

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

参考資料:プロトタイプⅡ(RC+CLT 袖壁)実験報告

内容

1.	はじめに	4
1.1.	研究背景	4
1.2.	研究対象	4
1.3.	参考文献	5
2.	部材実験	6
2.1.	設計の考え方	6
2.2.	試験体の概要	8
2.2.1.	試験体の形状	8
2.2.2.	CLT 袖壁のラミナの配置	10
2.3.	施工実験	12
2.3.1.	全体の工程について	12
2.3.2.	作業の詳細について	13
2.3.3.	ボルトの締め付け	22
2.4.	材料試験	24
2.4.1.	コンクリート	24
2.4.2.	鋼材	25
2.4.3.	CLT パネル	27
2.4.4.	エポキシ樹脂	31
2.5.	加力実験	32
2.5.1.	載荷方法	32
2.5.2.	計測方法	33
2.5.3.	損傷状況	48
2.5.4.	荷重変形関係	60
2.5.5.	補強効果の検証 (RC 柱の終局強度計算値との比較)	63
2.5.6.	変形成分	64
2.5.7.	各部位のひずみの推移	69
2.5.8.	各部材に作用する軸力、せん断力の推定	75
2.5.9.	等価粘性減衰定数の推移	82
2.6.	骨組解析	84
2.6.1.	はじめに	84
2.6.2.	部材のモデル化	90
2.6.3.	解析結果	100
2.7.	実験結果及び解析結果を踏まえた試験体の設計	133
2.7.1.	材料強度	133
2.7.2.	RC 柱の設計 (共通)	135
2.7.3.	RC 柱の設計 (パンチングシア破壊)	137
2.7.4.	CLT 袖壁の設計	139
2.7.5.	接合部の設計 (試験体 AS、AD)	141
2.7.6.	接合部の設計 (試験体 BS、BD)	153
2.8.	まとめ	158
2.9.	謝辞	161
2.10.	参考文献	161
3.	架構実験	163
3.1.	設計の考え方	163
3.2.	試験体の概要	165
3.2.1.	試験体の形状	165
3.2.2.	CLT 袖壁のラミナの配置	180
3.3.	施工実験	182
3.3.1.	CLT 袖壁の製作及び接合金物の設置	182

3.3.2.	全体の工程について	182
3.3.3.	作業の詳細について	183
3.3.4.	ボルトの締め付け	188
3.4.	材料試験	190
3.4.1.	コンクリート	190
3.4.2.	モルタル	192
3.4.3.	鋼材	193
3.4.4.	CLT パネル	195
3.4.5.	ドリフトピン面圧試験	204
3.5.	鋼板挿入ドリフトピン接合部の剛性と耐力の評価	215
3.6.	加力実験	223
3.6.1.	載荷方法	223
3.6.2.	計測計画	223
3.6.3.	損傷状況	245
3.6.4.	荷重変形関係と補強効果の比較	274
3.6.5.	柱はりの主筋、せん断補強筋、アンカーボルト、寸切りボルトの降伏状況	277
3.6.6.	変形成分	281
3.6.7.	各部位のひずみの推移	298
3.6.8.	各部材に作用する軸力、せん断力の推定	305
3.6.9.	等価粘性減衰定数の推移	313
3.7.	骨組解析	315
3.7.1.	はじめに	315
3.7.2.	架構のモデル化	321
3.7.3.	解析結果	335
3.8.	実験結果及び解析結果を踏まえた試験体の設計	378
3.8.1.	材料強度	378
3.8.2.	RC 柱の設計 (共通)	380
3.8.3.	RC 柱の設計 (パンチングシア破壊)	382
3.8.4.	RC はりの設計	385
3.8.5.	RC 柱はり接合部の設計	389
3.8.6.	CLT 袖壁の設計	390
3.8.7.	接合部の設計 (試験体 A)	393
3.8.8.	接合部の設計 (試験体 B)	407
3.9.	架構試験体の 1 階袖壁を省略した骨組解析	413
3.9.1.	はじめに	413
3.9.2.	解析結果	418
3.10.	まとめ	444
3.11.	謝辞	449
3.12.	参考文献	449
4.	付録	451
4.1.	評価式に用いた記号の一覧	451

1. はじめに

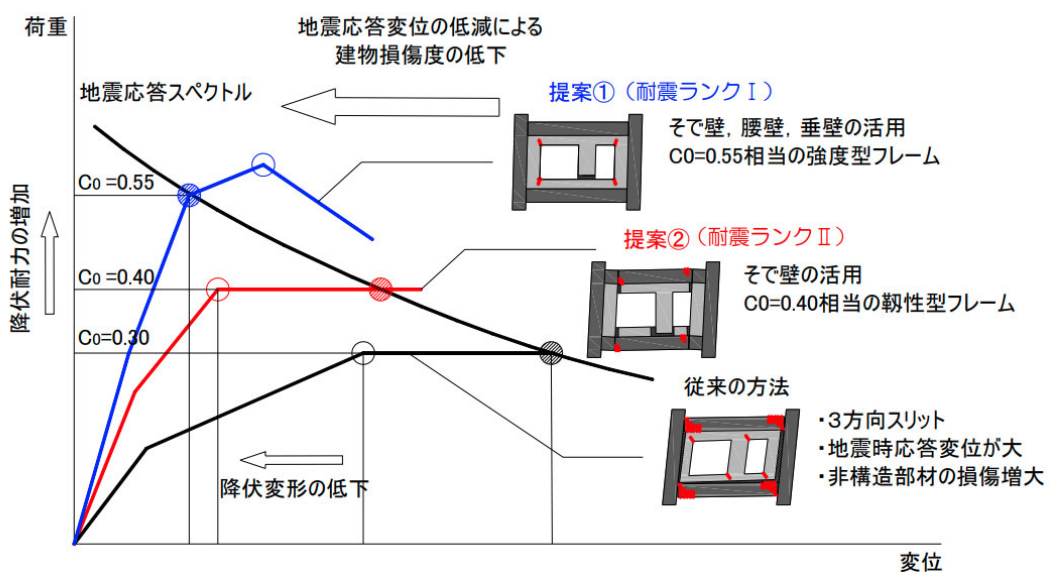
1.1. 研究背景

国土交通省では、木材の利用の促進や使用ニーズに対応するため、直交集成材（CLT）パネル工法に関する設計基準告示の制定や、木質材料をあらゆる使用できる防耐火設計法の告示改正を進めてきた。一方で、木材の需要拡大に繋がり、社会からの要望も大きい中高層木造建築物に関しては、主要構造部を耐火構造とする必要があるなどの制約がある。国土技術政策総合研究所では、プロジェクト研究「新しい木質材料を活用した混構造建築物の設計・施工技術の開発」（以下、木質混構造総プロと称す）において、鉄筋コンクリート（RC）造等の他の構造形式を組み合わせた混構造とすることで、木質材料を使用した中高層建築物を実現するための検討を行った。

本報告書では、木質混構造総プロで提案されたプロトタイプ（設計例）のうち、RC ラーメンと CLT 袖壁を組み合わせた構造形式（タイプⅡ）を対象とした構造設計法の提案を目的とした部材実験および架構実験に関する検討内容を報告する。

1.2. 研究対象

本報告書では、全体崩壊形を形成する RC ラーメンを対象に、同架構に CLT 袖壁を挿入する際の構造設計の考え方を示している。RC と木質材料を組み合わせた混構造建築物に関する研究事例や設計実績が現状では少なく、構造設計の考え方が十分に整理されていないことを踏まえ、最低限必要な耐震性能（例えば、保有水平耐力計算では、 $D_s=0.3$ 相当の保有水平耐力）は RC ラーメンのみで確保し、CLT 袖壁を追加の耐震要素として付与する場合の考え方を示すこととする。なお、柱やはりに取り付く壁部材を耐震要素として活用し、建築物の剛性や耐力を高める考え方としては、国土技術政策総合研究所が過去に実施した災害拠点総合プロジェクト^[1-1]における考え方が参考になる。図 1-1 に示すように、災害拠点総合プロジェクトでは、過大な入力に対する安全性として、極希地震と比較して 1.25 倍や 1.5 倍のエネルギー吸収能を確保することを目的として、現行の保有水平耐力計算を満足する柱はりのフレームに、袖壁・腰壁・垂れ壁を活用して保有水平耐力を大幅に向上させ、それによって応答変形を減らし被災度を低減させる工法を提案している。



本報告書では、CLT 部材の剛性が RC 部材と比較して小さく、CLT 部材に応力負担をさせるためには、架構の水平変形がある程度必要となること、また、CLT の袖壁、腰壁、垂れ壁を組み合わせる場合、モデル化等が煩雑となり、破壊形式や負担応力の推定が困難となる可能性があることから、同構法の耐震ランク II ($C_0=0.40$ 時の最大層間変形角が $1/200$ 以下) に木質混構造に適用することを目標とし、RC 造ラーメンに CLT 袖壁を挿入する架構形式を対象とした。2 章では RC 柱の両側に CLT 袖壁を取り付けた部材実験について、3 章では 2 層 1 スパンの RC ラーメンの内側に CLT 袖壁を取り付けた架構実験について得られた知見を整理している。

なお、袖壁を RC から CLT に変更した場合に、想定される利点と欠点の一例は以下の通りである。

(利点)

- CLT 袖壁は RC 袖壁と比較して軽量であり、地震時の慣性力が低減できる。
- RC 袖壁の場合、コンクリートの剥落、圧壊が比較的小さい変形で発生するのに対し、CLT 袖壁は大変形時まで損傷が目立ちにくく、比較的ねばりのある挙動を示す。
- 将来の用途変更や地震等で損傷を受けた場合に、CLT 袖壁は取り換えが容易に行える。

(欠点)

- RC 袖壁と比較して CLT 袖壁は剛性が低く、接合部分においてめり込み等が生じるため、水平耐力を発揮するために大きな変形が必要となる。
- CLT 袖壁は大変形時まで弾性的な挙動を示すため、アンカーボルト等のエネルギー消費要素の有無にもよるが、RC 袖壁と比較して、減衰が小さくなる可能性がある。
- RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部、RC はり、基礎はり-CLT 袖壁間の水平接合部に関する設計、施工時の配慮が必要となる。

1.3. 参考文献

[1-1] 国土技術政策総合研究所：災害拠点建築物の設計ガイドライン（案）、

<http://www.nilim.go.jp/lab/hbg/saigai/saigaikyotenn.htm>、2017.3

2. 部材実験

2.1. 設計の考え方

RC ラーメンに CLT 袖壁を挿入した場合、「RC はりのヒンジ形成位置を RC 柱フェイスから CLT 袖壁フェイスに移動させるヒンジリロケーション効果」と「CLT 袖壁が取り付くことによる RC 柱の補強効果」の二つが想定される。このうち、後者に関する検証や、CLT 袖壁の RC ラーメンへの取り付け方法の確認を目的とした部材実験を実施した。

RC 骨組と CLT 袖壁を接合する場合、水平接合面、鉛直接合面をできるだけ剛強に接合し、接合部分に大きな変形の発生を許容せず、早期の耐力発現を目指す方法（A タイプ）と、施工性や可変性に配慮して、水平接合面、鉛直接合面の接合をできるだけ簡素化する方法（B タイプ）の二通りが考えられる。また、RC ラーメン内での RC 柱の応力状態としては、RC ラーメンが全体崩壊形を形成するものと仮定すると、1 階柱脚のように片持ちに近い曲げモーメント分布となる場合と、中間階のように逆対称に近い曲げモーメント分布となる場合が想定される。

表 2-1 に応力状態ごとに分類した各接合方法の利点と欠点をまとめて示す。A タイプでは、剛性が向上し、早期に最大耐力を発揮できる点が利点であるが、接合部への入力せん断力が大きくなるため、特に鉛直接合部の設計が厳しくなり、接合部の寸法や重量が大きくなることが想定される。また、B タイプでは、鉛直接合部の設計が必要なく、1 階柱のように、片持ち柱形式の曲げモーメント分布（Single curvature、以後 S モードと称す）が作用する場合には、CLT 袖壁に軸方向の変形が強制されるため、一体型と同等の最大耐力を発揮することが期待されるが、中間階の柱のように、逆対称の曲げモーメント分布（Double curvature、以後 D モードと称す）が作用する場合には、RC 柱の変形に追随できず、剛性や耐力が大幅に低下することが懸念される。

これらの利点と欠点を踏まえ、今回の部材実験では、A タイプと B タイプのそれぞれの実現の可能性を図ることとし、A タイプでは逆対称形式と片持ち柱形式の試験体 AD、AS、B タイプでは片持ち柱形式の試験体 BS の 3 体の実験を実施することとした。なお、B タイプの逆対称形式の BD に関しては実験を実施しない。これは、部材実験では、RC 柱と CLT 袖壁が独立した部材として挙動するため、同時に実験を実施するメリットが小さいと判断したためである。実際の架構の中間階では、部材実験とは異なり、RC 柱ではなく RC はりに塑性ヒンジが形成されるように各部材の設計を行うため、柱の曲げモーメント分布が逆対称となる場合でも、RC はりの変形により、CLT 袖壁に応力がある程度は伝達されるものと考えられる。なお、後述する骨組解析では、実験を行っていない BD を含めた検討を実施している。

表 2-1 RC 柱に関する一体型と分離型のメリットとデメリット

タイプ		Aタイプ	Bタイプ
部材実験で逆対称形式の載荷を行うケース (Dモード)	メリット	一体で挙動することで、CLT袖壁が十分な曲げ圧縮合力を負担することが可能となり、早期に曲げ耐力を実現することができる。	CLT袖壁とRC柱を独立した部材として取り扱うため、鉛直接合部の設計を行う必要がない。
	デメリット	柱脚、柱頭において、曲げ耐力を発揮させるために、鉛直接合部に十分な耐力を付与する必要がある。	CLT袖壁の負担応力が小さく、補強効果が小さくなる可能性がある。
部材実験で片持ち柱形式の載荷を行うケース (Sモード)	メリット	柱頭の回転に加えて、RC柱の曲げ変形に伴った圧縮変形の強制が見込めるため、早期に曲げ耐力を実現することができる。	柱頭の回転により、圧縮変形が強制されるため、一体型と遜色のない曲げ耐力の発揮が期待できる。
	デメリット	逆対称形式の場合ほどではないが、鉛直接合部に十分な耐力を付与する必要がある。	一体型と比較すると、水平剛性がやや劣る。

試験体 AD、AS は、試験体の周囲に金物を設け、RC 柱と CLT 袖壁の水平、鉛直方向のずれを防止し、両者が一体となって挙動するように設計する。試験体 AD では、鉛直接合部の入力せん断力が大きい状態を想定しており、鉛直接合部にも相応の応力負担を要求する試験体であり、破壊形式としては CLT 袖壁のせん断破壊や鉛直接合部のせん断破壊が推定されるため、鉛直接合部の破壊に起因する耐力評価に必要な情報を得ることができるものと考えられる。一方、試験体 AS では、試験体 AD と比較すると、鉛直接合部の入力せん断力が軽減されるため、RC 柱と CLT 袖壁が一体となった場合の挙動を確認することができるものと考えられるが、鉛直接合部や水平接合部にずれ等が生じないか、確認する必要がある。

試験体 BS は、鉛直接合部に金物を設けず、RC 柱と CLT 袖壁の鉛直接合部のずれを許容し、両者が独立に挙動することを意図した試験体である。なお、本来は試験体 AD、AS と同じ壁厚 (90mm) で実験を行うことが望ましいが、試験体 BS では CLT 袖壁から鋼製の滑り止めへの応力伝達を CLT 袖壁の材軸直交方向の支圧によって行うことになるため、材軸直交方向のラミナにもある程度の断面が必要となる。そこで、壁厚を 120mm とし、材軸直交方向の応力伝達を可能とするとともに、試験体 AS と同程度の曲げ耐力となるように調整を行った。今回の実験では試験体数に制約があるため、片持ち柱形式 (S モード) で実験を行うこととした。接合部の耐力が、試験体の剛性や耐力に及ぼす影響を検証するのであれば、鉛直接合部に作用するせん断力がより大きい試験体 AD に揃える形で、試験体 BS ではなく、試験体 BD を計画した方が都合がよいが、試験体 BD では、今回実施する部材実験では実際の架構とは載荷条件が異なる (載荷はりが変形しない) ため、CLT 袖壁が耐震要素として十分に性能を発揮できず、CLT 袖壁の寄与を評価できない可能性がある (逆に RC はりが変形する架構実験では有効に機能する可能性がある) と考えられるため、実設計で活用可能なデータの収集を優先させ、試験体 BS を選択することとした。

表 2-2 実験変数

試験体名	載荷方法	CLT板厚	接合方法	
			水平	鉛直
AD	逆対称	90mm	・エポキシ樹脂充填 ・山形鋼、アンカーボルト	・エポキシ樹脂充填 ・山形鋼、寸切りボルト
AS	片持ち	90mm	・エポキシ樹脂充填 ・山形鋼、アンカーボルト	・エポキシ樹脂充填 ・山形鋼、寸切りボルト
BS	片持ち	120mm	・エポキシ樹脂充填 ・滑り止め、テンションロッド	・エポキシ樹脂充填

2.2. 試験体の概要

表 2-3 に実験試験体の概要の一覧を示す。上述したように、部材実験の試験体数は 3 体である。

表 2-3 実験試験体

試験体名	柱	袖壁	水平接合部			
			金物	RC-金物	金物-CLT	金物-金物
AS AD	450mm×450mm 主筋 16-D19 (SD345) $p_g=2.26\%$	90mm×645mm×1690mm (S60-3-3) 幅はぎ接着：なし 接着剤：水性高分子イソシアネート系	山形鋼 (SM490) 断面寸法：112mm×150mm 厚さ：12mm	アンカー ボルト 4-M16 (ABR490B)	エポキシ 樹脂 (E390TL)	接着用 ボルト 4-M16 (不明)
BS	帯筋 4-D10@100 (SD295A) $p_w=0.63\%$	120mm×645mm×1690mm (S60-3-4) 幅はぎ接着：なし 接着剤：水性高分子イソシアネート系	滑り止め (SM490)	PC鋼棒 2-23mm (C種1号)	滑り止め (SM490) による支圧	テンション ロッド 2-M16 (ABR490B)

試験体名	鉛直接合部				充填
	金物	RC-金物	金物-CLT	金物-金物	
AS AD	山形鋼 (SM490) 断面寸法：150mm×150mm 厚さ：12mm	ボルト 26-M16 (S45C)	エポキシ 樹脂 (E390TL)	接着用 ボルト 8-M16 (不明)	エポキシ 樹脂 (E207DS)
BS	なし				

2.2.1. 試験体の形状

図 2-1 に RC 柱の断面図を示す。試験体の縮尺は 2/3 で、補強対象となる柱の寸法は 450mm×450mm で、主筋は 16-D19、帯筋は加力方向に対して 4-D10@100 としている。

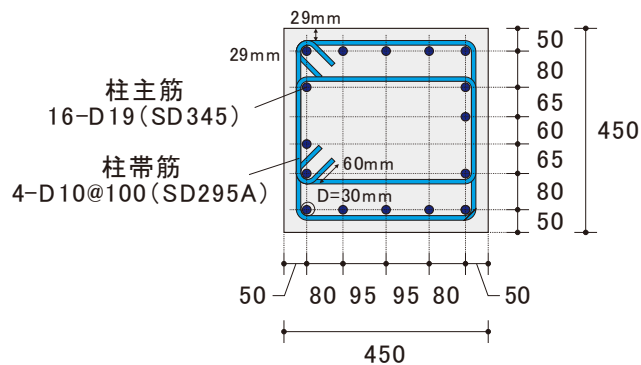


図 2-1 RC 柱の断面図 (単位:mm)

図 2-2、図 2-3 に試験体 AD、AS の側面図と平面図を示す。A タイプでは、RC ラーメンと CLT 袖壁の水平接合面、鉛直接合面を剛強に接合し、接合部分に大きな変形の発生を許容せず、早期の耐力発現を目指すこととする。接合部分における応力伝達は、アンカーボルトや寸切りボルト、水平接合材や鉛直接合材を用いて実現するものとするが、RC 柱と CLT 袖壁を一体で挙動させるために、鉛直接合部を剛強な設計としている。

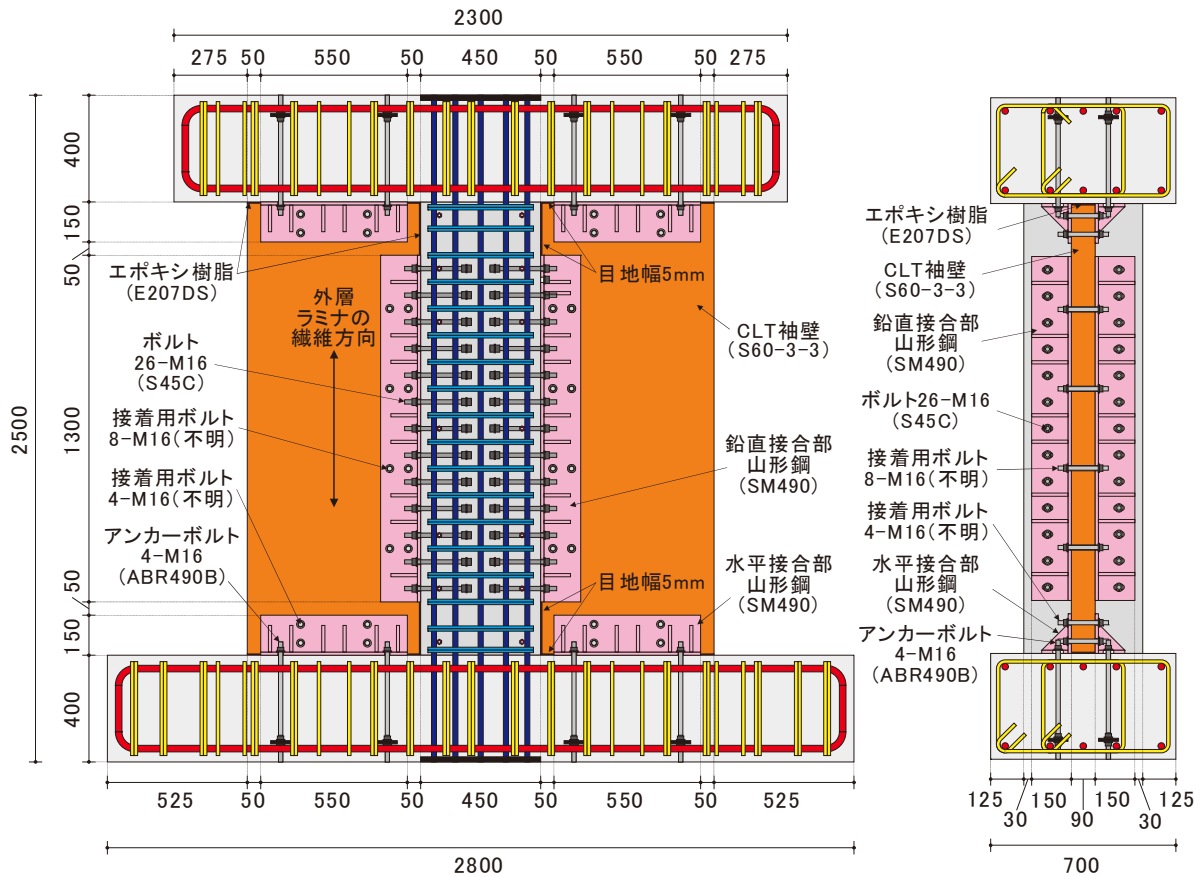


図 2-2 試験体 AD、AS の側面図

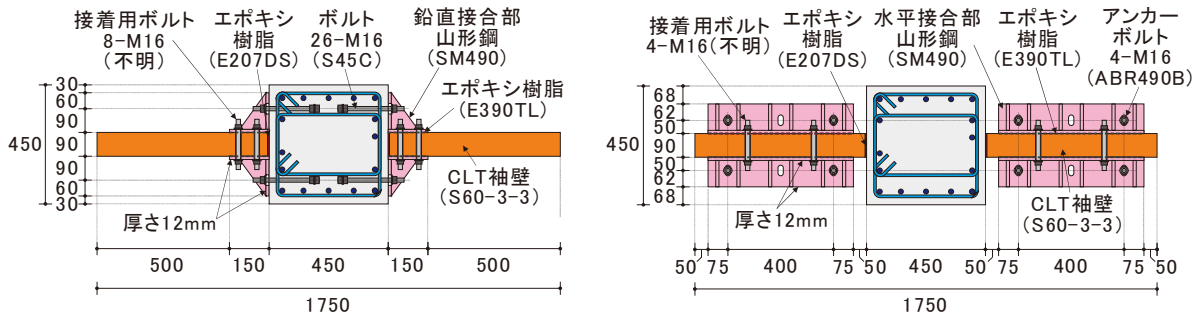


図 2-3 試験体 AD、AS の平面図

図 2-4、図 2-5 に試験体 BS の概要を示す。B タイプでは、RC ラーメンと CLT 袖壁の水平接合面、鉛直接合面の接合は、エポキシ樹脂の充填のみで行うものとし、特に鉛直接合面では、接着面が破壊した後の接合部分における応力伝達には期待せず、RC 柱と CLT 袖壁がある程度分離して挙動することを想定する。本検討では、CLT 袖壁と RC ラーメンを直接接合するような金物は設置しないが、CLT 袖壁の耐力や剛性への寄与分を増やすため、CLT 袖壁の端部に鋼製の滑り止めとテンションロッドを設置している。

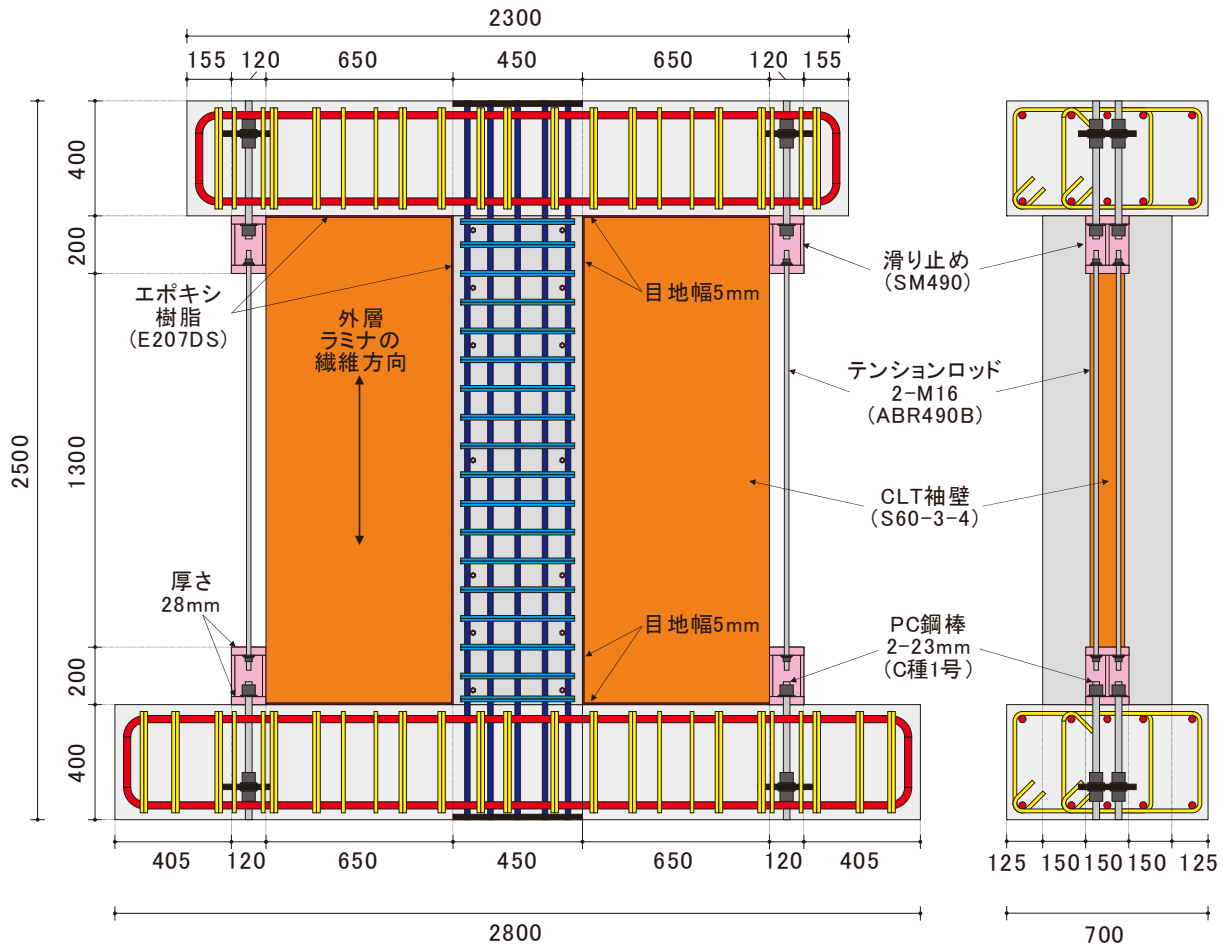


図 2-4 試験体 BS の側面図

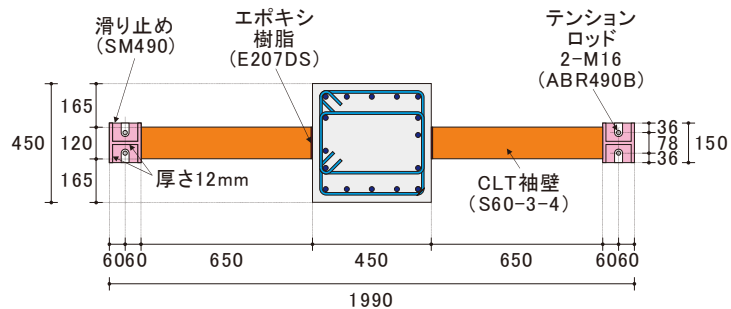


図 2-5 試験体 BS の平面図

2.2.2. CLT 袖壁のラミナの配置

図 2-6、図 2-7、図 2-8 に今回使用した CLT 袖壁におけるラミナの割り付け状況を示す。使用したラミナの幅は 122mm を基準としており、最外縁のラミナの幅方向の数は 6~7 枚、中間層のラミナのせい方向の数は 15 枚である。最外縁のラミナには、フィンガージョイントは設けておらず、縦継ぎは行っていない。幅はぎ（厚さ方向の接着）については、今回の実験では行わなかった。

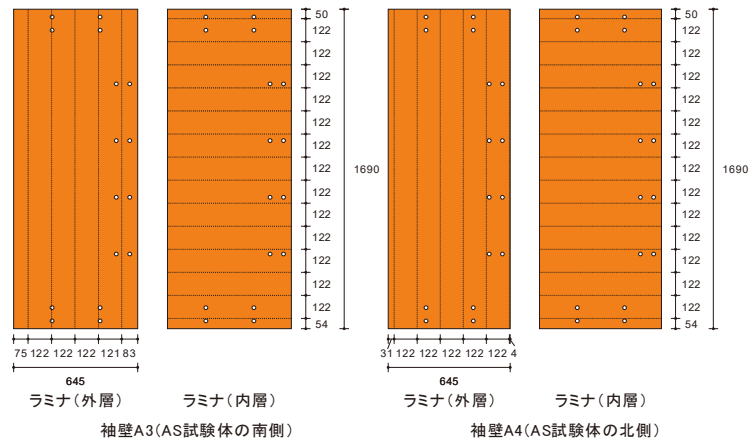


図 2-6 試験体 AS に使用した CLT 袖壁におけるラミナの割り付け (単位 : mm)

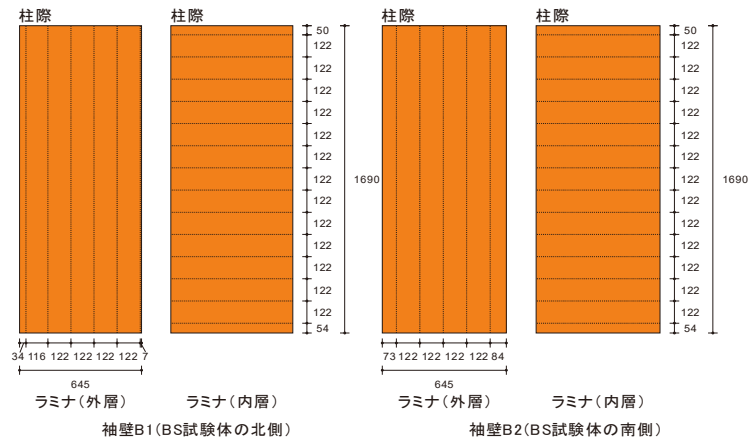


図 2-7 試験体 BS に使用した CLT 袖壁におけるラミナの割り付け (単位 : mm)

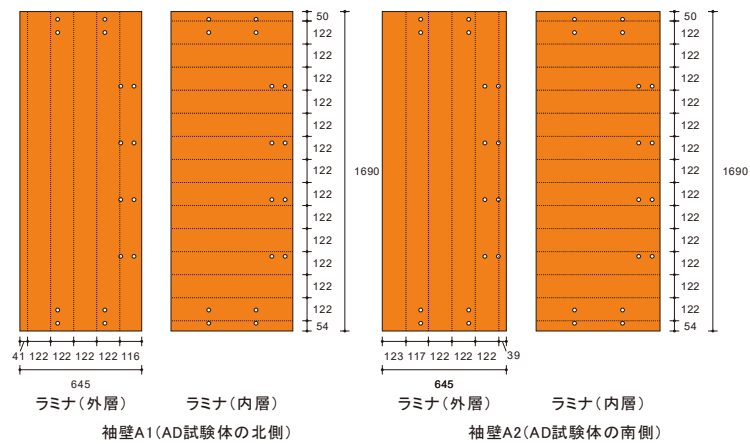


図 2-8 試験体 AD に使用した CLT 袖壁におけるラミナの割り付け (単位 : mm)

2.3. 施工実験

2.3.1. 全体の工程について

本実験では、実験試験体3体（AD、AS、BS）に対して計6枚のCLT袖壁の設置、実験試験体2体（AD、AS）に対して水平接合材を計16個、鉛直接合材を計8個の取り付けを行った。以下に作業の工程を示す。

表 2-4 作業工程（2018/5/17～5/22）

作業日	開始時間	終了時間	作業時間	作業人数	作業内容
5/17	8:30	10:00	1:30	1人	グラインダーを用いたRC試験体の目荒らし
	8:30	10:00	1:30	2人	型枠の切断、ゴムスポンジ、養生テープの貼り付け
	10:30	12:00	1:30	1人	型枠の切断、ゴムスポンジ、養生テープの貼り付け
	10:30	12:00	1:30	2人	RC試験体への墨出し（試験体の幅方向に傾斜があったため、作業に手戻りが生じた）
	13:00	15:00	2:00	3人	CLT袖壁への養生テープの貼り付け、接合材を用いた試験体の仮位置合わせ、RC試験体への養生テープの貼り付け
	15:30	18:30	3:00	3人	CLT袖壁の設置、片面側の型枠の設置
5/18	8:30	12:00	3:30	2人	もう片面と厚さ方向の型枠の設置、周辺のボルトの養生、上部の水平接合面の空気孔の設置
	13:00	15:00	2:00	2人	エポキシ充填用の取り付け口（水平接合面は3個、鉛直接合面は高さ300mmごと）の貼り付け、型枠周辺へのシール材の塗布
5/21	8:00	8:30	0:30	2人	試験体周辺の養生
	8:30	9:40	0:50	2人	試験体ADへのエポキシ樹脂の充填（一回目）
	10:30	12:00	1:30	2人	試験体ASへのエポキシ樹脂の充填（一回目）
	13:00	14:40	1:40	2人	試験体ASへのエポキシ樹脂の充填（一回目） 試験体BSへのエポキシ樹脂の充填（一回目）
5/22	8:15	10:15	2:00	2人	シール材、取り付け口、型枠の撤去、清掃
	10:45	12:45	2:00	2人	
	14:30	14:50	0:50	2人	型枠の取り付け（CLT袖壁側の木ねじのみ）
	14:50	16:00	1:10	2人	エポキシ充填用の取り付け口（水平接合面は3個、鉛直接合面は1個）の貼り付け、型枠周辺へのシール材の塗布

表 2-5 作業工程（2018/5/23～5/25）

作業日	開始時間	終了時間	作業時間	作業人数	作業内容
5/23	8:15	8:40	0:25	2人	二次充填の準備
	8:40	10:00	1:20	2人	試験体AD、ASへのエポキシ樹脂の充填（二回目）
	10:30	11:10	0:40	2人	
	11:10	12:20	1:10	2人	試験体BSへのエポキシ樹脂の充填（二回目）
5/24	8:15	9:00	0:45	2人	脱型
	9:00	11:00	2:00	2人	シール材、取り付け口、型枠の撤去、清掃
	11:00	12:00	1:00	2人	エアーがある箇所の補修
	13:00	14:00	1:00	1人	CLT袖壁の養生
13:00	14:40	1:40	1人		
5/25	8:30	9:20	0:50	2人	接合部固定用のボルト（M16）の準備
	9:20	11:30	1:20	2人	試験体ADへの水平、鉛直接合材の接着、仕上げ
	12:30	13:10	0:40	2人	
	13:10	15:15	2:05	2人	試験体ASへの水平、鉛直接合材の接着、仕上げ

2.3.2. 作業の詳細について

写真 2-1 に RC 試験体の目荒らし、墨出しの様子を示す。試験体の目荒らしは、CLT 袖壁と接触する面を対象にディスクグラインダーで行った。また、当初はデジタル水平機を用いて墨出しを行っていたが、作業中に試験体が傾いていることが分かったため、各部の寸法をスケールで計測し直した。

写真 2-2 に型枠の作成時の様子を示す。型枠は 20mm×50mm もしくは 25mm×50mm の断面の木材を用いて作成されており、エポキシ樹脂の漏れを防ぐため、両面テープでゴムスポンジが接着されている。さらに脱型時ののがれやすさを考え、ゴムスポンジの上に養生テープを貼り付けた状態で使用する。



写真 2-1 目荒らし、墨出し



写真 2-2 型枠の表面処理(ゴムスポンジ(漏れ止め)+養生テープ(脱型のしやすさ))

写真 2-3 に CLT 袖壁の位置決めの様子を示す。墨出しに合わせてテープで試験体を養生した上で、CLT 袖壁を横から試験体に挿入した。試験体の脚部と側面の目地幅は、直径 5mm の丸鋼を挟み込むことで確保した。一方、試験体の頂部については、目地幅の調整は行っていないので、目地幅にはばらつきがあるものと考えられる。型枠を用いて試験体の位置を固定した後、丸鋼は取り除いた。

写真 2-4 に RC 柱への型枠の固定、CLT 袖壁の型枠への固定の様子を示す。型枠は RC 柱や上下のスタブにコンクリートねじを用いて固定した。また、CLT 袖壁は固定した型枠に木ねじで固定した。

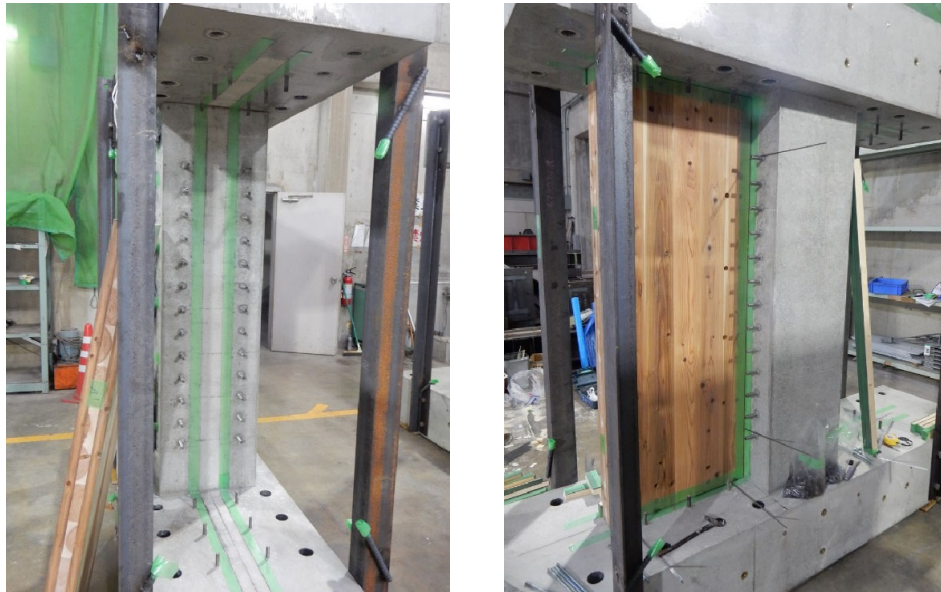


写真 2-3 CLT 袖壁の位置決め



写真 2-4 RC 柱への型枠の固定、CLT 袖壁の型枠への固定

写真 2-5 に CLT 袖壁の周辺に型枠を設置した後の様子を示す。本実験では、鉛直接合部の充填は一度に行わず、一回目の充填では脚部から 1500mm 程度の高さまでの充填とし、型枠もそれに合った高さとしている。

写真 2-6 に型枠の周辺にエポキシ樹脂の注入口を接着し、目地材としてカートリッジタイプのはくりシールで隙間を埋めた状態を示す。注入口は水平接合部では各袖壁につき 3 箇所、鉛直接合部では 300mm 間隔で設置した。なお、注入口はパネルの片面のみに設置しており、反対側には設置されていない。



写真 2-5 型枠設置終了後の様子



写真 2-6 エポキシ樹脂の注入口と目地材の設置

写真 2-7 に 1 回目のエポキシ樹脂の充填時の様子を示す。使用したエポキシ樹脂は、E207DS（コニシ株式会社製）である。袖壁端に最も近い注入口からエポキシ樹脂の充填を始め、隣接する注入口にエポキシ樹脂が到達したのを確認した後は、その注入口からエポキシ樹脂の充填を継続した。エポキシの充填は要量 50ml の注射器を用いて行った。なお、一回目の充填では、鉛直接合部に取り付けた目地の一番上側が解放されているため、大きな圧力を掛け過ぎると、エポキシ樹脂が上から流れ出す可能性がある。そこで、1 回目の充填では、圧力が大きくなり過ぎないように輪ゴムを用いた圧力の調整は行わなかった。また、目地材の隙間からエポキシ樹脂の漏れが確認された場合には、市販の粘土や止水セメントを用いて漏れ止めを行った。

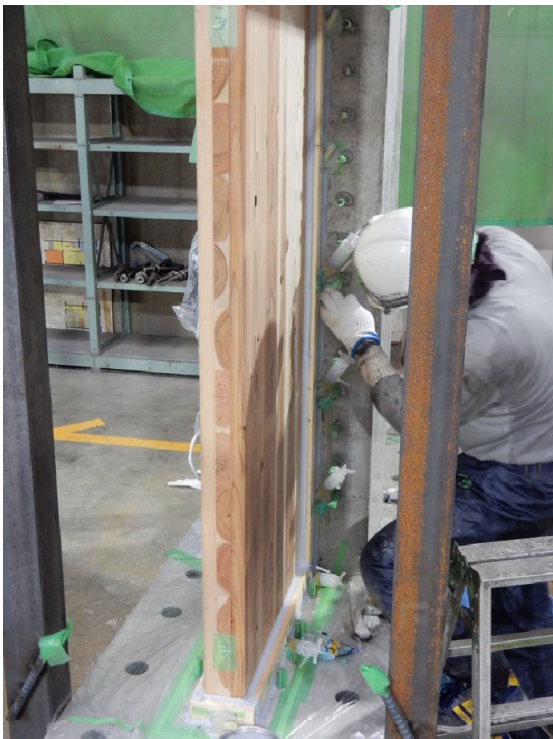


写真 2-7 1 回目のエポキシ樹脂の充填時の様子

写真 2-8 に 1 回目のエポキシ樹脂充填後の脱型時の様子を示す。RC 部分や CLT 袖壁に粘着している目地材があるため、型枠の撤去、清掃には半日程掛かった。写真 2-9 に 2 回目のエポキシ充填のための型枠、目地材の設置、試験体の養生の様子について示す。

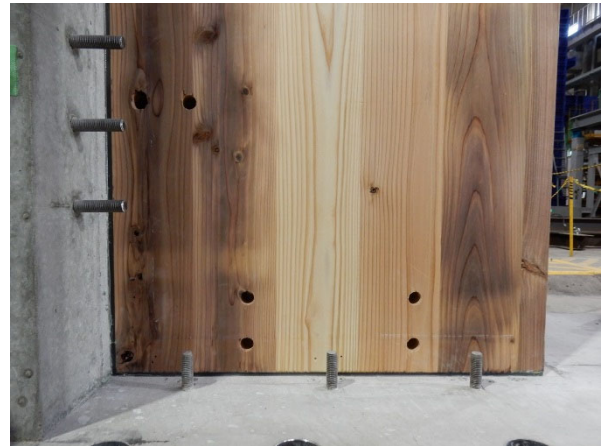


写真 2-8 1 回目のエポキシ樹脂充填後の脱型時の様子

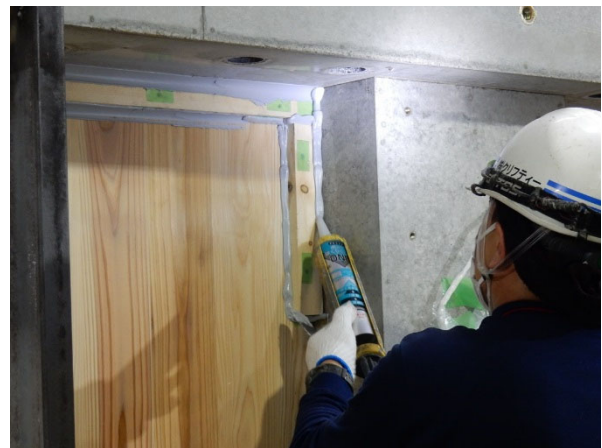


写真 2-9 2 回目のエポキシ樹脂充填のための型枠、目地材の設置、試験体の養生

写真 2-10 に 2 回目のエポキシ樹脂の充填時の様子を示す。エポキシ樹脂は、鉛直接合部の一番下側の注入口から充填し、隣接する注入口まで樹脂が到達したことを確認した上で、隣の注入口に移動し、充填を続けた。なお、袖壁端には空気穴が設けられており、空気穴にエポキシ樹脂が到達するまで充填作業を続けたが、一部の空気穴では型枠の内側に貼り付けたゴムスポンジが逆止弁のような働きをしたため、エポキシ樹脂の到達を十分に確認できない箇所があった。1 回目の充填時とは異なり、2 回目の充填では、注入器に輪ゴムを掛け、圧力により、エポキシ樹脂が十分内部に万遍なく充填されるようにしたが、圧力を大きくしたことで、注入口付近からエポキシ樹脂が漏れ出す箇所もあった。



写真 2-10 2 回目のエポキシ樹脂の充填時の様子

なお、写真 2-11 に示すように、1、2 回目のいずれの充填でも、エポキシ樹脂の材料特性を把握するための試験片（圧縮、引張、引張せん断）の作成を行っている。

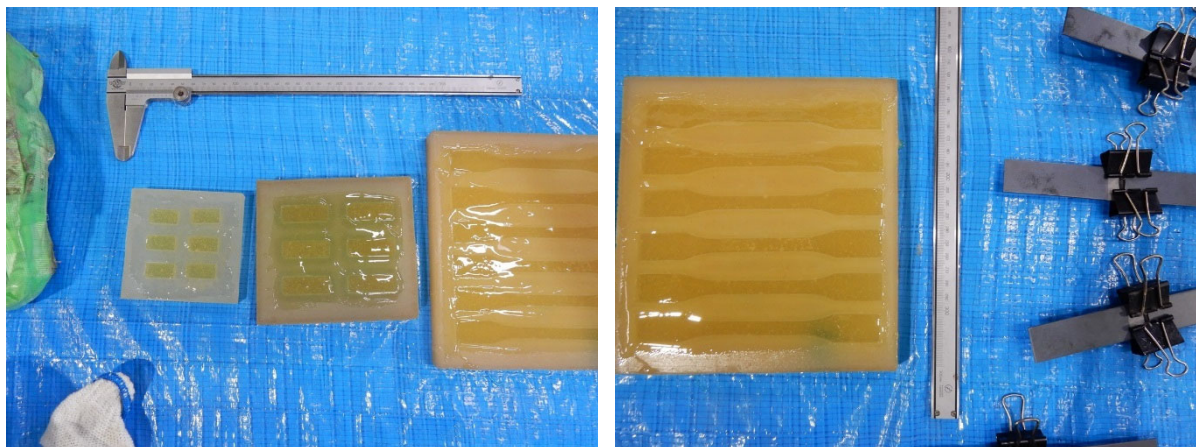


写真 2-11 試験片の作成

写真 2-12 に 2 回目のエポキシ樹脂充填後の脱型時の様子を示す。一部の鉛直、水平目地部では、気泡が残留していたため、こてを使ってエポキシ樹脂の充填作業を行っている。



写真 2-12 2 回目のエポキシ樹脂充填後の脱型時の様子

写真 2-13 に水平接合材の接着時の様子を、写真 2-14 に鉛直接合材の接着時の様子を示す。接着剤には、E390TL（コニシ株式会社製）を用いた。いずれの接合材に関しても、CLT 袖壁の表面に数 mm の厚さで接着剤を塗り付けた後、CLT 袖壁を挟み込むように、対になる 2 個の接合材を上下のスタブに埋め込まれたアンカーボルトもしくは柱側面に埋め込まれた寸切りボルトで仮止めした。その後、CLT 袖壁内に設けた直径 20mm の孔に接着用の M16 のボルトを通して、軽くナットを締め、仮止めしたアンカーボルトや寸切りボルトのナットを緩めた状態で、CLT 袖壁内を貫通する接着用の M16 ボルトの両側のナットを締め込み、接着面に接着剤を行き渡らせた。締め付けは、電動ドリルできつく締め付け過ぎないように行った。



写真 2-13 水平接合部の接着時の様子



写真 2-14 鉛直接合材の接着時の様子

なお、写真 2-15 に示すように、エポキシ樹脂 E390TL に関しても、材料特性を把握するための試験片（圧縮、引張、引張せん断）の作成を行っている。また、作業終了後の試験体の様子を写真 2-16 に示す。



写真 2-15 試験片の作成



写真 2-16 施工終了時の試験体の様子

2.3.3. ボルトの締め付け

試験体 AS、AD では、長期軸力の入力前に、水平接合材、鉛直接合材の固定に用いているアンカーボルト（上下スタブに埋め込み、M16、ABR490B）と寸切りボルト（RC 柱内に埋め込み、M16、S45C）の締め付けを行い、初期トルクを導入した。なお、水平接合材、鉛直接合材のエポキシ樹脂による接着時にも、これらのボルトの締め付けは行っているが、トルクの管理が十分でなかったため、エポキシ樹脂の硬化後に初期トルクの調整を行っている。

初期トルクの大きさは、アンカーボルトの一次締め付けトルクである 60Nm を参考とした。なお、鉛直接合材に関しては、寸切りボルトとして S45C を用いており、より大きなトルクで締め付けを行った方がずれの防止には有効であるが、締め付け時に CLT 袖壁と接合材の接着面付近から異音が出たため、それ以上の締め付けを行わなかった。今回の実験では、RC 柱と鉛直接合材の間にモルタル等の充填を行わなかったため、両者の間に隙間が生じ、接着面に負担が掛かったものと考えられる。

表 2-6、表 2-7 に、試験体 AS、AD の長期荷重入力前のアンカーボルトの初期ひずみを示す。初期ひずみ、CLT 袖壁の施工前と施工後のひずみの計測値から算定した。CLT 袖壁のトルクの最終的な調整は、水平接合材、鉛直接合材の取り付け後、接着剤が硬化した後に行った。そのため、一部のアンカーボルトに関しては、エポキシ樹脂が付着しており、トルクとひずみの大きさが必ずしも対応していないが、全体の平均としては、締め付けにより、 300μ 程度の初期ひずみが生じていた。本実験では、一次締め付け後の本締めを行っていないため、初期ひずみの値はテンションロッドの降伏ひずみ 1776μ の 17%程度の値に留まっている。トルクの大きさを調整することにより、CLT 袖壁端部の離間耐力の大きさと、アンカーボルトが引張降伏する時の層間変形角が変動するものと考えられるが、どの程度の初期ひずみを与えるのが妥当かは今後の検証が必要である。

なお、水平接合材、鉛直接合材の接着時には、接着剤が万遍なく広がるように、M16 の寸切りボルト（鋼種不明）を用いて、CLT 袖壁の幅方向の締め付けを行った。本来であれば、せん断伝達に寄与するボルトは取り除き、接着面の応力伝達のみを期待して加力実験を行うべきであったが、鉛直接合面の締め付けに用いたボルトを緩めようとしたところ、CLT 袖壁と鉛直接合材の接着面から異音が生

たため、そのままの状態に加力実験を行うこととした。また、水平接合面に関しても、その後の検討により、CLT 袖壁に作用する繊維直交方向の引張力により、CLT 袖壁と水平接合材の接着面近傍での破壊が生じる恐れがあることが分かったため、寸切りボルトを取り付けたまま加力実験を実施した。

表 2-6 試験体 AS の長期荷重入力前のアンカーボルトの初期ひずみ

部位	ゲージの名前	初期ひずみ (μ)	平均値 (μ)
北側袖壁・脚部	SABNN	538	550
	SABNS	562	
南側袖壁・脚部	SABSN	321	394
	SABSS	467	
北側袖壁・頂部	SATNN	100	132
	SATNS	164	
南側袖壁・頂部	SATSN	292	182
	SATSS	72	

表 2-7 試験体 AD の長期荷重入力前のアンカーボルトの初期ひずみ

部位	ゲージの名前	初期ひずみ (μ)	平均値 (μ)
北側袖壁・脚部	SABNN	296	255
	SABNS	214	
南側袖壁・脚部	SABSN	268	356
	SABSS	444	
北側袖壁・頂部	SATNN	122	248
	SATNS	374	
南側袖壁・頂部	SATSN	138	319
	SATSS	500	

一方、試験体 BS に関しては、長期荷重の入力の直前に、テンションロッド (M16、ABR490B) の締め込みを行った。初期トルクの大きさは、アンカーボルトの一次締め付けトルクである 60Nm を参考とした。締め付け後の初期ひずみの大きさは 300 μ 程度であり、試験体 AS、AD とほぼ同等の値を示したが、その後の長期荷重を入力すると、初期ひずみが減少し、水平加力直前のひずみの大きさは、100 μ 程度となった。

表 2-8 試験体 BS の長期荷重入力前のテンションロッドの初期ひずみ

部位	ゲージの名前	初期ひずみ (μ)	平均値 (μ)
北側袖壁	TN	298	299
	TN2	301	
南側袖壁	TS	306	305
	TS2	305	

2.4. 材料試験

2.4.1. コンクリート

表 2-9 にコンクリートの圧縮、割裂試験の結果を、図 2-9、図 2-10 に圧縮試験におけるコンクリートの応力-ひずみ関係を示す。試験区間のコンクリートの圧縮強度の平均値は 29.2~29.8N/mm² であり、試験体ごとの相違は殆ど見られない。

表 2-9 コンクリートの試験結果

試験体名		割線剛性 (kN/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	割裂強度 (N/mm ²)	材齢 (日)
AS	下スタブ	23.2	30.3	2.4	126
	試験区間、上スタブ	23.3	29.7	2.5	119
BS	下スタブ	22.7	30.1	2.5	138
	試験区間、上スタブ	23.0	29.2	2.4	131
AD	下スタブ	22.0	30.4	2.4	150
	試験区間、上スタブ	21.4	29.8	2.4	143

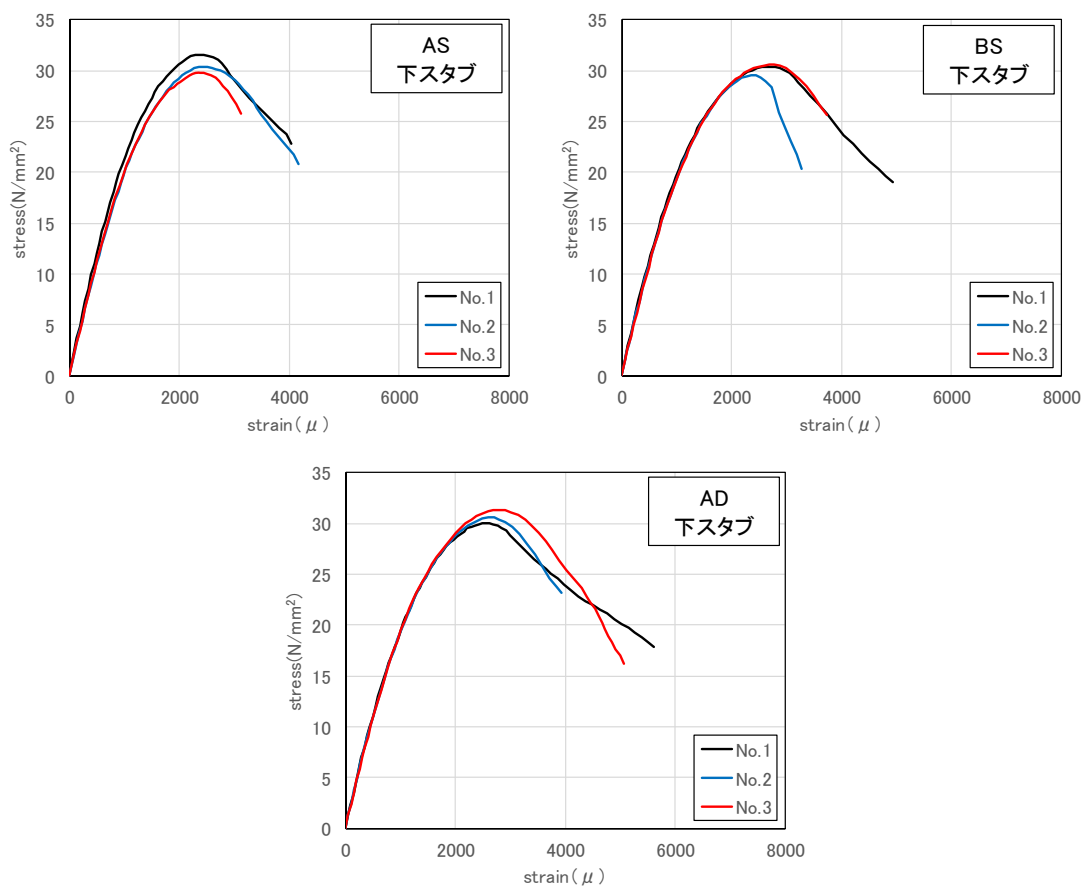


図 2-9 コンクリートの応力-ひずみ関係 (下スタブ)

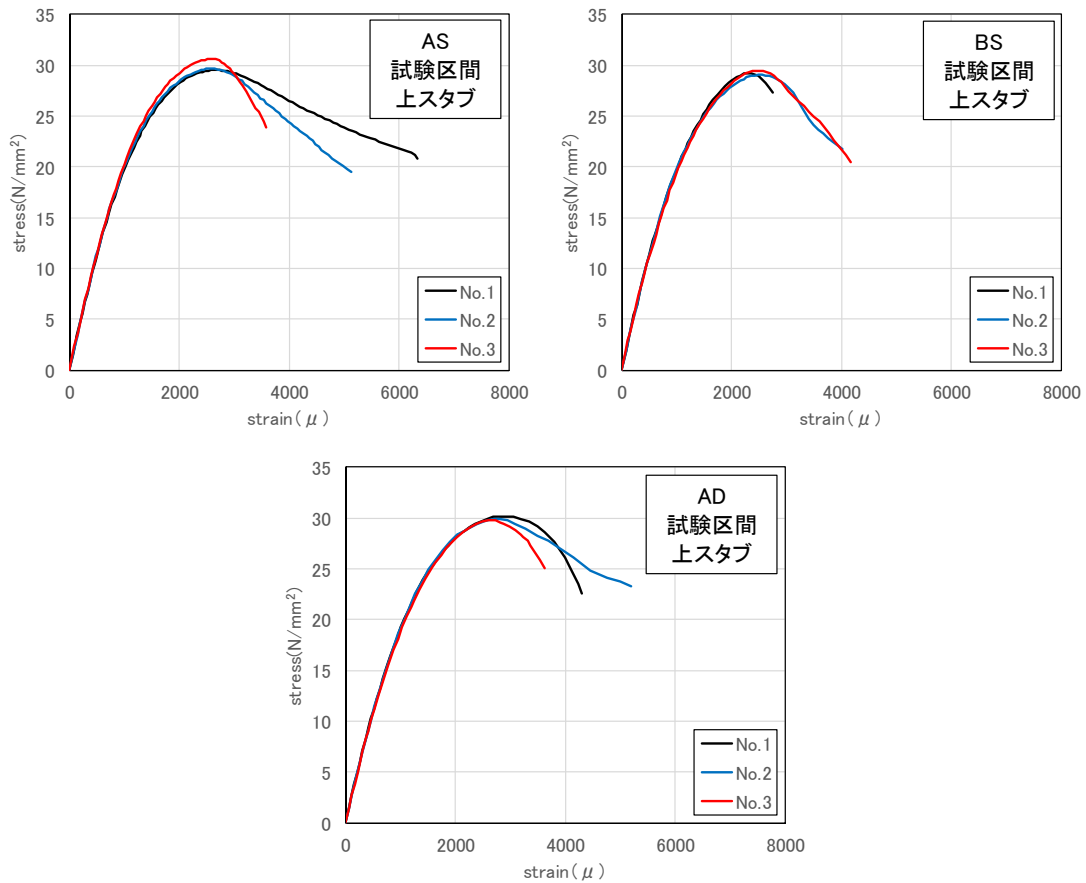


図 2-10 コンクリートの応力-ひずみ関係（試験区間、上スタブ）

2.4.2. 鋼材

表 2-10 に鋼材の引張試験の結果を、図 2-11 に引張試験における鋼材の応力-ひずみ関係を示す。CLT 袖壁と山形鋼の接着の際に用いた締め付け用の M16 のボルトに関しては、当初、ボルトを取り外した状態で載荷を行うことを想定していたため、規格品を用いていない。

表 2-10 鉄筋、アンカーボルト、テンションロッドの試験結果

	試験体名	部位	材種	ヤング係数 (kN/mm ²)	降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	降伏ひずみ (μ)
D10	共通	柱帯筋	SD295A	181	363	504	1999
D13		スタブせん断補強筋	SD295A	181	390	486	2155
D19		柱主筋	SD345	182	383	583	2107
D25		スタブ主筋	SD345	179	377	568	2106
M16	AD, AS	アンカーボルト (水平接合部)	ABR490B	189	336	546	1776
	BS	テンションロッド					
	AD, AS	ボルト (鉛直接合部)	S45C	183	540*	783	2958
	AD, AS	接合材締め付け	不明	183	448*	545	2452

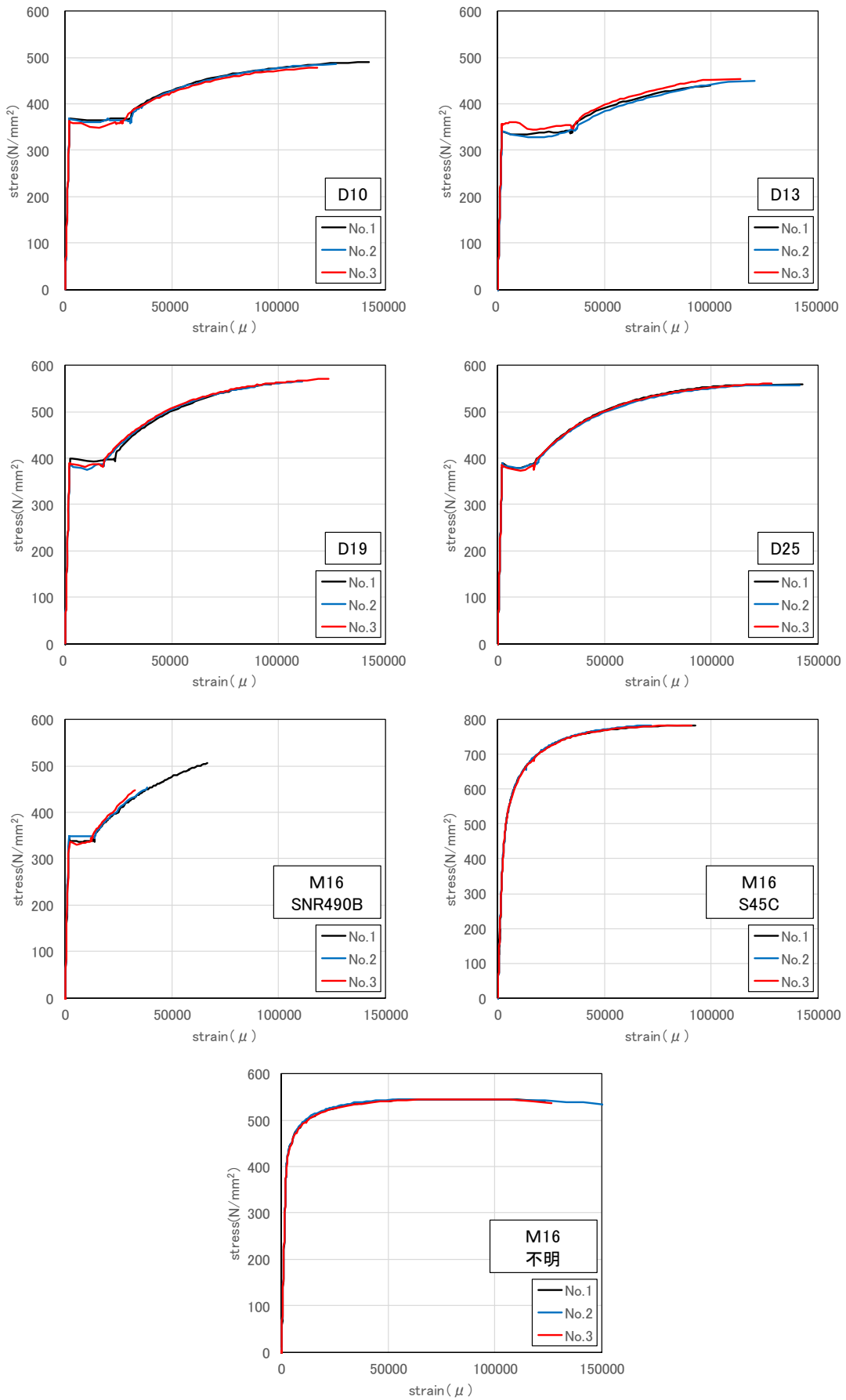


図 2-11 鉄筋、アンカーボルト、テンションロッドの応力-ひずみ関係

2.4.3. CLT パネル

2.4.3.1. 圧縮試験

構造用木材の強度試験マニュアル^[2-1]を参考に、試験体の形状を決定した。試験体の全長は断面の短辺長さの6倍としている。計測に関しては、相対する2材面の軸ひずみを計測した。計測長が短い場合は、ひずみの評価が局所的となる可能性があるため、ここでは短辺長さの4倍（3層3プライ：360mm、3層4プライ：480mm）を計測長とした変位計による計測値を行った。

表 2-11 CLT の試験結果（変位計による計測値を使用）

	割線剛性 (kN/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮強度時ひずみ (μ)
S60-3-3 縦圧縮	5.53	20.8	4791
S60-3-3 横圧縮	2.23	8.9	5554
S60-3-4 縦圧縮	4.49	15.5	5126
S60-3-4 横圧縮	5.06	14.9	3590

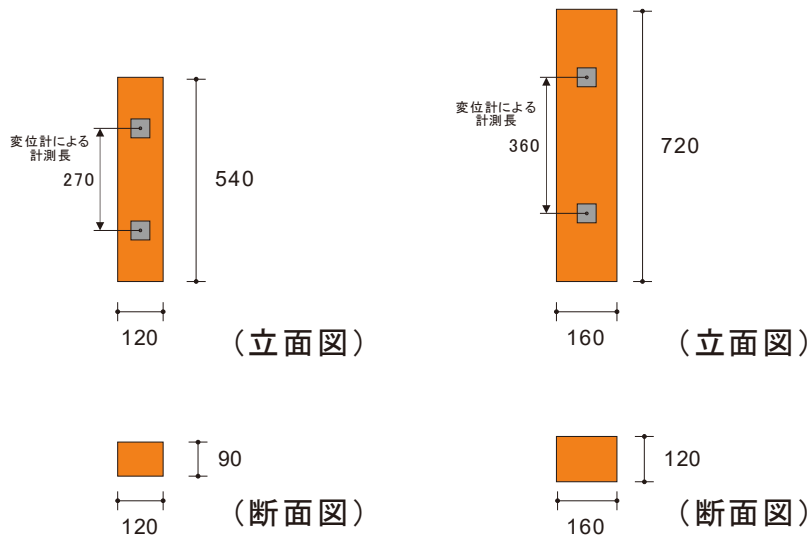


図 2-12 圧縮試験片の形状（単位：mm）

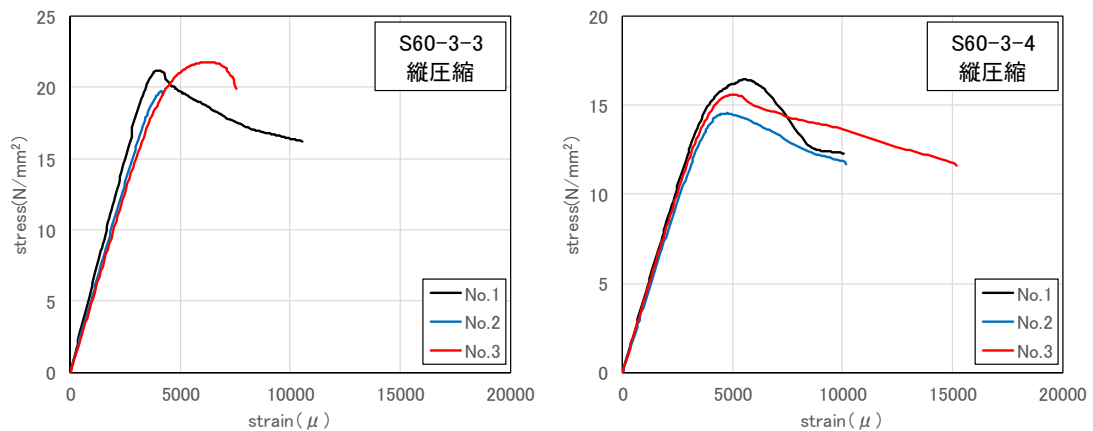
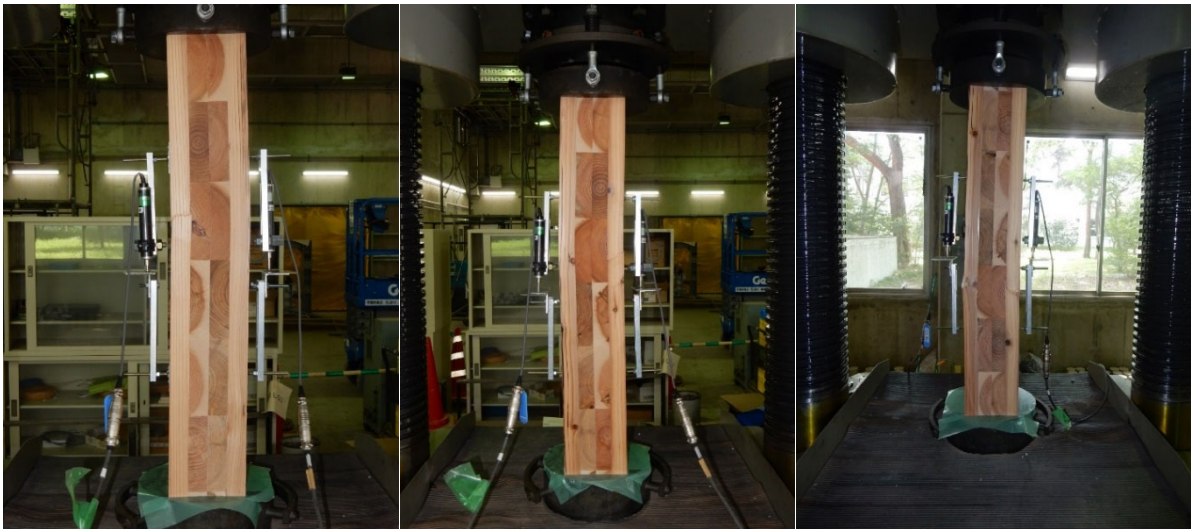


図 2-13 縦圧縮試験の応力-ひずみ関係



(a) S60-3-3



(b) S60-3-4

写真 2-17 縦圧縮試験の様子

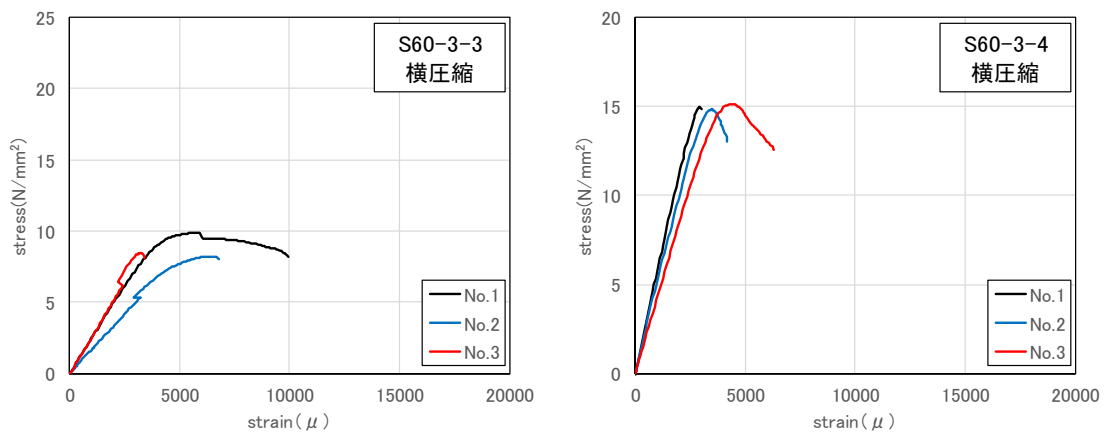
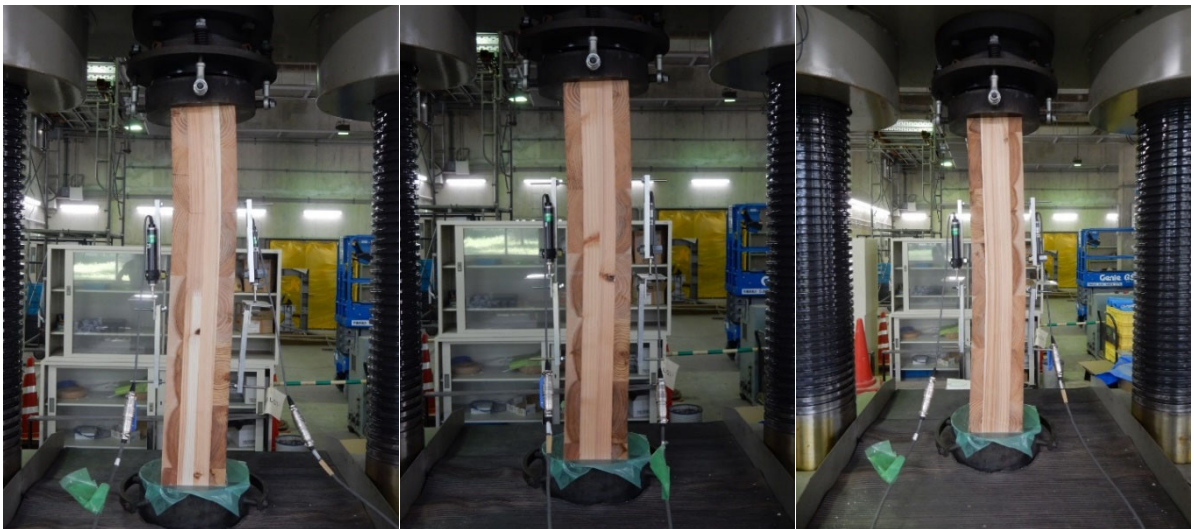


図 2-14 横圧縮試験の応力-ひずみ関係



(a) S60-3-3



(b) S60-3-4

写真 2-18 横圧縮試験の様子

表 2-12 に示す圧縮強度と座屈強度の関係を用いて、材料試験の結果（座屈強度）から、CLT の圧縮強度を計算する。計算結果を表 2-13 に示す。ここでは、材料試験片の境界条件が片側固定、片側ピンとなることから、座屈長さを実際の試験片の長さの 0.7 倍とした。また、CLT の圧縮強度を用いて、部材実験の検討に使用する CLT の座屈強度を計算する。CLT 袖壁の座屈強度の計算結果を表 2-14 に示す。ここでは、袖壁の境界条件が両端固定となるものと仮定し、座屈長さを、縦圧縮の場合は袖壁高さの 0.5 倍、横圧縮の場合は袖壁せいの 0.5 倍とした（横圧縮の場合は、滑り止めに対する CLT の圧縮強度が問題となるため、縦圧縮の場合と同様に境界条件が両端固定であるものと仮定した）。

表 2-12 圧縮材（座屈）の材料強度

有効細長比	圧縮材（座屈）の材料強度
$\lambda \leq 30$ の場合	tF_c
$30 < \lambda \leq 100$ の場合	$(1.3 - 0.01 \lambda)tF_c$
$100 < \lambda$ の場合	$(3000 / \lambda^2)tF_c$

ここで、 F_c ：圧縮に関する基準強度、 λ ：有効細長比（ $= l_b \sqrt{A/I_e}$ ）、 l_b ：座屈長さ、 A ：強軸方向の許容応力度を計算する場合は全断面積、弱軸方向の許容応力度を計算する場合は外層を除いた部分の断面積、 I_e ：強軸方向の許容応力度を計算する場合は全断面の断面二次モーメント、弱軸方向の許容応力度を計算する場合は外層を除いた部分の断面二次モーメントとする。

表 2-13 材料試験から推定した CLT の圧縮強度（記号は表 2-12 を参照）

	推定した圧縮強度 (N/mm ²)	材料試験の最大圧縮応力 (=座屈強度) (N/mm ²)	λ	I_e (mm ⁴)	A (mm ²)	l_b (mm)
S60-3-3 縦圧縮	20.8	20.8	14.5	7290000	10800 = 120 × 90	378
S60-3-3 横圧縮	10.3	8.9	43.6	270000	3600 = 120 × 30	378
S60-3-4 縦圧縮	15.5	15.5	14.5	23040000	19200 = 160 × 120	504
S60-3-4 横圧縮	14.9	14.9	29.1	2880000	9600 = 160 × 60	504

表 2-14 部材実験の検討に使用する CLT の座屈強度（記号は表 2-12 を参照）

	推定した圧縮強度 (N/mm ²)	部材試験の座屈強度 (N/mm ²)	λ	I_e (mm ⁴)	A (mm ²)	l_b (mm)
S60-3-3 縦圧縮	20.8	20.2	32.7	39487500	58500 = 650 × 90	850
S60-3-3 横圧縮	10.3	9.5	37.5	3825000	51000 = 1700 × 30	325
S60-3-4 縦圧縮	15.5	15.5	24.5	93600000	78000 = 650 × 120	850
S60-3-4 横圧縮	14.9	14.9	18.8	30600000	102000 = 1700 × 60	325

2.4.3.1. 含水率、密度の計測

圧縮試験片を用いて、CLT の密度と含水率を計測した。含水率の計測には高周波方式の木材水分計を用いた。S60-3-3、S60-3-4 のいずれについても、密度は 0.40g/cm³、含水率は 10.5%程度となった。

表 2-15 密度、含水率の計測結果

		密度 (g/cm ³)	含水率 (%)
S60-3-3 縦圧縮	No.1	0.405	10.3
	No.2	0.404	10.5
S60-3-3 横圧縮	No.1	0.386	10.3
	No.2	0.405	10.5
	No.3	0.405	10.8
S60-3-4 縦圧縮	No.1	0.396	10.8
	No.2	0.383	10.3
	No.3	0.403	10.3
S60-3-4 横圧縮	No.1	0.392	10.5
	No.2	0.406	11.3
S60-3-3		0.401	10.5
S60-3-4		0.396	10.6

2.4.4. エポキシ樹脂

表 2-16 に実験で使用したエポキシ樹脂の実験結果を示す。JIS K7113 に基づく引張強さ試験、JIS K 7208 に基づく圧縮降伏強さ試験、JIS K6850 に基づく引張せん断接着強さ試験は、材齢 28 日の条件で実施され、各実験の試験片の数は 5 体である。いずれのエポキシ樹脂 (E207D : RC-CLT 袖壁間の充填に用いたもの、E390TL : 水平接合材、鉛直接合材-CLT 袖壁間の充填に用いたもの) についても、圧縮降伏強さは 70N/mm^2 を上回っており、コンクリートの 2 倍以上高い圧縮強度を有している。また、引張せん断接着強さの平均値は 22N/mm^2 であった。

表 2-16 エポキシ樹脂の実験結果

		引張強さ (N/mm^2)	圧縮降伏強さ (N/mm^2)	引張せん断接着強さ (N/mm^2)
充填用	E207DS	45	83	22
接着用	E390TL	26	76	22

2.5. 加力実験

2.5.1. 荷重方法

図 2-15、図 2-16、図 2-17 に各試験体の加力装置図を示す。1 本の 2000kN 鉛直ジャッキを用いて柱断面に対する軸力比が 0.10 となるように、長期荷重を作用させた後に、2 本の 1000kN 水平ジャッキを用いて水平荷重を作用させた。長期荷重は、材料試験結果を基に、試験体 AS で 601kN、試験体 BS で 591kN、試験体 AD で 603kN とした。水平加力の高さは、下スタブ上端面から試験体 AS、BS では 2400mm、試験体 AD では 850mm とした。試験体 AD では、加力治具によって上スタブの回転を拘束し、上下のスタブが平行に移動するようにしている。

加力は、正負交播の漸増繰り返し荷重とし、荷重は図 2-18 に示す上スタブの下端面に設けた変位計を用いて計測した水平変位を加力高さ 1700mm で除した変形角 R で制御した。加力サイクルは、 $R=\pm 1/800\text{rad}$ で 1 回、 $R=\pm 1/400$ 、 $\pm 1/200$ 、 $\pm 1/133$ 、 $\pm 1/100$ 、 $\pm 1/50$ 、 $\pm 1/33\text{rad}$ で 2 回ずつ繰り返した後、 $R=+1/20\text{rad}$ まで押切荷重を行った。なお、試験体 BS に関しては、加力後に CLT 袖壁を取り外した RC 柱のみの状態で、 $R=+1/20\text{rad}$ まで押切荷重を追加で行っている。

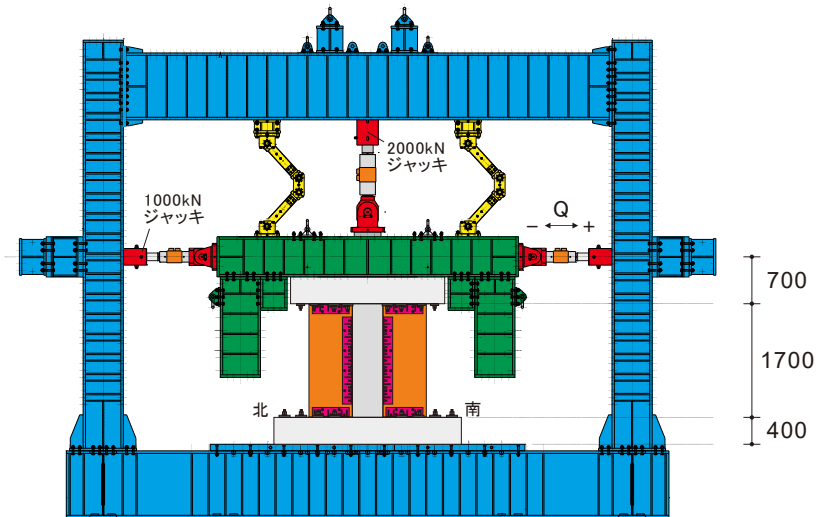


図 2-15 試験体 AS の加力装置図 (単位 : mm)

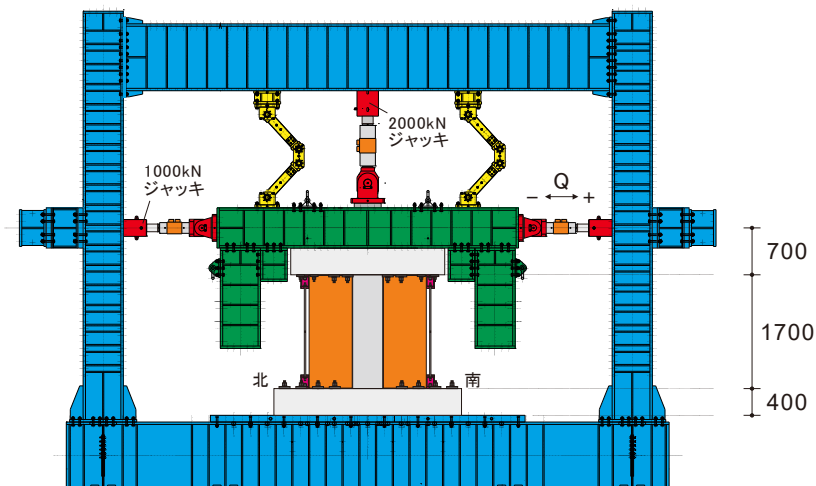


図 2-16 試験体 BS の加力装置図 (単位 : mm)

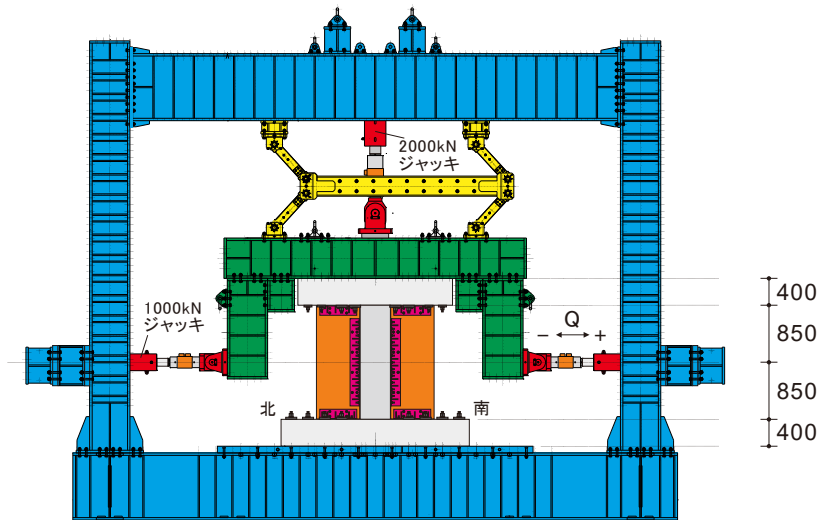


図 2-17 試験体 AD の加力装置図 (単位 : mm)

2.5.2. 計測方法

図 2-18 に水平変位、鉛直変位の計測に用いた変位計の設置位置を示す。加力の制御に用いた水平変位を計測するための変位計は、上スタブの下端高さに設置した。図 2-19、図 2-20 に RC 柱と CLT 袖壁の曲げ変形、せん断変形の計測に用いた変位計の設置位置を示す。材軸方向に RC 柱では 8 区間 (材端含む)、CLT 袖壁では 4 区間に分割して、計測を行った。図 2-21 に RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部の離間量やずれ量を計測するために設置した変位計の位置を示す。試験体 AS、AD では、鉛直接合用の山形鋼を避けるように変位計を設置したため、離間量やずれ量の計測長さが 270mm とやや長く、計測値に CLT 袖壁自体の曲げ変形やせん断変形が含まれる点に注意が必要である。

図 2-22 に柱主筋、帯筋、アンカーボルト、テンションロッドに貼付したひずみゲージの位置を、図 2-23 に袖壁表面に貼付したひずみゲージの位置を示す。また、表 2-17 から表 2-24 に各実験における計測項目の一覧を示す。

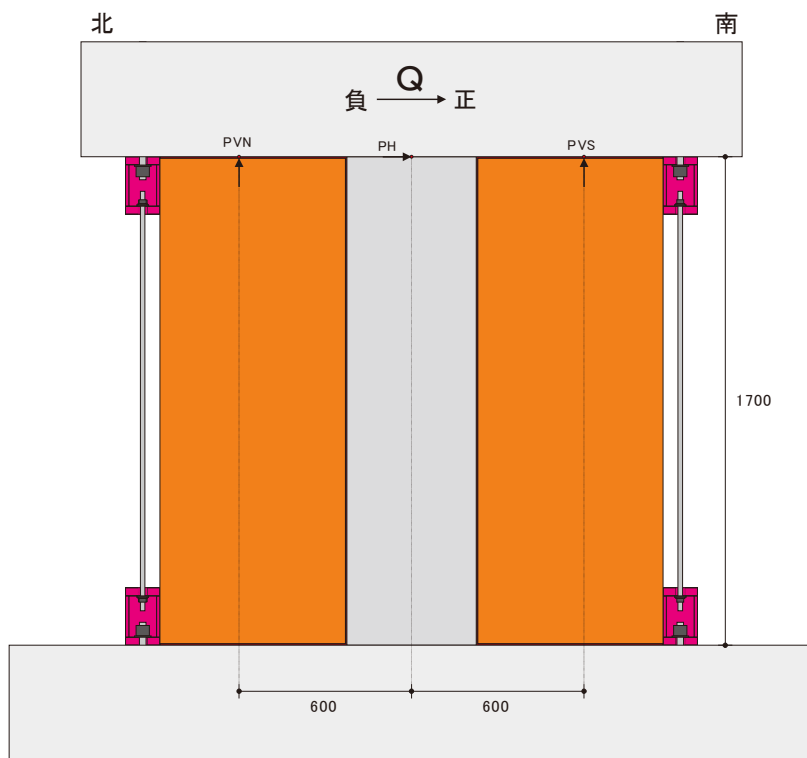
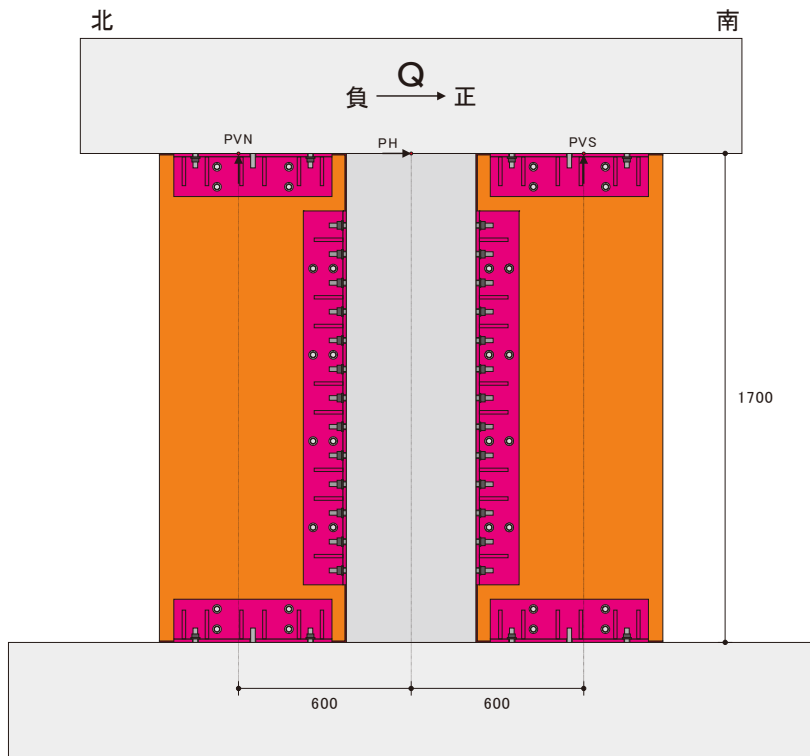


図 2-18 水平変位、鉛直変位の計測用変位計の位置 (単位: mm)

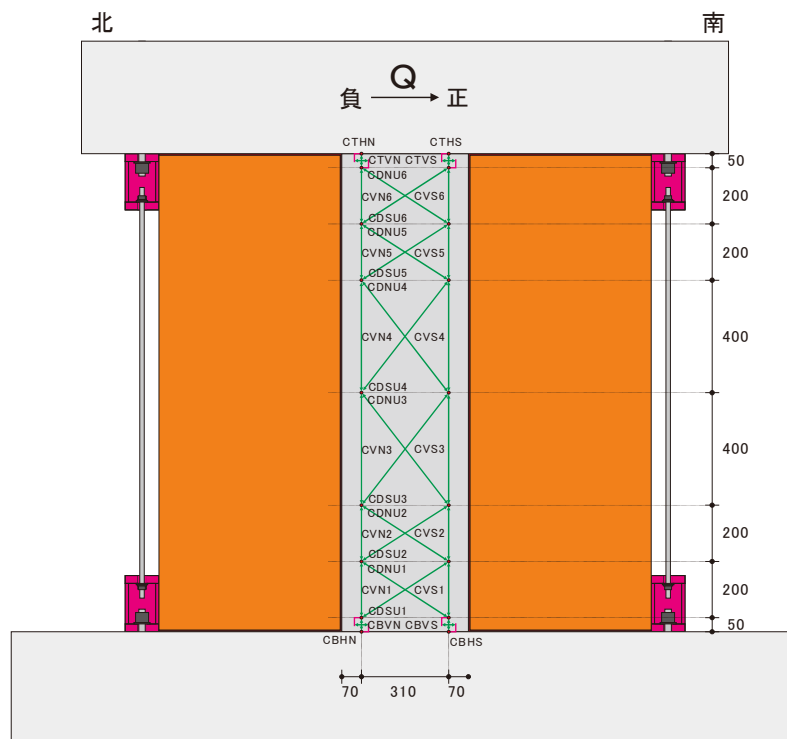
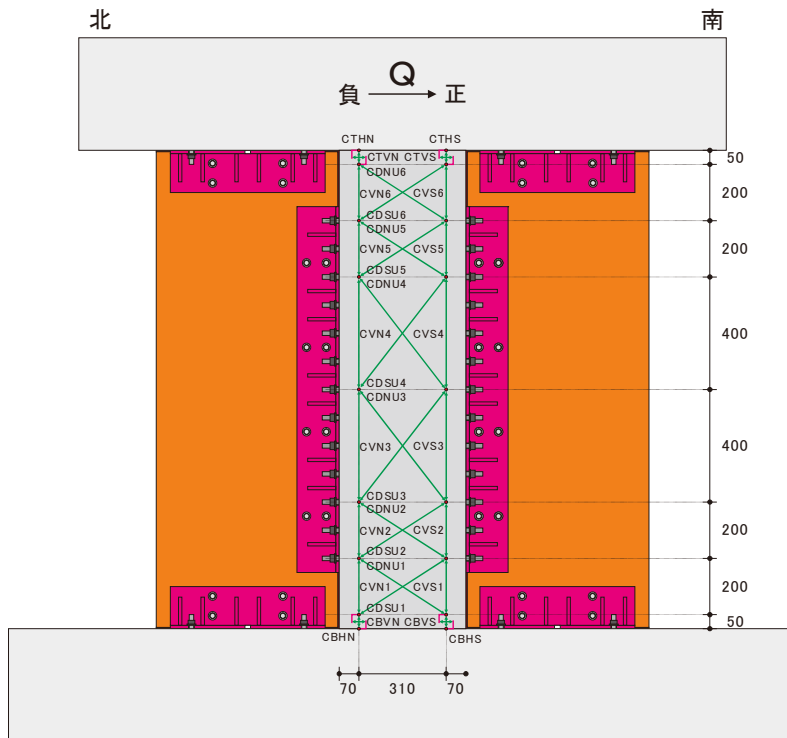


図 2-19 柱の曲げ変形、せん断変形の計測用変位計の位置 (単位 : mm)

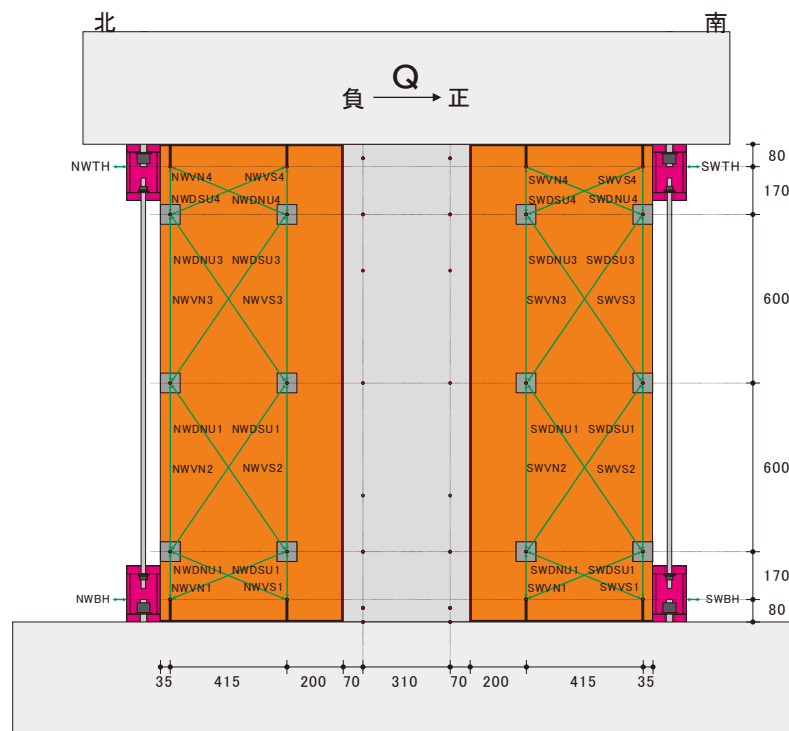
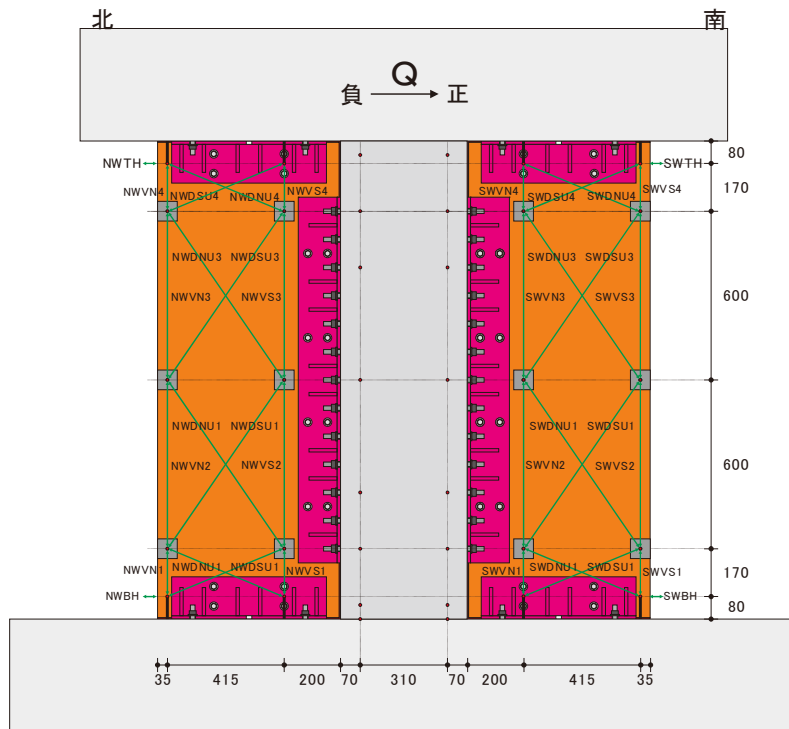


図 2-20 袖壁の曲げ変形、せん断変形の計測用変位計の位置 (単位 : mm)

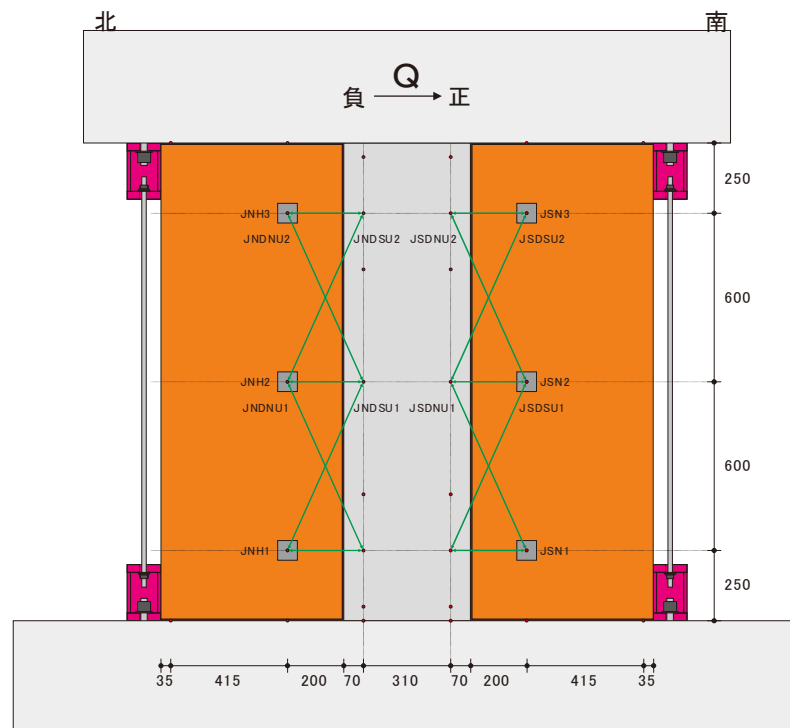
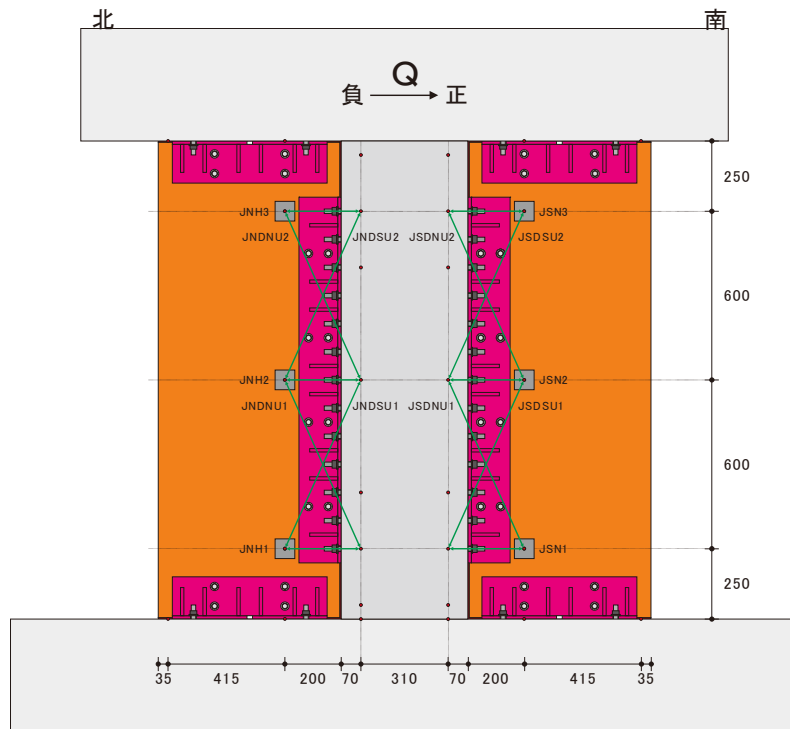


図 2-21 柱-袖壁間の離間、ずれの計測用変位計の位置 (単位: mm)

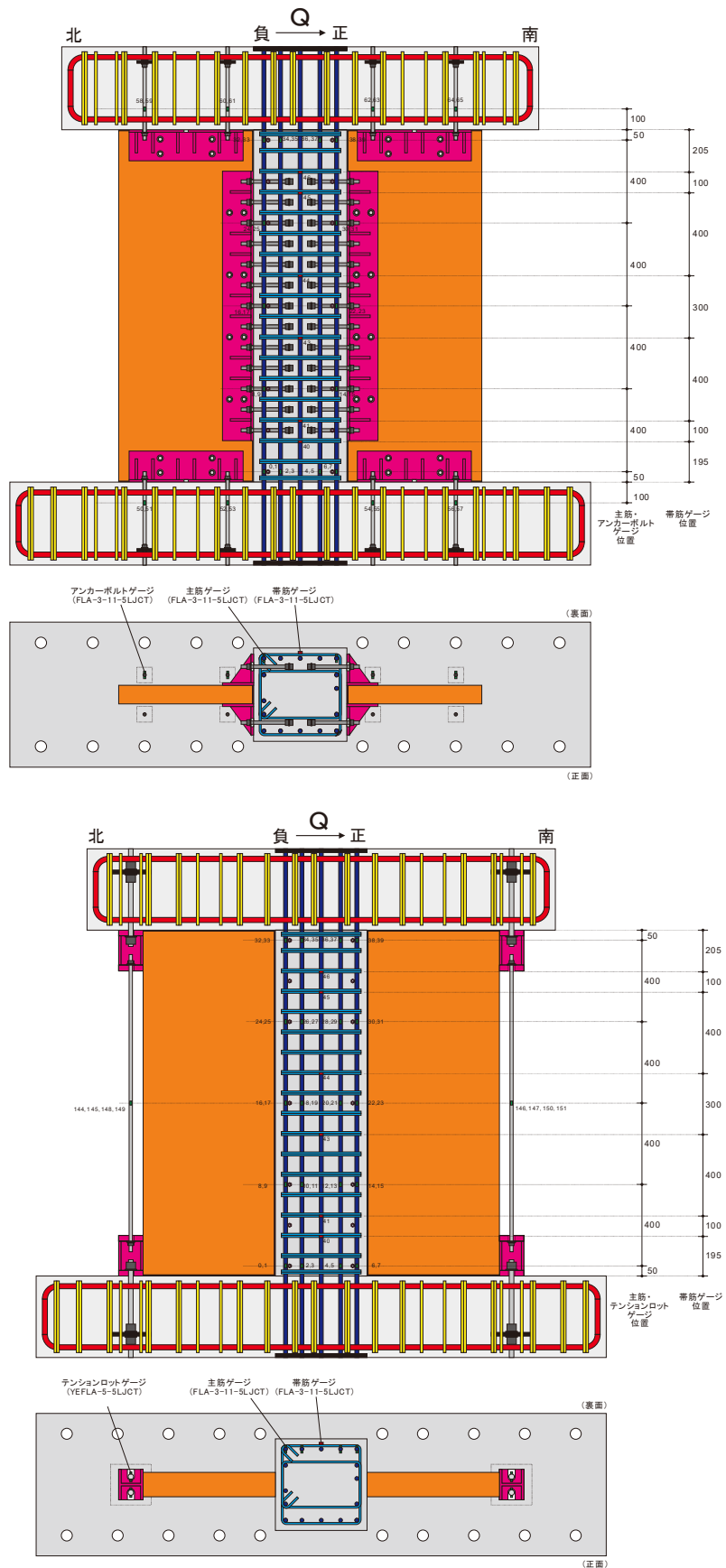


図 2-22 柱主筋、帯筋、アンカーボルト、テンションロッド
に貼付したひずみゲージの位置 (単位 : mm)

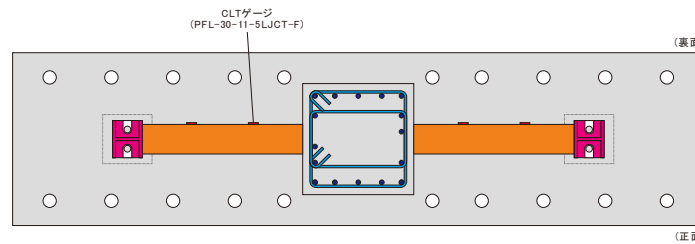
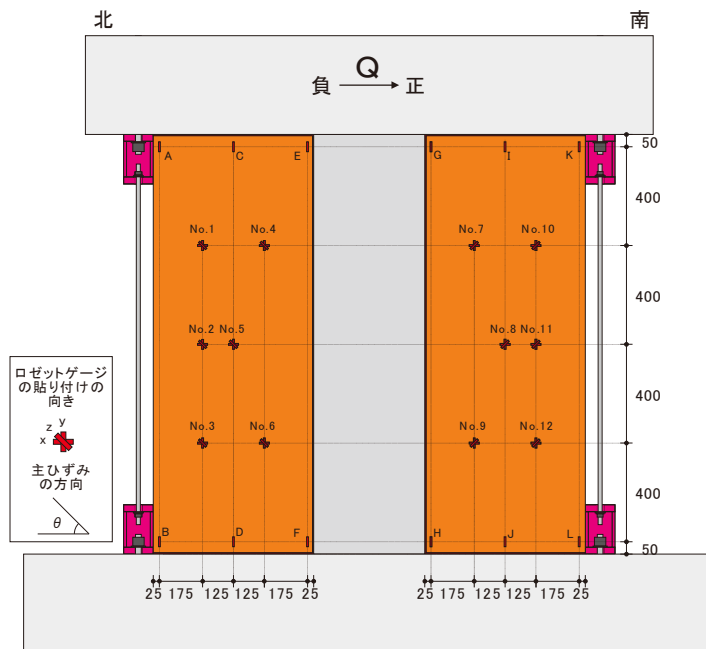
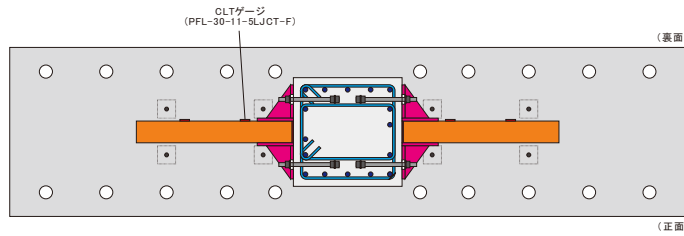
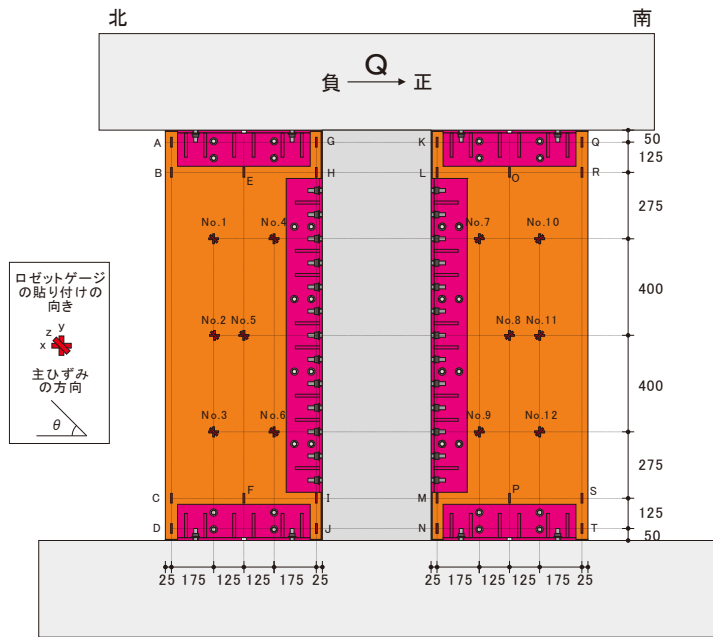


図 2-23 袖壁の表面に貼付したひずみゲージの位置 (単位: mm)

表 2-17 試験体 AS、AD の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
0	軸力	Axial Load	-1	kN	メジャー	4GAGE	-	-	-
1	水平力(北)	Lat. Load (N)	-0.498	kN	メジャー	4GAGE	-	-	-
2	水平力(南)	Lat. Load (S)	0.499	kN	メジャー	4GAGE	-	-	-
3	水平変位	PH	0.02	mm	メジャー	4GAGE	SDP-200	-	-
4	鉛直変位 上スタブ北	PVN	0.02	mm	メジャー	4GAGE	SDP-200	-	-
5	鉛直変位 上スタブ南	PVS	0.02	mm	メジャー	4GAGE	SDP-200	-	-
6	面外変位 北	OUT-N	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	-
7	面外変位 南	OUT-S	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	-
8									
9	曲げ・軸変形 柱北	CVN1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
10	曲げ・軸変形 柱北	CVN2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
11	曲げ・軸変形 柱北	CVN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	400
12	曲げ・軸変形 柱北	CVN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	400
13	曲げ・軸変形 柱北	CVN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
14	曲げ・軸変形 柱北	CVN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
15	曲げ・軸変形 柱南	CVS1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
16	曲げ・軸変形 柱南	CVS2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
17	曲げ・軸変形 柱南	CVS3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	400
18	曲げ・軸変形 柱南	CVS4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	400
19	曲げ・軸変形 柱南	CVS5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
20	曲げ・軸変形 柱南	CVS6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	200
21	脚部 鉛直 柱北	CBVN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	50
22	脚部 鉛直 柱南	CBVS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	50
23	頂部 鉛直 柱北	CTVN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	50
24	頂部 鉛直 柱南	CTVS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	50
25	せん断 1層目 柱北上	CDNU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
26	せん断 2層目 柱北上	CDNU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
27	せん断 3層目 柱北上	CDNU3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	506
28	せん断 4層目 柱北上	CDNU4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	506
29	せん断 5層目 柱北上	CDNU5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
30	せん断 6層目 柱北上	CDNU6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
31	せん断 1層目 柱南上	CDSU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
32	せん断 2層目 柱南上	CDSU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
33	せん断 3層目 柱南上	CDSU3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	506
34	せん断 4層目 柱南上	CDSU4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	506
35	せん断 5層目 柱南上	CDSU5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
36	せん断 6層目 柱南上	CDSU6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	369
37	脚部 水平 柱北	CBHN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	-
38	脚部 水平 柱南	CBHS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	-
39	頂部 水平 柱北	CTHN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	-
40	頂部 水平 柱南	CTHS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	-	-
41	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	-	250
42	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	-	600
43	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	-	600
44	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	-	250
45	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	-	250
46	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	-	600
47	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	-	600
48	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	-	250
49	せん断 1層目 北袖北上	NWDNU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	-	484

表 2-18 試験体 AS、AD の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
50	せん断 2層目 北袖北上	NWDNU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
51	せん断 3層目 北袖北上	NWDNU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
52	せん断 4層目 北袖北上	NWDNU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
53	せん断 1層目 北袖南上	NWDSU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
54	せん断 2層目 北袖南上	NWDSU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
55	せん断 3層目 北袖南上	NWDSU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
56	せん断 4層目 北袖南上	NWDSU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
57	脚部 水平 北袖	NWBH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	50
58	頂部 水平 北袖	NWTH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	50
59	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
60	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
61	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
62	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
63	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
64	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
65	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
66	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
67	せん断 1層目 南袖北上	SWDNU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
68	せん断 2層目 南袖北上	SWDNU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
69	せん断 3層目 南袖北上	SWDNU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
70	せん断 4層目 南袖北上	SWDNU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
71	せん断 1層目 南袖南上	SWDSU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
72	せん断 2層目 南袖南上	SWDSU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
73	せん断 3層目 南袖南上	SWDSU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
74	せん断 4層目 南袖南上	SWDSU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
75	脚部 水平 南袖	SWBH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
76	頂部 水平 南袖	SWTH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
77	柱・北袖壁間 水平1層目	JNH1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
78	柱・北袖壁間 水平2層目	JNH2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
79	柱・北袖壁間 水平3層目	JNH3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
80	柱・北袖壁間 北上1層目	JNDNU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
81	柱・北袖壁間 北上2層目	JNDNU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
82	柱・北袖壁間 南上1層目	JNDSU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
83	柱・北袖壁間 南上2層目	JNDSU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
84	柱・南袖壁間 水平1層目	JSH1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
85	柱・南袖壁間 水平2層目	JSH2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
86	柱・南袖壁間 水平3層目	JSH3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
87	柱・南袖壁間 北上1層目	JSDNU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
88	柱・南袖壁間 北上2層目	JSDNU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
89	柱・南袖壁間 南上1層目	JSDSU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
90	柱・南袖壁間 南上2層目	JSDSU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
91									
92	パネル隅角部	A	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	100	—
93	パネル隅角部	B	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	101	—
94	パネル隅角部	C	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	102	—
95	パネル隅角部	D	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	103	—
96	パネル隅角部	E	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	104	—
97	パネル隅角部	F	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	105	—
98	パネル隅角部	G	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	106	—
99	パネル隅角部	H	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	107	—

表 2-19 試験体 AS、AD の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
100	柱主筋	SCR11-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	0	—
101	柱主筋	SCR11-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	1	—
102	柱主筋	SCR21-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	2	—
103	柱主筋	SCR21-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	3	—
104	柱主筋	SCR31-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	4	—
105	柱主筋	SCR31-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	5	—
106	柱主筋	SCR41-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	6	—
107	柱主筋	SCR41-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	7	—
108	柱主筋	SCR12-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	8	—
109	柱主筋	SCR12-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	9	—
110	柱主筋	SCR42-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	14	—
111	柱主筋	SCR42-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	15	—
112	柱主筋	SCR13-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	16	—
113	柱主筋	SCR13-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	17	—
114	柱主筋	SCR43-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	22	—
115	柱主筋	SCR43-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	23	—
116	柱主筋	SCR14-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	24	—
117	柱主筋	SCR14-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	25	—
118	柱主筋	SCR44-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	30	—
119	柱主筋	SCR44-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	31	—
120	柱主筋	SCR15-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	32	—
121	柱主筋	SCR15-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	33	—
122	柱主筋	SCR25-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	34	—
123	柱主筋	SCR25-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	35	—
124	柱主筋	SCR35-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	36	—
125	柱主筋	SCR35-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	37	—
126	柱主筋	SCR45-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	38	—
127	柱主筋	SCR45-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	39	—
128	柱せん断補強筋	SCH1	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	40	—
129	柱せん断補強筋	SCH2	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	41	—
130	柱せん断補強筋	SCH3	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	42	—
131	柱せん断補強筋	SCH4	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	43	—
132	柱せん断補強筋	SCH5	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	44	—
133	柱せん断補強筋	SCH6	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	45	—
134	アンカーボルト 脚部 北袖北	SABNN-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	50	—
135	アンカーボルト 脚部 北袖北	SABNN-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	51	—
136	アンカーボルト 脚部 北袖南	SABNS-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	52	—
137	アンカーボルト 脚部 北袖南	SABNS-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	53	—
138	アンカーボルト 脚部 南袖北	SABSN-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	54	—
139	アンカーボルト 脚部 南袖北	SABSN-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	55	—
140	アンカーボルト 脚部 南袖南	SABSS-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	56	—
141	アンカーボルト 脚部 南袖南	SABSS-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	57	—
142	アンカーボルト 頂部 北袖北	SATNN-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	58	—
143	アンカーボルト 頂部 北袖北	SATNN-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	59	—
144	アンカーボルト 頂部 北袖南	SATNS-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	60	—
145	アンカーボルト 頂部 北袖南	SATNS-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	61	—
146	アンカーボルト 頂部 南袖北	SATSN-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	62	—
147	アンカーボルト 頂部 南袖北	SATSN-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	63	—
148	アンカーボルト 頂部 南袖南	SATSS-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	64	—
149	アンカーボルト 頂部 南袖南	SATSS-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	65	—

表 2-20 試験体 AS、AD の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
150	パネル隅角部	I	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	108	—
151	パネル隅角部	J	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	109	—
152	パネル隅角部	K	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	110	—
153	パネル隅角部	L	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	111	—
154	パネル隅角部	M	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	112	—
155	パネル隅角部	N	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	113	—
156	パネル隅角部	O	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	114	—
157	パネル隅角部	P	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	115	—
158	パネル隅角部	Q	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	116	—
159	パネル隅角部	R	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	117	—
160	パネル隅角部	S	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	118	—
161	パネル隅角部	T	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	119	—
162									—
163									—
164	パネル3軸 1-x	1-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	120	—
165	パネル3軸 1-y	1-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	121	—
166	パネル3軸 1-z	1-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	122	—
167	パネル3軸 2-x	2-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	123	—
168	パネル3軸 2-y	2-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	124	—
169	パネル3軸 2-z	2-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	125	—
170	パネル3軸 3-x	3-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	126	—
171	パネル3軸 3-y	3-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	127	—
172	パネル3軸 3-z	3-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	128	—
173	パネル3軸 4-x	4-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	129	—
174	パネル3軸 4-y	4-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	130	—
175	パネル3軸 4-z	4-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	131	—
176	パネル3軸 5-x	5-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	132	—
177	パネル3軸 5-y	5-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	133	—
178	パネル3軸 5-z	5-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	134	—
179	パネル3軸 6-x	6-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	135	—
180	パネル3軸 6-y	6-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	136	—
181	パネル3軸 6-z	6-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	137	—
182	パネル3軸 7-x	7-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	138	—
183	パネル3軸 7-y	7-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	139	—
184	パネル3軸 7-z	7-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	140	—
185	パネル3軸 8-x	8-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	141	—
186	パネル3軸 8-y	8-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	142	—
187	パネル3軸 8-z	8-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	143	—
188	パネル3軸 9-x	9-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	144	—
189	パネル3軸 9-y	9-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	145	—
190	パネル3軸 9-z	9-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	146	—
191	パネル3軸 10-x	10-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	147	—
192	パネル3軸 10-y	10-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	148	—
193	パネル3軸 10-z	10-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	149	—
194	パネル3軸 11-x	11-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	150	—
195	パネル3軸 11-y	11-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	151	—
196	パネル3軸 11-z	11-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	152	—
197	パネル3軸 12-x	12-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	153	—
198	パネル3軸 12-y	12-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	154	—
199	パネル3軸 12-z	12-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	155	—

表 2-21 試験体 BS の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
0	軸力	Axial Load	-1	kN	メジャー	4GAGE	—	—	—
1	水平力(北)	Lat. Load (N)	-0.498	kN	メジャー	4GAGE	—	—	—
2	水平力(南)	Lat. Load (S)	0.499	kN	メジャー	4GAGE	—	—	—
3	水平変位	PH	0.02	mm	メジャー	4GAGE	SDP-200	—	—
4	鉛直変位 上スタブ北	PVN	0.02	mm	メジャー	4GAGE	SDP-200	—	—
5	鉛直変位 上スタブ南	PVS	0.02	mm	メジャー	4GAGE	SDP-200	—	—
6	面外変位 北	OUT-N	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
7	面外変位 南	OUT-S	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
8									
9	曲げ・軸変形 柱北	CVN1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
10	曲げ・軸変形 柱北	CVN2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
11	曲げ・軸変形 柱北	CVN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	400
12	曲げ・軸変形 柱北	CVN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	400
13	曲げ・軸変形 柱北	CVN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
14	曲げ・軸変形 柱北	CVN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
15	曲げ・軸変形 柱南	CVS1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
16	曲げ・軸変形 柱南	CVS2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
17	曲げ・軸変形 柱南	CVS3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	400
18	曲げ・軸変形 柱南	CVS4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	400
19	曲げ・軸変形 柱南	CVS5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
20	曲げ・軸変形 柱南	CVS6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	200
21	脚部 鉛直 柱北	CBVN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	50
22	脚部 鉛直 柱南	CBVS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	50
23	頂部 鉛直 柱北	CTVN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	50
24	頂部 鉛直 柱南	CTVS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	50
25	せん断 1層目 柱北上	CDNU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
26	せん断 2層目 柱北上	CDNU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
27	せん断 3層目 柱北上	CDNU3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	506
28	せん断 4層目 柱北上	CDNU4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	506
29	せん断 5層目 柱北上	CDNU5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
30	せん断 6層目 柱北上	CDNU6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
31	せん断 1層目 柱南上	CDSU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
32	せん断 2層目 柱南上	CDSU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
33	せん断 3層目 柱南上	CDSU3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	506
34	せん断 4層目 柱南上	CDSU4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	506
35	せん断 5層目 柱南上	CDSU5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
36	せん断 6層目 柱南上	CDSU6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	369
37	脚部 水平 柱北	CBHN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
38	脚部 水平 柱南	CBHS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
39	頂部 水平 柱北	CTHN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
40	頂部 水平 柱南	CTHS	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
41	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
42	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
43	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
44	曲げ・軸変形 北袖北	NWVN4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
45	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
46	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
47	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
48	曲げ・軸変形 北袖南	NWVS4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
49	せん断 1層目 北袖北上	NWDNU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484

表 2-22 試験体 BS の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
50	せん断 2層目 北袖北上	NWDNU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
51	せん断 3層目 北袖北上	NWDNU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
52	せん断 4層目 北袖北上	NWDNU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
53	せん断 1層目 北袖南上	NWDSU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
54	せん断 2層目 北袖南上	NWDSU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
55	せん断 3層目 北袖南上	NWDSU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
56	せん断 4層目 北袖南上	NWDSU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
57	脚部 水平 北袖	NWBH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
58	頂部 水平 北袖	NWTH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
59	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
60	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
61	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
62	曲げ・軸変形 南袖北	SWVN4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
63	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
64	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
65	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	600
66	曲げ・軸変形 南袖南	SWVS4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50M	—	250
67	せん断 1層目 南袖北上	SWDNU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
68	せん断 2層目 南袖北上	SWDNU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
69	せん断 3層目 南袖北上	SWDNU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
70	せん断 4層目 南袖北上	SWDNU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
71	せん断 1層目 南袖南上	SWDSU1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
72	せん断 2層目 南袖南上	SWDSU2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
73	せん断 3層目 南袖南上	SWDSU3	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	730
74	せん断 4層目 南袖南上	SWDSU4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	484
75	脚部 水平 南袖	SWBH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
76	頂部 水平 南袖	SWTH	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	—
77	柱・北袖壁間 水平1層目	JNH1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
78	柱・北袖壁間 水平2層目	JNH2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
79	柱・北袖壁間 水平3層目	JNH3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
80	柱・北袖壁間 北上1層目	JNDNU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
81	柱・北袖壁間 北上2層目	JNDNU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
82	柱・北袖壁間 南上1層目	JNDSU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
83	柱・北袖壁間 南上2層目	JNDSU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
84	柱・南袖壁間 水平1層目	JSH1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
85	柱・南袖壁間 水平2層目	JSH2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
86	柱・南袖壁間 水平3層目	JSH3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	270
87	柱・南袖壁間 北上1層目	JSDNU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
88	柱・南袖壁間 北上2層目	JSDNU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
89	柱・南袖壁間 南上1層目	JSDSU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
90	柱・南袖壁間 南上2層目	JSDSU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	658
91									
92	パネル隅角部	A	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	100	—
93	パネル隅角部	B	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	101	—
94	パネル隅角部	C	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	102	—
95	パネル隅角部	D	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	103	—
96	パネル隅角部	E	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	104	—
97	パネル隅角部	F	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	105	—
98									
99									

表 2-23 試験体 BS の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
100	柱主筋	SCR11-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	0	—
101	柱主筋	SCR11-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	1	—
102	柱主筋	SCR21-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	2	—
103	柱主筋	SCR21-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	3	—
104	柱主筋	SCR31-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	4	—
105	柱主筋	SCR31-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	5	—
106	柱主筋	SCR41-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	6	—
107	柱主筋	SCR41-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	7	—
108	柱主筋	SCR12-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	8	—
109	柱主筋	SCR12-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	9	—
110	柱主筋	SCR22-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	10	—
111	柱主筋	SCR22-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	11	—
112	柱主筋	SCR32-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	12	—
113	柱主筋	SCR32-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	13	—
114	柱主筋	SCR42-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	14	—
115	柱主筋	SCR42-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	15	—
116	柱主筋	SCR13-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	16	—
117	柱主筋	SCR13-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	17	—
118	柱主筋	SCR23-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	18	—
119	柱主筋	SCR23-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	19	—
120	柱主筋	SCR33-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	20	—
121	柱主筋	SCR33-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	21	—
122	柱主筋	SCR43-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	22	—
123	柱主筋	SCR43-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	23	—
124	柱主筋	SCR14-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	24	—
125	柱主筋	SCR14-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	25	—
126	柱主筋	SCR24-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	26	—
127	柱主筋	SCR24-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	27	—
128	柱主筋	SCR34-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	28	—
129	柱主筋	SCR34-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	29	—
130	柱主筋	SCR44-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	30	—
131	柱主筋	SCR44-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	31	—
132	柱主筋	SCR15-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	32	—
133	柱主筋	SCR15-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	33	—
134	柱主筋	SCR25-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	34	—
135	柱主筋	SCR25-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	35	—
136	柱主筋	SCR35-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	36	—
137	柱主筋	SCR35-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	37	—
138	柱主筋	SCR45-f	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	38	—
139	柱主筋	SCR45-b	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	39	—
140	柱せん断補強筋	SCH1	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	40	—
141	柱せん断補強筋	SCH2	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	41	—
142	柱せん断補強筋	SCH3	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	42	—
143	柱せん断補強筋	SCH4	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	43	—
144	柱せん断補強筋	SCH5	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	44	—
145	柱せん断補強筋	SCH6	0.9478673	μ	メジャー	1G3W120Ω	FLA-3-11-5LJCT	45	—
146	テンションロッド 北裏面	TN-f	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120Ω	YEFLA-5-5LJCT	144	—
147	テンションロッド 北裏面	TN-b	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120Ω	YEFLA-5-5LJCT	145	—
148	テンションロッド 南裏面	TS-f	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120Ω	YEFLA-5-5LJCT	146	—
149	テンションロッド 南裏面	TS-b	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120Ω	YEFLA-5-5LJCT	147	—

表 2-24 試験体 BS の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
150	テンションロッド 北正面	TN2-f	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120 Ω	YEFLA-5-5LJCT	148	—
151	テンションロッド 北正面	TN2-b	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120 Ω	YEFLA-5-5LJCT	149	—
152	テンションロッド 南正面	TS2-f	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120 Ω	YEFLA-5-5LJCT	150	—
153	テンションロッド 南正面	TS2-b	0.9345794	μ	メジャー	1G3W120 Ω	YEFLA-5-5LJCT	151	—
154									—
155	パネル隅角部	G	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	106	—
156	パネル隅角部	H	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-6LJCT-F	107	—
157	パネル隅角部	I	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-7LJCT-F	108	—
158	パネル隅角部	J	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-8LJCT-F	109	—
159	パネル隅角部	K	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-9LJCT-F	110	—
160	パネル隅角部	L	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-10LJCT-F	111	—
161									—
162									—
163									—
164	パネル3軸 1-x	1-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	112	—
165	パネル3軸 1-y	1-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	113	—
166	パネル3軸 1-z	1-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	114	—
167	パネル3軸 2-x	2-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	115	—
168	パネル3軸 2-y	2-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	116	—
169	パネル3軸 2-z	2-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	117	—
170	パネル3軸 3-x	3-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	118	—
171	パネル3軸 3-y	3-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	119	—
172	パネル3軸 3-z	3-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	120	—
173	パネル3軸 4-x	4-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	121	—
174	パネル3軸 4-y	4-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	122	—
175	パネル3軸 4-z	4-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	123	—
176	パネル3軸 5-x	5-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	124	—
177	パネル3軸 5-y	5-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	125	—
178	パネル3軸 5-z	5-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	126	—
179	パネル3軸 6-x	6-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	127	—
180	パネル3軸 6-y	6-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	128	—
181	パネル3軸 6-z	6-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	129	—
182	パネル3軸 7-x	7-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	130	—
183	パネル3軸 7-y	7-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	131	—
184	パネル3軸 7-z	7-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	132	—
185	パネル3軸 8-x	8-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	133	—
186	パネル3軸 8-y	8-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	134	—
187	パネル3軸 8-z	8-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	135	—
188	パネル3軸 9-x	9-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	136	—
189	パネル3軸 9-y	9-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	137	—
190	パネル3軸 9-z	9-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	138	—
191	パネル3軸 10-x	10-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	139	—
192	パネル3軸 10-y	10-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	140	—
193	パネル3軸 10-z	10-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	141	—
194	パネル3軸 11-x	11-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	142	—
195	パネル3軸 11-y	11-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	143	—
196	パネル3軸 11-z	11-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	144	—
197	パネル3軸 12-x	12-x	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	145	—
198	パネル3軸 12-y	12-y	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	146	—
199	パネル3軸 12-z	12-z	0.9389671	μ	メジャー	1G3W120 Ω	PFL-30-11-5LJCT-F	147	—

2.5.3. 損傷状況

2.5.3.1. 試験体 AS

試験体 AS では、 $R=1/800\text{rad}$ サイクルにおいて CLT 袖壁の脚部で離間が確認され、正方向では $Q=144\text{kN}$ で、負方向では $Q=-143\text{kN}$ で RC 柱の脚部に曲げひび割れが発生した。 $R=1/400\text{rad}$ サイクルでは中心高さ付近まで曲げひび割れの本数が増え、 $R=1/200\text{rad}$ サイクルで曲げせん断ひび割れの進展が見られた。

また、 $R=1/200\text{rad}$ サイクルでは、加力方向に対して引張側となる CLT 袖壁の脚部において、CLT 袖壁と水平接合材の接着面に亀裂が発生している様子が確認されており、アンカーボルトに引張力が作用することで、接着面を引き離す方向に応力が作用している様子が確認された。その後の $R=1/133\text{rad}$ サイクルにおいて、CLT 袖壁と水平接合材の接着面のずれが生じた。実験終了後に水平接合材を取り外し、CLT 袖壁と水平接合材の接着面の確認を行ったが、接着面に CLT 袖壁の一部が貼り付いており、CLT 袖壁が繊維直交方向に引き剥がされるような応力を受けたことで、一体性が損なわれたものと考えられる。したがって、接着面を介して引張力の伝達に期待する場合には、例えば CLT 袖壁の両側に取り付けた水平接合材を一体化し、接着面を引き剥がす方向に引張応力が発生しないように配慮するなど、十分な注意が必要と考えられる。一方で、CLT 袖壁と鉛直接合材の接着面ではこのようなずれは確認されていないことから、接着面を介したせん断力の伝達に期待する場合には、今回採用した工法で特に問題はないものと考えられる。

CLT 袖壁の端部では、 $R=1/133\text{rad}$ サイクルにおいて亀裂の発生が確認されており、 $R=1/100\text{rad}$ サイクルではラミナの厚さ方向に発生した亀裂が、ラミナ間に沿って進展していく様子が確認された。 $R=1/50\text{rad}$ サイクルでは、加力方向に対して圧縮側の CLT 袖壁では、ラミナ間の接着面が破壊し、面外方向への部分的なはらみ出しが生じた。面外方向のはらみ出しによって、ラミナの表面にはしわが発生したが、しわが発生した範囲は、袖壁全せいの $1/2\sim 2/3$ 程度の範囲に及んでいた。最終的に $R=1/20\text{rad}$ サイクルの押切載荷時には、ラミナが面外方向にずれるように破壊したが、急激な耐力低下は生じなかった。また、ラミナの破壊は、脚部に設けた水平接合材の上部で生じており、水平接合材を設置している位置では、CLT 袖壁が面外方向に拘束されることで、損傷が低減されていた可能性がある。

なお、RC 柱に関しては、 $R=1/33\text{rad}$ サイクルにおいて、RC 柱の脚部のカバーコンクリートに浮きがあり、 $R=1/20\text{rad}$ サイクルにおいて、カバーコンクリートの剥落が生じている。

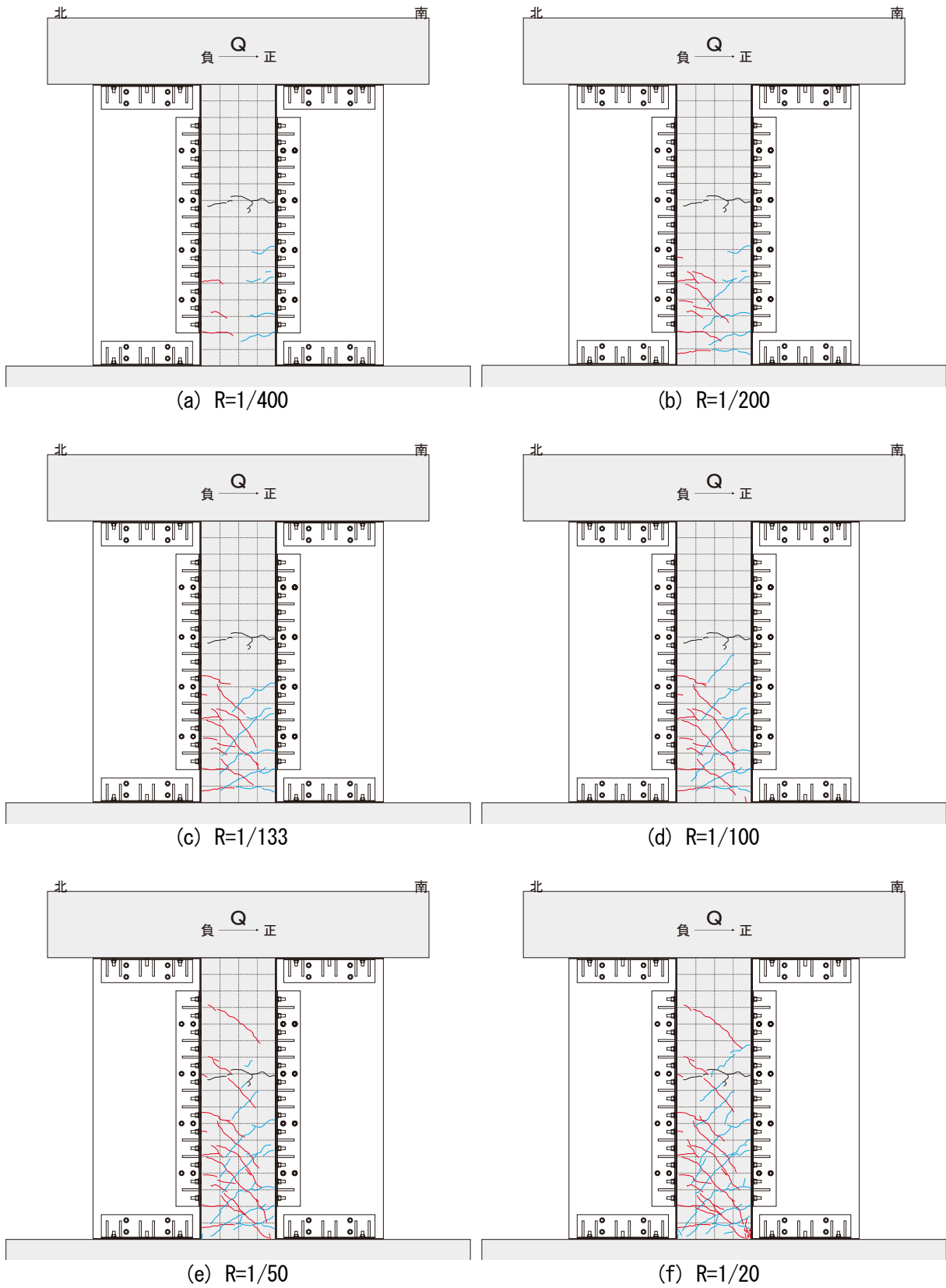
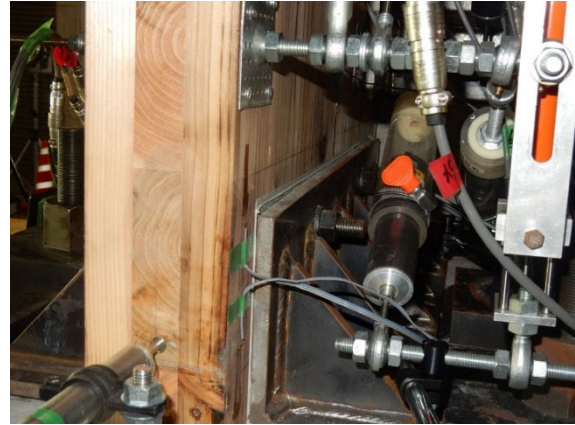


図 2-24 試験体 AS のひび割れ図



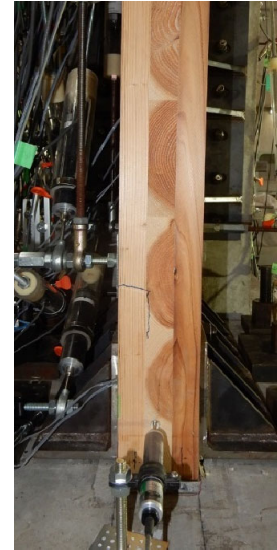
(a) CLT 袖壁—水平接合材間の亀裂とずれ ($R=1/133$)



(b) CLT 袖壁—水平接合材間の亀裂とずれ (左 $R=1/100$ 、右 $R=1/50$)



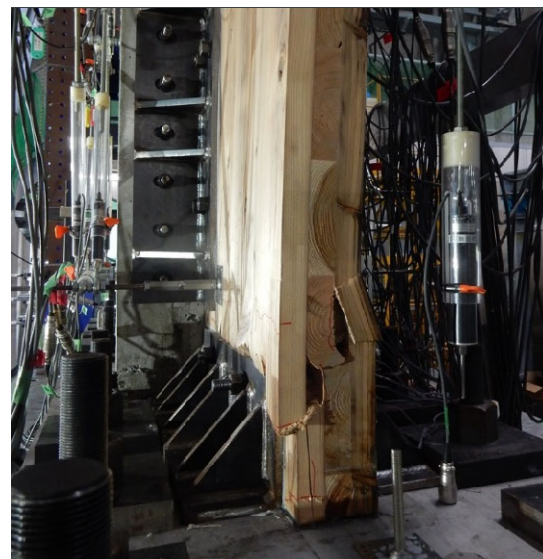
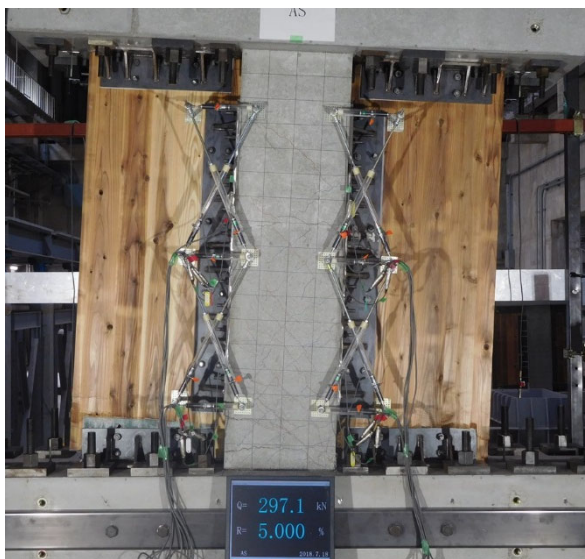
(c) CLT 袖壁—水平接合材間の破壊面の様子 (実験終了後)
写真 2-19 試験体 AS の損傷状況



(d) CLT 袖壁の端部の亀裂 ($R=1/100$)



(e) CLT 袖壁の端部の亀裂 ($R=1/50$)



(f) 最終的な破壊性状 ($R=1/20$)

写真 2-19 試験体 AS の損傷状況

2.5.3.2. 試験体 BS

試験体 BS では、 $R=1/800\text{rad}$ サイクルにおいて、正方向では $Q=76\text{kN}$ で、付方向では $Q=-50\text{kN}$ で CLT 袖壁の脚部の離間が確認された。また、正方向では $Q=108\text{kN}$ で、付方向では $Q=-88\text{kN}$ で、RC 柱の脚部に曲げひび割れが発生した。その後は、試験体 AS と同じように、 $R=1/400\text{rad}$ サイクルでは中心高さ付近まで曲げひび割れの本数が増え、 $R=1/200\text{rad}$ サイクルで曲げせん断ひび割れの進展が見られた。

$R=1/200\text{rad}$ サイクルでは、加力方向に対して引張側にある CLT 袖壁において、CLT 袖壁と柱際に沿ったひび割れの進展が確認された。ひび割れが発生した範囲は柱脚から $300\sim 400\text{mm}$ 程度の範囲であり、RC 柱の塑性ヒンジの長さとはほぼ対応しているものと考えられる。したがって、RC 柱の曲げ変形に追従できなくなることで境界面にひび割れが発生したものと考えられる。その後、 $R=1/133\text{rad}$ サイクルでは、柱際のひび割れは脚部から 1500mm の高さまで進展し、 $R=1/100\text{rad}$ サイクルで試験区間全体（脚部から 1700mm の高さ）まで到達した。また、 $R=1/133\text{rad}$ サイクル以降は、加力方向に対して圧縮側の CLT 袖壁においても、CLT 袖壁と柱際の境界面における離間が確認されており、離間量は特に脚部に近い位置で大きくなる傾向が見られた。これは、加力方向に対して圧縮側の CLT 袖壁において、対角方向の圧縮ストラットが形成されていることを示唆しているものと考えられる。

CLT 袖壁の端部では、 $R=1/100\text{rad}$ サイクルにおいて隅角部の亀裂が発生し、下スタブとの境界面においてもラミナが面外方向に若干膨らむ様子が確認された。また、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルでは、ラミナ間の接着面が破壊し、CLT 袖壁の先端が面外方向に開くように変形する様子が確認された。最終的に $R=1/20\text{rad}$ サイクルの押切載荷時には、ラミナの破壊が脚部から $300\sim 400\text{mm}$ の範囲まで及んでいた。

RC 柱に関しては、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルにおいて、RC 柱の脚部のカバーコンクリートに浮きが、 $R=1/33\text{rad}$ サイクルにおいて、カバーコンクリートの剥落が生じている。また、試験体 BS の特徴として、片持ち柱形式の載荷を行ったにも関わらず、 $R=1/100\text{rad}$ 以降に、試験体の頂部でも曲げひび割れ、曲げせん断ひび割れの発生が確認されている点が挙げられる。このような曲げひび割れ、曲げせん断ひび割れの発生は、同じく片持ち柱形式の載荷を行った試験体 AS では確認されていない。

なお、試験体 BS に関しては、実験終了後に CLT 袖壁とテンションロッドを取り外した状態で、 $R=1/20\text{rad}$ までの押切載荷を行っている。写真 2-21 に示すように、取り外した CLT 袖壁の仕口面にはコンクリートが付着しており、エポキシ樹脂を充填した仕口面における破壊がコンクリート側で生じていることが分かる。RC 柱試験体の表面を見ると、接着面には凹凸が生じていた。したがって、水平接合面においては、離間によって境界面の破壊が生じた後も、離間が閉じ、圧縮軸力が作用すれば、一定の摩擦抵抗が期待できるものと思われる。

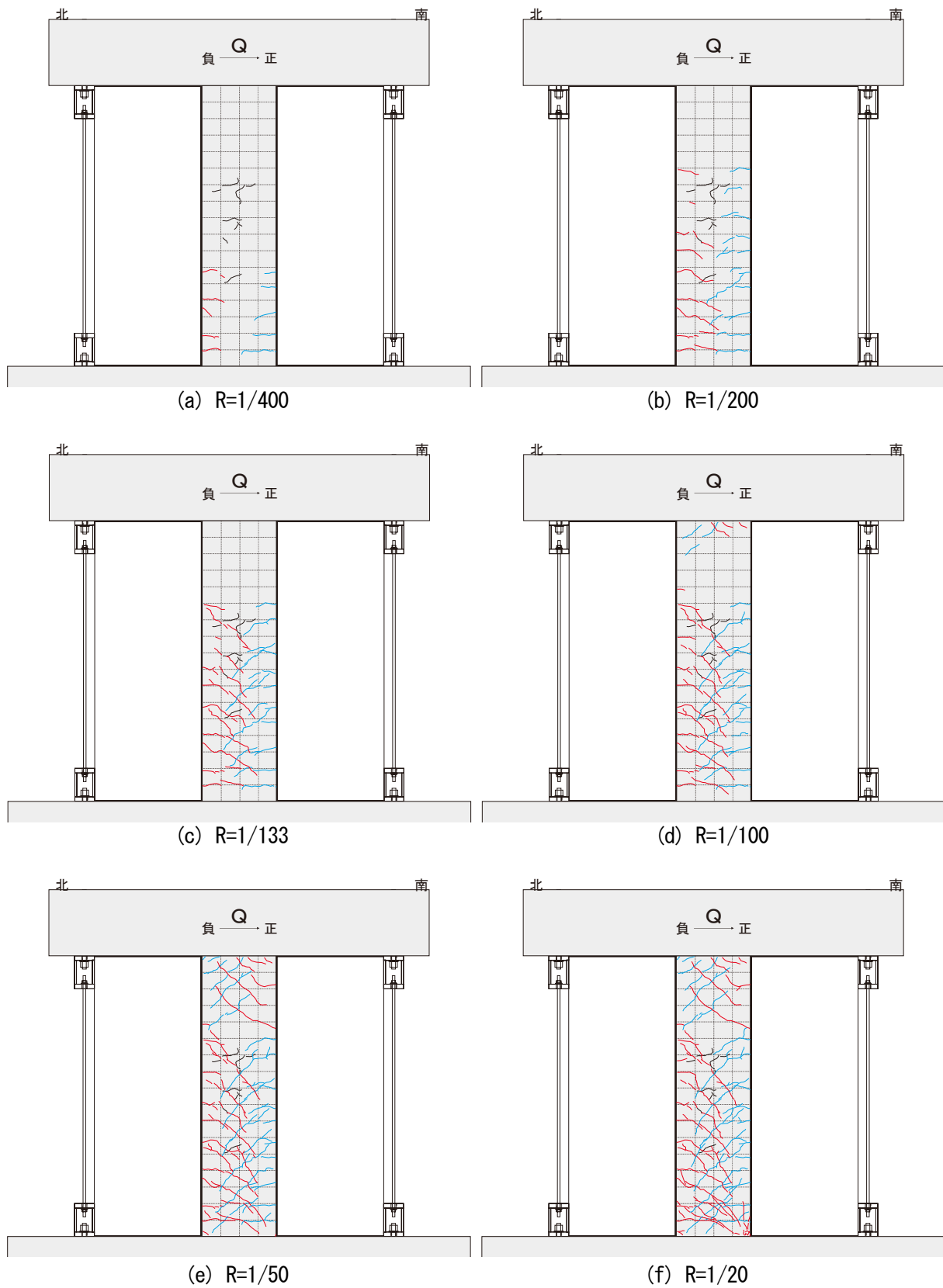


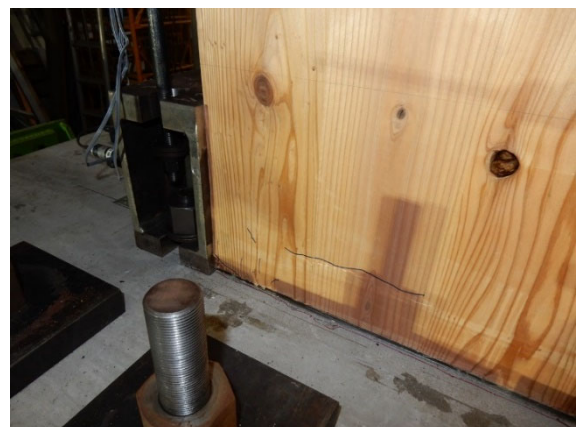
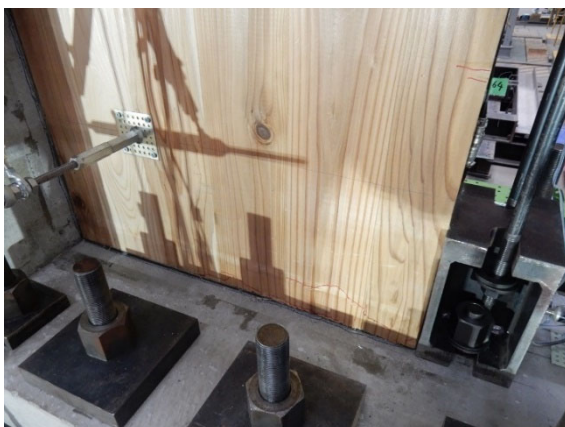
図 2-25 試験体 BS のひび割れ図



(a) CLT 袖壁—RC 柱間の境界面に沿ったひび割れ ($R=1/100$)

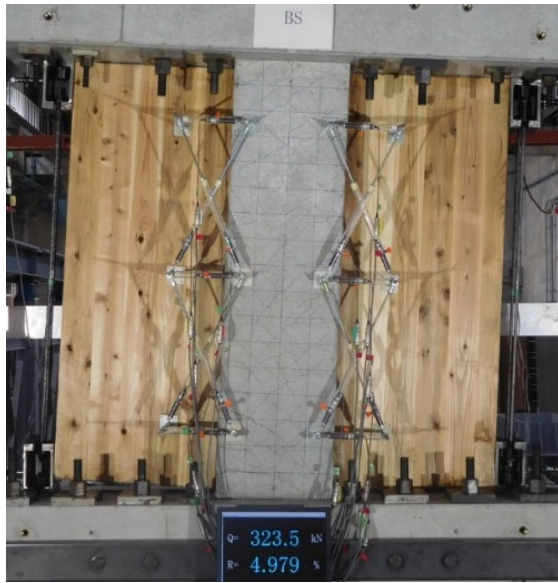


(b) CLT 袖壁の端部の亀裂 ($R=1/100$)



(c) CLT 袖壁の端部の亀裂 ($R=1/50$)

写真 2-20 試験体 BS の損傷状況



(d) 最終的な破壊性状 ($R=1/20$)
写真 2-20 試験体 BS の損傷状況



写真 2-21 試験体 BS の損傷状況 (CLT 袖壁取り外し後)

2.5.3.3. 試験体 AD

試験体 AD では、 $R=1/800\text{rad}$ サイクルにおいて、 $Q=300\text{kN}$ で曲げひび割れの発生を確認した（正方向のみ）。また、正方向では $Q=300\text{kN}$ で、負方向では $Q=-400\text{kN}$ で、CLT 袖壁の脚部もしくは頂部での離間を確認した。その後の $R=1/400\text{rad}$ サイクルでは RC 柱の曲げせん断ひび割れが、 $R=1/200\text{rad}$ サイクルでは RC 柱のせん断ひび割れが発生した。

$R=1/133\text{rad}$ サイクル付近から、試験体 AS と同様に、CLT 袖壁と水平接合材の接着面に亀裂が発生し、境界面ですれが生じる様子が確認された。その後のサイクルにおいても、CLT 袖壁－水平接合材間の接着面のずれは大きくなっている。

RC 柱と CLT 袖壁の鉛直接合面に関しては、 $R=1/100\text{rad}$ サイクルにおいて、加力方向に対して圧縮側に CLT 袖壁が取り付いている位置（正方向加力時の場合は、南側の袖壁の脚部や、北側の袖壁の頂部）において、RC 柱－CLT 袖壁間のひび割れの発生や、CLT 袖壁－鉛直接合材間の接着面が部分的にずれている様子が確認された。 $R=1/50\text{rad}$ サイクルになると、材軸方向に配置された最外縁のラミナ間で鉛直方向のずれが生じ、CLT 袖壁自体がせん断変形している様子が確認された。ラミナ間の鉛直方向のずれは RC 柱に近い程大きく、CLT 袖壁の端部では小さくなる傾向があった。また、ラミナ間のずれが支配的となったため、CLT 袖壁－鉛直接合材間の接着面のずれがそれ以上進展することはなかった。また、試験体 AS と比較すると CLT 袖壁の端部の損傷は小さく抑えられており、 $R=1/20\text{rad}$ サイクルにおいても、目立った損傷は確認されなかった。

なお、RC 柱に関しては、 $R=1/100\text{rad}$ サイクルにおいて、RC 柱の脚部もしくは頂部に圧縮方向の縦ひび割れが発生し、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルにおいて、カバーコンクリートの剥落が生じている。

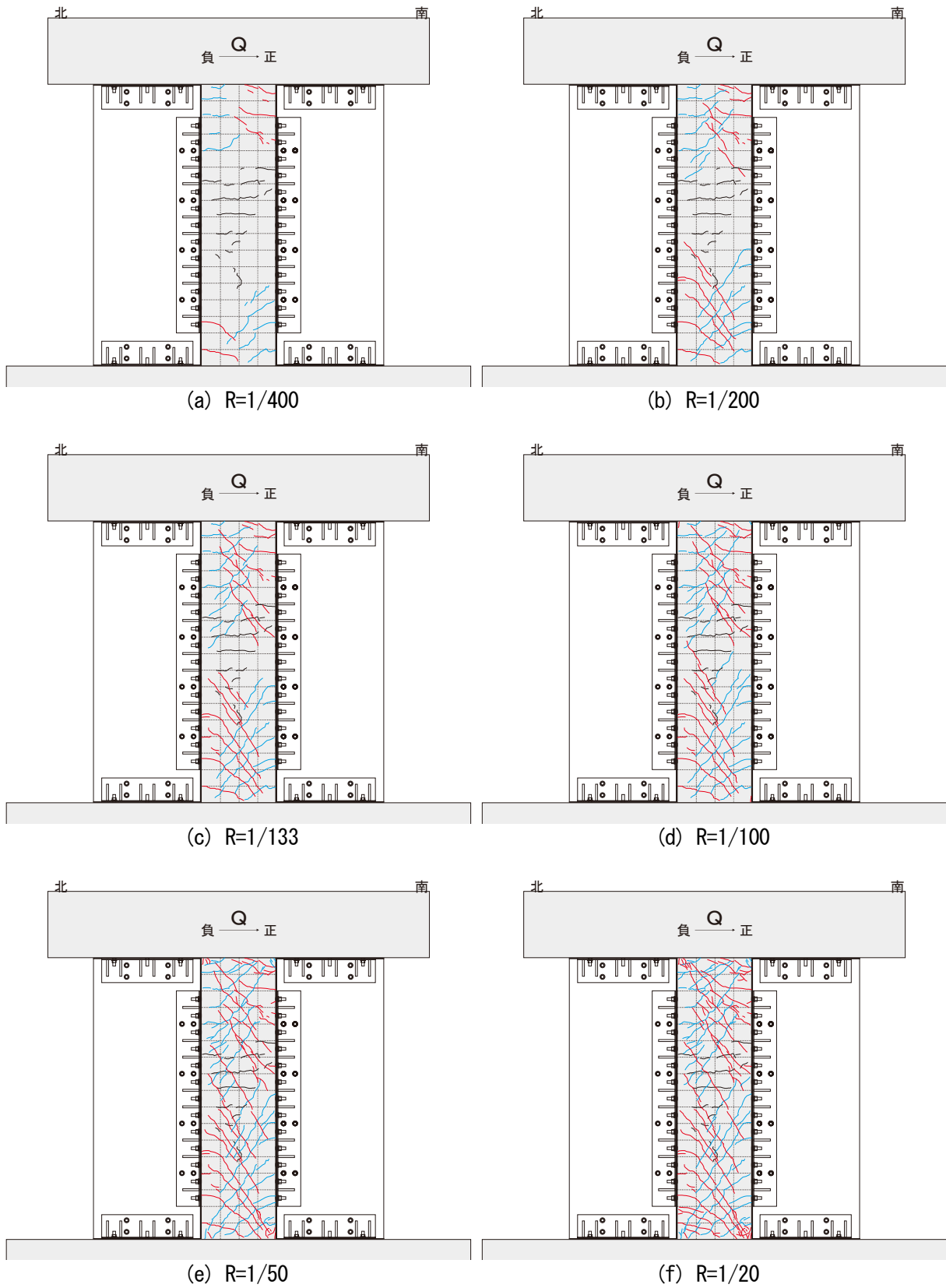


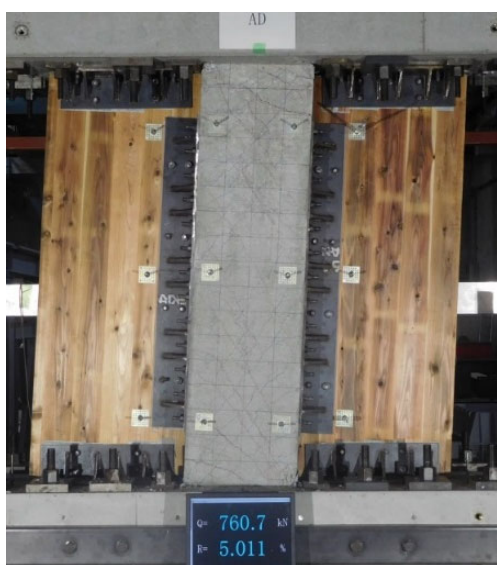
図 2-26 試験体 AD のひび割れ図



(a) CLT 袖壁—水平接合材間のずれと CLT 袖壁—RC 柱間のひび割れ ($R=1/100$)



(b) CLT 袖壁—水平接合材間のずれ ($R=1/50$)



(c) 最終的な破壊性状 ($R=1/20$)

写真 2-22 試験体 AD の損傷状況

2.5.3.4. ひび割れ幅の推移

表 2-25、表 2-26 に各サイクルの正方向載荷時の 2 回目のピーク時と除荷時(水平荷重が 0kN の時)に計測した RC 柱の最大ひび割れ幅の推移を示す。ひび割れ幅の計測にはクラックゲージを用い、試験区間内のひび割れのうち、その幅が最大となるものを用いた。また、ひび割れ幅の計測は、曲げひび割れとせん断ひび割れ(曲げせん断ひび割れも含む)に分類して行った。

いずれの試験体も $R=1/100\text{rad}$ サイクルまでは、残留ひび割れ幅が 0.05mm 以下に留まっている。本試験体の縮尺は 2/3 であり、寸法効果が損傷量に及ぼす影響について考える必要はあるが、この程度のサイクルまでであれば、直ちに修復が必要となるような目立った損傷が RC 柱には残らないことが分かる。CLT 袖壁に関しても、 $R=1/100\text{rad}$ サイクル付近までは、壁端に亀裂がわずかに発生する程度に留まることを確認しており、損傷を抑制する観点では層間変形角 $R=1/100\text{rad}$ が目安となるものと考えられる。

表 2-25 ひび割れ幅の推移(曲げひび割れ、単位: mm)

	AS		BS		AD	
	ピーク時	除荷時	ピーク時	除荷時	ピーク時	除荷時
R=+1/400	0.05mm 未満	閉	0.05mm 未満	閉	0.05mm	0.05mm 未満
R=+1/200	0.05mm	閉	0.05mm	閉	0.10mm	0.05mm 未満
R=+1/133	0.15mm	閉	0.10mm	0.05mm 未満	0.15mm	0.05mm
R=+1/100	0.20mm	閉	0.15mm	0.05mm 未満	0.25mm	0.05mm
R=+1/50	1.20mm	1.00mm	1.00mm	0.65mm	1.10mm	0.75mm

表 2-26 ひび割れ幅の推移(せん断ひび割れ、単位: mm)

	AS		BS		AD	
	ピーク時	除荷時	ピーク時	除荷時	ピーク時	除荷時
R=+1/400	—		0.05mm 未満	閉	0.05mm	0.05mm 未満
R=+1/200	0.05mm	0.05mm 未満	0.05mm	閉	0.10mm	0.05mm 未満
R=+1/133	0.10mm	0.05mm 未満	0.05mm	0.05mm 未満	0.20mm	0.05mm 未満
R=+1/100	0.15mm	0.05mm 未満	0.15mm	0.05mm 未満	0.20mm	0.05mm
R=+1/50	0.25mm	0.10mm	0.25mm	0.10mm	0.35mm	0.15mm

2.5.4. 荷重変形関係

図 2-27、図 2-28、図 2-29 に各試験体の荷重変形関係を示す。なお、各図には、最大耐力点に加え、柱主筋、帯筋、アンカーボルト、テンションロッドの降伏点も示している。また、これらの特性点をまとめたものを表 2-27 に示す。

試験体 AS では、 $R=0.3\sim 0.4\times 10^2\text{rad}$ 付近で、袖壁脚部のアンカーボルトが引張降伏し、その後、 $R=0.8\sim 0.9\times 10^2\text{rad}$ 付近で、柱主筋が引張降伏し、耐力がほぼ頭打ちとなった。したがって、 $R=1/100\text{rad}$ までに凡その最大耐力を発揮することができると言える。実験では、 $R=1/133\text{rad}$ サイクルにおいて、CLT 袖壁と水平接合部の山形鋼の間の接着面の剥離が生じたことにより、アンカーボルトが負担可能な引張力が減少したことも、早期に最大耐力を迎えた一因となっている可能性がある。

試験体 BS についても、 $R=0.3\sim 0.4\times 10^2\text{rad}$ 付近で、袖壁の外側に設けたテンションロッドが引張降伏し、その後、試験体 AS と同様に、 $R=0.8\sim 0.9\times 10^2\text{rad}$ 付近で、柱主筋が引張降伏した。試験体 AS との相違点として、柱主筋の降伏後も水平荷重の増大が見られ、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルにおいて、最大耐力に到達した。図 2-30 に試験体 AS と試験体 BS の荷重変形関係の包絡線の比較を示す。両試験体の最大耐力はほぼ等しいが、試験体 AS が $R=1/100\text{rad}$ サイクルでほぼ最大耐力に到達していたのに対し、試験体 BS では $R=1/50\text{rad}$ サイクルまで最大耐力が増加し続けた。その原因としては、試験体 BS では、試験体 AS のアンカーボルトと異なり、テンションロッドの引張力が増大し続けたこと、試験体 BS では、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合面において、ずれ変形が生じており、試験体 AS と比較して、CLT 袖壁に強制される変形が小さくなったことなどが考えられる。

試験体 AD では、 $R=0.6\sim 0.7\times 10^2\text{rad}$ 付近で、袖壁脚部のアンカーボルトが引張降伏した。これは、試験体 AS の 2 倍近い変形であった。CLT 袖壁と水平接合部の山形鋼の間の接着面の剥離が生じたことにより、アンカーボルトが負担可能な引張力が減少したのは、試験体 AS と同様に、 $R=1/133\text{rad}$ サイクル付近からであり、試験体 AD における接着面の剥離が早期に生じた訳ではない。後述の 2.5.6 項で示すように、試験体 AD では、逆対称の曲げモーメント分布を与えたことにより、CLT 袖壁のせん断変形の割合が大きくなっており、CLT 袖壁の曲げ変形の割合が小さかったことで、アンカーボルトが引張降伏する際の変形角が大きくなったと考えられる。試験体 AS と同じく、 $R=0.8\sim 0.9\times 10^2\text{rad}$ 付近で、柱主筋が引張降伏すると、耐力がほぼ頭打ちとなった。

試験体 BS に関しては、加力実験終了後に、CLT 袖壁、滑り止め、テンションロッドを取り外した状態で、 $R=+1/20\text{rad}$ まで一方向の押し切り荷重を行った。図 2-31 にその際の荷重変形関係を示す。RC 柱のみの場合の押し切り時の最大耐力は 138kN であり、実験における最大耐力 (387kN) の 0.36 倍であった。単純な比較はできないが、試験体 BS では、CLT 袖壁、滑り止め、テンションロッドの設置により、3 倍近く最大耐力が増大した可能性がある。

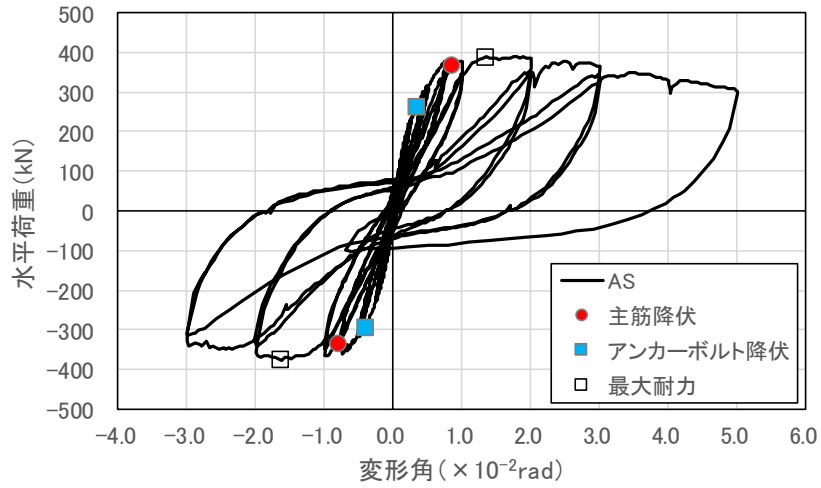


図 2-27 水平荷重—変形角関係 (試験体 AS)

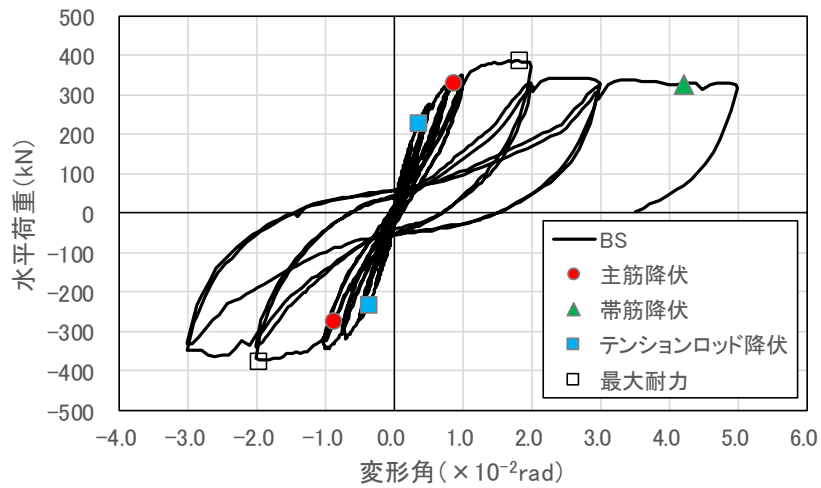


図 2-28 水平荷重—変形角関係 (試験体 BS)

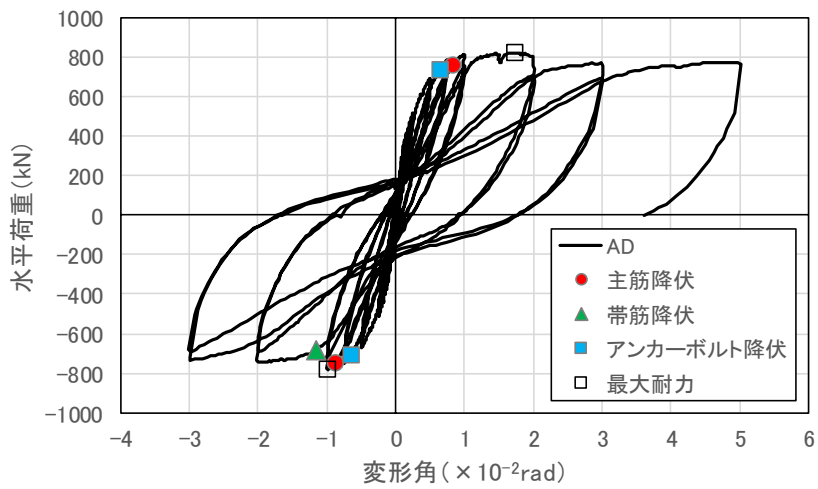


図 2-29 水平荷重—変形角関係 (試験体 AD)

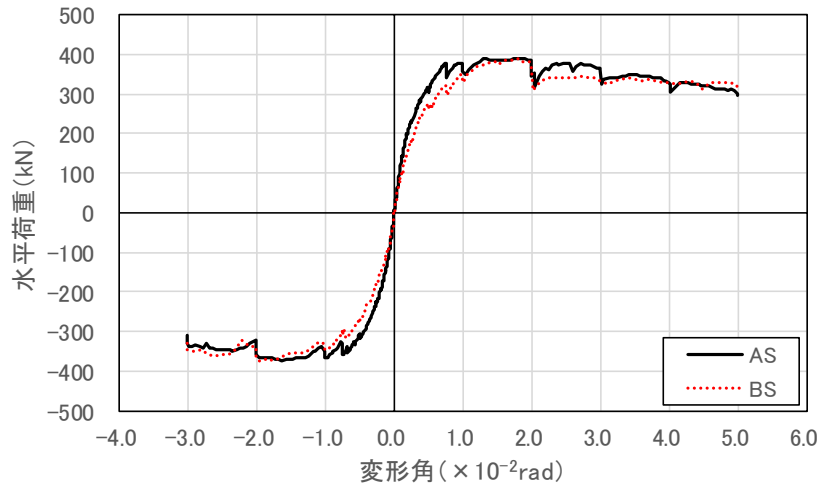


図 2-30 試験体 AS と試験体 BS の包絡線の比較

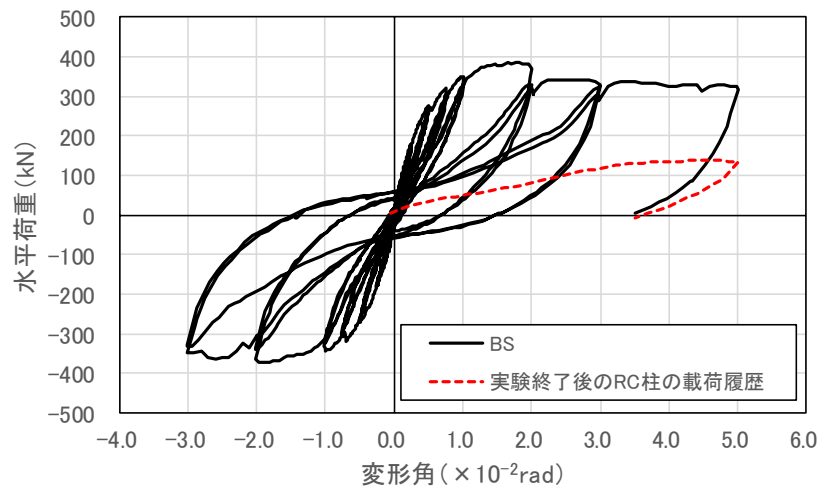


図 2-31 水平荷重－変形角関係（試験体 BS、加力終了後）

表 2-27 各特性点における荷重と変形

	主筋降伏		帯筋降伏		アンカーボルト降伏		テンションロッド降伏		最大耐力	
	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
AS	0.860	366	-	-	0.328	262	-	-	1.341	389
	-0.805	-335	-	-	-0.412	-294	-	-	-1.636	-376
BS	0.871	330	4.206	328	-	-	0.358	229	1.819	387
	-0.869	-273	-	-	-	-	-0.360	-230	-1.964	-373
AD	0.838	759	-	-	0.638	736	-	-	1.732	819
	-0.884	-748	-1.162	-681	-0.656	-708	-	-	-0.991	-779

2.5.5. 補強効果の検証(RC柱の終局強度計算値との比較)

現状では、CLT 袖壁を設置した RC 柱の曲げ終局モーメント、せん断終局耐力を簡易に予測する方法がない（後述する骨組解析を実施すれば推定は可能）ため、ここでは、文献[2-2]に記載のある以下の計算式を用いて、実験の最大耐力を RC 柱単独で考えた場合の曲げ終局モーメント時のせん断力、せん断終局耐力と比較した。曲げ終局モーメント時のせん断力は、釣合軸力以下の場合の式(2.1)による曲げ終局モーメントを、せん断スパン（試験体 AS、BS：2.3m、試験体 AD：0.85m）で除すことで、せん断終局耐力は式(2.2)を用いて計算した。材料強度には、2.4 節で示した実強度を用いた。

いずれの試験体についても、RC 柱の曲げ終局モーメント時のせん断力がせん断終局耐力よりも小さくなった。RC 柱の曲げ終局モーメント時のせん断力と比較すると、実験の最大耐力は、試験体 AS、BS で約 2.6 倍、試験体 AD で 2.0 倍となっており、CLT 袖壁、アンカーボルト、テンションロッドの設置による補強効果が確認できる。

$$M_u = 0.5 a_g c \sigma_y g_1 D_c + 0.5 N_c D_c (1 - N_c / b_c D_c F_c) \quad (2.1)$$

ここで、 a_g ：RC 柱の主筋全断面積（ mm^2 ）、 $c \sigma_y$ ：RC 柱主筋の降伏強度（ N/mm^2 ）、 g_1 ：RC 柱の引張筋重心と圧縮筋重心との距離の全せいに対する比、 D_c ：RC 柱のせい（ mm ）、 N_c ：RC 柱の軸方向力（ N ）、 b_c ：RC 柱の幅（ mm ）、 F_c ：コンクリートの設計基準強度（ N/mm^2 ）である。

$$c Q_{su} = \left\{ \frac{0.068 c p_t^{0.23} (c F_c + 18)}{M / (Q \cdot d_c) + 0.12} + 0.85 \sqrt{c p_w c \sigma_{wy}} + 0.1 c \sigma_0 \right\} b_c j_c \quad (2.2)$$

ここで、 p_t ：RC 柱の引張鉄筋比（%）、 F_c ：コンクリートの設計基準強度（ N/mm^2 ）、 M/Q ： M 、 Q はそれぞれ終局強度算定時における部材内の最大曲げモーメント及びせん断力（ただし、 $M/(Qd_c) < 1$ のとき 1 とし、 $M/(Qd_c) > 3$ のとき 3 とする）（ mm ）、 d_c ：RC 柱の有効せい（ mm ）、 p_w ：RC 柱のせん断補強筋比（小数、中子筋を除く場合 0.012 を上限とする。ただし、せん断補強筋として中子筋を併用する場合やスパイラル筋を用いる場合には 0.015 を上限とすることができる。）、 $c \sigma_{wy}$ ：RC 柱のせん断補強筋の降伏強度（ N/mm^2 ）、 j_c ：RC 柱の応力中心距離で $7d_c/8$ としよ（ mm ）、 $c \sigma_0$ ：RC 柱の平均軸方向応力度（ $=N_c/(b_c D_c)$ ）（ N/mm^2 ）で $0.4 F_c$ 以下である。

表 2-28 各試験体の初期剛性と最大耐力の比較

	実験値	計算値(RC柱のみ)	
	最大耐力 Q_{\max} (kN)	曲げ終局モーメント時 のせん断力 Q_{μ} (kN)	せん断終局耐力 Q_{su} (kN)
AS	388.8	148.0	405.1
	-375.9		
BS	387.3	147.9	403.5
	-373.4		
AD	819.0	418.0	466.1
	-779.2		

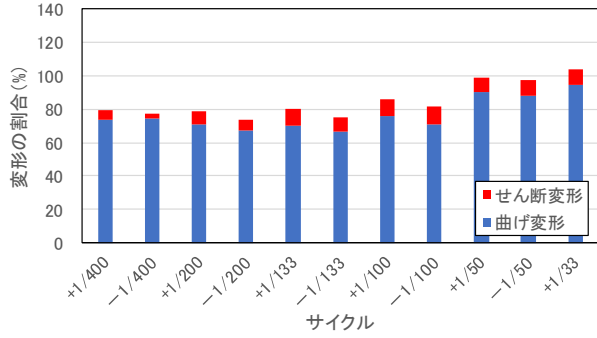
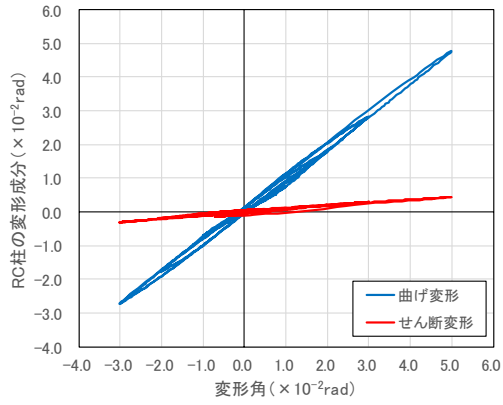
2.5.6. 変形成分

2.5.6.1. 曲げ変形とせん断変形の比率

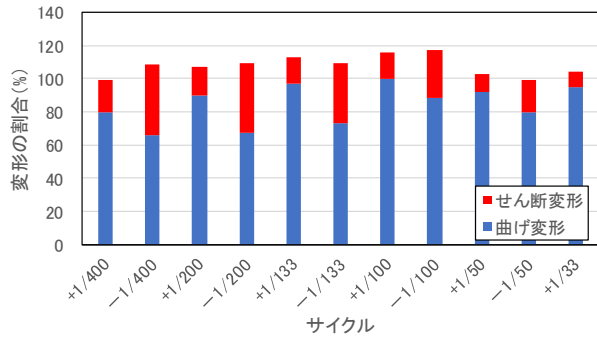
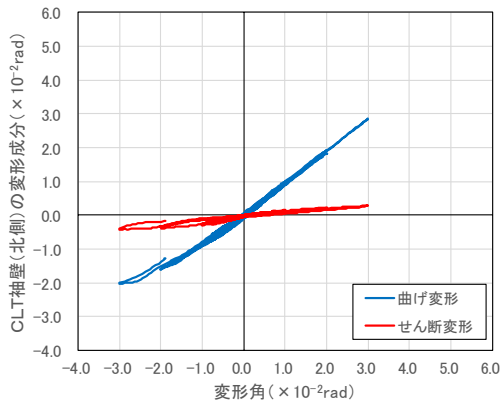
図 2-32、図 2-33、図 2-34 に加力制御に用いた図 2-18 で示した水平変位計の計測値から算定した変形角（横軸）と、各試験体の RC 柱、南北の CLT 袖壁の曲げ変形角、せん断変形角（縦軸）の関係と、各サイクルにおける RC 柱、南北の CLT 袖壁の曲げ変形角、せん断変形角の変形角に対する比率を示す。RC 柱、南北の CLT 袖壁の曲げ変形角、せん断変形角は、図 2-19、図 2-20 で示した変位計の計測値から計算した。

図 2-32(c)に示す試験体 AS の南側袖壁、図 2-33 に示す試験体 BS の南側袖壁を除くと、RC 柱、CLT 袖壁の曲げ変形成分とせん断変形成分の和は、水平変位計の計測値から算定した変形角と概ね一致しており、各区間における計測が精度良く行われていることが確認できる。

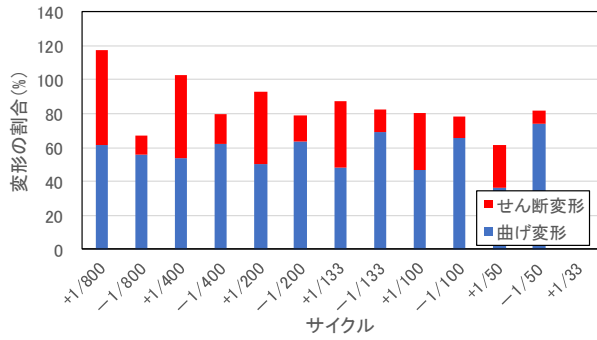
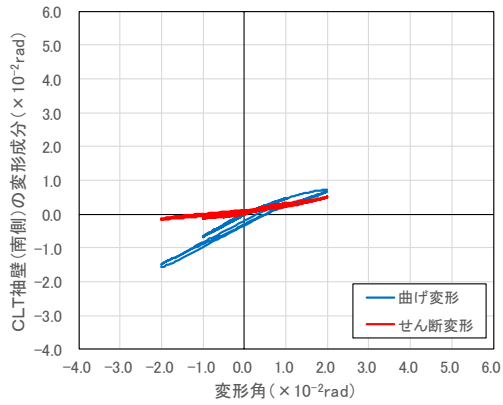
RC 柱に関しては、いずれの試験体でも、変形の大部分を曲げ変形が占めており、せん断変形の割合は小さい。特に片持ち柱形式の载荷を行った試験体 AS、BS ではその傾向が顕著である。一方、CLT 袖壁に関しては、片持ち柱形式の载荷を行った試験体 AS、BS では、RC 柱と同様に、変形の大部分を曲げ変形が占めており、せん断変形の割合は比較的小さい。しかしながら、逆対称载荷を行った試験体 AD では、変形の大部分をせん断変形が占めていた。2.5.4 項の荷重変形関係では、試験体 AS と比較して、試験体 AD ではアンカーボルトが降伏する時の変形角が倍近く大きくなることを説明したが、CLT 袖壁のせん断変形成分が大きくなり、アンカーボルトに伸びを生じさせる原因となる曲げ変形の割合が小さくなったことがその一因として考えられる。2.5.3 項で示したように、試験体 AD では、材軸方向に配置された最外縁のラミナ間で鉛直方向のずれが生じ、CLT 袖壁自体がせん断変形している様子が確認されており、変形角の増大に比例する形でせん断変形が増大していたことが確認できる。



(a) RC 柱

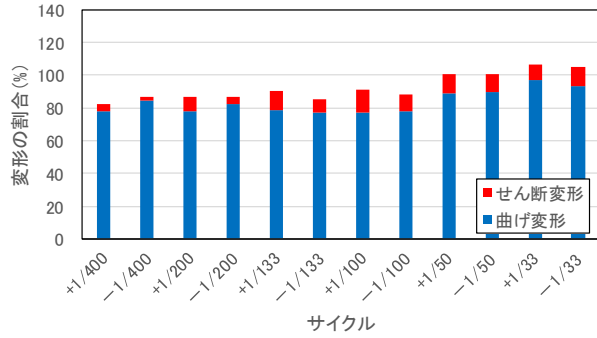
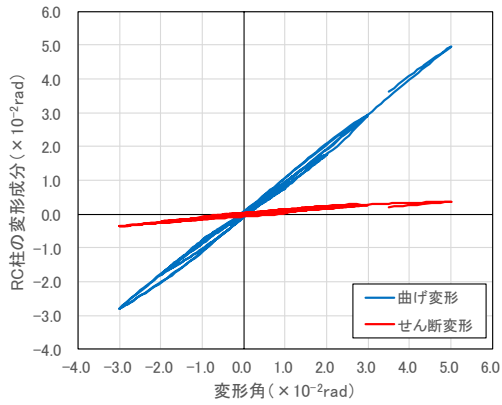


(b) CLT 袖壁 (北側)

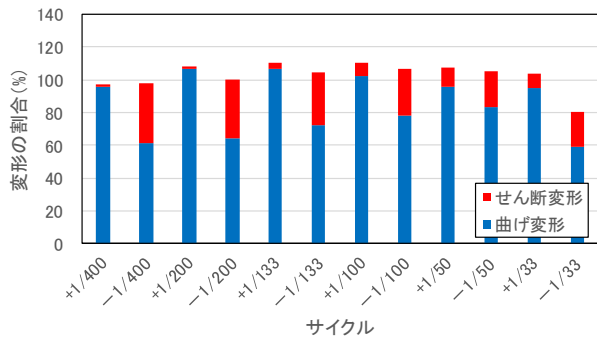
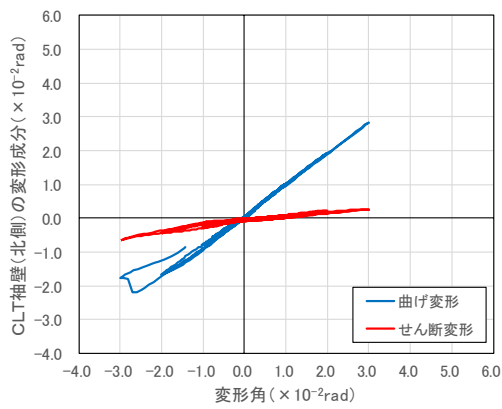


(c) CLT 袖壁 (南側)

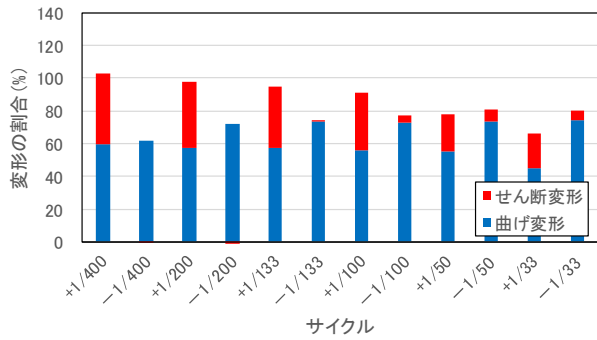
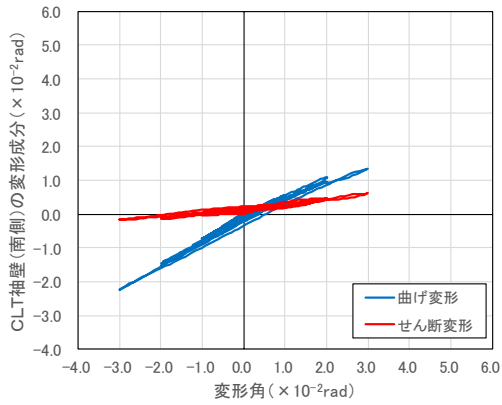
図 2-32 各部材の曲げ変形、せん断変形の割合 (試験体 AS)



(a) RC 柱

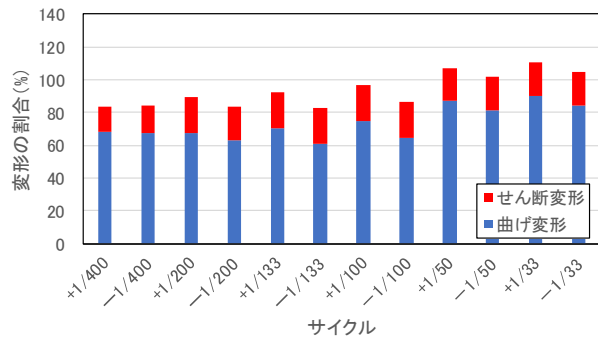
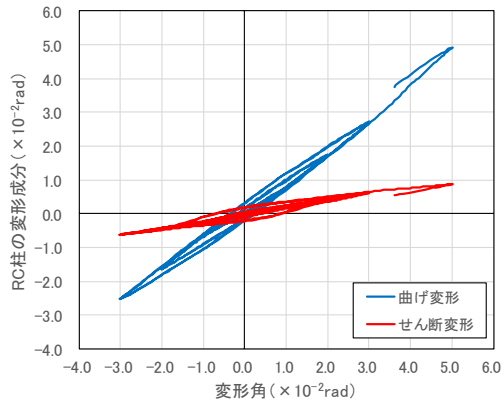


(b) CLT 袖壁 (北側)

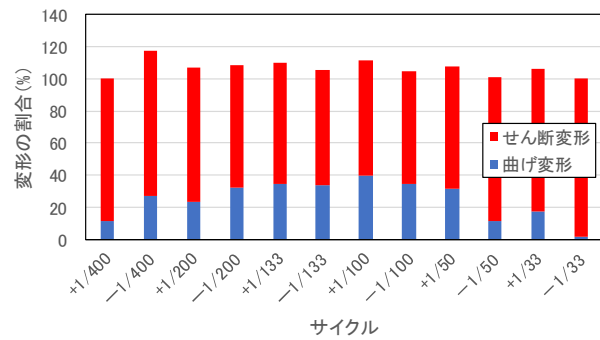
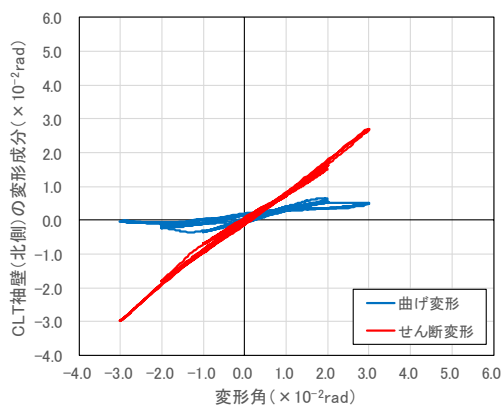


(c) CLT 袖壁 (南側)

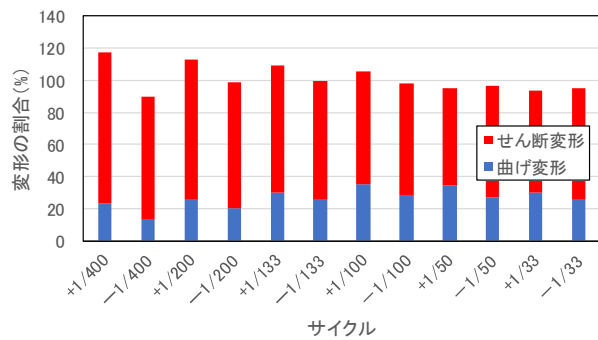
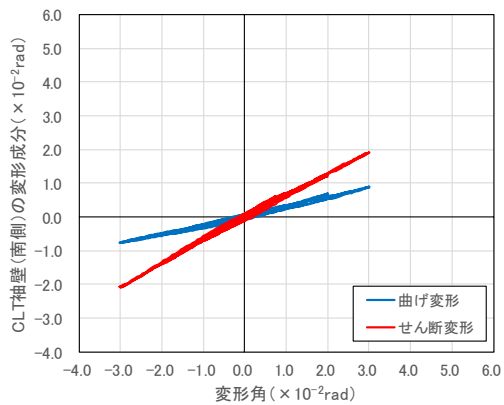
図 2-33 各部材の曲げ変形、せん断変形の割合 (試験体 BS)



(a) RC 柱



(b) CLT 袖壁 (北側)



(c) CLT 袖壁 (南側)

図 2-34 各部材の曲げ変形、せん断変形の割合 (試験体 AD)

2.5.6.2. 鉛直接合面におけるせん断変形

図 2-35 に、図 2-21 で示した RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直目地を横切るように設置した変位計の計測値を用いて算定した鉛直接合面におけるせん断変形の推移を示す。なお、図 2-21 に示すように、試験体 AS、AD の山形鋼を避けるように変位計を設置したため、計測区間（RC 柱側：70mm、CLT 袖壁側：200mm、合計 270mm）が長く、ここで示すせん断変形には、境界面におけるずれだけでなく、CLT 袖壁自体のせん断変形も含まれているものと考えられる。

鉛直接合面におけるせん断変形は、同じ片持ち載荷の場合で比較すると、鉛直接合面に山形鋼を設けた試験体 AS と比較して、鉛直接合面に金物を設けていない試験体 BS の方が大きい。いずれの試験体でも、加力方向に対して圧縮側に位置する CLT 袖壁の鉛直接合面におけるずれ量が大きくなっており、試験体 BS では、最大で 5mm 程度のせん断変形が確認された。試験体 BS では目視により、RC 柱-CLT 袖壁間でずれが生じていることが確認されており、CLT 袖壁自体のせん断変形は小さいものと考えられる。また、試験体 BS のずれ量は、変形角の増大に比例する形で大きくなっており、その増大は、CLT 袖壁のラミナ間の接着面が破壊し、CLT 袖壁の先端が面外方向に開くように変形する様子が確認された $R=1/50\text{rad}$ サイクル付近まで継続した。

また、逆対称載荷とした試験体 AD では、片持ち載荷とした試験体 AS を大きく上回る、最大で 12mm 程度のせん断変形が確認されている。試験体 AD では、鉛直接合面に山形鋼を設けており、目視でも RC 柱-CLT 袖壁間のずれは確認されていない。したがって、試験体 BS の場合と異なり、CLT 袖壁自体のせん断変形が占める割合が大きいものと考えられる。そこで、試験体 AD に関しては、図 2-35 で示した鉛直接合面におけるせん断変形を、CLT 袖壁側の計測長さである 200mm で除して求めたせん断変形角と変形角の関係性を求めた。図 2-36 に関係図を示す。鉛直接合面におけるせん断変形角は、試験体の変形角と同等かそれを上回る値となっており、両者の間に関連性が見られる。

