

カラマツLVLの強度性能に関する研究

森 泉 周

目 次

1. 諸 論	1
2. 既存の研究の概要	2
3. 林産試型LVLの概略と原木の資質	4
3.1 はじめに	4
3.2 林産試型LVL製造プラントの概略	4
3.3 供試LVL用原木の材質とLVLの製造	5
4. 機械的性質（1）	7
一曲げ，引張，圧縮強度性能—	
4.1 はじめに	7
4.2 供試材料	7
4.3 曲げ強度性能	7
4.3.1 供試材料と試験法	7
4.3.2 結果と考察	8
4.4 引張強度性能	17
4.4.1 供試材料と試験法	17
4.4.2 結果と考察	19
4.5 圧縮強度性能	24
4.5.1 供試材料と試験法	24
4.5.2 結果と考察	25
4.6 三者の強度性能の関係	27
5. 機械的性質（2）	31
—せん断強度性能—	
5.1 はじめに	31
5.2 供試材料と試験法	31
5.3 結果と考察	32
6. 機械的性質（3）	40
一曲げ長期荷重性能—	
6.1 はじめに	40
6.2 供試材料と試験法	40
6.3 結果と考察	42

7. LVLの長期許容応力度の推定	55
7.1 はじめに	55
7.2 曲げ長期許容応力度の推定	55
7.3 推定した長期許容応力度	58
8. 摘 要	60
謝 辞	62
文 献	63
Résumé	67

1. 緒 論

間伐奨励事業の実施に伴う、カラマツ、トドマツ材などの針葉樹間伐中・小径材の利用技術の開発とそれらの製品の需要拡大は、林業・林産業にとって重要な課題であり、林産試験場でも、その解決のためにいくつかの方法が試行されている。その一つとして中・小径カラマツ間伐材を対象とした単板積層材（LVL, Laminated Veneer Lumber）の製造技術を検討するため、小径木用LVL製造装置のテストプラントを導入し、その製造試験と製品の用途開発を行ってきた¹⁾。

LVLとは厚さ2～12mmのロータリー単板またはスライス単板を数層～十数層繊維方向がすべて平行になるように積層した、北米において新しく開発された材料である。

一般に針葉樹間伐材は未成熟材部を多く含み、節が多く、曲がりがあるため一般用材に比べて材質が劣っている。このような低質木をLVLに加工することの一般的な意味での長所として

製品の歩留まりが良いこと - 末口径16～20cmの原木で50%以上 -

- ・短い丸太から長尺材が得られること
- ・単板に流れ節が入らないこと
- ・欠点の分散により材質（たとえば強度性能等）のバラツキが少ないこと
- ・製品が十分に乾燥されていること

防風 防虫、防火など薬品処理やWPC化などの化学加工処理が容易なことなどをあげることができる。しかし、一方短所として

- ・製品価格の接着剤価格依存性が高いこと
- ・単板に裏割れが有り、単板縦つぎのバットジョイントによる強度低下が有ること

などがあげられる。

本研究では、LVLの主要な用途になりうるであろう構造用用途を想定し、林産試験場で開発したLVL製造装置で製造したカラマツLVLの機械的性質を検討した。構造用用途的立場から要求される基本的な機械的性質としては、引張強度（縦引張強度、横引張強度）、短柱の圧縮強度（縦圧縮強度、横圧縮強度）、中間柱および良柱の圧縮強度（座屈強度）、部分圧縮強度（めり込み強度）、曲げ強度およびせん断強度などがあげられる。本研究では木材の許容応力度として規定されている縦引張強度、縦圧縮強度、めり込み強度、曲げ強度およびせん断強度について検討した。

特に、LVLの特徴である単板の裏割れおよびバットジョイントが機械的性質に与える影響について取り上げた。曲げ、引張、圧縮の各試験を行い、裏割れのせん断性能におよぼす影響、曲げ、引張、圧縮性能におよぼすバットジョイントの影響を検討した。さらに長期曲げ荷重試験を行い、長期許容応力度を推定した。

2. 既存の研究の概要

LVLの研究は北米において森林資源の有効利用の観点から出発した。すなわち、低品質の製材丸太を歩留まりの高い最終製品とし、しかも丸太から最終製品にするまでの所用時間をできるだけ短縮し、製材品とコストの競争ができる材料を作り出すという基本的な考え方から出発した。その結果、厚物のロータリー単板を繊維が平行になるように積層し、単板の縦継ぎを行い長尺の厚物を製造し、これを適当に切断しディメンションランバーとして用いるLVLが開発された。

北米における製造プロセスおよび材質に関する研究はアメリカ林産試験場(FPL)のPress-Lam Research Team⁸⁻¹¹⁾、カナダのWestern Forest Products LaboratoryのBohlen¹²⁻¹⁴⁾、USDA Forest ServiceのSouthern Forest Expt. Sta.のKoch⁶⁾およびトラスジョイント社のMicro=Lam^{18,19)}の一連の研究が主なものであるが、これらの研究は長年の研究の積み重ねの結果として生まれたものである。ここでは、製造プロセスと材質に関連した研究に限って概略的に述べることにする。

1944年に、Luxfordがロータリー単板を使用した単板積層材を航空機用材料として製造したことを報告²⁾しているが、これがLVLの文献として示された最初のものである。この積層接着には冷圧方式が取られたが、その後パネル材料よりはるかに厚いLVLのアSEMBリーに十分なエネルギーを加えて接着剤を硬化させるため、McKeen and Smithは³⁾、radiated heat sourceの使用を検討した。

構造用の積層材の製造を目的とした厚物単板の使用は、Lutzら⁴⁾によってスライサを用いてchest nut oakを1/4の厚さに厚突きし、これを2枚積層し、曲げ、横引張り、釘による割れ等の試験を行った。Murpheyらは⁵⁾、スライスト単板を用いて縦継ぎした長尺材を製造し、曲げ性能を調べた。また、Kochらは⁶⁾、厚さ1/6のLoblolly pineのロータリー単板をバットジョイントによる縦継ぎを行い、長尺(25)の梁を製造した。この際ヤング係数の高いものを外側に、低いものを内側に配し、水平積層材梁の曲げヤング係数はバットジョイントの影響を受けないことを指摘した。

以上のような技術的背景をもとに1970年代前半にアメリカとカナダの研究機関で独自の単板積層材製造技術を発表した。

FPLでは単板を熱板乾燥した、乾燥余熱を利用した積層材の新しい製造法を開発し⁷⁾、その技術をもとに構造用ディメンションランバーの製造が提案され、その可能性を追求するためにFPL Press-Lam Research Teamが結成され、めざましい研究業績をあげ、その報告が行われた⁸⁻¹¹⁾。その中でLVLの製造プロセスの提案、単板の歩留まり、熱板乾燥、得られた製品の強度性能等について詳しく述べられている。

ほぼ同時期にカナダのBohlenは、ロータリー単板から構造用材料を製造するプロセスを提案し、その経済的解析を行い¹²⁾、積層することによるコストの増加は歩留まりの増加により相殺されることを述べており、その後、実大サイズ(2×4)による引張試験¹³⁾、ブロックせん断試験および実大サイズの短スパン曲げ試験によるせん断性能¹⁴⁾について検討した。

これらのLVLは一般製材の代替品として位置づけられるもので、FPLのHarpoleは¹⁵⁾、Press-Lamについて詳しい経済性の解析を行い、その経済的利点は接着剤のコストが低くなったとき、および製材用丸太の価格が高くなったとき生じると述べているが、現実面では、製材品の高騰がなく、製材対等の性能では収率の高さだけで構造用製材の代替になり得ないことが明らかになった。その後Press-Lam方式について、性能向上に向けた研究が行われており、1978年には、単板長を4から8に長くし、一部の接合法をフィンガージョイントにすること¹⁶⁾、1982年には、単板における非破壊試験(応力波を用いた)による単板のストレ

スグレーディングを行い、強度性能面から有利な単板構成を行う¹⁷⁾などの努力がなされている。

一方、トラスジョイント社のMicro=Lamの開発は、当初から高性能強度部材を目指しており、Douglas-firの1/8 - 1/10の単板を用いて、単板の縦継ぎはジョイント部でオーバーラップさせて、強圧で圧縮する際に押しつぶす“クラッシュドオーバーラップジョイント”にしており、材質的には極めて優れた材料であり、その製造法や強度性能について1972年に報告¹⁸⁾され、Micro=Lamを弦材としたトラスを市場化し、その後、ビーム等を商品化してきた¹⁹⁾。高性能化の一つとしてBraunらはMicro=Lamと同程度の単板厚で単位長さ8の単板を積層し、それをフィンガージョイントし、集成材の引張側ラミナとして使用すると集成材が高性能化できると報告²⁰⁾しているが、この研究を基礎にした製品がウェーハウザー社において、Lamineaという名前で商品化されている。

上記した研究成果はすべて天然木について行ったものであるが、1981年にニューヨーク州の低質造林木数種を用いてLVLを製造し、その可能性を検討したものが報告²¹⁾された。このLVLはバットジョイントにより製造され、その性能は天然木から製造されるLVLより多少劣るが、一般製材なみの強度値が保障される。しかし、特に生長が良いWhite pineではかなり低性能であったと述べている。この中で、造林木の増大に伴う今後の問題として、これらの材のLVL化が重要であることも述べている。

我が国における研究で強度部材として検討されたものについて述べる。有馬らが1973年に厚むきラワン単板を用いてLVLを製造し、その機械的性質としてバットジョイントを持つ材の曲げ試験、せん断試験および釘に関する試験結果を報告²²⁾したのが最初で、時を同じくして、佐々木が北米におけるLVLの製造工程とその関連の研究について紹介している²³⁾。その後、大熊、海老原らを中心にして、主にラワン単板を用いたLVLの研究が行われ²⁴⁻²⁶⁾、皆川ら²⁹⁾はラワン単板を用いて、木構造への適用について検討を行った。一方、佐々木や飯島らは北洋材やスギ、ヒノキの間伐材など針葉樹材を用いて一連の研究を進めてきた³⁰⁻³³⁾。しかし、これらは本格的な製造システムと結びついた研究ではなく、LVLの基礎材質やLVLを使用した構造物(トラス³²⁾、型や箱型のビーム類²⁷⁾、湾曲LVL²⁵⁾)などに関するものが主であった。また、1980年から日本住宅木材センターで、構造用LVLの需要開発委員会が設置され、国立林業試験場を中心に、既存の研究データの整理や試験研究を行い³⁴⁾、構造用LVLの規格化に向けて作業が行われている³⁵⁾。また、時を同じくして林野庁の南洋材等代替原料開発促進事業の一環として、日合連で国産間伐針葉樹材を中心にLVLの製造および性能試験が行われた³⁶⁾。国立林業試験場では昭和59年度から61年度の3カ年、特定テーマとして針葉樹材の単板積層技術を取り上げ、角材料(LVL)と板材料(合板)について一連の研究が進められている³⁷⁾。これら一連の研究をベースに構造用途への道が近い将来開ける可能性がある。

林産試験場では上記の動きとは別に間伐中・小径材を対象として昭和55年に独自のLVL製造プラントを導入し、その製造条件、性能評価、用途開発などの試験研究を進めてきた。林産試型LVLの製造プラントの概略は3章で述べる。北米の先例を見るように、LVLの特徴を生かした構造用途への安定的な供給は良好な条件のもとにあるとは言えないが、商品化の努力はたゆみなく続けられている。本格的な人工林時代の到来を間近に控えた本道の木材工業は、大きな方向転換を求められており、この時期に構造用途を前提にしたLVLの機械的性質を総合的に検討し、その性能を明らかにしておくことは、本道の木材工業の将来に寄与すること大であると信じて、以下の研究を行った。

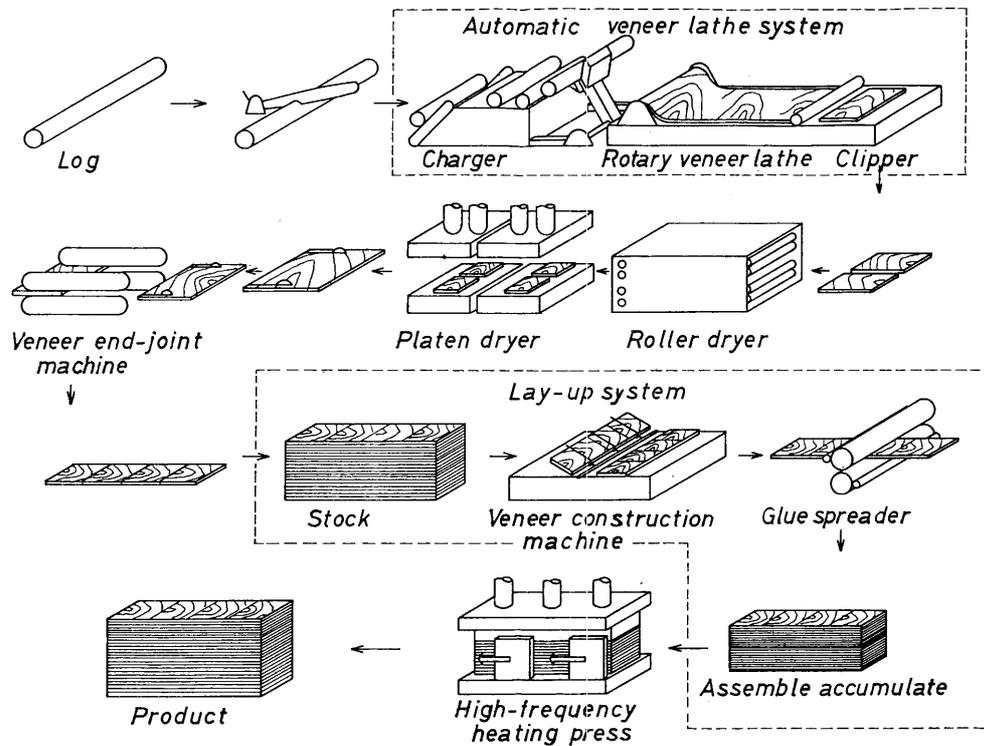
3. 林産試型LVLの概略と原木の資質

3.1 はじめに

本章では林産試型LVLの製造とLVL用カラマツ原木の特徴および林産試型LVLの製造条件について述べる。

3.2 林産試型LVL製造プラントの概略

林産試型LVLの製造プラントの詳細は、すでに小倉によって報告¹⁾されており、ここでは概略を述べる。第1図に林産試型LVLの製造プラントの模式図を示した。



第1図 林産試型LVLの製造システム

Fig.1 Concept of LVL manufacturing process by Hokkaido Forest Prod. Res. Inst.

末口径16~20cmのカラマツ原木を煮沸による前処理を行った後、長さ50cmに玉切りし、外周駆動併用型ロータリーレースで厚さ4mmの生単板をむき芯径70mmまで切削し、クリッパーで定尺化する。乾燥工程では、樹心近くの材部から切削される単板は乾燥による割れ、狂い、カールが発生しやすく、そこで通常のロールドライヤーと熱板ドライヤーを併用し、含水率5%前後まで乾燥させる。

単板の最終寸法を45cm(繊維方向)×48cm(直交方向)に仕上げ、これをホットメルト接着剤と接着糸を併用して縦継ぎする。縦継ぎ後所定長さで定尺に裁断された単板はそのまま仕組み単板となる。縦継ぎ装置から送り出される単板がそのまま仕組まれると、バットジョイントの位置は隣接単板間で規則正しく千鳥状に配置され、本システムでは単位単板を8と1/4枚縦継ぎし、仕組み単板長さは約3.7mになる。これらは単板仕組み機に送られ、スプレッターに搬入され、接着剤が塗布された単板層は順次堆積され必要な厚さになると接着

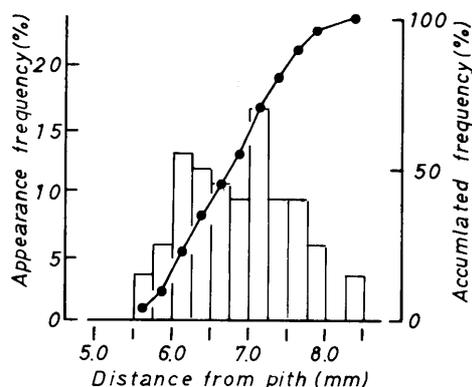
剤を塗布しない単板層が搬送され、積層数は任意に設定することができる。

堆積されたものは高周波加熱接着プレスで接着され、粗ブロック製品になる。それを必要寸法に切りだして最終製品にする。本プレスによれば、積層方向の厚さは最大で約45cmまで可能である。また、単板仕組み機以後および送出入コンベアーの設計により、特に連続プレスによらなくてもかなりの長大材（7～15m程度）の製造が可能である。

3.3 供試LVL用原木の材質とLVLの製造

林産試型LVL用製造プラントで対象としているカラマツ原木は、末口径16～20cmの中径間伐材であり、むき芯径を小さくすると単板歩留まりは向上するが、材固有の材質が劣る未成熟材部単板が多くなる可能性がある。そこで、樹幹内の物理的な材質指標を調べ、樹幹内におけるそれらの分布を知り、原木における未成熟材部の範囲と心・辺材の関係を検討した³⁸⁾。

カラマツ材の場合、生単板の含水率が辺材単板（約150%前後）と心材単板（45～55%前後）とで異なるためLVLを製造する時、辺材単板と心材単板を分離して単板乾燥を行っている。そこで、乾燥工程での単板の分離³⁹⁾に注目して、3末口径16～20cmの原木83本につ



第2図 心材化距離の分布
Fig. 2 Distribution of distance from pith, beginning heartwood formation.

いて、心材化の髄からの距離を測定したが、その結果を第2図に示した。これらの分布は、平均で67mm、95%上下限で55～80mmの範囲に存在した。カラマツ材の未成熟材部は髄から50～80mmの範囲にあるとされているが、3種の径の原木における心材化距離はほぼこの範囲に入っている。

髄からの距離40mm（心材部）前後および80mm（辺材部）前後から4mm厚さの挽き板およびロータリー単板を採取し、それぞれ、接着剤の影響を無視するため酢酸ビニール系接着剤で3層ずつ積層接着し、挽き板積層材およびLVLの小試験体を作製し、 $l/h=20$ で積層面に平行（Vertical）に荷重を加え

て、3点曲げ試験をした。挽き板積層材（ $h=8\text{mm}$ ）とLVL（ $h=10\text{mm}$ ）で梁せいが異なっており、曲げ強度の関係を明確に知るため、梁せい150mmの曲げ破壊係数にASTMの補正係数⁴⁰⁾ $\{F=(5/h)^{1/9}\}$ を用いて換算した。その結果を第1表に示した。心・辺材部を込みにした挽き板積層材の強度は曲げ破壊係数およびヤング係数とも木材工業ハンドブックに示されている平均値と下限値にほぼ等しかった。挽き板積層材とLVLの心・辺材部による平均強度値の低下割合はほぼ等しく、心材部では辺材部に対して、曲げ破壊係数で75%程度、ヤング係数で60%程度であり、明らかに心材部の強度性能は低下していた。挽き板積層材とLVLの強度値を比較してみるとLVLでは挽き板積層材に対して辺材部とも曲げ破壊係数では85%程度、ヤング係数では95%程度であった。この強度差は、単板の裏割れによって生じたものであると思われた。単板の裏割れは、材質および切削径に関係なく、裏割れ率で60～80%、裏割れ密度で3～4本/cmとするのが妥当であろう³⁸⁾。

製造システム上、乾燥工程で心・辺材部単板を分離する必要があること、心・辺材部の強度性能の相違を考慮すれば、末口径16～20cm前後のカラマツ原木を用いてLVLを製造する場合、

第1表 小試験体による挽き板積層材とLVLの曲げ強度
Table1. Bending strength of glulam timber and LVL in small specimen size.

		Modulus of rupture ^{a)} (kgf/cm ²)			Modulus of elasticity (tonf/cm ²)		
		sawed (A)	LVL (B)	(B)/(A)	sawed (A)	LVL (B)	(B)/(A)
Sap- wood ①	average	850	726	0.85	117	109	0.93
	max.	1001	847		141	140	
	min.	698	579		97	80	
Heart- wood ②	average	630	525	0.84	72	69	0.96
	max.	759	651		89	89	
	min.	500	399		59	59	
②/①	average	0.74	0.75		0.62	0.63	
Total	average	740	629	0.85	95	89	0.95

a) : the values were adjusted by beam depths for 5 cm according to ASTM seq.*

* $F = (h/5)^{1/3}$, h = beam depth

未成熟材部 = 心材部, 成熟材部 = 辺材部

とみなしても, 工業生産材料としてみた場合差し支えないものと判断される。

4章以後の試験に供した標準的なLVLの製造条件を第2表に示した。今後, この製造条件で製造したLVLを基本系LVLとする。製造条件を変えた試験体については, それぞれの試験項目の中で述べるが, 切削および乾燥工程の条件はすべて同じである。

第2表 基本系LVLの製造条件
Table 2. Preparing specifications of standard LVL.

<u>Condition of rotary cutting</u>	
Pre-treatment	60°C—16hr.
Knife angle (degree)	22+4
Horizontal opening (%)	95
<u>Veneer of specimen</u>	
Thickness (mm)	4
Length (mm)	450
Width (mm)	480
<u>Drying method of veneer</u>	
Pre-drying	Roller dryer
Finish-drying	Platen dryer
Finish-moisture content	5 ~ 10 (%)
<u>Condition of gluing veneer</u>	
Adhesive agent	Urea-resin
Spread quantity (g/m ²)	200 (one side)
Number of plies	8 ~ 24
Distance from adjacent butt joint (mm)	112.5
Dimension of LVL block	30.4~91.2 (thickness) ×480×3700 (mm)
Heating way	High frequency heating
Heating time (min)	35 (7 min. ×5 parts)
Setting pressure (kgf/cm ²)	14

4. 機械的性質(1)

- 曲げ, 引張, 圧縮強度性能 -

4.1 はじめに

機械的性質(1)として, 材料の主要な三大性能である曲げ, 引張および圧縮性能について, カラマツ製材と比較し述べる。特にバットジョイントのこれらの性能に与える影響について検討をした。あわせて, 三者の強度性能の関連性も検討した。

4.2 供試材料

原木には, 一連の製造試験^{(39), (41), (42)}に用いたと同一の美瑛産の造林カラマツ間伐材を使用した。

各試験に供した試験体は, 3章の第2表で示した製造法によるLVL(基本系LVLと記す)を用いた。試験体寸法は, 原則として枠組壁工法用のツーバイフォー材(38mm×89mm, 204材)を基準した。各試験において一部の試験体は上記の製造条件以外(単板の切削条件と乾燥法はすべて同一)で製造したが, これらは各試験項目において述べる。

4.3 曲げ強度性能

4.3.1 供試材料と試験法

4.3.1.1 基本系LVL

LVLを梁として使用する場合, 荷重方向が接着層と平行する垂直積層梁(Vertically Laminated beam, 以下Ver. LVLと記す)および直交する水平積層梁(Horizontally laminated beam, 以下Hor. LVLと記す)の使用が考えられるのでこの両者について試験体采取了が, Ver. LVLを中心に試験をした。

試験体寸法および形状を第3表および第3図に示した。試験体寸法は204相当材を基準とした。Ver. LVLでは梁せい(梁幅38mm)を56~150mmの範囲で5条件, 梁幅(梁せい189mm)を30~89mmの範囲で6条件, Hor. LVLでは1条件とした。

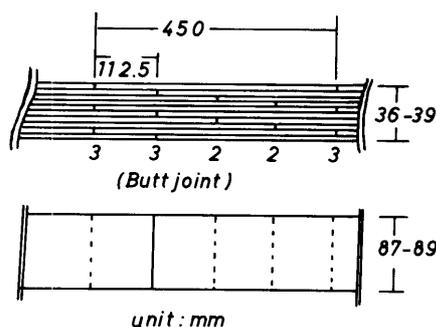
むき厚4mmの単板における乾燥および熱圧工程後の厚さ減は4~10%程度で, 仕上がりLVLの平均単板厚さは3.60~3.85mm程度になり, 梁幅の寸法は多少のバラツキがある。

第3表 基本系LVLの試験体寸法
Table3. Specimen dimension in standard LVL for bending test.

	Beam breadth (mm)	Beam depth (mm)	Span (mm)	Number of plies
Ver. LVL ^{a)}	38	56	1500	10
	38	75	2000	10
	38	89	2400	10 ^{c)}
	38	112.5	3000	10
	38	150	3300	10
	30	89	2400	8
	46	89	2400	12
	62	89	2400	16
	76	89	2400	20
	91	89	2400	24
Hor. LVL ^{b)}	38	80	2400	24

a) : Vertically laminated beam LVL
b) : horizontally laminated beam LVL
c) : main specimens

梁せいは, LVL粗ブロックからの切り出しの関係で枠組壁用のディメンションランバーになってないが, 203から206材相当材である。



第3図 Ver. LVLの形状
Fig. 3 Form of Ver. LVL specimen.

204相当材 LVLの一部について、辺材単板と心材単板の混合比を意識的に変えた試験体を製造した。常法で切削した単板から内周部（心材部）より3枚、最外周部より2～4枚（心材部が含まれるものを除く）の単板を抜き取り、単板構成比を以下のような5種としてLVLを製造した。

辺材単板： 1.0, 0.7, 0.5, 0.3, 0

心材単板： 0, 0.3, 0.5, 0.7, 1.0

また積層数12プライのものの一部にストレインゲージを張り、荷重試験中の材内のひずみ分布を測定した（第24図参照）。

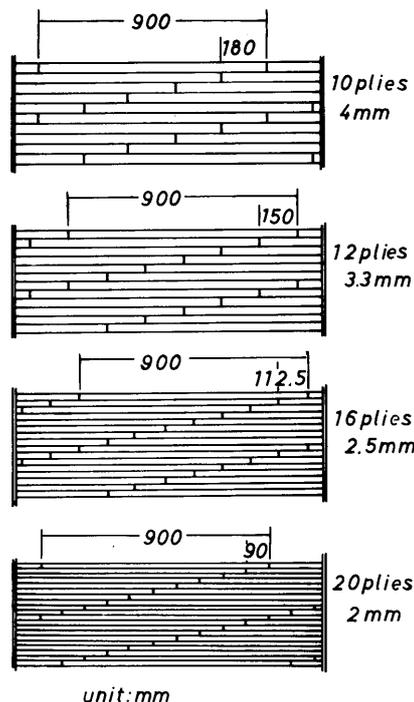
4.3.1.2 製造条件の異なるLVL

試験体寸法および形状を第4表、第4図に示した。試験体寸法は204相当材であり、Ver. LVLのみとした。単板長は基本系のものの2倍の90cm、単板厚さは4.0, 3.3, 2.5, 2.0mmの4種類で、縦継ぎが自動化できないため、単板を手で並べ、試験体を作製した。

第4表 製造条件を変えたLVLの試験体寸法
Table 4. Specimen dimensions of LVL's by various manufacture - conditions for bending test.

	Beam breadth (mm)	Beam depth (mm)	Thickness of veneer (mm)	Veneer length (mm)	Number of plies
Ver. LVL	38	89	4.0	900	10
	38	89	3.3	900	12
	38	89	2.5	900	16
	38	89	2.5	900	20
	a) 38	89	2.5	900	20

a) : sapwood veneers only



第4図 試験体の形状
Fig4 Forms of LVL specimens in various manufacture - condition.

4.3.1.3 試験法

基本系LVLでは、フラットワイズで重錘法により試験を行い、その後エッジワイズで3等分点4点荷重法で破壊試験を行ったが、204相当材の一部について中央集中荷重法による試験も行った。製造条件の異なるLVLについては3等分点4点荷重法で試験を行った。各試験体条件でせん断スパン - 梁せい比 (a/h) = 8.9に統一したが、一部 $h=150$ mmについては、 $a/h=7.3$ も供試した。Ver. LVLでは最外層にバットジョイントが存在する部分を等モーメント区間内に、Hor. LVLでは最外層のバットジョイントをスパン中央にして試験をした。

4.3.2 結果と考察

4.3.2.1 辺・心材単板混合比別曲げ強度

辺・心材単板混合比別曲げ試験結果を第5表に示した。曲げ破壊係数形態は、等モーメント区間でバットジョイントが3層存在している所から、隣接するバットジョイントにつながる形で破壊したものが多かった。辺材単板のみのものでは、多少ねばりを持った通常の引張破壊に近い形態で、心材単板のみでは、ねばりの無い脆性破壊の様相を呈した。辺・心材単板混合比別の $b_p/$ b_b の値の差異からも上記のことが裏付けられる。しかし、どちらの試

第5表 辺・心材単板混合比別 Ver. LVLの曲げ試験結果
 Table 5. Results of bending test for standard Ver. LVL, to the mixing ratio or sapwood to heartwood veneers.

