

平成 30 年度 合板・製材・集成材国際競争力強化対策のうち  
木材製品の消費拡大対策のうち CLT 建築実証支援事業  
木質建築部材・工法の普及・定着に向けた技術開発等支援事業  
(令和元年度実施 木構造振興事業)

地域材の単板積層材を用いた長尺梁開発  
(20Mボックスビーム)

報告書

令和 2 年 3 月

一般社団法人全国 LVL 協会

## 目次

1. はじめに 実施体制	-- P001
2. 開発された製品	-- P003
3. まとめと今後の課題	-- P005
4. 検討内容	
1 背景と既往研究	-- P007
2 試設計 (LVL ボックスビーム)	-- P012
3 要素試験 (ビス・接着ビス)	-- P020
4 試設計(継ぎ手)	-- P056
5 設計式の提案 (継ぎ手)	-- P110
6 実大曲げ試験 (ボックスビーム)	-- P136

## 1. はじめに

全国LVL協会では非住宅木造の躯体を実現する長スパンの構造部材の提案を行ってきた。製材・集成材等のエンジニアードウッドがある中、薄くて強度の高いLVLを断面設計して効率よく使う方法を検討し、LVLのI形合わせ梁、ボックスビーム、ストレートスキンパネル等を開発、実物件に適用して実績を積んできた。しかし部材長さは製造・運搬可能な12Mまでにとどまってきたのが現状である。昨今、ロードサイドの平屋の商業施設等、15Mから20Mの無柱空間を木造躯体で実現したい要望が増えてきている。四周の柱梁を構成する際はコストパフォーマンスが高い住宅用のプレカット材と接合金物を用いることができるが、飛ばす部材は設計が都度必要なこと、受注生産によるコスト高などから、設計者・プレカット会社にとってハードルが高いのが実情である。

本事業では供給の安定している国産材を使用し、丸太から製品にする際に50%を超える歩留まりの良さを生かした構造用LVLの特徴を生かし、現場に搬入可能で簡便に組み立てられる長尺梁を提案することで、設計者に対して長スパンの木造躯体を供給できるようになることを狙った。

## 実施体制

以下に示す体制で開発検討を行った。平成20年から設置している技術部会・構造利用委員会では本事業を実施した。

1.	委員長	東京大学		稲山正弘	大学院農学生命科学研究科 教授
2.	委員	縦建築事務所		田尾玄秀	代表
3.		島根県産業技術センター		河村 進	有機材料技術科
4.		東京大学		小西祐佳	大学院農学生命科学研究科 修士2年
5.		株式会社ウッドワン		牧野克己	構造システム営業部 東京分室
6.		株式会社ウッドワン		小野啓子	技術開発部 係長
7.		株式会社オーシカ		福田耕嗣	中央研究所 主任研究員
8.		株式会社オーシカ		小竹宏明	建材事業部 係長
9.		セイホク株式会社		谷川信江	NW21 アドバイザー
10.		シネジック株式会社		寺澤正広	営業本部 R&D推進室 係長
11.		若井ホールディングス株式会社		橋本岳史	開発本部
12.		株式会社ストローク		榎本芳三	営業部 東京オフィス 部長
13.		株式会社タツミ		田所洋介	営業企画開発管理本部
14.		B X カネシン株式会社		安田 友一	営業統括部 多目的木造営業推進課
15.		B X カネシン株式会社		白倉 幸治	営業統括部 多目的木造営業推進課
16.		株式会社ユニバーサルホーム		足立宗一郎	機能推進部 技術研究課
	オブザーバー				
17.		木構造振興株式会社		平原章雄	常務取締役
18.		林野庁林政部木材産業課		川原 聡	林政部木材産業課木材製品技術室 課長補佐
19.				竹本央記	林政部木材産業課木材製品技術室 課長補佐
20.				平山翔一	木材製品調査班木材製品調査担当専門職
21.		株式会社オノツカ		小野塚真規	常務取締役
22.	事務局	全国LVL協会		小原文悟	事務局長
23.				李 元羽	技術部長
24.				成田敏基	技術課長

2019年9月時点

## 2. 開発された製品

ウェブとフランジを国産カラマツ LVL とした 12M 超の LVL ボックスビームを開発した。写真 2.1 に製作した梁を、図 2.1 に最大断面寸法を示した。



写真 2.1 LVL ボックスビーム

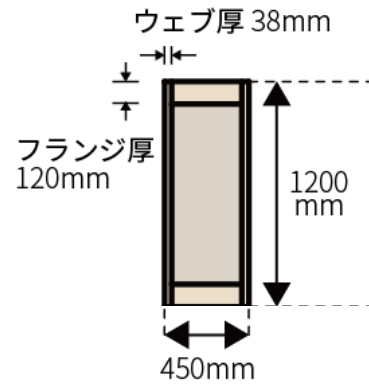


図 2.1 最大断面寸法

LVL : カラマツ 120E-1 級 (現行 JAS 直交層無し、標準で得られる強度等級)

使用部位 : 屋根梁 (床梁にも使用可能)

断面寸法 : 幅 450mm × 梁せい 3 種類 (600mm、900mm、1200mm 予定)

重量 : 2.2t、106kg/m (450mm × 1200mm × 20M の場合 LVL 比重 0.6)

(参考) 2.7t、133kg/m (上記断面と同一曲げ剛性を持つ集成材

180mm × 1500mm × 20M の場合 比重 0.5)

飛ばすスパン毎の梁長さ組み合わせ例 (図 2.2)

: 20M の場合、(5M + 10M + 5M)、または (6M + 8M + 6M)

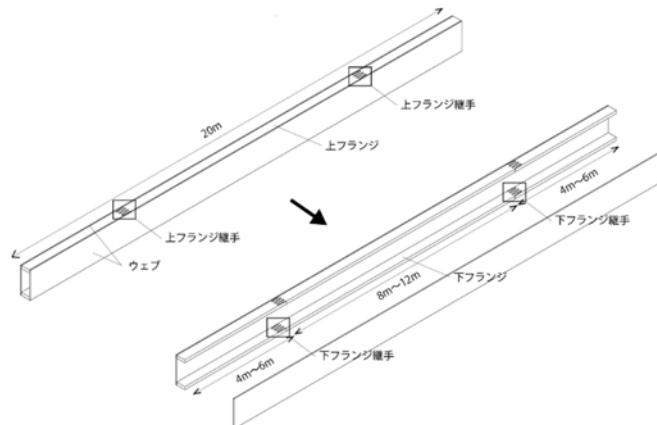


図 2.2 LVL ボックスビームの概要

ボックスビームの設計：

接着剤の効果を考慮せず、フランジ継ぎ手引張性能の中短期許容耐力のみで計算した結果、多雪区域 100cm で最大断面寸法の L V L ボックスビームを梁配置間隔 910mm で配置可能であることが分かった。(荷重条件：固定荷重 990N/m<sup>2</sup>、積載荷重 300N/m<sup>2</sup>、中短期時のたわみ L/400)

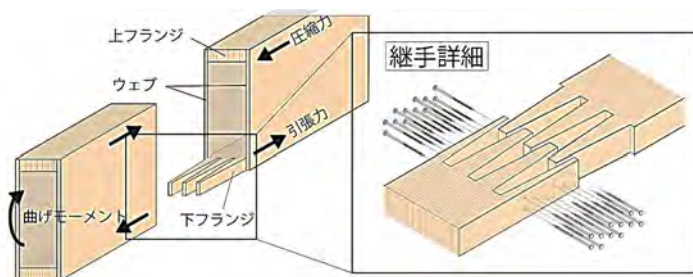


図 2.3 ボックスビームの継ぎ手



写真 2.2 継ぎ手

ボックスビームの製造組立：

端部に現場接合用の接合部工を施したフランジを上下に配置した 3 本のボックスビームを工場で製造、現場に搬入する。現場ではフランジ部を接着ビス接合、最後にウェブ部材で蓋をして完成。



写真 2.3 ボックスビームの内部



写真 2.4 継ぎ手

比較検討した内容を、「4. 検討内容」に詳しく記載した。

### 3. まとめと今後の課題

継ぎ手引張試験によるビス配置仕様確定、最大断面での実大曲げ試験検証により、20M長尺梁が設計可能であることを明確にした。

- ・両端部金物の検証と提案

梁本体の設計ができることが分かったが、構造体として提案するには金物メーカーの協力を経て梁両端部の接合方法と性能を明確にする必要がある。

- ・施工検証

試験体として12Mの梁を製作したが、15Mから21Mの梁を現場で製作する際の接着ビス接合に関して問題点を洗い出す必要がある。

- ・木造平屋の設計資料および設計者への提案

長尺梁を設計に必要な接合部性能仕様、設計式等の設計資料を作成し、大空間を設計する意匠・構造設計者へLVLの長尺梁を提案していきたい。

#### 4. 検討内容

本章では、開発製品の検討にあたり東京大学大学院農学生命科学研究科稲山研究室、および島根県産業技術センターで行った内容を記載した。

LVL の樹種は国産材で一番高い強度等級が得られるカラマツとした。比較対象として協会会員会社が生産するラジアータパインも同時に試験を行っている。ビスは構造用ビスを生産する2社の製品を検討した。継ぎ手およびウェブフランジ部を接着する接着剤に関しては、工場での治具等による圧縮が必要ない1液型のウレタン接着剤とした。LVL協会ですべて採用してきたウレタン接着剤はやわらかく、圧縮後に発泡して接着力を出す種類を使用してきた。発泡タイプはガイドから出してそのまま接着を行い、へら等で伸ばすと空気が混入し接着力が落ちる。本事業で採用したウレタン接着剤は比較的固めであり、試験体製作の際は1穴タイプのガイドを付け、塗布した後へらで伸ばす方法を取った。接着力を出すにあたり、薄く伸ばしたほうがよいのか、1穴から出したまま被着体を付ける方法とどちらが良いのかはまだ知見が得られていない。塗布量を管理しやすくするために楕円のガイドを付けて塗布する方法がよいのか、一番接着力を得られる方法に関しては今後の検討課題としたい。

本事業の実施にあたり、試験計画・試験実施に多大な協力をいただいた東京大学の稲山研究室の皆様、縦建築設計事務所様、試験を行った栃木県林業センターの皆様、シネジック様、豊富な施工加工実績をもとに加工を担当されたオノツカ様、そしてLVL製造・接着剤製造・金物製造を担当され、資材供給いただいた会員会社様に感謝申し上げます。



## 第一章

### はじめに

## 1.1 背景

2010年に公共建築物等木材利用促進法が施工されて以降、学校の体育館や図書館等公共施設で大規模構造木造建築物への需要が高まっていると共にこの需要に答えるべく数多くの大スパン木質屋根構造に関する研究が行われている。

木質構造によって大スパンを有する空間を実現する方法は様々であるが大きく分けて2つの方法がある。一つに製材などの小断面部材をトラス梁等として組み合わせた梁を用いる方法である。もう一つに、大断面木質材料を1本または組立梁として組み合わせることによりかけ渡す方法である。製材などの小断面部材を使う方法は、材料は安く手に入りやすいが12m以上のスパンを架け渡す場合、製材の製造可能長さは4m程度までが主流で6m程度で最大となるため、設計が複雑になること、また材料強度が低いいため部材数が増えるなどの課題があり、現状全国の設計者が小断面部材だけを用いて設計するのは困難である。

一方、木質材料はCLT（直交集成板）や集成材、LVLなど大型の木質材料の開発が進んでおり、大規模木造への道が開かれつつある。大断面木質材料を用いて大スパンを飛ばす設計手法はコスト面は割高で場所によっては入手が困難であるが、材料強度が安定しており寸法・形状に自由度があるため、施工性も高い。特にLVL（単板積層材）は、単板の繊維方向をそろえて積層接着した部材で、軸材として優れた強度を持つこと、単板積層数を増減させることにより容易に長尺通直材が得られること等から大スパンの梁として優れた性能を持つと考える。

また、本研究で対象とするボックスビーム（合板充腹梁）は、断面は箱型の梁であり、間部が中空である。また、接合形式に釘・ビスなど施工が容易な接合具を用いることが可能なことから運搬・施工が容易であることが大きな利点である。

しかし、日本における材料の運搬方法は主にトラックなどの運搬車を用いることが一般的であり、現状大スパンの梁を架け渡す場合には運搬の問題からも現場で容易に施工できる継手等を用いて梁材を架け渡す必要がある。

以上のことから、大スパンを飛ばすための手法として木質材料を利用し現場で施工可能な継手を用いた大断面梁の設計手法を構築することは今後更に普及が見込まれる大規模木造建築物の知見として非常に重要であると考えられる。構造性能を明らかにした上で、全国の設計者が設計可能な標準の整備が行う。

## 1.2 既往研究

日本で合板をウェブに用いた木構造の I 型梁や箱型梁が実用に供されるようになったのは、建設大臣の認定を受けた 1980 年代からであるが、合板をフランジに接着する方式が主流で、釘打ち方式はほとんど普及していなかった。これは、釘打ち方式が接着方式と比べ強度・剛性の点で劣ることが主な理由であるが、合板ウェブ釘打ち形式は現場加工が可能で低コストという点で釘打ち形式普及を計るために、手軽な設計式が考案された。

国外では、1970 年代から Booth や Fageiri により微分方程式を用い釘の非線形挙動に注目した理論<sup>1)2)</sup>も発達しており、日本にはない大断面のボックスビーム梁も製作されている。

ボックスビーム等の組立梁の設計手法は、上下間材の間にずれ変形が生じ、このずれ量に応じたせん断力が発生することを考慮した解析が必要となる。この観点に基づいた手法が後藤<sup>3)</sup>により提案されて以降、いくつかの解法が報告されている。<sup>4)</sup>これらで取り扱っている組立梁は上下弦材に継手がないものとし、多層重ね梁の解法を応用することで、計算上は接合剛性が連続的に分布するものとし、組立梁全体を単一の梁とみなした場合に作用するモーメントに関して微分方程式を解くことで応力や変形を求めることが出来る一般に対する統一的な解法を導いたものである。またその後杉山<sup>5)</sup>により、手計算による勘弁な設計法の確立を目指した研究も行われている。

また、その後釘・接着も併用することにより釘着圧力を接着接合における圧縮手法として用いる「釘打ち接着接合法」についての研究もおこなれた。釘留めするだけでは剛性が低いことに加え、クリープたわみが大きく進行するためこれ以降釘・接着を併用する設計手法が大幅に増え釘のピッチ等による圧縮力についても実験的研究<sup>6)</sup>が行われている。1997 年には LVL を使用したボックスビームの性能及びコストの研究<sup>7)</sup>が行われており、LVL 材をボックスビームに使用し、継ぎ目がないためウェブがずれて破壊することなく安定した耐力が得られることが報告されている。

近年は、岡崎ら<sup>8)</sup>による地域木材資源を利用した長尺スパンは梁部材等の開発も行われており、製造方法や低コスト化を含めた研究もおこなわれている。また、福山、北村、村上らによる下フランジ継手のある合板充腹梁についても研究<sup>9)10)11)</sup>が行われており、簡易な計算で構造性能を評価した計算式において実大実験を行い、下フランジを有していても計算式の妥当性を検証できたこと報告している。

組立梁の研究の一連の流れを見ると時代と共により大スパンに使用することを想定した、剛性・強度の大きい梁を設計することを目的とし簡易的な設計手法及び開発研究が行われている。

また、本研究で対象とする継手について多数本・多列・多面せん断接合の研究は、特に国外で多くみられた。<sup>12)13)</sup>日本でも一般的である、EYT 式（ヨーロッパ型降伏理論<sup>14)</sup>による考え方を基に様々な接合具本数・接合具位置を設定した実験を基に計算値の

妥当性を確認している。日本においては、せん断性能に関する研究を多くの評価法が提案されており、小林<sup>15)</sup>により一面せん断剛性・耐力の提案がおこなれている他、川本<sup>16)</sup>は縁距離と端距離の最大荷重への影響についての実験的報告を行っている。平井、澤田ら<sup>17)18)</sup>は差分法や有限要素法を用いて、非線形な挙動の予測を報告している。蒲池ら<sup>19)</sup>は、多項式による理論解の近似解により十分な精度で二次剛性に至るまでの性能予測が可能と報告している。また、CLTにおいてはドリフトピン接合を用いてCLTを構成する層毎の強度比及び、各層の幅比によって場合分けを行うEYTを発展させた降伏挙動の導出法が報告されている。<sup>20)</sup>

多面せん断多列打ちについては実験的検討が多く、LVLを用いた接合具の多面せん断については蒲池らや全国LVL協会により、実験結果から多面せん断の破壊性状について報告している。<sup>21)22)</sup>多列打ちについては佐野ら<sup>23)</sup>によりラグスクリーボルトを用いた一面せん断において多列打ちした場合に木材ひずみ位置から荷重分配について理論値と比較を行っている。また、中島<sup>24)</sup>によりCLTの鋼板挿入型二面せん断において、多列打ちによりボルト位置での荷重分配が生じたことが報告された。

海外では理論的な検証も存在するのに対し、日本では多面せん断・多列打ちにおいては研究も少なく、また実験的検証が多いことが挙げられる。

以上より、既往研究から、大スパンが可能な組立梁の設計法、現場施工が容易である継手機構、多面せん断多数本打ちの構造性能の把握に留意することとした。

### 1.3 研究の目的

本研究では、LVLを用いた多面せん断機構を有するラージフィンガー形状継手を有するボックスビームを扱う。図1.3-1にボックスビーム概要を示す。一般的に、梁に継手を設ける際、梁上部に圧縮・梁下部に引張性能が必要となり、特に引張側継手の設計は非常に重要となる。本研究では、現場で継手施工をすることを前提とし、施工が容易であるだけでなく釘等と比べ剛性・強度が高く長さも多様であるビスを用いることは、多面せん断継手に使用する接合具として非常に有用であると考えられる。しかし、1.2章より多面せん断接合に関する研究は、実験による荷重-変位関係の把握に留まっており、接合部の剛性や耐力の理論的な算定式を誘導することが今後の課題である。

また、多面せん断継手を設計するにあたり現場での施工性の良さを最重視するために、継手形状をラージフィンガージョイント（以下、LFJ）形状とする。木材には摩擦が生じるため、ほぞなどの在来軸組工法プレカットを行う場合は精度の良さが非常に重要になる他、材料の伸縮によっても施工性の良さが大きく変わる。LFJ形状とし、先端が先細りすることにより、施工の際に木材の摩擦による影響を受けることなく継手同士を噛み合わせる可以考虑。しかし、LFJについての研究は集成材単材の縦継ぎを目的とした接着接合に関する研究は多いが、接合具を用いた継手や接合部に関する研究は少なく、寸法・施工方法についても検討する必要がある。

さらに、ボックスビームはウェーフランジ接合において釘だけでは剛性が低くクリープ変形が大きく進行するため、実用上はウェーフランジ接合には釘・接着を併用するのが望ましい。一方接着を併用するにあたりビスのみでは接着の圧縮力を性能を十分に担保できないことも報告<sup>25)</sup>されているため、本ボックスビームではウェーフランジ接合には釘・ビスを併用することとする。

以上のを踏まえ、本研究の目的は、LVLを用いたLFJを有する大スパンボックスビームについて、

- 1) 多面せん断性能に対する理論的な算定値を誘導すること
- 2) 施工性に考慮したラージフィンガージョイント継手仕様を提案し、目標性能を満たす継手を開発すること。
- 3) 継手を有し、釘・ビスを併用したウェーフランジ接合の大スパンボックスビームの構造性能を検証し妥当性することで設計可能な標準を作成する。

の3点を大きな目的として研究を進めていくこととする。

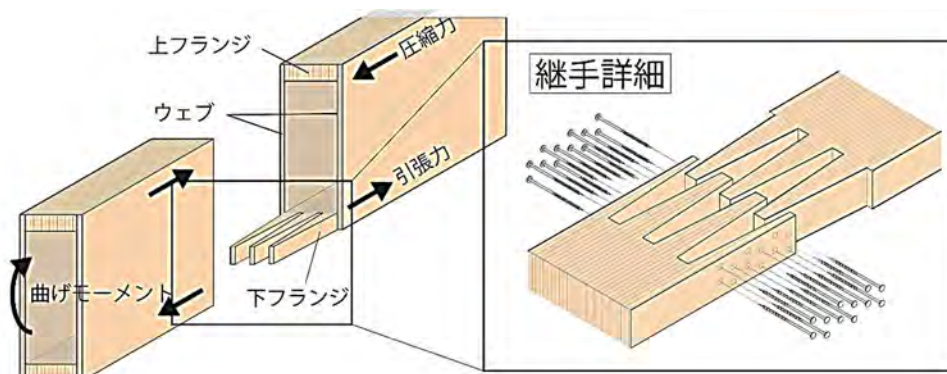


図1.3-ボックスビーム概要

## 第二章

### ボックスビームの試設計

## 2.1 設計条件

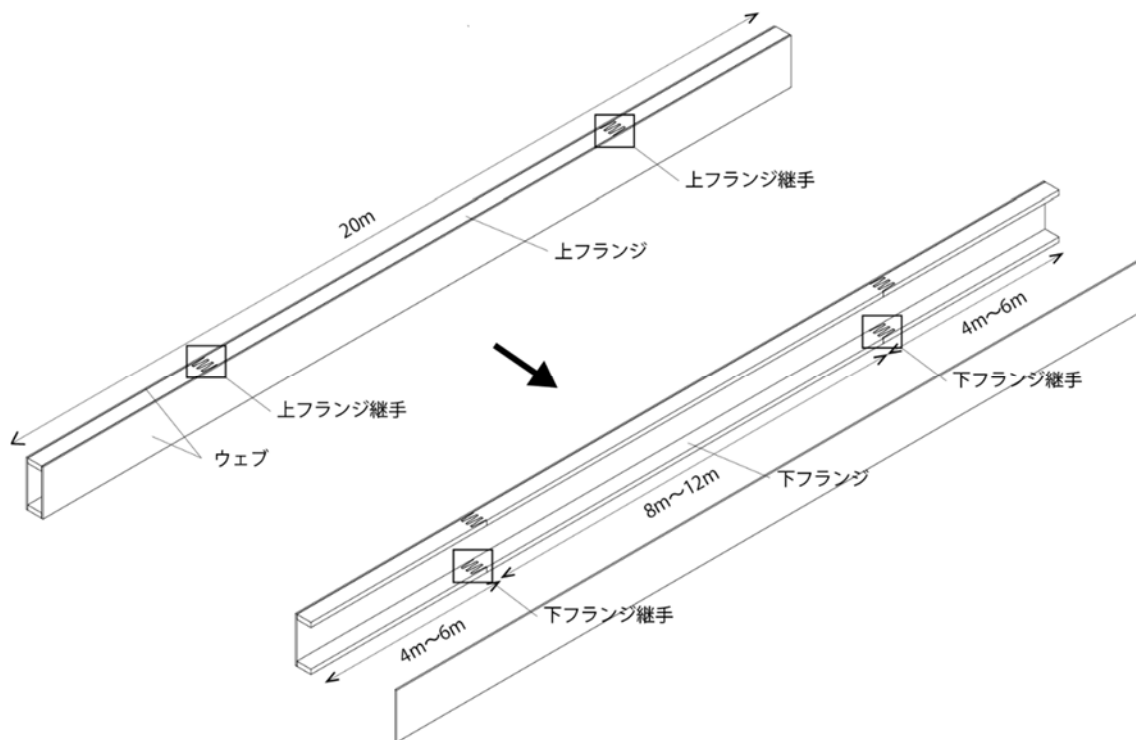


図 2.1-1 20m スパンボックスビームの概要

図 2.1-1 のような 20m スパンボックスビーム材の算定及び接合部の設計を行うにあたり、荷重条件を表 2.1-1 のように設計した。また、荷重条件における応力の組み合わせを表 2.1-2 に示す。本ボックスビームはオフィス・及び木造校舎等の屋根梁に使用することを想定し荷重条件を決定した。負担幅は 0.91m としている。積雪等級は、多雪地域にあたる積雪等級 3 級の垂直積雪量 100cm (30N/cm<sup>2</sup>) とし、クリープを考慮したたわみは中短期荷重の条件を満たすこととした。また、積雪荷重は以下の式で算出する。

$$S = \rho \times A \times d \times \mu_b$$

(式 2.1-1)

ただし、

$S$	: 積雪荷重(N)
$\rho$	: 積雪の単位重量 一般区域では $\rho \geq 20$ (N/cm <sup>2</sup> ) 多雪区域では $\rho \geq 30$ (N/cm <sup>2</sup> )
$A$	: 屋根の水平投影面積
$d$	: 垂直積雪量

表 2.1-1 荷重条件

(a) 固定荷重・積載荷重条件			(b) 積雪荷重条件		
固定荷重	積載荷重	地震時たわみ計 算用積載荷重	等級	区域	垂直積雪量
					cm
(N/mm <sup>2</sup> )			1	一般	30以下
990	300	200	2		90以下
			3	多雪	100以下
			4		150以下

表 2.1-2 応力の組み合わせ

荷重状態		一般区域の場合	多雪区域の場合
長期	常時	G+P	G+P
中長期	積雪時(ML)	G+P	G+P+0.7S
中短期	積雪時(MS)	G+P+S	G+P+S

ただし、

- G : 固定荷重による応力
- P : 積載荷重による応力
- S : 積雪荷重による応力

また、部材の選定にあたり参考にした LVL 製造可能条件を表 2.1-3 に示す。LVL は、日本で構造材として主に流通している国産カラマツとラジアータパインを使用するため、それぞれの材のフランジ・ウェブごとの製造可能サイズから継手位置を決定する。表 2.1-2 より、上下フランジの製造長さがカラマツは 12m、ラジアータパインは 8m、またウェブの製造可能長さはカラマツは 8m、ラジアータパインは 6m であることが分かった。よって現在の製造可能長さに合わせ継手位置や部材寸法を決定することとする。

表 2.1-3 LVL 製造可能条件

使用用途	LVL 樹種	等級	製造可能長さ
			(m)
フランジ材	国産カラマツ	直行層なし A 種構造用 LVL120E-1 級	12
	ラジアータパイン	直行層なし A 種構造用 LVL110E-特級	8
ウェブ材	国産カラマツ	直行層あり A 種構造用 LVL90E-1 級	8
	ラジアータパイン	直行層あり A 種構造用 LVL90E-1 級	6



## 2.2 構造計算

構造計算は以下の法令及び図書に準拠した。

- ・ 建築基準法及び関連告示
- ・ 木質構造設計規準・同解説－許容応力度・許容耐力設計用－，2006年，(社)日本建築学会
- ・ 木造軸組工法住宅の許容応力度設計，2008年，一般財団法人日本住宅・木材技術センター
- ・ 木質構造 第4版，共立出版，杉山英男編著
- ・ JISA3301 を用いた木造校舎に関する技術資料，2015年，文部科学省

また、使用を想定する樹種を、表 2.2-1 に示す。以下の計算ではヤング係数の低いラジアータパインを想定している。

表 2.2-1 使用樹種

使用用途	LVL樹種	等級
フランジ材	国産カラマツ	直行層なしA種構造用LVL120E-1級
	ラジアータパイン	直行層なしA種構造用LVL110E-特級
ウェブ材	国産カラマツ	直行層ありA種構造用LVL90E-1級
	ラジアータパイン	直行層ありA種構造用LVL90E-1級

上記の材料選定に基づき、計算に用いる基準強度および基準弾性係数を表 2.2-2 及び 2.2-3 に示す。

表 2.2-2 LVL 基準特性値

樹種	曲げヤング係数区分	等級	基準材料強度			基準許容応力度			基準弾性係数
			$F_c$	$F_t$	$F_b$	$f_c$	$f_t$	$f_b$	
			(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	
カラマツ	120E	1級	30.0	19.8	33.0	10.0	6.6	11.0	12
	90E	1級	22.8	15	25.2	7.6	5.0	8.4	9
ラジアータパイン	110E	1級	28.2	21.6	35.4	9.4	7.2	11.8	11

表 2.2-3 LVL せん断に対する特性値

樹種	曲げヤング係数区分	等級	水平せん断性能の区分	基準材料強度	基準許容応力度	基準弾性係数
				$F_s$	$f_s$	$G_0$
				(N/mm <sup>2</sup> )	(N/mm <sup>2</sup> )	(kN/mm <sup>2</sup> )
カラマツ	120E	1級	55V-47H	3.6	1.2	8
	90E	1級		3.0	1.0	6
ラジアータパイン	110E	1級	50V-43H	3.0	1.0	6

### (1)部材の断面算定

部材の断面を算定した。表 2.1-1 の荷重条件としたときに、長期・中長期・中短期の荷重状態のうち一番大きい値から、曲げ応力度及びクリープ変形を考慮したたわみ(L/400)で検定を行った。なお、曲げ応力度及びたわみの検定には以下の式を用いることとする。また、現在製造されている LVL に合わせウェブ厚は 38mm、フランジア厚は 120mm を使用することを想定した。

#### ①長期の曲げ応力度算出式

$$M_{max} = \frac{wl^2}{8}$$

(式 2.2-1)

#### ②たわみ算出式

$$\delta_{max} = \frac{5wl^4}{384EI}$$

(式 2.2-2)

ただし、

$M_{max}$	: 曲げモーメント最大値(Nmm)
$w$	: 単位長さあたりの等分布荷重(N/mm)
$L$	: ボックスビーム梁長さ(mm)
$\delta_{max}$	: たわみ最大値(mm)
$E$	: 基準弾性係数(kN/mm <sup>2</sup> )
$I$	: 断面二次モーメント(mm <sup>4</sup> )

この結果、ボックスビーム幅 450mm×高さ 1200mm のボックス断面で積雪等級 3 級での許容曲げ応力度及びクリープを考慮したたわみを十分満たしていることを確認できたため、本研究では、これらの断面でのボックスビームで検討を行うこととする。

## (2) 継手必要耐力

表 2.1-1 で算出した荷重条件およびボックスビーム断面を基に下フランジ継手にかかる引張耐力を求めた。ボックスビーム継手位置を、図 2.2-1 のように LVL の製造可能長さに合わせ継手が端部から 4m・5m・6m の 3 仕様をパラメータとして計算を行った。梁端部からの距離が長いほど LVL の長さは短くなるがその分継手必要耐力が大きくなる。

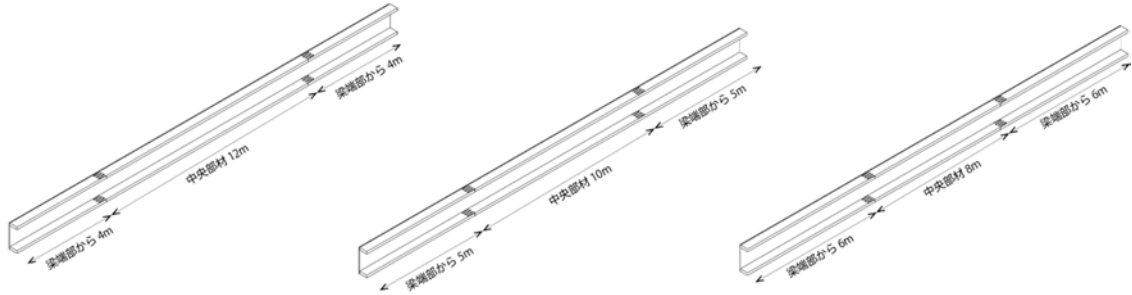


図 2.2-1 ボックスビーム継手位置

ボックスビーム梁を単純梁としたときの継手位置のモーメントは次式のようにになる。

$$M_x = \frac{wx}{2}(l-x)$$

(式 2.2-)

求めたモーメントを図 2.2-2 のようなフランジ間の芯—芯高さで除した値を継手の引張耐力とする。

$$T_j = M_x/h$$

(式 2.2-)

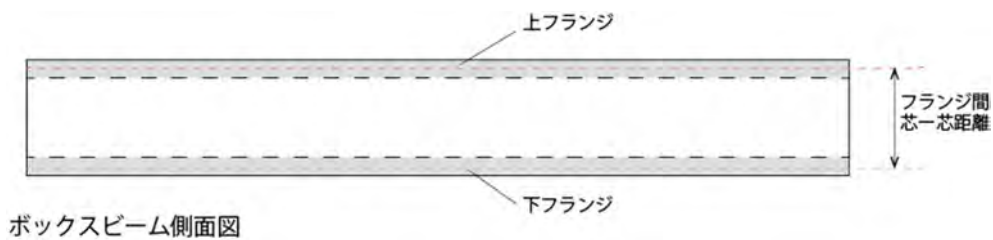


図 2.2-2 フランジ間芯—芯距離

以上より算出した中短期時の継手必要耐力を表 2.2-4 に示す。これより継手の最低目標を、梁端部からの継手位置 4m・積雪等級 3 級の 102kN に設定し、この最低目標と本継手において負担可能と考える最大耐力についても実験することとする。

表 2.2-4 継手必要耐力

梁端部からの継手位置	積雪等級	継手必要耐力(kN)	
		負担幅	
		0.91m	1.82m
(a)4m	1級	60.20	120.39
	2級	98.42	196.83
	3級	132.94	340.65
	4級	184.41	368.82
(b)5m	1級	53.75	107.49
	2級	87.87	175.74
	3級	118.70	304.16
	4級	164.65	329.31
(c)6m	1級	45.86	91.73
	2級	74.98	149.97
	3級	101.29	259.55
	4級	140.50	281.01

## 2.3 施工方法

ボックスビームのウェブ部材配置を決定するにあたり、ボックスビームの施工方法も考慮する。合板充腹梁はたわみが大きくなりやすいことから接着も併用で用いることを前提とする。しかし、現在接着の評価は工場で一定の条件のもと施工されたもののみが評価されるのみであり現場で接着する際は剛性のみの評価となる。そこで、図 2.3-1 のような施工方法を考案する。(図 2.3-1 では、束材は省いた簡略モデルを示す。)

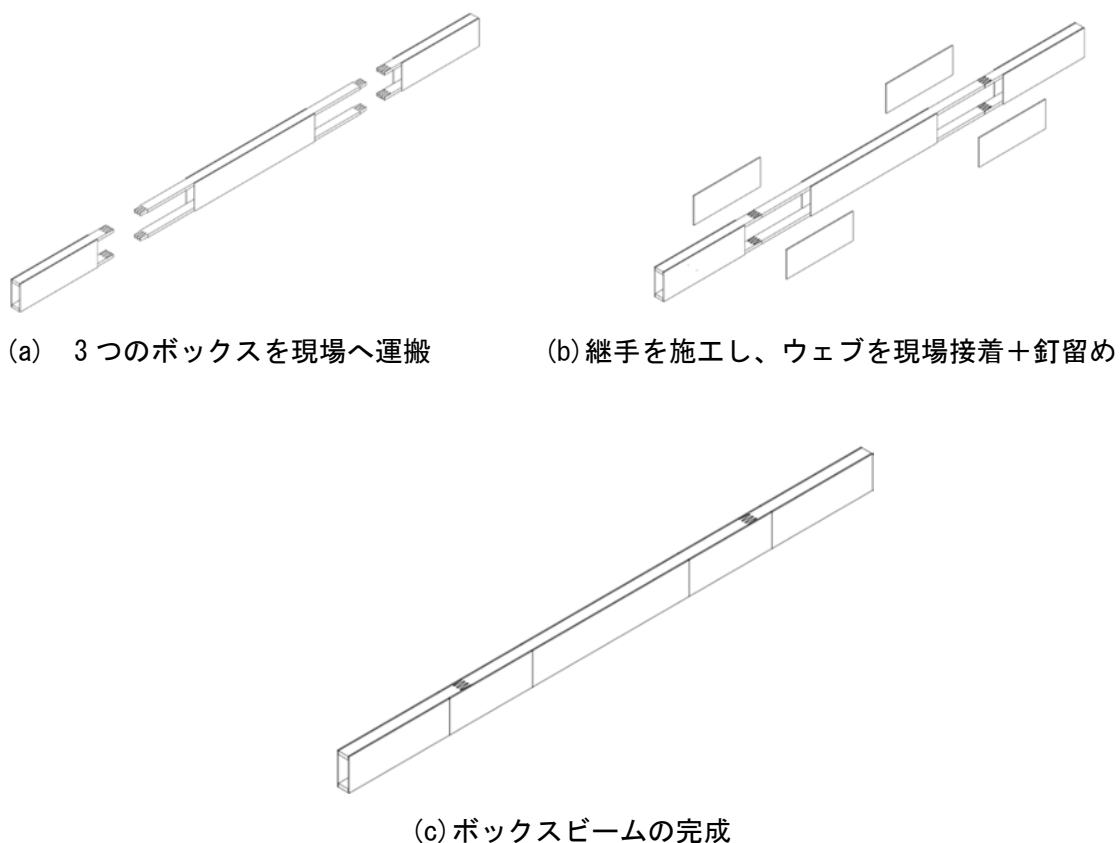


図 2.3-1 ボックスビーム施工方法

あらかじめ工場で箱型に施工した3つのボックスビームを運搬し(図 2.3-1(a))現場で継手を施工する。継手周辺に蓋をするようにウェブのみを現場接着し(図 2.3-1(b)、ボックスビームを製作する(図 2.3-1(c))。

この方法により現場での施工を極力少なくするだけでなく現場接着面積も減らすことができるという利点がある。一方で運搬方法や現場での継手製作豊方法については別途検討する必要がある。

## 第三章

### 要素試験

### 3.1 ビス曲げ試験

ビスの選定及び理論値に必要な物性値を求めるため、ビスの三点曲げ試験を行った。

#### (1) 実験方法

加力中の様子を図 3.1-1 に示す。実験方法及び試験評価方法は、「枠組壁工法建築物構造設計指針」に記載されている材料及び接合部の許容応力度等を定める試験・評価方法<sup>26)</sup>に準じた。支点間距離を 50mm とし、ベアリングは直径 10mm 径としている。载荷は、荷重点の変位が接合具の小径と等しくなるまでとし、载荷速度は、1.5mm/min とした。

また、ビス一覧を図 3.1-2 に示す。実験は、ビス S (シネジック社パネリード S : 軸径 5.8mm、ねじ部長さ 90mm、頭部長さ 17mm)、ビス A (シネジック社パネリード II + : 軸径 4.2mm、ねじ部長さ 30mm、頭部長さ 11mm、首ねじ長さ 12mm) 及びビス B (若井産業ホールディング社 x ポイントビス : 軸径 4.2mm、ねじ部長さ 60mm、頭部長さ 11mm、首ねじ長さ 12mm) の 3 種類を用いた。ビス A とビス B は頭部長さ・軸径・ねじピッチ、首ねじ長さは等しいが、首ねじ長さのピッチがビス B が細かいこと、またねじ部長さがビス A が 30mm に対しビス B が 60mm であることが大きな違いとしてあげられる。試験体数は各 6 体ずつ計 18 体行った。



(a) ビス S (パネリード S)      (b) ビス A (パネリード II +)      (c) ビス B (x ポイントビス)

図 3.1-1 加力中の様子

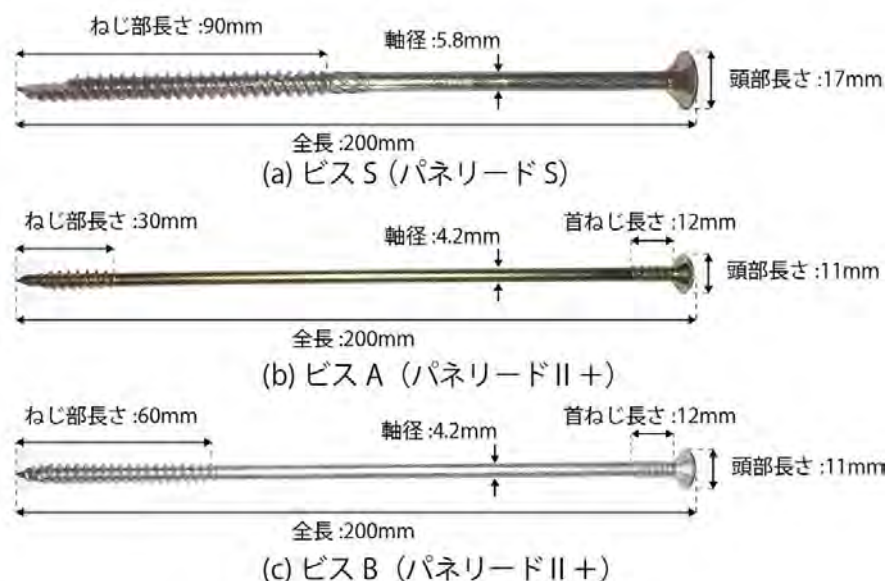


図 3.1-2 ビス一覧

## (2) 実験結果

実験結果を表 3.1-1 に、荷重—変位関係を図 3.1-3 に、試験後のビス破壊性状を図 3.1-4 に示す。ただし、接合具曲げモーメントは、(式 3.1-1) で表せる数値とし、接合具降伏モーメントは、試験曲げ降伏モーメントに対し、信頼水準 75%の 95%下側許容限界を求めた数値とする。

ビス A とビス B については、軸径が同じで使用されている鋼材も同じである。実験結果より、初期剛性・最大耐力がほぼ同様の数値を示していることがわかる。ビス S は軸径が大きい分、他のビスよりも剛性・最大耐力が 2.05~2.1 倍程度大きくなった。

表 3.1-1 ビス曲げ試験実験結果

ビス種類	n	初期剛性	K平均	標準 偏差	最大耐力	Pmax平均	標準 偏差	試験曲げ降伏モーメントMy	My平均値	標準 偏差	接合具My
		(N/mm)	(N/mm)		(N)	(N)		(Nmm)	(Nmm)		(Nmm)
ビスS	1	23317.7	22901.3	926.3	3508.4	3546.8	31.6	43855.0	44334.5	395.3	43411.1
	2	22376.3			3578.7			44733.8			
	3	23639.0			3552.7			44408.1			
	4	23660.0			3577.3			44716.3			
	5	23145.1			3555.1			44438.8			
	6	21269.7			3508.4			43855.0			
ビスA	1	11181.0	11140.8	240.7	1728.2	1691.9	66.1	21602.5	21148.1	826.7	19216.9
	2	11502.0			1558.2			19477.5			
	3	11158.0			1712.4			21405			
	4	10759.0			1714.2			21427.5			
	5	11049.0			1707.1			21338.75			
	6	11196.0			1731.0			21637.5			
ビスB	1	10688.0	11217.0	736.1	1690.5	1692.3	40.4	21131.3	21154.0	505.6	19973.0
	2	10747.0			1750.8			21885.0			
	3	10909.0			1626.0			20325.0			
	4	11207.0			1696.5			21206.3			
	5	12665.0			1682.3			21028.8			
	6	11086.0			1707.8			21347.5			

$$\text{曲げ降伏モーメント } M_y = P_{max} \times L/4$$

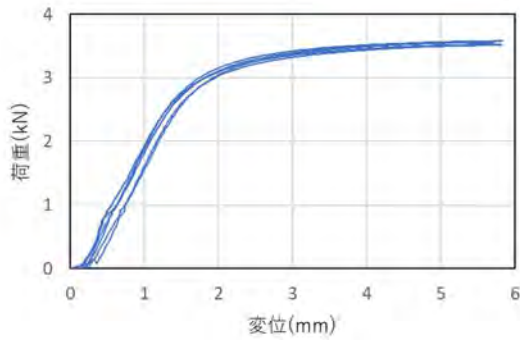
(式 3.1-1)

ただし、

$P_{max}$  : 試験で得られた最大荷重

$L$  : 支点間の距離



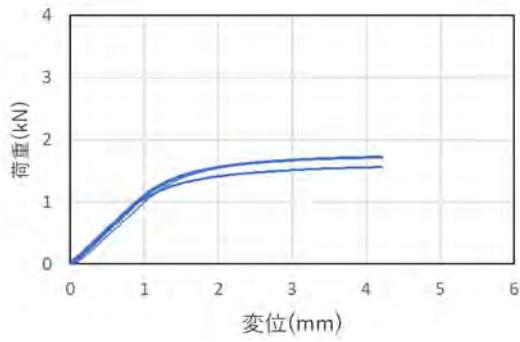


(a) 荷重—変位関係



(b) ボス最終破壊性状

図 3.1-3 ボス S 実験結果

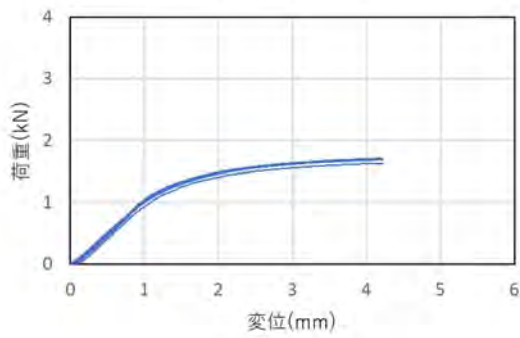


(a) 荷重—変位関係



(b) ボス最終破壊性状

図 3.1-4 ボス A 実験結果



(a) 荷重—変位関係



(b) ボス最終破壊性状

図 3.1-5 ボス B 実験結果

### 3.2 一面せん断試験

ボックスビームのウェーブフランジ接合に使用する釘及びビスについての一面せん断性能を把握するための要素試験を行った。

#### (1) 実験方法

試験体一覧を図 3.2-1 に、試験体図面及び加力方法を図 3.2-1 に、加力中の様子を図 3.2-2 に示す。試験方法は、枠組壁工法建築物構造計算指針に記載の、材料及び接合部の許容応力度等を定める試験・評価方法<sup>27)</sup>に準じた。試験体は、6章ボックスビーム実大実験と同仕様の寸法とし、フランジ材に相当する主材には、直交層なし A 種国産カラマツ 120E-1 級 LVL を、ウェブ材に相当する側材には、直交層あり A 種国産カラマツ 90E-1 級 LVL を用いた。LVL ボックスビームに関して、表層単板の繊維方向と荷重方向が異なる場合も想定されることから、繊維方向による一面せん断性能の試験を検証するため繊維方向の組み合わせは、主材(繊維方向または繊維直交方向)2 種類×側材(繊維方向または繊維直交方向)2 種類の計 4 種類で実験をした。また、釘・ビスについても 6 章と同様図 3.2-3 に示すような、釘は、若井産業ホールディングス社のスクリーネイル釘(全長 75mm、外径 3.7mm、ねじ部長さ 55mm)を、ビスにはシネジック社のネダノット(全長 70mm、外径 5.5mm、ねじ部長さ 32mm)を用いた。加力方法は、万能試験機を用いた単調圧縮加力とし、最大荷重の 0.8 倍の荷重に達する、または変位が 30mm に達するまで載荷を行った。

表 3.2-1 一面せん断試験試験体一覧

No.	試験体名	接合具	加力方向に対する繊維方向		試験体数 (体)	合計 (体)
			主材	側材		
1	NOLL	釘	平行(L)	平行(L)	7	54
2	NOLT		平行(L)	直交(T)	7	
3	N0TL		直交(T)	平行(L)	6	
4	N0TT		直交(T)	直交(T)	7	
5	SOLL	ビス	平行(L)	平行(L)	7	
6	SOLT		平行(L)	直交(T)	7	
7	S0TL		直交(T)	平行(L)	6	
8	S0TT		直交(T)	直交(T)	7	

(フランジ材長手方向への加力)  
 ・フランジ縦(L)-ウェブ縦(L)  
 ・フランジ縦(L)-ウェブ横(T)

