

合板の剪断性能に関する基礎的研究

高 見 勇⁽¹⁾

目 次

I 緒 言	42
II 合板の剪断性能に関する既往の研究概要	43
III 本研究の目的	44
第1編 合板の面内応力一歪に関する考察	45
第1章 合板の力学的理論解析	45
1-1. 合板の直交異方性理論	45
1-2. 合板の平面変形と内応力の関係	48
1-3. 合板の曲げおよび振りモーメントと曲率および振り率の関係	49
第2章 合板の弾性定数ならびに最大応力の実験測定値	51
2-1. 試験合板の種類と断面定数	51
2-2. 試験合板の弾性定数および最大応力値	52
第3章 合板および構成単板の弾性定数間ならびに最大応力値間の相互関係	59
3-1. 合板の単純軸応力状態	59
3-2. 合板の曲げ応力状態	65
3-3. 合板の剪断応力状態	73
3-4. 合板のポアソン比	81
3-5. 等方性的合板の単板構成条件	86
第2編 合板の剪断剛性および剪断強度に関する考察	87
第1章 圧縮型パネル剪断	87
1-1. 小型試験合板	87
1-2. 大型試験合板	97
第2章 引張型パネル剪断	101
2-1. 小型試験合板	101
2-2. 大型試験合板	102
第3章 プレート(振り)剪断	104
3-1. 小型試験合板	104
3-2. 大型試験合板	110
IV 摘 要	113
V 結 言	118
VI 本研究の効果および応用	119
VII 引用ならびに参考文献	122
Résumé	126
Plate	1~12

1969年7月3日受理

(1) 前農林省林業試験場木材部・現岐阜大学農学部・農学博士

I 緒 言

われわれの周囲には多くの木材やその複合材が、多量に使われている。そのどの部材をとってみても、それなりの強さの分担をうまくうけている。

一般に、この強さを評価する手段として、圧縮、引張あるいは曲げというものでみている。およそ剪断に関しては、これを専門に取り扱っているものしか評価の対象になっていないようである。木材の使いかたをよくみると、剪断耐力材に対して、圧縮とか曲げによって代替補強的置換えのできる仕組みにして使っているものと思われる。木材が剪断に対して弱いことから当然であろう。従来の木造建築にはしばしばその例がみられる。しかし、もしも剪断に対しても強く、あるいは強くできるものであれば、今度は逆に圧縮とか曲げの耐力を、剪断耐力に置き換える仕組みにする方法も、当然材料学的技術のうえから可能であると考えられる。

そこで、木材をこのような目的に使うとすれば、合板とか集成材、あるいはそれらの複合材が考えられる。しかし、平板に限定すれば合板が唯一のものであろう。

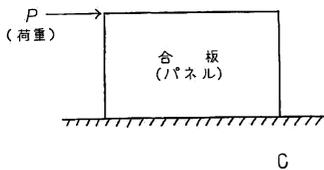
もちろん、それには、直交異方性体としての力学的性質を十分に理解した上でないと取り扱えないし、合板の有利性を従来のような表面材のみの感覚から、脱却しないといけないことは明白であろう。

合板を平板材料として利用するには、まずパネルの材料に使用することが、もっともすぐれた使い方であると思われる。したがって、これにはパネル剪断の力学的性質が、どんな内容で合板にあるのか、あるいは合板と単板構成の間に、どんな関係で結びついているのか、また合板の耐力はどれだけあるものなのか等について詳しく知っていなければならない。

合板をプレート材料として使う場合にも当然同じことがいえる。

この剪断についての力学的性質のなから、何かすぐれた方法を見い出して、圧縮や引張あるいは曲げの働きを、パネル剪断やプレート剪断によって、置き換えるところの剪断耐力部材にする方法や手段がないものだろうかと思うのである。

たとえば、本研究で取り扱った Photo. 2-25 に示したような厚さ 18mm のラワン合板で、 $70 \times 70 \text{cm}^2$ の大きさのものをパネル剪断破壊するには、30トン以上の荷重をかけなければならないのである。つまり、耐力壁として、次図のような面にかかる荷重 P は 20 トン以上かかると破壊できないことになる。



この 2cm 足らずの合板で 20 トン以上の耐力を出すことは、少なくとも想像はできても、それが実感となると、その大きいことに驚く。

このような耐力を利用して構造を形成すれば、前述の目的は達成されるのではないと思われる。もちろん、他にもいろいろと複雑な技術的問題もあるものと思われるが、ここにきわめて重要な潜在的可能性をひめているようである。それに加えて、軽いこと、加工性が容易であること等を考えあわせると、他に類例のない軽構造材料として注目されるものと思われる。

したがって、まず合板の剪断に関する弾性および強度的性質を明らかにしなければならない。これが、今後、合板の構造部材として使われる最大の道につながることになり、そうすることが、すなわち国民生活をより豊かにする道にもつながっているものであると深く確信する。

本研究を実施するに際して、文部省総合科学研究(農学部門);木質平面材料の力学的性質に関する研究(代表者 北大農 沢田 稔教授)の研究費の一部を使用した。関係各位に対して厚く感謝いたします。

また本研究の遂行に当たり、ご指導とご便宜をいただいた坂口勝美前林業試験場長、上村 武木材部長および加納 孟材料科長に深く謝意を表するとともに、研究の実施にあたってご懇切なご指導とご援助をいただいた北大農学部沢田 稔教授、外装用合板に関する研究班の方々、山井良三郎強度研究室長および強度研究室員の方々に心から感謝します。

II 合板の剪断性能に関する既往の研究概要

個々の剪断性能に関する既往の研究については、本文中の各項において触れるが、ここでは全般的な研究について概略的におこなう。

一般的に直交異方性としての力学的理論体系は、かなり古くから研究され、おそらく19世紀には完成していたものと推察される³⁰⁾。そして、この理論が木材に応用³¹⁾されたのも、かなり古くからあったようであるが、現在もなおその基礎となっているものは、いわゆる斜方晶形結晶構造に類似しているとして導いた、VOIGT-HÖRIG Theory^{26) 85)}である。

この理論はさらに、1930~1940年^{1) 39) 92)}にかけて、かなり広く応用展開された。なかでも、PRICE⁵⁸⁾やJENKIN²⁸⁾が唱えた、JENKIN 式と称されるものは、木材および合板等の剪断弾性の取り扱いに、きわめて有力な手段を与えた。

また、SCHLÜTER⁷¹⁾やHÖRIGはより簡単にDirect-shearから G をもとめようとしたが、成功しなかった。

1940年代にはいって、合板に対する上記2理論の展開はかなり広範囲に研究された。

MARCH⁴⁰⁾は合板内のStress-strain関係を解析し、単純応力状態での単板と合板の関係式を導いた。HEARMON²²⁾も同じような考察と過程を経て、やや合板の全般的力学的取扱いの総まとめをおこなった。

この両者の研究によって合板の力学が、ほぼ完成されたようであるが、ただ剪断に関する解析については詳しくふれておらず、もちろん構成単板との関係も深く追究されていない。

こうした異方性弾性理論とは別に、剪断強度に対する研究も当然起こった。

1910年に米国内産試験場でBlock-shearを取り上げた。その後COKER⁸⁾やCOLEMANも手掛けたが、Pure shearを得られないことがわかり、深く追究されずにいた。最近ではRADCLIFFとSUDDARTH⁵⁹⁾がBlock shearにNotchを入れて改良したり、Beamの最大剪断応力の発生箇所にNotchを入れたりして、またMEADOWS⁴³⁾は同じくBeamによる剪断強度をもとめる方法をとったりして、直接 τ_{max} を測定した。

このような剪断に関する弾性および強度的取扱いの中で、非常に有力な研究を導入したNORRIS、WERRENおよびMCKINNONのパネル剪断の研究^{51) 52) 53)}がある。かれらは主として合板の最大剪断応力度をもとめる実験方法について検討した。ASTM型改良型(Photo. 2-3)がすぐれたものであると指てきしている。しかしながら、剪断内容が単板構成といかなる関係にあるか、についての弾性および強度の理論解析をおこなっていない。NORENとSAARMAN⁵⁰⁾の研究についても同じことをいえる。わが国では、このような剪断に関する合板の研究はどうかというと、

直交異方性理論の内容を取り入れたものに林の研究²⁰⁾がある。合板に対する一般的力学的取扱いであるが、剪断について若干ふれている。がしかし、単板構成との関係には全く取り扱っていない。近時、沢田の提唱⁶⁵⁾によりおこなった著者の研究⁷⁶⁾⁷⁹⁾、さらにはLW法にもとづいて、ラワン合板の τ_{max} および G の測定をおこなった大熊の研究⁵⁵⁾⁵⁶⁾⁵⁷⁾、また ASTM 型によって応力解析の内容でおこなった佐々木の研究⁶²⁾があげられる。これらは、いずれも小型試片によるパネル剪断である。そして、素材の弾性および強度と結びつく単板の強さ、あるいは単板構成と合板間の力学的取扱いはふれていない。もちろん大型試片で取り扱われていない。

さらに、複合応力をともなうプレート剪断（振り剪断）については、ほとんどない状態である。MARCH⁸⁹⁾、KUENZI および KOMMERS は合板の辺長／厚みによって G が変化する実験をおこない、40～25倍がよいとした。また棚橋⁸⁰⁾は、パネル剪断とプレート剪断は、同じ内容の関係をもつものであることを指摘した。

また著者の研究⁷⁶⁾では、坪井の研究結果⁸³⁾に類似して、合板のプレート剪断の力学的解析をおこない、JENKIN 式から理論値をもとめ、実験値とかなりよく一致することを認めた。

III 本研究の目的

1. 合板を含めて、構造用平板材料に適するためには、まず基本的な力学的性質が明らかにされたものでなければならない。

2. 平板材料として合板が使われる方法には、

- 1) パネル材料（壁体耐力材やウエブ材等のように、立てた状態で使うもの。）
- 2) プレート材料（床や足場板等のように、ねせた状態で使うもの。）

の2つに大別してみることが出来る。もちろん、殻（Shell）構造材のような高度な使いかたもできるが、これは応用問題として取り扱うこととして、この2つの組合せとして対象にできる。

3. 最近の材料の一般的取扱い方に、塑性設計とか Limit design とか、非常に材料の有効的合理的な使い方が要求されるようになってきた。

以上のことから判断して、合板にもっとも必要と思われる、剪断に関する基礎的な力学的性質の研究が不足していることを指てきできる。前項で述べたように、過去においても合板の剪断に関する2、3の問題を取り扱っているが、つぎに示す内容にはふれていない。

1. 合板と構成単板との力学的な関係。
2. 合板内において、剪断と他の力学的性質間の関連性。
3. 大型試片に対する剪断の実験的考察。

もっとも重要と思われる、これらの問題の究明なくして、構造的平板材料として合板を有効に使うことは、不可能ともいえる。

したがって、今回はこの3点について理論的に、また実験的な裏づけをも考慮して取り扱うものである。

第1編 合板の面内応力一歪に関する考察

第1章 合板の力学的理論解析

1-1. 合板の直交異方性理論

木材は3軸直交(L-繊維方向, T-接線方向, R-半径方向)の力学的異方性体である⁶⁸⁾⁷⁰⁾⁷²⁾。したがって力学的に取り扱う場合, その応力一歪内容はつぎの36個のS-定数をもつ一般式をもって解決しなければならない⁵⁾²⁸⁾²⁴⁾³⁸⁾⁵⁴⁾。

$$\begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ S_{41} & S_{42} & S_{43} & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ S_{51} & S_{52} & S_{53} & S_{54} & S_{55} & S_{56} \\ S_{61} & S_{62} & S_{63} & S_{64} & S_{65} & S_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix}$$

ϵ, γ : 歪み (Strain), σ, τ : 応力 (Stress)

しかしながら, つねにこのS-定数全部をもちいるのは, 問題を複雑にしてあまり効果がない。ほとんどの場合, Rohmbic-elastic effect を提唱した VOIGT-HÖRIG 理論²⁶⁾²⁷⁾⁸⁵⁾によって, 十分解決できる。

合板はこの理論を適用した単板(木材)の重畳した, linear 系²⁶⁾²⁹⁾のものであるから, 一般に直交異方性体になる。そして, ほとんどの場合, 平面問題にしばって取り扱うことができる。

いま単板(木材)内に Fig. 1-1 のような x, y 座標軸をとり, これに木材の弾性軸 L および T を一致させる。すると歪状態式⁵⁾²²⁾⁴⁰⁾は

$$\begin{aligned} \epsilon_{x=L} &= S_{11} \sigma_{x=L} + S_{12} \sigma_{y=T} \\ \epsilon_{y=T} &= S_{21} \sigma_{x=L} + S_{22} \sigma_{y=T} \dots\dots\dots(1.1.1) \\ \gamma_{xy=LT} &= S_{66} \tau_{xy=LT} \end{aligned}$$

となり, また応力状態式⁵⁾²²⁾⁴⁰⁾は

$$\begin{aligned} \sigma_{x=L} &= C_{11} \epsilon_{x=L} + C_{12} \epsilon_{y=T} \\ \sigma_{y=T} &= C_{21} \epsilon_{x=L} + C_{22} \epsilon_{y=T} \dots\dots\dots(1.1.2) \\ \tau_{xy=LT} &= C_{66} \gamma_{xy=LT} \end{aligned}$$

となる。

そして, この両式中の各弾性定数間の相互関係はつぎのようになる²²⁾⁴⁰⁾。

$$\begin{aligned} S_{11} &= \frac{1}{\lambda C_{11}} = \frac{1}{E_L}, & S_{22} &= \frac{1}{\lambda C_{22}} = \frac{1}{E_T} \\ S_{12} = S_{21} &= -\frac{\nu_{LT}}{E_L} = -\frac{\nu_{TL}}{E_T} \\ C_{12} = C_{21} &= \frac{\nu_{TL} E_L}{\lambda} = \frac{\nu_{LT} E_T}{\lambda} \dots\dots\dots(1.1.3) \end{aligned}$$

$$S_{66} = \frac{1}{C_{66}} = \frac{1}{G_{LT}}, \quad \lambda = 1 - \nu_{LT} \nu_{TL}$$

ν : ポアソン比, E : ヤング係数, G : 剪断剛性係数

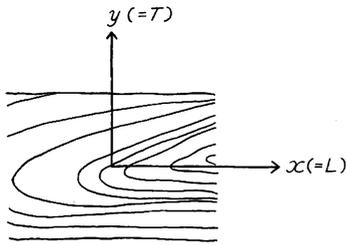


Fig. 1-1 単板内 (木材) の座標
Choice of axes for veneer (wood).

ここで単板および合板面の方向表示をつぎのような記号によって定義する。

単板 (木材) には L 方向, T 方向そして 45° 方向には $LT-45^\circ$ 方向の記号を使い,

合板には表単板の繊維方向を基準にして, $0^\circ, 90^\circ$ および 45° 方向の記号を使う。

また, Fig. 1-6 に示す平行合板には, Q の記号を付して直交合板と区別する。

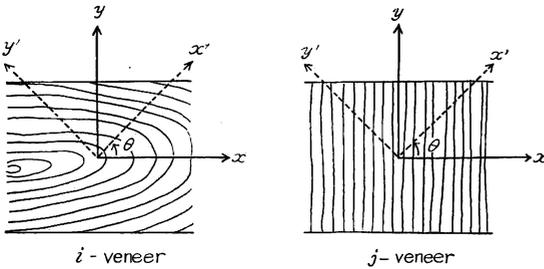


Fig. 1-2 i および j 単板内で, $xy-x'y'$ 座標系のとりかた
Choice of coordinate-axes in the i and j veneer, respectively.

