第３章　面圧試験

本章では、接合具が曲がらない条件下での実験を取り上げる。

なお、本研究では、この形式の試験を総称して、面圧試験と呼ぶこととする。

３．１　*MOE*の異なる集成材の面圧試験

３．１．１　はじめに

近年、エンジニアードウッド（EW）の一つとして、強度的性質を保証された建築部材である集成材が広く用いられるようになってきた。しかし、この集成材を用いた接合部の設計式は、現在でも、EW という概念が一般的になる以前の製材および集成材を用いた実験結果[25)]が基になっている。

本研究は、EW に対する現行設計式の適合性を再検討するための第一歩として集成材を用いた面圧試験を行い、その強度的性質と接合具直径との関係を検討したものである。

３．１．２　試験方法

試験体には、同一等級構成でヤング係数が 5.9GPa（60tonf/cm^2）とグレード付けされたスギ（*Cryptomeria japonica* D. Don）集成材（長さ 3600 ㎜×幅 120 ㎜×せい 120 ㎜、表層ラミナ厚 15 ㎜、中・内層ラミナ厚 23 ㎜、積層数６）、および 7.9GPa（80tonf/cm^2）、9.8GPa（100tonf/cm^2）、11.8GPa（120tonf/cm^2）にグレード付けされたカラマツ（*Larix leptolepis* Gordon）集成材（寸法その他は、スギ集成材と同じ）を用いた。集成材は、各グレードにつき８本用意した。

これらの集成材を約 1720mm（面圧試験体 14 体分）の長さに切断し、縦振動法により動的ヤング係数を測定した。得られたヤング係数についてグレード毎の平均値を Table 1 に示す。

Table 1 Dynamic modulus of elasticity of glued laminated timbers

Grade [GPa]	Dynamic *MOE* [GPa]	S.D. [GPa]
5.9	7.4	0.490
7.8	9.9	0.422
9.8	12.4	0.379
11.8	14.4	0.546

Note.
MOE:Modulus of elasticity (Average)
S.D.:Standard deviation

集成材につけられたグレード値は、集成材工場でグレーディングマシンにより求められた、集成材を構成するラミナの最低値である。グレードの値と実測された動的ヤング係数の値が異なったのは、このためである。

実測された動的ヤング係数の値は試験体によって一定ではなかったが、ここでは試験体のヤング係数としてグレード値を用い、以下、この値を *MOE* と表することとする。

上記の集成材から、120mm 角の立方体を切り出し、Fig. 13 に示す面圧試験体を加工した。具体的には、Fig. 14 に示すように、2 個の試験体の加力面を向かい合わせてクランプ締めし、めり込ませるドリフトピン（以下、ピンと略称）の直径と同径の穴を境界線の中央に開けた。

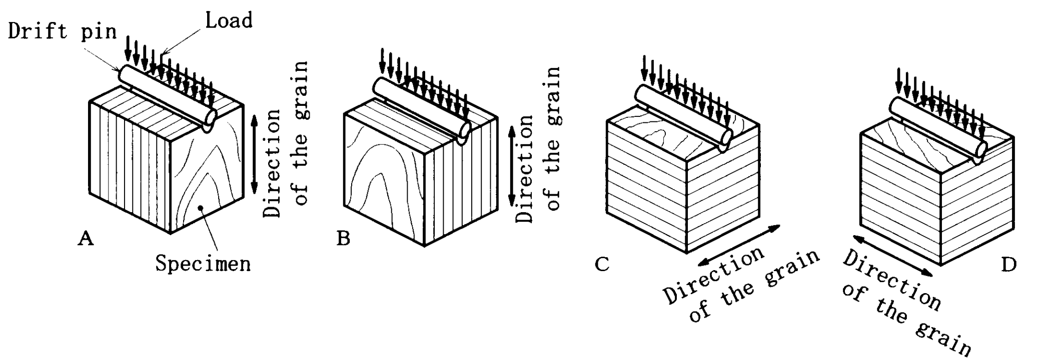


Fig. 13 Schematic diagram of specimens

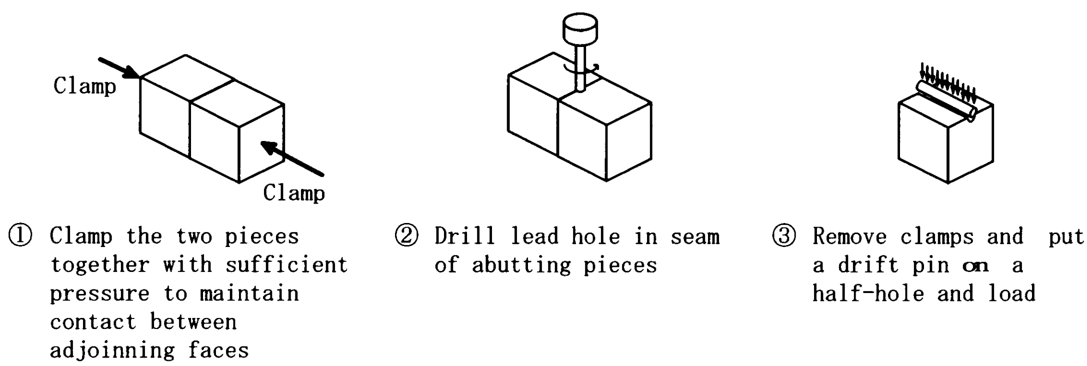


Fig. 14 Method of producing a specimen with half-hole

試験体は、加力方向およびめり込ませるピンの軸方向と繊維方向との関係を考慮して、Fig. 13 に示す 4 タイプを作成した。なお、以下の考察では、特に加力方向とラミナの繊維方向との関係に着目し、A および B タイプを「縦圧縮タイプ」、

CおよびDタイプを「横圧縮タイプ」と呼ぶこととする。

めり込ませるピンは、直径4㎜、8㎜、12㎜、16㎜、20㎜の5種類とし、1条件につき繰り返しを4体とした。

ここで問題となるのは、特に細い直径の穴を開ける場合、ドリルの刃が木材の繊維方向に沿って流れてしまうという点である。そこで、これを最小限に抑える目的で、孔開けは両面開けとした。更に、あらかじめピンの軸に沿って試験体に鋸目を入れ、これをガイドにして孔あけを行った。このようにして加工した半円形の溝に対し、紙ヤスリを用いて表面を整えた。

Fig.15に加力方法の模式図を示す。面圧試験は、試験体の加力面に加工した半円形の溝にピンを置き、これを材中に押し込むことによって行った。このとき、めり込み荷重を、加圧板の先に付けたロードセル（新興通信工業、TC-10T）によって測定した。また、めり込み変形量は、変位計（東京測器研究所、CDP-50）によって測定された加圧板の変位とした。なお、変形速度は、1mm/minとした。

得られた荷重値をピンの投影面積（ピンの長さと直径との積）で除したものを面圧応力（以下、応力と略称）と定義し、後の解析に用いた。

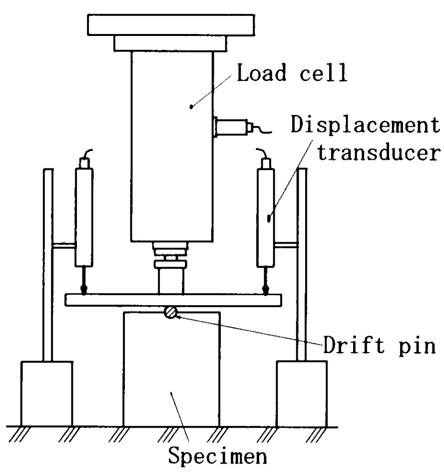


Fig.15　Loading apparatus

得られた荷重－めり込み変形曲線のうち、代表的なものをFig.16（縦圧縮タイプ）およびFig.17（横圧縮タイプ）に示す。

横圧縮タイプでは、Fig.16に見られるように、応力が変形量とともに増大し続

け、明確な最大応力が認められない場合が多く見られた。そこで本研究では、Fig. 18 に示す ASTM-D5764 の方法 [26] に準じて曲線から降伏応力を求め、評価の指標とした。降伏応力は、曲線の直線域を接合具直径の 5%に相当する量だけ平行移動し、その直線と得られた曲線との交点と定義される。以下、この応力を、5%オフセット値と称することとする。

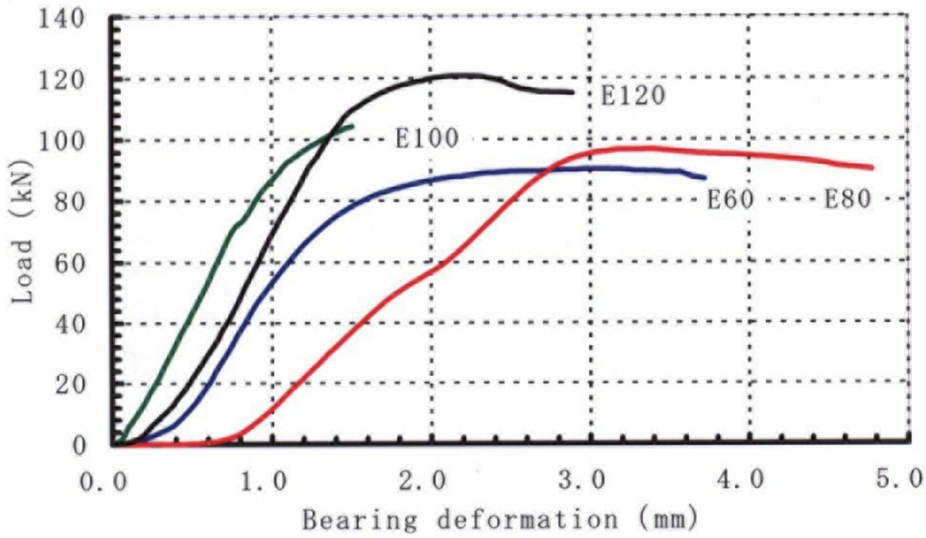


Fig. 16 Typical load-deformation curve (Type A, d = 20mm).
Note: E60, E80, E100, E120:glued laminated timber graded as 5.9Gpa ($60tonf/cm^2$), 7.8GPa ($80tonf/cm^2$), 9.8GPa ($100tonf/cm^2$), 1.8GPa ($120tnf/cm^2$).

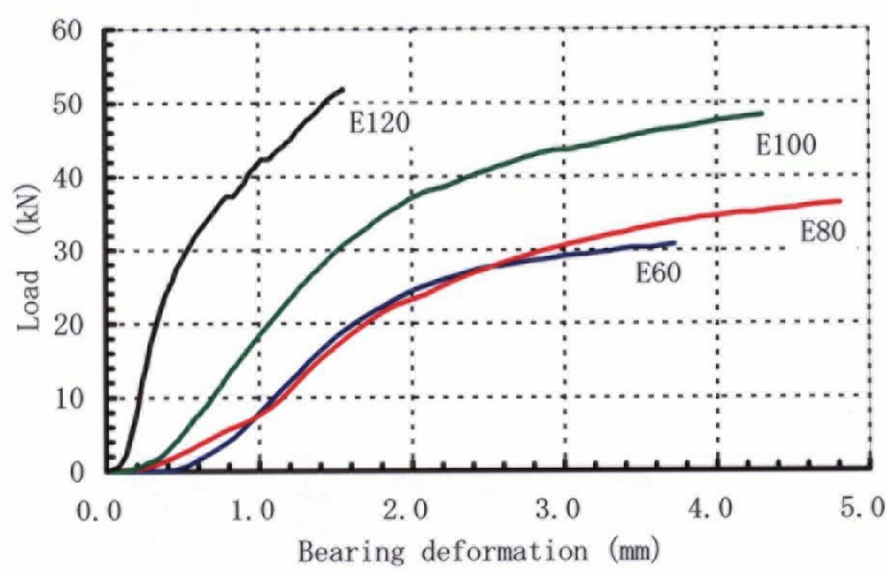


Fig. 17 Typical load-deformation curve (Type C、 d = 20mm).
Notations are same in Fig. 16.