(フランジ材直交方向への加力)  
 ・フランジ横(T)-ウェブ縦(L)  
 ・フランジ横(T)-ウェブ横(T)

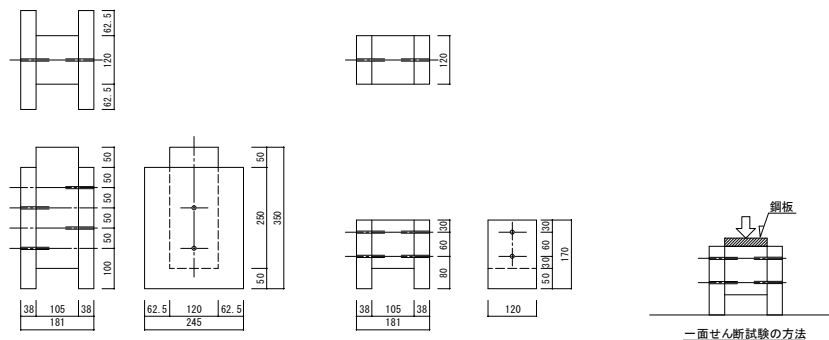


図 3.2-1 試験体図面及び加力方法

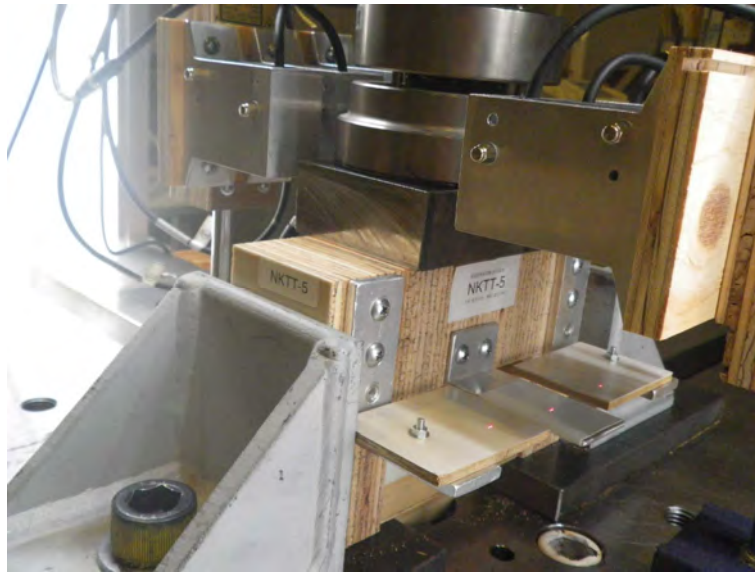


図 3.2-2 加力中の様子



(a) スクリューネイル釘



(b) ネダノット (ビス)

図 3.2-3 使用釘・ビス

## (2) 実験結果

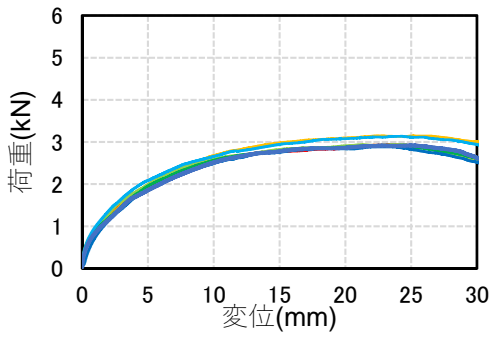
ビス一本当たりの実験結果を表 3.2-2 に、荷重—変位関係を図 3.2-4 に示す。

釘試験体、ビス試験体共に試験体の主材と側材がいずれも LVL の繊維平行方向に加力されるよう製作した一面せん断試験体では最大荷重や剛性などがわずかに低下した。しかし、その差は最大荷重は 1.03 倍程度、剛性は 1.08 倍程度であり、ばらつきの範囲内であると考えられる。

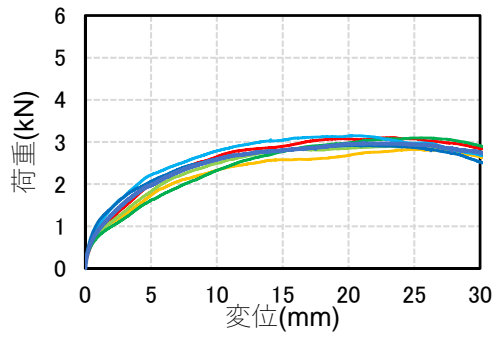
釘とビスを比較すると、全ての試験体においてビス試験体が釘試験体の値より初期剛性は、2.36 倍～2.90 倍程度、降伏耐力・最大耐力は 1.42～1.62 倍程度大きい値を示した。これは、ビスの軸径が釘よりも大きいためと考える。

表 3.2-2 一面せん断試験実験結果

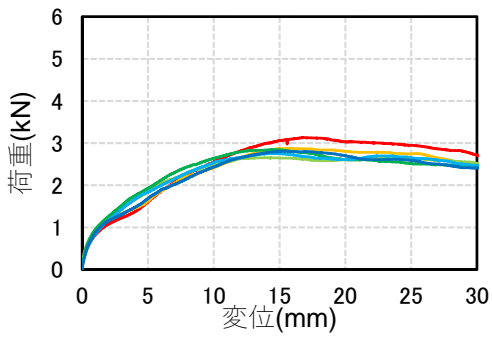
No.	試験体名	初期剛性平均	降伏耐力平均	最大耐力平均
		(kN/mm)	(kN)	(kN)
1	NOLL	0.49	1.61	2.98
2	NOLT	0.47	1.64	2.99
3	N0TL	0.48	1.39	2.84
4	N0TT	0.53	1.43	2.89
5	SOLL	1.42	2.36	4.45
6	SOLT	1.32	2.36	4.44
7	S0TL	1.25	2.08	4.43
8	S0TT	1.25	2.26	4.67



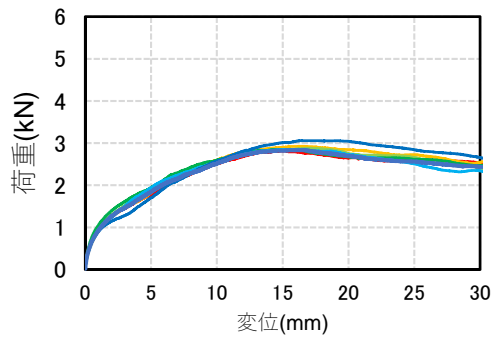
(a) 試験体 NOLL



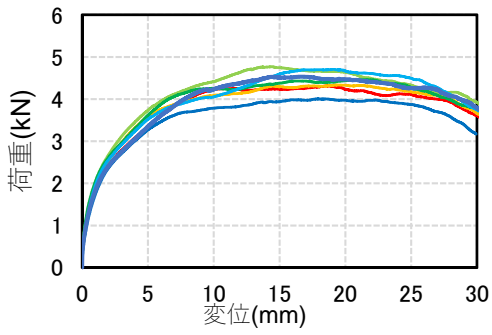
(b) 試験体 NOLT



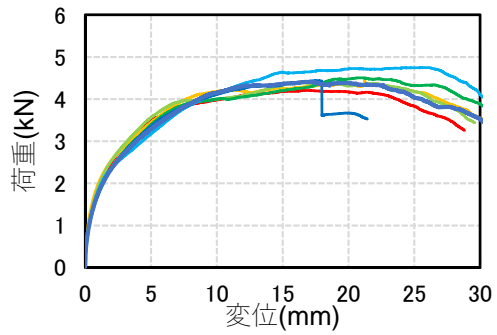
(c) 試験体 NOTL



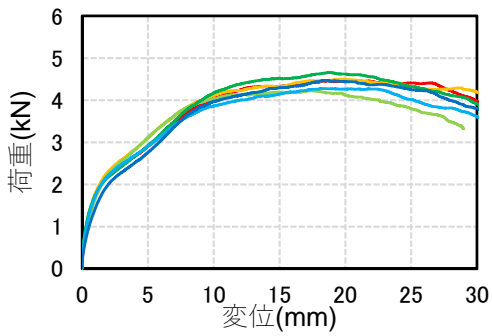
(d) 試験体 NOTT



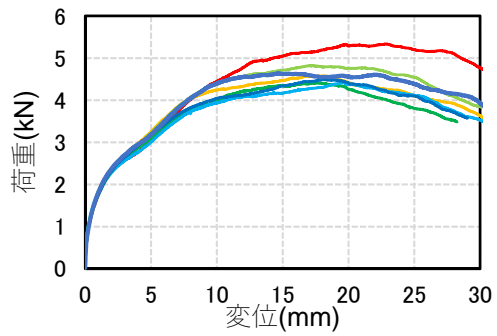
(e) 試験体 SOLL



(f) 試験体 SOLT



(g) 試験体 SOTL



(h) 試験体 SOTT

図 3.2-4 荷重—変位関係

### 3.3 三面せん断試験

ボックスビーム下フランジ継手のビス一本あたりの三面せん断耐力を把握するため三面せん断試験を行った。

#### (1) 実験方法

表 3.3-1 に試験体仕様を、図 3.3-1・図 3.3-3 及び図 3.3-4 に試験体寸法を示す。試験体は、幅 120mm×高さ 200mm×厚さ 50mm（中央材のみ 120mm）の全 7 材を短冊形状に並べ、中央材の芯に対し左右対称にせん断面を設けた。厚さを 50mm としたのは、フィンガー形状が 4.1 章より先端厚 40mm、根本厚 84.7mm より、中間の値として設定している。パラメータは LVL の材種及びビス径とした。試験体は、木質構造設計規準・同解説に記載のせん断を受けるボルトの配置)を参考に決定した端距離・ビス間隔・縁距離を設定した試験体（タイプ a）の他に、4 章継手長さ 350mm 仕様の端距離及びビス間隔の試験体（タイプ b）と、継手長さ 450mm 仕様の試験体（タイプ c）の 3 種類とする。また、ラジアータパイン試験体は、積層面へのビス打ちの影響を検討するため、単板面にビス打ちしたものと積層面にビス打ちしたものの 2 種類の試験体を設定している。

材種は国産カラマツ 120E-1 級（密度 524kg/m<sup>3</sup>、平均含水率 10.2%）またはラジアータパイン 110E-特級（密度 479kg/m<sup>3</sup>、平均含水率 10.1%）の直交層なし A 種構造用 LVL を用いた。ビスは、シネジック社パネリード II +（ビス A 全長 200mm、軸径 4.2mm、ねじ部長さ 30mm、3.1 章より My=21148.1Nmm）または、パネリード S（ビス S 全長 200mm、軸径 5.8mm、ねじ部長さ 90mm、My=44334Nmm）または、若井産業ホールディングス社 x ポイントビス（ビス B 全長 200mm、軸径 4.2mm、ねじ部長さ 60mm）を使用し、試験体数は計 53 体である。図 3.3-2 のように加力方法は単調圧縮加力とし、加力速度 2mm/min で最大荷重に達した後、最大荷重の 80%に荷重が低下するまで載荷を行った。

表 3.3-1 三面せん断試験試験体一覧

No.	試験体名	試験体タイプ	樹種	ビス打ち面	ビス種類	中央材厚さ	側材厚さ	試験体数 (体)	合計 (体)
						(mm)	(mm)		
1	a3K-S	a	カラマツ	単板面	S	120	50	6	53
2	a3K-A				A			6	
3	a3K-B				B			6	
4	a3R-S		ラジアータパイン		S			6	
5	a3R-A				A			6	
6	a3R-B				B			6	
7	a3RS-B				積層面			B	
8	b3K-A	b	カラマツ	単板面	A	3			
9	b3R-A				A	3			
10	b3RS-A		ラジアータ		積層面	A	3		
11	c3K-A	c	カラマツ	単板面	A	1			
12	c3RS-A		ラジアータ	積層面	A	1			

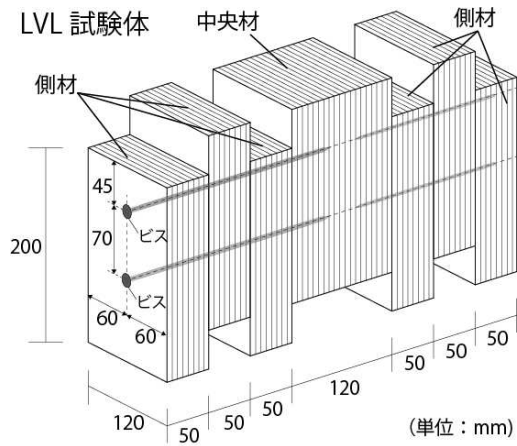


図 3.3-1 試験体寸法 (試験体 A)

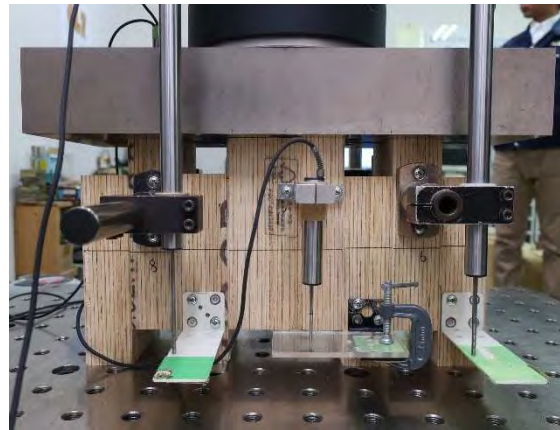
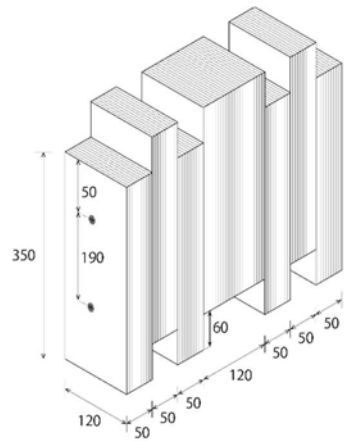
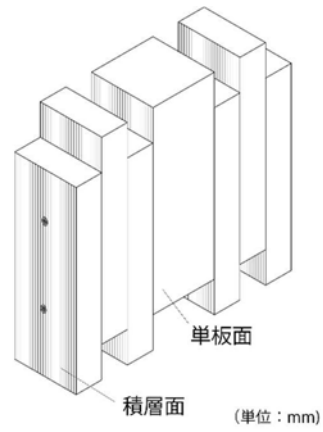


図 3.3-2 加力中の様子

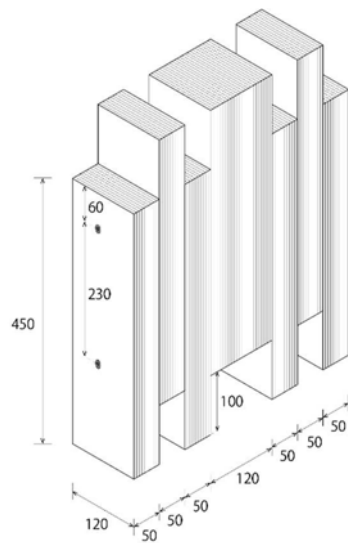


(a) 試験体タイプ B 単板面ビス打ち

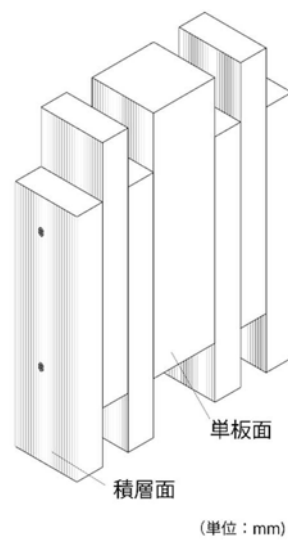


(b) 試験体タイプ B 積層面ビス打ち

図 3.3-3 試験体 B 仕様



(a) 試験体タイプ C 単板面ビス打ち



(b) 試験体タイプ C 積層面ビス打ち

図 3.3-4 試験体 C 仕様

## (2) 実験結果

実験結果を表 3.3-2 に、荷重—変位関係を図 3.3-5 に、最終破壊性状を図 3.3-6 に示す。剛性・降伏耐力は、木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載されている完全弾塑性モデルによる試験評価方法<sup>26)</sup>に準じた。

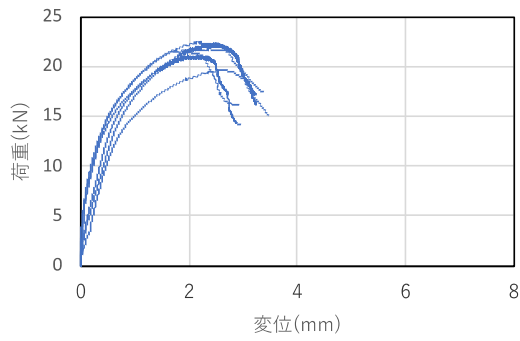
全ての試験体において 2mm 以下で降伏し、その後は緩やかな荷重の上昇がみられた。試験体 a タイプの材種が同じ試験体では、ビス径 4.2mm の試験体は最大荷重に達した後も荷重を維持して変形が進み、靱性のある挙動を示した。一方でビス径 5.8mm の試験体ではビス打ち面での木材の割裂により急激に荷重が低下し脆性的な破壊を生じた。

また、最終破壊性状より、ビス径の違いによるビスの破壊性状の違いが大きいことが確認された。ビス径が 4.2mm の試験体は、材ごとに全てヒンジが確認されたが、ビス径 5.8mm の試験体では、ビス一本が 4 つの材を貫くうち中心の二つと、ねじ部側の一つにはヒンジが確認されたが、ビス頭側にはヒンジが確認されなかった。これは、ビス径の違いによる降伏モードが変わったことが推察される。また、ビス間距離の違いによる破壊性状の違いは認められなかった。

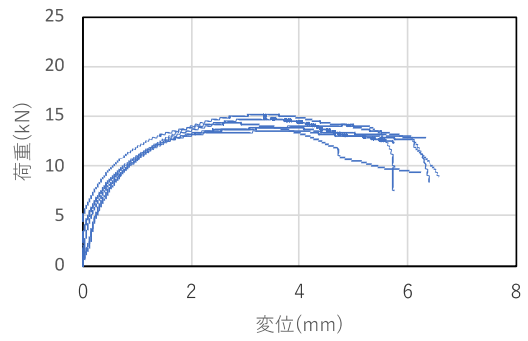


表 3.3-2 三面せん断試験実験結果

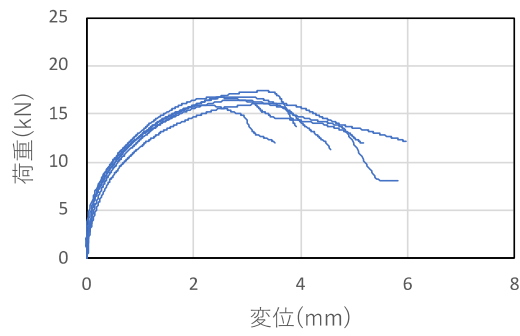
No.	試験体名	n	初期剛性	K平均	標準 偏差	降伏変位	降伏耐力	Py平均	標準 偏差	最大変位	最大耐力	Pmax平均	標準 偏差
			(kN/mm)	(kN/mm)		(mm)	(kN)	(kN)		(mm)	(kN)	(kN)	
1	a3K-S	1	4.99	7.72	2.42	2.18	10.57	12.10	1.01	10.75	19.70	21.45	0.98
		2	5.49			2.24	13.07			9.54	21.75		
		3	6.31			1.89	13.23			9.85	22.16		
		4	10.81			0.76	11.63			7.70	21.58		
		5	9.58			0.88	11.63			8.59	21.08		
		6	9.12			1.07	12.48			8.70	22.43		
2	a3K-A	1	3.83	5.03	1.86	1.69	7.61	7.53	0.22	10.99	14.33	14.30	0.58
		2	5.50			0.84	7.50			19.39	14.13		
		3	8.49			0.34	7.69			13.99	14.78		
		4	4.95			1.09	7.21			15.66	13.87		
		5	4.00			1.57	7.82			12.83	15.14		
		6	3.39			1.91	7.35			15.56	13.58		
3	a3K-B	1	3.57	3.85	0.46	0.53	8.94	8.76	0.36	3.33	16.45	16.59	0.52
		2	3.98			0.46	8.97			3.44	17.40		
		3	3.21			0.68	9.18			2.85	16.74		
		4	4.55			0.38	8.16			2.32	15.97		
		5	3.74			0.47	8.59			3.45	16.12		
		6	4.07			0.44	8.70			3.01	16.84		
4	a3R-S	1	10.51	8.29	1.65	0.61	10.58	11.45	0.43	7.30	20.03	20.68	0.51
		2	7.94			1.01	11.65			11.04	21.33		
		3	6.77			1.40	11.72			11.04	20.92		
		4	7.10			1.32	11.60			10.89	20.57		
		5	7.23			1.22	11.53			9.86	20.18		
		6	10.22			0.69	11.62			11.22	21.06		
5	a3R-A	1	4.07	3.57	0.43	1.33	7.51	7.44	0.23	19.57	14.40	13.77	0.52
		2	3.36			1.88	7.45			17.34	13.72		
		3	3.46			1.76	7.44			18.11	13.77		
		4	2.97			2.80	7.09			19.25	13.07		
		5	4.09			1.39	7.33			13.13	13.37		
		6	3.48			1.86	7.81			17.84	14.32		
6	a3R-B	1	2.80	3.83	1.39	0.81	9.82	9.35	0.34	4.65	18.41	18.23	0.71
		2	2.97			0.68	9.01			3.36	18.47		
		3	2.28			1.01	9.57			3.62	17.16		
		4	4.87			0.36	9.51			3.67	19.14		
		5	4.18			0.42	8.97			3.39	17.64		
		6	5.90			0.28	9.20			3.21	18.53		
7	a3RS-B	1	2.82	3.54	0.53	0.64	7.62	8.66	0.53	2.29	14.79	17.12	1.19
		2	3.30			0.61	8.90			2.97	17.43		
		3	4.12			0.47	8.74			2.34	17.91		
		4	3.47			0.57	8.90			3.05	17.29		
		5	4.20			0.45	9.11			3.93	18.05		
		6	3.33			0.60	8.69			2.45	17.27		
8	b3K-A	1	5.88	7.49	1.49	0.31	8.18	8.24	0.34	5.69	14.34	15.08	0.70
		2	7.78			0.18	8.60			5.91	15.74		
		3	8.81			0.14	7.93			2.58	15.15		
9	b3R-A	1	5.08	6.46	1.79	0.31	7.69	9.15	1.67	4.37	14.06	15.46	1.22
		2	5.82			0.31	8.79			3.69	16.20		
		3	8.48			0.12	10.97			3.67	16.12		
10	b3RS-A	1	5.90	7.41	1.36	0.24	8.01	7.81	0.41	2.81	15.51	14.92	1.06
		2	7.78			0.16	8.07			5.68	15.55		
		3	8.54			0.10	7.34			2.91	13.70		
11	c3K-A	1	6.58	-	-	0.21	7.99	-	-	3.17	14.99	-	-
12	c3RS-A	1	4.46	-	-	0.34	7.54	-	-	3.59	14.96	-	-



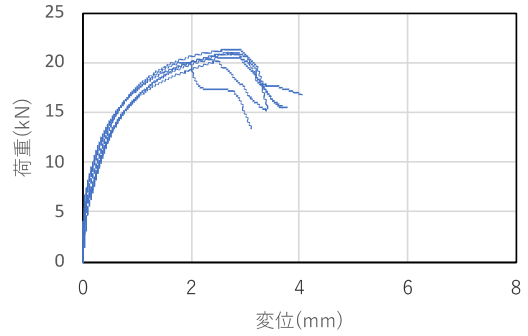
(a) 試験体 a3K-S



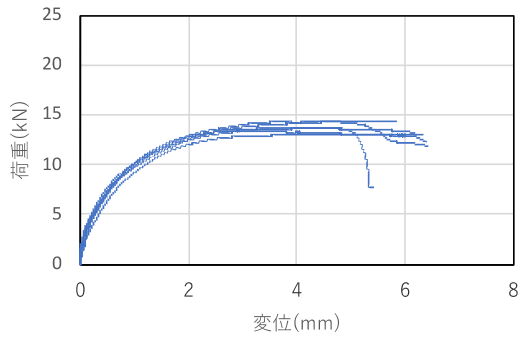
(b) 試験体 a3K-A



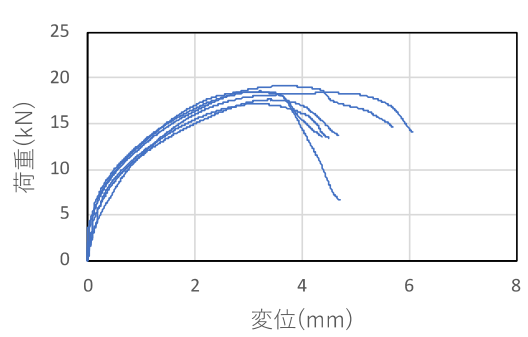
(c) 試験体 a3K-B



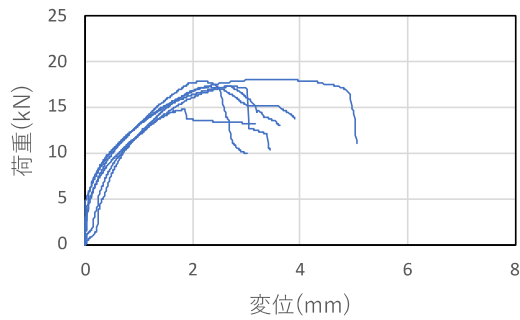
(d) 試験体 a3R-S



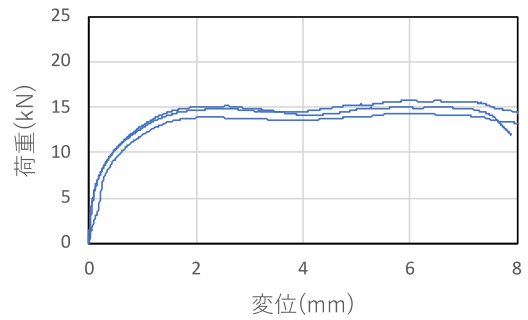
(e) 試験体 a3R-A



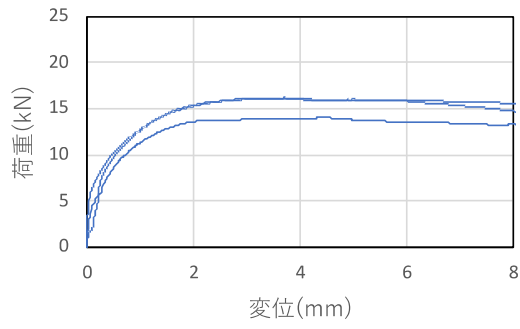
(f) 試験体 a3R-B



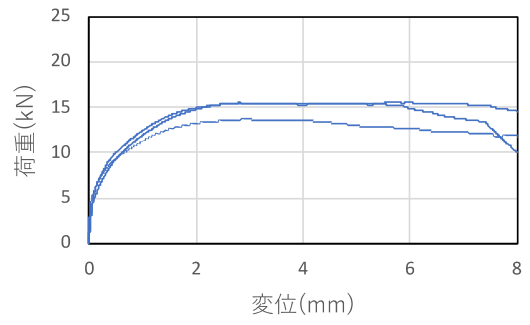
(g) 試験体 a3RS-B



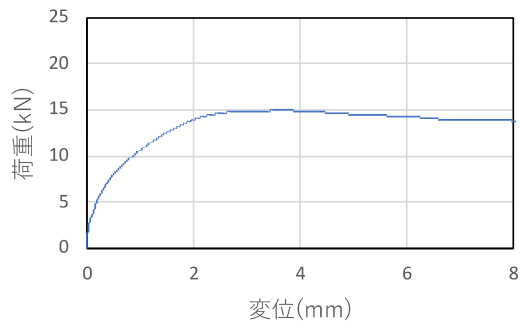
(h) 試験体 b3K-A



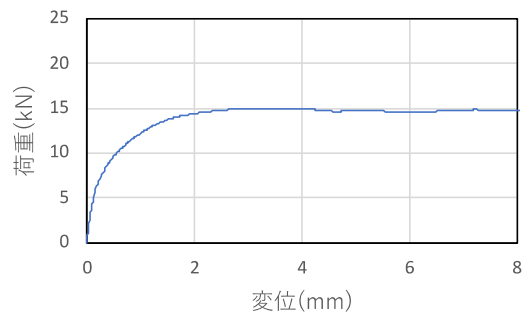
(i) 試験体 b3R-A



(j) 試験体 b3RS-A

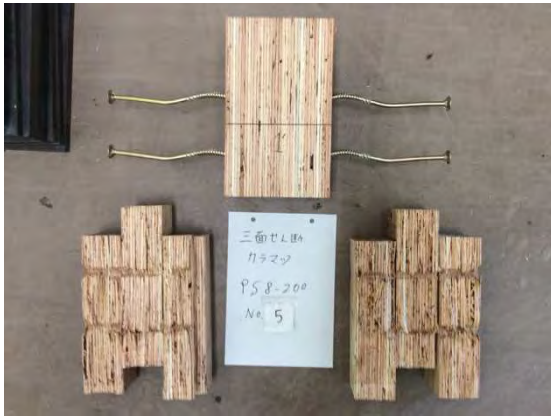


(k) 試験体 c3K-A



(l) 試験体 c3RS-A

図 3.3-5 三面せん断試験荷重—変位関係

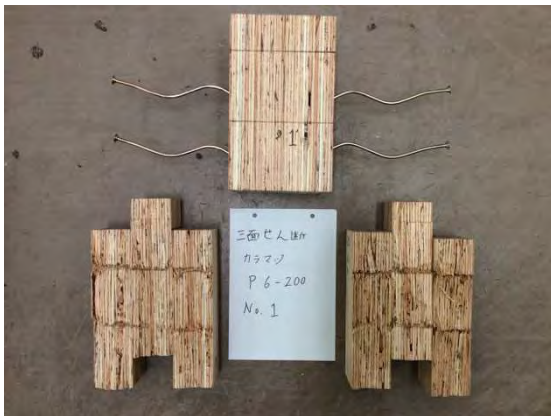


(a-1) 試験体破壊性状



(a-2) ビス打ち面試験体内部性状

(a) 試験体 a3K-S-1 破壊性状



(b-1) 試験体破壊性状



(b-2) ビス打ち面試験体内部性状

(b) 試験体 a3K-A-1 破壊性状



(c-1) 試験体破壊性状



(c-2) ビス打ち面試験体内部性状

(c) 試験体 a3R-A-1 試験体破壊性状



(d-1) a3K-S-1



(d-2) a3K-S-2



(d-3) a3K-S-3



(d-4) a3K-S-4

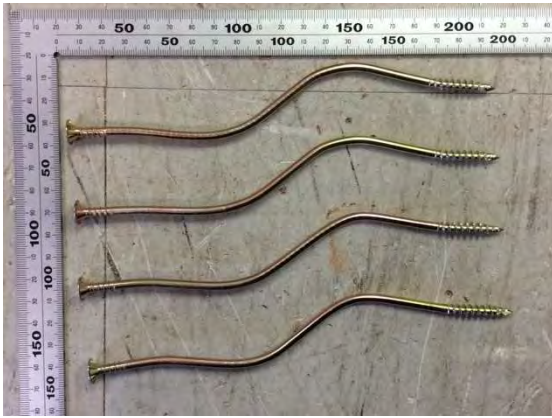


(d-5) a3K-S-5



(d-6) a3K-S-6

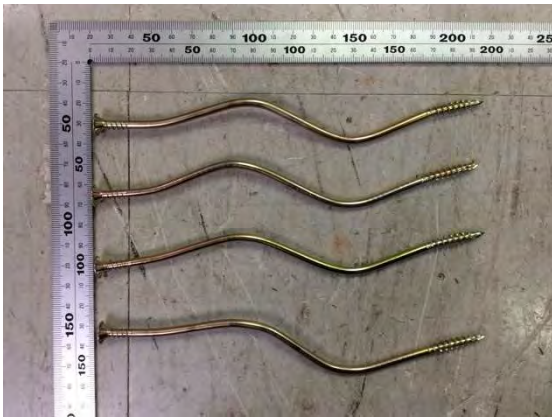
(d) 試験体 a3K-S ボス破壊性状



(e-1) a3K-A-1



(e-2) a3K-A-2



(e-3) a3K-A-3



(e-4) a3K-A-4



(e-5) a3K-A-5



(e-6) a3K-A-6

(e) 試験体 a3K-A ボス破壊性状



(f-1) a3R-A-1



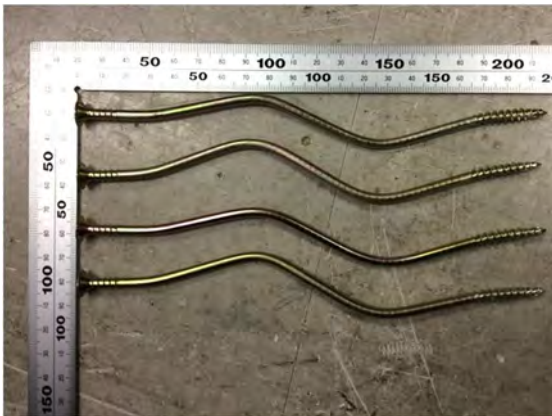
(f-2) a3R-A-2



(f-3) a3R-A-3



(f-4) a3R-A-4



(f-5) a3R-A-5

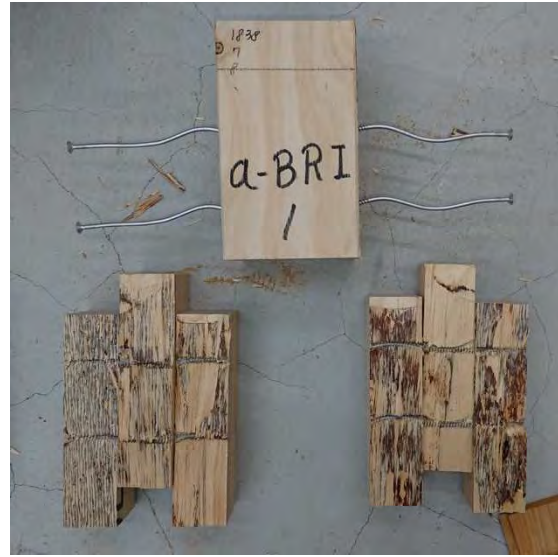


(f-6) a3R-A-6

(f) 試験体 a3R-A ビス破壊性状



(g) a3K-B-1 試験体破壊性状



(h) a3RS-B-6 試験体破壊性状

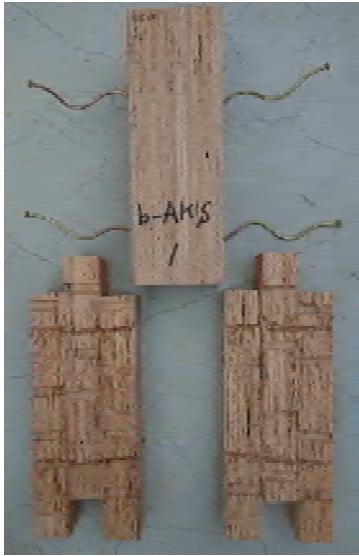


(i) a3R-B-6 試験体破壊性状



(j) b3R-A-1 試験体破壊性状





(k-1) 試験体破壊性状



(k-2) ビス破壊性状

(k) b3K-A-1 破壊性状



(l-1) 試験体破壊性状



(l-2) ビス破壊性状

(l) b3RS-A-1 破壊性状



(m-1) 試験体破壊性状

(m-2) ビス破壊性状

(m) c3RS-A-1 破壊性状



(n-1) 試験体破壊性状

(n-2) ビス破壊性状

(n) c3K-A-1 破壊性状

図 3.3-6 最終破壊性状

### (3) 考察

パラメータごとに考察を行った。

#### ①ビス径による影響

図 3.3-7 に、カラマツ試験体 a タイプの荷重—変位関係を示す。ビス径 5.8mm の試験体は、ビス径 4.2mm の試験体に比べ、初期剛性・降伏耐力・最大耐力共に 1.5～1.6 倍程度大きくなった。ビス径による剛性・耐力の影響が大きいことが確認された。また、ビス径 4.2mm の試験体は最大荷重に達した後も荷重を維持して変形が進み、靱性のある挙動を示した。一方でビス径 5.8mm の試験体ではビス打ち面での木材の割裂により急激に荷重が低下し脆性的な破壊を生じた。これは、図 3.3-8 のように、ビス頭の大きさがビス径 4.2mm の試験体は 11mm であるのに対しビス径 5.8mm の試験体は 17mm と大きいため割裂が生じやすいこと、また生じる降伏モードの違いにより、ビス径 4.2mm のビスはめり込んでいくだけであるのに対し、ビス径 5.8mm の試験体ビスは、回転しながらビス頭がめり込む破壊性状になっていると考えられ、ビス破壊性状の違いによるものと推察する。(降伏モードについては 5 章に詳細を述べる) ラジアータパイン試験体でも同様の傾向がみられた。

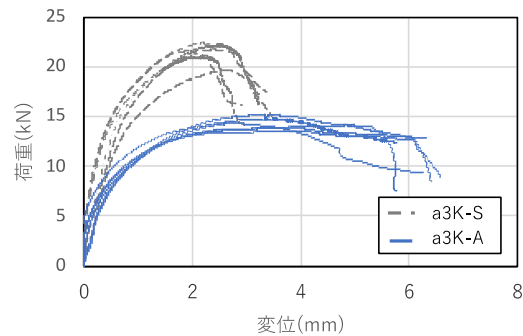


図 3.3-7 ビス径による影響



(a) 試験体 a3R-S-1

(b) 試験体 a3R-A-1

図 3.3-8 最終加力後のビス打ち面破壊性状

## ②樹種による影響

図 3.3-9 に、試験体 a タイプのカラマツ試験体とラジアータパイン試験体の荷重—変位関係の比較を示す。ビス径 4.2mm の試験体では初期剛性がカラマツ試験体が 1.41 倍程度高い値となったが、ビス径 5.8mm の試験体の初期剛性及び両ビス径の降伏耐力・最大耐力は 1.0 倍～1.1 倍程度とほぼ同様となった。

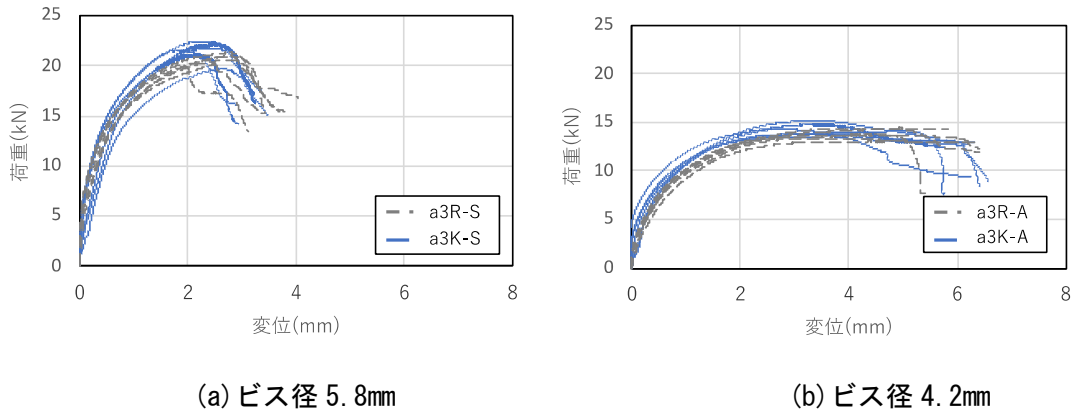


図 3.3-9 樹種による影響

## ③ビス打ち面による影響

図 3.3-10 に、ラジアータパイン試験体の単板面にビス打ちした試験体と積層面にビス打ちした試験体の荷重—変位関係の比較を示す。初期剛性・降伏耐力にはビス打ち面による影響はほぼなく同様の結果となった。一方で最大耐力は積層面にビス打ちしたものが小さい値を示した。これは、図 3.3-11 のように積層面にビス打ちしたことにより、積層部または積層部付近で割裂が生じやすくなり、また割裂が生じると割裂線が広がりやすいことが原因と考える。

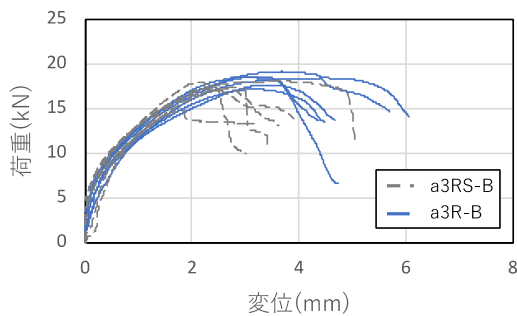
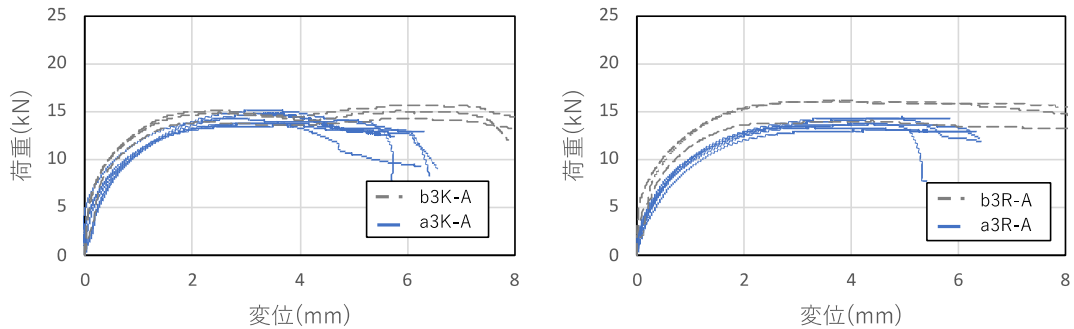


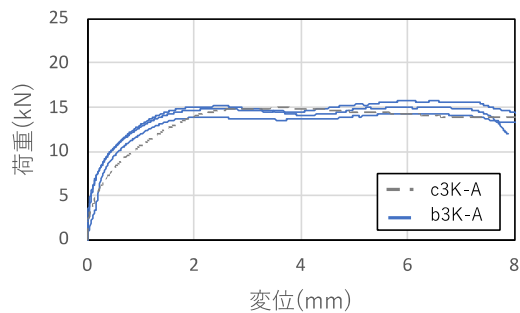
図 3.3-10 ビス打ち面の違いによる影響 図 3.3-11 最終加力後のビス打ち面での割裂

#### ④ビス間距離による影響

図 3.3-12 に、試験体タイプごとの荷重—変位関係の比較を示す。ラジアータパイン試験体ではビス間距離の影響による荷重—変位関係の差異は認められなかったが、カラマツ試験体では、試験体タイプ a は、ビスに割裂が生じると割裂線同士がつながりそのまま荷重が低下したのに対し、試験体タイプ b と c はビスに割裂線が生じてもつながらず荷重はわずかに低下した後にもたまた最大耐力前後を維持し続け、脆性的な破壊を生じなかった。よって本継手形状でもビス間距離の影響による荷重の低下は生じにくいと考える。また、カラマツ試験体では差異が認められなかったためカラマツ試験体に比べラジアータパイン試験体は割裂が生じにくいことが確認出来た。



(a) カラマツ試験体タイプ a と b の比較 (b) ラジアータパイン試験体タイプ a と b の比較



(c) ラジアータパイン試験体タイプ b と c の比較

図 3.3-12 試験体タイプによるビス間距離の影響

### ⑤ビス種類による影響

図 3.3-13 にビス種類による荷重—変位関係の比較を示す。初期剛性はラジアータパイン試験体のみビス B が高く、カラマツ試験体はほぼ同様の結果となったが、降伏耐力・最大耐力はカラマツ試験体は 1.2 倍程度、ラジアータパイン試験体は 1.3 倍程度大きくなった。これは、ねじ部長さの違いによるロープ効果の影響と考える。一般的にねじ部長さが長くなるほど、降伏後のねじの引き抜き力が大きくなることから二次剛性が大きくなるとされている。3.1 章及び図 3.3-13 より、ビス A とビス B はねじ部以外の寸法及び軸部の剛性・曲げ降伏モーメントの値がほぼ等しかったため、ロープ効果による二次剛性の影響で降伏耐力・最大耐力が大きくなったと考える。

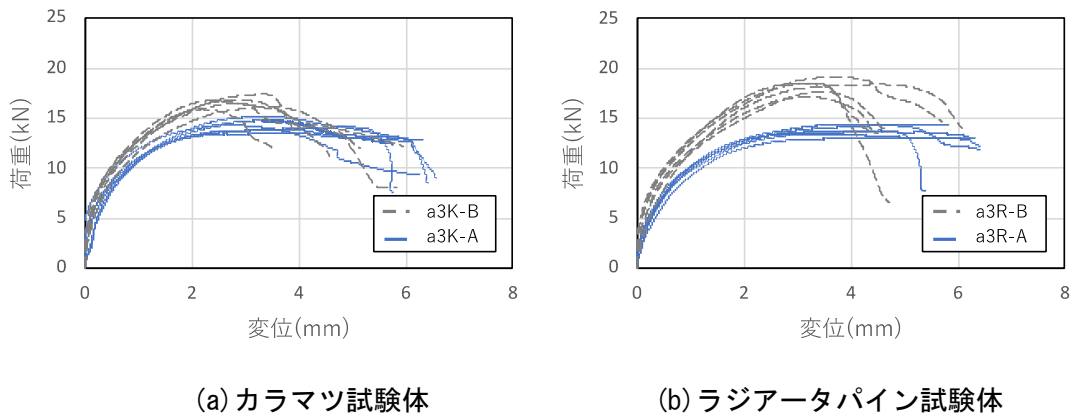


図 3.3-12 ビス種類による影響



図 3.3-13 ビス A とビス B

### 3.4 接着併用一面せん断試験

2章より、本ボックスビームはウェブフランジ接合に、初期剛性の上昇を期待して釘・ビスの他に接着も併用することを想定する。接着した場合の試験体の初期剛性及び破壊性状を把握するため、要素試験を行った。

#### (1) 実験方法

試験体一覧を表 3.4-1 に、試験体の製作手順と試験体仕様を図 3.4-1 に示す。ボックスビームの施工方法に倣い、実際のウェブフランジ接合を想定した試験体を製作し、接着剤が効果したのち釘・ビス接合部を切り出して一面せん断試験を行った。

接着接合の性能は接着面積に比例するが、実際の合わせ梁製作で接着剤が接合部全面に塗布されたかどうか確認することは難しい。また、接着接合では接合部材をできるだけ密着させることが必要であり、本合わせ梁ではビスや釘を用いて密着させるが、ビスや釘の引き寄せ力による圧縮圧はビスや釘近傍部で最も大きく、接合部全面に均一には加えられないと考えられる。接着ビス接合を安全側評価するため、本研究では釘やビスの接合部のみに接着剤が塗布されるよう、図 3.4-2 のように、φ50 穴をあけた 0.08mm 厚さのテフロンテープをフランジ材に貼付し、接合部のみが接着接合されるようにした。

図 3.4-3 のようにフランジに接着剤を塗布後、ウェブ材を載せてビス留めまたは釘打ちによりボックスビーム試験体を製作した。7 日以上放置した後、ボックスビーム試験体を 120mm 長さで切断して一面せん断試験体に供した。

樹種・ビス・釘・接着剤については表 3.4-2 に示すような、本ボックスビームの仕様と同様のものとする。パラメータを LVL 繊維方向・接合具種類とし、8 仕様計 77 体とした。

