

## 第4章 接合具の曲げを伴う接合部試験

本章では、試験体の厚さが接合具直径の2倍以上あり、接合具の曲げ変形を伴う接合部のせん断試験を取り上げる。

### 4. 1 *MOE*の異なる集成材を用いたドリフトピン接合部の2面せん断試験

#### 4. 1. 1 はじめに

3.1において、*MOE*の異なる集成材を用いて面圧試験を行い、面圧性能におよぼす接合具直径の影響について検討した。

面圧試験は、接合具が木材にめり込んでゆく挙動を詳細に検討するために重要な手法であるが、実際の本質構造接合部の寸法や加力方向を直接反映したものではなく、本質構造接合部の設計を考える場合は、より現実に近い試験体での検証も行う必要がある。

本研究では、前報と同じ集成材を用いて鋼板挿入式ドリフトピン接合部を作成し、静的加力試験の結果得られた降伏応力、初期剛性、および、これらの強度特性値の異方性に対する *MOE* の影響を検討した。

#### 4. 1. 2 材料と方法

試験体には、3.1 で用いたものと同じスギおよびカラマツ集成材を用いた。これらの集成材は、ヤング係数を 5.9GPa (60tonf/cm<sup>2</sup>) とグレード付けされたスギ集成材 (以下、E60 と記す) および 7.9GPa (80tonf/cm<sup>2</sup>)、9.8GPa (100tonf/cm<sup>2</sup>)、11.8GPa (120tonf/cm<sup>2</sup>) とグレード付けされたカラマツ集成材 (以下、それぞれ E80、E100、E120 と記す) である。集成材は各グレードにつき 8 本用意した。

これらの集成材を長さ 930mm (接合部試験体 3 体分) に切断し、縦振動法により動的ヤング係数 (*MOE*) を測定した。測定後、更に長さを 300mm に切断し、Fig. 39 に示す接合部試験体を作成した。試験体は、加力方向およびドリフトピン (以下、ピンと略称する) との関係を変化させた 4 タイプを作成した。試験体数は、各条件につき 6 体とした。

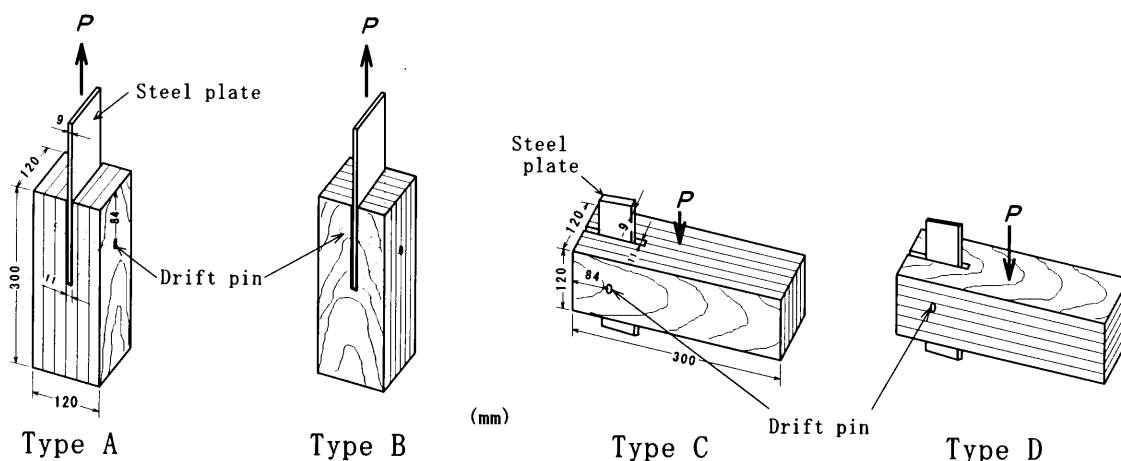


Fig. 39 Schematic diagram of specimens.

ここで、とくに加力方向が繊維平行方向である A および B タイプを「平行タイプ」、繊維直交方向である C、D タイプを「直交タイプ」と呼ぶこととする。「平行タイプ」については、切断した集成材に対して、上部に測定用ピン（直径 12mm）を打ち込むための先孔を、下部に支持用ピン（直径 30mm）の先孔をそれぞれ加工した。また、支持用ピンの部分で割裂が生じないように、補強用の合板を接着した。なお、「直交タイプ」については、後述するように曲げ型の加力方式を採用したため、先孔の加工は試験用ピンに対するもののみとした。

Fig. 40 に平行タイプに対する加力方法の模式図を示す。試験用ピンで試験体に固定された挿入鋼板と治具とを固定する直径 30mm のピンと、上記支持用ピンとの 2 本のピンの軸線に対して直交方向、木材の繊維方向に対して平行方向に万能引張圧縮材料試験機（新興通信工業、TOM-5000X）を用いて引張負荷を与えた。このとき、クロスヘッド移動速度が 3 mm/min あるいは 5 mm/min となるように試験機側で設定した。

直交タイプについては、Fig. 41 に示すような 3 点荷重方式の曲げ加力とした。支点の片方にはロードセルを設置し、支点反力を測定した。また、加力点にもロードセルを設置し、加力状況をモニタリングした。なお、挿入鋼板と加力点のロードセルの寸法により、加力点を支点間の正確な 2 等分点上には設置できなかったが、大きなずれではないと判断し、加力点でのロードセルの値をそのまま荷重

値として用いた。この曲げ型加力については、必ずしも純粋な直交方向負荷を

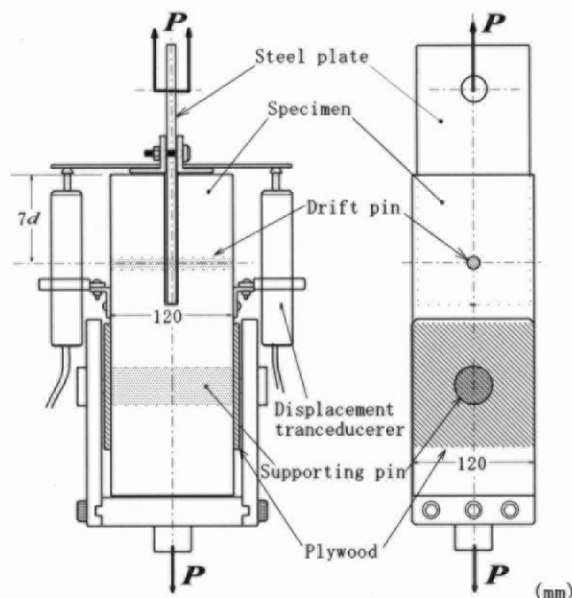


Fig. 40 Loading apparatus (For type A and B).

Note:  $d$ : Diameter of a drift pin.

与えられるものとはいえないが、平行タイプと同じ断面寸法の集成材を用いて試験を行えるという利点から、この方式を採用することとした。なお、直交タイプについては、変形の増加速度が大きいいため、破壊までの時間を平行タイプと揃えるという目的から、クロスヘッド移動速度を  $1.0 \text{ mm/min}$  とした。

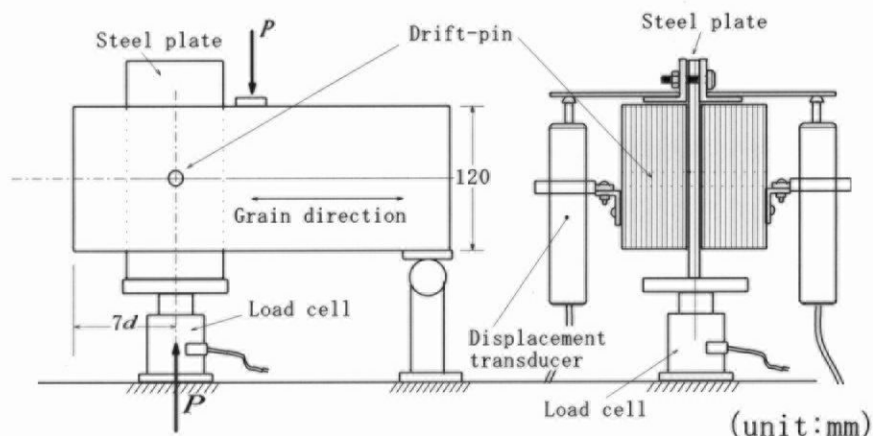


Fig. 41 Loading apparatus (For type C and D).

いずれのタイプについても、加力前に試験体の重量および寸法を測定し、先孔、スリット、補強用合板の部分を除いた体積および重量を計算し、試験時密度 ( $\gamma$ )

を求めた。各グレード毎の平均値および標準偏差を Table 5 に示す。

Table 5 Density of specimen at test.

Grade (GPa)	Type	Ave. (g/cm <sup>3</sup> )	SD (g/cm <sup>3</sup> )	Type	Ave. (g/cm <sup>3</sup> )	SD (g/cm <sup>3</sup> )
5.9	A	0.438	0.0347	C	0.430	0.0261
7.9		0.543	0.0127		0.510	0.0163
9.8		0.568	0.0249		0.547	0.0360
11.8		0.594	0.0106		0.571	0.0215
5.9	B	0.454	0.0340	D	0.421	0.0224
7.9		0.540	0.0226		0.519	0.0185
9.8		0.554	0.0234		0.534	0.0257
11.8		0.602	0.0179		0.571	0.0126

Note: Ave.: Average, SD: Standard deviation.

平行および直交タイプのいずれについても、加力による割裂が、試験用ピンを打ち込んだ先孔から試験体木口まで貫通し、ロードセルで測定された荷重値が最大荷重のおよそ 80%以上低下した時点で加力を停止した。ただし直交タイプでは、荷重が増加し続け、明確な最大荷重が認められない試験体があった。従って、最大荷重について比較することは意味がないと判断した。

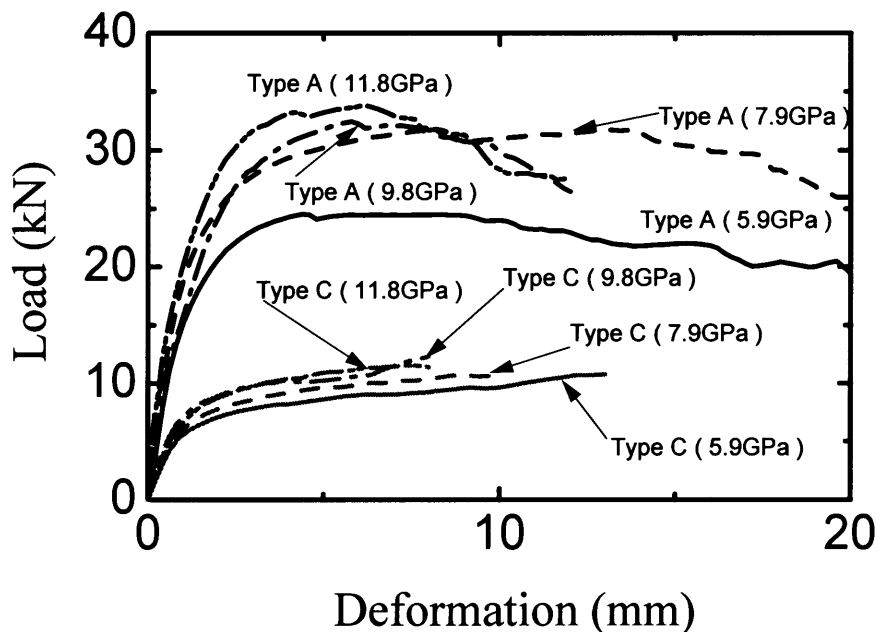


Fig. 42 Load-Deformation curve (Type A and C).

このようにして得られた応力-変形量曲線のうち、AおよびCタイプについて、Fig. 41 に示す。これらの曲線は、各グレードにおける全試験体の曲線を特定変位



毎に区切り、その値を平均して求めたものである。

本研究では、荷重として加力点に取り付けたロードセルの値を、変形量として挿入鋼板と試験用ピン近傍の木材との相対変位を、それぞれ用いた。また、荷重値をピンの投影面積（スリット部分を除いた試験体の幅とピン直径との積）で除したものをめり込み応力と定義した。

本研究では、各試験体の応力－変形量曲線から求められる、5%オフセット応力および初期剛性について考察した。ここで、5%オフセット応力とは、Fig. 43 に示されるような、ASTM-D5764<sup>24)</sup>の方法による降伏応力の指標値であり、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、その直線と荷重－変形量曲線との交点として定義される。また、初期剛性は、直線域の勾配である。なお、この直線域の上限および下限については目視により判定した。

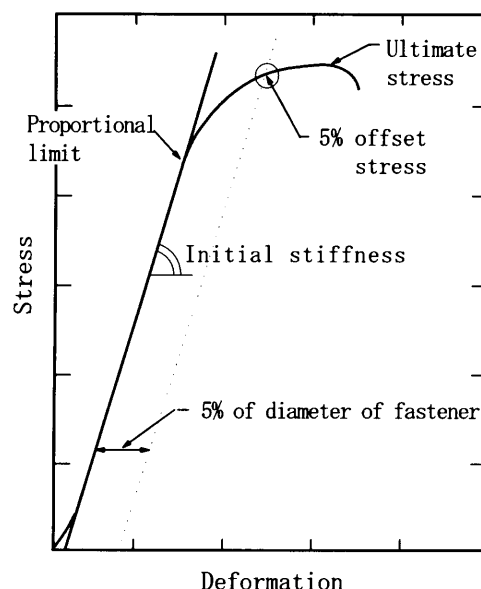


Fig. 43 Method of evaluation of 5% offset stress.

#### 4. 1. 3 結果と考察

##### 4. 1. 3. 1 密度( $\gamma$ )と *MOE* との関係

Fig. 44 に  $\gamma$  と *MOE* との関係を示す。ここで検討している *MOE* は、前述のように縦振動法によって求めた値である。ここで、固体中を伝播する縦波の速度 ( $v$ ) とその固体の弾性係数 ( $E$ ) および密度 ( $\gamma$ ) との関係は、 $E = v^2 \cdot \gamma$  で表される。

従って、 $\rho$ と  $E$ との間には正の相関関係が成り立つと推測されるが、図に示すように、いずれのタイプの試験体についても、両者の間には強い正の相関が認められた。各タイプにおける両者の相関係数は、A タイプについて 0.88、B タイプについて 0.89、C および D タイプについて 0.90 となった。

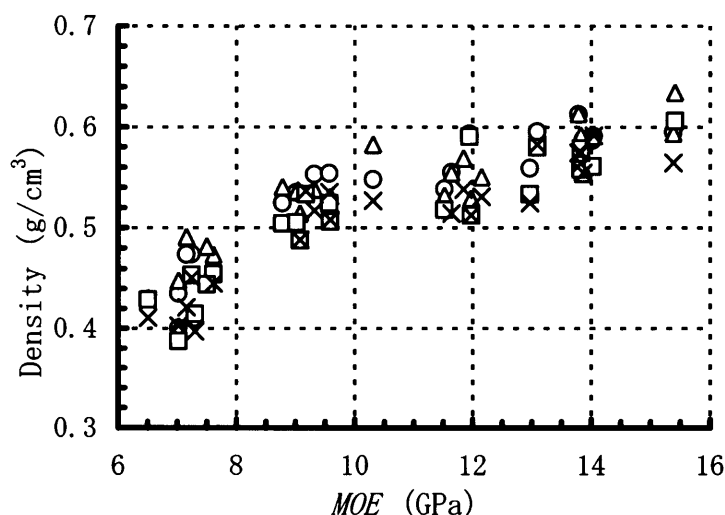


Fig. 44 Relationship between density  $MOE$ .  
Legend: ○:Type A, △:Type B, □:Type C, ×:Type D

#### 4. 1. 3. 2 5 %オフセット応力 ( $\sigma_{0.05}$ ) と $MOE$ との関係

Fig. 45 に、5%オフセット応力と  $MOE$  との関係を示す。いずれのタイプについても、 $MOE$  の増加とともに応力が増加した。この結果は、木材の支圧強度が木材の密度に比例することと、 $MOE$  と密度との間に正の相関関係が認められたことから説明できる。ただし、この傾向は平行タイプでは顕著であったが、直交タイプについては平行タイプよりも明確ではなかった。これは、 $MOE$  の測定方法が縦振動法であるために、得られる  $MOE$  が繊維平行方向の値となるため、直交タイプのオフセット応力との相関が弱くなったものと考えられる。Table 6 に、 $\sigma_{0.05}$  について、各グレード毎の平均値、標準偏差、および変動係数を示す。

Table 6 に示すように、グレード毎の平均値が、同じ平行タイプでも A と B の間で、また直交タイプについても C と D の間で異なる値を示した。この理由について、組織構造の影響と接着層の影響の 2 点から検討した。

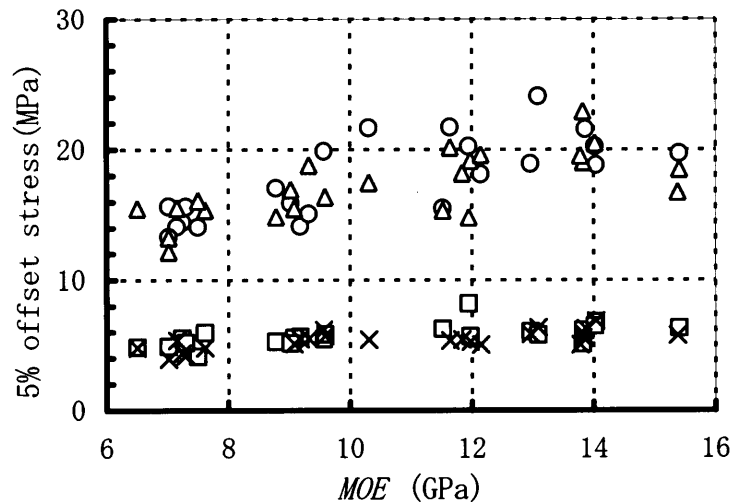


Fig. 45 Relationship between 5% offset stress and *MOE*.

Legend: ○:type A, △:Type B, □:Type C, ×:Type D

まず、組織構造とドリフトピンのめり込む方向との関係について整理すると、AおよびCタイプについては、ドリフトピンのめり込み方向はLR面(L:繊維方向、R:半径方向)に平行であった。これに対して、BおよびDタイプでは、LT面(T:接線方向)に平行であった。ここで、放射組織の存在に着目すると、BおよびDタイプでは、ピンの軸方向と放射組織の方向が直交するため、めり込みの進展を放射組織が抑制すると考えられ、BおよびDタイプの降伏応力が高くなることが予想された。しかしながら、Table 6 に示すように予想とは逆の傾向を示した。そこで、接着層の影響について整理すると、AおよびCタイプでは、接着層がピンの軸方向と直交しており、BおよびDタイプでは平行であった。すなわち、BおよびDタイプでは、めり込みによる応力が、「ラミナ内」、「ラミナと接着層の界面」、および「接着層内部」の3つの部分の内、最も弱い部分に分布が集中することが推測される。一方、AおよびCタイプでは、めり込み応力は、必ず接着層を横断するように分布すると推測される。従って、AおよびCタイプで降伏応力が高くなることが予想され、Table 6 に示す結果もこの傾向と一致した。従って、接合部の降伏応力は、接着層の影響をより強く受けることが示された。

Table 6 Summary of 5% offset stress

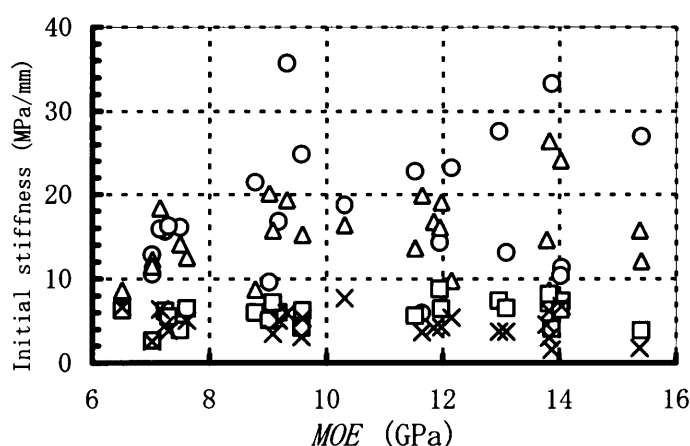
Grade (GPa)	Type	Ave. (MPa)	SD (MPa)	CV (%)	Type	Ave. (MPa)	SD (MPa)	CV (%)
5.9	A	14.5	0.94	6.4	C	5.09	0.63	12.3
7.9		17.3	2.90	16.8		5.48	0.25	4.6
9.8		19.7	2.96	15.0		6.38	1.04	16.4
11.8		20.1	1.15	5.7		6.15	0.57	9.3
5.9	B	14.7	1.57	10.7	D	4.60	0.51	11.1
7.9		16.7	1.41	8.4		5.57	0.36	6.5
9.8		17.9	2.26	12.7		5.55	0.47	8.5
11.8		19.5	2.06	10.6		5.90	0.63	10.7

Note: Ave.: Average, SD: Standard deviation, CV: Coefficient of variation.

