

Cross Laminated Timber と鉄筋コンクリートを
機械的接合した複合床スラブに関する研究

大木 文明

目次

第1章 序論	1
1.1. 研究の背景	1
1.2. 既往の研究	3
1.2.1 合成作用によって分類される合成構造の概念.....	3
1.2.2 せん断キーの種類と合成作用の関係	4
1.2.3 実験的研究に関する既往の研究	6
1.2.4 理論的研究に関する既往の研究	7
1.3. 研究の目的	8
1.4. 本論文の構成	9
第2章 乾式施工したせん断キーの打込み深さが接合部のせん断性能に与える影響	11
2.1. 序	11
2.2. 実験概要	12
2.2.1 試験体概要	12
2.2.2 荷重方法および測定方法	18
2.3. 実験結果および考察	19
2.3.1 荷重—スリップ変位関係および最終破壊形状	19
2.3.2 力学的特性値および評価方法.....	22
2.3.3 荷重—曲げひずみ関係	25
2.4. 本章のまとめ	27
第3章 乾式施工したせん断キーの施工方法が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響	29
3.1. 序	29
3.2. 実験概要	29
3.2.1 試験体概要	29
3.2.2 荷重方法および測定方法	35
3.3. 実験結果および考察	37
3.3.1 荷重—変位関係および最終破壊形状	37
3.3.2 力学的特性値および評価手法.....	39
3.3.3 比例限度荷重と最終破壊形状.....	42
3.3.4 せん断キーによる合成作用と初期剛性および降伏荷重の関係	45
3.4. 本章のまとめ	58
第4章 湿式施工したせん断キーの種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響	59
4.1. 序	59

4.2.	実験概要	59
4.2.1	試験体概要	59
4.2.2	載荷方法および測定方法	67
4.3.	実験結果および考察	69
4.3.1	荷重—変位関係	69
4.3.2	初期剛性	71
4.3.3	比例限度荷重	71
4.3.4	降伏荷重	75
4.3.5	最大荷重	78
4.4.	本章のまとめ	79
第5章	複合床スラブの曲げ性能の評価	81
5.1.	序	81
5.2.	完全合成梁および非合成梁による初期剛性の評価	81
5.2.1	完全合成梁としての評価方法	81
5.2.2	非合成梁としての評価方法	84
5.2.3	実験結果と計算結果の比較	85
5.3.	Γ 法による初期剛性および降伏荷重の評価	87
5.3.1	γ 法による評価手法	87
5.3.2	γ 法適用における接合部のせん断性能	91
5.3.3	初期剛性	93
5.3.4	降伏荷重	94
5.4.	本章のまとめ	97
第6章	総括	99
6.1.	結論	99
6.2.	今後の課題	101
	参考文献	103
	本研究に関連した発表論文	107
	謝辞	109
	付録 1) 試験体の製作過程	111
	付録 2) 実験状況	113

Study on composite slabs of Cross Laminated Timber-Reinforced Concrete with mechanical joint

Fumiaki OHKI

In this paper, studied the possibility of using cross laminated timber (hereinafter referred to as "CLT") as flooring material of mid- and large-scale buildings in order to make effective. The use of CLT alone as flooring material of mid- and large-scale buildings involves problems. For example, limited span at design due to lack of stiffness and relating to the comfort of occupants such as floor vibration during walking. To overcome these problems, composite slabs consisting of CLT and cast reinforced concrete (hereinafter referred to as "RC") integrated with shear connectors were examined.

In this study, we experimentally examined the out-of-plane bending performance of a composite floor slab constructed by mechanically joining the domestically produced Sugi CLT and RC using a simple construction method with shear connectors. In addition, we evaluated the behavior of the composite floor slab at the initial stage of deformation and experimentally verified its validity.

Firstly, we conducted a dry-type shear connector construction single shear test to evaluate the shear performance when a shear force acts directly on the shear connector. A lag screw was used for the shear connector.

Secondly, we examined the effects of the dry-type and wet-type shear connector construction methods on the out-of-plane bending performance of the composite floor slab.

Furthermore, we experimentally examined the behavior of the composite floor slab until it yielded. A lag screw, D10 deformed bar, M12 bolt, and VB connector were used for the shear connectors.

Finally, we evaluated the behavior of the composite floor slab at the initial stage of deformation using the " γ -method," and experimentally verified its validity.

第1章 序論

1.1. 研究の背景

我が国では、公共建築物等における木材の利用促進に関する法律¹⁾が2010年に施行され、学校や老人ホームといった中・大規模の公共建築物の木造化が進められている²⁾。このような中、近年木造建築物の中・大規模化や、施工の簡易化に向けて新たな木質構造部材である直交集成板(Cross Laminated Timber, 以下 CLT と称する)の技術開発が行われており、注目を集めている。CLT は小・中径木や間伐材を用いて製造することが可能であることから、CLT の活用は地域林業、木材産業の活性化に寄与するものと期待される。

CLT とは、ラミナの繊維方向を互いにほぼ平行にして幅方向に並べまたは接着したものを主として、その繊維方向を互いにほぼ直角にして積層接着し、3層以上の構造を持たせた材料である。CLT は1995年にドイツのグラーツ工科大学が研究を始め、1996年に最初の製品が開発された非常に新しい材料である³⁾。我が国においては、2010年頃から国立研究開発法人 森林総合研究所や国立研究開発法人 建築研究所などによって研究が行われ、2013年12月に直交集成板の日本農林規格⁴⁾(以下、JAS と称する)が、2016年4月に建築基準法関連告示(CLT を用いた建築物の一般設計法)⁵⁾が制定された。

CLT を用いた建築物は、主に諸外国において数多く施工されており、2019年に開催された CLT フォーラム 2019 における後藤豊氏の講演資料によると、集合住宅やホテルに加え、チューリッヒ動物園象舎にまで用いられている。一方、我が国においても近年ホテルやオフィス等、CLT を用いた建築物の施工例が増加している⁶⁾。

しかしながら、CLT 等の木質材料を中・大規模建築物の床材として利用する場合、剛性不足によって設計時におけるスパンの制限または梁せいの増加や床振動に加え、軽量であるための重量衝撃音、木材であるための耐火性能等が課題として挙げられる。これらに対し、米国やヨーロッパ等の諸外国では、木材の上部に異形鉄筋または溶接金網を用いて鉄筋コンクリート(以下、RC と称する)を配し、これらをせん断キー等によって機械的に接合した複合部材(Timber-Concrete Composite systems, 以下 TCC と称する)とすることで課題の解決を図っている^{7),8)}。また、TCC は高速道路の橋梁、栈橋へも利用されている。

TCC が面外方向からの外力を負担した際には、木材と RC の境界面に互いにずれようとする水平方向のせん断力が生じる。このせん断力をせん断キーによって伝達することで、RC は主に圧縮力を、木材は主に引張力を負担し、効率的に応力を負担させることが可能となる。これによって木材単体、または木材と RC 間の接合がなされていない部材に比べて高い剛性を得ることができることから、設計時におけるスパンの延長や梁断面の縮小に加え、固有振動数の上昇および減衰特性の性能向上が期待で

きる。また、コンクリートとの接合による質量増加によって重量衝撃音の改善、不燃材料であるコンクリートを用いることによって耐火性能の向上が見込まれる。また、屋外での利用の際には木材単体での利用に比べて高い耐候性が期待できる⁷⁾。

建築物の床材に TCC を利用する場合、その利用用途は新築の建築物における床材として利用される場合と、既存の木造建築物における床材の補強の 2 通りが挙げられる⁷⁾。我が国においても前者の利用方法の一例として、一般社団法人 木を活かす建築推進協議会による「平成 28 年度 サステナブル建築物等先導事業(木造先導型)」において、デッキプレートを用いた RC 床スラブと集成材梁をせん断キーによって接合した TCC 梁が平取町国民健康保険病院に利用された。本事例ではせん断キーによる合成作用によって梁せいを 570mm から 450mm としたと報告されている⁹⁾。対して、土木分野においては橋梁として、集成材と RC 床版から成る長野県のさくら橋や丸山沢橋がともに 2003 年に建造され、さらに荒木によって合理的な設計法が提案されている¹⁰⁾。

これらの事例は木材部分に集成材等の木質軸材料を用いたものであるが、木質面材料である CLT の上端に RC を配し、これらをせん断キーによって機械的に接合した複合部材が考えられる。木質軸材料の上端に RC を配する場合、コンクリートの型枠として木質軸材料の上部に面材を配する必要があるため施工が煩雑となるが、木質面材料である CLT を用いることで耐力に寄与する型枠とすることが可能となり、施工の簡易化を図ることが可能となる。

以降の本論文においては、下端に木質軸材料である製材や集成材、LVL 等を用い、せん断キーによって RC と機械的に接合した梁または床部材を TCC として定義し、下端に木質面材料である CLT を用い、せん断キーによって RC と機械的に接合した床部材を複合床スラブとして定義した。

1.2. 既往の研究

1.2.1 合成作用によって分類される合成構造の概念

TCC や複合床スラブが面外方向から外力を負担した際、せん断キーによる接合によって木材と RC の境界面に水平方向のせん断力が生じる。ここで伝達されるせん断力の大小によって合成作用の程度が決定し、曲げ性能に大きな影響を与える。

TCC や複合床スラブは、せん断キーによる合成作用の程度によって、図 1-1 に示す 3 種類の合成構造の概念に分類することができるとされている¹¹⁾。図 1-1 a) は、木材と RC の境界面で生じる水平方向のスリップ変位および鉛直方向のたわみを、b) は、ひずみ分布の概念を示す。1) はせん断キーによって十分な合成作用が得られていることから、境界面でスリップ変位が生じない状態を示している。ひずみ分布は、木材と RC の複合断面で単一の中立軸を持ち、平面保持が成り立っている状態 (以下、完全合成梁と称する) を示している。2) は、せん断キーによる一定の合成作用は得られるが、スリップ変位を生じ、たわみは完全合成梁に比べて大きく生じる状態を示している。ひずみ分布は、木材と RC の境界面にひずみの差を生じ、平面保持が成り立たない状態 (以下、不完全合成梁と称する) を示している。3) は、せん断キーが設けられていない等の理由によって、合成作用を得られず、不完全合成梁に比べスリップ変位およびたわみがより大きく生じる状態を示している。ひずみ分布は、木材と RC それぞれに中立軸を持ち、不完全合成梁に比べ木材と RC の界面におけるひずみの差が大きくなり、平面保持が成り立たない状態 (以下、非合成梁と称する) を示している。以上の合成作用の程度が曲げ性能に大きく影響を与え、完全合成梁が最も高い曲げ性能を示す。

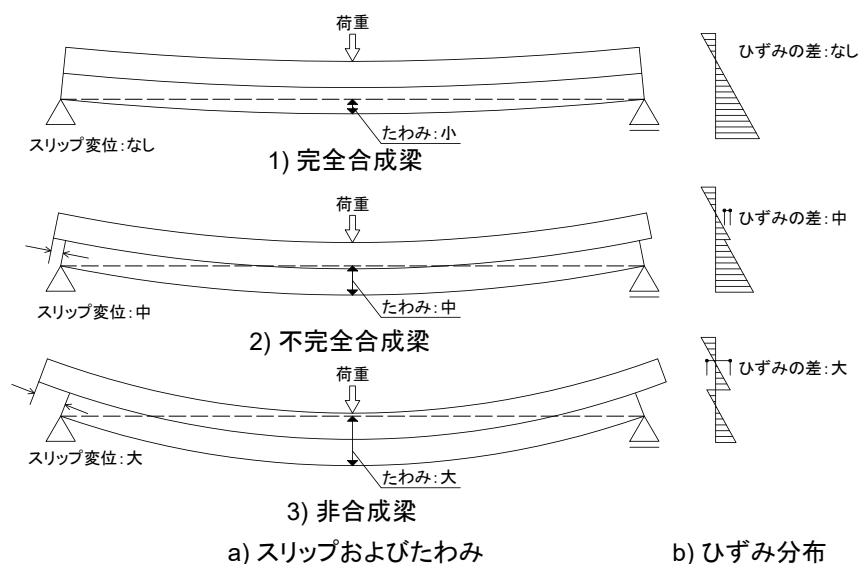
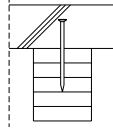
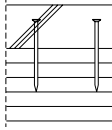
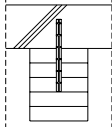
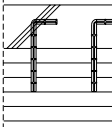
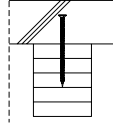

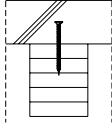

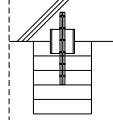
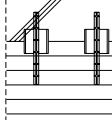
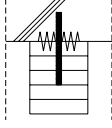
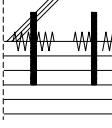
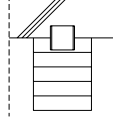
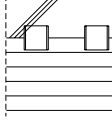
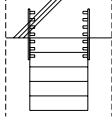
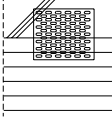
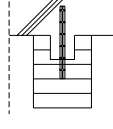
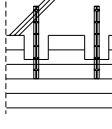
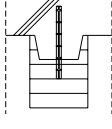
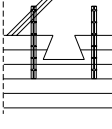
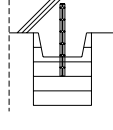
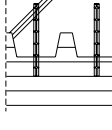
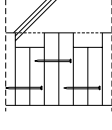
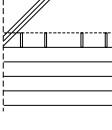
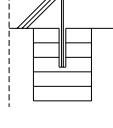
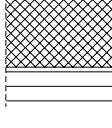
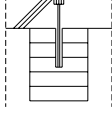
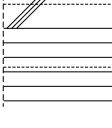


図 1-1 合成構造の概念

1.2.2 セン断キーの種類と合成作用の関係

TCC や複合床スラブに用いられるセン断キーは、図 1-2 に示すように Ceccotti に よって接合部のセン断剛性を元に、最もセン断剛性が低いグループ A から、最もセン断剛性が高いグループ D の 4 グループに分類された⁷⁾。グループ A は釘・ねじ・ダボによって接続されたもの、グループ B は筒状または面で接続されたもの、グループ C は木材に切り込みを設けることで接続されたもの、D グループは木材に鋼板を挿入し、接着剤によって固定することで接続されたものである。各グループの特徴を挙げると、グループ A は一般的に流通している建築材料を用いることから、安価に調達が可能である点が長所として挙げられるが、最もセン断剛性が低い点が短所として挙げられる。グループ B は、グループ A に比べてセン断剛性、延性、強度が高いことから、グループ A と同等のセン断性能を得る際に、セン断キーの施工本数を低減することが可能となる点が長所として挙げられるが、グループ A に比べ、1 箇所あたりの施工工数が増える点が短所として挙げられる。グループ C は、グループ B に比べ高いセン断剛性および強度を示し、スリップ変位もほぼ生じない点が長所として挙げられるが、木材への切り欠き作業が負担となる点が短所として挙げられる。グループ D は最もセン断剛性が高く、木材と RC 間の滑りが生じない完全合成梁として扱うことができる点が長所として挙げられるが、木材への鋼板の接着作業が負担となる点が短所として挙げられる¹²⁾。

以上のグループ A, B, C は接合部のセン断剛性が低く、平面保持が成り立たない不完全合成梁となることが特徴として挙げられる。不完全合成梁の評価は、接合部の変形を考慮する必要があることから、非常に複雑かつ煩雑となる。対して D グループは、接合部のセン断剛性が高く、平面保持が成立つ完全合成梁として扱うことができる。よって、集成材と同様に等価断面法¹³⁾を用いることで簡易に曲げ剛性を評価することが可能となる。

A	1			2		
	3			4		
B	1			2		
	3			4		
C	1			2		
	3			4		
D	1			2		

A1:釘, A2:異形鉄筋を接着, A3:ねじ, A4:傾斜ねじ, B1:スプリットリング, B2:歯付きプレート(ト
ウスリング), B3:鋼管, B4:メタルプレートコネクター, C1:木材への円形の切込みと浮き上がり防
止金物, C2:正方形の切り込みとファスナー, C3:切り込みとプレストレスト鋼棒, C4:ネイルラミネ
イティッドティンバーとシアプレート, D1:鋼格子を木材に接着, D2:鋼板を木材に接着

図 1-2 せん断キーの分類

1.2.3 実験的研究に関する既往の研究

諸外国における TCC に関する実験的研究は、欧米諸国を中心に報告されている。初期の代表的な研究として 1938 年から 1942 年の間に実施されたイリノイ大学の Richart ら¹⁴⁾による実物大曲げ実験が挙げられ、せん断キーによる接合方法が曲げ性能に与える影響について検討が行われた。その後、TCC として高い剛性を確保するため、木材部分と RC 部分をより効率的に接合するためのせん断キーに関する研究が行われ、近年では図 1-2 に示したものに限らず、図 1-3 に示す高剛性かつ施工性が高いせん断キーの開発¹⁵⁾⁻¹⁸⁾が行われている。さらに Lukaszewska¹⁹⁾らによって RC 部を現場打ちする湿式構法に限らず、木材とプレキャストコンクリートを接合するせん断キーの開発および、これを用いた TCC の曲げ性能に関する研究が行われている。また、TCC に比べ報告数は少ないものの複合床スラブの曲げ性能に関する研究も Kanócz²⁰⁾らやオレゴン大学²¹⁾によって行われている。しかしながら、これらの研究におけるせん断キーは、接着剤や CLT に切欠きを設けて接合されたものが多く、せん断性能は高いが、施工負荷も高いものを対象としたものとなっている。

一方、我が国における TCC の研究は、北村ら²²⁾によって、集成材梁を用いた TCC の曲げ実験およびクリープ実験が 2008 年に行われる以前においては、TCC の曲げ性能に関する実験的研究の報告は少なく、その後、畔柳ら²³⁾による集成材梁—RC 床版からなる TCC の曲げ性能に関する研究が行われている。北村らの研究は長期性能に関しても検討が行われているが、いずれの研究も TCC の面外曲げを対象とした短期性能について、梁断面の応力分布や、剛性に関する考察が行われた。また、CLT に国産のスギを用いた複合床スラブについては、森田ら²⁴⁾によって図 1-2 中のグループ D のせん断キーを用いた面外曲げ性能に関する研究が行われている。また、竹中工務店によってせん断キーの種類および配置ピッチや埋込み深さといった施工方法が面外曲げにおける剛性や、剛性が低下する点に与える影響^{25), 26)}について検討が行われ、これら一連の研究²⁵⁾⁻³⁰⁾等によって 10 階建ての木造 2 時間耐火建築物が施工されている³¹⁾。

TCC や複合床スラブといった構法が普及していない我が国においては、簡易な接合方法によって国産スギと RC を接合した複合床スラブに関する実験的研究が必要とされていると考えられるが、設計指針³²⁾が確立している鉄骨梁と RC 床版をせん断キーによって接合した合成梁と比較すると少なく、更なる実験的研究が必要とされている。

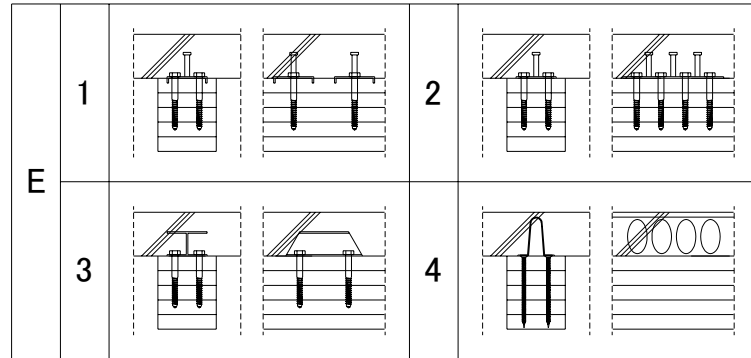


図 1-3 諸外国におけるせん断キーの例

1.2.4 理論的研究に関する既往の研究

TCC および複合床スラブのせん断キーに図 1-2 に示したグループ D 以外を用いた際には、平面保持が崩れた状態である不完全合成梁となることから、面外方向からの外力を負担した際に CLT と RC 間で水平方向にずれるスリップ変位が生じる。よって、これを考慮した評価方法が必要となる。

不完全合成梁を対象とした曲げ性能の評価手法は、これまでにいくつか提案されている。RC と鉄骨梁をせん断キーによって接合した合成梁などを対象とした合成構造の分野では Newmark の理論³³⁾が代表的である。重ね梁や重ね透かし梁などを対象とした木質構造の分野では菱田・真能の研究³⁴⁾が代表的であり、汎用的な評価手法³⁵⁾が確立されている。TCC を対象とした研究では Eurocode 5 の付録 B に記載されている γ (ガンマ)法³⁶⁾を用いた研究が多く報告されており^{例えば 37),38)}、TCC の曲げ性能は γ 法を用いることで比較的精度良く推定できることが報告されている。また、我が国においても、蒲池ら³⁹⁾によって評価手法が提案されている。

一例として、Newmark の理論における適用条件を以下に示す。

- 1)せん断剛性が同一のせん断キーが、等間隔に配置されていること。
- 2)接合部の荷重—スリップ変位関係は線形であること。
- 3)各部材において厚さ方向におけるひずみの分布は線形であること。
- 4)長辺方向において各部材のたわみが等しいこと。

ここ挙げた評価手法は、いずれも接合部の変形特性を線形としたものである。また、蒲池らの研究を除く評価手法は、荷重形式ごとに微分方程式を解く必要があることから煩雑さが課題として挙げられる。

一方、木質構造の分野において、神谷⁴⁰⁾は釘によって機械的に接合した梁を対象に微分方程式の一般解を必要とせず、収束計算を用いることによって接合部の変形特性を非線形にまで展開した評価法を提案している。コンピュータの表計算ソフトに収束計算機能が実装されている現在では非常に有効な手段と思われる。しかしながら園田

⁴⁾によって神谷が提案した手法は、接合部のせん断剛性が比較的小さく非合成梁に近い場合は有用性が高いが、接合部のせん断剛性が比較的大きく完全合成梁に近い場合は、適切な解が得られないと報告されている。よって TCC への適用は難しい。

1.3. 研究の目的

中・大規模木造建築物の床材を CLT によって構成する際には、剛性不足によって設計時におけるスパンの制限または梁せいの増加や、床振動等の居住性が課題として挙げられる。これらの課題に対し、欧米諸国を中心に利用されている TCC の技術を応用した複合床スラブによって解決するため、本研究では国産スギ CLT と RC をせん断キーによって簡易な施工方法で機械的に接合した複合床スラブの面外曲げ性能について実験的に検討を行った。

複合床スラブの面外曲げ性能は、CLT および RC の断面性能およびせん断キーによる接合部のせん断性能が大きな影響を与えるものと考えられる。そこで、せん断キーの打込み深さや配置ピッチといった施工方法および、CLT の厚さ、せん断キーの種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について実験的に検討を行った。TCC や複合床スラブといった構法が普及していない我が国においては、木質材料とコンクリート間の接合部に関する開発事例は数少ない。このような中で複合床スラブの普及を目指す際のせん断キーには、一般的に調達可能で施工が容易なものが望まれているものと考えられる。よってせん断キーは図 1-2 に示したグループ A の形式を用いた。

また、複合床スラブを建築物の床材として利用する際には、特に降伏以前の変形初期における挙動の把握が必要と考えられる。そこで、CLT・RC・せん断キーに生じるひずみに着目し、複合床スラブが降伏に至るまでの挙動について実験的に検討を行った。さらに各種評価方法によって変形初期の挙動を評価し、実験結果との比較によってその妥当性を検証した。

1.4. 本論文の構成

本論文は、せん断キーの施工方法および、種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響に加え、複合床スラブが降伏に至るまでの挙動について実験的に検討を行ったものである。さらに各種評価方法によって複合床スラブの変形初期の挙動を評価し、実験によりその妥当性を検証したものである。本論文は、全 6 章より構成されており、各章の概要は以下のとおりである。

第 1 章では、本研究の背景と既往の研究について概説し、本研究の目的を示すとともに、本論文を構成する各章の概要を述べた。

第 2 章では、乾式施工したせん断キーの打込み深さが、接合部のせん断性能に与える影響について検討を行った。ここでは要素実験として、せん断キーにラグスクリューを用い、乾式施工した接合部の 1 面せん断実験を行い、せん断キーに直接せん断力が作用する際のせん断性能を評価した。

第 3 章では、第 2 章に続き、乾式施工したせん断キーの施工方法である配置ピッチおよび打込み深さが複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について検討を行った。また、複合床スラブが面外方向からの外力を負担した際には、CLT と RC の境界面に水平方向のせん断力が生じることでせん断キーによる一体化が崩れ、複合床スラブの曲げ性能が低下するものと考えられる。そこで本章では、複合床スラブの力学的挙動として重要となる降伏に至るまでの挙動について検討を行った。

第 4 章では、湿式施工したせん断キーの種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について、層構成の異なる 2 種類の国産スギ CLT を用いた複合床スラブを対象として検討を行った。せん断キーには、我が国で一般的に調達可能な建築材料である D10 異形鉄筋および M12 全ねじボルトを用い、これらを接着剤によって CLT に固定する湿式施工とした。また、比較として諸外国において利用実績のある VB コネクタを用いた。

第 5 章では、第 3 章および第 4 章で検討を行った複合床スラブを対象に、面外曲げ性能について各種評価方法を用いて変形初期における曲げ性能の評価を行った。

第 6 章では、本研究を総括し、各章の結果と考察に基づき、得られた成果を示すとともに、今後の課題および展望を示した。

第2章 乾式施工したせん断キーの打込み深さが接合部のせん断性能に与える影響

2.1. 序

第1章で述べたように、複合床スラブの面外曲げ性能は、CLT および RC の断面性能および接合部のせん断性能によって決定すると考えられる。そのため、諸外国では多種多様なせん断キーの研究開発が行われており、これによって少ない施工本数で高いせん断性能を確保することが可能となっている。

せん断キーに求められる性能は、せん断剛性および各種耐力、最大荷重後に急激な荷重の低下を生じないこと等の機械的性能に加え、調達および施工が簡易であることなどが挙げられる。これらの性能が必要とされる理由として、せん断剛性および各種耐力は、1本あたりにおけるせん断キーの機械的性能が低い場合、施工数量の増加によって複合床スラブ全体の性能を向上させることは可能となるが、施工数量の増加による施工コストの増加が懸念される。複合床スラブが曲げを負担した際に CLT と RC の境界面に生じる水平方向のせん断力によって接合部が最大荷重後に急激な荷重の低下を生じると、複合床スラブが脆性的な破壊を生じる可能性が生じる。これらの機械的性能は、せん断キーの種類、打込み深さや角度といった施工方法、施工数量(打込み本数)によって決定するものと考えられる。そこで本章および第3章では、我が国で一般的に調達可能な建築材料で、特殊な機具を必要とせずに乾式施工が可能であることに加え、木質構造の接合具として一般的に用いられているラグスクリューをせん断キーとして用いることとした。

接合部のせん断性能は、せん断キーの種類と配置ピッチや打ち込み深さ等によって決定する施工方法によって決定するものと考えられることから、本章および第3章では、せん断キーの施工方法が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について実験的に検討を行った。

特に本章では、せん断キーにラグスクリューを用い、乾式施工したせん断キーの打込み深さが、接合部のせん断性能に与える影響について検討を行うため、要素実験として1面せん断実験を行い、せん断キーに直接せん断力が作用する際のせん断性能について検討を行った。

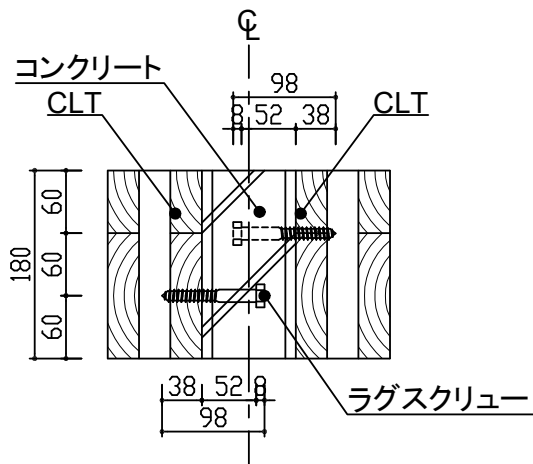
2.2. 実験概要

2.2.1 試験体概要

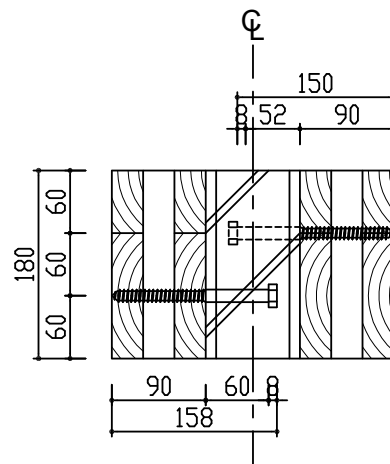
表 2-1 に試験体一覧を、図 2-1 に試験体図をそれぞれ示す。試験体はコンクリートの両側面に CLT を添わせ、試験体 1 体あたり正面視において左右 1 本ずつ計 2 本を施工することで、せん断キー 1 本につきせん断面を 1 面もつ構成とした。CLT はコンクリートと接する外層ラミナの繊維方向が加力方向と並行になるよう使用した。CLT は長さ 240mm, 厚さ 90mm, 幅 180mm とした。コンクリートは長さ 240mm, CLT と接する下部の厚さ 90mm, 幅 180mm とし、無筋とした。CLT と接する部分以外(上部)は、载荷による CLT とコンクリートとの摩擦を除去するため厚さ 70mm とした。せん断キーには長さの異なる 2 種類のラグスクリューを用い、試験体数は木質構造設計規準・同解説⁴²⁾に習い各 6 体とした。

表 2-1 試験体一覧

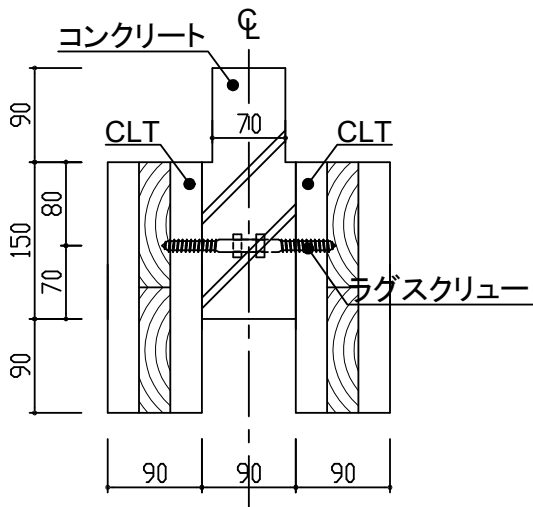
試験体名	せん断キー		
	全長 (首下長さ)	埋込み長さ	
		CLT	RC
(mm)			
1) ST-L90	98 (90)	38	60
2) ST-L150	158 (150)	90	68



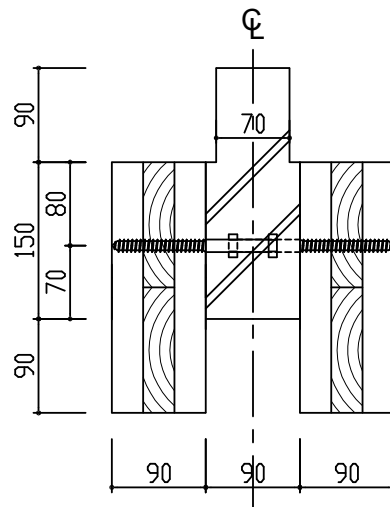
1-a) ST-L90 (上面視)



2-a) ST-L150 (上面視)



1-b) ST-L90 (正面視)



2-b) ST-L150 (正面視)

(単位: mm)

図 2-1 試験体図

a) CLT の材料特性

CLT の製作には厚さ 30mm のスギラミナを用いた。CLT の強度等級および層構成は、直交集成板の JAS⁴⁾に定められる 3 層 3 プライで厚さ 90mm の異等級構成 Mx60-3-3 とした。CLT の積層接着には、水性高分子—イソシアネート系木材接着剤を使用し、ラミナの幅方向の接着はしていない。表 2-2 に CLT の材料特性を示す。平均密度は 399kg/m^3 (標準偏差 14kg/m^3)、一部の試験体から切出し、全乾法によって算出した含水率の平均は 12.0% (標準偏差 0.1%) であった。試験体として切出す前の幅 600mm、長さ 2,000mm の CLT を用い、縦振動法⁴³⁾によって測定を行ったヤング係数の平均値は 5.85kN/mm^2 (標準偏差 0.17kN/mm^2) であった。せん断キーによるコンクリートと CLT の合成作用の効果を直接的に確認するため、試験体のせん断面には CLT とコンクリートとの付着を防止するために合板型枠の表面強化剤を塗布した。また、既往の研究⁴⁴⁾から CLT の上部にコンクリートを打設する際、コンクリートと接する CLT の面に防水処理を行わなくとも、CLT の含水率はコンクリートと接する 1 層目のラミナで若干上昇するが、2,3 層目のラミナでは含水率の上昇はほとんど認められず、CLT の防水処理は不要であると報告されている。

表 2-2 CLT の材料特性

	密度 (kg/m^3)	含水率 (%)	ヤング係数 (kN/mm^2)
平均	399	12.0	5.85
標準偏差	14	0.1	0.17

b) せん断キーの材料特性と施工方法

CLT とコンクリートを接合するせん断キーは、図 2-2 に示す径が M12 で Z マーク認定品⁴⁵⁾のラグスクリューを用いた。長さは図 2-2 1) に示す全長 98mm で首下長さ 90mm (以下、L90 と称する) と、2) に示す全長 158mm で首下長さ 150mm (以下、L150 と称する) の 2 種類とした。ラグスクリューの材料特性は、L90、L150 のいずれも試験機のつかみ具(チャック)に装着するための長さが足りないことから、L90、L150 と同様の鋼材(JIS B 1180)で製造されていることを製造メーカーに確認した上で、M12 六角ボルト⁴⁶⁾(全長 600mm)の軸部を用いて 3 体の引張試験を行い、せん断キーの材料特性の参考値とした。六角ボルトの引張試験結果を図 2-3 および表 2-3 に示す。

せん断キーの施工方法は、ねじ部軸径の 73% (比重の低い針葉樹は 40~70% を推奨⁴⁷⁾) である $\phi 6.5$ の先行穴を設け、表 2-1 および図 2-1 に示すように ST-L90 はせん断キーに L90 を用い、1 層目ラミナ 30mm を貫く 38mm で CLT にねじ打ちし、コンクリートへ 60mm 埋め込んだ。ST-L150 はせん断キーに L150 を用い、全層のラ