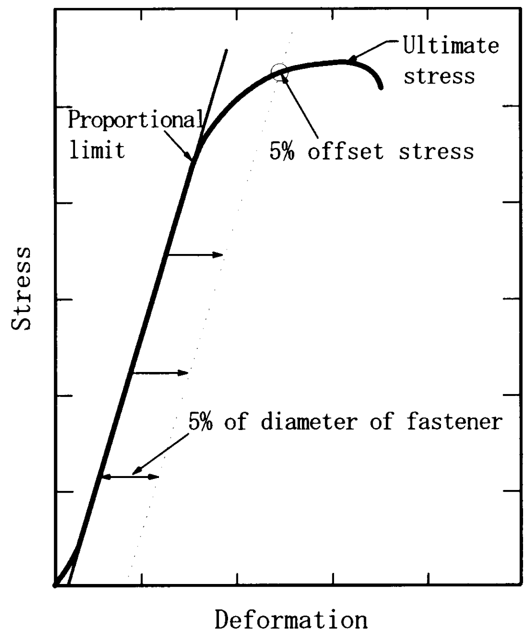


Fig. 18　Method of evaluation of 5% offset stress

３．１．３　結果と考察

得られた応力－めり込み変形量曲線から、5%オフセット値（$\sigma_{0.05}$）、2%オフセット値（$\sigma_{0.02}$、直線域の移動量を接合具直径の 2%として求めた応力）、初期剛性（k_e、直線域の傾き）、有効弾性床深さ（α、後述）をめり込み挙動を表現する特性値として抽出し、各特性値と接合具直径 d との関係について検討した。

３．１．３．１　５%オフセット応力（$\sigma_{0.05}$）と接合具直径（d）との関係

縦圧縮タイプについては、$\sigma_{0.05}$ と d の間に明確な傾向は認められなかったが、A および B のいずれのタイプでも d = 8mm のとき応力が最大値を示した。変動係数については、全体的には d の増加とともにばらつきが減少する傾向が認められたが、*MOE* が低い（5.9Gpa）材についてはこの傾向が認められなかった。

横圧縮タイプ（C および D タイプ）については、d の増加とともに応力が減少する傾向が認められた。ただし、材料の *MOE* 毎に分散分析を行った結果、d に対する $\sigma_{0.05}$ の有意差は認められなかった。

A～D のいずれのタイプにおいても、11.8GPa（120tonf/cm^2）の試験体で変動係数が大きくなった。他の *MOE* の試験体と比較して破壊形態に差異はなく、この原

因については、更に検討する必要がある。

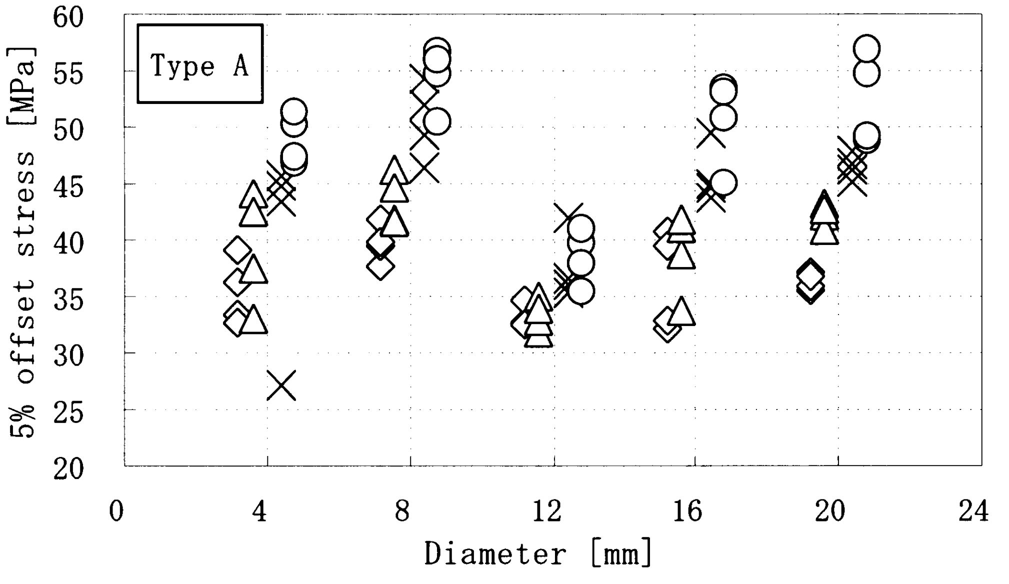


Fig. 19a　Relationship between 5% offset stress and diameter.

Note:◇: E60,　△: E80,　×: E100,　○: E120 (See notations of Fig. 16).

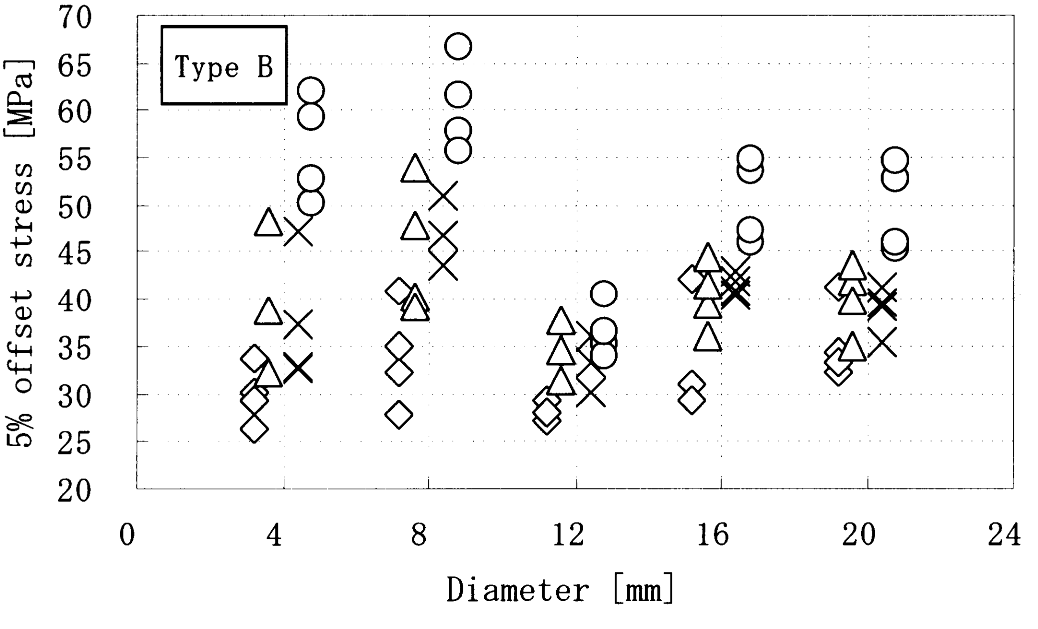


Fig. 19b　Relationship between 5% offset stress and diameter.

Note:◇: E60,　△: E80,　×: E100,　○: E120 (See notations of Fig. 16).

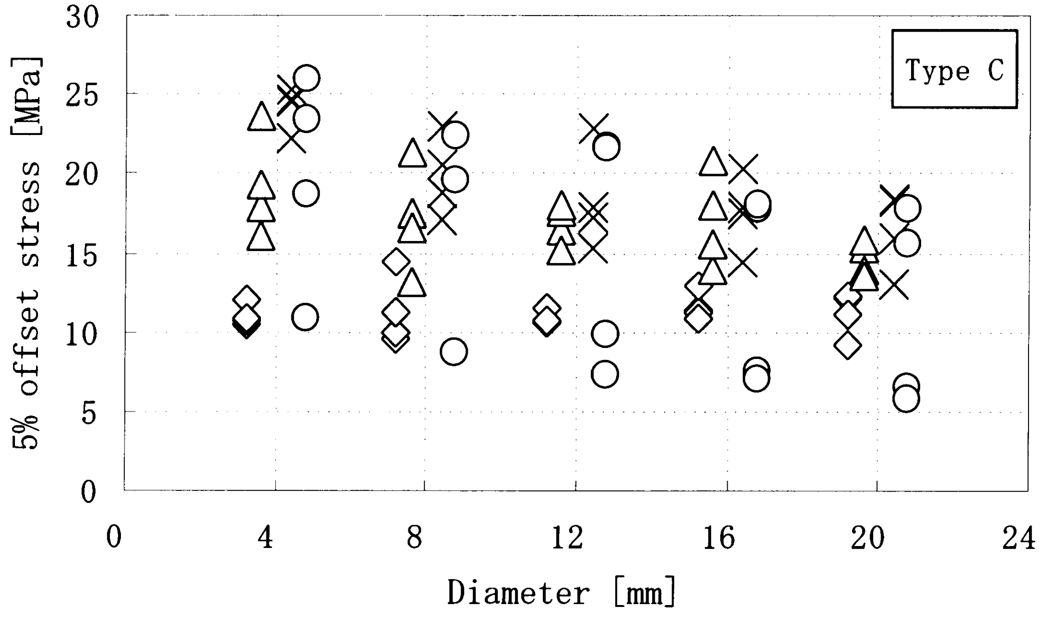


Fig. 19c Relationship between 5% offset stress and diameter.
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).

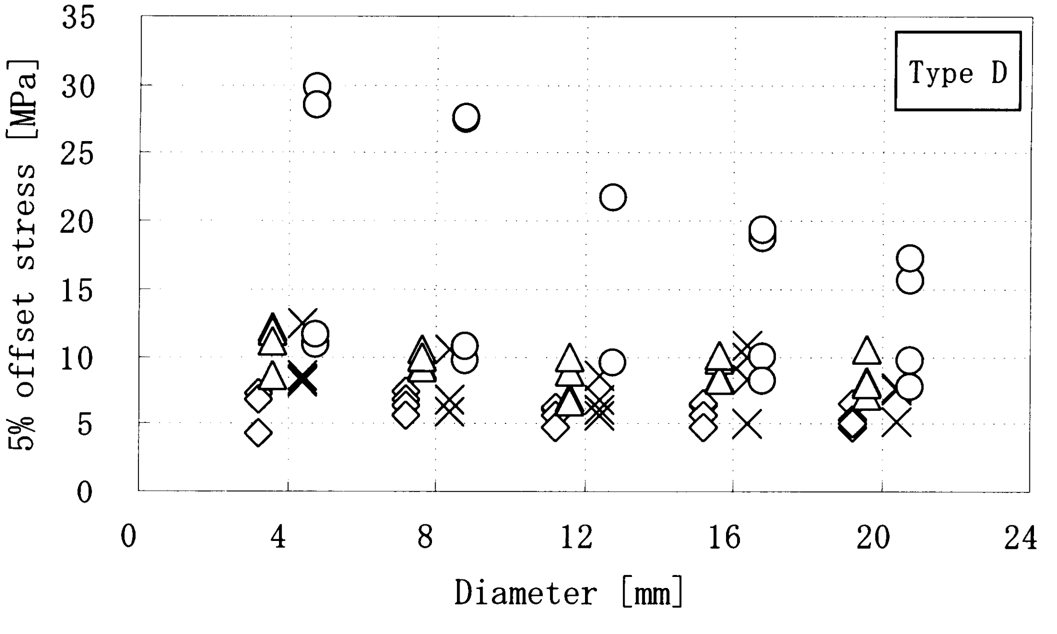


Fig. 19d Relationship between 5% offset stress and diameter.
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).

3．1．3．2 2％オフセット応力（$\sigma_{0.02}$）と接合具直径（d）との関係

$\sigma_{0.02}$とdの関係は、$\sigma_{0.05}$とdのそれと、ほぼ同様の傾向を示した。そこで、$\sigma_{0.05}$と$\sigma_{0.02}$の比を求めた。結果を Table 2 に示す。

降伏応力を求める初期直線域のシフト量は、試験方法の項で述べたように d の関数である。しかしながら、上記の応力比は、接合具直径、材の *MOE*、試験体のタイプによらず、1.00～1.20 の値を示した。

Table 2　Ratio of $\sigma_{0.05}$ to $\sigma_{0.02}$

MOE [GPa]	Diameter [mm]	Type A	Type B	Type C	Type D
5.9	4	1.11	1.13	1.14	1.10
	8	1.11	1.12	1.12	1.10
	12	1.04	1.05	1.10	1.05
	16	1.04	1.07	1.12	1.05
	20	1.04	1.00	1.06	1.05
7.8	4	1.16	1.14	1.14	1.11
	8	1.09	1.08	1.15	1.11
	12	1.04	1.05	1.12	1.06
	16	1.01	1.01	1.10	1.04
	20	1.02	0.99	1.12	1.06
9.8	4	1.20	1.12	1.15	1.06
	8	1.12	1.08	1.17	1.09
	12	1.06	1.05	1.14	1.04
	16	1.04	1.02	1.12	1.11
	20	1.02	0.96	1.13	1.10
11.8	4	1.10	1.07	1.12	1.16
	8	1.09	1.05	1.10	1.13
	12	1.02	1.02	1.14	1.08
	16	1.04	1.05	1.06	1.09
	20	1.00	0.98	1.12	1.07

３．１．３．３　初期剛性（k_e）と接合具直径（d）との関係

一般に、接合具直径が大きいほどめり込み変形量が大きくなり、初期剛性が低下するといわれている[29]。この傾向は、横圧縮タイプについて顕著であったが、縦圧縮タイプでは明確には認められなかった。

縦圧縮タイプでは、いずれのタイプについても、ある直径で値が最小となる、下に凸の傾向を示した（Fig.20 a.b 参照）。しかし、分散分析では有意差が認められなかった。A タイプでは、値が最小となる d が材の *MOE* によって異なり、*MOE* の増加とともに剛性が最小となる d が減少した。B タイプでは *MOE* が 5.9GPa（60tonf/cm^2）の場合を除いて d = 12mm の場合に剛性が最小となった。

横圧縮タイプでは、dの増加とともに明確な減少傾向が認められた(Fig. 20 c, d)。分散分析の結果、ばらつきの大きかった D タイプの 11.8GPa (120 tonf/cm^2) の試験体を除いて、いずれのタイプについても危険率 1%で有意差が認められた。

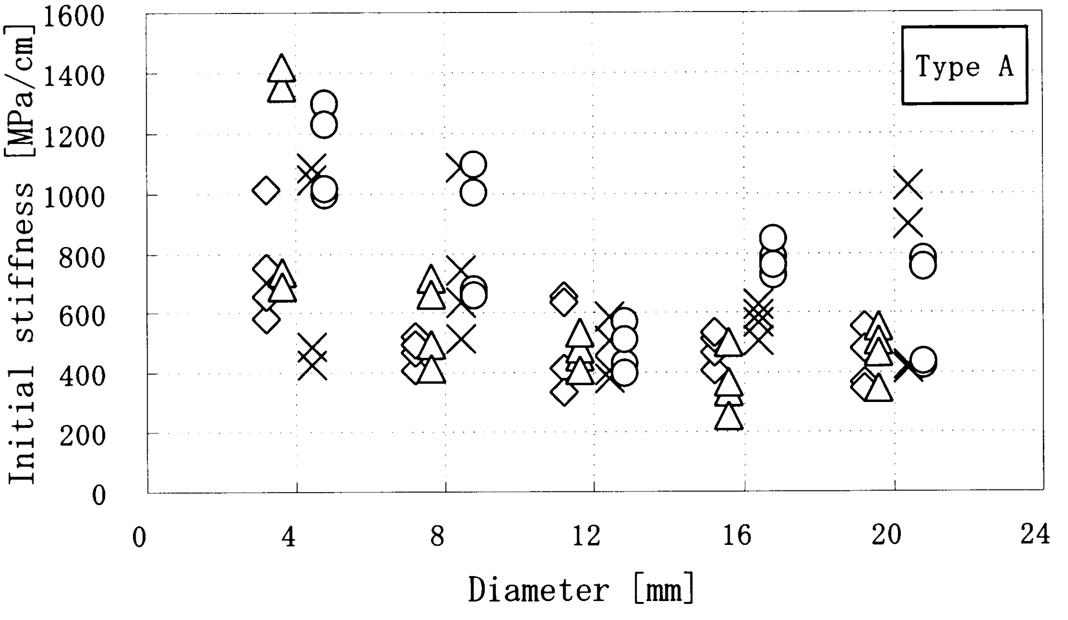


Fig. 20a Relationship Between initial stiffness and diameter.
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).