また、Table 6 に示す標準偏差に着目すると、直交タイプの値は、平行タイプと比較して小さくなった。すなわち、直交タイプは平行タイプよりも木材の組織構造および *MOE* に対する敏感性に乏しいことが示された。これは、測定した *MOE* が繊維平行方向の振動を用いて求められていることと関連すると考えられるが、詳細については更に検討が必要である

#### 4. 1. 3. 3 初期剛性 ( $k_e$ ) と *MOE* との関係

初期剛性についても、A～D の全てのタイプについて、*MOE* と共に剛性が増加する傾向が認められたが、 $\sigma_{0.05}$  よりもばらつきが大きかったため、その傾向は弱くなった (Fig. 46)。

Fig. 46 Relationship between  $k_e$  and *MOE*.

Legend: ○: type A, △: Type B, □: Type C, ×: Type D

縦振動条件下における弾性率と密度との関係は、 $E = (2 \cdot \pi \cdot f \cdot l)^2 \cdot \gamma / g$  (ここで、

$E$ : 弾性係数、 $f$ : 共振周波数、 $l$ : 試験体の長さ、 $\gamma$ : 密度、 $g$ : 重力加速度) で表される。すなわち、材料の弾性率と密度との間には一定の関係が認められる。ここで、4.1.3.1 より、材料の  $MOE$  と密度との間に強い相関が認められたことから、面圧剛性と  $MOE$  との間にも一定の関係が成り立つものと推測されたが、Fig. 46 に示されるように、明確な傾向は認められなかった。これは、材料全体の平均的な特性を示す弾性係数と異なり、面圧試験における初期剛性は材料の局所的な物性に支配され、ばらつきが大きくなってしまいうためではないかと推測される。

Table 7 Summary of initial stiffness

Grade (GPa)	Type	Ave. (MPa/mm)	SD (MPa/mm)	CV (%)	Type	Ave. (MPa/mm)	SD (MPa/mm)	CV (%)
5.9	A	14.5	2.33	16.0	C	5.19	1.56	30.1
7.9		21.2	8.75	41.4		5.80	1.03	17.8
9.8		17.8	8.05	45.2		6.97	1.20	17.2
11.8		20.5	11.4	55.9		6.16	1.80	29.1
5.9	B	12.9	3.23	25.0	D	4.87	1.55	31.8
7.9		15.9	4.02	25.3		5.13	1.69	32.9
9.8		15.9	3.71	23.4		4.21	0.67	15.8
11.8		16.9	6.93	40.9		4.02	2.24	55.7

Note: Ave.: Average, SD: Standard deviation, CV: Coefficient of variation.

Table 7 にグレード毎の平均値、標準偏差、および変動係数を示す。A および B タイプについては、標準偏差が特に大きくなった。このことについて、グレード毎に 4 つの分布に分けて検討したが、それぞれの分布が重なってしまい、分布の広さの理由を部材のグレード値によって説明することはできなかった。平均値に着目すると、 $\sigma_{0.05}$  と同様に A および C タイプの剛性は B および D タイプの値よりも大きくなった。従って、剛性についても接着層の影響を受けることが示された。

#### 4. 1. 3. 4 $MOE$ と異方度との関係

本研究に用いた試験体の 4 つのタイプは、割裂面の生じる面と積層方向との関係から、A と C、B と D の 2 つの組み合わせに分類することができる。そこで、グレード毎にこれらの組み合わせについて、5%オフセット応力あるいは初期剛性の比を求め（以後、この比を異方度と呼ぶこととする）、 $MOE$  の影響を検討した。異方度の計算結果を Table 8 に示す。

Table 8 Degree of anisotropy.

Grade	$\sigma_{0.05}$		$k_e$	
	A/C	B/D	A/C	B/D
5.9	2.86	3.19	2.80	2.65
7.9	3.15	2.99	3.65	3.10
9.8	3.10	3.22	2.55	3.77
11.8	3.26	3.31	3.32	4.21

Note :A/C:  $\{\sigma_{0.05}$  (or  $k_e$ ) of type A $\}$  /  $\{\sigma_{0.05}$  (or  $k_e$ ) of type C $\}$ .

B/D:  $\{\sigma_{0.05}$  (or  $k_e$ ) of type B $\}$  /  $\{\sigma_{0.05}$  (or  $k_e$ ) of type D $\}$ .

$\sigma_{0.05}$ ではAとCの比、 $k_e$ ではBとDの比について、グレード値の増加に伴う異方度の増加傾向が認められた。これは、直交タイプがMOEに対する敏感性に乏しいことによるものと推測される。すなわち、平行タイプのMOEによる強度特性値の増加割合が、直交タイプの増加割合を上回ったため、結果として両者の比である異方度が増加した。増加傾向が明確ではなかったデータの組み合わせ（ $\sigma_{0.05}$ についてA/Cにおける7.9GP<sub>a</sub>、B/Dにおける5.9GP<sub>a</sub>、 $k_e$ についてA/Cにおける9.8GP<sub>a</sub>および11.8GP<sub>a</sub>）についてTable 6およびTable 7の変動係数をみると、いずれも値が大きくなっており、異方度についてもばらつくことが推測される。とくにA/Cについては、 $\sigma_{0.05}$ 、 $k_e$ のいずれについても上記のグレードにおいてType Aの変動係数がCタイプのそれと比較してかなり大きくなっており、これが増加傾向が不明瞭になった原因であると思われる。

この異方度の値は、平均値を用いた比であり、平行タイプあるいは直交タイプの値の分布については考慮していない。従って、特に直交タイプの実測結果と本研究で得られた異方度の値を用いて平行タイプの値を推測する場合には、注意が必要である。

#### 4. 1. 4 まとめ

MOEの異なる集成材を用いて鋼板挿入式ドリフトピン接合部を作成し、5%オフセット応力および初期剛性について、繊維平行方向の値に対する繊維直交方向の値の比、すなわち異方度を求め、MOEの影響を検討した。

得られた結果は以下の通り。

- 1) 5%オフセット応力、初期剛性ともに部材の *MOE* の影響を受け、*MOE* の増加と共に値が増加した。
- 2) オフセット応力および初期剛性は、接着層の拘束効果の影響を強く受けた。
- 3) オフセット応力および初期剛性の標準偏差について、繊維平行方向の値は、直交方向の値に比べて大きくなった。
- 4) 繊維平行方向加力による降伏応力および初期剛性と直交方向によるこれらの値の比（異方度）は、*MOE* の影響を受け、*MOE* の増加とともに値が増加した。

## 4. 2 ボルト・釘接合部の強度性能におよぼす部材含水率の影響

### 4. 2. 1 はじめに

乾燥材を建築部材として用いる上で問題となる点は、乾燥による材の形質的变化（例えば、内部割れ）と乾燥後の材の含水率変化である。このうち、含水率変化には、不十分な乾燥による放湿と、過乾燥による吸湿とが考えられるが、いずれの場合も材の寸法変化を生じ、接合部の施工精度や強度性能を変化させる原因となると考えられる。

しかしながらこれまで、材の含水率変化が接合部の力学的性能に与える影響について検討された例は少ない。

本研究は、部材の含水率変化に伴う接合部の力学的性能変化を検討するための第1段階として、含水率の異なる部材を用いてボルト・釘接合部を作成し、その強度的性能におよぼす部材の初期含水率の影響を検討したものである。

### 4. 2. 2 試験方法

試験体として、生材状態で断面寸法 105mm×105mm、長さ 400mm に製材したスギ (*Cryptmeria japonica* D. Don) 正角材（以下、生材と称する）と、同寸法で目標含水率を 5%として高温乾燥法によって人工乾燥させた材（以下、過乾燥材と称する）、および目標含水率を 15%として高温乾燥した材（同、乾燥材）を用意した。

接合具として、ボルト（M12、直径 12mm）、および釘（N45、直径 2.51mm）を使用した。ボルト接合部試験体は、端部から 84mm（＝ボルト直径の 7 倍に相当）の位置にボルト用の先孔を加工したものをを用いた (Fig. 47)。なお、先孔の加工は、生材では製材後、乾燥材では乾燥処理後に行った。釘接合部試験体については、先孔を加工せず、試験体の端部から 84mm の位置に直接釘を打ち込んだ。試験体は、各条件につき 4 体作成した。

加力方法について、ボルト接合部を例にして述べる。先孔を加工した試験体の両側に鋼板を添え、これらを 1 本のボルトで固定し、添えた鋼板を繊維平行方向に引張負荷することでボルトを木材中にめり込ませた。ボルトの締め付けは手で



釘接合部についても、試験体の形状および加力方法は同じであり、片側1本ずつの釘で添え板鋼板を固定し、せん断試験を行った。従って、釘接合部の場合は、1面せん断試験を両面で行っていることになる。

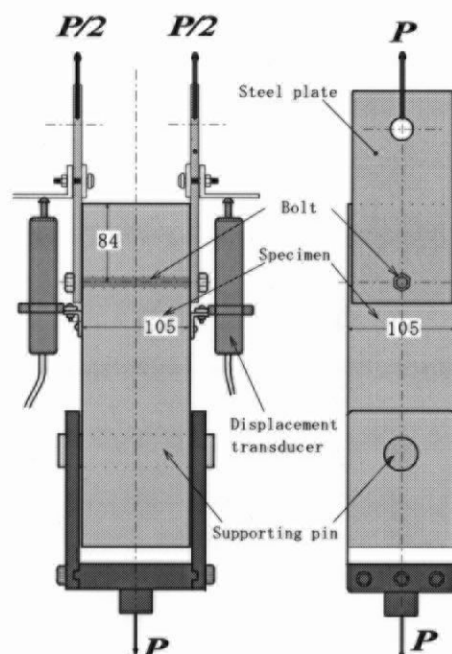


Fig. 47 Loading apparatus for bolted joint.

得られた荷重を接合具が実際に木材に接触する部分の投影面積（＝接合具の打ち込み深さと接合具直径との積）で除してめり込み応力を、また、2本の変位計の平均値を求め、めり込み変形量とした。

また、加力後、破壊した試験体の接合具を打ち込んだ部分の近傍から含水率測定用の試験体を切り出し、全乾法によって含水率を測定し、これを試験時の部材含水率とした。

#### 4. 2. 3 結果および考察

##### 4. 2. 3. 1 最大応力と含水率との関係

ボルト・釘接合部について、部材含水率と強度性能との関係を Fig. 48 および Fig. 49 に示す。

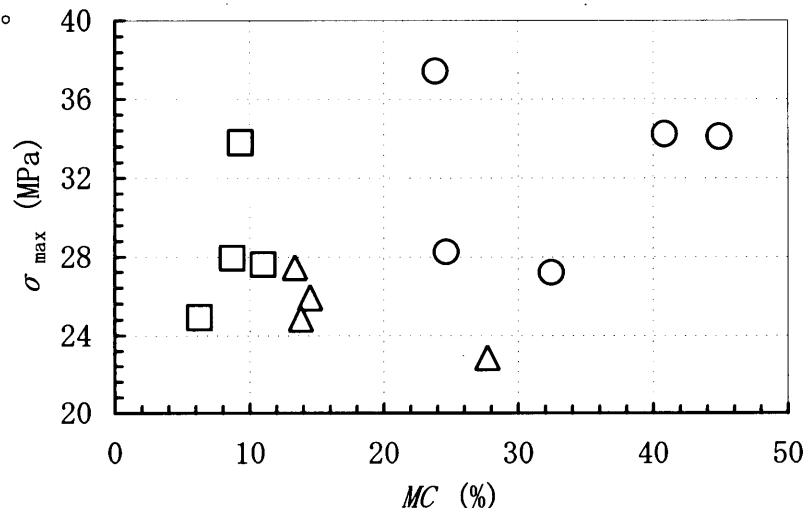


Fig. 48 Relationship between maximum stress and moisture content for bolted joints.

Legend: ○: Green wood, △: Dried wood, □: Over-dried wood.

Fig. 48 に示すボルト接合部の場合、含水率の増加とともに最大応力が増加するような傾向が見て取れるが、この傾向は、従来からいわれている木材の強度的性質と含水率との関係とは矛盾する。従って、この傾向は、乾燥材および過乾燥材について、微少な内部割れの存在等によって、応力が低くなった結果ではないかと推測される。この推測については、試験体数を増やす、内部割れの評価をした上で最大応力と含水率との関係を再検討する等して確認する必要がある。

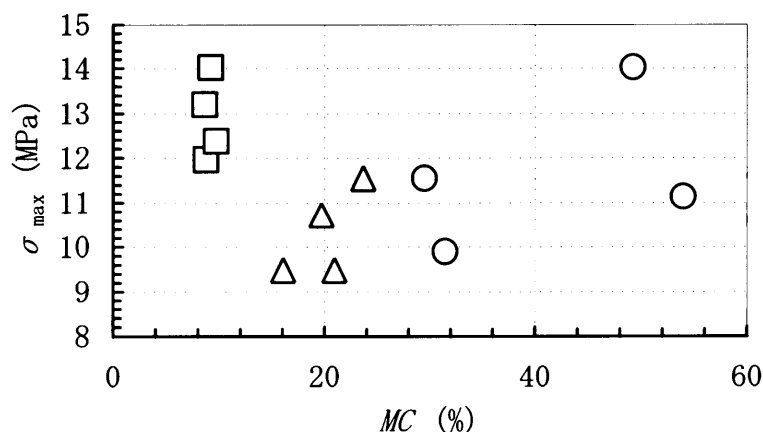


Fig. 49 Relationship between maximum stress and moisture content for nailed joints.

Legend: ○: Green wood, △: Dried wood, □: Over-dried wood.

Fig. 49 に示した釘接合部の場合、生材で値の大きかった 1 体を除けば、最大応力は、部材含水率が高くなると含水率 28%の繊維飽和点までは減少し、その後一定となる傾向を示した。この傾向は、従来から知られている木材の強度的性質におよぼす含水率の影響と一致した。

#### 4. 2. 3. 2 初期剛性と部材含水率との関係

部材の含水率と接合部の初期剛性との関係を Fig. 50 および Fig. 51 に示す。

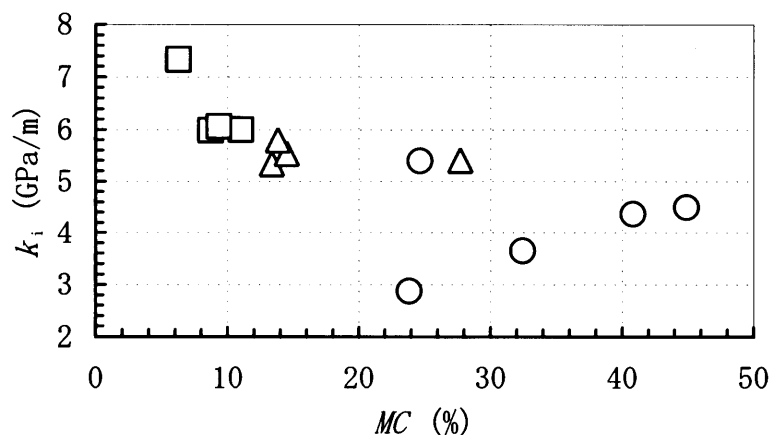


Fig. 50 Relationship between initial stiffness and moisture content for bolted joints.  
Legend: ○: Green wood, △: Dried wood, □: Over-dried wood.

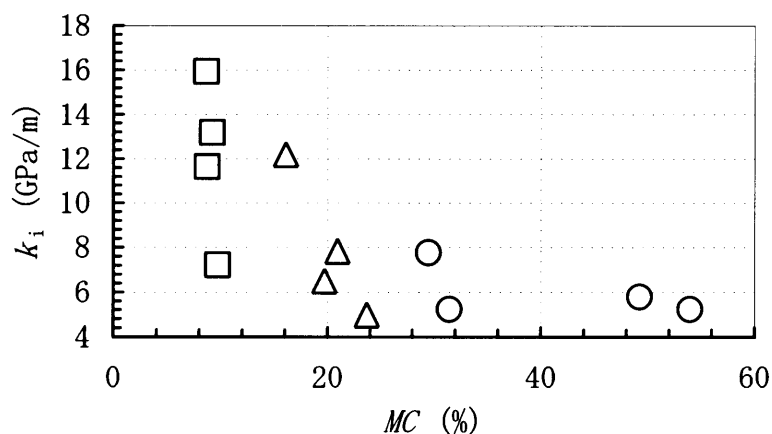


Fig. 51 Relationship between initial stiffness and moisture content for nailed joints.  
Legend: ○: Green wood, △: Dried wood, □: Over-dried wood.