Mixing ratio sap : heart		Average	S. D. ^{f)}	C. D. ^{g)}	Value of		5 % ^{h)} exclusion limit
		\bar{x}	S	(%)	max.	min.	
Total	σ_{bb} ^{a)}	356	88	24.6	537	229	211
	E_e ^{b)}	110	13.2	11.9	134	88	88
	E_f ^{c)}	105	12.0	11.7	128	86	85
	r ^{d)}	0.54			0.57	0.51	
1.0 : 0	σ_{bb}	467	42	8.9	537	399	398
	E_e	125	5.5	4.6	134	115	116
	E_f	120	4.6	4.0	128	108	112
	σ_{bp}/σ_{bb} ^{e)}	0.76			0.88	0.70	
	r	0.55			0.57	0.53	
0.7 : 0.3	σ_{bb}	357	21	6.6	379	319	323
	E_e	114	2.4	2.3	117	110	110
	E_f	101	2.1	2.0	104	98	98
	σ_{bp}/σ_{bb}	0.81			0.85	0.77	
	r	0.53			0.53	0.53	
0.5 : 0.5	σ_{bb}	334	25	8.3	363	295	303
	E_e	116	1.9	1.8	118	113	113
	E_f	113	2.3	2.3	117	111	109
	σ_{bp}/σ_{bb}	0.84			0.89	0.78	
	r	0.55			0.55	0.54	
0.3 : 0.7	σ_{bb}	298	11	4.2	321	278	280
	E_e	101	3.6	3.9	106	96	95
	E_f	93	3.1	3.7	96	87	88
	σ_{bp}/σ_{bb}	0.88			0.95	0.86	
	r	0.52			0.52	0.51	
0 : 1.0	σ_{bb}	272	27	10.5	326	229	228
	E_e	96	4.6	5.0	103	88	88
	E_f	95	4.8	5.0	102	89	87
	σ_{bp}/σ_{bb}	0.94			0.99	0.89	
	r	0.53			0.56	0.51	

- a) : modulus of rupture (MOR) in bending (kgf/cm²)
 b) : modulus of elasticity, edge wise (tonf/cm²)
 c) : modulus of elasticity, flat wise (tonf/cm²)
 d) : air dried density
 e) : proportional limit
 f) : Standard deviation
 g) : coefficient of deviation
 h) : $x - 1.65S$

試験体についても、製材と比較して非常にねばりのない材料といえる。

曲げ破壊係数およびヤング係数は、辺材単板の割合が増すにつれて大きくなる傾向が認められた。心材単板のみと辺材単板のみを比較すると、平均値で曲げ破壊係数 1.7倍、ヤング係数 1.3倍であった。各混合比の試験体の強度値は辺材単板のみと心材単板のみのその範囲内にあった。曲げ強度全体をみると、かなり広範囲の分布を示したが、各混合比の試験体における分布は、変動係数 4.2~10.1%と小さく、単板の選択によって、バラツキの少ない製品を得る可能性がある。

Hor. LVL の曲げ試験結果を第6表に示した。24プライのLVLで引張側12プライが辺材単板のもの、辺・心材単板が交互に存在するもの、引張側12プライが心材単板の3種に分けて示した。Ver. LVLで辺・心材単板の混合比によって強度が変動したように、心材単板が引張側に多く入ったものほど強度は低下した。曲げ破壊係数およびヤング係数について、Ver. LVLの値と対応させてみると、Hor. LVLのほうが5~10%程度低い値であったが、強度性能の良い辺材単板を有効に使用するためには、Hor. LVLのほうが有利であると考えられる。しかし、一定の間隔で辺・心材単板を入れなければならず、製造工程が複雑になり実用的とはいえない。

第6表 Hor . LVLの曲げ試験結果
Table 6 . Results of bending test for standard Hor . LVL .

		Total	① ^{e)}	②	③
No. specimen		45	15	15	15
r	\bar{x} ^{a)}	0.55	0.56	0.54	0.54
E _b ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	105	118	105	92
	S. D. ^{b)}	12.1	8.5	6.7	5.5
	C. D. (%) ^{c)}	11.5	7.2	6.3	5.9
	5 %excl. ^{d)}	85	104	94	83
	max.	124	124	113	102
	min.	82	104	94	82
σ_{bb} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	327	406	329	256
	S. D.	72.1	42.2	30.9	21.9
	C. D. (%)	22.1	10.1	9.4	8.5
	5 %excl.	208	338	278	220
	max.	470	470	380	295
	min.	215	335	273	215
σ_{bp} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	282	338	275	234
	S. D.	37.8	25.5	25.4	19.0
	C. D. (%)	13.4	7.5	9.2	8.1
	5 %excl.	220	296	233	203
	max.	379	379	310	265
	min.	214	298	234	214
σ_{bp}/σ_{bb}	\bar{x}	0.86	0.83	0.85	0.91
	S. D.	0.042	0.036	0.029	0.030
	C. D. (%)	4.9	4.4	3.4	3.3
	5 %excl.	0.79	0.77	0.81	0.86
	max.	0.97	0.94	0.96	0.97
	min.	0.78	0.78	0.80	0.87

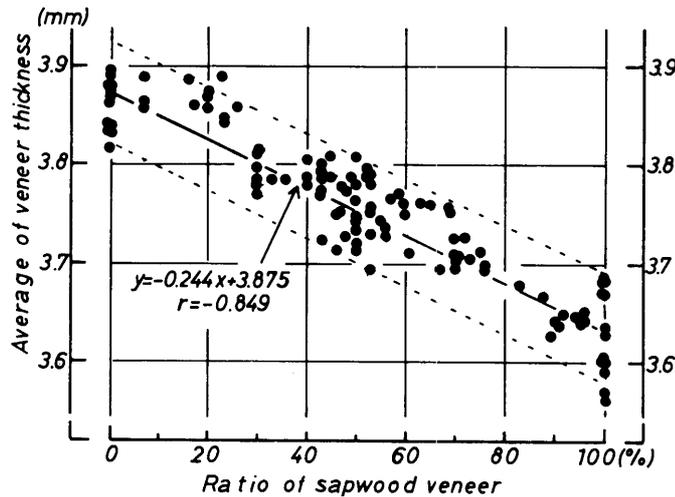
- a) \bar{x} : average
b) S. D.: Standard deviation
c) C. D.: coefficient of deviation
d) 5% excl.: 5 % exclusion limit ($x - 1.65S$)
e) : , tension side consists of sapwood only
, sapwood and heartwood are arranged alternately
, tension side consists of heartwood only

3章で述べたように、無欠点小試験体を用いた積層材の曲げ破壊係数の辺・心材単板別の平均強度比は1.6程度である。辺材単板のみおよび心材単板のみの試験体による結果は、材質が近い単板を集めてLVLを製造すれば、節等の欠点の分散効果により、強度性能が安定したものになるといえる。このことは反面、LVLの強度性能が、原木の基本材質に支配されていることを示しており、針葉樹中・小径木の場合、原木内で強度性能等の材質が大きく変動するため、単板の組み合わせ方によっては強度値のバラツキも大きくなると考えられる。

4.3.2.2 製品厚さと曲げ強度

辺・心材単板の混合比によってLVLの曲げ強度性能に大きな差があることが明らかになったが、その混合比を予測する方法を検討した。単板の乾燥および圧縮による目減りの大きさが辺材単板と心材単板で異なる点³⁹⁾に注目し、生産ラインで製造されたLVLの辺材単板率と仕上がり製品の平均単板厚さの関係を調べた。

辺材単板率は製品LVLの積層数中に占める辺材単板の割合である。平均単板厚さは、製品LVLの平均厚さを積層数で除して、求めたものである。長さ3.65mで8~24プライのLVLについて、両端から1mの位置2カ所と中央の計3カ所の厚さと辺・心材単板混合比を測定し、3カ所の平均をもって、製品LVLの平均厚さおよび辺材単板率とした。平均単板厚さと辺材単板率の関係を第5図に示した。実線は回帰直線を、破線は95%信頼限界を示している。辺材単板率が大きくなると平均単板厚さは小さくなり、よい負の相関関係が認められた。辺材



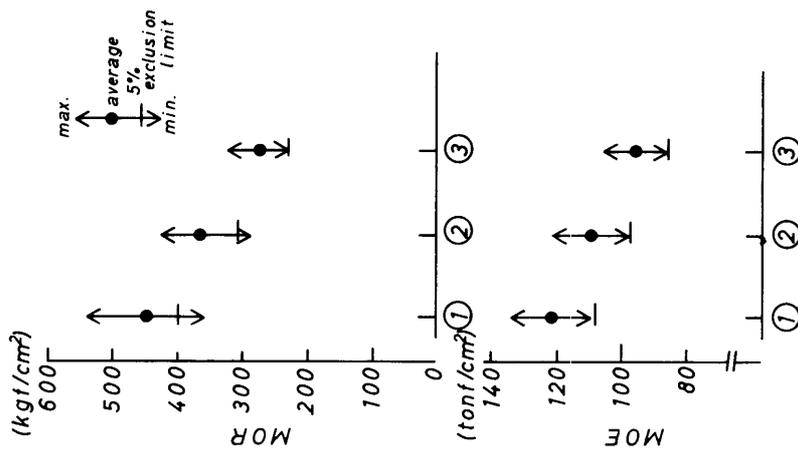
第5図 辺材単板率と平均単板厚さの関係
 Fig. 5 Relationship between numeral ratio of sapwood veneer and Average veneer thickness.

単板のみで平均単板厚さは、3.7mm以下、心材単板のみで平均単板厚さは3.8mm以上であった。

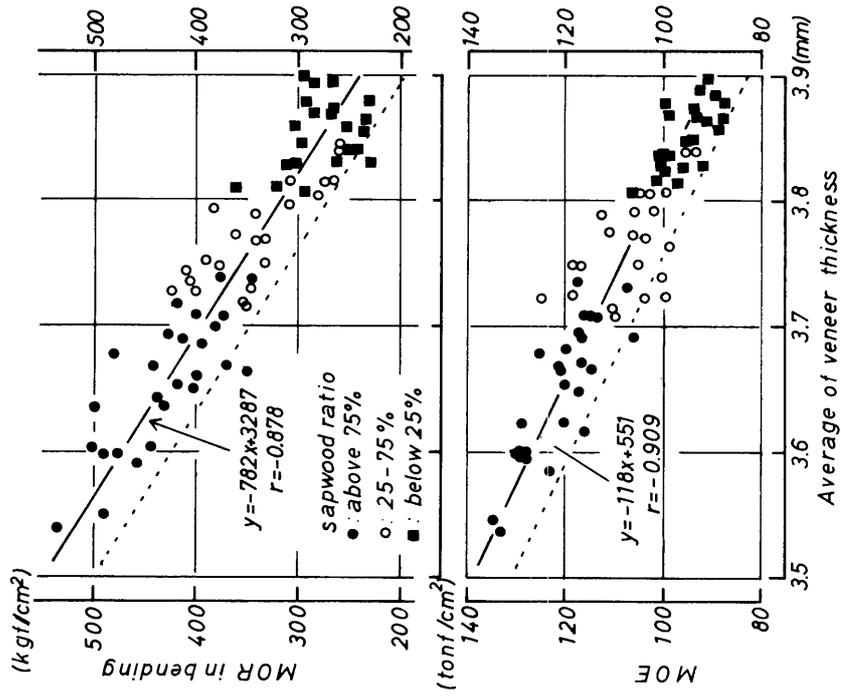
4.3.2.1で明らかのようにHor., LVLの場合単に単板の混合比だけでなく、その位置が強度値に影響する。そこで、ここでは、平均単板厚さとVer. LVLの強度との関係をみた。その結果を第6図に示した。強度値は、204相当材LVLで4.3.1.1で記した混合比を変えたものと通常の生産ラインから採取して試験したものの両方を込みで示した。黒丸は、辺材単板率75%以上のもの、白丸は25~75%のもの、黒四角は25%以下のものである。実線は回帰直線、破線は下側95%信頼限界を示す。相関係数は、曲げ破壊係数、ヤング係数とも高い値であり、平均単板厚さを知ることにより曲げ強度値を推定することが可能であると判断される。

辺材単板の上側95%信頼限界より薄い平均単板厚さ3.7mm以下（辺材単板率75%以上）を、心材単板の下側95%信頼限界より厚い平均単板厚さ、3.8mm以下、（辺材単板率25%以下）を、その中間の平均単板厚さ3.7~3.8mm（辺材単板率25~75%）をとして強度値を3段階にグレード分けし、第7図に示した。各グレードにおける曲げ強度の平均値と統計的下限值（下側95%信頼限界）は、曲げ破壊係数では、それぞれで444kgf/cm², 395kgf/cm², で364kgf/cm², 305kgf/cm², で272kgf/cm², 229kgf/cm², ヤング係数では、で122tonf/cm², 111tonf/cm², で109tonf/cm², 98tonf/cm², で96tonf/cm², 87tonf/cm²であった。すなわち強度値をグレード分けすることによりバラツキを小さくすることができ、LVLの許容応力度を設定する場合きめ細かな対応が可能になり、あわせて、針葉樹中・小径木から製造するLVLでは、避けることのできない未成熟材部（未口径16~20cm前後の原木では心材部と一致）を強度的に区別することも可能になる。なお、長期許容応力度に関しては7章で記す。

これらの強度分離が仕上がり製品厚さを測定することで可能になり、必要強度のLVLが中・小径木でも製造できることは、製品管理上非常に有効な手段であると考えられる。また、このようなグレード分けは、カラマツ材以外の低質針葉樹中・小径木でも適用が可能ではないかと思われる。



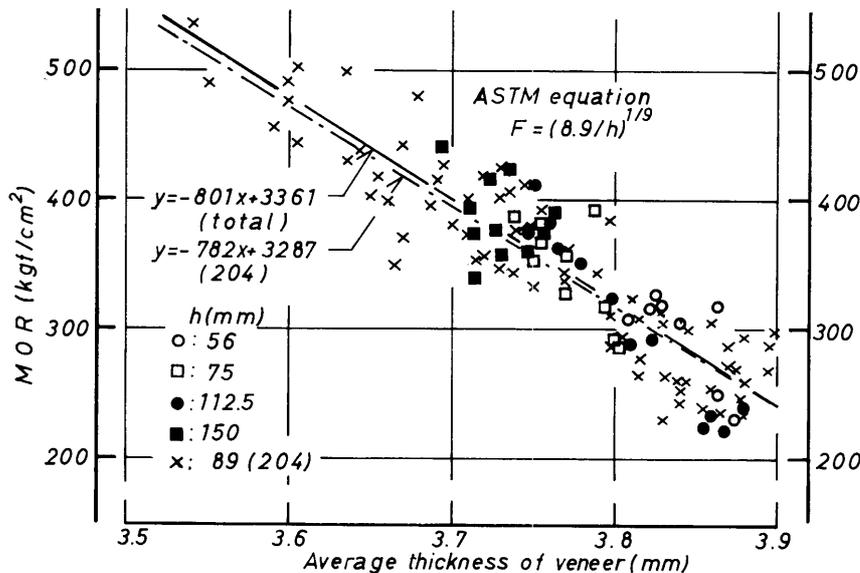
第7図 各平均厚さ別の曲げ破壊係数
 平均単板厚 ① 3.7mm以下 ② 3.7~3.8mm ③ 3.8mm以上
 Fig. 7 Bending properties for LVL sample groups
 characterized by average veneer thickness.
 average veneer thickness
 ① below 3.7mm, ② 3.7~3.8, ③ above 3.8mm.



第6図 平均単板厚さと曲げ破壊係数の関係
 Fig. 6 Relationships between average veneer thickness and bending
 strength of Ver. LVL.

4.3.2.3 梁せい、幅およびバットジョイントによる強度への影響

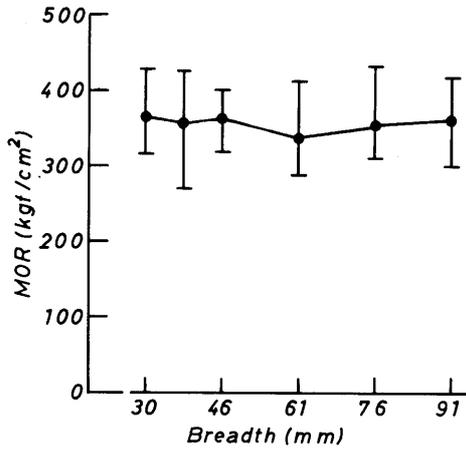
この試験に供試したLVLは通常の製造ラインから採取したものであり、仕上がり製品厚さ（平均単板厚さ）がかなりずしも均一でなく、4.3.2.2の結果からも明らかなようにそのまま曲げ破壊係数を比較することは困難である。そこで梁せいの関係では、ASTM D - 245で与えられている寸法調整係数を用いて各梁せいの曲げ破壊係数を204相当材の値に換算し、204相当材の曲げ破壊係数と比較した。204材を基準とする各梁せいの曲げ破壊係数に対する補正係数は、梁せい56mmで0.956、75mmで0.981、112.5mmで1.020、150mmで1.060になる。その結果を第8図に示した。バツ印は204相当材、白丸は梁せい56mm、白四角は75mm、黒丸は112.5mm、黒四角は150mm、一点破線は204相当材のみの、実線は全試験体についての回帰直線を示した。一点破線の回帰直線は第6図と同一のものである。2本の回帰直線の係数は多少異なるが、回帰直線の有効範囲、すなわち平均単板厚さ3.5~3.9mmの範囲では、2本の回帰直線に差異がないものと考えて差しつかえない。梁せいをASTMの寸法調整係数で捨象した結果、曲げ破壊係数は梁せいに関係なく平均単板厚さで規定された。



第8図 各梁せいの寸法調整補正後の曲げ破壊係数と平均単板厚さ
 Fig. 8 Relationship between average veneer thickness and strength after the compensation of beam depth - dimensions by the ASTM's equation .

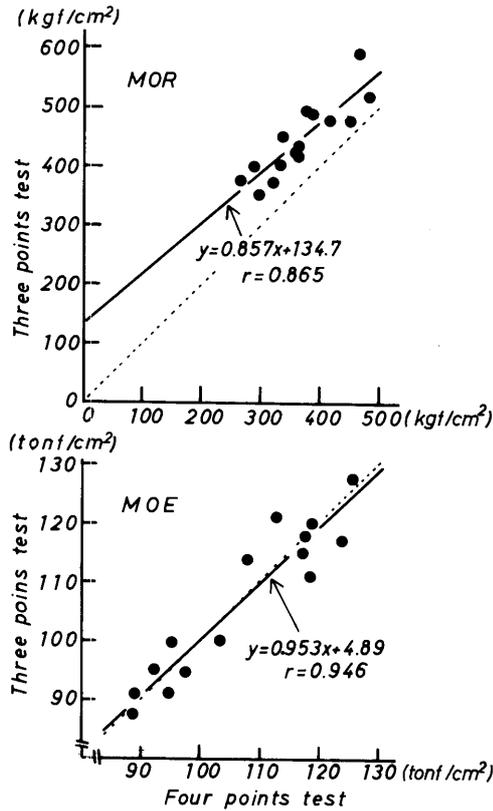
梁幅と曲げ破壊係数の関係でも、梁せいを変えたものと同様に平均単板厚さが異なり、そのままの比較はできない。そこで第6図の回帰直線を用いて、平均単板厚さ3.7~3.8mmの範囲になったと仮定し、各梁幅における曲げ破壊係数を補正して第9図に示した。Bohannonによると⁴³⁾梁幅は曲げ破壊係数に影響を与えないとしており、本試験結果においても、梁幅による曲げ破壊係数の変動は認められなかった。

次に、バットジョイントおよび節等による曲げ破壊係数の低減について検討した。3章で示した無欠点小試験体LVLとバットジョイントを有する実大試験体の曲げ強度を比較した。前者は中央集中荷重法、後者は4点荷重法と試験法が異なっている。Schneeweissは、無欠点素材の小試験体を用いて中央集中荷重法と4点荷重法による曲げ試験を行い、中央集中荷重法によるほうが、4点荷重法よりも曲げ破壊係数が大きくなることを報告⁴⁴⁾している。そこで、204相当材の中央集中荷重法と4点荷重法による曲げ強度の関係を調べた。その結果



第9図 梁幅と曲げ破壊係数の関係
Fig. 9 Relationship between bending strength in LVL and beam breadth.

を第10図に示した。各試験体はペアサンプルである。せん断スパンは3等分点4点荷重法で8.9, 中央集中荷重法で10で共にバットジョイントが3層ある部分を中央部にした。中央集中荷重法のせん断スパンは3章で述べた無欠点小試験体と同一とした。実線は回帰直線を示す。ヤング係数は3等分点4点荷重法と中央集中荷重法とほぼ同一であった。しかし、曲げ破壊係数の場合、試験体の強度値が小さくなるにつれて



第10図 3等分点4点荷重法と中央集中荷重法による曲げ強度の比較
Fig. 10 Comparison of bending strengthes of Ver. LVL resulted from 3 points 4 load method and center concentrate method.

1 : 1からはずれ、中央集中荷重法のほうの強度値がより大きくなった。曲げ破壊係数が小さくなると相対的に中央集中荷重法の値のほうが大きくなるのか、今後検討する必要がある。相関係数の高さからみて、本試験の範囲ではこの関係は意味あるものと考えられる。

辺材単板および心材単板LVLの3等分点4点荷重法による曲げ破壊係数の平均値と下側95%信頼限界値を中央集中荷重法の値に換算し、ASTM法の寸法調整係数を用いて梁せい5cmの強度値に補正した。その結果を第7表に示した。曲げ破壊係数の平均値の比率は、辺材単板LVLで0.745、心材単板LVLで

0.730であった。辺・心材単板LVLとも無欠点LVLに対する強度低減は同程度であり、この強度低減はバットジョイントと節などの欠点の2つの影響によるものと思われる。

バットジョイントによる曲げ破壊係数の低減について、ラワン単板を用いて試験した海老原の詳細な報告⁴⁵⁾がある。彼はVer. LVLについての強度比を次のよ

第7表 小試験体LVLと実大試験体の曲げ破壊係数の比較
Table 7. Comparing MOR's in bending test small size specimen with actual LVL.

		Small (kgf/cm ²)	Actual (kgf/cm ²)	A/S
Sapwood LVL	average	726	541	0.745
	5% excl. ^{a)}	603	495	
	limit			
Heart wood LVL	average	525	383	0.730
	5% excl. ^{a)}	420	344	
	limit			

a) : see h) of Table 5.

うに表している。

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_o} = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cdot \frac{I_n}{I_o} \dots\dots\dots(1)$$

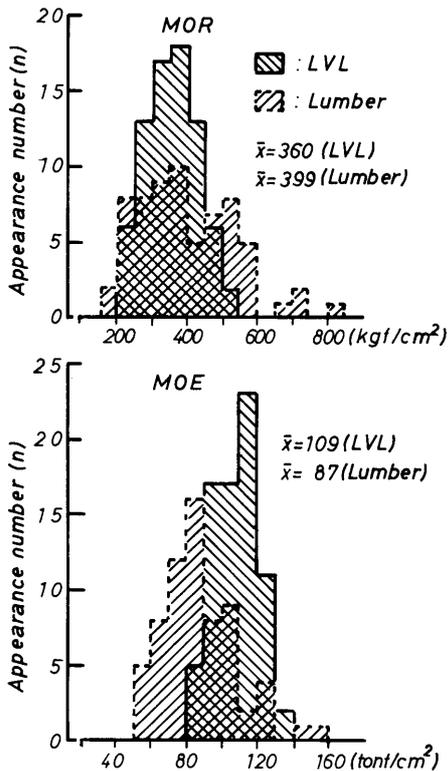
- n : バットジョイントを持つLVLの曲げ破壊係数
- o : バットジョイントの無いLVLの曲げ破壊係数
- n : 正味断面2次モーメント(バットジョイントを持つ単板は有効に働かないと仮定し無視する)
- o : バットジョイントの無いLVLの断面についての断面2次モーメント

ここで、 n / o の寄与が1/2になっているが、これは圧縮側のバットジョイントが曲げ破壊係数に影響しないとしているためである。この式についてはLVLの単板厚さと積層数などによって適合度に差異が認められる点も指摘されている⁴⁶⁾。今回試験したLVLのバットジョイントによる強度低減比はこの式を用いると0.85になる。

LVLの強度への節などの影響を検討するためスライスド単板を用いたLVLで、無欠点LVLと無作意に単板を構成させたLVLの強度試験を行い、節などの欠点による強度低減比は0.85~0.90前後になることを藤井は報告⁴⁶⁾している。したがってバットジョイントがあり、節などの欠点を持つLVLの強度低減比は $0.85 \times (0.85 \sim 0.90) = 0.723 \sim 0.765$ 程度になる。この値は第7表に示した値とほぼ一致している。

4.3.2.4 製材との比較

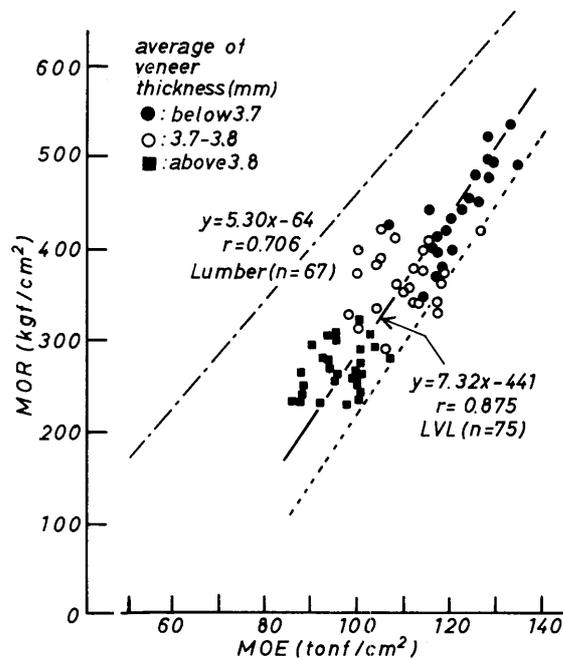
カラマツ204材(気乾)とVer.LVLの強度分布を第11図に示した。カラマツ製材の値は倉田ら⁴⁷⁾のデータを引用した。製材の場合、強度性能に与える節の影響が大きく、強度値の分布は、無欠点に近い強度のものも多少存在するが、かなり広範囲になり、曲げ破壊係数で150~800kgf/cm²、ヤング係数で50~160tonf/cm²であった。これに対し、LVLの場合、試験体全体をみると、曲げ破壊係数は製材に比べて多少小さいが、製材全体のバラツキの内に入り、ヤング係数は製材に比べて大きいことが認められた。この傾向は藤井の報告⁴⁶⁾と類似していた。



分布は、無欠点に近い強度のものも多少存在するが、かなり広範囲になり、曲げ破壊係数で150~800kgf/cm²、ヤング係数で50~160tonf/cm²であった。これに対し、LVLの場合、試験体全体をみると、曲げ破壊係数は製材に比べて多少小さいが、製材全体のバラツキの内に入り、ヤング係数は製材に比べて大きいことが認められた。この傾向は藤井の報告⁴⁶⁾と類似していた。

ヤング係数に対する曲げ破壊係数の関係では、 σ_b / E は製材で平均値 4.53×10^{-3} (下限値~上限値: $2.27 \sim 6.79 \times 10^{-3}$)であるが、LVLは 3.00×10^{-3} (下限値~上限値: $2.56 \sim 3.44 \times 10^{-3}$)となっており、LVLのほうが、ヤング係数と曲げ破壊係数のバラツキが小さく、同時に相対的にヤング係数が大きいことが認められた。第12図にLVLと製材の曲げ破壊係数とヤング係数の関係を示した。LVLでは4.3.2.2で行った強度値のグレード分けを用いて、黒丸は平均単板厚さ3.7mm以下、白丸は3.7~3.8mm、黒四角は3.8mm以上、実線は回帰直線、破線は下側95%信頼限界を示した。製材では有効強度値の範囲に

第11図 Ver.LVLと204材の曲げ強度分布
Fig. 11 Bending strength distributions of Ver. LVL and 2-by-4 dimension lumber.