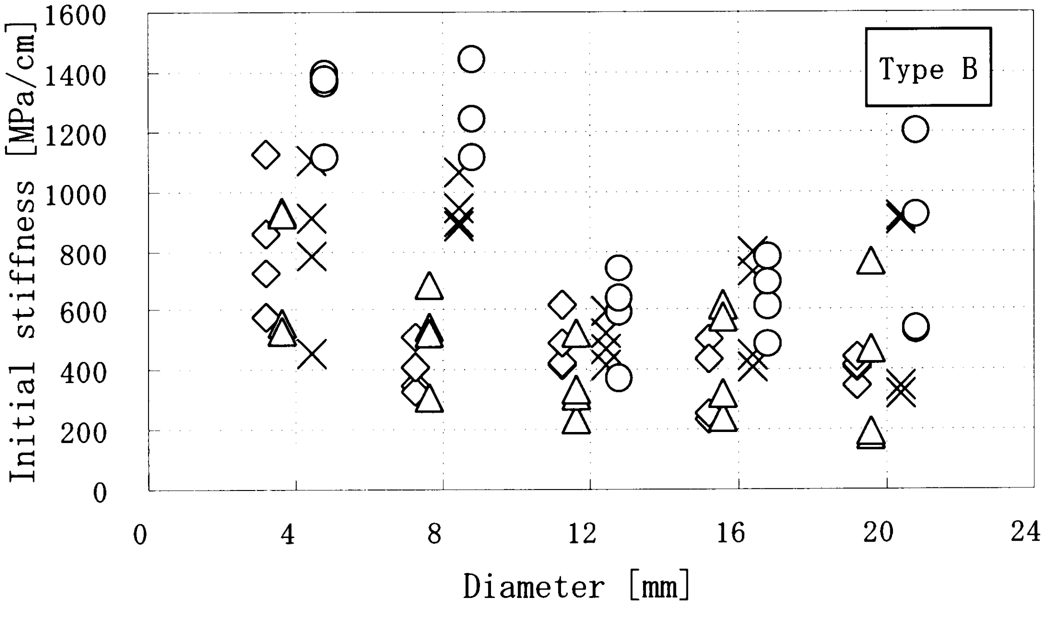


Fig. 20b Relationship Between initial stiffness and diameter.
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).

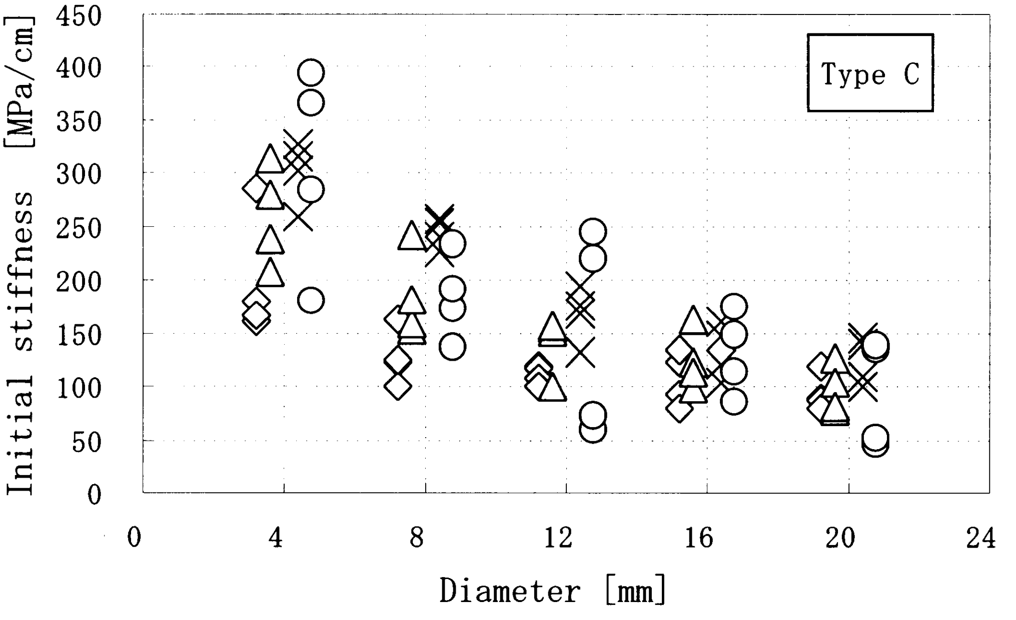


Fig. 20c　Relationship Between initial stiffness and diameter.
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).

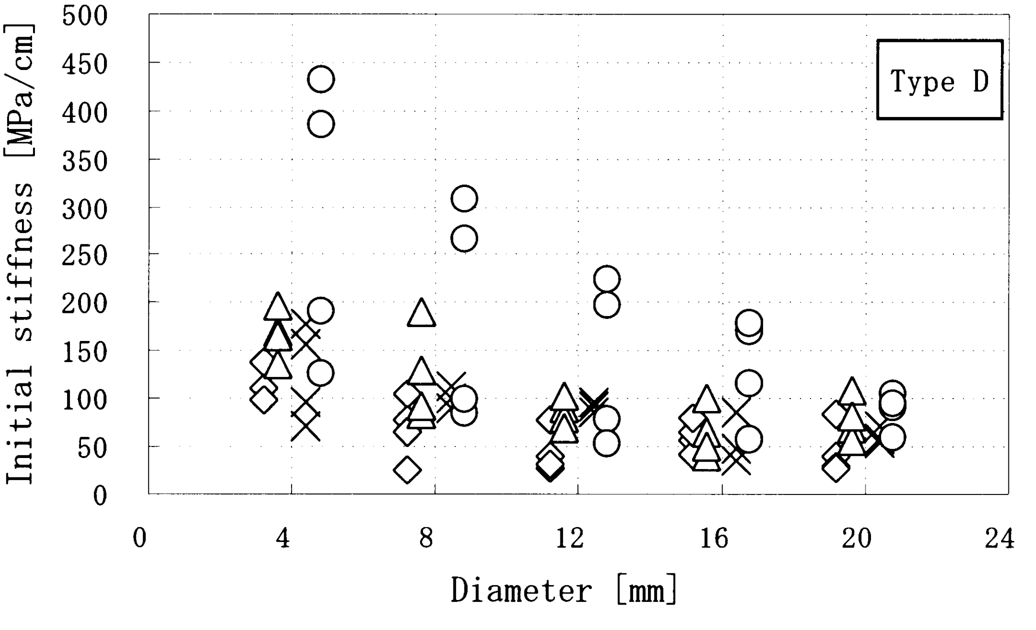


Fig. 20d　Relationship Between initial stiffness and diameter.
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).

３．１．３．４　有効弾性床深さ（α）と接合具直径（d）との関係

面圧試験における木材と接合具との関係を弾性バネ上の梁と仮定したとき、有効弾性床深さは、複雑に分布する面圧応力を、接合具の投影面積に等しい断面の長柱に置換したときの柱の長さと定義され、面圧ひずみ（αに対するめり込み変

形量の比）と応力との間に Hook の法則が成立すると仮定すれば、k_e に対する *MOE* の比として求めることができる。

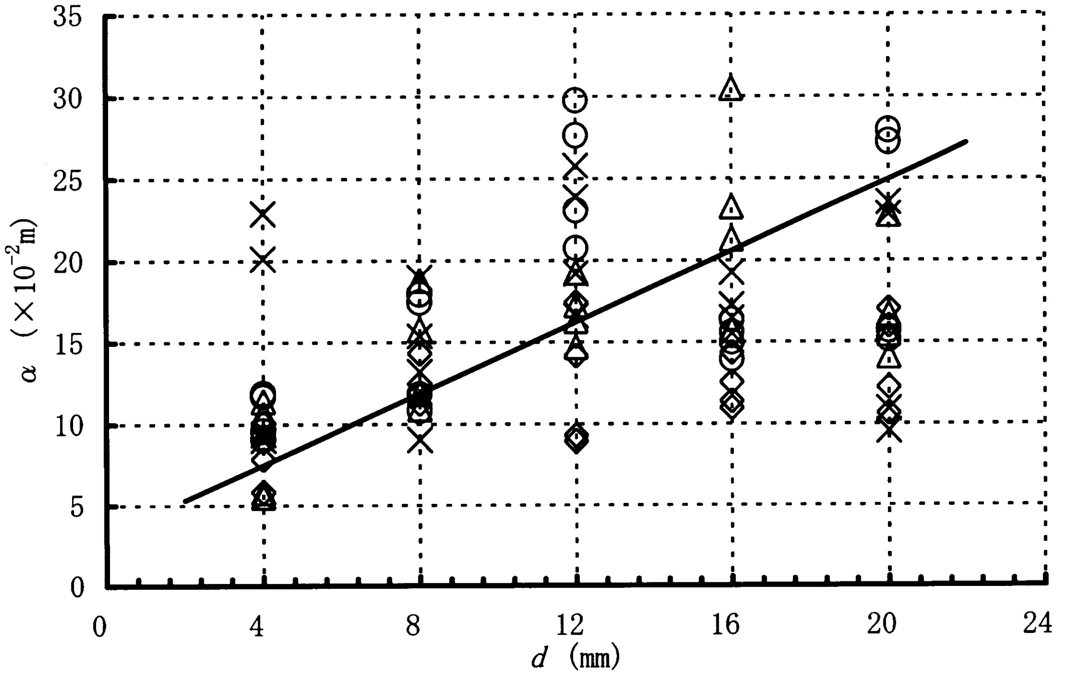


Fig. 21 Relationship between α and d (Type A)
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).
(Note : Solid line: Dr. Hirai's formula, α = 3.16 + 10.9d, other notations are same in Fig. 16)

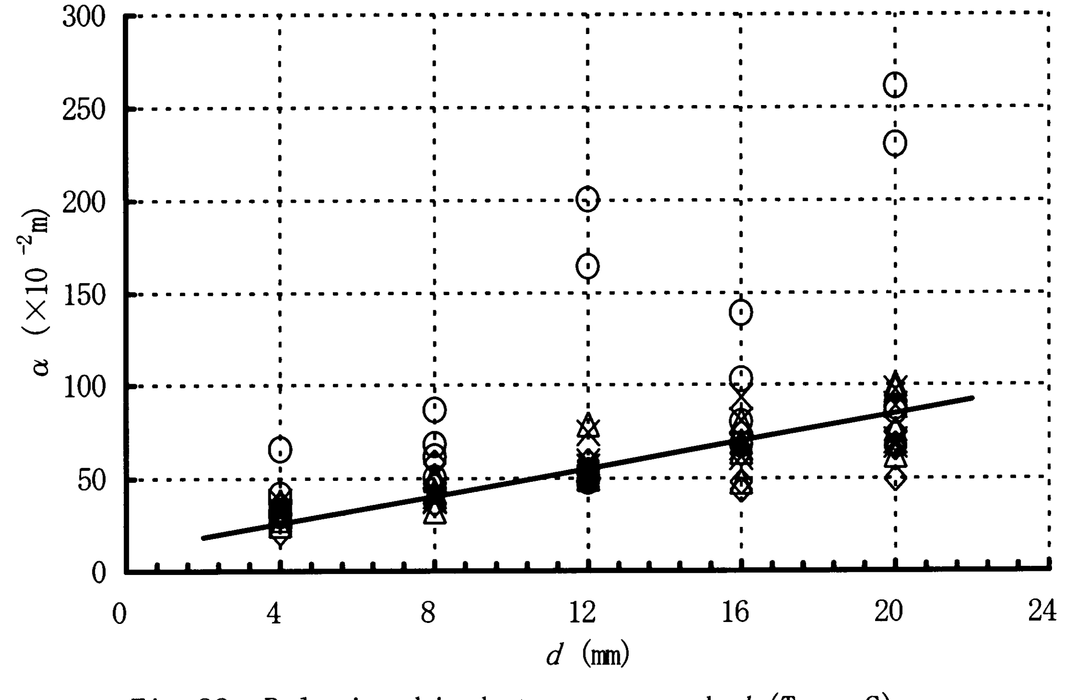


Fig. 22 Relationship between α and d (Type C).
Note:◇: E60, △: E80, ×: E100, ○: E120 (See notations of Fig. 16).
(Note : Solid line: Dr. Hirai's formula, α = 3.4 (3.16 + 10.9d), other notations are same in Fig. 16)

平井は、αとdとの関係として、

$$\alpha = MOE/k_e = 3.16 + 10.9d \qquad \cdots \text{Eq. 4}$$

を提案し[30]、小松は、繊維直角方向加力の場合について式4の補正式、

$$\alpha = MOE/k_e = 3.4\ (\ 3.16 + 10.9d\ ) \qquad \cdots \text{Eq. 5}$$

を提案している[31]。これらの式は、いずれも木質構造設計規準[3]に採用されている。

Fig.21に今回実測したAタイプの結果とEq.4による計算値（実線）を、また、Fig.22にCタイプの結果とEq.5による計算値（実線）を、それぞれ示す。

本研究の結果に対する上記設計式の適合性は、特に縦圧縮タイプについて、高くなかった。これは、Eq.4の導出にあたって、平井が直径5mm以下の接合具を用いた面圧試験の結果のみを用いたためである。この理由について平井は、接合具直径の増加に伴う接合具と木材との接触面の不足による誤差の存在を挙げている。本研究でこの条件に合うものはd= 4mmの1段階のみであり、このため、Eq.4の適合性が高くなかったと考えられる。