ボルト、釘接合部ともに、部材含水率が高いほど剛性が低下し、含水率が繊維

飽和点以上になると一定となる傾向を示した。この傾向は、一般に知られている木材の強度的性質と含水率との関係と一致しており、接合部の剛性におよぼす含水率の影響は、一般的に言われている木材の性質によって説明できることが示された。

#### 4. 2. 4 まとめ

接合部の力学的性能におよぼす部材含水率の影響について検討した。結果をまとめると以下の通り。

- 1) ボルト接合部の最大応力と部材初期含水率との関係は明確ではなかったが、  
釘接合部の最大応力については、繊維飽和点以下の範囲では、含水率が高いほど値が低くなった。
- 2) ボルト、釘接合部の初期剛性は、部材含水率が高いほど低くなった。

## 第5章 むり込みクリープ試験

本章では、接合具の曲げを伴わない面圧条件下におけるクリープ試験について取り上げる。

### 5. 1 スギ製材から構成されるドリフトピン接合部のクリープ試験

#### 5. 1. 1 はじめに

これまで、静的加力による接合部のむり込み挙動について検討してきたが、実際の木質接合部については、地震や風といった継続時間の短い荷重以外にも、死荷重や雪荷重といった、長期にわたって作用が継続する荷重もまた、存在する。

木材は粘弾性体であり、荷重継続時間が長いほど粘性的な挙動が強くなる。従って、静的加力によるむり込み挙動とむり込みクリープ挙動とはメカニズムが異なると考えられる。

本研究は、1本のドリフトピンが一定荷重下で木材中にむり込んでいく挙動を検討するため、割裂長さ（端距離）、荷重角度、接合部のモデル試験体を作成し、応力レベルを変化させてクリープ試験を行い、これらのパラメータが木材のドリフトピンによるむり込みクリープ挙動に与える影響について検討したものである。

#### 5. 1. 2 材料および試験方法

試験体の形状は、3.2において、割裂長さ、荷重角度が接合部性能におよぼす影響について検討した試験体と同じものである(Fig.52参照)。

パラメータとして、荷重角度、割裂長さを変化させた。すなわち、荷重角度を $0^{\circ}$ 、 $30^{\circ}$ 、 $60^{\circ}$ 、 $90^{\circ}$ の4種類、割裂長さを接合具直径の4倍、8倍の2種類、そして、応力レベルを3.2の試験結果から得られた最大荷重の40%および80%とした。試験体はスギ(*Cryptomeria japonica* D. Don)の板目材である。寸法は、割裂長さ( $c$ )と荷重角度( $\theta$ )を変数として、長さ $c \times \cos \theta + 130$ 、幅 $4d \times \cos \theta$ 、厚さ $2d$ (mm)と表される。各条件に

おける繰返し数は、1 体である。採材は 3.2 の試験体と同じ板材から  
行い、同じ条件の試験体をできるだけ同じ位置から切り出すようにした。  
従って、本章で用いた試験体の基礎物性は 3.2 で用いた試験体とほぼ等  
しいと考えてよい。

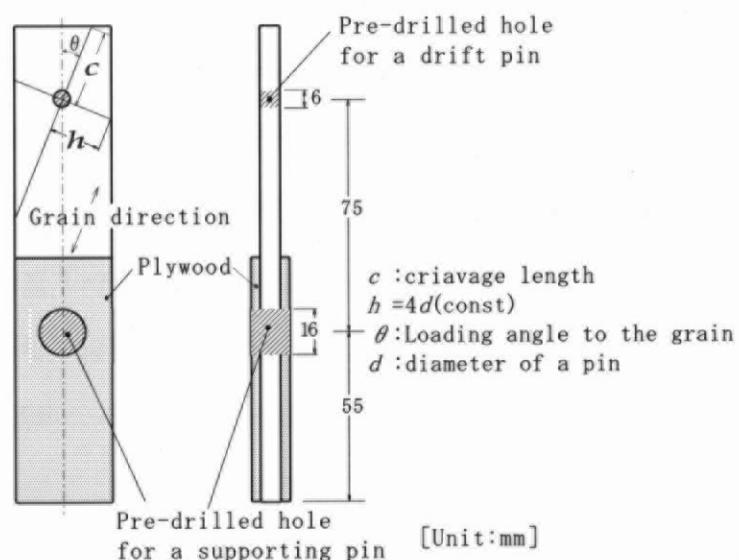


Fig. 52 Specimen for bearing creep test.

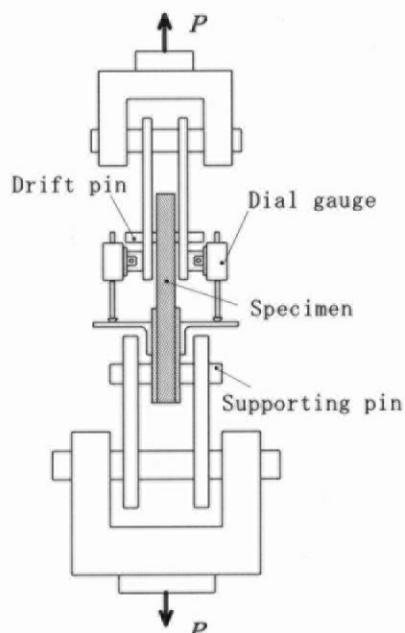


Fig. 53 Loading apparatus for bearing creep test.

Fig. 53 に加力方法の模式図を示す。接合部の形式としては、鋼板添え

板式ドリフトピン接合を採用した。加力用の治具の下部が固定されており、上部の治具の先に梃子が付いており、応力レベルから逆算される荷重の 1/20 に相当する重錘を梃子の先に載せることにより、繊維平行方向に引張負荷を与えた。与えた引張負荷は、治具を介して試験体の材面に垂直に打ち込まれたドリフトピンに伝えられ、その結果、ピンが木材中にめり込んでいく。接合具直径は、6 mm とした。試験は、 $24 \pm 2^{\circ}\text{C}$ 、 $\text{RH}55 \pm 3\%$  の恒温恒湿室内で行った。

試験体の両面に取り付けたダイヤルゲージによって木材に対するピンの相対めり込み量を測定した。2 個のダイヤルゲージの値を平均し、ピンのめり込み変形量とした。

### 5. 1. 3 結果の評価

#### 5. 1. 3. 1 クリープコンプライアンス曲線

得られためり込み変形量  $y(t)$  を有効弾性床深さ (3.1.3.4 参照) で除すことによってひずみ量とし、その値を元にクリープコンプライアンスを求めた (式 8)。

$$J(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma} = \frac{\frac{y(t)}{\alpha}}{\sigma} = \frac{y(t) \cdot \frac{k}{E_w(\theta)}}{\sigma} = \frac{y(t) \cdot \frac{\sigma}{y_0} \cdot \frac{1}{E_w(\theta)}}{\sigma} = \frac{y(t)}{y_0 \cdot E_w(\theta)} \dots \text{Eq. 8}$$

ここに、 $J(t)$  : 時刻  $t$  でのクリープコンプライアンス、 $\varepsilon(t)$  : 時刻  $t$  でのクリープひずみ、 $\sigma$  : みかけの面圧応力 ( $= (\text{荷重}) / \{ (\text{ピン直径}) \times (\text{材厚}) \}$ )、 $\alpha$  : 有効弾性床深さ、 $k$  : 面圧定数、 $y(t)$  : 時刻  $t$  でのめり込み変形量、 $y_0$  :  $t=0$  (負荷直後) における変形量、 $E_w(\theta)$  : 荷重角度  $\theta$  におけるスギの圧縮弾性係数

ここで、 $E(\theta)$  は、木質構造設計基準<sup>3)</sup>に定められている値を採用した。

得られたクリープコンプライアンス曲線の例を、1200 時間までについて Fig. 54 および Fig. 55 に示す。

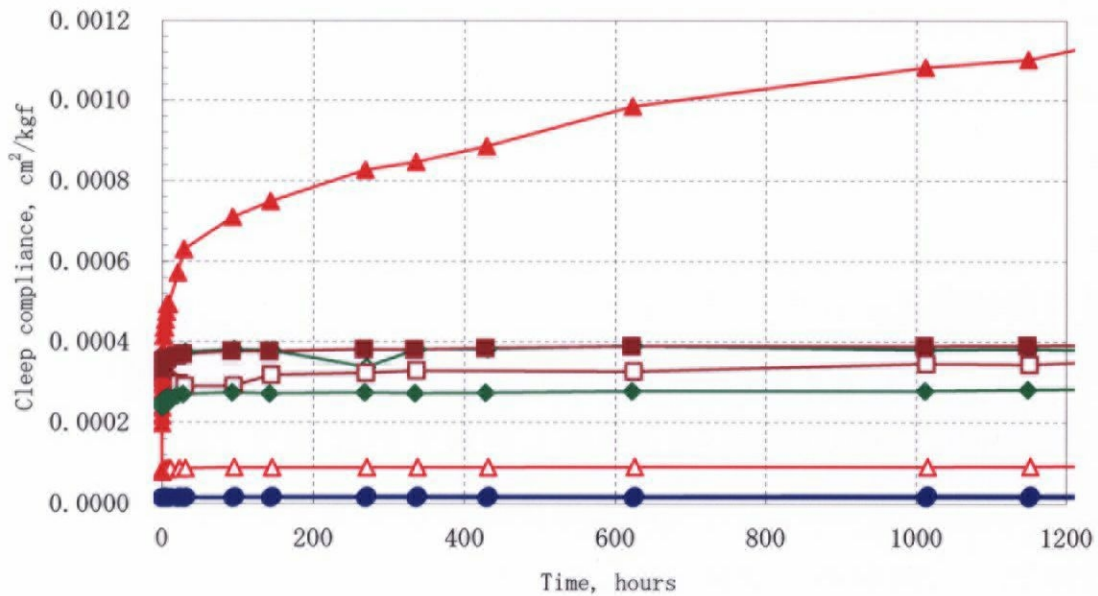


Fig. 54 Creep compliance curve (in case of stress level = 40%).

Legend: ○: loading angle = 0deg, crack length=4×diameter  
 △: loading angle = 30deg, crack length=4×diameter  
 ◇: loading angle = 60deg, crack length=4×diameter  
 □: loading angle = 90deg, crack length=4×diameter  
 ●: loading angle = 0deg, crack length=8×diameter  
 ▲: loading angle = 30deg, crack length=8×diameter  
 ◆: loading angle = 60deg, crack length=8×diameter  
 ■: loading angle = 90deg, crack length=8×diameter

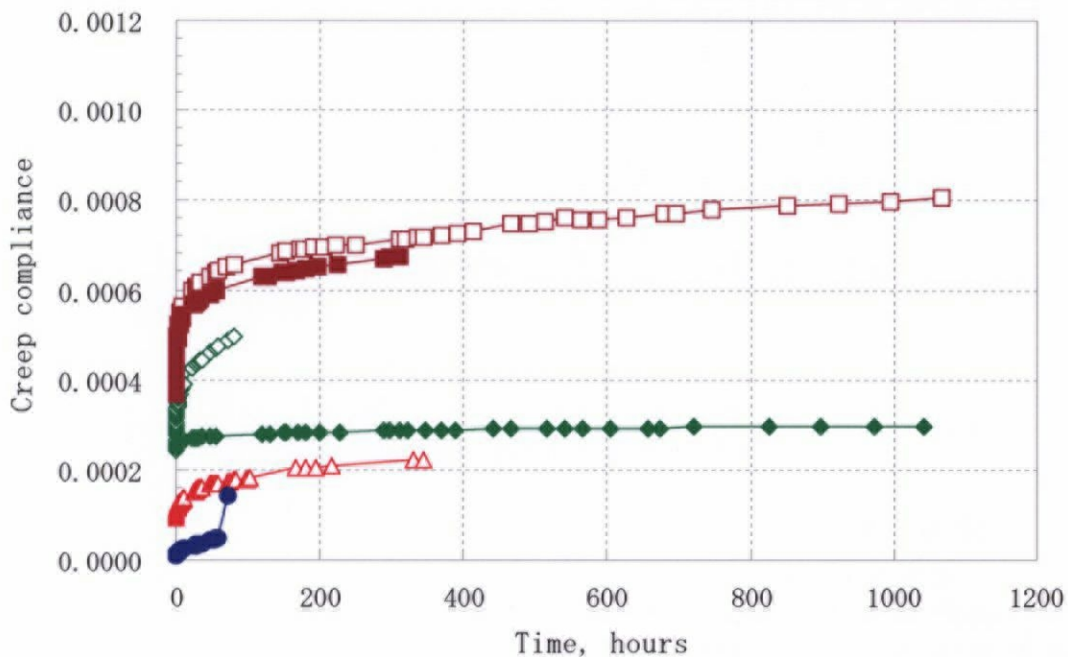


Fig. 55 Creep compliance curve (in case of stress level = 80%).

Legend: See in Fig. 54.



応力レベル 80%の試験体のうち、割裂長さが  $4d$  かつ荷重角度が  $0^\circ$  の試験体、および、割裂長さが  $8d$  かつ荷重角度が  $30^\circ$  の試験体については、載荷と同時に破壊が生じたため、データを得ることができなかった。短時間で急激に破壊した試験体を除けば、荷重角度の増加に伴ってクリープコンプライアンスが増加する傾向が認められた。この傾向は、応力レベルが大きい方が明確であった。同じ荷重角度における値の比較では、割裂長さが大きい試験体の方がコンプライアンスが小さくなっており、クリープひずみが小さかったことを示した。

式 7 によって得られたコンプライアンスに対し、実験式として式 9 に示す Power 則の適用性を検討した。

$$J(t) = A \cdot t^B \quad \dots \text{Eq. 9}$$

また、理論モデルとして Voigt モデルと Maxwell モデルを直列につないだ 4 要素モデル (Fig. 56、式 10) を当てはめた。

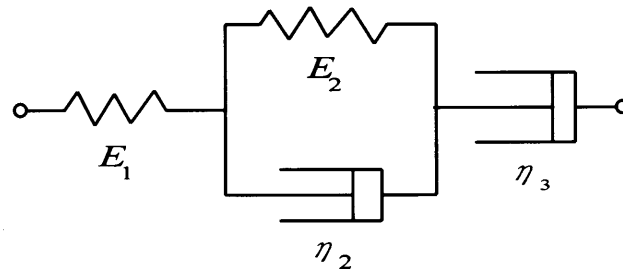


Fig. 56 Four elements visco-elastic model.  
Legend:  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $\eta_1$ ,  $\eta_2$ : coefficient of elements.

$$J(t) = \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\eta_2} \cdot t\right) \right\} + \frac{t}{\eta_3} \quad \dots \text{Eq. 10}$$

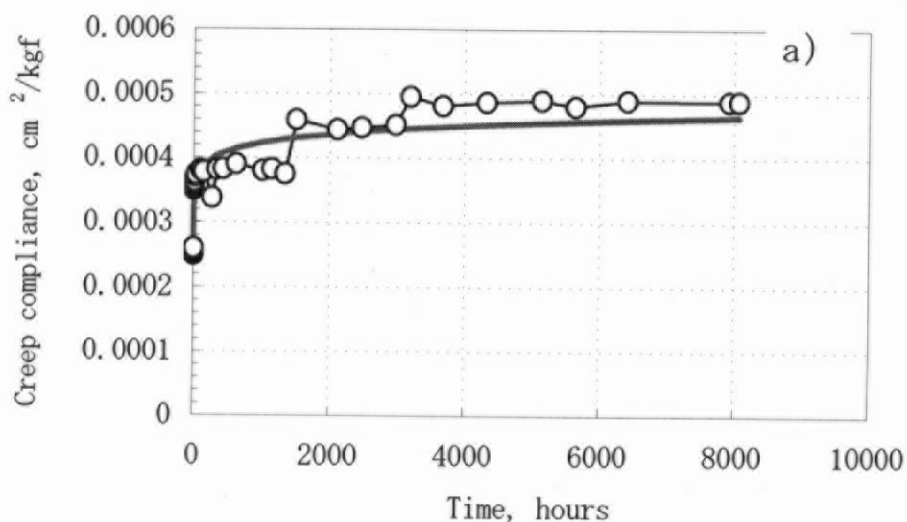
ここに、  
 $E_1$  : Maxwell モデルにおけるスプリングの弾性係数  
 $E_2$  : Voigt モデルにおけるスプリングの弾性係数  
 $\eta_2$  : Voigt モデルにおけるダッシュポットの粘性係数  
 $\eta_3$  : Maxwell モデルにおけるダッシュポットの粘性係数

### 5. 1. 3. 2 Power 則のあてはめ結果

Power 則 (式 9) の適用は、クリープコンプライアンス曲線において両対数を取り、直線回帰することによっておこなった。なお、本研究では負荷による瞬間変形から求められる瞬間コンプライアンスを除外せずにあてはめを行った。両対数によるクリープコンプライアンス曲線は、 $\ln[J(t)] = \ln t$  であり、その回帰直線は回帰係数をそれぞれ  $a$ 、 $b$  として  $\ln[J(t)] = a \ln t + b$  と表現される。従って Power 則の係数は、式 9 の記号をそのまま使えば、 $A = e^b$ 、 $B = a$  となる。

ここで、応力レベル 40% の試験体のうち、割裂長さが  $8d$  で荷重角度が  $0^\circ$  の試験体および  $90^\circ$  の試験体については、コンプライアンスが減少する傾向を示した。これは、めり込みクリープひずみが減少、すなわち回復していることを示しており、現実には考えられないことである。従って、これら 2 体のデータについては、2 個の変位計の値を平均せず、正常な挙動を示した変位計の値のみを用いて解析を行った。

Fig. 57 にクリープ曲線に対する適用例を示す。この図は、応力レベル 40% の試験体について、相関係数が最も高かったものと、低かったものとしている。応力レベルが 80% の試験体については、全体的に相関係数が高くなった。結果の一覧を Table 9 に示す。



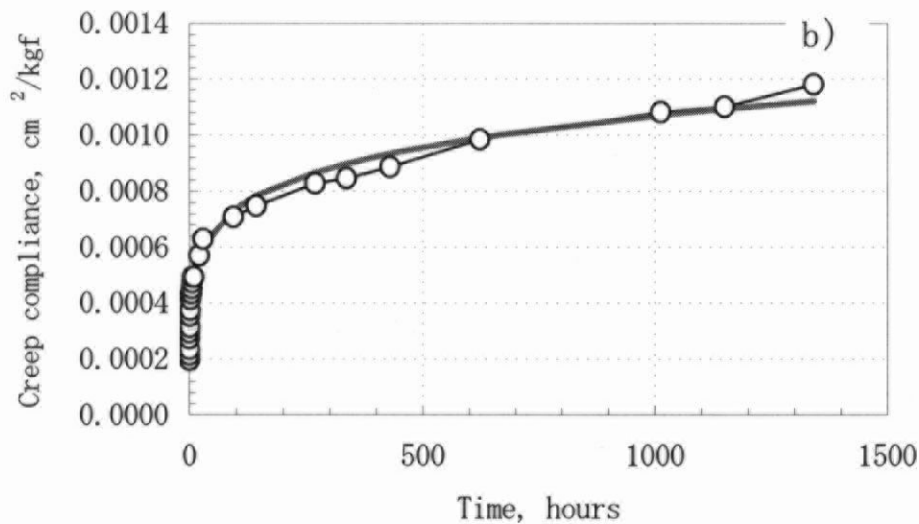


Fig. 57 Example of applying Power's law to creep compliance curve.  
 Note: a): In case of minimum regression coefficient among specimen of stress level=40%, b): In case of maximum regression coefficient.  
 Legend: ○ : Measured value of creep compliance, Solid line: Calculated value by applied Power's law(Eq.9).

Table 9 Results of applying of Power' s law to creep compliance curve.

$\sigma_{\text{Level}}$	c	$\theta$	A	B	R
40	4d	0	0.0000154	0.02425	0.913
		30	0.0000830	0.01446	0.941
		60	0.0003103	0.04494	0.639
		90	0.0002290	0.05998	0.872
	8d	0	0.0000136	0.02425	0.766
		30	0.0003539	0.16023	0.992
		60	0.0002523	0.03232	0.771
		90	0.0003491	0.03522	0.852
	4d	0	0.0001032	0.13951	0.943
		30	0.0003353	0.07662	0.983
		60	0.0004737	0.08586	0.943
		90	0.0004737	0.08586	0.943
80	8d	0	0.0000146	0.24092	0.940
		30			
		60	0.0002524	0.03135	0.830
		90	0.0004788	0.05834	0.998

Note:  $\sigma_{\text{Level}}$ : Stress level, c: Crack length,  $\theta$ : Loading angle to the grain, A, B: Coefficient of Power' s law ( $J(t) = A \cdot t^B$ ), R: Regression coefficient.