ミナ 90mm を貫く深さで CLT にねじ打ちし、コンクリートへ 68mm 埋込んだ。なお、せん断キーの打込み位置と節およびラミナ間の幅方向の継ぎ目の位置が一致する試験体は除外した。

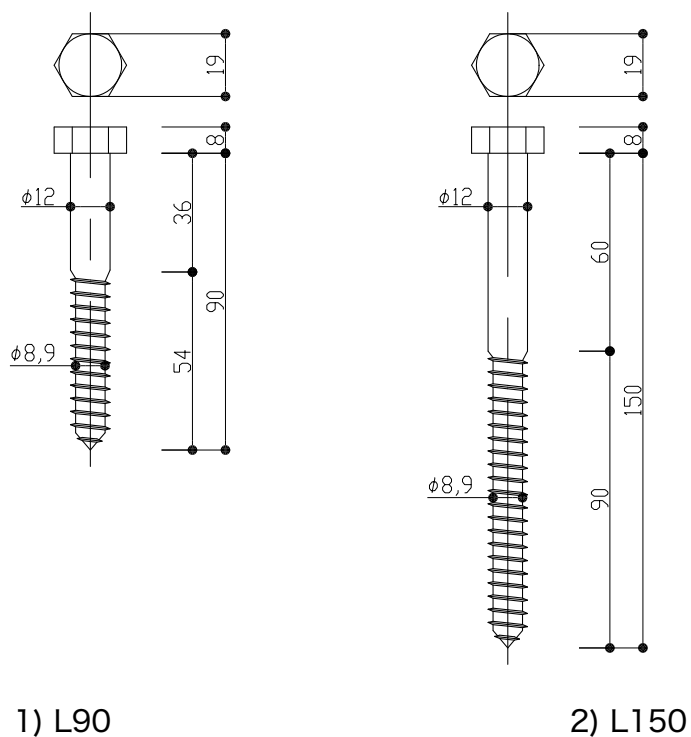


図 2-2 せん断キー概要

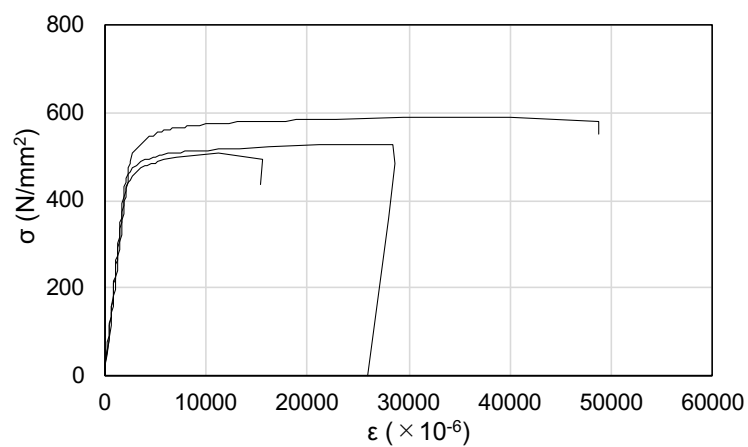


図 2-3 六角ボルトの応力-ひずみ関係

表 2-3 六角ボルトの材料特性 (参考値)

	0.2%耐力	引張強度	引張ヤング係数
	(N/mm ²)		
平均	508	542	212×10 ³
標準偏差	30	35	10

c) コンクリートの材料特性

コンクリートは表 2-4 に示す水セメント比 57.0%で、呼び強度 24 N/mm²の普通コンクリートを打設し、打設後は屋根のある屋外にて試験体にビニールシートを掛けて養生を行った。なお、コンクリート打設時には、JIS A 1101⁴⁸⁾により表 2-5 に示すコンクリートの流動性を確認した。

コンクリートの圧縮強度等は、JIS A 1132⁴⁹⁾に則り作成したテストピース(直径 100mm, 高さ 200mm)を用いて試験を行った。圧縮強度は JIS A 1108⁵⁰⁾、割裂強度は JIS A 1113⁵¹⁾、圧縮ヤング係数は NewRC 式⁵²⁾を用い、 k_1 、 k_2 を 1 として次式に示を用いて算出した。コンクリート強度の推移を図 2-4 に示し、実験前後における材料特性を表 2-6 に示す。呼び強度 24N/mm²に対し、実験前後における平均値は圧縮強度が 28.0N/mm²、割裂強度が 2.2N/mm²、圧縮ヤング係数が 21.8kN/mm²であった。

表 2-4 コンクリートの調合表

単位量(kg/m ³)				
水	セメント	粗骨材	細骨材	AE減水剤
183	321	934	853	4.82

水セメント比：57.0%

細骨材比：47.7%

混和剤：AE減水剤(遅延型Ⅰ種)

表 2-5 コンクリートのフレッシュ性状

スランプ (cm)	空気量 (%)	コンクリート温度 (°C)
14.5	4.7	33

$$f_c = \frac{P}{\pi \left(\frac{d}{2}\right)^2} \quad (2-1)$$

$$E_c = 33.5 \times k_1 \times k_2 \times \left(\frac{\gamma}{24}\right)^2 \times \left(\frac{F_c}{60}\right)^{\frac{1}{3}} \quad (2-2)$$

$$f_t = \frac{2P}{\pi d \ell} \quad (2-3)$$

ここで、

- f_c 圧縮強度 (N/mm²)
- E_c 圧縮ヤング係数 (kN/mm²)
- f_t 引張強度 (N/mm²)
- P 最大荷重 (N)
- d テストピースの直径 (mm)
- ℓ テストピースの長さ (mm)
- k_1 粗骨材の種類によって定まる定数
- k_2 混和剤の種類によって定まる定数
- γ テストピースの単位体積重量 (kN/mm³)

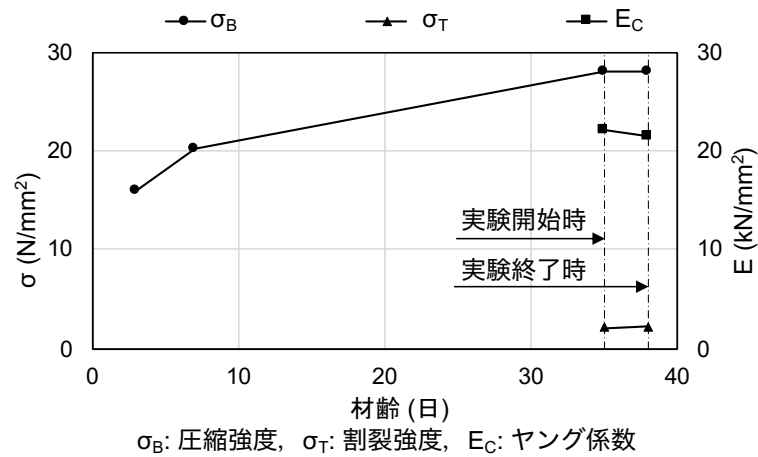


図 2-4 コンクリート強度の推移

表 2-6 実験前後におけるコンクリートの材料特性

呼び強度 (N/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数※ (kN/mm ²)	割裂強度 (N/mm ²)
24	28.0	21.8	2.2

※ヤング係数：NewRC式で算出

2.2.2 荷重方法および測定方法

荷重方法およびスリップ変位、ひずみの測定位置を図 2-5 に示す。加力には容量 2,000kN の万能試験機を用いた。荷重は a) に示すように固定されたクロスヘッドの下部の剛なテーブル上に試験体を直接設置し、テーブルを鉛直上向きに加力することで各接合部に 1 面せん断力を作用させる一方向単調荷重とし、木造軸組工法住宅の許容応力度設計⁵³⁾をする際の荷重評価の指標を参考にして、最大荷重後、明確な荷重の低下が生じるか、最大荷重の 80% に荷重が低下するまで行った。なお、試験機上部の加力板は球座とした。荷重はクロスヘッドに取付けたロードセルで測定を行った。スリップ変位は加力方向における CLT とコンクリートの相対変位をそれぞれのせん断面で測定した。また、b) に示すようにせん断キーのコンクリート埋込み側における CLT と RC の界面付近の引張および圧縮ひずみを単軸ひずみゲージを用いて測定した。

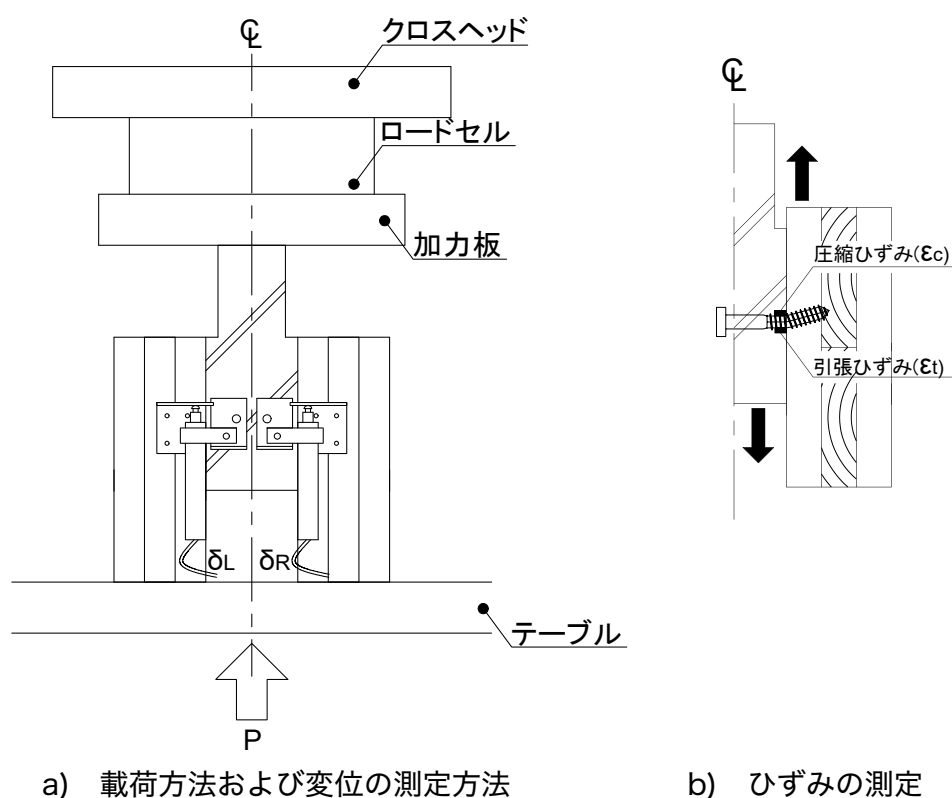


図 2-5 荷重方法および変位、ひずみの測定値

2.3. 実験結果および考察

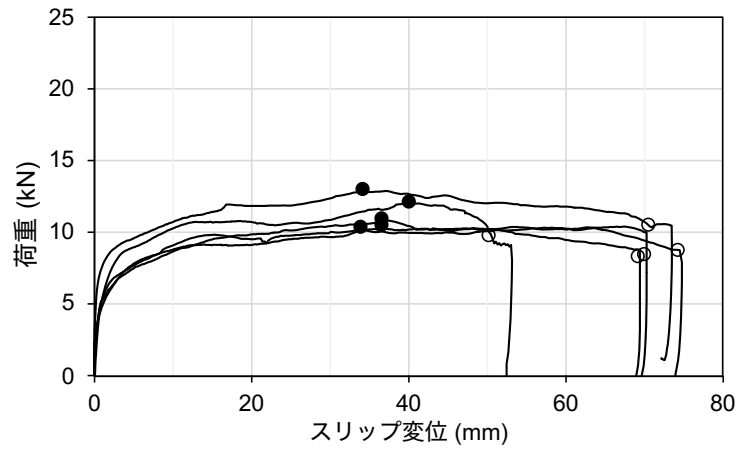
2.3.1 荷重—スリップ変位関係および最終破壊形状

図 2-6 に 1 面せん断実験の荷重—スリップ変位関係を示し、併せて黒塗りで最大荷重を、白抜きで最大荷重後その 80%に荷重が低下した点を示す。なお、ST-L90 では 1 体、変位測定用治具の不備があったため、5 体の結果を記載した。また、ST-L150 では最大荷重後、その 80%に荷重が低下する以前に急激な荷重の低下が認められたことから最大荷重のみを示した。荷重はロードセルの読み取り値をせん断キーの施工本数 2 本で除し、せん断キー 1 本あたりの荷重として示した。変位は 2 つの変位計の読み取り値の平均とした。

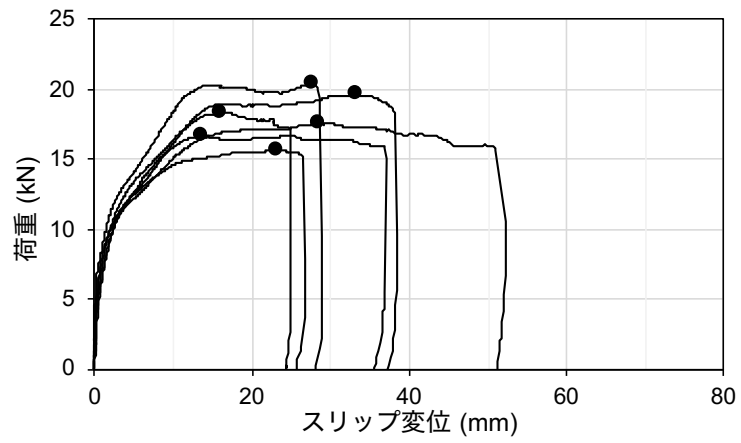
荷重—スリップ変位関係における変形初期の履歴に注目すると、いずれの試験体も 3kN 付近に至るまでは、スリップ変位はわずかで急激な荷重の増加を示した。その後、ST-L90 は 5~9kN、ST-L150 は 5~11kN 付近で勾配が緩やかになり、スリップ変位の増加とともに荷重の増加が認められた。

最大荷重以降の履歴に注目すると、ST-L90 ではスリップ変位の増加に伴い緩やかに荷重の低下が認められた。対して ST-L150 では最大荷重後、その 80%に荷重が低下する以前に急激な荷重の低下が認められた。写真 2-1 に最終破壊形状の一例を示す。1)に示す ST-L90 では、いずれの試験体もせん断キーの破断は認められず、CLT へのめり込みを伴うせん断キーの曲げ変形が認められた。対して 2)に示す ST-L150 では、いずれの試験体も 2 面あるせん断面のうち、1 面でせん断キーの破断を生じた。また、せん断キーの破断が生じていないせん断面のせん断キーでは、CLT へのめり込みを伴うせん断キーの曲げ変形が認められた。なお、コンクリートのひび割れはいずれの試験体も目視においては確認できなかった。

最大荷重以降の変位に着目すると、黒塗りで示した ST-L90 における最大荷重時のスリップ変位は、最大で約 40mm、最小で約 35mm、白抜きで示した最大荷重の 80%に荷重が低下するまでのスリップ変位は、最大で約 70mm、最小で約 50mm となった。また、黒塗りで示した ST-L150 における最大荷重時のスリップ変位は、最大で約 33mm、最小で約 13mm となり、その 80%に達する前に急激な荷重の低下が認められた。よって、CLT への打込み深さが CLT の 1 層目を貫く 38mm の ST-L90 は最大荷重後に高い変形性能が認められ、CLT の全層を貫く 90mm の ST-L150 は最大荷重後の変形性能が ST-L90 に比べ低い傾向が認められた。

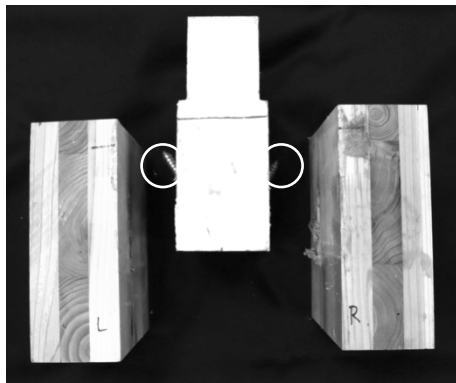


1) ST-L90



2) ST-L150

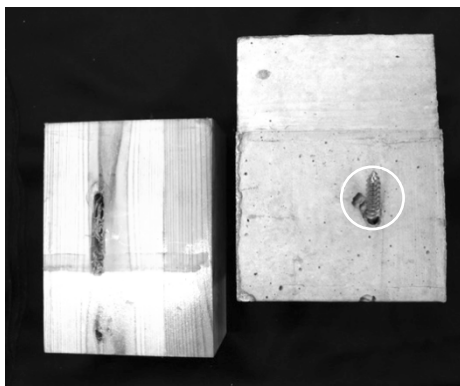
図 2-6 荷重—スリップ変位関係



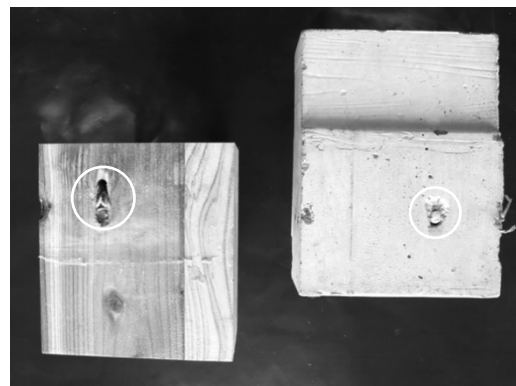
1-a) ST-L90(正面視)



2-a) ST-L150(正面視)



1-b) ST-L90(側面視)



2-b) ST-L150(側面視)

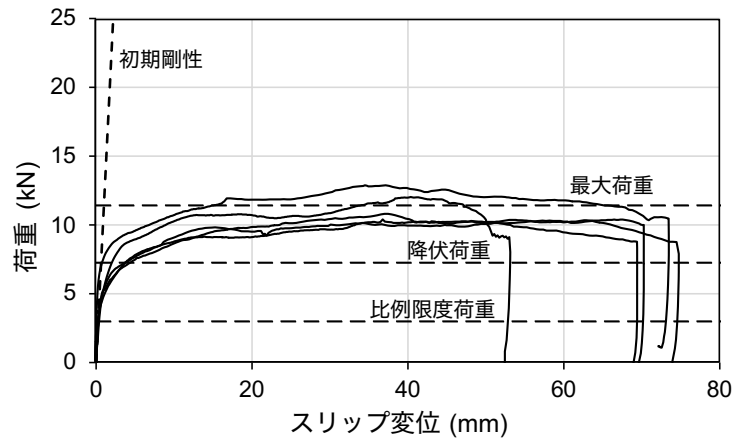
○ せん断キーを示す。

写真 2-1 最終破壊形状

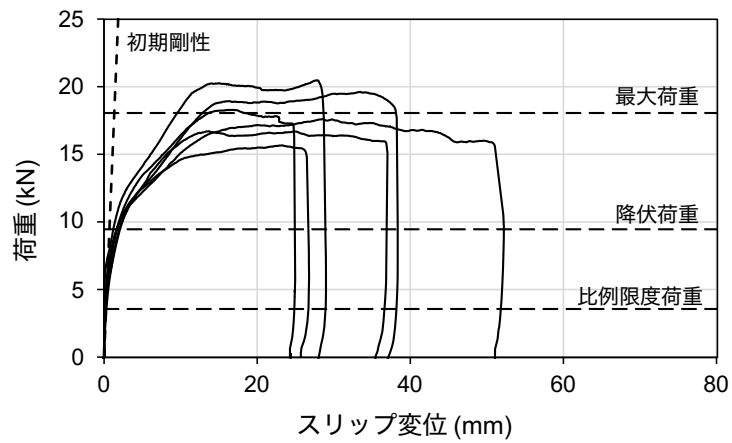
2.3.2 力学的特性値および評価方法

図 2-7 に荷重—スリップ変位関係を示し、併せてせん断キー1 本あたりの初期剛性、比例限度荷重、降伏荷重、最大荷重それぞれの平均値を示す。また、表 2-7 に実験結果一覧を示す。初期剛性を既往の評価方法⁵³⁾に示されている算出方法(原点と降伏点を結ぶ直線の傾き)で評価した結果、図 2-8 に点線で示すように実験結果の変形初期の傾きに比べ小さく、過小評価しているものと考えられる。よって、本論文では既往の評価方法とは異なる手法で評価を行った。初期剛性は図 2-8 に1 点鎖線で示すように最も直線域が長いと認められる 0.1Pmax から 0.2Pmax の範囲における荷重—スリップ変位関係の傾きを最小二乗法を用いて算出した。比例限度荷重は初期剛性の直線から荷重が5%離れた点の荷重値とした。降伏荷重は木造軸組工法の許容応力度設計⁵³⁾に記載されている評価方法によって算出した。降伏荷重の算出方法を下記に示し、図 2-9 に1 面せん断実験の評価の一例を示す。

- I)荷重—スリップ変位関係上の 0.1Pmax と 0.4Pmax を結ぶ第 I 直線を引く。
 - II)荷重—スリップ変位関係上の 0.4Pmax と 0.9Pmax を結ぶ第 II 直線を引く。
 - III)荷重—スリップ変位関係上に接するまで第 II 直線を平行移動し、これを第 III 直線とする。
 - IV)第 I 直線と第 III 直線との交点の荷重を降伏荷重とする。
- 最大荷重(Pmax)は、荷重—スリップ変位関係における荷重の最大値とした。



1)ST-L90



2)ST-L150

図 2-7 荷重—変位関係および力学的特性値

表 2-7 実験結果一覧(1面せん断実験)

	K (kN/mm)	Pp (kN)	δPp (mm)	Py (kN)	δPy (mm)	Pmax (kN)	$\delta Pmax$ (mm)
1) ST-L90	11.49 (4.66)	2.99 (0.90)	0.35 (0.19)	7.25 (1.10)	2.54 (0.47)	11.42 (0.61)	38.68 (1.68)
2) ST-L150	12.97 (3.35)	3.55 (0.27)	0.22 (0.08)	9.49 (0.39)	1.87 (0.25)	18.05 (1.06)	22.94 (8.27)

K: 初期剛性, Pp: 比例限度荷重, δPp : 比例限度荷重時の変位, Py: 降伏荷重, δPy : 降伏荷重時の変位, Pmax: 最大荷重, $\delta Pmax$: 最大荷重時の変位

()は標準偏差を示す。

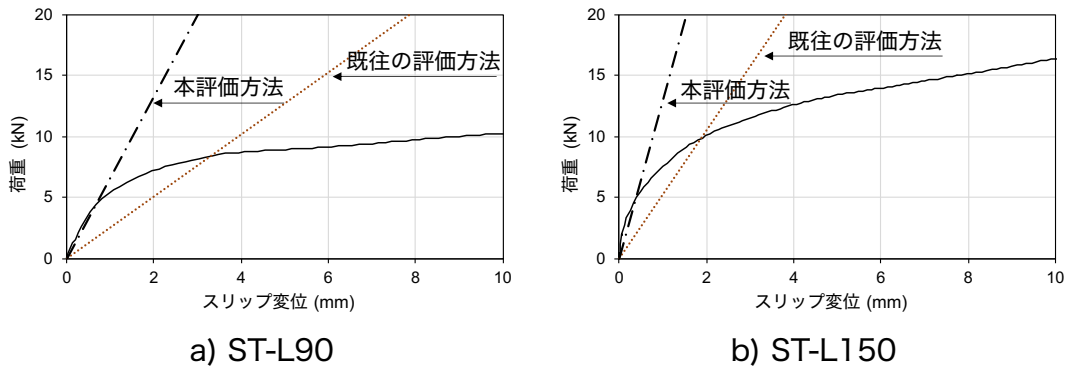


図 2-8 既往と本論文における初期剛性の評価

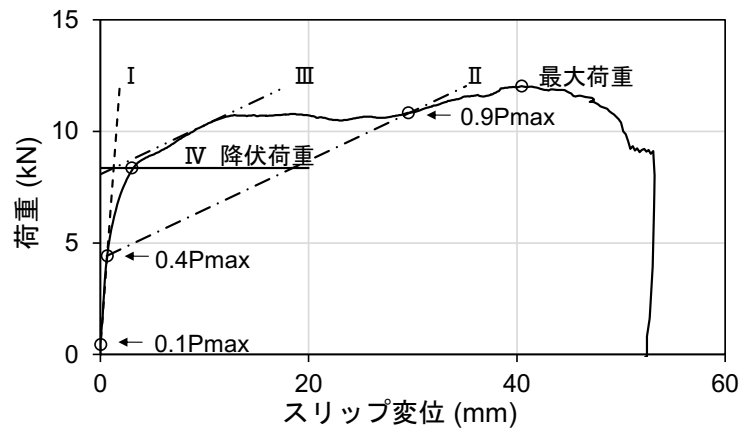


図 2-9 降伏荷重の算出方法(1面せん断実験)

表 2-7 に示す初期剛性の平均値は，ST-L90 が 11.49kN/mm(標準偏差 4.66kN/mm)，ST-L150 が 12.97kN/mm(標準偏差 3.35kN/mm)となり，ST-L90 に比べ ST-L150 は 1.13 倍高い値を示した。比例限度荷重の平均値は ST-L90 が 2.99kN(標準偏差 0.90kN)，ST-L150 が 3.55kN(標準偏差 0.27kN/mm)となり，ST-L90 に比べ ST-L150 は 1.19 倍高い値を示した。同様に降伏荷重，最大荷重においても打込みを深くすることで，荷重の上昇が認められた。対して，比例限度荷重，降伏荷重，最大荷重それぞれにおける変位を ST-L90 と ST-L150 で比較すると，ST-L90 に比べ，ST-L150 は比例限度荷重時で 0.62 倍，降伏荷重時で 0.74 倍，最大荷重時で 0.59 倍なり，打込み深さを深くすることで変位の減少が認められた。これはせん断キーの打込み深さを深くすることで CLT に対するせん断キーの支圧面積が増加したためと考えられる。

後述する第 5 章の複合床スラブへの γ 法の適用においては，本実験で得られたせん断キー 1 本あたりの初期剛性および比例限度荷重を，複合床スラブの曲げ性能の評

値へ適用することとした。

2.3.3 荷重—曲げひずみ関係

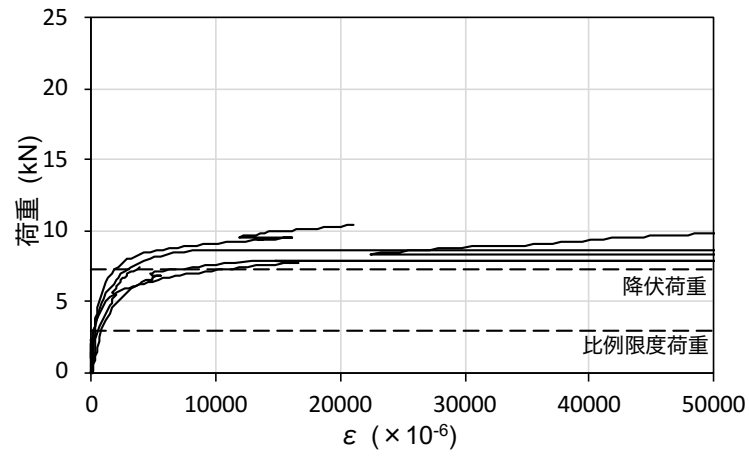
図 2-10 に荷重—せん断キーの曲げひずみ関係を示し、併せて比例限度荷重、降伏荷重の平均値をそれぞれ示す。図中の荷重はロードセルの読み取り値をせん断キーの施工本数 2 本で除し、せん断キー 1 本あたりの荷重として示した。曲げひずみは、次式に示すように図 2-5 b) に示した引張ひずみと圧縮ひずみの差を 2 で除したものである。

$$\varepsilon_b = (\varepsilon_t - \varepsilon_c)/2 \quad (2-4)$$

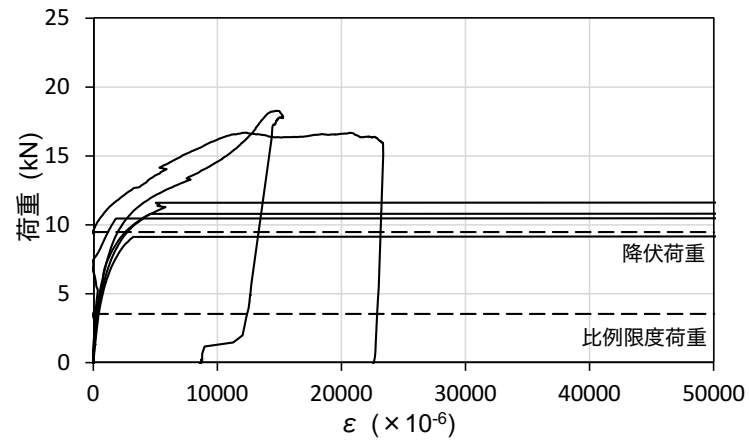
ここで、

ε_b	せん断キーの曲げひずみ ($\times 10^{-6}$)
ε_t	せん断キーの引張ひずみ ($\times 10^{-6}$)
ε_c	せん断キーの圧縮ひずみ ($\times 10^{-6}$)

荷重—曲げひずみ関係を見ると、多くの試験体で加力初期から荷重の増加に伴う曲げひずみの増加が認められ、比例限度荷重付近から徐々に勾配が緩やかになる傾向が認められた。その後、降伏荷重付近から急激な曲げひずみの増加が認められた。よって、ラグスクリューを用いた接合部の降伏は、CLT へのめり込みを伴うラグスクリューの曲げ変形によって生じたものとする。



1) ST-L90



2) ST-L150

図 2-10 荷重—せん断キーの曲げひずみ関係

2.4. 本章のまとめ

本章では、せん断キーの施工方法が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について検討するため、せん断キーの打込み深さが接合部のせん断性能に与える影響について、1面せん断実験を行った結果を考察し、せん断キーに直接せん断力が作用する際のせん断性能を評価した。せん断キーには、我が国で一般的に調達可能な建築材料で、特殊な機具を必要とせずに乾式施工が可能であることに加え、木質構造の接合具として一般的に用いられているラグスクリューを用いた。以上より、以下の知見が得られた。

1. ラグスクリューを CLT ラミナの 1 層目を貫通する深さ 38mm で打ち込んだ試験体は、最大荷重後、その 80%に荷重が低下するまでにせん断キーの破断等による急激な荷重の低下は認められず、高い変形性能を示した。
2. ラグスクリューを CLT ラミナの全層を貫通する深さ 90mm で打ち込んだ試験体は、最大荷重またはその 80%に荷重が低下する以前に、ラグスクリューの破断を生じ、急激な荷重の低下が認められた。
3. 初期剛性、比例限度荷重、降伏荷重、最大荷重は、ラグスクリューを CLT の 1 層目を貫通する深さで打ち込んだ試験体(ST-L90)に比べ、CLT の全層を貫通する深さで打ち込んだ試験体(ST-L150)がいずれも高い値を示した。
4. 比例限度荷重、降伏荷重、最大荷重それぞれにおけるスリップ変位は、ラグスクリューを CLT の 1 層目を貫通する深さで打込み深さで打ち込んだ試験体(ST-L90)に比べ、CLT の全層を貫通する深さで打ち込んだ試験体(ST-L150)がいずれも低い値を示した。

第3章 乾式施工したせん断キーの施工方法が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響

3.1. 序

本章では第 2 章に続き、乾式施工したせん断キーの施工方法である配置ピッチおよび打込み深さが複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について検討を行った。

また、複合床スラブが面外方向からの外力を負担した際には、CLT と RC の境界面に水平方向のせん断力が生じることでせん断キーによる一体化が崩れ、複合床スラブの曲げ性能が低下するものと考えられる。そこで本章では、複合床スラブの力学的挙動として重要となる降伏に至るまでの挙動について検討を行った。

3.2. 実験概要

3.2.1 試験体概要

表 3-1 に試験体一覧を示し、図 3-1 から図 3-4 に試験体形状を示す。なお、図中の a)はせん断キーの配置図および配筋図，b)は短辺方向断面図(B-B'断面)，c)は長辺方向断面図(A-A'断面)を示す。試験体は下部に配した CLT にせん断キーを施工し、CLT の上部に鉄筋を配筋した後、コンクリートを打設し、RC とした。試験体のパラメータはせん断キーの打込み深さおよび配置ピッチとし、打込み深さは第 2 章で検討を行った仕様と同様とした。試験体の寸法は全試験体で短辺方向 600mm，長辺方向 2,000mm，CLT および RC の厚さはそれぞれ 90mm とした。

表 3-1 試験体一覧

試験体名	せん断キー				
	全長 (首下長さ)	埋込み深さ		配置ピッチ	
		CLT	RC	長辺方向	短辺方向
	(mm)				
1)CS-L90-150	98 (90)	38	60	150	200
2)CS-L90-300				300	
3)CS-L90-500				500	
4)CS-L150-300	158(150)	90	68	300	

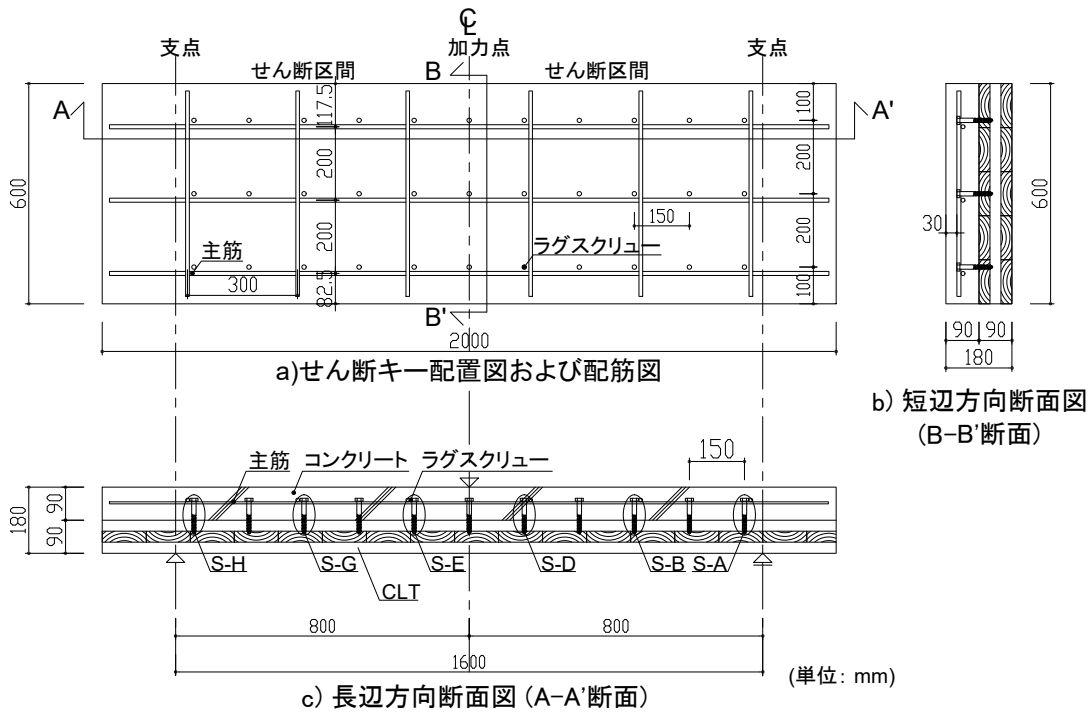


図 3-1 試験体形状 (CS-L90-150)