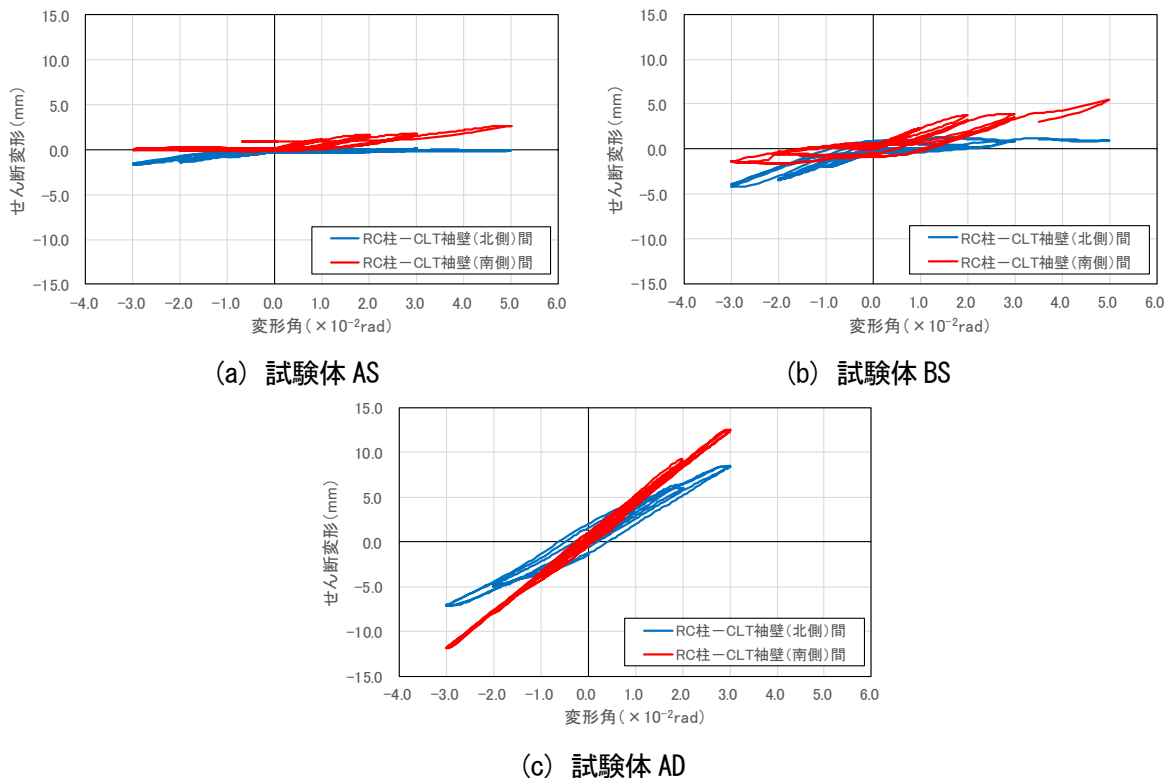


図 2-35 鉛直接合面におけるせん断変形の推移

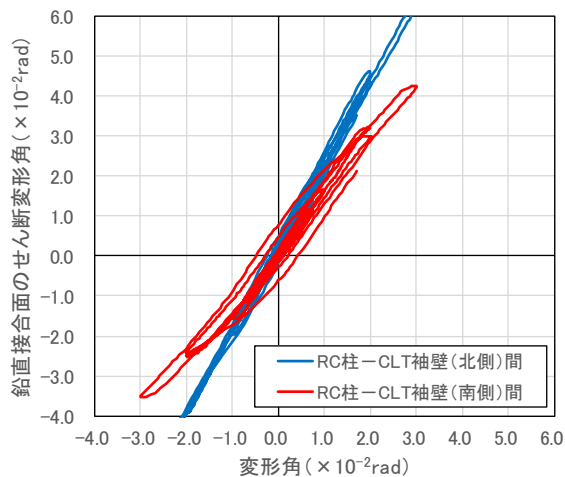


図 2-36 試験体 AD の鉛直接合面におけるせん断変形角の推移

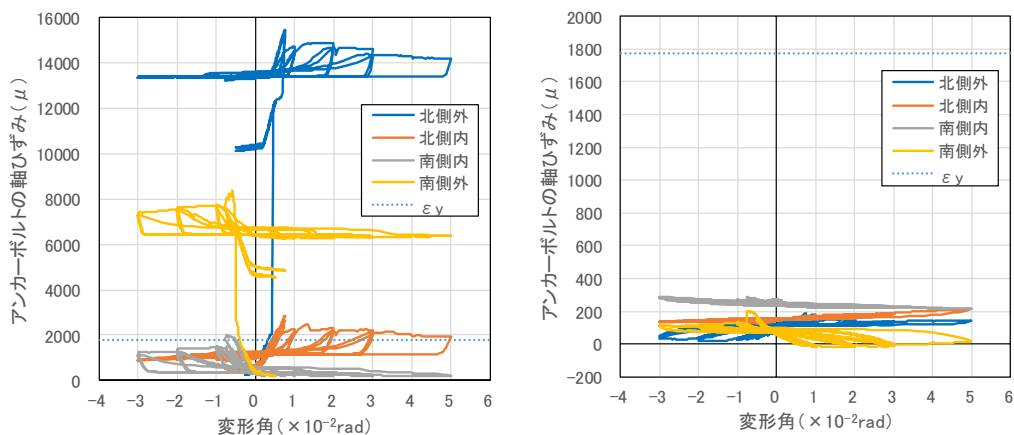
2.5.7. 各部位のひずみの推移

2.5.7.1. アンカーボルト、テンションロッドの軸ひずみの推移

図 2-37 から図 2-39 に、アンカーボルト（試験体 AS、AD）とテンションロッド（試験体 BS）の軸ひずみの推移を示す。

試験体 AS では、脚部において、いずれのアンカーボルトにも降伏ひずみ ($\epsilon_y=1776\mu$) を超える引張ひずみが確認されているが、袖壁の外側に配置したアンカーボルトの引張ひずみは $R=1/100\text{rad}$ サイクルでほぼ頭打ちとなっている。これは、水平接合部の接着面にずれが生じ、アンカーボルトに十分な引張ひずみが生じなくなったことが原因と考えられる。また、袖壁の内側に配置されたアンカーボルトについても、水平接合部の接着面のずれの影響で、引張ひずみは降伏ひずみ程度に留まっている。また、片持ち柱形式の载荷を行ったため、頂部のアンカーボルトには殆ど引張ひずみは生じていない。

試験体 BS では、テンションロッドを滑り止めに固定していたため、変形角の増大に伴って、実験終了時まで引張ひずみが増大する傾向が確認された。最終の $R=1/25\text{rad}$ サイクルにおける押切载荷時には、引張ひずみが 40000μ に到達しており、テンションロッドのひずみは、ひずみ硬化域に到達していたものと考えられる。



(a) 脚部

(b) 頂部

図 2-37 アンカーボルトのひずみの推移(試験体 AS)

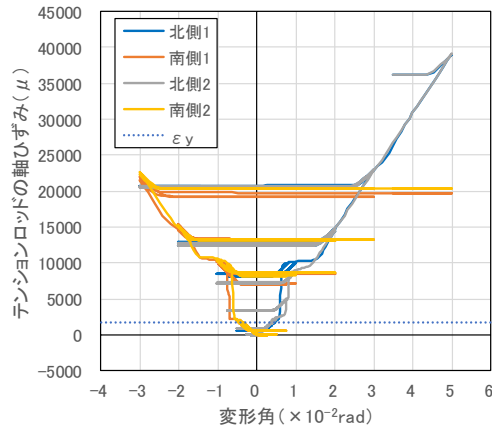
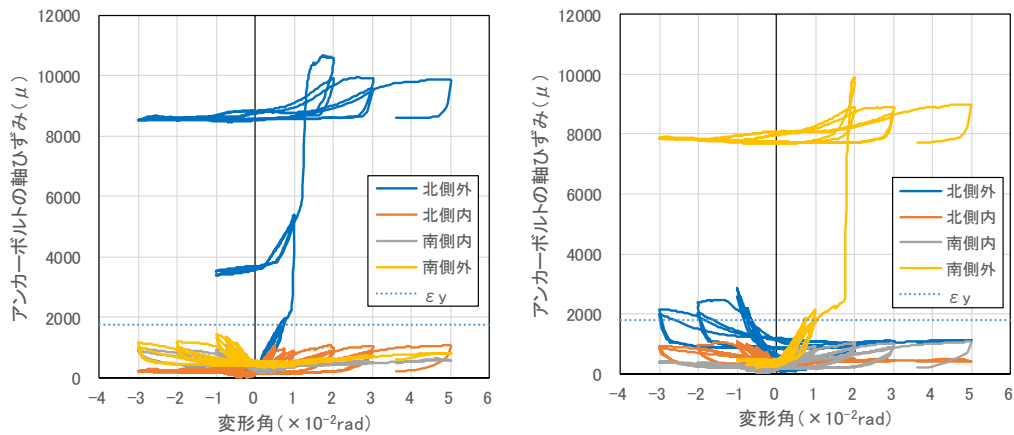


図 2-38 テンションロッドのひずみの推移(試験体 BS)

試験体 AD では、袖壁の外側に配置したアンカーボルトでは引張降伏が生じたものの、袖壁の内側に配置したアンカーボルトでは引張降伏が生じなかった。また、袖壁の外側に配置したアンカーボルトの引張ひずみが $R=1/50\text{rad}$ サイクルでほぼ頭打ちとなっており、その原因として、水平接合部の接着面に生じたずれの影響や、CLT 袖壁のせん断降伏によって、脚部の離間がそれ以上進展しなくなったことが考えられる。



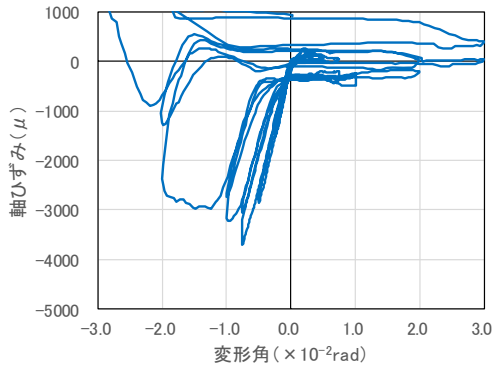
(a) 脚部

(b) 頂部

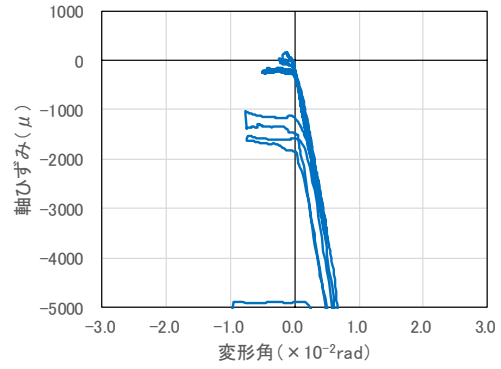
図 2-39 アンカーボルトのひずみの推移(試験体 AD)

2.5.7.2. CLT 袖壁端部の軸ひずみの推移

図 2-40 から図 2-42 に CLT 袖壁端部の軸ひずみの推移を示す。片持ち柱形式の試験体 AS、BS の場合は $R=1/100\text{rad}$ で $3000\sim 5000\mu$ 程度、逆対称形式の試験体 AD の場合は $R=1/100\text{rad}$ で $2000\sim 3000\mu$ 程度の圧縮ひずみが袖壁端に生じている。CLT の圧縮強度時のひずみ(縦圧縮の場合、座屈強度を使用)は、S60-3-3 で 3653μ 、S60-3-4 で 3452μ であり、試験体 AS、BS では、 $R=1/100\text{rad}$ で座屈強度に相当する軸ひずみが生じていることになる。

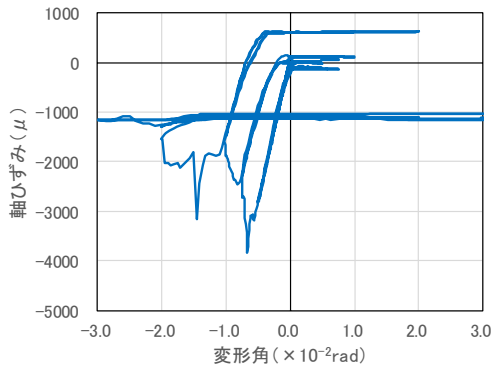


(a) $x=-850\text{mm}$ 、 $y=50\text{mm}$

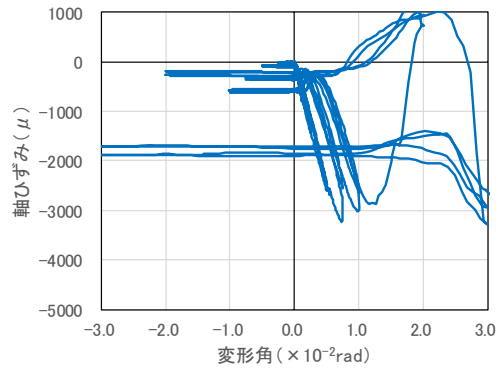


(b) $x=+850\text{mm}$ 、 $y=50\text{mm}$

図 2-40 CLT 袖壁端部のひずみの推移(試験体 AS)

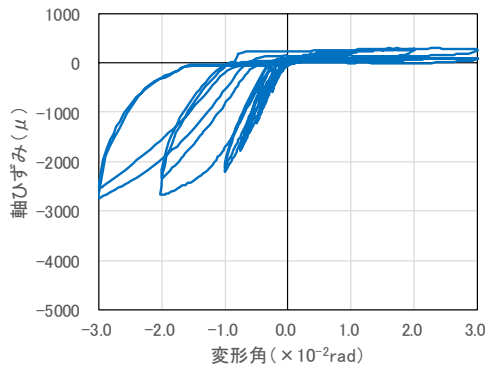


(a) $x=-850\text{mm}$ 、 $y=50\text{mm}$

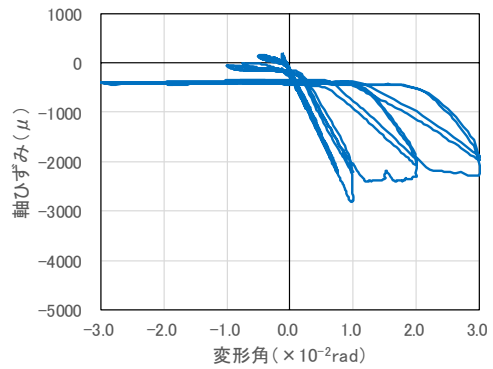


(b) $x=+850\text{mm}$ 、 $y=50\text{mm}$

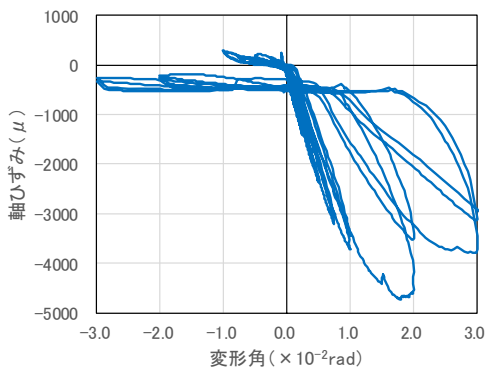
図 2-41 CLT 袖壁端部のひずみの推移(試験体 BS)



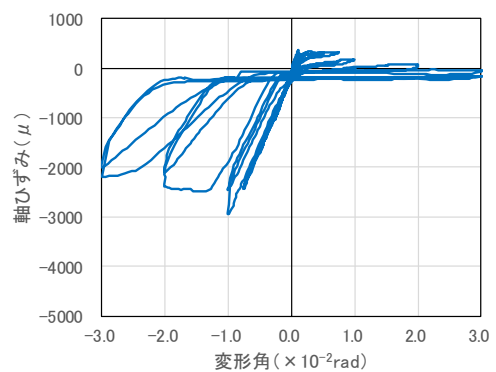
(a) $x=-850\text{mm}$ 、 $y=50\text{mm}$



(b) $x=+850\text{mm}$ 、 $y=50\text{mm}$



(c) $x=-850\text{mm}$ 、 $y=1650\text{mm}$



(d) $x=+850\text{mm}$ 、 $y=1650\text{mm}$

図 2-42 CLT 袖壁端部のひずみの推移(試験体 AD)

2.5.7.3. CLT 袖壁の断面内の軸ひずみの推移

図 2-43 に示す位置に貼り付けたひずみゲージで計測した CLT 袖壁の $R=1/400$ 、 $1/200$ 、 $1/100\text{rad}$ サイクルの一回目の正負各方向のピーク時の軸ひずみの分布を図 2-44、図 2-45 に示す。図中の水平線は、CLT を弾性材と考えた場合の圧縮強度到達時のひずみ $\sigma_{B, \text{clt}}/E_{c, \text{clt}}$ ($\sigma_{B, \text{clt}}$: CLT の圧縮強度の補正値、 $E_{c, \text{clt}}$: CLT の割線剛性) を示している。

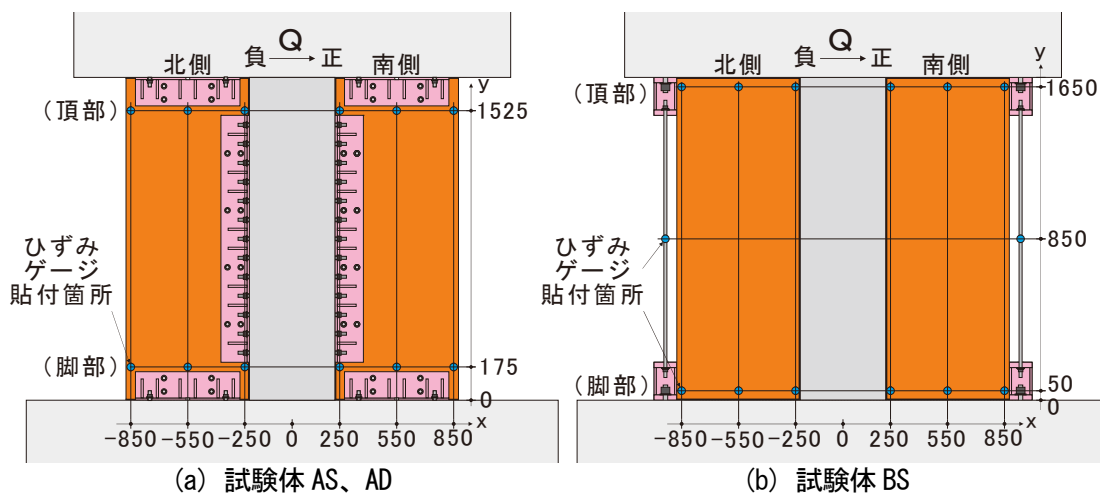
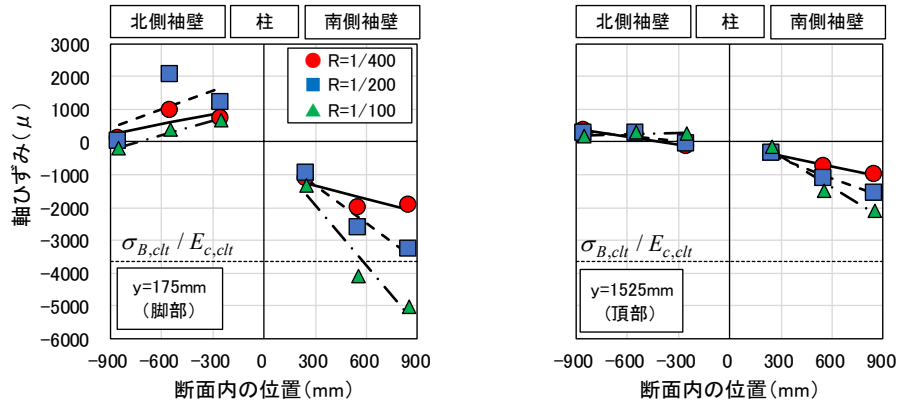


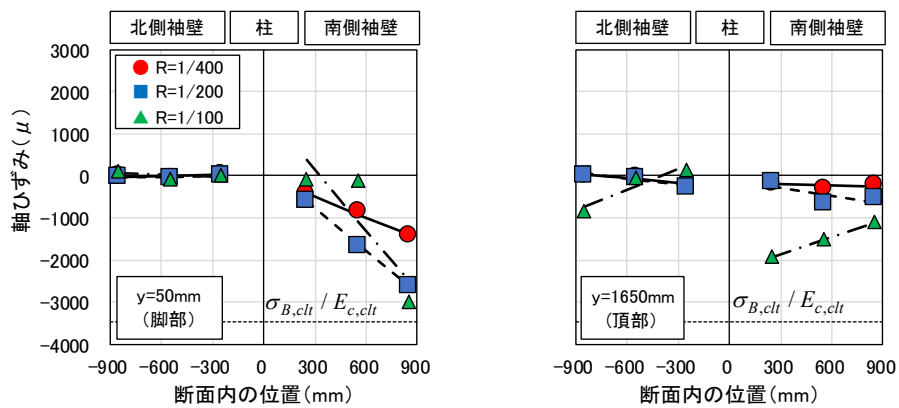
図 2-43 CLT 袖壁、テンションロッドのひずみゲージの位置 (単位 : mm)

正方向では加力方向に対して圧縮側となる北側袖壁の脚部のひずみを、負方向では加力方向に対して引張側となる南側袖壁の脚部のひずみを比較すると、試験体 AS の方が試験体 BS よりも同一変形角における圧縮ひずみが大きく、鉛直接合材の効果が伺える。また、試験体 AS、BS ではひずみ分布がほぼ線形となっているのに対し、試験体 AD では袖壁端や柱際と比較して、中央部分の圧縮ひずみが極端に小さく、ひずみ分布が特徴的である。この傾向は試験体 AD の北側袖壁の頂部 (正方向載荷時) や南側袖壁の頂部 (負方向載荷時) でも確認できる。片持ち柱形式の載荷を行った試験体 AS、BS と比較して、逆対称形式の載荷を行った試験体 AD では、鉛直接合面を介して伝達されるせん断力が大きく、袖壁のせん断変形が断面内の軸ひずみの分布に影響を及ぼした可能性がある。

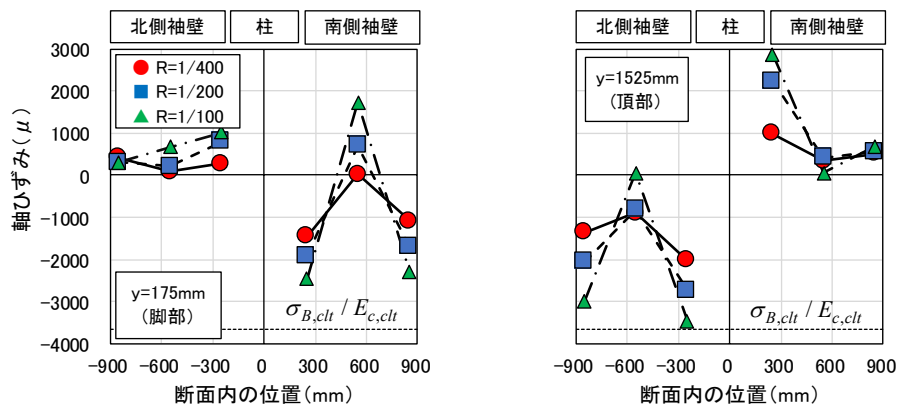
なお、 $R=1/100\text{rad}$ 時点に $\sigma_{B, \text{clt}}/E_{c, \text{clt}}$ を上回る圧縮ひずみが発生していたのは、試験体 AS の正方向載荷時のみであり、CLT 袖壁の圧縮強度を十分に発揮させるためには、大きな変形角が必要となることが分かる。また、試験体 AS、AD の北側袖壁の脚部 (正方向載荷時) や南側袖壁の脚部 (負方向載荷時)、試験体 AD の南側袖壁の頂部 (正方向載荷時) や北側袖壁の頂部 (負方向載荷時) では、水平接合部のアンカーボルトの抵抗により、引張ひずみが生じたが、試験体 BS の北側袖壁 (正方向載荷時) や南側袖壁 (負方向載荷時) では、引張ひずみは殆ど発生していなかった。



(a) 試験体 AS

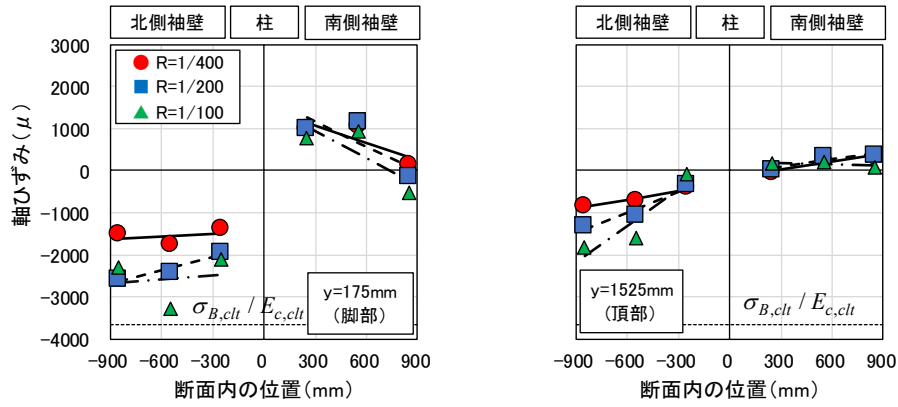


(b) 試験体 BS

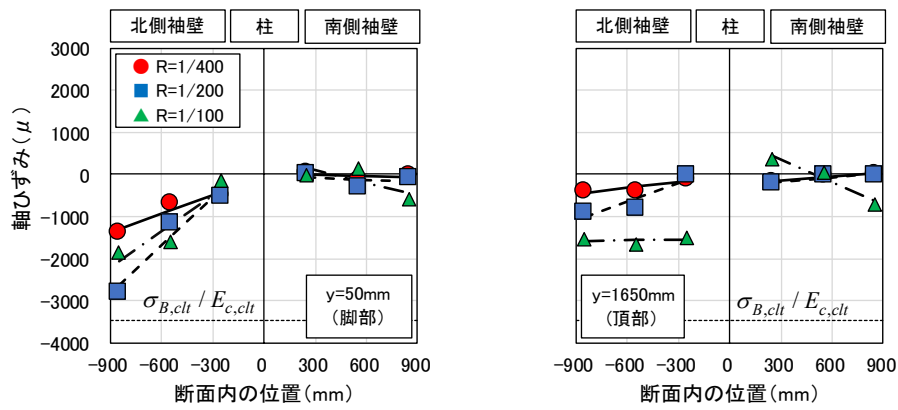


(c) 試験体 AD

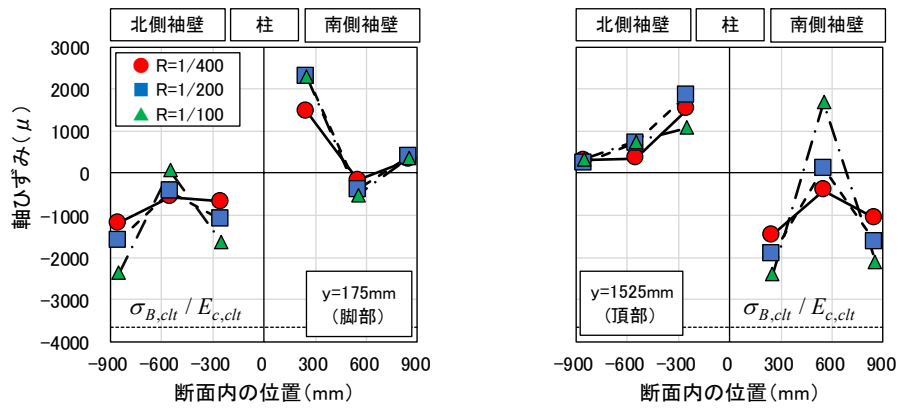
図 2-44 CLT 袖壁の断面内のひずみの推移 (正方向ピーク時、引張ひずみ：正、圧縮ひずみ：負)



(a) 試験体 AS



(b) 試験体 BS



(c) 試験体 AD

図 2-45 CLT 袖壁の断面内のひずみの推移 (負方向ピーク時、引張ひずみ：正、圧縮ひずみ：負)

2.5.8. 各部材に作用する軸力、せん断力の推定

2.5.8.1. アンカーボルト、テンションロッドの軸力の推移

図 2-47、図 2-48 にアンカーボルト、テンションロッドの軸ひずみから推定した引張力の推移を示す。試験体 AS、AD に関しては、南北の袖壁の脚部および頂部の計 4 本のアンカーボルトの引張力の合計値（4 本のうち 2 本のひずみを計測）を、試験体 BS に関しては、南北の袖壁際に設けた計 2 本のアンカーボルトの引張力の合計値（2 本のひずみをいずれも計測）を示している。

図 2-46 に軸力の推定に用いた材料モデルを示す。アンカーボルトの材料特性はバイリニアでモデル化し、引張力のみを負担し、圧縮力の負担は無視することとしたが、引張降伏直後に水平接合面のずれが生じ、計測される引張ひずみの値が頭打ちとなったため、引張降伏後のひずみ硬化の影響は考慮しなかった。テンションロッドの材料特性もバイリニアでモデル化し、引張力のみを負担し、圧縮力の負担は無視することとしたが、材料試験の結果を基に、引張降伏後のひずみ硬化を考慮した。

試験体 AS では、 $R=1/100\text{rad}$ において、アンカーボルトの引張力が降伏強度に到達しているが、それ以降のサイクルでは、アンカーボルトの引張力が徐々に低下しており、水平接合部の接着面のずれの影響が生じている。試験体 AD では、袖壁の外側に設けたアンカーボルトが引張降伏したもの、断面全体でみると、アンカーボルトの引張力は降伏強度に達しておらず、試験体 AS との相違が見られる。一方で、試験体 AS と同じく、水平接合部の接着面のずれの影響とみられるアンカーボルトの引張力の低下が $R=1/100\text{rad}$ 以降のサイクルで確認できる。

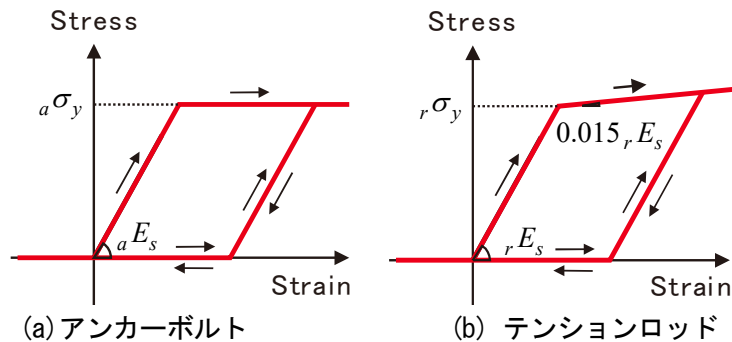


図 2-46 仮定したアンカーボルト、テンションロッドの材料特性（引張：正、圧縮：負）

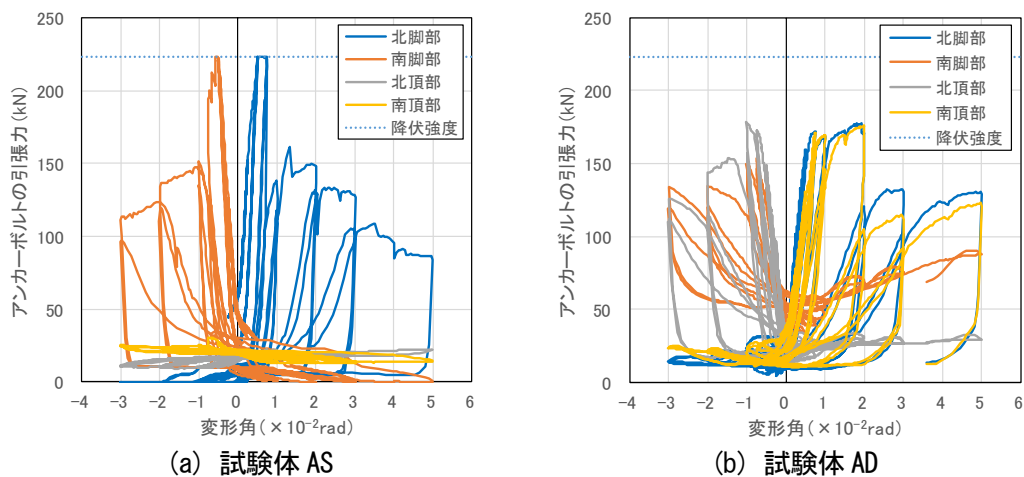


図 2-47 アンカーボルトの引張力の推定（試験体 AS、AD）

試験体 BS では、 $R=1/200\text{rad}$ 以降のサイクルの荷重変形関係の包絡線上では、降伏強度以上の引張力が発揮されていたものと考えられ、実験終了時まで、テンションロッドの引張力は増大し続けた。

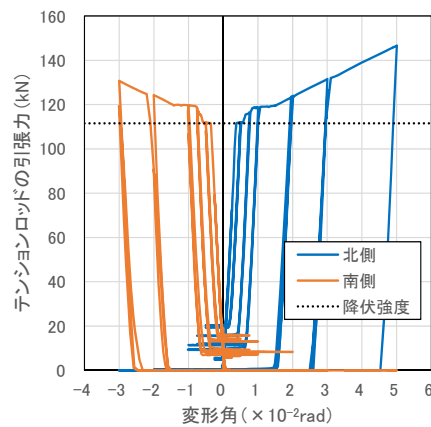


図 2-48 テンションロッドの引張力の推定 (試験体 BS)

2.5.8.2. CLT 袖壁、RC 柱に作用する軸力の推移

図 2-50、図 2-51、図 2-52 に RC 柱、CLT 袖壁の軸力の推移を示す。図 2-44、図 2-45 で示したように、試験体 AS、BS と試験体 AD では、袖壁の各断面のひずみ分布に差異が見られた。そこで、試験体 AS、BS では、図 2-44、図 2-45 中の直線に示すように、最小二乗法により、各変形角における南北の袖壁のひずみ分布を線形で仮定した。試験体 AD では、図 2-44、図 2-45 中の折れ線に示すように、各地点におけるひずみを線形補間してひずみ分布を仮定した。これらのひずみ分布を用いて、袖壁断面を袖壁せい方向に 10 分割した断面解析により、CLT 袖壁の軸力を推定した。断面解析では、図 2-49 に示すように、CLT の材料特性をバイリニアでモデル化し、座屈強度による頭打ちを行うとともに、繰り返しの影響も考慮した。また、実験時の長期軸力から、試験体 AS、AD では南北の袖壁の軸力を、試験体 BS では南北の袖壁の軸力に加え、図 2-48 で示したテンションロッドの引張力を差し引くことで、RC 柱の軸力を推定した。

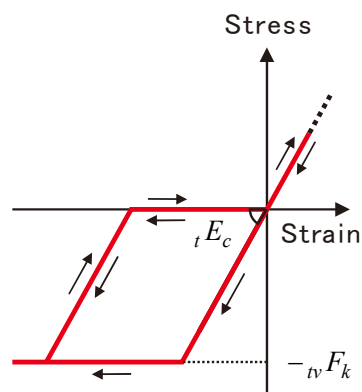


図 2-49 仮定した CLT の材料特性 (引張：正、圧縮：負)

試験体 AS では、変形角の増大と共に、加力方向に対して圧縮側の袖壁 (正方向：南側、負方向：北側) に作用する圧縮軸力が増大しており、RC 柱の軸力負担が引張に転じている。一方、加力方向に対して引張側の袖壁 (正方向：北側、負方向：南側) に作用する引張軸力は、 $R=1/133\text{rad}$ 以降のサイ

クルで生じた水平接合材の接着面のずれにより、変形の増大に伴って、アンカーボルトの降伏耐力を下回った。また、曲げモーメントが小さい袖壁の頂部では、脚部と比較して、圧縮軸力や引張軸力の負担が小さくなった。

試験体 BS でも、試験体 AS と同様に、当初は変形角の増大と共に、加力方向に対して圧縮側の袖壁（正方向：南側、負方向：北側）の脚部に作用する圧縮軸力が増大したが、 $R=1/100\text{rad}$ サイクルで内法スパン全体に鉛直接合面のひび割れが進展したため、柱と袖壁の一体性が失われ、袖壁に作用する圧縮軸力が、袖壁の脚部では小さく、頂部では大きくなった。

試験体 AD では、加力方向に対して圧縮側の袖壁（正方向：南側脚部、北側頂部、負方向：北側脚部、南側頂部）で、変形角の増大と共に、圧縮軸力が増大する傾向が見られたが、試験体 AS と比較すると、増加の割合は緩やかであった。また、加力方向に対して引張側の袖壁（正方向：北側脚部、南側頂部、負方向：南側脚部、北側頂部）における引張軸力は、試験体 AS と同様に、アンカーボルトの降伏耐力程度に留まっていた。

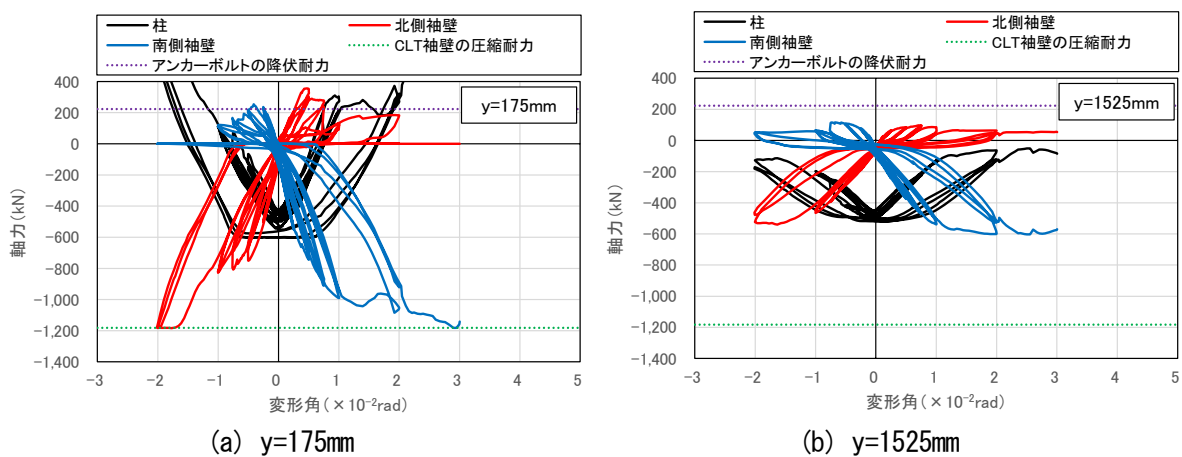


図 2-50 RC 柱、CLT 袖壁の軸力の推移（試験体 AS）

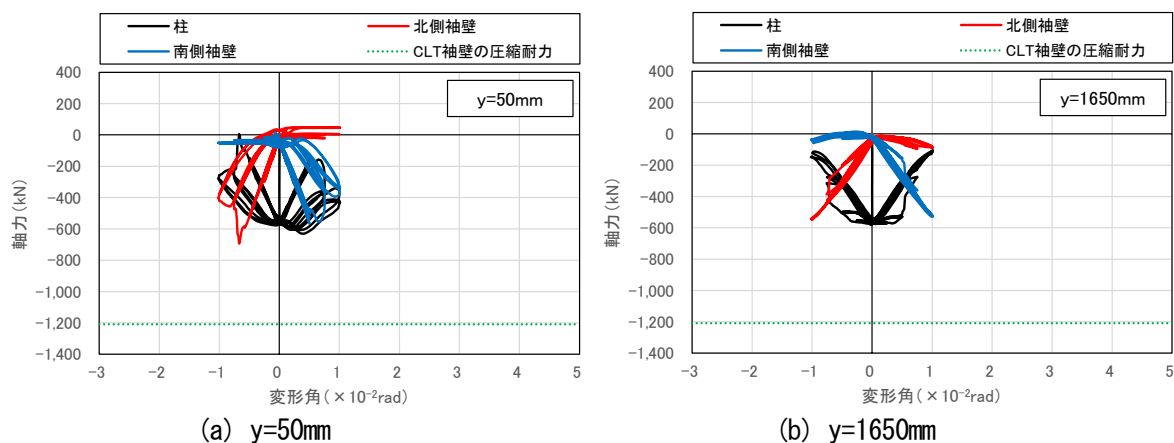


図 2-51 RC 柱、CLT 袖壁の軸力の推移（試験体 BS）

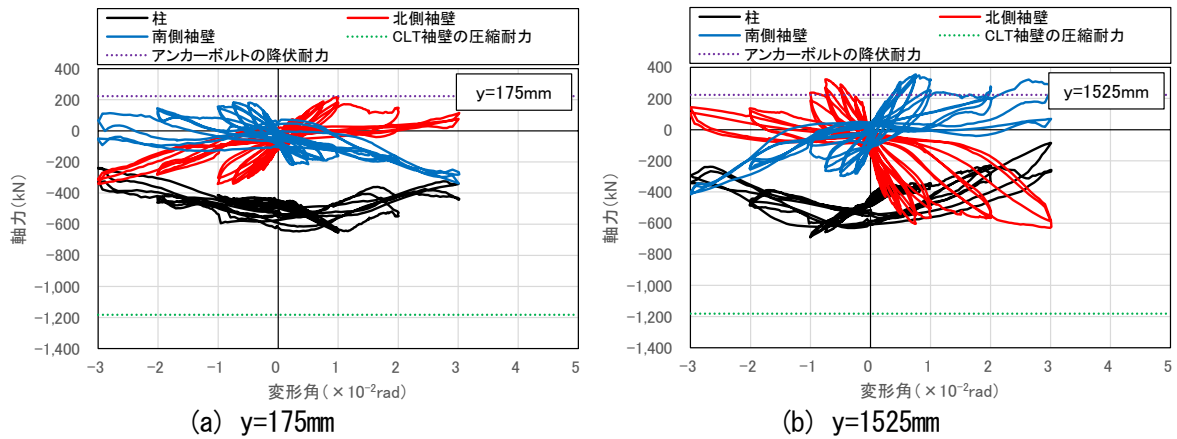


図 2-52 RC 柱、CLT 袖壁の軸力の推移 (試験体 AD)

2.5.8.3. 鉛直接合部に作用するせん断力の推定

図 2-53 に RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部に作用するせん断力を示す。ここでは、図 2-50、図 2-51、図 2-52 で示した南北の袖壁の脚部と頂部の断面に作用する軸力の差分の絶対値を取ることで鉛直接合部のせん断力を推定した。図中には、試験体 AS、AD に関しては、式(2.3)による CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を、試験体 BS に関しては、式(2.3)によるせん断耐力に加え、文献[2-3]で提案されている RC-鉄骨間の接着耐力を用いた式(2.4)による RC 柱-CLT 袖壁間の仕口部における接着耐力も示している。

いずれの試験体でも、変形角の増大に伴って、鉛直接合部に作用するせん断力が増加する傾向がみられるが、試験体 AS、AD では、CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 (349kN) を大きく上回るせん断力が RC 柱から CLT 袖壁に伝達されているが、これは鉛直接合材を CLT 袖壁の側面に接着接合してせん断力の伝達を行っていることが原因であり、詳細については後述する。一方、試験体 BS では、 $R=1/200\text{rad}$ 時には、式(2.3)による CLT のせん断耐力 (349kN) を超え、式(2.4)による接着耐力 (419kN) に匹敵する大きさの鉛直せん断力が作用していたものの、鉛直接合面におけるひび割れの進展により、 $R=1/100\text{rad}$ 時には鉛直接合面に作用するせん断力が低下したものと考えられる。

$${}_{wv}Q_{su} = t_w \cdot h_0 \cdot {}_tF_{sl} \tag{2.3}$$

$${}_{wv}Q_{au} = t_w \cdot h_0 \cdot 0.38\sqrt{{}_cF_c} \tag{2.4}$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の板厚、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 ${}_tF_{sl}$: CLT の面内せん断の基準強度、 ${}_cF_c$: コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) である。

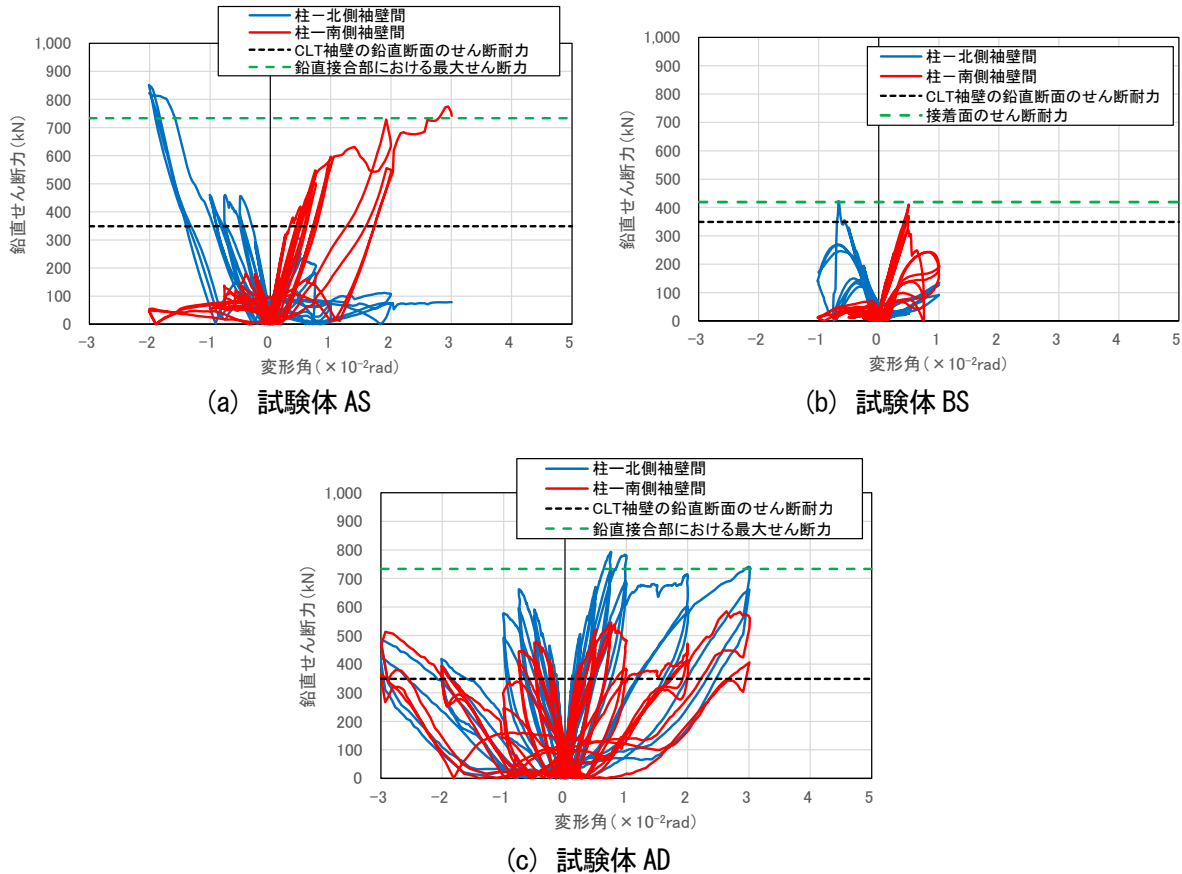


図 2-53 RC 柱-CLT 袖壁間に作用する鉛直せん断力の推移

図 2-54 に、試験体 AS、AD の鉛直接合部を介して CLT 袖壁や RC スタブに伝達される鉛直せん断力の最大値についての考え方を示す。鉛直接合部のせん断耐力に関しては、後述の 2.7.5 項で取り上げるが、ここでは鉛直接合部が接着接合等によって十分なせん断耐力を有しているものと仮定する。鉛直接合部から周辺部材に伝達される鉛直せん断力 $v_{vo}Q_u$ は、式(2.5)に示すように、断面④を介して CLT 袖壁内に伝達される v_wQ_{su} と断面⑤、⑥を介して、CLT 袖壁の上下の仕口面に伝達される $v_{vl}Q_u$ 、 $v_{vu}Q_u$ の和で表されるものと仮定する。それぞれの値は式(2.6)、(2.7)、(2.8)で与えられ、これらの和を計算すると $v_{vo}Q_u$ の値は 733kN となる。図 2-53 (a)、(c) に $v_{vo}Q_u$ の値を示しているが、実験における最大せん断力と概ね対応していることから、ここで示した手法は鉛直接合部に作用する可能性がある最大のせん断力を推定する手法として概ね妥当なものと考えられる。

$$v_{vo}Q_u = v_wQ_{su} + v_{vl}Q_u + v_{vu}Q_u \quad (2.5)$$

ここで、 $v_{vo}Q_u$ ：鉛直接合部の CLT 袖壁-CLT 袖壁、RC スタブ間で伝達される鉛直せん断力の最大値、 v_wQ_{su} ：CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力、 $v_{vl}Q_u$ ：鉛直接合材の接着部の下側に位置する断面の終局耐力、 $v_{vu}Q_u$ ：鉛直接合材の接着部の上側に位置する断面の終局耐力である。

$$v_wQ_{su} = t_w \cdot h_0 \cdot f_{sl} \quad (2.6)$$

ここで、 t_w ：CLT 袖壁の板厚 (=90mm)、 h_0 ：CLT 袖壁の内法高さ (=1700mm)、 f_{sl} ：CLT の面内せん断の基準強度 (=2.3N/mm²) である。

$${}_{vvl}Q_u = t_w \cdot L_v \cdot {}_{iv}F_k \quad (2.7)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の板厚 (=90mm)、 L_v : 鉛直接合材の長さ (=150mm)、 ${}_{iv}F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた鉛直方向の座屈強度 (=20.2N/mm²) である。

$${}_{vvu}Q_u = \sum a {}_as a \sigma_y \quad (2.8)$$

ここで、 $\sum a {}_as$: 鉛直接合材の接着面の上下に位置する水平接合部のアンカーボルトの断面積の和 (=2本×166mm²)、 ${}_as \sigma_y$: 水平接合部に設置されたアンカーボルトの降伏強度 (=336 N/mm²) である。

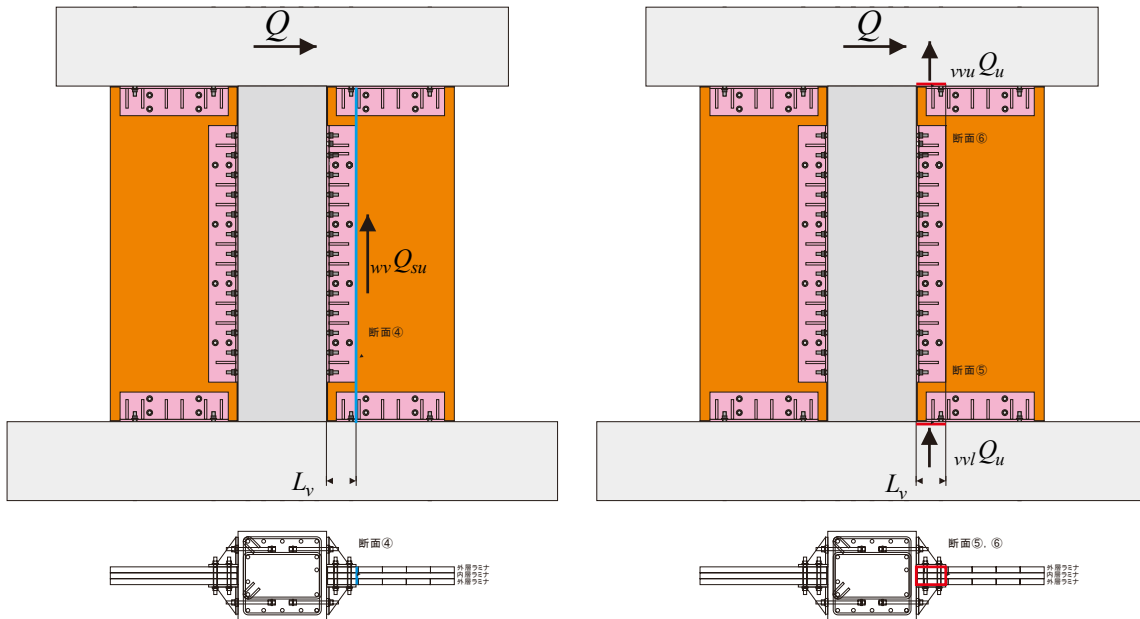
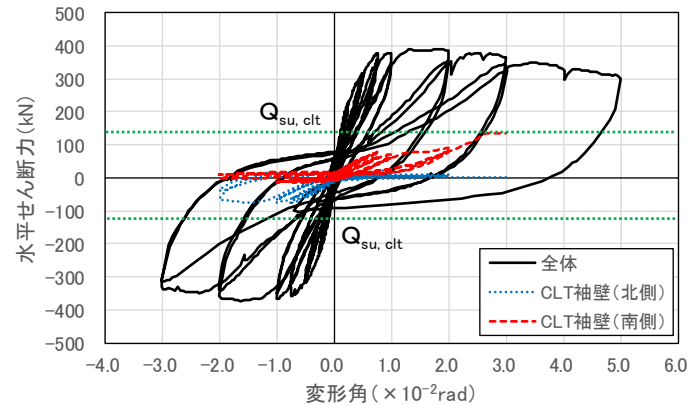


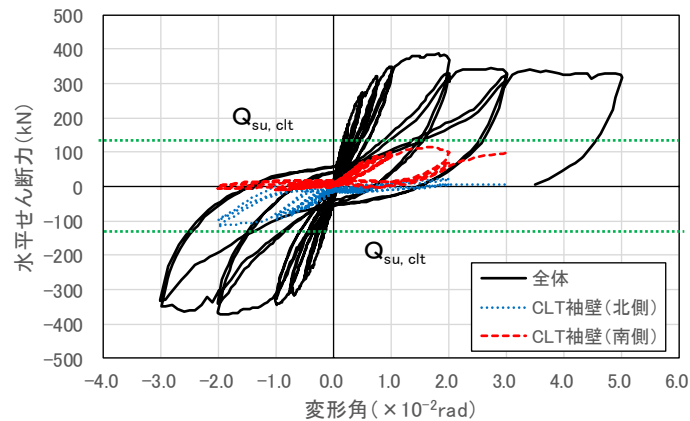
図 2-54 鉛直接合部を介して CLT 袖壁、RC スタブに入力される鉛直せん断力の最大値の推定

2.5.8.4. CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推定

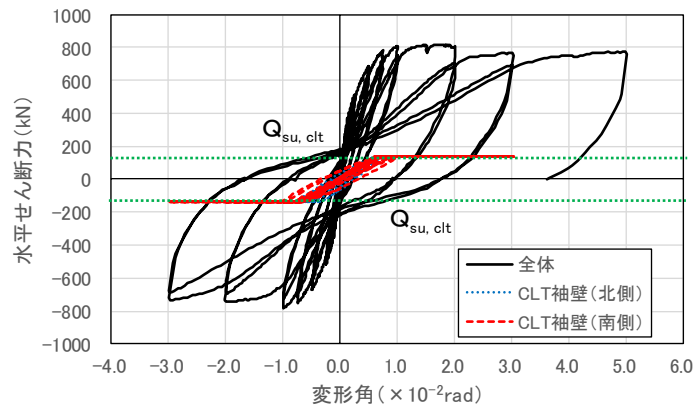
図 2-55 に試験体の中央で高さ 1200mm の範囲（上下端に接している高さ 250mm の範囲では、CLT 袖壁端部の離間や水平接合部の影響が大きいものと考え、対象から除外した）で計測したせん断ひずみにせん断弾性係数（要素実験を実施していないため、ここでは文献[2-4]を参考に標準的な値として 500N/mm^2 と仮定）を乗じて求めた CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推移を示す。なお、CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、CLT のせん断の基準強度（試験体 AS、AD では 2.3N/mm^2 、試験体 BS では 1.7N/mm^2 ）を用いて算定したせん断耐力（試験体 AS、AD では 134kN 、試験体 BS では 133kN ）で頭打ちとしたが、応力-ひずみ関係における繰り返しの履歴が及ぼす影響は考慮しなかった。



(a) 試験体 AS



(b) 試験体 BS



(c) 試験体 AD

図 2-55 CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推移

試験体 AS では、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルまでは、CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、CLT 袖壁のせん断耐力を下回っており、北側、南側の袖壁に作用した最大の水平せん断力は、79kN、92kN であった。その後の $R=1/33\text{rad}$ サイクルでは、正方向載荷時の南側袖壁において、CLT 袖壁のせん断耐力に到達している。また、加力方向に対して引張側の袖壁（正方向：北側、負方向：南側）では、水平せん断力を殆ど負担していなかった。

試験体 BS では、計測を終了する $R=1/33\text{rad}$ サイクルの正方向載荷時まで、CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、CLT 袖壁のせん断耐力を下回っており、北側、南側の袖壁に作用した最大の水平せん断力は、97kN、99kN であった。また、試験体 AS と同様に、加力方向に対して引張側の袖壁（正方向：北側、負方向：南側）では、水平せん断力を殆ど負担していなかった。

試験体 AD では、 $R=1/133\text{rad}$ サイクルで CLT 袖壁がせん断耐力（134kN）に到達し、早期に耐力を発現した。しかしながら、後述の骨組解析で示すように、試験体 AD では、鉛直接合部から伝達される鉛直方向のせん断力の影響によってせん断降伏が生じるため、断面内のせん断変形や水平せん断力の分布が均一にならない（断面の外側では、内側（柱際）よりも負担できるせん断変形や水平せん断力が小さくなる）。ここでは、断面全体で平均化されたせん断ひずみを用いて、水平せん断力の推定を行っているため、このような断面内のせん断変形や水平せん断力の分布の影響を考慮することができず、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を過大評価している可能性がある点に注意が必要である。

2.5.9. 等価粘性減衰定数の推移

図 2-56 に等価粘性減衰定数の推移を示す。ここでは実験の荷重変形関係から、式(2.9)を用いて等価粘性減衰定数を算定した。片持ち柱形式の載荷を行った試験体 AS、BS よりも、逆対称形式の載荷を行った試験体 AD の方が、全体的に等価粘性減衰定数の値は大きくなった。また、アンカーボルトが早期に降伏する試験体 AS の方が、テンションロッドの降伏が遅い試験体 BS よりも、等価粘性減衰定数の値は大きくなった。RC 柱主筋が降伏する $R=1/100\text{rad}$ サイクルまでは、等価粘性減衰定数の値はほぼ横ばいであり、 $R=1/50\text{rad}$ 以降のサイクルで急増する傾向が見られる。

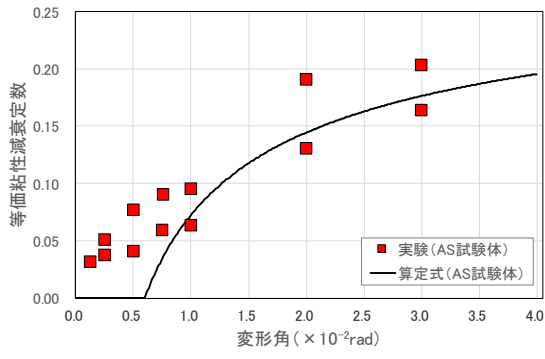
図中には、式(2.10)による等価粘性減衰定数の計算値の推移も示している。式(2.10)は載荷実験と同じく定常ループを想定した場合の等価粘性減衰定数に相当し、 $R=1/50\text{rad}$ を終点とする面積等価なバイリニア置換によって求めた降伏点変形を基準に塑性率を算定した。片持ち柱形式の試験体 AS、BS では、同一変形角における 2 回目のサイクルにおいて、式(2.9)による実験値が式(2.10)による計算値を下回るケースが見られている。その原因としては、CLT 袖壁を設置することで、RC 柱の曲げ耐力が増大するが、その大部分がエネルギー消費を行わない曲げ圧縮軸力の寄与分によるものであったことが考えられる。

$$\exp h_{eq} = \frac{1}{4\pi} \frac{\Delta W}{W} \quad (2.9)$$

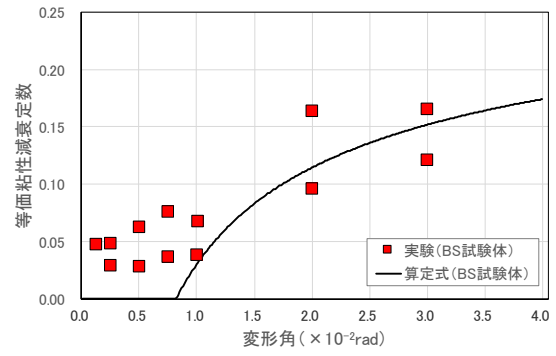
ここで、 ΔW ：履歴吸収エネルギー、 W ：ポテンシャルエネルギーとする。

$$\text{cal } h_{eq} = \frac{1}{\pi} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\mu_y}}\right) \quad (2.10)$$

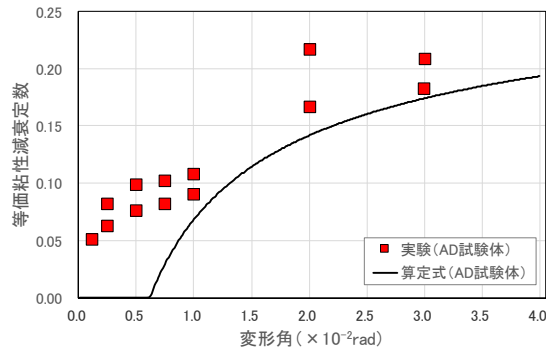
ここで、 μ_y ： $R=1/50\text{rad}$ を終点とする面積等価なバイリニア置換によって求めた塑性率とする。



(a) 試験体 AS



(b) 試験体 BS



(c) 試験体 AD

図 2-56 等価粘性減衰定数の推移

2.6. 骨組解析

2.6.1. はじめに

本節では、骨組解析用の二種類の解析モデルを作成し、実験結果との比較を行った。図 2-57 に解析モデルの一覧を示す。詳細モデルは、複数のブレース材や軸ばね、せん断ばねを組み合わせることで、部材実験で確認された挙動を再現することを目的としている。一方、簡易モデルは、モデル化を行う部材やばねの数を減らし、実務でも取り扱うことができるように配慮したものである。なお、B タイプでは、実験では片持ち形式の試験体 BS の載荷しか行っていないが、ここでは逆対称形式の試験体 BD（試験体の材料特性や長期荷重、テンションロッドの初期締付力は試験体 BS と共通とした）の解析も別途行った。

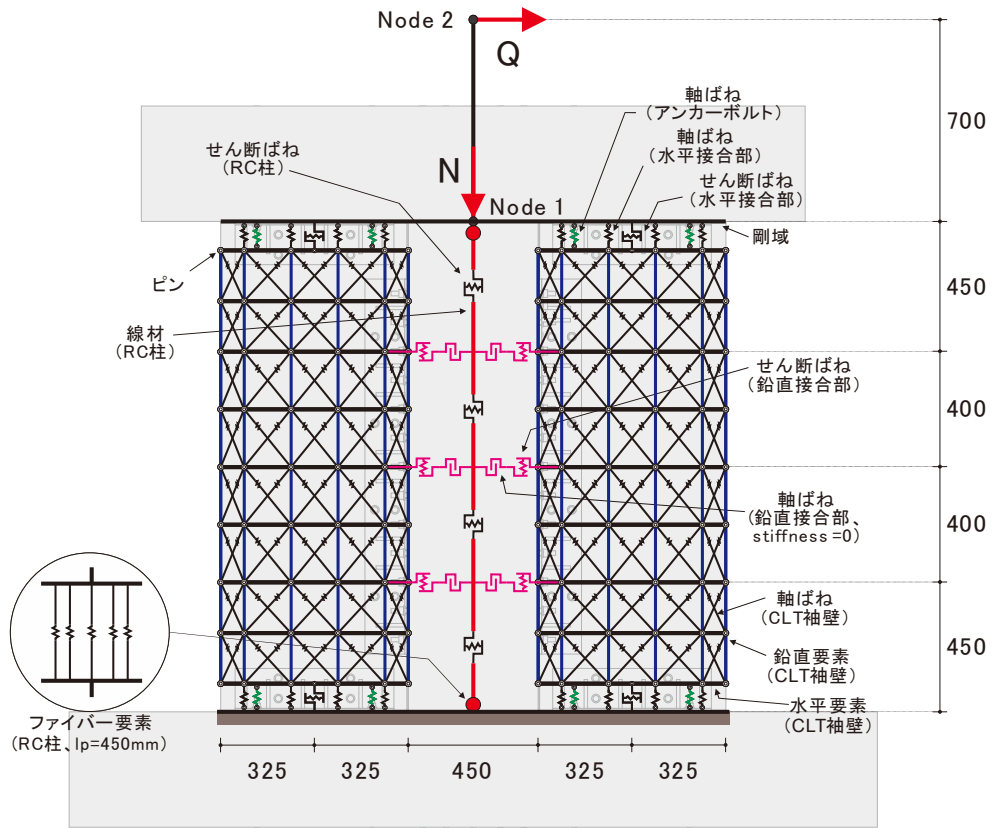
今回の検討では、RC、CLT と材料特性の異なる二つの部材を組み合わせるようになるため、水平変形の増大に伴って推移する RC 柱、CLT 袖壁の作用軸力を適切に評価するためには、軸方向の変形の整合性に配慮する必要がある。したがって、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、RC 柱に関しては、材端に塑性ヒンジを与えたファイバーモデルで再現した。また、CLT 袖壁については、上下端に支圧剛性、支圧耐力及びアンカーボルトの引張抵抗を再現可能な複数の軸ばね（詳細モデル）もしくはファイバーモデル（簡易モデル）を設け、曲げ変形の増大に伴って生じる軸方向の変形を評価できるように配慮した。なお、RC 柱の塑性ヒンジ長さは、後述する架構実験と条件を揃える形で、柱せい（=450mm）と同じ長さとした。図 2-19 に示す変位計を用いて計測した RC 柱の曲率分布を確認すると、塑性ヒンジ長さを柱せいの半分（=225mm）とした方がむしろ近いが、本検討では、ファイバーモデルに用いるコンクリートや鉄筋の材料構成則の調整は行わない方針としたため、実験の荷重変形関係との整合を踏まえてこの長さとした。また、今回設定した塑性ヒンジ長さは、試験体の内法高さ（1700mm）に対して大きい（ $450\text{mm}/1700\text{mm}=0.26$ ）ため、今回使用したプログラムでは、ファイバーモデルの設置に伴う軸剛性や曲げ剛性の低下の影響を十分に補正できていない。そのため、後述の検討では、RC 柱のファイバーモデルを取り除いた状態で初期剛性の計算を行っている。

試験体 AD で確認された CLT 袖壁のせん断降伏を再現するために、詳細モデルでは、CLT 袖壁をブレースで置換した。ブレース置換を行うことで、CLT 袖壁に作用する水平せん断力によるせん断変形だけでなく、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合面から伝達される鉛直方向のせん断力によるせん断変形の再現も可能となる。また、CLT 袖壁に作用する鉛直方向のせん断力による降伏を再現するために、CLT 袖壁を水平方向に 5 分割してブレース置換を行った。一方、簡易モデルでは、CLT 袖壁を 1 本の線材としてモデル化しているため、鉛直方向のせん断力によって生じる CLT 袖壁のせん断変形は無視している。

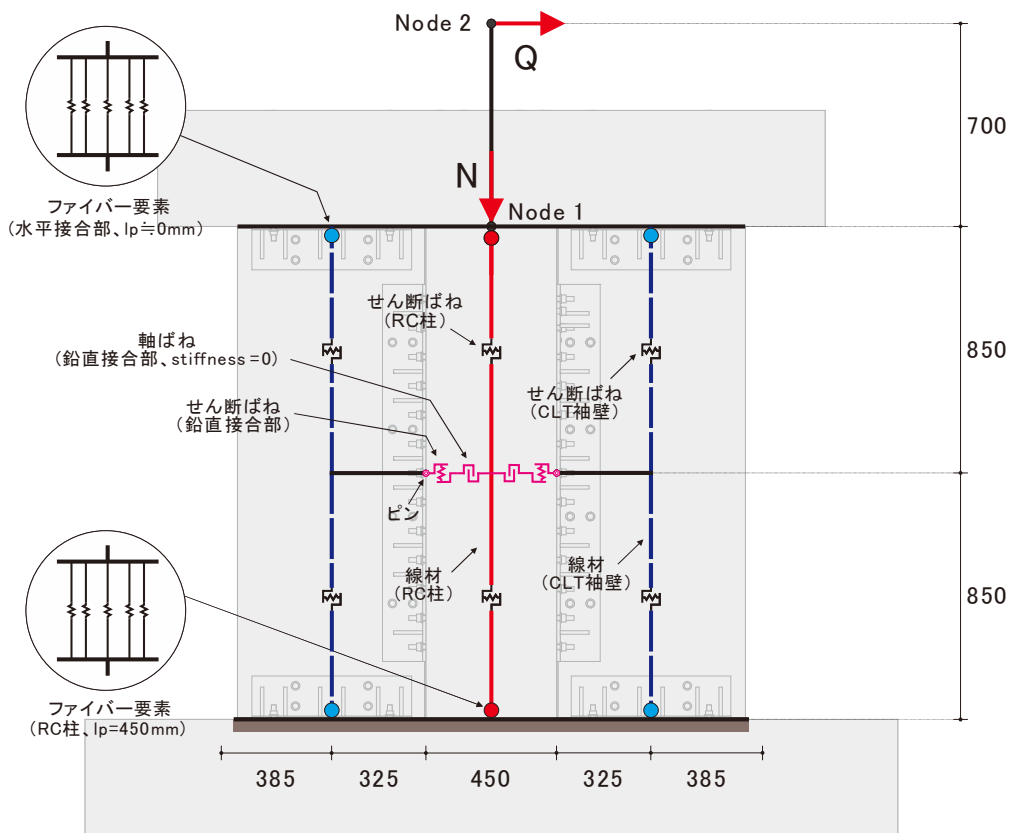
また、試験体 AS、AD では、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部が剛強であることから、水平抵抗を行う際に、RC 柱と CLT 袖壁がある程度一体になって挙動することが期待できる。そこで、詳細モデルでは、RC 柱を 4 分割、CLT 袖壁を 8 分割し、両者を剛強に接合することで、RC 柱の塑性ヒンジで生じる回転変形によって CLT 袖壁端に軸方向の変形が生じるようにモデル化を行った。一方で、骨組解析においては、階の途中に節点を設ける場合、別の層としてモデル化を行う必要が生じる場合もある（例えば、詳細モデルでは、RC 柱及び CLT 袖壁を鉛直方向に 4 分割することから、1 つの階を 4 つの層としてモデル化を行う必要が生じてしまう）ことから、簡易モデルでは、鉛直方向の分割数を最小限の 2 分割とした。なお、試験体 BS、BD に関しては、RC 柱と CLT 袖壁の間で鉛直せん断力の伝達は行わないため、詳細モデル、簡易モデルとも鉛直方向の分割は必要ない。

解析では、実験と同様に、図中の節点 1 の位置に長期荷重 N を作用させた後に、試験体 AS、BS で

は節点 2 に水平荷重 Q を、試験体 AD、BD では節点 2、3 に水平荷重 $0.5Q$ を与える一方向の増分解析を行った。節点 1、2、3 は各試験体の反曲点高さと一致するように設定しているが、試験体 AD、BD では、上スタブの回転を防止するために、節点 1 の回転を拘束している。層間変形角は、節点 1 における水平変位を下スタブ上端面からの高さ 1700mm で除した値とした。

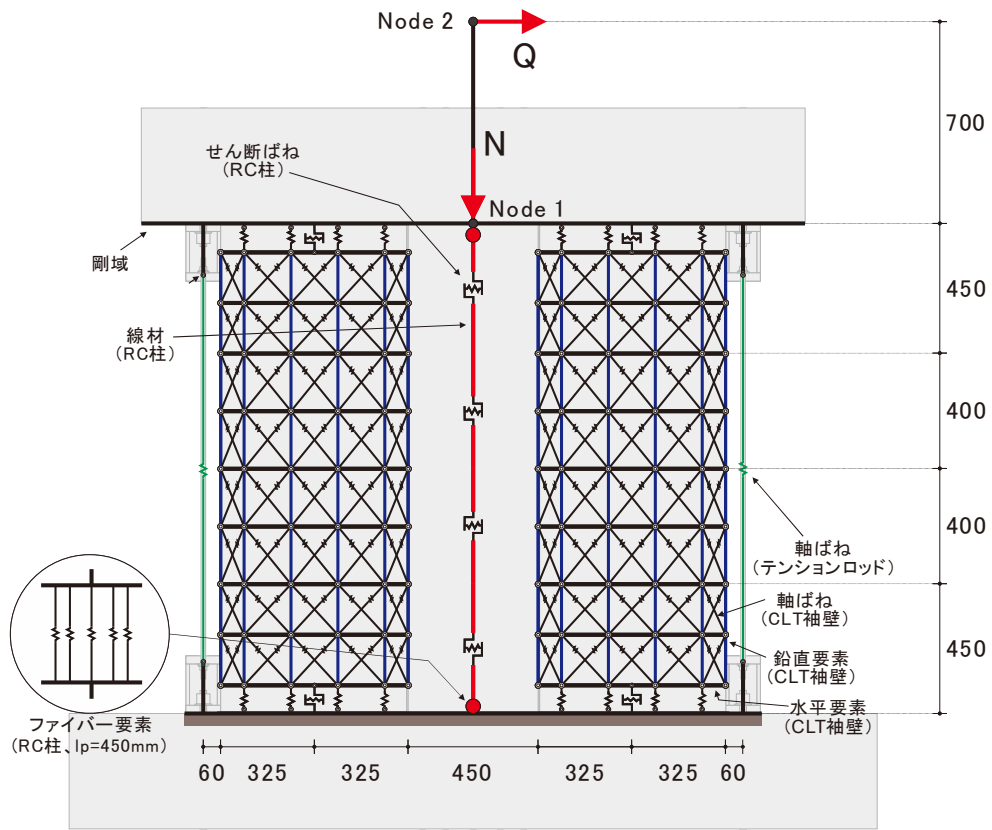


(a) 試験体 AS (詳細モデル)

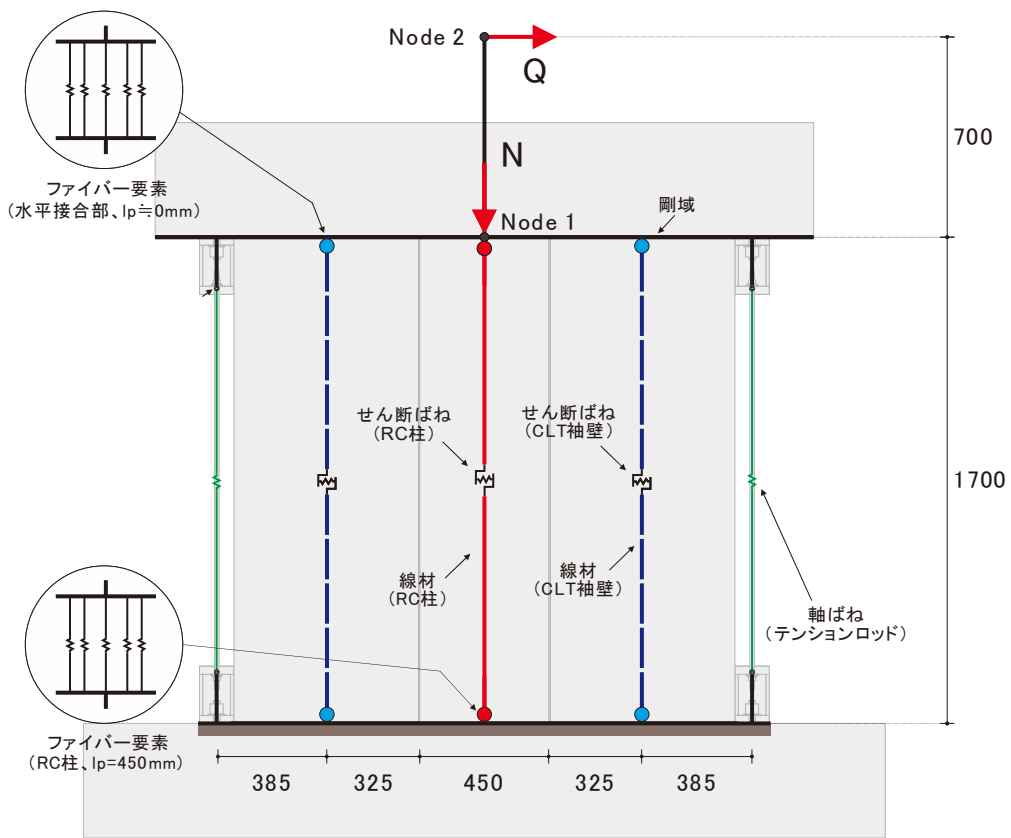


(b) 試験体 AS (簡易モデル)

図 2-57 CLT 袖壁付き RC 柱のモデル (単位 : mm)



(c) 試験体 BS (詳細モデル)



(d) 試験体 BS (簡易モデル)

図 2-57 CLT 袖壁付き RC 柱のモデル (単位 : mm)

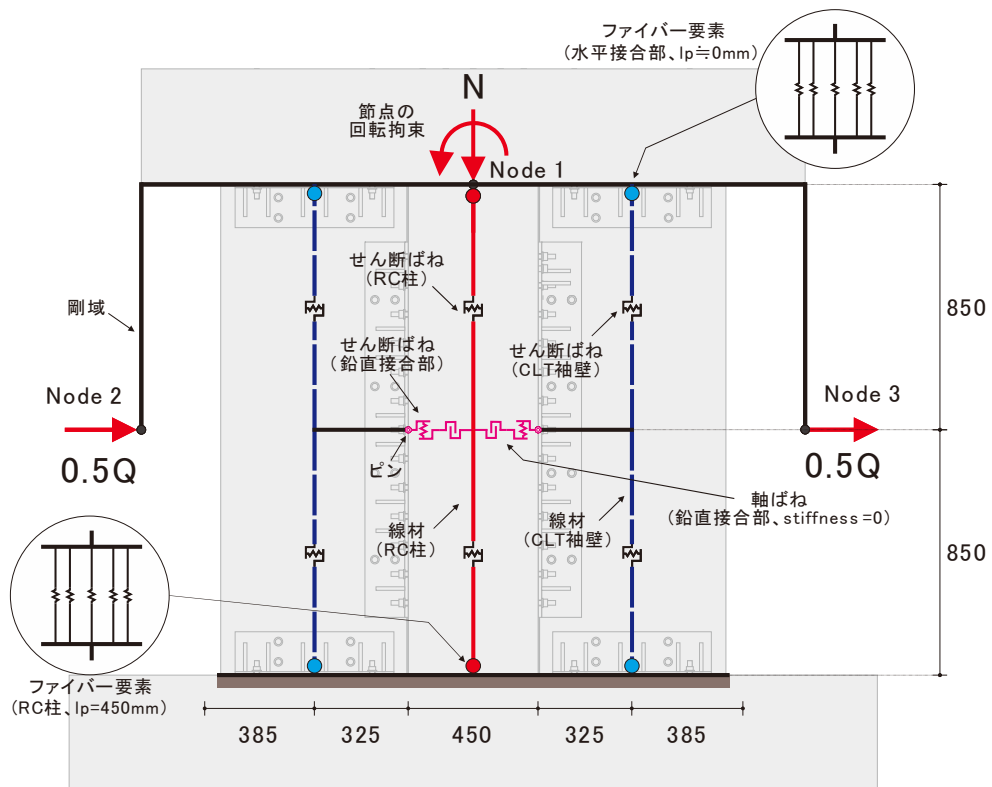
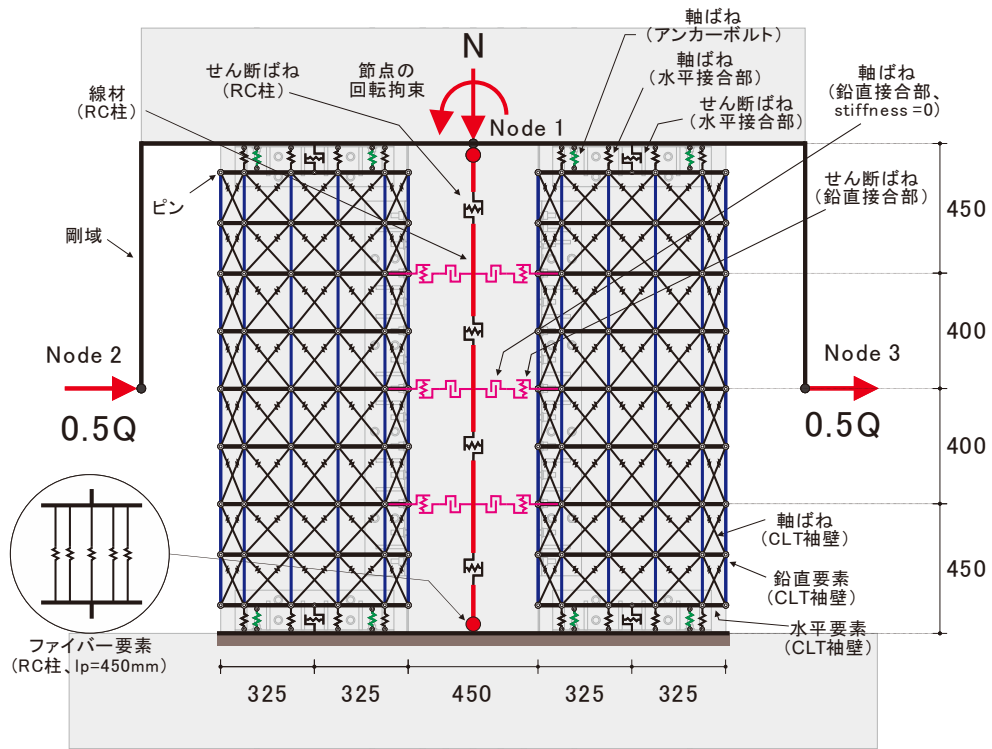
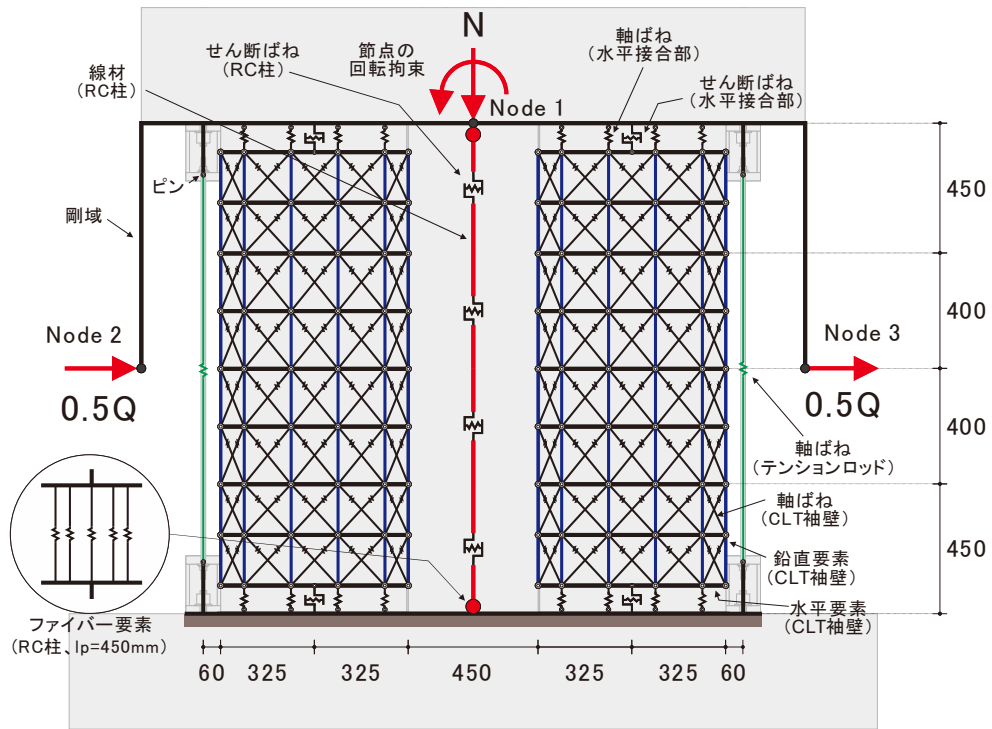
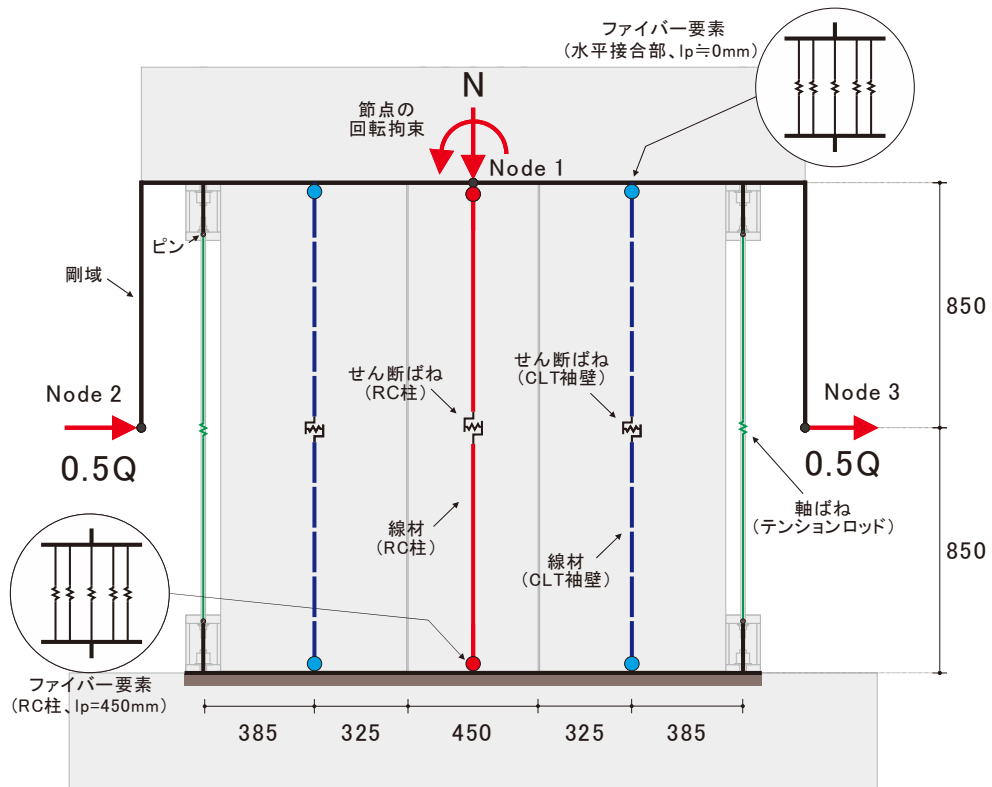


図 2-57 CLT 袖壁付き RC 柱のモデル (単位 : mm)



(g) 試験体 BD (詳細モデル)



(h) 試験体 BD (簡易モデル)

図 2-57 CLT 袖壁付き RC 柱のモデル (単位 : mm)

2.6.2. 部材のモデル化

部材モデルは、RC 柱、CLT 袖壁、水平接合部（試験体 AS、AD のアンカーボルト含む）、鉛直接合部（試験体 AS、AD のみ）、テンションロッド（試験体 BS、BD のみ）によって構成されている。以下に各構成要素における復元力特性の設定方法を示す。今回の検討では、要素の材料試験を行った項目に関しては、基本的に 2.4 節で示した材料試験の剛性、強度を用いて、モデル化を行っている。

2.6.2.1. RC 柱

RC 柱の材端のファイバー要素は、図 2-58 に示すように、柱せいの方向に断面を 10 分割し、カバーコンクリート、コアコンクリート、軸方向鉄筋の 3 種類の材料を用いてモデル化した。コンクリートの応力-ひずみ関係は、高橋ら^[2-5]が RC 造の片側柱付き壁の曲げ変形性能を評価する際に用いた Saatcioglu ら^[2-6]による提案モデルを用いたが、使用した解析プログラムでは、両者の関係を関数で与えることができないため、図 2-59 に示すように、応力-ひずみ関係上の数点を直線で結ぶ形で両者の関係を定義した。また、コンクリートの引張応力の負担は考慮していない。図 2-59 に示すように、鉄筋の応力-ひずみ関係はバイリニアでモデル化し、降伏後の勾配の傾きはゼロとした。

せん断ばねは、図 2-60 に示すように、せん断ひび割れ点、せん断耐力点を持つバイリニアでモデル化した。せん断ひび割れ耐力、せん断耐力、せん断ばねの終局ひずみは以下の式で算定した。なお、せん断耐力に関しては、実験データベースによる検証^[2-7]によって、評価式が実験値を過小評価することが報告されている。本検討では、実験時の挙動を再現することを目的としているため、RC 柱に作用するせん断力がせん断耐力の計算値に早期に到達した場合、その後の挙動の追跡に支障をきたすことになる。そこで、検証結果に基づき、RC 柱部材のせん断耐力について、計算値の 1.4 倍の値を用いることとした。また、詳細モデルでは、柱脚から 450mm、850mm、1250mm の高さにおいて、RC 柱-CLT 袖壁間の応力伝達ができるようにモデル化を行っている。そのため、通常の部材のように、部材内の 1 箇所のみにせん断ばねを設けた場合、局所的な変形の増大によって、両者の応力伝達に支障をきたす可能性がある。そこで、最も応力状態が厳しい柱脚の軸力、せん断スパンを用いて、せん断ひび割れ耐力、せん断耐力を計算し、柱脚から 225mm、650mm、1050mm、1475mm の高さに 4 本のせん断ばねを分散して設けることとした。

(せん断ひび割れ耐力^[2-2])

$${}_c Q_{sc} = \varphi \sqrt{{}_c \sigma_T^2 + {}_c \sigma_T {}_c \sigma_0 b_c D_c} \frac{1}{\kappa_s} \quad (2.11)$$

ここで、 φ ：耐力係数、 ${}_c \sigma_T$ ：コンクリートの引張強度（ $= 0.33 \sqrt{{}_c F_c}$ 、 ${}_c F_c$ ：コンクリートの設計基準強度（N/mm²））、 ${}_c \sigma_0$ ：RC 柱の平均軸方向応力度（N/mm²）、 b_c ：RC 柱の幅（mm）、 D_c ：RC 柱のせい（mm）、 κ_s ：応力度法による形状係数（矩形断面の場合は 1.5）である。

(せん断耐力^[2-2])

$${}_c Q_{su} = \left\{ \frac{0.068 {}_c p_t^{0.23} ({}_c F_c + 18)}{M / (Q \cdot d_c) + 0.12} + 0.85 \sqrt{{}_c p_w {}_c \sigma_{wy} + 0.1 {}_c \sigma_0} \right\} b_c j_c \quad (2.12)$$

ここで、 ${}_c p_t$ ：RC 柱の引張鉄筋比（%）、 ${}_c F_c$ ：コンクリートの設計基準強度（N/mm²）、 M/Q ： M 、 Q はそれぞれ終局強度算定時における部材内の最大曲げモーメント及びせん断力（ただし、 $M/(Qd_c)$ は、

$M/(Qd_c) < 1$ のとき 1 とし、 $M/(Qd_c) > 3$ のとき 3 とする) (mm)、 d_c : RC 柱の有効せい (mm)、 ρ_w : RC 柱のせん断補強筋比 (小数、中子筋を除く場合 0.012 を上限とする。ただし、せん断補強筋として中子筋を併用する場合やスパイラル筋を用いる場合には 0.015 を上限とすることができる。)、 σ_{wy} : RC 柱のせん断補強筋の降伏強度 (N/mm²)、 j_c : RC 柱の応力中心距離で $7d_c/8$ としてよい (mm)、 σ_0 : RC 柱の平均軸方向応力度 ($=N_c/(b_c D_c)$) (N/mm²) で $0.4F_c$ 以下である。

(せん断ばねの終局ひずみ)

$$c\gamma_{su} = 0.004 - \frac{cQ_{su} \cdot \kappa_e}{cG_c \cdot b_c \cdot D_c} \quad (2.13)$$

ここで、 cQ_{su} : RC 柱のせん断耐力、 κ_e : エネルギー法による形状係数 (矩形断面の場合は 1.2)、 cG_c : コンクリートのヤング係数 (N/mm²)、 b_c : RC 柱の幅 (mm)、 D_c : RC 柱のせい (mm) である。

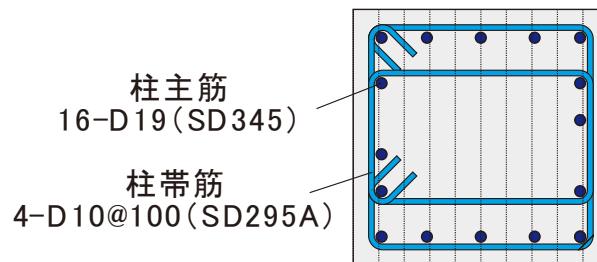
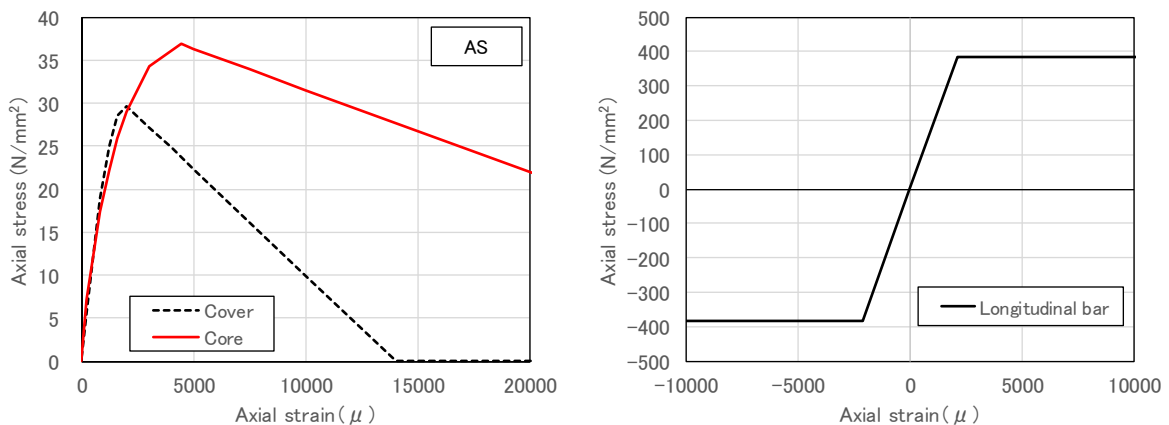


図 2-58 RC 柱の断面分割



(a) コンクリート

(b) 軸方向鉄筋

図 2-59 ファイバー要素の応力-ひずみ関係 (詳細モデル、簡易モデル)

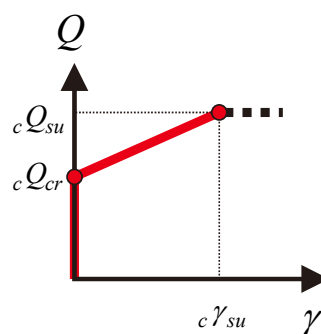


図 2-60 せん断ばねの復元力特性 (詳細モデル、簡易モデル)

また、詳細は後述するが、試験体 AS、AD では、CLT 袖壁端に作用する水平せん断力が、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力に摩擦係数（0.3～0.5 程度を想定）を乗じた値を上回る場合があるが、このような場合には、RC 柱の端部において、CLT 袖壁に作用するせん断力が RC 柱に伝達され、パンチングシア破壊が生じる恐れがある。そこで、このような場合には、RC 柱に作用するせん断力と CLT 袖壁に作用するせん断力を足し合わせた設計用せん断力が、文献[2-8]に記載されている式(2.14)の RC 柱のパンチングシア耐力を上回ることを確認することとした。但し、RC 柱のせん断耐力式と同様に、計算式の評価精度を考慮し、計算値を 1.4 倍した値を検討では用いている。

$${}_c Q_{pu} = K_{av} \cdot {}_c \tau_0 \cdot {}_c b_e \cdot D_c \quad (2.14)$$

$$K_{av} = 0.58 / (0.76 + a_c / D_c) \quad (2.15)$$

$${}_c \tau_0 = 0.98 + 0.1 {}_c F_c + 0.85 \sigma_c \quad (0 \leq \sigma_c \leq 0.33 {}_c F_c - 2.75 \text{ の時})$$

$${}_c \tau_0 = 0.22 {}_c F_c + 0.49 \min(0.66 {}_c F_c, \sigma_c) \quad (0.33 {}_c F_c - 2.75 < \sigma_c \text{ の時}) \quad (2.16)$$

ここで、 ${}_c Q_{pu}$ ：RC 柱のパンチングシア耐力、 ${}_c b_e$ ：パンチングを受ける RC 柱の直交材を考慮した有効幅で RC 柱の幅としてよい (mm)、 D_c ：パンチングを受ける RC 柱のせい (mm)、 a_c ：CLT 袖壁から RC 柱に伝達される水平せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から水平断面までの距離で $a_c/D_c=1/3$ としてよい、 ${}_c F_c$ ：コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)、 σ_c ： $\rho_g \sigma_y + \sigma_0$ 、 ρ_g ： ${}_c b_e D_c$ に対する RC 柱の全主筋断面積の比、 σ_y ：RC 柱主筋の降伏強度 (N/mm²)、 σ_0 ： $N_c / ({}_c b_e D_c)$ 、 N_c ：メカニズム時における RC 柱軸方向力で圧縮を正とする (N) である。

2.6.2.2. CLT 袖壁

CLT 袖壁に関しては、詳細モデルではブレース置換によるモデル化を、簡易モデルでは線材によるモデル化を行った。いずれも CLT のヤング係数には、2.4 節で示した一軸圧縮試験の結果を用いた。CLT のせん断強度については、本検討では要素実験等を行っていないため、せん断の基準強度をそのまま用いることとした。CLT のせん断弾性係数は、文献[2-4]に記載のある 500N/mm²を採用した。

図 2-61 に、詳細モデルにおける CLT 袖壁のモデル化の概要を示す。CLT 袖壁の分割数は、水平方向で 5、鉛直方向で 8 とした。水平方向の分割数は水平接合分の支圧ばねの本数（4 本）に合わせて、また、鉛直方向の分割数は CLT 袖壁の軸剛性とせん断剛性を再現できるように、ブレースモデルの勾配が 45 度に近い数値となるように決めた。モデル化の方法は、壁式鉄筋コンクリート造設計・計算規準・同解説^[2-9]に記載された手法を参考とし、CLT 袖壁とブレース材によるせん断剛性、せん断耐力が一致するように、ブレース材の剛性と軸耐力を求めた。なお、ブレース置換の場合、対象とする部材のせん断剛性に加えて、軸剛性もしくは曲げ剛性のいずれかを再現することが可能である。ここでは、CLT 袖壁の長さがあまり長くないこと、片持ち載荷時の終局状況では、CLT 袖壁がほぼ一軸圧縮の状態となることから、CLT 袖壁の軸剛性とせん断剛性が等価になるようにモデル化することとした。ブレース材は、CLT 袖壁のせん断降伏後の挙動が再現できるように、図 2-62 に示すように、軸耐力に達した後は、一定の軸力を保持させる形とした。また、鉛直材は弾性、水平材は剛体とし、CLT 袖壁の軸耐力や曲げ耐力の評価は、材端の水平接合面に設けた軸ばねで行うこととした。

(CLT 袖壁の斜め材 1 本あたりの軸剛性)

$$k_{b1} = \frac{t G_c}{2} \frac{t_w \left(\left(\frac{D_w}{4} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2 \right)}{\frac{D_w}{4} \cdot \frac{h_0}{8}} \quad (\text{斜め材 1、図 2-61 参照})$$

$$k_{b2} = \frac{t G_c}{2} \frac{t_w \left(\left(\frac{D_w}{8} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2 \right)}{\frac{D_w}{8} \cdot \frac{h_0}{8}} \quad (\text{斜め材 2、図 2-61 参照})$$

(2.17)

ここで、 tG_c : CLT のせん断弾性係数、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さである。

(CLT 袖壁の鉛直材 1 本あたりの軸剛性)

$$k_{v1} = \left(\frac{t_w \cdot \frac{D_w}{4} \cdot t E_c}{\frac{h_0}{8}} - 2k_{b1} \frac{\frac{D_w}{4}}{\sqrt{\left(\frac{D_w}{4} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2}} \right) \quad (\text{鉛直材 1、図 2-61 参照})$$

$$k_{v2} = \frac{1}{2} \left(\frac{t_w \cdot \frac{D_w}{8} \cdot t E_c}{\frac{h_0}{8}} - 2k_{b2} \frac{\frac{D_w}{8}}{\sqrt{\left(\frac{D_w}{8} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2}} \right) \quad (\text{鉛直材 2、図 2-61 参照})$$

$$k_{v3} = \frac{1}{2} k_{v1} + k_{v2} \quad (\text{鉛直材 3、図 2-61 参照})$$

(2.18)

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 tE_c : CLT のヤング係数である。

(CLT 袖壁の斜め材 1 本あたりの軸耐力)

$$p_{b1} = 0.5 \cdot t_w \cdot t F_{sl} \cdot \sqrt{\left(\frac{D_w}{4} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2} \quad (\text{斜め材 1})$$

$$p_{b2} = 0.5 \cdot t_w \cdot t F_{sl} \cdot \sqrt{\left(\frac{D_w}{8} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2} \quad (\text{斜め材 2})$$

(2.19)

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 tF_{sl} : CLT の面内せん断の基準強度である。

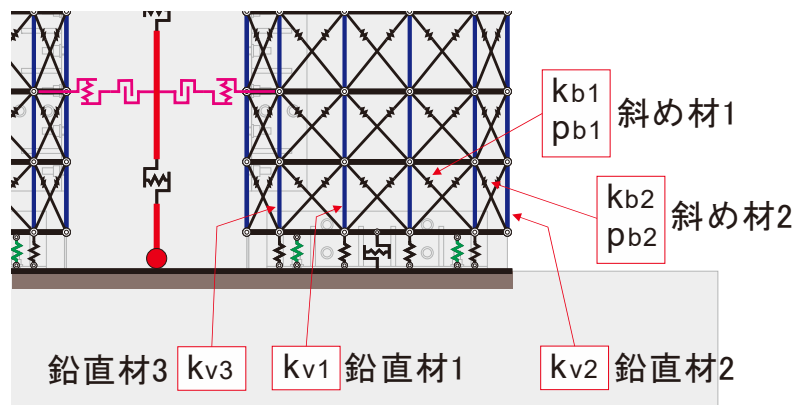


図 2-61 CLT 袖壁のブレース置換時の斜め材、鉛直材の位置

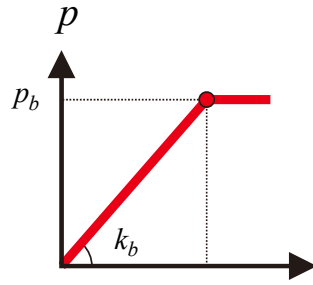


図 2-62 CLT 袖壁のブレース要素の復元力特性

簡易モデルでは、CLT 袖壁を 1 本の弾性材としてモデル化を行い、それぞれの材の中央に図 2-63 に示す剛塑性のせん断ばねを設置した。今回使用した解析プログラムでは、ヤング係数とポアソン比の値からせん断弾性係数が自動計算されるが、ポアソン比の入力値に制限があるため、簡易モデルではヤング係数とせん断弾性係数の関係を正しく評価することができない。そこで、CLT 袖壁の線材としてのモデル化において、せん断伝達に有効な断面積の低減を行い、部材としてのせん断剛性が適切にモデル化できるように配慮した。また、詳細モデルでは、ブレース置換を行うことにより、試験体 AS、AD において、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部から伝達される鉛直せん断力によって生じる CLT 袖壁のせん断変形を再現可能だが、簡易モデルでは、線材によるモデル化を行っているため、このままでは評価が難しい。そこで、後述する鉛直接合部のせん断ばねに、CLT 袖壁の鉛直断面のせん断特性を反映することとした。

(せん断耐力)

$${}_w Q_{su} = t_w D_w t_{F_{sl}} \quad (2.20)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 $t_{F_{sl}}$: CLT の面内せん断の基準強度である。

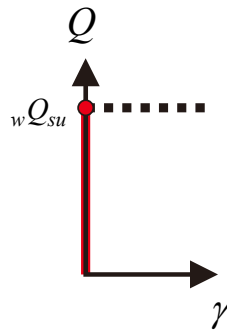


図 2-63 CLT 袖壁のせん断ばねの復元力特性 (簡易モデル)

2.6.2.3. 水平接合部

一般的な CLT 壁のモデル化と同様に、CLT 袖壁の材端には、支圧剛性 k_b を持つ非線形の複数の軸ばねを設けた。

一般的な CLT 部材では、軸力比が高い状況で使用されることが殆どないため、文献[2-4]では、CLT 壁のせいを 4 分割した範囲のうち、材端に近い部分を有効支圧面と仮定し、材端の 2 箇所だけに CLT の支圧挙動を模擬した軸ばねを設けることとしている。詳細モデルでは、CLT 袖壁のせいを 4 分割し

てモデル化を行うが、CLT 袖壁が圧縮耐力に近い軸力を受けて全断面が支圧面となることを想定し、4本の軸ばねを用いてモデル化を行うこととした。軸ばねの剛性には、文献[2-4]に記載のある壁パネル基礎間の支圧剛性の実験値 (15.6N/mm³) を用い、材料試験から推定した CLT の座屈強度に到達した後は、一定の軸力を保持するものと仮定した。

簡易モデルでも、詳細モデルと同様に、支圧剛性 k_b を持つ非線形の複数の軸ばねを設けることとしたが、詳細モデルのように軸ばねを1本ずつ設置する形ではなく、ファイバー要素として、線材端部に集約する形でのモデル化を行った。CLT 袖壁の断面は、図 2-65 に示すように 10 分割とし、試験体 AS、AD に関しては、詳細モデルと同じように、アンカーボルトの引張負担を再現するための軸ばねを設けた。

(ファイバー要素もしくは軸ばね 1 本あたりの支圧耐力)

$${}_w p_u = \frac{1}{n_s} t_w \cdot D_w \cdot {}_w F_k \quad (2.21)$$

ここで、 n_s : CLT 袖壁におけるモデル化の際の断面の分割数、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 ${}_w F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (鉛直方向) である。

(ファイバー要素もしくは軸ばね 1 本あたりの支圧剛性)

$$k_w = \frac{1}{n_s} t_w \cdot D_w \cdot k_e \quad (2.22)$$

ここで、 n_s : CLT 袖壁におけるモデル化の際の断面の分割数、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 k_e : CLT の支圧剛性である。

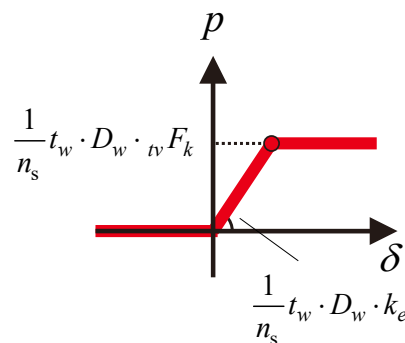


図 2-64 水平接合面におけるファイバー要素

もしくは軸ばね 1 本あたりの支圧ばねの復元力特性 (圧縮が正)

アンカーボルト
2-M16 (ABR490)



CLT 袖壁
90mm × 650mm

(a) 試験体 AS、AD



CLT 袖壁
120mm × 650mm

(b) 試験体 BS、BD

図 2-65 CLT 袖壁の水平接合面における軸ばねの配置 (簡易モデル)

試験体 AS、AD に関しては、アンカーボルトの引張負担を再現するための軸ばねを設けた。軸ばねの軸変形は、アンカーボルトの軸ひずみに上下スタブへの埋め込み長さ（350mm）を乗じることで計算した。なお、加力実験時において、長期荷重作用後に計測したアンカーボルトの軸ひずみから算定した引張力を平均化したものを初期締付力 T_i とし、初期締付力 T_i に到達するまでは、アンカーボルトの軸変形が生じないものとした。また、材料試験結果から明らかなように、アンカーボルトでは、降伏後のひずみ硬化が生じるが、試験体 AS、AD はいずれも、アンカーボルトの降伏直後に水平接合部の接着面のずれが生じており、ひずみ硬化域に達するような大きなひずみは加力中に計測されていない。そこで、後述する試験体 BS のテンションロッドとは異なり、材料試験から求めた降伏強度に達した後は、一定の引張力を保持するものと仮定した。

(アンカーボルトの降伏耐力)

$${}_{ha}P_y = {}_h n_a \cdot {}_a a_s \cdot {}_a \sigma_y \quad (2.23)$$

ここで、 ${}_h n_a$ ：水平接合部におけるアンカーボルトの本数、 ${}_a a_s$ ：アンカーボルトの軸部の断面積、 ${}_a \sigma_y$ ：アンカーボルトの降伏強度である。

(アンカーボルトの初期剛性)

$${}_a K_1 = \frac{{}_h n_a \cdot {}_a a_s \cdot {}_a E_s}{L_a} \quad (2.24)$$

ここで、 ${}_h n_a$ ：水平接合部におけるアンカーボルトの本数、 ${}_a a_s$ ：アンカーボルトの軸部の断面積、 ${}_a E_s$ ：アンカーボルトのヤング係数、 L_a ：アンカーボルトの引張長さ（ナット間の距離）である。

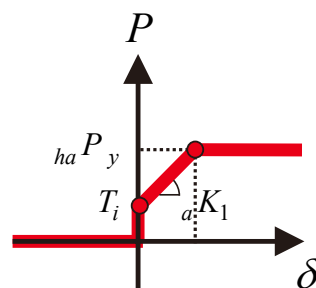


図 2-66 水平接合面のアンカーボルトの軸ばねの復元力特性（引張を正）

水平接合面では、解析で得られた存在応力を用いて、CLT 袖壁—上下のスタブ間の水平せん断力の伝達に必要なせん断耐力が確保されているかどうかを確認する。このため、詳細モデルでは、水平接合面に作用するせん断力を集計するためのせん断ばねは設けているが、ばね自体の設定は剛としている。また、簡易モデルでは、水平接合部を対象としたせん断ばねは特に設けていない。

試験体 AS、AD における CLT 袖壁—上下のスタブ間における水平せん断力の伝達要素としては、①摩擦による伝達、②アンカーボルトによる伝達、③RC 柱を介した伝達の 3 通りが考えられる。このうち、①に関しては、CLT 袖壁端に作用する曲げ圧縮力に摩擦係数（0.3～0.5 を想定）を乗じたものがせん断耐力となり、CLT 袖壁端に作用するせん断力がせん断耐力を上回ると滑りが生じる。また、水平接合面に引張軸力が作用する場合には、摩擦による抵抗には期待できない。なお、本実験では、上下のスタブと CLT 袖壁の間にエポキシ樹脂を充填しており、接着面に隣接する上下スタブのコンク

リートが引張破壊することで水平接合面の離間が生じる。コンクリートの破壊により、境界面には凸凹が生じるため、通常の接触面と比較すると、より大きな摩擦係数が確保できるものと考えられる。②に関しては、アンカーボルトのダウエル効果に期待したものであるが、アンカーボルトに繰り返し引張力が作用するとナットが緩むため、アンカーボルトと水平接合材が物理的に接触するためにある程度の滑り変形が必要となること、アンカーボルトは引張抵抗に期待して設置するものであり、引張軸力が作用するとせん断耐力が低下することから、②による抵抗分を陽な形で設計に盛り込むことは適切ではない。③に関しては、試験体 AS、AD では、RC 柱-CLT 袖壁間に鉛直接合部を設けており、RC 柱-CLT 袖壁間で水平せん断力の伝達を行うことが可能である。そこで、①による水平せん断力の伝達が困難な場合には、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が鉛直接合部を介して RC 柱に伝達される状況を想定し、RC 柱の検討で示したパンチングシア破壊の検討を行うものとする。

試験体 BS、BD における CLT 袖壁-上下のスタブ間における水平せん断力の伝達要素としては、①摩擦による伝達、④滑り止めを介した伝達の 2 通りが考えられる。基本的には、滑り変形を伴わない①による応力伝達の方が、仕口面のめり込み変形を伴う④による応力伝達よりも、せん断剛性が高いものと推測されるため、④は①のバックアップとしての役割が期待される。

2.6.2.4. 鉛直接合部

試験体 AS、AD では、CLT 袖壁に接着した山形鋼によって、RC 柱-CLT 袖壁間で鉛直せん断力の伝達が行われる。後述する鉛直接合部の接着面におけるせん断耐力が、式(2.25)に示す CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 ($90\text{mm} \times 1700\text{mm} \times 2.28 \text{ N/mm}^2 = 349\text{kN}$) と比較して十分に大きいことから、詳細モデルでは、図 2-67 (a) に示すように、鉛直接合面における変形が生じないものと仮定し、せん断ばねを剛ばねとしてモデル化した。簡易モデルでは、CLT 袖壁を線材としてモデル化し、平面保持仮定に基づく計算を行っているため、詳細モデルとは異なって、CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力による変形を考慮することができない。本検討では、実験結果との整合性も踏まえ、図 2-67 (b) に示すように、CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力による変形は考慮せず、式(2.25)に示す CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力のみを評価する形とした。2.5.8.3 で示したように、実際に鉛直接合部に作用するせん断力は、式(2.25)に示す CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を上回るものと考えられるが、簡易モデルではこのようなせん断応力の伝達状況を再現する方法がないため、式(2.25)に示す CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を上限として解析モデルの設定を行っている。

なお、鉛直接合部のせん断耐力が CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力より小さい場合や、鉛直接合部のせん断変形を無視できない場合には、図 2-67 に示す復元力特性にその影響を含める必要がある。また、簡易モデルでは、RC 柱-CLT 袖壁間の境界面の位置にピンを設けている。RC 柱、CLT 袖壁の水平せん断力の分担は、鉛直接合部に設けるピンの水平位置の影響を受ける。本検討では、実験結果との整合性も踏まえ、詳細モデルと境界条件の統一を図るために同位置としている。

(CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力)

$${}_{wv}Q_{su} = t_w \cdot h_0 \cdot {}_{t}F_{sl} \quad (2.25)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 ${}_{t}F_{sl}$: CLT の面内せん断の基準強度である。

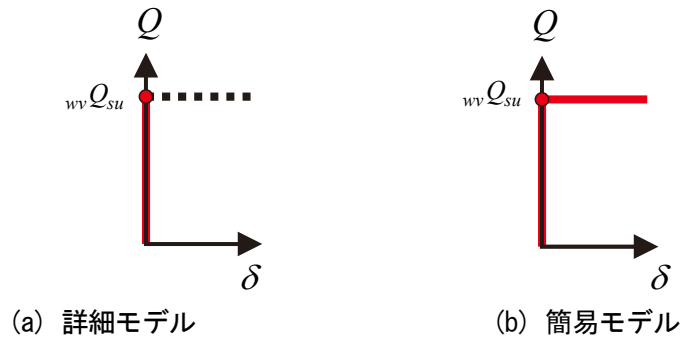


図 2-67 鉛直接合部の復元力特性

RC 柱-CLT 袖壁間では、鉛直接合部を介して、鉛直方向のせん断力のみでなく、水平方向のせん断力も伝達される可能性があるが、事前の解析により、鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達量があまり大きくないこと、鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達を許容した場合、RC 柱と CLT 袖壁の水平せん断力の大きさが材軸方向の高さ位置によって異なるため、せん断設計が煩雑になることを踏まえ、鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達は許容しないこととした。一方で、試験体 AS、AD の CLT 袖壁端では、CLT 袖壁に伝達される水平せん断力を鉛直接合部や RC 柱を介して、上下のスタブに伝達しているものと考えられるため、材端における水平方向のせん断力の伝達は許容するものとする。

2.6.2.5. テンションロッド

試験体 BS、BD のテンションロッドの軸ばねの応力-ひずみ関係は、図 2-68 に示すように、トリリニアで与えた。軸ばねの軸変形は、アンカーボルトの軸ひずみに材長 (1375mm) を乗じることで計算した。なお、加力実験時において、長期荷重作用後に計測したテンションロッドの軸ひずみから算定した引張力を平均化したものを初期締付力とし、初期締付力に到達するまでは、テンションロッドの軸変形が生じないものとした。また、材料試験結果から明らかのように、テンションロッドでは、降伏後のひずみ硬化が生じる。そこで、材料試験の結果を基に、降伏後の剛性 rK_3 を弾性時剛性 rK_2 の 0.015 倍とし、有効 (ねじ部の) 断面積にテンションロッドの引張強度を乗じた値まで、テンションロッドの引張力が増大するものとした。

(テンションロッドの降伏耐力)

$${}_{hr}P_y = {}_h n_r \cdot {}_r a_s \cdot {}_r \sigma_y \quad (2.26)$$

ここで、 ${}_{hr}n_r$: 水平接合部におけるテンションロッドの本数、 ${}_r a_s$: テンションロッドの軸部の断面積、 ${}_r \sigma_y$: テンションロッドの降伏強度である。

(テンションロッドの引張耐力)

$${}_{hr}P_u = {}_h n_r \cdot {}_r a_{es} \cdot {}_r \sigma_u \quad (2.27)$$

ここで、 ${}_{hr}n_r$: 水平接合部におけるテンションロッドの本数、 ${}_r a_{es}$: テンションロッドのねじ部の断面積、 ${}_r \sigma_u$: テンションロッドの引張強度である。

(テンションロッドの初期剛性)

$${}_rK_1 = \frac{h n_r \cdot {}_r a_s \cdot {}_r E_s}{L_r}$$

(2.28)

ここで、 $h n_r$: 水平接合部におけるテンションロッドの本数、 ${}_r a_s$: テンションロッドの軸部の断面積、 ${}_r E_s$: テンションロッドのヤング係数、 L_r : テンションロッドの引張長さ (ナット間の距離) である。

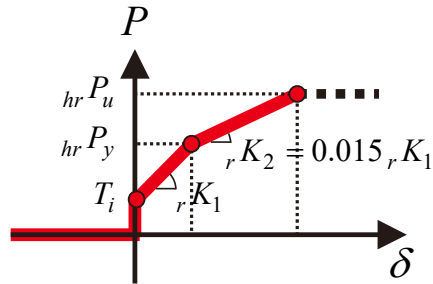


図 2-68 テンションロッドの軸ばねの復元力特性

2.6.3. 解析結果

2.6.3.1. 荷重変形関係

図 2-69 から図 2-71 に、実験の荷重変形関係と詳細モデル、簡易モデルの解析結果との比較を示す。

<詳細モデル>

試験体 AS では $R=1/100\text{rad}$ まで、試験体 BS、AD では $R=1/50\text{rad}$ サイクルまでの実験の荷重変形関係の包絡線を精度良く予測した。

試験体 AS では $R=1/100\text{rad}$ 以降の荷重変形関係をやや過大に評価しているが、その原因としては、水平接合部における接着面のずれが考えられる。図 2-47 に示すように、試験体 AS では $R=1/100\text{rad}$ サイクル以降、水平接合部の接着面のずれによって、アンカーボルトの引張力が徐々に低下しており、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルでは、降伏強度の半分となっている。後述する図 2-72 に示すアンカーボルトの引張力を無視した場合の荷重変形関係を図 2-69 (a) に重ねているが、実験の水平荷重は、 $R=1/50\text{rad}$ 時に、アンカーボルトを考慮した場合と無視した場合の解析の水平荷重のちょうど平均程度となっており、実験結果と対応していることが分かる。 $R=1/50\text{rad}$ サイクル以降は、アンカーボルトの引張力の過大評価に加え、CLT 袖壁端部のラミナ間の接着面が破壊し、面外方向のはらみ出しが生じたことで、実験の水平荷重を過大に評価したものと考えられる。

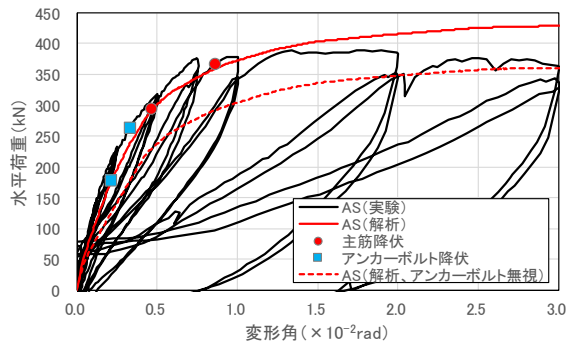
試験体 BS、AD では、 $R=1/50\text{rad}$ 以降の実験の耐力を過大評価しているが、その原因としては、試験体 BS では、 $R=1/50\text{rad}$ 以降のサイクルで確認された曲げ圧縮による CLT 袖壁の面外方向へのはらみ出しによる軸耐力の低下を、試験体 AD では、 $R=1/50\text{rad}$ 以降のサイクルで確認された材軸方向に配置された CLT 袖壁のせん断変形の増大に伴うせん断耐力の低下の影響を考慮できていない点が考えられる。

破壊形式については、RC 柱はいずれの試験体も曲げ降伏、CLT 袖壁は試験体 AS、BS が曲げ圧縮破壊、試験体 AD がせん断破壊となっており、実験における観測結果と一致している。

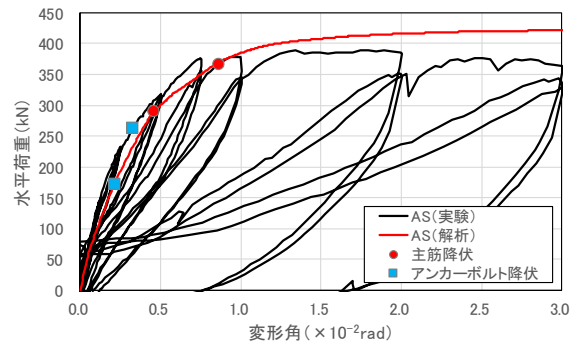
<簡易モデル>

試験体 AS、AD では $R=1/100\text{rad}$ までの小変形時において、実験結果や詳細モデルによる解析結果と比較して、水平剛性やや低く評価した。試験体 BS では詳細モデルとほぼ同じ荷重変形関係が得られていることから、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部のモデル化に課題が残ったものと思われる。詳細モデルでは鉛直方向の分割数を 4 としているのに対し、簡易モデルでは鉛直方向の分割数を 2 としており、RC 柱端の塑性ヒンジ部の回転変形によって材軸方向の変形が強制される部材の長さに 2 倍の差があるため、簡易モデルの方が CLT 袖壁に軸力が作用しにくく、小変形時の圧縮軸力の負担が小さくなっている。一方で、 $R=1/100\text{rad}$ 付近まで変形が大きくなると、詳細モデルと簡易モデルで最大荷重の差は殆ど見られなくなることから、ある程度変形が大きくなると、簡易モデルでも実験時の挙動を概ね追跡できるものと思われる。

破壊形式については、RC 柱はいずれの試験体も曲げ降伏、CLT 袖壁は試験体 AS、BS が曲げ圧縮破壊、試験体 AD がせん断破壊となっており、詳細モデルと同様に、実験における観測結果と一致している。

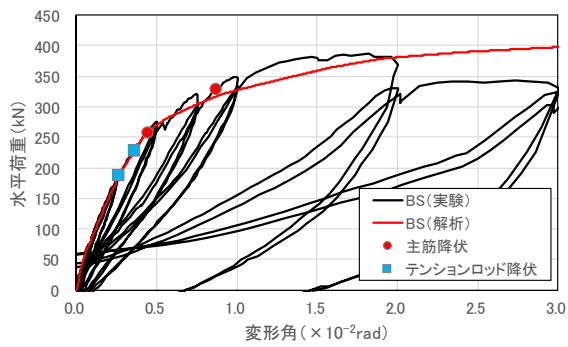


(a) 詳細モデル

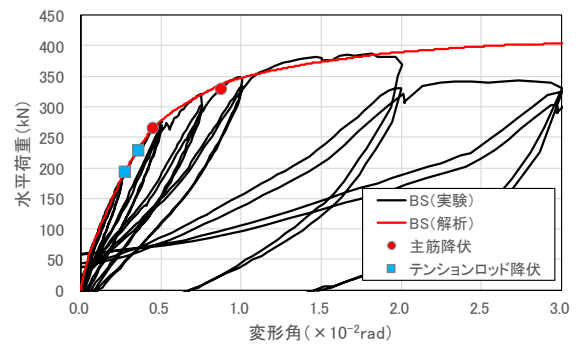


(b) 簡易モデル

図 2-69 水平荷重—変形角関係 (試験体 AS)

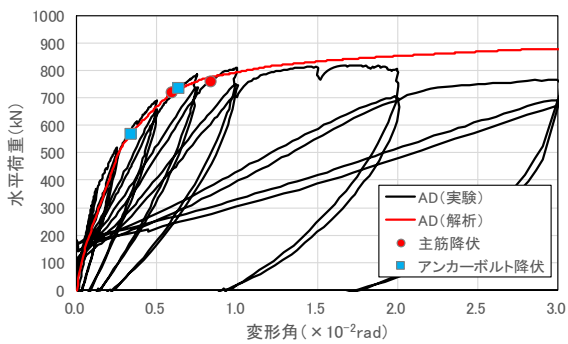


(a) 詳細モデル

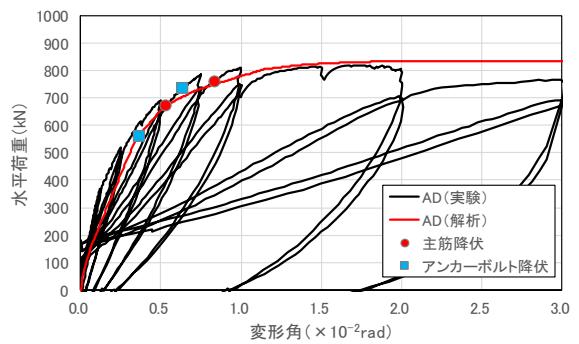


(b) 簡易モデル

図 2-70 水平荷重—変形角関係 (試験体 BS)



(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

図 2-71 水平荷重—変形角関係 (試験体 AD)

2.6.3.1. 初期剛性と特性点

表 2-29 に初期剛性と各特性点の実験値と解析値の比較を示す。

<初期剛性>

詳細モデルでは、実験値／解析値の比率が、試験体 AS で 1.00、試験体 BS で 0.91、試験体 AD で 0.87、全体の平均が 0.93 となり、実験結果を精度良く予測したが、今回の検討に用いたモデルは、RC 柱の材端に設けたファイバーモデルの材長（塑性ヒンジ長さ）が長いため、部材の弾性剛性に応じた初期剛性が得られていない。そこで、RC 柱のファイバーモデルを取り除いた状態で算定した初期剛性も表中に合わせて示す。詳細モデルの実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 0.97、試験体 BS で 0.87 と片持ち柱形式の試験体では影響が小さかったが、逆対称形式で曲げモーメントの勾配が大きい試験体 AD では 0.74 と影響が大きく、全体の平均は 0.86 となった。

簡易モデルでは、実験値／解析値の比率が、試験体 AS で 1.00、試験体 BS で 0.88、試験体 AD で 0.92、全体の平均が 0.93 となり、詳細モデルと同程度の評価精度を示した。一方で、詳細モデルと同様に、RC 柱のファイバーモデルを取り除いた状態で初期剛性を算定すると、実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 0.97、試験体 BS で 0.84、試験体 AD で 0.80、全体の平均は 0.87 となり、こちらも詳細モデルと同程度の評価精度となった。

<最大耐力>

詳細モデルでは、実験値／解析値の比率が、 $R=1/100\text{rad}$ までの範囲では、試験体 AS で 1.02、試験体 BS で 1.07、試験体 AD で 1.02、全体の平均が 1.03 となり、実験値と解析値が非常によく一致した。また、 $R=1/50\text{rad}$ まで範囲を広げると、試験体 AS で 0.94、試験体 BS で 1.02、試験体 AD で 0.96、全体の平均が 0.97 となり、こちらも実験値と解析値がよく一致しており、 $R=1/50\text{rad}$ までの挙動を概ね捉えられていることが分かる。

簡易モデルでは、実験値／解析値の比率が、 $R=1/100\text{rad}$ までの範囲では、試験体 AS で 0.98、試験体 BS で 1.01、試験体 AD で 1.04、全体の平均が 1.01 となった。また、 $R=1/50\text{rad}$ まで範囲を広げると、試験体 AS で 0.93、試験体 BS で 0.99、試験体 AD で 0.98、全体の平均が 0.97 となった。したがって、簡易モデルでも、詳細モデルと同程度の評価精度が期待できる。

<RC 柱の最外縁主筋の引張降伏時の変形角と水平荷重>

詳細モデルでは、変形角の実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 1.79、試験体 BS で 1.97、試験体 AD で 1.44、全体の平均が 1.74 となり、実験結果を過小に評価した。最外縁主筋の引張降伏時の変形角については、本解析では、柱主筋の上下スタブからの抜け出しを考慮しておらず、解析値が実験値を過大評価したものと考えられる。一方で、水平荷重の実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 1.19、試験体 BS で 1.17、試験体 AD で 1.05、全体の平均が 1.14 となり、十分な評価精度が期待できる。

簡易モデルでは、変形角の実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 1.82、試験体 BS で 1.95、試験体 AD で 1.63、全体の平均が 1.80 となり、詳細モデルと同程度の評価精度となる。一方で、水平荷重の実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 1.21、試験体 BS で 1.13、試験体 AD で 1.12、全体の平均が 1.16 となり、詳細モデルと評価精度は同程度であった。

<アンカーボルトの引張降伏時の変形角と水平荷重>

詳細モデルでは、変形角の実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 1.75、試験体 AD で 1.93、全体の平均が 1.84 となり、実験結果を過小に評価した。また、水平荷重の実験値／解析値の比率についても、試験体 AS で 1.57、試験体 AD で 1.27、全体の平均が 1.42 となり、RC 柱の最外縁主筋の引張降伏時と比較して、評価精度が低かった。乖離が生じた原因としては、実験では、CLT 袖壁－水平接合材間の接着面でせん断変形が生じていた可能性があることや、解析では、エポキシ樹脂を充填した CLT 袖壁の水平接合面における引張負担を考慮していないため、CLT 袖壁の脚部の離間が早期に生じ、アンカーボルトの引張負担が実験と比較して生じやすい状況にあったことが考えられる。

簡易モデルでは、変形角の実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 1.76、試験体 AD で 1.78、全体の平均が 1.77、水平荷重の実験値／解析値の比率は、試験体 AS で 1.61、試験体 AD で 1.29、全体の平均が 1.45 となり、詳細モデルと同程度の評価精度となった。

<テンションロッドの引張降伏時の変形角と水平荷重>

詳細モデルでは、変形角の実験値／解析値の比率は、試験体 BS で 1.36 となり、試験体 AS、AD のアンカーボルトの引張降伏時の変形角よりも、評価精度が高かった。これは、試験体 BS では、テンションロッドが滑り止めを介して、直接上下のスタブに固定されており、試験体の変形に直接テンションロッドが追随したためである。水平荷重の実験値／解析値の比率は、試験体 BS で 1.22 となり、こちらも予測精度は比較的高かった。

簡易モデルでは、変形角の実験値／解析値の比率は、試験体 BS で 1.33、水平荷重の実験値／解析値の比率は、試験体 BS で 1.19 となり、いずれも詳細モデルと同程度の評価精度となった。

表 2-29 初期剛性と各特性点の比較 (詳細モデル、簡易モデル)

		初期剛性 (kN/mm)		最大荷重 (R=1/100radまで)		最大耐力 (R=1/50radまで)	
		ファイバーあり	ファイバーなし	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
AS	実験	73		0.934	378	1.341	389
				-0.999	-367	-1.636	-376
	詳細	73	75	0.995	372	1.995	415
		(1.00)	(0.97)	(0.97)	(1.02)	(0.75)	(0.94)
簡易	73	76	0.999	385	2.000	416	
	(1.00)	(0.97)	(0.97)	(0.98)	(0.74)	(0.93)	
BS	実験	64		0.989	349	1.819	387
				-1.002	-344	-1.964	-373
	詳細	70	73	1.000	327	1.998	381
		(0.91)	(0.87)	(1.00)	(1.07)	(0.95)	(1.02)
簡易	72	76	1.000	347	2.000	390	
	(0.88)	(0.84)	(1.00)	(1.01)	(0.95)	(0.99)	
AD	実験	174		0.991	808	1.732	819
				-0.991	-779	-0.991	-779
	詳細	200	235	0.995	792	1.995	852
		(0.87)	(0.74)	(1.00)	(1.02)	(0.68)	(0.96)
簡易	189	219	0.999	779	2.000	833	
	(0.92)	(0.80)	(0.99)	(1.04)	(0.68)	(0.98)	

		主筋降伏		アンカーボルト降伏		テンションロッド降伏	
		R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
AS	実験	0.860	366	0.328	262	-	-
		-0.805	-335	-0.412	-294	-	-
	詳細	0.465	294	0.212	177	-	-
		(1.79)	(1.19)	(1.75)	(1.57)	-	-
簡易	0.458	290	0.211	172	-	-	
	(1.82)	(1.21)	(1.76)	(1.61)	-	-	
BS	実験	0.871	330	-	-	0.358	229
		-0.869	-273	-	-	-0.360	-230
	詳細	0.441	258	-	-	0.265	188
		(1.97)	(1.17)	-	-	(1.36)	(1.22)
簡易	0.447	266	-	-	0.271	193	
	(1.95)	(1.13)	-	-	(1.33)	(1.19)	
AD	実験	0.838	759	0.638	736	-	-
		-0.884	-748	-0.656	-708	-	-
	詳細	0.595	719	0.336	568	-	-
		(1.45)	(1.05)	(1.93)	(1.27)	-	-
簡易	0.528	671	0.363	561	-	-	
	(1.63)	(1.12)	(1.78)	(1.29)	-	-	

2.6.3.2. 袖壁、アンカーボルト、テンションロッドの有無を変数としたパラメトリック解析

ここまでの検討で、提案した詳細モデル、簡易モデルにより、CLT 袖壁付き RC 柱の実験時の挙動を概ね再現できることが確認できた。ここでは、詳細モデルを用いて、実験試験体のモデルからアンカーボルトやテンションロッドを取り除いたモデル、加えて CLT 袖壁を取り除き RC 柱のみとしたモデルとの比較検証を行い、補強効果を確認することとした。

図 2-72 に荷重変形関係を、表 2-30 に初期剛性と最大耐力の比較を示す。鉛直接合部を山形鋼で接合した A タイプでは、初期剛性については試験体 AS で 2.36 倍、試験体 AD で 1.35 倍、最大耐力については試験体 AS で 2.49 倍、試験体 AD で 1.70 倍に増大しており、載荷形式（片持ち、逆対称）によらず、高い補強効果が得られることが分かる。また、アンカーボルトの設置により、片持ち形式では最大耐力が 2 割程度増大しているが、逆対称形式では最大耐力の増大は 1 割程度に留まっており、効果が小さい。

一方、鉛直接合部を割愛した B タイプでは、片持ち形式の試験体 BS では初期剛性が 2.13 倍、最大耐力が 2.29 倍に増大しており、試験体 AS とほぼ同等の補強効果が得られているが、逆対称形式の試験体 BD では初期剛性が 1.13 倍、最大耐力が 1.17 倍と、試験体 AD と比較すると補強効果が半減している。また、逆対称形式の試験体 BD では、テンションロッドが降伏する際の変形角が $1/100\text{rad}$ を超えており、最大耐力の増大効果も試験体 AD と同じく 1 割程度と効果が小さかった。

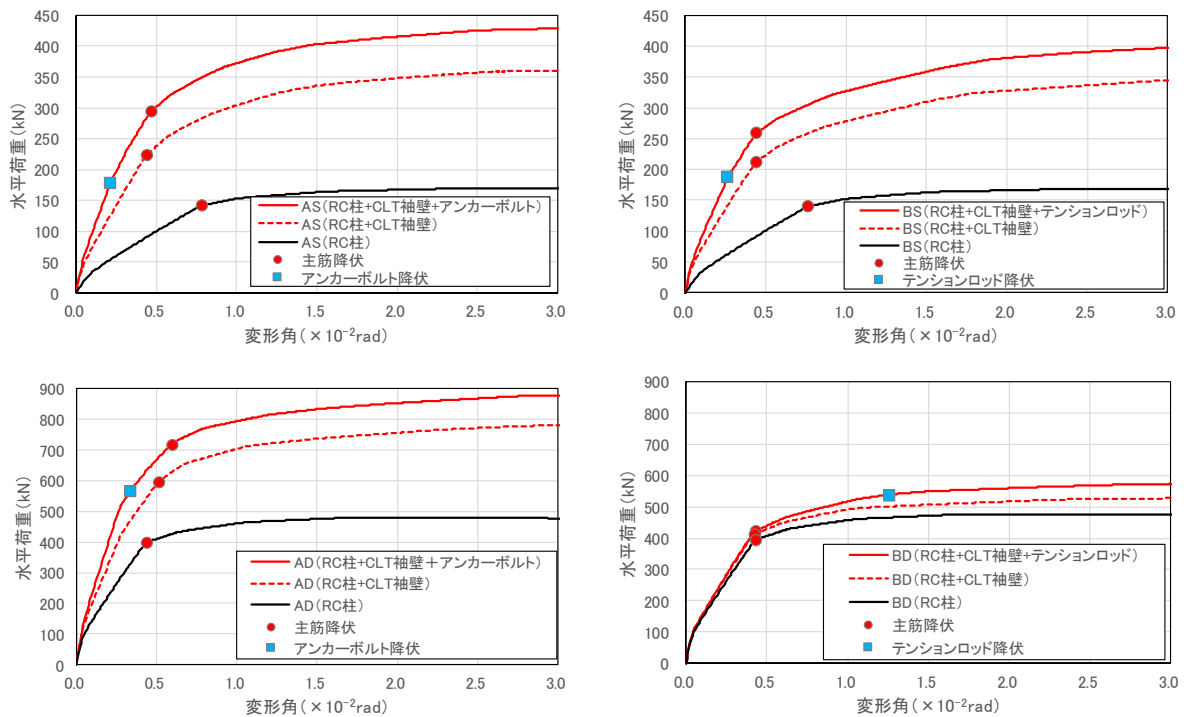


図 2-72 水平荷重—変形角関係（詳細モデル）

表 2-30 初期剛性と最大耐力の比較（詳細モデル）

			初期剛性	最大耐力 (R=1/50radまで)	
			(kN/mm)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
片持ち	AS	RC柱	32	1.994	167
		RC柱+CLT袖壁	75 (2.36)	2.000 (1.00)	348 (2.09)
		RC柱+CLT袖壁+アンカーボルト	75 (2.36)	1.995 (1.00)	415 (2.49)
	BS	RC柱	34	1.999	166
		RC柱+CLT袖壁	73 (2.13)	1.999 (1.00)	328 (1.97)
		RC柱+CLT袖壁+テンションロッド	73 (2.13)	1.998 (1.00)	381 (2.29)
逆対称	AD	RC柱	175	2.000	479
		RC柱+CLT袖壁	237 (1.35)	2.000 (1.00)	740 (1.54)
		RC柱+CLT袖壁+アンカーボルト	237 (1.35)	1.997 (1.00)	815 (1.70)
	BD	RC柱	175	1.998	476
		RC柱+CLT袖壁	199 (1.13)	1.994 (1.00)	517 (1.08)
		RC柱+CLT袖壁+テンションロッド	199 (1.13)	1.998 (1.00)	560 (1.17)

2.6.3.3. 変形状況

図 2-73 に、詳細モデル、簡易モデルの $R=1/50$ rad 時の変形状況を示す。

<試験体 AS>

詳細モデルでは、加力方向に対して圧縮側の CLT 袖壁の脚部で軸縮みが、引張側の CLT 袖壁の脚部で断面全体の離間が生じており、作用する曲げモーメントが小さい頂部における変形は小さい。軸ばね、せん断ばねが取り付け CLT 袖壁の端部の水平材は、圧縮側の脚部を除けばほぼ一直線上に位置しており、平面保持仮定が概ね成立しているものと考えられる。簡易モデルでは、試験体頂部の回転角が詳細モデルとほぼ等しく、少ない部材で実験時の挙動をある程度再現できている。また、圧縮側の CLT 袖壁—RC 柱の鉛直接合部に生じているせん断変形は小さく、詳細モデルにおける CLT 袖壁の変形状況ともある程度一致しているものと考えられる。

<試験体 BS>

詳細モデルでは、試験体 AS と同じく、加力方向に対して圧縮側の CLT 袖壁の脚部で軸縮みが、引張側の CLT 袖壁では脚部及び頂部において断面全体の離間が生じており、試験体 AS と比較的良く似た変形状況となっている。したがって、片持ち载荷の場合には、RC 柱—CLT 袖壁間の鉛直接合材の有無が及ぼす影響は比較的小さいものと考えられるが、試験体 AS とは異なり、軸ばね、せん断ばねが取り付け CLT 袖壁の端部の全ての水平材がほぼ一直線上に位置していることから、平面保持仮定が概ね成立しているものと考えられる。簡易モデルでは、試験体頂部の回転角が詳細モデルとほぼ一致しており、少ない部材で実験時の挙動をある程度再現できている。

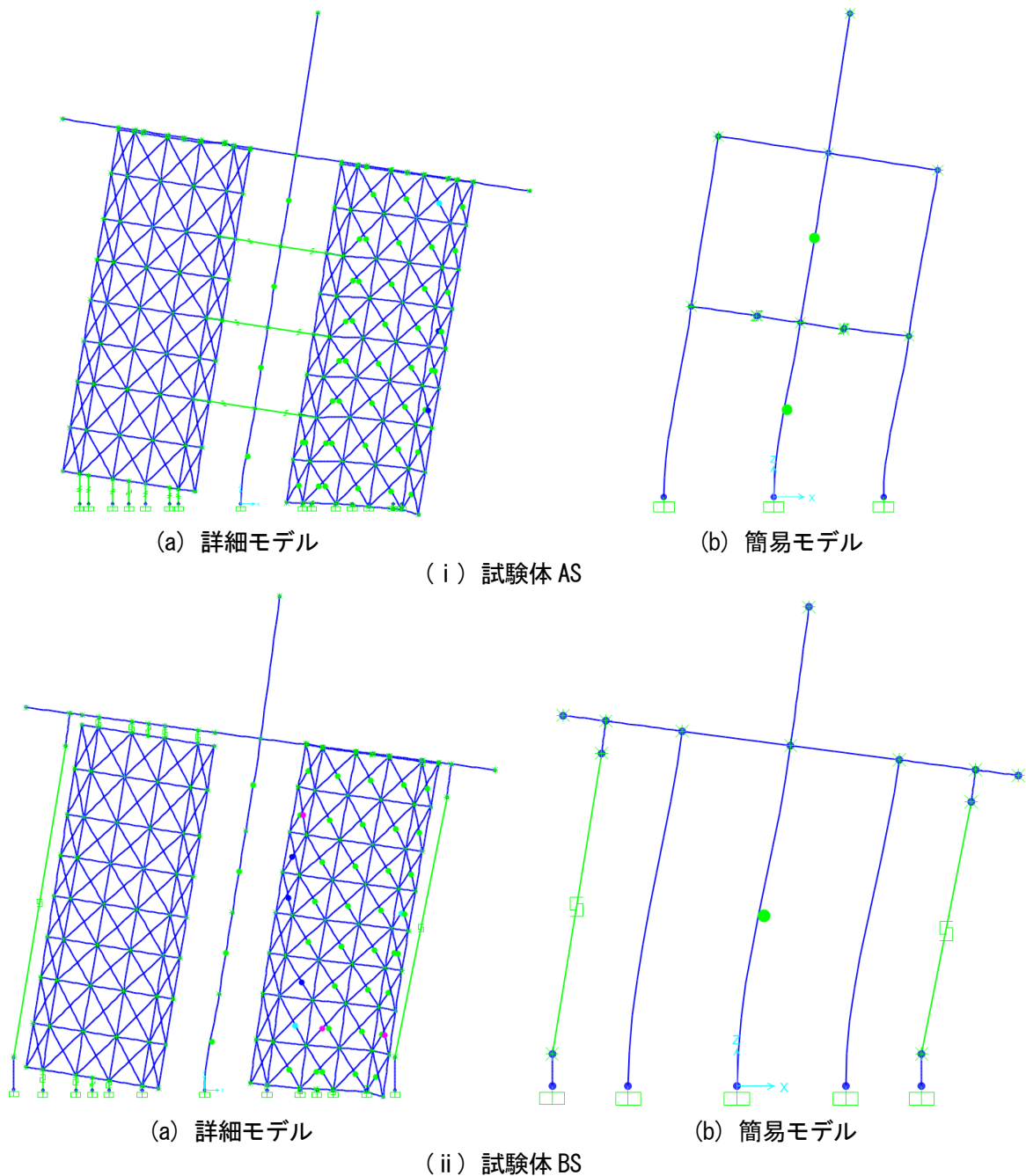


図 2-73 R=1/50rad 時の変形状況 (×8 倍)

<試験体 AD>

詳細モデルでは、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合材を設けることで、特に柱際において、CLT 袖壁のせん断変形が大きくなっており、変形状況が複雑になっている。軸ばね、せん断ばねが取り付く CLT 袖壁の端部では、CLT 袖壁内の左右の水平材が一直線上に配置されておらず、鉛直方向のせん断力によって、平面保持仮定が成立しない状況になっているものと推定される。その結果、加力方向に対して圧縮側の CLT 袖壁の脚部では、柱際に取り付く軸ばねの方が、圧縮縁に近い中央付近に取り付く軸ばねよりも軸縮みが大きい状況になっている。この挙動は、図 2-44 で示した CLT 袖壁端部のひずみ分布からも確認されており、CLT 袖壁が水平方向、鉛直方向の二方向からせん断力を受ける場合の特徴的な挙動と考えられる。その結果、せん断降伏 (図中の●のついたブレースは、耐力が頭打ちとな

り、せん断降伏された状態が再現されている)が生じているのは柱際の要素のみで、CLT 袖壁の断面全体がせん断降伏している訳ではない。一方、簡易モデルでは、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合材を模擬したせん断ばねの耐力を CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力によって頭打ちにすることで、鉛直せん断力によって生じる CLT 袖壁のせん断変形を模擬しようとしているが、詳細モデルのような平面保持仮定が成立しない状況は再現されていないため、モデルとしての限界が見受けられる。また、CLT 袖壁のせん断降伏 (図中の●) はモデル化上、断面全体で生じることとなり、詳細モデルとの差異が見られるが、図 2-71 や表 2-29 に示すように、荷重変形関係上の両者の差は殆ど見られない。

<試験体 BD>

詳細モデルでは、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合材がないため、CLT 袖壁に鉛直方向のせん断力が作用せず、軸ばね、せん断ばねが取り付く CLT 袖壁の端部の水平材はほぼ一直線上に位置しており、平面保持仮定が概ね成立しているものと考えられる。変形の増大に伴って、CLT 袖壁の端部が離間することで軸伸びが生じ、CLT 袖壁には圧縮軸力が、テンションロッドには引張力が作用する様子に変形状況からも確認できる。また、簡易モデルは、詳細モデルと良く似た変形状を示しており、A シリーズよりも B シリーズの方が、詳細モデルと簡易モデルの差が小さいものと推測される。

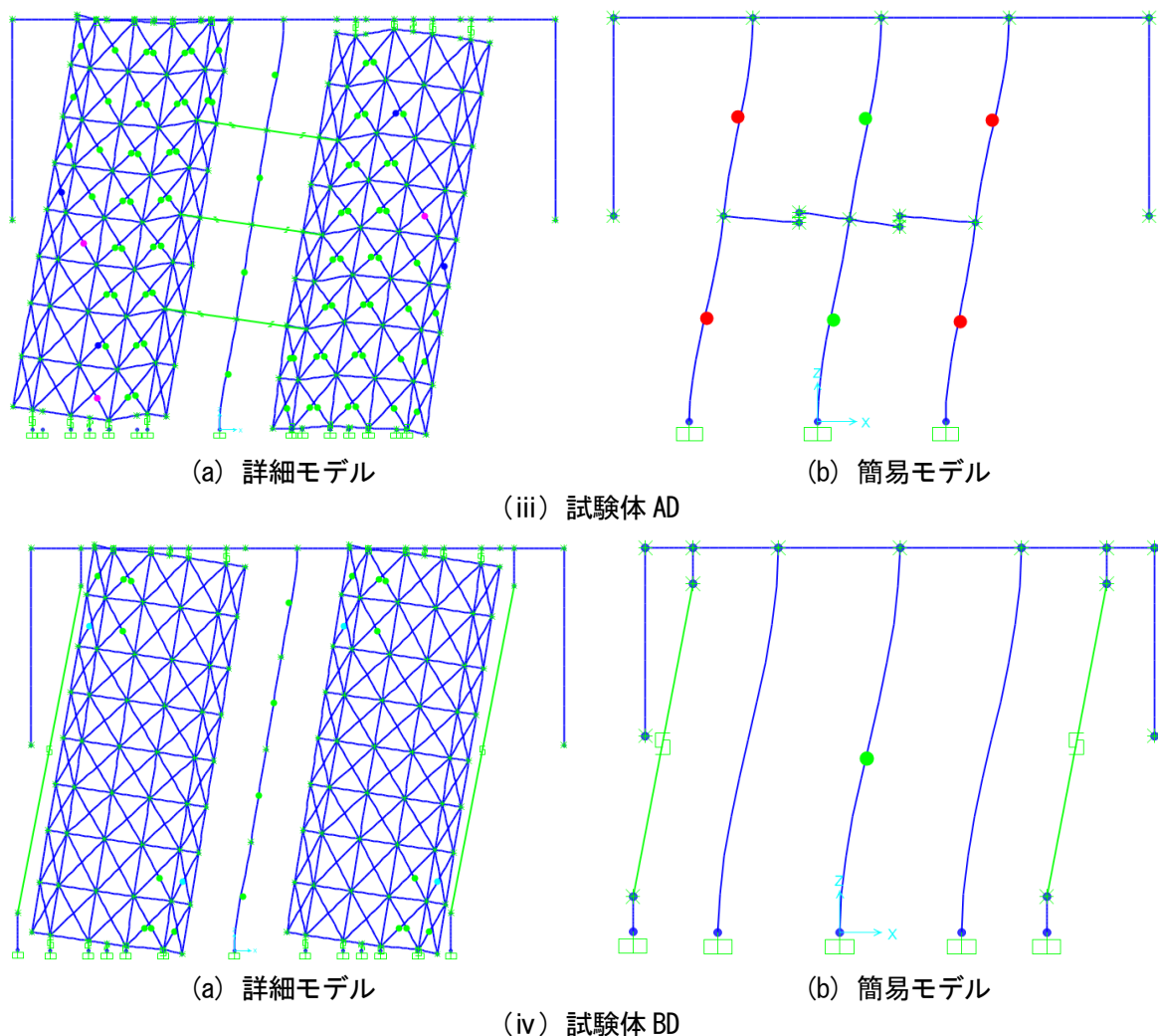


図 2-73 R=1/50rad 時の変形状況 (×8 倍)

2.6.3.4. 曲げモーメント分布

図 2-74 に詳細モデル、簡易モデルの $R=1/50\text{rad}$ 時の曲げモーメント分布を示す。試験体 AS、AD では、CLT 袖壁から伝達される鉛直方向のせん断力が作用するため、RC 柱の曲げモーメント分布が不連続となっているが、詳細モデル、簡易モデルのいずれを用いた場合にも、RC 柱の曲げモーメント分布はほぼ一致した。RC 柱の反曲点高さは、試験体 AS では頂部に近い位置、試験体 AD、BD では試験体の中心となっており、加力形式とほぼ対応する形となっている。一方で、試験体 BS に関しては、試験体 AS と比較して反曲点高さが低く、柱頭では柱脚と逆向きの曲げモーメントが発生している。図 2-25 で示したように、試験体 BS の荷重実験では、片持ちはり形式の曲げモーメントを与えたにも関わらず、試験体の頂部において、逆対称荷重を行った場合に生じるような逆方向の曲げひび割れ、曲げせん断ひび割れが確認されているが、ここで示した反曲点高さの違いからも、これらのひび割れが発生した理由が説明できる。

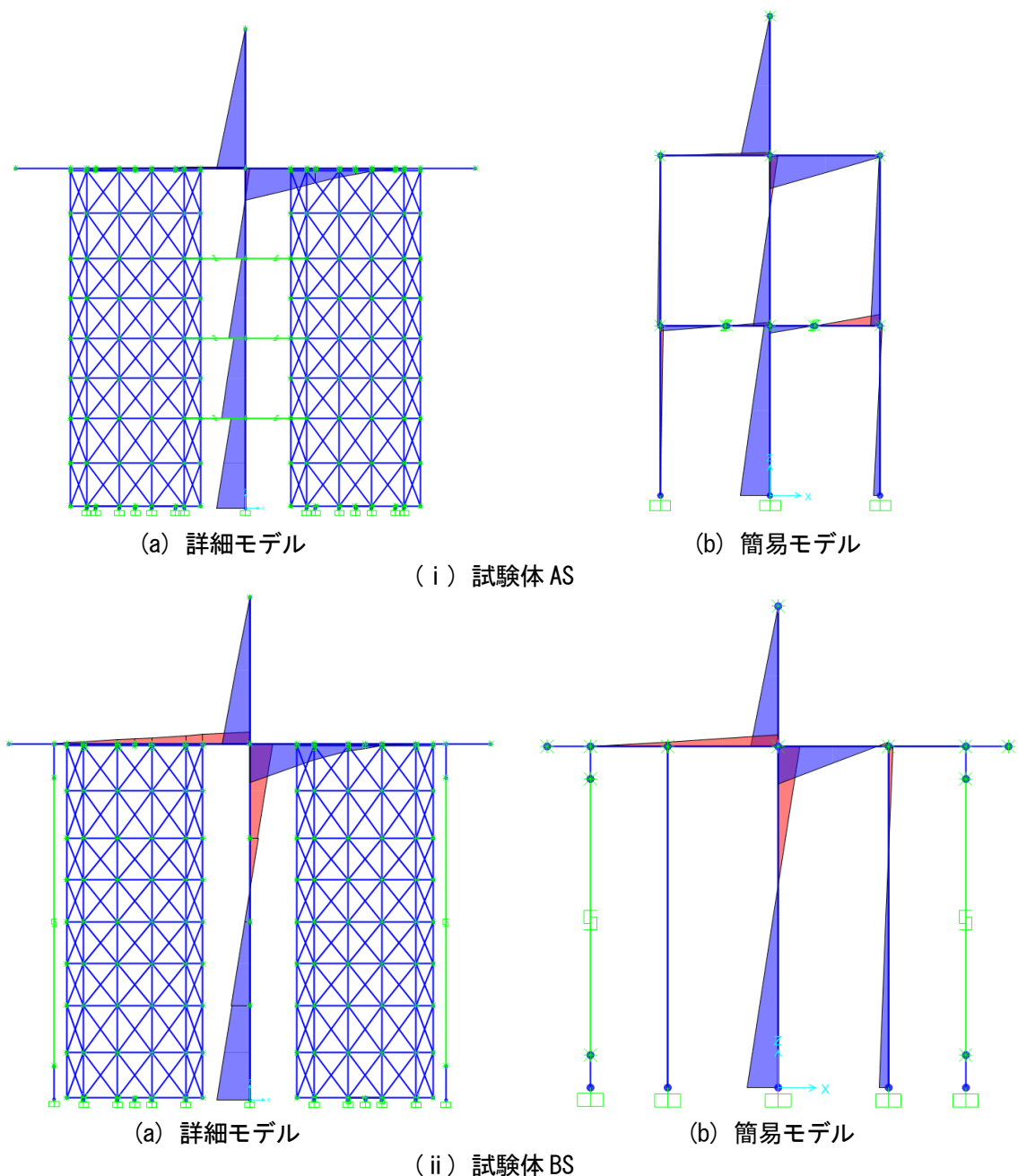
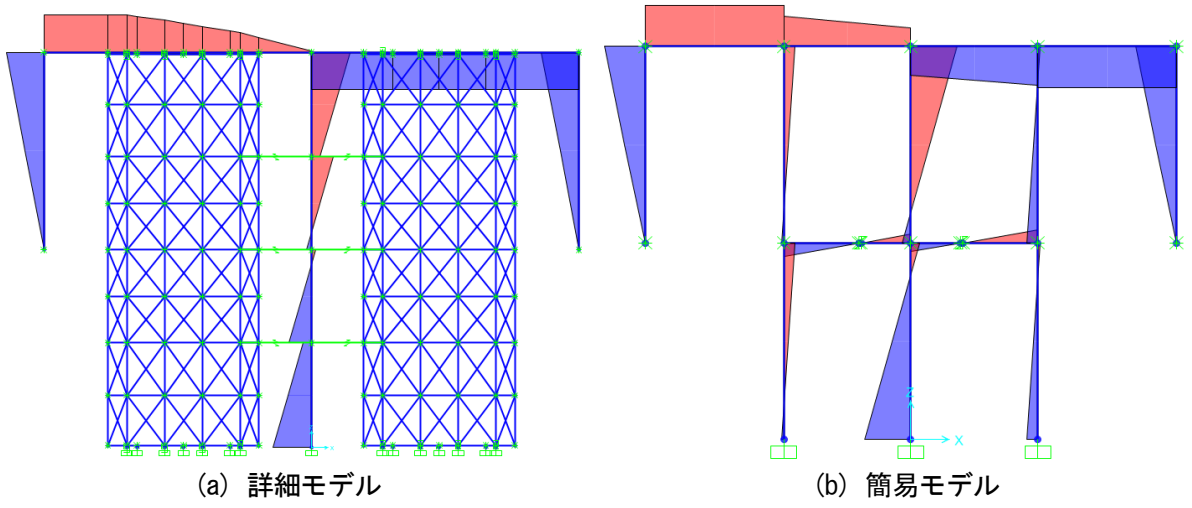
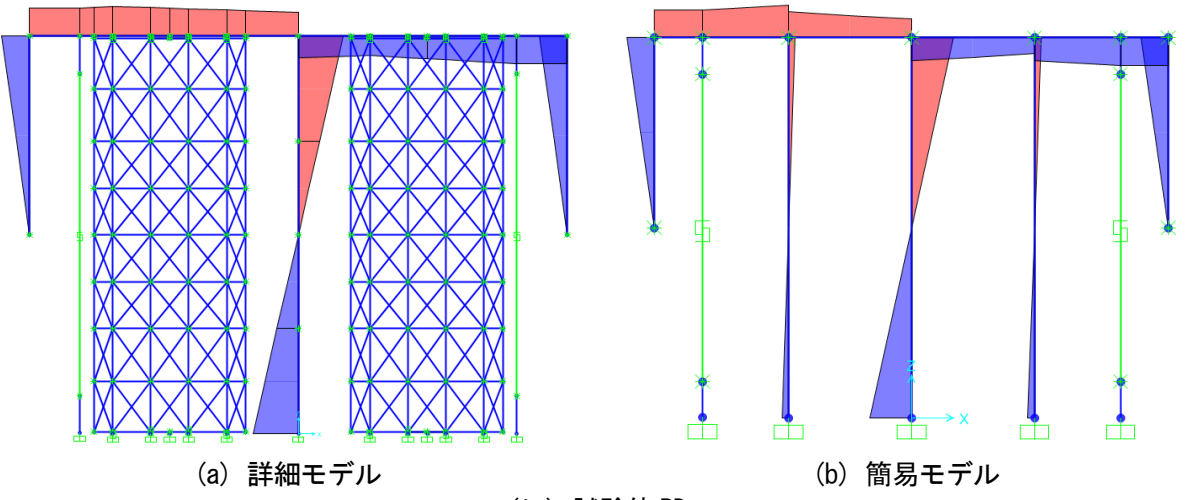


図 2-74 $R=1/50\text{rad}$ 時の曲げモーメント分布



(iii) 試験体 AD



(iv) 試験体 BD

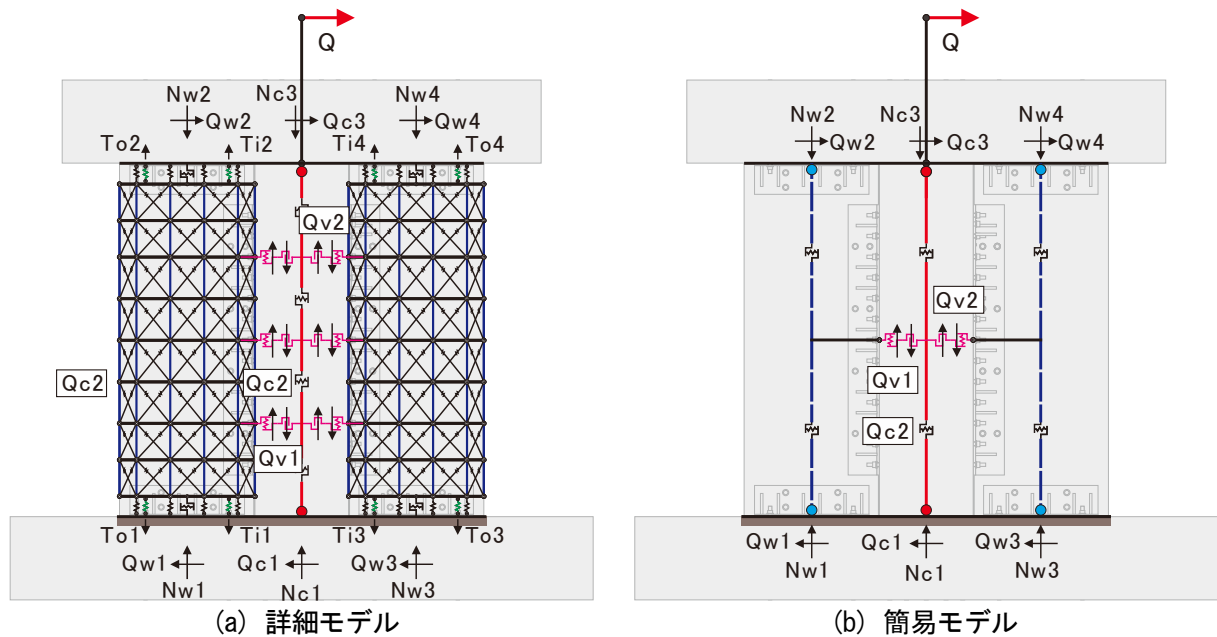
図 2-74 R=1/50rad 時の曲げモーメント分布

2.6.3.5. 各部の負担応力

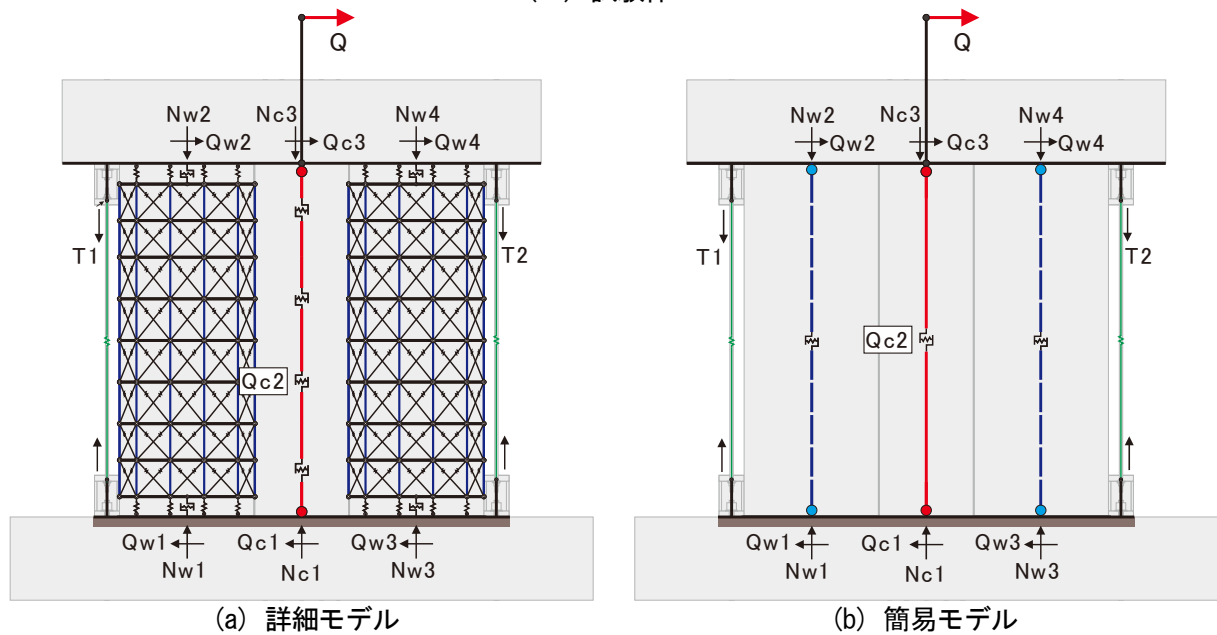
ここでは、詳細モデル、簡易モデルを対象に、図 2-75 に示す各部位に作用する軸力、せん断力の推移を示す。対象は、RC 柱の軸力 N_{c1} 、 N_{c3} 、せん断力 Q_{c1} 、 Q_{c2} 、 Q_{c3} 、CLT 袖壁の軸力 $N_{w1} \sim N_{w4}$ 、せん断力 $Q_{w1} \sim Q_{w4}$ 、アンカーボルトの引張力 $T_{o1} \sim T_{o4}$ 、 $T_{i1} \sim T_{i4}$ 、テンションロッドの引張力 T_1 、 T_2 およびこれらの和 T 、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直方向のせん断力 Q_{v1} 、 Q_{v2} である。

なお、RC 柱の上下端に作用するせん断力 Q_{c1} 、 Q_{c3} は、RC 柱と隣接する CLT 袖壁のせん断力を足し合わせたものであり、RC 柱におけるせん断応力度比の確認、RC 柱のパンチングシア破壊の確認（水平接合部において、水平せん断力/曲げ圧縮力 \leq 摩擦係数の関係が成立しない場合のみ）に用いる。

また、詳細モデルでは、CLT 袖壁を模擬したブレース要素に作用する軸方向力の鉛直成分を累加す



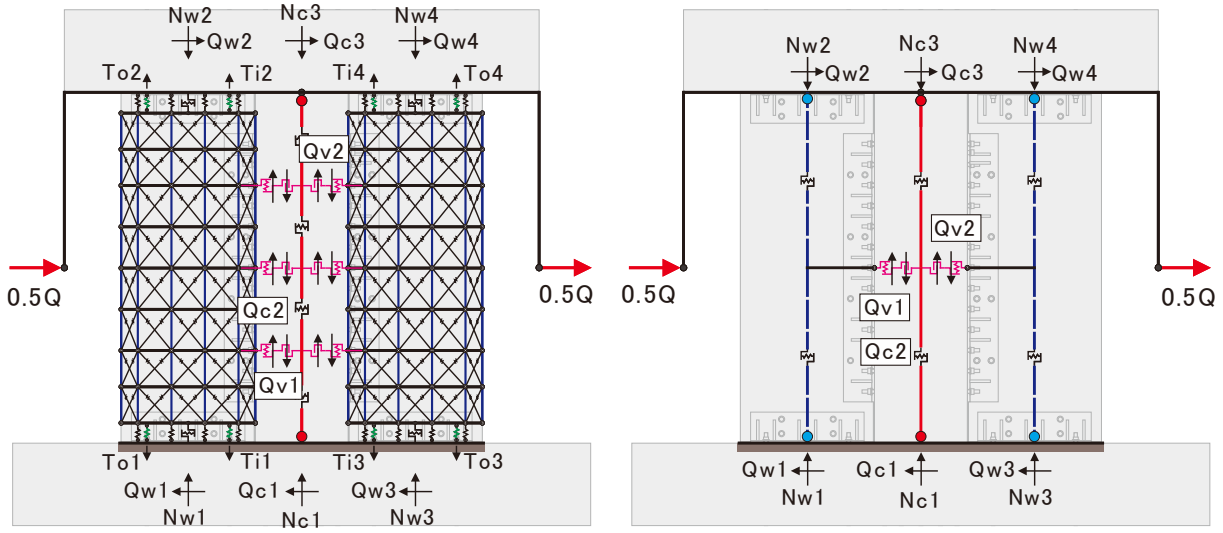
(i) 試験体 AS



(ii) 試験体 BS

図 2-75 各部位に作用する軸力、せん断力の一覧

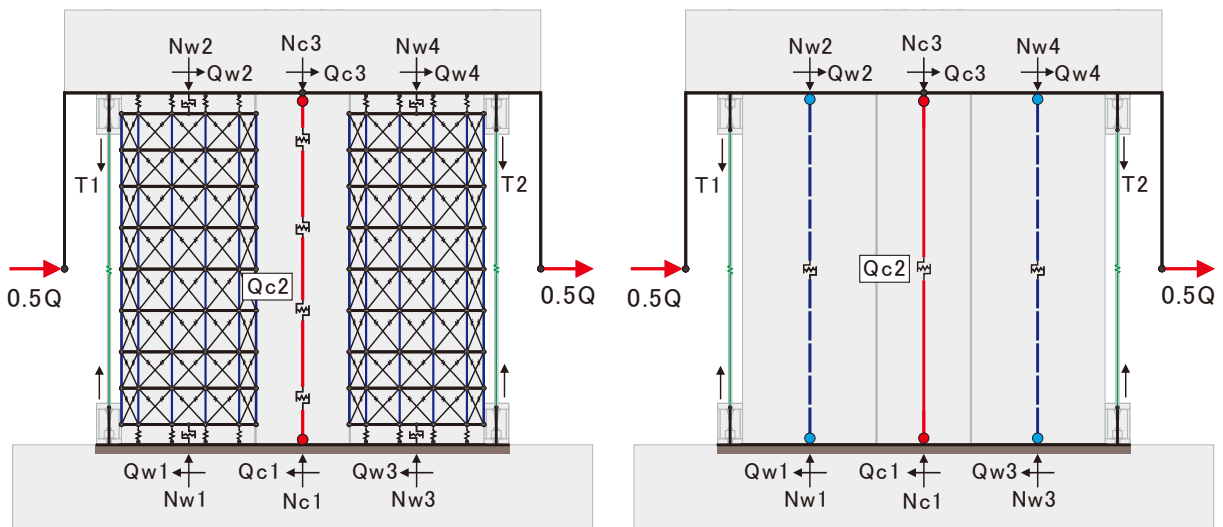
ることで、簡易モデルでは、CLT 袖壁の支圧特性を模擬した上下のファイバー要素のうち、水平方向の位置が同じ軸ばねが負担する軸力の差分を累積することで、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力 Q_{w1} 、 Q_{w2} を算定している。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(iii) 試験体 AD



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(iv) 試験体 BD

図 2-75 各部位に作用する軸力、せん断力の一覧

(1) RC 柱、CLT 袖壁の軸力

図 2-76 に各部位に作用する軸力の推移を示す。試験体 AS、AD では、鉛直接合部を介した鉛直せん断力の伝達が RC 柱、CLT 袖壁間で行われるため、脚部と頂部で各断面に作用する軸力が異なっている。また、片持ちはり形式で載荷した試験体 AS、BS では、変形角の増大に伴って、加力方向に対して圧縮側の CLT 袖壁が負担する圧縮軸力が増大しているが、逆対称形式で載荷した試験体 AD、BD では、RC 柱及び CLT 袖壁の軸力変動は小さかった。

<試験体 AS>

詳細モデルでは、圧縮側の CLT 袖壁に作用する軸力が最終的に圧縮耐力 (1182kN) に到達したが、簡易モデルでは、最大の圧縮軸力は 1081kN (軸力比 0.91) に留まった。また、RC 柱に作用する軸力は、変形の増大に伴って圧縮側から引張側に移行するが、詳細モデルの方が RC 柱に作用する引張軸力は大きくなった。いずれのモデルでも、引張側の CLT 袖壁に作用する引張軸力は、アンカーボルトの降伏強度 (223kN) に到達していた。詳細モデルにおいて、CLT 袖壁、RC 柱の軸力変動が大きくなった理由として、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部のモデル化の方法の違いが挙げられる。詳細は後述するが、簡易モデルでは、鉛直接合部のせん断耐力を CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力で頭打ちとしているが、詳細モデルでは、鉛直接合部から伝達された鉛直せん断力が、ブレース要素だけでなく、上下端の軸ばねにも伝達されるため、鉛直接合部から伝達される鉛直せん断力が大きくなる。

<試験体 BS>

詳細モデルと簡易モデルの差が殆どなく、両者はよく一致した。圧縮側の CLT 袖壁の最大圧縮軸力は詳細モデルで 907kN (軸力比 0.75)、簡易モデルで 915kN (軸力比 0.76) であり、鉛直接合部を設けた試験体 AS と比較して小さかったが、最終的に RC 柱に引張軸力が作用する点は共通であった。また、いずれのモデルでも、加力方向に対して引張側の CLT 袖壁際に設置したテンションロッド (降伏強度 112kN) は引張降伏していた。

<試験体 AD>

詳細モデル、簡易モデルのいずれでも、アンカーボルトが $R=1/250\text{rad}$ 付近で引張降伏した点は共通であるが、詳細モデルでは外側、内側の両方が降伏したのに対し、簡易モデルでは外側のアンカーボルトのみが降伏した。前述した鉛直接合部のモデル化の方法の違いに加え、図 2-73 で示したように、詳細モデルでは CLT 袖壁にせん断変形が生じることで、端部の平面保持仮定が崩れており、その結果、アンカーボルトに強制される伸び量に差が生じたものと考えられる。また、詳細モデルではアンカーボルトの降伏後も、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が漸増しており、アンカーボルトの降伏後はほぼ軸力が一定となる簡易モデルとの違いが見られた。

<試験体 BD>

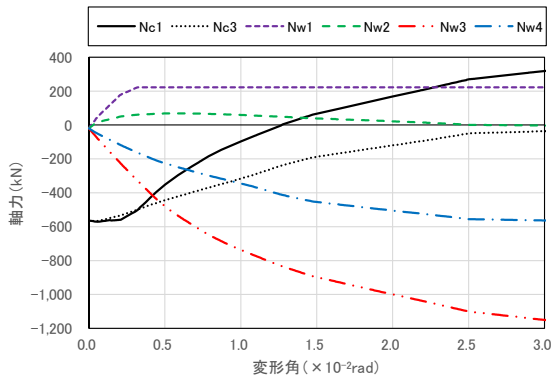
試験体 BS と同様に、詳細モデルと簡易モデルの差は比較的小さいが、変形が大きくなるにつれ、詳細モデルの方が、簡易モデルよりも、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が大きくなる傾向が見られた。なお、試験体 BD でテンションロッドが引張降伏したのは、変形角が $1/100\text{rad}$ を超えた後であり、小変形時の効果は不十分であった。

図 2-76 に、実験で計測した CLT 袖壁の軸ひずみ分布から推定した各部材に作用する軸力の推移を示す。なお、図中の凡例は、正方向載荷時を基準に解析結果と対応させている。

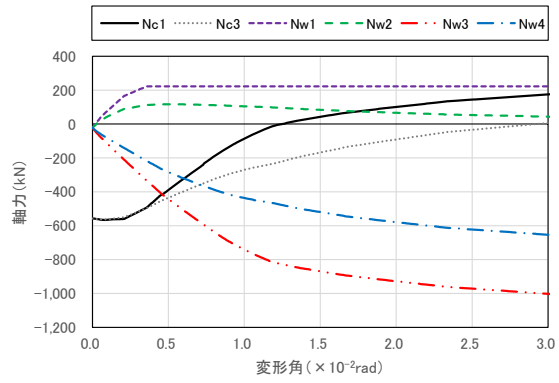
試験体 AS では、RC 柱の脚部に作用する軸力が $R=1/100\text{rad}$ 時には引張側に転じているが、実験と比較するとやや遅れるものの、数値解析でも同様の挙動が見られることが確認されている。また、加力方向に対して圧縮側の袖壁では、脚部、頂部に作用する圧縮軸力がそれぞれ 1200kN、600kN 程度まで増大する様子も捉えられているが、加力方向に対して引張側の袖壁では、変形角の増大に伴って、水平接合部の接着面のせん断破壊が生じたため、数値解析と比較して、脚部に作用する引張軸力が小さくなる（アンカーボルトの降伏強度が発揮できない状況になる）挙動が確認できる。

試験体 BS では、当初は RC 柱と CLT 袖壁が一体で挙動しているため、加力実験と異なり、RC 柱の脚部と頂部に作用する圧縮軸力の値が異なっているが、鉛直接合部に沿った柱際のひび割れが発生すると、両者の差が小さくなり、鉛直接合部における鉛直せん断力の伝達を無視した数値解析に近い傾向を示すようになった。また、加力方向に対して圧縮側の袖壁に作用する圧縮軸力は、 $R=1/100\text{rad}$ 時で 600kN 程度となり、数値解析の結果と概ね一致した。

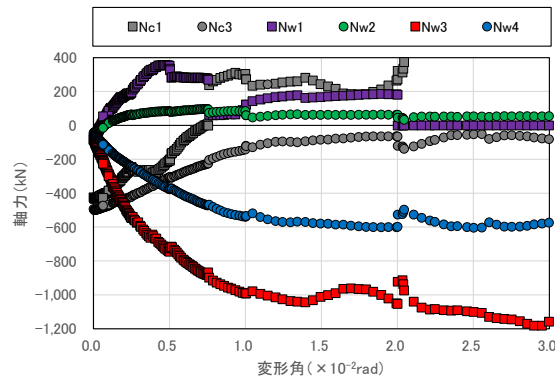
試験体 AD では、試験体 AS、BS と比較して、RC 柱に作用する軸力の変動が小さく、数値解析でもその傾向が捉えられており、脚部 (N_{c1} 、 N_{w1} 、 N_{w3}) については、実験と数値解析の結果が概ね対応しているが、頂部では、引張側の CLT 袖壁の軸力 (N_{w2}) が数値解析と対応しておらず、実験結果に問題があるものと考えられるが、試験体 AS、BS と比較して、圧縮軸力の負担が小さくなる傾向は捉えられている。



(a) 詳細モデル

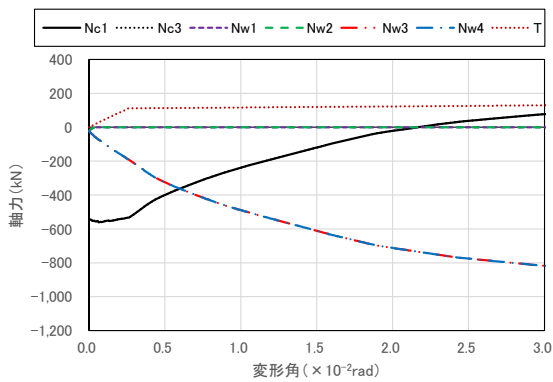


(b) 簡易モデル

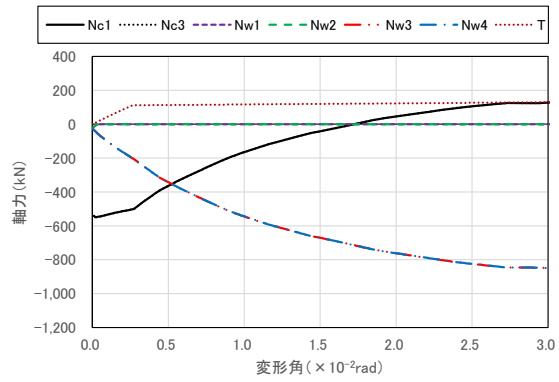


(c) 正方向の実験結果

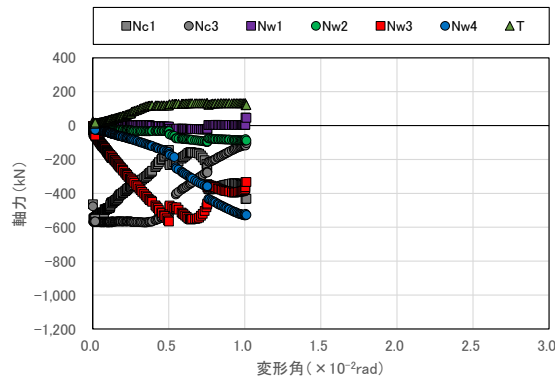
(i) 試験体 AS



(a) 詳細モデル



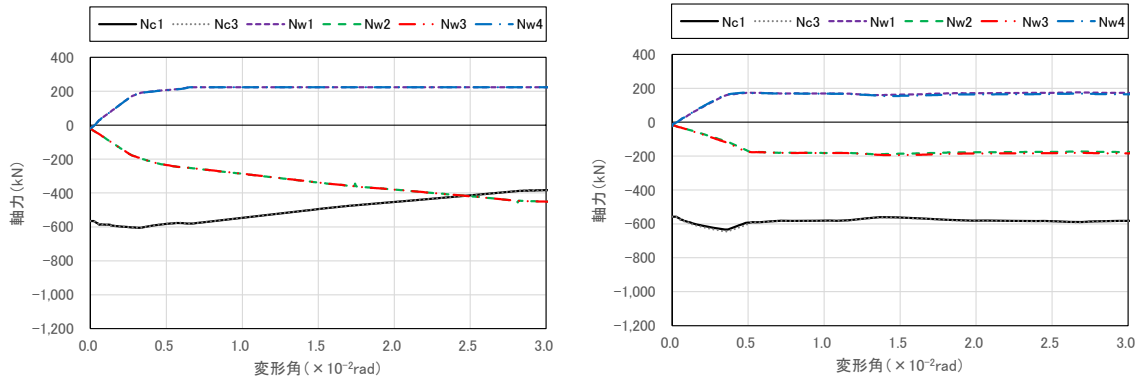
(b) 簡易モデル



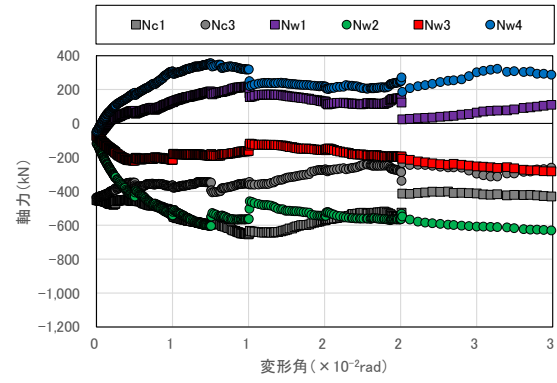
(c) 正方向の実験結果

(ii) 試験体 BS

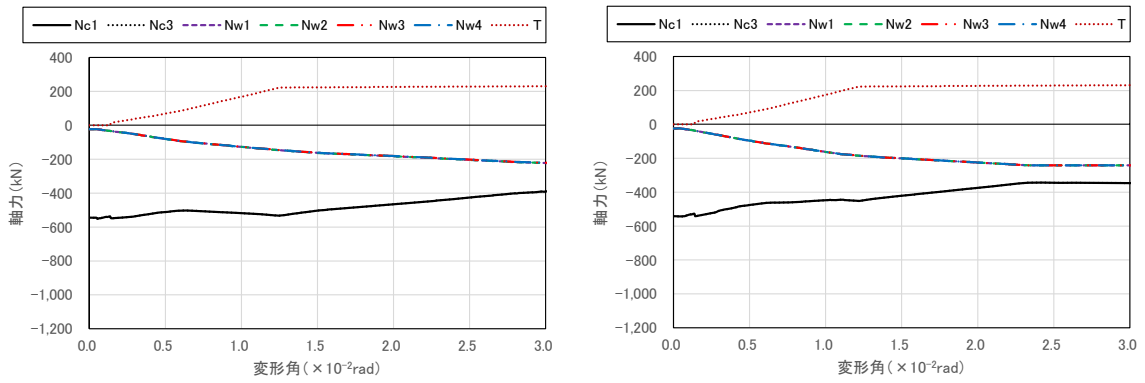
図 2-76 各部位に作用する軸力の推移



(a) 詳細モデル (b) 簡易モデル



(c) 正方向の実験結果
(iii) 試験体 AD



(a) 詳細モデル (b) 簡易モデル

(iv) 試験体 BD

図 2-76 各部位に作用する軸力の推移

(2) RC 柱、CLT 袖壁の水平せん断力

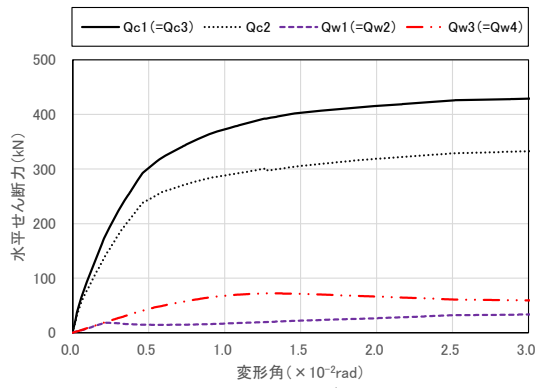
図 2-77 に各部位に作用する水平せん断力の推移を示す。いずれの試験体でも、RC 柱、CLT 袖壁の脚部及び頂部に作用する水平せん断力の大きさは等しい（鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達は許容していない）。

軸力が作用しない試験体 BS の加力方向に対して引張側の CLT 袖壁を除くと、CLT 袖壁には水平せん断力が作用しているが、試験体 AD の簡易モデル以外は、せん断の基準強度を用いた CLT 袖壁の水平方向のせん断耐力（133kN）には到達していない。試験体 AD の詳細モデルにおいて、せん断力が CLT 袖壁のせん断耐力に到達していないことを、図 2-78 に示す $R=1/50rad$ における試験体 AS、AD の詳細モデルにおける軸ばね、せん断ばね、斜め材の負担軸力の分布を用いて説明する。CLT 袖壁のブレース置換を行い、鉛直接合部を介した RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直せん断力の伝達を行うこれらのモデルでは、水平方向に分割した CLT 袖壁のうち、RC 柱に近い内側のブレース材はいずれも軸耐力（上下端は 28kN、中央は 26kN）に到達しており、せん断降伏が生じているが、RC 柱から離れた外側のブレース材は軸耐力に到達していない。したがって、詳細モデルでは、CLT 袖壁の鉛直断面におけるせん断降伏が生じたことで、水平せん断力が頭打ちとなったものと考えられ、せん断降伏の評価を行う上で注意が必要となる。なお、試験体 AS、AD におけるブレース材の軸力分布を比較すると、実験では CLT 袖壁端部の曲げ圧縮破壊が生じた試験体 AS でも、RC 柱に近い内側のブレース材のほぼ全てが軸耐力に到達しており、試験体 AD と同様に、鉛直断面が概ねせん断降伏状態に達していた。この際に CLT 袖壁が負担していた水平せん断力は 66kN であり、せん断耐力（133kN）を大きく下回っている。したがって、軸力負担の大きい袖壁では、作用する水平せん断力が比較的小さい場合でも、CLT 袖壁に作用するせん断力がせん断耐力に到達する可能性がある。

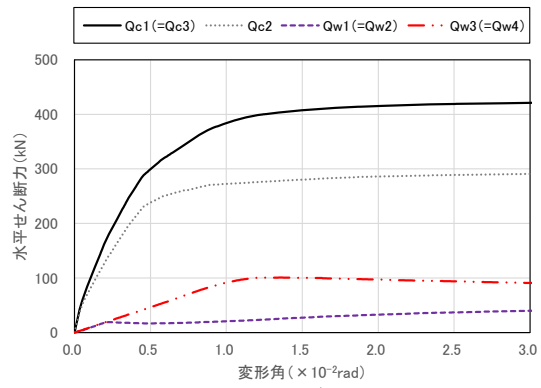
また、建研式で載荷した試験体 BD では、片持ちはり形式で載荷した試験体 AS、BS、建研式で載荷した試験体 AD と比較して、CLT 袖壁に作用する水平せん断力がほぼ頭打ちになるまでの変形角が大きくなった。詳細モデルと簡易モデルにおける CLT 袖壁の水平せん断力を比較すると、いずれの試験体でも簡易モデルの方が大きめの値を示しており、その分、RC 柱の負担せん断力が小さく評価されている。

なお、加力方向に対して引張側の CLT 袖壁（AS : N_{w1} 、 N_{w2} 、AD : N_{w1} 、 N_{w4} ）でも、水平せん断力が作用しているが、CLT 袖壁の端部では離間が生じており、CLT 袖壁の仕口面を介して、上下のスタブに直接せん断力を伝達することは困難と考えられる。実際には、隣接する RC 柱に介して、水平せん断力の伝達が行われているものと考えられるため、後述の検討では、RC 柱のパンチングシア耐力の確認を行っている。

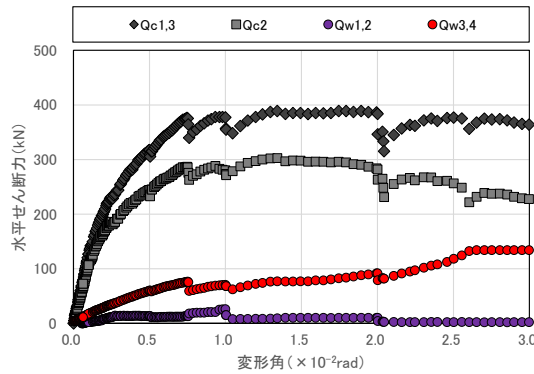
図 2-77 に、実験で計測した CLT 袖壁のせん断ひずみから推定した各部材に作用する水平方向のせん断力の推移を示す。なお、図中の凡例は、正方向載荷時を基準に解析結果と対応させている。実験で計測したせん断ひずみは、断面全体の平均的なものであり、図 2-78 に示すように、CLT 袖壁のせん断変形が内側と外側で異なることを考慮していない。そのため、詳細モデルにおける CLT 袖壁の水平せん断力をやや過大に評価する傾向が見られたが、同じく、断面内のせん断変形分布を考慮していない簡易モデルの CLT 袖壁の水平せん断力は概ね評価可能であった。



(a) 詳細モデル

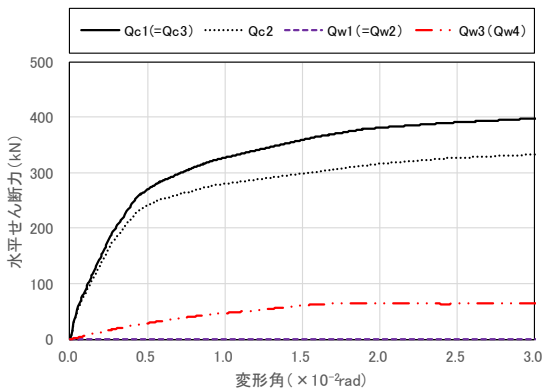


(b) 簡易モデル

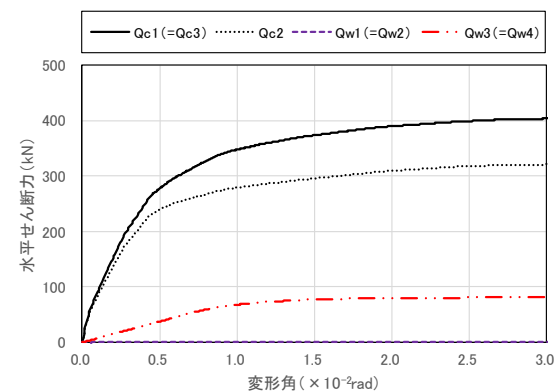


(c) 正方向の実験結果

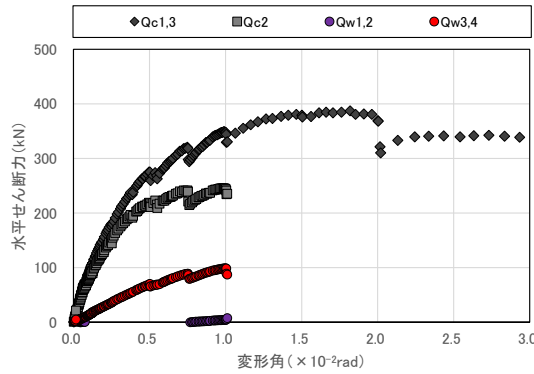
(i) 試験体 AS



(a) 詳細モデル



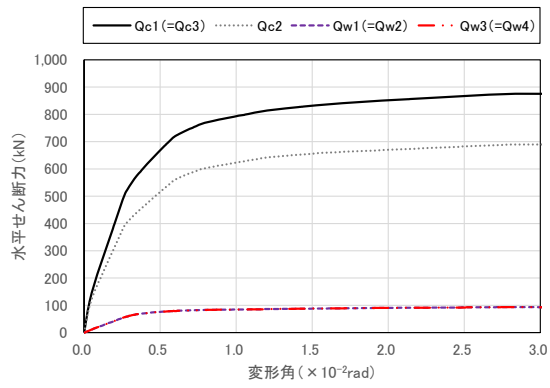
(b) 簡易モデル



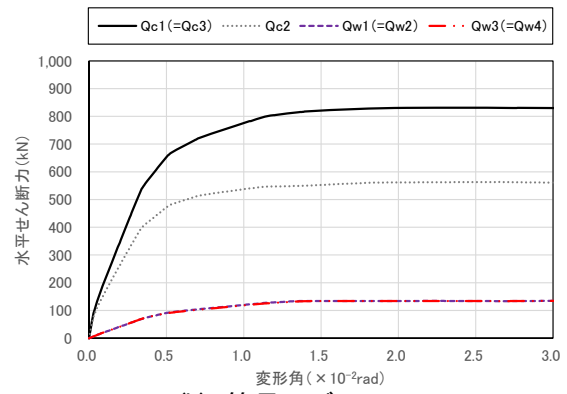
(c) 正方向の実験結果

(ii) 試験体 BS

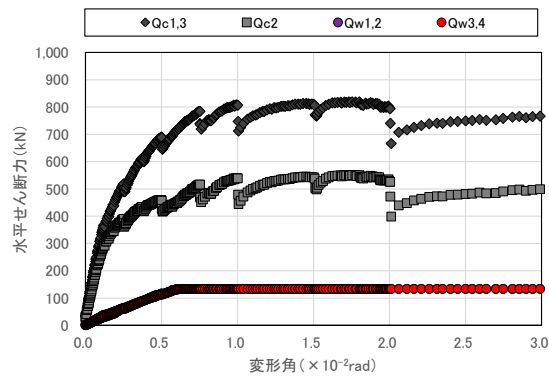
図 2-77 各部位に作用する水平方向のせん断力の推移



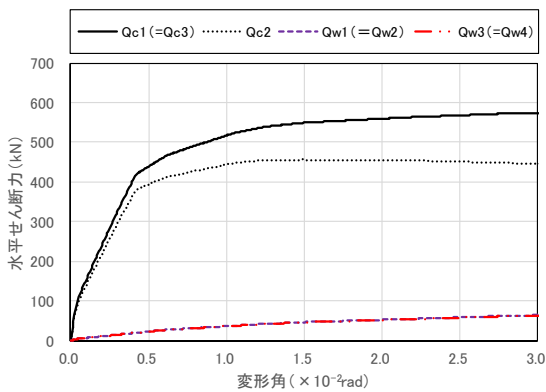
(a) 詳細モデル



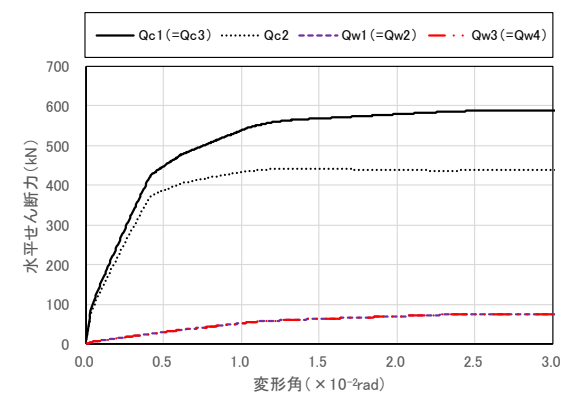
(b) 簡易モデル



(c) 正方向の実験結果
(iii) 試験体 AD



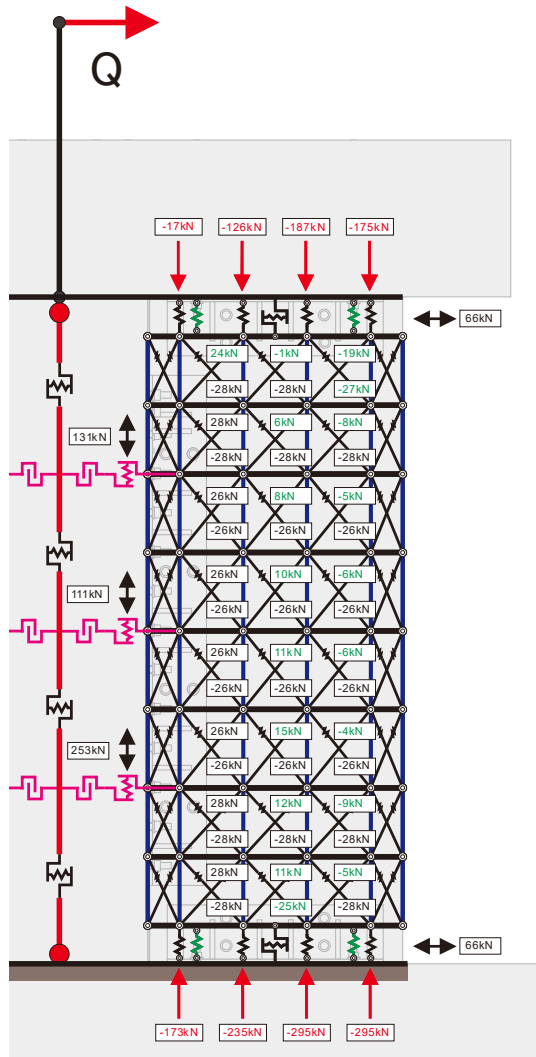
(a) 詳細モデル



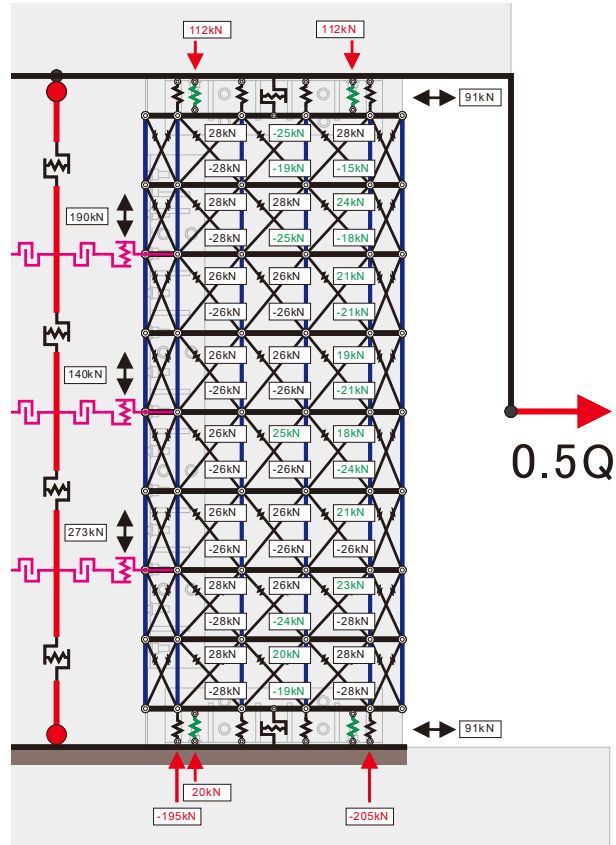
(b) 簡易モデル

(iv) 試験体 BD

図 2-77 各部位に作用する水平方向のせん断力の推移



(a) 試験体 AS



(b) 試験体 AD

図 2-78 R=1/50rad における試験体 AS、AD の軸ばね、せん断ばね、斜め材の負担軸力

(3) 鉛直接合部に作用する鉛直せん断力

図 2-79 に試験体 AS、AD の鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の推移を示す。ここで、2.5.8.3 で示した式(2.3)による CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力は 349kN、式(2.5)による鉛直接合部に作用し得る最大のせん断力 Q_{vu} は 733kN となる。また、後述する 2.7.5 項で求められる鉛直接合部の鉛直せん断耐力は、試験体 AS で 894kN、試験体 AD で 776kN となる。