Fig. 58 に、係数  $A$  の荷重角度による変化を示す。

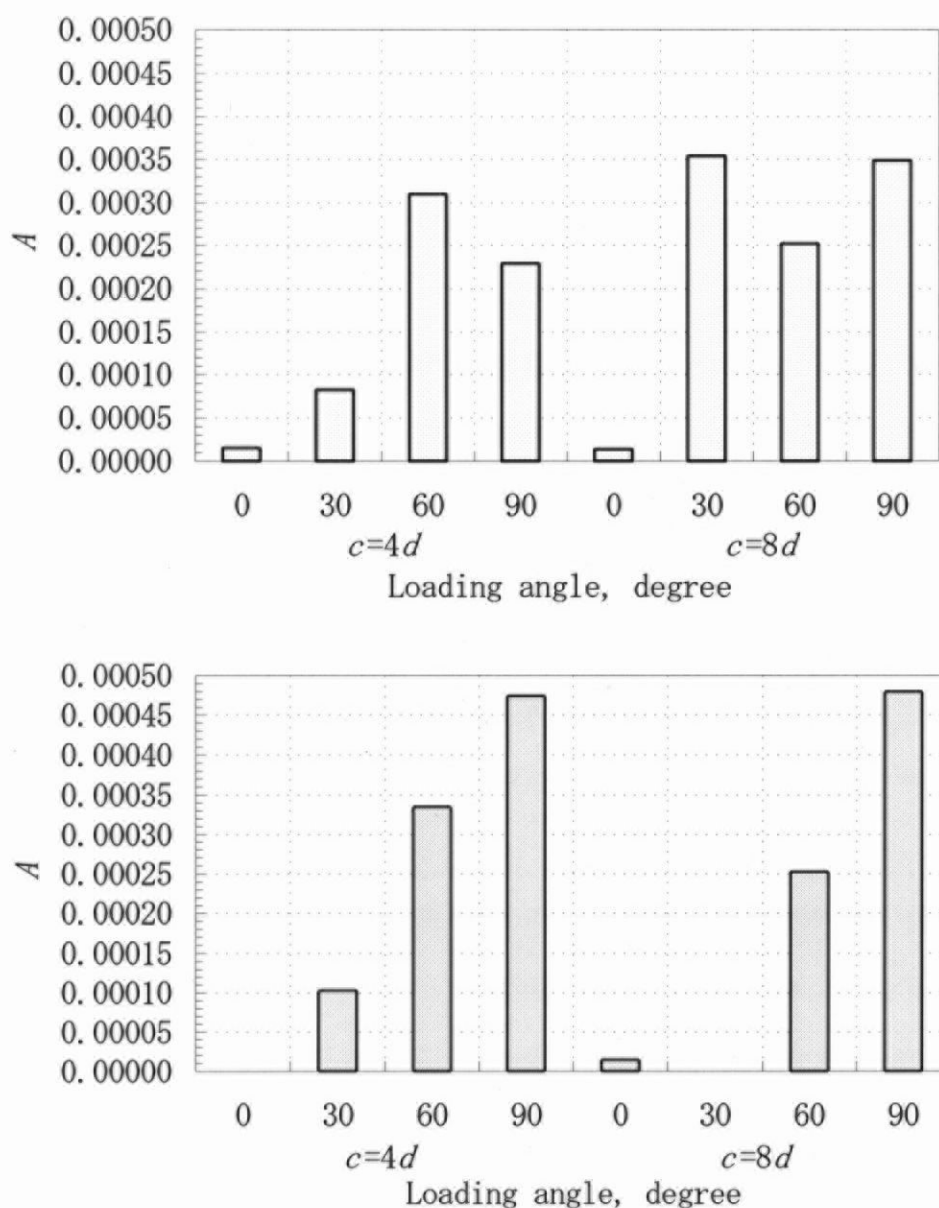


Fig. 58 Relationship between coefficient of Power's law ( $A$ ) and loading angle.  
Note: Upper: Stress level=40%, lower: Stress level=80%.

応力レベルによらず、係数  $A$  の値は荷重角度の増加に伴って増加する傾向を示した。この傾向は応力レベルが高い方が明確であった。また、応力レベルの増加によって、値自体も増加した。Power 則における係数  $A$  は、クリープ曲線の初期の立ち上がりに関係する因子である。従って、応力レベルおよび荷重角度は、クリープ変形における瞬間変形を増加さ

せる働きがあることが明らかになった。なお、割裂長さの影響は認められなかった。

係数  $B$  については、荷重角度および割裂長さによって値の変化がみられたが、いずれのパラメータに対しても一定の傾向を認めることはできなかった。ただし、応力レベルに対しては、値の増加とともに係数が増加する傾向が認められた。

### 5. 1. 3. 3 理論式のあてはめ結果

Fig. 56 の 4 要素模型に一定荷重が作用すると、まず、左端のスプリングによって瞬間弾性変形が生じ、次に中央の Voigt モデルと右端のダッシュポットによってクリープ変形が生じるが、スプリングとダッシュポットが並列に連結されている Voigt モデルの変形（この変形を真のクリープ変形と呼ぶこととする）は一定時間後には一定となり、それ以降は右端のダッシュポットによる変形（この変形を粘性変形と呼ぶこととする）のみが進行する。

このことを踏まえ、実験から得られたクリープコンプライアンスを瞬間変形、真のクリープ変形、そして粘性変形のそれぞれによるコンプライアンスに分離することによってそれぞれの要素定数を求めた。

まず、瞬間変形量によるコンプライアンスから、 $E_1$  を求めた。ただし、式 8 から明らかなように、本研究で用いたコンプライアンスの算定方法では  $E_1$  は  $E_w(\theta)$  と等しくなり、これは設計値であるので、ここでは、議論しない。

次に、時間が十分に経過したときのクリープコンプライアンス曲線の傾きは、粘性係数  $\eta_3$  の逆数に相当する（式 10 参照）ため、コンプライアンス曲線の終局部分を直線と見なした場合の勾配を回帰計算し、その勾配の逆数を  $\eta_3$  とした。

全コンプライアンスから、上記 2 つの要素に起因するコンプライアン

スを除いたものが、中央の Voigt モデルに起因する真のクリープ変形によるコンプライアンスである。そこで、コンプライアンスの実測値から  $1/E_1$  および  $t/\eta_3$  ( $E_1$ : 左端スプリングの弾性係数、 $\eta_3$ : 右端ダッシュポットの粘性係数、 $t$ : 負荷時間) を差し引いて求めた真のコンプライアンスに対して Voigt 模型の理論式 ( $\{1 - \exp(-E_2 \cdot t/\eta_2)\}/E_2$ ) を非線形最小自乗法によって当てはめた。当てはめには、汎用統計計算用ソフト SPSS<sup>45)</sup> を用いた。結果の例として、今回適用した試験体のうち、決定係数が最小のものと最大のものを Fig. 59 に示す。

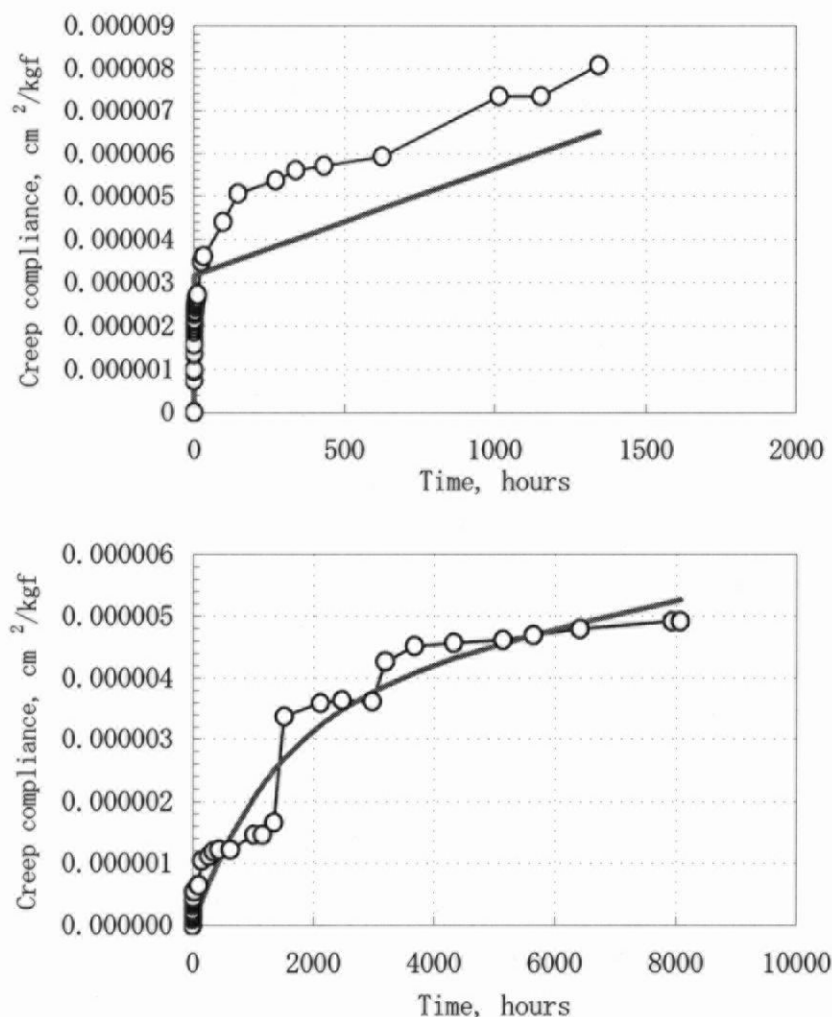


Fig. 59 Application of three elements visco-elastic model to creep compliance curve.  
 Note: Upper: Minimum decision coefficient ( $R^2=0.475$ ), crack length= $4d$ , loading angle=0 degree, and stress level=40%. Lower: Maximum decision coefficient ( $R^2=0.913$ ), crack length= $8d$ , loading angle=0 degree, and stress level=40%.  
 Legend: ○: Measured compliance, Solid line: Calculated compliance by three elements model.

図からも明らかなように、理論式の適合度は、Power 則のそれよりも低くなった。

また、Table 10 に結果を示す。

Table 10 Results of application of three elements visco-elastic model to creep compliance curve.

$\sigma_{\text{Level}}$ [%]	$c$	$\theta$ [degree]	$E_2$ [kgf/cm <sup>2</sup> ]	$\eta_2$ [kgf/(cm <sup>2</sup> ·hour)]	$\tau_2$ [hour]	$\eta_3$ [kgf/(cm <sup>2</sup> ·hour)]	$R$
40	4d	0	315534	129486	2.4368	402853861	0.475
		30	99640	388668	0.2564	439413712	0.700
		60	5843	11910	0.4906	883425088	0.683
		90	55003	1000	55.003	33482999	
	8d	0	283858	386329825	0.0007	4598288027	0.913
		30	1800	3237	0.5561	3112291	0.665
		60	9874	10734516	0.0009	255936733	0.786
		90	21156	114566	0.1847	626263716	0.820
80	4d	0					
		30	4680	599289	0.0078	124689090	0.721
		60	7167	4557	1.5727	814419	0.814
		90	1560	583729	0.0027	288642601	0.660
	8d	0	161666	1003745	0.1611	2030763	0.849
		30					
		60	8852	11738196	0.0008	7471542475	0.763
		90	4380	3116	1.4056	3803151	0.759

Note:  $\sigma_{\text{Level}}$ : Stress level,  $c$ : Crack length( $d$ : Diameter of a pin, 6mm),  $\theta$ : Loading angle,  $E_2$ ,  $\eta_2$ : Element coefficient of Voigt model,  $\tau_2$ : Retardation time,  $\eta_3$ : Element coefficient of dash pot of Maxwell model,  $R$ : Regression coefficient.

応力レベル 40%の試験体のうち、割裂長さが 4d (=24mm) かつ荷重角度が 90° の試験体における  $\eta_2$  の値は、非線形回帰計算において設定した初期値のままであった。本研究で用いた非線形回帰計算は、 $E_2$  および  $\eta_2$  を変化させて計算値と実測値の残差平方和を計算し、その値が最小となる点を求めるという方法を用いているが、この試験体については、 $E_2$  の変動のみで計算が収束した。従って、この試験体に対する要素定数は参考値でしかない。

各要素定数について、傾向を概観すると、粘性係数は、弾性係数に比べて値の変動が大きく、特に  $\eta_3$  は、パラメータによって値が大きく変化

した。この値は上述のように、クリープコンプライアンス曲線の終盤における直線域の勾配の逆数であるから、この値が大きいということは、直線域の勾配が 0 に近く、粘性変形がほとんどないということを示している。すなわち、極端に大きな  $\eta_3$  の値は、無限大と読み替えても良いと考えられる。割裂長さおよび荷重角度の影響について明確な傾向を認めることはできなかったが、応力レベルが大きくなると、概して値が小さくなり、粘性変形が生じることが示された。

$E_2$ 、 $\eta_2$  については、ともにパラメータによる値の変化について傾向を認めることはできなかった。そこで、これらの比  $\tau_2 = \eta_2 / E_2$  を求め、考察を行った。この  $\tau_2$  は遅延時間とよばれ、クリープひずみが全変形の  $(1-1/e)$  まで変形するために必要な時間であり<sup>42)</sup>、値が大きいほどコンプライアンス曲線の初期の立ち上がりが遅くなることを示す。しかし、遅延時間についても、割裂長さ、荷重角度、応力レベルの影響について明確な傾向を見出すことはできなかった。

#### 5. 1. 4 まとめ

荷重角度、割裂長さをパラメータとして変化させた試験体を用いて面圧クリープ試験を行い、クリープ挙動に対するパラメータの影響について検討した。結果は以下のように要約される。

- 1) クリープコンプライアンスは、荷重角度の増加とともに増加した。
- 2) Power 則における時刻の係数は、荷重角度の増加とともに増加した。
- 3) 粘弾性モデルの係数のうち、Maxwell モデルの粘性係数である  $\eta_3$  は、応力レベルの増加とともに減少した。



## 第6章 りり込み変形挙動の解析

これまで、種々の因子を変化させた接合部に対する加力試験の結果について個々に整理してきた。ここでは、その因子の効果を総合的に評価するために、試験方法によらない統一的な評価指標を導入し、その指標に基づいて、各因子の効果を検証する。

### 6. 1 りり込みエネルギーによる塑性変形の数値化

第2章で考察した木材のパイプ構造を考えると、パイプがその断面形状を変化させることなく、弾性的に挙動している場合と、外力によって断面形状が変化し、塑性的な挙動を示す場合とでは変形エネルギーが異なると考えられる。ここでは、木材のりり込み変形挙動を弾性挙動と非弾性挙動とに分けて考え、エネルギーの観点から細胞の塑性化を数値化することを試みた。

#### 6. 1. 1 解析方法

ここで、応力-変形量曲線において弾性挙動と非弾性挙動を以下のように定義する。Fig. 60 に概念を示す。

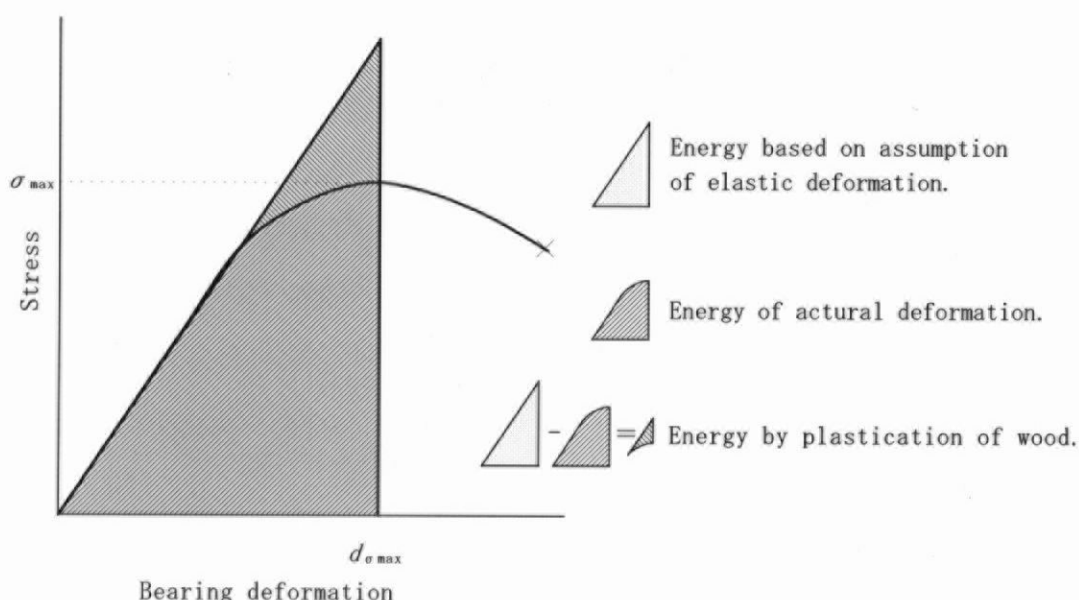


Fig. 60 Analysis of bearing energy.

Note:  $\sigma_{\max}$ : Maximum stress,  $d_{\sigma \max}$ : Deformation at maximum stress.

まず、底辺が最大応力時の変形量、斜辺が曲線の初期剛性と同じ傾きをもつ直

角三角形を考える。この三角形の面積は、弾性挙動のみによってめり込み変形が生じたと仮定したときのめり込みエネルギーと考えることができる。また、実験により得られた応力－変形量曲線について原点から最大応力までの部分を考える。この領域の面積は、細胞の塑性変形を含んだ非弾性的な変形エネルギーと考えられる。さて、この2つの面積の差は、変形が弾性から非弾性に移行することによって消失したエネルギーであり、言い換えれば、木材細胞の塑性化に要するエネルギーである。この値が小さいほど、より弾性に近い変形挙動であることを示している。ただし、面積差の値単独では、試験体個々のエネルギー量のバラツキを含んでいるため、更にこの値を弾性変形によるエネルギー量（上述の直角三角形の面積）で除すことにより、相対化した。この値を塑性化指標（ $I_p$ ）と定義する。

#### 6. 1. 2 エネルギーの計算と実際の解析

まず、応力－変形量曲線において、最大応力の 10%と 40%に対応する2点を通る直線の傾きを求め、これを初期剛性とする。この初期剛性を傾きとする直線の方程式は、

$$y = k_i (x - d_{0.4\sigma_{\max}}) + 0.4\sigma_{\max} \quad \dots \text{Eq. 11}$$

ここで、 $y$ ：応力、 $k_i$ ：初期剛性、 $d_{0.4\sigma_{\max}}$ ：最大応力の 40%に相当する応力時の変形量、 $\sigma_{\max}$ ：最大応力、 $x$ ：めり込み変形量

となる。弾性変形挙動を示す直角三角形の頂点  $y_i$  は、式 11 から以下のように求められる。

$$y_i = k_i (d_{\sigma_{\max}} - d_{0.4\sigma_{\max}}) + 0.4\sigma_{\max} \quad \dots \text{Eq. 12}$$

ここで、 $d_{\sigma_{\max}}$ ：最大応力時の変形量

また、式 11 で表される直線の X 軸との交点は、

$$x = d_{0.4\sigma_{\max}} - \frac{0.4\sigma_{\max}}{k_i} \quad \dots \text{Eq. 13}$$

と表されるから、以上より、弾性変形エネルギー（直角三角形の面積） $U_e$  は、

$$U_e = \frac{1}{2} \cdot \left[ d_{\sigma_{\max}} - \left( d_{0.4\sigma_{\max}} - \frac{0.4\sigma_{\max}}{k_i} \right) \right] \cdot [k_i (d_{\sigma_{\max}} - d_{0.4\sigma_{\max}}) + 0.4\sigma_{\max}] \quad \dots \text{Eq. 14}$$

となる。

Fig. 61 に、実際の解析例を示す。図は、ベイツガを用いた面圧試験 (3.2 参照) から得られた応力-変形量曲線の解析を行った結果であり、塑性化指標が最大のもの (割裂長さ  $8d$ 、荷重角度  $0\text{ deg}$ ) と最小のもの (割裂長さ  $2d$ 、荷重角度  $15\text{ deg}$ ) について示した。

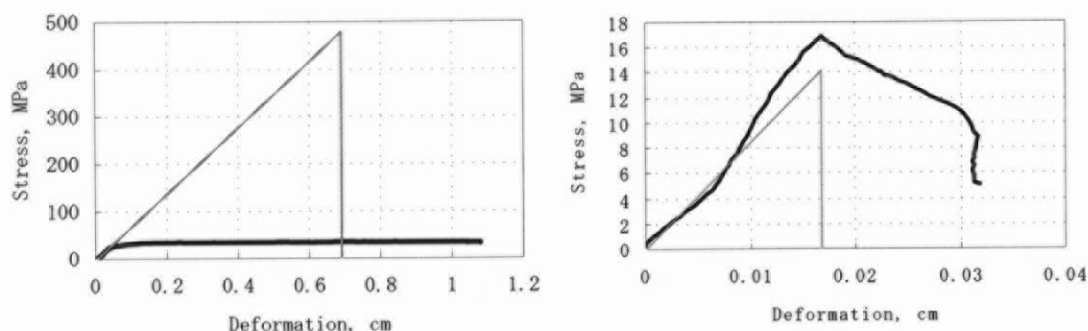


Fig. 61 Example of analysis of energy of stress-deformation curve.  
Legend: Solid line: measured curve, Dotted line: calculated value.  
Note: Left: In the case of crack length =  $8d$ , loading angle =  $0\text{ deg}$ ,  
Right: In the case of crack length =  $2d$ , loading angle =  $15\text{ deg}$ .