第12図 曲げ破壊係数とヤング係数の関係

Fig. 12 Relationships between MOR and MOE in bending for LVL and dimension lumber.

おける回帰直線を一点破線で示した。LVLのほうが相関係数も高く、剛性試験からの曲げ破壊係数の予測は、製材より、精度よく推定しうると考えられる。

4.3.2.5 製造条件を変えたLVLの曲げ強度性能

製造条件を変えたLVLの曲げ試験結果を第8表に示した。単板厚さ2mmで辺材のみのものを除くと辺・心材単板が適当に混合されており、基本系LVLについて、辺材単板率25～75%のものを比較用として示した。bp / bbの関係をみると、単板厚さが薄くなるにつれて、小さくなり材料にねばりがでてくることが認められた。単板厚さ2.5mm以下のLVLではジョイント部に関係なく純粋引張破壊形態を示したものが多く存在した。

曲げ破壊係数では、4mm厚さのものでは、平均値は基本系のものより多少大きかったが、強度値の範囲は、基本系の分布範囲の中に存在していた。単板厚さが薄くなるにつれて、曲げ破壊係数は増加し、3.3mmで平均値で約12.5%、2.5mmで約30%、2mmで約45%程度大きくなっていった。辺材単板のみによるLVLで、基本系LVLと2mmのものの曲げ破壊係数の増加率と辺・心材単板が混合されたLVLのそれがほぼ同一であった。

曲げ破壊係数の増加に関する因子としては、同一断面内におけるバットジョイント比の低減、単板品質の向上による強度低減率の低下、積層数の増加による接着層の効果、が考えられる。同一断面内のバットジョイント比は、基本系LVLで0.300、単板長を変えたLVLでは；単板厚さ4.0mmで0.200、3.3mmで0.167、2.5mmで0.125、2.0mmで0.100である。4.3.2.3で記した海老原の式によると、バットジョイントによる曲げ破壊係数の低減は基本系LVLに対して、単板厚さ4.0mmで5%、3.3mmで8%、2.5mmで10%、2.0mmで12%程度減少させることになる。単板厚さが薄くなれば、単板品質が向上することは既存の事実であり、また薄い単板を多数積層させた場合については、吉田は単板厚さ2.5mm程度以下から接着層の効果もかみして、合板の繊維方向単板層（接着層も含む）の強度が製材より大きくなると報告⁴⁸⁾しており、大熊⁴⁹⁾も曲げ破壊係数、ヤング係数に対して、接着層の効

第8表 製造条件を変えたLVLの曲げ試験結果
Table8. Results of bending test for Ver. LVL on various
manufacture - conditions .

		Standard LVL	Thickness of veneer (mm) ^{f)}				
			4.0	3.3	2.5	2.0 ^{e)}	
No. specimen		60	15	15	15	10	10
r	\bar{x} ^{a)}	0.53	0.54	0.55	0.54	0.56	0.66
E _b ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	110	109	115	118	125	140
	S. D. ^{b)}	9.7	5.9	4.9	9.0	8.7	4.2
	C. D. (%) ^{c)}	8.8	5.4	4.3	7.6	7.0	2.8
	5 % excl. ^{d)}	94	99	107	102	110	130
	max.	118	117	121	137	144	156
	min.	97	98	107	105	112	132
	\bar{x} / \bar{x}_{st}		0.991	1.055	1.074	1.132	(1.273)
σ_{bb} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	356	367	388	462	523	670
	S. D.	52.7	21.0	39.5	47.0	49.8	34.1
	C. D. (%)	14.8	5.7	9.1	10.1	9.5	5.1
	5 % excl.	269	333	364	384	441	614
	max.	425	397	512	558	648	722
	min.	278	330	369	403	449	616
	\bar{x} / \bar{x}_{st}		1.031	1.090	1.298	1.469	(1.882)
σ_{bp} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	310	308	318	389	413	495
	S. D.	23.0	25.8	24.2	54.3	50.7	42.9
	C. D. (%)	7.4	8.4	7.6	14.0	12.3	8.7
	5 % excl.	272	266	278	299	329	424
	max.	336	337	375	433	484	554
	min.	278	277	280	288	320	429
	\bar{x} / \bar{x}_{st}		0.994	1.026	1.255	1.332	(1.597)
$\sigma_{bp} / \sigma_{bb}$	\bar{x}	0.85	0.84	0.82	0.80	0.78	0.74
	S. D.	0.055	0.073	0.104	0.064	0.054	0.039
	C. D.	6.4	8.7	13.3	8.3	6.9	5.3
	5 % excl.	0.76	0.72	0.61	0.70	0.69	0.67
	max.	0.99	0.95	0.94	0.90	0.87	0.94
	min.	0.77	0.75	0.68	0.70	0.69	0.67

a) - d) : see Table 6 .

e) : sapwood veneers only

f) : see Fig . 4 .

果が大きいことを指摘している。

ヤング係数についてみると基本系LVLでも製材に比較して高い値である。本LVLでは単板厚さが薄くなるのに伴って、曲げ破壊係数ほど顕著ではないがヤング係数も増加しており、上級製材の値を十分にクリアーしている。

基本系LVLでは曲げ破壊係数は多少製材より劣るが、ヤング係数はそれを上回っている。単板厚さを薄くしたLVLでは製材品を十分クリアーした材料になり、変動係数も小さく、安定した曲げ強度部材であると判断される。特に2mm厚さ単板を使用した場合は、高性能部材が低質中・小径材からでも製造可能であることが看取され、辺材単板のみで製造したLVLではバットジョイントを持つLVLでも集成材の性能を十分に超えた材料ではないかと思われる。現在の構造用集成材のコストと製材のコストの中間程度のコストで、このような性能のLVLが製造できれば、長尺構造材への展開が十分可能であると判断される。これらのLVLの長期許容応力度の推定についても7章で述べる。

4.4 引張強度性能

4.4.1 供試材料と試験法

4.4.1.1 供試材料

基本系LVLの試験体寸法および形状を第9表、第13図に示した。試験体は204相当材である。曲げ試験のVer.使用(10プライ)、Hor.使用(24プライ)で、10プライのものの単

第9表 基本系LVLと製材の寸法
Table 9. Specimen dimensions of standard LVL and sawed lumber for tension test.

	Beam breadth (mm)	Beam depth (mm)	Number of plies	Remarks
Standard LVL	38	89	10	see Fig. 13 ① sap. heart. mix.
	38	89	10	" " ② mix.
	38	89	10	" " ③ mix.
	38	89	10	" " ④ mix.
	38	89	24	mix.
Lumber	38	89		

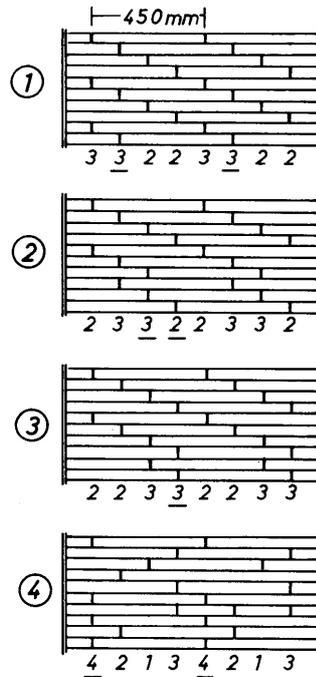
sap.:sapwood veneers only, heart.:heartwood veneers only,
mix.:mixed sapwood and heartwood veneers

板構成は、曲げ試験体と同様に辺材単板のみ、心材単板のみと辺・心材単板混合のもの3種とした。混合のものでは、第13図に示すようにバットジョイント位置を変えたものも製造した。基本系LVL、最外層部のバットジョイントを含む断面に2カ所のバットジョイントがあり、中間層部のバットジョイントが同一断面で1層おきに存在するもの、最外層部で、バットジョイントが存在する断面で、バットジョイントが3層あり、1層おきに存在するもの、最外層部で、バットジョイントが存在する断面でバットジョイントが4層あり、1層おきに存在するもの。あわせて、4.3.1.2の製造条件と同一寸法および形状の試験体(第4図参照)も供試した。比軽用としてカラマツ204材製材も試験したが、節径比の測定などは常法によった。

4.4.1.2 試験法

a) 引張試験機の概略

実大引張試験機はニュージーランドのF R I方式に準じて製作した100tonf引張試験機(旭川技研製造)である。本試験機の全体の形状を第14図に、グリップ部の詳細を第15図に示した。本試験機の特徴はグリッ

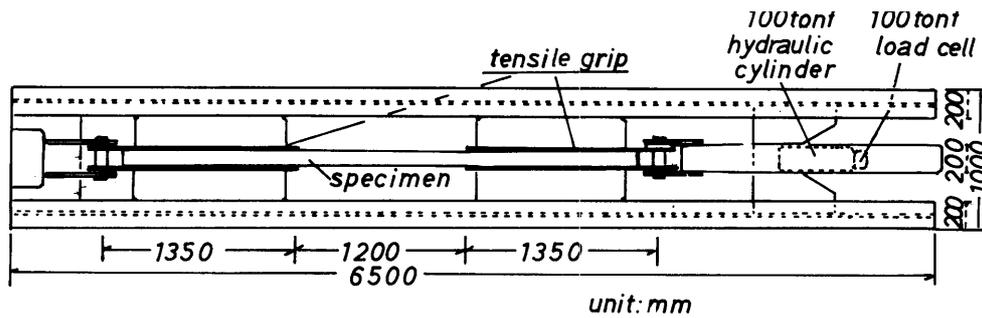


第13図 試験体形状

基本系 バットジョイントが内層部で一層置き バットジョイントが外層部で一層置き(同一断面に三層) バットジョイントが外層部で一層置き(同一断面に四層)

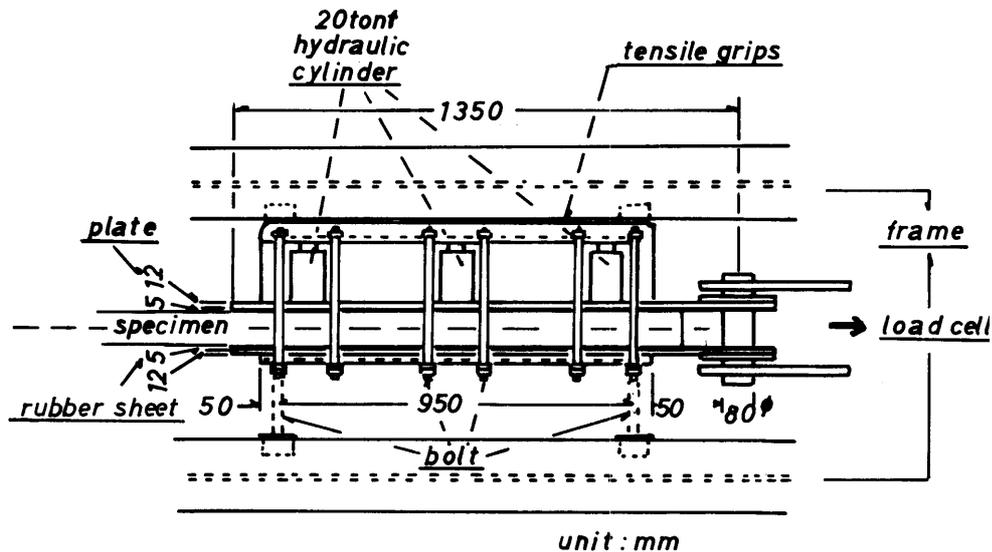
Fig. 13 Forms of standard LVL specimens.

standard, butt joints of inner layer at interval of one layer, butt joints of outer layer at interval of one layer (three joints at same section), butt joints of outer layer at interval of one layer (four joints at same section)



第14図 実大引張試験機の概略

Fig. 14 Outline of 100 tonf testing machine for tension,

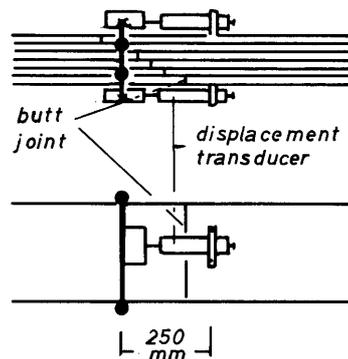


第15図 引張グリップ
Fig. 15 Side view of horizontal tension grips.

ブ部にあり，ASTM方式⁵⁰⁾のような形態ではなく，12mmの把持金具に厚さ5mmのプレーンゴムを張り付けたもので試験体をはさみ込む方式である把持金具の大きさは幅200mm，長さ1350mmである，幅200mm，厚さ105mmまでの試験体寸法の試験が可能である。最大把持力は片側のグリップに20tonfの油圧シリンダー3台によって，60tonfまで与えることができる。試験体の寸法に応じて，把持力を変えて単位把持圧を一定にする。引張力は100tonf油圧シリンダーが動くことによって与えられ，それを圧縮型ロードセルで検知する。グリップ部を除いた有効引張試験体長寸法は600～1200mmの範囲で，全試験体長は3000～3600mm必要である。

b) 引張試験

引張試験では，引張試験体長は3000mmで有効引張区間は600mmとした。グリップ部の単位把持圧を200kgf/cm²に設定し，第16図に示すように幅方向の面に1/1000mmの変位計を2台取り付け，引張変位を検出した。荷重 - 変位曲線をXYレコーダーに記録させ，引張ヤング係数を求めた。油圧系の関係から荷重スピードを遅くできず，破壊までの所要時間は約2分程度であった。LVLでは中央部に外側にバットジョイントが存在する部分を置き，製材では中央部に材内で一番大きい節を置くようにしたが，試験体の関係で最大節が中央部から外れたものもあった。



第16図 変位の測定法
Fig. 16 Measuring method of tension deflection.

4.4.2 結果と考察

4.4.2.1 辺・心材単板混合比別引張強度

辺・心材単板混合比別の引張試験結果を第10表に Hor. 曲げ用の24プライの結果もあわせて示した。曲げ性能と同様に心材単板の混合比が増すにつれて，引張破壊係数およびヤング

係数とも低下する傾向が認められた。24プライのLVLの値は10プライの辺・心材単板混合のものと同程度の値であった。変動係数をみると曲げ性能と同様に小さく許容応力度に関して有利である。

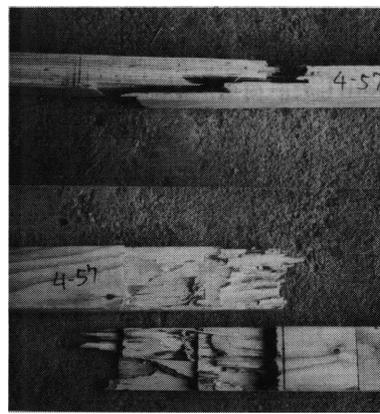
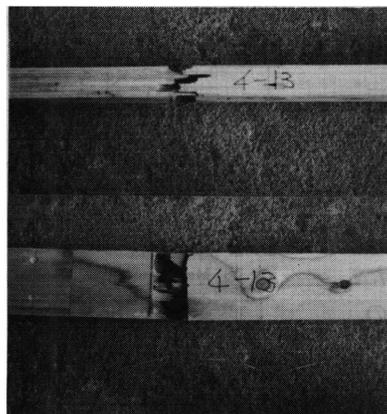
破壊形態を第17図に示したが、低強度のもの、すなわち心材単板LVLではジョイント部

第10表 辺・心材単板混合比別LVLの縦引張試験結果

Table 10. Results of tensile tests parallel to grain in standard LVL for the mixing ratios of sap-wood to heartwood of veneer assemblies .

		Total 10 plies	Sapwood veneer only	Heartwood veneer only	Mixed	24 plies
No. specimen		45	15	15	15	24
r	\bar{x} ^{a)}	0.56	0.57	0.56	0.56	0.55
E_t ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	116	127	104	117	115
	S.D. ^{b)}	13.9	11.4	10.5	7.3	7.5
	C.D.(%) ^{c)}	12.6	9.4	10.6	6.5	7.2
	5 % excl. ^{d)}	93	108	87.1	105	103
	max. min.	151 91	151 110	128 91	127 105	125 104
σ_{tb} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	262	311	219	256	252
	S.D.	48.7	34.5	19.2	27.3	23.6
	C.D.(%)	18.1	11.1	8.8	10.7	9.4
	5 % excl.	180	254	187	211	213
	max. min.	354 184	354 278	246 184	278 203	289 210
σ_{tp} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	250	298	214	244	241
	S.D.	81.8	18.2	29.7	26.0	29.2
	C.D.(%)	32.7	6.1	13.8	10.7	12.1
	5 % excl.	163	268	165	201	193
	max. min.	317 162	317 272	230 162	257 203	263 198
σ_{tp}/σ_{tb}	\bar{x}	0.96	0.94	0.98	0.97	0.98
	S.D.	0.055	0.037	0.018	0.030	0.027
	C.D.(%)	5.7	3.9	1.9	3.1	2.8
	5 % excl.	0.87	0.88	0.95	0.92	0.94
	max. min.	0.99 0.88	0.98 0.88	0.99 0.94	0.99 0.92	0.99 0.93

a) - d) : see Table 6 .



a) 弱いもの b) 強いもの
第17図 基本系LVLの引張破壊形態

Fig. 17 Examples of tension failures in standard LVL .
a) weaker , b) stronger

で直線的に破壊し、辺材単板のみになると隣接バットジョイントに向かった階段状の破壊形態を示した。Bohlen は Douglas - fir による LVL の引張試験を行い、平均引張破壊係数で 294 kgf / cm² であることを報告¹³⁾している。この値は基本系 LVL より多少大きい値である。また、破壊係数の大きさと破壊形態の関連は、本試験と同様の傾向があると述べている。

曲げ破壊係数と比較すると破壊係数は小さく、バットジョイントによる強度低減の影響を大きく受けていると考えられる。この割合は、辺材単板のみのものが最も大きく低減し、心材単板率が増すにつれて曲げ破壊係数に対する低減率が小さくなる傾向が認められた。曲げ破壊係数の場合、破壊には引張側のバットジョイントのみが関与していると考えてよく (4.3.2.3)、全体が関与している引張破壊係数ではバットジョイントによる強度低減率は大きくなる。強い材質 (辺材単板 LVL) と弱い材質 (心材単板 LVL) のものを比較すると、強い材質のものの方がバットジョイントの影響が大きくなると考えられる。

ヤング係数については、曲げ性能と同様に心材単板率が増加するとヤング係数は低下した。ヤング係数は、曲げの場合より多少高めであった。この原因は曲げたわみの場合せん断によるたわみが付加されており、純粋な曲げモーメントだけによるたわみより、大きくなることに起因している (せん断によるヤング係数については 5 章で述べる)。なお、4.3.2.2 で述べた製品厚さによる強度性能の関係は、引張強度性能についても適応可能であると考えられる。

4.4.2.2 バットジョイントによる強度低減

基本系 LVL で、バットジョイントの位置を第 13 図に示したように変えた LVL の引張試験結果を第 11 表に示した。基本系 LVL の辺・心材単板混合の値もあわせて示した。バットジョイントの位置により引張破壊係数とヤング係数に差異が認められた。の場合、基本系 LVL の値と大差がなかった。最外層にバットジョイントを持つ部分では基本系のものより強度値は大きくなると思われるが、中層部において、バットジョイントが 1 層おきに存在する部分で応力分布が変化し、そこでの強度低下が考えられる。の場合、最外層のバットジョイント部の関係は基本系と同様であり、その上にバットジョイントが 1 層おきに存在することにより、基本系のものに対してかなりの強度低減が認められたが、中層部のバットジョイントが 1 層多いか少ないかの影響は、あまり顕著ではなかった。単板長、隣接バットジョ

イント間隔の距離および同一断面内のジョイント層比を変えた LVL の引張試験結果を第 12 表に示した。引張試験では曲げ試験と異なり、単板厚さ 2 mm で辺材単板のみのもについては試験を行わなかった。これらの試験体の基本系 LVL に対する引張破壊係数の増加割合は、曲げ性能の場合と同程度であることが認められ、単板厚さ 2.5 mm、2.0 mm のものはかなりの高性能部材であると判断された。

単板品質がほぼ同程度の Douglas - fir から、無ジョイントあるいはラップジョイントを用いて製造した LVL について、引張破壊係数は、前者で 430 kgf / cm² ¹⁷⁾、後者で 450 kgf / cm² ¹⁹⁾ の値を示しており、バットジョイントを用いた Bohlen の試験結果では、それらの値の約 2 / 3 程度である。

バットジョイントによる引張強度の低減に

第 11 表 ジョイント位置の異なる LVL の縦引張試験結果
Table 11. Results of tensile tests parallel to grain of standard LVL for difference of joint position.

	①	②	③	④	
No. specimen	15	10	10	10	
r	$\bar{x}^{a)}$	0.56	0.55	0.56	0.54
E_t ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	117	114	103	96
	S. D. ^{b)}	7.3	9.6	2.8	7.9
	C. D. (%) ^{c)}	6.5	8.8	2.7	8.7
	5 % excl. ^{d)}	105	98	98	83
	max.	127	127	107	104
	min.	105	102	97	85
	\bar{x} / \bar{x}_0		0.974	0.880	0.821
σ_{tb} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	256	235	183	178
	S. D.	27.3	18.2	29.1	26.7
	C. D. (%)	10.7	8.4	15.9	15.0
	5 % excl.	211	188	135	134
	max.	272	257	221	207
	min.	203	184	139	138
	\bar{x} / \bar{x}_0		0.918	0.715	0.695

a) - d) = see Table 6., - : see Fig. 13.

第12表 製造条件を変えたLVLの縦引張試験結果
Table12. Results of tensile tests parallel to grain for LVL's on various manufacture - conditions .

No. specimen		Thickness of veneer (mm) ^{e)}			
		4.0	3.3	2.5	2.0
r	\bar{x} ^{a)}	0.55	0.55	0.54	0.56
E _t ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	118	128	131	134
	S. D. ^{b)}	6.1	5.6	5.4	4.0
	C. D. (%) ^{c)}	5.3	4.4	4.3	3.0
	5 % excl. ^{d)}	106	118	119	127
	max.	123	134	137	139
	min.	106	120	119	128
	$\bar{x} / \bar{x}_{st.}$	1.009	1.094	1.120	1.136
σ_{tb} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	278	303	344	364
	S. D.	23.4	20.9	35.0	26.5
	C. D. (%)	8.5	6.9	10.2	7.3
	5 % excl.	239	268	286	320
	max.	313	327	383	391
	min.	236	279	288	323
	$\bar{x} / \bar{x}_{st.}$	1.086	1.184	1.343	1.422
σ_{tp} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	262	273	296	321
	S. D.	21.5	19.4	26.3	25.0
	C. D. (%)	8.2	7.1	8.9	7.8
	5 % excl.	226	240	252	279
	max.	293	308	338	345
	min.	229	238	253	282
	$\bar{x} / \bar{x}_{st.}$	1.074	1.119	1.213	1.316
$\sigma_{tp} / \sigma_{tb}$	\bar{x}	0.94	0.90	0.86	0.88
	S. D.	0.037	0.033	0.036	0.029
	C. D. (%)	3.9	3.7	4.2	3.3
	5 % excl.	0.91	0.84	0.80	0.83
	max.	0.99	0.96	0.94	0.93
	min.	0.90	0.85	0.81	0.92

a) - d) : see Table 6., e) : see Fig. 4 .

10・t (t : 単板厚さ) の範囲で変えた試験を行い、避距離が大きくなるにつれて、隣接層の影響は小さくなるが、10・tでもその影響が認められるとしている。

隣接層のバットジョイントの避距離に関しては、水平方向 (Hor . LVL) の曲げ試験で、引張側の隣接バットジョイントが破壊係数に影響を与えない避距離は30・t程度必要であるとされ⁴⁵⁾、引張試験の場合も同程度の避距離が必要ではないかと思われる。

4.4.2.3 製材との比較

カラマツ製材の引張試験結果を第13表に、引張破壊係数と節径比の関係を第18図に示した。

第13表 204材製材の縦引張試験結果

Table 13 . Results of tensile tests parallel to grain
In 2 by 4 dimension lumber .

	r	E _t ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)	σ_{tb} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	σ_{tp} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	$\sigma_{tp} / \sigma_{tb}$
\bar{x} ^{a)}	0.51	88	261	221	0.85
S. D. ^{b)}	0.042	33.0	106	79	0.068
C. D. (%) ^{c)}	8.3	37.5	40.4	35.7	8.1
5 % excl. ^{d)}	0.44	34	87	91	0.73
max.	0.55	148	475	344	1.00
min.	0.41	49	89	89	0.72

a) - d) : see Table 6 .
number of specimen : 24 specimens

ついて、Moody は3層のLVLを用いて、バットジョイントの有無とジョイントの存在位置 (外層と内層) を変えた試験を行い、無ジョイントのものに比較し、引張破壊係数は外層にジョイントがある場合55%、内層にジョイントがある場合80%に低下すると報告¹⁾している。これは、単に欠損断面による破壊係数の低減より、外層にバットジョイントがある場合は低減割合が大きく、内層にある場合は低減割合が小さく、ジョイント位置の影響が認められる。

また、Jung ら⁵¹⁾は、板厚に対するバットジョイントの深さと、隣接層のバットジョイントとの避距離を変えた試験を行い、引張破壊係数への影響を検討している。この結果、破壊は常に最外層のバットジョイントから発生し、破壊面は接着層か、その付近になり、内層側のバットジョイントに向かって進行すると述べており、最外層にバットジョイントが存在する場合と内層側のみが存在する場合の引張破壊係数の低減は、Moody と同様の結果を得ている。単板厚さ1/4 と1/10 のものを比較すると単板厚さが、薄くなると破壊係数が増加するとしている。隣接バットジョイントの強度への影響について、避距離を2・t~

節径比が大きくなると引張破壊係数が低下しており、この結果は他の引張試験と同様の傾向を示した^{50, 52)}。

製材の場合、引張破壊係数に与える節と目切れの影響が大きく、引張破壊係数の変動係数は40.4%と非常に大きい値であった。この値はBohlenによるDouglas-firの37%¹³⁾、海老原によるスギ材の35%⁵³⁾より大きな値であった。製材の場合の変動係数は35~40%程度の範囲に存在すると考えられ、辺・心材単板の混合比を変えたLVLでは25%以下であることから、引張破壊係数はLVLに比べてバラツキが大きいといえる。

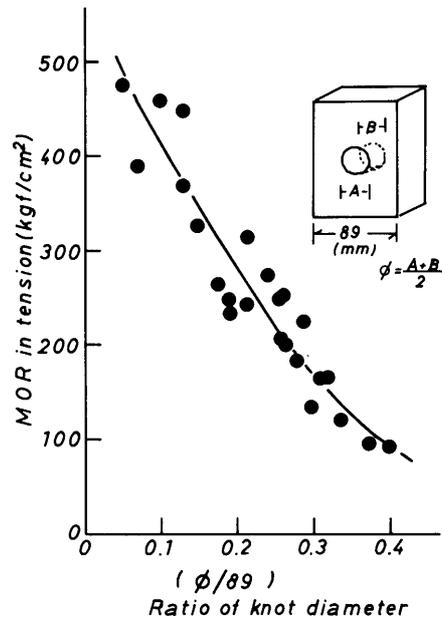
曲げ破壊係数に対する強度比は65%程度であったが、引張試験と曲げ試験に供した原木の資質が異なっており、そのままの単純な比較はできない。曲げ破壊係数に対する引張破壊係数の強度比について、中井ら⁵⁴⁾は、アカマツ材で40~50%、海老原は⁵³⁾、スギ材で約55%、Bohlen

は¹³⁾、Douglas-firで約55%、Schniewindら⁵⁵⁾は、red woodで50~60%としている。米国では製材について、引張許容応力度を曲げの55%にしている⁴⁰⁾。

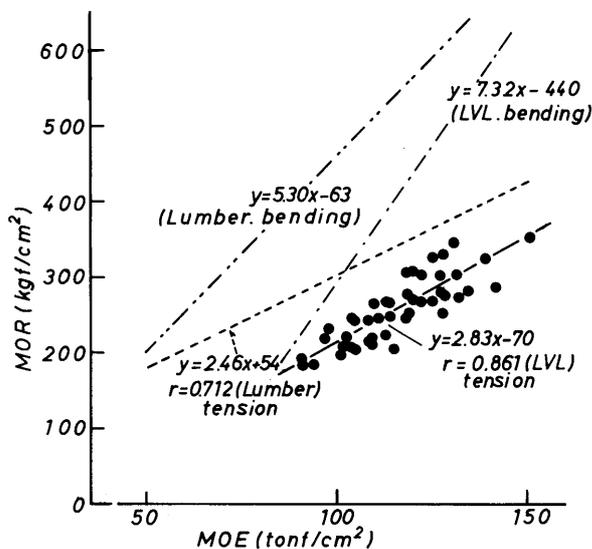
LVLの曲げに対する引張破壊係数は基本系LVL全体の平均で、約74%と上記の製材に比較して大きく、また、変動係数も小さく、引張試験結果は製材よりも良好であると判断される。

製材の引張ヤング係数については、曲げと同等の値であったが、曲げよりも変動幅が大きかった。LVLの引張ヤング係数と比べるとかなり低い値であり、同時にバラツキも大きかった。

引張破壊係数とヤング係数の関係を第19図に示した。同時に曲げ破壊係数とヤング係数の関係も示してある。LVLと製材ともかなり良い相関関係が認められた。特にLVLでは、欠点の分散と同時に欠点の大きさが一定であり、曲げ性能と同様に製材



第18図 節径比と縦引張破壊形態の関係
Fig. 18 Relationship between MOR in tensile strength Parallel to grain and ratio of knot diameter.