試験体 AS では、加力方向に対して圧縮側に位置する CLT 袖壁に取り付く鉛直接合部が負担するせん断力 (Q_{v2}) が大きい。簡易モデルでは、鉛直接合部のせん断ばねの上限である CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 (349kN) で頭打ちとしたのに対し、詳細モデルでは、せん断耐力を上回るせん断力が発生した。これは、図 2-78 で示したように、詳細モデルでは、RC 柱から CLT 袖壁への鉛直せん断力の伝達が、CLT 袖壁を模擬した斜め材 (図中の緑色の矢印) を介して行われるだけでなく、CLT 袖壁の上下端の水平材を介して、軸ばね (図中の赤色の矢印が CLT の圧縮ばね、アンカーボルトの引張ばね) に直接伝達されることによるものである。水平接合部における CLT の圧縮降伏とアンカーボルトの引張降伏が同時には起こらないため、式(2.5)による上限のせん断力 Q_{vu} (733kN) には至らないものの、図 2-54 で示した伝達経路の一部が再現できているものと考えられる。また、試験体 AD に関しても、試験体 AS と同様に、簡易モデルでは、鉛直接合部のせん断ばねの上限である CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 (349kN) で頭打ちとしたのに対し、詳細モデルでは、せん断耐力を上回るせん断力が発生したが、式(2.5)による上限のせん断力 Q_{vu} (733kN) は下回った。

図 2-79 に、実験で計測した CLT 袖壁の軸ひずみ分布から推定した鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の推移を示す。なお、図中の凡例は、正方向載荷時を基準に解析結果と対応させている。試験体 AS、AD のいずれについても、鉛直方向のせん断力が CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 (349kN) を上回っている点については、詳細モデルの結果と一致しているが、実験の方が鉛直方向のせん断力の最大値が大きく、式(2.5)による上限のせん断力 Q_{vu} (733kN) を上回っていた。但し、図 2-79 の実験結果からも明らかのように、実験値は、載荷方向や袖壁の位置によるばらつきが非常に大きい (試験体 AD では、逆対称載荷を行っているため、本来、図中の Q_{v1} と Q_{v2} は比較的近い値になる必要があるが、両者の差は大きい) ため、十分な信頼性が確保されているとは言い難い。また、2.6.3.1 で示したように、詳細、簡易モデルによって求めた荷重変形関係は、実験の荷重変形関係の包絡線を概ね評価できていることから、数値解析と実験の結果に不一致が見られたからといって、直ちに数値解析の信頼性が損なわれるものではなく、数値解析の結果に基づいて、各部の設計を行っても支障ないものと考えられる。

なお、試験体 BS に関しては、数値解析では、鉛直接合部におけるせん断力の伝達を考慮していないが、図 2-53 で示したように、加力実験では最大で 400kN 程度の鉛直せん断力が作用している。一方で、図 2-70 の荷重変形関係を見ると、 $R=1/100\text{rad}$ 付近まで、実験と解析の包絡線が概ね一致していることから、片持ち柱形式の載荷の場合は、鉛直接合部におけるせん断伝達の有無が荷重変形関係に及ぼす影響はそれほど大きくないものと考えられる。

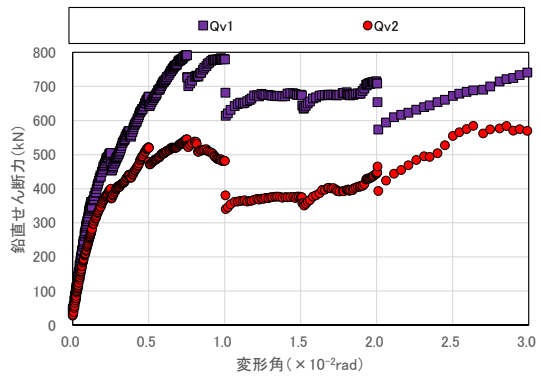
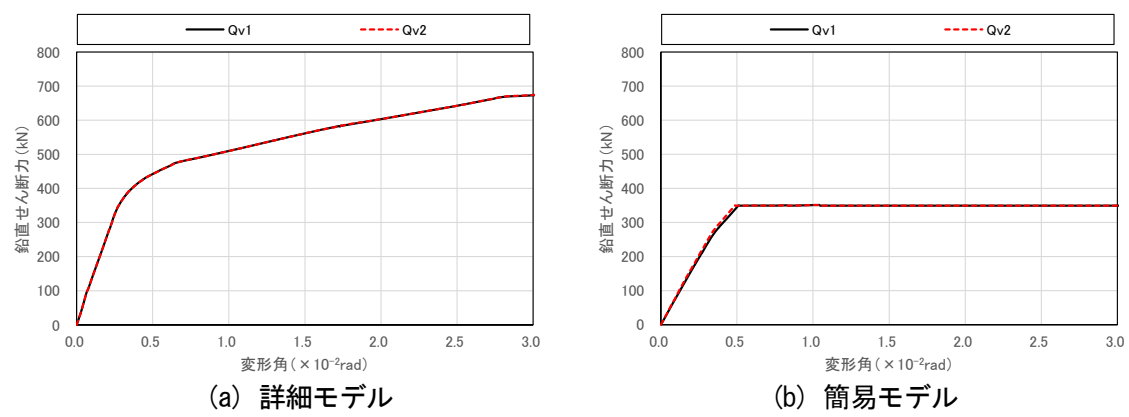
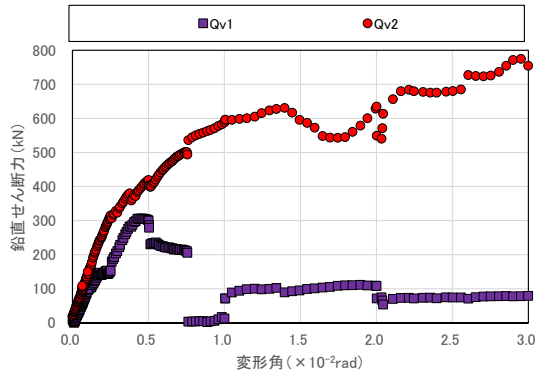
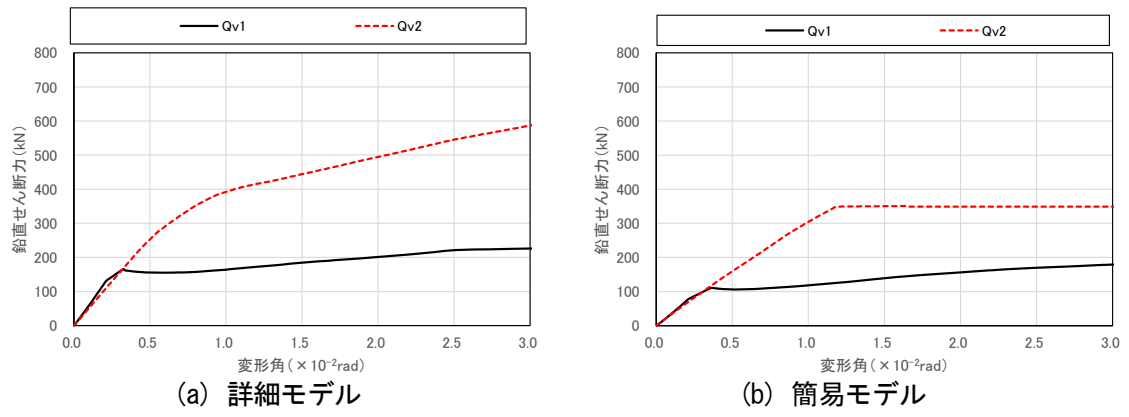


図 2-79 鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の推移

(4) CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力

CLT 袖壁の上下の仕口面には軸方向力が分布して作用するため、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の大きさは、鉛直断面を切り出す水平方向の位置によって異なる。そこで、詳細モデルでは、**図 2-78** で示した CLT 袖壁を模擬したブレース要素に作用する軸方向力の鉛直成分を累加することで、簡易モデルでは、CLT 袖壁の支圧特性を模擬した上下のファイバー要素のうち、水平方向の位置が同じ要素が負担する軸力の差分を累加することで、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力 Q_{wv1} 、 Q_{wv2} を算定した。また、簡易モデルにおいては、CLT 袖壁の上下端の支圧特性をファイバー要素で模擬しているため、それぞれの要素が負担する軸力を抽出し、水平位置に応じて鉛直せん断力の算出を行うことは煩雑である。そこで、本検討では、**図 2-80** に示す考え方に基づき、CLT 袖壁の鉛直せん断力を式(2.29)に基づいて推定することとした。

$$\begin{aligned}
 {}_p Q_{wv1} &= Q_{v1} + \max(0, N_{wc1} - T_{i1} + T_{i2} - \max(0, N_{wc1} + N_{wc2} - t_w \cdot D_w \cdot {}_t F_k)) \\
 &= \max(Q_{v1}, N_{wc2} + T_{o1} - T_{o2} - \max(0, N_{wc1} + N_{wc2} - t_w \cdot D_w \cdot {}_t F_k)) \\
 {}_p Q_{wv2} &= Q_{v2} + \max(0, N_{wc4} - T_{i4} + T_{i3} - \max(0, N_{wc3} + N_{wc4} - t_w \cdot D_w \cdot {}_t F_k)) \\
 &= \max(Q_{v2}, N_{wc3} + T_{o4} - T_{o3} - \max(0, N_{wc3} + N_{wc4} - t_w \cdot D_w \cdot {}_t F_k))
 \end{aligned}
 \tag{2.29}$$

ここで、 ${}_p Q_{wv1}$ 、 ${}_p Q_{wv2}$: CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の推定値、 Q_{v1} 、 Q_{v2} : **図 2-80** に示す RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直方向のせん断力、 N_{wc1} 、 N_{wc2} 、 N_{wc3} 、 N_{wc4} : **図 2-80** に示す CLT 袖壁の曲げ圧縮力 (圧縮が正、軸方向力からアンカーボルトの引張力を差し引いたもの)、 T_{o1} 、 T_{o2} 、 T_{o3} 、 T_{o4} : **図 2-80** に示す CLT 袖壁の外側に取り付けられたアンカーボルトの引張力 (引張が正)、 T_{i1} 、 T_{i2} 、 T_{i3} 、 T_{i4} : **図 2-80** に示す CLT 袖壁の内側に取り付けられたアンカーボルトの引張力 (引張が正)、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 ${}_t F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (鉛直方向) である。

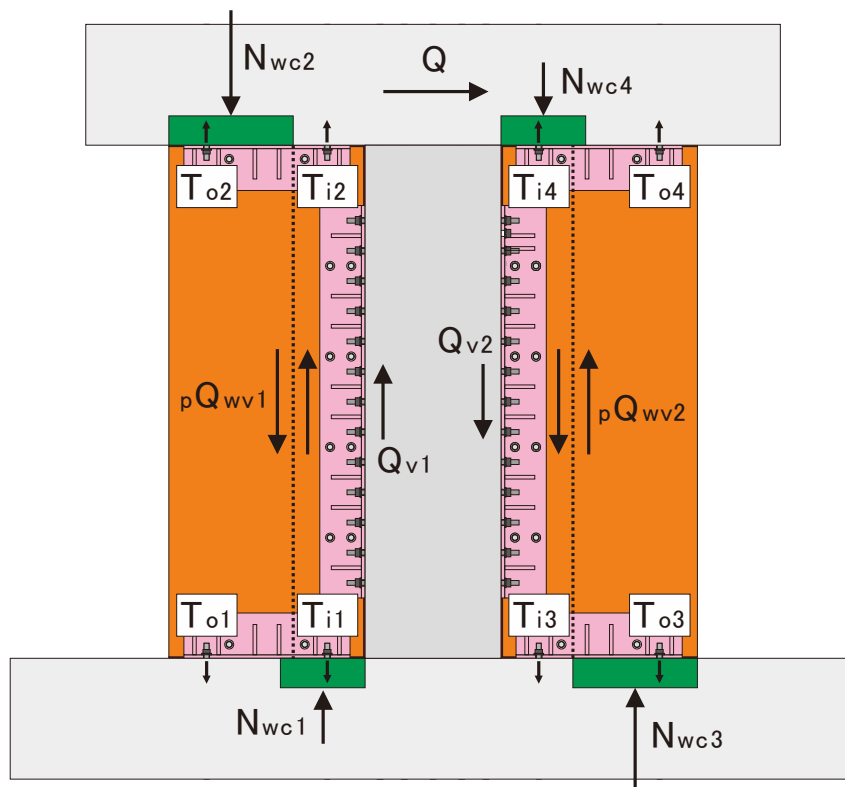
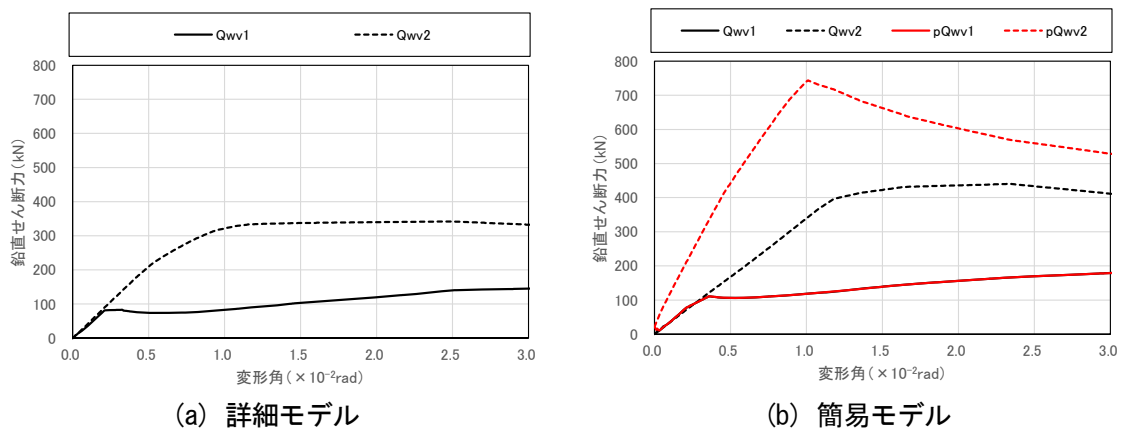


図 2-80 CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の推定

図 2-81 に、詳細モデルと簡易モデルにおける CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力 Q_{wv1} 、 Q_{wv2} の推移を示す。なお、いずれのモデルでも、荷重増分解析の各ステップにおいて、断面内で最も大きいせん断力を抽出している。簡易モデルに関しては、式(2.29)による CLT 袖壁の鉛直断面のせん断力の推定値 pQ_{wv1} 、 pQ_{wv2} も示している。

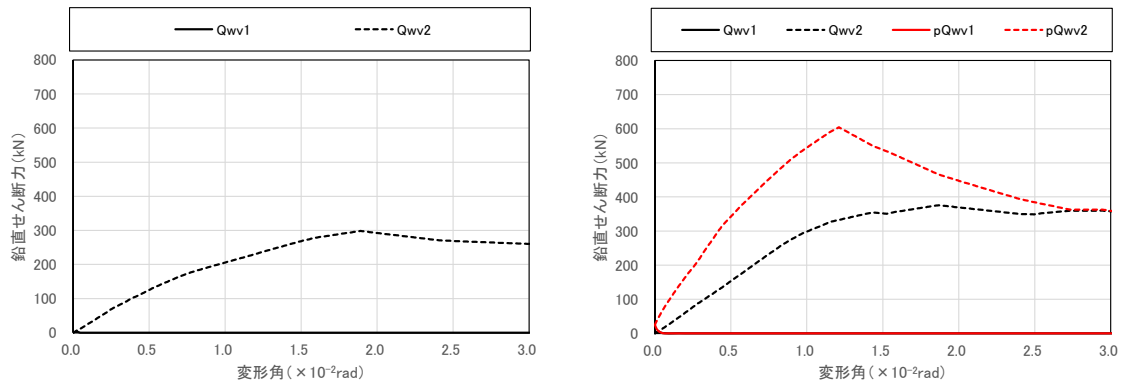
詳細モデルでは、試験体 AS の加力方向に対して圧縮側に位置する CLT 袖壁 (Q_{wv2}) および試験体 AD の両側の CLT 袖壁 (Q_{wv1} 、 Q_{wv2}) において、作用する鉛直せん断力が、CLT 袖壁のせん断耐力 (349kN) に到達し、頭打ちとなっている。これは、CLT 袖壁を模擬したブレース要素が軸降伏したためである。試験体 BS、BD では、CLT 袖壁の鉛直せん断力は、CLT 袖壁のせん断耐力 (349kN) までは到達しなかった。簡易モデルでは、鉛直せん断力によって生じる CLT 袖壁のせん断変形を考慮していないため、上記の試験体 AS、AD に加え、試験体 BS でも、CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力が、CLT 袖壁のせん断耐力を上回った。

式(2.29)による CLT 袖壁の鉛直断面のせん断力の推定値 pQ_{wv1} 、 pQ_{wv2} は、逆対称载荷を行った試験体 AD、BD の鉛直せん断力 Q_{wv1} 、 Q_{wv2} を精度良く予測している。一方、片持ち柱形式の試験体 AS、BS に関しては、加力方向に対して圧縮側に位置する CLT 袖壁について、鉛直せん断力 Q_{wv2} を推定値 pQ_{wv2} が過大評価する結果となった。これは、式(2.29)では、図 2-80 に示すように、CLT 袖壁に作用する曲げモーメントが逆対称分布となる状況を想定しているが、図 2-74 で示したように、試験体 AS、BS の CLT 袖壁では反曲点の位置が頂部に近く、CLT 袖壁頂部の曲げ圧縮領域が断面全体に幅広く分布したことにより、実際には鉛直せん断力が低減されたものと考えられる。一方で、式(2.29)による CLT 袖壁の鉛直断面のせん断力の推定値 pQ_{wv1} 、 pQ_{wv2} が CLT 袖壁の鉛直せん断力を上回る試験体 AS、BS、AD では、いずれも鉛直せん断力 Q_{wv1} 、 Q_{wv2} が CLT 袖壁の鉛直せん断力を上回っていることから、式(2.29)は CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力自体を推定する手法としては精度に課題が残るが、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力がせん断耐力を超えるかどうかを確認する手段としては有効なものと考えられる。

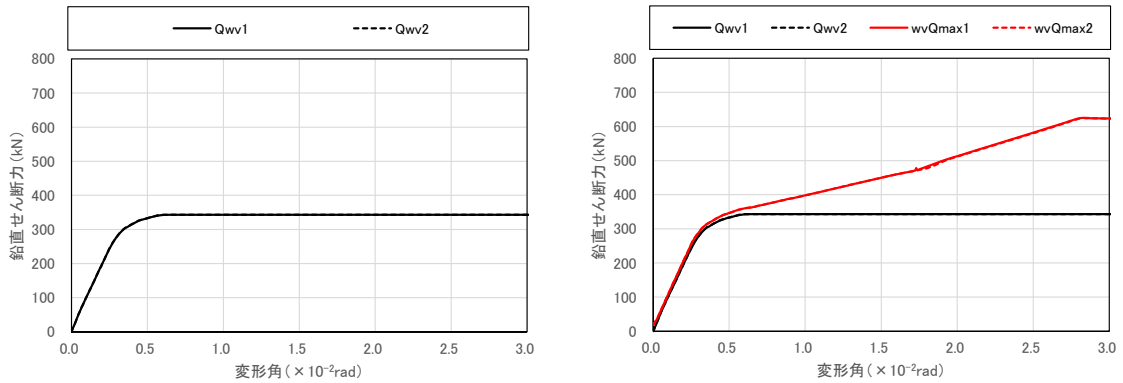


(i) 試験体 AS

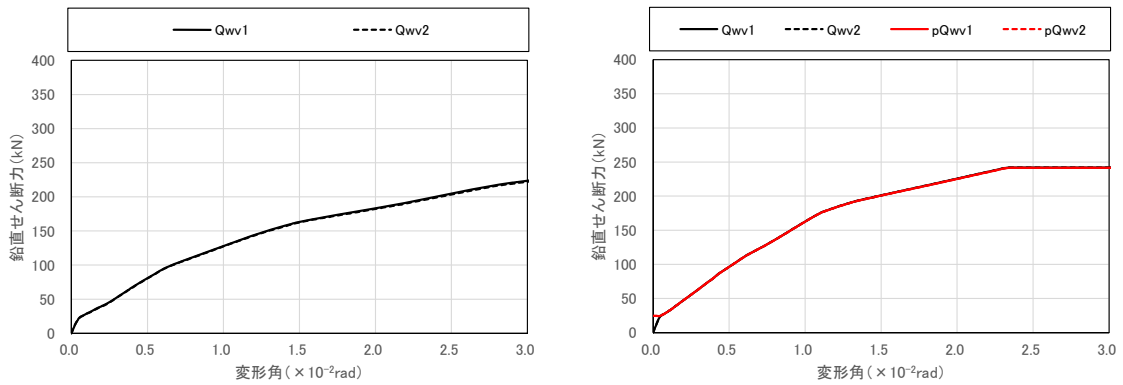
図 2-81 CLT 袖壁に作用する鉛直方向のせん断力



(ii) 試験体 BS



(iii) 試験体 AD



(iv) 試験体 BD

図 2-81 CLT 袖壁に作用する鉛直方向のせん断力

(5) アンカーボルト、テンションロッドの引張力

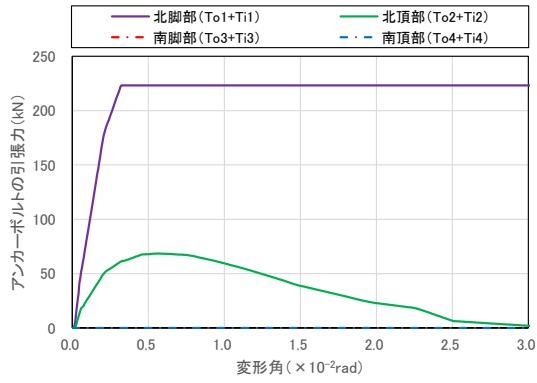
図 2-82 に試験体 AS、AD のアンカーボルト、試験体 BS、BD のテンションロッドに作用する引張力の推移を示す。これらの引張力に関しては、前述した(1) RC 柱、CLT 袖壁の軸力にも反映されているが、試験体 AS、AD に関しては、図 2-76 で示した実験値は、計測した CLT 袖壁の軸ひずみ分布から推定したものであり、評価精度が低いため、ここでは図 2-47 や図 2-48 で示したアンカーボルトやテンションロッドに貼付した軸ひずみから推定したものを実験結果として示した。

試験体 AS に関しては、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、加力方向に対して引張側の脚部（北脚部）に位置するアンカーボルトの引張力を精度良く予測した。実験では、 $R=1/133\text{rad}$ サイ

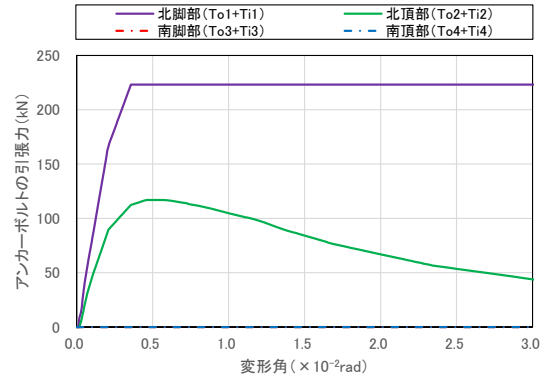
クル以降、水平接合部の山形鋼と CLT 袖壁側面の接着面の滑り挙動によって引張力の低下が生じており、解析結果との乖離が大きくなっている。また、数値解析では、加力方向に対して引張側の頂部（北頂部）に位置するアンカーボルトの引張力が実験初期は増加するものの、途中から減少する挙動が確認されているが、実験結果からはこのような挙動は確認されなかった。実験では、水平目地にエポキシ樹脂で充填していたため、アンカーボルトではなく、水平目地部の接着面を介した引張力の伝達が行われ、アンカーボルトに作用する引張力が軽減された可能性がある。

試験体 AD に関しては、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、加力方向に対して引張側の脚部（北脚部）と加力方向に対して圧縮側の頂部（南頂部）に位置するアンカーボルトが最終的に全て降伏したが、実験では、 $R=1/133\text{rad}$ サイクル以降、引張力がほぼ頭打ちとなり、両者に相違が見られた。試験体 AS と同様に、試験体 AD においても、水平接合部の山形鋼と CLT 袖壁側面の接着面の滑り挙動が生じており、アンカーボルトの引張力が頭打ちとなったものと考えられる。詳細モデルと簡易モデルの結果を比較すると、簡易モデルでは、鉛直接合部のせん断耐力を低く評価しているため、アンカーボルトに作用する引張力の増加が遅いが、結果的に簡易モデルの方が実験結果との対応が良かった。

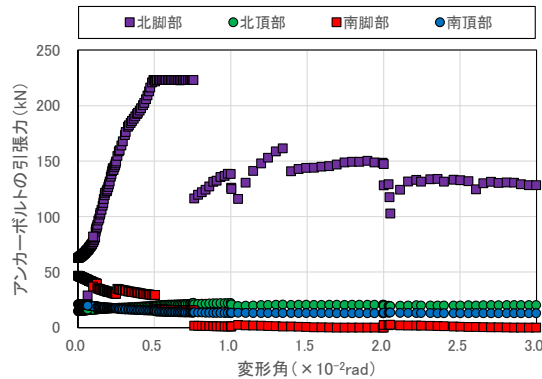
試験体 BS に関しては、詳細モデルと簡易モデルの引張力-変形角関係がほぼ同じ形状を示しており、実験結果とも概ね対応していることから、評価精度に問題がないことが確認できる。また、試験体 BD に関しては、最終的に引張降伏するものの、逆対称载荷を行っているため、RC 柱のファイバー要素にひび割れが生じ、曲げ変形による軸伸びが生じないと、テンションロッドに引張力が作用しないため、効率的な補強とは言い難い。



(a) 詳細モデル

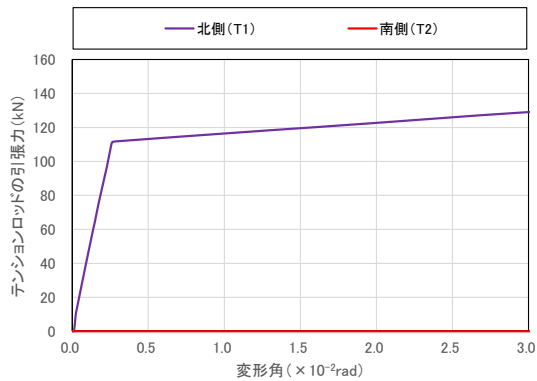


(b) 簡易モデル

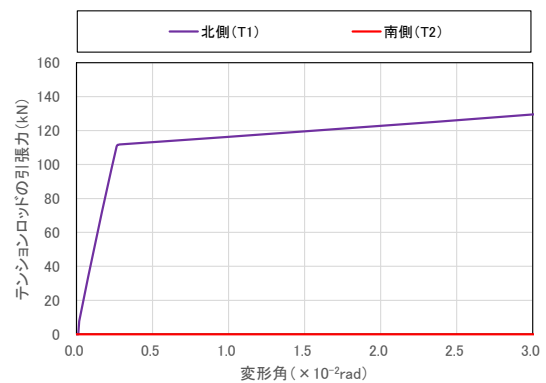


(c) 正方向の実験結果

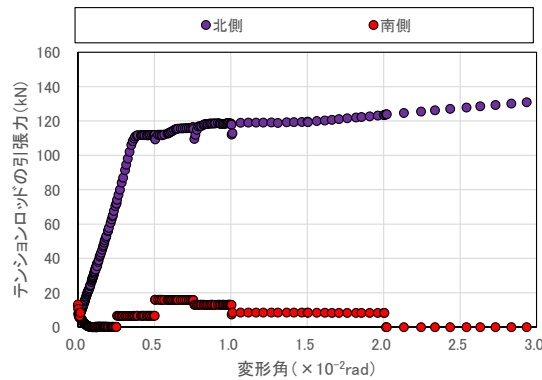
(i) 試験体 AS



(a) 詳細モデル



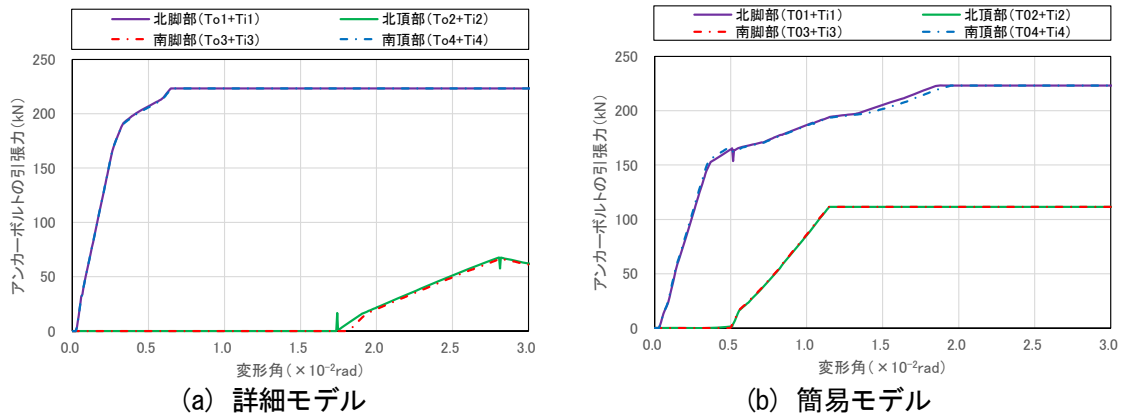
(b) 簡易モデル



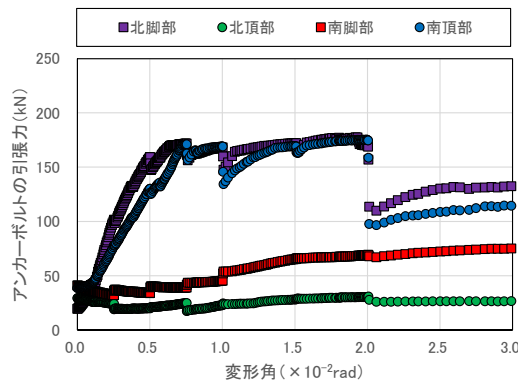
(c) 正方向の実験結果

(ii) 試験体 BS

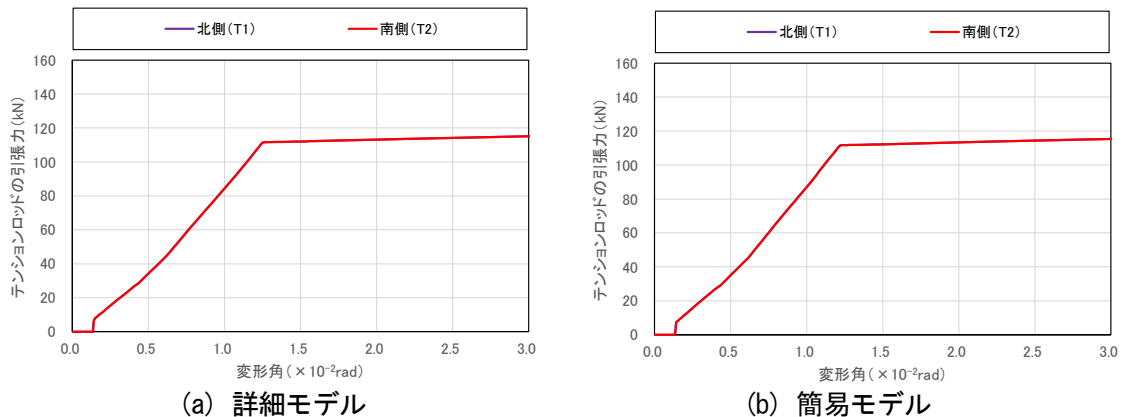
図 2-82 アンカーボルト、テンションロッドに作用する軸力の推移



(a) 詳細モデル (b) 簡易モデル



(c) 正方向の実験結果
(iii) 試験体 AD



(a) 詳細モデル (b) 簡易モデル

(iv) 試験体 BD

図 2-82 アンカーボルト、テンションロッドに作用する軸力の推移

(6) CLT 袖壁の水平せん断力／曲げ圧縮力

図 2-83 に、CLT 袖壁の水平接合部に作用する曲げ圧縮力（試験体 AS、AD では、断面に作用する軸力アンカーボルトの負担する引張軸力を足し合わせたもの、試験体 BS、BD では、断面に作用する軸力そのもの）に対する水平方向のせん断力の比率の推移を示す。なお、試験体 AS、BS における断面 (Q_{w1}/N_{wc1} 、 Q_{w2}/N_{wc2}) 及び試験体 AD における断面 (Q_{w1}/N_{wc1} 、 Q_{w4}/N_{wc4}) では、加力方向に対して引張側となる。このうち、試験体 BS に関しては、図 2-77 に示すように、引張側となる CLT 袖壁には水平せん断力が作用しないため、せん断伝達を行う必要はない。一方、試験体 AS、AD に関しては、

図 2-77 に示すように、引張側となる CLT 袖壁についても水平せん断力が作用するため、RC 柱に水平せん断力が伝達できるかどうかの確認を別途行うこととし、ここでの検討からは除外する。また、試験体 BD に関しては、引張側となる断面はない（全ての断面に圧縮軸力が作用する）が、 Q_{w1}/N_{wc1} と Q_{w2}/N_{wc2} 、 Q_{w3}/N_{wc3} と Q_{w4}/N_{wc4} は同じ値となるため、 Q_{w2}/N_{wc2} 、 Q_{w4}/N_{wc4} の推移は割愛している。

2.7.6.3 で後述するように、本検討では RC 部材と CLT 袖壁の間の摩擦係数を 0.5 と仮定して検討を行っているが、試験体 AD の簡易モデルを除くと、いずれの試験体でも、水平せん断力／曲げ圧縮力の比率が 0.5 を下回っており、この条件を満足している。したがって、試験体 BS、BD に関しては、水平せん断力の伝達に支障がないことが確認できる。一方、試験体 AD に関しては、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を摩擦力のみでは伝達できない可能性があるため、2.7 節で後述する設計手法では、簡略化のため、試験体 AS、AD に関しては、摩擦力による水平せん断力の伝達には期待せず、鉛直接合部を介して、RC 柱に水平せん断力が伝達されるものと仮定して検討を行うこととした。

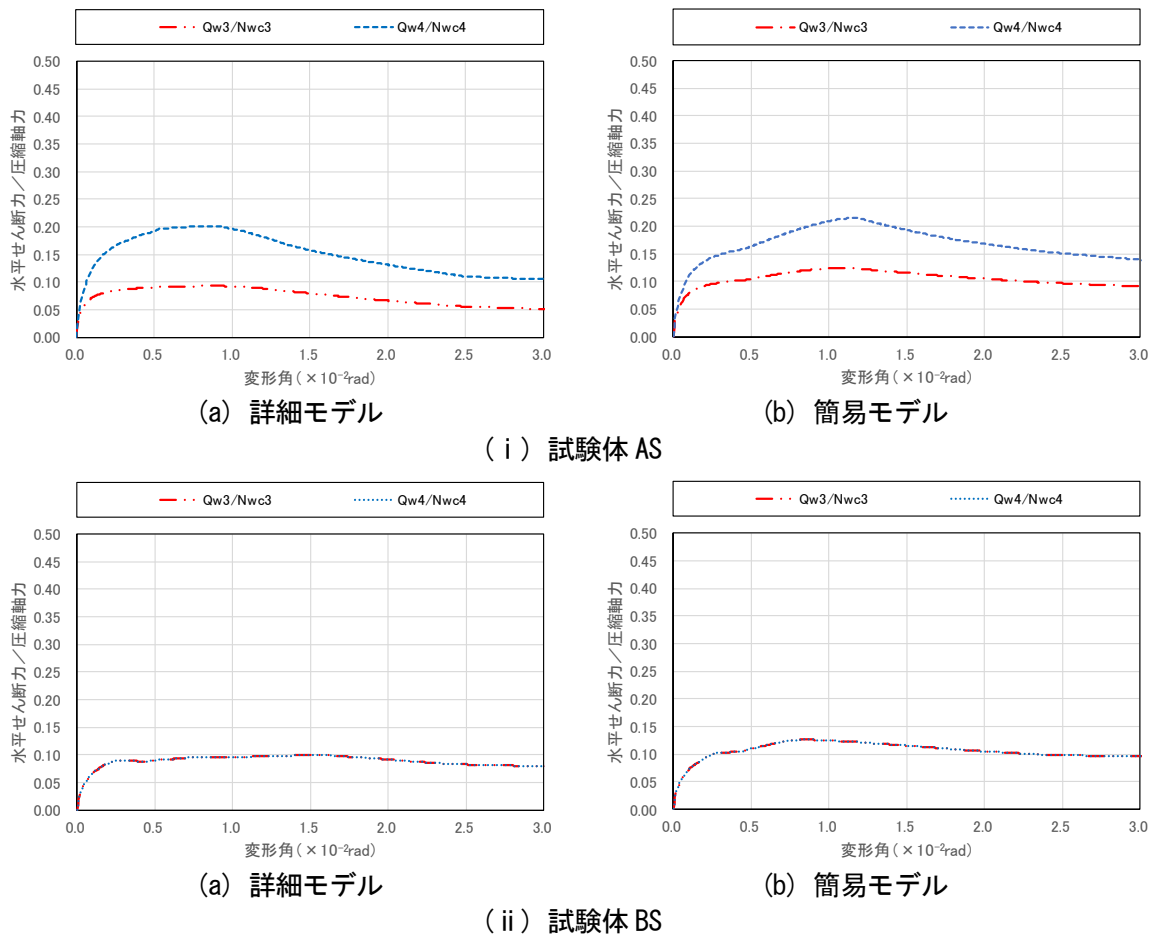


図 2-83 水平接合部における曲げ圧縮軸力に対する水平せん断力の比率

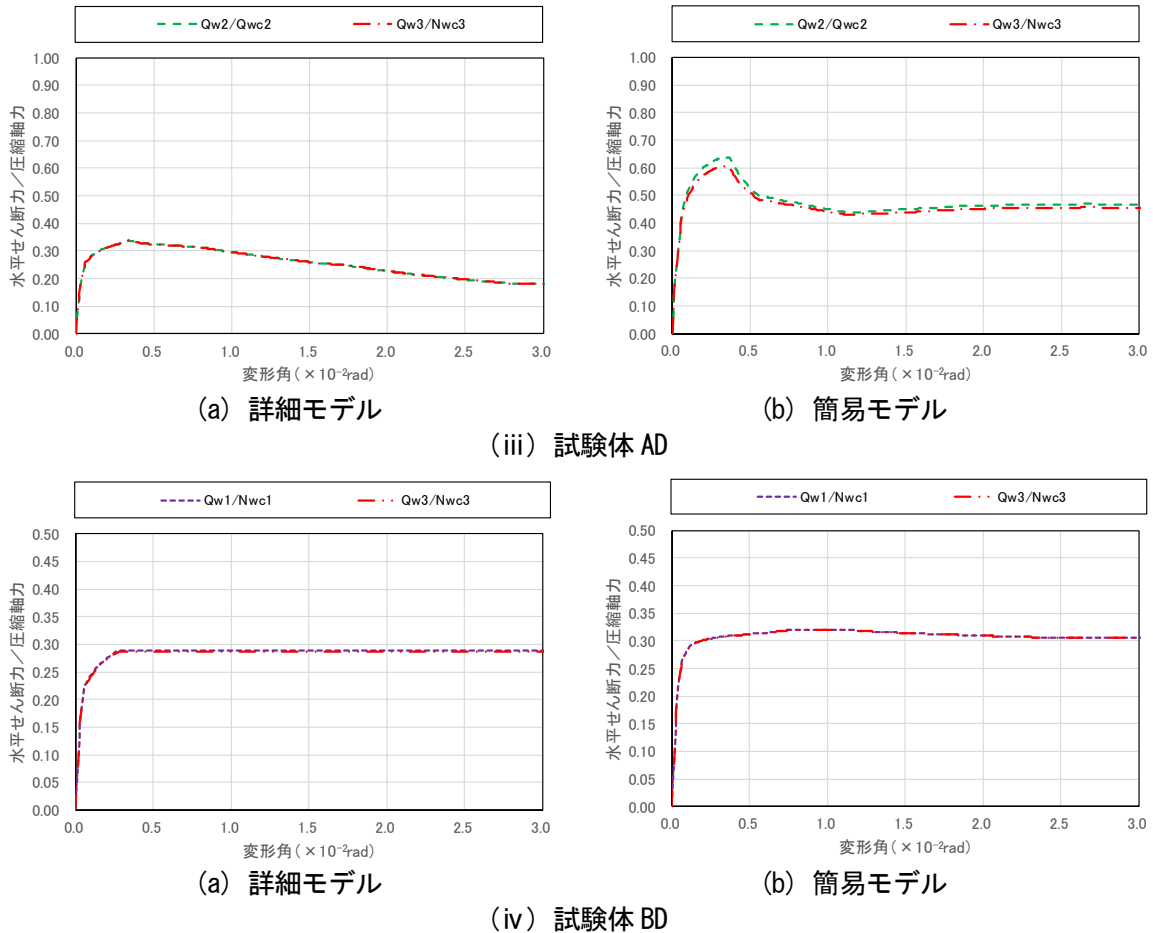
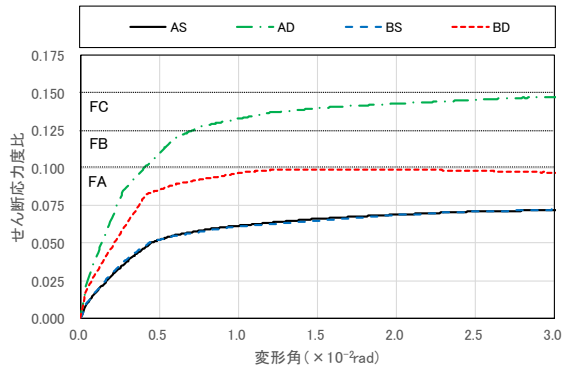


図 2-83 水平接合部における曲げ圧縮軸力に対する水平せん断力の比率

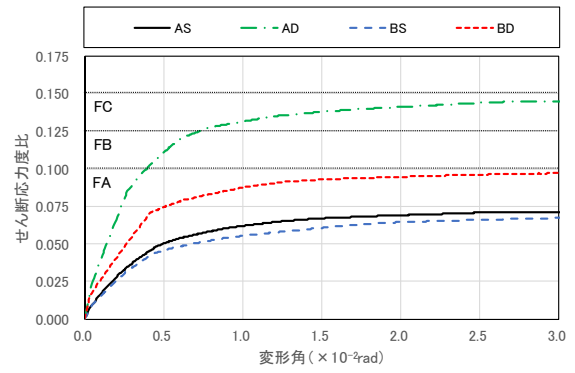
(7) RC 柱のせん断応力度比

図 2-85 に RC 柱のせん断応力度比の推移を示す。ここでは、RC 柱に作用するせん断力（図 2-75、図 2-77 の Q_{c2} ）を、RC 柱の幅（450mm）、応力中心間距離（ $7/8 \times 400\text{mm}$ ）、コンクリートの圧縮強度で割った値と、腰壁、垂れ壁付きの RC はりの部材種別判定の方法を参考に、RC 柱、CLT 袖壁が負担する全ての水平せん断力（図 2-75、図 2-77 の Q_{e1} 、 Q_{e3} ）を、RC 柱の幅（450mm）、せい（450mm）、コンクリートの圧縮強度で割った値の 2 通りとした。なお、図中には、RC 柱の部材種別判定で FA、FB、FC の閾値となる 0.100、0.125、0.150 に線を引いている。

片持ち柱形式の载荷を行った試験体 AS、BS では、いずれの算定方法でも、せん断応力度比が 0.10 を下回り、FA の条件を満足していた。一方、逆対称载荷を行った試験体 AD、BD のうち、試験体 BD に関しては、せん断応力度比がわずかに 0.10 を下回っており、FA の条件を満足していたが、試験体 AD に関しては、せん断応力度比が 0.125 を上回っており、FC の判定となった。

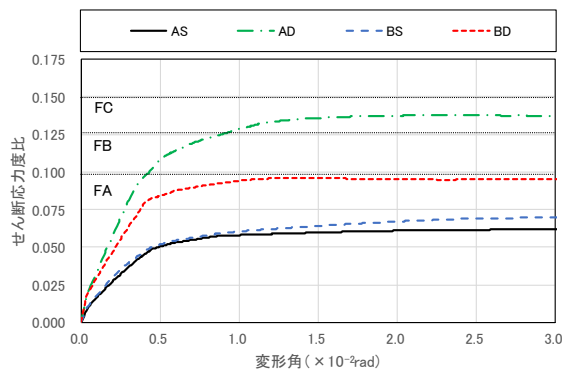


(a) RC 柱

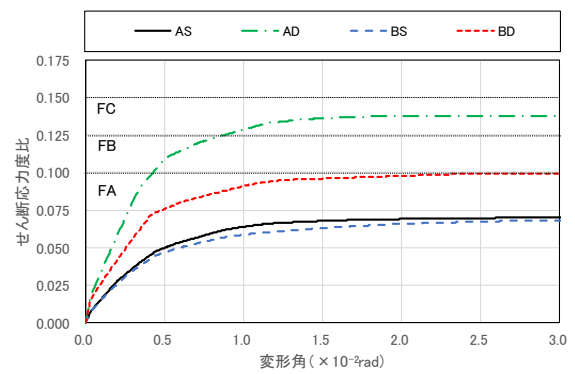


(b) RC 柱+CLT 袖壁

(i) 詳細モデル

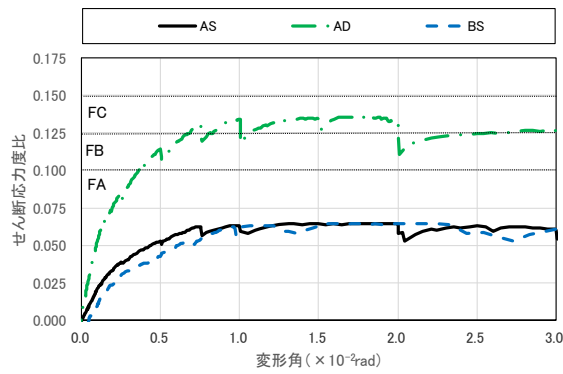


(a) RC 柱



(b) RC 柱+CLT 袖壁

(ii) 簡易モデル



(b) RC 柱+CLT 袖壁

(iii) 実験

図 2-84 柱のせん断応力度比の推移

2.6.3.6. 変形性能の評価

図 2-85 に詳細モデル、簡易モデルにおいて、曲げ圧縮力を受ける CLT 袖壁の最外縁の支圧ばねの軸縮みー変形角関係を示す。詳細モデルでは圧縮縁から袖壁せいりの 1/8 の位置に、簡易モデルでは圧縮縁から袖壁せいりの 1/20 の位置に支圧ばねが設置されており、両者は比較的近い位置にある。

試験体 AS、BS の載荷実験では、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルにおいて、曲げ圧縮縁のラミナ間における接着面の破壊が生じており、耐力低下が生じている。 $R=1/50\text{rad}$ における試験体 AS、BS の支圧ばねの軸縮みは、詳細モデルでは 2~5mm 程度、簡易モデルでは 6~7mm に到達している。詳細モデルでは CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力による変形を考慮しているため、支圧ばねに強制される軸縮みが全体的に小さく評価されたものと考えられる。ここでは、実務での使用を想定した簡易モデルの結果 (6~7mm) に着目すると、3 層 3 プライの試験体 AS では袖壁厚 (90mm) の 7~8%、3 層 4 プライの試験体 BS では袖壁厚 (120mm) の 5~6%、また、CLT 袖壁の材軸方向のラミナの厚み (60mm) のみで考えると、10~12%に相当する数値である。CLT 袖壁の厚さが変わった場合については今後の検討が必要であるが、CLT 袖壁の曲げに対する変形性能を評価する上で、この軸縮みは一つの目安となるものと考えられる。なお、詳細モデルでは CLT 袖壁の平面保持仮定が成立しない状況を許容していることに対し、簡易モデルでは CLT 袖壁の平面保持仮定が成立する条件でモデル化を行っているため、全体的に簡易モデルの方が詳細モデルと比較して、支圧ばねの軸縮みを大きく評価する傾向が見られるため、簡易モデルで最外縁の支圧ばねの軸縮みの大きさを評価しておけば、耐力低下が生じるかどうかの判別が可能となる。

試験体 AD に関しては、支圧ばねの軸縮みが、試験体 AS、BS と比較して十分に小さいことから、曲げ圧縮に起因するような損傷や耐力低下が確認されていない実験結果と整合している。なお、詳細モデルでは、曲げ圧縮力を受ける CLT 袖壁の最外縁の支圧ばねよりも、RC 柱に最も近い最内縁の支圧ばねの方がより大きな軸縮みが生じているが、簡易モデルではこのような挙動は再現できていない。試験体 AD では、CLT 袖壁に大きなせん断変形が生じており、ラミナ間のずれが観測されていることから、交差面のずれ変形やねじり変形に起因するモードⅢの破壊が生じたものと考えられるが、実験では大変形時まで顕著な耐力低下が生じていないことから、ある程度は靱性能に期待してもよいものと判断できる。

また、実験を行っていない試験体 BD に関しては、試験体 AD と同様に、支圧ばねの軸縮みが、試験体 AS、BS と比較して小さいことから、曲げ圧縮に起因するような損傷や耐力低下は生じにくいものと推測される。

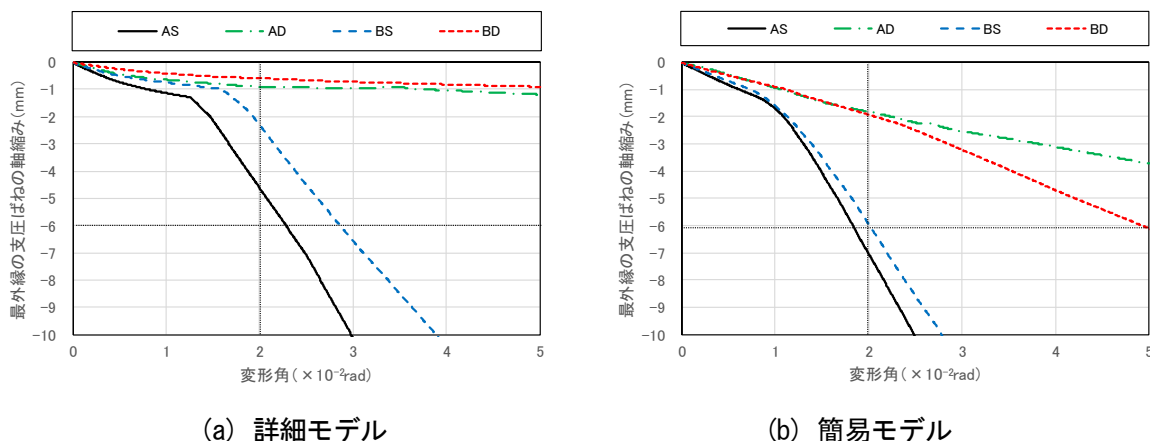


図 2-85 曲げ圧縮力を受ける CLT 袖壁の最外縁の支圧ばねの軸縮みー変形角関係

2.7. 実験結果及び解析結果を踏まえた試験体の設計

本節では、実験結果及び解析結果を踏まえ、RC 部材—CLT 袖壁間の接合材や RC 部材の保証設計を行う上での参考となるように、部材試験体の設計方法について記載する。ここでは、載荷実験を行った試験体 AS、BS、AD に加え、参考として、骨組解析で検討対象とした試験体 BD（材料特性は試験体 BS と共通だが、試験体 AD と同じく、逆対称載荷を行っている）も対象とする。なお、試験体の設計に用いた材料強度と実強度に差が生じている場合もあるため、ここでは、設計時に参照可能な情報（材料の基準強度や規格強度、弾性係数等の標準的な特性値等）に基づいて検討する場合を設計値、材料試験の結果等、実態に応じた情報に基づき、実験結果の検証を目的とする場合を試験値と区別して、議論を行う。なお、本節では、基本的に材料の実強度を用いた検討を行っていること、実験結果を模擬することを目的としていることを踏まえ、保証設計において求められる設計用せん断力の割り増しを行わずに検討を行っている点に注意されたい。

2.7.1. 材料強度

表 2-31、表 2-32、表 2-33、表 2-34 に試験体の設計時に仮定した各材料の強度、ヤング係数、せん断弾性係数を示す。なお、試験値に使用した実強度に関しては、2.4 節を参照されたい。

コンクリートの圧縮強度は、試験体 AD において、RC 柱のせん断余裕度が必要以上に高くないように、目標の圧縮強度を 24N/mm^2 として設計した。

鉄筋のうち、曲げの検討時には、主筋の規格降伏強度を 1.1 倍した値を用いたが、パンチングの検討時の主筋やせん断補強筋に関しては、規格降伏点強度そのものを用いた。アンカーボルト、テンションロッド、水平接合材、鉛直接合材、滑り止めに関しては、鋼材の強度をそのまま用いた。ボルト (S45C) については、強度区分 6.8 とみなして検討を行った。

表 2-31 コンクリートの材料特性（設計値）

	圧縮強度 [目標] (MPa)	ヤング係数 (GPa)	せん断 弾性係数 (GPa)
コンクリート	24.0	22.8	9.8

表 2-32 鋼材の材料特性（設計値）

	種類	降伏強度 (MPa)	引張強度 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
鉄筋	SD295A(せん断補強筋)	295	—	205
	SD345 (主筋、パンチング検討時)	345	—	205
	SD345 (主筋、曲げ検討時)	380	—	205
アンカーボルト テンションロッド	ABR490B	325	490	205
寸切りボルト	S45C	420	600	205
水平接合材 鉛直接合材 滑り止め	SM490	325	490	205

ラミナに関しては、機械等級区分の値を、CLT に関しては実験対象とする 3 層 3 プライ、3 層 4 プライの場合の値を示した。本検討では、試験体 BS において、CLT 袖壁の側面に滑り止めを設置して CLT 袖壁の挙動を制御するため、局所的なめり込みを防止するために、繊維直交方向に関してもある程度の剛性や強度が求められる。そこで、同一等級構成を採用することとした。なお、ここでは、ラミナの厚さを 30mm、ラミナの幅を 122mm、各層のラミナの幅方向の数のうちの最小の値を 5.3 枚 (≒

645mm/122mm) として、基準となるせん断強度を算定しており、3層3プライの場合で2.3N/mm²、3層4プライの場合で1.7N/mm²としている。

表 2-33 ラミナの材料特性 (設計値)

	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮弾性係数 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	引張弾性係数 (N/mm ²)
M90	27.6	9000	20.5	9000
M60	21.6	6000	16.0	6000
M30	15.6	3000	11.5	3000

なお、地震力が作用した時に早期の耐力発現に繋がるため、CLT 袖壁にはできるだけ高い剛性と強度を有する材料を用いることが好ましい。また、試験体 AD、AS では、アンカーボルトが負担する引張力が CLT 袖壁を介して伝達されるため、アンカーボルトが降伏した時に CLT 袖壁が引張破壊しないようにするために、ある程度の引張強度が必要である。一方で CLT の圧縮強度が大きいと、RC 柱と CLT 袖壁の間の鉛直接合部に作用するせん断力が大きくなるため、接合部破壊の恐れが高まる。ゆえに、CLT の強度は低すぎても、高すぎても不具合が生じる。ここでは、S60 と S90 の材料特性を示しているが、より一般的に普及しており、接合部の必要耐力を S90 よりも低く設定できる S60 を用いることとした。

表 2-35 に、以降の検討で用いる CLT 袖壁の座屈強度を示す。座屈強度は、表 2-12 に示す圧縮強度と座屈強度の関係を用いて算定しているが、ここでは、境界条件が両端固定となるものと仮定し、座屈長さを CLT 袖壁の高さ (1700mm) やせい (650mm) の半分としている。S60-3-3 に関しては、圧縮の基準強度よりもやや低い値となったが、S60-3-4 に関しては、圧縮強度と座屈強度が一致した。

表 2-34 CLT 袖壁の材料特性 (設計値)

(a) 同一等級構成 S60

	板厚(mm)	直交方向 有効幅 (mm)	圧縮				引張				せん断 面内	
			強軸		弱軸		強軸		弱軸		弾性係数 (GPa)	せん断強度 (MPa)
			弾性係数 (GPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)		
3層4プライ	120	60	3.0	8.1	3.0	8.1	3.0	6.0	3.0	6.0	0.5	1.7
3層3プライ	90	30	4.0	10.8	2.0	5.4	4.0	8.0	2.0	4.0	0.5	2.3

* せん断強度は、ラミナの幅を 122mm、各層ラミナの幅方向の数の最小の値を 5.3 枚 (≒645mm/122mm) として計算を行っている。

(b) 同一等級構成 S90

	板厚(mm)	直交方向 有効幅 (mm)	圧縮				引張				せん断 面内	
			強軸		弱軸		強軸		弱軸		弾性係数 (GPa)	せん断強度 (MPa)
			弾性係数 (GPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)		
3層4プライ	120	60	4.5	10.4	4.5	10.4	4.5	7.7	4.5	7.7	0.5	1.7
3層3プライ	90	30	6.0	13.8	3.0	6.9	6.0	10.3	3.0	5.1	0.5	2.3

* せん断強度は、ラミナの幅を 122mm、各層ラミナの幅方向の数の最小の値を 5.3 枚 (≒645mm/122mm) として計算を行っている。

表 2-35 CLT 袖壁の座屈強度 (S60、設計値)

	圧縮の基準強度 (N/mm ²)	部材試験の座屈強度 (N/mm ²)	λ	k	le (mm ⁴)	A (mm ²)	lb (mm)
S60-3-3 縦圧縮	10.8	10.5	32.7	26.0	39487500	58500 = 650 × 90	850
S60-3-3 横圧縮	10.8	10.0	37.5	8.7	3825000	51000 = 1700 × 30	325
S60-3-4 縦圧縮	8.1	8.1	24.5	34.6	93600000	78000 = 650 × 120	850
S60-3-4 横圧縮	8.1	8.1	18.8	17.3	30600000	102000 = 1700 × 60	325

2.7.2. RC 柱の設計(共通)

(1) 設計段階における検討

対象は、図 2-1 で示した想定建物の柱部分を縮尺 2/3 で取り出した 450mm 角断面の RC 柱である。主筋は D19 を 16 本配筋し、帯筋は試験体 AS、AD の鉛直接合面にボルトを埋め込むためのスペースを設けることを考え、帯筋間隔をやや広め（座屈防止のため、主筋径の 6 倍以下には収める）に 4-D10@100 としている。

表 2-36 に RC 柱単体の水平耐力の算定結果を示す。曲げ終局時せん断力とせん断耐力は、式(2.30)、(2.31)に基づいて計算した^[2-2]。また、長期荷重は柱断面に対する軸力比として 0.1 としている。載荷形式を片持ち柱形式、逆対称形式のいずれとした場合にも、RC 柱の曲げ降伏がせん断破壊に先行することを確認した。文献[2-7]では、せん断破壊した 288 体の柱試験体に対して式(2.31)を適用したところ、実験値/計算値の平均値が 1.37、変動係数が 0.17 となることが報告されており、本実験の RC 柱を単独で載荷した場合にせん断破壊する恐れは小さいものと考えられる。

$$\begin{aligned}
 & {}_cN_{\min} \leq N_c < 0 \text{ のとき} \\
 & {}_cM_u = 0.5 {}_c a_g {}_c \sigma_y g_1 D_c + 0.5 N_c g_1 D_c \\
 & 0 \leq N_c \leq {}_cN_b \text{ のとき} \\
 & {}_cM_u = 0.5 {}_c a_g {}_c \sigma_y g_1 D_c + 0.5 N_c D_c \left(1 - \frac{N_c}{b_c D_c {}_c F_c}\right) \\
 & {}_cN_b < N_c \leq {}_cN_{\max} \text{ のとき} \\
 & {}_cM_u = (0.5 {}_c a_g {}_c \sigma_y g_1 D_c + 0.024(1 + g_1)(3.6 - g_1)b_c D_c^2 {}_c F_c) \frac{{}_cN_{\max} - N_c}{{}_cN_{\max} - {}_cN_b}
 \end{aligned} \tag{2.30}$$

ここで、 ${}_c a_g$: RC 柱の主筋全断面積、 ${}_c \sigma_y$: RC 柱主筋の降伏強度、 g_1 : RC 柱の引張筋重心と圧縮筋重心との距離の全せいに対する比、 D_c : RC 柱のせい、 N_c : RC 柱の軸方向力、 b_c : RC 柱の幅、 ${}_c F_c$: コンクリートの設計基準強度、 ${}_c N_{\max}$: RC 柱の圧縮耐力、 ${}_c N_{\min}$: RC 柱の引張耐力、 ${}_c N_b$: RC 柱の釣合軸力 ($=0.22(1+g_1)b_c D_c {}_c F_c$) である。

$${}_c Q_{su} = \left\{ \frac{0.068 {}_c p_t^{0.23} ({}_c F_c + 18)}{M / (Q \cdot d_c) + 0.12} + 0.85 \sqrt{{}_c p_w {}_c \sigma_{wy}} + 0.1 {}_c \sigma_0 \right\} b_c j_c \tag{2.31}$$

ここで、 ${}_c p_t$: RC 柱の引張鉄筋比 (%)、 ${}_c F_c$: コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 M/Q : M 、 Q はそれぞれ終局強度算定時における部材内の最大曲げモーメント及びせん断力 (ただし、 $M/(Qd_c) < 1$ のとき 1 とし、 $M/(Qd_c) > 3$ のとき 3 とする) (mm)、 d_c : RC 柱の有効せい (mm)、 ${}_c p_w$: RC 柱のせん断補強筋比 (小数、中子筋を除く場合 0.012 を上限とする。ただし、せん断補強筋として中子筋を併用する場合やスパイラル筋を用いる場合には 0.015 を上限とすることができる。)、 ${}_c \sigma_{wy}$: RC 柱のせん断補強筋の降伏強度 (N/mm²)、 j_c : RC 柱の応力中心距離で $7d_c/8$ としてよい (mm)、 ${}_c \sigma_0$: RC 柱の平均軸方向応力度 ($=N_c/(b_c D_c)$) (N/mm²) で $0.4 {}_c F_c$ 以下である。

表 2-36 RC 柱単体の水平耐力

	単位	設計値		試験値				
		片持ち	逆対称	AS	BS	AD	BD	
曲げ耐力時の軸力	N_c	kN	486	486	601	591	603	591
せん断スパン	a	m	2.40	0.85	2.40	2.40	0.85	0.85
曲げ終局モーメント	${}_c M_u$	kNm	330	330	355	353	356	353
曲げ耐力時せん断力	${}_c Q_{mu}$	kN	138	388	148	147	419	416
せん断耐力	${}_c Q_{su}$	kN	358	411	405	403	466	463
水平耐力	$\text{Min}({}_c Q_{mu}, {}_c Q_{su})$	kN	138	388	148	147	419	416
せん断余裕度	${}_c Q_{su} / {}_c Q_{mu}$		2.60	1.06	2.74	2.74	1.11	1.11

表 2-37 に柱脚および柱頭で塑性ヒンジが形成された状況を想定した場合の付着応力 $c\tau_f$ と付着割裂強度 $c\tau_{bu}$ の比較^{[2-2], [2-10]}を示す。なお、設計値には RC 柱主筋の規格降伏強度を、試験値には RC 柱主筋の実強度を用いた。 $c\tau_{bu}/c\tau_f$ は 1.0 を上回っており、付着割裂破壊の恐れがないことが確認できる。

$$c\tau_f = \frac{c d_b \cdot \Delta\sigma}{4(L_0 - d_c)} \quad (2.32)$$

$$c\tau_{bu} = \alpha_i \left\{ (0.085b_i + 0.10) \sqrt{cF_c} + k_{st} \right\} \quad (\text{一段目主筋の場合}) \quad (2.33)$$

ここで、 $c d_b$: RC 柱の主筋径、 $\Delta\sigma$: 終局限界状態における部材両端部の主筋の応力度の差、 L_0 : 部材の内法長さ、 d_c : RC 柱の有効せい、 α_i : 上端筋に対する付着強度低減係数、 b_i : 割裂線長さ比、 F_c : コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 k_{st} : 横補強筋の効果を示す係数である。

表 2-37 RC 柱主筋の付着割裂破壊の検討

		単位	設計値	試験値			
				AS	BS	AD	BD
定着長さ	L_0	m	1.7	1.7	1.7	1.7	1.7
付着強度	$c\tau_{bu}$	N/mm ²	4.2	4.4	4.4	4.4	4.4
付着応力	$c\tau_f$	N/mm ²	2.5	2.8	2.8	2.8	2.8
応力差	$\Delta\sigma$	N/mm ²	690	766	766	766	766
付着余裕度	$c\tau_{bu}/c\tau_f$		1.67	1.59	1.58	1.59	1.58

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

2.6 節で示した骨組解析で得られた最大せん断力を用いて、RC 柱のせん断設計に支障がないかを確認する。表 2-38 に詳細モデルおよび簡易モデルを用いた場合の RC 柱の最大せん断力、せん断耐力とせん断余裕度の一覧を示す。なお、RC 柱の最大せん断力は、解析終了時までの最大値、せん断耐力は、全体変形角 $R=2.0 \times 10^{-2}$ rad 時の軸力やせん断スパンを用いて計算している。骨組解析では、式(2.31)に示すせん断耐力式の評価精度を考慮して、計算値を 1.4 倍に割り増した値をせん断耐力としてモデル化を行ったが、ここでは、せん断耐力の割り増しは行っていない。

表 2-38 に示す最大せん断力は、表 2-36 で示した RC 柱単体の場合の曲げ降伏時せん断力と比較して、逆対称载荷となる試験体 BD を除くと、片持ち柱形式の試験体 AS、BS で 2.0~2.3 倍、逆対称载荷となる試験体 AD で 1.4~1.7 倍に増大しており、CLT 袖壁を設置することで、RC 柱のせん断負担が大きくなっている。したがって、逆対称の曲げモーメント分布を想定するだけでは、CLT 袖壁が取り付いた RC 柱のせん断設計を行う上で十分でないことが確認された。

また、RC 柱の部材種別判定に関係する項目として、RC 柱の軸応力度比、せん断応力度比がある。軸応力度比については、図 2-76 で RC 柱の軸力分布を示したが、いずれの試験体でも、実験開始時の圧縮軸力よりも小さくなるが、もしくは同程度に留まることが確認されている。本実験で試験体に作用させた長期軸力は、RC 柱断面のコンクリート断面に対して 0.1 倍に留まるため、FA の条件を満足している。また、せん断応力度比については、図 2-85 で示したように、試験体 AS、BS、BD では、FA の条件となる 0.10 以下に留まったが、試験体 AD では、せん断応力度比が 0.15 を超えており、FC の条件を満足しなかった。

表 2-38 RC 柱の最大せん断力、せん断耐力とせん断余裕度（骨組解析）

詳細モデル		単位	試験値				簡易モデル		単位	試験値			
			AS	BS	AD	BD				AS	BS	AD	BD
最大せん断力	cQ_{max}	kN	339	337	694	456	最大せん断力	cQ_{max}	kN	298	333	563	442
せん断耐力	cQ_{su}	kN	395	383	551	453	せん断耐力	cQ_{su}	kN	371	382	503	445
せん断余裕度	cQ_{su}/cQ_{max}		1.16	1.14	0.79	0.99	せん断余裕度	cQ_{su}/cQ_{max}		1.24	1.15	0.89	1.01

2.7.3. RC 柱の設計（パンチングシア破壊）

図 2-86 に、CLT 袖壁の水平接合部における摩擦抵抗が期待できない場合の水平抵抗機構を示す。試験体 AS、AD では、図 2-76 で示したように CLT 袖壁に引張軸力が作用し、RC スタブとの間に離間が生じるため、CLT 袖壁に作用する水平せん断力（図中の Q_{wl} ）を RC 部分に直接伝達できない。また、図 2-83 で示したように、圧縮軸力が作用する CLT 袖壁でも、水平せん断力／曲げ圧縮力の比率が摩擦係数として想定している 0.5 を超えるケースが確認されており、CLT 袖壁に作用する水平せん断力（図中の Q_{wr} ）の全てを水平接合部を介して伝達できる訳ではない。そこで、試験体 AS、AD では、簡略化のため、RC 柱および CLT 袖壁に作用する水平せん断力の和（ $Q_c+Q_{wl}+Q_{wr}$ ）が、RC 柱のパンチングシア耐力を上回ることを確認する。なお、パンチング破壊の検討では、スパン中央で RC 柱に作用しているせん断力と材端で CLT 袖壁から伝達されるせん断力は、本来分けて考えるべきであるが、ここでは簡略化のため、両者が材端において同時に作用している状況を仮定することとした。

また、試験体 BS、BD では、図 2-83 で示したように、CLT 袖壁の水平せん断力／曲げ圧縮力の比率が摩擦係数として想定している 0.5 を十分に下回っているため、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を摩擦抵抗のみで伝達できるものと考えられるが、バックアップとして、CLT 袖壁端に滑り止めを設けている。目地部分の損傷等の理由により、水平接合面における摩擦抵抗が期待できなくなった場合には、図 2-86 に示すように、RC 柱の側面を介したせん断伝達が行われるため、RC 柱の両側にある CLT 袖壁のうち的一方が負担する水平せん断力（図中の Q_{wl} ）のみが、RC 柱に作用することになる。そこで、試験体 BS、BD についても、RC 柱および CLT 袖壁に作用する水平せん断力の和（ $Q_c+\max(Q_{wl}, Q_{wr})$ ）が、RC 柱のパンチングシア耐力を上回ることを確認する。

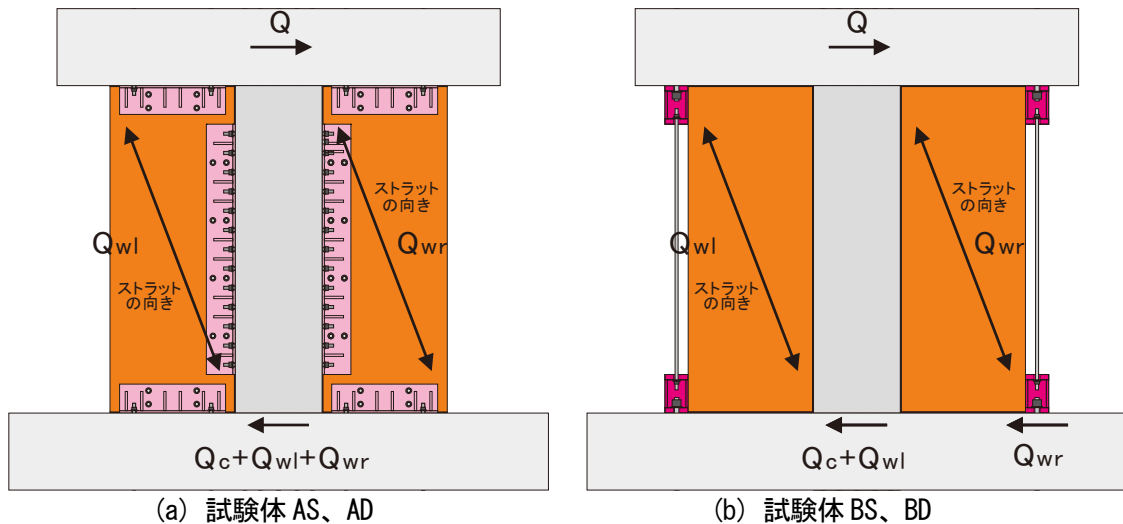


図 2-86 水平接合面における摩擦抵抗が期待できない場合のせん断伝達機構

パンチング破壊の検討は、文献[2-8]に記載されている式(2.34)に基づいて行う。なお、評価精度も勘案し、ここでは、本文に記載された式(2.35)の下限式 K_{min} ではなく、付録に記載された式(2.36)の平均

式 K_{av} を用いることとした。

$${}_c Q_{pu} = K_{av} \cdot {}_c \tau_0 \cdot {}_c b_e \cdot D_c \quad (2.34)$$

$$K_{\min} = 0.34 / (0.52 + a_c / D_c) \quad (2.35)$$

$$K_{av} = 0.58 / (0.76 + a_c / D_c) \quad (2.36)$$

$${}_c \tau_0 = 0.98 + 0.1 {}_c F_c + 0.85 \sigma_c \quad (0 \leq \sigma_c \leq 0.33 {}_c F_c - 2.75 \text{ の時})$$

$${}_c \tau_0 = 0.22 {}_c F_c + 0.49 \min(0.66 {}_c F_c, \sigma_c) \quad (0.33 {}_c F_c - 2.75 < \sigma_c \text{ の時}) \quad (2.37)$$

ここで、 ${}_c Q_{pu}$: RC 柱のパンチングシア耐力、 ${}_c b_e$: パンチングを受ける RC 柱の直交材を考慮した有効幅で RC 柱の幅としてよい (mm)、 D_c : パンチングを受ける RC 柱のせい (mm)、 a_c : CLT 袖壁から RC 柱に伝達される水平せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から水平断面までの距離で $a_c/D_c=1/3$ としよ、 ${}_c F_c$: コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)、 σ_c : $\rho_g c \sigma_y + c \sigma_0$ 、 ρ_g : ${}_c b_e D_c$ に対する RC 柱の全主筋断面積の比、 $c \sigma_y$: RC 柱主筋の降伏強度 (N/mm²)、 $c \sigma_0$: $N_c/({}_c b_e D_c)$ 、 N_c : メカニズム時における RC 柱軸方向力で圧縮を正とする (N) である。

(1) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁の応力状態を推定することが難しいため、2.7.2 項に示す表 2-36 に示した RC 柱の水平耐力と、2.7.4 項に示す CLT 袖壁のせん断耐力の和が、RC 柱のパンチングシア耐力以下であることを確認する。

表 2-39 に算定結果を示すが、RC 柱のパンチングシア耐力は非常に大きく、CLT 袖壁がせん断降伏した場合でも、十分なせん断余裕度が確保できることから、全ての試験体において、摩擦抵抗が期待できない場合でも、CLT 袖壁が負担する水平せん断力を RC 柱に伝達しても問題がないことが分かる。

表 2-39 RC 柱のパンチングシア耐力の確認 (設計段階)

(a) 試験体 AS、AD

	単位	設計値		試験値		
		片持ち	逆対称	AS	AD	
RC柱の水平耐力	$\text{Min}({}_c Q_{mu}, {}_c Q_{su})$	kNm	138	388	148	419
CLTのせん断耐力	${}_w Q_{su}$	kN	133	133	133	133
パンチングシア耐力	${}_c Q_{pu}$	kN	1105	1105	1314	1317
入力せん断力	${}_c Q_{mu} + 2 {}_w Q_{su}$	kN	404	655	415	685
せん断余裕度	${}_c Q_{pu} / ({}_c Q_{mu} + 2 {}_w Q_{su})$		2.73	1.69	3.17	1.92

(b) 試験体 BS、BD

	単位	設計値		試験値		
		片持ち	逆対称	BS	BD	
RC柱の水平耐力	$\text{Min}({}_c Q_{mu}, {}_c Q_{su})$	kNm	138	388	766	766
CLTのせん断耐力	${}_w Q_{su}$	kN	133	133	133	133
パンチングシア耐力	${}_c Q_{pu}$	kN	1105	1105	1300	1300
入力せん断力	${}_c Q_{mu} + {}_w Q_{su}$	kN	404	655	1033	1033
せん断余裕度	${}_c Q_{pu} / ({}_c Q_{mu} + {}_w Q_{su})$		2.73	1.69	1.26	1.26

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

表 2-40 に骨組解析の応力を用いて計算した RC 柱のパンチングシア耐力と、入力せん断力の関係を示す。なお、パンチングシア耐力は、全体変形角 $R=2.0 \times 10^{-2}$ rad 時の軸力を用いて計算している。ま

た、入力せん断力は、解析終了時までの試験体 AS、AD では、RC 柱と 2 枚の CLT 袖壁の水平せん断力の和の最大値、試験体 BS、BD では、RC 柱と CLT 袖壁のうち一方の水平せん断力の和の最大値とした。いずれの試験体でも、表 2-39 で示した設計段階の検討と比較して、RC 柱に作用する入力せん断力が増加しているが、RC 柱のパンチングシア耐力には十分な余裕があることが確認できる。

表 2-40 RC 柱のパンチングシア耐力の確認（骨組解析）

(a) 試験体 AS、AD

詳細モデル		単位	試験値		簡易モデル		単位	試験値	
			AS	AD				AS	AD
パンチングシア耐力	cQ_{pu}	kN	1114	1279	パンチングシア耐力	cQ_{pu}	kN	1132	1310
入力せん断力	$Q_c+Q_{wi}+Q_{wr}$	kN	431	877	入力せん断力	$Q_c+Q_{wi}+Q_{wr}$	kN	426	834
せん断余裕度	$cQ_{pu}/(Q_c+Q_{wi}+Q_{wr})$		2.59	1.46	せん断余裕度	$cQ_{pu}/(Q_c+Q_{wi}+Q_{wr})$		2.66	1.57

(b) 試験体 BS、BD

詳細モデル		単位	試験値		簡易モデル		単位	試験値	
			BS	BD				BS	BD
パンチングシア耐力	cQ_{pu}	kN	1146	1267	パンチングシア耐力	cQ_{pu}	kN	1135	1240
入力せん断力	$Q_c+\max(Q_{wi},Q_{wr})$	kN	417	511	入力せん断力	$Q_c+\max(Q_{wi},Q_{wr})$	kN	417	513
せん断余裕度	$cQ_{pu}/(Q_c+\max(Q_{wi},Q_{wr}))$		2.75	2.48	せん断余裕度	$cQ_{pu}/(Q_c+\max(Q_{wi},Q_{wr}))$		2.72	2.42

2.7.4. CLT 袖壁の設計

(1) 設計段階における検討

袖壁長さは柱せい（450mm）の約 1.5 倍の 650mm とする。当初は厚さ 150mm の袖壁を用いることを想定していたが、CLT 袖壁の厚さが大きくなるほど、また、CLT 袖壁の長さが長くなるほど、試験体 AD、AS では、鉛直接合部でせん断耐力を確保するのが難しくなるため、厚さ 90mm の CLT 袖壁を用いることとした。また、試験体 BS では、滑り止めへの水平せん断力の伝達を CLT 袖壁の仕口面の支圧によって行う可能性があるため、繊維方向とほぼ同等な圧縮強度を確保し、支圧面の面積を小さく抑えることができるように、外層と内層のラミナの数が等しい 4 層の CLT 材を用いた。

CLT 袖壁の水平断面のせん断耐力を式(2.38)で算定すると、いずれの厚さの場合も 133kN（片側のみ）となる。ボルトや接合材を使って CLT 袖壁に相応の曲げモーメントを負担させることができれば、表 2-36 で示した RC 柱と遜色ないせん断力の負担が期待できるが、設計段階では、CLT 袖壁にどの程度のせん断力が作用するか想定することは難しい。

また、2.6 節の数値解析でも示したように、部材実験の CLT 袖壁には大きな圧縮軸力が作用するため、この状態で逆対称の曲げモーメントが作用すると、CLT 袖壁の鉛直断面に作用するせん断力が局所的に大きくなる。そこで、CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を式(2.39)で算定し、入力せん断力との比較を行うこととした。いずれの厚さの場合も鉛直断面のせん断耐力は 349kN となる。

$${}_w Q_{su} = t_w D_w {}_t F_{sl} \tag{2.38}$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 ${}_t F_{sl}$: CLT の面内せん断の基準強度である。

$${}_{wv} Q_{su} = t_w h_0 {}_t F_{sl} \tag{2.39}$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 ${}_t F_{sl}$: CLT の面内せん断の基準強度である。

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

表 2-41 に骨組解析の結果から求めた CLT 袖壁の水平断面、鉛直断面に作用するせん断力の最大値とせん断耐力の比較を示す。詳細モデルでは、鉛直断面の最大せん断力として、CLT 袖壁を模擬したブレース要素に作用する軸方向力の鉛直成分を累加することで、図 2-81 で示した鉛直せん断力 Q_{wv1} 、 Q_{wv2} の最大値を用いた。簡易モデルでは、鉛直断面の最大せん断力として、式(2.29)による CLT 袖壁の鉛直断面のせん断力の推定値 pQ_{wv1} 、 pQ_{wv2} の最大値を用いた。

CLT 袖壁の水平断面では、簡易モデルの試験体 AD を除くと、最大せん断力がせん断耐力を下回っており、せん断耐力に到達していないように見えるが、鉛直断面のせん断余裕度を確認すると、詳細モデルでは、試験体 AS、AD において、鉛直せん断力がせん断耐力にほぼ到達しており、試験体 BS、BD におけるせん断余裕度も水平断面と比較して小さい。一方、簡易モデルについては、詳細モデルと異なり、鉛直断面に作用するせん断力が頭打ちとならないため、試験体 AS、BS、AD において、鉛直断面のせん断余裕度が 1.0 を大きく下回っている。

表 2-41 CLT 袖壁の最大せん断力とせん断耐力の比較（骨組解析）

詳細モデル			単位	試験値			
				AS	BS	AD	BD
水平	最大せん断力	wQ_{max}	kN	93	83	111	88
	せん断耐力	wQ_{su}	kN	133	133	133	133
	せん断余裕度	wQ_{su}/wQ_{max}		1.44	1.61	1.21	1.52
鉛直	最大せん断力	wvQ_{max}	kN	342	304	343	300
	せん断耐力	wvQ_{su}	kN	349	349	349	349
	せん断余裕度	wvQ_{su}/wvQ_{max}		1.02	1.15	1.02	1.16

簡易モデル			単位	試験値			
				AS	BS	AD	BD
水平	最大せん断力	wQ_{max}	kN	101	84	135	78
	せん断耐力	wQ_{su}	kN	133	133	133	133
	せん断余裕度	wQ_{su}/wQ_{max}		1.32	1.60	0.99	1.71
鉛直	最大せん断力	pQ_{wv}	kN	743	604	417	263
	せん断耐力	wvQ_{su}	kN	349	349	349	349
	せん断余裕度	wvQ_{su}/pQ_{wv}		0.47	0.58	0.84	1.33

2.7.5. 接合部の設計（試験体 AS、AD）

2.7.5.1. 詳細

図 2-87 に試験体 AS、AD の鉛直接合部の形状を示す。軸力及びせん断力に対する設計の考え方を示す。

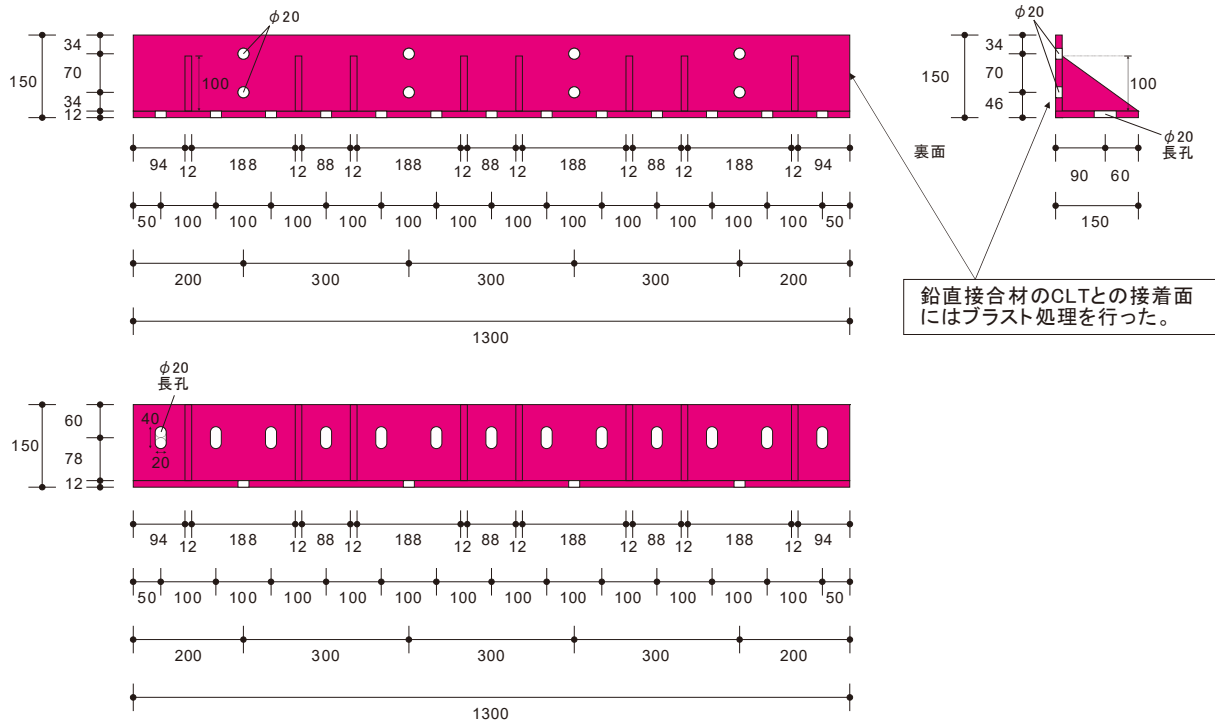


図 2-87 鉛直接合材の形状（単位：mm）

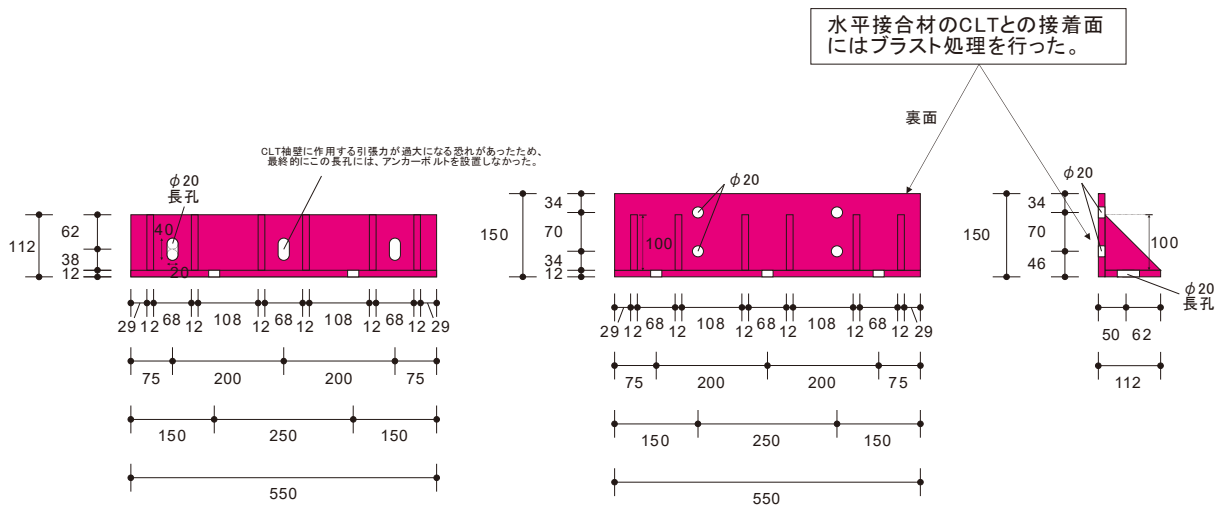


図 2-88 水平接合材の形状（単位：mm）

2.7.5.2. 鉛直接合部の設計(水平せん断力に対する検討)

(1) せん断耐力の算定

試験体 AS、AD では、CLT 袖壁の脚部にアンカーボルトを設置しており、**図 2-83** で示したように、CLT 袖壁に作用する全ての水平せん断力を上下の仕口面に作用する摩擦力だけでは伝達できない可能性があることから、ここでは簡略化のため、鉛直接合部を介して、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が全て隣接する RC 柱部材に伝達可能かどうかを確認する。なお、鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達に関しては、現状では十分な知見がなく、仮定に基づいた提案を行っているため、今後の検証が必要である。

式(2.40)に示す鉛直接合部の水平せん断耐力のうち、鉛直接合部の山形鋼-CLT 袖壁間の接着面のせん断耐力は式(2.41)で、寸切りボルトの降伏耐力は式(2.42)で、鉛直接合材のウェブの降伏耐力は式(2.43)で、鉛直接合材のフランジの曲げ耐力時引張力は式(2.44)で求める。なお、式(2.44)では、鉛直接合材に設けたスチフナーの寄与分を無視しているため、実際にはより高い耐力が得られるものと考えられる。ここでは簡略化のため、鉛直接合部の RC 柱-CLT 袖壁間に充填したエポキシ樹脂の接着による寄与分は無視することとした。また、水平接合部における軸耐力の検証で確認する山形鋼-CLT 袖壁間の接着面近傍における外層ラミナの繊維直交方向の引張破壊については、ここでは考慮しない。水平せん断耐力として考慮する「寸切りボルト、フランジ、ウェブ、接着面」の範囲は、**図 2-89** に示すように、CLT 袖壁の内法高さの 0.50 倍を目安とした。

$${}_{vh}Q_u = \min({}_{vhr}Q_u, {}_{vht}Q_y, {}_{vhw}Q_y, {}_{vhf}Q_u) \quad (2.40)$$

ここで、 ${}_{vh}Q_u$ ：鉛直接合部の水平せん断耐力、 ${}_{vha}Q_u$ ：鉛直接合部の接着面のせん断耐力、 ${}_{vht}Q_y$ ：鉛直接合部の寸切りボルトの降伏耐力、 ${}_{vhw}Q_y$ ：鉛直接合材のウェブの降伏耐力、 ${}_{vhf}Q_u$ ：鉛直接合材のフランジの曲げ耐力時引張力である。

$${}_{vha}Q_u = n_v \cdot (0.5h_j \cdot L_v - \sum A_h) \cdot f_r \quad (2.41)$$

ここで、 n_v ：鉛直接合材の枚数 (=2 枚)、 $0.5h_j$ ：**図 2-89** に示す範囲の山形鋼-CLT 袖壁間の接着面の高さ (=650mm)、 L_v ：**図 2-89** に示す範囲の山形鋼-CLT 袖壁間の接着面の長さ (=150mm)、 $\sum A_h$ ：鉛直接合部に設けた孔の面積 (=4×314mm²)、 f_r ：ラミナのローリングシア強度^[2-4] (=1.5N/mm²) である。

$${}_{vht}Q_y = 0.5 n_t \cdot a_s \cdot t \cdot \sigma_y \quad (2.42)$$

ここで、 $0.5n_t$ ：**図 2-89** に示す範囲の鉛直接合部における寸切りボルトの本数 (=12 本)、 a_s ：寸切りボルトの断面積 (=157mm²)、 t ： σ_y ：寸切りボルトの降伏強度である。

$${}_{vhw}Q_y = n_v \cdot {}_{vtw} \cdot (0.5L_w - \sum d_h) \cdot {}_{vw}\sigma_y \quad (2.43)$$

ここで、 n_v ：鉛直接合材の枚数 (=2 枚)、 ${}_{vtw}$ ：鉛直接合材のウェブの厚さ (=12mm)、 $0.5L_w$ ：**図 2-89** に示す範囲の鉛直接合材のウェブの長さ (=650mm)、 $\sum d_h$ ：鉛直接合部に設けた孔の直径の和 (=2×20mm)、 ${}_{vw}\sigma_y$ ：鉛直接合材のウェブの降伏強度 (=325N/mm²) である。

$${}_{vhf}Q_u = \frac{2 \cdot \frac{1}{4} (0.5L_f) \cdot {}_{vt_f}^2 \cdot {}_{vf}\sigma_y}{L_h} \quad (2.44)$$

ここで、 $0.5\sqrt{L_f}$ ：図 2-89 に示す範囲の鉛直接合材のフランジの長さ (=650mm)、 $\sqrt{t_f}$ ：鉛直接合材のフランジの厚さ (=12mm)、 $\sqrt{t_{fy}}$ ：鉛直接合材のフランジの降伏強度 (=325N/mm²)、 $\sqrt{L_h}$ ：鉛直接合材のフランジに設けた寸切りボルトの重心位置からウェブ端部までの長さ (=78mm) である。

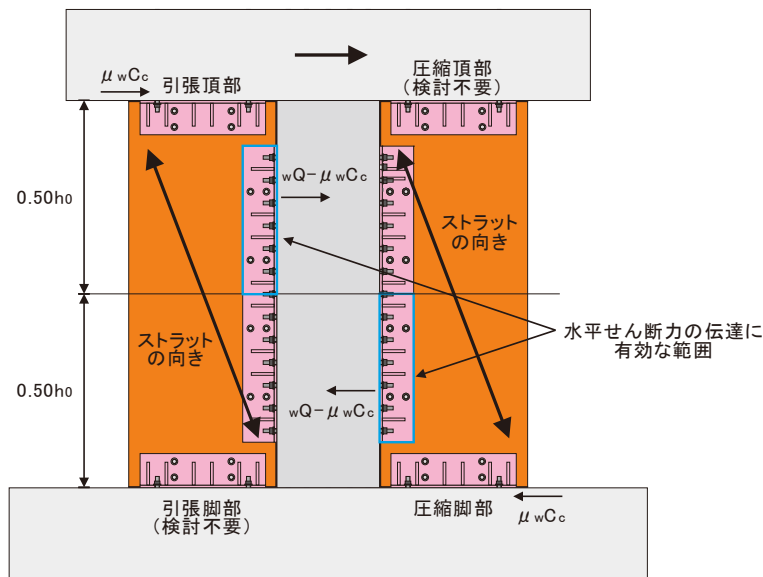


図 2-89 試験体 AS、AD における水平せん断耐力の確認方法

表 2-42 鉛直接合部の水平せん断耐力

	単位	設計値	試験値		備考
			AS	AD	
鉛直接合部の接着面のせん断耐力	$v_{ha}Q_u$	kN	289	289	=2枚×(150mm×650mm-4×314mm ²)×1.5N/mm ²
鉛直接合部の寸切りボルトの降伏耐力	$v_{ht}Q_y$	kN	791	-	=12本×157mm ² ×420N/mm ²
	kN	-	1017	1017	=12本×157mm ² ×540N/mm ²
鉛直接合材のウェブの降伏耐力	$v_{hw}Q_y$	kN	4758	4758	=2枚×12mm×(650mm-2×20mm)×325N/mm ²
鉛直接合材のフランジの曲げ耐力時引張力	$v_{hi}Q_u$	kN	195	195	=2枚×1/4×650mm×(12mm) ² ×325N/mm ² /78mm
鉛直接合部の水平せん断耐力	v_hQ_u	kN	195	195	

(2) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁から RC 柱にどの程度のせん断力が伝達されるか分からないため、ここでは、CLT 袖壁のせん断耐力 wQ_{su} に見合うせん断力を鉛直接合部を介して伝達できるかどうかを確認する。表 2-43 に示すように、鉛直接合部の水平せん断耐力は、CLT 袖壁のせん断耐力を十分に上回っている。

$$wQ_{su} = t_w D_w t_{sl} F_{sl} \quad (2.45)$$

ここで、 t_w ：CLT 袖壁の厚さ、 D_w ：CLT 袖壁のせい、 t_{sl} ：CLT の面内せん断の基準強度である。

表 2-43 設計段階における鉛直接合部に作用する水平せん断力の検討

	単位	設計値	備考
CLT 袖壁の水平せん断耐力	wQ_{su}	kN	133 =90mm×650mm×2.28N/mm ²
鉛直接合部の水平せん断耐力	$v_{hi}Q_u$	kN	195
検定比		1.46	

(3) 骨組解析の結果を基にした検討

表 2-44 に試験体 AS、AD の骨組解析の結果から求めた鉛直接合部に作用する水平せん断力の最大値 ${}_{vh}Q_{max}$ を示す。ここでは、設計用せん断力の割増や、図 2-89 に示すような摩擦係数 μ による水平せん断力の伝達は考慮せず、解析結果から得られた CLT 袖壁に作用する水平せん断力をそのまま用いる。表 2-44 に示す引張脚部、圧縮頂部では、図 2-89 に示すように、CLT 袖壁に形成される圧縮ストラットから伝達される水平せん断力が、CLT 袖壁側面の仕口部から直接 RC 柱に伝達されるため、検討を行う必要はない。いずれのケースでも検定比は 1.0 を上回っており、せん断伝達を行う上で支障はないものと考えられる。

表 2-44 骨組解析の結果を用いた鉛直接合部に作用する水平せん断力の検討

詳細モデル		単位	試験値							
			AS				AD			
			引張脚部	引張頂部	圧縮脚部	圧縮頂部	引張脚部	引張頂部	圧縮脚部	圧縮頂部
数値解析における最大せん断力	${}_{vh}Q_{max}$	kN	35	35	72	72	93	93	93	93
鉛直接合部の水平せん断耐力	${}_{vh}Q_u$	kN	195	195	195	195	195	195	195	195
検定比			検定不要	5.58	2.70	検定不要	検定不要	2.09	2.09	検定不要

簡易モデル		単位	試験値							
			AS				AD			
			引張脚部	引張頂部	圧縮脚部	圧縮頂部	引張脚部	引張頂部	圧縮脚部	圧縮頂部
数値解析における最大せん断力	${}_{vh}Q_{max}$	kN	42	42	101	101	135	135	135	135
鉛直接合部の水平せん断耐力	${}_{vh}Q_u$	kN	195	195	195	195	195	195	195	195
検定比			検定不要	4.59	1.94	検定不要	検定不要	1.45	1.45	検定不要

2.7.5.3. 鉛直接合部の設計(鉛直せん断力に対する検討)

試験体 AD、AS では、RC 柱と CLT 袖壁を一体に近い形で挙動させるために、特に鉛直接合部に十分なせん断耐力を与えることを目標とした。既往の実験結果^{例えば、[2-11]、[2-12]、[2-13]、[2-14]、[2-15]}より、CLT 壁では通常の実験では 3N/mm^2 程度、模型実験の場合は $4\sim 6\text{N/mm}^2$ 程度の平均せん断強度が得られることが示されている。高いせん断強度を得るための条件としては、①縦継ぎを行わないこと、②幅はぎを行うこと、③ラミナの交差面でのずれ変形やせん断変形が生じないようにすることが報告されているが、本実験では、①の縦継ぎは行っていないが、②の幅はぎは行っていない。また、試験体 AD の損傷状況から、モードⅢに該当する③のラミナの交差面のずれ変形が確認されており、ラミナ自体のせん断破壊は生じていないことから、数値解析では、せん断の基準強度(試験体 AS、AD では 2.3N/mm^2 、試験体 BS では 1.7N/mm^2)を CLT 袖壁のせん断強度に用いることで、実験の荷重変形関係の包絡線を精度良く予測できたものと考えられる。

一方で、CLT と RC をエポキシで接着した場合、せん断強度はコンクリートの引張力で決まるため、通常のコンクリートでは 2.0N/mm^2 程度の強度しか得ることができず、CLT のせん断強度を十分に発揮させることは難しい。また、木造で一般的に用いられている鋼板添え板ビス接合(例えば SB-150 を用いた場合)でも、ビス(STS・C65)1本あたりの降伏強度が 3kN であるのに対し、CLT 袖壁の板厚 90mm 、ビスの最小間隔 30mm であることを考えると、せん断強度は $2 \times 3\text{kN} / 90\text{mm} / 30\text{mm} = 2.2\text{N/mm}^2$ に留まり、壁厚が大きくなるにつれ、せん断強度はさらに低下する。したがって、通常の接合部の仕様では、CLT 袖壁をせん断破壊させるような応力を作用させることが難しいことが分かる。

部材実験では、RC 躯体と CLT 袖壁をできるだけ一体で挙動させ、構造性能がより高く向上するように、基本的に接合部の破壊を許容しない方針で、接合部の設計を行うこととした。ここでは、五十田らが検討を行った CLT 壁に接着した山形鋼を用いて、RC 躯体と CLT 袖壁を接着する方法を参考に、接合部の設計を行うこととする。図 2-90 に五十田らが提案した接合部詳細を示す^[2-16]。

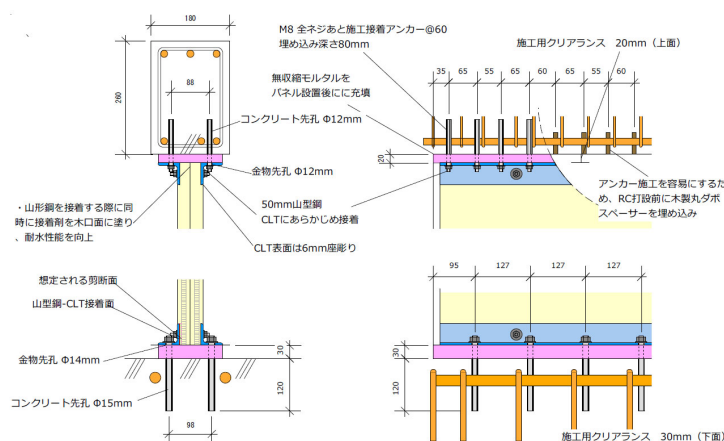


図 2-90 五十田らが提案した乾式工法による RC 躯体と CLT 袖壁の接合工法^[2-16]

五十田らの検討では、上下の水平接合面に対して、接着工法が採用されており、CLT 壁と RC 躯体の間には密着性を確保するためのグラウトが充填されている。実験では、①平均せん断応力 2.0N/mm^2 付近で、スタブグラウト間に滑りが発生した後にアンカー材が効き始め、②平均せん断応力 4.0N/mm^2 付近で、CLT 壁と山形鋼の接着部分でローリングシア破壊が生じている。ローリングシア強度を 2.0N/mm^2 、山形鋼の高さを 50mm 、板厚を 60mm とすると、平均せん断強度は $2 \times 2.0\text{N/mm}^2 \times$

50mm/60mm=3.3N/mm²となり、凡そ実験結果と一致している（五十田らの研究では、ローリングシア強度に加え、表層ラミナのせん断強度も累加している）。なお、五十田らの研究では、CLT 壁に切欠きを設けて CLT 壁と山形鋼の面を揃えている。このような加工を行うことで、CLT 壁から山形鋼に接着面を介さずに圧縮力を直接伝達することが可能となるが、本実験では、CLT 袖壁に相応の引張応力を負担させるため、最外縁の繊維直交方向のラミナに切欠きがあると、断面の引張強度が大幅に低下してしまい、上記の余裕が確保できない可能性がある。また、五十田らの部材実験では、切欠きの有無がせん断強度に及ぼす影響はあまり大きくなかったことから、本実験では、切欠きによる加工は行っていない。

(1) せん断耐力の算定

図 2-91 に鉛直接合部のせん断耐力に関する考え方を示す。ここでは、鉛直接合部のせん断耐力は、式(2.46)に示すように、RC 柱-CLT 袖壁間のせん断耐力と RC 柱-山形鋼-CLT 袖壁間のせん断耐力のいずれか大きい方とする。前者は、式(2.47)に示す断面①を介して伝達される鉛直接合部の RC 柱-CLT 袖壁間で接着した仕口面のせん断耐力 $w_c Q_u$ とする。後者は、式(2.48)に示す鉛直接合部の寸切りボルトのせん断耐力 $w_t Q_u$ 、式(2.49)に示す鉛直接合部のウェブのせん断耐力 $w_w Q_y$ 、式(2.50)に示す鉛直接合部の山形鋼-CLT 袖壁間の接着面におけるせん断耐力 $w_a Q_u$ 、式(2.51)に示す鉛直接合部の CLT 袖壁内のラミナの接着耐力 $w_g Q_u$ の最小値とする。なお、鉛直接合部においては、接合材の接着に用いた寸切りボルト (8-M16) もせん断伝達に寄与するものと考えられるが、鉛直接合材に関しては十分なせん断耐力が確保できることが確認されたため、ここではせん断伝達要素としては取り扱わない。

式(2.47)は、文献[2-3]に示す RC-鉄骨間の接着耐力を用いた RC 柱と CLT 袖壁の仕口面の接着耐力を示したもので、接着面近傍のコンクリートがせん断破壊するものと仮定してせん断耐力を求めたものである。一方、式(2.48)は、文献[2-8]に記載されたあと施工アンカー（金属系、定着長がアンカー径の 7 倍以上）のせん断耐力であり、RC 柱-山形鋼間の寸切りボルトがせん断耐力を発揮する際にはある程度大きなずれ変形が生じ、式(2.47)に示す断面①ではコンクリート部分のせん断破壊が生じ、最大耐力の低下が既に生じているものと推測できることから、RC 柱-CLT 袖壁間と RC 柱-山形鋼-CLT 袖壁間で同時にせん断耐力に到達する可能性が低いものと考え、いずれか大きい方とすることとした。

断面②を介して伝達される式(2.50)に示す接着面のせん断耐力に関しては、接着面のせん断強度を仮定する必要がある。本実験と同様に、CLT パネルの外層ラミナに山形鋼を接着した文献[2-16]の実験では、接着面近傍でローリングシア破壊が生じるものとして、2.0N/mm² のせん断強度を仮定している。一方で、文献[2-16]の実験では、せん断力が作用する方向と外層ラミナの繊維方向が直交となっている（そのためにローリングシア破壊が生じる）のに対し、本実験では、せん断力が作用する方向と外層ラミナの繊維方向が一致しているため、ローリングシア破壊は生じない。したがって、2.0N/mm² のせん断強度は、接着面の耐力を安全側に評価する上では有効であるが、実際の接着面におけるせん断強度は過小評価している可能性が高いものと考えられる。文献[2-17]では、本研究と同じスギ材を用いた鋼材-木材接着部の静的せん断試験が行われており、繊維方向に载荷した場合には 6.57N/mm²、繊維直交方向に载荷した場合には 1.59N/mm² のせん断強度が得られることが確認されている。破壊形式はいずれも木部の破壊であり、せん断強度は接着材の強度に依存していないが、繊維方向に载荷した場合についてはばらつきが大きく、5~8N/mm² 付近に分布している。したがって、木材-鋼材間の接着強度としては、安全側に見て、文献[2-16]の実験と同じく 4.0N/mm² を見込むこととした。

断面③を介して伝達される式(2.51)に示す鉛直接合部の CLT 袖壁内のラミナの接着耐力は、本実験ではラミナの幅はぎを行っておらず、外層ラミナに伝達されたせん断力が内層ラミナを介して伝達される必要があることから、せん断耐力として見込むこととした。ここでは、文献[2-4]において接合部の設計に用いられている接着層のせん断強度 F_{ge} ($=1.15\text{N/mm}^2$) を用いた。

表 2-45 に、鉛直接合部の鉛直せん断耐力を示す。鉛直せん断耐力は、鉛直接合部の CLT 袖壁内のラミナの接着耐力 ${}_{vvg}Q_u$ で決定する。なお、式(2.51)では安全側の仮定として接合材の接着長さを計算に用いたが、実状に応じて、接合材が取り付く全てのラミナの全幅 (試験体 AS : 230mm、試験体 AD : 200mm、図 2-6、図 2-8 参照) を実測し、接合材の接着長さの代わりに用いた計算結果も示している。

$${}_{vi}Q_u = \max \left\{ {}_{vvc}Q_u, \min({}_{vvt}Q_u, {}_{vww}Q_y, {}_{vva}Q_u, {}_{vvg}Q_u) \right\} \quad (2.46)$$

ここで、 ${}_{vvi}Q_u$: 鉛直接合部の RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直せん断耐力、 ${}_{vvc}Q_u$: 鉛直接合部の RC 柱-CLT 袖壁間で接着した仕口面のせん断耐力、 ${}_{vvt}Q_u$: 鉛直接合部の寸切りボルトのせん断耐力、 ${}_{vww}Q_y$: 鉛直接合部のウェブのせん断耐力、 ${}_{vva}Q_u$: 鉛直接合部の山形鋼-CLT 袖壁間の接着面におけるせん断耐力、 ${}_{vvg}Q_u$: 鉛直接合部の CLT 袖壁内のラミナの接着耐力である。

$${}_{vvc}Q_u = t_w \cdot h_0 \cdot 0.38 \sqrt{{}_cF_c} \quad (2.47)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ ($=90\text{mm}$)、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ ($=1600\text{mm}$)、 ${}_cF_c$: コンクリートの設計基準強度である。

$${}_{vvt}Q_u = \text{Min}(0.7 \sigma_y, 0.4 \sqrt{{}_cE_c \cdot {}_cF_c}) \cdot \sum {}_t a_s \quad (2.48)$$

ここで、 σ_y : 寸切りボルトの降伏強度 (N/mm^2)、 ${}_cE_c$: コンクリートのヤング係数 (N/mm^2)、 ${}_cF_c$: コンクリートの圧縮強度 (N/mm^2)、 ${}_t a_s$: 寸切りボルトの断面積 (mm^2) とする。

$${}_{vww}Q_y = n_v \cdot {}_v t_w \cdot ({}_v L_w - \sum d_h) \cdot \frac{{}_v w \sigma_y}{\sqrt{3}} \quad (2.49)$$

ここで、 n_v : 鉛直接合材の枚数 ($=2$ 枚)、 ${}_v t_w$: 鉛直接合材のウェブの厚さ ($=12\text{mm}$)、 ${}_v L_w$: 鉛直接合材のウェブの長さ ($=1300\text{mm}$)、 $\sum d_h$: 鋼材に設けた孔の直径の和 ($=80\text{mm}$)、 ${}_v w \sigma_y$: 鉛直接合材のウェブの降伏強度である。

$${}_{vva}Q_u = n_v \cdot (h_j \cdot L_v - \sum A_h) \cdot \sigma_{st} \quad (2.50)$$

ここで、 n_v : 鉛直接合材の枚数 ($=2$ 枚)、 h_j : 鉛直接合部の高さ ($=1300\text{mm}$)、 L_v : 鉛直接合材の長さ ($=150\text{mm}$)、 $\sum A_h$: 鋼材に設けた孔の面積の和 ($=8 \times 314\text{mm}^2$)、 σ_{st} : 鋼材-木材間の接着強度である ($=4.0 \text{N/mm}^2$)。

$${}_{vvg}Q_u = n_v \cdot (h_0 \cdot L_v - \sum A_h) \cdot F_{ge} \quad (2.51)$$

ここで、 n_v : 鉛直接合材の枚数 ($=2$ 枚)、 h_0 : CLT 袖壁の高さ ($=1700\text{mm}$)、 L_v : 鉛直接合材の長さ ($=150\text{mm}$)、 $\sum A_h$: CLT に設けた孔の面積の和 ($=8 \times 314\text{mm}^2$)、 F_{ge} : CLT の接着層のせん断強度 ($=1.5 \text{N/mm}^2$) である。

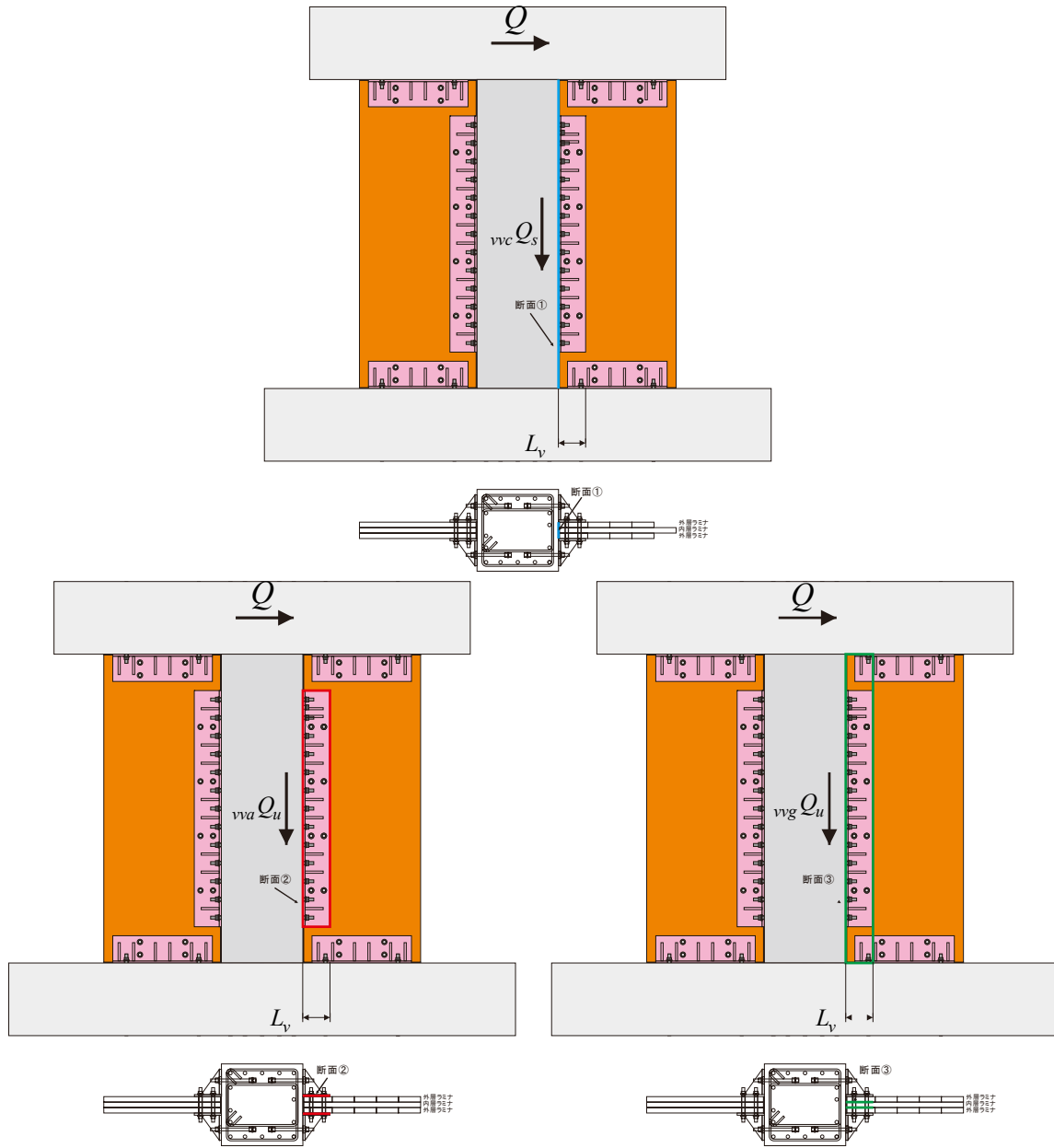


図 2-91 鉛直接合部のせん断耐力の推定

表 2-45 鉛直接合部の鉛直せん断耐力

	単位	設計値	試験値		備考	
			AS	AD		
鉛直接合部のRC柱-CLT袖壁間で 接着した仕口面のせん断耐力	$v_c Q_u$	kN	285	-	-	$=90\text{mm} \times 1700\text{mm} \times 0.38 \times (24.0\text{N}/\text{mm}^2)^{0.5}$
		kN	-	317	-	$=90\text{mm} \times 1700\text{mm} \times 0.38 \times (29.7\text{N}/\text{mm}^2)^{0.5}$
		kN	-	-	317	$=90\text{mm} \times 1700\text{mm} \times 0.38 \times (29.8\text{N}/\text{mm}^2)^{0.5}$
寸切りボルトのせん断耐力	$w_i Q_u$	kN	1200	-	-	$=26\text{本} \times 157\text{mm}^2 \times \min(0.7 \times 420\text{N}/\text{mm}^2, 0.4 \times (24.0\text{N}/\text{mm}^2 \times 22.8\text{kN}/\text{mm}^2)^{0.5})$
		kN	-	1358	-	$=26\text{本} \times 157\text{mm}^2 \times \min(0.7 \times 540\text{N}/\text{mm}^2, 0.4 \times (29.7\text{N}/\text{mm}^2 \times 23.3\text{kN}/\text{mm}^2)^{0.5})$
		kN	-	-	1304	$=26\text{本} \times 157\text{mm}^2 \times \min(0.7 \times 540\text{N}/\text{mm}^2, 0.4 \times (29.8\text{N}/\text{mm}^2 \times 21.4\text{kN}/\text{mm}^2)^{0.5})$
鉛直接合部のウェブのせん断耐力	$w_w Q_y$	kN	5494	5494	5494	$=2\text{本} \times 12\text{mm} \times (1300\text{mm} - 4 \times 20\text{mm}) \times 325\text{N}/\text{mm}^2 / \sqrt{3}$
鉛直接合部の山形鋼-CLT袖壁間の 接着面におけるせん断耐力	$v_a Q_u$	kN	1540	1540	1540	$=2\text{枚} \times (150\text{mm} \times 1300\text{mm} - 8 \times 314\text{mm}^2) \times 4.0\text{N}/\text{mm}^2$
鉛直接合部のCLT袖壁内のラミナの 接着耐力	$v_g Q_u$	kN	581	-	-	$=2\text{枚} \times (150\text{mm} \times 1700\text{mm} - 8 \times 314\text{mm}^2) \times 1.15\text{N}/\text{mm}^2$
		kN	-	894	-	$=2\text{枚} \times (230\text{mm} \times 1700\text{mm} - 8 \times 314\text{mm}^2) \times 1.15\text{N}/\text{mm}^2$
		kN	-	-	776	$=2\text{枚} \times (200\text{mm} \times 1700\text{mm} - 8 \times 314\text{mm}^2) \times 1.15\text{N}/\text{mm}^2$
鉛直接合部のRC柱-CLT袖壁間の 鉛直せん断耐力	$w_i Q_u$	kN	581	894	776	

(2) 設計段階における検討

設計段階では、2.5.8.3 で示した式(2.5)による鉛直接合部の CLT 袖壁—CLT 袖壁、RC スタブ間で伝達される鉛直せん断力の最大値 $v_{vo}Q_u$ を目安に鉛直接合部のせん断設計を行うこととする。表 2-46 に推定した鉛直せん断力の最大値 $v_{vo}Q_u$ と(1)で求めた鉛直接合部の鉛直せん断耐力の比較を示す。設計値が若干 1.0 を下回っているものの、推定される最大の鉛直せん断力に対して、必要なせん断耐力が概ね確保されていることが分かる。

表 2-46 設計段階における鉛直接合部に作用する鉛直せん断力の検討

	単位	設計値	試験値		備考	
			AS	AD		
CLT袖壁—CLT袖壁、RCスタブ間で伝達される鉛直せん断力の最大値	$v_{vo}Q_u$	kN	602	—	—	=90mm×1700mm×2.3N/mm ² +90mm×150mm×10.5N/mm ² +2本×166mm ² ×325N/mm ²
			—	736	736	
鉛直接合部の鉛直せん断耐力	$v_{vi}Q_u$	kN	581	894	776	
検定比			0.97	1.21	1.05	

(3) 骨組解析の結果を基にした検討

表 2-47 に試験体 AS、AD の骨組解析の結果から求めた鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の最大値と鉛直接合部の鉛直せん断耐力の比較を示す。

詳細モデルでは、骨組解析で求められる鉛直せん断力の最大値が、表 2-46 で示した鉛直せん断力の推定値 $v_{vo}Q_u$ を下回っている。これは、図 2-78 で示したように、鉛直接合材の接着部の上下に位置する断面が終局状態に到達していないことが原因であり、(2)で示した式(2.5)による検討では、鉛直接合部に作用する鉛直せん断力を過大に評価する傾向があるものと考えられる。片持ち柱形式の試験体 ASの方が、逆対称載荷の試験体 AD よりも、鉛直接合部に作用するせん断力は大きくなるが、検定比は 1.0 を上回り、いずれも(1)で示した鉛直接合部の鉛直せん断耐力を下回っている。

簡易モデルでは、鉛直接合部を模擬したせん断ばねの復元力特性の設定において、鉛直接合部の鉛直せん断耐力を CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力で頭打ちとしている。そのため、いずれの試験体においても、鉛直接合部に作用するせん断力は CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力に到達し、検定比が 1.0 となっている。前述したように、簡易モデルでは、鉛直接合部の鉛直せん断耐力が CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を上回るケースについても荷重変形関係の評価精度は十分確保されているが、鉛直接合部の負担せん断力を含め、各部の応力状態を十分に評価できない（適用範囲がある）点に注意が必要である。

表 2-47 骨組解析の結果を用いた鉛直接合部に作用する鉛直せん断力の検討

詳細モデル		単位	試験値	
			AS	AD
数値解析における最大せん断力	$v_v Q_{max}$	kN	613	719
鉛直接合部の鉛直せん断耐力	$v_{vi} Q_u$	kN	894	776
検定比			1.46	1.08

簡易モデル		単位	試験値		備考
			AS	AD	
数値解析における最大せん断力	$v_v Q_{max}$	kN	351	351	
鉛直接合部の鉛直せん断耐力	$v_{vi} Q_u$	kN	349	349	=90mm×650mm×2.28N/mm ²
検定比			0.99	0.99	

2.7.5.4. 水平接合部の設計(アンカーボルトの検討)

(1) 軸耐力の算定

CLT 袖壁の端部では、4本のアンカーボルト(4-M16)に作用する引張力を、接着面を介して、CLT 袖壁に伝達する必要がある。ここでは、アンカーボルトの引張力(降伏耐力・引張耐力の規格値・実験値、文献[2-4]による判定用終局耐力)と、式(2.53)による CLT 袖壁の水平断面の引張耐力、式(2.54)による水平接合部の接着耐力、式(2.55)による水平接合部のウェブの降伏耐力、式(2.56)による水平接合部のフランジの曲げ耐力時引張力を比較する。

なお、接着面における木材-鋼材間の接着強度は、鉛直接合部におけるせん断設計と同様に、引張力が作用する方向と外層ラミナの繊維方向が一致するため、ローリングシア破壊は生じないものと仮定し、安全側に見て、文献[2-16]の実験と同じく 4.0N/mm^2 を見込むこととした。また、鉛直接合部の検討では、外層ラミナに伝達されたせん断力の一部を、内層ラミナに伝達できるかどうか接着層のせん断耐力の検証を行ったが、水平接合材の場合は、外層ラミナに伝達した引張力を内層ラミナに伝達する必要がないため、CLT 袖壁自体の引張耐力のみを検討した。

$$h_v N_u = \min(w_t N_u, h_{va} N_u, h_{vw} N_y, h_{vf} N_u) \quad (2.52)$$

ここで、 $h_v N_u$: 水平接合部の軸耐力、 $w_t N_u$: CLT 袖壁の水平断面の引張耐力、 $h_{va} N_u$: 水平接合部の接着耐力、 $h_{vw} N_y$: 水平接合部のウェブの降伏耐力、 $h_{vf} N_u$: 水平接合部のフランジの曲げ耐力時引張力である。

$$w_t N_u = t_w \cdot D_w \cdot t F_t \quad (2.53)$$

ここで、 t_w 、 D_w : CLT 袖壁の幅(=90mm)、せい(=650mm)、 $t F_t$: CLT の引張の基準強度(=8.0N/mm²)である。

$$h_{va} N_u = n_h \cdot (L_h \cdot h_h - \sum A_h) \cdot \sigma_{st} \quad (2.54)$$

ここで、 n_h : 水平接合材の数(=2枚)、 L_h : 水平接合材の水平長さ(=550mm)、 h_h : 水平接合材の鉛直長さ(=150mm)、 $\sum A_h$: 鋼材に設けた孔の面積の和(=4×314mm²)、 σ_{st} : 鋼材-木材間の接着強度である(=4.0 N/mm²)。

$$h_{vw} N_y = n_h \cdot h t_w \cdot (h L_w - \sum d_h) \cdot h \sigma_{wy} \quad (2.55)$$

ここで、 n_h : 水平接合材の数(=2枚)、 $h t_w$: 鉛直接合材のウェブの厚さ(=12mm)、 $h L_w$: 水平接合材のウェブの長さ(=550mm)、 $\sum d_h$: 鋼材に設けた孔の直径の和(=2×20mm)、 $h \sigma_{wy}$: 鉛直接合材のウェブの降伏強度(=325N/mm²)である。

$$h_{vf} Q_u = \frac{2 \cdot \frac{1}{4} (h L_f) \cdot h t_f^2 \cdot h_f \sigma_y}{h L_h} \quad (2.56)$$

ここで、 $h L_f$: 水平接合材のフランジの長さ(=550mm)、 $h t_f$: 水平接合材のフランジの厚さ(=12mm)、 $h_f \sigma_y$: 水平接合材のフランジの降伏強度(=325N/mm²)、 $h L_h$: 水平接合材のフランジに設けた寸切りボルトの重心位置からウェブ端部までの長さ(=38mm)である。

表 2-48 に、水平接合部の軸耐力を示す。水平接合部の軸耐力は、式(2.56)による水平接合部のフランジの曲げ耐力時引張力で決まることになるが、図 2-88 に示すように、水平接合材にはフランジを補強するためのスチフナーを設けて鋼板の面外方向の曲げ降伏を防止しているため、実際の軸耐力はこれよりも大きい値になるものと考えられる。

表 2-48 水平接合部の軸耐力

	単位	AS, AD		備考
		設計値	試験値	
CLT 袖壁の水平断面の引張耐力	$w_t N_u$	kN	468	$=90\text{mm} \times 650\text{mm} \times 8.0\text{N}/\text{mm}^2$
水平接合部の接着耐力	$h_{va} N_u$	kN	650	$=2\text{枚} \times (150\text{mm} \times 550\text{mm} - 4 \times 314\text{mm}^2) \times 4.0\text{N}/\text{mm}^2$
水平接合部のウェブの降伏耐力	$h_{vw} N_y$	kN	3978	$=2\text{本} \times 12\text{mm} \times (550\text{mm} - 2 \times 20\text{mm}) \times 325\text{N}/\text{mm}^2$
水平接合部のフランジの曲げ耐力時引張力	$h_{vf} N_u$	kN	339	$=2\text{枚} \times 1/4 \times 550\text{mm} \times (12\text{mm})^2 \times 325\text{N}/\text{mm}^2 / 38\text{mm}$
水平接合部の軸耐力	$h_v N_u$	kN	339	

(2) アンカーボルトの降伏耐力、引張耐力に対する検討

表 2-49 に水平接合部に設けたアンカーボルトの降伏耐力、引張耐力、判定用終局耐力^[2-4]の一覧を示す。表 2-48 と比較すると、水平接合部のフランジの曲げ耐力時引張力 (339kN) は、アンカーボルトの引張耐力や判定用終局耐力を若干下回っており、耐力が不足しているが、図 2-88 に示すように、水平接合材にはフランジを補強するためのスチフナーを設けて鋼板の面外方向の変形を拘束していること、また、載荷実験においても、フランジが曲げ降伏するような挙動は確認されていないことから、ここでは十分な耐力が確保されたものと判断する。

また、CLT 袖壁の水平断面の引張耐力 (468kN) は、アンカーボルトの判定用終局耐力を上回っており、載荷実験でも、CLT の引張破壊は生じなかった。一方で、水平接合部の接着耐力 (650kN) に関しては、アンカーボルトの判定用終局耐力と比較して 2 倍近くあり、計算上は十分な耐力を有しているが、載荷実験では、接着面近傍の破壊が生じ、アンカーボルトに作用した引張力は、アンカーボルトの降伏耐力 (223kN) 程度に留まった。したがって、ここで示した条件を満足するだけでは、水平接合部の軸耐力に関する設計は不十分と考えられる。

表 2-49 水平接合部に設けたアンカーボルトの降伏耐力、引張耐力、判定用終局耐力の一覧

	単位	AS, AD		備考
		設計値	試験値	
アンカーボルトの降伏耐力 (規格値)	kN	216	-	$=4\text{本} \times 166\text{mm}^2 \times 325\text{N}/\text{mm}^2$
アンカーボルトの引張耐力 (規格値)	kN	308	-	$=4\text{本} \times 157\text{mm}^2 \times 490\text{N}/\text{mm}^2$
アンカーボルトの降伏耐力 (実強度)	kN	-	223	$=4\text{本} \times 166\text{mm}^2 \times 336\text{N}/\text{mm}^2$
アンカーボルトの引張耐力 (実強度)	kN	-	343	$=4\text{本} \times 157\text{mm}^2 \times 546\text{N}/\text{mm}^2$
アンカーボルトの判定用終局耐力	kN	358		$=4\text{本} \times 89.5\text{kN}$

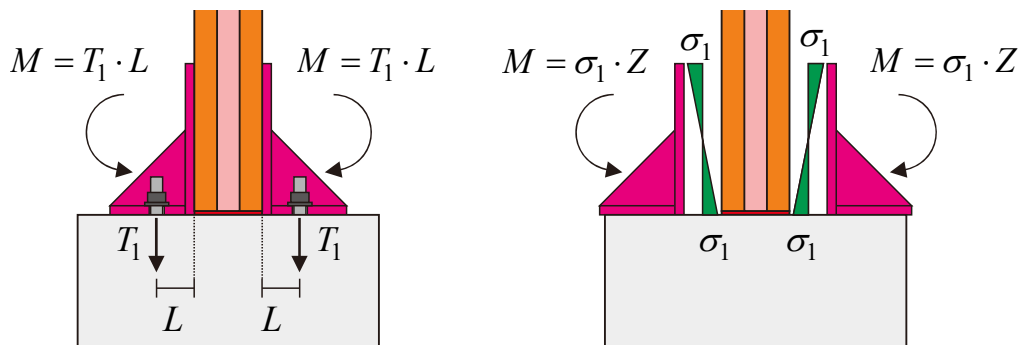
載荷実験で接着面近傍の破壊が生じた原因として、図 2-92 に示すように、アンカーボルトに引張力が作用することで、水平接合材を介して CLT 袖壁の外層ラミナの表面に曲げモーメントに伴う引張力が作用したのと考えられる。アンカーボルトが引張降伏する際に、CLT 接合材の接着面に作用する最大の引張応力は、図 2-92 に示すような応力分布を仮定すると、式(2.57)で求められる。

木材の繊維直交方向の引張強度は、繊維方向の引張強度の 1/10~1/20 程度と言われている。外層ラミナの繊維方向の引張強度を $16.0\text{N}/\text{mm}^2$ 、接着面近傍の破壊が生じた繊維直交の引張強度を 1/10 の $1.6\text{N}/\text{mm}^2$ と仮定すると、式(2.57)で求められる最外縁の引張応力は $2.7\text{N}/\text{mm}^2$ となり、仮定した引張強度を上回ることから、引張破壊が生じる可能性が高いものと考えられる。水平接合部には接着時に用

いたボルト (4-M16) をそのまま残していたため、接着面近傍の破壊が生じた後も、これらのボルトが引張力の一部を負担することで、アンカーボルトの降伏直後まで接着面におけるせん断伝達が行われたものと考えられるが、このような接合方法を用いる場合には、十分な注意が必要である。

$$\sigma_1 = \frac{2 \text{本} \times 166 \text{mm}^2 \times 336 \text{N/mm}^2 \times 50 \text{mm}}{(1/6 \times 550 \text{mm} \times (150 \text{mm})^2)} = 2.7 \text{N/mm}^2$$

(2.57)



(a) アンカーボルトによって生じるモーメント (b) CLT 袖壁と水平接合材の接着面の抵抗モーメント

図 2-92 接合材と CLT 袖壁との接着面に作用する引張応力

2.7.6. 接合部の設計（試験体 BS、BD）

2.7.6.1. 詳細

図 2-93 に試験体 BS、BD の滑り止めの形状を示す。

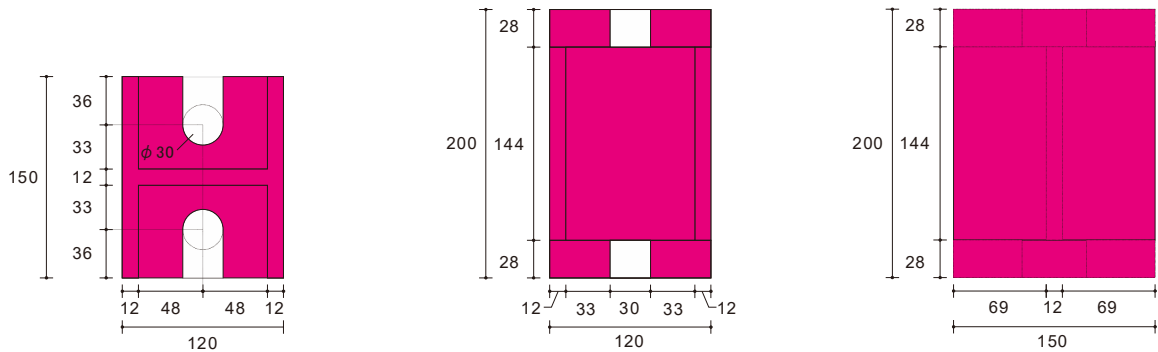


図 2-93 滑り止めの形状（単位：mm）

2.7.6.2. 鉛直接合部の設計

試験体 BS、BD では、鉛直接合部における応力伝達には期待しないが、ここでは参考として、式(2.58)に示す RC 柱と CLT 袖壁の接着面のせん断耐力（文献[2-3]のエポキシ樹脂を用いた接着接合部のせん断耐力に関する論文を参照した）と、式(2.59)に示す CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力とを比較する。

$${}_wQ_{au} = t_w \cdot h_0 \cdot 0.38 \sqrt{F_c} \quad (2.58)$$

ここで、 t_w ：CLT 袖壁の厚さ（=120mm）、 h_0 ：CLT 袖壁の内法高さ（=1700mm）、 F_c ：コンクリートの設計基準強度（=29.2N/mm²）である。

$${}_wQ_{su} = t_w D_w F_{sl} \quad (2.59)$$

ここで、 t_w ：CLT 袖壁の厚さ（=120mm）、 D_w ：CLT 袖壁のせい（=650mm）、 F_{sl} ：CLT の面内せん断の基準強度（=1.71N/mm²）である。

RC 柱と CLT 袖壁の接着面のせん断耐力は 419kN、CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力は 349kN となり、計算上は仕口面の接着耐力が上回るが、載荷実験では鉛直目地に沿った亀裂が確認されており、接着面の破壊が生じる結果となった。ここで、接着面のせん断強度は 2.1N/mm²であることから、試験体 BS の CLT 袖壁の実際のせん断強度は、せん断の基準強度（1.7N/mm²）よりも高い値であった可能性や、RC 柱の曲げ変形等の影響によって、接着面で離間が生じ、接着面のせん断耐力に影響を及ぼした可能性が考えられる。

2.7.6.3. 水平接合部の設計（テンションロッドの検討）

試験体 BS、BD の滑り止めは、テンションロッド（2-M16）の引張力を伝達する上で、十分な引張耐力を有しているものと考えられるため、検討を省略する。

2.7.6.4. 水平接合部の設計（摩擦抵抗）

CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、RC スタブを介して伝達されるか、RC 柱を介して伝達される

かのいずれかである。試験体 BS、BD では鉛直接合部を設けておらず、RC 柱を介して水平せん断力を伝達することが困難であるため、RC スタブを介した水平せん断力の伝達機構の検討のみを行うものとする。

試験体 BS、BD では、水平接合部に滑り止めを設けているが、主たるせん断抵抗要素として、CLT 袖壁に作用する曲げ圧縮力（水平接合材による引張負担がないので、ここでは断面に軸力と等しい）による摩擦抵抗を想定する。摩擦係数 μ に関しては、文献[2-4]では壁パネルに期待できる摩擦係数として 0.3 が、また、文献[2-18]では、プレキャスト部材の間にモルタルを充填し、圧着接合する場合の摩擦係数として 0.5 が与えられている。前者に関しては、地震上下動の影響も踏まえた振動台実験結果等に基づく安全側の判断による値、後者に関しては、実験の下限値を地震時の繰り返し荷重の影響を考慮して低減した値とされている。部材実験では、目地部分にエポキシ樹脂を充填しており、無収縮モルタルを充填する後者よりも有利な条件になっているものと考えられることから、ここでは、摩擦係数 μ として 0.5 を採用する。

(1) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁にどの程度の曲げ圧縮力やせん断力が作用するか推定することは難しいが、ここでは CLT 袖壁の水平接合部で想定されるせん断力／曲げ圧縮力の略算法を式(2.60)に示す。式(2.60)の左辺は摩擦耐力、右辺は図 2-94 に示す CLT 袖壁の上下端が曲げ耐力に到達した時のせん断力となり、摩擦耐力が曲げ耐力時せん断力を上回れば、水平せん断力の伝達が問題なく行われる。ここで、式中の軸力 N_w を両辺から削除し、軸力が最も小さい $N_w=0$ 時においても、式(2.60)を満足させることを考えると式(2.61)が導かれ、CLT 袖壁の形状 (D_w/h_0) のみで水平せん断力の伝達が可能かどうかを判断できる。試験体 BS、BD における CLT 袖壁の寸法比 (D_w/h_0) は 0.38 (=650mm/1700mm) となり、上述した摩擦係数 0.5 を下回ることから、条件を常に満足するものと推測される。

$${}_wQ_{fu} (= \mu \cdot N_w) \geq {}_wQ_{mu} (= N_w \cdot (1 - \frac{N_w}{0.85 \cdot t_w \cdot {}_wF_k}) \cdot \frac{D_w}{h_0}) \quad (2.60)$$

$$\mu \geq \frac{D_w}{h_0} \quad (2.61)$$

但し、 μ ：摩擦係数、 N_w ：CLT 袖壁の軸方向力、 t_w ：袖壁の厚さ、 D_w ：袖壁のせい、 h_0 ：袖壁の内法高さ、 ${}_wF_k$ ：CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度（鉛直方向）である。

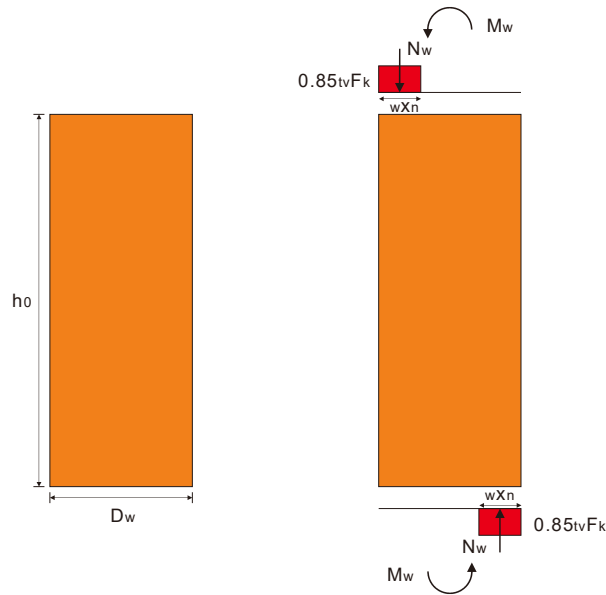


図 2-94 CLT 袖壁の摩擦による水平せん断力の伝達条件

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

図 2-83 に示すように、試験体 BS、BD の骨組解析から求めたせん断力／曲げ圧縮力（軸力）の比率は、変形角の増大に伴って大きくなるが、詳細モデル、簡易モデルのいずれを用いた場合でも 0.30 程度で頭打ちとなり、上述した摩擦係数 0.5 を十分に下回る結果となったことから、必要な摩擦耐力を確保できるものと考えられる。

2.7.6.5. 水平接合部の設計(滑り止めの検討)

2.7.6.4 で示したように、試験体 BS、BD では、曲げ圧縮力による摩擦抵抗によって、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を RC スタブに伝達することが可能であるため、水平せん断力の伝達という観点では、CLT 袖壁の材端に滑り止めを設ける必要はない。一方で、水平加力によって RC 部分に変形が生じた場合に、CLT 袖壁が外れないようにするための拘束用の治具は何かしら必要となる。載荷実験では、滑り止めに作用する水平せん断力の計測を行っておらず、骨組解析においても、摩擦抵抗によるせん断伝達と支圧によるせん断伝達を切り分けて考えることは現状では難しい。そこで、安全側の設計となるが、ここでは、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が全て滑り止めに作用した場合にも、支障がないことを確認することとする。

(1) せん断耐力の算定

滑り止めの水平せん断耐力 ${}_{hh}Q_u$ は、滑り止めにおける CLT の木口面の支圧耐力 ${}_{hhb}Q_u$ 、滑り止めにおけるウェブのせん断降伏耐力 ${}_{hhw}Q_y$ 、滑り止めにおける曲げ降伏時せん断力 ${}_{hhf}Q_y$ 、滑り止めにおける PC 鋼棒のせん断耐力 ${}_{hhs}Q_u$ 、滑り止め底面における PC 鋼棒の引張降伏時せん断力 ${}_{hht}Q_u$ の最小値とする。なお、PC 鋼棒のせん断耐力 Q_{su4} は、文献[2-8]のあと施工アンカー（金属系、定着長がアンカー径の 7 倍以上）のせん断耐力式を用いて算定した。なお、後述するように、ここでは滑り止めが十分なせん断耐力を有していることから、簡略化のため、テンションロッドから伝達される引張力の影響は無視して、考察を行っている。

$$hhQ_u = \min(hhbQ_u, hhwQ_y, hhfQ_y, hhsQ_u, hhtQ_u) \quad (2.62)$$

ここで、 hhQ_u : 滑り止めの水平せん断耐力、 $hhbQ_u$: 滑り止めにおける CLT の木口面の支圧耐力、 $hhwQ_y$: 滑り止めにおけるウェブのせん断降伏耐力、 $hhfQ_y$: 滑り止めにおける曲げ降伏時せん断力、 $hhsQ_u$: 滑り止めにおける PC 鋼棒のせん断耐力、 $hhtQ_u$: 滑り止め底面における PC 鋼棒の引張降伏時せん断力である。

$$hhbQ_u = t_w \cdot h_s \cdot t_h F_k \quad (2.63)$$

$$hhwQ_y = s t_w \cdot D_s \cdot \frac{s \sigma_{wy}}{\sqrt{3}} \quad (2.64)$$

$$hhfQ_y = \frac{Z_s \cdot s \sigma_{fy}}{0.5 h_s} \quad (2.65)$$

$$hhsQ_u = \text{Min}(0.7 t \sigma_y, 0.4 \sqrt{c E_c \cdot c F_c}) \cdot \sum_t a_t \quad (2.66)$$

$$hhtQ_u = \frac{0.9 \sum_t a_t \cdot t \sigma_y \cdot d_s}{0.5 h_s} \quad (2.67)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の壁厚 (=120mm)、 h_s : 滑り止めの高さ (=200mm)、 $t_h F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (水平方向)、 $s t_w$: 滑り止めのウェブの厚さ (=12mm)、 D_s : 滑り止めの全せい (=120mm)、 $s \sigma_{wy}$: 滑り止めのウェブの降伏強度 (=325N/mm²)、 $s \sigma_{fy}$: 滑り止めのフランジの降伏強度 (=325N/mm²)、 Z_s : 滑り止めの断面係数 (=190426mm³)、 $t \sigma_y$: PC 鋼棒の降伏強度 (=1080N/mm²)、 $c E_c$: コンクリートのヤング係数 (N/mm²)、 $c F_c$: コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)、 a_t : PC 鋼棒の断面積 (=2本×416mm²)、 d_s : PC 鋼棒の重心位置から滑り止め端部までの距離 (=60mm) とする。

表 2-50 滑り止めのせん断耐力

	単位	設計値	試験値		備考
			BS	BD	
滑り止めにおけるCLTの木口面の支圧耐力	hhbQ _u	kN	194	358	=120mm×200mm×8.1N/mm ² (設計時)、14.9N/mm ² (実強度)
滑り止めにおけるウェブのせん断降伏耐力	hhwQ _y	kN	270		=12mm×120mm×325N/mm ² /√3
滑り止めにおける曲げ耐力時せん断力	hhfQ _y	kN	619		=190426mm ³ ×325N/mm ² /(0.5×200mm)
滑り止めにおけるPC鋼棒のせん断耐力	hhsQ _u	kN	246	-	=2本×416mm ² ×min(0.7×1080N/mm ² , 0.4×(24.0N/mm ² ×22.8kN/mm ²) ^{0.5})
			-	273	=2本×416mm ² ×min(0.7×1080N/mm ² , 0.4×(29.2N/mm ² ×23.0kN/mm ²) ^{0.5})
滑り止め底面におけるPC鋼棒の引張降伏時せん断力	hhtQ _u	kN	485		=0.9×60mm×2本×416mm ² ×1080N/mm ² /(0.5×200mm)
滑り止めの水平せん断耐力	hhQ _u	kN	194	270	

(2) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁にせん断力がどの程度作用するか推定することが難しいため、ここでは、CLT 袖壁がせん断降伏しているものとして、滑り止めの設計を行う。表 2-43 に示すように、滑り止めのせん断耐力は、CLT 袖壁のせん断耐力と比較して、十分に余裕があることが確認できる。

表 2-51 設計段階における滑り止めに作用する水平せん断力の検討

	単位	設計値	試験値		備考	
			BS	BD		
滑り止めの水平せん断耐力	hhQ _u	kN	194	270	270	
CLT袖壁のせん断耐力	wQ _{su}	kN	133	133	133	=120mm×650mm×1.7N/mm ² (基準強度)
余裕度	hhQ _u /wQ _{su}		1.46	2.03	2.03	

(3) 骨組解析の結果を基にした検討

骨組解析の応力を用いて計算した CLT 袖壁の入力せん断力と滑り止めのせん断耐力の関係を表 2-52 に示す。表 2-43 で示した設計段階の検討と比較して、CLT 袖壁に作用する入力せん断力は小さく、滑り止めのせん断耐力にも十分な余裕があることが確認できた。

表 2-52 骨組解析の結果を用いた滑り止めに作用する水平せん断力の検討

詳細モデル		単位	試験値		簡易モデル		単位	試験値	
			BS	BD				BS	BD
滑り止めの水平せん断耐力	${}_{hh}Q_u$	kN	270	270	滑り止めの水平せん断耐力	${}_{hh}Q_u$	kN	270	270
CLT袖壁の最大せん断力	${}_wQ_{max}$	kN	80	86	CLT袖壁の最大せん断力	${}_wQ_{max}$	kN	84	78
余裕度	${}_{hh}Q_u/{}_wQ_{max}$		3.37	3.13	余裕度	${}_{hh}Q_u/{}_wQ_{max}$		3.23	3.46

2.8. まとめ

CLT 袖壁による RC 柱の補強効果を確認し、RC-CLT 間の水平接合部（CLT 袖壁-RC スタブ間）および鉛直接合部（CLT 袖壁-RC 柱間）の設計手法を提案することを目的とした部材実験、関連した数値解析を実施した。

実験変数は、接合形式（水平接合面、鉛直接合面をできるだけ剛強に接合し、接合部分に大きな変形の発生を許容せず、早期の耐力発現を目指す方法（A タイプ）と、施工性や可変性に配慮して、水平接合面、鉛直接合面の接合をできるだけ簡素化する方法（B タイプ））および荷重方法（想定建物の 1 階を想定した片持ち柱形式の荷重（S モード）、上層階を想定した逆対称荷重（D モード））とした。

数値解析では、部材実験における挙動を再現するために、2 種類の解析モデル（詳細モデル、簡易モデル）を用いた検討を実施した。詳細モデルでは、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部を介した鉛直せん断力の伝達による影響を考慮するために、CLT 袖壁の水平、鉛直方向における分割、水平、鉛直方向からのせん断入力を考慮するためのブレース置換等を行っており、部材実験で確認された CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を超える鉛直せん断力の伝達も再現可能となっている。一方、簡易モデルでは、CLT 袖壁を線材に置換し、モデル化する部材数の低減を図っている。また、数値解析では、荷重実験における検証を行っていない試験体 BD（接合を簡素化した逆対称荷重の試験体）も対象とした。

得られた主な知見を以下に示す。

（荷重実験で得られた知見）

1. RC 柱試験体への CLT 袖壁の設置施工を実際に行い、施工手順の確認、整理を行った。RC-CLT 間の水平目地および鉛直目地の充填、試験体 AS、AD の山形鋼-CLT 間の接着にはエポキシ樹脂を使用した。
2. 片持ち柱形式で荷重を行った試験体 AS、BS では CLT 袖壁の曲げ圧縮破壊が、逆対称荷重を行った AD 試験体では CLT 袖壁のせん断降伏が生じたが、いずれの試験体でも、曲げ降伏後 1/50 程度まではほぼ耐力低下がなく、実験終了時に最大耐力の 8 割以上の耐力を保持していた。袖壁の損傷によって、大きな耐力低下を示す従来の RC 袖壁付き柱と比較して、本実験の CLT 袖壁付き柱は、極めて靱性に富む挙動を示した。
3. 試験体 AS、AD では、実験終了時まで鉛直接合部に目立った損傷は確認されなかった。鉛直接合部に接合材を設けていない BS 試験体では、RC 柱-CLT 袖壁間で生じたずれ等の影響により、AS 試験体と比較して、 $R=1/100\text{rad}$ までの水平剛性が低くなった。
4. いずれの試験体でも、 $R=1/100\text{rad}$ サイクルまでは、残留ひび割れ幅が 0.05mm 以下に留まっている。本試験体の縮尺は 2/3 であり、寸法効果が損傷量に及ぼす影響について考える必要はあるが、この程度のサイクルまでであれば、直ちに修復が必要となるような目立った損傷が RC 柱には残らないことが確認された。
5. 各試験体の最大耐力は、RC 柱の曲げ終局強度時のせん断力の計算値の 2.0~2.6 倍となり、CLT 袖壁等の補強効果が確認できた。
6. RC 柱に関しては、いずれの試験体でも、変形の大部分を曲げ変形が占めており、せん断変形の割合は小さく、特に片持ち柱形式の荷重を行った試験体 AS、BS ではその傾向が顕著であった。一方、CLT 袖壁に関しては、片持ち柱形式の荷重を行った試験体 AS、BS では、変形の大部分を曲げ変形が占めており、せん断変形の割合は比較的小さいが、逆対称荷重を行った試験体 AD で

は、変形の大部分をせん断変形が占めており、破壊性状との一致が見られた。

7. 試験体 AS、AD では、水平接合部の山形鋼-CLT 袖壁間の接着面におけるずれ変形が生じたため、アンカーボルトの引張ひずみが $R=1/100\text{rad}$ サイクルで頭打ちとなり、引張力の伝達を行う上で課題が残った。
8. CLT 袖壁の軸ひずみの計測値から、片持ち柱形式の载荷を行った試験体 AS、BS では断面内で平面保持がほぼ成立しているものの、逆対称载荷を行った試験体 AD では袖壁端や柱際と比較して、中央部分の圧縮ひずみが極端に小さい特徴的なひずみ分布が確認され、平面保持仮定が成立していなかった。逆対称形式の载荷を行った試験体 AD では、鉛直接合面を介して伝達されるせん断力が大きく、袖壁のせん断変形が断面内の軸ひずみの分布に影響を及ぼした可能性がある。
9. CLT 袖壁の軸ひずみの計測値から、CLT の応力-ひずみ関係を仮定して、断面に作用する軸力を推定した。試験体 AS では推定された圧縮軸力が特に大きく、計算上の軸耐力に到達しており、軸力比が非常に高い状態で挙動していることが確認された。
10. CLT 袖壁の軸ひずみの計測値から求めた断面の軸力から、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部に作用する鉛直せん断力を推定したところ、接合材を設けた AS、AD 試験体では CLT のせん断の基準強度を用いて算定した鉛直断面のせん断耐力を上回った。これは、鉛直接合部の山形鋼を CLT 袖壁の側面に接着したことにより、RC 柱-山形鋼-CLT 袖壁の上下の仕口面-RC スタブ間で鉛直せん断力の伝達が行われたことが原因と考えられる。
11. CLT 袖壁で計測したせん断ひずみから、CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推定を行った。逆対称载荷を行った試験体 AD では $R=1/133\text{rad}$ サイクルで CLT 袖壁がせん断耐力に到達し、早期に耐力を発現したが、片持ち柱形式の载荷を行った試験体 AS では $R=1/33\text{rad}$ サイクルまで CLT 袖壁のせん断耐力には到達しなかった。また、片持ち柱形式の载荷を行った試験体 BS では実験終了時まで CLT 袖壁のせん断耐力には到達しなかった。なお、鉛直せん断力が作用する試験体 AS、AD では、CLT 袖壁内のせん断ひずみの分布が内側と外側で異なるため、両者の平均的なせん断ひずみから水平せん断力を推定する方法は妥当でない可能性がある。
12. 荷重変形関係から、各サイクルにおける等価粘性減衰定数の計算を行った。片持ち柱形式の载荷を行った試験体 AS、BS では、 $R=1/100\text{rad}$ 以降のサイクルにおいて、定常ループを想定した塑性率に基づく推定式の値を一部下回る場合があった。

(数値解析で得られた知見)

1. 詳細モデル、簡易モデルを適用する場合の各部位 (RC 柱、CLT 袖壁、CLT 袖壁-RC スタブ間の水平接合部、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部、テンションロッド) のモデル化や復元力特性の設定方法を整理した。
2. 詳細モデル、簡易モデルのいずれを用いた場合にも、全ての試験体の载荷実験の荷重変形関係の包絡線に加え、初期剛性、 $R=1/100\text{rad}$ 、 $1/50\text{rad}$ 時点の最大荷重、主筋降伏時の水平荷重、テンションロッド降伏時の水平荷重に関しては、いずれの解析モデルを用いた場合でも高い精度で予測できることを示した。
3. 詳細モデルを用いて袖壁、アンカーボルト、テンションロッドの有無を変数としたパラメトリック解析を行い、解析変数が試験体の初期剛性や最大耐力に及ぼす影響を確認した。鉛直接合部を山形鋼で接合した A タイプでは、初期剛性については試験体 AS で 2.36 倍、試験体 AD で 1.35 倍、最大耐力については試験体 AS で 2.49 倍、試験体 AD で 1.70 倍に増大しており、载荷形式

(片持ち、逆対称)によらず、高い補強効果が得られた。一方、鉛直接合部を割愛したBタイプでは、片持ち形式の試験体BSでは初期剛性が2.13倍、最大耐力が2.29倍に増大しており、試験体ASとはほぼ同等の補強効果が得られているが、逆対称形式の試験体BDでは初期剛性が1.13倍、最大耐力が1.17倍と、試験体ADと比較すると補強効果が半減した。

4. 詳細モデルにおける各試験体の変形性状を確認したところ、試験体AS、BS、BDでは、CLT 袖壁の上下端面の支圧ばねの軸変形分布が比較的線形に近い形となったのに対し、鉛直接合部を設けた逆対称載荷を行った試験体ADでは、断面中央の圧縮ひずみが低減される特徴的な変形性状が確認され、実験で確認された挙動が再現された。
5. RC柱、CLT袖壁に作用する軸力の推移を確認したところ、片持ちはり形式で載荷した試験体AS、BSでは変形角の増大に伴って、加力方向に対して圧縮側のCLT袖壁が負担する圧縮軸力が増大しているが、逆対称形式で載荷した試験体AD、BDではRC柱及びCLT袖壁の軸力変動は小さかった。試験体AS、BSにおけるCLT袖壁を比較すると、鉛直接合部における鉛直せん断力の伝達を行う試験体ASの方がCLT袖壁の最大圧縮軸力は大きく、簡易モデルと比較して、鉛直方向の分割数が多く、鉛直接合部を介して伝達される鉛直せん断力が大きい詳細モデルでは、最終的にCLT袖壁の圧縮耐力に到達し、CLT袖壁の軸ひずみの計測値から推定した実験結果の傾向と概ね一致した。
6. CLT袖壁の水平断面に作用する水平せん断力を、CLTのせん断の基準強度を用いたせん断耐力と比較したところ、簡易モデルの試験体AD以外は、CLT袖壁の水平断面のせん断耐力に到達していなかった。一方、CLT袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の最大値を推定するための算定式を提案し、CLTのせん断の基準強度を用いたせん断耐力と比較したところ、試験体AS、BS、ADでは、鉛直せん断力の最大値がせん断耐力を上回っており、設計上の配慮が必要となることが明らかとなった。
7. 鉛直接合部を設けない試験体BS、BDでは、CLT袖壁に作用する水平せん断力を曲げ圧縮力(=軸力)で除した値が、摩擦係数の上限を想定した0.5を常に下回ることを確認した。したがって、実験では、CLT袖壁の端部に滑り止めを設けているが、実質的には摩擦抵抗のみで水平せん断力の伝達が行えるものと考えられる。一方、鉛直接合部を設けた試験体AS、ADでは、水平接合面にアンカーボルトを設けたこともあり、CLT袖壁の曲げ圧縮力に対する水平せん断力の比率が一部で0.5を上回るケースがあったため、CLT袖壁に作用する水平せん断力が、鉛直接合部を介して、RC柱の脚部および頂部に伝達できることを確認することとした。
8. 試験体AS、BSの載荷実験では、 $R=1/50$ radサイクルにおいて、曲げ圧縮縁のラミナ間における接着面の破壊が生じており、耐力低下が生じている。そこで、数値解析において、 $R=1/50$ radにおける試験体AS、BSの支圧ばねの軸縮みを確認したところ、簡易モデルでは6mm程度となった。

(設計方法の提案に関する知見)

1. 部材実験の試験体を対象に、RC柱、CLT袖壁、CLT袖壁-RCスタブ間の水平接合部、RC柱-CLT袖壁間の鉛直接合部における設計の考え方を示した。
2. CLT袖壁に作用する水平せん断力が、水平接合部における摩擦抵抗で伝達できない場合を想定し、RC柱の上下端に、RC柱が負担するせん断力とCLT袖壁が負担するせん断力の両方が作用する状況を想定したパンチングシア破壊の検討方法を示した。

3. 試験体 AS、AD に関して、水平せん断力、鉛直せん断力に対する鉛直接合部の設計手法、引張軸力に対する水平接合部の設計手法を示した。水平接合部において接着接合を行う場合には、実験で確認された山形鋼-CLT 袖壁間の接着面の破壊が生じ、アンカーボルトに引張力が十分に伝達されない恐れがあるので、設計時に配慮が必要となることが示した。
4. 試験体 BS、BD に関して、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が摩擦抵抗によって伝達できるかどうかを確認する方法を示した。また、バックアップとして CLT 袖壁端に設置する滑り止めの設計手法を整理した。
5. 鉛直接合材を介して伝達される鉛直せん断力や、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が大きい場合には、CLT 袖壁のせん断設計を水平断面のみでなく、鉛直断面でも行う必要があることを示した。

2.9. 謝辞

本研究は、国土技術政策総合研究所の総合技術開発プロジェクト「新しい木質材料を活用した混構造建築物の設計・施工技術の開発」（平成 29～令和 3 年度）によって実施しました。研究の実施に際して、全体委員会（委員長：河野守教授）及び構造分科会（主査：五十田博教授）の委員の方々から貴重な助言を賜りました。また、水平、鉛直接合部の設計、施工に関しては、(株)竹中工務店の福原武史氏、ボンドエンジニアリング（株）の與田充生氏にご指導・ご協力を賜りました。関係各位に心から謝意を表します。

2.10. 参考文献

- [2-1] 日本住宅・木材技術センター：構造用木材の強度試験マニュアル、2011.3
- [2-2] 建築行政情報センター、日本建築防災協会：2015 年度版建築物の構造関係技術基準解説書、2015.6
- [2-3] 宮内靖昌ほか：エポキシ樹脂を用いた接着接合部の力学特性に関する研究、コンクリート工学年次論文集、Vol.23、No.1、pp.967-972、2001
- [2-4] 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
- [2-5] S.Takahashi、K. Yoshida、T.Ichinose、Y. Sanada、K.Matsumoto、H. Fukuyama、and H. Suwada、
“Flexural Drift Capacity of Reinforced Concrete Wall with Limited Confinement、” ACI Structural Journal、
No.110-S10、pp. 95-104、2013
- [2-6] Saatcioglu、M.、and Razvi、S. R.、
“Strength and Ductility of Confined Concrete、” Journal of Structural Engineering、ASCE、V. 118、No. 6、pp. 1590-1607、1992
- [2-7] 向井智久ほか：実験データベースを用いた鉄筋コンクリート造部材の構造特性評価式の検証、国立研究開発法人建築研究所 建築研究資料 No.175、2016.11
- [2-8] 日本建築防災協会：既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断基準・耐震改修設計指針・同解説、2017
- [2-9] 日本建築学会：壁式鉄筋コンクリート造設計・計算規準・解説、2015.12
- [2-10] 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説、1999
- [2-11] 宮武敦ほか：スギを用いて製造したクロスラミネイティド・ティンバー（CLT）の強度性能 その 1 試験の概要、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.115-116、2013.8
- [2-12] 荒木康弘ほか：スギを用いて製造したクロスラミネイティド・ティンバー（CLT）の強度性能 その 8 （実大）面内せん断性能、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.129-130、2013.8
- [2-13] 渡部博ほか：スギを用いて製造したクロスラミネイティド・ティンバー（CLT）の強度性能 その

- の9 (小型) 面内せん断性能、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.131-132、2013.8
- [2-14] 中島昌一ほか：CLT の面内せん断性能に層構成とラミナ等級が与える影響、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.25-26、2015.9
- [2-15] 槌本敬大ほか：CLT の面内せん断強度・弾性係数の試験法に関する考察、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.111-112、2017.8
- [2-16] ドット・コーポレーション：平成27年度 CLT 等新たな製品・技術の開発・普及事業 CLT 等接合部データ等の収集木質材料を用いた RC 造建築物耐震補強工法開発報告書、林野庁委託事業 (No.229)、http://www.maff.go.jp/j/budget/yosan_kansi/h27itaku_seika_butu/h27itaku_seika_ippan.html、2016.3
- [2-17] 佐々木貴信、薄木征三、キッシュ・ラヨシュ、小山田忠央：鋼材-木材接着の衝撃接着強さに関する基礎的研究、土木学会第60回年次論文講演会、p.571-572、2005
- [2-18] 日本建築学会：2009年版プレストレストコンクリート造技術基準解説及び設計・計算例、2009

3. 架構実験

3.1. 設計の考え方

RC ラーメンに CLT 袖壁を挿入した場合、「RC はりのヒンジ形成位置を RC 柱フェイスから CLT 袖壁フェイスに移動させるヒンジリロケーション効果」と「CLT 袖壁が取り付くことによる RC 柱の補強効果」の二つが想定される。このうち、後者に関しては、2 章で示した部材実験により、CLT 袖壁が取り付いた RC 柱における崩壊機構、構造特性に関する検討を実施した。本章では、前者と後者の両方の検討を行うことを目的として架構実験を実施した。具体的には CLT 袖壁が取り付いた RC ラーメンの崩壊機構、水平剛性や最大耐力といった構造特性に関する検討を実施し、骨組解析におけるモデル化の手法や RC ラーメン-CLT 袖壁間の接合部の設計手法の提案等を行う。

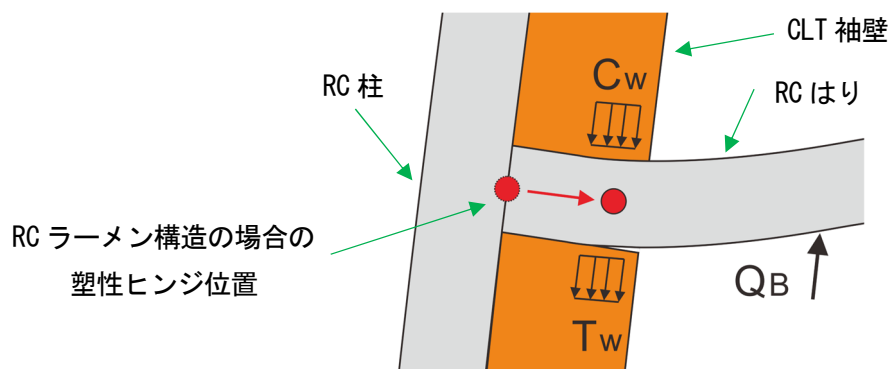


図 3-1 架構試験体における袖壁の補強効果のイメージ

対象は、想定建物の下層を取り出した 2 層 1 スパンの部分架構とする。試験体の形状や寸法は、RC 造非耐力壁が取り付いた架構の水平耐力や崩壊機構の評価を目的とした文献[3-1]の 2 層 2 スパン架構の水平加力実験や、同じ架構試験体の RC 造非耐力壁を UFC パネルで補強した文献[3-2]の水平加力実験を参考に決めた。試験体の層数を 2 層とすることで、部材実験で検証した最下階における CLT 袖壁付き RC 柱の挙動の確認や、中間階において上下に CLT 袖壁が取り付いた RC はりの剛域や危険断面位置の評価を行うことができる。本検討で対象とする想定建物は、実験試験体のような低層のものを想定している訳ではないが、試験体の 3 階 RC はりに隣接する CLT 袖壁が下側のみとなるため、境界条件に配慮することで、中間階とは異なった最上階に近い挙動が得られるものと考えられる。そこで、文献[3-1]、[3-2]では、3 階柱の反曲点位置を再現するために、3 階の中央高さ付近としていた水平加力位置を同階のできるだけ低い位置に変更し、3 階に CLT 袖壁を設けないことで、最上階における RC はりの挙動を検証することとした。表 3-1 に実験変数を示す。架構実験では 3 体の試験体の検証を行う。試験体 A、B は、RC ラーメンに CLT 袖壁を設置した試験体であり、CLT 袖壁の接合方法が異なる。試験体 C は、CL 袖壁のない RC ラーメンであり、補強効果を検証するための試験体である。

試験体 A は、部材実験の A タイプを参考に、RC ラーメンと CLT 袖壁ができるだけ一体で挙動するように接合部の設計を行った試験体である。但し、部材実験の試験体 AS、AD の載荷実験において、水平接合面、鉛直接合面に関する以下の課題が確認されている。そこで、これらの課題を解決するために、試験体 A では、水平接合部、鉛直接合部の接合方法をドリフトピンに変更した。また、鉛直接合部に関しては、RC 柱に取り付く RC はりの曲げ耐力を参考に、鉛直接合部の設計用せん断力を決定し、CLT 袖壁がせん断破壊する前に、鉛直接合部がせん断降伏するようにした。これに伴い、鉛直接合材の簡素化が可能となる。また、充填材に関しては、エポキシ樹脂から、より一般的な材料と思われる無収縮モルタルや不陸調整モルタルに変更し、構造性能に及ぼす影響を検証することとした。

- ・アンカーボルトが引張降伏する水平接合部では、水平接合材である山形鋼と CLT 袖壁の接着面に付加的な曲げモーメントが作用するため、接着面の強度を確保することが難しい。山形ではなく、ダブル T 形の接合金物を用い、金物の 2 本のフランジ部分の間に CLT 袖壁を挟み込むようにすれば、このような付加的な曲げモーメントの影響が軽減されるものと考えられるが、今度は CLT 袖壁と接合金物を押し付けるようにして接着することが難しくなるため、山形鋼と CLT 袖壁の接着面の品質確保に問題が生じる可能性がある。
- ・RC 柱から鉛直方向のせん断力が作用する鉛直接合面に、CLT 袖壁のせん断強度に匹敵するせん断力を伝達させるためには、鉛直接合材の寸法や断面を大きく設定する必要があり、現場での施工性にも支障が出る恐れがある。また、部材実験の試験体を対象とした数値解析では、CLT 袖壁のせん断強度に匹敵するせん断力を鉛直接合材に作用させた場合、詳細モデルを用いた検討では問題ないものの、簡易モデルを用いた検討では評価精度に支障ができることが確認されていることから、鉛直接合材のせん断耐力はある程度のところで頭打ちにして、完全には一体に挙動させない方が現実的である。
- ・新築の場合は、接着や充填にエポキシ樹脂を使用しようとした場合、大臣認定等の特別な対応が必要となる可能性がある。

試験体 B は、部材実験の B タイプを参考に、RC ラーメンと CLT 袖壁が独立に挙動することを許容した試験体である。但し、両者にある程度の一体性を持たせるために、水平接合材として滑り止めは設置している。また、試験体 A と同様に、エポキシ樹脂からより一般的な無収縮モルタルや不陸調整モルタルに充填材を変更している。なお、試験体 B に関しては、部材実験では、CLT 袖壁端にテンションロッドを設置して、曲げ耐力に対する寄与分を考慮した。このようなシステムを架構に適用する場合、1 階柱脚に関しては、テンションロッドによる柱曲げ耐力の増大効果が期待できるが、図 3-2 に示すような一般階では、上下階から作用するテンションロッドの張力が打ち消し合うため、RC はりの危険断面位置を移動させる効果が期待できない。また、テンションロッドに生じる張力は、各階の層間変形の大きさに応じて増大するものと考えられるが、部材実験を対象とした数値解析では、逆対称形式の载荷を行った試験体 BD におけるテンションロッドの張力の増大が小さく、耐震要素として必ずしも効果的でないため、架構実験ではテンションロッドは用いないこととした。

表 3-1 実験変数

試験体名	CLT袖壁厚	接合方法		充填	
		水平	鉛直	水平	鉛直
A	120mm	ドリフトピン		無収縮	不陸調整
B		滑り止め	なし	モルタル	モルタル
C	なし	なし		なし	

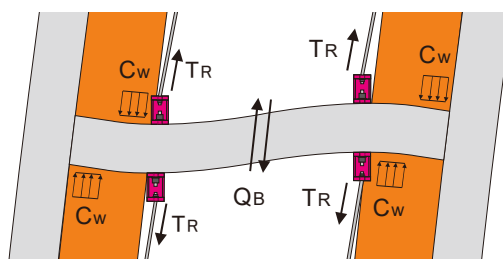


図 3-2 試験体 B で CLT 袖壁端にテンションロッドを使用した場合のイメージ

3.2. 試験体の概要

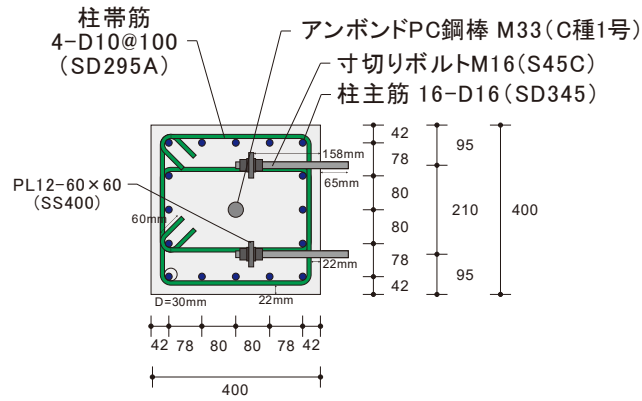
表 3-2 に実験試験体の概要を示す。

表 3-2 実験試験体

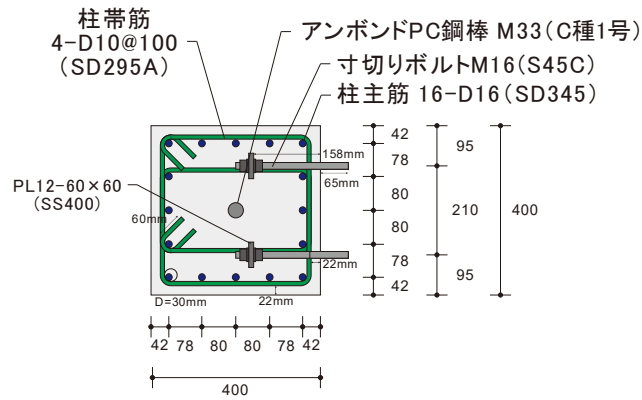
試験体名	柱	梁	袖壁	水平接合部			鉛直接合部			充填	
				金物	RC-金物	金物-CLT	金物	RC-金物	金物-CLT	水平接合部	鉛直接合部
A	400mm×400mm 主筋 16-D16 (SD345) $p_g=1.99\%$	300mm×400mm 上, 下端筋 4-D16 (SD345) $p_g=0.74\%$	120mm×640mm (S60-3-4)	T形金物 (SS400)	アンカー ボルト 2-M16 (ABR490B)	ドリフトピン 18-Φ12 (SS400)	T形金物 (SS400)	ボルト 12-M16 (S45C)	ドリフトピン 25-Φ12 (SS400)	無収縮 モルタル	不陸調整 モルタル
B	帯筋 4-D10@100 (SD295A) $p_g=0.71\%$	帯筋 2-D10@100 (SD295A) $p_g=0.48\%$		滑り止め (SS400)	ボルト 4-M20 (S45C)	支圧	なし				
C			なし	なし						なし	

3.2.1. 試験体の形状

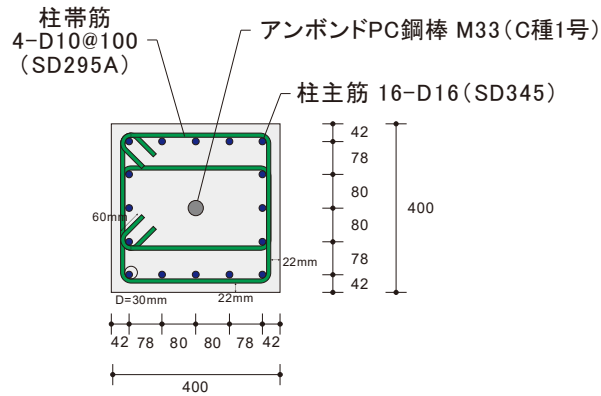
図 3-3 に RC 柱の断面図を、図 3-4 に RC はりの断面図を、図 3-5 に RC スタブの断面図を示す。試験体の縮尺は 2/3 で、補強対象となる柱は 400mm×400mm 角の寸法で、主筋は 16-D16、帯筋は加力方向に対して 4-D10@100 としている。また、軸力導入用にアンボンド加工を施した PC 鋼棒を設けている。はりは CLT 袖壁を固定するための水平接合材を取り付けるために、やや幅を大きくしており、断面寸法は 300mm×400mm、上下端筋はそれぞれ 4-D16、あばら筋は 2-D10@100 とした。下スタブの断面は、575mm×850mm とし、上下端筋はそれぞれ 6-D25 とした。なお、試験体 A、B では、打設時に CLT 袖壁設置のための寸切りボルトやシース管を柱、はり、スタブに埋め込んでいる。



(a) 試験体 A

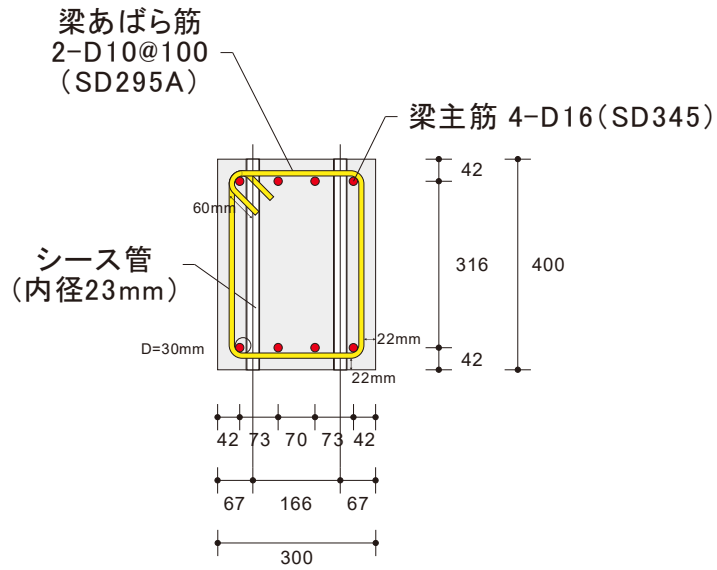


(b) 試験体 B

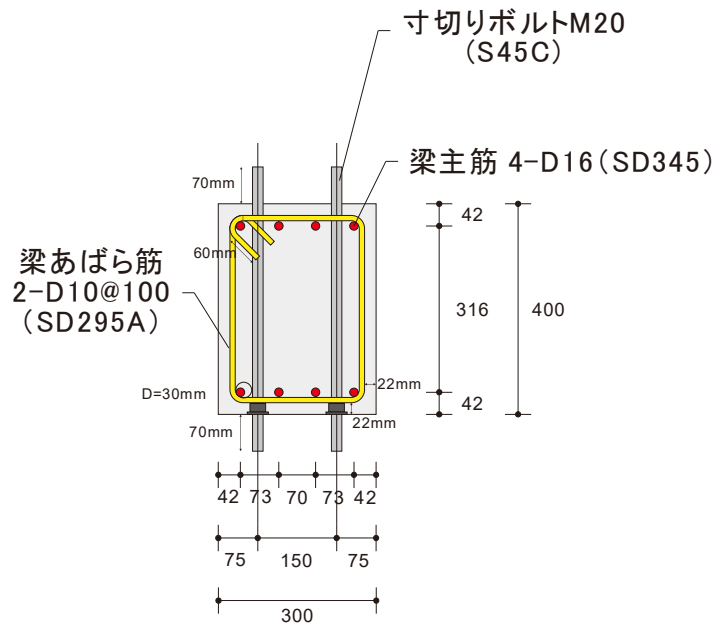


(c) 試験体 C

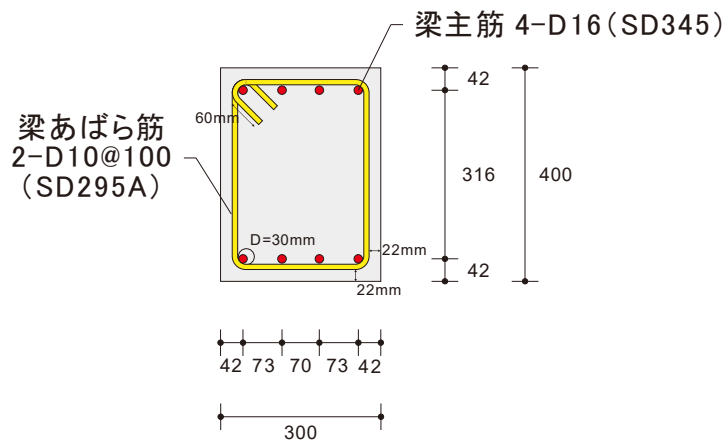
図 3-3 RC 柱の断面図 (単位:mm)



(a) 試験体 A

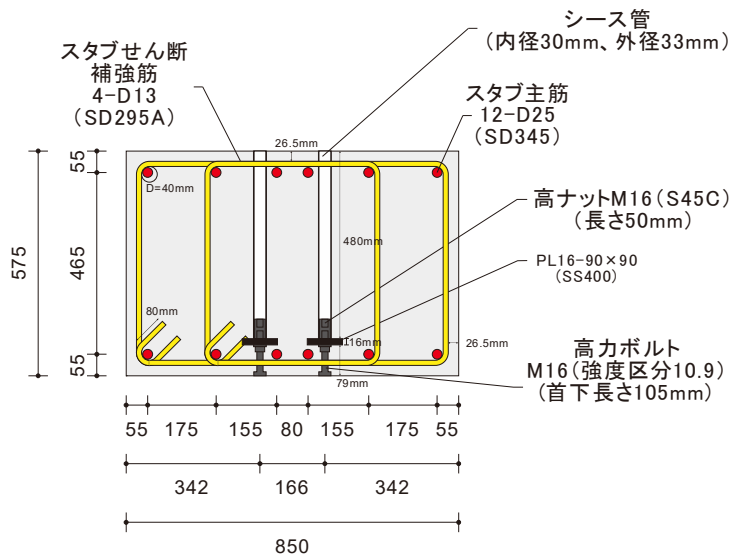


(b) 試験体 B

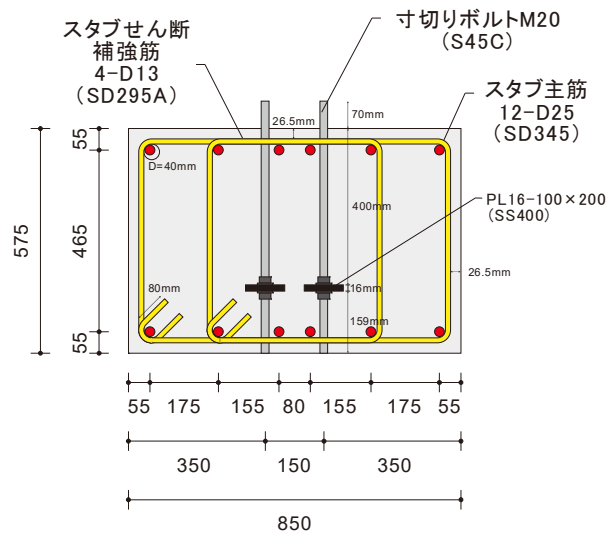


(c) 試験体 C

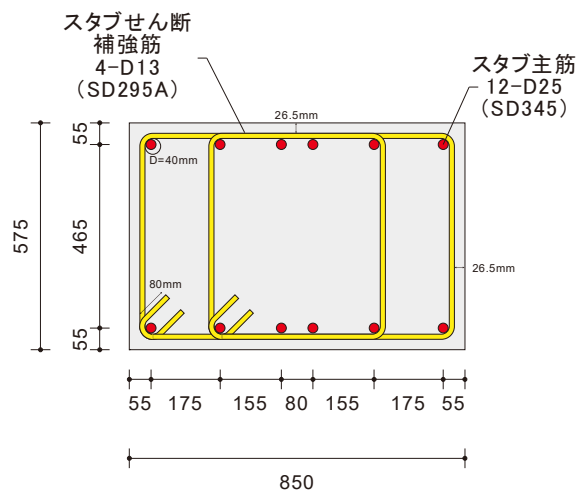
図 3-4 RC はりの断面図 (単位:mm)



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B



(c) 試験体 C

図 3-5 RC スタブの断面図 (単位:mm)

図 3-6、図 3-7、図 3-8 に各試験体の RC 部分の寸法図を、図 3-9、図 3-10、図 3-11 に各試験体の配筋図を示す。いずれの試験体も柱間の中心距離は 3500mm、階高は 2000mm である。

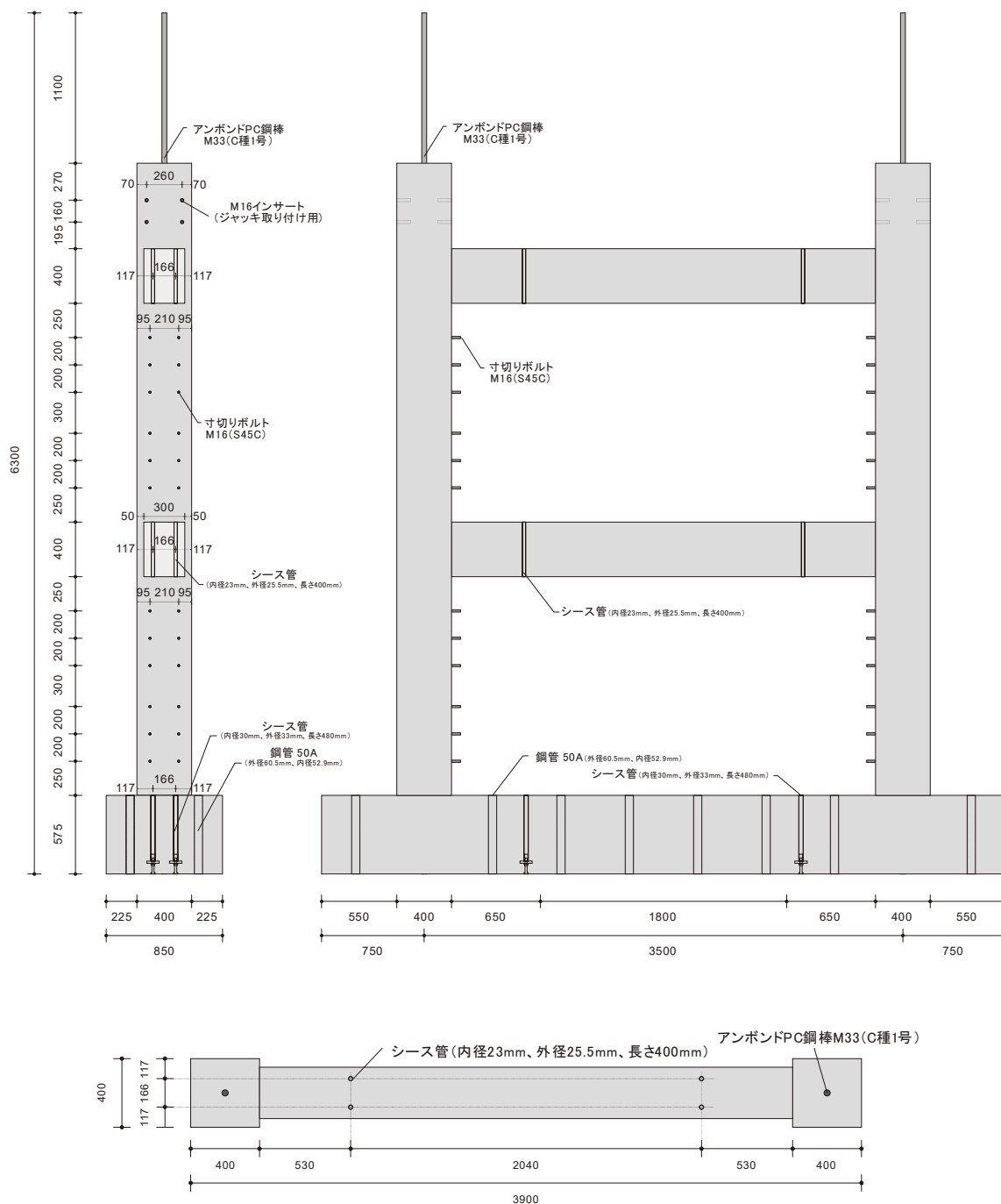


図 3-6 試験体 A の RC 部分の寸法図 (単位:mm)

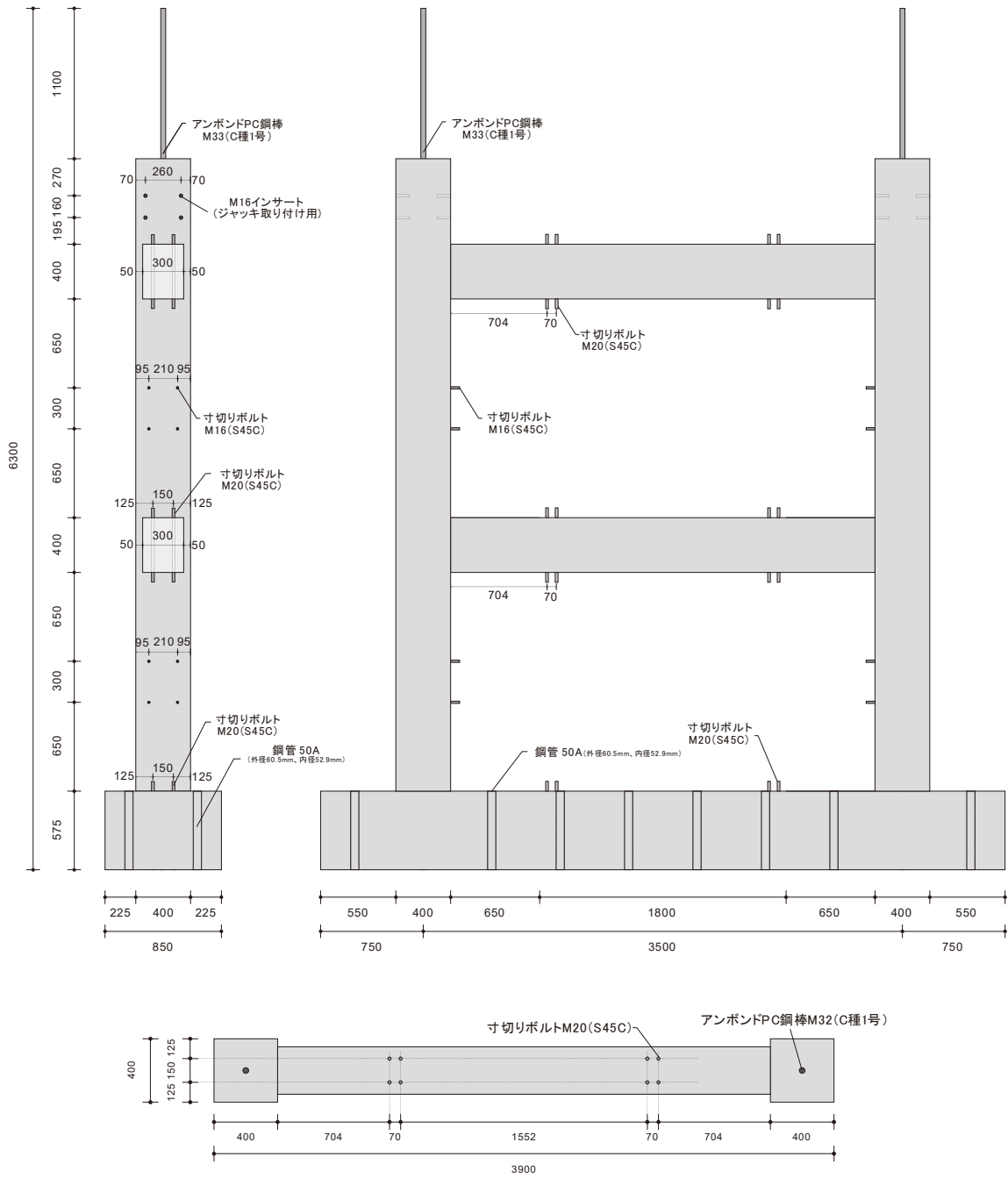


図3-7 試験体BのRC部分の寸法図(単位:mm)

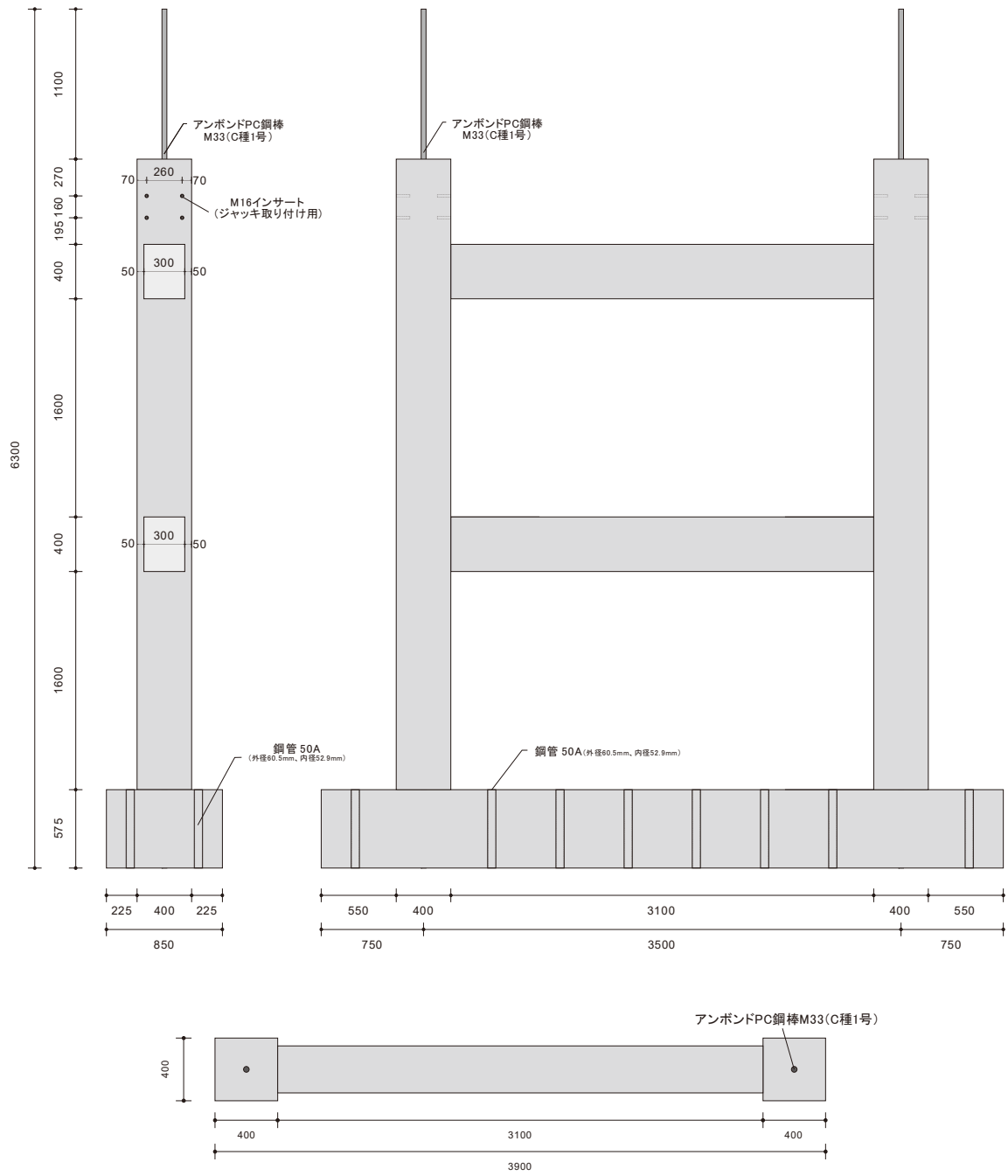


図 3-8 試験体 C の RC 部分の寸法図 (単位:mm)