“ ij 法解析”

合板内で, 任意に隣り合った 2 層の 1 組の単板をとり, これらを i および j 単板とする。そして 0° 方向のものを i , したがって 90° 方向のものが j となって, このように定める。この ij 単板を基準にして, すべての力学的取扱いをおこなう。今後, 本研究ではこの方法を要素として, 合板の力学的応力-歪内容を解析する。この方法を

“ ij 法”と呼ぶことにする。

合板が任意の応力-歪状態におかれると, 当然 ij 単板内にもそれに関連した応力-歪内容のものが生ずる。したがって (1.1.1) 式は Fig. 1-2 にしたがってつぎのようになる。

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \epsilon_{ix} = S_{i11} \sigma_{ix} + S_{i12} \sigma_{iy} = \epsilon_{jx} = S_{j11} \sigma_{jx} + S_{j12} \sigma_{jy} \\ \epsilon_y &= \epsilon_{iy} = S_{i21} \sigma_{ix} + S_{i22} \sigma_{iy} = \epsilon_{jy} = S_{j21} \sigma_{jx} + S_{j22} \sigma_{jy} \dots\dots\dots(1.1.4) \\ \gamma_{xy} &= \gamma_{ixy} = S_{i66} \tau_{ixy} = \gamma_{jxy} = S_{j66} \tau_{jxy} \end{aligned}$$

同様に, (1.1.2) 式からは, つぎの式が得られる。

$$\begin{aligned} \sigma_{ix} &= C_{i11} \epsilon_{ix} + C_{i12} \epsilon_{iy}, \quad \sigma_{jx} = C_{j11} \epsilon_{jx} + C_{j12} \epsilon_{jy} \\ \sigma_{iy} &= C_{i21} \epsilon_{ix} + C_{i22} \epsilon_{iy}, \quad \sigma_{jy} = C_{j21} \epsilon_{jx} + C_{j22} \epsilon_{jy} \dots\dots\dots(1.1.5) \\ \tau_{ixy} &= C_{i66} \gamma_{ixy}, \quad \tau_{jxy} = C_{j66} \gamma_{jxy} \end{aligned}$$

そして, i および j 単板の各弾性定数から

$$\begin{aligned} S_{i11} &= S_{j22}, \quad S_{i22} = S_{j11}, \quad S_{i12} = S_{i21} = S_{j12} = S_{j21}, \quad S_{i66} = S_{j66} \\ C_{i11} &= C_{j22}, \quad C_{i22} = C_{j11}, \quad C_{i12} = C_{i21} = C_{j12} = C_{j21}, \quad C_{i66} = C_{j66} \\ \lambda_i &= \lambda_j \end{aligned} \dots\dots\dots(1.1.6)$$

のような相互関係にあることが (1.1.3) 式からわかる。

さらに, Fig. 1-2 に示すように, xy 軸から θ° 傾いた $x'y'$ 軸に対しては, (1.1.4) 式および (1.1.5) 式をつぎのような成分をもつ式に変換される²⁰⁾²²⁾²⁹⁾³³⁾⁴⁰⁾。

$$\begin{aligned} \epsilon_{ix'} &= S'_{i11} \sigma_{ix'} + S'_{i12} \sigma_{iy'} + S'_{i16} \tau_{ix'y'} \\ \epsilon_{iy'} &= S'_{i21} \sigma_{ix'} + S'_{i22} \sigma_{iy'} + S'_{i26} \tau_{ix'y'} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \gamma_{ix'y'} &= S'_{i61} \sigma_{ix'} + S'_{i62} \sigma_{iy'} + S'_{i66} \tau_{ix'y'} \\
 \sigma_{ix'} &= C'_{i11} \varepsilon_{ix'} + C'_{i12} \varepsilon_{iy'} + C'_{i16} \gamma_{ix'y'} \dots\dots\dots(1.1.7) \\
 \sigma_{iy'} &= C'_{i21} \varepsilon_{ix'} + C'_{i22} \varepsilon_{iy'} + C'_{i26} \gamma_{ix'y'} \\
 \tau_{ix'y'} &= C'_{i61} \varepsilon_{ix'} + C'_{i62} \varepsilon_{iy'} + C'_{i66} \gamma_{ix'y'} \\
 \varepsilon_{ix'} &= \varepsilon_{jx'}, \quad \varepsilon_{iy'} = \varepsilon_{jy'}, \quad \gamma_{ix'y'} = \gamma_{jx'y'}
 \end{aligned}$$

(*j* 単板については上式の *i* を *j* に置き換えたものに等しい。)

そして、(1.1.3) 式に示した、各弾性定数間の相互関係はつぎのような θ の函数になる。

$$\begin{aligned}
 S'_{i11} &= S_{i11} \cos^4 \theta + (2 S_{i12} + S_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + S_{i22} \sin^4 \theta \\
 S'_{i12} = S'_{i21} &= (S_{i11} + S_{i22} - S_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + (\cos^4 \theta + \sin^4 \theta) S_{i12} \\
 S'_{i22} &= S_{i11} \sin^4 \theta + (2 S_{i12} + S_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + S_{i22} \cos^4 \theta \\
 S'_{i16} = S'_{i61} &= 2 (S_{i11} \cos^2 \theta - S_{i22} \sin^2 \theta) \sin \theta \cos \theta - (2 S_{i12} + S_{i66}) \\
 &\quad \cos \theta \sin \theta (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \\
 S'_{i26} = S'_{i62} &= 2 (S_{i11} \sin^2 \theta - S_{i22} \cos^2 \theta) \sin \theta \cos \theta + (2 S_{i12} + S_{i66}) \\
 &\quad \cos \theta \sin \theta (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \\
 S'_{i66} &= 4 (S_{i11} + S_{i22} - 2 S_{i12}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + S_{i66} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)^2 \\
 &\quad \dots\dots\dots(1.1.8) \\
 C'_{i11} &= C_{i11} \cos^4 \theta + C_{i22} \sin^4 \theta + 2 (C_{i12} + 2 C_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta \\
 C'_{i12} = C'_{i21} &= (C_{i11} + C_{i22} - 4 C_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + C_{i12} (\cos^4 \theta + \sin^4 \theta) \\
 C'_{i22} &= C_{i11} \sin^4 \theta + C_{i22} \cos^4 \theta + 2 (C_{i12} + 2 C_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta \\
 C'_{i16} = C'_{i61} &= [(C_{i11} \cos^2 \theta - C_{i22} \sin^2 \theta) - (C_{i12} + 2 C_{i66}) \\
 &\quad (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)] \cos \theta \sin \theta \\
 C'_{i26} = C'_{i62} &= [(C_{i11} \sin^2 \theta - C_{i22} \cos^2 \theta) + (C_{i12} + 2 C_{i66}) \\
 &\quad (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)] \cos \theta \sin \theta \\
 C'_{i66} &= (C_{i11} + C_{i22} - 2 C_{i12}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + C_{i66} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)^2
 \end{aligned}$$

また、 $\theta = 45^\circ$ の場合には

$$\begin{aligned}
 S'_{i11} = S'_{i22} &= \frac{1}{4} (S_{i11} + S_{i22} + 2 S_{i12} + S_{i66}) \\
 S'_{i12} = S'_{i21} &= \frac{1}{4} (S_{i11} + S_{i22} + 2 S_{i12} - S_{i66}) \\
 S'_{i16} = S'_{i61} = S'_{i26} = S'_{i62} &= \frac{1}{2} (S_{i11} - S_{i22}) \\
 S'_{i66} &= (S_{i11} + S_{i22} - 2 S_{i12}) \\
 &\quad \dots\dots\dots(1.1.9) \\
 C'_{i11} = C'_{i22} &= \frac{1}{4} (C_{i11} + C_{i22} + 2 C_{i12} + 4 C_{i66}) \\
 C'_{i12} = C'_{i21} &= \frac{1}{4} (C_{i11} + C_{i22} + 2 C_{i12} - 4 C_{i66}) \\
 C'_{i16} = C'_{i61} = C'_{i26} = C'_{i62} &= \frac{1}{4} (C_{i11} - C_{i22}) \\
 C'_{i66} &= \frac{1}{4} (C_{i11} + C_{i22} - 2 C_{i12})
 \end{aligned}$$

となる。そして *j* 単板では上 2 式とも、*i* を *j* に置き換えたものに等しい。

また *j* 単板では、Fig. 1-2 からわかるように、

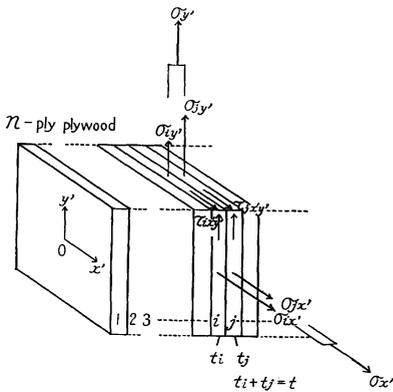


Fig. 1-3 合板内の $i j$ 単板内における
 応力成分の分布
 The respective component of stress
 distributed to i and j veneers in
 plywood.

$$S'_{j16} = \frac{1}{2}(S_{j11} - S_{j22}) = \frac{1}{2}(S_{i22} - S_{i11}) = -S'_{i16} \dots\dots\dots(1.1.10)$$

となり、結局 $\theta = -45^\circ$ を使えば、 i 単板の定数をもちいてもよいことになる。

1-2. 合板の平面変形と内応力の関係

Fig. 1-3 により、 $i j$ 法から応力の釣り合い条件によつてつぎの式がたつ。

$$\begin{aligned} \sigma_{ix'} t_i + \sigma_{jx'} t_j &= \sigma_{x'} t \\ \sigma_{iy'} t_i + \sigma_{jy'} t_j &= \sigma_{y'} t \\ \tau_{ix'y'} t_i + \tau_{jx'y'} t_j &= \tau_{x'y'} t \end{aligned} \dots\dots\dots(1.1.11)$$

$$\varepsilon_{ix'} = \varepsilon_{jx'}, \quad \varepsilon_{iy'} = \varepsilon_{jy'}, \quad \gamma_{ix'y'} = \gamma_{jx'y'}$$

したがって、この式を (1.1.7) 式に入れるとつぎの連

立方程式が導かれる。

$$\begin{aligned} \alpha'_{11} \sigma_{ix'} + \alpha'_{12} \sigma_{iy'} + \alpha'_{16} \tau_{ix'y'} &= \sigma_1 \\ \alpha'_{21} \sigma_{ix'} + \alpha'_{22} \sigma_{iy'} + \alpha'_{26} \tau_{ix'y'} &= \sigma_2 \dots\dots\dots(1.1.12) \\ \alpha'_{61} \sigma_{ix'} + \alpha'_{62} \sigma_{iy'} + \alpha'_{66} \tau_{ix'y'} &= \sigma_6 \end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned} \alpha'_{11} &= (S'_{i11} + \phi S'_{j11}), & \alpha'_{12} &= (S'_{i12} + \phi S'_{j12}), & \alpha'_{16} &= (S'_{i16} + \phi S'_{j16}) \\ \alpha'_{21} &= \alpha'_{12} & \alpha'_{22} &= (S'_{i22} + \phi S'_{j22}), & \alpha'_{26} &= (S'_{i26} + \phi S'_{j26}) \\ \alpha'_{61} &= \alpha'_{16} & \alpha'_{62} &= \alpha'_{26} & \alpha'_{66} &= (S'_{i66} + \phi S'_{j66}) \end{aligned} \dots\dots\dots(1.1.13)$$

$$\sigma_1 = (1 + \phi) (S'_{j11} \sigma_{x'} + S'_{j12} \sigma_{y'} + S'_{j16} \tau_{x'y'})$$

$$\sigma_2 = (1 + \phi) (S'_{j12} \sigma_{x'} + S'_{j22} \sigma_{y'} + S'_{j26} \tau_{x'y'})$$

$$\sigma_6 = (1 + \phi) (S'_{j61} \sigma_{x'} + S'_{j62} \sigma_{y'} + S'_{j66} \tau_{x'y'})$$

$$\phi = \frac{t_i}{t_j}$$

$$\Delta = \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix}$$

$$\therefore \begin{aligned} \sigma_{ix'} &= \frac{1}{\Delta} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix}, & \sigma_{iy'} &= \frac{1}{\Delta} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix}, & \tau_{ix'y'} &= \frac{1}{\Delta} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \end{aligned} \dots\dots\dots(1.1.14)$$

となる。したがって、この式を (1.1.7) 式に入れることによって i 単板の歪み、つまり合板の歪みもとめられる。

$$\varepsilon_{x'} = \varepsilon_{ix'} = \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i11} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i12} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i16} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\}$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{y'} = \varepsilon_{iy'} &= \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i21} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i22} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i26} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\} \\ \gamma_{x'y'} = \gamma_{ix'y'} &= \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i61} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i62} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i66} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\} \\ &\dots\dots\dots(1.1.15) \end{aligned}$$

つぎに、合板の最大応力について考察する。(1.1.11) 式によって、変形状態(歪)を考慮しなくてもよいことから、一般式としてつぎのように書くことができる。

$$\begin{aligned} \sigma_{x'max.} &= \sigma_{ix'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \sigma_{jx'max.} \cdot \frac{t_j}{t} \\ \sigma_{y'max.} &= \sigma_{iy'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \sigma_{jy'max.} \cdot \frac{t_j}{t} \quad \dots\dots\dots(1.1.16) \\ \tau_{x'y'max.} &= \tau_{ix'y'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \tau_{jx'y'max.} \cdot \frac{t_j}{t} \end{aligned}$$

1-3. 合板の曲げおよび振りモーメントと曲率および振り率の関係

Fig. 1-4 に示した xy および $x'y'$ の両座標間には、つぎのような各モーメントの成分関係がある⁸³⁾。

$$\begin{aligned} M_{x'} &= M_x \cos^2\theta + M_y \sin^2\theta + 2M_{xy} \cos\theta \sin\theta \\ M_{y'} &= M_x \sin^2\theta + M_y \cos^2\theta - 2M_{xy} \cos\theta \sin\theta \quad \dots\dots\dots(1.1.17) \\ M_{x'y'} &= (M_y - M_x) \cos\theta \sin\theta + M_{xy} (\cos^2\theta - \sin^2\theta) \end{aligned}$$

また、微小変形理論から、Fig. 1-5 によってつぎの諸式を導くことができる。ただし、Fig. 1-5 は x 方向のみのものについて示したが、他の y 、 x' および y' 方向についても、さらに剪断歪についても、まったく同じ原理によってもとめられるから⁵⁾²⁰⁾³³⁾⁸³⁾、

$$\varepsilon_x = -z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \quad \varepsilon_y = -z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, \quad \gamma_{xy} = -2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad \dots\dots\dots(1.1.18)$$

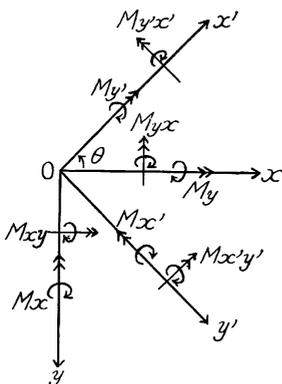


Fig. 1-4 xy および $x'y'$ 座標間の各モーメント成分
The respective component of moment distributed to coordinate x, y and x', y' .