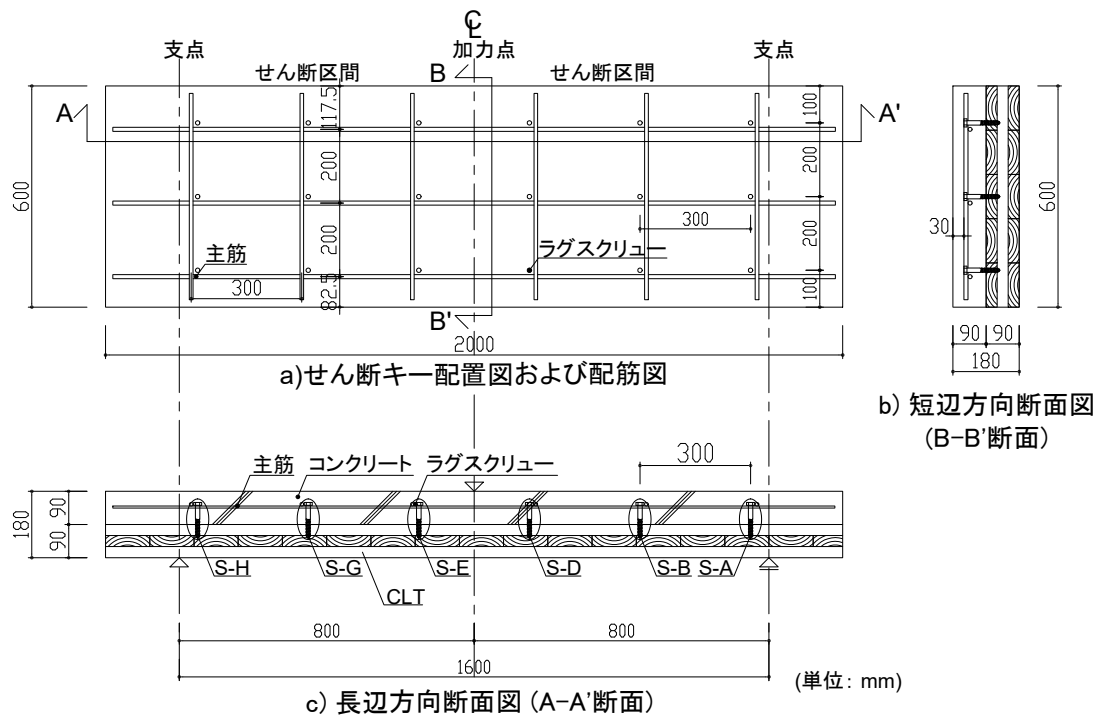


図 3-2 試験体形状 (CS-L90-300)

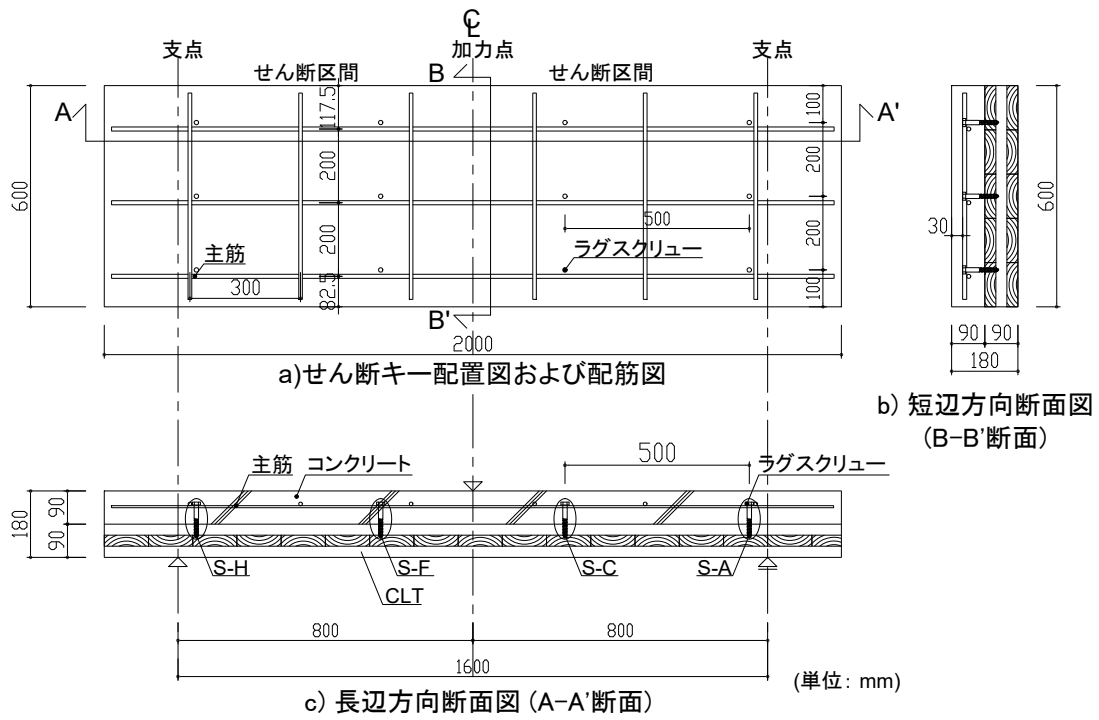


図 3-3 試験体形状 (CS-L90-500)

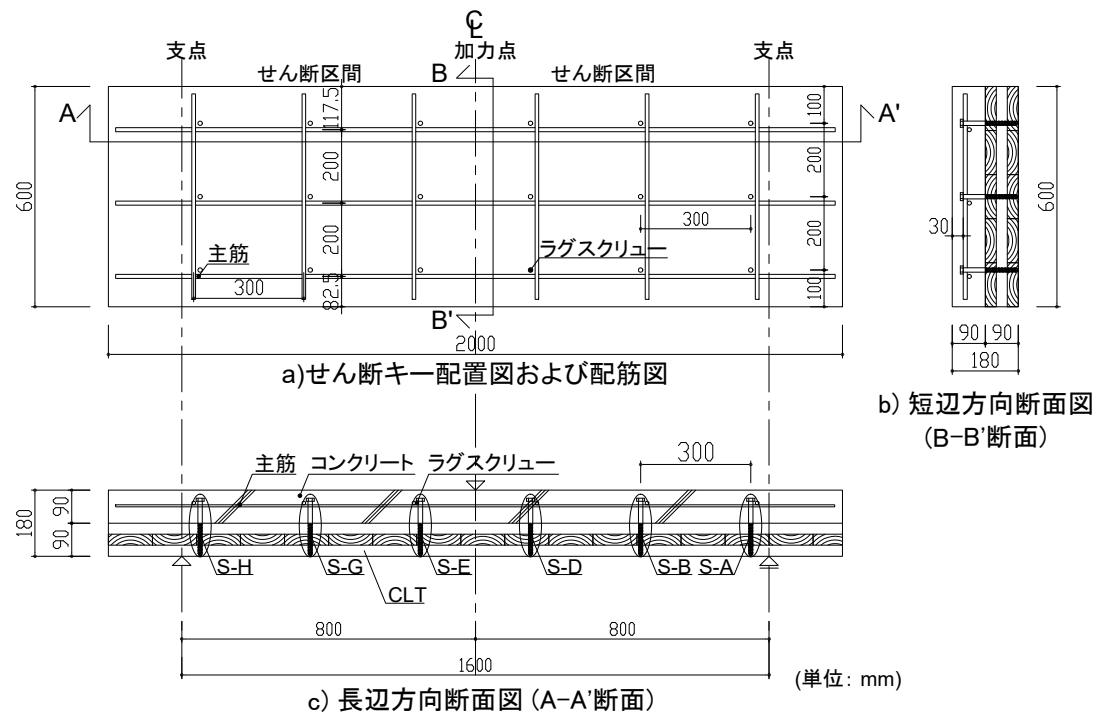


図 3-4 試験体形状 (CS-L150-300)

a) CLT の材料特性

本実験に用いた CLT は、第 2 章に記載した接合部の 1 面せん断実験と同様の仕様とした。CLT の寸法は厚さ 90mm, 短辺(弱軸)方向 600mm, 長辺(強軸)方向 2,000mm とし、CLT の外層ラミナの繊維方向が長辺方向と並行となるよう使用した。CLT の材料特性を表 3-2 に示す。平均密度は 409kg/m^3 (標準偏差 4kg/m^3)であった。複合床スラブの試験体製作前に支点間距離 1,600mm の中央集中荷重試験によって測定した CLT 単体の見かけの曲げヤング係数の平均値は 6.73N/mm^2 (標準偏差 0.20kN/mm^2)であり、JAS の基準値の平均を(5.2kN/mm^2)を上回った。本試験方法採用の理由は、3.2.2 項に記載する複合床スラブの曲げ実験の荷重方法と同様の形式としたためである。なお、複合床スラブの曲げ実験に用いた CLT は、1 面せん断実験に用いた CLT と同一の製造ロットで作成されていることから、含水率の値は接合部の 1 面せん断実験時に測定した値とした。また、CLT とコンクリートの接触面には第 2 章同様、CLT とコンクリートとの付着を防止することを目的として合板型枠の表面強化剤を塗布した。

表 3-2 CLT の材料特性

試験体名	密度 (kg/m^3)	含水率 (%)	曲げヤング係数 (kN/mm^2)
1)CS-L90-150	405	12.1	6.57
2)CS-L90-300	407		6.85
3)CS-L90-500	409		6.93
4)CS-L150-300	414		6.43

b) せん断キーの材料特性と施工方法

CLT と RC を接合するせん断キーには、第 2 章で使用した全長 98mm で首下長さ 90mm の L90 および、全長 158mm で首下長さ 150mm の L150 を用いた。せん断キーの施工方法は、1 面せん断実験と同様とし、表 3-1 に示すように L90 を用いた試験体は 1 層目ラミナ 30mm を貫く 38mm で CLT にねじ打ちし、コンクリートへ 60mm 埋め込んだ。L150 を用いた試験体は全層のラミナ 90mm を貫く深さで CLT にねじ打ちし、コンクリートへ 68mm 埋め込んだ。せん断キーの配置ピッチは、表 3-1 および図 3-1 から図 3-4 に示すように L90 を用いた試験体は長辺方向 150mm, 300mm, 500mm の 3 種類、L150 を用いた試験体は長辺方向 300mm の 1 種類とし、短辺方向は 200mm で共通とした。なお、主筋とせん断キーを一部配筋用の結束線で固定した。施工状況を写真 3-1 に示す。

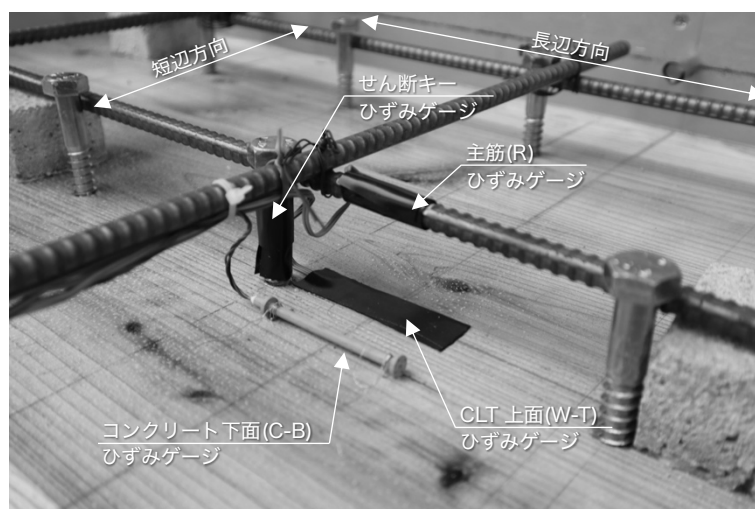


写真 3-1 施工状況

c) 主筋の材料特性および配筋

主筋には、JIS G 3112⁵⁴⁾によって規定される SD295A の D10 異形鉄筋を用いた。JIS Z 2241⁵⁵⁾に則り引張試験を行った鉄筋の材料特性を表 3-3 に示す。図 3-1 から図 3-4 に示すように配筋間隔は、長辺方向 300mm、短辺方向 200mm のシングル配筋とし、短辺方向の主筋はせん断キーに添わせて配筋した。短辺方向における鉄筋比は、ひび割れに配慮し、RC 規準の解説において望ましいとされている 0.4%と同等の 0.4%とした。

表 3-3 主筋の材料特性

試験体名	降伏点	引張強さ	引張ヤング係数
	(N/mm ²)		
D10(SD295A)	364	479	187×10 ³

d) コンクリートの材料特性

コンクリートは第2章に記載した接合部の1面せん断実験と同様のものを使用し、かぶり厚さ30mmを確保して厚さ90mmを打設した。打設後は屋根のある屋外にて試験体にビニールを掛けて養生を行った。

コンクリートの圧縮強度等は、JIS A 1132⁴⁹⁾に則り作成したテストピース(直径100mm, 高さ200mm)を用いて試験を行った。圧縮強度はJIS A 1108⁵⁰⁾、割裂強度はJIS A 1113⁵¹⁾に則り算出した。圧縮ヤング係数は次式に示すNewRC式⁵²⁾を用い、 k_1 , k_2 を1として算出した。コンクリート強度の推移を図3-5に示し、実験前後における材料特性を表3-4に示す。呼び強度24N/mm²に対し、実験前後における平均値は圧縮強度が26.8N/mm²、割裂強度が2.1N/mm²、圧縮ヤング係数が21.4kN/mm²であった。

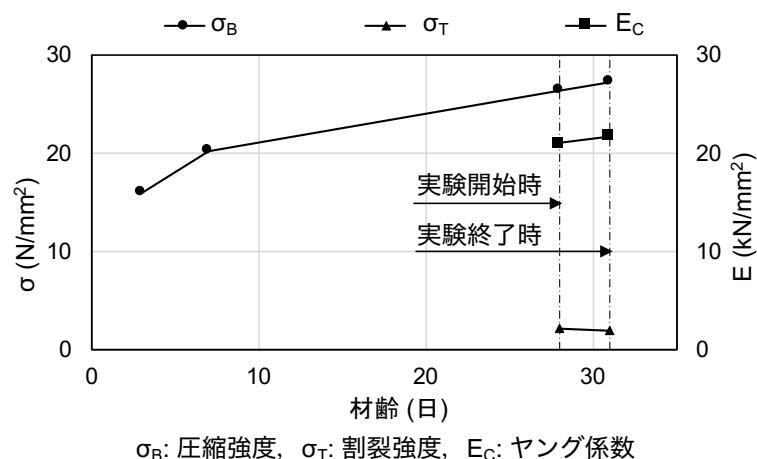


図 3-5 コンクリート強度の推移

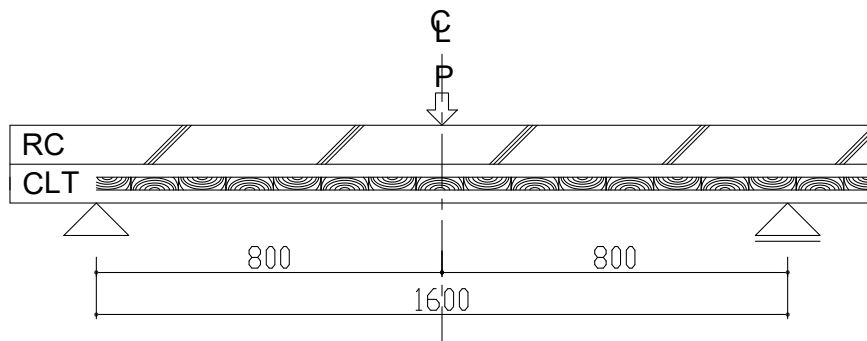
表 3-4 実験前後におけるコンクリートの材料特性の平均値

呼び強度 (N/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数* (kN/mm ²)	割裂強度 (N/mm ²)
24	26.8	21.4	2.1

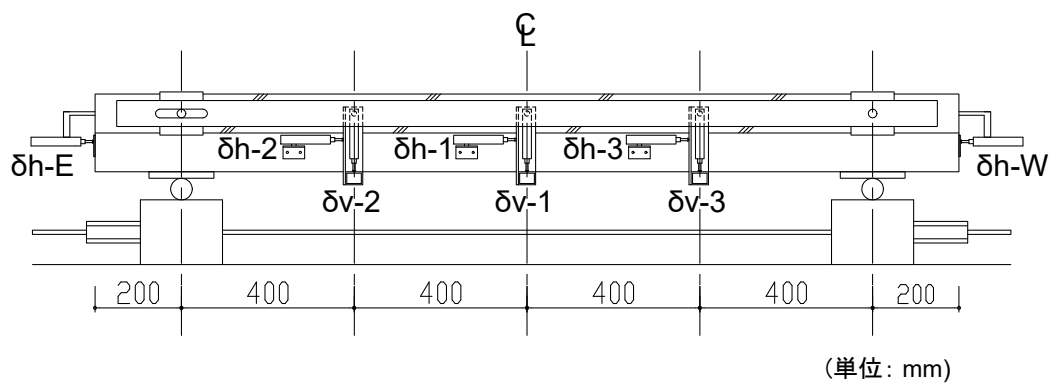
※ヤング係数：NewRC式で算出

3.2.2 荷重方法および測定方法

荷重は図 3-6 に示すように、中央荷重試験の一方向単調荷重で、支点間距離 1,600mm とし、最大荷重後、十分に荷重が低下するまで行った。本試験方法採用の理由は、せん断キーが曲げ性能に与える影響を検討することを目的として、全区間にせん断力が作用するように設定したためである。加力には容量 5,000kN の日本大学生産工学研究所所管の構造物試験機自動計測制御システムを用いた。加力板の幅はコンクリート上面のひび割れおよび CLT 下面のめり込みを考慮し、いずれも 150mm とした。荷重は試験機に取付けたロードセルで測定した。複合床スラブの鉛直変位は RC の支点との相対変位とし、検長 50mm の変位計を用い、長辺方向中央部の加力点 ($\delta v-1$)、および加力点と支点の中間点 ($\delta v-2$, $\delta v-3$) の計 3 点を測定した。スリップ変位は、CLT と RC における長辺方向の相対変位とし、加力点 ($\delta h-E$, $\delta h-W$)、加力点—支点の中間点 ($\delta h-2$, $\delta h-3$) の計 5 点において測定を行った。CLT および RC のひずみは図 3-7 に示すように短辺方向中央部の加力点、支点、加力点—支点間の計 5 箇所において、写真 3-1 に示すように単軸ひずみゲージを用い、RC 上面のコンクリート (C-T)、主筋 (R)、RC 下面のコンクリート (C-B)、CLT 上面 (W-T)、CLT 下面 (W-B) のそれぞれにおいて測定した。また、図 3-1 から図 3-4 に示す短辺方向中央部のせん断キーに限るが、写真 3-1 および図 3-7 に示すように、せん断キーのコンクリート埋込み側における CLT と RC の界面付近の引張および圧縮ひずみを単軸ひずみゲージを用いて測定した。また、試験体長辺方向側面において、目視によるコンクリートの曲げひび割れを観測した。



a) 加力方法



b) 変位測定方法

図 3-6 荷重方法および変位測定方法

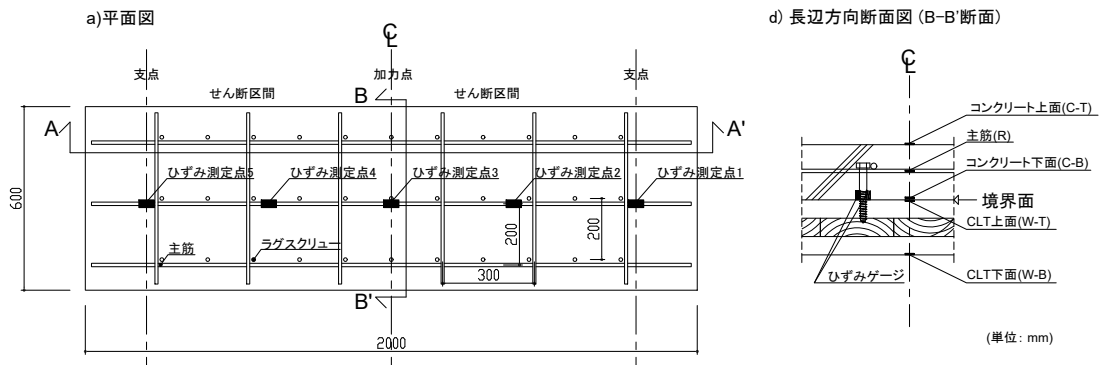


図 3-7 ひずみ測定位置

3.3. 実験結果および考察

3.3.1 荷重—変位関係および最終破壊形状

図 3-8 に長辺方向中央部(δv-1)の荷重—変位関係を示す。いずれの試験体も 20kN 付近に至るまでの加力初期においてはせん断キーの施工方法によらず概ね同様の履歴を示した。その後、20~40kN 付近で徐々に勾配が緩やかになった以降も変位の増加とともに荷重の増加が認められた。既往の研究⁵⁶⁾ではせん断キーに全ねじボルトを用い、集成材厚板パネルと RC を接合した複合部材において、境界面にコンクリートによる付着の防止処理を行わない場合、付着が切れることで荷重の低下を伴い、剛性が低下すると報告されている。本実験においてはこのような現象は認められなかったことから、コンクリートの付着は合板型枠の表面強化剤によって防止できており、CLT と RC の接合はせん断キーによってなされていたものと考えられる。また、最大荷重はいずれの試験体も CLT の破壊によって決定し、その後急激な荷重の低下が認められた。

コンクリートの曲げひび割れ観測を行った長辺方向側面における最終破壊形状を写真 3-2 に示す。せん断キーに L90 を用い、せん断キーの配置ピッチを 150mm とした CS-L90-150 は、CLT の接着層に沿って割れが生じるせん断破壊を生じた。一方、せん断キーに L90 を用い、配置ピッチが 300mm, 500mm の CS-L90-300, CS-L90-500 およびせん断キーに L150 を用い、配置ピッチが 300mm の CS-L150-300 では、CLT の曲げ破壊を生じ、加力点付近の引張側最外層ラミナの破断が認められた。また、コンクリートの曲げひび割れはいずれの試験体もコンクリート下面の CLT と RC の境界面から生じ、加力点付近に向かって進展した。また、加力点に設置した加力板の脇にはコンクリートの圧壊が認められた。

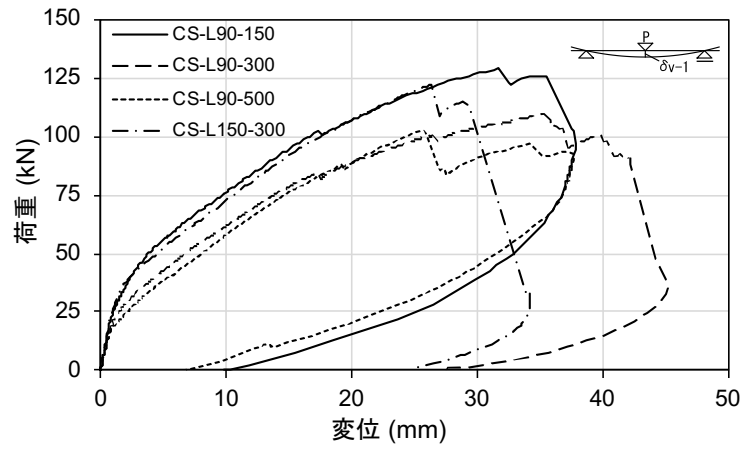


図 3-8 荷重—中央部変位関係

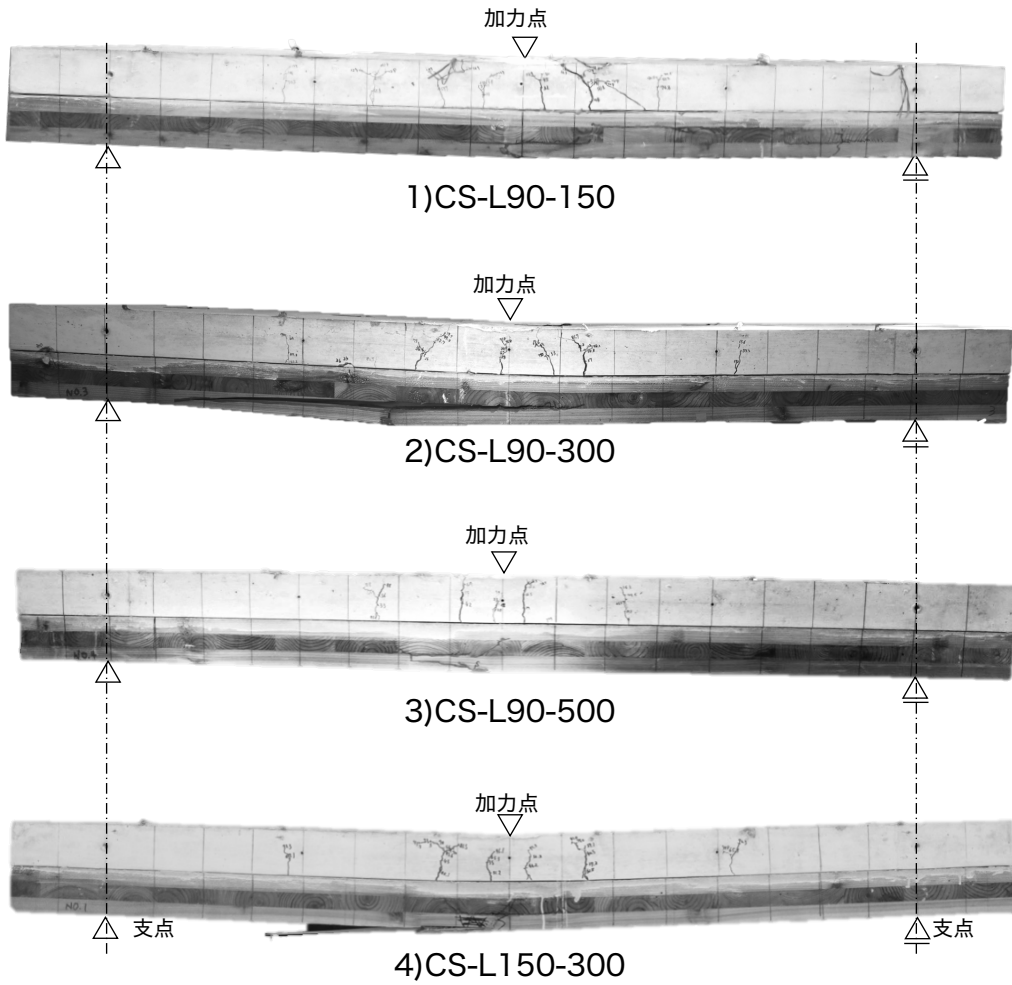


写真 3-2 最終破壊形状

3.3.2 力学的特性値および評価手法

図 3-9 に長辺方向中央部($\delta v-1$)の荷重—変位関係を示し、併せて比例限度荷重、降伏荷重、最大荷重を示す。また、図 3-10 に変形初期における荷重—変位関係を示す。力学的特性値は 2.3.2 節で求めた接合部の 1 面せん断実験と概ね同様の方法で算出した。第 2 章と同様に、初期剛性を既往の評価方法⁵⁹⁾に示されている算出方法(原点と降伏点を結ぶ直線の傾き)で評価した結果、図 3-11 に破線で示すように実験結果の変形初期の傾きに比べ小さく、過小評価しているものと考えられる。よって初期剛性は図 3-12 に示すように最も直線域が長いと認められる 0.1Pmax から 0.15Pmax の範囲における荷重—変位関係の傾きを最小二乗法を用いて算出した。比例限度荷重は初期剛性の直線から荷重が 5%離れた点の荷重値とした。降伏荷重においても初期剛性同様に、既往の評価方法⁵⁹⁾に示されている算出方法で評価を行った結果、本実験結果は最大荷重の 20%付近で荷重—変位関係の勾配が緩やかになり剛性の低下が認められたが、図 3-11 に示すように最大荷重の 40%を境として降伏荷重を決定する手法を取っていることから降伏荷重を過大評価しているものと考えられる。そこで、本章では下記の I)からIV)および図 3-12 に示す方法で降伏荷重を算出した。図 3-12 に曲げ実験の評価の一例を示す。

- I)荷重—変位関係上の 0.1Pmax と 0.15Pmax を結ぶ第 I 直線を引く。
- II)荷重—変位関係上の 0.15Pmax と 0.9Pmax を結ぶ第 II 直線を引く。
- III)荷重—変位関係上に接するまで第 II 直線を平行移動し、これを第 III 直線とする。
- IV)第 I 直線と第 III 直線との交点の荷重を降伏荷重とする。

最大荷重は、荷重—変位関係における荷重の最大値とした。

表 3-5 に複合床スラブの初期剛性、比例限度荷重、降伏荷重、最大荷重を示す。

せん断キーに CLT ラミナの 1 層目を貫く打込み深さ 38mm の L90 を用い、せん断キーの配置ピッチが 150mm, 300mm, 500mm の試験体で力学的特性値を比較すると、比例限度荷重、降伏荷重、最大荷重は、配置ピッチを密にすることで値が上昇する傾向が認められた。一方、初期剛性はせん断キーの配置ピッチを 150mm で密に配置した試験体では、300mm および 500mm とした試験体と比較して高い値を示し、300mm と 500mm の試験体とを比較すると同程度であった。

次にせん断キーの配置ピッチを 300mm とし、せん断キーの打込み深さが異なる試験体で力学的特性値を比較すると、初期剛性、比例限度荷重、降伏荷重、最大荷重いずれの値も CLT ラミナの 1 層目を貫く打込み深さ 38mm の L90 を用いた試験体に比べ、CLT ラミナの全層を貫く打込み深さ 90mm の L150 を用いた試験体が高い値を示した。

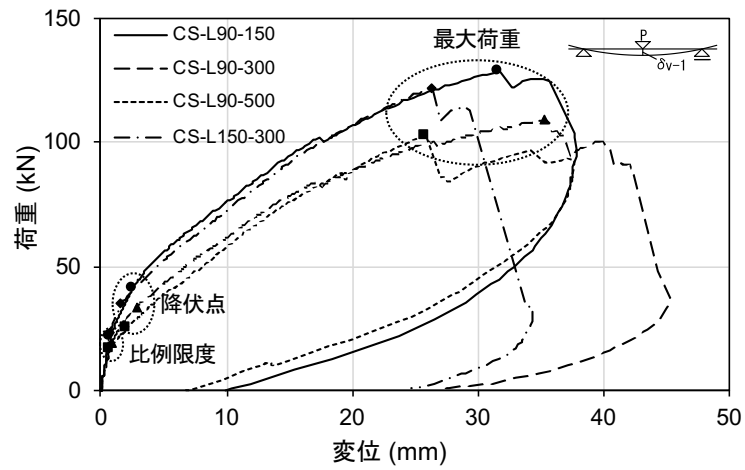


図 3-9 荷重—変位関係および力学的特性値

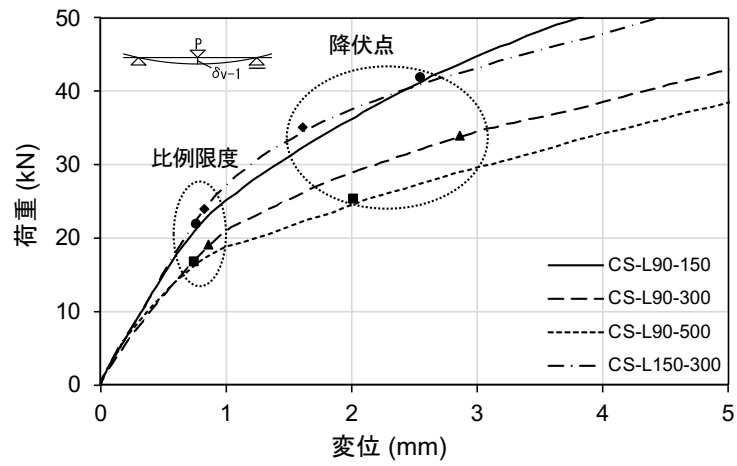


図 3-10 変形初期における荷重—変位関係

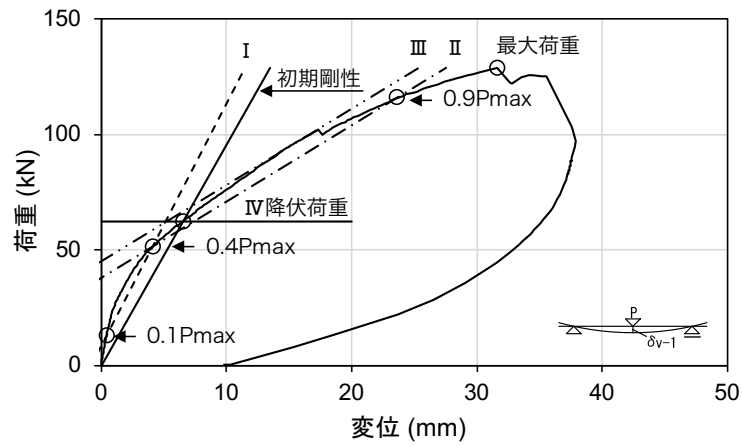


図 3-11 既往の評価方法による初期剛性および降伏荷重の算出方法 (曲げ実験)

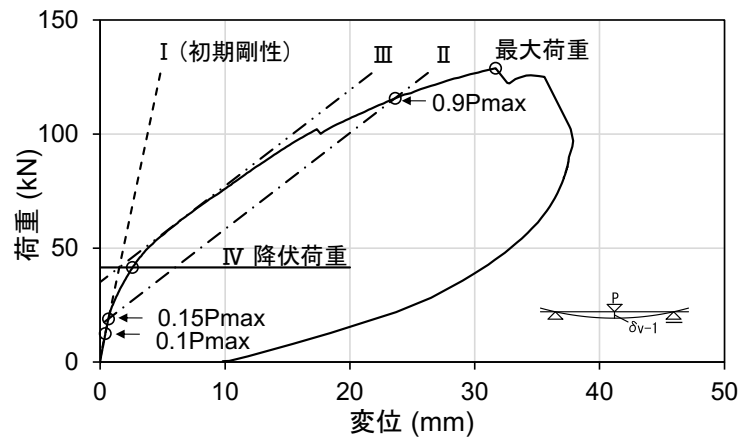


図 3-12 本論文における初期剛性および降伏荷重の算出方法 (曲げ実験)