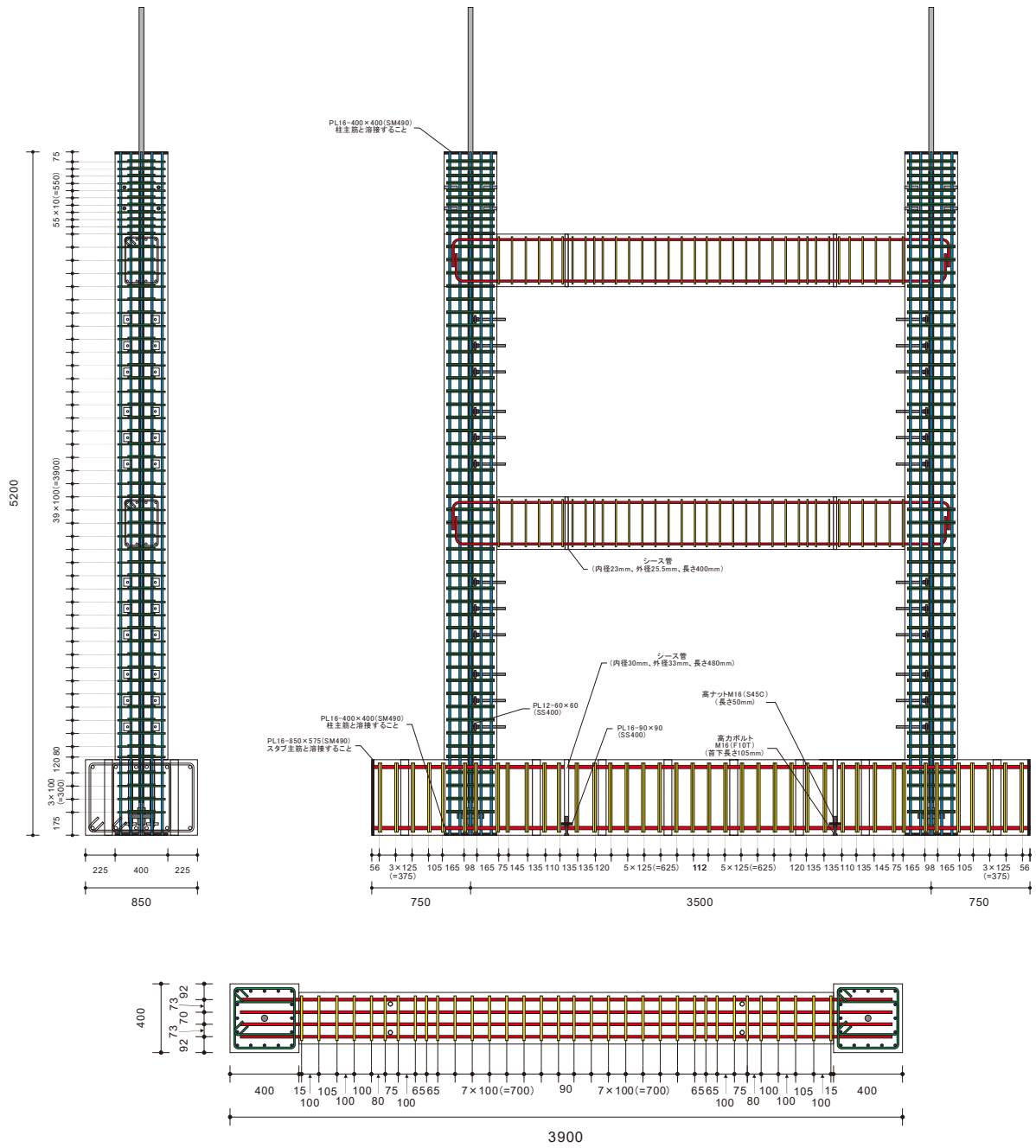


図3-9 試験体AのRC部分の配筋図(単位:mm)

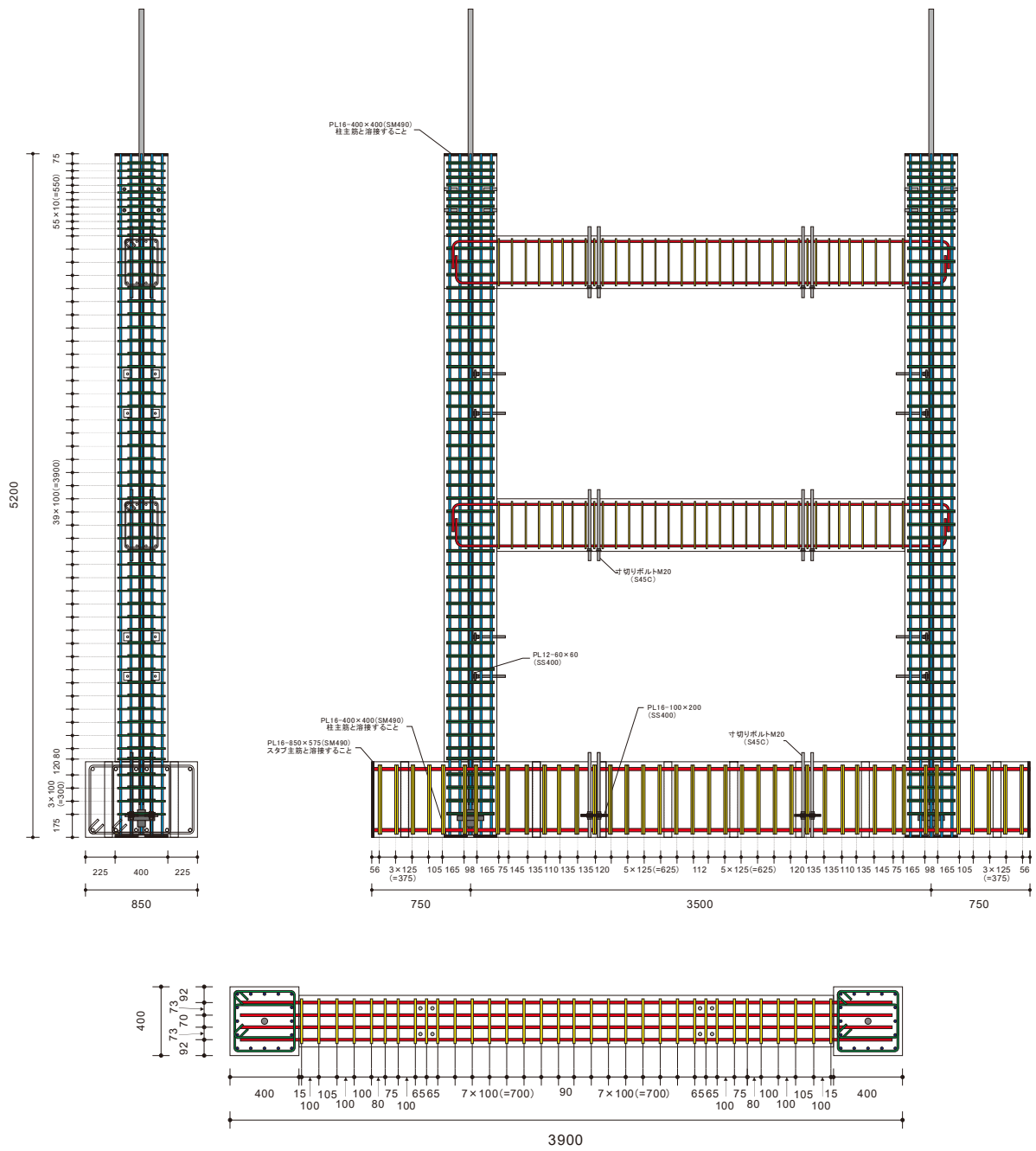


図 3-10 試験体 B の RC 部分の配筋図 (単位:mm)

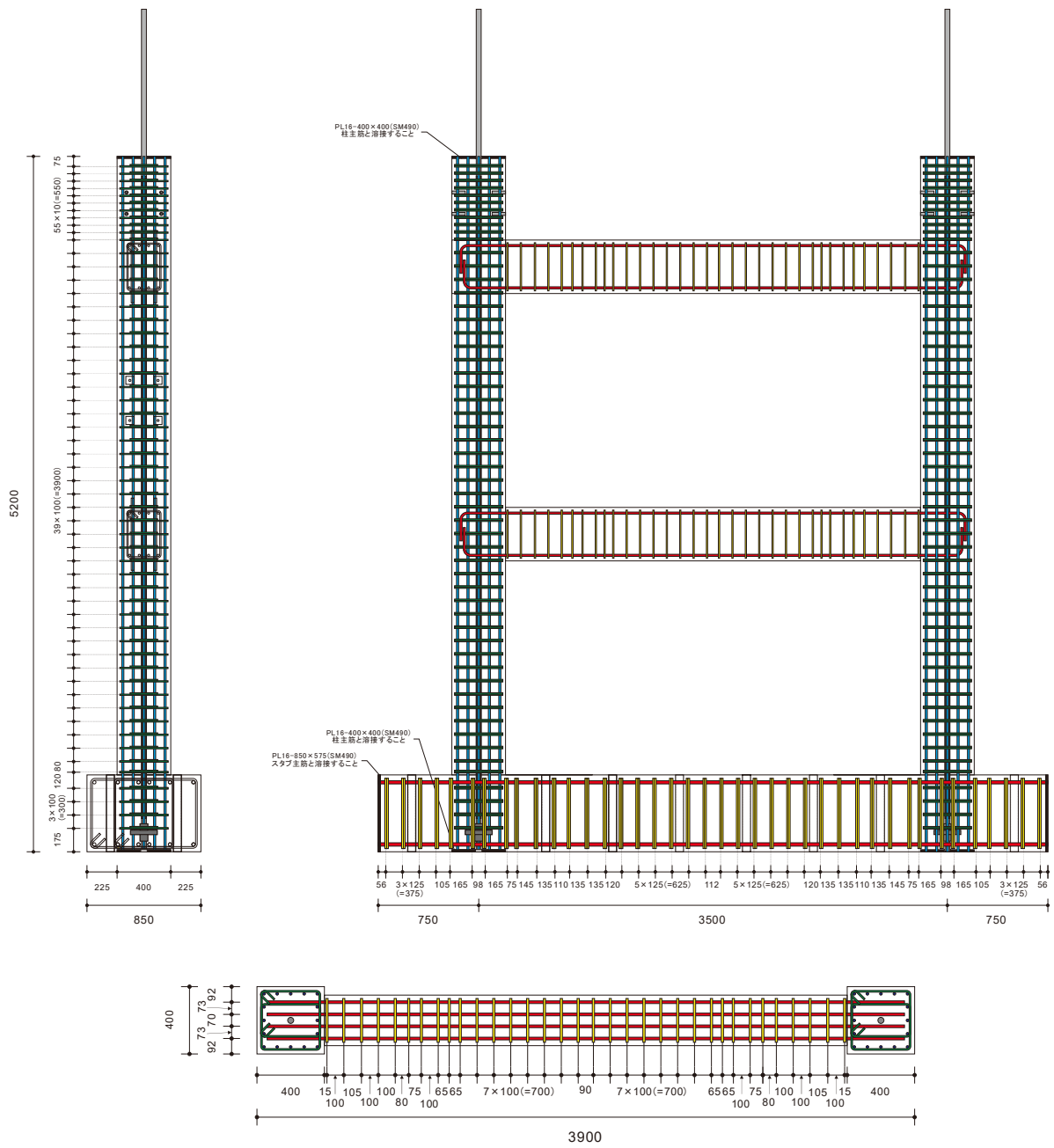


図 3-11 試験体 C の RC 部分の配筋図 (単位:mm)

試験体 A、B について、CLT 袖壁の設置状況を確認する。いずれの試験体も、CLT 袖壁の寸法は 120mm×640mm とした。これは、RC 柱のせい (400mm) に対して、1.5 倍程度の袖壁せいを目安としたものである。

試験体 A の CLT 袖壁取り付け後の柱の断面図を図 3-12 に、はりの断面図を図 3-13 に、スタブの断面図を図 3-14 に示す。試験体 A では、T 形の接合金物を水平接合部、鉛直接合部の両方に採用している。CLT 袖壁の水平接合材や鉛直接合材は、主に鉛直方向の軸力やせん断力を伝達することを想定しているため、繊維直交方向となる内層ラミナに切り欠きを設けて、鋼板挿入を行い、ドリフトピンで固定している。また、水平接合材は RC はりやスタブに設けたシース管内にアンカーボルトを挿入して、鉛直接合材は RC 柱に打設時に埋め込んだ寸切りボルトを用いて、RC ラーメンと接合している。

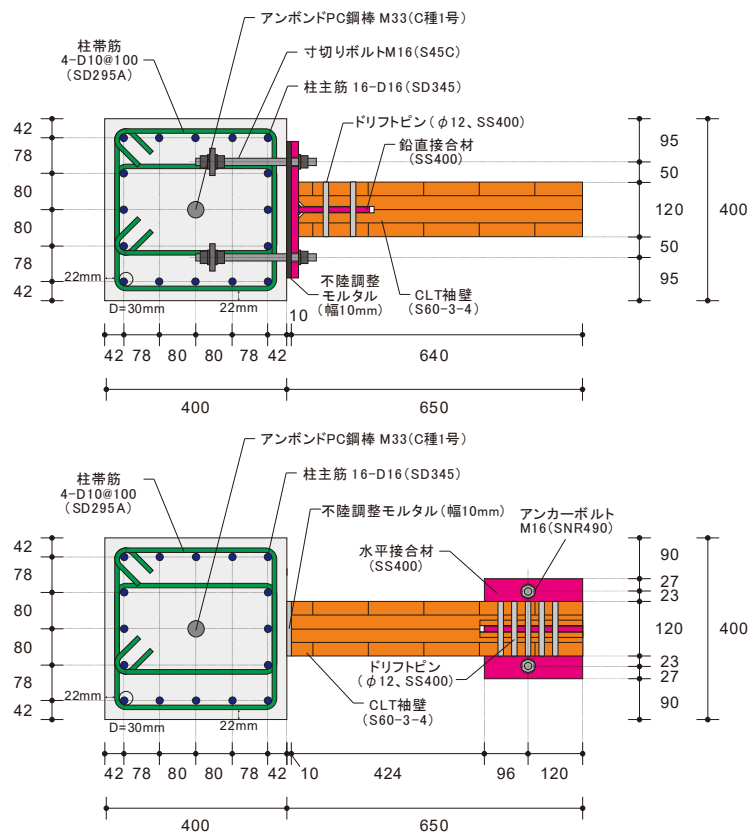


図 3-12 試験体 A の CLT 袖壁取り付け後の柱の断面図

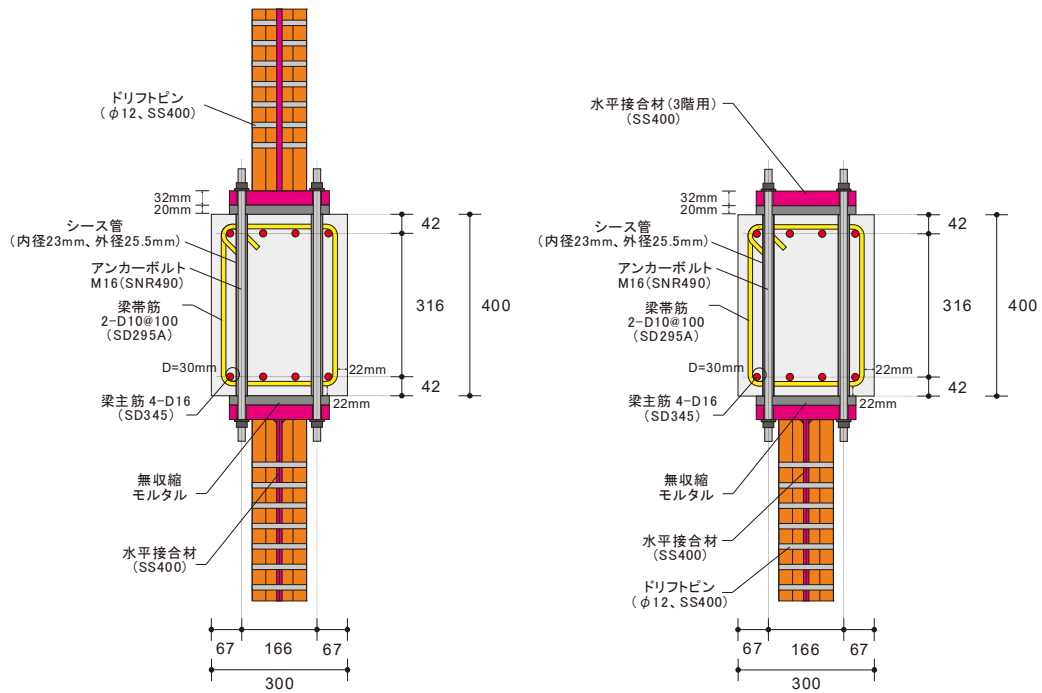


図 3-13 試験体 A の CLT 袖壁取り付け後のはりの断面図

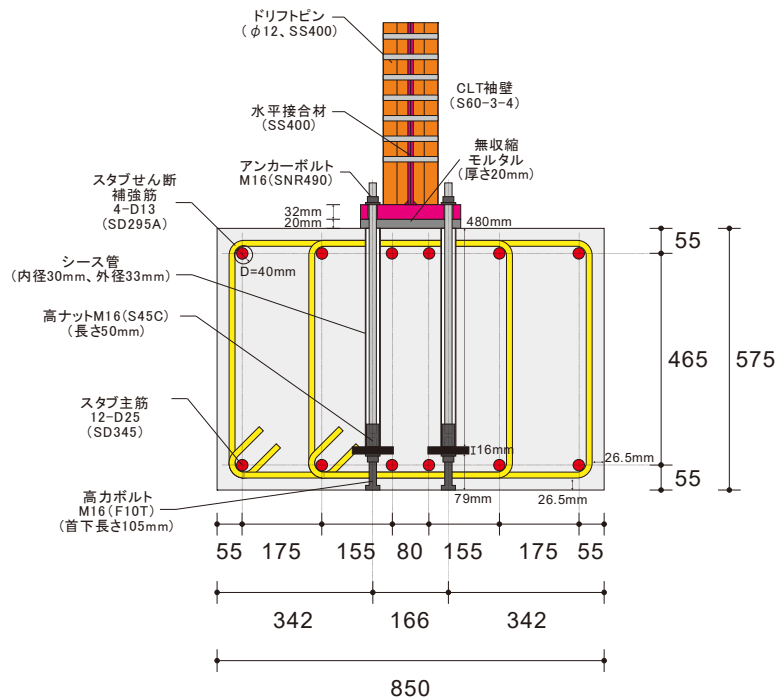


図 3-14 試験体 A の CLT 袖壁取り付け後のスタブの断面図

試験体 B の CLT 袖壁取り付け後の柱の断面図を図 3-15 に、はりの断面図を図 3-16 に、スタブの断面図を図 3-17 に示す。試験体 B では、滑り止めとなる水平接合材のみを設けており、鉛直接合部には接合金物は設けていない。滑り止めは、RC はりやスタブに打設時に埋め込んだ寸切りボルトを用いて、RC ラーメンと接合している。

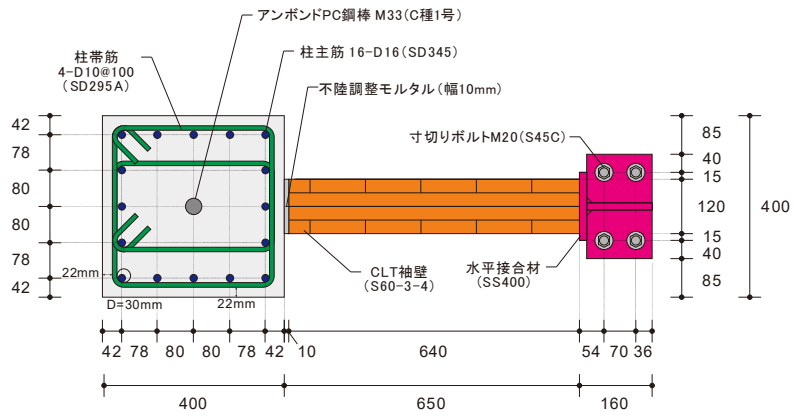


図 3-15 試験体 B の CLT 袖壁取り付け後の柱の断面図

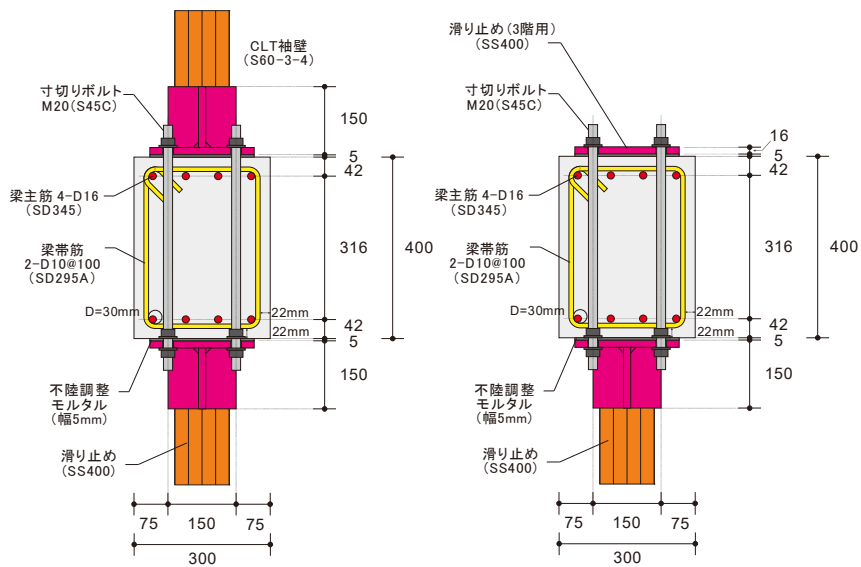


図 3-16 試験体 B の CLT 袖壁取り付け後ののはりの断面図

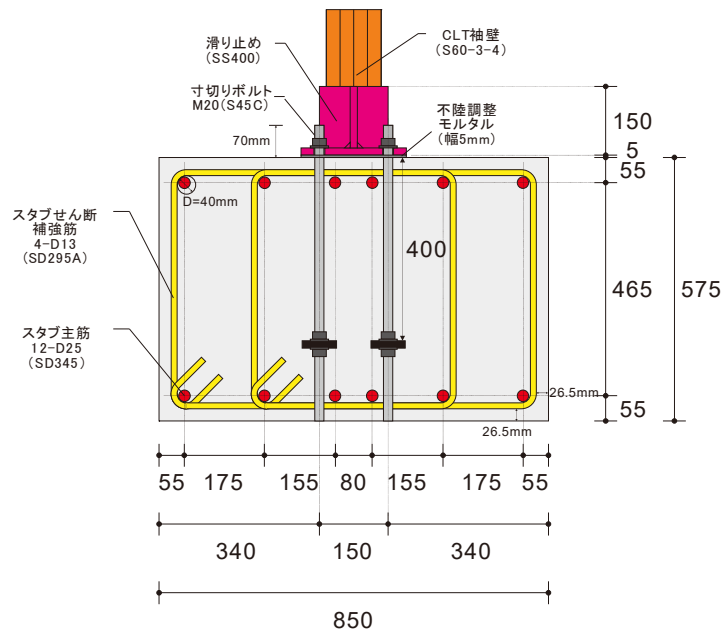


図 3-17 試験体 B の CLT 袖壁取り付け後のスタブの断面図

図 3-18、図 3-19 に試験体 A、B の CLT 袖壁取り付け後の全景を示す。

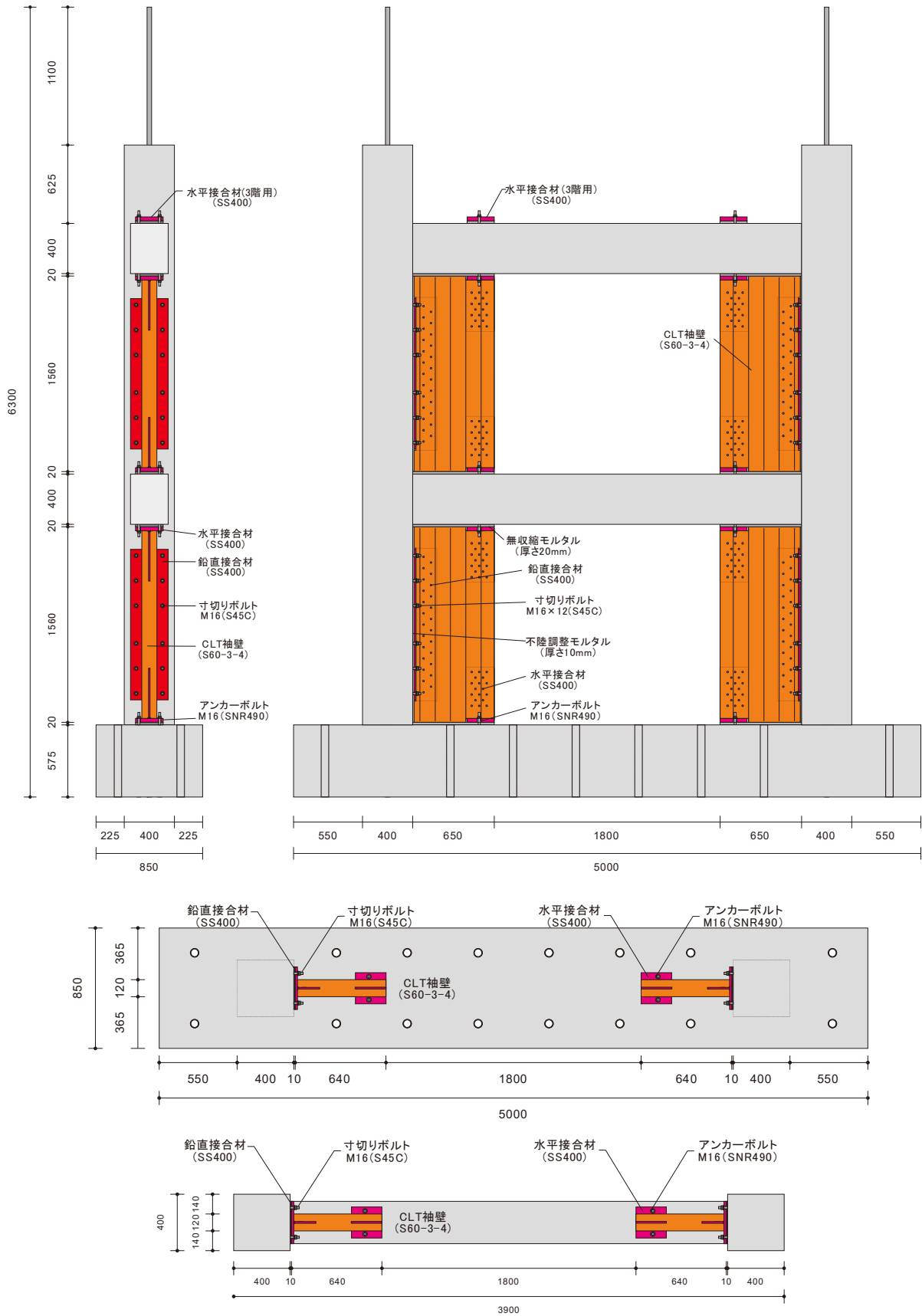


図 3-18 試験体 A の CLT 袖壁取り付け後の全景

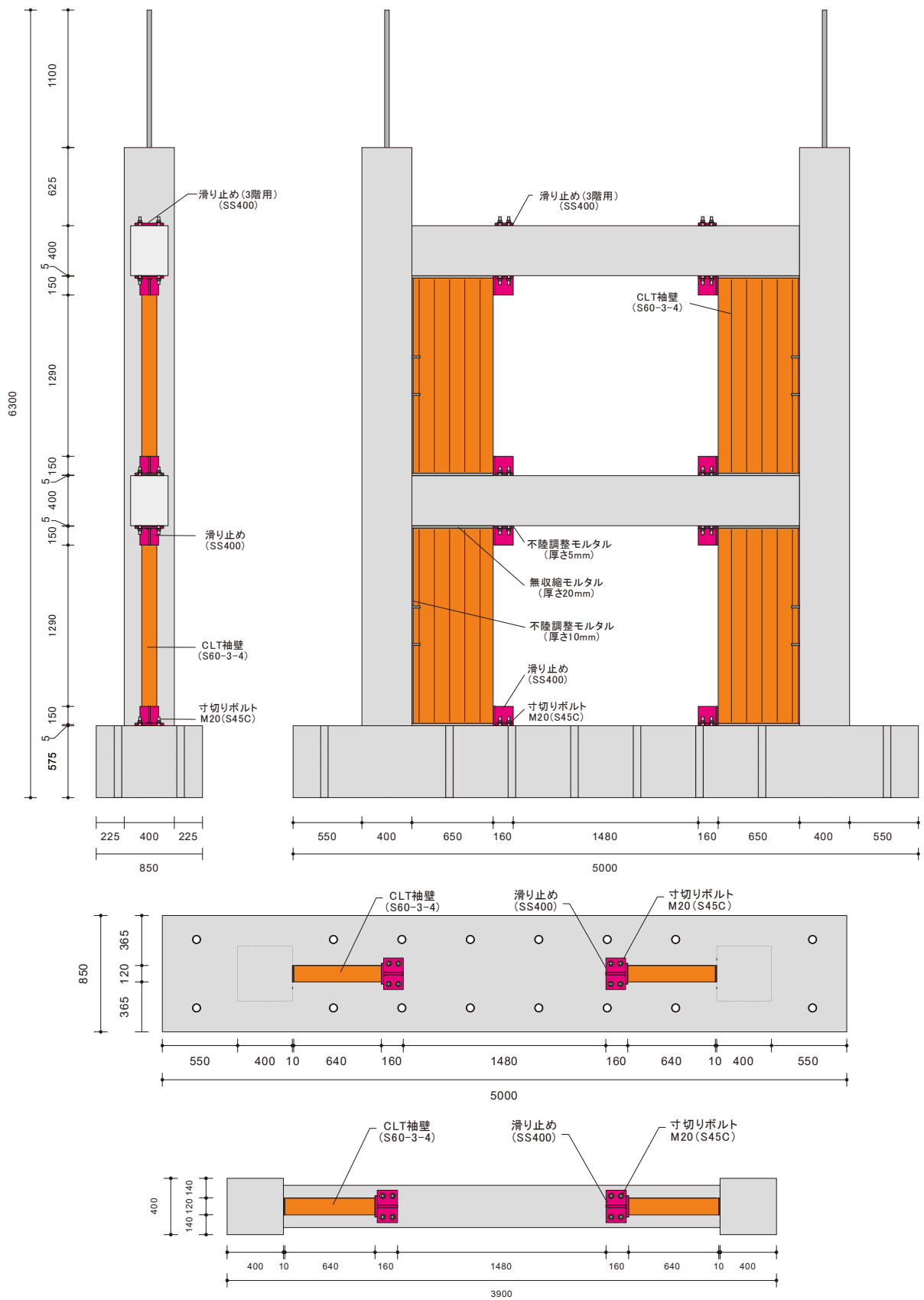
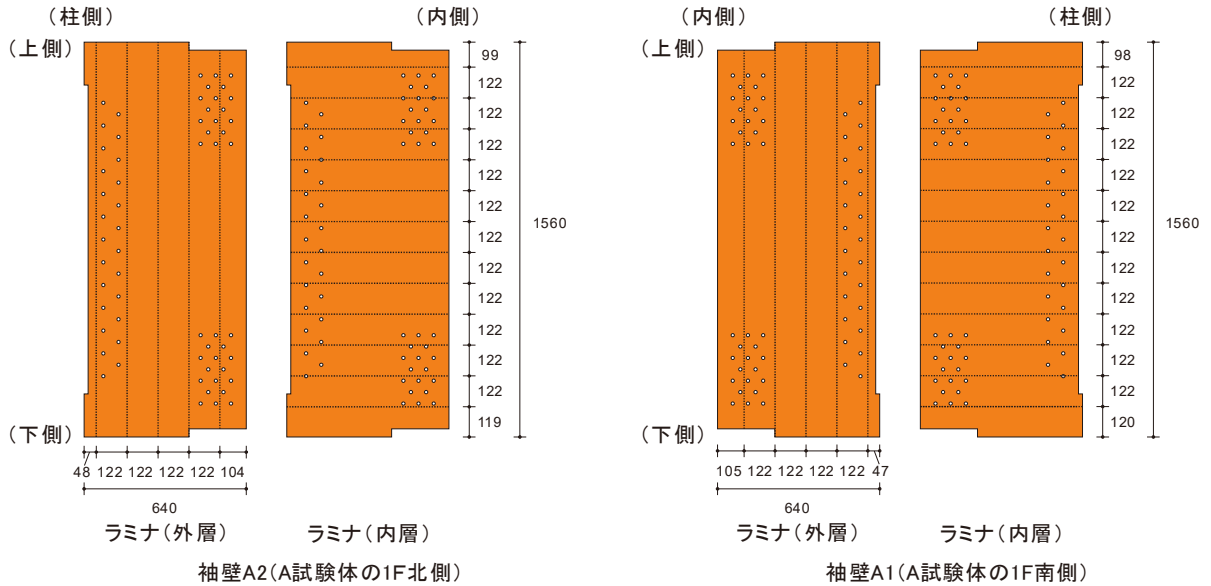


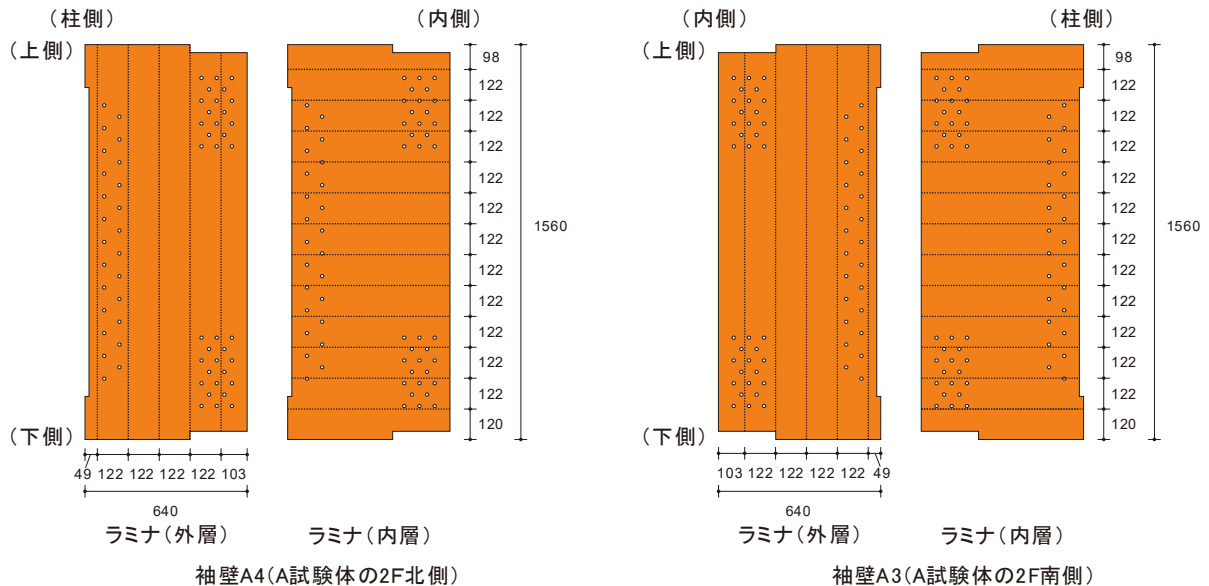
図 3-19 試験体 B の CLT 袖壁取り付け後の全景

3.2.2. CLT 袖壁のラミナの配置

図 3-20、図 3-21 に今回使用した CLT 袖壁におけるラミナの割り付け状況を示す。今回使用したラミナの幅は 122mm を基準としており、最外縁のラミナの幅方向の数は 6 枚、中間層のラミナのせい方向の数は 13~14 枚である。最外縁のラミナには、フィンガージョイントは設けておらず、縦継ぎは行っていない。幅はぎ（厚さ方向の接着）については、今回の実験では行わなかった。

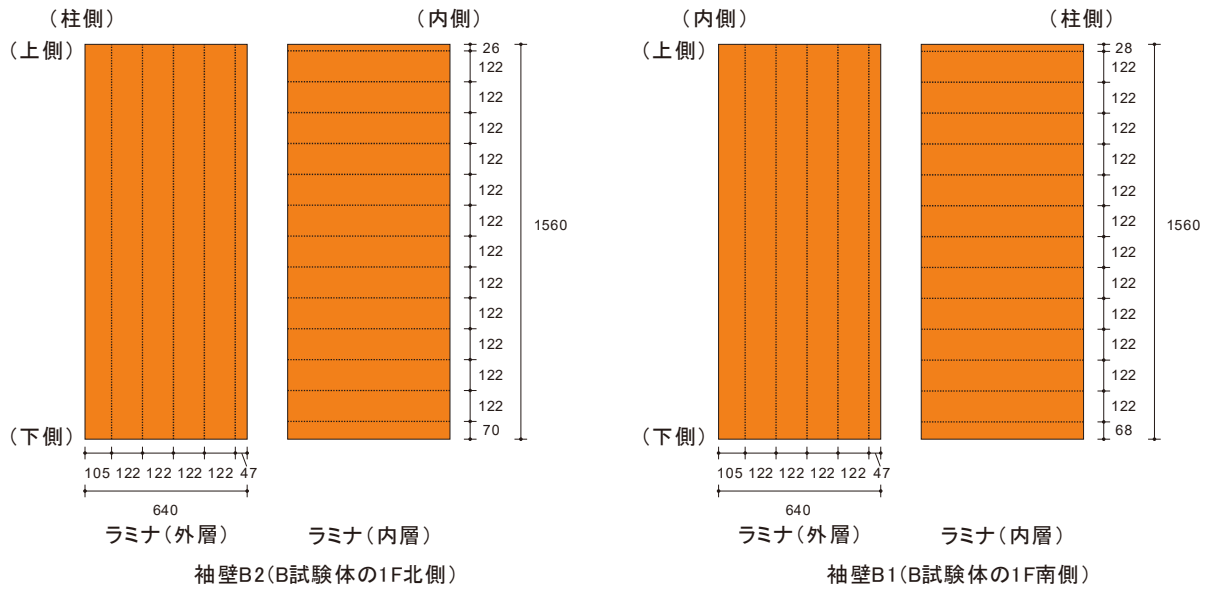


(a) 1F

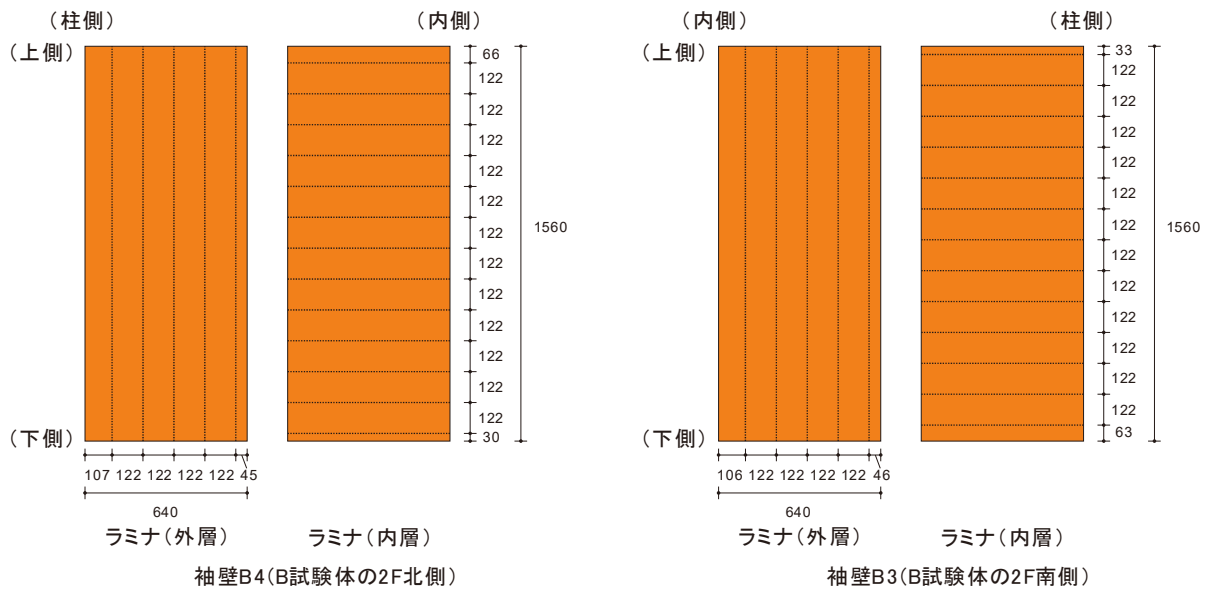


(b) 2F

図 3-20 試験体 A に使用した CLT 袖壁におけるラミナの割り付け (単位 : mm)



(a) 1F



(b) 2F

図 3-21 試験体 B に使用した CLT 袖壁におけるラミナの割り付け (単位 : mm)

3.3. 施工実験

3.3.1. CLT 袖壁の製作及び接合金物の設置

表 3-3 に、4 枚の CLT 袖壁（+材料試験片）の製作及び接合金物の設置に要した日数もしくは人工を示す。試験体 A の CLT 袖壁については、仕口の加工や金物の取り付けに手作業が必要となっており、B 試験体の CLT 袖壁と比較して、多くの日数が必要となっているため、施工性の改善が必要と考えられる。

表 3-3 CLT 袖壁の加工時の人工

製作過程	製作方法	日数もしくは人工
成形	機械加工	0.5 日
仕口加工	機械加工	1.0 日
	手加工	2.5 人工
金物取付	手加工	0.75 人工

3.3.2. 全体の工程について

本実験では、CLT 袖壁を設置する実験試験体 2 体（A、B）に対して、各階に 2 枚、それぞれの試験体で計 4 枚の CLT 袖壁の設置、および鉛直、水平の目地へのモルタル充填、試験体 B に対して水平接合材計 10 個の取り付けを行った。以下に作業の工程を示す。

表 3-4 作業工程（2019/6/18～7/1）

作業日	作業時間	作業人数	作業内容
6/18	4:00	2 人	RC 試験体への CLT 設置位置の墨出し、およびグラインダーを用いた RC 試験体の目荒らし
6/19	2:30	3 人	同上
	4:00	1 人	プライマー塗布部への養生テープの貼り付け
	2:00	1 人	プライマー（1 回目）塗布
6/21	1:00	1 人	プライマー（2 回目）塗布
	2:00	1 人	CLT 袖壁を RC 試験体へ仮設置（試験体 A の 1 階、計 2 枚）
	1:30	2 人	CLT 袖壁の設置位置合わせ
	2:30	4 人	鉛直目地（不陸調整モルタル）の充填、CLT 袖壁の設置（試験体 A の 1 階）
6/25	3:00	3 人	CLT 袖壁を RC 試験体へ仮設置（試験体 A の 2 階、試験体 B の 1、2 階、計 6 枚）
	1:30	4 人	鉛直目地（不陸調整モルタル）の充填、CLT 袖壁の設置（試験体 A の 2 階）
	2:00	4 人	鉛直目地（不陸調整モルタル）の充填、CLT 袖壁の設置（試験体 B の 1 階）
6/26	1:00	4 人	鉛直目地（不陸調整モルタル）の充填、CLT 袖壁の設置（試験体 B の 2 階）
	1:00	4 人	水平目地の充填作業の準備（材料の準備）
	1:30	4 人	試験体 B の滑り止め金物および、試験体 A の最上階の鉄板設置
	1:30	3 人	水平目地の充填作業の準備（アンカーボルトのリード線養生、鋼材の養生）
6/27	2:30	4 人	試験体 B の水平目地型枠の設置 （型枠の加工、養生シール貼付、型枠へのホース取り付け含む）
	5:00	4 人	試験体 A の水平目地型枠の設置 （型枠の加工、養生シール貼付、型枠へのホース取り付け含む）
6/28	2:00	4 人	CLT 袖壁をビニールで養生
	1:30	4 人	A、B 両試験体の水平目地モルタル充填
7/1	1:00	4 人	水平目地型枠の脱型
	0:30	2 人	水平目地モルタル充填不良箇所の補修

3.3.3. 作業の詳細について

写真 3-1 に RC 試験体の墨出し、目荒らしの様子を示す。試験体の目荒らしは、RC 試験体-CLT 袖壁間のモルタルを注入する箇所を対象にディスクグラインダーで行った。なお、スタブの上端面では、はりの上端面と比較して、ブリージングの影響が大きく、コンクリート内の水分量が多かったため、目荒らしを行った表面の凹凸が小さかった。

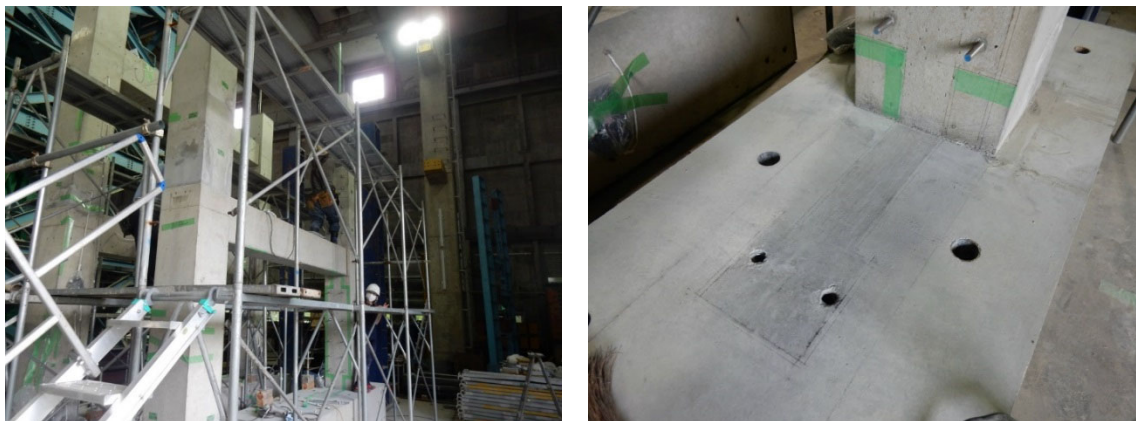


写真 3-1 墨出し、目荒らし

写真 3-2 にプライマー塗布の様子を示す。写真に示すように、養生テープにより塗布部の養生を行い、RC 試験体と CLT 袖壁のモルタルが接触する部分にのみプライマーを塗布した。なお、袖壁の接合金物面にはプライマーは塗布しなかった。

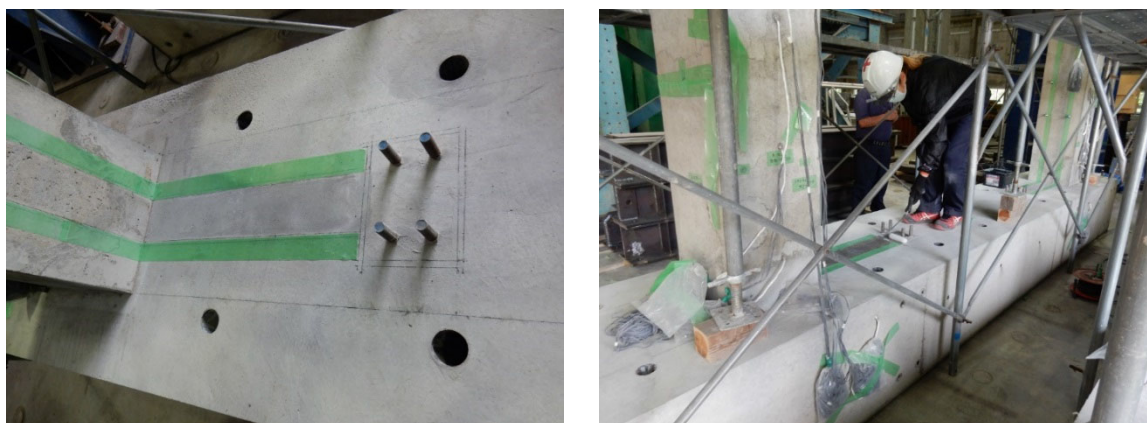


写真 3-2 プライマー塗布部の養生、塗布の状況

写真 3-3 に CLT 袖壁の仮設置の様子を示す。写真に示すように CLT と接合金物間をスチレンフォームにより養生し、モルタルが流入しないようにした。実験棟のクレーンにより、CLT 袖壁を設置位置まで移動させた。現場ではクレーンが使用できないこと、実大スケールでは更に重量が大きくなることなどを考えると、この施工手順は今後の検討課題である。

CLT 袖壁を仮設置位置まで移動した後、鉛直目地の不陸調整モルタル充填時の準備として、袖壁下部には下から鋼板-リニアスライダ-鋼板-テフロンシートを設置した。この時、下部水平目地が 20mm 幅となるように調整している。



写真 3-3 CLT 袖壁の仮設置、水平目地下部に挿入したリニアスライダー

写真 3-4 に RC 柱への不陸調整目地用型枠の固定、モルタル練り、鉛直目地のモルタル充填、CLT 袖壁設置までの様子を示す。型枠は RC 柱に万力を用いて固定した。鉛直目地の設計幅は 10mm であるが、CLT 袖壁を押し込んでいくことでモルタルを十分に充填することを想定し、型枠の厚さは 12mm とした。鉛直目地の不陸調整モルタルには RIS フィニッシュエース（デンカ株式会社製）を用いた。固練りとしたモルタルをこてを用いて塗布し、CLT 袖壁を押し込んでいった。試験体 A では、接合金物の孔が柱から突出させている寸切りボルトに通ることを確認し、接合金物とモルタルを接触させた。ここで型枠を外し、寸切りボルトにナットを設置して、締めこんでいくことで、縦目地が約 10mm（はりや下スタブに貫通させるアンカーボルトが通るか確認できた位置）となるまで CLT 袖壁を押し込んでいった。試験体 B では寸切りボルトがないため、木づちで叩き押し込んでいった。上下の水平目地部に木製のくさびを打ち込んで固定した後、袖壁下部の鋼板、リニアスライダークラスを抜き取り、スペーサーの代わりに、小さな固練りのモルタルを袖壁下部及び上部の中央位置に挿入して、水平目地幅

を確保した。最後に、鉛直目地からはみ出したモルタルを除去した。また、試験体 B では固練りのモルタルをはりと滑り止め金物間の目地部に 5mm 敷き、不陸調整した。



写真 3-4 RC 柱への不陸調整目地用型枠の固定、モルタル練り、鉛直目地のモルタル充填、袖壁設置

写真 3-5 に試験体では鋼板のみとなる 3 階はり上の水平目地のモルタル充填状況を示す。実建物では連層で CLT 袖壁が連なると想定される箇所であるが、試験体では下階までと条件を同じくするために、鉛直目地に充填した不陸調整用モルタルによって試験体 A では 20mm を、試験体 B では 5mm を確保した。



写真 3-5 3 階はり上の水平目地のモルタル充填状況

写真 3-6 にアンカーボルトの養生、水平目地用型枠およびその固定、水平目地のモルタル充填の様子を示す。

試験体 A のアンカーボルトは、実構造物において、可変性を持たせることを想定し、シース管内にはモルタルを流入させず、アンボンドとすることとした。そこで、写真に示すように、発泡ウレタン棒を切断し、加工したものをアンカーボルトの周辺を囲うように配置した。型枠には水平方向の左右の両端に塩ビパイプとホースを取り付けている。一方はモルタルを圧入するためのもの、もう一方は空気抜きおよび充填の確認するためのものである。型枠設置後、ビニールにより、CLT 袖壁を養生した。水平目地に充填する無収縮モルタルにはプレタスコン TYPE-1S（デンカ株式会社製）を用いた。圧入は、圧入用ポンプにモルタルを移し、ポンプのレバーを押し引きすることで徐々に圧入していった。圧入しているホースとは反対側のホースにてモルタルの充填が確認されるまで圧入した。この時、充填性を向上させるため、型枠を木づち等で叩いた。充填時にモルタルが漏れることはほとんどなかった。



写真 3-6 アンカーボルトの養生、水平目地用型枠およびその固定、水平目地のモルタル充填

写真 3-7 に脱型後の水平目地のモルタル充填状況、その補修を示す。いくつかモルタルの充填不良が確認された。そのため、縦目地に充填した不陸調整用モルタルを用いて、充填不良箇所を埋め、補修した。



写真 3-7 脱型後の水平目地のモルタル充填状況、補修

3.3.4. ボルトの締め付け

試験体 A、B では、長期軸力の入力前に、水平接合材、鉛直接合材の固定に用いているアンカーボルトや寸切りボルトの締め付けを行い、初期トルクを導入した。

部材実験では、アンカーボルトの一次締め付けトルクである 60Nm を目標とした。これは、締め付け時に CLT 袖壁と接合材の接着面付近から異音が生じたため、それ以上の締め付けを行わなかったためである。その結果、この際のアンカーボルトの計測ひずみの平均値は 300μ 程度となり、降伏ひずみ (1778μ) の 20%程度に留まっていた。

架構実験では、CLT 袖壁をより効果的に水平力に抵抗させることを意図し、CLT 袖壁に損傷を与えない範囲で、大きなトルクで締め付けを行うこととする。具体的な方法を以下に示す。

試験体 A

- ① 鉛直目地を横切る寸切りボルト (M16、S45C) に、トルク 70Nm で一次締め付けを行う。
- ② 水平目地を横切るアンカーボルト (M16、ABR490B) に、トルク 70Nm で一次締め付けを行う。
- ③ 鉛直目地を横切る寸切りボルト (M16、S45C) に、トルク 95Nm で本締め付けを行う。
- ④ 水平目地を横切るアンカーボルト (M16、ABR490B) に、計測ひずみが 900μ (降伏ひずみのほぼ

半分) となるように、本締めを行う。

試験体 B

- ① 水平目地を横切る寸切りボルト (M20、S45C) に、トルク 70Nm で一次締め付けを行う。
- ② 水平目地を横切る寸切りボルト (M20、S45C) に、トルク 95Nm で本締め付けを行う。

表 3-5 に、上記④のアンカーボルトの本締め時の試験体 A の最大トルクの一覧を示す。最大トルクの平均値は 92Nm であり、上記③で行った寸切りボルトの本締め時の最大トルクとほぼ一致している。

表 3-6 に、上記②の寸切りボルト本締め時の試験体 B の最大トルクの一覧を示す。試験体 B では、RC はり内に定着した寸切りボルトにひずみゲージを貼り付けており、ひずみの計測を行っていたが、試験体 A とは異なり、寸切りボルトが RC はり内で定着されているため、締め付け時の引張ひずみの増大は小さかった。そこで、試験体 A のように、計測ひずみを基準とした締め付けは行わなかった。

表 3-5 試験体 A のアンカーボルトの本締め時のトルク

ゲージの名前	トルク (Nm)
A1NE	96
A1NW	86
A2NE	112
A2NW	78
A3NE	70
A3NW	-
A1SE	99
A1SW	93
A2SE	97
A2SW	92
A3SE	103
A3SW	81
平均	92

表 3-6 試験体 B のアンカーボルトの本締め時の計測ひずみ

ゲージの名前	ひずみ (μ)
A1NN	39
A1NS	45
A2NN	23
A2NS	17
A3NN	59
A3NS	52
A4NN	43
A4NS	57
A1SS	166
A1SN	79
A2SS	76
A2SN	23
A3SS	150
A3SN	48
A4SS	67
A4SN	40
平均	61

3.4. 材料試験

3.4.1. コンクリート

表 3-7 にコンクリートの圧縮、割裂試験の結果を、図 3-22、図 3-23、図 3-24 に圧縮試験におけるコンクリートの応力-ひずみ関係を示す。試験区間となる 1、2 階のコンクリートの圧縮強度の平均値は試験体 A、B、C でそれぞれ、33.4N/mm²、35.3N/mm²、36.1N/mm² であり、試験体 A と試験体 C では、8%程度の差が生じている。

表 3-7 コンクリートの試験結果

試験体名	割線剛性 (kN/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	割裂強度 (N/mm ²)	材齢(日)	
A	下スタブ	31.8	36.1	2.9	159
	1階	29.7	33.1	2.9	145
	2階	30.4	33.7	2.9	125
B	下スタブ	31.7	36.9	2.9	179
	1階	29.7	35.3	2.5	165
	2階	30.8	35.4	3.1	145
C	下スタブ	32.2	39.1	3.0	197
	1階	32.0	36.3	2.7	183
	2階	32.0	35.8	3.0	163

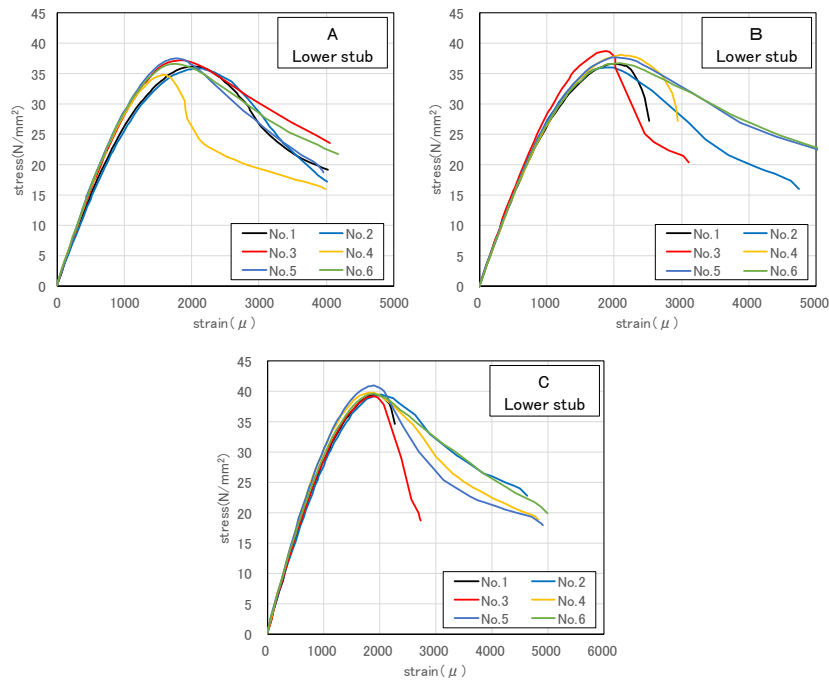


図 3-22 コンクリートの応力-ひずみ関係 (下スタブ)

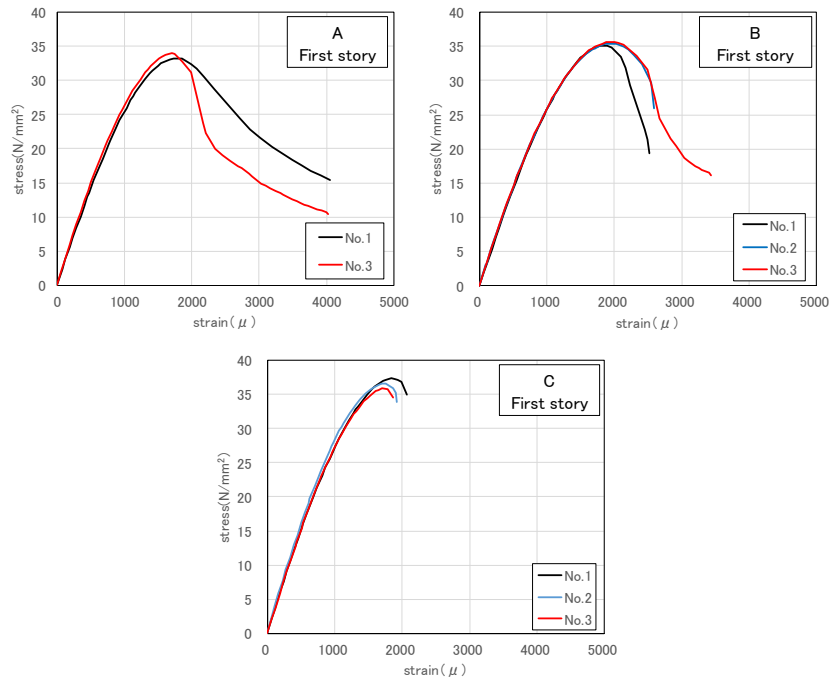


図 3-23 コンクリートの応力-ひずみ関係 (1 階)

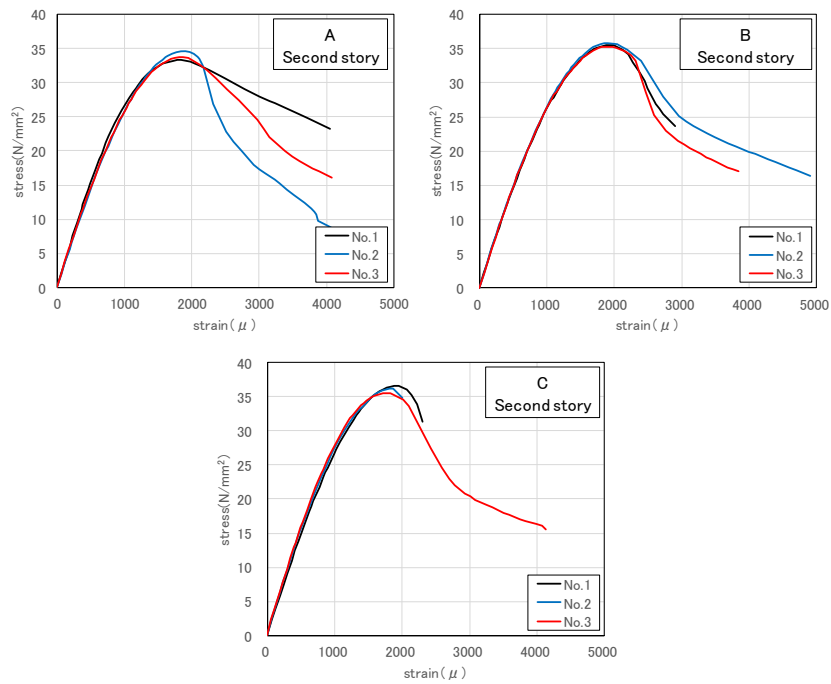


図 3-24 コンクリートの応力-ひずみ関係 (2 階)

3.4.2. モルタル

表 3-8 にモルタルの圧縮試験の結果を、図 3-25、図 3-26 に圧縮試験におけるモルタルの応力-ひずみ関係を示す。設計時には、鉛直目地用の不陸調整モルタルでは試験体に用いるコンクリートの圧縮強度の 1.5 倍、水平目地用の無収縮モルタルでは試験体に用いるコンクリートの圧縮強度の 2.0 倍を想定していたが、鉛直目地用の不陸調整モルタルの平均強度は 62.4N/mm^2 、水平目地用の無収縮モルタルの平均強度は 71.7N/mm^2 であり、試験体 A、B の 1、2 階のコンクリートの平均強度である 34.4N/mm^2 の 2 倍近い圧縮強度が得られた。

表 3-8 モルタルの試験結果

試験体名		割線剛性 (kN/mm^2)	圧縮強度 (N/mm^2)
A	鉛直目地	25.4	54.3
	水平目地	23.8	69.9
B	鉛直目地	25.6	70.5
	水平目地	23.8	73.5

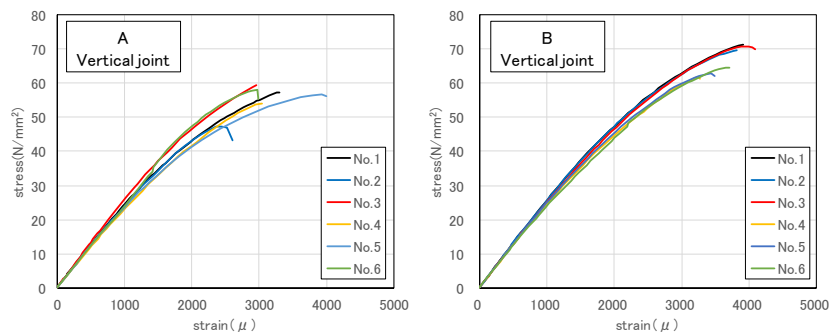


図 3-25 モルタル（鉛直目地用）の応力-ひずみ関係

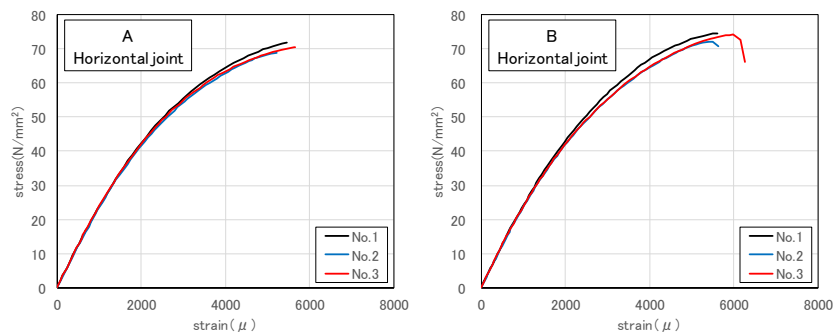


図 3-26 モルタル（水平目地用）の応力-ひずみ関係

3.4.3. 鋼材

表 3-9 に鋼材の引張試験の結果を、図 3-27、図 3-28 に引張試験における鋼材の応力-ひずみ関係を示す。なお、ドリフトピンには SS400 を用いたが、加工によって、 500N/mm^2 を超える降伏強度が得られている。また、下記表とは別に、RC 柱への軸力の導入に用いた PC 鋼棒 (M32) の弾性域における引張試験 (3 体) も別途実施しており、ヤング係数の平均値として 197kN/mm^2 が得られている。

表 3-9 鉄筋、アンカーボルト、テンションロッドの試験結果

試験体名	部位	材種	ヤング係数 (kN/mm^2)	降伏強度 (N/mm^2)	引張強度 (N/mm^2)	降伏ひずみ (μ)	
D10	共通	柱帯筋、大梁あばら筋	SD295A	179	337	447	1884
D13		スタブせん断補強筋	SD295A	179	354	507	1981
D16		柱主筋、大梁主筋	SD345	170	382	564	2242
D25		スタブ主筋	SD345	180	376	568	2089
$\Phi 12$	A	ドリフトピン*	SS400	194	510	570	2632
M16	A	アンカーボルト*	ABR490B	206	332	556	1615
	A	寸切りボルト*	S45C	182	561	792	3085
M20	B	寸切りボルト*	S45C	192	566	765	2951

* 0.2%オフセット法による。

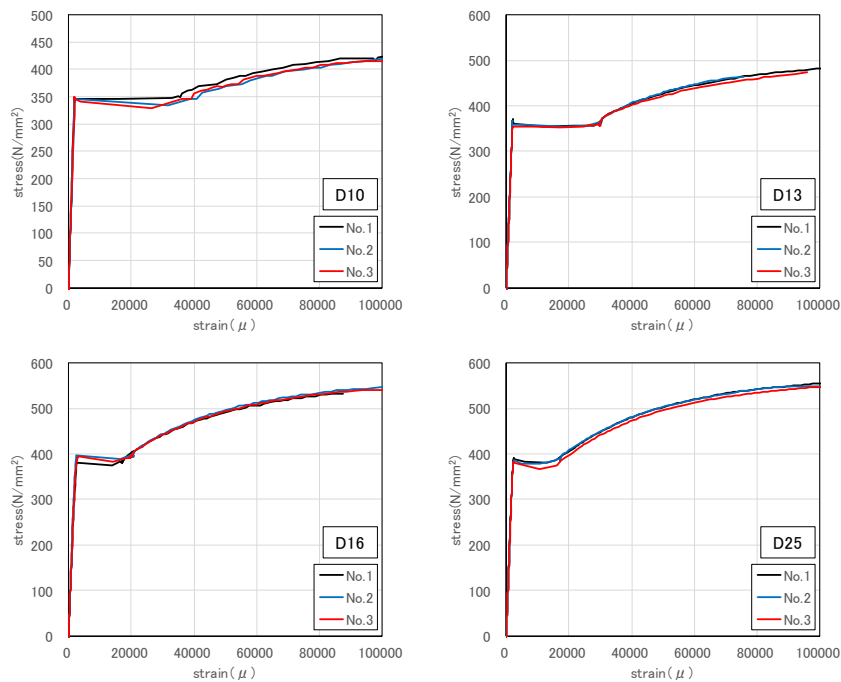


図 3-27 鉄筋の応力-ひずみ関係

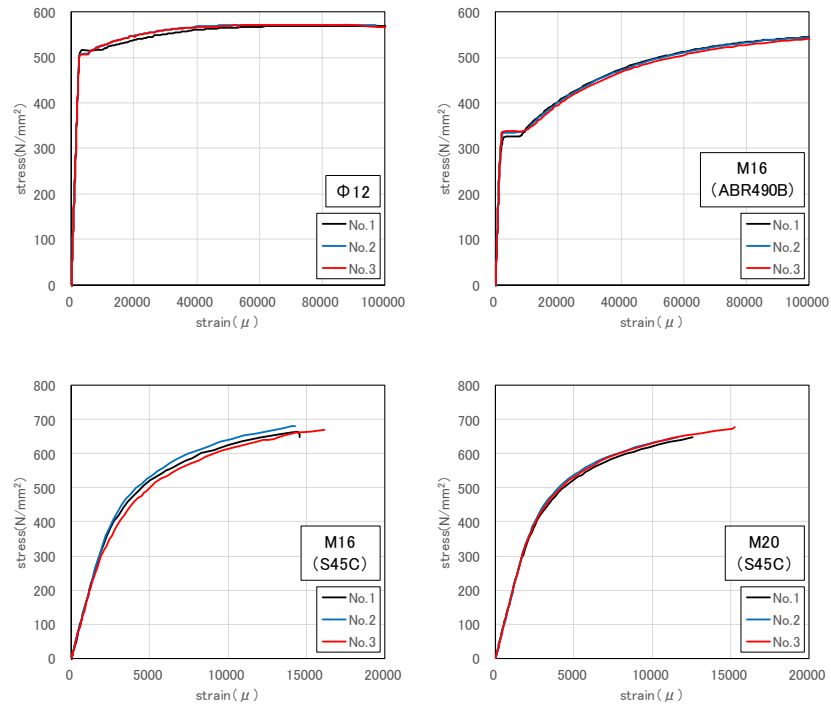


図 3-28 ドリフトピン、アンカーボルト、寸切りボルトの応力-ひずみ関係

3.4.4. CLT パネル

3.4.4.1. 圧縮試験

構造用木材の強度試験マニュアルに従い、試験体の形状を決定した。試験体の全長は断面の短辺長さの6倍としている。計測に関しては、相対する2材面の軸ひずみを計測した。計測長が短い場合、ひずみの評価が局所的となる可能性があるため、ここでは、構造用木材の強度試験マニュアル^[3-3]に従い、短辺長さの4倍（480mm）を計測長とした変位計による計測値を行った。

表 3-10 CLT の試験結果（変位計による計測値を使用）

	割線剛性 (kN/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮強度時ひずみ (μ)
縦圧縮	3.75	16.8	6004
横圧縮	3.78	14.5	4931

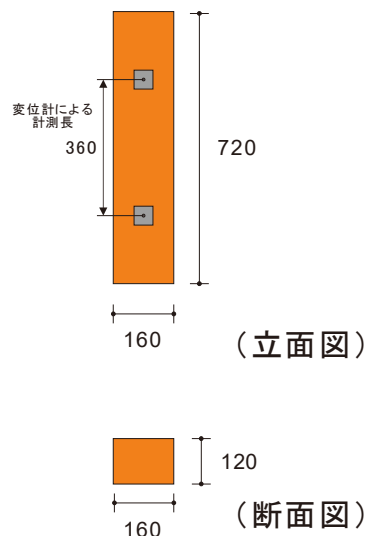


図 3-29 圧縮試験片の形状

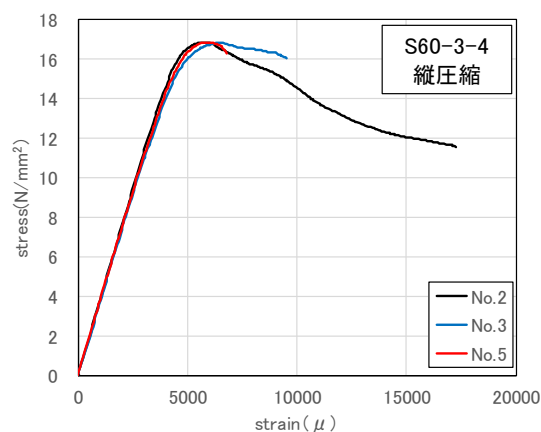


図 3-30 縦圧縮試験の応力-ひずみ関係



写真 3-8 縦圧縮試験の様子

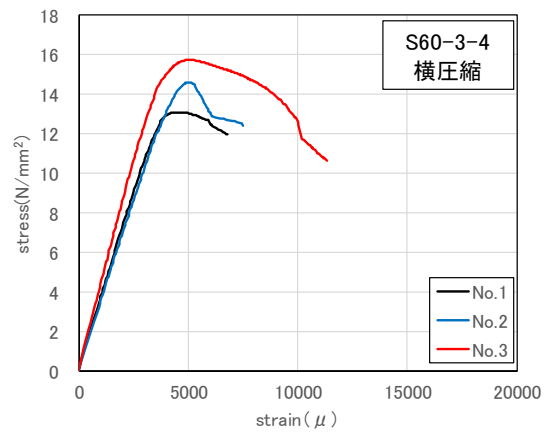


図 3-31 横圧縮試験の応力-ひずみ関係



写真 3-9 横圧縮試験の様子

表 3-11 に示す圧縮強度と座屈強度の関係を用いて、材料試験の結果（座屈強度）から、CLT の圧縮強度を計算する。CLT の圧縮強度の計算結果を表 3-12 に示す。ここでは、材料試験片の境界条件が片側固定、片側ピンとなることから、座屈長さを実際の試験片の長さの 0.7 倍とした。また、CLT の圧縮強度を用いて、部材実験の検討に使用する CLT の座屈強度を計算する。CLT 袖壁の座屈強度の計算結果を表 3-13 に示す。ここでは、袖壁の境界条件が両端固定となるものと仮定し、座屈長さを、縦圧縮の場合は袖壁高さの 0.5 倍、横圧縮の場合は袖壁せいの 0.5 倍とした（横圧縮の場合は、滑り止めに対する CLT の圧縮強度が問題となるため、縦圧縮の場合と同様に境界条件が両端固定であるものと仮定した）。

表 3-11 圧縮材（座屈）の材料強度^[3-4]

有効細長比	圧縮材（座屈）の材料強度
$\lambda \leq 30$ の場合	tF_c
$30 < \lambda \leq 100$ の場合	$(1.3 - 0.01 \lambda) tF_c$
$100 < \lambda$ の場合	$(3000 / \lambda^2) tF_c$

ここで、 F_c ：圧縮に関する基準強度、 λ ：有効細長比（ $= l_b \sqrt{A/I_e}$ ）、 l_b ：座屈長さ、 A ：強軸方向の許容応力度を計算する場合は全断面積、弱軸方向の許容応力度を計算する場合は外層を除いた部分の断面積、 I_e ：強軸方向の許容応力度を計算する場合は全断面の断面二次モーメント、弱軸方向の許容応力度を計算する場合は外層を除いた部分の断面二次モーメントとする。

表 3-12 材料試験から推定した CLT の圧縮強度

	推定した圧縮強度 (N/mm ²)	材料試験の最大圧縮応力 (=座屈強度) (N/mm ²)	λ	I_e (mm ⁴)	A (mm ²)	l_b (mm)
S60-3-4 縦圧縮	16.8	16.8	14.5	23040000	19200 = 160 × 120	504
S60-3-4 横圧縮	14.5	14.5	29.1	2880000	9600 = 160 × 60	504

表 3-13 架構実験の検討に使用する CLT の座屈

	推定した圧縮強度 (N/mm ²)	部材試験の座屈強度 (N/mm ²)	λ	I_e (mm ⁴)	A (mm ²)	l_b (mm)
S60-3-4 縦圧縮	16.8	16.8	23.1	93600000	78000 = 650 × 120	800
S60-3-4 横圧縮	14.5	14.5	18.8	28800000	96000 = 1600 × 60	325

3.4.4.2. 面内せん断試験

CLT 面内せん断試験の模式図を図 3-32、図 3-33 に示す。使用する試験片の寸法は幅 720mm、高さ 160mm である。試験体数は表面の繊維方向が平行のものと、直交のものを各 3 体ずつ用意した。また、試験体名は表面の繊維方向が平行のものを S60-SP シリーズ、直交のものを S60-SO シリーズとした。試験方法はスパン 320mm の逆対称 4 点荷重法で、荷重方法は単調荷重であり、試験時間が 10 分前後となるように加力速度は 0.5mm/分とした。なお、加力終了は 0.8 P_{max} 以下まで荷重が低下したときとした。

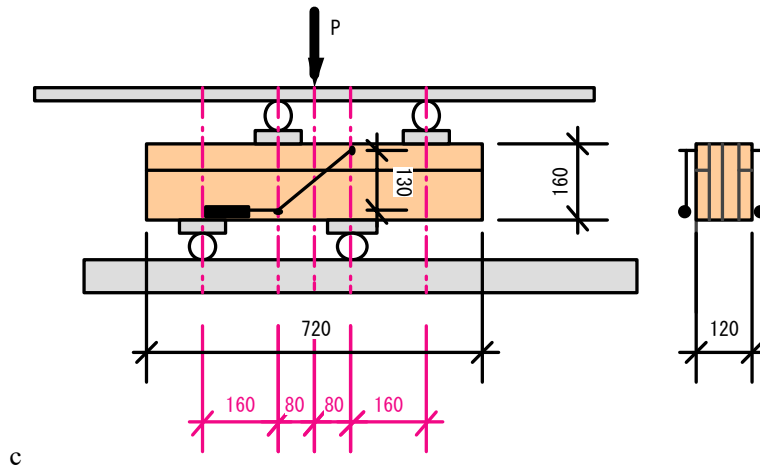


図 3-32 S60-SP シリーズの試験模式図

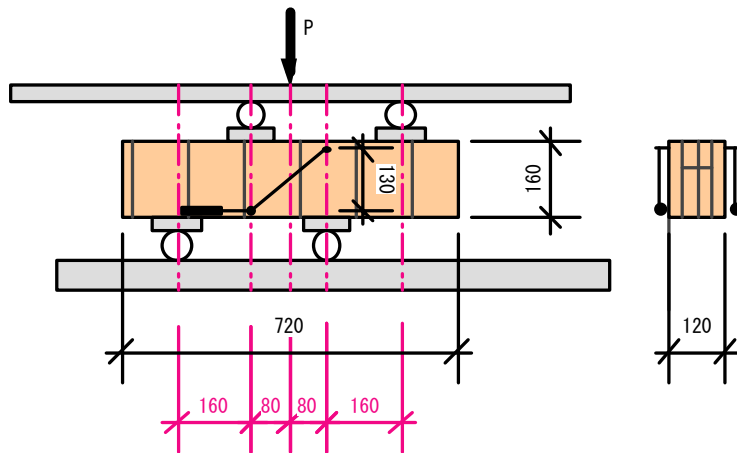


図 3-33 S60-SO シリーズの試験模式図

平均せん断応力度は、試験区間に作用するせん断力 0.5 P を試験片の断面積 (幅 120mm × 高さ 160mm) で除した値とした。また、最大せん断応力度は、平均せん断応力度に形状係数 1.5 を乗じた値とした。

試験区間のせん断変形は、試験体の側面に斜め方向に設置した変位計によって計測し、せん断ひずみは以下の算定式で計算した。なお、せん断弾性係数は、平均せん断応力度－せん断ひずみ関係において、平均せん断応力度の最大値の 40% と 60% に相当する点を結んだ時の傾きとした。

また、応力の下限值は母集団を正規分布と仮定した場合の信頼水準 75% の 95% 下側許容限界値とし、せん断弾性係数の下限値は信頼水準 75% の 50% 下側許容限界値とした。

$$\gamma = \frac{\Delta q}{p} = \frac{\sqrt{(l + \delta_d)^2 - p^2} - q}{p}$$

(3.1)

l 、 p 、 q 、 Δq については、**図 3-34**を参照されたい。

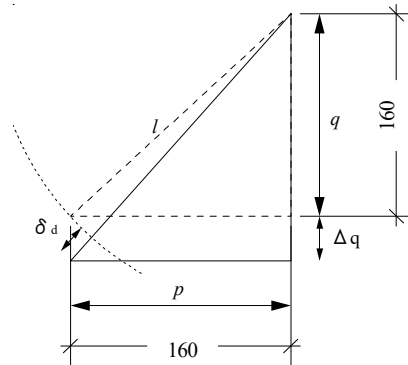
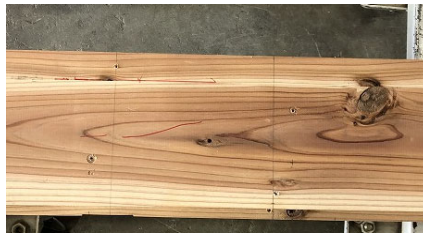


図 3-34 せん断ひずみ算出補足 (単位 : mm)

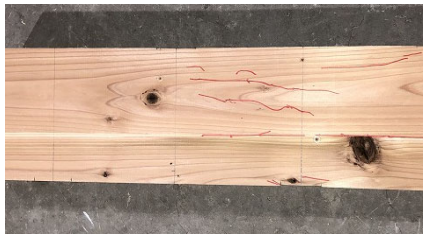
各シリーズにおける破壊性状を**写真 3-10**に示す。破壊性状は S60-SP シリーズではすべての試験体で繊維平行方向のせん断破壊やローリングシア破壊が見られ、S60-SO シリーズでも同様にすべての試験体でローリングシア破壊が見られた。



S60-SP1



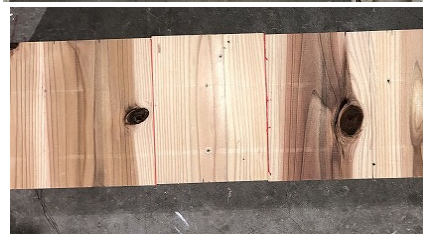
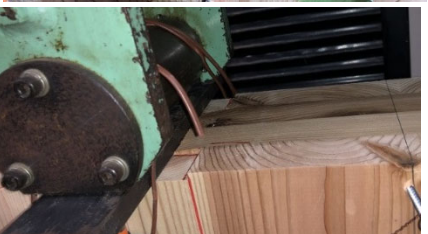
S60-SP2



S60-SP3



S60-SO0



S60-SO1



S60-SO2



S60-SO3

写真 3-10 試験体の破壊性状

各試験体の平均せん断力-せん断ひずみ関係を図 3-35 に、各試験体の特性値を表 3-14 に示す。表面の繊維方向をパラメータにとり、面内せん断試験を行ったが、平均せん断応力度は、層構成に関わらず概ね同程度の値を示した。また、せん断弾性係数に関しては、ばらつきがやや大きいものの、下限値は文献[3-4]に示されている 500N/mm^2 と比較すると、1.02 倍程度とほぼ同程度の値であった。

面内せん断試験では、ローリングシア破壊が確認されているため、モードⅢの破壊が生じたものと考えられる。但し、材料試験片の高さが 160mm と低く、各層のラミナの幅方向の数のうち最小の値が $160\text{mm}/122\text{mm}=1.31$ となり、架構実験に用いた袖壁とは各層のラミナの幅方向の数のうち最小の値が $650\text{mm}/122\text{mm}=5.33$ が異なっているため、面内せん断試験で得られたせん断強度をそのまま用いるのは適切ではない。そこで、材料試験片と袖壁のせん断の基準強度の比率と、実際のせん断強度の比率が等しくなるものと仮定して、袖壁のせん断強度を決定することとした。

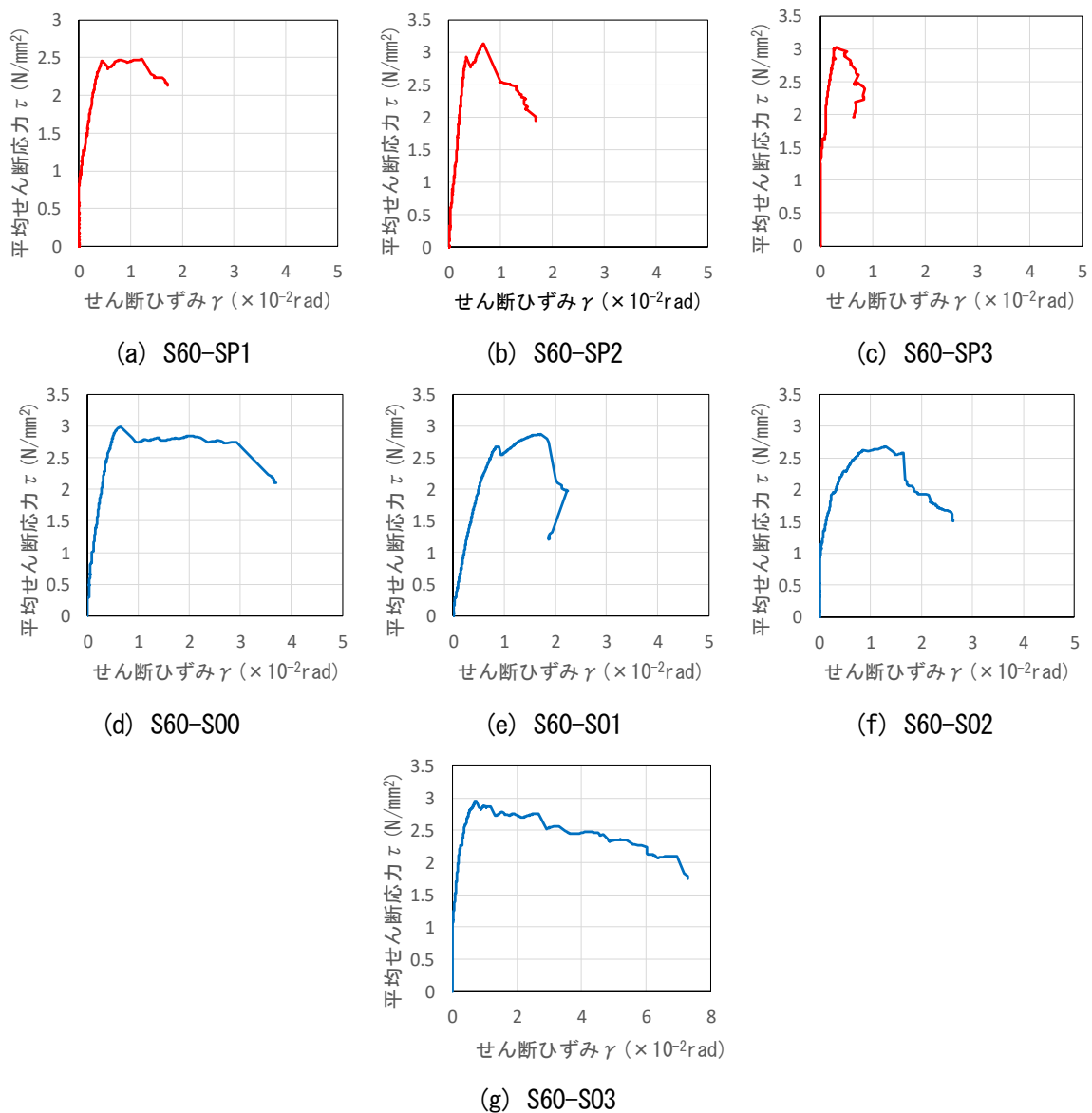


図 3-35 各試験体の平均せん断力-せん断ひずみ関係

表 3-14 各特性値一覧

試験体名	平均せん断応力度	最大せん断応力度	せん断弾性係数
	ave τ_{max} (N/mm ²)	max τ_{max} (N/mm ²)	G(N/mm ²)
S60-SP1	2.48	3.71	454.6
S60-SP2	3.13	4.70	904.2
S60-SP3	3.02	4.53	580.8
S60-SO0	2.99	4.48	603.4
S60-SO1	2.87	4.30	362.5
S60-SO2	2.68	4.02	401.0
S60-SO3	2.95	4.43	567.7
平均	2.87	4.31	553.5
標準偏差	0.21	0.31	167.3
変動係数	0.07	0.07	0.30
ばらつき係数	0.84	0.84	0.92
下限値	2.41	3.61	508.1

表 3-15 に推定した結果を示す。材料試験片におけるせん断強度の平均値に対するせん断の基準強度の比率は 0.78 となり、せん断の基準強度に乗じている 95%下限許容限界値算出係数 (3/4=0.75) と近い値を示している。袖壁に関しても同じ比率となるように、せん断強度の平均値を決めると 2.2N/mm² となる。したがって、今後の検討では、この推定した袖壁のせん断強度を用いることとする。

なお、部材試験では、面内せん断試験を行っていないため、骨組解析でもこのような推定は行っておらず、せん断の基準強度をそのまま用いたが、実験結果との整合は良かった。その一因としては、部材実験では、S60-3-3 を用いた試験体 AD で CLT 袖壁のせん断降伏が見られているが、破壊モード III によるせん断の基準強度 (2.3N/mm²) が、破壊モード I (ラミナの繊維方向の破壊) によるせん断の基準強度 (2.7N/mm²) に近く、せん断試験によるせん断強度とせん断の基準強度に差が生じにくい状況にあったと考えられること、S60-3-4 を用いた試験体 BS では CLT 袖壁に作用するせん断力が小さく、CLT 袖壁のせん断強度の影響が現れにくかったことが挙げられる。

表 3-15 架構実験に用いる CLT 袖壁のせん断強度の推定

	各層のラミナの幅方向の数のうち最小の値	せん断の基準強度 (N/mm ²)	せん断強度の平均値 (N/mm ²)
材料試験片	160mm/122mm=1.31	2.20	2.87
袖壁	650mm/122mm=5.33	1.72	2.23 (推定値)
比率		0.78	0.78

3.4.4.3. 含水率、密度の計測

表 3-16、表 3-17、表 3-18 に、圧縮試験片、面内せん断試験片、ドリフトピン面圧試験片、ドリフトピン面圧試験片 (内層のみ) を用いた CLT の密度と含水率の計測結果を示す。含水率の計測には高周波方式の木材水分計を用いた。試験片による違いは殆ど見られず、密度は 0.41~0.42g/cm³、含水率は 11~12%程度の値となった。この結果から、密度については一般的なスギ材の密度 (0.38g/cm³) と同程度であり、含水率は日本農林規格で規定されている直交集成板の平均含水率 15%以下であることが確認できる。

表 3-16 密度、含水率の計測結果（圧縮試験片）

試験体名	密度 (g/cm ³)	含水率 (%)
S60-3-4 縦圧縮 No.2	0.442	12.0
S60-3-4 縦圧縮 No.3	0.433	11.9
S60-3-4 縦圧縮 No.5	0.424	11.6
S60-3-4 横圧縮 No.1	0.395	12.8
S60-3-4 横圧縮 No.2	0.417	12.5
S60-3-4 横圧縮 No.3	0.420	12.6
平均	0.422	12.2

表 3-17 密度、含水率の計測結果（面内せん断試験片）

試験体名	密度 (g/cm ³)	含水率 (%)
S60-SP1	0.416	12.8
S60-SP2	0.434	14.5
S60-SP3	0.420	12.9
S60-SO0	0.421	10.2
S60-SO1	0.421	11.0
S60-SO2	0.420	11.3
S60-SO3	0.426	10.4
平均	0.423	12.1

表 3-18 密度、含水率の計測結果（ドリフトピン面圧試験片）

試験体名	密度 (g/cm ³)	含水率 (%)
S60-DPC-O0	0.38	10.3
S60-DPC-O1	0.46	12.0
S60-DPC-O2	0.47	12.3
S60-DPC-O3	0.35	9.5
S60-DPC-P0	0.42	11.5
S60-DPC-P1	0.43	10.5
S60-DPC-P2	0.43	11.8
S60-DPC-P3	0.43	11.3
平均	0.42	11.1

表 3-19 密度、含水率の計測結果（ドリフトピン面圧試験片：内層のみ）

試験体名	密度 (g/cm ³)	含水率 (%)
S60-DPC-O0	0.40	10.3
S60-DPC-O1	0.44	10.8
S60-DPC-O2	0.41	11.0
S60-DPC-O3	0.38	10.8
S60-DPC-P0	0.42	11.3
S60-DPC-P1	0.42	11.8
S60-DPC-P2	0.42	11.8
S60-DPC-P3	0.41	11.3
平均	0.41	11.1

3.4.5. ドリフトピン面圧試験

3.4.5.1. 概要

ここでは、試験体 A の鋼板挿入ドリフトピン単位接合部の強度及び剛性の推定に必要な CLT ラミナの支圧強度及び剛性を要素実験によって確認する。ラミナの支圧強度及び剛性は、以下の手順で算定した。

- ① 架構実験で用いた 3 層 4 プライ CLT を用いた面圧試験を行い、強度を求める。
- ② ①で行った各試験体から内層部分を切り出し、①と同様に面圧試験を行い、内層部分の支圧強度及び剛性を求める。
- ③ CLT の支圧強度が構成するラミナの支圧強度の平均であると仮定し、下式に示す連立方程式を立て、その解から繊維方向及び繊維直角方向の支圧強度及び剛性を求める。

$$\begin{aligned} 2 {}_m f_o + 2 {}_m f_i &= 4 {}_m F_{all} \\ 2 {}_m f_i &= 2 {}_m F_{in} \end{aligned} \tag{3.2}$$

$$\begin{aligned} 2 {}_m k_o + 2 {}_m k_i &= 4 {}_m K_{all} \\ 2 {}_m k_i &= 2 {}_m K_{in} \end{aligned} \tag{3.3}$$

ここで、 ${}_m F$ 、 ${}_m K$: CLT の支圧強度 (N/mm²)、支圧剛性 (N/mm³) の実験値 (添字 *all* : CLT 全層、*in* : CLT 内層のみ)、 ${}_m f$ 、 ${}_m k$: ラミナの支圧強度 (N/mm²)、支圧剛性 (N/mm³) の実験値 (添字 *o* : 外層ラミナ、*i* : 内層ラミナ) である。

3.4.5.1. CLT 全層の面圧試験

実験パラメータは 2 ケースを設定し、各 4 体ずつ試験を行う。表 3-20、表 3-21 に各試験体の概要を示す。表に示すように、各試験体上面にはドリフトピン径 φ12 の半円に相当する溝を加工している。なお、CLT 外層ラミナの繊維方向が加力方向に対して平行方向のものを S60-DPC-P シリーズ、外層ラミナの繊維方向が加力方向に対して直交のものを S60-DPC-O シリーズと名付けた。

表 3-20 S60-DPC-O 試験体概要

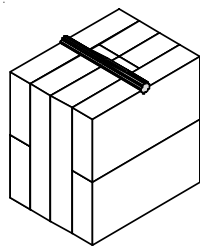
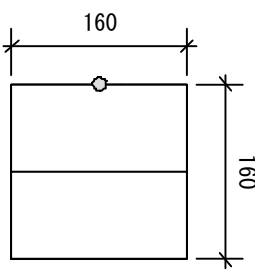
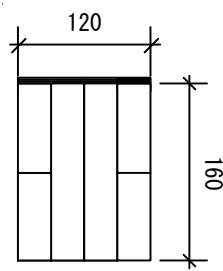
 S60-DPC-O (横方向)		
	ドリフトピン径	12mm
	CLT 強度等級	S60-3-4
	樹種	スギ

表 3-21 S60-DPC-P 試験体概要

<p>S60-DPC-P (縦方向)</p>	ドリフトピン径	12mm
	CLT 強度等級	S60-3-4
	樹種	スギ

加力方法の模式図を図 3-36 に、変位計の設置状況を写真 3-11 に示す。加力は単調加力とし、加力速度は 1mm/min で 15mm を超えるまで加力した。変位計による計測は、加力用治具－基盤間の絶対変位と、加力用治具と試験体表面の相対変位の二つとした。また、面圧による圧縮応力度はロードセルで計測した値を用いて、下式によって算出した。初期剛性はロードセル計測値の最大値または 15mm 変位時の強度の 30%と 50%の値を結んだ直線の傾きとし、面圧強度は ASTM によって定義されている初期剛性の直線をドリフトピンの直径 (d) の 5%の長さだけ変位の正方向へ移動した直線と応力変位関係との関係から導かれる強度^[3-5] (5%offset 強度 ($\sigma_{5\%offset}$)) 及び、Hwang らの報告にある 2%オフセットさせた直線と応力変位関係の交点の強度 (2%offset 強度 ($\sigma_{2\%offset}$))^[3-6]によって評価した。

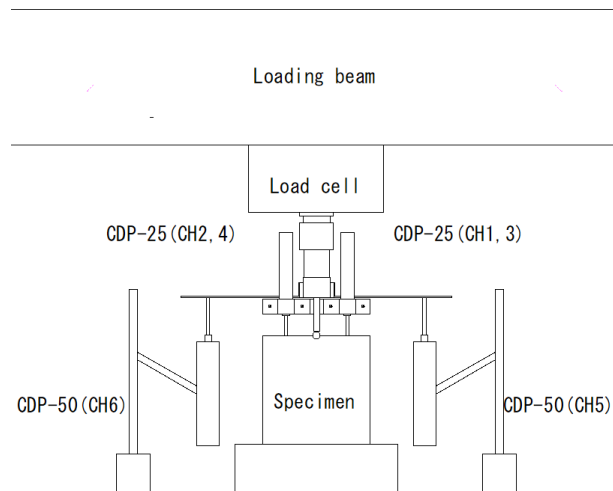


図 3-36 加力方法の模式図



写真 3-11 変位計の設置状況

$$\sigma_{DPC} = \frac{P}{A}$$

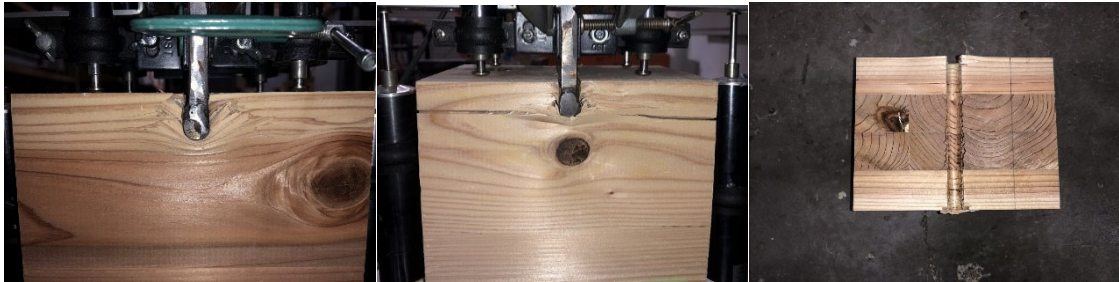
(3.4)

ここで、 σ_{DPC} ：CLT の面圧強度 (N/mm²)、 P ：ロードセルで計測された荷重 (N)、 A_d ：ドリフトピンの水平投影面積 (mm²) とする。

写真 3-12、写真 3-13 に各試験体の破壊性状を、図 3-37、図 3-38 に各試験体の応力-変位関係を示す。得られた応力-変位関係は、最大強度のないめり込み型の曲線となった。また、破壊性状については、基本的にすべての試験体で同じような破壊性状が見られたが、S60-DPC-O シリーズの一部の試験体ではめり込みによって表面のラミナが浮き上がるような破壊が見られた。また、S60-DPC-O1 試験体では、加力部分の下部に節があり、あまりめり込まない状態で、繊維方向に亀裂が見られた。



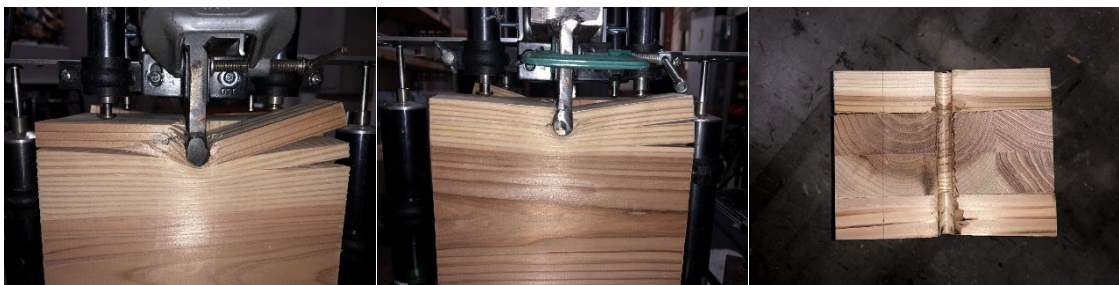
(a) S60-DPC-00



(b) S60-DPC-01

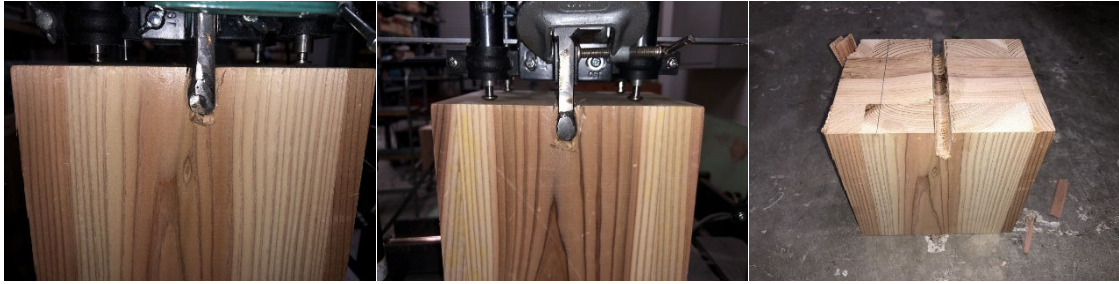


(c) S60-DPC-02



(d) S60-DPC-03

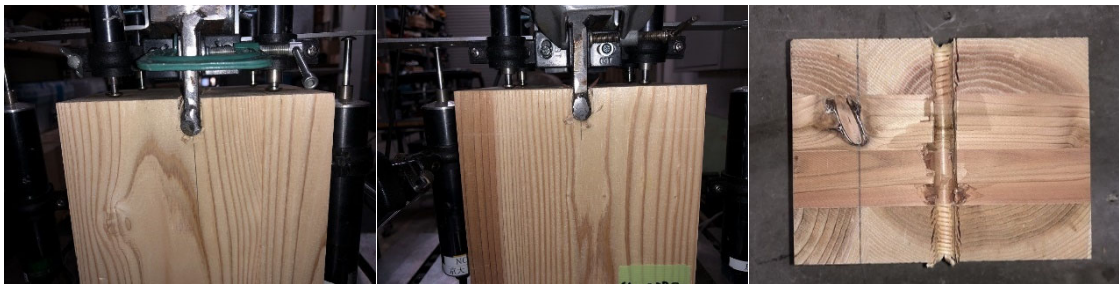
写真 3-12 ドリフトピン面圧試験における破壊性状 (S60-DPC-0 シリーズ)



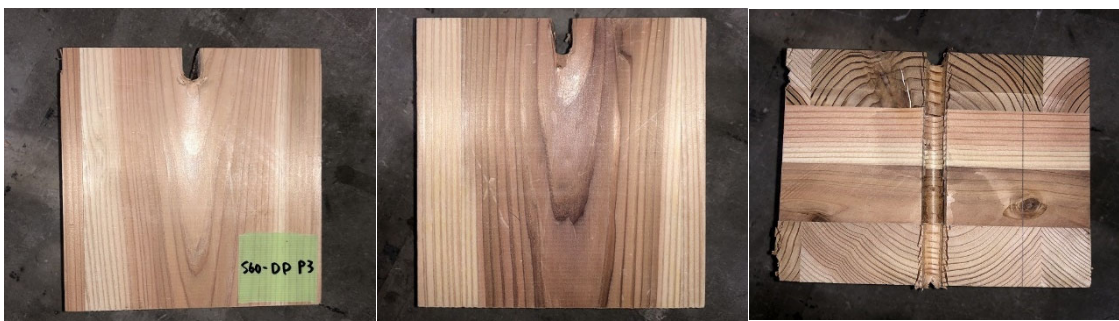
(a) S60-DPC-P0



(b) S60-DPC-P1

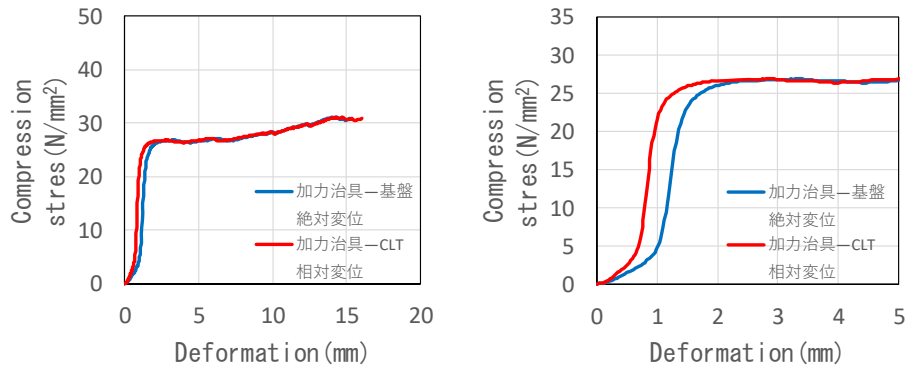


(c) S60-DPC-P2

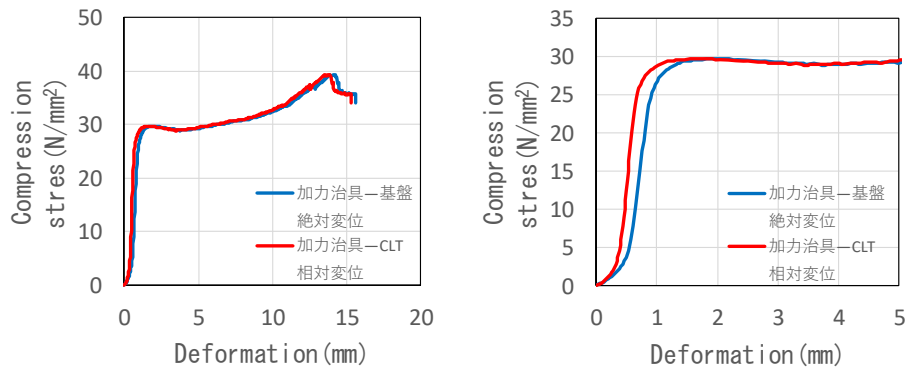


(d) S60-DPC-P3

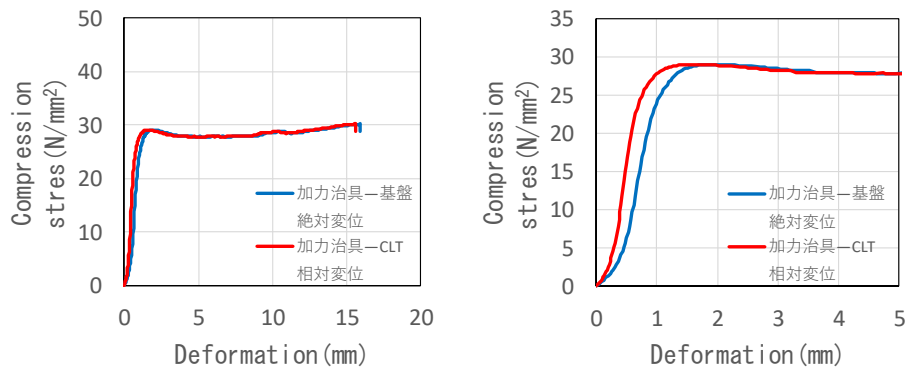
写真 3-13 ドリフトピン面圧試験における破壊性状 (S60-DPC-P シリーズ)



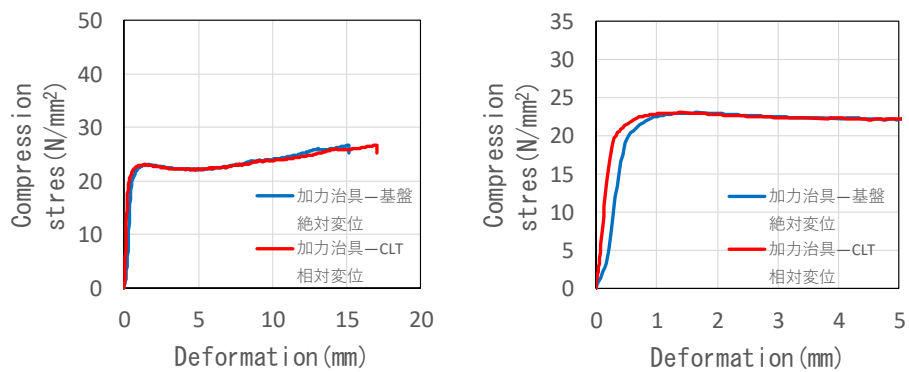
(a) S60-DPC-00



(b) S60-DPC-01

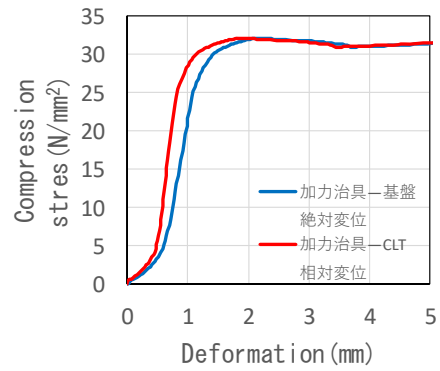
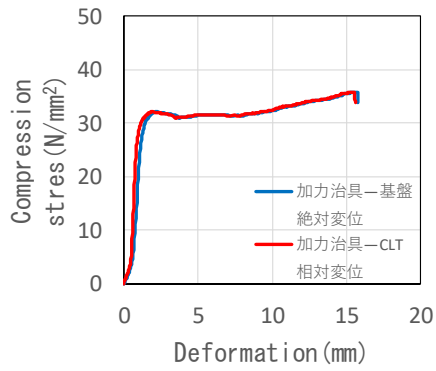


(c) S60-DPC-02

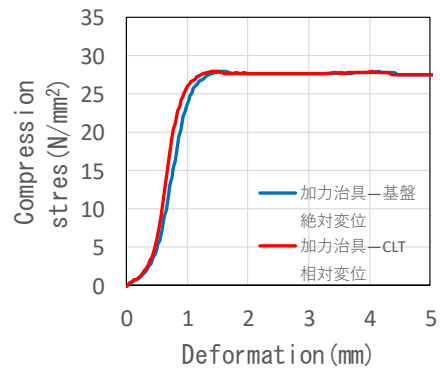
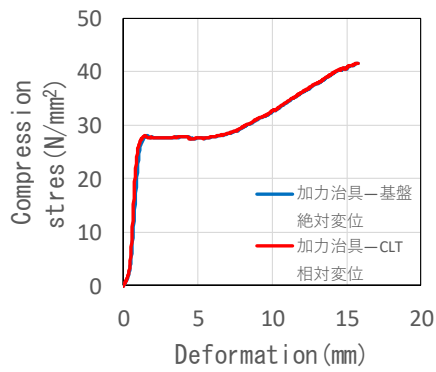


(d) S60-DPC-03

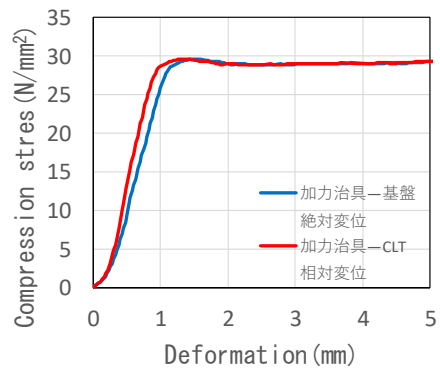
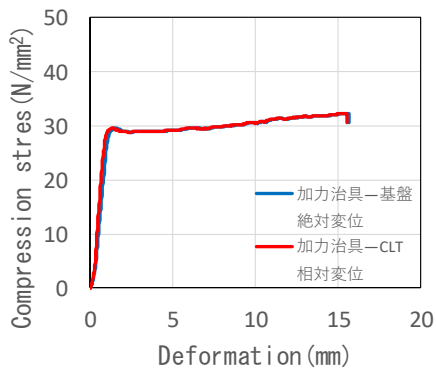
図 3-37 ドリフトピン面圧試験における応力-変形関係 (S60-DPC-0 シリーズ)



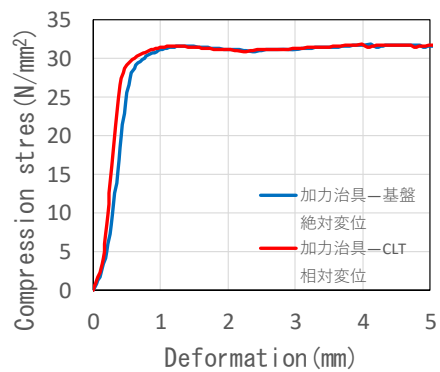
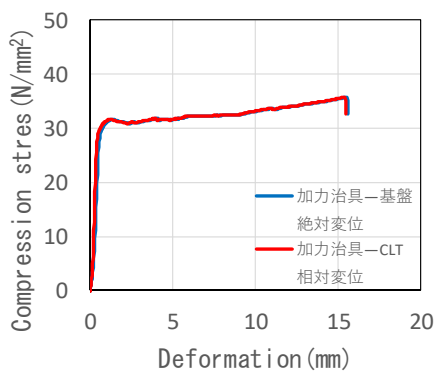
(a) S60-DPC-P0



(b) S60-DPC-P1



(c) S60-DPC-P2



(d) S60-DPC-P3

図 3-38 ドリフトピン面圧試験における応力-変形関係 (S60-DPC-P シリーズ)

表 3-22、表 3-23 に特性値の一覧を示す。ここで、 δ_R 、 δ_A はそれぞれ加力用治具－試験体表面の相対変位、加力治具－基盤間の絶対変位を示している。載荷方向が CLT 内層ラミナの繊維方向と一致する S60-DPC-O シリーズの方が、繊維方向が CLT 外層ラミナの繊維方向と一致する S60-DPC-P シリーズよりも、全体的に支圧強度が小さくなった。また、相対変位から求めた特性値と絶対変位から求めた特性値とを比較すると、最大耐力時の変形量には大きな差は見られないが、変形が小さい範囲では、加力用治具－試験体表面の相対変位の方が加力治具－基盤間の絶対変位よりも小さい。これは、前者は計測区間が短く、試験片のめり込み部周辺の変形が含まれていないことが関係しているものと思われるが、一方で変形が大きくなると、S60-DPC-O シリーズで見られた損傷（表面のラミナの浮き上がり）の影響が少なからず生じることが懸念される。したがって、以後の検討では、加力治具－基盤間の絶対変位を用いることとする。

表 3-22 相対変位から求めた特性値

試験体名	σ_{\max}	$\sigma_{R2\%offset}$	$\sigma_{R5\%offset}$	$\delta_{R\max}$	$\delta_{R2\%offset}$	$\delta_{R5\%offset}$
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	mm
S60-DPC-O0	31.06	24.76	26.18	14.30	1.24	1.62
S60-DPC-O1	39.34	28.26	29.42	13.81	0.92	1.29
S60-DPC-O2	30.17	26.78	28.75	15.53	0.89	1.28
S60-DPC-O3	26.68	22.57	22.91	17.00	0.80	1.17
平均	31.81	25.59	26.81	15.16	0.96	1.34
S60-DPC-P0	35.74	29.58	31.39	15.30	1.09	1.48
S60-DPC-P1	41.60	27.14	27.92	15.70	1.15	1.53
S60-DPC-P2	32.32	29.11	29.42	15.14	1.11	1.48
S60-DPC-P3	35.74	31.53	31.38	15.38	1.11	1.46
平均	36.35	29.34	30.03	15.38	1.12	1.49

表 3-23 絶対変位から求めた特性値

試験体名	σ_{\max}	$\sigma_{A2\%offset}$	$\sigma_{A5\%offset}$	$\delta_{A\max}$	$\delta_{A2\%offset}$	$\delta_{A5\%offset}$
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	mm
S60-DPC-O0	31.06	24.56	26.09	14.04	1.65	2.04
S60-DPC-O1	39.34	28.22	29.38	14.17	1.17	1.55
S60-DPC-O2	30.17	26.76	28.74	15.87	1.21	1.61
S60-DPC-O3	26.68	22.57	22.91	15.11	1.06	1.42
平均	31.81	25.53	26.78	14.80	1.27	1.65
S60-DPC-P0	35.74	30.19	31.61	15.50	1.45	1.84
S60-DPC-P1	41.60	27.18	27.88	15.76	1.29	1.67
S60-DPC-P2	32.32	29.21	29.39	15.24	1.31	1.67
S60-DPC-P3	35.74	31.55	31.39	15.49	1.31	1.66
平均	36.35	29.53	30.07	15.50	1.34	1.71

3.4.5.1. CLT 内層の面圧試験

面圧試験の試験体から内層部分を切り出し、それらに対して再び面圧試験を行った。試験体寸法は、ラミナの幅を基準としており、122mm×122mm×60mm である。写真 3-14 に各試験体の破壊性状を、図 3-39 に各試験体の応力-変位関係を示す。得られた応力-変位関係は最大強度のないめり込み型の曲線となった。S60-DPC-O0 試験体では、繊維方向に沿った集合型せん断破壊が見られた。S60-DPC-O0 試験体以外は基本的にすべての試験体で同じような破壊性状が見られた。また、S60-DPC-O シリーズのいくつかの試験体では強度が大きいものが見られるが、これはせん断面や加力位置に節があったことが原因と考えられる。



(a) S60-DPC-O0



○ : 影響したと考えられる節の位置
(b) S60-DPC-O1



○ : 影響したと考えられる節の位置
(c) S60-DPC-O2



(d) S60-DPC-O3



(e) S60-DPC-P0



(f) S60-DPC-P1



(g) S60-DPC-P2



(h) S60-DPC-P3

写真 3-14 ドリフトピン面圧試験(内層のみ)における破壊性状

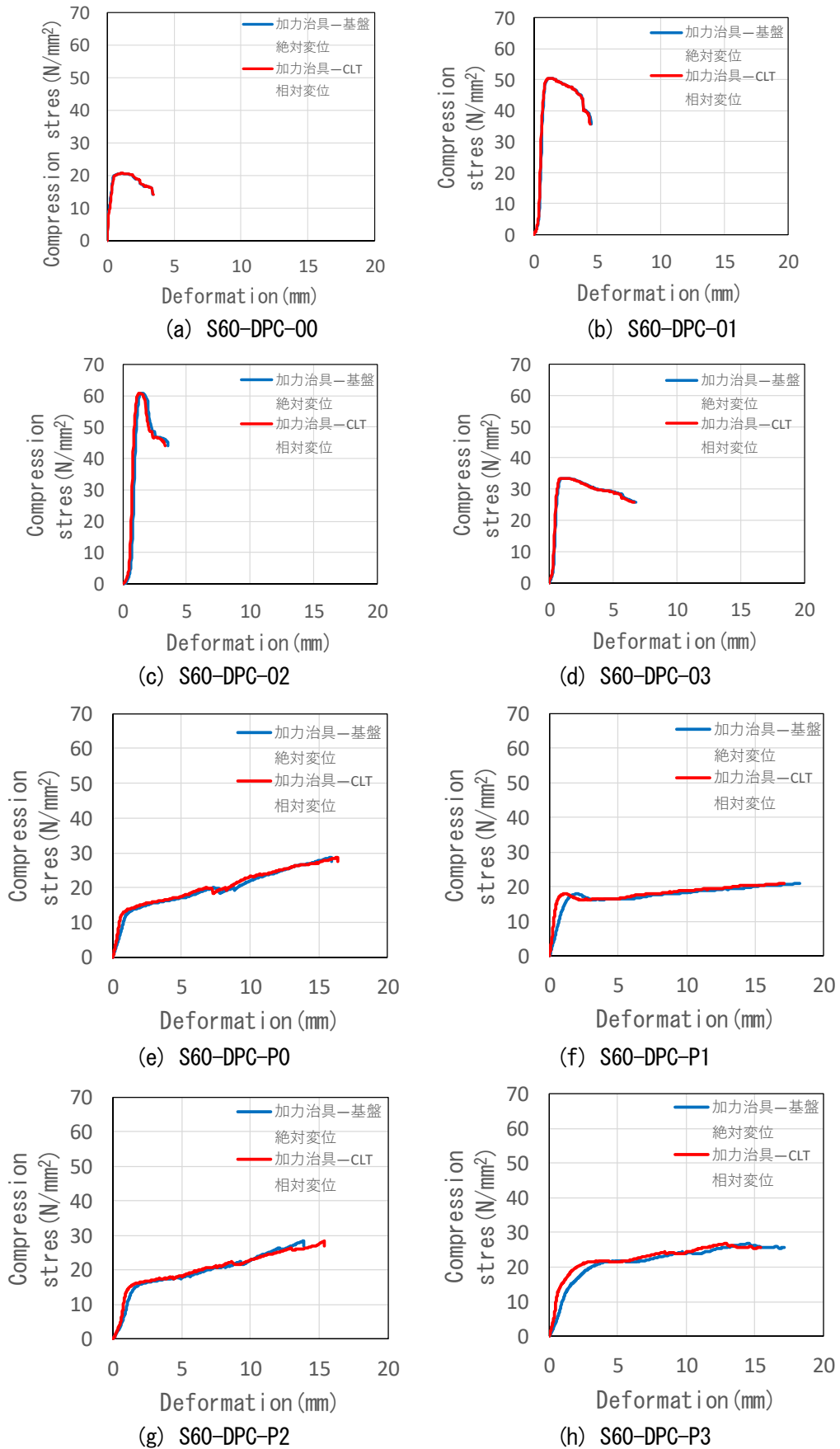


図 3-39 ドリフトピン面圧試験（内層のみ）における応力-変形関係

表 3-24、表 3-25 に試験結果の特性値を整理する。ここで、 δ_R 及び δ_A はそれぞれ、加力治具—試験体表面の相対変位及び加力治具—基盤の絶対変位を意味する。載荷方向に対する CLT ラミナの繊維方向の違いが支圧強度に及ぼす影響は小さかったが、節の影響が大きい S60-DPC-O1 試験体や S60-DPC-O2 試験体では、他の試験体と比較して、支圧強度が高めに出る傾向が見られた。

表 3-24 相対変位から求めた特性値（内層のみ）

試験体名	σ_{\max}	$\sigma_{R2\%offset}$	$\sigma_{R5\%offset}$	$\delta_{R\max}$	$\delta_{R2\%offset}$	$\delta_{R5\%offset}$
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	mm
S60-DPC-O0	20.70	20.26	20.66	1.11	0.72	1.09
S60-DPC-O1	50.41	49.65	50.37	1.20	0.96	1.33
S60-DPC-O2	60.91	60.34	60.47	1.31	1.17	1.53
S60-DPC-O3	33.56	33.37	33.38	0.90	0.82	1.18
平均	41.39	40.91	41.22	1.13	0.92	1.28
S60-DPC-P0	20.45	17.08	17.91	15.04	0.72	1.10
S60-DPC-P1	27.21	14.95	15.56	15.01	2.04	2.53
S60-DPC-P2	26.16	15.55	16.09	15.08	1.40	1.80
S60-DPC-P3	26.86	15.72	18.53	12.94	1.07	1.57
平均	25.17	15.82	17.02	14.52	1.31	1.75

表 3-25 絶対変位から求めた特性値（内層のみ）

試験体名	σ_{\max}	$\sigma_{A2\%offset}$	$\sigma_{A5\%offset}$	$\delta_{A\max}$	$\delta_{A2\%offset}$	$\delta_{A5\%offset}$
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	mm	mm	mm
S60-DPC-O0	20.70	20.00	20.52	1.07	0.56	0.93
S60-DPC-O1	50.41	49.82	50.36	1.23	1.02	1.38
S60-DPC-O2	60.91	60.44	60.47	1.48	1.34	1.70
S60-DPC-O3	33.56	33.36	33.38	0.97	0.89	1.25
平均	41.39	40.91	41.18	1.19	0.95	1.32
S60-DPC-P0	20.09	16.40	17.77	15.01	1.33	1.78
S60-DPC-P1	27.78	14.95	15.55	15.07	2.48	2.99
S60-DPC-P2	28.35	15.53	16.09	13.88	1.86	2.27
S60-DPC-P3	26.86	15.39	17.91	14.62	1.76	2.36
平均	25.77	15.57	16.83	14.64	1.86	2.35

3.4.5.1. 支圧強度及び支圧剛性の推定

CLT 全層の面圧試験、CLT 内層の面圧試験の結果を用いて、式(3.2)、(3.3)を解き、各試験体の繊維平行方向及び繊維直交方向の支圧強度と支圧剛性を計算した。表 3-26 に S60-DPC-O、S60-DPC-P シリーズの各試験体で求めた支圧強度及び支圧剛性の計算結果を示す。計算には CLT 全層の面圧試験、CLT 内層の面圧試験の各実験で計測された絶対変位から求めた 2%オフセット値を用いた。

S60-DPC-O シリーズと S60-DPC-P シリーズの全層面圧試験の結果を比較すると、 F_{all} や K_{all} は比較的近い値を示しており、外層と内層のラミナの向きの影響はあまり大きくないことが分かる。したがって、本来であれば S60-DPC-O シリーズの内層と S60-DPC-P シリーズの外層、本来であれば S60-DPC-O シリーズの外層と S60-DPC-P シリーズの内層は良く似た支圧強度及び支圧剛性を示すべきであるが、実際にはそのような結果は得られていない。その原因としては、S60-DPC-O シリーズの内層面圧試験において、繊維平行方向の支圧強度 f_f や支圧剛性 k_f に大きなばらつきが生じたため、式(3.2)、(3.3)から推測される繊維直交方向の支圧強度 f_o や支圧剛性 k_o にも大きなばらつき（場合によっては負の数値）が生じたことが考えられる。一方、S60-DPC-P シリーズの内層面圧試験で得られた繊維平行方向

の支圧強度 f_i や支圧剛性 k_i のばらつきは小さく、また、内層が全層 (CLT) の材料特性に及ぼす影響が比較的小さく抑えられているため、式(3.2)、(3.3)から推測される繊維直交方向の支圧強度 f_o や支圧剛性 k_o は安定した数値を示している。

したがって、以降の架構実験における検討では、節の影響が小さく、信頼性の高い支圧剛性、支圧強度が得られているものと考えられる S60-DPC-P シリーズの結果を用いて検討を進める。

表 3-26 実験値から求めた支圧強度及び剛性

試験体名	F_{all}	f_i	f_o	K_{all}	k_i	k_o
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ³	N/mm ³	N/mm ³
S60-DPC-O0	24.6	20.5	28.6	14.9	35.7	-5.94
S60-DPC-O1	28.2	50.4	6.08	24.1	48.8	-0.60
S60-DPC-O2	26.8	60.5	-6.95	22.1	45.1	-0.87
S60-DPC-O3	22.6	33.4	11.8	21.3	37.5	5.10
平均	25.5	41.2	9.87	20.6	41.8	-0.58
S60-DPC-P0	30.2	16.4	44.0	20.8	12.33	29.3
S60-DPC-P1	27.2	15.0	39.4	21.1	6.03	36.1
S60-DPC-P2	29.2	15.5	42.9	22.3	8.35	36.2
S60-DPC-P3	31.6	15.4	47.7	24.1	8.74	39.4
平均	29.5	15.6	43.5	22.1	8.86	35.3

3.5. 鋼板挿入ドリフトピン接合部の剛性と耐力の評価

3.5.1.1. 概要

試験体 A では、水平接合部、鉛直接合部に用いた鋼板挿入ドリフトピン接合部の剛性や耐力を評価することが設計やモデル化で不可欠となるが、本研究では、接合部自体の要素実験は実施していない。そこで、ドリフトピン 1 本あたりの特性値を数値解析によって求めた上で、その解析結果を用いて、接合部の剛性や耐力の評価を行うものとする。なお、数値解析は、設計時に参照可能な情報（材料の基準強度や規格強度、弾性係数等の標準的な特性値等）に基づいて検討する場合と、材料試験の結果等、実態に応じた情報に基づき、実験結果の検証を目的とする場合に分けて考えることができる。ここでは、前者を設計値、後者を試験値と区別して、議論を行うものとする。

3.5.1.2. 計算式を用いたドリフトピン 1 本あたりの降伏強度の評価

後述する 3.5.1.3 では、要素実験の結果を基に、鋼板挿入ドリフトピンの強度及び剛性を推定しているが、構造設計時には、CLT やドリフトピンの実強度が明確でないこと、また、数値解析で強度の計算を行うのは煩雑であることから、計算式等により、強度の概算を行うことが現実的である。ここでは、文献[3-7]を参考に、3 層 4 プライの場合の YET による降伏荷重の計算式を誘導した。以下に誘導した算定式を示す。なお、文献[3-7]では 5 層 5 プライの場合を対象としているため、ここでは、図 3-40 に示す最外縁の第 1 層のラミナを無視し、第 1 層のラミナに起因する破壊モードとなる Mode 2.2 や Mode 3.3 は計算対象としていない。また、Mode 2.1、3.1、3.2 に関しては、位置情報を示す x の値に条件を設けており、条件を満足しない場合には当該する破壊モードは存在しないものとする。

Mode 1

$$0 = \frac{P_y}{2} - f_2 \cdot t_2 \cdot d - f_3 \cdot t_3 \cdot d \rightarrow P_y = 2(f_2 \cdot t_2 + f_3 \cdot t_3) \cdot d \quad (3.5)$$

Mode 2.1

$$\begin{cases} 0 = \frac{P_y}{2} + f_2 \cdot (t_2 - x) \cdot d - f_2 \cdot x \cdot d - f_3 \cdot t_3 \cdot d \\ 0 = M_y + f_2 \cdot (t_2 - x) \cdot d \cdot \left(\frac{t_2}{2} + \frac{x}{2} + t_3\right) - f_2 \cdot x \cdot d \cdot \left(\frac{x}{2} + t_3\right) - f_3 \cdot \frac{t_3^2}{2} \cdot d \end{cases}$$

$$\rightarrow \begin{cases} P_y = 2(-f_2 \cdot (t_2 - x) \cdot d + f_2 \cdot x \cdot d + f_3 \cdot t_3 \cdot d) \\ f_2 \cdot d \cdot x^2 + 2f_2 \cdot d \cdot t_3 \cdot x + \left\{ -M_y - f_2 \cdot t_2 \cdot d \cdot \left(\frac{t_2}{2} + t_3\right) + f_3 \cdot \frac{t_3^2}{2} \cdot d \right\} = 0 \end{cases} \quad (3.6)$$

Mode 3.1

$$\begin{cases} 0 = \frac{P_y}{2} - f_3 \cdot x \cdot d \\ 0 = 2M_y - f_3 \cdot \frac{x^2}{2} \cdot d \end{cases} \rightarrow \begin{cases} P_y = 2f_3 \cdot x \cdot d \\ x = 2\sqrt{\frac{M_y}{f_3 \cdot d}} \end{cases} \quad (3.7)$$

Mode 3.2

$$\begin{cases} 0 = \frac{P_y}{2} - f_2 \cdot x \cdot d - f_3 \cdot t_3 \cdot d \\ 0 = 2M_y - f_2 \cdot x \cdot d \cdot \left(\frac{x}{2} + t_3\right) - f_3 \cdot \frac{t_3^2}{2} \cdot d \end{cases} \rightarrow \begin{cases} P_y = 2(f_2 \cdot x + f_3 \cdot t_3) \cdot d \\ \frac{f_2 \cdot d}{2} x^2 + f_2 \cdot t_3 \cdot d \cdot x - 2M_y + f_3 \cdot \frac{t_3^2}{2} \cdot d = 0 \end{cases} \quad (3.8)$$

Mode 2.1、 Mode 3.2

$$0 < x < t_2 \quad (3.9)$$

Mode 3.1

$$0 < x < \frac{t_3}{2} \quad (3.10)$$

ここで、 d ：ドリフトピンの径 (=12mm)、 F ：ドリフトピンの曲げ強度、 t_2 ：外層の厚さ (=30mm)、 t_3 ：内層の厚さ (=24mm)、 f_2 ：外層の支圧強度、 f_3 ：内層の支圧強度、 M_y ：ドリフトピンの曲げ降伏モーメント (参考文献では全塑性モーメントとして $F \cdot d^3/6$ が用いられているが、ここでは降伏点付近の比較の変形が小さい状況に着目するため、降伏モーメント $\pi d^3/32 \cdot F$ を採用した)、 x ：ドリフトピンの回転中心や塑性ヒンジの位置情報を表わすための変数である。

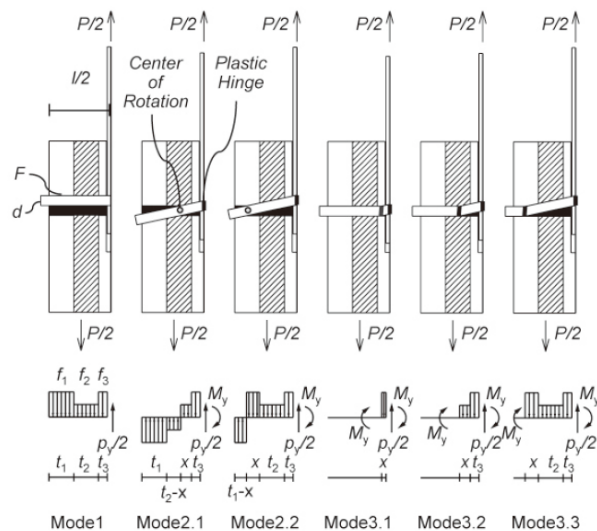


図 3-40 5 層 5 プライの場合のドリフトピン接合部の破壊モード^[3-7]

表 3-27 に、上記の計算式で求めたドリフトピン 1 本あたりの降伏荷重を示す。ここでは、支圧強度及び曲げ強度に基準強度を用いた場合（設計値）と、材料試験の結果を用いた場合（試験値）の結果について示す。なお、スギの基準支圧強度は、文献[3-8]より、繊維方向で 19.4N/mm^2 、繊維直交方向で 9.7N/mm^2 、ドリフトピンの曲げ強度は 235N/mm^2 とした。また、材料試験の結果を用いる場合には、スギの支圧強度は、繊維方向で 43.5N/mm^2 、繊維直交方向で 15.6N/mm^2 、ドリフトピンの曲げ強度は 510N/mm^2 とした。

表中に示すように、いずれのケースでも、降伏荷重は Mode 2.1（ドリフトピン中央に塑性ヒンジが形成され、回転変形するドリフトピンにより木材にめり込み降伏が生じる状態）で決定し、最外縁のラミナが繊維方向となるケース 1 では、ドリフトピン 1 本あたりの降伏荷重の設計値、試験値はそれぞれ 8.5kN 、 16.3kN 、最外縁のラミナが繊維直交方向となるケース 2 では、設計値、試験値を用いた場合のドリフトピン 1 本あたりの降伏荷重はそれぞれ 11.1kN 、 23.9kN となった。

表 3-27 計算式によるドリフトピン 1 本あたりの降伏荷重

	設計値		試験値	
	ケース 1 $f_2=19.4\text{N/mm}^2$ $f_3=9.7\text{N/mm}^2$ $F=235\text{N/mm}^2$	ケース 2 $f_2=9.7\text{N/mm}^2$ $f_3=19.4\text{N/mm}^2$ $F=235\text{N/mm}^2$	ケース 1 $f_2=43.5\text{N/mm}^2$ $f_3=15.6\text{N/mm}^2$ $F=510\text{N/mm}^2$	ケース 2 $f_2=15.6\text{N/mm}^2$ $f_3=43.5\text{N/mm}^2$ $F=510\text{N/mm}^2$
P_y	$8.5\text{kN}/\text{本}$	$11.1\text{kN}/\text{本}$	$16.3\text{kN}/\text{本}$	$23.9\text{kN}/\text{本}$
Mode 1	19.6	18.2	40.3	36.3
Mode 2.1	8.5	11.1	16.3	23.9
Mode 3.1	—	—	—	—
Mode 3.2	8.9	12.1	17.5	26.8

ケース 1：外層が繊維方向、内層が繊維直交方向、ケース 2：外層が繊維直交方向、内層が繊維方向

3.5.1.3. 数値解析によるドリフトピン 1 本あたりの荷重変形関係の評価

接合部設計で必要となる鋼板挿入ドリフトピン単位接合部の荷重変形関係を弾塑性モデルによって求めた。図 3-41 に解析モデルを示す。ドリフトピンははり要素で置換し、ラミナの支圧を表現した単軸ばねの配置間隔（ $120\text{mm}/40$ 分割= 3mm ）ごとにモデル化した。なお、ドリフトピン（ $\phi 12$ ）に作用する曲げモーメントが鋼材の降伏モーメント（ $=\pi d^3/32 \cdot F$ 、 d ：ドリフトピンの直径、 F ：ドリフトピンの曲げ降伏強度）で頭打ちになるように、はり要素の両端には塑性ヒンジを設けている。また、鋼板が挿入される中央の 12mm の範囲には単軸ばねは設けず、荷重 P を 4 分割して 4 つの節点に与えて増分解析を行うことで、荷重 P と中央に最も近い節点の変位 δ の関係を求めた。なお、3.5.1.2 と同様に、ラミナの外層、内層をそれぞれ繊維方向、繊維直交方向とする解析ケース 1 と、ラミナの外層、内層をそれぞれ繊維直交方向、繊維方向とする解析ケース 2 を対象とした。材料の特性値としては、ラミナの支圧強度、剛性、ドリフトピンの曲げ強度に基準値や標準的な値を用いた設計値と、材料試験の結果を用いた試験値の 2 通りとし、解析ケース 1、2 と組み合わせた計 4 通りについての解析を実施した。

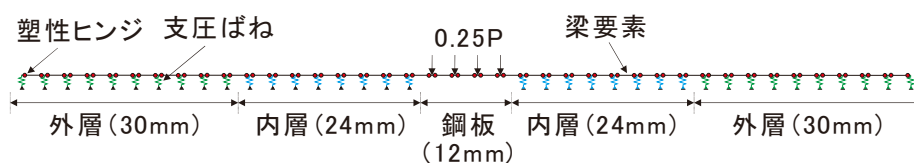


図 3-41 解析モデル

ラミナの支圧を表現する単軸ばねはバイリニアでモデル化した。ラミナの支圧強度に関しては、設計値は、文献[3-8]の基準支圧強度のスギの値（繊維方向：19.4N/mm²、繊維直交方向：9.7N/mm²）、試験値は、面圧試験の結果から繊維方向を43.49N/mm²、繊維直角方向を15.57N/mm²とした。ラミナの支圧剛性に関しては、設計値は、文献[3-9]より、繊維方向を式(3.11)から36.9N/mm³、繊維直交方向を式(3.12)から10.9N/mm³とした。試験値は、面圧試験の結果から、繊維方向を35.3N/mm³、繊維直角方向を8.86N/mm³とした。支圧の初期剛性に対する二次剛性の比率 p に関しては、繊維方向に関しては、面圧試験から求めることができなかったため、設計値、試験値とも、文献[3-9]より0とした。繊維直交方向に関しては、面圧試験から求めた値(0.11)が、文献[3-9]による値(1/8.8=0.11)がほぼ等しい値であったため、繊維方向と同様に、設計値、試験値のいずれについても、文献[3-9]の値を用いた。図3-42に単軸ばねの荷重変形関係を示す。なお、単軸ばねのモデル化では、図中に示した支圧応力にドリフトピンの径(12mm)と単軸ばねの間隔(3mm)を乗じた支圧力を軸ばねに与えている。

$$k_{s0} = \frac{E_w}{3.16 + 10.9d} \tag{3.11}$$

$$k_{s90} = \frac{k_{s0}}{3.4} \tag{3.12}$$

ここで、 E_w ：木材の繊維方向のヤング係数(N/mm²)で、文献[3-4]におけるラミナM60Aの圧縮弾性係数(6000N/mm²)とした、 d ：ドリフトピンの径(mm)である。

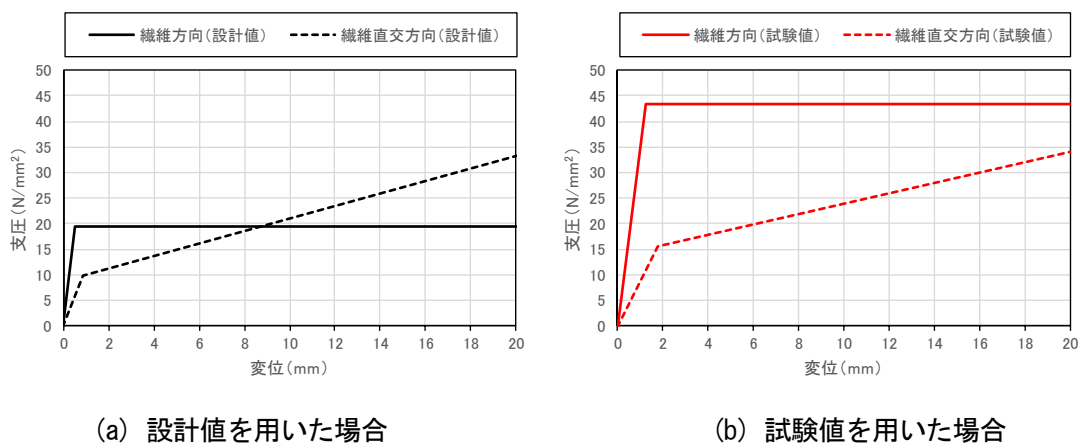


図3-42 単軸ばねモデル

表3-28、図3-43に解析結果を示す。初期剛性は、荷重変位関係から最大荷重 P_{max} (20mm変位時荷重)の0.1倍の点と0.4倍の点を結んだ直線の傾きとした。降伏耐力は5%オフセット値によって求めた。また、二次剛性は、変位20mm時点での荷重と変形を基に求めた。なお、図中には、表3-27で示した評価式による降伏荷重の計算値も合わせて示している。

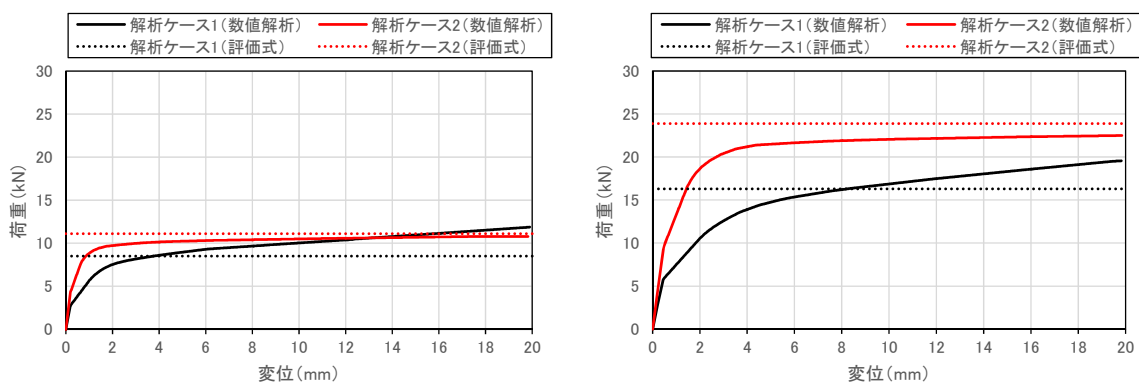
設計値と試験値を比較すると、降伏耐力に関しては、ケース1で1.5倍、ケース2で1.8倍となっており、ケース2の方が両者の差が大きくなっている。また、内層の方が外層と比較して変形量が大きいため、支圧強度到達後も耐力上昇が望める繊維直交方向が内層にあるケース1の方が、外層にあるケース2よりも降伏耐力到達後の荷重の増大が大きくなっている。

また、3.5.1.2 で示した評価式による降伏耐力と比較すると、数値解析における塑性ヒンジの形成箇所は鋼板挿入箇所のみであり、評価式で崩壊機構として想定した Mode 2.1 と一致した。一方で、評価式は、ケース 1 に関しては数値解析の降伏耐力を概ね評価できているのに対し、ケース 2 に関しては数値解析の結果を過大に評価する傾向が見られており、不整合が見られた。数値解析では、内層の単軸ばねは支圧強度に概ね到達しているが、繊維方向では支圧強度到達後の耐力上昇がないため、変形量が大きくなっても、耐力の増大が見られない。加えて、外層の単軸ばねに、負担応力が支圧強度に到達していないものがあることに加え、変形量が小さいことによって、繊維直交方向における支圧強度到達後の耐力上昇にも期待できないため、評価式で想定した応力状況が再現できておらず、評価式の値が大きくなったものと考えられる。したがって、ケース 2 に関しては、評価式の値を用いる場合には、降伏耐力をやや過大に評価する可能性がある点に注意が必要である。

表 3-28 ドリフトピン 1 本あたりの特性値

	設計値		試験値	
	ケース 1	ケース 2	ケース 1	ケース 2
	$f_2=19.4\text{N/mm}^2$ $E_2=36.9\text{N/mm}^3$ $p_2=0$ $f_3=9.7\text{N/mm}^2$ $E_3=10.9\text{N/mm}^3$ $p_3=1/8.8$ $F=235\text{N/mm}^2$	$f_2=9.7\text{N/mm}^2$ $E_2=10.9\text{N/mm}^3$ $p_2=1/8.8$ $f_3=19.4\text{N/mm}^2$ $E_3=36.9\text{N/mm}^3$ $p_3=0$ $F=235\text{N/mm}^2$	$f_2=43.5\text{N/mm}^2$ $E_2=35.3\text{N/mm}^3$ $p_2=0$ $f_3=15.6\text{N/mm}^2$ $E_3=8.85\text{N/mm}^3$ $p_3=1/8.8$ $F=510\text{N/mm}^2$	$f_2=15.6\text{N/mm}^2$ $E_3=8.85\text{N/mm}^3$ $p_3=1/8.8$ $f_3=43.5\text{N/mm}^2$ $E_2=35.3\text{N/mm}^3$ $p_2=0$ $F=510\text{N/mm}^2$
初期剛性 (kN/mm)	5.43	21.60	6.27	20.44
二次剛性 (kN/mm)	0.24	0.10	0.44	0.34
初期剛性に対する 二次剛性の比率	0.05	0.00	0.07	0.02
5%offset 降伏耐力 (kN)	7.50	8.86	11.6	15.9
5%offset 変位 (mm)	1.38	0.41	1.85	0.78
20mm 変形時荷重 (kN)	11.9	10.8	19.6	22.5

ケース 1：外層が繊維方向、内層が繊維直交方向、ケース 2：外層が繊維直交方向、内層が繊維方向



(a) 設計値を用いた場合

(b) 試験値を用いた場合

図 3-43 ドリフトピン 1 本あたりの荷重-変位関係

3.5.1.4. 鋼板挿入ドリフトピン接合部の耐力と剛性の評価

(1) 水平接合部、鉛直接合部の耐力と荷重－変形関係

ここでは、ドリフトピン1本あたりの耐力、剛性から、水平接合部、鉛直接合部の耐力、剛性を決定する。各ドリフトピンが先穴に密着するような精密な施工を行った場合には、接合部の耐力は、各ドリフトピンの耐力の和としてもよいとされているが、複数のドリフトピンを使用する場合で、力の作用条件、使用状況、施工精度によって、ドリフトピン1本あたりの耐力が低下する恐れがある場合には、耐力の適切な低減が求められる。ここでは、ドリフトピン1本あたりの耐力を低減する場合と、低減を行わない場合の2通りについて、算定を行うこととした。耐力を低減する場合には、文献[3-8]の式(3.13)に則って計算した。1列のドリフトピン本数による低減係数には、表3-29に示す値を用いることができるが、試験体Aの鉛直接合部では1列に最大で13本のドリフトピンが設置されており、その本数が多いため、表には対応する低減係数が記載されていない。そこで、表3-29の値を考える上で参考にされた文献[3-8]に記載された実験結果から得られた実験式(3.14)を用いて算定することとした。なお、この実験式で想定している主材厚とボルト径の比 (l/d) は8であるが、試験体Aにおける比は9となっており、両者に大きな差がないことに加え、評価としては安全側となることから、主材厚と接合具径の比 (l/d) が8の時の式を用いて計算した低減係数とした。

$$P_{uj} = \sum_{i=1}^m {}_jK_n \cdot n_i \cdot d p_y \quad (3.13)$$

ここで、 q_{py} ：単位接合部の降伏せん断耐力（ドリフトピンの単位接合部の降伏荷重は、数値解析で求めた(1)の荷重変形関係から定めた）、 n_i ：1列のドリフトピン本数、 ${}_jK_n$ ：1列のドリフトピン本数による耐力の低減係数で、表3-29及び式(3.14)による（降伏モードはⅢ）。

$${}_jK_n = n_i^{-0.081} \quad (3.14)$$

ここで、 ${}_jK_n$ ：1列のドリフトピン本数による耐力の低減係数、 n_i ：1列のドリフトピン本数とする。

表3-29 1列の接合具本数 (n_i) による耐力の低減係数 (${}_jK_n$) [3-8]

単位接合部の降伏モード	1列の接合具本数 (n_i)			
	1~2	3~4	5~6	7~10
I	1.0	0.90	0.80	0.70
Ⅱ、Ⅲ	1.0	0.92	0.85	0.80
Ⅳ	1.0	0.95	0.90	0.90

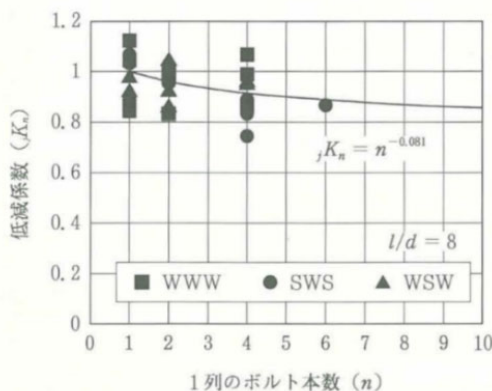


図3-44 1列の接合具本数と耐力低減係数の関係 [3-8]

単位接合部の荷重変位関係にケース1の結果を用いた、水平接合部の荷重-変位関係、特性値を図3-45(a)、表3-30に、鉛直接合部の荷重-変位関係、特性値を図3-46(a)、表3-31に示す。水平接合部（一列あたりの最大のドリフトピンの本数4本）のせん断耐力の低減係数は表3-29より0.92、鉛直接合部（一列あたりの最大のドリフトピンの本数13本）のせん断耐力の低減係数は式(3.14)より0.81としている。

図3-45(b)、図3-46(b)に、水平接合部（のドリフトピン接合部部分、アンカーボルトのモデル化は別途実施）、鉛直接合部の復元力特性をバイリニアでモデル化した場合の結果を示す。なお、後述する架構実験の骨組解析では、実験の最大耐力を骨組解析が過小評価しているため、ここでは、低減係数は考慮せず、本数倍した場合の結果のみを示している。骨組解析では、図3-45(b)、図3-46(b)に示す荷重変形関係を用いてモデル化を行った。

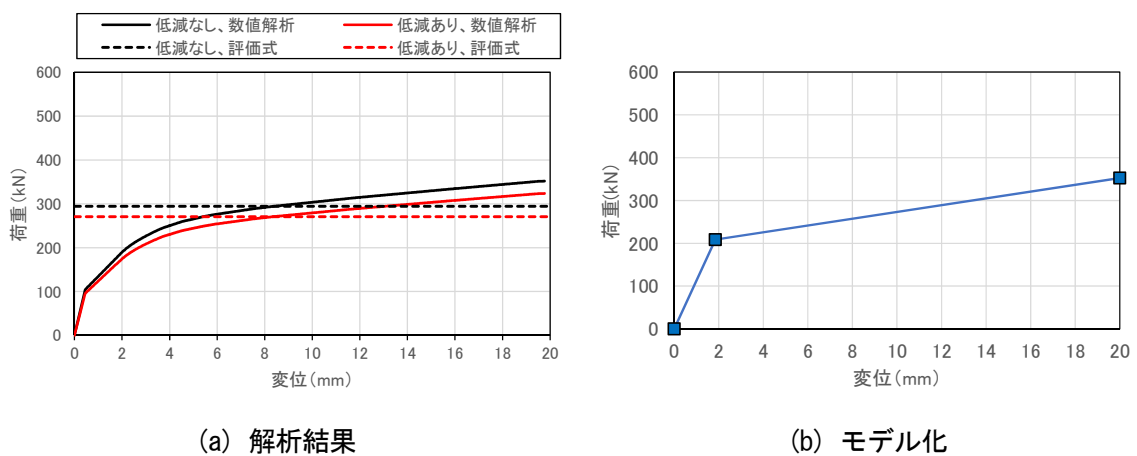


図3-45 水平接合部の荷重変位関係とモデル化

表3-30 水平接合部の各特性値

		設計値		試験値	
		低減あり	低減なし	低減あり	低減なし
数値解析	初期剛性 (kN/mm)	90.0	97.8	103.8	112.8
	二次剛性 (kN/mm)	3.9	4.2	7.3	7.9
	降伏耐力 (kN)	124	135	192	209
	最大耐力 (kN)	197	214	324	352
評価式	降伏耐力 (kN)	140	153	271	294

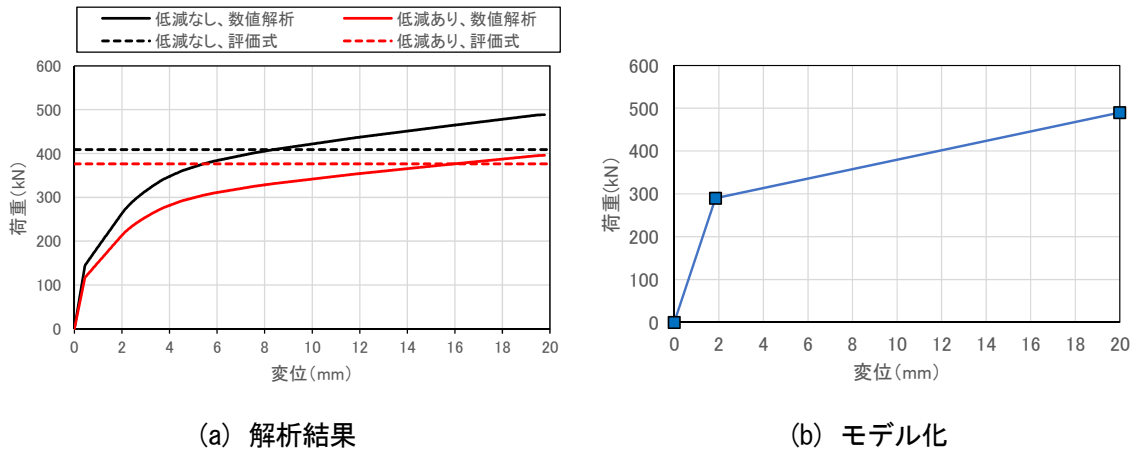


図 3-46 鉛直接合部の荷重変位関係とモデル化

表 3-31 鉛直接合部の各特性値

		設計値		試験値	
		低減あり	低減なし	低減あり	低減なし
数値解析	初期剛性 (kN/mm)	125.0	135.8	144.1	156.7
	二次剛性 (kN/mm)	5.4	5.9	10.1	11.0
	降伏耐力 (kN)	172	187	267	290
	最大耐力 (kN)	273	297	450	489
評価式	降伏耐力 (kN)	195	212	376	409

(2) 鉛直接合部における水平せん断力の伝達

後述する試験体 A を対象とした骨組解析では、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を、RC スタブや RC はりではなく、RC 柱に伝達するものと仮定し、この応力伝達は鉛直接合部を介して行われるものと考えている。ここでは、鉛直接合部に水平せん断力が作用する場合のドリフトピンのせん断降伏耐力の確認を行う。

表 3-32 に評価式、数値解析で求めた解析ケース 2 (外層が繊維直交方向、内層が繊維方向) の場合のドリフトピン 1 本あたりの降伏耐力に本数 (25 本) を乗じた鉛直接合部のせん断降伏耐力を示す。

表 3-32 鉛直接合部の各特性値 (水平力に対する降伏耐力)

		設計値		試験値	
		低減あり	低減なし	低減あり	低減なし
数値解析	降伏耐力 (kN)	—	221	—	399
評価式	降伏耐力 (kN)	—	278	—	598

3.6. 加力実験

3.6.1. 載荷方法

図 3-47 に加力装置図を示す。加力方法はいずれの試験体も共通である。2 本の 700kN センターホールジャッキを用いて、柱断面に対する軸力比が 0.10 となるように、長期荷重を作用させた後に、2 本の 1000kN 水平ジャッキを用いて水平荷重を作用させた。この際、水平ジャッキに作用する水平荷重は、南北のジャッキで同じ値となるように制御した。長期荷重は、材料試験結果を基に、いずれの試験体でも 535kN とした。柱の軸力比に換算すると、試験体 A では 0.100 に相当するが、試験体 B、C では、試験体 A よりも加力実験の時期が遅く、コンクリートの圧縮強度が増大したため、それぞれ 0.095、0.093 とやや小さい値となっている。水平加力の高さは、下スタブ上端面から 4275mm とした。

加力は、正負交播の漸増繰り返し載荷とし、反力床に緊結した計測フレームに取り付けた変位計を用いて計測した水平変位（但し、下スタブのずれ変形を差し引いたもの）を、3 階はりの中心高さ 3800mm で除した変形角 R で制御した。

加力サイクルは、 $R=\pm 1/800\text{rad}$ で 1 回、 $R=\pm 1/400$ 、 $\pm 1/200$ 、 $\pm 1/133$ 、 $\pm 1/100$ 、 $\pm 1/50$ 、 $\pm 1/33$ 、 $\pm 1/25\text{rad}$ で 2 回ずつ繰り返した後、 $R=+1/20\text{rad}$ まで押切載荷を行った。

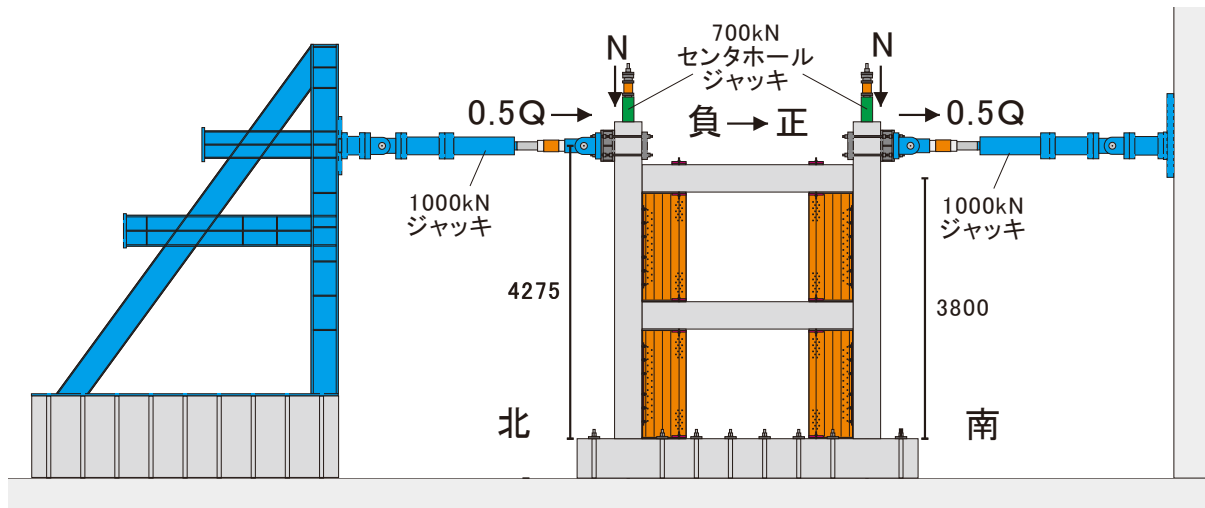


図 3-47 加力装置図 (単位 : mm)

3.6.2. 計測計画

図 3-48 に水平変位の計測に用いた変位計の設置位置を示す。加力の制御に用いた水平変位を計測するための変位計は、3 階はりの中心高さに設置した。図 3-49、図 3-50、図 3-51 に RC 柱、RC はり、CLT 袖壁の曲げ変形、せん断変形の計測に用いた変位計の設置位置を示す。計測点数の制約のため、変位計による計測は、試験体の北半分のみとした。図 3-52 に RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部の離間量やずれ量を計測するために設置した変位計の位置を示す。試験体 A では、鉛直接合用のドリフトピンを避けるように変位計を設置したため、離間量やずれ量の計測長さが 275mm と比較的長く、計測値に CLT 袖壁自体の曲げ変形やせん断変形が含まれる点に注意が必要である。

図 3-53、図 3-54、図 3-55 に柱主筋、帯筋、アンカーボルトに貼付したひずみゲージの位置を、図 3-56、図 3-57 に袖壁表面に貼付したひずみゲージの位置を示す。なお、試験体 B では、鉛直接合部近傍における CLT 袖壁のせん断応力を計測するために、柱フェイスに最も近い計測位置において、CLT の軸方向だけでなく、直交方向及び斜め方向のひずみの計測も行っている。

表 3-33、表 3-34、表 3-35 に各実験における計測項目の一覧を示す。

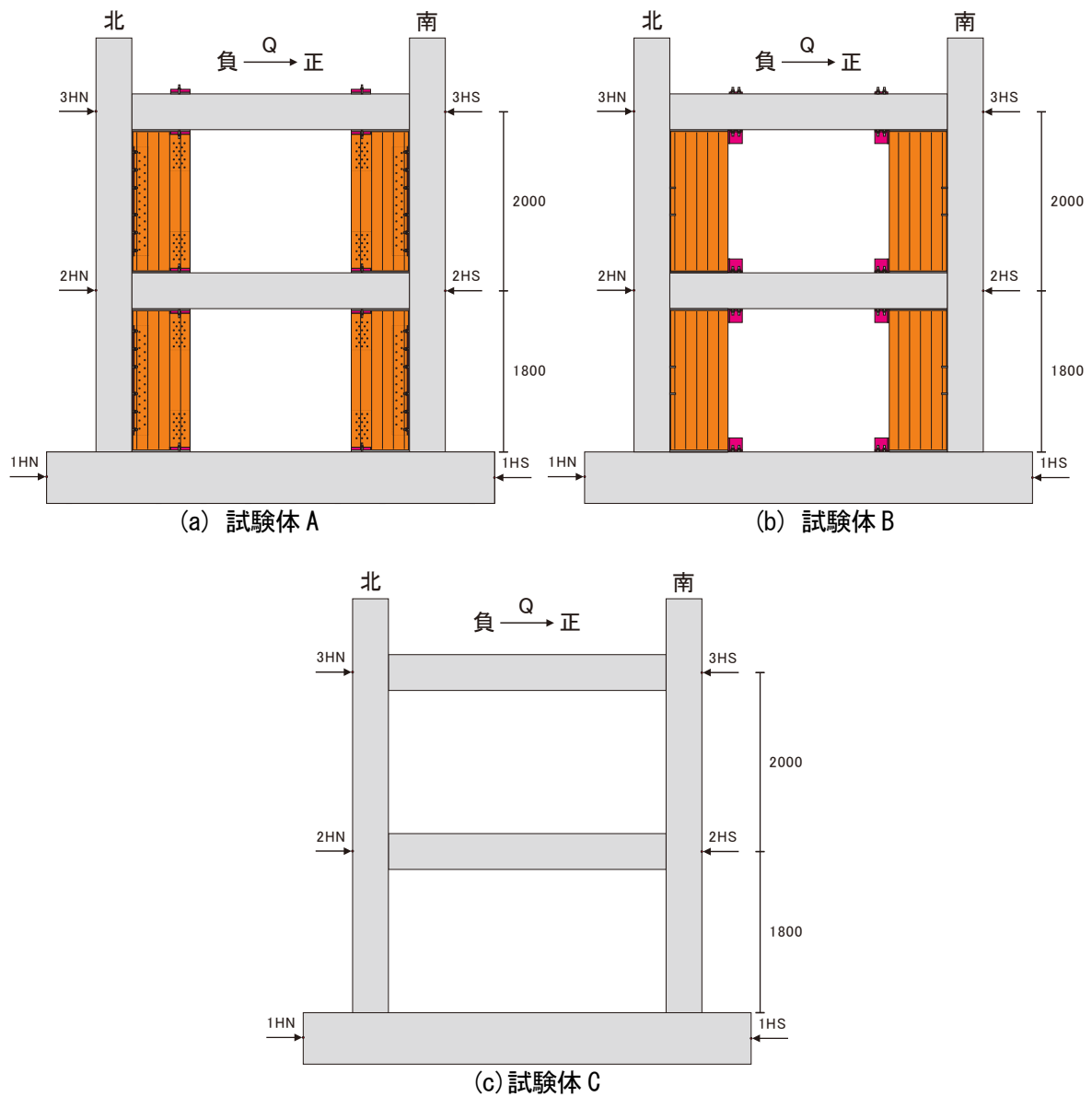


図 3-48 水平変位の計測用変位計の位置 (単位 : mm)

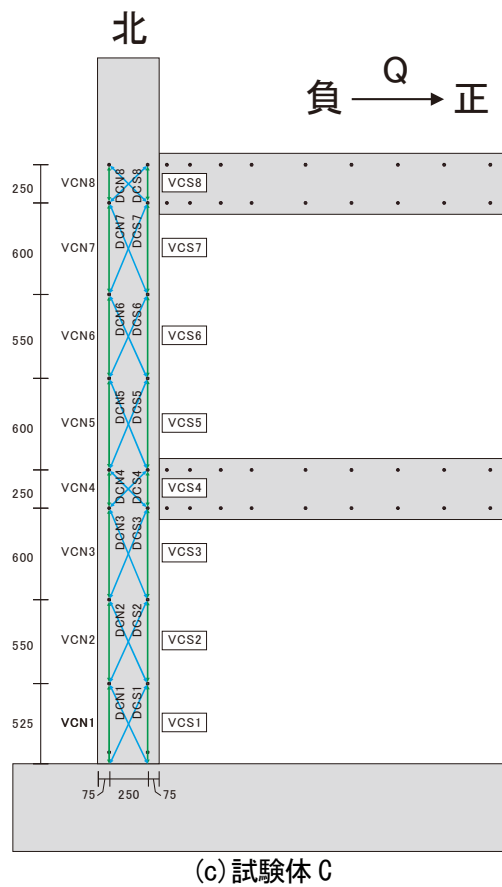
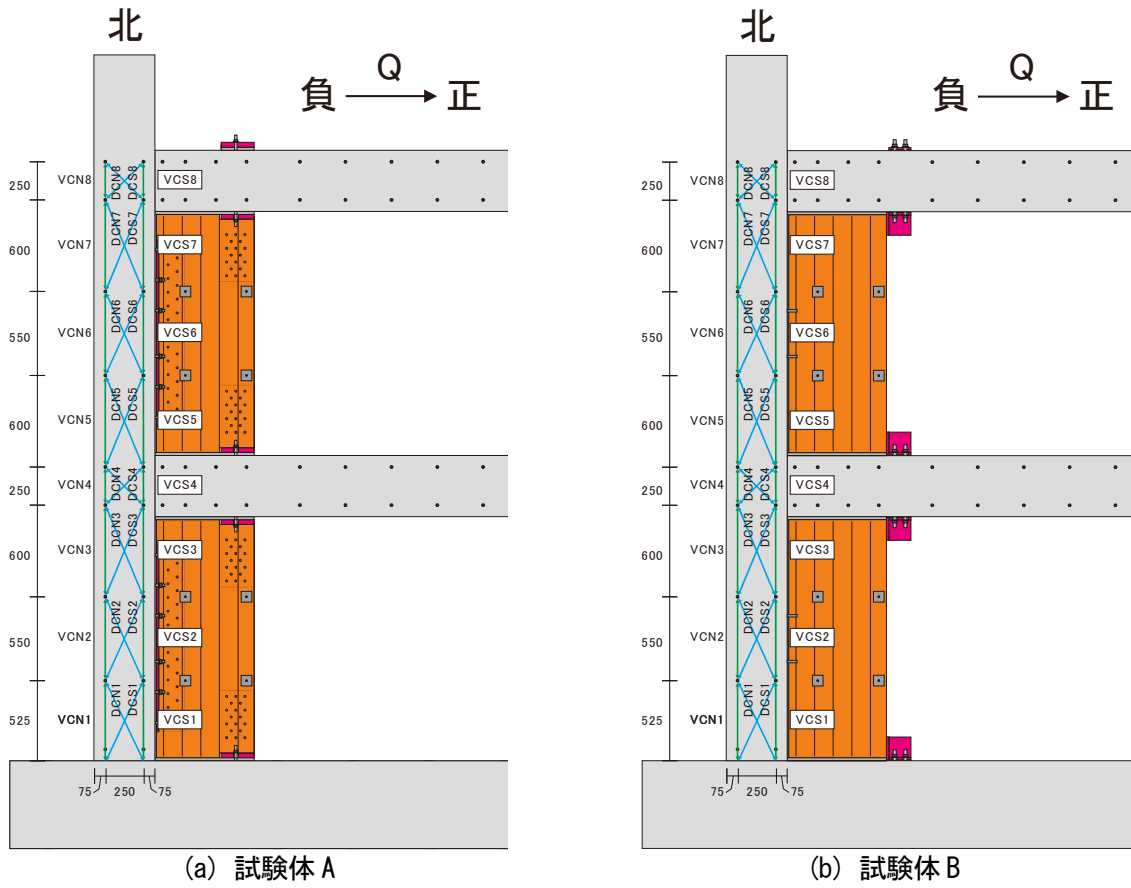


図 3-49 RC 柱の曲げ変形、せん断変形の計測用変位計の位置 (単位 : mm)

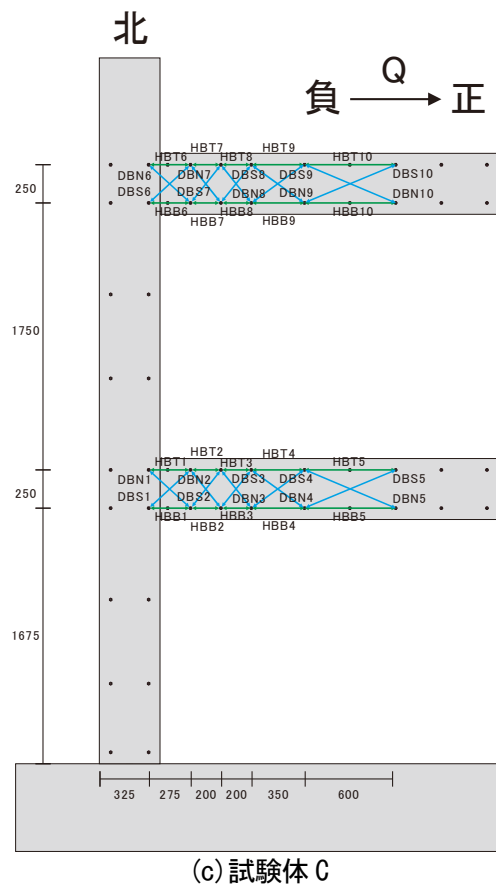
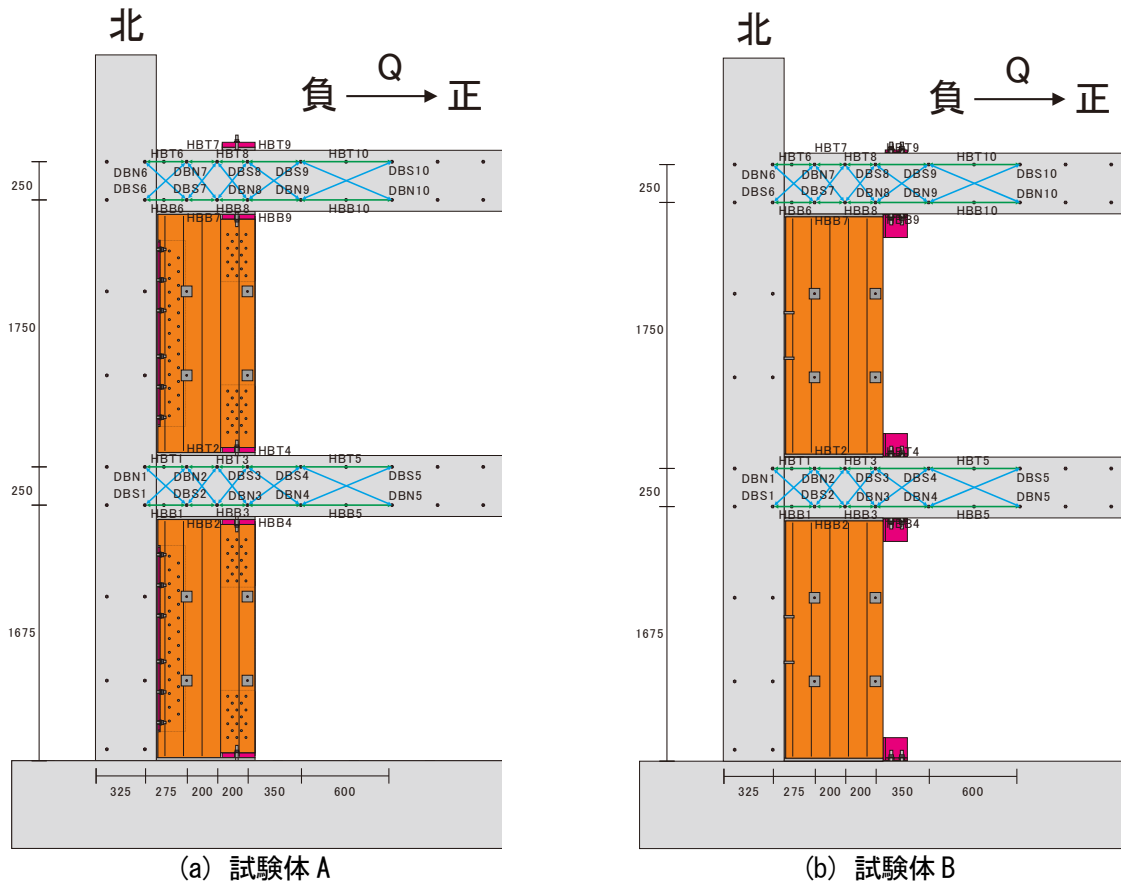


図 3-50 RC はりの曲げ変形、せん断変形の計測用変位計の位置 (単位 : mm)

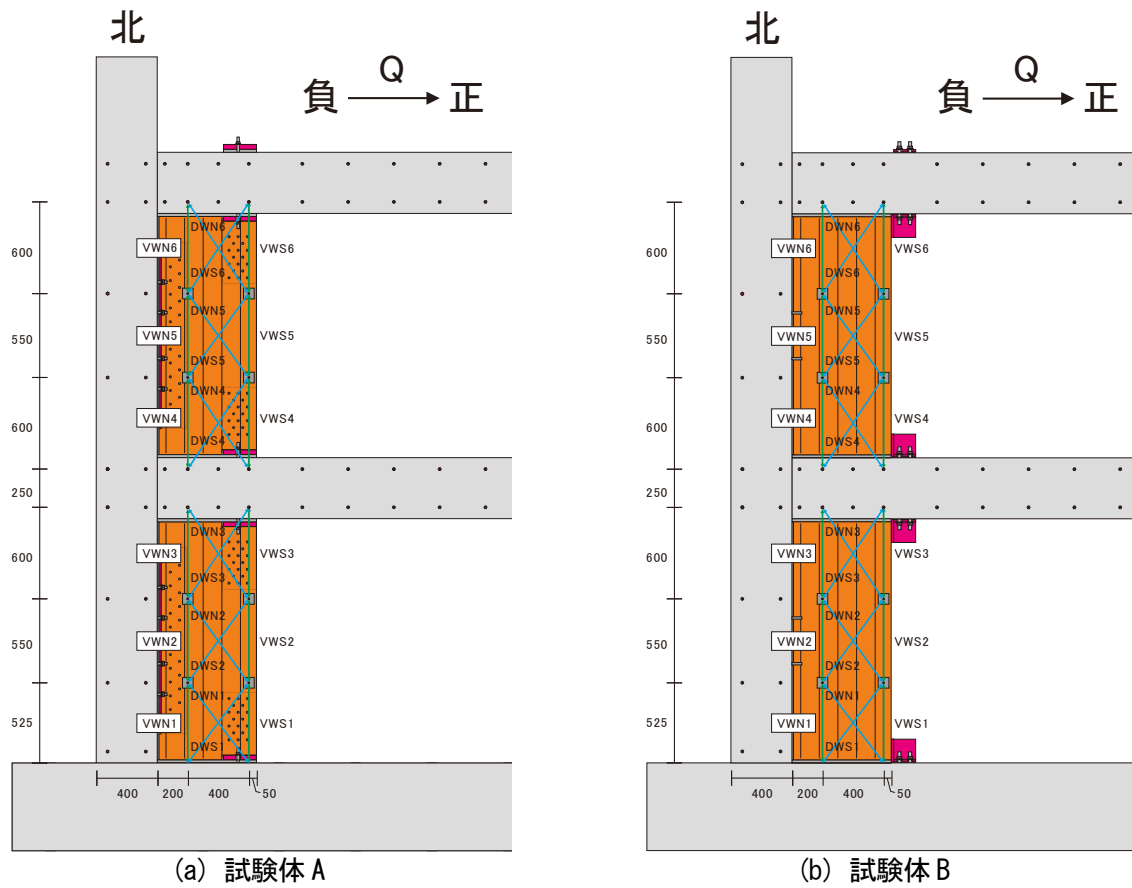


図 3-51 CLT 袖壁の曲げ変形、せん断変形の計測用変位計の位置 (単位 : mm)

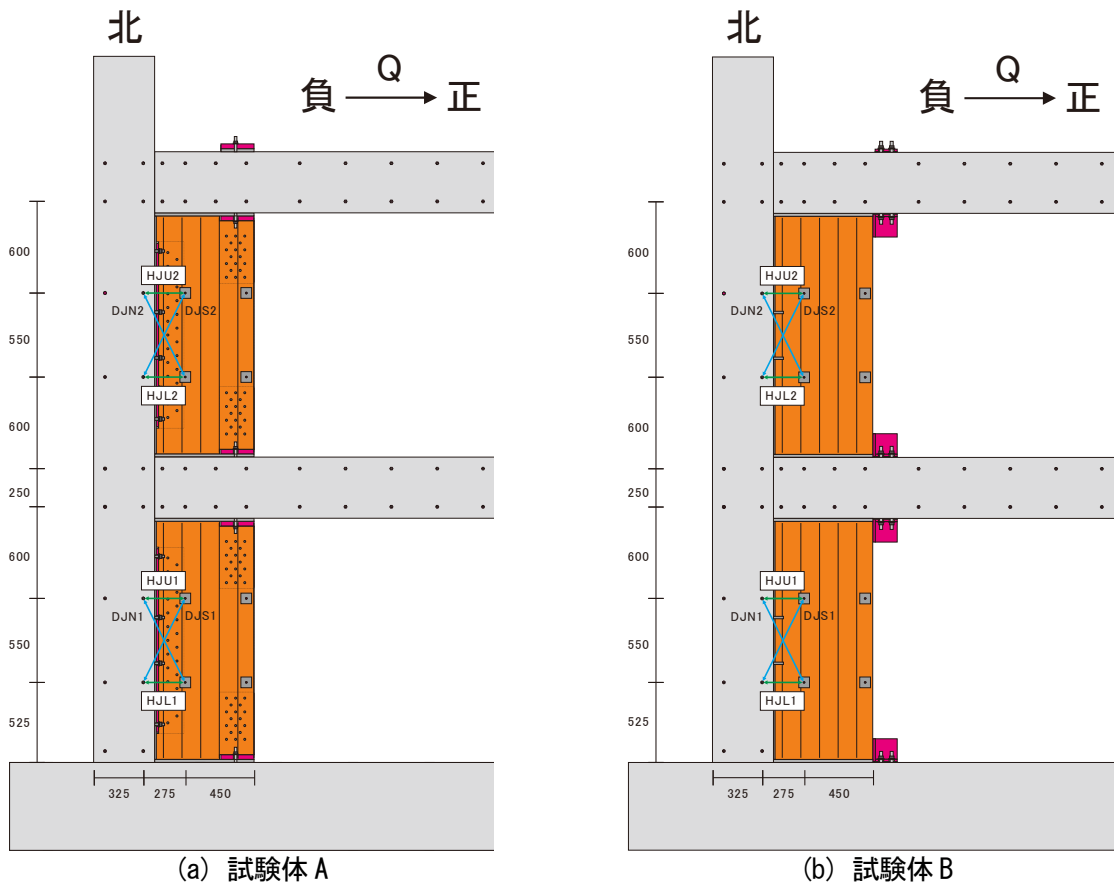


図 3-52 柱-袖壁間の離間、ずれの計測用変位計の位置 (単位 : mm)

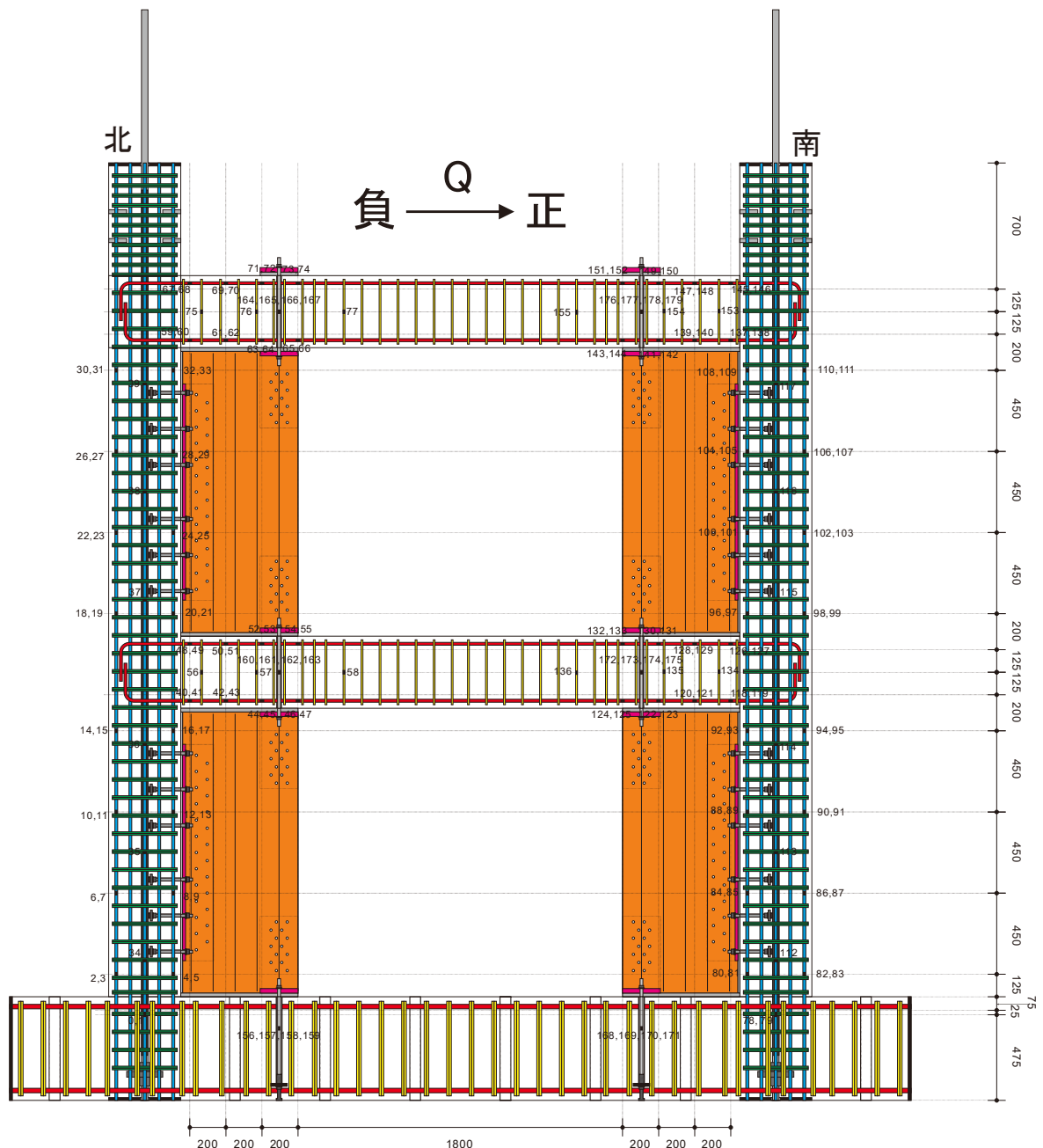


図 3-53 試験体 A の柱主筋、帯筋、アンカーボルトに貼付したひずみゲージの位置 (単位 : mm)

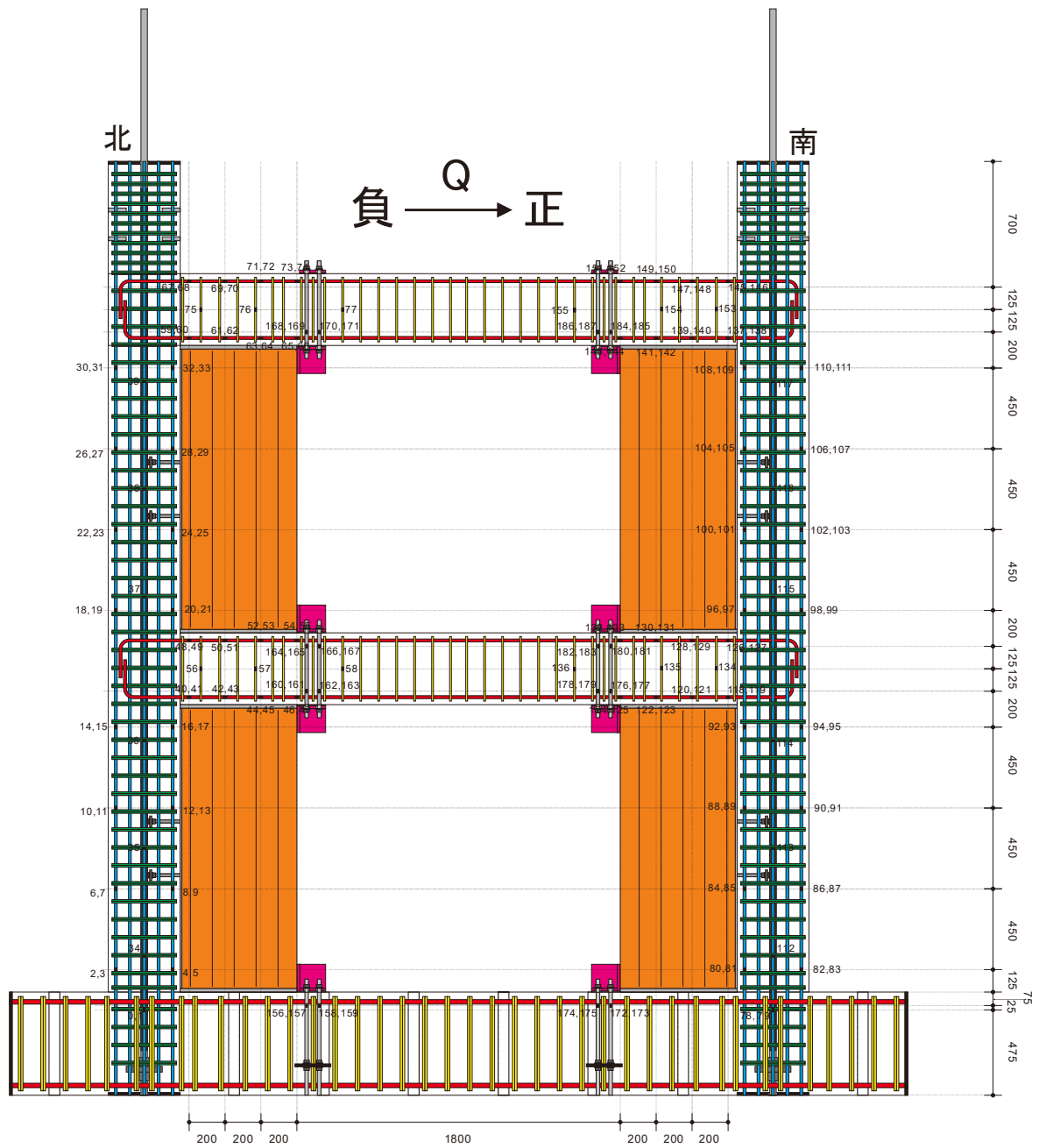


図 3-54 試験体 B の柱主筋、帯筋、寸切りボルトに貼付したひずみゲージの位置 (単位 : mm)

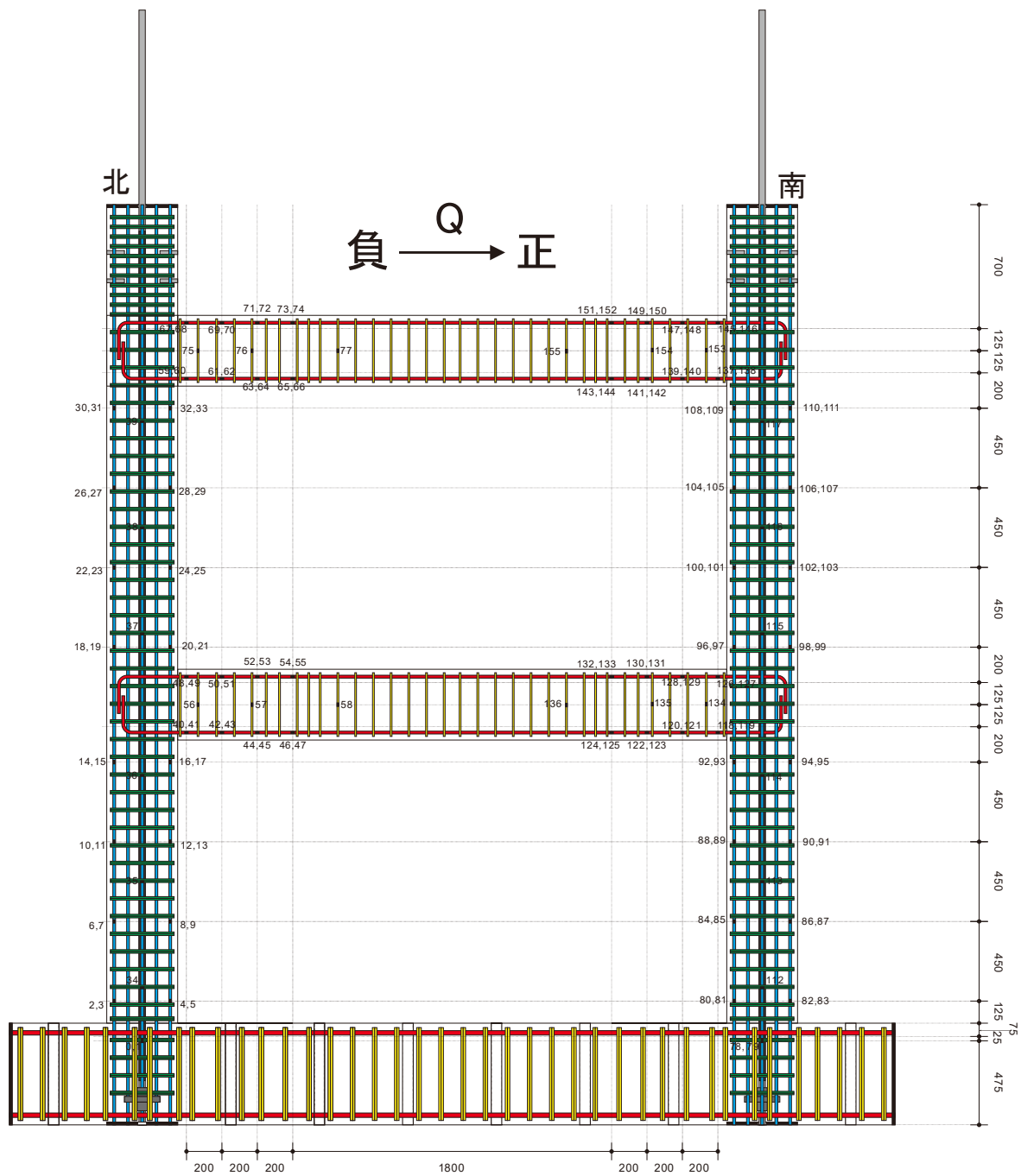


図 3-55 試験体 C の柱主筋、帯筋に貼付したひずみゲージの位置 (単位 : mm)

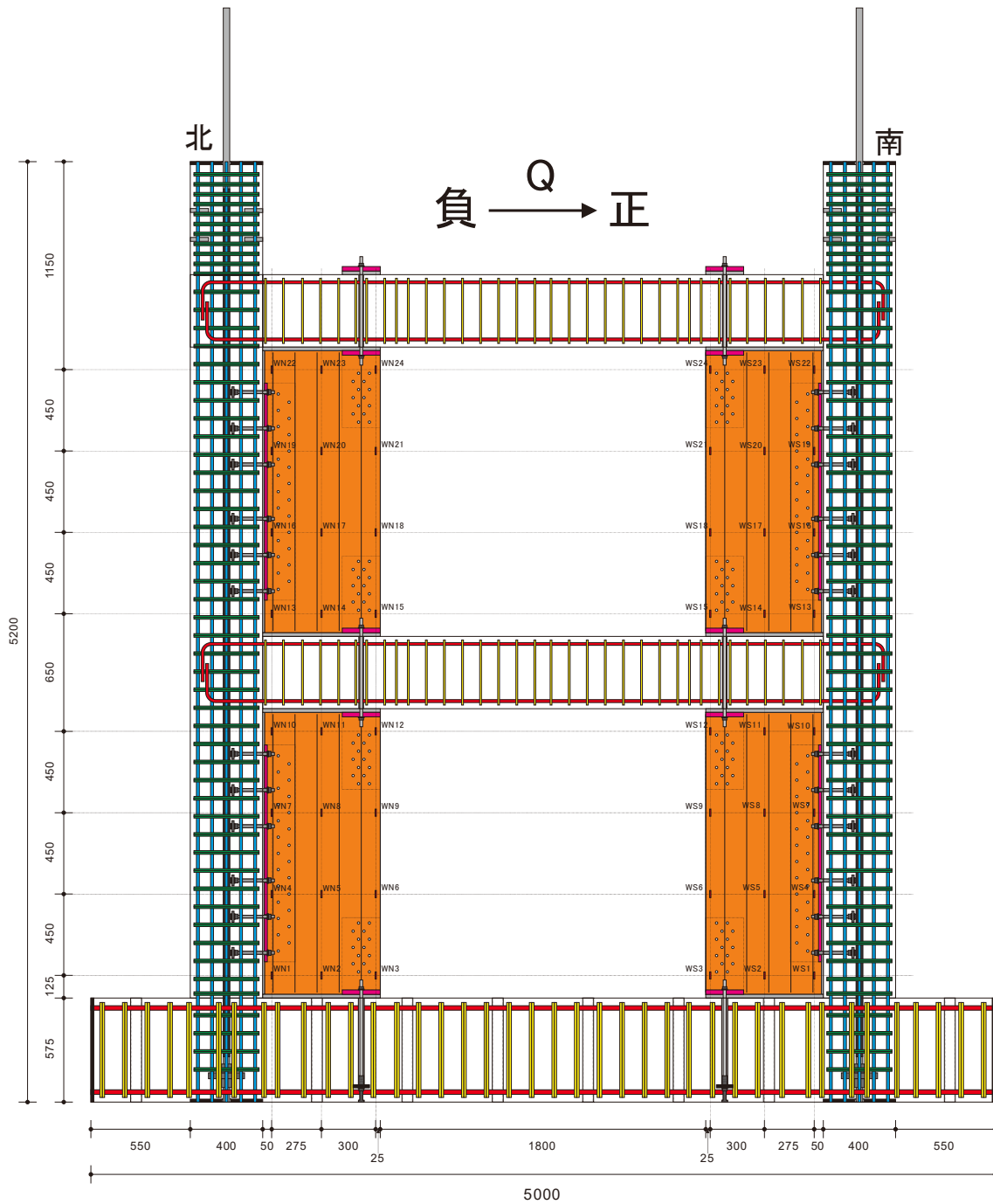


図 3-56 試験体 A の袖壁に貼付したひずみゲージの位置 (単位 : mm)