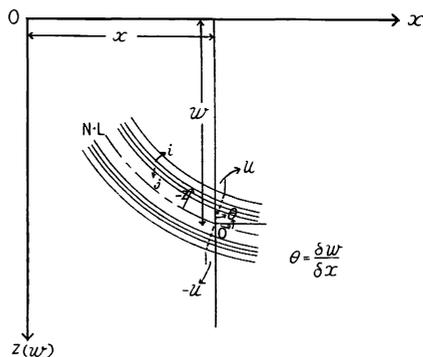


Fig. 1-5 曲げによる x 方向の変位および撓み状態図
The displacement and deflection of i and j veneer in plywood to x direction on bending.

となる。

さらに、 x, y 座標で θ° 傾いたところの x', y' 座標間の関係も (Fig. 1-4), (1.1.1.7) 式と同じくつぎのように書ける⁴⁵⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} &= \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cos^2 \theta + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \sin^2 \theta + 2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \cos \theta \sin \theta \\ \frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} &= \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \sin^2 \theta + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \cos^2 \theta - 2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \cos \theta \sin \theta \dots\dots\dots(1.1.19) \\ \frac{\partial^2 w}{\partial x' \partial y'} &= \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) \cos \theta \sin \theta + \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) \end{aligned}$$

合板に任意の曲げあるいは捩りのモーメントが働くと、当然 i, j 単板内にもそれに関連した、内力のモーメントを生ずる。そこで i, j 法解析によってつぎの式を導く。つまり、(1.1.7) 式の応力状態式の両辺に Z をかけて、積分し、(1.1.21) 式の条件を導入することによってもとめることである。まず i 単板について解くと、

$$\begin{aligned} M_{ix'} &= D'_{i11} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} \right)_i + D'_{i12} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} \right)_i + D'_{i16} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x' \partial y'} \right)_i \\ M_{iy'} &= D'_{i21} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} \right)_i + D'_{i22} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} \right)_i + D'_{i26} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x' \partial y'} \right)_i \dots\dots\dots(1.1.20) \\ M_{ix'y'} &= D'_{i61} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} \right)_i + D'_{i62} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} \right)_i + D'_{i66} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x' \partial y'} \right)_i \end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned} D_{i11} &= -C_{i11} \int_i z^2 dz = -C_{i11} I_i \\ D_{i22} &= -C_{i22} \int_i z^2 dz = -C_{i22} I_i \\ D_{i12} &= D_{i21} = -C_{i12} \int_i z^2 dz = -C_{i21} \int_i z^2 dz = -C_{i12} I_i = -C_{i21} I_i \\ D_{i66} &= -2 C_{i66} \int_i z^2 dz = -2 C_{i66} I_i \\ &\int_i z^2 dz = I_i ; \text{断面二次モーメント} \dots\dots\dots(1.1.21) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} D'_{i11} &= D_{i11} \cos^4 \theta + D_{i22} \sin^4 \theta + 2 (D_{i12} + D_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta \\ D'_{i12} &= D'_{i21} = D_{i12} + [D_{i11} + D_{i22} - 2 (D_{i12} + D_{i66})] \cos^2 \theta \sin^2 \theta \\ D'_{i22} &= D_{i11} \sin^4 \theta + D_{i22} \cos^4 \theta + 2 (D_{i12} + D_{i66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta \\ D'_{i16} &= 2 D'_{i61} = 2 [(D_{i11} \cos^2 \theta - D_{i22} \sin^2 \theta) - (D_{i12} + D_{i66})(\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)] \sin \theta \cos \theta \\ D'_{i26} &= 2 D'_{i62} = 2 [(D_{i11} \sin^2 \theta - D_{i22} \cos^2 \theta) + (D_{i12} + D_{i66})(\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)] \sin \theta \cos \theta \\ D'_{i66} &= D_{i66} + 2 [D_{i11} + D_{i22} - 2 (D_{i12} + D_{i66})] \cos^2 \theta \sin^2 \theta \end{aligned}$$

$\theta = 45^\circ$ では

$$\begin{aligned} D'_{i11} &= \frac{1}{4} (D_{i11} + D_{i22} + 2 D_{i12} + 2 D_{i66}) = D'_{i22} \\ D'_{i12} &= \frac{1}{4} (D_{i11} + D_{i22} + 2 D_{i12} - 2 D_{i66}) = D'_{i21} \\ D'_{i16} &= D'_{i26} = 2 D'_{i61} = 2 D'_{i62} = \frac{1}{2} (D_{i11} - D_{i22}) \\ D'_{i66} &= \frac{1}{2} (D_{i11} + D_{i22} - 2 D_{i12}) \dots\dots\dots(1.1.21)' \end{aligned}$$

となる。

また j 単板については上式中の i を j に置き換えることによって、同じ式でもとめうる。

そこで、モーメントの釣合い条件から

$$\begin{aligned} M_{ix'} + M_{jx'} &= M_{x'} \\ M_{iy'} + M_{jy'} &= M_{y'} \quad \dots\dots\dots(1.1.22) \\ M_{ix'y'} + M_{jx'y'} &= M_{x'y'} \end{aligned}$$

となり、また接着の条件から

$$\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2}\right)_i = \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2}\right)_j, \quad \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2}\right)_i = \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2}\right)_j, \quad \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'\partial y'}\right)_i = \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'\partial y'}\right)_j \quad \dots\dots\dots(1.1.23)$$

となる。したがって、(1.1.20) 式から (1.1.23) 式までの3式によって、つぎの連立方程式を導く。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta_j}{\Delta_i} \begin{vmatrix} M_{ix'} & D'_{i12} & D'_{i16} \\ M_{iy'} & D'_{i22} & D'_{i26} \\ M_{ix'y'} & D'_{i62} & D'_{i66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{ix'} & D'_{j12} & D'_{j16} \\ M_{iy'} & D'_{j22} & D'_{j26} \\ M_{ix'y'} & D'_{j62} & D'_{j66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} M_{x'} & D'_{j12} & D'_{j16} \\ M_{y'} & D'_{j22} & D'_{j26} \\ M_{x'y'} & D'_{j62} & D'_{j66} \end{vmatrix} \\ \frac{\Delta_j}{\Delta_i} \begin{vmatrix} D'_{i11} & M_{ix'} & D'_{i16} \\ D'_{i21} & M_{iy'} & D'_{i26} \\ D'_{i61} & M_{ix'y'} & D'_{i66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{j11} & M_{ix'} & D'_{j16} \\ D'_{j21} & M_{iy'} & D'_{j26} \\ D'_{j61} & M_{ix'y'} & D'_{j66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{j11} & M_{x'} & D'_{j16} \\ D'_{j21} & M_{y'} & D'_{j26} \\ D'_{j61} & M_{x'y'} & D'_{j66} \end{vmatrix} \\ \frac{\Delta_j}{\Delta_i} \begin{vmatrix} D'_{i11} & D'_{i12} & M_{ix'} \\ D'_{i21} & D'_{i22} & M_{iy'} \\ D'_{i61} & D'_{i62} & M_{ix'y'} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{j11} & D'_{j12} & M_{ix'} \\ D'_{j21} & D'_{j22} & M_{iy'} \\ D'_{j61} & D'_{j62} & M_{ix'y'} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{j11} & D'_{j12} & M_{x'} \\ D'_{j21} & D'_{j22} & M_{y'} \\ D'_{j61} & D'_{j62} & M_{x'y'} \end{vmatrix} \quad \dots\dots\dots(1.1.24) \end{aligned}$$

Δ_i, Δ_j は (1.1.13) 式による。

この連立方程式を $M_{ix'}, M_{iy'}$ および $M_{ix'y'}$ について解き、さらに (1.1.20) 式に、その値を代入すれば、曲率 ($\partial^2 w / \partial x'^2$) および捩り率 ($\partial^2 w / \partial x'\partial y'$) がもとめられ、結局歪みのもとめられる。

つぎに合板の曲げおよび捩りによる最大応力をもとめる。この場合も変形状態、すなわち撓みの状態を考慮しなくてもよいから、(1.1.22) 式によって、つぎのように書ける。

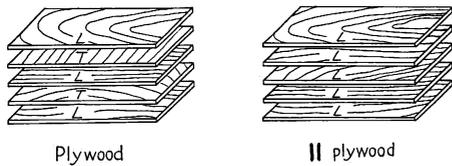
$$\begin{aligned} M_{x'max.} &= M_{ix'max.} + M_{jx'max.} \\ M_{y'max.} &= M_{iy'max.} + M_{jy'max.} \quad \dots\dots\dots(1.1.25) \\ M_{x'y'max.} &= M_{ix'y'max.} + M_{jx'y'max.} \end{aligned}$$

第2章 合板の弾性定数ならびに最大応力の実験測定値

2-1. 試験合板の種類と断面定数

本研究の対象に使った試験合板は、つぎの6樹種のものである。樹種別合板の記号を () 内の文字によって表現した。また、合板はすべて同樹種単板構成のものを使った。

1. ラワン (L) フィリピン産
2. アピトン (A) //
3. マカバ (K) 北海道産
4. ヤチダモ (T) //



Plywood

|| plywood

Fig. 1-6 直交合板および平行合板

Plywood ; glued alternately \parallel and \perp to grain direction of face veneer.
 || plywood ; glued \parallel only to grain direction of face veneer.

- 5. ブナ (B) 岩手県産
- 6. 米松 (D) 米国产 (コンクリートフォーム用)

これらのうち、LおよびAについては

素材→単板 (平行合板) →合板

の間の強さ等の変化を、あるいは接着による影響等を調べる目的で、つぎの区分にわけた試験材を、同一原木からとってその比較試験をおこなった。以後

この試験のことを、連続対象試験ということにする。

平行 (Q) 合板とは、Fig. 1-6 に示すように、すべての単板を繊維方向に、平行にはりあわせたもので、素材と同一材質にみようとするものである。

Table 1-1 に本研究にもちいた試験合板の、種類別による単板構成および各種断面定数値を平均値によって示す。

2-2. 試験合板の弾性定数および最大応力値

Table 1-1. 試験合板の種類, 単
Kind, construction and const. of dimension

Construction		Veneer thickness (observed)							t	t _I
		mm								
Kind of plywood		1 st ply	2 nd "	3 rd "	4 th "	5 th "	6 th "	7 th "		
		L	11	0.95	2.85	2.80	2.80	0.95		
//	12	2.45	2.40	2.40	2.40	2.40	-	-	12.1	7.3
//	15	2.45	3.85	2.40	3.75	2.40	-	-	14.9	7.3
//	18	2.45	2.80	2.40	2.80	2.35	2.80	2.40	18.0	9.6
A	10	1.0	2.8	2.8	2.8	1.0	-	-	10.4	4.8
//	12	2.4	2.4	2.5	2.4	2.4	-	-	12.1	7.3
L	28	1.0	2.4	2.4	2.4	1.1	-	-	9.3	4.5
//	31	0.9	3.9	2.4	4.0	0.9	-	-	12.1	4.2
//	34	1.1	2.9	2.2	2.7	2.2	2.9	1.1	15.1	6.6
//	35	0.8	3.0	2.5	2.9	2.5	3.0	0.8	15.5	6.6
//	37	1.1	3.8	2.4	3.9	2.7	3.2	1.0	18.1	7.2
//	38	0.9	4.0	2.6	3.4	2.7	3.9	0.9	18.4	7.1
//	40	1.3	3.9	3.3	4.0	3.3	4.0	1.4	21.2	9.3
L	A	1.8	2.2	2.0	2.2	1.8	-	-	10.0	5.6
//	B	1.8	3.2	3.2	3.2	1.8	-	-	13.2	6.8
//	C	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	-	-	15.0	9.0
L	XV	2.4	4.1	2.4	4.1	2.4	-	-	15.4	7.2
T	3	1.5	2.3	1.4	-	-	-	-	5.2	2.9
//	10	1.4	2.7	1.8	2.8	1.5	-	-	10.2	4.7
//	15	1.5	2.9	1.6	2.9	1.6	2.9	1.5	14.9	6.2
K	3	1.0	2.9	1.2	-	-	-	-	5.1	2.2
//	10	1.5	2.9	1.7	2.8	1.5	-	-	10.4	4.7
//	15	1.5	2.9	1.7	3.0	1.7	2.9	1.5	15.2	6.4
B	11	1.3	2.9	3.0	2.9	1.3	-	-	11.4	5.6
D	15	2.1	4.6	2.4	4.6	2.1	-	-	15.8	6.6
//	18	1.8	5.6	3.9	5.6	1.8	-	-	18.7	7.5

連続対象試験を含めて、各合板の小試片による強度試験は、すべて JIS による木材試験規格、あるいはそれに準じた方法によっておこなった。

強度試験として、

- 2-2-1 圧縮
- 2-2-2 引張
- 2-2-3 曲げ (中央集中荷重)
- 2-2-4 ポアソン比 (圧縮法と曲げ法)
- 2-2-5 パネル剪断 (圧縮型と引張型)
- 2-2-6 プレート剪断

の6種をおこなった。そして、この試験方法の内容については、著者の各研究報告に記載してあるから、ここでは省略し写真説明程度によって示す。

Table 1-2 に試験結果を示す。数値はすべて平均値である。

本研究でおこなった実験によりもとめた値に、対比した理論計算値も、この一部の値を使うことによっておこなった。

板構成および断面定数

of several plywood used to test

(Mean value)

t_J	$\frac{t_I}{t}$	$\frac{t_J}{t}$	$\frac{t_I t_J}{t^2}$	$\frac{t_I}{t_J}$	$\frac{I_I}{I}$	$\frac{I_J}{I}$	$\frac{I_I I_J}{I^2}$	$\frac{I_I}{I_J}$	$\frac{h_1}{h_2}$	Literature
5.7	0.46	0.54	0.248	0.85	0.48	0.52	0.250	0.92	1.24	17)
4.8	0.60	0.40	0.240	1.50	0.80	0.20	0.160	4.0	1.67	
7.6	0.49	0.51	0.250	0.96	0.70	0.30	0.210	2.3	1.48	
8.4	0.53	0.47	0.249	1.13	0.68	0.32	0.218	2.1	1.36	
5.6	0.46	0.54	0.249	0.85	0.49	0.51	0.250	0.96	1.24	
4.8	0.60	0.40	0.239	1.50	0.79	0.21	0.167	3.8	1.66	
4.8	0.48	0.52	0.250	0.92	-	-	-	-	-	12)
7.9	0.35	0.65	0.228	0.54	-	-	-	-	-	
8.5	0.43	0.57	0.245	0.75	-	-	-	-	-	
8.9	0.42	0.58	0.244	0.72	-	-	-	-	-	
10.9	0.40	0.60	0.240	0.67	-	-	-	-	-	
11.3	0.38	0.62	0.236	0.61	-	-	-	-	-	
11.9	0.44	0.56	0.246	0.79	-	-	-	-	-	
4.4	0.56	0.44	0.246	1.27	0.75	0.25	0.188	3.0	1.56	33)
6.4	0.52	0.48	0.250	1.08	0.63	0.37	0.233	1.7	1.38	
6.0	0.60	0.40	0.240	1.50	0.80	0.20	0.160	4.0	1.67	
8.2	0.47	0.53	0.249	0.87	0.68	0.32	0.218	2.1	1.45	
2.3	0.56	0.44	0.246	1.27	-	-	-	-	-	12)
5.5	0.46	0.54	0.249	0.85	0.64	0.36	0.229	1.8	1.40	
8.7	0.42	0.58	0.243	0.72	0.55	0.45	0.248	1.2	1.25	
2.9	0.42	0.58	0.244	0.72	-	-	-	-	-	12)
5.7	0.45	0.55	0.248	0.82	0.64	0.36	0.229	1.8	1.41	
8.8	0.42	0.58	0.244	0.72	0.55	0.45	0.248	1.2	1.25	
5.8	0.49	0.51	0.250	0.96	0.56	0.44	0.247	1.3	1.29	
9.2	0.42	0.58	0.242	0.72	0.61	0.39	0.232	1.6	1.36	
11.2	0.40	0.60	0.240	0.67	0.49	0.51	0.250	0.96	1.24	