表 3-5 実験結果一覧 (曲げ実験)

試験体名	初期剛性 (kN/mm)	比例限度荷重 (kN)	降伏荷重 (kN)	最大荷重 (kN)
1)CS-L90-150	28.8	21.6	41.5	128.9
2)CS-L90-300	22.6	19.2	33.9	109.4
3)CS-L90-500	22.8	16.5	25.2	102.7
4)CS-L150-300	29.2	23.9	35.2	122.2

3.3.3 比例限度荷重と最終破壊形状

各試験体の荷重とコンクリート下面のひずみの関係を図 3-13 に示し、併せて比例限度荷重および、実験前後におけるコンクリートの割裂強度時のひずみの平均値を示す。いずれの試験体も割裂強度時のひずみ付近で比例限度荷重に達していることがわかる。このことから、コンクリート下面に曲げひび割れが生じることで剛性が低下し、比例限度荷重を迎えたものとする。また、比例限度荷重以降は CS-L90-300, CS-L90-500, CS-L150-300 では荷重が増加してもひずみは概ね一定の値を示したのに対し、せん断キーの配置ピッチを密にした CS-L90-150 では比例限度荷重付近で急激なひずみの増加が見られた後、荷重の増加に伴い減少し、約 50kN 以降は概ね一定の値を示した。

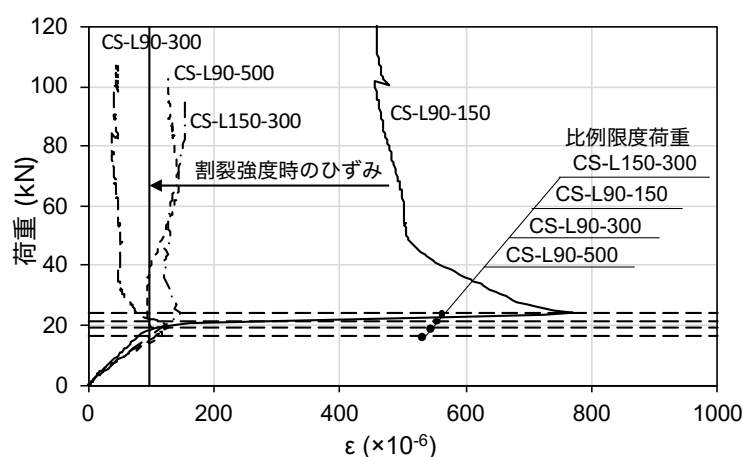
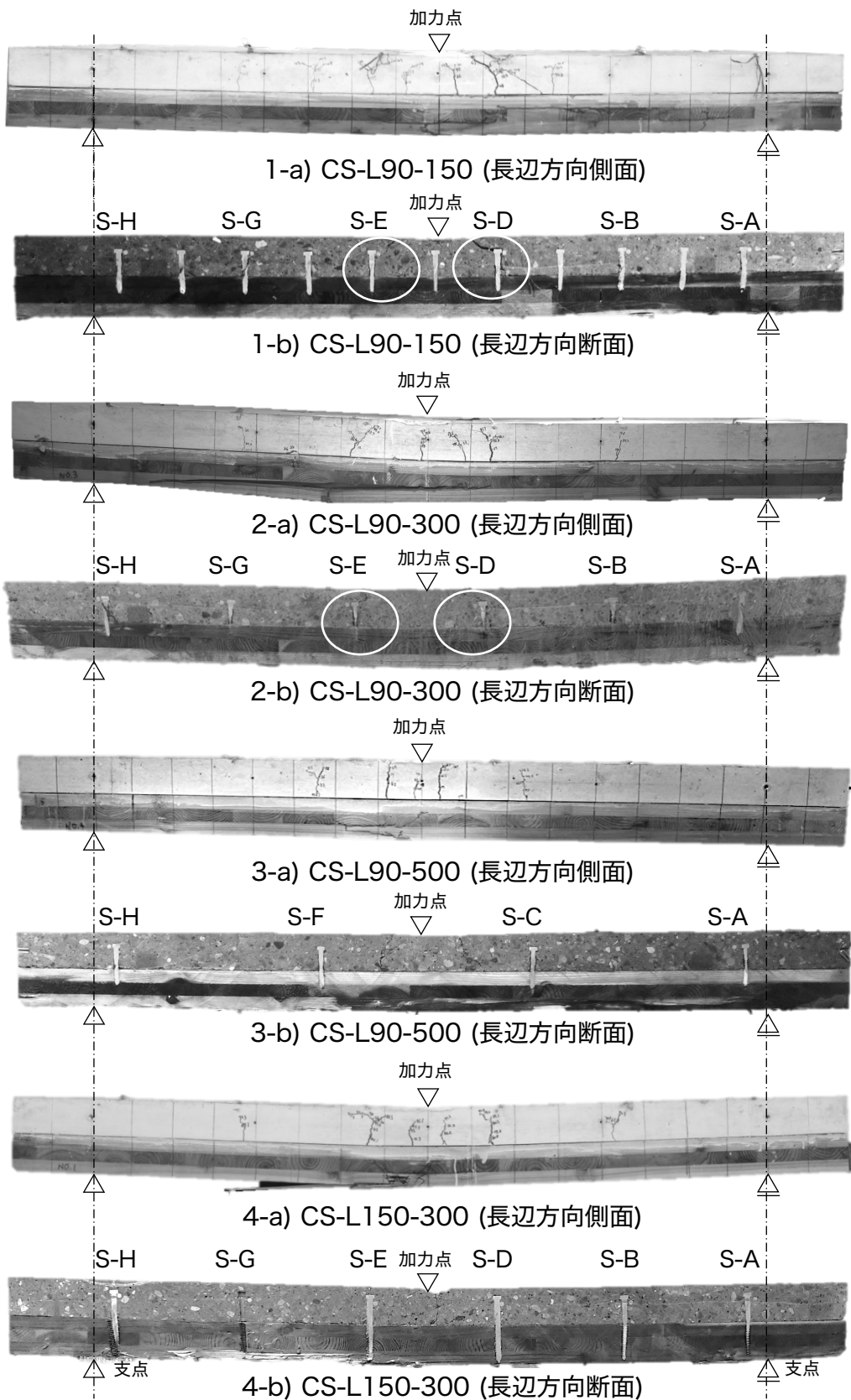


図 3-13 コンクリート下面のひずみと荷重の関係

写真 3-3 a) に最大荷重後の試験体長辺方向側面の最終破壊形状を、b) にせん断キーが配置された短辺方向中央部を切断した際の切断面を示す。試験体の切断には、道路工事で用いられるフラットソーイング工法によりダイヤモンドプレートを使用した。コンクリートの曲げひび割れを見ると、試験体側面と短辺方向中央部で概ね同等の位置で生じていることが認められる。このことから曲げひび割れは短辺方向において貫通して生じているものとする。

加力点付近におけるコンクリートの曲げひび割れに着目すると、CS-L90-150 および CS-L90-300 では、短辺方向中央部の切断面において、せん断キーに沿って生じる特徴的な割れが認められ、CS-L90-500 および CS-L150-300 においても、長辺方向側面において加力点下部で割れが認められた。よって、図 3-13 に示すように CS-L90-300, CS-L90-500 および CS-L150-300 では比例限度荷重以降、CS-L90-150 では約 50kN 以降の長辺方向中央部で測定を行ったコンクリート下面のひずみが、概ね

一定の値を示した理由として、曲げひび割れによってコンクリートが引張力を負担しない状態となったことが原因と考える。



○せん断キーに沿ったコンクリートの割れを示す。

写真 3-3 最終破壊形状および断面

3.3.4 セン断キーによる合成作用と初期剛性および降伏荷重の関係

図 3-14 に荷重－スリップ変位関係を示し、(図 3-6 b)参照)図 3-15 に破線で比例限度荷重時、実線で降伏荷重時の変形形状を示す。

荷重－スリップ変位関係を見ると、1)に示す CS-L90-150 および 4)に示す CS-L150-300 では変形初期に明確なスリップ変位の発生は認められず、急激な荷重の立ち上がりを示した。その後、比例限度荷重付近から明確なスリップ変位の発生が認められた。対して 2)に示す CS-L90-300 および 3)に示す CS-L90-500 では比例限度荷重以前からスリップ変位の発生が認められ、比例限度荷重付近で傾きの増加が認められた。また、降伏荷重時における正面視左側のスリップ変位(δ_{h2} , δ_{hE})と正面視右側のスリップ変位(δ_{h3} , δ_{hR})を比較すると、CS-L90-150 および CS-L90-500 では左側のスリップ変位が大きく生じ、その他の試験体では概ね同等の値を示した。しかしながら、図 3-15 に示す加力点と支点間の鉛直変位では左右での明確な差は認められなかった。

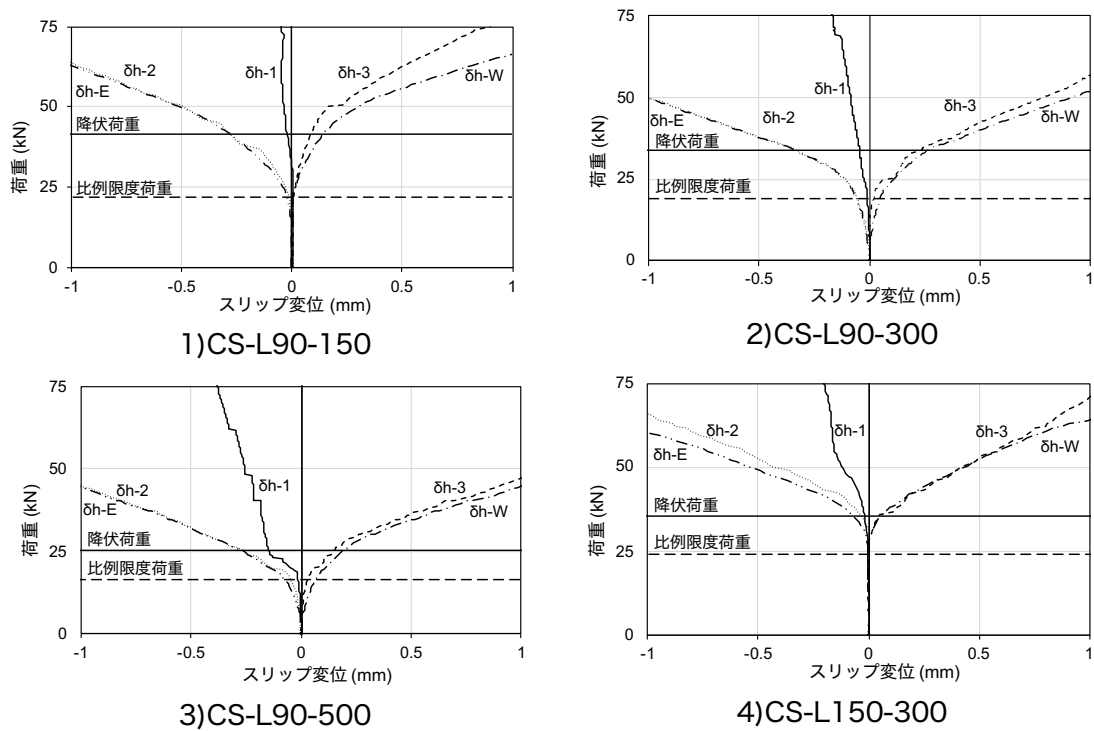


図 3-14 荷重—スリップ変位関係

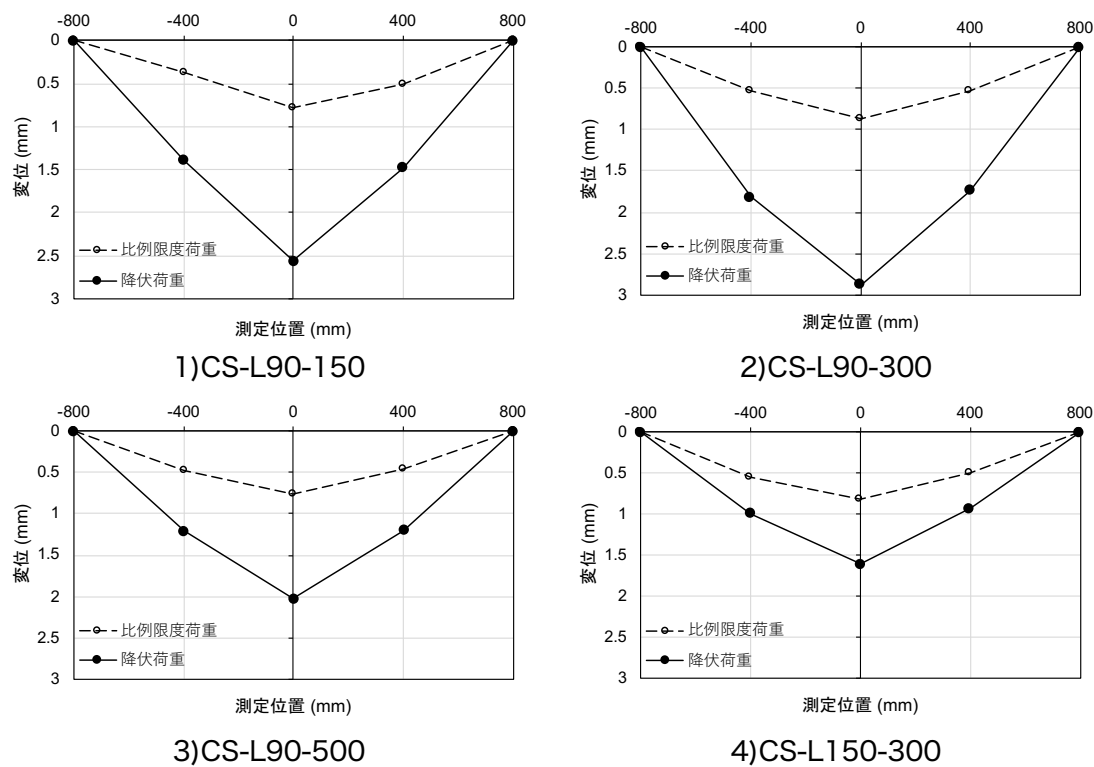
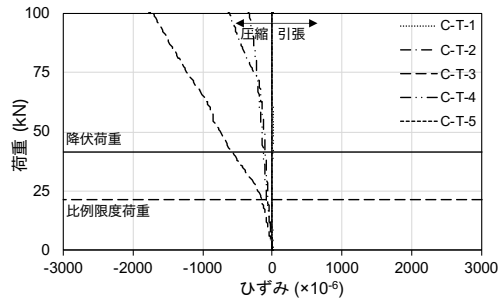
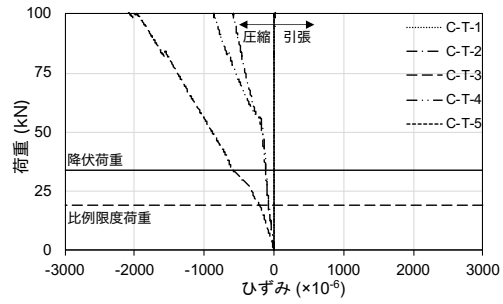


図 3-15 荷重—加力点と支点間の変位関係

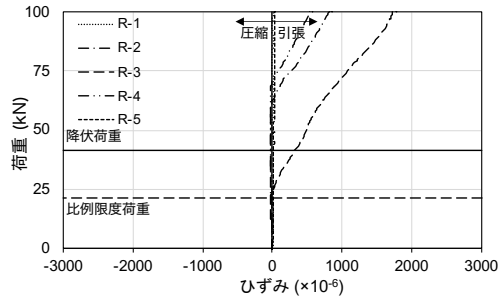
図 3-16 の 1-a)から 1-e)に CS-L90-150, 2-a)から 2-e)に CS-L90-300, 図 3-17 の 3-a)から 3-e)に CS-L90-500, 4-a)から 4-e)に CS-L150-300 の加力初期における荷重—ひずみ関係を示し, 併せて比例限度荷重および降伏荷重を示す。なお, それぞれの図におけるひずみは, 図 3-7 に示す点に加力点, 支点, 加力点—支点の中間点の計 5 点(図 3-7 参照)において測定を行ったものである。各層で長辺方向におけるひずみを比較すると, いずれの試験体も丸点線, 角点線で示した支点ではひずみの発生量は荷重に関わらず微小な値を示した。対して破線で示した加力点では最も大きい値を示し, 加力点—支点の中間点では加力点に比べて小さい値を示した。なお, 以降は加力点である長辺方向中央部を対象に検討を行う。



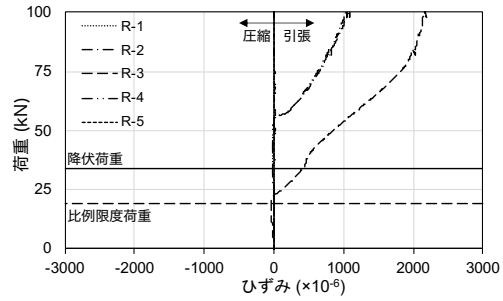
1-a) CS-L90-150 (コンクリート上面)



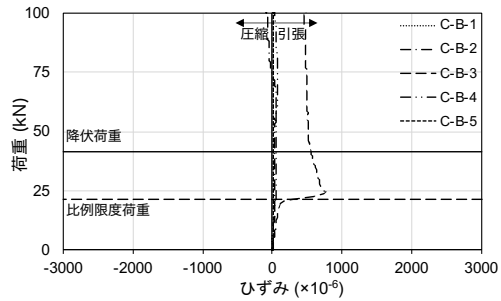
2-a) CS-L90-300 (コンクリート上面)



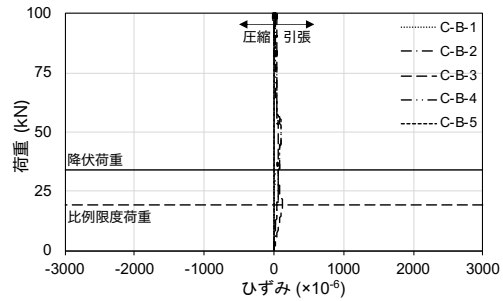
1-b) CS-L90-150 (主筋)



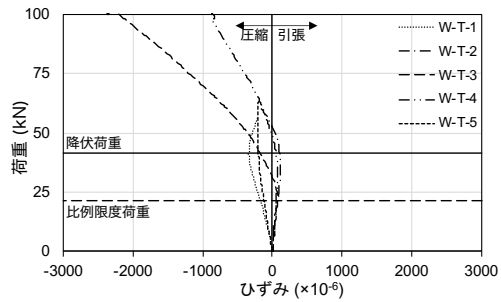
2-b) CS-L90-300 (主筋)



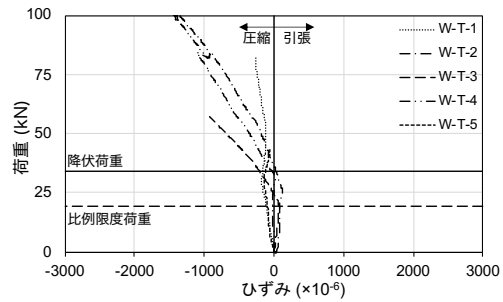
1-c) CS-L90-150 (コンクリート下面)



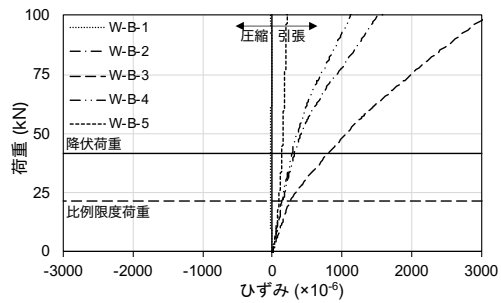
2-c) CS-L90-300 (コンクリート下面)



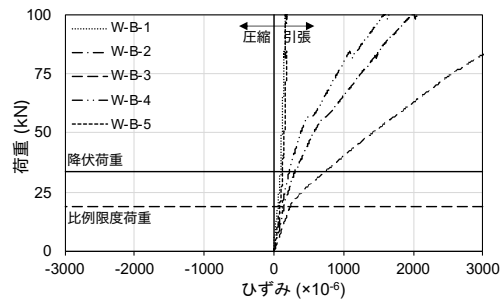
1-d) CS-L90-150 (CLT 上面)



2-d) CS-L90-300 (CLT 上面)

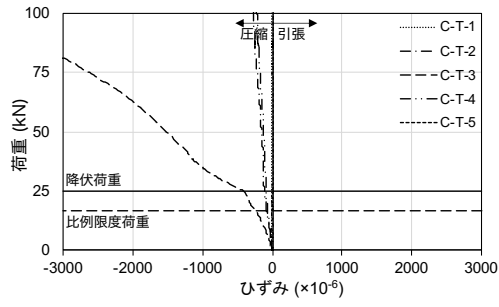


1-e) CS-L90-150 (CLT 下面)

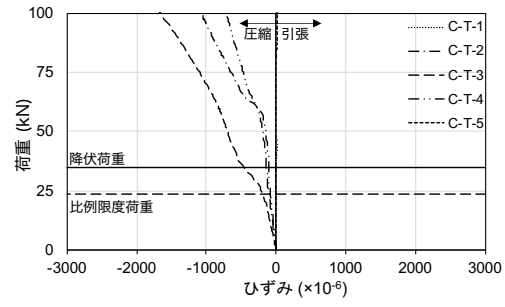


2-e) CS-L90-300 (CLT 下面)

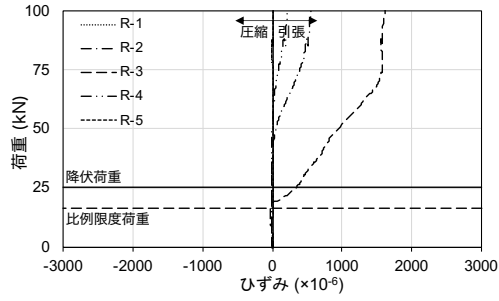
図 3-16 荷重—ひずみ関係 (CS-L90-150,CS-L90-300)



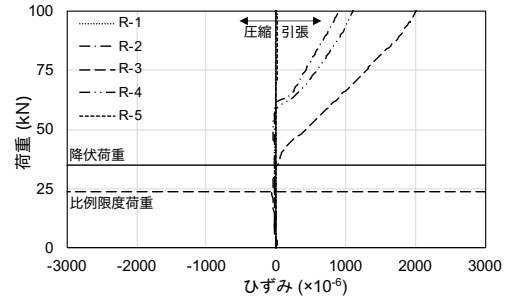
3-a) CS-L90-500 (コンクリート上面)



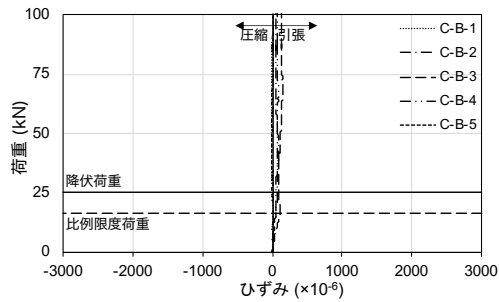
4-a) CS-L150-300 (コンクリート上面)



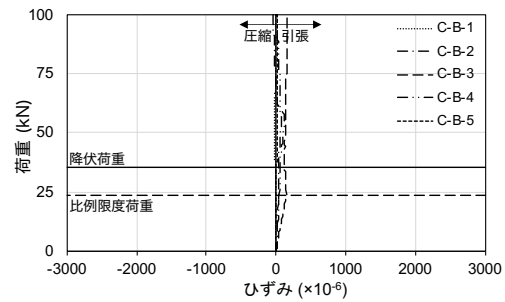
3-b) CS-L90-500 (主筋)



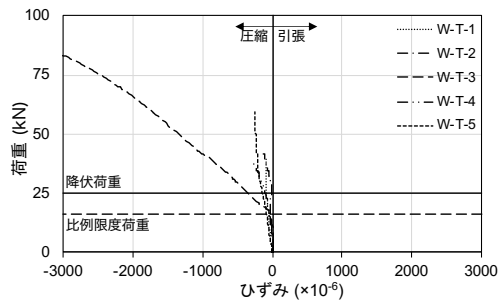
4-b) CS-L150-300 (主筋)



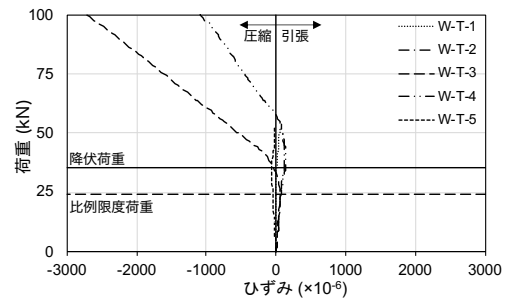
3-c) CS-L90-500 (コンクリート下面)



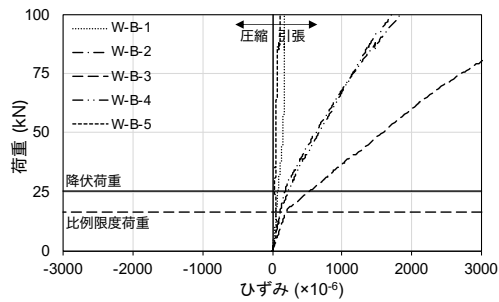
4-c) CS-L150-300 (コンクリート下面)



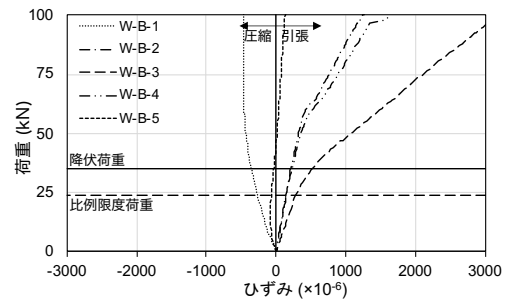
3-d) CS-L90-500 (CLT 上面)



4-d) CS-L150-300 (CLT 上面)



3-e) CS-L90-500 (CLT 下面)



4-e) CS-L150-300 (CLT 下面)

図 3-17 荷重—ひずみ関係 (CS-L90-500,CS-L150-300)

図 3-18 および図 3-19 に加力初期における荷重—長辺方向中央部のひずみ関係を示し、併せて比例限度荷重，降伏荷重を示す。荷重の増加に対するひずみの傾向を見ると、いずれの試験体も比例限度荷重付近に至るまでの初期においてはコンクリート上面(C-T)および主筋(R)で圧縮力，コンクリート下面(C-B)，CLT 上面(W-T)および CLT 下面(W-B)は引張力の負担が認められた。その後，比例限度荷重以降から測定箇所によってひずみの変化の傾向が異なり，コンクリート上面(C-T)および CLT 下面(W-B)では荷重の増加に対するひずみの変化量が大きくなり，主筋(R)は圧縮ひずみから引張ひずみへ，CLT 上面(W-T)は引張ひずみから圧縮ひずみへ移行した。

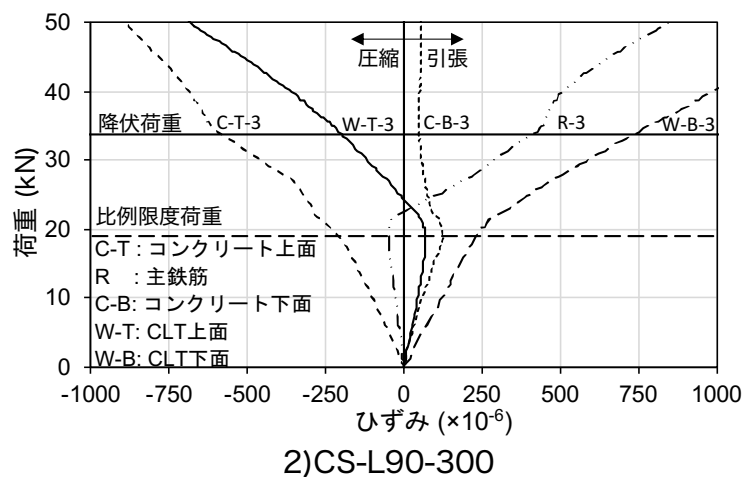
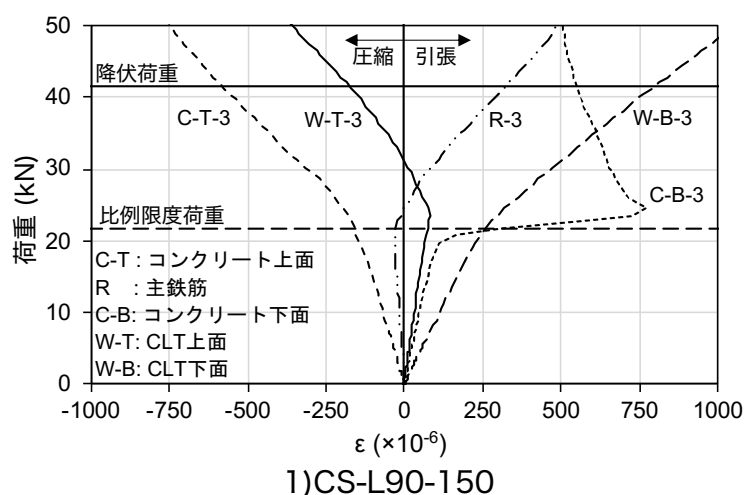
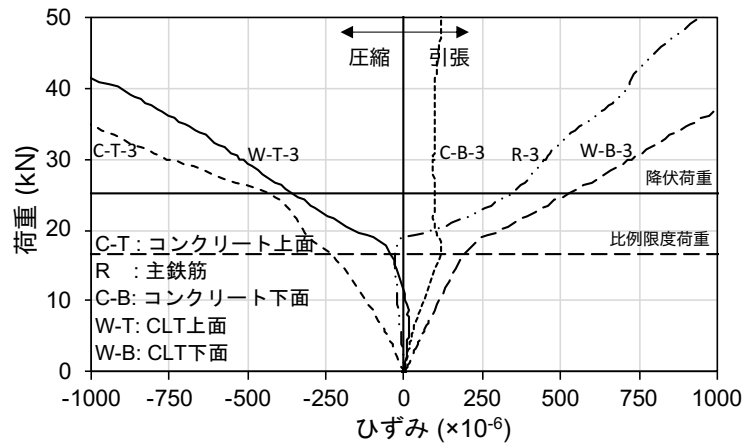
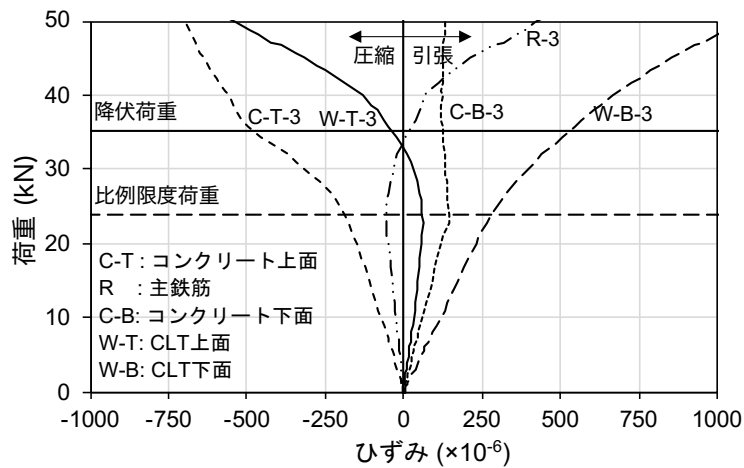


図 3-18 荷重—長辺方向中央部のひずみ関係 (CS-L90-150,CS-L90-300)



3)CS-L90-500



4)CS-L150-300

図 3-19 荷重—長辺方向中央部のひずみ関係 (CS-L90-500,CS-L150-300)

図 3-20 に長辺方向中央部におけるひずみ分布として a)に比例限度荷重以前, b)に比例限度荷重時, c)に降伏荷重時をそれぞれ示し, 実線で実験値を, 破線でせん断キーによって完全合成梁となった際の理論上のひずみ分布をあわせて示す。a)に示す比例限度荷重以前の荷重は, CS-L90-150 および CS-L150-300 は 20kN, CS-L90-300 および CS-L90-500 は 15kN とした。c)に示す降伏荷重時の RC 下面(試験体底面からの高さ 90mm 付近)は, コンクリートの曲げひび割れによって応力が伝達されていないと考えられるため, 主筋からコンクリート下面までのひずみは点線で示した。図 3-20 a)に示す各試験体の比例限度荷重以前におけるひずみ分布を見ると, 荷重—スリップ変位関係において, 比例限度荷重以前に明確なスリップ変位が認められなかった試験体においても, RC 下面と CLT 上面間の境界面において微小なひずみの差が生じており, 平面保持が崩れた不完全合成梁特有の挙動が認められた。よって, せん断

キーによって機械的に接合した複合床スラブは加力初期から平面保持が崩れた不完全合成梁¹¹⁾となっていることがわかる。その後、b)に示す比例限度荷重時ではスリップ変位および境界面のひずみの差が比例限度荷重以前に比べ増加する傾向が認められた。さらに c)に示すように降伏荷重時では比例限度荷重時に比べてさらにひずみの差が増加することで、CLT と RC それぞれが圧縮力および引張力を負担するまで一体化が弱まり、明確に平面保持が崩れていることがわかる。