加力方法は、万能試験機を用いた単調圧縮加力とし、最大荷重の 0.8 倍の荷重に達する、または変位が 30mm に達するまで載荷を行った。

表 3.4-1 接着併用一面せん断試験試験体一覧

No.	試験体名	接合具	加力方向に対する繊維方向		試験体数 (体)	合計 (体)
			主材	側材		
1	NKLL	釘	平行(L)	平行(L)	8	77
2	NKLT		平行(L)	直交(T)	8	
3	NKTL		直交(T)	平行(L)	8	
4	NKTT		直交(T)	直交(T)	7	
5	SKLL	ビス	平行(L)	平行(L)	11	
6	SKLT		平行(L)	直交(T)	12	
7	SKTL		直交(T)	平行(L)	11	
8	SKTT		直交(T)	直交(T)	12	

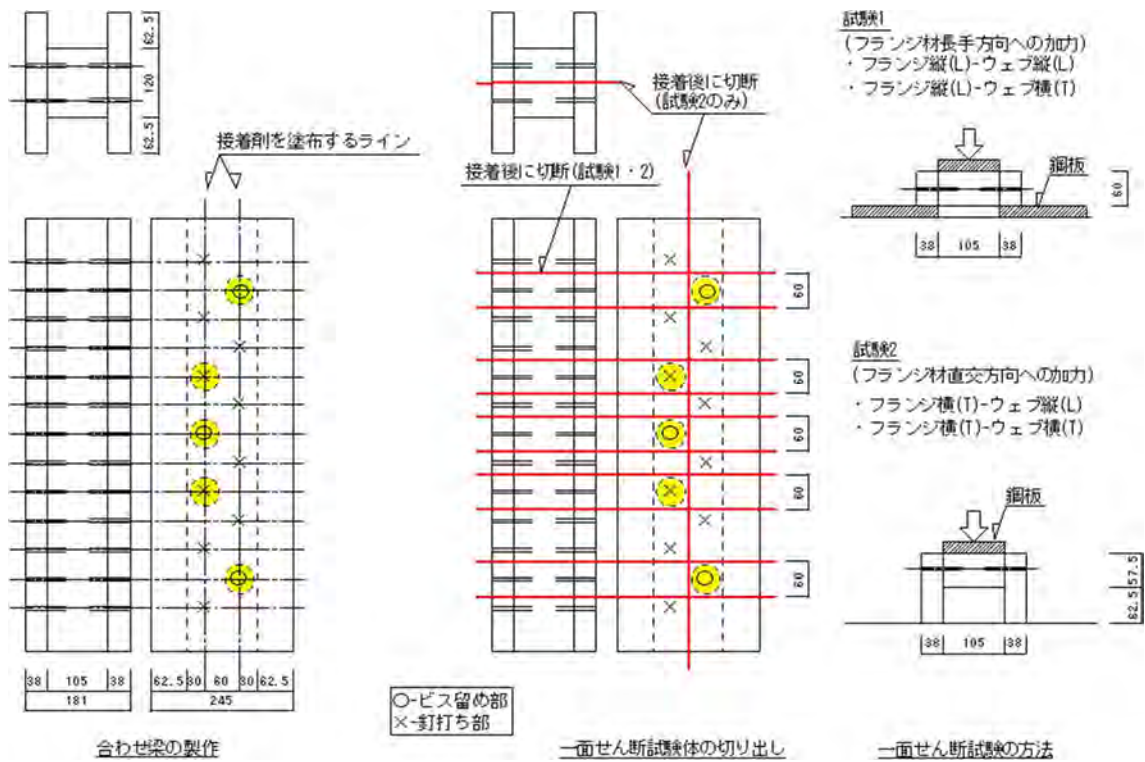


図 3.4-1 試験体の製作手順と試験方法

表 3.4-2 試験体の製作に使用した材料の詳細な仕様

LVL	側材/ウェブ	カラマツ LVL (B種 90E、12ply、単板構成: - ⊥ - - - - - ⊥ -)
	主材/フランジ	105mm カラマツ LVL (A種 120E、31ply、直交層なし)
	ビス	ネダノット ND5-70 (シネジック製) 全長 70mm、ねじ部長さ 32.0mm、外径 5.5mm、頭部径 10.5mm
	釘	(W)ワイヤースクリュー釘ノミ先 WNS3175 (若井産業製) 全長 75mm、外径 3.1mm、頭部径 7.0mm
	接着剤	パネルボンド KU (一液型ポリウレタン系) (コニシ製)
	テフロンテープ	チューコーフローテープ ASF-110FR (厚さ 0.08mm) (中興化成工業製)



図 3.4-2 テフロンテープの貼付



図 3.4-3 接着剤塗布の様子



## (2) 実験結果

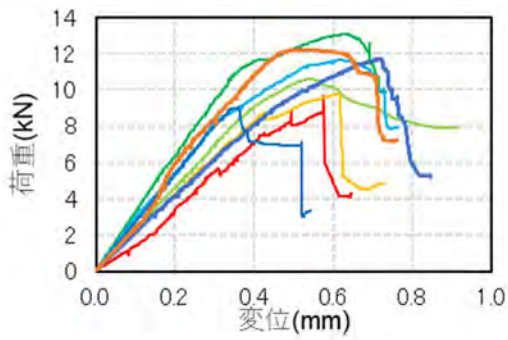
実験結果を表 3.4-3 に、荷重—変位関係を図 3.4-4 に、最終破壊性状を図 3.4-5 に示す。比較のため、3.2 章に行った一面せん断試験の値も表に再度載せた。ただし、表 3.4-3 の 95%下限値は、信頼水準 75%の 95%下側許容下限値を、50%下限値は、信頼水準 75%の 50%下側許容下限値を示す。

接着剤を用いた試験体(NK\*\*, SK\*\*)では、接着剤を使用しない試験体より最大荷重や剛性は大きく増加した。試験体の主材と側材がいずれも LVL の単板平行方向に加力されるよう製作した一面せん断試験体(NKLL, SKLL)では、主材または側材が LVL の単板直交方向に加力されるよう製作した一面せん断試験体(NKLT, NKTL, NKTT, SKLT, SKTL, SKTT)より最大荷重は大きくなった。木破率については主材と側材が LVL の単板直交方向に加力されるよう製作した一面せん断試験体(SKTT, NKTT)で最も木破率が大きかったが、試験体の主材と側材が LVL の単板平行方向に加力されるよう製作した一面せん断試験体(SKLL, NKLL)でも木破率は 80%以上であった。

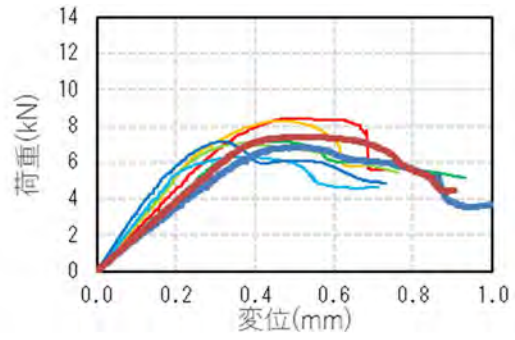
接着面をビスで圧縮した部分から切り出した試験体(SKLL, SKLT, SKTL, SKTT)と、接着面を釘で圧縮した部分から切り出した試験体(NKLL, NKLT, NKTL, NKTT)を比較すると、接着面をビスで圧縮した部分から切り出した試験体の最大荷重はわずかに大きく、剛性はわずかに小さくなったが、その差はほとんどなかった。接着剤を併用した試験体では最大荷重や剛性などのばらつきが大きく、平均値に対して 95%下限値では大きな低減が生じた。

表 3.4-3 実験結果

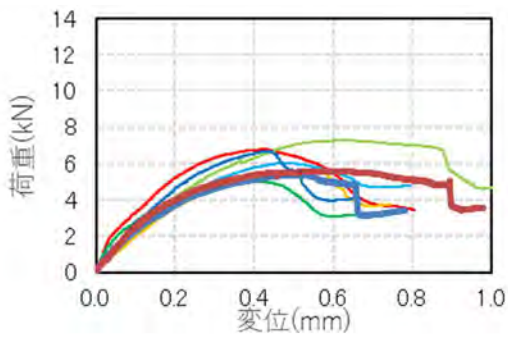
No.	試験体名	接着	初期剛性K(kN/mm)			降伏耐力Py(kN)			最大耐力(kN)			木破率 (%)
			平均値	95%下限値	50%下限値	平均値	95%下限値	50%下限値	平均値	95%下限値	50%下限値	
1	NOLL	無	0.49	0.40	0.48	1.61	1.41	1.59	2.98	2.73	2.95	—
2	NOLT		0.47	0.20	0.43	1.64	1.47	1.62	2.99	2.71	2.96	—
3	NOTL		0.48	0.23	0.45	1.39	1.07	1.35	2.84	2.47	2.80	—
4	NOTT		0.53	0.32	0.51	1.43	1.29	1.42	2.89	2.70	2.87	—
5	SOLL		1.42	0.96	1.36	2.36	1.83	2.30	4.45	3.87	4.38	—
6	SOLT		1.32	0.76	1.25	2.36	1.94	2.31	4.44	4.07	4.39	—
7	SOTL		1.25	0.82	1.20	2.08	1.97	2.07	4.43	4.06	4.39	—
8	SOTT		1.25	0.94	1.21	2.26	2.02	2.23	4.67	3.93	4.58	—
9	NKLL	有	24.18	14.30	23.04	8.26	6.34	8.04	10.83	7.36	10.43	84
10	NKLT		23.57	13.13	22.37	5.06	2.81	4.80	7.31	5.74	7.13	61
11	NKTL		24.20	14.09	23.03	3.24	2.10	3.11	6.01	4.27	5.81	80
12	NKTT		20.66	14.43	19.91	3.42	2.52	3.31	6.03	4.85	5.89	99
13	SKLL		23.43	17.78	22.86	8.20	5.56	7.93	11.55	8.88	11.28	82
14	SKLT		22.16	13.06	21.26	5.23	2.63	4.98	7.75	4.93	7.48	83
15	SKTL		23.61	14.86	22.72	3.46	2.33	3.35	6.50	4.51	6.29	87
16	SKTT		21.22	12.50	20.37	3.18	2.19	3.09	5.76	4.56	5.64	96



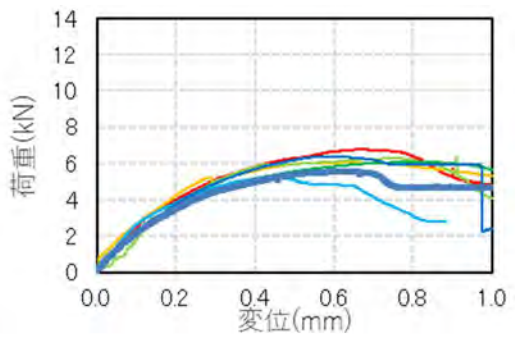
(a) 試験体 NKLL



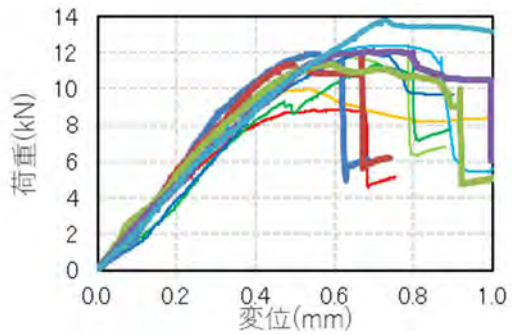
(b) 試験体 NKLT



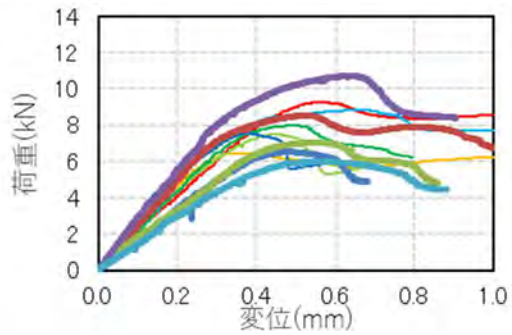
(c) 試験体 NKLL



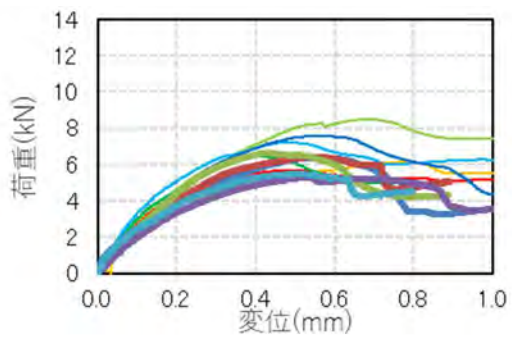
(d) 試験体 NKLT



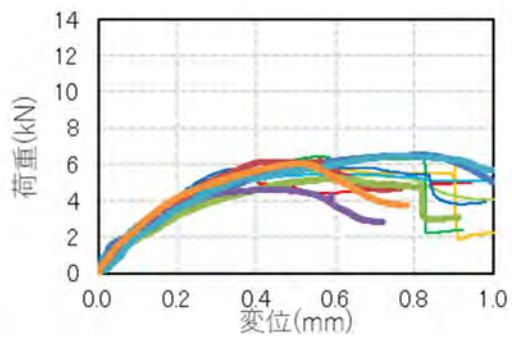
(e) 試験体 NKLL



(f) 試験体 NKLT



(g) 試験体 NKLL



(h) 試験体 NKLT

図 3. 4-4 荷重—変位関係  
48



(a) SKLL



(b) SKLT



(c) SKTL



(d) SKTT



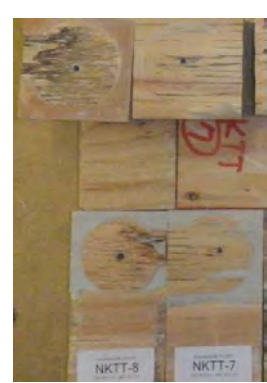
(e) NKLL



(f) NKLL



(g) NKTL



(h) NKLT

図 3. 4-5 試験体最終破壊性状

### 3.5 接着接合部の性能評価試験

一般に接着剤の接合性能は接着層の厚さが薄いほど木破率は大きく、強度も増加するとされる。しかし接着剤を塗布した木質構造接合部では接着剤の塗布状態の確認が難しく、これが現場接着の品質管理上の課題として指摘されてきた。よって、ビス留めや釘打ちにより接着剤を圧縮するボックスビームの設計にあたって、接着層の厚さ分布を直接測定する方法を考案し、適切な施工方法に関する検討を行った。

#### (1) 実験方法

製作したボックスビーム試験体の形状を図 3.5-1 に、試験体一覧を表 3.5-2 に、使用した部材を表 3.5-3 に示す。硬化した接着層をはく離するため、フランジ材とウェブ材表面にはフッ素樹脂シートを貼り付けた。カートリッジ式現場施工型接着剤の塗布量を一定に保つことは難しく、今回は塗布量 500~700g/m<sup>2</sup> を目標として 5mm 径のノズル穴から接着剤をビード状に押し出し、フッ素樹脂シートを貼り付けたフランジ上に 2 列に塗布した。その上からフッ素樹脂シートを貼り付けたウェブ材を載せてビス留めあるいは釘打ちして接合面を圧縮して合わせ梁を製作した。

本接着剤は湿気硬化型で、標準的な硬化条件は 23°C50% で 7 日間養生であるが、予備試験を行ったところ 35°C60% で 30 日間養生しても表面はべたついた。これは、湿気を通さないフッ素樹脂シートで接着層が覆われているのが原因と考えられる。硬化時間を短縮するため、本研究では 70°C70% で 48 時間養生して接着層を完全に硬化させた。製作した合わせ梁からビス、釘を取り除いて再びフランジ材とウェブ材とを分離した後、2 枚のフッ素樹脂シート間に形成された接着層をはがし、フランジ材の長手方向に 12.5mm 間隔、幅方向に 10mm 間隔で設定した格子点の厚さを定圧厚さ測定器(テクロック製 PF-02J)により測定して厚さ分布を求めた。図 3.5-2 に試験状況を示す。

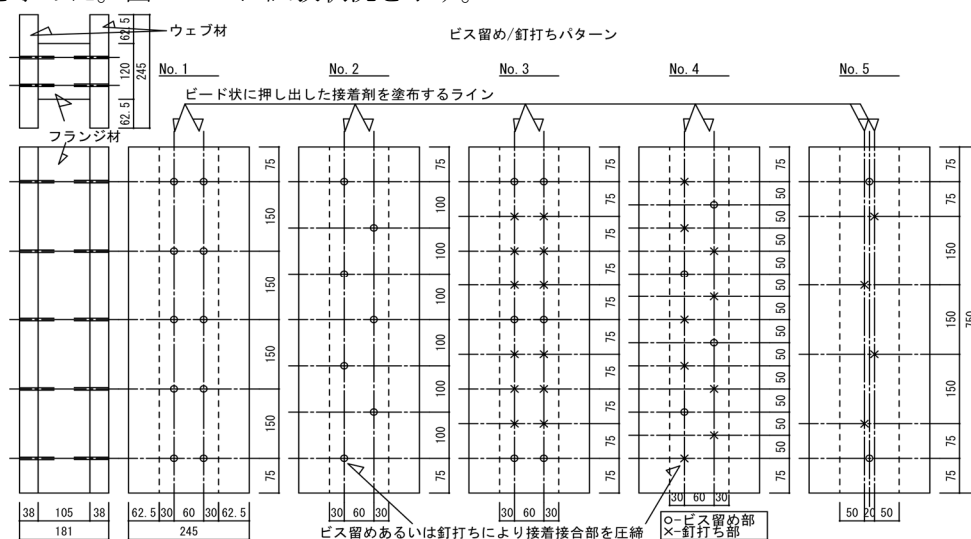


図 3.5-1 製作したボックスビーム

表 3.5-1 試験体一覧

試験体 No.	接合方法	表層単板の木目方向	ビス留め/釘打ちパターン	接着剤塗布量	
				接着面(片面)あたり(g)	単位面積あたり(g/m <sup>2</sup> )
1	接着剤・ビス 10 本	木目直交方向	1	54.43	604.78
2	接着剤・ビス 7 本	木目平行方向	2	54.20	602.22
3		木目平行方向	2	49.38	548.67
4		木目平行方向	2	56.16	624.00
5		木目直交方向	2	52.22	580.22
6		木目直交方向	2	57.29	636.56
7		木目直交方向	2	49.97	555.22
8		接着剤・ビス 7 本	木目直交方向	2	45.07
9	接着剤を均一に塗り広げて塗布	木目直交方向	2	30.15	335.00
10	接着剤・ビス 6 本・釘 12 本	木目直交方向	3	49.65	551.67
11	接着剤・ビス 4 本・釘 9 本	木目平行方向	4	55.21	613.44
12		木目平行方向	4	51.95	577.22
13		木目平行方向	4	62.29	692.11
14		木目直交方向	4	52.25	580.56
15		木目直交方向	4	51.20	568.89
16		木目直交方向	4	59.84	664.89
17		接着剤・ビス 4 本・釘 9 本	木目直交方向	4	44.72
18	接着剤を均一に塗り広げて塗布	木目直交方向	4	30.00	333.33
19	接着剤・ビス 2 本・釘 4 本	木目直交方向	5	56.66	629.56
20	接着剤(UR70)・ビス 4 本・釘 9 本	木目直交方向	4	49.23	547.00
21	接着剤(UR70)・ビス 7 本	木目直交方向	2	48.86	542.89
22	接着剤・ビス(根太なし工法ビス)7 本	木目直交方向	2	49.95	555.00
23	接着剤・ビス 4 本・釘 9 本 テフロンテープ貼付	木目直交方向	4	30.80	342.22
24	接着剤・ビス 4 本・釘 9 本 テフロンテープ貼付	木目平行方向	4	35.00	388.89

表 3.5-2 試験体に用いた部材 (3.4 章から追加・変更点のみ記載)

ビス	根太なし工法ビス(若井産業製)(一部の試験体で使用)
接着剤	ネダボンド UR-70 (オーシカ製)(一部の試験体で使用)
フッ素樹脂シート	チューコーフロースカイブドテープ MSF-100(厚さ 0.05mm)(中興化成工業製)



图 3.5-2 試驗狀況

## (2) 実験結果

接着層の厚さ分布の測定結果を図 3.5-3 図 3.5-4、表 3 に示す。ビス本数が多い試験体で接着層は薄く、厚さのばらつきも小さいのに対し、ビス本数を減らして釘打ちを増やすと接着層は厚くなり、厚さのばらつきも増加した。特にビス本数を極端に減らした No. 19 は接着剤が接合部全体に広がらず、このような施工では圧縮圧は不足して塗布不良が発生することが明らかとなった。

ウェブ材の表層単板をフランジ材と同じ平行方向(合わせ梁の長手方向)に接着した場合 (No. 2, 3, 4, 11, 12, 13) と、フランジ材と直交方向(合わせ梁の長手に対して直交方向)に接着した場合 (No. 5, 6, 7, 14, 15, 16) を比較すると、平行方向に接合した試験体では単板幅方向で接着厚さに差が生じた。これは幅広のウェブ材の中央付近を圧縮すると、直交単板の少ない LVL は幅方向に反る(片方に傾く)と考えられる。

接着剤の塗布量に対する接着層の平均厚さの関係を図 3.5-3 に示す。接着剤をビード状に 2 列に押し出すのではなく、接着剤を均一に塗り広げて製作した試験体 (No. 8, 9, 17, 18) は、ビスのみで施工した場合 (No. 8, 9)、釘を併用した場合 (No. 17, 18) いずれも少ない塗布量で薄い接着層が形成され、厚さのばらつきも小さかった。薄く均一に塗り広げる施工方法は接着剤の使用量の削減も期待できるが、本研究はフッ素樹脂シート上に塗布した結果であり、実際の本質材料に対する適切な塗布量は表面からの接着剤の吸い込みや節などの凹凸も考慮する必要があると考えられる。

ビス留めや釘打ちによる圧縮圧はビス留め周辺部や釘打ち周辺部で大きいと考えられる。そこでビス留め部または釘打ち部から半径 25mm (図 3.5-3 に示した円内各 17 測定点) の厚さを平均して比較したところ、塗布量 600g/m<sup>2</sup> では釘打ち周辺部の方がビス留め周辺部より約 0.26mm 厚く、ビス留めと比較して釘打ちによる接着剤の圧縮効果は小さいことが定量的に確認できた。

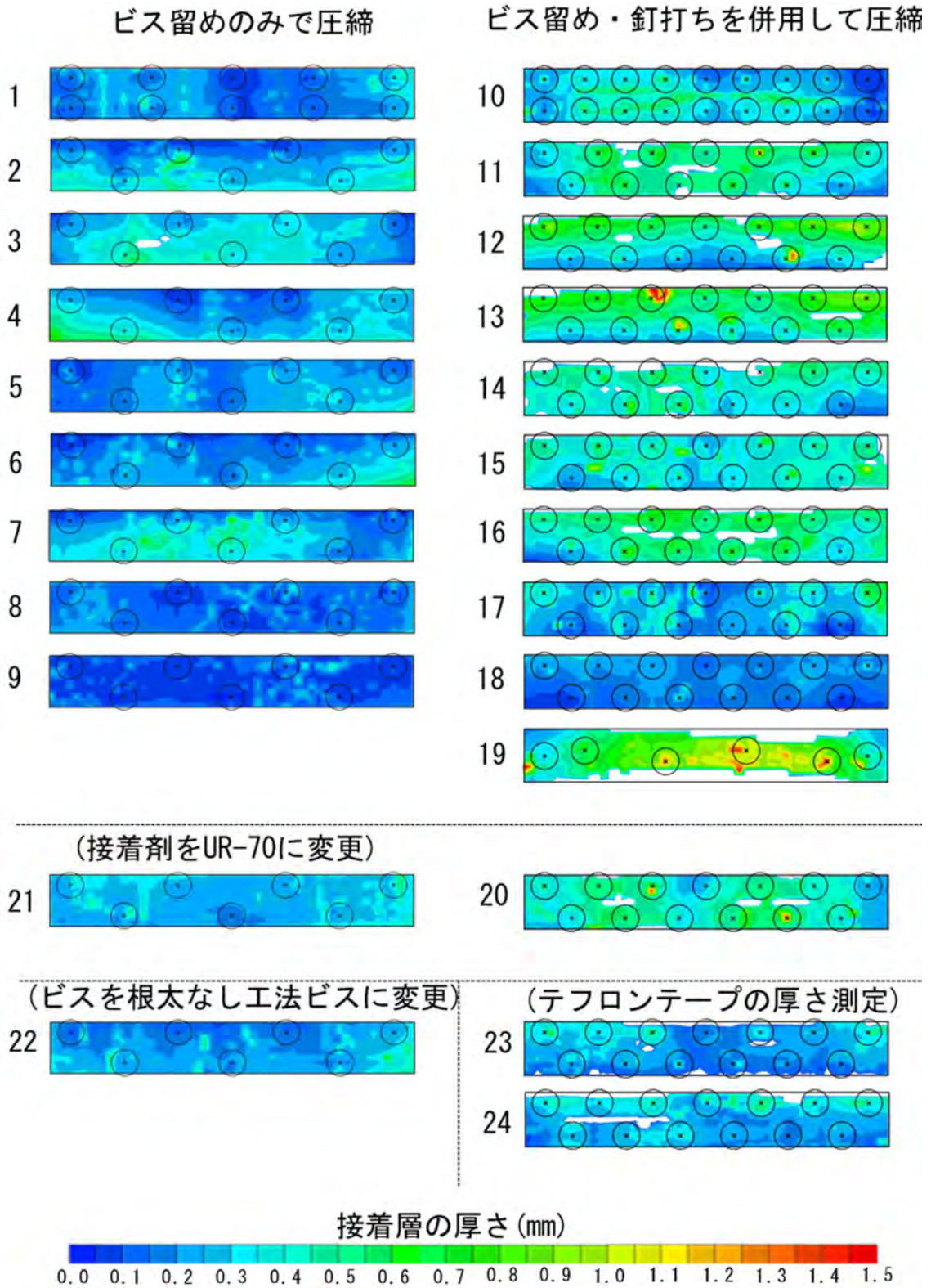
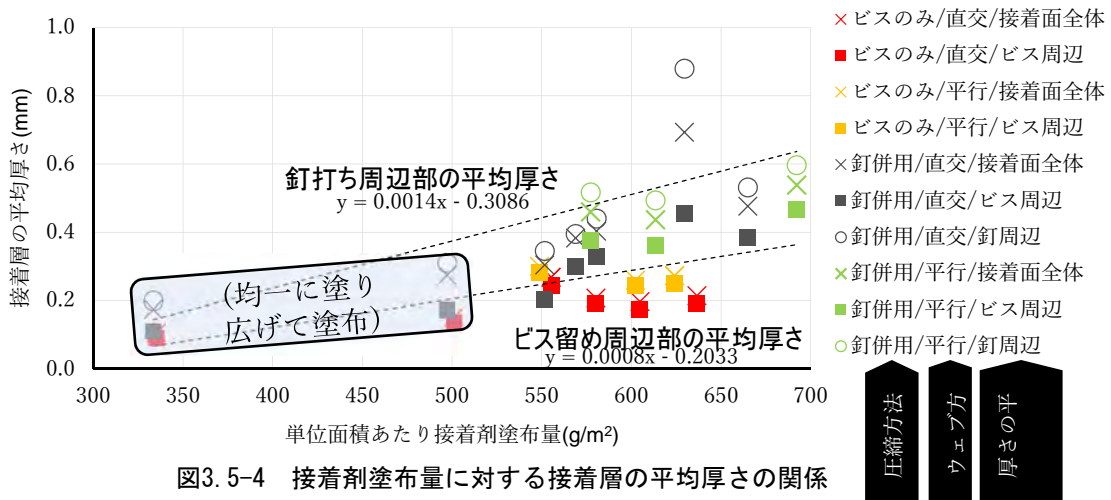


図 3.5-3 接着層の厚さ分布



表 3.5-3 接着層の厚さ測定結果

試験体 No.	ビス留め/釘打ちパターン	木目方向	単位面積あたり接着剤塗布量 (g/m <sup>2</sup> )	データ取得率	全体厚さ			ビス周辺部厚さ			釘周辺部厚さ		
					平均	最大値	最小値	平均	最大値	最小値	平均	最大値	最小値
1	1	木目直交方向	604.78	1.00	0.197	0.531	0.046	0.172	0.492	0.046			
2	2	木目平行方向	602.22	1.00	0.259	0.674	0.043	0.243	0.674	0.048			
3	2	木目平行方向	548.67	1.00	0.297	0.572	0.000	0.283	0.572	0.078			
4	2	木目平行方向	624.00	1.00	0.272	0.777	0.050	0.250	0.562	0.050			
5	2	木目直交方向	580.22	1.00	0.207	0.546	0.054	0.190	0.398	0.054			
6	2	木目直交方向	636.56	1.00	0.214	0.745	0.039	0.191	0.429	0.041			
7	2	木目直交方向	555.22	1.00	0.268	0.839	0.047	0.244	0.541	0.049			
8	2	木目直交方向	500.78	1.00	0.154	0.403	0.042	0.138	0.389	0.046			
9	2	木目直交方向	335.00	1.00	0.108	0.473	0.031	0.093	0.342	0.031			
10	3	木目直交方向	551.67	1.00	0.304	0.849	0.052	0.202	0.515	0.052	0.345	0.65	0.159
11	4	木目平行方向	613.44	0.89	0.437	1.236	0.099	0.362	0.546	0.169	0.494	1.236	0.237
12	4	木目平行方向	577.22	0.88	0.459	1.368	0.080	0.376	0.651	0.193	0.517	1.368	0.08
13	4	木目平行方向	692.11	0.89	0.539	2.386	0.178	0.467	0.710	0.200	0.597	2.386	0.197
14	4	木目直交方向	580.56	0.88	0.403	0.885	0.096	0.330	0.577	0.129	0.440	0.885	0.213
15	4	木目直交方向	568.89	0.95	0.383	1.254	0.172	0.300	0.448	0.172	0.395	0.806	0.235
16	4	木目直交方向	664.89	0.89	0.476	0.850	0.069	0.384	0.651	0.148	0.532	0.85	0.325
17	4	木目直交方向	496.89	1.00	0.275	0.834	0.030	0.174	0.834	0.055	0.310	0.727	0.133
18	4	木目直交方向	333.33	1.00	0.177	0.402	0.039	0.112	0.185	0.039	0.201	0.402	0.127
19	5	木目直交方向	629.56	0.71	0.693	1.902	0.144	0.456	1.253	0.279	0.880	1.464	0.445
20	4	木目直交方向	547.00	0.95	0.427	1.914	0.000	0.360	0.524	0.221	0.468	1.914	0.215
21	2	木目直交方向	542.89	1.00	0.271	0.566	0.148	0.268	0.566	0.148			
22	2	木目直交方向	555.00	1.00	0.229	0.710	0.084	0.204	0.457	0.097			
23	4	木目直交方向	342.22	0.93	0.230	0.708	0.019	0.209	0.408	0.089	0.349	0.619	0.201
24	4	木目平行方向	388.89	0.90	0.272	0.586	0.066	0.286	0.523	0.169	0.398	0.586	0.281



## 第四章

### ボックスビーム下フランジ継手の試設計

#### 4.1 継手概要

本継手は、現場で容易に施工できること、ビスの多面せん断により応力を伝達する機構を有することから、ラージフィンガージョイント(以下、LFJ)形状の継手に決定した。

図 4.1-1 に LFJ 継手概要を示す。 LFJ 形状を製作するにあたり、フンデガー製のプレカット機で加工することを前提とし、図 4.1-2 のように先端厚 40mm 以上とする。

製作方法を以下図 4.1-3～4.1-6 に示す。全ての加工をプレカット機により行うと①加工時間が大幅にかかること②コストが高つくことから、本継手は、手加工でおおよその切り出しを行った後、最終加工のみをプレカット機で行うこととする。

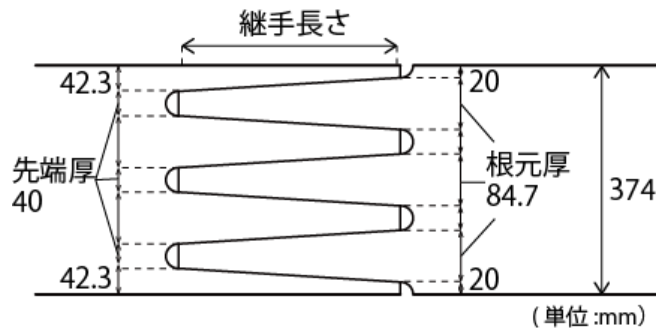


図 4.1-1 フィンガー継手概要

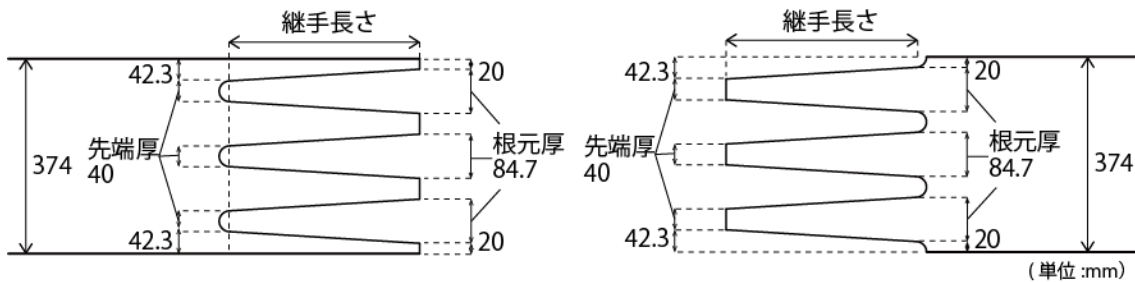


図 4.1-2 フィンガー形状概要

#### 製作手順

##### (1) 孔開け加工 (手加工)

丸鋸の最大切込み深さを考慮し  $\phi 27\text{mm}$  の孔を継手先端部に複数個開ける。

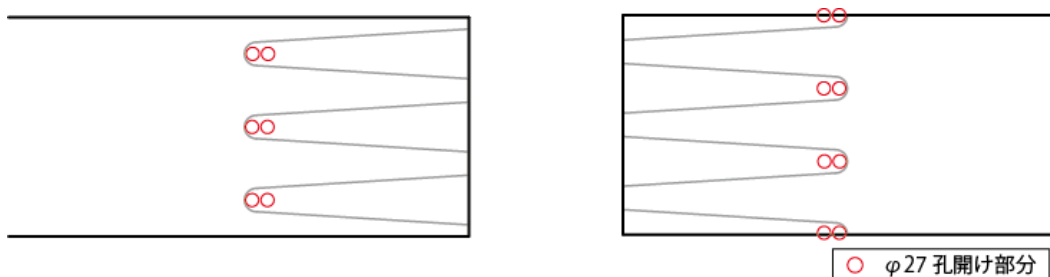


図 4.1-3 孔開け加工

(2)フィンガージョイントから5mm 返りをカット（手加工）

コスト削減のため、丸鋸を用いて継手両面からフィンガージョイントの5mm 返りを切り出す。

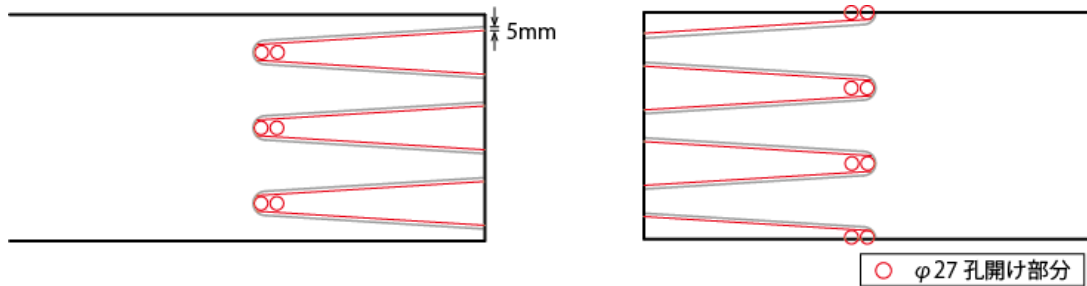


図 4.1-4 5mm 返り加工



図 4.1-5 継手部分手加工切り出しの様子

(3)フィンガージョイントの寸法でカット（機械加工）

寸法通りにプレカット機を用いて加工し精度良い継手を製作する。



図 4.1-6 プレカット加工機で加工後の継手

## 4.2 予備実験

### 4.2.1 試験体概要

継手のフィンガー形状及び使用ビス、ビス配置を決定することを目的として予備試験を行った。図 4.2.1-1 に示すように、試験体は、幅 374mm×厚さ 120mm×長さ 1300mm の国産カラマツ 120E-1 級（密度 524kg/m<sup>3</sup>、平均含水率 10.2%）またはラジアータパイン試験体 110E-特級（密度 479kg/m<sup>3</sup>、平均含水率 10.1%）の直交層なし A 種構造用 LVL を用いた。ビスは全長 200mm のシネジック社パネリードⅡ+（ねじ部外径 6mm、軸径 4.2mm、ねじ部長さ 30mm）またはシネジック社パネリード S（ねじ部外径 8mm、軸径 5.8mm、ねじ部長さ 90mm）の木ねじを使用した。3.4 章で行った三面せん断試験から算出したビス一本当たりの降伏耐力をもとに、実験機器で引ききれぬことを考慮し図 4.2.1-2 に示すような継手ビス位置・ビス本数とした。ビス配置は、ボルト配置最小間隔以上<sup>28)</sup>でビスを配置した仕様と、ビス配列線上での割裂を考慮し千鳥配置とした仕様で比較を行う。

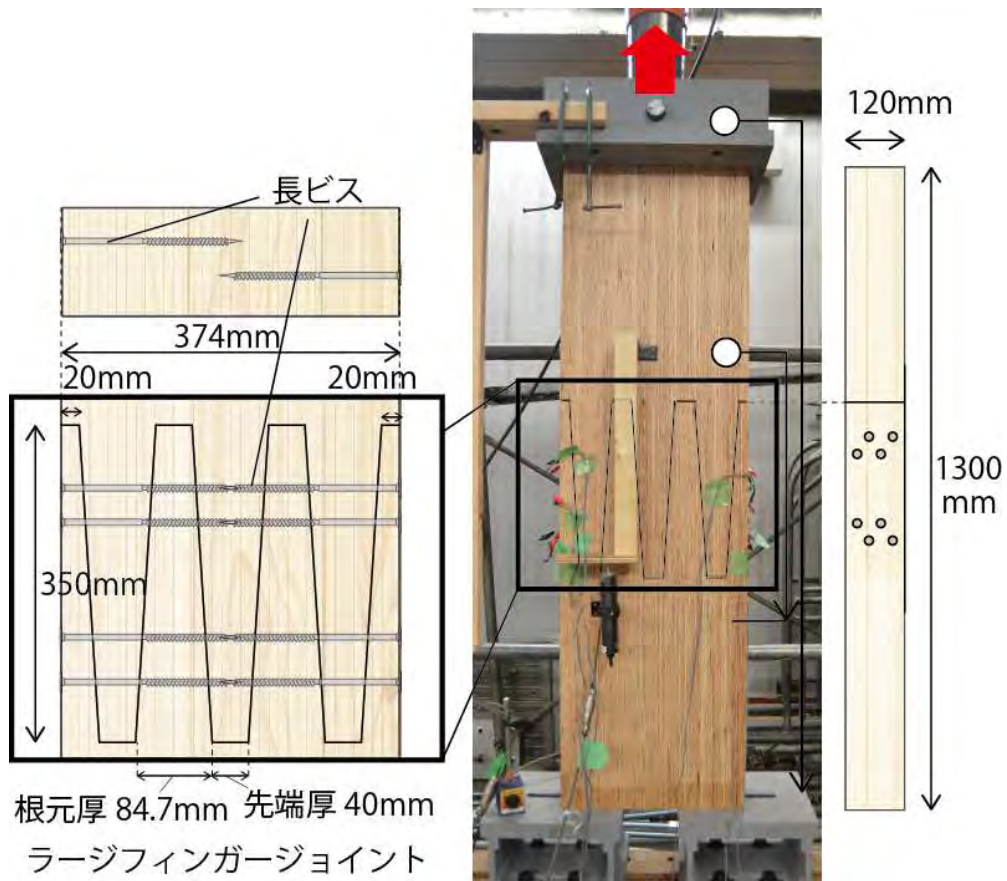


図 4.2.1-1 試験体概要

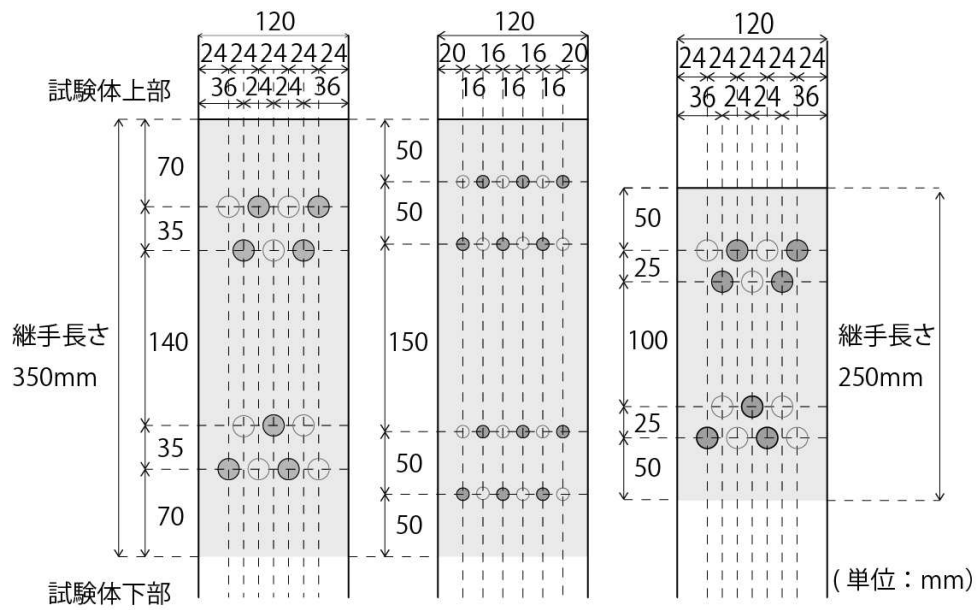
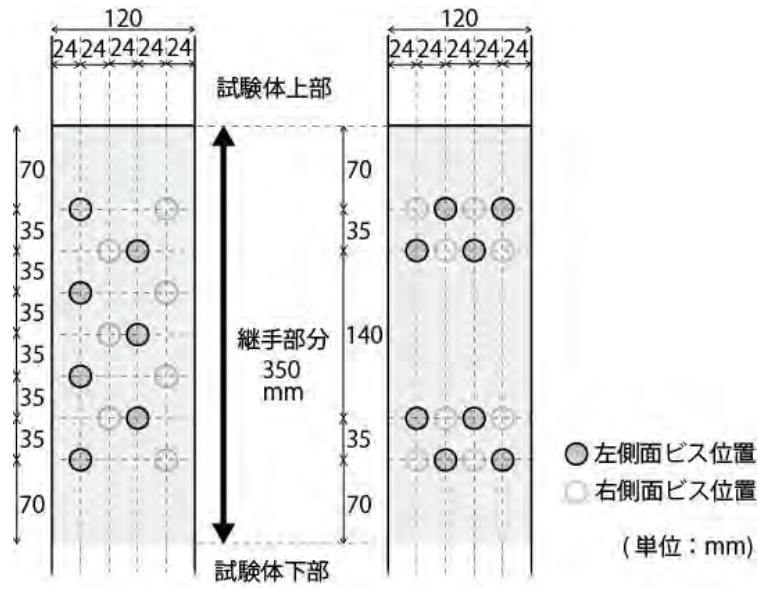


図 4. 2. 1-2 予備実験継手ビス位置

#### 4.2.2 実験方法

実験は木造軸組工法住宅にの許容応力度設計に記載の継手・仕口接合部試験を参考にした<sup>29)</sup>。加力は油圧ジャッキを用いた単調引張加力で行い、載荷速度は3~4mm/minを目標とした。実験機器の関係上、荷重280kNまたは最大荷重の80%に荷重が低下するまで載荷を行った。試験体一覧を表4.2.2-1に示す。パラメータは、樹種・継手長さ・ビス径・ビス本数・継手仕様とし、試験体数は1仕様につき1体または3体の計14体とした。加力中の様子を図4.2.2-1に示す。実験計測位置は、絶対変位、継手間の相対変位の他にビス位置毎の応力の違いを確認するため、図4.2.2-2のように、ビス位置にひずみゲージを片側4か所ずつ、計8か所に貼付した。

表 4.2.2-1 試験体一覧

No.	試験体名	樹種	継手長さ	ビス径	ビス本数	試験体数	合計
			(mm)	(mm)	(本)	(体)	(体)
1	K350-8-14a	カラマツ	350	8	14	1	14
2	K350-8-16				16	1	
3	K350-8-14b				14	3	
4	K250-8-14		250		3		
5	K350-6-24		350		6	24	
6	R350-8-14	ラジアータ タイン		8	14	3	