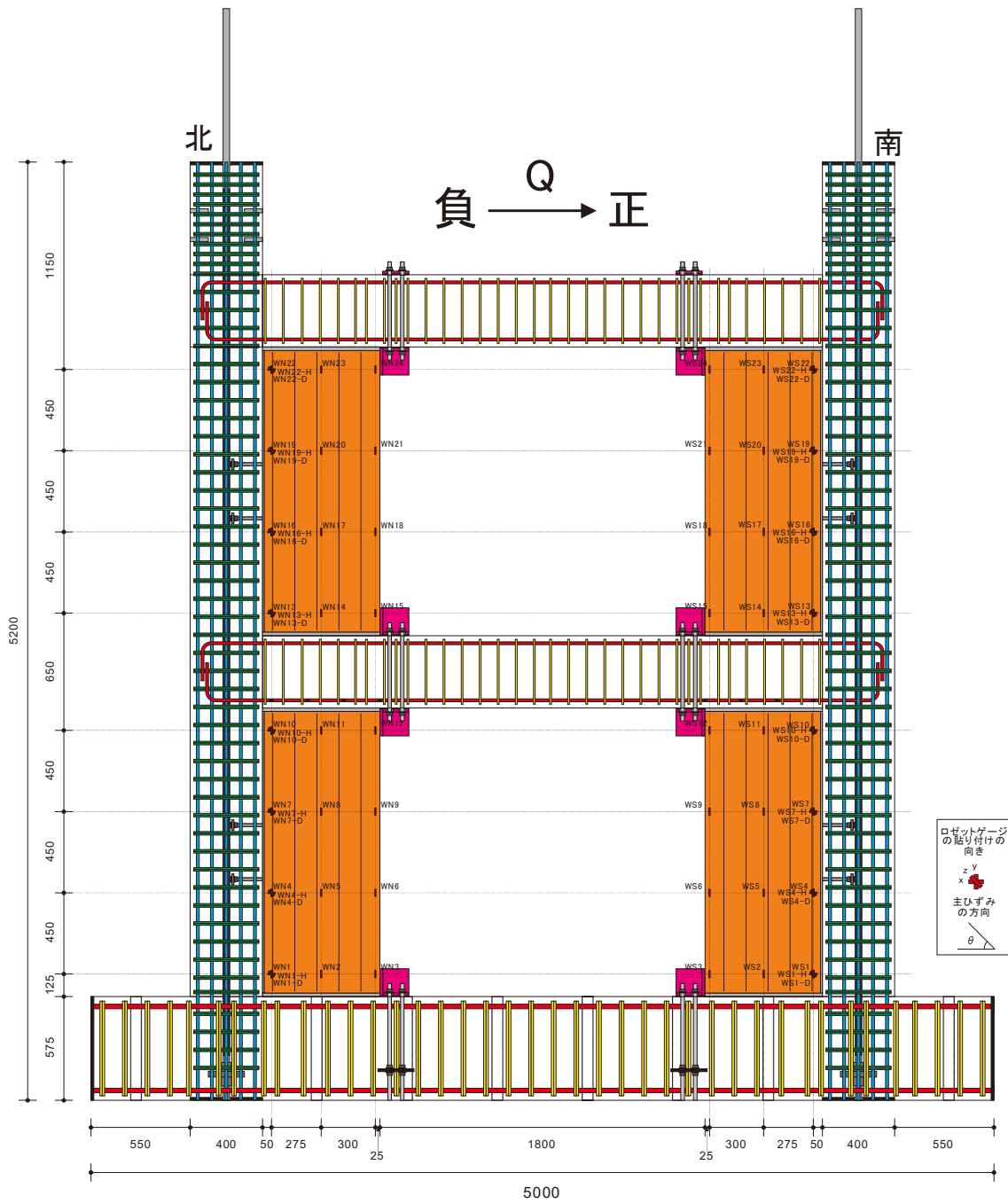


図 3-57 試験体 B の袖壁に貼付したひずみゲージの位置 (単位 : mm)

表 3-33 試験体 A の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
0	軸力 北側	NN	0.333	kN	メジャー	4GAGE		—	
1	水平力 北側	QN	-0.492	kN	メジャー	4GAGE		—	
2	水平変位(3F) 北側	3HN	0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
3	水平変位(2F) 北側	2HN	0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
4	水平変位(1F) 北側	1HN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	
5									
6									
7	面外変位 北	ON	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	
8									
9	軸変位 北柱 北側(脚部)	VCN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		550
10		VCN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		500
11		VCN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		825
12		VCN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
13		VCN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
14		VCN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		500
15		VCN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
16	軸変位 北柱 北側(頂部)	VCN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
17	軸変位 北柱 南側(脚部)	VCN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		550
18		VCN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		500
19		VCN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
20		VCN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
21		VCN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
22		VCN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		500
23		VCN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
24	軸変位 北柱 南側(頂部)	VCN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
25	せん断変位 北柱 北上(脚部)	DCN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		604
26		DCN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		559
27		DCN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
28		DCN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
29		DCN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
30		DCN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		559
31		DCN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
32	せん断変位 北柱 北上(頂部)	DCN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
33	せん断変位 北柱 南上(脚部)	DCS1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		604
34		DCS2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		559
35		DCS3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
36		DCS4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
37		DCS5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
38		DCS6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		559
39		DCS7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
40	せん断変位 北柱 南上(頂部)	DCS8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
41	境界要素 せん断変位 北上 1F	DJN1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
42	境界要素 せん断変位 南上 1F	DJS1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
43	境界要素 離間 下 1F	HJL1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
44	境界要素 離間 上 1F	HJU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
45	境界要素 せん断変位 北上 2F	DJN2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
46	境界要素 せん断変位 南上 2F	DJS2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
47	境界要素 離間 下 2F	HJL2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
48	境界要素 離間 上 2F	HJU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
49									
50	軸力 南側	NS	0.333	kN	メジャー	4GAGE		—	
51	水平力 南側	QS	0.491	kN	メジャー	4GAGE		—	
52	水平変位(3F) 南側	3HS	-0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
53	水平変位(2F) 南側	2HS	-0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
54	水平変位(1F) 南側	1HS	-0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	
55									
56									
57	面外変位 南	OS	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	
58									
59	軸変位 2F梁 北側(下端)外側	HBB1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
60		HBB2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
61		HBB3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
62		HBB4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
63	軸変位 2F梁 北側(下端)内側	HBB5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
64	軸変位 2F梁 北側(上端)外側	HBT1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
65		HBT2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
66		HBT3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
67		HBT4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
68	軸変位 2F梁 北側(下端)内側	HBT5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
69	軸変位 3F梁 北側(下端)外側	HBB6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
70		HBB7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
71		HBB8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
72		HBB9	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
73	軸変位 3F梁 北側(下端)内側	HBB10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
74	軸変位 3F梁 北側(上端)外側	HBT6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
75		HBT7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
76		HBT8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
77		HBT9	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
78	軸変位 3F梁 北側(上端)内側	HBT10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
79	せん断変位 2F梁 北側(北上)外側	DBS1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
80		DBS2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
81		DBS3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
82		DBS4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
83	せん断変位 2F梁 北側(北上)内側	DBS5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
84	せん断変位 2F梁 北側(南上)外側	DBN1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
85		DBN2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
86		DBN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
87		DBN4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
88	せん断変位 2F梁 北側(南上)内側	DBN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
89	せん断変位 3F梁 北側(北上)外側	DBS6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
90		DBS7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
91		DBS8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
92		DBS9	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
93	せん断変位 3F梁 北側(北上)内側	DBS10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
94	せん断変位 3F梁 北側(南上)外側	DBN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
95		DBN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
96		DBN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
97		DBN9	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
98	せん断変位 3F梁 北側(南上)内側	DBN10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
99									

表 3-33 試験体 A の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
300	梁上端筋 2F 南側	B6U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	128	
301	梁上端筋 2F 南側	B6U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	129	
302	梁上端筋 2F 南側	B7U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	130	
303	梁上端筋 2F 南側	B7U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	131	
304	梁上端筋 2F 南側北端	B8U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	132	
305	梁上端筋 2F 南側北端	B8U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	133	
306	梁あばら筋 2F 南側	BS4	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	134	
307	梁あばら筋 2F 南側	BS5	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	135	
308	梁あばら筋 2F 南側	BS6	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	136	
309	梁下端筋 3F 南側南端	B13L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	137	
310	梁下端筋 3F 南側南端	B13L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	138	
311	梁下端筋 3F 南側	B14L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	139	
312	梁下端筋 3F 南側	B14L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	140	
313	梁下端筋 3F 南側	B15L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	141	
314	梁下端筋 3F 南側	B15L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	142	
315	梁下端筋 3F 南側北端	B16L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	143	
316	梁下端筋 3F 南側北端	B16L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	144	
317	梁上端筋 3F 南側南端	B13U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	145	
318	梁上端筋 3F 南側南端	B13U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	146	
319	梁上端筋 3F 南側	B14U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	147	
320	梁上端筋 3F 南側	B14U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	148	
321	梁上端筋 3F 南側	B15U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	149	
322	梁上端筋 3F 南側	B15U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	150	
323	梁上端筋 3F 南側北端	B16U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	151	
324	梁上端筋 3F 南側北端	B16U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	152	
325	梁あばら筋 3F 南側	BS10	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	153	
326	梁あばら筋 3F 南側	BS11	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	154	
327	梁あばら筋 3F 南側	BS12	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	155	
328									
329	パネル南 軸方向 柱側	WS1	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
330		WS2	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
331		WS3	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
332		WS4	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
333		WS5	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
334		WS6	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
335		WS7	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
336		WS8	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
337		WS9	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
338		WS10	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
339		WS11	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
340		WS12	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
341		WS13	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
342		WS14	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
343		WS15	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
344		WS16	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
345		WS17	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
346		WS18	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
347		WS19	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
348		WS20	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
349		WS21	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
350		WS22	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
351		WS23	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
352	パネル南 軸方向 中央側	WS24	0.939	μ	メジャー	1G3W120Ω	CLT用		
353									
354	アンカーボルト 1F 南東	A1SE-f	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
355	アンカーボルト 1F 南東	A1SE-b	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
356	アンカーボルト 1F 南西	A1SW-f	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
357	アンカーボルト 1F 南西	A1SW-b	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
358	アンカーボルト 2F 南東	A2SE-f	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
359	アンカーボルト 2F 南東	A2SE-b	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
360	アンカーボルト 2F 南西	A2SW-f	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
361	アンカーボルト 2F 南西	A2SW-b	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
362	アンカーボルト 3F 南東	A3SE-f	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
363	アンカーボルト 3F 南東	A3SE-b	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
364	アンカーボルト 3F 南西	A3SW-f	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
365	アンカーボルト 3F 南西	A3SW-b	0.966	μ	メジャー	1G3W120Ω	鋼材用		
366									
367									
368									
369									
370									
371									
372									
373									
374									
375									
376									
377									
378									
379									
380									
381									
382									
383									
384									
385									
386									
387									
388									
389									
390									
391									
392									
393									
394									
395									
396									
397									
398									
399									

表 3-34 試験体 B の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	ゲージ距離
0	軸力 北側	NN	0.333	kN	メジャー	4GAGE		—	
1	水平力 北側	QN	-0.492	kN	メジャー	4GAGE		—	
2	水平変位 (3F) 北側	3HN	0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
3	水平変位 (2F) 北側	2HN	0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
4	水平変位 (1F) 北側	1HN	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	
5									
6									
7	面外変位 北	ON	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	
8									
9	軸変位 北柱 北側(脚部)	VCN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		550
10		VCN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		500
11		VCN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
12		VCN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
13		VCN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
14		VCN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		500
15		VCN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
16	軸変位 北柱 北側(頂部)	VCN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
17	軸変位 北柱 南側(脚部)	VCN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		550
18		VCN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		500
19		VCN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
20		VCN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
21		VCN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
22		VCN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		500
23		VCN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		625
24	軸変位 北柱 南側(頂部)	VCN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		250
25	せん断変位 北柱 北上(脚部)	DCN1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		604
26		DCN2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		559
27		DCN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
28		DCN4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
29		DCN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
30		DCN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		559
31		DCN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
32	せん断変位 北柱 北上(頂部)	DCN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
33	せん断変位 北柱 南上(脚部)	DCS1	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		604
34		DCS2	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		559
35		DCS3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
36		DCS4	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
37		DCS5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
38		DCS6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		559
39		DCS7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		673
40	せん断変位 北柱 南上(頂部)	DCS8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		354
41	境界要素 せん断変位 北上 1F	DJN1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
42	境界要素 せん断変位 南上 1F	DJS1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
43	境界要素 離間 下 1F	HJL1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
44	境界要素 離間 上 1F	HJU1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		571
45	境界要素 せん断変位 北上 2F	DJN2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
46	境界要素 せん断変位 南上 2F	DJS2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
47	境界要素 離間 下 2F	HJL2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
48	境界要素 離間 上 2F	HJU2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
49									
50	軸力 南側	NS	0.333	kN	メジャー	4GAGE		—	
51	水平力 南側	QS	0.491	kN	メジャー	4GAGE		—	
52	水平変位 (3F) 南側	3HS	-0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
53	水平変位 (2F) 南側	2HS	-0.03	mm	メジャー	4GAGE	SDP-300	—	
54	水平変位 (1F) 南側	1HS	-0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25	—	
55									
56									
57	面外変位 南	OS	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50	—	
58									
59	軸変位 2F梁 北側(下端)外側	HBB1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
60		HBB2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
61		HBB3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
62		HBB4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
63	軸変位 2F梁 北側(下端)内側	HBB5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
64	軸変位 2F梁 北側(上端)外側	HBT1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
65		HBT2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
66		HBT3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
67		HBT4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
68	軸変位 2F梁 北側(下端)内側	HBT5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
69	軸変位 3F梁 北側(下端)外側	HBB6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
70		HBB7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
71		HBB8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
72		HBB9	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
73	軸変位 3F梁 北側(下端)内側	HBB10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
74	軸変位 3F梁 北側(上端)外側	HBT6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		275
75		HBT7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
76		HBT8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		200
77		HBT9	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		350
78	軸変位 3F梁 北側(上端)内側	HBT10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		600
79	せん断変位 2F梁 北側(北上)外側	DBS1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
80		DBS2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
81		DBS3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
82		DBS4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
83	せん断変位 2F梁 北側(北上)内側	DBS5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
84	せん断変位 2F梁 北側(南上)外側	DBN1	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
85		DBN2	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
86		DBN3	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
87		DBN4	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
88	せん断変位 2F梁 北側(南上)内側	DBN5	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
89	せん断変位 3F梁 北側(北上)外側	DBS6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
90		DBS7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
91		DBS8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
92		DBS9	0.005	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
93	せん断変位 3F梁 北側(北上)内側	DBS10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
94	せん断変位 3F梁 北側(南上)外側	DBN6	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		372
95		DBN7	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
96		DBN8	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		320
97		DBN9	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-25		430
98	せん断変位 3F梁 北側(南上)内側	DBN10	0.002	mm	メジャー	4GAGE	CDP-50		650
99									

表 3-35 試験体 C の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
100									
101									
102									
103									
104									
105									
106									
107									
108									
109									
110									
111									
112									
113									
114									
115									
116									
117									
118									
119									
120									
121									
122									
123									
124									
125									
126									
127									
128									
129									
130									
131									
132									
133									
134									
135									
136									
137									
138									
139									
140									
141									
142									
143									
144									
145									
146									
147									
148									
149									
150	PC鋼棒 北側	PN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	0	
151	PC鋼棒 北側	PN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	1	
152	柱主筋 1F脚部 北側北端	C1NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	2	
153	柱主筋 1F脚部 北側北端	C1NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	3	
154	柱主筋 1F脚部 北側南端	C1NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	4	
155	柱主筋 1F脚部 北側南端	C1NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	5	
156	柱主筋 1F中央 北側北端	C2NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	6	
157	柱主筋 1F中央 北側北端	C2NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	7	
158	柱主筋 1F中央 北側南端	C2NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	8	
159	柱主筋 1F中央 北側南端	C2NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	9	
160	柱主筋 1F中央 北側北端	C3NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	10	
161	柱主筋 1F中央 北側北端	C3NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	11	
162	柱主筋 1F中央 北側南端	C3NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	12	
163	柱主筋 1F中央 北側南端	C3NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	13	
164	柱主筋 1F頂部 北側北端	C4NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	14	
165	柱主筋 1F頂部 北側北端	C4NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	15	
166	柱主筋 1F頂部 北側南端	C4NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	16	
167	柱主筋 1F頂部 北側南端	C4NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	17	
168	柱主筋 2F脚部 北側北端	C5NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	18	
169	柱主筋 2F脚部 北側北端	C5NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	19	
170	柱主筋 2F脚部 北側南端	C5NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	20	
171	柱主筋 2F脚部 北側南端	C5NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	21	
172	柱主筋 2F中央 北側北端	C6NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	22	
173	柱主筋 2F中央 北側北端	C6NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	23	
174	柱主筋 2F中央 北側南端	C6NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	24	
175	柱主筋 2F中央 北側南端	C6NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	25	
176	柱主筋 2F中央 北側北端	C7NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	26	
177	柱主筋 2F中央 北側北端	C7NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	27	
178	柱主筋 2F中央 北側南端	C7NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	28	
179	柱主筋 2F中央 北側南端	C7NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	29	
180	柱主筋 2F頂部 北側北端	C8NN-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	30	
181	柱主筋 2F頂部 北側北端	C8NN-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	31	
182	柱主筋 2F頂部 北側南端	C8NS-f	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	32	
183	柱主筋 2F頂部 北側南端	C8NS-b	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	33	
184	柱帯筋 1F脚部 北側	CS1N	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	34	
185	柱帯筋 1F中央 北側	CS2N	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	35	
186	柱帯筋 1F脚部 北側	CS3N	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	36	
187	柱帯筋 2F脚部 北側	CS4N	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	37	
188	柱帯筋 2F中央 北側	CS5N	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	38	
189	柱帯筋 2F頂部 北側	CS6N	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	39	
190	梁下端筋 2F 北側北端	B1L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	40	
191	梁下端筋 2F 北側北端	B1L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	41	
192	梁下端筋 2F 北側	B2L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	42	
193	梁下端筋 2F 北側	B2L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	43	
194	梁下端筋 2F 北側	B3L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	44	
195	梁下端筋 2F 北側	B3L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	45	
196	梁下端筋 2F 北側南端	B4L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	46	
197	梁下端筋 2F 北側南端	B4L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	47	
198	梁上端筋 2F 北側北端	B1U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	48	
199	梁上端筋 2F 北側北端	B1U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	49	

表 3-35 試験体 C の計測項目

CH. No.	計測項目	名称	校正係数	単位	メジャーモード	センサモード	計測機器名	ゲージ No.	インサート距離
300	梁上端筋 2F 南側	B6U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	128	
301	梁上端筋 2F 南側	B6U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	129	
302	梁上端筋 2F 南側	B7U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	130	
303	梁上端筋 2F 南側	B7U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	131	
304	梁上端筋 2F 南側北端	B8U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	132	
305	梁上端筋 2F 南側北端	B8U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	133	
306	梁あばら筋 2F 南側	BS4	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	134	
307	梁あばら筋 2F 南側	BS5	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	135	
308	梁あばら筋 2F 南側	BS6	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	136	
309	梁下端筋 3F 南側南端	B13L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	137	
310	梁下端筋 3F 南側南端	B13L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	138	
311	梁下端筋 3F 南側	B14L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	139	
312	梁下端筋 3F 南側	B14L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	140	
313	梁下端筋 3F 南側	B15L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	141	
314	梁下端筋 3F 南側	B15L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	142	
315	梁下端筋 3F 南側北端	B16L-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	143	
316	梁下端筋 3F 南側北端	B16L-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	144	
317	梁上端筋 3F 南側南端	B13U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	145	
318	梁上端筋 3F 南側南端	B13U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	146	
319	梁上端筋 3F 南側	B14U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	147	
320	梁上端筋 3F 南側	B14U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	148	
321	梁上端筋 3F 南側	B15U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	149	
322	梁上端筋 3F 南側	B15U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	150	
323	梁上端筋 3F 南側北端	B16U-f	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	151	
324	梁上端筋 3F 南側北端	B16U-b	0.943	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	152	
325	梁あばら筋 3F 南側	BS10	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	153	
326	梁あばら筋 3F 南側	BS11	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	154	
327	梁あばら筋 3F 南側	BS12	0.948	μ	メジャー	1G3W120Ω	鉄筋用	155	
328									
329									
330									
331									
332									
333									
334									
335									
336									
337									
338									
339									
340									
341									
342									
343									
344									
345									
346									
347									
348									
349									
350									
351									
352									
353									
354									
355									
356									
357									
358									
359									
360									
361									
362									
363									
364									
365									
366									
367									
368									
369									
370									
371									
372									
373									
374									
375									
376									
377									
378									
379									
380									
381									
382									
383									
384									
385									
386									
387									
388									
389									
390									
391									
392									
393									
394									
395									
396									
397									
398									
399									

3.6.3. 損傷状況

写真 3-15 に各試験体のサイクルピーク時の全景写真を示す。いずれの試験体でも、試験体設計時の想定通り、1階柱脚と2、3階はり端に塑性ヒンジが形成される全体崩壊機構が形成されていることが分かる。以降は、試験体ごとに損傷状況を確認する。



(a) R=1/100



(b) R=1/25

(i) 試験体 A



(a) R=1/100

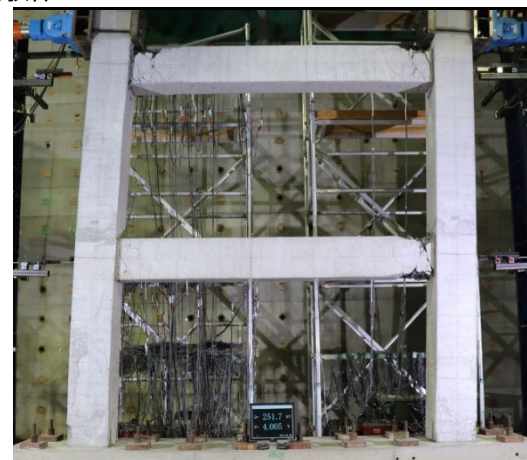


(b) R=1/25

(ii) 試験体 B



(a) R=1/100



(b) R=1/25

(iii) 試験体 C

写真 3-15 試験体の損傷状況 (全景)

3.6.3.1. 試験体 A

図 3-58 に各変形角繰り返し載荷後に観察されたひび割れの状況を、写真 3-16 から写真 3-18 に全変形角 $R=1/100\text{rad}$ 、 $1/50\text{rad}$ 、 $1/25\text{rad}$ 時の塑性ヒンジ部の損傷状況を示す。

$R=1/1600\text{rad}$ サイクルではひび割れの観測は行っていないものの、他の試験体の観測結果より、RC はりには既に曲げひび割れが発生していたものと思われる。

$R=1/800\text{rad}$ サイクルでは 2、3F の RC はりにおいて、CLT 袖壁と接する部分で曲げひび割れが発生したのに加え、加力方向に対して引張側の RC 柱の 1F 脚部でも、曲げひび割れの発生が確認された。

$R=1/400\text{rad}$ サイクルでは 2、3F の RC はりにおいて、スパン内を含めた新たな曲げひび割れの発生や既存の曲げひび割れの進展が見られると共に、加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部でも、曲げひび割れが発生した。また、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 1F 脚部、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 2F 頂部では、無収縮モルタルを充填した水平目地における離間が確認された。

$R=1/200\text{rad}$ サイクルでは 2、3F の RC はりにおいて、曲げひび割れの本数が増加すると共に、スパン内の曲げひび割れが曲げせん断ひび割れに進展した。RC 柱でも 1F 脚部の曲げひび割れの本数が増加した。また、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁では、1F 脚部の離間が袖壁全体に進展すると共に、1F 頂部や 2F 脚部でも水平目地の離間が確認された。

$R=1/133\text{rad}$ サイクルでは 2F の RC 柱において曲げひび割れの発生が確認された。また、2、3F の水平目地が開閉を繰り返すことで、充填した無収縮モルタルに縦方向のひび割れが生じ、部分的に剥落する箇所が出始めた。その後のサイクルでも、無収縮モルタルの剥落が確認されたが、応力伝達に支障をきたすような大規模な剥落は確認されなかった。一方で、比較的小さい変形角で無収縮モルタルの剥落が生じ始めていることから、モルタルの剥落を防止するためには、水平目地内に金網を挿入したり、繊維を混入したモルタルを使用したりする等の対応が必要になるものと考えられる。また、CLT 袖壁の 1F 脚部の水平目地では、アンカーボルトが塑性変形することで残留変形が生じ、接合用の鉄板とナットの間に隙間が見られるようになった。

$R=1/100\text{rad}$ サイクルでは 1、2F の RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直目地でも、部分的に離間が生じている箇所が確認されたが、鉛直接合部自体に関しては、それ以降のサイクルで、目視で確認できるような顕著な損傷は確認できなかった。また、2F 柱はり接合部にせん断ひび割れが発生した。

$R=1/50\text{rad}$ サイクルでは加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部において、コンクリートに圧縮ひび割れが生じた。また、1F の柱頭部にも RC 柱の曲げひび割れが発生するようになり、1F 柱の反曲点の位置が 2F 柱はり接合部に近い位置となっていることが想定される。CLT 袖壁では 1F 脚部のドリフトピン接合部において、ドリフトピンに沿った水平方向の亀裂やしわが発生した (写真 3-19) が、それまでのサイクルでは、CLT 袖壁には目立った損傷は見られなかった。

$R=1/33\text{rad}$ サイクルでは加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部において、曲げ圧縮によるカバーコンクリートの剥落が生じた (写真 3-20)。また、2、3F の RC はりでもひび割れの開閉に伴うカバーコンクリートの剥落が見られた。

$R=1/25\text{rad}$ サイクルでは 2、3F の RC はりにおいて、曲げ圧縮によるカバーコンクリートやコアコンクリートの剥落が目立つようになり、RC はり主筋の座屈も確認された (写真 3-21)。また、1 回目の負方向載荷時に加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁において、アンカーボルトの引張力が作用する 1F 脚部のドリフトピン接合部でラミナの破断が生じた (写真 3-22)。2 回目の正方向載荷時にも同様に、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁において、1F 脚部のドリフ

トピン接合部でラミナの破断が生じた。

RC はりに発生したひび割れは、内法スパン内では曲げせん断ひび割れ、CLT 袖壁内では曲げひび割れが多く、コンクリートの剥落の大部分が CLT 袖壁の端部周辺で生じていた。後述する試験体 B と比較すると、柱際の RC はりの損傷が軽微に抑えられていたが、これは、試験体 A では CLT 袖壁に作用する軸力が、RC はりと鉛直接合部を介して伝達されるのに対し、試験体 B では RC はりのみを介して伝達されるため、試験体 B の方が柱際における RC はりの損傷が大きくなったものと考えられる。

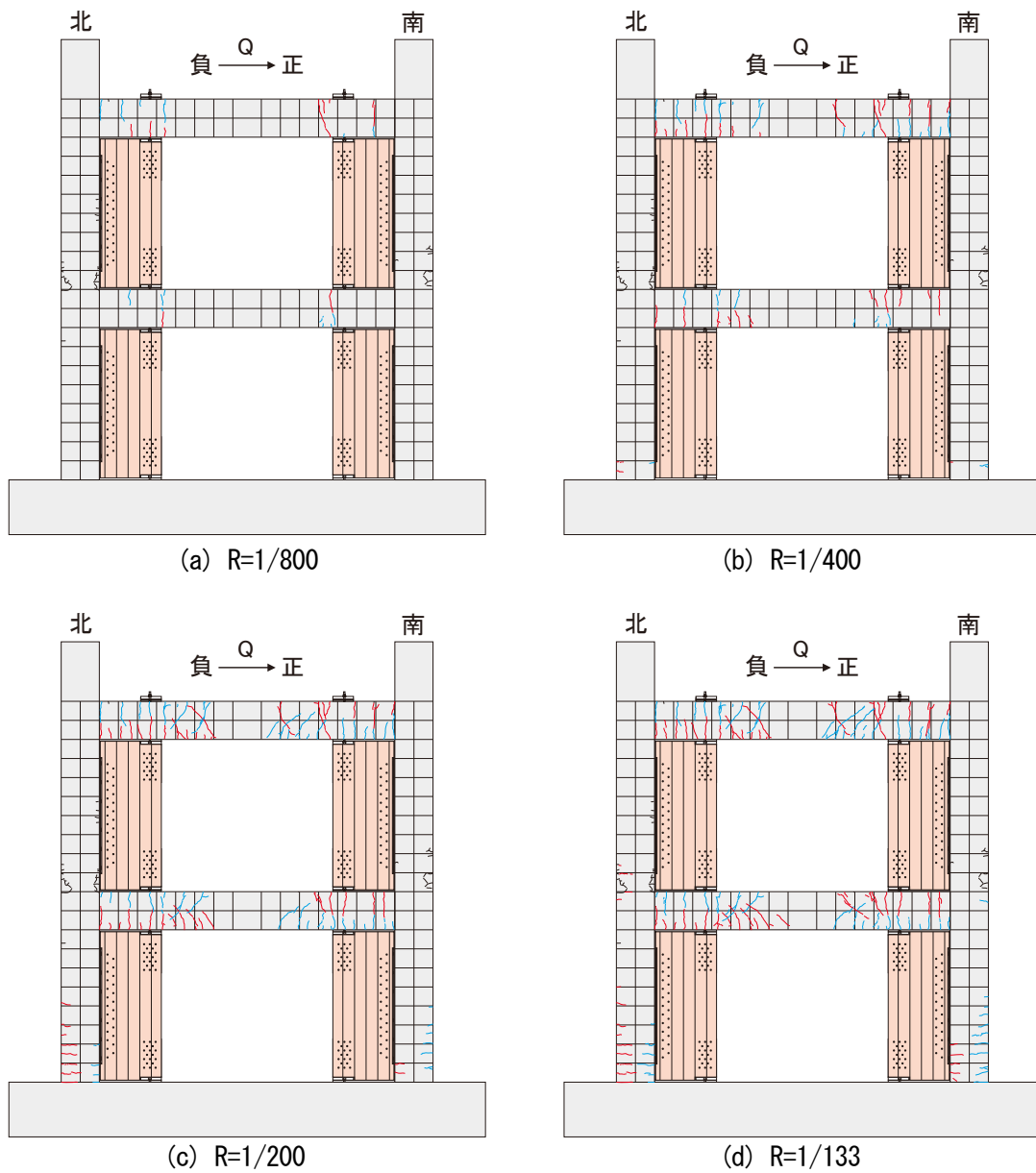


図 3-58 試験体 A のひび割れ図

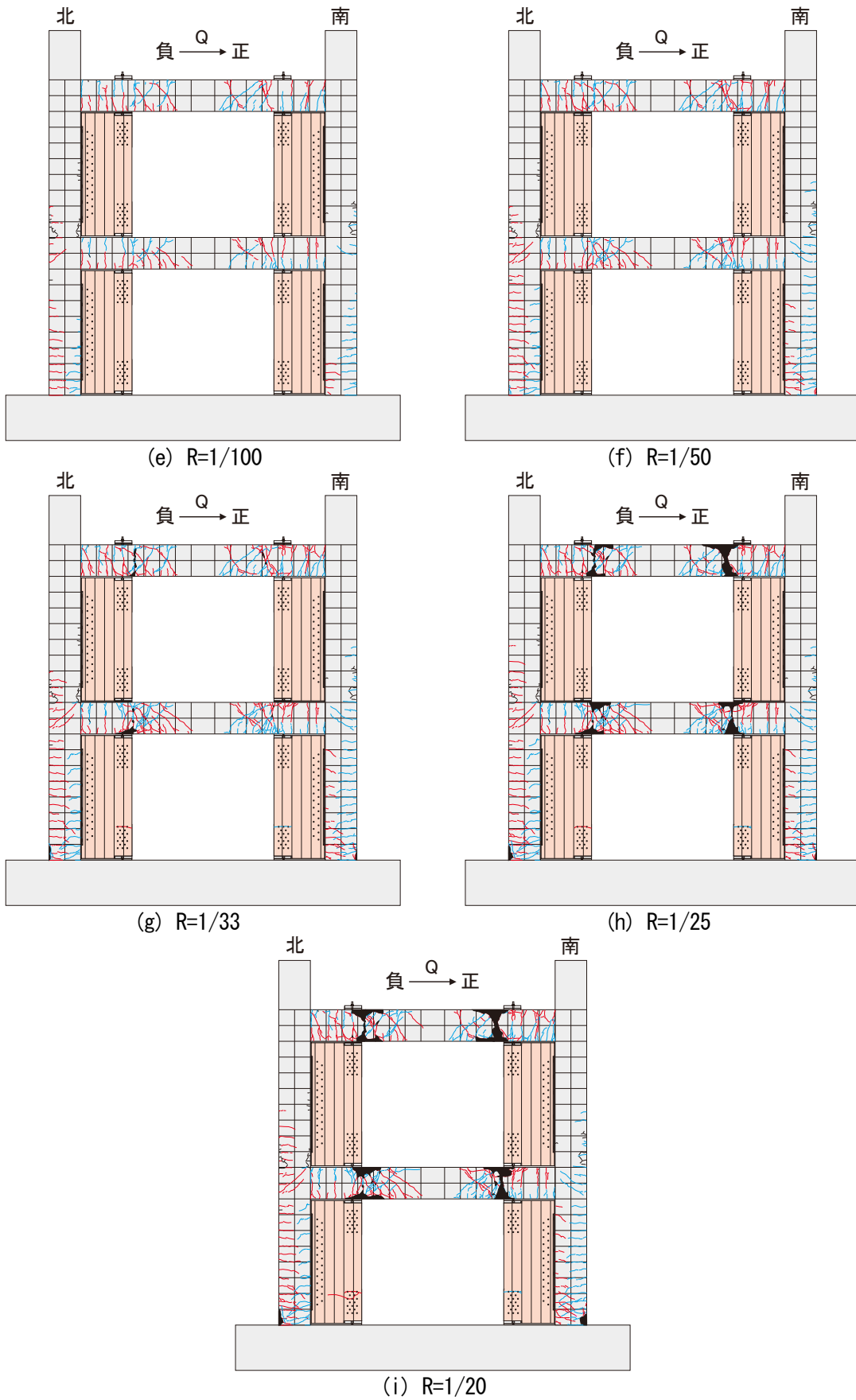
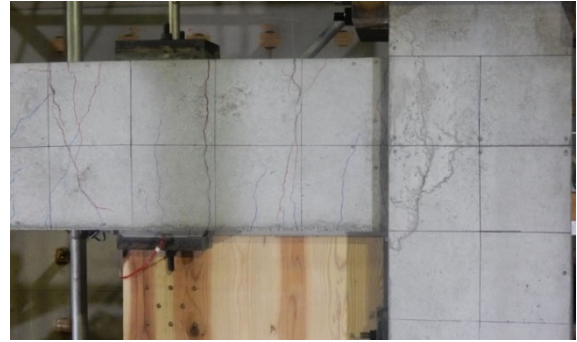
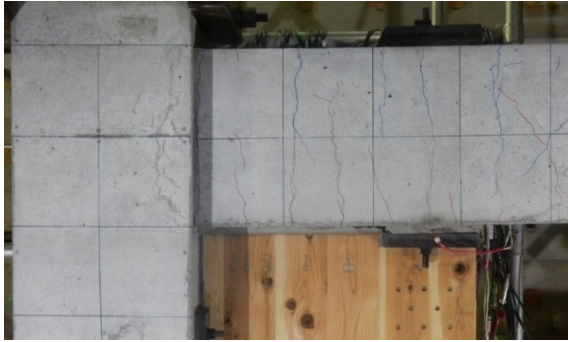
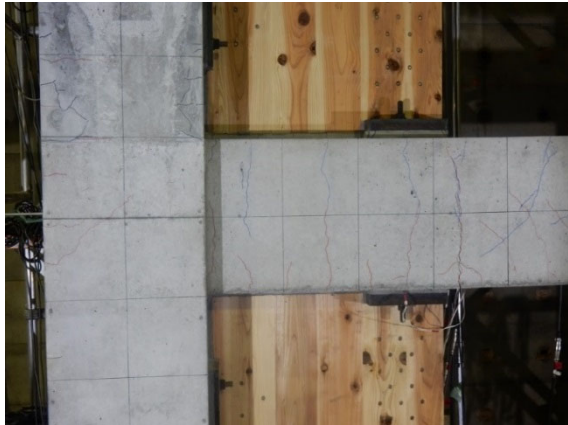


図 3-58 試験体 A のひび割れ図



3F はり

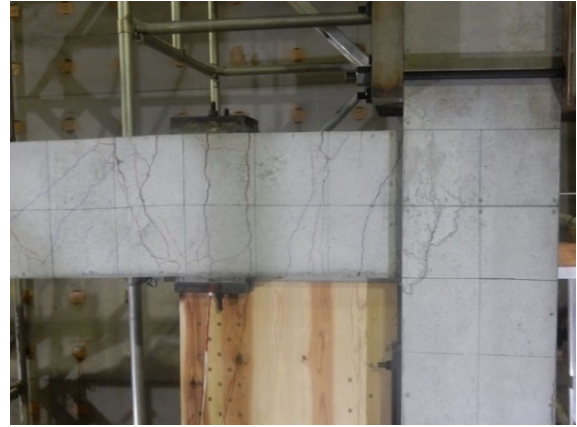


2F はり

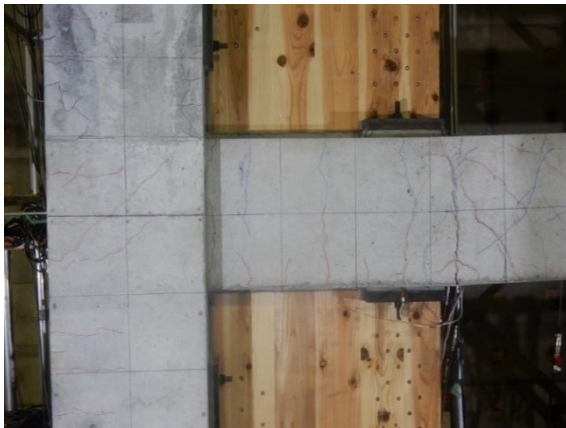


1F 柱脚

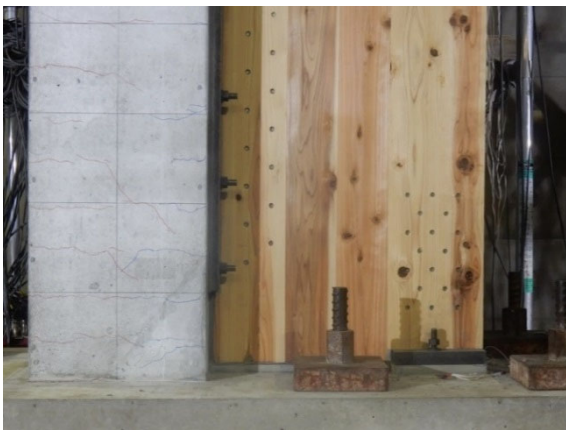
写真 3-16 試験体 A の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/100)



3F はり



2F はり

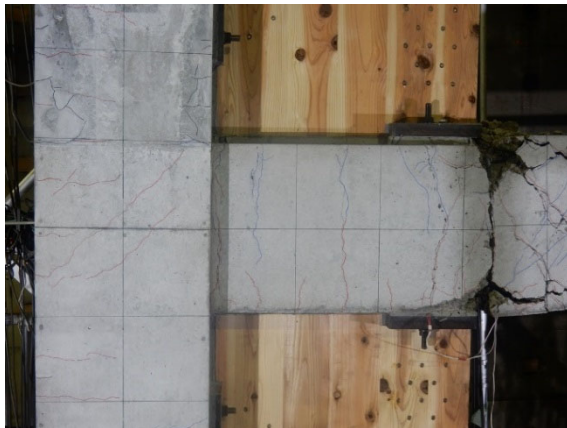
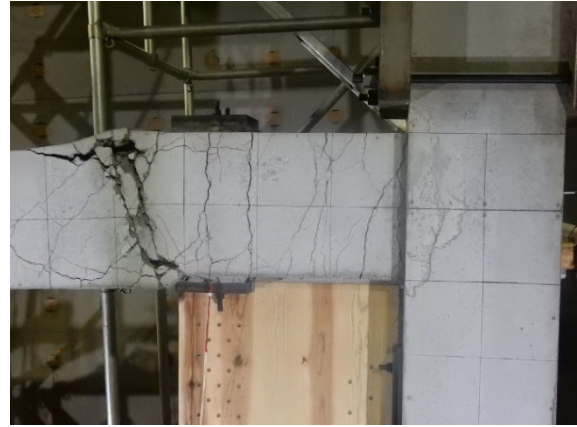


1F 柱脚

写真 3-17 試験体 A の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/50)



3F はり



2F はり



1F 柱脚



写真 3-18 試験体 A の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/25)



写真3-19 ドリフトピン接合部の圧縮しわ (R=1/50)

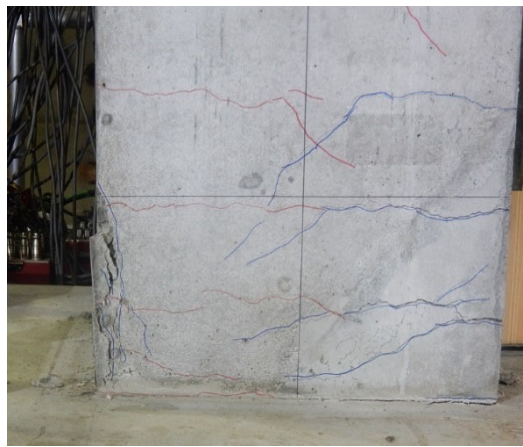


写真3-20 RC柱のカバーコンクリートの剥落 (R=1/33)

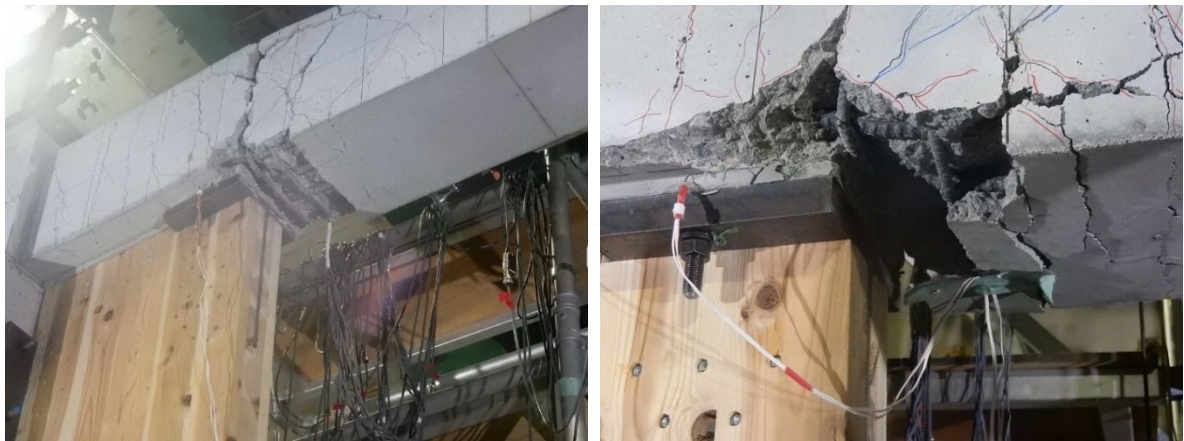


写真3-21 RCはりのカバーコンクリートの剥落 (R=1/25)



写真 3-22 ドリフトピン接合部の破壊 (R=1/25)

3.6.3.2. 試験体 B

図 3-59 に各変形角繰り返し載荷後に観察されたひび割れの状況を、写真 3-23 から写真 3-25 に全変形角 $R=1/100\text{rad}$ 、 $1/50\text{rad}$ 、 $1/25\text{rad}$ 時の塑性ヒンジ部の損傷状況を示す。

$R=1/1600\text{rad}$ サイクルでは 2F、3F の RC はりに曲げひび割れが発生していることを確認した。

$R=1/800\text{rad}$ サイクルでは、加力方向に対して引張側の RC 柱の 1F 脚部でも、曲げひび割れの発生が確認された。

$R=1/400\text{rad}$ サイクルでは 2、3F の RC はりにおいて、スパン内を含めた新たな曲げひび割れの発生や既存の曲げひび割れの進展が見られると共に、スパン内の曲げひび割れが曲げせん断ひび割れに進展した。また、加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部でも、曲げひび割れが発生した。加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 1F 脚部、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 2F 頂部では、無収縮モルタルを充填した水平目地における離間が確認された。なお、試験体 B では CLT 袖壁の端部に滑り止めを設けているが、RC はりの変形に伴い、CLT 袖壁の仕口面と滑り止めの間に隙間が生じている箇所も確認されている (写真 3-26)。

$R=1/200\text{rad}$ サイクルでは RC 柱でも 1F 脚部の曲げひび割れの本数が増加した。また、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁では、2F 脚部でも水平目地の離間が確認された。加えて、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁では、1、2F において、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直目地に亀裂が入り、離間が生じていることが確認された (写真 3-27)。

$R=1/133\text{rad}$ サイクルでは 2F の RC 柱において曲げひび割れの発生が確認された。また、2F 柱はり接合部にせん断ひび割れが発生した。2、3F の水平目地が開閉を繰り返すことで、充填した無収縮モルタルに縦方向のひび割れが生じ、部分的に剥落する箇所が始め (写真 3-28)、その後のサイクルでは、無収縮モルタルが剥落する範囲が拡大する傾向が見られた。比較的小さい変形角で無収縮モルタルの剥落が生じ始めていることから、モルタルの剥落を防止するためには、水平目地内に金網を挿入したり、繊維を混入したモルタルを使用したりする等の対応が必要になるものと考えられる。

$R=1/100\text{rad}$ サイクルでは CLT 袖壁の仕口面が滑り止めにめり込む様子が確認された。

$R=1/50\text{rad}$ サイクルでは加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部において、コンクリートに圧縮ひび割れが生じた。また、1F の柱頭部にも RC 柱の曲げひび割れが発生するようになり、1F 柱の反曲点の位置が 2F 柱はり接合部に近い位置となっていることが想定される。CLT 袖壁では、仕口面が滑り止めにめり込み、ラミナにしわが発生する様子が確認された。一方で、以後のサイクルを含めて、滑り止めのずれは確認されなかった。

$R=1/33\text{rad}$ サイクルでは加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部において、曲げ圧縮によるカバーコンクリートの剥落が生じた。また、2、3F の RC はりでもひび割れの開閉や曲げ圧縮によるカバーコンクリートの剥落が見られた (写真 3-28)。CLT 袖壁では、水平目地と接する端部で、部分的に亀裂が入っていることが確認された。

$R=1/25\text{rad}$ サイクルでは RC はり主筋の座屈も確認された (写真 3-30)。RC はりは、2F の剥落は軽微であり、3F の損傷が大きかった。また、CLT 袖壁の損傷は、滑り止めと接する部分の圧縮しわと、水平目地と接する部分の局所的な圧縮しわや亀裂に留まり、顕著な損傷は見られなかった (写真 3-31)。

試験体 B では、試験体 A とは異なり、CLT 袖壁と接する部分でも RC はりに曲げせん断ひび割れが多く見られ、コンクリートの剥落の大部分が RC 柱際で生じていた。試験体 A では CLT 袖壁に作用する軸力が RC はりと鉛直接合部を介して伝達されるのに対し、試験体 B では RC はりのみを介して伝達されるため、試験体 B の方が柱際における RC はりの損傷が大きくなったものと考えられる。

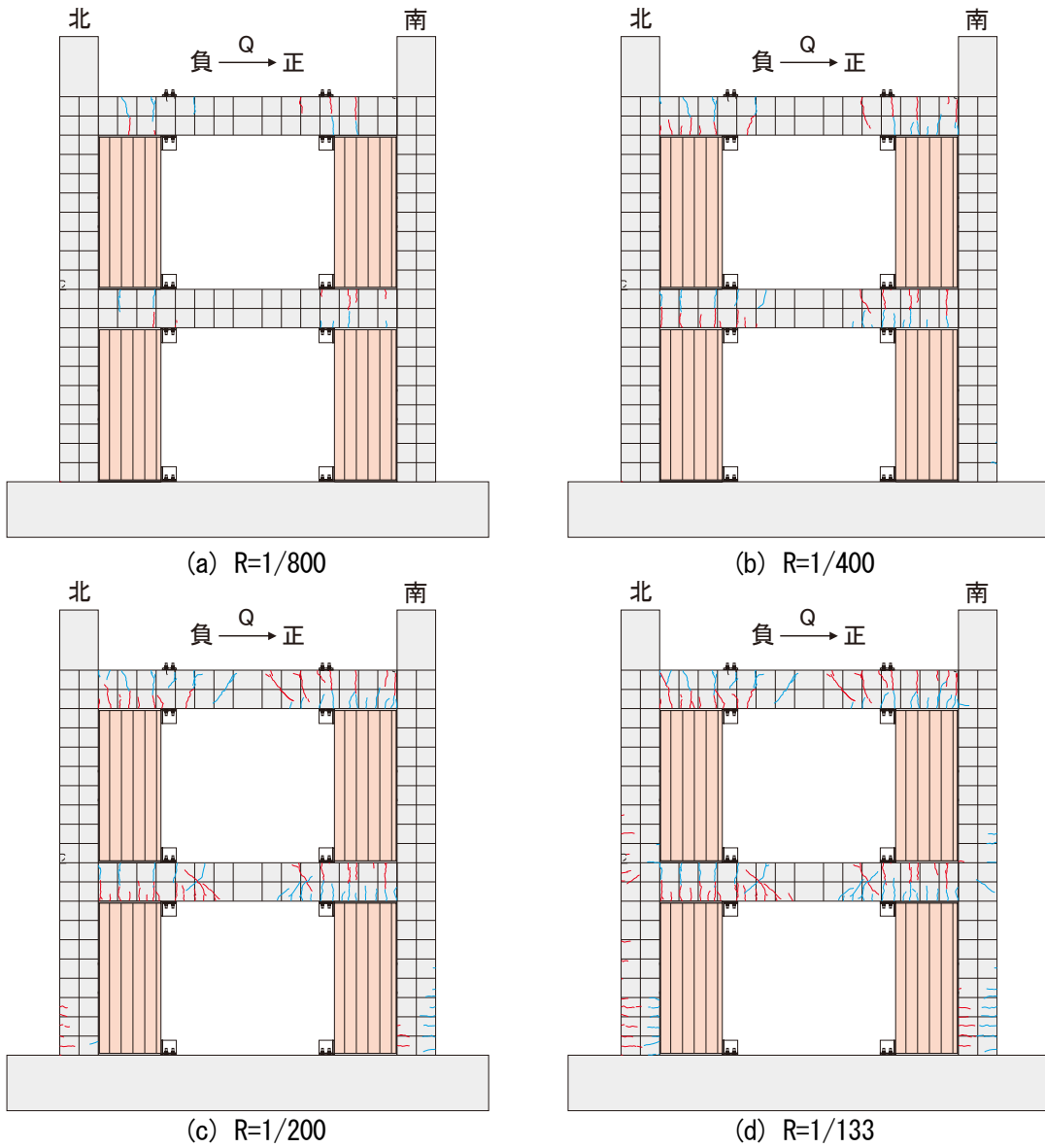


図 3-59 試験体 B のひび割れ図

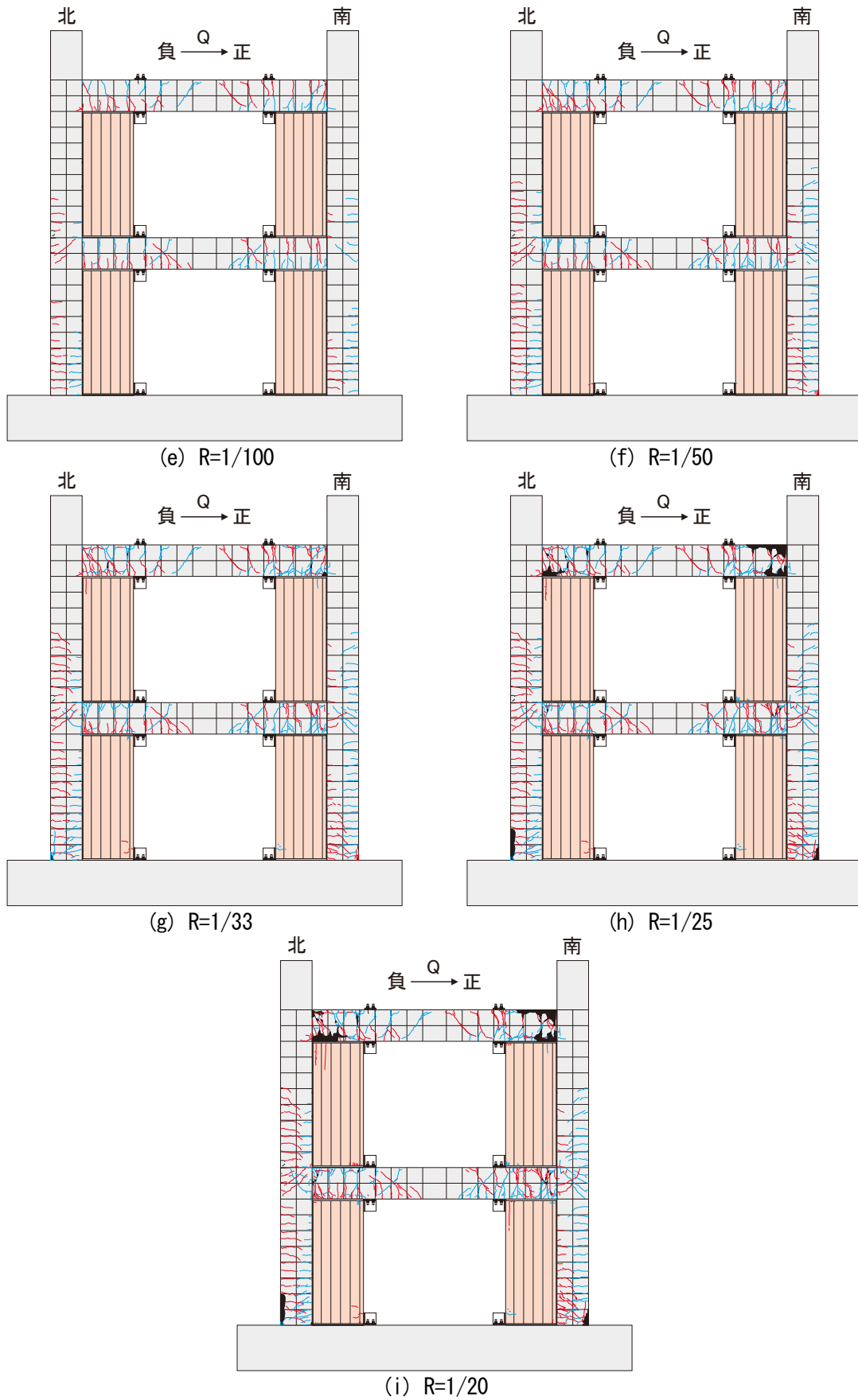


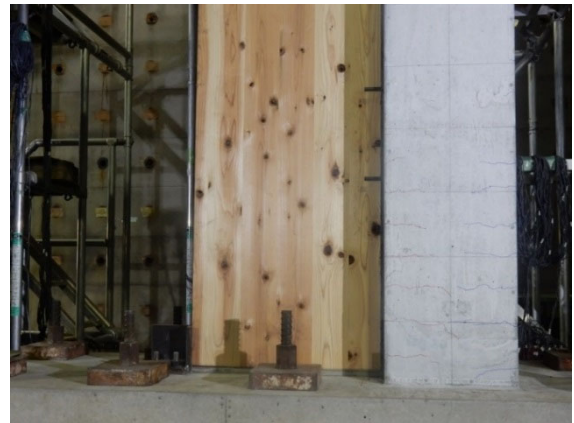
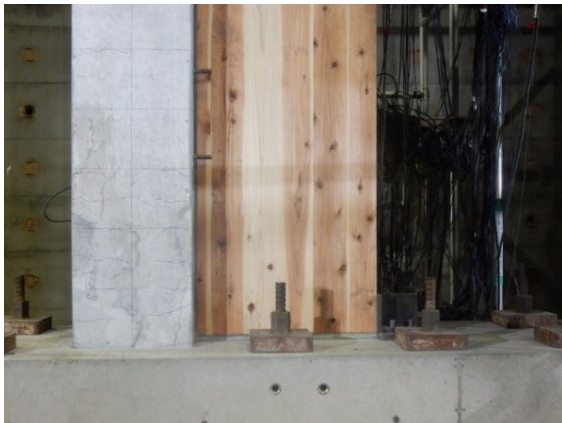
図 3-59 試験体 B のひび割れ図



3F はり



2F はり



1F 柱脚

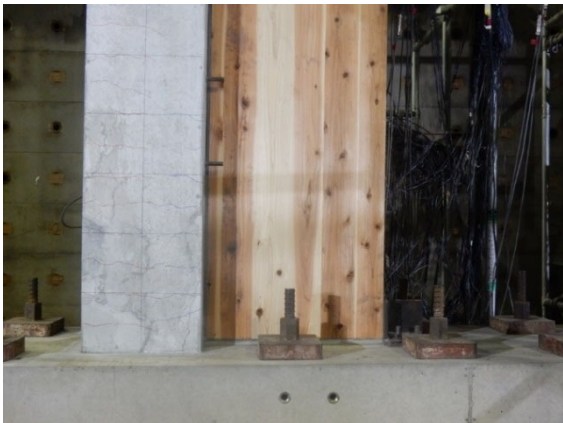
写真 3-23 試験体 B の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/100)



3F はり



2F はり

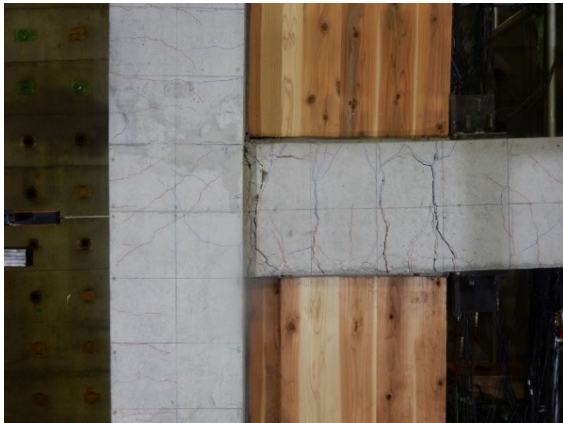


1F 柱脚

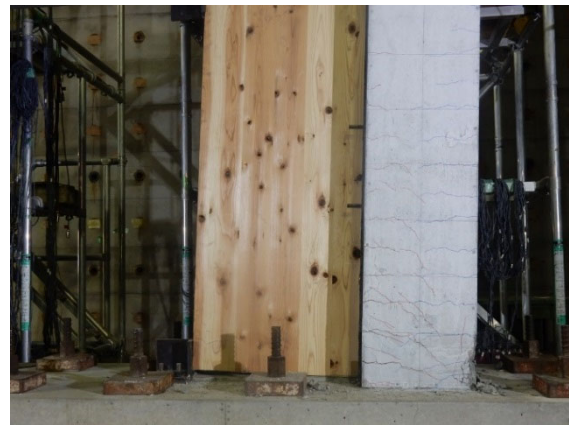
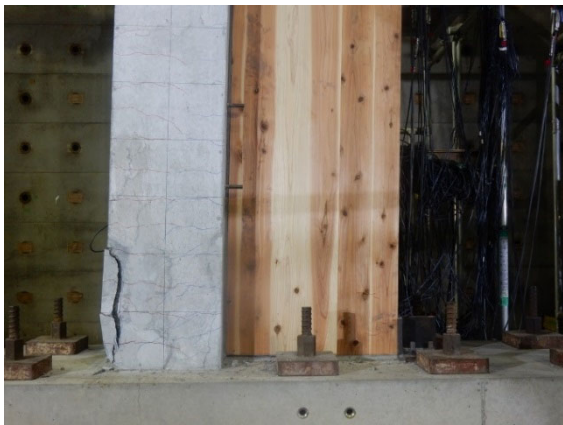
写真 3-24 試験体 B の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/50)



3F はり



2F はり



1F 柱脚

写真 3-25 試験体 B の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/25)



写真 3-26 滑り止め—CLT 袖壁間の離間 (R=1/400)



写真 3-27 鉛直目地における離間 (R=1/200)

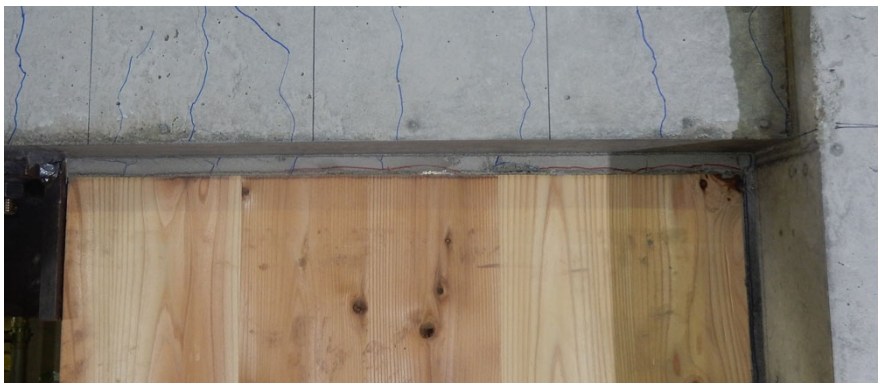


写真 3-28 水平目地の亀裂 (R=1/133)



写真 3-29 RC はりの損傷 (R=1/33)



写真 3-30 RC はり主筋の座屈 (R=1/25)



写真 3-31 CLT 袖壁の圧縮しわ及び亀裂 (R=1/25)

3.6.3.3. 試験体 C

図 3-60 に各変形角繰り返し载荷後に観察されたひび割れの状況を、写真 3-32 から写真 3-34 に全体変形角 $R=1/100\text{rad}$ 、 $1/50\text{rad}$ 、 $1/25\text{rad}$ 時の塑性ヒンジ部の損傷状況を示す。

$R=1/1600\text{rad}$ サイクルでは 2F、3F の RC はりに曲げひび割れが発生していることを確認した。

$R=1/400\text{rad}$ サイクルでは 2、3F の RC はりにおいて、スパン内を含めた新たな曲げひび割れの発生や既存の曲げひび割れの進展が見られると共に、曲げひび割れが曲げせん断ひび割れに進展した。また、加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部でも、曲げひび割れの発生が確認された。

$R=1/200\text{rad}$ サイクルでは 3F の RC はりでせん断ひび割れが確認され、加力方向に対して引張側の RC 柱の 1F 脚部でも曲げひび割れが発生した。

$R=1/133\text{rad}$ サイクルでは 2F の RC 柱において曲げひび割れの発生が確認された。

$R=1/100\text{rad}$ サイクルではひび割れの開閉に伴う RC はりのカバーコンクリートの剥落が確認された。

$R=1/50\text{rad}$ サイクルでは RC はり端や、加力方向に対して圧縮側の RC 柱の 1F 脚部において、コンクリートに圧縮ひび割れが生じた。1F の柱頭部にも RC 柱の曲げひび割れが発生するようになり、1F 柱の反曲点の位置が 2F 柱はり接合部に近い位置となっていることが想定される。また、2F 柱はり接合部にせん断ひび割れが発生した。

$R=1/33\text{rad}$ サイクルでは加力方向に対して引張側の RC 柱の 1F 脚部でも、曲げ圧縮によるカバーコンクリートの剥落が生じた。また、3F の RC はりでは、上端部のかぶりコンクリートに浮きが生じた (写真 3-35)。

$R=1/25\text{rad}$ サイクルでは 2、3F の RC はり主筋の座屈も確認された (写真 3-36)。また、 $R=1/20\text{rad}$ の押切载荷時には、2F の RC はりのあばら筋の 135° フックが 90° 程度まで開いている様子も確認されている (写真 3-37)。

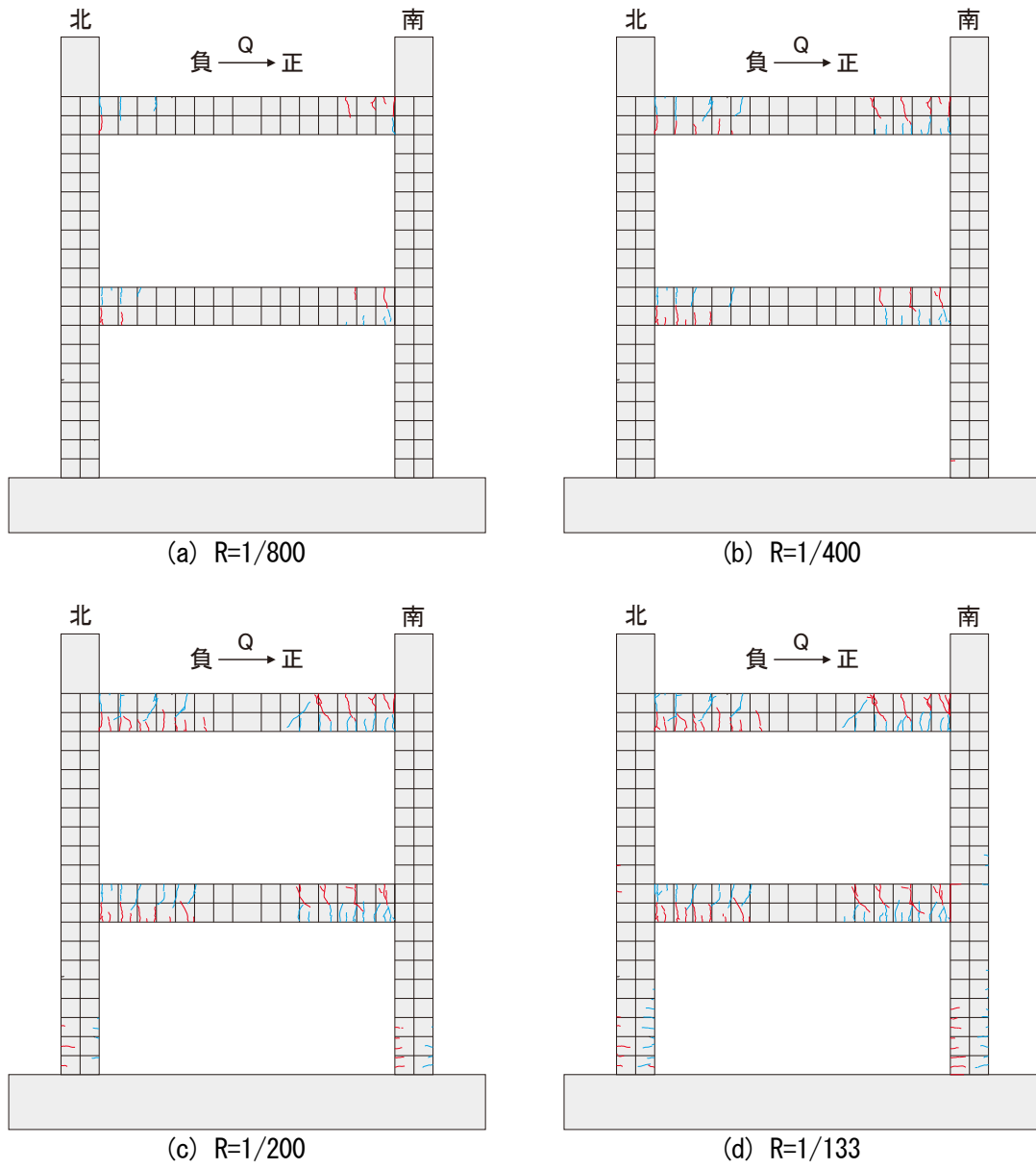


図 3-60 試験体 C のひび割れ図

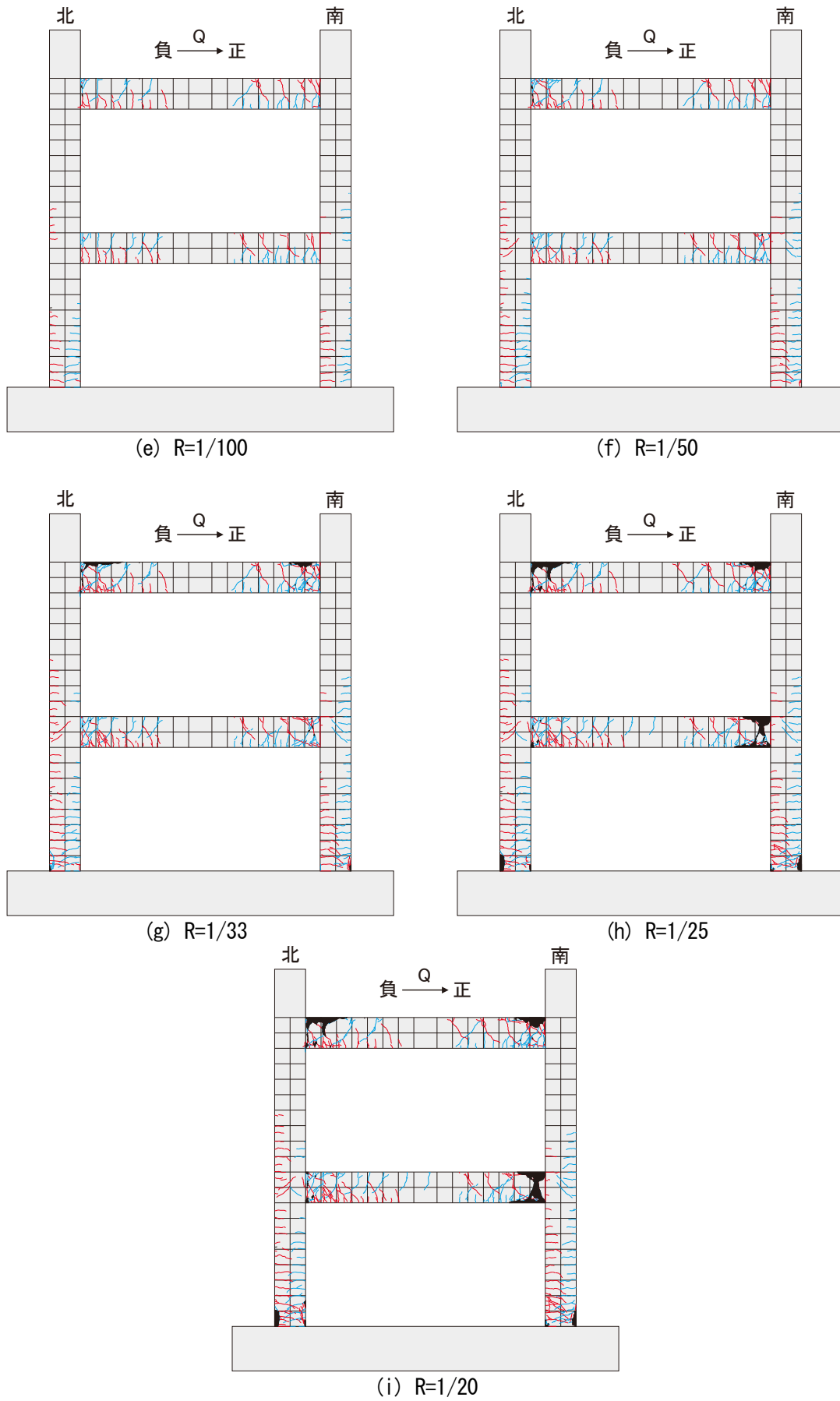
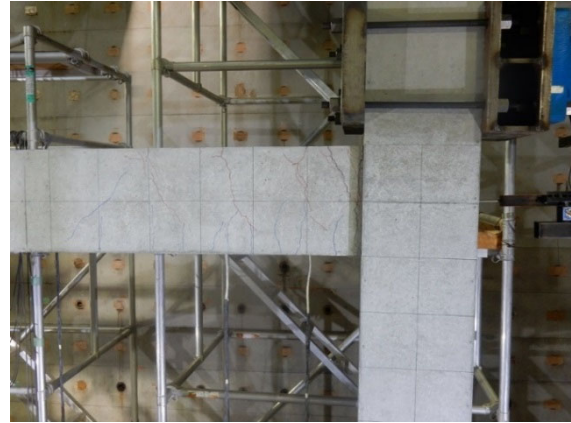
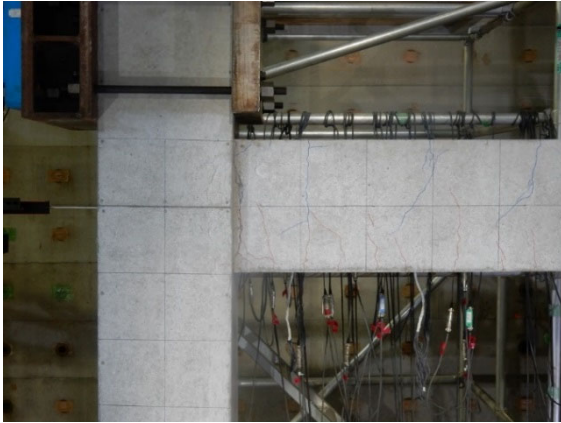
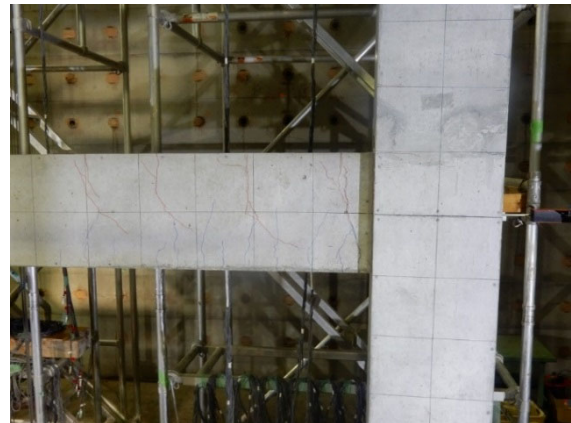
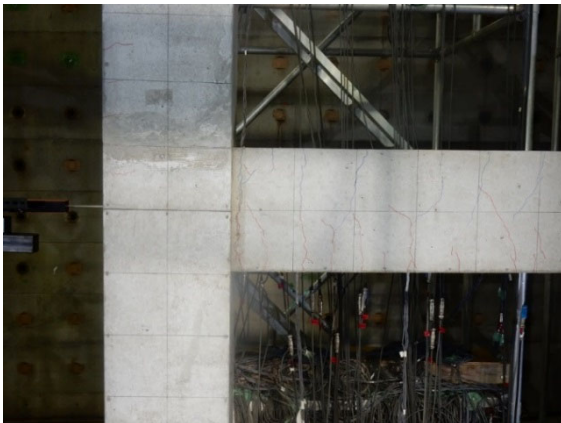


図 3-60 試験体 C のひび割れ図



3F はり



2F はり

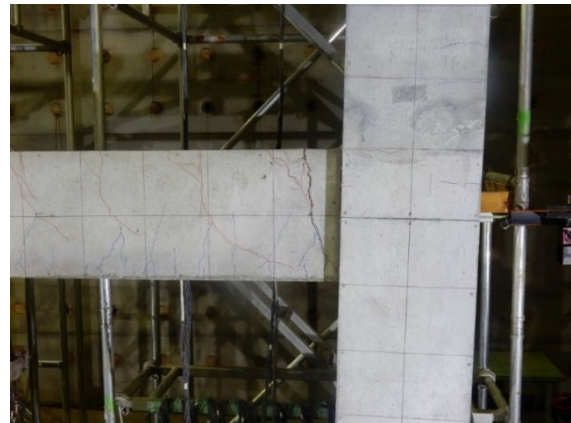
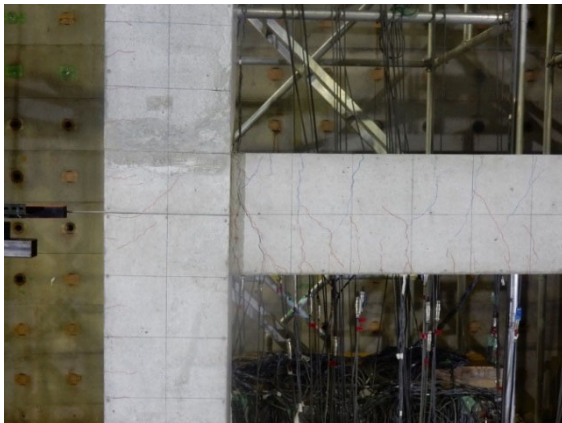


1F 柱脚

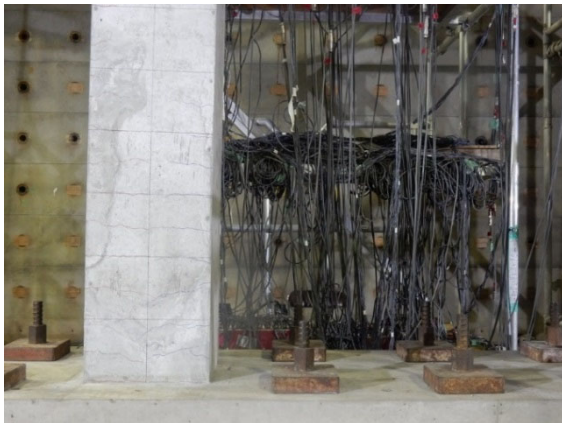
写真 3-32 試験体 C の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/100)



3F はり

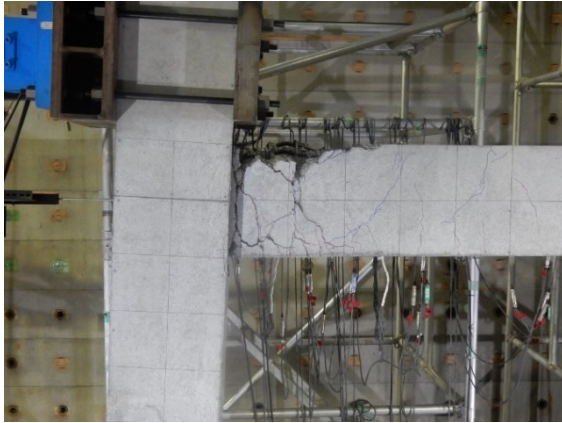


2F はり

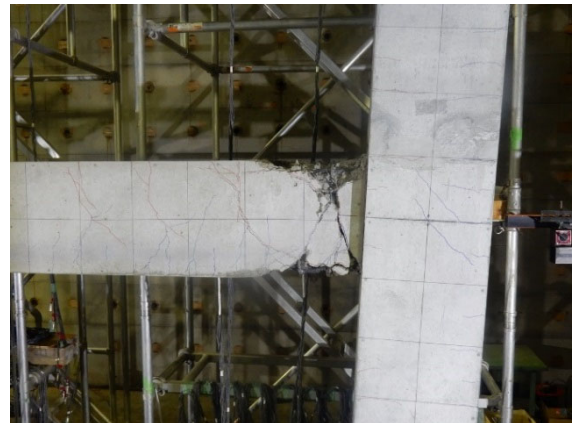
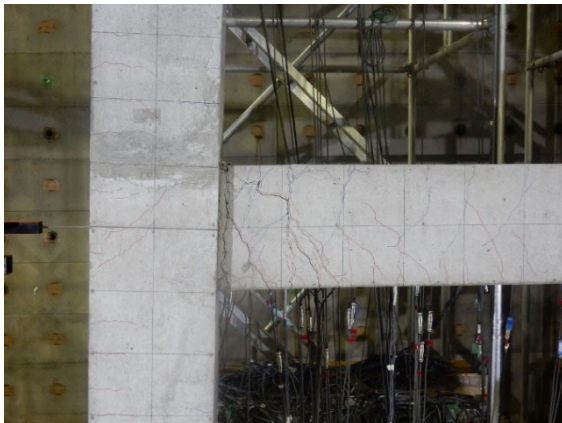


1F 柱脚

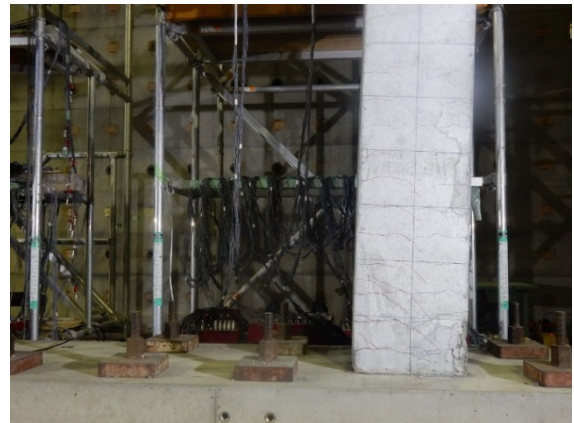
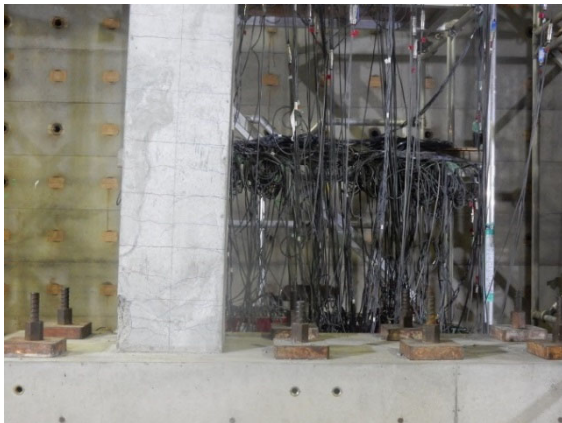
写真 3-33 試験体 C の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/50)



3F はり



2F はり



1F 柱脚

写真 3-34 試験体 C の塑性ヒンジ部の損傷状況 (R=1/25)

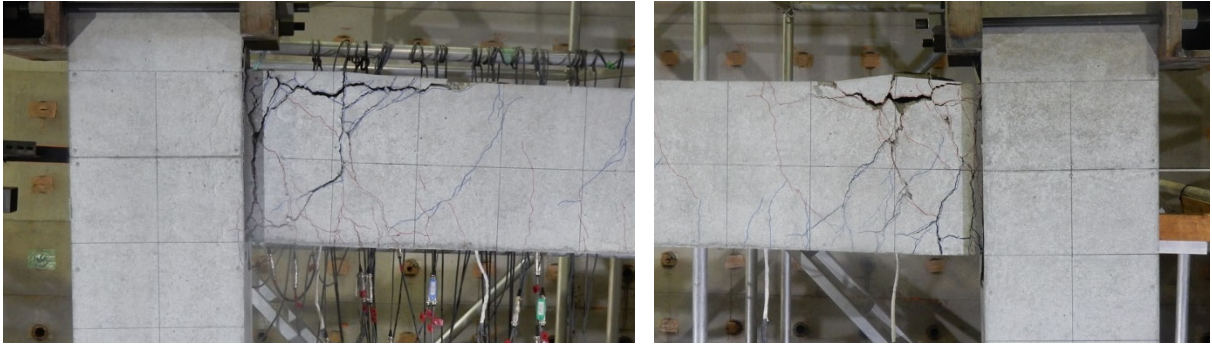


写真 3-35 RC はりのかぶりコンクリートの浮き (R=1/33)



写真 3-36 RC はり主筋の座屈 (R=1/25)



写真 3-37 RC はりあばら筋のフックの開き (R=1/20)

3.6.3.4. 目地部分の損傷

写真 3-38、写真 3-39 に $R=1/50\text{rad}$ における試験体 A、B の 1F 袖壁の目地部分の損傷状況を示す。部材実験では、水平接合部の目地の充填にエポキシ樹脂を用いたため、目地部の損傷は確認されていない。一方、架構実験では、水平接合部の目地の充填に無収縮モルタルを用いたが、試験体 A では、写真 3-38 に示すように、鉛直接合部を設けたことで、1 階袖壁頂部の水平目地の開閉が抑制され、実験終了時まで目地部の顕著な損傷が確認されなかったが、試験体 B では、写真 3-39 に示すように、1 階袖壁頂部の水平目地の開閉が繰り返されたことで、モルタルに多数のひび割れが生じている。したがって、試験体 B に関しては、水平目地が損傷を受けたことで、CLT 袖壁の仕口面におけるめり込み変形が緩和されたことにより、CLT 袖壁の損傷が軽減された可能性がある。



写真 3-38 試験体 A の 1F 袖壁における目地部分の損傷状況 (R=1/25)



写真 3-39 試験体 B の 1F 袖壁における目地部分の損傷状況 (R=1/25)

3.6.3.5. ひび割れ幅の推移

表 3-36 に各試験体の柱、はりにおける最大ひび割れ幅、残留ひび割れ幅の推移を示す。ここで、最大ひび割れ幅は、各サイクルの 2 回目の負方向加力時のサイクルピークにおいて観測した最大のひび割れ幅を、残留ひび割れ幅は、同サイクルの負方向加力後の除荷時（水平荷重ゼロ時）に観測した最大のひび割れ幅を示しており、曲げひび割れとせん断ひび割れに分類して計測した。また、表 3-37 には、柱、はりを階ごとに分類した計測の詳細を示す。

補修の目安となる残留ひび割れ幅として 0.2~0.3mm を想定し、実験試験体の縮尺 2/3 を乗じて、寸法効果の影響を簡易的に評価すると、本実験では 0.15~0.20mm 程度が修復の目安となるひび割れ幅となる。いずれの試験体でも、はりでは 1/200rad のサイクルで目安となるひび割れ幅に到達したが、柱では 1/50rad のサイクルまで目安のひび割れ幅には到達しなかった。全体変形角と最大ひび割れ幅、残留ひび割れ幅の関係を見ると、1/100rad のサイクル付近までは、いずれの試験体もほぼ同様の傾向を示していたが、1/50rad のサイクルに到達すると、袖壁を設けることで、はりの変形角が大きくなった試験体 A、B の方が、袖壁のない試験体 C と比較して、最大ひび割れ幅、残留ひび割れ幅共に大きくなる傾向が見られた。

表 3-36 各サイクルにおける最大ひび割れ幅、残留ひび割れ幅のまとめ（単位：mm）

		柱			梁		
		A	B	C	A	B	C
-1/800	最大	-	-	-	0.2	0.15	0.2
	残留	-	-	-	0.1	0.1	0.1
-1/400 ②	最大	0.05 未満	0.05	-	0.35	0.5	0.35
	残留	0	0	-	0.1	0.15	0.1
-1/200 ②	最大	0.05	0.1	0.05	0.5	0.7	0.55
	残留	0	0	0	0.15	0.2	0.2
-1/133 ②	最大	0.1	0.15	0.1	1.2	1.1	1.9
	残留	0	0	0	0.5	0.5	1.4
-1/100 ②	最大	0.1	0.25	0.25	2	2	2
	残留	0	0	0	1.5	1.1	1.4
-1/50 ②	最大	1.1	0.7	0.7	5	6	4
	残留	0.65	0.35	0.25	4.5	3.9	3

表 3-37 各サイクルにおける最大ひび割れ幅、残留ひび割れ幅の推移 (単位 : mm)

A試験体		柱				梁				柱				梁			
		1F北		2F北		2F北		3F北		1F南		2F南		2F南		2F南	
		曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断
-1/800	最大	-	-	-	-	0.2	-	0.2	-	0.05未満	-	-	-	0.05	-	0.05	-
	残留	-	-	-	-	0.05	-	0.1	-	0	-	-	-	0	-	0	-
-1/400 ②	最大	0.05未満	-	-	-	0.25	-	0.35	0.05	0.05未満	-	-	-	0.1	-	0.1	-
	残留	0	-	-	-	0.1	-	0.1	0.05	0	-	-	-	0.05未満	-	0.05未満	-
-1/200 ②	最大	0.05未満	-	-	-	0.3	0.2	0.5	0.3	0.05	-	-	-	0.15	0.05	0.2	0.1
	残留	0	-	-	-	0.1	0.1	0.15	0.05	0	-	-	-	0.05未満	0.05	0.05未満	0.05未満
-1/133 ②	最大	0.1	-	-	-	0.75	0.25	1.2	0.5	0.05	-	0.05	-	0.6	0.1	0.5	0.2
	残留	0	-	-	-	0.15	0.1	0.5	0.1	0	-	0	-	0.4	0.05	0.3	0.05
-1/100 ②	最大	0.1	-	-	-	1.6	0.4	2	0.5	0.1	-	0.05	-	1.5	0.2	0.8	0.3
	残留	0	-	-	-	0.75	0.1	1.5	0.1	0	-	0.05未満	-	0.9	0.05	0.7	0.05
-1/50 ②	最大	1.1	-	-	-	5	1.5	4	0.7	0.95	-	0.1	-	2.5	0.5	5	1.2
	残留	0.65	-	-	-	4.5	0.35	3.5	0.2	0.5	-	0.05未満	-	1.3	0.15	2.5	0.2

B試験体		柱				梁				柱				梁			
		1F北		2F北		2F北		3F北		1F南		2F南		2F南		2F南	
		曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断
-1/800	最大	-	-	-	-	0.1	-	0.15	-	-	-	-	-	0.05	-	0.05	-
	残留	-	-	-	-	0.05	-	0.1	-	-	-	-	-	0	-	0	-
-1/400 ②	最大	-	-	-	-	0.2	-	0.5	-	0.05	-	-	-	0.1	-	0.1	-
	残留	-	-	-	-	0.05	-	0.15	-	0	-	-	-	0.05未満	-	0.05	-
-1/200 ②	最大	0.1	-	-	-	0.45	0.2	0.7	0.2	0.1	-	-	-	0.15	0.05	0.2	-
	残留	0	-	-	-	0.05	0.1	0.2	0.05	0	-	-	-	0.05未満	0.05	0.05	-
-1/133 ②	最大	0.15	-	0.15	-	0.5	0.25	1.1	0.25	0.15	-	0.1	-	0.15	0.15	1	-
	残留	0	-	0	-	0.05	0.1	0.35	0.05	0	-	0	-	0.05未満	0.05	0.5	-
-1/100 ②	最大	0.2	-	0.25	-	1.2	0.3	1.6	0.25	0.15	-	0.2	-	0.35	0.2	2	-
	残留	0	-	0	-	0.5	0.1	1.1	0.1	0	-	0	-	0.2	0.05	0.8	-
-1/50 ②	最大	0.55	-	0.3	-	1.9	0.3	4.8	0.35	0.7	-	0.2	0.15	2	0.2	6	-
	残留	0.3	-	0.05	-	1.3	0.1	3.9	0.1	0.35	-	0.05	0	0.9	0.05	3.5	-

C試験体		柱				梁				柱				梁			
		1F北		2F北		2F北		3F北		1F南		2F南		2F南		2F南	
		曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断	曲げ	せん断
-1/800	最大	-	-	-	-	0.1	-	0.2	-	-	-	-	-	0.05	-	0.05	-
	残留	-	-	-	-	0.05未満	-	0.1	-	-	-	-	-	0.05未満	-	0	-
-1/400 ②	最大	-	-	-	-	0.15	-	0.35	-	-	-	-	-	0.1	-	0.15	-
	残留	-	-	-	-	0.05	-	0.1	-	-	-	-	-	0.05未満	-	0.05未満	-
-1/200 ②	最大	0.05	-	-	-	0.2	0.05	0.55	0.2	0.05	-	-	-	0.2	-	0.3	0.1
	残留	0	-	-	-	0.05	0	0.2	0.1	0	-	-	-	0.05未満	-	0.1	0.05
-1/133 ②	最大	0.1	-	0.1	-	0.95	0.1	1.9	0.25	0.1	-	0.05	-	0.6	-	1	0.15
	残留	0	-	0	-	0.6	0.05未満	1.4	0.1	0	-	0	-	0.3	-	0.8	0.05
-1/100 ②	最大	0.15	-	0.25	-	1.6	0.1	2	0.3	0.15	-	0.05	-	1	-	2	0.2
	残留	0	-	0	-	1.3	0.05	1.4	0.1	0	-	0	-	0.5	-	1.1	0.05
-1/50 ②	最大	0.6	-	0.3	-	2	0.15	4	0.3	0.7	-	0.15	-	2	-	4	0.2
	残留	0.25	-	0	-	1.5	0.05	3	0.1	0.25	-	0	-	1.5	-	2.5	0.05

3.6.4. 荷重変形関係と補強効果の比較

図 3-61、図 3-62、図 3-63 に各試験体の荷重変形関係を示す。なお、各図には、最大耐力点に加え、柱主筋、はり主筋、はりあばら筋、アンカーボルトの降伏点も示している。また、これらの特性点をまとめたものを表 3-38 に示す。なお、全ての試験体の柱帯筋、滑り止めの固定に使用した試験体 B の寸切りボルトの引張降伏は生じなかった。

試験体 A では、 $R=0.3\sim 0.6\times 10^2\text{rad}$ 付近で、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 1F 脚部や 2F 脚部 (1F 頂部) に設置したアンカーボルトが引張降伏した後、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 2F 頂部に設置したアンカーボルトが引張降伏した。その後、 $R=0.5\sim 0.6\times 10^2\text{rad}$ 付近で、2、3F の RC はりの主筋が相次いで降伏した。RC 柱の主筋は、全体変形角が $R=1.0\times 10^2\text{rad}$ を超えてから降伏した箇所が多かった。なお、3F の RC はりでは、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルにおいてあばら筋の降伏が生じている。

試験体 B では、滑り止めの固定に使用した寸切りボルトは降伏しておらず、 $R=0.4\sim 0.7\times 10^2\text{rad}$ 付近で、2、3F の RC はりの主筋が降伏した。試験体 A でははり主筋の降伏が $R=0.5\sim 0.6\times 10^2\text{rad}$ 付近で集中して生じたのに対し、試験体 B でははり主筋が降伏した時の全体変形角にばらつきがあることから、水平接合材や鉛直接合材を設けていない試験体 B では、材端の位置によって CLT 袖壁による RC はりの拘束条件に差が生じたものと考えられる。RC 柱の主筋は、試験体 A と同様に、全体変形角が $R=1.0\times 10^2\text{rad}$ を超えてから降伏した箇所が多かった。なお、2、3F の RC はりでは、 $R=1/50\text{rad}$ 、 $1/25\text{rad}$ サイクルにおいてあばら筋の降伏が生じている。

試験体 C では、 $R=0.4\sim 0.6\times 10^2\text{rad}$ 付近で、2、3F の RC はりの主筋が降伏したが、試験体 A、B と比較して、はり主筋の降伏時の変形角に顕著な差は見られなかった。RC 柱の主筋は、試験体 A、B と同様に、全体変形角が $R=1.0\times 10^2\text{rad}$ を超えてから降伏した。なお、3F の RC はりでは、 $R=1/25\text{rad}$ サイクルにおいてあばら筋の降伏が生じている。

ここからは、試験体 A、B の補強効果について検証する。図 3-64 に各試験体の包絡線の比較を示す。表 3-38 に示すように、各試験体の初期剛性は、試験体 A で 48.0kN/mm 、試験体 B で 46.0kN/mm となっており、試験体 C の 28.5kN/mm に対して、それぞれ 1.68 倍、1.61 倍である。各実験の実施時期が異なるため、コンクリートの圧縮強度やヤング係数には差異があるが、いずれの試験体に関しても、CLT 袖壁の設置によって、初期剛性が大幅に増大していることが分かる。また、最大耐力に関しては、試験体 A で 493kN 、試験体 B で 403kN となっており、試験体 C の 275kN に対して、それぞれ 1.79 倍、1.47 倍と高い補強効果が得られていることが分かる。

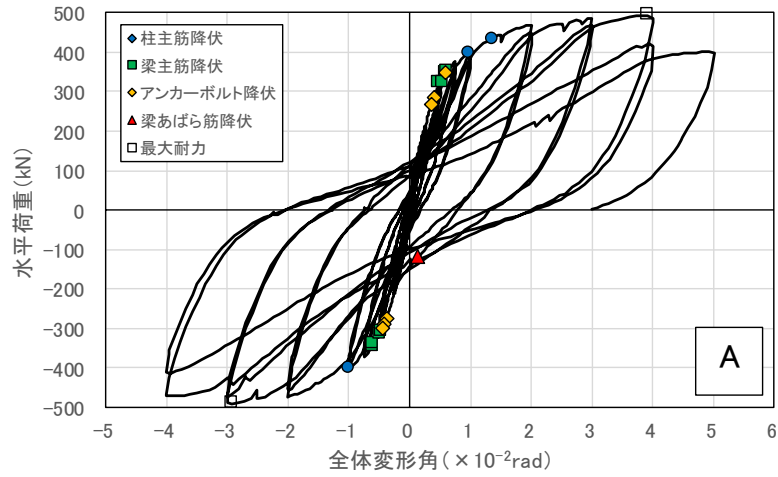


図 3-61 水平荷重—変形角関係 (試験体 A)

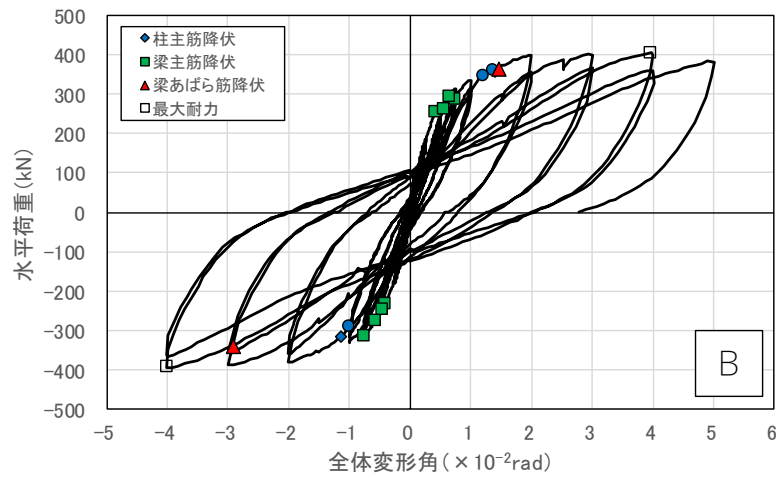


図 3-62 水平荷重—変形角関係 (試験体 B)

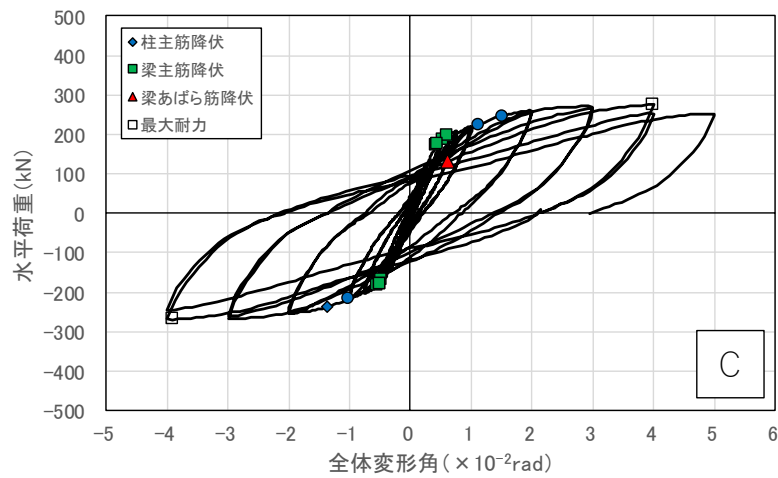


図 3-63 水平荷重—変形角関係 (試験体 C)

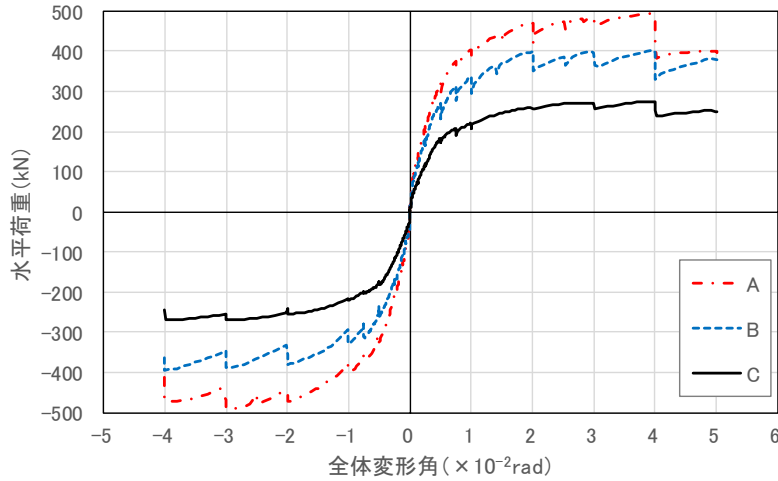


図 3-64 包絡線の比較

表 3-38 各特性点における荷重と変形

(a) 初期剛性と最大耐力

	初期剛性 (kN/mm)	最大荷重(R=1/100radまで)		最大荷重(R=1/50radまで)		最大耐力	
		Q (kN)	Q (kN)	Q (kN)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
A	48.0	405	469	469	493	3.925	493
		-400	-472	-472	-490	-2.918	-490
B	46.0	335	399	399	403	3.975	403
		-328	-381	-381	-393	-4.005	-393
C	28.5	220	260	260	275	4.001	275
		-220	-255	-255	-269	-2.915	-269

(b) 柱主筋、はり主筋の降伏点

	1F引張側柱主筋降伏		1F圧縮側柱主筋降伏		2F梁下端筋降伏		2F梁上端筋降伏		3F梁下端筋降伏		3F梁上端筋降伏	
	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
A	1.358	434	0.955	400	0.601	347	0.619	352	0.493	322	0.541	323
	-	-	-1.001	-400	-0.608	-346	-0.587	-340	-0.478	-314	-0.465	-309
B	1.354	362	1.207	347	0.743	285	0.650	294	0.414	253	0.549	262
	-1.150	-315	-0.999	-291	-0.747	-313	-0.577	-275	-0.412	-233	-0.453	-246
C	1.509	247	1.111	225	0.533	185	0.606	197	0.436	172	0.446	174
	-1.361	-237	-1.011	-217	-0.539	-182	-0.468	-169	-0.498	-181	-0.486	-181

(c) 帯筋、あばら筋の降伏点

	柱帯筋降伏		2F梁あばら筋降伏		3F梁あばら筋降伏	
	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
A	-	-	-	-	0.141	-120
B	-	-	-2.917	-337	1.459	365
C	-	-	-	-	0.622	132

*あばら筋の降伏は、A試験体では1/50radサイクル、B試験体では1/50radサイクル、1/25radサイクル、C試験体では1/25radサイクルの繰り返し載荷時に生じている。

(d) アンカーボルトの降伏点

	1Fアンカーボルト降伏		2Fアンカーボルト降伏		3Fアンカーボルト降伏	
	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
A	0.403	283	0.356	265	0.601	347
	-0.377	-275	-0.417	-290	-0.447	-302

3.6.5. 柱はりの主筋、せん断補強筋、アンカーボルト、寸切りボルトの降伏状況

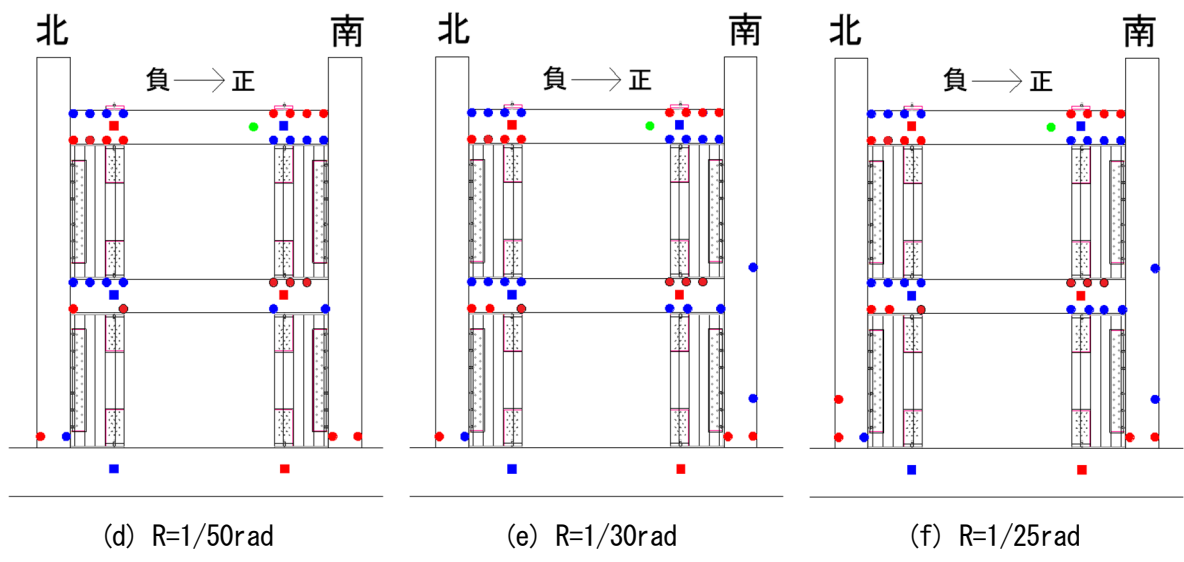
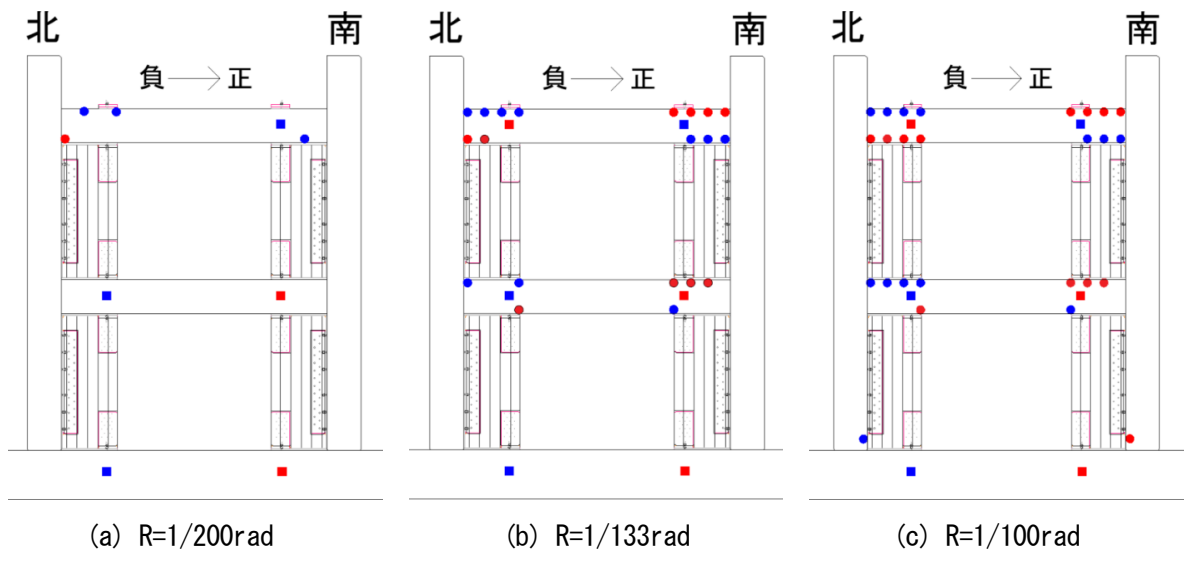
図 3-65、図 3-66、図 3-67 に各サイクル終了時の各試験体の RC 柱はりの主筋及びせん断補強筋、アンカーボルト、寸切りボルトの降伏箇所（ひずみゲージの貼付位置）を示す。なお、柱せん断補強筋に関しては、载荷中の引張降伏は確認されていない。

試験体 A では、 $R=1/200\text{rad}$ 時に CLT 袖壁端に設けた水平接合部のアンカーボルトや、RC はり主筋の一部が引張降伏している。RC はり主筋の引張降伏は CLT 袖壁端でも確認されており、最終的に RC はり主筋の引張降伏は、CLT 袖壁と接する広い範囲に及んでいる。また、 $R=1/100\text{rad}$ では RC 柱主筋の引張降伏が、 $R=1/50\text{rad}$ 時には 3F はりのせん断補強筋の引張降伏が確認されている。

試験体 B では、CLT 袖壁の端部に設けた滑り止めを固定するための寸切りボルトの引張降伏は確認されなかった。試験体 A と同じように、 $R=1/200\text{rad}$ 時に RC はりの主筋の一部が引張降伏している。RC はり主筋の引張降伏は CLT 袖壁端でも確認されており、最終的に RC はり主筋の引張降伏は、CLT 袖壁と接する広い範囲に及んでいる。また、 $R=1/50\text{rad}$ では RC 柱主筋の引張降伏や 3F はりのせん断補強筋の引張降伏が確認されている。

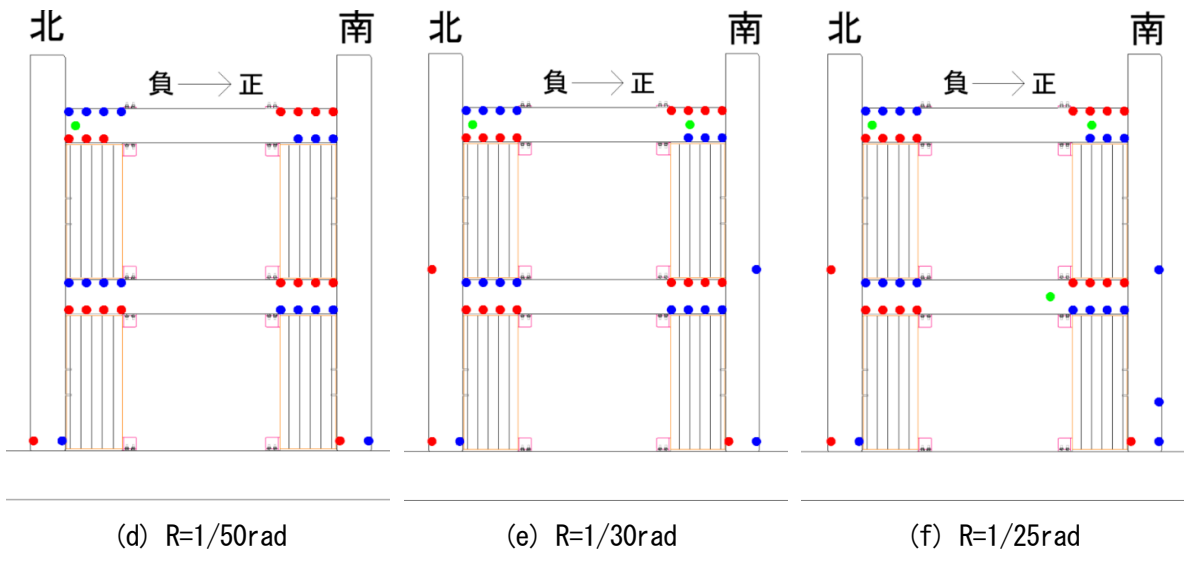
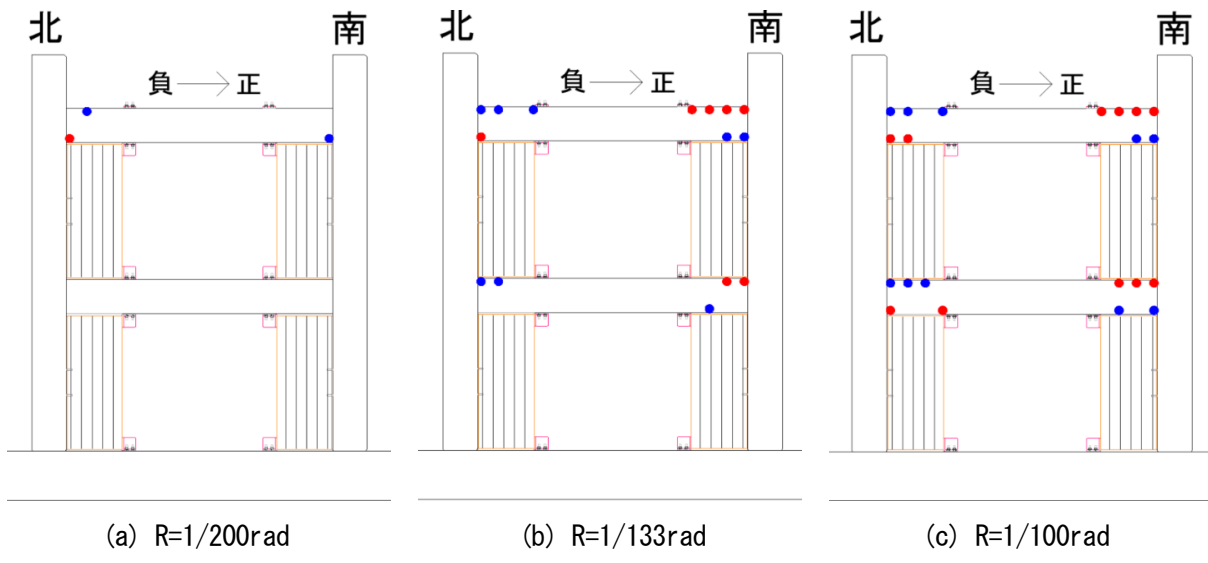
試験体 C では、他の試験体と同じように、 $R=1/200\text{rad}$ 時に RC はり主筋の一部が引張降伏しているが、引張降伏した位置は、柱際に集中している。その後、スパン中央に向かって RC はり主筋が引張降伏する範囲が広がっていくが、試験体 A、B と比較すると、その範囲は狭かった。また、 $R=1/100\text{rad}$ では RC 柱主筋の引張降伏が、 $R=1/25\text{rad}$ 時には 3F はりのせん断補強筋の引張降伏が確認されている。

以上を踏まえると、CLT 袖壁を設置した試験体では、比較的早期に CLT 袖壁端でも RC はり主筋の引張降伏が生じており、塑性化の範囲が CLT 袖壁と接する部分のほぼ全域に及ぶため、CLT 袖壁を設置しない試験体よりも、RC はりの塑性ヒンジが長くなっている可能性がある。また、試験体 A、B では、CLT 袖壁端部よりも内側の RC はり主筋にはひずみゲージを貼付していないため、RC はりの実際の塑性化の範囲がさらにスパン内側まで広がっている可能性がある。



- ● 主筋の降伏（赤：正加力時、青：負加力時）
- ■ アンカーボルトの降伏（赤：正加力時、青：負加力時）
- はりせん断補強筋の降伏

図 3-65 各変形サイクル終了時における降伏状況（試験体 A）



- ● 主筋の降伏（赤：正加力時、青：負加力時）
- ■ アンカーボルトの降伏（赤：正加力時、青：負加力時）
- はりせん断補強筋の降伏

図 3-66 各変形サイクル終了時における降伏状況（試験体 B）

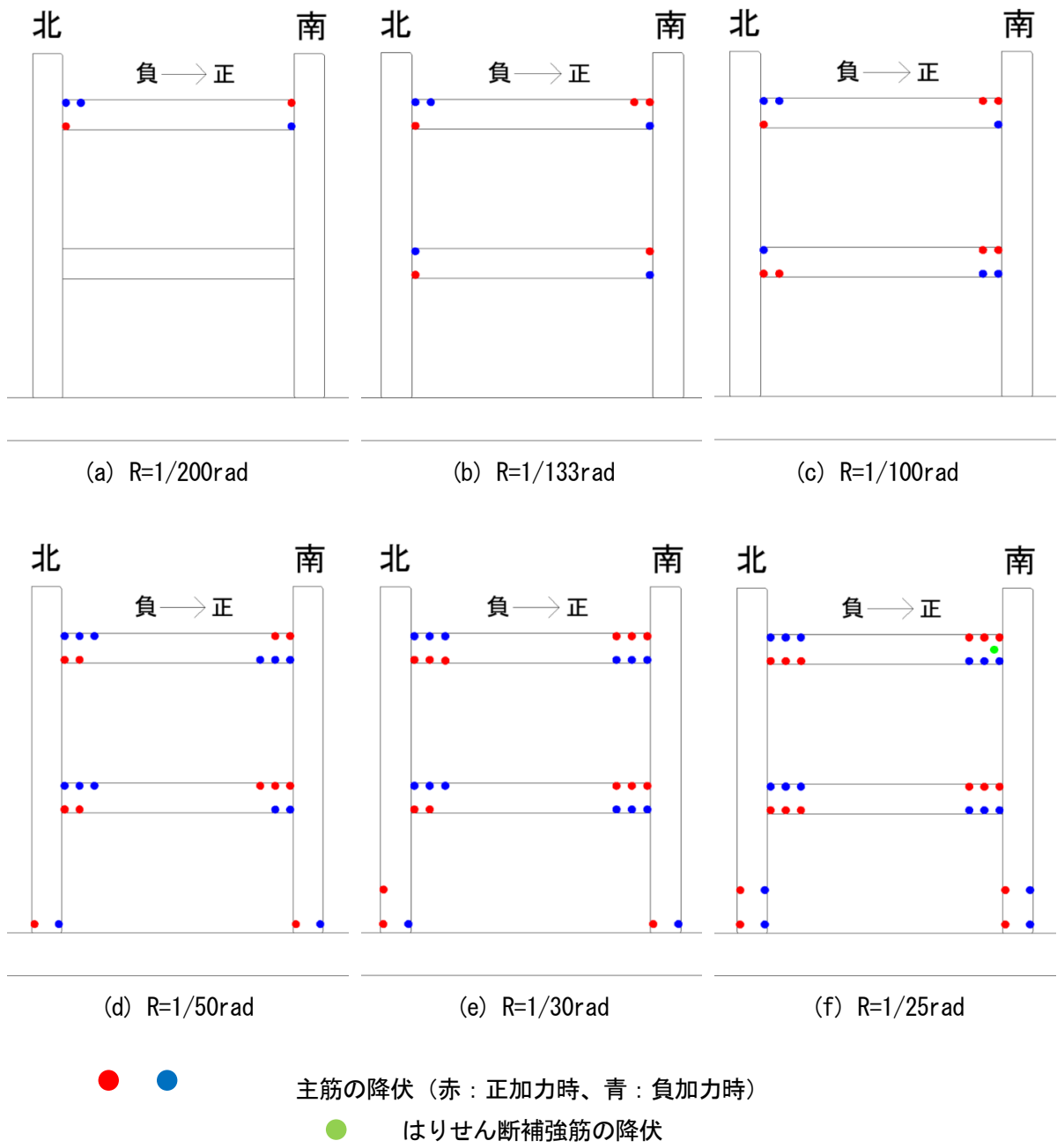


図 3-67 各変形サイクル終了時における降伏状況 (試験体 C)

3.6.6. 変形成分

3.6.6.1. 1、2 階の層間変形角の比較

図 3-68 に 1、2 階の層間変形角と全体変形角の比較を示す。いずれの試験体でも、各階の層間変形角と全体変形角の間に比例に近い関係があり、1 階と比較して 2 階の層間変形角が大きくなっていることから、1 階柱脚、各階はりの材端に塑性ヒンジが形成される全体崩壊形が形成されているものと推測される。

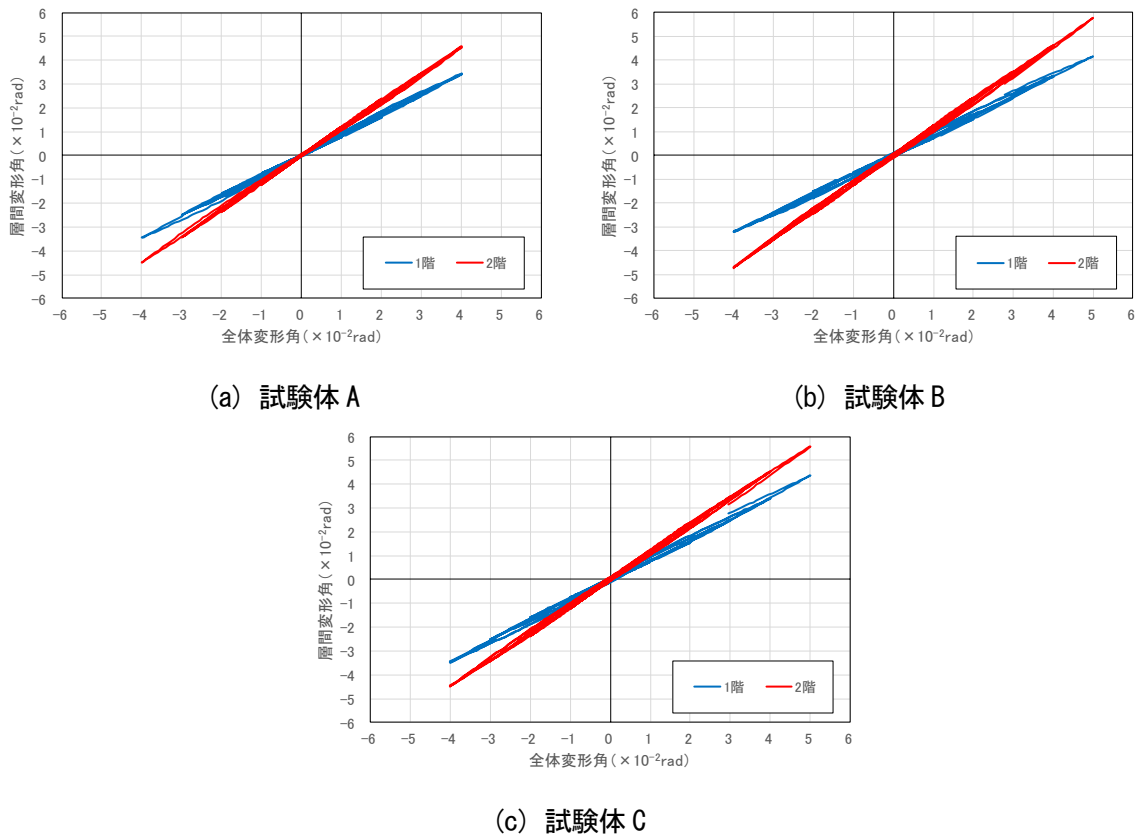


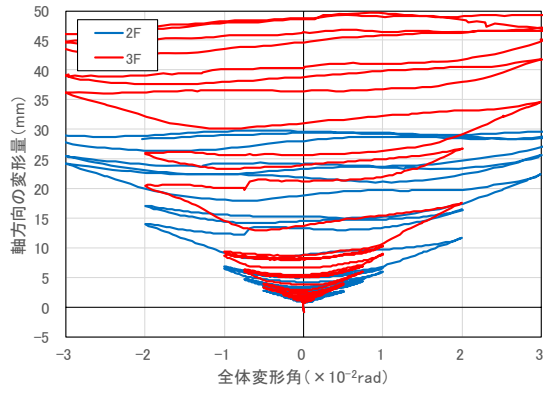
図 3-68 1、2 階の層間変形角と全体変形角の比較

3.6.6.2. RC はりの軸方向の変形量の推移

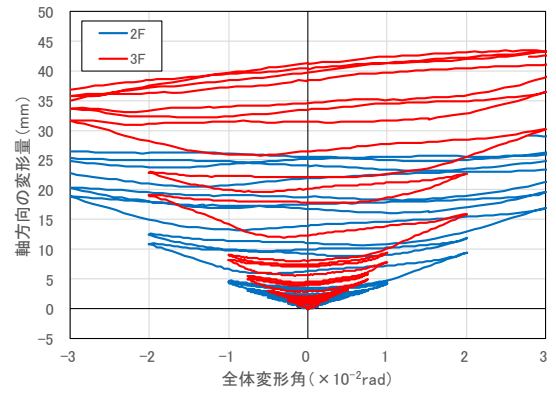
図 3-69 に、試験体の両側に設置した変位計で計測した 2、3F はり中心高さにおける水平変位の差分から求めた 2、3F はりの軸方向の変形量の推移を示す。 $R=1/100\text{rad}$ 付近までは、2F はりで 5mm、3F はりで 10mm 程度の伸び量に留まっているが、その後の $R=1/50\text{rad}$ サイクルの繰り返し載荷時に軸伸び量が急増した。

図 3-70 に、2、3F はりの軸伸び量をはりの材長（ここでは、内法スパン 3100mm とした）で除して求めた 2、3F はりの軸ひずみの推移を示す。試験体 A、B では、 $R=1/33\text{rad}$ サイクルにおいて、2F で 1%程度、3F でも 1.5%程度の軸伸びが生じている。

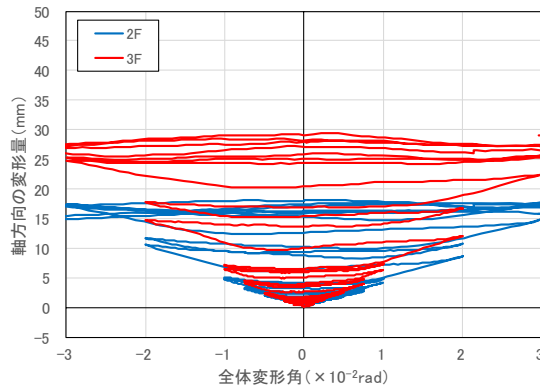
軸伸び量の大きさは、試験体 A、B、C の順に大きくなった。したがって、CLT 袖壁を設置し、RC はりの塑性ヒンジの形成箇所がスパンの内側に移動した試験体ほど、RC はりの軸伸び量が大きく、加力方向に対して、圧縮側と引張側の柱の水平変位量に大きな差が生じている。



(a) 試験体 A

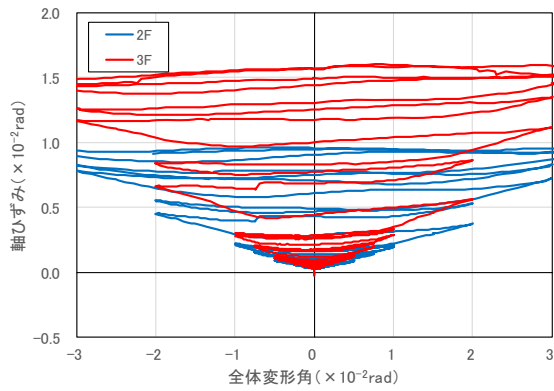


(b) 試験体 B

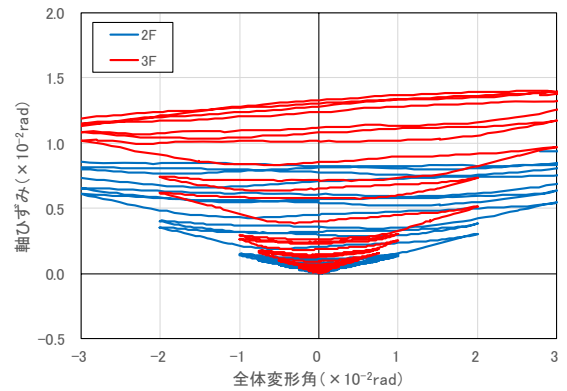


(c) 試験体 C

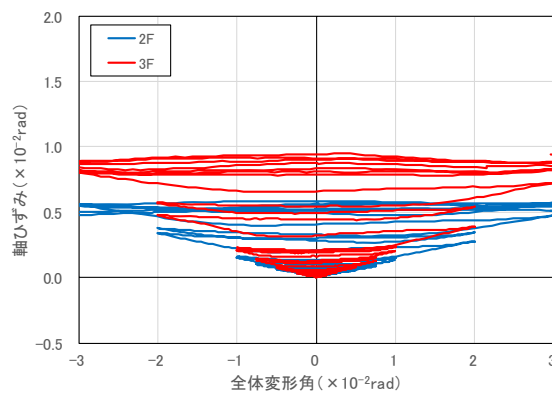
図 3-69 RC はりの軸方向の変形量



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B



(c) 試験体 C

図 3-70 RC はりの軸ひずみ

3.6.6.3. RC 柱の変形成分

図 3-71、図 3-72 に全体変形角と変位計で計測した 1、2F の RC 柱の曲げ変形角、せん断変形角、曲げ変形角とせん断変形角の和の関係を示す。なお、1F の RC 柱の各変形角は基礎スタブ上端面から高さ 1925mm までの範囲、2F の RC 柱の各変形角は高さ 1925mm から 3925mm までの範囲で計算している。

1F の RC 柱の変形を見ると、正方向載荷時と比較して、負方向載荷時の変形角が大きくなっている。これは RC はりの軸伸びにより、加力方向に対して圧縮側の RC 柱の方が、加力方向に対して引張側の RC 柱と比較して、水平変形量が大きくなるのが原因である。いずれの試験体でも、全体変形角の増大に伴って、せん断変形が増大する傾向は見られるが、変形角全体に占める割合は曲げ変形が大きく、1F 柱脚に形成された塑性ヒンジによる崩壊機構が形成されていることが確認できる。

2F の RC 柱の変形を見ると、1F の RC 柱と比較して変形角が小さく、試験体 B の正方向を除けば、全体変形角が増大してもほぼ頭打ちとなっていることが分かる。したがって、2F では崩壊機構の形成に影響するような塑性ヒンジは RC 柱に発生していないことが確認できる。

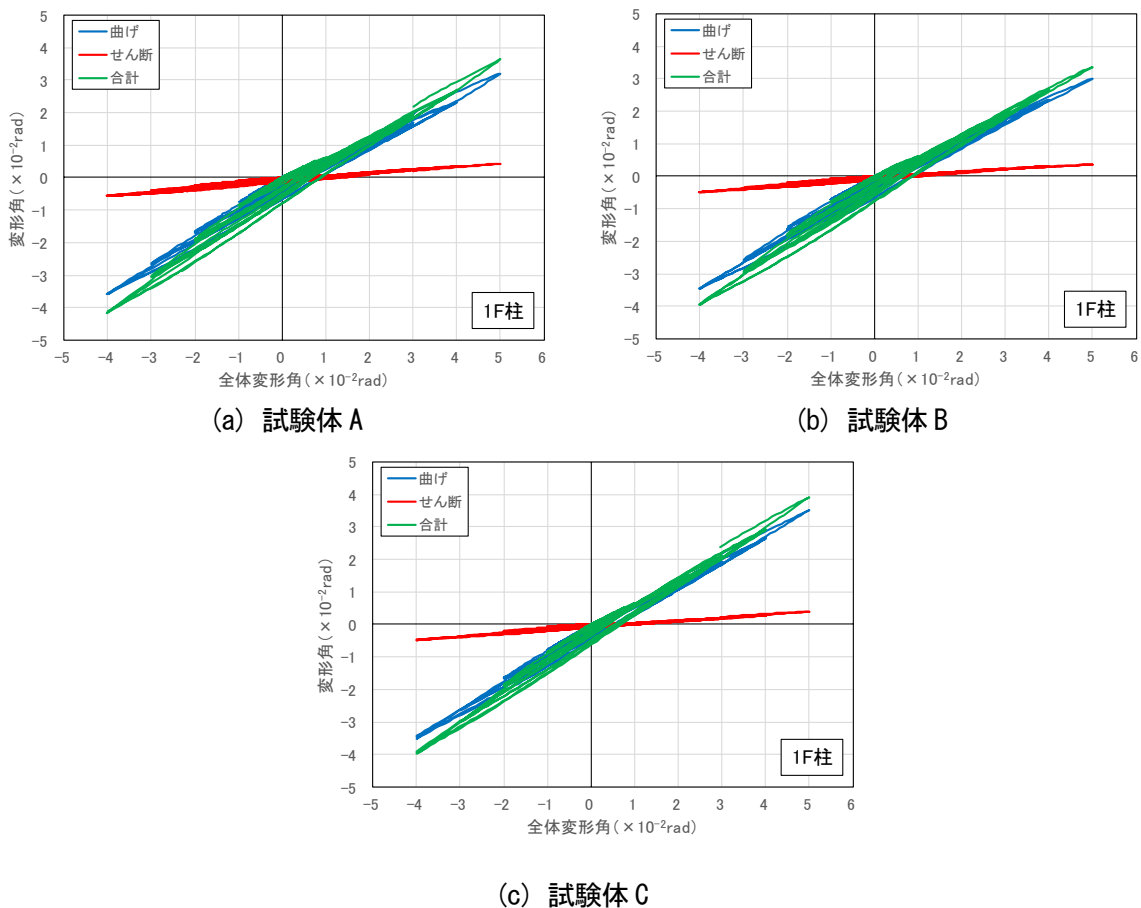


図 3-71 RC 柱の変形成分 (1F)

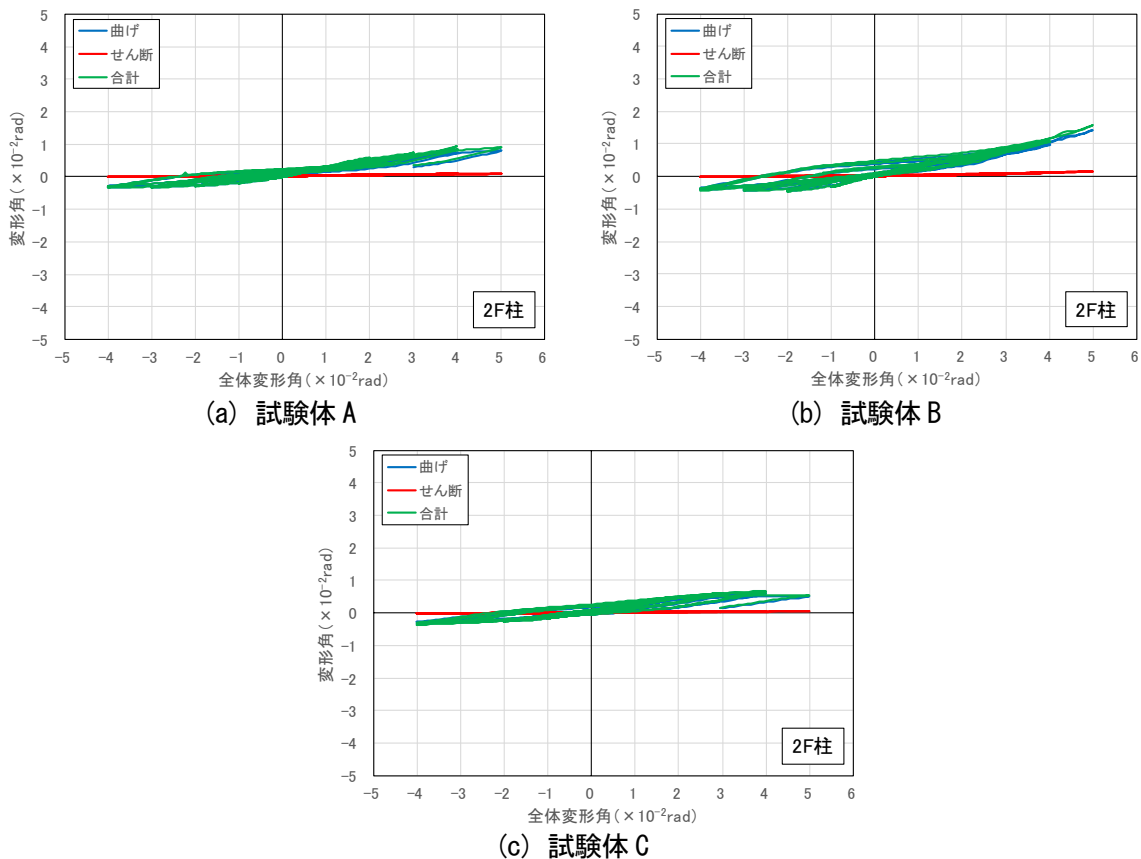


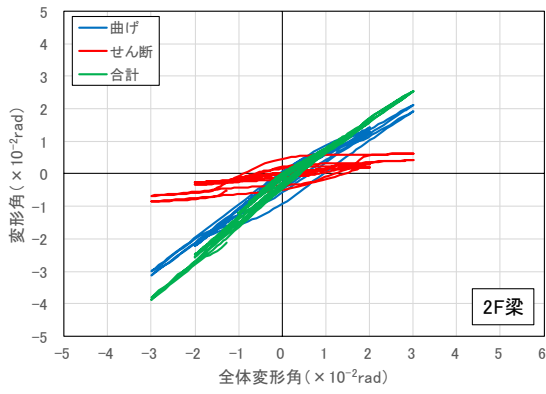
図 3-72 RC 柱の変形成分 (2F)

3. 6. 6. 4. RC はりの変形成分

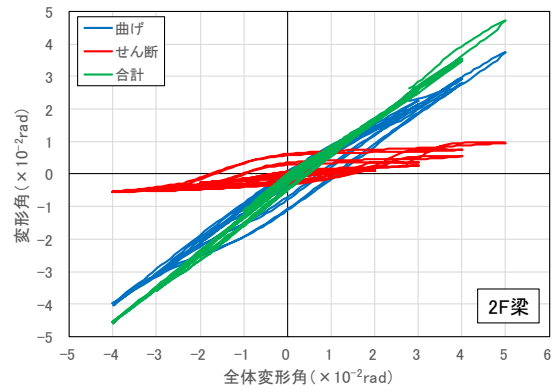
図 3-73、図 3-74 に全体変形角と変位計で計測した 2、3F の RC はりの曲げ変形角、せん断変形角、曲げ変形角とせん断変形角の和の関係を示す。なお、各変形角は、試験体の中央から柱側に 1625mm までの範囲 (RC 柱フェイス位置から 75mm 柱はり接合部内に入り込んだ位置) で計算している。

2F の RC はりに関しては、1F の RC 柱と同じように、荷重方向によって、RC はりの変形角に差が生じており、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く正方向荷重時よりも、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く負方向荷重時の方が、変形角がやや大きくなる傾向が見られた (試験体 C でも同様の傾向が見られているため、原因は不明)。また、曲げ変形角と比較してせん断変形角が小さく、全体変形角の増大に伴ってほぼ頭打ちとなる傾向が見られることから、RC はりに塑性ヒンジが形成される全体崩壊機構が形成されていることが確認できる。

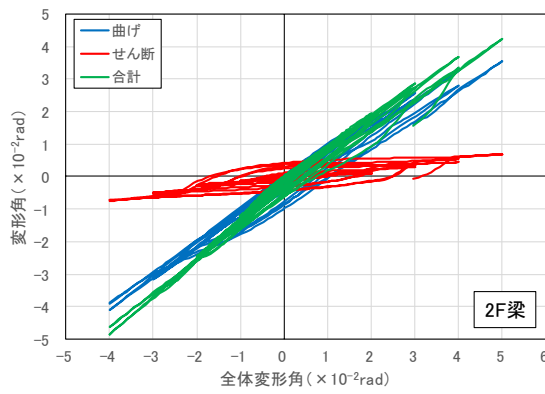
3F の RC はりに関しては、試験体 A、C に関しては、2F の RC はりと比較すると、荷重方向による RC はりの変形角の差は小さく、2F の RC はりと同様に、曲げ変形角と比較してせん断変形角が小さく、全体変形角の増大に伴ってほぼ頭打ちとなる傾向が見られることから、RC はりに塑性ヒンジが形成される全体崩壊機構が形成されていることが確認できる。一方、試験体 B では、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く正方向荷重時に、RC はりのせん断変形角が頭打ちとならず、全体変形角の増大に伴って増加する傾向が見られる。試験体 B では、試験体 A と異なり、正方向荷重時に CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が、2、3F の RC はりのみを介して RC 柱に伝達されるため、RC はりの負担が大きくなるが、RC はりの損傷状況やここで示したせん断変形成分の比較から、2F よりも 3F の方が RC はりのせん断負担が大きく、より厳しい条件となっていることが推測できる。



(a) 試験体 A

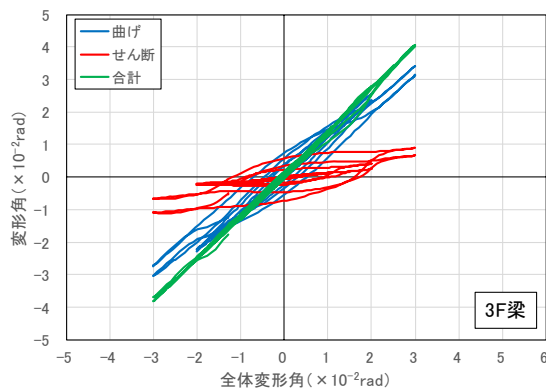


(b) 試験体 B

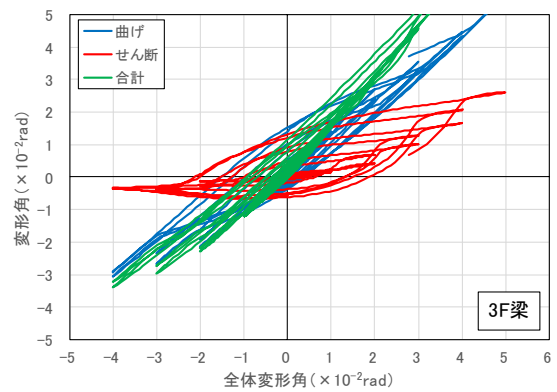


(c) 試験体 C

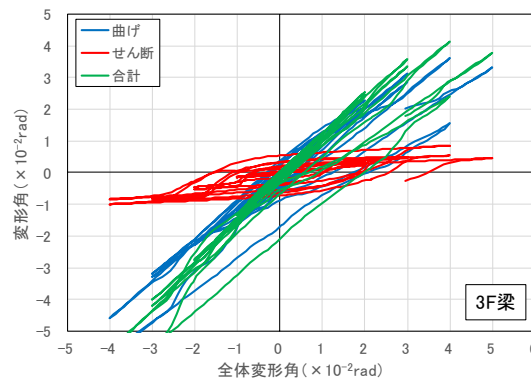
図 3-73 RC はりの変形成分 (2F)



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B



(c) 試験体 C

図 3-74 RC はりの変形成分 (3F)

3.6.6.5. CLT 袖壁の変形成分

図 3-75、図 3-76 に全体変形角と変位計で計測した 1、2F の CLT 袖壁の曲げ変形角、せん断変形角、曲げ変形角とせん断変形角の和の関係を示す。なお、1F の CLT 袖壁の各変形角は基礎スタブ上端面から高さ 1675mm までの範囲、2F の RC 柱の各変形角は高さ 1925mm から 3675mm までの範囲で計算している。CLT 袖壁の変形を見ると、いずれの試験体でも、全体変形角の増大に伴って、せん断変形が増大する傾向は見られるが、曲げ変形とせん断変形の割合は、試験体ごと、また、载荷方向ごとに異なっている。

1 階の CLT 袖壁に関しては、試験体 A では、正方向载荷時（加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く場合）には曲げ変形が卓越するが、負方向载荷時（加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く場合）には、せん断変形の割合が大きくなる傾向が見られる。一方、試験体 B では、载荷方向による差は小さく、せん断変形の割合も比較的大きい。2 階の CLT 袖壁に関しては、試験体 A では、正方向载荷時にはせん断変形が卓越しており、曲げ変形が殆ど発生していない。一方で、負方向载荷時には曲げ変形とせん断変形の割合がほぼ一致しており、全体的にせん断変形の割合が大きいが、試験体 B に関しては、正方向载荷時には試験体 A と同様にせん断変形の割合が大きいが、負方向载荷時には曲げ変形の割合が大きくなっている。以上の結果より、CLT 袖壁に関しては、载荷方向や CLT 袖壁が設置されている階によって、CLT 袖壁の応力状況が大きく異なっていることから、曲げ変形、せん断変形の割合にもばらつきが見られるものと考えられる。

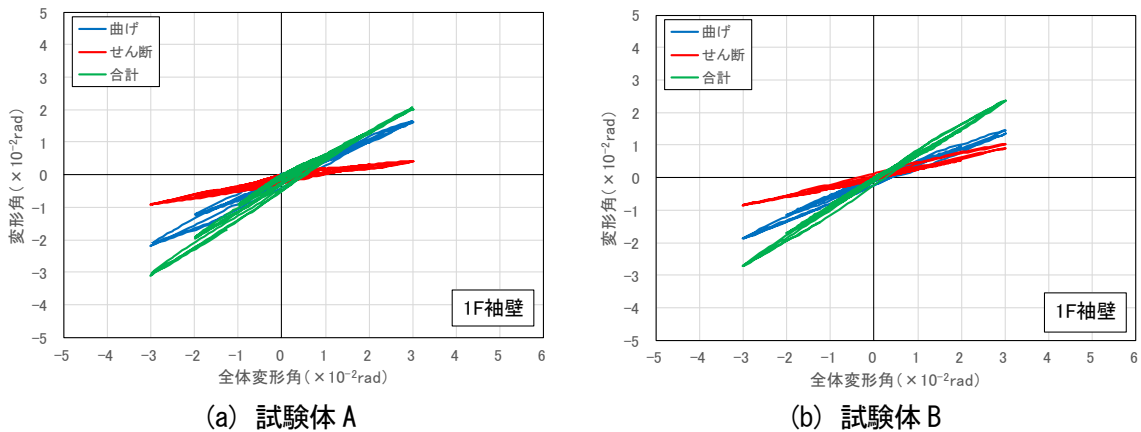


図 3-75 CLT 袖壁の変形成分 (1F)

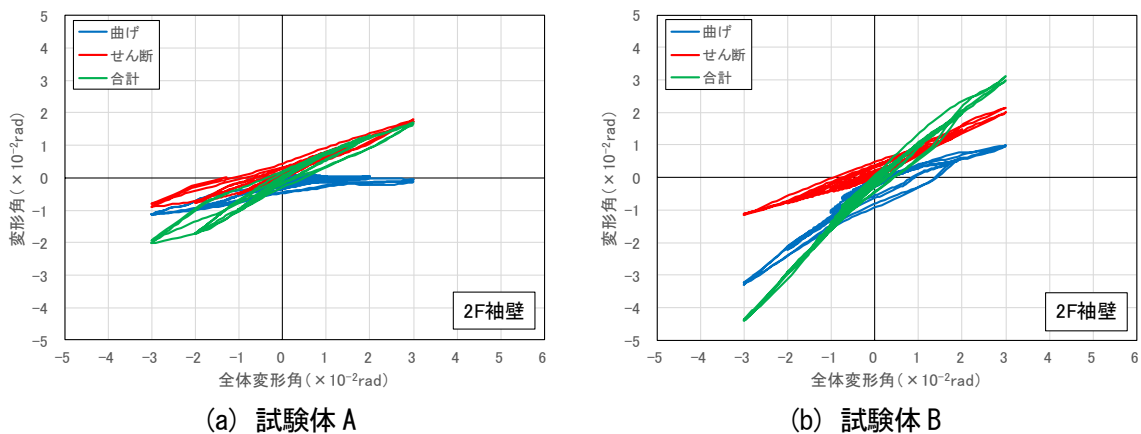


図 3-76 CLT 袖壁の変形成分 (2F)

3.6.6.6. 鉛直接合面におけるせん断変形

図 3-77、図 3-78 に式(3.15)、(3.16)によって求めた RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合面のせん断変形の推移を示す。式(3.15)は、図 3-52 で示した鉛直接合面における水平方向の計測区間 (275mm) に設置した変位計の計測値から求めたせん断変形をそのまま示したもの、式(3.16)は、上記から図 3-49、図 3-51 で示した隣接する RC 柱および CLT 袖壁のせん断変形を差し引き、鉛直接合面におけるせん断変形を抽出したものとなる。式(3.15)、(3.16)によるせん断変形に、試験体 B では殆ど差は見られないが、試験体 A では比較的差が大きいため、式(3.16)による算定方法を採用している。

$$\delta'_{s1} = \frac{\sqrt{h_j^2 + (l_{jc} + l_{jw})^2}}{2 \cdot h_j} (\delta_{j2} - \delta_{j1}) \quad (3.15)$$

$$\delta_{s1} = \frac{\sqrt{h_j^2 + (l_{jc} + l_{jw})^2}}{2 \cdot h_j} (\delta_{j2} - \delta_{j1}) - \frac{\sqrt{h_c^2 + l_c^2}}{2 \cdot h_c \cdot l_c} (\delta_{c2} - \delta_{c1}) \cdot l_{jc} - \frac{\sqrt{h_w^2 + l_w^2}}{2 \cdot h_w \cdot l_w} (\delta_{w2} - \delta_{w1}) \cdot l_{jw} \quad (3.16)$$

ここで、 h_j : 鉛直接合部の計測区間の高さ(=550mm)、 l_{jc} 、 l_{jw} : 鉛直接合部の計測区間のうちの RC 柱部分の長さ(=75mm)、CLT 袖壁部分の長さ(=200mm)、 h_c 、 l_c : RC 柱の計測区間の高さ(=550mm)、長さ(=250mm)、 h_w 、 l_w : CLT 袖壁の計測区間の高さ(=550mm)、長さ(=400mm)、 $\delta_{j1 \sim j2}$ 、 $\delta_{c1 \sim c2}$ 、 $\delta_{w1 \sim w2}$: 変位計による 1F の鉛直接合部、RC 柱、CLT 袖壁の対角方向の変形量(mm)である。

試験体 A では、CLT 袖壁が加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く負方向載荷時よりも、CLT 袖壁が加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く正方向載荷時のせん断変形量がやや大きかった。これは、正方向載荷時の方が CLT 袖壁が負担する圧縮軸力が大きいため、鉛直接合部に作用するせん断力も大きくなったものと考えられる。式(3.16)による鉛直接合部のせん断変形は最大で 2.4mm 程度であった。材料試験の結果に基づいた数値解析で求めたドリフトピン接合部の荷重変形関係を見ると、5%オフセット降伏耐力時の変位が 1.85mm となっていることから、載荷実験で鉛直接合部のドリフトピン接合部に生じたせん断力は、降伏耐力程度であったものと推測される。

試験体 B では、RC 柱-CLT 袖壁間でずれが生じたことにより、試験体 A よりもせん断変形量が大きく、最大で 12.6mm のせん断変形が生じている。CLT 袖壁が加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く正方向載荷時には 2F、CLT 袖壁が加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く負方向載荷時には 1F のずれ量が大きくなっており、試験体 A と同様に、載荷方向によって異なる傾向が見られた。

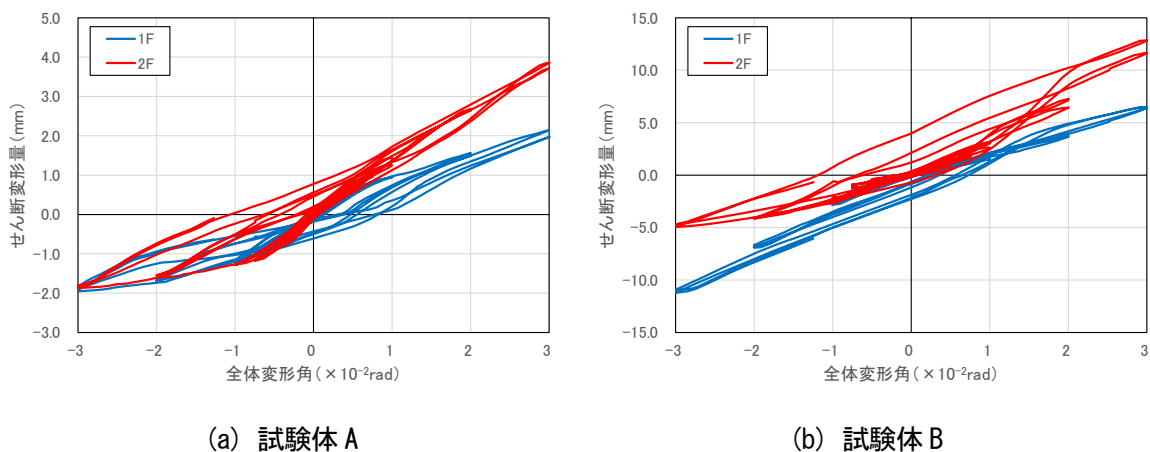
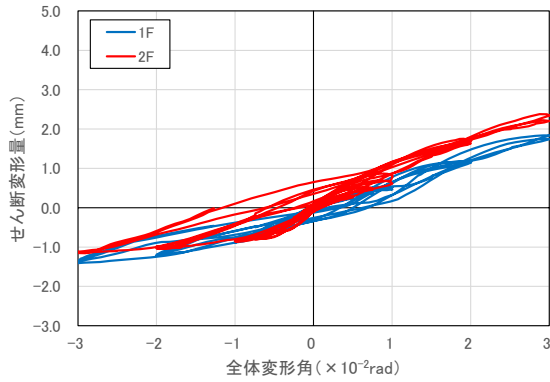
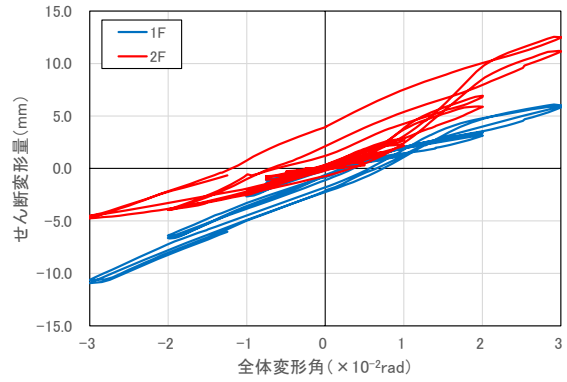


図 3-77 式(3.15)による鉛直接合面におけるせん断変形量の推移



(a) 試験体 A

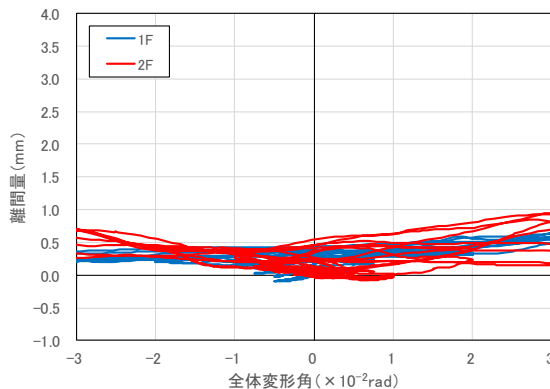


(b) 試験体 B

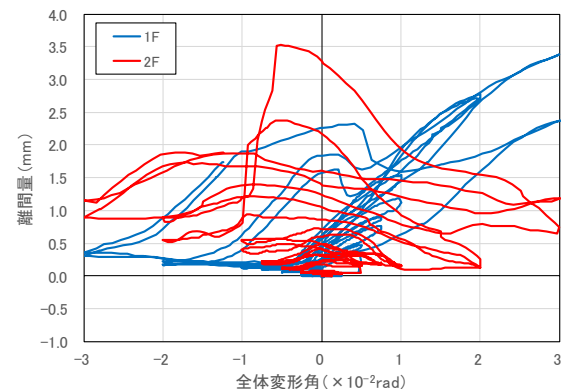
図 3-78 式(3.16)による鉛直接合面におけるせん断変形量の推移

3.6.6.7. 鉛直接合面における離間

図 3-79 に RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部の離間量の推移を示す。試験体 A では、最大でも離間量は 1.0mm 以下に留まっており、鉛直接合部を設けることで、離間がコントロールされていることが分かる。一方、試験体 B では離間量が最大で 3.5mm 程度と、試験体 A の 3 倍以上の離間が生じていた。試験体 B では CLT 袖壁端に滑り止めを設けているものの、鉛直接合部に充填した無収縮モルタルの亀裂に沿ってずれ変形が生じることで、試験体 A よりも離間量が大きく、且つ、離間量と全体変形角の関係が不連続になったものと考えられる。



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B

図 3-79 鉛直接合面における離間量の推移

3.6.6.8. RC はりの塑性ヒンジの長さ、位置の推定

図 3-80 にはりにおいて、曲率、回転角の計測に用いた変位計の位置を示す。計測範囲は、スパンの中央から 1625mm までの範囲であり、柱フェイスから 75mm 柱側に入り込んだ位置までを計測している。計測区間は、2、3 階のはりをそれぞれ 5 分割した計 10 区間であり、2 階の柱側から 1~10 までの区間名で区別している。

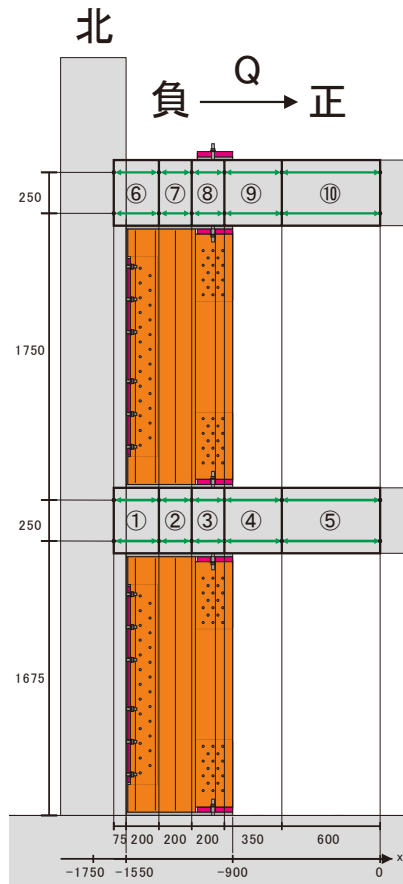
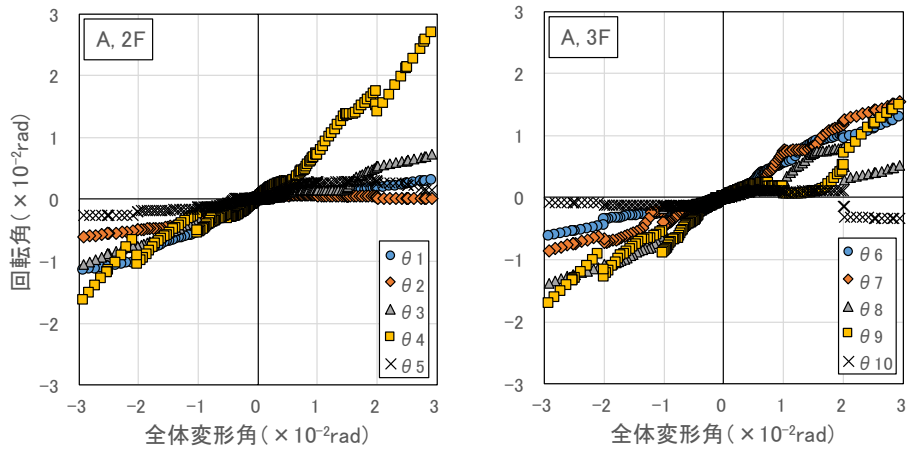


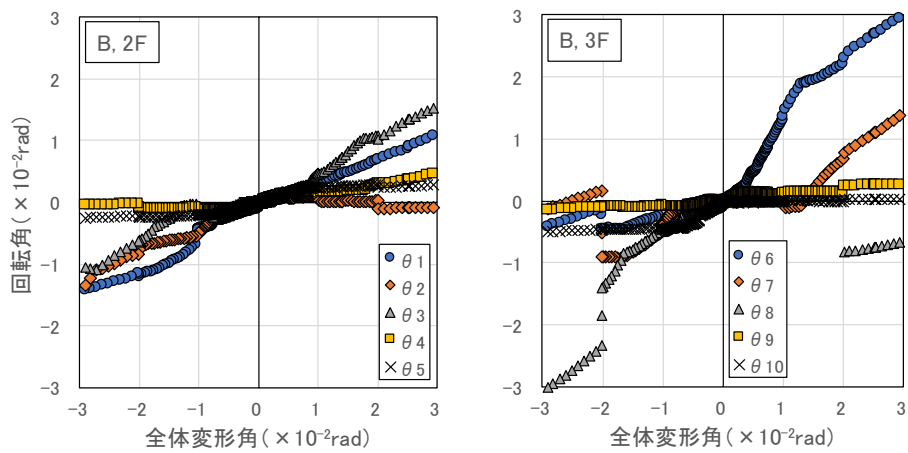
図 3-80 はりの曲率、回転角の測定（試験体 A の場合、単位：mm）

図 3-81 に荷重変形関係の包絡線上における各計測区間の回転角 $\theta_1 \sim \theta_{10}$ の推移を示す。試験体 C では計測範囲 1、2 や計測範囲 6、7 の回転角が大きく、はり端に変形が集中しているのに対し、試験体 A では計測範囲 4、9 の回転角が、試験体 B では計測区間 3、8 の回転角が大きくなっており、塑性ヒンジの位置が袖壁端に移動する傾向が捉えられている。

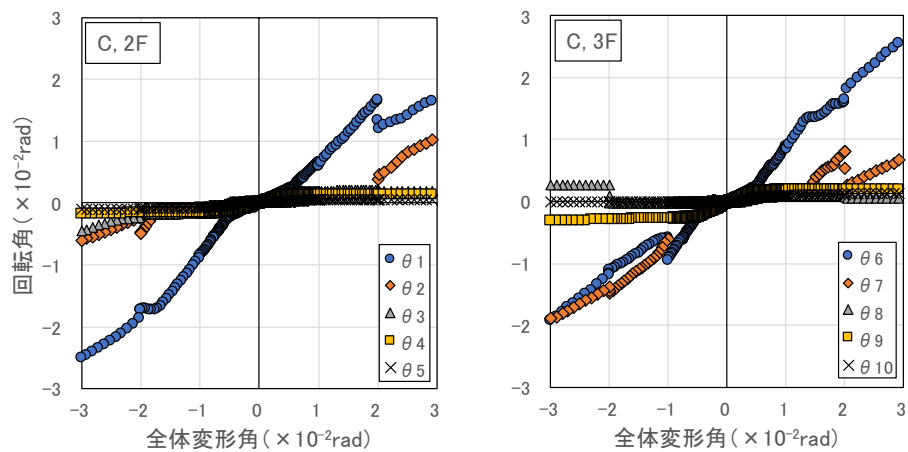
なお、試験体 B の計測区間 8 や、試験体 C の計測区間 6 では、全体変形角の増減と連動しない形で、負方向に大きな回転角が生じている。これは、全体変形角の増大に伴い、3F はりの上端の伸び量が下端の伸び量と比べて大きくなったことが原因である。試験体 A では、アンカーボルトの拘束によって、3F はり上端の伸び量の増大が抑えられており、試験体 B、C とは挙動が異なっている。



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B



(c) 試験体 C

図 3-81 各試験体のはりの回転角

各計測区間の回転角と曲率を用いて、以下の算定式ではりの塑性ヒンジ長さの推定を行った。本検討では、各計測区間における最大の曲率を用いて、塑性ヒンジ長さの推定を行うため、計測区間の設定（長さや位置）に依存した結果となる点に注意されたい。例えば、本実験における計測区間の最小

値は 200mm となるため、ここで示した方法で推定できる最低の塑性ヒンジ長さは 200mm（はりせいの 0.5 倍）となる。なお、柱については、想定される塑性ヒンジ長さ（0.5～1.0 D_c 、 D_c は柱せいで 400mm）に対して、柱脚の計測区間の長さ（525mm）が長いので、塑性ヒンジ長さの推定は行わない。

$$L_{p,2F} = \frac{|\theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + \theta_4 + \theta_5|}{\text{Max}(|\phi_1|, |\phi_2|, |\phi_3|, |\phi_4|, |\phi_5|)} \quad (3.17)$$

$$L_{p,3F} = \frac{|\theta_6 + \theta_7 + \theta_8 + \theta_9 + \theta_{10}|}{\text{Max}(|\phi_6|, |\phi_7|, |\phi_8|, |\phi_9|, |\phi_{10}|)} \quad (3.18)$$

ここで、 $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4, \theta_5$: 2F はりの計測区間 1～5 で計測された回転角、 $\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4, \phi_5$: 2F はりの計測区間 1～5 で計測された曲率、 $\theta_6, \theta_7, \theta_8, \theta_9, \theta_{10}$: 3F はりの計測区間 6～10 で計測された回転角、 $\phi_6, \phi_7, \phi_8, \phi_9, \phi_{10}$: 3F はりの計測区間 6～10 で計測された曲率である。

図 3-82 に 2、3F のはりの塑性ヒンジ長さの推定値を示す。ここでは水平荷重－全体変形角関係の包絡線上の計測点の計測値を用いた結果のみを示した。いずれの試験体においても、全体変形角が小さい範囲では、弾性変形が各計測範囲に生じるため、見かけ上の塑性ヒンジ長さははりせいの 2 倍（800mm）を超える値となるが、 $R=1/133\text{rad}$ サイクルで概ね全てのはりのはり主筋が引張降伏し、はりの曲げ変形が塑性ヒンジに集中し始めると、塑性ヒンジの長さが短くなった。試験体 B の 3F はりの負方向載荷時のみ、 $R=1/100\text{rad}$ 以降のサイクルでも、塑性ヒンジ長さの大幅な減少が見られ、最終的にはりせいの 0.5 倍（200mm）程度まで短くなった。その他のはり端では、はりせいの 1 倍（400mm）から 1.5 倍（600mm）に集約するケースが多かった。試験体 C では、塑性ヒンジ長さは、いずれのはり端でもはりせいの 1 倍（400mm）程度になったのに対し、試験体 A、B では、載荷方向、はり端の位置によって、塑性ヒンジ長さが異なっており、試験体 A では、負方向載荷時の 2F はり端ではりせいの 2 倍（800mm）程度と塑性ヒンジ長さが最も長くなるのに対し、その他の場合にはりせいの 1 倍（400mm）程度に留まった。一方、試験体 B では、正方向載荷時の塑性ヒンジ長さははりせいの 1 倍（400mm）程度と試験体 C と殆ど同じであったが、負方向載荷時（ $R=1/50\text{rad}$ までのサイクルに限る）の塑性ヒンジ長さははりせいの 1.5 倍となり、試験体 C とは異なる傾向を示した。なお、はりせいの 1.5 倍の長さ（600mm）は、袖壁長さ（650mm）に近い値となっており、塑性ヒンジ長さは、はりせいだけでなく、袖壁長さの影響も受けているものと考えられる。

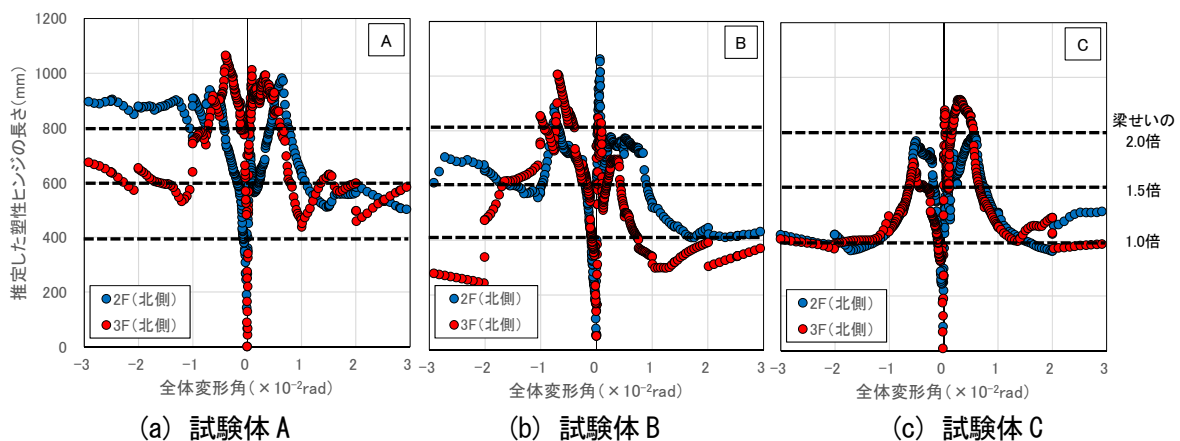


図 3-82 各試験体のはりの塑性ヒンジ長さの推移

次に、はりに取り付けた曲げ変形角算定用の変位計の計測値を用いて、以下の算定式ではりの塑性ヒンジ位置の推定を行った。2階、3階のはりの回転角は以下の算定式で求められる。

$$\theta_{2F} = \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + \theta_4 + \theta_5 \quad (3.19)$$

$$\theta_{3F} = \theta_6 + \theta_7 + \theta_8 + \theta_9 + \theta_{10} \quad (3.20)$$

ここで、 $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4, \theta_5$: 2F はりの計測区間 1~5 で計測された回転角、 $\theta_6, \theta_7, \theta_8, \theta_9, \theta_{10}$: 3F はりの計測区間 6~10 で計測された回転角である。

スパン中央における 2 階、3 階のはりの曲げ変形は以下の算定式で求められる。

$${}_b\delta_{2F} = \theta_1 \cdot \left(\frac{l_1}{2} + l_2 + l_3 + l_4 + l_5\right) + \theta_2 \cdot \left(\frac{l_2}{2} + l_3 + l_4 + l_5\right) + \theta_3 \cdot \left(\frac{l_3}{2} + l_4 + l_5\right) + \theta_4 \cdot \left(\frac{l_4}{2} + l_5\right) + \theta_5 \cdot \frac{l_5}{2} \quad (3.21)$$

$${}_b\delta_{3F} = \theta_6 \cdot \left(\frac{l_6}{2} + l_7 + l_8 + l_9 + l_{10}\right) + \theta_7 \cdot \left(\frac{l_7}{2} + l_8 + l_9 + l_{10}\right) + \theta_8 \cdot \left(\frac{l_8}{2} + l_9 + l_{10}\right) + \theta_9 \cdot \left(\frac{l_9}{2} + l_{10}\right) + \theta_{10} \cdot \frac{l_{10}}{2} \quad (3.22)$$

ここで、 ${}_b l_1, {}_b l_2, {}_b l_3, {}_b l_4, {}_b l_5$: 2F はりの計測区間 1~5 の長さ、 ${}_b l_6, {}_b l_7, {}_b l_8, {}_b l_9, {}_b l_{10}$: 3F はりの計測区間 6~10 の長さである。

はりの回転角とスパン中央における曲げ変形の関係から、2 階、3 階のはりの塑性ヒンジ位置の座標（スパン中央を $x=0$ 、袖壁が取り付く北側柱芯を $x=-1750\text{mm}$ とした場合）は、以下の算定式で求められる。

$$x_{p,2F} = -\frac{{}_b\delta_{2F}}{\theta_{2F}} \quad (3.23)$$

$$L_{p,3F} = -\frac{{}_b\delta_{3F}}{\theta_{3F}} \quad (3.24)$$

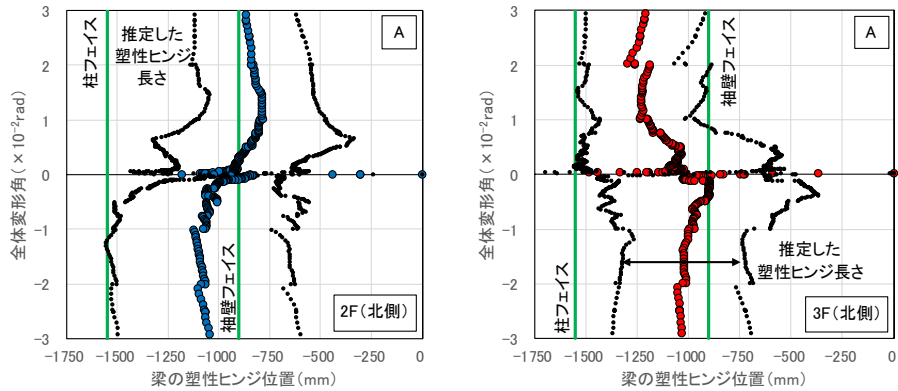
図 3-83 に 2、3F のはりの塑性ヒンジの座標の推定値を示す。ここでは、横軸が試験体の水平方向の座標となっており、袖壁フェイスの位置を $x=-900\text{mm}$ 、柱フェイスの位置を $x=-1550\text{mm}$ としている。また、推定した塑性ヒンジの位置がちょうど塑性ヒンジの範囲の中心となるように、塑性ヒンジの座標に先程求めた塑性ヒンジ長さの半分を足し引きして求めた塑性ヒンジの範囲も図中に合わせて示す。

塑性ヒンジ長さと同様に、全体変形角が小さい範囲では、弾性変形が各計測範囲に生じるため、見かけ上の塑性ヒンジの位置は、スパン中央よりとなるが、 $R=1/133\text{rad}$ サイクルで概ね全てのはりのはり主筋が引張降伏し、はりの曲げ変形が塑性ヒンジに集中し始めると、塑性ヒンジの位置は柱フェイスよりとなり、全体変形角の増大に伴う座標の変動も小さくなった。

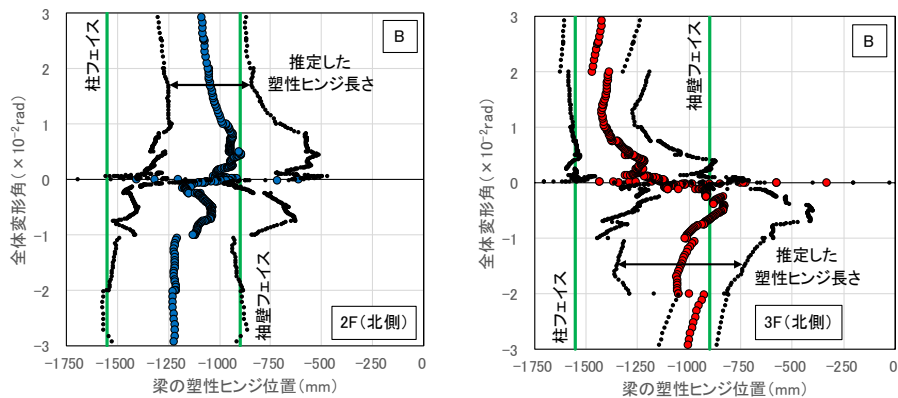
試験体 C では、塑性ヒンジの範囲の一端が柱フェイス位置と概ね重なっており、柱フェイス位置に危険断面を設ける一般的な考え方と整合している。また、いずれのはり端でも塑性ヒンジ長さははりせい（400mm）と同程度となることから、通常の骨組解析の手法で評価可能なものと考えられる。

試験体 A、B に関しても、正方向載荷時の 3F はり端や負方向載荷時の 2F はり端では、柱フェイス位置が塑性ヒンジの範囲の一端と概ね重なっており、試験体 C と同様の傾向を示しているが、試験体 B の正方向載荷時の 3F はり端を除くと、塑性ヒンジ長さははりせいの 1.5 倍（600mm）~2.0 倍（800mm）

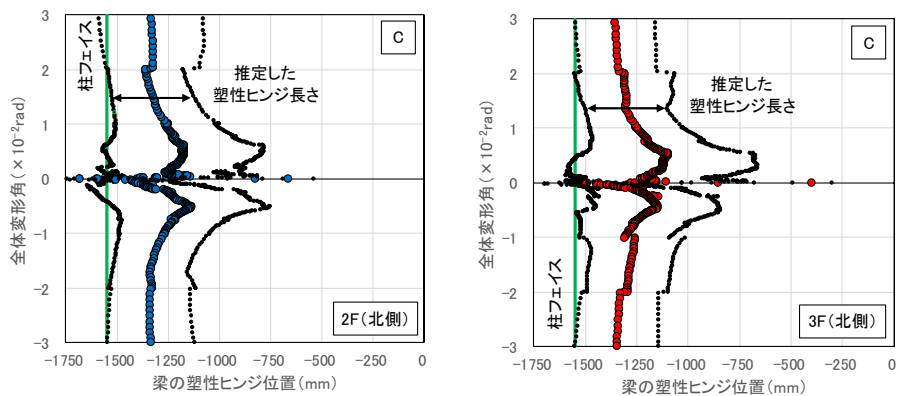
程度まで達しており、特に塑性ヒンジ長さの大きい試験体 A の負方向荷重時の 2F はり端では、袖壁内から飛び出すように塑性ヒンジが形成されていることが分かる。また、正方向荷重時の 2F はり端や負方向荷重時の 3F はり端では、塑性ヒンジの長さは 1.0 倍 (400mm) ~1.5 倍 (600mm) 程度であるが、塑性ヒンジの範囲の一端が柱フェイス位置よりも内側に移動しており、柱フェイス位置には塑性ヒンジが形成されない結果となった。



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B



(c) 試験体 C

図 3-83 はりの塑性ヒンジ位置の推定

図 3-84、図 3-85、図 3-86 に、 $R=1/33$ rad 時のはり端の損傷状況に、塑性ヒンジのおおよその長さと位置を重ねた図を示す。繰り返し荷重の影響により、荷重方向とそれに対応するはり端の損傷の関係が分かりにくくなっている箇所はあるが、いずれの試験体でも、計測結果から求めた塑性ヒンジの範

圈（図中の矢印）と、はりの損傷箇所が概ね対応していることが分かる。

以上の結果より、はりの塑性ヒンジの位置や長さは、試験体や載荷方向ごとに異なるため、袖壁が取り付くはり端の状況を適切にモデル化する必要がある。

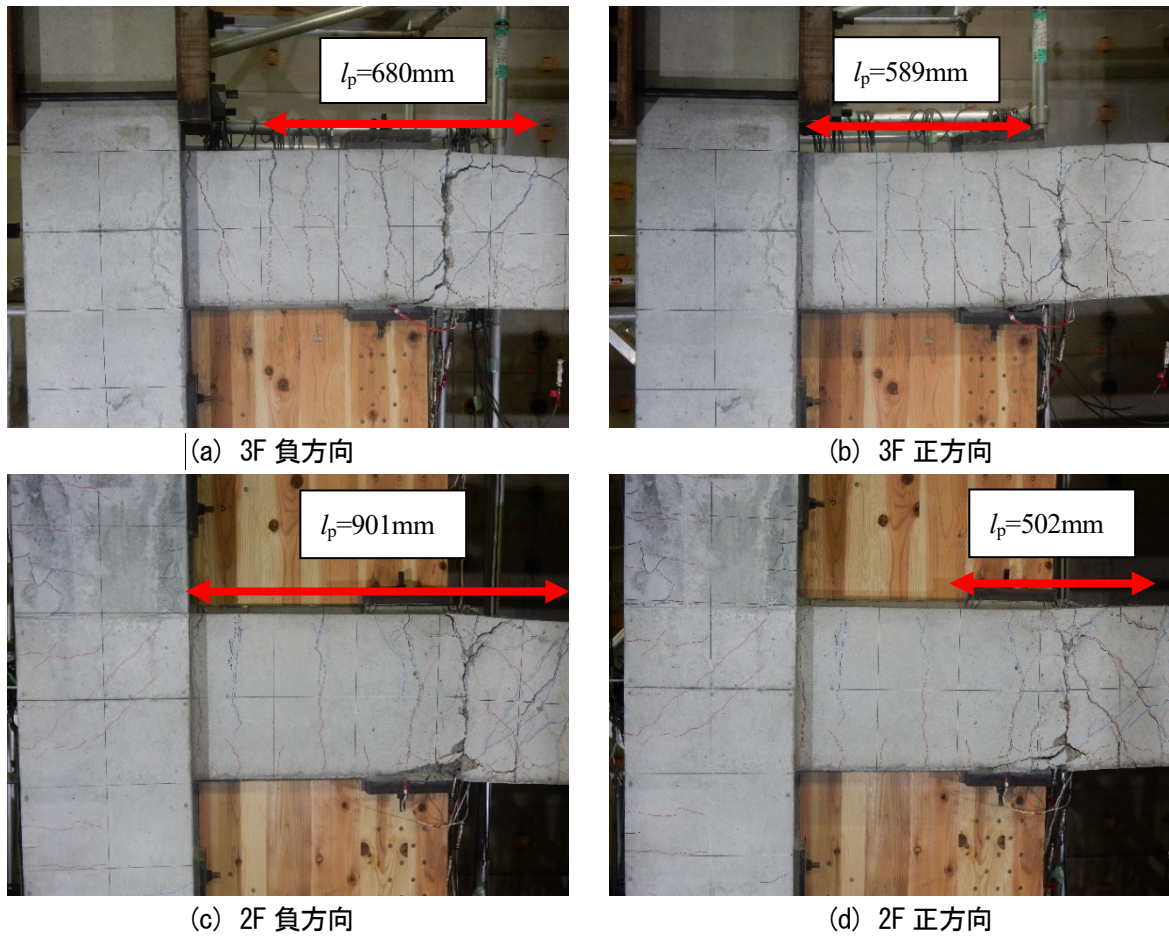
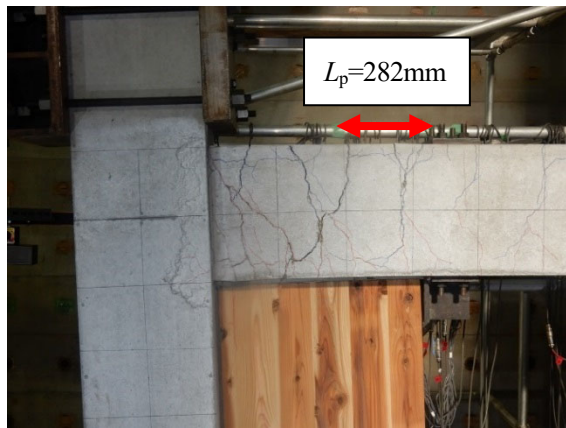
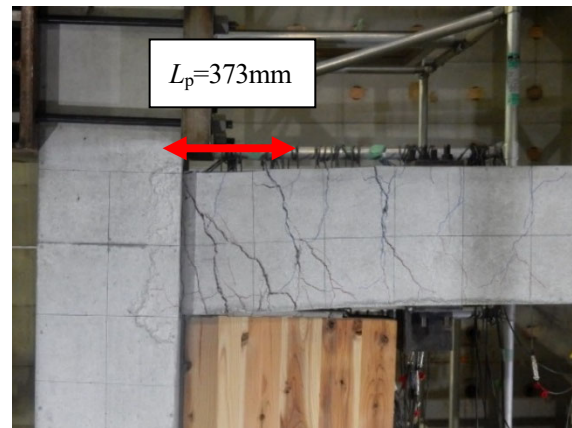


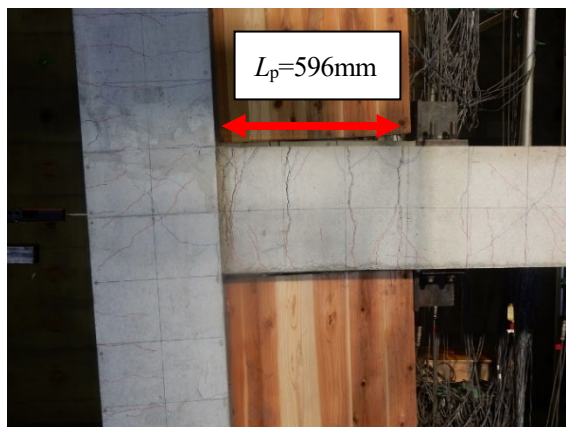
図 3-84 実験の損傷状況との比較 (試験体 A、1/33rad サイクル)



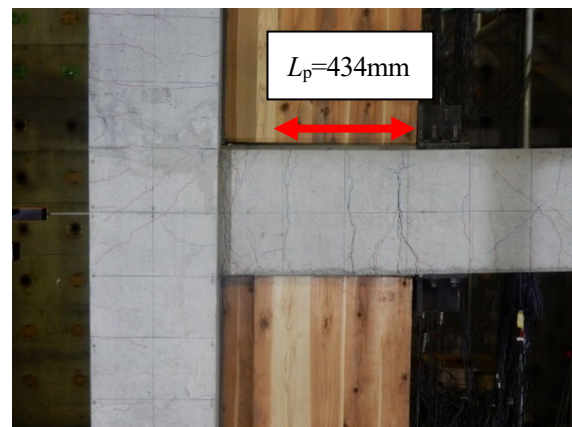
(a) 3F 負方向



(b) 3F 正方向

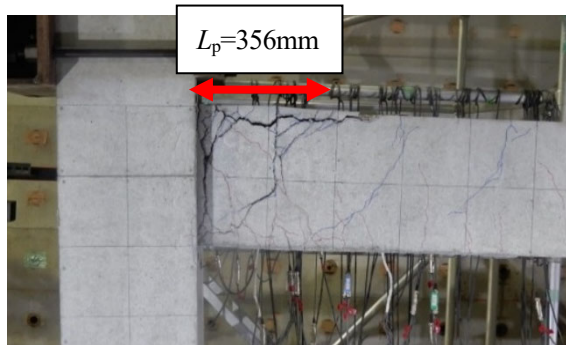


(c) 2F 負方向

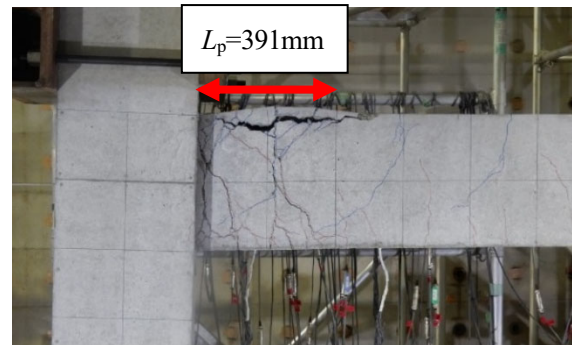


(d) 2F 正方向

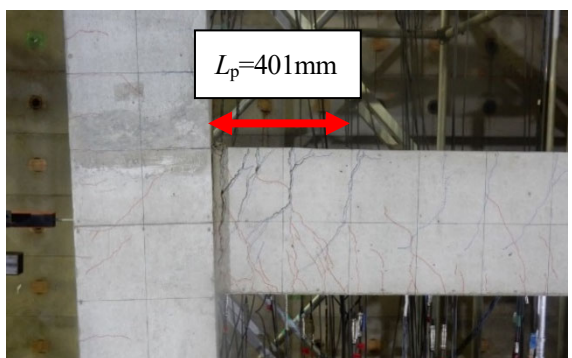
図 3-85 実験の損傷状況との比較 (試験体 B、1/33rad サイクル)



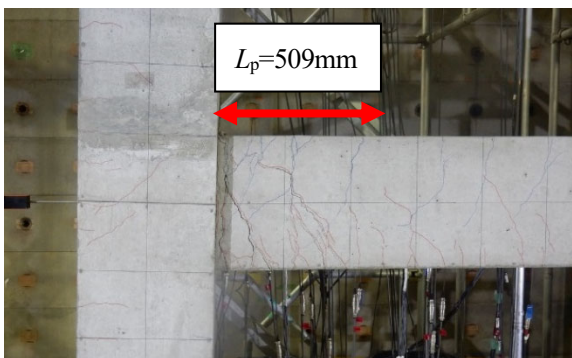
(a) 3F 負方向



(b) 3F 正方向



(c) 2F 負方向



(d) 2F 正方向

図 3-86 実験の損傷状況との比較 (試験体 C、1/33rad サイクル)

3.6.6.9. RC はりのせん断変形成分

図 3-87 にはりにおいて、せん断ひずみ、せん断変形の計測に用いた変位計の位置を示す。計測範囲は、スパンの中央から 1625mm までの範囲であり、柱フェイスから 75mm 柱側に入り込んだ位置までを計測している。計測区間は、2、3 階のはりをそれぞれ 5 分割した計 10 区間であり、2 階の柱側から 1～10 までの区間名で区別している。

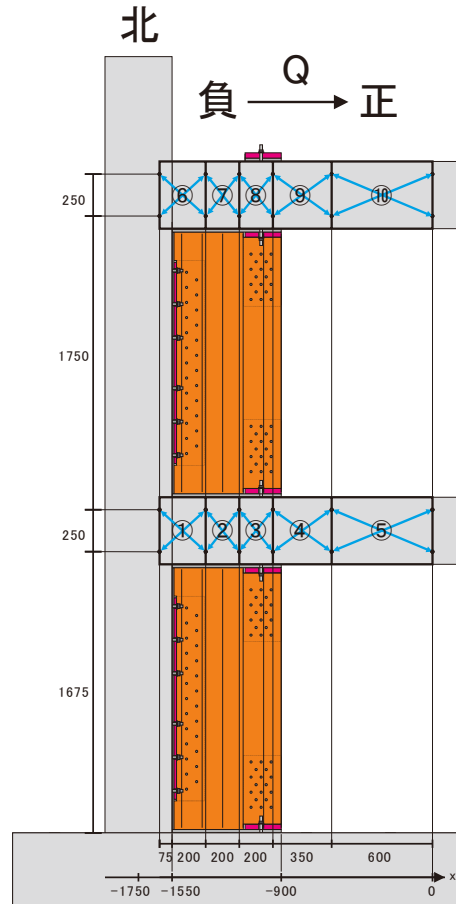
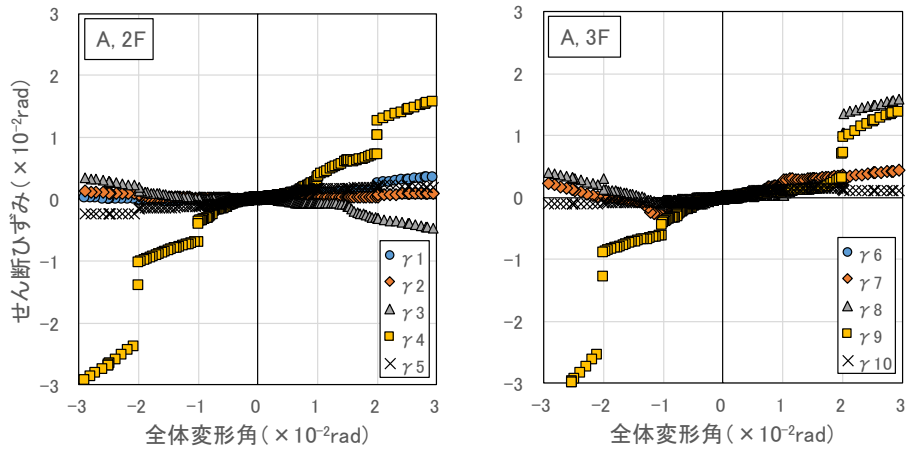
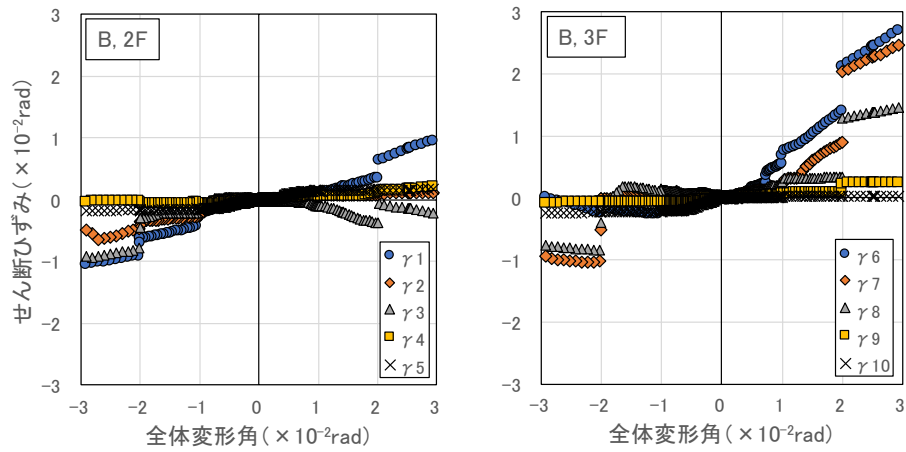


図 3-87 はりのせん断ひずみ、せん断変形の測定（試験体 A の場合、単位：mm）

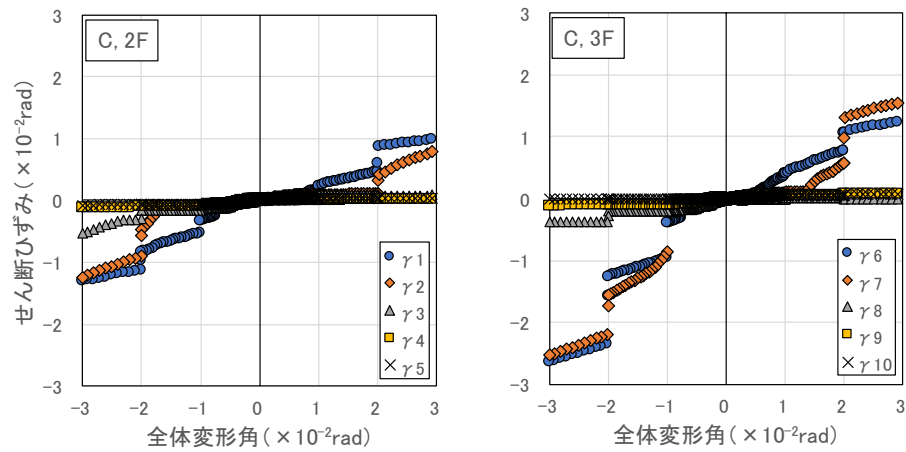
図 3-88 に荷重変形関係の包絡線上の各計測区間のせん断ひずみの推移を示す。試験体 C では計測範囲 1、2 や計測範囲 6、7 のせん断ひずみが大きく、はり端に変形が集中しているのに対し、試験体 A では計測範囲 4、8、9 のせん断ひずみが、試験体 B では計測範囲 1、2 や計測範囲 6、7 に加え、計測区間 3、8 のせん断ひずみが大きくなっており、回転角と同様に、せん断ひずみに関しても、袖壁の挿入によって、スパン内側の値が大きくなる傾向が捉えられている。



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B



(c) 試験体 C

図 3-88 各試験体のはりのせん断ひずみ

3.6.7. 各部位のひずみの推移

3.6.7.1. アンカーボルトの軸ひずみの推移

図3-89、図3-90に試験体Aのアンカーボルトに貼付したひずみゲージを用いて計測した軸ひずみの推移を示す。なお、アンカーボルトの引張降伏は、いずれの階でも、 $R=1/200\text{rad}$ サイクルの前後で確認されているが、構造上、繰り返し载荷時に圧縮力の負担ができないため、一度、引張ひずみが生じると、同一サイクルでは、ひずみがほぼ横ばいとなっていることが分かる。引張ひずみの大きさは、CLT 袖壁脚部の離間が生じる1Fが最も大きく、RC ばかりの変形が下側のみ拘束される3F、RC ばかりの変形が上下から拘束される2Fの順に小さくなった。

