

学位論文
Doctoral Dissertation

斜め格子パネルを用いた木質 I 形梁の開発および実用化に関する研究

Study on I-shaped timber beam using diagonal lattice panel
for utilizing and establishing design method

長島 泰介

Taisuke Nagashima

2020年3月

Study on I-shaped timber beam using diagonal lattice panel for utilizing and establishing design method

Doctoral Dissertation
of
Taisuke Nagashima

ABSTRACT

This thesis describes structural property and design method of I-shaped beam(I-beam) using Diagonal Lattice Panel (DLP) as its web that is made of Japanese cedar. The diagonal lattice panel has excellent shear performance that is suitable for I-beam. Flange is LVL made of Japanese larch. The flanges and web are connected using tongue and groove joint of two rows with resorcinol adhesive.

Motivation for this study is to develop higher efficient structural material using domestic timber. Japan's domestic timber has about 50% market share in post and sill, but has only 9% in beam or joist. MOE of Japanese cedar, the representative species of domestic timber, is pretty lower than imported timber. Since using domestic timber for beam makes a result of increasing timber volume and costs, it is considered not to be used for beams. If the cost problem would be solved, there is possibility to increase demand of domestic timber for beam. The goal of development is to save 50% of timber volume compare to glu-lam beam or sawn timber beam.

This research found out specifications of the I-beam, structural property in short and long term, design methods. Some technologies for implementation were also created that include web to web joints for commercial production, beam end connections and reinforcement method for web openings. The experiments include element tests of panel shear, bending and shear tests in short term and long term. Major achievements of this study is following.

1. Two Rail Shear Tests were carried out for finding out appropriate material from choices of plywood and DLP. The results shows DLP has excellent shear property compare to plywood or OSB in same timber volume. Orientation of laminas in 45 degree has high efficiency in shear property. It was found out Modulus of shear stiffness for DLP is depend on its modulus of elasticity and it can be estimated.
2. Beam tests were carried out, that include bending and shear test in some kind of different loading. These tests results established design values of strength and stiffness.
3. Shear strength decreasing was observed in the tests depend on shear zone length, length effect in shear was found. In order to study whether the length effect can be explained by the weakest link theory, trying to predict another test value from the cumulative distribution function of strength given by Weibull distribution from observed shear test data. The deviation between the experimental strength and the predicted strength was so large that there might be something affecting length effect beside the weakest link theory. Every kind of property in cross section were calculated by the equivalent homogeneous cross section method. These values for design and beam design method were proposed.
4. Duration of loading (DOL) effects and creep property of the I-beam were evaluated with long-term tests. DOL factors for 50 years is 0.52, and creep property for 50 years is approximately 1.5. In long-term loading, length effect was observed similarly to the short-term loading test.
5. Web to web joints in longitudinal direction were proposed that can make increasing production efficiency. It includes micro finger joint and tongue and groove joints in two rows. End beam joints and reinforcement method of web openings were also devised using nail plate connection that can well fit with with Japanese conventional post and beam timber structure. Experimental study found out that those joints has enough shear capacity compare to base material.

博士論文要約

本論文では、国産材を梁として利用することを目的として木質 I 形梁とそれを利用促進するための周辺技術などの開発に取り組みながら、強度特性、長期特性、接合や補強技術に関する一連の研究を行った。特にウェブに使用した斜め格子パネル（DLP）は、I 形梁の特徴や特性を特有のものにした。

第 1 章では、研究の背景と既往の技術や研究について概観した。

木造在来工法住宅の構造材における国産材の利用率は柱・土台においては50%程度であるが、横架材に関してはわずか9%しかない。国産材の主な樹種であるスギはヤング率が低いことから、横架材とした場合に材積が増えるためと考えられる。断面効率のよい木材の使い方ができれば、横架材にも国産材が使えると考え、木造在来工法にも適用できる I 形梁の開発に取り組んだ。

I 形梁は、古くは特に戦時の航空機産業で技術が発展し、戦後は高度成長による森林資源枯渇のおそれから木材資源の有効利用を目的に技術開発が進んだ。北米では大量生産が可能になってからは低廉さから、床構造に広く用いられている。フランジとウェブが曲げとせん断を分担して負担するため、それぞれに見合った特性の材料が採用または提案されてきた。設計法に関しては、せん断変形を考慮した設計をするために、略算的な係数やせん断たわみ式などが提案されてきた。

木材の長期的な特性には、クリープ変形やメカノソープティブ現象、クリープ破壊などがある。多くの研究により、定常環境での挙動は捉えられているが、そのメカニズムは不明なことが多く、メカノソープティブ変形などは実際の挙動を予測することは難しいのが実情である。I 形梁も各部材に木材由来の材料を使用する以上は、これらの現象を避けることはできないため、実験的に確かめる必要がある。

第 2 章ではウェブに用いたDLPの面内せん断試験の結果とその特性について述べた。

I 形梁に用いる材料の検討を行い、構造用合板、OSBとDLPの比較検証を行った。DLPは、厚9mm×幅55mmの国産スギのラミナを傾斜角45°方向に151mm間隔で2層を直交させて、貼り合わせた厚18mmの面材で、平行するラミナ間に約50mmの隙間がある。Two Rail Shear法による面内せん断試験の結果、DLPのせん断弾性係数は構造用合板（特類、二級）より約2倍大きく、OSBの0.85倍だった。ほぼ同じ材積であるパネル単体の比較では、DLPは構造用合板の約3倍、OSBの1.7倍の剛性があり、高いせん断性能がある事が分かった。この結果を基に、I 形梁のウェブにはDLPを用い、曲げ性能の目標からフランジは厚45mm×幅105mmのLVL(120E)とした。

第 3 章では、I 形梁の短期的な力学的特性と設計法について述べた。

DLPを用いた I 形梁の曲げ試験およびせん断試験を行い、それぞれの強度および剛性の値を得た。一連の試験結果の考察から、集中荷重によるせん断力に対して、I 形梁のせん断区間の長さが耐力に影響し、基準長さに対する長さの比に対して -0.252 乗の関係があった。最弱リンク理論を用いてその強度分布から長さ効果を推定したが、推定値は実験値とは乖離し、最弱リンク理論だけでは説明出来ないことも分かった。材料基準強度および長さ効果係数と合わせて梁のたわみ式、強度検定式などの設計法を提案した。

第4章では、I形梁の長期試験結果とその特性について述べた。

I形梁の長期性能について、荷重継続時間による強度の影響（DOL）、およびクリープ特性を把握するために、荷重条件を変化させた長期載荷の曲げ試験およびせん断試験を実施した。試験結果からDOL係数、クリープ係数を同定した。

試験環境と破壊時間の関係で、載荷期間中の平均含水率と破壊時間の関係には相関が見られず、含水率の破壊時間に対する影響は確認できなかったが、載荷期間中の温度と破壊時間には負の強い相関があることが分かった。

短期試験で観測された長さ効果は、長期載荷でも現れることを確認した。本I形梁のような接着型ラチス構造は、せん断力に対して長さ効果が有ると考えられ、それは長期においても短期と同程度に効果があることが示された。

第5章では、国内の在来木造軸組工法でI形梁をより使いやすくするための周辺技術について述べた。梁端部の梁受け接合の方法や、設備配管が梁を貫通できるようにウェブに開けた開口の影響や補強法を検討した。また、試作のI形梁では梁長さが4.2mと短く、ウェブは梁長さ方向に継ぎ目のないDLPを用いたが、より長い梁を作るにはウェブを縦継ぎする方が合理的に生産できることから、ウェブジョイントを研究した。

I形梁の梁端部の梁受け接合について、ネイルプレートを用いた接合を考案した。ネイルプレートの耐力を要素試験で求め、その結果と目標性能から具体的な設計仕様をまとめ、実大試験で耐力を確認した。

ウェブにDLPを用いたI形梁のウェブに開口を設けてラミナ断面が欠損する時、試験の結果から、欠損率とせん断耐力の近似式を提案した。欠損したラミナに隣接するラミナを含めた有効断面の残存率は、そのせん断耐力と正比例の関係があった。開口補強の方法として、合板を用いる仕様とネイルプレートによる補強金物を用いる仕様を提案した。それぞれ耐力向上の効果を確認した。

ウェブのジョイントについては、接着型のジョイントはその接着面積や断面欠損の大小に関わらず、せん断剛性は母材と同等だった。一方、接着面積が大きいほど比例域が大きくなり、母材の耐力に近づく。接着面積が大きく断面欠損が小さいマイクロフィンガージョイントは、母材と剛性、耐力とも同等になることが分かった。二列の本実仕様は、そのウェブジョイントの本実を専用刃物で加工して、本実接合の密着性を高めれば、接着力が高められてコントロールと同等耐力を得られる可能性が高い。

第6章では、本論文の総括と結論を述べた。

I形梁は使用材積が少なく、プレス時間が短いので生産性が高く、連続ラインで生産できるLVLなどと組み合わせることで長尺の梁を作りやすい。ウェブのDLPは斜め格子状に軸材を組み合わせであり、せん断の特性に優れ、格子の孔が配線配管にも使用できる。繊維直交方向の寸法変化が影響しにくい構成なので、製材や集成材よりも寸法安定性が高く、床構造の品質向上につながる。柱や間柱の製材の後に残る背板など小断面の製材が利用できることで省資源でもある。国内の木造住宅で、国産材利用率が低迷する梁において、国産材利用に貢献できる。

目次

1 序論	1
1-1 研究の背景と目的	2
1-1-1 地球温暖化と木材利用	2
1-1-2 国産材利用の現状	2
1-1-3 木材の競争力	3
1-1-4 開発目標	4
1-2 既往の技術	5
1-2-1 鉄製・鋼製ウェブ	5
1-2-2 木製の重ね梁	5
1-2-3 純木製の接着複合梁	5
1-2-4 45度斜材パネルのウェブ	6
1-2-5 ラティス状の複合梁	6
1-2-6 ウェブ面材の変遷	7
1-2-7 I形梁の接合	7
1-3 既往の研究	16
1-3-1 I形断面の材料、力学特性と設計法について	16
1-3-2 長期性能に関する研究	17
1-3-3 既往研究のまとめ	18
1-3-4 既往研究に対する本論文の位置づけ	18
1-4 研究の概要	19
1-4-1 構成材料と断面形状	19
1-4-2 本論文の構成	19
2 材料選定と接合方法、梁断面	23
2-1 材料選定	24
2-1-1 候補となった材料	24
2-1-2 ウェブ材のせん断試験方法と試験体	24
2-1-3 試験結果	26
2-1-4 TRS法試験の考察	28
2-1-5 特性値の推定方法の提案	29
2-1-6 提案式の検証	30
2-2 I形梁の構成、接合方法	32
2-2-1 仕様諸元	32
2-2-2 接合仕様	33
2-2-3 断面定数	33
2-2-4 I形梁の製造（試作）	33
2-2-4 応力度分布の推定	36
2-3 まとめ	37

3	短期力学性能	39
3-1	梁の試験検証.....	40
3-1-1	試験	40
3-1-2	結果	41
3-1-3	考察	46
3-2	梁の設計法の提案	49
3-2-1	材料強度・弾性係数	49
3-2-2	応力度の算定	49
3-2-3	たわみの算定	50
3-3	まとめ.....	51
4	長期性能	53
4-1	はじめに	54
4-1-1	背景と目的	52
4-1-2	長期性能の概説	52
4-1-3	長期性能検証の手順	52
4-2	試験体と載荷方法	53
4-2-1	I形梁の仕様	53
4-2-2	載荷方法と試験体	53
4-2-3	試験環境	55
4-2-4	D O L 試験方法	55
4-2-5	クリープ試験方法	55
4-3	D O L 試験	56
4-3-1	短期力学試験の結果	56
4-3-2	D O L 試験の結果	56
4-3-3	D O L 試験の考察	59
4-4	クリープ試験	62
4-4-1	クリープ試験結果	62
4-4-2	クリープ試験の分析	62
4-4-3	クリープ特性の考察	67
4-5	設計用諸数	72
4-5-1	材料強度・弾性係数	72
4-5-2	許容応力度	72
4-5-3	長期のたわみ設計式	72
4-6	まとめ.....	73

5	斜め格子面材を用いた I 形梁周辺技術の開発	77
5-1	梁接合（梁受け）	78
5-1-1	既往の技術と課題	78
5-1-2	提案する方法	81
5-1-3	要素試験	82
5-1-4	梁接合金物の設計と検証試験	89
5-1-5	まとめ	98
5-2	梁開口部の影響および補強方法	99
5-2-1	背景と課題、目的	99
5-2-2	必要な開口寸法について	100
5-2-3	開口による耐力への影響	101
5-2-4	開口補強の方法	106
5-2-5	開口補強の耐力	108
5-2-6	まとめ	111
5-3	ウェブ継手.....	112
5-3-1	背景と課題	112
5-3-2	目的	112
5-3-3	継手の候補と試験方法	112
5-3-4	せん断試験結果	115
5-3-5	考察	120
5-3-6	まとめ	121
6	総括	123
6-1	本研究で得られた知見	124
6-1-1	DLP	124
6-1-2	I 形梁の短期力学性能	124
6-1-3	I 形梁の長期性能	124
6-1-4	周辺技術	125
6-1-5	技術の適用と今後の課題	126
6-1-6	まとめ	127
6-2	本研究に関する既発表論文.....	128
	<謝辞>	129

1 序論

1-1 研究の背景と目的

1-1-1 地球温暖化と木材利用

1997年の第3回気候変動枠組条約締約国会議（COP3）で採択された、気候変動枠組条約に関する議定書（いわゆる京都議定書）では、日本は第一約束期間（2008～2012年）に二酸化炭素排出を1990年比で6%削減することが義務づけられた。目標を達成するために政府が定めた京都議定書目標達成計画では、削減目標のうち3.9%は森林が吸収する計画となった。森林による吸収は、1990年以降の人為活動による森林等の吸収量のみを、排出削減目標へ算入することが可能となっている¹⁾。木材を利用し建築や製品として長く蓄積することが、炭素循環の観点で重要で、2001年のIPCCによる報告²⁾では以下の3つの役割があるとしている。(1) 木材製品は炭素の貯蔵庫であり、(2) 大量に化石燃料を用いる材料の代替として、(3) エネルギーを生む燃料になる。そして、木材製品の消費を増やすこと、木材製品の高品質化、木材の段階的利用などが炭素蓄積に有効としている。

同じ考え方は1990年にBuchananにより提唱されている。木材は再生可能な唯一の建築材料であり、他の建材よりもはるかに少ない二酸化炭素排出で生産、加工で排出できることや、長期間にわたり建築として炭素を固定することが温暖化防止に適当であるとしている³⁾。

京都議定書の第二約束期間（2013～2020年）においては、住宅等に使用されている木材に貯蔵されている炭素量の変化を温室効果ガスの吸収量又は排出量として計上できる⁴⁾こととなった（2011年 COP17）。

このような状況を受けて林野庁は、「植える→育てる→収穫する→上手に使う」という「森林の循環」を促進し、国内の森林整備を進めることとした。森林による二酸化炭素吸収量の目標達成に向けて必要不可欠とし、2005年より普及啓発活動の国民運動として「木づかい運動」に取り組んだ⁵⁾。

1-1-2 国産材利用の現状

木造住宅産業協会が「木造住宅における国産材利用に関する調査」を行い、木造住宅の部位別に国産材または外国産材の利用率を集計した。この調査の結果、国産材は柱や土台には50%程度用いられるが、横架材にはわずか9%程度しか使われていないことが分かった⁶⁾。(Fig. 1-1)

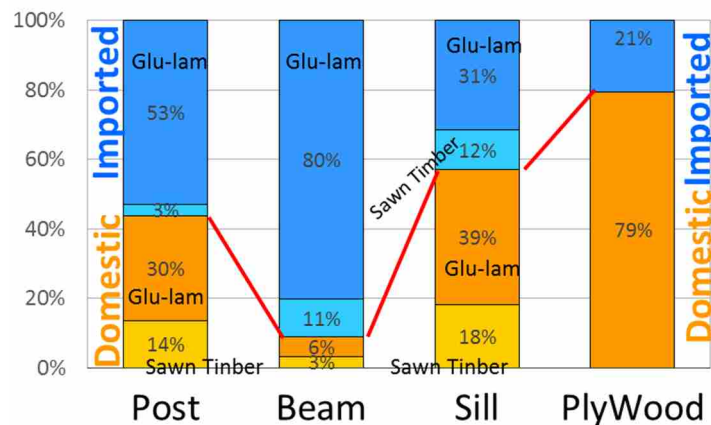


Fig. 1-1 Share of domestic timber by site of use ⁶⁾

国産材の主な樹種であるスギのヤング率、強度は外国産材よりも比較的低い。集成材を例に入手しやすい強度等級は、オウシュウアカマツがE105-F300であるところが、スギがE65-F225という具合である。ヤング比は0.62、強度の比は0.75である。

木造住宅の設計で柱の配置は、鉛直応力を勘案して決定するというよりは、間取りにより必要な柱を配置することが多い。青井らの設計事例調査⁷⁾によれば、木造住宅の柱や土台は1棟のうち80%以上が、許容応力度に対する検定比30%以下である。大きな負担がかからないため、柱や土台は断面を大きくせずに国産材が適用できると考えられる。

青井らの設計事例調査⁸⁾によれば、梁の検定比は柱よりも大きく、長さが3.6mの床梁は約0.5~0.6（長期たわみ）、小屋梁は約0.6~0.9（短期たわみ）であった。床梁は居住性にも影響があり、経験的に断面を大きめに決めている事例もあると思量する。したがってオウシュウアカマツに対するスギのヤング比や強度比から言えば、梁断面はたわみで決まる場合は17%、強度で決まる場合は15%、それぞれ梁せいを大きくする必要がある。床梁はたわみのスパンの1/300かつ1cm以下におさえる⁹⁾ことが多く、3mより長い梁はたわみで部材断面が決まる。梁にスギを使うとコストアップとなることから、国産材が多く使われないと考えられる。

1-1-3 木材の競争力

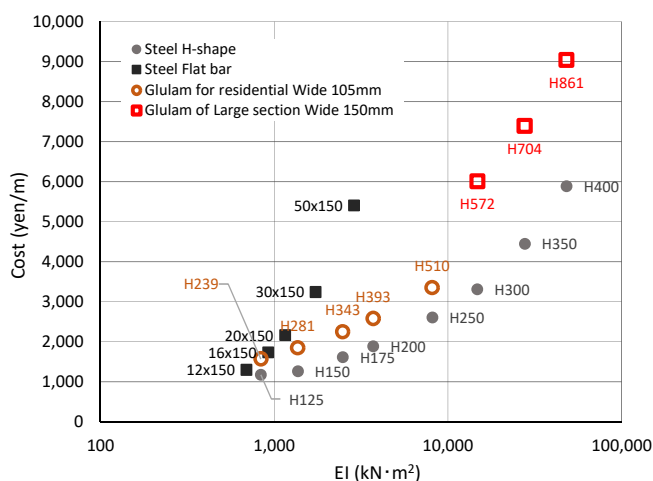
建築着工統計⁹⁾によると、居住専用住宅の着工数に対し、木造の棟数は86%を占める。1階建ての非住宅を集計すると、木造の着工数は33%、鉄骨造は59%となり、大きく逆転する。ここで鉄骨造の平均床面積は360m²あり、規模の大きいものが含まれる。比較は難しいが、例えばコンビニエンスストアは200m²前後で住宅の規模に近いが、多くは鉄骨造である。一部の企業は2010年前後から木造化を進めている¹¹⁾¹²⁾。

コンビニエンスストアの木造化で難しいところは、店舗内に柱がなく、10m程度のスパンを架け渡す梁断面が大きく、鉄骨と比較すると高くなることである。

Fig. 1-2に示すように、集成材と同じ矩形断面の平鋼と集成材を曲げ剛性と価格の関係で比較すると、木材は鋼材より安くなる。断面効率の高いH形断面の鋼材と比べると集成材が高くなる。鋼材はおもにパイプやH形鋼のように中空もしくは薄肉断面で使われる。大断面集成材や長さ6mを超える集成材の単価は高くなることから、スパンが長い建物では断面効率の高い鋼構造がコスト的に有利になる。

実際には加工費、表面処理などが加わるので単純な比較はできないが、構造上木造が有利とは決して言えない。木造住宅の着工戸数が比較的多いのは、材単価だけの話でなく、住宅向け部材の生産・供給システムが構築され、現場での生産性や入手性が良いことから総合的に競争力が高いからと認識している。

断面効率の高い構造部材としてI形梁がある。北米では普及して久しく、国内でも枠組壁工法では普及が進む。国土交通省の構造方法等の認定に係る帳簿やウェブサイトによれば、国内でもいくつかの企業¹³⁾¹⁴⁾¹⁵⁾が認定を取得し、生産している。枠組壁工法の根太間隔は軸組工法よりも狭く、根太の断面が小さいため、105mm幅または120mm幅を基本とする寸法体系の軸組工法ではI形梁は多く用いられてない。



Condition of cost estimation

Section type	Steel		Timber	
	Rolled H	Flat bar	Glulam mid size	Glulam large size
Grade	SS 400	SS 400	E105-F300	E95-F270
Size	125x60x6x8	12x150	105x239	
	150x75x5x7	16x150	105x281	
	175x90x5x8	20x150	105x343	
	200x100x5.5x8	30x150	105x393	
	250x125x6x9	50x150	105x510	
	300x150x6.5x9			150x572
	350x175x7x11			150x704
	400x200x8x13			150x861
Cost	¥90,000/ton		¥62,500/m ³	¥100,000/m ³

Note)
Glulam height is calculated as equivalent EI of Rolled H

Fig. 1-2 Cost comparison on different shape in steel and timber

1-1-4 開発目標

断面効率を向上させてコストを解決すれば、とくに軸組工法に適した I 形梁があれば、軸組工法の横架材にも国産材が使えるようになると考えた。

近年よく用いられている24mmや28mm厚の構造用合板による根太なしの床組で、スパンが3.6~4m程度、910mm間隔に配置される床梁をこの I 形梁に置き換えることを目標とした (Fig. 1-3)。この規模の建物は木造率が高く、木材利用や炭素固定化の観点からすると木材利用が減ることになるが、より規模の大きい非住宅建築での木造化が進めば木造のマーケット拡大につながると思う。非住宅建築に使用するには短いスパンとなるが、同じ要素技術でより長いスパンの梁も製造可能であり、当面の目標として上記の規模とした。

具体的には、構造用集成材105mm×240mm(E120-F330)や105mm×270mm(E105-F300)の床梁の代替で、原材料の材積は半分にすることを目標とした。

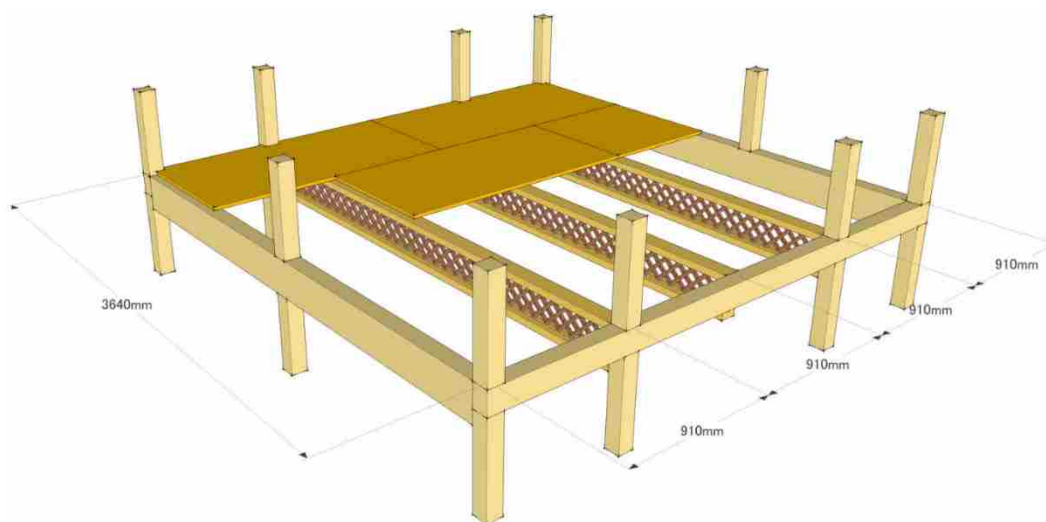


Fig. 1-3 The configuration of the floor

1-2 既往の技術

既往の技術を遡るにあたり特許文献を参照して調査した。開発対象の I 形梁のように、純木質の接着による複合梁を調査の対象としたが、発想の元になるものや枝分かれしていく技術については、異種材料や機械式接合の主だった技術を含めた。特許番号および発明者、図案、発明の概要一覧を Table 1-1 に時系列順に示し、以下に技術要素別に要点をまとめた。

1-2-1 鉄製・鋼製ウェブ

木質複合梁の黎明期は19世紀に始まり、1869年に米国でGatlingが鉄製ウェブと木材を弦材とした特許を取得している。当時は鋼鉄以前の時代で、鉄製ウェブは鑄鉄か錬鉄と推測される。今のような薄鋼板はなく、図案のウェブも厚いものを2枚リベット接合する形となっており、実用的ではなかったと考えられる。1872年にLummusによる特許の実施形態は、鉄製ウェブが一枚となっており、木材との釘接合のみとなっている。

しばらく時代が下ると、薄鋼板を打ち抜いて爪状の突起を設けたネイルプレート（メタルプレートコネクタとも言う）が開発され、それを応用したラティス材が1959年にJureitにより特許出願されている。このラティス梁では薄鋼板のラティス材の端部がネイルプレート状となっており、木製の弦材に圧入される。ラティス部分は圧縮による座屈防止のため、鋼板を折り曲げてコの字断面としている。

1-2-2 木製の重ね梁

接着を用いない接合の重ね梁は、20世紀に入ってから開発されている。1917年にDenglerが、1921年と1923年にMillerが、特許出願している。いずれも重ね梁の断面が I 形になるような構成となっており、せん断接合には釘やダボが用いられる。Denglerの提案ではフランジ間の距離を一定に保つため鉛直方向につなぎ材が渡してあり、フランジとの接合に蟻仕口を用いている。Millerの提案ではつなぎ材としてボルトが用いられる。1923年のMillerの発明では、ウェブは凸型木製ブロックを市松状に組み合わせてせん断力を伝達する形態となっている。

Millerの特許は大屋根の湾曲架構の梁となっており、Denglerの特許でもGirderと呼ばれており、これらの重ね梁は比較的大きい構造物での適用が想定されていたと考えられる。

1934年にKoshkarovは、ウェブに合板を用いフランジと釘打ち接合される複合梁で特許を出願している。

1-2-3 純木製の接着複合梁

Rutherfordは1916年に折り曲げた合板を貼り合わせた複合梁を提案しているが、接合の詳細や断面の具体例がなく、実用化に至ってない可能性がある。1918年にKnightは合板と接着接合を用いた I 形梁の特許を出願、1921年にBelcherは薄板を張り合わせ曲げ加工したラティスを用いた複合梁を発明している。これら明細書には航空機の主翼などに用いることが記されていた。

1949年にGottfriedは、フランジに製材、ウェブに製材のパネルを用い、これらの長さ方向をフィンガージョイントで継いだ I 形梁を発明している。ウェブのパネルは製材エレメントを5度～15度傾斜させた接着幅はぎ板を、エレメントを交差させて複数重ねることが記載されている。同年にLundgrenは、製材のフランジと繊維板のウェブのジョイントにくさび形の接合

で特許を出願している。くさび形の主目的は応力伝達にあるとされるが、本実とすることで接着時の圧縮効果のことも記載されている。

1953年にHessは、ウェブが波形である I 形梁の特許を出願している。さらにHessは波形ウェブの改良版として接合部にテーパ面を持つ本実接合の特許を出願している。

1957年にWolffは、今で言うところのCLTをウェブに用いた I 形梁を考案している。

1960年にSniderは合板とラティスを組み合わせた複合梁を考案している。ここで、合板は繊維方向を45°程度に傾斜させて配置されている。

1965年にRoeckは、ウェブに合板、フランジに製材を用い、フランジに3列のテーパのある本実の接合と、合板の表層繊維方向を鉛直とする I 形梁を考案している。表層繊維方向を鉛直とすることで梁せい方向の座屈に有利であること示されている。現在市場で生産されている I 形梁の多くが同じであり、今の設計思想はこの頃出来上がったと考えられる。

1-2-4 45度斜材パネルのウェブ

1947年にBroseniusが、45°に傾斜させた直交2層の製材パネルをウェブに用いたのが、斜材パネルの最初の事例である。前述のSniderが1960年に考案した梁のウェブも合板がほぼ45度に傾斜している。1973年に日本の安藤が5層構造の45度斜材パネルをウェブに用いた I 形梁を考案している。長方形の幅はぎ板を製造して、これを45度切断した3角形パネルを挽き板の角度が45度になるように並び替えて、継ぎ目が一致しないように5層を直交積層してウェブ用のパネルを製造する。

1996年にVeilleuxらは、単層の幅はぎ板を台形状に切断して、ウェブに三角形の開口部を設けた I 形梁を考案している。単層なので、幅はぎ接合部では引張力に対して抵抗力が小さいため、常に圧縮力になるよう左右対称で配向される。

2010年にMcDonaldは、竹を45度配向した2層の直交パネルをウェブに、竹製のフランジをウェブの両側に接着する方法を考案している。

1-2-5 ラティス状の複合梁

前述のBelcherのラティス梁(1921-08-09)は航空機向けの技術で背景は軽量化と思われる。Jureitが1959年に考案したネイルプレートの付いた鋼製のラティス材による考案の背景には、製造手間の削減が主目的となっている。前述のRoeckが1965年に考案した I 形梁のウェブには円形の開口が書かれており、この頃には床下での配管や配線の需要が高まったと考えられる。1966年にPriceが考案する木製ラティス梁は製材の挽き板を束材とし、束材相互およびフランジと束材の各接合部にフィンガージョイントを設けて、接着剤で一体化した梁を考案している。1978年にSkallaは、ラティスと弦材の接合部にフィンガージョイントと挿入鋼板を併用した接合を考案した。

1990年にLemyreは、フィンガージョイントの勾配や弦材との接合長さを調整している。Sanfordらは、ラティス梁の端部に面材ウェブの区間を設けて梁支持点の調整ができるようにして、1997年と2001年に特許を出願している。この出願明細には梁の中央付近に、空調ダクトなどが通せるような矩形のウェブ開口がある。

Jureitが考案したような鋼製ラティス梁やSanfordらが考案した木製ラティス梁は、今でも実際に生産されており¹⁶⁾、製品の訴求にはダクトや配管配線などの容易性が謳われている。

1-2-6 ウェブ面材の変遷

上述のように最初は鋳鉄か錬鉄製の板から始まり、製材による重ね梁を経て、合板や積層板が使われてきた。1978年のNickersonの出願では、ウェブはウェファーボードとなっていた。このあたりから面材はOSBに置き換わってきたと見られ、現在はI形梁のウェブはOSBが主流となっている。

1-2-7 I形梁の接合

I形梁のウェブとフランジを接合する方法は、嵌合型をはじめ様々なものが提案されている。1918年のKnightの明細ではバットジョイントで、実施形態には三角形断面のカバー材が付いており、補強が目的だったと思われる。1949年にLundgrenにより最初の嵌合接合が登場するが、ウェブの加工は鋭いくさび状となっている。1961年のHessによる波形ウェブでは2列のテーパ加工された本実型接合部が提案されている。1967年のTalbotの製造方法の考案では、溝の加工は矩形であるが、製造過程でフランジを強制的に反らしてウェブを差し込み組立てる方法が特許出願されている。

1967年のTroutnerの特許出願では、現在よく見られるようなウェブのテーパ加工と溝加工が明細に示されている。1976～1978年にKellerら、Andersonらにより、本実の嵌合部が面外に広がっているものが特許出願されている。ウェブ面材を面外に曲げて自己係止する目的となっている。1982年のEberle、1989年と1991年のOnyskoらの発明は、ウェブの嵌合部側の木口面に梁長さ方向に薄い溝を加工したウェブを用いている。嵌合部溝の側面との密着性や圧縮時の接着剤の逃げ道を考慮している。

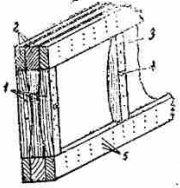
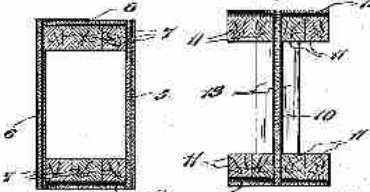
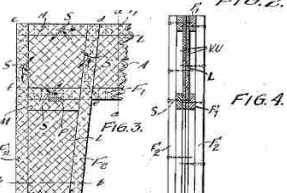
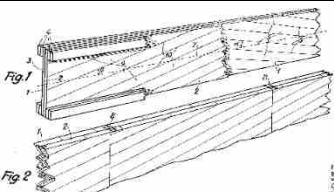
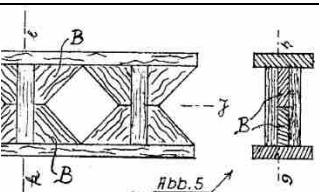
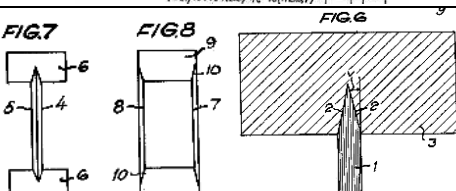
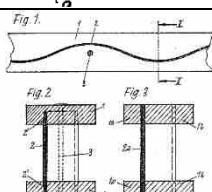
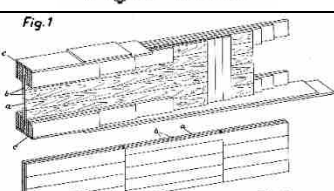
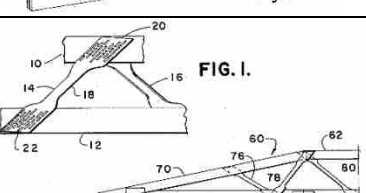
1979年のPetersはウェブの嵌合面を型押しで勾配をとり、かつその型で凹みを取ることで圧縮時の空気や接着剤の逃げ道としている。型押しの場合、接着材の水分を吸収しリバウンドで戻る力が発生し悪影響を避けるため、1986年のBrightwellは、切削の勾配面に型押しで空気の逃げ道を設けている。

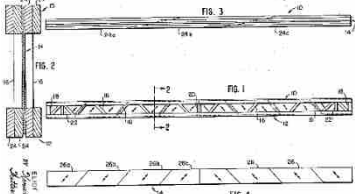
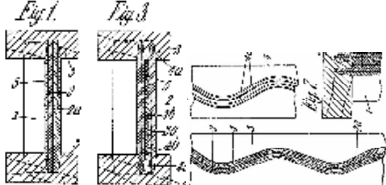
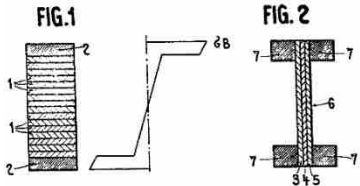
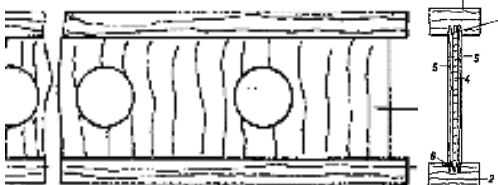
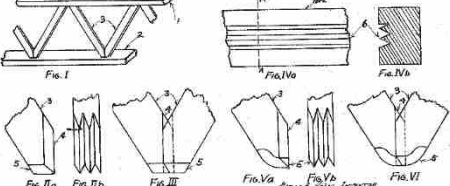
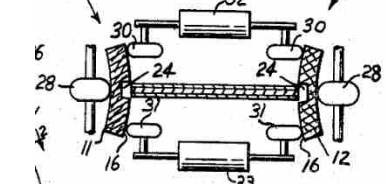
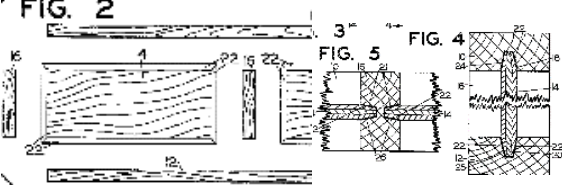
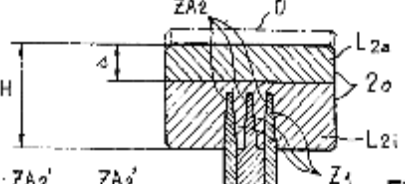
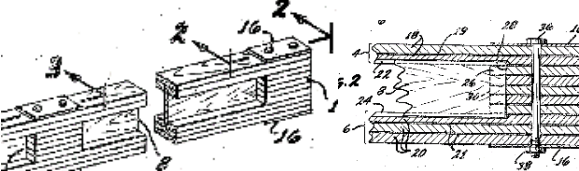
1985年のLinesと1992年のScarlettの発明は自己係止型の本実で、溝の断面がLinesは糸巻き形、Scarlettは2列の本実で全体の断面が樽形になっているものを提案している。自己係止型の接合は、接着材を塗布して嵌合させた後に、嵌合が外れにくくすることを目的とし、プレスで保持する必要がないため生産性が向上する。

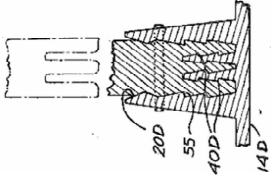
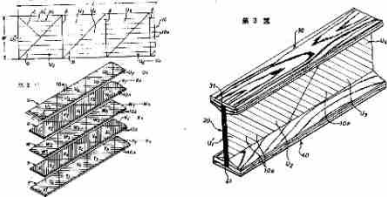
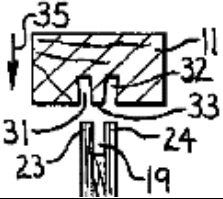
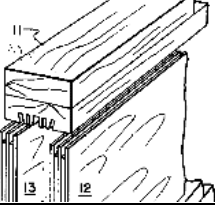
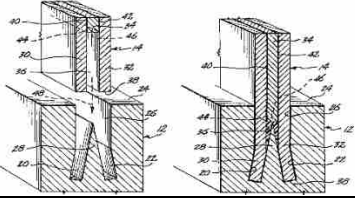
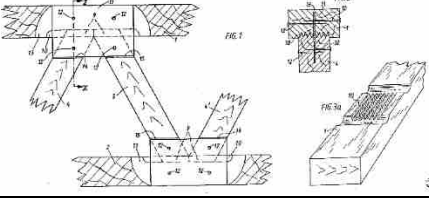
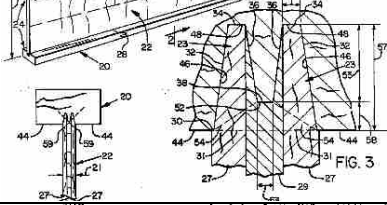
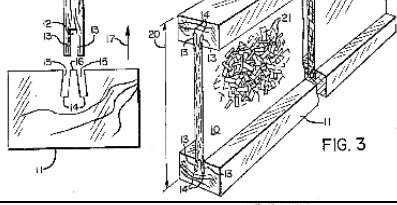
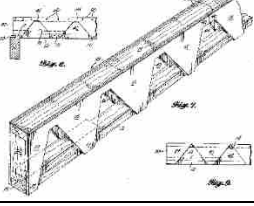
このように、I形梁の生産は工業化が進むにつれて、生産性の改善や接着不良の低減などを目的とするものが多くなることが分かる。

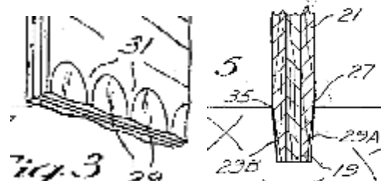
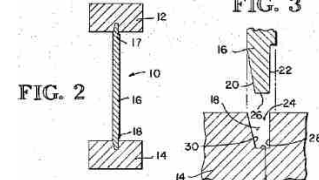
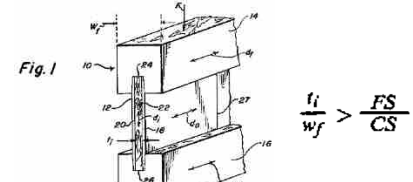
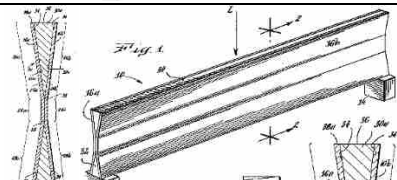
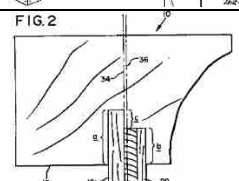
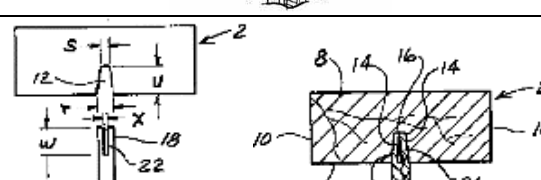
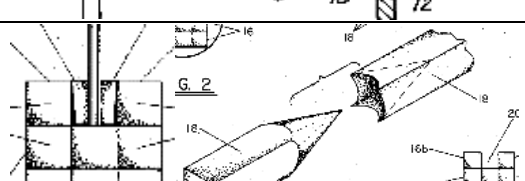
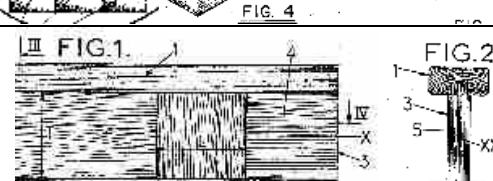
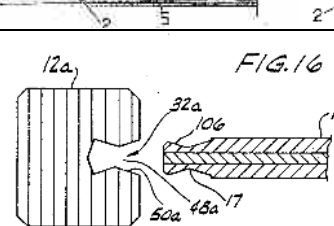
Table 1-1 Past technology history about wooden I shaped beam based on Patents

出願日または優先日 特許番号	発明図案	概要
1869-11-16* US96793 (A) R. J. Gatling * 登録日		1対の鉄製ウェブ板材で、合わせると木材の弦材を受ける樋状になる。ウェブ材は、ボルトで固定され、フランジ木材は釘がボルトで固定される。
1872-11-19* US139904 (A) W. W. Lummus * 登録日		鉄製のウェブの上下端部に、間隔を空けて切れ目と釘孔があり、互い違いに面外に曲げることで、フランジ受けるつばを設けて、フランジの木材を釘留めする。
1916-07-24 GB107444 (A) Henry Rutherford		木の薄板、好ましくは合板を曲げたり組み合わせたりし、各材の端部が揃うようにして、断面がX、T、H、O形の梁材を構成する。接合はリベットや接着剤により固定する。木材を曲げやすくするのに、必要なら事前に蒸す。
1917-03-11 DE319247 (C) Josef Dengler		桁材として、木材の重ね梁が提案されている。重ね梁の最外層間を繋ぐ束材が等間隔に配置され、蟻仕口で接合される。最外層木材の内側には平鉄が配置され、重ねた木材の間には、鉄製のダボやかすがいが配置されている。
1918-03-22 US1377891 (A) E. V. Knight		ウェブ、フランジとも直交構成となった板材とし、これらを組み合わせたI形梁で、接合は全て接着剤を用いる。 蟻仕口を用いた接合の提案も含まれる。航空機用の材料用途。
1921-05-05 US1438452 (A) J. A. Miller		フランジは釘打ちにより製材を重ねて、ウェブは台形ブロック材をフランジから釘打ち、ブロック相互をダボピンとボルトで接合した、大空間大屋根のアーチ状の梁。
1921-08-09 US1417657 (A) O. T. Belcher		木製トラスで、積層木材をラチス状に曲げた連続する束材とし、フランジに丸い凹みの座を設け、ラチスの曲がり部をはめ込み、接着剤と丈夫な糸で結束して一体化した梁。航空機用の主翼用。
1923-04-23 US1476995 (A) J. A. Miller		前述US1438452 (A)の改良型。 ウェブのブロック材を交互に噛み合う構成とするすることで、よりせん断力を伝達しやすくしている。

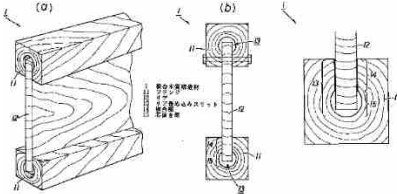
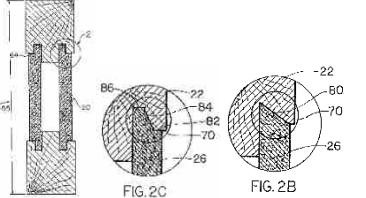
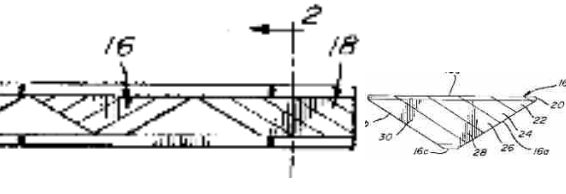
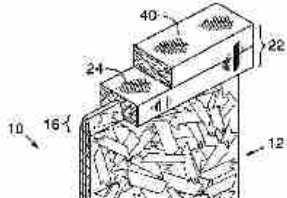
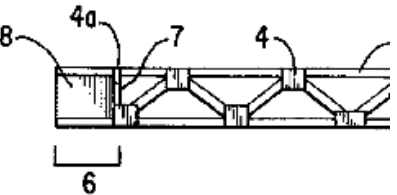
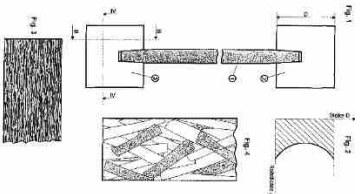
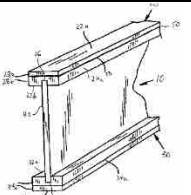
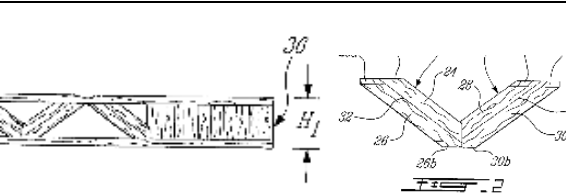
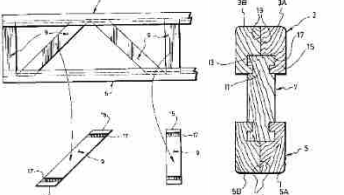
<p>1934-03-13 SU41666 (A1) K. P. Koshkarov</p>		<p>2枚の合板をウェブに用い、3部品からなるフランジの心材と側材で挟み込み釘打ち固定、ウェブを鉛直方向に湾曲させることでせん断力耐力の向上を期待した梁。</p>
<p>1938-10-07 US2230628 (A) W. Sahlberg</p>		<p>ビーチを用いた5プライの積層板をウェブとフランジに、フランジの内側に製材を接着接合した複合梁。</p>
<p>1947-07-23 US2607959 (A) K. H. Brosenius</p>		<p>2層の斜め直交積層ウェブに、フランジを四隅の取りつけた組立梁の梁構造と同じ構成の柱と梁の接合構造。</p>
<p>1949-07-08 DE897622 (C) Kaempff Gottfried</p>		<p>角度が5～15度となった斜め幅はぎ板2枚を、その繊維方向が交差するように積層し、梁長さ方向をフィンガージョイントで継いで、4隅にフランジを接着して構成するI形梁。</p>
<p>1949-07-08 DE903373 (C) Eerich A Falk</p>		<p>床スラブなどのコンクリート打設時の支保工梁で、コンクリート中に埋め殺しとなる梁に関する発明。ウェブ材は斜めに配置され、ウェブ材毎に補強材木を取りつける。</p>
<p>1949-08-29 SE140019 (C1) S. A. Lundgren</p>		<p>製材のフランジと繊維板のウェブによる複合梁で、ウェブ端部をくさび状に加工してフランジと接合する発明。</p>
<p>1953-03-17 GB751882 (A) Hanns Hess</p>		<p>合板を波形ウェブとしたI形梁。ウェブとフランジは接着接合で、嵌合部をテーパ形状にしても良い。</p>
<p>1957-04-26 BE570650A J. Wolff</p>		<p>今で言うところのCLTをウェブに用い、その面外方向にフランジを取りつけたI形梁。3プライのCLTは表面の繊維方向が梁長手に配向され、CLTは長手方向にフィンガージョイントで継ぎ足される。</p>
<p>1959-03-09 US3025577 (A) John C Jureit</p>		<p>山形トラスや平行弦トラスを作ることができる鋼板製の束材。束材の端部は、鋼板を打ち抜き折り曲げた、板釘担っており、木材に圧入、接合される。</p>