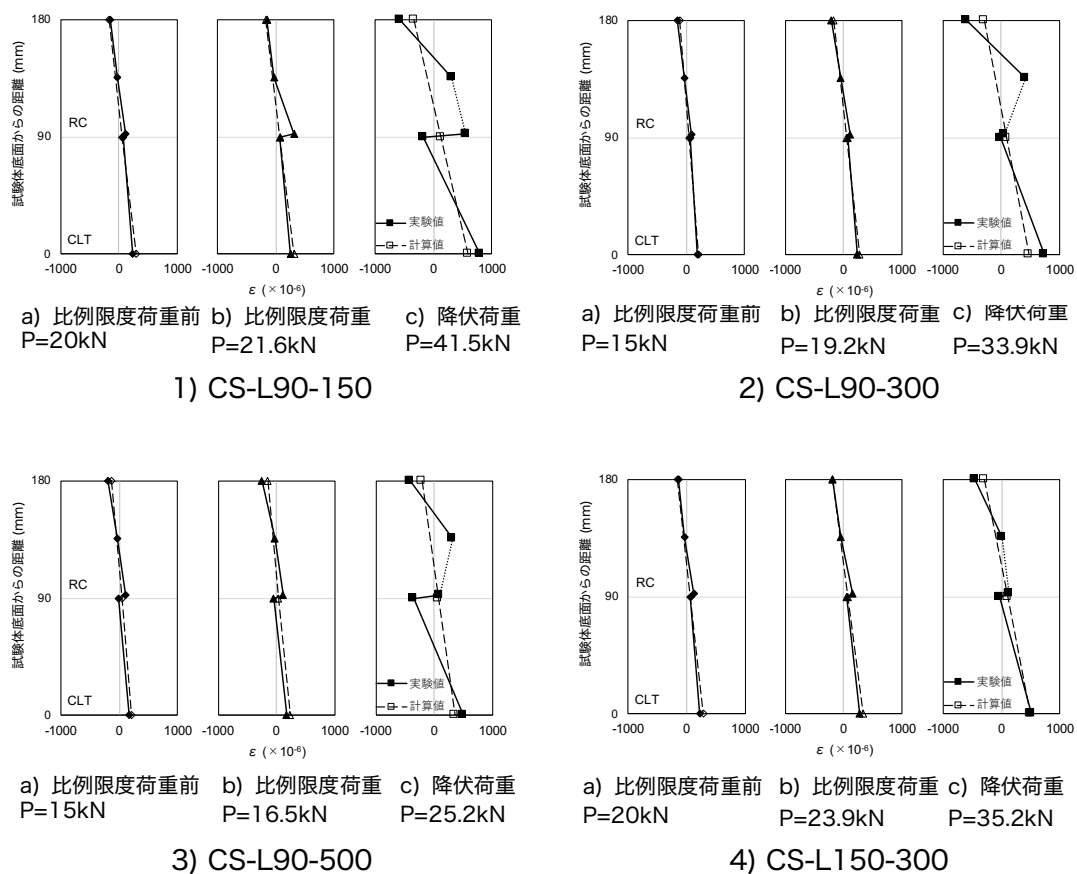


図 3-20 CLT および RC のひずみ分布

図 3-21 に長辺方向中央部における荷重—RC 下面, CLT 上面間の境界面におけるひずみの差の関係を示し, 図 3-22 に初期剛性算出範囲における荷重—RC 下面, CLT 上面間の境界面におけるひずみの差の傾きを散布図で, 複合床スラブの初期剛性を棒グラフで併せて示す。境界面におけるひずみの差の傾きは図 3-23 に示すように荷重—ひずみの差の関係における初期剛性算出範囲と同様の範囲(0.1Pmax から 0.15Pmax)において最小二乗法を用いて算出した。境界面におけるひずみの差の傾きを初期剛性と比較すると, 概ね同様の傾向が認められた。これはせん断キーの配置ピッチを密にする, または打込み深さを深くすることで, CLT と RC 間の合成作用が高まり, その結果として初期剛性が高い値を示したものとする。

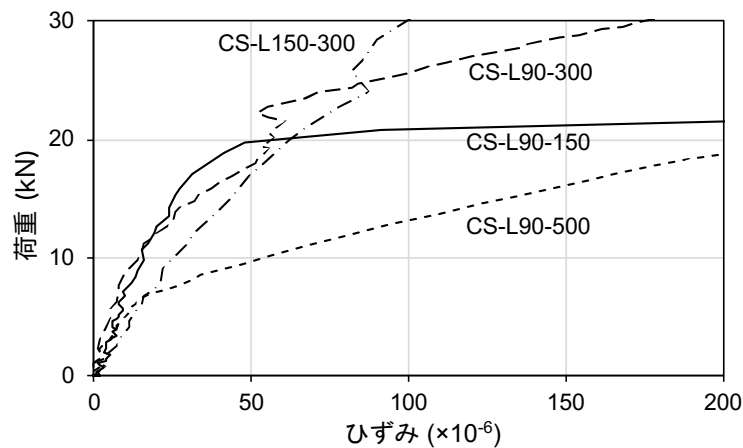


図 3-21 荷重—境界面におけるひずみの差関係

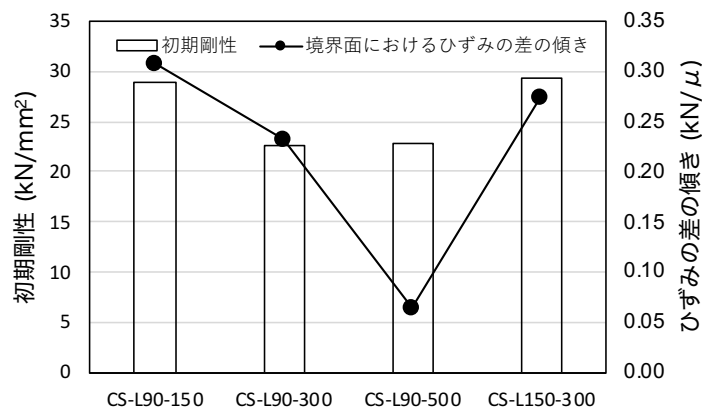


図 3-22 境界面におけるひずみの差の傾きと初期剛性

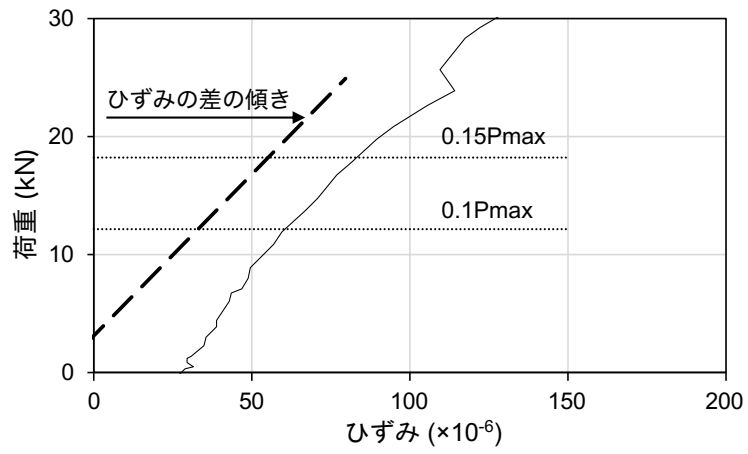


図 3-23 ひずみの差の傾き算出方法

複合床スラブは、せん断キーによって CLT と RC が接合させていることから、平面保持が崩れる原因として、CLT へのめり込みを含むせん断キーの曲げ変形が考えられる。図 3-24 および図 3-25 に荷重—せん断キーの曲げひずみ関係を示し、併せて比例限度荷重、降伏荷重を示す。図中の線種の違いは図 3-1、写真 3-3 および図 3-26 に示したせん断キーのひずみ測定位置(S-A～S-H)に対応させたものである。曲げひずみは、図 3-26 に示すように引張側のひずみと圧縮側のひずみの差を 2 で除したものである。荷重—曲げひずみ関係を見ると、いずれの試験体も比例限度荷重付近に至るまでの加力初期において、概ね測定位置によらず明確な曲げひずみの増加は認められなかった。その後、比例限度荷重付近から曲げひずみが増加し、降伏荷重付近は荷重の増加に対する曲げひずみの変化量が増加する傾向が認められた。測定位置で比較すると、長辺方向中央部の S-D および S-E または S-C および S-F に比べ、S-A および S-H のような長辺方向端部に向かった位置で大きな曲げひずみを示す傾向が認められた。写真 3-3 に示す複合床スラブ短辺方向中央のせん断キーの断面図を見ると、いずれの試験体も加力点付近のせん断キーは目視では曲げ変形をほぼ確認できないが、例えば長辺方向端部に向かう CS-L90-150 の S-A では、せん断キーの曲げ変形を顕著に確認した。しかしながら、曲げ変形を生じたせん断キーであってもコンクリート内に埋込まれたラグスクリューのボルト頭およびねじが切られている首下部分で明確な曲げ変形は認められなかった。このことから、複合床スラブは CLT と RC の境界付近で CLT へのめり込みを伴うせん断キーの曲げ変形が生じ、平面保持が明確に崩れたことによって降伏を迎えたと考える。

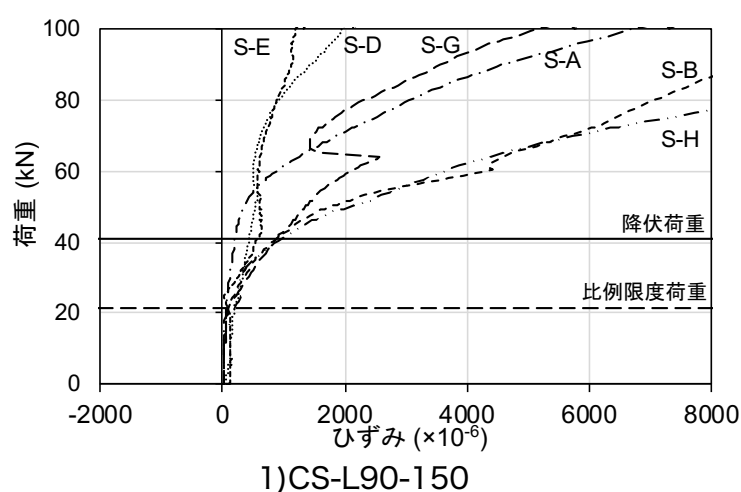


図 3-24 荷重—せん断キーの曲げひずみ関係 (CS-L90-150)

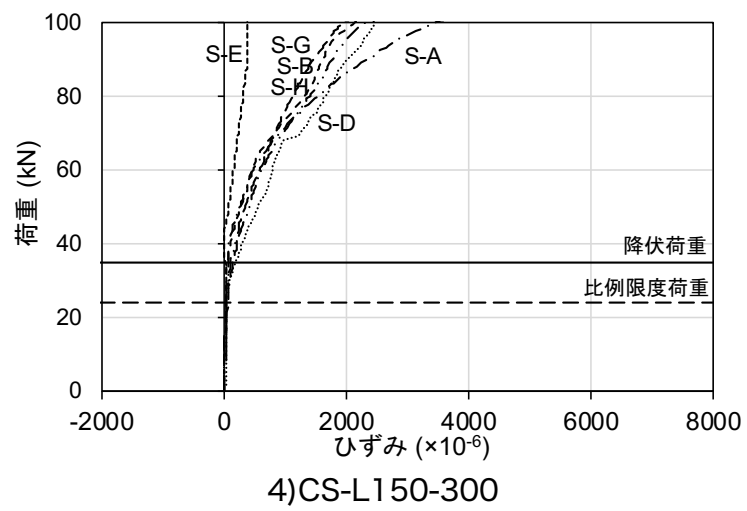
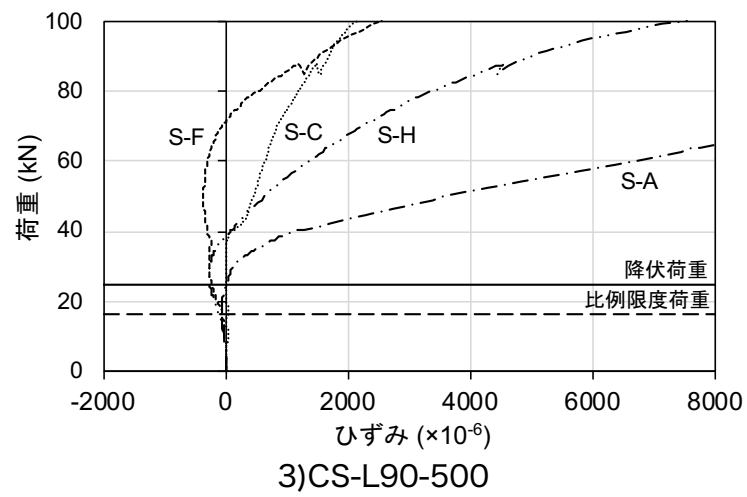
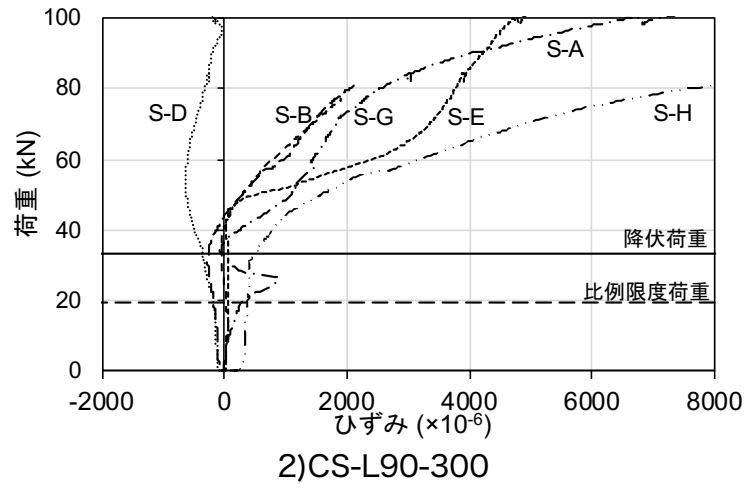


図 3-25 荷重—せん断キーの曲げひずみ関係
(CS-L90-300,CS-L90-500,CS-L150-300)

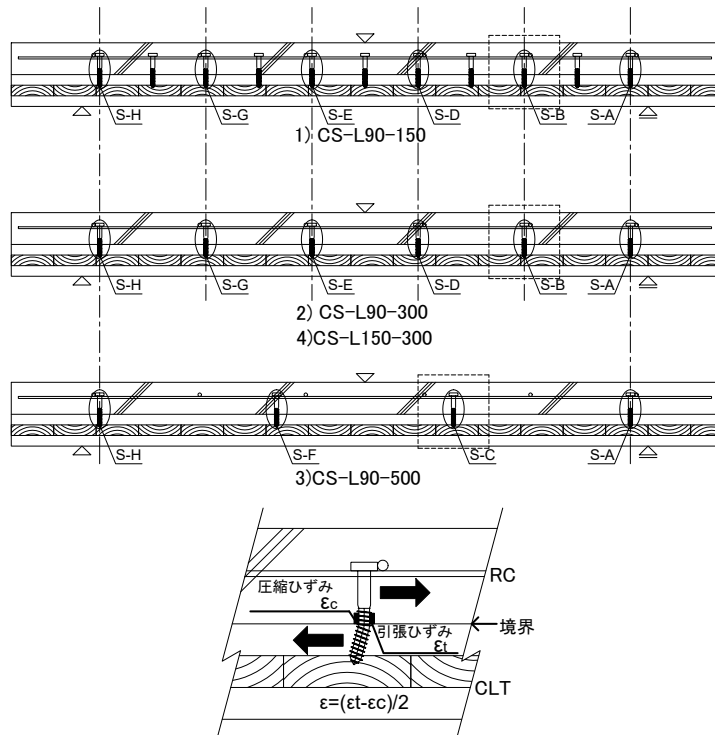


図 3-26 曲げひずみの測定位置および算出方法

3.4. 本章のまとめ

本章では第 2 章に続き、乾式施工したせん断キーの施工方法である配置ピッチおよび打込み深さが複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について検討を行った。加えて、複合床スラブの力学的挙動として重要となる降伏に至るまでの挙動について検討を行った。以上より、以下の知見が得られた。

1. 複合床スラブの初期剛性はせん断キーの配置ピッチが最も密な 150mm の場合に高い値を示したが、300mm および 500mm では差が少なかった。比例限度荷重、降伏荷重および最大荷重は、せん断キーの配置ピッチを密にすることで値の上昇が認められた。また、せん断キーの打込み深さを深くすることでいづれの値も上昇する傾向が認められた。
2. コンクリート下面において測定したひずみゲージの荷重—ひずみ関係から、複合床スラブはコンクリートの曲げひび割れが生じることで剛性が低下し、比例限度を迎えるものと推察した。
3. 試験体長辺方向中央のひずみ分布より CLT 上面に表面強化剤を塗布しせん断キーで機械的に接合した複合床スラブは、加力初期から平面保持が崩れた不完全合成梁となっていることを確認した。
4. 実験終了後、短辺方向中央で切断した試験体の切断面の観察およびせん断キーに貼付けたひずみゲージの測定値から、複合床スラブの降伏は、せん断キーが曲げ変形を生じ、明確に平面保持が崩れることで生じたものとする。

第4章 湿式施工したせん断キーの種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響

4.1. 序

本章では、湿式施工したせん断キーの種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について、層構成の異なる2種類の国産スギ CLT を用いた複合床スラブを対象として検討を行った。せん断キーは、第2章および第3章で用いた乾式施工に対し、本章ではより材料費が安価な建築材料である異形鉄筋および全ねじボルトをせん断キーとして用い、これらを接着剤によって CLT に固定する湿式施工を採用した。加えて、比較用として諸外国で TCC への利用実績のある VB コネクタを用いた。

4.2. 実験概要

4.2.1 試験体概要

表 4-1 に試験体一覧を示し、図 4-1 に CLT90-D10, CLT150-D10, CLT90-M12, CLT150-M12, 図 4-2 に CLT90-VB および CLT150-VB の試験体形状を示す。なお、図中の a) はせん断キーの配置図および配筋図, b) は短辺方向断面図(B-B'断面), c) は長辺方向断面図(A-A'断面)を示す。試験体は下部に配した CLT にせん断キーを施工し、CLT の上部に鉄筋を配筋した後、コンクリートを打設し、RC とした。試験体のパラメータは、CLT の層構成およびせん断キーの種類とした。試験体は短辺方向 600mm, 長辺方向 3,640mm とした。また、CLT の厚さは 90mm および 150mm の2種類とし、RC の厚さは全試験体共通で 90mm とした。

表 4-1 試験体一覧

試験体名	CLT		せん断キー
	強度等級	厚さ (mm)	種類
1) CLT90-D10	スギ	90	D10 (11.0 [※])
2) CLT90-M12	異等級構成		M12 (12.0 ^{※※})
3) CLT90-VB	Mx60-3-3		VB (7.5 ^{※※})
4) CLT150-D10	スギ	150	D10 (11.0 [※])
5) CLT150-M12	異等級構成		M12 (12.0 ^{※※})
6) CLT150-VB	Mx60-5-5		VB (7.5 ^{※※})

※：節の高さを含む最外径 ※※：ねじ山の外径 (mm)

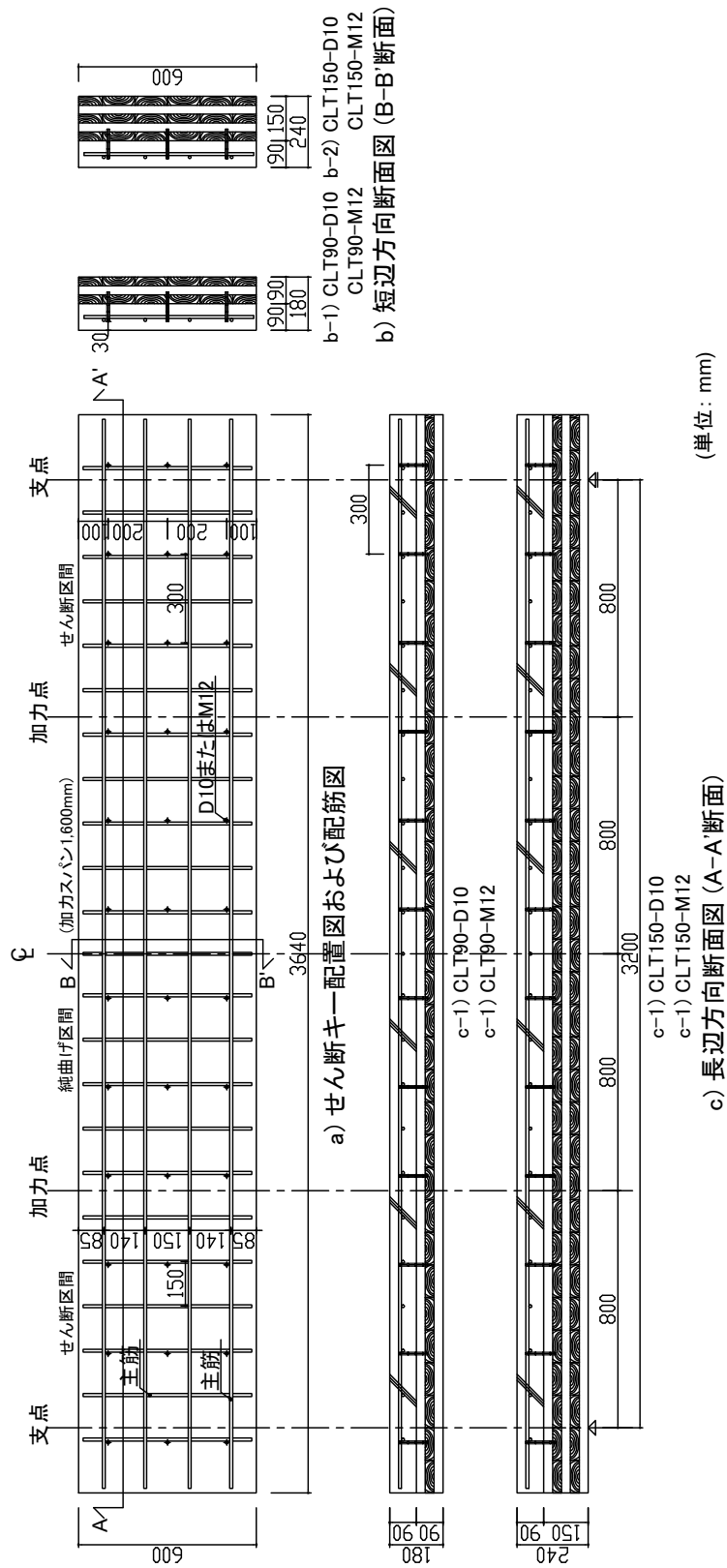


図 4-1 試験体形状 (CLT90-D10, CLT150-D10, CLT90-M12, CLT150-M12)

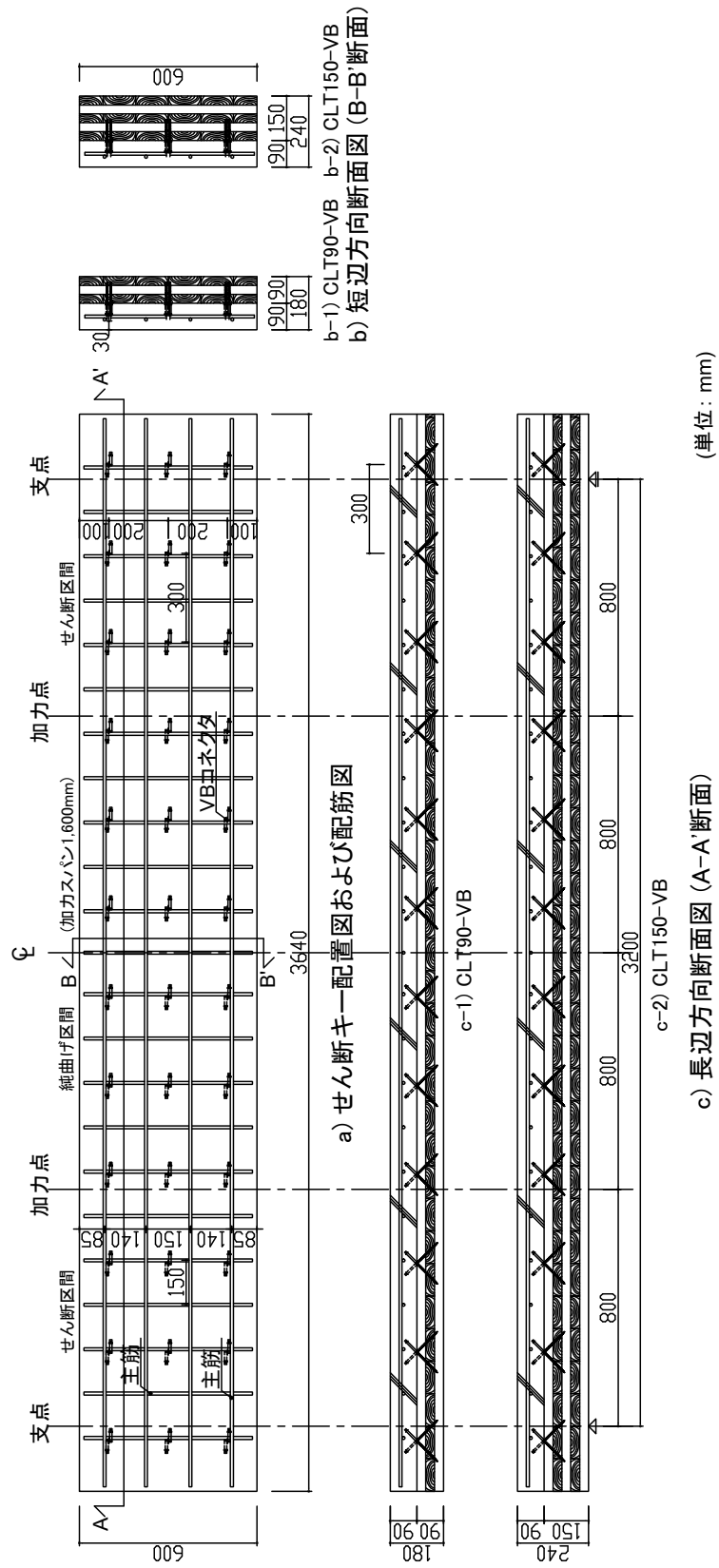


図 4-2 試験体形状 (CLT90-VB, CLT150-VB)

a) CLT の材料特性

CLT の製作には厚さ 30mm のスギラミナを用いた。CLT の強度等級および層構成は、表 4-1 に示すように直交集成板の JAS⁴⁾に定められる 3 層 3 プライで厚さ 90mm の異等級構成 Mx60-3-3(以下、CLT90 と称する)と、5 層 5 プライで厚さ 150mm の異等級構成 Mx60-5-5(以下、CLT150 と称する)の 2 種類とした。CLT の積層接着には、水性高分子—イソシアネート系木材接着剤を使用し、ラミナの幅方向の接着はしていない。寸法は、短辺(弱軸)方向 600mm、長辺(強軸)方向 3,640mm とし、CLT の外層ラミナの繊維方向が長辺方向と平行となるよう使用した。表 4-2 に CLT の材料特性を示す。平均密度は CLT90 が 363kg/m^3 (標準偏差 14kg/m^3)、CLT150 が 381kg/m^3 (標準偏差 13kg/m^3)、高周波容量式木材水分計を用いて測定した含水率の平均は CLT90 が 12.7%(標準偏差 2.1%)、CLT150 が 11.7%(標準偏差 1.8%)であった。3 点曲げ試験によって測定を行った見かけの曲げヤング係数の平均値は CLT90 が 6.51kN/mm^2 (標準偏差 0.51kN/mm^2)、CLT150 が 3.95kN/mm^2 (標準偏差 0.21kN/mm^2)であり、JAS 規格の下限値(CL T90 は 4.20kN/mm^2 、CL T150 は 3.40kN/mm^2)を上回った。また、CLT とコンクリートの接触面には第 2 章および第 3 章同様、CLT とコンクリートとの付着を防止することを目的として合板型枠の表面強化剤を塗布した。

表 4-2 CLT の材料特性

試験体名	密度 (kg/m^3)	含水率 (%)	ヤング係数 (kN/mm^2)
1) CLT90-D10	366	11.7	7.02
2) CLT90-M12	344	10.8	6.69
3) CLT90-VB	378	15.7	5.81
4) CLT150-D10	394	11.0	3.82
5) CLT150-M12	363	9.8	4.25
6) CLT150-VB	385	14.2	3.78

b) せん断キーの材料特性と施工方法

CLT と RC を接合するせん断キーには、写真 4-1 a)に示す D10(SD295A)異形鉄筋(以下、D10 と称する)および b)に示す M12 全ねじボルト(ユニクロメッキの一般流通品、焼入れ等の処理はしていない)(以下、M12 と称する)、c) に示す VB コネクタ(引張強度 $362\text{N}/\text{mm}^2$)(以下、VB と称する)の 3 種類を用いた。これらをせん断キーとして用いた理由は、異形鉄筋は鉄筋コンクリート用棒鋼の日本工業規格(JIS)⁵⁴⁾によって強度が保証されていること、全ねじボルトは一般的に市販されており購入が容易であること、VB コネクタはヨーロッパ諸外国において複合床スラブへの実績がある⁵⁷⁾ためである。D10(最外径:11.0mm)および M12(ねじ山の外径:12.0mm)はともに長さ 100mm とした。施工方法はせん断キーの外径に 1mm を加えた直径の先行穴を設け、表面突出長さを 60mm、CLT への打込み深さを 40mm とし、表 4-3 に示すエポキシ樹脂系接着剤を用いてせん断キーを予め鉛直に立てた。VB(直径 7.5mm、長さ:155mm)はフランジ(外径:12.0mm)の付いたねじ形状である。施工方法は 45° の V 字のねじ打ちとした。よって、1 箇所につき 2 本施工した。せん断キーの配置ピッチは全試験体で統一し、図 4-1 および図 4-2 に示すように長辺方向 300mm、短辺方向 200mm とした。なお、主筋の高さを保つため、写真 4-1 に示すように部分的に主筋とせん断キーを溶接した。

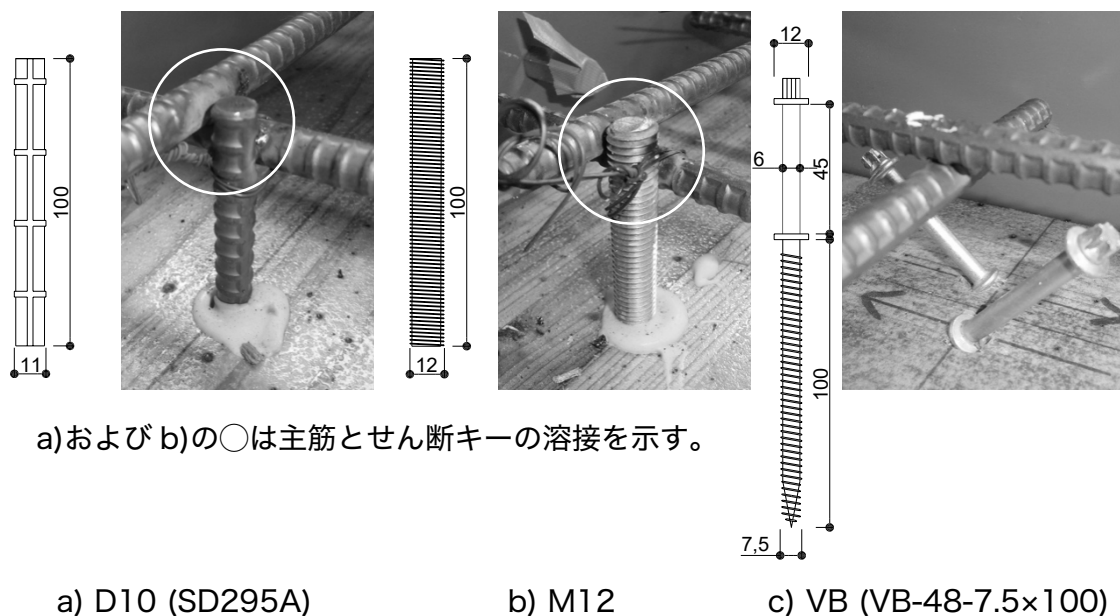


写真 4-1 せん断キー概要および施工状況

表 4-3 接着剤の物性

	主剤	硬化剤	備考
主成分	エポキシ樹脂	ポリアミドアミン	
外観	白色粘稠液体	黄色粘稠液体	目視
粘度	30	45	Pa·s/23°C BH型 20rpm
η	5	3.8	2rpm/20rpm
比重	1.42	1.48	23°C 容量法
配合比	主剤:硬化剤=100:50		容量比

c) 主筋の材料特性および配筋

主筋には、JIS G 3112⁵⁴⁾によって規定されるせん断キーと同様のSD295AのD10異形鉄筋を用いた。JIS Z 2241⁵⁵⁾に則り試験を行った鉄筋の材料特性を表 4-4 に示す。図 4-1 および図 4-2 に示すように配筋間隔は150mmのシングル配筋とし、短辺方向端部の主筋はせん断キーに沿わせて配筋した。短辺方向における鉄筋比は、ひび割れに配慮し、RC規準の解説において望ましいとされている0.4%を上回る0.53%とした。

表 4-4 主筋の材料特性

種類	降伏点	引張強さ	引張ヤング係数
	(N/mm ²)		
D10 (SD295A)	356	517	184×10 ³

d) コンクリートの材料特性

コンクリートは表 4-5 および表 4-6 に示す水セメント比 58.5%で呼び強度 24N/mm²の普通コンクリートを使用し、かぶり厚さ 30mm を確保して厚さ 90mm を打設し、屋内にて養生を行った。なお、コンクリート打設時にはJIS A 1101⁴⁸⁾により表 4-6 に示すコンクリートの流動性を確認した。

コンクリートの圧縮強度等は、JIS A 1132⁴⁹⁾に則り作成した、テストピース(直径 100mm, 長さ 200mm)を用いて試験を行った。圧縮強度はJIS A 1108⁵⁰⁾、割裂強度はJIS A 1113⁵¹⁾、圧縮ヤング係数は次式に示すJIS A 1149⁵⁸⁾に則り算出した。コンクリート強度の推移を図 4-3 に示し、実験前後におけるコンクリートの材料特性を表 4-7 に示す。呼び強度 24N/mm² に対し、実験時における圧縮強度の平均値は 31.1N/mm²、圧縮ヤング係数は 28.2kN/mm²、割裂強度は 2.7N/mm²であった。

$$E_c = \frac{S_1 - S_2}{\varepsilon_1 - \varepsilon_2} \times 10^{-6} \quad (4-1)$$

ここで、

- E_c 圧縮ヤング係数 (kN/mm²)
- S_1 最大荷重の 1/3 に相当する応力 (N/mm²)
- S_2 供試体の縦ひずみ 50×10^{-6} のときの応力 (N/mm²)
- ε_1 S_1 の応力によって生じる供試体の縦ひずみ ($\times 10^{-6}$)
- ε_2 50×10^{-6}

表 4-5 コンクリートの調合表

単位量(kg/m ³)				
水	セメント	粗骨材	細骨材	AE減水剤
183	313	940	846	3.13

水セメント比：58.5%

細骨材比：47.4%

混和剤：AE減水剤(遅延型Ⅰ種)