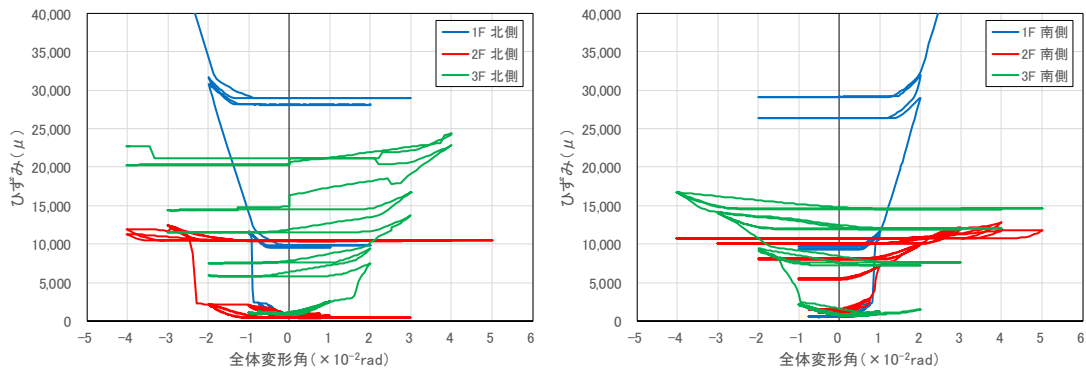


図3-89 アンカーボルトの軸ひずみの推移（試験体A、東側）

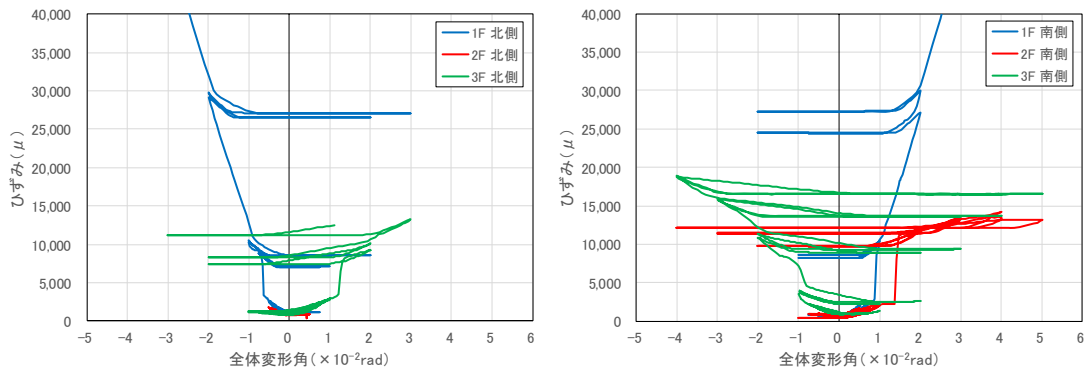


図3-90 アンカーボルトの軸ひずみの推移（試験体A、西側）

3.6.7.2. 寸切りボルトの軸ひずみの推移

図3-91、図3-92に試験体Bの滑り止めの固定に用いた寸切りボルトに貼付したひずみゲージを用いて計測した軸ひずみの推移を示す。材料試験で得られた寸切りボルトの降伏ひずみは 2951μ であり、本実験では寸切りボルトの引張降伏は確認されていない。引張ひずみの大きさは、スパン内側よりもスパン外側の方が大きく、CLT 袖壁から滑り止めに水平せん断力が作用することにより、滑り止めの脚部に曲げモーメントが作用していることが確認できる。そのため、加力方向に対して引張側のRC柱にCLT 袖壁が取り付く正方向載荷時の北側と負方向載荷時の南側で、特に引張ひずみが大きくなっている。

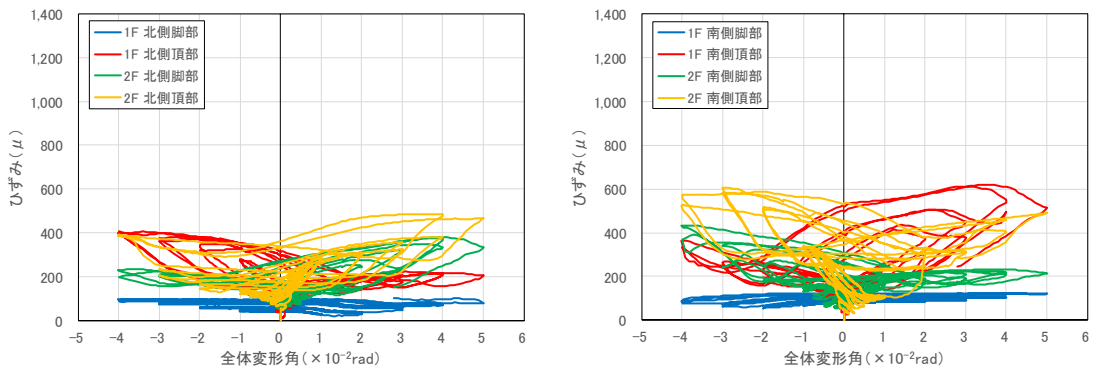


図3-91 寸切りボルトの軸ひずみの推移（試験体B、スパン内側）

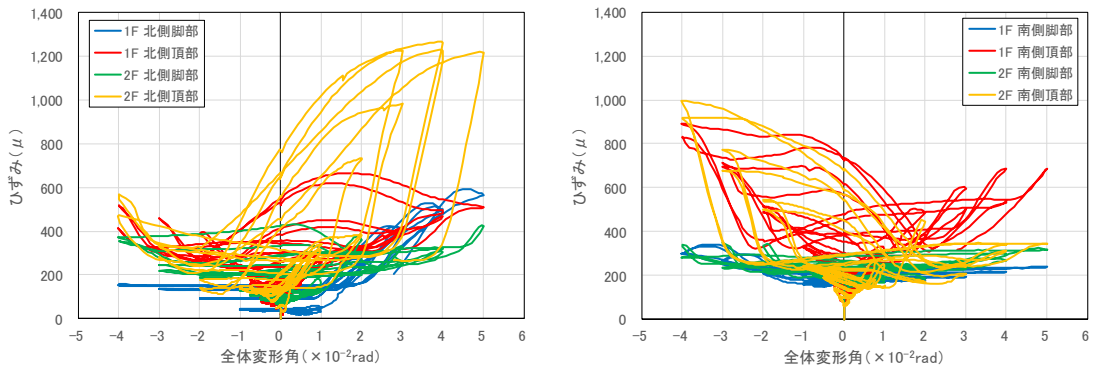


図3-92 寸切りボルトの軸ひずみの推移（試験体B、スパン外側）

3.6.7.3. RC 柱と CLT 袖壁の断面内の軸ひずみの分布

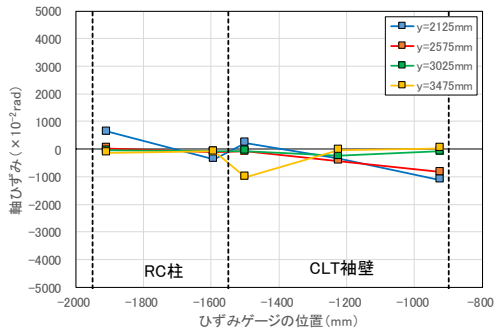
図 3-93 から図 3-95 に、ひずみゲージで計測した試験体 A の正方向載荷時の各サイクルのピーク時における RC 柱及び CLT 袖壁の断面内の軸ひずみの分布を示す。

加力方向に対して引張側となる 2F 北側の RC 柱と CLT 袖壁では、脚部 ($y=2125\text{mm}$) では CLT 袖壁の内側に、頂部 ($y=3475\text{mm}$) では CLT 袖壁の外側に圧縮ひずみが発生しており、CLT 袖壁内に圧縮ストラットが形成されているものと考えられる。その結果、頂部 ($y=3475\text{mm}$) では、RC 柱と CLT 袖壁の軸ひずみの分布がやや不連続となっている。

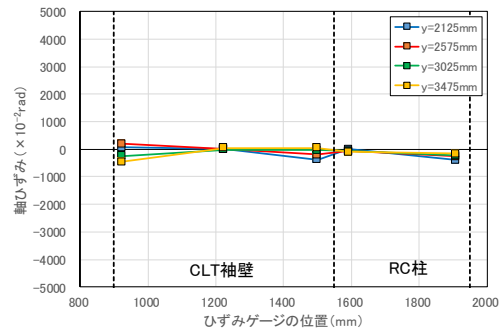
加力方向に対して引張側となる 1F 北側の RC 柱と CLT 袖壁では、脚部から頂部まで CLT 袖壁の断面全体で圧縮ひずみが生じているが、危険断面に近い $y=125\text{mm}$ の高さではなく、少し上の $y=575\text{mm}$ の高さにおけるひずみが大きくなっている。その原因としては、試験体 A では、CLT 袖壁の端部にドリフトピンを用いた水平接合部を設けているため、材端に近い $y=125\text{mm}$ の高さでは、ドリフトピンを介して、内部に挿入した鋼板にも圧縮軸力の一部が伝達され、その結果、 $y=125\text{mm}$ の高さよりも $y=575\text{mm}$ の高さの方が CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が大きくなった可能性が考えられる。断面内の軸ひずみはほぼ直線上に分布しており、鉛直接合部を設けたことで平面保持仮定が概ね成立する状況となっているものと考えられる。

加力方向に対して圧縮側となる 2F 南側の RC 柱と CLT 袖壁では、脚部 ($y=2125\text{mm}$) では CLT 袖壁の外側に、頂部 ($y=3475\text{mm}$) では CLT 袖壁の内側に圧縮ひずみが発生しており、CLT 袖壁内に圧縮ストラットが形成されているものと考えられるが、2F 北側と比較するとそのひずみは小さい。CLT 袖壁の外側に圧縮ひずみが生じる脚部 ($y=2125\text{mm}$) では、RC 柱と CLT 袖壁の軸ひずみの分布がやや不連続となっている。

加力方向に対して圧縮側となる 1F 南側の RC 柱と CLT 袖壁では、頂部 ($y=1475\text{mm}$) を除くと、CLT 袖壁には圧縮ひずみがほとんど生じていない。CLT 袖壁の端部にはドリフトピンを介した水平接合部を設けているため、脚部 ($y=575\text{mm}$) では、CLT 袖壁に引張ひずみが生じている。ここで、 $y=125\text{mm}$ の高さでは CLT 袖壁に殆ど引張ひずみが生じていない理由としては、1F 北側と同じように、内部に挿入した鋼板が引張軸力を負担するため、 $y=125\text{mm}$ の高さでは、CLT 袖壁に殆ど引張力が作用していない可能性が考えられる。また、 $y=125\text{mm}$ の高さでは、RC 柱と CLT 袖壁の軸ひずみの分布も不連続である。

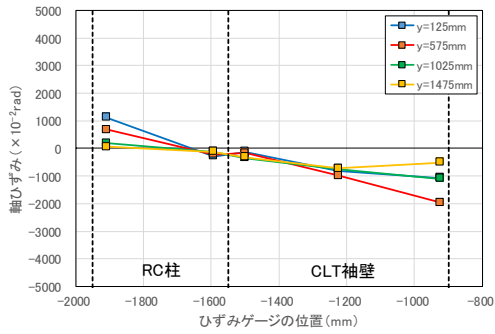


(a) 北側（加力方向に対して引張側）

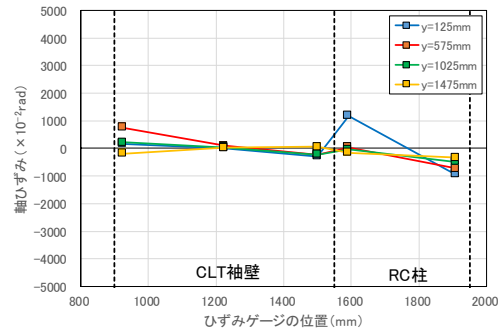


(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 2F



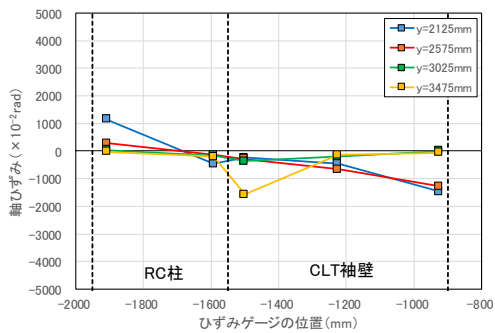
(a) 北側（加力方向に対して引張側）



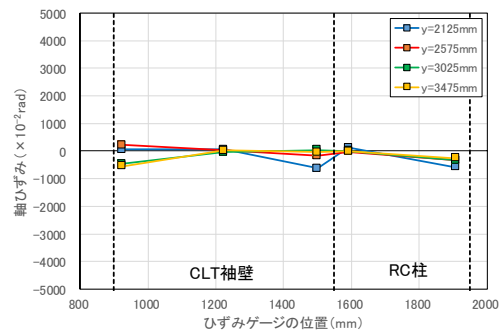
(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(ii) 1F

図 3-93 R=+1/200rad 時のひずみ分布（試験体 A）

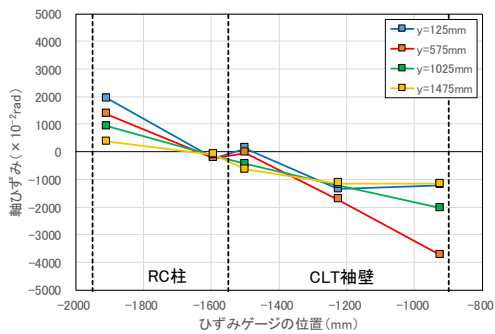


(a) 北側（加力方向に対して引張側）

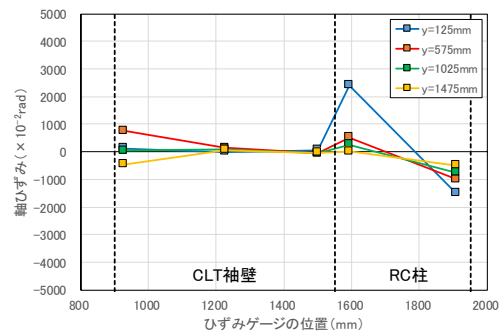


(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 2F



(a) 北側（加力方向に対して引張側）



(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(ii) 1F

図 3-94 R=+1/100rad 時のひずみ分布（試験体 A）

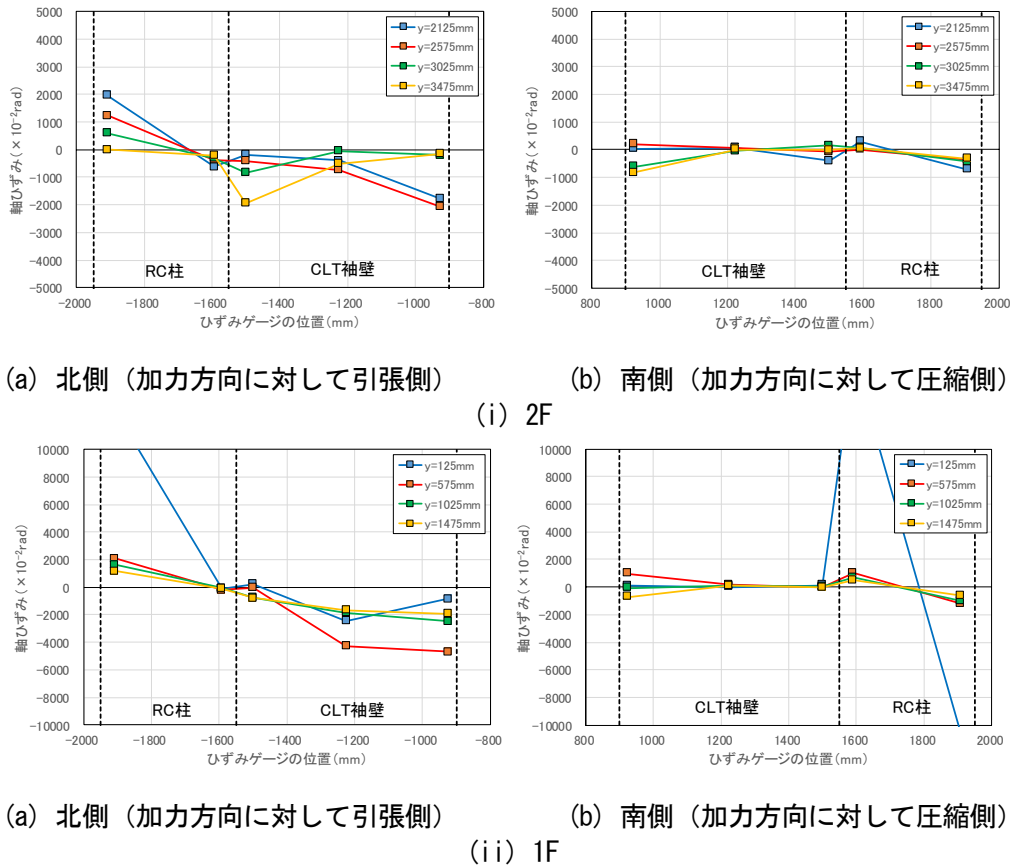
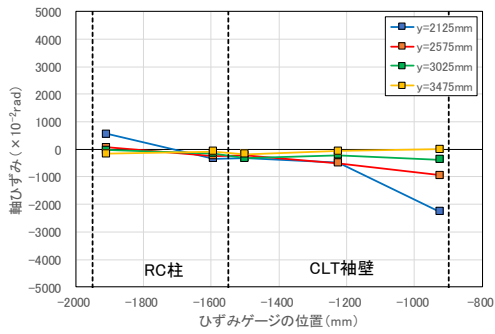


図 3-95 R=+1/50rad 時のひずみ分布（試験体 A）

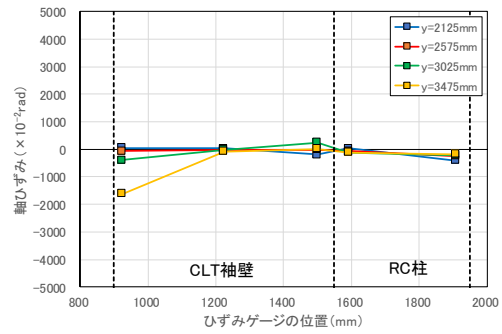
図 3-96 から図 3-98 に、ひずみゲージで計測した試験体 B の正方向載荷時の各サイクルのピーク時における RC 柱及び CLT 袖壁の断面内の軸ひずみの分布を示す。鉛直接合部を設けていない試験体 B では、いずれの材端においても、 $R=1/100\text{rad}$ 付近から RC 柱と CLT 袖壁の軸ひずみの分布が不連続となっており、材端によっては直線上にひずみが分布していた試験体 A との差異が見られた。また、いずれの CLT 袖壁でも、脚部と頂部で CLT 袖壁に生じる圧縮ひずみの位置が内側と外側で入れ替わっており、CLT 袖壁内に圧縮ストラットが形成されているものと考えられる。なお、試験体 B では引張軸力を伝達できるような水平接合部も設けていないため、CLT 袖壁には引張ひずみが殆ど生じていない。

加力方向に対して引張側となる 2F 北側の RC 柱と CLT 袖壁では、脚部や頂部で計測された圧縮ひずみの値が、試験体 A よりも試験体 B の方が大きく、試験体 B では鉛直接合部を介した応力伝達が期待できない分、CLT 袖壁の端部に作用する圧縮応力が大きくなっているものと考えられる。

加力方向に対して引張側となる 1F 北側の RC 柱と CLT 袖壁では、試験体 A と同様に、脚部から頂部まで CLT 袖壁の断面全体で圧縮ひずみが生じていたが、ドリフトピンを介した水平接合部を設けた試験体 A とは異なり、危険断面に近い $y=125\text{mm}$ の高さにおいて、圧縮ひずみが最大となった。

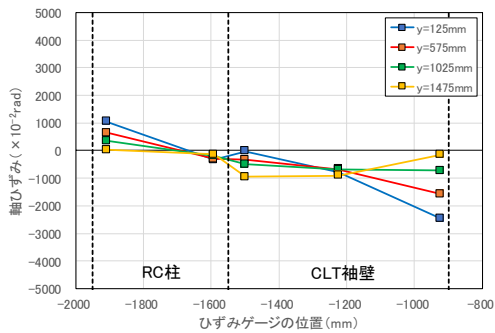


(a) 北側（加力方向に対して引張側）

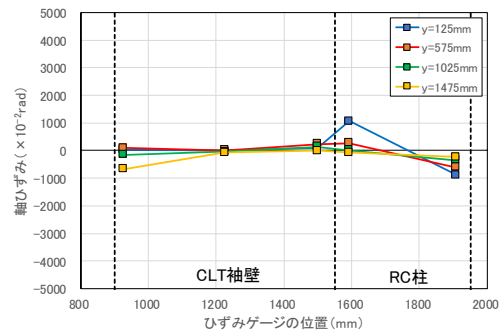


(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 2F



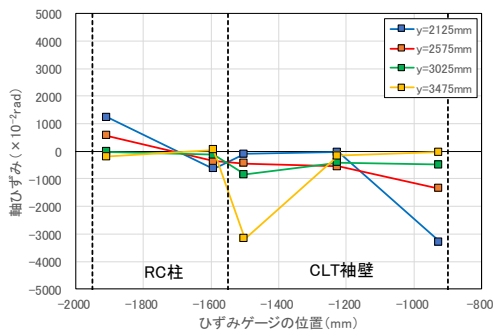
(a) 北側（加力方向に対して引張側）



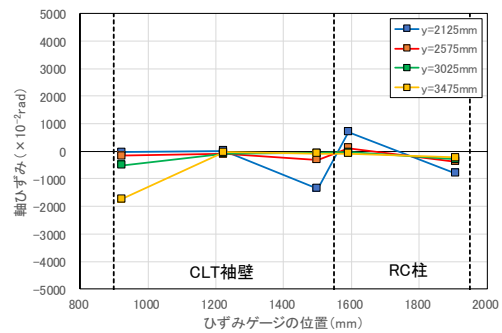
(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 1F

図 3-96 R=+1/200rad 時のひずみ分布（試験体 B）

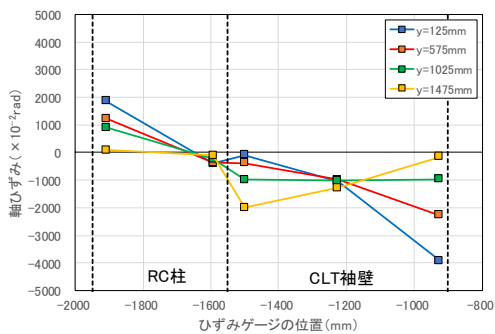


(a) 北側（加力方向に対して引張側）

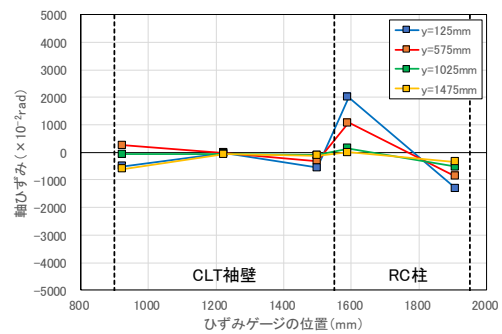


(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 2F



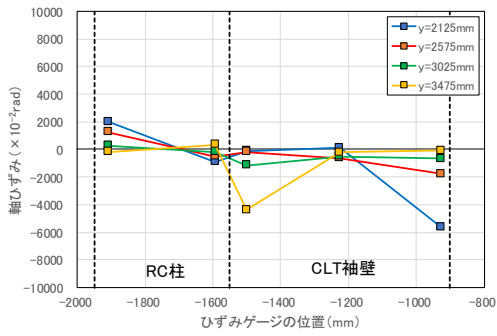
(a) 北側（加力方向に対して引張側）



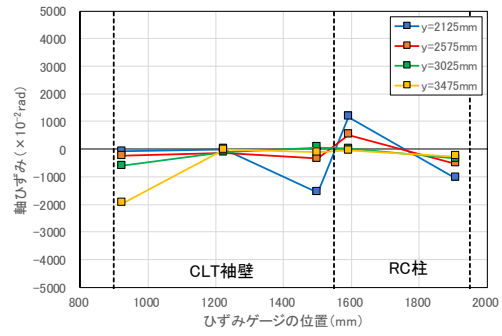
(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 1F

図 3-97 R=+1/100rad 時のひずみ分布（試験体 B）

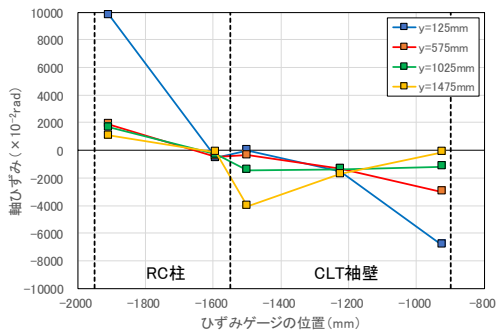


(a) 北側（加力方向に対して引張側）

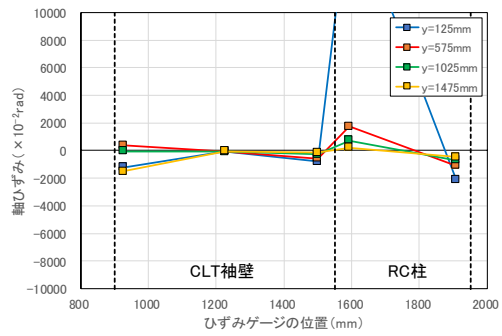


(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 2F



(a) 北側（加力方向に対して引張側）



(b) 南側（加力方向に対して圧縮側）

(i) 1F

図 3-98 R=+1/50rad 時のひずみ分布（試験体 B）

3.6.8. 各部材に作用する軸力、せん断力の推定

3.6.8.1. アンカーボルトに作用する引張力の推移

図 3-100 に、試験体 A のアンカーボルトに作用する引張力の推移を示す。なお、アンカーボルトの引張力は、CLT 袖壁端に設けられた各 2 本のアンカーボルトのうち、東側の 1 本に貼り付けたひずみゲージによる計測値を用いて引張力を算定し、これを 2 倍した値を用いている。

図 3-99 に軸力の推定に使用したアンカーボルトの材料モデルを示す。アンカーボルトの材料特性は、バイリニアでモデル化し、引張力のみを負担し、圧縮力の負担は無視することとした。

加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く北側の CLT 袖壁の負方向載荷時、南側の CLT 袖壁の正方向載荷時では、1 階および 2 階のアンカーボルトが引張降伏しているのに対し、3 階のアンカーボルトには引張力がほとんど生じていない。なお、1 階では全体変形角の増大に伴い、CLT 袖壁脚部の離間が増大するにつれ、アンカーボルトの引張力が増大を続けるが、2 階ではアンカーボルトの引張力は降伏耐力でほぼ頭打ちとなっている。加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く北側の CLT 袖壁の正方向載荷時、南側の CLT 袖壁の負方向載荷時では、1、2 階のアンカーボルトには引張力がほとんど生じておらず、3 階のアンカーボルトが引張降伏している。1 階と比較すると応力増分は小さいが、3 階のアンカーボルトでもひずみ硬化に伴う引張力の増大が確認されている。

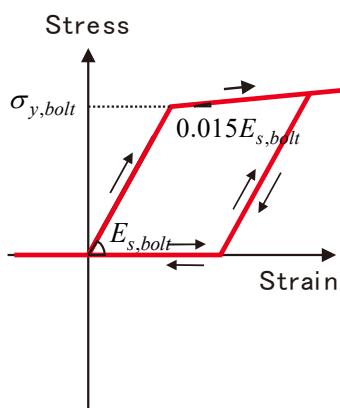
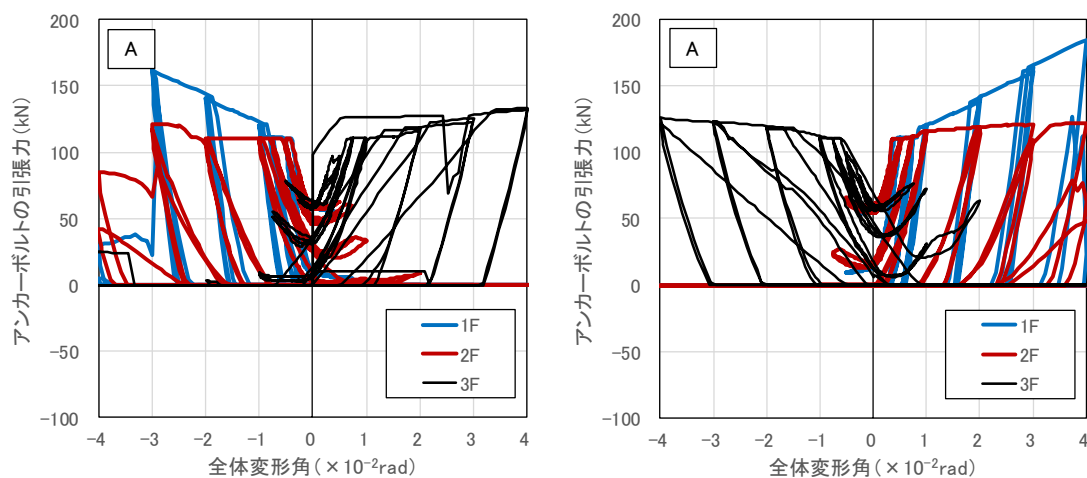


図 3-99 仮定したアンカーボルトの材料特性（引張：正、圧縮：負）



(a) 北側

(b) 南側

図 3-100 アンカーボルトに作用する引張力の推移

3.6.8.2. CLT 袖壁に作用する軸力の推移

図 3-102 に荷重変形関係の包絡線上の計測点を対象にした CLT 袖壁に作用する軸力の推移を示す。CLT 袖壁に作用する軸力は、3.6.7.3 で示した CLT 袖壁の各断面内のひずみ分布がほぼ直線上に分布していることを考慮して、最小 2 乗法によって、線形のひずみ分布を仮定し、袖壁断面を袖壁せいの方に 10 分割した断面解析により、CLT 袖壁の軸力を推定した。断面解析では、図 3-99 (a) に示すように、CLT の材料特性をバイリニアでモデル化し、圧縮強度を頭打ちにし、繰り返しの影響も考慮した。ここでは、各階の CLT 袖壁の上下端に近い断面 ($y=125\text{mm}$ 、 1475mm 、 2125mm 、 3475mm) と、中央寄りの断面 ($y=575\text{mm}$ 、 1025mm 、 2575mm 、 3025mm) を対象に推定を行った。

図 3-101 に軸力の推定に使用した CLT の材料モデルを示す。CLT の圧縮特性は、材料特性をバイリニアでモデル化し、座屈強度を頭打ちにし、繰り返しの影響も考慮した。

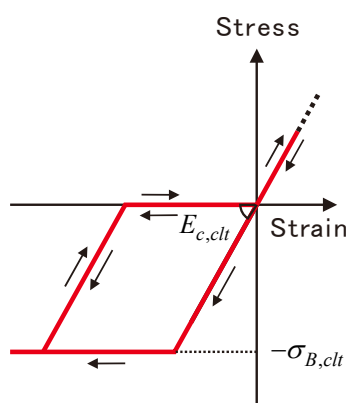


図 3-101 仮定した CLT の材料特性 (引張 : 正、圧縮 : 負)

試験体 A では、繰り返し载荷の影響はあるものの、全体変形角の増大に伴って、CLT 袖壁の負担する圧縮軸力が漸増する傾向が確認されている。また、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力は、CLT の材料試験結果から求めた座屈強度 (16.8N/mm^2) による圧縮耐力 (1310kN) を下回っていた。

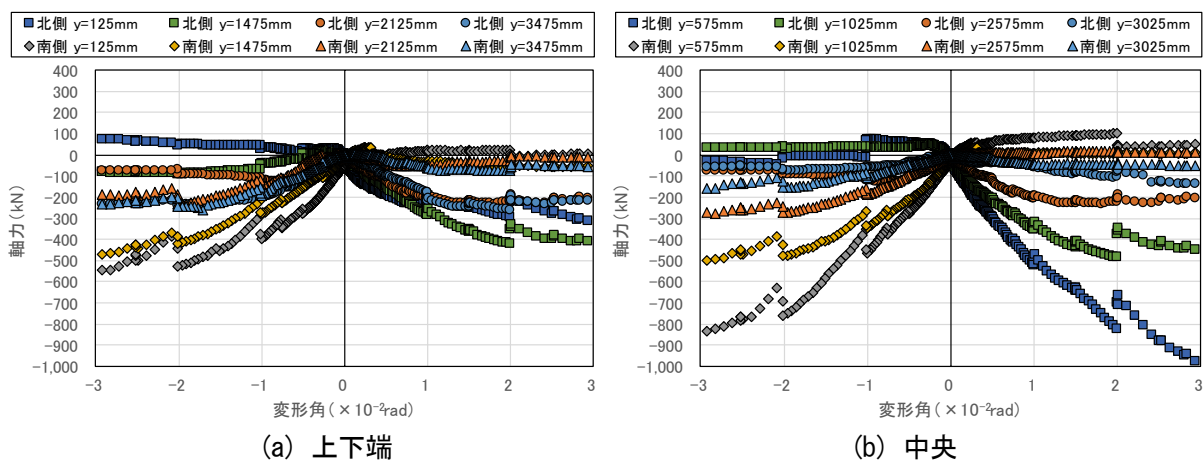
各断面に作用する圧縮軸力を比較すると、各階の CLT 袖壁の中央寄りの断面のひずみ分布から推定した圧縮軸力の方が、各階の CLT 袖壁の上下端に近い断面のひずみ分布から推定した圧縮軸力よりも大きくなる傾向が確認された。試験体 A では RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部を介した応力伝達が行われるため、上下端に近い断面の方が中央寄りの断面よりも作用する圧縮軸力が大きくなるものと思われるが、CLT 袖壁の端部に鋼板挿入ドリフトピンによる水平接合部を設けているため、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力の一部が、ドリフトピンを介して、水平接合部の鋼板に伝達されているものと考えられる。そのため、CLT 袖壁の上下端に近い断面 ($y=125\text{mm}$ 、 1475mm 、 2125mm 、 3475mm) では、CLT 袖壁の軸ひずみが小さくなり、CLT 袖壁が本来負担している圧縮軸力を過小評価している可能性があるものと考えられる。中央寄りの断面 ($y=575\text{mm}$ 、 1025mm 、 2575mm 、 3025mm) でも、水平接合部の影響はないものの、断面の一部に水平接合部と同じく鋼板挿入ドリフトピンを採用した鉛直接合部が設けられているため、その影響は無視できないが、CLT 袖壁の軸力を評価する際には、中央寄りの断面 ($y=575\text{mm}$ 、 1025mm 、 2575mm 、 3025mm) の値を用いることとする。

1、2F の CLT 袖壁に作用する圧縮軸力の最大値はそれぞれ 1021kN 、 312kN であり、1F に作用する圧縮軸力は CLT 袖壁の圧縮耐力 (CLT の材料試験結果から求めた座屈強度 (16.8N/mm^2) に断面積を乗じた 1310kN) の 8 割に相当している。また、1F 脚部では、最大で 100kN 程度の引張軸力が作用し

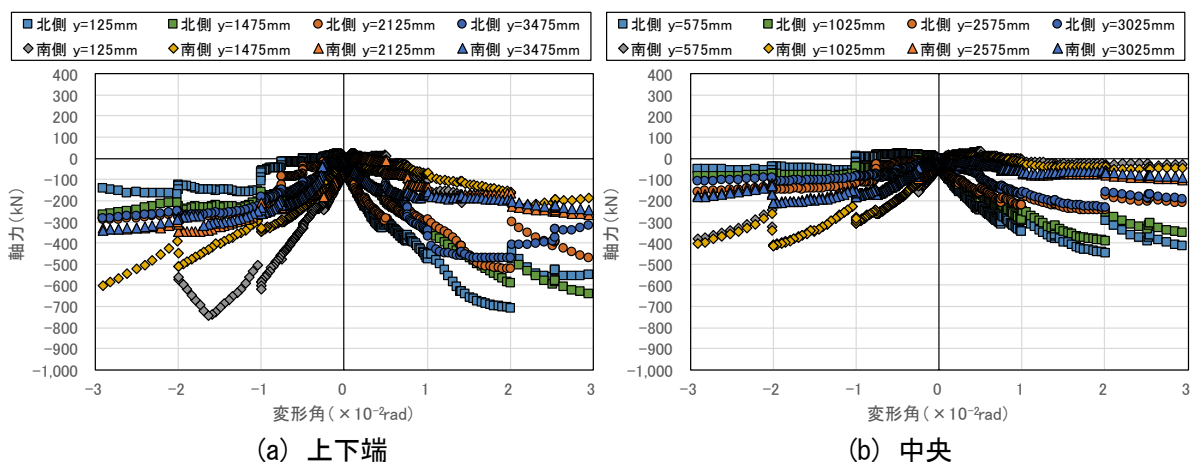
ているが、図 3-100 で示したアンカーボルトの降伏強度は 110kN であり、図 3-100 で示したひずみ硬化による引張力の増分を考えると、CLT 袖壁に作用する引張軸力としてはやや小さいものの、アンカーボルトの実験結果とも凡そ整合しているものと思われる。

試験体 B でも、いずれの断面でも、繰り返し载荷の影響はあるものの、全体変形角の増大に伴って、CLT 袖壁の負担する圧縮軸力が漸増する傾向が確認されている。各断面に作用する圧縮軸力を比較すると、各階の CLT 袖壁の上下端に近い断面のひずみ分布から推定した圧縮軸力の方が、各階の CLT 袖壁の中央寄りの断面のひずみ分布から推定した圧縮軸力よりも大きくなる傾向が確認され、試験体 A とは異なる傾向を示した。したがって、試験体 B では、CLT 袖壁の軸力を評価する際には、上下端に近い断面 ($y=125\text{mm}$ 、 1475mm 、 2125mm 、 3475mm) の値を用いることとする。

1、2F の CLT 袖壁に作用する圧縮軸力の最大値はそれぞれ 708kN、524kN であり、1F に作用する圧縮軸力は CLT 袖壁の圧縮耐力 (CLT の材料試験結果から求めた座屈強度 ($16.8\text{N}/\text{mm}^2$) に断面積を乗じた 1310kN) の 5 割に相当している。1F の CLT 袖壁が負担する圧縮軸力は、試験体 B よりも試験体 A の方が大きくなったが、逆に 2F の CLT 袖壁が負担する圧縮軸力は、試験体 B の方が試験体 A よりも大きくなり、特に鉛直接合部の有無が CLT 袖壁の軸力負担に及ぼす影響が大きいことが確認された。また、試験体 B では、水平接合材が引張力を負担しないため、小変形時を除けば、CLT 袖壁には引張軸力が殆ど作用しなかった。



(i) 試験体 A



(ii) 試験体 B

図 3-102 CLT 袖壁の軸力の推移 (引張軸力 : 正、圧縮軸力 : 負)

3.6.8.3. 鉛直接合部に作用するせん断力の推定

試験体 A、B に関して、鉛直接合部に作用するせん断力の推定を行う。方法①は、図 3-102 で求めた CLT 袖壁の各断面に作用する軸力の差分から、RC 柱-CLT 袖壁間に生じる鉛直方向のせん断力の推移を推定する方法である。ここでは、上下端に近い断面 ($y=125\text{mm}$ 、 1475mm 、 2125mm 、 3475mm) の値の差分を用いた場合と、中央寄りの断面 ($y=575\text{mm}$ 、 1025mm 、 2575mm 、 3025mm) の値を用いた場合の 2 通りとした。方法②は、試験体 A を対象に、図 3-78 で示した式(3.16)による鉛直接合部のせん断変形が、全て鋼板挿入ドリフトピン接合部で生じたものと仮定し、図 3-46 (b)、表 3-31 で示した鋼板挿入ドリフトピンの数値解析の結果を基にモデル化した鉛直接合部の復元力特性のバイリニアモデルを用いて、鉛直方向のせん断力の推移を推定する方法である。

図中には、式(3.25)、(3.26)に示す鋼板挿入ドリフトピン接合部の降伏耐力 ${}_{vdv}Q_y$ 、終局耐力 ${}_{vdv}Q_u$ 、式(3.27)に示す CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 ${}_{wv}Q_{su}$ 、式(3.28)に示す RC 柱-CLT 袖壁間のコンクリートのせん断耐力 ${}_{wv}Q_{au}$ を示す。

$${}_{vdv}Q_y = {}_v n_d \cdot {}_{dv} P_y \quad (3.25)$$

ここで、 ${}_v n_d$ ：鉛直接合部におけるドリフトピンの本数、 ${}_{dv} P_y$ ：ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の降伏強度である。

$${}_{vdv}Q_u = {}_v n_d \cdot {}_{dv} P_u \quad (3.26)$$

ここで、 ${}_v n_d$ ：鉛直接合部におけるドリフトピンの本数、 ${}_{dv} P_u$ ：ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の終局強度（ここでは、数値解析における 20mm 変形時の荷重としてよい）である。

$${}_{wv}Q_{su} = t_w \cdot h_0 \cdot {}_t F_{sl} \quad (3.27)$$

ここで、 t_w ：CLT 袖壁の厚さ、 h_0 ：CLT 袖壁の内法高さ、 ${}_t F_{sl}$ ：CLT の面内せん断の基準強度である。

$${}_{wv}Q_{au} = t_w \cdot h_0 \cdot 0.38 \sqrt{{}_c F_c} \quad (3.28)$$

ここで、 t_w ：CLT 袖壁の板厚、 h_0 ：CLT 袖壁の内法高さ、 ${}_t F_{sl}$ ：CLT の面内せん断の基準強度、 ${}_c F_c$ ：コンクリートの設計基準強度 (N/mm^2 、ここでは 1 階と 2 階のコンクリートの圧縮強度の平均値とした) である。

図 3-103、図 3-104 に、方法①、方法②で推定した鉛直接合部に作用するせん断力の推移を示す。試験体 A に関して、方法②によって推定した北側の鉛直接合部では、小変形時には、負方向載荷時（加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く場合）の方が、正方向載荷時（加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く場合）と比較して、全体変形の増大に伴う鉛直せん断力の増加が大きいが、負方向載荷時は $R=1/100\text{rad}$ 前後から鉛直せん断力の増加が鈍化するのに対し、正方向載荷時は $R=1/100\text{rad}$ 以降も全体変形角の増大に伴って鉛直せん断力が増加し、最終的に鋼板挿入ドリフトピン接合部の降伏耐力 ${}_{vdv}Q_y$ に凡そ到達している。

一方、方法①によって推定した試験体 A の北側の鉛直接合部では、正方向載荷時に関しては、1、2F の大小が逆転しているものの、中央寄りの断面で計測された値が方法②で推定した値に近い値を示している一方、負方向載荷時に関しては、上下端に近い断面で計測された値が方法②に近い値を示しており、CLT 袖壁に作用する軸力の大きさによって、鉛直接合部に作用するせん断力を推定する際に適切な断面の位置が異なる結果となった。また、正方向載荷時の 2F では、 $R=2.0 \times 10^{-2}\text{rad}$ 以降、鉛直

接合部に作用するせん断力が、鋼板挿入ドリフトピン接合部の終局耐力 $v_{dv}Q_u$ 近くまで増大しているが、**図 3-77** で示した鉛直接合部のせん断変形の推移や実験試験体の損傷状況から、鉛直接合部に作用するせん断力が鋼板挿入ドリフトピン接合部の降伏耐力 $v_{dv}Q_y$ を大きく上回っていたとは考えにくい。方法②に関しては、鉛直接合部のせん断変形が、全て鋼板挿入ドリフトピン接合部で生じたものと仮定しているため、鉛直接合部に作用するせん断力を過大に評価している可能性はあるが、方法①に関しては、水平接合部及び鉛直接合部に設けた鋼板挿入ドリフトピンの影響を受け、断面内のひずみが適切に計測できていない可能性が高く、軸力の差分から求められる鉛直接合部に作用するせん断力の推定値のばらつきが大きくなっているものと考えられる。したがって、本実験では、鋼板挿入ドリフトピンを接合部に用いた試験体 A の鉛直せん断力の推定は、方法②で行うのが適切であると考えられる。

試験体 B に関しては、方法②による推定を行うことができないため、ここでは方法①による結果を考察する。試験体 B では、滑り止め以外の接合金物を用いていないため、試験体 A と比較すると、方法①による推定精度は高いものと思われる。**図 3-103** より、全体変形角の増大に伴って、鉛直接合部に充填したモルタルに亀裂が入ると、鉛直接合部に作用するせん断力が急激に低下する傾向が確認できる。鉛直接合部に作用するせん断力は、部材実験の試験体 BS の鉛直接合部に作用するせん断力の評価に用いた、式(3.28)に示す RC 柱-CLT 袖壁間のコンクリートのせん断耐力 $w_v Q_{au}^{[3-10]}$ には到達していない。これは、部材実験の試験体 BS では、鉛直目地の充填にエポキシ樹脂を用いたため、RC 柱側のコンクリートが接着面においてせん断強度を発揮したが、架構実験の試験体 B では、鉛直目地の充填にモルタルを用いたため、RC 柱側のコンクリートがせん断強度を発揮する前に、充填したモルタルに亀裂が発生したものと考えられる。したがって、試験体 B では、モルタルを充填した鉛直接合部に何かしらの耐力を見込むことは難しいものと考えられる。

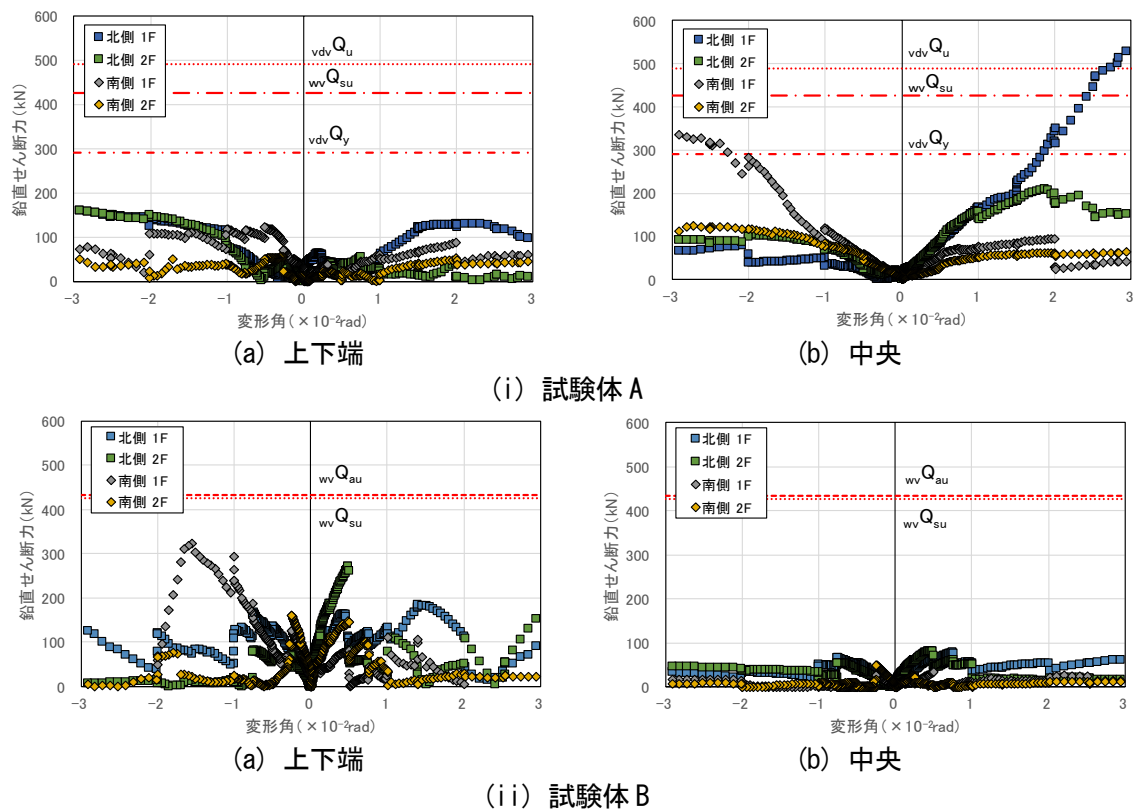
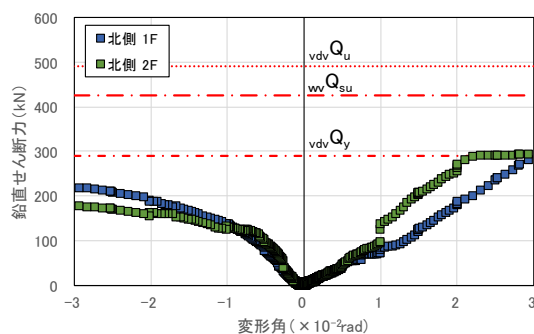


図 3-103 RC 柱-CLT 袖壁間に作用する鉛直せん断力の推移 (方法①)



(i) 試験体 A

図 3-104 RC 柱—CLT 袖壁間に作用する鉛直せん断力の推移 (方法②)

3. 6. 8. 4. CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推定

図 3-105 に CLT 袖壁において、せん断ひずみの計測に用いた変位計の位置を示す。計測範囲は、各階の高さ 550mm の計測範囲とした。図中に示すように、その上下の区間でも、せん断ひずみの計測は行っているが、CLT 袖壁端部の離間や水平接合部の影響が大きいものと考え、ここでは対象から除外した。

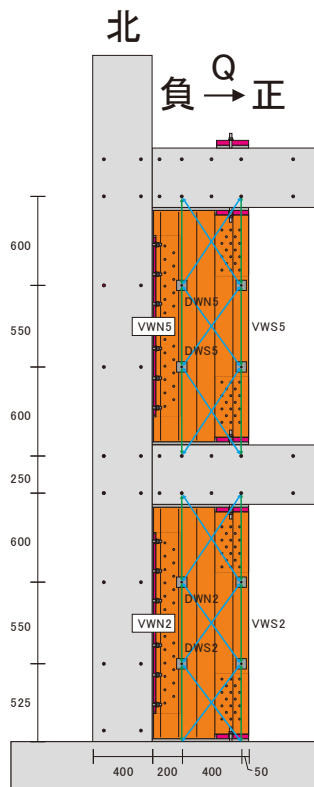


図 3-105 CLT 袖壁のせん断ひずみの測定 (試験体 A の場合、単位 : mm)

図 3-106 に上記のせん断ひずみに、せん断弾性係数 (要素実験の結果を基に 553N/mm^2 とした) を乗じて求めた CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推移を示す。なお、CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、要素実験で求めた CLT のせん断強度 2.2N/mm^2 を用いて算定した式(3.29)によるせん断耐力 173kN で頭打ちとしたが、繰り返しの履歴が及ぼす影響は考慮しなかった。また、試験体 A では、鉛直接合部を介して、鉛直せん断力の伝達が行われるため、断面内のせん断ひずみの分布が均一でない (部材実験の試験体 AD のように、柱フェイス側のせん断ひずみが大きく、袖壁フェイス側のせん断

ひずみが大きくなる) 可能性がある。したがって、ここで示した手法では、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を過大評価している可能性があるため、試験体 A の水平せん断力の推定値は参考値とし、以後の検討には用いないものとする。

$${}_wQ_{su} = t_w D_w t F_{sl} \quad (3.29)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 F_{sl} : CLT の面内せん断の基準強度である。

試験体 B では、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く正方向荷重時の値が、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く負方向荷重時の値を上回っており、1F、2F とともにほぼ同じせん断力を負担していた。CLT 袖壁のせん断応力度の最大値は 1.48N/mm^2 (1F) であり、式(3.29)によるせん断耐力には到達しておらず、弾性的な挙動を示したものと考えられる。CLT 袖壁に作用する水平せん断力の最大値は、正方向で 116kN 、負方向で 53kN (いずれも 1F) となり、両者の和は 169kN となる。試験体 B の正負荷重時の最大耐力の平均値は 398kN であることから、CLT 袖壁が 1F で負担する水平せん断力の割合は、試験体全体に作用する水平せん断力の 4 割程度であったものと推測できる。また、試験体 B と試験体 C の正負荷重時の最大耐力の平均値の差分 (126kN) が、上述した CLT 袖壁の水平せん断力の最大値の和 (169kN) に近い値となることから、試験体 B では、CLT 袖壁の設置により増大した水平せん断力の大部分を、CLT 袖壁が負担したものと推測される。

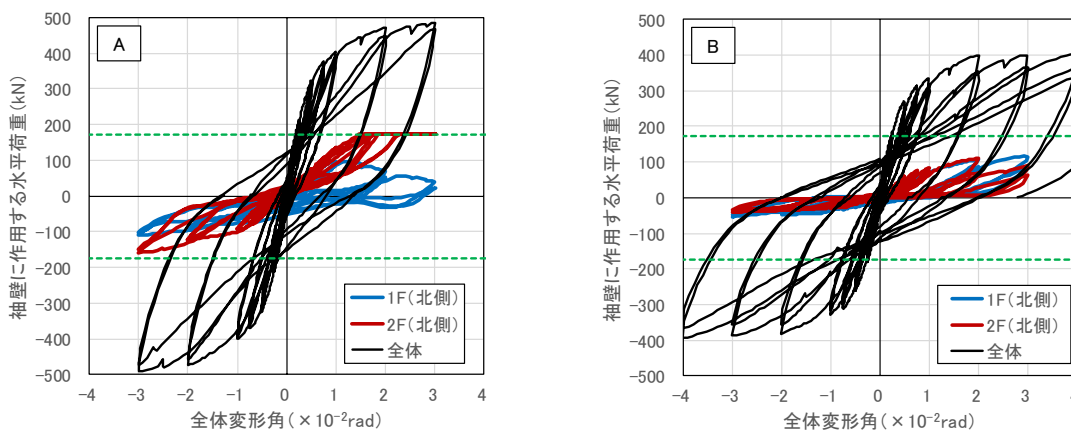


図 3-106 CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推定

3.6.8.5. 滑り止めに作用する水平せん断力の推定

試験体 B の寸切りボルトに貼付したひずみゲージの計測値を用いて、図 3-107、式(3.30)に示す曲げモーメントの釣合に基づき、滑り止めに作用する水平方向のせん断力の推定を行った。滑り止めの側面に作用する水平せん断力 Q の作用位置は三角形分布を仮定して、滑り止めの高さ (150mm) の $2/3$ 倍 (100mm) とした。なお、荷重中、寸切りボルトは降伏しなかったため、寸切りボルトに作用する引張力は、計測したひずみに寸切りボルトのヤング係数と断面積を乗じることで求めた。

$$Q = \frac{T_1 \cdot 0.9 \cdot 106_{mm} + T_2 \cdot 0.9 \cdot 36_{mm}}{100_{mm}} \quad (3.30)$$

ここで、 T_1 ：スパン外側に配置された寸切りボルトの引張力、 T_2 ：スパン内側に配置された寸切りボルトの引張力とする。

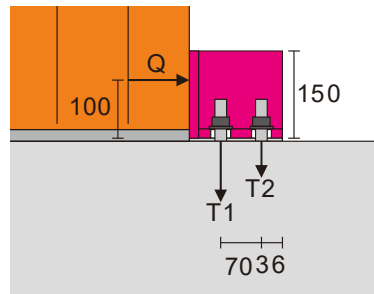


図 3-107 滑り止めに作用するせん断力 Q の推定 (単位 : mm)

図 3-108 に、式(3.30)を用いて算定した滑り止めに作用する水平せん断力の推移を示す。CLT 袖壁の断面内の軸ひずみ分布より、CLT 袖壁には斜め方向の圧縮ストラットが形成されているものと考えられることから、ストラットの支点となる、「北側の袖壁では、正方向荷重時には 1、2F の脚部、負方向荷重時には 1、2F の頂部」、「南側の袖壁では、正方向荷重時には 1、2F の頂部、負方向荷重時には 1、2F の脚部」の滑り止めに作用する水平せん断力が大きくなるものと推測される。

滑り止めがストラットの支点に位置しない場合（北側の袖壁では、正方向荷重時には 1、2F の頂部、負方向荷重時には 1、2F の脚部、南側の袖壁では、正方向荷重時には 1、2F の脚部、負方向荷重時には 1、2F の頂部）には、全体変形角が増大するにつれ、RC はりの変形が大きくなり、CLT 袖壁の仕口面と滑り止めの間に離間が生じるため、滑り止めには水平せん断力が殆ど作用しなくなるものと考えられるが、図 3-108 を見ると、滑り止めがストラットの支点に位置していない場合にも、滑り止めに作用する水平せん断力が増大するケースが見られる。これは、滑り止めに水平せん断力が作用しているのではなく、寸切りボルトが RC はりのせん断補強筋として抵抗することで、見かけ上、滑り止めに作用するせん断力が増大しているものと考えられる。このような現象は、滑り止めの位置によらず生じる可能性があるため、図 3-108 に示す滑り止めに作用する水平せん断力の推定値は参考値とし、以後の検討には用いないものとする。

なお、滑り止めがストラットの支点に位置する場合（北側の袖壁では、正方向荷重時には 1、2F の脚部、負方向荷重時には 1、2F の頂部、南側の袖壁では、正方向荷重時には 1、2F の頂部、負方向荷重時には 1、2F の脚部）には、滑り止めに最大で 60~80kN 程度の水平せん断力が作用しているが、図 3-106 で示した CLT 袖壁のせん断変形から求めた水平せん断力は最大で 100kN 程度となることから、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が、滑り止めと曲げ圧縮力によって生じる摩擦によって伝達されることを考えると整合性は成り立っている。

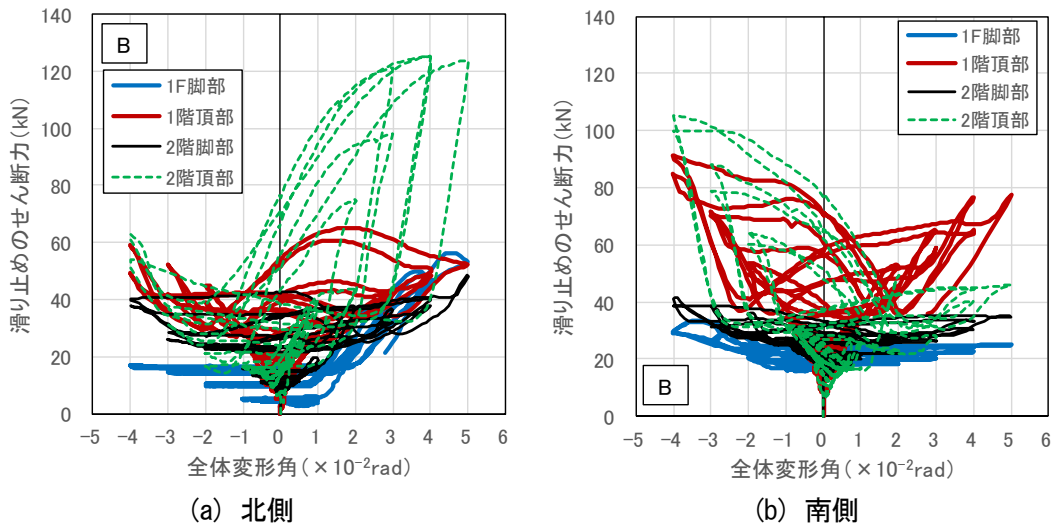


図 3-108 滑り止めに作用する水平せん断力の推移

3.6.9. 等価粘性減衰定数の推移

図 3-109 に等価粘性減衰定数の推移を示す。ここでは実験の荷重変形関係から、式(3.31)を用いて等価粘性減衰定数を算定した。 $R=1/133\text{rad}$ 付近のサイクルまでは、いずれの試験体もほぼ同等の等価粘性減衰定数の値を示しているが、それ以降のサイクルについては、袖壁を設けた試験体 A、B よりも、袖壁のない試験体 C の方が、等価粘性減衰定数が大きくなっている。試験体 A、B では、袖壁の寄与により、最大耐力が増大したことが確認されているが、袖壁の挙動が弾性的であったため、袖壁を設けていない試験体 C と比較して、等価粘性減衰定数が小さくなったものと考えられる。また、試験体 A では、袖壁端にアンカーボルトを設置していたが、圧縮力の負担ができなかったため、繰り返しによるエネルギー消費が十分に行われず、アンカーボルトを設置していなかった試験体 B とほぼ同等の等価粘性減衰定数を示したものと考えられる。

図中には、式(3.32)による等価粘性減衰定数の計算値の推移も示している。式(3.31)は載荷実験と同じく定常ループを想定した場合の等価粘性減衰定数に相当し、 $R=1/50\text{rad}$ を終点とする面積等価なバイリニア置換によって求めた降伏点変形を基準に塑性率を算定した。いずれの試験体でも、同一変形角における 2 回目のサイクルにおいて、式(3.31)による実験値が式(3.32)による計算値を上回っている。試験体 A、B、C は層数が 2 層と少ないが、建物の層数が増えれば、CLT 袖壁付き RC 柱に対する RC はりのポテンシャルエネルギーの割合が増加し、等価粘性減衰定数に及ぼす影響を小さくできるものと考えられる

$$\exp h_{eq} = \frac{1}{4\pi} \frac{\Delta W}{W} \tag{3.31}$$

ここで、 ΔW ：履歴吸収エネルギー、 W ：ポテンシャルエネルギーとする。

$$\text{cal} h_{eq} = \frac{1}{\pi} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{\mu}}\right) \tag{3.32}$$

ここで、 μ ： $R=1/50\text{rad}$ を終点とする面積等価なバイリニア置換によって求めた塑性率とする。

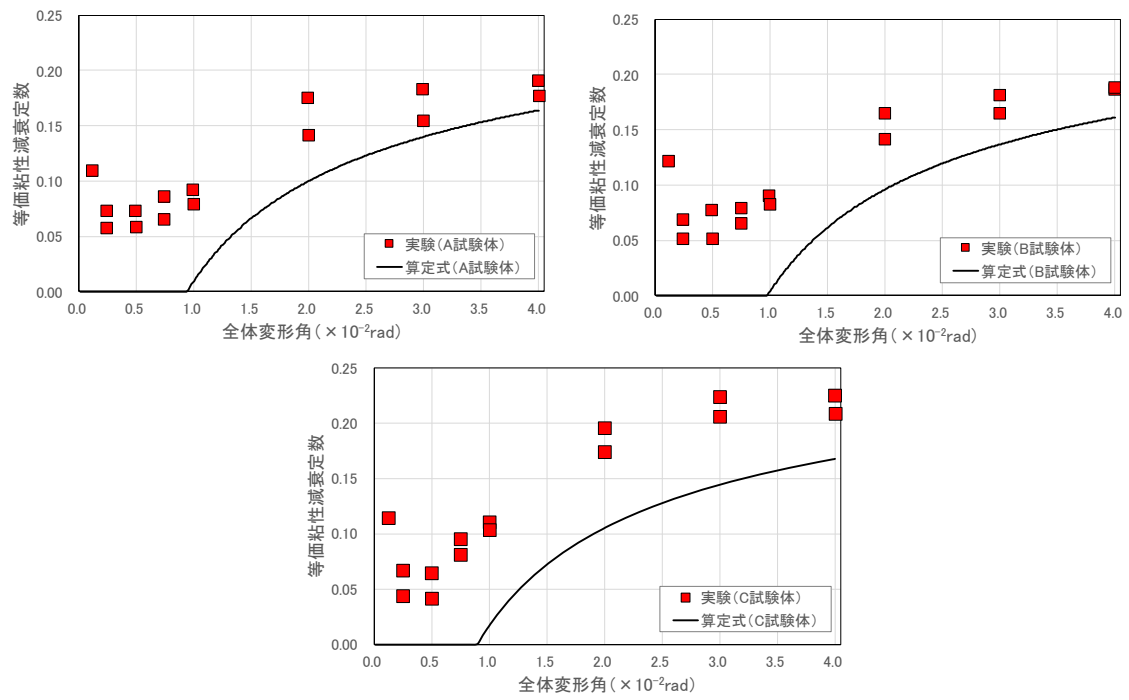


図 3-109 等価粘性減衰定数の推移

3.7. 骨組解析

3.7.1. はじめに

架構実験で確認された挙動を再現するために、骨組解析用の解析モデルを作成した。ここでは、実験結果を精緻に再現するための詳細モデル（図 3-110、図 3-112）と、実務設計への適用を視野に入れた簡易モデル（図 3-111、図 3-113）の二種類について検討を行う。CLT 袖壁を設置していない試験体 C（図 3-114）については、詳細モデル、簡易モデルの区別はない。なお、本報告書では、試験体 A、B の 1 階袖壁を省略したケースについても骨組解析による検証を行っているが、加力実験による検証は行っておらず、参考の取り扱いとなるため、付録の 3.9 節に掲載している。

今回の検討では、RC、CLT と材料特性の異なる二つの部材を組み合わせることになるため、軸方向の変形の整合性にも配慮し、RC 柱に関しては、部材実験やその数値解析、架構実験の結果を踏まえ、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、前述した部材実験と条件を揃える形で、材端に柱せい（=400mm）と同じ長さの塑性ヒンジを与えたファイバーモデルで再現した。本検討では、ファイバーモデルに用いるコンクリートや鉄筋の材料構成則の調整を行っていないため、実験の荷重変形関係との整合を踏まえてこの長さとしたが、今回設定した塑性ヒンジ長さは、試験体の内法高さ（1600mm）に対して大きい（ $400\text{mm}/1600\text{mm}=0.25$ ）ため、今回使用したプログラムでは、ファイバーモデルの設置に伴う軸剛性や曲げ剛性の低下の影響を十分に補正できていない。そのため、後述の検討では、RC 柱のファイバーモデルを取り除いた状態で初期剛性の計算を行っている。

CLT 袖壁については、部材実験で確認された CLT 袖壁のせん断降伏を再現するために、詳細モデルではブレースで置換した。ブレース置換を行うことで、CLT 袖壁に作用する水平せん断力によるせん断変形だけでなく、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合面から伝達される鉛直方向のせん断力によるせん断変形の再現も可能となる。RC 柱、CLT 袖壁のモデル化の方法は、基本的に部材実験と同様であり、CLT 袖壁の水平方向の分割数を 5、RC 柱の鉛直方向の分割数を 4、CLT 袖壁の鉛直方向の分割数を 8 としている。一方、簡易モデルでは、RC 柱と同じ 1 本の線材でのモデル化を行った。

RC はりに関しては、通常の構造計算と同じように、軸力の影響を無視した評価を行った。実験では、図 3-69、図 3-70 で示したように、繰り返し载荷によって、RC はりの曲げひび割れや主筋の降伏が生じると軸伸びが生じ、図 3-71、図 3-72 で示したように、加力方向に対して圧縮側と引張側の柱で水平変形量に差が生じるが、本解析では、RC はりの弾性の軸方向変形は考慮しているものの、RC はりのせん断ばねや曲げばねの復元力特性を設定する際には、軸力の影響を無視している。これは、軸力の影響を考慮する場合、RC 柱と同じようにある程度の長さを持ったファイバー要素を設置する必要があるが、試験体 A、B の詳細モデルでは、RC はりと CLT 袖壁が接する部分において、両者を複数のばねを用いて接合する必要があるため、RC はりを材軸方向に分割する必要がある。そのため、RC はりに一定以上の塑性ヒンジ長さを有するファイバー要素を設置することが難しく、今回の検討では、構造計算で一般的に用いられる曲げばねを採用することとした。なお、実験結果からは、CLT 袖壁を取り付けた試験体 A、B では、RC はりの CLT 袖壁と接する部分でも主筋の降伏が広範囲に渡って見られ、柱せいの 1.0~2.0 倍（400~800mm）程度の範囲に曲げ変形による回転角が分布する傾向が確認されている。そこで、本検討では、各はり端の RC 柱フェイス位置、CLT 袖壁フェイス位置（ただし、危険断面の入り込みを考慮し、詳細モデルでは袖壁せいの 1/8 倍入り込んだ位置、簡易モデルでは勅使川原らの手法に基づいて算定した袖壁端の最大モーメント点に対応する距離 L_b だけ入り込んだ位置とする）に菅野式による剛性低下率を考慮した曲げばねを設けることとした。

RC はり-CLT 袖壁間の水平接合面では、CLT 袖壁の支圧、アンカーボルトの引張による挙動を再

現する必要がある。詳細モデルでは RC はりを材軸方向に分割し、複数の軸ばねを用いて、RC はりと CLT 袖壁を接続したが、簡易モデルでは端部の回転挙動が再現できるように、長さを限りなく 0 に近い値としたファイバーモデルを用いたモデル化を行うこととした。また、水平接合面におけるせん断伝達に関しては、CLT 袖壁が負担する水平せん断力が RC はりに伝達されるものとした。この際、CLT 袖壁内に斜め方向の圧縮ストラットが形成されている状況を想定し、せん断ばねを柱際もしくは袖壁際のいずれかに設けることとした。CLT 袖壁から RC はりに伝達される水平せん断力によって、RC はりには曲げモーメントが発生するため、RC はりの変形が拘束される効果も期待できる。一方で、試験体 A において、RC はり-CLT 袖壁間の離間が生じる場合や、試験体 B において、水平目地部の無収縮モルタルの損傷が拡大した場合など、CLT 袖壁に作用する水平せん断力の伝達を摩擦抵抗のみで行えない場合には、RC はりではなく、RC 柱を介した水平せん断力の伝達を行う必要がある。そのため、RC 柱に伝達される水平せん断力の割合が大きい場合には、CLT 袖壁が負担する水平せん断力が RC はりに伝達されるものと仮定することで、架構の水平剛性や水平耐力を過大評価する可能性がある点に注意が必要である。また、このような場合には、部材実験の試験体と同じように、RC 柱に伝達される水平せん断力によって脆性的な破壊が生じないか（パンチング破壊の検討）を別途検討する必要がある。なお、軸力とせん断力の二軸相関関係を再現可能なばねモデルを用いる場合には、CLT 袖壁の仕口面に作用する曲げ圧縮力の大きさに応じて、伝達可能な水平せん断力を決定することができるため、CLT 袖壁と RC はり、RC 柱の両方にせん断ばねを接続することによって、応力伝達機構を再現することができるものと考えられる。

RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合面に関しては、各層ごとに高さ方向に詳細モデルでは 4 分割、簡易モデルでは 2 分割し、RC 柱と CLT 袖壁をせん断ばねを介して接続した。そのため、いずれのモデルでも、一貫計算ソフトでモデル化を行う際には、ダミー階を設ける等の配慮が必要となる可能性がある。なお、鉛直接合部においては、部材実験と同様に、鉛直方向のせん断力の伝達は許容するが、水平方向のせん断力の伝達は許容しない。このことにより、RC 柱、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が各階で一定となるため、各部材のモデル化や実験結果の検定の負担が軽減されるものと思われる。なお、部材実験では、接着接合した鉛直接合材-CLT 袖壁間の変形は考慮しなかったが、架構実験のモデル化では、要素実験を基にモデル化を行ったドリフトピンのせん断力-せん断変形関係を採用している。

数値解析では、実験と同様に、RC 柱の頂部の節点に長期荷重 N を作用させた後に、水平荷重 Q を均等に作用させ、一方向の増分解析を行った。全体変形角は、実験と同様に、3 階梁中心高さにおける柱はり接合部内の節点の水平変位の平均値をその位置での高さ (=3800mm) で除すことで求めた。

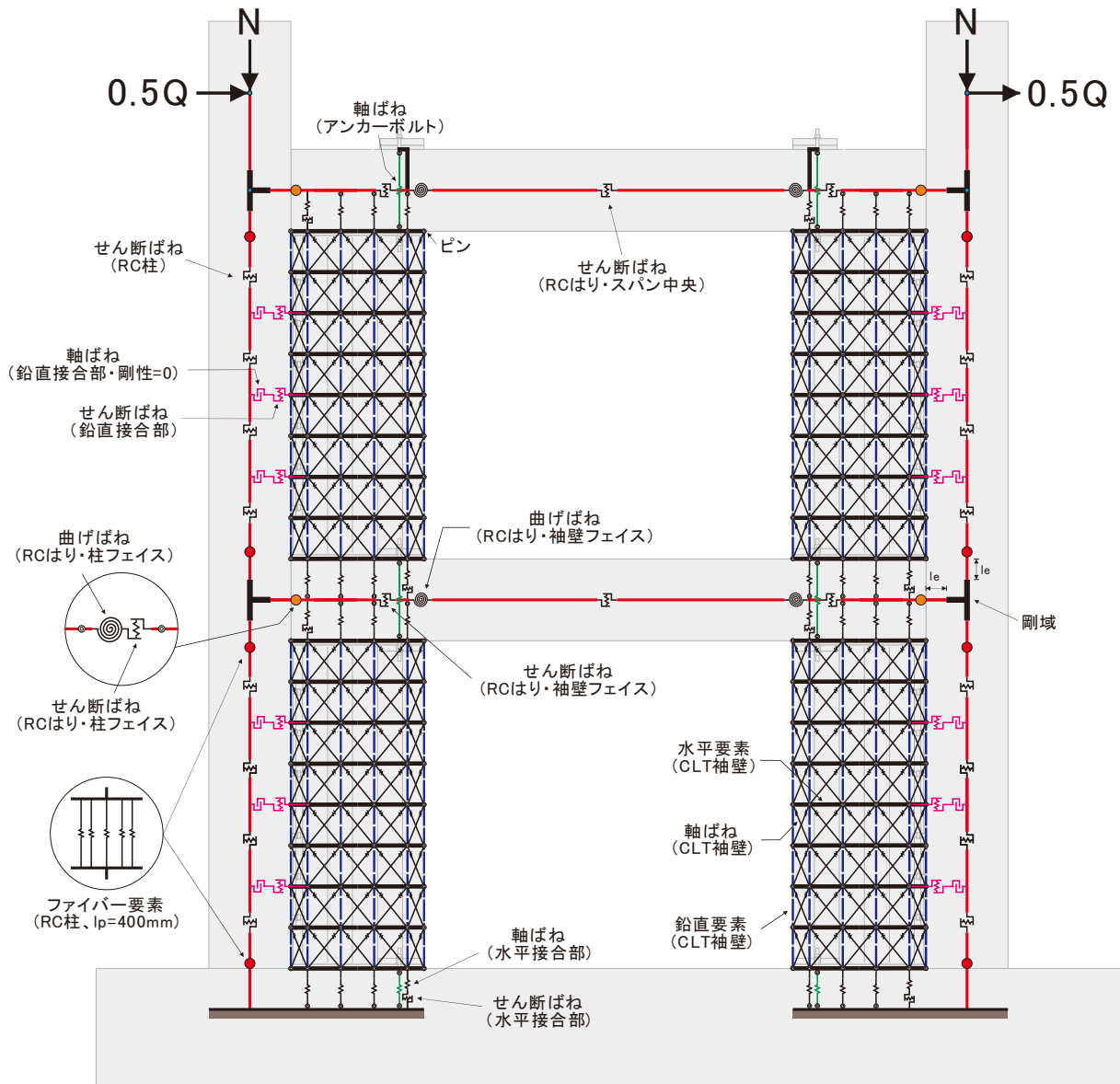


図 3-110 試験体 A のモデル化 (詳細モデル)

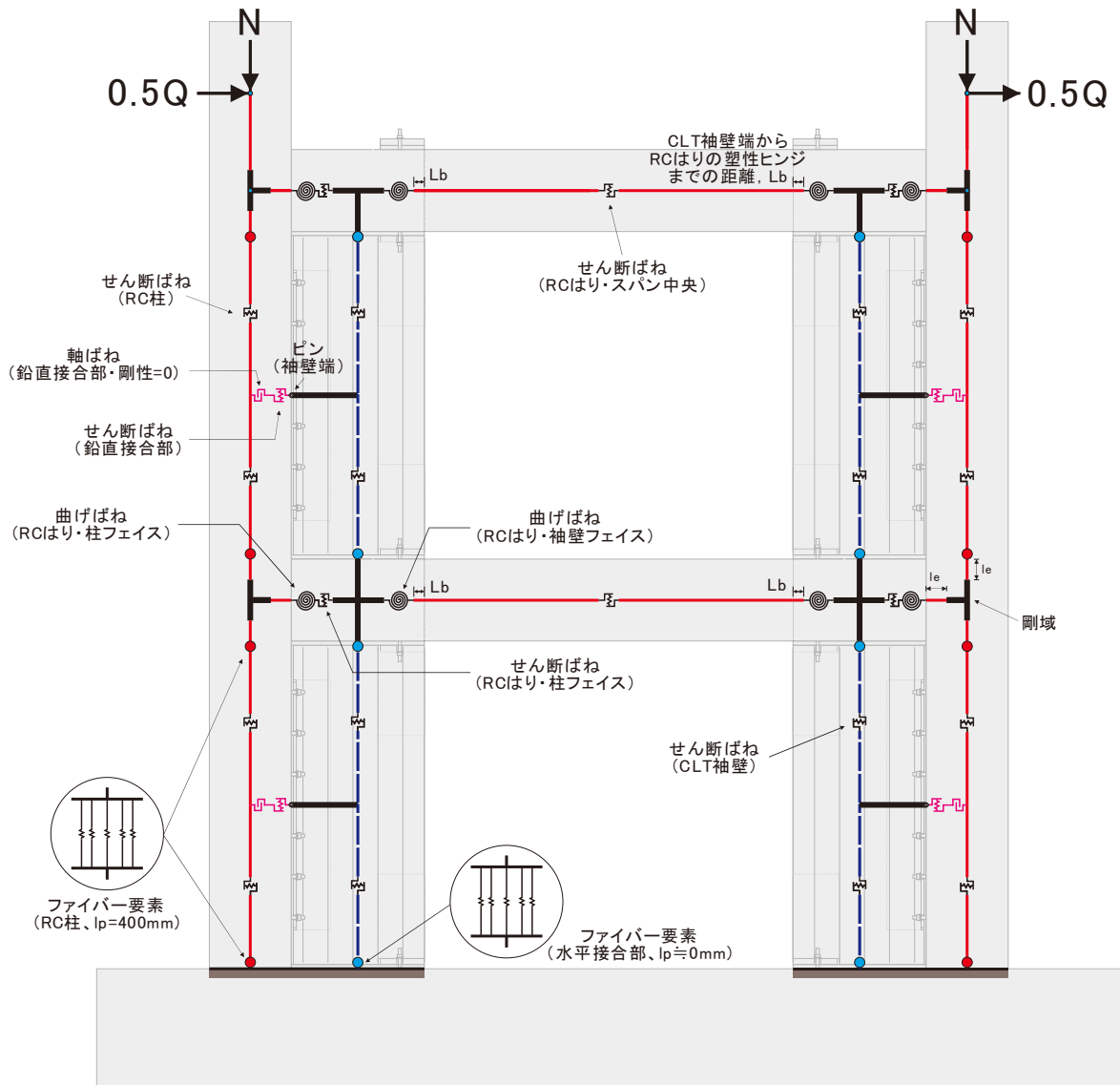


図 3-111 試験体 A のモデル化 (簡易モデル)

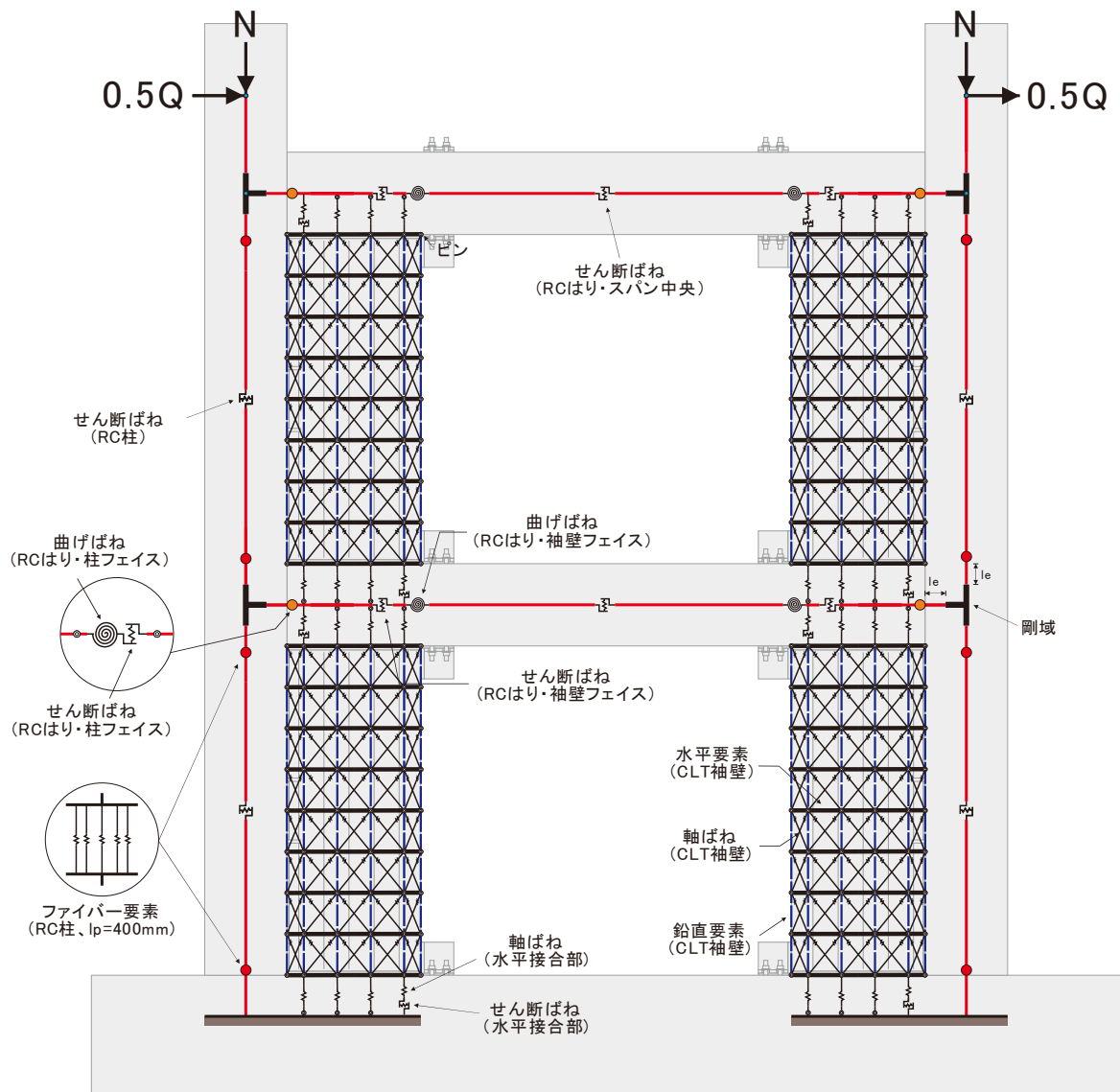


図 3-112 試験体 B のモデル化 (詳細モデル)

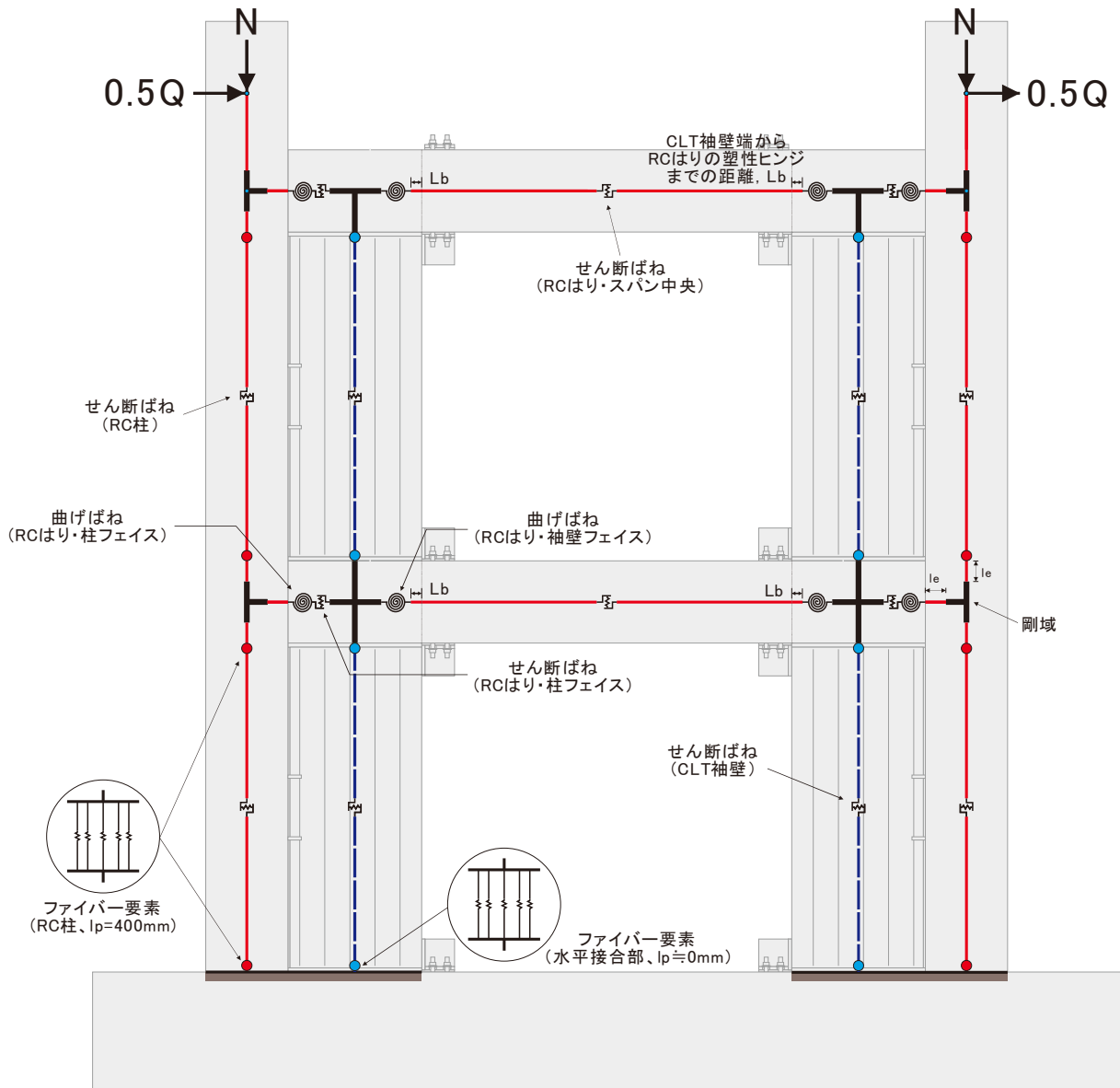


図 3-113 試験体 B のモデル化 (簡易モデル)

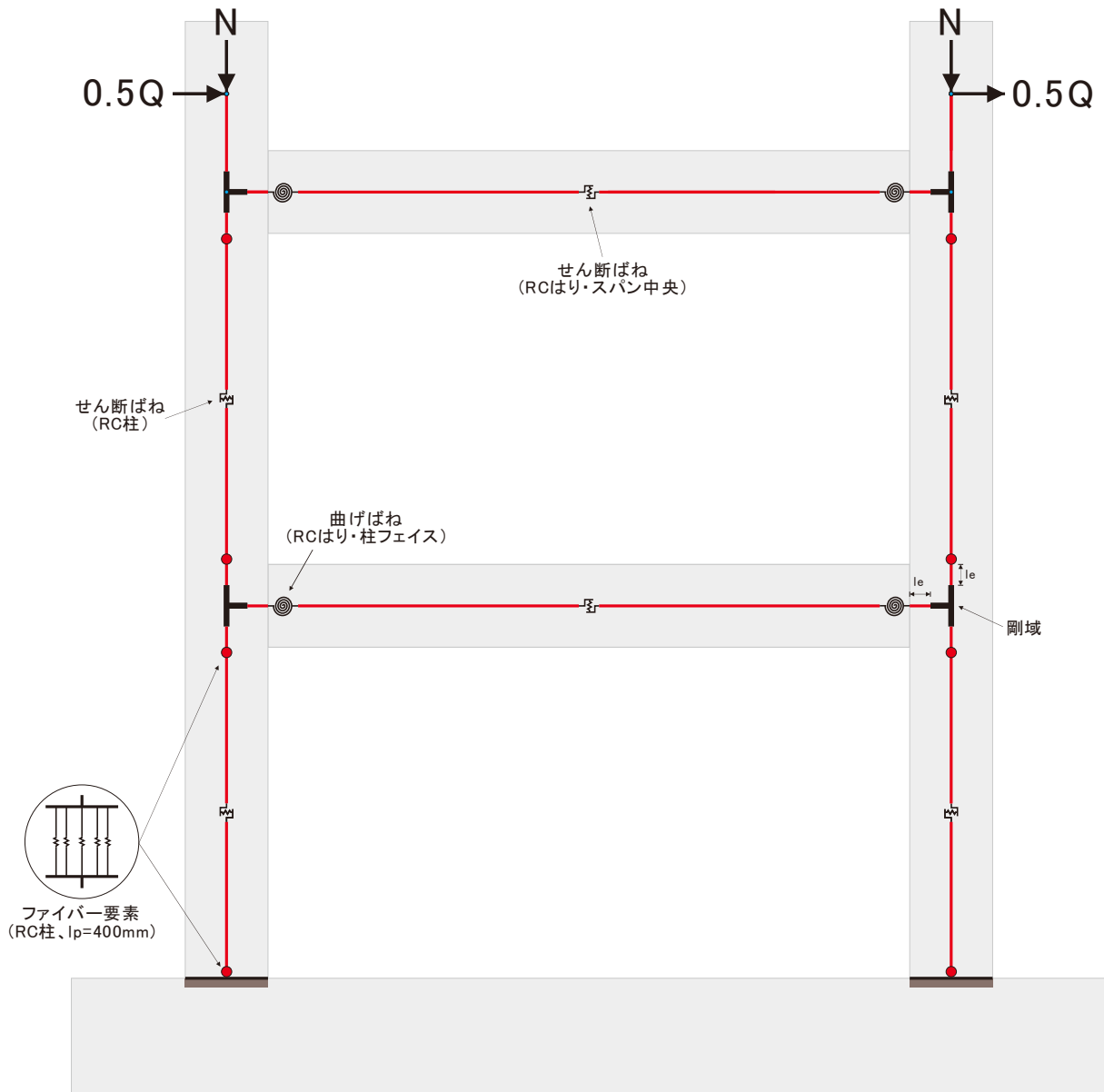


図 3-114 試験体 C のモデル化

3.7.2. 架構のモデル化

架構モデルは、RC 柱、RC はり、CLT 袖壁、水平接合部、鉛直接合部によって構成されている。以下に各構成要素における復元力特性の設定方法を示す。今回の検討では、要素の材料試験を行った項目に関しては、基本的に 3.4 節で示した材料試験の剛性、強度を用いて、モデル化を行っている。

3.7.2.1. RC 柱

試験体 A については、RC 柱を詳細モデルでは層ごとに 4 分割、簡易モデルでは層ごとに 2 分割した。分割数を増やすことで、RC 柱の塑性ヒンジ位置における回転変形を CLT 袖壁に効率的に伝達することが可能となるが、節点数が増え、層の途中に節点を設けることで、使用するソフトウェアによってはダミー階を設ける必要が配慮が必要となることも想定されるため、簡易モデルでは詳細モデルと比較して分割数を半分としている。試験体 B については、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、層ごとの分割は行っていない。なお、計算の簡略化を図るため、モデル化上は、RC 柱-CLT 袖

壁間の鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達は許容せず、RC 柱に作用するせん断力の値は各層で等しい値とする。

RC 柱は線材でモデル化し、各階の脚部及び頂部には軸力および曲げモーメントに対応するファイバー要素を、各線材の中央にはせん断力に対応するせん断ばねを設置する。RC 柱に関しては、ファイバー要素の代わりに軸ばね及び曲げばねを適用することも可能であるが、CLT 袖壁の材端に支圧特性を評価するためのファイバー要素を設置することを踏まえ、RC 柱の材端にもファイバー要素を用いることとした。RC 柱の材端のファイバー要素は、図 3-115 に示すように、柱せいの方向に断面を 10 分割し、カバーコンクリート、コアコンクリート、軸方向鉄筋の 3 種類の材料を用いてモデル化した。コンクリートの応力-ひずみ関係は、高橋ら^[3-11]が RC 造の片側柱付き壁の曲げ変形性能を評価する際に用いた Saatcioglu ら^[3-12]による提案モデルを用いたが、使用した解析プログラムでは、両者の関係を関数で与えることができないため、図 3-116 に示すように、応力-ひずみ関係上の数点を直線で結ぶ形で両者の関係を定義した。また、コンクリートの引張応力の負担は考慮していない。図 3-116 に示すように、鉄筋の応力-ひずみ関係はバイリニアでモデル化し、降伏後の勾配の傾きはゼロとした。

せん断ばねは、図 3-117 に示すように、せん断ひび割れ点、せん断耐力点を持つバイリニアでモデル化した。せん断ひび割れ耐力、せん断耐力は以下の式で算定した。なお、せん断耐力に関しては、実験データベースによる検証^[3-13]によって、評価式が実験値を過小評価することが報告されている。本検討では、実験時の挙動を再現することを目的としているため、RC 柱に作用するせん断力がせん断耐力の計算値に早期に到達した場合、その後の挙動の追跡に支障をきたすことになる。そこで、検証結果に基づき、RC 柱部材のせん断耐力について、計算値の 1.4 倍の値を用いることとした。

なお、試験体 A については、CLT 袖壁と鉛直接合部を介して接合する関係で 1 本の柱を 4 分割してモデル化を行っているため、通常の部材のように、部材内の 1 箇所だけにせん断ばねを設けた場合、局所的な変形の増大によって、両者の応力伝達に支障をきたす可能性がある。そこで、最も応力状態が厳しい柱脚の軸力、せん断スパンを用いて、せん断ひび割れ耐力、せん断耐力を計算し、柱脚から 200mm、600mm、1000mm、1400mm の高さと同じ復元力特性を持つ 4 本のせん断ばねを分散して設けることとした。

(せん断ひび割れ耐力^[3-14])

$${}_cQ_{sc} = \varphi \sqrt{{}_c\sigma_T^2 + {}_c\sigma_T {}_c\sigma_0} b_c D_c \frac{1}{\kappa_s} \quad (3.33)$$

ここで、 φ : 耐力係数、 ${}_c\sigma_T$: コンクリートの引張強度 ($=0.33\sqrt{{}_cF_c}$ 、 ${}_cF_c$: コンクリートの設計基準強度 (N/mm²))、 ${}_c\sigma_0$: RC 柱の平均軸方向応力度 (N/mm²)、 b_c : RC 柱の幅 (mm)、 D_c : RC 柱のせい (mm)、 κ_s : 応力度法による形状係数 (矩形断面の場合は 1.5) である。

(せん断耐力^[3-14])

$${}_cQ_{su} = \left\{ \frac{0.068 {}_c p_t^{0.23} ({}_c F_c + 18)}{M / (Q \cdot d_c) + 0.12} + 0.85 \sqrt{{}_c p_w {}_c \sigma_{wy}} + 0.1 {}_c \sigma_0 \right\} b_c j_c \quad (3.34)$$

ここで、 ${}_c p_t$: RC 柱の引張鉄筋比 (%)、 ${}_c F_c$: コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 M/Q : M 、 Q はそれぞれ終局強度算定時における部材内の最大曲げモーメント及びせん断力 (ただし、 $M/(Qd_c)$ は、 $M/(Qd_c) < 1$ のとき 1 とし、 $M/(Qd_c) > 3$ のとき 3 とする) (mm)、 d_c : RC 柱の有効せい (mm)、 ${}_c p_w$: RC

柱のせん断補強筋比（小数、中子筋を除く場合 0.012 を上限とする。ただし、せん断補強筋として中子筋を併用する場合やスパイラル筋を用いる場合には 0.015 を上限とすることができる。）、 $c\sigma_{vy}$: RC 柱のせん断補強筋の降伏強度 (N/mm²)、 j_c : RC 柱の応力中心距離で $7d_c/8$ としてよい (mm)、 $c\sigma_0$: RC 柱の平均軸方向応力度 ($=N_c/(b_c D_c)$) (N/mm²) で $0.4F_c$ 以下である。

(せん断ばねの終局ひずみ)

$$c\gamma_{su} = 0.004 - \frac{cQ_{su} \cdot \kappa_e}{cG_c \cdot b_c \cdot D_c} \quad (3.35)$$

ここで、 cQ_{su} : RC 柱のせん断耐力、 κ_e : エネルギー法による形状係数 (矩形断面の場合は 1.2)、 cG_c : コンクリートのヤング係数 (N/mm²)、 b_c : RC 柱の幅 (mm)、 D_c : RC 柱のせい (mm) である。

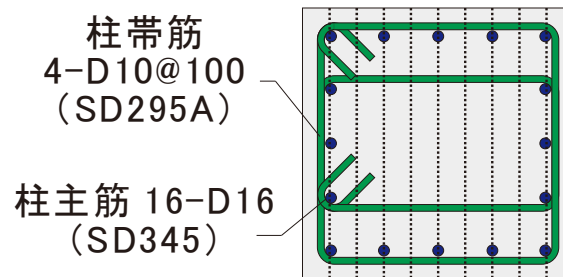


図 3-115 RC 柱の断面分割

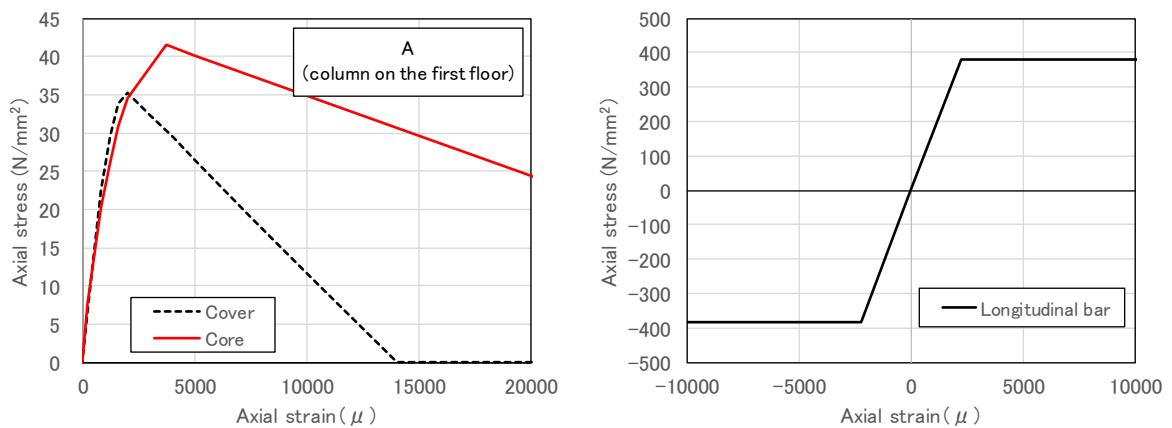


図 3-116 ファイバー要素の応力-ひずみ関係

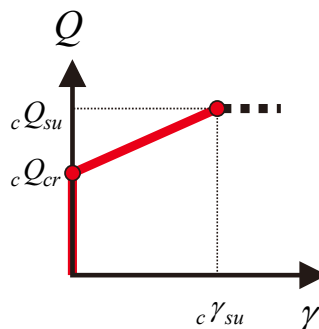


図 3-117 RC 柱のせん断ばねの復元力特性

また、詳細は後述するが、試験体 A では、CLT 袖壁端に作用する水平せん断力が、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力に摩擦係数 (0.3~0.5 程度を想定) を乗じた値を上回る場合があり、試験体 B でも、架構の変形が大きくなり、水平目地に充填したモルタルの損傷が大きくなると、摩擦耐力を十分に確保することが難しくなる可能性がある。このような場合には、RC 柱の端部において、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が RC 柱に伝達され、パンチングシア破壊が生じる恐れがある。そこで、RC 柱に作用するせん断力と CLT 袖壁に作用するせん断力を足し合わせたものに対して、文献[3-14]に記載されている式(3.36)の RC 柱のパンチングシア耐力を上回ることを確認することとした。但し、RC 柱のせん断耐力式と同様に、計算式の評価精度を考慮し、計算値を 1.4 倍した値を検討では用いている。

(パンチングシア耐力^[3-14])

$${}_c Q_{pu} = K_{av} \cdot {}_c \tau_0 \cdot {}_c b_e \cdot D_c \quad (3.36)$$

$$K_{av} = 0.58 / (0.76 + a_c / D_c) \quad (3.37)$$

$$\begin{aligned} {}_c \tau_0 &= 0.98 + 0.1 {}_c F_c + 0.85 \sigma_c && (0 \leq \sigma_c \leq 0.33 {}_c F_c - 2.75 \text{ の時}) \\ {}_c \tau_0 &= 0.22 {}_c F_c + 0.49 \min(0.66 {}_c F_c, \sigma_c) && (0.33 {}_c F_c - 2.75 < \sigma_c \text{ の時}) \end{aligned} \quad (3.38)$$

ここで、 ${}_c Q_{pu}$: RC 柱のパンチングシア耐力、 ${}_c b_e$: パンチングを受ける RC 柱の直交材を考慮した有効幅で RC 柱の幅としてよい (mm)、 D_c : パンチングを受ける RC 柱のせい (mm)、 a_c : CLT 袖壁から RC 柱に伝達される水平せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から水平断面までの距離で $a/D_c = 1/3$ としてよい、 ${}_c F_c$: コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)、 σ_c : ${}_c p_{gc} \sigma_y + {}_c \sigma_0$ 、 ${}_c p_g$: ${}_c b_e D_c$ に対する RC 柱の全主筋断面積の比、 ${}_c \sigma_y$: RC 柱主筋の降伏強度 (N/mm²)、 ${}_c \sigma_0$: $N_c / ({}_c b_e D_c)$ 、 N_c : メカニズム時における RC 柱軸方向力で圧縮を正とする (N) である。

3.7.2.2. RC はり

RC はりに関しては、一つのスパン内にせん断ばね、曲げばねを複数設けた。これは、CLT 袖壁の設置による RC はりのヒンジリロケーション効果を再現するためのもので、RC はりのせん断力、曲げモーメント分布が CLT 袖壁と接する部分で不連続となることを踏まえたものである。複数のばねを用いる煩雑さはあるが、CLT 袖壁フェイス近傍に塑性ヒンジを形成させるために必要となる十分な反力が CLT 袖壁端から得られない場合には、RC 柱フェイス位置に塑性ヒンジが形成されることとなり、塑性ヒンジの形成位置が自動的に判別されるメリットがある。なお、通常の構造設計と同じように、RC はりに作用する軸力の影響は無視してモデル化を行う。

詳細モデルでは、RC はりを 1 スパンごとに 9 分割し、RC はり内のせん断力分布、曲げモーメント分布を再現することを目標とした。なお、実験結果より、CLT 袖壁と接する部分についても、RC はりの変形が大きくなるケースが複数確認されたため、スパン内に剛域は設定せず、全ての線材のせん断変形および曲げ変形を考慮した。一方、簡易モデルでは、詳細モデルと比較して、1 スパンごとの分割数を 3 に減らしており、CLT 袖壁内の応力伝達機構を簡略化して再現するため、RC 柱フェイス位置や CLT 袖壁フェイス近傍を除くと、RC はりに作用するせん断力や曲げモーメントを正しく評価することができない。そこで、CLT 袖壁と RC はりが接続される位置に剛域を設けることとし、CLT 袖壁と接する部分の変形は、材端の曲げばねに集約することとした。

曲げばねは、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、1 スパンごとに RC 柱フェイス位置と CLT 袖壁フェイス位置近傍の計 4 か所に設けることとした。詳細モデルでは、CLT 袖壁の水平断面を

四分割して支圧ばねを設置するため、スパン中央の曲げばねの位置は、CLT 袖壁フェイス位置から内側に袖壁せいの 1/8 だけ入り込んだ位置（最外縁の支圧ばねのスパン内側）とする。一方、簡易モデルでは、今阪らが提案した RC 造の二次壁付き架構における最大モーメント点（塑性ヒンジ位置）の推定手法^[3-15]を参考に、CLT 袖壁フェイス位置から曲げばねまでの距離 L_b を以下の式で推定することとした。

$$L_b = -0.5 {}_bL_0 + \sqrt{(0.5 {}_bL_0)^2 + \frac{2 {}_bM_u}{{}_tF_k \cdot t_w}} \quad (3.39)$$

ここで、 L_b : CLT 袖壁端から RC はりの危険断面位置までの距離、 ${}_bL_0$: CLT 袖壁のフェイス間の内法スパン、 ${}_bM_u$: RC はりの曲げ終局モーメント、 ${}_tF_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度（鉛直方向）、 t_w : CLT 袖壁の壁厚である。

図 3-118、図 3-119 に、RC はりの曲げばねの復元力特性を示す。曲げひび割れ点、曲げ終局モーメント点を持つトリリニアモデルとし、曲げ終局モーメント到達後の耐力上昇は考慮しない。

(曲げひび割れモーメント^[3-14])

$${}_bM_{cr} = 0.56 \sqrt{{}_cF_c} \cdot {}_bZ_e \quad (3.40)$$

ここで、 ${}_cF_c$: コンクリートの設計基準強度、 ${}_bZ_e$: 鉄筋を考慮した RC はりの断面係数である。

(曲げ終局モーメント^[3-14])

$${}_bM_u = 0.9 {}_ba_t \cdot {}_b\sigma_y \cdot {}_bd_b \quad (3.41)$$

ここで、 ${}_ba_t$: RC はりの引張鉄筋の断面積、 ${}_b\sigma_y$: RC はり主筋の降伏強度、 ${}_bd_b$: RC はりの有効せいである。

(降伏点剛性低下率^[3-14])

$$\alpha_y = \begin{cases} (0.043 + 1.64 n_e {}_bp_t + 0.043 a / D_b)(d_b / D_b) & (2.0 \leq a / D_b \leq 5.0) \\ (-0.0836 + 0.159 a / D_b)(d_b / D_b) & (1.0 \leq a / D_b \leq 2.0) \end{cases} \quad (3.42)$$

ここで、 n_e : ヤング係数比、 ${}_bp_t$: RC はりの引張鉄筋比、 a / D_b : RC はりのせん断スパン、 ${}_bd_b$: RC はりの有効せい、 D_b : RC はりのせいである。

図 3-118 に示す詳細モデルでは、RC 柱フェイス位置における曲げ降伏時回転角は、後述する曲げモーメント分布等を参考に、部材長 ($7/8 \cdot D_w$) に渡って、曲げモーメント分布が等分布であるものと仮定し、以下の算定式によって求める。なお、降伏点剛性低下率に関しては、せん断スパン比を適用範囲の上限値 ($a / D_b = 5.0$) と一致するものとして、計算を行う。

$${}_b\theta'_y = {}_bM_y \frac{1 - \alpha_y}{\alpha_y} \frac{7}{8} \frac{D_w}{2 {}_cE_c \cdot {}_bI_e} \quad (3.43)$$

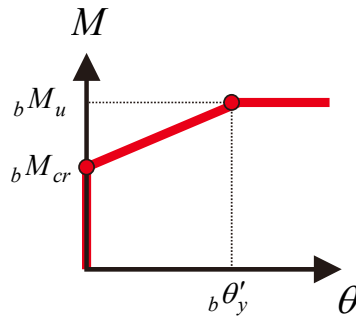
ここで、 ${}_bM_y$: RC はりの曲げ降伏モーメントで、ここでは曲げ終局モーメント ${}_bM_u$ と等しいものと仮定する、 D_w : CLT 袖壁のせい、 α_y : RC はりの降伏点剛性低下率、 ${}_cE_c$: コンクリートのヤング係数、 ${}_bI_e$: RC はりの鉄筋を考慮した断面二次モーメントである。

また、詳細モデルの CLT 袖壁フェイス近傍における曲げ降伏時回転角は、部材長を ${}_bL_0 + 2L_b$ とし、

逆対称の曲げモーメント分布を仮定して、以下の算定式によって求める。

$${}_b\theta'_y = {}_bM_y \frac{1-\alpha_y}{\alpha_y} \frac{{}_bL_0 + \frac{1}{4}D_w}{6{}_cE_c \cdot {}_bI_e} \quad (3.44)$$

ここで、 ${}_bM_y$ ：RC はりの曲げ降伏モーメントで、ここでは曲げ終局モーメント ${}_bM_u$ と等しいものと仮定する、 ${}_bL_0$ ：CLT 袖壁のフェイス間の内法スパン、 D_w ：CLT 袖壁のせい、 α_y ：RC はりの降伏点剛性低下率、 ${}_cE_c$ ：コンクリートのヤング係数、 ${}_bI_e$ ：RC はりの鉄筋を考慮した断面二次モーメントである。



(a)RC 柱フェイス、CLT 袖壁フェイス近傍

図 3-118 RC はりの曲げばねの復元力特性（詳細モデル）

図 3-119 に示す簡易モデルでは、CLT 袖壁フェイス近傍の曲げばねは剛塑性モデルとしたが、RC 柱フェイスの曲げばねについては、弾性変形を含む弾塑性モデルとした。簡易モデルの RC 柱フェイス位置における曲げひび割れ時回転角は、部材長 $(D_w - L_b)$ に渡って、曲げモーメント分布が等分布であるものと仮定し、以下の算定式によって求める。

$${}_b\theta_{cr} = {}_bM_{cr} \frac{D_w - L_b}{2{}_cE_c \cdot {}_bI_e} \quad (3.45)$$

ここで、 ${}_bM_{cr}$ ：RC はりの曲げひび割れモーメント、 D_w ：CLT 袖壁のせい、 L_b ：CLT 袖壁端から RC はりの危険断面位置までの距離、 ${}_cE_c$ ：コンクリートのヤング係数、 ${}_bI_e$ ：RC はりの鉄筋を考慮した断面二次モーメントである。

簡易モデルの RC 柱フェイス位置における曲げ降伏時回転角は、部材長 $(D_w - L_b)$ に渡って、曲げモーメント分布が等分布であるものと仮定し、以下の算定式によって求める。なお、降伏点剛性低下率³⁻¹⁴⁾に関しては、せん断スパン比を適用範囲の上限値 $(a/D_b=5.0)$ と一致するものとして、計算を行う。

$${}_b\theta_y = {}_bM_y \frac{D_w - L_b}{2\alpha_y \cdot {}_cE_c \cdot {}_bI_e} \quad (3.46)$$

ここで、 ${}_bM_y$ ：RC はりの曲げ降伏モーメントで、ここでは曲げ終局モーメント ${}_bM_u$ と等しいものと仮定する、 D_w ：CLT 袖壁のせい、 L_b ：CLT 袖壁端から RC はりの危険断面位置までの距離、 α_y ：RC はりの降伏点剛性低下率、 ${}_cE_c$ ：コンクリートのヤング係数、 ${}_bI_e$ ：RC はりの鉄筋を考慮した断面二次モーメントである。

簡易モデルの CLT 袖壁フェイス近傍における曲げ降伏時回転角は、部材長を ${}_bL_0 + 2L_b$ とし、逆対称の曲げモーメント分布を仮定して、以下の算定式によって求める。

$${}_b\theta_y = {}_bM_y \frac{1-\alpha_y}{\alpha_y} \frac{{}_bL_0 + 2L_b}{6 {}_cE_c \cdot {}_bI_e} \quad (3.47)$$

ここで、 ${}_bM_y$: RC はりの曲げ降伏モーメントで、ここでは曲げ終局モーメント ${}_bM_u$ と等しいものと仮定する、 ${}_bL_0$: CLT 袖壁のフェイス間の内法スパン、 L_b : CLT 袖壁端から RC はりの危険断面位置までの距離、 α_y : RC はりの降伏点剛性低下率、 ${}_cE_c$: コンクリートのヤング係数、 ${}_bI_e$: RC はりの鉄筋を考慮した断面二次モーメントである。

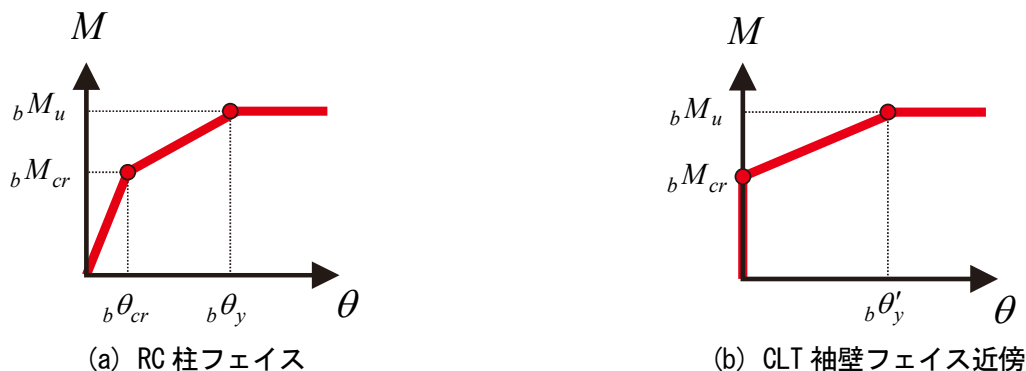


図 3-119 RC はりの曲げばねの復元力特性 (簡易モデル)

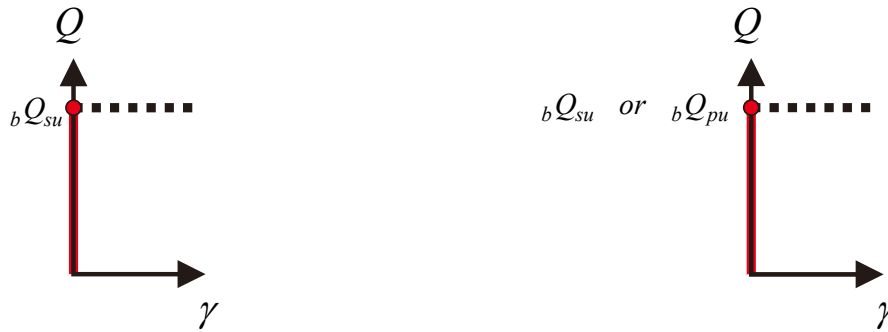
詳細モデルでは、一つのスパンにつき、RC 柱フェイス位置に 2 箇所、CLT 袖壁フェイス近傍に 2 箇所、スパン中央に 1 箇所の計 5 か所にせん断ばねを設ける。RC はりの曲げばねに菅野式を用いることを踏まえて、RC はりのせん断変形は線材の弾性変形のみを考慮し、図 3-120 に示すように、各せん断ばねの復元力特性は剛塑性モデルで再現する。一方、簡易モデルでは、一つのスパンにつき、RC 柱フェイス位置に 2 箇所、スパン中央に 1 箇所の計 3 か所にせん断ばねを設ける。詳細モデルでは自動計算される CLT 袖壁フェイス近傍の 2 箇所については、簡易モデルでは直接せん断力を求めることができないため、これらの位置では、せん断破壊が生じているかどうかの確認を別途行うものとする。また、簡易モデルでは、CLT 袖壁内の RC はりのせん断力分布を再現できないため、CLT 袖壁内の RC はり要素のせん断変形は無視することとした。簡易モデルでも、図 3-121 に示すように、弾性変形を含まない剛塑性モデルを用いた。

なお、RC はりのせん断耐力は、実験データベースによる検証^[3-13]によって、評価式が実験値を過小評価することが報告されている。本検討では、実験時の挙動を再現することを目的としているため、RC はりに作用するせん断力がせん断耐力の計算値に早期に到達した場合、その後の挙動の追跡に支障をきたすことになる。そこで、検証結果に基づき、RC はり部材のせん断耐力についても、計算値の 1.4 倍の値を用いることとした。また、RC 柱フェイスに関しては、CLT 袖壁から伝達される鉛直方向のせん断力がせん断スパンが非常に小さい状況で作用するため、上述したせん断耐力式^[3-14]だけでなく、下記のパンチングシア耐力式^[3-16]を用いてもよいものとした。但し、RC はりのせん断耐力式と同様に、計算式の評価精度を考慮し、計算値を 1.4 倍した値を検討では用いている。

(せん断耐力^[3-14])

$${}_bQ_{su} = \left\{ \frac{0.068 {}_b p_t^{0.23} ({}_c F_c + 18)}{M / (Qd_b) + 0.12} + 0.85 \sqrt{{}_b P_w {}_b \sigma_{wy}} \right\} {}_b j_b \quad (3.48)$$

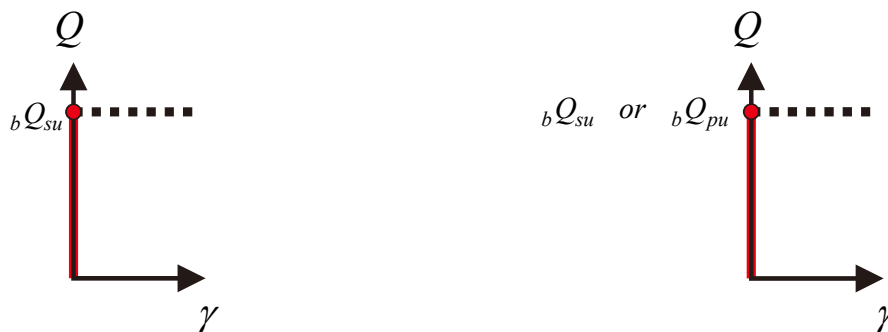
ここで、 ρ_t ：引張鉄筋比（%）、 F_c ：コンクリートの設計基準強度（N/mm²）、 M/Q ： M 、 Q はそれぞれ終局強度算定時における部材内の最大曲げモーメント及びせん断力（ただし、 $M/(Qd_b)$ は、 $M/(Qd_b) < 1$ のとき1とし、 $M/(Qd_b) > 3$ のとき3とする）（mm）、 d_b ：はりの有効せい（mm）、 ρ_w ：せん断補強筋比（小数、中子筋を除く場合 0.012 を上限とする。ただし、せん断補強筋として中子筋を併用する場合やスパイラル筋を用いる場合には 0.015 を上限とすることができる。）、 σ_{wy} ：せん断補強筋の降伏強度（N/mm²）、 b_b ：はり幅（mm）、 j_b ：応力中心距離で $7d_b/8$ としてよい（mm）である。



(a) スパン中央、CLT 袖壁フェイス近傍

(b) RC 柱フェイス

図 3-120 RC はりのせん断ばねの復元力特性（詳細モデル）



(a) スパン中央

(b) RC 柱フェイス

図 3-121 RC はりのせん断ばねの復元力特性（簡易モデル）

(パンチングシア耐力^[3-16])

$$bQ_{pu} = K_{av} \cdot b\tau_0 \cdot b_e \cdot D_b \quad (3.49)$$

$$K_{av} = 0.58 / (0.76 + a_b/D_b) \quad (3.50)$$

$$b\tau_0 = 0.98 + 0.1_c F_c + 0.85\sigma_b \quad (0 \leq \sigma_b \leq 0.33_c F_c - 2.75 \text{ の時})$$

$$b\tau_0 = 0.22_c F_c + 0.49 \min(0.66_c F_c, \sigma_b) \quad (0.33_c F_c - 2.75 < \sigma_b \text{ の時})$$

(3.51)

ここで、 bQ_{pu} ：RC はりのパンチングシア耐力、 b_e ：パンチングを受ける RC はりの直交材を考慮した有効幅で RC はりの幅としてよい（mm）、 D_b ：パンチングを受ける RC はりのせい（mm）、 a_b ：CLT 袖壁から RC はりに伝達される鉛直せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から鉛直断面までの距離で $a_b/D_b = 1/3$ としてよい、 F_c ：コンクリートの設計基準強度（N/mm²）、 σ_b ： $b\rho_{gb}\sigma_y$ 、 $b\rho_g$ ： $b_e D_b$ に対するはりの全主筋断面積の比、 σ_y ：RC はり主筋の降伏強度（N/mm²）である。

3.7.2.3. CLT 袖壁

詳細モデルでは、部材実験の結果を基に、RC 柱－CLT 袖壁間の鉛直接合面から伝達される鉛直方

向のせん断力によって、CLT 袖壁がせん断変形する影響を考慮するために、CLT 袖壁をブレースで置換した。CLT 袖壁の分割数は、水平方向で 5、鉛直方向で 8 とした。水平方向の分割数は水平接合分の支圧ばねの本数（4 本）に合わせて、また、鉛直方向の分割数は CLT 袖壁の軸剛性とせん断剛性を再現できるように、ブレースモデルの勾配が 45 度に近い数値となるように決めた。なお、ブレース置換の場合、対象とする部材のせん断剛性に加えて、軸剛性もしくは曲げ剛性のいずれかを再現することが可能である。ここでは、CLT 袖壁の長さがあまり長くないこと、引張側の柱に取り付く CLT 袖壁では、CLT 袖壁がほぼ一軸圧縮の状態となることから、CLT 袖壁の軸剛性とせん断剛性が等価になるようにモデル化することとした。

モデル化の方法は、壁式鉄筋コンクリート造設計・計算規準・同解説^[3-17]に記載された手法を参考とし、CLT 袖壁とブレース材によるせん断剛性、せん断耐力が一致するように、ブレース材の剛性と軸耐力を求めた。次に CLT 袖壁とブレース材の軸剛性が一致するように、鉛直材の剛性を求めた。ブレース材は、CLT 袖壁のせん断降伏後の挙動が再現できるように、**図 3-123** に示すように、軸耐力に達した後は、一定の軸力を保持させる形とした。また、鉛直材は弾性とし、CLT 袖壁の軸耐力や曲げ耐力の評価は、材端の水平接合面に設けた軸ばねで行うこととした。

なお、部材実験とは異なり、CLT 袖壁のせん断剛性、強度には、材料試験の結果を用いた。

(CLT 袖壁の斜め材 1 本あたりの軸剛性)

$$k_{b1} = \frac{{}_tG_c}{2} \frac{t_w \left(\left(\frac{D_w}{4} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2 \right)}{\frac{D_w}{4} \cdot \frac{h_0}{8}} \quad (\text{斜め材 1、図 3-122 参照})$$

$$k_{b2} = \frac{{}_tG_c}{2} \frac{t_w \left(\left(\frac{D_w}{8} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2 \right)}{\frac{D_w}{8} \cdot \frac{h_0}{8}} \quad (\text{斜め材 2、図 3-122 参照})$$

(3.52)

ここで、 ${}_tG_c$: CLT のせん断弾性係数、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さである。

(CLT 袖壁の鉛直材 1 本あたりの軸剛性)

$$k_{v1} = \left(\frac{t_w \cdot \frac{D_w}{4} \cdot {}_tE_c}{\frac{h_0}{8}} - 2k_{b1} \frac{\frac{D_w}{4}}{\sqrt{\left(\frac{D_w}{4} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2}} \right) \quad (\text{鉛直材 1、図 3-122 参照})$$

$$k_{v2} = \frac{1}{2} \left(\frac{t_w \cdot \frac{D_w}{8} \cdot {}_tE_c}{\frac{h_0}{8}} - 2k_{b2} \frac{\frac{D_w}{8}}{\sqrt{\left(\frac{D_w}{8} \right)^2 + \left(\frac{h_0}{8} \right)^2}} \right) \quad (\text{鉛直材 2、図 3-122 参照})$$

$$k_{v3} = \frac{1}{2} k_{v1} + k_{v2} \quad (\text{鉛直材 3、図 3-122 参照})$$

(3.53)

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 ${}_tE_c$: CLT のヤング係数である。

(CLT 袖壁の斜め材 1 本あたりの軸耐力)

$$p_{b1} = 0.5 \cdot t_w \cdot F_{sl} \cdot \sqrt{\left(\frac{D_w}{4}\right)^2 + \left(\frac{h_0}{8}\right)^2} \quad (\text{斜め材 1})$$

$$p_{b2} = 0.5 \cdot t_w \cdot F_{sl} \cdot \sqrt{\left(\frac{D_w}{8}\right)^2 + \left(\frac{h_0}{8}\right)^2} \quad (\text{斜め材 2})$$

(3.54)

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 F_{sl} : CLT の面内せん断の基準強度である。

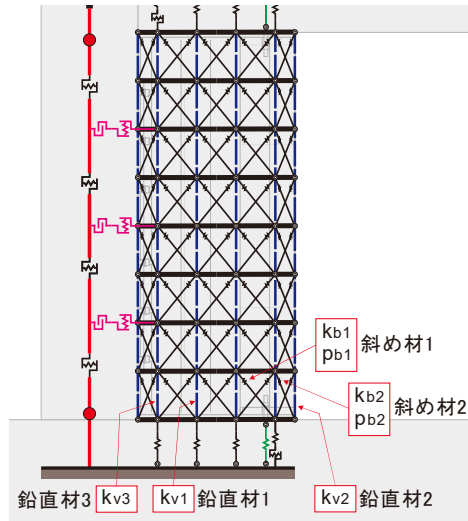


図 3-122 CLT 袖壁のブレース置換時の斜め材、鉛直材の位置

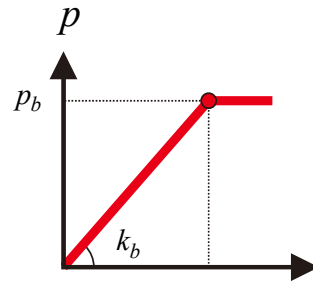


図 3-123 ブレース材の復元力特性

簡易モデルでは、CLT 袖壁を線材モデルで再現した。各層における分割数は RC 柱と同じとし、簡易モデルのうち、A タイプでは各層で 2 分割とし、B タイプでは分割は行わないものとした。また、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部では、水平方向のせん断力の伝達は許容しないため、CLT 袖壁に作用する水平せん断力の値も各層で等しい値となる。

簡易モデルでは、各線材の中央にせん断力に対応するせん断ばねを設ける。CLT 袖壁の脚部および頂部には軸力および曲げモーメントに対応する支圧特性を再現するためのファイバー要素を設置する必要があるが、その内容については後述の水平接合部に関する説明で触れる。

図 3-124 に簡易モデルに用いるせん断ばねの復元力特性を示す。なお、CLT に関しては、通常、骨組解析ソフトで設定できるポアソン比 ν' の範囲では、CLT 袖壁の軸剛性や曲げ剛性とせん断剛性 (CLT マニュアル^{[3-4])}に記載のある 500N/mm^2 を目安とする) を両立させることができない。そこで、本解析では、せん断の有効断面積を調整することで、軸剛性や曲げ剛性とせん断剛性の間の整合を図り、せ

せん断ばねの復元力特性には剛塑性モデルを用いることとした。

(せん断耐力)

$${}_w Q_{su} = t_w D_w {}_t F_{sl} \quad (3.55)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 ${}_t F_{sl}$: CLT の面内せん断の基準強度である。

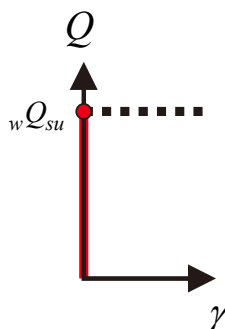


図 3-124 CLT 袖壁のせん断ばねの復元力特性

3.7.2.4. 水平接合部

詳細モデルでは、通常の CLT 壁のモデル化と同様に、CLT 袖壁の材端に支圧剛性 k_b を持つ非線形の複数の軸ばねを設けた。一般的な CLT 部材では、軸力比が高い状況で使用されることが殆どないため、CLT マニュアル^[3-4]では、CLT 壁のせいを 4 分割した範囲のうち、材端に近い部分を有効支圧面と仮定し、材端の 2 箇所だけに CLT の支圧挙動を模擬した軸ばねを設けることとしている。本検討でも、CLT 袖壁のせいを 4 分割してモデル化を行うが、CLT 袖壁が圧縮耐力に近い軸力を受けて全断面が支圧面となることを想定し、4 本の軸ばねを用いてモデル化を行うこととした。図 3-125 (a) に支圧ばねの復元力特性を示す。軸ばねの剛性には、CLT マニュアル^[3-4]に記載のある壁パネルー基礎間の支圧剛性の実験値 (15.6N/mm^3) を用いた。材料試験から推定した CLT の座屈強度に到達した後は、一定の軸力を保持するものと仮定した。

簡易モデルでは、支圧特性を再現するためのファイバー要素を設けた。簡易モデルでは、詳細モデルとは異なり、ファイバー要素の本数を増やすことで、RC はりの分割数も増やす必要はないので、断面の分割数は RC 柱と同じ 10 とした。図 3-125 (b) にファイバー要素の復元力特性を示すが、断面の分割数が異なることを除けば、詳細モデルとモデル化の方法は同じである。

(ファイバー要素 1 本あたりの支圧耐力)

$${}_w P_u = \frac{1}{n_s} t_w \cdot D_w \cdot {}_t F_k \quad (3.56)$$

ここで、 n_s : CLT 袖壁におけるモデル化の際の断面の分割数、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 ${}_t F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (鉛直方向) である。

(ファイバー要素 1 本あたりの支圧剛性)

$$k_w = \frac{1}{n_s} t_w \cdot D_w \cdot k_e \quad (3.57)$$

ここで、 n_s : CLT 袖壁におけるモデル化の際の断面の分割数、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 k_c : CLT の支圧剛性である。

また、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、試験体 A では、アンカーボルトの引張負担を再現するための軸ばねを設けた。軸ばねの復元力特性は、図 3-126(a) に示すアンカーボルトの復元力特性に、図 3-126(b) に示すドリフトピンの復元力特性を累加することで求めた。この際、軸ばねの軸変形は、アンカーボルトのヤング係数に上下スタブへの埋め込み長さ (1F : 482mm、2、3F : 504mm) を乗じることで計算した。また、加力実験では、実験開始前にアンカーボルトの締め付けを行っているが、アンカーボルトにはひずみゲージを貼り付けており、締め付け前から計測を行っている。アンカーボルトの復元力特性のモデル化では、長期荷重加力後のアンカーボルトの引張ひずみの平均値を用いて計算した初期引張力 T_i を考慮し、初期引張力 T_i に達するまでは引張変形が生じないものとした。また、アンカーボルトの軸部の断面積を用いて算定される降伏強度 $\Sigma a_s \sigma_y$ に到達した後は、ひずみ硬化の影響を考慮し、材料試験の結果を基に、アンカーボルトの材料特性から求められる初期剛性 ${}_a K_1$ の 0.015 倍の剛性 K_3 を与え、アンカーボルトのねじ部の断面積を用いて算定される引張強度まで強度上昇することとした。

ドリフトピンの復元力特性に関しては、図 3-45 で示した各材料の試験値を用いた数値解析で求めたドリフトピン単体の降伏点、最大強度点 (変形が 20mm 生じたときの荷重) の変形と荷重を用いて、バイリニアでモデル化した。ここでは、5%オフセット値により求められる点を降伏強度点 (${}_{dv} \delta_y$ 、 ${}_{dv} p_y$)、20mm 変位時を終局強度点 (${}_{dv} \delta_u$ 、 ${}_{dv} p_u$) とした。なお、初期剛性は終局強度 ${}_{dv} p_u$ の 0.1 倍の点と 0.4 倍の点を結んだ直線の傾きとした。

(アンカーボルトの降伏耐力)

$${}_{ha} P_y = {}_h n_a \cdot {}_a a_s \cdot {}_a \sigma_y \quad (3.58)$$

ここで、 ${}_h n_a$: 水平接合部におけるアンカーボルトの本数、 ${}_a a_s$: アンカーボルトの軸部の断面積、 ${}_a \sigma_y$: アンカーボルトの降伏強度である。

(アンカーボルトの引張耐力)

$${}_{ha} P_u = {}_h n_a \cdot {}_a a_{es} \cdot {}_a \sigma_u \quad (3.59)$$

ここで、 ${}_h n_a$: 水平接合部におけるアンカーボルトの本数、 ${}_a a_{es}$: アンカーボルトのねじ部の断面積、 ${}_a \sigma_u$: アンカーボルトの引張強度である。

(アンカーボルトの初期剛性)

$${}_a K_1 = \frac{{}_h n_a \cdot {}_a a_s \cdot {}_a E_s}{L_a} \quad (3.60)$$

ここで、 ${}_h n_a$: 水平接合部におけるアンカーボルトの本数、 ${}_a a_s$: アンカーボルトの軸部の断面積、 ${}_a E_s$: アンカーボルトのヤング係数、 L_a : アンカーボルトの引張長さ (ナット間の距離) である。

(ドリフトピンの降伏耐力)

$${}_{hdv} P_y = {}_h n_d \cdot {}_{dv} P_y \quad (3.61)$$

ここで、 $h n_d$ ：水平接合部におけるドリフトピンの本数、 $dv p_y$ ：ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の降伏強度である。

(ドリフトピンの終局耐力)

$$hdv P_u = h n_d \cdot dv P_u \quad (3.62)$$

ここで、 $h n_d$ ：水平接合部におけるドリフトピンの本数、 $dv p_u$ ：ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の終局強度である。

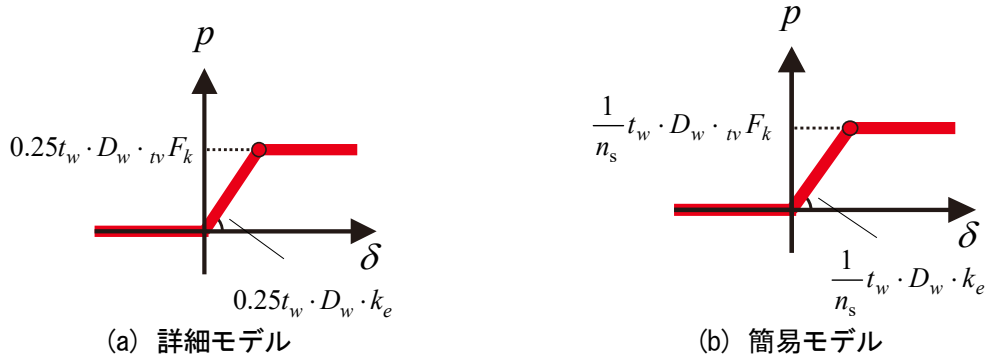


図 3-125 水平接合面の軸ばねの復元力特性 (CLT の支圧ばね、圧縮を正)

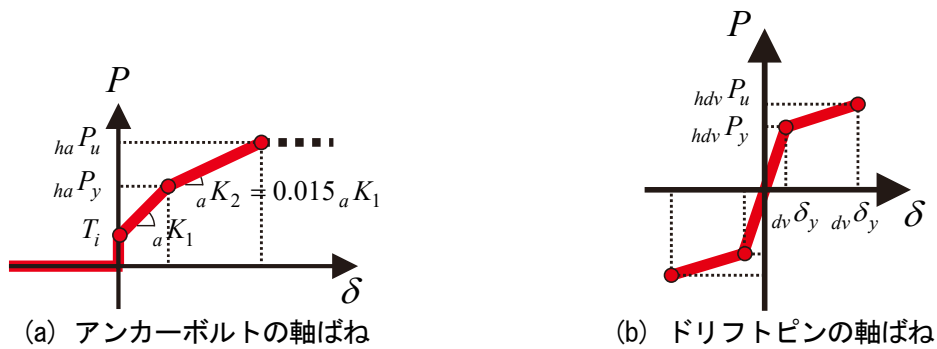


図 3-126 水平接合面の軸ばねの復元力特性 (アンカーボルト、ドリフトピン、引張を正)

水平接合部におけるせん断伝達に関しては、実験結果との整合性も踏まえ、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、また、試験体 A、B のいずれについても、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を RC はりに直接伝達する形とした。なお、詳細モデルでは、CLT 袖壁内に圧縮ストラットが形成される状況を想定し、図 3-110、図 3-112 に示すように、加力方向を考慮して、上下の仕口面で異なる水平位置にせん断ばねを設置している。

なお、試験体 A に関しては、アンカーボルトによる引張力や鉛直接合部から伝達される鉛直せん断力が作用するため、試験体 B と異なり、摩擦のみで全ての水平せん断力を伝達できない可能性がある。本来であれば、RC はりへの伝達分に摩擦係数による上限を設け、残りの水平せん断力は鉛直接合部を介して RC 柱に伝達するようにモデル化を行うことが望ましいが、このようなモデル化を行うことは難しいため、鉛直接合部が水平せん断力を伝達する上で十分なせん断耐力を有している場合には、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を全て RC はりに伝達してもよいものとした。

3.7.2.5. 鉛直接合部

試験体 A では、CLT 袖壁に取り付けたドリフトピンによって、RC 柱-CLT 袖壁間で鉛直せん断力の伝達が行われる。ここでは、鉛直接合部におけるドリフトピン以外の構成要素 (接合金物や寸切り

ボルト、CLT 袖壁等) に関しては、変形が十分に小さいものと考え、せん断ばねの復元力特性としてドリフトピンの変形のみを考慮することとした。図 3-46 で示した各材料の試験値を用いた数値解析で求めたドリフトピン単体の降伏点、最大強度点(変形が 20mm 生じたときの荷重)の変形と荷重を用いて、モデル化を行った。ドリフトピンの復元力特性に関しては、数値解析で求めたドリフトピン単体の荷重変形関係の変形と荷重を用いて、バイリニアでモデル化した。ここでは、5%オフセット値により求められる点を降伏強度点 ($dv\delta_y$ 、 dvP_y)、20mm 変位時を終局強度点 ($dv\delta_u$ 、 dvP_u) とした。なお、初期剛性は終局強度 dvP_u の 0.1 倍の点と 0.4 倍の点を結んだ直線の傾きとした。

詳細モデルでは、鉛直接合部を 3 分割しており、計 3 本のせん断ばねが必要となるため、図 3-127 に示すドリフトピンの復元力特性のせん断力を 3 で割った復元力特性を使用した。一方、簡易モデルでは、鉛直接合部から伝達される鉛直せん断力によって、CLT 袖壁の鉛直断面に作用するせん断力がせん断耐力に達する状況を想定するために、図 3-128 (b) に示すように、ドリフトピンの降伏耐力や終局耐力が、CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を上回る場合には、その時点で耐力を頭打ちとし、一定の耐力を保持するものとした。なお、試験体 A では、鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達は行わない(鉛直接合部の軸ばねの剛性はゼロとする)ようにモデル化を行う。これにより、RC 柱、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が各階で一定となるため、各部材のモデル化や実験結果の検定の負担が軽減される。

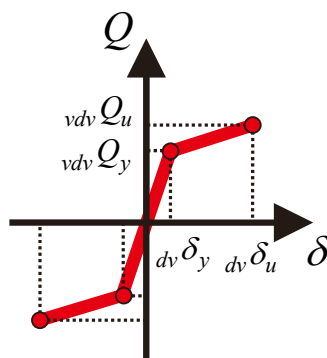
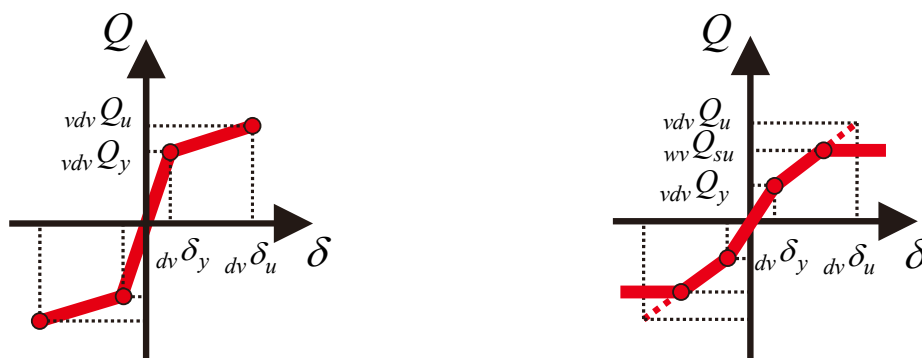


図 3-127 鉛直接合面のせん断ばねの復元力特性 (詳細モデル)



(a) ドリフトピンの終局耐力が CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を下回る場合

(b) ドリフトピンの終局耐力が CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を上回る場合

図 3-128 鉛直接合面のせん断ばねの復元力特性 (簡易モデル)

3.7.3. 解析結果

3.7.3.1. 実験における荷重変形関係と特性点の比較

図 3-129、図 3-130 に荷重変形関係の実験結果と詳細モデル、簡易モデルによる解析結果の比較を示す。なお、試験体 C は CLT 袖壁が取り付けいていないので、詳細モデル、簡易モデルの分類はない。また、図 3-131 には詳細モデルと簡易モデルの荷重変形関係の比較を、図 3-132 には実験結果と詳細モデル、簡易モデルの包絡線の比較を示す。また、表 3-39 に初期剛性と各特性点の比較を示す。

CLT 袖壁で補強した試験体 A、B では、いずれの解析モデルについても、実験初期の水平剛性は概ね評価できているが、全体変形角 $R=1/200\text{rad}$ 付近から、実験結果との乖離が大きくなり、実験の水平耐力を過小評価する傾向が見られた。また、CLT 袖壁を設置していない試験体 C では、全体変形角 $R=1/100\text{rad}$ 付近までは実験の荷重変形関係を精度良く予測したが、それ以降の水平耐力はやや低めに評価した。

初期剛性に関しては、解析値に対する実験値の比率が、試験体 A、B の平均は 1.16 (詳細モデル)、1.04 (簡易モデル) と実験の水平剛性を小さく評価したのに対し、試験体 C は 0.83 と実験の水平剛性を大きく評価しており、CLT 袖壁の設置の有無で異なる傾向を示した。なお、今回の検討に用いたモデルは、RC 柱の材端に設けたファイバーモデルの材長 (塑性ヒンジ長さ) が長いため、部材の弾性剛性に応じた初期剛性が得られていない。そこで、RC 柱のファイバーモデルを削除して初期剛性を確認したところ、解析値に対する実験値の比率が、試験体 A、B の平均は 1.10 (詳細モデル)、1.00 (簡易モデル) となり、評価精度が向上したが、試験体 C は 0.75 と実験結果との乖離が大きくなった。文献[3-13]で報告されているように、RC 試験体の構造実験を行うと、初期剛性の実験値は計算値を下回る場合が多く、試験体 C の結果もこれに沿ったものである。試験体 A、B では、実験初期においては、充填したモルタル類の粘着力等によって、両者が一体に近い形で挙動しているものと推測されるが、数値解析では RC ラーメンと CLT 袖壁を別々にモデル化しているため、このような挙動が再現されない。また、試験体 A では、CLT 袖壁-RC 柱間の鉛直接合部のせん断ばねに、材料試験の結果を基に実施した数値解析の結果を用いたドリフトピンの復元力特性を用いているが、最大荷重の 0.1 倍と 0.4 倍の点を結ぶ形で初期剛性を決定しているため、実験初期においては、鉛直接合部のせん断剛性を過小評価している可能性がある。以上の理由により、結果的に実験結果を精度良く予測したものと考えられる。

また、 $R=1/100\text{rad}$ 、 $1/50\text{rad}$ までの最大荷重、実験終了時までの最大耐力に関しては、解析値に対する実験値の比率が、試験体 A、B の平均は 1.14、1.21、1.17 (詳細モデル)、1.06、1.13、1.12 (簡易モデル) と実験の最大荷重、最大耐力を全体的に低く評価する傾向が見られた。一方、試験体 C における解析値に対する実験値の比率は、0.99、1.13、1.19 となっており、 $R=1/100\text{rad}$ 時については評価精度が高いものの、水平変形が大きくなるにつれ、試験体 A、B と同程度の評価精度を示すようになった。試験体 A、B、C で、実験の最大荷重、最大耐力を過小に評価した理由としては、RC 柱にファイバー要素を用いたが、鉄筋の引張降伏後のひずみ硬化を考慮していない以下が考えられる。また、試験体 A、B に関しては、CLT 袖壁の材料特性に用いた圧縮強度やせん断強度が、CLT 袖壁自体の部材実験から得られたものでなく、3.4.4 項で示した要素実験によって得られたものを基準としていたため、材料強度を過小評価していた可能性がある。そこで、参考として、CLT の座屈強度およびせん断強度を 1.5 倍した場合の解析結果を図 3-133 に示す。CLT の材料強度を 1.5 倍したモデルでは、水平変形が大きくなるにつれ、最大荷重が増大する傾向が見られるが、 $R=1/100\text{rad}$ 付近までは元々のモデルとの差は小さく、CLT の材料強度を修正しただけでは、実験結果との差を十分に説明することができない。

現状では、実験結果を過大に評価することはないので、安全側の評価が可能ではあるが、評価精度には課題が残っている。

RC 柱の 1 階脚部における最外縁主筋の引張降伏は、実験では $R=1.0\sim 1.5\times 10^2\text{rad}$ で生じたが、解析では $R=0.5\sim 0.7\times 10^2\text{rad}$ 付近で生じた。実験値／計算値の比率は、試験体 A で 1.91 (詳細モデル)、1.88 (簡易モデル)、試験体 B で 1.88 (詳細モデル)、2.05 (簡易モデル)、試験体 C で 1.92 となり、引張降伏時の変形角には 2 倍近い差が生じた。部材実験でも実験値と解析値の間に同様の傾向が確認されているが、その原因としては、本解析では、柱主筋の上下スタブからの抜け出しを考慮していないため、解析値が実験値を過大評価したものと考えられる。また、引張降伏時の水平荷重については、実験値／計算値の比率は、試験体 A で 1.30 (詳細モデル)、1.24 (簡易モデル)、試験体 B で 1.26 (詳細モデル)、1.27 (簡易モデル)、試験体 C で 1.12 となり、 $R=1/100\text{rad}$ までの荷重変形関係の評価精度と関連していた。

RC はりの 2、3 階における上端筋、下端筋の引張降伏の変形角は、実験では試験体 A で $R=0.5\sim 0.6\times 10^2$ 、試験体 B で $R=0.4\sim 0.7\times 10^2$ 、試験体 C で $R=0.4\sim 0.6\times 10^2\text{rad}$ と柱主筋よりも小さい値となったが、解析では試験体 A で $R=0.3\sim 0.5\times 10^2$ 、試験体 B で $R=0.2\sim 0.5\times 10^2$ 、試験体 C で $R=0.3\sim 0.4\times 10^2\text{rad}$ となり、柱主筋の場合と同様に、全体的に降伏時の変形を小さめに評価する傾向が見られた。

実験値／計算値の比率は、試験体 A で 1.44 (詳細モデル)、1.52 (簡易モデル)、試験体 B で 1.55 (詳細モデル)、1.61 (簡易モデル)、試験体 C で 1.34 となり、CLT 袖壁を設置した試験体では、評価精度が若干低下する傾向が見られた。また、引張降伏時の水平荷重に関しては、実験値／計算値の比率は、試験体 A で 1.30 (詳細モデル)、1.25 (簡易モデル)、試験体 B で 1.31 (詳細モデル)、1.24 (簡易モデル)、試験体 C で 1.04 となり、RC 柱と同様に、 $R=1/100\text{rad}$ までの荷重変形関係の評価精度と関連していた。

試験体 A のアンカーボルトについては、離間量が大きい 1F では、引張降伏時の変形角の実験値／解析値の比率が 0.76 (詳細モデル、簡易モデル)、引張降伏時の水平荷重の実験値／解析値の比率が 0.93 (詳細モデル)、0.88 (簡易モデル) となり、実験結果を概ね評価できたが、離間量が小さい 2、3F については、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、十分な精度で評価することが難しく、課題が残った。

表 3-39 初期剛性と各特性点の比較

(a) 初期剛性と最大荷重

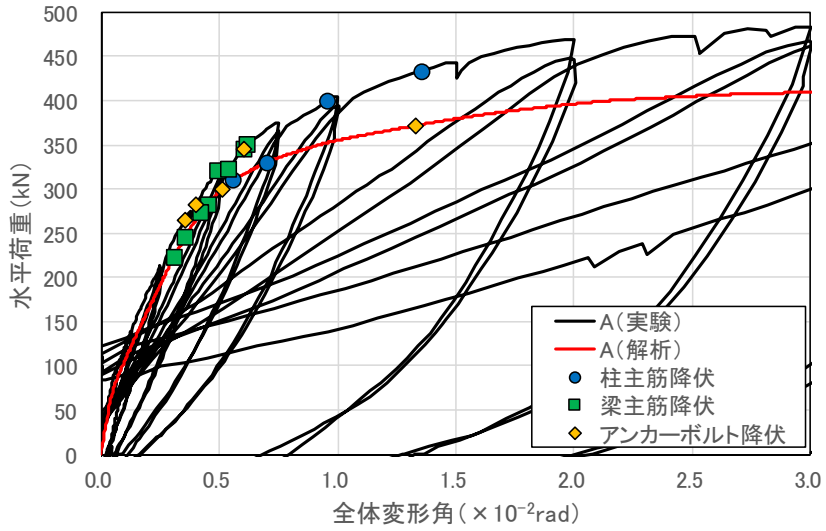
	初期剛性 (kN/mm)		最大荷重 (R=1/100radまで)	最大荷重 (R=1/50radまで)	最大耐力	
	ファイバーあり	ファイバーなし	Q (kN)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
A	48.0		405	469	3.92	493
			-400	-472	-2.92	-490
	実験					
	詳細	41.2 (1.16)	43.3 (1.11)	355 (1.14)	396 (1.19)	5.22 (0.66)
簡易	46.1 (1.04)	48.1 (1.00)	378 (1.07)	419 (1.13)	4.23 (0.93)	435 (1.13)
B	46.0		335	399	3.97	403
			-328	-381	-4.00	-393
	実験					
	詳細	40.0 (1.15)	41.8 (1.10)	292 (1.15)	327 (1.22)	4.83 (0.83)
簡易	44.0 (1.05)	45.7 (1.01)	318 (1.05)	354 (1.12)	3.34 (1.20)	363 (1.11)
C	28.5		220	260	4.00	275
			-220	-255	-2.92	-269
	実験					
	詳細	34.4 (0.83)	38.1 (0.75)	221 (0.99)	230 (1.13)	2.43 (1.42)
簡易						

(b) 柱主筋、はり主筋の降伏点

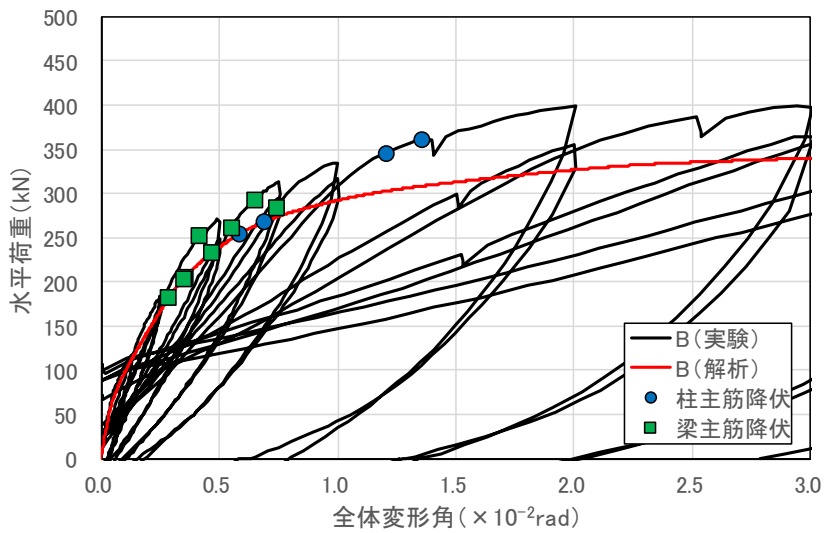
	1F引張側柱主筋降伏		1F圧縮側柱主筋降伏		2F梁下端筋降伏		2F梁上端筋降伏		3F梁下端筋降伏		3F梁上端筋降伏		
	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	
A	実験	1.358	434	0.955	400	0.601	347	0.619	352	0.493	322	0.541	323
		-	-	-1.001	-400	-0.608	-346	-0.587	-340	-0.478	-314	-0.465	-309
	詳細	0.558 (2.43)	310 (1.40)	0.703 (1.39)	331 (1.21)	0.453 (1.33)	284 (1.22)	0.424 (1.42)	274 (1.26)	0.308 (1.57)	223 (1.42)	0.356 (1.41)	246 (1.28)
	簡易	0.570 (2.38)	328 (1.32)	0.697 (1.37)	348 (1.15)	0.407 (1.48)	286 (1.21)	0.423 (1.46)	291 (1.21)	0.304 (1.62)	239 (1.35)	0.354 (1.53)	264 (1.22)
B	実験	1.354	362	1.207	347	0.743	285	0.650	294	0.414	253	0.549	262
		-1.150	-315	-0.999	-291	-0.747	-313	-0.577	-275	-0.412	-233	-0.453	-246
	詳細	0.582 (2.15)	254 (1.33)	0.687 (1.61)	268 (1.19)	0.469 (1.59)	233 (1.28)	0.353 (1.74)	205 (1.38)	0.287 (1.44)	183 (1.32)	0.350 (1.43)	205 (1.24)
	簡易	0.583 (2.32)	272 (1.33)	0.681 (1.77)	288 (1.20)	0.477 (1.56)	252 (1.13)	0.351 (1.85)	220 (1.33)	0.285 (1.45)	195 (1.29)	0.346 (1.59)	218 (1.20)
C	実験	1.509	247	1.111	225	0.533	185	0.606	197	0.436	172	0.446	174
		-1.361	-237	-1.011	-217	-0.539	-182	-0.468	-169	-0.498	-181	-0.486	-181
	詳細	0.629 (2.28)	205 (1.18)	0.682 (1.56)	210 (1.05)	0.416 (1.29)	180 (1.02)	0.411 (1.31)	180 (1.02)	0.340 (1.38)	165 (1.07)	0.340 (1.37)	165 (1.07)
簡易													

(c) アンカーボルトの降伏点

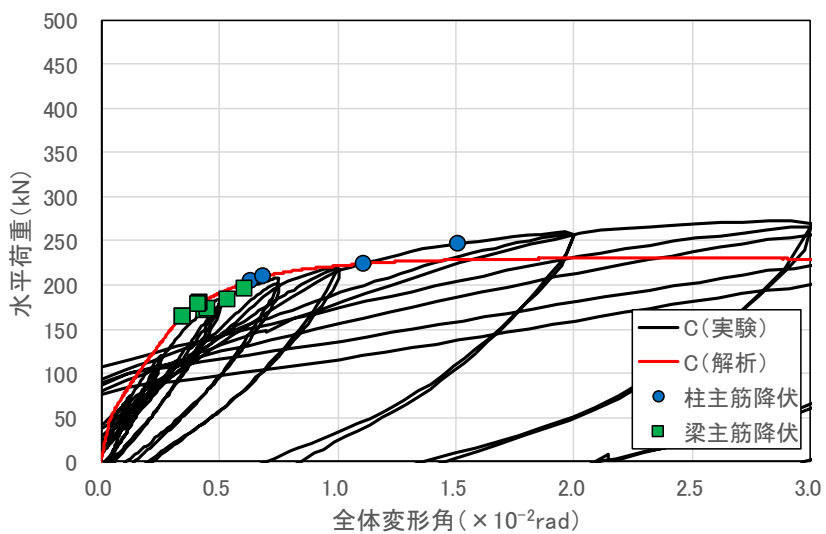
	1Fアンカーボルト降伏		2Fアンカーボルト降伏		3Fアンカーボルト降伏		
	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	
A	実験	0.403	283	0.356	265	0.601	347
		-0.377	-275	-0.417	-290	-0.447	-302
	詳細	0.511 (0.76)	300 (0.93)	1.330 (0.29)	372 (0.75)	4.111 (0.13)	416 (0.78)
簡易	0.512 (0.76)	316 (0.88)	1.099 (0.35)	386 (0.72)	-	-	



(a) 試験体 A

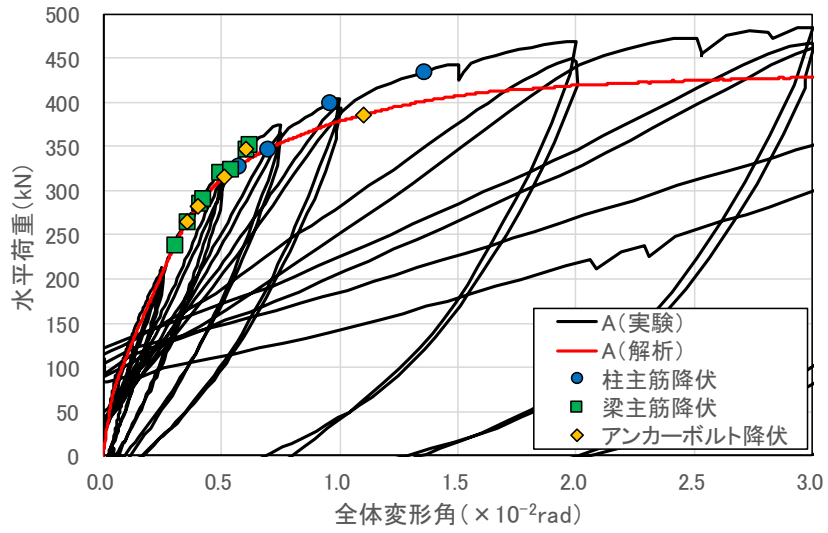


(b) 試験体 B

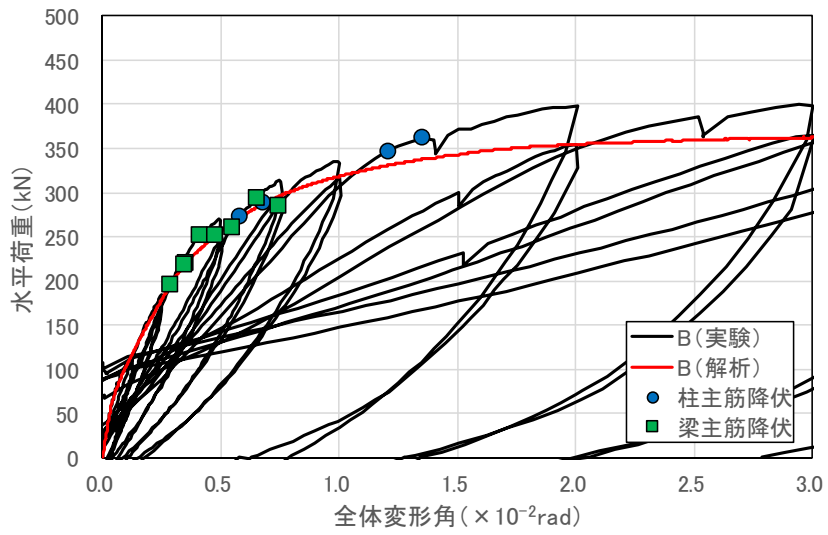


(c) 試験体 C (簡易モデルと同じ)

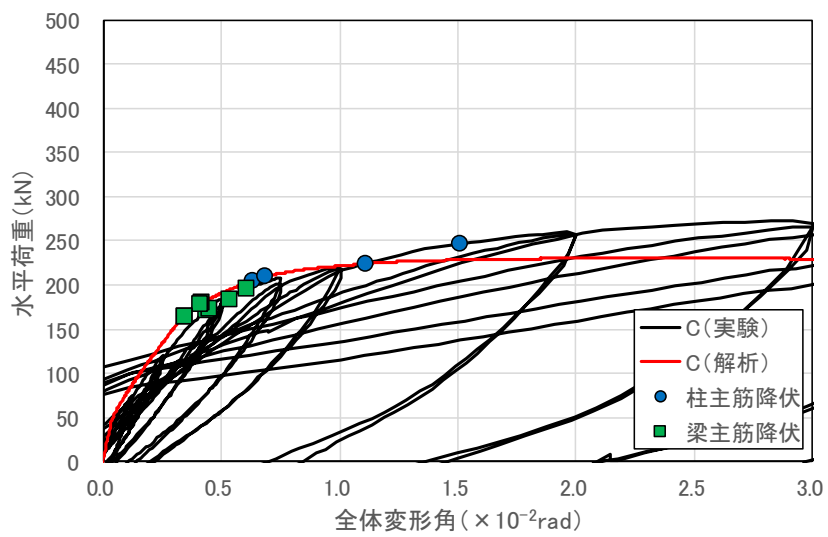
図 3-129 水平荷重-変形角関係 (詳細モデル)



(a) 試験体 A

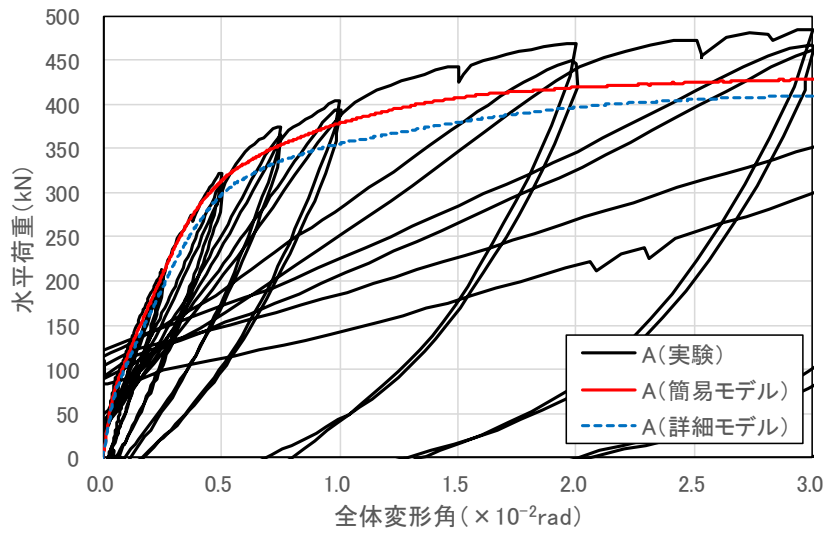


(b) 試験体 B

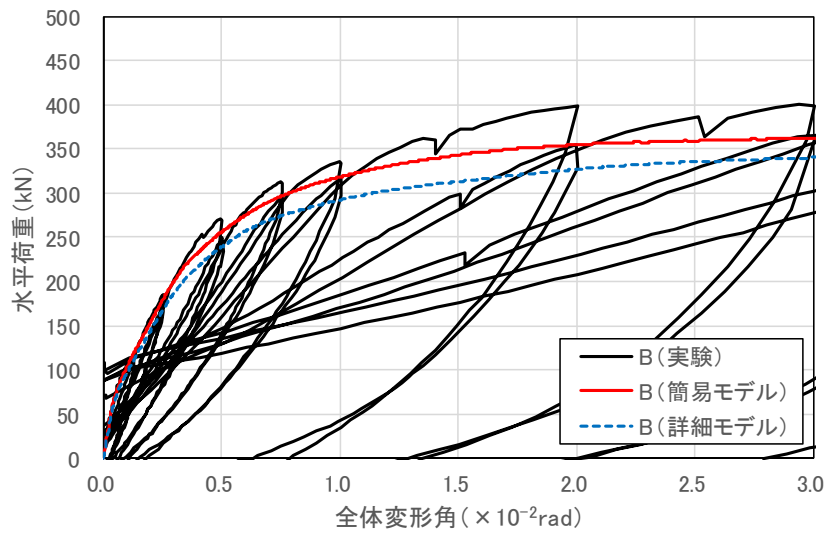


(c) 試験体 C (詳細モデルと同じ)

図 3-130 水平荷重-変形角関係 (簡易モデル)

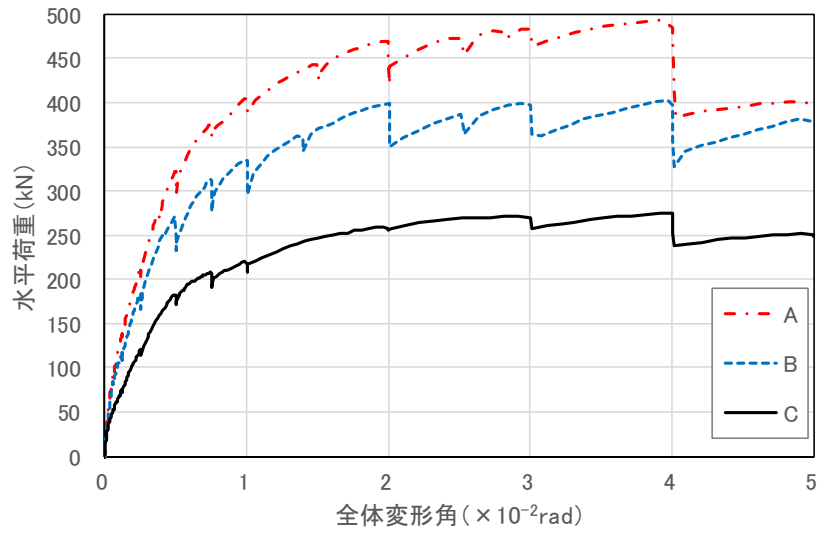


(a) 試験体 A

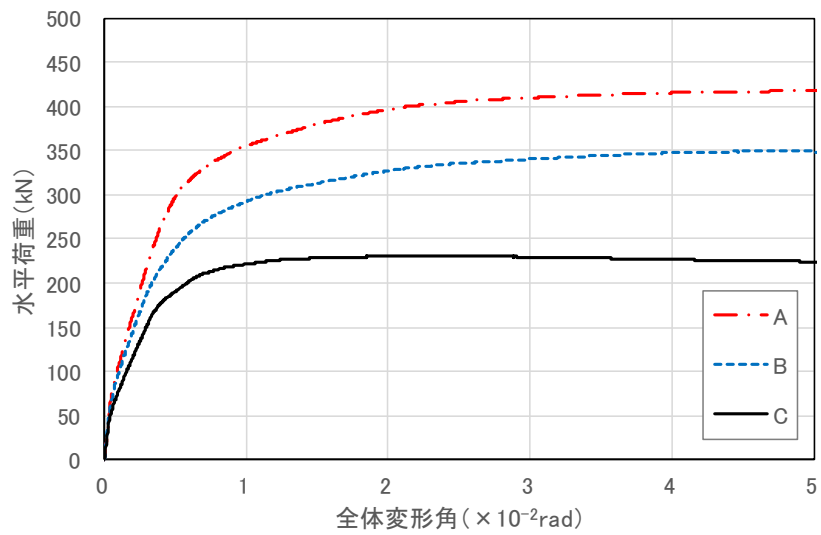


(b) 試験体 B

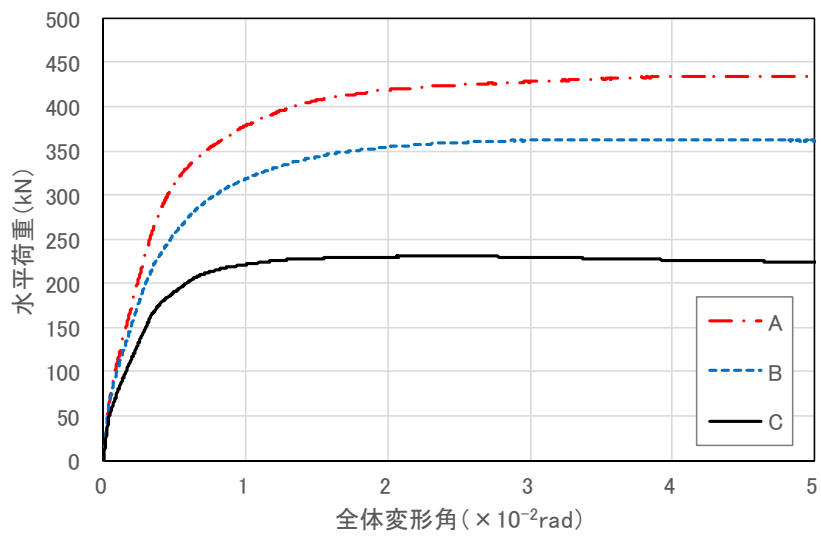
図 3-131 詳細モデルと簡易モデルの比較



(a) 実験結果 (正方向載荷時)

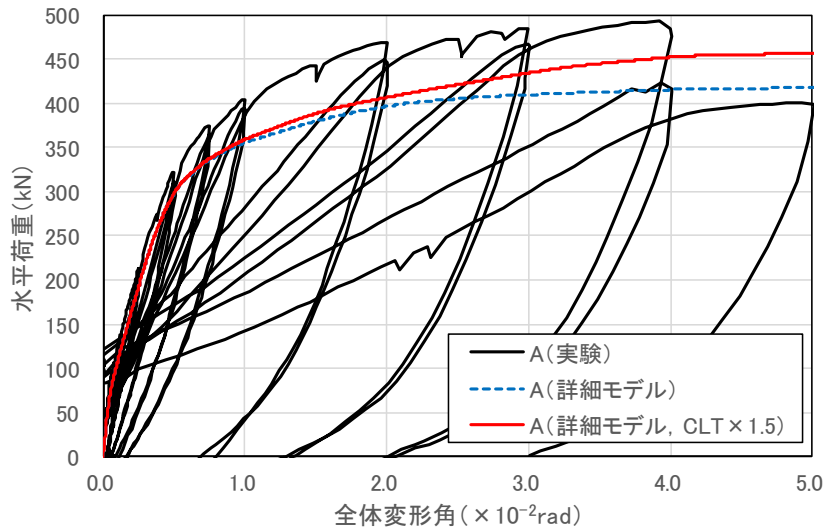


(b) 詳細モデル

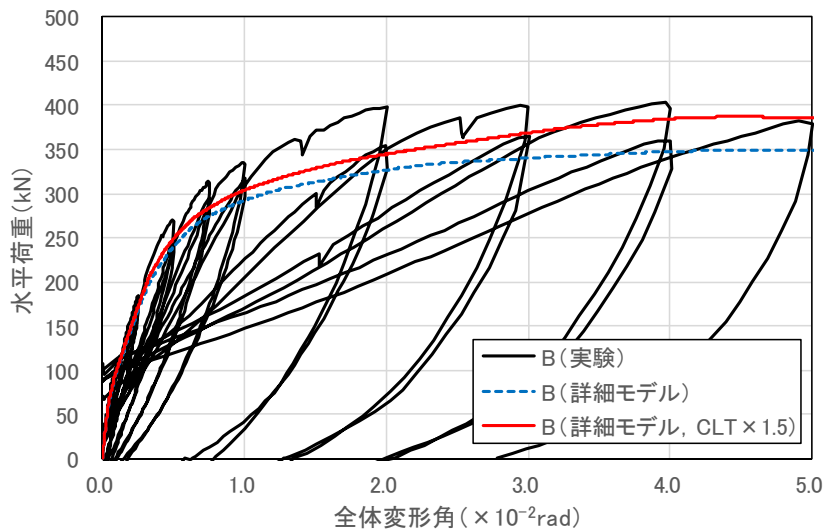


(c) 簡易モデル

図 3-132 包絡線の比較



(a) 試験体 A



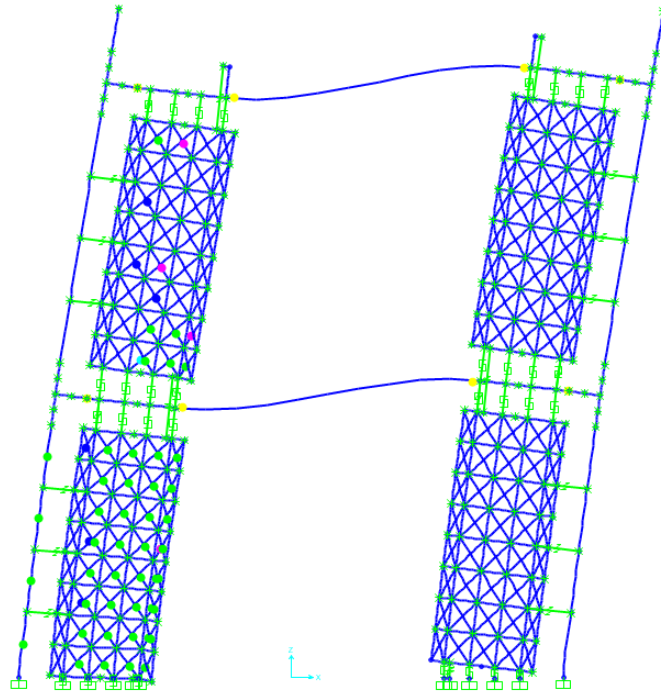
(b) 試験体 B

図 3-133 CLT の圧縮強度、せん断強度を 1.5 倍した場合の解析結果 (詳細モデル)

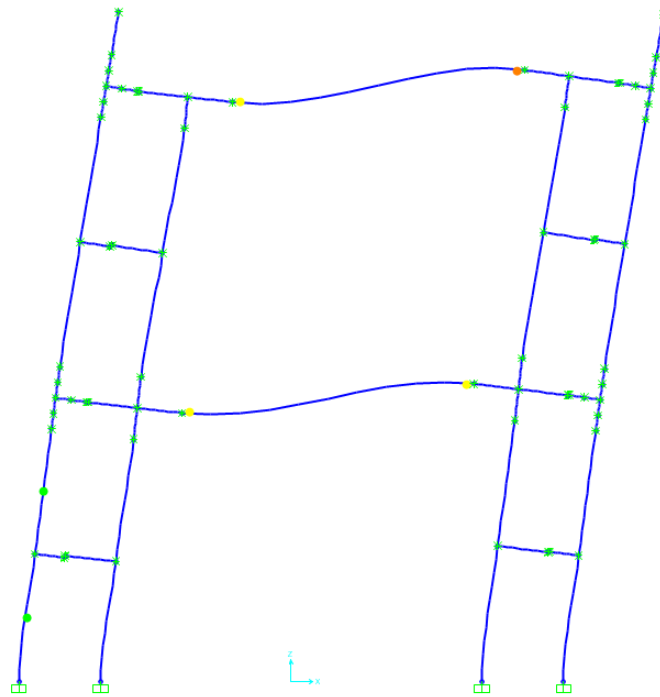
3.7.3.2. 変形状況

図 3-136、図 3-135、図 3-136 に各解析モデルの $R=1/50\text{rad}$ 時の変形状況を示す。いずれの試験体、いずれの解析モデルについても、1F 柱脚、2、3F のはり端に塑性ヒンジが形成される全体崩壊形が形成されており、加力実験の状況と概ね対応した。

CLT 袖壁を設置した試験体 A、B の詳細モデルによる変形状況を確認すると、軸ばねが取り付く CLT 袖壁の上下端の水平材はほぼ一直線上に位置しており、部材実験の試験体 AD で見られたような RC 柱から伝達される鉛直せん断力による CLT 袖壁のせん断変形は大きくなく、平面保持仮定が概ね成立していたものと考えられる。試験体 A では、CLT 袖壁端にアンカーボルトを設定しているため、試験体 B と比較して、RC はりと CLT 袖壁の間の水平接合部の離間が小さく抑えられている。試験体 B では、RC はりと CLT 袖壁の間の水平接合部が離間することで、CLT 袖壁が剛体回転するような形で変形している様子が確認できる。CLT 袖壁のせん断変形が小さいため、詳細モデルと簡易モデルの変形状況に大きな差は見られなかった。

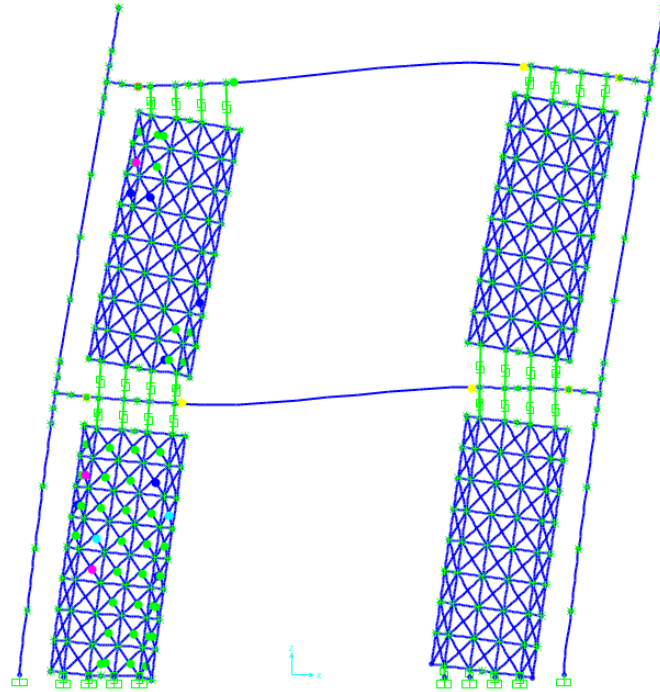


(a) 詳細モデル

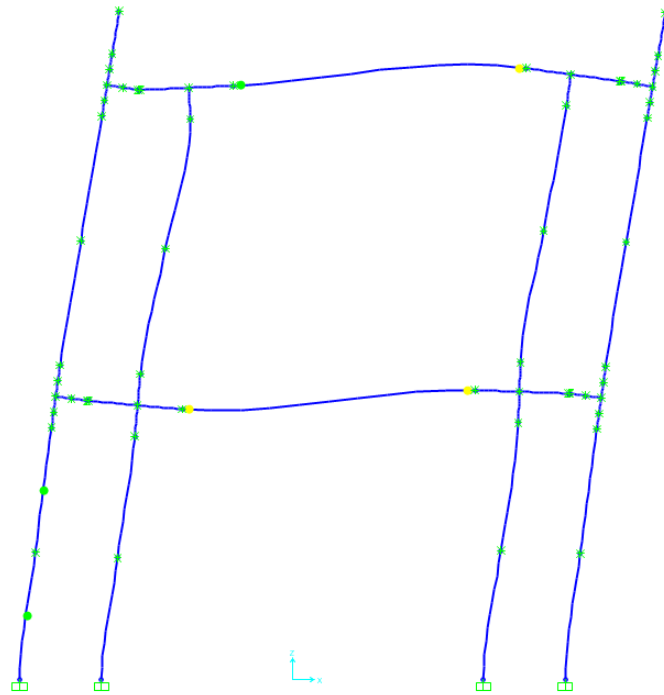


(b) 簡易モデル

図 3-134 $R=1/50\text{rad}$ 時の変形状況 (試験体 A、 $\times 8$ 倍)



(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

図 3-135 R=1/50rad 時の変形状況 (試験体 B、×8 倍)

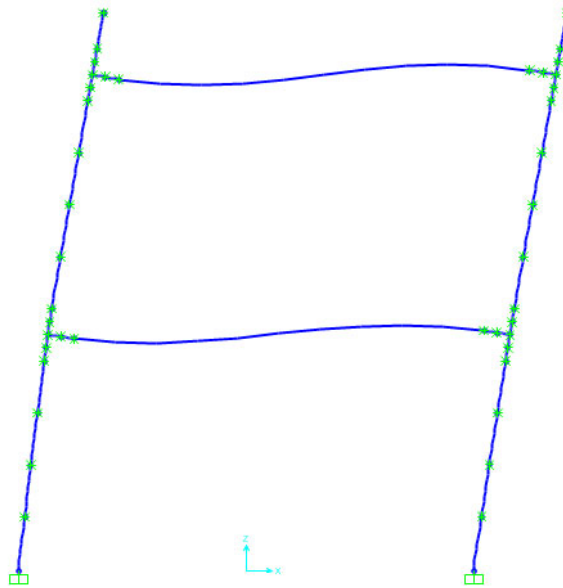


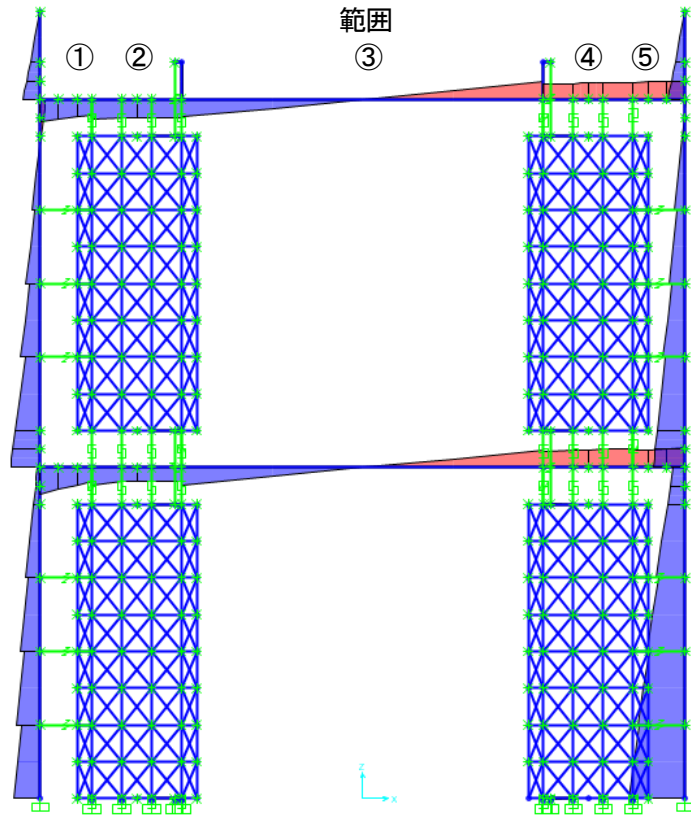
図 3-136 R=1/50rad 時の変形状況（試験体 C、×8 倍）

3.7.3.3. 曲げモーメント分布

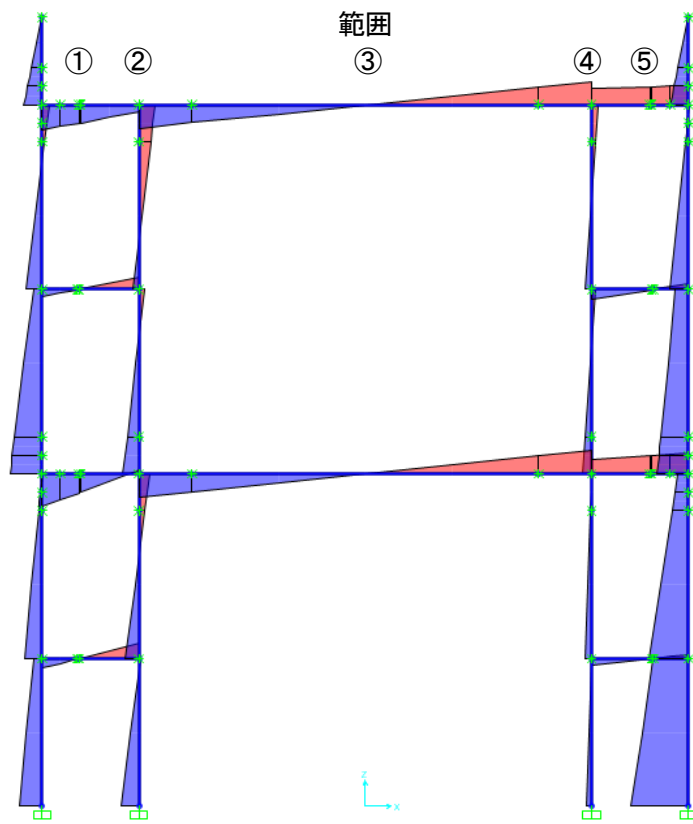
図 3-139、図 3-138、図 3-139 に各解析モデルの $R=1/50\text{rad}$ 時の曲げモーメント分布を示す。試験体 A では、試験体 B、C と異なり、CLT 袖壁から伝達される鉛直方向のせん断力が作用するため、RC 柱の曲げモーメント分布が不連続となっている。

最初に詳細モデルの曲げモーメント分布に着目すると、CLT 袖壁を設置した試験体 A、B では、圧縮側の RC 柱に CLT 袖壁が取り付けられる範囲④、⑤では、RC はりの曲げモーメントがほぼ等しくなり、せん断力が殆ど作用しない純曲げに近い状況となった。引張側の RC 柱に CLT 袖壁が取り付けられる範囲①、②では、CLT 袖壁による RC はりのヒンジリロケーション効果が限定的な試験体 B の 3F はりでは、試験体 C と同様に、RC 柱フェイス位置の曲げモーメントが最大となるのに対し、その他のはり端では、RC 柱フェイス位置や CLT 袖壁フェイス位置の曲げモーメントが大きく、範囲④、⑤と異なり、多少の勾配は見られるものの、純曲げに近い曲げモーメント分布が得られていることが分かる。したがって、3.7.2.2 で示した RC 柱フェイス位置の曲げばねの曲げ降伏時回転角の設定方法は、妥当であったものと考えられる。

一方、簡易モデルの曲げモーメント分布に着目すると、RC 柱については、詳細モデルと反曲点高さが概ね一致していることが分かるが、RC はりについては、1 本の線材としてモデル化している CLT 袖壁との接合部分において、曲げモーメント分布が不連続となっており、詳細モデルとの相違が見られる。一方で、詳細モデルで見られた RC 柱フェイス位置や CLT 袖壁フェイス位置の曲げモーメントが大きくなる傾向は、簡易モデルでも再現されており、3.7.2.2 で示したように、CLT 袖壁と接する部分の RC はりの変形は、純曲げの曲げモーメント分布を仮定した RC 柱フェイス位置の曲げばねの復元力特性に反映されているため、簡易モデルでも、詳細モデルの曲げモーメント分布がある程度再現されているものと考えられる。

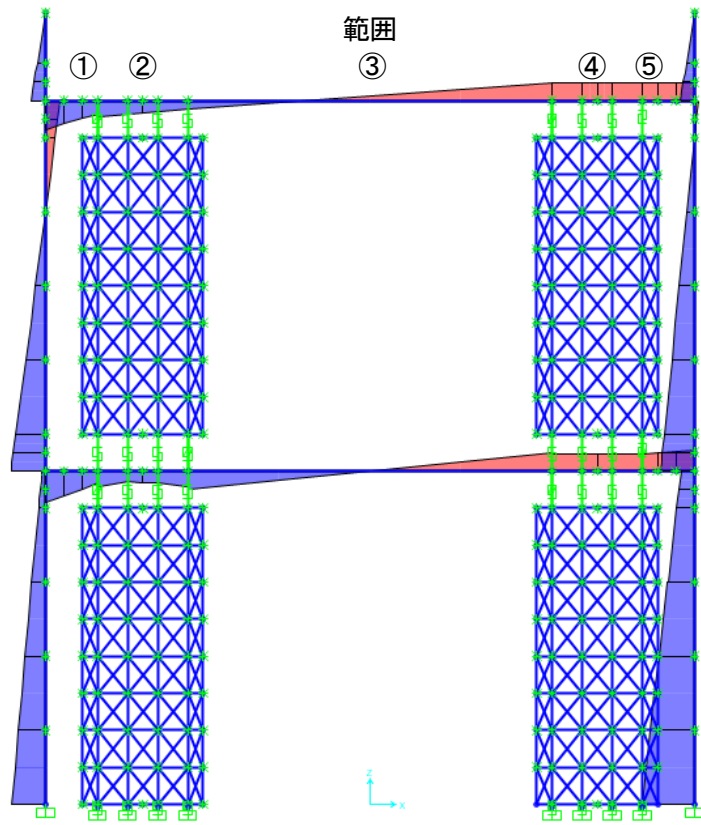


(a) 詳細モデル

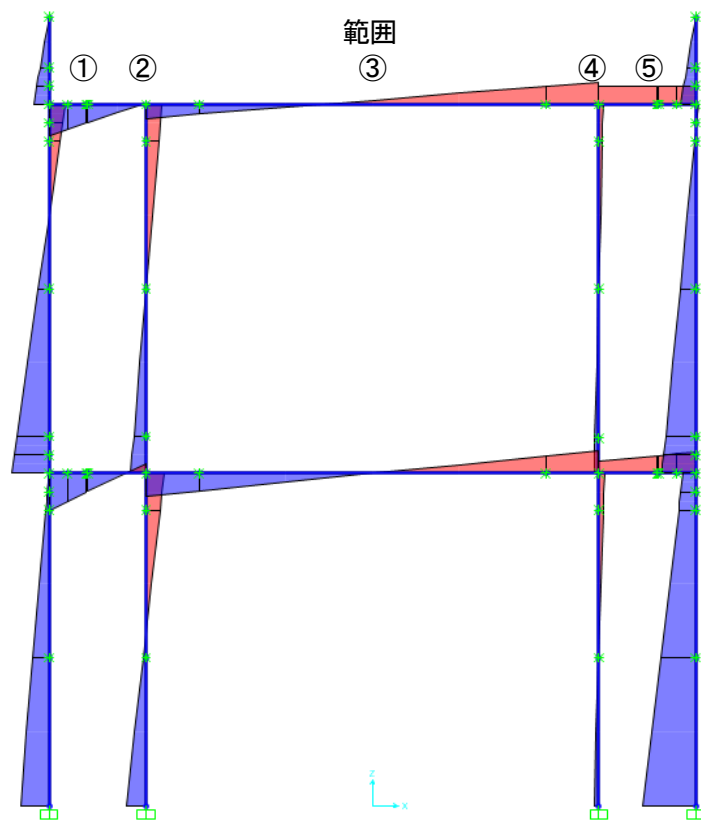


(b) 簡易モデル

図 3-137 R=1/50rad 時の曲げモーメント分布 (試験体 A)



(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

図 3-138 R=1/50rad 時の曲げモーメント分布 (試験体 B)

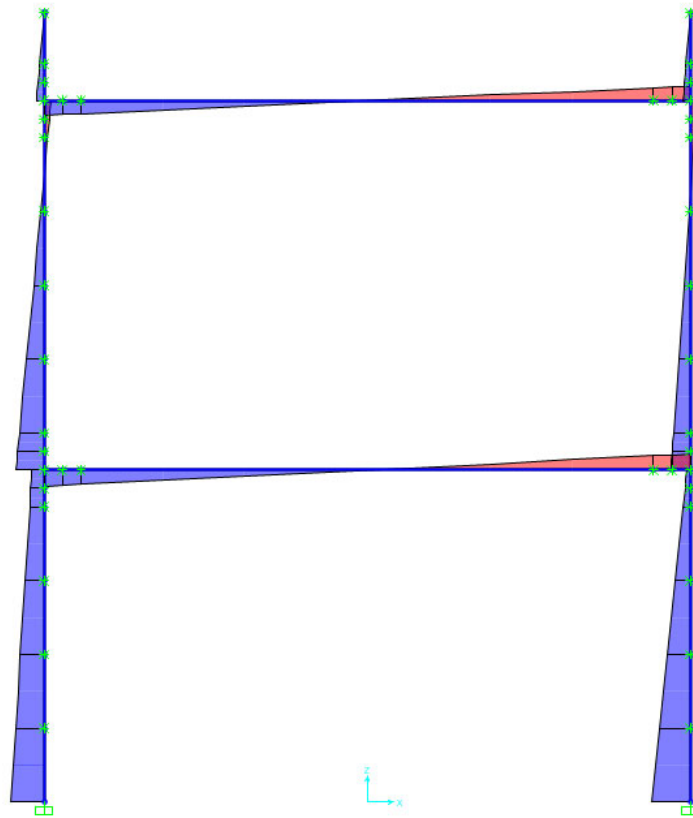


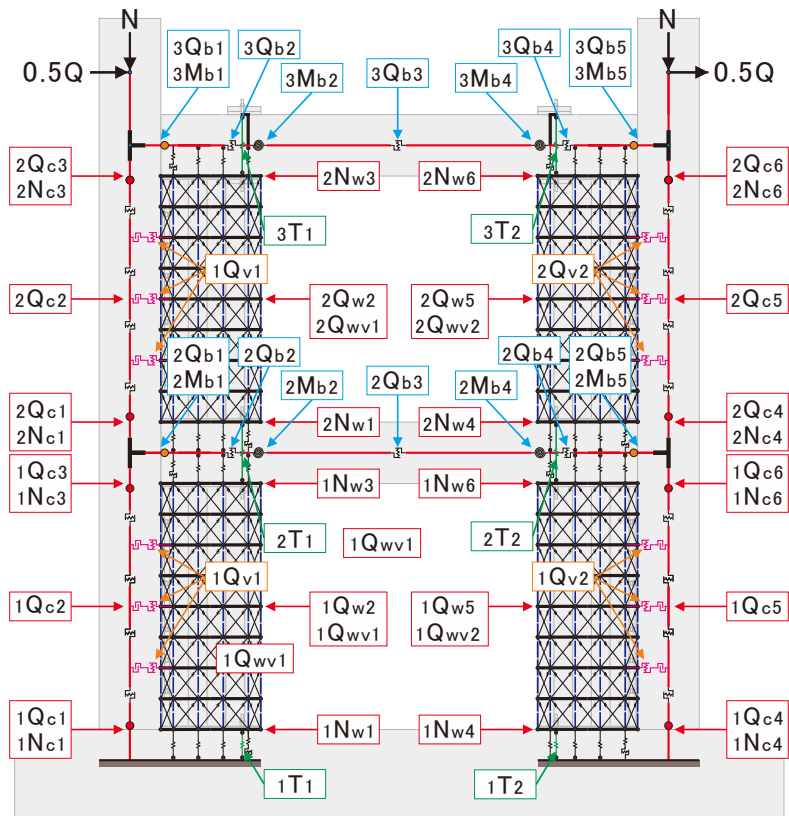
図 3-139 R=1/50rad 時の曲げモーメント分布 (試験体 C)

3.7.3.4. 各部の負担応力

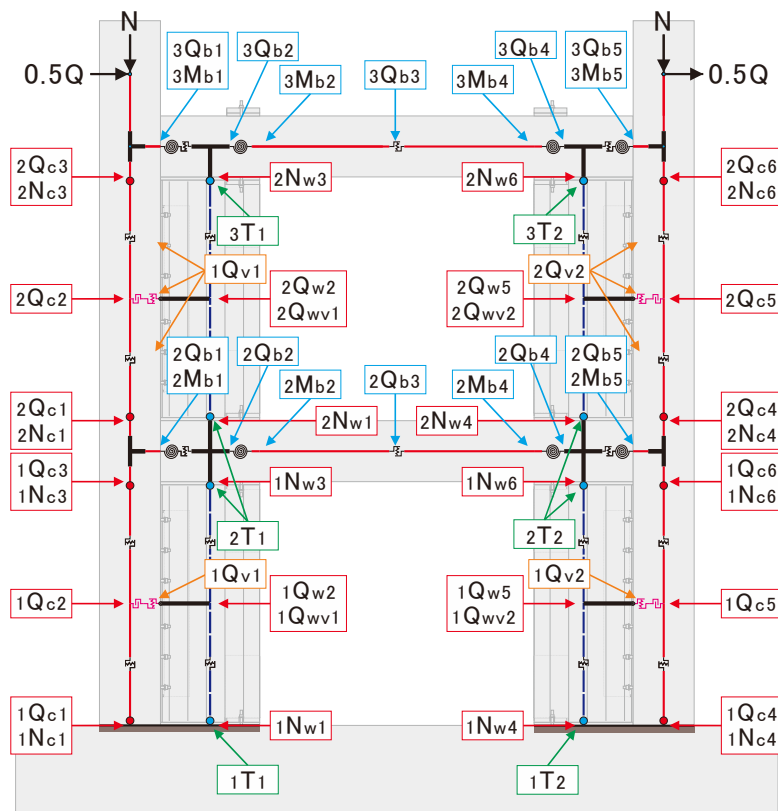
図 3-140、図 3-141 に示す各部位に作用する軸力、せん断力の推移を示す。対象は、RC 柱の軸力 (1F : ${}_1N_{c1} \sim {}_1N_{c6}$ 、2F : ${}_2N_{c1} \sim {}_2N_{c6}$)、せん断力 (1F : ${}_1Q_{c1} \sim {}_1Q_{c6}$ 、2F : ${}_2Q_{c1} \sim {}_2Q_{c6}$)、RC だけのせん断力 (2F : ${}_2Q_{b1} \sim {}_2Q_{b5}$ 、3F : ${}_3Q_{b1} \sim {}_3Q_{b5}$)、曲げモーメント (2F : ${}_2M_{b1}$ 、 ${}_2M_{b2}$ 、 ${}_2M_{b4}$ 、 ${}_2M_{b5}$ 、3F : ${}_3M_{b1}$ 、 ${}_3M_{b2}$ 、 ${}_3M_{b4}$ 、 ${}_3M_{b5}$)、CLT 袖壁の軸力 (1F : ${}_1N_{w1} \sim {}_1N_{w6}$ 、2F : ${}_2N_{w1} \sim {}_2N_{w6}$)、水平せん断力 (1F : ${}_1Q_{w2}$ 、 ${}_1Q_{w5}$ 、2F : ${}_2Q_{w2}$ 、 ${}_2Q_{w5}$)、鉛直せん断力 (1F : ${}_1Q_{wv1}$ 、 ${}_1Q_{wv2}$ 、2F : ${}_2Q_{wv1}$ 、 ${}_2Q_{wv2}$)、アンカーボルトの引張力 (1F : ${}_1T_1$ 、 ${}_1T_2$ 、2F : ${}_2T_1$ 、 ${}_2T_2$ 、3F : ${}_3T_1$ 、 ${}_3T_2$)、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直方向のせん断力 (1F : ${}_1Q_{v1}$ 、 ${}_1Q_{v2}$ 、2F : ${}_2Q_{v1}$ 、 ${}_2Q_{v2}$) である。

なお、RC 柱の上下端に作用するせん断力 (1F : ${}_1Q_{c1}$ 、 ${}_1Q_{c3}$ 、 ${}_1Q_{c4}$ 、 ${}_1Q_{c6}$ 、2F : ${}_2Q_{c1}$ 、 ${}_2Q_{c3}$ 、 ${}_2Q_{c4}$ 、 ${}_2Q_{c6}$) は RC 柱と隣接する CLT 袖壁のせん断力を足し合わせたものであり、RC 柱におけるせん断応力度比、RC 柱のパンチングシア破壊の確認に用いる。