しかし一方、小松はエゾ・トドマツを用いて面圧試験を行い、Eq.4の適合性を更に広い接合具直径の範囲（3.3mm、12mm、18mm）で検証し、その妥当性を確認している[29]。本結果がこの傾向と異なった原因について、更に検討が必要である。

３．１．４　まとめ

*MOE*の異なる集成材を用いて面圧試験を行い、面圧特性と接合具直径との関係について検討した。

本研究で得られた結果は以下の通り。

1)　5%オフセット値と接合具直径との間に明確な関係は認められなかった。
2)　5%オフセット値と2%オフセット値の比は、接合具直径、材の*MOE*によらず、1.0～1.2であった。
3)　初期剛性と接合具直径との関係は、横圧縮タイプにおいて明確な傾向を示し、接合具直径の増加とともに値が減少した。

4)　ドリフトピンの軸方向とラミナの積層方向との関係は、降伏応力および初期剛性と接合具直径との関係に対して顕著な影響を与えなかった。

5)　有効弾性床深さと接合具直径との関係について、従来から用いられている木質構造設計規準の式と、本研究より得られた結果との適合性は、加力方向によって差異が認められた。

３．２　素材を用いた面圧試験

３．２．１　はじめに

ドリフトピンを用いた木質構造接合部において、ピンに作用する荷重の方向は、木材の繊維方向に対して種々の角度をなす。従って、木材に対するめり込み挙動や面圧応力がこの角度によりどのように変化するかを把握することは、接合部の設計や耐力発現機構を解明する上で非常に重要である。本研究は、この負荷方向と木材の繊維方向とのなす角度（以下、荷重角度と称する）および接合具の中心から材端までの距離を繊維平行方向に測定した距離（以下、端距離と称する）を変化させた試験体に１本のドリフトピンを打ち込んだ接合部のモデル試験体を作成して引張型の面圧試験を行い、これらのパラメータが木材のドリフトピンによるめり込み挙動に与える影響について検討したものである。

３．２．２　試験方法

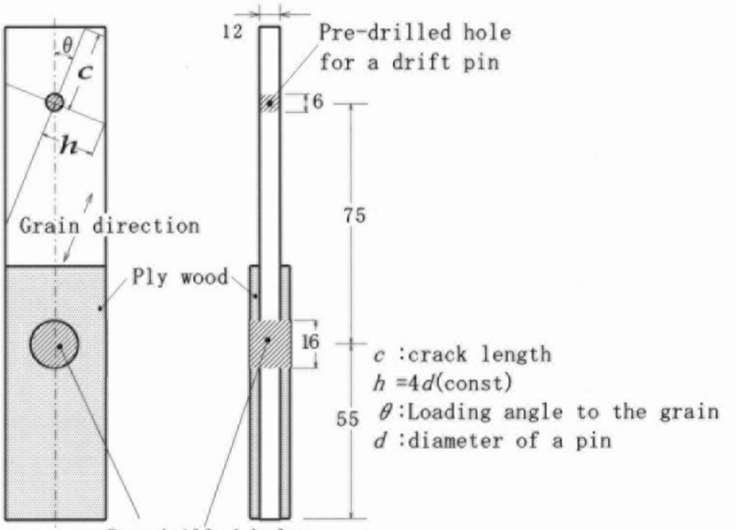


Fig.23　Schematic diagram of a specimen

本研究では、ドリフトピンの先孔近傍で生じた割裂が繊維に沿って進展し、材端まで到達したときに破壊が生じると仮定し、この割裂が進展する距離が一定となるように試験体を設定した。従って、一般に用いられる端距離によっては設計されていない。以後、この距離を割裂長さ（c）とする。

厚さ 2*d*（*d*: 接合具直径）のベイツガ（*Tsuga heterophylla* Sarg.）の板目材から、荷重角度（θ）を 0°、15°、30°、45°、60°、75°、90° の 7 種類、割裂長さ（*c*）を 2*d*、4*d*、6*d*、8*d* とした 4 種類の試験体を切り出した。また、同じ厚さ（後述）のベイマツ（*Pseudotsuga menziesii* Franco）、スギ（*Cryptmeria japonica* D. Don）、サザンパイン（*Pinus* spp.）の板目材から、荷重角度が 0°、30°、60°、90° の 4 種類、割裂長さが 2*d*、4*d*、6*d*、8*d* の 4 種類となるように試験体を作成した。採材は、角度の昇順に連続的に木取りした。ドリフトピンは 6mm、支持用鋼棒は 16mm とした（Fig. 23 参照）。

試験体の厚さは、既往の文献[32]を参考に接合具自体が変形しない値として 2*d* を設定した。従って、試験体の寸法は、長さ $c\times\cos\theta+130$、幅 $4d\times\cos\theta$、厚さ 2*d* となった。

試験体数は、ベイツガについては各条件につき 5 体、その他の樹種については各条件につき 3 体とした。

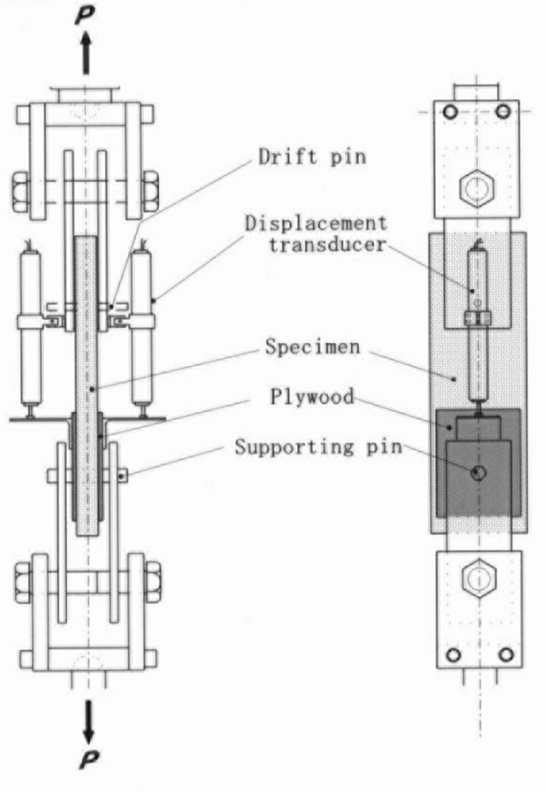


Fig. 24　Loading apparatus.

Fig. 24 に加力方法の模式図を示す。試験体の上部に試験用のドリフトピンを、

下部に支持用のピンを、それぞれ材面に対して垂直に打ち込み、これら2本のドリフトピンを介して試験体長軸方向に引張負荷を与え、面圧試験を行った。加力用治具の上部に取り付けたロードセル（東京測器研究所、TCLZ-1000KA）を用いて荷重を、また加力用治具上部の添え板鋼板と試験体に取り付けたL字金物との相対変位を、試験体の左右それぞれについて変位計（東京測器研究所、CDP-25）によって測定した。加力は単調加力とした。

ロードセルによって得られた値をドリフトピンの投影面積（接合具直径と試験体厚さとの積）で除し、めり込み応力とした。また、2本の変位計によって測定された相対変位の平均値をめり込み変形量とした。

得られた応力－変形量曲線から、最大めり込み応力（σ_{max}）およびその時の変位（$d_{\sigma max}$）を、また、割裂あるいは破断時の変位である最大変位（d_{max}）を求めた。初期剛性（k_i）は、ISO草案[27]に従い、最大応力の10%と40%に対応する曲線上の点を結んだ直線の勾配とした(Fig. 25)。

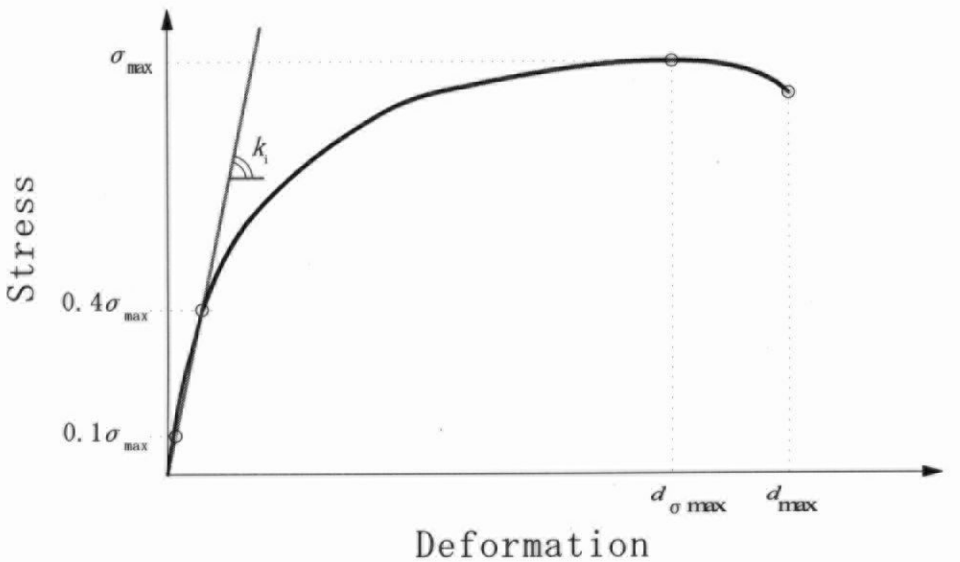


Fig. 25 Analysis of a bearing stress-deformation curve,
Legent: σ_{max}:Maximum stress, $d_{\sigma max}$:Deformation of maximum stress, d_{max}:Maximum deformation, k_i:Initial stiffness.

３．２．３　結果および考察

３．２．３．１　最大面圧応力と荷重角度との関係

最大応力と荷重角度との関係を Fig. 26 に示す。

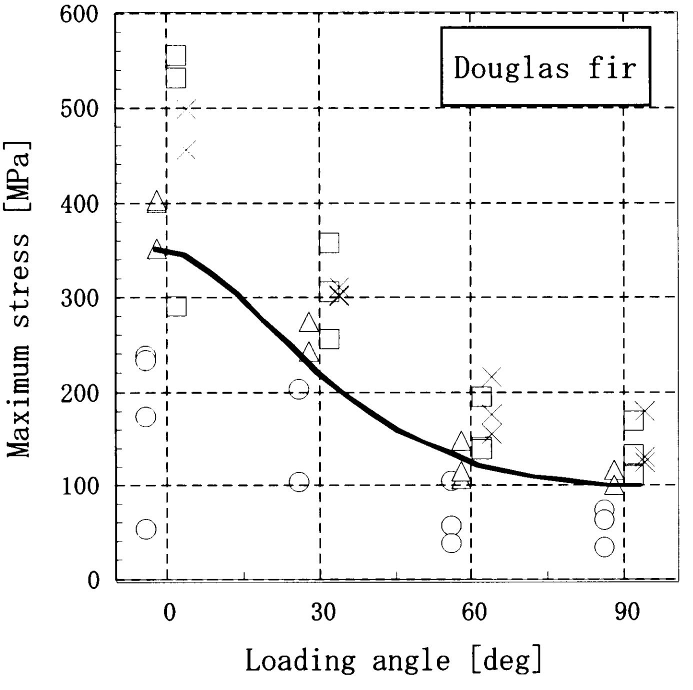


Fig. 26a　Relationship between maximum stress and loading angle to the grain.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.
Solid line: Hankinson's equation calculated with all of data.

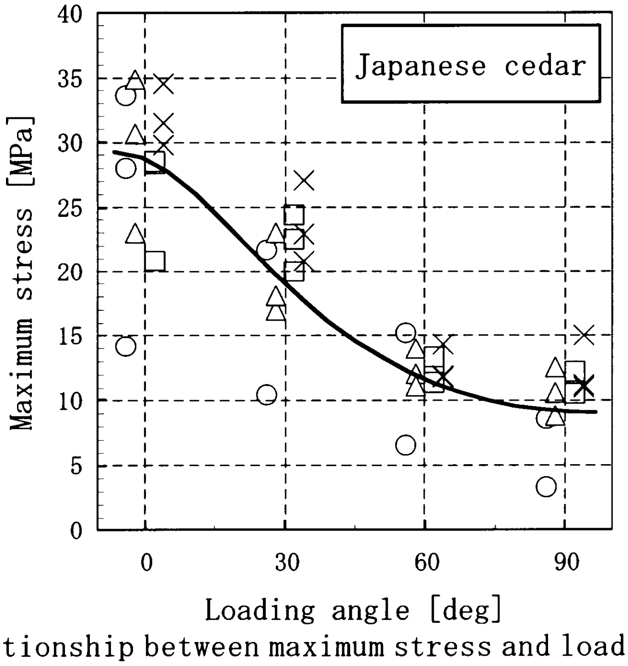


Fig. 26b　Relationship between maximum stress and loading angle to the grain.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.
Solid line: Hankinson's equation calculated with all of data.