初期剛性を求める際に、機械的に最大応力の 10%と 40%を取っているため、曲線の形状が不正な場合は、図に示すように指標値が負の値になる場合があった。このような不正な形状をもつ応力-変形量曲線を用いて解析を行っても意味がないと判断し、本章では、このようなデータは考察に用いないこととした。

### 6. 1. 3 荷重角度を変化させた試験結果に対する適用

ベイツガ、ベイマツ、スギ、サザンパインの面圧試験から得られた応力-変形量曲線から  $I_p$  を計算した結果を Fig. 62 に示す。

割裂長さが短くなると、値がほとんど 0 となった。塑性化指標は木材細胞の潰れを間接的に表す指標であり、この結果は、細胞が塑性変形することなく、脆性的に破壊していることを示している。この結果からも、割裂長さが短いと破壊に至るまでの変形性能に余裕がなく、「ねばり」が少ないことが示された。ベイツガについて、割裂長さが長い場合は、荷重角度の増加とともに逆 S 字状に減少する傾向が認められた。

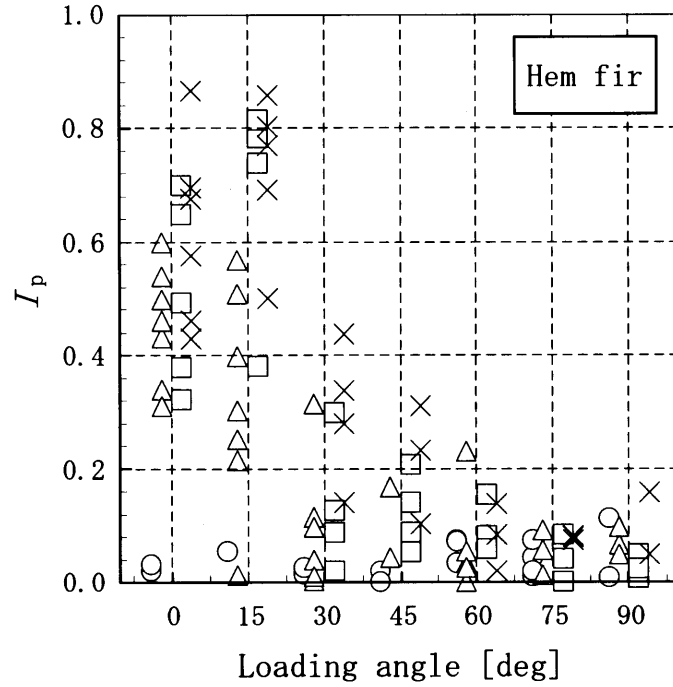


Fig. 62a Relationship between index of plasticity and loading angle.

Legend:  $\bigcirc$ : Crack length=Diameter $\times$ 2,  $\triangle$ : Crack length=Diameter $\times$ 4,  
 $\square$ : Crack length=Diameter $\times$ 6,  $\times$ : Crack length=Diameter $\times$ 8.

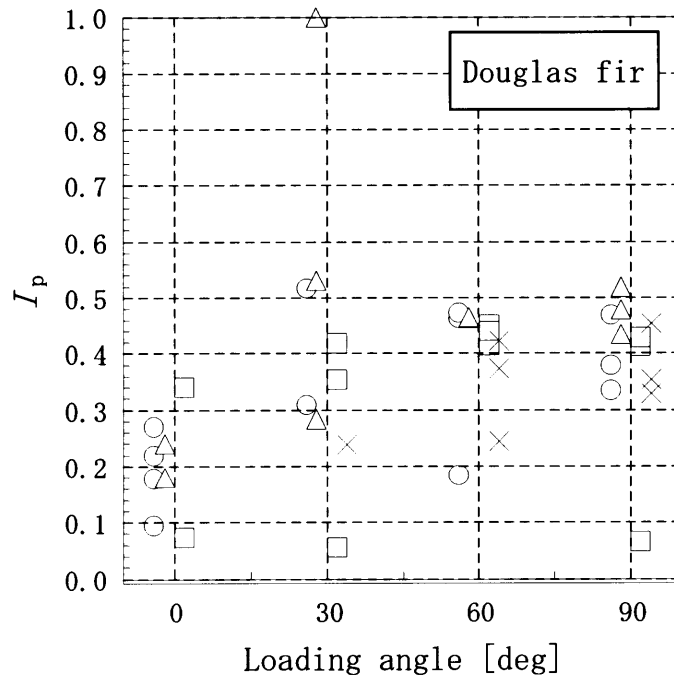


Fig. 62b Relationship between index of plasticity and loading angle.

Legend:  $\bigcirc$ : Crack length=Diameter $\times$ 2,  $\triangle$ : Crack length=Diameter $\times$ 4,  
 $\square$ : Crack length=Diameter $\times$ 6,  $\times$ : Crack length=Diameter $\times$ 8.

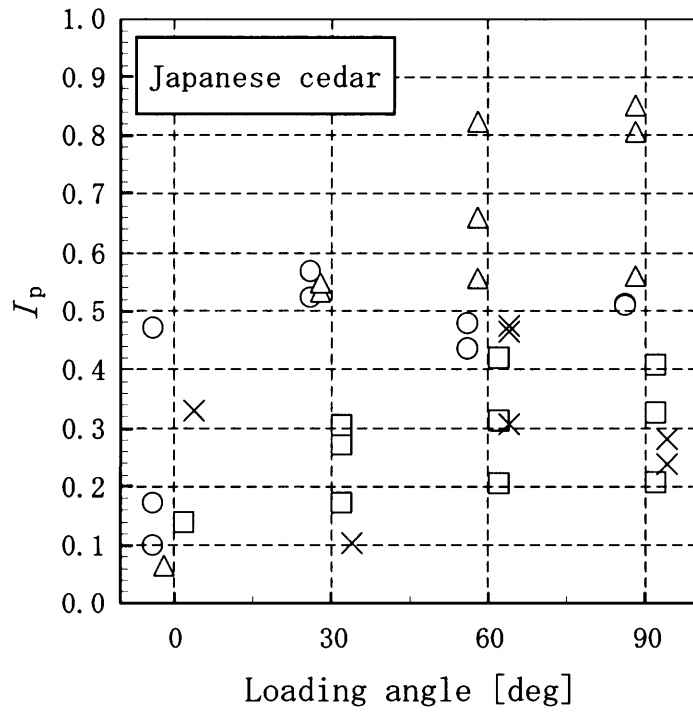


Fig. 62c Relationship between index of plasticity and loading angle.

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

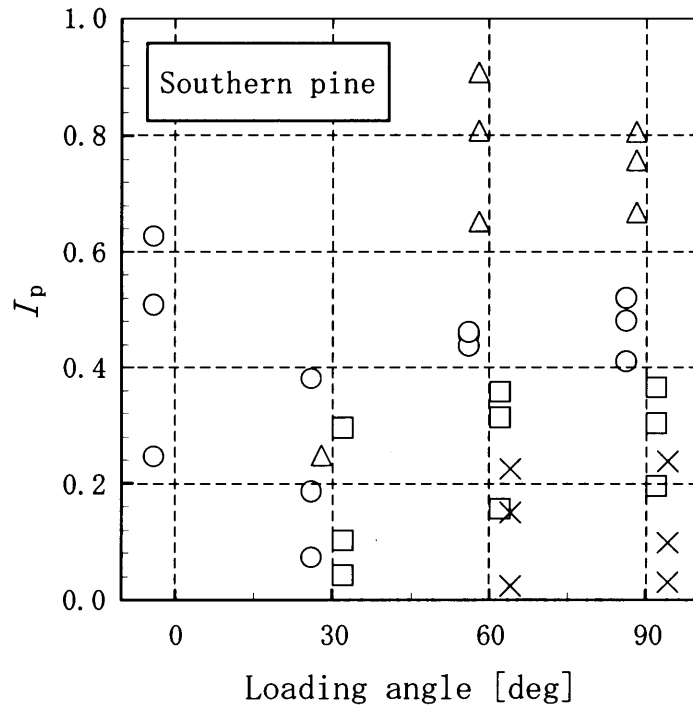


Fig. 62d Relationship between index of plasticity and loading angle.

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

一方、ベイツガ以外の樹種については、値のばらつきが大きかったが、荷重角度の増加とともに値が増加する傾向を示した。この差異については、ベイツガの試験体数が他の樹種よりも多かったこと、他の樹種については、塑性化指標が負の値を示すものが多く、グラフへのプロット数が少なくなったことがあるため、ベイツガ以外の樹種について試験体数を増やし、再検討する必要がある。

#### 6. 1. 4 割裂長さを変化させた試験結果に対する適用

次に、割裂長さを変化させて行った製材の面圧試験（3.2 参照）の結果に対して、塑性化指標の適用を試みた。結果を Fig. 63 に示す。

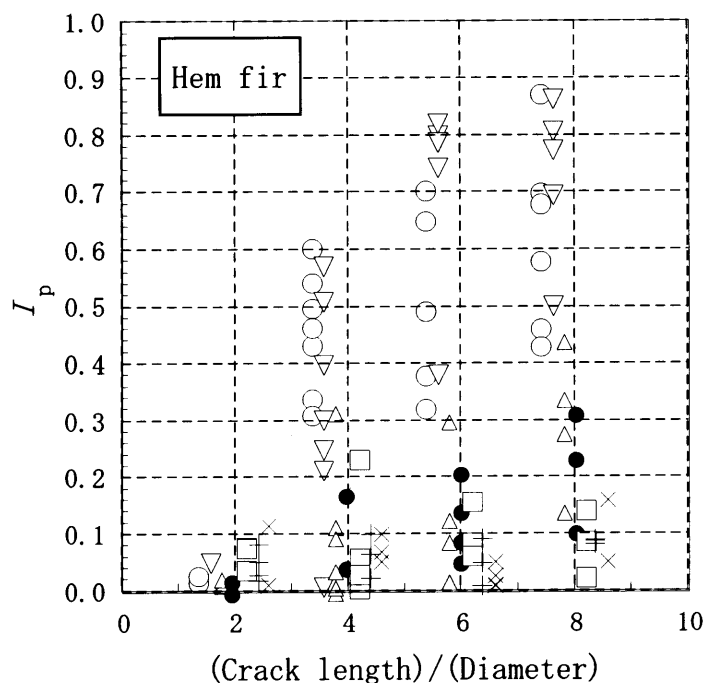


Fig. 63a Relationship between index of plasticity and crack length.

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.

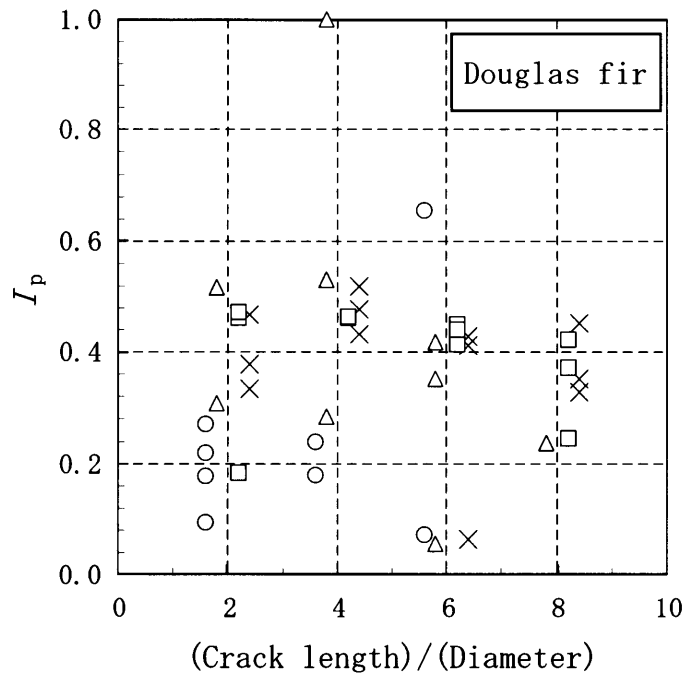


Fig. 63b Relationship between index of plasticity and crack length.  
 Legend: ○: Loading angle=0 deg, △: Loading angle=30 deg, □: Loading angle=60 deg,  
 ×: Loading angle=90 deg.

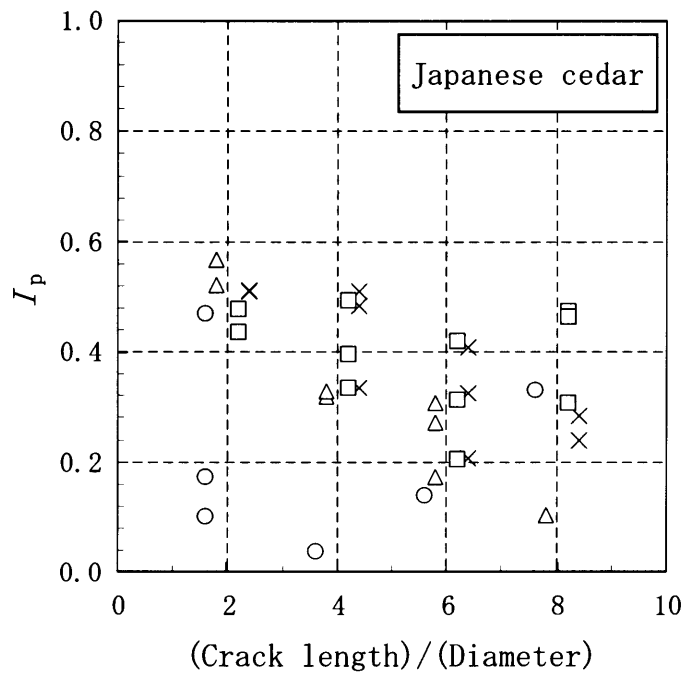


Fig. 63c Relationship between index of plasticity and crack length.  
 Legend: ○: Loading angle=0 deg, △: Loading angle=30 deg, □: Loading angle=60 deg,  
 ×: Loading angle=90 deg.

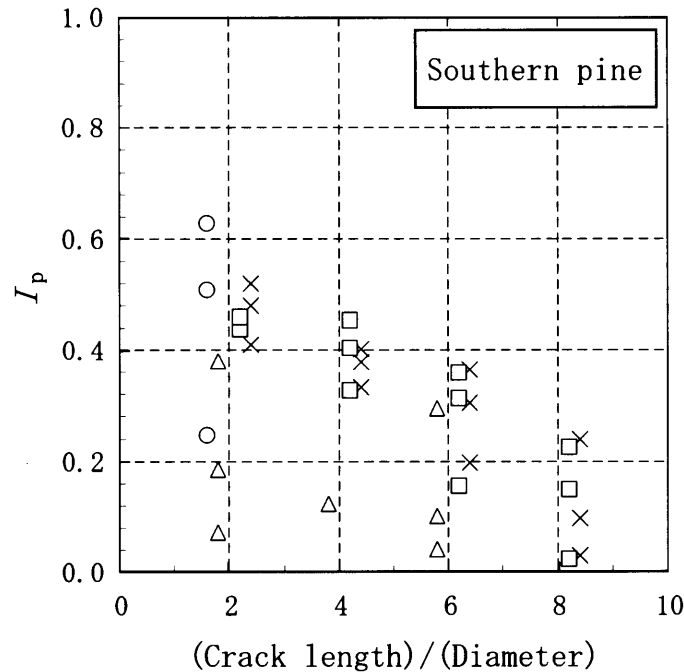


Fig. 63d Relationship between index of plasticity and crack length.

Legend: ○: Loading angle=0 deg, △: Loading angle=30 deg, □: Loading angle=60 deg, ×: Loading angle=90 deg.

スギおよびサザンパインについて、割裂長さの増加とともに値が減少しており、Fig. 62 とは異なった傾向を示した。ただし、弾性変形エネルギーと曲線の面積については、割裂長さの増加とともに値が増加しており、割裂長さによる弾性エネルギーの増加量が、曲線の面積の増加量よりも小さくなったため、図のような傾向を示したと考えられる。弾性変形エネルギーは、剛性と最大応力時変形量のみの関数であるが、スギの場合、割裂長さが増加しても初期剛性の増加量は少なかった。このため、弾性変形エネルギーの増加割合が相対的に小さくなり、塑性化指標が減少したものと思われる。

一方、ベイツガとベイマツについては、割裂長さの増加とともに指標値が増加する傾向が認められた。この理由が樹種特性によるものかどうか、更に検討を要する。

#### 6. 1. 5 MOEを変化させた試験結果に対する適用

MOEの異なる集成材を用いた面圧試験(3.1 参照)の結果に対して、指標の適用を試みた。ここでは、MOEとして実測値ではなく、グレード値を用いた。結果を



Fig. 64 に示す。

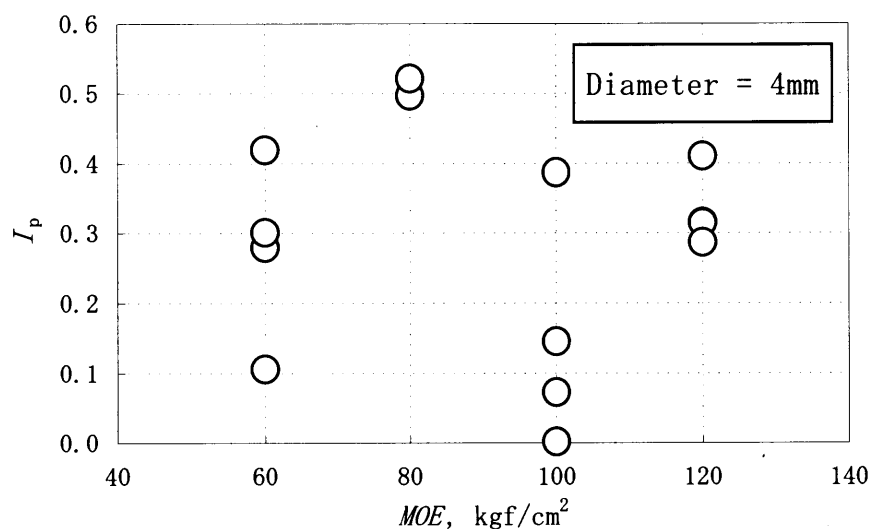


Fig. 64a Relationship between index of plasticity and *MOE* (mechanical grade).  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