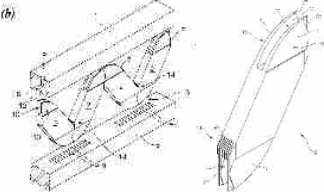
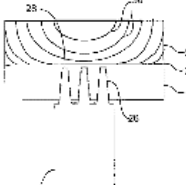
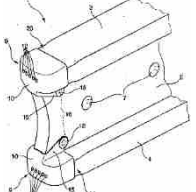
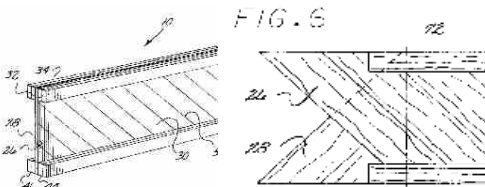
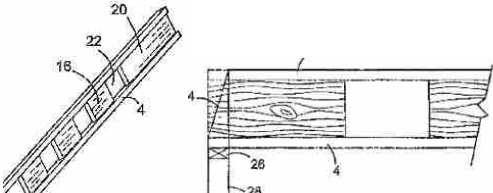
<p>1960-06-22 US3170198 (A) E. I. Snider</p>		<p>合板ウェブの上下両側に製材を接着接合してI形梁で、ウェブに製材の斜材をトラス状に沿わせて補強されるI形梁。合板は繊維方向を傾斜させて平行四辺形や台形状にしてウェブを構成する。</p>
<p>1961-10-19 GB978639 (A) Hanns Hess</p>		<p>1953-03-17 GB751882 (A)の改良版 ウェブとフランジの接合は、テーパ状の本実加工とし、本実を2列で設けることなどが提案されている。</p>
<p>1964-01-31 GB1087481A Gottfried Kaempf</p>		<p>強度、弾性の高い木材を選択してフランジに用い、挽き板を3層以上積層したウェブに、その上下両側にフランジを接着接合したI形梁。</p>
<p>1965-09-10 CH437720-A -000 Ernst Roeck</p>		<p>合板ウェブの表層をフランジの方向に対して垂直方向としたI形梁。座屈に対して抵抗性が高まる。</p>
<p>1966-03-22 CA730348A George E. Price</p>		<p>木製トラスで、製材の挽き板を束材とし、束材相互およびフランジと束材の各接合部にフィンガージョイントを設けて、接着剤で一体化した梁。</p>
<p>1967-05-19 US3477485 (A) John W Talbott</p>		<p>製造時に、フランジを反らせて溝に勾配を設けることで、ウェブ側にテーパ加工を設けることなく、嵌合しやすく良好な接着性が可能となる。</p>
<p>1967-12-26 US3490188 (A) Arthur L Troutner</p>		<p>四周にテーパ加工を施した合板をウェブに用い、ウェブの継手にテーパ溝を施した栈木を用い、接着接合で組立てたI形梁。栈木が補強として働く。</p>
<p>1969-11-18 GB1334794A Laurentz Kistler et al.</p>		<p>フランジ厚の1/3の外層側が比較的強度の高い木材を接着貼りしたフランジを持つI形梁で、複数層構成のウェブと複数の本実で接着接合される。上フランジの外層側のラミナは、たわみに対応するむくり勾配を持つこともできる。</p>
<p>1973-05-04 US3849963 (A) Harold J Harmon</p>		<p>断面がI形となった部分とフランジ幅と同幅材を積層したリンクブロックと呼ばれる部分を持ち合わせるI形梁</p>

<p>1973-06-23 US3960637 (A) Paul F Ostrow</p>		<p>金属製の押し出し成形によるチャンネル部材に金属板や合板などの木材を押し込み嵌合圧縮接合を期待する技術で、I形梁など構成する。</p>
<p>1973-11-14 JP0897633 Yuichi Ando</p>		<p>長方形の幅はぎ板または合板を三角形に切断し、繊維方向が45度になるように並び替えた長方形の板を、その繊維方向が直交するように互い違いに積層したパネルをウェブに用いたI形梁。</p>
<p>1975-03-14 US3991535 (A) James R. Keller William A. Nickerson</p>		<p>I形梁のフランジとウェブの接合部で、2列の本実で、雌側の並列する溝が奥側で離れていることにより、自己係止する接合部。</p>
<p>1976-11-05 US4074498 (A) James R. Keller William A. Nickerson</p>		<p>2枚の合板をウェブとするI形梁で、合板の繊維方向を梁の長さ方向とし、フランジとの接合部で合板の表面に直交する単板部分を削り取った本実で、フランジ側の平行する溝が奥側で離れていることにより、自己係止する接合部。</p>
<p>1977-04-12 CA1074526 (A) Earl R Anderson Lee E Johnson</p>		<p>I形梁のフランジとウェブの接合部で、フランジにある溝が中央のくさびで2列に分かれ、奥側で離れていることにより、自己係止する接合部。</p>
<p>1978-01-02 CA1099473A Gerald Skalla</p>		<p>ラティス梁の交差部にフィンガージョイントを設けて、さらに鋼板を挿入し釘打ちにより固定する提案。</p>
<p>1978-02-27 US4191000 (A) Larry R Henderson</p>		<p>合板のウェブと製材のフランジによるI形梁で、その接合部に2列の本実を設けて、製造時の残留応力を減らすとともに、十分な接着面積を確保する。</p>
<p>1978-04-24 US4195462 (A) James R. Keller William A. Nickerson</p>		<p>ウェファースボードやパーティクルボードのウェブと製材のフランジによるI形梁で、自己係止型の2列の本実加工により組み立てられる。</p>
<p>1978-09-12 US4228631 (A) Bruce T Geffe</p>		<p>平行弦の充腹梁で、ウェブは合板などを用い、無駄なく使える歯形に切り出される。</p>

<p>1979-07-26 US4336678 (A) Dierk D Peters</p>		<p>I形梁のフランジとウェブの嵌合接合部で、ウェブ嵌合面に型を押しつけて凹みや溝を設けてテーパーを取り、嵌合させるときに余分な接着剤を排出できるようにさせる技術。</p>
<p>1980-05-30 US4356045 (A) William J Elford et al.</p>		<p>I形梁のフランジとウェブの垂直性を保証するための本実形状の提案。 テーパー加工した面と、垂直な面を持つ本実を持ったI形梁。</p>
<p>1981-03-16 US4413459 (A) Alan L Lambuth</p>		<p>合板ウェブの中芯が鉛直方向であるI形梁で、ウェブコア幅のフランジ幅に対する比が、フランジ木材のめり込み強度のウェブコア繊維方向強度に対する比よりも大きいこと。</p>
<p>1981-05-15 US4446668 (A) Victor F Christ-Janer</p>		<p>合板のウェブとくさび状のフランジを貼り合わせて構成する梁。</p>
<p>1982-07-14 US4458465 (A) William B Coe</p>		<p>合板と製材によるI形梁で、ウェブの合板の片側表層単板が他方よりも厚くなっており、フランジとの接合部において厚くなった単板が突出しており、その形状に合わせた溝がフランジにある。</p>
<p>1982-09-29 US4456497 (A) George F Eberle</p>		<p>I形梁のウェブとフランジの接合法の技術。接合はフランジの溝にテーパーを取った嵌合接合で、ウェブ側の中心に薄い溝があり、余分な接着剤が溝に溜まる仕組みとしている。</p>
<p>1983-12-19 US4638619 (A) David C Fischetti</p>		<p>エレメントの形状を正方形にして表面積を小さくすることで、接着剤の使用量を減らすことを目的とした技術提案。</p>
<p>1984-12-13 FR2574838A1 (I) Jean Claude Gradel</p>		<p>ウェブ、フランジが製材であるI形梁で、ウェブの製材の繊維方向を等間隔で長手方向、鉛直方向を交互に変えた構成とし、全て接合にフィンガージョイントを用いる。</p>
<p>1985-08-09 US4967534 (A) Jerry L Lines</p>		<p>I形梁のウェブとフランジの接合に関する技術で、フランジ側の溝断面を糸巻き形とすることで、自己係止する嵌合接合を提案している。</p>

<p>1986-01-06 US4715162 (A) Lionel L Brightwell</p>		<p>I形梁のフランジとウェブの嵌合接合部で、切削でテーパを取ったウェブ嵌合面に型を押しつけて等間隔に溝を設けて、嵌合させるときに余分な接着剤や空気を排出できるようにさせる技術。リバウンドによる内部応力がない。</p>
<p>1987-01-13 JP2093656 Yoshinobu Shimabukuro</p>		<p>木製フランジ部材と、弓状に湾曲して中央部が互いに接着された一対の木製湾曲ウェブ部材を有するウェブ部材とを一体に連結してなることを特徴とする木質合成梁。</p>
<p>1987-02-10 JPA_1988197754 Yoshinobu Shimabukuro</p>		<p>ボックス型の断面を、2枚の板材ウェブと2枚の木製フランジで構成し、ウェブの切断面を斜めにして、フランジにも三角形に溝欠きを施し、接合される。外観が矩形の梁となるのが特徴。ボルトを併用しても良い。</p>
<p>1988-07-26 US5207046 (A) Jouko Vekeli</p>		<p>ボックス型の断面を、本実加工を施した製材で接着接合して作る製造法と部材に関する技術。</p>
<p>1989-12-05 US4974389 (A) Donald M Onysko, W H Ernest Hsu, Robert K Elias</p>		<p>I形梁のウェブとフランジの接合法の技術。接合はフランジ溝とウェブにテーパを取った嵌合接合で、ウェブ側の中心に薄い切れ目があり、嵌合部が正確に密着する。</p>
<p>1990-01-18 CA2008043 (A1) Rene P Lemyre</p>		<p>1966-03-22 CA730348Aの改良型。フィンガージョイントの勾配、接合部長さや端部のたて束などが記載される。既往の技術よりも比較すると弦材との接合長さが長くなっている。</p>
<p>1991-06-03 US5079894 (A) Peter W Lau</p>		<p>くさび形のフランジと合板のウェブによる複合梁で、1981-05-15 US (A)4446668では2枚の合板を用いるところを1枚にしている。</p>
<p>1991-06-11 US5267425 (A) Donald M Onysko, W H Ernest Hsu</p>		<p>1989-12-05 US (A)4974389の改良版で、フランジ溝の底にある突起が、嵌合時にウェブの側面の角度をフランジ溝の側面と正確に一致させることができる。</p>
<p>1992-10-28 US (A)5323584 John T Scarlett</p>		<p>I形梁のウェブとフランジの接合に関する技術で、2列の本実とし、嵌合部全体の断面を樽形とすることで、自己係止する嵌合接合を提案している。</p>

<p>1994-12-06 JPA_1996158537 Keiichiro Ishida</p>		<p>フランジに芯持ちの製材を用いるための技術。製材を芯抜き加工してあり、乾燥時の狂いが少ない。</p>
<p>1995-10-24 US5653080 (A) Ronald Bergeron</p>		<p>1987-02-10 JPA_1988197754 とほぼ同内容であるが、ウェブの板材は合板、OSB、パーティクルボードを想定している。</p>
<p>1996-08-01 US5664393 (A) Robert Veilleux Mario Labrie</p>		<p>製材の接着幅はぎ板を台形状に切り取ったウェブとフィンガージョイントされた製材をフランジに用いるI形梁。台形状のウェブは三角形の隙間を残して配置される。</p>
<p>1996-03-14 US6012262 (A) David C Irving</p>		<p>フランジにOSBを積層したLSLを用いたI形梁。</p>
<p>1997-08-19 US5761872 (A) Emmett Barry Sanford, Emmett Cecil Sanford Jr</p>		<p>ネイルプレートで接合される平行弦トラスの端部を純木質材料で構成されるI形梁とする梁。長さ調整が可能なトラス梁である。</p>
<p>2000-04-15 DE10018820 (A1) Johann Bitzi et al.</p>		<p>フランジはOSBを複数層重ねたLSLとし、フランジにOSBを用いたI形梁である。OSBのストランドの配向分布を規定している。</p>
<p>2000-09-26 US6460310 (B1) Brian Mcneil Ford, Daniel W Rassowski</p>		<p>フランジを2層とし、その間にアラミド繊維や炭素繊維などの高弾性シートを挟み込んだI形梁。</p>
<p>2001-04-17 US2002148192 (A1) Emmett Barry Sanford, Emmett Cecil Sanford Jr</p>		<p>1997-08-19 US (A)5761872 と同様に、1990-01-18 CA2008043 (A1)の梁端部に面材のウェブ区間を設けて、長さ調整を可能にしている。</p>
<p>2001-07-17 US6701690B2 Guido Deschenes</p>		<p>製材のラティス材を2分割したフランジで左右両側から挟み付けて嵌合接着させて一体化した梁。</p>

<p>2007-04-17 US2009094930 Artur Schwoerer</p>		<p>製材のラティス材に2列の本実加工とフィンガージョイント加工を施して、2列の本実でフランジと接合し、フィンガージョイントで隣接するラティス材と接着接合して一体化した木製ラティス梁。</p>
<p>2008-11-12 DE102008061623 (A1) Gregor Wenighofer et al.</p>		<p>フランジが2層となっており、外側は、特にバーチを含む広葉樹であるI形梁。</p>
<p>2009-11-23 US2011219726 (A1) Werner Brunner</p>		<p>コンクリート型枠用の木材サポート梁で、梁の端部には、端部を囲む保護キャップが設けられている。</p>
<p>2010-07-25 US8561373 (B1) William D McDonald</p>		<p>全て竹材によるI形梁で、ウェブは45度に傾斜した直交パネルで、ウェブを挟むように竹製のフランジが取り付け。</p>
<p>2015-08-28 US170058525 (A) Darren Robert Hercus</p>		<p>断続的に配置された製材のブロックをウェブとして、製材のフランジと接着接合することで、開口付きのI形梁を提案している。</p>

1-3 既往の研究

1-3-1 I形断面の材料、力学特性と設計法について

I形断面は19世紀の鑄鉄製の梁にも見られる。鑄鉄は引張に弱く許容引張応力度が圧縮の1/5程度であるため、梁下側の引張側フランジを圧縮側フランジの4倍程度の断面積を持たせた断面がGoodmanにより提案されている¹⁷⁾。

木質のI形梁やボックス梁は、航空機向けの構造材として1900年代前半に多くの研究がなされ、発展してきた。1924年にNewlinらは、I形梁のせん断変形について研究している。実験からせん断剛性を計測し、断面積、形状によるせん断係数係および荷重条件を含んだせん断剛性の値を求めている¹⁸⁾。曲げ強度の検定について Form factor を用いる方法が採られている。木材の曲げ強度が断面寸法や形状により変化することから、I形やボックス形などのウェブ厚やフランジ厚の比率によって決まるForm factorで強度を低減している¹⁹⁾。翌年は、圧縮力を受けるI形梁の曲げ強度について報告している²⁰⁾。

Markwardtは1938年にForm factorについて、Newlinの式より簡便な式を提案している²¹⁾。1944年に、米国の陸軍・海軍・土木委員会 (Army-Navy-Civil committee) と農林省の森林林産研究所 (Forest products laboratory Forest service United states department of agriculture) が発行した Design of Wood Aircraft Structures²²⁾ にI形梁などにこれら強度や設計法がまとめられている。ボックス梁のせん断剛性に関して、1952年にWithey、Lewisらにより補足する内容が追加された²³⁾。

1961年に高見らは合板をウェブに用いたボックス梁について、せん断変形を考慮した理論式の提案と実験値との比較を行っている²⁴⁾²⁵⁾。また、ウェブの合板の繊維方向が45度としたものは、0度または90度のものと比べてせん断剛性が高く、曲げ耐力が高いと報告している。

1970年Orosz²⁶⁾は、せん断変形を計算するための単純化したエネルギー法を提案した。また、1970年代にRemaker²⁷⁾、Superfesky²⁸⁾らはハードボードをウェブに用いたI形梁について、Johnson²⁹⁾らはパーティクルボードをウェブに用いたI形梁やボックス梁の曲げ剛性、せん断剛性について研究している。Superfesky¹³⁾は、ハードボードを用いたI形梁の挙動は、弾性梁理論で予測できることを確認した。

1973年後藤らは合板をウェブに用いたI形梁で実験し、たわみはせん断変形を考慮した理論式と良く一致することを確認している。また、曲げ耐力を米国のForm factorで求めたものと比較し、断面係数にフランジの圧縮または引張強度を乗じる慣用式で十分と結論づけている³⁰⁾。平嶋は、合板をウェブに使用したボックス梁で、合板の座屈に対して安定となるステイフナの間隔をフランジ間の距離との関係で図表に表した³¹⁾。

1980年代、国内でもハードボードをウェブに用いたI形梁の取り組みが見られる³²⁾³³⁾。

国内では2000年に建築基準法が改正された時に、I形梁は法第37条で「木質複合接着軸材」に括られて、その品質基準が定められた。その品質基準に基づき、いくつかのI形梁が開発された。大橋らは、北海道産材を用いたI形梁の実用化に取り組み、カラマツ合板をウェブに、トドマツの構造用製材をフィンガージョイントで縦継ぎしたI形梁について、製造条件や曲げ剛性、曲げ耐力について詳述している³⁴⁾³⁵⁾³⁶⁾。その後、せん断の強度、剛性についても詳細な報告がある³⁷⁾。

國崎³⁸⁾らは、OSBやパーティクルボードのウェブにカラマツLVLのフランジを組み合わせたI形梁の開発に取り組み、その力学特性や長期性能などについて報告している。Yehらは、孟宗竹をフランジに、ウェブには製材を用いたボックスビームの開発に取り組み、曲げ剛性が高いことと曲げ試験時の中立軸の移動は小さいことを確認している³⁹⁾。河村らは、合板の繊維方向が45度に傾斜した斜行合板の製造技術を開発し、この斜行合板を使ったI形梁の開発にも取り組んだ。河村らは、I形梁のせん断ひずみを画像解析により分析し、普通の合板では理論通りのひずみ分布だったが、せん断剛性の高い斜行合板やOSBのI形梁の場合は、載荷点やフランジとウェブの接合部でひずみが大きくなり、分布が偏ることが確認された⁴⁰⁾。

1-3-2 長期性能に関する研究

木材の長期的な挙動としては、クリープ変形とクリープ破壊がある。

クリープは載荷直後のたわみに加えて、経過時間とともにたわみが進行することである。木材は、セルロース、ヘミセルロース、リグニンといった高分子から構成される。これらの分子は鎖状に長いので、荷重を受けると粘弾性の挙動を示すことが知られている。粘弾性（レオロジー）の性質は時間軸を考慮して、弾性と粘性流動を組み合わせた力学的性質であり、多くの実験的、理論的に多くの研究がある。近代の工業化で高分子素材の合成樹脂や合成繊維、ゴム、塗料などが現れるのに伴い、レオロジーは発展してきた。クリープの程度は、初期剛性に対する経時の剛性の比である剛性低下率または、初期たわみに対する経時のたわみの比率である変形増大率などで表す。

クリープ破壊は荷重継続の影響で安定したクリープの限度を超えて破壊することで、定量的には荷重継続時間の影響（Duration of Load effect, 略してDOLと呼ばれる）による調整係数として、設計上の許容応力度を決めるのに用いられる。DOLのメカニズムの理論や時間を推定する理論としては、以下のようなものがある⁴¹⁾。一つは、Nielsenによる粘弾性クラック理論で、クラックを有する木材を線形粘弾性体とし、クラックの先端が開口していく時間を推定する理論である。もう一つはFoschiらによる提案で、外力によるダメージが累積していき、ついには破壊してしまうというモデルである。

木材のクリープに関しては、多くの実験や研究がある。1949年に久田⁴²⁾は荷重度別の長期載荷におけるひずみ速度を比較し、クリープ限度は40%から60%にあるとしている。久田の研究や、米国のForest Products LaboratoryでLiska⁴³⁾やWood⁴⁴⁾が行った高速度載荷試験によるクリープ限度の推定（1950）の後に、杉山は1954年以降に精力的にクリープおよびクリープ限度の研究を行った⁴⁵⁾⁴⁶⁾⁴⁷⁾ほか多数。

Clouser⁴⁸⁾は、応力レベルで60%から95%で8段階の載荷を、相対湿度30%と64%でクリープ試験を行い、荷重継続時間とクリープの傾向を観察した。二次クリープまでのクリープ曲線は、パワー則（べき乗則）の式で表せることを確認し、応力レベルや湿度が高くなるとクリープが進行すること、および荷重継続時間は応力レベルに依存するものの湿度環境には依存しないことを確認した。

木材は含水率の程度により寸法や力学的性質が変わる。含水率は周囲の湿度によって変化し、クリープにも影響を与える。一般に、一定応力下の木材は吸湿過程では変形が回復し、脱湿過程で変形が進行する現象で、これをメカノソープティブ現象と呼んでいる。メカノソ

ープティブの研究は古くから行われているが、全体像は未だ明らかでないといわれている⁴⁹⁾。1992年にFridley⁵⁰⁾は、クリープを4要素モデルに、メカノソープティブ変形のダッシュポットを直列につないだ5要素モデルを提案した。徳本らは、1996年に吸湿および放湿過程での木材クリープについて湿度変化条件や温度条件を変えて試験し、その結果から分子鎖の吸湿と放湿のメカニズムが異なると推量している⁵¹⁾。また1998年に、吸放湿と曲げセット試験片のクリープ回復、吸湿過程のクリープを比較している⁵²⁾。

I形梁やボックス梁のクリープに関しては、1970年以降に実大試験の報告^{53)・56)}が出てくる。1978年にSuperfesky⁵³⁾らは、ハードボードおよび合板を用いたI形梁について、湿度を周期的に変化させてクリープ試験を実施している。国内では、大橋⁵⁷⁾⁵⁸⁾⁵⁹⁾らがカラマツ合板のウェブとトドマツ縦継ぎ材をフランジに用いたI形梁のクリープ試験を行っている。曲げのクリープの他に、ショートスパンのクリープ試験を実施し、せん断のクリープ係数を計測した。吉田⁶⁰⁾および大石⁶¹⁾らは、OSBやパーティクルボードのウェブにカラマツLVLのフランジを組み合わせたI形梁で、恒温恒湿環境で長期荷重の破壊試験とクリープ試験を実施した。破壊試験による50年間の荷重継続時間に係る調整係数は、OSB、パーティクルボードともに0.66と評価された。

1-3-3 既往研究のまとめ

I形梁は、古くは特に戦時の航空機産業で技術が発展し、戦後は高度成長による森林資源枯渇のおそれから木材資源の有効利用が目的となった。北米では大量生産が可能になってからは、その低廉さから、床構造に広く用いられている。フランジとウェブが曲げとせん断を分担して負担するため、それぞれに見合った特性の材料が採用または提案されてきた。設計法に関しては、せん断変形を考慮した設計をするために、略算的な係数やせん断たわみ式などが提案されてきた。

木材の長期的な特性には、クリープ変形やメカノソープティブ現象、クリープ破壊などがある。多くの研究により、定常環境での挙動は捉えられているが、そのメカニズムは不明なことが多く、メカノソープティブ変形などは実際の挙動を予測することは難しいのが実情である。I形梁も各部材に木材由来の材料を使用する以上は、これらの現象を避けることはできないため、実験的に確かめる必要がある。

1-3-4 既往研究に対する本論文の位置づけ

以上のように、木質I形梁やボックス形梁などについては、国内外で様々な研究が行われてきた。しかしながら、国産材のI形梁に関する研究事例は、梁の形状、材料など種類は多くない。また、特に設計上必要なウェブの特性について、せん断の基準強度や許容応力度を決めるための荷重継続時間の影響係数やクリープ特性に関する既往の研究は少ない。本研究で取り上げることになる斜め格子パネルを用いたI形梁については既往の技術や研究が見られないため、力学的特性や長期的な挙動を確かめて設計法としての提案、普及を後押しする技術を提案している。

1-4 研究の概要

1-4-1 構成材料と断面形状

本研究で取り組んだ I 形梁の断面を Fig. 1-4 に、外観を Fig. 1-5 に示す。フランジは国産カラマツの LVL (断面: 厚 45 mm × 幅 105 mm) で、梁の強軸方向に対して積層面が直交する配置。(横使い配置)

ウェブは国産スギの斜め格子面材 (厚 18 mm) (以下、本論文では DLP と呼ぶ) で、これを構成するラミナの断面は厚 9 mm × 幅 55 mm、配置間隔は 110 mm、傾斜角 45° 方向に 2 層を直交方向に平たい面で貼り合わせている。このウェブは、耐力壁面材に用いられる斜め格子パネルと同様のものである⁶²⁾。梁せいは、283.5 mm と 308 mm がある。ともにウェブは格子 1.5 個分の幅から板取りで、ウェブの切断寸法が若干異なる。

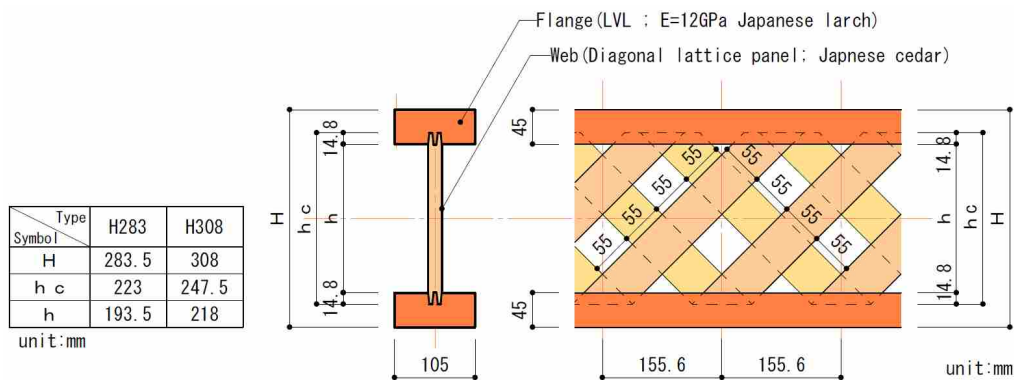


Fig. 1-4 Geometry of I-Beam



Fig. 1-5 Cut Sample of Prototype

1-4-2 本論文の構成

本論文は、上記の背景や目的をもとに始めた I 形梁の開発に関する一連の研究や検証をとりまとめたものである。第 2 章では材料の選定について、特にウェブに DLP を用いた経緯や I 形梁の断面性能、接合方法について述べる。第 3 章では DLP を用いた I 形梁の短期力学性能について、応力状態、強度特性、設計法について述べる。第 4 章では、I 形梁の荷重継続時間やクリープなど長期的性能について、特に DLP の特性や合板などとの違いについて明らかにした。第 5 章では、木造軸組工法に適した I 形梁として施工や製造に必要な周辺技術について、接合方法、貫通孔補強、長尺の I 形梁を作るためのウェブ継ぎ手を開発した。第 6 章は、本研究を通じて得られた知見を総括し、今後の可能性、方向性を示す。

参考文献

- 1) 林野庁研究普及課: 森林・林業分野における地球温暖化対策について, 林野庁 プレスリリース, 19th Mar. 2002
- 2) The Sixth Session of IPCC Working Group III, Summary for policymakers climate change 2001: mitigation pp. 322-323, Mar. 2001
- 3) Andrew H Buchanan: Timber engineering and the greenhouse effect, Proceedings of IPENZ Annual Conference 1990, pp. 213-223, Feb. 1990
- 4) 林野庁ウェブサイト: http://www.rinya.maff.go.jp/j/sin_riyou/ondanka/20141117_topics5.html
- 5) 特定非営利活動法人 活木活木 (いきいき) 森ネットワーク ウェブサイト: <https://www.kidukai.com/undou/>
- 6) 木造軸組工法住宅における国産材利用の実態調査報告書 (第3回) (平成25年3月) / (社) 木造住宅産業協会, Mar. 2013
- 7) Hideki Aoi, Nobuhiro Mii, Atsushi Miyatake, Fumio Kamiya. The ratio of working stress to allowable stress of structural members of wooden houses I. Columns and sill plates of houses built in a general area. Mokuzai Gakkaishi. Vol.54 No.4 pp.208-215, 2008 (in Japanese)
青井秀樹, 三井信宏, 宮武敦, 神谷文夫: 木造住宅の構造部材に生じる各種応力の許容応力度に対する割合 (第1報) 一般地域に建設された住宅の柱と土台, 木材学会誌 Vol. 54 No. 4 pp. 208-215, 2008
- 8) Hideki Aoi, Nobuhiro Mii, Atsushi Miyatake, Fumio Kamiya. The ratio of working stress to allowable stress of structural members of wooden houses II. Beams of houses built in a general area. Mokuzai Gakkaishi. Vol.55, No.1, pp.37-44, 2009 (in Japanese)
青井秀樹, 三井信宏, 宮武敦, 神谷文夫: 木造住宅の構造部材に生じる各種応力の許容応力度に対する割合 (第2報) 一般地域に建設された住宅の梁, 木材学会誌 Vol. 55 No. 1 pp. 37-44, 2009
- 9) 日本建築学会: 木構造設計規準
- 10) 国土交通省 総合政策局情報政策課建設経済統計調査室: 建築着工統計調査 2017年度 第4表-1 着工建築物: 用途別 (大分類)、地上の階数別、構造別 (新築工事), https://www.e-stat.go.jp/stat-search/files?page=1&layout=datalist&toukei=00600120&tstat=000001016965&cycle=8&year=20171&month=0&result_back=1, accessed on April 1st 2019
- 11) ミニストップ株式会社: ニュースリリース 国内商業施設初! 環境配慮型店舗の出店について ~F S C認証を受けた国産材木造店舗~, Oct. 2009, <https://www.ministop.co.jp/corporate/release/assets/pdf/P304.pdf>, accessed on April 1st 2019
- 12) 株式会社ファミリーマート: CSRハンドブック2017, Oct. 2017, http://www.family.co.jp/company/csr/engagement/csr_handbook_arc_2017.html, accessed on April 1st 2019
- 13) 協同組合ウッドィあさひかわ: TSTビーム, <http://www.mlit.go.jp/common/001109042.pdf>
- 14) 株式会社キーテック: 木質複合軸材料「キーラムジョイスト」(53mm、58mm), http://www.key-tec.co.jp/wp/wp-content/themes/keytec/pdf/joist_manual.pdf, accessed on April 1st 2019
- 15) エイアンドエムカーペントリー株式会社: 木質複合軸材料「スーパージョイストLF」
<https://super-joist.com/superjoist>, accessed on April 1st 2019
- 16) Barrette Structural Distribution Inc. : The Open Joist TRIFORCE®, <https://www.openjoisttriforce.com/>, accessed on April 6th. 2019
- 17) W. Bates: Historical structural steel work handbook: property of U.K. and European cast iron, wrought iron and steel sections including design, load and stress data since Mid 19th Century (4th Impression), The British Constructional Steelwork Association Limited, Apr. 1991
- 18) J. A. Newlin and G. W. Trayer: The influence of the form of a wooden beam on its stiffness and strength-I, National advisory committee for aeronautics report No. 180, 1924
- 19) J. A. Newlin and G. W. Trayer: The influence of the form of a wooden beam on its stiffness and strength II, National advisory committee for aeronautics report No. 181, 1924
- 20) J. A. Newlin and G. W. Trayer: The influence of the form of a wooden beam on its stiffness and strength III, National advisory committee for aeronautics report No. 188, 1925
- 21) L. J. Markwardt, Form factors and methods of calculating the strength of wooden beams, Paper presented at the Conferences on Timber and Concrete, July 1938
- 22) Army-Navy-Civil committee and Forest products laboratory Forest service United States department of agriculture: Design of wood aircraft structures, 1944
- 23) M. O. Withey and E. R. Dawley, W. C. Lewis, et al., Design of Plywood Beams, Forest products laboratory, 1952
- 24) Isami Takami, Masao Kawaguchi : Studies on the mechanics of wooden box-beam. I. stiffness of bending, Mokuzai

- Gakkaishi Vol. 7, No. 3, pp. 101-106, 1961 (in Japanese)
 高見勇、川口正夫, Box-Beamに関する研究 (第1報) 曲げ剛性について, 木材学会誌 Vol. 7, No. 3, 1961
- 25) Isami Takami, Masao Kawaguchi : Studies on the wooden box-beam. II. stiffness and strength of bending, Mokuzai Gakkaishi Vol. 7, No. 6, pp. 264-268, 1961 (in Japanese)
 高見勇、川口正夫, Box-Beamに関する研究 (第2報) 曲げ剛性および強度試験について, 木材学会誌 Vol. 7, No. 6, pp. 264-268, 1961
- 26) Ivan Orosz, Simplified method for calculating shear deflections of beams, Forest service forest products laboratory, USDA. Forest service research note PL-0210, 1970
- 27) Terry J. Ramaker and Michael D. Davister: Predicting performance of hardboard in I-beams, USDA, Forest Service Research Paper FPL 185, 1972
- 28) Michael J. Superfeskys and Terry J. Ramaker, Hardboard-webbed I-beams subjected to short-term loading, USDA Forest Service Research Paper FPL 264, 1976
- 29) Jay A. Johnson, Geza Ifju, and Hawy W. Rogers: The performance of composite wood/particleboard beams under two-point loading, Virginia Polytechnic Institute and State University, 1975
- 30) Kazuo Gotoh, Nobuhiko Otaki and Ichiro Abe : Study on wooden I and Box beams, Transaction of the architectural institute of Japan, No.205, pp.11-21, 87, 1973 (in Japanese)
 後藤一雄, 大滝信彦, 阿部市郎 : 合板をウェブ材に使用した I形および Box形木造梁の研究(その1), 日本建築学会論文報告集 No.205, pp.11-21, 87, 1973
- 31) 平嶋義彦, 合板箱型梁の強度性能 (第1報) , 林産試験場報告 第294号, 1977
- 32) Atsuhiko Suematsu, Shuzo Suzuki : Bending Characteristic of I-beam composed of LVL and particle board, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, AIJ C, pp. 1271-1272, 1985. 7 (in Japanese)
 鈴木秀三, 末松充彦: LVLとパーティクルボードにより構成された I 型梁の曲げ性状について, 日本建築学会学術講演梗概集. C, pp. 1271-1272, 1985-7
- 33) Kei Sadakata : Experimental study on the hardboard webbed wooden composite I-beams, toughness and deformation behavior, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 386, pp. 49-59, 1988. 4 (in Japanese)
 定方啓: ハードボード I 形組立ばりの耐力・変形挙動に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 386, pp. 49-59, 1988. 4
- 34) 大橋義徳, 佐藤司, 田口崇, 戸田正彦, 松本和茂, 高山光子, 十河哲也: 道産材を用いたI形梁の実用化 (第1報) 製造条件の検討, 林産試験場報 第18巻 第4号, 2004
- 35) 大橋義徳, 戸田正彦, 藤原拓哉, 佐藤司, 平井卓郎: 道産材を用いたI形梁の実用化 (第2報) 曲げ性能 (剛性) の評価, 林産試験場報 第19巻 第2号, 2005
- 36) 大橋義徳, 佐藤司, 戸田正彦, 前田典昭, 田口崇, 古田直之: 道産材を用いたI形梁の実用化 (第3報) 曲げ性能 (最大耐力) の評価, 林産試験場報 第20巻 第1号, 2006
- 37) Yoshinori Ohashi, Masahiko Toda, Takuya Fujiwara, Tsukasa Sato, Takuro Hirai: Mechanical properties of wooden I-beams with plantation timber materials in Hokkaido I Bending, shear and partial bearing properties, Mokuzai Gakkaishi Vol. 54, No. 1, pp.23-32, 2008 (in Japanese)
 大橋義徳, 松本和茂, 佐藤司, 平井卓郎: 道産材を用いた木質 I 形梁の力学特性 (第1報) 曲げ, せん断, めり込み特性, 木材学会誌 第54巻 第1号 pp.23-32, 2008
- 38) Kunisaki Yuki, Shiro Nakajima, Yoshinori Ohashi, Narita Satoshimoto, Tomonori Yoshida, Takumi Fukano, Matsuzato and Tetsuya Oishi : Mechanical Properties of I-joist: Part 1 bending and shear properties, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1 pp. 241-242, 2011. 7 (in Japanese)
 國崎祐樹, 中島史郎, 大橋義徳, 李元羽, 成田敏基, 吉田智則, 深野匠, 松里整, 大石哲也: 国産材を用いた木質 I 形複合梁の力学特性 その1 曲げ性能、せん断性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp. 241-242, 2011. 7
- 39) Min-Chyuan Yeh, Wei-Chen Hong, Yu-Li Lin: Flexural properties of structural laminated bamboo/solid wood composite box hollow beams, Taiwan Journal of Forest Science 24 (1), pp.41-49, 2009
- 40) 河村進, 大畑敬, 大橋義徳, 松本和茂: 画像相関法を用いたI形梁のせん断性能の測定とその評価, 島根県産業技術センター研究報告第48号, 2012
- 41) 中村昇: 木質構造のここが分からない:第5回 Duration of Load Effect(1) -粘弾性クラック進展理論-, Journal of Timber Engineering Vol.18 No.3, pp. 88-95, May 2005
- 42) Kenzaburo Takeyama, Toshihiko Hisada, Seiji Takenouchi : On the Strength of Wooden Construction under Long Sustained Load, Transactions of the Architectural Institute of Japan, No.39, pp. 18-27, 1949-11 (in Japanese)
 竹山謙三郎, 久田俊彦, 竹之内清次: 木構造の長期強度について, 日本建築学会論文集 No.39, pp. 18-27, 1949-11

- 43) J. A. Liska: Effect of rapid loading on the compressive and flexural strength of wood, Forest Product Laboratory Report No. R1767, June 1950
- 44) L. W. Wood, Relation of strength of wood to duration of load, Forest Product Laboratory Report No. R1916, Dec 1951
- 45) 杉山英男: 木材の強度に及ぼす高速度荷重の影響に関する最近の研究に就て, 日本建築學會研究報告 関東支部研究報告 No. 26, pp. 1-4, 1954-3
- 46) 杉山英男, 田村孝之, 加賀屋靖, 河田道彦: 曲げを受ける木材のクリープ変形に関する実験的研究 (第1報), 日本建築學會研究報告 関東支部研究報告 No. 26, pp. 1-4, 1954-3
- 47) 杉山英男, 田村孝之, 加賀屋靖, 河田道彦: 曲げを受ける木材のクリープに関する実験的研究 (第2報): 曲げのクリープ特性に就て (1), 日本建築學會研究報告 関東支部研究報告 No. 27, pp. 201-202, 1954-5
- 48) W. S. Clouser, Creep in small wood beams under constant bending load, Forest Product Laboratory Report No. R2150, Sep. 1959
- 49) 日本木材学会 木材強度・木質構造研究会 編: ティンバーメカニクス, 海青社, 20th Oct. 2015
- 50) Kenneth J. Fridley, R. C. Tang, Lawrence A. Soltis: Creep behavior model for structural lumber, Journal of Structural Engineering, Vol. 118, No. 8 pp. 2261-2277, Aug. 1992.
- 51) Morihiko Tokumoto, Takashi Takeda, Tatuo Nakano : Effect of temperature on bending creep of wood during moisture adsorption, journal of the society of materials science, Vol.45, No.4, pp. 376-380, Apr.1996 (in Japanese)
徳本守彦, 武田孝志, 中野達夫: 木材の吸湿過程の曲げクリープに及ぼす温度の影響, 日本材料学会 会誌 材料, Vol.45, No.4, pp. 376-380, 1996, 4
- 52) Morihiko Tokumoto, Hideki Nagae, Takashi Takeda, Tatuo Nakano : Bending creep during moisture adsorption of wood subjected to set in bending, Journal of the Society of Materials Science, Vol. 47, No. 4, pp. 374-379, 1998. 4 (in Japanese)
徳本守彦, 長江英樹, 武田孝志, 中野達夫 : 曲げセットをうけた木材の吸湿過程の曲げクリープ, 日本材料学会 会誌 材料, Vol.47, No.4, pp. 374-379, Apr. 1998
- 53) Michael J. Superfesky, Terry J. Ramaker, Hardboard-webbed I-beams: Effects of long-term loading and loading environment, Product Laboratory, Research Paper FPL 306, Sep. 1978
- 54) J. Dobbin McNatt, Michael J. Superfesky: Long-Term Load Performance of Hardboard I-Beams, Forest Products Laboratory, Research Paper FPL 441, Nov. 1983
- 55) Robert J. Leichti: Comparative performance of long-term loaded wood composite I-beams and sawn lumber, Wood and Fiber Science, 21(2), pp. 142-154, 1989
- 56) Benjamin Wisniewski, Harvey B. Manbeck: Residential Floor Systems: Wood I-Joist Creep Behavior, Journal of Architectural Engineering, Vol. 9 Issue 1, March 2003
- 57) 大橋義徳: 北海道産人工林材を用いた木質 I 形梁の材料特性と構造設計に関する研究, 学位論文 北海道大学, 2009
- 58) Yoshinori Ohashi, Kazushige Matsumoto, Tsukasa Sato, Takuro Hirai : Mechanical Properties of Wooden I-beams with Plantation Timber Materials in Hokkaido II, Mokuzai Gakkaishi Vol. 54 No. 4 pp. 174-182, 2008. 7 (in Japanese)
大橋義徳, 松本和茂, 佐藤司, 平井卓郎: 道産材を用いた木質 I 形梁の力学特性(第2報)曲げクリープ特性, 木材学会誌 Vol.54 No.4 pp. 174-182, 2008
- 59) Yoshinori Ohashi, Kazushige Matsumoto, Tsukasa Sato, Takuro Hirai : Mechanical Properties of Wooden I-beams with Plantation Timber Materials in Hokkaido III, Mokuzai Gakkaishi Vol. 55 No. 4 pp. 217-225, 2009. 7 (in Japanese)
大橋義徳, 松本和茂, 佐藤司, 平井卓郎: 道産材を用いた木質 I 形梁の力学特性(第3報)せん断クリープ特性, 木材学会誌 Vol.55 No.4 pp. 217-225, 2009. 7
- 60) Tomonori Yoshida, Shiro Nakajima, Yoshinori Ohashi, Yuuki Kunisaki, Wonwoo Lee, Toshiki Narita, Takumi Fukano, Sei Matsusato, Tetsuya Oishi : Mechanical Properties of I-joist Part 3 Duration of load and creep factor of I-joist, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1 pp. 245-246, 2011. 7 (in Japanese)
吉田智則, 中島史郎, 大橋義徳, 国崎祐樹, 李元羽, 成田敏基, 深野匠, 松里整, 大石哲也: 国産材を用いた木質 I 形複合梁の力学特性その3 クリープおよび荷重継続時間に係る調整係数, 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp. 245-246, 2011. 7
- 61) 大石哲也, 中島史郎, 国崎祐樹, 吉田智則, 松里整, 李元羽, 成田敏基: 木質構造材料の長期性能の評価に関する研究 -木質I形複合梁および直交層を有する単板積層材の評価結果-, 第62回日本木材学会大会 要旨集 H16-01-1415, 2012
- 62) Kenichi Machida, Makoto Watahiki, Yoshimitsu Ohashi and Isao Sakamoto: Experimental study on static and dynamic property of shear walls of wooden post and beam construction, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 593, pp. 95-102, 2005. 7 (in Japanese)
町田健一, 綿引誠, 大橋好光, 坂本功: 木造軸組工法耐力壁の静的・動的性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 593, pp. 95-102, 2005. 7

2 材料選定と接合方法、梁断面

2-1 材料選定

2-1-1 候補となった材料

海外で生産される I 形梁には、ウェブに構造用パネル (OSB)、合板、パーティクルボードを、フランジには構造用単板積層材 (LVL) や構造用縦継ぎ材などを用いたものがある。せん断性能を担うウェブには、せん断弾性係数とせん断強度の高い OSB が特に多く使われている。しかし、国内で国産材の OSB は生産されていないため、候補からは外した。入手性の観点で国産の構造用合板 (厚さ 12 mm、以下 PW12 という) と斜め格子パネル (以下 DLP という) の 2 種類の面材をウェブ材の候補とし、せん断性能を検証した。DLP は、断面が厚 9 mm × 幅 55 mm の国産スギのラミナ (JAS 構造用製材甲種二級相当) を傾斜角 45° 方向に、等間隔に約 50 mm の隙間を開け、2 層を直交させて、水性高分子イソシアネート系接着剤 (以下、API 接着剤という) で貼り合わせた厚みが 18 mm の面材である。面材の外周部では、ラミナの交点が 151 mm 間隔になるように配置される (Fig. 2-1)。この面材は木造住宅の耐力壁としても利用されているものである。

フランジには、小断面での入手が可能で、ヤング率の高い LVL を選択した。目標とする性能から予備計算により、フランジのヤング率は 12 GPa 程度が必要で、国産材ではカラマツの LVL 製品が要求を満たしていた。LVL はその構成要素が比較的小さく、欠点やばらつきの少ないため、曲げを負担する部材が細く長い I 形梁のフランジには好適な材料である。

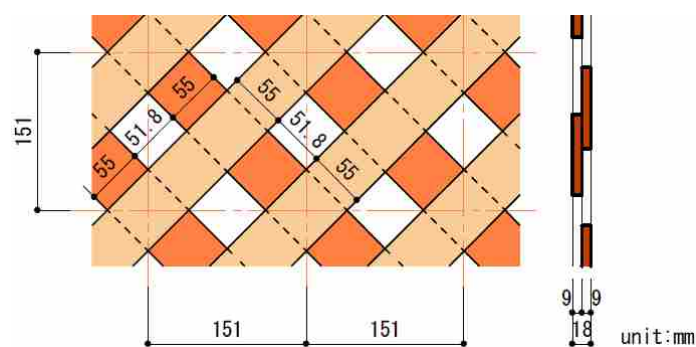


Fig. 2-1 Typical geometry of diagonal lattice panel

2-1-2 面材のせん断試験方法と試験体

DLP と PW12 の比較検証は ASTM 規格に規定される Two-rail shear 法²⁾ (TRS 法) によるせん断試験によって行った。面材の樹種、等級、構成等を Table 2-1 に、試験体、試験装置を Fig. 2-2 に示す。