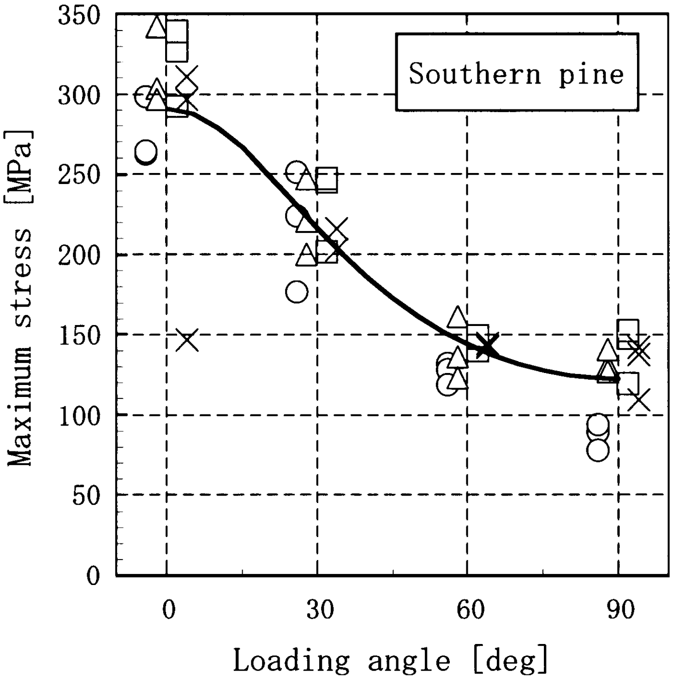


Fig. 26c Relationship between maximum stress and loading angle to the grain.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.
Solid line: Hankinson's equation calculated with all of data.

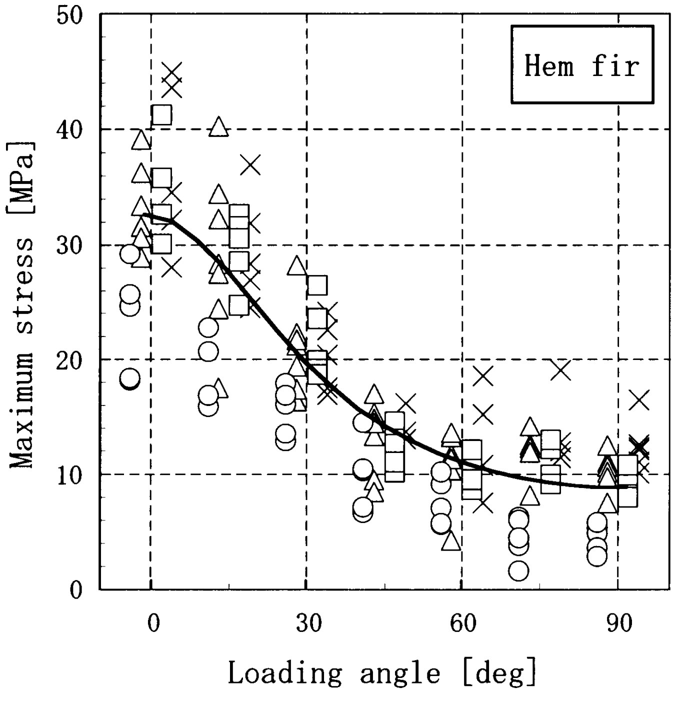


Fig. 26d Relationship between maximum stress and loading angle to the grain.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.
Solid line: Hankinson's equation calculated with all of data.

最大面圧応力は荷重角度により逆S字形を示して減少し、その傾向は式6に示すハンキンソン式でほぼ表現できた。ベイツガについて、θが 45° の場合、0° の値の約 40%、90° では、約 30%に低下した。

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_0 \times \sigma_{90}}{\sigma_0 \sin^2\theta + \sigma_{90}\cos^2\theta} \qquad \cdots \text{Eq. 6}$$

Note: σ_θ : Maximum stress when loading angle is θ degree, σ_0 : Maximum stress at parallel to the grain(θ=·0 degree), σ_{90}:Maximum stress at perpendicular to the grain(θ=90 degree), θ:Loading angle.

3．2．3．2　最大応力時変形量と荷重角度との関係

Fig. 27 に最大応力時変計量と荷重角度との関係を示す。

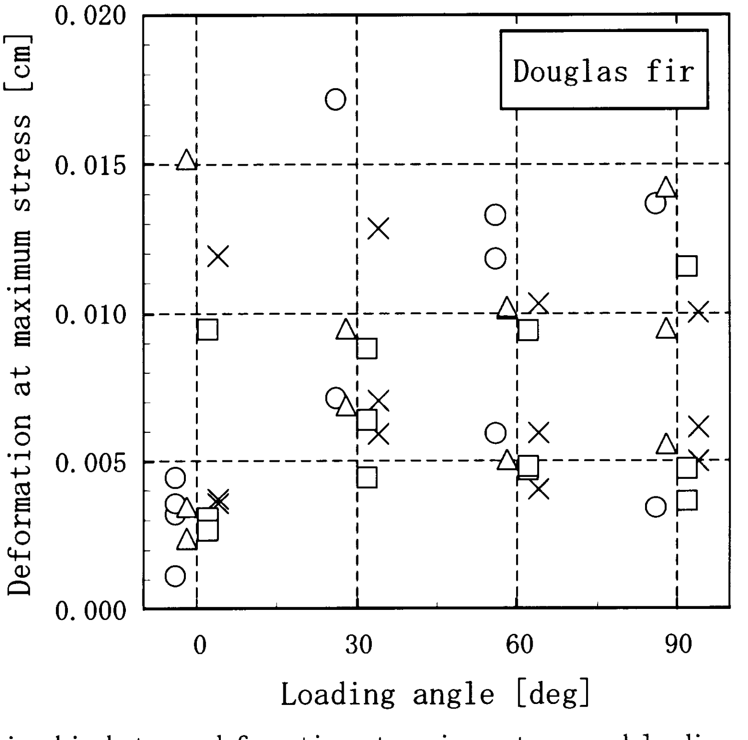


Fig. 27a Relationship between deformation at maximum stress and loading angle to the grain.

Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4, □: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.

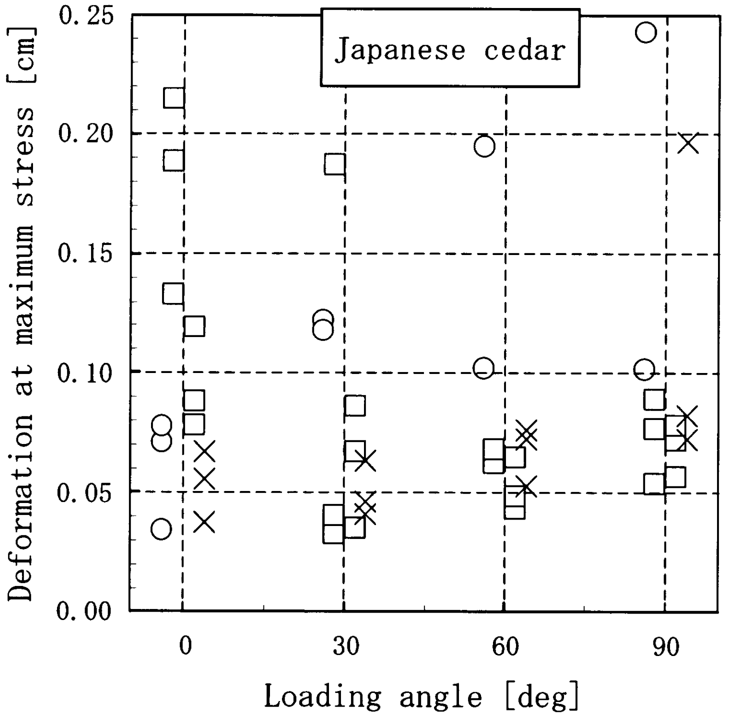


Fig. 27b Relationship between deformation at maximum stress and loading angle to the grain.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.

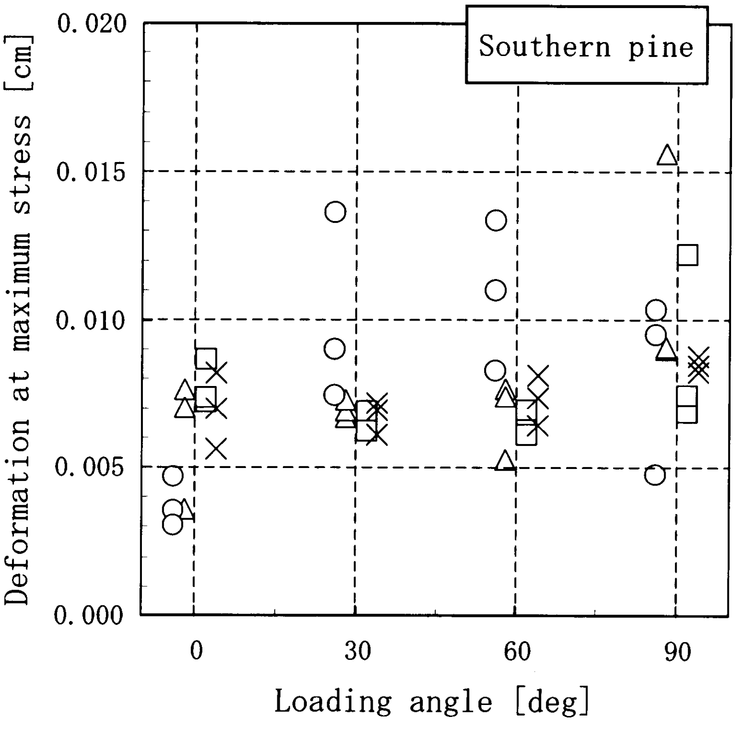


Fig. 27c Relationship between deformation at maximum stress and loading angle to the grain.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.

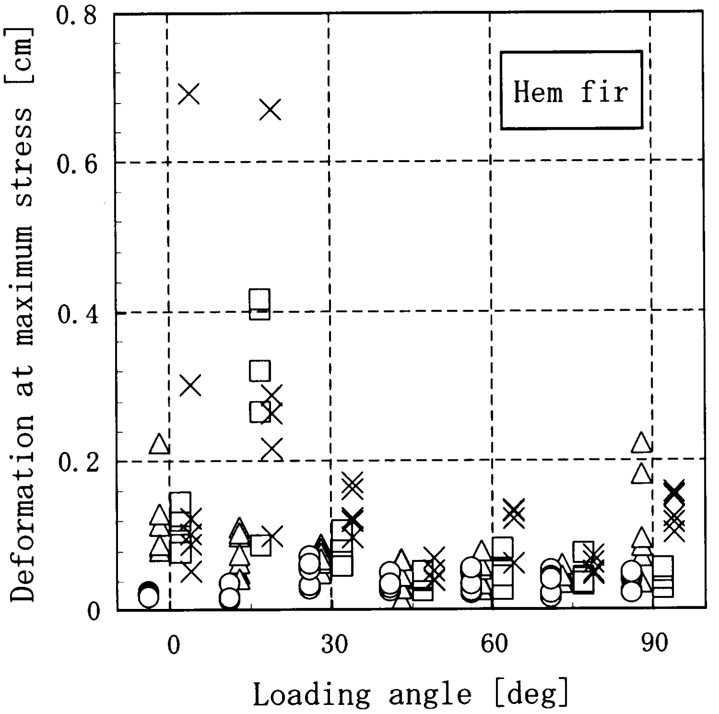


Fig. 27d Relationship between deformation at maximum stress and loading angle to the grain.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.

ベイツガとそれ以外の樹種とで異なる傾向を示した。すなわち、ベイツガについては、最大応力時変形量は荷重角度が 45° あるいは 60° の場合に最小値を示すような、下に凸の傾向を示した。また、割裂長さが 2d の場合とそれ以上のものとでは、傾向が異なった。すなわち、2d の場合、θ が 30° 以下の範囲では若干増加するが、それ以上の θ では 0 ° での値の約 1.6 倍で一定となったのに対し、4d 以上の場合は、θ=45 ° の場合に最小値（0 ° の約 1/3）を示すような、下に凸の傾向を示した。一方、その他の樹種についてはバラツキが大きかったが、いずれの割裂長さについても荷重角度とともに値が増加する傾向を示した。樹種による傾向の差異については、更に検討する必要がある。

3．2．3．3　初期剛性と荷重角度との関係

全樹種について、初期剛性と荷重角度との関係を Fig.28 に示す。

一般に、木材の弾性係数と繊維方向との間には式 7 に示す Jenkin 式が成り立つとされている[5)]。

$$\frac{1}{E_\theta}=\frac{1}{E_x}\cos^4\theta-\frac{2\mu_{xy}}{E_x}\cos^2\theta\sin^2\theta+\frac{1}{E_y}\sin^4\theta+\frac{1}{G_{xy}}\cos^2\theta\sin^2\theta \qquad \cdots \text{Eq. 7}$$

ここで、E_θ：繊維方向と角度θをなす方向の弾性係数、E_x, E_y：弾性係数 x, y (x, y は L, R, T のいずれかの方向をとる)における弾性係数、μ_{xy}：ポアソン比、G_{xy}：せん断弾性係数

接合部の初期剛性について、この関係が成り立つかどうかを検証した。式 7 において x を L 方向（繊維方向）、y を R 方向（半径方向）とし、E_xに$\theta=0°$の初期剛性を、E_yに$\theta=90°$の初期剛性を代入し、任意角度での初期剛性を計算し、実測値と比較した。した。このとき$\mu_{xy}(=\mu_{LR})$、$G_{xy}(=G_{LR})$には木材のポアソン比、せん断弾性係数に対する文献値[33)]を代入した。

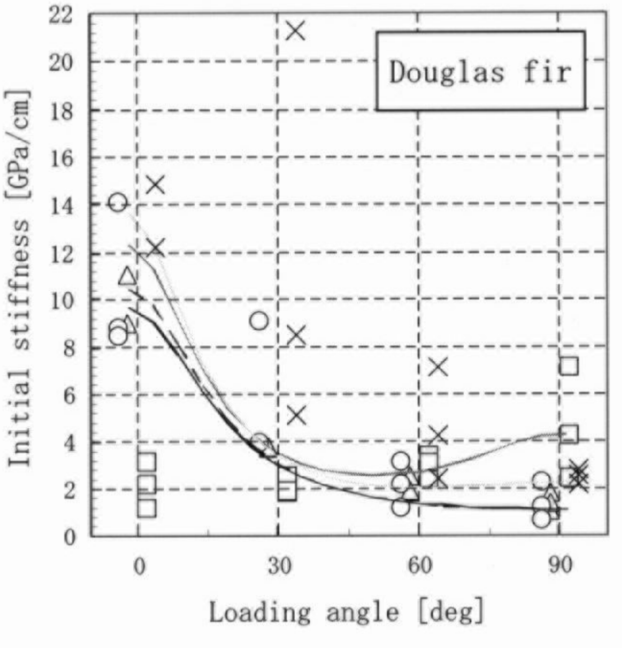


Fig. 28a Relationship between initial stiffness and loading angle.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8.
——: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×2)
･･････: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×4)
— ･: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×6)
: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×8)

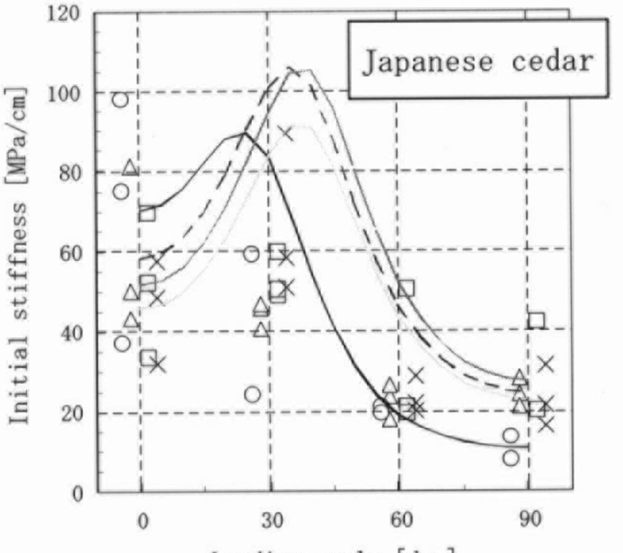


Fig. 28b Relationship between initial stiffness and loading angle.

Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8
——: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×2)
••••••: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×4)
— ·: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×6)
: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×8).

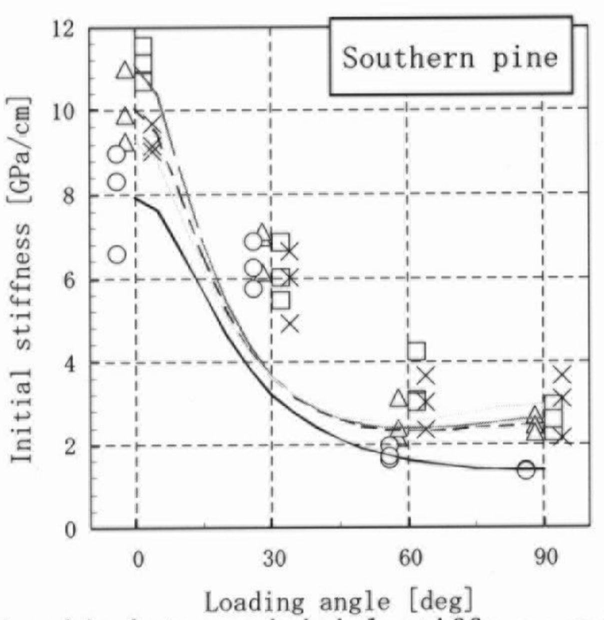


Fig. 28c Relationship between initial stiffness and loading angle.

Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8
——: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×2)
••••••: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×4)
— ·: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×6)
: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×8).

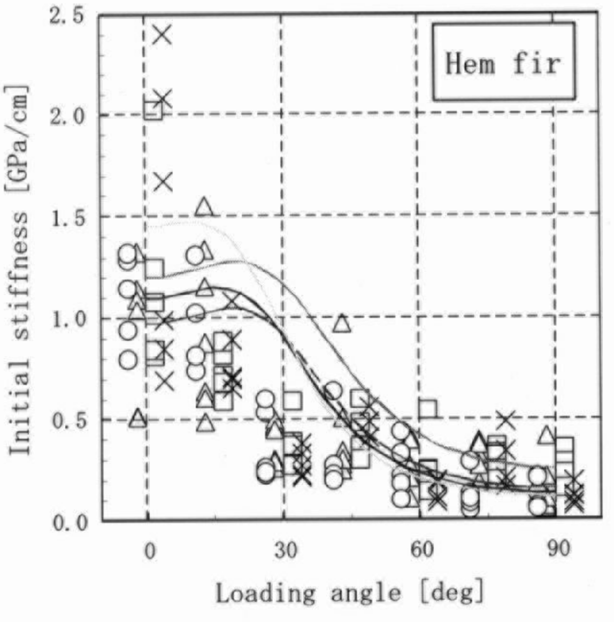


Fig. 28d Relationship between initial stiffness and loading angle.
Legend: ○: Crack length = Diameter×2, △: Crack length = Diameter×4,
□: Crack length = Diameter×6, ×: Crack length = Diameter×8
——: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×2)
·······: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×4)
— · : Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×6)
: Calculated curve by Jenkin's equaition (Crack length = Diameter×8).

ベイツガについて、荷重角度が 15° 以上において角度の増加と共に急減（1/3～1/4 に低下）し、その後一定となる傾向が認められたが、その他の樹種についてはバラツキが大きく、明確な傾向は認められなかった。特にベイマツについては、荷重角度の増加によって初期剛性が増加する傾向が見られた。この理由については、更に検討する必要がある。

これらの傾向を Jenkin 式で表現することはできなかった。いずれの樹種についても、θ=15° あるいは 30° における適合性が低かった。式 7 に代入する値も含め、更に検討する必要がある。

ベイツガについて、分散比の検定を行ったところ、割裂長さによらず、荷重角度 15° を境にして、低下前と後では危険率１％で両者に有意差が認められた。

３．２．３．４　最大応力時変計量と割裂長さとの関係

最大応力時変形量と割裂長さとの関係を Fig. 29 に示す。

平均値で議論するならば、割裂長さの増加とともに変形量は増加した。

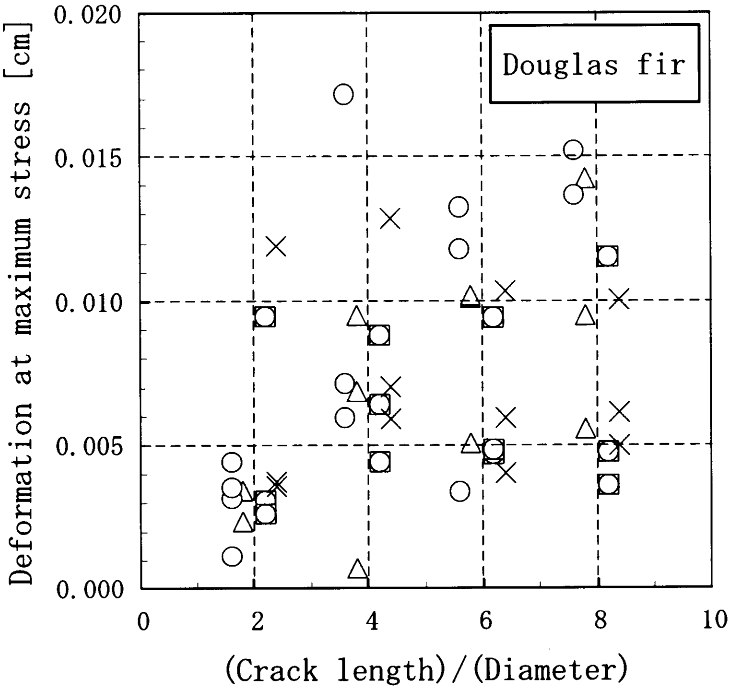


Fig. 29a Relationship between deformation at maximum stress and crack length.
Legend: ○: Loading angle = 0 deg, △: Loading angle = 30 deg,
□: Loading angle = 60 deg, ×: Loading angle = 90 deg.

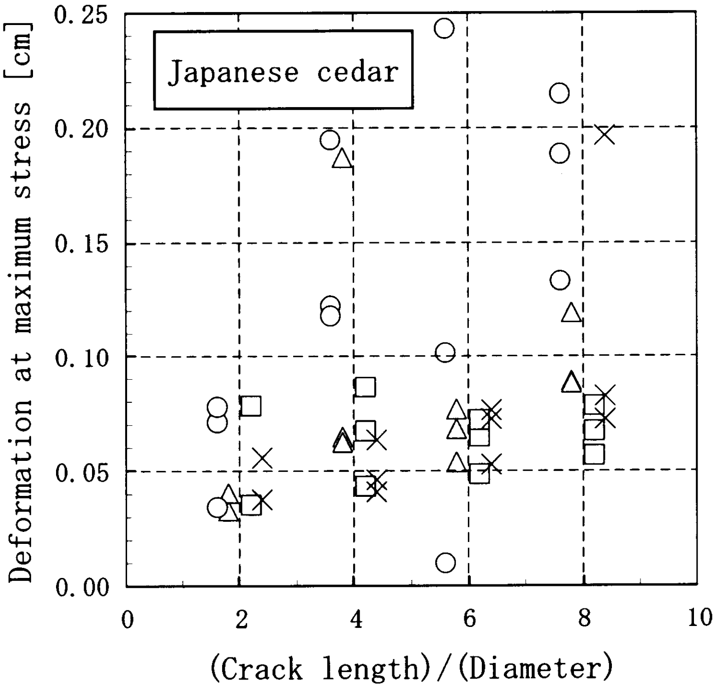


Fig. 29b Relationship between deformation at maximum stress and crack length.
Legend: ○: Loading angle = 0 deg, △: Loading angle = 30 deg,
□: Loading angle = 60 deg, ×: Loading angle = 90 deg.

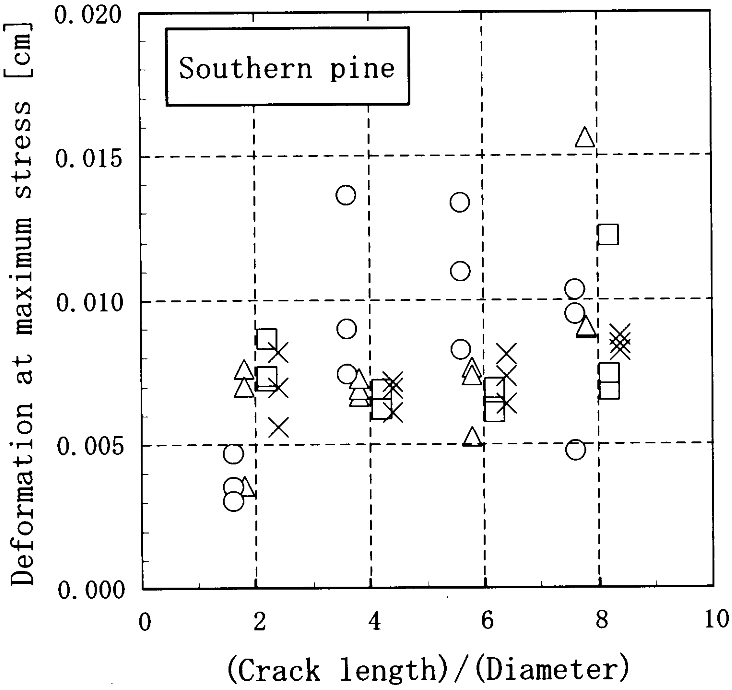


Fig. 29c Relationship between deformation at maximum stress and crack length.
Legend: ○: Loading angle = 0 deg, △: Loading angle = 30 deg,
□: Loading angle = 60 deg, ×: Loading angle = 90 deg.

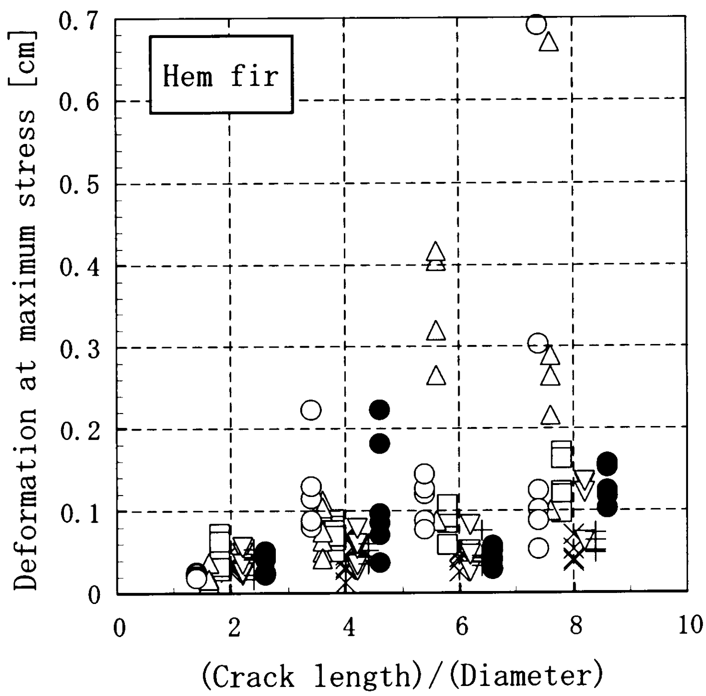


Fig. 29d Relationship between deformation at maximum stress and crack length.
Legend: ○: Loading angle = 0 deg, △: Loading angle = 15 deg,
□: Loading angle = 30 deg, ×: Loading angle = 45 deg.
▽: Loading angle = 60 deg, +: Loading angle = 75 deg,
●: Loading angle = 90 deg

ベイツガの場合、荷重角度が15°、30°、60°では、危険率1%で$4d$と$8d$の間に有意差が認められた。その他の樹種についてはばらつきが大きく、差は認められなかった。この結果については、ある角度でのみ有意差があらわれたというよりはむしろ、これらの角度のデータのばらつきが小さかったため割裂長さの影響が明確に出たと考えた方が妥当であろう。割裂長さの増加とともに最終変形量が増加することは、端部寸法の増加とともにねばり強さが増すこと(2.6.8 参照)から推測可能である。