第19図 引張破壊係数とヤング係数の関係
Fig. 19 Relationships between MOR and MOE in tension for standard LVL and dimension lumber.

より、引張破壊係数とヤング係数の関係がより明確になっていると判断される。

バットジョイントを持つLVLでもバットジョイントの避距離を大きくし、同一断面内のバットジョイント数を少なくすることで、引張破壊係数のバラツキが小さく安定した高性能部材化が期待できる。

4.5 圧縮強度性能

4.5.1 供試験材と試験法

4.5.1.1 供試験材

圧縮試験用の試験体寸法を第14表に示した。基本系LVLの試験体は204相当材で、Ver.およびHor.LVLの曲げ試験体の残材から採取した。小試験体（無ジョイント）は5章の水平せん断測定用試験体（本LVLについては5章で記す）の一部を使用した。製材の試験体は引張試験体の残材から採取した。

部分圧縮試験用の試験体は基本系LVLの404相当材曲げ試験体の残材から採取した。

第14表 圧縮試験体の寸法

Table 14. Specimen dimensions for compressive test.

		Breadth (mm)	Depth (mm)	Length (mm)	No. of plies	Remarks
Parallel to grain	LVL	38	89	250	10	joint
		89	38	250	24	joint
		38	56	250	10	no joint
	Lumber	38	89	250		
Perpendicular	LVL	89	89	600	24	joint

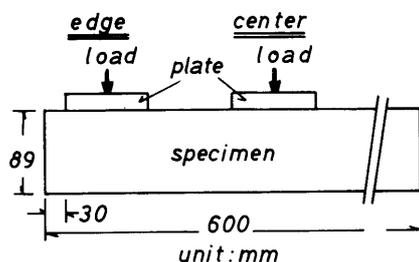
4.5.1.2 試験法

(a) 縦圧縮試験

縦型油圧式材料試験機（100tonf、東京衝機製）を用い、荷重の計測は表示盤の数値を使用し、縦圧縮試験をした。荷重速度は、破壊が5～7分で生じるように給油弁を調整し一定にした。LVLでは約半数の試験体について、2面にストレインゲージを張り、荷重400kgfどとにひずみを測定し、圧縮ヤング係数および比例限度応力を求めた。試験体の矩形断面の短辺長に対して試験体長が6倍と小さいため、横座屈防止用治具は使用しなかった。

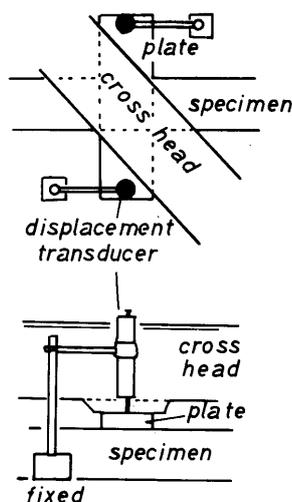
(b) 部分圧縮試験

インストロン型万能試験機（オートグラフIS-10000型）を用い、試験は第20図(a)に示すように試験体端部と中央部に加圧鋼板（厚さ10mm、幅100mm、長さ150mm）を置き、圧縮荷重を加えて行った。縮みの測定は被圧部全体の厚さに対して行う必要があるが、こ



第20図 部分圧縮試験 (a) 試験法
Fig. 20 Method of compression test perpendicular to grain. (a) testing method.

では第20図(b)に示すように、試験体からはみ出した加圧板2カ所に精度1/1000mm、フルスケール10mmの変位計を当て、その平均値とロードセルの荷重による、荷重 - 変位曲線から部分圧縮比例限度および5%部分圧縮強さを求めた。荷重は積層面に平行および垂直の2方向とした。



第20図 部分圧縮試験 (b)変位の測定法
Fig.20 Method of compression test perpendicular to grain. (b)Measuring method of compression deflection

4.5.2 結果と考察

4.5.2.1 縦圧縮強度性能

第15表に縦圧縮試験の結果を製材も含め示した。実大材の圧縮破壊係数は、辺材単板のみ、心材単板のみ、辺・心材単板混合の三者間に曲げや引張試験結果と異なり、ほとんど差異が認められなかった。また、製材と比較すると非常に大きな値であり、バットジョイント数(10プライの実大材の場合、試験体の木取り位置で2あるいは3カ所のジョイント部が存在する)による強度値の低減もなかった。

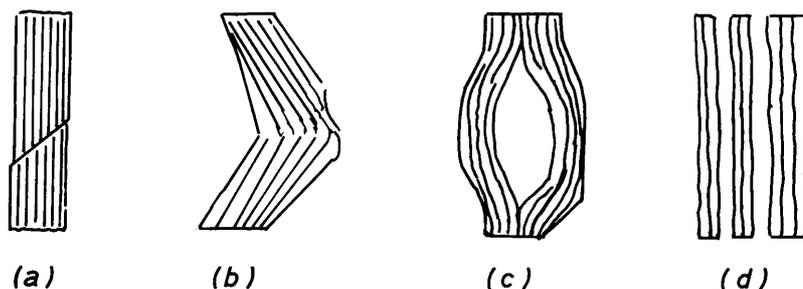
縦圧縮破壊は製材に比べてねばりがなく突然破壊した。破壊形態を模式的に第21図に示した。(a)は正常な破壊をしたもの、(b)は横座屈したもの、(c)は中央部の接着層が開いたもの、(d)はバラバラになったものである。LVLの場合112体の試験体のうち(a)で破壊したものが27体、(b)のものが29体、(c)のものが33体、(d)のものが23体であった。各破壊形態別の平均縦圧縮破壊係数は(a)で445kgf/cm²、(b)で441kgf/cm²、(c)で432kgf/cm²、(d)で439kgf/cm²と大差がなかった。いずれの破壊形態とも基本的には接着層が、その近傍で破壊が生じていた。製材の破壊形態は(a)の破壊が生じたもの(24体中18体)が主で、一部節がある場合に(b)破壊形態を示した。

Neubauerによると Micro=Lam の圧縮材適性試験では、均質で信頼性が高く、過大な安全係数を必要としないと報告⁵⁶⁾しているが、本試験の結果も同様な傾向を示している。すなわち、小試験体の結果と比較すると70%程度の値であるが、他の性能(曲げ、引張)と比較するとその低減率は小さい。しかも変動係数も小さく、材料的に最も安定した性能であることをうかがわせる。縦圧縮ヤング係数に関しては、曲げ、引張性能と同様に単板構成別に差が認められ、他の性能よりも幾分小さい傾向がみられた。製材に対しては縦圧縮ヤング係数も大きかった。中間柱、長柱の座屈の問題については、試験を行ってないが、細長比が長くなるにつれて、短柱の圧縮強度より剛性の影響が大きくなり、長柱では剛性のみ関係になる⁵⁷⁾。LVLの場合、短柱の圧縮破壊係数、剛性とも製材より大きく、中間柱、長柱の座屈

第15表 縦圧縮試験結果
Table15. Results of compressive tests parallel to grain both
in LVL and lumber .

		Total 10 plies	Sapwood veneer only	Heartwood veneer only	Mixed	24 plies	No joint LVL	Lumber
No. specimen		90	30	30	30	24	10	24
r	\bar{x} ^{a)}	0.54	0.55	0.53	0.54	0.55	0.59	0.50
E_c ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	115	127	100	119	113	120	
	S. D. ^{b)}	18.7	8.8	9.0	9.2	8.9	9.1	
	C. D. (%) ^{c)}	16.2	5.2	7.5	7.7	7.9	7.6	
	5 % excl. ^{d)}	84	116	85	104	98	105	
	max.	135	135	112	130	128	132	
min.	86	118	86	97	99	107		
σ_{cb} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	445	450	458	427	432	560	335
	S. D.	33.5	25.8	38.8	27.7	17.9	31.5	80.0
	C. D. (%)	7.5	5.7	8.4	6.5	4.2	5.6	23.8
	5 % excl.	390	408	393	382	402	508	203
	max.	539	516	538	476	461	625	505
min.	370	405	401	370	394	503	225	
σ_{cp} ($\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$)	\bar{x}	325	332	322	322	335	398	
	S. D.	33.9	34.2	32.3	23.6	30.6	33.9	
	C. D. (%)	10.5	10.3	10.0	7.3	9.1	8.5	
	5 % excl.	269	276	269	283	285	342	
	max.	383	369	383	349	362	434	
min.	261	267	274	261	283	348		
σ_{cp}/σ_{cb}	\bar{x}	0.73	0.73	0.70	0.74	0.73	0.71	
	S. D.	0.048	0.054	0.049	0.027	0.041	0.018	
	C. D. (%)	6.5	7.3	7.0	3.6	5.6	2.6	
	5 % excl.	0.65	0.64	0.62	0.70	0.64	0.68	
	max.	0.81	0.81	0.79	0.79	0.80	0.75	
min.	0.64	0.65	0.64	0.71	0.63	0.67		

a) - d) : see Table 6 .



第21図 圧縮破壊状態

(a)正常 (b)座屈(c)開く (d)バラバラ

Fig. 21 Examples of compression failures .

(a) normal , (b) buckling , (c) opening , (d) taking to pieces

に関しては製材より有利であると考えられる。

4.5.2.2 部分圧縮強度性能

部分圧縮強度の試験結果を第16表に示した。積層面に平行方向(Ver.)と垂直方向(Hor.)に荷重を加えて試験を行ったが、前者は製材の柁目面、後者は板目面に相当する。参考値として、心持ちのカラマツ製材の中央部荷重の値³⁸⁾も同時に示してある。カラマツ製材の場合、柁目面と板目面荷重の結果を分けてない。加圧面と強度との関係は、針葉樹材では柁目面>板目面、広葉樹材では板目面>柁目面の関係が存在するといわれており、LVLでも針葉樹製材と同様な傾向が認められた。めり込み深さ5%時強さおよび比例限度強さは、縦圧縮と同様に製材より大きな値であった。

第16表 部分圧縮試験結果
 Table 16. Results of partial compressive tests perpendicular to grain in LVL and lumber.

		LVL				Lumber center
		Ver.		Hor.		
		center	edge	center	edge	
$P_s^{e)}$ $\left(\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\right)$ $\bar{x}^{d)}$ S. D. ^{b)} C. D. (%) ^{c)} 5 % excl. ^{d)} max. min.		115	89	101	79	76
		8.2	5.7	11.7	7.9	
		7.1	6.4	11.6	9.9	
		102	79	82	66	
		130	101	123	94	90
		103	78	76	65	56
$P_p^{f)}$ $\left(\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\right)$ \bar{x} S. D. C. D. (%) 5 % excl. max. min.		88	68	79	61	58
		5.8	3.3	14.1	4.6	
		6.6	4.8	17.9	7.6	
		78	62	59	53	
		100	74	98	73	66
		79	61	55	52	44

a) d) : see Table 6.

e) : P_s 5 % of total sank depth

f) : P_p proportional limit

材中央部と材端部の強度は、材内の加圧板縁辺付近の応力集中のために、荷重増加に伴って種々の組み合わせ応力が現れ、加圧板の位置によりその強度値が異なり、加圧面の両側に一定幅の材がある場合とない場合では、当然前者のほうが強くなる。

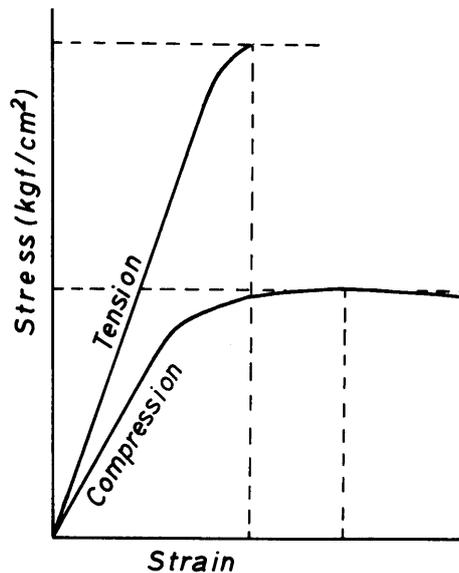
LVLの縦圧縮、部分圧縮とも、圧縮性能に関しては、強度値は大きく、また強度値のバラツキも小さく非常に安定した材料であるといえる。

4.6 三者の強度性能の関係

縦引張、曲げおよび縦圧縮性能の関連性を検討した。無欠点小試験体では、一般に圧縮強度は引張強度の1/2~2/3程度の範囲にあり、応力 - ひずみの関係は第22図のように示される。長方形断面を対象にして、塑性領域における曲げ応力の理論は多々提案されており⁵⁹⁾、各著

者によって詳細は異なるが、大局的にみると曲げ材の破壊は、圧縮側が圧縮限界強度に達して、まず圧縮破壊を生じ(圧縮側にしわが現れる)、その後圧縮側の繊維の塑性変形によって中立軸が引張側に移動し、引張側の外縁応力が急激に増加し、ついに引張強度に達して梁が破壊するという通説で曲げ破壊を説明できる。

浅野は、圧縮試験と曲げ試験から求めた圧縮外縁の応力 - ひずみ曲線を比較し、次のような指摘をしている。梁の圧縮外縁に対する $\sigma - \epsilon$ 曲線では、降伏点が比較的明瞭に認められ、最大応力に達した後、梁が破壊されるまでほぼ一定値を保つか、多少上昇し、弾性と完全塑性の組み合わせからなるとみなされ、通常の圧縮試験でみられる最大圧縮応力に達した後、急激に圧縮応力が低下する現象とは異なる。最大応力の大きさは曲げ試験の



第22図 応力 - ひずみ曲線の例
 Fig. 22 Example of stress - strain curves.

圧縮外縁から求めたものと、通常の圧縮試験から求めたものと、ほぼ同一であるが、比例限度応力は最大応力の85～95%で、通常の圧縮試験から求められるものよりはるか大きく（1.3～2.0倍）、圧縮試験と曲げ試験で圧縮応力の挙動が変わることを報告⁶⁰⁾している。これは引張側強度より弱い圧縮側がだんだんと塑性域に組み込まれていくことを実験的に示したものである。

欠点を持つ実大材の場合、節、目切などの欠点の状態によって、無欠点材のように明確に曲げ材の破壊形態を取り扱うことは困難である⁵⁰⁾。一般製材の場合の引張強度は、曲げ強度の約40～60%程度で、圧縮強度より小さい場合が多い。本試験の製材の三者の破壊係数を第17表に示した。曲げ試験に供した材と引張、圧縮試験に供した材が同一の原木でないため、曲げに対する低減が既存の文献とは多少異なるが、同様な傾向が認められる。

第17表 204材製材における曲げ、縦引張、縦圧縮
破壊係数の関係

Table17 . Average MOR in bending , tensile
and compressive for 2 by 4 di -
mension lumber .

	σ_{bb}	σ_{tb} (kgf/cm ²)	σ_{cb}
n ^{e)}	66	24	24
\bar{x} ^{a)}	399	261	335
S. D. ^{b)}	141	106	80
C. D. (%) ^{c)}	35.4	40.4	23.8
5 % excl. ^{d)}	166	87	203
max.	812	475	505
min.	158	89	225
$\sigma_{\bar{x}} / \sigma_{bb\bar{x}}$		0.654	0.840

a) - d) : see Table 6 .

e) : number of specimens

LVLについて、三者の破壊係数の平均値を小試験体（無ジョイント）、基本系LVLについて第18表に示した。

第18表 基本系LVLにおける曲げ、縦引張、縦圧縮
破壊係数の関係

Table18 . Average MOR , s in bending , tensile and
compressive tests for standard LVL 's
and clear LVL 's .

	σ_{bb}	σ_{tb} (kg/cm ²)	σ_{cc}
Clear	730	800 ^{f)}	560
Standard			
n ^{e)}	60	15	30
\bar{x} ^{a)}	356	256	427
S. D. ^{b)}	52.7	27.3	27.7
C. D. (%) ^{c)}	14.8	10.7	6.5
5 % excl. ^{d)}	269	211	382
max.	425	278	476
min.	278	203	370
$\bar{x}_{st} / \bar{x}_{cl}$	0.488	0.320	0.763
$\sigma_{\bar{x}} / \sigma_{bb\bar{x}}$		0.720	1.199

a) - d) : see Table 6 .

e) : see Table17 .

f) : presumed value - 10% up of bending MOR .

引張試験については小試験体の試験を行ってないが、一般に無欠点材の場合、木材工業ハンドブックによると、引張破壊係数は曲げ破壊係数の1.0～1.5倍程度の範囲にあり、カラマツ材の場合は曲げ破壊係数と同等か多少大きいとされている。推定値として曲げに対して

1.1倍の強度値で示した。

小試験体の場合

$$tb > bb > cb$$

実大試験体の場合

1) 辺材単板のみ

$$bb > cb > tb$$

2) 辺・心材単板混合

$$cb > bb > tb$$

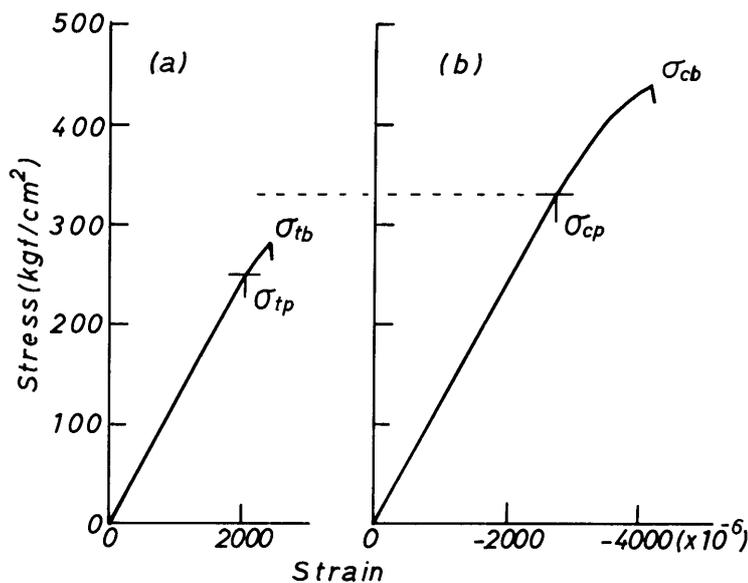
3) 心材単板のみ

$$cb > bb > tb$$

の関係が認められた。無ジョイント材に対する破壊係数の低減率は、各単板構成で引張が一番大きく、曲げ、圧縮の順である。

基本系LVL(辺・心材単板混合)における引張、圧縮試験の代表的な応力 - ひずみ曲線を第23図に示した。(a)が引張、(b)が圧縮試験結果である。ここで注目すべき点は引張最終応力になっても圧縮比例限度に達していないことである。

曲げ試験の場合の応力 - たわみおよび応力 - ひずみ曲線を第24図に示した。試験体のひずみの測定位置を図内に示してある。無欠点材の場合、見掛けのたわみが曲げ比例限度を越えた(厳密には、最大曲げモーメントを受ける断面で圧縮破損した状態⁵⁹⁾である)時点で中立軸が引張側に移動し、引張応力が大きくなり、破壊するが、基本系LVLの場合、第24図からも明らかなように見掛けのたわみが比例限度を超えた時点と引張側外縁のひずみ挙動に異常が生じた時点(ひずみの急激な増加又は減少)がほぼ同時期であり、引張側の破損が見掛けのたわみ曲線を支配している。このことは、ジョイントを持つLVLでは、曲げ破壊の発生に引張側の破損が一次的に寄与していることを示唆している。

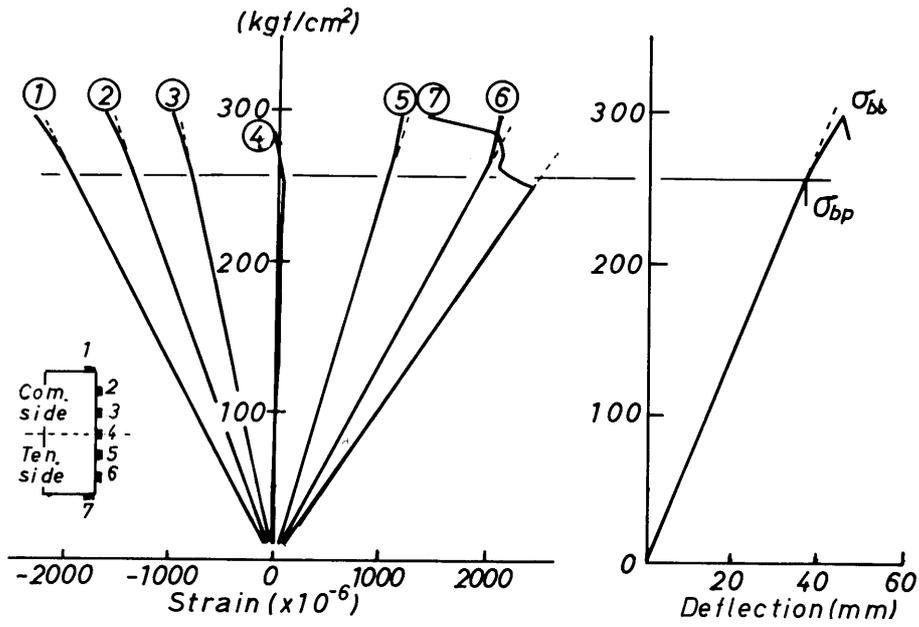


第23図 基本系LVLの引張および圧縮試験の応力 - ひずみ曲線の例

(a) 引張 (b) 圧縮

Fig. 23 Examples of stress - Strain curves on tension and compression parallel to grain for standard LVL .

(a) tension , (b) compression



第24図 曲げ試験における応力 - ひずみおよびたわみ曲線の例
 Fig. 24 Examples of stress - strain and stress - deflection curves in bending for standard LVL.

5. 機械的性質 (2)

- せん断強度性能 -

5.1 はじめに

単板の裏割れがLVLの構造材料としての性質に影響を与える点も少なくなく、横引張強度⁴⁾、割裂強度⁶⁾、裏割れに沿ったせん断強度^{8, 26)}など裏割れに関係する強度が低いことが指摘されている。

そこで本章ではスパン・梁せい比および梁せいを変えた曲げ試験を行い、せん断弾性係数と水平せん断破壊係数を求め、あわせてブロックせん断強度試験の結果から、LVLのせん断に対する性能を検討した。

5.2 供試験材と試験法

5.2.1 供試験材

基本系LVLとバットジョイントの無い長さ45cmのLVL（以下無ジョイントLVLと記す）を製造した。無ジョイントLVLは4章で記したように辺・心材単板の混合割合によって、曲げ強度性能に大きな差があるため、辺材単板：心材単板=7：3に混合した。

5.2.2 試験法

5.2.2.1 曲げ試験

曲げ試験の条件を第19表に示した。

試験体寸法は、幅を38mmに固定し梁せいを無ジョイントLVLでは4段階、基本系LVLでは5段階に変えた。試験体数は各条件で10～15体とした。曲げ試験は中央集中荷重法で行った。Ver. LVLでは積層数が10プライであるため3個のバットジョイント部を、Hor. LVLでは最外層のバットジョイント部を荷重点下に置いて、スパン中央で試験体下面に取り付けた変位計により比例限度内の荷重でたわみを測定し、その後破壊するまで荷重を加えて試験を行った。

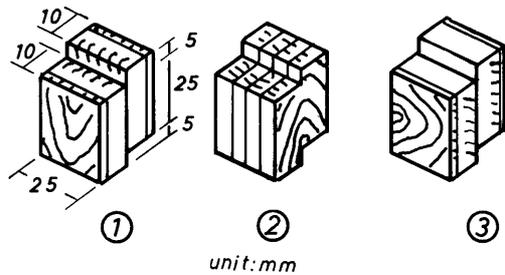
第19表 曲げ試験条件
Table19. Condition of bending test.

	Specimen dimension		Span-to-depth ratio					Direction of load	
	h (mm)	b (mm)	l/h						
No joint LVL	25	38	4.	6.	8.	10.	12.	16.	Ver.
	38	38	4.	6.	8.	11.			Ver. Hor.
	64	38	4.						Ver.
	89	38	4.						Ver. Hor.
Standard LVL	38	38	4.						Ver.
	64	38	4.						Ver.
	89	38	4.	6.	9.	12.	16.	20.	Ver. Hor. ^{a)}
	112	38	4.						Ver.
	150	38	4.	12.					Ver.

a) : Hor. only l/h=4.6

5.2.2.2 ブロックせん断試験

第25図に示した形状、寸法の試験体を採取し、ブロックせん断試験を行った。辺材単板のみおよび心材単板のみの2種類の試験体を作製した。ローリングシアーについては裏割れの開く方向と閉じる方向の区別はしなかった。



第25図 ブロックせん断試験体の形状と寸法
 積層面に平行 積層面に垂直 ローリングシアー
 Fig. 25 Block - Shear specimen, orientation and dimension .
 shear plane ; tangential , shear plane ; radial ,
 shear plane ; rolling shear

5.3 結果と考察

5.3.1 真のヤング係数とせん断弾性係数

無ジョイントLVLおよび基本系LVLの曲げ試験結果をそれぞれまとめて第20表および第21表に示した。各スパン - 梁せい比 (l/h) において、せん断によるたわみを考慮せず見掛けのヤング係数 (E) を求めた。 l/h を変えた試験体は、無ジョイントLVLではVer. LVLの梁せい125, 38mm, Hor. LVLの梁せい138mm, 基本系

LVLではVer. LVLの梁せい189mmの4種である。 E と l/h の関係を第26図に示した。各試験体条件で、 $l/h=10$ 前後から l/h の低下に伴って E は急激に低下した。 E の低下傾向は各条件間で差異がなかった。

第26図に示した E と l/h の関係から Wangad⁽²⁾, 海老原⁽²⁶⁾ などが用いた方法により、LVL

第20表 無ジョイントLVLの曲げ試験結果
 Table 20. Results of bending tests for no joint LVL's.