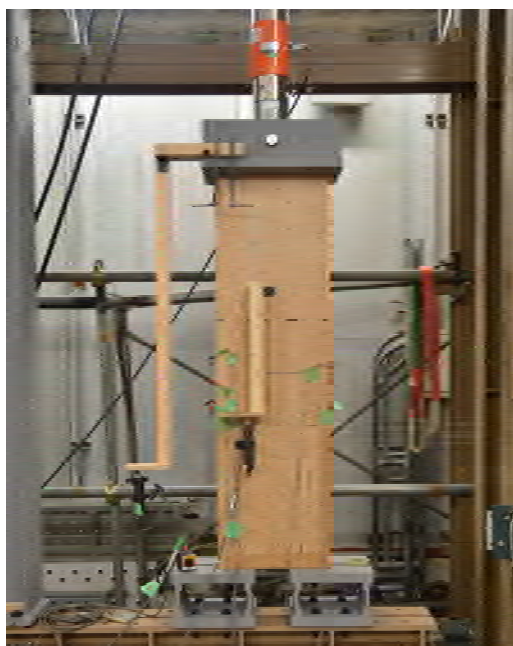


図 4.2.2-1 加力中の様子

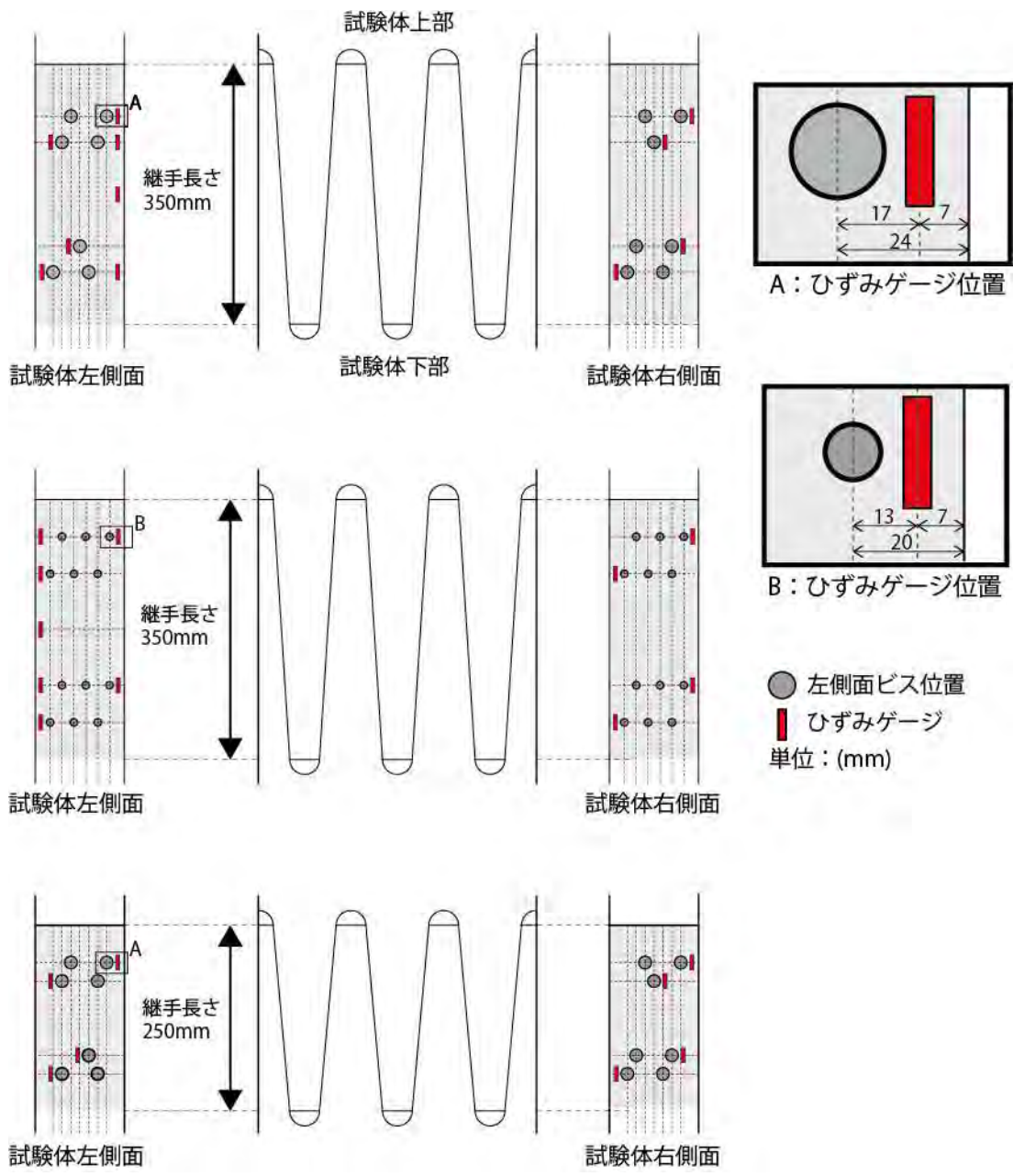


図 4.2.2-1 ひずみゲージ計測位置



#### 4.2.3 実験結果と最終破壊性状

実験結果を表 4.2.3-1 に、荷重—変位関係を図 4.2.3-1 に、最終破壊性状を図 4.2.3-2 に示す。初期剛性・降伏耐力は、木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載の完全弾塑性モデルによる試験評価方法<sup>26)</sup>に準じた。

全ての試験体で、降伏後にビス頭部めりこみが確認され、その後継手外側のビスと端部の割裂により破壊が生じ耐力が低下した。試験体 K350-8-16 では実験機器の都合上、最大荷重に到達せず継手部分に目立った破壊が生じることなく荷重を終了した。試験体 K350-8-14a では、最大耐力後に、ビスの配列に沿った縦割裂が生じ急激に荷重が低下した。千鳥配置にすることで、その他の試験体は、ビス配列線状に割裂が広がることがなかったため、脆性的な破壊を生じずに最大荷重の 0.8 倍まで荷重を低下させることが出来た。ビス径 5.8mm の試験体で、ビス本数が 14 本から 16 本に増やすと、剛性・耐力が上昇したことが確認できる。また、継手長さが 250mm の試験体は、端距離が他の試験体よりも短くなったことから最大耐力が継手長さ 350mm の試験体に比べ 0.85 倍程度小さくなった。それによりバイリニア評価方法における降伏点も低くなったため、ある程度の端距離とビス間距離を有するために継手長さ 350mm の方が本仕様には適していると考えられる。また、カラマツ試験体の方がラジアータパイン試験体よりも 1.17 倍程度高くなったのに対し、降伏耐力・最大耐力はラジアータパイン試験体の方が大きくなった。これは、3.3 章よりラジアータパイン試験体に割裂が生じにくいからだと考える。また、ビス径が 4.2mm の試験体は、ビス頭がビス径 5.8mm に比べ小さい分割裂が生じにくく最大耐力も大きくなる他にインパクトで施工できるため施工時間が短いという利点があった。現場施工の効率を考えるとビス本数を増やしてでもビス径 4.2mm を用いる方が効率的であると考えられる。

表 4.2.3-1 実験結果

No.	試験体名	n	初期剛性	K平均	標準 偏差	降伏変位	降伏耐力	Py平均	標準 偏差	最大変位	最大耐力	Pmax平均	標準 偏差
			(kN/mm)	(kN/mm)		(mm)	(kN)	(kN)		(mm)	(kN)	(kN)	
1	K350-8-14a	1	83.3	—	—	1.2	115.1	—	—	6.5	210.7	—	—
2	K350-8-16	1	88.9	—	—	1.5	158.9	—	—	7.8	271.8	—	—
3	K350-8-14b	1	—	90.1	7.6	—	—	130.5	10.4	—	—	226.0	5.5
		2	95.5			1.1	123.1			7.6	222.1		
		3	84.7			1.4	137.8			9.3	229.9		
4	K250-8-14	1	84.8	87.2	4.3	1.1	114.9	110.8	3.9	7.5	200.2	193.3	6.3
		2	84.6			1.1	110.4			5.2	187.7		
		3	92.2			1.0	107.0			6.1	191.9		
5	K350-6-24	1	103.4	104.0	4.2	0.9	150.2	149.9	1.2	11.7	269.3	271.5	2.6
		2	100.1			1.0	150.9			10.4	270.8		
		3	108.4			0.9	148.6			8.3	274.3		
6	R350-8-14	1	81.3	76.8	4.0	1.5	135.0	141.4	9.0	9.5	226.6	231.1	7.1
		2	73.8			1.8	151.7			12.9	239.4		
		3	75.3			1.6	137.6			8.7	227.4		

※試験体 K350-8-14b-1 は、測定機器の不都合により結果を未算出。

また、ビス位置横に張り付けたひずみゲージの結果から弾性範囲内でのビス位置による応力の負担割合について検討した。ひずみゲージ位置—ひずみ関係を図 4.2.3-3 に示す。接合部一か所に複数本の接合具を使用する場合、その耐力が接合具の本数に比例しない場合があることが報告されている。<sup>30)</sup>本継手においてもビス位置により応力集中が生じているかどうかを考察した。本継手は、ビス位置により木材断面積が異なることから、応力が生じない場合階段状にひずみが大きくなると考えられるが、図 4.2.3-3 より、ビス位置により木材が負担するひずみが大きく異なることが分かった。試験体下部のビスの荷重負担割合が大きくなる傾向がみられる。また、油圧ジャッキ側（図 4.2.3-3 の一番上ビス位置）については一部圧縮側の値となった。これはビス頭の圧縮のひずみデータだと考えられる。また、試験後の試験体 K350-8-14a のビス破壊性状を図 4.2.3-4 に示す。ひずみゲージ位置—ひずみ関係と同じく下側のビス変形が大きくなっていることがわかった。本データのみでは影響因子が多く一概にビスの応力負担割合を算出することは難しいが、多列打ちによる応力集中が生じていることは確認出来た。よって、本継手の設計をするにあたりビス本数倍に一定の低減係数を乗じる必要があると考える。

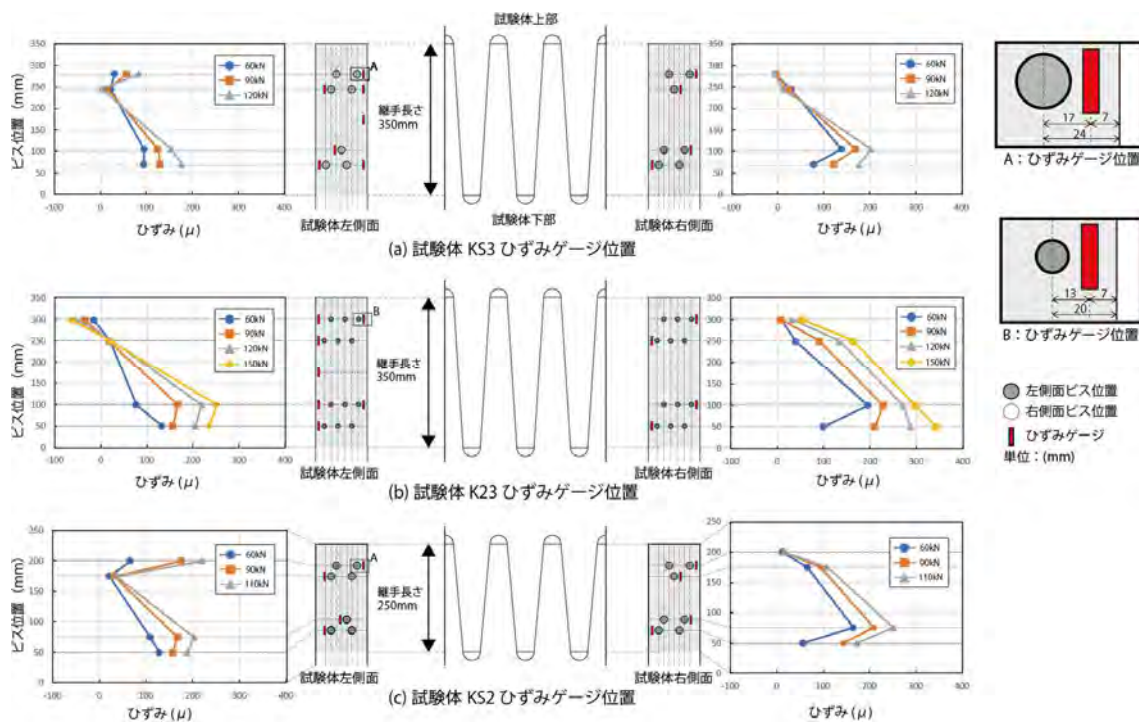


図 4.2.3-3 ひずみゲージ位置—ひずみゲージ関係

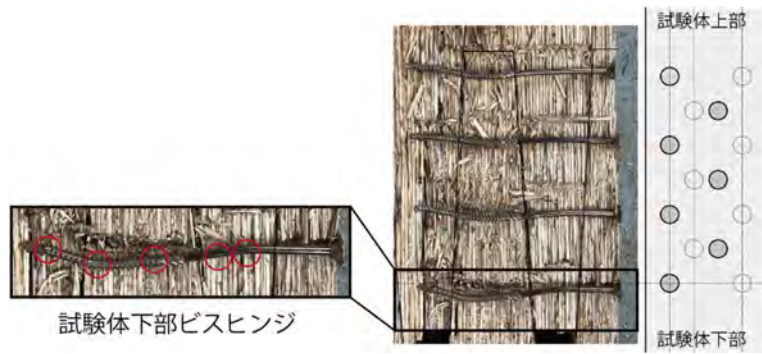
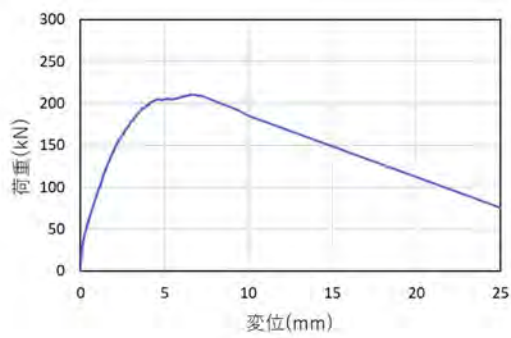
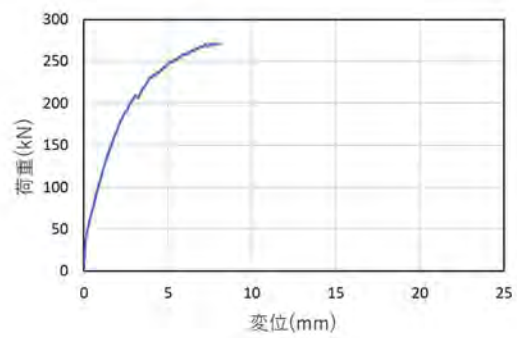


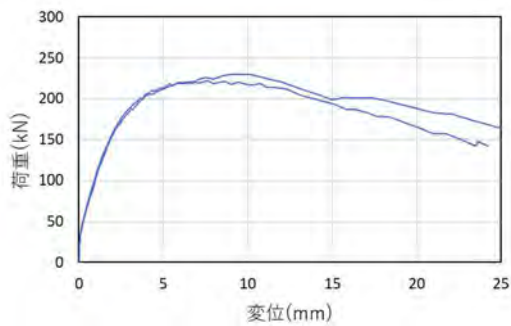
図 4. 2. 3-4 試験体 K350-8-14a ビス破壊性状



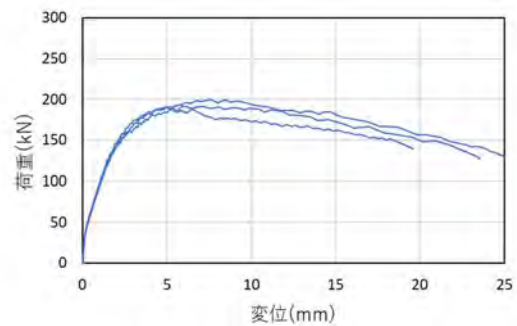
(a) 試験体 K350-8-14a



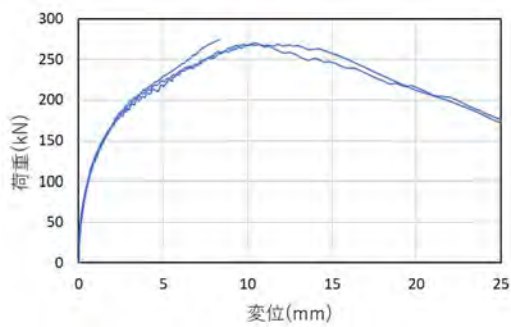
(b) 試験体 K350-8-16



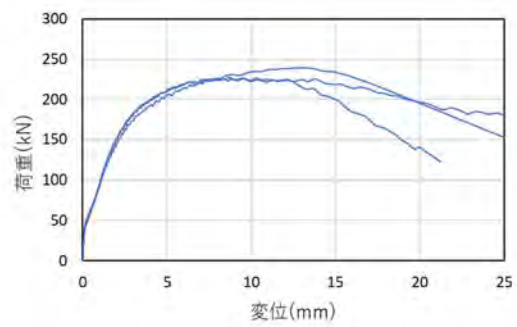
(c) 試験体 K350-8-14b



(d) 試験体 K250-8-14



(e) 試験体 K350-6-24



(f) 試験体 R350-8-14

図 4. 2. 3-1 荷重—変位関係



(i) 側面写真ビス位置



(ii) 正面写真



(iii) 投影写真

(a) 試験体 K350-8-14a-1



(i) 側面写真ビス位置

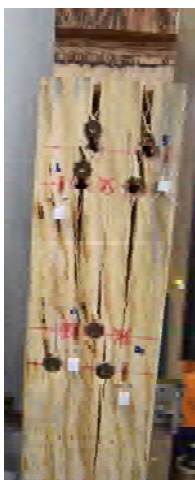


(ii) 正面写真

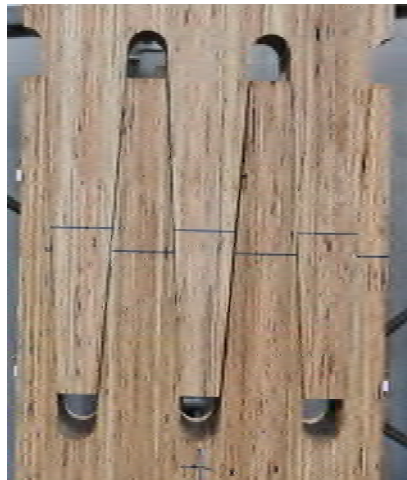


(iii) 投影写真

(b) 試験体 K350-8-16-1



(i) 側面写真ビス位置



(ii) 正面写真

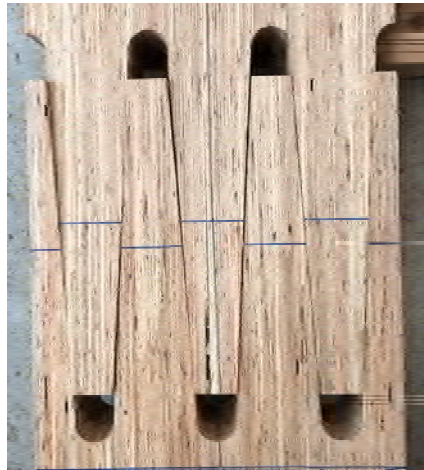


(iii) 投影写真

(c-1) 試験体 K350-8-14b-2



(i) 側面写真ビス位置

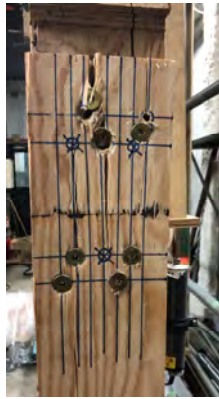


(ii) 正面写真

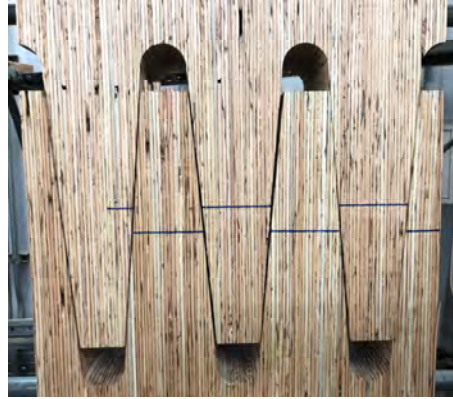


(iii) 投影写真

(c-2) 試験体 K350-8-14b-3



(i) 側面写真ビス位置



(ii) 正面写真



(iii) 投影写真

(d-1) 試験体 K250-8-14-1



(i) 側面写真ビス位置



(ii) 正面写真



(iii) 投影写真

(d-2) 試験体 K250-8-14-2



(i) 側面写真ビス位置



(ii) 正面写真



(iii) 投影写真

(d-3) 試験体 K250-8-14-3



(i) 側面写真ビス位置



(ii) 正面写真



(iii) 投影写真

(e-1) 試験体 K350-6-24-1



(i) 側面写真ビス位置

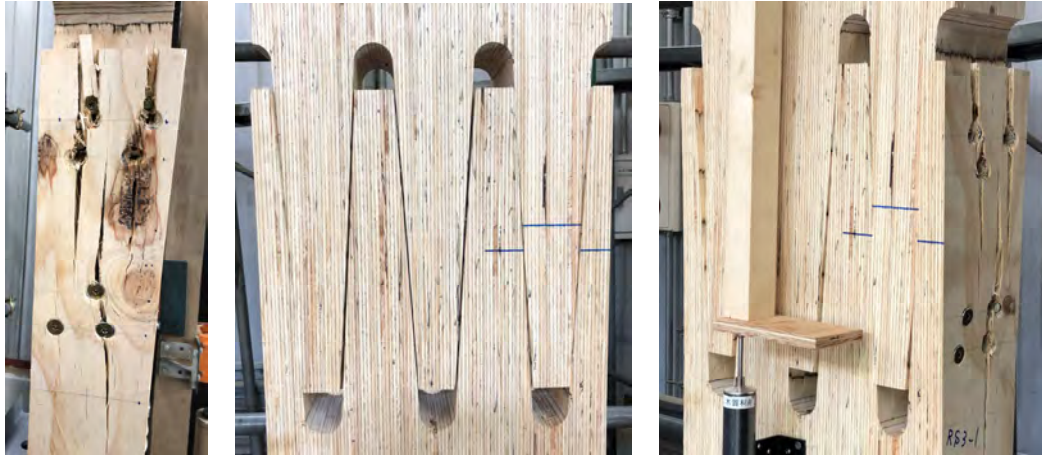


(ii) 正面写真

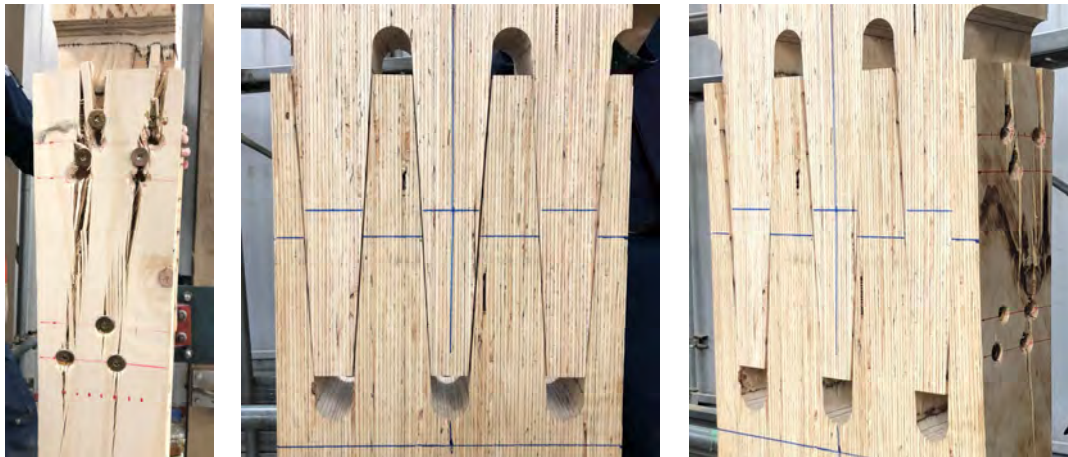


(iii) 投影写真

(e-2) 試験体 K350-6-24-2



(f-1) 試験体 R350-8-14-1

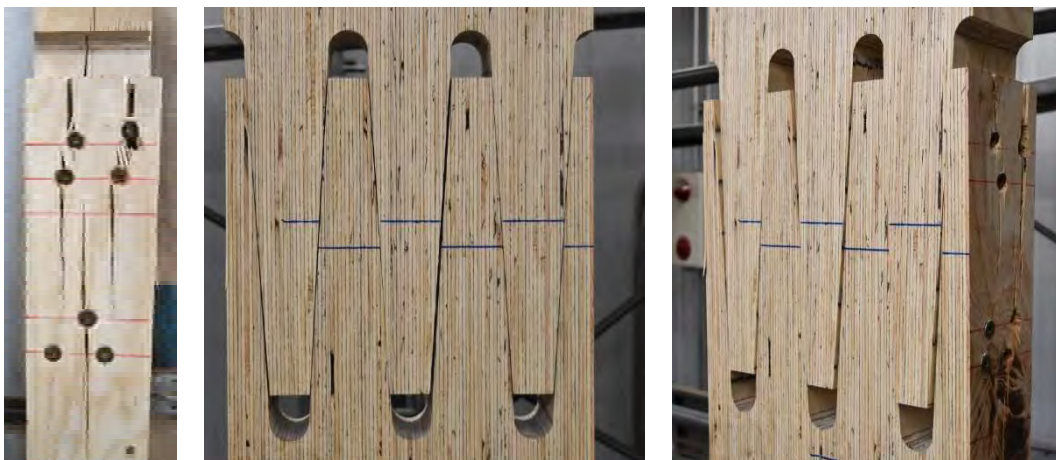


(i) 側面写真ビス位置

(ii) 正面写真

(iii) 投影写真

(f-2) 試験体 R350-8-14-2



(i) 側面写真ビス位置

(ii) 正面写真

(iii) 投影写真

(f-3) 試験体 R350-8-14-3

図 4.2-3-2 予備試験継手最終破壊性状

### 4.3 接着なし試験体本実験

4.2章を踏まえ、本実験を行った。

#### 4.3.1 試験体概要

図4.3.1-1に試験体継手ビス位置を、図4.3.1-2に継手形状を、図4.3.1-3に試験体写真を示す。試験機の都合によえい掴み長さを240mmとし、継手から十分離れた位置でテーパを設けている。樹種は、A種構造用LVL（直交層なし）国産カラマツ120E-1級（密度620kg/m<sup>3</sup>、平均含水率8.90%）または、ラジアータパイン110E-1級（密度592kg/m<sup>3</sup>、平均含水率8.05%）、直交層による影響を比較するため、B種構造用LVL国産カラマツ90E-1級相当（密度584kg/m<sup>3</sup>、平均含水率7.45%）の他にLVL材以外の継手の汎用性を考察するため、対象異等級集成材栃木県産ヒノキE105-F300（密度450kg/m<sup>3</sup>、平均含水率8.81%）の4種類とした。ラジアータパイン試験体は、製作上の都合により、図4.3.1-4のように、積層面にビス打ちをしている試験体もある（表4.3.2-1RS試験体）。予備実験を踏まえ、ビス本数は、設計耐力を満たす36本、または割裂を回避する間隔を守り配置可能な44本の2仕様とした。継手長さは、ビス配列線上の割裂を生じにくくするため、350mmまたは450mmとする。ビス配置は、ビス配列線上で割裂を考慮し、2019年度日本建築学会大会（北陸）パネルディスカッション資料「木質構造設計規準改定の方性について」に記載の、曲げ降伏型接合部の配置間隔<sup>31)</sup>を参考に決定した。継手形状は、フィンガー形状の他に、テーパのない短冊形状の試験体との比較を行い、その影響を検証した。

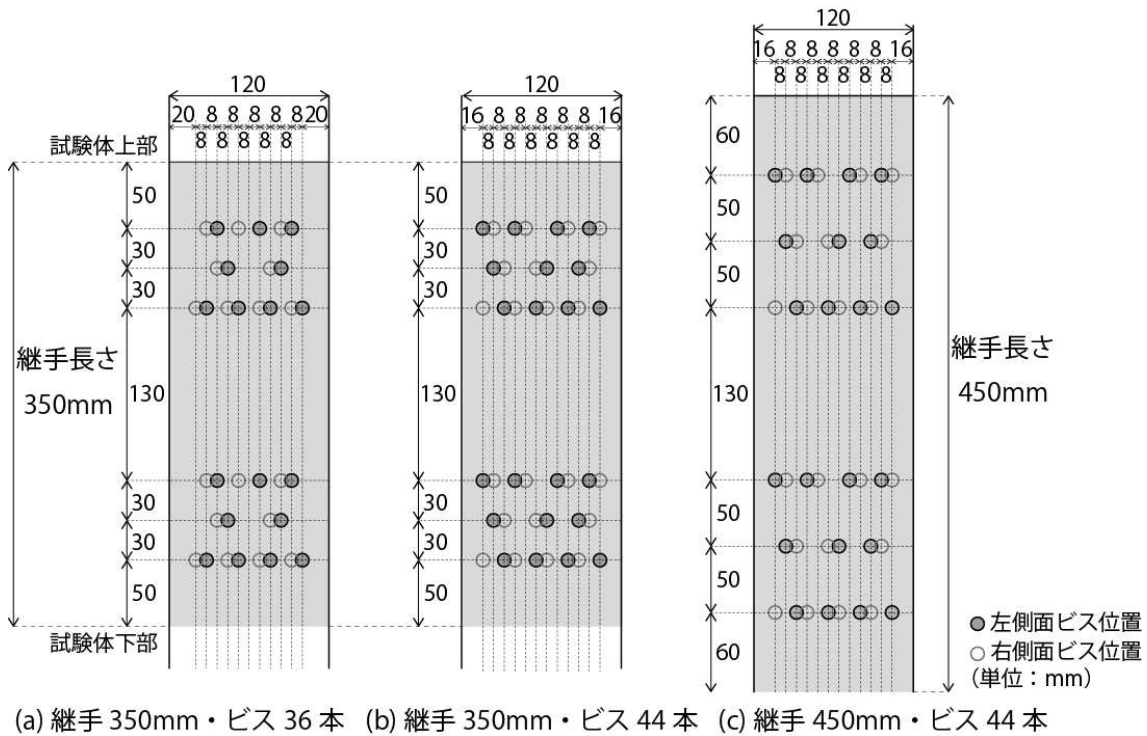


図4.3.1-1 試験体継手ビス位置



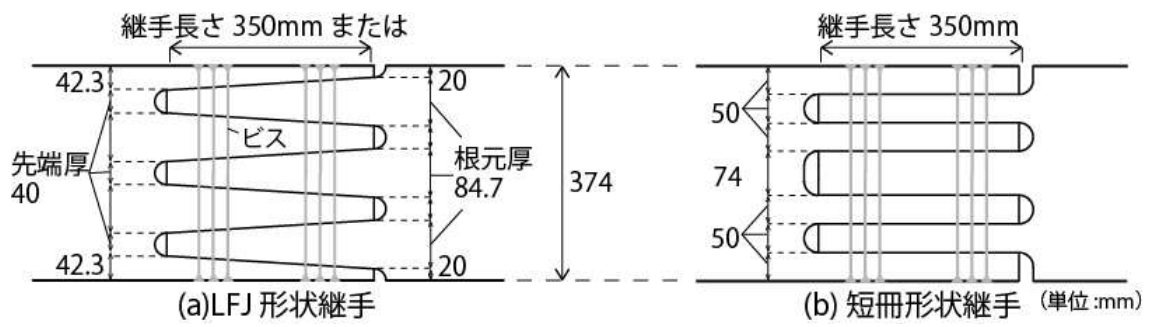


図 4. 3. 1-2 継手形状

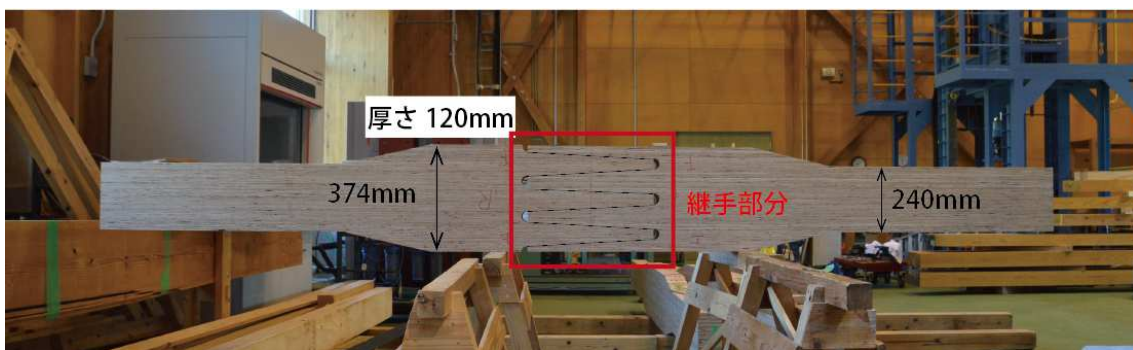


図 4. 3. 1-3 試験体写真 (カラマツ試験体正面図)



(a) ラジアータパイン試験体正面図



(b) ラジアータパイン試験体ビス打ち面側面図

図 4. 3. 1-4 ラジアータパイン試験体積層面ビス打ちの様子

#### 4.3.2 実験方法

予備試験と同様、実験は木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載の継手・仕口接合部試験を参考にした<sup>29)</sup>。試験体一覧を表4.3.2-1に示す。ビスは全てシネジック社パネリードII+（軸径4.2mm、ねじ部外径6mm、ねじ部長さ30mm、以下ビスA）または、若井産業ホールディング社xポイントビス（軸径4.2mm、ねじ部外径6mm、ねじ部長さ60mm以下ビスB）を使用した。試験体数は、1種類につき3体または6体の計60体とした。（B種LVL、ヒノキ集成材、短冊形状の試験体については、比較考察を目的とするため、3体とする。）加力は1000kN横型試験機を用いた単調引張加力で行い、載荷速度は5mm/minとし最大荷重の80%に荷重が低下するまで載荷を行った。加力方法を図4.3.2-1に、加力中の様子を図4.3.2-2に示す。実験計測位置は、絶対変位、継手間の相対変位を計測した。

表 4.3.2-1 接着なし試験体一覧

No.	試験体名	樹種	種類	継手長さ	継手形状	ビス本数	ビス種類	試験体数	合計
				(mm)		(本)		(体)	(体)
1	K350-36A	カラマツ	A種	350	フィン ガー形状	36	ビスA	6	60
2	K350-36B						ビスB	3	
3	K350-44A		44	ビスA		6			
4	K450-44A					6			
5	KB350-44A		B種	3					
6	R350-36A	ラジアータ パイン	A種	350		36	ビスB	3	
7	R350-36B						ビスA	6	
8	RS350-36		44	ビスA		6			
9	RS350-44A					6			
10	RS450-44A		450	6					
11	H350-36A	ヒノキ	集成材	350	36	ビスA	3		
12	H450-44A			450	44	3			
13	K350p-36A	カラマツ	A種	350	等材厚 形状	36	3		
14	RS350p-36A	ラジアータ パイン					3		

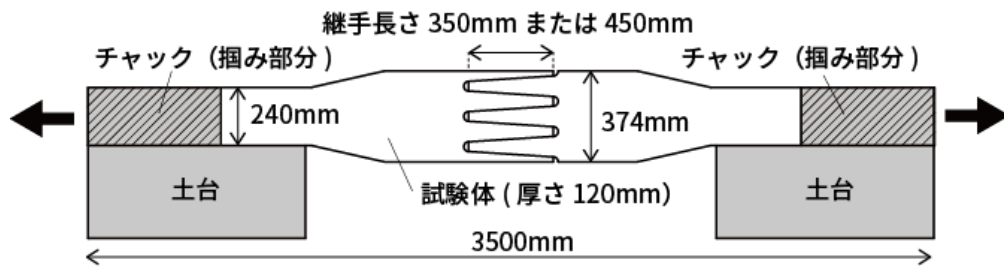


図 4. 3. 2-1 加力方法



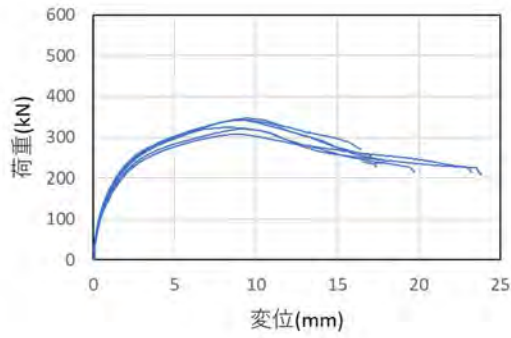
図 4. 3. 2-2 加力中の様子

### 4.3.3 実験結果

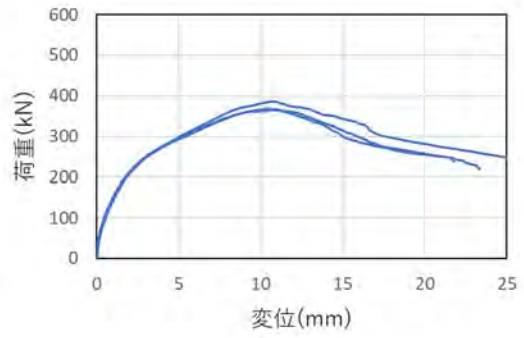
表 4.3.3-1 に実験結果を、図 4.3.3-1 に試験体毎の荷重—変位関係を示す。剛性・降伏耐力は、木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載されている完全弾塑性モデルによる試験評価方法<sup>26)</sup>に準じた。また、試験体の破壊性状を図 4.3.3-2 に示す。

表 4.3.3-1 接着なし試験体実験結果

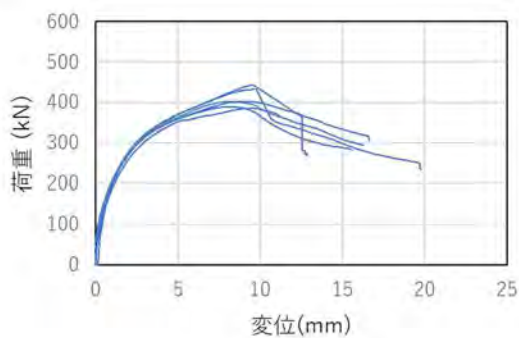
No.	試験体名	n	初期剛性	K平均	標準	降伏変位	変位平均	標準	降伏耐力	Py平均	標準	最大変位	変位平均	標準	最大耐力	Pmax平均	標準
			(kN/mm)	(kN/mm)	偏差	(mm)	(mm)	偏差	(kN)	(kN)	偏差	(mm)	(mm)	偏差	(kN)	(kN)	偏差
1	K350-36A	1	137.9	140.4	10.3	1.01	0.97	0.09	192.6	187.4	8.2	9.22	9.02	0.37	342.0	330.2	15.4
		2	136.6			1.04			193.8			9.06			341.7		
		3	140.1			1.01			195.8			9.43			346.2		
		4	133.8			1.00			184.4			9.18			320.2		
		5	133.1			0.95			174.0			8.82			307.3		
		6	160.8			0.80			183.7			8.39			323.7		
2	K350-36B	1	133.78	142.53	15.8	1.00	0.92	0.10	184.4	180.7	5.8	9.18	8.80	0.40	320.2	317.1	8.6
		2	133.03			0.95			174.0			8.82			307.3		
		3	160.78			0.80			183.7			8.39			323.7		
3	K350-44A	1	160.0	169.6	12.9	1.14	1.01	0.14	247.8	231.3	15.4	9.74	8.99	0.75	432.8	409.7	23.4
		2	153.7			1.19			252.8			9.60			443.7		
		3	184.1			0.85			226.1			8.88			402.8		
		4	175.8			0.97			219.8			8.21			389.4		
		5	182.7			0.89			225.9			7.99			403.3		
		6	161.4			1.04			215.3			9.53			386.3		
4	K450-44A	1	142.4	146.1	6.2	1.37	1.39	0.08	260.0	264.4	6.5	11.16	11.38	0.20	476.0	491.0	15.2
		2	136.8			1.50			259.4			11.21			488.3		
		3	153.5			1.28			261.1			11.73			489.9		
		4	145.7			1.37			260.6			11.31			474.1		
		5	152.2			1.37			271.5			11.42			510.3		
		6	146.2			1.45			274.0			11.43			507.2		
5	KB350-44A	1	129.1	118.8	10.3	1.72	1.93	0.22	275.2	274.5	2.4	13.62	13.78	1.03	562.8	555.7	7.3
		2	108.5			2.15			276.5			14.88			548.3		
		3	118.9			1.93			271.8			12.83			556.1		
6	R350-36A	1	130.8	106.3	29.9	1.54	1.70	0.51	221.3	203.3	15.9	10.92	12.38	1.50	404.8	394.3	9.4
		2	72.9			2.27			190.9			13.92			391.1		
		3	115.1			1.29			197.6			12.30			386.9		
7	R350-36B	1	90.22	95.99	5.9	1.90	1.86	0.04	195.5	203.9	8.2	12.37	13.00	0.64	412.4	433.1	20.5
		2	95.66			1.86			204.3			12.98			433.6		
		3	102.08			1.82			211.9			13.65			453.3		
8	RS350-36A	1	133.7	149.4	18.8	1.10	0.89	0.18	199.7	172.6	19.2	9.00	7.48	1.81	362.7	314.8	29.8
		2	131.5			1.07			184.7			7.53			330.4		
		3	146.3			0.84			159.9			6.34			295.3		
		4	162.9			0.73			174.7			7.30			319.8		
		5	180.3			0.66			144.4			4.84			278.2		
		6	141.7			0.94			172.5			9.87			302.3		
9	RS350-44A	1	175.5	169.5	16.1	0.95	0.99	0.16	208.0	204.3	19.0	6.76	7.00	1.43	375.6	373.3	24.6
		2	167.2			1.00			205.3			7.09			375.2		
		3	150.6			1.17			229.5			8.19			407.0		
		4	157.6			1.15			218.0			8.80			390.5		
		5	197.0			0.76			181.7			4.73			350.1		
		6	168.9			0.89			183.1			6.44			341.1		
10	RS450-44A	1	145.4	147.4	9.9	1.43	1.41	0.17	270.9	259.7	12.1	9.66	9.65	0.89	483.3	479.8	26.2
		2	145.4			1.38			253.8			8.84			469.2		
		3	164.3			1.13			242.2			8.38			444.2		
		4	150.8			1.33			253.9			9.88			469.8		
		5	144.3			1.57			274.5			10.53			522.9		
		6	134.2			1.61			262.7			10.60			489.3		
11	H350-36A	1	102.9	98.0	9.8	1.21	1.33	0.19	167.4	169.4	2.1	9.46	9.87	0.43	303.2	313.0	13.3
		2	104.3			1.23			171.5			9.84			328.2		
		3	86.7			1.54			169.2			10.32			307.7		
12	H450-44A	1	98.81	101.0	5.3	1.80	1.87	0.15	212.9	224.6	10.2	14.86	14.01	0.87	414.2	453.0	33.7
		2	107.01			1.76			230.7			14.04			469.1		
		3	97.22			2.04			230.3			13.12			475.7		
13	K350p-36A	1	150.34	145.2	4.8	1.33	1.38	0.05	237.5	238.7	1.6	7.63	8.19	0.49	460.7	466.5	12.0
		2	140.95			1.43			240.5			8.57			480.3		
		3	144.26			1.37			238.2			8.36			458.4		
14	RS350p-36A	1	161.6	176.1	17.0	1.23	1.13	0.13	240.2	236.5	3.2	6.99	6.56	0.75	469.3	465.2	13.1
		2	194.8			0.98			234.5			5.69			450.6		
		3	172.0			1.17			234.7			6.99			475.8		



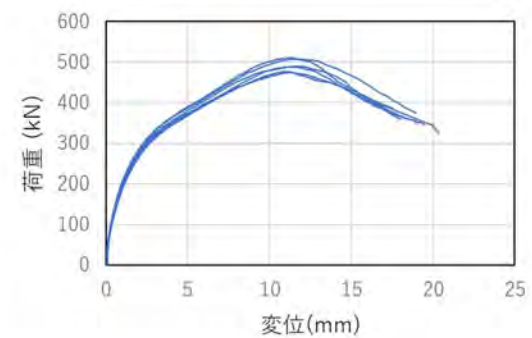
(a) 試験体 K350-36A



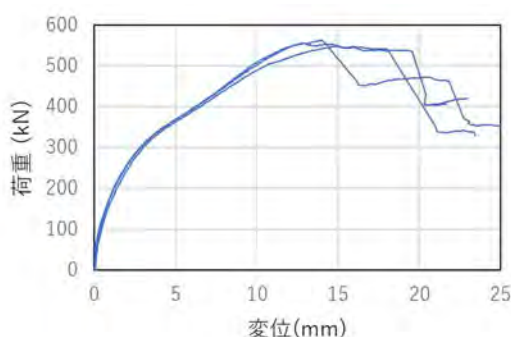
(b) 試験体 K350-36B



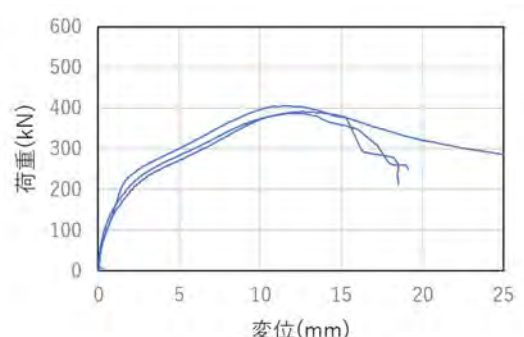
(c) 試験体 K350-44A



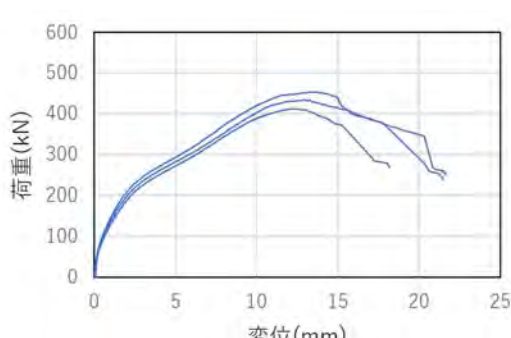
(d) 試験体 K450-44A



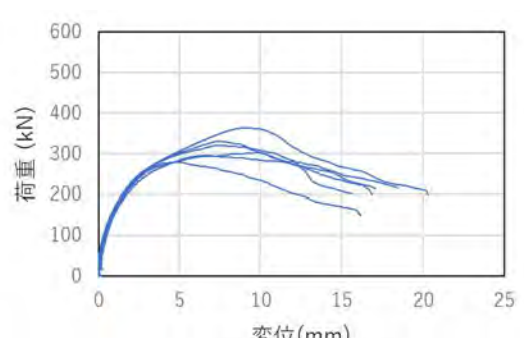
(e) 試験体 KB350-44A



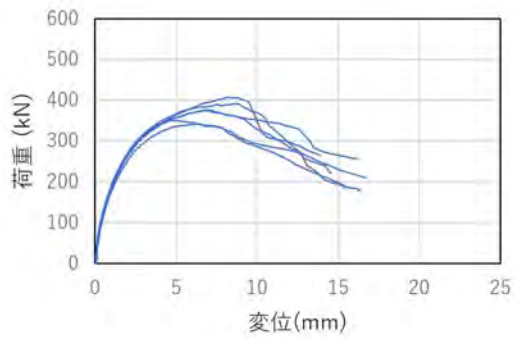
(f) 試験体 R350-36A



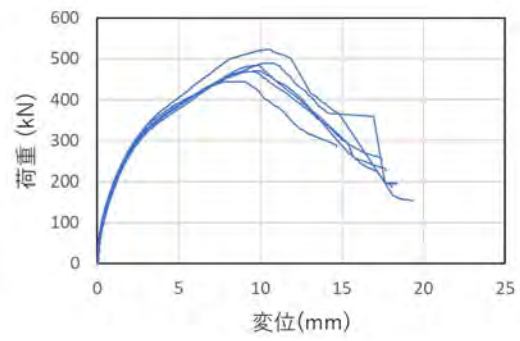
(g) 試験体 R350-36B



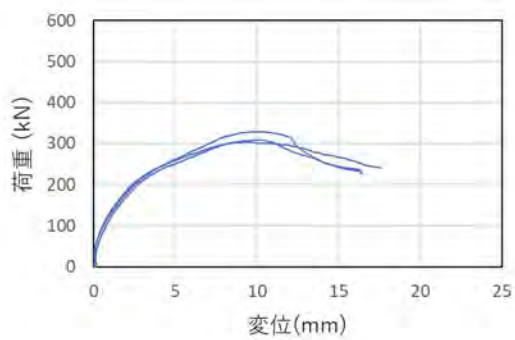
(h) 試験体 RS350-36A



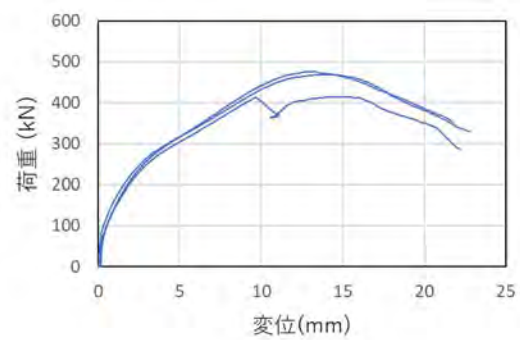
(i) 試験体 RS350-44A



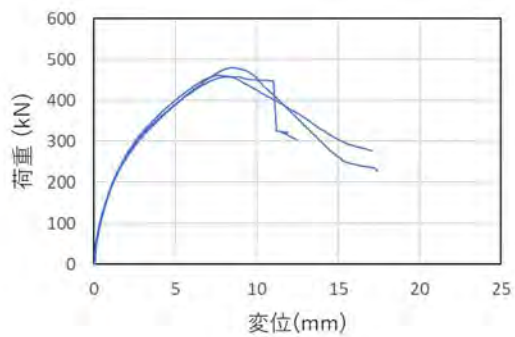
(j) 試験体 RS450-44A



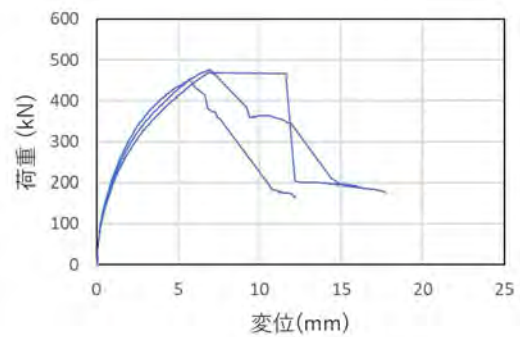
(k) 試験体 H350-36A



(l) 試験体 H450-44A



(m) 試験体 K350p-36A



(n) 試験体 R350p-36A

図 4. 3. 3-1 接着なし試験体荷重—変位関係



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置



(iii) 木口の割裂

(a) 試験体 K350-36A-1 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置



(iii) 木口ビス最終破壊性状

(b) 試験体 K350-36B-1 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置

(c) 試験体 K450-44A-1 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置

(d) 試験体 K450-44A-1 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置



(iii) 試験体下部引張破壊

(e) 試験体 KB350-44A-1 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置



(iii) ビス位置での割裂

(f) 試験体 R350-36B-2 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置

(g) 試験体 R350-36A-2 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置

(h) 試験体 RS350-36A 破壊性状





(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置



(iii) ビス配列線上の割裂

(i) 試験体 RS350-44A-1 破壊性状



(i) 正面図

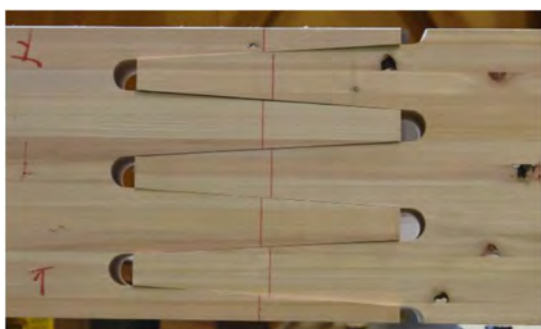


(ii) 側面図ビス位置



(iii) 木口での割裂

(j) 試験体 RS450-44A-1 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置

(k) 試験体 H350-36A-1 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置

(l) 試験体 H450-44A-2 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置



(iii) 木口面での割裂



(iii) 木材の引張破壊

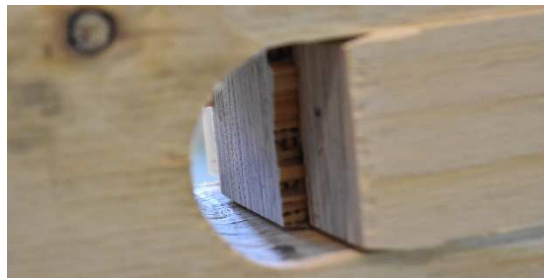
(m) 試験体 K350p-36-2 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 側面図ビス位置