3．2．4　まとめ

荷重角度および割裂長さをパラメータとして素材を用いた面圧試験を行い、以下の結果を得た。

1）最大面圧応力は荷重角度により逆S字形を示して減少し、その傾向はほぼハンキンソン式で表現できた。

2）最大応力時変形量は、ベイツガについては荷重角度が45°あるいは60°の場合に最小値を示すような、下に凸の傾向を示したが、ベイマツ、スギ、サザンパインについては、荷重角度とともに値が増加する傾向を示した。

3）初期剛性は、荷重角度の増加とともに減少した。

4）割裂長さの影響は最大応力時変形量にのみ見られ、割裂長さの増加とともに値が増加する傾向が認められた。

３．３　LVLを用いたドリフトピン接合部の面圧試験

３．３．１　はじめに

木材の強度的性質におよぼす荷重速度あるいは変形速度の影響については、曲げ強さについて[35]、縦圧縮強度について[36]、縦引張強さについて[37]、現在までに多くの研究が行われており、木材の強度および剛性は、ひずみ速度の対数に比例して増加することが認められている[38]。

この理由は、粘弾性体である木材の変形を時間に無関係な弾性部分と時間に依存する粘性部分に分けた場合、外力が高速であるほど変形の粘性部分が固定されて弾性部分が顕著にあらわれ、その応力が破壊以前に高い値を示すためである[39]。

木質構造接合部は、このような性質をもつ木材から構成されており、その力学的性質は外力の速度に影響されると考えられる。従って、接合部の挙動を把握するためには木材と同様に荷重速度あるいは変形速度の影響を検討しておく必要がある。

これまで、構造物と変形速度との関係については、耐力壁の速度依存性[40]について研究が行われている。しかしながら、接合具近傍の木材のめり込みのみを検討した例は、釘接合部の速度依存性[41),42]について研究が行われているのみで、近年多く用いられているドリフトピンを用いた機械的接合部の速度依存性について研究された例はほとんど見られない[19]。

本研究は、接合部のめり込み特性におよぼす変形速度の影響を明らかにするための第１歩として、強度性能が保証され、ばらつきの小さいEWであるLVLを用い、ドリフトピンのめり込み試験を変形速度（ピンをめり込ませる速度）を変化させて行ったものである。

３．３．２　試験方法

３．３．２．１　試験体および加力方法

ラジアータパイン（*Pinus radiata* D.Don.、積層数 7、平均ラミナ厚 2.6 mm)、アカマツ（*Pinus densiflora* Sieb.et Zucc.、積層数 6、平均ラミナ厚 3 mm)、

ベイモミ（*Abies grandis* Lindl.、積層数 7、平均ラミナ厚 2.6 mm）の３樹種のLVL に対して、上部に試験用ドリフトピン（直径 12 mm）の先孔を、下部に支持用ピン（直径 30 mm）の先孔を、Fig. 30 に示すようにそれぞれ加工した。それぞれのピンに対する先孔の直径は、ピンと同径とした。LVL の接着剤はいずれの樹種についてもフェノール系接着剤であった。

試験体の先孔に打ち込んだ２本のピンの軸方向に対して直交方向に、繊維方向に沿って Fig. 30 に示すように単調増加型の引張型めり込み負荷を与えた。全試験体について、最大荷重を示した後、割裂あるいは破断と共に荷重が急激に低下した時点を破壊とし、加力を停止した。

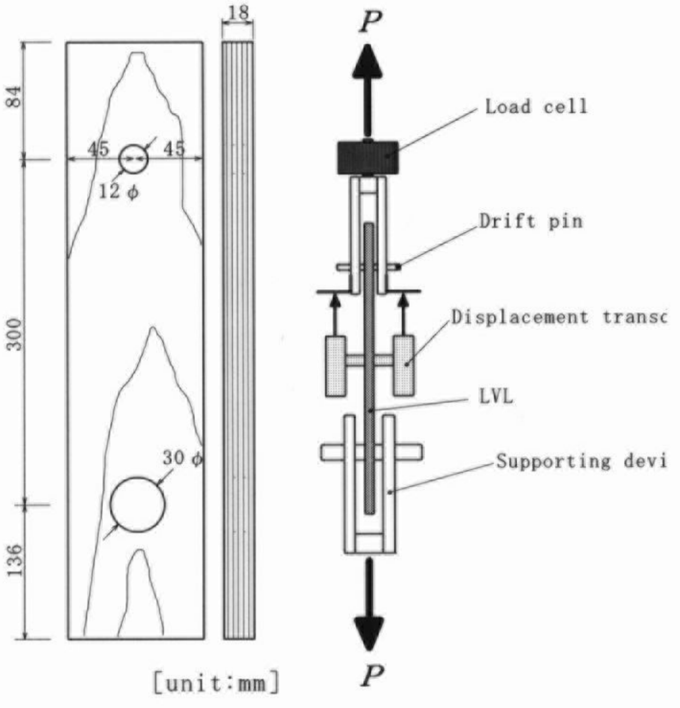


Fig. 30 Specimen configuration and loading device.

なお、試験用ドリフトピンが打ち込まれる部分における治具と LVL との隙間は約 10 mm、また、支持用ドリフトピンが挿入される下部の治具と LVL との隙間は約 25 mm であった。

変形速度は 0.05 mm/min、0.5 mm/min、1 mm/min、5 mm/min、50 mm/min、500 mm/min の 6 種類とし、クロスヘッド移動速度を試験機側（新興通信工業、TOM10000）で

設定した。ただし、アカマツについては、1 mm/min を除く 5 種類とした。試験体は各条件につき 8 体（ただし、アカマツについては 6 体）とした。試験体の気乾密度を Table 3 に示す。なお、試験体の含水率は、全試験体について、11.1%（標準偏差 0.711%）であった。

Table 3 Density of air-dried LVL.

Species	Deformation rate											
	0.05		0.5		1		5		50		500	
	Average	Std	Average	Std	Average	Std	Average	Std	Average	Std	Average	Std
Radiata pine	0.557	0.0166	0.564	0.0270	0.573	0.0171	0.559	0.0276	0.554	0.0164	0.564	0.0164
Japanese red pine	0.533	0.0601	0.511	0.0774	-		0.539	0.0357	0.527	0.0260	0.537	0.0259
Grand fir	0.508	0.0203	0.500	0.0155	0.503	0.0271	0.511	0.0297	0.522	0.0302	0.511	0.0321

Legend : Std : Standard deviation.

ロードセルおよび変位計の出力を、動ひずみアンプ（東京測器研究所 DA-12A）を介してデータロガー（TEAC DR-M3）に収録した。

3．3．2．2 応力－変形量曲線の解析

得られた荷重を試験体厚さとドリフトピン直径との積で除し、この値をめり込み応力とした。また、2 本の変位計による変形量の平均値をめり込み変位とした。典型的なめり込み応力－変位曲線の模式図を Fig. 31 に示す。

この曲線から、最大めり込み応力（σ_{max}）およびその時の変位（$d_{\sigma max}$）を、また、割裂あるいは破断時の変位である最大変位（d_{max}）を求めた。初期剛性（k_i）は、ISO 草案[25]に従い、最大応力の 10%と 40%に対応する曲線上の点を結んだ直線の勾配とした。また、全加力過程における曲線の面積をランベルグ法[43]により求め、めり込みエネルギー（E）とした。ここで特に、最大応力後のエネルギー吸収量（曲線の面積）をねばり（靭性）の指標として導入し、これを靭性エネルギー（E_α）とした。この値は大きいほど最大耐力を経験した後も接合部が崩壊するまでのエネルギー吸収量が大きく、いわゆる「ねばる」接合部であることを示す。

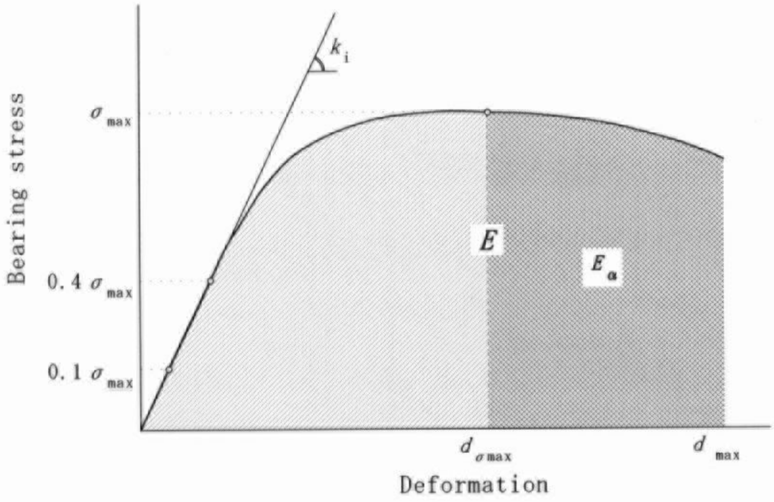
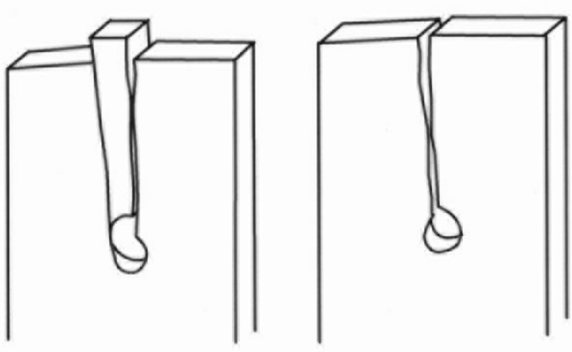


Fig. 31 Method of analysis of a bearing stress-deformation curve.
Legend : σ_{max} : Maximum bearing stress, k_i : Initial stiffness, E ( ): Total bearing energy E_α ( ): Ductile energy of bearing, $d_{\sigma max}$: Deformation at maximum stress, d_{max} : Ultimate deformation.

3．3．3　結果および考察

3．3．3．1　めり込み試験における破壊形態

Fig.32 に示すように、試験体の破壊形態は、先孔の両端から１本ずつ、計２本の亀裂が生じる「せん断型」と先孔の中心部から繊維方向に沿って１本の亀裂が生じる「割裂型」という２種類の形態に大別された。この分類は試験後に観察された形態を基にしており、破壊の瞬間の形態ではない。各条件における破壊形態の割合を Table 4 に示す。本実験においては、樹種に関わらず割裂型が約 2/3 を占めた。ただし、変形速度と破壊形態の関係について、一定の傾向は認められなかった。



a) shear-type　　b) split-type
Fig. 32 Rupture type of specimen.

Table 4 Rupture type of specimens.

Species	Def. Rate	SP	SH
Radiata pine	0.05	4	4
	0.5	5	3
	1	7	1
	5	6	2
	50	5	3
	500	4	4
Japanese red pine	0.05	3	3
	0.5	4	2
	1	-	-
	5	5	1
	50	4	2
	500	4	2
Grand fir	0.05	3	5
	0.5	6	2
	1	4	4
	5	6	2
	50	6	2
	500	7	1

Note: Def. Rate : Deformation rate, SP : Number of specimens with split-type rupture, SH : Number of specimens with shear-type rupture.

3．3．3．2　最大めり込み応力におよぼす変形速度の影響

Fig.33 に最大めり込み応力と変形速度との関係を示す。横軸は変形速度の対数である。また、プロットは8体（アカマツでは6体）の平均値であり、縦棒は標準偏差を示す。

木材の強度的性能とひずみ速度との関係に関する既往の研究によれば、木材の縦圧縮強度は変形速度の増加に伴って増加することが知られている[38)]。

本研究で検討した3樹種についても、Fig.33 に示されるように、変形速度の増加とともに最大応力が増加した。２元配置分散分析を行った結果、変形速度、樹種ともに危険率 1%以下で最大応力に対する変形速度の影響が認められた。

そこで、各樹種における変形速度の影響を明らかにするために、１元配置分散分析を行った。その結果、ラジアータパインおよびベイモミについて危険率 1%以下で変形速度の影響が認められた。アカマツについては有意差が認められなかった。アカマツの変動係数が他の２樹種と比較して高かったことから、アカマツについては LVL 単板に存在する裏割れ等、変形速度以外の要因によって最大応力のばらつきが増加し、有意差が認められなかったものと推測される。

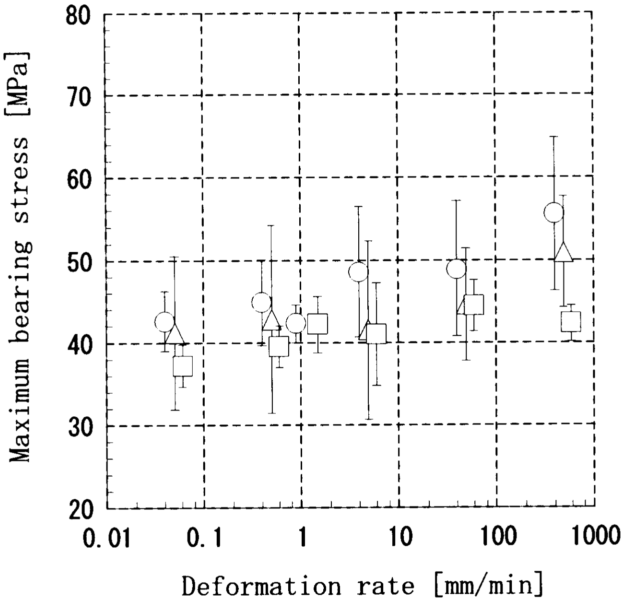


Fig. 33 Relationship between maximum bearing stress and deformation rate.
Legend : ○ : Radiata pine, △ : Japanese red pine, □ : Grand fir.
Symbols and vertical bars denote average value and standard deviations, respectively.