表 4-6 コンクリートのフレッシュ性状

スランプ (cm)	空気量 (%)	コンクリート温度 (°C)
24	2.7	28.0

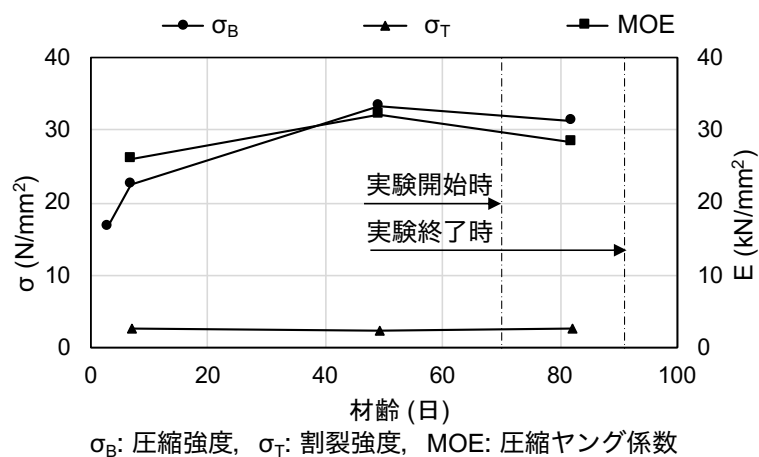


図 4-3 コンクリート強度の推移

表 4-7 実験前後におけるコンクリートの材料特性の平均値

呼び強度 (N/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	圧縮ヤング係数 (kN/mm ²)	割裂強度 (N/mm ²)
24	31.1	28.2	2.7

e) 試験体の重量

図 4-4 に複合床スラブの重量を示す。試験体の重量は、CLT 単体および複合床スラブの重量を測定し、その差分から RC の重量を算出した。CLT90 を用いた試験体では、全体の重量に対して、CLT が 33kg/m² で全体の 13%、RC が 215kg/m² で全体の 87% となり、CLT150 を用いた試験体では、全体の重量に対して、CLT が 58kg/m² で全体の 21%、RC が 218kg/m² で全体の 79% となった。

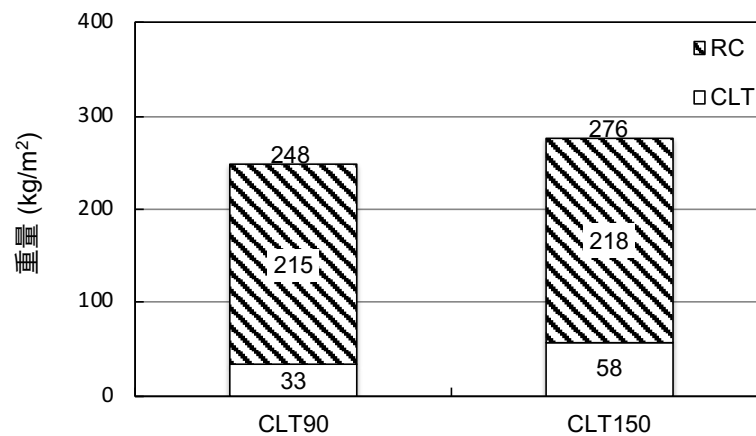


図 4-4 試験体の重量

4.2.2 荷重方法および測定方法

荷重は図 4-5 に示すように、4 等分点 2 線荷重の一方単調荷重で、支点間距離は 3,200mm，加力スパンは 1,600mm とし，最大荷重後，十分に荷重が低下するまで行った。本試験方法採用の理由は，床材としての利用を想定した場合の等分布荷重を仮定したためである。荷重には容量 5,000kN の日本大学生産工学研究所所管の構造物試験機自動計測制御システムを用いた。加力板の幅はコンクリート上面のひび割れおよび CLT 下面のめり込みを考慮していずれも 150mm とした。荷重は試験機に取付けたロードセルで測定した。複合床スラブの鉛直変位は RC の支点との相対変位とし，検長 100mm の変位計を用い，長辺方向中央部($\delta v-1$)，加力点($\delta v-2$ ， $\delta v-3$)，支点($\delta v-4$ ， $\delta v-5$)の計 5 点を測定した。CLT および RC のひずみは図 4-6 に示す長辺方向中央部の短辺方向 3 箇所において単軸ひずみゲージを用い，RC 上面のコンクリート(C-T)，主筋(R)，CLT 上面(W-T)，CLT 下面(W-B)それぞれにおいて測定した。また，試験体長辺方向側面において，目視によるコンクリートの曲げひび割れを観測した。

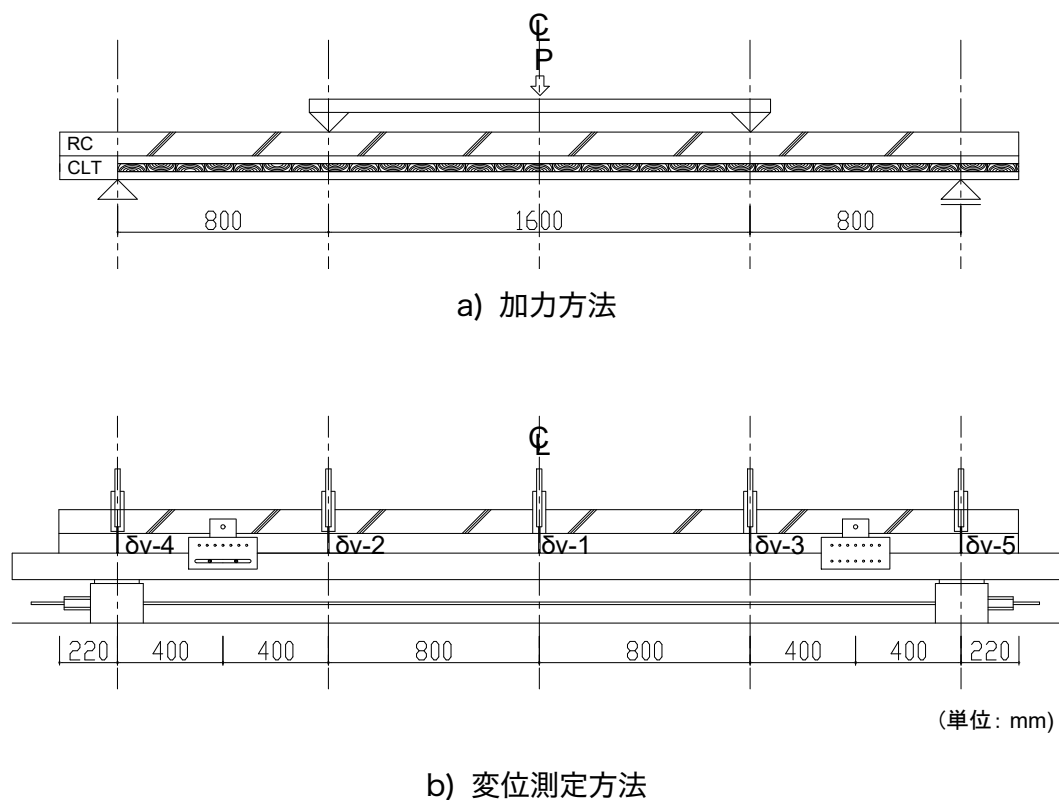
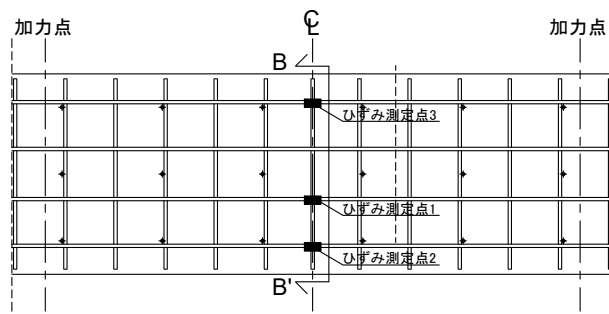
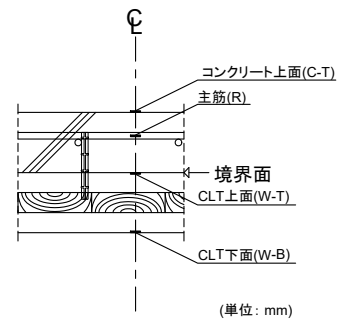


図 4-5 荷重方法および変位の測定位置



a) 平面図



d) 長辺方向断面図 (B-B断面)

図 4-6 ひずみ測定位置

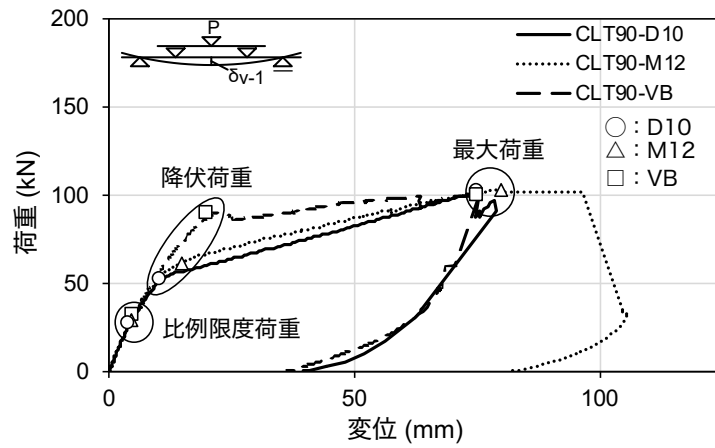
4.3. 実験結果および考察

4.3.1 荷重—変位関係

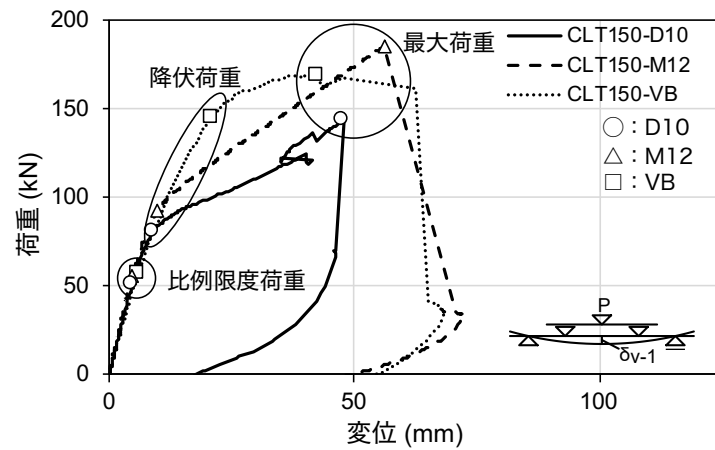
図 4-7 a)に CLT90, b)に CLT150 を用いた複合床スラブの荷重—変位関係を示し、併せて○印で D10 を用いた試験体, △印で M12 を用いた試験体, □印で VB を用いた試験体の比例限度荷重, 降伏荷重, 最大荷重を, 表 4-8 に実験結果一覧をそれぞれ示す。図 4-7 b)中の CLT150-D10 のたわみ 40mm 付近のたわみの戻りは, 計測用アングルにローラー支点の移動を保護する合板があたったためであり, 合板を取り外した後, 加力を継続した。

荷重—変位関係の履歴を見ると, CLT90 では 50kN 付近に至るまで, CLT150 では 75kN 付近に至るまでの加力初期においてはせん断キーの種類によらず概ね同様の履歴を示した。その後, CLT90, CLT150 とともに D10, M12 を用いた試験体では変位の増加とともに直線的に荷重が増加したのに対し, VB を用いた試験体では曲線的な荷重の増加が認められた。

既往の研究⁵⁶⁾では集成材厚板パネルと RC を全ねじボルトをせん断キーとして用いて接合した複合部材において, 境界面にコンクリートの付着の防止処理を行わない場合, 付着が切れることで荷重の低下を伴い, 剛性が低下すると報告されている。本実験においてはこのような現象は認められなかったことから, コンクリートの付着は合板型枠の表面強化剤によって防止できており, CLT と RC の接合はせん断キーによってなされていたものとする。



a) CLT90



b) CLT150

図 4-7 荷重—変位関係

表 4-8 実験結果一覧

試験体名	初期剛性 (kN/mm)	比例限度荷重 (kN)	降伏荷重 (kN)	最大荷重 (kN)
1) CLT90-D10	6.5	27.1	52.3	102.1
2) CLT90-M12	6.4	29.1	62.1	103.7
3) CLT90-VB	6.6	31.8	88.8	100.2
4) CLT150-D10	11.3	51.8	80.9	143.6
5) CLT150-M12	12.2	56.2	93.2	185.5
6) CLT150-VB	10.2	57.2	145.0	169.2

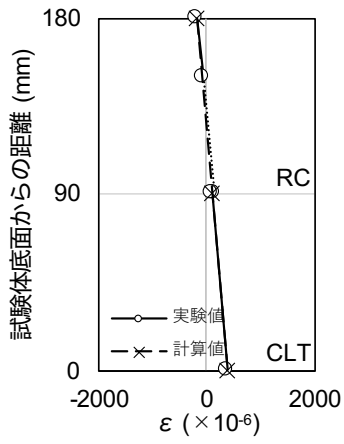
4.3.2 初期剛性

初期剛性は、図 4-7 に示す最も直線域が長いと認められる原点から 0.3Pmax の範囲における荷重—変位関係の傾きを最小二乗法を用いて算出した。表 4-8 に示す初期剛性を CLT の種類ごとに比較すると、CLT90 を用いた試験体では標準偏差 0.1kN/mm、CLT150 を用いた試験体では標準偏差 0.8kN/mm となり、せん断キーの種類による初期剛性への影響は明確には認められなかった。また、CLT90 と CLT150 で同一のせん断キーを用いた複合床スラブで比較すると、初期剛性は 1.5～1.9 倍となり、CLT の厚さが 90mm から 150mm へ 1.7 倍厚くなることにより、初期剛性の増加を確認した。

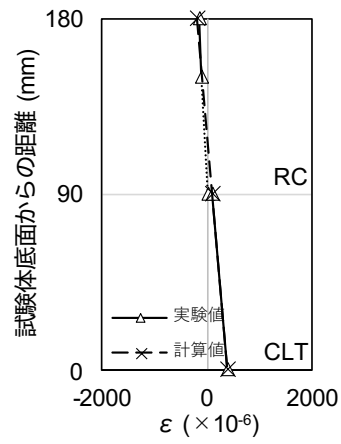
4.3.3 比例限度荷重

比例限度荷重は、初期剛性の直線から荷重が 5%離れた荷重—変位関係上の荷重値とした。図 4-7 および表 4-8 に示す比例限度荷重を CLT90 および CLT150 のそれぞれで比較すると、せん断キーの種類によらず概ね同等の値を示した。また、CLT90 と CLT150 で同一のせん断キーを用いた複合床スラブで比較すると、比例限度荷重は 1.8～1.9 倍となり、CLT の厚さが 90mm から 150mm へ 1.7 倍厚くなることにより、比例限度荷重の増加を確認した。

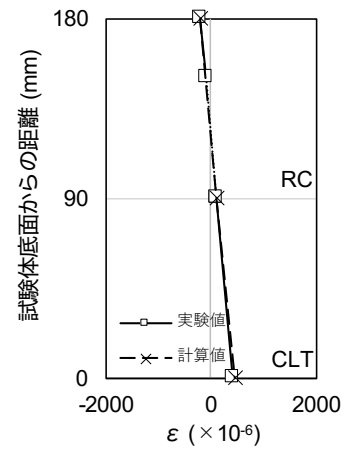
図 4-8 に実線で実験によって測定を行った複合床スラブ長辺方向中央部における比例限度荷重時のひずみ分布を、破線でせん断キーによって完全合成梁となった際の理論上の比例限度荷重時におけるひずみ分布をあわせて示す。実験によって測定を行ったひずみは、長辺方向中央部における短辺方向 3 箇所での測定した値の平均である。また、主筋以下のコンクリートのひずみは、コンクリート上面と主筋間のひずみの勾配を延長し、破線で示した。変形初期である比例限度荷重時には、中立軸は主筋の下部に位置し、コンクリート上面および主筋は圧縮力、コンクリート下面、CLT 上面および CLT 下面は引張力の負担が認められた。また、CLT と RC の境界面である RC 下面と CLT 上面のひずみの差は、いずれの試験体も小さく、概ね平面保持が成り立っていることが認められる。



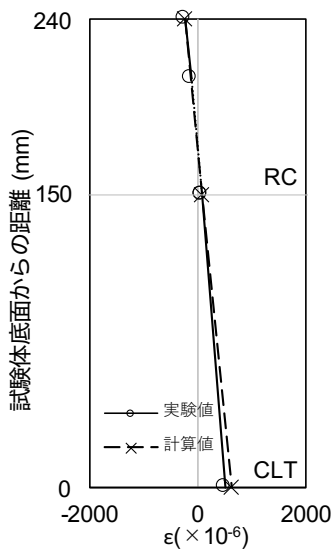
1) CLT90-D10



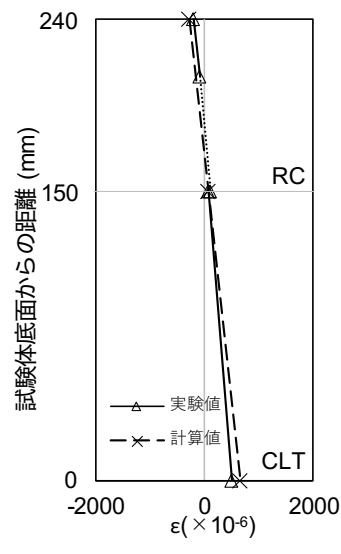
2) CLT90-M12



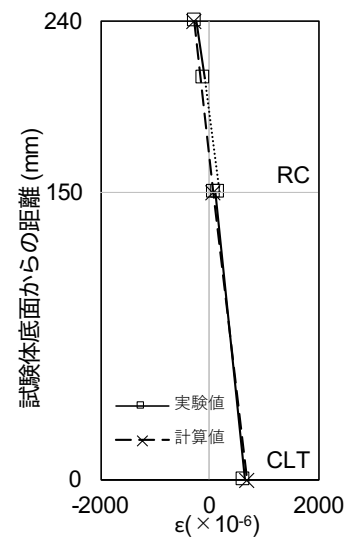
3) CLT90-VB



4) CLT150-D10



5) CLT150-M12



6) CLT150-VB

図 4-8 比例限度荷重時におけるひずみ分布

写真 4-2 に一例として CLT90-M12 におけるコンクリートの曲げひび割れ発生状況を示す。コンクリートの曲げひび割れは、引張力を負担するコンクリート下面から生じ、コンクリート上面に向かって進展した。

図 4-9 に示す図は、図 4-7 に示した荷重—変位関係に長破線で比例限度荷重を示し、あわせて目視によって確認したコンクリートの曲げひび割れ発生荷重を示した。図中の○印はせん断キーに D10 を、△印は M12 を、□印は VB を用いた試験体を示す。なお、CLT90-D10 においては目視によるコンクリートの曲げひび割れの観測を行っていない。比例限度荷重とコンクリートの曲げひび割れ発生荷重を比較すると、いずれの試験体も比例限度荷重付近から曲げひび割れが発生していることがわかる。このことからコンクリート下面に曲げひび割れが生じることで剛性が低下し、比例限度荷重を迎えたものと考えられる。

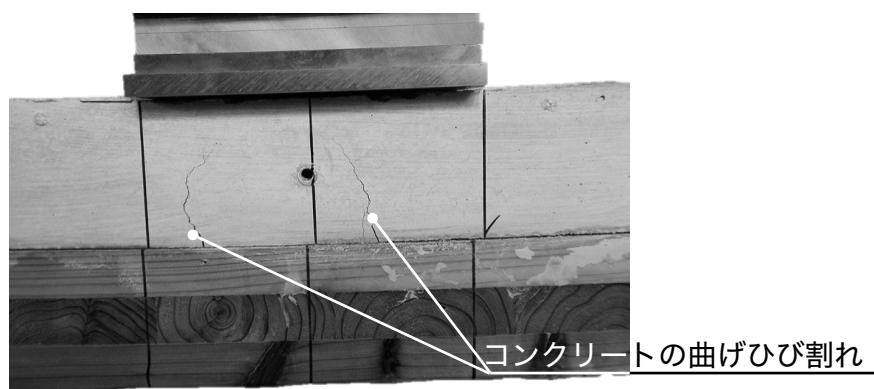
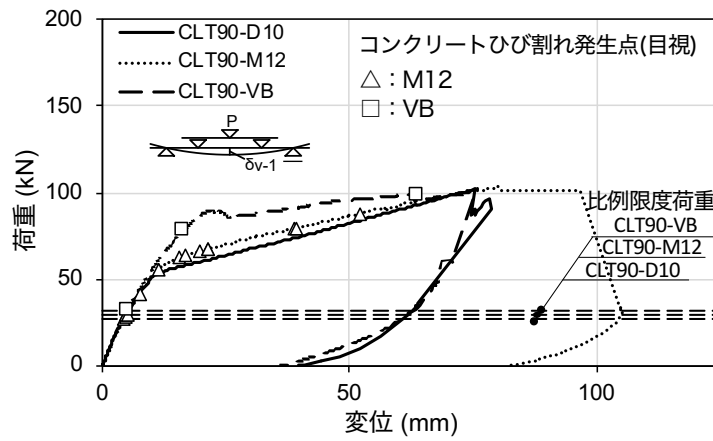
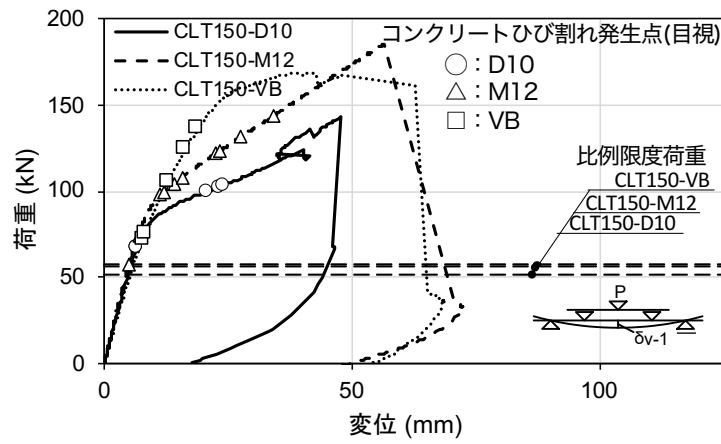


写真 4-2 コンクリートの曲げひび割れ発生状況 (CLT90-M12)



a) CLT90



b) CLT150

図 4-9 比例限度荷重と目視によるコンクリートの曲げひび割れの関係

4.3.4 降伏荷重

図 4-10 に白抜きで比例限度荷重時、黒塗りで最大荷重付近の大変形時におけるひずみ分布をそれぞれ示す。大変形時のひずみは、CLT90が $\delta=60\text{mm}$ 、CLT150が $\delta=40\text{mm}$ とした。

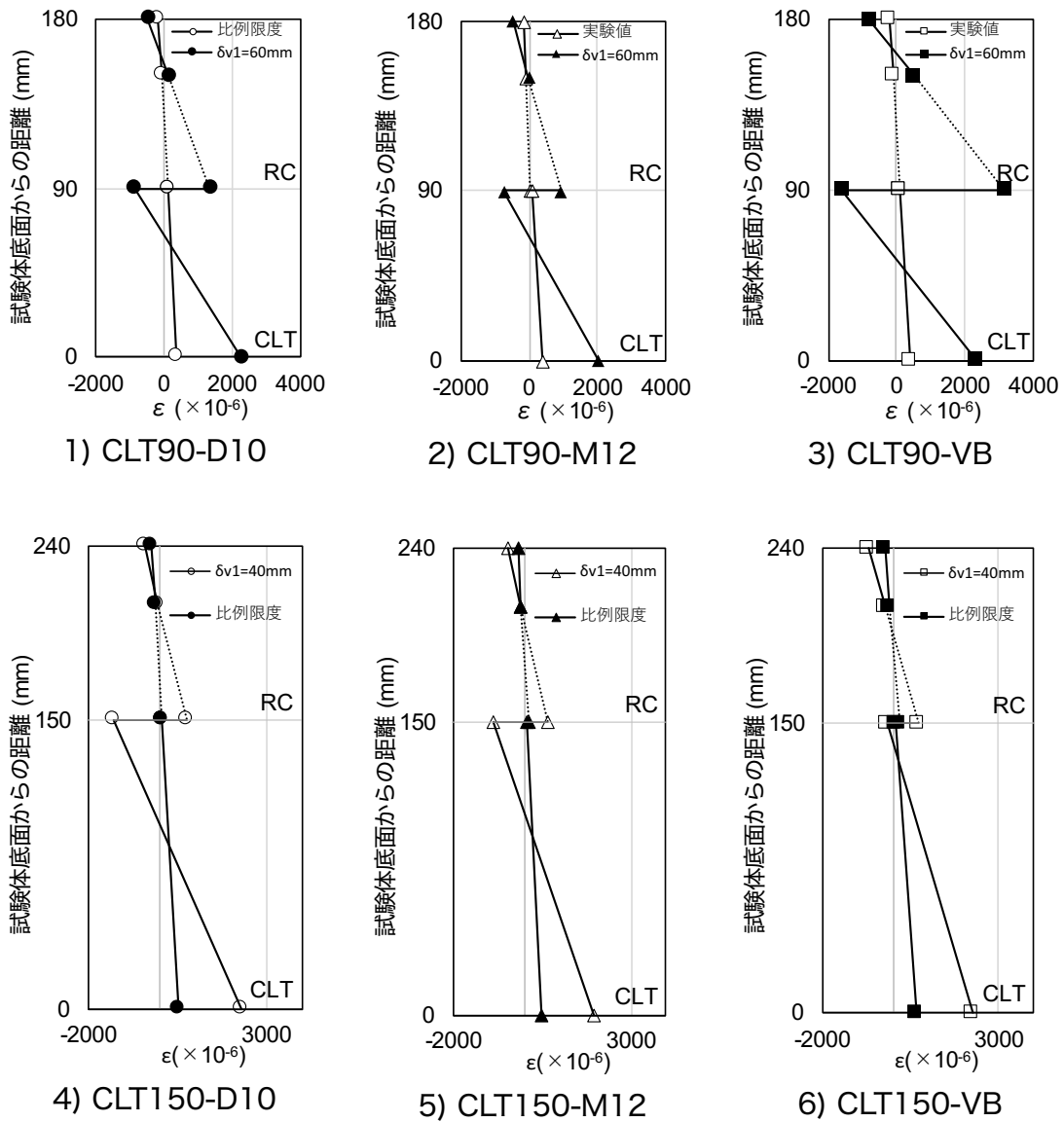
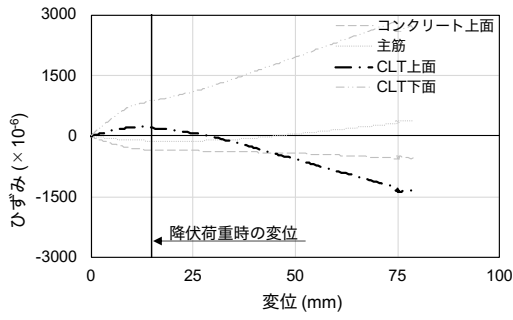


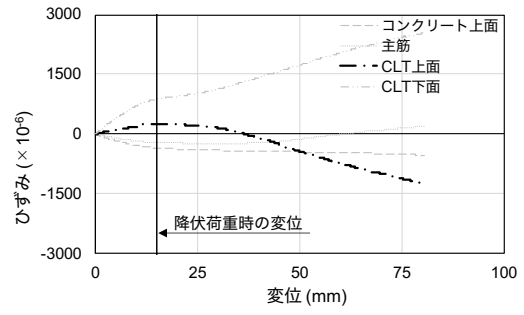
図 4-10 比例限度荷重時および大変形時におけるひずみ分布

いずれの試験体も比例限度荷重時においては、RC 下面および CLT 上面で引張力を負担しているのに対し、大変形時においては RC 下面が引張力、CLT 上面が圧縮力の負担が認められた。つまり、CLT 上面のひずみは引張力から圧縮力への移行が認められた。

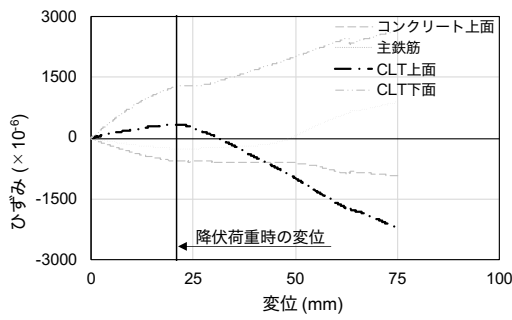
図 4-11 に RC 上面、主筋、CLT 上面、CLT 下面のひずみ—変位の関係を示す。本章では一点破線で示した CLT 上面のひずみが引張から圧縮に移行し始め、CLT と RC の一体化が弱まる荷重を降伏荷重と定義し検討を行った。そこで CLT 上面と変位の関係における支点間距離の 1/900 毎の傾きを求め、傾きが負になる点を降伏点とした。図 4-7 および表 4-8 に示す降伏荷重を CLT90 および CLT150 のそれぞれで比較すると、CLT90、CLT150 とともに D10、M12、VB の順で高い値を示し、特に D10 に比べ VB は、CLT90 で約 1.7 倍、CLT150 で約 1.8 倍高い値を示した。VB が最も高い値を示した理由として、VB は打込み角度を 45° としたことから、せん断力に加え、軸力を負担したことが要因と推察する。



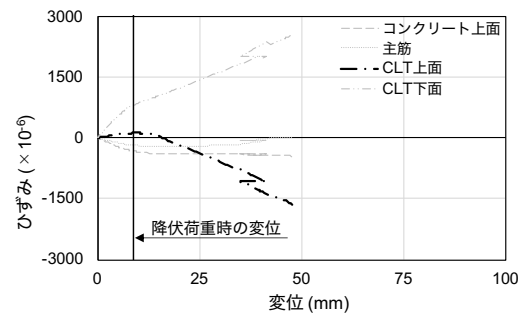
a) CLT90-D10



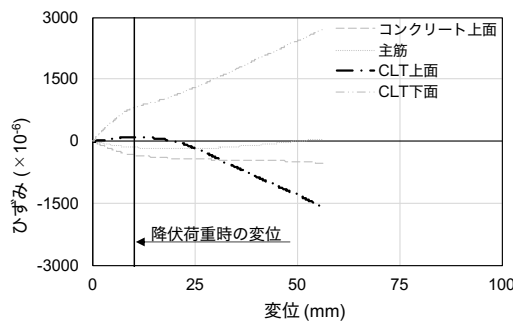
b) CLT90-M12



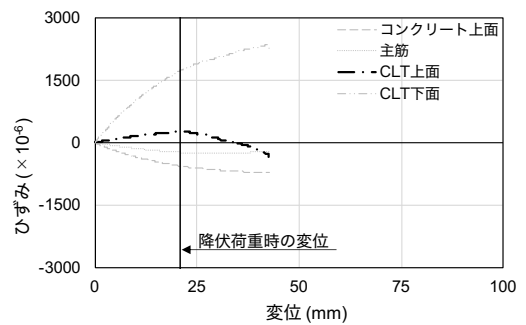
c) CLT90-VB



d) CLT150-D10



e) CLT150-M12



f) CLT150-VB

図 4-11 ひずみ-変位関係

4.3.5 最大荷重

写真 4-3 に最終破壊形状を示す。最大荷重はいずれの試験体も CLT の破壊によって決定した。図 4-7 および表 4-8 中の最大荷重を CLT90 および CLT150 で比較すると、CLT90 ではせん断キーの種類によらず概ね同等の値を示し、CLT150 では M12 および VB に比べ、D10 が低い値を示した。この理由として最終破壊形状を見ると、最大荷重が低い値を示した CLT150-D10 では、加力点下部において引張側最外層ラミナの引張破壊に加え、CLT ラミナの 2 層目と 3 層目の境界で接着層に沿った破壊が認められた。対してその他の試験体においては、加力点下部において引張側最外層ラミナの引張破壊を生じた。このことから CLT の最終破壊形状の差によって最大荷重に差が生じ、せん断キーの種類は最大荷重に影響を与えないものと推察する。一方、CLT90 と CLT150 を同一のせん断キーを用いた複合床スラブで比較すると、CLT90 に対して CLT150 の最大荷重は 1.4~1.8 倍高い値を示した。

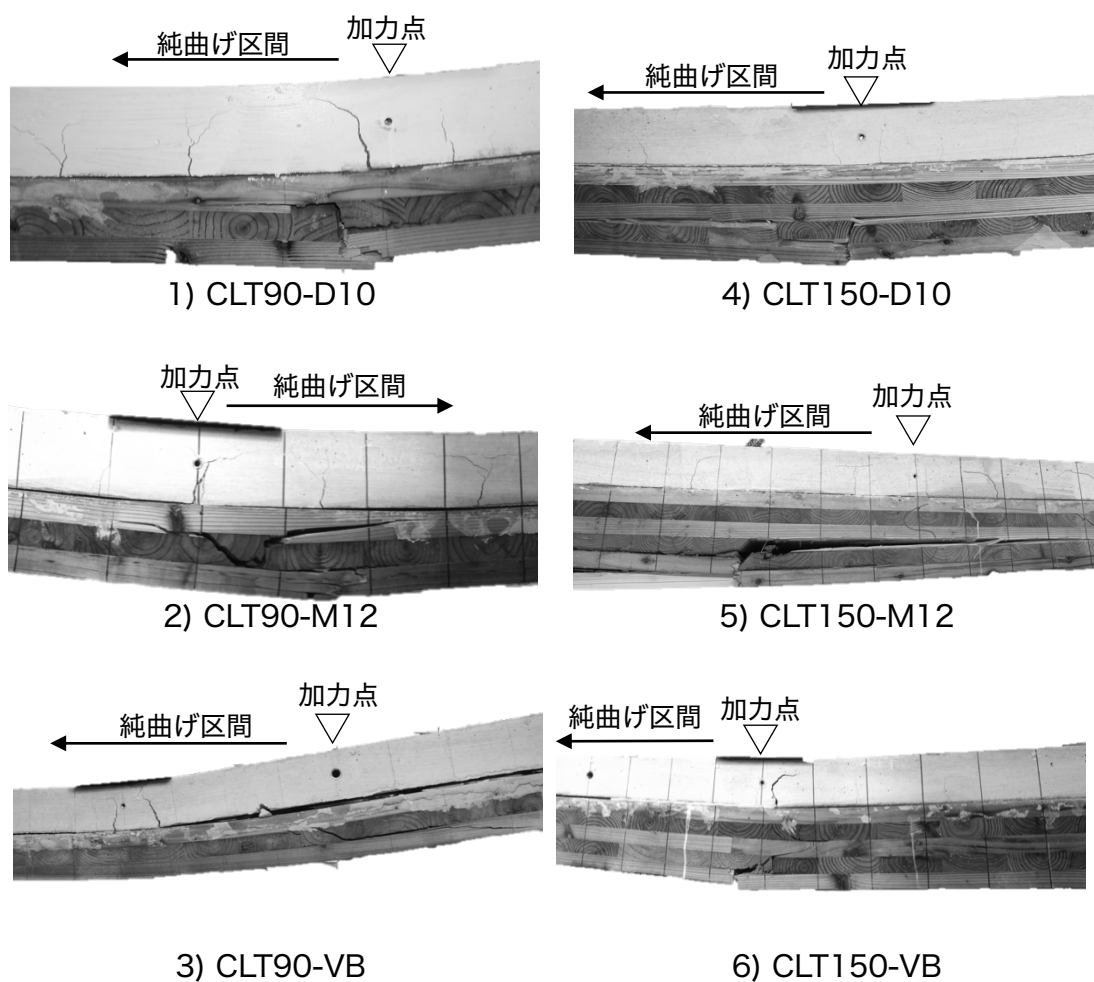


写真 4-3 最終破壊形状

4.4. 本章のまとめ

本章では、湿式施工したせん断キーの種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について、層構成の異なる2種類の国産スギ CLT を用いた複合床スラブを対象として検討を行った。せん断キーには、我が国で一般的に調達可能な建築材料である D10 異形鉄筋および M12 全ねじボルトを用い、これらを接着剤によって CLT に固定する湿式施工とした。また、比較用として諸外国において利用実績のある VB コネクタを用いた。以上より、以下の知見が得られた。