(iii) 木口面ビス位置でのブロックせん断



(iii) 木材の引張破壊

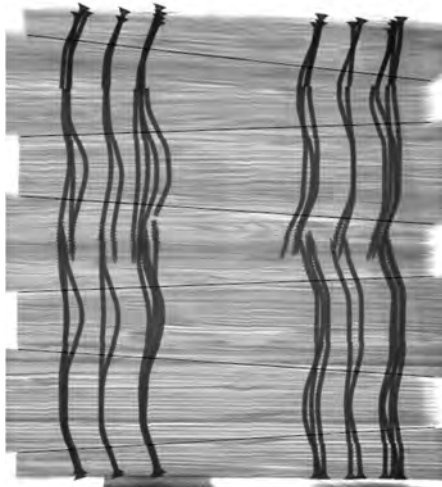
(n) 試験体 R350p-36-2 破壊性状

図 4.3.3-2 接着なし試験体破壊性状

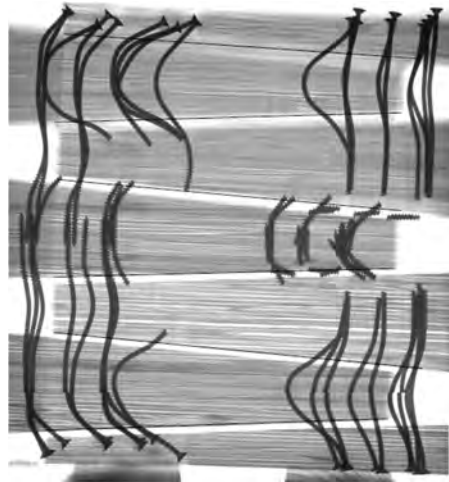
また、図 4.3.3-2 のような x 線投影機を用いて観察した継手内部破壊性状を図 4.3.3-3 に示す。これは、図 4.3.3-2 のように、継手部分のみを切りだしたものを、1 点から x 線を投射することにより撮影したものである。1 点から投影しているため、投射範囲の中心から離れるほどパースの聞いた画像となること、また一度に継手範囲全体を撮影することが不可能であったため、上下、または上下左右に分けて投影を行ったものをつなぎ合わせて図 4.3.3-3 を作成した。撮影機を上下するのにあたり撮影点のずれが生じるため、パースにより完全には写真を上手く整合出来ていないことをあらかじめ記しておく。なお、ビス破壊性状の詳細については 5 章で詳しく述べることとする。



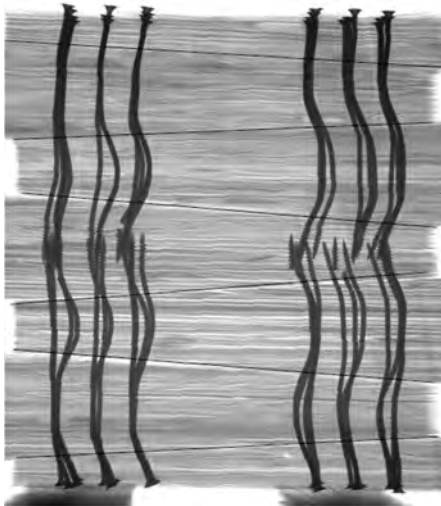
図 4.3.3-2 x 線撮影機での撮影の様子



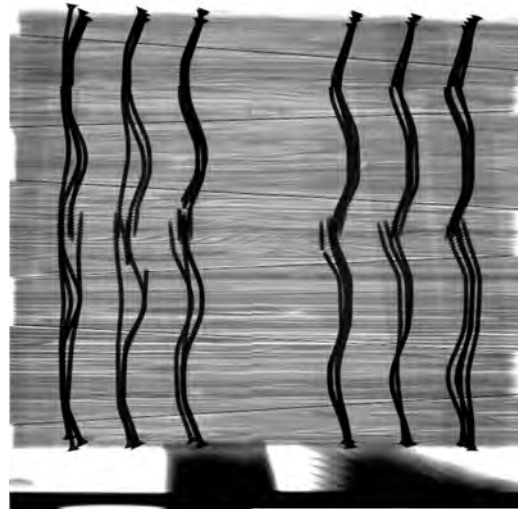
(a) 試験体 K350-36A



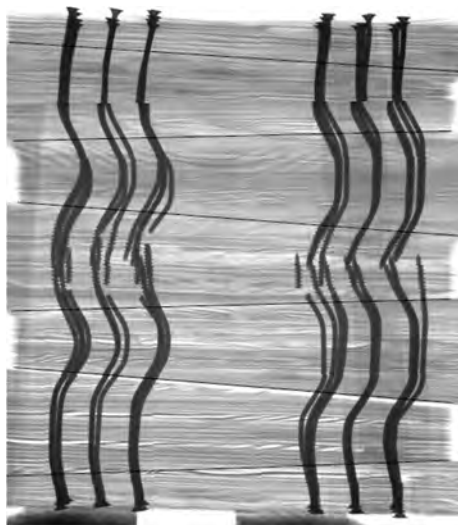
(b) 試験体 K350-36B



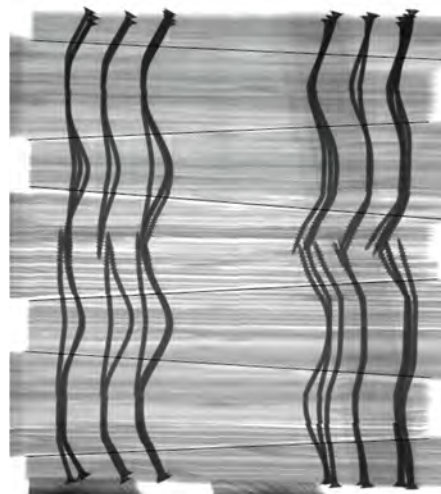
(c) 試験体 K350-44A



(d) 試験体 K450-44A



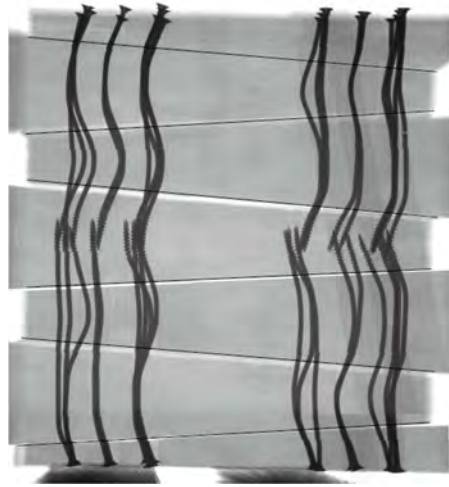
(e) 試験体 KB350-44A



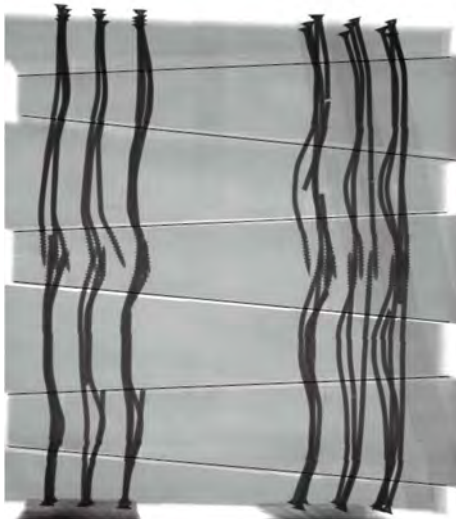
(f) 試験体 R350-36A



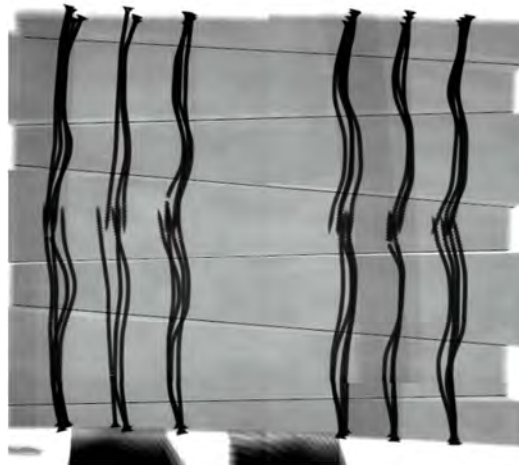
(g) 試験体 R350-36B



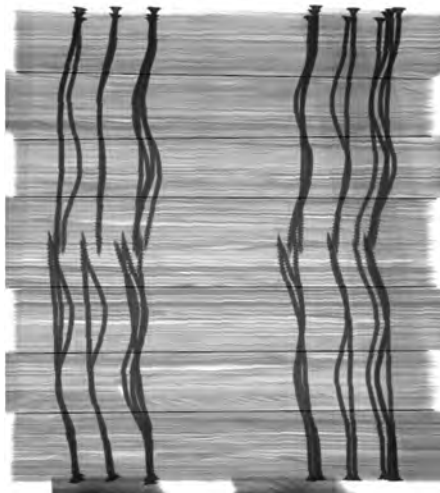
(h) 試験体 RS350-36A



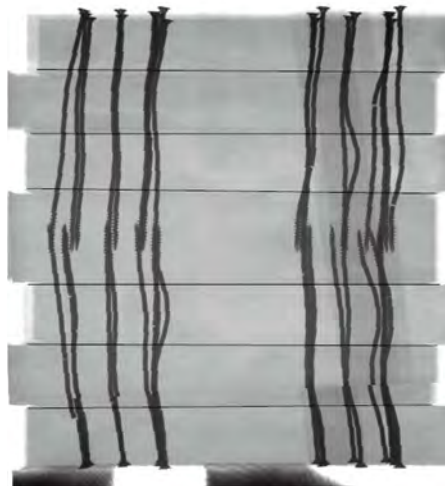
(i) 試験体 RS350-44A



(j) 試験体 RS450-44A



(k) 試験体 K350p-36A



(l) 試験体 R350p-36A

図 4. 3. 3-3 継手内部破壊性状

#### 4.4 接着あり試験体本実験

##### 4.4.1 試験体概要

図 4.4.1-1 に試験体写真を、図 4.4.1-2 に試験体寸法を示す。樹種は、A 種構造用 LVL (直交層なし) 国産カラマツ 120E-1 級 (密度  $620\text{kg/m}^3$ 、平均含水率 8.90%) または、ラジアータパイン 110E-1 級 (密度  $592\text{kg/m}^3$ 、平均含水率 8.05%)、対象異等級集成材栃木県産ヒノキ E105-F300 (密度  $450\text{kg/m}^3$ 、平均含水率 8.81%) とした。ビス位置・ビス本数は、4.3 章接着なし試験体と同様としているが、試験機荷重の都合により、接着あり試験体は、実寸のフランジ断面の半分の幅の試験体で実験を行い、ビス打ちも片側のみとしている。接着剤は、コニシパネルボンド KU を用いた。図 4.4.1-3 のように、フィンガー継手の片側のみ接着剤を塗布し、 $500\text{g/m}^2$  に塗布されるよう、接着剤の塗布前後で重量管理を行い、ビード上に塗布後、ヘラで均等に接着剤を伸ばした。接着剤塗布の様子を図 4.4.1-4 に示す。



(a) 試験体継手部分 (正面図)



(b) 試験体ビス位置 (側面・上面図)

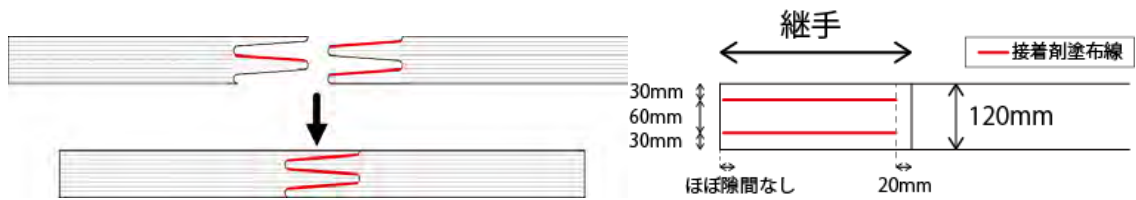


(c) 試験体背面 (側面・背面図)

図 4.4.1-1 試験体写真 (カラマツ試験体)



図 4.4.1-2 試験体寸法



(a) 接着剤塗布面 (正面図)

(b) 継手塗布位置 (継手上面図)

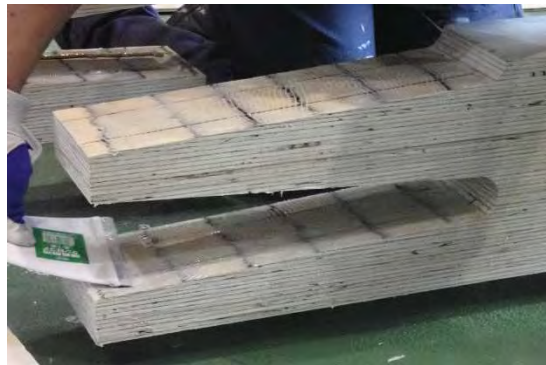
図 4.4.1-3 接着剤塗布方法



(a) ビート状に塗布



(b) 接着剤重量管理



(c) ヘラで接着剤を伸ばす

図 4.4.1-4 塗布の様子

#### 4.4.2 実験方法

予備試験と同様、実験は木造軸組工法住宅にの許容応力度設計に記載の継手・仕口接合部試験を参考にした<sup>29)</sup>。試験体一覧を表4.4.2-1に示す。ビスは全てシネジック社パネリードⅡ+（軸径4.2mm、ねじ部外径6mm、ねじ部長さ30mm、以下ビスA）または、若井産業ホールディング社xポイントビス（軸径4.2mm、ねじ部外径6mm、ねじ部長さ60mm、以下ビスB）を使用した。試験体数は、1種類につき3体ずつの計36体とした。加力は1000kN横型試験機を用いた単調引張加力で行い、载荷速度は5mm/minとし最大荷重の80%に荷重が低下するまで载荷を行った。加力方法を図4.4.2-1に示す。実験計測位置は、絶対変位、継手間の相対変位を計測した。

表 4.4.2-1 接着あり試験体試験体一覧

No.	試験体名	樹種	種類	継手長さ	継手形状	ビス本数	ビス種類	試験体数 (体)	合計 (体)
				(mm)		(本)			
1	aK350-36A	カラ マツ	A種	350	フィン ガー形状	36	ビスA	3	36
2	aK350-36B						ビスB	3	
3	aK350-44A					44	ビスA	3	
4	aK350-44B						ビスB	3	
5	aK450-44A			450		ビスA	3		
6	aK450-44B					ビスB	3		
7	aR350-36A	ラジ アー タパ イン	350	36		ビスA	3		
8	aR350-36B					ビスB	3		
9	aR350-44A			44		ビスA	3		
10	aR350-44B					ビスB	3		
11	aH350-36A	ヒノキ	集成材	36		36	ビスA	3	
12	aH350-44A						ビスA	3	

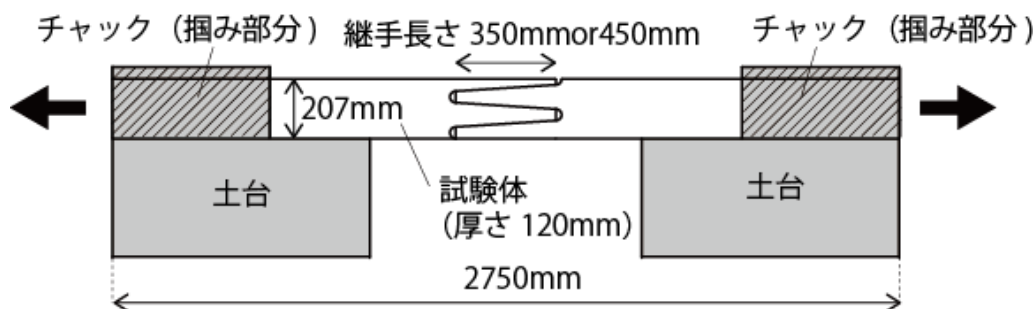


図 4.4.2-1 加力方法

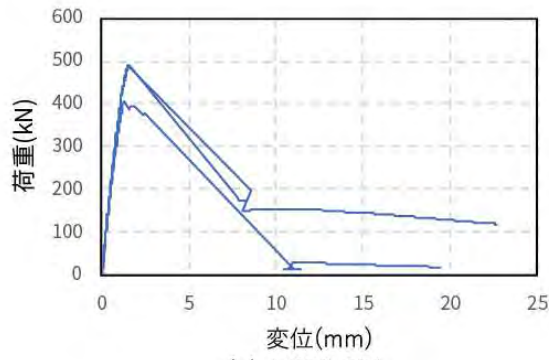


### 4.4.3 実験結果

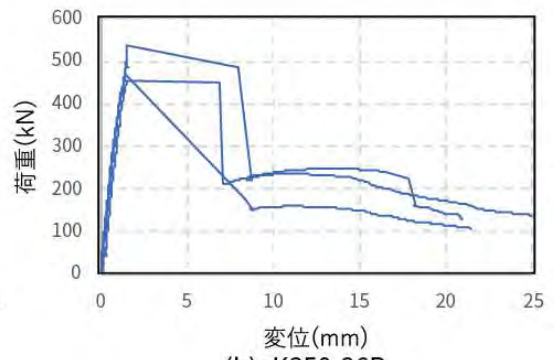
表 4.4.3-1 に実験結果を、図 4.4.3-1 に荷重—変位関係を示す。剛性・降伏耐力の算出方法は、剛性・降伏耐力は、木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載の完全弾塑性モデルによる試験評価方法<sup>26)</sup>に準じた。また、試験体最終破壊性状を図 4.4.3-2 に示す。

表 4.4.3-1 接着あり試験体実験結果

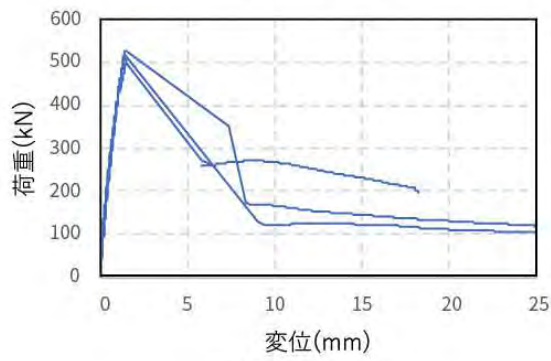
No.	試験体名	n	初期剛性	K平均	標準 偏差	降伏変位	降伏耐力	Py平均	標準 偏差	最大耐力	Pmax平均	標準 偏差	破壊性状
			(kN/mm)	(kN/mm)		(mm)	(kN)	(kN)		(kN)	(kN)		
1	aK350-36A	1	394.5	392.9	5.2	0.76	303.8	278.9	38.0	489.8	462.3	49.2	引張一つ+せん断二面
		2	397.1			0.73	297.7			491.6			引張一つ+せん断二面
		3	387.1			0.59	235.1			405.4			引張二つ
2	aK350-36B	1	315.4	367.0	46.4	—	—	310.9	53.2	455.8	487.6	43.5	せん断三面
		2	380.1			0.89	348.5			537.2			せん断三面+ $\alpha$
		3	405.5			0.63	273.3			469.9			引張一つ+せん断二面
3	aK350-44A	1	444.0	453.3	20.2	0.65	311.4	295.2	20.4	504.4	516.1	11.1	せん断三面+ $\alpha$
		2	439.5			0.61	272.4			517.2			引張二つ+せん断一面
		3	476.5			0.76	301.9			526.5			引張一つ+せん断二面
4	aK350-44B	1	408.4	391.9	52.0	0.65	277.7	271.0	44.2	503.1	485.8	23.1	せん断三面
		2	433.6			0.49	223.8			459.5			せん断三面
		3	333.6			0.91	311.3			494.8			引張一つ+せん断二面
5	aK450-44A	1	517.1	468.5	42.2	0.56	305.1	328.0	53.0	609.7	576.1	29.4	引張+せん断一つ、せん断二面
		2	441.7			0.83	388.7			555.4			せん断三面+ $\alpha$
		3	446.7			0.63	290.4			563.2			せん断三面+ $\alpha$
6	aK450-44B	1	481.3	435.7	40.2	0.59	294.4	290.4	6.8	456.0	510.7	47.6	引張一つ+せん断一面
		2	420.2			0.66	294.2			542.6			せん断三面+ $\alpha$
		3	405.5			0.68	282.6			533.4			せん断三面+ $\alpha$
7	aR350-36A	1	461.0	411.5	48.4	0.68	320.1	303.9	24.1	542.3	515.8	26.7	引張+せん断一つ、せん断二面
		2	408.9			0.75	315.4			516.1			せん断三面+ $\alpha$
		3	364.4			0.74	276.2			489.0			引張+せん断二つ、せん断一面
8	aR350-36B	1	399.0	373.4	38.4	0.52	212.7	284.0	73.6	441.0	515.3	65.5	引張一つ+せん断二面
		2	392.0			0.68	279.6			540.3			引張+せん断一つ、せん断二面
		3	329.2			1.08	359.7			564.6			引張一つ+せん断一面
9	aR350-44A	1	420.5	414.8	10.2	0.76	336.4	343.0	7.6	493.5	538.3	40.3	引張一つ+せん断二面
		2	421.0			0.79	341.4			550.1			引張一つ+せん断二面
		3	403.0			0.86	351.3			571.4			引張二つ
10	aR350-44B	1	370.2	399.7	28.7	0.80	300.5	291.0	16.9	520.0	530.9	11.2	引張一つ+せん断二面
		2	427.4			0.69	301.1			542.5			引張+せん断(片側一、片側三)
		3	401.7			0.65	271.5			530.2			引張一つ+せん断一面
11	aH350-36A	1	405.6	376.7	25.1	0.68	285.4	279.5	36.3	437.8	413.6	32.5	剥離二面+せん断一面
		2	360.0			0.83	312.4			426.2			剥離二面+節引張一面
		3	364.6			0.66	240.6			376.7			剥離三面
12	aH350-44A	1	328.4	343.1	15.2	0.85	282.3	267.3	27.5	426.2	403.7	27.3	剥離一面+節引張一面
		2	342.3			0.82	284.1			411.7			剥離二面+せん断一面
		3	358.7			0.64	235.6			373.4			剥離一面+引張一つ



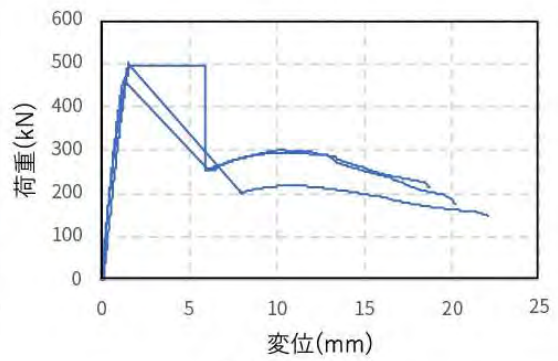
(a)aK350-36A



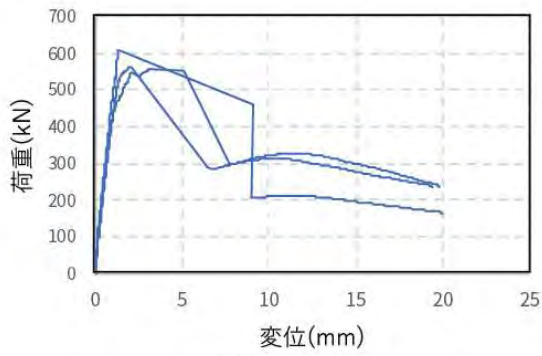
(b)aK350-36B



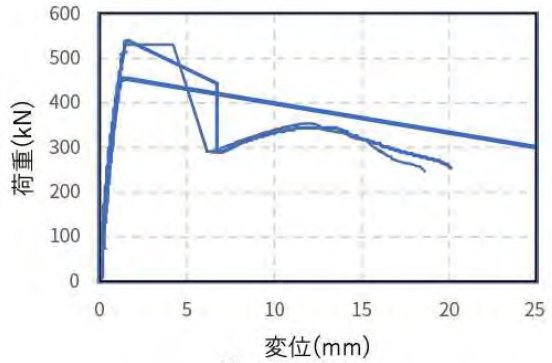
(c)aK350-44A



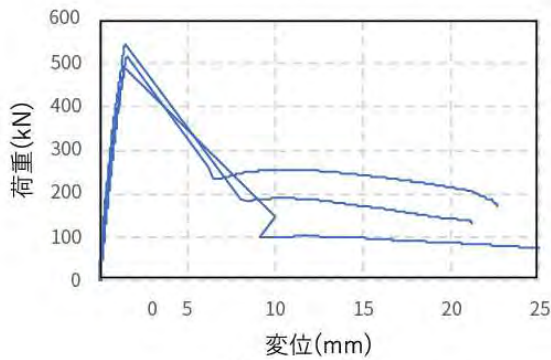
(d)aK350-44B



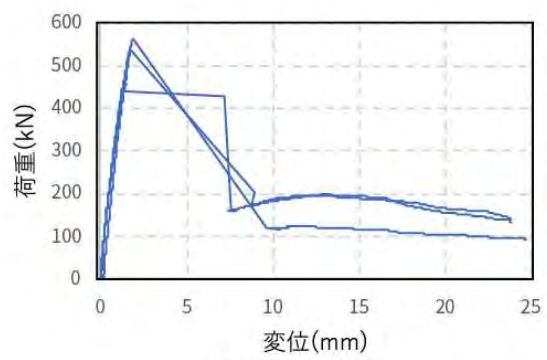
(e)aK450-44A



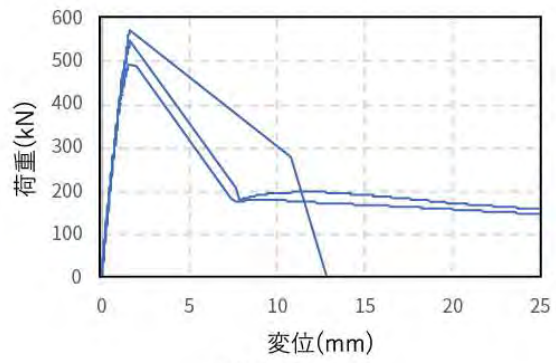
(f)aK450-44B



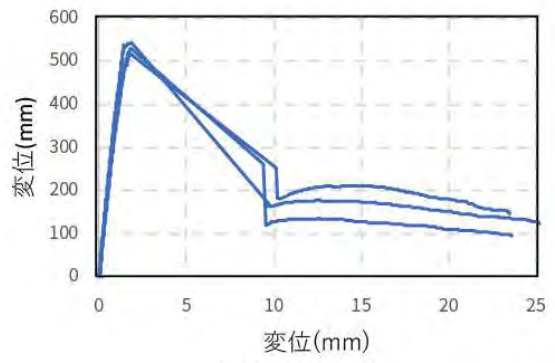
(g)aR350-36A



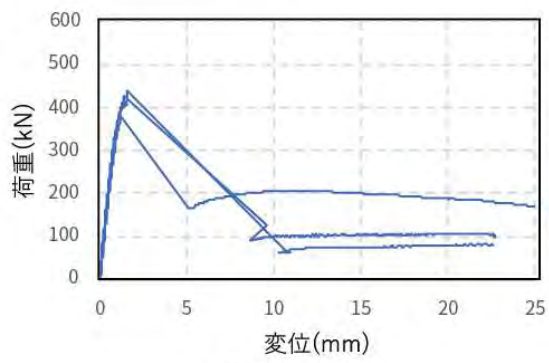
(h)aR350-36B



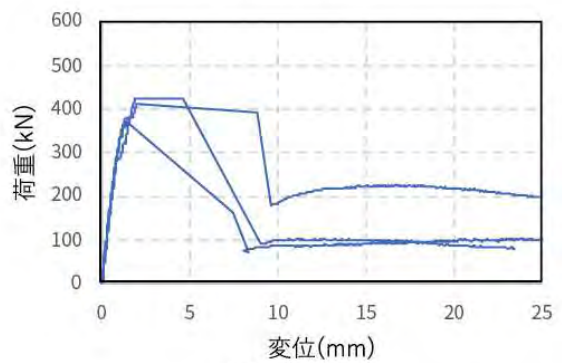
(i)aR350-44A



(k)aR350-44B



(l)aH350-36A



(m)aH350-44A

図 4. 4. 3-1 接着あり試験体荷重－変位関係



(i) 正面図 1

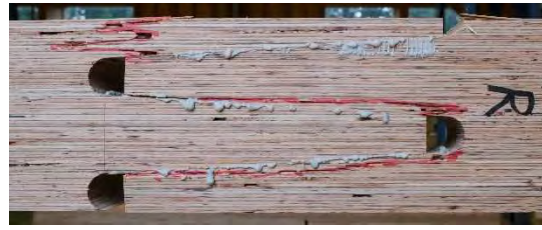


(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(a-1) 試験体 aK350-36A-1 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(a-2) 試験体 aK350-36A-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(a-3) 試験体 aK350-36A-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(b-1) 試験体 aK350-36B-1 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(b-2) 試験体 aK350-36B-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(b-3) 試験体 aK350-36B-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(c-1) 試験体 aK350-44A-1



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2

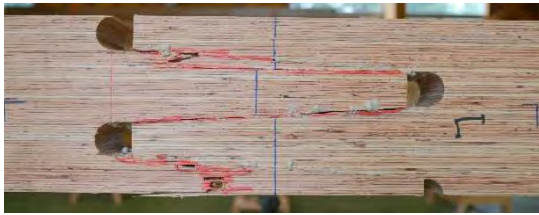


(iii) 側面図ビス位置

(c-2) 試験体 aK350-44A-2



(i) 正面図 1



(i) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(c-3) 試験体 aK350-44A-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(d-1) 試験体 aK350-44B-1 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(d-2) 試験体 aK350-44B-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(d-3) 試験体 aK350-44B-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(i) 正面図



(ii) 正面図 2



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置  
(e-1) 試験体 ak450-44A-1



(iii) 側面図ビス位置  
(e-2) 試験体 aK450-44A-2



(i) 正面図 1



(i) 正面図



(ii) 正面図 2



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置  
(e-3) 試験体 aK450-44A-2 破壊性状



(iii) 側面図ビス位置  
(f-1) 試験体 aK450-44B-1 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(f-2) 試験体 aK450-44B-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(f-3) 試験体 aK450-44B-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(g-1) 試験体 aR350-36A-1 破壊性状



(i) 正面図 1



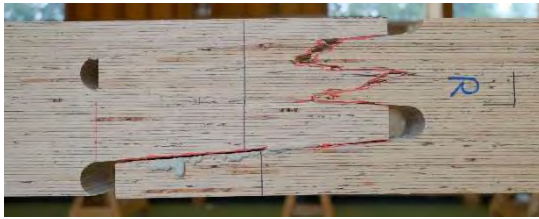
(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(g-2) 試験体 aR350-36-3 破壊性状





(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(g-3) 試験体 aR350-36-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(h-1) 試験体 aR350-36B-1 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(h-2) 試験体 aR350-36B-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(h-3) 試験体 aR350-36B-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

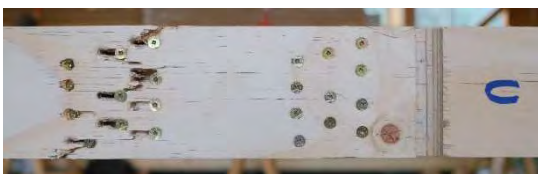
(i-1) 試験体 aR350-44A-1 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(i-3) 試験体 aR350-44A-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(i-2) 試験体 aR350-44A-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(j-1) 試験体 aR350-44B-1 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

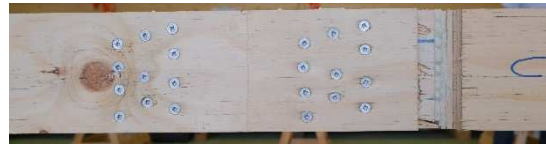
(j-2) 試験体 aR350-44B-2 破壊性状



(i) 正面図



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(j-3) 試験体 aR350-44B-3 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(k-1) 試験体 aH350-36A1 破壊性状



(i) 正面図 1

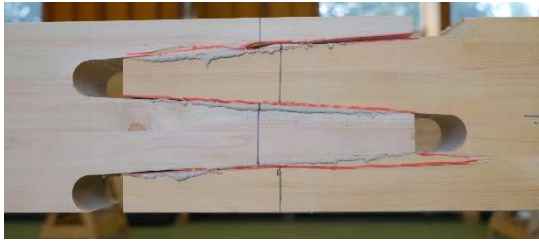


(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(k-2) 試験体 aH350-36A-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(k-3) 試験体 aH350-36A-3 破壊性状



(i) 正面図 1

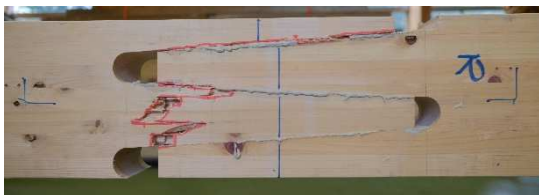


(ii) 正面図 2

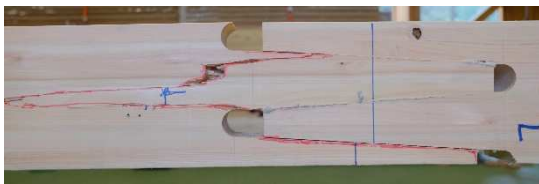


(iii) 側面図ビス位置

(l-1) 試験体 aH350-44A-1 破壊性状



(i) 正面図 1

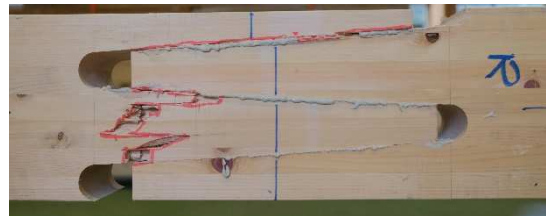


(ii) 正面図 2

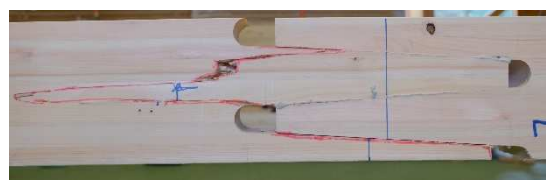


(iii) 側面図ビス位置

(l-2) 試験体 aH350-44A-2 破壊性状



(i) 正面図 1



(ii) 正面図 2



(iii) 側面図ビス位置

(l-3) 試験体 aH350-44A-3 破壊性状

図 4.4.3-2 接着あり試験体破壊性状

## 4.5 本実験考察

以下に、パラメータごとの比較及び中短期基準耐力との考察を行う。

### (1) 接着なし試験体

#### ① 樹種による比較

図 4.5-1 にカラマツ試験体とラジアータパイン試験体の荷重—変位関係の比較を示す。荷重—変位関係より初期剛性・降伏耐力に大きな差異は認められなかったが、ラジアータパイン試験体は割裂が生じにくいために最大耐力がカラマツ試験体に比べ 1.3 倍程度大きい値となった。これにより、最大耐力がビス—継手端距離により決定していることが改めて確認できた。

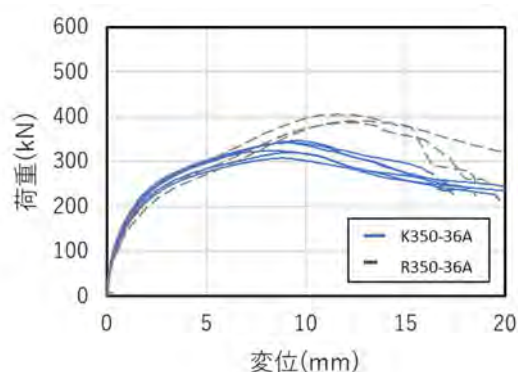


図 4.5-1 樹種による比較

#### ② ラジアータパイン試験体のビス打ち面の違いによる比較

図 4.5-2 に単板面と積層面にビス打ちをした試験体の比較を示す。図 4.3.3-2 の継手ビス内面の破壊性状からもわかるように、積層面にビス打ちをした試験体は、積層部及び積層部付近で割裂が生じやすく、一度生じた割裂線が広がりやすいため、単板面にビス打ちをした試験体よりは最大耐力が低くなった。しかし、弾性域においては積層面にビス打ちをした影響はないため、本継手において積層面にビス打ちをしても問題はないと考える。

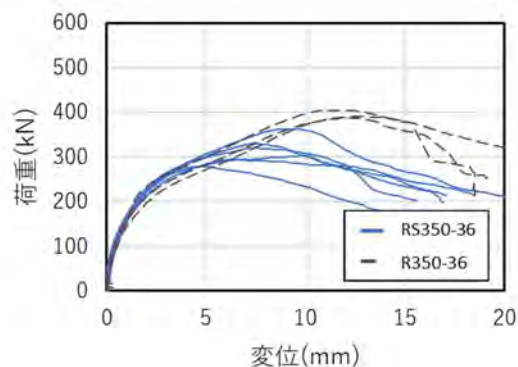
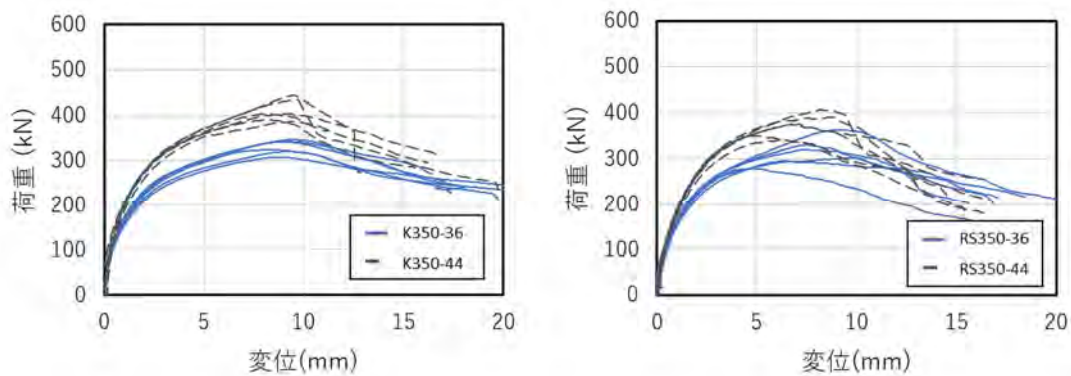


図 4.5-2 ラジアータパイン試験体のビス打ち面の違い

### ③ビス本数による比較

図 4.5-3 に、樹種ごとのビス本数による荷重—変位関係による比較を示す。継手長さが 350mm の場合、ビス本数が 36 本から 44 本へ 1.22 倍増加したことで、初期剛性・降伏耐力・最大耐力が 1.18 倍～1.24 倍程度上昇した。ビス本数を増やしても、ビス間距離・縁距離の影響を受けず剛性・耐力が上昇したことが確認できた。しかし積層面にビス打ちしたラジアータパイン試験体は、荷重低下はビス本数が少ない方が比較的緩やかであった。



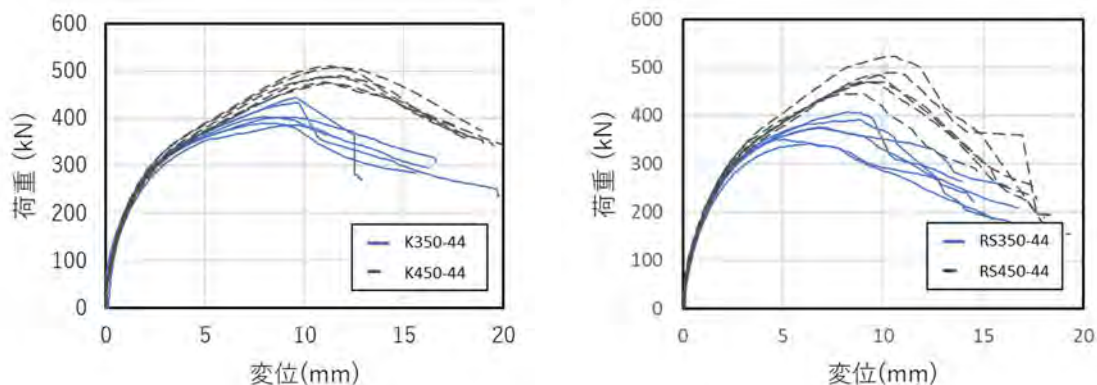
(a) カラマツ試験体

(b) ラジアータパイン試験体

図 4.5-3 ビス本数による比較

### ④継手長さによる比較

図 4.5-4 にビス本数が同じ場合で継手長さが異なる場合の荷重—変位関係の比較を示す。両樹種共に継手長さが長くなると最大耐力が 1.2 倍～1.3 倍上昇する結果となった。継手の最大耐力はビス—継手端部の割裂により決定されるため、端距離が 10mm (ビス軸径  $d$  に対し約  $2.4d$ ) 長くなったことによるものと考えられる。また、両樹種共に初期剛性が継手長さの短い 350mm 試験体が若干大きくなる傾向があったが、図より降伏耐力までの影響はほぼないことから評価方法による影響が大きいと考える。



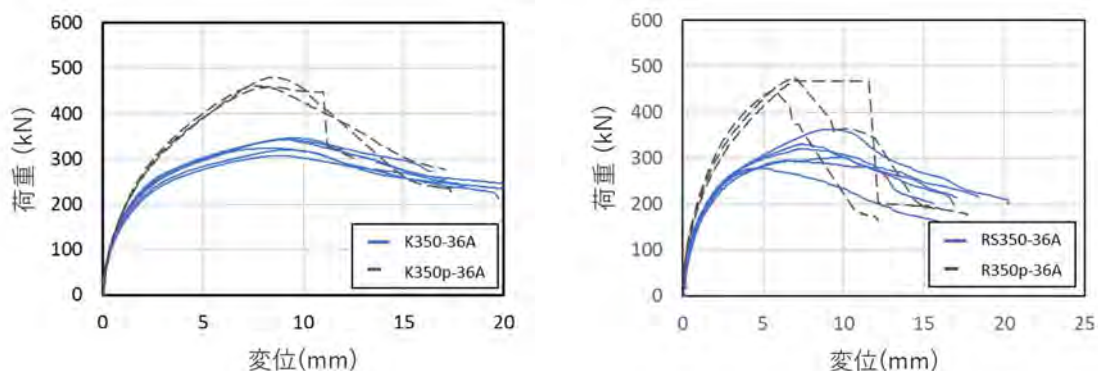
(a) カラマツ試験体

(b) ラジアータパイン試験体

図 4.5-4 ビス本数による比較

### ⑤継手形状による比較

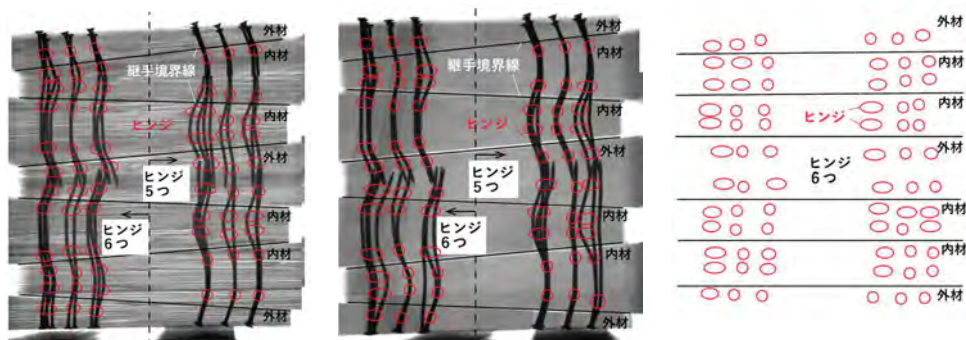
図 4.5-4 に、LFJ 形状と、短冊形状の荷重－変位関係の比較を、図 4.5-5 に x 線透視画像で観察した木材内部のビス最終破壊性状を示す。両樹種共に初期剛性は短冊形状がやや高いが、降伏耐力は 1.27～1.37 倍、最大耐力は 1.41 倍～1.47 倍短冊形状が大きい。また、初期剛性が低下した後の二次剛性が短冊形状の方が高い。荷重低下は LFJ 形状の方が緩やかである。これは図 4.5-5 より、ビスの破壊性状が異なることから、ビスの降伏モードの違いの影響が考えられる。5 章で単一材内で 4 つの降伏モードが想定している。短冊形状の試験体のビス一本あたりのヒンジ数が、外材には 1 つずつ、内材には 2 つずつの計 6 つである。一方 LFJ 形状の試験体は、全ての試験体で材厚が著しく薄い外材のフィンガーでは、曲げヒンジが生じずに木材に回転めり込みが生じヒンジが計 5 つである。テーパーの有無による各ビスの降伏モードの違いが、剛性・耐力に影響を与えたと推察される。(5 章で詳しく論じた) また、LFJ 形状の試験体は、テーパーによる先細りでビス位置毎に材厚が変動し、降伏及び割裂が生じるタイミングが変化した。一方、材厚の変動がなく各ビスの降伏や割裂発生がほぼ一定の短冊形状は、二次剛性が大きい、最大耐力後の荷重低下も急激である。LFJ 形状は一つのビスが降伏・割裂した後も他のビスはまだ降伏耐力に到達しないため、最大荷重後の荷重－変位関係の推移は比較的緩いと推察する。