Type of LVL	h (mm)	b (mm)	$A_s^{a)}$ (cm ²)	l/h	$\tau_{max}^{b)}$		σ_{bb}		$E^{c)}$		Failure form (n)
					average (kgf/cm ²)	S(n) ^{d)} / S(38)	average (kgf/cm ²)	S(n) / S(38)	average (tonf/cm ²)	S(n) / S(38)	
Ver. LVL	25	38	19.0	4	85.2 (81.2-90.8)	1.161	684 (648-725)	1.114	54 (45-60)	0.939	shear
				6	64.2 (55.5-72.1)	0.870	770 (660-867)	1.254	79 (76-84)	1.383	tension 7 shear 3
				8	52.0 (46.4-56.0)	0.705	816 (729-920)	1.328	95 (88-106)	1.659	tension
				10	41.7 (38.0-43.8)	0.565	819 (748-898)	1.334	105 (95-116)	1.839	tension
				12	35.0 (31.8-39.0)	0.474	833 (752-927)	1.357	109 (102-117)	1.899	tension
				16	26.2 (24.1-28.5)	0.355	838 (766-917)	1.365	119 (114-122)	2.079	tension
	38	38	28.5	4	73.8 (65.6-83.8)	1.000	596 (530-677)	1.000	57 (54-63)	1.000	shear
				6	59.8 (52.1-65.5)	0.810	703 (612-770)	1.180	80 (73-85)	1.404	shear
				8	48.7 (43.8-54.0)	0.660	810 (719-810)	1.359	102 (95-109)	1.789	tension 9 shear 5
				11	36.7 (32.9-42.0)	0.497	820 (725-926)	1.376	115 (110-125)	2.018	tension
	64	38	48.6	4	69.6 (62.6-75.6)	0.943	572 (514-621)	0.960	58 (47-59)	0.930	shear
				4	63.0 (57.3-69.0)	0.854	526 (478-581)	0.883	53 (55-62)	1.018	shear
Hor. LVL	38	38	28.5	4	74.0 (72.0-80.6)	1.000	581 (565-633)	1.000	57 (50-64)	1.000	shear
				6	60.0 (53.9-65.4)	0.811	684 (614-745)	1.177	77 (69-90)	1.351	shear
				8	49.1 (38.9-52.9)	0.664	777 (617-837)	1.337	98 (92-103)	1.719	tension 6 shear 4
				11	37.3 (29.2-41.2)	0.504	800 (626-883)	1.377	113 (105-120)	1.982	tension 9 shear 1
	89	38	67.6	4	58.7 (52.9-61.0)	0.793	475 (449-508)	0.818	50 (39-56)	0.877	shear

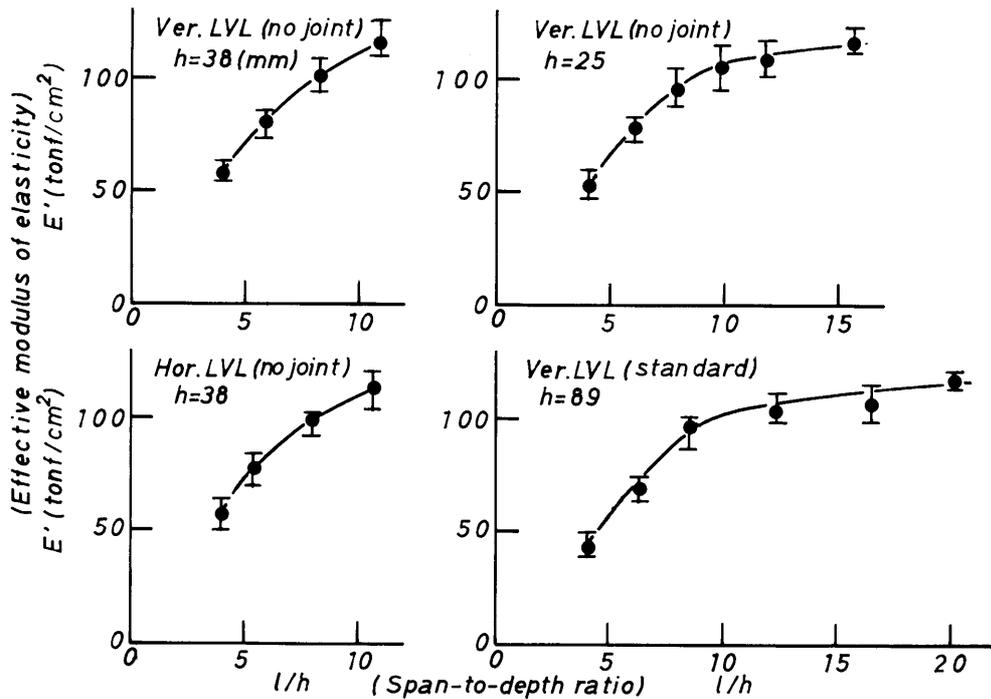
a) A_s : shear area, $A_s = a \cdot b$, a = shear span, b) τ_{max} : effective shear strength, c) E : effective modulus of elasticity, d) $S(n) / S(38)$: Strength ratio for h and $b=38$.

第21表 基本系LVLの曲げ試験結果

Table21 . Results of bending tests for standard LVL 's .

Type of LVL	h (mm)	b (mm)	A _s ^{a)} (cm ²)	l/h	$\tau_{max}^{b)}$		σ_{bb}		E' ^{c)}	
					average (kgf/cm ²)	S (n) ^{d)} S (38)	average (kgf/cm ²)	S (n) S (38)	average (tonf/cm ²)	S (n) S (38)
					Ver. LVL	38	38	28.9	4	65.5 (57.4-67.3)
	64	38	48.6	4	59.0 (53.3-64.6)	0.901	465 (420-509)	0.901	42 (36-46)	1.000
	89	38	67.6	4	52.9 (44.9-60.5)	0.808	436 (366-498)	0.845	44 (38-53)	1.048
			101.5	6	38.2 (32.7-42.0)	0.583	470 (403-517)	0.911	69 (65-74)	1.649
			152.2	9	28.9 (25.5-32.6)	0.441	491 (434-554)	0.952	97 (87-101)	2.310
			202.9	12	20.6 (18.1-23.7)	0.315	507 (445-583)	0.983	104 (99-112)	2.476
			270.6	16	15.2 (13.7-16.1)	0.232	497 (451-527)	0.963	108 (97-116)	2.571
			338.2	20	13.1 (10.8-13.7)	0.200	510 (445-561)	0.988	117 (114-121)	2.786
	112.5	38	85.5	4	47.2 (39.7-52.4)	0.721	381 (321-423)	0.738	44 (38-46)	1.048
	150	38	114.0	4	41.4 (37.7-45.0)	0.632	332 (302-361)	0.643	44 (41-50)	1.048
			342.0	12	16.7 (14.9-20.6)	0.255	402 (397-484)	0.779	130 (107-138)	2.857
Hor. LVL	89	38	67.6	4	45.8 (38.7-51.6)		384 (325-429)		47 (40-54)	
			101.5	6	38.7 (29.5-46.9)		403 (337-484)		65 (62-71)	

a)-d) : see Table 20., Failure form : all tension.



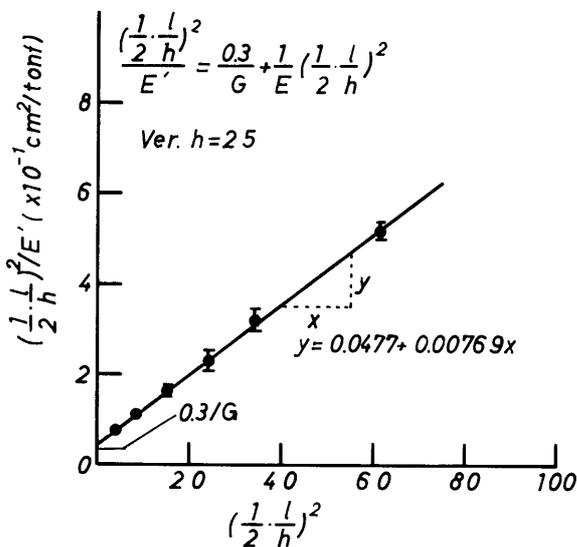
第26図 スパン-梁せい比 (l/h) と見掛けのヤング係数 (E') の関係

Fig.26 Effective moduli of elasticity (E') in bending for LVL according to span-to-depth ratios (l/h) .

の真の曲げヤング係数Eとせん断弾性係数Gを決定した。せん断によるたわみを考慮したスパン中央部のたわみ式に、E を求めたたわみ式を代入して変形すると、E と1/hの間には次式が成立する。

$$\left(\frac{\frac{1}{2} \cdot \frac{l}{h}}{E} \right)^2 = \frac{0.3}{G} + \frac{1}{E} \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{l}{h} \right)^2 \dots \dots \dots (2)$$

(1/2 · l/h)²/E を縦軸に、(1/2 · l/h)²/E を横軸に取り、第27図にVer. LVL梁せい125 mmのものについて示した。y切片よりせん断弾性係数G、直線の傾きより真の曲げヤング係数Eが求まる。最小2乗法により直線式を求めた相関係数は0.99以上の値を示し、直線関係は良好であった。他の条件のLVLでも同様な関係が認められ、第22表に上記の方法で求めた真のヤング係数Eとせん断弾性係数Gの値を示した。Eは125～138tonf/cm²の値であり、無ジョイントLVLではVer. とHor. LVLで差がなかった。基本系LVLのE値は125tonf/cm²と多少小さいが、この値は4章の4.2.1で記したが、せん断によるたわみの



第27図 真のヤング係数とせん断弾性率の決定法
Fig. 27 Method used for determination of pure modulus of elasticity and modulus of rigidity.

第22表 曲げ試験から求めた真のヤング係数とせん断弾性係数

Table 22. Average elastic properties in bending tests of Ver. and Hor. LVL's.

Type of LVL	h (mm)	Pure E (tonf/cm ²)	G (tonf/cm ²)	E/G
Ver.	25	130	7.3	17.8
	38	138	7.8	17.6
	89 ^{a)}	125	6.6	18.9
Hor.	38	129	6.9	18.7

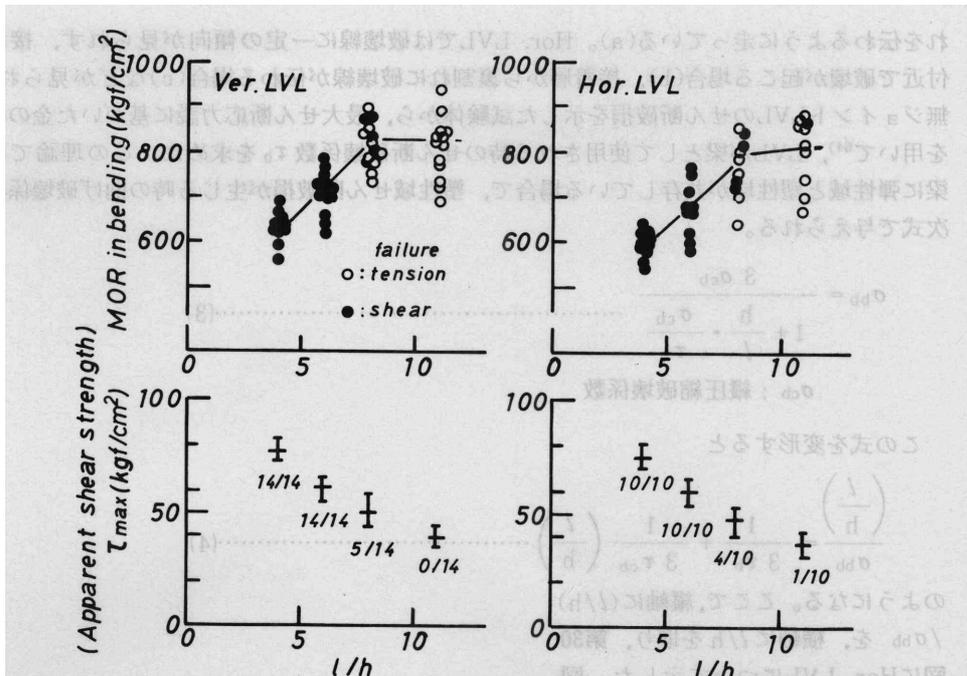
a) : Standard, b=38mm

ない真のヤング係数は引張のヤング係数と同程度であった。基本系LVLの値は4 mm厚9 プライのVer. LVLではバットジョイントによるヤング係数の低減は認められないという報告²⁶⁾もあり、無ジョイントLVLと同程度の値であると判断しても良いと思われる。Gは6.6～7.8tonf/cm²の値であり、Eに比べて多少その差が大きいが、各試験体のバラツキ幅として考えることも可能であり、無ジョイントLVLと基本系LVLとで明確な差があるとはいえない。沢田は⁶³⁾本邦産の針葉樹材についてE_L/G_{LT}=17、E_L/G_{LR}=22としているが、LVLの値はほぼその範囲内に入っていた。

5.3.2 せん断破壊係数

5.3.2.1 スパン - 梁せい比の影響

梁せい138mmの無ジョイントLVLの曲げ破壊係数 bb および見掛けの最大せん断破壊係数 ($max = 3 \cdot Q_{max}/2bh$, Q_{max} : 最大せん断力)と1/hの関係を第28図に示した。白丸は引張破損、黒丸はせん断破損したものの、分数はせん断破損したものの数を示す。 bb は

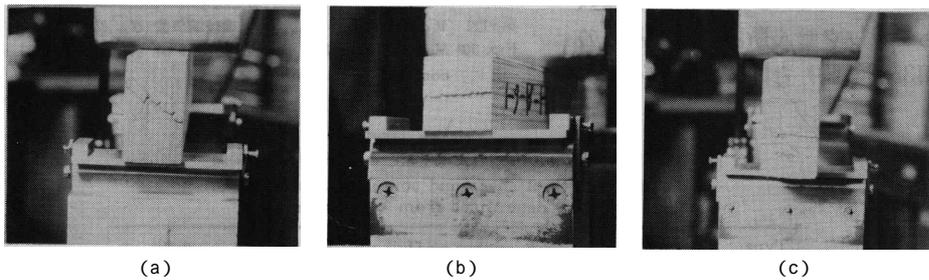


第28図 無ジョイントLVLの曲げ破壊係数 σ_b および見掛けの最大せん断破壊係数 τ_{max} とスパン・梁せい比の関係

Fig. 28 Effect of span-to-depth ratio on bending strength and effective shear strength for no joint LVL.

$l/h=8$ 前後まで変化なく、それより小さい l/h で急激に低下した。Ver. およびHor. LVLとも $l/h=4$ の時の曲げ破壊係数は $l/h=11$ の値に対して25%程度小さかった。木材梁では τ_{max} に寸法効果が存在することが報告²⁶⁾されており、本試験のLVLの結果についても l/h の増加とともに τ_{max} の低下が認められた。Ver. LVLでは $l/h=4.6$ で全試験体、8で14体中5体、Hor. LVLでは $l/h=4.6$ で全試験体、8で10体中4体、11で10体中1体がせん断破損を起こした。この結果は、Hor. LVLのほうがVer. よりせん断性能が劣ることを示している。引張破損とせん断破損の境界である $l/h=8\sim 11$ で、見掛けの最大せん断破壊係数は40~50kgf/cm²である。後述するがブロックせん断試験から得られたせん断破壊係数は70~110kgf/cm²あり、これに比べてこの値は1/2程度(第35図参照)である。

せん断破損を起こしたLVLの破損状態を第29図に示した。Ver. LVLでは破壊線が裏割



第29図 LVLのせん断破壊状態

(a) Ver. LVL, (b), (c) Hor. LVL

Fig. 29 Examples of horizontal shear failures for LVL.

(a) Ver. LVL (b), (c) Hor. LVL

れを伝わるように走っている(a)。Hor. LVLでは破壊線に一定の傾向が見られず、接着層付近で破壊が起こる場合(b)、接着層から裏割れに破壊線が伝わる場合(c)などが見られる。無ジョイントLVLのせん断破壊を示した試験体から、最大せん断応力説に基づいた金の理論を用いて⁶⁴⁾、LVLが梁として使用される時のせん断破壊係数 σ_{bb} を求めた。この理論では、梁に弾性域と塑性域が共存している場合で、塑性域せん断破壊が生じる時の曲げ破壊係数は次式で与えられる。

$$\sigma_{bb} = \frac{3 \sigma_{cb}}{1 + \frac{h}{l} \cdot \frac{\sigma_{cb}}{\tau_b}} \dots\dots\dots(3)$$

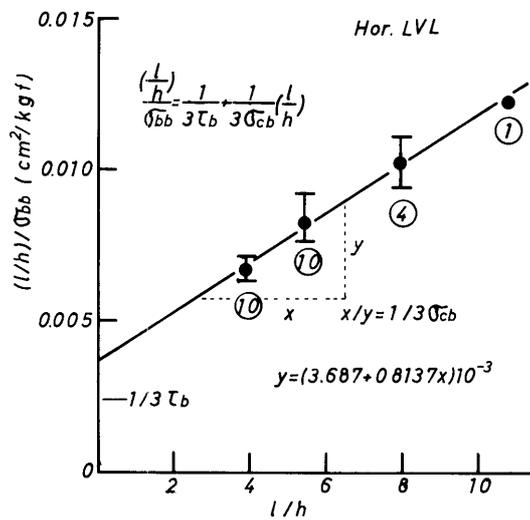
bb: 縦圧縮破壊係数

この式を変形すると

$$\left(\frac{l}{h}\right) \frac{1}{\sigma_{bb}} = \frac{1}{3 \tau_b} + \frac{1}{3 \sigma_{cb}} \left(\frac{l}{h}\right) \dots\dots\dots(4)$$

のようになる。ここで、縦軸に $(l/h) / \sigma_{bb}$ を、横軸に l/h を取り、第30図にHor. LVLについて示した。図中の丸数字はせん断破壊したものの数である。y切片より τ_b 、傾きより σ_{cb} が求められる。真のヤング係数を求めた時と同時に最小2乗法により、直線式を求めた。Ver. LVLについても同様にした。第23表に曲げ試験より求めたせん断破壊係数 σ_{bb} と破壊係数 σ_{cb} 、引張破壊を起こした試験体の曲げ破壊係数の平均値を引張破壊時の曲げ破壊係数 σ_{bb} として示した。

σ_{cb} 、 τ_b および σ_{bb} ともVer. LVLのほうがHor. より多少大きかった。圧縮破壊係数値は圧縮試験によるものと差がなかった。せん断破壊係数値もブロックせん断試験によるもの(第35図参照)と同程度であった。



第30図 せん断破壊係数(max)と圧縮破壊係数(cc)の決定法
Fig. 30 Method used for determination of shear strength and compression strength.

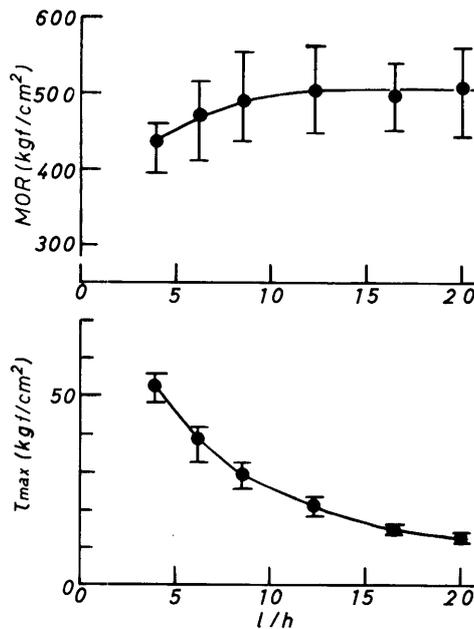
第23表 曲げ試験から決定された縦圧縮とせん断破壊係数の関係
Table 23. Values of shear and compressive strength of LVL's determined from bending tests.

Type of LVL	σ_{bb} (kgf/cm ²)	σ_{cb} (kgf/cm ²)	τ_b (kgf/cm ²)	σ_{cb}/τ_b	$\sigma_{cb}^{a)}$ (kgf/cm ²)
Ver.	820	434	94	4.167	432
Hor.	805	410	90	4.556	432

a) : from compressive test.

製材の場合、短スパンの曲げ試験から求めたせん断破壊係数はブロックせん断試験によるものより大きいともいわれているが⁶⁵⁾、ここでは差が認められなかった。この傾向はLVL特有のものであるか今後検討する必要がある。

梁せい189mmの基本系LVLの曲げ破壊係数およびせん断破壊係数と l/h の関係を第31図に示した。破壊形態はすべて引張破壊であり、せん断破壊を起こしたものは1体もなかった。 bb は $l/h=10$ 前後まで変化がなく、それより小さい l/h で低下した。 $l/h=4$ の時の bb は $l/h=12$ の値に対して15%程度小さかった。一般に梁せいが大きくなるとせん断力が大きく作用し、 l/h が小さくなった時の曲げ破壊係数の低下割合は大きくなる。梁せい138mmの無ジョイントLVLの曲げ破壊係数の低下は25%前後であり、これと比較すると基本系LVLの曲げ破壊係数の低下割合は小さかった。この現象は、 l/h が十分に大きい時の曲げ破壊係数が、基本系LVLの場合小さいことによって生じた考えられる。



第31図 基本系LVLの曲げ破壊係数および見掛けの最大せん断破壊係数とスパン・梁せい比の関係

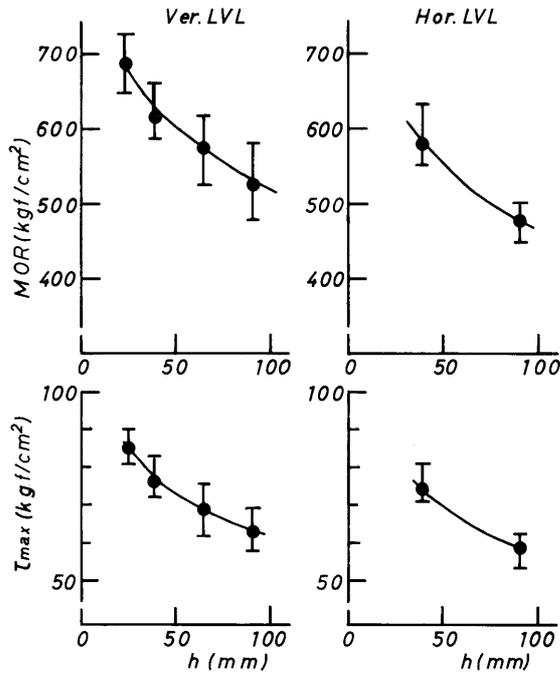
Fig. 31 Effect of span-to-depth ratio on bending strength and effective shear strength for standard LVL.

無ジョイントLVLの曲げ破壊係数から得られたせん断破壊係数から判断すると基本系LVLはバットジョイントによる欠損断面で曲げ破壊係数が低いいため、せん断破壊にいたらなかったと考えられる。Bohlenは6プライで1個のバットジョイントがあるLVLではせん断破壊が生じており、見掛けの最大せん断破壊係数はバットジョイントの無いものと同一で、バットジョイントはせん断破壊係数に影響しないと報告¹⁴⁾している。これは基本系LVLに比べ、バットジョイントによる欠損断面が小さいため、曲げ破壊係数が相対的に大きくなったことによるものと思われる。

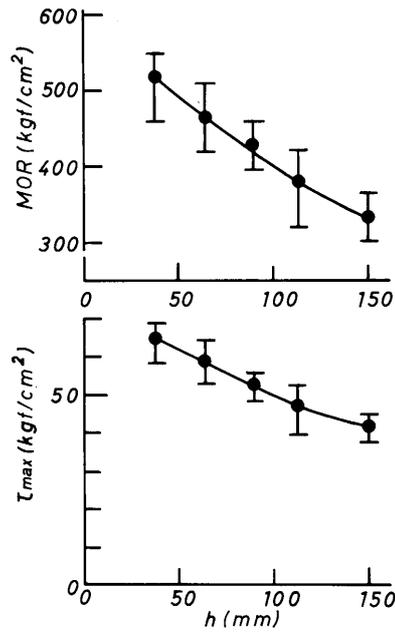
5.3.2.2 梁せいの影響

$l/h=4$ に固定して梁せいを変えた時に見掛けの最大せん断破壊係数がどのようにになるか検討した。第32図に無ジョイントLVLの bb および T_{max} と梁せいの関係、第33図に基本系LVLについての関係を示した。無ジョイントLVLではすべてせん断破壊を起こしたが、基本系LVLではすべて引張破壊を起こした。この理由については5.3.2.1に記してある。しかし、梁せいの増加に伴う T_{max} の低下は、無ジョイントおよび基本系LVLで同じような傾向を示した。

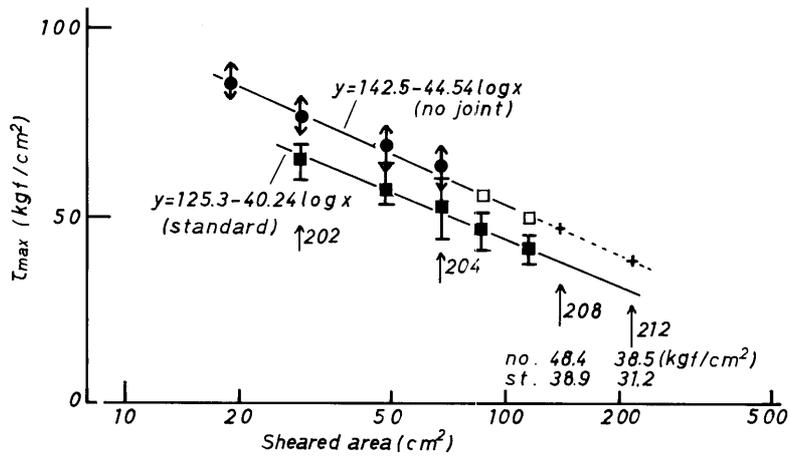
そこで、 T_{max} と梁せいの関係を面積法⁶⁶⁾を用いて推定した。面積法は水平せん断の面積($A=a \cdot b$, a :せん断スパン, b :試験体幅)に対する T_{max} を求める方法である。第34図に無ジョイントおよび基本系LVLの T_{max} とせん断面積の関係を示した。黒印は実測値で、白ぬきは基本系LVLの梁せい増加による T_{max} の低減割合を無ジョイントLVLの値に乗じて予測したものである。これらの点から最小2乗法により直線式を求めた。回帰直線を外挿すると無ジョイントLVLでは見掛けの最大せん断破壊係数は208, 212材で、それぞれ47, 39



第32図 無ジョイントLVLの曲げ破壊係数および見掛けの最大せん断破壊係数と梁せいとの関係
 Fig. 32 Effect of beam depth under $l/h=4$ on bending strength and effective shear strength for no joint LVL.



第33図 基本系LVLの曲げ破壊係数および見掛けの最大せん断破壊係数と梁せいとの関係
 Fig. 33 Effect of beam depth under $l/h=4$ on bending strength and effective shear strength for standard LVL.



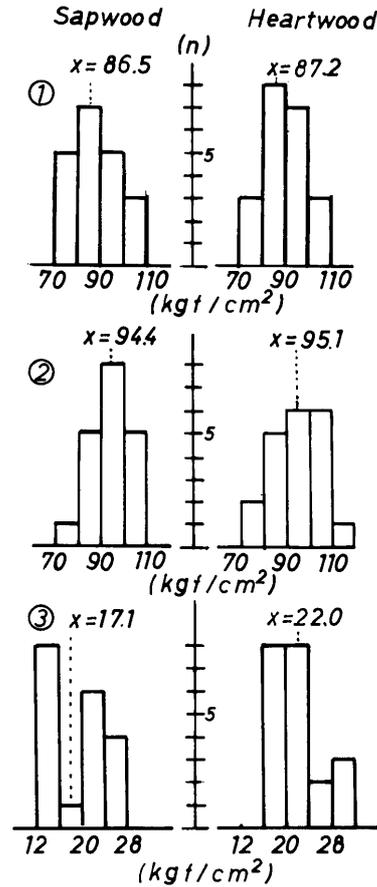
第34図 見掛けの最大せん断破壊係数とせん断面積との関係
 Fig. 34 Relationships between shear-area and effective shear strengths.

kgf/cm²程度になる。この値は藤井の報告⁴⁶⁾とほぼ同一の値である。しかし、LVLの場合バットジョイントが存在しており、せん断破損が起きなくても見掛けの最大せん断破壊係数は基本系LVLの直線上にあると考えられる。この場合の見掛けの最大せん断破壊係数は208, 212材で、それぞれ39, 31kgf/cm²になる。

枠組壁用の部材の場合、最も梁せいの大きい部材は212材であるが、この時のLVLの見掛けのせん断破壊係数は30kgf/cm²とするのが適切であろう。この値は集成材および製材と比較するとかなり小さい値である。

5.3.3 ブロックせん断破壊係数

ブロックせん断試験結果を第35図に示した。は積層面に平行、は積層面に垂直、はローリングシアアを示す。とを比べるとの方が大きかった。は曲げ試験による水平せん断のHor. LVLに、はVer. に相当する。ととで辺材単板LVLと心材単板で強度値に差がなかったが、では辺材単板LVLは心材単板に比べて小さかった。曲げ破壊係数では心材単板LVLは辺材単板に比べて75%程度しかないが、せん断破壊係数ではほとんど差がなく、むしろ心材単板LVLの方が大き目である。この原因としては、心材単板LVLでは辺材単板に比べて純粋せん断破壊が生じにくかったことと辺・心材単板で裏割れの形態が異なることが考えられる。後者については、裏割れが強度値に最も影響を与えと考えられるの値が、辺材単板LVLで小さいことから推測される。の値は、に比べて、20%程度しかなかった。



第35図 ブロックせん断試験結果
 、 、 : 第25図参照
 Fig. 35 Shear - strengthes of LVL
 Obtained in block shear test .
 , , : see Fig. 25

6. 機械的性質(3)

- 曲げ長期荷重性能 -

6.1 はじめに

LVLのクリープ性能はバットジョイントや裏割れなどにより製材とは異なる可能性があるが、クリープに関する試験は非常に少なく⁶⁷⁾、それらのクリープ性能への影響は明らかでない。本章では、クリープ性能を製材と比較することと、クリープ限度の推定と実大材におけるクリープ挙動について検討した。

6.2 供試験材および試験法

6.2.1 クリープ試験体の調整

フェノール変性レゾルシノール樹脂接着剤を用いて、基本系LVLを製造したものである。製材については、引張試験体に用いたものと同一である。

試験体寸法を第24表左欄に示した。基本系LVL(本章では基本系LVLしか用いなかったため、以後LVLとのみ記す)では梁せい125mm、梁幅15.2mm(4プライ、小試験体)、梁せい156mm、梁幅0.4mm(8プライ)、および梁せい189mm、幅45.6mm(12プライ)の3種、製材では梁せい125mm、梁幅15mm(無欠点小試験体)および梁せい189mm、梁幅38mmの2種とした。これらの試験体を20℃、65% R.H.の恒温恒湿室に2~4カ月入れて含水率の調整を行った。

第24表 試験体寸法と試験条件

Table 24. Specimen dimensions and condition of creep tests.