Table 1-2. 試験合板 (素材および平行合板を含む) の強
The YOUNG's modulus (E), POISSON's ratio (ν), modulus of shear (G)

Species	Kind of test Observed values Grain direction Kind of test specimen or plywood	Compression						E_t
		$E_c \times 10^8 \text{ kg/cm}^2$			$\sigma_{c.max.} \text{ kg/cm}^2$			
		L	$L T-45^\circ$	T	L	$L T-45^\circ$	T	
		or 0°	or 45°	or 90°	or 0°	or 45°	or 90°	
L	Wood (air dried)	131	12.8	5.2	382	-	-	119
	// (oven dried)	137	13.3	6.2	446	-	-	128
	//-plywood	142	11.4	5.1	484	-	-	135
	11	70	18.6	79	254	168	287	-
	12	86	17.0	60	305	155	221	-
A	15	67	15.1	68	246	127	240	-
	18	75	16.3	65	270	145	240	-
	Wood (air dried)	162	15.7	7.7	563	205	-	152
	// (oven dried)	163	16.8	10.0	566	217	-	162
	//-plywood	186	16.6	7.4	718	242	-	169
L	10	90	24.2	98	369	217	406	71
	12	112	23.8	76	431	200	326	97
	28	86	-	108	-	-	-	-
L	31	45	-	100	-	-	-	-
	34	51	-	67	-	-	-	-
	35	42	-	77	-	-	-	-
	37	47	-	75	-	-	-	-
	38	49	-	94	-	-	-	-
	40	48	-	68	-	-	-	-
	L	A	-	-	-	-	-	-
B		-	-	-	-	-	-	63
C		-	-	-	-	-	-	62
L	XV	-	18.9	-	301	128	296	-
T	3	44	-	42	-	-	-	-
	10	38	17.9	54	252	185	294	36
	15	38	22.6	52	240	198	297	-
K	3	70	-	94	-	-	-	-
	10	80	27.4	93	383	287	443	74
	15	74	34.9	103	363	295	458	-
B	11	63	25.9	55	279	242	288	48
D	15	67	21.5	83	253	118	324	-
	18	51	15.2	63	235	116	285	-

以下各試験方法について写真説明する。

2-2-1. 圧縮試験⁷⁷⁾⁷⁹⁾

Photo. 1-1 および 1-2 に歪計を用いた圧縮試験装置とその部品を示す。また、合板の圧縮破壊状態の例として Photo. 1-3 にカバ合板の 0° 方向圧縮の場合を、Photo. 1-4 にラワン合板の 45° 方向の場合を、そして、Photo. 1-5 にカバ合板の 45° 方向の場合を示した。

なお、圧縮試験はポアソン比の測定の場合も含めて、すべて ASTM 型圧縮装置をもちいておこなっ

度試験別における弾性定数および最大応力値

and max. strengths of wood, || plywood and plywood on the respective test of strength

(Mean value)

Tension					Bending					
$\times 10^3 \text{ kg/cm}^2$		$\sigma_{t \max.} \text{ kg/cm}^2$			$E_b \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$			$\sigma_{b \max.} \text{ kg/cm}^2$		
<i>L T</i> -45°	<i>T</i>	<i>L</i>	<i>L T</i> -45°	<i>T</i>	<i>L</i>	<i>L T</i> -45°	<i>T</i>	<i>L</i>	<i>L T</i> -45°	<i>T</i>
or	or	or	or	or	or	or	or	or	or	or
45°	90°	0°	45°	90°	0°	45°	90°	0°	45°	90°
9.4	3.8	1053	84	46	128	11.1	3.6	691	131	53
10.4	4.4	1116	89	47	133	11.9	4.1	894	141	54
7.8	3.1	809	48	25	129	12.6	4.6	896	117	50
-	-	-	-	-	59	21.1	62	515	285	577
-	-	-	-	-	83	17.1	29	630	214	328
-	-	-	-	-	73	15.4	36	516	183	416
-	-	-	-	-	80	17.8	42	634	209	454
14.2	6.8	1396	152	73	154	19.2	8.9	1107	212	99
15.0	7.5	1613	149	69	160	23.3	9.2	1121	240	99
12.0	3.9	1398	65	23	166	19.0	6.9	1411	171	69
16.9	86	736	155	909	79	26.6	91	733	329	787
17.7	65	879	148	653	124	23.3	38	989	285	462
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
12.2	44	-	-	-	71	15.4	28	-	-	-
10.0	50	-	-	-	64	14.7	98	-	-	-
10.3	55	-	-	-	76	12.7	100	-	-	-
-	-	-	-	-	86	17.2	47	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
15.0	53	274	122	393	37	16.4	40	364	232	454
-	-	-	-	-	47	18.8	33	354	240	231
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
23.6	75	766	221	756	102	30.4	62	925	364	565
-	-	-	-	-	83	31.2	81	698	347	762
19.3	46	531	207	561	63	24.1	46	572	377	493
-	-	-	-	-	64	16.1	45	456	152	357
-	-	-	-	-	57	18.0	46	366	144	413

た。

2-2-2. 引張試験⁷⁹⁾

Photo. 1-6 に引張試験を示す。歪測定は鏡式法によっておこなった。この写真は平行合板の90°方向荷重のものであるが、他の方向のものもすべてこの要領でおこなった。

この試験による破壊状態の例として、Photo. 1-7 にアピトンの平行合板の各方向別 (*L*, *T* および *L T*-45°) の試片を示す。

Table 1-2. (Continued)

Species	Kind of test Observed values Grain direction Kind of test specimen or plywood	POISSON'S ratio						G (LT) or (0°·90°)
		By compression test			By bending test			
		ν_c			ν_b			
		L·T or 0°·90°	LT-45° or 45°	T·L or 90°·0°	L·T or 0°·90°	LT-45° or 45°	T·L or 90°·0°	
L	Wood (air dried)	0.44	-	0.02	-	-	-	6.1
	// (oven dried)	0.47	-	0.02	-	-	-	6.2
	-plywood	0.49	-	0.02	-	-	-	6.1
	11	0.077	-	0.04	0.074	0.79	0.048	7.5
	12	0.164	-	0.047	0.192	0.59	0.027	6.4
A	15	0.135	-	0.027	-	-	-	-
	18	0.143	-	0.027	-	-	-	-
	Wood (air dried)	0.42	0.12	0.027	0.49	0.44	0.031	6.9
	// (oven dried)	0.47	0.12	0.029	0.44	0.39	0.034	7.1
	-plywood	0.55	÷ 0	0.020	-	-	-	7.2
L	10	0.061	0.73	0.049	0.072	0.69	0.046	8.0
	12	0.146	0.70	0.026	0.160	0.71	0.025	6.9
	28	0.052	-	0.029	-	-	-	-
	31	0.037	-	0.037	-	-	-	-
	34	0.055	-	0.033	-	-	-	-
L	35	0.032	-	0.052	-	-	-	-
	37	0.055	-	0.039	-	-	-	-
	38	0.045	-	0.052	-	-	-	-
	40	0.067	-	0.034	-	-	-	-
	L	A	-	-	-	-	-	-
B		-	-	-	-	-	-	4.3
C		-	-	-	-	-	-	4.3
L	XV	-	-	-	-	-	-	7.0
T	3	0.084	-	0.068	-	-	-	-
	10	0.115	0.56	0.081	-	-	-	5.3
	15	-	-	-	-	-	-	6.1
K	3	0.056	-	0.074	-	-	-	-
	10	0.082	0.62	0.058	-	-	-	10.4
	15	-	-	-	-	-	-	11.0
B	11	0.114	0.63	0.057	-	-	-	7.9
D	15	-	-	-	-	-	-	8.4
	18	-	-	-	-	-	-	7.5

2-2-3. 曲げ試験⁷⁹⁾

Photo. 1-8 に曲げ試験を示す。本研究で取り扱った曲げ試験は、すべて中央集中荷重でおこない、撓み測定を中央位置に設けた 30mm ストロークのダイヤルゲージによってもとめた。支持端はナイフエッジにうすい当金をはさみ、回転自由にした。

2-2-4. ポアソン比測定試験

I. 圧縮荷重による場合⁷⁷⁾

前述した圧縮試験とまったく同じもので、異なるのは歪測定方法が、縦方向と同時に横方向も測定しな

Plate shear					Panel shear						
$\times 10^3 \text{ kg/cm}^2$		$\tau_{max.} \text{ kg/cm}^2$			G	$\times 10^3 \text{ kg/cm}^2$		$\tau_{max.} \text{ kg/cm}^2$			
$(LT-45^\circ)$ or (45°)		(LT) or $(0^\circ \cdot 90^\circ)$	$(LT-45^\circ)$ or (45°)		(LT) or $(0^\circ \cdot 90^\circ)$	$(LT-45^\circ)$ or (45°)		(LT) or $(0^\circ \cdot 90^\circ)$	$(LT-45^\circ)$ or (45°)		
Nor.	Inv.		Nor.	Inv.		Nor.	Inv.		Nor.	Inv.	
4.3	4.5	-	-	-	5.5	6.1	10.9	98	-	21	
4.9	5.0	-	-	-	5.2	7.5	10.9	88	-	25	
-	-	-	-	-	5.5	6.9	8.5	79	-	20	
-	-	-	-	-	6.1	40	42	95	226	255	
-	-	-	-	-	5.4	40	41	89	208	227	
-	-	-	-	-	4.8	40	44	76	190	198	
-	-	-	-	-	5.6	41	45	88	187	185	
7.5	7.6	-	-	-	7.3	6.5	7.7	132	-	39	
7.7	8.2	-	-	-	7.6	6.7	8.0	132	-	39	
-	-	-	-	-	7.8	5.8	7.0	118	-	37	
-	-	-	-	-	7.1	55	55	127	359	352	
-	-	-	-	-	7.3	53	57	110	309	342	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
22.3	-	-	-	-	3.7	30.4	29.6	-	-	-	
23.6	-	-	-	-	3.5	35.2	35.9	-	-	-	
20.2	-	-	-	-	3.6	41.1	41.7	-	-	-	
32.5	34.2	285	211	217	-	-	-	-	-	-	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
16.1	15.1	-	-	-	5.2	22.0	21.1	87	193	188	
20.1	21.8	141	179	219	-	-	-	-	-	-	
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
36.0	37.0	-	-	-	10.4	52.1	50.0	170	341	378	
42.1	42.1	353	443	397	-	-	-	-	-	-	
24.6	23.6	-	-	-	7.3	28.2	30.8	130	265	268	
31.4	32.2	179	201	205	5.6	47.8	55.8	62	181	170	
27.0	26.0	150	152	164	-	-	-	-	-	-	

なければならないことである。本研究では、この測定法として鏡式法および電気式ストレインゲージ法の2とおりを試みた。

a) 鏡式法

Photo. 1-9 にその方法を示した。また Photo. 1-10 にはその装置部品を示す。いずれも横歪みの測定に使用しているもので、縦歪みのものは Photo. 1-1 の方法によってもとめた。したがって、荷重は比例限内で2度繰り返してかけた。

b) ストレインゲージ式

圧縮試験片の表裏両面に Photo. 1-11 のような十字型ペーパーゲージを圧着し、Photo. 1-12 に示すような 5 トン容量のオルゼン型材料試験機 (A)、DS 6-R 型動歪測定用歪計 (B) を使い、ASTM 型圧縮装置 (C) に試験片 (D) を設置した。

II. 曲げ荷重による場合

前述した曲げ試験と同じ要領で曲げ試験片の中央から 4 cm はなれた箇所に、ペーパーゲージをはり、Photo. 1-13 の方法によって歪みを測定した。

2-2-5. パネル剪断試験⁷⁶⁾⁷⁹⁾

2-2-6. プレート剪断試験⁷⁶⁾⁷⁹⁾

この 2 項については、第 2 編でまとめて詳細に取り扱うので、ここでは省略する。

以上の試験結果から素材および合板において、剪断弾性係数に関する性質について、つぎのような判断をおこなった。

1. G_{LT} および $G_{0^{\circ},90^{\circ}}$ と E_T の関係について

連続対象試験結果から単板 (平行合板) の E_T は素材の E_T より、かなり低い値になった。これは単板の裏割れの影響⁴⁴⁾ と考えられる。それに反して G_{LT} ではほとんど変わっていない。したがって、合板の構成単板の E_T は一般に JENKIN 式によって導かれるように、

$$E_T \doteq G_{LT} \dots\dots\dots(1.2.1)$$

によって評価できる。また、後述の (1.3.44) 式、さらには (1.3.49) 式から $G_{LT} = G_{0^{\circ},90^{\circ}}$ となるから、

$$E_T \doteq G_{0^{\circ},90^{\circ}} \dots\dots\dots(1.2.2)$$

にもなる。また G の測定が不可能なときには、沢田の方法⁶⁶⁾⁶⁷⁾⁷⁰⁾として

$$G_{LT} \doteq \frac{1}{2} E_{LT-45^{\circ}} \dots\dots\dots(1.2.3)$$

をとらなければならないことになる。

素材 (単板) と合板の間には $E_L + E_T = E_{0^{\circ}} + E_{90^{\circ}}$ の関係¹²⁾があるから、単板の E_L は (1.2.2) 式から、ほとんどつぎの式でもとめうる。

$$E_L = (E_{0^{\circ}} + E_{90^{\circ}}) - G_{0^{\circ},90^{\circ}} \dots\dots\dots(1.2.4)$$

本研究においては、連続対象試験以外の合板に対しては、すべてこの関係式によって構成単板の E_L および E_T をもとめた。

2. G_{LT} と $G_{LT-45^{\circ}}$ の関係について

(1.1.9) 式から、

$$\frac{G_{LT}}{G_{LT-45^{\circ}}} \doteq 1 + 2 \frac{G_{LT}}{E_L}$$

の関係式が導かれる¹²⁾。この関係を図示すると Fig. 1-7 のようになる。そこで、ほとんどの木材は、平行合板で $2G_{LT}/E_L$ の値が 0.1 前後のものとなることから⁶⁴⁾⁸⁷⁾、近似的には、

$$G_{LT} \doteq G_{LT-45^{\circ}} \dots\dots\dots(1.2.5)$$

とおくことができる。Table 1-2 をみてもこのような判断をしてよいことがわかる。

ただ $G_{LT-45^{\circ}}$ の値が少し高かったが、これは、水平方向が、

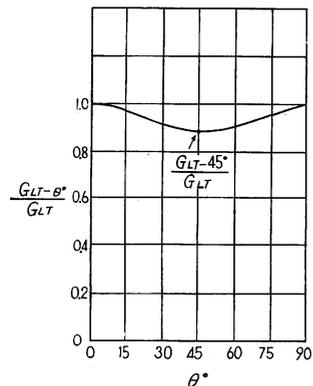


Fig. 1-7 木材の繊維方向に対して角度別の $G_{LT-\theta}/G_{LT}$ の値 The relationship between elastic const. of shear $G_{LT-\theta}/G_{LT}$ and grain direction θ° to edge of wood.