(a) カラマツ試験体

(b) ラジアータパイン試験体

図 4.5-5 継手形状による比較



(a) 試験体 K350-36A-1

(b) 試験体 RS350-36A-1

(c) 試験体 K350p-36A-1

図 4.5-6 x 線投影機で撮影した継手内部破壊性状ヒンジ数

### ⑥直交層の有無による比較

図 4.5-7 に直交層の有無による荷重—変位関係の比較を示す。直交層があつことにより、若干初期剛性が低くなったが、降伏後もビス位置での割裂が生じないことより荷重が上昇し続け、最大耐力は 1.7 倍程度大きくなり、木材の引張破壊により荷重が急激に低下した。最大耐力の上昇により評価方法から降伏耐力は高く算出されるが、ビスの割裂により荷重が徐々に低下することはなく破壊が脆性的となった。

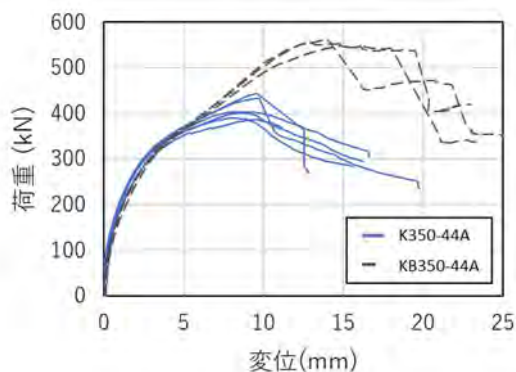
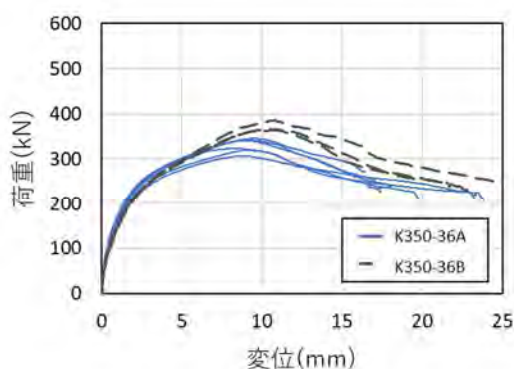


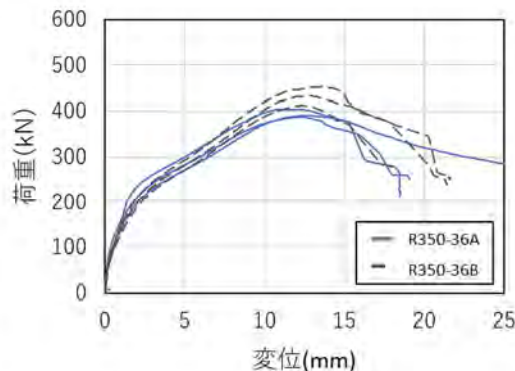
図 4.5-7 直交層の有無による比較

### ⑦ビス種類による比較

図 4.5-8 にビス種類における荷重—変位関係の比較を示す。初期剛性・降伏耐力についてはビス種類における影響は見られなかったが、最大耐力は、ビス B の方が 1.1~1.2 倍、ビス B が大きくなった。最大耐力が大きくなった原因として 3.3 章よりビスのローブ効果による影響と考えられる。三面せん断要素試験と同様、両試験体において荷重—変位関係において二次剛性が大きくなっていることが確認された。



(a) カラマツ試験体



(b) ラジアータパイン試験体

図 4.5-8 ビス種類による比較



#### ⑧ヒノキ集成材について

LVL 試験体とヒノキ集成材の特性値を比較すると剛性・耐力は両 LVL 試験体よりもヒノキ集成材が低い結果となった。また、ヒノキ集成材は材が硬く LVL 材よりも施工時のフィンガーが入りにくいこと、なめらかなため摩擦が起きにくくフィンガー間に隙間が生じやすいことがわかった。一方、これらの影響もビス留めによりビスのせん断面付近では締め付けにより木材の隙間がなくなることから、構造性能上は問題なく使用することが出来る。ヒノキ集成材は、LVL 両樹種よりも割裂の進展しづらいという特徴があり、最大荷重後も緩やかに荷重が低下していき靱性があることが確認された。

## (2) 接着あり試験体

接着剤（コニシパネルボンド KU）を使用した試験体は、試験体パラメータに依存せず、変位 0.5mm～1.0mm で降伏し、降伏後もほぼ剛性が変わらないまま最大耐力に到達した。最大荷重到達直後及び最終破壊性状は、各試験体内でも異なり、様々な性状を示した。破壊の様子を図 4.5-9 に、破壊性状一覧を表 4.4.3-1 に示す。破壊性状一覧から、破壊性状を、(a)引張破壊のみ、(b)引張破壊及びせん断破壊、(c)せん断破壊のみ、(d)剥離破壊及び節付近での引張破壊の 4 つに分類される。

LVL 試験体は、接着面で破壊は生じず、継手断面での引張破壊または、接着面付近の木材のせん断破壊及びそれら両方の組み合わせにより破壊した（破壊性状(a)～(c)）。引張破壊のみのものは、最大荷重後、荷重が 0kN 付近まで低下した後も上昇することはなかった。木材のせん断破壊を生じたものは、破壊後も荷重が 0kN まで低下せず、ビスのせん断により荷重がわずかに上昇した後にビス面での木材の割裂破壊により荷重が再びゆるやかに減少した。

ヒノキ集成材試験体は、LVL 試験体と異なり接着面で剥離が生じた試験体が多かった（破壊性状(d)）。これは、試験体施工の際に、材料が硬く継手同士が噛み合いにくかったことにより、接着の圧縮が十分にできていなかったことが原因と考えられる。LVL 試験体では剥離はなかったが、今後施工方法について再検討する必要がある。

剛性・耐力については、各試験体内でも大きくばらつく結果となった。これは、破壊性状の違いによる最大耐力のばらつきの影響が大きいと考えられる。ヒノキ集成材試験体は、接着面での剥離が生じたため LVL 試験体よりも最大耐力が小さくなった。また、継手長さが 450mm の試験体は、350mm の試験体に比べ、木材のせん断長さが長い分、耐力が大きくなる傾向があると考えられる。

ラジアータパイン試験体とカラマツ試験体では、ラジアータパイン試験体の最大耐力が大きくなる結果となった。ビス種類及びビス本数による剛性・耐力への影響は認められなかった。

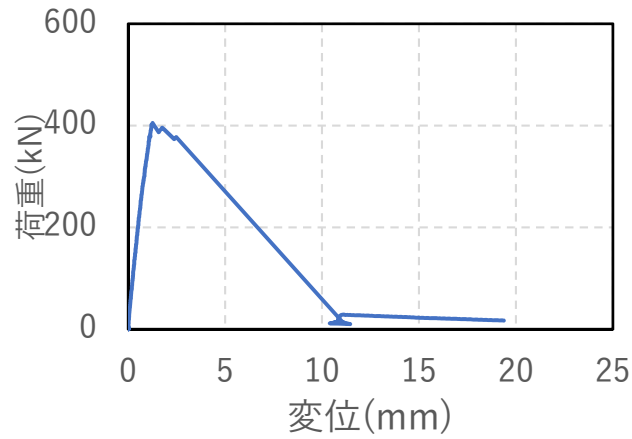
本施工方法では破壊性状をコントロールすることが出来なかった。これは、断面の寸法より、継手の引張破壊を生じる耐力とせん断破壊が生じる耐力を概ね一致したことによるものと考えられる。しかし、破壊後の性状を考慮すると継手の接着面近くの木材でせん断破壊を起こす性状が破壊後にビスのせん断により荷重を負担できるため破壊後の靱性に効果的である。よって、接着量をコントロールする等引張破壊を起こさずせん断破壊を生じる方法を考案すべきだと考える。



(a-1) 継手側面図



(a-2) 継手正面図



(a-3) 荷重—変位関係

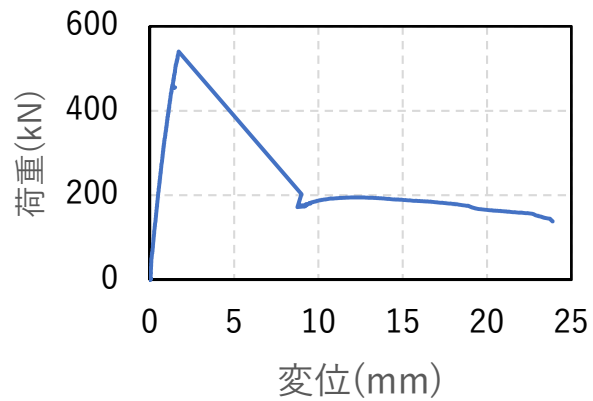
(a) 引張破壊のみ (試験体 aK350-36A-3)



(b-1) 継手側面図



(b-2) 継手正面図

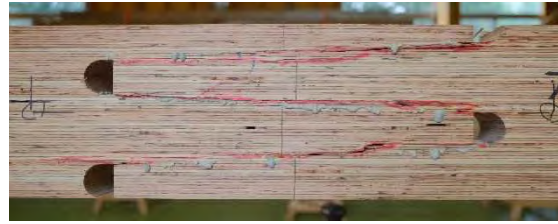


(b-3) 荷重—変位関係

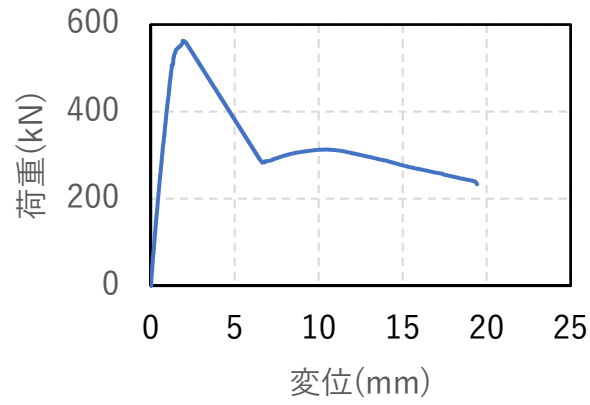
(b) 引張破壊及びせん断破壊 (試験体 aR350-36B-2)



(c-1) 継手側面図

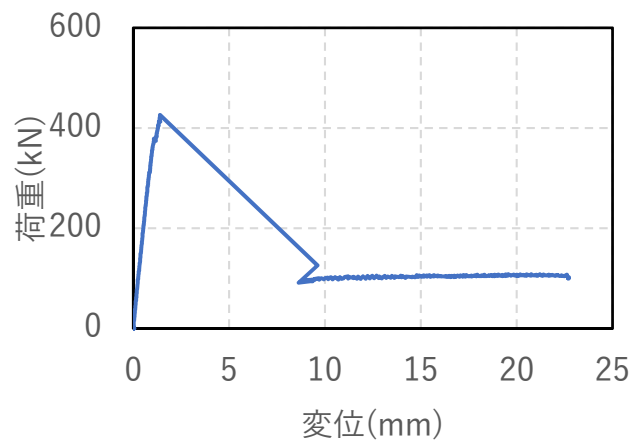
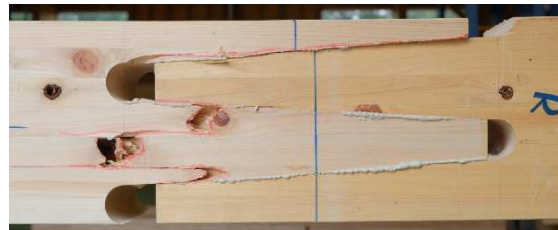


(c-2) 継手正面図



(c-3) 荷重—変位関係

(c) せん断破壊のみ (試験体 aR350-36B-2)



(d-3) 荷重—変位関係

(d) 剥離及び引張破壊 (試験体 aH350-36A-2)

図 4.5-9 破壊性状別破壊性状

### (3) 接着あり試験体と接着なし試験体の比較

接着あり試験体と接着なし試験体を比較する。接着あり試験体の剛性を接着なし試験体の断面に換算し、同仕様の試験体の初期剛性を比較すると接着あり試験体は接着なし試験体よりも、4.7倍～7.0倍程度大きくなる結果となった。接着あり試験体はばらつきが大きかったが全ての試験体において剛性が上昇することを確認できたため、本施工方法で接着をすることで継手の剛性が必ず上昇することが確認出来た。一方で最大耐力後に脆性的な破壊が生じ、破壊性状によっては0kN付近まで荷重が低下することから、接着なし試験体の、ビスの割裂により靱性があるというメリットを生かすためには、最大耐力後にビスのせん断性能で靱性を確保できるような工夫が必要であると考えられる。

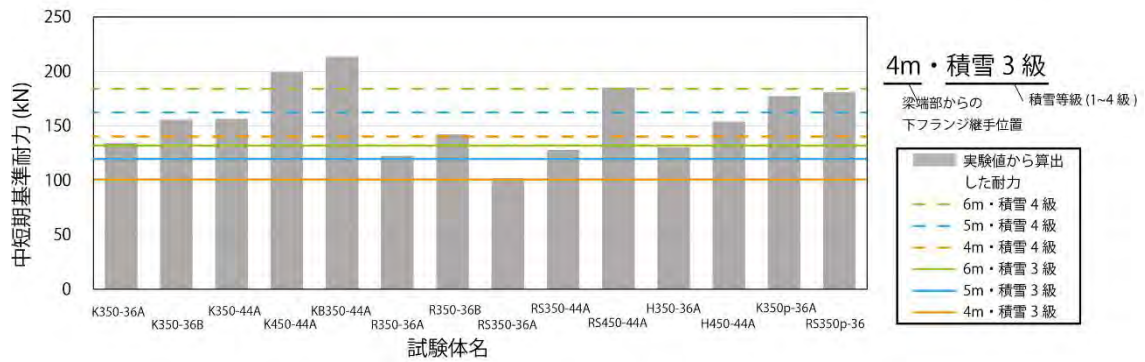
#### (4) 中短期基準耐力との比較

木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載の試験方法と評価方法に準じ、本試験接着なし試験体実験結果の (a)降伏耐力  $P_y$  または (b)最大荷重の  $2/3$  の平均値に、それぞれのばらつき係数を乗じて算出した値のうち小さいものを短期許容耐力とし、中短期許容耐力を求めた結果を表 4.5-1 に示す。また、表 4.5-1 の結果と、継手必要耐力との比較を行ったものを図 4.5-10 に示す。ただし、現場接着における耐力については現状の規準<sup>31)</sup>では評価されないため、接着なし試験体のみについて算出を行った。

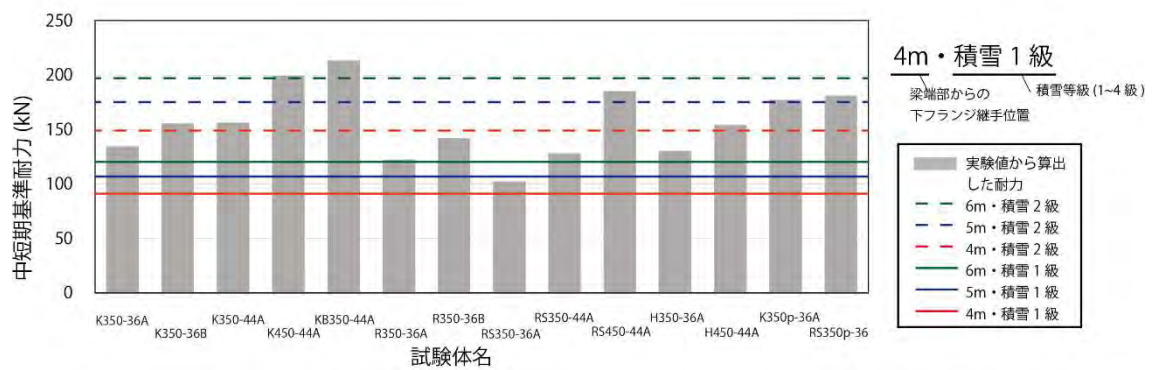
表 4.5-1 より、本継手の中短期基準耐力は全て (a)降伏耐力で決定した。また、図 4.5-10 より、全ての試験体について最低目標であった梁端部からの継手位置  $4m$ ・積雪等級 3 級での中短期基準耐力  $102kN$  を満たすことを確認した。特に継手長さの長い試験体については、評価方法により降伏耐力が高くなることから、梁端部からの継手距離や積雪等級が大きくなって基準を満たしているものが多い。積層方向にビス打ちしたラジアータパイプ試験体は、最大耐力が低かったため評価方法により目標耐力  $102kN$  とほぼ同様の値となった。

表 4.5-1 中短期基準耐力

No.	試験体名	試験体数	ばらつき 係数 $k$	(a)降伏耐力 (短期)	(b)最大耐力 の $2/3$ (短期)	中短期基 準耐力
		(体)		(kN)	(kN)	
1	K350-36A	6	2.336	168.10	196.07	134.48
2	K350-36B	3	3.152	194.48	222.86	155.59
3	K350-44A	6	2.336	195.38	236.67	156.30
4	K450-44A	6	2.336	249.18	303.66	199.34
5	KB350-44A	3	3.152	266.93	355.20	213.55
6	R350-36A	3	3.152	153.05	243.12	122.44
7	R350-36B	3	3.152	177.79	245.78	142.23
8	RS350-36A	6	2.336	226.34	282.58	102.22
9	RS350-44A	6	2.336	159.95	210.59	127.96
10	RS450-44A	6	2.336	231.48	279.02	185.19
11	H350-36A	3	3.152	162.86	180.63	130.29
12	H450-44A	3	3.152	192.45	282.56	154.04
13	K350p-36	3	3.152	221.64	264.76	177.31
14	RS350p-36	3	3.152	226.34	282.58	181.07



(a) 負担幅 0.91m



(b) 負担幅 1.82m

図 4.5-9 継手必要耐力との比較

## 第五章

### 継手設計式の提案



## 5.1 三面せん断耐力推定式

本継手の概要を改めて図 5.1-1 に示す。LFJ の両側面から打つ長ビスにより、応力を伝達する三面せん断接合となっている。しかし、長ビスを用いた多面接合に関する研究<sup>21)22)</sup>は実験による荷重変形挙動の把握に留まっており、接合部の剛性や耐力の理論的な推定式を誘導することが今後の課題である。また、本ボックスビームの設計においてつぎてを設ける場合、継手の降伏耐力を推定することは非常に重要となる。そこで、EYT（ヨーロッパ型降伏理論）式<sup>32)</sup>を基に三面せん断耐力の推定を行った。

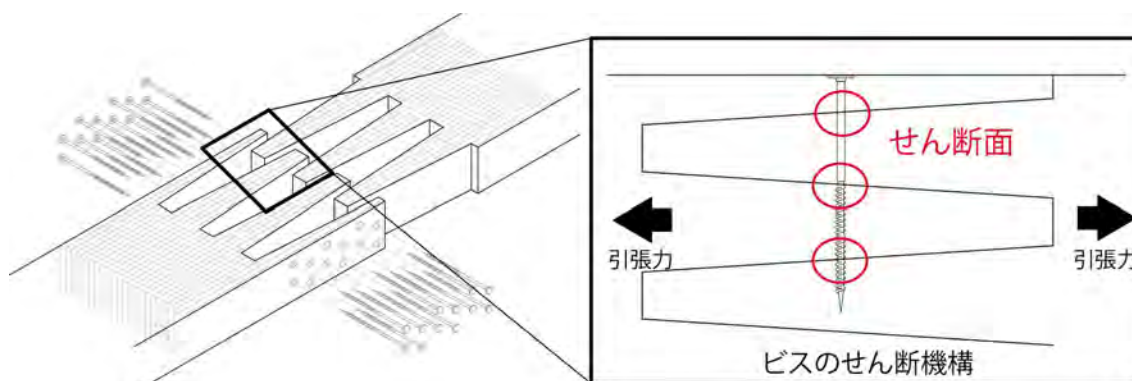


図 5.1-1 ボックスビーム下フランジ継手概要

### (1)EYT 式及び適用範囲

ティンバーメカニクス木材の力学理論とその応用に記載されているヨーロッパ型降伏理論<sup>33)</sup>によると、EYT の基本的な考え方として、まず木材及び接合具の降伏形態について可能な組み合わせ（降伏モード）をすべて想定し、それぞれについて力のつり合い条件のみから降伏耐力を推定する。図 5.1-2 に、現在 YET 式で提唱されている材料の降伏モードを示す。その後、計算された値のうち最も小さいものを接合部の降伏耐力とし、該当する降伏モードをその接合部の降伏モードとする。

現在、一面せん断、二面せん断については EYT 式により理論式が確立されている。二面せん断は、対称軸で分割することにより一面せん断接合形式と同様に扱うことができるとし、降伏モードを推定している。

そこで、筆者は三面せん断接合についても材料モードを増やし、対称点で分割することにより、降伏モードを推定できるのではないかと考えた。

なお対称点を設けるにあたり、今回は材厚が全て等しい場合を適応範囲に想定している。また、接合具はボルトまたはドリフトピンのような、同じ樹種を用いて、かつ材厚及び接合径が全て同じであることを前提とする。

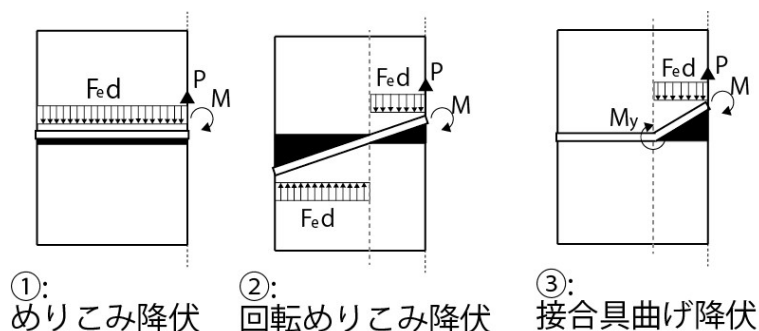


図 5.1-2 材料の降伏モード

### (2) 三面せん断接合の対称点

図 5.1-3 のような木材一木材 3 面せん断を想定する。このとき内層材間のせん断面接合具位置を中心点とし、点対称の機構であることから降伏モードも点対称と考えられる。よって、中心点から左半分のモードについて検討することとした。

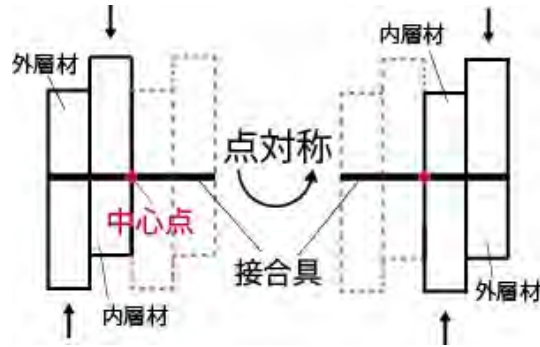


図 5.1-3 三面せん断接合の点対称性

### (3) 三面せん断接合降伏モードの推定

三面せん断接合の場合の想定される単一材内での降伏モードを図 5.1-4 に示す。既往の材料降伏モードの他に三面せん断では、mode4 のような、単一材内の 2 点で接合具が降伏するモードが想定される。また、mode4 は外層材ではなく、内層材（せん断力が単一材内の両側で働く材）のみで生じる可能性のあるモードであるため、図 5.1-5 のような外層材 3 種類の降伏モード×内層材 4 種類の降伏モード=12 種類のモードが考えられる。これらのうち、対称点での接合具のモーメントのつり合いが成り立たないモード及びモードが重複されるものを省くと、表 5.1-1 のような 5 種類のモードが考えられる。

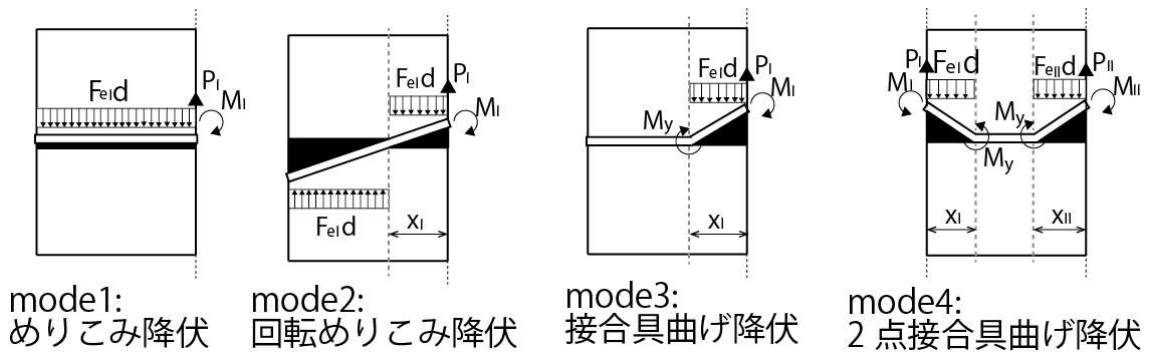


図 5.1-4 単一材内の降伏モード

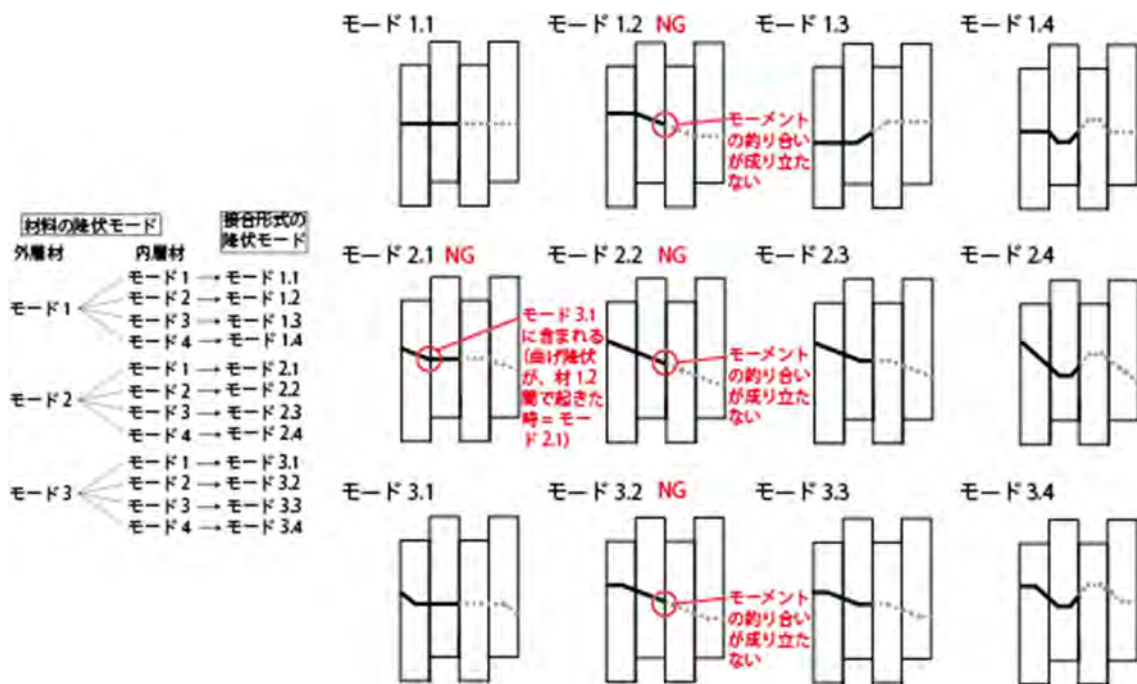


図 5.1-5 三面接合形式降伏

表 5.1-1 三面せん断接合降伏モード

mode1.1	mode1.3	mode2.4	mode3.1	mode3.4

#### (4) 三面せん断耐力の推定

(3)より導出された三面せん断接合降伏モードの耐力を力のつり合い条件から算出する。接合具端部におけるモーメントのつり合いは以下の通りである。それらの組み合わせから、計算し算出したそれぞれのモードにおける三面せん断耐力を、表 5. 1-2 に示す。

##### (i) めりこみ降伏

$$\begin{cases} P_i = F_{ei} d t_i \\ M_i = \frac{1}{2} F_{ei} d t_i^2 \end{cases} \quad (\text{式 5. 1-1})$$

##### (ii) 回転めりこみ降伏

$$\begin{cases} P_i = F_{ei} d (2x_i - t_i) \\ M_i = \frac{1}{2} F_{ei} d (2x_i^2 - t_i^2) \end{cases} \quad (\text{式 5. 1-2})$$

##### (iii) 接合具の曲げ降伏

$$\begin{cases} P_i = F_{ei} d x_i \\ M_i = \frac{1}{2} F_{ei} d x_i^2 - M_y \end{cases} \quad (\text{式 5. 1-3})$$

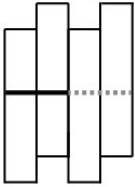
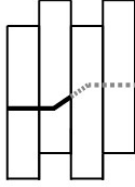

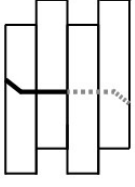
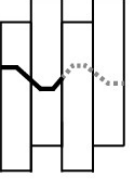
##### (iv) 2点接合具の曲げ降伏

$$\begin{cases} P_i + P_{ii} = (F_{ei} d x_{ii} + F_{ei} d x_{ii}) \\ M_i = \frac{1}{2} F_{ei} d x_i^2 - M_y \\ M_{ii} = \frac{1}{2} F_{ei} d x_{ii}^2 - M_y \end{cases} \quad (\text{式 5. 1-4})$$

ただし、

$i$	: 材料番号
$P_i$	: 材料 $i$ のせん断面におけるせん断荷重 (N)
$F_{ei}$	: 材料の面圧強度 (N/mm <sup>2</sup> )
$d$	: 接合具径 (mm)
$t_i$	: 材料厚さ (mm)
$M_i$	: 材料 $i$ のせん断面におけるモーメント (Nmm)
$x_i$	: せん断面から回転中心・曲げ降伏点までの距離
$M_y$	: 接合具の降伏曲げモーメント (Nmm)

表 5.1-2 三面せん断耐力式

mode1.1	mode1.3	mode2.4	mode3.1	mode3.4
				

$$P_y = \min \left\{ \begin{array}{l} \text{mode1.1: } P_{1.1} = 2F_e dt \\ \text{mode1.3: } P_{1.3} = F_e dt + \sqrt{2M_y F_e d} \\ \text{mode2.4: } P_{2.4} = \frac{2}{3} F_e d \left( \sqrt{\frac{5}{2} t^2 + \frac{8M_y}{F_e d}} - 2 \sqrt{\frac{2M_y}{F_e d}} t + 2 \sqrt{\frac{2M_y}{F_e d} - \frac{t}{2}} \right) \\ \text{mode3.1: } P_{3.1} = \sqrt{2M_y F_e d} + F_e dt \\ \text{mode3.4: } P_{3.4} = \frac{6}{5} \sqrt{2M_y F_e d} + \frac{3}{5} \sqrt{18M_y F_e d} \end{array} \right.$$

ただし、降伏耐力  $P_y(N)$ 、材料の面圧強度  $F_e(N/mm^2)$ 、ビス径  $d(mm)$ 、材幅  $t(mm)$ 、接合具の降伏曲げモーメント  $M_y(Nmm)$

## (5) 実験値との比較

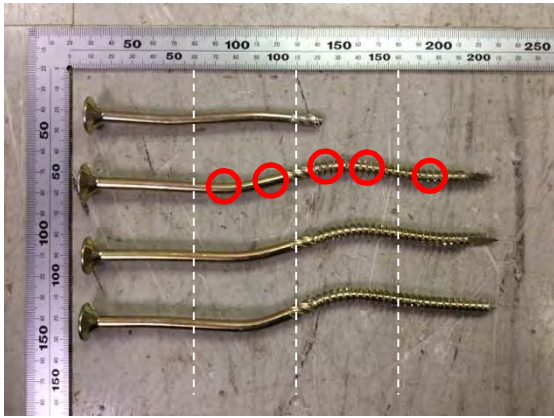
今回導出した結果について、3.3章で行った実験結果との比較を行う。3.3章で行った試験体も材厚が全て50mmと等しくなっている。実験ではビスを用いているため、ねじ部で接合具径が異なり、またねじ先端部及び頭部形状の影響も考えられるが、今回においてはその影響を考慮しない場合を想定し比較をした。

また、3.3章では、ラジータパイプ試験体の積層面にビス打ちした試験体もあるが、今回は積層面にビス打ちした試験体では比較は行わない。3.3章の試験体タイプの違いはビス間距離・端距離が異なるため、降伏モードとして同じ試験体は試験体No.を同じとした。

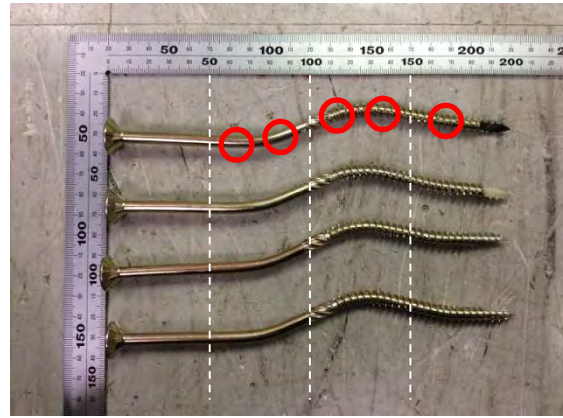
### ①破壊性状とモードの比較

実験後のビス破壊性状を図5.1-6に示す。図5.1-6は、最終加力後に解体したビスをそれぞれ撮影したものである。

最終破壊後のビス変形性状は樹種・端距離・ビス間距離による影響は少なく、ビス径による差異が目立った。また、ビス位置ごとに破壊性状が異なることもなかった。ビス径4.2mmのビスは全ての試験体においてヒンジが6箇所あり、mode3.4と同様の傾向であったのに対し、ビス径5.8mmの試験体はビス頭側の材でヒンジは確認されず、ヒンジが計5つとなった。これは、ビスSはねじ部長さが90mmあるため、ねじ部の材においては、谷径が軸径よりも小さいことによりビスの曲げ降伏モーメント $M_y$ が小さくなったため、ねじ部で降伏が起きたと考えられる。推定した降伏モードでは軸径が全て等しいことを想定しているため、破壊性状が異なると考えられる。



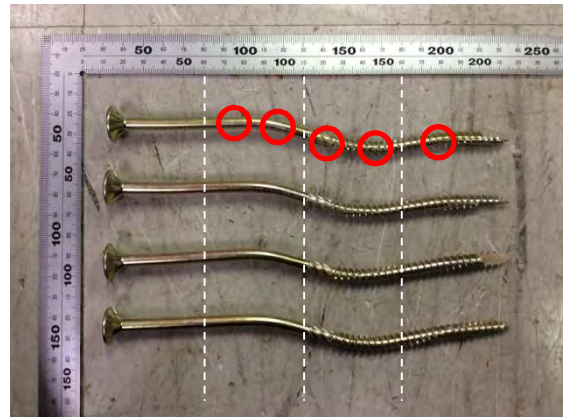
(a-1) a3K-S-1



(a-2) a3K-S-2



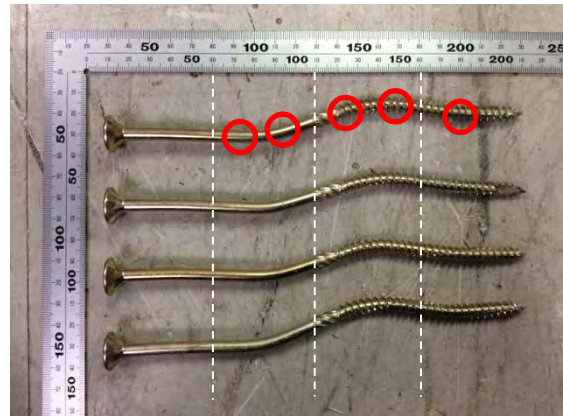
(a-3) a3K-S-3



(a-4) a3K-S-4

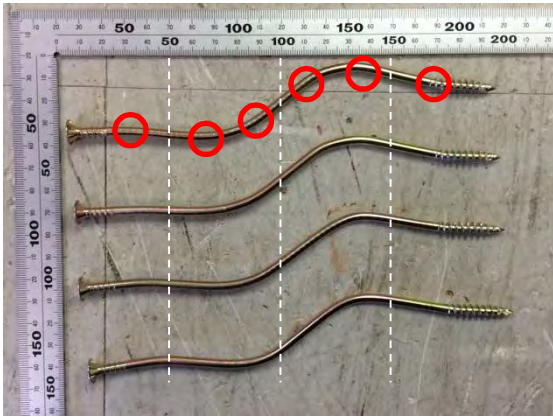


(a-5) a3K-S-5

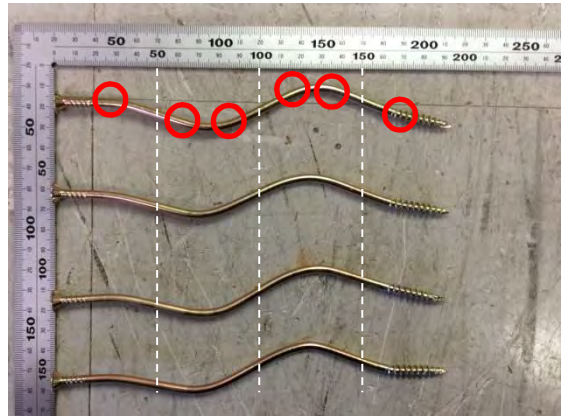


(a-6) a3K-S-6

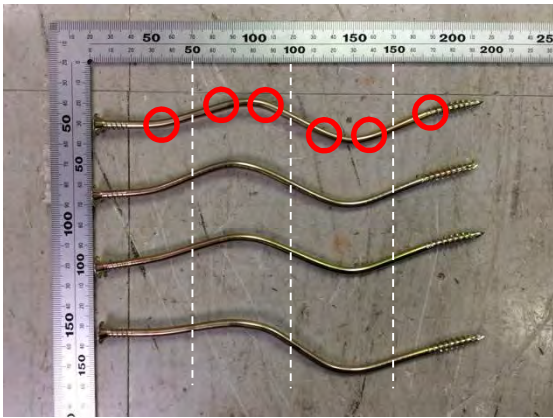
(a) 試験体 a3K-S 破壊性状



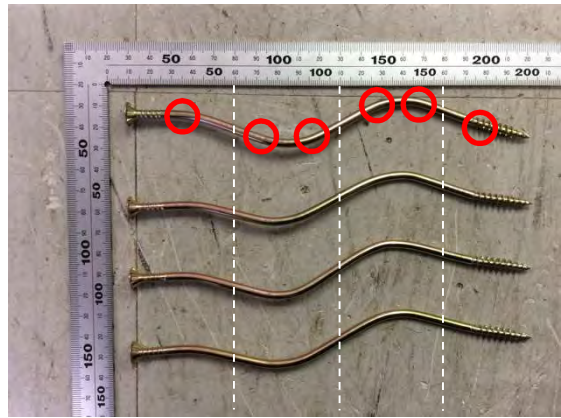
(b-1) a3K-A-1



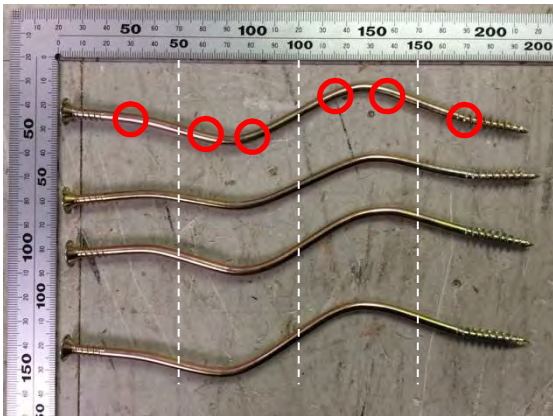
(b-2) a3K-A-2



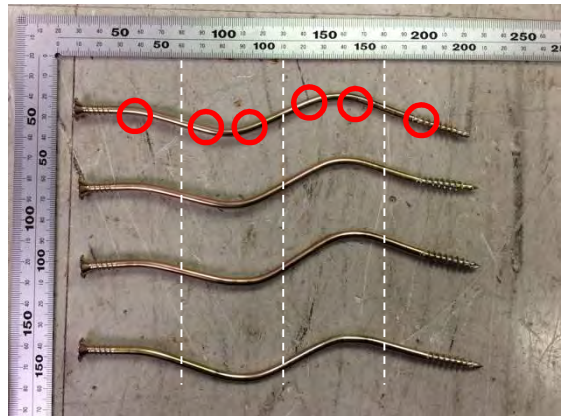
(b-3) a3K-A-3



(b-4) a3K-A-4



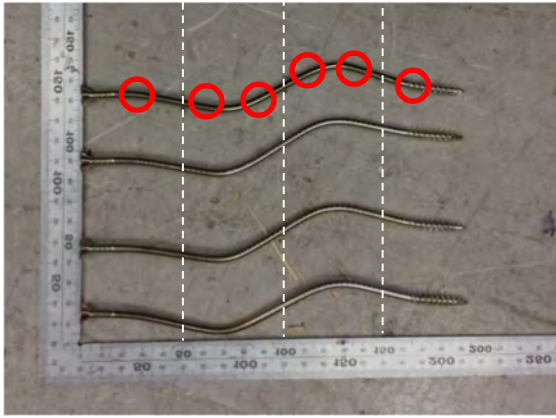
(b-5) a3K-A-5



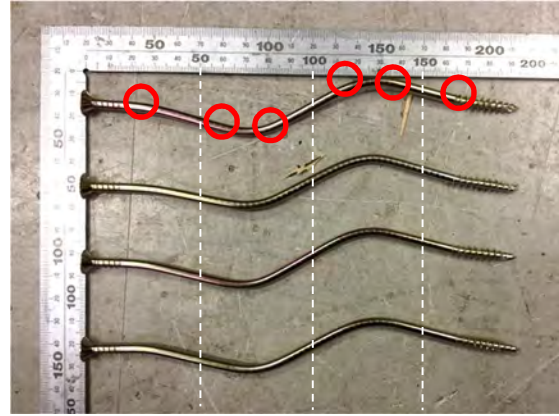
(b-6) a3K-A-6

(b) 試験体 a3K-A 破壊性状

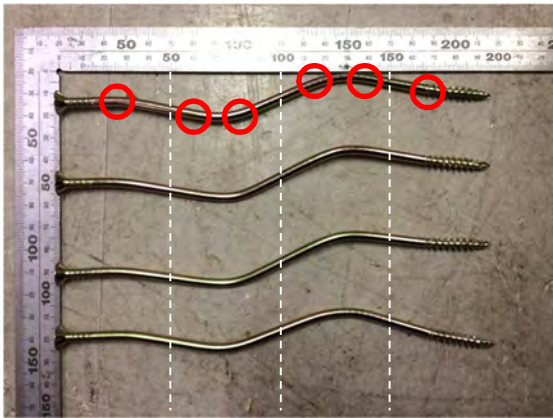




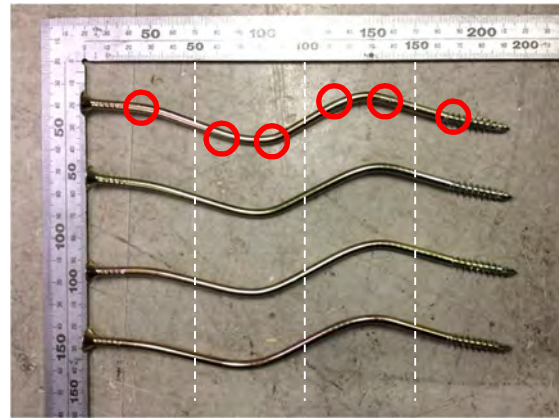
(c-1) a3R-A-1



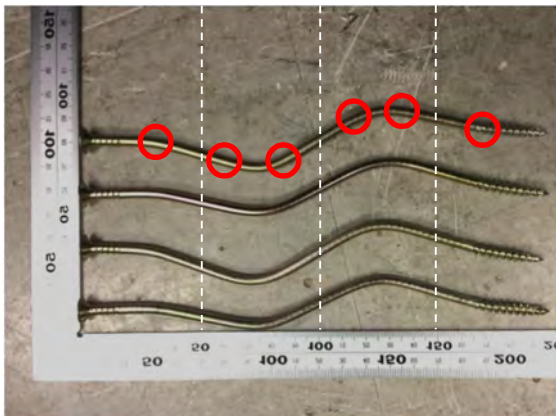
(c-2) a3R-A-2



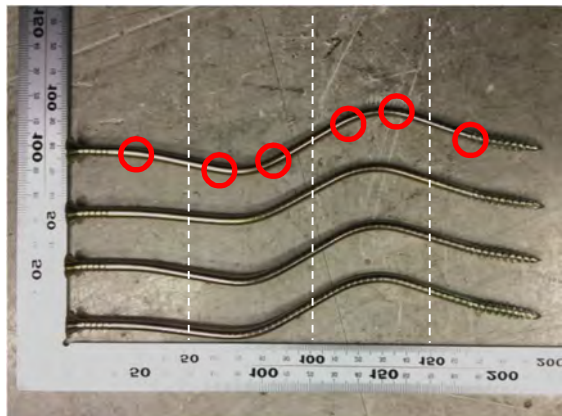
(c-3) a3R-A-3



(c-4) a3R-A-4



(c-5) a3R-A-5

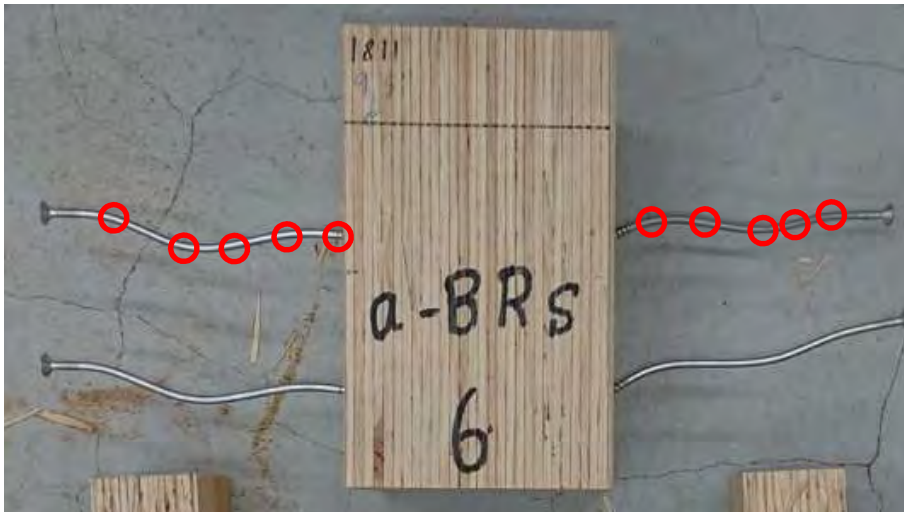


(c-6) a3R-A-6

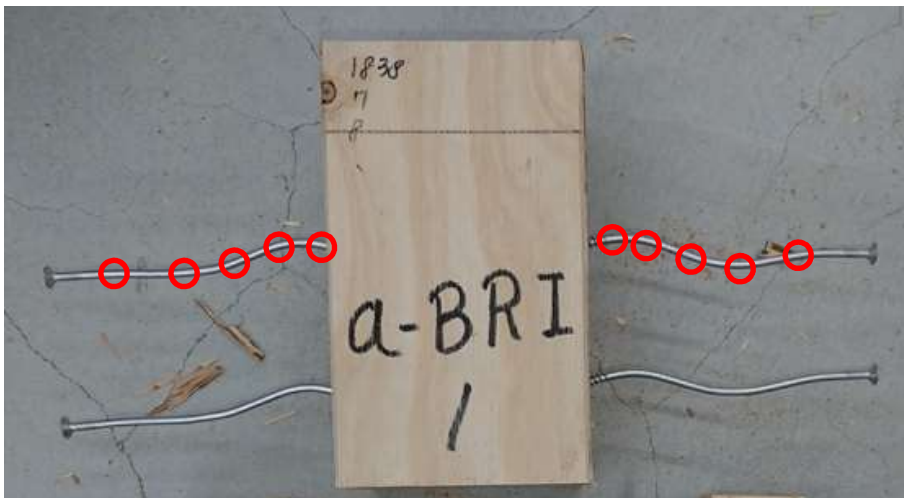
(c) 試験体 a3R-A 破壊性状



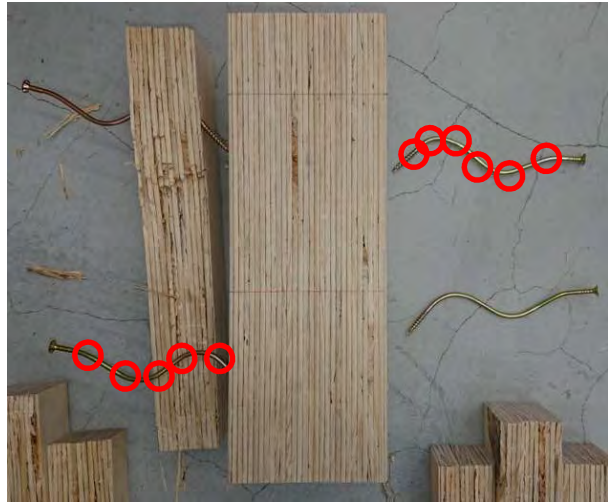
(d) a3K-B-1 破壞性狀



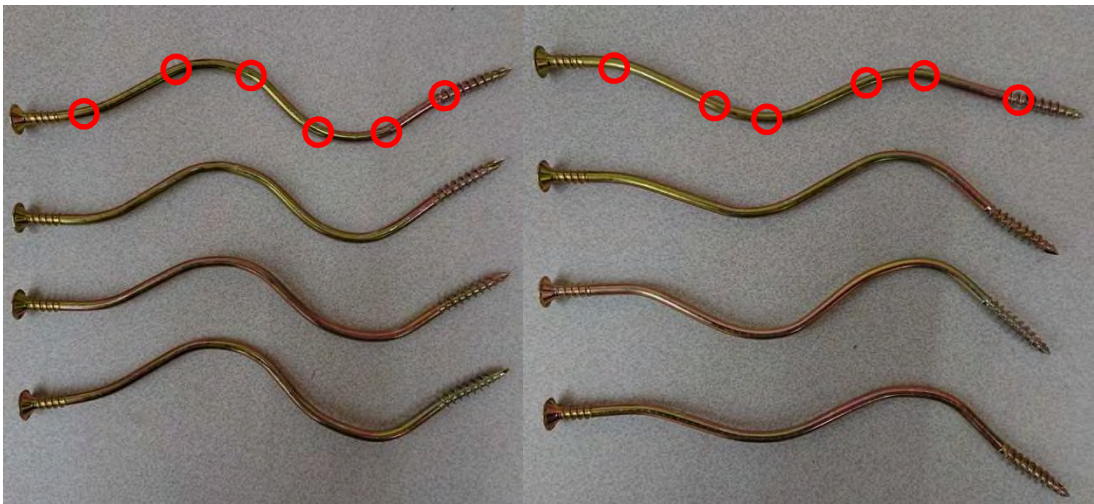
(e) a3R-B-6 破壞性狀



(f) a3RS-B-1 破壞性狀



(g) b3R-A-1 破壊性状



(h) b3K-A-1 破壊性状

(i) b3RS-A-1 破壊性状



(j) c3RS-A-1 破壊性状



(j) c3K-A-1 破壊性状

図 5.1-6 ビス破壊モード

## ②実験値と計算値

表 5.1-6 に、実験結果との比較を、図 5.1-3 に、実験値と理論値を散布図を示す。EYT 式では、図 5.1-4 のように木材（木質材料）と接合具を完全剛塑性体とみなし、材料が降伏に至るまでは変形を生じず、降伏後は完全塑性体としてふるまうものとする。接合部の降伏点評価方法として日本で主に用いられている木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載の完全弾塑性モデルによる試験評価法（Bi-Linear）では、二次剛性(0.4Pmax-0.9Pmax)の剛性も考慮し算出されているため EYT 式との比較が正しく行えるかは判断できない。そこでこの方法以外に、ASTM に記載されている、剛性の傾きが変化し始める比例限度荷重を、接合具径の 5%の分量だけ移動させた直線と荷重-変位曲線の交点から降伏点を求める 5%オフセット法)による評価方法の 2 種類で比較を行った。表 5.1-6 の(a)には、Bi-Linear 法を、(b)は 5%オフセット法で算出した値をそれぞれ示す。