	Specimen dimension			Condition of creep test						
	Depth (mm)	Breadth (mm)	Butt ^{a)} joint	Stress ratio	Span (mm)	Shear span (mm)	b) a/h	Load time (hr.)	Temp. (°C)	Humi. R.H. (%)
LVL	25	15.2	○	8	600	180	7.2	120	20	65
	25	30.4	×	2	600	180	7.2	120	20	65
	56	45.6	○	1 ^{c)}	1340	420	7.5	720	20	65
	89	45.6	○	8	2250	700	7.9	1080	20	65
	89	45.6	○	1 ^{c)}	2250	700	7.9	1440	left in room	
Lumber	25	15	—	8	600	180	7.2	360	20	65
	89	38	—	1 ^{c)}	2250	700	7.9	1080	20	65

a) : with, × : without, b) a/h : shear span - depth ratio, c) 1 : =90kgf/cm²

その後、小試験体では、6.2.2で記す曲げクリープ試験と同様の荷重条件で、インストロン型万能試験機を用い、各試験体の曲げ剛性試験を行い、クリープ試験体の組み合わせを定めた。次にその組み合わせの中から試験体を任意に選びだし、静的曲げ試験を行い、曲げ破壊係数と比例限度を求めた。

実大試験体では、LVLの場合、ペアサンプルを取り、半分を曲げ剛性試験のみ、残りを破壊試験まで行い、各LVLの応力比を推定し、クリープ試験に供した。クリープ破壊を生じなかった試験体については、クリープ試験後に静的曲げ試験を行い、クリープ荷重の応力比を求めた。製材の場合は、許容応力度(=90kgf/cm²)の荷重を加えクリープ試験を行い、試験後、LVLと同様に破壊係数を行った。

6.2.2 クリープ試験の条件

クリープ試験の条件を第24表右欄に示した。小試験体では2種類の試験を行った。

クリープ限度を推定するためのもの。

静的曲げ試験の結果得られた破壊応力を基準にし、LVL、製材とも応力比を8条件、温・

湿度条件を20 , 65% R.H.とした。

バットジョイントの影響を検討するためのもの。

バットジョイントの無いLVLを作製し、応力比を0.2~0.3の間で2条件、温・湿度条件を20 , 65% R.H.とした。

実大試験体では2種類の試験を行った。

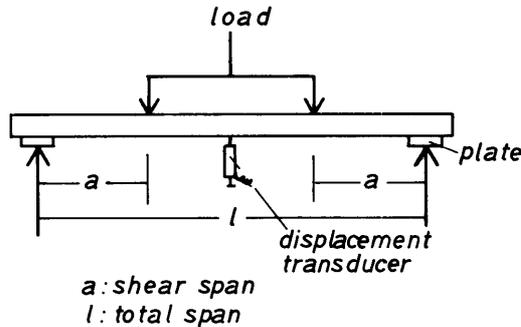
恒温恒湿室で試験を行ったもの。

LVLの梁せい156mmのもの製材については、カラマツ製材の曲げ長期許容応力度である90kgf/cm²になるように荷重を設定した。LVLの梁せい189mmのものについては、各試験体で推定応力比0.15~0.90の範囲で荷重を設定した。

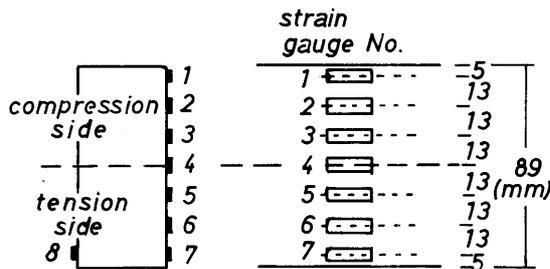
室内放置で試験を行ったもの。

LVLの梁せい189mmのものについて、応力度90kgf/cm²の荷重を載荷し、クリープ試験を行った。(温・湿度は変動する)

曲げクリープ試験の荷重方式は第36図に示したような4点荷重方式を採用した。荷重方向はVer.とした。試験時のスパンは、試験体寸法にかかわらず、せん断スパン - 梁せい比が7.5前後になるようにした。クリープたわみの測定は1/100mm精度の変位計を用いて、梁全体の変位を測定した。クリープ継続時間は、LVLでは小試験体で120時間、実大試験体では最大1440時間(2カ月)、製材では小試験体で360時間、実大試験体で1440時間とした。なお、実大試験体の一部に第37図に示したようにストレインゲージを張り、クリープ試験継続中の材内ひずみを測定した。



第36図 クリープ試験法
Fig. 36 Method of creep test .



第37図 ストレインゲージの位置
Fig. 37 Position of strain gauges .

6.3 結果と考察

6.3.1 小試験体におけるクリープ性状

一般に木材のクリープ曲線の実験式は、長時間側では t^N 則で近似されるものが多く⁽⁶⁸⁾ クリープ曲線の実験式は変形量をたわみで示すと次のとおりである。

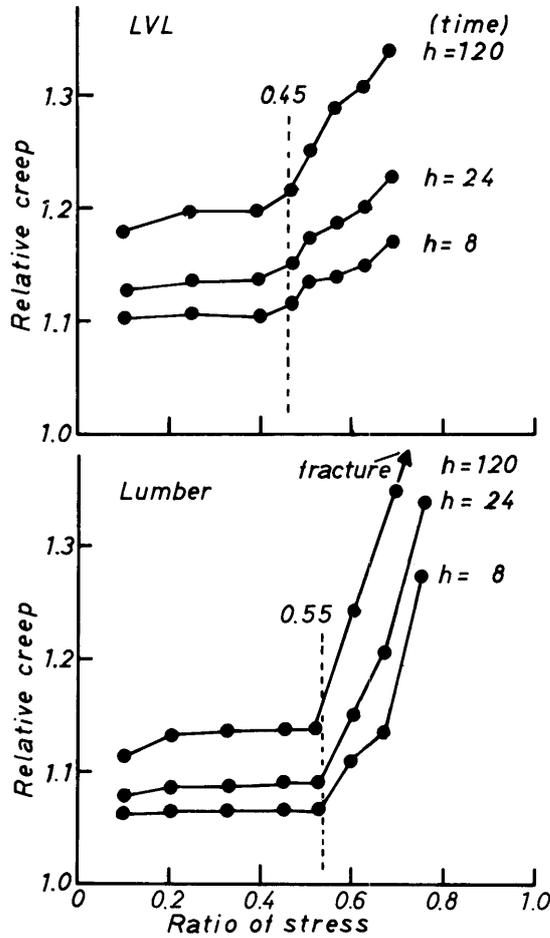
$$\epsilon(t) = \epsilon_0 + \epsilon_c(t) \dots \dots \dots (5)$$

$$\epsilon_c(t) = A t^N \dots \dots \dots (6)$$

A, Nは定数である。(5), (6)式より相対クリープは次式で与えられる。

$$\epsilon(t) / \epsilon_0 = 1 + A / \epsilon_0 \cdot t^N \dots \dots \dots (7)$$

A / ϵ_0 は、瞬間たわみに対する負荷後、単位時間(1時間)後のクリープたわみの比率を示している。第38図に各応力比に対する相対クリープ値を8, 24, 120時間について示し



第38図 小試験体の応力比と相対クリープの関係
 Fig. 38 Relationships between ratio of stress and relative creep for small specimens.

た。平均傾斜の異なる2つの折線の交点をクリープ限度として⁶⁹⁾、図中に破線で示したが、その位置はLVLで応力比0.45前後、製材で0.55であった。LVLの場合、クリープ限度以上の応力比で相対クリープの増加割合は製材より小さいが、クリープ限度内での相対クリープは製材より1.5倍程度大きかった。ラワンLVLで試験した報告⁶⁷⁾によるとクリープ限度は0.6前後と高く、今回試験を行ったカラマツLVLよりもクリープ性能が良いことが認められる。この差異は中・小径針葉樹から切削した単板品質が、ラワンLVL用の単板に比較して、裏割れ率や密度などが大きく、低品質であることから生じたのではないかと考えられる。

LVLと製材のクリープ曲線を第39図に示した。応力比が大きいほどクリープたわみが増加した。第39図の回帰直線から求めたクリープ直線の実験定数と、その実験定数から求めた負荷後10年および20年後の推定相対クリープの値を第25表に示した。日本建築学会の木構造設計基準・同解説における長期ヤング係数を短期ヤング係数の1/2としているのは⁷⁷⁾、この相対クリープが2であることを意味する。A値は応力と関係があるとされており、応力比が高くなるにつれて大きくなった。N値は従来から材料によって一定値になる⁷⁰⁾とされているが、ここでも高応力比のものを除き、応力比の大小にかかわらず、LVLおよび製材ともほぼ一定値であり、前者で0.24、後者で0.27であった。クリープ限度内で推定相対たわみの大きさは、LVLの10年後のものと製材の20年後の値がほぼ等しかった。

バットジョイントの影響をみるため、バットジョイントのあるLVLの応力比0.2~0.3に匹敵する荷重を加えて、バットジョイントの無いLVLのクリープ試験を行った。このクリープ曲線の定数を第26表に示した。第25表のLVLの値と瞬間たわみが異なるため、A値の直接比較はできない。そこで、 A/δ_0 で比較してみた。Nおよび A/δ_0 値ともバットジョイントの有無で差が無く、クリープたわみに対してバットジョイントが影響を与えていないことを示している。

第25表 小試験体におけるLVLおよび製材のクリープ定数と推定相対クリープ
Table 25 . Creep constants and the presumed relative creeps for small
Specimens of LVL and lumber .

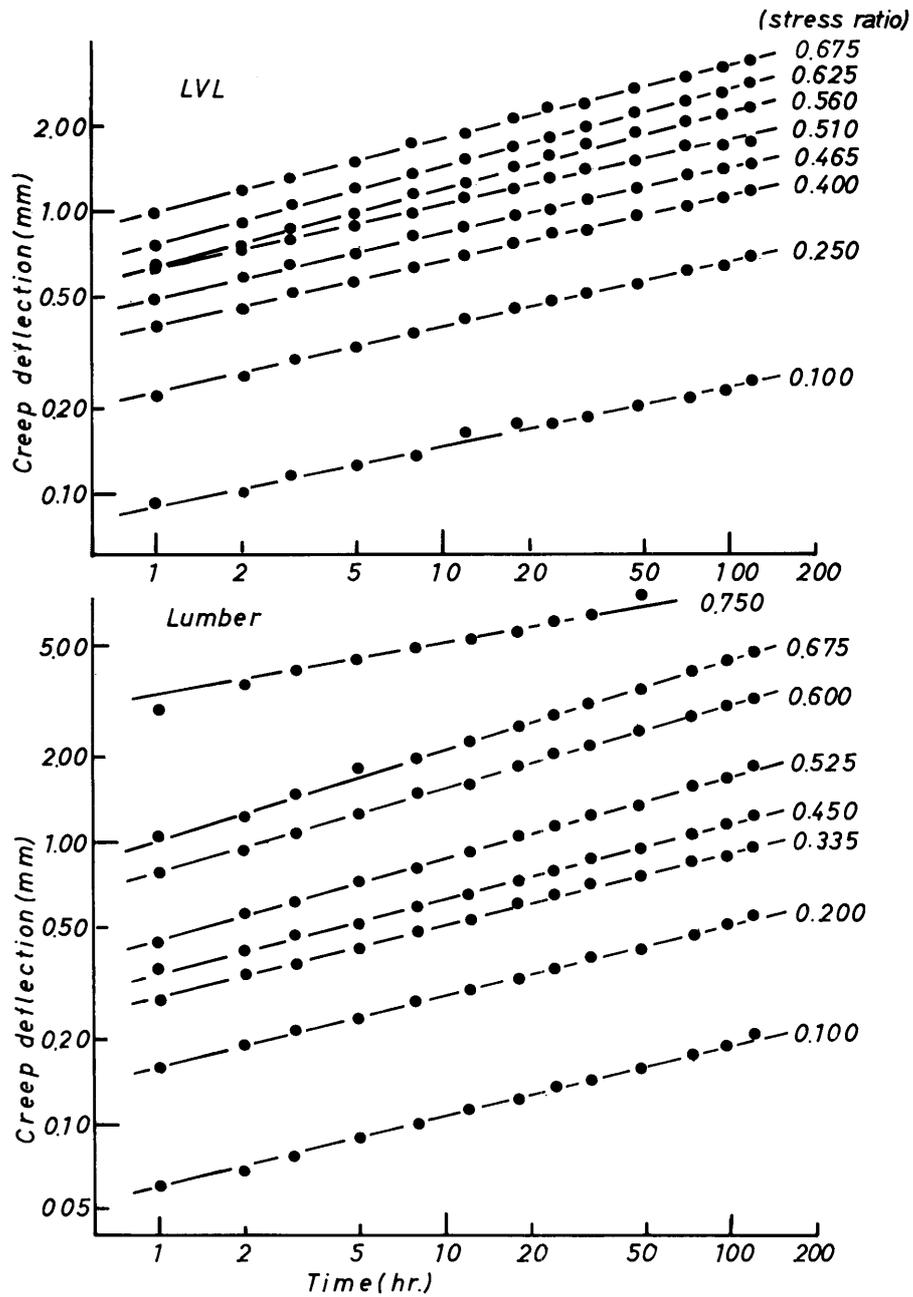
	Stress ratio	A ^{a)}	N ^{a)}	A/ δ_0	δ_0 ^{b)} (mm)	δ_{10}/δ_0 ^{c)}	δ_{20}/δ_0 ^{c)}
LVL	0.100	0.09	0.21	0.0652	1.38	1.71	1.82
	0.250	0.23	0.23	0.0627	3.67	1.86	2.01
	0.400	0.39	0.23	0.0671	5.81	1.91	2.07
	0.467	0.49	0.23	0.0712	6.88	1.98	2.15
	0.510	0.62	0.23	0.0820	7.56	2.13	2.33
	0.560	0.64	0.27	0.0792	8.08	2.72	3.07
	0.625	0.77	0.27	0.0869	8.86	2.86	3.25
	0.675	1.00	0.26	0.1008	9.93	fracture at 336 hr.	
Lumber	0.100	0.06	0.26	0.0365	2.06	1.64	1.76
	0.200	0.16	0.25	0.0393	4.19	1.69	1.82
	0.335	0.28	0.26	0.0389	7.09	1.76	1.90
	0.450	0.34	0.27	0.0367	9.24	1.84	1.96
	0.525	0.45	0.28	0.0410	10.96	1.97	2.12
	0.600	0.78	0.30	0.0594	13.12	2.79	3.21
	0.675	1.04	0.33	0.0631	16.41	fracture at 284 hr.	
	0.750	3.26	0.19	0.1850	17.60	fracture at 72 hr.	

a) A, N : creep constant , b) δ_0 : initial deflection ,
c) δ_{10} , δ_{20} : presumed deflection after 10 years and 20 years
average of four specimens for LVL
average of two specimens for lumber

第26表 無ジョイントLVLのクリープ定数
Table 26 . Creep constant for no joint LVL

Stress ratio	A ^{a)}	N ^{a)}	A/ δ_0	δ_0 ^{b)} (mm)
0.30	0.26	0.23	0.0654	3.97

a) , b) : see Table 25 .



第39図 小試験体のクリープ曲線
 Fig. 39 Creep deflection curves of small specimens .

6.3.2 実大試験体におけるクリープ性状

6.3.2.1 恒温恒湿室におけるクリープ性状

恒温恒湿室内における実大試験体のクリープ試験結果をまとめて第27表に示した。クリー

第27表 実大材LVLのクリープ試験結果

Table 27. Results of creep tests for full size standard LVL.

Sample No.	Static Bending Test				Creep Bending Test				Creep failure time				
	σ_{bb} (kgf/cm ²)	$\sigma_{fp}^a)$	δ_{max} (mm)	$\delta_p^b)$ (mm)	$\sigma_{cr}/\sigma_{bb}^d)$	$\delta_0^e)$ (mm)	δ_0/δ_{max}	A/ $\delta_0^f)$ (%)		N ^{f)}	Growth of frast damage $\frac{\delta_0 + \delta_c(t)}{\delta_p}$	$\frac{\delta_0 + \delta_c(t)}{\delta_{max}}$	Time (day)
1	261	249	36.13	34.00	93.8	90.0	0.96	0.152	7.34	0.15	4.15	0.23	
2	260	227	36.91	32.69	92.7	95.5	1.03	0.206	7.08	0.19	3.68	0.25	
3	324	257	51.83	39.50	89.2	94.6	1.06	0.248	11.23	0.22	3.83	0.24	
4	317	250	47.33	36.00	91.6	88.6	0.96	0.254	10.80	0.23	4.25	0.26	
5	270	228	39.92	34.00	93.2	90.4	0.97	0.298	10.62	0.27	4.53	0.21	
6	250	221	38.12	33.62	86.3	90.6	1.05	0.399	13.09	0.34	3.65	0.22	
7	303	257	44.74	32.00	91.4	89.6	0.98	0.423	17.27	0.39	4.14	0.24	
8	319	253	47.57	35.00	91.3	86.9	0.95	0.445	18.87	0.40	4.60	0.20	
9	275	233	42.68	33.89	83.4	85.1	1.02	0.511	19.76	0.46	4.11	0.23	
10	283	236	40.80	33.50	91.2	93.9	1.01	0.554	20.97	0.51	3.96	0.23	
11	324	257	51.83	39.50	89.3	87.5	1.03	0.603	28.36	0.55	4.11	0.24	
12	228	184	39.88	28.50	80.0	81.4	0.98	0.604	21.30	0.53	4.18	0.23	
13	303	259	44.74	32.00	93.3	86.8	0.93	0.657	28.56	0.64	4.13	0.23	
14	256	253	32.48	32.30	84.8	83.1	0.98	0.679	25.68	0.79	4.05	0.26	
15	283	239	41.40	34.75	88.5	87.2	0.99	0.688	27.09	0.65	3.81	0.25	
16	270	228	39.92	34.00	94.3	83.3	0.89	0.690	25.35	0.64	4.18	0.26	
17	263	252	32.57	32.50	91.7	91.3	0.94	0.713	24.76	0.76	4.58	0.23	
(18) ^{b)}	(230)	(207)	(32.88)	(29.53)	89.5	—	—	(0.750)	25.49	(0.78)	2.91	0.34	
19	261	249	36.13	34.00	94.1	87.5	0.93	0.754	26.81	0.74	3.87	0.25	33 day
(20) ^{b)}	(250)	(221)	(38.12)	(33.62)	89.6	—	—	(0.785)	26.90	(0.78)	5.73	0.27	47 day
(21) ^{b)}	(260)	(227)	(36.91)	(31.69)	88.8	—	—	(0.900)	32.52	(0.88)	3.11	0.35	28 hr. 28 hr.

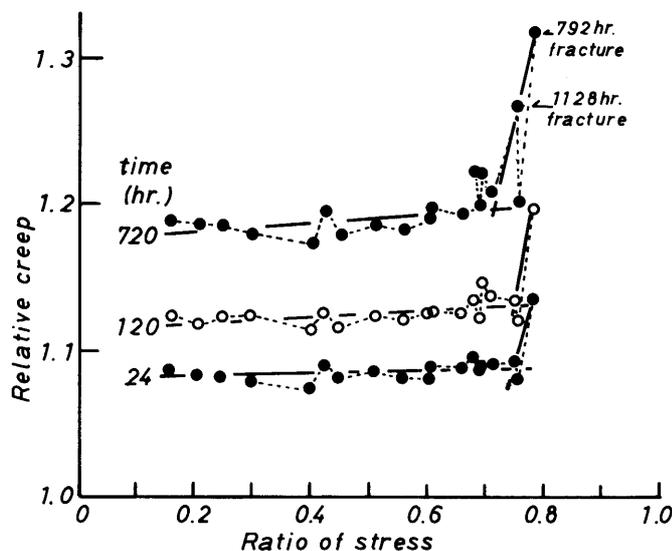
a) σ_{bb} , σ_{fp} : modulus of rupture and proportional limit, b) δ_{max} , δ_p : maximum deflection and proportional limit, c) E_b , E_a : modulus of elasticity for creep before and after, d) σ_{cr}/σ_{bb} : stress ratio, e) δ_0 : initial deflection, f) A, N: creep constant, g) $\delta_c(t)$: creep deflection, h): presumed value from pair specimen.

ブ応力比は、クリープ試験終了後の静的曲げ試験から求めたもので、クリープ試験中に破壊したものについては、ペアサンプルの曲げ試験から求めた推定値である。高応力比（応力比0.6以上）の試験体では、クリープ破壊はしなかったが、クリープ試験中に微少な破壊を生じ、曲げ破壊係数がクリープ試験前より低下したのもあると思われ、これらの試験体の応力比は相対的に高目になった可能性がある。

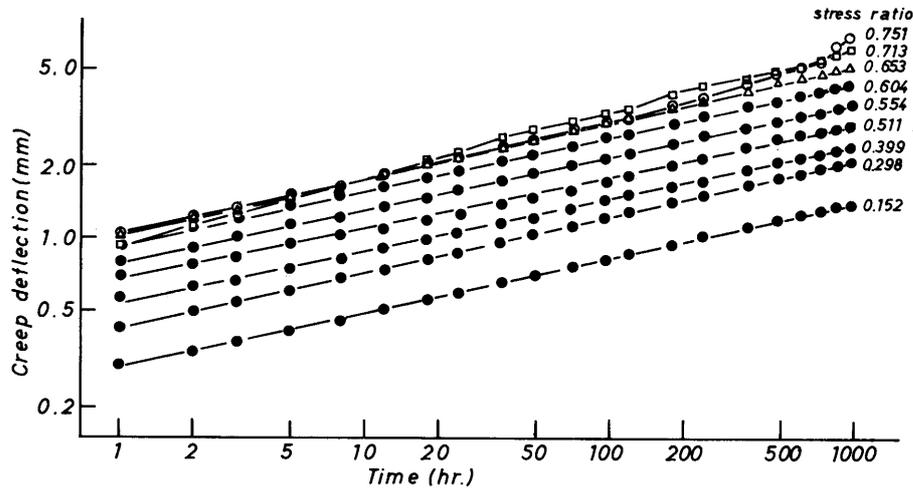
相対クリープと応力比の関係を24, 120, 720時間に対して第40図に示した。平均傾斜の異なる折線の交点をクリープ限度としてみると、小試験体のようにその位置が見いだせない。すなわち、高応力比のものは、ある時間まで、低応力比と相対クリープ値に差が無いが、試験体内の微少な破壊により急激に相対クリープが上昇しており、相対クリープ値を基準にしたクリープ限度応力比を推定するのは困難である。この原因は、小試験体と実大試験体におけるクリープ進行が異なることによると思われる。一点目は、小試験体のほうが、破壊応力度が大きいいためクリープ荷重の相対応力比が同一でも実質の応力度が大きいこと、二点目は、実大試験体のほうがクリープ進行中に欠点などによって微少破壊が多く発生し、階段状にクリープたわみが増加すること、に起因していると考えられる。

第41図にクリープ曲線を示した。各試験体について、破壊応力度から求めた応力比であり、比例限度応力や初期剛性が異なるため、応力比に対するクリープたわみが多少異なる。しかし、応力比が大きいほどクリープたわみが増加することはほぼ確実である。第42図に応力比0.30, 0.50, 0.65前後のクリープ応力時の代表的なクリープたわみおよびひずみ曲線を示した。低応力比のものでは、たわみおよびひずみ曲線ともスムーズに増加した（No.5, No.8）が、高応力比のものでは、突然たわみ曲線が上昇し、その後一定の増加率を保つもの（No.15）やたわみ曲線に異常が認められないが、引張側のひずみが急激に変動するもの（No.16）があった。

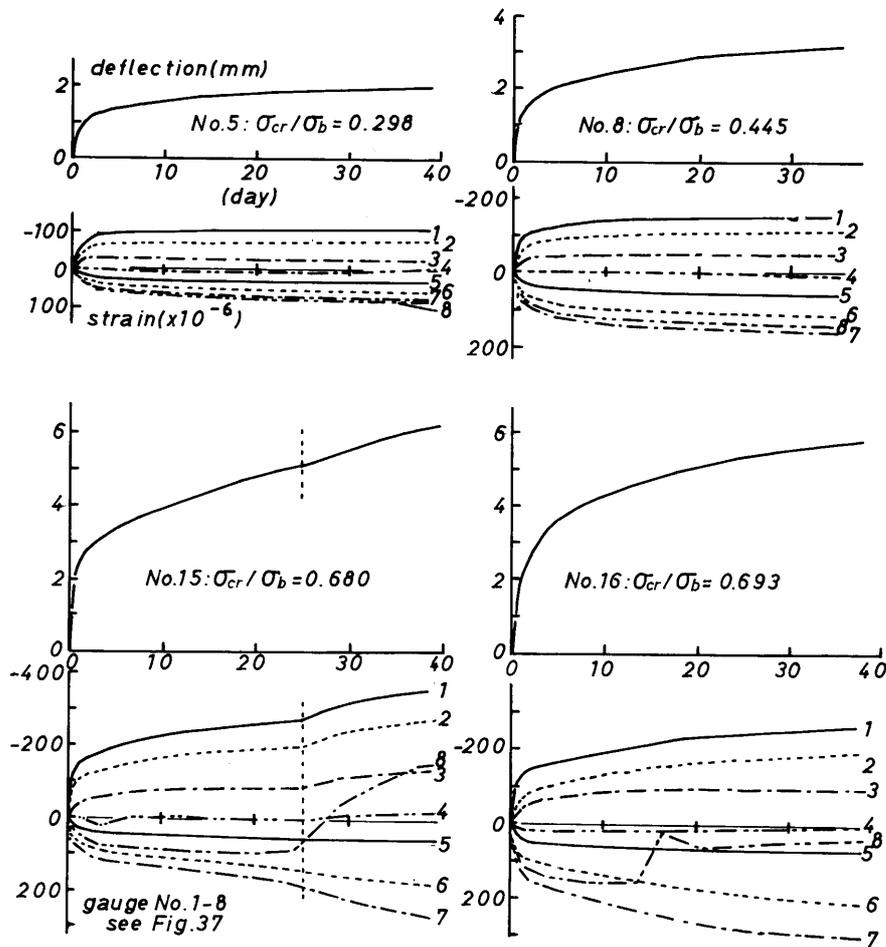
実大試験体で中程度の応力比（0.5前後）でも t^N 則の適用が可能であることを Hoyle らが⁷¹⁾ 指摘しており、ここでは小試験体と同様にクリープ曲線を t^N 別を用いて表した。 t^N 則



第40図 実大試験体の応力比と相対クリープの関係
Fig. 40 Relationships between ratio of stress and relative creep for fullsize LVL.



第41図 実大試験体のクリープ曲線
Fig. 41 Creep deflection curves of full size specimens .