また、詳細モデルでは、CLT 袖壁を模擬したブレース要素に作用する軸方向力の鉛直成分を累加することで、簡易モデルでは、CLT 袖壁の支圧特性を模擬した上下のファイバー要素のうち、水平方向の位置が同じ軸ばねが負担する軸力の差分を累積することで、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力 ${}_1Q_{wv1}$ 、 ${}_1Q_{wv2}$ 、 ${}_2Q_{wv1}$ 、 ${}_2Q_{wv2}$ を算定している。

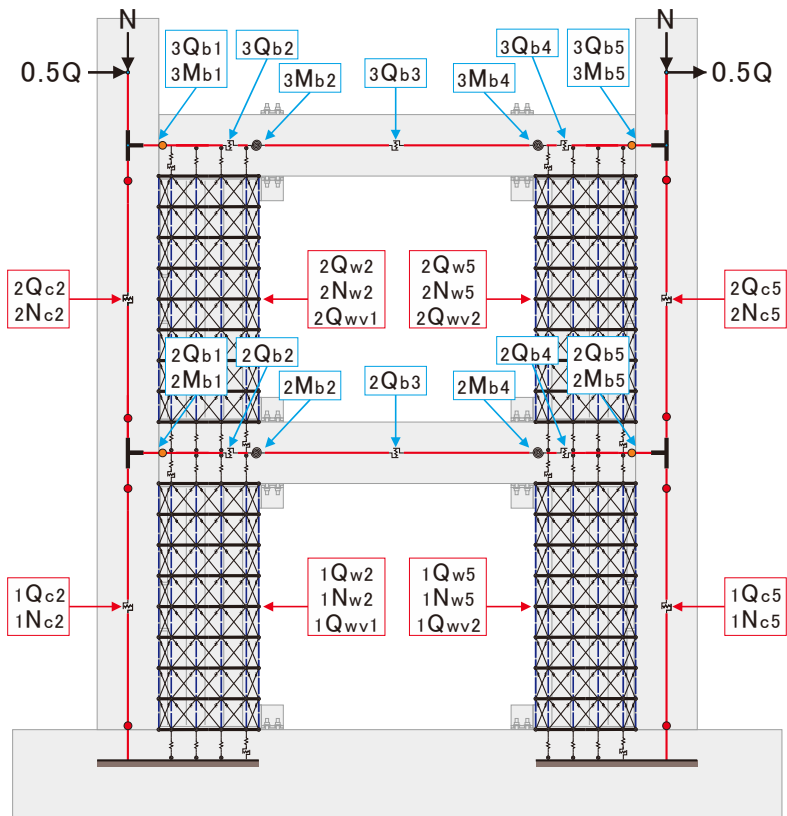


(a) 詳細モデル

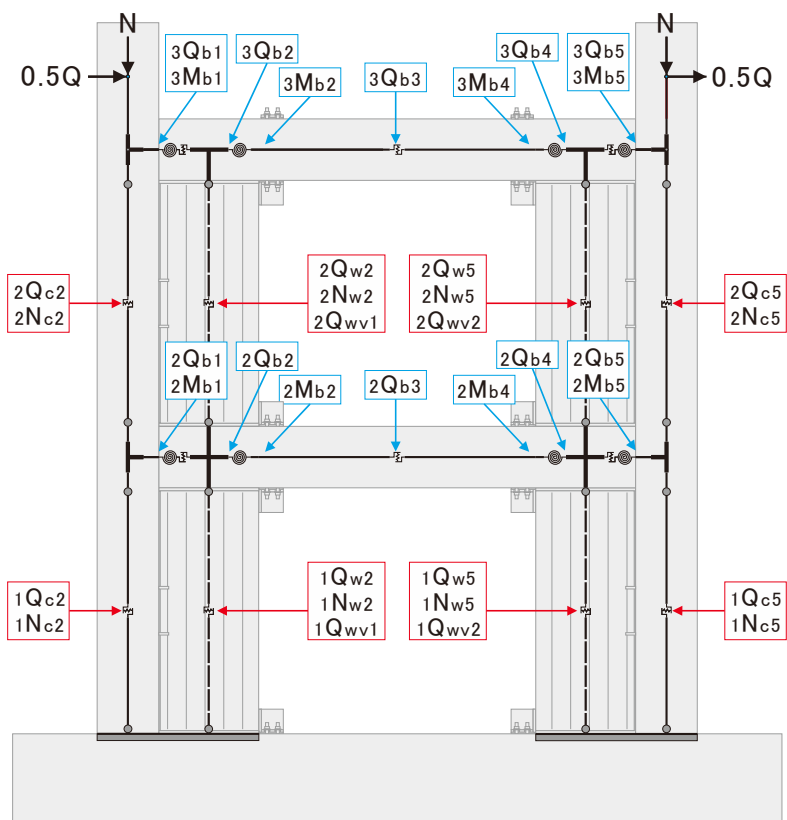


(b) 簡易モデル

図 3-140 各部位に作用する軸力、せん断力の一覧 (試験体 A)



(a) 詳細モデル

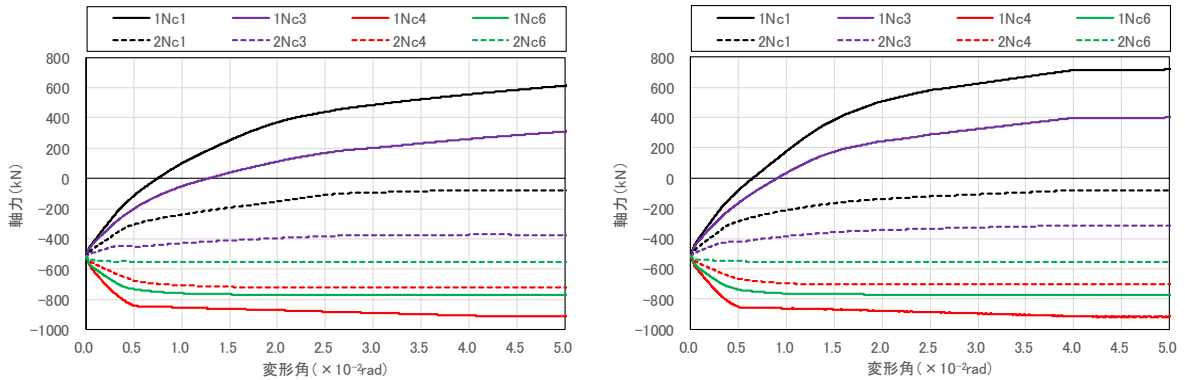


(b) 簡易モデル

図3-141 各部位に作用する軸力、せん断力の一覧 (試験体B)

(1) RC 柱、CLT 袖壁の軸力

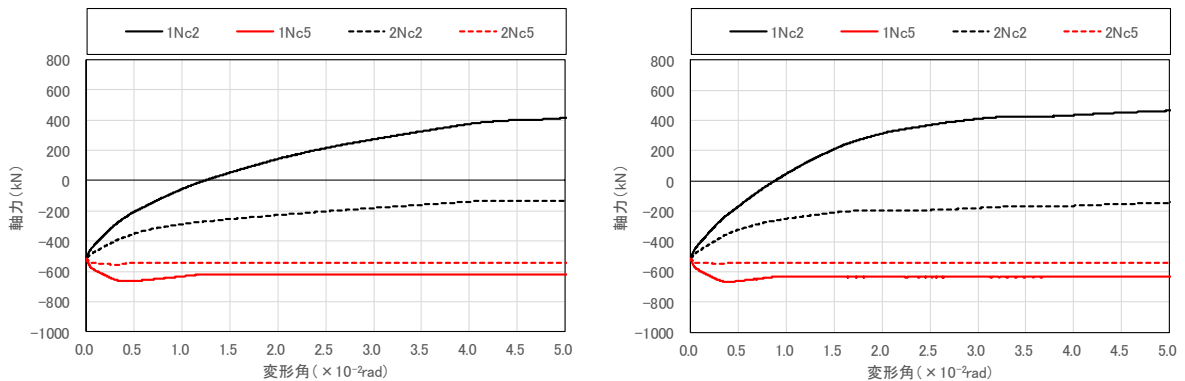
図 3-142 に RC 柱に作用する軸力の推移を示す。CLT 袖壁を挿入した試験体 A、B では、試験体 C と比較して、RC 柱の軸力変動が大きく、また、加力方向に対して引張側の RC 柱 ($1N_{c1} \sim 1N_{c3}$ 、 $2N_{c1} \sim 2N_{c3}$) では、作用する軸力が一定とならず、水平変形の増大に伴って、引張軸力が増加し続ける傾向が見られた。RC 柱の軸力変動は、鉛直接合部がある試験体 A の方が鉛直接合部のない試験体 B よりも大きく、また、CLT 袖壁を線材でモデル化した簡易モデルの方が CLT 袖壁をブレースで置換した詳細モデルよりも大きくなる傾向が見られた。これは、CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力によるせん断変形の有無による影響と考えられる。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

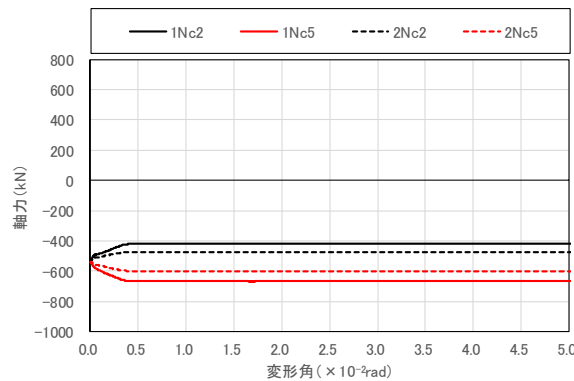
(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B



(iii) 試験体 C

図 3-142 RC 柱に作用する軸力の推移

図 3-143 に CLT 袖壁に作用する軸力の推移を示す。試験体 B では、試験体 A と異なり、いずれの CLT 袖壁にも圧縮軸力が作用している。一方、試験体 A では、RC 柱から伝達される鉛直せん断力が作用するため、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁 ($1N_{w1}$ 、 $2N_{w1}$) では、脚部における圧縮軸力が試験体 B の CLT 袖壁に作用する圧縮軸力よりも大きくなっている。また、試験体 A では、CLT 袖壁の端部にアンカーボルトを設置しているため、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁 ($1N_{w4}$ 、 $1N_{w6}$ 、 $2N_{w4}$) では、CLT 袖壁に引張軸力が作用している。また、RC 柱の軸力の推移と同様に、CLT 袖壁を線材でモデル化した簡易モデルの方が CLT 袖壁をブレースで置換した詳細モデルよりも CLT 袖壁の軸力変動が大きくなる傾向が見られた。

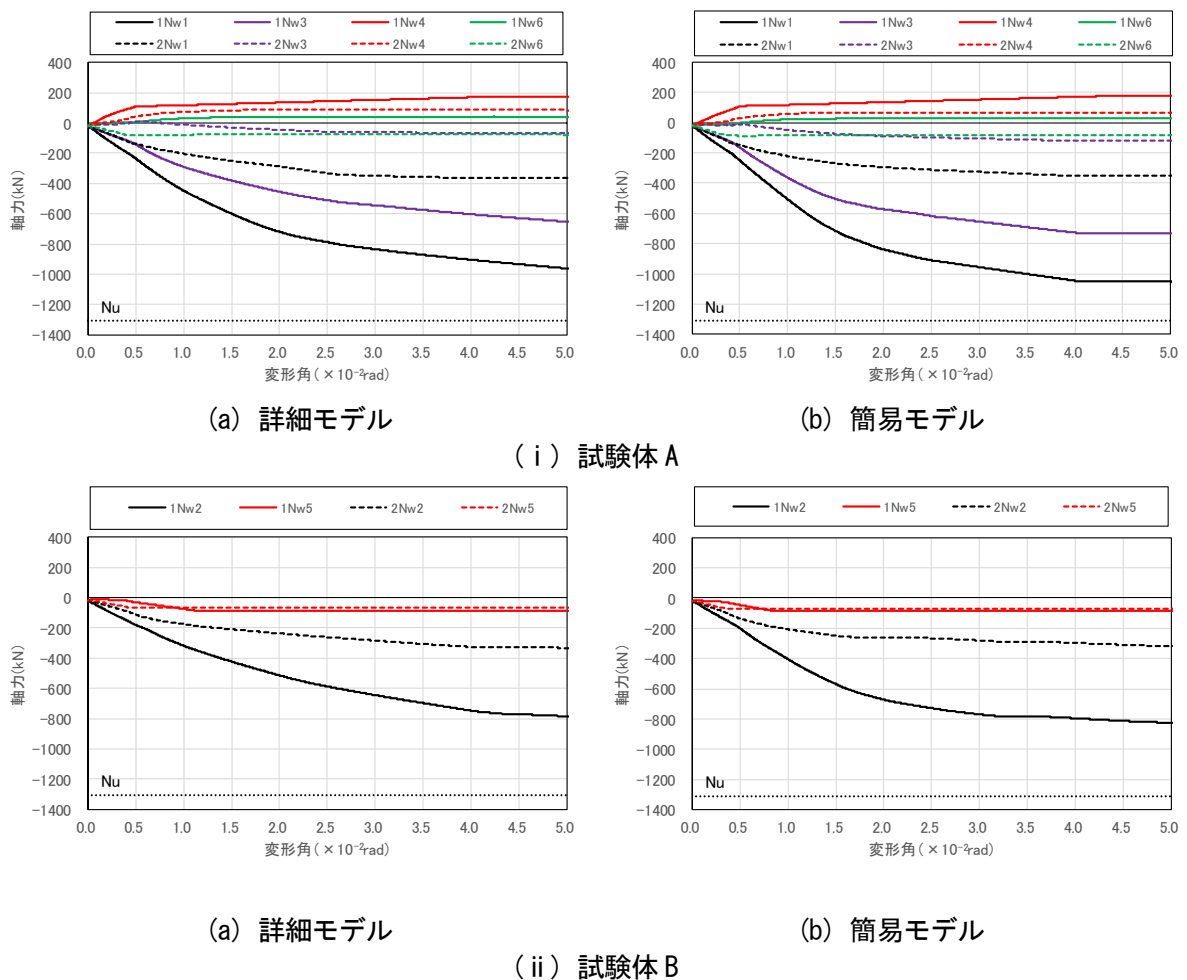


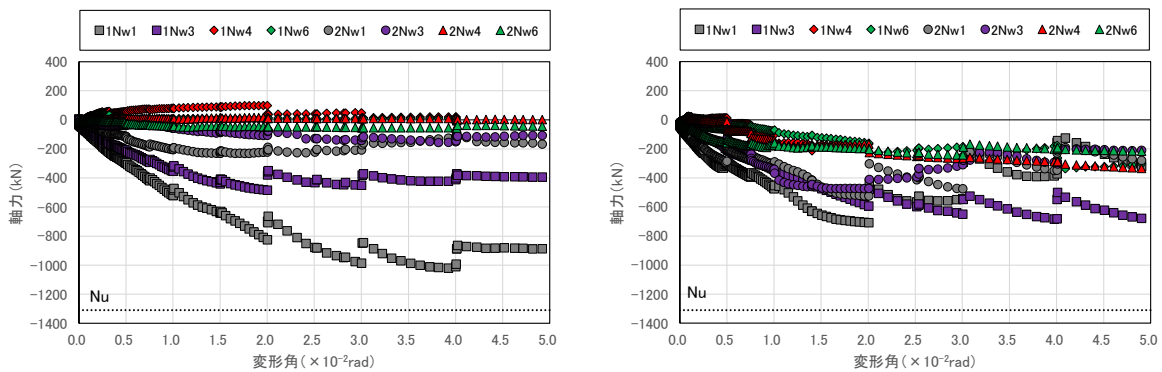
図 3-143 CLT 袖壁に作用する軸力の推移

図 3-144 に、図 3-102 で示した実験で計測した CLT 袖壁の軸ひずみ分布から推定した CLT 袖壁に作用する軸力の推移について、正方向載荷時の値を抽出して示す。なお、試験体 A では水平接合部に設けた鋼板挿入ドリフトピンの影響を避けるために、中央寄りの断面 ($y=575\text{mm}$ 、 1025mm 、 2575mm 、 3025mm) の軸ひずみ分布を用いた場合、試験体 B ではより危険断面に近い上下端に近い断面 ($y=125\text{mm}$ 、 1475mm 、 2125mm 、 3475mm) の軸ひずみ分布を用いた場合の結果を示している。

試験体 A については、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、加力方向に対して引張側の CLT 袖壁の 1F 脚部 ($1N_{w1}$) が実験結果と概ね対応しているが、1F 頂部や 2F 脚部 ($1N_{w3}$ 、 $2N_{w1}$) では圧縮軸力をやや過大に評価している印象を受ける。この原因としては、加力実験では CLT 袖壁の軸力

を表面に貼り付けたひずみゲージの計測値から推定しているが、試験体 A では、鋼板挿入ドリフトピンを用いた水平、鉛直接合部を設けているため、断面内のひずみ分布が不連続となっており、推定精度に課題があることに加え、CLT 袖壁に作用する軸力の大きさは、RC はりや鉛直接合部に作用する鉛直せん断力の大きさによって変動するため、試験体の脚部を除くと、実験結果の予測が難しかった可能性がある。

一方、水平、鉛直接合部に接合材を設けていない試験体 B については、加力方向に対して引張側の CLT 袖壁の 1F (${}_1N_{w1}$ 、 ${}_1N_{w3}$) を含めた全ての断面において、実験結果と解析結果が概ね対応しているものと思われる。



(a) 試験体 A

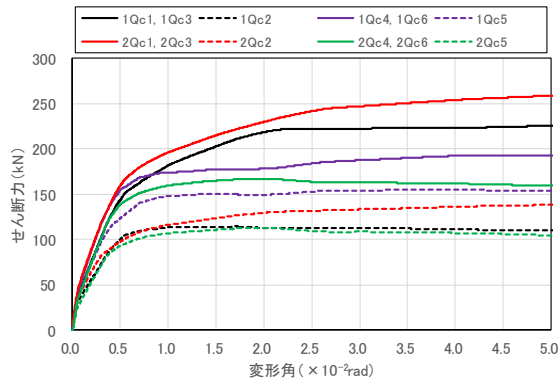
(b) 試験体 B

図 3-144 CLT 袖壁に作用する軸力の推移 (実験結果、正方向載荷時)

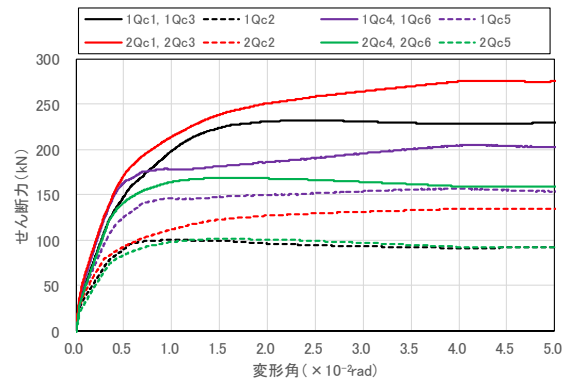
(2) RC 柱、CLT 袖壁の水平せん断力

図 3-145、図 3-146 に RC 柱、CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推移を示す。なお、RC 柱に関しては、スパン内で作用する水平せん断力 (${}_1Q_{c2}$ 、 ${}_1Q_{c5}$ 、 ${}_2Q_{c2}$ 、 ${}_2Q_{c5}$) と、パンチング破壊の検討に用いる材端部分の水平せん断力 (${}_1Q_{c1}$ 、 ${}_1Q_{c3}$ 、 ${}_1Q_{c4}$ 、 ${}_1Q_{c6}$ 、 ${}_2Q_{c1}$ 、 ${}_2Q_{c3}$ 、 ${}_2Q_{c4}$ 、 ${}_2Q_{c6}$: RC 柱と CLT 袖壁の水平せん断力を単純累加したもの) の両方を示している。

RC 柱に作用する水平せん断力は、変形角の増大に伴って増加するが、試験体 A、B の加力方向に対して圧縮側 (${}_1Q_{c4} \sim {}_1Q_{c6}$ 、 ${}_2Q_{c4} \sim {}_2Q_{c6}$) や試験体 C では、 $R=1/100\text{rad}$ 以降は概ね一定となるのに対し、試験体 A、B の加力方向に対して引張側 (${}_1Q_{c1} \sim {}_1Q_{c3}$ 、 ${}_2Q_{c1} \sim {}_2Q_{c3}$) では、 $R=1/100\text{rad}$ 以降も水平せん断力が増大を続けた。また、CLT 袖壁に作用する水平せん断力についても、加力方向に対して圧縮側 (${}_1Q_{w5}$ 、 ${}_2Q_{w5}$) については、 $R=1/100\text{rad}$ 以降はほぼ一定となるが、加力方向に対して引張側 (${}_1Q_{w2}$ 、 ${}_2Q_{w2}$) については、 $R=1/100\text{rad}$ 以降も水平せん断力が増大を続けた。したがって、図 3-129、図 3-130 で示した詳細モデル、簡易モデルの荷重変形関係で見られた $R=1/100\text{rad}$ 以降の水平荷重の増加は、加力方向に対して引張側の RC 柱や CLT 袖壁による水平せん断力の負担増加によるものと考えられる。なお、CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、式(3.29)で示した CLT の水平断面のせん断耐力 (173kN) には到達していなかった。

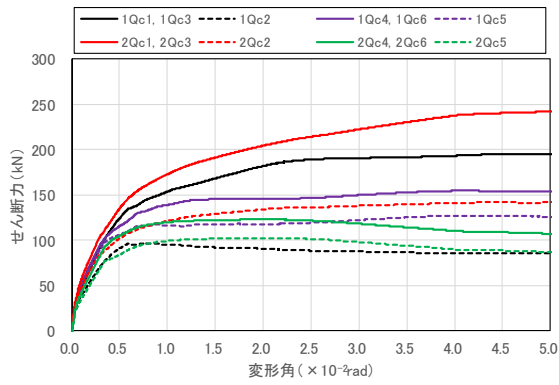


(a) 詳細モデル

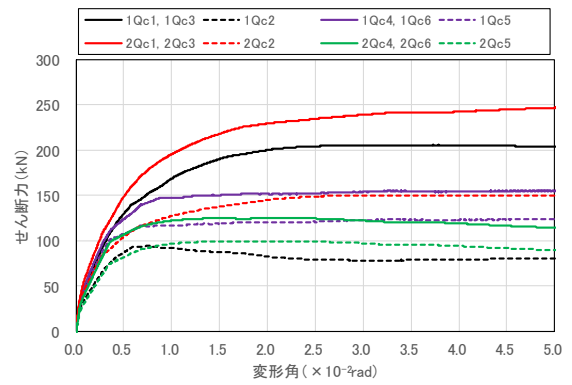


(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A

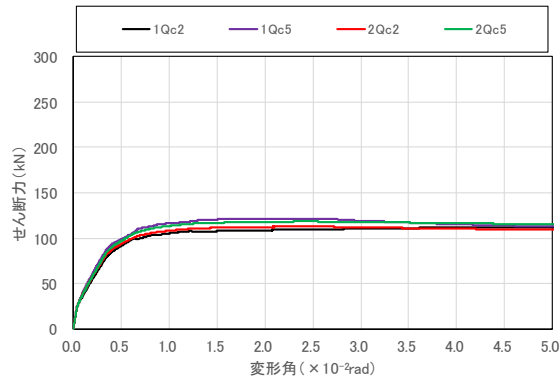


(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B



(iii) 試験体 C

図 3-145 RC 柱に作用する水平方向のせん断力の推移

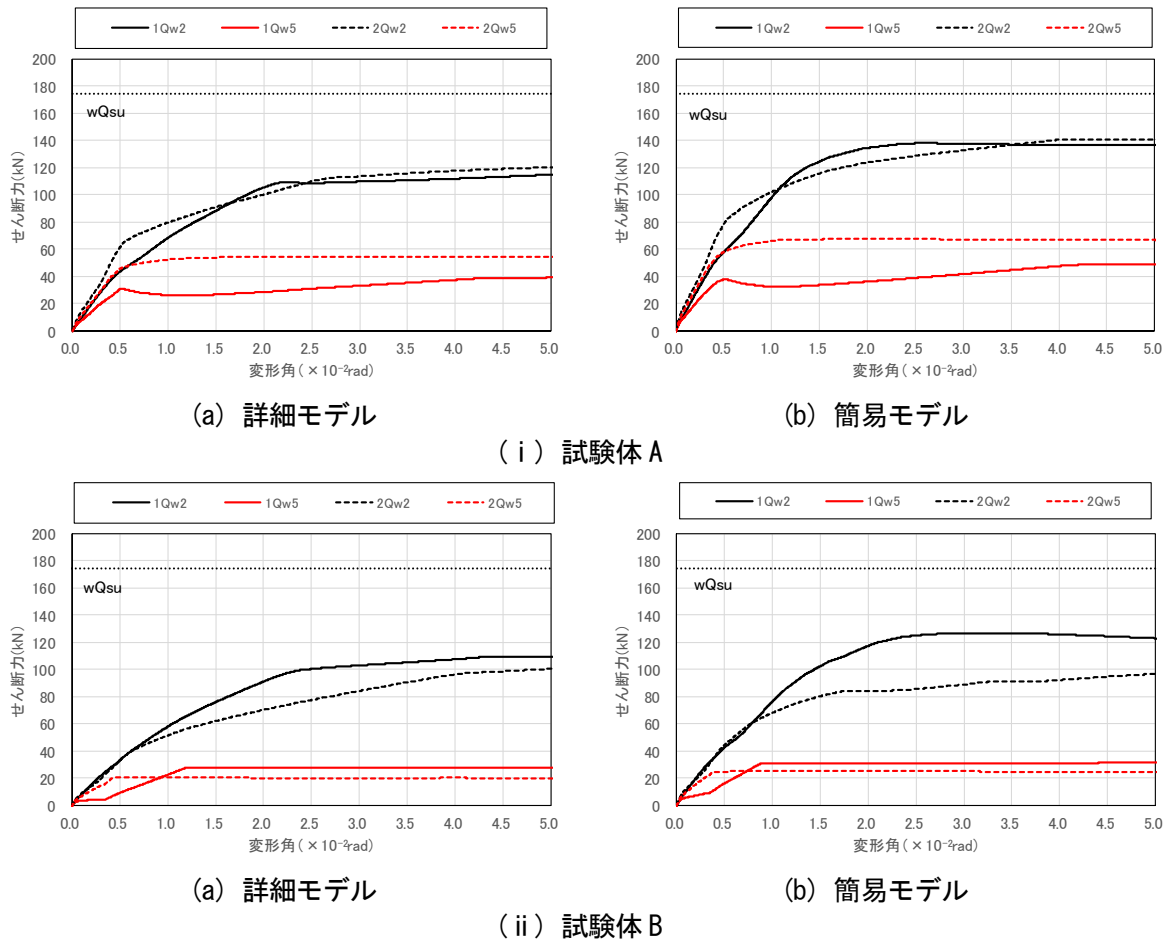
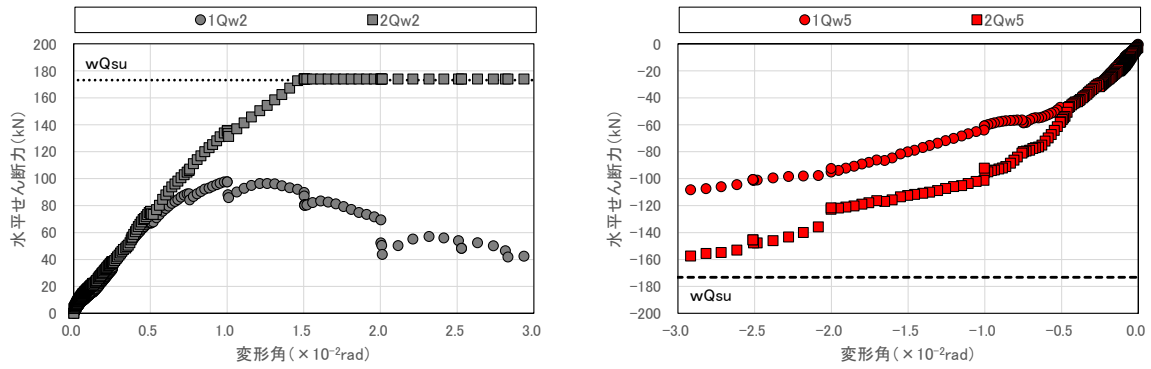


図 3-146 CLT 袖壁に作用する水平方向のせん断力の推移

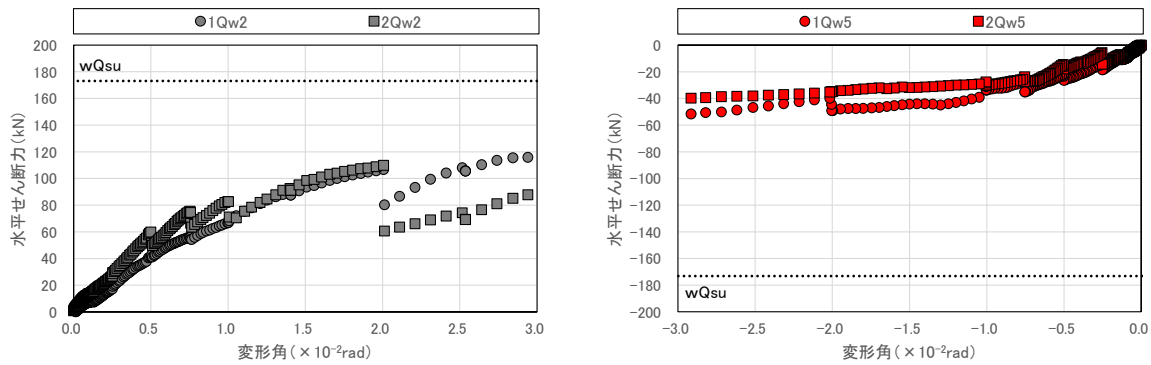
図 3-147 に、図 3-106 で示した実験で計測した CLT 袖壁のせん断ひずみから推定した各部材に作用する水平方向のせん断力の推移を示す。

試験体 A については、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁では、1、2F の水平せん断力 ($1Q_{w2}$ 、 $2Q_{w2}$) が概ね一致する傾向を示したが、実験では 1F と比較して 2F の水平せん断力が大きく、最終的に水平断面のせん断耐力 (173kN) に到達しており、両者の間に乖離が見られた。また、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁では、実験では 1、2F の水平せん断力が 100~150kN 程度であったのに対し、詳細モデル、簡易モデルでは、1、2F の水平せん断力の大きさは最大でも 70kN 程度に留まり、変形角の増大に伴って両者の差が大きくなった。実験では、CLT 袖壁の全体のせん断変形から水平方向のせん断力の算定を行っているため、CLT 袖壁に作用する鉛直方向のせん断力の影響によって、断面内のせん断ひずみに分布が生じていた場合、CLT 袖壁に作用する水平方向のせん断力を過大評価している可能性がある。仮に、断面内のせん断ひずみの分布に応じて、水平方向のせん断力の推定を行った場合には、実験と数値解析の差が小さくなる可能性がある。

一方で、試験体 B では、数値解析は、加力方向に対して引張側 ($1Q_{w2}$ 、 $2Q_{w2}$)、圧縮側 ($1Q_{w5}$ 、 $2Q_{w5}$) のいずれの場合についても、数値解析によって、実験の傾向を概ね捉えることができた。



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B

図 3-147 CLT 袖壁に作用する水平方向のせん断力の推移（実験結果の比較）

(3) 鉛直接合部に作用する鉛直せん断力

図 3-148 に試験体 A の鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の推移を示す。なお、同図中には、図 3-104 に示した鉛直接合部に設けたせん断変形の計測値から（方法②で）推定した鉛直せん断力も合わせて示す。ここで、 $v_{dv}Q_y$ は、式(3.25)で求めた鋼板挿入ドリフトピン接合部の降伏耐力(290kN)である。

加力方向に対して引張側では、全体変形角が小さい場合には、2F (${}_2Q_{v1}$) の方が 1F (${}_1Q_{v1}$) よりも鉛直せん断力が大きい、変形が大きくなるにつれ、詳細モデルでは両者が一致する傾向を示したのに対し、簡易モデルでは 1F の鉛直せん断力が大きな値を示す傾向が見られた。一方で、実験では、 $R=1/100\text{rad}$ 付近で 2F の鉛直接合部に作用するせん断力が不連続となっている箇所はあるが、1、2F の鉛直接合部が同じような勾配で増大しており、詳細モデルに近い履歴が得られたものと考えられる。簡易モデルでは、CLT 袖壁の鉛直方向の分割数が少なく、鉛直せん断力によって生じるせん断変形を考慮できないため、各部の応力伝達経路が局所的となり、鉛直接合部に作用する鉛直せん断力にも上下階でばらつきが生じやすくなったものと考えられる。

また、加力方向に対して圧縮側では、2F (${}_2Q_{v2}$) の方が 1F (${}_1Q_{v1}$) よりも鉛直せん断力が大きくなる傾向が見られたが、実験では両者の大小関係が逆転していた。一方で、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、実験で作用した鉛直せん断力の大きさのある程度の精度で評価できていた。

なお、鉛直接合部の設計では、内法スパン内に作用する RC はりのせん断力の 2 倍を目安にしたが、図 3-152 で後述する試験体 A のスパン中央の RC はりのせん断力 (${}_2Q_{b3}$, ${}_3Q_{b3}$) が 100kN 前後であるのに対し、加力方向に対して引張側 (${}_1Q_{v1}$, ${}_2Q_{v1}$) では 200~300kN とやや過小に、加力方向に対して

圧縮側 ($1Q_{v2}$, $2Q_{v2}$) では 100~150kN とやや過大に評価した。上記の仮定では、加力方向に対して圧縮側のように、CLT 袖壁が RC はりのヒンジロケーションによって生じる軸力のみを主に負担するケースを対象としたものであり、加力方向に対して引張側のように、水平変形の増大に伴って CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が増加し続けるケースは対象としていない。そのため、CLT 袖壁が RC はりのヒンジロケーションによって生じる軸力のみ負担するケースを対象とするケースに限定すれば、鉛直接合部に作用する鉛直せん断力を安全側に評価できるものと考えられる。

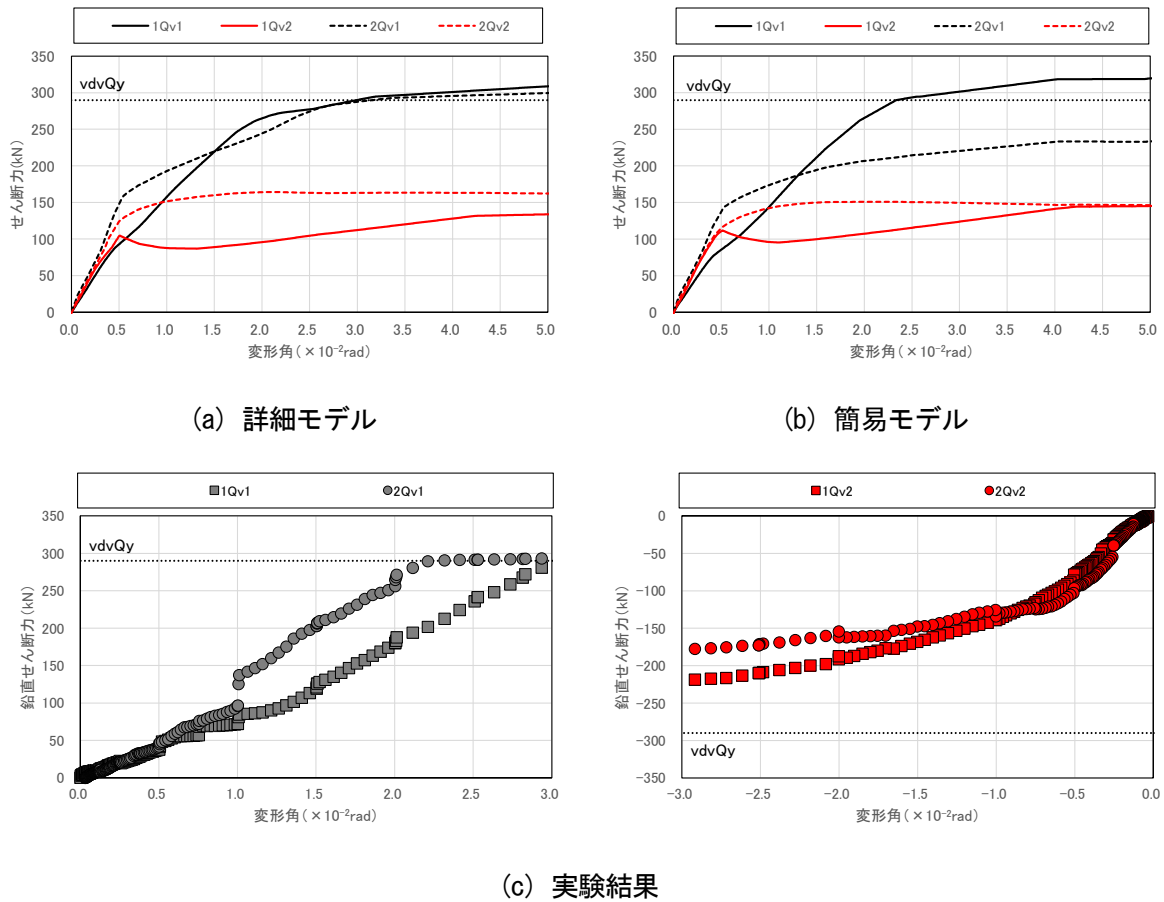


図 3-148 CLT 袖壁—RC 柱間の鉛直接合部に作用する鉛直せん断力の推移 (試験体 A)

(4) CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力

図 3-150 に CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の推移を示す。なお、いずれのモデルでも、荷重増分解析の各ステップにおいて、断面内で最も大きいせん断力を抽出している。CLT 袖壁の上下の仕口面には軸方向力が分布して作用するため、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の大きさは、鉛直断面を切り出す水平方向の位置によって異なる。そこで、詳細モデルでは、CLT 袖壁を模擬したブレース要素に作用する軸方向力の鉛直成分を累加することで、簡易モデルでは、CLT 袖壁の支圧特性を模擬した上下のファイバー要素のうち、水平方向の位置が同じ要素が負担する軸力の差分を累加することで、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力 ($1Q_{wv1}$, $1Q_{wv2}$, $2Q_{wv1}$, $2Q_{wv2}$) を算定した。

なお、上記のように、ブレース要素やファイバー要素の負担軸力から、鉛直せん断力を算定する方法は煩雑であるため、ここでは、CLT 袖壁の鉛直せん断力 ($p1Q_{wv1}$, $p1Q_{wv2}$, $p2Q_{wv1}$, $p2Q_{wv2}$) を、図 3-149 (a)

に示す式(3.63)、もしくは図 3-149 (b)に示す式(3.64)のいずれかに基づいて推定し、上記の鉛直せん断力 ($1Q_{wv1}$ 、 $1Q_{wv2}$ 、 $2Q_{wv1}$ 、 $2Q_{wv2}$) と比較した。いずれの式を用いた場合にも、鉛直せん断力は同じ値となる。上下の仕口面に作用する曲げ圧縮力の合計が CLT 袖壁の軸耐力 ($t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k$) を上回る場合には、図 3-149 (c)に示すように、全ての曲げ圧縮力が鉛直せん断力として断面内に作用しないので、式(3.63)、式(3.64)において、鉛直せん断力を低減している。

(スパン内側の応力を用いて算定する場合)

$$\begin{aligned}
 p1Q_{wv1} &= \max(1Q_{v1}, 1N_{wc1} + 2T_1 - 1T_1 - \max(0, 1N_{wc1} + 1N_{wc3} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k)) \\
 p1Q_{wv2} &= \max(1Q_{v2}, 1N_{wc6} + 1T_2 - 2T_2 - \max(0, 1N_{wc4} + 1N_{wc6} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k)) \\
 p2Q_{wv1} &= \max(2Q_{v1}, 2N_{wc1} + 3T_1 - 2T_1 - \max(0, 2N_{wc1} + 2N_{wc3} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k)) \\
 p2Q_{wv2} &= \max(2Q_{v2}, 2N_{wc6} + 2T_2 - 3T_2 - \max(0, 2N_{wc4} + 2N_{wc6} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k))
 \end{aligned}
 \tag{3.63}$$

(スパン外側の応力を用いて算定する場合)

$$\begin{aligned}
 p1Q_{wv1} &= 1Q_{v1} + \max(0, 1N_{wc3} - \max(0, 1N_{wc1} + 1N_{wc3} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k)) \\
 p1Q_{wv2} &= 1Q_{v2} + \max(0, 1N_{wc4} - \max(0, 1N_{wc4} + 1N_{wc6} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k)) \\
 p2Q_{wv1} &= 2Q_{v1} + \max(0, 2N_{wc3} - \max(0, 2N_{wc1} + 2N_{wc3} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k)) \\
 p2Q_{wv2} &= 2Q_{v2} + \max(0, 2N_{wc4} - \max(0, 2N_{wc4} + 2N_{wc6} - t_w \cdot D_w \cdot t_h F_k))
 \end{aligned}
 \tag{3.64}$$

但し、 $1N_{wc1}$ 、 $1N_{wc3}$ 、 $1N_{wc4}$ 、 $1N_{wc6}$ 、 $2N_{wc1}$ 、 $2N_{wc3}$ 、 $2N_{wc4}$ 、 $2N_{wc6}$: 1F の CLT 袖壁に作用する曲げ圧縮力、 $2N_{wc1}$ 、 $2N_{wc3}$ 、 $2N_{wc4}$ 、 $2N_{wc6}$: 2F の CLT 袖壁に作用する曲げ圧縮力、 $1T_1$ 、 $2T_1$ 、 $3T_1$ 、 $1T_1$ 、 $2T_1$ 、 $3T_1$: アンカーボルトに作用する引張力、 $1Q_{v1}$ 、 $1Q_{v2}$ 、 $2Q_{v1}$ 、 $2Q_{v2}$: RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部に作用する鉛直せん断力である。

CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力は、水平変形の増大に伴って増加するが、詳細モデルでは、CLT 袖壁のブレース置換を行い、軸方向力の制限を行うことで、試験体 A では加力方向に対して引張側の 1F 及び 2F の CLT 袖壁 ($1Q_{wv1}$ 、 $2Q_{wv1}$)、試験体 B では加力方向に対して引張側の 1F の CLT 袖壁 ($1Q_{wv1}$) において、作用する鉛直せん断力が、式(3.27)で示した CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 wvQ_{su} (428kN) で頭打ちとなった。図 3-134、図 3-135 の $R=1/50rad$ における変形図を見ると、これらの CLT 袖壁では RC 柱近傍のブレース要素が軸耐力に到達しており、鉛直せん断力によるせん断降伏が生じることが分かる。一方、簡易モデルでは、CLT 袖壁を 1 本の線材としてモデル化しており、このような挙動が再現できないため、上記の CLT 袖壁において、作用する鉛直せん断力がせん断耐力 wvQ_{su} (428kN) を上回る挙動が確認されており、降伏条件が満足されていないことになるため、注意が必要となる。なお、試験体 B には、鉛直接合部を設けておらず、RC 柱から鉛直せん断力が入力される訳ではないが、図 3-143 に示したように、これらの CLT 袖壁では比較的大きな圧縮軸力が作用している。

CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力 ($1Q_{wv1}$ 、 $1Q_{wv2}$ 、 $2Q_{wv1}$ 、 $2Q_{wv2}$) と、式(3.63)もしくは式(3.64)で求めた CLT 袖壁の鉛直せん断力 ($p1Q_{wv1}$ 、 $p1Q_{wv2}$ 、 $p2Q_{wv1}$ 、 $p2Q_{wv2}$) を比較すると、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が特に大きい加力方向に対して引張側の 1F の CLT 袖壁 ($1Q_{wv1}$) については、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、式(3.63)もしくは式(3.64)は、鉛直せん断力を過大評価しており、精度良く予測することは難しいが、安全側の評価となっているため、設定したせん断耐力を上回るかどうかの判定には活用できる。また、その他の断面については、式(3.63)もしくは式(3.64)による推定結果と解析結果が概ね対応している。以上の結果より、式(3.63)もしくは式(3.64)を用いた判定を行うことで、鉛直断面に作用する鉛直せん断力がせん断耐力を上回るかどうかを判定することは可

能である。

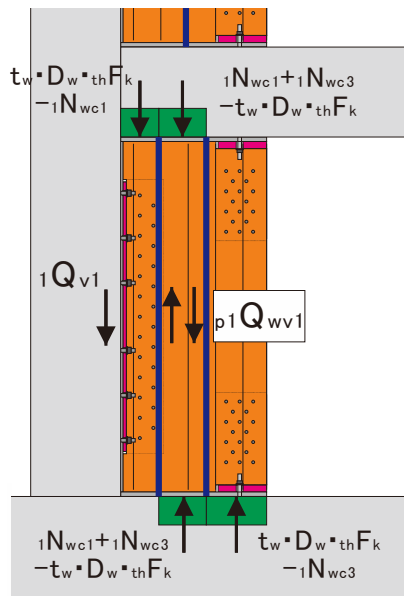
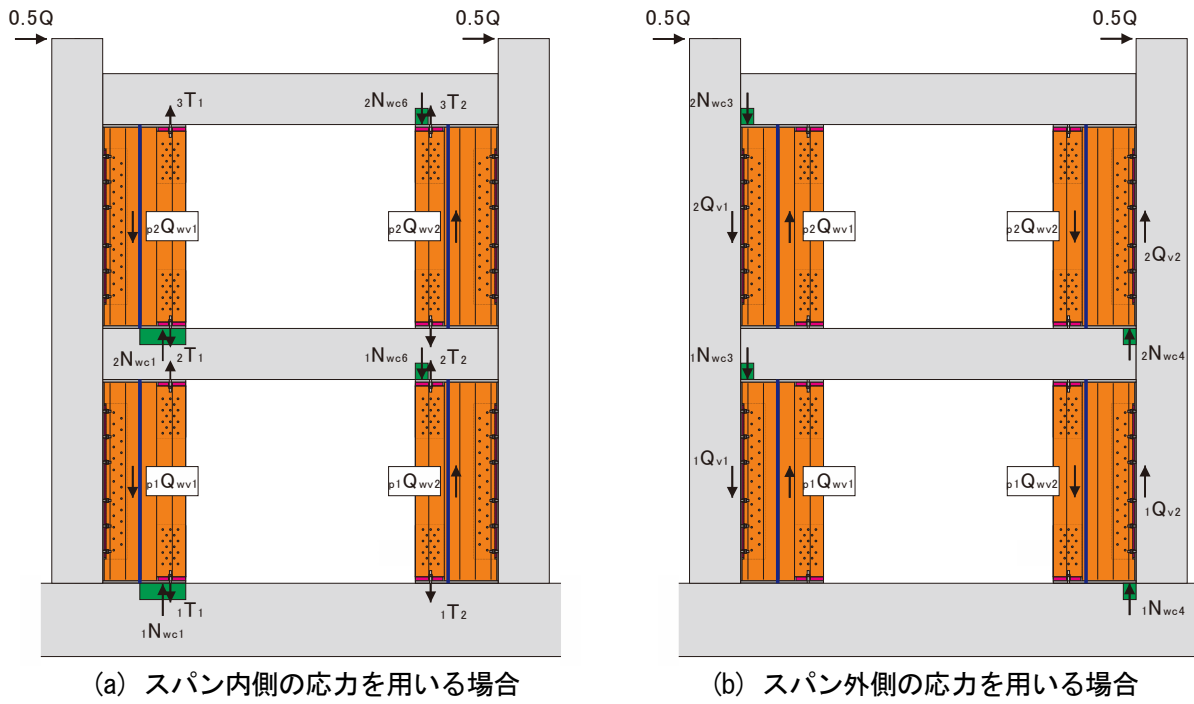
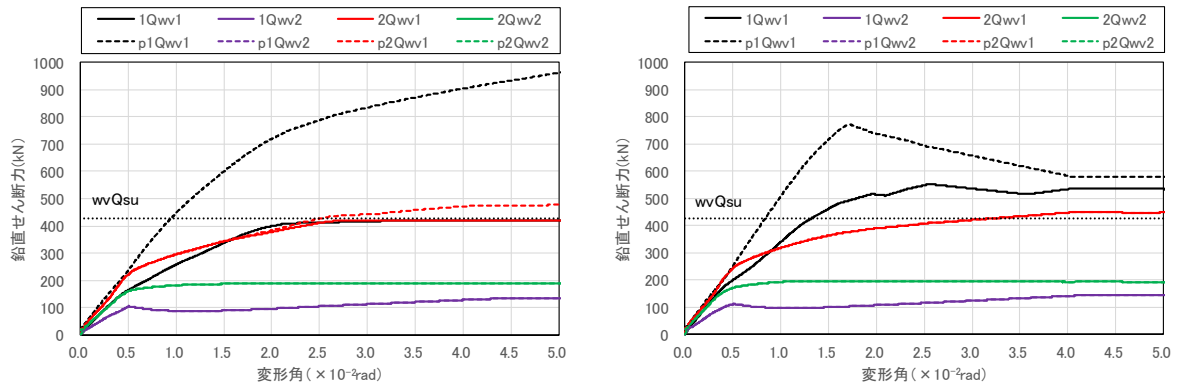


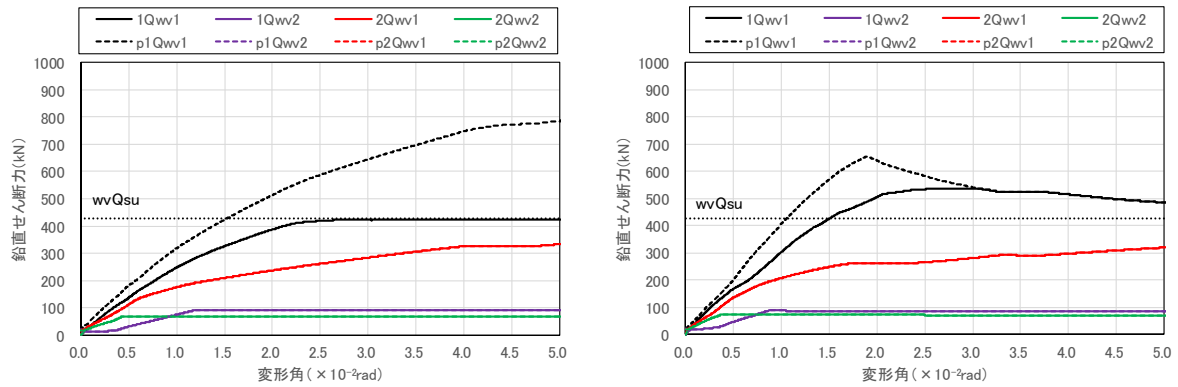
図 3-149 CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の最大値の推定



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

図 3-150 CLT 袖壁に作用する鉛直方向のせん断力

(5) RC はりのせん断力

図 3-152 に RC はりに作用するせん断力の推移を示す。なお、簡易モデルでは、CLT 袖壁を 1 本の線材としてモデル化を行っているため、CLT 袖壁のフェイス位置近傍に作用するせん断力 (${}_2Q_{b2}$, ${}_2Q_{b4}$, ${}_3Q_{b2}$, ${}_3Q_{b4}$) を解析結果から直接得ることができない。そこで、図 3-151 に示すように、CLT 袖壁端に全ての曲げ圧縮力が作用するものと仮定して、以下の算定式によって、必要なせん断力を計算することとした。また、表 3-40 に RC はりに作用する最大のせん断力を示す。

$$\begin{aligned}
 {}_2Q_{b2} &= {}_2N_{w1} + {}_1T_1 - {}_2Q_{b3} \\
 {}_2Q_{b4} &= {}_1N_{w2} + {}_2T_2 - {}_2Q_{b4} \\
 {}_3Q_{b2} &= {}_2T_1 - {}_3Q_{b3} \\
 {}_3Q_{b4} &= {}_2N_{w2} - {}_2Q_{b3}
 \end{aligned}
 \tag{3.65}$$

ここで、 ${}_2Q_{b2}$, ${}_3Q_{b2}$: 加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁のフェイス位置近傍における 2, 3 階の RC はりのせん断力、 ${}_2Q_{b4}$, ${}_3Q_{b4}$: 加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁のフェイス位置近傍における 2, 3 階の RC はりのせん断力、 ${}_2Q_{b3}$, ${}_3Q_{b3}$: スパン中央に作用する 2, 3 階の RC はりのせん断力、 ${}_2N_{w1}$: 加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 1 階脚部に作用する圧縮軸力、 ${}_1N_{w2}$, ${}_2N_{w2}$: 加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 1, 2 階頂部に作用する圧縮軸力、 ${}_1T_1$, ${}_2T_1$: 加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 1, 2 階頂部に取り付くアンカーボルトの引張力、 ${}_2T_2$: 加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 2 階脚部に取り付くアンカーボルトの引張力とする。

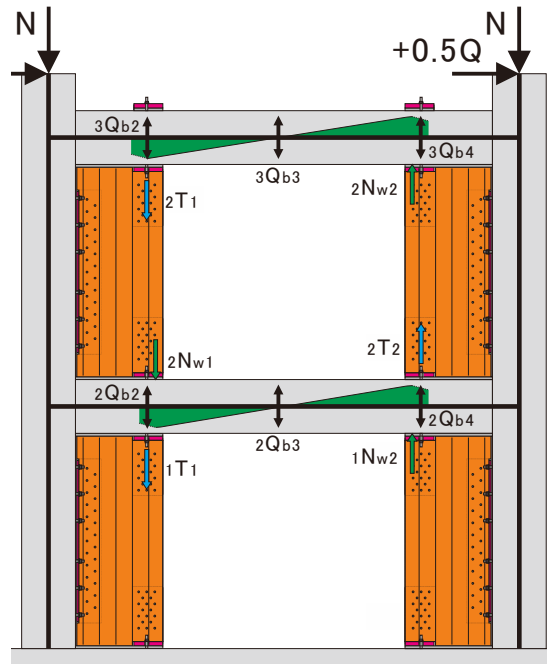


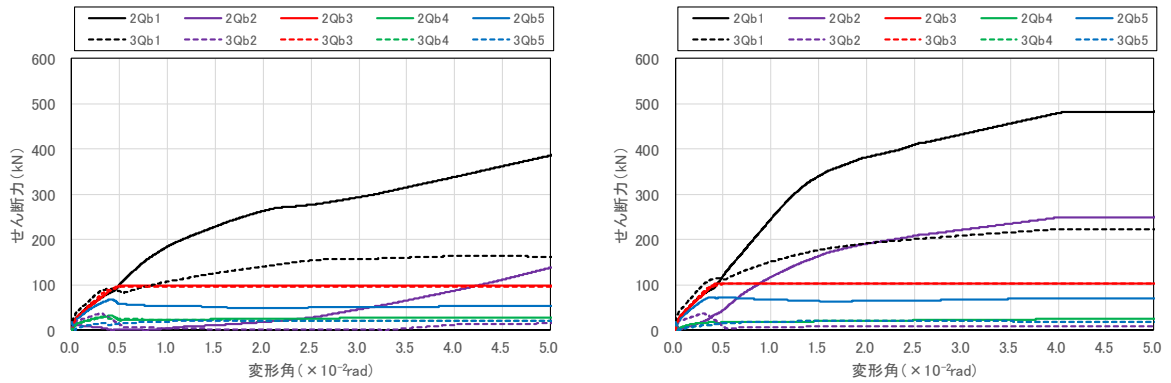
図 3-151 CLT 袖壁のフェイス位置近傍のせん断力の推定（試験体 A の場合）

試験体 A、B、C のスパン中央に作用するせん断力 ($2Q_{b3}$ 、 $3Q_{b3}$) は、RC はりが曲げ降伏するとせん断力が頭打ちとなる。スパン中央で RC はりに作用するせん断力の大きさは、試験体 C と比較して、試験体 A で 1.6~1.7 倍程度、試験体 B で 1.2~1.7 倍程度となっており、CLT 袖壁の設置に伴うヒンジリロケーションの効果が確認できる。なお、試験体 A、B では、RC はりの水平方向の位置によって、RC はりに作用するせん断力の大きさが異なっている。加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く RC はり端に作用するせん断力 ($2Q_{b1}$ 、 $2Q_{b2}$ 、 $3Q_{b1}$ 、 $3Q_{b2}$) は、スパン中央に作用するせん断力 ($2Q_{b3}$ 、 $3Q_{b3}$) と比較して、試験体 A で 1.7~4.7 倍程度、試験体 B で 5.0~5.9 倍程度まで増加している。また、これらの断面では、 $R=1/100\text{rad}$ 以降も水平変形の増大に伴って、せん断力が増加する傾向が見られるため、設計時の配慮が必要になる。一方、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く RC はり端に作用するせん断力 ($2Q_{b4}$ 、 $2Q_{b5}$ 、 $3Q_{b4}$ 、 $3Q_{b5}$) は、スパン中央のせん断力 ($2Q_{b3}$ 、 $3Q_{b3}$) と同程度か、それよりも小さい値に留まった。

今回の検討では、計算式の評価精度に応じて、RC はりのせん断耐力を 1.4 倍してモデル化を行っているが、実際の設計ではこのような割り増しを行うことはないため、鉛直接合部によるせん断伝達が期待できる試験体 A の方が RC はりのせん断設計を行う上では有利である。

表 3-40 RC はりに作用する最大せん断力（単位：kN）

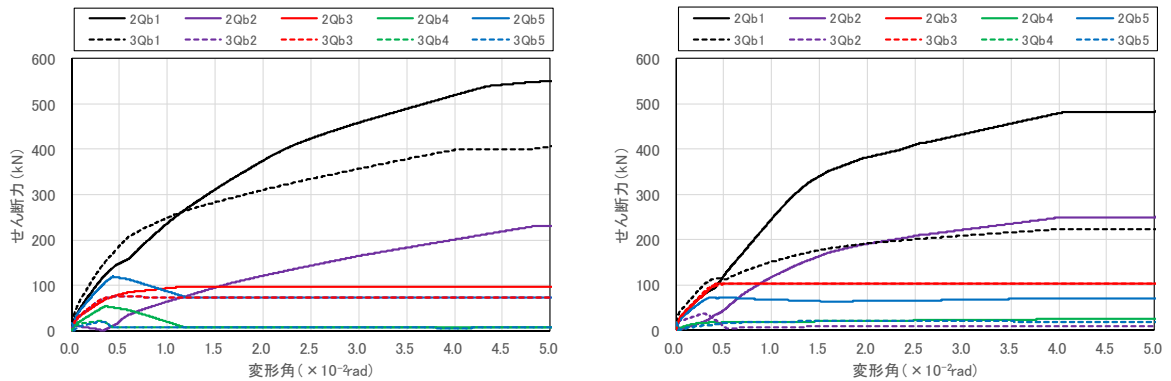
試験体	詳細モデル		簡易モデル		
	RC 柱フェイス	スパン中央	RC 柱フェイス	スパン中央	
試験体 A	RC 柱フェイス	スパン中央	RC 柱フェイス	スパン中央	
	2F	395	97	489	104
	3F	164	97	226	104
試験体 B	RC 柱フェイス	スパン中央	RC 柱フェイス	スパン中央	
	2F	552	98	610	103
	3F	413	75	402	81
試験体 C	RC 柱フェイス	スパン中央	RC 柱フェイス	スパン中央	
	2F	62			
	3F	61			



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

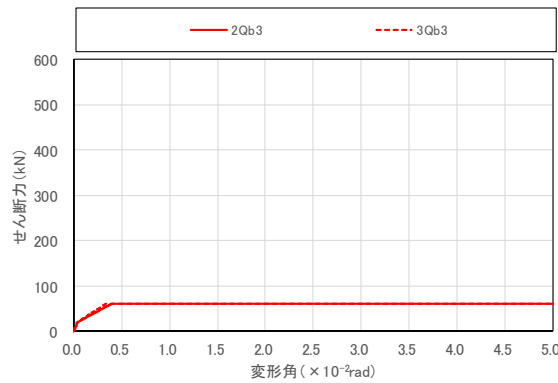
(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B



(iii) 試験体 C

図 3-152 RC はりに作用するせん断力の推移

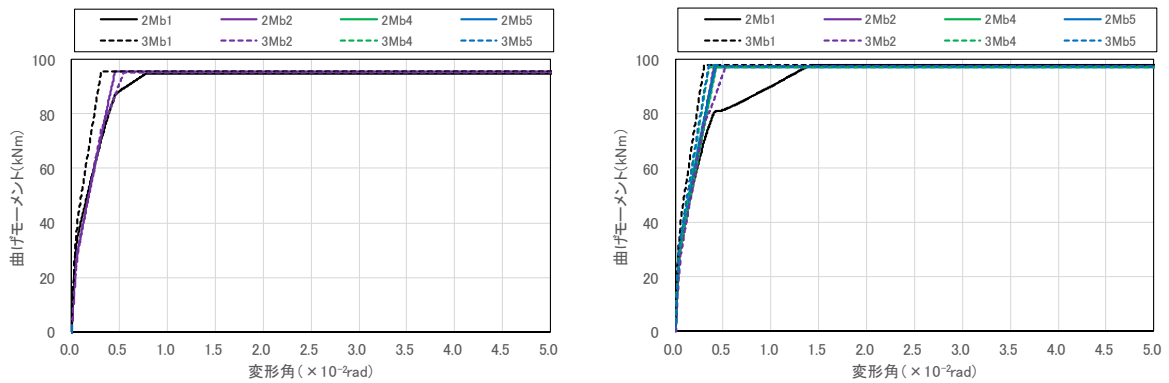
(6) RC はりの曲げモーメント

図 3-153 に RC はりに作用する曲げモーメントの推移を示す。試験体 A では、加力方向に対して引張側に位置する 2F の RC 柱フェイス位置 (${}_2M_{b1}$) における曲げ降伏がやや遅れるものの、その他の断面については、試験体 C と同様に、 $R=1/200\text{rad}$ 付近で曲げ降伏が生じており、いずれのはり端においても、RC 柱フェイス位置と CLT 袖壁フェイス近傍に二つの塑性ヒンジが形成されていることが確認できる。

試験体 B では、加力方向に対して圧縮側に位置する 2F の CLT 袖壁フェイス近傍 (${}_2M_{b4}$) における

曲げ降伏がやや遅れる傾向があり、加力方向に対して引張側に位置する 3F の CLT 袖壁フェイス近傍 ($3M_{b2}$) における曲げ降伏が生じない点が試験体 A と異なっているが、その他の断面については、試験体 C と同様に、 $R=1/200\text{rad}$ 付近で曲げ降伏が生じている。

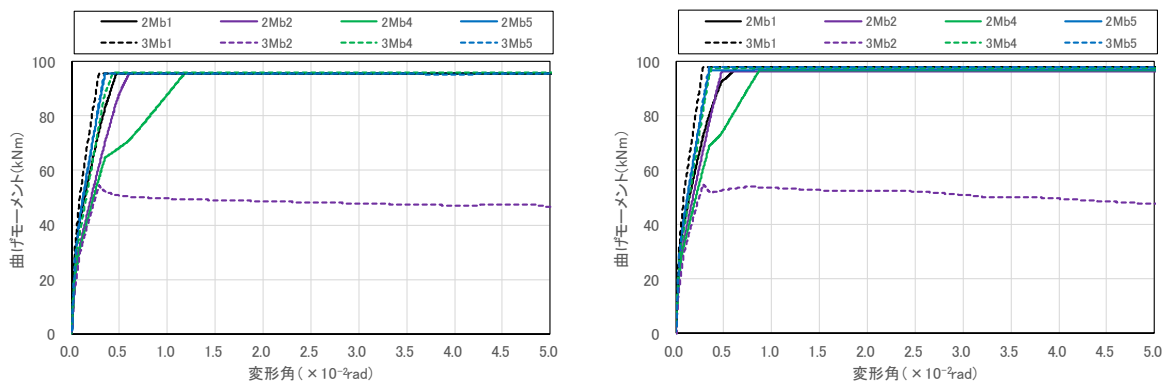
なお、RC はりの曲げモーメント分布の推移については、詳細モデル、簡易モデルの相違による影響は小さかった。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

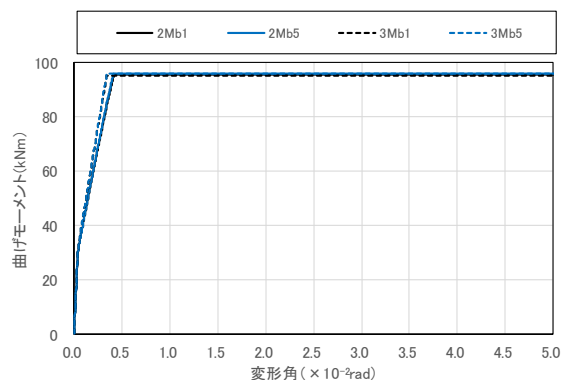
(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B



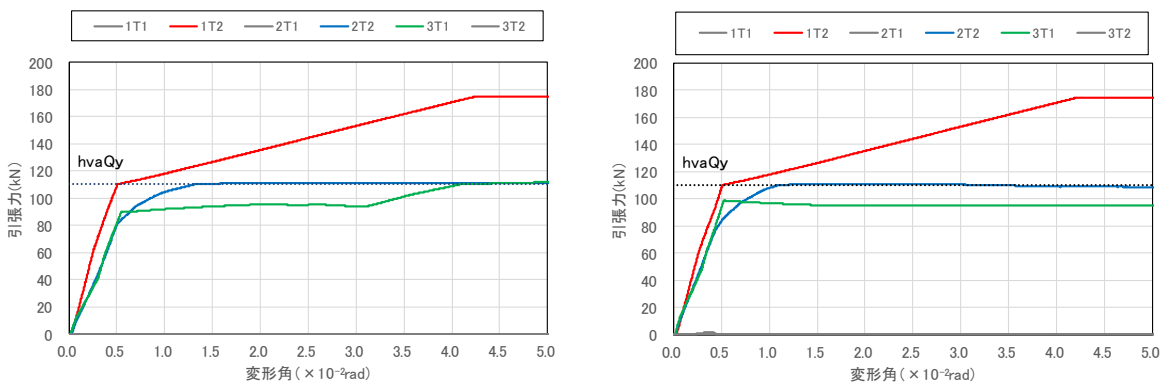
(iii) 試験体 C

図 3-153 RC はりに作用する曲げモーメントの推移

(7) アンカーボルトの引張力

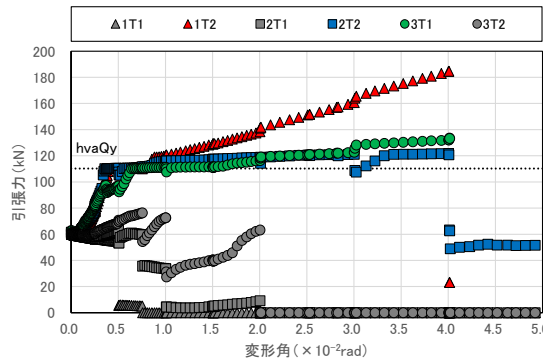
図 3-154 にアンカーボルトの引張力の推移を示す。ここでは、図 3-100 で示したアンカーボルトに貼付したひずみゲージの値を基に推定したアンカーボルトの引張力（正方向載荷時の包絡線上の結果を抽出したもの）も合わせて示す。

実験ではアンカーボルトの初期締付を行うことにより、実験開始時に初期張力が発生しているのに対し、解析ではアンカーボルトの初期張力までの軸剛性を無限大（復元力特性の骨格曲線を剛塑性）としており、初期挙動に差が生じているが、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 1F アンカーボルト ($1T_2$) については、詳細モデル、簡易モデルのいずれについても、降伏時 ($hvaQ_y$) の変形角や降伏後のひずみ硬化域も含めて、実験時の挙動を概ね再現できている。一方、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 2F アンカーボルト ($2T_2$)、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 3F アンカーボルト ($3T_1$) については、アンカーボルトが引張降伏する前に、引張力が頭打ちとなる傾向が見られ、降伏強度に近い引張力が作用しているものの、降伏時の変形角を精度良く評価することが難しかった。アンカーボルトに作用する引張力は、CLT 袖壁-RC ラーメン間に設ける水平せん断力伝達用のばねの位置等の影響によって変動し、RC はりではなく、RC 柱に軸ばねとして取り付けた場合には、水平せん断力による曲げモーメントが RC はりに伝達されず、アンカーボルトの引張力が増加することが確認されている。一方で、このようなモデル化を行った場合、試験体全体の水平剛性や水平耐力を実験結果と比較して過小評価する傾向も確認されているため、より多くの項目が実験結果と適合するようなモデル化の方法を検討することが今後の課題である。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル



(c) 実験結果

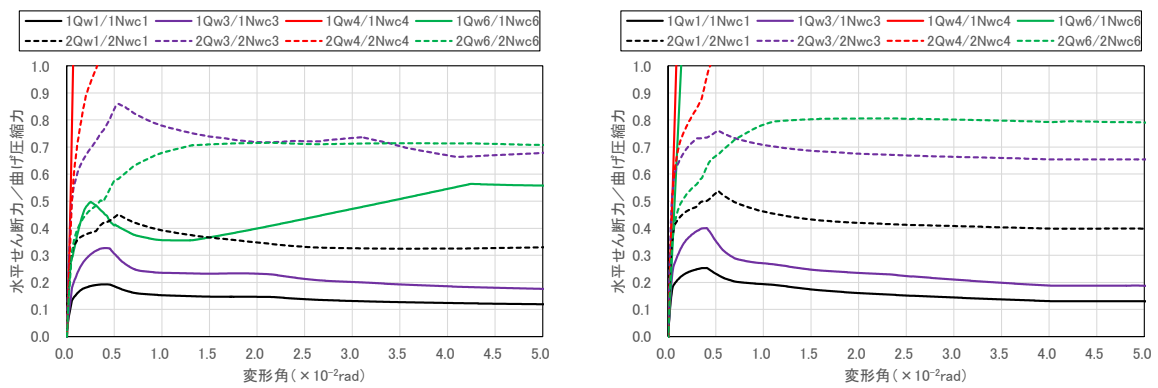
図 3-154 アンカーボルトの引張力の推移（試験体 A）

(8) CLT 袖壁の水平せん断力／曲げ圧縮力

図 3-155 に、CLT 袖壁の水平接合部に作用する曲げ圧縮力（試験体 A では、断面に作用する軸力にアンカーボルトの負担する引張軸力を足し合わせたもの、試験体 B では、断面に作用する軸力そのもの）に対する水平方向のせん断力の比率の推移を示す。

文献[3-18]では、プレキャスト部材の間にモルタルを充填し、圧着接合する場合の摩擦係数として 0.50 が与えられており、本試験体でも同程度の摩擦係数が期待できるものと考えられる。試験体 B では、全ての断面において、曲げ圧縮力に対する水平せん断力の比が、RC 部材と CLT 袖壁の間の摩擦係数として設定した 0.5 を下回っており、水平せん断力の伝達に支障がないことが確認できる。

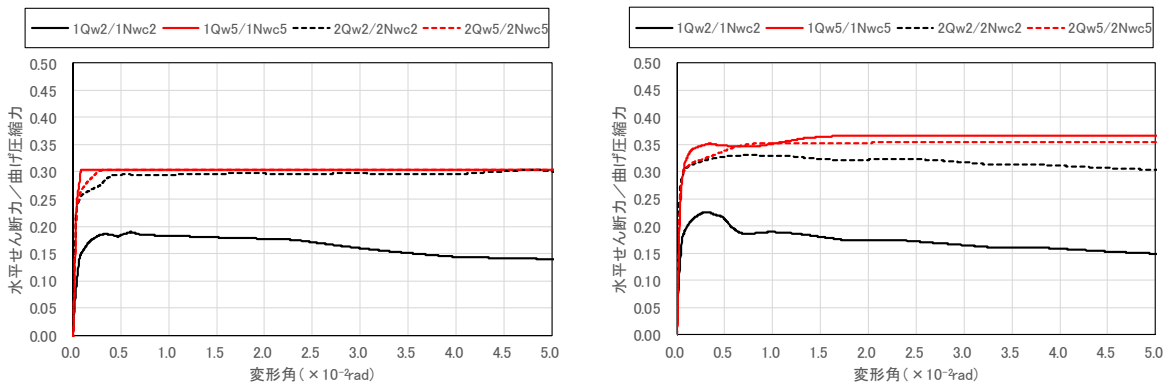
一方、試験体 A では、曲げ圧縮力に対する水平せん断力の比が 0.5 を下回った断面は、CLT 袖壁の 8 つの断面のうち、詳細モデルは 3 つ ($1Q_{w1}/1N_{wc1}$ 、 $1Q_{w3}/1N_{wc3}$ 、 $2Q_{w1}/2N_{wc1}$)、簡易モデルは 2 つ ($1Q_{w1}/1N_{wc1}$ 、 $1Q_{w3}/1N_{wc3}$) に留まるため、3.8 節で後述する設計手法では、簡略化のため、摩擦力による水平せん断力の伝達には期待せず、鉛直接合部を介して、RC 柱に水平せん断力が伝達されるものと仮定して検討を行うこととした。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

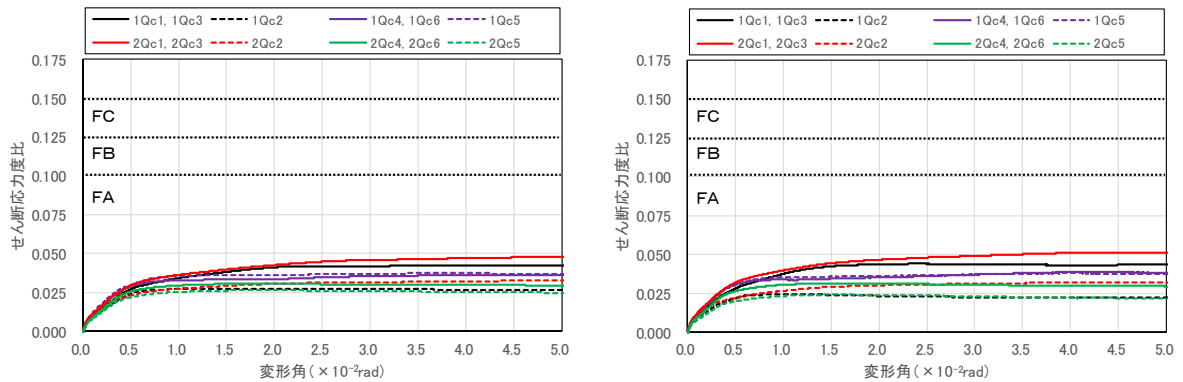
図 3-155 水平接合部における曲げ圧縮軸力に対する水平せん断力の比率

(9) RC 柱のせん断応力度比

図 3-156 に RC 柱のせん断応力度比の推移を示す。ここでは、RC 柱に作用するせん断力（図 3-140、図 3-141 の $1Q_{c2}$ 、 $1Q_{c5}$ 、 $2Q_{c2}$ 、 $2Q_{c5}$ ）を、RC 柱の幅（400mm）、応力中心間距離（ $7/8 \times 358\text{mm}$ ）、コンクリートの圧縮強度で割った値と、腰壁、垂れ壁付きの RC はりの部材種別判定の方法を参考に、RC

柱、CLT 袖壁が負担する全ての水平せん断力 (図 3-140、図 3-141 の $1Q_{c1}$ 、 $1Q_{c3}$ 、 $1Q_{c4}$ 、 $1Q_{c6}$ 、 $2Q_{c1}$ 、 $2Q_{c3}$ 、 $2Q_{c4}$ 、 $2Q_{c6}$) を、RC 柱の幅 (400mm)、せい (400mm)、コンクリートの圧縮強度で割った値の 2 通りとした。なお、図中には、RC 柱の部材種別判定で FA、FB、FC の閾値となる 0.100、0.125、0.150 に線を引いている。

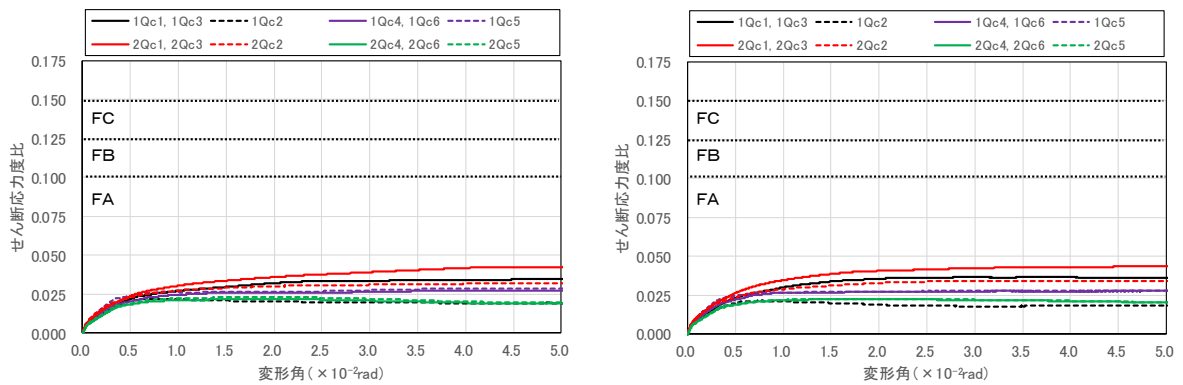
本試験体は 1 スパンの試験体であり、RC はりや CLT 袖壁が片側にしか取り付けおらず、図 3-137、図 3-138、図 3-139 で示したように、RC 柱の曲げモーメント分布が片持ちに近いことから、いずれの試験体でも FA の条件を満足していた。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

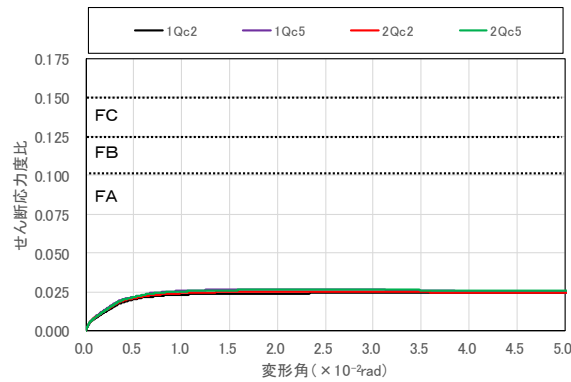
(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

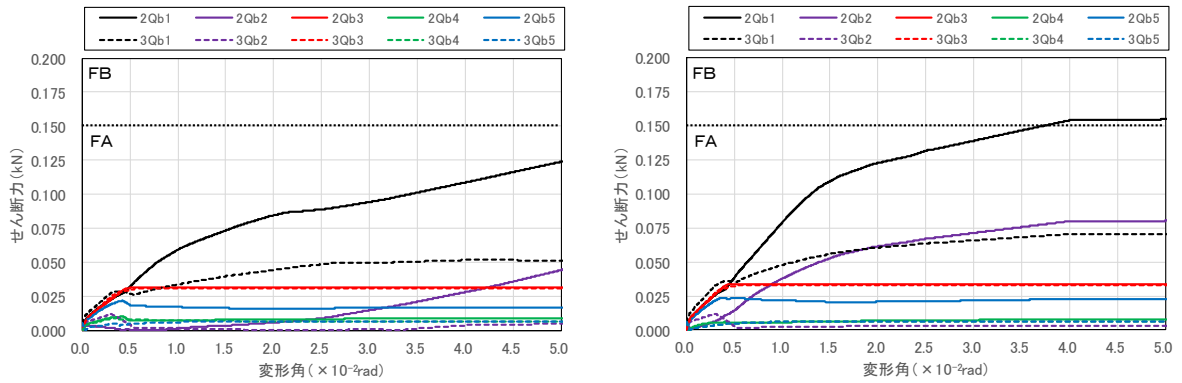


(iii) 試験体 C

図 3-156 柱のせん断応力度比の推移

(10) RC はりのせん断応力度比

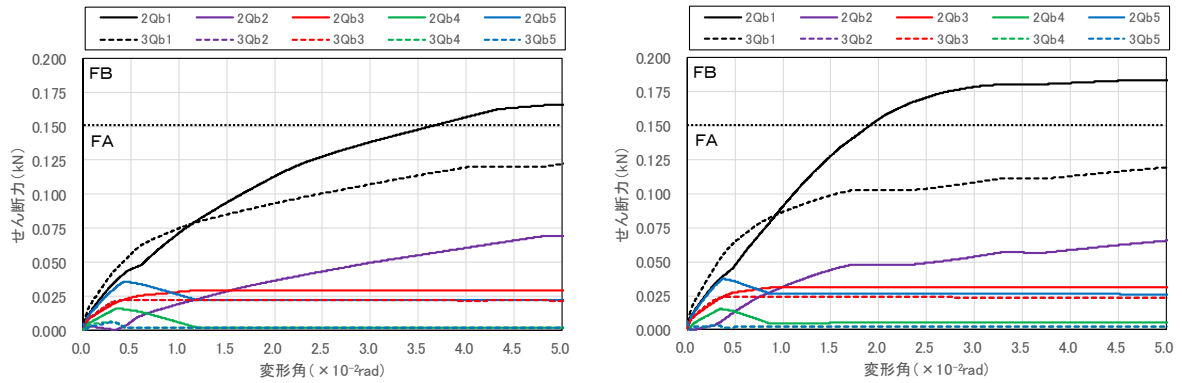
図 3-157 に RC はりのせん断応力度比の推移を示す。ここでは、RC はりに作用する水平せん断力を、RC はりの幅 (300mm)、有効せい (7/8×358mm)、コンクリートの圧縮強度で割ることで、せん断応力度比を求めた。なお、図中には、RC はりの部材種別判定で FA、FB の閾値となる 0.150 に線を引いている。CLT 袖壁の圧縮軸力が RC はりの鉛直せん断力として作用する RC 柱フェイス位置 (${}_2Q_{b1}$ 、 ${}_3Q_{b1}$) のせん断応力度比が大きく、試験体 A、B のいずれについても、せん断応力度比が 0.150 を上回り、FB の判定となった。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

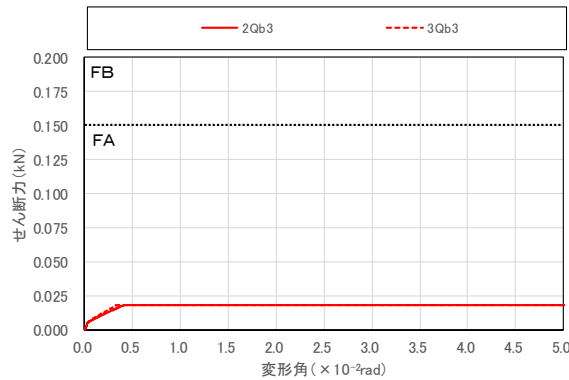
(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B



(iii) 試験体 C

図 3-157 はりのせん断応力度比の推移

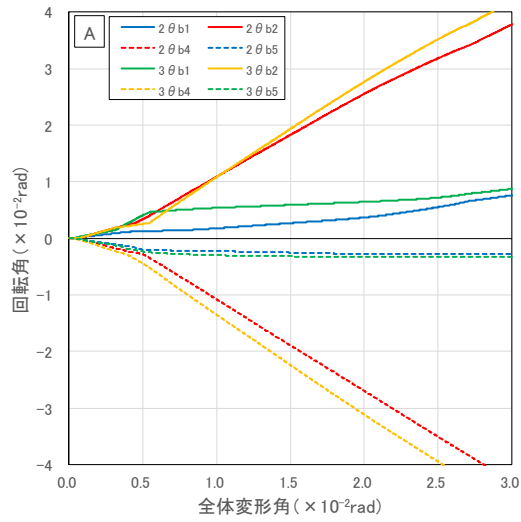
3.7.3.5. RC はりに設けた曲げばねの回転角

図 3-158 に、試験体 A、B、C における RC はりの曲げばねの回転角の推移を示す。図中の凡例 ($2F : 2\theta_{b1}, 2\theta_{b2}, 2\theta_{b4}, 2\theta_{b5}, 3F : 3\theta_{b1}, 3\theta_{b2}, 3\theta_{b4}, 3\theta_{b5}$) は、図 3-140、図 3-141 で示した曲げモーメントの計算位置 ($2F : 2M_{b1}, 2M_{b2}, 2M_{b4}, 2M_{b5}, 3F : 3M_{b1}, 3M_{b2}, 3M_{b4}, 3M_{b5}$) と対応している。

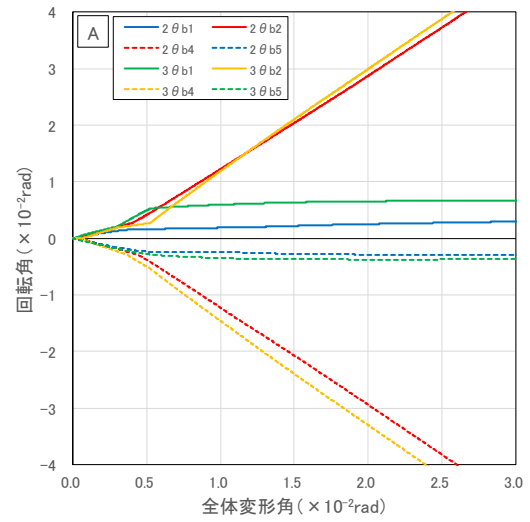
試験体 A、B では、RC はりの端部について、RC 柱フェイスと CLT 袖壁フェイス近傍の 2 箇所曲げばねを設置しているため、それぞれの曲げばねに回転角が生じる。そのため、RC はりの変形性能を評価する上で、それぞれの曲げばねに生じる回転角の大きさを把握しておくことは重要である。今回の解析では、図中に示す詳細モデルと簡易モデルで、回転角に大きな差異は見られない。なお、比較のために、試験体 C の解析結果も示すが、同試験体では、CLT 袖壁やそれに対応した RC はりの曲げばねを設けていないため、はり端の回転角は全て RC 柱フェイス位置で生じている。

試験体 A では、いずれのはり端についても CLT 袖壁フェイス近傍の曲げばね ($2\theta_{b2}, 2\theta_{b4}, 3\theta_{b2}, 3\theta_{b4}$) に大部分の変形が集中しており、RC はりのヒンジリロケーションの効果が表れている。CLT 袖壁フェイス近傍の曲げばねに生じる回転角は、全体変形角とほぼ比例する形で増加しており、はり端による差はあまり見られない。一方、RC 柱フェイスの曲げばね ($2\theta_{b1}, 2\theta_{b5}, 3\theta_{b1}, 3\theta_{b5}$) では、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取りつくはり端の回転角 ($2\theta_{b5}, 3\theta_{b5}$) は、全体変形角 $0.5 \times 10^{-2} \text{rad}$ 付近でほぼ頭打ちとなっているのに対し、加力方向に対して引張側の RC 柱に取りつくはり端の回転角 ($2\theta_{b1}, 3\theta_{b1}$) は、全体変形角の増加に伴って増加する傾向は見られるものの、全体変形角 $3.0 \times 10^{-2} \text{rad}$ 到達時点で、 $1.0 \times 10^{-2} \text{rad}$ を下回っていた。

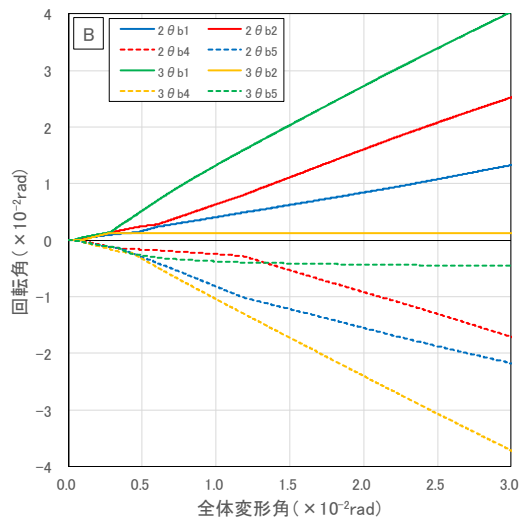
試験体 B では、試験体 A と異なり、はり端によって、CLT 袖壁フェイス近傍と RC 柱フェイスの曲げばねの回転角の割合が大きく異なっている。CLT 袖壁フェイス近傍の曲げばね ($2\theta_{b2}, 2\theta_{b4}, 3\theta_{b2}, 3\theta_{b4}$) のうち、回転角が集中しているのは、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く 3F のはり端 ($3\theta_{b4}$) のみであり、その他のはり端では RC 柱フェイスの曲げばね ($2\theta_{b1}, 2\theta_{b5}, 3\theta_{b1}, 3\theta_{b5}$) でも相応の回転角が生じている。特に加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く 3F のはり端 ($3\theta_{b1}$) では、回転角の大部分が RC 柱フェイスで生じており、ヒンジリロケーションの効果は表れていない。



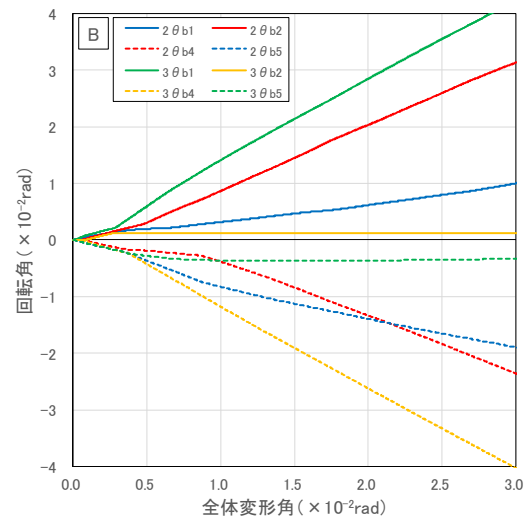
(a) 試験体 A (詳細モデル)



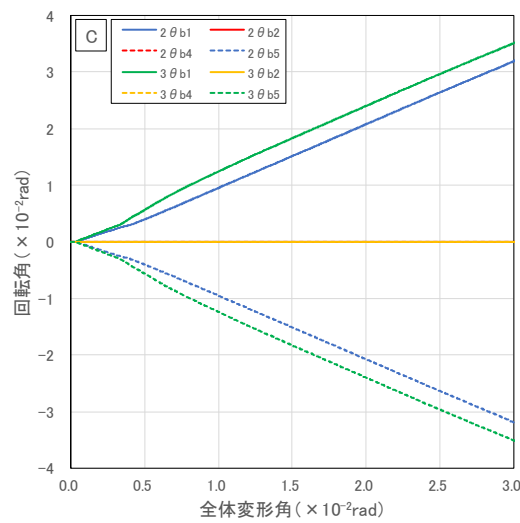
(b) 試験体 A (簡易モデル)



(c) 試験体 B (詳細モデル)



(d) 試験体 B (簡易モデル)



(e) 試験体 C

図 3-158 柱フェイス位置、袖壁フェイス位置における RC はりの回転角の推移

解析結果の妥当性を検証するため、実験結果との比較を行う。図 3-159 に加力実験における RC はりの RC 柱フェイス、CLT 袖壁フェイス近傍の変形角の推移を示す。ここでは、図 3-80、図 3-87 で示した計測区間①～⑩で求めた回転角、せん断ひずみを用いて、RC 柱フェイス、CLT 袖壁フェイス近傍の変形角を以下の式で算定した。試験体 C における RC はりの変形の大部分が計測区間①、②、⑥、⑦に集中していたことから、RC 柱はり接合部内を含む長さ 475mm の計測区間①、②、⑥、⑦で求められる式(3.66)、(3.68)による変形角を RC 柱フェイス、長さ 1150mm の計測区間③、④、⑤、⑧、⑨、⑩で求められる式(3.67)、(3.69)による変形角を CLT 袖壁フェイス近傍の変形を見なすこととした。なお、実験における「変形角」には、曲げ、せん断といった全ての変形が含まれているが、簡易モデルの RC 柱フェイスの曲げばねを除き、解析で得られた「回転角」には線材としてモデル化した部分の弾性変形が含まれていないため、実験と解析における変形の定義は厳密には異なるが、ここでは大まかな傾向をつかむことを目的として、そのまま比較を行っている。

図 3-158 で示した解析結果と比較すると、解析では、CLT 袖壁フェイス近傍における変形をやや大きく、RC 柱フェイスにおける変形をやや小さく評価する傾向が見られるものの、解析結果は実験における RC はりの変形角の傾向を全体的に捉えており、詳細モデル、簡易モデルのいずれを用いる場合にも、曲げばねの回転角を RC はりの変形性能の評価に用いることができるものと考えられる。

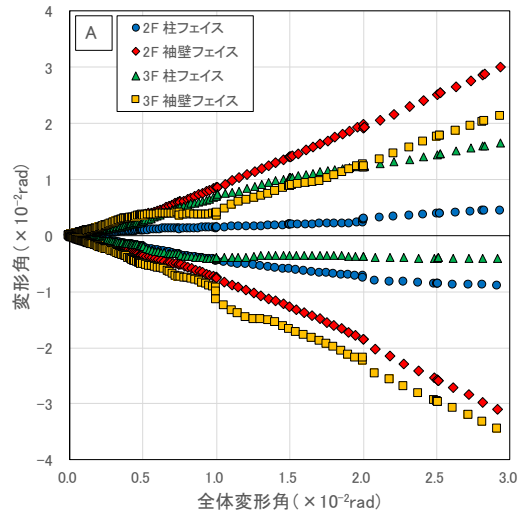
$${}_b R_{2F, column} = (\theta_1 \cdot (\frac{l_1}{2} + l_2) + \theta_2 \cdot \frac{l_2}{2} + \gamma_1 \cdot l_1 + \gamma_2 \cdot l_2) / (l_1 + l_2) \quad (3.66)$$

$${}_b R_{2F, wing wall} = (\theta_3 \cdot (\frac{l_3}{2} + l_4 + l_5) + \theta_4 \cdot (\frac{l_4}{2} + l_5) + \theta_5 \cdot \frac{l_5}{2} + \gamma_3 \cdot l_3 + \gamma_4 \cdot l_4 + \gamma_5 \cdot l_5) / (l_3 + l_4 + l_5) \quad (3.67)$$

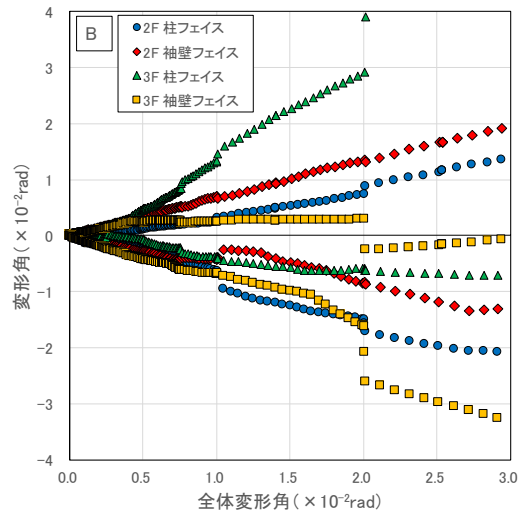
$${}_b R_{3F, column} = (\theta_6 \cdot (\frac{l_6}{2} + l_7) + \theta_7 \cdot \frac{l_7}{2} + \gamma_6 \cdot l_6 + \gamma_7 \cdot l_7) / (l_6 + l_7) \quad (3.68)$$

$${}_b R_{3F, wing wall} = (\theta_8 \cdot (\frac{l_8}{2} + l_9 + l_{10}) + \theta_9 \cdot (\frac{l_9}{2} + l_{10}) + \theta_{10} \cdot \frac{l_{10}}{2} + \gamma_8 \cdot l_8 + \gamma_9 \cdot l_9 + \gamma_{10} \cdot l_{10}) / (l_8 + l_9 + l_{10}) \quad (3.69)$$

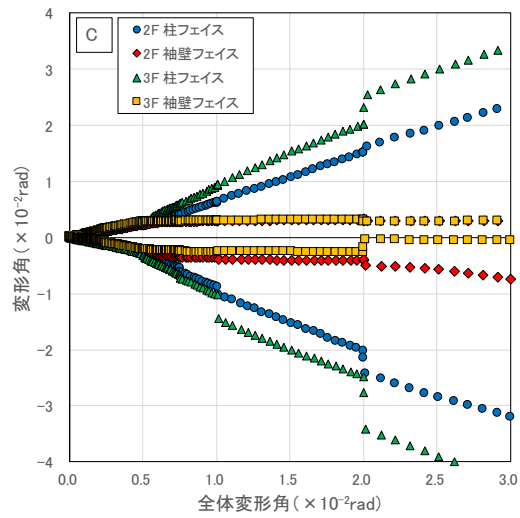
ここで、 ${}_b l_1$ 、 ${}_b l_2$ 、 ${}_b l_3$ 、 ${}_b l_4$ 、 ${}_b l_5$: 2F はりの計測区間 1～5 の長さ、 ${}_b l_6$ 、 ${}_b l_7$ 、 ${}_b l_8$ 、 ${}_b l_9$ 、 ${}_b l_{10}$: 3F はりの計測区間 6～10 の長さ、 θ_1 、 θ_2 、 θ_3 、 θ_4 、 θ_5 : 2F はりの計測区間 1～5 で計測された回転角、 θ_6 、 θ_7 、 θ_8 、 θ_9 、 θ_{10} : 3F はりの計測区間 6～10 で計測された回転角、 γ_1 、 γ_2 、 γ_3 、 γ_4 、 γ_5 : 2F はりの計測区間 1～5 で計測されたせん断ひずみ、 γ_6 、 γ_7 、 γ_8 、 γ_9 、 γ_{10} : 3F はりの計測区間 6～10 で計測されたせん断ひずみである。



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B



(c) 試験体 C

図 3-159 柱フェイス位置、袖壁フェイス位置における RC はりの変形角の推移 (実験結果)

3.7.3.6. RC はりに設けた曲げばねが近接する場合の対応

今回対象とした試験体 A、B では、図 3-158、図 3-159 で示したように、実験、解析のいずれについても、一部のはり端を除き、CLT 袖壁フェイス近傍の曲げばねに相応の回転が生じたが、本試験体よりも CLT 袖壁の長さが短い場合や厚さが薄い場合など、袖壁の効果が不十分な場合には、RC はりのヒンジリロケーションの効果が限定的となり、RC 柱フェイス位置の曲げばねに回転が集中する可能性がある。この際、図 3-110～図 3-113 で示した詳細モデルや簡易モデルにおける RC 柱フェイス位置と CLT 袖壁フェイス位置の間の距離 ($D_w - L_b$) が短いと、RC 柱フェイス位置に設ける曲げばねの降伏時回転角が非常に小さい値となり、早期に曲げ降伏が生じると共に、曲げ降伏後の塑性率の評価が難しくなる可能性がある。実際には、RC 柱フェイスと CLT 袖壁フェイス近傍の塑性ヒンジが一体に近い挙動を示すものと考えられるが、一つの曲げばねに集約すると RC はりの曲げモーメント分布の再現が難しくなることから、ここでは暫定的な対応として、RC 柱フェイス位置と CLT 袖壁フェイス位置の間の距離 ($D_w - L_b$) が RC はりのせい D_b を下回る場合には、ヒンジリロケーションの効果が限定的となるものと考え、以下に示す曲げばね近接モデルによるモデル化を行うことを提案する。なお、曲げばね近接モデルを用いる場合には、RC 柱フェイスの曲げばねに回転角が集中し、CLT 袖壁フェイス近傍に設けた剛塑性の復元力特性を持つ曲げばねには、回転角がほとんど生じないことを確認する必要がある。CLT 袖壁フェイス近傍に設けた曲げばねに回転角が集中する場合には、3.7.2 項で示した通常モデル化を行えばよい。

曲げばね近接モデルでは、詳細モデル、簡易モデルのいずれの場合についても、RC 柱フェイス位置における曲げばねの復元力特性を、図 3-160(a) に示すように、曲げひび割れ発生後に塑性変形が生じるトリリニアとする。なお、簡易モデルでは、RC 柱フェイス位置と CLT 袖壁フェイス位置の間の長さ ($D_w - L_b$) の線材を剛体としてモデル化を行うため、図 3-160(a) に示すように、弾性変形を考慮し、曲げひび割れ発生までは回転角が生じないものと仮定すると、その区間の変形を無視することになるが、ここで示す手法は長さ ($D_w - L_b$) が短いケースを対象としているため、許容することとする。曲げ降伏時回転角は、RC はりのヒンジリロケーションの効果を無視して、式(3.70)で算定する。この際、RC はりの降伏点剛性低下率を算定する際に必要となるせん断スパン比を、RC はりの材端に作用する最大のせん断力と曲げモーメントから算定すると、せん断スパン比が小さくなり、剛性低下率を過小に、降伏時回転角を過大に評価してしまう可能性があるため、ここでは RC はりの内法スパンの半分を RC はりのせいで除した値を採用する。また、CLT 袖壁フェイス近傍における曲げばねの復元力特性は、図 3-160(b) に示す剛塑性モデルとし、ヒンジリロケーションによる剛性増大効果は見込まないものの、RC はりに作用する曲げモーメントが曲げ終局モーメントで頭打ちとなるように配慮する。

$${}_b\theta'_y = {}_bM_y \frac{1 - \alpha_y}{\alpha_y} \frac{{}_bL_0 + 2D_w}{6 {}_cE_c \cdot {}_bI_e} \quad (3.70)$$

ここで、 ${}_bM_y$: RC はりの曲げ降伏モーメントで、ここでは曲げ終局モーメント ${}_bM_u$ と等しいものと仮定する、 ${}_bL_0$: CLT 袖壁のフェイス間の内法スパン、 D_w : CLT 袖壁のせい、 α_y : RC はりの降伏点剛性低下率、 ${}_cE_c$: コンクリートのヤング係数、 ${}_bI_e$: RC はりの鉄筋を考慮した断面二次モーメントである。

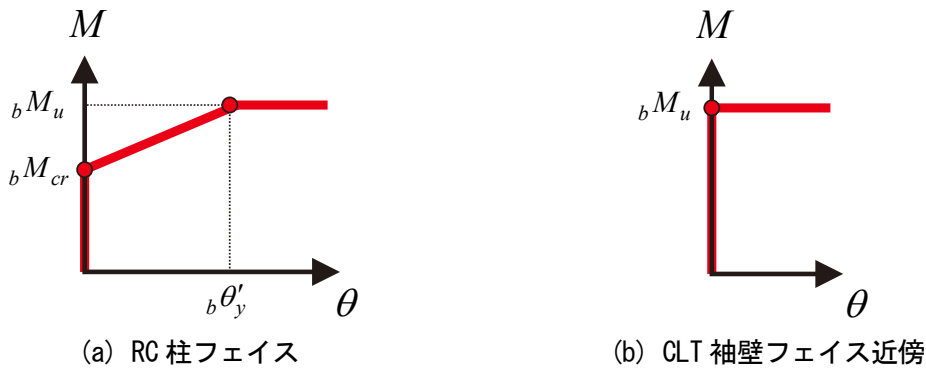
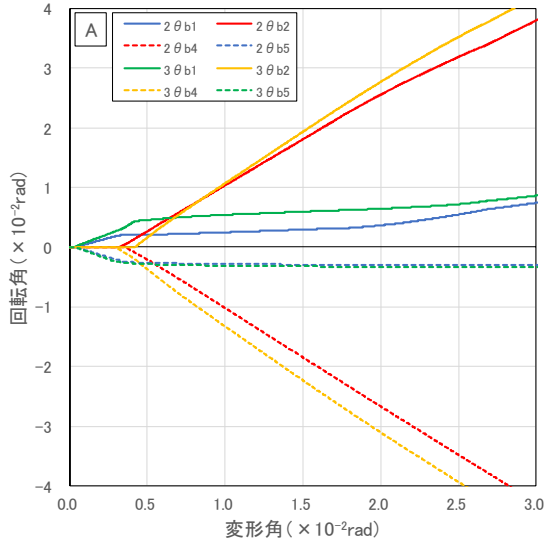


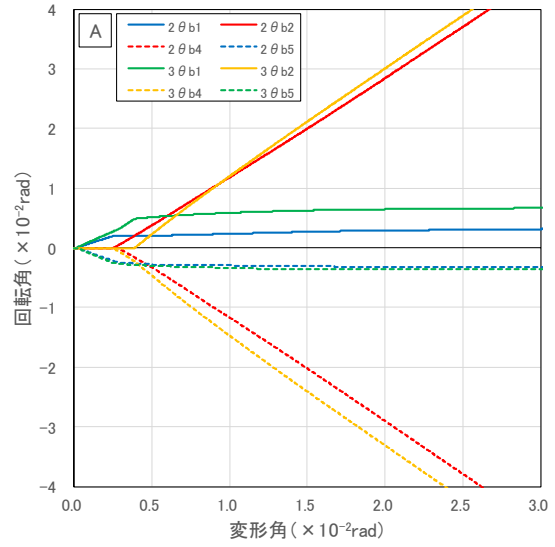
図 3-160 RC はりの曲げばねの復元力特性 (曲げばね近接モデル)

本来は適用範囲外であるが、参考として、試験体 A、B の RC はりの復元力特性に曲げばね近接モデルを採用した場合の RC 柱フェイス、CLT 袖壁フェイス近傍における RC はりの回転角の推移を図 3-161 に示す。曲げばね近接モデルでは、CLT 袖壁フェイス近傍の曲げばね ($2\theta_{b2}$ 、 $2\theta_{b4}$ 、 $3\theta_{b2}$ 、 $3\theta_{b4}$) の復元力特性を剛塑性とするため、これらの曲げばねでは曲げ降伏が生じるまで回転角は生じないが、曲げ降伏が生じた後の各曲げばねにおける回転角の推移は、図 3-158 で示した通常モデル化を行った場合とあまり変わらないことが分かる。

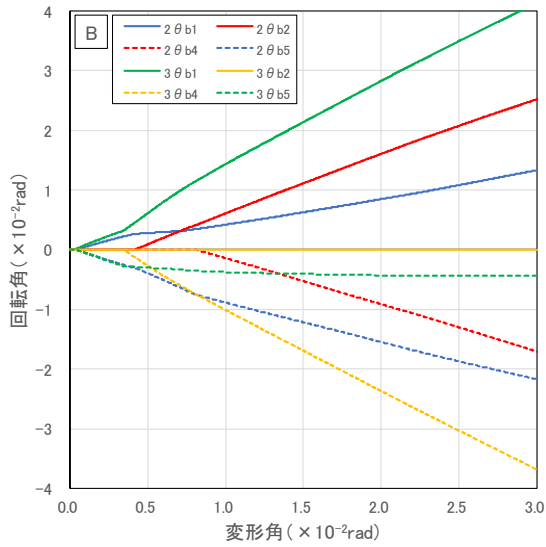
また、図 3-162 に試験体 A、B の RC はりの復元力特性に曲げばね近接モデルを採用した場合と通常モデル化を行った場合の水平荷重-全体変形角の関係を示す。曲げばね近接モデルを採用した場合には、CLT 袖壁フェイス近傍における塑性変形を RC 柱フェイスの曲げばねに含める形でモデル化を行うことになるため、通常モデル化を行った場合よりも、全体の荷重変形関係の水平剛性をやや高めに評価する傾向があるが、1F 柱脚および各階のはり端が曲げ降伏し、水平耐力がほぼ頭打ちとなると、両者がほぼ一致することが分かる。また、図中に示す実験の荷重変形関係との乖離も見られないことから、曲げばね近接モデルを作用した場合にも、建築物の地震時の挙動をある程度推定できるものと考えられる。



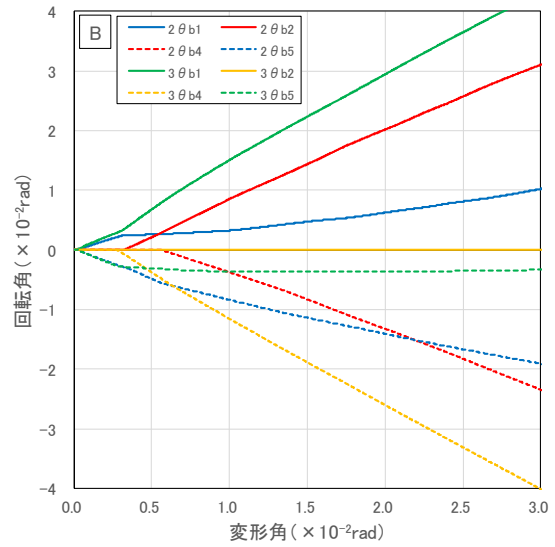
(a) 試験体 A (詳細モデル)



(b) 試験体 A (簡易モデル)

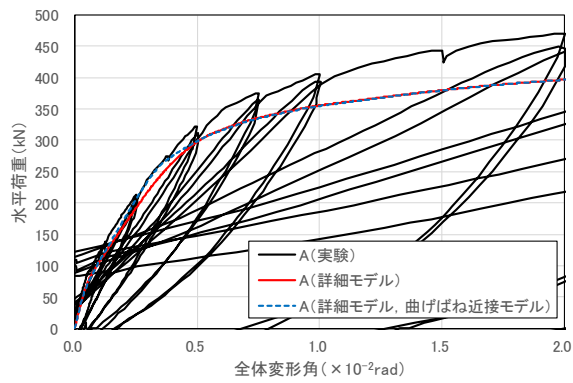


(c) 試験体 B (詳細モデル)

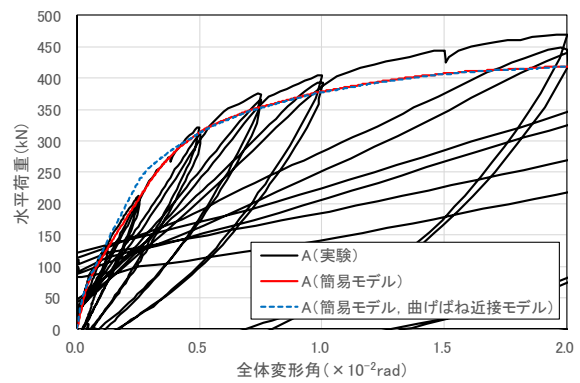


(d) 試験体 B (簡易モデル)

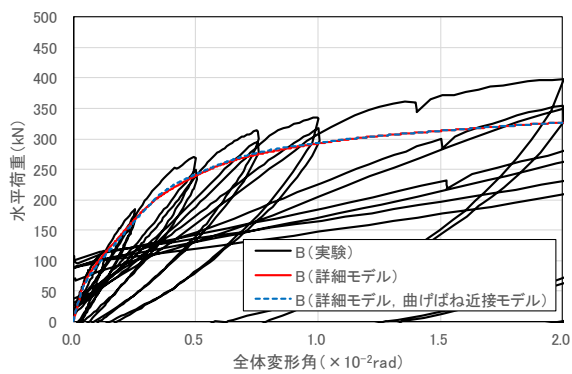
図 3-161 柱フェイス位置、袖壁フェイス位置における RC はりの回転角の推移
(曲げばね近接モデルを用いた場合)



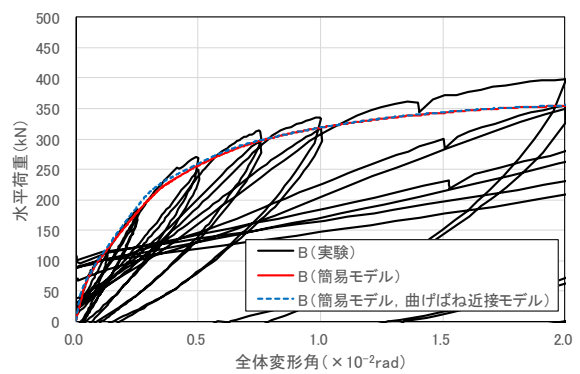
(a) 試験体 A (詳細モデル)



(b) 試験体 A (簡易モデル)



(c) 試験体 B (詳細モデル)



(d) 試験体 B (簡易モデル)

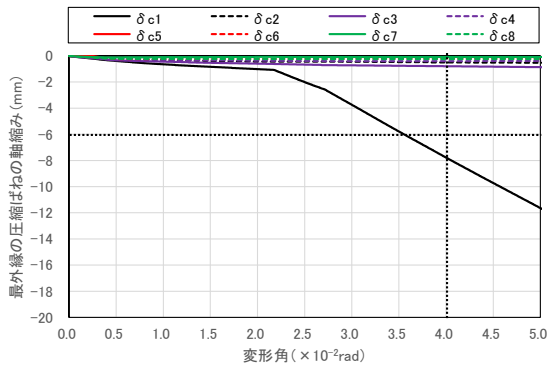
図 3-162 解析における荷重変形関係 (曲げばね近接モデルを用いた場合との比較)

3.7.3.7. 変形性能の評価

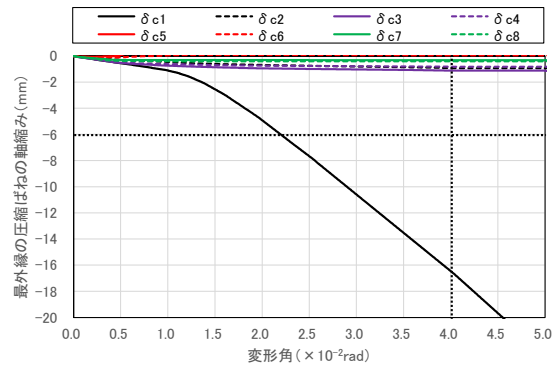
図 3-163、図 3-164 に試験体 A、B の詳細モデル、簡易モデルにおいて、CLT 袖壁最外縁の支圧ばね（詳細モデルに関しては、支圧ばねの位置を図 3-165 に示す）の軸縮み—変形角関係を示す。詳細モデルでは圧縮縁から袖壁せいの 1/8 の位置に、簡易モデルでは圧縮縁から袖壁せいの 1/20 の位置に支圧ばねが設置されており、両者は比較的近い位置にある。

試験体 A の載荷実験では、 $R=1/50\text{rad}$ サイクルにおいて、1F 袖壁脚部のドリフトピン接合部において、ドリフトピンに沿った CLT の水平方向の亀裂やしわが発生した。また、 $R=1/25\text{rad}$ サイクルでは、アンカーボルトの引張力が作用する 1F 袖壁脚部のドリフトピン接合部でラミナの破断が生じている。一方、試験体 B の載荷実験では、実験終了時まで、CLT 袖壁には顕著な損傷は見られなかった。以上の実験結果より、CLT 袖壁の曲げ圧縮破壊により、 $R=1/50\text{rad}$ 付近で耐力低下が生じた部材実験の試験体 AS、BS と比較すると、架構試験体 A、B は、より靱性に富む挙動を示したものと考えられる。

図 3-163、図 3-164 において、詳細モデルにおける試験体 A、B の 1F 袖壁脚部の支圧ばねの軸縮み δ_{cl} を見ると、本実験と同じ 3 層 4 プライの CLT 袖壁を用いた部材試験体 BS の数値解析において、CLT 袖壁の損傷によって最大耐力の低下が生じた時の支圧ばねの軸縮み（6mm）に到達したのは、いずれの試験体でも $R=1/25\text{rad}$ 付近であり、試験体 A、B の変形性能を概ね評価できている。一方、簡易モデルでは、詳細モデルと比較して、支圧ばねの軸縮みが大きく、いずれの試験体でも、 $R=1/50\text{rad}$ 付近で部材実験において、最大耐力の低下が生じた時の支圧ばねの軸縮み（6mm）に到達している。詳細モデルでは、CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力によるせん断変形を考慮しているため、その分、袖壁脚部の支圧ばねの軸縮み δ_{cl} が低減されたのに対し、簡易モデルでは、このようなせん断変形を考慮していないため、袖壁脚部の支圧ばねに変形が集中したものと考えられる。

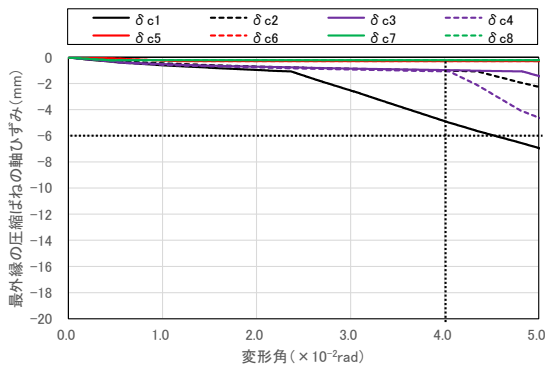


(a) 詳細モデル

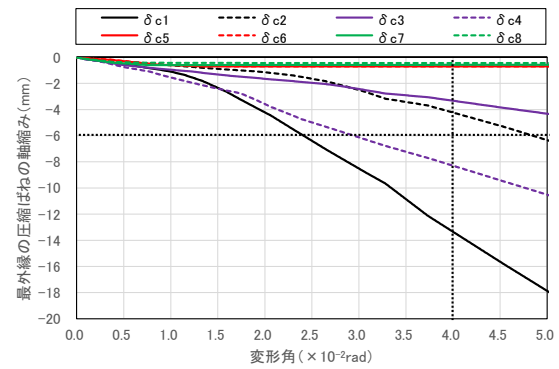


(b) 簡易モデル

図 3-163 曲げ圧縮力を受ける CLT 袖壁の最外縁の支圧ばねの軸縮み—変形角関係 (試験体 A)

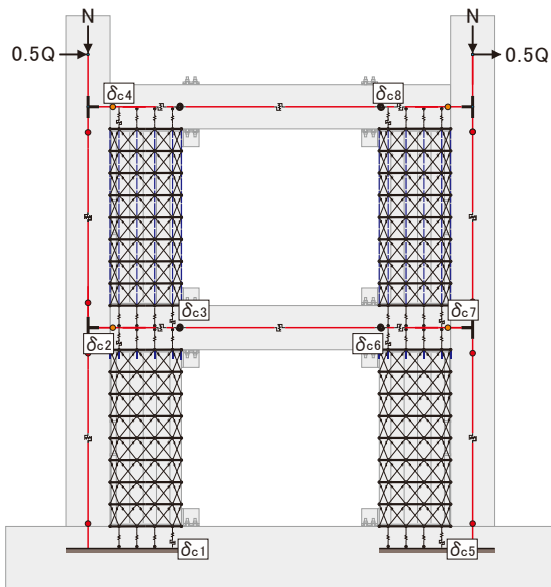


(a) 詳細モデル

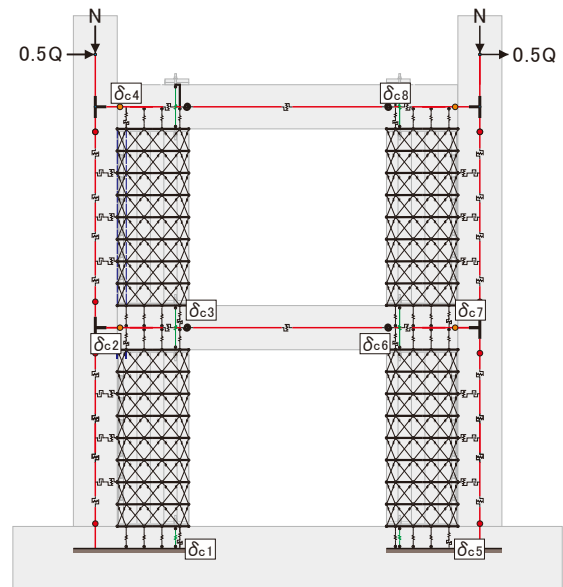


(b) 簡易モデル

図 3-164 曲げ圧縮力を受ける CLT 袖壁の最外縁の支圧ばねの軸縮み—変形角関係 (試験体 B)



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B

図 3-165 支圧ばねの位置 (詳細モデルの場合)

3.8. 実験結果及び解析結果を踏まえた試験体の設計

本節では、実験結果及び解析結果を踏まえ、RC 部材—CLT 袖壁間の接合材や RC 部材の保証設計を行う上での参考となるように、架構試験体の設計方法について記載する。なお、試験体の設計に用いた材料強度と実強度に差が生じている場合もあるため、ここでは、設計時に参照可能な情報（材料の基準強度や規格強度、弾性係数等の標準的な特性値等）に基づいて検討する場合を設計値、材料試験の結果等、実態に応じた情報に基づき、実験結果の検証を目的とする場合を試験値と区別して、議論を行う。本節では、基本的に材料の実強度を用いた検討を行っていること、実験結果を模擬することを目的としていることを踏まえ、保証設計において求められる設計用せん断力の割り増しを行わずに検討を行っている点に注意されたい。

3.8.1. 材料強度

表 3-41、表 3-42、表 3-43、表 3-44 に試験体の設計時に用いた各材料の強度、ヤング係数、せん断弾性係数の一覧を示す。なお、材料試験結果を基にした実強度に関しては、3.4 節を参照されたい。

コンクリートの圧縮強度は、部材実験（24N/mm²）よりも高い 30N/mm² とした。部材実験では、試験体 AD ではせん断に関する条件が比較的厳しくなるように、せん断余裕度が 1.0 程度となるように設計を行ったが、架構実験では、いずれの試験体においても、柱脚およびはり端の曲げ降伏による全体崩壊機構が形成されるように、各部材のせん断余裕度を十分に確保する必要がある。そこで、逆対称曲げモーメントが作用した時に、せん断余裕度が 1.1 程度は確保されるように配慮し、コンクリートの圧縮強度をやや高めに設定した。

鉄筋のうち、曲げの検討時には、主筋の規格降伏強度を 1.1 倍した値を用いたが、パンチングの検討時の主筋やせん断補強筋に関しては、規格降伏点強度そのものを用いた。アンカーボルト、テンションロッド、水平接合材、鉛直接合材、滑り止めに関しては、鋼材の強度をそのまま用いた。ボルトに関しては、強度区分 6.8 とみなして検討を行った。

表 3-41 コンクリートの材料特性（設計値）

	圧縮強度 [目標] (MPa)	ヤング係数 (GPa)	せん断弾性係数 (GPa)
コンクリート	30.0	25.5	10.9

表 3-42 鋼材の材料特性（設計値）

	種類	降伏強度 (MPa)	引張強度 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
鉄筋	SD295A(せん断補強筋)	295	—	205
	SD345 (主筋、パンチング検討時)	345	—	205
	SD345 (主筋、曲げ検討時)	380	—	205
アンカーボルト	ABR490B	325	490	205
寸切りボルト	S45C	420	600	205
水平接合材 鉛直接合材 滑り止め ドリフトピン	SS400	235	400	205

ラミナに関しては機械等級区分の値を、CLTに関しては実験対象とする3層4プライ（同一等級構成）の値を示した。ここでは、ラミナの厚さを30mm、ラミナの幅を122mm、各層のラミナの幅方向の数のうちの最小の値を5.3枚（ $\approx 640\text{mm}/122\text{mm}$ ）として、基準となるせん断強度を算定している。表3-45に、以降の検討で用いるCLT袖壁の座屈強度を示す。座屈強度は、表3-11に示す圧縮強度と座屈強度の関係を用いて算定しているが、ここでは、架構試験体における境界条件が両端固定となるものと仮定し、座屈長さをCLT袖壁の高さ（1600mm）やせい（650mm）の半分としているため、圧縮強度と座屈強度は一致している。

表 3-43 ラミナの材料特性（設計値）

	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮弾性係数 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	引張弾性係数 (N/mm ²)
M90	27.6	9000	20.5	9000
M60	21.6	6000	16.0	6000
M30	15.6	3000	11.5	3000

表 3-44 CLT 袖壁の材料特性（同一等級構成 S60、設計値）

	板厚(mm)	直交方向 有効幅 (mm)	圧縮				引張				せん断 面内	
			強軸		弱軸		強軸		弱軸		弾性係数 (GPa)	せん断強度 (MPa)
			弾性係数 (GPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	圧縮強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)		
3層4プライ	120	60	3.0	8.1	3.0	8.1	3.0	6.0	3.0	6.0	0.5	1.7

* せん断強度は、ラミナの幅を122mm、各層ラミナの幅方向の数の最小の値を5.3枚（ $\approx 640\text{mm}/122\text{mm}$ ）として計算を行っている。

表 3-45 CLT 袖壁の座屈強度（S60、設計値）

	圧縮の基準強度 (N/mm ²)	架構試験の座屈強度 (N/mm ²)	λ	k	I _e (mm ⁴)	A (mm ²)		I _b (mm)
S60-3-4 縦圧縮	8.1	8.1	23.1	34.6	93600000	78000	= 650 × 120	800
S60-3-4 横圧縮	8.1	8.1	18.8	17.3	28800000	96000	= 1600 × 60	325

3.8.2. RC 柱の設計 (共通)

(1) 設計段階における検討

対象は、図 3-3 で示した想定建物の柱部分を縮尺 2/3 で取り出した 400mm 角断面の RC 柱である。主筋は D16 を 16 本配筋し、帯筋は試験体 A の鉛直接合面にボルトを埋め込むためのスペースを設けることを考え、帯筋間隔をやや広め (座屈防止のため、主筋径の 6 倍以下には収める) に 4-D10@100 とする。試験体の設計段階では、RC ラーメン内の曲げモーメント分布が不明であるため、ここでは安全側の考え方として、長期荷重が作用した状態で、せん断設計が最も厳しくなる逆対称の曲げモーメント分布を想定して、RC 柱の設計を行っている。

表 3-46 に RC 柱単体の水平耐力の算定結果を示す。ここでは柱の内法長さを 1600mm とし、せん断スパンをその半分の 800mm としている。曲げ終局時せん断力とせん断耐力は、式(3.71)、(3.72)に基づいて計算した^[3-14]。また、設計時の長期荷重は、柱断面に対する軸力比を 0.1 として算定している。

設計段階では、RC 柱の曲げ降伏がせん断破壊に先行することを保証するため、せん断余裕度の目安を 1.25 としていたが、材料の実強度を用いて再計算した場合でも、RC 柱のせん断余裕度は 1.25 以上確保されており、RC 柱がせん断破壊する恐れは小さいものと考えられる。

$$\begin{aligned}
 & {}_cN_{\min} \leq N_c < 0 \text{ のとき} \\
 & {}_cM_u = 0.5 {}_c a_g {}_c \sigma_y g_1 D_c + 0.5 N_c g_1 D_c \\
 & 0 \leq N_c \leq {}_cN_b \text{ のとき} \\
 & {}_cM_u = 0.5 {}_c a_g {}_c \sigma_y g_1 D_c + 0.5 N_c D_c \left(1 - \frac{N_c}{b_c D_c {}_c F_c}\right) \\
 & {}_cN_b < N_c \leq {}_cN_{\max} \text{ のとき} \\
 & {}_cM_u = (0.5 {}_c a_g {}_c \sigma_y g_1 D_c + 0.024(1 + g_1)(3.6 - g_1)b_c D_c^2 {}_c F_c) \frac{{}_cN_{\max} - N_c}{{}_cN_{\max} - {}_cN_b}
 \end{aligned} \tag{3.71}$$

ここで、 ${}_c a_g$: RC 柱の主筋全断面積、 ${}_c \sigma_y$: RC 柱主筋の降伏強度、 g_1 : RC 柱の引張筋重心と圧縮筋重心との距離の全せいに対する比、 D_c : RC 柱のせい、 N_c : RC 柱の軸方向力、 b_c : RC 柱の幅、 ${}_c F_c$: コンクリートの設計基準強度、 ${}_c N_{\max}$: RC 柱の圧縮耐力、 ${}_c N_{\min}$: RC 柱の引張耐力、 ${}_c N_b$: RC 柱の釣合軸力 ($=0.22(1+g_1)b_c D_c {}_c F_c$) である。

$${}_c Q_{su} = \left\{ \frac{0.068 {}_c p_t^{0.23} ({}_c F_c + 18)}{M / (Q \cdot d_c) + 0.12} + 0.85 \sqrt{{}_c p_w {}_c \sigma_{wy}} + 0.1 {}_c \sigma_0 \right\} b_c j_c \tag{3.72}$$

ここで、 ${}_c p_t$: RC 柱の引張鉄筋比 (%)、 ${}_c F_c$: コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 M/Q : M 、 Q はそれぞれ終局強度算定時における部材内の最大曲げモーメント及びせん断力 (ただし、 $M/(Qd_c) < 1$ のとき 1 とし、 $M/(Qd_c) > 3$ のとき 3 とする) (mm)、 d_c : RC 柱の有効せい (mm)、 ${}_c p_w$: RC 柱のせん断補強筋比 (小数、中子筋を除く場合 0.012 を上限とする。ただし、せん断補強筋として中子筋を併用する場合やスパイラル筋を用いる場合には 0.015 を上限とすることができる。)、 ${}_c \sigma_{wy}$: RC 柱のせん断補強筋の降伏強度 (N/mm²)、 j_c : RC 柱の応力中心距離で $7d_c/8$ としてよい (mm)、 ${}_c \sigma_0$: RC 柱の平均軸方向応力度 ($=N_c/(b_c D_c)$) (N/mm²) で $0.4 {}_c F_c$ 以下である。

表 3-46 RC 柱単体の水平耐力とせん断余裕度

	単位	設計値	試験値					
			A		B		C	
			1F	2F	1F	2F	1F	2F
曲げ終局モーメント	cM_u	kNm	230	240	241	241	241	241
曲げ耐力時の軸力		kN	480	535	535	535	535	535
曲げ耐力時せん断力	cQ_{mu}	kN	287	300	301	301	302	301
せん断耐力	cQ_{su}	kN	352	377	379	384	385	388
水平耐力	$\text{Min}(cQ_{mu}, cQ_{su})$	kN	287	300	301	301	302	301
せん断余裕度	cQ_{su}/cQ_{mu}		1.23	1.25	1.26	1.28	1.28	1.29

表 3-47 に柱脚および柱頭で塑性ヒンジが形成された状況を想定した場合の付着応力 $c\tau_f$ と付着割裂強度 $c\tau_{bu}$ の比較^{[3-14], [3-19]}を示す。なお、設計値には RC 柱主筋の規格降伏強度を、試験値には RC 柱主筋の実強度を用いた。いずれの場合でも、 $c\tau_{bu}/c\tau_f$ は 1.0 を上回っており、付着割裂破壊の恐れがないことが確認できる。

$$c\tau_f = \frac{c d_b \Delta \sigma}{4(L_0 - d_c)} \quad (3.73)$$

$$c\tau_{bu} = \alpha_i \left\{ (0.085b_i + 0.10) \sqrt{cF_c} + k_{st} \right\} \quad (\text{一段目主筋の場合}) \quad (3.74)$$

ここで、 d_b : RC 柱の主筋径、 $\Delta \sigma$: 終局限界状態における部材両端部の主筋の応力度の差、 L_0 : 部材の内法長さ、 d_c : RC 柱の有効せい、 α_i : 上端筋に対する付着強度低減係数、 b_i : 割裂線長さ比、 F_c : コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 k_{st} : 横補強筋の効果を示す係数である。

表 3-47 RC 柱主筋の付着割裂破壊の検討

	単位	設計値	試験値					
			A		B		C	
			1F	2F	1F	2F	1F	2F
定着長さ	L_0	m	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6
付着強度	$c\tau_{bu}$	N/mm ²	5.0	5.1	5.1	5.2	5.2	5.2
付着応力	$c\tau_f$	N/mm ²	2.2	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5
応力差	$\Delta \sigma$	N/mm ²	690	764	764	764	764	764
付着余裕度	$c\tau_{bu}/c\tau_f$		2.24	2.07	2.08	2.11	2.11	2.12

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

3.7 節で示した骨組解析で得られた最大せん断力を用いて、RC 柱のせん断設計に支障がないかを確認する。表 3-48 に RC 柱の最大せん断力、せん断耐力とせん断余裕度の一覧を示す。なお、RC 柱の最大せん断力は、今回解析を実施した全体変形角 $R=5.5 \times 10^{-2}$ rad までの最大値、せん断耐力は、全体変形角 $R=2.0 \times 10^{-2}$ rad 時の軸力やせん断スパンを用いて計算している。骨組解析では、式(3.72)に示すせん断耐力式の評価精度を考慮して、計算値を 1.4 倍に割り増した値をせん断耐力としてモデル化を行ったが、ここでは、せん断耐力の割り増しは行っていない。

表 3-48 に示す最大せん断力は、表 3-46 で示したせん断設計が最も厳しくなる逆対称の曲げモーメント分布を想定した場合のせん断力と比較して小さく、骨組解析を行い、CLT 袖壁の影響を考慮した場合でもせん断余裕度には問題がないことが確認できた。

表 3-48 RC 柱の最大せん断力、せん断耐力とせん断余裕度（骨組解析）

詳細モデル		単位	試験値											
			A				B				C			
			引張側		圧縮側		引張側		圧縮側		引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F
最大せん断力	cQ_{max}	kN	114	139	155	113	97	142	127	103	112	113	122	118
せん断耐力	cQ_{su}	kN	266	311	361	351	281	318	347	342	334	337	354	347
せん断余裕度	cQ_{su}/cQ_{max}		2.33	2.24	2.33	3.12	2.90	2.25	2.73	3.33	2.99	3.00	2.91	2.93

簡易モデル		単位	試験値											
			A				B				C			
			引張側		圧縮側		引張側		圧縮側		引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F
最大せん断力	cQ_{max}	kN	101	135	157	102	94	150	124	100	112	113	122	118
せん断耐力	cQ_{su}	kN	256	306	362	350	276	314	349	342	334	337	354	347
せん断余裕度	cQ_{su}/cQ_{max}		2.55	2.27	2.31	3.45	2.93	2.09	2.80	3.43	2.99	3.00	2.91	2.93

3.8.3. RC 柱の設計（パンチングシア破壊）

図 3-166 に CLT 袖壁の水平接合部における摩擦抵抗が期待できない場合のせん断伝達機構のイメージを示す。試験体 A では、CLT 袖壁と RC スタブ、RC はりとの間に離間が生じた場合や、離間が生じない場合でも、図 3-155 で示したように、CLT 袖壁の水平せん断力／曲げ圧縮力の比率が摩擦係数として想定している 0.5 を超える場合には、水平接合部を介したせん断伝達を行うことができない。このような場合、鉛直接合部を介して、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を RC 柱に伝達する必要がある。そのため、図 3-166 (a) に示すように、RC 柱の両端には、元々負担しているせん断力（図中の Q_c ）に加え、CLT 袖壁が負担する水平せん断力（図中の Q_w ）が作用する。そこで、試験体 A では、RC 柱および CLT 袖壁に作用する水平せん断力の和（ Q_c+Q_w ）が、RC 柱のパンチングシア耐力を上回ることを確認する。なお、パンチング破壊の検討では、スパン中央で RC 柱に作用しているせん断力と材端で CLT 袖壁から伝達されるせん断力は、本来分けて考えるべきであるが、ここでは簡略化のため、両者が材端において同時に作用している状況を仮定することとした。

また、試験体 B については、CLT 袖壁の水平せん断力／曲げ圧縮力の比率が摩擦係数として想定している 0.5 を十分に下回っているため、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を摩擦抵抗のみで伝達できるものと考えられるが、バックアップとして、CLT 袖壁端に滑り止めを設けている。目地部分の損傷等の理由により、図 3-166 (b) に示すように、水平接合面における摩擦抵抗が期待できなくなった場合には、RC 柱の側面を介したせん断伝達が行われるため、CLT 袖壁に作用する水平せん断力（図中の Q_w ）が、RC 柱の一端（図中では頂部）に作用することになる。そこで、試験体 B に関しても、RC 柱および CLT 袖壁に作用する水平せん断力の和（ Q_c+Q_w ）が、RC 柱のパンチングシア耐力を上回ることを確認する。

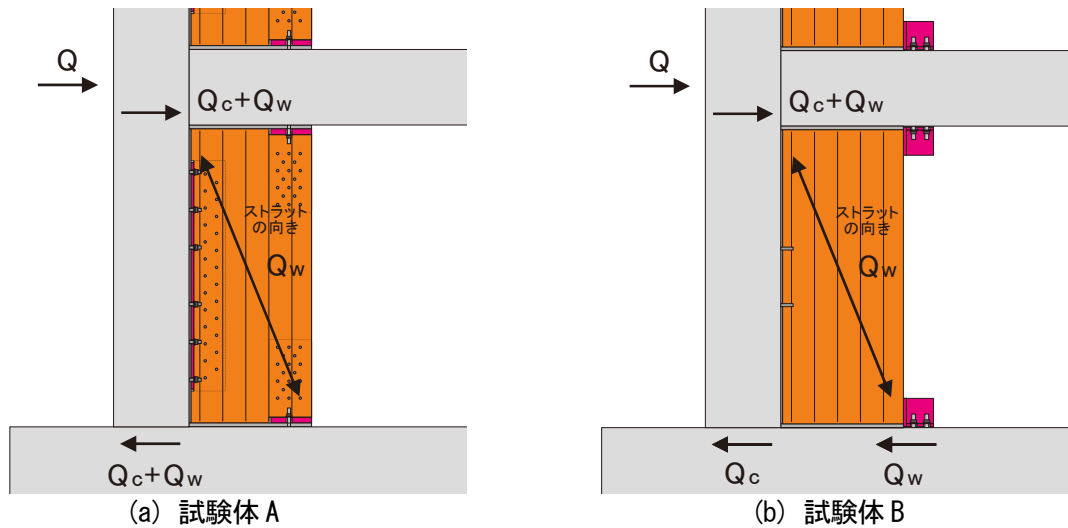


図 3-166 水平接合面における摩擦抵抗が期待できない場合のせん断伝達機構（架構試験体）

パンチング破壊の検討は、文献[3-16]に記載されている式(3.75)に基づいて行う。なお、評価精度も勘案し、ここでは、本文に記載された式(3.76)の下限式 K_{\min} ではなく、付録に記載された式(3.77)の平均式 K_{av} を用いることとした。

$${}_c Q_{pu} = K_{av} \cdot {}_c \tau_0 \cdot {}_c b_e \cdot D_c \quad (3.75)$$

$$K_{\min} = 0.34 / (0.52 + a_c / D_c) \quad (3.76)$$

$$K_{av} = 0.58 / (0.76 + a_c / D_c) \quad (3.77)$$

$${}_c \tau_0 = 0.98 + 0.1 {}_c F_c + 0.85 \sigma_c \quad (0 \leq \sigma_c \leq 0.33 {}_c F_c - 2.75 \text{ の時})$$

$${}_c \tau_0 = 0.22 {}_c F_c + 0.49 \min(0.66 {}_c F_c, \sigma_c) \quad (0.33 {}_c F_c - 2.75 < \sigma_c \text{ の時})$$

(3.78)

ここで、 ${}_c Q_{pu}$ ：RC 柱のパンチングシア耐力、 ${}_c b_e$ ：パンチングを受ける RC 柱の直交材を考慮した有効幅で RC 柱の幅としてよい (mm)、 D_c ：パンチングを受ける RC 柱のせい (mm)、 a_c ：CLT 袖壁から RC 柱に伝達される水平せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から水平断面までの距離で $a_c/D_c = 1/3$ としてよい、 ${}_c F_c$ ：コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)、 σ_c ： $\varphi_g c \sigma_y + {}_c \sigma_0$ 、 φ_g ： ${}_c b_e D_c$ に対する RC 柱の全主筋断面積の比、 ${}_c \sigma_y$ ：RC 柱主筋の降伏強度 (N/mm²)、 ${}_c \sigma_0$ ： $N_c / ({}_c b_e D_c)$ 、 N_c ：メカニズム時における RC 柱軸方向力で圧縮を正とする (N) である。

(1) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁の応力状態を推定することが難しいため、3.8.2 項の表 3-46 に示した RC 柱の水平耐力と、3.8.6 項に示す CLT 袖壁のせん断耐力の和が、RC 柱のパンチングシア耐力以下であることを確認する。

表 3-49 に算定結果を示すが、RC 柱のパンチングシア耐力は非常に大きく、CLT 袖壁がせん断降伏した場合でも、十分なせん断余裕度が確保できることから、全ての試験体において、摩擦抵抗が期待できない場合でも、CLT 袖壁が負担する水平せん断力を RC 柱に伝達しても問題がないことが分かる。

表 3-49 RC 柱のパンチングシア耐力の確認（設計段階）

	単位	設計値	試験値				
			A		B		
			1F	2F	1F	2F	
RC柱の水平耐力	$cQ_{\max} = \text{Min}(cQ_{\text{mu}}, cQ_{\text{su}})$	kN	287	300	301	301	301
CLTのせん断耐力	wQ_{su}	kN	133	173	173	173	173
入力せん断力	$cQ_{\text{mu}} + wQ_{\text{su}}$	kN	420	474	474	474	474
パンチングシア耐力	cQ_{pu}	kN	970	1084	1114	1116	1132
余裕度	$cQ_{\text{pu}} / (cQ_{\max} + wQ_{\text{su}})$		2.31	2.29	2.35	2.35	2.39

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

表 3-50 に骨組解析の応力を用いて計算した RC 柱のパンチングシア耐力と、入力せん断力の関係を示す。なお、パンチングシア耐力は、全体変形角 $R=2.0 \times 10^{-2}$ rad 時の軸力を用いて計算している。また、入力せん断力は、解析終了時までの RC 柱と CLT 袖壁の水平せん断力の和の最大値とした。いずれの試験体でも、逆対称の曲げモーメント分布を仮定していた表 3-49 で示した設計段階の検討と比較して、RC 柱に作用する入力せん断力は減少しており、RC 柱のパンチングシア耐力には十分な余裕があることが確認できる。

表 3-50 RC 柱のパンチングシア耐力の確認（骨組解析）

詳細モデル	単位	試験値								
		A				B				
		引張側		圧縮側		引張側		圧縮側		
		1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F	
入力せん断力	$\text{Max}(Q_c + Q_w)$	kN	226	260	193	167	195	155	243	123
パンチングシア耐力	cQ_{pu}	kN	666	987	1133	1089	739	903	1135	1117
余裕度	$cQ_{\text{pu}} / \text{Max}(Q_c + Q_w)$		2.95	3.80	5.87	6.53	3.78	5.84	4.67	9.10

簡易モデル	単位	試験値								
		A				B				
		引張側		圧縮側		引張側		圧縮側		
		1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F	
入力せん断力	$\text{Max}(Q_c + Q_w)$	kN	232	277	205	169	206	248	156	125
パンチングシア耐力	cQ_{pu}	kN	608	983	1134	1089	710	929	1139	1118
余裕度	$cQ_{\text{pu}} / \text{Max}(Q_c + Q_w)$		2.62	3.55	5.53	6.44	3.45	3.75	7.32	8.93

3.8.4. RC はりの設計

(1) 設計段階における検討

図 3-4 で示した断面 300mm×400mm の RC はりを検討対象とする。D16 を上下端筋としてそれぞれ 4 本ずつ配筋し、あばら筋は 2-D10@100 とした。表 3-51 に RC はりの水平耐力の算定結果を示す。

ここでは、骨組解析の結果を踏まえ、スパン中央と RC 柱フェイス位置に分類して RC はりのせん断設計について検討する。スパン中央に関しては、試験体 A、B に関しては、袖壁際に塑性ヒンジが形成される場合（内法長さ 1800mm）を、試験体 C に関しては、柱際に塑性ヒンジが形成される場合（内法長さ 3100mm）を想定してせん断設計を行っている。曲げ終局時せん断力とせん断耐力は、式 (3.79)、(3.80) に基づいて計算した。RC はりのせん断余裕度は十分に確保されており、RC はりがせん断破壊する恐れは小さいことが確認できる。一方、RC 柱フェイスでは、スパン中央と比較して、より大きなせん断力が発生する可能性があることが骨組解析の結果から確認されているが、設計段階における検討でこのせん断力の大きさを仮定することは難しいため、3.7 節で示したような骨組解析による検討が必要となる。

$${}_bM_u = 0.9 {}_b a_t \cdot {}_b \sigma_y \cdot d_b \quad (3.79)$$

ここで、 ${}_b a_t$: RC はりの引張鉄筋の断面積、 ${}_b \sigma_y$: RC はり主筋の降伏強度、 d_b : RC はりの有効せいである。

$${}_b Q_{su} = \left\{ \frac{0.068 {}_b p_t^{0.23} ({}_c F_c + 18)}{M / (Q d_b) + 0.12} + 0.85 \sqrt{{}_b p_w {}_b \sigma_{wy}} \right\} {}_b j_b \quad (3.80)$$

ここで、 ${}_b p_t$: 引張鉄筋比 (%)、 F_c : コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 M/Q : M 、 Q はそれぞれ終局強度算定時における部材内の最大曲げモーメント及びせん断力（ただし、 $M/(Q d_b)$ は、 $M/(Q d_b) < 1$ のとき 1 とし、 $M/(Q d_b) > 3$ のとき 3 とする）(mm)、 d_b : はりの有効せい (mm)、 ${}_b p_w$: せん断補強筋比（小数、中子筋を除く場合 0.012 を上限とする。ただし、せん断補強筋として中子筋を併用する場合やスパイラル筋を用いる場合には 0.015 を上限とすることができる。）、 ${}_b \sigma_{wy}$: せん断補強筋の降伏強度 (N/mm²)、 ${}_b j_b$: はり幅 (mm)、 j_b : 応力中心距離で $7d_b/8$ としてよい (mm) である。

表 3-51 RC はり単体の水平耐力とせん断余裕度（スパン中央）

	単位	設計値	試験値						
			A		B		C		
			2F	3F	2F	3F	2F	3F	
内法長さ	m	1.8	1.8	1.8	1.8	1.8	3.1	3.1	
曲げ終局モーメント	M_u	kNm	97	98	98	98	98	98	98
曲げ耐力時せん断力	Q_{mu}	kN	108	109	109	109	109	63	63
せん断耐力	Q_{su}	kN	204	211	212	216	216	199	198
水平耐力	$\text{Min}(Q_{mu}, Q_{su})$	kN	108	109	109	109	109	63	63
せん断余裕度	Q_{su}/Q_{mu}		1.89	1.94	1.96	1.99	1.99	3.16	3.14

表 3-52 に RC はりの両端（設計時、試験体 A、B では定着長を 1800mm、試験体 C では定着長を 3100mm としている）に塑性ヒンジが形成された状況を想定した場合の付着応力 τ_f （計算には鉄筋の降伏強度を使用）と付着割裂強度 τ_{bu} の比較を示す。なお、設計値には RC はり主筋の規格降伏強度を、試験値には RC はり主筋の実強度を用いた。いずれの場合も τ_{bu}/τ_f は 1.0 を上回っており、付着割裂破壊の恐れがないことが確認できる。

$${}_b\tau_f = \frac{{}_b d_b \Delta \sigma}{4(L_0 - d_b)} \quad (3.81)$$

$${}_b\tau_{bu} = \alpha_t \left\{ (0.085b_i + 0.10) \sqrt{{}_c F_c} + k_{st} \right\} \quad (\text{一段目主筋の場合}) \quad (3.82)$$

ここで、 ${}_b d_b$: RC はりの主筋径、 $\Delta \sigma$: 終局限界状態における部材両端部の主筋の応力度の差、 L_0 : 部材の内法長さ、 d_b : RC はりの有効せい、 α_t : 上端筋に対する付着強度低減係数、 b_i : 割裂線長さ比、 ${}_c F_c$: コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 k_{st} : 横補強筋の効果を示す係数である。

表 3-52 RC はり主筋の付着割裂破壊の検討

		単位	設計値	試験値					
				A		B		C	
				2F	3F	2F	3F	2F	3F
定着長さ	L_0	m	1.8	1.8	1.8	1.8	1.8	3.1	3.1
付着強度	${}_b \tau_{bu}$	N/mm ²	3.3	3.2	3.3	3.3	3.3	3.4	3.4
付着応力	${}_b \tau_f$	N/mm ²	1.9	2.1	2.1	2.1	2.1	1.1	1.1
応力差	$\Delta \sigma$	N/mm ²	690	764	764	764	764	764	764
付着余裕度	${}_b \tau_{bu} / {}_b \tau_f$		1.72	1.53	1.54	1.57	1.57	3.02	3.01

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

3.7 節で示した骨組解析で得られた最大せん断力を用いて、RC はりのせん断設計に支障がないかを確認する。表 3-53、表 3-54 に RC はりの最大せん断力、せん断耐力とせん断余裕度の一覧を示す。なお、RC はりの最大せん断力は、今回解析を実施した全体変形角 $R=5.5 \times 10^{-2} \text{rad}$ までの最大値、せん断耐力は、全体変形角 $R=2.0 \times 10^{-2} \text{rad}$ 時の軸力やせん断スパンを用いて計算している。

骨組解析では、式(3.80)に示すせん断耐力式の評価精度を考慮して、計算値を 1.4 倍に割り増した値をせん断耐力としてモデル化を行ったが、ここでは、せん断耐力の割り増しは行っていない。また、RC 柱フェイス位置では、CLT 袖壁から伝達される鉛直方向の曲げ圧縮力によって、RC はりに作用するせん断力が局所的に大きくなる。そこで、文献[3-16]に記載されている式(3.83)に基づいてパンチングシア耐力を算定し、RC はりに作用するせん断力を上回るかどうかの確認を別途行うこととした。なお、パンチング破壊の検討では、スパン中央で RC はりに作用しているせん断力と材端で CLT 袖壁から伝達されるせん断力は、本来分けて考えるべきであるが、ここでは簡略化のため、両者が材端において同時に作用している状況を仮定することとした。評価精度も勘案し、ここでは、本文に記載された式(3.84)の下限式 K_{\min} ではなく、付録に記載された式(3.85)の平均式 K_{av} を用いることとした。

$${}_b Q_{pu} = K_{av} \cdot {}_b \tau_0 \cdot {}_b b_e \cdot D_b \quad (3.83)$$

$$K_{\min} = 0.34 / (0.52 + a_b / D_b) \quad (3.84)$$

$$K_{av} = 0.58 / (0.76 + a_b / D_b) \quad (3.85)$$

$$\begin{aligned} {}_b \tau_0 &= 0.98 + 0.1 {}_c F_c + 0.85 \sigma_b && (0 \leq \sigma_b \leq 0.33 {}_c F_c - 2.75 \text{ の時}) \\ {}_b \tau_0 &= 0.22 {}_c F_c + 0.49 \min(0.66 {}_c F_c, \sigma_b) && (0.33 {}_c F_c - 2.75 < \sigma_b \text{ の時}) \end{aligned} \quad (3.86)$$

ここで、 ${}_b Q_{pu}$: RC はりのパンチングシア耐力、 ${}_b b_e$: パンチングを受ける RC はりの直交材を考慮した有効幅で RC はりの幅としてよい (mm)、 D_b : パンチングを受ける RC はりのせい (mm)、 a_b : CLT 袖壁から RC はりに伝達される鉛直せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から鉛

直断面までの距離で $a_b/D_b=1/3$ としてよい、 f_c : コンクリートの設計基準強度 (N/mm²)、 σ_b : $b_p p_{gb} \sigma_y$ 、 $b_p p_g$: $b b_c D_b$ に対するはりの全主筋断面積の比、 $b \sigma_y$: RC はり主筋の降伏強度 (N/mm²) である。

スパン中央に作用するせん断力は、RC はりの塑性ヒンジ位置が CLT 袖壁フェイス位置から CLT 袖壁内に入り込むため、表 3-51 で示した設計段階の値と同程度か若干小さい値となっている。一方、RC 柱フェイス位置で作用するせん断力の大きさは、1F 袖壁や鉛直接合部の有無によって大きく異なっている。

加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く RC はりでは、RC はりに作用するせん断力の大部分を CLT 袖壁が負担するため、RC はりに作用するせん断力が小さくなっており、せん断設計を行う上で問題とならないことが分かる。一方で、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く RC はりでは、CLT 袖壁に作用する軸力が RC はりにせん断力として伝達されると共に、3.7 節の図 3-152 で示したように、試験体の水平耐力がほぼ頭打ちとなった後も、RC はりに作用するせん断力が増大し続けたため、CLT 袖壁がない場合と比較して数倍のせん断力が作用している。せん断スパン比が短くなるため、式(3.80)による RC はりのせん断耐力の計算値も増大するものの、せん断設計は厳しくなり、骨組解析で行ったせん断耐力の割り増しを行わない場合には、RC 柱フェイス位置において、試験体 A の 2F はり、試験体 B の 2、3F はりでせん断耐力が不足し、せん断破壊の判定となった。一方で、実験試験体では、RC はりが CLT 袖壁と接する部分でせん断破壊するような挙動が確認されていないことから、式(3.83)に基づいてパンチングシア耐力を算定したところ、いずれの試験体においても余裕度の改善は見られたが、試験体 A の簡易モデルや試験体 B の詳細、簡易モデルでは、依然として 1.0 を下回っていることから、実際の設計においては、RC 柱フェイス位置において、RC はりに作用するせん断力が過度とならないように、RC ラーメンと CLT 袖壁の強度のバランスに配慮する必要がある。なお、詳細モデルと簡易モデルの結果を比較すると、CLT 袖壁をブレース置換した詳細モデルの方が、2、3F の RC はりに作用するせん断力が低減される傾向が見られたことから、RC はりのせん断設計においては、簡易モデルによる評価は安全側となることが確認できた。

表 3-53 RC はりの最大せん断力、せん断耐力とせん断余裕度 (骨組解析、試験体 C)

詳細, 簡易モデル (試験体C)		単位	試験値	
			2F	3F
			スパン 中央	スパン 中央
			${}_2Q_{b3}$	${}_3Q_{b3}$
最大せん断力	${}_bQ_{max}$	kN	62	61
せん断耐力	${}_bQ_{su}$	kN	205	204
せん断余裕度	${}_bQ_{su}/{}_bQ_{max}$		3.32	3.32

表 3-54 RC はりの最大せん断力、せん断耐力とせん断余裕度（骨組解析）

詳細モデル (試験体A)		単位	試験値									
			2F					3F				
			引張側		スパン 中央	圧縮側		引張側		スパン 中央	圧縮側	
			RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス	RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス
最大せん断力	bQ_{max}	kN	395	149	97	32	68	164	38	97	29	21
せん断耐力	bQ_{su}	kN	363	199	208	199	199	249	200	208	200	200
せん断余裕度	bQ_{su}/bQ_{max}		0.92	1.33	2.13	6.17	2.92	1.52	5.30	2.15	6.78	9.56
パンチングシア耐力	bQ_{pu}	kN	480	-	-	-	480	484	-	-	-	484
余裕度	bQ_{pu}/bQ_{max}		1.21	-	-	-	7.06	2.94	-	-	-	23.13

簡易モデル (試験体A)		単位	試験値									
			2F					3F				
			引張側		スパン 中央	圧縮側		引張側		スパン 中央	圧縮側	
			RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス	RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス
最大せん断力	bQ_{max}	kN	489	253	104	25	73	226	37	104	20	20
せん断耐力	bQ_{su}	kN	373	294	212	199	199	297	199	213	200	200
せん断余裕度	bQ_{su}/bQ_{max}		0.76	1.16	2.05	7.92	2.71	1.32	5.30	2.06	10.09	10.09
パンチングシア耐力	bQ_{pu}	kN	480	-	-	-	480	484	-	-	-	484
余裕度	bQ_{pu}/bQ_{max}		0.98	-	-	-	6.55	2.15	-	-	-	24.43

詳細モデル (試験体B)		単位	試験値									
			2F					3F				
			引張側		スパン 中央	圧縮側		引張側		スパン 中央	圧縮側	
			RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス	RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス
最大せん断力	bQ_{max}	kN	552	230	98	54	119	412	75	75	21	20
せん断耐力	bQ_{su}	kN	385	250	212	203	203	385	263	203	203	203
せん断余裕度	bQ_{su}/bQ_{max}		0.70	1.08	2.17	3.75	1.70	0.93	3.51	2.71	9.69	10.09
パンチングシア耐力	bQ_{pu}	kN	494	-	-	-	494	495	-	-	-	495
余裕度	bQ_{pu}/bQ_{max}		0.89	-	-	-	4.14	1.20	-	-	-	24.56

簡易モデル (試験体B)		単位	試験値									
			2F					3F				
			引張側		スパン 中央	圧縮側		引張側		スパン 中央	圧縮側	
			RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス	RC柱 フェイス	CLT 袖壁内		CLT 袖壁内	RC柱 フェイス
最大せん断力	bQ_{max}	kN	610	222	103	51	124	402	81	81	19	19
せん断耐力	bQ_{su}	kN	385	276	217	203	203	385	264	203	203	203
せん断余裕度	bQ_{su}/bQ_{max}		0.63	1.24	2.11	3.97	1.63	0.96	3.27	2.52	10.44	10.44
パンチングシア耐力	bQ_{pu}	kN	494	-	-	-	494	495	-	-	-	495
余裕度	bQ_{pu}/bQ_{max}		0.81	-	-	-	3.97	1.23	-	-	-	25.42

3.8.5. RC 柱はり接合部の設計

柱はり接合部内における RC はり主筋の定着強度の確認を行った。RC はり主筋の定着長さは、上端筋よりも下端筋の方が短く、315mm である。ここでは、大地震時の安全確保のための検討として、式(3.87)の必要定着長さが定着長さを下回ることを確認した^[3-20]。表 3-55 に RC はり主筋の定着長さ l_a と必要定着長さ l_{ab} の算定結果を示す。なお、設計値は RC はり主筋の規格降伏強度、試験値は RC はり主筋の実強度を用いて算定した。定着長さ l_a は、必要定着長さ l_{ab} 及び柱せい(400mm)の 3/4 倍(300mm)を上回っており、本実験において、RC はり主筋の定着部破壊が生じる恐れは小さいものと考えられる。

$$l_{ab} = \alpha \frac{S\sigma_t d_b}{10f_b} \quad (3.87)$$

ここで、 α ：横補強筋で拘束されたコア内に定着する場合は 1.0、それ以外の場合は 1.25 とする、 S ：必要定着長さの修正係数、 σ_t ：仕口面における鉄筋の応力度、 d_b ：異形鉄筋の呼び名に用いた数値、 f_b ：付着割裂の基準となる強度である。

表 3-55 RC はり主筋の柱はり接合部内における定着長さの確認

		単位	設計値	試験値					
				A		B		C	
				1F	2F	1F	2F	1F	2F
定着長さ	l_a	mm	315	315	315	315	315	315	315
必要定着長さ	l_{ab}	mm	234	248	246	240	240	237	238
余裕度	l_a/l_{ab}		1.35	1.27	1.28	1.31	1.31	1.33	1.32

次に、柱はり接合部のせん断設計として、式(3.88)による柱はり接合部のせん断耐力が、式(3.89)による入力せん断力を上回ることを確認した^{[3-14]、[3-19]}。なお、設計段階では、式(3.89)における Q_{cU} (上下階の柱に作用する水平せん断力) が不明なため、安全側の配慮として $Q_{cU}=0$ としたが、せん断耐力は入力せん断力を十分に上回っており、必要な耐力が確保されていることが確認できた。十分な余裕度があることが確認できたため、ここでは骨組解析の結果を用いた検討は省略する。

また、柱際にはりの塑性ヒンジが形成されるものと仮定した場合の柱はり接合部の曲げ耐力比は、表 3-46 の柱の曲げ終局モーメントと表 3-51 のはりの曲げ終局モーメントを用いると、 $(2 \times 230 \text{ kNm} \times (2.0 \text{ m} / 1.6 \text{ m})) / (97 \text{ kNm} \times (3.5 \text{ m} / 3.1 \text{ m})) = 5.3$ となる。

$$V_{jU} = \kappa \varphi F_j b_j D_j \quad (3.88)$$

ここで、 κ ：柱はり接合部の形状による係数、 φ ：直交壁の有無による補正係数、 F_j ：柱はり接合部のせん断強度の基準値、 b_j ：柱はり接合部の有効幅、 D_j ：柱せい、又は 90° 折曲げ筋水平投影長さである。

$$Q_{DjU} = \alpha \{ T_U + T_U' - Q_{cU} \} \quad (3.89)$$

ここで、 α ：応力割増係数で 1.1 以上とする、 T_U ：はり主筋とはりの曲げ耐力に有効な範囲内のスラブ筋の材料強度に基づく引張力、 T_U' ：はり曲げ降伏時に一方のはり端に生ずる引張力（ト形及び L 形の柱はり接合部では 0 とする）、 Q_{cU} ：柱はり接合部に接続する上下柱のはり曲げ降伏時せん断力の平均値である。

表 3-56 RC 柱はり接合部のせん断耐力の確認

		単位	設計値	試験値					
				A		B		C	
				1F	2F	1F	2F	1F	2F
入力せん断力	Q_{DjU} ($Q_{cU}=0$)	kN	341	343	343	343	343	343	343
せん断耐力	V_{jU}	kN	568	608	616	636	637	649	642
余裕度	V_{jU}/Q_{DjU}		1.66	1.77	1.79	1.85	1.86	1.89	1.87

3.8.6. CLT 袖壁の設計

(1) 設計段階における検討

袖壁長さは柱せい (400mm) の約 1.5 倍の 650mm とする。CLT 袖壁には S60-3-4 を用いた。今回の実験では、試験体 B において、滑り止めへの水平せん断力の伝達を CLT 袖壁の仕口面の支圧によって行う可能性があるため、繊維方向とほぼ同等な圧縮強度を確保し、支圧面の面積を小さく抑えることができるように、外層と内層のラミナの数に等しい 4 層の CLT 材を用いた。

CLT 袖壁には、RC はりの塑性ヒンジ位置を柱フェイス位置から CLT 袖壁端に移動させる役割が期待される。詳細モデルでは、CLT 袖壁の端部から CLT 袖壁せい (650mm) の 1/8 (81.25mm) だけ入った位置で塑性ヒンジが形成されるものと考えていることから、CLT 袖壁の圧縮軸耐力の 1/8 倍が、表 3-51 で示した CLT 袖壁を設けた場合 (内法スパンを 1800mm とした場合) に RC はりに作用する可能性がある最大のせん断力を上回る必要がある。表 3-57 に示すように、設計段階では、表 3-45 で示した CLT の圧縮の基準強度に基づく座屈強度が 8.1N/mm^2 と小さいため、CLT 袖壁の圧縮軸耐力の 1/8 倍は、RC はりの最大せん断力を下回ったが、表 3-13 で示した圧縮試験結果に基づく座屈強度を用いた場合には、CLT 袖壁の圧縮軸耐力の 1/8 倍は、RC はりの最大せん断力を十分に上回ることが確認できた。

また、簡易モデルでは、CLT 袖壁フェイス位置から曲げばねまでの距離 L_b を式(3.39)で算定している。表 3-58 に示すように、 L_b の設計値と試験値は、表 3-57 で示した詳細モデルの場合と同様に、CLT 袖壁せい (650mm) の 1/8 (81.25mm) を前後する値となった。

表 3-57 CLT 袖壁の圧縮軸耐力の確認

		単位	設計値	試験値	
				A	B
CLT の圧縮強度 (座屈強度)	$t_v F_k$	N/mm^2	8.1	16.8	16.8
CLT 袖壁の圧縮軸耐力の 1/8 倍		kN	79	164	164
RC はりの最大せん断力	Q_b	kN	108	109	109
余裕度			0.73	1.51	1.51

表 3-58 RC はりにおける CLT 袖壁フェイス位置から曲げばねまでの距離 L_b

		単位	設計値	試験値	
				A	B
CLT 袖壁フェイス位置から曲げばねまでの距離	L_b	mm	105	52	52

CLT 袖壁の水平断面のせん断耐力は、式(3.90)で算定できる。CLT のせん断強度に表 3-44 に示した基準強度 (1.7N/mm^2) を用いた場合は 133kN、表 3-14 で示した材料試験結果 (2.2N/mm^2) を用いた

場合は 174kN となる。各階に 2 枚ずつ CLT 袖壁を設置することを考えると、CLT 袖壁によって伝達可能な水平せん断力の大きさは、表 3-39 で示した骨組解析における試験体 C の最大耐力 (231kN) と同程度であり、せん断伝達要素としても大いに期待できるが、設計段階では、CLT 袖壁にどの程度のせん断力が作用するか想定することは難しい。

$${}_wQ_{su} = t_w D_w t F_{sl} \quad (3.90)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 D_w : CLT 袖壁のせい、 F_{sl} : CLT の面内せん断の基準強度である。

また、3.7 節の数値解析でも示したように、架構材実験の CLT 袖壁には大きな圧縮軸力が作用するため、CLT 袖壁の鉛直断面に作用するせん断力が局所的に大きくなる。そこで、CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力を式(3.91)で算定し、入力せん断力との比較を行うこととした。CLT のせん断強度に表 3-44 に示した基準強度 (1.7N/mm²) を用いた場合は 328kN、表 3-14 で示した材料試験結果 (2.2N/mm²) を用いた場合は 428kN となる。

$${}_{wv}Q_{su} = t_w h_0 t F_{sl} \quad (3.91)$$

ここで、 t_w : CLT 袖壁の厚さ、 h_0 : CLT 袖壁の内法高さ、 F_{sl} : CLT の面内せん断の基準強度である。

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

表 3-59 に骨組解析の結果から求めた CLT 袖壁の水平断面、鉛直断面に作用する最大せん断力と、せん断耐力の比較 (CLT のせん断強度には表 3-14 で示した材料試験結果 (2.2N/mm²) を使用) を示す。

いずれの試験体、いずれのモデルでも水平断面では最大せん断力がせん断耐力を下回っている。しかしながら、鉛直断面に関しては、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁において、詳細モデルでは最大せん断力がせん断耐力と概ね一致しており、せん断強度に到達している。また、簡易モデルでは最大せん断力がせん断耐力を上回っており、いずれもせん断破壊の判定となっている。試験体 A、B の加力実験では、CLT 袖壁の鉛直方向のせん断破壊は生じていないことから、鉛直断面に作用するせん断力がせん断耐力に到達したとしても直ちに脆性的な破壊が生じる訳ではないが、せん断破壊の判定となることについて、何らかの説明は必要になるものと考えられる。なお、ここで示した最大せん断力は、詳細モデルでは、CLT 袖壁を模擬したブレース要素に作用する軸方向力の鉛直成分を累加することで、簡易モデルでは、CLT 袖壁の支圧特性を模擬した上下のファイバー要素のうち、水平方向の位置が同じ要素が負担する軸力の差分を累加することで求めたものであるが、実務設計において、このような煩雑な計算を行うことは負荷が大きい。3.7 節で示した式(3.63)、式(3.64)のいずれかを用いれば、鉛直断面に作用するせん断力を、CLT 袖壁の軸力比が小さい場合には精度良く、CLT 袖壁の軸力比が大きい場合は安全側に評価できる。

また、1F に CLT 袖壁を設置しない場合については、水平、鉛直断面のいずれについても、最大せん断力に対するせん断耐力の余裕度が 2 倍以上確保されており、検定を行う上で問題がないことが分かる。

表 3-59 CLT 袖壁の最大せん断力とせん断耐力の比較（骨組解析）

詳細モデル			単位	試験値							
				A				B			
				引張側		圧縮側		引張側		圧縮側	
				1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F
水平	最大せん断力	wQ_{max}	kN	116	121	39	55	109	101	28	21
	せん断耐力	wQ_{su}	kN	174	174	174	174	174	174	174	174
	せん断余裕度	wQ_{su}/wQ_{max}		1.51	1.44	4.42	3.19	1.59	1.72	6.32	8.41
鉛直	最大せん断力	wvQ_{max}	kN	419	418	134	188	422	340	90	68
	せん断耐力	wvQ_{su}	kN	428	428	428	428	428	428	428	428
	せん断余裕度	wvQ_{su}/wvQ_{max}		1.02	1.02	3.19	2.27	1.01	1.26	4.74	6.31

簡易モデル			単位	試験値							
				A				B			
				引張側		圧縮側		引張側		圧縮側	
				1F	2F	1F	2F	1F	2F	1F	2F
水平	最大せん断力	wQ_{max}	kN	138	142	49	67	127	98	31	26
	せん断耐力	wQ_{su}	kN	174	174	174	174	174	174	174	174
	せん断余裕度	wQ_{su}/wQ_{max}		1.26	1.23	3.53	2.58	1.37	1.78	5.55	6.77
鉛直	最大せん断力	wvQ_{max}	kN	551	452	146	195	537	325	88	74
	せん断耐力	wvQ_{su}	kN	428	428	428	428	428	428	428	428
	せん断余裕度	wvQ_{su}/wvQ_{max}		0.78	0.95	2.93	2.20	0.80	1.32	4.87	5.78

3.8.7. 接合部の設計(試験体 A)

3.8.7.1. 詳細

図3-167、図3-168に、試験体Aの接合金物取り付け前後のCLT袖壁の加工状況を示す。試験体Aでは、RC柱から伝達される鉛直せん断力の伝達、並びにRCはりやRCスタブから伝達される鉛直引張力の伝達にドリフトピン(φ12、SS400)を用いている。これらの鉛直力の伝達は最外縁のラミナによって行われ、応力伝達のための鋼板は、内層ラミナに切り欠きを設けて挿入されている。

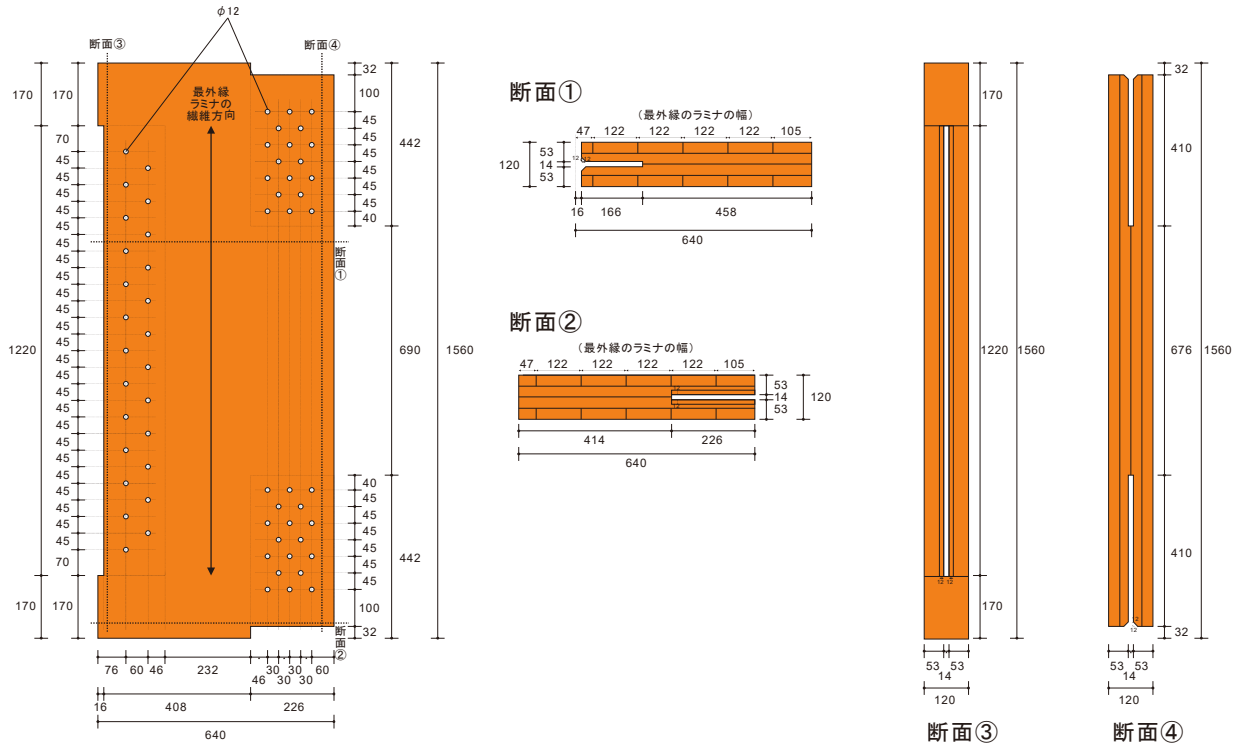


図3-167 試験体Aの接合金物取り付け前のCLT袖壁の加工状況(単位:mm)

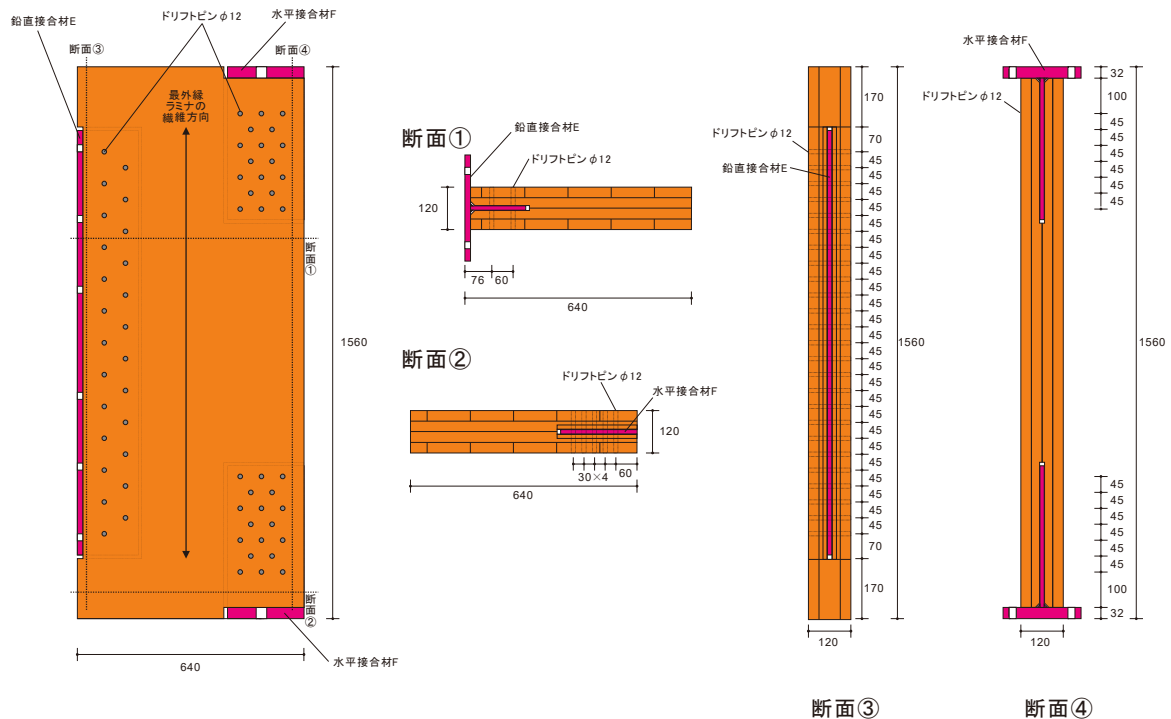


図3-168 試験体Aの接合金物取り付け後のCLT袖壁の加工状況(単位:mm)

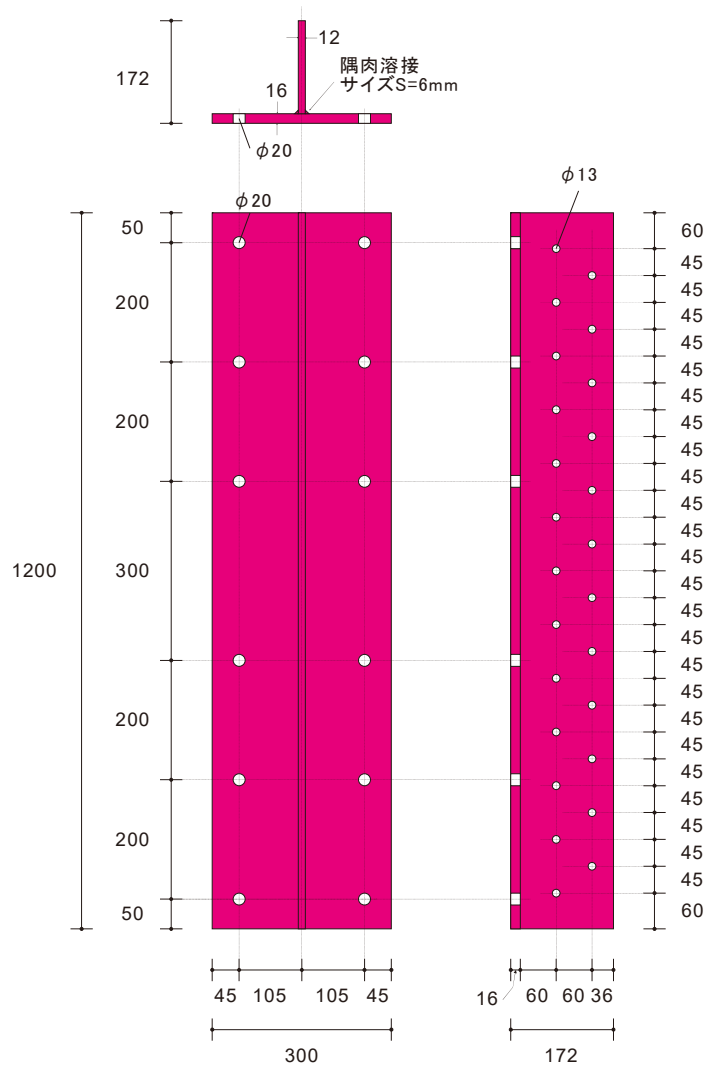


図 3-169 鉛直接合材の形状 (単位 : mm)

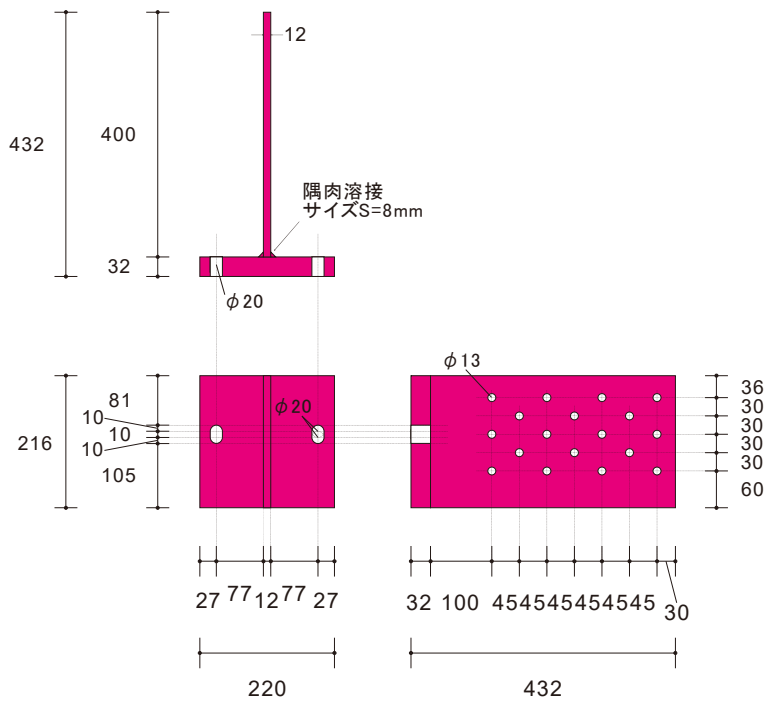


図 3-170 水平接合材の形状 (単位 : mm)

3.8.7.2. 鉛直接合部の設計(水平せん断力に対する検討)

(1) せん断耐力の算定

試験体 A では、CLT 袖壁の端部にアンカーボルトを、RC 柱-CLT 袖壁間に鉛直接合部を設置しており、**図 3-155** で示したように、CLT 袖壁に作用する全ての水平せん断力を上下の仕口面に作用する摩擦力だけでは伝達できない可能性があることから、ここでは簡略化のため、鉛直接合部を介して、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が全て隣接する RC 柱部材に伝達可能かどうかを確認する。なお、鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達に関しては、現状では十分な知見がなく、仮定に基づいた提案を行っているため、今後の検証が必要である。

図 3-171 に示すように、本検討を行う必要があるのは、CLT 袖壁に形成される圧縮ストラットの向きを考えた場合に、引張力による引き戻しが必要となる一端（**図中**では脚部）のみとなる。**図中**の頂部については、摩擦によるせん断伝達が行えない場合でも、RC 柱の側面に CLT 袖壁の側面から支圧力が直接作用するので、ここで示すような検討を行う必要はない。

式(3.92)に鉛直接合部の水平せん断耐力の算定式を示す。ドリフトピンの降伏耐力は式(3.93)で、寸切りボルトの降伏耐力は式(3.94)で、CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力は式(3.95)で、鉛直接合材のウェブの降伏耐力は式(3.103)で、鉛直接合材のフランジの曲げ耐力時引張力は式(3.104)によって求める。式(3.92)では、水平せん断力を伝達する上で、過度な変形が生じることを避けるために、ドリフトピンの荷重として降伏耐力を採用したが、水平接合部におけるせん断変形をある程度許容できるのであれば、数値解析によって求めた降伏点以降の荷重を採用する方法も考えられる。

式(3.95)に関しては、**図 3-172** に示すように、3.5.1.2 で想定した Mode 2.1 による回転変形が生じる状況を想定し、水平せん断力の大部分がドリフトピンから伝達される内層ラミナについて、外層ラミナの接着面と内層ラミナの断面を介して、周囲への応力伝達が可能かどうかを確認する。ここでは、文献[3-4]の鋼板添え板ビス接合の計算例（強軸試験体の場合）を参考に計算を行ったが、CLT の片面をビス接合した場合の評価式であるため、本検討では、両面接合に対応するように、式(3.95)において、式(3.96)、式(3.99)の値を 2 倍している。式(3.102)に関しては、せん断破壊面が 2 面あるものと仮定し、文献[3-4]に記載の式を修正して用いている。

水平せん断耐力として考慮する「寸切りボルト、フランジ、ウェブ、ドリフトピン、CLT 接合部」の範囲に関しては現状では十分な知見がないため、今後の検証が必要であるが、**図 3-171** に示すように、CLT 袖壁の内法高さの 0.50 倍を目安とすることにした。

$$v_h Q_u = \min(v_{hd} Q_y, v_{ht} Q_y, v_{hs} Q_u, v_{hw} Q_y, v_{hf} Q_u) \quad (3.92)$$

ここで、 $v_{hd} Q_y$ ：鉛直接合部のドリフトピンの降伏耐力、 $v_{ht} Q_y$ ：鉛直接合部の寸切りボルトの降伏耐力、 $v_{hs} Q_u$ ：鉛直接合部の CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力、 $v_{hw} Q_y$ ：鉛直接合材のウェブの降伏耐力、 $v_{hf} Q_u$ ：鉛直接合材のフランジの曲げ耐力時引張力である。

$$v_{hd} Q_y = 0.5 v_n n_d \cdot d_v P_y \quad (3.93)$$

ここで、 $0.5 v_n n_d$ ：**図 3-171** に示す範囲の鉛直接合部におけるドリフトピンの本数、 $d_v P_y$ ：ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の降伏強度である。

$$v_{ht} Q_y = v_n n_t \cdot t a_s \cdot t \sigma_y \quad (3.94)$$

ここで、 $0.5 v_n n_t$ ：**図 3-171** に示す範囲の鉛直接合部における寸切りボルトの本数、 $t a_s$ ：寸切りボルト

の断面積、 $t\sigma_y$ ：寸切りボルトの降伏強度である。

$${}_{vhs}Q_u = 2 \cdot \text{Min}(P_{R1}, P_{R2}) \quad (3.95)$$

$$P_{R1} = P_{t1} + P_{g1} \quad (3.96)$$

$$P_{t1} = (W_L - m_d \cdot d) \cdot t_{l1} \cdot F_t \quad (3.97)$$

$$P_{g1} = W_L \cdot L_d \cdot t \cdot F_{ge} \quad (3.98)$$

$$P_{R2} = P_{t2} + P_{g2} + P_s \quad (3.99)$$

$$P_{t2} = (W_b - (m_d - 1) \cdot d) \cdot t_{l1} \cdot F_t \quad (3.100)$$

$$P_{g2} = W_b \cdot L_d \cdot t \cdot F_{ge} \quad (3.101)$$

$$P_s = 2 \cdot (L_d - (s \cdot n_d - \frac{1}{2}) \cdot d) \cdot t_{l1} \cdot F_s \quad (3.102)$$

ここで、 P_{R1} ：幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響する壊れ方の場合の最大耐力、 P_{R2} ：幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響しない壊れ方の場合の最大耐力、 W_L ：ドリフトピン接合に掛かるラミナ幅の合計、 t_{l1} ：ラミナの引張強度（ $=12\text{N/mm}^2$ ）、 F_{ge} ：CLT の接着積層面のせん断強度（ $=1.15\text{N/mm}^2$ ）、 m_d ：最上段の列のドリフトピンの本数、 d ：ドリフトピンの直径、 t_1 ：最外層ラミナの厚み、 L_d ：CLT 木口面から最上段ドリフトピン位置までの長さ、 W_d ：ドリフトピンの右端から左端までの距離、 F_s ：ラミナのせん断強度（ $=1.8\text{N/mm}^2$ ）、 $s \cdot n_d$ ：加力方向のドリフトピンの本数である。なお、 P_{R1} 、 P_{R2} に関しては、**図 3-171** に示す範囲を対象とし、1 層分の最大耐力の半分とする。

$${}_{vhw}Q_y = {}_v t_w \cdot (0.5 {}_v L_w - \sum d_h) \cdot {}_{vw} \sigma_y \quad (3.103)$$

ここで、 ${}_v t_w$ ：鉛直接合材のウェブの厚さ、 $0.5 {}_v L_w$ ：**図 3-171** に示す範囲の鉛直接合材のウェブの長さ、 d_h ：鋼材に設けた孔（**図 3-171** に示す範囲の鉛直接合材のウェブに設けたドリフトピン設置用の孔）の直径、 ${}_{vw} \sigma_y$ ：鉛直接合材のウェブの降伏強度である。

$${}_{vhf}Q_u = \frac{2 \cdot \frac{1}{4} (0.5 {}_v L_f) \cdot {}_v t_f^2 \cdot {}_vf \sigma_y}{{}_v L_h} \quad (3.104)$$

ここで、 $0.5 {}_v L_f$ ：**図 3-171** に示す範囲の鉛直接合材のフランジの長さ、 ${}_v t_f$ ：鉛直接合材のフランジの厚さ、 ${}_vf \sigma_y$ ：鉛直接合材のフランジの降伏強度、 ${}_v L_h$ ：鉛直接合材のフランジに設けた寸切りボルトの重心位置からウェブ端部までの長さである。

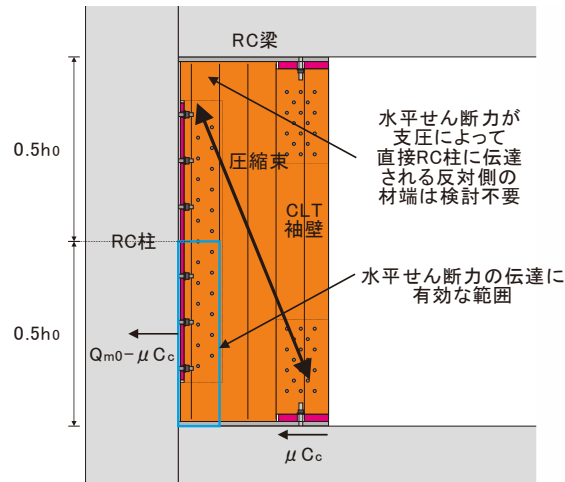


図 3-171 試験体 A における水平せん断耐力の確認方法

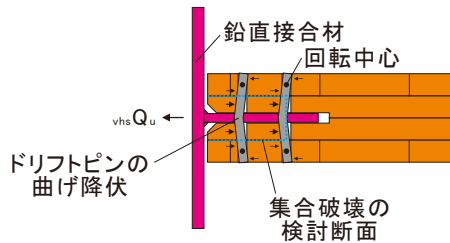


図 3-172 集合型破壊時のイメージ（鉛直接合部、水平方向）

表 3-60 に、式(3.96)~(3.102)を用いて算定した CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力の計算に用いた数値を示す。また、表 3-61 に、ドリフトピンの降伏耐力、寸切りボルトの降伏耐力、CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力、鉛直接合材のウェブの降伏耐力、鉛直接合材のフランジの曲げ耐力時引張力の一覧を示す。鉛直接合部の水平せん断耐力は、材料強度に設計値を用いた場合にはドリフトピンの降伏強度 (111kN) で、実験値を用いた場合には鉛直接合材のフランジの曲げ耐力時引張力 (182kN) によって決まる。

表 3-60 ラミナの集合型破壊時の終局耐力（鉛直接合部、水平方向）

	単位	設計値	
		A	
ラミナ幅の合計	W_L	mm	610
ラミナの引張強度	F_t	N/mm ²	12
接着積層面のせん断強度	F_{ge}	N/mm ²	1.15
ラミナのせん断強度	F_s	N/mm ²	1.8
ビスの山径 (=孔径)	d	mm	12
最上段の列方向のビスの本数	m		6.5
加力方向のビスの本数	n		2
最外層ラミナの厚み	t	mm	30
木口面から最上段位置までの長さ	L	mm	120
ビスの右端から左端までの距離	W_b	mm	585
ラミナ境界部分が影響する場合の耐力	P_{R1}	kN	276
ラミナ境界部分が影響しない場合の耐力	P_{R2}	kN	279
最大耐力	$\text{Max} (P_{R1}, P_{R2})$	kN	276

表 3-61 鉛直接合部の水平せん断耐力

	単位	A		備考	
		設計値	試験値		
ドリフトピンの降伏耐力	評価式 $v_d Q_y$	kN	156	338	= 12.5本 × 12.5kN (設計値), 27.0kN (試験値)
	数値解析 $v_d Q_y$	kN	111	199	= 12.5本 × 8.9kN (設計値), 15.9kN (試験値)
寸切りボルトの降伏耐力	$v_{ht} Q_y$	kN	306	313	= 6本 × 157mm ² × 325N/mm ² (規格値), 332N/mm ² (実強度)
CLT接合部の集合型破壊時の終局耐力	$v_{hs} Q_y$	kN	551		別表による
ウェブの降伏耐力	$v_{ht} Q_y$	kN	839		= 12mm × (600mm - 6.5 × 13mm) × 235N/mm ² / √3
フランジの曲げ耐力時引張力	$v_{ht} Q_u$	kN	182		= 2 × (1/4 × 600mm × 16mm × 16mm) × 235N/mm ² / 99mm
鉛直接合部の水平せん断耐力	$v_h Q_u$	kN	111	182	

(2) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁から RC 柱にどの程度のせん断力が伝達されるか分からないため、ここでは、CLT 袖壁のせん断耐力 $w Q_{su}$ に見合うせん断力を鉛直接合部を介して伝達できるかどうかを確認する。CLT 袖壁のせん断耐力は、式(3.90)で算定すると、CLT のせん断強度に表 3-44 に示した基準強度 (1.7N/mm²) を用いた場合は 133kN、表 3-14 で示した材料試験結果 (2.2N/mm²) を用いた場合は 174kN となり、設計時は鉛直接合部の水平せん断耐力が不足している。

表 3-62 設計段階における鉛直接合部に作用する水平せん断力の検討

	単位	A		備考	
		設計値	試験値		
CLT袖壁のせん断耐力	$w Q_{su}$	kN	133	174	= 120mm × 650mm × 1.7N/mm ² (基準強度), 2.2N/mm ² (実強度)
鉛直接合部の水平せん断耐力	$v_h Q_u$	kN	111	182	
余裕度			0.83	1.05	

(3) 骨組解析の結果を基にした検討

表 3-63 に、試験体 A の骨組解析の結果から求めた鉛直接合部に作用する水平せん断力の最大値を示す。ここでは、設計用せん断力の割増や、図 3-171 に示すような摩擦係数 μ による水平せん断力の伝達は考慮せず、解析結果から得られた CLT 袖壁に作用する水平せん断力をそのまま用いる。いずれの場合についても、鉛直接合部に作用する水平せん断力の大きさは、水平せん断耐力を下回っており問題ない。なお、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁では、CLT 袖壁に作用する曲げ圧縮力による摩擦抵抗に期待できるが、本検討では、摩擦抵抗による伝達分を無視しているため、実際にはより安全側の評価となる。

表 3-63 鉛直接合部に作用する水平せん断力の検討（骨組解析）

詳細モデル			試験値			
			A			
			引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F
CLT袖壁に作用するせん断力	$v_h Q_{max}$	kN	116	121	39	55
鉛直接合部の水平せん断耐力	$v_h Q_u$	kN	182	182	182	182
余裕度			1.58	1.51	4.64	3.34

簡易モデル			試験値			
			A			
			引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F
CLT袖壁に作用するせん断力	$v_h Q_{max}$	kN	138	142	49	67
鉛直接合部の水平せん断耐力	$v_h Q_u$	kN	182	182	182	182
余裕度			1.32	1.29	3.70	2.70

3.8.7.3. 鉛直接合部の設計（鉛直せん断力に対する検討）

(1) せん断耐力の算定

式(3.105)に鉛直接合部の鉛直せん断耐力の算定式を示す。ドリフトピンの終局耐力は式(3.106)で、寸切りボルトのせん断耐力は式(3.107)で、CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力は式(3.108)で、鉛直接合部のウェブのせん断耐力は式(3.116)によって求める。寸切りボルトのせん断耐力は、文献[3-16]のあと施工アンカー（金属系、定着長がアンカー径の7倍以上）のせん断耐力式を用いて算定した。

式(3.108)に関しては、図 3-173 に示すように、3.5.1.2 で想定した Mode 2.1 による回転変形が生じる状況を想定し、水平せん断力の大部分がドリフトピンから伝達される外層ラミナについて、内層ラミナとの接着面と外層ラミナの断面を介して、周囲への応力伝達が可能かどうかを確認する。ここでは、文献[3-4]の鋼板添え板ビス接合の計算例（強軸試験体の場合）を参考にしているが、CLT の片面をビス接合した場合の評価式であるため、本検討では、両面接合に対応するように、式(3.108)において、式(3.109)、(3.112)の値を2倍している。式(3.115)に関しては、せん断破壊面が2面あるものと仮定し、文献[3-4]に記載の式を修正して用いている。

$$v_v Q_u = \min(v_{vd} Q_u, v_{vt} Q_u, v_{vs} Q_u, v_{vw} Q_y) \quad (3.105)$$

ここで、 $v_v Q_D$ ：鉛直接合部の設計用鉛直せん断力、 v_{vM0} ： D_s 時に鉛直接合部に作用する鉛直せん断力、 n ：保証設計のための割り増し係数、 $v_v Q_u$ ：鉛直接合部の鉛直せん断耐力、 $v_{vd} Q_u$ ：鉛直接合部のドリフトピンの終局耐力、 $v_{vt} Q_u$ ：鉛直接合部の寸切りボルトのせん断耐力、 $v_{vs} Q_u$ ：鉛直接合部の CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力、 $v_{vw} Q_y$ ：鉛直接合部のウェブのせん断耐力である。

$$v_{vd} Q_u = v_{nd} \cdot d_v p_u \quad (3.106)$$

ここで、 v_{nd} ：鉛直接合部におけるドリフトピンの本数、 $d_v p_u$ ：ドリフトピン1本あたりの鉛直方向の終局強度（ここでは、数値解析における20mm変形時の荷重としてよい）である。

$$v_{vt} Q_u = \text{Min}(0.7_t \sigma_y, 0.4 \sqrt{E_c \cdot F_c}) \cdot \sum a_t \quad (3.107)$$

ここで、 σ_y ：寸切りボルトの降伏強度、 E_c ：コンクリートのヤング係数 (N/mm²)、 F_c ：コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)、 a_t ：寸切りボルトの断面積とする。

$${}_{vs}Q_u = 2 \cdot \text{Min}(P_{R1}, P_{R2}) \quad (3.108)$$

$$P_{R1} = P_{t1} + P_{g1} \quad (3.109)$$

$$P_{t1} = (W_L - m_d \cdot d) \cdot t_l \cdot F_t \quad (3.110)$$

$$P_{g1} = W_L \cdot L_d \cdot t \cdot F_{ge} \quad (3.111)$$

$$P_{R2} = P_{t2} + P_{g2} + P_s \quad (3.112)$$

$$P_{t2} = (W_b - (m_d - 1) \cdot d) \cdot t_l \cdot F_t \quad (3.113)$$

$$P_{g2} = W_b \cdot L_d \cdot t \cdot F_{ge} \quad (3.114)$$

$$P_s = 2 \cdot (L_d - (s_n d - \frac{1}{2}) \cdot d) \cdot t_l \cdot F_s \quad (3.115)$$