ちようど横引張のかたちになるためにでたものと思われる。

つぎに各試験合板の最大応力値についてみると、やはり単板 (平行合板) の σ_{Tmax} は、素材のそれに比較してかなり低い。つまり裏割れの影響によるものである。それに反して τ_{LT-max} の方は若干低いように感じられるが、一応誤差範囲内のものと思われる。

第3章 合板および構成単板の弾性定数間ならびに最大応力値間の相互関係

合板は力学的に、 0° 、 45° および 90° 方向で極値をもっている。したがってそれ以外の角度のものは、連続していることから容易に推定できる。Fig. 1-8 に1つの例をとったが、このような曲線を描く。本研究ではこのことから、この3方向についてのみ考察する。

つぎに合板の単板構成で、単板が同樹種の場合と異樹種の場合があるが、両者いずれの場合も同一に取り扱うことができる。つまり本研究では、つぎのような ij 法を展開し IJ 法として取り扱う。

1. 同樹種単板構成の場合²²⁾⁶⁶⁾⁶⁷⁾

ij 単板での定義をそのまま、つぎのような定義によって IJ 単板として計算する。 n プライ合板では

$$\sum_{i=1, 3, 5, \dots}^n t_i = t_I \quad \sum_{j=2, 4, 6, \dots}^{n-1} t_j = t_J$$

$$\sum_{i=1, 3, 5, \dots}^n I_i = I_I \quad \sum_{j=2, 4, 6, \dots}^{n-1} I_j = I_J \quad \dots \dots \dots (1.3.1)$$

$$t_I + t_J = t, \quad I_I + I_J = I$$

2. 異樹種単板構成の場合

この場合には、当然各単板の定数 (E , G , σ_{max}) が異なるから、つぎのような ij 法の等価算法を適用して計算する。

いま任意の ij 単板の定数値を基準にして、すべての単板がこの定数値に等しいものと仮定する。するとその増減の割合が、 ij 以外の単板に生ずる (これらを $i'j'$ とする)。この増減の割合を、こんどは $i'j'$ 単板の t_i, t_j および I_i, I_j にそれぞれ付加し、けっきょく t'_i, t'_j および I'_i, I'_j になったとする。そこでこの t' および I' を (1.3.1) 式によって処理すれば、同樹種の場合とまったく同じ方法で取り扱える。つまり、 ij 法解析が適用できる。

つぎに接着層の強さにおよぼす影響については沢田⁶⁹⁾のいうように無視して取り扱った。接着剤の E および G が木材のもつそれらと、そう異なった値でないこと³²⁾を考慮すると、そんなに大きな影響はないはずである。

本研究においても、結果的にはこれが正しいものと判断されたので、接着層の影響は合板の強さにないものとして、力学的取扱いをおこなった。しかし、ごくうすい単板構成の合板になると、ある程度の影響はあるものと思われるが、この点については今後の研究課題としたい。

3-1. 合板の単純軸応力状態⁴⁾¹²⁾²²⁾³⁷⁾⁴⁰⁾⁶⁶⁾⁶⁷⁾

3-1-1. 0° および 90° 方向の場合

0° 方向の場合とは Fig. 1-9 の状態の場合であるから、(1.1.13) 式および (1.1.14) 式によって

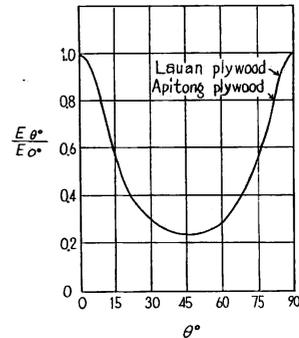
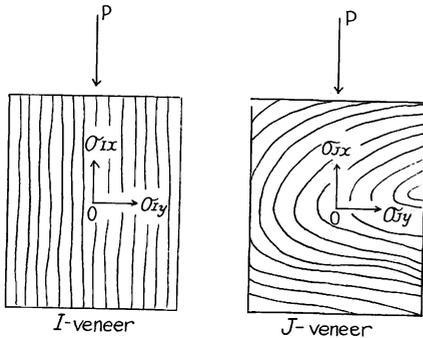


Fig. 1-8 合板表単板の 0° 方向に対する角度別の $E_{\theta 0} / E_{0 0}$ の値 The relationship between elastic const. of YOUNG's modulus $E_{\theta 0} / E_{0 0}$ and grain direction θ° to edge of plywood.



Loading direction ; 0°

Fig. 1-9 合板の 0° 方向荷重の場合における単純圧縮

Distribution of stresses in the I and J veneer when compressive load is taken in parallel to face grain of plywood test specimen.

$$\begin{aligned} \sigma_{Ix} &= \frac{1}{\Delta_1} \begin{vmatrix} (1+\phi)S_{I22} & (1+\phi)S_{I12} & 0 \\ (1+\phi)S_{I12} & (S_{I22}+\phi S_{I11}) & 0 \\ 0 & 0 & (1+\phi)S_{I66} \end{vmatrix} \sigma_x \\ &= \frac{(1+\phi)[S_{I22}(S_{I22}+\phi S_{I11})-(1+\phi)S_{I12}^2]\sigma_x}{(S_{I11}S_{I22}-S_{I12}^2)(1+\phi)^2+(S_{I11}-S_{I22})^2\phi} \\ \sigma_{Iy} &= \frac{1}{\Delta_1} \begin{vmatrix} (S_{I11}+\phi S_{I22}) & (1+\phi)S_{I22} & 0 \\ (1+\phi)S_{I12} & (1+\phi)S_{I12} & 0 \\ 0 & 0 & (1+\phi)S_{I66} \end{vmatrix} \sigma_x \\ &= \frac{(1+\phi)S_{I12}(S_{I11}-S_{I22})\sigma_x}{(S_{I11}S_{I22}-S_{I12}^2)(1+\phi)^2+(S_{I11}-S_{I22})^2\phi} \\ \tau_{Ixy} &= 0 \end{aligned} \tag{1.3.2}$$

となる。ただし、

$$\Delta_1 = \begin{vmatrix} (S_{I11}+\phi S_{I22}) & (1+\phi)S_{I12} & 0 \\ (1+\phi)S_{I12} & (S_{I22}+\phi S_{I11}) & 0 \\ 0 & 0 & (1+\phi)S_{I66} \end{vmatrix}$$

$$= (1+\phi)S_{I66} [(S_{I11}S_{I22}-S_{I12}^2)(1+\phi)^2+(S_{I11}-S_{I22})^2\phi] \tag{1.3.2}'$$

$$\phi = \frac{t_I}{t_J}, \lambda_I = 1 - \nu_{ILT} \nu_{ITL}$$

そこで (1.1.15) 式および $E_{0^\circ} = \sigma_x / \epsilon_{Ix}$ から、

$$\epsilon_{Ix} = \frac{(1+\phi)(S_{I11}S_{I22}-S_{I12}^2)(\phi S_{I11}+S_{I22})}{(S_{I11}S_{I22}-S_{I12}^2)(1+\phi)^2+(S_{I11}-S_{I22})^2\phi} \sigma_x \tag{1.3.3}$$

$$E_{0^\circ} = \frac{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1+\phi)^2 + (E_{IL} - E_{IT})^2 \phi}{\lambda_I (1+\phi) (E_{IL} + \phi E_{IT})} \tag{1.3.4}$$

となる。

90° 方向の場合も、0° 方向の場合とまったく同一手順によってもとめることができる。

$$E_{90^\circ} = \frac{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1+\phi)^2 + (E_{IL} - E_{IT})^2 \phi}{\lambda_I (1+\phi) (\phi E_{IL} + E_{IT})} \tag{1.3.5}$$

ここで、 λ_I の値を入れても入れなくても、 E の値にはほとんど影響がないので⁷⁹⁾、(1.3.4) 式および (1.3.5) 式はつぎのように書ける。

$$\begin{aligned} E_{0^\circ} &= \frac{\phi E_{IL} + E_{IT}}{1 + \phi} = E_{IL} \frac{t_I}{t} + E_{IT} \frac{t_J}{t} \\ E_{90^\circ} &= \frac{E_{IL} + \phi E_{IT}}{1 + \phi} = E_{IL} \frac{t_J}{t} + E_{IT} \frac{t_I}{t} \end{aligned} \tag{1.3.6}$$

$$E_{0^\circ} + E_{90^\circ} = E_{IL} + E_{IT}$$

また、近似的には $E_{IL} \gg E_{IT}$ とみられるから、

$$E_{0^\circ} \doteq E_{IL} \frac{t_I}{t}, E_{90^\circ} \doteq E_{IL} \frac{t_J}{t} \tag{1.3.7}$$

に書ける。この近似式をもちいて計算しても、(1.3.6) 式によって計算しても、どちらもほとんど同じ値になる⁷⁹⁾。また平行合板の E_{IL} および E_{IT} を使って (1.3.6) 式から計算した値 (理論計算値) と、合板の実験値とを比較すると、Table 1-3 のようになって、結果はほとんど同じとみられる。

そして、このような単純軸応力状態の場合には、剪断に関する考察をしなくてもよいことがわかった。

Table 1-3. 合板の圧縮試験における E_{c0° および E_{c90° の実験値と計算値
The observed and calculated values of YOUNG's modulus
in compression test of plywoods

Kind of plywood	Elastic const.	YOUNG's modulus in compression $E_c \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$				$\frac{\text{Obs.}}{\text{Cal.}}$	
		Observed		Calculated		0°	90°
		0°	90°	0°	90°		
L	11	70	79	67 (64)	80 (77)	1.04	0.99
"	12	86	60	87 (85)	60 (56)	0.99	1.00
"	15	67	68	72 (69)	75 (73)	0.93	0.91
"	18	75	65	78 (76)	69 (66)	0.96	0.94
M.						0.98	0.96
A	10	90	98	90 (86)	103 (100)	1.00	1.09
"	12	112	76	114 (112)	78 (74)	0.98	1.04
M.						0.99	1.07

() ; Calculated value by formula of approximate.

Table 1-4. 合板の圧縮試験における $\sigma_{c0^\circ \max}$ および $\sigma_{c90^\circ \max}$ の実験値と計算値
The observed and calculated values of Max. strength
in compression test of plywoods.

Kind of plywood	Strength	Max. strength in compression $\sigma_c \text{ kg/cm}^2$				$\frac{\text{Obs.}}{\text{Cal.}}$	
		Observed		Calculated		0°	90°
		0°	90°	0°	90°		
L	11	254	287	220	264	1.15	1.05
"	12	305	221	291	193	1.05	1.14
"	15	246	240	236	248	1.04	0.97
"	18	270	240	258	226	1.05	1.06
M						1.07	1.05
A	10	369	406	332	387	1.11	1.05
"	12	431	326	434	285	0.99	1.14
M						1.05	1.09

最大応力値については、(1.1.16) 式から

$$\sigma_{0^\circ \max} = \sigma_{IL \max} \cdot \frac{t_I}{t} + \sigma_{IT \max} \cdot \frac{t_J}{t} \dots\dots\dots(1.3.8)$$

$$\sigma_{90^\circ \max} = \sigma_{IL \max} \cdot \frac{t_J}{t} + \sigma_{IT \max} \cdot \frac{t_I}{t}$$

となる。また一般に $\sigma_{IL \max} \gg \sigma_{IT \max}$ であるから、近似式としてつぎのように書ける。

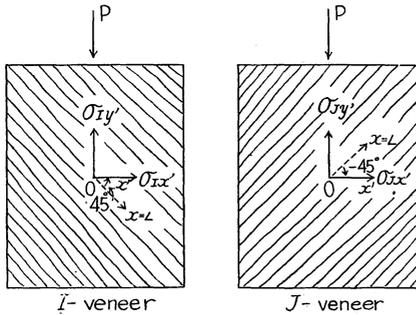
$$\sigma_{0^\circ \max} \doteq \sigma_{IL \max} \cdot \frac{t_I}{t} \dots\dots\dots(1.3.9)$$

$$\sigma_{90^\circ \max} \doteq \sigma_{IL \max} \cdot \frac{t_J}{t}$$

そこで、平行合板の値を使って (1.3.8) 式によって計算した理論値と、実験値とを比較すると Table 1-4 のようになる。多少異なったものもあるが、まず相等しいものと判断できる。そして、この場合にも剪断応力の関係を考察しなくてもよい。

3-1-2. 45° 方向の場合

これは、Fig. 1-10 に示す状態の場合であるから、前項と同じ要領で計算できる。



Loading direction ; 45°

Fig. 1-10 合板の 45° 方向荷重の場合における単純圧縮

Distribution of stresses in the I and J veneer when compressive load is taken in parallel to face grain of plywood test specimen.

$$\begin{aligned} \sigma_{Ix'} &= \frac{(1+\phi)}{\Delta_2} \sigma_y' \begin{vmatrix} S'_{I12} & (1+\phi)S'_{I12} & (1-\phi)S'_{I16} \\ S'_{I22} & (1+\phi)S'_{I22} & (1-\phi)S'_{I26} \\ -S'_{I62} & (1-\phi)S'_{I62} & (1+\phi)S'_{I66} \end{vmatrix} \\ &= \frac{1}{\Delta_2} (1-\phi)^2 \cdot 2 S'^2_{I16} (S'_{I11} - S'_{I12}) \sigma_y' \\ \sigma_{Iy'} &= \frac{(1+\phi)}{\Delta_2} \sigma_y' \begin{vmatrix} (1+\phi)S'_{I11} & S'_{I12} & (1-\phi)S'_{I16} \\ (1+\phi)S'_{I21} & S'_{I22} & (1-\phi)S'_{I26} \\ (1-\phi)S'_{I61} & -S'_{I62} & (1+\phi)S'_{I66} \end{vmatrix} \\ &= \frac{1}{\Delta_2} (1+\phi) [S'_{I66}(S'_{I11} + S'_{I12})(1+\phi)^2 \\ &\quad + 2S'^2_{I16}\phi(1-\phi)] (S'_{I11} - S'_{I12}) \sigma_y' \\ \tau_{Ix'y'} &= -\frac{(1+\phi)}{\Delta_2} \sigma_y' \begin{vmatrix} (1+\phi)S'_{I11} & (1+\phi)S'_{I12} & S'_{I12} \\ (1+\phi)S'_{I21} & (1+\phi)S'_{I22} & S'_{I22} \\ (1-\phi)S'_{I61} & (1-\phi)S'_{I62} & -S'_{I62} \end{vmatrix} \end{aligned}$$

$$= -\frac{(1+\phi)^3}{\Delta_2} \cdot 2 S'_{I16} (S'^2_{I11} - S'^2_{I12}) \sigma_y'$$

$$\Delta_2 = \begin{vmatrix} (1+\phi) S'_{I11} & (1+\phi) S'_{I12} & (1-\phi) S'_{I16} \\ (1+\phi) S'_{I21} & (1+\phi) S'_{I22} & (1-\phi) S'_{I26} \\ (1-\phi) S'_{I61} & (1-\phi) S'_{I62} & (1+\phi) S'_{I66} \end{vmatrix}$$

$$= (1+\phi)(S'_{I11} - S'_{I12}) [S'_{I66}(S'_{I11} + S'_{I12})(1+\phi)^2 - 2 S'^2_{I16}(1-\phi)^2]$$

.....(1.3.10)