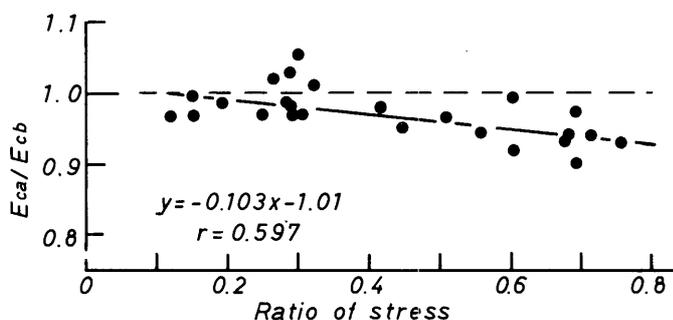


第42図 実大試験体のクリープたわみとクリープひずみ曲線
Fig. 42 Creep deflection and strain curves for full size specimens .

の定数 σ , 1時間時の A/σ , N 値を第27表に示した。低応力比では N 値は小試験体とほぼ同一であるが, A/σ 値はかなり小さく, A/σ 値について寸法効果の影響が認められた。この点については6.3.3.1で記す。

クリープ破壊をみると破壊前に急激にクリープ変形が増加する場合とほとんど増加せず破壊する場合があった。 t^N 則は、厳密には致命的な破損が入る時間帯までにはしか適用できないと考えられる。第27表から明らかなように一次破損が入る時点のたわみ量は、静的曲げ比例限度たわみとほぼ等しく、その範囲であれば十分適用可能であると判断される。比例限度たわみを超えるとクリープ進行スピードが速くなると考えられるが、この点の検討は6.3.3.2で行う。

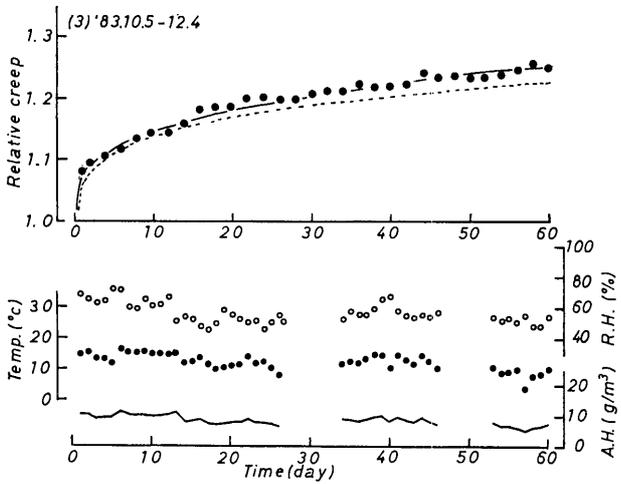
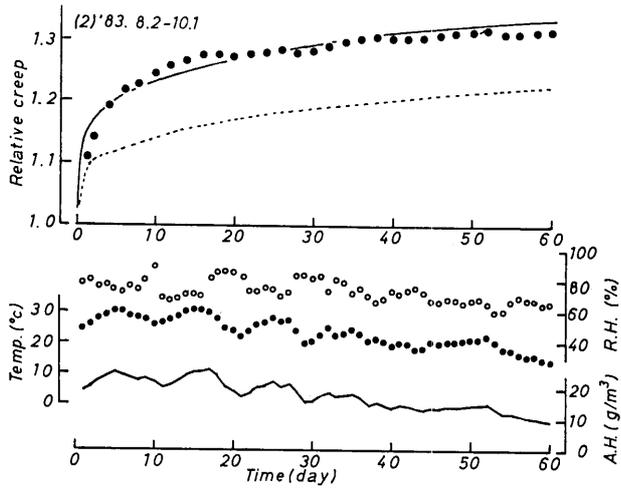
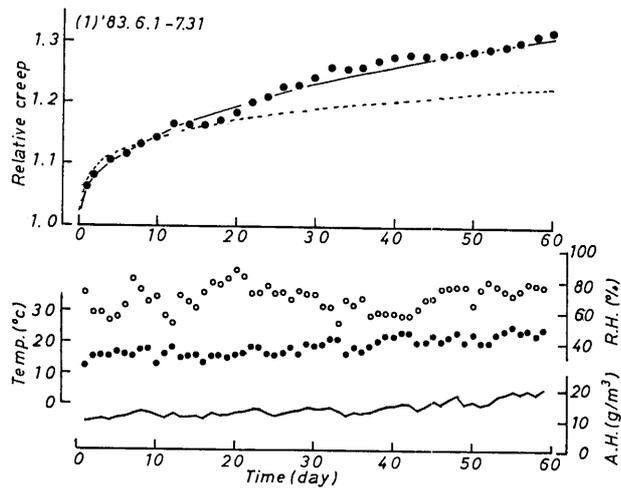
クリープ荷重載荷前後の曲げ剛性の比と応力比の関係を第43図に示した。ここでは、6.3.2.3に記す室内に放置したクリープ試験の試験体も加えて示した。クリープ限度内の応力比では、クリープ荷重の履歴による剛性の低下は無いとされているが、クリープ期間長などの問題もあり、この点について一概には断定できないと思われる。分子レベルを基準とすると低応力比のクリープでは、クリープ荷重下で結晶、非結晶域において分子の再配列が生じ、荷重前の剛性より、増加する可能性が考えられる。一方、高応力比では、分子レベルにおいて結晶域の切断が生じ、あわせて試験体レベルでは微少破損の発生が考えられ、そのために剛性は低下する可能性がある。同一荷重方式による剛性試験をしたが、ヤング係数に対して実験的誤差があることを前提に、第43図に回帰直線を示した。低応力比では荷重載荷前後で剛性は同一か多少大きく、高応力比では多少小さくなる傾向が認められた。



第43図 各応力比におけるクリープ前後のヤング係数の関係
 Fig. 43 Relationship between moduli of elasticity before after creep on stress - ratios .
 Ecb : before creep , ca : after creep

6.3.2.2 室内放置におけるクリープ性状

室内に約2カ月間放置したクリープ試験の相対クリープ、平均温度、平均相対湿度および容積絶対湿度の変動の様子を第44図に示した。クリープ試験の結果は2体の平均値である。温・相対湿度の1日の平均値は、4時間おきに6回測定した値を平均化した。容積絶対湿度は平均温度における飽和水蒸気量と平均相対湿度から計算で求めた⁷²⁾。から、それぞれ(1) 83.6.1 - 7.31, (2) 8.2 - 10.2, (3) 10.3 - 12.4の間クリープ試験を行った結果である。冬期間は室内でも0度以下になり、通常の湿度計では相対湿度が検知できないことや、クリープ変形は低温少湿度化では非常に小さくなる⁷³⁾ことを考慮して冬期間の試験は行わなかった。



第44図 室内放置における相対クリープ曲線と温度 (Temp.), 相対湿度 (R.H.), 絶対湿度 (A.H.) の変動
 Fig. 44 Relative Creep deflection curves and changes of temperature (Temp.), relative humidity (R.H.) and absolute humidity (A.H.) in a room .

各試験期間の特徴は、(1)では、段々と高温多湿に向かう時期、(2)では、高温多湿期に荷重を載荷し、その後しばらくして低温少湿に向かう時期、(3)では、載荷時点ではまだ多少の暖気があるが、室内の温度とすれば、本州の冬期に当たる時期である。各相対クリープ曲線図内に示した破線は、恒温恒湿室内で試験を行った応力比0.3以下のものの平均値より求めた相対クリープ曲線である。

一般に木材のクリープ進行度は、温度より水分に依存しているとされている。第44図の(1)-(3)の温度と相対湿度をみると、相対湿度の変動は常に大きく、温度は、(1)では段々と上昇している。(2)では、載荷初期では高く、その後段々と低下している。(3)では、それほど明確な差が認められない。これらに対応する相対クリープ曲線は、(1)では、荷重載荷後20日前後から相対クリープの増加割合が増している。(2)では、10日前後まで急激に相対クリープが上昇し、その後あまりクリープは進行してない。(3)では、(1)の初期と同程度の相対クリープの上昇割合が続いている。温度・相対湿度とも変動しているため、これらのクリープ挙動をみる時、どちらの変動が有意であるか、判断するのは難しい。そこで容積絶対湿度を指標として取ってみた。第44図に示してあるが、温度・相対湿度に比べて変動幅は小さく、なめらかに変動している。時間的に多少ずれがあるが相対クリープの進行度合との関係がかなり明確になっている。温度と相対湿度の変動幅が室内放置程度の範囲内であれば、容積絶対湿度による評価法はクリープ挙動を知る一つの指標になりうるのではないかとと思われる。

(1)-(3)の温・相対湿度と相対クリープ値をクリープ開始日から各日で平均化したものを第45図に示した。温度は平均で18℃、最高で20.5℃、最低で15.5℃の範囲を、相対湿度は平均で68.5% R.H.、最高で75% R.H.、最低で62% R.H.の範囲を挙動している。同図内の相対クリープ曲線は3本の相対クリープ値を平均して示したものである。

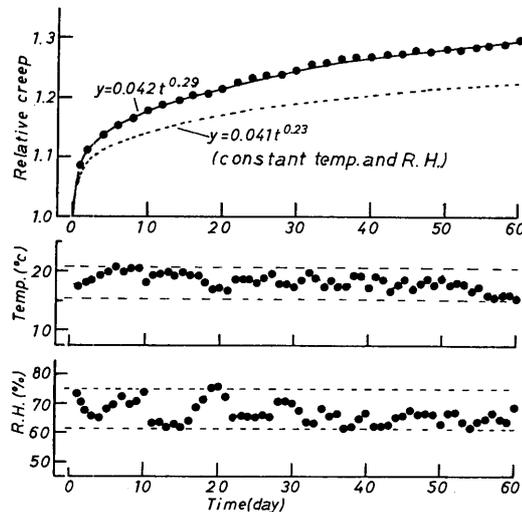
一般に高温・多湿になるとクリープ進行速度は上昇し、その逆の時にはクリープ進行速度は低下する。室内放置のクリープ値の平均化は比較的高温・多湿時、中間、比較的低温・少湿時の条件下で試験したものである。北海道の場合、冬期間ではクリープの進行が非常に遅いという事実⁷³⁾から冬期間のクリープ進行を考慮しないと、通常室内放置条件下では、ク

リープ挙動はほぼ3つ曲線の範囲に存在すると推定され、3本のクリープ曲線の平均値による予測は意味あるものとする。平均値による相対クリープ曲線から求めた実験定数は、 A/N の値で0.036、 N 値で0.26であり、 A/N は恒温恒湿室の値と同程度であるが、 N 値はかなり大きく、長時間の相対クリープ量は計算上、1年で恒温恒湿室のもの約1.3倍、10年で約1.5倍、50年で約1.6倍程度になる。

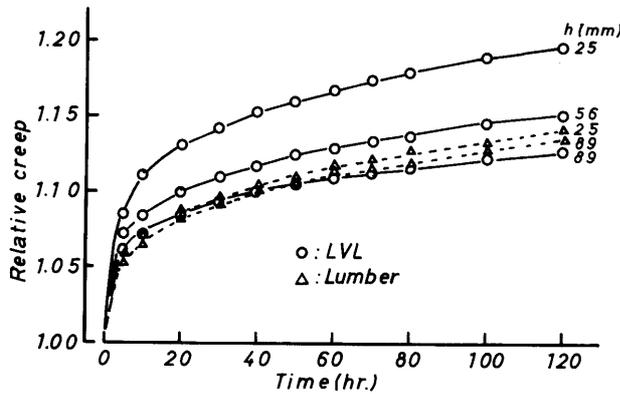
6.3.3 クリープ性状の解析

6.3.3.1 形状による影響

第46図に各梁せいにおける相対クリープ曲線を示した。相対クリープ曲線は、相対クリープ限度内の応力比で試験を行ったもので、小試験体(梁せい125mm)では、LVLについて16体、製材で8体、実大試験



第45図 室内放置下の相対クリープ曲線の平均化
Fig. 45 Average of three curves obtained from each creep period.



第46図 梁せいの異なる試験体の相対クリープ曲線

Fig. 46 Relative creep curves for specimens differed beam depths.

体では、LVLについて56mmで3体、89mmで6体、製材について89mmで4体の平均値である。小試験体と実大試験体のせん断スパン - 梁せい比 (7.2 - 7.9) および荷重条件はほぼ同一であると判断してよい。LVLでは梁せいが大きくなるに伴って、相対クリープは小さくなったが、製材ではほとんど差異がなかった。クリープ定数と推定相対クリープを第28表に示した。N値はLVL、製材内でそれぞれほぼ

第28表 梁せいの異なるLVLおよび製材のクリープ定数と推定相対クリープ

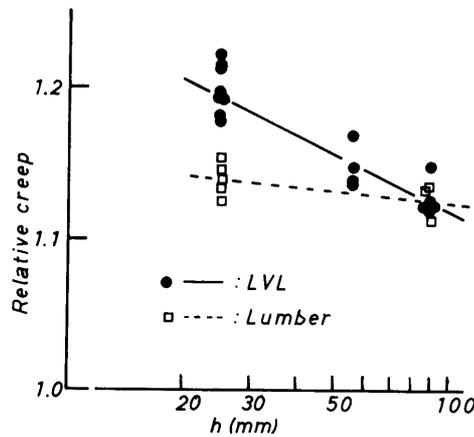
Table 28. Creep constant and the presumed relative creeps for specimens differed beam - depths of LVL and lumber.

	h (mm)	σ^a (kgf/cm ²)	E (tonf/cm ²)	A ^a	N ^a	A/ δ_0	δ_0^b (mm)	δ_{10}/δ_0^c	δ_{20}/δ_0^c
LVL	25	90	98	0.19	0.23	0.0647	2.91	1.87	2.04
	56	90	110	0.36	0.24	0.0476	7.56	1.74	1.87
	89	90	107	0.45	0.23	0.0416	10.81	1.58	1.68
Lumber	25	90	114	0.16	0.26	0.0385	2.50	1.74	1.89
	89	90	123	0.33	0.27	0.0341	9.68	1.73	1.89

a) - c) : see Table 25. , : allowable unit stress.

同一の値であり、形状による差異は認められなかった。A / σ 値をみるとLVLでは梁せいが大きくなるにつれて低下しているが、製材ではほとんど差が認められなかった。10年後および20年後の推定相対クリープをみると、梁せい125mmのものではLVLのほうが製材より大きいですが、梁せい189mmでは逆にLVLのほうが小さくなっている。第47図に梁せいと120時間後の相対クリープの関係を示した。製材は、相対クリープは梁せいにかかわらず一定であるが、LVLでは梁せいが大きくなるにつれて相対クリープは小さくなり、寸法効果の影響が認められた。

一定条件下でクリープ試験を行い、寸法



第47図 梁せいと120時間後の相対クリープの関係

Fig. 47 Relationships between beam depth and relative creep of after 120 hrs. . .

効果を検討した試験は製材を含めて見当たらない。今回試験を行った範囲において、LVLと製材における寸法効果によるクリープ変形量の差異が大きい。これは、LVLと製材の形態的相違の特徴であるバットジョイント、裏割れ、接着層（積層数、接着剤）の存在など、クリープ変形に関与する欠点又は利点（積層効果による剛性の増加⁴⁹）の組み合わせにより、クリープ変形量に差異が生じたのではないかと思われる。バットジョイントについては6.3.1で記したように、バットジョイントの有無にかかわらず、相対クリープ量に差がなく、あまり関与していないようにみえる。裏割れについて、表面単板の裏割れ量がクリープ量に関与しているとする、梁せいが大きくなるのに伴って、表面面積/体積の関係は小さくなり、クリープ量が低下する可能性がある。しかし、裏割れおよび接着層数などの関与については、集成材のクリープデータなどとの関連で検討する必要がある。

6.3.3.2 実大試験体のクリープ進行と破壊の予測

無欠点材の場合の曲げクリープ進行の理論は杉山⁷⁴)によりほぼ確立したと考えられるが、そこでは次のような仮定を置いている。

曲げクリープを受ける梁の全断面において平面保持の法則が成立する。

木材は無欠点で、断面上どの部分も均一とする。したがってその強度的挙動は断面上で一様と考えられる。

木材の含水率分布は、梁の全断面を通じて均等で、この条件は梁が継続荷重を受ける期間中変わらず、また、温・湿度が変化してもこの条件は成立すると考える。

引張、圧縮に対するヤング係数は等しいと考える。

継続荷重が載荷された直後の梁断面上の応力分布は弾性論に従う。そして圧縮側外縁の応力は比例限度に達していない。したがって、引張側外縁応力も比例限度に達していないと仮定する。

梁断面上の応力分布の時間的变化は単純引張、単純圧縮における応力、クリープひずみと時間の関係に基づくものとする。

引張クリープは非常に小さく、曲げクリープ変形は圧縮クリープに支配される。

南によれば⁷⁵)引張クリープ量は同一応力度で圧縮クリープ量の5%未満である。杉山によると静的曲げ破壊係数と縦圧縮破壊係数に、次のような関係があり⁷⁵)、

$$\sigma_p = (0.6 - 0.7) \times \sigma_b \quad (2/3) \times \sigma_b$$

$$\sigma_{cp} = (0.6 - 0.7) \times \sigma_{cb} \quad (2/3) \times \sigma_{cb}$$

$$\sigma_b = 0.6 \times \sigma_{cb}$$

したがって

$$\sigma_b = 0.6 \times (3/2) \times \sigma_{cp} = 0.9 \times \sigma_{cp} \dots \dots \text{縦圧縮破壊係数はほぼ曲げ比例限度と等しい}$$

$$\sigma_{cp} = (2/3) \times \sigma_b = (2/3) \times 0.6 \times \sigma_{cb} = 0.4 \times \sigma_{cb} \dots \dots \text{縦圧縮比例限度は曲げ破壊係数の40\%}$$

そこで曲げクリープ限度は破壊係数の約40%としている。

実大材の場合上記の仮定で、 σ_p 、 σ_{cp} 、 σ_b 、 σ_{cb} は大きな矛盾がないと考えられるが、については欠点の存在により強度的挙動は断面上一様でない。については静的圧縮、引張試験結果から低応力度の範囲では成立するが、中・高応力度では引張側外縁応力は比例限度

を超えている可能性がある。

したがって、欠点を持つ実大材には杉山理論の仮定を全面的に取り入れることは難しい。LVLについてはジョイントが無い場合、上記の仮定が成立すると考えられるが、ジョイントのある実大材では適用できないと考えられる。

今回試験を行った実大材LVLの平均的な曲げ、縦引張および縦圧縮破壊係数は第17表より

$$cb > bb > tb, cp > bp > tp$$

の関係になり、縦引張破壊係数は曲げ比例限度応力度0.93倍、縦圧縮比例限度の0.77倍の値であり、杉山が記したような関係にはならない。

曲げクリーブ破壊を梁の点からみると、

引張側外縁クリーブの進行は小さい。

圧縮側外縁クリーブの進行は大きい。

圧縮側外縁のクリーブが大きく（比例限度内）になると梁のたわみも大きくなる。

(a) と から圧縮側のひずみの増加は、引張側ひずみより大きく、(b) と から中立軸が引張側に移動するため、見掛けの引張応力度は大きくなる。

(a)、(b)の関係から次のようなクリーブ挙動が推定される。

1) 初期ひずみが小さい時 クリーブ破壊はせずに、ひずみの増加は圧縮側のほうが大きく、圧縮側のクリーブ挙動に支配される。

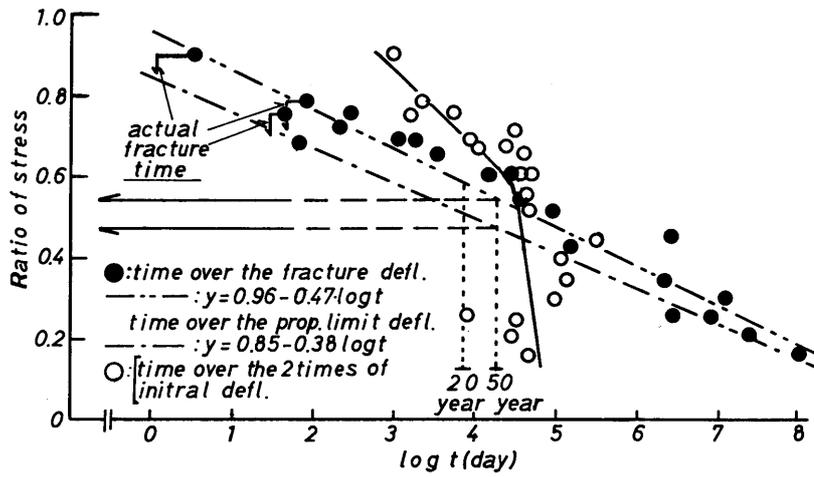
2) 初期ひずみが引張側比例限度より多少小さい時 クリーブ破壊に至る。当初は1)と同一の形態になるが圧縮側外縁でクリーブひずみが、増加した時、引張側外縁のひずみが比例限度を超えて、引張側でクリーブ破壊を生じ、その後梁全体の破壊に至る。

3) 初期ひずみが引張側の比例限度より大きい時 クリーブ破壊に至る、2)の条件で引張側外縁が比例限度ひずみを超えた時点と同一の挙動をする。

1)、2)、3)の関係は第42図に示したクリーブたわみの増加と材内のクリーブひずみの変動からも看取できる。すなわち、低・中応力レベルのNo.5およびNo.8の試験体では、圧縮側のひずみ増加が引張側より大きく、ひずみ曲線およびたわみ曲線ともスムーズに上昇しており、1)の関係が認められる。高応力レベルのNo.5の試験体では、当初圧縮側のひずみ増加は引張側より大きい、25日前後で引張側のひずみ曲線が変動し、引張側外縁に破損が入ったことが認められ、同時にたわみも上昇しており、2)の関係になる。No.16の試験体では、15日前後に引張側のひずみ曲線の変動から、引張側外縁に破損が入ったことが認められるが、たわみは増加してない。しかし、これも2)の関係になると考えてよい。

無欠点材のクリーブ限度内における最終総たわみは初期たわみの1.6 - 2.0倍の範囲に収束するとされている⁷⁵⁾。実大材のクリーブ破壊を推定する場合、推定クリーブたわみ量が2倍になる時点と、または破壊たわみを超える時点がいつになるか、その時間を推定し、推定破壊たわみを超える時間が、推定クリーブたわみ量が2倍になる時間より短い場合、実大材がクリーブ破壊すると仮定するのが実用的ではないかと判断される⁷⁶⁾。

第48図に t^N 則で推定した各応力比におけるクリーブ破壊時間とクリーブ変形量が初期たわみの2倍になる時間を示した。前者を黒丸で、後者を白丸で示してある。各試験体の静的破壊試験から求めた推定破壊たわみおよび比例限度たわみと時間の関係を直線回帰させた。前者を1点破線で、後者を2点破線で示してある。クリーブたわみが初期たわみの2倍になる時間については測定点から実線で示した。黒丸に $—$ で示した3体はクリーブ破壊した試験体であり、黒丸は t^N 則で求めた推定破壊時間で、実際には矢印の示す時間で破壊した。破壊した各試験体では、推定破壊たわみになる時間より短時間側で破壊したが、比例限度た



第48図 応力比と推定破壊時間の関係
 Fig. 48 Relationships between ratio of stress and presumed fracture time.

わみ時間より長時間側であり、2本の回帰直線の間が存在した。このことは、比例限度たわみを超えた時点で、即クリープ破壊を生じるわけではなく、比例限度たわみを越えた後クリープの進行が速くなり、両者の間で破壊したことを意味している。図中から判断すると50年後の推定クリープたわみ量が2本の回帰直線の間が存在する応力比はほぼ0.5程度である。クリープたわみが2倍を超える時点については、応力比0.6以下までほぼ同一時間であるが、それ以上の応力比になると短時間側に移動している。

本試験範囲におけるクリープ許容限度は、長期を50年とすると破壊応力の50%程度として考えることが可能である。その時点におけるたわみは初期たわみの2倍に達していない。

7. LVLの長期許容応力度の推定

7.1 はじめに

3章から6章までの試験結果から林産試型LVLについて、曲げ強度を中心として縦引張、縦圧縮、部分圧縮およびせん断強度に対する長期許容応力度の推定を行った。

7.2 曲げ長期許容応力度の推定

LVLの場合も、製材や集成材と同様の誘導方式を採用せざるを得ないが、製材（普通構造材）の曲げ長期許容応力度の場合、無欠点材の基準強さ（ F_0 ）に節等の欠点による低減率（ S ，強度比），比例限度または安全係数（ k_1 ），バラツキによる統計的下限值（ k_2 ），長期荷重換算係数（ k_3 ）を順次乗じていく誘導式を採用している。また、材幅よりせいが大きい枠組壁工法構造用製材に対しては上記の低減のほかに部材寸法による調整係数（ k_4 ）を追加している。

$$f_b = F_0 \times S \times k_1 \times k_2 \times k_3 \times k_4 \dots \dots \dots (8)$$

LVLの場合、係数 S に対応するものとして、厚さ減による増加係数（ k'_1 ），単板品質による強度比（ k'_2 ），バットジョイントによる低減係数（ k_3 ）などが追加され、

$$S = k'_1 \times k'_2 \times k_3 \dots \dots \dots (9)$$

で示すことができる。これらの増減係数はいずれも理論的に決定することは難しく、実験的に求めざるを得ない。そこで、各係数に対して、3，4，6章の試験結果を用いて、林産試型LVLの長期許容応力度を推定した。

7.2.1 係数 k'_1 ， k'_2 ， k_3 ， k_4 について

梁せい5cmに換算した製材とLVL（バットジョイントの有無別）の辺・心材別の曲げ破壊係数の関係を第29表に示した。バットジョイントのある基本系LVLについては3等分点

第29表 製材とLVLの曲げ破壊係数の比較
Table29 . Comparison of MOR - in - bending of
lumber with LVL .

	Lumber ① (kgf/cm ²)	L V L			
		No joint ② (kgf/cm ²)		Standard ③ (kgf/cm ²)	
		②	②/①	③	③/②
Sapwood S	\bar{x} 5 % ^{a)} 702	726 603	0.854	541 495	0.752
Heartwood H	\bar{x} 5 % ^{a)} 510	630 420	0.860	393 344	0.735
H/S	0.741	0.747		0.736	

a) 5% : 5% exclusion limit, correction : $F = (5/h)^{1/3}$
the value of bending test at three points .