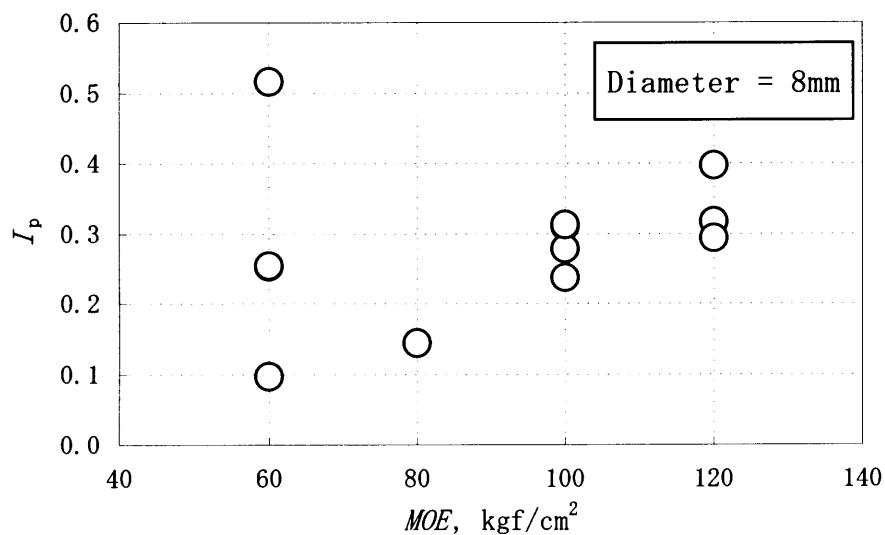


Fig. 64b Relationship between index of plasticity and *MOE* (mechanical grade).  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

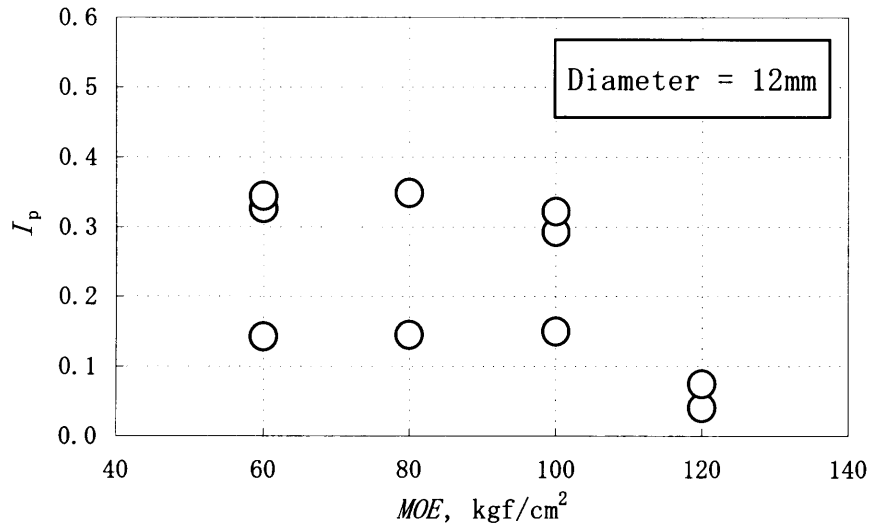


Fig. 64c Relationship between index of plasticity and *MOE* (mechanical grade).  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

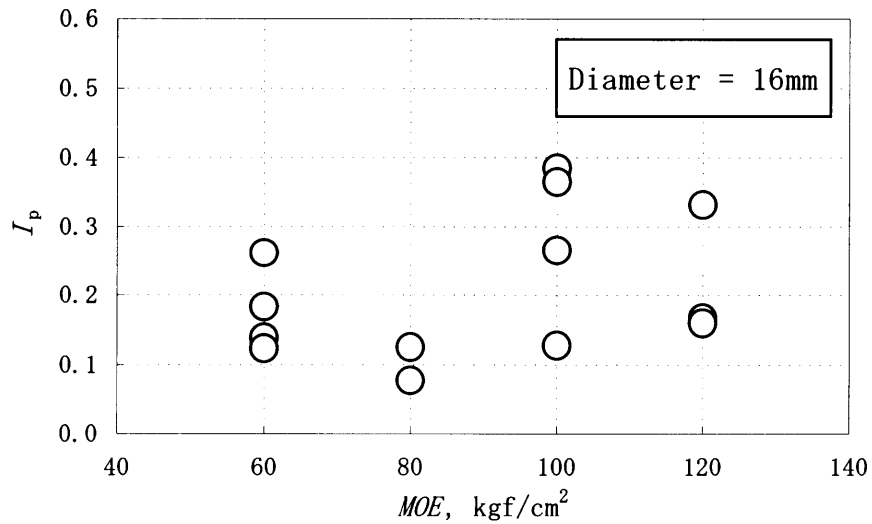


Fig. 64d Relationship between index of plasticity and *MOE* (mechanical grade).  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

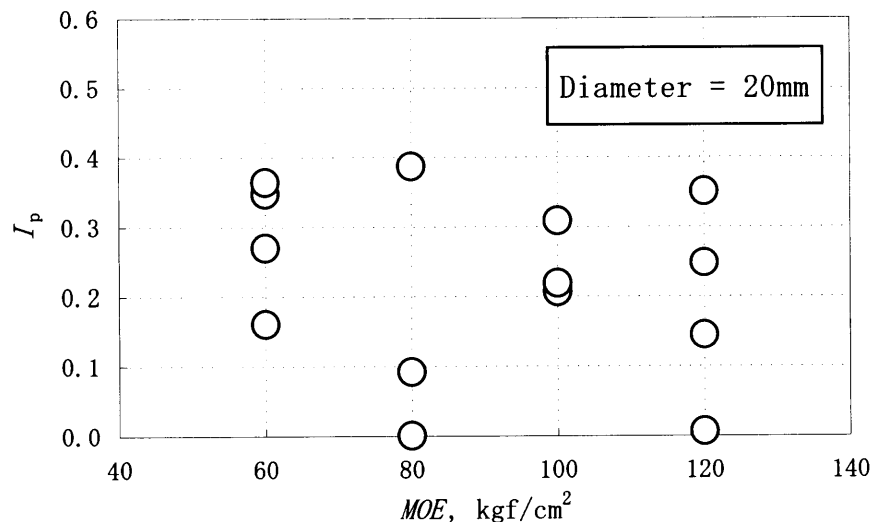


Fig. 64e Relationship between index of plasticity and  $MOE$  (mechanical grade).  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

グレード値が高い集成材ほどラミナの密度が増加すると考えれば、 $MOE$  の増加とともに弾性的な傾向が強くなり、指標値が減少することが推測されたが、接合具直径によって傾向が異なり、一定の傾向を見出すことはできなかった。

#### 6. 1. 6 接合具直径を変化させた試験結果に対する適用

接合具直径を変化させて行った集成材の面圧試験（3.1 参照）の結果を用いて塑性化指標を求めた。結果を Fig. 65 に示す。

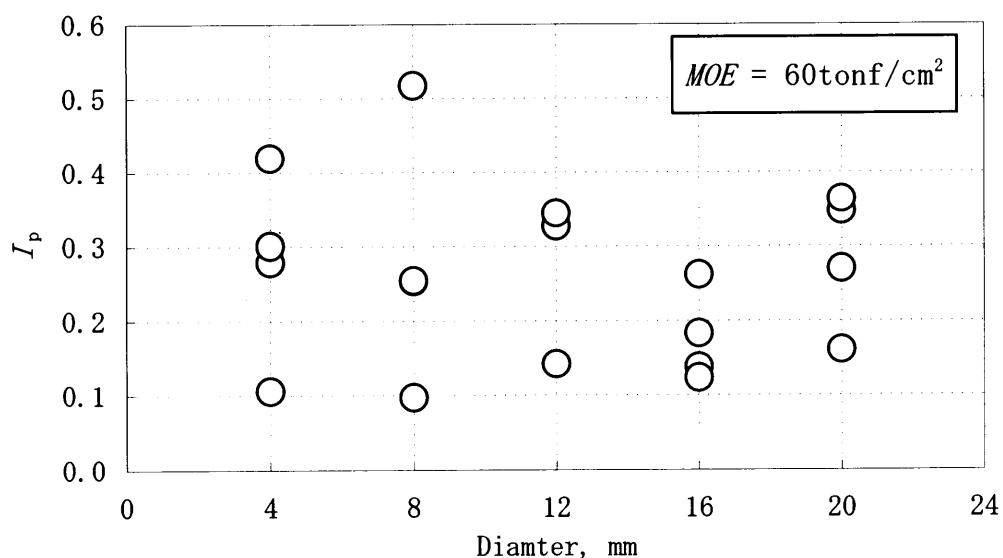


Fig. 65a Relationship between index of plasticity and diameter of a drift pin.  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

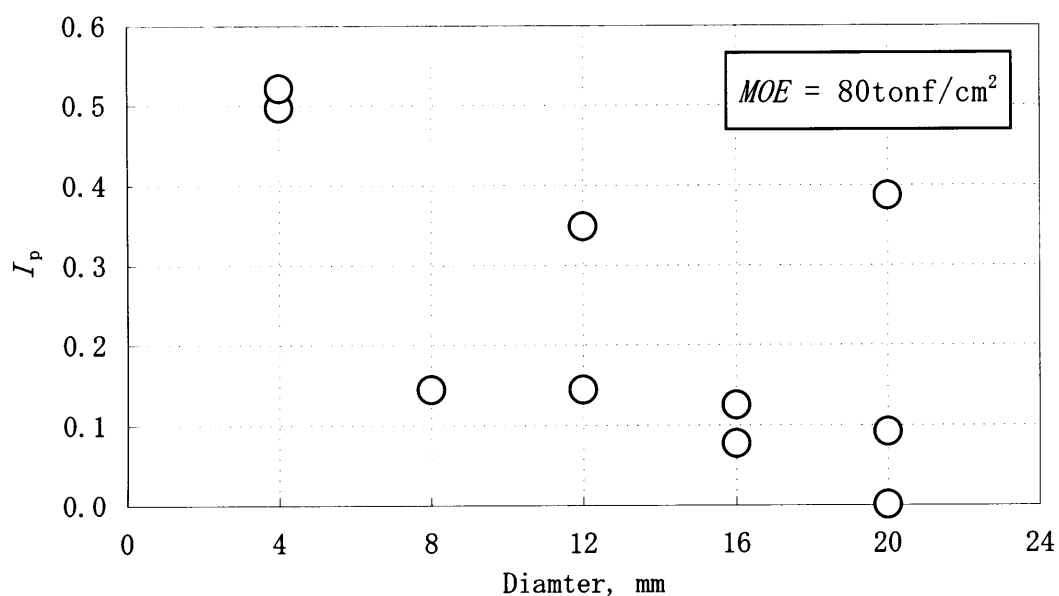


Fig. 65b Relationship between index of plasticity and diameter of a drift pin.  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

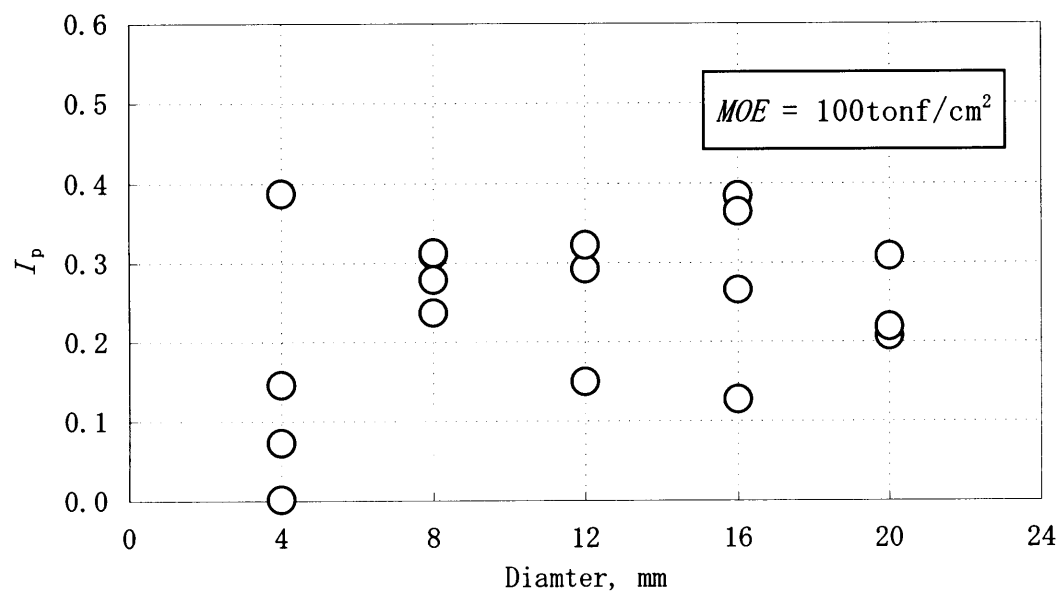


Fig. 65c Relationship between index of plasticity and diameter of a drift pin.  
 Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

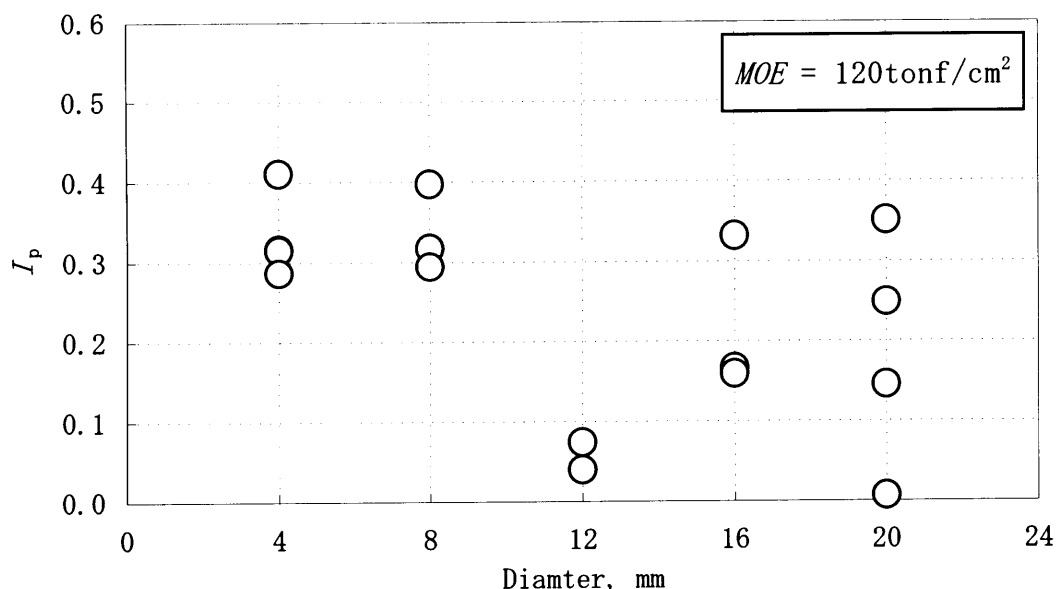


Fig. 65d Relationship between index of plasticity and diameter of a drift pin.  
Note: In the case of applying to bearing test of glued laminated timber of Japanese cedar and Japanese larch (Type A).

2.6.3 において木材をパイプ構造と仮定して行った推測では、接合具直径の小さい場合には脆性的な破壊を生じ、直径の増加とともに粘性的な挙動が増加すると考えたが、本結果ではそのような右上がりの傾向は認められなかった。これは、弾性エネルギー、非弾性エネルギーがともに直径の変化に対して同じような傾向を示し、その結果両者の差を分子とする指標値が直径によらず一定となったためである。推測のような結果とならなかった理由については、検討を要する。

#### 6. 1. 7 変形速度を変化させた試験結果に対する適用

変形速度を変化させて行った LVL の面圧試験（3.3 参照）の結果に対して、解析を行った。結果を Fig. 66 に示す。ここでは、3 樹種のうち、ベイモミに対する解析結果を示す。

明確ではなかったが、変形速度の増加とともに値の減少が認められた。すなわち、変形速度が遅いほど、塑性化する細胞の数が多いことを示しており、この結果は、変形速度が遅いほど粘性的な性質が支配的になる木材の性質を顕著に表している。

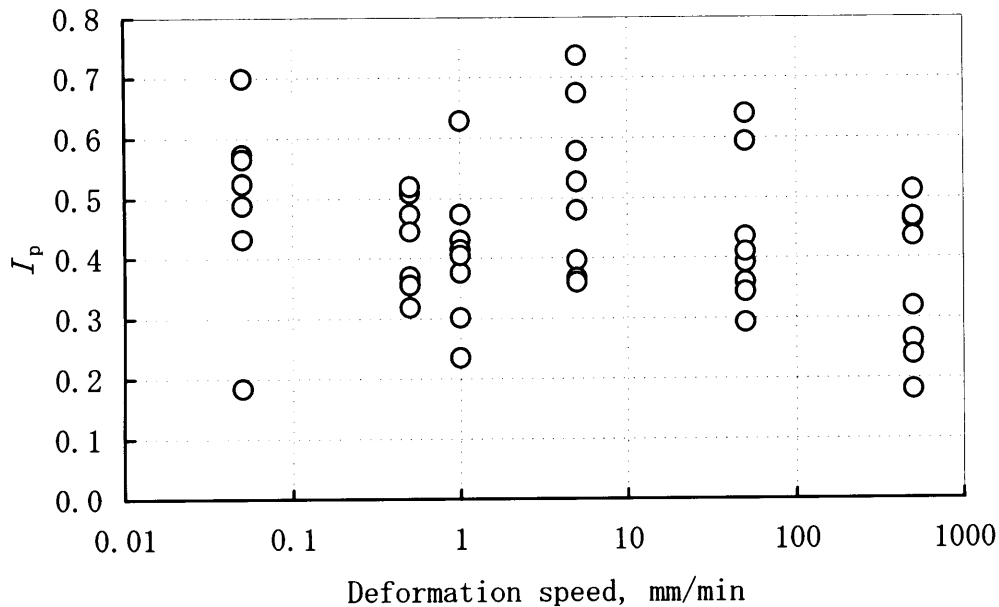


Fig. 66 Relationship between Index of plasticity and deformation speed.  
 Note: In the case of applying to bearing test of laminated veneer lumber of Grand fir.

#### 6. 1. 8 まとめ

変形エネルギーの観点から、塑性化指標 ( $I_p$ ) を導入し、いくつかの試験結果について適用を試みた。しかしながら、指標値は、樹種やその他の物性値の影響を受け、目的とする因子の影響を的確に表現することはできなかった。しかし、例えば、荷重角度の影響について検討した際、樹種によって傾向に明確な差異があらわれたことは、逆に言えば、指標値を用いて樹種特性を説明できる可能性を示唆するものでもあり、今後もこの指標値の有効性については検討する必要がある。

## 6. 2 粘弾性モデルによる定量化

### 6. 2. 1 粘弾性モデルの定義と解析例

ここでは、面圧および接合部試験で得られた応力－変形量曲線に対して、スプリングとダッシュポットを直列につないだ 2 要素粘弾性モデルである Maxwell モデル (Fig. 67 参照) を用いて応力－変形量曲線を表現することを試み、各要素定数におよぼす因子の効果について検討した。

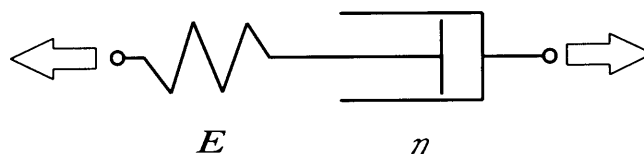


Fig. 67 Maxwell model.

Note:  $E$ : modulus of elasticity of a spring,  $\eta$ : coefficient of viscosity of a dashpot.