ここで、 P_{R1} ：幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響する壊れ方の場合の最大耐力、 P_{R2} ：幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響しない壊れ方の場合の最大耐力、 W_L ：ドリフトピン接合に掛かるラミナ幅の合計、 t_l ：ラミナの引張強度（ $=12\text{N/mm}^2$ ）、 F_{ge} ：CLT の接着積層面のせん断強度（ $=1.15\text{N/mm}^2$ ）、 m_d ：最上段の列のドリフトピンの本数、 d ：ドリフトピンの直径、 t_l ：最外層ラミナの厚み、 L_d ：CLT 木口面から最上段ドリフトピン位置までの長さ、 W_d ：ドリフトピンの右端から左端までの距離、 F_s ：ラミナのせん断強度（ $=1.8\text{N/mm}^2$ ）、 $s_n d$ ：加力方向のドリフトピンの本数である。

$${}_{vw}Q_y = {}_v t_w \cdot ({}_v L_w - \sum d_h) \cdot \frac{{}_{vw} \sigma_y}{\sqrt{3}} \quad (3.116)$$

ここで、 ${}_v t_w$ ：鉛直接合材のウェブの厚さ、 ${}_v L_w$ ：鉛直接合材のウェブの長さ、 d_h ：鋼材に設けた孔（鉛直接合材のウェブに設けたドリフトピン設置用の孔）の直径、 ${}_{vw} \sigma_y$ ：鉛直接合材のウェブの降伏強度である。

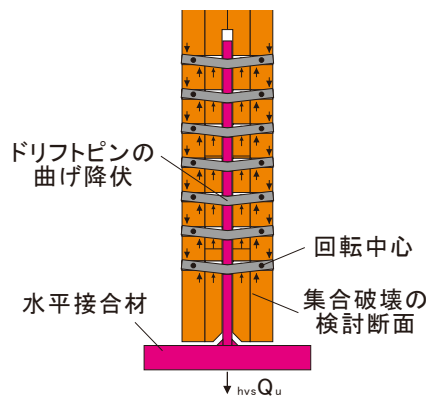


図 3-173 集合型破壊時のイメージ（水平接合部、鉛直方向）

表 3-64 に、式(3.109)～(3.115)を用いて算定した CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力の計算に用いた数値を示す。また、表 3-65 にドリフトピンの終局耐力、寸切りボルトの降伏耐力、CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力、鉛直接合部のウェブのせん断耐力の一覧を示す。ここでは、ドリフトピンの降伏耐力（数値解析によるものと、3.5.1.2 で求めた計算式によるもの）も参考として示す。鉛直接合部の鉛直せん断耐力は、材料強度に設計値、実験値を用いた場合のいずれについても、ドリフトピンの終局耐力によって決まる。なお、骨組解析では、ドリフトピンの復元力特性について、一列あたりの最大のドリフトピンの本数による耐力の低減は行っていないが、安全側の評価として、表 3-65 に示すドリフトピンの終局耐力には、式(3.14)による低減係数 0.81 を乗じた値を用いている。

表 3-64 ラミナの集合型破壊時の終局耐力（鉛直接合部、鉛直方向）

	単位	設計値	
		A	
ラミナ幅の合計	W_L	mm	122
ラミナの引張強度	F_t	N/mm ²	12
接着積層面のせん断強度	F_{ge}	N/mm ²	1.15
ラミナのせん断強度	F_s	N/mm ²	1.8
ビスの山径 (= 孔径)	d	mm	12
最上段の列方向のビスの本数	m		2
加力方向のビスの本数	n		13
最外層ラミナの厚み	t	mm	30
木口面から最上段位置までの長さ	L	mm	1320
ビスの右端から左端までの距離	W_b	mm	45
ラミナ境界部分が影響する場合の耐力	P_{R1}	kN	220
ラミナ境界部分が影響しない場合の耐力	P_{R2}	kN	207
最大耐力	$\text{Max}(P_{R1}, P_{R2})$	kN	207

表 3-65 鉛直接合部の鉛直せん断耐力

	単位	A		備考	
		設計値	試験値		
ドリフトピンの降伏耐力（低減なし、評価式）	${}_{wd}Q_y$	kN	245	478	= 25本 × 9.8kN（設計値）， 19.1kN（試験値）
ドリフトピンの降伏耐力（低減あり、評価式）		kN	198	387	= 25本 × 9.8kN（設計値）， 19.1kN（試験値） × 0.81
ドリフトピンの降伏耐力（低減なし、数値解析）		kN	188	290	= 25本 × 7.5kN（設計値）， 11.6kN（試験値）
ドリフトピンの降伏耐力（低減あり、数値解析）		kN	152	235	= 25本 × 7.5kN（設計値）， 11.6kN（試験値） × 0.81
ドリフトピンの終局耐力（低減なし、数値解析）	${}_{wd}Q_u$	kN	298	490	= 25本 × 11.9kN（設計値）， 19.6kN（試験値）
ドリフトピンの終局耐力（低減あり、数値解析）		kN	241	397	= 25本 × 11.9kN（設計値）， 19.6kN（試験値） × 0.81
アンカーボルトのせん断耐力（規格値）	${}_{wt}Q_u$	kN	554	—	= 12本 × 157mm ² × min(0.7 × 420N/mm ² , 0.4 × (30.0N/mm ² × 25.5kN/mm ²) ^{0.5})
アンカーボルトのせん断耐力（実強度，1F）		kN	—	740	= 12本 × 157mm ² × min(0.7 × 561N/mm ² , 0.4 × (33.1N/mm ² × 29.7kN/mm ²) ^{0.5})
アンカーボルトのせん断耐力（実強度，2F）		kN	—	740	= 12本 × 157mm ² × min(0.7 × 561N/mm ² , 0.4 × (33.7N/mm ² × 30.4kN/mm ²) ^{0.5})
鋼板のせん断降伏耐力	${}_{ww}Q_y$	kN	1679	—	= 12mm × (1200mm - 13 × 13mm) × 235N/mm ² / √3
集合型破壊時の終局耐力	${}_{vs}Q_u$	kN	413	—	別表による
鉛直接合部の鉛直せん断耐力	${}_{wv}Q_u$	kN	241	397	

(2) 設計段階における検討

鉛直接合部の設計段階における検討では、上下階の RC はりからの CLT 袖壁への応力伝達が可能となるように、CLT 袖壁端に塑性ヒンジが形成された場合に RC はりに作用するせん断力の 2 倍の大きさの鉛直方向のせん断力を目安に、せん断設計を行うこととする。表 3-66 に、表 3-51 で示した RC はりの水平耐力を 2 倍して求めた鉛直接合部の設計用せん断力を示す。設計用せん断力は 220kN 程度であり、鉛直接合部の鉛直方向のせん断耐力は十分に余裕がある。

表 3-66 設計段階における鉛直接合部に作用する鉛直せん断力の検討

		単位	設計値	試験値	
				A	
				1F	2F
内法長さ		m	1.8	1.8	1.8
曲げ終局モーメント	${}_bM_u$	kNm	97	98	98
曲げ耐力時せん断力	${}_bQ_{mu}$	kN	108	109	109
せん断耐力	${}_bQ_{su}$	kN	204	211	212
水平耐力	$\text{Min}({}_bQ_{mu}, {}_bQ_{su})$	kN	108	109	109
鉛直接合部の設計用せん断力	${}_{vv}Q_d$	kN	216	217	217
鉛直接合部の鉛直せん断耐力	${}_{vv}Q_u$	kN	241	397	397
余裕度			1.12	1.83	1.83

(3) 骨組解析の結果を基にした検討

表 3-67 に試験体 A の骨組解析の結果から求めた鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の最大値を示す。加力方向に対して引張側の RC 柱-CLT 袖壁間では、鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力が、表 3-65 で示した数値解析で求めたドリフトピンの降伏耐力を上回るケースがあるが、ドリフトピンの終局耐力から算定される鉛直接合部の鉛直せん断耐力は下回っていた。

また、加力方向に対して引張側の RC 柱-CLT 袖壁間では、鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力が、表 3-66 で示した設計用せん断力を上回っているが、加力方向に対して圧縮側の RC 柱-CLT 袖壁間では、表 3-66 で示した設計用せん断力とほぼ等しい値となっていることから、鉛直接合部に必要となる最低限のせん断耐力を求める上で、表 3-66 で示した設計用せん断力がある程度妥当であると言える。一方で、前述したように、RC 柱際では RC はりのせん断設計が厳しくなることから、RC はりに作用するせん断力を低減することを目的として、鉛直接合部のせん断耐力をより高めに設定する方法も考えられる。

表 3-67 鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の最大値（骨組解析）

詳細モデル		単位	試験値			
			A			
			引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F
鉛直接合部に作用する鉛直せん断力	${}_{vv}Q_{max}$	kN	310	300	134	164
鉛直接合部の鉛直せん断耐力	${}_{vv}Q_u$	kN	397	397	397	397
余裕度			1.28	1.32	2.96	2.42

簡易モデル		単位	試験値			
			A			
			引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F
鉛直接合部に作用する鉛直せん断力	${}_{vv}Q_{max}$	kN	322	235	146	151
鉛直接合部の鉛直せん断耐力	${}_{vv}Q_u$	kN	397	397	397	397
余裕度			1.23	1.69	2.72	2.63

3.8.7.4. 水平接合部の設計(アンカーボルトの検討)

(1) 軸耐力の算定

CLT 袖壁の引張端では、袖壁端に設けたアンカーボルトに作用する引張力を、鋼板挿入ドリフトピンを介して、CLT 袖壁に伝達する必要がある。アンカーボルトが確実に引張降伏し、接合部として脆性的な破壊が生じないことを確認するために、文献[3-4]にしたがって、式(3.117)を満足することを確認することとした。ここで、式(3.117)に示す水平接合部におけるアンカーボルト周辺部位の耐力は、式(3.118)の水平接合部におけるドリフトピンの降伏耐力、式(3.119)の水平接合部における CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力、式(3.127)の水平接合部におけるウェブの降伏耐力、式(3.128)の水平接合部におけるフランジ（底板）の曲げ耐力時引張力の最小値で与えられる。

式(3.119)に関しては、図 3-174 に示すように、3.5.1.2 で想定した Mode 2.1 による回転変形が生じる状況を想定し、水平せん断力の大部分がドリフトピンから伝達される外層ラミナについて、内層ラミナとの接着面と外層ラミナの断面を介して、周囲への応力伝達が可能かどうかを確認する。ここでは、文献[3-4]の鋼板添え板ビス接合の計算例（強軸試験体の場合）を参考にしているが、CLT の片面をビス接合した場合の評価式であるため、本検討では、両面接合に対応するように、式(3.119)において、式(3.120)、(3.123)の値を 2 倍している。式(3.126)に関しては、せん断破壊面が 2 面あるものと仮定し、文献[3-4]に記載の式を修正して用いている。

$$hvt Q_u = \min(hvd Q_y, hvs Q_u, hvw Q_y, hvf Q_u) \geq hva Q_u (= h n_a \cdot a p_{ub}) \quad (3.117)$$

ここで、 $hvt Q_u$ ：水平接合部におけるアンカーボルト周辺部位の耐力、 $hvd Q_u$ ：水平接合部におけるドリフトピンの降伏耐力、 $hvs Q_u$ ：水平接合部における CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力、 $hvw Q_y$ ：水平接合部におけるウェブの降伏耐力、 $hvf Q_u$ ：水平接合部におけるフランジ（底板）の曲げ耐力時引張力、 $hva Q_u$ ：水平接合部におけるアンカーボルトの終局耐力、 $h n_a$ ：水平接合部におけるアンカーボルトの本数、 $a p_{ub}$ ：アンカーボルトの判定用終局耐力（文献[3-4]の表 10.6.2-1 参照）である。

$$hva Q_y = h n_d \cdot d_v p_y \quad (3.118)$$

ここで、 $h n_d$ ：水平接合部におけるドリフトピンの本数、 $d_v p_y$ ：ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の降伏強度（ここでは、アンカーボルトに変形を集中させるため、ドリフトピンに関しては降伏強度を用いた）である。

$$hvs Q_u = 2 \cdot \text{Min}(P_{R1}, P_{R2}) \quad (3.119)$$

$$P_{R1} = P_{t1} + P_{g1} \quad (3.120)$$

$$P_{t1} = (W_L - m_d \cdot d) \cdot t_{l1} F_t \quad (3.121)$$

$$P_{g1} = W_L \cdot L_d \cdot t_{ge} \quad (3.122)$$

$$P_{R2} = P_{t2} + P_{g2} + P_s \quad (3.123)$$

$$P_{t2} = (W_b - (m_d - 1) \cdot d) \cdot t_{l1} F_t \quad (3.124)$$

$$P_{g2} = W_b \cdot L_d \cdot t_{ge} \quad (3.125)$$

$$P_s = 2 \cdot (L_d - (s_n d - \frac{1}{2}) \cdot d) \cdot t_f \cdot F_s \quad (3.126)$$

ここで、 P_{R1} ：幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響する壊れ方の場合の最大耐力、 P_{R2} ：幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響しない壊れ方の場合の最大耐力、 W_L ：ドリフトピン接合に掛かるラミナ幅の合計、 t_f ：ラミナの引張強度（ $=12\text{N/mm}^2$ ）、 F_{ge} ：CLT の接着積層面のせん断強度（ $=1.15\text{N/mm}^2$ ）、 m_d ：最上段の列のドリフトピンの本数、 d ：ドリフトピンの直径、 t_1 ：最外層ラミナの厚み、 L_d ：CLT 木口面から最上段ドリフトピン位置までの長さ、 W_d ：ドリフトピンの右端から左端までの距離、 F_s ：ラミナのせん断強度（ $=1.8\text{N/mm}^2$ ）、 $s_n d$ ：加力方向のドリフトピンの本数である。

$${}_{hw}Q_y = {}_h t_w ({}_h L_w - \sum d_h) {}_h \sigma_{wy} \quad (3.127)$$

ここで、 ${}_h t_w$ ：水平接合材のウェブの厚さ、 ${}_h L_w$ ：水平接合材のウェブの長さ、 d_h ：鋼材に設けた孔（ウェブに設けたドリフトピン設置用の孔）の直径、 ${}_h \sigma_{wy}$ ：水平接合材のウェブの降伏強度である。

$${}_{hf}Q_u = \frac{2 \cdot \frac{1}{4} {}_h L_f \cdot {}_h t_f^2 \cdot {}_h \sigma_{fy}}{{}_h L_h} \quad (3.128)$$

ここで、 ${}_h L_f$ ：水平接合材のフランジの長さ、 ${}_h t_f$ ：水平接合材のフランジの厚さ、 ${}_h \sigma_{fy}$ ：水平接合材のフランジの降伏強度、 ${}_h L_h$ ：水平接合材のフランジに設けたアンカーボルトの重心位置からウェブ端部までの長さである。

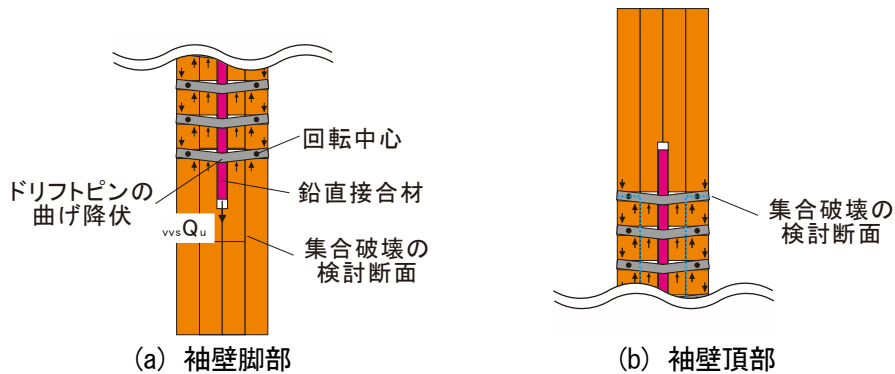


図 3-174 集合型破壊時のイメージ（水平接合部、鉛直方向）

表 3-68 に、式(3.120)～(3.126)を用いて算定した CLT 接合部の集合型破壊の場合の終局耐力の計算に用いた数値を示す。また、表 3-69 にアンカーボルトの終局耐力と、ドリフトピンの降伏耐力、CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力、水平接合部におけるウェブの降伏耐力、水平接合部におけるフランジ（底板）の曲げ耐力時引張力の一覧を示す。ここでは、ドリフトピンの降伏耐力（3.5.1.2 で求めた計算式によるもの）と終局耐力（数値解析によるもの）も参考として示す。なお、骨組解析では、ドリフトピンの復元力特性について、一列あたりの最大のドリフトピンの本数による耐力の低減は行っていないが、安全側の評価として、表 3-69 に示すドリフトピンの終局耐力には、式(3.14)による低減係数 0.92 を乗じた値を用いている。材料強度に試験値、実験値を用いた場合のいずれについても、水平接合部の軸耐力は、ドリフトピンの降伏耐力で決定している。

表 3-68 ラミナの集合型破壊時の終局耐力（水平接合部、鉛直方向）

		単位	設計値
			A
ラミナ幅の合計	W_L	mm	225
ラミナの引張強度	F_t	N/mm ²	12
接着積層面のせん断強度	F_{gs}	N/mm ²	1.15
ラミナのせん断強度	F_s	N/mm ²	1.8
ビスの山径 (=孔径)	d	mm	12
最上段の列方向のビスの本数	m		3
加力方向のビスの本数	n		4
最外層ラミナの厚み	t	mm	30
木口面から最上段位置までの長さ	L	mm	370
ビスの右端から左端までの距離	W_b	mm	120
ラミナ境界部分が影響する場合の耐力	P_{R1}	kN	164
ラミナ境界部分が影響しない場合の耐力	P_{R2}	kN	123
最大耐力	Max (P_{R1} , P_{R2})	kN	123

表 3-69 水平接合部の軸耐力

	単位	A		備考
		設計値	試験値	
ドリフトピンの降伏耐力（低減なし，評価式）	kN	176	344	= 18本×9.8kN（設計値），19.1kN（試験値）
ドリフトピンの降伏耐力（低減あり，評価式）		143	278	= 18本×9.8kN（設計値），19.1kN（試験値）×0.92
ドリフトピンの降伏耐力（低減なし，数値解析）		135	209	= 18本×7.5kN（設計値），11.6kN（試験値）
ドリフトピンの降伏耐力（低減あり，数値解析）		109	169	= 18本×7.5kN（設計値），11.6kN（試験値）×0.92
ドリフトピンの終局耐力（低減なし，数値解析）	kN	214	353	= 18本×11.9kN（設計値），19.6kN（試験値）
ドリフトピンの終局耐力（低減あり，数値解析）		174	286	= 18本×11.9kN（設計値），19.6kN（試験値）×0.92
鋼板の降伏耐力	$h_{vw}Q_y$	kN	510	=12mm×(220mm-3×13mm)×235N/mm ²
底板の曲げ耐力時引張力	$h_{vf}Q_u$	kN	338	=2×(1/4×216mm×32mm×32mm)×235N/mm ² /77mm
集合型破壊時の終局耐力	$h_{vs}Q_u$	kN	246	別表による
水平接合部の軸耐力	$h_{vt}Q_u$	kN	109	169

(2) 設計段階における検討

CLT 袖壁の設計の際にも述べたように、CLT 袖壁には、RC はりの塑性ヒンジ位置を柱フェイス位置から CLT 袖壁端に移動させる役割が期待されるが、試験体 A のように、アンカーボルトを CLT 袖壁端に設置した場合、CLT 袖壁の圧縮力をせん断力として RC はりに伝達するのが難しい最上階等において、CLT 袖壁の代わりに RC はりにせん断力を伝達する補助的な役割が期待できる。

そこで、設計段階における検討では、(1)で示した水平接合部の軸耐力と、CLT 袖壁端の水平接合部に設けるアンカーボルト (2-M16) の降伏耐力、引張耐力、判定用終局耐力との関係を確認すると共に、アンカーボルトの降伏耐力が、表 3-51 で示した CLT 袖壁を設けた場合（内法スパンを 1800mm とした場合）に RC はりに作用する可能性がある最大のせん断力を上回るかどうかを確認している。

表 3-70 に示すように、アンカーボルトの判定用終局耐力に対して、水平接合部の軸耐力が若干不足している。ここでは、水平接合部の軸耐力の評価にドリフトピンの降伏耐力を用いているため、これをドリフトピンの終局耐力に置き換えれば、十分な軸耐力は確保できるものと思われるが、アンカーボルトに伸び変形の大部分を集中させる観点では、ドリフトピンの降伏耐力がやや不足している。

表 3-71 に示すように、表 3-42 に示す降伏強度の規格値や、表 3-9 に示す引張試験結果のいずれを用いた場合にも、アンカーボルトの降伏耐力と RC はりの最大せん断力は概ね一致しており、あまり余裕がない。アンカーボルトには ABR490B 材を用いているため、ひずみ硬化が起これば、RC はりに作用するせん断力以上の引張力を負担することだが、より効率的に RC はりにせん断力を伝達するためには、アンカーボルトの降伏耐力や水平接合部の軸耐力をより高く設定する必要がある。

表 3-70 水平接合部に設けたアンカーボルトの降伏耐力、引張耐力、判定用終局耐力の一覧

	単位	A		備考
		設計値	試験値	
アンカーボルトの降伏耐力	kN	108	110	=2本×166mm ² ×325N/mm ² (規格値), 332N/mm ² (実強度)
アンカーボルトの引張耐力	kN	154	175	=2本×157mm ² ×490N/mm ² (規格値), 556N/mm ² (実強度)
アンカーボルトの判定用終局耐力	kN	179		=2本×89.5kN
水平接合部の軸耐力	kN	109	169	
余裕度		0.61	0.94	

表 3-71 アンカーボルトの降伏耐力の確認

	単位	設計値	試験値
			A
アンカーボルトの降伏強度	N/mm ²	325	332
アンカーボルトの降伏耐力	kN	108	110
RCはりの最大せん断力	kN	108	109
余裕度		1.00	1.02

(3) 骨組解析の結果を基にした検討

表 3-72 に試験体 A の骨組解析の結果から求めた水平接合部のアンカーボルトに作用する引張力の最大値を示す。計 6 カ所に配置したアンカーボルトのうち、引張力が作用するのは主に 3 カ所である。図 3-154 で示したように、2、3 階に設置したアンカーボルトに作用する引張力は、崩壊機構が形成されるとほぼ頭打ちとなり、水平接合部の終局耐力にも十分な余裕があるが、1 階に設置したアンカーボルトに作用する引張力は、全体変形角と共に増大を続けるため、最終的にアンカーボルトの引張耐力に到達し、ドリフトピンの降伏耐力によって決まる水平接合部の終局耐力も上回っている。ただし、ドリフトピンの降伏は生じるものの、ドリフトピンの終局耐力にはまだ余裕があるため、アンカーボルトの引張力が引張耐力に到達したとしても、直ちに接合部の破壊に繋がる訳ではない。

なお、載荷実験では、骨組解析において、アンカーボルトの引張力が引張耐力に到達した 1 階脚部において、ドリフトピンに沿ったラミナの破壊が確認されているが、これは、CLT 袖壁の端部に生じた圧縮力によってラミナに損傷が生じ、損傷を受けたラミナが引張力を受けたことが原因と考えられる。通常、接合部の設計において、圧縮力と引張力が繰り返し作用する状況は想定されないものと思われるが、本研究のように、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が大きい場合には、注意が必要である。

表 3-72 水平接合部のアンカーボルトに作用する引張力の最大値 (骨組解析)

詳細モデル	単位	試験値					
		A					
		引張側			圧縮側		
		1F	2F	3F	1F	2F	3F
アンカーボルトの引張力	kN	0	0	112	175	111	0
水平接合部の軸耐力	kN	169	169	169	169	169	169
余裕度		-	-	1.51	0.97	1.52	-

簡易モデル	単位	試験値					
		A					
		引張側			圧縮側		
		1F	2F	3F	1F	2F	3F
アンカーボルトの引張力	kN	0	2	99	175	111	0
水平接合部の軸耐力	kN	169	169	169	169	169	169
余裕度		-	-	1.71	0.97	1.52	-

3.8.8. 接合部の設計(試験体 B)

3.8.8.1. 詳細

図 3-175 に試験体 B の滑り止めの形状を示す。

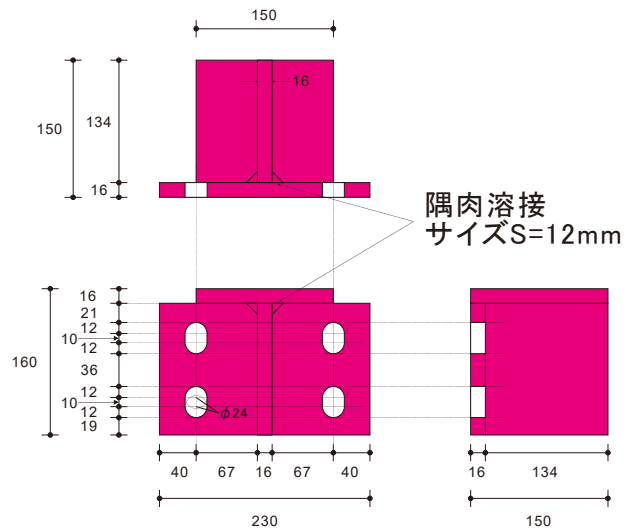


図 3-175 滑り止めの形状 (単位 : mm)

3.8.8.2. 鉛直接合部の設計

試験体 B では、鉛直接合部における応力伝達には期待しないため、検討を省略する。

3.8.8.3. 水平接合部の設計(摩擦抵抗の検討)

CLT 袖壁に作用する水平せん断力の伝達機構は、RC はりや RC スタブ等を介して伝達されるか、RC 柱を介して伝達されるかのいずれかに分類できる。試験体 B では、鉛直接合部を設けていないため、RC 柱を介して水平せん断力を伝達することが困難である。そこで、RC はりや RC スタブを介した水平せん断力の伝達機構の検討のみを行うものとする。

試験体 B では、水平接合部に滑り止めを設けているが、加力実験では、全体変形角の増大に伴って、CLT 袖壁の小口と滑り止めの間に隙間が生じる箇所があったことから、主たるせん断抵抗要素として、CLT 袖壁に作用する曲げ圧縮力（水平接合材による引張負担がないので、ここでは断面に軸力と等しい）による摩擦抵抗を想定する。摩擦係数 μ に関しては、文献[3-4]では壁パネルに期待できる摩擦係数として 0.3 が、また、文献[3-18]では、プレキャスト部材の間にモルタルを充填し、圧着接合する場合の摩擦係数として 0.5 が与えられている。前者に関しては、地震上下動の影響も踏まえた振動台実験結果等に基づく安全側の判断による値、後者に関しては、実験の下限値を地震時の繰り返し荷重の影響を考慮して低減した値とされている。ここでは、部材実験と同様に、CLT 袖壁の水平接合部におけるせん断力／曲げ圧縮力の最大値が 0.50 以下に留まっていることを確認する。

(1) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁にどの程度の曲げ圧縮力やせん断力が作用するか推定することは難しいが、ここでは CLT 袖壁の水平接合部で想定されるせん断力／曲げ圧縮力の略算法を式(3.129)に示す。式(3.129)の左辺は摩擦耐力、右辺は図 3-176 に示す CLT 袖壁の上下端が曲げ耐力に到達した時のせん断力となり、摩擦耐力が曲げ耐力時せん断力を上回れば、水平せん断力の伝達が問題なく行われる。こ

ここで、式中の軸力 N_w を両辺から削除し、軸力が最も小さい $N_w=0$ 時においても、式(3.119)を満足させることを考えると式(3.130)が導かれ、CLT 袖壁の形状 (D_w/h_0) のみで水平せん断力の伝達が可能かどうかを判断できる。試験体 B における CLT 袖壁の寸法比 (D_w/h_0) は 0.40 (=650mm/1600mm) となり、上述した摩擦係数 0.5 を下回ることから、条件を常に満足するものと推測される。

$${}_wQ_{fu} (= \mu \cdot N_w) \geq {}_wQ_{mu} (= N_w \cdot (1 - \frac{N_w}{0.85 \cdot t_w \cdot t_v F_k}) \cdot \frac{D_w}{h_0}) \quad (3.129)$$

$$\mu \geq \frac{D_w}{h_0} \quad (3.130)$$

但し、 μ : 摩擦係数、 N_w : CLT 袖壁の軸方向力、 t_w : 袖壁の厚さ、 D_w : 袖壁のせい、 h_0 : 袖壁の内法高さ、 $t_v F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (鉛直方向) である。

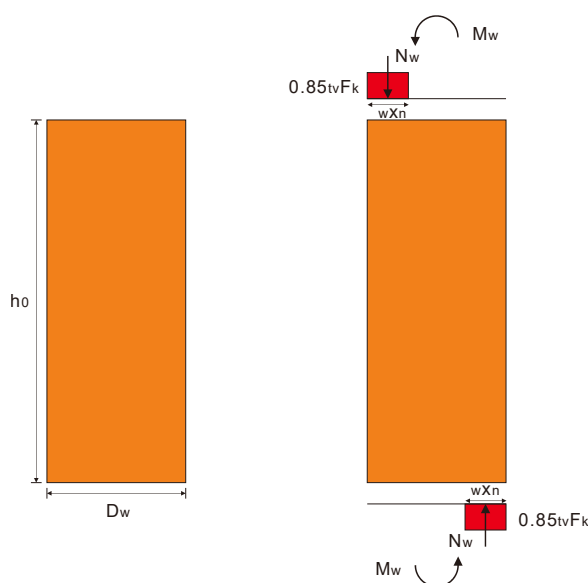


図 3-176 CLT 袖壁の摩擦による水平せん断力の伝達条件

(2) 骨組解析の結果を基にした検討

図 3-155 に示すように、試験体 BD の骨組解析から求めたせん断力/曲げ圧縮力 (軸力) の比率は、変形角の増大に伴って大きくなるが、詳細モデル、簡易モデルのいずれを用いた場合でも 0.30~0.35 程度で頭打ちとなり、上述した摩擦係数 0.5 を十分に下回る結果となったことから、必要な摩擦耐力を確保できるものと考えられる。

3.8.8.4. 水平接合部の設計(滑り止めの検討)

3.8.8.3 で示したように、試験体 B では、曲げ圧縮力による摩擦抵抗によって、CLT 袖壁に作用する水平せん断力を RC はりや RC スタブに伝達することが可能であるため、水平せん断力の伝達という観点では、CLT 袖壁の材端に滑り止めを設ける必要はない。一方で、水平加力によって RC ラーメンに変形が生じた場合に、RC ラーメンから CLT 袖壁が外れないようにするための拘束用の治具は何かしら必要となる。3.6.8.5 で示した載荷実験では、滑り止めの固定に用いた寸切りボルトの引張りずみから、滑り止めに作用するせん断力の推定も行っているが、その評価精度は十分とは言えず、骨組解析においても、摩擦抵抗によるせん断伝達と支圧によるせん断伝達を切り分けて考えることは現状で

は難しい。そこで、安全側の設計となるが、ここでは、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が全て滑り止めに作用した場合にも、支障がないことを確認することとする。

(1) せん断耐力の算定

式(3.131)に示す滑り止めの水平せん断耐力のうち、CLT の木口面の支圧耐力は式(3.132)で、ウェブのせん断降伏耐力は式(3.133)で、曲げ耐力時せん断力は式(3.134)で、寸切りボルトのせん断耐力は式(3.135)で、底面における寸切りボルトの引張降伏時せん断力は式(3.136)で、支圧板（フランジ）の曲げ耐力時せん断力は式(3.137)、滑り止め底板の曲げ耐力時せん断力は式(3.138)によって求める。なお、式(3.135)は、文献[3-16]のあと施工アンカー（金属系、定着長がアンカー径の7倍以上）のせん断耐力式を用いて算定している。また、式(3.137)、式(3.138)では、崩壊線理論に基づいて、図 3-177 に示す破壊線を想定しており、式(3.137)では文献[3-21]における等分布荷重を受ける外壁の限界土圧の計算式を、式(3.138)では文献[3-22]における集中荷重を受ける 2 辺固定支持 2 辺自由長方形板の事例を参考に、式(3.136)のボルトの降伏強度（ $\sum_t a_t \cdot \sigma_y$ ）を崩壊荷重に置き換えているが、本試験体では、滑り止めの支圧板（フランジ）と底板の幅が異なるため、図 3-177 (b) の点線部分では板の降伏が生じない。そこで、式(3.138)の四角囲いの係数（4）を 3 に変更して計算を行った。

$${}_{hh}Q_u = \min({}_{hbb}Q_u, {}_{hbw}Q_y, {}_{hbf}Q_y, {}_{hhs}Q_u, {}_{hht}Q_u, {}_{hhl}Q_u, {}_{hhp}Q_u) \quad (3.131)$$

ここで、 ${}_{hh}Q_u$ ：滑り止めの水平せん断耐力、 ${}_{hbb}Q_u$ ：滑り止めにおける CLT の木口面の支圧耐力、 ${}_{hbw}Q_y$ ：滑り止めにおけるウェブのせん断降伏耐力、 ${}_{hbf}Q_y$ ：滑り止めにおける曲げ降伏時せん断力、 ${}_{hhs}Q_u$ ：滑り止めにおける寸切りボルトのせん断耐力、 ${}_{hht}Q_u$ ：滑り止め底面における寸切りボルトの引張降伏時せん断力、 ${}_{hhl}Q_u$ ：滑り止めの支圧板（フランジ）の曲げ耐力時せん断力、 ${}_{hhp}Q_u$ ：滑り止め底板の曲げ耐力時せん断力である。

$${}_{hbb}Q_u = t_w \cdot h_s \cdot {}_t h F_k \quad (3.132)$$

$${}_{hbw}Q_y = {}_s t_w \cdot D_s \cdot \frac{{}_s \sigma_{wy}}{\sqrt{3}} \quad (3.133)$$

$${}_{hbf}Q_y = \frac{Z_s \cdot {}_s \sigma_{fy}}{0.5h_s} \quad (3.134)$$

$${}_{hhs}Q_u = \text{Min}(0.7 {}_t \sigma_y, 0.4 \sqrt{{}_c E_c \cdot {}_c F_c}) \cdot \sum_t a_t \quad (3.135)$$

$${}_{hht}Q_u = \frac{0.9 \sum_t a_t \cdot {}_t \sigma_y \cdot d_s}{0.5h_s} \quad (3.136)$$

$${}_{hhl}Q_u = \frac{(4 \frac{h'_s}{b'_s} + 2 + 2) \cdot {}_l M_0}{(\frac{h'_s}{2} - \frac{1}{12} b'_s) b'_s} \cdot h_s \cdot b_s$$

$$({}_l M_0 = \frac{1}{4} ({}_s t_f)^2 {}_s \sigma_{fy}, \text{ また、上式を用いる場合には、} h'_s \geq 0.5b'_s \text{ となることを確認する}) \quad (3.137)$$

$$hhp Q_u = \frac{0.9d_s}{0.5h_s} \cdot 2_p M_0 \cdot \min\left(4\pi, \frac{4(D_s - s_{t_f})}{0.5_s b_p - 0.5_w t_f} + \frac{4(0.5_s b_p - 0.5_w t_f)}{D_s - s_{t_f}}\right)$$

$$\left(\text{但し、 } {}_p M_0 = \frac{1}{4}(s_{t_p})^2 s_{\sigma_{py}}\right)$$

(3.138)

ここで、 t_w : CLT 袖壁の壁厚、 h_s : 滑り止めの高さ、 ${}_{th}F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (水平方向)、 s_{t_w} : 滑り止めのウェブの厚さ、 D_s : 滑り止めの全せい、 $s_{\sigma_{wy}}$: 滑り止めのウェブの降伏強度、 $s_{\sigma_{fy}}$: 滑り止めのフランジの降伏強度、 Z_s : 滑り止めの断面係数、 ${}_{t\sigma_y}$: 寸切りボルトの降伏強度、 E_c : コンクリートのヤング係数 (N/mm²)、 F_c : コンクリートの圧縮強度 (N/mm²)、 ${}_{at}$: 寸切りボルトの断面積、 d_s : 寸切りボルトの重心位置から滑り止め端部までの距離、 s_{t_f} : 滑り止めの支圧板 (フランジ) の厚さ、 $s_{\sigma_{fy}}$: 滑り止めの支圧板 (フランジ) の降伏強度、 b_s : 滑り止めの支圧板 (フランジ) の幅、 h'_s : 滑り止めの高さから底版の厚さを差し引いた値、 b'_s : 滑り止めの支圧板 (フランジ) の幅からウェブの厚さを差し引いた値、 s_{t_p} : 滑り止めの底版の厚さ、 $s_{\sigma_{py}}$: 滑り止めの底版の降伏強度、 s_{b_p} : 滑り止めの底版の幅とする。

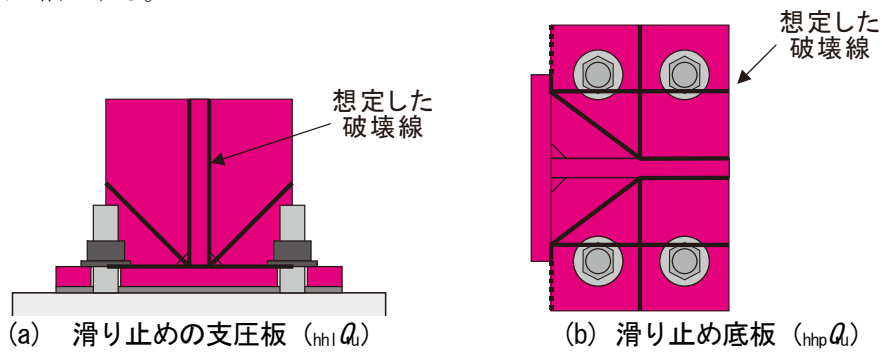


図 3-177 滑り止めにおける崩壊線理論で仮定した破壊線

表 3-73 に、CLT の木口面の支圧耐力、ウェブのせん断降伏耐力、曲げ耐力時せん断力、寸切りボルトのせん断耐力、底面における寸切りボルトの引張降伏時せん断力、支圧板 (フランジ) の崩壊線理論による曲げ耐力時せん断力の一覧を示す。滑り止めの水平せん断耐力は、材料強度に設計値を用いた場合は CLT の木口面の支圧耐力によって、材料強度に実験値を用いた場合は滑り止め底版の曲げ耐力時せん断力によって決まる。

表 3-73 滑り止めの水平せん断耐力

	単位	設計値	試験値		備考	
			B			
			1F	2F		
CLTの支圧耐力	hhg Qu	kN	146	261	261	=120mm × 150mm × 8.1N/mm ² (設計時)、14.5N/mm ² (実強度)
鋼板のせん断耐力	hhw Qu	kN	347	347	347	=16mm × 160mm × 235N/mm ² /√3
鋼板の曲げ耐力時せん断力	hhf Qu	kN	321	321	321	=102430mm ³ (断面係数) × 235N/mm ² / (0.5 × 150mm)
底面の寸切りボルトのせん断耐力	hhg Qu	kN	223	—	—	=4本 × 245mm ² × min(0.7 × 325N/mm ² , 0.4 × (30.0N/mm ² × 25.5kN/mm ²) ^{0.5})
			—	381	—	=4本 × 245mm ² × min(0.7 × 556N/mm ² , 0.4 × (35.3N/mm ² × 29.7kN/mm ²) ^{0.5})
			—	—	381	=4本 × 245mm ² × min(0.7 × 556N/mm ² , 0.4 × (35.4N/mm ² × 30.8kN/mm ²) ^{0.5})
底面の寸切りボルトの曲げ耐力時せん断力	hhf Qu	kN	271	464	464	=0.9 × 71mm × 4本 × 245mm ² × 325N/mm ² (設計時)、556N/mm ² (実強度) / (0.5 × 150mm)
滑り止めの支圧板 (フランジ) の曲げ耐力時せん断力	hh1 Qu	kN	362	362	362	= (4 × 134mm / (134mm + 2 × 2)) × 1/4 × (16mm) ² × 235N/mm ² / ((134mm / 2 - 1/12 × 134mm) / 134mm × 150mm × 150mm)
滑り止め底版の曲げ耐力時せん断力	hhp Qu	kN	195	195	195	= 0.9 × 71mm × 2 × 1/4 × (16mm) ² × 235N/mm ² × min(4π, 4(160mm - 16mm) / (0.5 × 230mm - 0.5 × 16mm)) + 3(0.5 × 230mm - 0.5 × 16mm) / (160mm - 16mm) / (0.5 × 150mm)
滑り止めの水平せん断耐力	hh Qu	kN	146	195	195	

(2) 設計段階における検討

設計段階では、CLT 袖壁にせん断力がどの程度作用するか推定することが難しいため、ここでは、CLT 袖壁がせん断降伏するものとして、滑り止めの設計を行う。CLT 袖壁の一枚あたりのせん断耐力

は、CLT のせん断強度に表 3-44 に示した基準強度 (1.7N/mm^2) を用いた場合は 133kN 、表 3-14 で示した材料試験結果 (2.2N/mm^2) を用いた場合は 173kN となる。いずれの場合も余裕度は 1.0 を上回っている。

表 3-74 設計段階における滑り止めの水平せん断力の検討

	単位	設計値	試験値		備考	
			B			
			1F	2F		
滑り止めの水平せん断耐力	hhQ_u	kN	146	195	195	
最大せん断力せん断力 (=CLT袖壁のせん断耐力)	hhQ_{max}	kN	133	173	173	= $120\text{mm} \times 650\text{mm} \times 1.7\text{N/mm}^2$ (基準強度), 2.2N/mm^2 (実強度)
余裕度			1.09	1.13	1.13	

(3) 骨組解析の結果を基にした検討

表 3-75 に試験体 A の骨組解析の結果から求めた滑り止めに作用する水平せん断力の最大値を示す。ここでは、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が全て滑り止めに作用するものと仮定した。表 3-74 で示した設計段階の検討と比較して、CLT 袖壁に作用する入力せん断力は小さく、滑り止めのせん断耐力にも十分な余裕があることが確認できた。したがって、実際の設計では、CLT 袖壁のせん断耐力ではなく、存在応力に対する設計を行うことで、滑り止めの設計を簡素化できる可能性がある。

表 3-75 滑り止めに作用する水平せん断力の最大値（骨組解析）

詳細モデル		単位	試験値			
			B			
			引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F
滑り止めの水平せん断耐力	${}_{hh}Q_u$	kN	195	195	195	195
滑り止めに作用する最大せん断力	${}_{hh}Q_{max}$	kN	109	101	28	21
余裕度			1.78	1.93	7.09	9.44

簡易モデル		単位	試験値			
			B			
			引張側		圧縮側	
			1F	2F	1F	2F
滑り止めの水平せん断耐力	${}_{hh}Q_u$	kN	195	195	195	195
入力せん断力	${}_{hh}Q_{max}$	kN	127	98	31	26
余裕度			1.54	1.99	6.23	7.60

3.9. 架構試験体の1階袖壁を省略した骨組解析

3.9.1. はじめに

3.7節では、架構試験体 A、B を対象とした骨組解析を実施したが、3.7.3.1 や 3.7.3.4 で示したように、変形角の増大に伴って、水平荷重や RC はりの鉛直せん断力 (RC 柱フェイス位置)、CLT 袖壁の圧縮軸力が増加し続けると共に、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力がせん断耐力を超えるなど、保証設計を行う上での課題が残った。また、CLT 袖壁の設置による補強効果として、「RC はりのヒンジ形成位置を RC 柱フェイスから CLT 袖壁フェイスに移動させるヒンジリロケーション効果」と「CLT 袖壁が取り付くことによる RC 柱の補強効果」の二つが考えられるが、架構試験体では両者の効果が混在している。そこで、本節では、「RC はりのヒンジ形成位置を RC 柱フェイスから CLT 袖壁フェイスに移動させるヒンジリロケーション効果」のみに着目することを目的とし、パラメトリック解析として、架構試験体 A、B の1階袖壁を省略したケースについての検討を行うこととした。

加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁には、変形角の増大に伴って、基礎はりから伝達される圧縮軸力が大きくなるため、試験体 A では、CLT 袖壁端のドリフトピン接合部の脆性的な破壊が生じている。また、1F 袖壁に作用する圧縮軸力の一部は鉛直せん断力として 2F のはり端に伝達されることになり、パンチングシア破壊の検討が必要になるが、軸力負担の大きい 1F 袖壁を省略することで、袖壁端の過度な損傷や RC はり端の負担を軽減することができる。また、1F 袖壁に作用する圧縮軸力の大きさは、CLT 袖壁自体の材料特性 (圧縮の剛性や強度) に依存する部分が大きく、基準強度と実強度の差が大きいと保証設計を行う上で問題となるが、1F 袖壁を省略することで、上階の袖壁に作用する圧縮軸力の大きさを RC ラーメン側の耐力によって決めることができ、材料強度のばらつきによる影響を低減できるものと考えられる。一方で、袖壁を省略する 1F と袖壁を挿入する上階で水平剛性に差が生じ、ピロティ構造のように、1F に地震時の層間変形角が集中する可能性も考えられるが、本研究では同形式を対象とした実証実験は行っていないため、採用を検討する際には十分な注意が必要になることに留意されたい。

図 3-178、図 3-179、図 3-180、図 3-181 に、架構試験体 A、B の 1F 袖壁がない場合の詳細モデルと簡易モデルのモデル図を示す。1F 袖壁がないこと以外は、3.7 節で示した解析モデルと共通である。

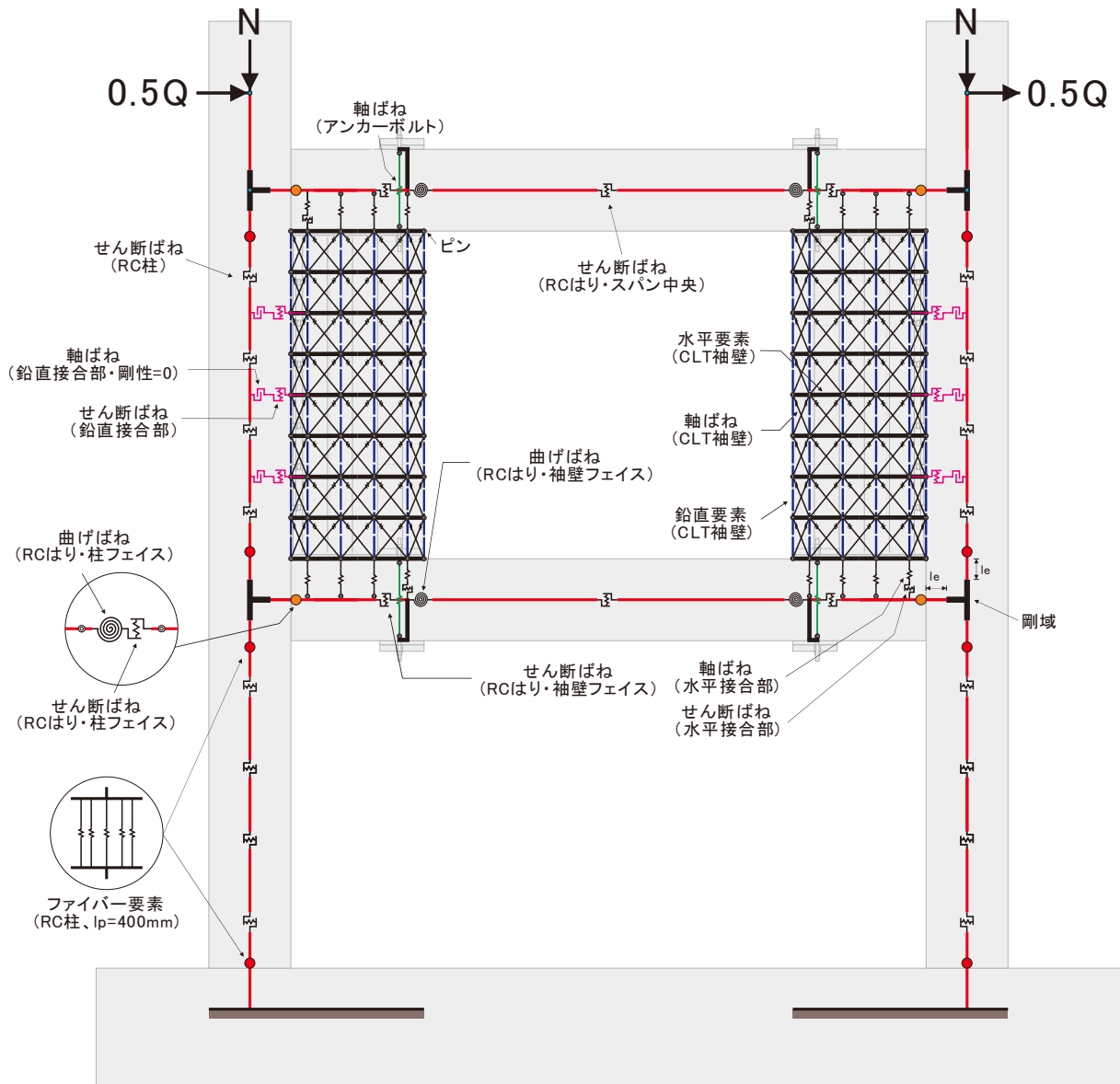


図 3-178 1階の袖壁を省略した試験体 A のモデル化 (詳細モデル)

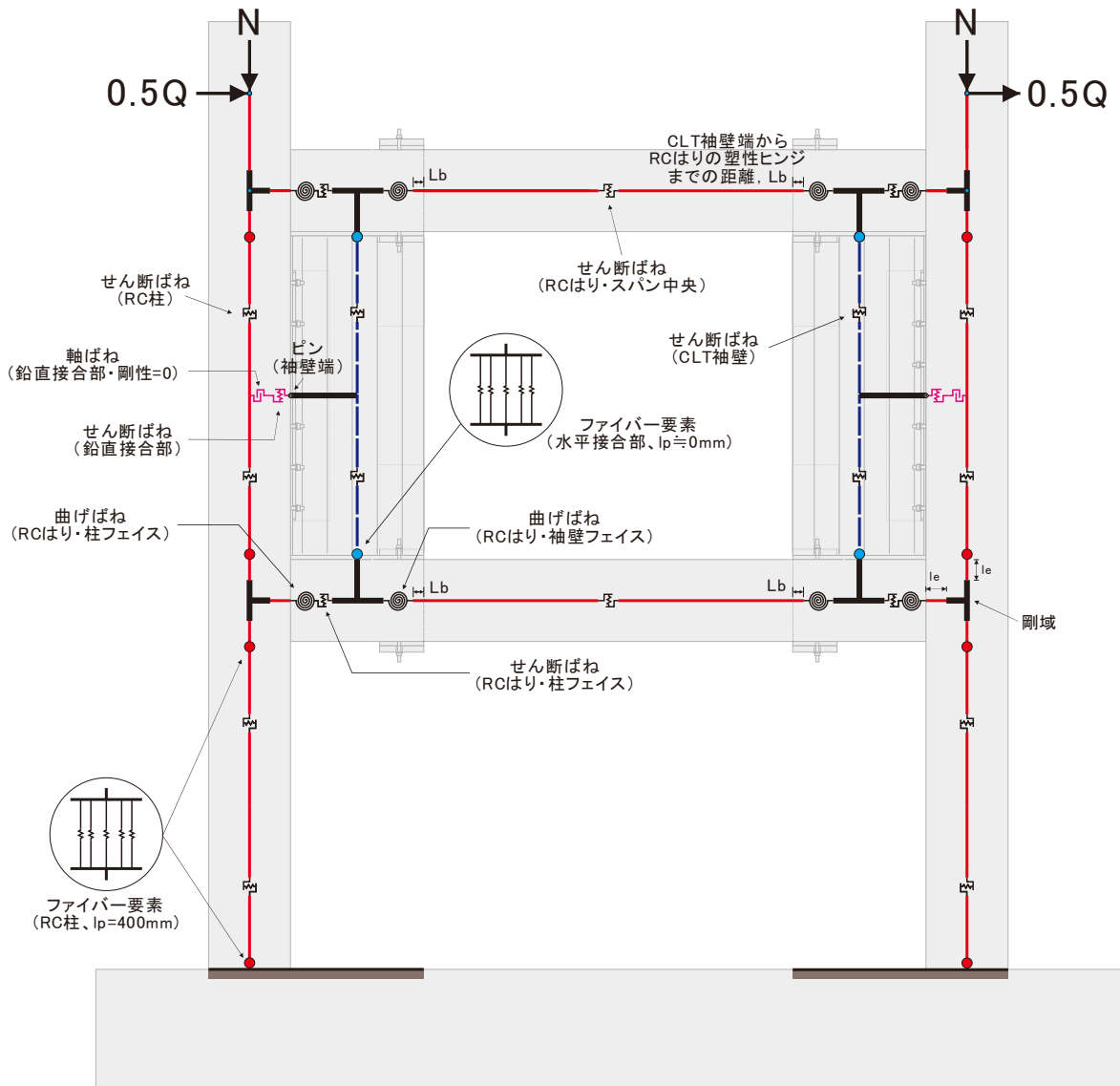


図 3-179 1階の袖壁を省略した試験体 A のモデル化 (簡易モデル)

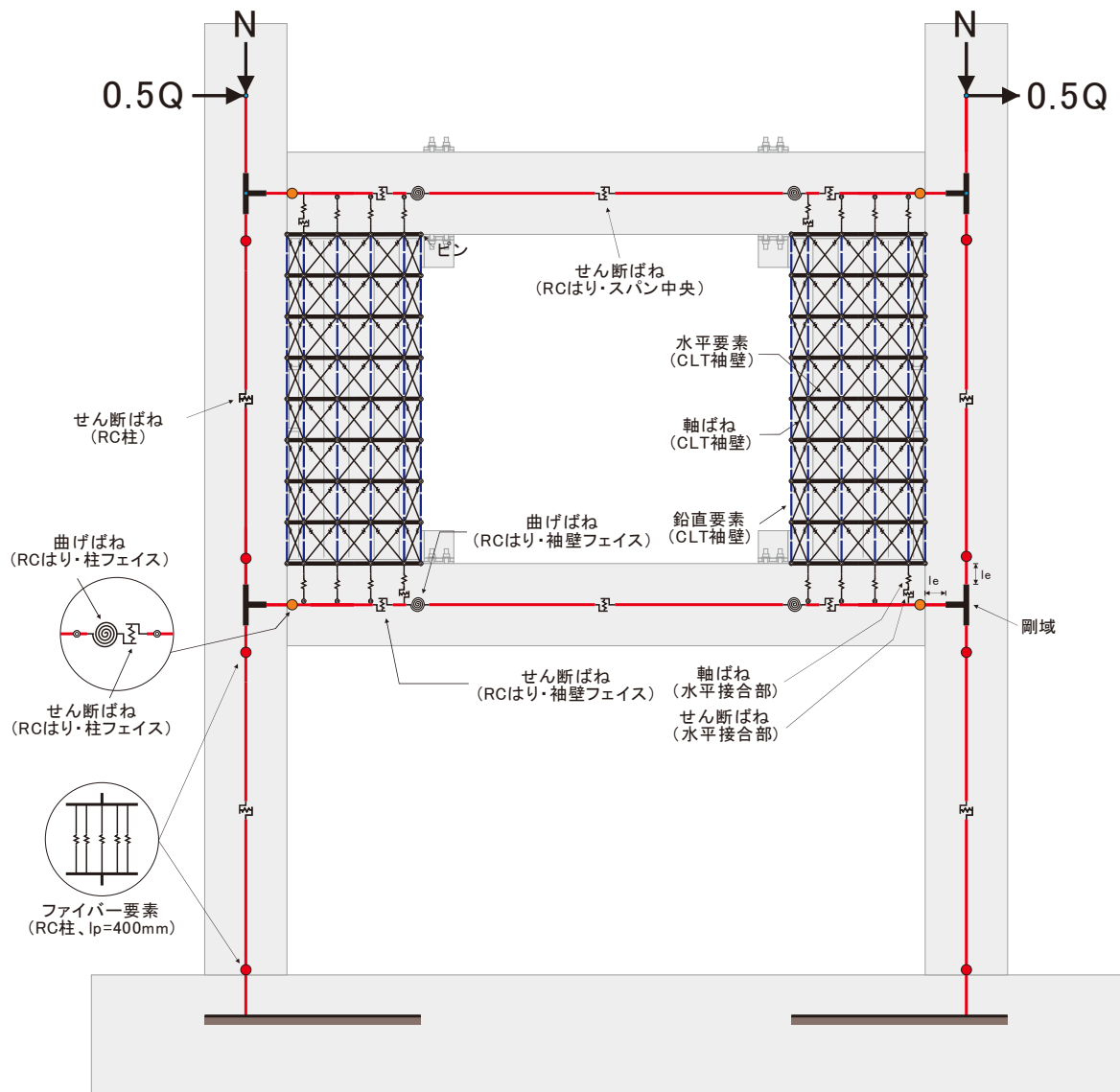


図 3-180 1階の袖壁を省略した試験体 B のモデル化 (詳細モデル)

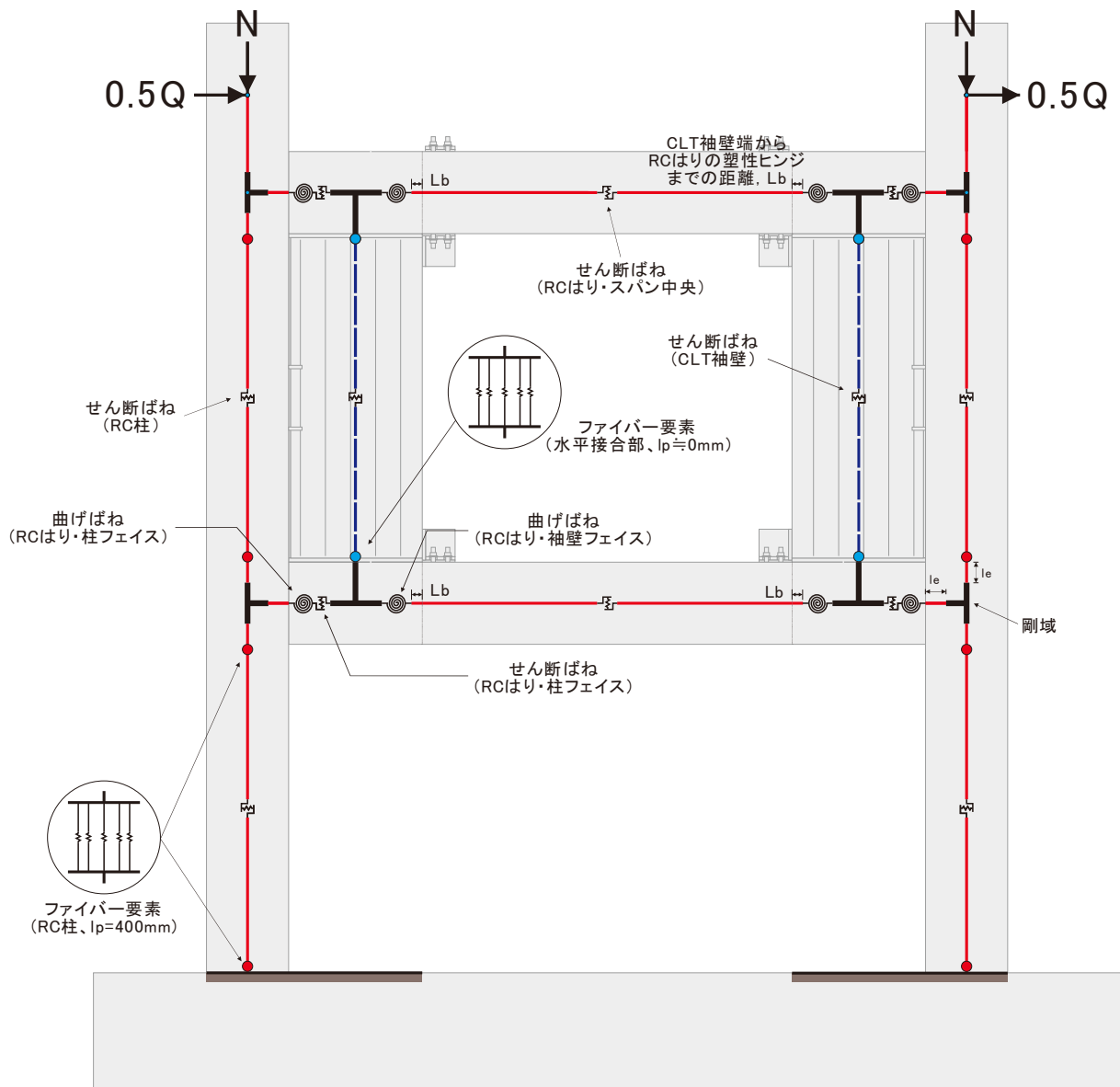


図 3-181 1階の袖壁を省略した試験体Bのモデル化 (簡易モデル)

3.9.2. 解析結果

3.9.2.1. 荷重変形関係と特性点の比較

図 3-182 に 1F 袖壁を省略した場合の試験体 A、B の解析結果を示す。また、図 3-183、図 3-184 に 1F 袖壁がある場合とない場合の試験体 A、B の解析結果の比較を示す。また、表 3-76 に初期剛性と各特性点の比較を示す。

いずれの試験体、いずれの解析モデルについても、1F 袖壁を省略することで、荷重変形関係における $R=1/200\text{rad}$ 付近から水平荷重の増大が鈍化し、水平荷重がほぼ頭打ちとなる傾向が見られた。試験体 A については、4 つの RC はり端の全てヒンジリロケーションが生じているため、試験体 C と比較して 2~3 割程度の耐力の増大が見られるが、試験体 B については、4 つの RC はり端のうちの 2 つのはり端のみでヒンジリロケーションが生じているため、試験体 C と比較して 1 割程度しか耐力の増大が見られなかった。今回の試験体は 1 スパン 2 層の試験体であり、全体の耐力に占める RC 柱の寄与分も大きいため、試験体 B では顕著な補強効果は見られなかったが、試験体の層数が増え、ヒンジリロケーションが生じるはり端の割合が増えれば、より高い補強効果が得られるものと推測される。

なお、柱主筋や梁主筋の引張降伏点の変形と荷重については、CLT 袖壁を取り付けない試験体 C と比較すると、変形はほとんど変わらないが、荷重は、試験体 A で 3 割程度、試験体 B で 1 割程度の増加が見られた。

表 3-76 初期剛性と各特性点の比較 (1F 袖壁がない場合)

(a) 初期剛性と最大荷重

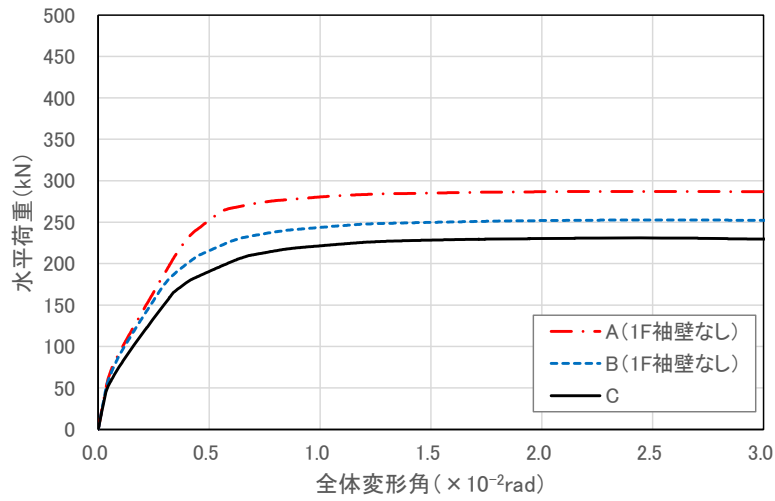
		初期剛性 (kN/mm)		最大荷重 (R=1/100radまで)		最大荷重 (R=1/50radまで)		最大耐力	
		1F 袖壁	ファイバーあり	ファイバーなし	Q (kN)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	
A	詳細	あり	41.2 (1.20)	43.3 (1.14)	355 (1.60)	396 (1.72)	5.22 (2.14)	418 (1.81)	
		なし	38.2 (1.11)	39.9 (1.05)	280 (1.27)	287 (1.25)	2.36 (0.97)	287 (1.24)	
	簡易	あり	46.1 (1.34)	48.1 (1.26)	378 (1.71)	419 (1.82)	4.23 (1.74)	435 (1.88)	
		なし	42.1 (1.22)	44.4 (1.16)	291 (1.31)	297 (1.29)	2.33 (0.96)	297 (1.29)	
B	詳細	あり	40.0 (1.16)	41.8 (1.10)	292 (1.32)	327 (1.42)	4.83 (1.98)	349 (1.51)	
		なし	37.7 (1.09)	39.1 (1.03)	244 (1.10)	252 (1.09)	2.48 (1.02)	253 (1.09)	
	簡易	あり	44.0 (1.28)	45.7 (1.20)	318 (1.44)	354 (1.54)	3.34 (1.37)	363 (1.57)	
		なし	41.1 (1.19)	43.1 (1.13)	252 (1.14)	260 (1.13)	2.42 (1.00)	261 (1.13)	
C	詳細, 簡易	—	34.4	38.1	221	230	2.43	231	

(b) 柱主筋、はり主筋の降伏点

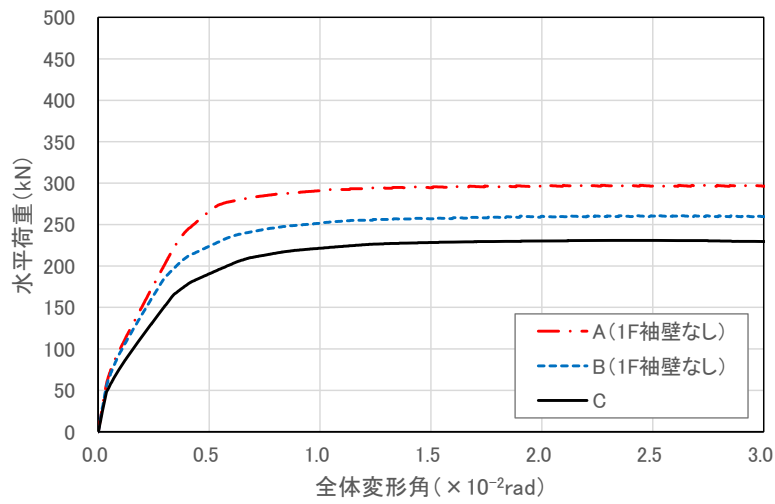
		1F引張側柱主筋降伏		1F圧縮側柱主筋降伏		2F梁下端筋降伏		2F梁上端筋降伏		3F梁下端筋降伏		3F梁上端筋降伏	
		R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
A	詳細	0.537 (0.85)	260 (1.26)	0.590 (0.86)	266 (1.27)	0.429 (1.03)	238 (1.32)	0.374 (0.91)	220 (1.23)	0.345 (1.02)	209 (1.26)	0.395 (1.16)	228 (1.38)
	簡易	0.512 (0.81)	268 (1.31)	0.586 (0.86)	277 (1.32)	0.399 (0.96)	243 (1.35)	0.352 (0.86)	227 (1.26)	0.341 (1.00)	222 (1.34)	0.383 (1.13)	238 (1.44)
B	詳細	0.597 (0.95)	227 (1.10)	0.650 (0.95)	231 (1.10)	0.450 (1.08)	210 (1.16)	0.318 (0.78)	181 (1.01)	0.295 (0.87)	174 (1.05)	0.361 (1.06)	192 (1.16)
	簡易	0.582 (0.92)	234 (1.14)	0.637 (0.93)	238 (1.14)	0.405 (0.97)	212 (1.17)	0.303 (0.74)	187 (1.04)	0.297 (0.88)	185 (1.12)	0.374 (1.10)	206 (1.24)
C	詳細, 簡易	0.629	205	0.682	210	0.416	180	0.411	180	0.340	165	0.340	165

(c) アンカーボルトの降伏点

		1Fアンカーボルト降伏		2Fアンカーボルト降伏		3Fアンカーボルト降伏	
		R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)	R ($\times 10^{-2}$ rad)	Q (kN)
A	詳細	—	—	—	—	—	—
	簡易	—	—	—	—	—	—
B	詳細	—	—	—	—	—	—
	簡易	—	—	—	—	—	—
C	詳細, 簡易	—	—	—	—	—	—

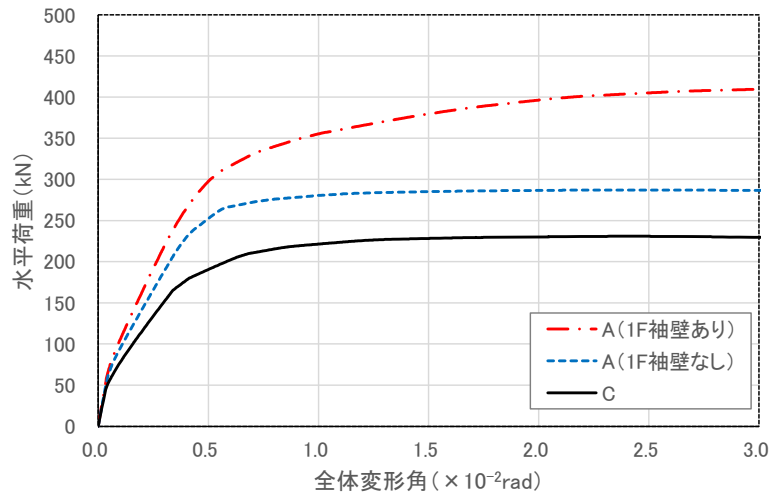


(a) 詳細モデル

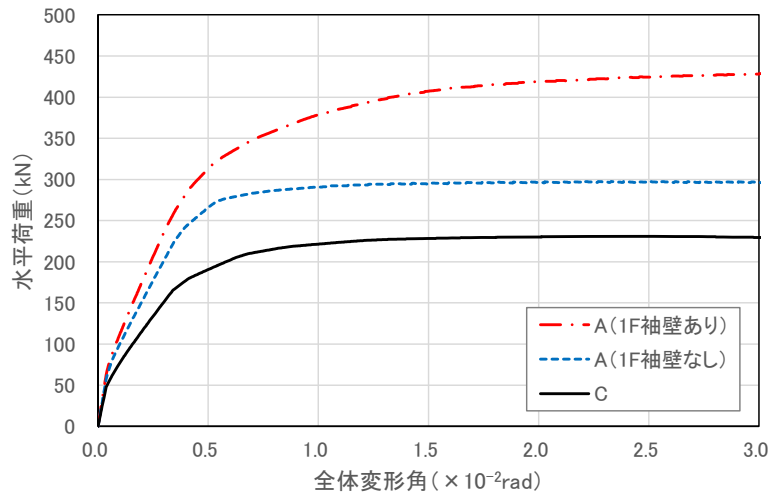


(b) 簡易モデル

図 3-182 1F 袖壁を抜いた試験体 A、B の荷重変形関係

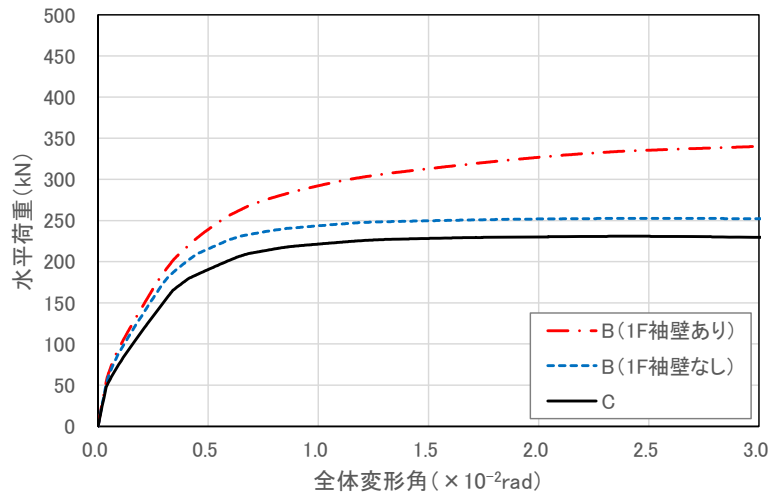


(a) 詳細モデル

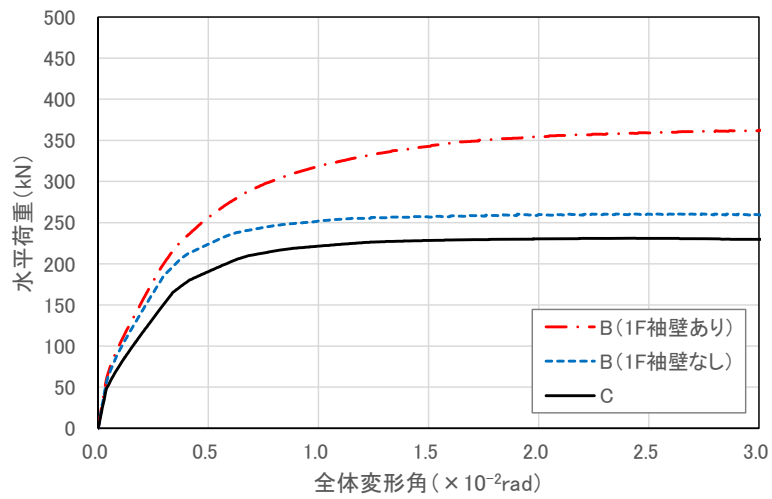


(b) 簡易モデル

図 3-183 1F 袖壁の有無による影響 (試験体 A)



(a) 詳細モデル



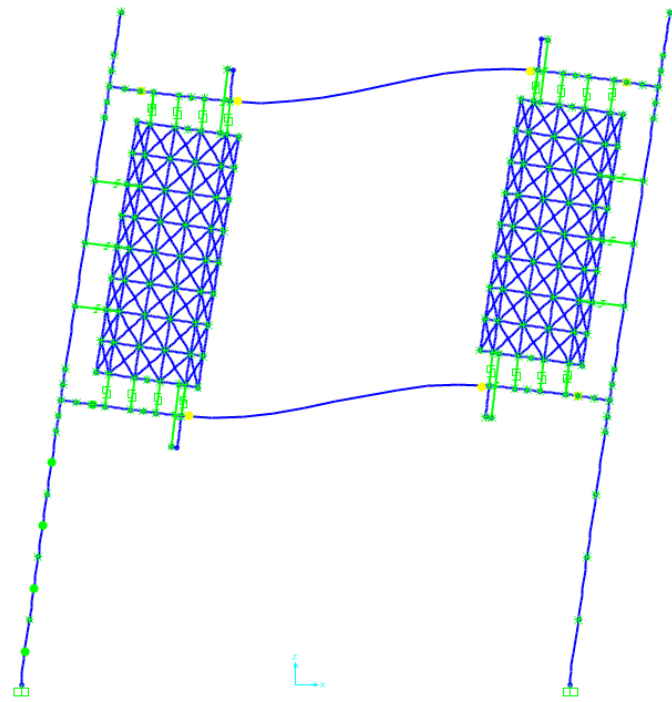
(b) 簡易モデル

図 3-184 1F 袖壁の有無による影響 (試験体 B)

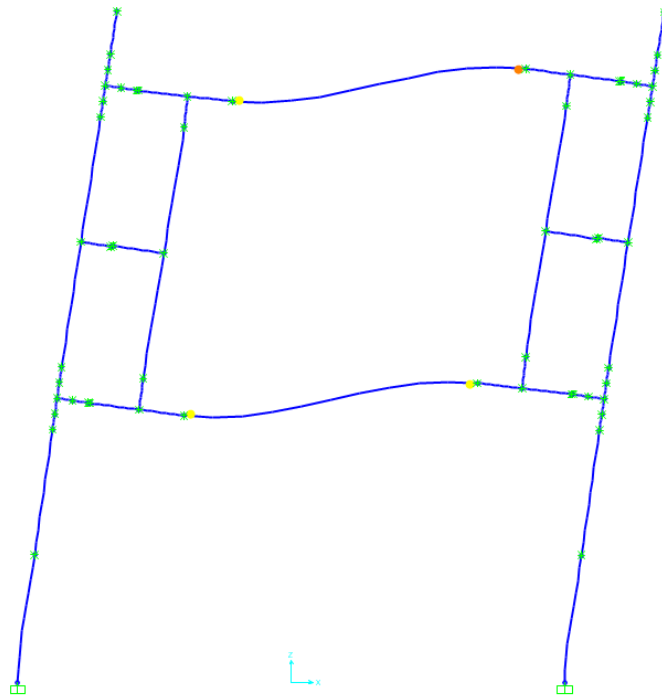
3.9.2.2. 変形状況

図 3-185、図 3-186 に 1F 袖壁がないモデルの $R=1/50\text{rad}$ 時の変形状況を示す。いずれの試験体、いずれの解析モデルについても、1F 袖壁がある場合と同様に、1F 柱脚、2、3F のはり端に塑性ヒンジが形成される全体崩壊形が形成されていた。また、詳細モデルと簡易モデルで変形状況に大きな違いは見られなかった。

試験体 A では、CLT 袖壁端にアンカーボルトを取り付けているため、4 つあるはり端の全てでヒンジロケーションが発生しており、はりの回転角が CLT 袖壁フェイス近傍に集中する傾向が確認できる。一方、試験体 B では、4 つあるはり端のうちの 2 つについては、CLT 袖壁フェイス近傍に塑性ヒンジが形成されているが、残りの 2 つについては、RC 柱フェイスにおいて塑性ヒンジが形成され、はりの回転角も集中している。したがって、試験体 B では、ヒンジロケーションの効果が限定的となるため、最大耐力の増大効果も限定的となったものと考えられる。

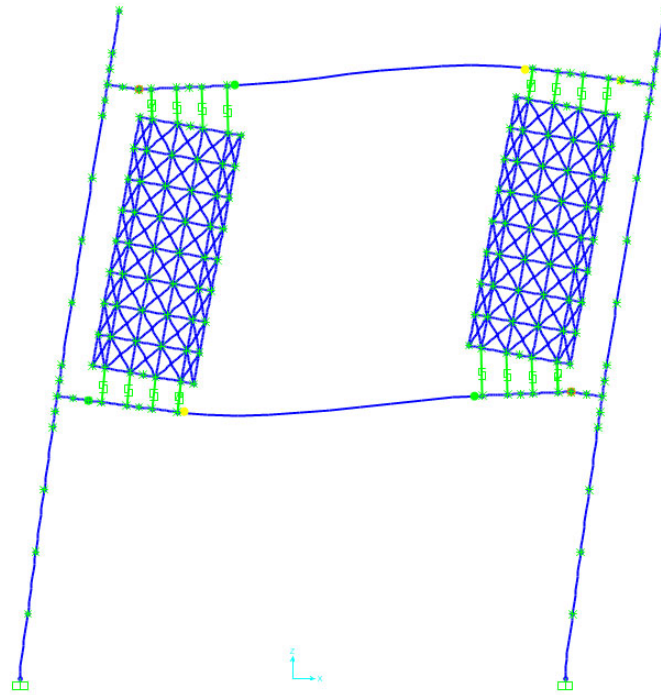


(a) 詳細モデル

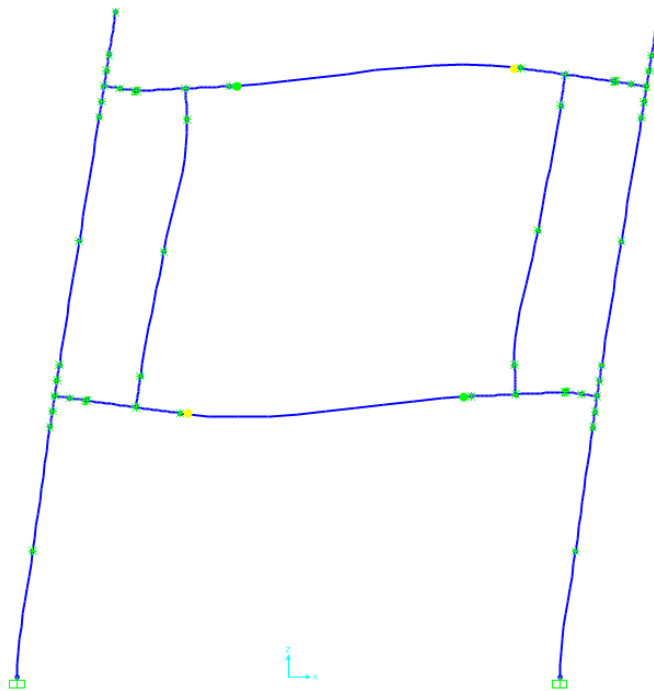


(b) 簡易モデル

図 3-185 R=1/50rad 時の変形状況 (試験体 A、×8 倍、1F 袖壁がない場合)



(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

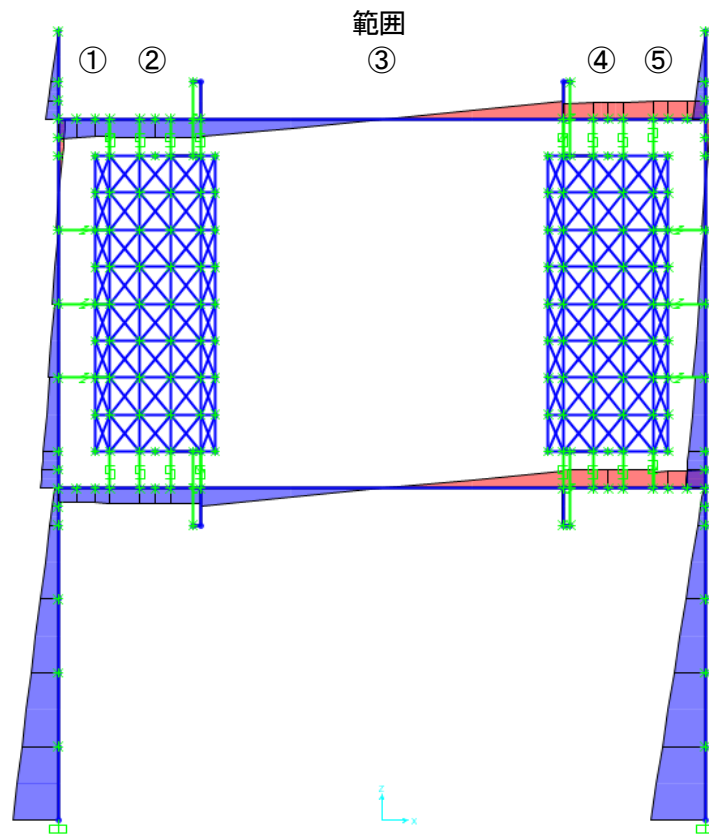
図 3-186 R=1/50rad 時の変形状況 (試験体 B、×8 倍、1F 袖壁がない場合)

3.9.2.3. 曲げモーメント分布

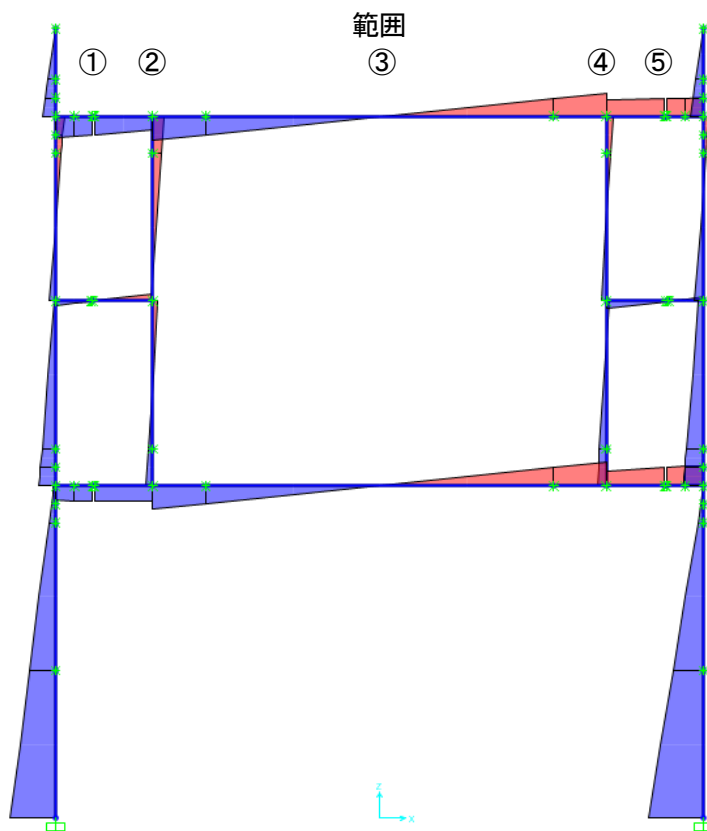
図 3-187、図 3-188 に各解析モデルの $R=1/50\text{rad}$ 時の曲げモーメント分布を示す。なお、詳細モデルと簡易モデルにおける RC 柱の曲げモーメント分布を比較すると、詳細モデルと反曲点高さが概ね一致している。また、簡易モデルでは、CLT 袖壁を 1 本の線材としてモデル化しているため、CLT 袖壁との接合部分において、RC はりの曲げモーメント分布が不連続となるが、塑性ヒンジの設定を行っている RC フェイス位置および CLT 袖壁フェイス近傍位置における曲げモーメントの大小関係は概ね一致しており、両者の差異は小さい。

試験体 A については、圧縮側の RC 柱に CLT 袖壁が取り付く範囲④、⑤では、RC はりの曲げモーメントがほぼ等しくなり、せん断力が殆ど作用しない純曲げに近い状況となった。また、引張側の RC 柱に CLT 袖壁が取り付く範囲①、②では、CLT 袖壁フェイス位置の曲げモーメントが大きく、範囲④、⑤と比較して、多少の勾配は見られるものの、こちら側についても純曲げに近い曲げモーメント分布が得られていることが分かる。

一方、試験体 B については、3F はりにおける範囲④、⑤、2F はりにおける範囲①、②では、試験体 A とほぼ同等な曲げモーメント分布が得られているが、3F はりにおける範囲①、②、2F はりにおける範囲④、⑤では、RC 柱フェイス位置における曲げモーメントが最大となっており、曲げモーメント分布の勾配もほぼ一定となり、CLT 袖壁から作用する応力が RC はりの曲げモーメントに及ぼす影響が小さく、ヒンジリロケーションが生じなかったことが確認できる。

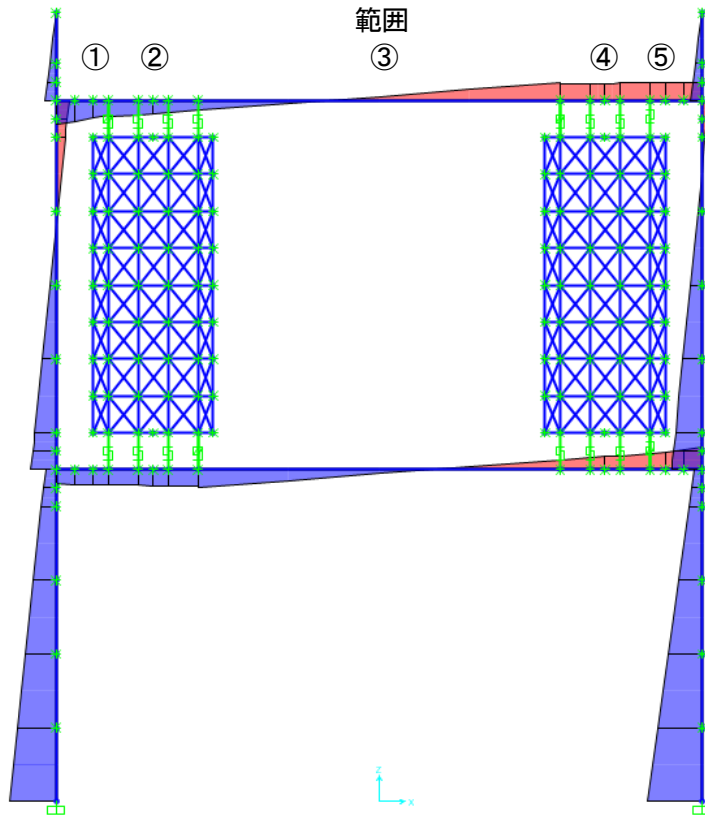


(a) 詳細モデル

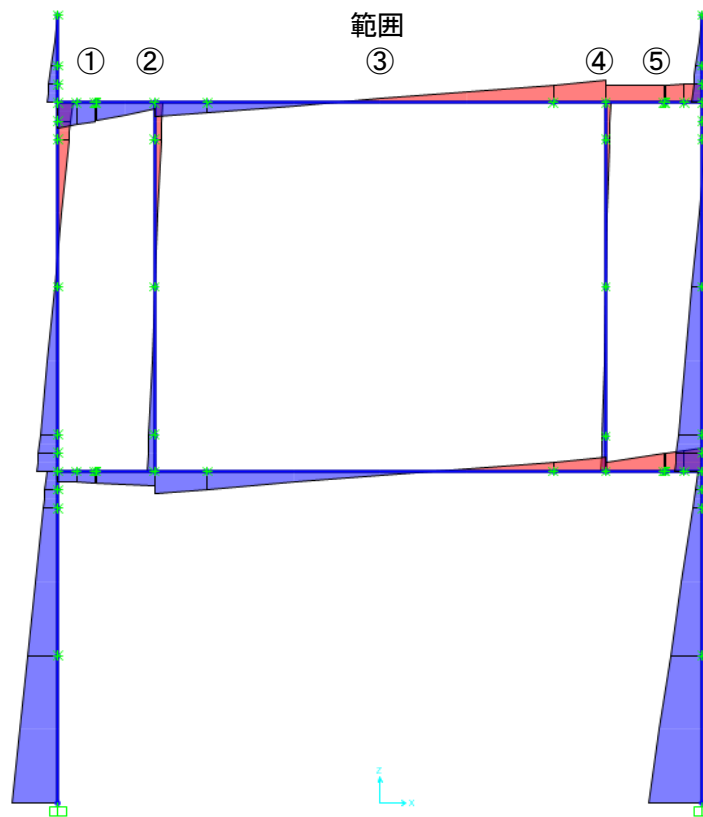


(b) 簡易モデル

図 3-187 R=1/50rad 時の曲げモーメント分布 (試験体 A、1F 袖壁がない場合)



(a) 詳細モデル

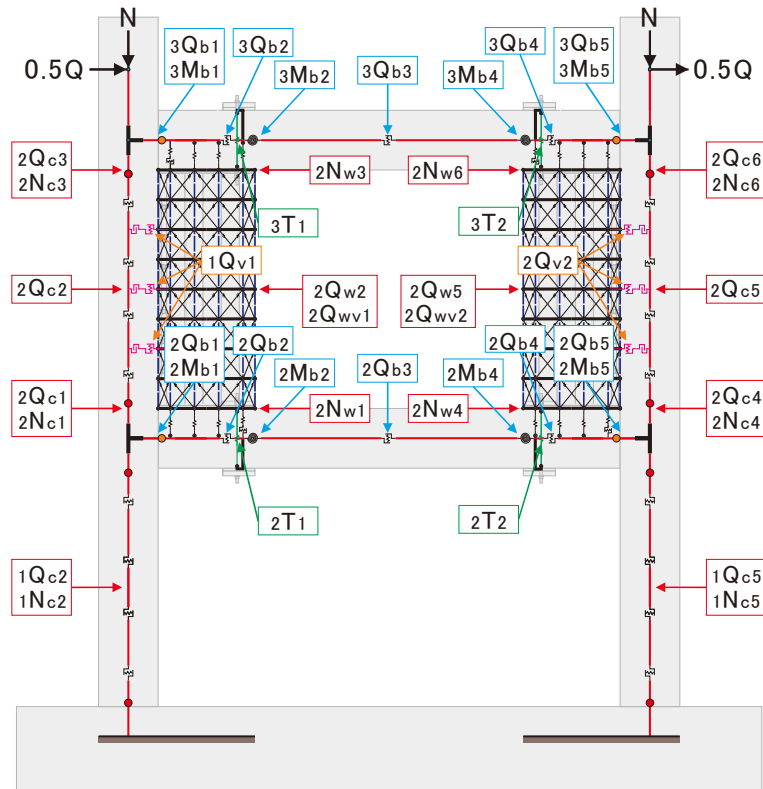


(b) 簡易モデル

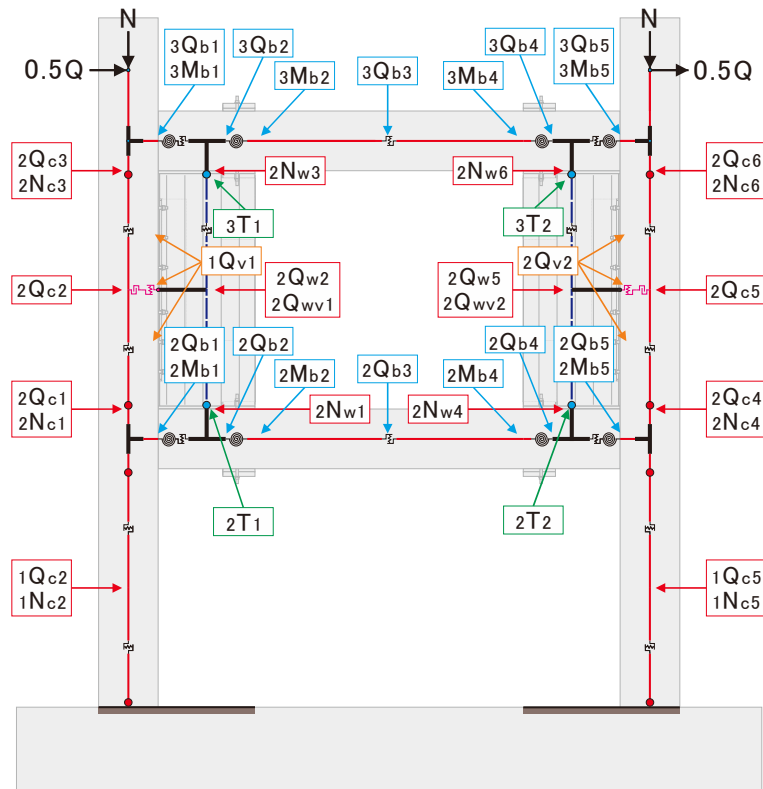
図 3-188 R=1/50rad 時の曲げモーメント分布 (試験体 B、1F 袖壁がない場合)

3.9.2.4. 各部の負担応力

図3-189、図3-190に示す各部位に作用する軸力、せん断力の推移を示す。各記号は3.7.3.4で示したものと同一である。

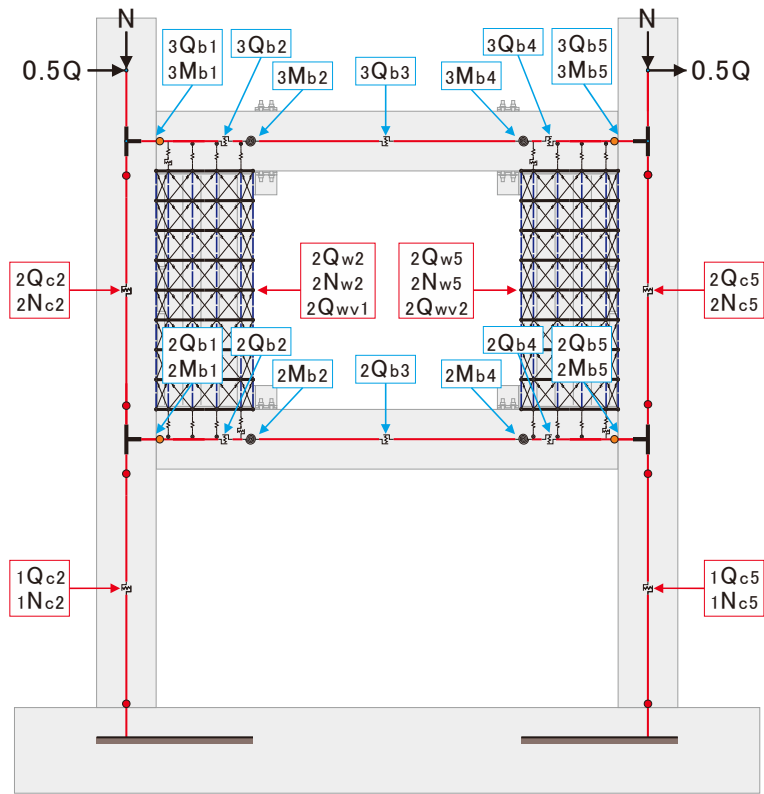


(a) 詳細モデル

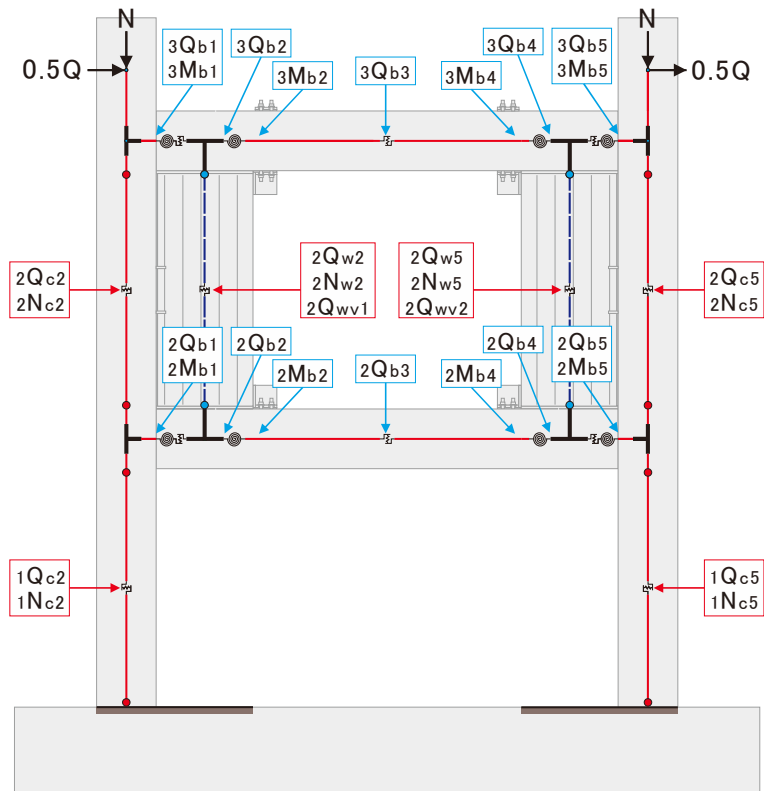


(b) 簡易モデル

図3-189 各部位に作用する軸力、せん断力の一覧（試験体A、1F袖壁がない場合）



(a) 詳細モデル

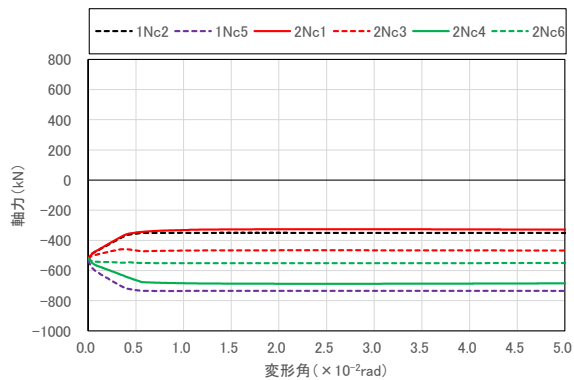


(b) 簡易モデル

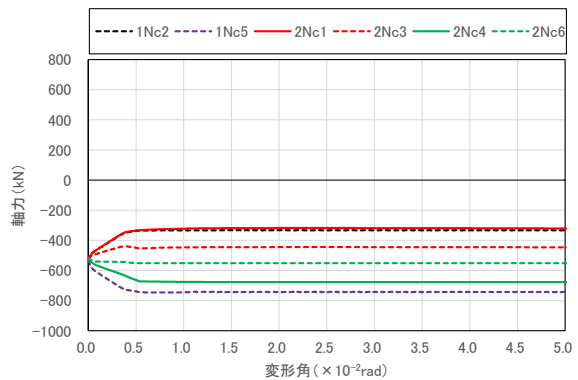
図 3-190 各部位に作用する軸力、せん断力の一覧 (試験体 B、1F 袖壁がない場合)

(1) RC 柱、CLT 袖壁の軸力

図 3-191、図 3-192 に RC 柱、CLT 袖壁に作用する軸力の推移を示す。いずれの試験体においても、RC 柱、CLT 袖壁に作用する軸力は $R=1/200\text{rad}$ 以降ほぼ一定となり、図 3-142、図 3-143 で示した 1F 袖壁がある場合と比較して、軸力変動も小さい。また、詳細モデル、簡易モデルにおける応力差も小さかった。CLT 袖壁に作用する圧縮軸力は小さく、軸力比に換算すると最大でも 1 割程度以下に留まった。いずれの試験体、いずれのモデルにおいても、 $R=1/200\text{rad}$ までに全ての RC はり端で塑性ヒンジが形成されていることから、RC 柱や CLT 袖壁の圧縮軸力がヒンジリロケーションに応じて決まっているものと推定される。

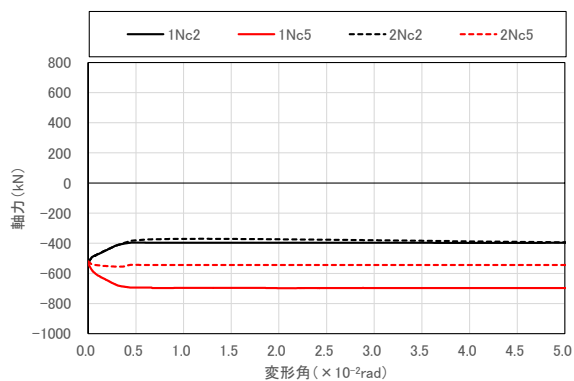


(a) 詳細モデル

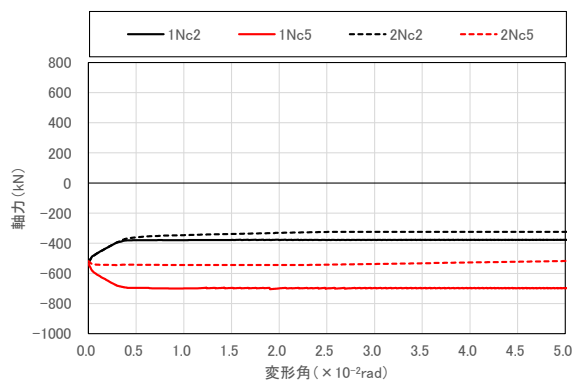


(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



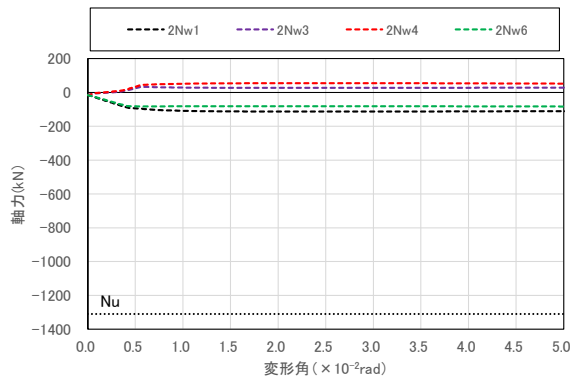
(a) 詳細モデル



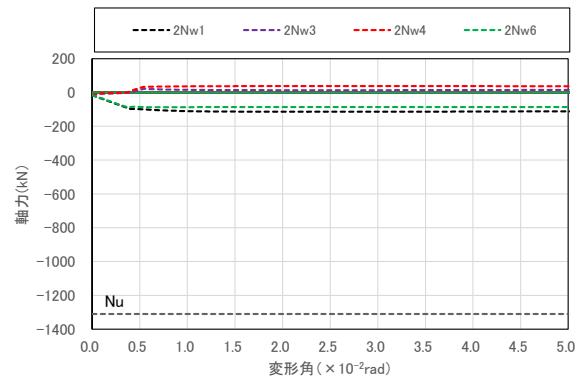
(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

図 3-191 RC 柱に作用する軸力の推移 (1F 袖壁がない場合)

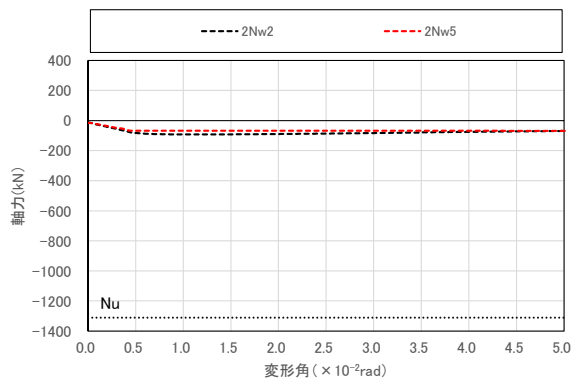


(a) 詳細モデル

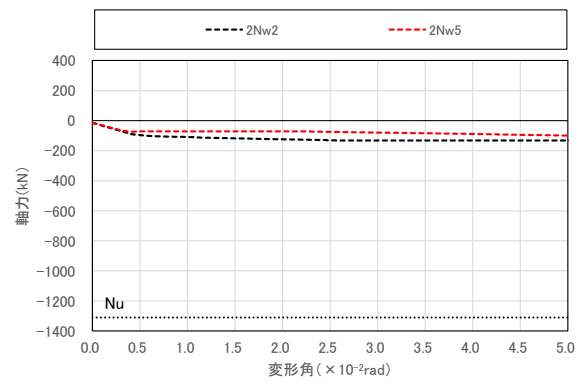


(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

図 3-192 CLT 袖壁に作用する軸力の推移 (1F 袖壁がない場合)

(2) RC 柱、CLT 袖壁の水平せん断力

図 3-193、図 3-194 に RC 柱、CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推移を示す。図中の wQ_{su} は、式 (3.29) で求めた CLT 袖壁の水平断面のせん断耐力 (173kN) である。図 3-191、図 3-192 で示した軸力と同様に、RC 柱、CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、 $R=1/200rad$ 以降ほぼ一定となった。また、モデル間の応力差も小さく、CLT 袖壁に作用する水平せん断力は、式で示した CLT の水平断面のせん断耐力には到達しておらず、試験体 A でせん断耐力の 3~4 割程度、試験体 B でせん断耐力の 1~3 割程度の負担に留まった。

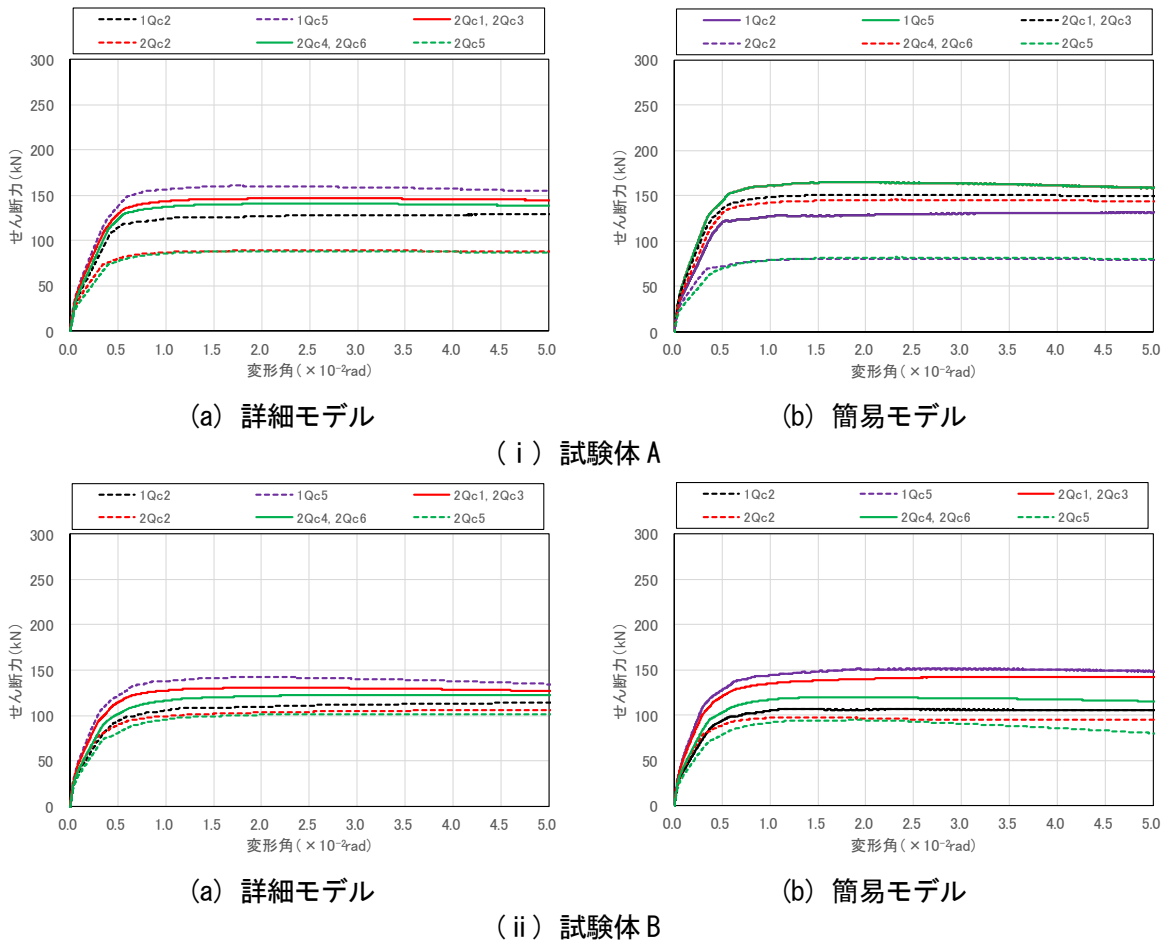
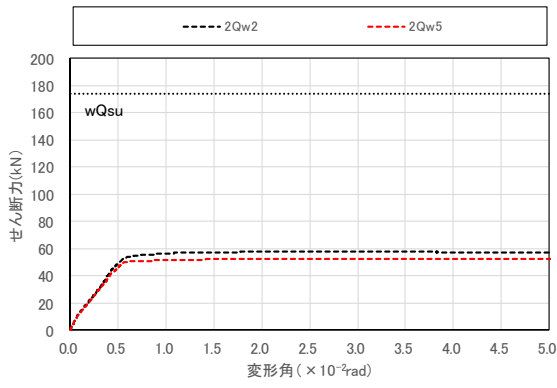
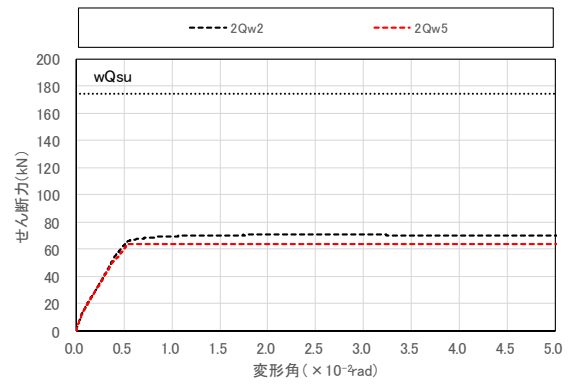


図 3-193 RC 柱に作用する水平方向のせん断力の推移 (1F 袖壁がない場合)

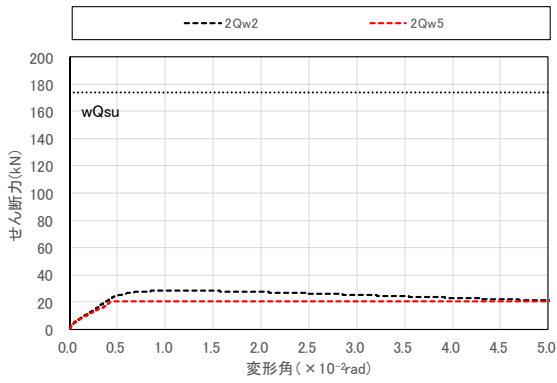


(a) 詳細モデル

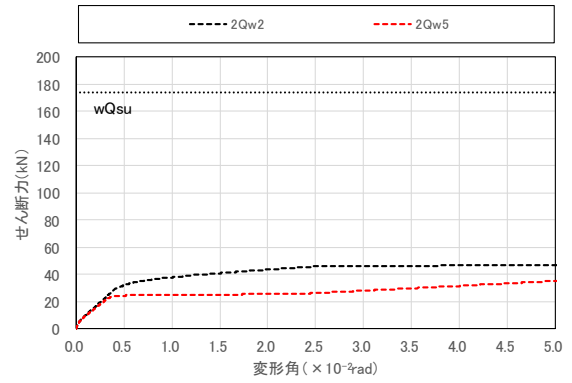


(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

図 3-194 CLT 袖壁に作用する水平方向のせん断力の推移 (1F 袖壁がない場合)

(3) 鉛直接合部に作用する鉛直せん断力

図 3-195 に試験体 A の鉛直接合部に作用する鉛直方向のせん断力の推移を示す。図中の $v_{dv}Q_y$ は、式(3.25)で求めた鋼板挿入ドリフトピン接合部の降伏耐力 (290kN) である。図 3-148 で示した 1F 袖壁がある場合には、加力方向に対して引張側と圧縮側の鉛直接合部で、作用する鉛直せん断力に大きな差が見られたが、1F 袖壁を取り除くことで、ほぼ両者が一致し、詳細モデルと簡易モデルの差も小さくなった。鉛直接合部に作用する鉛直せん断力の最大値は、詳細モデルで 140kN、簡易モデルで 127kN となり、RC はりのスパン中央に作用するせん断力 (詳細モデル: 97kN、簡易モデル: 104kN) と比較すると、それぞれ 1.4 倍、1.2 倍となった。3.8 節では、ヒンジリロケーションが生じる場合に、鉛直接合部に作用する鉛直せん断力を RC はりのスパン中央に作用するせん断力の 2 倍と推定する手法を示しているが、実際には、RC 柱フェイス近傍における上下の仕口面を介した応力伝達も行われるため、鉛直接合部に作用する鉛直せん断力はこれよりも小さい値になったものと考えられる。

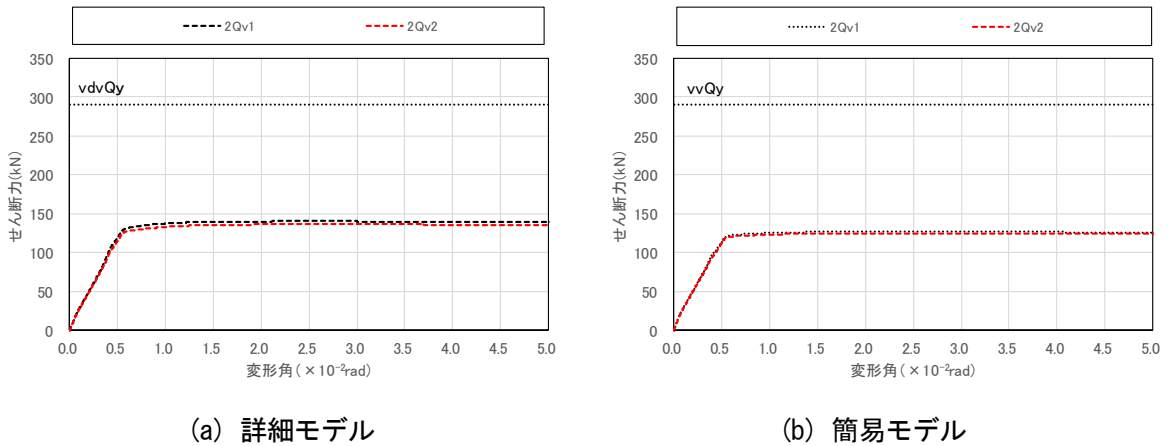


図 3-195 CLT 袖壁—RC 柱間の鉛直接合部の鉛直せん断力の推移 (試験体 A、1F 袖壁がない場合)

(4) CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力

図 3-196 に CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の推移を示す。なお、いずれのモデルでも、荷重増分解析の各ステップにおいて、断面内で最も大きいせん断力を抽出しており、詳細モデルでは、CLT 袖壁を模擬したブレース要素に作用する軸方向力の鉛直成分を累加することで、簡易モデルでは、CLT 袖壁の支圧特性を模擬した上下のファイバー要素のうち、水平方向の位置が同じ要素が負担する軸力の差分を累加することで、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力 (${}_2Q_{wv1}$ 、 ${}_2Q_{wv2}$) を算定した。なお、図中には、式(3.63)もしくは式(3.64)による CLT 袖壁の鉛直せん断力の推定値 (${}_{p2}Q_{wv1}$ 、 ${}_{p2}Q_{wv2}$) も示している。図中の ${}_{wv}Q_{su}$ は式(3.27)で示した CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力 (428kN) である。図 3-192 で示したように、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が軸力比に換算して最大でも 1 割程度であったため、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力は、鉛直断面のせん断耐力に対して、試験体 A で 4~5 割程度、試験体 B で 2~3 割程度に留まった。また、軸力比が低くなったことで、式(3.63)もしくは式(3.64)による推定値 (${}_{p2}Q_{wv1}$ 、 ${}_{p2}Q_{wv2}$) は、鉛直せん断力 (${}_2Q_{wv1}$ 、 ${}_2Q_{wv2}$) とほぼ等しい値を示した。

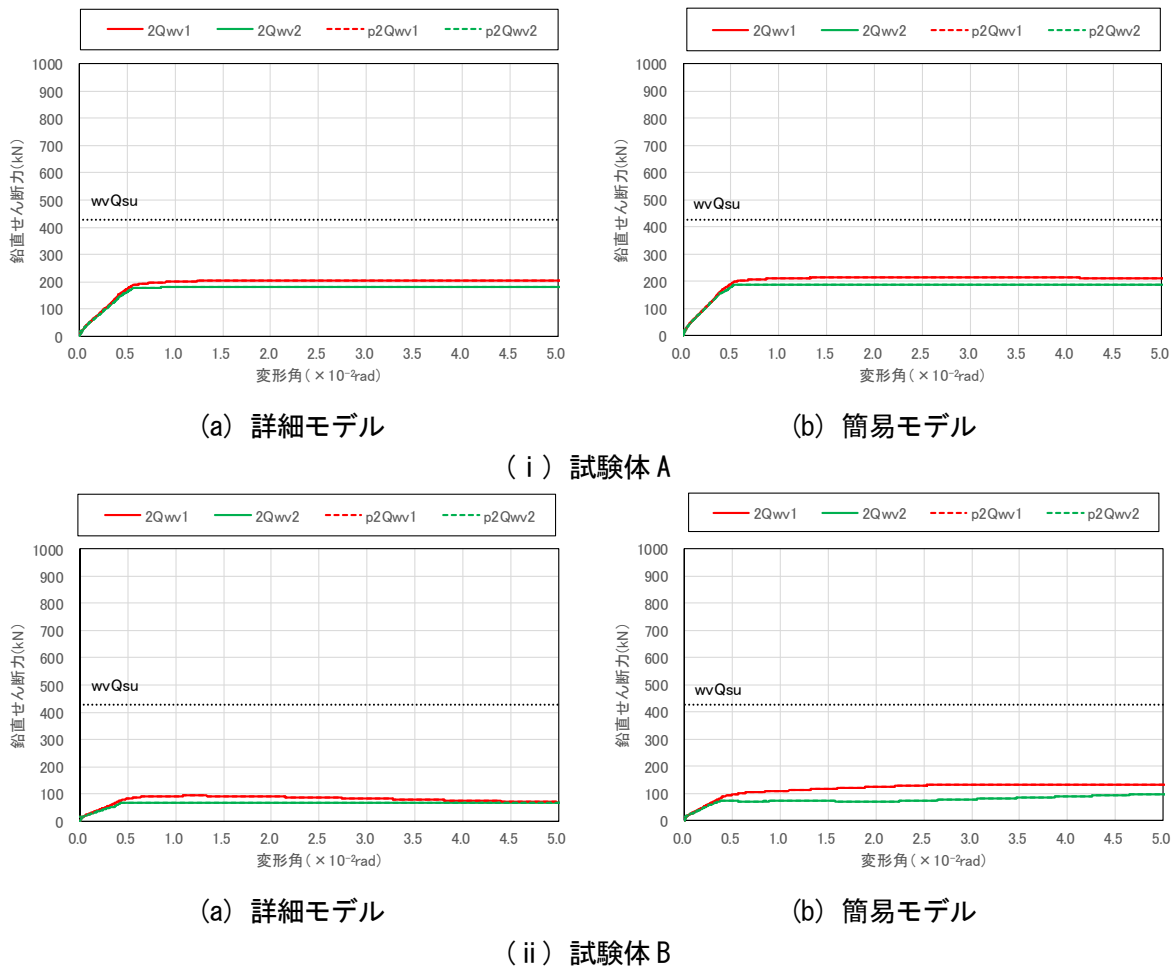


図 3-196 CLT 袖壁に作用する鉛直方向のせん断力 (1F 袖壁がない場合)

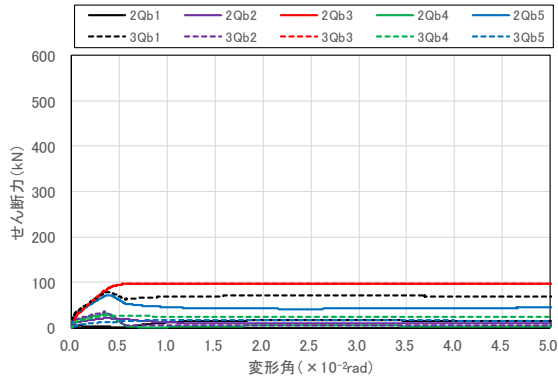
(5) RC はりのせん断力

図 3-197 に RC はりに作用するせん断力の推移を示す。簡易モデルでは、CLT 袖壁のフェイス位置近傍に作用するせん断力 (${}_2Q_{b2}$ 、 ${}_2Q_{b4}$ 、 ${}_3Q_{b2}$ 、 ${}_3Q_{b4}$) を式(3.65)で算定した。また、表 3-77 に RC はりに作用する最大のせん断力を示す。

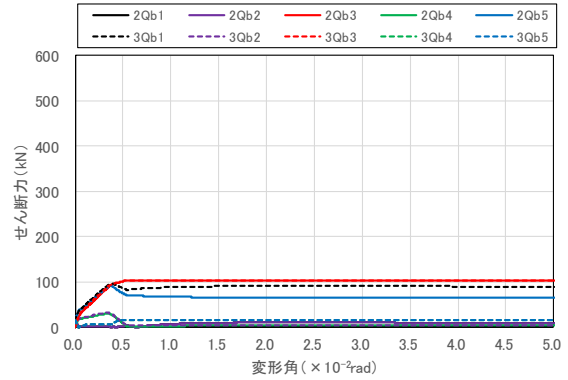
図 3-152 で示したように、1F に袖壁を設けた場合には、水平変形の増大に伴って、RC 柱フェイス位置に作用する鉛直せん断力が増加する傾向が見られたが、図中に示すように、1F 袖壁を省略することで、 $R=1/200\text{rad}$ 以降のせん断力の増加はほぼ見られなくなった。スパン中央で RC はりに作用するせん断力の大きさは、試験体 C と比較して、試験体 A で 1.5~1.7 倍程度、試験体 B で 1.2~1.3 倍程度となっており、表 3-40 で示した 1F に袖壁がある場合と比較すると、試験体 B では 2F はりにおける効果の低減が見られるものの、いずれも CLT 袖壁の設置に伴うヒンジリロケーションの効果が確認できる。試験体 B では、1F に袖壁を設けた場合と同じように、RC 柱フェイス位置に作用する鉛直せん断力がスパン中央に作用するせん断力を上回っているが、試験体 A では、RC 柱フェイス位置に作用する鉛直せん断力が、スパン中央の鉛直せん断力とほぼ同程度となり、いずれの試験体でも、1F 袖壁を省略することで、RC 柱フェイス位置に作用する鉛直せん断力が大幅に低減されていることが確認できる。

表 3-77 RC はりに作用する最大せん断力 (単位 : kN、1F 袖壁がない場合)

試験体 A	詳細モデル		簡易モデル	
	RC 柱フェイス	スパン中央	RC 柱フェイス	スパン中央
2F	71	97	91	103
3F	77	97	96	104
試験体 B	RC 柱フェイス	スパン中央	RC 柱フェイス	スパン中央
2F	143	75	181	80
3F	168	75	212	81
試験体 C	RC 柱フェイス	スパン中央	RC 柱フェイス	スパン中央
2F	62			
3F	61			

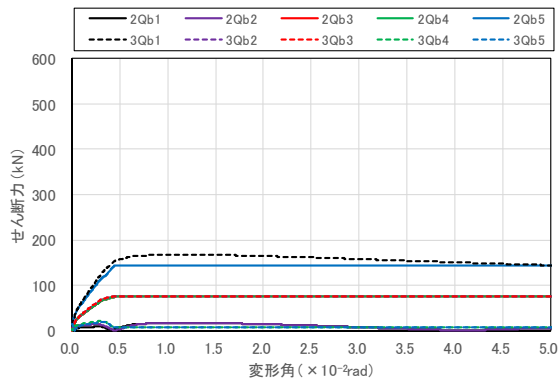


(a) 詳細モデル

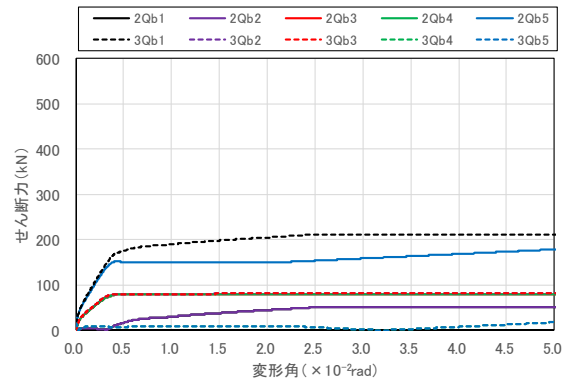


(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル



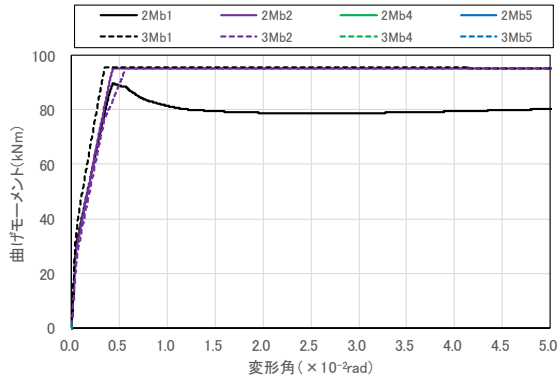
(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

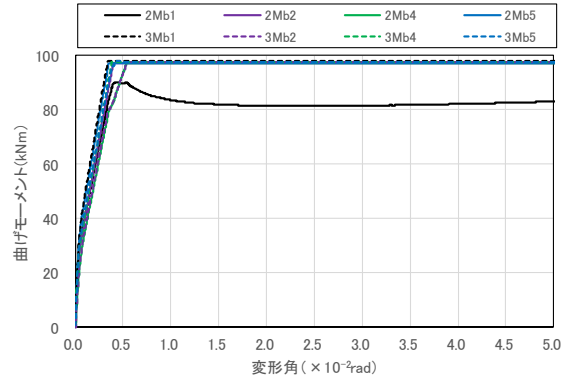
図 3-197 RC はりに作用するせん断力の推移 (1F 袖壁がない場合)

(6) RC はりの曲げモーメント

図 3-198 に RC はりに作用する曲げモーメントの推移を示す。図 3-153 で示した 1F に袖壁を設けた場合と比較すると、試験体 A では、加力方向に対して引張側に位置する 2F の RC 柱フェイス位置 (${}_2M_{b1}$) における曲げ降伏が生じていない点以外は、ほぼ同じような傾向を示しており、試験体 C と同様に、 $R=1/200\text{rad}$ 付近で曲げ降伏が生じ、上記のはり端以外では、RC 柱フェイス位置と CLT 袖壁フェイス近傍に二つの塑性ヒンジが形成されていることが確認できる。試験体 B では、1F に袖壁を設けた場合と同様に、加力方向に対して引張側に位置する 3F の CLT 袖壁フェイス近傍 (${}_3M_{b2}$) における曲げ降伏が生じていないが、それに加え、加力方向に対して引張側に位置する 2F の RC 柱フェイス位置 (${}_2M_{b1}$)、加力方向に対して圧縮側に位置する 2F の CLT 袖壁フェイス近傍 (${}_2M_{b4}$) でも曲げ降伏が生じておらず、ヒンジリロケーションの効果が限定的となっていることが推測できる。

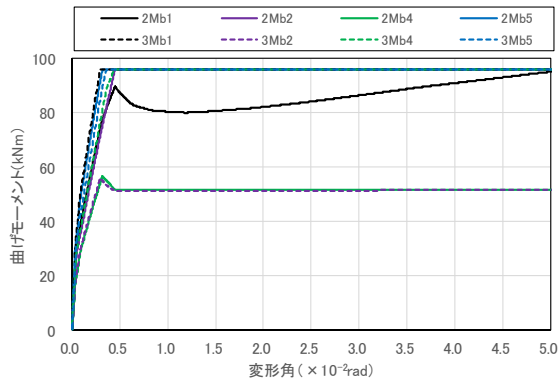


(a) 詳細モデル

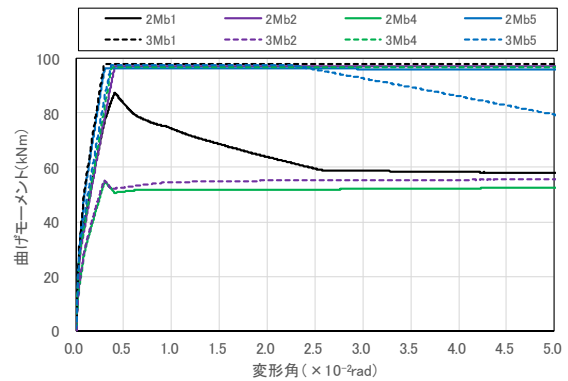


(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル



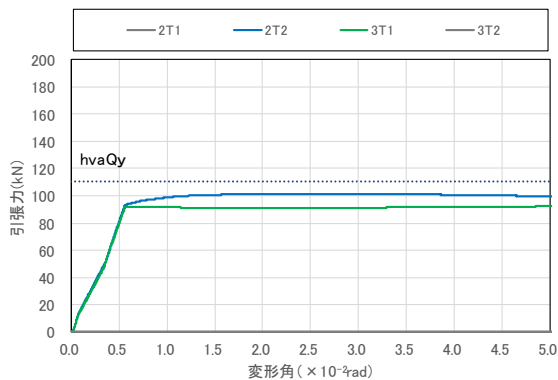
(b) 簡易モデル

(ii) 試験体 B

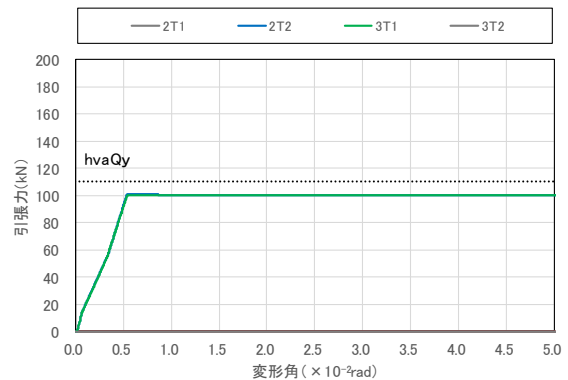
図 3-198 RC はりに作用する曲げモーメントの推移 (1F 袖壁がない場合)

(7) アンカーボルトの引張力

図 3-199 にアンカーボルトの引張力の推移を示す。図中の $hvaQ_y$ はアンカーボルトの降伏耐力 (110kN) を示している。加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 2F アンカーボルト (${}_2T_2$)、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く CLT 袖壁の 3F アンカーボルト (${}_3T_1$) において、引張力が生じる点は、図 3-154 で示した 1F に袖壁を設けた場合と同じであるが、1F 袖壁を省略した場合は、降伏強度に近い引張力が作用しているものの、いずれのアンカーボルトも引張降伏しなかった。



(a) 詳細モデル



(b) 簡易モデル

図 3-199 アンカーボルトの引張力の推移 (試験体 A、1F 袖壁がない場合)

(8) CLT 袖壁の水平せん断力／曲げ圧縮力

図 3-200 に、CLT 袖壁の水平接合部に作用する曲げ圧縮力（試験体 A では、断面に作用する軸力にアンカーボルトの負担する引張軸力を足し合わせたもの、試験体 B では、断面に作用する軸力そのもの）に対する水平方向のせん断力の比率の推移を示す。なお、図 3-155 で示した 1F 袖壁がない場合と同様に、試験体 B では、全ての断面において、曲げ圧縮力に対する水平せん断力の比が、RC 部材と CLT 袖壁の間の摩擦係数として設定した 0.5 を下回っており、水平せん断力の伝達に支障がないことが確認できる。一方、試験体 A では、CLT 袖壁の全ての断面において、曲げ圧縮力に対する水平せん断力の比が 0.5 を上回っているため、鉛直接合部を介した RC 柱への水平せん断力の伝達が必要となる。

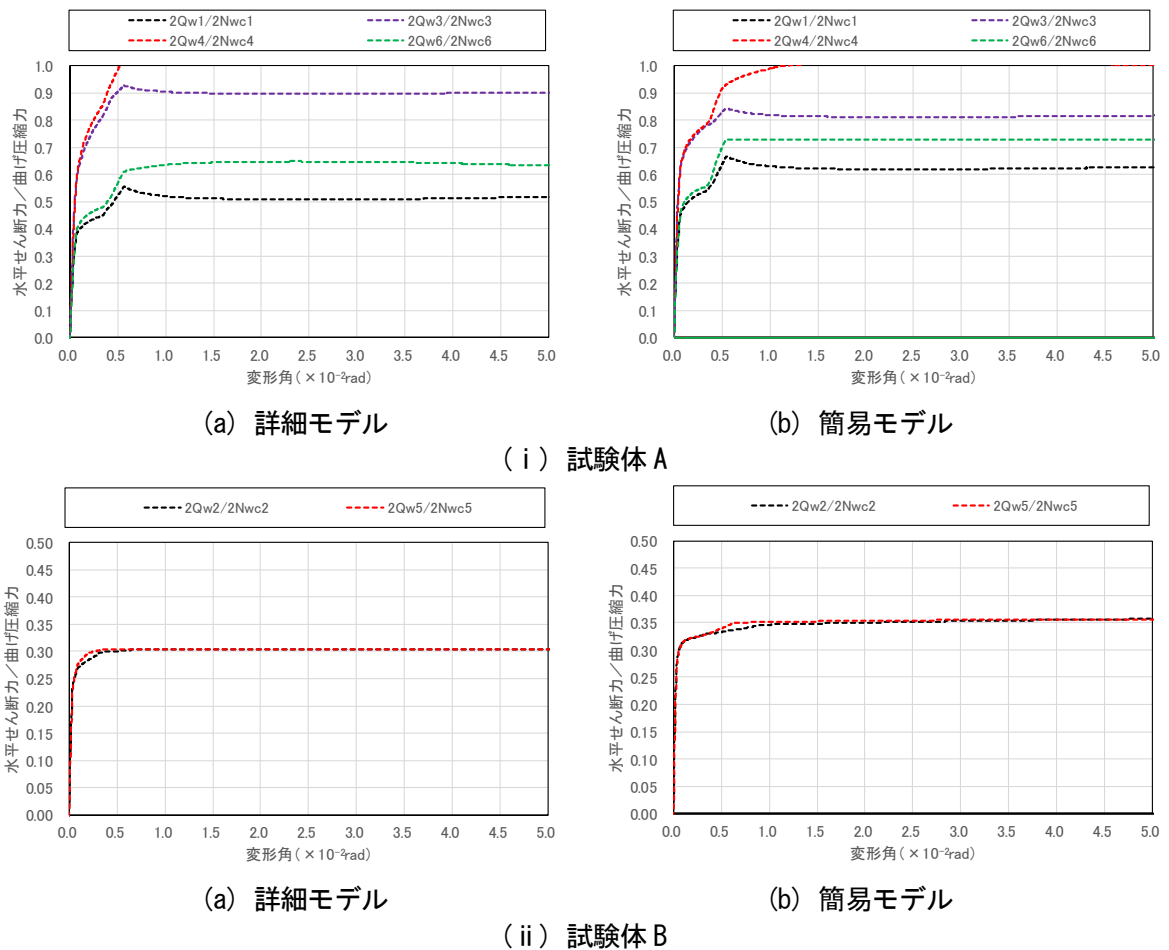


図 3-200 水平接合部における曲げ圧縮軸力に対する水平せん断力の比率（1F 袖壁がない場合）

(9) RC 柱のせん断応力度比

図 3-201 に RC 柱のせん断応力度比の推移を示す。ここでは、RC 柱に作用するせん断力（図 3-189、図 3-190 の $1Q_{c2}$ 、 $1Q_{c5}$ 、 $2Q_{c2}$ 、 $2Q_{c5}$ ）を、RC 柱の幅（400mm）、応力中心間距離（ $7/8 \times 358\text{mm}$ ）、コンクリートの圧縮強度で割った値と、腰壁、垂れ壁付きの RC はりの部材種別判定の方法を参考に、RC 柱、CLT 袖壁が負担する全ての水平せん断力（図 3-189、図 3-190 の $1Q_{c1}$ 、 $1Q_{c3}$ 、 $1Q_{c4}$ 、 $1Q_{c6}$ 、 $2Q_{c1}$ 、 $2Q_{c3}$ 、 $2Q_{c4}$ 、 $2Q_{c6}$ ）を、RC 柱の幅（400mm）、せい（400mm）、コンクリートの圧縮強度で割った値の 2 通りとした。なお、図中には、RC 柱の部材種別判定で FA、FB、FC の閾値となる 0.100、0.125、0.150

に線を引いている。図 3-156 に示した 1F に袖壁を設けた場合と同じく、いずれの試験体でも FA の条件を満足していた。

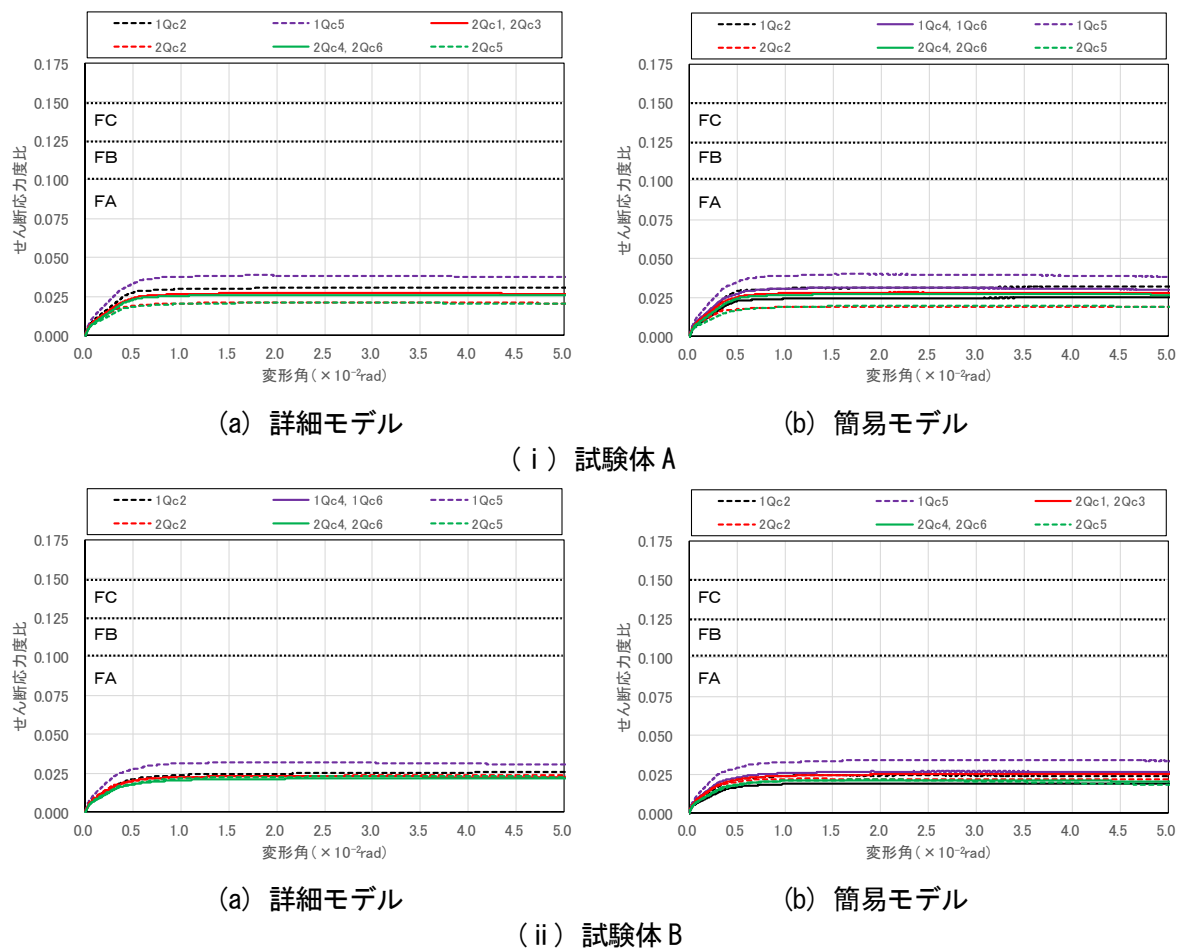
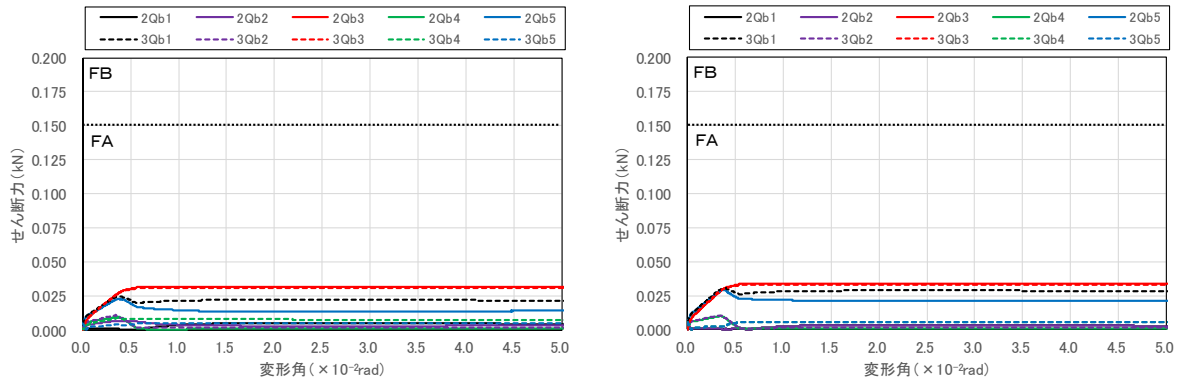


図 3-201 柱のせん断応力度比の推移 (1F 袖壁がない場合)

(10) RC はりのせん断応力度比

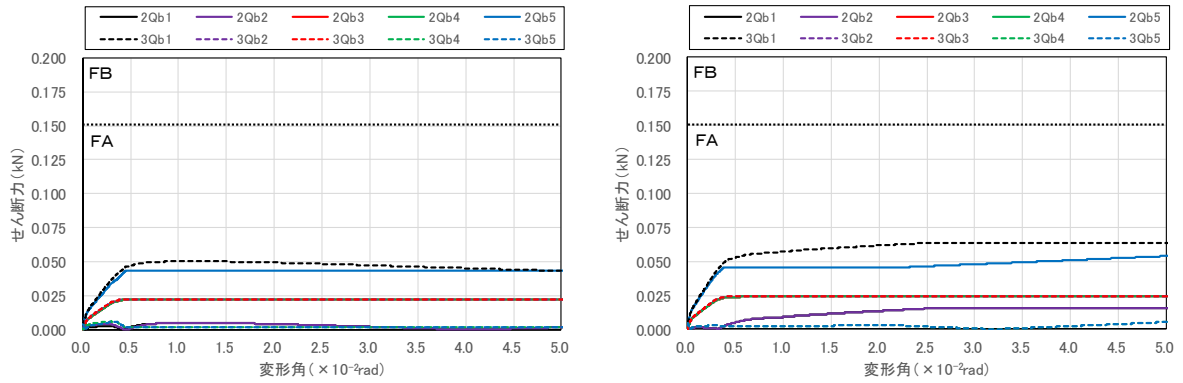
図 3-202 に RC はりのせん断応力度比の推移を示す。ここでは、RC はりに作用する水平せん断力を、RC はりの幅 (300mm)、有効せい (7/8×358mm)、コンクリートの圧縮強度で割ることで、せん断応力度比を求めた。なお、図中には、RC はりの部材種別判定で FA、FB の閾値となる 0.150 に線を引いている。図 3-157 で示した 1F に袖壁を設けた場合と異なり、いずれの試験体についても、せん断応力度比が 0.150 を下回り、FA の条件を満足していた。



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

(i) 試験体 A



(a) 詳細モデル

(b) 簡易モデル

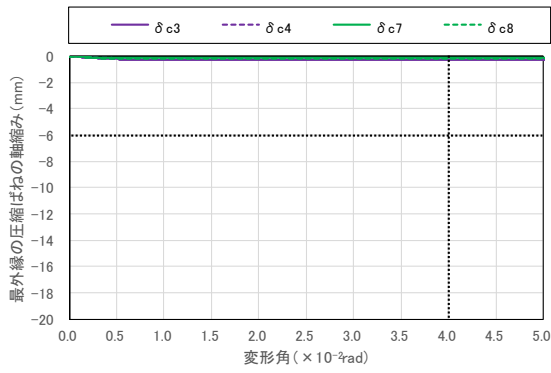
(ii) 試験体 B

図 3-202 はりのせん断応力度比の推移 (1F 袖壁がない場合)

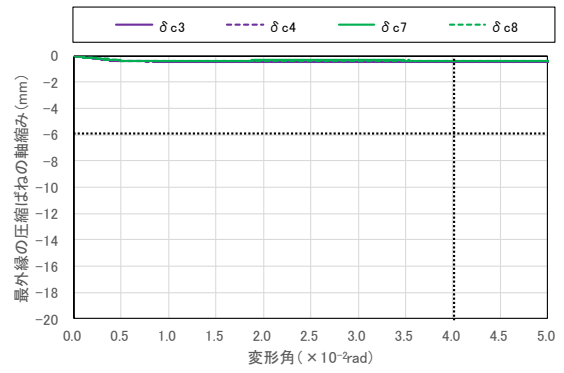
3.9.2.5. 変形性能の評価

図 3-203、図 3-204 に試験体 A、B の詳細モデル、簡易モデルにおいて、CLT 袖壁最外縁の支圧ばね (詳細モデルに関しては、支圧ばねの位置を図 3-205 に示す) の軸縮み-変形角関係を示す。詳細モデルでは圧縮縁から袖壁せいの 1/8 の位置に、簡易モデルでは圧縮縁から袖壁せいの 1/20 の位置に支圧ばねが設置されており、両者は比較的近い位置にある。

いずれの試験体、いずれのモデルにおいても、2F 袖壁の材端部に生じる支圧ばねの軸縮みは、本実験と同じ 3 層 3 プライの CLT 袖壁を用いた部材試験体 BS の数値解析において、CLT 袖壁の損傷によって最大耐力の低下が生じた時の支圧ばねの軸縮み (6mm) に到達せず、図 3-163、図 3-164 で示した 1F に袖壁を設けた場合とは異なる傾向を示した。

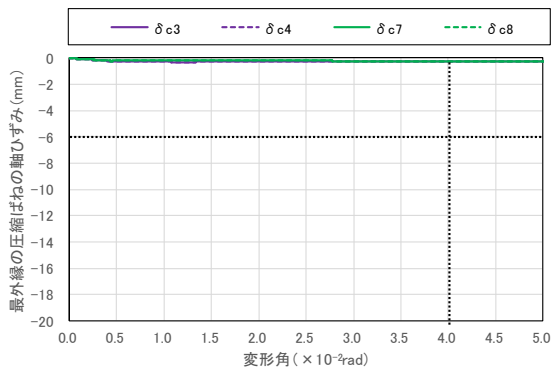


(a) 詳細モデル

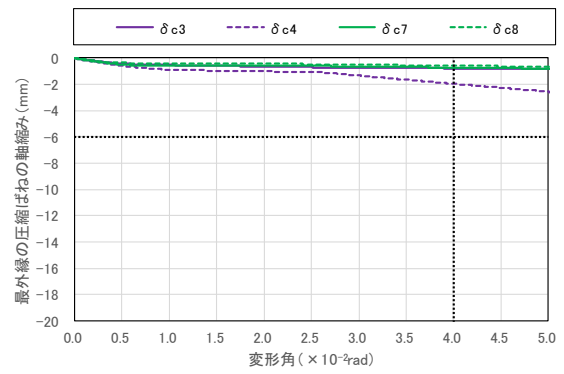


(b) 簡易モデル

図 3-203 CLT 袖壁の最外縁の支圧ばねの軸縮み—変形角関係 (試験体 A、1F 袖壁がない場合)

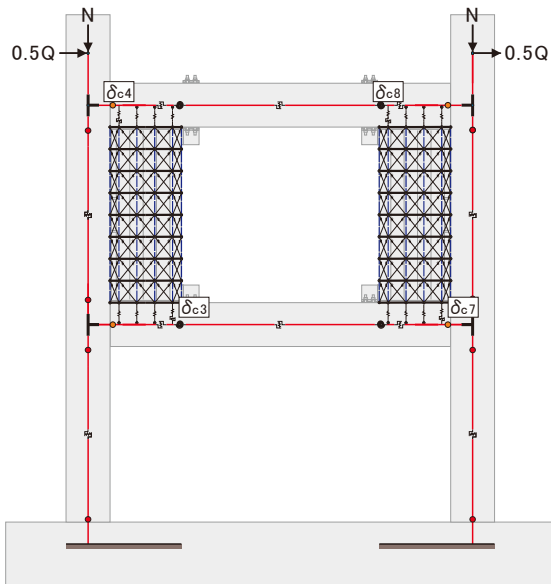


(a) 詳細モデル

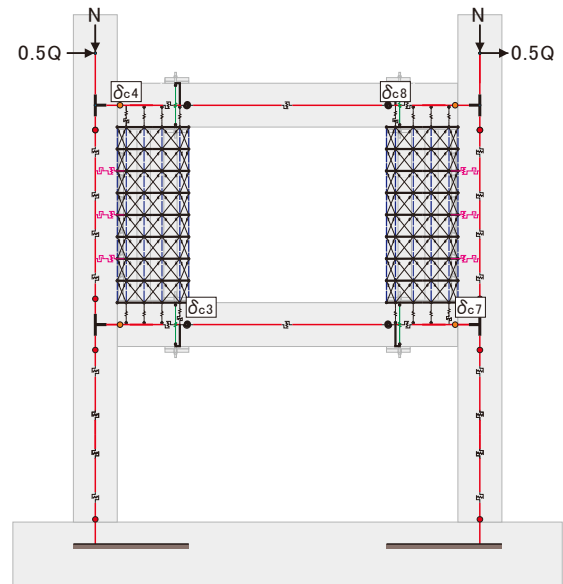


(b) 簡易モデル

図 3-204 CLT 袖壁の最外縁の支圧ばねの軸縮み—変形角関係 (試験体 B、1F 袖壁がない場合)



(a) 試験体 A



(b) 試験体 B

図 3-205 支圧ばねの位置 (詳細モデルで 1F 袖壁がない場合)

3.10. まとめ

CLT 袖壁による RC はりのヒンジ形成位置を RC 柱フェイスから CLT 袖壁フェイスに移動させるヒンジロケーション効果と CLT 袖壁が取り付くことによる RC 柱の補強効果を確認し、CLT 袖壁を RC ラーメンに挿入する際の RC-CLT 間の水平接合部（CLT 袖壁-RC はり、基礎梁間）および鉛直接合部（CLT 袖壁-RC 柱間）の設計手法を提案することを目的とした架構実験、関連した数値解析を実施した。

実験変数は、CLT 袖壁の有無と CLT 袖壁の接合形式（水平接合面、鉛直接合面をできるだけ剛強に接合し、接合部分に大きな変形の発生を許容せず、早期の耐力発現を目指す方法（A タイプ）と、施工性や可変性に配慮して、水平接合面、鉛直接合面の接合をできるだけ簡素化する方法（B タイプ））とした。

数値解析では、架構実験における挙動を再現するために、2 種類の解析モデル（詳細モデル、簡易モデル）を用いた検討を実施した。詳細モデルでは、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部を介した鉛直せん断力の伝達による影響を考慮するために、CLT 袖壁の水平、鉛直方向における分割、水平、鉛直方向からのせん断伝達による影響を考慮するためのブレース置換等を行っている。一方、簡易モデルでは、CLT 袖壁を線材に置換し、モデル化する部材数の低減を図っている。また、数値解析では、載荷実験における検証を行っていない 1F に袖壁を設けない試験体も対象とした。

得られた主な知見を以下に示す。

（載荷実験で得られた知見）

1. RC ラーメン試験体への CLT 袖壁の設置施工を実際に行い、施工手順の確認、整理を行った。RC-CLT 間の水平目地には無収縮モルタル、鉛直目地には不陸調整モルタルを使用し、試験体 A では鋼板挿入ドリフトピンを用いた接合を、試験体 B では滑り止めを用いた接合を行った。
2. CLT 袖壁を RC ラーメンに設置した試験体 A、B において、RC 柱、はりの主筋の降伏位置や、全体変形角と 1、2 階の層間変形角の関係から、設計時の想定通りに全体崩壊機構が形成されることを確認した。試験体 A では、水平接合部の鋼板挿入ドリフトピン付近でラミナの破断が生じたが、いずれの試験体でも $R=1/33\text{rad}$ サイクルまで繰り返し載荷による水平荷重の低下は見られなかった。袖壁の損傷によって大きな耐力低下を示す従来の RC 袖壁付き架構と比較して、本実験の CLT 袖壁付き架構は極めて靱性に富む挙動を示した。
3. 水平、鉛直接合部に鋼板挿入ドリフトピンを設けた試験体 A では、RC 梁の損傷や回転角が CLT 袖壁端に集中し、ヒンジロケーションの効果がより強く現れることが確認できた。水平接合部に滑り止めのみを設けた試験体 B では、RC 梁の損傷や回転角が生じる箇所が RC 柱フェイス位置からスパン内側に移動する傾向は見られたものの、CLT 袖壁端の RC 梁の損傷は軽微であり、ヒンジロケーションの効果は限定的であった。
4. 試験体 A では、鉛直接合部を設けたことで、1 階袖壁頂部の水平目地の開閉が抑制され、実験終了時まで目地部の顕著な損傷が確認されなかったが、試験体 B では、1 階袖壁頂部の水平目地の開閉が繰り返されたことで、モルタルに多数のひび割れが生じている。したがって、試験体 B に関しては、水平目地が損傷を受けたことで、CLT 袖壁の仕口面におけるめり込み変形が緩和されたことにより、CLT 袖壁の損傷が軽減された可能性がある。
5. 補修の目安となる残留ひび割れ幅を $0.15\sim 0.20\text{mm}$ （実寸の場合の $0.2\sim 0.3\text{mm}$ に実験試験体の縮尺 $2/3$ を乗じたもの）とすると、いずれの試験体でも、はりでは $1/200\text{rad}$ のサイクルで目安とな

るひび割れ幅に到達したが、柱では $1/50\text{rad}$ のサイクルまで目安のひび割れ幅には到達しなかった。全体変形角と最大ひび割れ幅、残留ひび割れ幅の関係を見ると、 $1/100\text{rad}$ のサイクル付近までは、いずれの試験体もほぼ同様の傾向を示していた。

6. RC 造の純ラーメンである試験体 C と比較して、試験体 A、B の初期剛性はそれぞれ 1.68 倍、1.61 倍、試験体 A、B の最大耐力はそれぞれ 1.79 倍、1.47 倍となり、いずれの試験体でも CLT 袖壁による補強効果が見られたが、最大耐力に関しては、RC 骨組—CLT 袖壁間の接合方法の違いによる差異が生じた。
7. RC 柱や RC はりの主筋の降伏時の変形角には、試験体ごとの差はあまり見られなかった。RC 柱の主筋は $R=1.0\times 10^{-2}\text{rad}$ を超えてから降伏するが多かった。RC はりの主筋は、試験体 A では $R=0.5\sim 0.6\times 10^{-2}\text{rad}$ 付近で、試験体 B では $R=0.4\sim 0.7\times 10^{-2}\text{rad}$ 付近で、試験体 C では $R=0.4\sim 0.6\times 10^{-2}\text{rad}$ 付近で降伏した。
8. RC 柱や RC はりでは基本的に曲げ変形が卓越したが、CLT 袖壁では載荷方向や設置されている階によって応力状況が大きく異なるため、せん断変形が卓越する場合もあった。
9. RC 柱—CLT 袖壁間で計測した鉛直接合面におけるせん断変形は、試験体 A では、CLT 袖壁が加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く場合よりも、CLT 袖壁が加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く場合の方が大きかった (2.4mm) が、材料試験の結果に基づいた数値解析で求めたドリフトピン接合部の荷重変形関係における 5%オフセット降伏耐力時の変位が 1.85mm と同程度に留まった。一方、試験体 B では、RC 柱—CLT 袖壁間でずれが生じたことで、最大で 12.6mm のせん断変形が生じたことから、試験体 A に用いた鉛直接合部が RC 柱と CLT 袖壁の一体性を確保する上で効果があったと考えられる。
10. 試験体 A では、RC はり、スタブ—CLT 袖壁間に設けた水平接合部のアンカーボルトが 1、2、3 階で引張降伏した。試験体 B では、3 階頂部の一端において、RC はりと CLT 袖壁の離間が生じたことにより、ヒンジリロケーションの効果が限定的となったが、試験体 A では、アンカーボルトが引張力を負担することで、RC はりと CLT 袖壁の離間が抑制され、3 階頂部においても、RC はりの損傷が CLT 袖壁端の近傍に集中した。
11. 試験体 B では、水平接合部として、CLT 袖壁の端部に滑り止めを設けたことにより、実験終了時まで CLT 袖壁が脱落することなく、また、水平接合面におけるずれや滑りも生じなかった。滑り止めと接触する部分の CLT 袖壁には、しわが若干生じる箇所もあったが目立った損傷は見られなかった。CLT 袖壁には圧縮軸力が作用しているため、摩擦による水平せん断力の伝達も行われたものと考えられ、その結果、滑り止め近傍の CLT 袖壁の損傷が軽微に抑えられた可能性がある。
12. CLT 袖壁の軸ひずみの計測値から、CLT の応力—ひずみ関係を仮定して、断面に作用する軸力を推定した。1F の CLT 袖壁に作用する圧縮軸力は、CLT 袖壁の圧縮耐力 (CLT の材料試験結果から求めた座屈強度 (16.8N/mm^2) に断面積を乗じた値) に対して、試験体 A で 8 割、試験体 B で 5 割に到達しており、CLT 袖壁の軸力負担が大きいことが確認された。
13. 試験体 A について、鋼板挿入ドリフトピンの数値解析の結果を基にモデル化した RC 柱—CLT 袖壁間の鉛直接合部の復元力特性のバイリニアモデルを用いて、鉛直接合部に作用する鉛直せん断力の推定を行った。小変形時には、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く場合の方が、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く場合と比較して、全体変形の増大に伴う鉛直せん断力の増加が小さいが、前者については、 $R=1/100\text{rad}$ 以降も全体変形角の増大に伴って鉛直せん断力が増加し、最終的に鋼板挿入ドリフトピン接合部の降伏耐力 $v_{dv}Q_y$ に凡そ到達していた。

14. 試験体 B について、1F の CLT 袖壁に作用する水平せん断力の推定を行い、試験体全体に作用する水平せん断力の 4 割程度を負担していたこと、CLT 袖壁の設置によって増加した水平せん断力の大部分を CLT 袖壁が負担していたことを確認した。
15. 荷重変形関係から、各サイクルにおける等価粘性減衰定数の計算を行った。 $R=1/133\text{rad}$ 付近のサイクルまでは、いずれの試験体もほぼ同等の値を示したが、それ以降のサイクルについては、袖壁を設けた試験体 A、B よりも、袖壁のない試験体 C の方が、等価粘性減衰定数が大きくなった。試験体 A、B では、袖壁の寄与により、最大耐力が増大したことが確認されているが、袖壁の挙動が弾性的であったため、袖壁を設けていない試験体 C と比較して、等価粘性減衰定数が小さくなったものと考えられる。一方で、いずれの試験体でも、定常ループを想定した塑性率に基づく推定式の値は上回った。

(数値解析で得られた知見)

1. 詳細モデル、簡易モデルを適用する場合の各部位 (RC 柱、RC はり、CLT 袖壁、CLT 袖壁-RC はり、スタブ間の水平接合部、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部) のモデル化や復元力特性の設定方法を整理した。
2. RC 柱、はりの主筋の降伏位置や試験体の変形状況から、CLT 袖壁で補強した試験体 A、B においても、全体崩壊形が形成されたことを確認した。RC はりの曲げ降伏は、曲げばねを設置した RC 柱フェイスと CLT 袖壁端の両方で発生しており、詳細モデル、簡易モデルにおけるモデル化の妥当性が示された。
3. CLT 袖壁で補強した試験体 A、B では、詳細モデル、簡易モデルのいずれを用いた場合でも、実験初期の水平剛性は概ね評価できたが、全体変形角 $R=1/200\text{rad}$ 付近から実験結果との乖離が大きくなり、安全側ではあるものの、実験の水平耐力を過小評価する傾向が見られた。また、CLT 袖壁を設置していない試験体 C では、全体変形角 $R=1/100\text{rad}$ 付近までは実験の荷重変形関係を精度良く予測したが、それ以降の水平耐力はやや低めに評価した。
4. 初期剛性について、解析値に対する実験値の比率が、試験体 A、B の平均は 1.10 (詳細モデル)、1.00 (簡易モデル) となり、試験体 C の場合 (比率 : 0.75) よりも評価精度が高かった。
5. $R=1/100\text{rad}$ 、 $1/50\text{rad}$ までの最大荷重、実験終了時までの最大耐力に関しては、解析値に対する実験値の比率が、試験体 A、B の平均は 1.14、1.21、1.17 (詳細モデル)、1.06、1.13、1.12 (簡易モデル) と実験の最大荷重、最大耐力を全体的に低く評価する傾向が見られた。一方、試験体 C における解析値に対する実験値の比率は、0.99、1.13、1.19 となっており、 $R=1/100\text{rad}$ 時については評価精度が高いものの、水平変形が大きくなるにつれ、試験体 A、B と同程度の評価精度を示すようになった。詳細モデルと簡易モデルを比較すると、CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力によるせん断変形や鉛直断面のせん断強度を考慮していない簡易モデルの方が詳細モデルよりも最大荷重や最大耐力がやや高かった。
6. RC 柱や RC はりの主筋降伏時の全体変形角は、いずれの試験体においても、解析値が実験値を過小評価する傾向が見られた。主筋降伏時の水平荷重についても、同様に解析値が実験値を過小評価していたが、主筋降伏時の全体変形角と比較すると、実験値/解析値の比率は改善した。
7. 試験体 A におけるアンカーボルト降伏時の全体変形角や水平荷重については、離間量の大きい 1F では概ね評価できたが、離間量の小さい 2、3F では評価精度にやや課題が残った。
8. 詳細モデルにおける試験体 A、B の解析結果から、RC はりに塑性ヒンジが形成されると CLT 袖

壁と接する部分の RC はりの曲げモーメント分布がほぼ均一となった。このことから、詳細モデルや簡易モデルにおいて、RC 柱フェイス位置に設置する曲げばねの曲げモーメント一回転角関係の復元力特性の設定において、RC はりの曲げモーメント分布を等分布と仮定するモデル化の方法が妥当であることが確認された。

9. 1 階柱脚、各階はりが曲げ降伏し、崩壊機構が形成された後も、試験体 A、B では、加力方向に対して引張側の RC 柱に作用する引張軸力や水平せん断力、同柱に取り付く CLT 袖壁の圧縮軸力、水平せん断力、鉛直せん断力、同柱一同袖壁間の鉛直接合部に作用する鉛直せん断力、同柱に取り付く RC はりの RC 柱フェイス位置における鉛直せん断力等が増加を続けることが確認された。通常、保有水平耐力計算における保証設計は、各部材に作用する応力が十分に頭打ちとなった状態で行われるため、各部材に作用する応力の評価を行う際には注意が必要である。なお、別途実施した 1 階の CLT 袖壁を取り除いた骨組解析では、1 階柱脚、各階はりが曲げ降伏し、崩壊機構が形成されると、各部材に作用する応力は概ね頭打ちとなり、異なる傾向を示した。
10. CLT 袖壁に作用する圧縮軸力を実験結果から推定した実験値と比較したところ、CLT 袖壁に金物を内蔵していない試験体 B では良く一致したが、CLT 袖壁に鋼板挿入ドリフトピンが取り付けため、実験値の推定精度が低下するものと思われる試験体 A では両者の乖離がやや大きくなった。
11. CLT 袖壁に作用する水平せん断力を実験結果から推定した実験値と比較したところ、CLT 袖壁に金物を内蔵していない試験体 B では両者が良く一致したが、CLT 袖壁に鉛直接合部が取り付けため、断面内のせん断ひずみが均一でなく、実験値の推定精度が低下するものと思われる試験体 A では両者の乖離がやや大きくなった。
12. 試験体 A において、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部に作用する鉛直接合部を実験結果から推定した実験値と比較したところ、CLT 袖壁をブレース置換した詳細モデルの方が、CLT 袖壁を 1 本の線材で置換した簡易モデルよりも、評価精度は高かった。簡易モデルでは、CLT 袖壁の鉛直方向の分割数が少なく、鉛直せん断力によって生じる CLT 袖壁のせん断変形も考慮できないため、各部の応力伝達経路が局所的となり、鉛直接合部に作用する鉛直せん断力にも上下階でばらつきが生じやすくなったものと考えられる。
13. 試験体 A、B を対象とした骨組解析において、CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力によって、詳細モデルでは CLT 袖壁の局所的なせん断降伏が生じ（置換したブレース要素の一部が軸耐力に到達し）、簡易モデルでは CLT 袖壁の鉛直断面にせん断耐力を上回る鉛直せん断力が作用した。そこで、CLT 袖壁の上下の仕口面に作用する圧縮軸力および鉛直接合部に作用する鉛直せん断力から CLT 袖壁の鉛直断面に作用する鉛直せん断力の最大値を推定する方法を提案し、ブレース要素（詳細モデル）やファイバー要素（簡易モデル）の負担軸力から、鉛直せん断力を算定する方法と比較したところ、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が小さい場合には概ね精度良く、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が大きい場合には安全側に鉛直せん断力を推定できることを確認した。
14. スパン中央に作用する RC はりの鉛直せん断力は、試験体 C と比較して、試験体 A では 1.6~1.7 倍、試験体 B では 1.2~1.7 倍となり、CLT 袖壁の設置に伴うヒンジリロケーションの効果が確認された。なお、RC はりに作用する鉛直せん断力の大きさは、スパン中央と部材端で異なっており、加力方向に対して引張側の RC 柱に取り付く RC はり端では、鉛直せん断力の大きさが、上述したスパン中央と比較して試験体 A で 1.7~4.7 倍、試験体 B で 5.0~5.9 倍まで増加していた。一方、加力方向に対して圧縮側の RC 柱に取り付く RC はり端では、スパン中央と同程度かそれよりも小さい値に留まった。また、鉛直接合部を設置した試験体 A の方が、鉛直接合部がない試

験体 B よりも、材端において RC はりに作用する鉛直せん断力が軽減された。

15. CLT 袖壁の曲げ圧縮力に対する水平せん断力の比率を確認したところ、試験体 B ではいずれの材端においても摩擦係数として設定した 0.5 を下回っており、CLT 袖壁に作用する水平せん断力の大部分を摩擦によって伝達できるものと考えられる。一方、試験体 A では両者の比率が 0.5 を上回る場合や、軸力が引張側に転じ、離間が生じている材端もあることから、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部を介した水平せん断力の伝達を考える必要がある。
16. 試験体 A、B において、RC 柱フェイスと CLT 袖壁近傍に設けた RC はりの曲げばねの回転角と全体変形角の関係を確認し、試験体 A では CLT 袖壁近傍に設けた曲げばねに回転角の大部分が集中するのに対し、試験体 B では、RC 柱フェイスと CLT 袖壁近傍の曲げばねで回転角が分散して生じる傾向があること、また、解析結果が載荷実験における RC はりの変形角-全体変形角関係と概ね対応していることを確認した。なお、RC 柱フェイスと CLT 袖壁近傍に RC はりの曲げばねを近接して設ける場合には、RC 柱フェイスの曲げばねで仮定する部材長が短くなり、復元力特性の設定に問題が生じる可能性があることから、RC 柱フェイスの曲げばねに回転角の大部分が集中することを前提とした別のモデル化の方法も提案した。
17. 詳細モデルにおける試験体 A、B の 1F 袖壁脚部の支圧ばねの軸縮みを見ると、本実験と同じ 3 層 4 プライの CLT 袖壁を用いた部材試験体 BS の数値解析において、CLT 袖壁の損傷によって最大耐力の低下が生じた時の支圧ばねの軸縮み (6mm) に到達したのは $R=1/25\text{rad}$ 付近であり、試験体 A では $R=1/25\text{rad}$ サイクルまで、試験体 B では加力終了時まで CLT 袖壁に顕著な損傷が見られなかった実験結果と対応していた。一方、簡易モデルでは、詳細モデルと比較して、支圧ばねの軸縮みの増加が早く、6mm の軸ひずみに到達したのは $R=1/50\text{rad}$ 付近であった。詳細モデルでは、CLT 袖壁に作用する鉛直せん断力によるせん断変形を考慮しているため、その分、袖壁脚部の支圧ばねの軸縮みが低減されたのに対し、簡易モデルでは、このようなせん断変形を考慮していないため、袖壁脚部の支圧ばねに変形が集中したものと考えられる。

(設計方法の提案に関する知見)

1. 架構実験の試験体を対象に、RC 柱、RC はり、CLT 袖壁、CLT 袖壁-RC はり、スタブ間の水平接合部、RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直接合部における設計の考え方を示した。
2. CLT 袖壁に作用する水平せん断力が、水平接合部における摩擦抵抗で伝達できない場合を想定し、RC 柱の上下端に、RC 柱が負担するせん断力と CLT 袖壁が負担するせん断力の両方が作用する状況を想定したパンチングシア破壊の検討方法を示した。
3. 試験体 A に関して、水平せん断力、鉛直せん断力に対する鉛直接合部の設計手法、引張軸力に対する水平接合部の設計手法を示した。鋼板挿入ドリフトピンを用いる場合の復元力特性の設定方法や、ラミナの集合型破壊時の防止方法等、想定した箇所に変形を集中させるための設計手法も整理した。
4. 試験体 B に関して、CLT 袖壁に作用する水平せん断力が摩擦抵抗によって伝達できるかどうかを確認する方法を示した。また、バックアップとして CLT 袖壁端に設置する滑り止めの設計手法を整理した。
5. 鉛直接合材を介して伝達される鉛直せん断力や、CLT 袖壁に作用する圧縮軸力が大きい場合には、CLT 袖壁のせん断設計を水平断面のみでなく、鉛直断面でも行う必要があることを示した。

3.11. 謝辞

本研究は、国土技術政策総合研究所の総合技術開発プロジェクト「新しい木質材料を活用した混構造建築物の設計・施工技術の開発」(平成29～令和3年度)、官民研究開発投資拡大プログラム(PRISM)「仮設・復興住宅の早期整備による応急対応促進」によって、京都大学の五十田博教授、中川貴文准教授、瀧裕氏と共に実施しました。研究の実施に際して、全体委員会(委員長:河野守教授)及び構造分科会(主査:五十田博教授)の委員の方々から貴重な助言を賜りました。また、京都大学の堀本尚宏氏、衣笠大樹氏、建築研究所の中島昌一氏のご指導・ご協力を賜りました。関係各位に心から謝意を表します。

3.12. 参考文献

- [3-1] 内田崇彦ほか: RC造非耐力壁付き2層2スパン架構の水平加力実験 その8~11、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.265-272、2016.8
- [3-2] 古谷祐希ほか: 壁付きRC造架構を対象としたUFCパネルによる損傷低減型耐震補強工法の開発 その1~2、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.583-586、2016.8
- [3-3] 日本住宅・木材技術センター: 構造用木材の強度試験マニュアル、2011.3
- [3-4] 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
- [3-5] ASTM, “Standard test method for evaluating dowel-bearing strength of wood and wood-based products D5764”, 1997
- [3-6] Kweonhwan Hwang and Kohei Komatsu, “Bearing properties of engineered wood products I: effects of dowel diameter and loading direction”, J.Wood Sci. 48, pp.295-301, 2002
- [3-7] 中島昌一、北守顕久、小松幸平: クロス・ラミネイティド・ティンバーを用いた鋼板挿入型ドリフトピン接合部の引張加力下の耐力指標の検討、日本建築学会構造系論文集、第78巻、第687号、pp.969-975、2013.5
- [3-8] 日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説 一許容応力度・許容耐力設計法一、2015.11
- [3-9] 日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル、2017.10
- [3-10] 宮内靖昌ほか: エポキシ樹脂を用いた接着接合部の力学特性に関する研究、コンクリート工学年次論文集、Vol.23、No.1、pp.967-972、2001
- [3-11] S.Takahashi, K.Yoshida, T.Ichinose, Y.Sanada, K.Matsumoto, H.Fukuyama, and H.Suwada, “Flexural Drift Capacity of Reinforced Concrete Wall with Limited Confinement,” ACI Structural Journal, No.110-S10, pp.95-104, 2013
- [3-12] Saatcioglu, M., and Razvi, S. R., “Strength and Ductility of Confined Concrete,” Journal of Structural Engineering, ASCE, V. 118, No. 6, pp.1590-1607, 1992
- [3-13] 向井智久ほか: 実験データベースを用いた鉄筋コンクリート造部材の構造特性評価式の検証、国立研究開発法人建築研究所 建築研究資料 No.175、2016.11
- [3-14] 建築行政情報センター、日本建築防災協会: 2015年度版建築物の構造関係技術基準解説書、2015.6
- [3-15] 今阪剛、中村聡宏、勅使川原正臣: 鉄筋コンクリート造二次壁付き架構の耐力と復元力特性の評価、コンクリート工学年次論文集、Vol.36、No.2、pp.289-294、2014
- [3-16] 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震診断基準・耐震改修設計指針・同解説、2017

- [3-17] 日本建築学会：壁式鉄筋コンクリート造設計・計算規準・解説、2015.12
- [3-18] 日本建築センター：2009年版プレストレストコンクリート造技術基準解説及び設計・計算例、2009
- [3-19] 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説、1999
- [3-20] 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 2018、2018
- [3-21] 日本建築防災協会：土砂災害特別警戒区域内の建築物に係る構造設計・計算マニュアル、2019
- [3-22] 井上一朗：建築鋼構造の理論と設計、京都大学学術出版会、2003

4. 付録

4.1. 評価式に用いた記号の一覧

a/D_b	: RC はりのせん断スパン
a_c	: CLT 袖壁から RC 柱に伝達される水平せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から水平断面までの距離
a_b	: CLT 袖壁から RC はりに伝達される鉛直せん断力が集中的に作用すると仮定した場合の作用点から鉛直断面までの距離で
a_s	: 寸切りボルト、PC 鋼棒の断面積
a_a	: アンカーボルトの軸部の断面積
a_{es}	: アンカーボルトのねじ部の断面積
r_a	: テンションロッドの軸部の断面積
r_{es}	: テンションロッドのねじ部の断面積
b_{at}	: RC はりの引張鉄筋の断面積
c_{ag}	: RC 柱の主筋全断面積
A	: 強軸方向の許容応力度を計算する場合は全断面積、弱軸方向の許容応力度を計算する場合は外層を除いた部分の断面積
A_d	: ドリフトピンの水平投影面積
A_h	: 鋼材や CLT に設けた孔の面積
b_c	: RC 柱の幅
b_b	: RC はりの幅
b_e	: パンチングを受ける RC 柱の直交材を考慮した有効幅で柱の幅としてよい
b_{be}	: パンチングを受ける RC はりの直交材を考慮した有効幅ではりの幅としてよい
b_s	: 滑り止めの支圧板（フランジ）の幅
b'_s	: 滑り止めの支圧板（フランジ）の幅からウェブの厚さを差し引いた値
s_b	: 滑り止めの底板の幅
wC_c	: CLT 袖壁の水平接合部に作用する曲げ圧縮力
d	: ドリフトピンの直径
d_c	: RC 柱の有効せい
d_b	: RC はりの有効せい
c_{db}	: RC 柱の主筋の直径
b_{db}	: RC はりの主筋の直径
d_h	: 鋼材に設けた孔の直径

d_s	: 寸切りボルト、PC 鋼棒の重心位置から滑り止め端部までの距離
D	: 部材種別判定に用いる RC 柱のせい
D_c	: RC 柱のせい
D_b	: RC はりのせい
D_w	: CLT パネル、CLT 袖壁のせい
D_s	: 滑り止めの全せい
E_2	: 外層ラミナの支圧剛性
E_3	: 内層ラミナの支圧剛性
E_w	: 木材の繊維方向のヤング係数
${}_cE_c$: コンクリートのヤング係数
${}_tE_c$: CLT のヤング係数
${}_aE_s$: アンカーボルトのヤング係数
${}_tE_s$: テンションロッドのヤング係数
f_2	: 外層ラミナの支圧強度
f_3	: 内層ラミナの支圧強度
f_m	: ラミナの支圧強度の実験値
f_t	: ラミナのローリングシア強度
$f_{v, kam, 0}$: ラミナの繊維方向のせん断強度
F_m	: CLT の支圧強度の実験値
F	: ドリフトピンの曲げ強度
F_c	: 部材種別判定に用いるコンクリートの設計基準強度
${}_tF_c$: CLT の圧縮の基準強度
${}_{th}F_c$: CLT の圧縮の基準強度 (水平方向)
${}_{tv}F_c$: CLT の圧縮の基準強度 (鉛直方向)
${}_tF_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度
${}_{th}F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (水平方向)
${}_{tv}F_k$: CLT の圧縮の基準強度を用いた座屈強度 (鉛直方向)
${}_tF_t$: CLT の引張の基準強度
${}_tF_{bl}$: CLT の面内曲げの基準強度
${}_tF_{sl}$: CLT の面内せん断の基準強度

tF_{ge}	: CLT の接着積層面のせん断強度
cF_c	: コンクリートの設計基準強度
tF_t	: ラミナの引張強度
tF_s	: ラミナのせん断強度
g_1	: RC 柱の引張筋重心と圧縮筋重心との距離の全せいに対する比
cG_c	: コンクリートのせん断弾性係数
tG_c	: CLT のせん断弾性係数
h_0	: 柱（袖壁）の内法高さ
h_s	: 滑り止めの高さ
h'_s	: 滑り止めの高さから底板の厚さを差し引いた値
h_v	: 鉛直接合材の鉛直長さ
h_h	: 水平接合材の鉛直長さ
I_e	: 強軸方向の許容応力度を計算する場合は全断面の断面二次モーメント、 弱軸方向の許容応力度を計算する場合は外層を除いた部分の断面二次モーメント
bI_e	: RC はりの鉄筋を考慮した断面二次モーメント
j_c	: RC 柱の応力中心間距離
j_b	: RC はりの応力中心間距離
k_m	: ラミナの支圧剛性の実験値
k_e	: CLT の支圧剛性
k_w	: ファイバー要素もしくは軸ばね 1 本あたりの支圧剛性
k_b	: CLT 袖壁の斜め材 1 本あたりの軸剛性
k_{v1}	: CLT 袖壁の鉛直材（端部）1 本あたりの軸剛性
k_{v2}	: CLT 袖壁の鉛直材（中央）1 本あたりの軸剛性
k_{s0}	: ラミナの繊維方向の支圧剛性
k_{s90}	: ラミナの繊維直交方向の支圧剛性
K_m	: CLT の支圧剛性の実験値
aK_1	: アンカーボルトの初期剛性
tK_1	: テンションロッドの初期剛性
aK_2	: アンカーボルトの二次剛性
tK_2	: テンションロッドの二次剛性
jK_n	: 1 列のドリフトピン本数による耐力の低減係数

l	: 柱芯々間距離
l_b	: 座屈長さ
L_a	: アンカーボルトの引張長さ (ナット間の距離)
L_r	: テンションロッドの引張長さ (ナット間の距離)
L_b	: CLT 袖壁端から RC はりの危険断面位置までの距離
L_p	: ヒンジ長さ
L_0	: 部材の内法長さ
${}_bL_0$: RC 柱の CLT 袖壁のフェイス間の内法スパン
L_d	: CLT 木口面から最上段ドリフトピン位置までの長さ
L_v	: 鉛直接合材の水平長さ
L_h	: 水平接合材の水平長さ
${}_hL_w$: 水平接合材のウェブの長さ
${}_hL_f$: 水平接合材のフランジの長さ
${}_hL_h$: 水平接合材のフランジに設けたアンカーボルトの重心位置からウェブ端部までの長さ
$\sqrt{L_w}$: 鉛直接合材のウェブの長さ
$\sqrt{L_f}$: 鉛直接合材のフランジの長さ
$\sqrt{L_h}$: 鉛直接合材のフランジに設けた寸切りボルトの重心位置からウェブ端部までの長さ
m_d	: 最上段の列のドリフトピンの本数
n	: 保証設計用の割増係数
n_e	: ヤング係数比
n_i	: 1 列のドリフトピン本数
n_v	: 鉛直接合材の枚数
n_h	: 水平接合材の枚数
n_{beam1}	: CLT 袖壁の設置により、節点モーメントの増大が見込める RC はりの塑性ヒンジ数
n_{beam2}	: CLT 袖壁を設置しても、節点モーメントの増大が見込めない RC はりの塑性ヒンジ数
n_{column}	: RC 柱の塑性ヒンジ数
${}_hM_a$: 水平接合部におけるアンカーボルトの本数
${}_hM_r$: 水平接合部におけるテンションロッドの本数
${}_hM_d$: 水平接合部におけるドリフトピンの本数
$\sqrt{M_d}$: 鉛直接合部におけるドリフトピンの本数

n_t	: 鉛直接合部における寸切りボルトの本数
$s n_d$: 加力方向のドリフトピンの本数 (強軸引張時)
$w n_d$: 対象範囲内のビスの本数 (弱軸引張時)
n_s	: CLT 袖壁におけるモデル化の際の断面の分割数
N_c	: RC 柱の軸方向力
${}_c N_{\max}$: RC 柱の圧縮耐力
${}_c N_{\min}$: RC 柱の引張耐力
${}_c N_b$: RC 柱の釣合軸力
N_w	: CLT 袖壁の軸方向力
N_{wc}	: CLT 袖壁の曲げ圧縮力
${}_{hv} N_u$: 水平接合部の軸耐力
${}_{hva} N_u$: 水平接合部の接着耐力
${}_{wt} N_u$: CLT 袖壁の水平断面の引張耐力
${}_{hw} N_y$: 水平接合部のウェブの降伏耐力
${}_{hvf} N_y$: 水平接合部のフランジの曲げ降伏時引張力
$M/(Qd)$: 部材種別判定に用いる RC 柱のせん断スパン比
$M/(Qd_c)$: RC 柱のせん断スパン比
$M/(Qd_b)$: RC はりのせん断スパン比
M_y	: ドリフトピンの曲げ降伏モーメント
M_w	: CLT パネル、CLT 袖壁に作用する曲げモーメント
${}_b M_{cr}$: RC はりの曲げひび割れモーメント
${}_b M_u$: RC はりの曲げ終局モーメント
p_2	: 外層ラミナの支圧の初期剛性に対する二次剛性の比率
p_3	: 内層ラミナの支圧の初期剛性に対する二次剛性の比率
p_t	: 部材種別判定に用いる RC 柱の引張鉄筋比 (%)
${}_c p_t$: RC 柱の引張鉄筋比 (%)
${}_b p_t$: RC はりの引張鉄筋比 (%)
${}_c p_w$: RC 柱のせん断補強筋比 (小数)
${}_b p_w$: RC はりのせん断補強筋比 (小数)
${}_c p_g$: ${}_b c D_c$ に対する RC 柱の全主筋断面積の比

$b\rho_g$: $b_c D_b$ に対する RC はりの全主筋断面積の比
$w\rho_u$: ファイバー要素もしくは軸ばね 1 本あたりの支圧耐力
ρ_b	: CLT 袖壁の斜め材 1 本あたりの軸耐力
$a\rho_{ub}$: アンカーボルト 1 本あたりの判定用終局耐力
$d\rho_y$: ドリフトピン 1 本あたりの降伏強度
$dv\rho_y$: ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の降伏強度
$dh\rho_y$: ドリフトピン 1 本あたりの水平方向の降伏強度
$dv\rho_u$: ドリフトピン 1 本あたりの鉛直方向の終局強度
P	: ロードセルで計測された荷重
P_{ju}	: 耐力低減を考慮したドリフトピン接合部の降伏せん断耐力
$hdvP_y$: 水平接合部におけるドリフトピンの鉛直方向の降伏耐力
$hdvP_u$: 水平接合部におけるドリフトピンの鉛直方向の終局耐力
haP_y	: 水平接合部におけるアンカーボルトの降伏耐力
hrP_y	: 水平接合部におけるテンションロッドの降伏耐力
haP_u	: 水平接合部におけるアンカーボルトの終局耐力
hrP_u	: 水平接合部におけるテンションロッドの終局耐力
P_{R1}	: 幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響する壊れ方の場合の最大耐力
P_{R2}	: 幅はぎ接着していない CLT パネルのラミナ境界部分が影響しない壊れ方の場合の最大耐力
Q_v	: 鉛直接合部を介して CLT 袖壁に伝達された鉛直方向のせん断力
bQ_D	: はりの設計用せん断力
cQ_D	: 柱の設計用せん断力
wQ_D	: 耐力壁の設計用せん断力
$hdvQ_D$: 水平接合部の設計用鉛直せん断力
hhQ_D	: 水平接合部の設計用水平せん断力
vvQ_D	: 鉛直接合部の設計用鉛直せん断力
vhQ_D	: 鉛直接合部の設計用水平せん断力
vhQ_{max}	: 鉛直接合部に作用する水平せん断力の最大値
Q_0	: 単純支持とした時の常時荷重によるせん断力
Q_{M0}	: D_s 算定時のせん断力
Q_v	: 鉛直接合部を介して伝達される鉛直方向のせん断力

bQ_{M0}	: Ds 時に RC はりのスパン中央に作用するせん断力
wQ_{M0}	: Ds 時に CLT 袖壁に作用する水平せん断力
vQ_{M0}	: Ds 時に鉛直接合部に作用する鉛直せん断力
Q_u	: 建物の崩壊機構形成時の水平耐力
cQ_{su}	: RC 柱のせん断終局耐力
bQ_{su}	: RC はりのせん断終局耐力
cQ_{pu}	: RC 柱のパンチングシア耐力
bQ_{pu}	: RC はりのパンチングシア耐力
Q_w	: CLT 袖壁に作用する水平せん断力
wQ_{fu}	: CLT 袖壁の摩擦耐力
wQ_{mu}	: CLT 袖壁の曲げ終局モーメント時のせん断力
wQ_{su}	: CLT 袖壁のせん断耐力
wwQ_{su}	: CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力
wwQ'_{su}	: ラミナのせん断強度を用いた CLT 袖壁の鉛直断面のせん断耐力
$wwaQ_u$: CLT 袖壁の鉛直断面の接着耐力
$hvcQ_u$: 水平接合部における CLT 袖壁端の支圧耐力
$hvcQ'_u$: 水平接合部における CLT 袖壁端の支圧耐力
$hvtQ_u$: 水平接合部におけるアンカーボルト周辺部位の耐力
$hvdQ_y$: 水平接合部におけるドリフトピンの降伏耐力
$hvsQ_u$: 水平接合部における CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力
$hvwQ_y$: 水平接合部におけるウェブの降伏耐力
$hvfQ_u$: 水平接合部におけるフランジ（底板）の曲げ耐力時引張力
$hvaQ_y$: 水平接合部におけるアンカーボルトの降伏耐力
$hvaQ_u$: 水平接合部におけるアンカーボルトの終局耐力
hhQ_u	: 滑り止めの水平せん断耐力
$hhbQ_u$: 滑り止めにおける CLT の木口面の支圧耐力
$hhwQ_y$: 滑り止めにおけるウェブのせん断降伏耐力
$hhflQ_y$: 滑り止めにおける水平断面の曲げ耐力時せん断力
$hhlQ_y$: 滑り止めの支圧板（フランジ）の曲げ耐力時せん断力
$hhpQ_u$: 滑り止め底板の曲げ耐力時せん断力

$hhsQ_u$: 滑り止めにおける寸切りボルト、PC 鋼棒のせん断耐力
$hhtQ_u$: 滑り止め底面における寸切りボルト、PC 鋼棒の引張降伏時せん断力
vhQ_u	: 鉛直接合部の水平せん断耐力
$vhdQ_y$: 鉛直接合部のドリフトピンの降伏耐力
$vhtQ_y$: 鉛直接合部の寸切りボルトの降伏耐力
$vhsQ_u$: 鉛直接合部の CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力
$vhwQ_y$: 鉛直接合材のウェブの降伏耐力
$vhtQ_y$: 鉛直接合材のフランジの曲げ降伏時引張力
vvQ_u	: 鉛直接合部の鉛直せん断耐力
$vviQ_u$: 鉛直接合部の RC 柱-CLT 袖壁間の鉛直せん断耐力
$vvoQ_u$: 鉛直接合部の CLT 袖壁-CLT 袖壁、RC スタブ間で伝達される鉛直せん断力の最大値
$vvaQ_u$: 鉛直接合部の山形鋼-CLT 袖壁間の接着面におけるせん断耐力
$vvcQ_u$: 鉛直接合部の RC 柱-CLT 袖壁間で接着した仕口面のせん断耐力
$vvdQ_u$: 鉛直接合部のドリフトピンの終局耐力
$vvgQ_u$: 鉛直接合部の CLT 袖壁内のラミナの接着耐力
$vvtQ_u$: 鉛直接合部の寸切りボルトのせん断耐力
$vvsQ_u$: 鉛直接合部の CLT 接合部の集合型破壊時の終局耐力
$vwwQ_y$: 鉛直接合部のウェブのせん断耐力
$vdvQ_y$: 鉛直接合部におけるドリフトピンの鉛直方向の降伏耐力
$vdvQ_u$: 鉛直接合部におけるドリフトピンの鉛直方向の終局耐力
$vviQ_u$: 鉛直接合材の接着部の下側に位置する断面の終局耐力
$vvuQ_u$: 鉛直接合材の接着部の上側に位置する断面の終局耐力
t_1	: 内層の厚さ
t_2	: 外層の厚さ
t_w	: CLT パネル、CLT 袖壁の厚さ
t_l	: 最外層ラミナの厚み
h^t_w	: 水平接合材のウェブの厚さ
h^t_f	: 水平接合材のフランジの厚さ
s^t_w	: 滑り止めのウェブの厚さ
s^t_f	: 滑り止めの支圧板（フランジ）の厚さ

s_t^p	: 滑り止めの底板の厚さ
v_{tw}	: 鉛直接合材のウェブの厚さ
v_{tf}	: 鉛直接合材のフランジの厚さ
T_i	: アンカーボルト、テンションロッドの初期引張力
ΔW	: 履歴吸収エネルギー
W	: ポテンシャルエネルギー
W_L	: ドリフトピン接合に掛かるラミナ幅の合計
W_d	: ドリフトピンの右端から左端までの距離
x	: ドリフトピンの回転中心や塑性ヒンジの位置情報を表わすための変数
w_{xn}	: CLT パネル、CLT 袖壁の中立軸深さ
bZ_c	: 鉄筋を考慮した RC はりの断面係数
Z_s	: 滑り止めの断面係数
τ_u	: 部材種別判定に用いる RC 柱のせん断応力
$w\tau$: CLT パネル、CLT 袖壁に作用するせん断応力度
σ_0	: 部材種別判定に用いる RC 柱の軸方向応力
σ_{DPC}	: CLT の面圧強度
σ_{st}	: 鋼材-木材間の接着強度
$c\sigma_T$: コンクリートの引張強度
$c\sigma_0$: RC 柱の軸方向応力
$w\sigma_c$: CLT パネルに作用する圧縮応力度
$w\sigma_t$: CLT パネルに作用する引張応力度
$w\sigma_h$: CLT パネルに作用する曲げ応力度
$c\sigma_y$: RC 柱主筋の降伏強度
$b\sigma_y$: RC はり主筋の降伏強度
$c\sigma_{wy}$: RC 柱のせん断補強筋の降伏強度
$b\sigma_{wy}$: RC はりのせん断補強筋の降伏強度
$h\sigma_{wy}$: 水平接合材のウェブの降伏強度
$h\sigma_{fy}$: 水平接合材のフランジの降伏強度
$s\sigma_{wy}$: 滑り止めのウェブの降伏強度
$s\sigma_{fy}$: 滑り止めのフランジの降伏強度

$s\sigma_{py}$: 滑り止めの底板の降伏強度
$v\sigma_{wy}$: 鉛直接合材のウェブの降伏強度
$v\sigma_{fy}$: 鉛直接合材の支圧板（フランジ）の降伏強度
$t\sigma_y$: 寸切りボルト、PC 鋼棒の降伏強度
$a\sigma_y$: アンカーボルトの降伏強度
$r\sigma_y$: テンションロッドの降伏強度
$a\sigma_u$: アンカーボルトの引張強度
$r\sigma_u$: テンションロッドの引張強度
$r\sigma_y$: テンションロッドの降伏強度
$c\tau_f$: RC 柱の主筋に作用する付着応力度
$b\tau_f$: RC はりの主筋に作用する付着応力度
τ_{bu}	: RC 部材の付着割裂強度
$w\tau_l$: CLT パネルに作用するせん断応力度
α	: RC はりの曲げ終局モーメントに対する RC 柱の曲げ終局モーメントの比
α_y	: RC はりの降伏点剛性低下率
μ	: 摩擦係数
μ_y	: 塑性率
φ	: せん断ひび割れ強度算定時に用いる耐力係数
λ	: 有効細長比
$c\gamma'_{su}$: RC 柱のせん断ばねの終局ひずみ
$w\gamma'_{su}$: CLT 袖壁のせん断耐力時のせん断ひずみの補正值
ν'	: CLT の材料特性を決定する際に仮定したポアソン比
κ_s	: 応力度法による形状係数（矩形断面の場合は 1.5）
κ_e	: エネルギー法による形状係数（矩形断面の場合は 1.2）
$d_v\delta_y$: ドリフトピンの鉛直方向の降伏耐力時の変形
$d_v\delta_u$: ドリフトピンの鉛直方向の終局耐力時の変形
$b\theta_{cr}$: RC はりの曲げひび割れ時回転角
$b\theta_y$: RC はりの曲げ降伏時回転角
$b\theta'_y$: RC はりの曲げ降伏時回転角（弾性変形を除いたもの）