Table 2-1 Specifications of specimen for TRS test

Symbol	DLP	PW12
Type	Diagonal Lattice Panel	Plywood
Species	Japanese cedar	Japanese larch and Japanese cedar
Grade	Sawn timber sorted based on JAS of sawn timber structural grade 2	Structural, grade 2
Adhesive	API	Phenol resin
Specification	2 plies, 18 mm thick	5 plies, 12 mm thick
Notes	See Fig. 2-1	1st, 2nd, 5th ply are larch

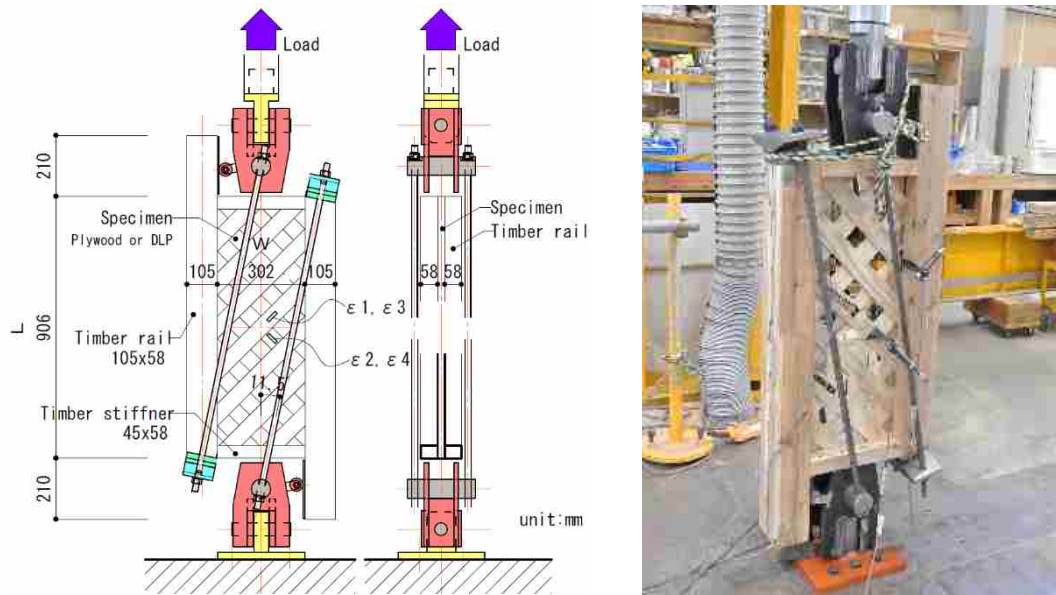


Fig. 2-2 Geometry and installation view of the specimen

面材寸法は、レール枠材間の内法幅と高さが規格では203 mm×609 mmとなっているところを、302 mm×906 mmとした。DLPの斜め格子の間隔は151 mmなので、幅を間隔の倍数に合わせる方が、面材のせん断弾性係数を適切に評価できると考えた。PW12は、接着強度を優先するため合板表層の繊維方向をレール木材と平行にした。面材両面に、載荷用レールとして木材105 mm×58 mmを、上下端部に暴れ止めとして枠材45 mm×58 mmをそれぞれ酢酸ビニル系接着剤で固定した。試験はDLPを9体、PW12を6体実施した。

DLPの変形角は、試験体中央付近で単層になっているラミナ両面に木材繊維方向に貼ったひずみゲージ(ε₁~ε₄)で計測した。PW12の変形角は、試験体両面の中央に直交二軸のひずみゲージを45°方向に貼り付けて測定した。面材の変形角は式(2-1)により求めた。面内せん断応力度(τ)、せん断弾性係数(G)はそれぞれ式(2-2)、式(2-3)によって求めた。なお、DLPの断面積はパネルの隙間部分を含んだ値とした。

$$\gamma = \frac{\varepsilon_2 + \varepsilon_4}{2} - \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2} \quad (2-1)$$

where :

γ: Shear deformation angle (rad)

ε₁, ε₃: Strain (compressive direction)

ε₂, ε₄: Strain (tensile direction)

$$\tau = \frac{P}{L \cdot t} \quad (2-2)$$

where :

τ: Shear stress (MPa)

P: Loading force (N)

L: Length of shear area (mm)

t: Thickness of specimen (mm)

$$G = \tau / \gamma \quad (2-3)$$

where :

G: Modulus of stiffness in the plane (MPa)

2-1-3 試験結果

最大荷重 (P_{max})、せん断強度 (τ_{max})、せん断剛性 (GA)、せん断弾性係数 (G) をTable 2-2に、せん断応力度と変形角の関係をFig. 2-3に示す。試験終了後に試験体で損傷のない箇所を切り出し (DLPはラミナを採取)、密度および含水率、曲げヤング率を測定した結果をTable 2-3に示す。PW12は、最終的に全て合板のせん断破壊に至った。表面の単板が繊維方向に直線状に縦ずれしていた。3体は最大荷重を示した後に大きく荷重低下し、他の3体は最大荷重付近で変位 3 mm程度荷重を維持し靱性的な挙動を示した。

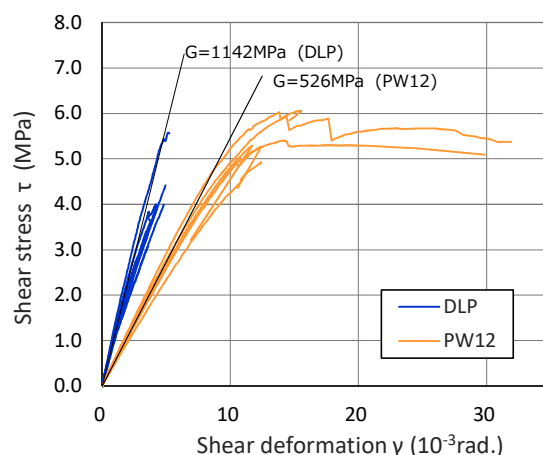


Fig. 2-3 Stress-Deformation curves

Table 2-2 Results of two rail shear tests and quoted data (OSB)

Type		PW12	DLP	OSB ³⁾
	Thickness	12 mm	18 mm	9.5 mm
	n	6	9	5
P_{max}	Average	59.7	69.0	72.6 [#]
(kN)	s.d. (CV)	4.68 (7.8%)	10.5 (15.2%)	
	TL (kN)	48.8	45.4	
τ_{max}	Average	5.48	4.22	8.44
(MPa)	s.d. (CV)	0.43 (7.8%)	0.64 (15.2%)	0.336 (4.0%)
	TL (kN)	4.48	2.78	
GA	Average	5.78	18.6	11.5 [#]
(MN)				
G	Average	526	1,142	1340
(MPa)	s.d. (CV)	40 (7.6%)	72.4 (6.3%)	149 (11.1%)
Legend)	P_{max} : Maximum force	τ_{max} : Maximum shear stress		
	G : In plain shear modulus	A : Cross section area		
	s.d. : Standard deviation	CV : Coefficient of variation		
	TL : fifth percentile lower tolerance limit with confidence level of 75%			
	[#] : calculated value by quoted data			

Table 2-3 Properties of specimens

	Density (g/cm ³)	Moisture (%weight)	MoE (GPa)
PW12	0.52	8.6%	3.37
DLP	0.41	11.3%	9.45

Note) MoE was obtained from bending tests.

試験体の破壊状況を破壊モード別にTable 2-4、Table 2-5に示す。DLPは、4体がパネルのせん断破壊 (S) (ラミナ破断、レール付近でラミナのせん断破壊など) が見られ、2体はパネルがレール木材に接着された部分での破断 (Dw)、1体はレールの折損で壊れ (R)、これらはパネルがせん断で破壊したと見做し、耐力および強度の算定に採用した。残りの2体 (Da) はレール木材とパネルの接着部が剥がれパネルがほとんど壊れなかったので、耐力算定には採用しなかった。合板試験体は、5体が面内でせん断破壊 (S) し、1体はレール付近で合板が割裂破壊した。

Table 2-4 Failure mode in DLP specimen







failure mode S	failure mode Dw	failure mode Da	failure mode R
			
Shaer failure with tensile failure of laminas	Detachment of timber rail breaking in wood part	Detachment of rail in adhesion layer	Rupture of timber Rail

Table 2-5 Failure mode in Plywood specimen

failure mode S	failure mode C
	
Shaer failure of plywood	Cracking near timber rail

2-1-4 TRS法試験の考察

① 強度および剛性

DLPに関して、 P_{max} のCVは15.2%とばらつきが大きくなり、 τ_{max} の5%下限値は相対的に大幅に低くなった。ばらつきの要因は、パネルとレールの接着強度が不足していたため、安定してパネルで壊れなかったと考えられる。そのため P_{max} のTLと比較すると同等で、平均値ではDLPが9 kN（約15%）程度PW12を上回った。

Table 2-2にて、OSBの τ_{max} と G について文献値³⁾から引用し、三者を比較した。まず P_{max} の比較では、PW12が最小で、DLP、OSBの順に大きくなる。 τ_{max} では、DLPが最小で、PW12、OSBの順に大きくなり、DLPが18 mmでPW12より1.5倍厚いため、 P_{max} の序列と逆転する。

G の比較では、DLPはPW12より約2 倍大きく、OSBの0.85 倍だった。パネルとしての剛性(GA)では、DLPはPW12の3倍で、OSBの1.7倍となった。

DLPは正味の材積がOSBと同等、合板の3/4程度であることを考慮すると、せん断の強度や剛性に優れていることが分かる。これは45度方向に配向されたラミナの寄与が大きいためである。

② DLP試験体のひずみ

試験体中央付近のラミナに貼ったひずみゲージの値より、引張ひずみ (ε_t) と圧縮ひずみ (ε_c) とせん断応力度の関係をFig. 2-4に示す。

ε_c は、ほぼ線形に増加するのに対し、 ε_t は500 μ （全体の変形角で 1×10^{-3} rad）付近で折れてバイリニアで増加する。 ε_t の初期は圧縮より1.1倍程度高く、その後の勾配は圧縮の0.6倍程度に低下している。引張がバイリニアの挙動を示す理由としては、圧縮側のラミナが座屈するのを拘束するために、応力がある程度働いたときに、直交する引張側ラミナには余計に張力が働くためではないかと考える。

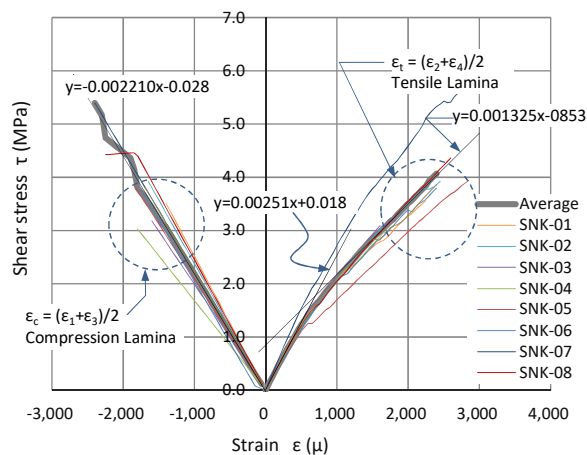


Fig. 2-4 Shear stress strain curve

2-1-5 特性値の推定方法の提案

Fig. 2-5に示すDLPの最小要素は単純なトラスモデルに置換できると考えて、Fig. 2-6のような斜材とピン接合で構成されるモデルで式(2-4)によりせん断弾性係数を算出した。計算に用いた各数値をTable 2-6に示す。計算の結果、 G_{cal} は1,217 N/mm² となり、TRS法による実験結果と同等の値となった。

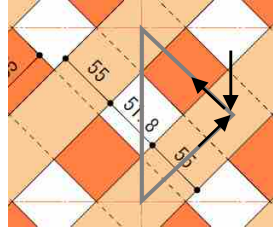


Fig. 2-5 Minimum element

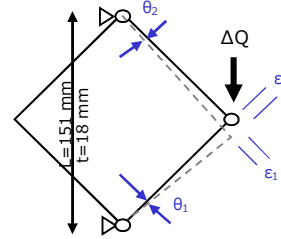


Fig. 2-6 Wired model for calculation

$$\Delta\gamma = \theta_1 + \theta_2$$

$$\theta_1 = \varepsilon_2, \theta_2 = -\varepsilon_1 \quad |\varepsilon_1| = |\varepsilon_2|$$

$$\Delta\gamma = 2\varepsilon_1, \quad A_s = L \times t$$

$$\varepsilon_1 = \frac{\sqrt{2}\Delta Q}{2A_L} \cdot \frac{1}{E_L}$$

$$G_{cal} = \frac{\Delta Q/A_s}{\Delta\gamma} = \frac{A_L \cdot E_L}{\sqrt{2}L \cdot t} \quad (2-4)$$

where :

$\Delta\gamma$: Variation of shear deformation (rad)

ΔQ : Variation of shear force (N)

θ_1, θ_2 : Deformation angle of each lamina (rad)

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$: Strain of each lamina

A_s : Cross sectional area to shear (mm²)

A_L : Cross sectional area of lamina (mm²)

E_L : MoE of lamina (N/mm²)

L : Length of element (mm)

t : Thickness of element (mm)

G_{cal} : In plain shear modulus (N/mm²)

Table 2-6 Properties and calculation results

Properties :	
$L = 151$	(mm)
$t = 18$	(mm)
$A_L = 495$	(mm ²)
$E_L = 9400$	(N/mm ²)
$f_t = 15.6$	(N/mm ²)
Calculation result :	
$G_{cal} = 1217$	(N/mm ²)
$f_{s,cal} = 4.02$	(N/mm ²)

また、せん断強度 (f_s) はラミナの引張強度 (f_t) で決まると仮定すると、式(2-5)の通り導ける。 f_t を建築基準法告示第1452号に定められる引張強度 15.6 N/mm²とすると、 $f_s = 4.02$ (N/mm²)となり、試験結果のTLはこの値の0.69倍とかなり小さかった。

$$f_{s,cal} = \frac{\sqrt{2} \cdot f_t \cdot A_L}{L \cdot t} \quad (2-5)$$

where :

$f_{s,cal}$: Calculated shear strength of DLP (N/mm²)

f_t : Tensile strength of lamina (N/mm²)

2-1-6 提案式の検証

式(2-4)および式(2-5)はトラスモデルから導き出したが、TRS試験では、ラミナの端部や交差部において剛に接合されており、ラミナに曲げが働く可能性があり、その状態を有限要素法解析（FEM解析、Midas iGenを使用）により検証した。

① 解析モデル・解析条件

解析モデルおよび解析条件の概要をFig. 2-7に示す。DLPの縦横比は1:2で300 mm×600 mmのパネルとした。節点を等間隔にして簡易に入力するため、ラミナ幅と空洞部の幅を同寸法（約53 mm）とし、格子間隔は150 mmにした。ラミナは同一平面内の節点に板要素として、その断面の板幅と厚みを指定して入力した。したがって、ラミナ交差部は同一面内に直交する各要素が交差して入力されている。レール木材と枠材の交点は、曲げ拘束を解除しピン接合とした。板要素を入力後に、10 mm内外でメッシュ分割した。

荷重は、パネルの平均せん断応力度が1 MPaとなる荷重値10.8 kNとし、この時の変形および応力分布を確認する。

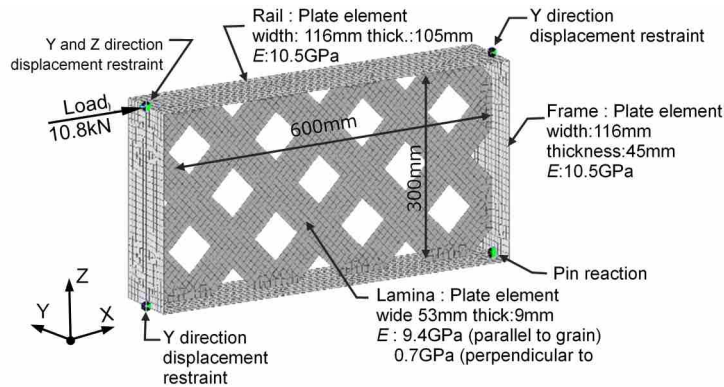


Fig. 2-7 Model for FEM analysis

② 結果

ラミナの幅あたりの軸力分布をFig. 2-8に、ラミナ端部付近またはラミナ交差部付近の断面（断面位置はFig. 2-8に点線で示す）におけるラミナ軸方向の平均応力度および面内曲げ応力度をTable 2-7に、中央付近ラミナ交差点上の節点（同図中の白点）の相対変位をFig. 2-9に示す。この相対変位からせん断弾性係数を算定した（Table 2-8）。

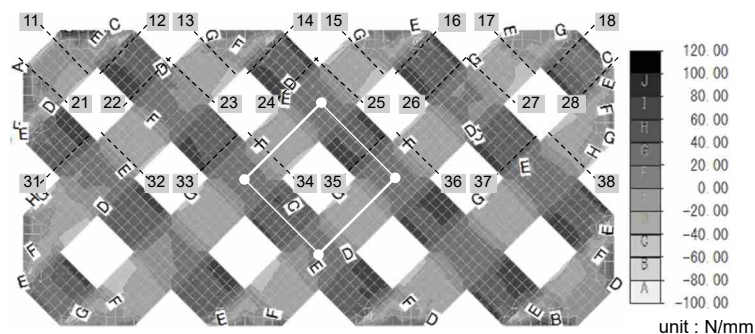
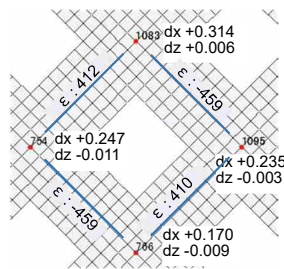


Fig. 2-8 Contour of axis stress in plain

Table 2-7 Stress values at cut sections

unit: MPa	Section number	one place								Ave/Max
		1	2	3	4	5	6	7	8	
Average axis stress	1	2.67	-4.27	3.73	-4.45	4.04	-4.15	3.17	-2.62	3.80 4.55
	2	2.39	-4.35	3.76	-4.35	4.06	-4.18	4.02	-2.35	
	3	-3.97	3.84	-4.35	4.12	-4.55	4.05	-4.19	3.53	
Bending stress	1	0.67	1.64	0.57	0.53	0.03	0.46	-1.30	1.25	0.58 1.64
	2	0.37	0.87	0.65	-0.87	0.14	-0.37	-0.18	-0.85	
	3	1.36	0.40	0.22	0.21	0.00	-0.11	-0.22	-0.57	

Note) Ave/Max : upper line : Average of absolute value,
lower line : Maximum of absolute value
Calculated stress is 4.00 MPa by equation(2-5).



Notes)
dx, dz means relative deformation from origin. (mm)
Dots means nodes. Refer to Fig.8 about number.
 ϵ : Strain of lamina between each dots. ($\times 10^{-6}$ rad)

Fig. 2-9 Deformation

Table 2-8 Shear Modulus

Node number	754 - 1083 - 1095
$\Delta\gamma (\times 10^{-6} \text{ rad})$	871
G_{ana} (MPa)	1,148
G_{cal} (MPa)	1,175

Legend)

$\Delta\gamma$: Deformation angle

G_{ana} : In plain shear modulus

G_{cal} : In plain shear modulus by equation (2-4)

③ 考察

全体的な軸力分布は、パネルの中心に対して概ね点対称となっていて、濃淡の程度はパネルの周辺部でやや強く、曲げの存在が見て取れる。Table 2-7より、平均軸応力度はパネルの中央部が高く、周辺部では低くなる傾向がある。逆に曲げ応力度は周辺部が高く、交点まわりでは加力点側の切断面12と31が各々1.63 MPa、1.36 MPaとやや高い。同じ点の軸応力度に対して38%、34%だったが、中央付近(番号の一桁目が4,5など)は絶対値で0.00~0.83 MPaと小さく、全切断面の平均では17%だった。中央付近34および35の平均の軸方向応力度は4.34 MPaで、式(2-5)による計算値の4.00 MPaに近似した。

周辺部でラミナの曲げが大きくなることについて述べる。正方形が菱形に変形する時に対角線は直角を保つように、交差部が接着されていることで曲げは発生しないと考えられる。ただし、材端の交差部は三角形に切り取られ、ラミナ材軸方向で直交ラミナとの重なる長さはその幅の位置により異なるので、ラミナ幅の両側でバネ剛性に影響する。直交ラミナの重なりが長い側の剛性が高くなり、単層部分でひずみが偏在したと考える。したがって、DLPの材料強度は式(2-5)で推定できるが、DLPに枠材が取り付け構造物のせん断耐力を推定する場合には、注意を要すると考える。

Fig. 2-9の変形から求めたせん断弾性係数 G_{ana} は1148 MPaで、式(2-4)で計算した G_{cal} の値1175 MPaによく近似した。

2-2-2 接合仕様

ウェブとフランジの接合は、フランジ側に2列のV溝を設け、ウェブ端部に2列の本実加工を施し、相互を嵌合接着した (Fig. 2-11)。接着剤はレゾルシノールを使用した。溝の深さは15 mmで、ウェブは溝に14.5 mm入る位置で勾配面が一致するようにテーパ加工し、プレスにより約0.25 mm圧入される。これらの仕様は、予備的な接着耐久試験を行い、溝の形状が一本のものやAPI接着剤との比較の上決定された。

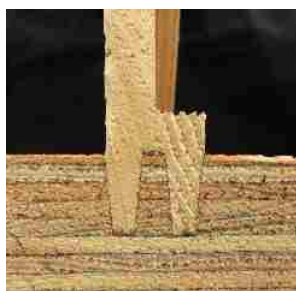


Fig. 2-11 Joint

2-2-3 I形梁の製造 (試作)

I形梁の試験を実施するために、上述の仕様で製造を行った時の製造方法について述べる。量産型のI形梁は、フランジとウェブの接合にローラー型のプレスを用いるが、試作段階ではその用意がないため、長さが4.2 mの一般的なプレスを使用した。

① 材料

I形梁に用いた材料をTable 2-10に示す。

Table 2-10 Source material

Item	Quality items	Quality
Lamella of DLP	Moisture content	less than 12%
	Species	Japanese cedar
	Grade	Sawn timber sorted based on JAS of sawn timber structural grade 2
	Section	9 mm thick × 55 mm width
	Finish	Four-sided planer finish
Flange	Type	Laminated veneer lumber (LVL) of JAS products
	Grade	120E Class 1 (MoE 12 GPa)
	Species	Japanese larch
	Section	45 mm thick × 105 mm width

② DLPウェブの製造

この試作段階において、DLPを用いたウェブを長手方向に接合する継手が開発されていなかったため、ウェブをプレス長さの4.2 mに合わせた寸法で製作することにした。DLPのラミナを並べる治具を用意し、最初に接着剤を塗布してないラミナを等間隔に並べた。その上に、ロールコーターで接着剤を塗布したラミナを堆積して、これを2層分繰り返した(Fig. 2-12、Fig. 2-13)。治具ごとプレス機に投入するため、押板と治具の干渉を防ぐため上部に栈材を重ねた上でプレス圧縮した(Fig. 2-14)。接着および圧縮の条件をTable 2-11に示す。



Fig. 2-12
Assembly of lamellas



Fig. 2-13
Adhesive application process



Fig. 2-14
Input to press machine

Table 2-11 Manufacturing conditions for DLP

Item	Quality items	Quality or specifications
Adhesive	Type	API (Aqueous vinyl polymer solution isocyanate adhesives)
	Assembly time	12 minutes
Press	Type	Cold press
	Setting time	20 minutes in winter, 15 minutes in summer
	Load	5 MPa (every net area of the lamellas)
Cure	Curing time	24 hours

③ 部材加工

フランジおよびウェブにはホルダーを用いて嵌合部の溝加工を施した。ウェブのDLPは、長手の両側にあるラミナ交差部を切り落として、所定の幅に揃えた上で溝加工を施した。



Fig. 2-15 Processing grooves of flanges



Fig. 2-16 Processing tongues of DLP

④ 組立

上下のフランジの溝を上面にして、溝に接着剤を注入しながら溝側面に接着剤をまんべんなく塗布した(Fig. 2-17)。下側フランジの上にウェブを差し込み、上側フランジを反転させて差し込み、梁を立てた状態で組み立てた。接合部が過大に押し込まれて破損しないように、プレス機に一定長さの角材を要所に立てて、押圧盤に対して抵抗できるようにして圧縮した(Fig. 2-18)。接着および圧縮の条件をTable 2-12に示す。



Fig. 2-17 Adhesive coating



Fig. 2-18 Setting in press machine

Table 2-12 Assembly conditions for I-beam

Item	Quality items	Quality
Adhesive	Type	Resorcinol adhesive
	Assembly time	10 minutes
Press	Type	Cold press
	Setting time	20 minutes in winter, 15 minutes in summer
Cure	Curing time	24 hours

⑤ コストおよび環境影響

DLPは、プレーナーで仕上げたラミナを並べたパネルを作る必要があり、製材や集成材よりも手間がかかる懸念がある。近年、地球温暖化防止の観点で、木造建築は炭素を長期間にわたり固定化できるので、環境に良いとされる。非住宅建築の分野でも木造化の機運があるが、木造化を検討する際にコスト高が障壁になる場合が多い。

建設業や製造業において、利益確保のためには変動費である原材料費の削減が効果が高く、限界利益率を向上させることが需要家への還元の原因となる。DLPは、柱や間柱などの製材工程で出てくる辺材を利用でき、1m以下の短い材料が使える。これまでバイオマス燃料に流れていくような材料を使用できるため、原材料の単価は安く済む。加えて原材料の材積は、曲げ剛性が等価な矩形断面梁の1/2程度であり、コスト削減には有利である。

これまで、コストが課題で木造で建築できなかった建物を木造化できれば、未利用資源を有効に利用しながら、環境にも貢献できると考える。

2-2-4 断面定数

I 形梁の断面積 (A)、等価断面化法により算出した断面二次モーメント (I_e)、断面係数 (Z_e)、せん断応力度分布係数 (κ) の一覧を Table 2-13 に示す。等価断面化法で用いた材料のヤング率は、LVL は 12 GPa (公称値)、DLP は 0.4 GPa とした。DLP の値は、スギのヤング率を 7 GPa と仮定し、繊維傾斜角が 45 度の弾性係数をハンキンソン式により求め、断面積と空洞を除いた断面積の比を乗じて求めた。なお、錘による中央一点曲げ載荷で簡易に計測した値は、0.33 GPa であった。フランジに設けた溝は断面欠損として考慮した。実際の設計においてせん断応力度の検定を簡易に済ませる目的でウェブが均質な断面と仮定し、断面積は斜め格子パネルの隙間を含む面積とした。また、せん断応力度分布係数 (κ) の算出の詳細は次項にて述べる。

Table 2-13 Properties of section

Type		H283	H308
A	Area (cm ²)	126.0	133.4
Z_e	Modulus of section (cm ³)	936	1,046
I_e	Second moment of area of section (cm ⁴)	13,275	16,104
κ	Shear coefficient	2.90	2.73

Legend): A : Actual area include spacing
 Z_e, I_e : These values are obtained as equivalent homogeneous section using standard value of MoE as 12 GPa.

2-2-5 応力度分布の推定

梁のせん断強度やせん断剛性の推定にあたり、梁断面にせん断応力の分布およびせん断応力度分布係数を以下の手順により算出した。最初に平面保持が成り立つと仮定し、梁断面に働くせん断応力度は、初等力学では式(2-6)のように与えられる。

$$\tau = -\frac{S_1 Q}{b_1 I} \quad (2-6)$$

where :

S_1 : Statical moment of area where is at the study location outside from neutral axis

b_1 : Width of the beam

I : Second moment of inertia of the beam

等価断面化法を用いて、等価断面の I 形梁に働くせん断応力度分布は式(2-7)により求められる。式中第1項は等価断面に働くせん断応力度で、第2項はヤング係数比である。

$$\tau = -\frac{S_{e1} Q}{b_{e1} I_e} \cdot \frac{E_i}{E_s} \quad (2-7)$$

where :

S_{e1} : Statical moment of area where is at the study location outside from neutral axis on the equivalent homogeneous section

b_{e1} : Width of the beam on the equivalent homogeneous section

I_e : Second moment of inertia of the beam on the equivalent homogeneous section

E_i : Actual MoE for each part : 12 GPa for flange, 0.4 GPa for web

E_s : Standard value of MoE for transforming to equivalent homogeneous section : 12 GPa

一般に梁断面に働く曲げひずみ分布は、式(2-8)により表される。

$$\varepsilon = \frac{M}{EI} \cdot x_n \quad (2-8)$$

where :

ε : Bending strain

x_n : Distance from neutral axis at the study location

曲げひずみは中立軸からの距離に比例するので、曲げ応力度は式(2-9)のように各ヤング係数をひずみに乗ずることによって得られる。

$$\sigma = \frac{M}{E_s I_e} \cdot x_n \cdot E_i \quad (2-9)$$

where :

σ : Bending stress

式(2-7)、(2-9)のグラフをFig. 2-19に示す。これらの結果は、曲げモーメントに作用するフランジとせん断力に作用するウェブがそれぞれ役割分担していることを明確に示している。

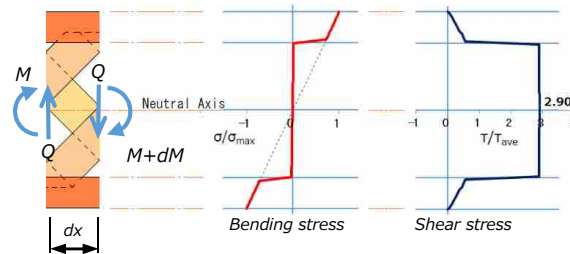


Fig. 2-19 Distribution of stress in type H283

2-3 まとめ

- イ) 斜め格子パネル (DLP) は、材積を考慮すると合板やOSBと比べてせん断性能が高かった。
- ロ) 材端の交差部は三角形に切り取られ、直交ラミナとの接着による拘束で、ラミナ幅の位置により材軸方向のバネ剛性に影響し、材端部ではひずみが偏在することが、FEM解析により分かった。
- ハ) DLPを用いた I 形梁の断面および接合方法を提案し、試作した製造工程について記述した。
- ニ) DLPを用いた I 形梁の断面内に働くせん断と曲げの各応力度分布は、等価断面化法を用いて求めた。

参考文献

- 1) Kenichi Machida, Makoto Watahiki, Yoshimitsu Ohashi and Isao Sakamoto: Experimental study on static and dynamic property of shear walls of wooden post and beam construction, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 593, pp. 95-102, 2005. 7 (in Japanese)
町田健一ほか: 木造軸組工法耐力壁の静的・動的性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 593, pp. 95-102, 2005. 7
- 2) ASTM D2719-89 (Reapproved 2007 Method C, Standard test methods for structural panels in shear through-the-thickness: Annual Book of ASTM Standards, Section 4, Volume 04.10 , 2013
- 3) Hiroko Watanabe, Naomichi Nanami, Tatsuya Shibusawa and Nobue Tanikawa: Evaluating the Mechanical performances of wood-based structural panels Part 8 Shear properties of wood-based structural panels measured by two-rail shear according to ASTM standard, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1 pp. 7-8, 2002. 8 (in Japanese)
渡邊洋子ほか: 木質系構造用面材料の強度性能とその評価 その8 ASTM規格に準拠したTwo-rail shear法による面内せん断性能の評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 pp. 7-8, 2002. 8

3 短期力学性能

3-1 梁の試験検証

3-1-1 試験

試作した I 形梁の強度試験をアムスラー式万能試験機で、Table 3-1の通り実施した。代表的な試験姿図をFig. 3-1、Fig. 3-2 に示す。

H283を標準の試験体として、スパン3990 mm、3等分2点载荷で曲げ試験 (2P-28-40) を、スパン1558 mm、2等分1点载荷でせん断試験 (1P-28-16) をそれぞれ実施した。曲げ試験の梁せいスパン比が14となっているのは、製造上の最大長さが4.2 mであることによる。せん断のスパン1558 mmは斜め格子の交点位置に载荷点を合わせた寸法である。標準試験体の n 数は強度の基準値を算出するため、53体とした。

試験のパラメーターとして、H308の曲げ試験 (2P-31-40) およびせん断試験 (1P-31-16)、H283のスパン4100 mmで中央一点载荷の曲げ試験 (1P-28-41)、2P-28-40のせん断区間にせん断補強を施して強制的に曲げ破壊させる曲げ試験 (2P-28-40R) を実施した。具体的には、梁両側で支点から载荷点までの区間両側面に、12 mm厚の合板 (寸法1330 mm×280 mm) を、フランジとスティフナーに酢酸ビニル系接着剤を塗布した上、約200 mm間隔のビスで固定した。

計測点は、梁両側面の加力点および梁中央とし、たわみ変位を電気式変位計で記録した。

Table 3-1 Test list

Symbol	n	Loading	Specimen	Span (mm)	Span/Depth
2P-28-40	53	2 points	H283	3990	14.0
1P-28-16	53	1 point	H283	1558	5.5
2P-31-40	10	2 points	H308	3990	13.0
1P-31-16	10	1 point	H308	1558	5.1
1P-28-41	7	1 point	H283	4100	14.5
2P-28-40R	6	2 points	H283	3990	14.0

Meaning of Symbols :

2P - 28 - 40

Span : 1558 mm → 16, 3990 mm → 40, 4100 mm → 41
 Height of beam : H283 → 28, H308 → 31
 Loading method : 2P or 1P

2P ; 2 points : Two-points loading at the point dividing into three equal parts of the span.

1P ; 1 point : One-point loading at center of the span

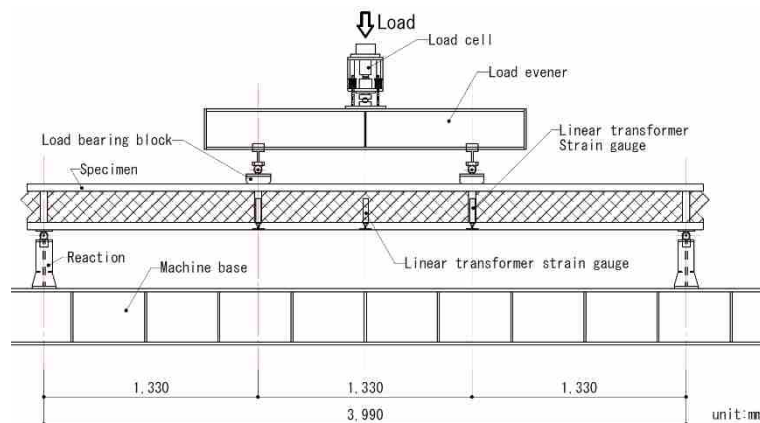


Fig. 3-1 Geometry and installation view of bending test

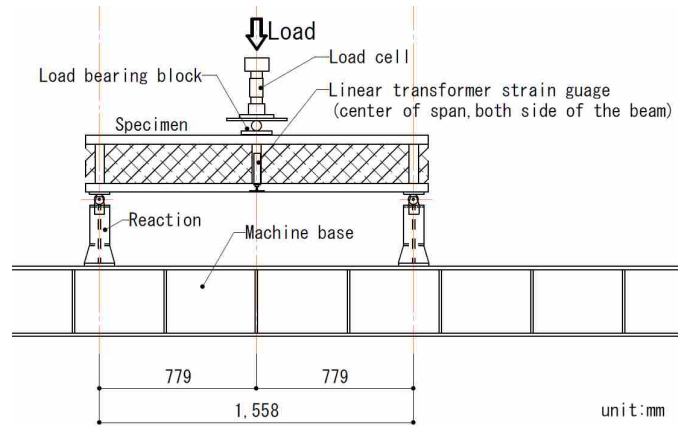


Fig. 3-2 Geometry and installation view of shear test

3-1-2 結果

① 曲げ

曲げ試験として行った2P-28-40、2P-31-40、1P-28-41、2P-28-40Rの荷重変形をFig. 3-3に、結果をTable 3-2に、各特性値の比較をFig. 3-16(1)に示す。Table 3-2の EI は純曲げ剛性で、二点載荷の試験体で得られた載荷点および中央の各変位から算出した。試験の状況、破壊状況をFig. 3-5～Fig. 3-11に示す。

荷重は最大荷重までほぼ線形に上昇し、降伏することなく急激に荷重が低下した。2P-28-40Rを除いて、破壊形態はせん断破壊であった。これは曲げ破壊が起こるほど十分な長さがなかったためと考える。このせん断破壊は、基本的に全てせん断区間で上または下のフランジとウェブがずれていて、LVLの木部が破壊するかまたは接着界面が破壊している。ラミナに破断や座屈が見られるものがあるが、破壊が速すぎてどこが起点になっていたかは不明である。せん断区間を補強した2P-28-40Rは全て引張側フランジが破断した。

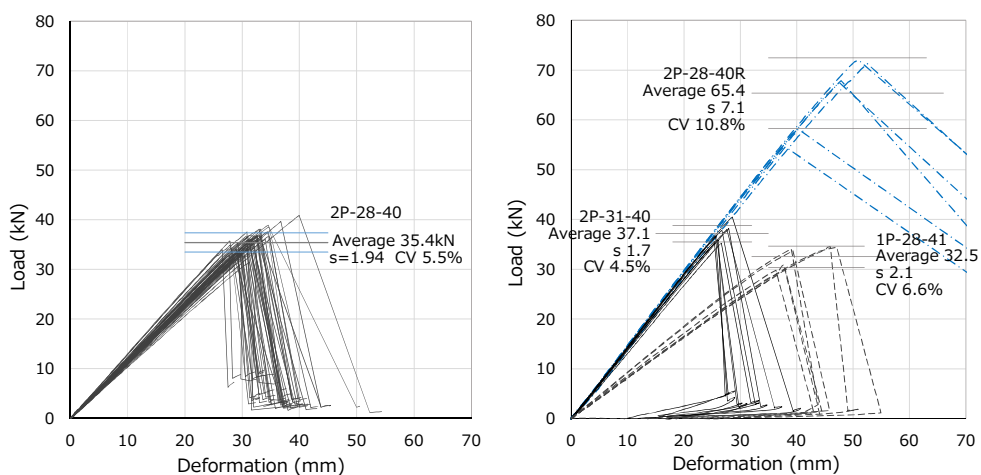


Fig. 3-3 Load slip curves on bending tests

Table 3-2 Results of Bending Tests

Symbol	n	M_{max} (kN·m)			σ_{max} (MPa)		EI (kN·m ²)		
		av.	s.d.	CV	av.	TL	av.	s.d.	CV
2P-28-40	53	23.5	1.3	5.5%	25.2	22.8	1,549	119	7.7%
2P-31-40	10	24.7	1.1	4.5%	23.2	21.1	1,950	123	6.3%
1P-28-41	7	33.3	2.2	6.6%	35.6	30.3	-	-	-
2P-28-40R	6	37.5	4.1	10.8%	40.2	30.1	1,564	25	1.6%

Legend) M_{max} : Maximum bending moment σ_{max} : Maximum bending stress
 EI : Bending stiffness av.: Average
s.d. : Standard deviation CV: Coefficient of variation
TL : fifth percentile lower tolerance limit with confidence level of 75%

Note) The value of TL is obtained as normal distribution.
The value of EI is calculated from pure bending deflection by two-points loading.
1P-28-41 has blank space in EI because of one point loading.

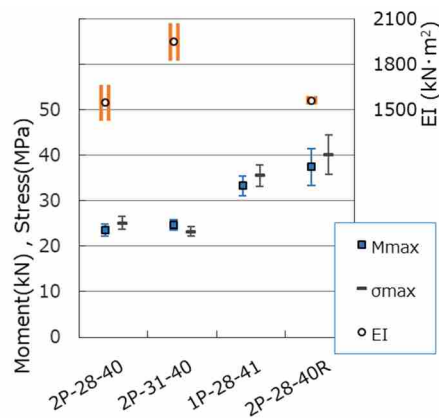


Fig. 3-4 Comparison of results in bending tests



Fig. 3-5 Bending test by two point loading

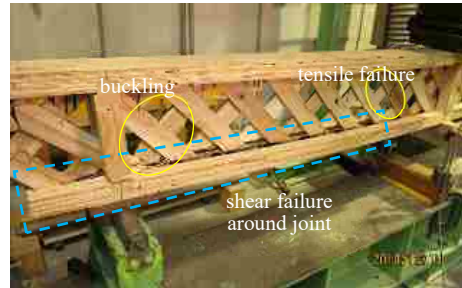


Fig. 3-6 Failure in shear zone in 2P-28-40



Fig. 3-7 Typical failure in 2P-28-40



Fig. 3-8 Bending test of 1P-28-41



Fig. 3-9 Typical failure in 1P-28-41



Fig. 3-10 Bending test of 2P-28-40R



Fig. 3-11 Typical failure in 2P-28-40R

② せん断

1P-28-16、1P-31-16の荷重変形をFig. 3-12、結果をTable 3-3に、各特性値の比較をFig. 3-16(2)に示す。Table 3-3の下限値TLは正規分布で求めた値である。また、せん断破壊した2P-28-40、2P-31-40、1P-28-41のせん断特性値も比較として示した。試験の状況、破壊状況をFig. 3-13～Fig. 3-15に示す。

荷重は最大値までほぼ線形に上昇し、最大荷重付近で若干剛性低下し、嵌合部付近の破壊と一部はラミナの破断、ラミナの座屈も起こして、急激に荷重が低下した。

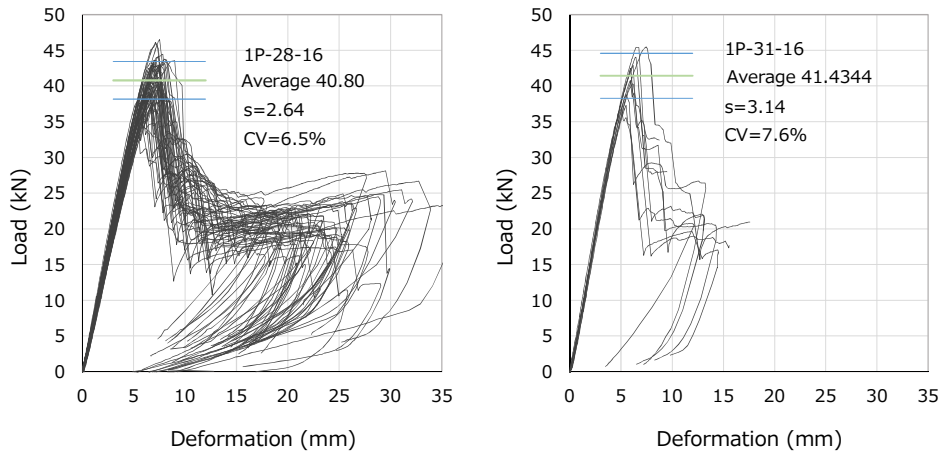


Fig. 3-12 Load slip curves on shear tests



Fig. 3-13 Set up and Loading



Fig. 3-14 Situation after loading

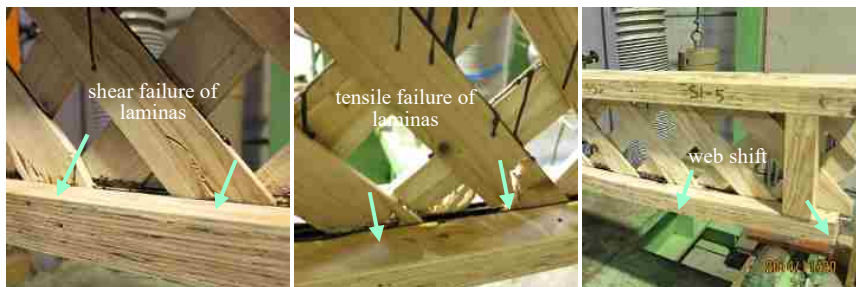


Fig. 3-15 Typical shear failure

1P-28-16、1P-31-16のせん断剛性 (GA/κ) は、せん断試験時の荷重変形から、曲げ試験 (2P-28-40、2P-31-40) の各平均 EI を使い、同一梁せい毎に曲げ変形成分を差し引いて算出した。また、2P-28-40、2P-31-40の GA/κ は、個々に測定した EI により算出される純曲げ成分を、見かけの変形から差し引いて算出した。

1P-31-16の平均の最大せん断力 Q_{max} は20.7kNで、1P-28-16の20.4kNより大きく出ているが、下限値TLでは、梁せいの小さい1P-28-16が上回る。これは、1P-31-16のn数が10と少ないためと思われる。

Table 3-3のせん断剛性 (GA/κ) にて、スパンが短い1P-28-16 および1P-31-16のCVは4.6%、8.3%で比較的ばらつきが少ない。スパンが長い2P-31-40は8.4%だったが、2P-28-40、1P-28-41のCV は30%前後と大きかった。

Table 3-3 Results of shear tests

Symbol	Q_{max} (kN)		τ_{max} (MPa)			GA/κ (kN)			G (MPa)	
	av.	TL	av.	s.d.	CV	TL	av.	s.d.		CV
1P-28-16	20.4	18.0	4.69	0.30	6.5%	4.14	4,006	333	8.3%	922
1P-31-16	20.7	17.4	4.33	0.33	7.6%	3.64	4,367	200	4.6%	894
2P-28-40	17.7	15.9	4.07	0.22	5.5%	3.66	5,079	1,319	26%	1,169
2P-31-40	18.6	16.8	3.84	0.17	4.5%	3.48	3,289	277	8.4%	673
1P-28-41	16.3	13.8	3.73	0.25	6.6%	3.18	4,305	1,373	32%	990

Legend) Q_{max} : Maximum shear force τ_{max} : Maximum shear strength
 GA/κ : Shear stiffness av.: Average
TL: fifth percentile lower tolerance limit with confidence level of 75%
Note) Value of TL is obtained as normal distribution
 G : In plain shear modulus calculated using values of Table 2-2

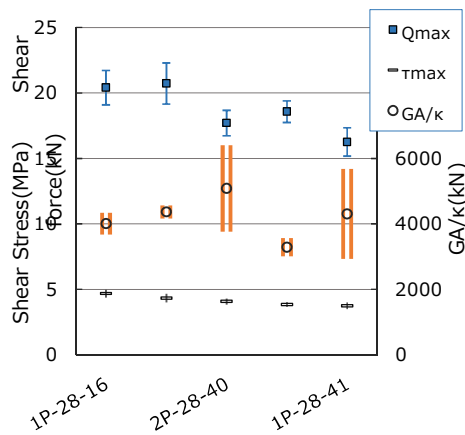


Fig. 3-16 Comparison of results in shear tests

3-1-3 考察

① 強度分布

設計用の基準強度を求めるにあたり、標準試験体（1P-28-16および2P-28-40）の分布特性を統計手法に基づき分析した。全数データに基づく理論分布を推定し（Fig. 3-17）、推定された理論分布との適合性検定および分布に基づく下限値の推定を行った（Table 3-4）。分布形は正規分布（NM）、対数正規分布（LG）、二母数ワイブル分布（2PW）、適合性検定には χ^2 検定、K-S検定を用いた。