Maxwell モデルによる等変形速度条件下における応力－ひずみ曲線の表現は、以下の式で表される<sup>46)</sup>。

$$\sigma = K \cdot \eta \left( 1 - e^{-E\varepsilon/K \cdot \eta} \right) \quad \dots \text{Eq. 15}$$

ここで、 $\sigma$  : 応力、 $K$  : 変形速度、 $\eta$  : ダッシュポットの粘性係数、 $E$  : スプリングの弾性係数、 $\varepsilon$  : ひずみ

式 15 に対して、 $\sigma$  に試験により求めた応力を、 $\varepsilon$  にめり込み変形量を代入し、非線型最小二乗法によって、各要素の係数を計算した。計算には、フリーソフトウェアの回帰分析ソフト “NLRAna”<sup>47)</sup>、および汎用統計計算ソフトである SPSS<sup>45)</sup> を用いた。最小 2 乗法の計算には両ソフトともに修正 Marquart 法を用いている。

解析結果の一例を Fig. 68 に示す。この図は、変形速度を変化させた LVL の面圧試験結果に対して適用を行ったもののうち、最も適合性の低かったもの（決定係数 0.9839）と最も高かったもの（決定係数 0.9996）をそれぞれ示している。

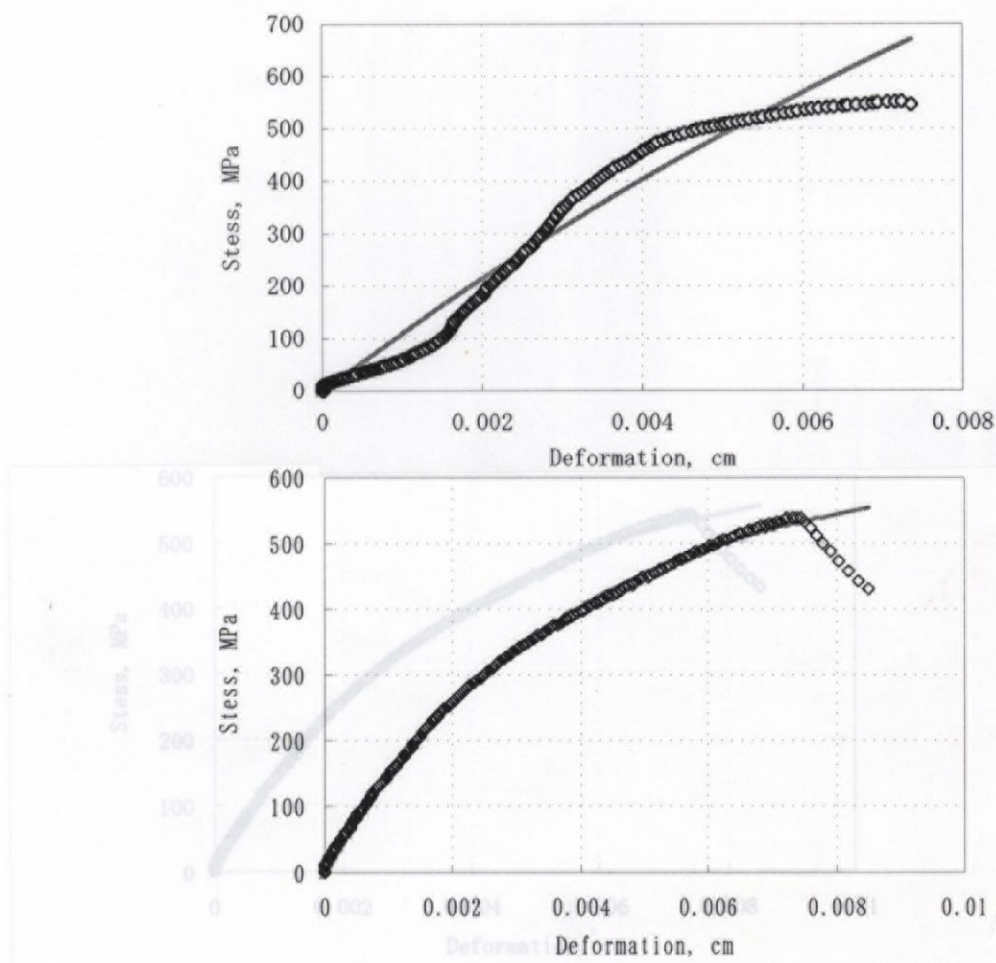


Fig.68 Results of applying of Maxwell model to stress-deformation curve from bearing test of LVL.

Legend:  $\diamond$ : Measured value, Solid line: Calculated curve.

Note: Upper: In case of low suitability (Japanese red pine, Deformation speed = 500 mm/min, Lower: In case of high suitability (Radiata pine, Deformation speed = 500 mm/min).

## 6. 2. 2 変形速度を変化させた試験結果に対する適用

Fig. 69 に、変形速度を変化させて行った LVL の面圧試験に対して適用した結果を示す。この図は、最も変形速度が最大と最小の場合について、スプリングの弾性係数 ( $E$ ) およびダッシュポットの粘性係数 ( $\eta$ ) と変形速度との関係を示したものである。なお、 $\eta$  と変形速度との関係については、縦軸を対数軸で表している。



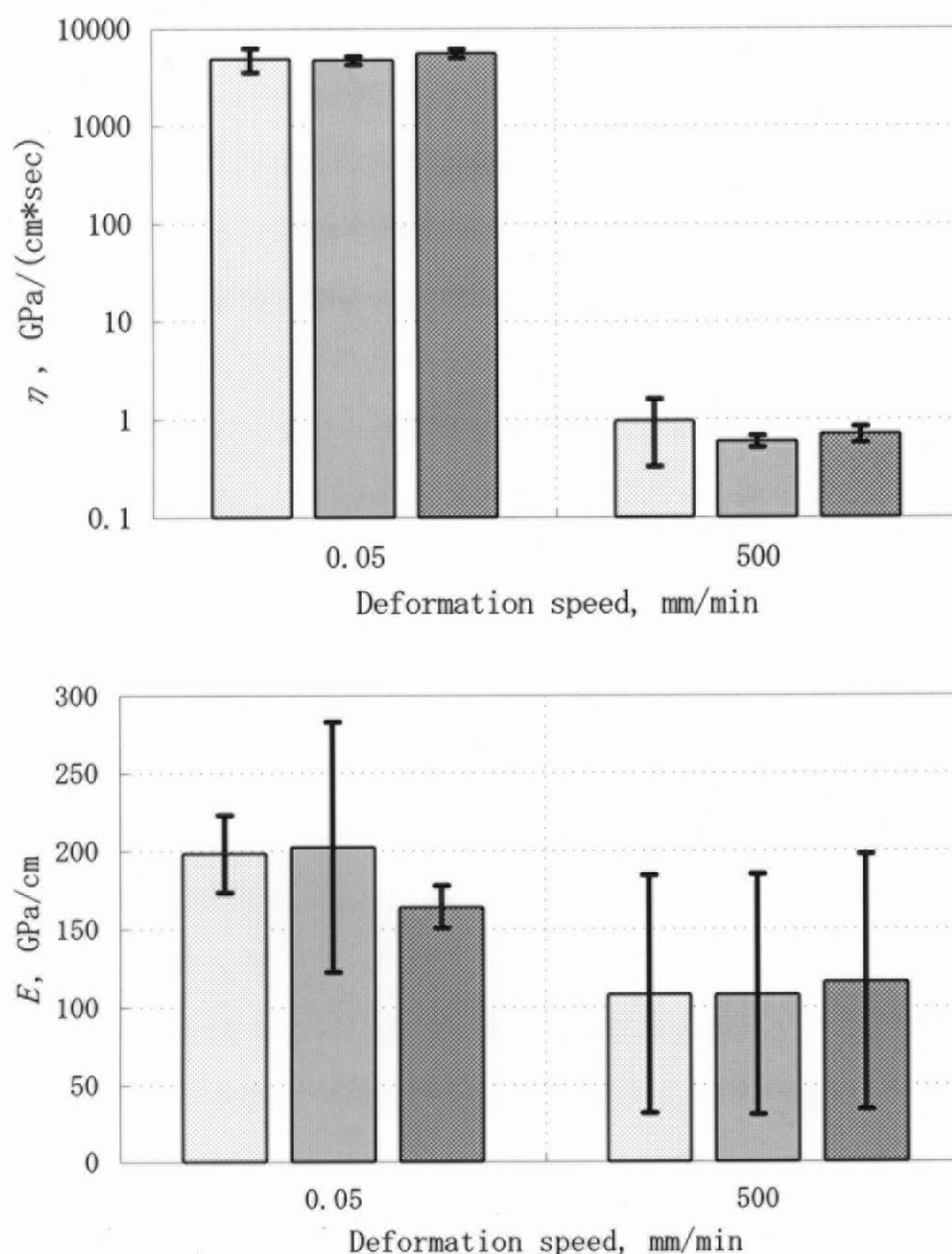


Fig. 69 Relationship between element coefficient of Maxwell model and deformation speed (in case of application to the bearing test of LVL).

Legend:  $\eta$ : Viscosity coefficient of dash pot,  $E$ : Modulus of elasticity of spring, Colomun: Average of coefficient, Vertical bar: Standard deviation, : Japanese red pine, : Grand fir, : Radiata pine.

変形速度の増加とともに粘性係数 ( $\eta$ ) は対数的に減少し、変形速度の増加によって粘性流動が増加することが示された。一方、弾性係数 ( $E$ ) は速度によらずほぼ一定となった。ここで検討している変形速度は、0.05mm/min と 500mm/min であるので、 $10^4$  のレンジである。  $\eta$  の変化量もこれと同程度のオーダーとなった。

変形速度を変化させて Maxwell モデルに外力を作用させた場合、変形速度の影響は全てダッシュポットに作用する。従って、変形速度が大きくなるとその変形に追随するためにモデルの粘性係数は減少することになる。実際の面圧試験に対する適用結果についてもこれと同様の傾向が示されており、Maxwell モデルは、接合部に対する変形速度の影響を説明するために適切なモデルであることが分かった。

接合部の面圧性能におよぼす変形速度の影響は、Maxwell モデルのダッシュポットによって説明することができ、変形速度に対応する粘性係数を決定することで変形挙動を説明することができる事が分かった。この結論をさらに確かなものにするためには、他の変形速度で行った面圧試験に対するモデルの適用を試み、ダッシュポットと粘性係数との関係について明らかにする必要がある。

#### 6. 2. 3 接合具直径を変化させた試験結果に対する適用

接合具直径を変化させた集成材の面圧試験から得られた応力－変形量曲線に対する適用を試みた。結果を Fig. 70 に示す。なお、変形速度は試験体全体を通して、3mm/min として計算した。

6.2.2 の結果と比較すると、曲線に対する適合度が低く、バラツキが大きくなった。また、4 体の試験体 ( $MOE=60\text{tonf/cm}^2 \cdot d=4\text{mm}$ 、 $MOE=100\text{tonf/cm}^2 \cdot d=4\text{mm}$ 、 $MOE=120\text{tonf/cm}^2 \cdot d=12\text{mm} \times 2\text{体}$ 、) については  $\eta$  の値が他の値と比較して異常に高く (4600～6700) 計算されたため、データを除外した。

6.2.2 とは異なり、弾性係数、粘性係数ともに、接合具直径が 12mm のときに最小値を示す下に凸の傾向を示した。この傾向を、接合具直径がある一定の大きさに達するまでは減少傾向にあるとみれば、変形初期においても終局状態においても、接合具直径の増加とともに同じ応力に対して変形量が大きくなることを示している。これは、接合具直径の増加とともに初期剛性が低下する<sup>29)</sup>という既往の研究結果とも一致する。また、第 2 章におけるパイプ構造による推測によれば、接合具直径の増大とともに粘性挙動が強くなり、ダッシュポットに起因する粘性

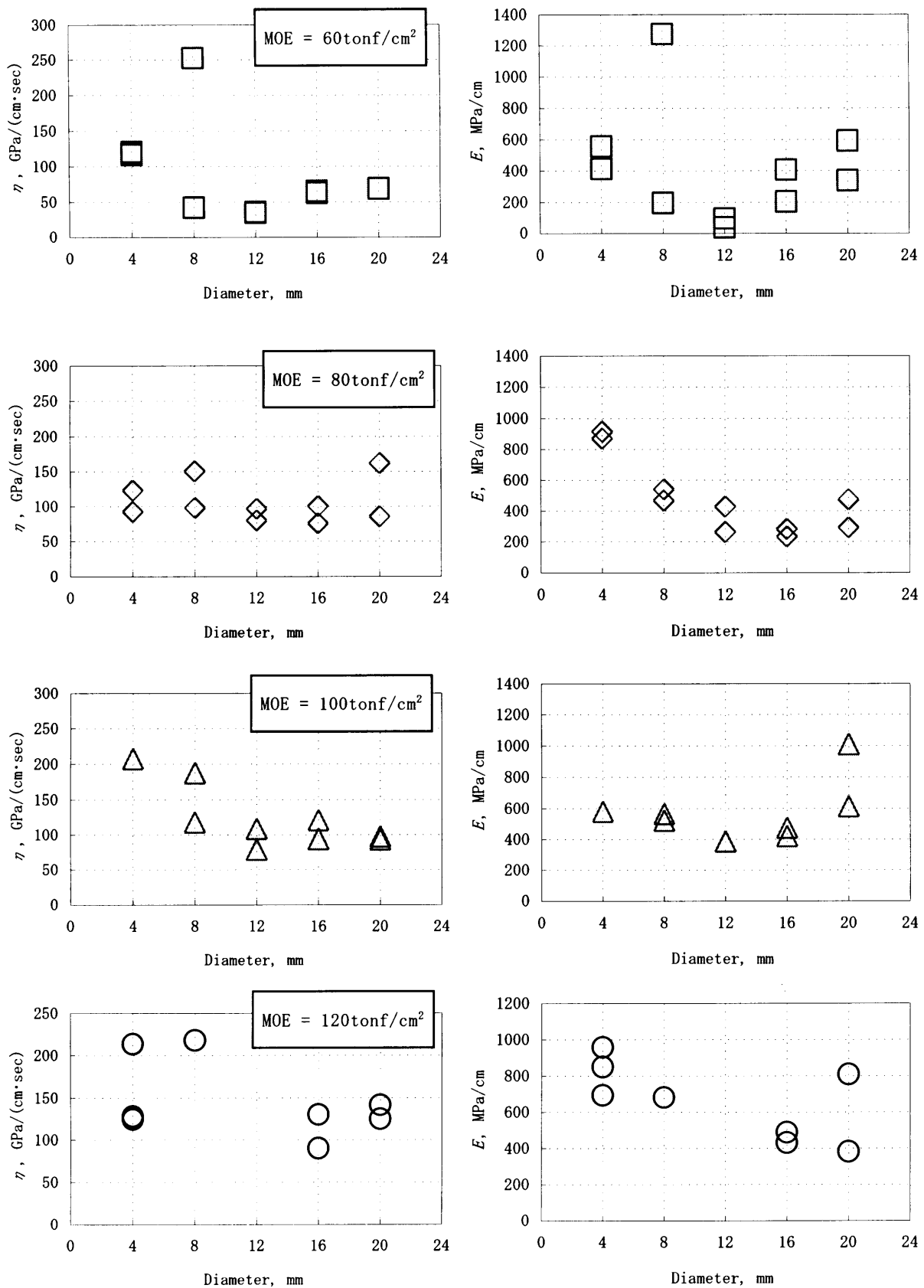


Fig. 70 Relationship between coefficient of visco-elastic model and diameter.  
Note: Application to the results of bearing test of glued laminated timber(typeA).

変形が増加することが予想される。これについても、粘性係数が減少していることから説明可能である。従って、接合具直径の影響についても Maxwell モデルで説明することができ、その場合は、接合具直径の増加に対応して2つの要素定数をともに減少させればよい。

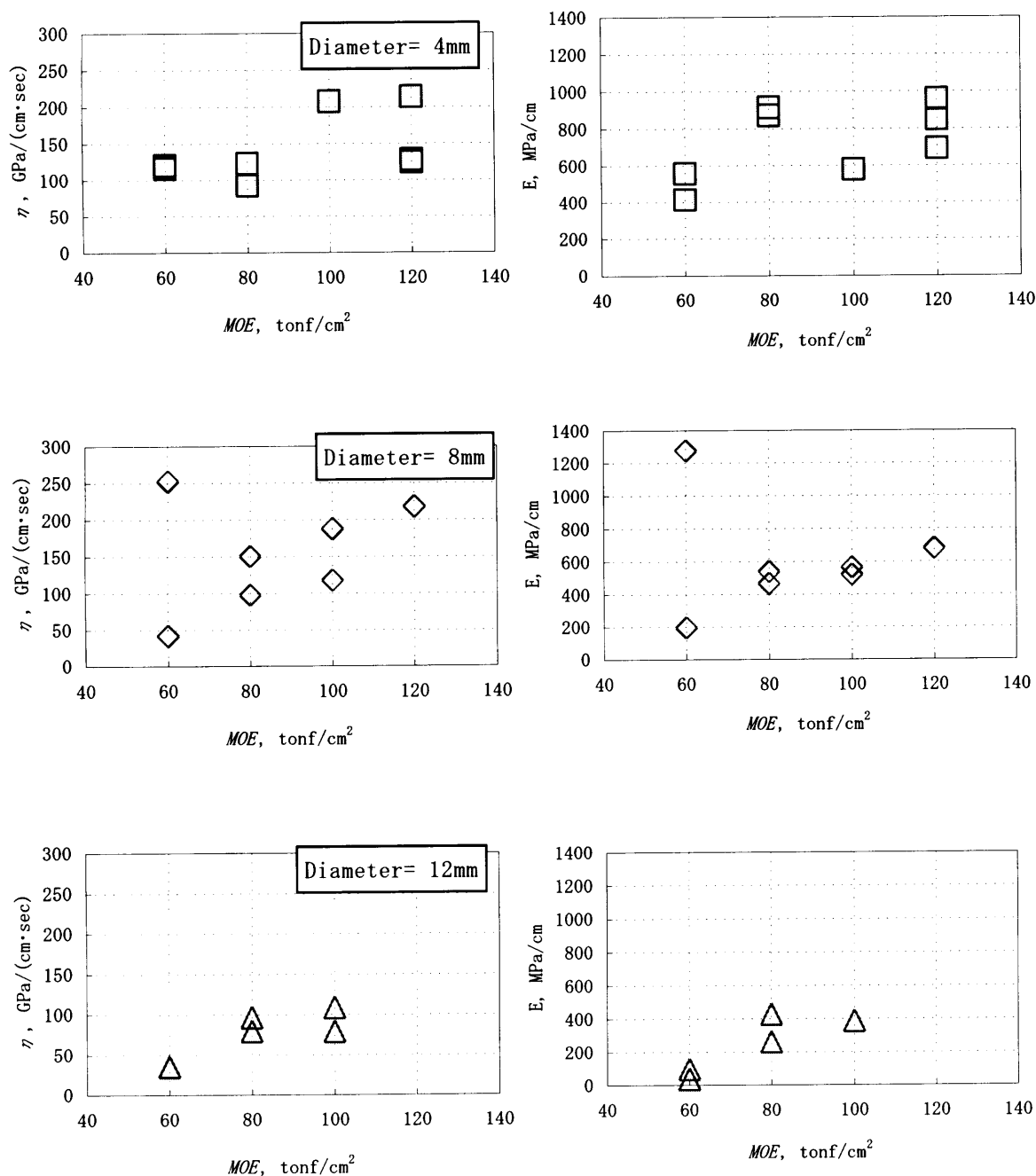
さて、今回の結果において接合具直径が 16mm 以上の場合に要素定数が増加した原因について考える。集成材の面圧試験 (3.1 参照) では、試験体の幅を、接合具の直径によらず一律に 120mm とした。従って、接合具直径の増加とともに、縁距離 (接合具の中心軸から接合具軸方向に対して直交方向に測定した、試験体の端までの距離) が減少する。直径が 12mm の場合、この縁距離は接合具直径の 4.5 倍、16mm では 3.3 倍、20mm では 2.5 倍であった。木質構造設計規準<sup>3)</sup>では、ドリフトピン接合部の場合、縁距離を 4 倍以上とするように規定している。16mm 以上の直径において挙動が異なったのはこの規定を満足していなかったことに起因すると推測される。すなわち、縁距離が不足したために脆性的に破壊したため、破壊までの時間が短く、時間に依存するダッシュポットの粘性変形が発現するまでに至らず、見かけ上、粘性係数が大きくなったものと考えられる。ただし、スプリングの弾性係数が増加した原因については、特定することは出来なかった。