さらに (1.1.15) 式および $E_{45^\circ} = \sigma_y' / \epsilon_{Iy'}$ から E_{45° はつぎのようになる。

$$\begin{aligned} E_{45^\circ} &= \frac{1 + \left[\frac{2 S'^2_{I16}}{S'_{I66}(S'_{I11} + S'_{I12}) - S'^2_{I16}} \right] \frac{4\phi}{(1+\phi)^2}}{S'_{I11} + \left[\frac{S'^2_{I16}(S'_{I11} - S'_{I12})}{S'_{I66}(S'_{I11} + S'_{I12}) - S'^2_{I16}} \right] \frac{4\phi}{(1+\phi)^2}} \\ &= \frac{1 + \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{t_I}{t} \frac{t_J}{t}}{\frac{1}{E_{LT-45^\circ}} + \frac{1}{2 G_{ILT}} \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{2 \lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{t_I}{t} \frac{t_J}{t}} \end{aligned}$$

.....(1.3.11)

また、(1.2.3) 式から、さらに $\Phi_I = t_I/t$ 、 $\Phi_J = t_J/t$ とおくと

$$E_{45^\circ} \doteq 2 G_{ILT} (1 + T) \quad \text{.....(1.3.12)}$$

$$T = \frac{\frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \Phi_I \Phi_J}{1 + \frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \Phi_I \Phi_J} \quad \text{.....(1.1.13)}$$

と書ける。つまり E_{45° は剪断によって決まるのである。

HEARMON²²⁾によれば

$$E_{45^\circ} = \frac{1}{S'_{11} - \frac{S'^2_{16}}{S'_{66}}} \dots\dots\dots(1.3.14)$$

となることをいっているが、これは明らかに (1.3.13) 式で $\phi = 1 (t_I = t_J)$ の場合であることがわかる。

ここで (1.3.13) 式の T を、合板の 45° 方向の単軸応力における、増加係数 (T 係数) と定義する。

そこで、この $T-\phi_I$ の関係をとってみると、ラワンおよびアピトン合板の場合には Fig. 1-11 が得られる。したがって、この図からはつぎのことがいえる。

1. $\phi_I = \phi_J (t_I = t_J)$ のとき T が最大になる。
2. E_{IL}/E_{IT} が大きいほど、 T も高くなる。
 $E_{IL}/E_{IT} \rightarrow \infty$ では、 $T = 1$
 $E_{IL}/E_{IT} \rightarrow 0$ では、 $T = 0$
3. $E_{IL} = E_{IT}$ 、つまり等方体では、 $T = 0$
4. $\phi_J = 0$ 、つまり素材では、 $T = 0$
5. 後述の (1.3.75) 式から $T \doteq \nu_{45^\circ}$ となるから

$$E_{45^\circ} \doteq 2G_{LT}(1 + \nu_{45^\circ}) \doteq E_{ILT-45^\circ}(1 + \nu_{45^\circ}) \dots\dots\dots(1.3.15)$$

とも書ける。

そこで、各合板の E_{45° の計算値と、平行合板の値を使って、(1.3.11) 式から計算したものと、実験値を比較すると Table 1-5 のようになる。ほとんど両者は相等しいとみられる。ラワン合板が実験値で若干小さいように思われるが、一応誤差の範囲内のものであると判断した。

つぎに 45° 方向の最大応力について考察する。一般に Fig. 1-2 のような $x-y$ 座標軸と $x'-y'$ 座標軸との間に 45° の傾きがある場合に、応力の成分関係はつぎのようになる。

$$\begin{aligned} \sigma_{x'} &= \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_y) + \tau_{xy} \\ \sigma_{y'} &= \frac{1}{2} (\sigma_x + \sigma_y) - \tau_{xy} \dots\dots\dots(1.3.16) \\ \tau_{x'y'} &= (\sigma_y - \sigma_x) \end{aligned}$$

さらに (1.1.11) 式を使って、 $I-J$ 法をもちいると Fig. 1-10 のごとく $-\sigma_{y'}$ のみ働くことから

$$\sigma_{y'} = 2\tau_{ILT} \dots\dots\dots(1.3.17)$$

となる。したがって、

$$\sigma_{45^\circ max.} = 2\tau_{ILT max.} = 2\tau_{0^\circ, 90^\circ max.} \dots\dots\dots(1.3.18)$$

と書くことができる。ただし、 $\tau_{LT max.} = \tau_{0^\circ, 90^\circ max.}$ は後述の (1.3.45) 式によって証明される。

このように、 $\sigma_{45^\circ max.}$ は単板のもつ最大剪断応力値によって決まるのである。このことは Photo. 1-4 および 1-5 に示したように、破壊状態では I 単板と J 単板が互いに逆の方向に剪断すべりを起こし、すなわち、 L 方向のすべり剪断によって破壊することを示している。

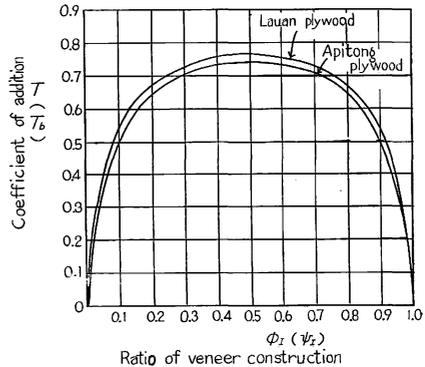


Fig. 1-11 合板の 45° 方向の圧縮 (曲げ) における増加係数 $T (T_b)$ と単板構成比 $\phi_I (\psi_I)$ の関係

The relationship between the coefficient of addition and ratio of veneer construction when plywood panel is compressed with load acting 45° direction to grain of face plies.

Table 1-5. 合板の 45° 方向の圧縮試験における E_{c45° の実験値と計算値
The observed and calculated values of YOUNG's modulus in compression
with load acting 45° direction to grain of face plies

Kind of plywood	Elastic constant	YOUNG's modulus $E_{c45^\circ} \times 10^8 \text{ kg/cm}^2$		Obs. Cal.	YOUNG's modulus $E_{cLT-45^\circ} 10^8 \text{ kg/cm}^2$	
		Observed	Calculated		The observed values of plywood	$2 G_{0^\circ, 90^\circ}$ by panel shear
L	11	18.6	21.0 (21.2)	0.89	11.4	12.2
//	12	17.0	18.8 (18.9)	0.91	11.4	10.8
//	15	15.1	16.8 (17.0)	0.90	11.4	9.6
//	18	16.3	19.4 (19.6)	0.84	11.4	11.2
M				0.89		
A	10	24.2	24.7 (24.8)	0.98	16.6	14.2
//	12	23.8	25.8 (25.6)	0.92	16.6	14.6
M				0.95		
T	10	17.9	17.0 (17.4)	1.05	-	10.4
K	10	27.4	33.3 (34.5)	0.82	-	20.8
B	11	25.9	23.1 (24.1)	1.12	-	14.6
D	15	21.5	19.5 (19.7)	1.10	-	11.2
M				0.99		

() ; Calculated values by approximate formula. $G : 10^8 \text{ kg/cm}^2$

Table 1-6. 合板の 45° 方向の圧縮試験における $\sigma_{c45^\circ \text{max}}$ の実験値と推定値
The observed and calculated values of max. strength in compression
with load acting 45° direction to grain of face plies

Kind of plywood	Strength	Max. strength $\sigma_{c45^\circ} \text{ kg/cm}^2$		Obs. Cal.	Max. strength $\sigma_{c45^\circ} \text{ kg/cm}^2$	
		Observed	Calculated		$2 \tau_{LT \text{max}}$ by panel shear of plywood	$2 \tau_{0^\circ, 90^\circ \text{max}}$ by panel shear of plywood
L	11	168	158	1.06	158	190
//	12	155	158	0.98	158	178
//	15	127	158	0.80	158	152
//	18	145	158	0.92	158	176
M				0.94		
A	10	217	236	0.92	236	256
//	12	200	236	0.85	236	220
M				0.89		
T	10	185	174	1.06	-	174
K	10	287	340	0.87	-	340
B	11	242	260	0.93	-	260
D	15	118	124	0.95	-	124
M				0.94		

τ_{max} ; kg/cm^2

そこで、(1.3.18) 式の計算値 (推定値) と実験値とを比較すると、Table 1-6 のようになって、両者はほぼ相等しいことがわかる。

3-2. 合板の曲げ応力状態⁴⁾¹²⁾²²⁾³³⁾⁶⁶⁾⁶⁷⁾⁶⁸⁾

3-2-1. 0° および 90° 方向の場合

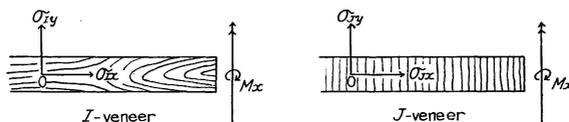


Fig. 1-12 合板の単純曲げ (0° と 90° 方向の場合)
Diagram used to calculate stress, strain and deflection
in bending of plywood.
Span-direction is 0° or 90° to grain of face veneer.

Fig. 1-12 のように、スパン方向に x 軸をとり I/J 法をもちいて (1.1.24) 式から、つぎの連立方程式を導くことができる。この場合は M_x のみだから

$$N \begin{vmatrix} M_{Ix} & D_{I12} & 0 \\ M_{Iy} & D_{I22} & 0 \\ M_{Ixy} & 0 & D_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{Ix} & D_{J12} & 0 \\ M_{Iy} & D_{J22} & 0 \\ M_{Ixy} & 0 & D_{J66} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} M_x & D_{J12} & 0 \\ 0 & D_{J22} & 0 \\ 0 & 0 & D_{J66} \end{vmatrix} \dots\dots\dots(1.3.19)$$

$$N \begin{vmatrix} D_{I11} & M_{Ix} & 0 \\ D_{I21} & M_{Iy} & 0 \\ 0 & M_{Ixy} & D_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D_{J11} & M_{Ix} & 0 \\ D_{J21} & M_{Iy} & 0 \\ 0 & M_{Ixy} & D_{J66} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} D_{J11} & M_x & 0 \\ D_{J21} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & D_{J66} \end{vmatrix}$$

となる。これを解いて、 M_{Ix} および M_{Iy} をもとめるとつぎのようになる。

$$M_{Ix} = -\frac{\phi_0^2}{\Delta_5} [\lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi E_{IL} (E_{IL} - E_{IT} \nu_{ILT} \nu_{ITL})] M_x$$

$$M_{Iy} = \frac{\phi_0^2}{\Delta_5} \phi E_{IT} \nu_{ILT} (E_{IL} - E_{IT}) M_x \dots\dots\dots(1.3.20)$$

$$M_{Ixy} = 0$$

ここで、各定数をつぎのようにおく。

$$N = \frac{\Delta_4}{\Delta_3} = \frac{\begin{vmatrix} D_{J11} & D_{J12} & D_{J16} \\ D_{J21} & D_{J22} & D_{J26} \\ D_{J61} & D_{J62} & D_{J66} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} D_{I11} & D_{I12} & D_{I16} \\ D_{I21} & D_{I22} & D_{I26} \\ D_{I61} & D_{I62} & D_{I66} \end{vmatrix}} = \frac{I_J^3}{I_I^3} \dots\dots\dots(1.3.21)$$

$$\Delta_5 = \begin{vmatrix} (ND_{I66} D_{J22} + D_{J66} D_{J22}) & -(ND_{I66} D_{J12} + D_{J66} D_{J12}) \\ (ND_{I66} D_{J21} + D_{J66} D_{J21}) & -(ND_{I66} D_{J11} + D_{J66} D_{J11}) \end{vmatrix}$$

$$= -\phi_0^2 [(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2]$$

$$\phi_0 = 2 G_{ILT} \frac{I_J^2}{\lambda_I}, \quad \phi = \frac{I_J}{I_I}$$

そこで、(1.1.20) 式によって曲率 ($\partial w^2/\partial x^2$) はつぎのようにもとめられる。

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = \frac{D_{I22} M_{Ix} - D_{I12} M_{Iy}}{D_{I11} D_{I22} - D_{I12}^2} = - \frac{\lambda_I (E_{IT} + \phi E_{IL})}{I_I [(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2]} M_x \dots\dots\dots(1.3.22)$$

また、 $E_{b0} I = -M_x / (\partial^2 w / \partial x^2)$ であることから

$$E_{b0} = \frac{(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2}{(1 + \phi) \lambda_I (\phi E_{IL} + E_{IT})} \dots\dots\dots(1.3.23)$$

となる。さらに (1.3.5) 式と同じく、Suffix の互換性が成り立つことから、 E_{b90} もつぎの式でもとめられる。

$$E_{b90} = \frac{(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2}{(1 + \phi) \lambda_I (E_{IL} + \phi E_{IT})} \dots\dots\dots(1.3.24)$$

ここで、 λ_I の影響が無視できるので、上 2 式はつぎのようになる。

$$E_{b0} = \frac{E_{IL} + \phi E_{IT}}{1 + \phi} = E_{IL} \frac{I_I}{I} + E_{IT} \frac{I_J}{I}$$

$$E_{b90} = \frac{\phi E_{IL} + E_{IT}}{1 + \phi} = E_{IL} \frac{I_J}{I} + E_{IT} \frac{I_I}{I} \dots\dots\dots(1.3.25)$$

$$E_{b0} + E_{b90} = E_{IL} + E_{IT}$$

また、 $E_{IL} \gg E_{IT}$ にみられるから近似式として

$$E'_{b0} \doteq E_{IL} \frac{I_I}{I}, \quad E'_{b90} \doteq E_{IL} \frac{I_J}{I} \dots\dots\dots(1.3.26)$$

のように書ける。

この近似式によって計算した曲げ剛性値は、実験値にはほぼ等しい⁷⁹⁾。したがって、実用式として使うならば非常に有効である。

また (1.3.4) 式と (1.3.23) 式、さらに (1.3.5) 式と (1.3.24) 式はまったく同型で、 ϕ および ψ を変数として取り扱うならば、同一式で表示することができる。

曲げにおける剪断剛性の影響について

(1.3.23) 式の E_{b0} および (1.3.24) 式の E_{b90} には G_{LT} の影響のないことがわかった。これは平面問題として、厚みの方向を無視した結果によるからである。しかし一般には、曲げ問題で厚さの方向を無視できない場合が多い。したがって、 I 単板には G_{LR} 、 J 単板には G_{RT} の影響が現われ、これが撓みに少なからず関与してくる⁶⁸⁾⁶⁹⁾。

木材梁では G による付加撓み δ_s は、中央集中荷重の場合には、つぎの式で与えられる⁶⁴⁾。

$$\delta_s = \frac{\rho l^3}{48 E I} \left[1.2 \frac{E}{G} \frac{h^2}{l^2} \right] \dots\dots\dots(1.3.27)$$

l ; スパン長、 h ; 梁の高さ

Table 1-2 からラワンおよびアピトンの平行合板の実験値としての E_{cL} と E_{bL} に、若干の差がある。もちろん、 E_{bL} はこの δ_s の影響を無視して計算したからである。 δ_s を考慮に入れて再計算すると、きわめてよく一致する。

つぎに合板についてしらべてみる。

Table 1-7 に示したように連続対象試験から、平行合板の E_{cL} を使って合板の E_{b0} および E_{b90} を、それぞれ (1.3.23) 式と (1.3.24) 式から計算すると、実験値からかなり差のある値になる。そこで今度

Table 1-7. 合板で0° および90° 方向の曲げ試験における E_b の実験値と計算値
The observed and calculated values of YOUNG's modulus in bending test of plywoods

Kind of plywood	Elastic const.	YOUNG's modulus in bending $E_b \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$						Obs. / Cal.	
		Observed		(I) Calculated (from E_{bL} of plywood)		(II) Calculated (from E_{cL} of plywood)		0°	90°
		0°	90°	0°	90°	0°	90°		
L	11	59	62	63 (61)	70 (67)	71	76	0.94	0.89
〃	12	83	29	104 (102)	30 (26)	114	32	0.80	0.97
〃	15	73	36	91 (90)	42 (39)	101	46	0.80	0.86
〃	18	80	42	89 (87)	44 (41)	98	49	0.90	0.96
M								0.86	0.92
A	10	79	91	85 (82)	88 (84)	94	98	0.93	1.03
〃	12	124	38	132 (131)	40 (35)	148	45	0.94	0.95
M								0.94	0.99

() ; Calculated values by approximate formula.