1. せん断キーの種類が初期剛性へ与える明確な影響は認められず、CLT が厚くなることで増加が認められた。
2. せん断キーの種類が比例限度荷重へ与える明確な影響は認められず、CLT が厚くなることで増加が認められた。
3. 比例限荷重はコンクリートの初期曲げひび割れ発生荷重付近となることが明らかとなった。
4. 降伏荷重は、CLT と RC の界面のひずみが初期の引張ひずみの増加から圧縮ひずみへの移行が始まる荷重を降伏荷重として比較すると、D10, M12 に比べ VB を用いた複合スラブは高い値を示した。
5. せん断キーの種類による最大荷重への影響は小さく、CLT が厚くなることで増加が認められた。

第5章 複合床スラブの曲げ性能の評価

5.1. 序

本章では、第3章で検討を行ったせん断キーを乾式施工した複合床スラブおよび、第4章で検討を行ったせん断キーを湿式施工した複合床スラブを対象に、面外曲げ性能について各種評価方法を用いて曲げ性能の評価を行った。

はじめに各試験体における CLT および RC の断面性能を元に、完全合成梁および非合成梁時における剛性を算出し、実験結果との比較によってせん断キーによる合成効果を評価した。次に Eurocode 5 の付録に記載されている γ (ガンマ)法を用いて接合部の変形を考慮した変形初期の挙動を評価し、実験結果との関係について検討を行った。

5.2. 完全合成梁および非合成梁による初期剛性の評価

5.2.1 完全合成梁としての評価方法

複合床スラブに設けられたせん断キーによって、CLT および RC 間の境界面に生じるせん断力が完全に伝達される完全合成梁と仮定し、等価断面法¹⁹⁾によって剛性を算出した。想定断面を図 5-1 に示す。複合床スラブの中立軸は式(5-1)によって算出した。算出の際、CLT の材料特性は表 3-2 および表 4-2 に示す見かけの曲げヤング係数の平均値、コンクリートは表 3-4 および表 4-7 に示す実験前後の平均値を用いた。

$$\begin{aligned}\bar{y}_{full} &= \frac{\sum_{i=1}^n E_i \int_{A_i} y dA}{\sum_{i=1}^n E_i A_i} \\ &= \frac{E_c \int_0^{h_c} y dy + E_w \int_{h_c}^{h_w} y dy}{E_c A_c + E_w A_w}\end{aligned}\quad (5-1)$$

ここで、

\bar{y}_{full}	完全合成梁における試験体上面から中立軸までの距離 (mm)
E_c	コンクリートの圧縮ヤング係数 (kN/mm ²)
E_w	CLT の見かけの曲げヤング係数 (kN/mm ²)
h_c	試験体上面から RC 下面までの距離 (mm)
h_w	試験体上面から CLT 下面までの距離 (mm)
A_c	RC の断面積 (mm ²)
A_w	CLT の断面積 (mm ²)

次に CLT および RC それぞれの等価断面 2 次モーメントを式(5-2)および式(5-3)によって算出した。なお、いずれの試験体も複合床スラブの中立軸は RC 断面内にあることから、中立軸より下部の引張力を負担するコンクリートは応力を負担しないものとして、除外した。

$$I_c = b \int_0^{-y_c} y^2 dy \quad (5-2)$$

$$I_w = b \int_{y_w}^{y_b} y^2 dy \quad (5-3)$$

ここで、

- I_c コンクリートの等価断面 2 次モーメント (mm^4)
- I_w CLT の等価断面 2 次モーメント (mm^4)
- b 試験体の幅 (mm)
- y_c 中立軸から RC 上面までの距離 (mm)
- y_b 中立軸から CLT と RC の境界面までの距離 (mm)
- y_w 中立軸から CLT 下面までの距離 (mm)

5.2.2 非合成梁としての評価方法

次に非合成梁と仮定した際の剛性を算出した。RC は主筋以下のコンクリートは応力を負担しないものとし、曲げ剛性は次式によって算出した。想定断面を図 5-2 に示す。

$$\bar{y}_{RC} = \frac{-nA_s + \sqrt{n^2A_s^2 + 2nbdA_s}}{b} \quad (5-6)$$

$$I_{RC} = b \int_{y_b}^{-\bar{y}_{RC}} y^2 dy \quad (5-7)$$

$$EI_{RC} = E_C I_{RC} \quad (5-8)$$

ここで、

\bar{y}_{RC} 中立軸から RC 上面までの距離 (mm)

y_b 中立軸から鉄筋図心までの距離 (mm)

E_s 鉄筋のヤング係数 (kN/mm²)

E_c コンクリートのヤング係数 (kN/mm²)

n 鉄筋とコンクリートの比 (E_s/E_c)

b 試験体の幅 (mm)

d 有効せい (mm)

A_s 主筋断面積の和 (mm²)

I_{RC} RC の等価断面 2 次モーメント

EI_{RC} RC の曲げ剛性 (kN・mm²)

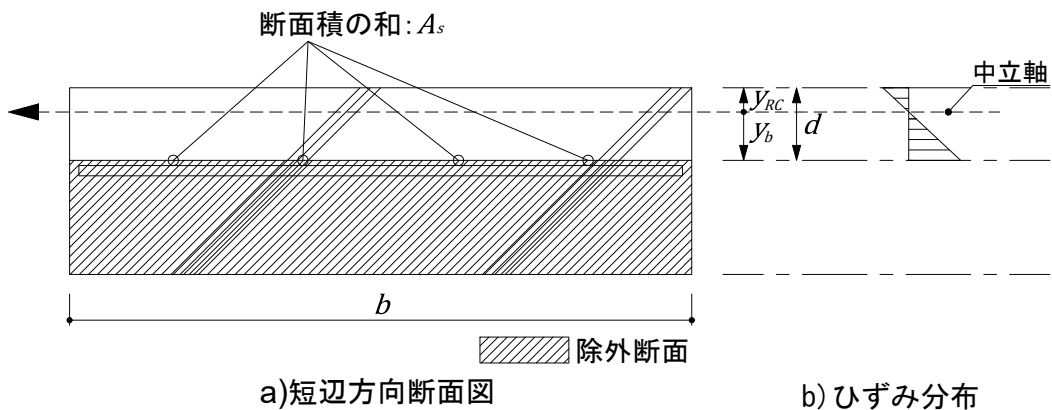


図 5-2 RC の評価における想定断面

以上から第 3 章で検討を行った中央集中荷重における初期剛性は式(5-9)、第 4 章で検討を行った 4 等分点 2 線荷重における初期剛性は式(5-10)で表すことができる。

$$\frac{P}{\delta_{non_mid}} = \frac{48(EI_{RC} + EI_W)}{\ell^3} \quad (5-9)$$

$$\frac{P}{\delta_{non_fourth}} = \frac{768(EI_{RC} + EI_W)}{11\ell^3} \quad (5-10)$$

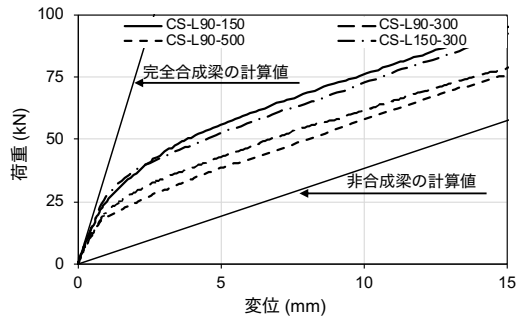
ここで、

$\frac{P}{\delta_{non_fourth}}$	4 等分点 2 線荷重による非合成梁の初期剛性 (kN/mm)
$\frac{P}{\delta_{non_fourth}}$	4 等分点 2 線荷重による非合成梁の初期剛性 (kN/mm)
EI_W	CLT の曲げ剛性 (kN・mm ²)

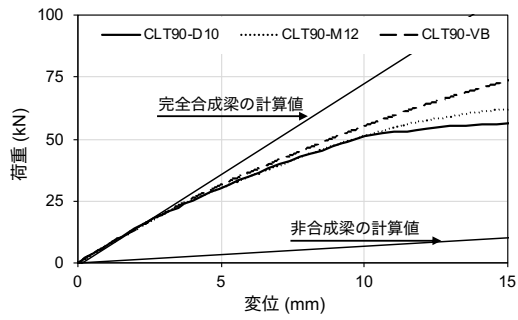
5.2.3 実験結果と計算結果の比較

図 5-3 に各試験体における変形初期の荷重—変位関係を示し、あわせて完全合成梁および、非合成梁における剛性の計算値を示す。実験値と計算値を比較すると、いずれの試験体もせん断キーによる接合によって非合成梁に比べて剛性の上昇が認められた。また、実験値と完全合成梁は近い値を示していることから図 5-4 に初期剛性の実験値と完全合成梁として算出した計算値の関係を示し、併せて実験値で計算値を除した比を m で示し、 m の標準偏差を SD として示す。 m は乾式施工で 0.60 から 0.78、湿式施工で 0.83 から 0.99 といずれの試験体も実験値に対して計算値が高い値を示し、危険側の値を示した。この理由として第 4 章の図 4-8 に示したように、複合床スラブは変形初期から微小に平面保持が崩れた不完全合成梁となっているが、本計算では完全合成梁として扱ったため、危険側の値を示したものとする。よって、接合部の変形を考慮した評価方法が必要である。

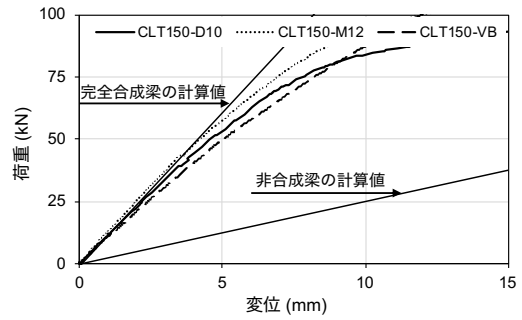
また、CLT の層構成およびせん断キーの配置ピッチが同じ試験体で、ラグスクリューを CLT に対して 30mm 打ち込んだ乾式施工と、D10 異形鉄筋または M12 全ねじボルトを CLT に対して 40mm 埋め込んだ湿式施工の m を比較すると、湿式は 0.88 から 0.90、乾式施工の 0.60 となり、乾式施工に比べて湿式施工した試験体は高い合成効果を示した。



a) CLT90 (乾式施工)

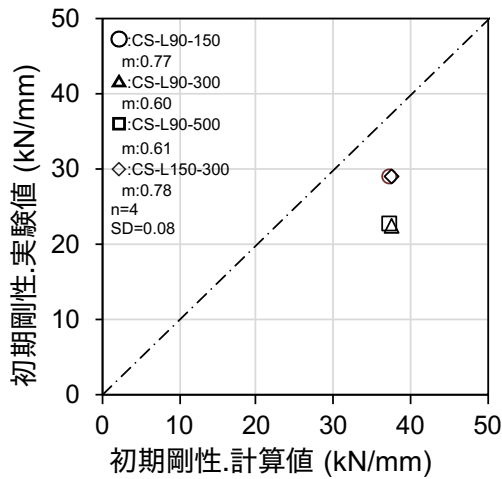


b) CLT90 (湿式施工)

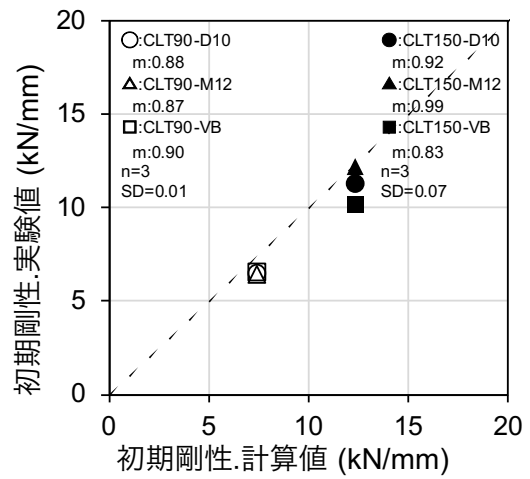


c) CLT150 (湿式施工)

図 5-3 初期剛性の実験値と計算値



a) 乾式施工



b) 湿式施工

図 5-4 等価断面による初期剛性の計算値と実験値の比較

5.3. γ 法による初期剛性および降伏荷重の評価

5.3.1 γ 法による評価手法

不完全合成梁である複合床スラブは、完全合成梁と仮定した等価断面法では危険側の評価となる。よって、実務においては、接合部の変形を考慮し、簡便に曲げ性能を求める手法の確立が必要とされているものと考えられる。複数の部材を機械的に接合した不完全合成梁の評価手法は、第1章で示したように、これまでに木質構造の分野に限らず数多くの研究が行われている。特に製材や集成材とRCを機械的に接合したTCCを対象にした不完全合成梁の評価は、Eurocode 5の付録に記載されている γ (ガンマ)法を用いることで比較的精度良く推定できることが報告されている³⁸⁾。そこで本研究では、CLTとRCを機械的に接合した複合床スラブを対象に γ 法の適用方法を検討し、計算値と実験値の比較を行った。

γ 法は滑り係数(K)を持つ接合部によって木材同士を機械的に接続した組み立て梁を対象に導出された線形解析の手法であり、現在では直交層を考慮したCLTの解析にも利用されている評価手法である⁵⁹⁾。

γ 法の適用にあたっては、以下の5つの条件を満たす必要がある。

条件1：梁の支持方法は、単純支持されたものを対象とし、支点間距離を l とする。

連続梁または片持ち梁の場合は、支点間距離 l を以下のように変更する。

$$l = 0.8l \cdots \text{連続梁}$$

$$l = 2l \cdots \text{片持梁}$$

条件2：各部材は、長辺方向において、一体化されていること。

条件3：部材間は、滑り係数(K)をもつ機械的接合によって互いに接続されていること。

条件4：せん断キーの配置ピッチ(S)は一定とするか、各せん断キーが一様なせん断力を負担するように配置する。なお、せん断キーの最大配置ピッチは、最小配置ピッチの4倍以下とする。

条件5：荷重は鉛直方向に作用し、正弦波または、放物線状に変化するモーメント $M = M(x)$ および $Q = Q(x)$ を与える。

以上の条件に合致する場合において、次式によって接合部の変形を考慮した不完全合成梁の曲げ剛性(以下、有効曲げ剛性と称する)の厳密解を算出することができる。なお、導出の過程は参考文献⁶⁰⁾に記載されている。

$$(EI)_{eff} = \int_{i=1}^2 (E_i I_i + \gamma_i E_i A_i a_i^2) \\ = E_1 I_1 + \gamma_1 E_1 A_1 a_1^2 + E_2 I_2 + \gamma_2 E_2 A_2 a_2^2 \quad (5-11)$$

$$\gamma_1 = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 E_1 A_1 S}{K \ell^2}} \quad (5-12)$$

$$\gamma_2 = 1 \quad (5-13)$$

$$a_2 = \frac{\gamma_1 E_1 A_1 (h_1 + h_2)}{2(\gamma_1 E_1 A_1 + \gamma_2 E_2 A_2)} \quad (5-14)$$

$$a_1 = \frac{(h_1 + h_2)}{2} - a_2 \quad (5-15)$$

ここで、

$(EI)_{eff}$	有効曲げ剛性 (kN・mm ²)
E_1	コンクリートのヤング係数 (kN/mm ²)
E_2	CLT のヤング係数 (kN/mm ²)
I_1	RC の断面 2 次モーメント (mm ⁴)
I_2	CLT の断面 2 次モーメント (mm ⁴)
γ_1	CLT-RC 間における接続剛性係数
γ_2	定数
A_1	せん断キー 1 列あたりの RC の断面積 (mm ²)
A_2	せん断キー 1 列あたりの CLT の断面積 (mm ²)
a_1	RC の高さ方向中央から中立軸までの距離 (mm)
a_2	CLT の高さ方向中央から中立軸までの距離 (mm)
π	円周率
S	長辺方向におけるせん断キーの配置ピッチ (mm)
K	接合部の滑り係数 (kN/mm)
ℓ	支点間距離 (mm)
h_1	RC の高さ (mm)
h_2	CLT の高さ (mm)

条件.5 に記載されているように、上記の式は荷重方法を正弦波荷重として導出されたものである。よって、その他の荷重方法による有効曲げの厳密解を算出するには、荷重形式毎に微分方程式を解き、導出する必要がある。ただし、Eurocode 5 では、荷重方法によらず、上記の有効曲げ剛性を適用することが可能と記載されている。この理由を以下に示す。

次式に示すように有効曲げ剛性 $(EI)_{eff}$ は、完全合成梁における曲げ剛性 $(EI)_{\infty}$ に正弦波荷重を負担した際の接合部におけるせん断力の伝達ロスである接続低下係数 (η_{sin}) を乗じた値である。

$$(EI)_{eff} = \eta_{sin}(EI)_{\infty}$$

$$\eta_{sin} = \frac{(EI)_{eff}}{(EI)_{\infty}} \quad (5-16)$$

ここで、

- $(EI)_{eff}$ 不完全合成梁における有効曲げ剛性 (kN・mm²)
- $(EI)_{\infty}$ 完全合成梁における曲げ剛性 (kN・mm²)
- η_{sin} 正弦波荷重における接続低下係数

ここで表 5-1 に既往の研究¹¹⁾によって求められた、スパン中央における完全合成梁と不完全合成梁のたわみの比を示す。式(5-17)に示すように短スパンにおける中央集中荷重と正弦波荷重のたわみの比の差分を求めると約 3%となり、工学上は許容可能な差となる。曲げ剛性は、たわみと同様とみなせることから、接合低下係数においても載荷方法による差は工学上許容可能と考えることができる。よって、本研究においても Eurocode 5 に示されている正弦波荷重を元に導出された有効曲げ剛性の算出方法を適用した。

$$\left| \frac{\delta_{eff_mid}}{\delta_{\infty_mid}} - \frac{\delta_{eff_sin}}{\delta_{\infty_sin}} \right| \times 100 \leq 3 \quad (5-17)$$

ここで、

- δ_{eff_sin} 不完全合成梁が正弦波荷重を負担した際のスパン中央のたわみ (mm)
- δ_{eff_mid} 不完全合成梁が中央集中荷重を負担した際のスパン中央のたわみ (mm)
- δ_{∞_sin} 完全合成梁が正弦波荷重を負担した際のスパン中央のたわみ (mm)
- δ_{∞_mid} 完全合成梁が中央集中荷重を負担した際のスパン中央のたわみ (mm)

表 5-1 完全合成梁と不完全合成梁におけるスパン中央のたわみの比

	短スパン※1	長スパン※2
中央集中荷重	1.9313	1.3492
等分布荷重	1.9039	1.3258
正弦波荷重	1.9021	1.3190

※1: スパン2,500mm, ※2: スパン10,000mm

γ 法における想定断面を図 5-5 に示し、a)に短辺方向断面図を、b)に長辺方向断面図を示す。算出にあたり、RCの主筋は圧縮力を負担することから応力の負担が小さと考えられるため、RC部分はコンクリートのみで計算を行った。算出の際、CLTの材料特性は表 3-2 および表 4-2 に示す見かけの曲げヤング係数の平均値、コンクリートは表 3-4 および表 4-7 に示す実験前後の平均値を用いた。

接続剛性係数 γ_1 は、0 から 1 の間で表され、 $\gamma_1=1$ は部材間を接着等によって滑りが生じない接合をした完全合成梁を指し、 $\gamma_1=0$ は接合がなされていない非合成梁を示す。

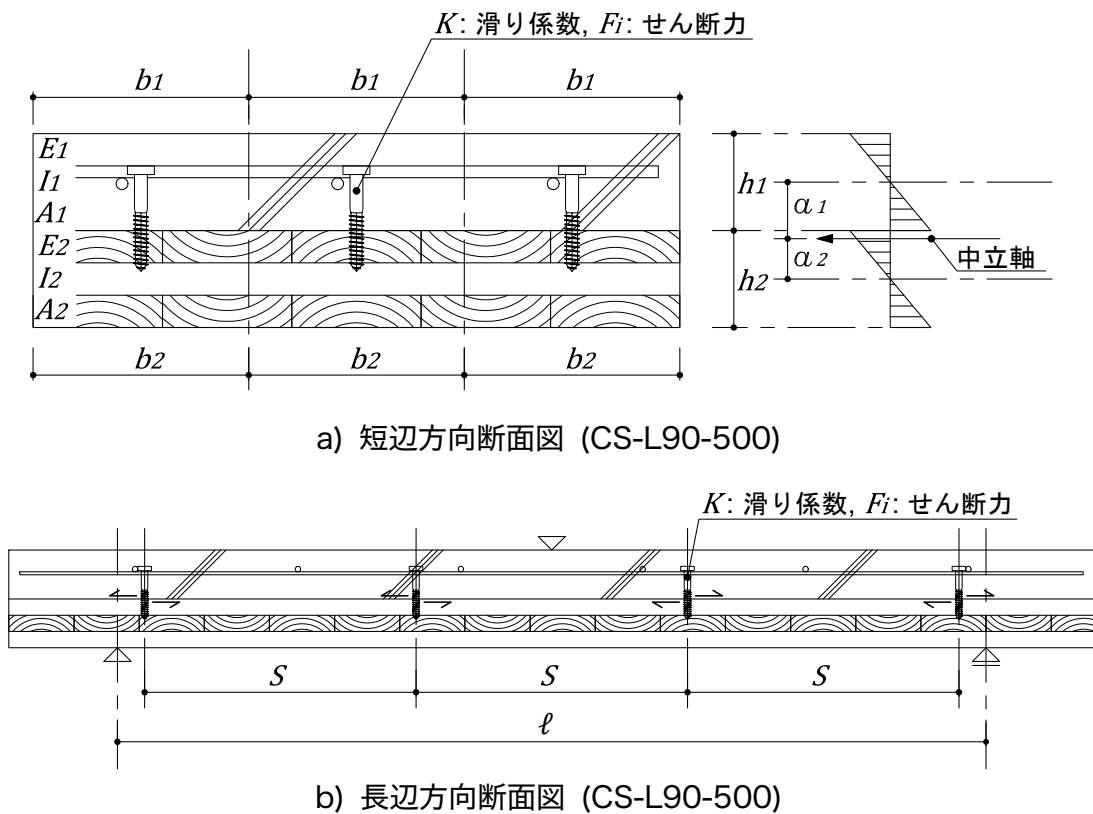


図 5-5 γ 法における想定断面

5.3.2 γ 法適用における接合部のせん断性能

γ 法を用いて複合床スラブの曲げ性能を評価する上では、接合部のせん断性能が必要となる。そこで第 3 章で検討を行ったせん断キーを乾式施工した複合床スラブにおける接合部のせん断性能は、第 2 章の接合部の 1 面せん断実験結果においてスリップ変位の測定により確認しているため、式(5-12)における滑り係数の値は表 2-7 に示す初期剛性の値を用いた。

第 4 章で検討を行ったせん断キーを湿式施工した複合床スラブにおける接合部のせん断性能は、国産集成材による厚板パネルの中層大規模建築物への利用開発報告書(以下、報告書と称する)⁶¹⁾に記載されている 1 面せん断実験によって求められた値を用いた。実験概要および実験結果を以下に示す。なお、接合部の初期剛性を弾性床上の梁理論⁶²⁾、比例限度荷重の近似値として降伏荷重をヨーロッパ型降伏理論式⁶²⁾で算出することも考えられるが、複合床スラブに用いたせん断キーと同一のロッドで作成されたせん断キーの入手が困難であり、要素実験を実施することができないため、これらの適用は行っていない。

試験体図を図 5-6 に示す。試験体の主材はコンクリート、側材はスギ集成材を用いており、主材のコンクリートの呼び強度は 24N/mm^2 、集成材は E65-F225 の同一等級集成材を用いている。せん断キーの種類は D10 異形鉄筋および M12 全ねじボルトであり、施工方法は異形鉄筋が $\phi 12$ 、全ねじボルトは $\phi 10$ の先行穴を設け、エポキシ樹脂系接着剤によって CLT に 40mm 埋込まれており、第 4 章で検討を行った複合床スラブにおける接合部の施工方法と同様である。試験体のせん断面には CLT とコンクリートとの付着を防止するため第 4 章と同様のウレタン系塗料(ノックス・コート)を用いている。

第 4 章で検討を行った複合床スラブと報告書の 1 面せん断実験では、木材の種類が異なり、複合床スラブでは Mx60-3-3 の CLT を、報告書では側材 E65-F225 の同一等級集成材を用いている。しかしながら JAS におけるラミナの曲げヤング係数は、集成材(E65-F225)は 7.0kN/m^2 以上、CLT(Mx60-3-3)の最外層ラミナの平均値は 6.0kN/m^2 であり、概ね同等と考えられる。また、せん断キーの打込み深さとラミナの関係は、CLT の場合、打込み深さ 40mm のうち、CLT と RC の境界面から 30mm が加力方向と繊維方向が平行な外層のラミナとなり、せん断キーの先端 10mm が加力方向と繊維方向が直交する内層のラミナに埋込まれる。しかしながら 1 面せん断における応力の負担は、木材とコンクリートの境界面が最も大きく、せん断キーの先端に向かうにつれ小さくなることから、先端 10mm の応力負担は小さいと考えられる。よって、側材に集成材を用いた接合部の 1 面せん断実験の値は、側材に CLT を用いた接合部と概ね同等と判断し、報告書の実験結果を用い、 γ 法に適用することとした。

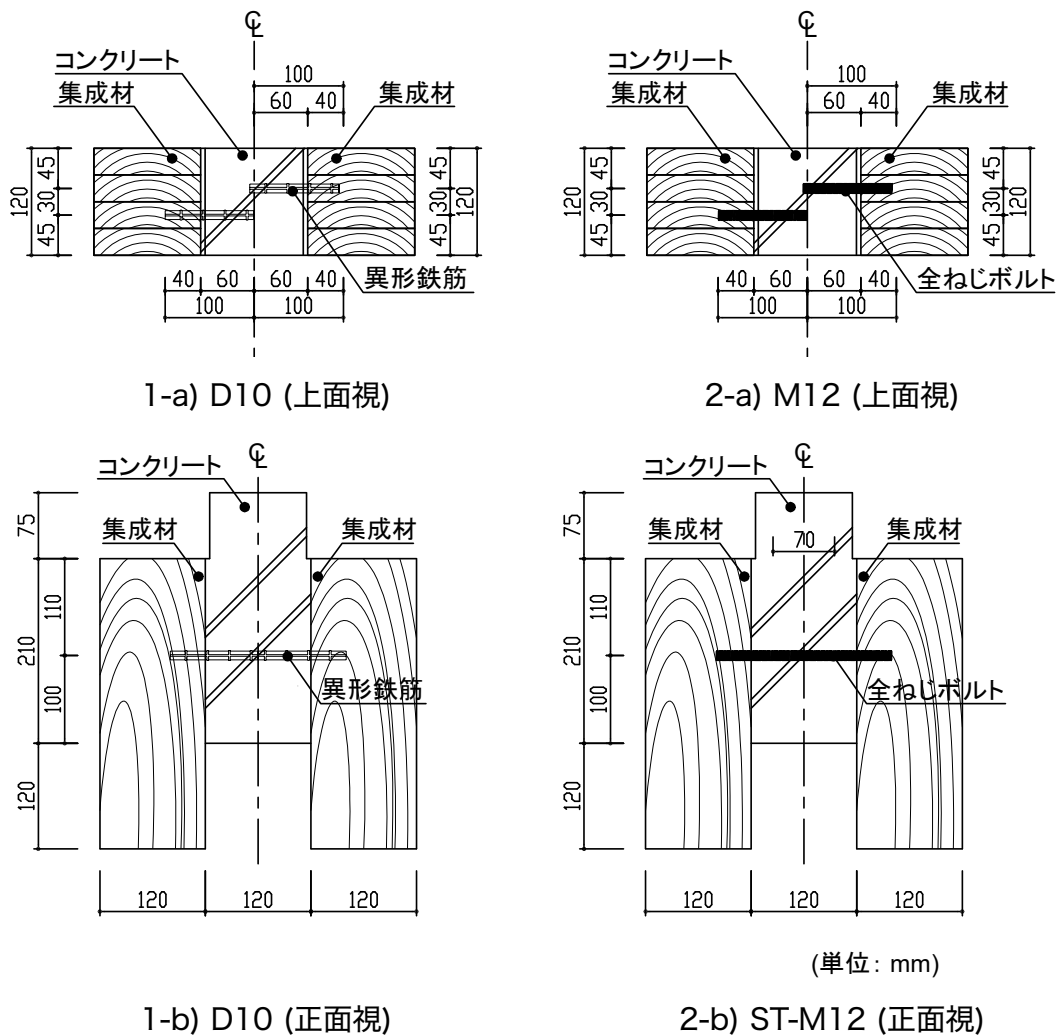


図 5-6 試験体図

表 5-2 に木造軸組工法の許容応力度設計⁵³⁾に記載されている評価方法によって算出された実験結果の抜粋を示す。第 4 章で検討を行ったせん断キーを湿式施工した複合床スラブにおける接合部の滑り係数の値は、表 5-2 に示す初期剛性の値を用いた。

表 5-2 実験結果一覧

	K (kN/mm)	Py (kN)	δPy (mm)	Pmax (kN)
1) D10	18.98 (6.77)	9.16 (1.38)	0.53 (0.71)	11.52 (0.87)
2) M12	36.83 (4.86)	8.99 (1.60)	0.25 (0.06)	14.96 (2.16)

K: 初期剛性, Py: 降伏荷重, δPy : 降伏荷重時の変位, Pmax: 最大荷重

()は標準偏差を示す。

5.3.3 初期剛性

第 3 章で検討を行った中央集中荷重における初期剛性の算出式を式(5-18)に示し、第 4 章で検討を行った 4 等分点 2 線載荷における初期剛性の算出式を式(5-19)に示す。なお、有効曲げ剛性は図 5-5 a)に示す短辺方向におけるせん断キー 1 列あたりの単位幅(b_1 および b_2)として算出しているため、短辺方向におけるせん断キーの施工本数(n)の積として示した。

$$P/\delta_{cal_mid} = \frac{48}{\ell^3} (EI)_{eff} n \quad (5-18)$$

$$P/\delta_{cal_fourth} = \frac{768}{11\ell^3} (EI)_{eff} n \quad (5-19)$$

ここで、

P/δ_{cal_mid}	中央集中載荷による 複合床スラブの初期剛性の計算値 (kN/mm)
P/δ_{cal_fourth}	4 等分点 2 線載荷による 複合床スラブの初期剛性の計算値 (kN/mm)
n	短辺方向におけるせん断キーの施工本数 (本)

図 5-7 に初期剛性における実験値と計算値の関係を示す。a)はせん断キーを乾式施工した試験体を示し、図中の○印は CS-L90-150 を、△印は CS-L90-300 を、□印は CS-L90-500 を、◇は CS-L150-300 を示す。また、b)はせん断キーを湿式施工した試験体を示し、図中の○印は CLT90-D10 を、△印は CLT90-M12 を、□印は CLT150-D10 を、◇は CLT150-M12 を示す。併せて実験値で計算値を除した比を m で示し、 m の標準偏差を SD として示す。

m は乾式施工した複合床スラブで 1.53 から 1.96、湿式施工した複合床スラブで 1.15 から 1.59 となり、いずれの試験体も実験値に対して計算値が低い値を示し、安全側の値を示した。また、湿式施工に比べ乾式施工では実験値と計算値の差が大きくなった。

計算値が実験値に比べ低い値を示した理由として、 γ 法における接合剛性係数が考えられる。 γ 法による初期剛性は、接合部による一体化の効果を考慮するため、境界面の摩擦力を無視して算出される接合剛性係数を用いて評価される。一方で実験時においては接合部による一体化に加え、付着力は除去しているものの CLT と RC の境界面には摩擦力が生じることから γ 法による接合剛性係数は過小評価しているものと推察される。よって、接合剛性係数の評価方法は今後さらに検討を行う必要があるものと考えられる。

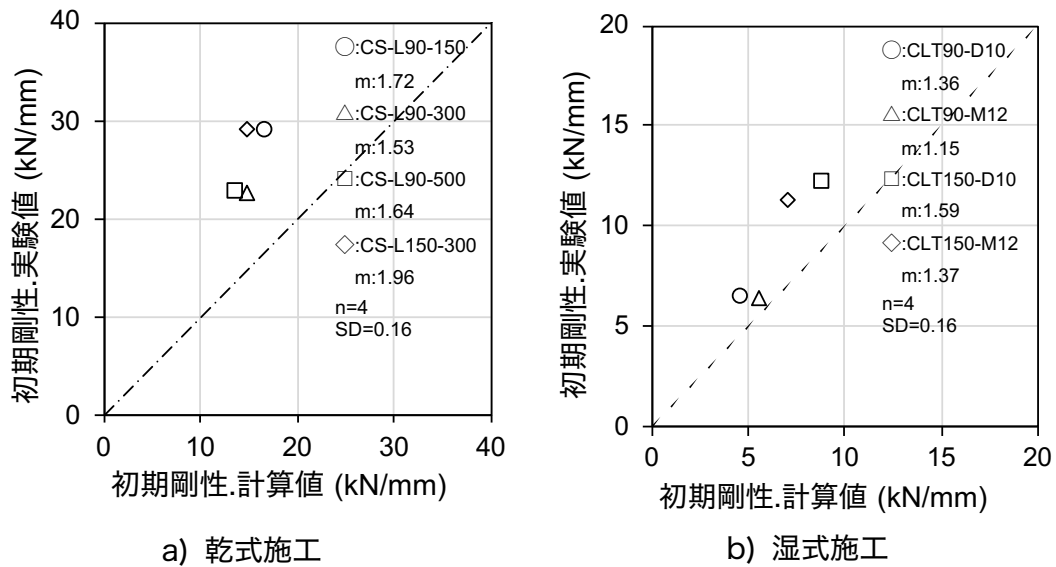


図 5-7 初期剛性における実験値と計算値の関係

5.3.4 降伏荷重

複合床スラブが負担する面外方向からの外力と、せん断キ-1 列あたりの CLT と RC の境界面に生じる水平方向のせん断力の関係は、 γ 法によって式(5-20)の様に表すことができる。なお、式(5-20)におけるせん断力(Q)には式(5-21)を代入し、面外方向からの外力(P)の式に整理すると、式(5-22)となる。

$$F_i = \frac{\gamma_1 E_1 A_1 a_1 S}{(EI)_{eff}} Q \quad (5-20)$$

$$Q = \frac{P}{2} \quad (5-21)$$

$$P = \frac{2F_i (EI)_{eff}}{\gamma_1 E_1 A_1 a_1 S} \quad (5-22)$$

ここで、

- F_i せん断キ-1 列あたりの CLT と RC の境界面に生じる長辺
 方向の軸力 (kN)
- Q せん断力 (kN)
- P 面外方向からの外力 (kN)