4点荷重法による試験が中心で、4章の3.2.3の第10図から明らかなように中央集中荷重法の値と異なる。そこで、中央集中荷重法の値に補正して示してある。

係数 k'_1 と k'_2 の分離は本試験の範囲では困難であり、両者をまとめて k_2 とした。無欠点製材の辺材部（成熟材部）の値を F_0 とすると第29表の辺材部と心材部でH/Sの関係が存在する。したがって、心材単板の割合が増加すると強度値は低下し、

$$k_1 = 1 - 0.259x \quad (x: \text{心材単板率})$$

の関係が得られ、これを辺・心材単板混合比による低減係数 k_1 とした。

の値は、無欠点単板を積層して得られたもので、 \quad / \quad は製材とロータリー単板による差、すなわち裏割れによる低減になる。の値は、欠点を持つ単板をバットジョイントで縦継ぎし、積層して得られたもので、 \quad / \quad の低減には、バットジョイントによる低減と圧縮時の厚さ減による増加および単板品質による低減が含まれている。

係数 k_3 はバットジョイントによる低減であり、基本系10プライのVer. LVLで海老原の式(1)が成立すると k_3 は0.85になる。これは \quad / \quad に関連する。したがって、 k_2 に係わる係数は \quad / \quad を0.85(バットジョイントによる低減)で除した値と \quad / \quad の0.85を乗じた値になる。

$$k_2 = 0.75 \div 0.85 \times 0.85 = 0.75$$

係数 k_4 については、寸法調整係数であり、4章の3.2.3の第8図に示したようにASTMの補正式の適用が可能であり、各係数は以下ようになる。

k_1 : 辺・心材単板混合比による低減、

$$1 - 0.259x \quad (x: \text{心材単板率})$$

k_2 : 厚さ減による増加と、単板品質等による低減、0.75

k_3 : バットジョイントによる低減、式(1)基本系Ver. LVLの10プライの場合0.85

k_4 : 寸法調整係数 $(5/h)^{1/9}$

また、試験法により曲げ破壊係数が異なることから、試験範囲において、第10図の回帰直線が有効であるとする、試験法による補正は以下ようになる。

$$A = 1.167 \cdot F_1 - 157 \dots \dots \dots (10)$$

ここで、 $F_1 = F_0 \times k_1 \times k_2 \times k_3$

実大試験体による曲げ破壊係数 (F_a) には、無欠点材に対してAの関係と k_4 による係数が含まれ、実大試験体をベースにすると曲げ許容応力度は次式で与えられる。

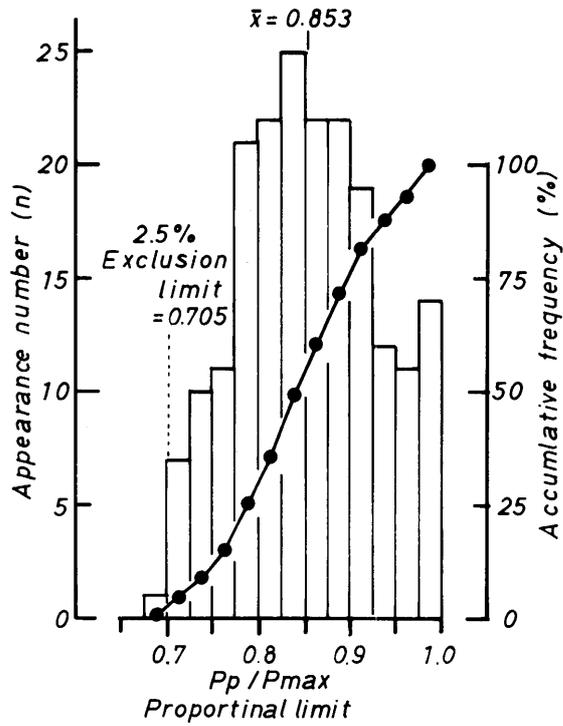
$$f_b = F_a \times \dots \dots \dots (11)$$

7.2.2 係数 \quad , \quad , \quad について

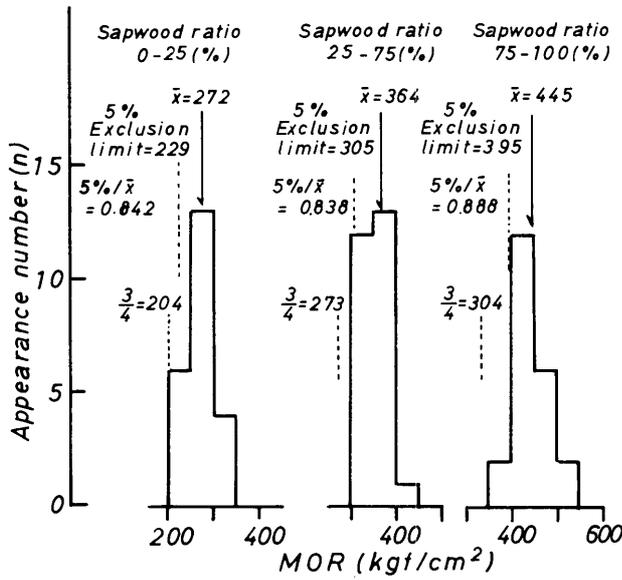
係数 \quad は安全係数であり、低いほど材料にとって安全側になるが、過剰な低減は許容応力度の点からみると不利になる。材料に対して瞬間的に荷重が加えられ、荷重除去後、その材料が損傷なく元の状態にもどる限界応力度を安全係数とすると、材料力学の基礎から安全係数を比例限度とすることが可能になる。製材の場合、無欠点材の比例限度を基準にして2/3を取っている。曲げ試験を行った基本系LVL実大試験体約200体の比例限度の分布を第49図に示した。

LVLは製材に比べてねばりがなく、比例限度は平均値で0.853と非常に高い値であった。そこで、比例限度の分布から下側97.5%信頼限界値を持って安全係数とした。その値は0.70となる。

係数 \quad は強度のパラツキによる低減係数であり、下限値がわからない場合は、3/4を取ることになっている。LVLの場合、4章の3.2.2で記したように辺材単板率で強度のグレード分けが可能である。ここでは基本系Ver. LVL204相当材について、曲げ破壊係数の分布を辺材単板率0~25%、25~75%、75~100%の3個にグレード分けし、第50図に示した。



第49図 曲げ比例限度比の分布
 Fig. 49 Distribution of ratios of proportional limit for bending .



第50図 単板構成別 LVLにおける曲げ強度係数の分布
 Fig. 50 Distributions of bending strength in standard Ver. LVL for constructions of veneer .

各グレードで平均値と平均値の3/4値および下側95%信頼限界値を図中に示してあるが、バラツキが小さいことにより下側95%信頼限界値は平均値に対して、それぞれ、0.842, 0.838, 0.885と非常に高い値である。強度値のグレード分けができることを前提として、係数は三つの中で一番低い0.83としてよいと考える。

係数は長期荷重による低減で、6章の3.1.1の第38図の小試験体におけるクリープ限度は0.45であるが、同章の3.3.2の第48図の実大材によって推定した、クリープ破壊時間と応力比との関係から0.50としてよいと判断される。したがって、基本系LVLで、

$$k_1 \times k_2 = 0.70 \times 0.83 \times 0.50 = 0.29$$

になり、普通製材の場合の

$$k_1 \times k_2 = 0.67 \times 0.75 \times 0.50 = 0.25$$

より、3個の係数による低減は小さい。

今まで検討した係数を用いて、基本系LVLに対して、辺材部の無欠点小試験体の曲げ破壊係数 $F_0 = 850 \text{ kgf/cm}^2$ を採用し、(8)～(10)式より曲げ長期許容応力度を計算した。また、製造方法を変えたLVLでは、実大材の曲げ試験結果を基準に(11)式を用いて曲げ長期許容応力度を計算した。

7.3 推定した長期許容応力度

曲げ長期許容応力度は7.2の計算から求めた。縦引張および縦圧縮については実測値より7.2.1の係数を乗じて求めた。部分圧縮は、木構造設計基準・同解説によると⁷⁾欠点による低減を考えずに材中央部と材端部について、前者で $0.2 \cdot f_c$ 、後者で $0.16 \cdot f_c$ とされている。現行の木構造設計基準では、製材に対して部分圧縮応力度は一つの値しか与えられていない。そこで、ここでは材中央と材端部を平均して示した。せん断は、5章の3.3の第35図の、
の40体の試験体から得られた下側95%信頼限界 76 kgf/cm^2 を基準に次の低減⁷⁾を乗じて求めた。

$$f_s = F_0 \times 2/3 \times 1/3.5 \times 1/2 = 76 \times 0.095$$

これらによって求めたLVLの長期許容応力度と曲げ試験から得られたヤング係数値を第30表に示した。あわせて、現行の木構造設計基準のカラマツ製材の長期許容応力度も示した。

第30表 推定した長期許容応力度 (kgf/cm^2)

Table 30. Presumed allowable unit-stresses (kgf/cm^2)

	Bending	Tension parallel to grain	Compression		Shear	MOE ($\frac{\text{tonf}}{\text{cm}^2}$)
			parallel to grain	perpendicular to grain		
Standard LVL						
Sap. ratio above 75%	120	85	180	35	7	125
" 75-25%	100	70	180	35	7	110
" below 25%	85	60	180	35	7	95
Changed LVL						
Veneer thick. 4.0mm	105	85	—	—	—	110
(Sap. ratio 3.3mm	115	90	—	—	—	115
75-25%) 2.5mm	130	105	—	—	—	118
2.0mm	160	110	—	—	—	125
(Sapwood only) 2.0mm	200	(130) ^{a)}	—	—	—	140
Lumber	90	90	70	25	7	90

a) () : presumed value

曲げ、縦引張および縦圧縮について、端数は切捨て5 kgf / cm²単位で示してある。

曲げ長期許容応力度をみると基本系 L V L で辺材単板率25%以下で製材より多少小さ目であるが、辺材単板率75%以上では上級製材並である。基本系のものより長尺単板を使用した L V L では、単板厚が薄くなるに伴って、その値は上昇しており、2.5mm厚以下のものを使用すれば、辺材単板率25～75%のものでも集成材に近い値が得られている。縦引張をみると曲げと同様な傾向が認められるが、製材の長期許容応力度よりかなり小さい値である。製材の縦引張長期許容応力度は、米国では現在すでに曲げの値に0.55を乗じた値⁴⁰⁾であり、我が国でも今後データの蓄積により、縦引張長期許容応力度は米国の値に近づくものと考えられる⁷⁶⁾。曲げおよび縦引張について、カラマツ L V L の場合グレード分けが可能なこととデータのバラツキが小さいことから製材より有利な許容応力度の設定ができると考えられる。また、ヤング係数と破壊係数間の相関関係が製材より良好であることから、ストレスグレーディングを導入すれば、より適切な長期許容応力度の設定が可能であろう。

圧縮をみると4章の5でも記したように高圧縮性能材料であることが認められる。せん断についてはほぼ製材並と考えてよいが、木構造設計基準では、引裂きを伴わない場合、1.5倍してよいことになっている。L V L は製材と異なり、材内に横割れが入ることは考えられない。したがって、第30表に示した値に対して1.5倍した数字を取れる可能性もある。

ヤング係数について、製材より大きく設定することが可能であり、あわせて、実大材では、製材よりクリープ進行度も遅く、たわみを問題にする場合には、LVLは製材より優れた材料であると判断される。

8. 摘要

林産試験場で新たに開発した、中・小径木用LVL製造プラント（第1図）から製造したLVLについて、構造用材料として使用する観点から、その基本的強度性能を検討した。供試したLVLは、製造プラントでそのまま製造したものを基本系LVL（第3図）とし、単板の厚さや長さを変えたLVL（第4図）も製造した。4章で曲げ、縦引張、縦圧縮および部分圧縮強度性能、5章でせん断強度性能、6章で曲げ長期許容荷重性能を検討し、7章でLVLの長期許容応力度の推定を行った。

得られた結果の主な事項を以下に記す。

（1）中・小径カラマツ材の材質

本プラントは原木末口径16～20cmを対象としており、針葉樹材特有の未成熟材部が含まれる可能性があり、樹幹内の材質指標を調べ、かつ原木の心材化距離を測定した。その結果上記の原木の範囲では、工業材料としてみた場合、未成熟材部＝心材材部とみなしても良いと判断された。この点に留意して、以後の試験結果の検討を行った。

（2）曲げ、縦引張および圧縮強度性能

i) 曲げ強度性能

基本系LVLの曲げ強度性能は辺材単板と心材単板の混合比によって変わった（第5表）。辺材単板率と仕上がり製品の平均単板厚さの間に負の相関関係が存在し、曲げ強度性能は平均単板厚さを基準として評価できた。Ver. LVLの曲げ強度性能は製品の平均単板厚さによって3つのグレードに分けられた（第6図）。すなわち第一は3.7mm以下、第二は3.7～3.8mm、第三は3.8mm以上。Hor. LVLでは、辺・心材単板の混合法によって3つのグレードに分けられる（第6表）。すなわち第一は引張側に辺材単板のみ配置、第二は辺・心材単板を交互に配置、第三は引張側に心材単板のみ配置。曲げ破壊係数と梁せいの関係ではASTMの寸法調整係数が適用できた。LVLのバットジョイントに依存した曲げ破壊係数低減率は引張側のバットジョイントを欠損断面として式（1）で計算できる。製材に比べて曲げ強度値のバラツキは小さかった（第11図）。ヤング係数からの曲げ破壊係数の予測はLVLのほうが製材より正確に推定しうる。製造条件を変えたLVLでは単板厚さが薄くなるのに伴って、強度値は大きくなった。2.5mm以下の単板を使用した場合、上級製材の値を越え、2mm厚さの辺材単板のみでは集成材以上であると考えられた。

ii) 縦引張強度性能

基本系LVLの縦引張強度性能は辺材単板と心材単板の混合比によって変わった（第10表）。縦引張強度性能は曲げと同様に製品の平均単板厚さによって3つのグレードに分けられた。曲げ破壊係数に対して、引張破壊係数が大きいものほど、低減割合は大きかった。ヤング係数は曲げよりも多少大きかったが、これは、曲げの場合せん断によるたわみが含まれているためである。LVLのバットジョイントに依存した縦引張破壊係数低減率は大きいですが、バットジョイント位置により低減率に差があった。すなわち、最外層部の場合では、それによる低減は相対的に大きく、内層側の場合では、相対的に小さかった（第11表）。製造条件を変えたLVLでは曲げ性能と同様な傾向が認められた。製材との関係も曲げ性能と同様であるが、曲げに対する破壊係数の大きさはLVLで75%程 製材で60%程度とLVLのほうが大きかった。

iii) 圧縮強度性能

LVLの縦圧縮強度は辺・心材単板の混合比によって差異がなかった（第15表）。縦圧縮破壊係数は製材の1.5倍程度で、曲げや縦引張破壊係数に比較してバラツキも小さく、非常に安定した性能であるといえる。また、中間柱、長柱の座屈についても製材より優れていると考えられる。部分圧縮についても製材より優れている。

iii) 三者の強度性能の関係

無欠点小試験体LVLの場合、破壊係数は $t_b > b_b > c_b$ の関係になるが、基本系LVL試験体の場合、 $c_b > b_b > t_b$ の関係になる。破壊係数の低減割合は縦圧縮、曲げ、縦引張の順で大きくなった。実大製材では $b_b > c_b > t_b$ の関係が認められた。曲げ破壊に関しては、無欠点材とは異なり、引張側が一次的に関与していると考えられる(第24図)。

(3) せん断強度性能

スパン-梁せい比(l/h)の関係から求めたせん断弾性係数と真の曲げヤング係数は、それぞれ 7 tonf/cm^2 、 130 tonf/cm^2 程度であり、バットジョイントによるこれらの係数の低減は認められなかった。無ジョイントLVLでは、Ver. LVLで $l/h=8$ から、Hor. で $l/h=11$ からせん断破損を起こしたが、基本系LVLでは $l/h=4$ でもせん断破損を起こしたが、基本系LVLでは $l/h=4$ でもせん断破損を起こさなかった。金の理論を用いて、曲げ試験からせん断破壊係数と縦圧縮破壊係数を求めたが、せん断破壊係数はブロックせん断による値と、縦圧縮破壊係数は圧縮試験による値とよく一致した(第23表)。せん断面積法を用いて、 $l/h=4$ の場合の見掛けの最大せん断破壊係数を予測したが、無ジョイントLVLでは 212 材 で 38 kgf/cm^2 程度、基本系LVLでは 30 kgf/cm^2 程度と推定された(第34図)。ブロックせん断破壊係数ではローリングシアー値が小さく、他方向の値の20%程度であった。

(4) 曲げ長期荷重性能

小試験体におけるクリープ限度応力は、LVLで破壊応力比の45%程度、製材で55%程度であった(第38図)。クリープ曲線 $c(t) = At^N$ の定数N値は、各応力比で同一であり、LVLで0.23、製材で0.27であった。LVLの相対クリープ量はバットジョイントの有無にかかわらず一定であった。基本系LVLの実大試験体では、応力比によるクリープ限度の関係は見いだせなかった(第40図)。クリープ試験継続中に破壊した試験体は、最初に引張側で破損が発生し、クリープ破壊に至った(第42図)。高応力比のクリープ試験体では、クリープ履歴の影響を受けて、クリープ試験後にヤング係数が低下する傾向が認められた。通常の室内に放置したクリープ曲線は変動したが、この変動は絶対湿度を指標とすると説明しやすい。クリープ曲線の定数N値はLVLと製材とも梁せいにかかわらず同一値であった。LVLの相対クリープ量に対して寸法効果が認められ、梁せいが大きくなると相対クリープ量は小さくなった(第47図)。実大試験体のクリープ曲線の実験式から、推定したクリープ破壊応力比はクリープ期間50年で、50%前後であり、クリープによる低減は1/2を取るのが適切であると判断される(第48図)。

(5) 長期許容応力度の推定

曲げ長期許容応力度は次式で推定した。

$$l_f b = A \times k_1 \times \quad \times \quad \times = F_a \times \quad \times \quad \times$$

$$A = 1.167 \cdot F_1 - 157$$

$$F_1 = F_0 \times k_1 \times k_2 \times k_3$$

F_0 : 無欠点材の基準曲げ破壊係数

F_a : 実大材の曲げ破壊係数

k_1 : 心材単板率による低減係数

k_2 : 厚さ減による増加係数と単板品質に低減係数

k_3 : バットジョイントによる低減係数

k_4 : 寸法調整係数

A : 試験法による曲げ破壊係数の補正式

: 安全係数

: 統計的下限值係数

: 長期許荷重換算係数

基本系LVL, 製造条件を変えたLVLについて推定した曲げ, 縦引張, 縦圧縮, 部分圧縮およびせん断の長期許容応力度と曲げヤング係数を第30表に示した。

最後に, 本研究結果がLVLの構造用途への利用につながれば幸いであると考えます。

謝 辞

本研究を行うに当たり, ご指導をいただいた高橋裕試験部長, 北村維朗主任研究員, 高橋利男合板試験科長に深く謝意を表すとともに, 試験実施にご協力いただいた合板試験科および複合材試験科の皆様に厚く感謝の意を表します。

文 献

- 1) 小倉高規 : カラマツ小径材によるLVLの製造システムについて (I), (II), 木材工業, **36**, 12 (1981), **37**, 1 (1982)
- 2) Luxford, R. F. : Strength of glued-laminated Sitka spruce made up of rotary cut veneers. USDA Forest Ser. FPL Rep. №1512 (1944)
- 3) McKeen, H. B., and J. W. Smith : Pilot planting laminated 2" by 4"s. Forest Prod. J., **8** (1) 19 (19858)
- 4) Lutz, J. F., H. H. Haskell, and R. H. McAlister : Slice-wood A promising new wood product. Forest Prod. J., **12** (5) 218 (1972)
- 5) Murphey, W. K., C. L. Drasher, and D. V. Woodruff : Mechanized properties of small laminated beams utilized slice wood. Forest Prod. J., **17** (3) 37 (1967)
- 6) Koch, P., and G. E. Woodson : Laminated from rotary-cut southern pine veneer. Forest Prod. J., **18** (10) 45 (1968)
- 7) Hann, R. A., R. W. Jokerst, R. S. Kurtenaeker, C. C. Peters, and J. L. Tchernitz : Rapid production of pallet deckboards from lowgrade log. USDA Forest Ser. Res. Pap., FPL №154 (1971)
- 8) FPL Press-Lam Research Team. : Feasibility of producing a high-yield laminated structural products. USDA Forest Ser. Res. Pap., FPL №175 (1972)
- 9) Moody, R. C., and C. C. Peters : Strength properties of rotary knife-cut laminated southern pine. USDA Forest Ser. Res. Pap., FPL №178 (1972)
- 10) Jokerst, R. W. : Residual heat of drying accelerates adhesive cure. USDA Forest Ser. Res. Pap., FPL №179 (1972)
- 11) Moody, R. C. : Tensile strength of lumber laminated from 1/8-inch-thick veneer. USDA Forest Ser. Res. Pap., FPL №181 (1973)
- 12) Bohlen, J. C. : LVL laminated-veneer lumber development and economics. Forest Prod.J., **22** (1) 8 (1972)
- 13) Bohlen, J. C. : Tensile strength of Douglas-fir laminated-veneer lumber. Forest Prod. J., **24** (1) 54 (1974)
- 14) Bohlen, J. C. : Shear strength of Douglas-fir laminated-veneer lumber. Forest Prod. J., **25** (2) 16 (1975)
- 15) Harpole, G. B. : Assessing a continuous process to Press-Lam lumber. Forest Prod. J., **26** (8) 51 (1976)
- 16) FPL Press-Lam Research Team : Progress in technical development of laminated venner structural products. USDA Forest Ser. Res.Pap., FPL №279 (1979)
- 17) Jung, J. : Properties of parallel-laminated veneer from stress-wave tested. Forest Prod. J., **32** (7) 30 (1982)
- 18) Nelson, S. A. : Structural application of MICRO=LAM lumber. Civ. Eng.**42**(7) 41 (1972)
- 19) Kunesh., R. H. : MICRO=LAM : Structural veneer lumber. Forest Prod. J., **28** (7) 57 (1978)
- 20) Braum, M. O., and R. C. Moody : Bending strength of small glulam beam with a laminated-veneer tension lamination. Forest Prod. J., **27** (11) 46 (1977)
- 21) Stump, J. P., L. A. Smith, and R. L. Gray : Laminated veneer lumber made from

- plantation-grown conifers. Forest Prod. J., **31** (4) 23 (1981)
- 22) 有馬孝礼, 大熊幹章: 単板積層材の製造と材質に関する研究 (第1報), 木材工業, **28**, 254 (1973)
 - 23) 佐々木光: 単板積層材の製造工程とその関連研究, 木材工業, **28**, 295, 356 (1973)
 - 24) 海老原徹, 大熊幹章: 単板積層材の製造と材質に関する研究 (第2報), 木材工業, **30**, 354 (1975)
 - 25) 佐藤雅俊, 大熊幹章: 湾曲LVLの木構造への適用に関する基礎的研究 (第1報), 木材工業, **34**, 108 (1979)
 - 26) 海老原徹: 単板積層材 (LVL) のせん断性能, 木材学会誌, **27**, 788 (1981)
 - 27) 海老原徹: 単板積層材 (LVL) をフランジに使用した組立梁の性能, 木材学会誌, **28**, 216 (1982)
 - 28) 大熊幹章, 水田吉則: LVL中空柱の性能, 木材学会誌, **28**, 756 (1982)
 - 29) 皆川保生: 単板積層材の木質構造への応用, 木材工業, **32**, 406 (1977)
 - 30) 佐々木光: スギ, ヒノキ間伐及びヒノキ根曲り材によるLVLの試作, 昭和52年度間伐小径木利用開発推進事業報告書, 兵庫県農林水産部 (1977)
 - 31) 佐々木光: 山土場における端材の高度利用, 農林水産事業特別試験研究報告書, 林野庁 (1981)
 - 32) 飯島泰男, 吉田直隆, 中川宏: 小径材によるLVLの構造的利用 (第1報), (第2報), 木材と技術, **Na39**, **Na40** (1979)
 - 33) 天野良一: スギ間伐材によるLVLの製造 (第1報), (第2報), 木材技術, **Na57**, **Na58** (1984)
 - 34) 日本住木センター: LVL委員会昭和57年度報告書 (1983)
 - 35) 大熊幹章: 構造用LVLの規格化を目指して, 木材工業, **41**, 81 (1986)
 - 36) 日合連: 南洋材代替原料開発促進事業 昭和56・57年度報告書 (1982, 1983)
 - 37) 国立林業試験場: 木材加工部門, 昭和59, 60年度研究推進会議資料 (1985, 1986)
 - 38) 森泉周, 真田康弘, 前田典昭, 小倉高規: カラマツLVLの強度性能 (第1報), 林産試月報, **384**, 1 (1984)
 - 39) 野崎兼司, 高谷典良, 田口崇, 真田康弘, 小倉高規: 小径木単板の乾燥試験, 林産試月報, **378**, 7 (1983)
 - 40) American National Standard Institute: ASTM D 245-72, Establishing Structural Grades and Related Allowable Properties for Visually Graded Lumber.
 - 41) 高谷典良, 真田康弘, 小倉高規: カラマツ小径材の単板切削試験, 林産試月報, **367**, 13 (1982)
 - 42) 高谷典良, 野崎兼司, 田口崇, 小倉高規: 高周波加熱プレスによるカラマツLVLの製造, 林産試月報, **383**, 1 (1983)
 - 43) Bohannan, B.: Effect of size on bending strength of wood member. USDA Forest Ser. Res. Pap., FPL No56 (1966)
 - 44) Schneewiss, G.: Der Einfluss von Belastungsart Auflagerentfernung und Querruckfestigkeit auf die Biegefestigkeit. Holz als Roh-und Werkstoff, **22**, 418 (1964)
 - 45) 海老原徹: 構造用単板積層材 (LVL) の製造と機械的性質に関する研究, 東京大学学位論文 (1981)
 - 46) 藤井 毅: 単板積層材の強度性能 (1), (2), 木材工業, **37**, 367, 424 (1982)

- 47) 倉田久敬, 山本宏, 長原芳男, 高橋政治, 川口信隆: 道産針葉樹による枠組壁工法構造用製材の品質と強度性能, 林産試研究報告, No67 (1978)
- 48) 吉田弥明, 田口崇: 合板の構成単板における強度性能の推移, 林産試月報, 309, 5 (1977)
- 49) 大熊幹章: 合板の機械的性質に関する研究, 東京大学演習林研究報告, No63 (1967)
- 50) 畑山嶺男: 有節材の強度推定に関する研究, 林業試験場研究報告, No326 (1984)
- 51) Jung, J., and J. Murphey: An investigation of the fracture of butt joints in parallel-laminated veneer. *Wood and Fiber Sci*, 15 (2) 116 (1983)
- 52) 飯島泰男: シベリア産カラマツ材の強度性能に関する研究, 富山県木材試験場研究報告, No1 (1983)
- 53) 海老原徹: 針葉樹LVLの強度性能, 木材学会, 第36回大会要旨集 (1986)
- 54) 中井孝, 海老原徹: 枠組壁工法構造用製材の実大引張試験, 木材学会, 第30回大会要旨集 (1980)
- 55) Shniewind, A. P., and D. E. Lyon: Tensile strength of redwood dimension lumber-I. Relation to grade and working stress. *Forest Prod. J.*, 21, (7) 18 (1971)
- 56) Neubaver, L. W.: Column strength of parallel laminated veneer and plywood. *Forest Prod. J.*, 28, (3) 43 (1978)
- 57) Neubaver, L. W.: A realistic and continuous wood column formula. *Forest Prod. J.*, 23, (3) 38 (1973)
- 58) 小野寺重男, 伊藤勝彦, 高橋政治, 宮野博, 川口信隆: カラマツ材の材質試験, 林産試木材部試験結果報告書 (1967)
- 59) 杉山英男: “木構造” pp33, 彰国社 (1971)
- 60) 浅野猪久夫: 木梁の塑性曲げにおける圧縮応力について, 木材学会誌, 12, 155 (1966)
- 61) Echols, R. M., and R. A. Currier: Comparative properties of Douglas-fir boards made from parallel-laminated veneer. *Forest Prod. J.*, 23 (2) 45 (1973)
- 62) Wangaad, F. F.: Elastic deflection of wood-fiberglass composite beam. *Forest Prod. J.*, 14 (6) 256 (1964)
- 63) 沢田 稔: 木材の強度特性に関する研究, 林業試験場研究報告, No108 (1958)
- 64) 杉山英男: “木構造” pp55, 彰国社 (1971)
- 65) Quaile, A. T., and F. J. Keenan: Shear strength of small composite wood beams. *Wood Sci.* 11 (1) 1 (1978)
- 66) Keenan, F. J.: Shear strength of wood beam. *Forest Prod. J.*, 24 (9) 63 (1974)
- 67) 高宮庄一: 合板・積層材の構造部材への利用開発に関する研究, 日本大学学位論文 (1981)
- 68) 有馬孝礼, 佐藤雅俊, 益田恵吾: 木質材料及び部材の長期耐力評価に関する研究, 建築研究報告 No95 (1981)
- 69) 杉山英男: “木構造” pp28, 彰国社 (1971)
- 70) 三輪雄四郎, 有馬孝礼, 北原覚一: パーティクルボードをコアとした複合材料のクリープ, 木材工業, 25, 314 (1970)
- 71) Hoyle, Jr. R. T., M. C. Griffith, and R.Y. Itani: Primary creep in Douglas-fir beams of commercial size and quality. *Wood and Fiber Sci.* 17 (3) 300 (1985)
- 72) 渡辺要編: “建築計画原論Ⅲ” pp54, 丸善 (1965)
- 73) 小松幸平, 前田典昭, 北村維朗: カラマツラチス梁の長期載荷性能, 木材学会北海道支

部講演集 No.15, 31 (1983)

- 74) 杉山英男：木材ばりの曲げクリープ性状の理論的考察（その1），建築学会論文報告集，155号，9（1969）
- 75) 杉山英男：“木構造” pp97，彰国社（1971）
- 76) 中井 孝：私信（1986）
- 77) 建築学会：“木構造設計基準・同解説”，丸善（1972）