Symbol	χ^2 TEST			K-S TEST		
	NM	LG	2PW	NM	LG	2PW
critical value	$\chi^2(v,\alpha)=14.07$			D(n, α)=0.187		
1P-28-16	13.93	13.76	25.98	0.080	0.094	0.092
2P-28-40	11.29	10.35	353	0.077	0.084	0.101

Note) NM : Normal distribution LG : Log-normal distribution,
 2PW : Two parameter Weibull distribution,
 Parenthetic value : Critical value (α) at 5% significance level,
 v : degree of freedom, n :number of specimen
Letter with character border : Best goodnes of fit in a group,
Italic value : Not significant at 5% level,

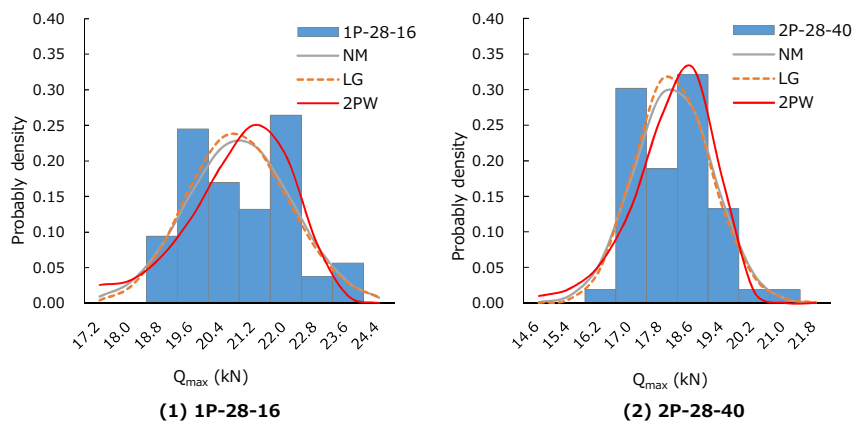


Fig. 3-17 Probable density distribution

いずれも分布の適合度は、 χ^2 検定ではLGの適合性が高く、NMは若干劣り、2PWは否定されている。K-S検定ではNMが最も適合性が高く、2PWも否定されなかった。Fig. 3-18で、実測値と2PWの理論値の累積分布は、視覚的にも他より適合度がやや低く見える。NMで求めた強度の下限値は妥当と考える。

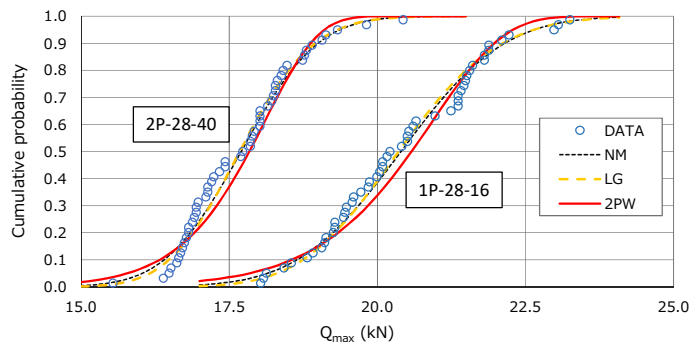


Fig. 3-18 Cumulative probability distribution

② 曲げ剛性・強度

曲げとして試験したスパン記号40, 41では、2P-28-40R以外は全てせん断破壊した。曲げ破壊した2P-28-40Rはせん断区間の補強により純曲げ区間のフランジで破断しており、この試験体の曲げ耐力がH283梁の真の曲げ耐力と言える。フランジの縁応力度は40 N/mm²で、建築基準法がこの等級に定める曲げの基準強度(33 N/mm²)よりも大きかった。なお、本I形梁の場合、LVLのフランジ断面の方向は横使いとなっており、通常曲げで想定される縦使いと異なる。スパンが梁せいの14倍程度で比較的短いため、標準試験体は曲げ破壊が起こる前にせん断破壊したことになり、曲げ耐力として正しい評価となっていない。ただし、床梁の用途であることから曲げ剛性が重要で、梁断面の設計時に曲げ応力度で断面が決まることはなく、曲げ耐力をせん断破壊した荷重で評価することは、安全側の選択となり支障はないと考える。

③ せん断剛性・強度

曲げ、せん断試験とも結果の変動係数CVは10%以下のものが多く、一般的な木材の試験結果よりばらつきがかなり少ないと考える。曲げ試験として行った2P-28-40と1P-28-41のせん断剛性 GA/κ はCVが30%前後となった。また GA/κ について、標準試験体1P-28-16と比べると、スパンの長い2P-28-40の値が1.25倍程度、2P-31-40の値は0.8倍程度で、試験体相互の関係でばらつきがある。計測上の問題か、試験体の問題なのか理由は不明である。

せん断強度は、同一スパンでは梁せい31が28より小さい。DLPの切断位置の違いで嵌合部の形状が若干異なることの影響の可能性がある。同一梁せいではスパンが長いほど強度が小さい傾向があった。

標準試験体(1P-28-16)とTRS法の結果の比較では、平均せん断強度は4.69 MPa、せん断弾性係数 G を求めると922 MPaとなり、それぞれ11%高く、20%低い。試験方法の違いや G は κ を用いた推定値ではあるが、おおむね同等の値になっている。また1P-28-16試験結果の下限値4.14 N/mm²は、式(2-5)を使ってラミナの引張基準強度から求めたDLPのせん断強度4.02 N/mm²に近似した。

④ せん断強度における長さ効果

ウェブの斜め格子はその格子の交点位置で上下のフランジに接合される。格子を流れる応力はラチス同様に圧縮材と引張材が交互に配設され力の釣り合いを保つ。直列要素である複数のラチスが、軸方向にずれて重なりつつ並んだ系となっている。直列的であり、試験結果は脆性的な特徴を示し、最弱リンク理論で説明できる可能性がある¹⁾²⁾。せん断強度は寸法の影響を受けると考え、各試験体(i)の長さ(L_i)におけるせん断強度(τ_i)をY軸に、基準となる試験体の長さ(L_0)に対する各試験体の長さ(L_i)の比をX軸に取り、せん断強度とせん断区間の長さの関係をプロットした(Fig. 3-19)。累乗の近似線によれば、寸法効果係数は長さ比に対して0.252乗の関係を示した。

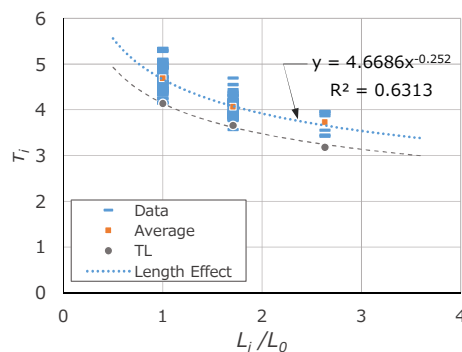


Fig. 3-19 Relation between shear strength and length ratio

Table 3-5 Length effect

Symbol	shear zone length		τ_{\max} of specimen		
	(mm)	ratio	av. (MPa)	ratio	s.d. (MPa)
1P-28-16	779	1	4.69	1	0.30
2P-28-40	1330	1.71	4.07	0.88	0.22
1P-28-41	2050	2.63	4.40	0.80	0.37

⑤ 長さ効果の推定

1P-28-16試験の強度分布特性から、長さ効果係数を予測してみた。脆性的な材料の強度分布は、最弱リンク理論を基に、exponential関数を用いた二母数ワイブル分布として、式(3-1)のように表される²⁾。

$$F(x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x}{m}\right)^k\right] \quad (3-1)$$

where :

$F(x)$: Cumulative distribution function of strength

x : Strength

m : Location parameter

k : Shape parameter

これを標準長さ (L_0) の時の分布とした場合に、ある長さ (L) の時の強度は、式(3-2)で与えられる³⁾。

$$F(x) = 1 - \exp\left[-\frac{L}{L_0}\left(\frac{x}{m}\right)^k\right] \quad (3-2)$$

ここで、1P-28-16のせん断応力度の累積確率分布のパラメーターは、 $k=18.15$ 、 $m=21.31$ で、せん断区間の長さを L_0 、2P-28-40のせん断区間の長さを L として計算する。1P-28-41の予想強度 $F(x)$ と試験で測定されたプロットをFig. 3-20に示す。

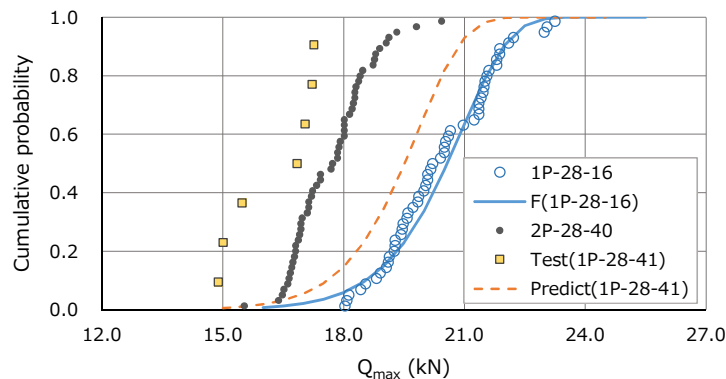


Fig. 3-20 Predicting using weakest link theory

ここで予想は実験結果と大きく乖離している。予想の強度低下が少ないのは、強度分布のばらつきが小さすぎることが要因である。実験結果が示した寸法効果は、最弱リンク理論だけでは説明できなかった。圧縮ラミナの挙動や曲げ応力による変形の影響などが考えられる。

3-2 梁の設計法の提案

一般に薄いウェブを持つ木質 I 形梁などはせん断変形が比較的大きく、梁の設計においてはせん断変形を考慮する⁴⁾。また、せん断強度には長さの影響があることが分かったので、応力状態により強度低減が必要と考える。本章では床梁の設計に必要な特性値、調整係数、たわみ式を提案する。

3-2-1 材料強度・弾性係数

I 形梁の梁試験および考察より、開発品の基準材料強度、基準弾性係数を Table 3-6 に示す。 F_b および F_s は試験結果の下限値であり、 E は使用する LVL の弾性係数の公称値、 G は梁せん断試験 (1P-28-16) から得られた値である。

Symbol	F_b (MPa)	F_s (MPa)	E (GPa)	G (MPa)
H283	22.0	4.1	12	900
H308	21.0	3.6		

Legend) F_b : Bending strength of material
 F_s : Shear strength of material
 E : MoE of flange
 G : Shear modulus

3-2-2 応力度の算定

曲げ応力度、せん断応力度の算定は木質構造設計規準⁴⁾ に準じて式(3-3)、式(3-4)の通りとする。式(3-5)では、梁の長さ効果について、せん断の設計用許容応力度 (f_s) に長さ効果係数 (K_l) を乗ずる形とした。 K_l は集中荷重などにより梁にせん断応力が一定の区間があるときに考慮する。 L_0 は基準とする長さで、せん断試験時のせん断区間の長さを丸めた 770 mm とした。

なお規準⁴⁾ では、設計用許容応力度は、材料強度に荷重継続期間影響係数などの係数を乗じて決定されるが、この章では荷重継続の影響が明らかではないので、ここでは言及しない。

$$\text{Bending stress} \quad \frac{M}{Z_e} \cdot \frac{1}{f_b} \leq 1 \quad (3-3)$$

$$\text{Shear stress} \quad \frac{\kappa Q}{A} \cdot \frac{1}{f_s \cdot K_l} \leq 1 \quad (3-4)$$

$$\text{Length factor} \quad K_l = \left(\frac{L}{L_0}\right)^{-0.252} \quad (L_0 = 770) \quad (3-5)$$

(in case of concentrated load)

where :

- f_b, f_s Allowable stress for bending/shear
- K_l Length effect factor in case of concentrated load
- L Shear zone length by concentrated load
- L_0 Standard length for length effect as 770 mm

3-2-3 たわみの算定

たわみ式は、曲げ成分とせん断成分を合計する。中央集中荷重と等分布荷重、三分集中荷重における最大たわみ（中央）は式(3-6)、(3-7)、(3-8)の通りである。 I_e は有効な断面二次モーメントで、 A はウェブの空隙を含む実断面積、 κ はせん断応力度係数で、それぞれTable 2 10 の通りとする。なお、ここでは断面欠損は想定しない。

$$\text{center loading} \quad \delta_{max} = \frac{Pl^3}{48E_s I_e} + \frac{Pl\kappa}{4GA} \quad \text{where } W=P \quad (3-6)$$

$$\text{uniformly loading} \quad \delta_{max} = \frac{5wl^4}{384E_s I_e} + \frac{wl^2\kappa}{8GA} \quad \text{where } W=wl \quad (3-7)$$

$$\text{third point loading} \quad \delta_{max} = \frac{23Pl^3}{648I_e} + \frac{Pl\kappa}{3GA} \quad \text{where } W=2P \quad (3-8)$$

where ;

W : Total loading force

P : Loading force at one point

w : Uniformly distributed load per length

l : Length of span

E_s : Standard value of MoE for transforming to equivalent homogeneous section

I_e : Effective second moment of area of section : refer to Table 2-8.

κ : Shear coefficient : refer to Table 2-8.

Table 3-6の弾性値、Table 2-8の断面特性値および式(3-15)~(3-17)を用いて算出した値と実験値の比較をTable 3-7に示す。計算値の差異は最大でも6%程度で、計算結果は妥当と考える。

Table 3-7 Comparison of deflection between test and calculation

Symbol	Test			Calculation			ratio $\frac{Test}{Calc}$
	Total (kN/mm)	Bending	Shear	Total (kN/mm)	Bending	Shear	
2P-28-40	1.17	85%	15%	1.14	81%	19%	0.978
2P-31-40	1.28	74%	26%	1.36	79%	21%	1.062
1P-28-16	6.74	34%	66%	6.71	33%	67%	0.995
1P-31-16	7.71	31%	69%	7.73	32%	68%	1.003
1P-28-41	0.82	80%	20%	0.86	77%	23%	1.045

Notes) : Total means maximum deflection that includes bending and shear deflection, where is located at the center of the span.

3-3 まとめ

- イ) 斜め格子パネル (DLP) は、材積を考慮すると合板やOSBと比べてせん断性能が高かった。
- ロ) TRS法で求めたせん断弾性係数と梁試験で求めた値は、おおむね近似していた。
- ハ) DLPウェブを用いた I 形梁の曲げ試験は、十分な長さが取れなかったため、せん断破壊が先行した。この荷重とせん断試験として行った短スパンの試験結果の荷重値の違いから、せん断区間の長さは耐力に影響する (長さ効果がある) ことが分かった。この長さ効果は長さ比の指数関数に近似する。試験強度の分布を用いて最弱リンク理論で推定した長さ効果は、実際の長さ効果よりも小さく、実験値とは大きく乖離し最弱リンク理論だけでは説明できなかった。
- ニ) 上記の寸法効果係数は、長さ比に対して -0.252 乗の関係があった。許容応力度 (f_s) に乗ずる係数に長さ効果係数 (K_l) として、 $K_l = \left(\frac{L}{L_0}\right)^{-0.252}$ を提案した。
- ホ) I 形梁の設計に必要な基本的な特性値、たわみ式を提案し、たわみ式と実験結果の比較を行い、妥当性を確認した。

参考文献

- 1) Noboru Nakamura: Unclear things about timber engineering for us No. 1, Size Effects (1), Journal of Timber Engineering, No. 17(3), pp. 60-63, 2004 Japan Timber Engineering Society (in Japanese)
中村昇: 木質構造のここが分からない 第1回 寸法効果 その1, 木質構造研究会 JTE No. 17(3), pp. 60-63, 2004
- 2) A. H. Buchanan: Strength Model and Design Methods for Bending and Axial Load Interaction in Timber Members, Doctoral Dissertation, Department of Civil Engineering, U.B.C. , 1984
- 3) Noboru Nakamura: Unclear things about timber engineering for us No. 2, Size Effects (2), Journal of Timber Engineering, No. 17(4), pp. 87-92, 2004 Japan Timber Engineering Society (in Japanese)
中村昇: 木質構造のここが分からない 第2回 寸法効果 その2, 木質構造研究会 JTE No. 17(4), pp. 87-92, 2004
- 4) Standard for Structural Design of Timber Structures edition of 2006, Architectural Institute of Japan, 504.3(3) (pp. 188-194) (in Japanese)
木質構造設計規準 2006年版, 日本建築学会, 504.3(3) (pp. 188-194)
- 5) Standard for Structural Design of Timber Structures edition of 2006, Architectural Institute of Japan, 402.3 (pp. 155-157) and 504.3(1) and (2) (pp. 188-189) (in Japanese)
木質構造設計規準 2006年版, 日本建築学会, 402.3 (pp. 155-157) および 504.3(1)~(2) (pp. 188-189)
- 6) Hiroki Kagei, Taisuke Nagashima, and Yoshimitsu Ohashi: Development of I-beam using lattice web No. 1 / Properties of materials for web, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, pp. 59-60, 2016. 8 (in Japanese)
景井宏樹ほか: 斜め格子ウェブによる I 形梁の開発 その1 ウェブ面材の特性値, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp. 59-60, 2016. 8
- 7) Yamato Unno, Yasuhiro Ide, Taisuke Nagashima, and Yoshimitsu Ohashi: Development of I-beam using lattice web No. 2 / Performance in bending or shear, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, pp. 61-62, 2016. 8 (in Japanese)
海野大和ほか: 斜め格子ウェブによる I 形梁の開発その2 曲げ性能およびせん断性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp. 61-62, 2016. 8

<BLANK>

4 長期性能

4-1 はじめに

4-1-1 背景と目的

これまで著者らは、スギの斜め格子パネル（DLP）をウェブに、構造用単板積層材（LVL）をフランジに用いた木質 I 形梁の開発に取り組んだ。既報¹⁾では短期的な力学性能を検証し、応力度分布および耐力、剛性を確認し、せん断強度には長さ効果があることを報告し、I 形梁の基本特性値、部材応力度算定式、たわみ式を提案した。

ところで、木質 I 形梁などの木質複合材料を建築に用いるには、短期的構造性能を確認するほか、耐久的性能や長期的な構造性能を確認して長期の許容応力度の調整係数や剛性の調整係数を定める必要がある。国内では、木質 I 形梁は建築基準法に基づく平成12年建設省告示第1446号（以下、告示という）に規定される木質複合軸材料に該当し、告示は長期的な構造性能の品質基準として、荷重継続時間の影響係数（以下、DOL係数という）とクリープの調整係数（以下、クリープ係数という）が定まっていることを求めている。

DLPのようなウェブが格子状である梁のDOL係数やクリープ特性についての文献は見つからなかった。また、せん断のクリープに関する文献は、合板やOSB、パーティクルボードをウェブに用いた I 形梁に関するもの²⁾³⁾⁴⁾などがあるが、事例は多くはなく知見の蓄積が必要である。本報の目的は、DLPを用いた I 形梁の曲げおよびせん断の長期試験から各々のDOL係数、クリープ係数を確認するとともに、既報にて報告したせん断耐力における長さ効果が、長期的な載荷でも成り立っているかを考察することである。

4-1-2 長期性能の概説

木質構造設計規準⁵⁾では基準強度は、短期強度（標準試験時間10分によって得られる強度）に対する「荷重継続期間250年間に対応する強度」の比（基準化係数）を乗じたものである。強度比と時間の片対数グラフ上のマディソンカーブ⁵⁾における10分と3ヶ月を結ぶ直線を短期強度の1/2まで外挿した点が、荷重継続期間250年に相当し、この時の応力比を基準化係数としている。設計用許容応力度を求める時に、基準強度に乗じる荷重継続期間影響係数は、短期（10分）、中短期（3日）、中長期（3ヶ月）、長期（50年）の各期間に対して2.0、1.6、1.43、1.1とされている。建築基準法⁶⁾でも許容応力度は、期間に応じて同様の値が定められている。なお、告示のDOL係数は荷重継続時間50年の強度比を求めることとなっている。

クリープ特性は、剛性の低下率または変形の増大率として表される。建築基準法では変形増大係数⁷⁾と呼び、建築の供用期間を50年とし、木材の変形増大係数は2と定められている。

木質構造設計規準ではクリープ変形係数と呼び、長期荷重が想定される部材でクリープ変形を考慮することとなっている。米国では、長期設計時にたわみの制限値を十分に乾燥していない製材は1/2に、集成材などは2/3に減じて設計することが推奨されている⁸⁾。

告示では、これら二つの調整係数は、曲げおよびせん断の応力毎に定める旨が規定されている。

4-1-3 長期性能検証の手順

検証の順序については、DOL試験を先行して行い、その後クリープ試験を行う手順とした。

相対クリープは応力比に依存しない⁹⁾ので、基準強度の1/5以上で¹⁴⁾ 任意の載荷荷重（例えば設計上の想定荷重など）によりクリープ係数を得ることが可能だが、前述の告示ではクリープ試験の荷重は、サイドマッチング試験による短期の破壊荷重にDOL試験により求められたDOLの調整係数と2/3（安全係数）を乗じた荷重値とする旨が示されている。

長期の試験体に対応するサイドマッチング試験体を用意する旨が規定されているが、I形梁の製造長さの限界から、曲げ試験では同一母材からサイドマッチング試験体を探ることができないので、代わりとしてn数が53の短期試験の結果を用いることとした。

4-2 試験体と载荷方法

4-2-1 I形梁の仕様

DOL試験およびクリープ試験に用いるI形梁の仕様諸元は、曲げおよびせん断で共通とし、梁せいは283 mmのものを使用した。既報の再掲となるが仕様諸元をTable 4-1に、形状をFig. 4-1に示す。

フランジの強度等級は120E、断面は厚45 mm×幅105 mmとし、樹種はカラマツである。ウェブの斜め格子パネルは、断面が厚9 mm×幅55 mmの国産スギのラミナ（JAS構造用製材甲種二級と同等の選別を行ったもの）を傾斜角45°方向に、等間隔に55 mmの隙間を開け、2層を直交させて、水性高分子イソシアネート系接着剤で貼り合わせた厚みが18 mmの面材である。また、梁の長さ方向でウェブの継ぎ手を設けるのを避けるため、梁長さと同じ長さ（4.2 m）で製作した。なお、梁長さの4.2 mは製造に用いるプレス機の長さ由来する。

フランジとウェブの接合は、ウェブのラミナが交差する箇所とし、フランジ側に2列のV溝を設け、ウェブ端部に2列の本実加工を施し、レゾルシノール系接着剤で相互を嵌合接着した。

Type		H283
Size (mm)	Height × Width	283 × 105
	Thickness of flange	45
	Thickness of web	18
Grade and species	Flange	LVL (JAS of 120E, Japanese larch, Young modulus ; 12GPa)
	Web	Sawn timber (Japanese cedar) sorted based on JAS of sawn timber structural grade 2

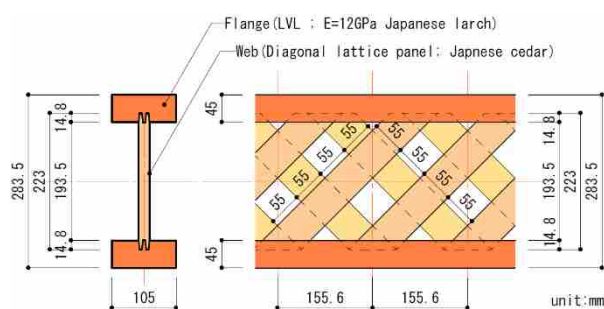


Fig. 4-1 Geometry of I-beam

4-2-2 载荷方法と試験体

DOL試験およびクリープ試験において、曲げおよびせん断試験の試験体形状は、両試験でそれぞれ共通とした。ウェブの载荷点位置には、補強として断面が45 mm×45 mmのLVLを、上下のフランジとウェブに接するように梁両側にビスで取りつけた。試験体の仕様を表す記号をTable 4-2に示す。

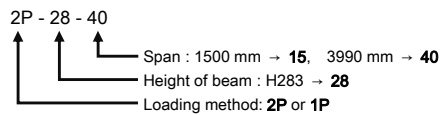
曲げ試験の加力概要をFig. 4-2に示す。スパンは3990 mm（梁せいの14倍）とし、载荷は三等分二点载荷で、鋼製の錘を直接梁から吊して加力した。

せん断試験の加力概要をFig. 4-3に示す。スパンは1500 mm（梁せいの5.3倍）とし、加力は中央一点载荷とした。梁両端の支点となる架台間に鉄骨梁を架け渡して、これを反力にした桁子により錘の荷重を増大した。錘の荷重は、载荷前にロードセルで測定しながら調整し、応力比を確認した。いずれの試験体も油圧ジャッキにより錘を昇降させることで、加力および除荷を行った。

Table 4-2 Specimen

Symbol	Purpose	Loading	Span (mm)	Span/Depth
2P-28-40	Bending	2 points	3990	14.0
1P-28-15	Shear	1 point	1500	5.3

Meaning of Symbols :



2P ; 2 points : Two-points loading at the point dividing into three equal parts of the span.

1P ; 1 point : One-point loading at center of the span

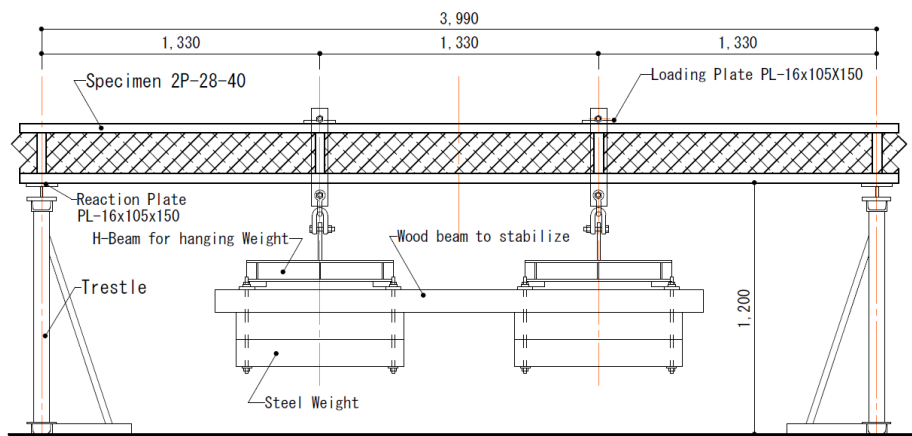


Fig. 4-2 Geometry and installation view of long-term bending test

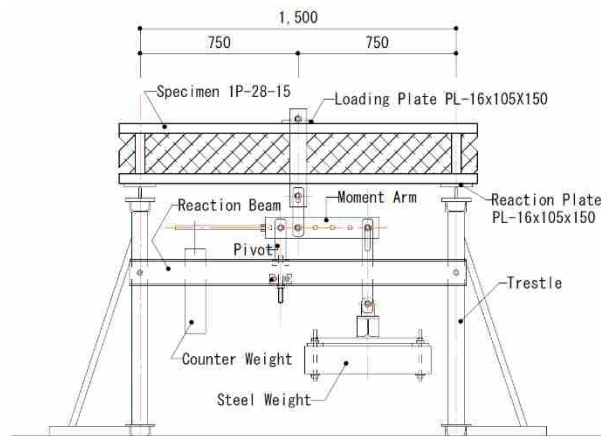


Fig. 4-3 Geometry and installation view of long-term shear test

4-2-3 試験環境

実施場所は茨城県つくば市で、鉄骨2階建て試験施設の1階部分（空調設備がない）で行った。告示では試験は恒温恒湿環境で実施することが規定されている。木材含水率の変動により、クリープの変動が大きいことが知られている（メカノソープティブ変形（以下、MSクリープ））。しかしながら、実施可能な設備の都合がつかなかったのと、実際の使用状況に近く安全側の評価になると考え、温湿度は成り行きとした。フランジおよびウェブの含水率を推定するため、フランジ部材（長さ350 mm）、ウェブ部材（長さ460 mm）の重量変化を測定し、試験終了後に絶乾法により含水率を推定した。（ただし、DOL試験開始後の2016年12月より実施した）

4-2-4 DOL 試験方法

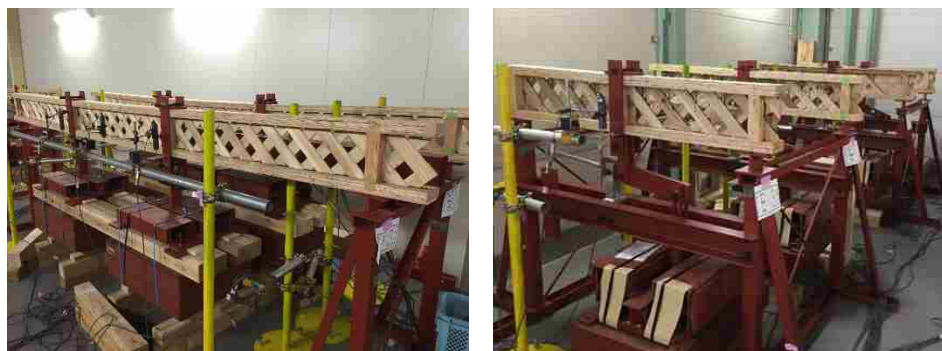
短期の各力学試験における曲げモーメントまたはせん断力の最大値の平均を基準に3以上の応力比を選択し、各応力比に相当する一定応力で載荷した。載荷から破壊までの時間と試験体の変位（試験体中央と曲げ試験では載荷点）を電気式変位計で測定した。応力比毎に試験体数は10以上とし、高い応力比から載荷を始めて、段階的に応力比を下げて、試験体の半数以上が6ヶ月以上荷重継続する応力比が現れるまで載荷した。選択した応力比は、曲げが0.69、0.62、0.59とし、せん断は0.77、0.70、0.63、0.61、0.59とした。

2015年5月から曲げ試験4体（応力比0.69、0.62）の試験、せん断試験4体（応力比0.77、0.70）の試験を開始した。試験体が破壊したら、順次試験体を交換した。なおDOL試験は、試験体が破壊するまで載荷を続けるのが本来と考えるが、その通りに行くと予定の試験体数が完了する予定を立てられないので、6ヶ月以上荷重継続したものも交換した。この場合に除荷した時点を破壊と見做すが、全てが破壊するまで継続載荷して得られる結果に比べて、長期間側の継続時間を短くして回帰するので、DOL係数の評価は安全側になると考える。曲げは2017年6月に、せん断は同年10月にそれぞれ終了した。

4-2-5 クリープ試験方法

短期の各力学試験における最大値の平均を基準に応力比1.1/3相当の載荷を行った。DOL試験の結果を概観したところ調整係数が0.5程度であったため、この値に安全係数の2/3を乗じた1/3とする選択肢もあったが、DOL試験の精査が完了してなかったため、念のため一般的な1.1/3を応力比として採用した。

試験体数は曲げ、せん断とも各10とし、曲げ用6台、せん断用3台の試験機で、5週間以上載荷した後に順次試験体を交換した（最後に交換した試験体は約4ヶ月載荷した）。2017年7月から開始し、曲げは12月まで、せん断は2018年3月にかけて実施した。



(a) Bending

(b) Shear

Fig. 4-4 Setup for long-term loading test for DOL and creep

4-3 DOL試験

4-3-1 短期力学試験の結果

DOL試験に対応する短期力学試験の結果概要をTable 4-3に示す。

Table 4-3 Result of short-term test

Bending property	Symbol	n	M_{max} (kN·m)			σ_{max} (MPa)		EI (kN·m ²)		
			av.	s.d.	CV	av.	TL	av.	s.d.	CV
	2P-28-40	53	23.5	1.3	5.5%	25.2	22.8	1,549	119	7.7%
Shear property	Symbol	n	Q_{max} (kN)			τ_{max} (MPa)		GA/κ (kN)		
			av.	s.d.	CV	av.	TL	av.	s.d.	CV
	1P-28-16	53	20.4	1.32	6.5%	4.69	4.14	4,006	333	8.3%

Legend) M_{max} : Maximum bending moment σ_{max} : Maximum bending stress
 EI : Bending stiffness Q_{max} : Maximum shear force
 τ_{max} : Maximum shear strength GA/κ : Shear stiffness
s.d.: Standard deviation CV: Coefficient of variation
TL: fifth percentile lower tolerance limit with confidence level of 75%
Note) The value of EI is calculated by pure bending deflection of two-points loading specimen.
The value of TL is obtained as normal distribution.

4-3-2 DOL試験の結果

まず試験環境について、室内温度湿度の推移をクリモグラフにしてFig. 4-5に示す。1時間毎の測定値の月毎平均値としてある。気温は約5℃から30℃、湿度は45%RHから80%RHで変動し、概ね12~2月が低温低湿で、7~9月が高高温高湿となり、気温湿度が右肩上がりで運動する傾向だった。

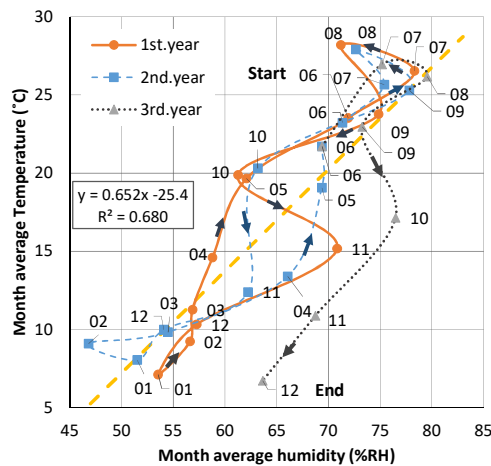


Fig. 4-5 Climograph

DOL試験の結果のうち、曲げをTable 4-4に、せん断をTable 4-5に示す。破壊時点の判断にあたっては、たわみと時間の関係から錘が落下して着床したと判断される前の計測時点を採用した。曲げの応力比0.61の10体中2体と応力比0.59の13体中7体、およびせん断の応力比0.63の10体中1体と、応力比0.61の12体中3体、および応力比0.59の11体中6体が6ヶ月以上破壊しなかったため、破壊したと見做して载荷を中止した。

破壊の状況をFig. 4-6、Fig. 4-7に示す。曲げ、せん断とも全てせん断破壊し、ウェブとフランジの接合部分の木破、界面の破断、ウェブラミナの破断や座屈などで、どの損傷が起点となっているかは不明だが、短期力学試験と同様の壊れ方であった。初期たわみに対する破壊時のたわみの比率(各応力比の平均)は、曲げは1.32~1.56、せん断は1.58~2.37で、高応力比側で比較的小さい。

Table 4-4 Result of DOL test for bending

Level	0.69				0.62				0.59				Note
No.	Time day	ratio	temp °C	humid %RH	Time day	ratio	temp °C	humid %RH	Time day	ratio	temp °C	humid %RH	Level : Stress level
1	14.2	1.60	22.6	83.3	24.9	1.69	24.8	80.4	22.0	2.13	23.3	74.0	Time : Time to failure
2	7.6	1.37	22.9	79.8	90.5	1.84	26.3	75.0	10.8	1.40	23.5	78.5	ratio : Ratio of final deformation to initial deformation
3	<i>0.1</i>	<i>1.13</i>	21.6	90.7	64.5	1.71	26.9	72.8	198	<i>1.31</i>	11.8	<i>59.0</i>	temp : Average every hour temperature during loading
4	0.4	1.22	27.3	84.4	113	1.36	10.8	59.7	209	1.40	12.2	<i>59.0</i>	humid : Average every hour relative humidity during loading
5	3.7	<i>1.37</i>	27.8	79.4	209	<i>1.38</i>	12.2	59.0	74.0	1.63	23.4	70.8	<u>Underscore</u> means not to break down during loading.
6	2.4	1.29	29.1	73.2	130	1.75	16.8	62.2	179	1.66	18.3	64.4	Bold letters means maximum value in its group.
7	5.2	1.34	29.5	71.6	86.2	1.54	25.1	72.0	221	<i>1.76</i>	20.7	67.5	<i>Italic letters</i> means minimum value in its group.
8	2.5	1.34	31.7	64.3	<i>13.3</i>	1.47	27.9	72.5	91.6	1.57	23.0	70.1	These are also common in Table 3-3.
9	7.4	1.31	30.8	63.8	241	<i>1.35</i>	10.5	63.5	83.2	1.57	25.5	72.9	
10	2.1	1.19	29.2	70.9	106	1.48	12.6	64.3	191	<i>1.44</i>	14.1	66.7	
11	9.9	1.34	28.2	76.1	-	-	-	-	241	<i>1.38</i>	10.5	63.5	
12	-	-	-	-	-	-	-	-	241	<i>1.43</i>	10.5	63.5	
13	-	-	-	-	-	-	-	-	<i>215</i>	<i>1.33</i>	9.8	63.8	
Ave.	5.0	1.32			108	1.56			152	1.54			

Table 4-5 Result of DOL test for shear

Level	0.77				0.70				0.63				0.61				0.59			
No.	Time day	ratio	temp °C	humid %RH	Time day	ratio	temp °C	humid %RH	Time day	ratio	temp °C	humid %RH	Time day	ratio	temp °C	humid %RH	Time day	ratio	temp °C	humid %RH
1	<i>0.0</i>	<i>1.18</i>	24.8	73.0	2.2	2.13	<i>21.6</i>	87.5	30.5	2.95	25.9	77.6	6.0	2.19	28.5	75.8	151	3.00	16.7	<i>62.5</i>
2	1.6	1.69	23.8	84.2	<i>0.1</i>	1.58	<i>21.6</i>	90.7	8.9	2.15	28.3	75.5	11.4	2.28	28.3	75.3	<i>13.1</i>	1.68	27.9	72.7
3	1.3	1.86	23.9	82.4	1.3	2.09	27.1	85.5	15.3	2.58	24.1	77.0	<i>0.0</i>	1.58	26.7	73.5	193	<i>1.57</i>	8.2	62.8
4	1.5	1.38	23.8	83.7	0.1	1.97	27.5	89.3	216	<i>1.72</i>	12.6	59.4	15.2	2.78	24.0	77.8	194	<i>2.02</i>	8.2	62.8
5	1.8	1.64	21.8	89.4	1.3	1.98	27.0	85.6	147	2.41	<i>10.7</i>	59.3	198	<i>1.79</i>	11.8	59.0	194	<i>1.76</i>	8.2	62.8
6	0.9	1.82	21.8	89.2	1.2	2.20	27.5	89.3	61.9	<i>1.60</i>	17.1	60.1	196	<i>2.76</i>	11.7	58.9	194	<i>1.61</i>	8.2	62.8
7	0.2	1.34	<i>21.5</i>	91.2	0.6	1.50	29.7	65.6	9.4	1.81	22.0	62.7	21.9	1.93	<i>9.6</i>	<i>56.0</i>	215	2.18	9.7	63.8
8	1.2	1.68	<i>21.5</i>	90.2	8.3	2.09	29.7	70.5	83.4	3.02	25.5	72.7	231	<i>2.15</i>	21.6	68.0	202	<i>1.63</i>	9.7	62.6
9	0.0	1.56	21.6	90.5	0.2	<i>1.55</i>	31.1	<i>57.0</i>	39.4	2.59	25.8	75.4	41.1	2.56	22.1	66.8	81.9	2.91	23.0	71.7
10	0.0	1.65	21.6	90.5	0.1	1.56	31.1	<i>57.0</i>	63.2	2.89	25.6	74.4	44.6	2.69	22.4	69.0	104	2.89	23.6	73.7
11	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	98.0	2.54	26.1	75.3	167	3.26	23.0	74.3
12	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	7.3	<i>1.57</i>	28.0	64.0	-	-	-	-
Ave.	0.9	1.58			1.54	1.86			67.5	2.37			72.6	2.24			155	2.23		



Fig. 4-6 Failure in DOL test of bending



Fig. 4-7 Failure in DOL test of shear

各荷重継続時間の常用対数と応力比との関係における回帰直線を求め、回帰直線上において荷重継続時間50年相当の応力比をDOL係数として求めた。その結果をFig. 4-8、Fig. 4-9に示す。DOL係数は、曲げが0.517、せん断が0.520で、建築基準法で一般的な木材の長期時に与えられている値の0.55よりやや下回った。

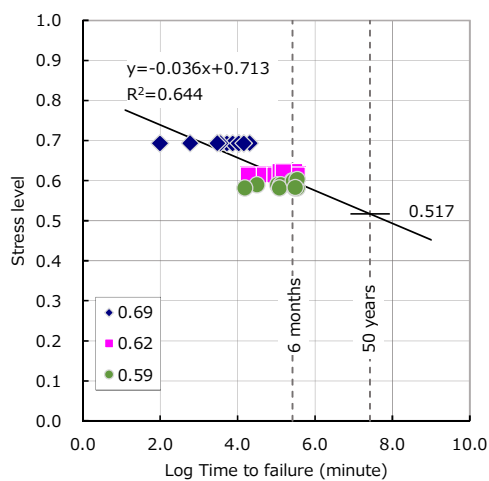


Fig. 4-8 Result DOL test for bending

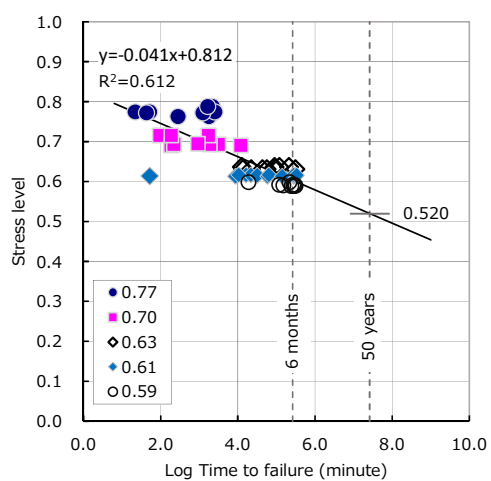


Fig. 4-9 Result DOL test for shear

4-3-3 DOL試験の考察

① 破壊状況、変形限界

破壊後の観察では、損傷部分に短期試験との違いは見られなかった。ほとんど試験体について破壊中の状況を観察することはできなかったが、2体の試験体（曲げの応力比0.69）で、載荷後まもなく破壊するところを見ることができた。短期試験のように瞬時に脆く壊れるものではなく、載荷直後からまばらにパチパチ音が聞こえ、この音の間隔が加速してメリメリ音のようになり、変位が進んでいく様子であった。たわみ曲線において漸進的にたわみが進行し破壊に至る三次クリープの局面だったと考えられる。このパチパチ音は、DLPパネルのラミナ交差部やフランジとの接着がひずみにより剥がれたり、木部が損傷したりする音と考えられ、クリープ破壊に至るダメージの一つと考えられる。

初期たわみに対する破壊時のたわみの比率は、必ずしも継続時間の長いものが大きい訳ではなく、三次クリープから完全に破壊するまでのクリープが大きいと比率も大きく、最大値は曲げで2.13、せん断で3.26であった。曲げのDOL試験もせん断で破壊しているの、三次クリープ以降の変形はウェブの変形が支配的と考えられる。曲げ試験の場合はせん断試験よりもせん断変形成分の割合が少ないため、上記の値は曲げがせん断よりも小さくなっていると考えられる。

② 温度、湿度と破壊時間

試験の期間が2年～2年半に及び、試験環境が夏期と冬期で大きく異なり、試験結果にばらつきが出た。温度や湿度は木材の強度やクリープに影響する要素¹⁰⁾¹¹⁾¹²⁾などなので、荷重継続時間にも影響があると考えられる。各応力比のうち、6ヶ月以上荷重継続した試験体がある応力比*の全試験体について、載荷期間における平均の温度または湿度に対する、破壊時間との関係をプロットした各散布図をFig. 4-10に示す。（* 曲げの応力比は 0.61、0.59、せん断の応力比は0.63、0.61、0.59である）

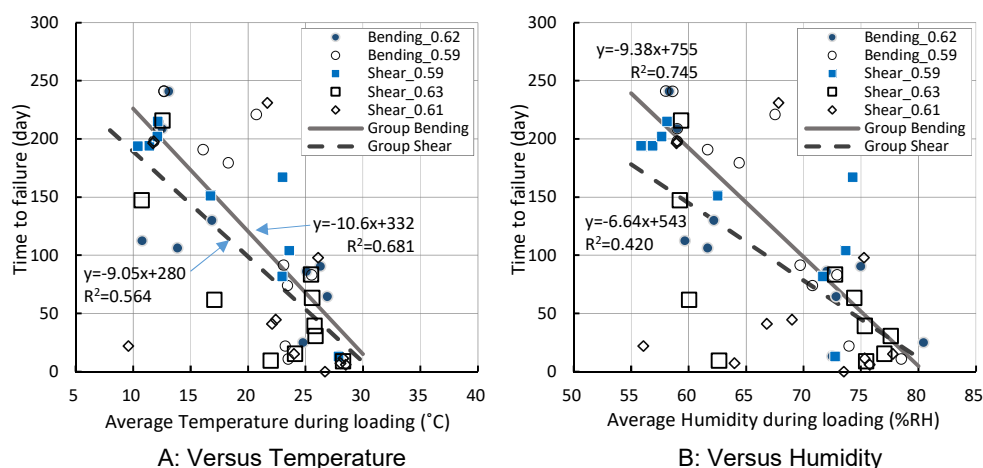


Fig. 4-10 Time to failure and test environment

Fig. 4-10Aにて、温度と破壊時間は、曲げおよびせん断とも強い相関があり、 R^2 値ではそれぞれ0.68、0.56であった。また、Fig. 4-10Bで湿度と破壊時間の相関について、曲げは強かったが、せん断のグループは弱く、それぞれ0.75、0.43だった。曲げ、せん断を含めた試験環境と破壊時間の散布図は、温度の方がまとまって見える。

Fig. 4-11にウェブの推定含水率と破壊時間の散布図を、Fig. 4-12に計測湿度と含水率の推定履歴を示す（推定含水率は全試験体数のうち2/3程度が測定されている）。n数が少ないが、載荷中の含水率と破壊時間の関係の相関は弱い。含水率は雰囲気湿度の影響による結果なので、どちらが破壊時間に影響があるかと言えば、湿度というよりは含水率であると考え。これら結果を見ると、Fig. 4-10Bで湿度と破壊時間に相関があったとしても、湿度が破壊時間に影響を与えたとは説明できない。Fig. 4-10Bの高い相関は、Fig. 4-5のように温度と湿度に強い相関があることによってFig. 4-10Aの傾向に連動したものと考えられる。