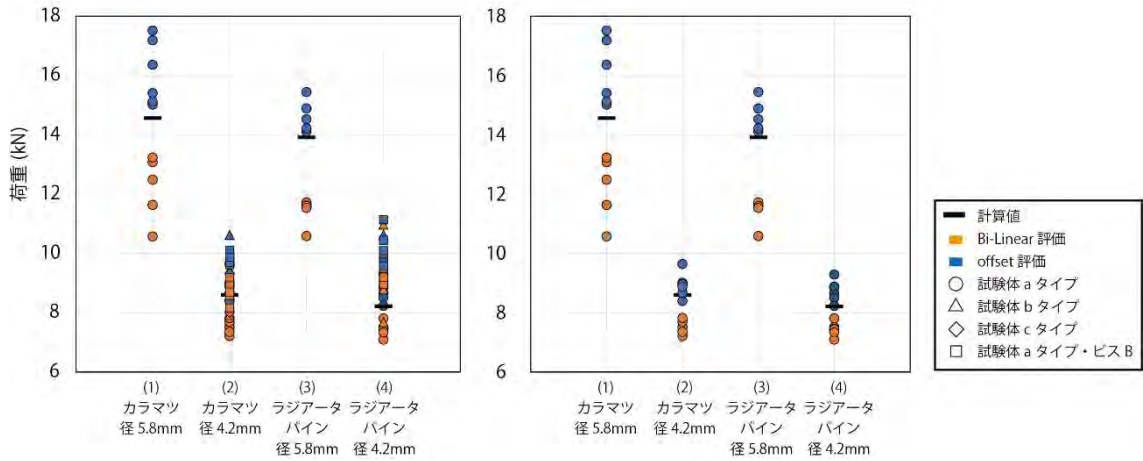
表 5.1-6 より、Bi-linear による評価法では、計算値に比べ実験値が小さくなる傾向があるのに対し、5%offset 法では全ての試験体において実験値の方が大きくなった。どちらの評価方法においても計算値が実験値の 0.83 倍～1.18 倍と概ね精度よく推定できていると考える。ビス径 4.2mm のビスもビス径 5.8mm のビスの計算結果はどちらも mode3.4 で降伏した。ビス径 4.2mm については実験のビス破壊性状と完全に一致した。ビス径 5.8mm についてはねじ部の影響により軸径が全て等しいと仮定した降伏モードとは異なる変形性状となっている。

図 5.1-3(b)より、試験体タイプ a でみるとボルトの接合具間隔を参考にした試験体で概ね計算値と実験値が一致する結果となった。が Bi-linear に基づき評価した方法では実験値が小さく算出される傾向にあると考える。図 5.1-3(c)試験体タイプごとの比較を示す。これより、両樹種共に試験体タイプ b, c はビス間距離が大きくなったことによりビス位置での割裂線がつながりにくくなったことで最大耐力が上昇し、計算値により近い降伏耐力となった。また、図 5.1-3(d)にビス A とビス B の比較を示す。両樹種共にビス B の方がビス A よりも降伏耐力が大きい。これは要素試験よりねじ部長さの違いによるロープ効果の影響と考える。ロープ効果により降伏後の二次剛性が高くなるため降伏耐力も高く算出されやすい。本推定式では、ねじ部のロープ効果による影響は考慮していないため、ビス A の方が計算値により近いモデルの実験結果であると考えられる。

表 5.1-6 三面せん断試験実験結果との比較

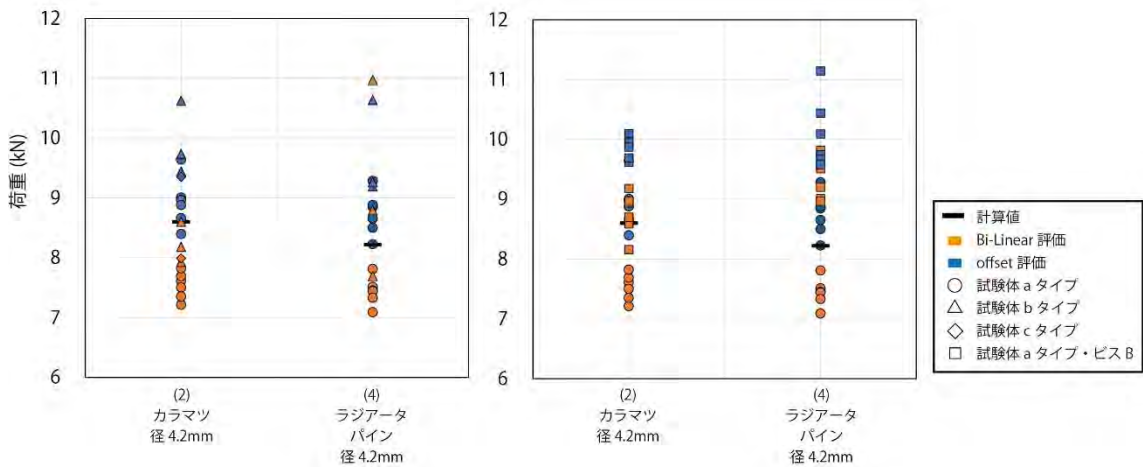
No.	試験体名	樹種	試験 体タイプ	ビス	降伏耐力			(a)実/計	(b)実/計
					(a)Bi-linear実験値	(b)0.5%実験値	計算値		
					(kN)	(kN)	(kN)		
1	a3K-S	カラ マツ	a	S	12.10 (1.01)	16.10 (1.08)	14.56	0.83	1.11
2	a3K-A			A	A	7.53 (0.22)		8.93 (0.42)	8.60
	b3K-A		b		8.24 (0.34)	9.93 (0.61)	0.96	1.15	
	c3K-A		c		7.99 -	9.35 -	0.93	1.09	
	a3K-B		a	B	8.76 (0.36)	9.82 (0.19)	1.02	1.14	
3	a3R-S	ラジ アー タパ イン	a	S	11.45 (0.43)	14.67 (0.50)	13.91	0.82	1.05
4	a3R-A			A	A	7.44 (0.43)		8.73 (0.36)	8.22
	b3R-A		b		9.15 (1.67)	9.69 (0.81)	1.11	1.18	
	a3R-B		a	B	9.35 (0.34)	10.11 (0.60)	1.14	1.23	

※ただし、()内は標準偏差を示す。



(a) 全試験体計算値と実験値の比較

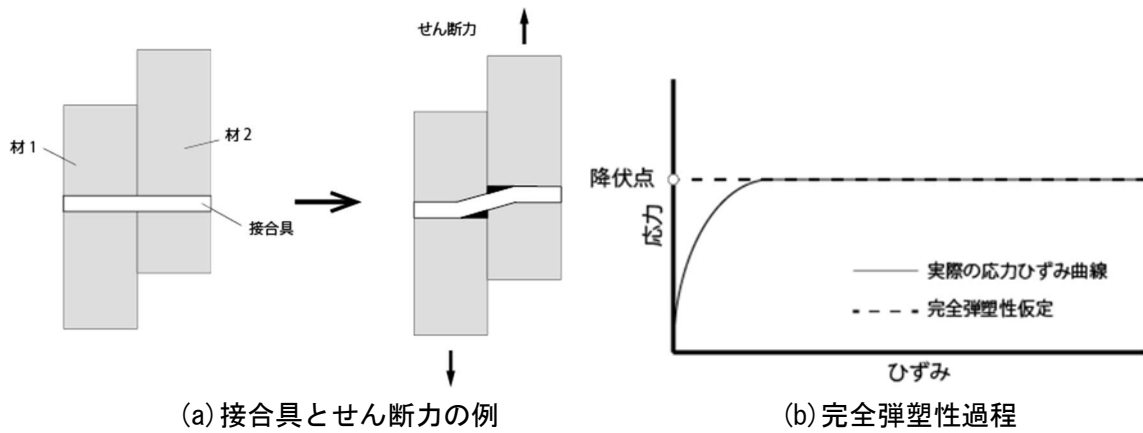
(b) 試験体 a タイプの比較



(c) 試験体タイプの比較 (ビス A)

(d) 試験体ビス種類の比較 (試験体タイプ a)

図 5.1-3 実験値と理論値の比較 (散布図)



(a) 接合具とせん断力の例

(b) 完全弾塑性過程

図 5.1-4 接合具完全弾塑性概要図

## 5.2 下フランジ継手破壊性状の考察

5.1 章を踏まえ、4 章継手引張実験の継手内部破壊性状からわかるビスの三面せん断降伏モードについて検討を行う。図 5.2-1 に、各試験体毎の破壊性状にヒンジを記したものを示す。また、これらのビスごとにヒンジ数を確認できる範囲で（木材の割裂が早くヒンジが確認できないもの、及び、ビスが破断してしまいモードの考察が難しい部分は未検討）記した一覧を表 5.2-1 に示す。

継手長さ・LVL 積層方向における破壊性状の違いは認められなかったが、LVL の積層面にビス打ちをした試験体は早期に割裂が生じたため単板面にビス打ちをした試験体よりもビスの変形が小さい傾向は確認された。

LFJ 形状と短冊形状のもので破壊性状が大きく異なった。短冊形状の試験体は、5.1 章と同じく全てのビスで mode3, 4 のヒンジ数 6 つの破壊性状となった。多列・多数本打ちをしても材厚が等しい場合は破壊性状が同じになることが確認出来た。一方で、LFJ 形状の継手は、テーパによる先細りにより材厚が著しく薄い最外層のフィンガーのみ、曲げヒンジがみられず、ビス頭が回転していることから回転めりこみが生じていると考えられヒンジ数が計 5 つになっていることが確認された。およそ  $1/d$ （材厚  $1/\text{ビス径 } d$ ） $=8.8$  の関係になっている材で、回転めり込みが生じたことがわかった。（図 5.2-2 の右半分）フィンガー状の試験体では、ビス位置ごとに材厚が変わることは必然であるが、回転めり込み降伏が生じることにより、ビス頭が回転しながらめりこむため、ビス位置での割裂が曲げヒンジの生じた試験体よりも生じやすい傾向があった。また、多数本・多列打ちをする際に降伏モードがビスごとに異なる場合、一番低いモードで降伏耐力が決定されてしまうため、 $1/d$  等を基準に降伏モードを全てのビスで同一とした方が多数本・多列打ちの場合は効果的であると考える。

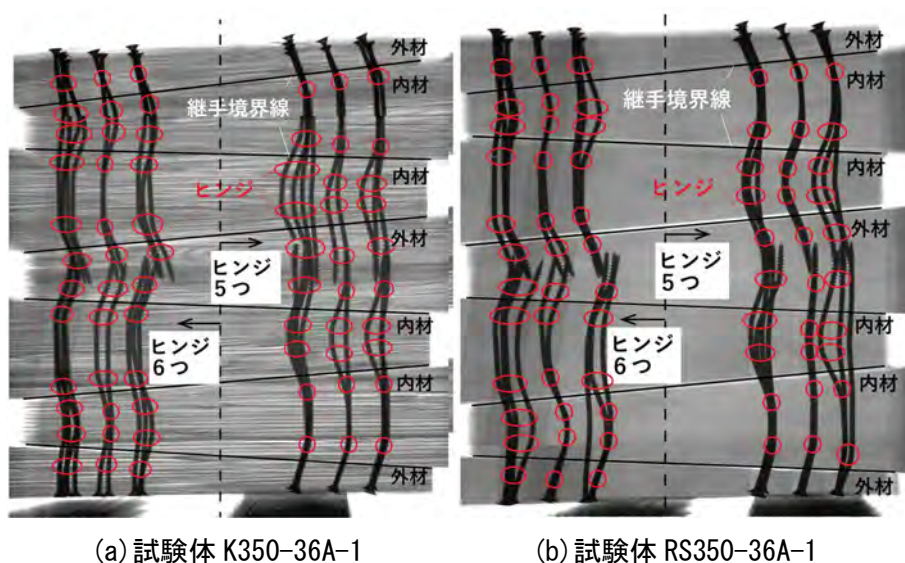
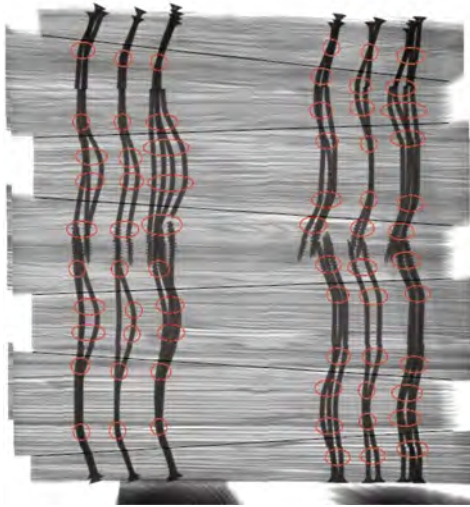
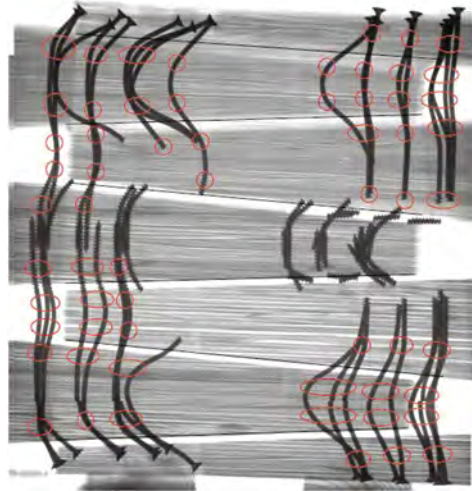


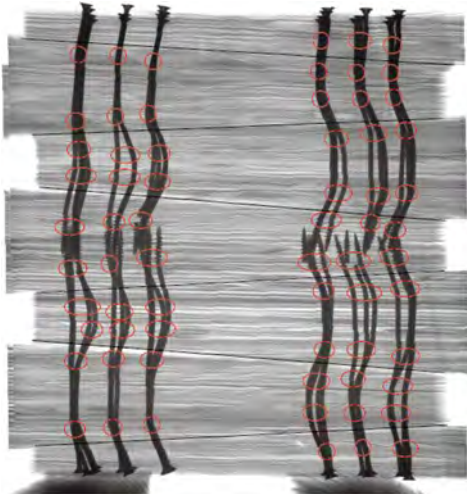
図 5.2-1 ビス位置での降伏モードの違い



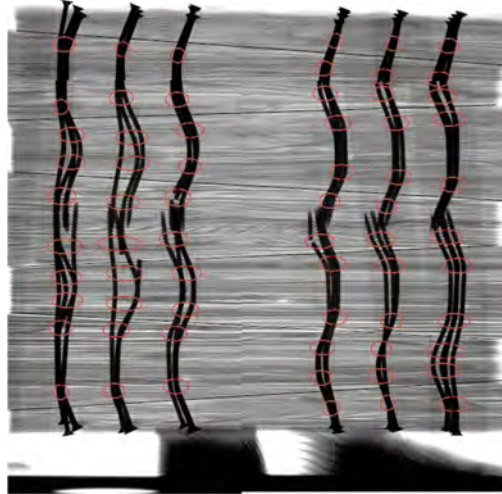
(a) K350-36A



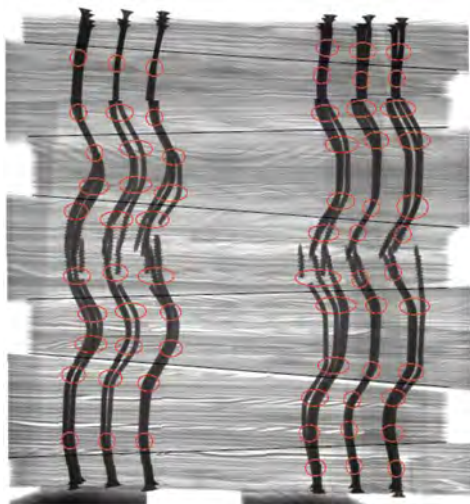
(b) K350-36B



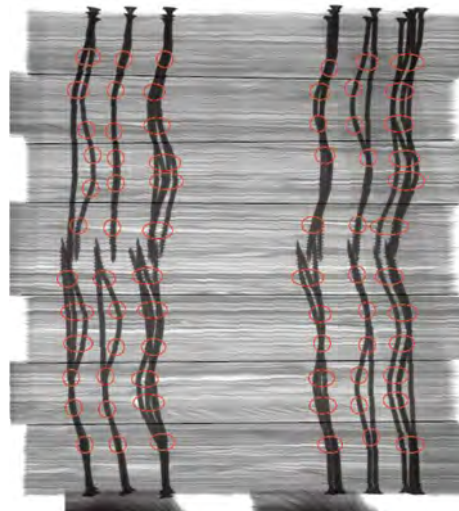
(c) K350-44A



(d) K450-44A

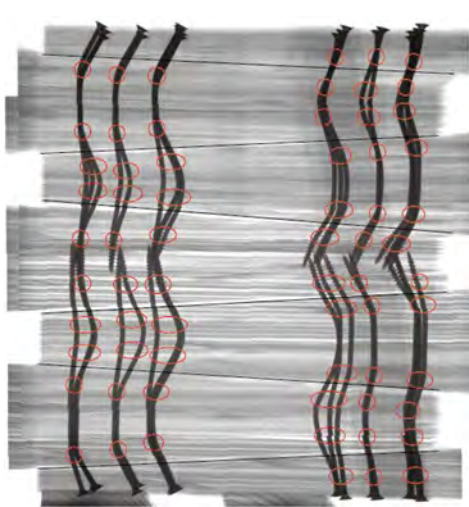


(e) KB350-44A



(f) K350p-36A

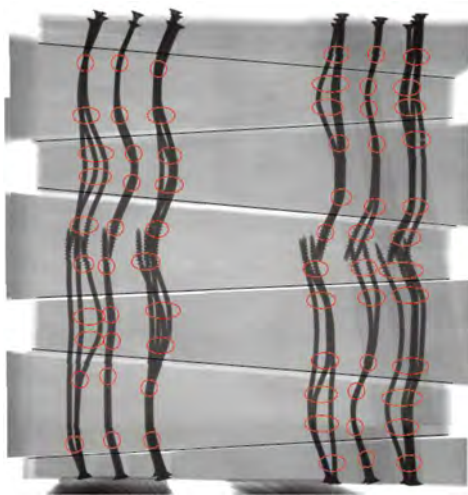




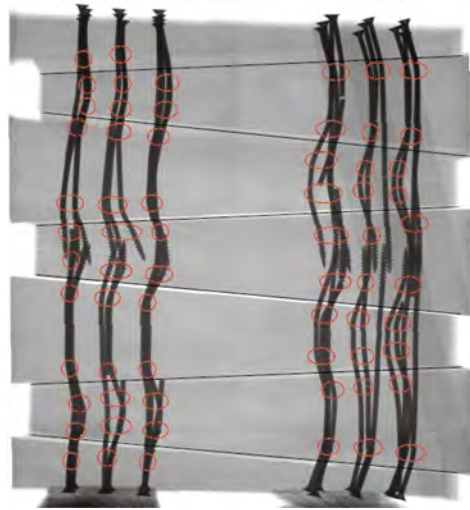
(g) R350-36A



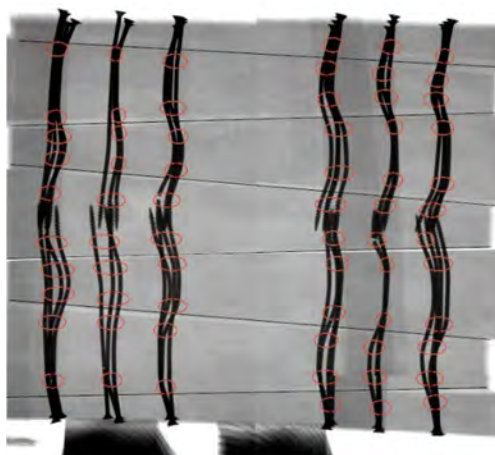
(h) R350-36B



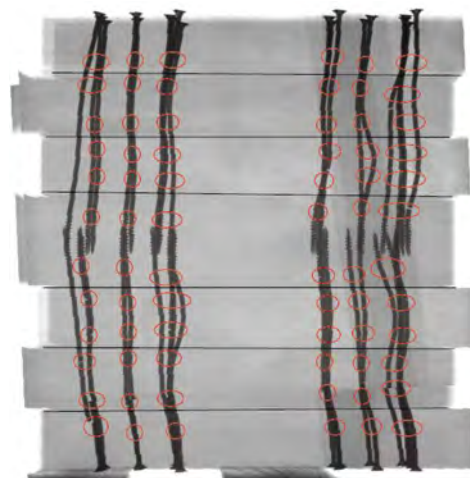
(g) RS350-36A



(h) RS350-44A



(i) RS450-44A



(f) RS350p-36A

図 5.2-1 継手内部ビスヒンジ数

表 5.2-1 継手内部ビスヒンジ数

試験体名	継手長さ (mm)	ビス本数 (本)	ビス位置	列						試験体名	継手長さ (mm)	ビス本数 (本)	ビス位置	列					
				短			長							短			長		
				1	2	3	4	5	6					1	2	3	4	5	6
K350-36A	350	36	継手上部	5	5	5	6	6	6	R350-36A	350	36	継手上部	5	5	5	6	6	6
				5	5	5	6	6	6					5	5	5	6	6	6
				5		5	6		6					5		5	6		6
					5			6						5			6		
			継手下部	5	5	5	6	6	6				5	5	5	6	5	5	
				5	5	5	6	6	6				5	5	5	6	5	5	
5		5		6		6	5		5	6		5							
		5			6			5	6		5								
K350-44A	350	44	継手上部	5	5	5	6	6	6	R350S-36A	350	36	継手上部	5	5	5	6	6	6
				5	5	5	6	6	6					5	5	5	6	6	6
				5	5	5	6	6	6					5		5	6		6
					5	6		6						5	6		6		
			継手下部	-	-	5	6	5	5				5	5	5	6	5	5	
				-	5	5	6	6	6				5	5	5	6	5	6	
5	5	5		6	6	6	5		5	6		6							
		5	6		6			5	6		6								
K450-44A	450	44	継手上部	5	5	5	6	6	6	R350S-44A	350	44	継手上部	5	-	5	6	5	5
				5	5	5	6	6	6					5	5	5	6	5	5
				5	5	5	6	6	6					5	5	5	6	5	6
					5	6		6						5	6		6		
			継手下部	5	5	5	6	5	5				-	-	5	6	6	6	
				5	5	5	6	6	5				5	5	5	6	6	6	
5	-	5		6	6	6	5	5	5	6	6	6							
		5	6		6	5		5	6		6								
KB350-44A	350	44	継手上部	5	5	5	6	6	6	R450S-44A	450	44	継手上部	5	5	5	6	6	6
				5	5	5	6	6	6					5	5	5	6	6	6
				5		5	6		6					5	5	5	6	6	6
					5	6		5						5	6		6		
			継手下部	5	5	5	6	6	5				5	5	5	6	6	5	
				5	5	5	6	6	6				5	5	5	6	6	5	
5		5		6		6	5		5	6		6							
		5	6		6			5	6		6								
K350p-36A	350	36	継手上部	-	6	6	6	6	6	R350p-36A	350	36	継手上部	6	6	6	6	6	6
				-	6	6	6	6	6					6	6	6	6	6	6
				6		6	6		6					6		6	6		6
					6	6		6						6	6		6		
			継手下部	-	-	-	6	-	-				-	6	6	6	6	6	6
				-	6	-	6	6	6				6	6	6	6	6	6	
6		6		6		6	6		6	6		6							
		6	6		6			6	6		6								

ただし、

■ : ビス本数に合わせて塗りつぶしたマス

列 : 継手ビス列左から 1~右 6

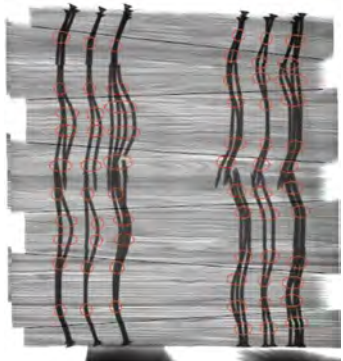
- : 判別不可能だったビス

継手上部 : 右例図において上半分のビス

継手下部 : 右例図において下半分のビス

赤文字 : ビス列 1~3 においてヒンジが 5 つのもの

青文字 : ビス列 4~6 においてヒンジが 5 つのもの

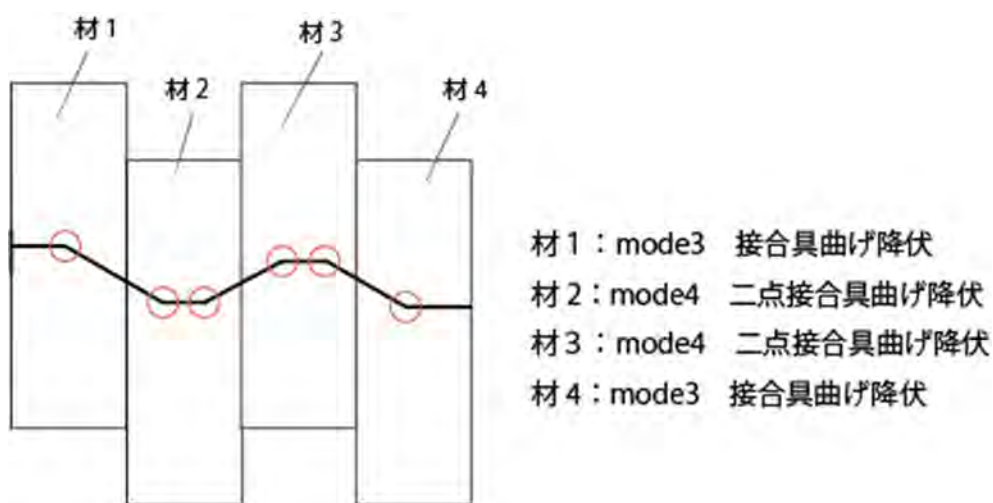


### 5.3 ボックスビーム下フランジ継手の設計式

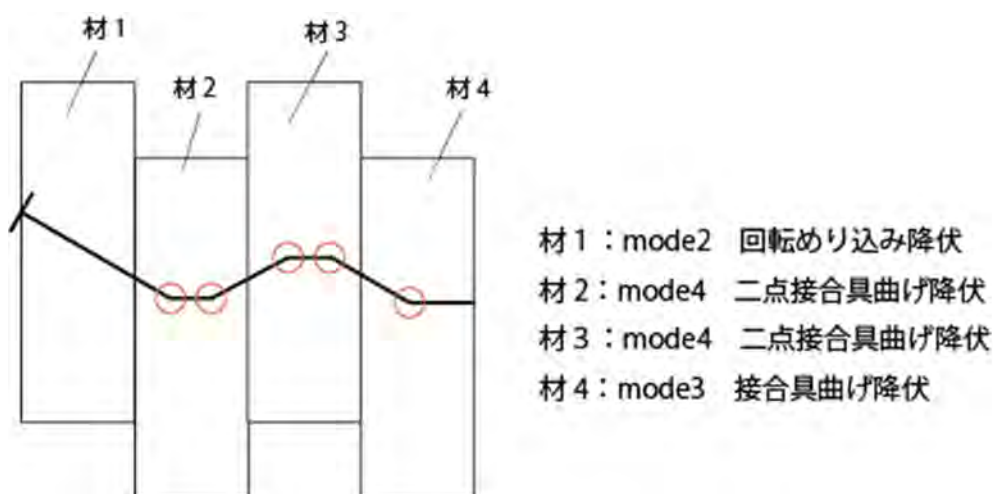
#### (1)降伏モードの推定

5.2章より、本継手では材厚がフィンガー形状によりそれぞれ異なるため、モードが継手位置により変化することが確認された。そこで今回は、全体のビスのうち半分がヒンジ6つを生じるビス、残り半分が、ビス頭部分のヒンジが一つ少なくヒンジが計5つ生じるビスとして継手の設計を行う。

図5.3-1に、ヒンジが6つ及びヒンジが5つの場合のモデル図を示す。ヒンジが6つの場合5.1章における三面せん断接合形式 mode3.4 と同様の破壊性状であるが、ヒンジが5つの場合は、材厚が異なるため、5.1章とは異なるモードとなる。下記に、①ヒンジが6つのビス降伏耐力の算出方法及び②ヒンジが5つの場合のビス降伏耐力算出方法を示す。



(a) ヒンジが6つの場合の降伏モデル図



(b) ヒンジが5つの場合の降伏モデル図

図 5.3-1 降伏モデル図

## (2) 降伏耐力の算出

### ① ヒンジが6つのビス降伏耐力

図 5.3-2 に、ヒンジが6つの場合の降伏モードを示す。

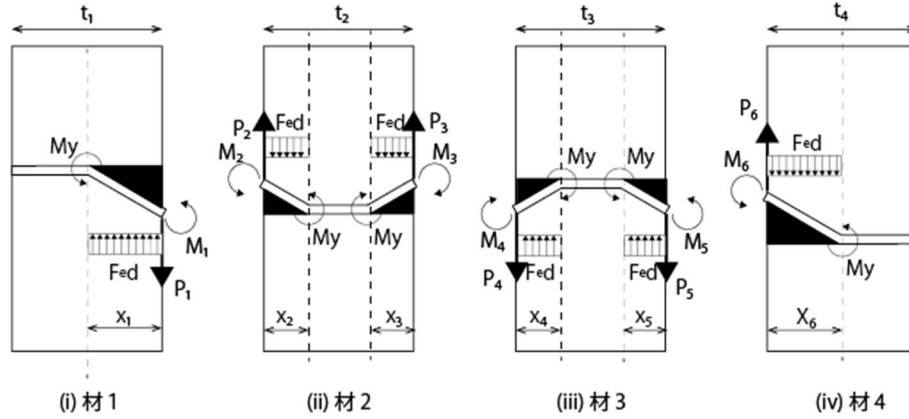


図 5.3-2 ヒンジが6つの場合の単一材内ごとの降伏モード

材ごとに力のつり合い式を立てると、

i)材1

$$\begin{cases} P_1 = F_e dx_1 \\ M_1 = \frac{1}{2} F_e dx_1^2 - M_y \end{cases}$$

(式 5.3-1)

ii)材2

$$\begin{cases} P_2 + P_3 = F_e d(x_2 + x_3) \\ M_2 = \frac{1}{2} F_e dx_2^2 - M_y \\ M_3 = \frac{1}{2} F_e dx_3^2 - M_y \end{cases}$$

(式 5.3-2)

iii)材3

$$\begin{cases} P_4 + P_5 = F_e d(x_4 + x_5) \\ M_4 = \frac{1}{2} F_e dx_4^2 - M_y \\ M_5 = \frac{1}{2} F_e dx_5^2 - M_y \end{cases}$$

(式 5.3-3)

iv)材4

$$\begin{cases} P_6 = F_e dx_6 \\ M_6 = \frac{1}{2} F_e dx_6^2 - M_y \end{cases}$$

(式 5.3-4)

また、材1と材2において、

$$P_1 = P_2 = \frac{P}{3}$$

$$M_1 + M_2 = 0$$

(式 5.3-5)

材2と材3において、

$$P_3 = P_4 = \frac{P}{3}$$

$$M_3 + M_4 = 0$$

(式 5.3-6)

材3と材4において、

$$P_5 = P_6 = \frac{P}{3}$$

$$M_5 + M_6 = 0$$

(式 5.3-7)

として、求めたPをP<sub>6</sub>とすると、

P<sub>6</sub>=8.60kN(カラマツ試験体)、8.22kN(ラジアータパイン試験体)

(諸物性値は(3)にて示す。)

②ヒンジが5つのビス降伏耐力

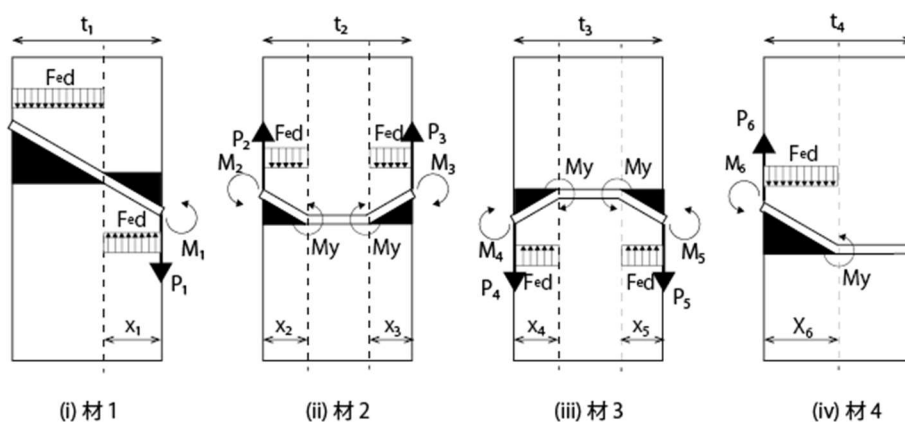


図 5.3-3 ヒンジが5つの場合の単一材内ごとの降伏モード

①と同様に材ごとのつり合いの式を立てると、

i)材1

$$\begin{cases} P_1 = F_e d x_1 \\ M_1 = \frac{1}{2} F_e d x_1^2 \end{cases}$$

(式 5.3-8)

ii)材2

$$\begin{cases} P_2 + P_3 = F_e d (x_2 + x_3) \\ M_2 = \frac{1}{2} F_e d x_2^2 - M_y \\ M_3 = \frac{1}{2} F_e d x_3^2 - M_y \end{cases}$$

(式 5.3-9)

iii)材3

$$\begin{cases} P_4 + P_5 = F_e d (x_4 + x_5) \\ M_4 = \frac{1}{2} F_e d x_4^2 - M_y \\ M_5 = \frac{1}{2} F_e d x_5^2 - M_y \end{cases}$$

(式 5.3-10)

iv)材4

$$\begin{cases} P_6 = F_e d x_6 \\ M_6 = \frac{1}{2} F_e d x_6^2 - M_y \end{cases}$$

(式 5.3-11)

また、材1と材2において、

$$P_1 = P_2 = \frac{P}{3}$$

$$M_1 + M_2 = 0$$

(式 5.3-12)

材2と材3において、

$$P_3 = P_4 = \frac{P}{3}$$

$$M_3 + M_4 = 0$$

(式 5.3-13)

材3と材4において、

$$P_5 = P_6 = \frac{P}{3}$$

$$M_5 + M_6 = 0$$

(式 5.3-14)

として求めたPをP<sub>5</sub>とすると、

P<sub>5</sub>=7.85kN(カラマツ試験体)、7.44kN (ラジアータパイン試験体)

(諸物性値は(3)にて示す。)

### (3) 実験値との比較

(2)で求めたビス一本あたりの降伏耐力ビス本数を乗じ、さらに佐野ら<sup>23)</sup>にて検討されているラグスクリューボルトの多列打ちによる耐力低減係数を0.85と設定し算出した値を計算値とする。ただし、モードが異なるものについては、ビス一本目が降伏した点を降伏耐力と考え、降伏耐力が低いモードの値をビス本数倍した。多列打ちによち耐力低減が本継手が生じていることは、4.1章より明らかであるが具体的な低減係数は検討していないため、ラグスクリューボルトの値を用いた。表5.3-2の計算に用いた諸物性値は3章より求めた実験値とする。

これらと、木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載の完全弾塑性モデルによる試験評価法(Bi-Linear)<sup>26)</sup>を用いて算出した実験値と比較を行ったものを表5.3-2に示す。

全ての結果において、実験値の方が計算値よりも小さい値となった。これは、5.1章のBi-Linearによる評価法で求めたビス一本あたりの降伏耐力と同様の傾向である。また、LFJ形状のものは全て破壊性状のヒンジが5つで降伏しているため $P_5$ を、短冊形状の継手は $P_6$ を用いて算出しているが、どちらも実験値が0.75倍～0.94倍程度と概ね一致する結果となった。カラマツ試験体とラジアータパイン試験体を比較すると、カラマツ試験体は0.75倍程度の精度の試験体もあるのに対しラジアータパイン試験体の方が0.89倍と計算値精度の高い推定が出来ている。これは、カラマツ試験体よりもラジアータパイン試験体の方が割裂が生じにくいことが原因と考える。三面せん断要素試験は全て圧縮試験を行っており材1(継手最外層)については端距離の影響を受けなかった。一方で継手引張実験では材1(継手最外層)の木材においてビス一端距離の割裂が確認された。最外層はビス頭の影響、またLFJ形状による材の先細りで割裂が要素試験よりも生じやすいため、最大耐力が下がり評価方法により降伏耐力も低く算出されたものと考えられる。これは、カラマツ試験体で継手長さが異なる試験体でも同様の傾向が確認できる。試験体K350-44AとK450-44Aでは、4章より降伏耐力までの挙動はほぼ同じであるがビス継手端距離の違いにより最大耐力が大きくことなることでBi-Linearにより評価した降伏耐力が1.14倍程度異なっている。K350-44Aの試験体の精度は0.79倍であるのに対しK450-44Aの試験体は、0.90倍と継手長さが長い方がより計算値と一致する傾向が確認出来た。また、短冊形状の試験体は、材1(継手最外層)の厚みも50mmと先細りしていないため割裂が生じにくく、計算値ともかなり精度よく一致することが確認された。また、割裂が全く生じなかった直交層もあるB種については実験値と計算値がかなり精度よく推定出来た。

本耐力推定法により、全ての試験体で実験値と計算値が概ね一致する結果となった。材厚が異なる場合においても破壊性状より降伏耐力を算出することで三面せん断耐力が推定できることがわかった。一方で、一般的な実験値の降伏耐力評価方法では割裂が早期に生じた場合降伏耐力が低めに評価される可能性があるため、端距離を十分に余裕をもってビス位置を決定することが重要と考える。



表 5.3-1 諸物性値

物性値	表記	ビス種類	単位	カラマツ	ラジアータパイン
ビスの曲げ降伏モーメント	My	A	Nmm	21148.1	
		B		21154.0	
支圧強度	Fe	—	N/mm <sup>2</sup>	46.29	42.24
ビス径	d	—	mm	4.2	
材1最外層材厚	t1	—	mm	23.18	

※支圧強度・ビス径はビス A ビス B 共に共通

表 5.3-2 継手実験値との比較

No.	試験体名	樹種	種類	継手長さ	継手形状	ビス本数 (本)	ビス種類	(a)実験値	計算値	実/計
				(mm)				(kN)	(kN)	
1	K350-36A	カラマツ	A種	350	LFJ	36	A	187.4 (8.2)	240.1	0.78
2	K350-36B						B	180.7 (5.8)		0.75
3	K350-44A		B種	450		44	A	231.3 (15.4)	293.4	0.79
4	K450-44A							264.4 (6.5)		0.90
5	KB350-44A							274.5 (2.4)		0.94
6	R350-36A	ラジアータパイン	A種	350	短冊	36	B	203.3 (15.9)	227.8	0.89
7	R350-36B						B	203.9 (8.2)		0.90
8	K350p-36A	カラマツ	A種	350		短冊	A	238.7 (1.6)	263.2	0.91
9	RS350p-36A	ラジアータパイン						236.5 (3.2)		251.5

※ただし、()内は標準偏差を示す。

## 第六章

### ボックスビーム実大曲げ実験





図 6.1-2 ボックスビーム完成写真

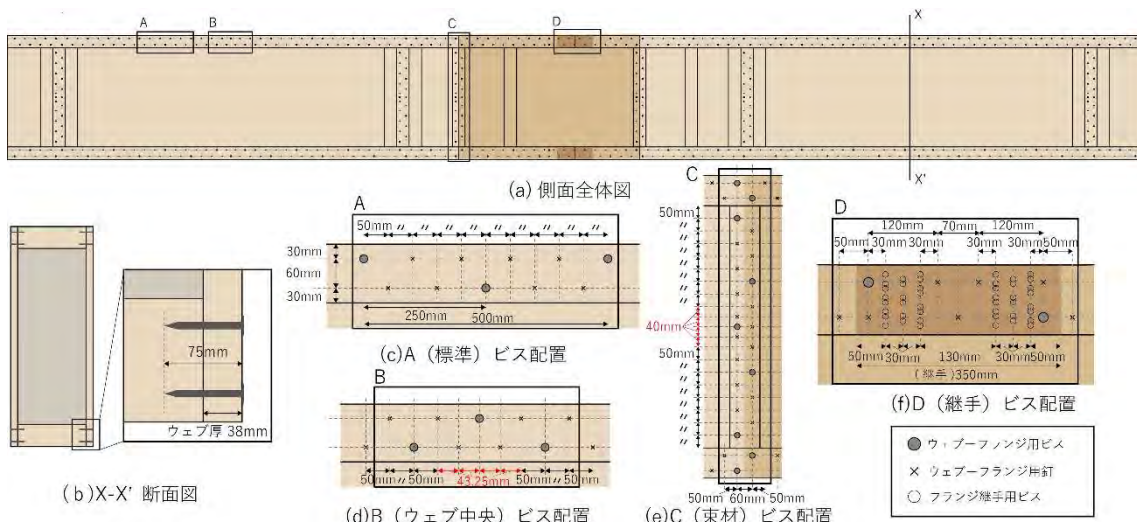


図 6.1-3 ウェブフランジビス配置

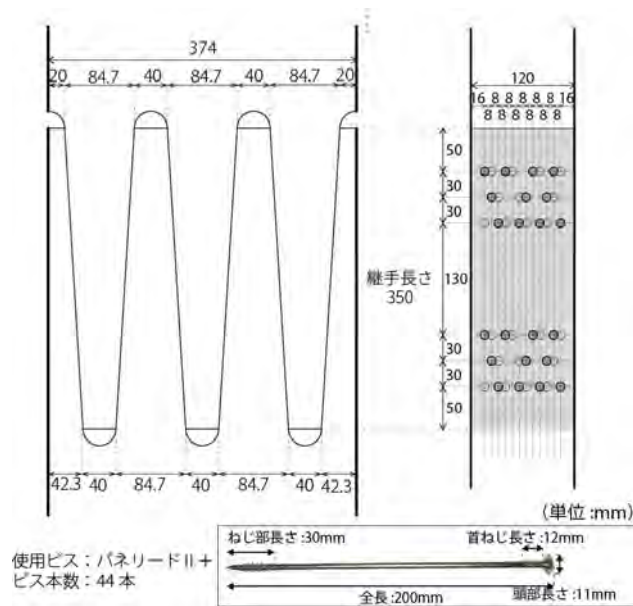


図 6.1-4 上下フランジ継手仕様 (K350-44A 仕様)