3．3．3．3　初期剛性におよぼす変形速度の影響

得られた初期剛性と変形速度との関係を Fig.34 に示す。

3.3.1 で述べたように、変形速度が小さいほど粘性変形部分が顕著にあらわれ、同じ荷重値に対しても変形量が大きくなるため、初期剛性は低下すると推測された。既往の研究でも、木材の縦圧縮弾性率は、ひずみ速度の対数に比例するという傾向が示されている [38)]。

一方、杉山らは、荷重速度を 0.15 sec / 9.807 kN、66 sec / 9.807 kN、20 min / 9.807 kN の３段階に変化させて Hem-fir 2×6 材の曲げ試験を行った結果、曲げ剛性は荷重速度に影響されないとしている [44)]。

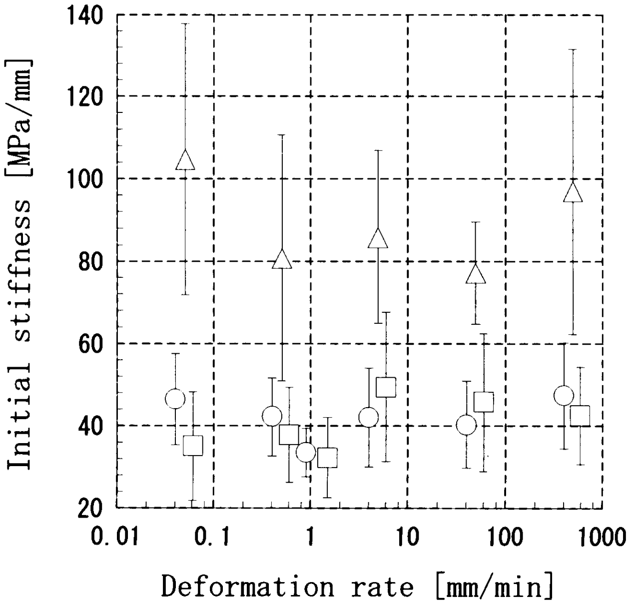


Fig. 34 Relationship between initial stiffness and deformation rate.
Legend : ○ : Radiata pine, △ : Japanese red pine, □ : Grand fir.
Symbols and vertical bars denote average value and standard deviations, respectively.

本研究の結果をみると、ラジアータパインとアカマツについては、ある変形速度で剛性が最小値となる、下に凸の傾向を示した。

初期剛性は、応力の変化量と変位の変化量の比であるから、ある変形速度の変化量に対する応力の変化割合と変位の変化割合が等しければ一定値となるはずである。前節より応力値は変形速度に対して比例することが明らかになっているので、剛性が最小値をもつということは、ある変形速度で応力の比例増加分以上の応答変位の増加が認められたことを示しており、変形量を増大させる速度の存在を示唆している。変位と変形速度との関係については、更に検討する必要がある。

3．3．3．4　最大応力時変位におよぼす変形速度の影響

最大応力時変位と変形速度との関係をFig.35に示す。

分散分析の結果、変形速度の影響を認めることはできなかった。しかし、平均値だけをみてみると、ラジアータパインおよびベイモミは、変形速度 1 mm/min 付近に最大値をもつ、上に凸の傾向を示した。これは、3.3.3.3 で考察した変位の傾向と同様のものであり、変位を増加させる特定の変形速度が、初期領域だけ

でなく終局領域においても各樹種に対して存在する、ということを示唆している。

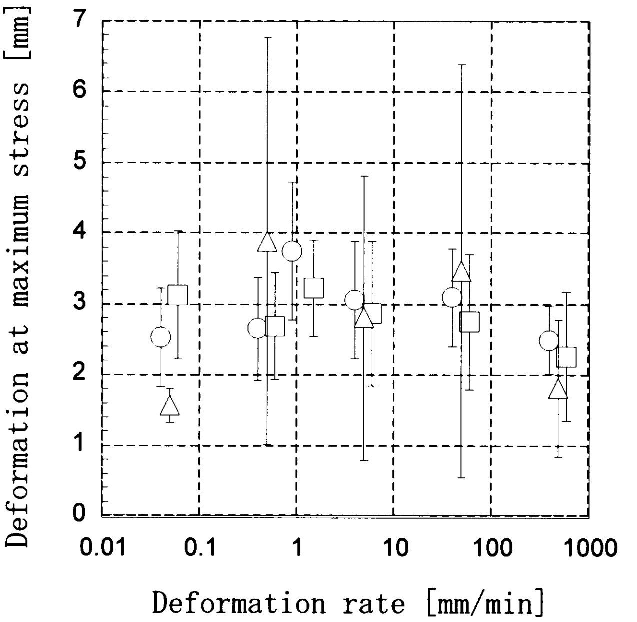


Fig. 35 Relationship between deformation at maximum stress and deformation rate.
Legend : ○ : Radiata pine, △ : Japanese red pine, □ : Grand fir.
Symbols and vertical bars denote average value and standard deviations, respectively.

3．3．3．5 めり込みエネルギーにおよぼす変形速度の影響

3.3.3.3 および 3.3.3.4 において、めり込み変位を増加させる特異的な変形速度が存在する可能性を示した。ここでは、その理由をめり込みエネルギーの面から検討してみる。めり込みエネルギーと変形速度との関係を Fig.36 に示す。

樹種によらず変形速度 5 mm/min において最大値をもつような上に凸の傾向を示し、初期の変位および最大応力時変位と変形速度との関係と非常によく似た傾向を示した。

めり込みエネルギーを、接合具近傍の細胞が変形し、潰れていく過程の指標、言い換えれば、接合具のめり込みによって潰れた細胞の量に対応する量と仮定すれば、Fig.36 において、めり込みエネルギーの各条件における平均値が、ある変形速度において最大値を示したことから、最も細胞の潰れやすい速度が存在する可能性が示された。このことについてはさらに検討する必要があるが、初期およ

び終局の変位がある変形速度で最大値を示したことも、同じメカニズムで説明できるのではないかと考えられる。

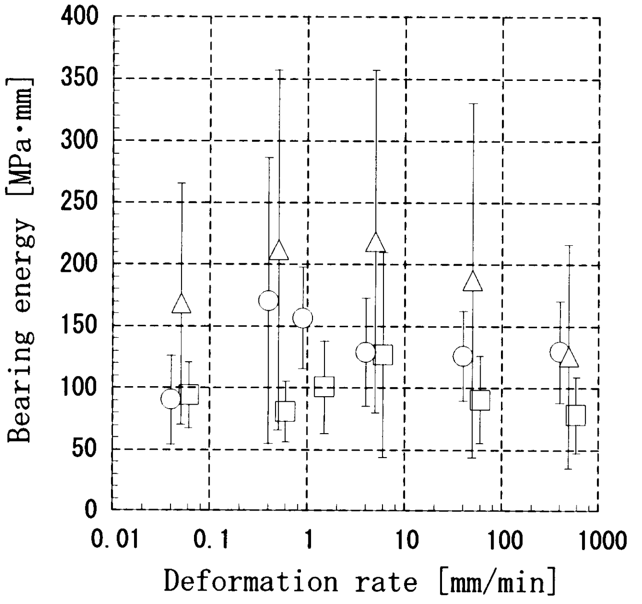


Fig. 36 Relationship between deformation at maximum stress and deformation rate.
Legend : ○ : Radiata pine, △ : Japanese red pine, □ : Grand fir.
Symbols and vertical bars denote average value and standard deviations, respectively.

３．３．３．６ 全体エネルギーに対する靭性エネルギーの比におよぼす変形速度の影響

前項では接合部の全めり込みエネルギーについて検討したが、ここでは、特に最大応力後の変形に着目し、靭性エネルギーのめり込みエネルギーに対する比について検討する。エネルギー比と変形速度との関係を Fig.37 に示す。

初期剛性に対して考察したように、木材を粘弾性体であると仮定すれば、変形速度が大きいほど弾性体の挙動を示す。従って、変形速度の増加とともに「ねばり」が減少し、エネルギー比は減少すると考えられる。しかし、Fig.37 に示すように、明確な傾向は認められなかった。

アカマツにおいてねばりが顕著に大きくなった。分散分析の結果、危険率 1%以下で樹種間に有意差が認められた。しかし、Table 4 に示したように、アカマツの破壊形態について他の樹種と比較して大きく異なる点は認められなかった。めり込みエネルギーに関する値に関してアカマツの挙動が特異的になった理由に

ついては、細胞構造の差異、例えば木理の違いによって割裂の進展しやすさが異なるといった理由が考えられるが、詳細については更に検討を要する。

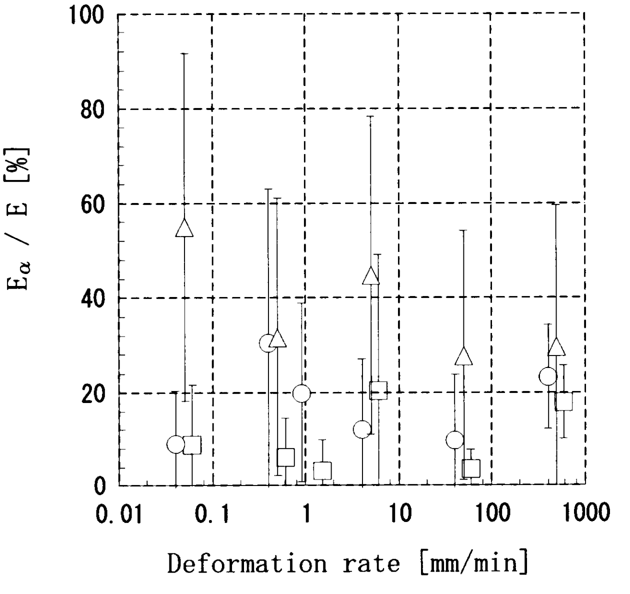


Fig. 37　Relationship between E_α/E and deformation rate.
Legend：○：Radiata pine、△：Japanese red pine、□：Grand fir.
Symbols and vertical bars denote average value and standard deviations、respectively.

3．3．3．7　最大応力と破壊までの変形時間との関係

木材の曲げにおける定たわみ速度試験では、破壊までの時間が長くなるほど曲げ強度が明瞭に低下する傾向が認められている[35)]。これは、破壊までの時間が長くなるほど、たわみ量と時間の比であるたわみ速度が小さくなるため[35)]、時間依存性の粘性部分の変形があらわれて外力に抵抗し、強度が全体的に減少するためである[42)]。この性質は、めり込み試験における荷重速度あるいは変形速度の設定を検討する上で、大変重要であると考えられる。

Fig.38に最大応力と破壊までの変形時間との関係を示す。弱い相関ではあるが、すべての樹種について、木材の曲げ強度と同様に破壊までの変形時間の増加とともに最大応力が減少する傾向が認められた。

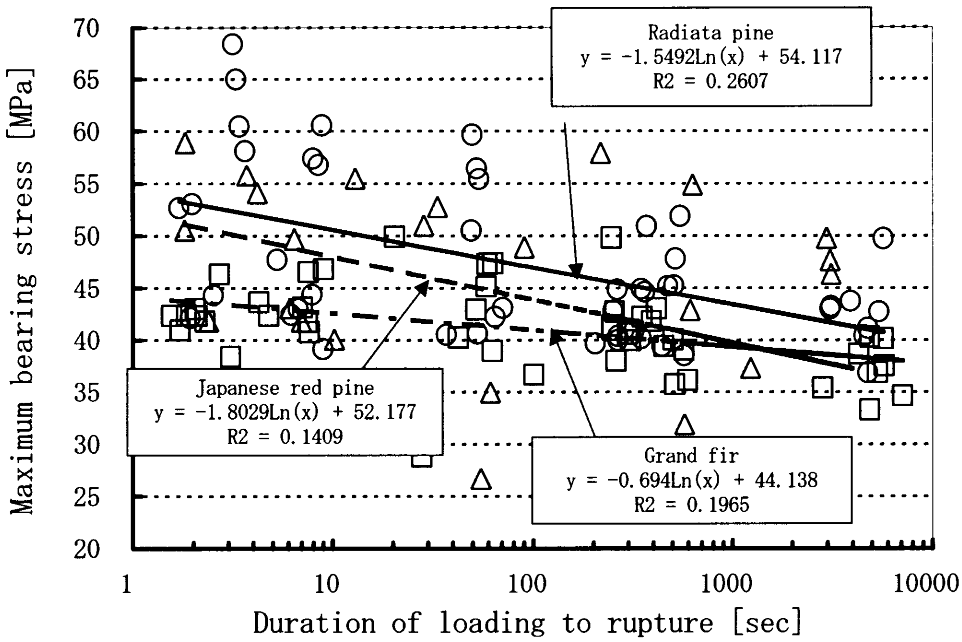


Fig. 38 Relationship between maximum bearing stress and duration of loading to rupture

Legend : ○ : Radiata pine, △ : Japanese red pine, □ : Grand fir.

3．3．4　まとめ

ラジアータパイン、アカマツ、ベイモミの LVL を用いて変形速度を変化させたドリフトピンのめり込み試験を行い、各種めり込み性能と変形速度との関係を検討し、以下の結論を得た。

1) 最大めり込み応力は変形速度および樹種の影響を強く受け、変形速度の増加に伴って値が増加した。ただし、アカマツについては変形速度の影響が認められなかった。
2) 初期剛性は、ある変形速度で最小値を示す下に凸の傾向を示した。
3) 最大応力時変位は、ある変形速度に対して最大値をもつ上に凸の傾向を示した。
4) めり込みエネルギーは、最大応力時変位と同様に、ある変形速度に対して最大値を示した。
5) 全体エネルギーに対する靱性エネルギーの比は、明確な傾向は認められなかったが、アカマツの傾向が他の２樹種とは異なった。
6) 接合具のめり込みについても、木材の曲げ試験に関する結果と同様に、破壊までの時間が長くなると、最大応力が低下する傾向を示した。