本試験では、月平均で低温高湿または高温低湿の環境がなかったため、湿度の影響の程度は不明となったが、温度が破壊荷重時間に影響があることを示した。

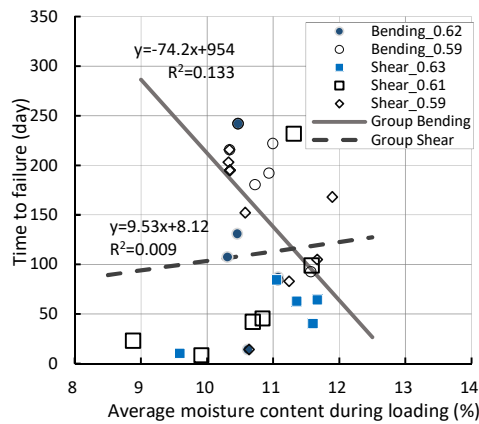


Fig. 4-11 Time to failure and MC

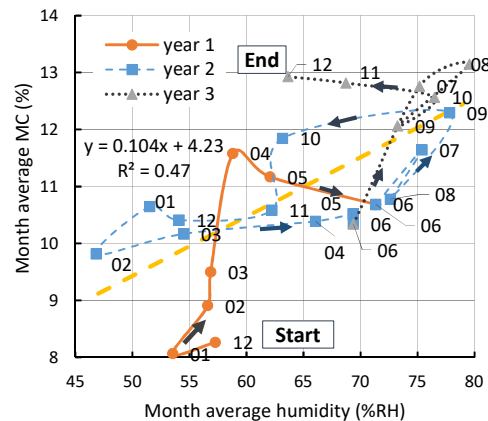


Fig. 4-12 MC-Humid hysteresis curve

③ D O L 係数

50年相当のDOL係数は、曲げおよびせん断とも基規準の0.55より小さく、0.52となった。曲げDOL試験は、全てせん断で破壊しており、曲げで壊れていないことから、曲げに対する真のDOL係数は測定できなかったことになる。ただし、断面内の曲げの応力度分布はほとんどフランジが負担しており、応力比の基準としたせん断破壊時の曲げ応力度25.2 MPa (Table 4-3) は、建築基準法が構造用単板積層材に定める曲げの基準強度33 MPa よりも小さいことと、DOL係数も基規準より小さいので安全側であると考え。

④ せん断区間の長さの影響

既報の短期試験では、曲げ試験体がせん断破壊した結果、せん断区間の長さをパラメータとした時にせん断強度が違うことから、せん断区間の長さは耐力に影響する（長さ効果がある）ことが確認されている。この長さ効果は長さ比の指数関数に近似し、長さ比に対して-0.252乗の関係があった。集中荷重によるせん断力に対して、せん断強度を低減する係数として式(4-1)が提案された。

$$\text{Length factor (in case of concentrated load)} \quad K_l = \left(\frac{L}{L_0}\right)^{-0.252} \quad (L_0 = 770) \quad (4-1)$$

where:

- K_l Length effect factor in case of concentrated load
- L Shear zone length by concentrated load
- L_0 Standard length for length effect as 770 mm

曲げ試験体の長さが梁せいの14倍と短く、フランジの強度に比較的余裕があるため、曲げのDOL試験で全ての試験体がせん断で破壊している。短期試験（1P-28-16 試験体）における最大荷重の平均値を基準に、DOL 試験の2P-28-40の破壊荷重の比をFig. 4-13にプロットし直した。

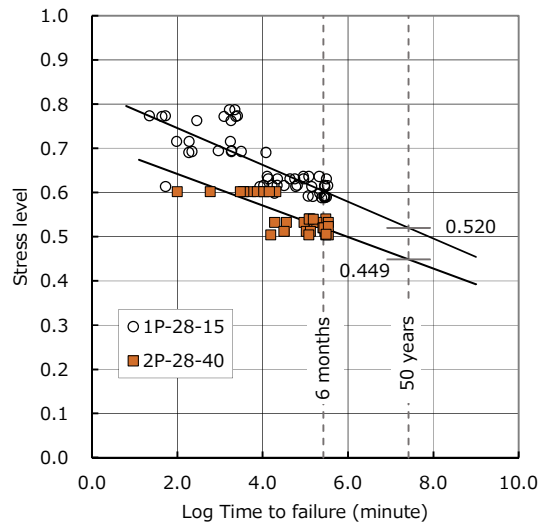


Fig. 4-13 Result of DOL test scaled by short-term shear capacity

Fig. 4-13より推定される50年後のせん断強度の調整係数は、1P-28-15が0.52、2P-28-40が0.449であった。この値と梁の長さ (L_i) における短期せん断強度の積 (τ_i) をY軸に、基準となる試験体の長さ (L_0) に対する各試験体の長さ (L_i) の比をX軸に取り、せん断強度とせん断区間の長さの関係をFig. 4-14にプロットした。また、短期試験の各長さの強度およびその回帰線もプロットした。基準長さ (770 mm) における50年後の推定せん断強度 (f_{s50}) は、DOL試験の1P-28-15のプロットと式(4-1)から 2.41 MPa と求まり、長さ比に対して-0.252 乗の曲線は2P-28-40のプロットに重なった。既報の短期試験から、本I形梁のような接着型ラチス状構造は、せん断力に対して長さ効果が有ると考えられ、それは長期においても同程度に効果があると考えられる。

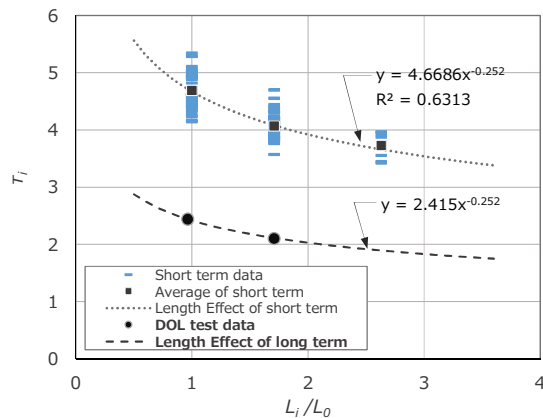


Fig. 4-14 Relation between shear strength and length ratio

4-4 クリープ試験

4-4-1 クリープ試験結果

全てのクリープ試験体は、載荷終了時の目視点検で、木部や接合部に損傷や変形は認められなかった。梁中央部のたわみ、木材各部の推定含水率、試験室の温度湿度の推移をFig. 4-15に示す。試験は2017年12月で終了する予定であったが、せん断試験機1台で載荷の不具合があったため、期間を延長して3体を追加実施した。また2018年3月中旬～4月にかけて停電のためデータ欠損がある。

含水率は、ウェブが9.3%～16.5%（平均12.7%）、フランジが9%～11.6%（平均10.1%）で推移した。フランジと比較するとウェブの含水率変化が大きい。台風や前線の影響で含水率変化が大きい箇所がいくつかあり、グラフ中に縦点線で示す。その前後でMSクリープとみられる挙動が確認できる。せん断のたわみ曲線は、曲げのたわみ曲線よりもばらつきが大きい傾向がある。

4-4-2 クリープ試験の分析

クリープ曲線の実験式は、クリープ変形を部材の剛性低下と捉えて、両対数グラフ上で初期剛性に対する剛性低下率と経過時間の回帰直線で表す対数時間則（式(4-2)）と、クリープ変形を時間のべき乗関数で表すパワー則（式(4-3)）がある。式(4-2)は告示で採用されている。

$$\log_{10} K_t = e + f \cdot \log_{10} t \quad (4-2)$$
$$K_t = \delta_0 / \delta_t$$

where:

K_t : Stiffness rate to initial stiffness "t" minute after loading

δ_0 : Initial deflection of the beam

δ_t : Deflection of the beam at "t" minute after loading

e : Constant as intercept of regression line

f : Constant as slope of regression line

$$\delta_c = At^N \quad (4-3)$$

where:

δ_c : Creep deflection of the beam

t : time (day)

A, N : Constant value

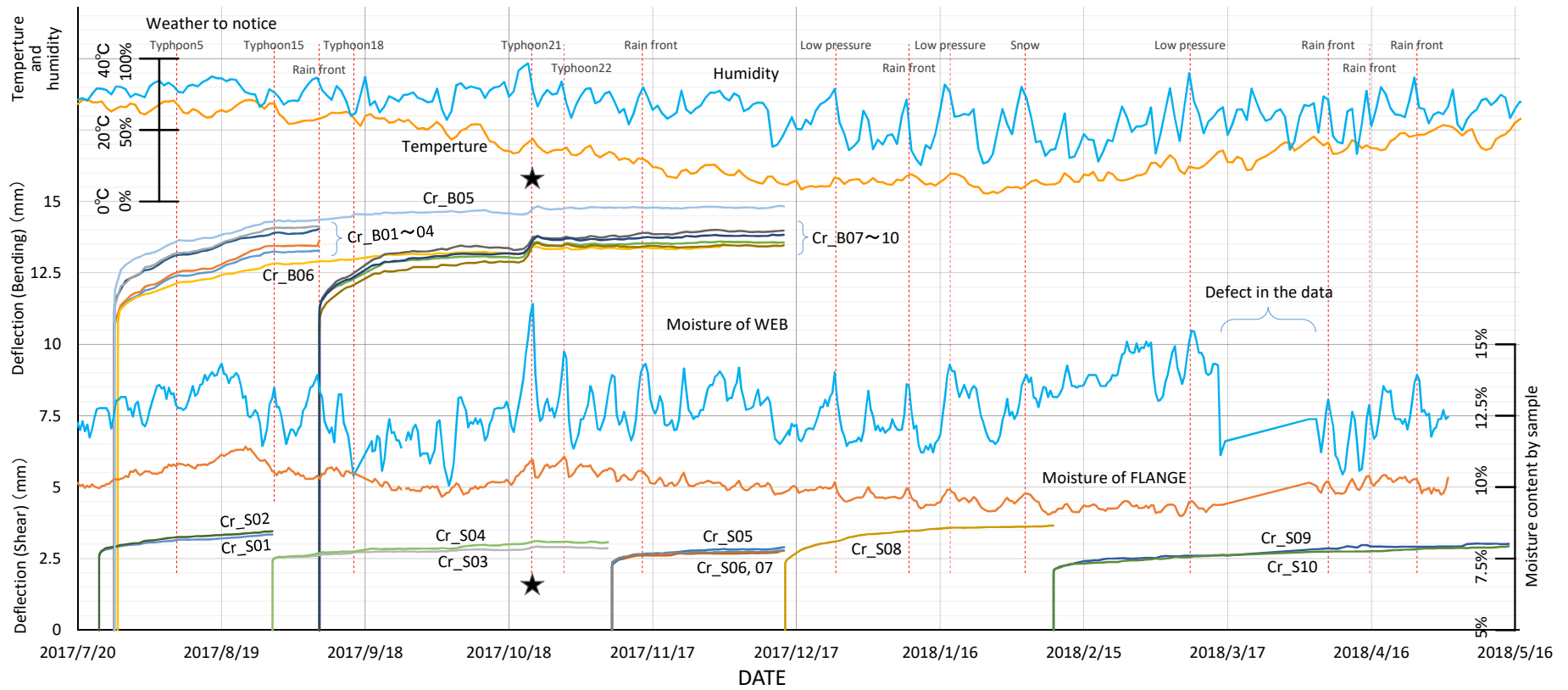
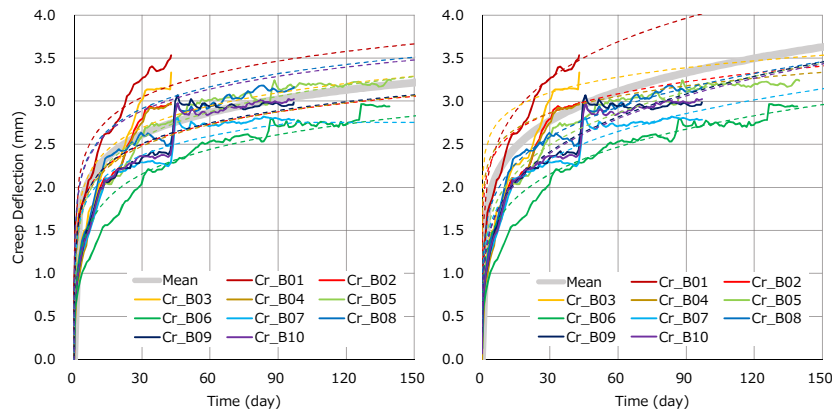


Fig. 4-15 Result of creep test; Time-Deflection curve, Moisture content, Temperature and humidity

時間-変形における曲げの曲線をFig. 4-16に、せん断の曲線をFig. 4-17に示す。試験値を実線で、上述の二つの方法により求めた回帰線をグラフ上に点線で、回帰式毎に全試験体の平均を灰色線で示す。試験値のプロットは告示を参照して、1分、5分、10分、100分、500分、その後24時間毎とした。対数時間則では全プロットを用い回帰し、パワー則ではクリープ変形が二次クリープに移行したと思われる時期（載荷から約30日、判断できないものは10日の時点）から試験終了までの範囲を回帰した。



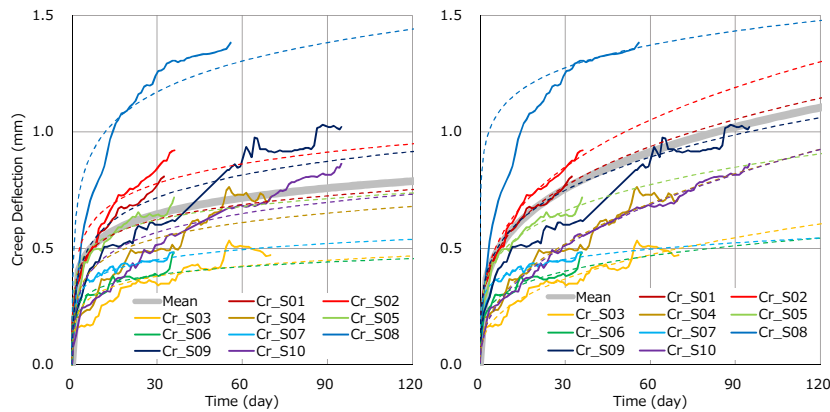
A: Logarithmic time law B: Power law
Fig. 4-16 Time deflection curve for bending and creep function

Table 4-6 Result of Bending creep test

Symbol	Log t law : Equation (2)				Power law : Equation (3)				
	δ_{c1min}	e	f	K_{50y}	δ_{c10min}	A	N	Cr_{50y}	
Cr_B01	10.52	0.018	-0.028	0.649	10.64	0.170	0.177	1.091	
Cr_B02	10.31	0.029	-0.027	0.679	10.44	0.192	0.108	1.053	
Cr_B03	10.31	0.029	-0.028	0.663	10.46	0.228	0.081	1.048	
Cr_B04	11.17	0.035	-0.026	0.692	11.10	0.185	0.095	1.042	
Cr_B05	11.59	0.054	-0.030	0.673	11.68	0.109	0.200	1.066	
Cr_B06	10.63	0.068	-0.032	0.677	10.75	0.103	0.198	1.067	
Cr_B07	10.78	0.026	-0.024	0.702	10.99	0.114	0.187	1.065	
Cr_B08	10.83	0.019	-0.026	0.665	11.00	0.129	0.182	1.069	
Cr_B09	10.49	0.031	-0.027	0.681	10.69	0.108	0.223	1.090	
Cr_B10	10.81	0.019	-0.026	0.667	10.97	0.104	0.223	1.085	
Average	10.74	0.033	-0.027	0.675	10.87	0.144	0.167	1.068	
δ_{50}/δ_i					1.48				2.07

Legend) δ_{c1min} : Creep deflection at 1 minute after loading
 δ_{c10min} : Creep deflection at 10 minute after loading
 K_{50y} : Estimated stiffness rate to initial in 50 years
 C_{p50y} : Estimated relative creep rate in 50 years
 δ_{50}/δ_i : Estimated creep deflection rate in 50 years

These are also common in Table 4-7.



A: Logarithm time law
B: Power law
Fig. 4-17 Time deflection curve for shear and creep function

Table 4-7 Result of shear creep test

Symbol	Log t law : Equation 1				Power law : Equation 2			
	δ_{1min}	e	f	K_{50y}	δ_{c10min}	A	N	C_{r50y}
Cr_S01	2.55	0.037	-0.029	0.671	2.57	0.089	0.339	1.959
Cr_S02	2.53	0.051	-0.036	0.607	2.57	0.113	0.308	1.942
Cr_S03	2.39	0.039	-0.022	0.748	2.42	0.046	0.358	1.630
Cr_S04	2.35	0.063	-0.033	0.657	2.38	0.053	0.418	2.350
Cr_S05	2.18	0.026	-0.029	0.646	2.22	0.139	0.229	1.591
Cr_S06	2.30	0.018	-0.018	0.761	2.32	0.083	0.218	1.305
Cr_S07	2.29	0.027	-0.023	0.723	2.30	0.126	0.132	1.200
Cr_S08	2.28	0.071	-0.054	0.466	2.30	0.390	0.106	1.481
Cr_S09	2.00	0.102	-0.051	0.531	2.02	0.159	0.252	1.936
Cr_S10	2.07	0.096	-0.044	0.593	2.07	0.057	0.429	2.864
Average	2.29	0.053	-0.034	0.640	2.32	0.126	0.279	1.826
δ_{50}/δ_i				1.56				2.83

50年間の荷重継続によるクリープ係数 (δ_{50}/δ_i) は、対数時間則の場合は曲げ1.48、せん断1.56で、パワー則の場合は曲げ2.07、せん断2.83で、パワー則による値が比較的大きい (Table 4-6、Table 4-7)。曲げとせん断の関係では、両式でせん断の値が大きい。

4-4-3 クリープ特性の考察

① 曲げとせん断の比較

せん断のクリープ変形 (Fig. 4-17) の各曲線の傾向、回帰線の勾配が、曲げの曲線 (Fig. 4-16) と比べるとばらつきが大きいのが分かる。同時期に試験を行った試験体の曲線は傾向が揃っていることから、各期間の天候の違いによるメカノソープティブクリープ (MSクリープ) 成分の差異が要因であると考えられる。

② メカノソープティブクリープ (MSクリープ) の影響

周期的な湿度変動下のMSクリープの特徴として、概略として以下のことが知られている¹³⁾¹⁴⁾。

- イ) 初めて経験する高含水率域では、吸湿過程でもクリープが進行する。
- ロ) その後放湿過程で進行し、吸湿過程で部分的に回復する。

- ハ) 吸放湿のサイクルを重ねるか、長い周期で吸湿過程を経ると、その後のMSクリープは小さくなる。
- ニ) 湿度変動のサイクル回数を十分に経験した後は、吸湿過程の回復と放湿過程のクリープ進行が同程度になる。
- ホ) 湿度変動の周期が長いほど、MSクリープの影響は大きい。
- ヘ) 小さい断面では、湿度変動の周期が短くてもMSクリープは蓄積しやすい。

Fig. 4-15の含水率の曲線で、ウェブの含水率はフランジと比較して大きく変動する。これはウェブのラミナが厚9 mmで、フランジ断面の厚45 mmと比べて薄いことから、断面内部への吸湿・放湿の程度は、フランジでは緩慢となり、ウェブは比較的敏感となるためである。せん断クリープ係数が曲げよりも大きいように、せん断のクリープは、含水率変動によるMSクリープの影響を大きく受けていると考える（上記のヘ）。

Fig. 4-15の2016/10/23付近で、台風21号の影響で72時間連続で湿度が90%を超え、ウェブ含水率は12%から16.5%に増加した。Cr_B07～10（載荷後43日 Fig. 4-15★印部）では、吸湿過程でたわみ進行が特に大きく、放湿過程でもクリープ進行した（上記のイ、ハ）。曲げで影響が大きいのは、高湿度期間が長く比較的大きい断面のフランジではそれまでになく材内部まで吸湿が及んだと考えられる（イ、ホ）。この1週間後にある含水率上昇でのたわみの変動は比較的小さい（ハ）。また、Cr_B05と06（載荷後88日）や、せん断のCr_S03と04（載荷後54日）にも影響は認められるが、比較的たわみ変動は小さい。これらは経時の長さや、ウェブ断面が小さいことで起こる（上記のハ、ヘ）。本試験のこれらの現象は、上述の知見と一致する。

③ クリープ係数

まず、二通りの分析法について検討する。一般にパワー則は、三段階あるクリープの二次クリープに回帰させてクリープ曲線を予測する手法である。試験期間は乾燥材で1年以上が推奨され、載荷後1ヶ月以降のクリープ曲線から各定数を求める¹⁵⁾。対数時間則の式は、材料の疲労寿命の観測値を回帰するのに用いられる手法¹⁶⁾で、Eyring粘性を示す粘性要素を有する粘弾性モデルから誘導される近似式でもある⁵⁾。パワー則は長時間側に、対数時間則は短時間側に適合性が良いとされる⁵⁾。

載荷期間は長いものは3～5ヶ月であるが、基本は5週間で実施した。期間が短いため、二次クリープがはっきり発現してないものがあった。とくにせん断のパワー則では、回帰線が一次クリープを含む曲線全体とフィットするものがあった（Fig. 4-17）。パワー則で適切にクリープ係数（ δ_{50}/δ_i ）を求めるには、より長い期間が相応しいと考えられる。

対数時間則によるクリープ係数（ δ_{50}/δ_i ）は曲げが1.48、せん断が1.56であった。試験終了時にこの梁に特有なウェブやウェブとフランジとの接合部には、部材の面外変形や損傷やずれ変形が見られなかった。これらはMSクリープを含んだ値でもあるが、一般的な木材や集成材と同等程度で、実用的な値となった。

④ クリープ関数によるクリープ限度の推定

相対クリープはある応力比内にある一定値をとることが知られている⁵⁾。1957年に杉山は複数の応力比のクリープ試験を行い、一定時間毎のクリープ関数の値を比較し、クリープ関数の値が変動する応力比を求めることにより、クリープ限度を推定する方法を提案している¹⁷⁾。近年、松本らは無欠点ヒノキ製材、スギのLVLなどでこの方法による試験を実施し、クリープ限度が50～70%にあると報告している¹⁸⁾。

せん断DOL試験の5つの応力レベルおよびクリープ試験の結果を用いて、試行的にこの方法を適用した (Fig. 4-18)。既往文献¹⁷⁾¹⁸⁾で応力比が0.55以下ではクリープ関数は概ね一定の結果が多かったため、応力比0.375付近のクリープ関数はX軸に平行と仮定し、せん断DOL試験の応力比0.59~0.70の観測点の線形近似線および指数近似線との交点を割り出した。線形近似では交点はおおむね $x=0.58$ 付近にあり、指数近似の場合は $x=0.52$ から $x=0.56$ 付近にあった。DOL試験結果の0.52と同等またはやや大きく、松本らの報告に近似した。

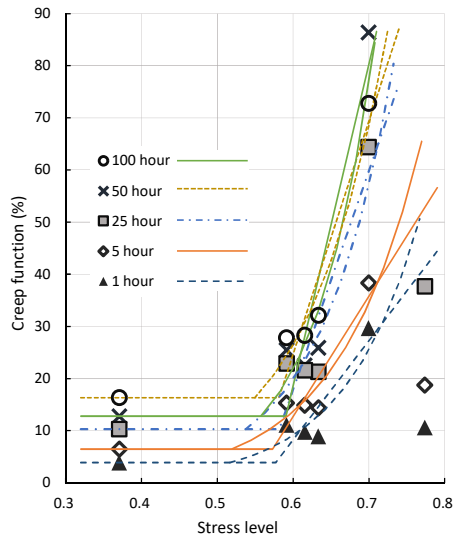


Fig. 4-18 Relation between creep function and stress level

⑤ せん断における長期性能の比較

本研究の I 形梁と OSB や合板を用いた I 形梁のせん断における長期性能を既往の研究より引用して比較した (Table 4-8)。I 形梁のせん断に関する長期性能の研究は少ないが、大橋らはカラマツの合板および北米産 OSB をウェブに用いた I 形梁でせん断の DOL 試験とクリープ試験を実施している²⁾³⁾。

Table 4-8 Specification of small specimen for creep test

Specification type and species		DOL factor	Creep factor*		Ambient temp humid	source
Web	Flange	shear	bending	shear		
DLP	LVL (JL)	0.52	1.48	1.56	without control	
PW (JL)	FJ (TF)	-	1.20~1.26	1.99	constant	2)
PW (JL)	FJ (TF)	0.689	-	2.21	constant	3)
OSB	FJ (TF)	0.678	-	1.94	constant	3)

Species ; "JL" means Japanese larch, "TF" means Todo fir.

Type "PW" means plywood, "FJ" means finger jointed sawn timber.

Ambient ; Ambient temperature and humidity * Estimated value by Log time law

合板や OSB ウェブでの DOL 係数³⁾は 0.68 前後で、これらと比べると DLP ウェブでは 0.52 と小さい。ともにフランジとの接合部付近が破壊しているところは共通している。値の違いは、試験環境の違いや、DLP の場合はフランジとの接合部が不連続であることなどが要因として考えられる。

合板や OSB ウェブでのせん断クリープ係数²⁾³⁾は 1.94 から 2.21 で、曲げクリープの値は 1.20

から1.26で²⁾、せん断クリープは曲げクリープよりも大きい値であった。DLPウェブの場合、せん断クリープは1.56で合板やOSBのそれよりも小さい。また、曲げクリープは1.48で、DLPを用いたI形梁のクリープ係数は、曲げとせん断で比較的近接した値となっている。DLPは木材繊維方向の軸材要素で構成されていて、せん断力は軸材の軸力で伝達される。合板やOSBの各層の単板やストランドは、梁長さ方向または梁高さ方向に配向され、せん断力は木材の繊維方向に対して45°方向に働くところがDLPと異なり、クリープ係数の違いになっている可能性がある。

⑥ 小試験片によるクリープ試験

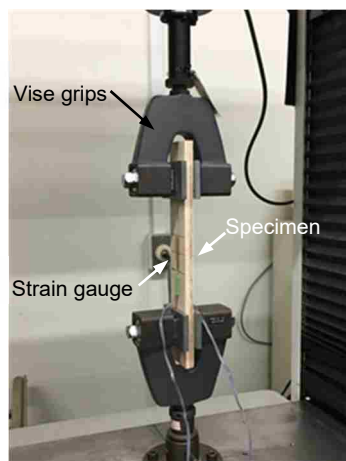
前述の考察を裏付けるため、DLPのラミナ (ST) と構造用合板 (PW)、OSB の小試験片を使って、圧縮および引張のクリープ試験を行った。OSBとPWについては、表面の繊維方向 (0°方向) での加力と表面繊維方向に対し45°の角度で切り出した試験体で加力を行った。加力は、恒温恒湿環境で30分間とし、クリープ変形は試験体中央の両面に貼ったひずみゲージにより測定した。試験体諸元をTable 4-9に、加力の様子をFig. 4-19に示す。

このデータから対数時間則で50年のクリープ係数を求めた。時間-クリープ変形の関係曲線をFig. 4-20に、クリープ係数をTable 4-10に、比較をFig. 4-21に示す。

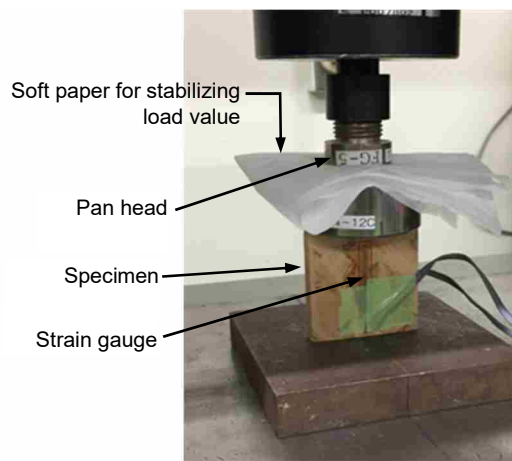
Table 4-9 Result of creep test for small specimen

Symbol	Type	Section (mm)	Species
ST_00	Sawn Timber	9 × 55	J. cedar
OSB_00	OSB	10.5 × 55	Aspen
PW_00	Plywood 5ply	12 × 55	J.larch and J.cedar
OSB_45	OSB	10.5 × 55	Aspen
PW_45	Plywood 5ply	12 × 55	J.larch and J.cedar

Notes) "00" and "45" mean loading angle to surface grain.
OSB was cut out from I-joist product made in US.



Tensile creep test



Compression creep test

Fig. 4-19 Creep test setup

4-5 設計用諸数

4-5-1 材料強度・弾性係数

DOLの試験結果を考慮し、3章で提案した基準材料強度(Table 3 6)について再検討した。50年のDOL係数は0.52と求めたが、基準材料強度に乗じる長期や短期の係数を一般的に用いる1.1/3、2/3とする方が、設計者への錯誤が少ないと考えた。そこで3章で求めた強度の下限値に、一般木材に用いるDOL係数0.55に対する本I形梁のDOL係数の比を乗じて、基準材料強度を低減した。また、クリープ試験の結果を考慮し、クリープ係数を1.5と定めた。これらをTable 4-11に示す。

Symbol	F_b (MPa)	F_s (MPa)	E (GPa)	G (MPa)	C_{cp}
H283	21.5	3.9	12	900	1.5
H308	19.9	3.4			

Legend) F_b : Bending strength of material F_s : Shear strength of material
 E : MoE of flange G : Shear modulus
 C_{cr} : Creep property for fifty years. This is common to both of bending and shear.

4-5-2 許容応力度

前節で述べたように、基準材料強度を低減したので、長期および短期に乗じる係数は一般木材と同様になり、各許容応力度はTable 4-12のように表される。

Long term		Short term	
Bending	Shear	Bending	Shear
$\frac{1.1F_b}{3}$	$\frac{1.1F_s}{3}$	$\frac{2F_b}{3}$	$\frac{2F_s}{3}$

4-5-3 長期のたわみ設計式

クリープを考慮したたわみは、Table 4-11に示す弾性係数を用いたたわみに、クリープ係数 C_{r_50y} を乗じて計算し、以下のように表される。

$$\delta_{50y} = \delta_{instant} \cdot C_{cp} \quad (4-4)$$

where:

δ_{50y} : Creep deflection of the beam 50 years after

$\delta_{instant}$: The elastic initial deflection calculated based on Table 4-11.

4-6 まとめ

- イ) DOL係数は曲げ、せん断とも0.52となった。ただし曲げに関しては、短期試験およびDOL試験ともにせん断破壊しており、真のDOL係数は測定できなかった。
- ロ) 試験環境と破壊時間の関係で、載荷期間中の平均含水率と破壊時間の関係には相関が見られず、含水率の破壊時間に対する影響は確認できなかったが、載荷期間中の温度と破壊時間には負の強い相関があった。
- ハ) 短期の集中荷重によるせん断力に対して、せん断区間の長さが耐力に影響すること（長さ効果）が、長期載荷でも現れることを確認した。既報で確認された長さ比に対して-0.252乗の関係は、DOL試験の2つのプロットに重なった。本I形梁のような接着型ラチス状構造は、せん断力に対して長さ効果が有ると考えられ、それは長期においても短期と同程度に効果があると考えられる。
- ニ) 対数時間則によるクリープ係数 (δ_{50}/δ_i) は曲げが1.48、せん断が1.56であった。試験終了時にこの梁に特有なウェブやウェブとフランジとの接合部には、部材の面外変形や損傷やずれ変形が見られなかった。これらはMSクリープを含んだ値でもあるが、一般的な木材や集成材と同等程度となった。
- ホ) クリープ試験で発生した特に大きい変形の進行は、MSクリープ現象で、既往の知見と一致した変動だった。ウェブが比較的薄いため、特にせん断ではMS変形が起こりやすいと考えられる。
- ヘ) 応力比とクリープ関数の関係からせん断のクリープ限度を推定する方法をせん断の長期試験の結果で試行した。せん断のクリープ限度は応力比0.52から0.58付近にあると推定された。
- ト) 本研究のI形梁と既往研究による合板やOSBを用いたI形梁のせん断のクリープ係数、および各材料の短時間クリープ試験結果を比較した。せん断クリープは、ウェブ材の45°方向のクリープ特性に依存していると考えられ、DLPを用いたI形梁のせん断クリープはOSBや合板を用いたものより小さかった。
- チ) 一般的な木材と同様に設計出来るように、長期許容応力度を求めるときに使用する基準材料強度に乗じる係数を1.1/3するため、3章で提案した本I形梁の材料基準強度を再提案した。またクリープ係数は、曲げ及びせん断ともに1.5として提案した。

参考文献

- 1) Taisuke Nagashima, Hiroki Kagei, Yamato Unno, Tsuyoshi Aoyama and Yoshimitsu Ohashi: Establishing structural property and design method for I-shaped wooden beam, Development of I-shaped beam using diagonal lattice panel No.1, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), AIJ, No. 749, 1031-1040, 2018. 7 (in Japanese)
長島泰介, 景井宏樹, 海野大和, 青山剛, 大橋好光: 斜め格子パネルを用いた木質 I 形梁の力学性能と設計法
斜め格子パネルを用いた木質 I 形梁の開発その 1, 日本建築学会構造系論文集, No. 749, 1031-1040, 2018. 7
- 2) Yoshinori Ohashi, Kazushige Matsumoto, Tsukasa Sato, Takuro Hirai: Mechanical Properties of Wooden I-beams with Plantation Timber Materials in Hokkaido III. Shear creep property, Mokuzai Gakkaishi, JWRS, Vol. 55 No.4, pp. 217-225, 2009 (in Japanese)
大橋義徳, 松本和茂, 佐藤司, 平井卓郎: 道産材を用いた木質 I 形梁の力学特性(第 3 報)せん断クリープ特性,
木材学会誌, JWRS, Vol. 55 No. 4, 2009
- 3) Ohashi Yoshinori, Matsumoto Kazushige: Evaluation of mechanical properties of wooden I-beams with finger-jointed lumber part2. Effect of web materials on long term performance of I-beams, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1 pp. 23-24, 2010. 7 (in Japanese)
大橋義徳, 松本和茂: たて継ぎ材を用いた木質 I 形梁の性能評価 その 2 ウェブ面材が長期性能に及ぼす影
響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 pp. 23-24, 2010. 7
- 4) Yuuki Kunisaki, Shiro Nakajima, Wonwoo Lee, Tomoaki Soma, Takafumi Nakagawa, Yoshinori Ohashi, Nobuyoshi Yamaguchi: Long term behavior of timber structural materials Part1. Duration of load and creep factor of I-joist, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, AIJ, C-1 pp. 30-31, 2010. 7 (in Japanese)
国崎祐樹, 中島史郎, 李元羽, 相馬智明, 中川貴文, 大橋義徳, 山口修由: 木質構造材料の長期性能の評価に関す
る研究 その 1 木質 I 型複合梁の荷重継続時間とクリープに係る調整係数, 日本建築学会大会学術講演梗概
集, C-1 pp. 30-31, 2010. 7
- 5) Standard for Structural Design of Timber Structures edition of 2006, Architectural Institute of Japan, 403.1 and 403.2 (pp. 157-160) and 404.3 (pp. 165-167) (in Japanese)
木質構造設計規準 2006 年版, 日本建築学会, 403.1 および 403.2 (pp. 157-160), および 404.3 (pp. 165-167)
- 6) Article No. 89 in the enforcement order of the cabinet based on the building standard law of Japan, 2000. 4 (in Japanese)
建築基準法施行令第 89 条, 2000. 4
- 7) The Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism: The enforcement order of the ministry, No. 1459 announced on May 31st in 2000 (in Japanese)
平成 12 年建設省告示第 1459 号, 2000. 5. 31
- 8) Wood Handbook - Wood as an engineering material (General Technical Report FPL-GUR-190), pp. 9-2, 2010, Forest Products Laboratory, United States Department of Agriculture Forest Service
- 9) Building research institute of Ministry of Construction: Research report on building engineering, No. 95, pp 25-80, 1981. 3 (in Japanese)
建設省建築研究所: 建築研究報告 第 95 号 1981. 3
- 10) Ekitaro Sano: Effects of Temperature on the Mechanical Properties of Wood. I. Compression Parallel-to-Grain, Mokuzai Gakkaishi, JWRS, Vol. 7, No.4, pp. 147-150, 1961, (in Japanese with English summary)
佐野益太郎: 木材の機械的性質に関する温度の影響 (第 1 報) 縦圧縮試験, 木材学会誌, JWRS, Vol. 7, No.4, pp. 147-150, 1961
- 11) Shigeo Takahashi, Toshio Kitamura, Takuro Mori, Akira Sasagawa and Hiroshi Isoda: Relationship and seasonal influence of the creep behavior on glulam member, joint and frame under non-controlled condition, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), AIJ, No. 551, 87-94, and 2002 1 (in Japanese)
高橋茂男, 北村俊夫, 森拓郎, 笹川明, 五十田博: 大気下の集成材はり, 接合部, 建物のクリープ変形と季節変
動, 日本建築学会構造系論文集, No. 551, 87-94, 2002. 1
- 12) Morihiko Tokumoto, Takashi Takeda and Tatuo Nakano: Effect of Temperature on Bending Creep of Wood during Moisture Adsorption, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.45, No.4, pp. 376-380, 1996, 4 (in Japanese)
徳本守彦, 武田孝志, 中野達夫: 木材の吸湿過程の曲げクリープに及ぼす温度の影響, 日本材料学会誌 材料,
Vol.45, No.4, pp. 376-380, 1996, 4
- 13) Morihiko Tokumoto, Hideki Nagae, Takashi Takeda, and Tatuo Nakano: Bending creep during moisture adsorption of wood subjected to set in bending, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.47, No.4, pp. 374-379, 1998. 4, (in Japanese)
徳本守彦, 長江英樹, 武田孝志, 中野達夫: 曲げセットをうけた木材の吸湿過程の曲げクリープ, 日本材料学
会 会誌 材料, Vol.47, No.4, pp. 374-379, 1998. 4
- 14) Masanobu Kawazoe and Nobuo Sobue: Effects of moisture cycling period and cross sectional size of specimens on bending creep of wood under humidity cycling, Mokuzai Gakkaishi, JWRS, Vol. 47, No. 2, pp. 81-91, 2001 (in Japanese with English summary)

川添正伸, 祖父江信夫: 周期的な湿度変動下における木材の曲げクリープに及ぼす湿度変動周期と試験体断面寸法の影響, 木材学会誌, JWRS, Vol. 47, No. 2, pp. 81-91, 2001

- 15) Japan Housing and Wood Technology Center: Strength test manual for structural timber. 2011. 3 (in Japanese), <http://www.howtec.or.jp/publics/index/102/> (accessed 2019. 1. 4)
(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, 2011. 3
- 16) Alfredo H-S. Ang, Wilson H. Tang : Probability concepts in engineering Emphasis on application in civil and environmental engineering, Willey , Translated issue by Manabu Ito et al., Maruzen, 2015
Alfredo H-S. Ang, Wilson H. Tang (伊藤學ほか訳): 土木・建築のための確率・統計の基礎, 丸善, 2015
- 17) Hideo Sugiyama: The creep deflection of wood subjected to bending under constant loading, Transactions of the Architectural Institute of Japan, AIJ, No. 55, pp. 60-70, 1957. 3 (in English)
杉山英男: 曲げを受くる木材のクリープ変形について(英文), 日本建築学会論文報告集, No. 55, pp. 60-70, 1957. 3
- 18) Yuto Matsumoto, Shiro Nakajima: Estimation of creep limit of wood based structural materials based on creep function analysis, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, AIJ, C-1 pp. 75-76, 2016. 8 (in Japanese)
松本悠杜, 中島史郎: クリープ関数の分析に基づく木質構造材料のクリープ限度の推定法に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 pp. 75-76, 2016. 8

<BLANK>

5 斜め格子面材を用いた I 形梁周辺技術の開発

5-1 梁接合 (梁受け)

5-1-1 既往の技術と課題

開発した I 形梁を在来軸組工法に導入するのに、軸組工法と親和性の高い施工方法があると普及促進しやすい。一般に、在来軸組工法では床梁の接合部は大入れ腰掛け蟻仕口 (Fig. 5-1(a)¹⁾) が広く用いられており、金物仕口の場合は 2 スリット型の挿入鋼板ドリフトピン留め (Fig. 5-1(b)²⁾) が多く使われている。

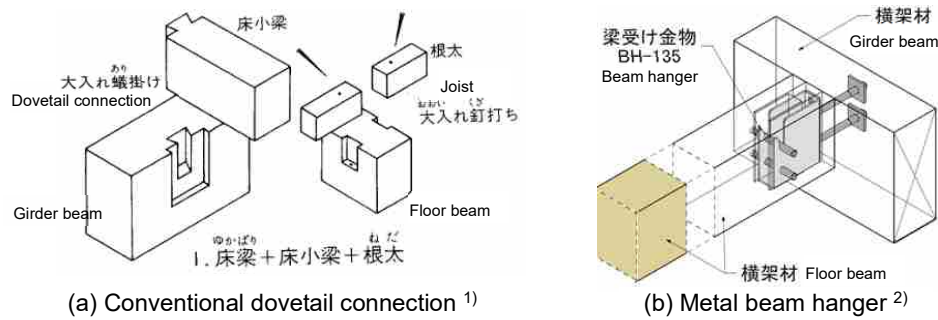


Fig. 5-1 Beam end connection for post and beam structure

大入れ蟻仕口などの在来仕口の良い点は、金物の使用量が少なく、施工時に位置が自動的に決まり、引き寄せ効果があることである。一方、部材の合い欠きは断面欠損にもなり、取り合いによっては梁の有効断面係数が1/2以下になることも珍しくない³⁾。断面欠損を極力少なくして合理化を図ったのが、いわゆる金物工法で挿入鋼板とボルトやドリフトピンを用いて応力伝達を行う。接合部はスリット加工とボルト孔などが主な加工になり、木材加工の省力化が図れる。ただし、金物取り付けの手間や金物の使用量は在来仕口よりも多いため、間取りによってはコストアップになる。

I 形梁は北米の枠組壁工法の床や小屋組に使われて発達してきた。I 形梁の接合部で現在よく使われるジョイストハンガーの典型例⁴⁾をに示す。

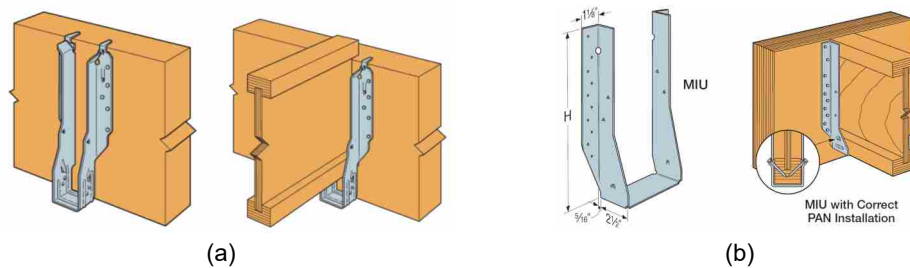


Fig. 5-2 Typical I-Beam hanger⁴⁾

枠組壁工法の場合、基本的に床根太の固定は、壁上部にある頭つなぎ上に根太を乗せて固定するので、ジョイストハンガーを用いるのは、壁が無く梁で受ける箇所のみである。L 字形の部屋の上部の床で、根太の方向が変わる場合や、吹抜など床開口周りにジョイストハンガーが使われる。

階高の関係から、軸組工法で I 形梁を使うときに梁上に I 形梁を乗せることはなく、梁の側面で受けることになる。すべての床根太をジョイストハンガーで受けると、枠組壁工法よりも多くの金物を使用することになる。箱形のジョイストハンガーが軸組工法と親和性が低

い点として、根太高さ方向の位置基準が根太底面にあり、根太のせいの公差により受け梁上端部で段差が生じることにある。近年軸組工法で用いられる根太なしの床組の場合、特に梁の段差は床鳴りの原因となる。軸組工法は梁上端を仕口加工の基準点とするので、梁接合部での段差は比較的生じにくい。

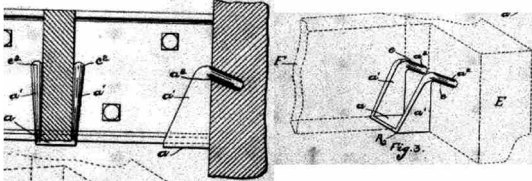
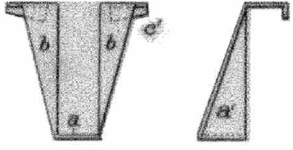
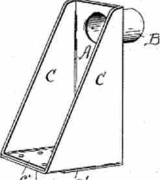
I形梁の接合方法について、特に床梁としての接合に関する既往の技術と課題を探るため、特許調査を行った。その結果をTable 5-1に示す。

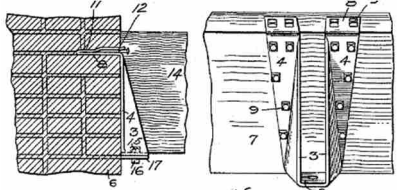
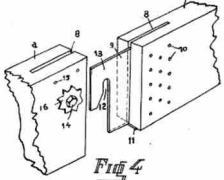
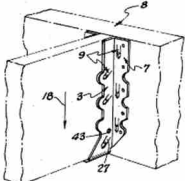
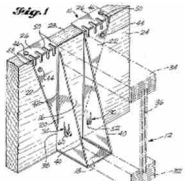
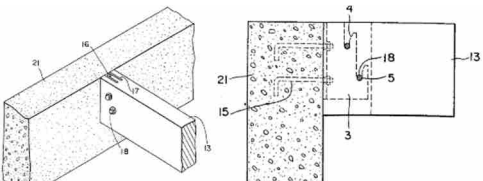
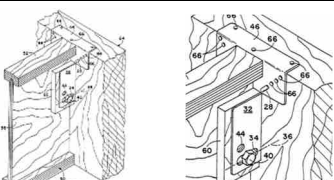
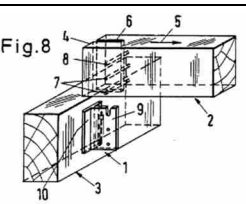
現在使われている箱形の梁受け金物またはジョイストハンガーの形態は、1900年前後に錬鉄製で提案されていることが分かる。今普及しているものとほぼ同じ形のは、1969年には考案されている。挿入鋼板とドリフトピンによる考え方は、1956年にNemahoにより登場している。この提案は梁継ぎ手であるが、勾配のついた鍵型の鋼板がボルトに引き寄せられるようになっていて、蟻仕口 (Dovetail) の考え方に似ている。2スリットの梁受け金物は、日本の呉屋により1983年に考案されており、その後の軸組工法における金物工法の原型となる。

I形梁用としては、1981年にTschanが従来のジョイストハンガーに逆せん断に抵抗できるように、側面の板に舌状の突起を施してI形梁下フランジを固定できるようにしたものがある。Troutnerによる1989年の提案は、受け梁に取り付けたガセット金物とI形梁のウェブのみで接合できるよう工夫している。これによりI形梁のせいによらず金物を統一合理化することを狙っている。

梁受け金物は、梁を所定の位置でその鉛直荷重を支持することから始まって、素材が錬鉄から鋼板に変わり、逆せん断にも抵抗できる機構が加わった。I形梁用の金物は、施工性の改善を目的としたものが多く、概念的に新しいものは少ない。1989年のO'Sullivanによるウェブだけで接合するものは、当時でもH形鋼にはあった固定方法であるが、木造としては新規性があったと考える。

Table 5-1 Past technology history about wooden beam hanger based on Patents

出願日または優先日 特許番号	発明図案	概要
1894-08-14 CA46853A Goetz Henry August		錬鉄または鋼鉄の丸棒から熱間鍛造により箱形に加工した梁受け金物。コンクリートや鉄骨に取り付けることを想定している。
1896-09-22 CA53572A Bohm Edward F Gregg Vincent E		錬鉄または鋼鉄の板材を折り曲げ加工して作製された梁受け金物。受け側の梁上端に突起を陥入させて荷重に抵抗する。
1902-05-10 US717316A Avery Henry W		錬鉄製の板に筒部(ボス)を打ち出し、折り曲げて、底部をリベット止めした梁受け金物。