## 6.2 施工手順

今回の仕様におけるボックスビームの組み立て手順を以下図 6.2-1～6.2-4 に、試験体完成写真を図 6.2-5 に示す。今回は全て現場で組み立てを行ったため、20m スパンボックスビームの組み立て想定手順とは異なる箇所もある。

### 製作手順

#### (1) 上下フランジ継手の製作

(接着剤併用の場合は、4.4 章と同様の方法で継手に接着剤を塗った後) レバーブロックを用いて継手をかみ合わせた後、継手が面外方向へずれない様シャコマンリキを用いて固定しビス打ちを行う。



(a) レバーブロックで継手を噛合わせる

(b) 継手部分拡大写真

図 6.2-1 上下フランジ継手の製作

#### (2) 束材・支点補強材位置決め・ビス打ち

加力点には、支点補強材を、ウェブ材の繋ぎ目には束材を配置し、ビス（シネジック社 パネリードII+）で位置が動かないよう固定する。



図 6.2-2 束材・支点補強材の位置決めの様子

(3) ウェブ接合具位置（・ウェブ接着剤塗布位置）へけがき

ウェブフランジ釘・ビス接合位置（接着剤併用の試験体には、フランジ及び束材・支点補強材の接着剤塗布位置）にけがきを行った。



(a) ウェブ釘・ビス打ち込み位置へのけがき



(b) 接着線のけがき

図 6.2-3 けがきの様子

(4) ウェブフランジ接合（釘・ビス打ち）

インパクトとネイラーを用いて、ウェブフランジを接合する。片側を施工してから、ホイストを用いてボックスビームを回転しもう片側を施工した。



図 6.2-4 ウェブフランジ接合（片側施工終了時）



(a) ウェブフレンジ接合部 (ウェブ繋ぎ目)



(b) アクソメ写真

(c) 断面写真

図 6.2-5 試験体完成写真

### 6.3 実験方法

10m スパンボックスビームの3等分4点曲げ実験を行った。図6.3-1に、試験体設置時の様子を示す。500kN 縦圧縮曲げ試験機を有した単調加力とし、支点から500mm ずつ両端に張り出す仕様としている。载荷速度は、最大荷重まで10分以上となるよう調整し(载荷速度5mm/min)、試験体が破壊するまで加力を行う。

試験体の加力方法及び変位計計測方法を図6.3-2に示す。変位計計測位置は中央変位・加力点変位、支点変位の絶対変位を計測(ch.1~ch.10)する他に、上下フランジ継手の相対変位(ch.11,12)、ウェブフランジのずれ(ch.13,14)、ウェブ間のずれ(ch.15~18)上下フランジのひずみ(ch.20~25)を計測する。試験体数は接着併用試験体が1体(A試験体)と、ビス留め試験体が3体(N試験体)の計4体行った。



図 6.3-1 試験体設置の様子

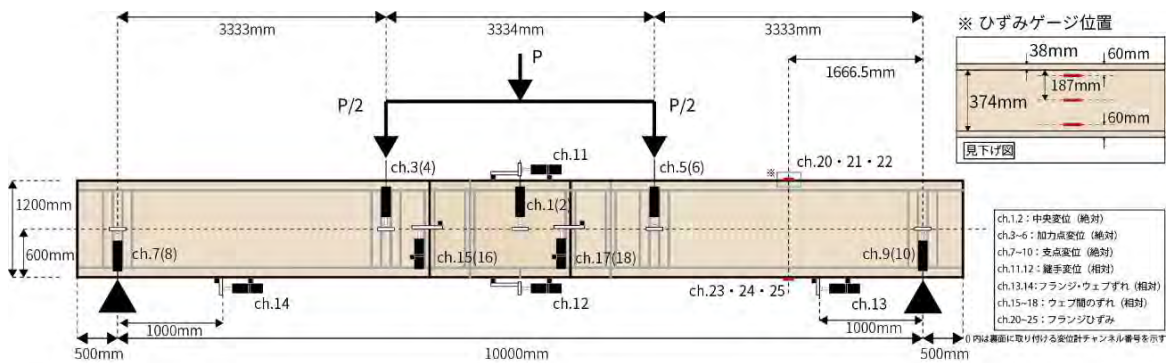


図 6.3-2 変位計計画



## 6.4 実験結果

表 6.4-1 に実験結果を、図 6.4-1 に全試験体の荷重—変位関係を示す。剛性・降伏耐力は、木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載されている完全弾塑性モデルによる試験評価方法<sup>26)</sup>に準じた。また、試験体の破壊性状を図 6.4-2～6.4-5 に、x 線透視画像で観察した木材内部のビス破壊性状を図 6.4-6 に示す。

ビス留め試験体（以下、N 試験体）は、全て変位 20mm 程度で降伏した。降伏時まで継手に大きな変形は見られず、ウェブ材の繋ぎ部分に 3mm ほど開きを確認された。降伏後、継手のずれが生じ、割裂音が聞こえると共に、ウェブ下フランジ側が徐々に開きが大きくなることを確認された。最大耐力後、割裂音がさらに大きくなった。最終破壊性状は、継手引張実験では、継手のフィンガーが割裂により開くのみであったが、本曲げ実験では引張力の他に曲げも生じるため、継手先端部が下に若干はらんでいることが確認された。ウェブ下フランジ側では最終的に 15mm 程度の開きがみられた。継手・ウェブ以外に大きな破壊性状は見られずに 0.8Pmax に到達した。

接着併用試験体（以下、A 試験体）では、剛性がほぼ変わらないまま試験機で加力できる最大荷重 500kN まで到達した。加力後も大きな変形性状は確認されなかった。

表 6.4-1 曲げ実験実験結果

No.	試験体名	初期剛性	K平均	標準 偏差	降伏変位	降伏耐力	Py平均	標準 偏差	最大変位	最大耐力	Pmax平均	標準 偏差
		(kN/mm)	(kN/mm)		(mm)	(kN)	(kN)		(kN)	(mm)	(kN)	
1	A-1	14.12	—	—	19.14	272.75	—	—	38.27	514.74	—	—
2	N-1	7.27	7.37	0.31	20.09	155.15	148.10	16.35	68.76	306.96	291.13	27.30
3	N-2	7.72			15.83	129.40			52.04	259.61		
4	N-3	7.12			20.93	159.74			69.75	306.83		

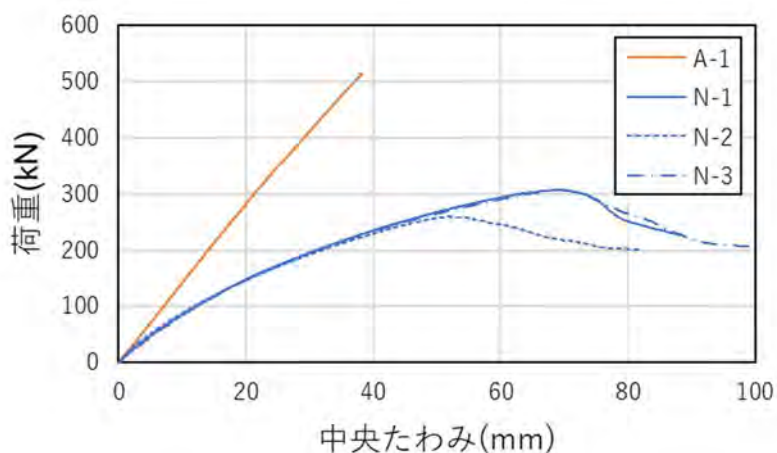


図 6.4-1 荷重—中央たわみ関係



(a) 降伏時変形の様子



(b) 最終変形の様子



(c) 継手最終変形の様子



(d) ウェブ材最終変形の様子



(e) ウェブ材繋ぎ部の開き

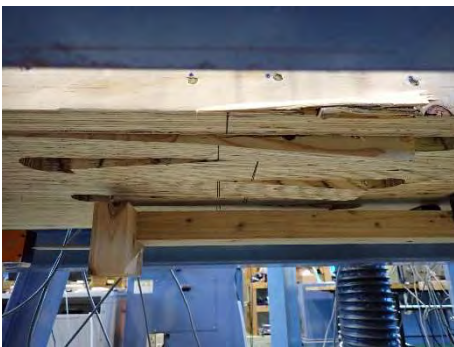
図 6.4-2 A-1 試験体破壊性状



(a) 降伏時変形の様子



(b) 最終変形の様子



(c) 継手最終変形の様子



(d) ウェブ材最終変形の様子



(e) ウェブ材繋ぎ部の開き

図 6.4-3 N-1 試験体破壊性状



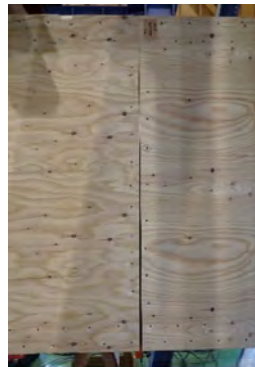
(a) 降伏時変形の様子



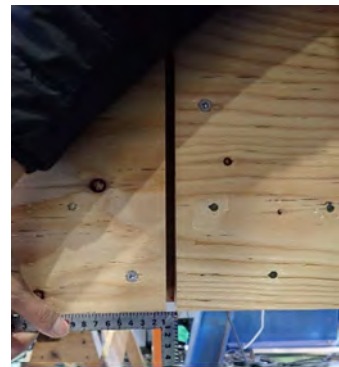
(b) 最終変形の様子



(c) 継手最終変形の様子



(d) ウェブ材最終変形の様子



(e) ウェブ材繋ぎ部の開き

図 6.4-4 N-2 試験体破壊性状



(a) 降伏時変形の様子



(b) 最終変形の様子



(c) 継手最終変形の様子



(d) ウェブ材最終変形の様子

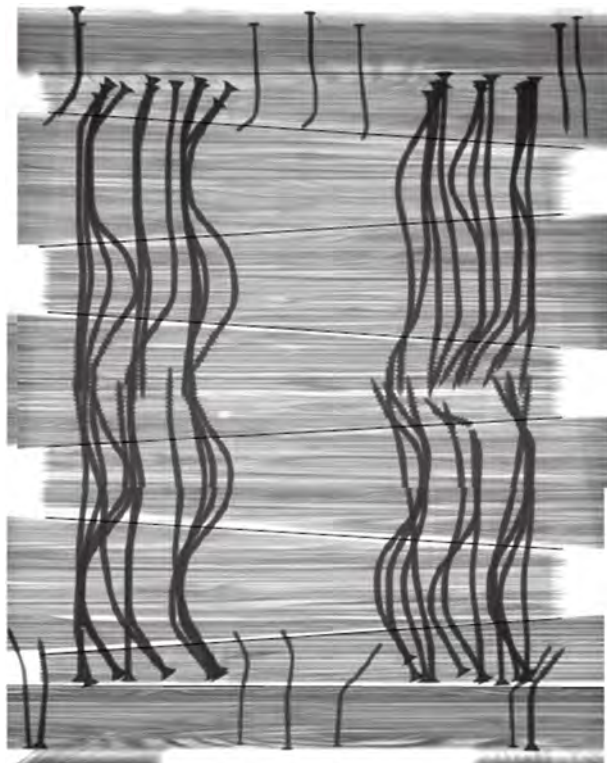


(e) ウェブ材繋ぎ部の開き

図 6.4-5 N-3 試験体破壊性状



(a) A-1 試験体



(b) N-3 試験体

図 6. 4-6 継手内部 x 線透視画像

## 6.5 考察

### 6.5.1 接着の有無による剛性の影響

図 6.5-1 に、荷重—変位関係に初期剛性及び降伏点を算出したものを示す。表 6.4-1 と図 6.5-1 より、接着の有無により剛性が 1.92 倍程度上昇した。N 試験体の最大荷重を超えても A 試験体には破壊が生じないため本ボックスビームにおいて現場接着は、剛性を寄与し最大耐力も上昇するため非常に有効であると考ええる。図 6.4-6 より、A 試験体のビスは、変形していなかったことから、本施工方法でも接着性能を十分に有していたことがわかる。

また、図 6.5-2 に、A 試験体の上下フランジ荷重—変位関係を示す。これより、上下フランジの剛性がほぼ等しいことから接着性能が十分であったことを確認出来た。

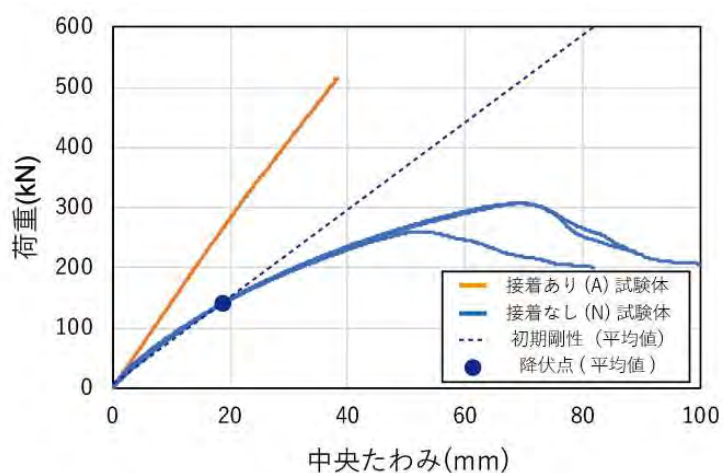


図 6.5-1 荷重—中央たわみ関係

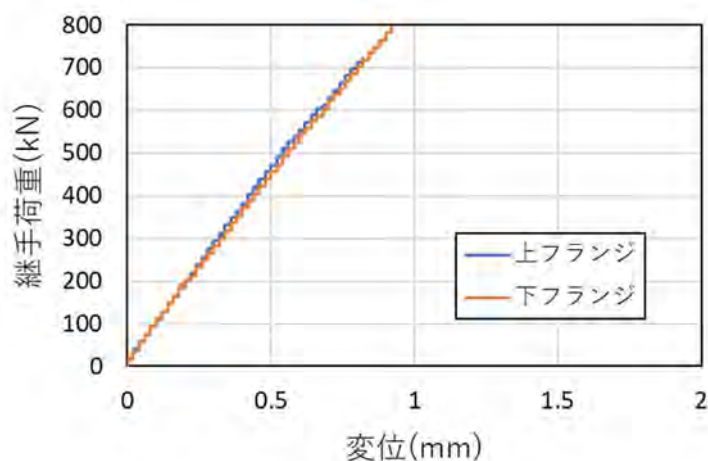


図 6.5-2 A 試験体上下フランジ荷重—変位関係

### 6.5.2 下フランジ継手引張実験との比較

継手にかかる曲げモーメントを上下フランジの芯-芯高さで除した値を引張力として算出した特性値を表 6.5.2-1 に、荷重-変位関係を図 6.5.2-1 に示す。表の No. 2 及び 6 は、4 章で行った K350-44A 試験体（接着併用の場合は aK350-44A）引張実験の平均値である。

A 試験体の剛性は、引張実験と曲げ実験で初期剛性の値が 1.07 倍とほぼ同程度の値を有していることが確認出来た。また、図 6.5.2-2 に、N 試験体曲げ実験継手と 4 章 K350-44 継手の荷重-変位関係の比較を示す。N 試験体は初期剛性は引張実験とほぼ等しいが、降伏耐力・最大耐力は、曲げ実験の値が 1.08 倍～1.10 倍程度高くなっている。これは、図 6.4-6 の x 線透視画像より、ウェーブフランジに使用したビス・釘が継手部分で降伏しているため、耐力が上昇していると考えられる。

表 6.5.2-1 下フランジ継手特性値

No.	試験体名	初期剛性	K平均	標準 偏差	降伏変位 (mm)	降伏耐力 (kN)	Py平均	標準 偏差	最大変位 (mm)	最大耐力 (kN)	Pmax平均 (kN)	標準 偏差
		(kN/mm)	(kN/mm)				(kN)					
1	A-1	872.2	-	-	0.7	603.5	-	-	-	-	-	-
2	A-T	-	819.0	20.2	-	-	533.4	20.4	-	-	-	-
3	N-1	162.0	163.8	14.8	1.3	265.7	249.6	29.8	10.4	473.4	449.1	42.0
4	N-2	179.4			1.0	215.3			6.5	400.6		
5	N-3	150.0			1.4	267.9			10.4	473.5		
6	N-T	-	169.6	12.9	1.0	-	231.3	15.4	9.0	-	409.7	15.5

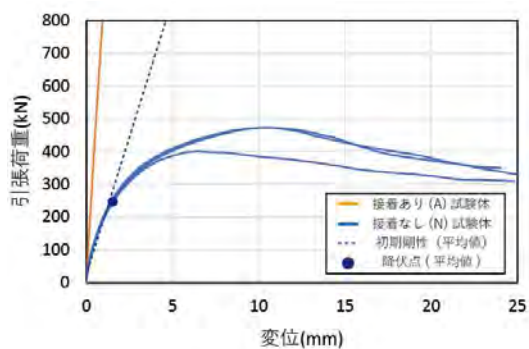


図 6.5.2-1 下フランジ継手荷重-変位関係

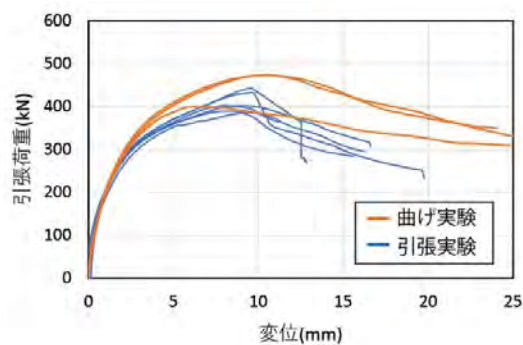


図 6.5.2-2 引張実験との比較

### 6.5.3 上下フランジひずみゲージの比較

図 6.5.3-1 に、各試験体の上下フランジに貼ったひずみゲージの荷重—ひずみ関係を示す。A 試験体は、接着併用のため、上下フランジの荷重—ひずみ関係が等しかった。一方で、N 試験体は下フランジ継手はビスのせん断性能のみだが、LF 形状より上フランジはせん断性能の他に木材の圧縮性能も付加されるため、全ての試験体で下フランジよりも、上フランジの方が荷重—ひずみ関係の傾きが大きくなった。また、ボックス型よりシアラグの影響も懸念していたが、多少のばらつきはあるものの中央と左右のひずみゲージで明確な傾向は見られなかったため、シアラグの影響はほとんどないものとする。

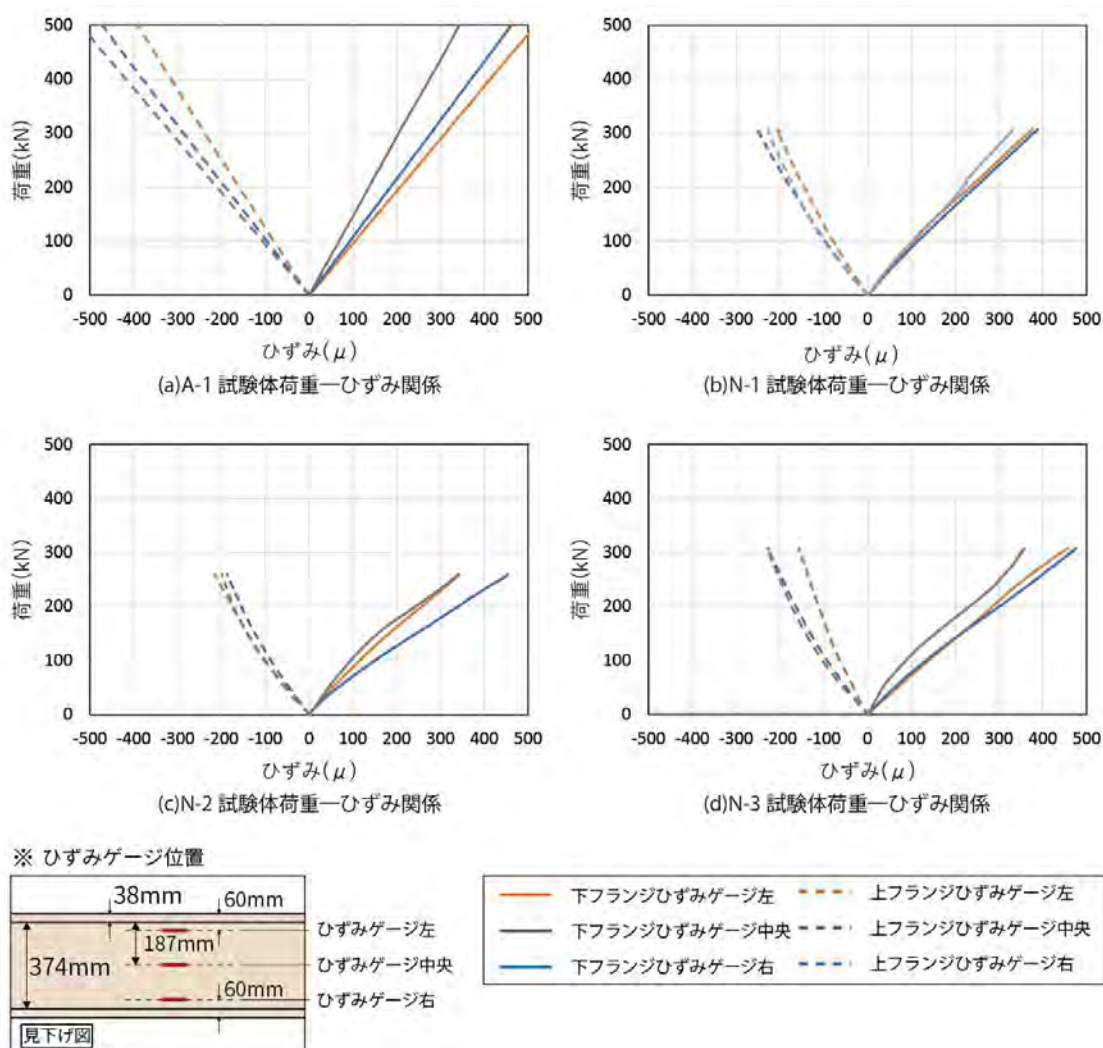


図 6.5.3-1 荷重—ひずみ関係

## 6.6 理論値との比較検証

本ボックスビーム継手の実大曲げ実験の結果と計算値の比較を行った。

### 6.6.1 既存の推定式

#### (1) せん断接合具を利用した組立梁の設計

以下に、木質構造接合部設計マニュアルに記載されている、せん断接合部を利用した組立梁の設計式<sup>34)</sup>を示す。

ここで示す解法は、機械接合による組立梁一般を、「曲げ剛性の大きい弦材をせん断変形の伴う機構で結び付けた合成梁」とみなし、多層重ね梁の解法<sup>35)</sup>を応用することで、組立梁一般に対する統一的な解法を導いたものである。計算上は、接合剛性が連続的に分布するものとし、組立梁全体を単一の梁とみなした場合に作用するモーメント  $M$  に関して次式の微分方程式を解くことで応力や変形を求めることが出来る。

$$\frac{d^2 M}{dx^2} - \lambda^2 M + K\lambda^2 M_t = 0 \quad (\text{式 6.6-1})$$

$M_t$ は外力の曲げモーメントを表し、式中のパラメータ  $K$  と  $\lambda$  はそれぞれ次式で表される。

$$K = \frac{1}{1 + \frac{1 + E A_{fc}/EA_{ft}}{H^2 EA_{fc}} \Sigma EI} \quad (\text{式 6.6-2})$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{GH}{K\Sigma EI}} \quad (\text{式 6.6-3})$$

ただし、

$E$	: ヤング係数(N/mm <sup>2</sup> )
$G$	: ウェブのせん断弾性係数
$A_{fc}$	: 圧縮側フランジ材の断面積(mm <sup>2</sup> )
$A_{ft}$	: 引張側フランジ材の断面積(mm <sup>2</sup> )
$\Sigma EI$	: 組み立て梁を構成する弦材の曲げ剛性の総和(Nmm <sup>2</sup> )
$M_t$	: 外力の曲げモーメント
$M$	: 全体を一体の梁にみなしたときに作用するモーメント(Nmm)
$m_i$	: 個々の梁材に生じる曲げモーメント



$G$  は接合剛性に起因するせん断弾性係数で、接合剛性、つなぎ材ピッチなどから次式のよ  
うに表すことが出来る。

$$G = \Gamma H \quad (\text{式 6.6-4})$$

$$\Gamma = \left( \sum \frac{s_i}{k_i} \right)^{-1} \quad (\text{式 6.6-5})$$

ただし、

$\Gamma$  : 上下フランジ間における単位長さ当たりの接合剛性(N/mm<sup>2</sup>)

$s$  : つなぎ材ピッチ(mm)

$k$  : つなぎ材一箇所のすべり係数

(2) 梁の任意の一点に集中荷重を受ける組立梁の設計式

支点を座標原点として、図 6.6-1 に示す  $0 \leq x \leq aL$  の範囲について梁のたわみ曲線の解を示せば次式のようにになる。

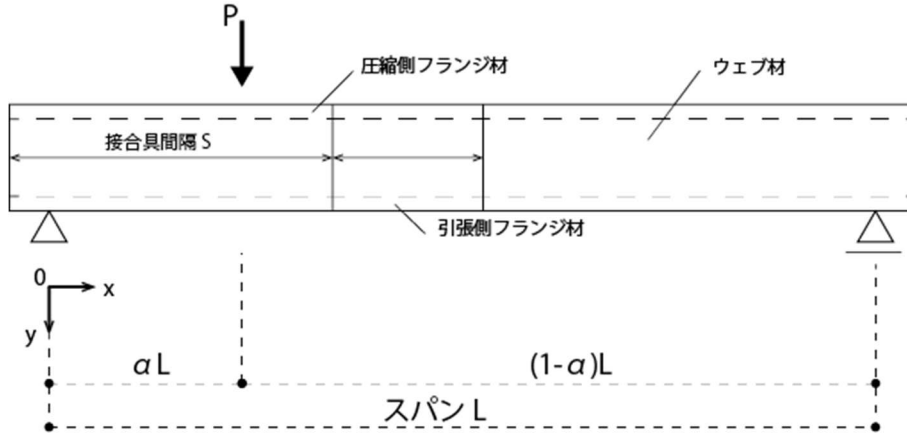


図 6.6-1 集中荷重を受ける組立梁

$$y = \frac{P}{\Sigma EI} \left[ -\frac{K \sinh \lambda (1-\alpha)L \cdot \sin \lambda x}{\lambda^3 \sin \lambda L} + \frac{(K-1)(1-\alpha)}{6} x^3 + \frac{K(1-\alpha)}{\lambda^2} - \frac{(K-1)\alpha(1-\alpha)(2-\alpha)L^2}{6} \right] x \quad (式 6.6-6)$$

荷重点のたわみ  $\delta_c$  は接合効果による剛性の増加率を用いて次式から求めることが出来る。

$$\delta_c = \frac{\alpha^2(1-\alpha)^2 L^3}{3 \Sigma EI} \cdot \frac{1}{C_{cl}} \quad (式 6.6-7)$$

$$C_{cl} = \frac{1}{1-K + \frac{3K}{\alpha(1-\alpha)\lambda^2 L^2} - \frac{3K \sinh \lambda (1-\alpha)L \cdot \sinh \alpha L}{\alpha^2(1-\alpha)^2 \lambda^3 L^3 \sinh \lambda L}} \quad (式 6.6-8)$$

ただし、  
 $C_{cl}$  : 各梁材の曲げ剛性の総和に対する集中荷重を受ける組立梁剛性の増加率

弾性限界荷重は材端部の接合具がせん断力によって降伏するか、下弦材がスパン中央において曲げと引張による複合応力によって降伏する場合に加え、ウェブに曲げ剛性の大きな梁材がある場合ウェブが曲げによって降伏する場合のうちの最小値をとるものとして、次式から求めることが出来る。

$$P_e = \min(fP_e, fP_t, wP_b) \quad (式 6.6-9)$$

接合具がせん断降伏する場合については、材端のせん断応力を、各つなぎ材間隔にわたってそれぞれ負担するものと考え、いずれかのつなぎ材の負担せん断力がつなぎ材のせん断降伏耐力に達したときをもって弾性とみなすことで次式から求めることができる。

$${}_jP_s = \frac{H}{\frac{K \sinh \lambda (1 - \alpha) L}{\sinh \lambda L} + K(1 - \alpha)} \cdot \min \left\{ \left( \frac{{}_jF_s}{s} \right)_i \right\} (i = 0, 1, 2)$$

(式 6.6-10)

フランジ材が降伏する場合は、スパン中央において引張応力と曲げ応力による複合応力が材の外縁において引張強度に達するときであるとして次式から求めることができる。

$${}_fP_t = \frac{{}_fF_t}{K \left( \frac{1}{HA_{ft}} - \frac{d_{ft} E_{ft}}{2 \Sigma EI} \right) \left\{ (1 - \alpha) \alpha L - \frac{\sinh(1 - \alpha) L \cdot \sinh \lambda \alpha L}{\lambda \sinh \lambda L} \right\} + \frac{(1 - \alpha) \alpha d_{ft} E_{ft} L}{2 \Sigma EI}}$$

(式 6.6-11)

ウェブ材が曲げ降伏する場合は、ウェブを構成する材のうち最も断面二次モーメントが大きいものについて、スパン中央における曲げモーメントが材の曲げモーメントに達するときであるとして、次式から推定することができる。

$${}_wP_t = \frac{{}_wF_b}{\frac{d_w E_w}{2 \Sigma EI} \left\{ (1 - K)(1 - \alpha) \alpha L + \frac{K \sinh \lambda (1 - \alpha) L \cdot \sinh \lambda \alpha L}{\lambda \sinh \lambda L} \right\}}$$

(式 6.6-12)

ただし、

- $P_e$  : 組立梁の弾性限界荷重(N)
- ${}_jP_s$  : 材端部の接合具が降伏すると場合の弾性限界荷重(N)
- ${}_fP_t$  : 下弦材が曲げと引張の複合応力によって降伏する場合の弾性限界荷重(N)
- ${}_wP_t$  : ウェブ材が曲げ降伏する場合の弾性限界荷重(N)
- $E_{fi}$  : 引張側フランジの曲げヤング係数(N/mm<sup>2</sup>)
- $E_w$  : ウェブ材のうち曲げ剛性が最大になる弦材の曲げヤング係数(N/mm<sup>2</sup>)

### (3) ウェブフランジ接合の釘配列諸定数の計算

木造軸組工法住宅の許容応力度設計に記載されている面材を軸材に釘打ちした耐力壁や水平構面の詳細計算において用いられる面材の釘配列の諸定数 ( $I_{xy}$ ,  $Z_{xy}$ ) を導くための計算方法を示す。

なお、計算の際には、面材の短辺方向尾を X 方向、長辺を Y 方向と設定する。

単位面積あたりの釘配列 2 次モーメントを次式に示す。

$$I_{xy} = \left( \frac{I_x \cdot I_y}{I_x + I_y} \right) / A_w \quad (\text{式 6.6-13})$$

$$I_x = \sum (y_i - y_0)^2 \cdot n_j \quad (\text{式 6.6-14})$$

$$y_0 = \frac{\sum y_j \cdot n_j}{\sum n_j} \quad (\text{式 6.6-15})$$

$$I_y = \sum (x_i - x_0)^2 \cdot n_i \quad (\text{式 6.6-16})$$

$$x_0 = \frac{\sum x_i \cdot n_i}{\sum n_i} \quad (\text{式 6.6-17})$$

ただし、

- $I_{xy}$  : 単位面積あたりの釘配列 2 次モーメント( $\text{cm}^2/\text{cm}^2$ )
- $I_x$  : Y 方向中立軸に対する釘配列 2 次モーメント( $\text{cm}^2$ )
- $y_0$  : Y 方向の弾性中立軸位置
- $y_j$  : 釘の Y 座標( $\text{cm}$ )
- $n_j$  :  $y_j$  座標上の釘本数
- $I_y$  : X 方向中立軸に対する釘配列 2 次モーメント( $\text{cm}^2$ )
- $x_0$  : X 方向の弾性中立軸位置
- $x_i$  : 釘の X 座標( $\text{cm}$ )
- $n_i$  :  $x_i$  座標上の釘本数
- $A_w$  : 面材の面積( $\text{cm}^2$ )

また、単位面積当たりの釘配列定数を次式に示す。

$$Z_{xy} = \frac{1}{A_w \sqrt{\frac{1}{Z_x^2} + \frac{1}{Z_y^2}}} \quad (\text{式 6.6-18})$$

$$Z_x = \frac{I_x}{(y_j - y_0)_{max}} \quad (\text{式 6.6-19})$$

$$Z_y = \frac{I_y}{(x_i - x_0)_{max}} \quad (\text{式 6.6-20})$$

$Z_{xy}$	: 単位面積当たりの釘配列定数( $\text{cm}^2/\text{cm}^2$ )
$Z_x$	: Y 方向弾性中立軸に対する釘配列定数
$(y_j - y_0)_{max}$	: Y 方向弾性中立軸から端部の釘までの Y 方向距離の最大値( $\text{cm}$ )
$Z_y$	: X 方向弾性中立軸に対する釘配列定数
$(x_i - x_0)_{max}$	: X 方向弾性中立軸から端部の釘までの X 方向距離の最大値( $\text{cm}$ )

## 6.6.2 ボックスビーム計算値の算出

6.6.1章及び中大規模木造建築物の構造設計の手引きに記載されている合板充腹梁の構造設計法<sup>36)</sup>を参考にボックスビーム曲げ実験の実験値と計算値の比較を行う。

### (1) 釘配列定数の算定

6.6.1(3)より、 $I_{xy}$ 、 $Z_{xy}$ の算定を行う。本ボックスビームは、長さが異なるウェブ板を3枚用いているため、それぞれのウェブごとに算出を行った。算出結果を表6.6.2-1に示す。

表 6.6.2-1 ウェブごとの釘配列定数

No.	ウェブ名	ウェブ長さ	$I_{xy}$	$Z_{xy}$
		(mm)	( $\text{mm}^2/\text{mm}^2$ )	( $\text{mm}/\text{mm}^2$ )
1	W <sub>1750</sub>	1750	6.031	0.0125
2	W <sub>4375</sub>	4375	9.115	0.0164
3	W <sub>4875</sub>	4875	9.457	0.0170

### (2) 面材と釘のせん断に関する材料特性値

国産カラマツ 90E-1 級 A 種構造用 LVL (ウェブ) のせん断弾性係数  $G$  及び、3.2 章で行った一面せん断試験より算出したウェブ—フランジ接合仕様で行った一面せん断試験の結果以下に示す。

$$G_w = 0.83 \text{ (kN/mm}^2\text{)}$$

$$\text{釘 } k = 1.86 \text{ kN/mm、釘 } \delta_v = 3.00 \text{ kN}$$

$$\text{ビス } k = 3.61 \text{ kN/mm、ビス } \delta_v = 4.32 \text{ kN}$$

### (3) フランジ材特性値

特性値を以下に示す。

$$E = 12 \text{ kN/mm}^2, F_c = 0.003 \text{ kN/mm}^2, F_t = 0.0198 \text{ kN/mm}^2, F_b = 0.0330 \text{ kN/mm}^2,$$

$$A_f = 374 \times 120 = 44880 \text{ mm}^2, I_f = 374 \times 120^3 / 12 = 53856000 \text{ mm}^4$$

### (4) パラメータ $K$ と $\lambda$ の算定

6.6.1(1)に示したパラメータを算出する。

$$A_{ft} = A_{fc} = A_f = 44880 \text{ mm}^2, I_{ft} = I_{fc} = I_f = 53856000 \text{ mm}^4$$

$$\text{上下フランジ芯—芯高さ } H = h = 1080 \text{ mm}$$

$$\Sigma EI = 12000 \times 53856000 \times 2 \doteq 129.25 \times 10^7 \text{ kNmm}^2$$

従って、(式 6.6-2)より

$$K = 0.996$$

λについては、釘・ビス留めのみの場合（N試験体仕様）と、接着併用の場合（A試験体仕様）の場合をそれぞれ算出した。しかし、現在釘・ビス併用の場合のパラメータλの算出方法についての検討方法は明らかにされていないため、釘・ビス留めのみの場合（N試験体仕様）については、釘のみとビスのみの場合の値をそれぞれ計算した。さらに、ウェブごとに釘配列定数がことなるため、ウェブごとに算出を行っている。

○釘・ビス留めのみの場合（ビスの場合は下付き文字が全てビスとなる）

$$k_{\text{釘}} = \frac{\text{詳細計算法による回転剛性}K_0}{h^2} = \frac{A_w \times n}{h^2 \left( \frac{1}{I_{xy} \cdot k} + \frac{1}{G_w \cdot t} \right)}$$

(式 6.6-21)

$$\Gamma_{\text{釘}} = \left( \Sigma \frac{S}{K} \right)^{-1} = \frac{1}{\left( \frac{S}{k_{\text{釘}}} \right)} = \left( \frac{k_{\text{釘}}}{S} \right)$$

(式 6.6-22)

$$G_{\text{釘}} = \Gamma_{\text{釘}} \cdot H$$

(式 6.6-23)

$$\lambda_{\text{釘}} = \sqrt{\frac{G_{\text{釘}} \cdot H}{K \Sigma EI}}$$

(式 6.6-24)

○接着併用の場合

$$k_{\text{接}} = G_w \cdot t \cdot n \cdot A_w / h^2$$

(式 6.6-25)

$$\Gamma_{\text{接}} = k_{\text{接}} / S$$

(式 6.6-26)

$$G_{\text{接}} = \Gamma_{\text{接}} \cdot H$$

(式 6.6-27)

$$\lambda_{\text{接}} = \sqrt{\frac{G_{\text{接}} \cdot H}{K \Sigma EI}}$$

(式 6.6-28)

(式 6.6-21)・(式 6.6-25)を用いて算出した値  $k$  を以下の表 6.6.2-2 に示す。この  $k$  を基にボックスビームの  $\lambda$  を求めていく ((5) 参照)。

表 6.6.2-2 パラメータ  $k$  の値

No.	ウェブ名	k釘	kビス	k接
		(kN/mm)	(kN/mm)	(kN/mm)
1	W <sub>1750</sub>	27.07	40.10	82.10
2	W <sub>4375</sub>	87.53	121.24	205.26
3	W <sub>4875</sub>	99.60	137.13	228.70



(5)剛性の推定

今回のような3等分点加力の場合の計算では、木造組立梁設計法—多層複合梁の梁モデルによる解法 その1—<sup>35)</sup>を参考に、図のように、各荷重点にそれぞれ1/2ずつの荷重が集中荷重として作用するものとして、独立に計算したそれらの重ね合わせによって全体の変形や応力を求める。

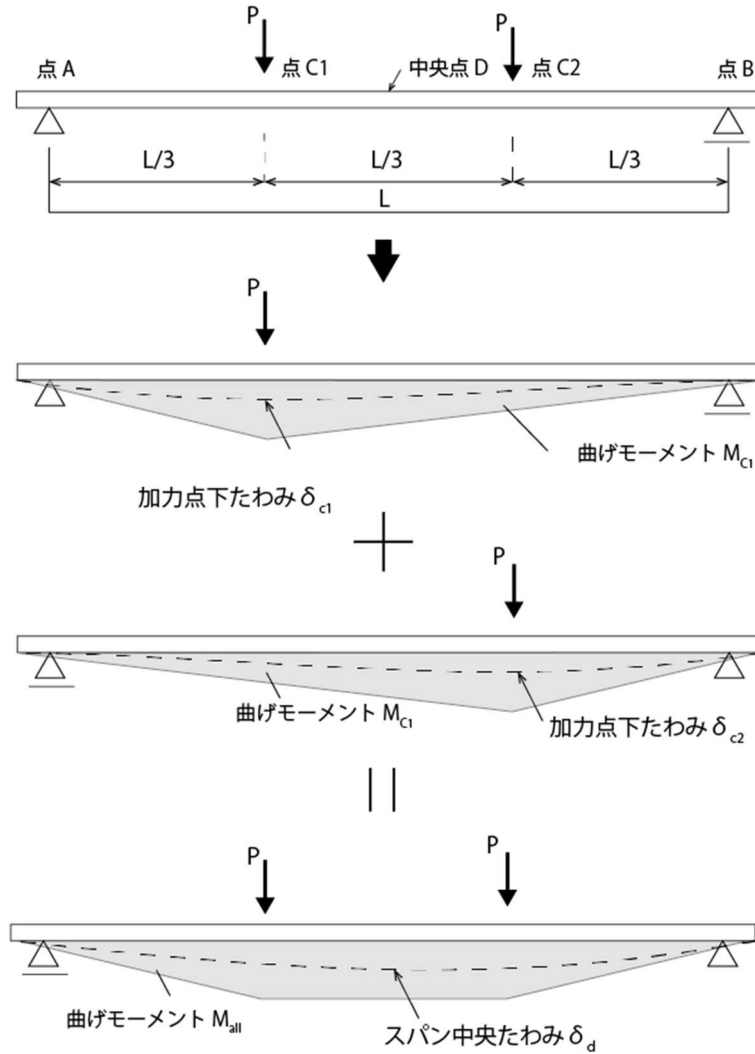


図 6. 6-2 三等分点曲げの重ね合わせの原理

スパン中央に生じるたわみを重ね合わせると次式のようになる。

$$\delta_d = \frac{(1-\alpha)L^3}{12\Sigma EI} \left[ \frac{3}{4} - (1-\alpha)^2 \right] \cdot \frac{1}{C_{cl}}$$

(式 6. 6-29)

(式 6. 6-8) より剛性は、

$$\text{剛性} = \frac{P}{\delta_d} = \frac{1296\Sigma EI \cdot C_{cl}}{23L^3}$$

(式 6. 6-30)

N 試験体については、ウェブごとにパラメータ  $\lambda$  が異なるため、ウェブ 3 枚のうち、最も小さい値を使用した計算値を min、ウェブ 3 枚の平均値を用いた計算値を ave、最も大きい値を使用した計算値を max として、それぞれ計算を行った。

①ウェブごとの釘配列定数が最も小さい値を用いて  $\lambda$  を算出した計算値

釘のみの場合の剛性  $\min \lambda_{\text{釘}}$  : 0. 0037

ビスのみの場合の剛性  $\min \lambda_{\text{ビス}}$  : 0. 0046

②ウェブごとに算出した  $\lambda$  の平均値を用いて算出した計算値

釘のみの場合の剛性  $\text{ave } \lambda_{\text{釘}}$  : 0. 0041

ビスのみの場合の剛性  $\text{ave } \lambda_{\text{ビス}}$  : 0. 0049

③ウェブごとの釘配列定数が最も大きい値を用いて  $\lambda$  を算出した計算値

釘のみの場合の剛性  $\max \lambda_{\text{釘}}$  : 0. 0043

ビスのみの場合の剛性  $\max \lambda_{\text{ビス}}$  : 0. 0050

④接着併用の場合の剛性  $\lambda_{\text{接}}$  : 0. 0065

## (6) 弾性限界荷重の推定

N 試験体について、弾性限界荷重の推定を行う。本試験体の弾性限界荷重は、(式 6.6-9) の  $f_t P_t$  よりも、下フランジ継手の降伏が先行すると考える。そのため、次式のようになる。

$$P_e = \min(j P_s, f P_j) \quad (\text{式 6.6-31})$$

梁両端部の接合具一本あたりに加わすせん断耐力がつなぎ材の降伏せん断耐力  $j F_s$  に達するときの許容耐力  $j P_s$  は、釘で降伏することが考えられるため (式 6.6-10) より、

① ウェブごとの釘配列定数が最も小さい値を用いて  $\lambda$  を算出した計算値

$$\text{釘で降伏する場合 } \min_j P_{s \text{ 釘}} : 271.11 \text{ kN}$$

下フランジ継手が、降伏耐力  $f P_j$  に達するときの許容耐力は、4 章の継手引張実験の同仕様実験結果をボックスビームの曲げ荷重に換算し、

$$f P_j = 149.89 \text{ kN}$$

以上の 2 つの荷重値のうち最小値として、下フランジ継手が降伏耐力に達した時の降伏耐力  $f P_j = 149.89$  (kN) となった。

実験で得られた荷重—中央たわみ曲線に計算結果の剛性及び 3 種の弾性限界荷重値の直線を重ね合わせたものを図 6.6-3 に示す。

図 6.6-3 より、初期剛性は、 $\lambda_{ave}$  で算出した結果が一番実験値と一致する値が得られたことが分かった。また、下フランジ継手の降伏耐力も実験値とかなりよい精度で整合したことから、ボックスビームの曲げの影響が多少入ったとしても下フランジ引張実験の結果を基に下フランジ継手耐力を算定できることが確認された。

本研究では、LVL の製造可能長さを超えたボックスビームの設計において必要耐力を満たす下フランジ継手を開発し、継手を設けたボックスビームの設計標準を確立することを目的とし、継手引張実験とボックスビームの実験値と既存の設計式との適応を確認した。以下に得られた知見を記す。

- ・継手引張実験の結果から、本継手仕様は、LFJ 形状により、材厚が全て等しい多面せん断接合と比べ靱性能に優れていること、また、ビスと継手端距離を大きくするほど最大耐力が大きくなり中短期基準耐力が大きい継手を開発することができ適用範囲を拡大できた。

- ・ビス間距離・端距離を要素試験を元に適切に設計することにより、最大荷重後にもビス位置での割裂により脆性的に破壊することなく荷重が緩やかに低下する継手ビス配置を設計できた。

- ・三面せん断要素試験から、ビス一本あたりの降伏モードと降伏耐力を推定し、実験性状と概ね一致する結果が得られた。

- ・三面せん断要素試験から算出した降伏耐力の推定手法を元に継手の降伏耐力を推定したところ概ね実験値と一致した。本継手の降伏耐力を簡易的に算定できる可能性があることを示した。また、多面せん断接合においても、これらの方法を応用することで計算から推定可能であることを示唆出来た。

- ・実大規模のボックスビーム曲げ実験を行い、既存の計算式と概ね一致する結果が得られた。また、実大実験と同仕様の継手引張実験の降伏耐力をボックスビームでの荷重に換算することでボックスビームの降伏耐力を正しく推定出来た。スパンの変更に対して、継手位置・ウェブの材せいを変更することにより、本継手が用いられることを確認した。

以上の成果を持って、本ボックスビーム仕様を継手を設けた 20m スパンボックスビームの設計標準とし、さらにスパンや設計条件の変更に伴う見当を、実大実験を実施しなくても計算によって簡易的に行えることを示した。これらの研究成果は十分に活用され得るものと同時に継手仕様は、今回のボックスビームのみならず引張材の継手として汎用性のあるものだと考える。