は、同じ両式に平行合板の曲げの E_{bL} を使って計算すると、この方は実験値とよく合ってくる。つまり、素材単板に、剪断影響をすでにおこなってしまった値を使うことによって解決できる。

では、合板に G_{LR} および G_{RT} の影響を入れた場合を計算してみる。

沢田の計算式⁸³⁾により、Table 1-2 からアピトン合板の A 10 についてみると

$$\alpha_0 \frac{E_L}{G_{RT}} = 0.727, \beta_0 \frac{E_T}{G_{RT}} = 3.89$$

$$\therefore \delta_s = 41.66 \frac{h^2}{l^2} \dots\dots\dots(1.3.28)$$

となる。実験では $l=18\text{cm}$, $h=1.04\text{cm}$ にとったから

$$\Delta\delta_s = 13.9\%$$

となった。つまり 14% の剪断影響がはいっていることがわかる。それに対して、(1.3.23) 式によって計算したところの、剪断影響を無視した値 (Table 1-7 の計算値 II) と、実験値を比較すると 16% の剪断影響のはいっていることがわかる。沢田の計算式は、よくこのことを解明している。

また同じアピトン合板で (1.3.28) 式の関係を図示すると Fig. 1-13 のようになる。これによって判断すると、合板の場合には単板構成によって多少の差異はあるが、できるだけ剪断影響を少なくするためには、

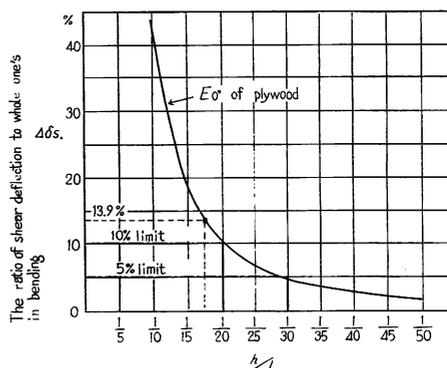


Fig. 1-13 合板で曲げ試験における、 h/l が剪断撓みを生ずる割合
The relation of $\Delta\delta_s$ to h/l in bending of plywood.
 h ; Height of plywood.
 l ; Span length of bending.

h/l を小さくしなければならないことである。Fig. 1-13 から、それが 10% 以内におさえようとするならば 1/20、つまりスパン長さを合板の厚きの 20 倍以上にとらねばならないことになる。5% とすれば 30 倍以上になる。

つぎに曲げによる最大応力について考察する。(1.1.22) 式から Fig. 1-12 にしたがって

$$M_x \max. = M_{Ix} \max. + M_{Jx} \max. \dots\dots\dots(1.3.29)$$

であるから、曲げの破壊係数の定義にしたがって、つぎのように書ける。

$$\begin{aligned} \sigma_{b0^\circ} \max. &= \sigma_{IbL} \max. \frac{I_I}{I} + \sigma_{IbT} \max. \frac{h_1}{h_2} \frac{I_J}{I} \\ \sigma_{b90^\circ} \max. &= \sigma_{IbL} \max. \frac{h_1}{h_2} \frac{I_J}{I} + \sigma_{IbT} \max. \frac{I_I}{I} \end{aligned} \dots\dots\dots(1.3.30)$$

h_1 ; 中立軸より表単板の外縁までの距り。

h_2 ; 中立軸より第 2 層目単板の外縁までの距り。

そして、 $\sigma_{IbL} \max. \gg \sigma_{IbT} \max.$ にとれるから、近似式としてつぎのように示すことができる。

$$\begin{aligned} \sigma_{b0^\circ} \max. &\doteq \sigma_{IbL} \max. \frac{I_I}{I} \\ \sigma_{b90^\circ} \max. &\doteq \sigma_{IbL} \max. \frac{h_1}{h_2} \frac{I_J}{I} \end{aligned} \dots\dots\dots(1.3.31)$$

Table 1-8 に、それぞれ上式によって計算した値と、実験値を比較したが、ほとんど一致しているものと判断できる。

ここで、注意しなければならないことは、異樹種単板構成の合板に I/J 法を使う場合、 $\sigma_{b90^\circ} \max.$ の計算に h_1/h_2 の因子がはいってくるので、 h_2 の決定には見掛け上の値として等価算法上任意にとれるから、 I_J のとりかたと考えあわせて、もっともつごうのよい条件に決めなければならないことである。

Table 1-8. 合板で 0° および 90° 方向の曲げにおける $\sigma_{b \max.}$ の実験値と計算値
The observed and calculated values of max. strength
in bending of plywood

Kind of plywood	Direction of load to face grain	Max. strength in bending $\sigma_{b \max.}$ kg/cm ²				Obs./Cal.	
		Observed		Calculated		0°	90°
		0°	90°	0°	90°		
L	11	515	577	450 (424)	597 (574)	1.14	0.97
//	12	630	328	724 (714)	350 (309)	0.87	0.94
//	15	516	416	640 (625)	437 (402)	0.81	0.95
//	18	634	454	624 (608)	426 (392)	1.02	1.07
M						0.96	0.98
A	10	733	787	730 (696)	920 (886)	1.00	0.86
//	12	989	462	1128 (1113)	549 (494)	0.88	0.84
M						0.94	0.85

() ; Calculated values by approximate formula.

Rolling shear への考察

一般に曲げの場合、最大剪断応力値のきわめて低い材料が中に入っていると、当然剪断による破壊を起こす。合板では、中板単板を比較的厚くして使うために、どうしても切削の際の裏割れが多く、深く入る。これが剪断破壊を生ぜしめる最大の原因になっている⁴³⁾。スパン方向と直角方向に繊維方向をもつ、中あるいは心単板内に当然起こる。つまり剪断面が RT 面になるので τ_{RTmax} が問題となる。Fig. 1-14 にその一例を示したが、接

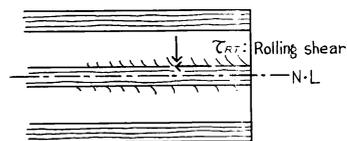


Fig. 1-14 合板が曲げの際に生ずる Rolling shear の状態
The appearance of rolling shear produced in inner veneers on bending of plywood.

着層にはかなり大きな剪断応力差を生じるために、裏割れの影響で、Photo. 1-14 のような剪断破壊を生ずる。破損の状態が繊維集団の Rolling に近似しているので、その名のごとく Rolling shear と呼んでいる¹³⁾。合板では、これがいちじるしく低い値となるので、設計計算には特に注意しなければならない。

そこでラワン合板¹³⁾により、これを定量的に取り扱ってみた。

Table 1-9 に示すごとく、裏割れが多くなるにしたがって、 τ_{RTmax} が低下してくる。これらの単板では、裏割れがなければ、少なくとも 50 kg/cm^2 以上はあるものと推測されるから、ざっと $1/2$ になる。

また本研究の連続対象試験に使ったラワン合板でも、平行合板の σ_{tTmax} は 25 kg/cm^2 であった。材質的にはそう異なったものではないので、また素材と平行合板では、同じ T 方向の引張の最大応力比は、約 $2 : 1$ の割合になっていると判断できるから、ラワン合板でみる限り単板としては、つぎのことがいえそうである。

$$\tau_{RTmax} \doteq \sigma_{tTmax} \dots\dots\dots(1.3.32)$$

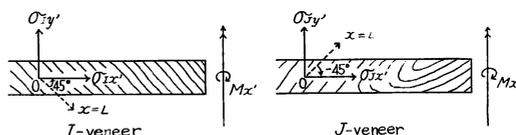
またアピトンにいたっては、 $1/3$ に低下している。したがって合板では、単板の裏割れのため、いちじるしく σ_{tTmax} が低下し、それが τ_{RTmax} を低下させることになってくるから、曲げ計算では必ず τ_{RTmax} による破壊限界を、吟味してみるようにしなければならない。

Table 1-9. 合板で構成単板の裏割れが曲げ強さにおよぼす影響を τ_{RTmax} (Rolling shear) によって測定した実験値

合板の種類	構成単板の裏割率 %	Rolling shear τ_{RTmax} kg/cm^2	備 考
L A ₀	10~30	46.1	曲げ試験；中央集中荷重による破壊、スパン長は 9.3cm 単板構成；A ₀ , B ₀ , C ₀ 合板はすべて 3 mm 厚さ、単板の等厚 5 プライ。合板厚さは平均して 14.5mm。
// B ₀	30~50	30.4	
// C ₀	60~80	25.0	

1. 合板はすべて 0° 方向の曲げ試験片で 6 本ずつの平均値。
2. L A₀ 合板は全部曲げ応力による破壊で、剪断破壊はなかった。したがって、 τ_{RTmax} は、それによる等価的換算値で、実際の値はもっと高いものと思われる。
L B₀、L C₀ 合板は全部剪断による (Rolling shear) 破壊であった。

Fig. 1-15 合板の単純曲げ (45° 方向の場合)
Diagram used to calculate stress, strain and deflection in bending of plywood. Span-direction is 45° to grain of face veneer.



3-2-2. 45° 方向の場合

前項と同じように、Fig. 1-15 にしたがって、IJ 法により (1.1.24) 式からつぎの連立方程式を導く。Mx' のみ働くことから

$$\begin{aligned}
 N' \begin{vmatrix} M_{Ix'} & D'_{I12} & D'_{I16} \\ M_{Iy'} & D'_{I22} & D'_{I26} \\ M_{Ix'y'} & D'_{I62} & D'_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{Ix'} & D'_{J12} & D'_{J16} \\ M_{Iy'} & D'_{J22} & D'_{J26} \\ M_{Ix'y'} & D'_{J62} & D'_{J66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} M_{x'} & D'_{J12} & D'_{J16} \\ 0 & D'_{J22} & D'_{J26} \\ 0 & D'_{J62} & D'_{J66} \end{vmatrix} \\
 N' \begin{vmatrix} D'_{I11} & M_{Ix'} & D'_{I16} \\ D'_{I21} & M_{Iy'} & D'_{I26} \\ D'_{I61} & M_{Ix'y'} & D'_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{J11} & M_{Ix'} & D'_{J16} \\ D'_{J21} & M_{Iy'} & D'_{J26} \\ D'_{J61} & M_{Ix'y'} & D'_{J66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{J11} & M_{x'} & D'_{J16} \\ D'_{J21} & 0 & D'_{J26} \\ D'_{J61} & 0 & D'_{J66} \end{vmatrix} \\
 N' \begin{vmatrix} D'_{I11} & D'_{I12} & M_{Ix'} \\ D'_{I21} & D'_{I22} & M_{Iy'} \\ D'_{I61} & D'_{I62} & M_{Ix'y'} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{J11} & D'_{J12} & M_{Ix'} \\ D'_{J21} & D'_{J22} & M_{Iy'} \\ D'_{J61} & D'_{J62} & M_{Ix'y'} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{J11} & D'_{J12} & M_{x'} \\ D'_{J21} & D'_{J22} & 0 \\ D'_{J61} & D'_{J62} & 0 \end{vmatrix}
 \end{aligned}$$

.....(1.3.33)

となる。さらにこれを解くと、つぎのようになる。

$$\begin{aligned}
 \beta_{11} M_{Ix'} + \beta_{12} M_{Iy'} + \beta_{16} M_{Ix'y'} &= B_1 M_{x'} \\
 \beta_{21} M_{Ix'} + \beta_{22} M_{Iy'} + \beta_{26} M_{Ix'y'} &= B_2 M_{x'} \quad \dots\dots\dots(1.3.34) \\
 \beta_{61} M_{Ix'} + \beta_{62} M_{Iy'} + \beta_{66} M_{Ix'y'} &= B_6 M_{x'}
 \end{aligned}$$

ただし

$$\begin{aligned}
 N' &= \frac{\Delta_7}{\Delta_6} = \frac{\begin{vmatrix} D'_{J11} & D'_{J12} & D'_{J16} \\ D'_{J12} & D'_{J22} & D'_{J62} \\ D'_{J61} & D'_{J62} & D'_{J66} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} D'_{I11} & D'_{I12} & D'_{I16} \\ D'_{I21} & D'_{I22} & D'_{I26} \\ D'_{I61} & D'_{I62} & D'_{I66} \end{vmatrix}} = \frac{I^3_J}{I^3_I} = N \\
 \beta_{11} = \beta_{22} &= \frac{1}{2} J_0 (1 + \phi) (E_{IL} E_{IT} + G_{ILT} \bar{\alpha}_I) \\
 \beta_{12} = \beta_{21} &= -\frac{1}{2} J_0 (1 - \phi) (E_{IL} E_{IT} - G_{ILT} \bar{\alpha}_I) \\
 \beta_{16} = \beta_{26} = 2\beta_{61} = 2\beta_{62} &= I_0 (1 - \phi) G_{ILT} (E_{IL} - E_{IT}) \\
 B_1 &= \frac{1}{2} J_0 (E_{IL} E_{IT} + G_{ILT} \bar{\alpha}_I) \quad \dots\dots\dots(1.3.35) \\
 B_2 &= -\frac{1}{2} J_0 (E_{IL} E_{IT} - G_{ILT} \bar{\alpha}_I) \\
 B_6 &= \frac{1}{2} J_0 G_{ILT} (E_{IL} - E_{IT}) \\
 I_0 &= \frac{I^2_I}{\lambda_I}, \quad J_0 = \frac{I^2_J}{\lambda_I} \\
 \bar{\alpha}_I &= E_{IL} + E_{IT} - 2\nu_{ILT} E_{IT}, \\
 \alpha_I &= E_{IL} + E_{IT} + 2\nu_{ILT} E_{IT} = \frac{E_{IL} E_{IT}}{G_{ILT-45^\circ}}
 \end{aligned}$$

$$\Delta_8 = \begin{vmatrix} \beta_{11} & \beta_{12} & \beta_{16} \\ \beta_{21} & \beta_{22} & \beta_{26} \\ \beta_{61} & \beta_{62} & \beta_{66} \end{vmatrix} = 4 J_0^3 (1 + \phi) G_{ILT}^2 E_{IL} E_{IT} [(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi(E_{IL} - E_{IT})^2]$$