<p>1906-03-22 US832133A Lanz John</p>		<p>錬鉄製の板を折り曲げ、上部に折り曲げた突出部を持ち、組積造の目地部に差し込める梁受け金物。ラグスクリー用の孔を開けて、木材の梁に取り付けることもできる。</p>
<p>1956-11-20 GB819601A Nemaho N V</p>		<p>挿入鋼板とリベット(いわゆるドリフトピン)による梁の継ぎ手。挿入鋼板とドリフトピンの形式が新しい。</p>
<p>1969-12-11 US3601428A Gilb Tyrell T</p>		<p>枠組壁工法用の根太受け金物で、鋼板を打ち抜いて爪を形成しており、その爪を木材に打ち込むことで、せん断力の伝達ができることと省力化が図れる。</p>
<p>1981-06-08 US4411548A Tschan J Donald</p>		<p>I形梁の梁受け金物で、梁の逆剪断力に対して、拘束できるように爪が加工されている。</p>
<p>1983-05-25 JPA_1984217850 呉屋 繁雄</p>		<p>コの字形の鋼板とドリフトピンによる梁受け金物。</p>
<p>1989-06-05 US4893961A O'Sullivan Kevin B Troutner Arthur L</p>		<p>I形梁のウェブのみを使って、せん断力を伝達させるガセット式固定金具。I形梁の固定にボルトを用いる。ウェブで固定することで、梁せい毎に金物を変えずに共通化が可能である。</p>
<p>1989-05-03 US5062733A Cholid Yanbo Theordorsen Trygve Wilhelmi Jurgen</p>		<p>カットT形ガセットを利用した挿入鋼板とドリフトピン接合による梁受け金物。掛かる梁の第1ドリフトピンのみを先付けすることで、梁の施工を容易にしながら、逆せん断にも抵抗できる形となっている。</p>

5-1-2 提案する方法

軸組工法に親和性の高い I 形梁の接合を提案する上で、在来仕口の悪い点を損なわないこと、受け梁の断面欠損を小さくすること条件とした。主に床梁の用途で、材軸方向の応力を想定する必要が無く、蟻仕口のような引き寄せ効果は不要とした。ラティス状のウェブを持った I 形で立体的な加工は難しいので、単純なクロスカットを基本とた。鉛直のせん断応力伝達は金物接合とし、位置決め機能として受け梁に大入れ加工を施すこととした。提案の方法をFig. 5-3に示す。

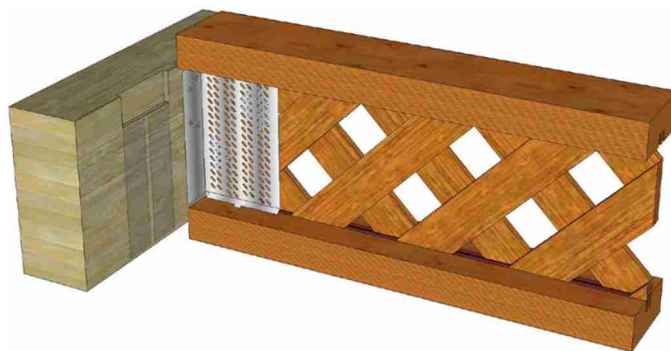


Fig. 5-3 Proposed method for end joint of the I-beam

提案の方法は、梁のエンドプレートとなる金物を I 形梁ウェブの両面に予め接合しておき、材軸方向に若干長めに切断した上フランジのみを受け梁に大入れし、エンドプレートと受け梁を釘またはビスで接合させるものである。大入れにより水平、垂直の位置決めとなり、エンドプレートにより鉛直方向のせん断力に抵抗する。

開発の焦点になるのは、斜め格子面材（DLP）とエンドプレート金物の接合である。接合の部材点数や工数を少なくするため、ネイルプレートの手法を用いることとした。本研究では、ネイルプレートとDLPの接合と、これを用いた I 形梁の接合に関して取り組んだ。

5-1-3 要素試験

① 概要

要素試験の目的は、DLPのラミナ繊維方向に対するネイルプレートの爪との角度により、力学的性能や施工性などに違いがあるかを確認することである。ネイルプレートを試作し、ネイルプレートとDLPの接合部にせん断力を与える要素試験について報告する。

② 試験体諸元

ネイルプレート接合部の面内せん断試験の試験体諸元をTable 5-2に示す。DLPの要素は、耐力壁に用いるDLP (ref.: 2-1-1) からラミナ交差部の中心線で切断し、Fig. 5-4に示す菱形の格子を接合用の試験体とした。ネイルプレートの形状をFig. 5-6に示すネイルプレートの爪の形状をFig. 5-6に示す。板厚1.2 mmで爪長さ4.8 mmのもの（以降NP-1と呼ぶ）、厚0.8 mmで爪長さ8.2 mmのもの（以降NP-2）を試作した。NP-1とNP-2はともに熔融亜鉛メッキ鋼板SGHCで、プレス型抜きで爪状に突起を打ち出した。鋼板の辺に対して爪の角度を平行にしたものをType Rとし、45度にしたものをType Dと呼ぶ。爪は二つで対を成し、その間隔はType RとType Dで概ね同じで、両者の配置はNP-1とNP-2で共通とした。NP-1の爪は長さが4.8 mmで先端の角度は90度で、NP-2の爪の長さは8.2 mmで先端の角度は60度とした。

DLP格子要素の両側に同じ厚みの木材を添え板として縦方向に置き、各々をネイルプレートで片面から固定した (Fig. 5-14)。ネイルプレートを打ち込む面から見ると、DLPのラミナ角度は常に一定である。ネイルプレートまたはDLPを置く向きを90度回転させることで、DLPラミナと爪の角度を変えることができる。試験体のDLP要素とネイルプレートの組み合わせ、応力方向またはラミナ角度との関係をTable 5-3に示す。

Table 5-2 Specifications of specimen for shear test

Symbol	DLP	Nail plate
Type	Diagonal Lattice Panel	Hot dip zinc-coated steel sheet
Raw material	Japanese cedar	SGHC
Grade and Standard	Sawn timber sorted based on JAS of sawn timber structural grade 2	JIS G3302:2010
Specification	Adhesive: API	Zinc-coat: Z27
thickness	18 mm	NP-1 : 1.2 mm NP-2 : 0.8 mm

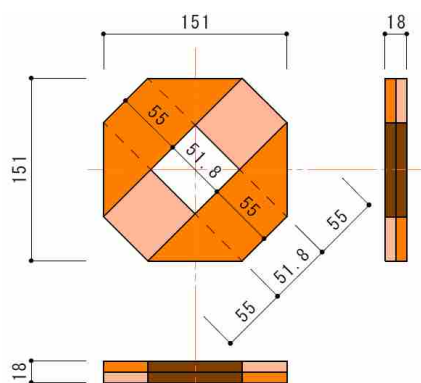


Fig. 5-4 Element of DLP

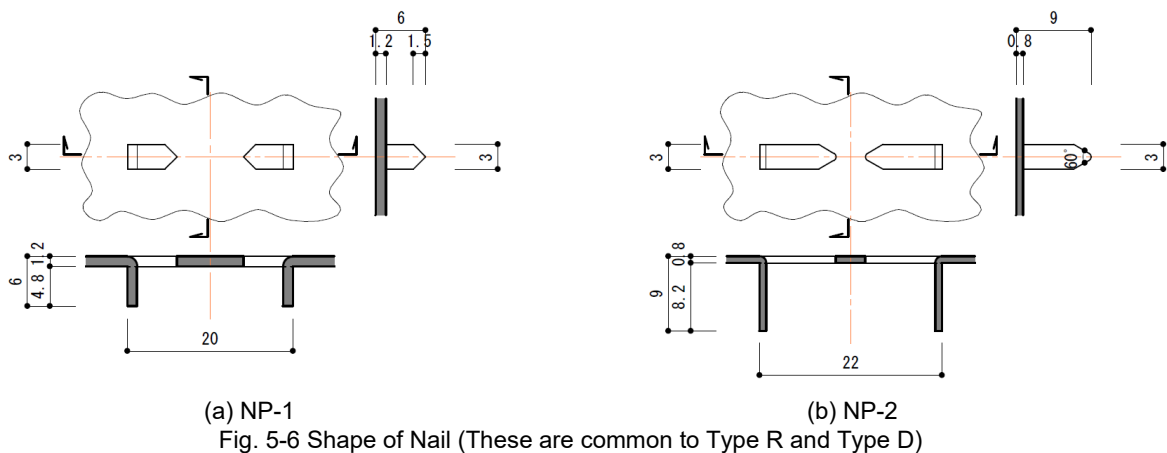
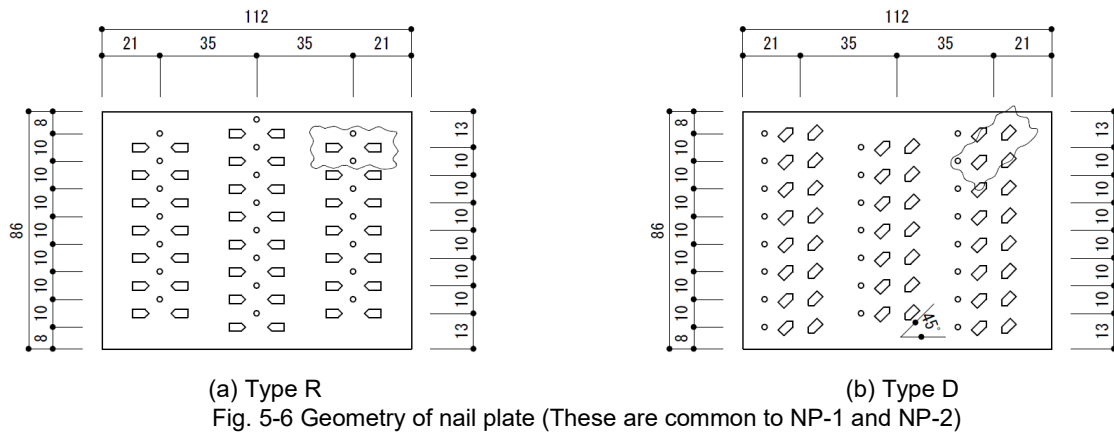


Table 5-3 Combination for specimen

Specimen	Nail Plate			Nail angle (degree)					
	Symbol	n	Plate Thickness	Type	Orientation	To loading	Schema	To grain	Schema
NP1-A	6	NP-1	1.2 mm	Type R	Horizontal	0	↓	45	/
NP1-B	6				Vertical	90	- ↓	135	- /
NP1-C	6			Type D	Vertical	45	/ ↓	0	//
NP1-D	6				Vertical*	-45	\ ↓	90	\ /
NP2-A	6	NP-2	0.8 mm	Type R	Horizontal	0	↓	45	/
NP2-B	6				Vertical	90	- ↓	135	- /
NP2-C	6			Type D	Horizontal*	45	/ ↓	0	//
NP2-D	6				Horizontal	-45	\ ↓	90	\ /
Legend)	Orientation : See Fig. 5-14			n : number of specimen					
Notes)	DLP was rotated 90 degree for changing nail angle.								

③ 試験体の製作方法・状況

試験体のDLPは、格子が6個つながった材（151 mm×906 mm）を切り出し、その両側に添え板を配置して端金で仮固定して、格子の要素ごとにネイルプレートで接合した。ネイルプレートは片面を圧入したら、反転して裏面を施工した。加力点に局部破壊防止の栈木を酢酸ビニル系接着とビス併用で、試験体の両面に取り付けた。接着剤硬化後にパネルソーで6つに切断して試験体とした。ネイルプレートの圧入は、NP-1は電気式の万能試験機、NP-2は油圧式の万能試験機を用いた。圧入時の荷重と圧入の変位の関係をFig. 5-13に示す。NP-1は板厚が厚いので、グラフの傾きは立っているが、打ち込み完了時の荷重は、足の長いNP-2が全般

に高めとなっている。このグラフは、ネイルプレートを打ち込む木材がDLPだけでなく添え板を含んだ抵抗である。むしろ添え板との接触面積が大きく、材の密度も高いので、DLPとネイルプレートの圧入抵抗を示しているものではないと言える。

DLPのラミナ交差部での打ち込み状況は良好だったが、NP-1の場合に、DLPの直交ラミナがない部分で、ラミナが撓んで完全に打ち込めずに0.5~0.8 mm程度の隙間ができた。

格子がつながった状態から、ラミナが交差する中心線を基準に切断したので、図面の151 mmよりも鋸刃の幅分低くなり、約147 mmとなった。補強栈木を接着しているので、加力上は問題ないと考えられ、そのままとした。

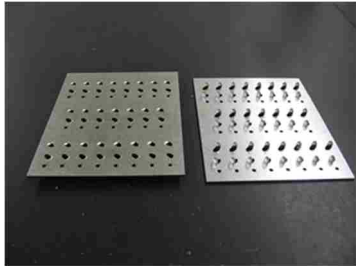


Fig. 5-7 Nail plate NP-1 Type-D



Fig. 5-8 Pressing NP-1 by electric controlled universal testing machine



Fig. 5-9 Pressing NP-2 Hydraulic universal testing machine



Fig. 5-10 Finish of Nail press



Fig. 5-11 Complete

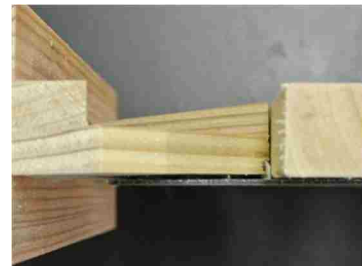


Fig. 5-12 Gap behind plate

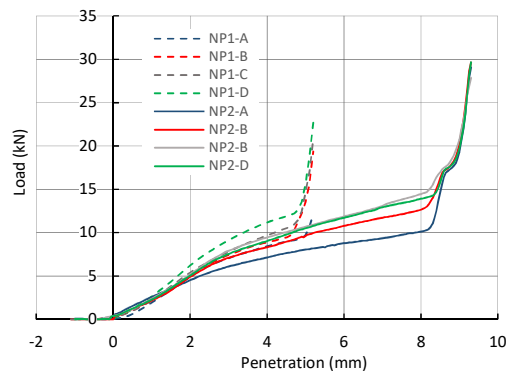


Fig. 5-13 Load Penetration curve at nail press

④ 試験方法

試験体のセットアップ図をFig. 5-14に、設置状況をFig. 5-15に示す。両側の添え板を反力台に乗せタイロッドで固定し、斜め格子パネルを鉛直方向に押し抜く形でせん断試験を行った。加力点には局部破壊を防止するため、補強桟を格子要素の両面に接着剤（酢酸ビニル系）とビスで固定した。加力は、電気機械式の万能材料試験機により、単調载荷で行った。

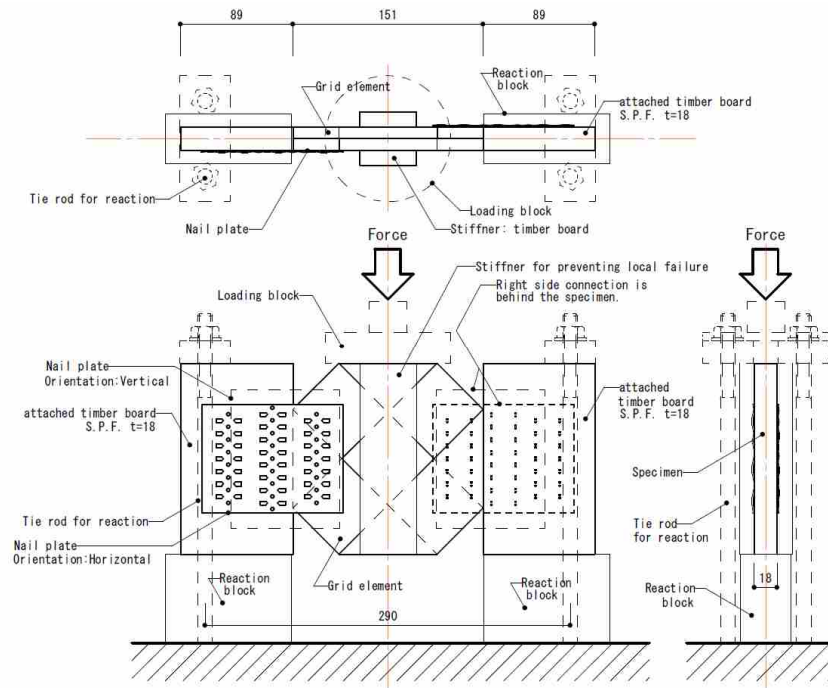


Fig. 5-14 Loading arrangement for 3 point shear test

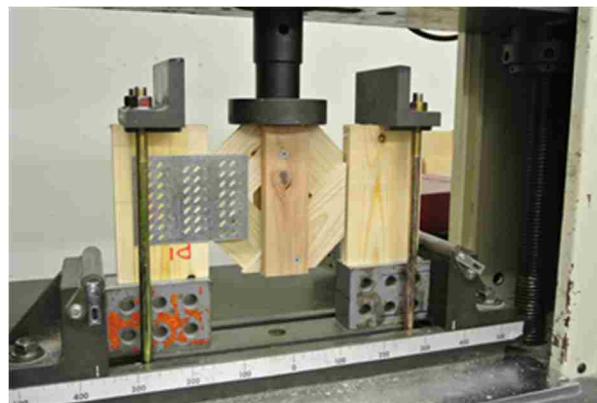


Fig. 5-15 Photo of the shear test

⑤ 結果

接合部の耐力評価に当たり、文献5)では、降伏荷重または最大荷重の2/3の値のうち、小さい方を取ることが記載されており、この二つの値を算出した。降伏荷重値は、文献5)にある接合部耐力を評価する方法により荷重変形から求めた。せん断試験の結果で、降伏荷重 (P_y)、最大荷重の2/3の値 ($2P_{max}/3$)、降伏荷重時の割線剛性 (K_y)、塑性率 (μ) をTable 5-4に、荷重変形をFig. 5-16に示す。

Table 5-4 Result of Shear test

Article		NP-1				NP-2			
Symbol	(unit)	NP1-A	NP1-B	NP1-C	NP1-D	NP2-A	NP2-B	NP2-C	NP2-D
	Schema	/	- /	//	\	/	- /	//	\
P_y	(kN)	3.32	3.95	4.32	3.74	4.38	4.20	3.89	4.28
	CV	5.4%	7.6%	10.9%	14.2%	3.3%	9.9%	10.0%	7.2%
$2P_{max}/3$	(kN)	3.69	4.52	4.93	4.00	4.98	5.01	4.53	4.79
	CV	4.4%	7.3%	9.8%	17.8%	4.8%	8.6%	10.0%	5.9%
K_y	(kN/mm)	3.14	4.46	5.13	3.86	3.82	3.87	3.40	4.86
	CV	18.35%	15.5%	23.5%	33.0%	9.4%	12.0%	18.2%	29.6%
μ		4.45	3.46	3.96	2.91	4.88	2.87	4.83	3.66

Legend) CV: Coefficient of variation
 P_y : Average of Yielding load in each series of shear tests
 P_{max} : Average of maximum load in each series of shear tests
 $2P_{max}/3$: Two third of P_{max}
 K_y : Average stiffness at P_y of in each series of shear tests
 μ : Ductility factor
 Schema: Nail angle to grain defined as Table 5-3

Notes P_y was computed based on "Guideline for Allowable stress design on post and beam wooden house".⁵⁾

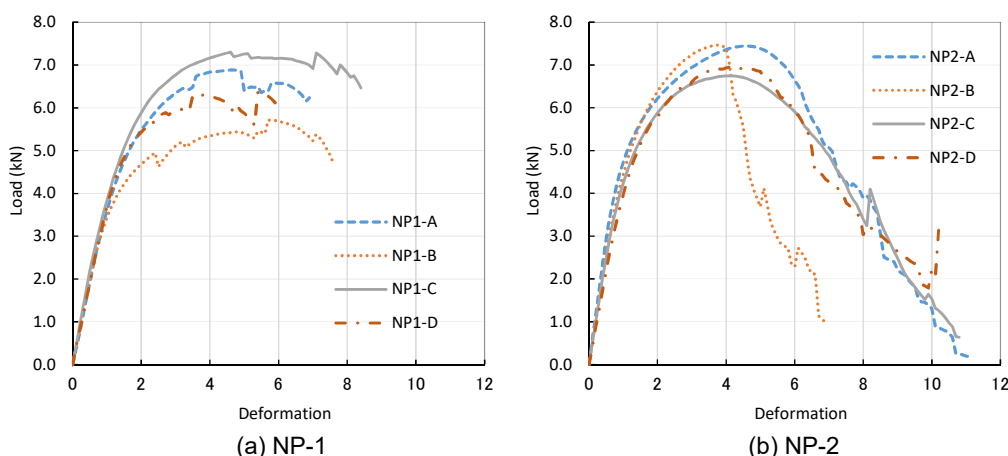


Fig. 5-16 Load Deformation curve in shear tests
 All curves were computed as average of each series.

NP-1とNP-2の比較では、荷重変形の傾向が異なり、NP-1は変位2 mm付近から剛性低下し、変位4 mm付近で最大に近い荷重を維持しながら変形する。変位が6 mm～8 mmあたりで荷重低下をおこす。NP-2は変位2 mm付近から剛性低下するところは同じだが、変位4 mmあたりで最大荷重を迎え、その後荷重低下して山なりのグラフを描く。NP2-Aは最大荷重を超えた後の荷重低下は他よりも急激だった。

爪の角度によるタイプAからDの違いについては、NP-1、NP-2で比べるとNP-1では降伏域の荷重値にばらつきが大きい、NP-2の最大荷重値は4種類とも7kN前後で、ばらつきが小さい。その順位序列はNP-1とNP-2で大きく入れ替わっている。

各試験体における破壊状況の代表例をFig. 5-17、Fig. 5-18に示す。NP-1はプレートの板厚が厚いため爪の曲がり小さく、木部の破損やまくれが多い。NP-2のネイルプレートの爪は変形が大きく、木部の貫入部分は広がっているが、まくれは比較的少ない。

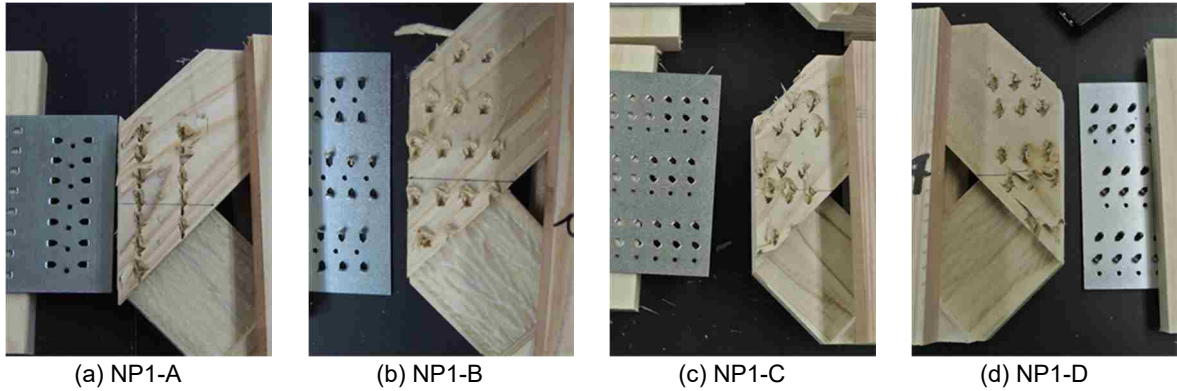


Fig. 5-17 Photo of the specimen "NP-1" after loading

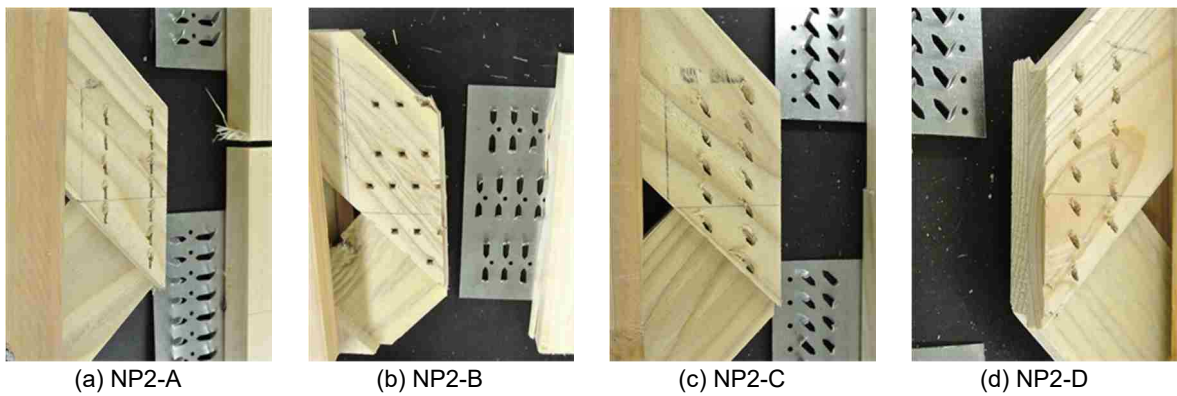


Fig. 5-18 Photo of the specimen "NP-2" after loading

⑥ 考察

ネイルプレートとDLPの接する面で、DLPに貫入している爪の数が試験体により異なる。試験体ごとに爪の貫入した数量を拾い、有効な爪の数で耐力値を除して、爪一つあたりのせん断耐力、荷重変形を算出した。

爪一つあたりで比較してみる。板厚の別では、全般にNP-2の方がNP-1よりも荷重が高い。爪の角度のタイプ別では、NP-1ではCが高く、NP-2ではAが高いことが分かる。NP2-Bは荷重方向に対して爪の板厚方向で抵抗するが、最大荷重後の荷重低下が大きいのは、板厚が薄くなって抜けだし易くなっているからと考えられる。

施工性の面ではNP-2が勝っており、爪の角度が荷重方向に対して立っているタイプAが剛性や耐力が高い。爪の角度が45度になっているタイプBおよびCは、板厚に関係なく同等の耐力や荷重履歴が同等だった。

Table 5-5 Unit capacity of the nail in shear

Article	NP-1				NP-2				
	Symbol (unit)	NP1-A	NP1-B	NP1-C	NP1-D	NP2-A	NP2-B	NP2-C	NP2-D
Schema	/	- /	//	\ /	/	- /	//	\ /	
n_n : Number of nails		27.3	24	26	26.7	22.3	28.2	23.3	24.3
P_y/n_n (N)		144	138	166	140	196	149	167	176
$2P_{max}/3n_n$ (N)		165	154	190	150	223	178	194	197

Legend) n_n : Average of total number of nails of each specimen that was observed in each series
 Schema : Nail angle to grain defined as Table 5 3
 P_{max} , $2P_{max}/3$: see previous table

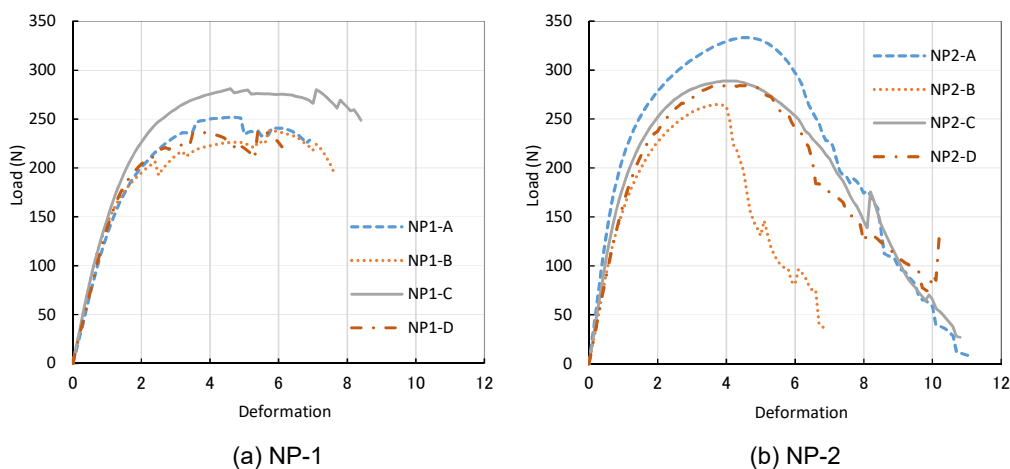


Fig. 5-19 Load Deformation curve per nail

5-1-4 梁接合金物の設計と検証試験

① 目標値の設定

梁接合部を設計するに当たり目標耐力を設定するため、開発した I 形梁が適用できるスパンを検討した。応力度またはたわみで決定するスパンを算定し、そのうちの最小スパンで生じる荷重を、接合部耐力の目標値とする。検討に用いる設計条件、断面性能などをTable 5-6、Table 5-7に示す。計算ケースは3通りとし、#1として許容応力度、#2として本論文4章4-3節のクリープ係数と同3章にある式(3-7)式によるたわみ変形、#3は建設省告示1458号に規定される変形増大係数をクリープ係数とし、同告示に規定される積載荷重で求めたたわみを検討した。それぞれの制限値と結果をTable 5-18に示す。本 I 形梁の剛性から床梁として用いる場合の最大スパンは4.9 mとし、そのせん断力から接合部の長期せん断耐力の目標を5 kNと定めた。

Table 5-6 Conditions to design I-beam as floor beam

Article	Condition	Remarks	
Usage	floor for Residence		
Beam spacing	910 mm		
Support	Pin and roller		
Load	Dead load	900 N/m ² Include ceiling and floor finish	
	Live load	1300 N/m ²	For examination of stress #1
		1300 N/m ²	For examination of deflection #2
		600 N/m ² *1	For examination of deflection #3
Creep property	1.5 ^{*2}	For examination of deflection #2	
	2.0 ^{*1}	For examination of deflection #3	

Case #1 : Allowable stress design using equation 3-3, 3-4

Case #2, Case #3 : Deflection was calculated using equation 3-7

*1 : "600 N/m²" and "2.0" is defined in the Announcement No. 1458 of Ministry of Construction

*2 : Creep property "1.5" was defined referring section 4-4-3

Table 5-7 Design value of dimension and strength of the I-beam

Type	H283	
Size (mm)	283 × 105 × 45 × 45	
Design strength (MPa)	Bending : F_b	22.0
	Shear : F_s	4.8
Allowable stress for long term (MPa)	Bending : f_b	$F_b/3$
	Shear : f_s	$F_b/3$
Modulus of Stiffness (MPa)	Bending : E	12,000
	Shear : G	920
Area (cm ²)	A	126.0
Modulus of section (cm ³)	Z_e	936
Second moment of area of section (cm ⁴)	I_e	13,275
Shear coefficient	κ	2.90

Legend) : A : Actual area include spacing

Z_e, I_e : These values are obtained as equivalent homogeneous section using standard value of MoE as 12GPa.

Table 5-8 Result of the examination

Case	object	condition	Maximum span l (mm)	Shear force (N)
#1	bending stress	$\sigma_b/f_b \leq 1.0$	5,238	5,243
#1	shear stress	$\sigma_s/f_s \leq 1.0$	5,930	5,936
#2	deflection	$\delta \leq 20$ (mm)	5,167	5,172
#2	deflection	$\delta \leq l/300$	4,893	4,898
#3	deflection	$\delta \leq l/250$	5,300	3,617

② ネイルプレートのウェブとの接合部

5-1-3⑥における要素試験で爪の種類別に強度が確認できたので、本節ではI形梁ウェブの接合部として必要な爪の数を見積もるとともに、爪の配列を検討する。板厚は施工性の良かった0.8 mmとし、爪の向きは強度が高かったタイプAと施工性の良かったタイプCで検討した。目標耐力に対して必要な爪の数を見積もった。爪の強度は平均値であり、前①で設定した目標耐力は長期相当の値である。目標の接合部耐力は、試験する場合には下限値で達成する必要があるため、ばらつきを考慮し1.5倍、さらに短期相当に換算するため2倍した値である15 kNから爪の数を出した。必要な爪の数はタイプAで77個、タイプBで100個となった。

Table 5-9 Number of nail in need for End beam connection

Target capacity	Nail Type	Schema	Nail strength	Number of nail in need
15kN	A	/	196 N/nail	77
	C	//	149 N/nail	100

本I形梁は切断位置に対する斜め格子の位置が相対的に変化する。格子要素の数が高さ方向で1.5個分のウェブとなっているため、ネイルプレートの大きさを設定するにあたり、梁をどの位置で切っても、ネイルプレートが格子の交差点と概ね1.5ヶ所重なる大きさを検討した。その結果ネイルプレートのウェブに接する幅を114 mmとし、高さは、当初想定していた梁せい270 mmからフランジ厚45 mmを差し引き、フランジの内法からクリアランス10 mm確保の上、170 mmとした。

この大きさネイルプレートで、ウェブのラミナに貫入できる爪の数を図面上で検討した。梁の切断位置を格子間隔（151 mm）の1/4ずつずらし、Fig. 5-20に示す4つのパターンP、Q、R、Sで検討を行った。その結果をTable 5-10に示す。有効な爪の数は、タイプAではパターンのPとRで120個、RとSで130個となり、タイプCではQとSで126個、PとRで128個となり、いずれも120個以上となり、耐力上必要な数を上回った。この2種類のネイルプレートを基にしていくつかの試験を行った。

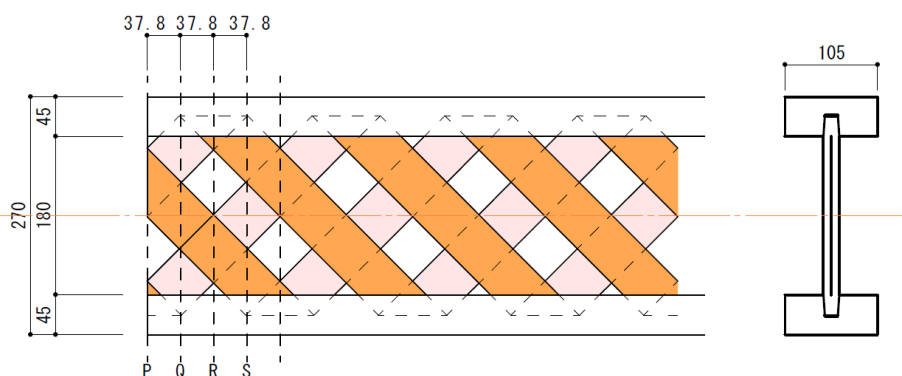
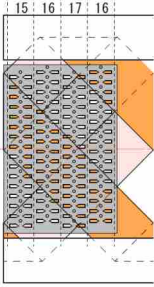
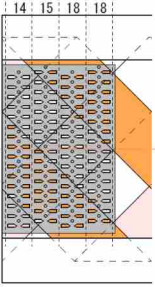
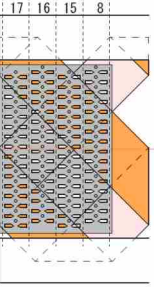
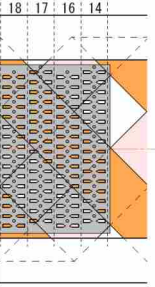
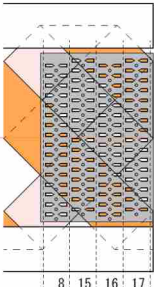
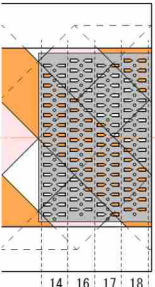
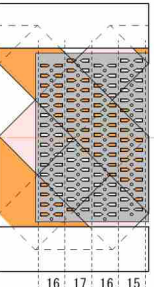
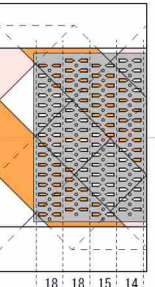
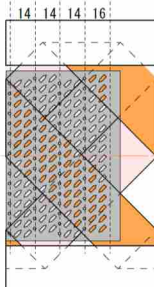
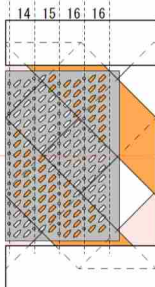
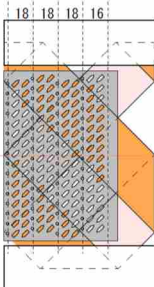
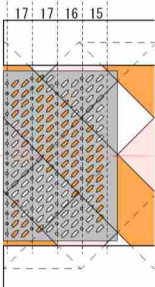
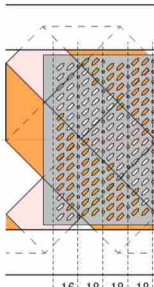
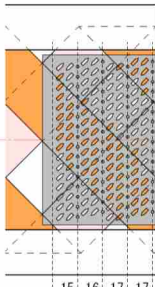
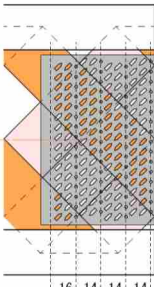
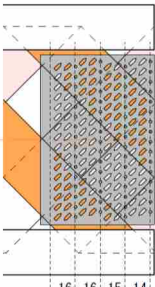


Fig. 5-20 Cut pattern by variation of cutting position

Table 5-10 Comparison of Number of nails by end pattern

	End P	End Q	End R	End S	
Effective mails	120	130	120	130	
TYPE A	Fore side				
	Back side				
	Effective mails	128	126	128	126
TYPE C	Fore side				
	Back side				

③ ネイルプレート接合部のせん断試験

(A) 概要

②で設定した大きさのネイルプレートとDLPの接合部のせん断試験を行った。この試験を行った時点では開発中のI形梁のフランジとウェブの接合仕様が確定してなかったため、接合仕様による影響がないように短いスパンでの押し抜きせん断試験とした。DLPとネイルプレートの接合部挙動が明確になるよう、ネイルプレートを鋼製治具に直接ボルト止めする形のせん断試験とした。

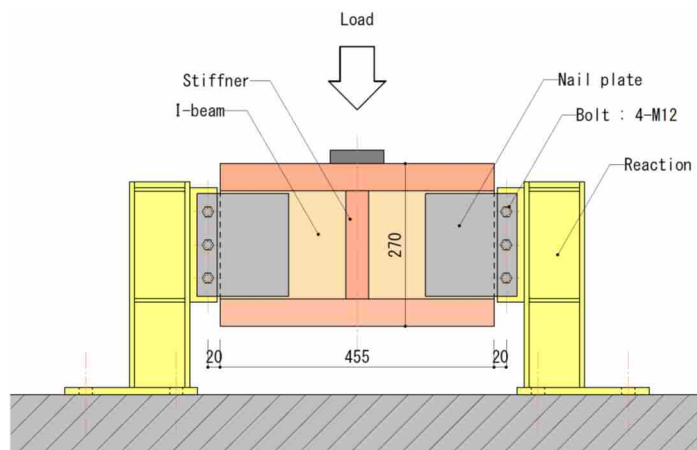


Fig. 5-21 Installation view of shear test

(B) 試験に用いるネイルプレート

②で設定したタイプAおよびタイプCを鋼製治具にボルト止めするための固定しろを、ネイルプレートに設けた。ネイルプレートはDLPの隙間部分でラミナに接しない部分があり、せん断力でプレートが座屈したり面外へ浮き上がったりすることが想定された。これらを考慮し、単純な板状のもの他に、ネイルプレートの縁部に補強などを施したものも試作した。試作したネイルプレートをFig. 5-22に示す。タイプSは単純な板状のもの、タイプUは溝形にしてI形梁のフランジに釘接合するもの、タイプRは三方の縁部にリブを設けたものである。タイプUはネイルプレートの面外浮き上がりを軽減する目的で、タイプRはネイルプレートの座屈を軽減する目的である。この3種類に爪の角度の2種類を組み合わせの試験体一覧をTable 5-11に示す。

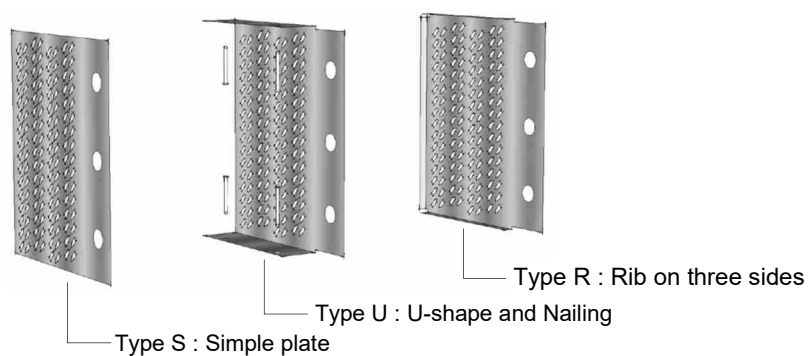


Fig. 5-22 Variation of trial nail-plate

(C) I 形梁

I 形梁の断面をFig. 5-23に示す。DLPの両面にフランジになる栈を接着固定したパネル状のもの、または試作中の I 形梁を用いた。図中の(a)は、耐力壁に用いるDLPから I 形梁のせいと同じ大きさに切り出し、パネル端部の両面にフランジを配置し、酢酸ビニル系接着剤とビスで取り付けた。これらは(b)はフランジとウェブの接合部を試したもので、一本溝のみに、レゾルシノール系接着剤を塗布し、ウェブを差し込んで圧縮したものである。

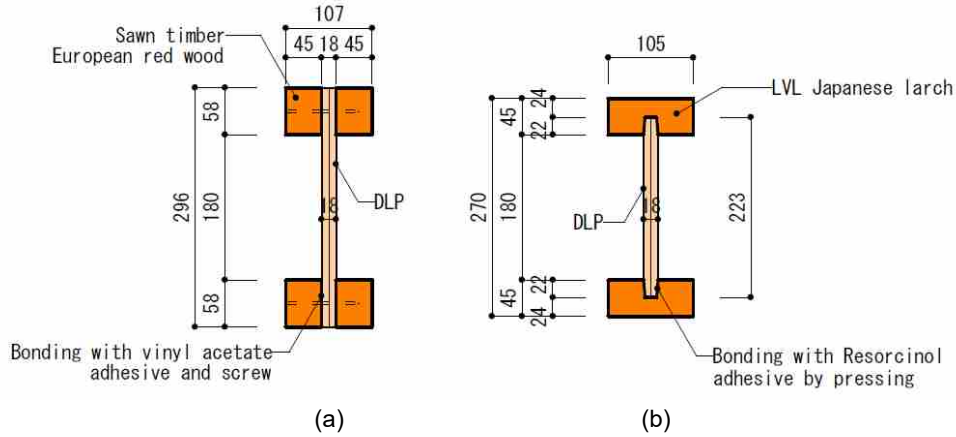


Fig. 5-23 Geometry of I-beam in the shear test

Table 5-11 Specimen

Symbol	Plate Type	Nail Type	Type of I-beam	n
SA	S : Simple plate	A /	(a)	6
SC		C //	(a)	6
UA	U : U-shape and Nailing	A /	(b)	6
UC		C //	(b)	6
RC	R : Rib on three sides	C //	(b)	6

(D) 結果

試験の荷重変位の関係をFig. 5-24に示す。各試験の荷重変位から求めたせん断の降伏荷重および最大荷重の2/3の値について、ネイルプレートの種類ごとに平均値、変動係数、下限値をTable 5-20に示す。

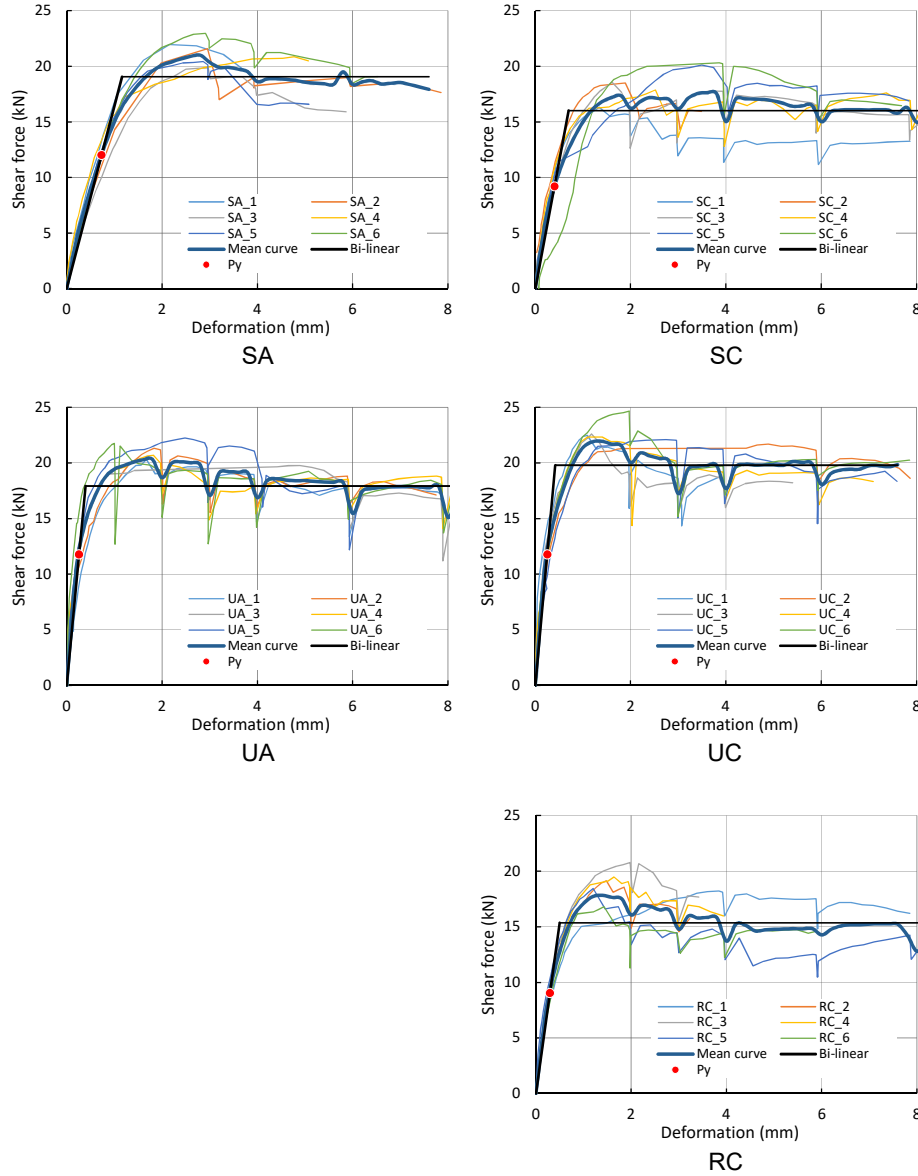


Fig. 5-24 Load Deformation curve

Table 5-12 Shear capacity of beam end connection of the test result

Symbol	Nail Type	K_y (kN/mm)		P_y (kN)			$2P_{max}/3$ (kN)			Q_l (kN)	Judge against target
		average	average	CV	TL	average	CV	TL	$Q_l = 1.1P_a/2$		
SA	A	16.4	12.6	12.2%	9.0	14.2	5.3%	12.4	4.95	NG	
SC	C	22.9	12.4	8.5%	10.0	13.7	6.2%	11.7	5.48	Good	
UA	A	45.4	11.9	8.2%	9.6	14.0	4.4%	12.6	5.28	Good	
UC	C	47.0	12.3	5.1%	10.9	15.1	4.6%	13.5	6.00	Good	
RC	C	30.9	10.7	14.8%	7.0	12.5	7.1%	10.5	3.85	NG	

Legend) Q_l : Shear capacity for long term loading P_a : The minimum TL value of " P_y " and " $2P_{max}/3$ "
 1.1/2 means ratio of long term value to short term value on allowable stress.