複合床スラブの降伏は、3.3.4項で考察したようにせん断キーの曲げ変形によって平面保持が崩れることによって生じる。よって降伏の条件として、複合床スラブ内のせん断キーが、明確なスリップ変位を生じ始めることで平面保持が崩れ、複合床スラブが降伏に至るものと仮定した。そこでせん断キーを乾式施工した複合床スラブにおいては第2章の1面せん断実験によって求めた比例限度荷重を次式に代入した。一方、せん断キーを湿式施工した複合床スラブにおいては報告書に比例限度荷重が記載されていないことから、ここでは近似値として降伏荷重を次式に代入した。なお、有効曲げ剛性は短辺方向におけるせん断キー1列あたりの単位幅(b_1 および b_2)として算出しているため、短辺方向におけるせん断キーの施工本数(n)の積として示した。

$$P_{y\text{ cal.}} = \frac{2F_{pp}(EI)_{eff}}{\gamma_1 E_1 A_1 a_1 S} n \quad (5-23)$$

ここで、

$P_{y\text{ cal.}}$ 複合床スラブの降伏荷重 (kN)

F_{pp} 1面せん断実験から求めた接合部の比例限度荷重または降伏荷重 (kN)

図5-8に降伏荷重における実験値と計算値の関係を示す。a)はせん断キーを乾式施工した試験体を示し、図中の●印はCS-L90-150を、▲印はCS-L90-300を、■印はCS-L90-500を、◆印はCS-L150-300を示す。また、b)はせん断キーを湿式施工した試験体を示し、図中の●印はCLT90-D10を、▲印はCLT90-M12を、■印はCLT150-D10を、◆印はCLT150-M12を示す。併せて実験値で計算値を除した比を m で示し、 m の標準偏差をSDとして示す。

乾式施工した複合床スラブの m は0.88から1.08となり、全試験体で概ね良い相関が認められた。ただし、せん断キーの配置ピッチが150mm、300mmの試験体では安全側の値を示したが、500mmの試験体では危険側の値を示した。危険側の値を示した理由として、既往の研究⁶³⁾ではせん断キーの配置ピッチが長くなると γ 法による評価は危険側の値を示すことから、せん断キーの配置ピッチは支点間距離の5%以内を推奨している。本試験体は5.3.1項に示す γ 法の適用条件には合致しているが、せん断キーの配置ピッチが支持スパンの5%である80mmを超えており、最も配置ピッチが長いCS-L90-500ではその傾向が顕著に現れたものと推察する。

一方で湿式施工した複合床スラブの m は1.36から2.52といずれの試験体も実験値に対して計算値が低い値を示し、特にCLT90-D10以外では計算値に比べ実験値は約1.5倍以上と実験値と計算値での整合性が認められなかった。この理由として、本章は側材に集成材を用いた1面せん断実験における降伏荷重を用いたが、複合床スラブに用いたCLTラミナのめり込み強度等が、1面せん断実験で用いた集成材に比

べて高い値であったこと等が一因と推察する。

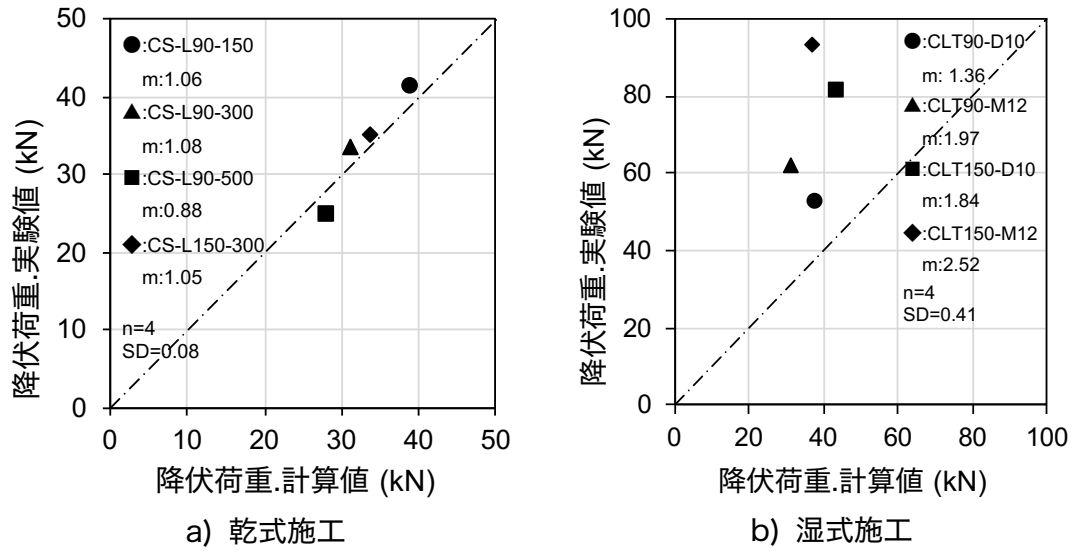


図 5-8 降伏荷重における実験値と計算値の関係

5.4. 本章のまとめ

本章では、第3章で検討を行ったせん断キーを乾式施工した複合床スラブおよび第4章で検討を行ったせん断キーを湿式施工した複合床スラブを対象に、面外曲げ性能について各種評価方法を用いて変形初期における曲げ性能の評価を行った。

はじめに各試験体における CLT および RC の断面性能を元に、完全合成梁および非合成梁時における剛性を算出し、実験結果との比較によって複合床スラブにおける合成効果を評価した。次に Eurocode 5 の付録に記載されている γ (ガンマ)法を用いて接合部の変形を考慮した評価方法を検討するとともに、実験結果との関係について検討を行った。 γ 法の適用にあたり、せん断キーを乾式施工した試験体の接合部のせん断性能は、第2章で検討を行った1面せん断実験の結果を用いた。せん断キーを湿式施工した試験体では、複合床スラブの CLT と概ね同等の曲げヤング係数をもつラミナで構成された集成材を用いた1面せん断実験の結果を用いた。以上より、以下の知見が得られた。

1. 非合成梁と仮定した複合床スラブにおける剛性の計算値と実験値を比較した結果、複合床スラブはせん断キーによる接合によって非合成梁に比べ剛性の上昇が認められた。
2. 完全合成梁と仮定した複合床スラブにおける剛性の計算値と実験値を比較した結果、CLT にラグスクリューを 30mm 打込んだ試験体に比べ、CLT に D10 異形鉄筋または M12 全ねじボルトを 40mm 埋め込んだ試験体は高い合成効果が認められた。
3. Eurocode 5 に示される γ 法の適用方法を検討するにあたり、接合部の1面せん断実験結果によって得られた初期剛性を用いて複合床スラブの初期剛性を評価した結果、乾式施工、湿式施工ともに安全側の値を示し、最大で 1.6 倍となった。この理由として、 γ 法においては CLT と RC の境界面における摩擦力を無視していることが要因の一つとして推察され、さらなる検討が必要と考える。
4. Eurocode 5 に示される γ 法の適用方法を検討するにあたり、乾式施工したせん断キーでは接合部の1面せん断実験結果によって得られた比例限度荷重を、湿式施工したせん断キーでは降伏荷重を用いて複合床スラブの降伏荷重を評価した結果、せん断キーを乾式施工した複合床スラブでは実験値と概ね良い相関が認められた。ただし、せん断キーの配置ピッチが最も長い試験体では危険側の値を示した。既往の研究から γ 法はせん断キーの配置ピッチが長い場合、危険側の評価を示すと報告されている。よって配置ピッチを 500mm とした試験体ではその傾向が顕著に現れたものとする。

第6章 総括

6.1. 結論

本研究は、中・大規模木造建築物の床材を CLT によって構成する際の課題を解決するため、国産スギ CLT と RC をせん断キーによって簡易な施工方法で機械的に接合した複合床スラブの構造特性について検討を行ったものである。本論文では、せん断キーの施工方法および種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について実験的に検討を行った。また、CLT・RC・せん断キーのひずみに着目し、複合床スラブが降伏に至るまでの挙動について実験的に検討を行った。さらに各種評価方法によって変形初期の挙動を評価し、実験によりその妥当性を検証した。

第 1 章では、本研究の背景と既往の研究について概説し、本研究の目的を示すとともに、本論文を構成する各章の概要を述べた。

第 2 章では、乾式施工したせん断キーの打込み深さが、接合部のせん断性能に与える影響について検討を行った。ここでは要素実験として、せん断キーにラグスクリューを用い、乾式施工した接合部の 1 面せん断実験を行い、せん断キーに直接せん断力が作用する際のせん断性能を評価した。

その結果、CLT への打込み深さが深くなることで、力学的特性値における荷重は上昇し、変位は減少する傾向が認められた。また、CLT への打込み深さを 90mm とした試験体では最大荷重後、その 80%に低下する以前にせん断キーの破断を生じた。

第 3 章では、第 2 章に続き、乾式施工したせん断キーの施工方法である配置ピッチおよび打込み深さが複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について検討を行った。また、複合床スラブが面外方向からの外力を負担した際には、CLT と RC の境界面に水平方向のせん断力が生じることでせん断キーによる一体化が崩れ、複合床スラブの曲げ性能が低下するものと考えられる。そこで複合床スラブの力学的挙動として重要となる降伏に至るまでの挙動について検討を行った。

その結果、せん断キーの配置ピッチを密にするか、打込み深さを深くすることで、値の上昇が認められた。また、複合床スラブは変形初期から不完全合成梁となっており、比例限度は RC 下部のコンクリートの曲げひび割れ、降伏はせん断キーの曲げ変形によって生じ、降伏荷重以降は明確に平面保持が崩れた。

第 4 章では、湿式施工したせん断キーの種類が複合床スラブの面外曲げ性能に与える影響について、層構成の異なる 2 種類の国産スギ CLT を用いた複合床スラブを対象として検討を行った。せん断キーには、我が国で一般的に調達可能な建築材料で

ある D10 異形鉄筋および M12 全ねじボルトを用い、これらを接着剤によって CLT に固定する湿式施工とした。また、比較として諸外国において利用実績のある VB コネクタを用いた。

その結果、これらのせん断キーが初期剛性および比例限度荷重に与える明確な影響は認められず、CLT が厚くなることで値の増加が認められた。一方、降伏荷重は D10 異形鉄筋、M12 ボルトに比べ、VB コネクタが高い値を示した。

第 5 章では、第 3 章および第 4 章で検討を行った複合床スラブを対象に、面外曲げ性能について各種評価方法を用いて変形初期における曲げ性能の評価を行った。

その結果、本論文で対象とした複合床スラブはせん断キーによる接合によって非合成梁に比べ剛性の上昇が認められた。また、Eurocode 5 に示される γ 法によって初期剛性を評価した結果、いずれの試験体も実験値に比べて安全側の値を示した。これは γ 法では CLT と RC の境界面における摩擦力の影響を考慮していないためと考える。また、 γ 法によって降伏荷重を評価した結果、せん断キーを乾式施工した試験体では実験値と概ね良い相関が認められた。ただし、せん断キーの配置ピッチが最も長い試験体のみ危険側の値を示した。既往の研究からせん断キーの配置ピッチが長くなると、 γ 法による計算値は危険側の値を示すことが報告されている。よって、配置ピッチを 500mm とした試験体ではこの傾向が顕著に現れたものとする。

第 6 章では、本研究を総括し、各章の結果と考察に基づき、得られた成果を示すとともに今後の課題および展望を示した。

以上、本研究では国産スギ CLT と RC をせん断キーによって簡易な施工方法で機械的に接合した複合床スラブを対象に、せん断キーの施工方法および種類が面外曲げ性能に与える影響を解明するとともに、複合床スラブが降伏に至るまでの挙動を実験的に解明した。さらに各種評価方法によって変形初期の挙動を評価し、実験によりその妥当性を検証した。これらによって中・大規模木造建築物の床材における課題解決を目的とした新たな構造部材の可能性を示した。

6.2. 今後の課題

本研究では限られたせん断キーの種類、CLTの層構成、鉄筋コンクリートの仕様を元にした複合床スラブの面外曲げ性能によって検討を行っていることから、以下に今後の課題を示す。

本実験における複合床スラブは、RCを現場施工する湿式としたが、施工の簡易化を図るためにはプレキャストコンクリート等の利用が望ましい。そこで、我が国においてもこれらの施工が可能なせん断キーの開発が必要と考えられる。

我が国ではTCCや複合床スラブの利用が少ないことから、木材とRCを接合するためのせん断キーの開発が行われていない。今後は、我が国で一般的に流通している建築材料を流用し、少ない施工負荷によってせん断性能を高める接合方法の開発など、より合理的な接合方法について検討が必要である。

本論文における複合床スラブの面外曲げ実験では、CLTの最外層ラミナの繊維方向と試験体の長辺(強軸)を並行としたが、床スラブとしての利用を想定した際にはCLTの最外層ラミナの繊維方向と試験体の長辺(強軸)が直交する仕様についても検討が必要と考えられる。

不完全合成梁である複合床スラブを γ 法によって評価した結果、初期剛性は安全側、降伏荷重はせん断キーの配置ピッチが長い試験体で危険側の値を示した。この理由は、初期剛性はCLTとRC間の摩擦力の影響は考慮していないこと、降伏荷重はせん断キーの配置ピッチによる影響が推察される。今後はより精度の高い評価手法の検討が必要と考える。

本研究は、CLTを中大規模建築物に利用する際の課題となる剛性、床振動、遮音性能、耐火性能の向上を目的として複合床スラブの構造性能に着目して検討を行った。よって、床振動、遮音性能、耐火性能等については検討を行っていないことから、検討が必要である。

参考文献

- 1) 林野庁：公共建築物等における木材の利用の促進に関する法律，
<http://www.rinya.maff.go.jp/j/riyou/koukyou/> (参照 2020-8-27)
- 2) 国土交通省：公共建築物における木材の利用の取組に関する事例集(令和 2 年度版)，
https://www.mlit.go.jp/gobuild/moku_torikumi.html#moku_jireiR2 (参照 2020-8-27)
- 3) 武川朋子：3.欧州における CLT の普及と使用例，木材工業 Vol.68, No.11, pp.474-475, 2013
- 4) 農林水産省：直交集成板の日本農林規格(JAS 3079 号: 2019), 2019.8
- 5) CLT パネル工法を用いた建築物又は建築物の構造部分の構造方法に関する安全上必要な技術的基準を定める件(平成 28 年国土交通省告示第 611 号)
- 6) 一般社団法人 日本 CLT 協会：CLT マップ，<http://clta.jp/clt-map/> (参照 2020-8-27)
- 7) H. J. Blass, P. Aune, B. S. Choo, R. Görlacher, D. R. Griffiths, B. O. Hilson, P. Racher, G. Steck: Timber Engineering-STEP 2, Centrum Hout, pp.E13/1-12, 1995
- 8) Bruce L. Deam, Massimo Fragiaco, Andrew H. Buchanan: Connections for composite concrete slab and LVL flooring systems, Materials and Structures, 41, pp.495–507, 2008
- 9) 一般社団法人 木を活かす建築推進協議会：平成 30 年度木造建築等技術先導事業報告書(事例集) 採択事例 43/平取町国民健康保険病院改装事業，<http://www.sendo-shien.jp/31/case/download/jirei43.pdf> (参照 2020-10-1)
- 10) 荒木昇吾：木・コンクリート合成桁橋の設計法の確立と構造合理化に関する研究，北海道大学，2011，博士論文
- 11) Sven Thelandersson, Hans J Larsen: Timber Engineering, 21 Composite Structures, Cecotti, A., WILEY, 2003.12
- 12) Ceccotti, A.: Composite concrete-timber structures, Progress in Structural Engineering and Materials, Vol.4, pp.264-75, 2002
- 13) 菊池正紀，澤芳昭，町田賢司：基礎シリーズ材料力学，裳華房，2011.3
- 14) F. E. Richart, and C. B. Williams: Tests of composite timber-concrete beams, Journal of the American Concrete Institute, Vol.14, No4, pp.253-276, 1943
- 15) M. Fragiaco, C. Amadio, L. Macorini: Short- and long-term performance of the “Tecnaria” stud connector for timber-concrete composite beams, Materials and Structures, Vol.40, pp.1013–1026, 2007
- 16) Christopher Higgins, Andre R. Barbosa, Curtis Blank: Structural Tests of Concrete Composite-Cross-Laminated Timber Floors Final Report, School of Civil and Construction Engineering College of Engineering Oregon State University,

- Report No.17-01, 2017
- 17)Weaver, C. A.: Behavior of FRP-reinforced Glulam-concrete composite bridge girders, University of Maine, 2002, Master's Thesis
 - 18)Piazza, M. and Ballerini, M.: Experimental and numerical results on timber-concrete composite floors with different connection systems, World Conference Timber Engineering, 2000
 - 19)E. Lukaszewska, H. Johnsson, M. Fragiaco: Performance of connections for prefabricated timber-concrete composite floors, Materials and Structures, Vol.41, pp.1533-1550, 2008
 - 20)Ján Kanócz, Viktória Bajzecerová: Timber-concrete composite elements with various composite connections part3 Adhesive Connection, Wood Research, Vol60(6), pp.939-952, 2015
 - 21)Skidmore, Owings, Merrill: Timber Tower Research Project, Physical Testing Report #1, Oregon State University, 2017
 - 22)北村俊夫, 五十田博: 木はり と RC 床版を組み合わせた合成ばりの鉛直方向の構造性能に関する研究 その 1 曲げ実験とクリープ実験: 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 624 号, pp.283-290, 2008
 - 23)畔柳歩, 楠寿博, 稲山正弘, 五十田博, 蒲池健, 北村俊夫, 鈴木創太: 鉛直荷重を受ける集成材梁-RC 床版合成梁に関する実験的研究 集成材梁と RC 床版の一体効果を考慮した合理的部材設計手法の構築 その 1, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 697 号, pp.393-400, 2014
 - 24)森田洋介, 早崎洋一, 北守顕久, 森拓郎, 五十田博: RC 床版と CLT の合成床システムの開発 その 1 鋼板接着接合具を用いた RC-CLT 合成床の実大曲げ試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.107-108, 2018
 - 25)植草雅浩, 花井厚周, 飯田智裕, 麻生直木, 梁田真史, 栗原嵩明: CLT を用いた合成構造に関する実験的研究 その 1 CLT 合成床のせん断キーの検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.1-2, 2018
 - 26)畔柳歩, 花井厚周, 飯田智裕, 梁田真史, 栗原嵩明, 宇佐美徹: CLT を用いた合成構造に関する実験的研究 その 2 CLT 合成床の構造性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.3-4, 2018
 - 27)真藤翔, 花井厚周, 飯田智裕, 栗原嵩明, 梁田真史, 宇佐美徹: CLT を用いた合成構造に関する実験的研究 その 3 CLT 床板接合部の構造性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.5-6, 2018
 - 28)長濱健太, 花井厚周, 飯田智裕, 麻生直木, 梁田真史, 栗原嵩明: CLT を用いた合成構造に関する実験的研究 その 4 H 形鋼を用いた合成梁の構造性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.7-8, 2018

- 29)岸本美季, 花井厚周, 飯田智裕, 梁田真史, 栗原嵩明, 宇佐美徹: CLT を用いた合成構造に関する実験的研究 その 5 CT 形鋼を用いた合成梁の構造性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.9-10, 2018
- 30)梁田真史, 花井厚周, 飯田智裕, 麻生直木, 栗原嵩明, 木村秀樹: CLT を用いた合成構造に関する実験的研究 その 4 H 形鋼を用いた合成梁の構造性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.7-8, 2018
- 31)一般社団法人 木を活かす建築推進協議会: 平成 29 年度木造建築等技術先導事業報告書(事例集) 採択事例 59/(仮称)泉区高森 2 丁目プロジェクト, <http://www.sendo-shien.jp/30/case/download/jirei59.pdf> (参照 2020-12-23)
- 32)日本建築学会: 各種合成構造設計指針・同解説, 丸善, 2018
- 33)Siess, C. P., Viest, I. M., Newmark, N. M.: Studies of slab and beam highway bridges : part III, University of Illinois Bulletin No.396, pp.115-133, 1952
- 34)菱田一郎, 真能 創: 木船縦強度の理論的研究 (第 1 報) 一弾性結合された多層重ね梁としての木船縦強度の解法一, 造船協会論文集, No.104, pp.157-163, 1958
- 35)日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, 丸善, pp.179-195, 2009
- 36)EN 1995-1-1:2004(E), Eurocode 5, Design of timber structures –Part1-1: General-Common rules and rules for buildings, AnnexB (Informative): Mechanically jointed beams, pp.112-115
- 37)Christophe Gerber, Keith Crews: Development of a design procedure for timber concrete composite floors in Australia and New Zealand, NEW ZEALAND TIMBER DESIGN JOURNAL, Vol.19, ISSUE 2, pp.6-15, 2011
- 38)Manaridis, A.: Evaluation of timber-concrete composite floors, Lund University, 2010, Master's Thesis
- 39)蒲池健, 稲山正弘, 畔柳歩, 楠寿博, 北村俊夫, 鈴木創太, 五十田博: 集成材梁—RC 床版合成梁設計法の提案と実験による検証 集成材梁と RC 床版の一体効果を考慮した合理的部材設計手法の構築 その 2, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 702 号, pp.1147-1156, 2014
- 40)神谷文夫: 木質釘着パネルの非線形曲げ解析 第 1 報 基本モデルとしての釘着梁の解析, 林業試験場研究報告, No.329, pp.121-142, 1984
- 41)園田里見: 不完全合成梁の解法(第 1 報) 2 層不完全合成梁の曲げ剛性の理論的検討と解法の比較, 木材学会誌, Vol.59, No.4, pp.211-218, 2013
- 42)日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説—許容応力度・許容耐力設計法—, pp.367-376, 丸善, 2006
- 43)(公財)日本住宅・木材技術センター:構造用木材の強度試験マニュアル, pp.61-63, 2011
- 44)池田将和, 森拓郎, 黒塚ひとみ, 北守顕久, 五十田博: 木-コンクリート複合床におけ

- るコンクリート打設時の水分移動が構成部材に与える影響, 日本木材加工技術協会第37回年次大会(広島)講演要旨集, pp.95-96, 2019
- 45)公益財団法人 日本住宅・木材技術センター: 木造建築物用接合金物認証・認定制度, <https://www.howtec.or.jp/publics/index/134/> (参照 2020-12-28)
- 46)(財)日本産業標準調査会: JIS B 1180 六角ボルト, 2014
- 47)木質構造研究会 編集委員会: 新・木質構造建築読本-ティンバーエンジニアリングの実践と展開- 第1版, 特定非営利法人 木未来, pp.173-174, 2012
- 48)(財)日本産業標準調査会: JIS A 1101 コンクリートのスランプ試験方法, 2014
- 49)(財)日本産業標準調査会: JIS A 1132 コンクリートの強度試験用供試体の作り方, 2020
- 50)(財)日本産業標準調査会: JIS A 1108 コンクリートの圧縮強度試験方法, 2018
- 51)(財)日本産業標準調査会: JIS A 1113 コンクリートの割裂引張強度試験方法, 2018
- 52)日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, 丸善, 2018 改正
- 53)(公財)日本住宅・木材技術センター: 木造軸組工法住宅の許容応力度設計, 研恒社, pp.289-320, 2017
- 54)(財)日本産業標準調査会: JIS G 3112 鉄筋コンクリート用棒鋼, 2010
- 55)(財)日本産業標準調査会: JIS Z 2241 金属材料引張試験方法, 2011
- 56)日本集成材工業協同組合: 平成 24 年度 国産集成材による厚板パネルの実利用開発報告書, 2013
- 57)Farzad Moshiri, Chris Garven, Christophe Gerber, Hamid R. Valipour, Rijun Shrestha, Keith Crews: An investigation on TCC joints using expanded polystyrene light-weight concrete, World Conference Timber Engineering, 2012
- 58)(財)日本産業標準調査会: JIS A 1149 コンクリートの静弾性係数試験方法, 2017
- 59)S. Gagnon, M. Popovski: CLT handbook, Chapter 3 Structural design of cross-laminated timber elements, FP innovations, pp.7-12, 2011
- 60)H. J. BLAß, C. SANDHAAS: Timber Engineering Principles for Design, Annex5 Mechanically jointed beams, KIT Scientific Publishing, pp.629-637, 2017
- 61)日本集成材工業協同組合: 平成 25 年度 国産集成材による厚板パネルの中層大規模建築物への利用開発報告書, 2014
- 62)日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, pp.269-274, 丸善, 2009
- 63) Dias, A., Schänzlin, J., Dietsch, P. (eds.): Design of timber-concrete composite structures: A state-of-the-art report, COST Action FP1402 / WG 4, Shaker Verlag Aachen, 2018

本研究に関連した発表論文

1. 学協会誌等掲載研究論文

- 1) 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 平松靖: 鉄筋コンクリートと CLT を積層しせん断キーで接合した複合床スラブの曲げ性能に関する実験的研究, コンクリート工学論文集, 第 32 巻, pp.13~23, 2021.1
- 2) 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 平松靖, 宮武敦: 複合床スラブの曲げ性能に与える合成度の影響に関する実験的研究, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.66B, pp.215~221, 2020.3
- 3) 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 平松靖: CLT および鉄筋コンクリートによる複合床スラブの構造耐力, コンクリート工学年次論文集, Vol.41, No.2, pp.1063~1068, 2019.7

2. 学協会等における講演発表

- 1) 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 平松靖, 宮武敦: CLT と鉄筋コンクリートをラグスクリューンによって接合した複合床スラブの構造耐力, 日本大学生産工学部第 53 回学術講演会講演概要, pp.63~66, 2020.12
- 2) 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 平松靖, 宮武敦: せん断キーの配置間隔が複合床スラブの曲げ性能に与える影響, 日本木材学会大会研究発表要旨集(完全版)(CD-ROM), H17-P1-05, 2020.3
- 3) 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 平松靖, 宮武敦: CLT・鉄筋コンクリートによる複合床スラブの構造耐力, 日本大学生産工学部第 52 回学術講演会講演概要, pp.89~92, 2019.12
- 4) 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 平松靖, 宮武敦: CLT を用いた鉄筋コンクリート複合床スラブの曲げ性能 その 2 比例限荷重, 降伏荷重および最大荷重, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), 構造Ⅲ: pp.71~72, 2019.9
- 5) 平松靖, 大木文明, 師橋憲貴, 新藤健太, 宮武敦: CLT を用いた鉄筋コンクリート複合床スラブの曲げ性能 その 1 試験体および試験方法, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), 構造Ⅲ: 69~70, 2019.9
- 6) 大木文明, 師橋憲貴, 鎌田貴久, 新藤健太, 孕石剛志: CLT-RC 複合床の曲げ性能に関する研究, 日本大学生産工学部第 47 回学術講演会講演概要集, pp.93~96, 2014.12
- 7) 大木文明, 師橋憲貴, 鎌田貴久, 新藤健太, 宮林正幸: CLT パネル-コンクリート複合床スラブの曲げ性能, 日本建築学会大会(近畿)学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.375~376, 2014.9
- 8) 鎌田貴久, 大木文明, 新藤健太, 宮林正幸: CLT/集成材-RC 複合床の曲げ性能に関する研究, 木材利用研究論文報告集 13, pp.95~98, 2014.7

謝辞

本研究は、筆者が学部4年の2012年当時、林野庁平成24年度地域材供給倍増事業 国産集成材による厚板パネルの利用開発の一環で、(国研)森林総合研究所 積層接着研究室の皆様が日本大学師橋研究室所管の試験機を利用されたのがきっかけとなり、師橋憲貴教授のご提案によって著者の修士課程進学に伴い、本研究を積層接着研究室より継続させていただいたのが始まりでした。修士課程修了後、大和ハウス工業(株) 総合技術研究所に所属していた2018年に積層接着研究室の皆様からお声掛け頂き、2019年より積層接着研究室および師橋教授の元で博士課程として現在の研究を再スタートし、今日を迎えました。

日本大学 教授 師橋 憲貴 博士には、日々の研究活動に加え、本研究の遂行および本論文の作成にあたり、永きにわたって丁寧なご指導を賜りました。

日本大学 教授 小松 博 博士，同 教授 藤本 利昭 博士，宇都宮大学 教授 中島 史郎 博士には、本論文の審査にあたって貴重なご意見，ご指導を賜りました。

森林総合研究所 複合材料研究領域 集成加工担当チーム チーム長 宮武 敦 氏，積層接着研究室 室長 平松 靖 博士，主任研究員 新藤 健太 博士には日々の研究活動に対し，ご助言，ご協力を賜りました。複合材料研究領域 領域長 渋沢 龍也 博士にはご高配を賜りました。

森林総合研究所 構造材料研究領域 主任研究員 宇京 斉一郎 博士，同 野田 康信 博士，研究員 鈴木 賢人 博士にはご助言を賜りました。

日本大学大学院生産工学研究科および日本大学生産工学部の卒業生諸氏にはご協力を賜りました。日本大学生産工学部建築工学科の先生各位にはご支援，ご協力を賜りました。

私事ではありますが，筆者を工学の道へと誘った父 建一に，研究活動を支えてもらいました母 政江に感謝します。

ご指導，ご協力いただきました関係者の皆様にこの場を借りて深甚なる感謝の意を表し，結びの言葉とさせていただきます。

2021年 吉日
大木 文明

付録 1) 試験体の製作過程

ここでは、第 2 章および第 3 章で検討を行った試験体の製作過程を示す。



写真 1-1 試験体製作前における CLT



写真 1-2 せん断キー(ラグスクリュー)
打込み後



写真 1-3 ひずみゲージ貼付け中
(複合床スラブ)



写真 1-4 打設前
(複合床スラブ)



写真 1-5 コンクリート打設中
(複合床スラブ)



写真 1-6 コンクリート打設後
(複合床スラブ)



写真 1-7 コンクリート養生
(複合床スラブ)

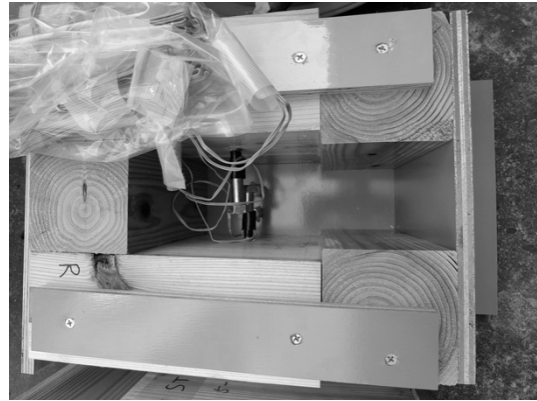


写真 1-8 コンクリート打設前
(接合部)



写真 1-9 コンクリート打設後
(接合部)



写真 1-10 コンクリート養生
(接合部)



写真 1-11 受け入れ検査



写真 1-12 テストピース作成

付録 2) 実験状況

ここでは、第 2 章および第 3 章の実験状況を示す。



写真 2-1 試験体変位測定面
(複合床スラブ)

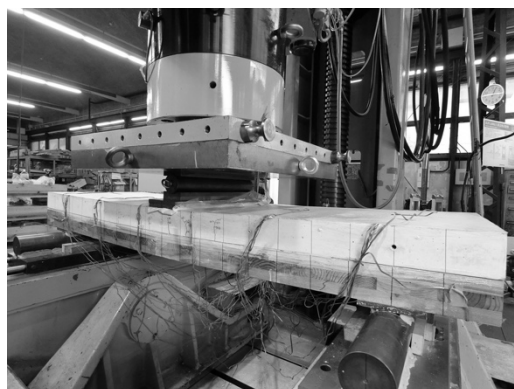


写真 2-2 試験体曲げひび割れ測定面
(複合床スラブ)

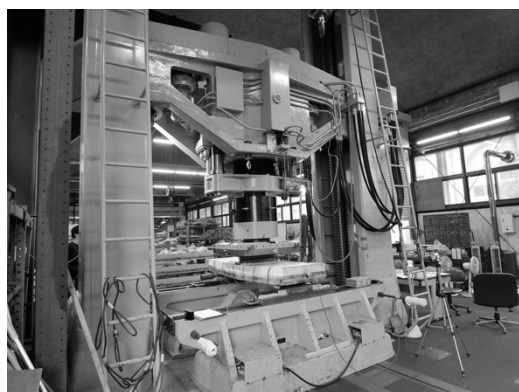


写真 2-3 試験機および試験体
(複合床スラブ)

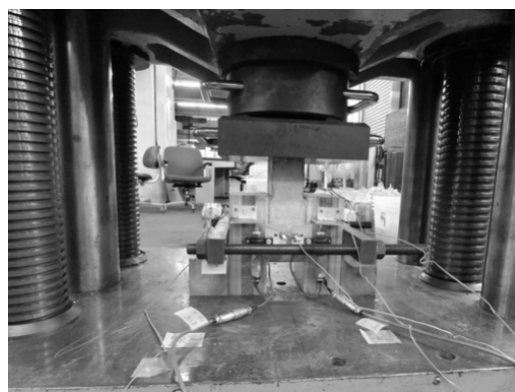


写真 2-4 変位測定面
(接合部)

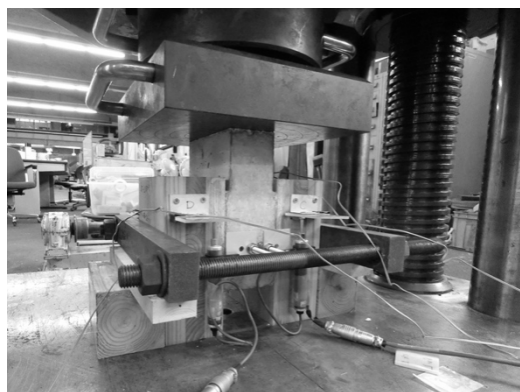


写真 2-5 変位測定面
(接合部)



写真-6 裏面
(接合部)