#### 6. 2. 4 MOE を変化させた試験結果に対する適用

6.2.3 と同じく集成材を用いた面圧試験の結果に対して、モデルの適用を試み、MOE との関係を検討した。6.2.3 と同様に変形速度は 3mm/min とした。結果を Fig. 71 に示す。

MOE の増加とともに、弾性係数、粘性係数ともに増加する傾向が認められた。ここで検討している MOE は、集成材につけられたグレード値であり、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 MOE の最低値である。従って、スプリングの弾性係数が MOE の傾向を反映するのは当然である。興味深いのはダッシュポットの粘性係数も同じように増加した点である。これは MOE の増加とともに粘性変形が拘束されることを示しており、静的に測定

された  $MOE$  が粘性挙動にも影響を与えることが明らかになった。これは 2.6.2 で考察したように、 $MOE$  の増加に伴う集成材の密度の増加によって弾性的な挙動が強くなったためと考えられる。従って、接合部の変形挙動におよぼす  $MOE$  の影響を Maxwell モデルによって説明する場合、 $MOE$  の増加に対応して 2 つの要素定数をともに増加させればよいことが分かった。



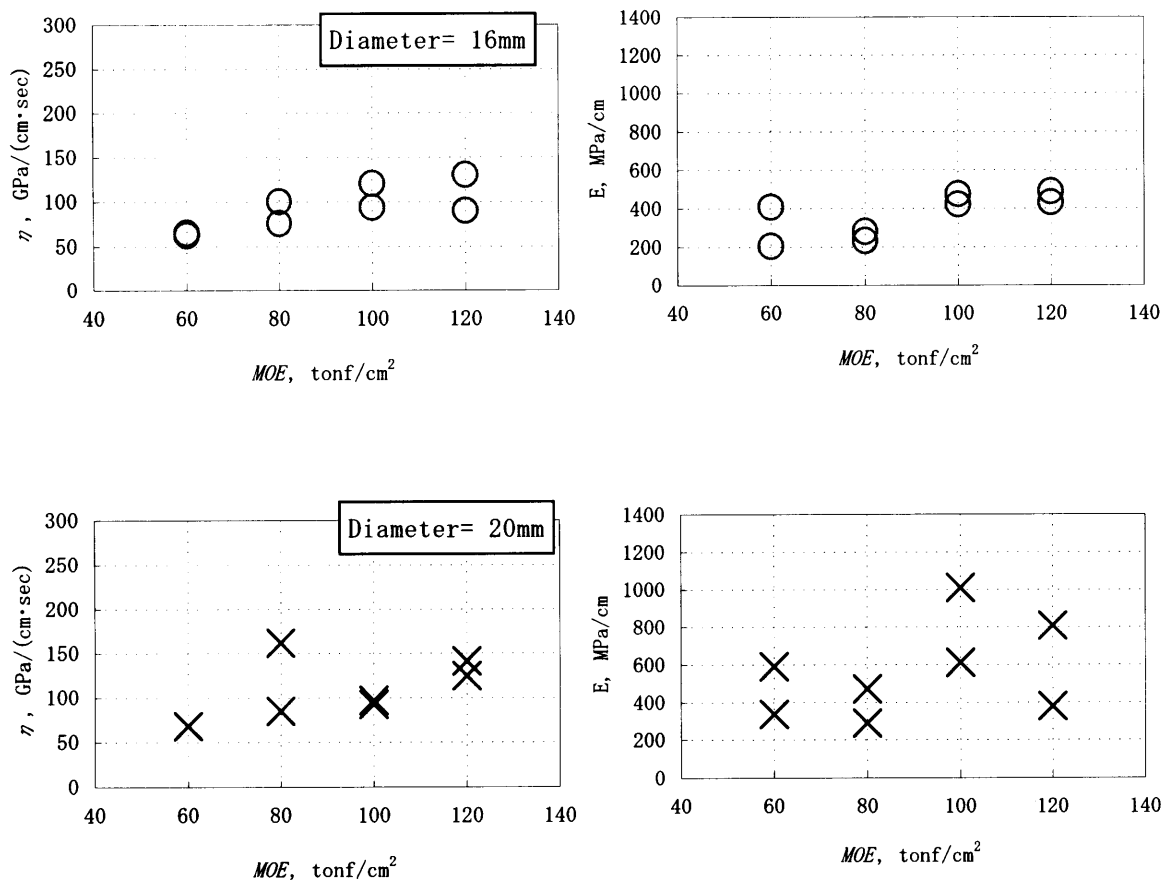


Fig.71 Relationship between coefficient of visco-elastic model and  $MOE$ .  
 Note: Application to the results of bearing test of glued laminated timber.

#### 6. 2. 5 まとめ

変形速度、接合具直径、 $MOE$  をパラメータとして求めた応力-変形量曲線に対して粘弾性モデル (Maxwell モデル) の適用を試み、接合部の変形挙動におよぼす各因子の影響をモデルによって説明することを試みた。その結果、これら3つの因子とモデルの要素定数との間に理論的な対応関係のあることが明らかとなり、モデルによる表現の可能性を示すことができた。

## 第7章 結 論

木質構造物に用いられる接合具のうち、ボルト、ドリフトピンといった円形の断面をもつ鋼棒に着目し、それらによる木材のめり込み変形挙動について検討を行った。

木材のめり込み挙動に影響をおよぼす因子として、接合部を構成する部材の *MOE*、接合具直径、荷重角度（加力方向）、接合具の位置（材端からの距離、割裂長さ）、含水率、変形速度、応力レベルを取り上げ、既往の研究成果の整理および木材をパイプ状構造として考えた場合の各因子の効果について推測を行った。

更に種々の条件で実際に木材中に鋼棒をめり込ませ、その変形挙動を解析し、めり込み変形挙動に影響を与える因子の抽出を行った。

抽出した因子について更にめり込み挙動に対する影響を明らかにするために変形エネルギーの観点から塑性化に関する指標を導入し、各因子の影響を検討した。また、粘弾性モデルを適用し、めり込み挙動の一般化を試みた。

第3章では、接合部の曲げを伴わない面圧試験として、まず、*MOE* の異なるカラマツ、スギ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。その結果、5%オフセット応力（ASTM による降伏応力の推定値）と接合具直径との関係は明確ではなかったが、初期剛性（応力－変形量曲線における、最大応力の 10%と 40%の 2 点を結んだ直線の勾配）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することが明らかとなった。

次に、スギ、サザンパイン、ベイマツ、ベイツガの製材にドリフトピン 1 本を打ち込んだ接合部のモデル試験体を作成し、割裂長さ（接合具を打ち込んだ中心から試験体端部までの距離を繊維平行方向に測った距離。実際の試験では、この部分で割裂が生じる）、荷重角度（負荷方向と木材の繊維方向とのなす角度）を変化させ、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。その結果、最大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ること、初期剛性は、荷重角度の増加とともに減少すること、最大応力時変形量は、ベイツガについては荷重角度が  $45^\circ$  あるいは  $60^\circ$  の場合に最小値を示すような下に凸の傾向を示し、ベイマツ、スギ、サザンパイについては荷重角度とともに値が増加する傾向を示すこと、割裂長さの影響は最大応力時変計量にのみ見られ、割裂長さの増加とともに値が増加する傾向であることが明らかとなった。

更に、ラジアータパイン、アカマツ、ベイモミの LVL を用いてドリフトピン接合部を作成し、その力学特性におよぼす変形速度の影響について検討した。その結果、最大応力は、変形速度の増加に伴って値が増加すること、初期剛性は、ある変形速度で最小値を示すような下に凸の傾向を示すこと、最大応力時変形量は、ある変形速度に対して最大値をとるような上に凸の傾向を示すこと、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すこと、が明らかとなった。

第4章では、接合具の曲げを伴う接合部せん断試験として、まず、*MOE* の異なる集成材を用いて鋼板挿入式ドリフトピン接合部を作成して2面せん断試験を行い、異方度に対する *MOE* の影響を検討した。その結果、5%オフセット応力、初期剛性ともに部材の *MOE* の増加とともに値が増加すること、繊維平行方向加力による5%オフセット応力および初期剛性と直交方向によるこれらの値の比（異方度）は、*MOE* の増加とともに値が増加することが明らかとなった。

また、含水率の異なる製材を用いてボルト、釘接合部を作成し、接合部の強度性能におよぼす影響を検討した。その結果、最大応力は、ボルトについては明確ではなかったが、釘については、繊維飽和点以下の範囲において含水率が高いほど最大応力が低くなること、初期剛性は、ボルト、釘接合部ともに、部材含水率が高いほど、剛性が低くなることが明らかとなった。

第5章では、素材にドリフトピン1本を打ち込んだ接合部のモデル試験体を作成し、割裂長さ、荷重角度、応力レベルを変化させ、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クリープ挙動に与える影響について検討した。その結果、クリープコンプライアンスは、荷重角度の増加とともに増加すること、Power 則における時間の係数は、荷重角度の増加とともに増加すること、粘弾性モデルの係数  $\eta_3$  は、応力レベルの増加に伴って減少することが明らかとなった。

第6章では、めり込み変形挙動を定量化する目的で、変形エネルギーに着目した指標を導入し、結果への適用を試みた。木材のパイプ構造を考えると、パイプがその断面形状を変化させることなく、弾性的に挙動している場合と、潰れて断面形状が変化する場合とでは変形エネルギーが異なると考えられる。ここでは、木材のめり込み変形挙動を弾性挙動と非弾性挙動とに分けて考え、両者のエネルギー(応力-変形量曲線の面積)差を細胞の塑性化に要するエネルギーと考えた。このエネルギーを弾性挙動で変形すると仮定した場合のエネルギー量で割ることにより、相対化した。この値は、細胞の潰れ等の塑性化によって消費されるエネルギーの量を示しており、値が大きいほど塑性化の割合が強く、値が0に近づくほど脆性破壊の傾向が強いことを示している。この指標を塑性化指標 ( $I_p$ ) と定義し、荷重角度、割裂長さ、*MOE*、接合具直径、変形速度を変化させた場合の試験結果に対して適用を試みた。しかしながら、指標値は、樹種やその他の物性値の影響を受け、目的とする因子の影響を的確に表現することはできなかった。ただし、例えば、荷重角度の影響について検討した際、樹種によって傾向に明確な差異があらわれたことは、逆に言えば、指標値を用いて樹種特性を説明できる可能性を示唆するものでもあり、今後もこの指標値の有効性については検討する必要がある。

また、変形速度、接合具直径および *MOE* について、スプリングとダッシュポットを直列につないだ2要素粘弾性モデルである Maxwell モデルの試験結果への適用を試みた。その結果、変形速度、接合具直径、部材の *MOE* について、粘弾性モデルの性質を用いて因子の効果を説明することができた。

以上、木質接合部の変形挙動に影響をおよぼす因子とその効果について検討を

行ってきた。接合部の性能に影響を与える各因子の効果を、変形エネルギーの観点から導入した塑性化指標、あるいは、比較的単純な粘弾性モデルによって、定量的に表現できる可能性を示すことができた。

ただし、クリープ変形挙動までを含めた統一的な解析を行うことはできず、今後の課題としたい。

本研究の成果が、木質構造の安全な設計に向けて少しでも役に立てば、幸いである。

## 引用文献

- 1) 平嶋義彦：“ティンバーエンジニアリング資料－木材研究者からみた木構造の現状’92”，日本木材学会大規模木構造分科会，1992.
- 2) 小松幸平：“建築に役立つ木材・木質材料学”，今村祐嗣他編著，東洋書店，東京，1997.
- 3) 日本建築学会：“木質構造設計規準・同解説”，丸善，東京，1995
- 4) 林知行：建築知識 No.537，p.197，2001.
- 5) 佐道健：“新編 木材工学”，中戸莞二編著，養賢堂，東京，1985，p.282
- 6) Wilkinson, T.L.：“Dowel bearing strength.” Res. Pap. FPL-RP-505. USDA Forest Serv., Forest Prod. Lab., Madison, 1991, p.9.
- 7) Winistorfer, S. G.：*Forest Prod. J.* 45(7/8). pp.64-68 (1995).
- 8) 平井卓郎：木材学会誌 41(5)，459-466 (1995).
- 9) 平井卓郎：木材学会誌 30(12)，959-964 (1984).
- 10) 平井卓郎，堀江和美：木材学会誌 30(12)，965-972 (1984).
- 11) 平井卓郎，沢田稔：木材学会誌 28(3)，137-142 (1982).
- 12) 川元紀雄，小松幸平，金谷紀行：木材学会誌 38(1)，37-45 (1992).
- 13) 平井卓郎，沢田稔：木材学会誌 28(1)，39-44 (1982).
- 14) T.L. Wilkinson, R.E. Rowlands: *Experimental Mechanics*, 21(4), pp.408-414 (1981).
- 15) 稲山正弘：“木材のめり込み理論とその応用－靱性に期待した木質ラーメン接合部の耐震設計法に関する研究－”，東京大学工学部学位論文，1991.
- 16) 山田正，福山万次郎：：“木材工学”，梶田茂編，養賢堂，東京，，1961，pp.171-176.
- 17) Borg Madsen: “Structural behavior of timber”, Timber Engineering LTD., Canada, 1992, pp.226-227.
- 18) 例えば，Y. H. Chui and C. Ni: *Wood and Fiber Science*, 29(2), pp.148-160.

- 19) 小川真貴, 祖父江信夫: 第47回日本木材学会大会研究発表要旨集, 高知, 1997, pp. 131.
- 20) 古川郁夫: 木材学会誌, 24(9), 598-604 (1978).
- 21) 安藤幸世: “アコースティック・エミッション法による木材の微視的破壊の進展に関する研究”, 1991年度東京大学博士論文, 1991.
- 22) Nobuo SOBUE, Akimitsu ASANO: *Mokuzai Gakkaishi*, 33(1), 7-11 (1987).
- 23) 久田卓興: 木材学会誌, 25(11), 697-706 (1979).
- 24) 久田卓興: 木材学会誌, 26(8), 519-526 (1980).
- 25) 例えば, L. R. J. Whale, I. Smith, B. O. Hilson: Proceedings of Joint Meeting of IUFRO Wood Engineering Group and CIB-Working Commission W18, 1986, 19-7-1.
- 26) ASTM: “Annual Book of ASTM Standards”, 04.10, p. 608 (1997).
- 27) 例えば, ISO TC 165 Timber Structures Working Group 7: “Timber structures – Joints made with mechanical fasteners – Quasi-static reversed-cyclic test method”, Draft Standard (February 10, 1998), 1998, p. 6.
- 28) 軽部正彦: 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), 構造Ⅲ (C-1), 2001, pp. 215-216.
- 29) 平井卓郎: 北海道大学農学部演習林研究報告, 46(4), 969-988 (1989).
- 30) 平井卓郎: 木材学会誌, 28(11), 685-694 (1982).
- 31) 小松幸平: 木材学会誌, 35(3), 201-211 (1989).
- 32) 平井卓郎: 木材学会誌, 28(9), 543-547, (1982).
- 33) Forest Products Laboratory: “Wood Hand Book”, Forest Products Society, USA, 1999, pp. 4-2-4 – 4-2-13.
- 34) 林業試験場監修: “木材工業ハンドブック”, 丸善, 東京, 1982, p. 131.
- 35) 友松昭雄, 浅野猪久夫: 木材学会誌 30(9), 713-719 (1984).
- 36) 奥山剛, 浅野猪久夫: 木材学会誌 16(1), 15-19 (1970).

- 37) 奥山剛：木材学会誌 18(6)，291-298 (1972).
- 38) 高橋徹：“新編 木材工学”，中戸莞二編，養賢堂，東京，1985，pp. 221-222.
- 39) 山田正，福山万次郎：“木材工学”，梶田茂編，養賢堂，東京，1961，p. 230.
- 40) 神谷文夫，杉本健一，三井信宏：木材学会誌 43(6)，482-486 (1997)
- 41) Soltis, L. A., Mtenga, P. V. A.: *Forest Prod. J.* 35(11/12), 14-18 (1985).
- 42) Girhammar, U. A., Andersson, H.: *J. Struct. Eng.*, 114(11), pp. 2439-2456 (1988).
- 43) ウィリアム・J・オーヴィス：“科学技術計算のためのロータス [1-2-3] 活用編，啓学出版，東京，1990，pp. 66-67.
- 44) Sugiyama, H., Foschi R. O., Rovner, B.: *Mokuzai Gakkaishi*, 30(11), 894-906 (1984).
- 45) SPSS for Windows Ver. 10.1J: エス・ピー・エス・エス株式会社 (SPSS Japan Inc.)
- 46) Lawrence E. Nielsen (小野木重治訳)：“高分子の力学的性質”，科学同人，京都，1965，p. 101.
- 47) 川俣 茂：NLRAna Ver. 4.4c，独立行政法人水産総合研究センター 水産工学研究所 水産土木工学部.

## 謝 辞

本論文を完成するまでに、多くの方々からご指導、ご協力を頂きました。

特に、指導教官の生物材料物理学研究室 有馬孝禮教授には、論旨の展開、論文のまとめ方から解析方法に至るまであらゆる事に対して、懇切丁寧にご指導いただきました。特に、遅筆のために多大なご迷惑とご心労をおかけしてしまいました。この場を借りてお詫び申し上げるとともに、深甚なる謝意を表します。

同研究室・信田聡助教授には、居室が同じであったということもあり、ゼミ以外の時間にも多くのことをご指導いただきました。また、同研究室・斉藤幸恵助手には、研究におけるアドバイスの他、事務手続の面において数々のご配慮をいただきました。感謝申し上げます。

生物材料物理学研究室の学生諸氏には、社会人大学院生という異質な存在であった私を温かく迎え入れていただき、また、多くのご協力をいただきました。改めて感謝致します。

木質材料学研究室の太田正光教授、安藤直人助教授、青木謙治助手をはじめ、研究室の皆様には、研究室を越えて、ご助力いただきました。ここに謝意を表します。

また、農学国際専攻・国際植物材料科学研究室の佐藤雅俊助教授には、論文作成にあたり、多くの貴重なご意見をいただきました。感謝いたします。

なお、社会人大学院制度の利用を快く承諾し、便宜を図って下さった、独立行政法人森林総合研究所理事長 廣居忠量氏に感謝申し上げます。また、同研究所材料接合研究室 林知行室長には、業務と大学との二重の生活を続けるにあたり、多大な負担をかけました。また、同研究室・軽部正彦氏による応力－変形量曲線解析プログラムなしには、本研究の解析は実行できませんでした。さらに、同研究室非常勤職員 小林恭子氏には、本論文中的図面を迅速かつ的確に作成していただきました。研究室の各位に改めてお礼申し上げます。

本研究の基礎となっている種々の実験の実行にあたっては、参考論文共著者以外にも多くの研修生のご協力を頂きました。各位のご協力に心から感謝申し上げます。

京都大学木質科学研究所構造機能分野 小松幸平教授には、筆者が森林総合研究所に入所後、面圧試験の研究を始めるきっかけを作っていただき、その推進においても多くのご助言とご助力をいただきました。氏の指導がなければ、本研究をまとめることはできませんでした。ここに記し、改めて感謝申し上げます。

願わくは、社会人大学院制度を最大限に利用し、森林総合研究所から多くの卒業生が輩出されることを願ってやみません。

最後に、本研究をまとめ上げる苦しさのなか、常に心の支えであった妻 恵理に心から感謝します。

2001年12月

原田 真樹