各試験体の代表的な破壊状況をFig. 5-25に示す。全試験体に共通的な壊れ方としては、ネイルプレートが変形し始めると、プレートが座屈により波打ってラミナから剥離するか、若しくは座屈が軽微な場合はプレートが回転しながら爪が抜け出していく。全般に、梁端上部から中央下部へ向う対角方向に尾根状に盛り上がりネイルプレートが変形する。この変形のあとに、ネイルプレートがその下端側で剥離すると、大きくプレートが盛り上がるように変形する。さらに変形が進むと、DLPのラミナが面内で曲がったり、ラミナの割裂や、下フランジとの接合部が外れたりすることにより耐力が低下する。爪角度タイプAに見られた破壊としては、ネイルプレートの爪の列に沿って、ラミナが切り取られるように破損するものがあった（SAで2体、UAはすべて）。



Fig. 5-25 Failure of each type in shear test

(E) 考察

梁受けとしての耐力としては、SC型、UA型、UC型が目標値を満足した。ネイルプレートのタイプ、爪の角度、爪の耐力、改良点について以下の通り考察する。

イ) ネイルプレートの違いについて述べる。フランジ付きのU型はS型に比べると、爪の角度によらず剛性 (K_y) が2倍以上になっている。ネイルプレートのフランジを釘で固定すると、ネイルプレートの回転変形や面外変形を抑えられ、爪の早期抜け出しを防止することができ、全般に荷重履歴が安定して変形能も向上している。これらの挙動が変動係数や降伏荷重の下限値の向上に寄与していると考えられる。リブ付きのRC型は、剛性 (K_y) はUC型とSC型の間ぐらいで、単純な板状であるSC型より剛性が高いことからリブを設けたことに一定の効果があったと考える。なお最大荷重以降の荷重は、RC型はSC型よりも低く、3体は変位6mm以下で最大荷重の0.8倍以下となった。耐力の面ではリブを設けた効果は見られなかった。

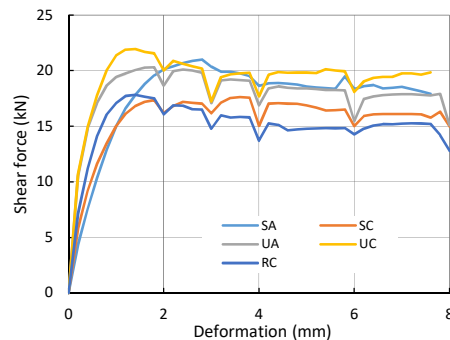


Fig. 5-26 Comparison by type
All curves were computed as average of each series

ロ) 爪の角度 A 型と C 型の違いについて述べる。S 型ネイルプレートの場合では、A 型は比較的爪が抜けやすく、ネイルプレートが座屈するとともに DLP からプレートの一部が外れて壊れる。C 型の場合はプレートが外れてしまうものはなかった。UA 型では、爪が外れずに変形が進行し、爪が木材繊維を横断する断面欠損により、爪の列に沿ってラミナが破損している (Fig. 5-27)。したがって、UA 型で荷重に関してフランジの効果が見られなかったのは、断面欠損した木材側の破壊で荷重が決まるためと考えられる。

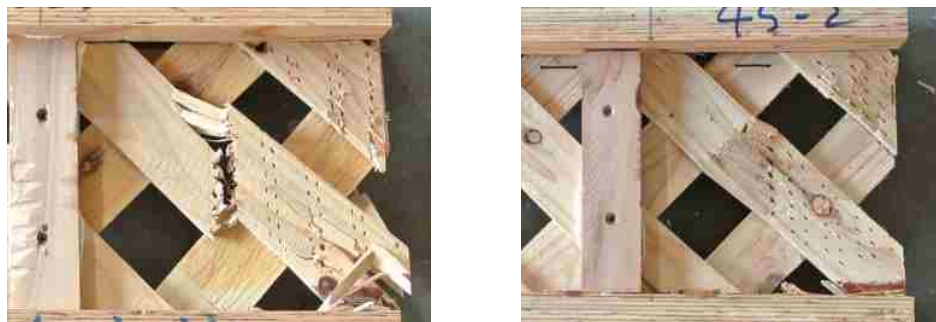


Fig. 5-27 Typical failure of SA and SC

ハ) 各試験の爪 1 個あたりの平均耐力を算定し、Table 5-13 に示す。要素試験と比べると P_y は 0.42~0.55 倍、 $2P_{max}/3$ は 0.62~0.87 倍となり、大きく乖離した。要素試験ではネイルプレートは DLP ラミナの交差部に打ち込まれ、木材が壊れにくい条件となっており、要素試験の荷重値は高めに出ていると考えられる。また、ネイルプレートの大きさの効果や座屈などが、二者の乖離に影響していると考えられる。

Table 5-13 Comparison of unit capacity of nail by type

Symbol	Number of Nail		P_y		$2P_{max}/3$	
	n_n	P_y/n_n	rate	$2P_{max}/3n_n$	rate	
SA	120	100	0.51	140	0.63	
SC	128	72	0.43	163	0.84	
UA	120	98	0.50	138	0.62	
UC	128	92	0.55	159	0.82	
RC	128	71	0.42	168	0.87	

Legend) n_n : Average of total number of nails of each specimen that was observed in each series.
See Table 5-10 in case of End P.
rate Comparison to the unit capacity value that is same type in Table 5-5

ニ) 上記の考察を踏まえて、この接合部で改良できることを述べる。ネイルプレートが取り付くラミナと下フランジの接合部が外れることにより耐力が低下しており、一般の矩形断面の梁に下端部を切り欠きする場合に起こる割れ裂きと同様の現象と考えられる。さらに耐力を向上させるには、下フランジを支持できるような形状が必要である。また、UA 型を改良するならば、ラミナの断面欠損を緩和するため、爪の並びを千鳥配置にすることが考えられる。

5-1-5 まとめ

- イ) ネイルプレートの爪の向きは、特に要素試験においては、DLPのラミナ繊維方向となす角度が強度特性に影響した。梁受けの試験でネイルプレートの剥離防止を施した仕様（UA型、UC型）では、耐力、剛性は同等だったが、破壊性状に大きな違いがあった。木材繊維を切断するような爪の角度では、断面欠損のあった木材側断面で耐力が決まった。
- ロ) ネイルプレートの縁にリブを施した仕様（RC型）、フランジを設けて木材と固定した仕様（UA型、UC型）は、単純な板状（SA型、SC型）に対してそれぞれ剛性や耐力向上の効果があつた。
- ハ) ネイルプレートの爪一つあたりの耐力に関して、梁受けで発現した耐力は、要素試験に比べて大きく低下し、 P_y は0.42～0.55倍、 $2P_{max}/3$ は0.62～0.87倍となった。試験条件や大きさによる寸法効果や座屈の起こりやすさが影響していると考えられる。
- ニ) ウェブにDLPを用いた I 形梁の梁端部の梁受け接合について、ネイルプレートを用いた接合を考案し、要素試験の結果と必要性能から具体的な設計仕様をまとめた。ネイルプレートせん断試験の考察を踏まえて、改良を施したネイルプレートを用いた本 I 形梁向けの形状を以下に示す。ネイルプレートはSC型を元に、受け梁側のプレートをさらに折り曲げて上下のフランジをつなぐ帯を設けた形状とした。

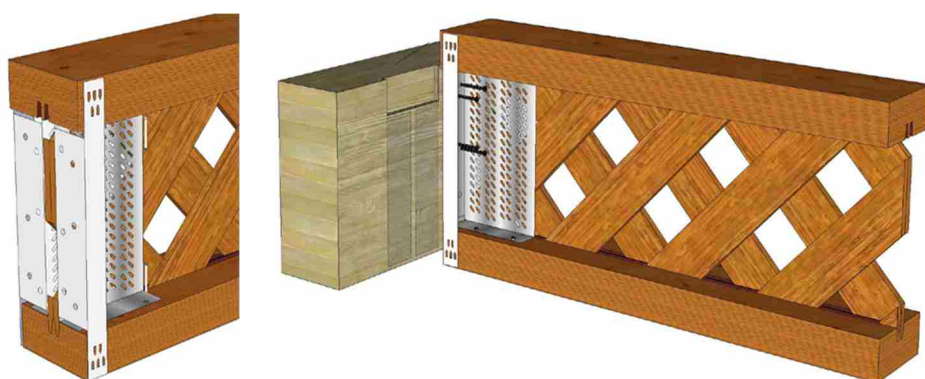


Fig. 5-28 Proposed beam end joint of final design

5-2 梁開口部の影響および補強方法

5-2-1 背景と課題、目的

横架材である梁は床を構成する部材であるため、階間に設ける設備の配管や配線を梁に貫通させたい要求が高い。梁の貫通孔を利用せずにこれらの配線や配管を設ける時は、梁と天井の間に設けた空間にこれらを納めるため、室内の天井高または階高を高くする必要があり、建築計画やコストに影響が大きい。

製材や集成材の梁に貫通孔を設けるための設計法は、現状の規基準には定められたものはないが、いくつかの設計法⁶⁾が提案されている。これらの提案は、貫通部ではせん断力を受けて木材の小口面からの割裂が発生するため、孔の接線方向に対する木材の引張強度や割裂の破壊力学に着目したものである。

ウェブに開口を設けた I 形梁の挙動については、1980年前後にFergusやMaley、HilsonおよびRodd らが、ハードボードやOSP (oriented strand particleboard) を用いた I 形梁で研究を行い、せん断耐力に低下の程度や、開口部の45度方向にクラックが入ること確認している⁸⁾。

I 形梁のメーカーや産業協会が開口部の設計基準を独自に設けている例⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾¹²⁾がある。開口の位置について、支点からの距離、開口の大きさ、形状や開口の間隔を規定している。規定の例をにFig. 5-29に示す。また文献のメーカーでは、開口のある梁のせん断力を低減するため、フランジせいやウェブせいやウェブの欠損率に基づいて低減する式がある¹²⁾¹³⁾。これらの低減式は梁試験などに基づいて経験的なデータに基づいている。国内では、李らが国産材を用いた I 形梁で開口の耐力を求める試験を実施し、せん断区間に孔がある場合は、最大曲げモーメントとせん断剛性は低下することを確認している¹⁴⁾。

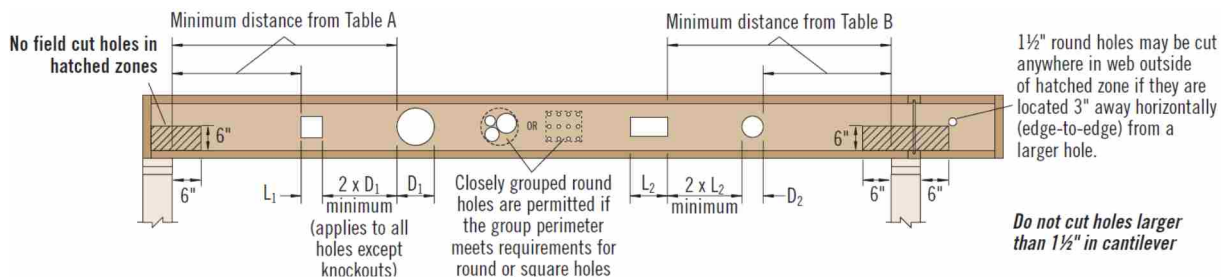


Table A—End Support (Minimum distance from edge of hole to inside face of nearest end support)

Depth	TJI®	Round Hole Size									Square or Rectangular Hole Size								
		2"	3"	4"	5"	6 1/2"	7"	8 1/4"	11"	13"	2"	3"	4"	5"	6 1/2"	7"	8 1/4"	11"	13"
9 1/2"	110	1'-0"	1'-6"	2'-0"	3'-0"	5'-0"					1'-0"	1'-6"	2'-6"	3'-6"	4'-6"				
	210	1'-0"	1'-6"	2'-6"	3'-0"	5'-6"					1'-0"	2'-0"	2'-6"	4'-0"	5'-0"				
	230	1'-6"	2'-0"	2'-6"	3'-6"	5'-6"					1'-0"	2'-0"	3'-0"	4'-6"	5'-0"				
	360	1'-6"	2'-0"	3'-0"	4'-0"	6'-0"					1'-6"	2'-6"	3'-6"	5'-0"	5'-6"				
	560	1'-6"	2'-6"	3'-6"	5'-0"	7'-0"					2'-0"	3'-0"	4'-0"	5'-6"	6'-0"				

Table B—Intermediate or Cantilever Support

(Minimum distance from edge of hole to inside face of nearest intermediate or cantilever support)

Depth	TJI®	Round Hole Size									Square or Rectangular Hole Size								
		2"	3"	4"	5"	6 1/2"	7"	8 1/4"	11"	13"	2"	3"	4"	5"	6 1/2"	7"	8 1/4"	11"	13"
9 1/2"	110	2'-0"	2'-6"	3'-6"	4'-6"	7'-6"					1'-6"	2'-6"	3'-6"	5'-6"	6'-6"				
	210	2'-0"	2'-6"	3'-6"	5'-0"	8'-0"					2'-0"	3'-0"	4'-0"	6'-6"	7'-6"				
	230	2'-6"	3'-0"	4'-0"	5'-6"	8'-6"					2'-0"	3'-6"	4'-6"	6'-6"	7'-6"				
	360	3'-0"	4'-0"	5'-6"	6'-6"	9'-0"					3'-0"	4'-6"	5'-6"	7'-6"	8'-0"				
	560	3'-6"	5'-0"	6'-0"	7'-6"	10'-0"					4'-0"	5'-6"	6'-6"	8'-0"	9'-0"				

Fig. 5-29 Case example of a design guide for opening ⁶⁾

I形梁の開口の理論的な研究は、Guanら¹⁵⁾やHermelin¹³⁾がある。Guanらは矩形の開口に対してフィレンディール梁としてモデル化した解析結果は、ウェブのOSBのせん断応力度を精度良く予測できるとしている。Hermelinは破壊力に基づいて亀裂が起こる荷重が実験値よりも過小評価する場合があると報告している。

このように梁の開口については研究が進んでいるが、製材や集成材の梁やウェブにOSBやパーティクルボードを用いたI形梁が多く、本論文が対象としている斜め格子状の木製のものは見当たらなかった。斜め格子パネル（DLP）には、約50 mm角の孔が開いているが、これを拡大するように開口した時の耐力などが、設計上必要である。本論文の目的は、DLPを用いたI形梁の孔を拡大した時の耐力への影響を確認し、その補強方法を提案することである。

5-2-2 必要な開口寸法について

現状生産できるI形梁の梁せいが283.5 mm若しくは308 mmで、梁スパンで5 m程度のため、住宅規模で必要な設備の各種配管の径を調べた。各種配管の径と対応する格子孔をFig. 5-30に示す。

給水は可撓ポリエチレン管が良く用いられ、呼び径13 mmの場合は断熱材で被覆されたものは外径が38 mmである。電気配線用の樹脂可撓管は、呼び径16 mm、36 mmは外径がそれぞれ21 mm、42 mmある。これらは問題なく格子孔を通過できる。エアコンの冷媒管は多くがペアチューブになっており、呼び径3/8インチの外径27 mmが対になると、格子孔の対角方向にちょうど納まる寸法であった。

排水管に良く用いられるVU管は、雑排水用で呼び径が50 mm、汚水用で75 mmであるが、外径はそれぞれ60 mm、89 mmある。配水管を通すには少なくとも格子孔を広げる必要がある。配水管は、ただ孔を通れば良いだけでなく、排水音を防ぐ防音層を取り付けたり、複数の梁を貫通して横引きする場合には排水勾配を設けたりする必要があり、呼び径に対して50 mm程度の余裕が必要となる。これらを勘案して、格子孔を広げて設ける孔の径は、100 mmおよび125 mmとした。

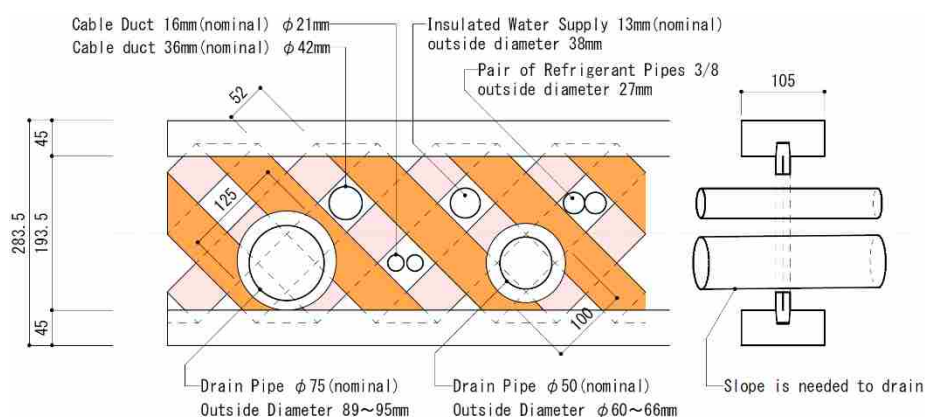


Fig. 5-30 Pipes and tubes passing through beam in residential building

5-2-3 開口による耐力への影響

① せん断試験

開口による I 形梁への影響を調べるため、開口を設けた I 形梁のせん断試験をアムスラー式万能試験機で行った。せん断試験はショートスパンの梁曲げ加力とし、二等分点中央載荷とした。試験加力の姿図をFig. 5-31に示す。計測点は、梁両側面の加力点（梁中央）とし、たわみ変位を電気式変位計で記録した。

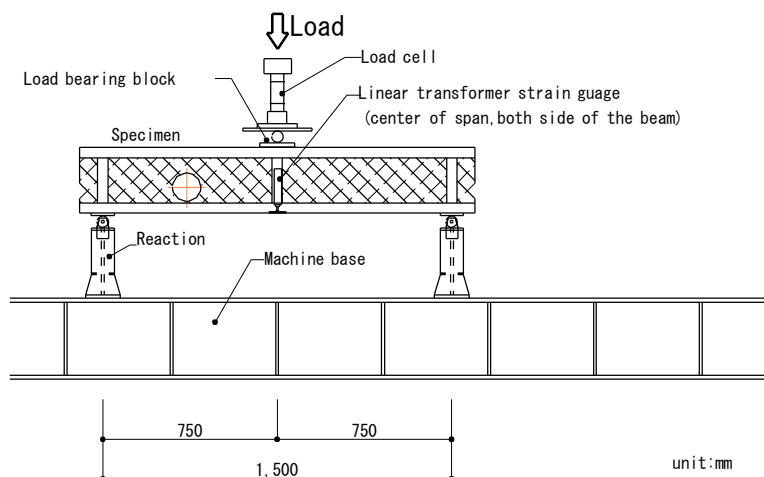


Fig. 5-31 Geometry and installation view of shear test

② 試験体

試験のパラメーターとして、開口のない梁と、開口のある梁 2 種類を実施した。試験体一覧をTable 5-14に、試験体の姿図をFig. 5-32に示す。

載荷点と片方の支点のほぼ中央に、格子孔を拡大する要領で円形の開口を設けた。開口の直径は100 mmと125 mmとした。100 mmの場合、円の中心は格子孔の中心に一致しているが、125 mmでは格子孔中心に一致させると円がフランジと重なるため、フランジの断面欠損を避けるように、開口中心を約15 mmずらして配置した。

なお、コントロール試験体と開口径100 mmの I 形梁は初期の試作品で、耐力壁に用いるDLPを用いたため、梁軸方向の格子間隔が151 mmとなっており、3章、4章の試験体とは異なる。また、開口径125 mmの I 形梁は梁専用に製作したDLPを用い、格子間隔は155.6 mmとなっている。試験体の支点をDLPラミナ交差部にあわせたため、梁スパンも若干異なる。

Table 5-14 Test list for I-beam with hole opening

Symbol	Section*	DLP**	Opening	Diameter of hole	Span	Number of specimen
CTRL	9×31	151	without opening	-	1500 mm	6
O-100	9×31	151	with 2 round holes	100 mm	1500 mm	3
O-125	9×10	155.6	with 1 round hole	125 mm	1556 mm	1

* Section : Residual lamina section lost by opening

** DLP : 151 is prototype of I-beam using DLP of shear wall. Lattice interval is 151 mm at longitudinal direction of beam.
155.6 is I-beam using DLP only for beams. Lattice interval is 155.6 mm at longitudinal direction of beam.

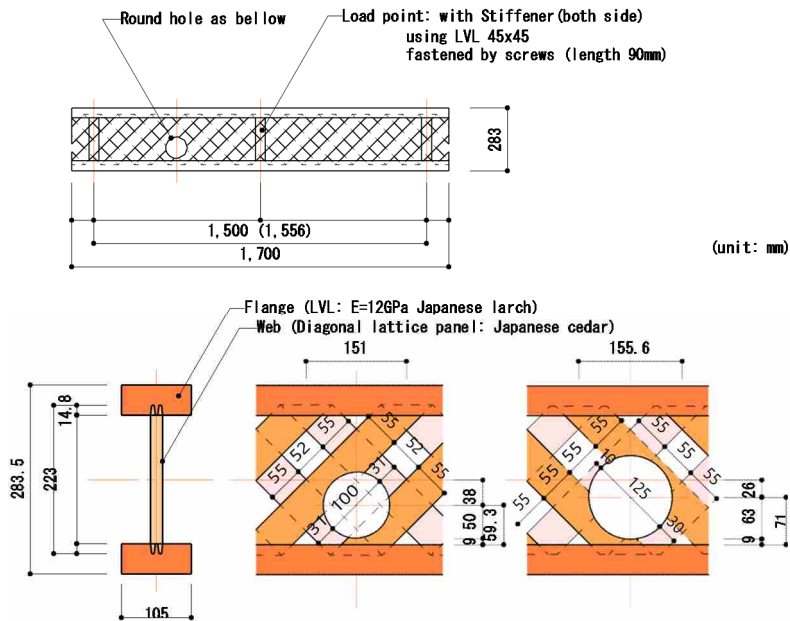


Fig. 5-32 Specimen for shear test

③ 結果

各試験体（CTRLは平均）の荷重履歴をFig. 5-33に、最大のせん断荷重およびせん断剛性をTable 5-15に示す。せん断剛性（ GA/κ ）は、せん断試験時の荷重変形から、試験後に計測した各試験体のフランジのヤングを用いて求めた EI を使い、試験体毎に曲げ変形成分を差し引いて算出した。

荷重は最大値までほぼ線形に上昇し、最大荷重付近で若干剛性低下し、破壊に至る。CTRLでは、嵌合部付近の破壊と一部はラミナの破断、ラミナの座屈も起こして、急激に荷重が低下した。開口付きのものは斜め格子ラミナの欠損部が引張破壊するか、欠損部で割裂して荷重再分配により周辺部のラミナで引張破断や勘合部にずれ破断が見られた。圧縮を負担しているラミナは座屈により面外への変形が見られた。破壊状況をFig. 5-34に示す。

荷重の最大値は、開口の大きいO-125が一番小さくCTRLの0.59倍、O-100は0.8倍となる。剛性の低下については、O-100はCTRL概ね同等であるが、O-125は0.79倍で断面欠損の影響が見られた。

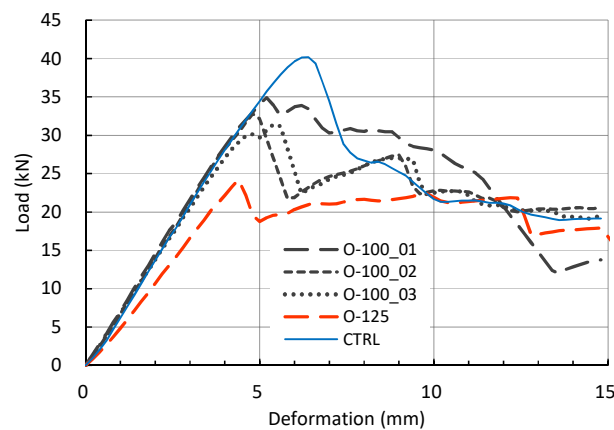
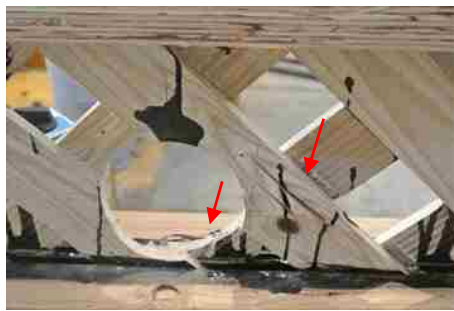


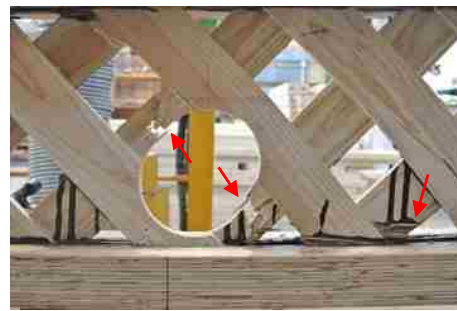
Fig. 5-33 Load deformation curve

Table 5-15 Result of shear test for opening

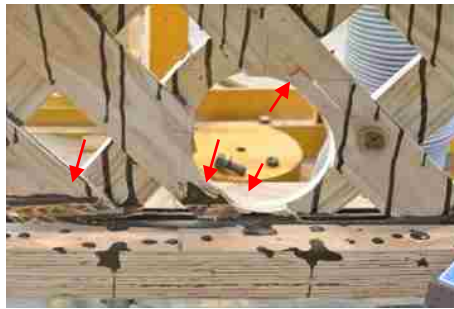
Symbol	Q_{max} (kN)			GA/κ (kN)		
	Each specimen	Average	Ratio	Each specimen	Average	Ratio
CTRL_1	21.28			5,005		
CTRL_2	18.83			4,147		
CTRL_3	20.79			3,953		
CTRL_4	21.01			4,888		
CTRL_5	20.69			4,645		
CTRL_6	21.08	20.6	1.00	4,266	4,484	1.00
O-100_1	17.59			4,557		
O-100_2	16.69			4,445		
O-100_3	15.49	16.6	0.80	3,949	4,317	0.96
O-125_1	12.18	12.2	0.59	3,557	3,557	0.79



(a) O-100_1



(b) O-100_2



(c) O100_3



(d) O-125_1

Fig. 5-34 Failure of around hole

④ 考察

開口がある I 形梁のせん断試験は、すべてが開口部の断面欠損したラミナ箇所では破壊している。各試験体について、欠損したラミナの断面の残存率とコントロール試験体（CTRLおよびS283）に対するせん断耐力の比の関係をFig. 5-35に示す。近似線はy切片が0.5となる線で相関があるように見える。

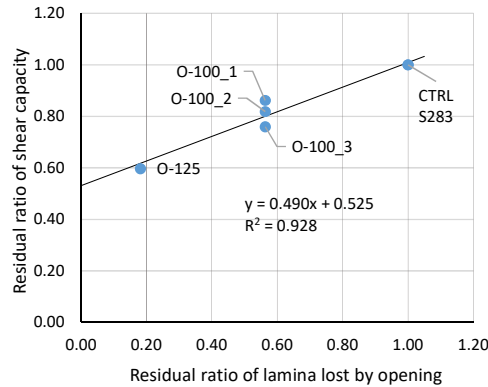


Fig. 5-35 Relation between shear capacity and cross section area of lamina

2章で提案したDLPのせん断強度を求める式(2-5)を以下に再掲する。この式は、梁のせん断強度を求める式ではないが、本 I 形梁ではFig. 2 12で示したようにせん断力はおおむねウェブが負担するため、I 形梁のせん断強度も同等と仮定する。式(2-5)では、せん断強度とラミナ断面積は比例する関係だが、実験結果はこれに従ってない。これは断面欠損した開口周りのラミナが、欠損のない部分より大きく変形し、近傍のラミナに荷重が再分配されて、断面欠損したラミナと周辺のラミナが協働するためと考える。

$$f_{s_cal} = \frac{\sqrt{2} \cdot f_t \cdot A_L}{L \cdot t} \quad (2-5)$$

where :

f_{s_cal} : Calculated shear strength of DLP (N/mm²)

f_t : Tensile strength of lamina (N/mm²)

A_L : Cross sectional area of lamina (mm²)

L : Length of element (mm)

t : Thickness of element (mm)

Fig. 5-35で、y切片がほぼ0.5であることから、開口部に隣接するラミナも含めたラミナの断面積で残存率表すとせん断耐力の比が釣り合うことが分かる。隣接したラミナを含めた残存率と耐力比の関係をFig. 5-36に示す。

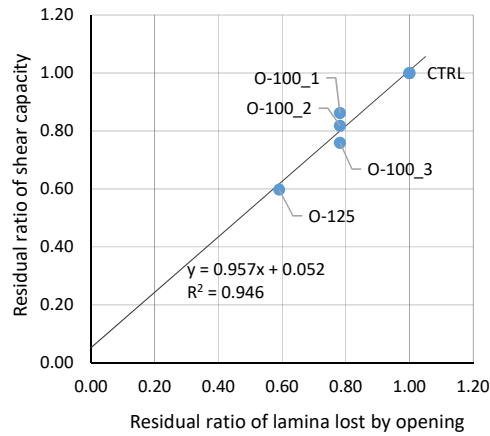


Fig. 5-36 Relation between Residual capacity and Lost by opening

以上を踏まえ、欠損の影響を式(5-1)に表した。欠損率は切り取られたラミナのうち、最大の欠損幅とラミナ幅2枚と比を取る。ラミナが完全に切断された開口については耐力を確認してないので、DLPの開口は菱形の孔を拡げるものであって、ラミナの一部が残る欠損であることが適用の条件になる。

$$R_{s_o} = 1 - \frac{W_{def}}{2W_L} \quad (5-1)$$

$$W_{def} < W_L$$

where :

R_{s_o} : Reduction factor for shear capacity by opening

W_{def} : Width of defect by opening (Maximum value in lamina defects)

W_L : Width of lamina

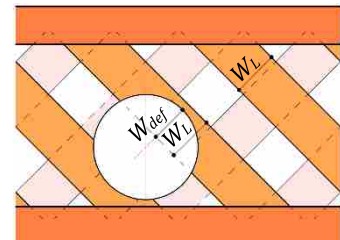


Fig. 5-37 Symbols

5-2-4 開口補強の方法

① 開口部補強

断面欠損したラミナが引張で破断していることから、断面欠損したラミナの引張耐力を高める補強方法を検討し、二つの方法を提案した。

一つの方法は、矩形に切断した合板を木ねじと接着剤を用い、ウェブの両面に貼り付けるものである。もう一つの方法は、梁の開口にあわせた孔を開けた鋼板で、開口部周辺を補強するもので、鋼板はネイルプレート状に加工し、ラミナに圧入し固定する。鋼板はフランジ側で鋼板を折り曲げて、鋼板をフランジにビスで固定する案である。それぞれの補強案をFig. 5-38に、補強の仕上がりりをFig. 5-39に示す。

合板を用いた補強は、開口孔径100 mmに用いた。厚さ12 mmの構造用合板（特類 二級）を一の格子要素にあわせた162 mm角の矩形からフランジに接する部分を切断し、一液性ウレタン樹脂系接着剤と圧縮用に木ねじ（コーススレッド25 mm）を用いてウェブの両面に貼り付けた。合板の表面の繊維方向はラミナの向きにあわせた。接着剤硬化後にホールソーを用いて梁貫通孔を開けた。（Fig. 5-38 (a)）

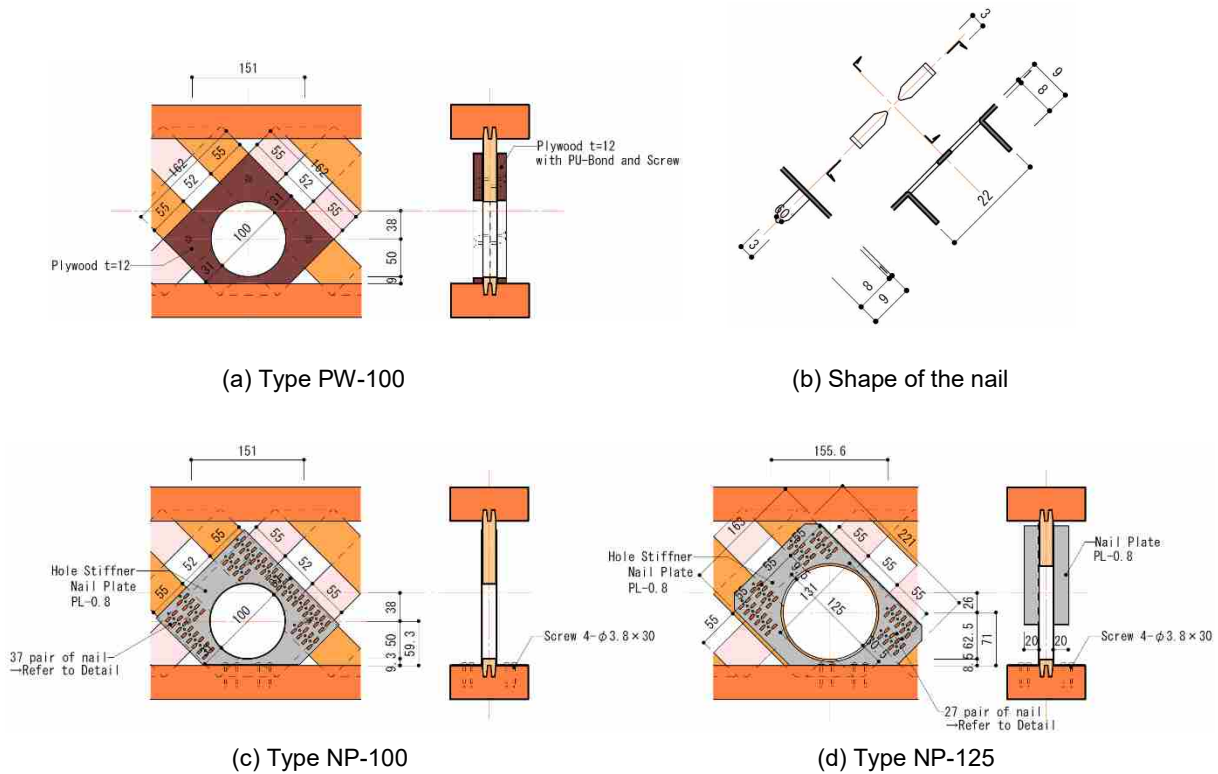


Fig. 5-38 Various type of reinforcement

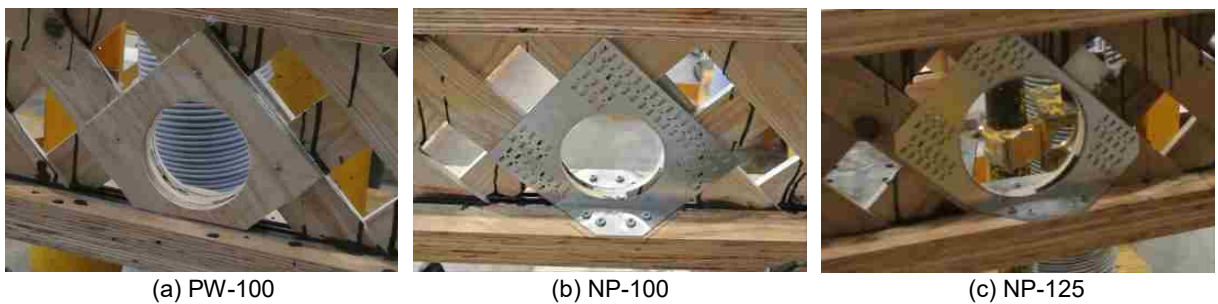


Fig. 5-39 Completion of hole reinforcement

ネイルプレート型補強金物は、開口孔径100 mmと125 mmの補強に用いた。ネイルプレート型補強金物は、溶融亜鉛メッキ鋼板（SGHC）の板厚0.8 mmにプレス型抜きで幅3 mm、長さ8.2 mmの突起を爪状に打ち出した。DLPのラミナ繊維方向に対して爪の平たい面を平行にした。爪は二つで対を成し、その間隔は10 mmとし、ラミナ幅に対して二列配置した。なお、鋼板や爪の形状は、5-1章の梁受け金物に用いたType-Cと同じである。

開口部において、格子ラミナが欠損して減じる短期耐力と同等に負担できる断面積を補強金物に与えた。この計算において、金物は取り付くラミナにのみ有効なものとし、裏面側で直交するラミナに取り付く金物の耐力は無視した。また、短期許容応力度（鋼材は235 MPa、ラミナは15.6 MPa）としたのは、許容応力度における長期の短期に対する値は、鋼材では2/3、木材では1.1/2で、短期の値を用いた方が鋼材断面は大きくなり安全側になると考えたからである。

ネイルプレート型補強金物孔径100 mm用は、ラミナ全般にわたり爪を配置し、総数は37対ある。開口孔径125 mmによる断面欠損で、ラミナの最小幅は13 mmと狭くなっている。幅が狭い部分には爪を打ち込めないため、幅広部分のみに爪を配置し、爪の総数は25対となっている。いずれも金物の鋼板はフランジに接する部分で直角に折り曲げて、木ねじ（径5.1 mm×長さ30 mm）4本でフランジに固定する。

5-2-5 開口補強の耐力

① 試験方法・試験体

開口補強の効果を検証するため、開口補強を含む梁のせん断試験を行った。試験方法は、5-2-3の試験方法と同じとした。実施した試験体の諸元をTable 5-16に示す。5-2-3と同様に、開口径100 mmの I 形梁は初期の試作品で、耐力壁に用いるDLPを用いたため、梁軸方向の格子間隔が151 mmとなっている。開口径125 mmの試験体は、梁専用のDLPを用いており、格子間隔が155.6 mmとなっている。また、試験体の支点を格子の交点にあわせたため、二つの試験体はスパンが若干異なる。

Table 5-16 Test list for I-beam with hole reinforcement

Symbol	DLP*	Opening	Diameter of hole	Span	Number of specimen
RO-100_PW	151	with 2 Round holes	100 mm	1500 mm	1
RO-100_NP	151	with 1 round hole	100 mm	1500 mm	4
NP-125_NP	155.6	with 1 round hole	125 mm	1556 mm	6

* DLP : 151 is Prototype of I-beam using DLP of shear wall. Lattice interval is 151 mm at longitudinal direction of beam.
155.6 is I-beam using DLP only for beams. Lattice interval is 155.6 mm at longitudinal direction of beam.

② 結果

各試験体の荷重変形をFig. 5-40に、比較対象を含む試験種別ごとの平均の荷重変形をFig. 5-42に、最大せん断耐力およびせん断剛性の値をTable 5-17に示す。

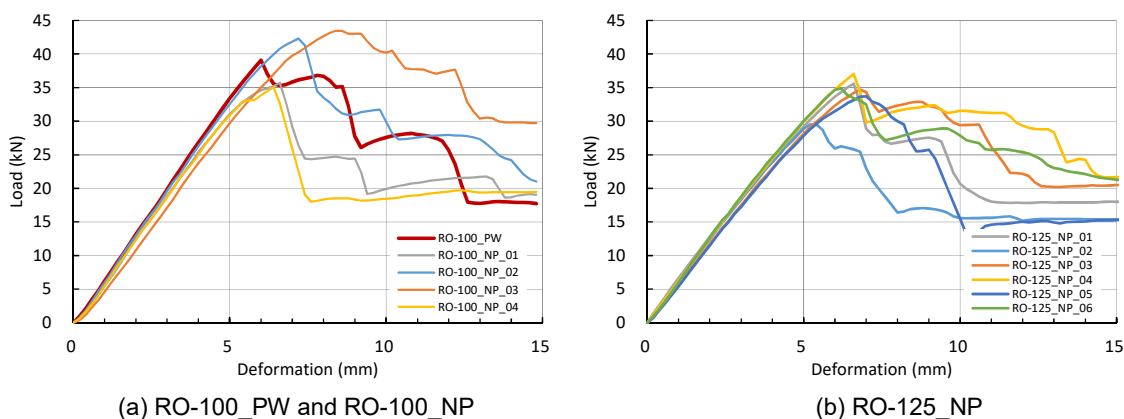


Fig. 5-40 Load deformation curve of test results

合板で補強したRO-100_PWは、合板で補強した開口の縁部分で、孔のフランジに最も近いところから裂けて、下フランジとウェブがずれて破壊した。合板とラミナの接着はおおむね保たれているが、フランジとの嵌合部に近い部分ではラミナが割裂して合板との接着は切れていた (Fig. 5-41(a))。

RO-100_NPについては、4体とも開口部近傍での破壊は見られなかった。3体は開口部から離れた位置でフランジとウェブの嵌合部付近で木破し、1体は開口部付近のラミナがフランジと接する部分の接合界面が破断した。2体は最大荷重が40 kNを超えたが、他の2体は35 kN程度でややばらついた。金物は直交するラミナと隙間になっている部分が面外に座屈変形が見られたが、剥離することはなかった (Fig. 5-41(b))。

RO-125_NPではすべての補強金物が荷重上昇に伴い剥離し、開口部周りの断面欠損したラミナが破断または座屈した。この後に荷重再分配によりフランジとウェブの嵌合部がずれて

破壊したと見られる (Fig. 5-41(c))

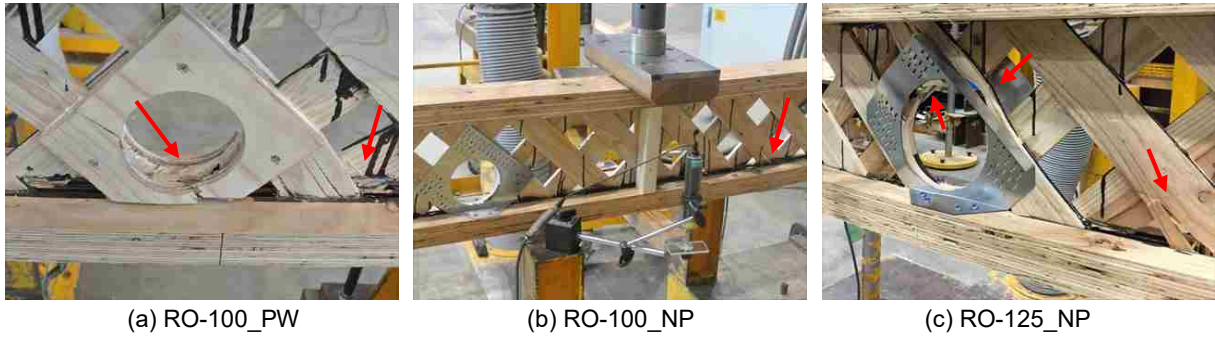
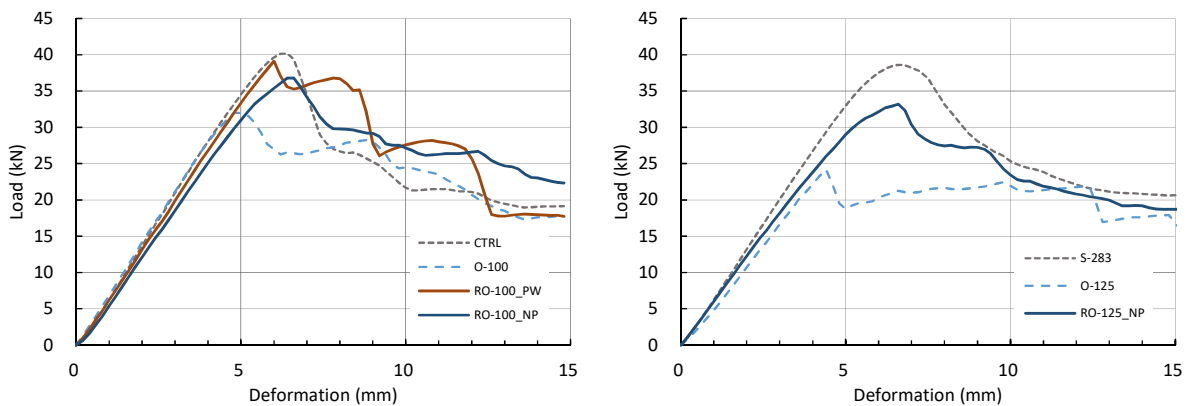


Fig. 5-41 Rupture of each specimen

③ 無開口梁、無補強開口梁との比較・考察

開口を補強した I 形梁について、無開口梁および無補強の開口梁の試験結果と比較した。荷重変形の比較をFig. 5-42に、最大荷重およびせん断剛性の比較をTable 5-17、Fig. 5-43に示す。せん断剛性の算定にあたり、CTRLと開口径100 mmの各試験体では、格子間隔が151 mmの I 形梁の曲げ試験による純曲げ剛性の値を用いて、たわみ変形から曲げ成分を差し引いた。開口径125 mmのせん断剛性は、B283試験体(5-2-3③)の曲げ試験)の純曲げ剛性の値を用いた。開口径125 mmで比較対象とする無開口試験体は、DLPの格子間隔が同一のものであるS283試験体(5-2-3③のせん断試験)とした。Fig. 5-43の各荷重変形は、系列ごとに全試験体の平均の荷重変形曲線を用いた。

無開口のCTRLとの比較では、合板を用いたRO-100_PWは無開口梁と比例域はほぼ一致し、耐力も同等であった。ネイルプレート補強のRO-100_NPは、CTRLに対して剛性は87%、耐力は95%とわずかに小さい。補強無しのO-100試験体をCTRLと比べると、耐力は80%から95%に向上して効果が確認できるが、剛性については補強無しの97%から85%~87%となっており、補強仕様はむしろ小さくなっている。この要因としては、開口による断面欠損が一部であり、梁全長で計測する剛性値には影響が小さくその効果が測りにくいこと、試験時期による含水率の違いなどが考えられる(CTRL、O-100は1月に、RO-100の各試験は8月に実施した)。耐力については補強の効果は大きいことを確認できたが、補強金物が剛性に貢献しているかはこの試験では評価出来なかった。



(a) Diameter of 100 mm

(b) Diameter of 125 mm

Fig. 5-42 Mean load deformation curve each test series

RO-125_NPは無開口のS283に対して、剛性は91%、耐力は84%で、低減の程度は開口径100mmよりも大きくなっている。補強無しのO-125はS283に対してそれぞれ89%、60%である。開口径100mmと同様に開口補強は、耐力への貢献は大きく、せん断剛性への貢献は小さい。耐力面ではネイルプレートは補強効果が確認できた。ネイルプレートが剥離したように、変形に伴いラミナとネイルプレート接合部にすべりが発生していて、断面欠損による剛性低下を十分に補えなかったとみられる。図面上で補強金物の上部の爪や金物とフランジを木ねじなどで接合すると耐力向上が期待できると考える。

Table 5-17 Test result of I-beam with hole reinforcement

Specimen		Q_{max} (kN)				GA/k (kN)			
Series	Symbol	Average	st.dev.	CV	Ratio	Average	st.dev.	CV	Ratio
Diameter 100mm Span 1500mm	RO-100_PW	19.6	-	-	0.95	3844	-	-	0.87
	RO-100_NP	19.7	2.2	11.3%	0.95	3750	295	8.0%	0.85
	CTRL	20.6	0.9	4.4%	1.00	4415	353	8.0%	1.00
Diameter 125mm Span 1556mm	O-100	16.6	1.1	6.4%	0.80	4279	237	5.5%	0.97
	RO-125_NP	17.2	1.3	7.6%	0.84	3630	185	5.0%	0.91
	S-283	20.4	1.3	6.5%	1.00	4006	333	8.3%	1.00
	O-125	12.2	-	-	0.60	3557	-	-	0.89

Legend) st.dev. : standard deviation CV : Coefficient of variation

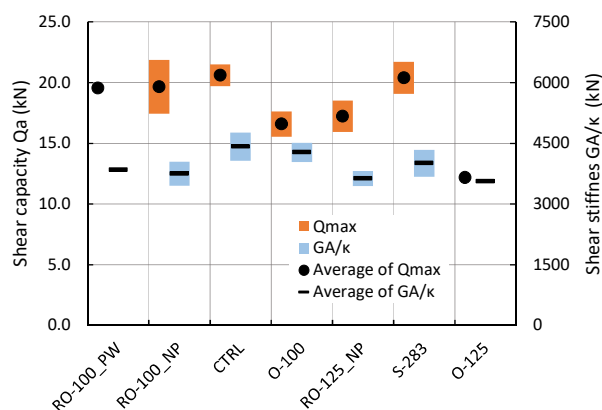


Fig. 5-43 Comparison of I-beam with hole reinforcement

④ 開口補強のまとめ

- イ) 開口径100mmの補強に関しては、構造用合板を接着とビス併用で両面に貼り付けた仕様、およびネイルプレートで両面を補強した仕様ともに無開口のI形梁とほぼ同等の耐力に補強できた。
- ロ) 開口径125mmの補強に関しては、ネイルプレートで両面を補強した仕様は、無開口のI形梁の84%程度の耐力に補強できた。荷重変形とともにネイルプレートが剥離するため、剥離対策として爪を多くするか、フランジと木ねじで接合するなどが望まれる。
- ハ) 剛性に関しては、合板仕様およびネイルプレート仕様の開口補強の効果が確認できなかった。

5-2-6 まとめ

- イ) 住宅規模の建築では、排水管以外の配管はおおむね I 形梁の格子孔を貫通できる。排水管に必要な孔径は雑排水用で100 mm、汚水用で125 mmで、ラミナを切削して格子孔を拡げることで対応出来る。
- ロ) 開口によってラミナ断面が欠損する時、せん断耐力の近似式を提案した。欠損したラミナに隣接するラミナを含めた有効断面の残存率は、そのせん断耐力と正比例の関係があった。
- ハ) 開口補強の方法として、合板を用いる仕様とネイルプレート補強金物を用いる仕様を提案した。それぞれ耐力向上の効果を確認した。剛性低下については開口低下の影響が比較的小さく、補強の効果を確認できなかった。

5-3 ウェブ継手

5-3-1 背景と課題

一般的に I 形梁のウェブは、合板やOSBの定尺材からウェブの高さに合わせて切り出したものを継いで製造される。ウェブ材には、フランジの溝に合わせたテーパ加工、ウェブ継手の加工を施す。ウェブの継手は本実加工(Tongue and groove joint)または突き付け(But joint)で接着剤併用が多い。本 I 形梁の試験体では、設備の都合で長さが4.2 mとなったため、ウェブ継手を設けずに製造した。ウェブの長さが4.2 mあると、自重での面外たわみは大きく、これより長いと一人では扱えず取り回しが悪くなる。量産を考慮すると短いウェブを継ぐ方が、取り回しが容易であり、歩留まりの向上にもなる。本 I 形梁のウェブは2層の斜め配向の製材で構成され隙間があるため、面的に均一な合板やOSBとは異なる配慮が必要である。

5-3-2 目的

本章の研究目的は、短尺の斜め格子パネルを継いでウェブを形成し、継手のないウェブを用いた梁と同等の断面性能を持たせることである。

5-3-3 継手の候補と試験方法

斜め格子パネルを用いたウェブ継手の候補としては、バットジョイント (BJN)、接着併用のバットジョイント (BJB)、鋼板製のネイルプレート (NPC)、一本溝の本実 (1TG)、二本溝の本実 (2TG)、マイクロフィンガージョイント (MFJ) を検討した。

これらの継手がある梁と継手がない梁の試験結果を比較することで、継手の性状や適否を評価することにした。

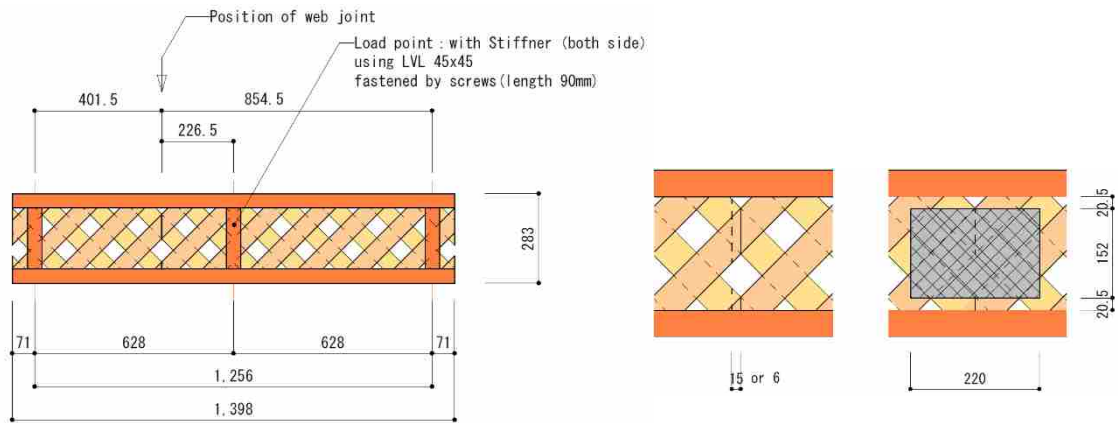
① 試験体諸元

試験体形状を Fig. 5-44に、ウェブジョイントの仕様諸元をTable 5-18 に、1TG、2TG、MFJの断面図をFig. 5-45 に、NPCのネイルプレート金物の姿図をFig. 5-46に示す。

全ての試験体のウェブは、小幅板の交差部に継手を設け、継いだときに見かけの斜め格子が連続するようした。継ぎ手の位置はせん断区間の中央が望ましいと考えたが、フィンガーカッターで加工できるウェブの長さが1 m程度に限られていたため、3章のせん断試験とは異なる長さとした。支点から載荷点までを格子4つ分の長さとし、継ぎ手の位置は載荷点から格子1.5個分長さとした。

BJN、BJB、NPCは、小幅板の交差部中心線で切断し、1TG、2TG、MFJは、継手に重なり代があるため、重なり代を考慮して部材を切り出した。1TG、2TG の本実は、大工職によりテーブルソーを用いて手加工により仕上げられた。MFJ の加工は、フィンガーカッター (太平製作所製) により施された。1TG、2TG、MFJは、継ぎ目の嵌合部にレゾルシノール系接着剤を塗布し、フィンガージョイント接合機 (菊川FAC15型) により嵌合させた。BJBは梁組み立て前にウェブジョイントを接合した。接着面にレゾルシノール系接着剤を塗布し、端金で仮固定して養生した。

NPCは、プレスを用いてネイルプレート金物をウェブの片面に圧入した。プレートの爪の形状は、プレートと同様である。ラミナの繊維方向と爪の角度は、5-1-4節の予備試験で中間的な耐力であった90° (NP2-Dと同じ)とした。



(a) Geometry of specimen (b) 1TG, 2TG, MFJ (c) NPC
 Fig. 5-44 Specimen of joint shear test

Table 5-18 Specification of web joint

Symbol	Type of joint	Lap length (mm)	Adhesive	Area of bonding (mm ²)	Section loss rate of the web
BJN	But joint without adhesive	0	-	-	100%
BJB	But joint with adhesive	0	Resorcinol	1,796	0%
NPC	Nail plate	0	-	-	100%
1TG	1 row of T&G	15.0	Resorcinol	2,993	55.6%
2TG	2 row of T&G	15.0	Resorcinol	5,987	33.3%
MFJ	Micro finger joint	6.3	Resorcinol	11,974	8.3%

Note) 1TG and 2TG were processed by hand using table saw.
 MFJ was processed by finger cutting machine.

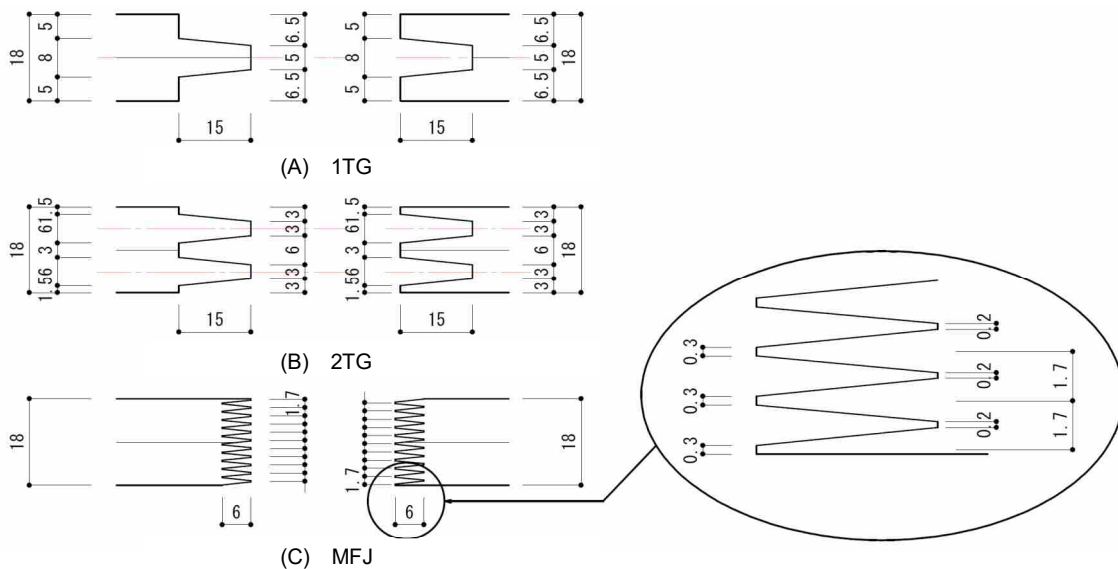


Fig. 5-45 Shape of web joint section

5-3-4 せん断試験結果

① 荷重変形と破壊状況

せん断試験の荷重履歴について、コントロール試験体 (CTRL) をFig. 5-48に、バットジョイント (BJNとBJB) をFig. 5-50に、接着併用の本実加工 (1TGと2TG) をFig. 5-52に、ネイルプレート (NPC) とマイクロフィンガージョイント (MFJ) をFig. 5-54に示す。

CTRLは、最大荷重 (40 kN前後) の90%程度まで直線的に荷重が上昇し、4 mm～5.5 mmぐらいで最大荷重を超えると破壊音ともに大きく荷重低下するもの、小さい荷重低下と変形を繰り返して変形するものがあった。破壊はほぼフランジとウェブの接合部がずれるように壊れ、接着面の界面がずれや界面付近の木破、ウェブのラミナの割れなどが見られ、一部はラミナの破断があった。

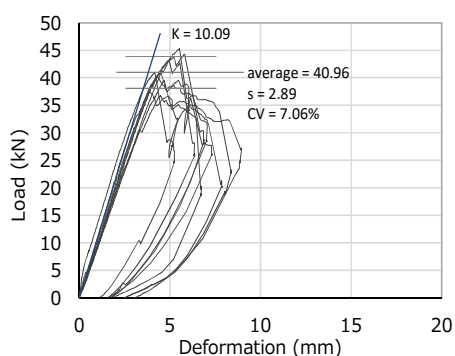


Fig. 5-48 CTRL (Control) Load - Deformation curve



(a) (b)
Fig. 5-49 Rupture of specimen CTRL

BJNは、20 kN付近まで直線的に荷重上昇し、その後剛性低下しながら25 kNから30 kN程度まで荷重が上昇し、6 mmから7 mm付近で最大荷重となり、荷重低下する。ウェブのフランジとの接合部で、ウェブラミナの積層面の接着が剥がれ、ウェブラミナの板目面に貫通割裂がおこった。ウェブジョイントは3~4 mm程度のずれと、2 mm程度の目開きがあった。

BJBは、バットジョイント接着界面の接着が切れる (25 kN~30 kN) あたりまで直線的に荷重上昇する。2体は25 kNで荷重上昇が一旦停滞し、0.5 mm程度変形してから再度直線的に荷重上昇した。最終的には直線的な荷重上昇の後に破壊が始まると荷重低下、または荷重を維持しながら2 mm程度変形した後に荷重低下した。ウェブはフランジ接合部付近で、板目面に貫通割裂して、フランジとずれていた。

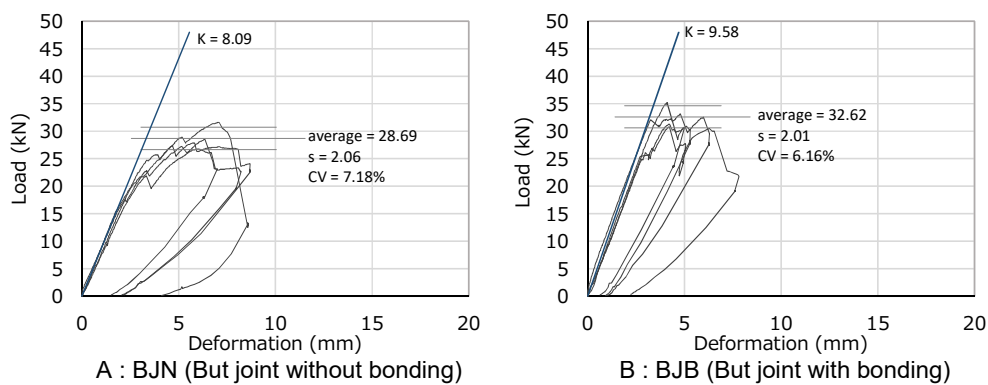


Fig. 5-50 : Load - Deformation curve



(a) BJN

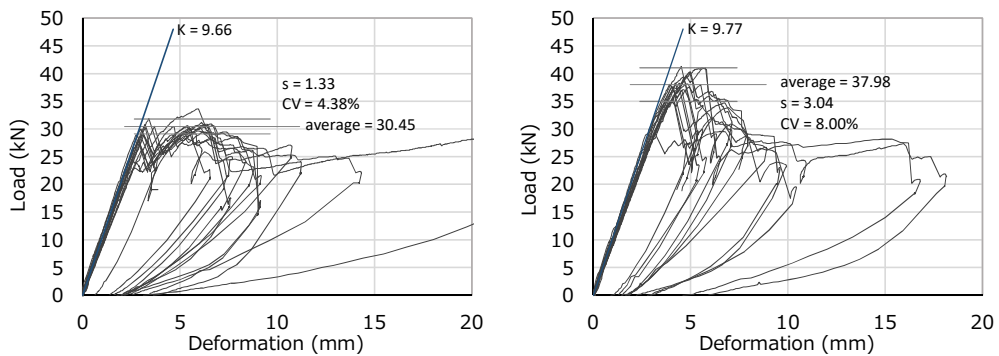


(b) BJB

Fig. 5-51 Rupture of each specimen

1TGは、25 kN～30 kNあたりまで直線的に荷重上昇する。2体は約23 kNで荷重上昇が一旦停滞し、0.5 mm程度変形してから再度荷重上昇した。多くのものが30 kN前後で破壊音とともに5 kN程度の荷重低下をおこす。その後再度荷重が上昇して変形が6～7 mm程度進んだところで30 kNになるが、さらに変形すると荷重低下していく。ウェブジョイントの接着界面の剥がれ、ずれ、ジョイントの目開きがあった。ウェブのラミナの割れなどが見られ、ウェブジョイント付近から割れるもの多かった。最終的に破壊はフランジとウェブの接合部がずれるように壊れた。

2TGの場合は、35 kN～40 kNあたりまで直線的に荷重上昇して、4～5.5 mmで最大荷重となると、破壊音とともに荷重低下した。その後は25～30 kNで荷重を維持する。ウェブジョイントが壊れたものが5体あり、接着面の界面がずれや、ジョイント部でのラミナ割れが確認された。破壊はフランジとウェブの接合部がずれるように壊れ、ウェブのラミナの割れなどが見られ、ラミナの破断が1体あった。



A : 1TG (One row of tongue and groove) B : 2TG (Two rows of tongue and groove)
Fig. 5-52 Load - Deformation curve



(a) 1TG



(b) 2TG

Fig. 5-53 Rupture of each specimen

NPCの場合は、30 kN付近まで接着仕様と同等の剛性で、直線的に荷重上昇する。その後剛性低下して5.0~7.0 mmあたりまで荷重上昇し最大荷重となる。最大荷重の後、急激な荷重低下するものと、破壊しながらしばらく荷重維持するものがあった。プレートが外れることはなかったが、プレートのせん断変形によるゆがみ、座屈したものが10体あった。最終的にはウェブとフランジの接合部がずれ、ラミナの破断、クラック、剥がれやクラックがおこった。ラミナ破断とラミナ相互の剥がれはネイルプレート付近で起こっていた。またラミナ相互の剥がれは他のシリーズに比べて多かった。

MFJは、35 kNあたりまで直線的に荷重が上昇し、剛性低下して4 mm~6 mmぐらいで最大荷重を超えると破壊音とともに大きく荷重低下した。破壊はほぼフランジとウェブの接合部がずれるように壊れ、接着面の界面がずれや界面付近の木破、ウェブのラミナの割れなどが見られ、一部はラミナの破断があった。マイクロフィンガージョイントに破壊は見られなかった。

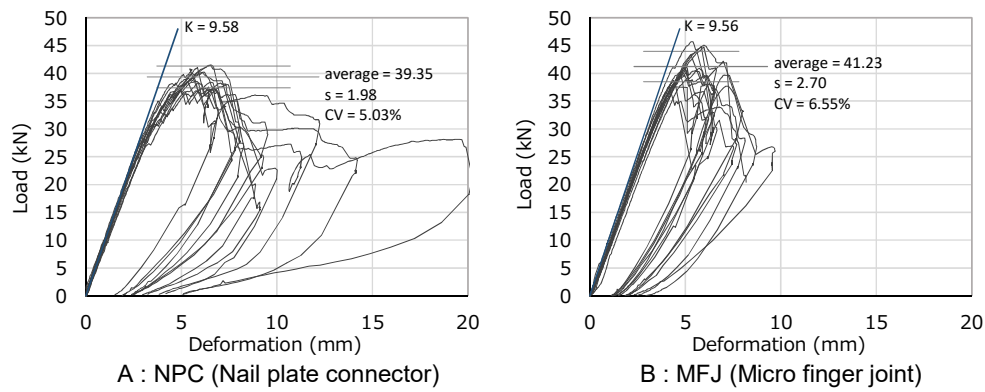


Fig. 5-54 Load - Deformation curve



(a) NPC



(b) MFJ

Fig. 5-55 Rupture of each specimen

② せん断耐力とせん断剛性

各試験体のせん断耐力の最大値平均、平均剛性の算定値をTable 5-20 に、これらの比較をFig. 5-56に示す。接着タイプ (BJB、1TG、2TG、MFJ) とネイルプレート (NPC) のせん断剛性は、CTRLよりやや小さく、おおむね4000 kN前後で大きな差はなかった。非接着のBJNはこれらより2割程度低い値となった。せん断耐力の下限值TLは、MFJがCTRLを上回り最大であった。継手があるものは次いでNPC、2TGと続き、BJNが最小となった。

Table 5-20 Test Result for joint shear test

	n	Shear capacity Q_{max} (kN)						Shear stiffness GA/κ (kN)		
		Q_{max}	s.d.	CV	K	TL	Ratio	GA/κ	s.d.	CV
CTRL	9	20.48	1.45	7.1%	2.142	17.4	1.00	4,341	367	8.5%
BJN	4	14.35	1.03	7.2%	2.681	11.6	0.67	3,245	290	8.9%
BJB	4	16.31	1.00	6.2%	2.681	13.6	0.78	4,040	164	4.1%
NPC	15	19.68	0.99	5.0%	1.991	17.7	1.02	3,919	243	6.2%
1TG	14	15.22	0.67	4.4%	2.048	13.9	0.80	4,089	347	8.5%
2TG	15	18.99	1.52	8.0%	1.991	16.0	0.92	4,152	258	6.2%
MFJ	15	20.61	1.35	6.6%	1.991	17.9	1.03	4,032	213	5.3%

Legend) n : number of specimen Q_{max} : Average of maximum shear force
 G : In plain shear modulus A : Cross section area
 κ : Shear coefficient s.d. : Standard deviation
 CV : Coefficient variation K : Factor for determining TL
 TL : Fifth percentile lower tolerance limit with confidence level of 75%

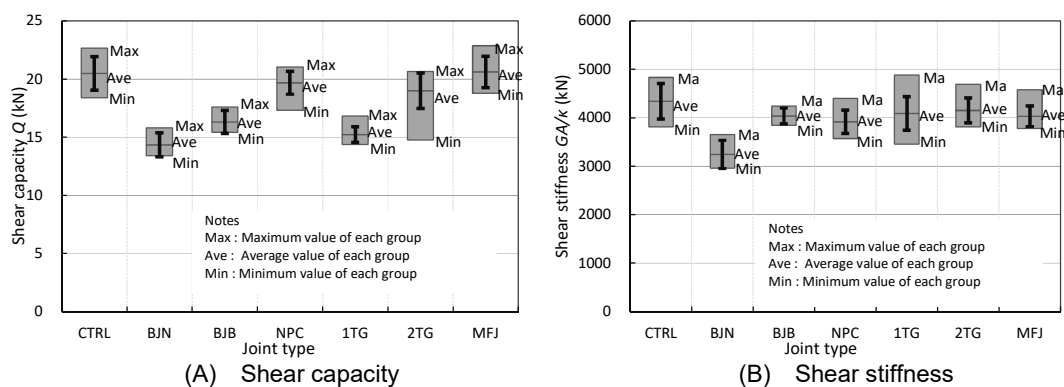


Fig. 5-56 Comparison of each group

5-3-5 考察

① 共通事項

ほぼ全ての試験体でフランジとウェブ接合部が損傷する。損傷の後、変位10 mm付近で荷重で20 kN程度を維持するが、これはフランジ部材単体の曲げ剛性によるものと考えられる。

② 接着型で共通すること

BJB、1TG、2TG、MFJなどの接着型の試験では、荷重変位の初期剛性は9.5～10.1 kN/mm、せん断剛性は3,919～4,341 kNで近似している。接着が切れるまでは、ウェブはコントロール（CTRL）と同様の挙動をすると考えられる。

③ MFJ

ウェブジョイントで破壊することなく、最終的な壊れ方はCTRLとほぼ同様で、耐力の下限値や剛性も同等である。MFJはウェブジョイントの接着面積が大きく、ウェブジョイント部の断面欠損が少ないことから、せん断応力はCTRLと同等に伝達されていると考えられる。

④ NPC

CTRLが変位4 mm～5.5 mmぐらいで最大荷重となるのに比べて、NPCは5.0～7.0 mmで最大荷重となる。ネイルプレートが歪み始めて降伏し、非線形の傾向となることが要因と考えられる。NPCの破壊の特徴として、ウェブジョイントの付近のウェブはラミナ相互の接着部分が剥がれていることが多い。ネイルプレートは引張側のラミナのみに取り付いているため、ウェブジョイントでは圧縮ラミナの応力がネイルプレートを経由する際に、圧縮ラミナと引張ラミナ間で応力伝達が行なわれているため、その界面にせん断力が発生するからと考える。

また、ネイルプレート付近で起こったラミナ破断は、ネイルプレートの平くぎ部が繊維と直交しているため、くぎ部が刺さっている部分が断面欠損となっているためと推測される。

⑤ BJB、1TG

ウェブジョイントは、ほぼ全ての試験体で木破することなく接着界面が切れた。弾性変形から逸れる時点で接着界面が切れたと見られ、荷重が大きく下がった後に再度荷重が上昇する。接着界面が切れた後の最大荷重は30 kN弱、変位は6～7 mmあたりにあり、BJNと同等なので、応力伝達機構はBJNと同じ状態になっていると考えられる。1TG試験体の本実は、大工職がテーブルソーで加工したもので、加工精度の程度から部材相互の密着の程度が小さかったため、接着剤の強度が十分に発現しなかったとみられる。また、BJBの接着は木口接着に近く、接着面積は1TGの2/3程度で条件は良くないが、BJBのウェブジョイント施工時に端金で仮固定して接着の養生が出来たため、1TGと同等の耐力が発現したと考える。

⑥ 2TG

4体の試験体でウェブジョイントの接着界面が切れており、それらの最大荷重は29 kN～37 kNであった。1TGと同様に、大工職が本実を加工したため、密着度が不十分なものがあつたと見られる。ただし、接着面積が1TGの2倍あるため比較的せん断耐力が高く、2TG 全試験体のうち10体はウェブジョイントの破壊がなかった。専用の刃物で本実が加工されたとしたら、2TGは十分な耐力を持っていたと考えられる。

5-3-6 まとめ

- イ) 接着型のウェブジョイントはその接着面積や断面欠損の大小に関わらず、初期剛性はCTRLと同等だった。一方、接着面積が大きいほど比例域が大きくなり、CTRLの耐力に近づく。尤も接着面積が大きく断面欠損が小さいMFJは、母材（コントロール試験体CTRL）と剛性、耐力とも同等だった。
- ロ) 2TGは、そのウェブジョイントの本実を専用刃物で加工して、本実接合の密着性を高めれば、接着力が高められてコントロールと同等耐力を得られる可能性が高い。

参考文献

5-1

- 1) 日本建築学会編: 構造用教材 1995年改訂第2版第13刷, 日本建築学会, pp. 24, Feb. 2006
- 2) 公益財団法人日本住宅・木材技術センター: Zマーク表示金物 梁受け金物の使い方, Apr. 2017
- 3) 公益財団法人日本住宅・木材技術センター: 木造軸組工法住宅の許容応力度設計 (2017年版) 第1版2刷, pp. 107-109, Dec. 2017
- 4) Simpson Strong-Tie Company Inc.: "Simpson Strong-Tie® Technology" Complete catalogue as C-C-2019, Dec. 2018
- 5) 公益財団法人日本住宅・木材技術センター: 木造軸組工法住宅の許容応力度設計 (2017年版) 第1版2刷, pp. 305-313, Dec. 2017

5-2

- 6) Masahiro Noguchi, Takuro Mori And Kenji Miyazawa: A strength calculation method of the timber with a circular hole, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), AIJ, No. 640, pp. 1121-1129, 2009. 6 (in Japanese)
野口昌宏, 森拓郎, 宮澤健二: せん断及び曲げモーメント複合応力下の木質有孔梁の強度算定式, 日本建築学会構造系論文集 第74巻 第640号, pp. 1121-1129, 2009. 6
- 7) Kazumi Hijikata, Hideki Idota And Kenta Yamagishi: Proposal of design strength for glue-laminated timber beams with a circular through-hole, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), AIJ, No. 673, pp. 397-406, 2012. 3 (in Japanese)
土方和己, 井戸田 秀樹, 山岸賢多: 有孔集成材梁の設計耐力式の提案, 日本建築学会構造系論文集 第77巻 第673号, pp. 397-406, 2012. 3
- 8) Sammy Wang and J.J. Roger Cheng, Shear behaviour of OSB wood composite I-beams with web openings, AS021-123, Joint publication of Canadian Forest Service and Land and Forest Service pursuant to the Canada-Alberta Partnership Agreement in Forestry, 1995
- 9) Metsä Wood: Finnframe Floor System Brochure MW0304 OCT16 (pdf), <https://www.metsawood.com/global/Products/finnjoist/Pages/Finnjoist.aspx>, accessed on 6th February 2019
- 10) Masonite Beams AS: Teknisk info_Masonite Beams. pdf, <https://masonite-beams.com/documentation/>, Nov. 2018, accessed on 6th February 2019
- 11) Weyerhaeuser NR Company: Trus Joist Products document TJ-4500, Nov. 2018
<https://www.weyerhaeuser.com/woodproducts/document-library/>, accessed on 6th February 2019
- 12) APA – The Engineered Wood Association: APA Performance Rated I-Joists No.Z725/revised August 2015
- 13) Regina Hermelin: Strength analyses of wooden I-beams with a hole in the web, Master's Dissertation Structural Mechanics, LTH, Sweden, Jan. 2006
- 14) Wonwoo Lee, Yoshihiro Ohashi, Shiro Nakajima, Seiichi Kawamoto, Yuuki Kunisaki, Toshiki Narita: Mechanical Property of I-joist Part 7 Hole in web, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, AIJ, C-1 pp 253-254, 2011. 7 (in Japanese)
李元羽, 大橋義徳, 中島史郎, 川本聖一, 國崎祐樹, 成田敏基: 国産材を用いた木質 I 型複合梁の力学特性 その7 ウェブの孔あけによる力学特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2011.7
- 15) E.C. Zhu, Z.W. Guan*, P.D. Rodd, D.J. Pope: Finite element modelling of OSB webbed timber I-beams with interactions between openings, Advances in Engineering Software 36 (2005) 797-805

6 総括

6-1 本研究で得られた知見

本論文では、国産材を梁として利用することを目的として木質 I 形梁の開発とその利用促進するための周辺技術の開発に取り組みながら、強度特性、長期特性、接合や補強技術に関する一連の研究を行った。特にウェブに使用した斜め格子パネル (DLP) は、I 形梁の特徴や特性を特有のものにした。この研究で得られた知見を以下にまとめる。

6-1-1 DLP

第 2 章では、主要な材料を選定するにあたり、実施した予備試験により、DLPのせん断強度特性を確認し、構造用合板やOSBとの違いを明らかにした。Two Rail Shear法による面内せん断試験の結果、DLPのせん断強度は4.2 MPaで、せん断弾性係数は1140 MPaだった。せん断弾性係数は構造用合板 (特類、二級) より約2倍大きく、OSBの0.85倍だった。ほぼ同じ材積であるパネル単体の比較では、DLPは構造用合板の約3倍、OSBの1.7倍の剛性があり、高いせん断性能がある事が分かった。DLPのせん断強度やせん断剛性は、構成するラミナのヤング係数やせん断弾性係数に依存しており、DLPのせん断強度とせん断剛性を推定する設計式を提案した。

6-1-2 I 形梁の短期力学性能

第 3 章では、DLPを用いた I 形梁の曲げ試験およびせん断試験を行い、それぞれの強度および剛性の値を得た。せん断弾性係数について、梁試験で求めた値とTRS法で求めた値は近似することを確認した。試験体長さの製造限界から曲げ試験は十分な梁せいスパン比を確保できず、三等分二点荷重および中央集中荷重の曲げ試験では、荷重点と支点間のせん断区間で破壊した。ここでより短いスパンのせん断試験で得られたせん断耐力の違いから、せん断耐力には長さ効果があることが分かった。最弱リンク理論を用いて、53体のせん断試験の強度分布から長さ効果の推定を試みた。実験値と推定値の乖離が大きく、この長さ効果は最弱リンク理論だけでは説明出来ないことも分かった。上記の長さ効果係数は、基準長さに対する長さの比に対して -0.252 乗の関係があった。許容応力度 (f_s) に乗ずる係数に長さ効果係数 (K_l) として、 $K_l = \left(\frac{L}{L_0}\right)^{-0.252}$ を提案した。等価断面化法により、有効断面二次モーメント、断面係数、断面内の応力度分布とせん断応力度係数を算出した。梁の強度試験結果から、材料基準強度および長さ効果係数と合わせて梁のたわみ式、強度検定式などの設計法を提案した。

6-1-3 I 形梁の長期性能

第 4 章では I 形梁の長期性能について、荷重継続時間による強度の影響 (DOL)、およびクリープ特性を把握するために、荷重条件を変化させた長期荷重の曲げ試験およびせん断試験を実施した。

試験体長さの都合から曲げ試験は十分な梁せいスパン比を確保できず、短期試験と同様に荷重点と支点間のせん断区間で破壊した。このため、曲げに関しては、真のDOL係数は測定できなかったが、DOL係数は曲げ、せん断とも0.52となった。

試験環境と破壊時間の関係で、荷重期間中の平均含水率と破壊時間の関係には相関が見られず、含水率の破壊時間に対する影響は確認できなかったが、荷重期間中の温度と破壊時間には負の強い相関があることが分かった。

短期試験で集中荷重によるせん断力に対して、せん断区間の長さが耐力に影響すること (長さ効果がある) が、長期荷重でも現れることを確認した。本 I 形梁のような接着型ラチス状

構造は、せん断力に対して長さ効果が有ると考えられ、それは長期においても短期と同程度に効果があることが示された。

対数時間則によるクリープ係数 (δ_{50}/δ_i) は曲げが1.48、せん断が1.56であった。これらはメカノソープティブクリープ (MSクリープ) を含んだ値でもあるが、一般的な木材や集成材と同等程度となった。クリープ試験で発生した特に大きい変形の進行は、MSクリープ現象で、既往の知見と一致した変動だった。ウェブが比較的薄いため、特にせん断ではMSクリープが起こりやすいと考えられる。

本研究のI形梁と既往研究による合板やOSBを用いたI形梁のせん断のクリープ係数、および各材料の短時間クリープ試験結果を比較した。せん断クリープは、ウェブ材の45°方向のクリープ特性に依存していると考えられ、DLPを用いたI形梁のせん断クリープはOSBや合板を用いたものより小さかった。

応力比とクリープ関数の関係からせん断のクリープ限度を推定する方法をせん断の長期試験の結果で試行した。せん断のクリープ限度は応力比0.52から0.58付近にあると推定された。

6-1-4 周辺技術

5章では、国内の在来木造軸組工法でI形梁をより使いやすくするために、梁端部の梁受け接合の方法や、設備配管が梁を貫通できるようにウェブに開けた開口の影響や補強法を検討した。また、3章、4章のI形梁の試験体では梁長さが4.2mと短く、ウェブは梁長さ方向に継ぎ目のないDLPを用いたが、より長い梁を作るにはウェブを縦継ぎの方が合理的に生産できることから、ウェブジョイントを研究した。

I形梁の梁端部の梁受け接合について、ネイルプレートを用いた接合を考案し、要素試験の結果と必要性能から具体的な設計仕様をまとめた。ネイルプレートの爪の向きは、特に要素試験においては、DLPのラミナ繊維方向となす角度が強度特性に影響した。梁受け接合の試験でネイルプレートの剥離防止を施した仕様 (UA型、UC型) では、耐力、剛性は同等だったが、破壊性状に大きな違いがあった。木材繊維を切断するような爪の角度では、断面欠損のあった木材側面で耐力が決まった。ネイルプレートの縁にリブを施した仕様 (RC型)、フランジを設けて木材と固定した仕様 (UA型、UC型) は、単純な板状 (SA型、SC型) に対してそれぞれ剛性や耐力向上の効果があった。ネイルプレートの爪一つあたりの耐力に関して、梁受けで発現した耐力は、要素試験に比べて大きく低下し、 P_y は0.42~0.55倍、 $2P_{max}/3$ は0.62~0.87倍となった。試験条件や大きさによる寸法効果などが影響していると考えられる。

ウェブにDLPを用いたI形梁のウェブに開口を設けてラミナ断面が欠損する時、試験の結果から、欠損率とせん断耐力の近似式を提案した。欠損したラミナに隣接するラミナを含めた有効断面の残存率は、そのせん断耐力と正比例の関係があった。開口補強の方法として、合板を用いる仕様とネイルプレートによる補強金物を用いる仕様を提案した。それぞれ耐力向上の効果を確認した。

ウェブのジョイントについては、接着型のジョイントはその接着面積や断面欠損の大小に関わらず、せん断剛性は母材と同等だった。一方、接着面積が大きいほど比例域が大きくなり、母材の耐力に近づく。接着面積が大きく断面欠損が小さいマイクロフィンガージョイントは、母材と剛性、耐力とも同等になることが分かった。二列の本実仕様は、そのウェブジョイントの本実を専用刃物で加工して、本実接合の密着性を高めれば、接着力が高められてコントロールと同等耐力を得られる可能性が高い。

6-2 技術の適用と応用について

本論文で扱った技術は様々な応用できると考えられるが、本研究で実施した断面や長さに限定的であったため、技術の適用やその応用について注意点や可能性、今後の課題を述べる。

6-2-1 技術の応用について

本論文で扱った断面形状やDLPの寸法や配列は一例であり、断面寸法、使用材料、断面構成など様々な応用が可能である。例えばウェブのみを大きくして梁せいを508 mmにすると、その断面性能から言えば、床の用途ならば7~9 m、陸屋根ならば8~10 mのスパンを架けることが可能である。

また、梁としての載荷能力を高めるには、DLPのラミナの厚さや幅、隙間の比率を変化させてせん断耐力を高めることができる。DLPのせん断強度は隙間を含めた見かけの断面でも製材の2倍程度あり、もし隙間を無くした構成にすれば、製材の4倍程度の強度を持たせられる可能性がある。断面性能や寸法のバリエーションを拡げることは今後の課題と考える。I形梁の在来軸組工法での実用性を高める技術として、梁端部の接合方法や貫通孔の補強工法を提案したが、他のI形梁はもちろんのこと、貫通孔補強は面材耐力壁に設けた貫通孔の補強にも応用できる技術である。

6-2-2 技術の適用と今後の課題

DLPのせいを拡大して梁せいを大きくすれば、より長いスパンの梁が実現できる。DLPを使用したI形梁は、集中荷重に対してせん断耐力は長さ効果を示した。梁せいを大きくする場合ラミナ長さは本研究で扱ったものより長くなる。梁を長くする場合、ウェブ継手が必要となり、破壊のメカニズムが変わったり、梁せいが大きい場合にはウェブの面積効果が出たりする可能性がある。鉄筋コンクリートの梁と同様に、シアスパン比が木造梁のせん断強度にも影響すると考えられる。梁端部でモーメント抵抗するような主架構に用いる梁部材になれば、より重要性を増すと考える。RC梁のせん断強度式（大野荒川式）が多くの実験値から求められた近似式であることから、今後、木造梁の実験を重ね、近似式としてのせん断強度式を長さ効果を包含させて提案したい。また、本論文で行った実験では、梁は横座屈することにはなかったが、より長い梁や大きな梁せいの場合は横座屈の検討も必要と考える。

本研究では、ウェブのせん断破壊時における破壊の起点を特定できなかった。長期試験と短期試験での破壊に違いがあるか、破壊メカニズムの特定ができれば、強度の特定や品質管理に反映できる。

接合部に関し、本論文で行った要素試験および実大試験では、ネイルプレートの爪の数と耐力には比例関係が見られなかった。接合部のプレートが大きくなると、せん断力によるプレートの回転やDLPのせん断変形によりプレートが座屈するなどが要因である。より大きい梁せいに適用する場合は、この点に注意が必要である。

6-3 まとめ

以上のように、本論文では、斜め格子パネル（DLP）をウェブに用い、国産材を利用した I 形梁の開発を通し、DLPの力学的特性、強度や剛性を推定する設計法、I 形梁としてのせん断の長さ効果を含む耐力や剛性の特定、設計上重要なたわみの設計法、耐力の検定式の提案、長期性能にあっては、荷重継続時間の影響係数やクリープ特性の特定を行い、長期载荷にあっても短期と同様の長さ効果が適用できること、合板やOSBを用いた I 形梁とのクリープ特性の違いを明らかにした。また、横架材としての実用性や生産を高める技術として、ネイルプレートを用いた梁接合の方法や設備配管が貫通できるように、ウェブ開口による影響や開口補強の方法を提案した。生産性を高める技術としては、DLPのウェブのジョイントの開発に取り組み、母材同等の性能を発揮できるウェブジョイントを提案した。これらは十分に実用十分な性能を有することを確認した。

I 形梁は使用材積が少なく、プレス時間が短いので生産性が高く、連続ラインで生産できるLVLなどと組み合わせることで長尺の梁を作りやすい。ウェブのDLPは斜め格子状に軸材を組み合わせ、せん断の特性に優れ、格子の孔が配線配管にも使用できる。繊維直交方向の寸法変化が影響しにくい構成なので、製材や集成材よりも寸法安定性が高く、床構造の品質向上につながる。柱や間柱の製材の後に残る背板など小断面の製材が利用できることで省資源でもある。国内の木造住宅で、国産材利用率が低迷する梁において、国産材利用に貢献できる。

構造材料を効率よく用いようとする、断面形状は I 形やボックス形になる。また木材の場合は、せん断強度が軸方向強度に比べて著しく小さいため、せん断を負担するウェブは斜材を組み合わせると効率が良く、必然的であると考え。本論文で得られた、DLPを用いた I 形梁に関するせん断強度の推定式、長さ効果、各種強度や荷重時間の影響係数、クリープ係数などの一連の知見が、耐力や断面効率を追求するような新たな木質構造材料の開発に貢献できれば幸いである。

6-4 本研究に関する既発表論文

Table 1 List of previous literature relating to this dissertation

Title／表題	Author／著者名	Literature／掲載誌
Establishing structural property and design method for I-shaped wooden beam, Development of I-shaped beam using diagonal lattice panel No.1	Taisuke Nagashima, Hiroki Kagei, Yamato Unno, Tsuyoshi Aoyama and Yoshimitsu Ohashi	Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 749, pp. 1031-1040, 2018. 7 (in Japanese)
斜め格子パネルを用いた木質I形梁の力学性能と設計法 斜め格子パネルを用いた木質I形梁の開発 その1	長島泰介, 景井宏樹, 海野大和, 青山剛, 大橋好光	日本建築学会構造系論文集 No. 749 pp. 1031-1040, 2018. 7
Establishing long term property and design method for I-shaped wooden beam Development of I-shaped beam using diagonal lattice panel No.2	Taisuke Nagashima, Yamato Unno, Tsuyoshi Aoyama and Yoshimitsu Ohashi	Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 758, pp. 553-562, 2018. 4 (in Japanese)
斜め格子パネルを用いた木質I形梁の長期性能と設計法 斜め格子パネルを用いた木質I形梁の開発 その2	長島泰介, 海野大和, 青山剛, 大橋好光	日本建築学会構造系論文集 No. 758 pp. 553-562, 2019. 4
Development of I-beam using Kizure panel and LVL	Nagashima, T.; Suda, H.; Ide, Y.; Ohashi, Y.	Proceeding of the World Conference on Timber Engineering (WCTE 2016), August 22-25, 2016, Vienna, Austria
Development of I-shaped beam using diagonal lattice panel: Evaluation of structural performance in long-term loading	Tsuyoshi Aoyama, Taisuke Nagashima, Morio Tsuchiya, Yamato Unno, Yoshimitsu Ohashi	Proceeding of the World Conference on Timber Engineering (WCTE 2018), August 20-23, 2018, Seoul, Korea
Development of I-beam using lattice web No. 1 / Properties of materials for web	Hiroki Kagei, Taisuke Nagashima, and Yoshimitsu Ohashi	Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, pp. 59-60, 2016. 8 (in Japanese)
斜め格子ウェブによるI形梁の開発(その1) ウェブ面材の特性値	景井宏樹, 長島泰介, 大橋好光	日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 pp. 59-60, 2016. 8
Development of I-beam using lattice web No. 2 / Performance in bending or shear	Yamato Unno, Yasuhiro Ide, Taisuke Nagashima, and Yoshimitsu Ohashi	Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, pp. 61-62, 2016. 8 (in Japanese)
斜め格子ウェブによるI形梁の開発(その2) 曲げ性能およびせん断性能	海野大和, 井手康博, 長島泰介, 大橋好光	日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 pp. 61-62, 2016. 8
Development of I-shaped Beam using wooden lattice web	Taisuke NAGASHIMA, Hisayoshi SUDA, Yasuhiro IDE	Proceeding of the Timber Engineering Forum 2015, Japan Timber Engineering Society, 2015.12
斜め格子ウェブによるI形梁の開発	長島泰介, 須田久美, 井手康博	第19回 木質構造研究会 技術発表会, 2015. 12

<謝辞>

本論文は、筆者が勤務先の住友林業株式会社筑波研究所において研究開発した成果をまとめたものです。技術開発にあたっては、東京都市大学工学部建築学科教授の大橋好光博士に指導を頂きながら遂行しました。特に本論文に取り組む機会を与えて戴き、学術的な面では終始ご指導とご鞭撻を賜りました。ここに深謝の意を表します。

第2章の斜め格子面材のせん断試験方法については森林総合研究所複合材料研究領域 複合化研究室長の渋沢龍也博士、東京大学 大学院農学生命科学研究科 准教授の青木謙治博士（当時：森林総合研究所 構造利用研究領域）に助言いただき、TRS法試験装置の設計にあたっては福山弘構造デザインの福山弘博士（当時、東京大学大学院農学生命科学研究科 助教）、大成建設株式会社の相馬智明博士（当時、東京大学大学院農学生命科学研究科 助教）に助言いただきました。ここに感謝の意を表します。

第3章および第4章でI形梁全般についての試験方法、評価方法、試験装置について、北海道立総合研究機構林産試験場の大橋義徳博士に、たびたびの情報提供、指導を賜りました。ここに感謝の意を表します。長期試験の試験方法、載荷治具、荷重レベルの設定方法については、地域創生推進機構 地域デザインセンター教授の中島史郎博士（当時、独立行政法人建築研究所）、宮崎県木材利用技術センターの荒武志朗博士に助言および参考情報をいただきました。ここに感謝の意を表します。梁のせん断強度における寸法効果については、University of Canterbury 名誉教授のAndy Buchanan博士に貴重な意見を賜りました。ここに感謝の意を表します。

試験体の試作、断面仕様の決定や実験作業にあたり、住友林業株式会社筑波研究所 材料グループ（に在籍された）の安井悦也氏、渡辺洋徳氏、須田久美氏、土屋守雄氏、井手康博氏、海野大和氏には大変お世話になりました。心より御礼申し上げます。また実験実施、データ分析にあたり、同研究所 建築住まいグループの景井宏樹氏（当時）、青山剛氏、立花和樹氏には大変お世話になりました。心より御礼申し上げます。上司である筑波研究所長である中嶋一郎氏を始め、副所長の綿引誠博士、同僚の町田健一博士から叱咤激励をいただき、この論文を執筆することができました。

大学では意匠・計画を専攻していた私が、構法・構造に関係する仕事を始めて苦戦していた頃に、同僚の金子雅文氏、OBになられた佐藤隆博士や、有限会社設計工房佐久間の代表である佐久間順三博士に手ほどきをして戴きました。お陰様で論文を執筆することができました。ここに感謝の意を表します。

最後に、論文作成にあたり週末ごとに自分の都合を通して長いこと迷惑をかけながらも、終始支えてくれた私の家族に心から感謝いたします。