したがって、I 単板内での $M_{Ix'}$ 、 $M_{Iy'}$ および $M_{Ix'y'}$ はつぎのようになる。

$$\begin{aligned} M_{Ix'} &= \frac{1}{\Delta_8} (B_1 - B_2) [\beta_{66} (1 + \phi) (B_1 + B_2) - 4 B_6^2 (1 - \phi)] M_x' \\ &= \frac{1}{\Delta_8} J_0^3 G_{ILT}^2 E_{IL} E_{IT} [(1 + \phi)^2 \alpha_I \bar{\alpha}_I - (E_{IL} - E_{IT})^2 (1 - \phi)] M_x' \\ M_{Iy'} &= \frac{1}{\Delta_8} [4 B_6^2 (B_2 - B_1) J_0 (1 - \phi)] M_x' \\ &= -\frac{1}{\Delta_8} [\phi (1 - \phi) (E_{IL} - E_{IT})^2] M_x' \dots\dots\dots(1.3.36) \\ M_{Ix'y'} &= \frac{1}{\Delta_8} [2 B_6 \phi (1 + \phi) (B_2^2 - B_1^2)] M_x' \\ &= \frac{1}{\Delta_8} [\phi (1 + \phi) (E_{IL} - E_{IT}) \bar{\alpha}_I] M_x' \end{aligned}$$

これらを、さらに (1.1.20) 式に代入すると

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2}\right)_I &= \frac{1}{\Delta_6} \begin{vmatrix} M_{Ix'} & D'_{I12} & D'_{I16} \\ M_{Iy'} & D'_{I22} & D'_{I26} \\ M_{Ix'y'} & D'_{I62} & D'_{I66} \end{vmatrix} \\ &= \frac{M_x'}{\Delta_6 \Delta_8} J_0^3 I_0 G_{ILT}^2 E_{IL}^2 E_{IT}^2 [4 S'_{I11} G_{ILT} \{(1 + \phi)^2 \alpha_I \bar{\alpha}_I \\ &\quad - (E_{IL} - E_{IT})^2 (1 - \phi)\} - \phi (1 - \phi) (E_{IL} - E_{IT})^2 (4 S'_{I11} G_{ILT} - 1) \\ &\quad - \phi (1 + \phi) (E_{IL} - E_{IT})^2 (8 S'_{I11} G_{ILT} - 1)] \dots\dots\dots(1.3.37) \end{aligned}$$

となり、さらに $E_{b45^\circ} I = -M_x' / (\partial^2 w / \partial x'^2)$ であるから、

$$E_{b45^\circ} = \frac{1 + \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{\phi}{(1 + \phi)^2}}{S'_{I11} + \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{4 \lambda_I G_{ILT} E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{\phi}{(1 + \phi)^2}} \dots\dots\dots(1.3.38)$$

となる。そこで、これに (1.2.3) 式の関係を入れ、さらに $\Psi_I = I_I / I$ および $\Psi_J = I_J / I$ とおくことによつてつぎのように書くことができる。

$$E_{b45^\circ} \doteq 2 G_{ILT} (1 + T_b) \doteq E_{ILT-45^\circ} (1 + T_b) \dots\dots\dots(1.3.39)$$

$$T_b = \frac{\frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \Psi_I \Psi_J}{1 + \frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \Psi_I \Psi_J}$$

この式によってわかるように、 E_{b45° は G_{ILT} によって決められる。

この T_b を、合板で 45° 方向の曲げ応力における、増加係数 (T_b -係数) と定義する。

そしてこの T_b -係数は (1.3.13) 式によって示した T -係数と、まったく同型のものであることがわかる。つまり Φ および Ψ を変数としてみるならば、同じ式によって表示できる。

したがって Fig. 1-11 はこの T_b の場合でも、横軸に Ψ_I をとることによって使用できる。もちろん $T-\Phi_I$ について考察された5項目の特性も、 T_b にそのまま応用できることになる。

また、後述の (1.3.82) 式によって (1.3.39) 式はつぎのようにも書ける。

$$E_{b45^\circ} \doteq 2 G_{ILT} (1 + \nu_{b45^\circ}) \doteq E_{ILT-45^\circ} (1 + \nu_{b45^\circ}) \dots\dots\dots(1.3.40)$$

Table 1-10 に各合板の計算値と実験値を示したが、ほとんど一致しているものと判断できる。
つぎに、曲げによる最大応力について考察する。

まず (1.1.17) 式で $\theta = 45^\circ$ とし、Fig. 1-15 からつぎの式が導かれる。

$$M_{xy} = -\frac{1}{2} M_{x'}$$

$$\therefore \sigma_{b45^\circ \max.} = 2 \tau_{0^\circ, 90^\circ \max.} \dots\dots\dots(1.3.41)$$

Table 1-11 に、この場合の各合板の実験値と計算値（推定値）の比較を示したが、多少異なるものも出た。強さの場合は、剛性の場合に比し、実験値と計算値はなかなか一致しにくい。したがって、この表の程度のものならば、一致しているものとみてよさそうである。

Table 1-10. 合板で 45° 方向の曲げ試験における E_{b45° の実験値と計算値
The observed and calculated values of YOUNG's modulus in
bend with span directing 45° to grain of face plies

Kind of plywood	Elastic const.	YOUNG's modulus $E_{b45^\circ} \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$		Obs. Cal.	YOUNG's modulus $E_{bLT-45^\circ} 10^3 \text{ kg/cm}^2$	
		Observed	Calculated		Obs. value by bending test of plywood	$2 G_{0^\circ, 90^\circ}$ by plate shear of plywood
L	A	15.4	15.3 (15.5)	1.01	—	9.4
〃	B	14.7	14.6 (14.8)	1.01	—	8.6
〃	C	12.7	13.9 (14.9)	0.91	—	8.6
M				0.98		
L	11	21.1	24.3 (24.8)	0.87	12.6	15.0
〃	12	17.1	19.7 (20.1)	0.87	12.6	12.8
M				0.87		
A	10	26.6	27.2 (27.4)	0.98	19.0	16.0
〃	12	23.3	22.3 (22.8)	1.04	19.0	13.8
M				1.01		
T	10	16.4	17.1 (17.1)	0.92	—	10.6
〃	15	18.8	19.0 (19.5)	0.89	—	12.2
M				0.91		
K	10	30.4	33.1 (33.9)	0.96	—	20.8
〃	15	31.2	35.1 (35.9)	0.99	—	22.0
M				0.97		
B	11	24.1	24.8 (25.5)	0.97	—	15.8
M				0.95		

() ; Calculated values by approximate formula.

Table 1-11. 合板で 45° 方向の曲げ試験における $\sigma_{b45^{\circ}max.}$ の実験値と計算値 (推定値)

The observed and assumed values of max. strength in bend with span directing 45° to grain of face plies

Kind of plywood	Strength	Max. strength $\sigma_{b45^{\circ}max.}$ kg/cm ²		Obs. / Cal.	Max. strength $\sigma_{b45^{\circ}max.}$ kg/cm ²
		Observed	Calculated		$2\tau_{0^{\circ}.90^{\circ}max.}$ by plate shear of plywood
L	11	285	214	1.33	—
	// 12	214	202	1.06	—
	// 15	183	174	1.05	—
	// 18	209	196	1.07	—
M				1.13	
A	10	329	288	1.10	—
	// 12	285	251	1.13	—
	M			1.11	
T	15	240	196	1.22	196
K	15	347	353	1.02	353
D	15	152	179	0.85	179
	// 18	144	150	0.96	150
M				0.91	
M				1.08	

LおよびA合板では、平行合板実験値でもとめた

$2\tau_{LTmax.}$ (L→158, A→236, kg/cm²) をつぎの式によって計算したものを。

$$2\tau_{0^{\circ}.90^{\circ}max.} = 2\tau_{LTmax.} \left(\frac{I_T}{I} + \frac{h_1}{h_2} \frac{I_J}{I} \right)$$

3-3. 合板の剪断応力状態

合板の剪断弾性は Fig. 1-16⁽²⁾ に一例を示したが、角度によって変化する。この図は、 $\phi = 1$ および $\psi = 1$ の場合についてもとめたものであるが、(0°・90°) 面と (45°) 面では極値をとる。したがって本研究では、この2つの面をもつものについて考察する。なお合板の面を表示する方法として、剪断面の場合には () をもちい、その中に角度数字を入れる方法によって示すこととする。

3-3-1. (0°・90°) 面の場合

3-3-1-A. 水平剪断 (パネル剪断)

これは Fig. 1-17 に示す状態のもので、 τ_{xy} のみ働くことから、(1.1.14) 式によってつぎの連立方程式を導くことができる。

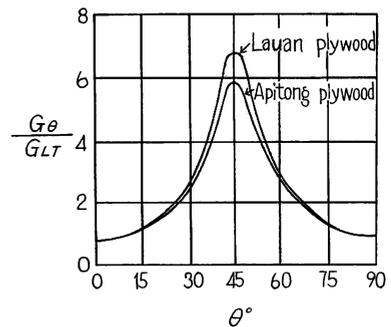


Fig. 1-16 合板で表単板の 0° 方向に対する角度別の G_{θ}/G_{LT} の値

When the angle between the edge and the grain direction on the face veneer is θ° , the relation of shear elastic constant to θ° of plywood panel.

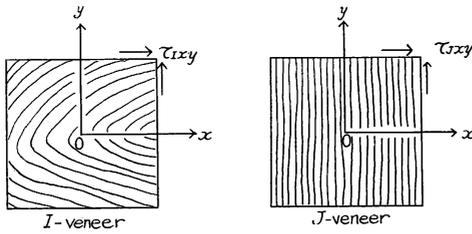


Fig. 1-17 合板に τ_{xy} のみ与える場合の
パネル剪断, ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面の場合

Diagram used to calculate stress and strain in panel shear of plywood. Shear stress is taken on τ_{xy} only.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{Ix} &= \frac{1}{\Delta_I} \begin{vmatrix} 0 & (1+\phi) S_{I12} & 0 \\ 0 & (S_{I22} + \phi S_{I11}) & 0 \\ (1+\phi) S_{I66} & 0 & (1+\phi) S_{I66} \end{vmatrix} \tau_{xy} = 0 \\
 \sigma_{Iy} &= \frac{1}{\Delta_I} \begin{vmatrix} (S_{I11} + \phi S_{I22}) & 0 & 0 \\ (1+\phi) S_{I21} & 0 & 0 \\ 0 & (1+\phi) S_{I66} & (1+\phi) S_{I66} \end{vmatrix} \tau_{xy} = 0 \dots\dots\dots(1.3.42) \\
 \tau_{Ixy} &= \frac{1}{\Delta_I} \begin{vmatrix} (S_{I11} + \phi S_{I22}) & (1+\phi) S_{I12} & 0 \\ (1+\phi) S_{I21} & (S_{I22} + \phi S_{I11}) & 0 \\ 0 & 0 & (1+\phi) S_{I66} \end{vmatrix} \tau_{xy} \\
 &= \frac{1}{\Delta_I} (1+\phi) S_{I66} [(1+\phi)^2 (S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2) + \phi (S_{I11} - S_{I22})^2] \tau_{xy}
 \end{aligned}$$

この τ_{Ixy} を (1.1.15) 式に入れると γ_{xy} がもとめられる。すなわち

$$\begin{aligned}
 \gamma_{xy} &= \frac{1}{\Delta_I} (1+\phi) S_{I66}^2 [(1+\phi)^2 (S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2) + \phi (S_{I11} - S_{I22})^2] \tau_{xy} \\
 &= S_{I66} \tau_{xy} \dots\dots\dots(1.3.43)
 \end{aligned}$$

$$\therefore \frac{\tau_{xy}}{\gamma_{xy}} = G_{ILT} = G_{0^\circ \cdot 90^\circ} \dots\dots\dots(1.3.44)$$

Table 1-12. 合板で ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面のパネル剪断における実験値
The observed values of shear modulus and max.
strength in panel shear test of plywood

Kind of plywood	Observed value	Shear modulus $\times 10^3 \text{ kg/cm}^2$		Max. strength of shear kg/cm^2	
		G_{LT}	$G_{0^\circ \cdot 90^\circ}$	$\tau_{LTmax.}$	$\tau_{0^\circ \cdot 90^\circ max.}$
L	11	5.5	6.1	79	95
"	12	5.5	5.4	79	89
"	15	5.5	4.8	79	76
"	18	5.5	5.6	79	88
M			5.5		87
A	10	7.8	7.1	118	127
"	12	7.8	7.3	118	110
M			7.2		119

$G_{LT}, \tau_{LTmax.}$; by panel shear test of || plywood.
 $G_{0^\circ \cdot 90^\circ}, \tau_{0^\circ \cdot 90^\circ max.}$; " " of plywood.

となる。これは合板で、単板構成のいかんにかかわらず成り立つ。つまり素材(単板)のもつ値と、合板のもつ値は相等しいことを意味していることである。

また、この場合の最大剪断応力については、(1.1.16)式から

$$\begin{aligned} \tau_{xy \max. t} &= \tau_{Ixy \max. t_I} + \tau_{Jxy \max. t_J} \\ \therefore \tau_{0^\circ.90^\circ \max.} &= \tau_{ILT \max.} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(1.3.45)$$

となり、この場合にも合板で単板構成のいかんにかかわらず、この式が成り立つことを示す。

Table 1-12 に示すごとく、 G についても τ についても、上述の結果がほぼ正しいことがわかる。

3-3-1-B. 捩り剪断 (プレート剪断)

これは Fig. 1-18 に示す状態のもので、 M_{xy} のみ与える場合のものであるから、(1.1.24)式からつぎの連立方程式を導くことができる。

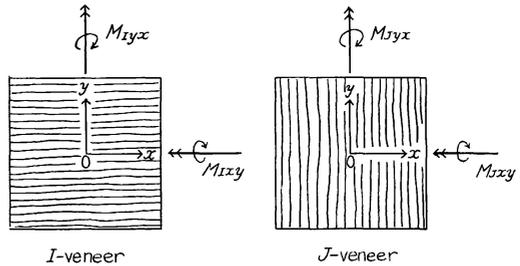


Fig. 1-18 合板で M_{xy} のみ与える場合のプレート剪断、 $(0^\circ \cdot 90^\circ)$ 面の場合
Diagram used to calculate stress, strain and deflection in plate shear test of plywood.
Torsional moment is acted on $M_{xy} (=M_{yx})$ only.

$$\begin{aligned} N \begin{vmatrix} M_{Ix} & D_{I12} & 0 \\ M_{Iy} & D_{I22} & 0 \\ M_{Ixy} & 0 & D_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{Ix} & D_{J12} & 0 \\ M_{Iy} & D_{J22} & 0 \\ M_{Ixy} & 0 & D_{J66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} 0 & D_{J12} & 0 \\ 0 & D_{J22} & 0 \\ M_{xy} & 0 & D_{J66} \end{vmatrix} \\ N \begin{vmatrix} D_{I11} & M_{Ix} & 0 \\ D_{I21} & M_{Iy} & 0 \\ 0 & M_{Ixy} & D_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D_{J11} & M_{Ix} & 0 \\ D_{J21} & M_{Iy} & 0 \\ 0 & M_{Ixy} & D_{J66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D_{J11} & 0 & 0 \\ D_{J21} & 0 & 0 \\ 0 & M_{xy} & D_{J66} \end{vmatrix} \quad \dots(1.3.46) \\ N \begin{vmatrix} D_{I11} & D_{I12} & 0 \\ D_{I21} & D_{I22} & 0 \\ 0 & 0 & M_{Ixy} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D_{J11} & D_{J12} & 0 \\ D_{J21} & D_{J22} & 0 \\ 0 & 0 & M_{Ixy} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D_{J11} & D_{J12} & 0 \\ D_{J21} & D_{J22} & 0 \\ 0 & 0 & M_{xy} \end{vmatrix} \end{aligned}$$

ただし、はじめの2式から出されるところの条件式、

$$\begin{aligned} (ND_{I66} D_{I22} + D_{J66} D_{J22})(ND_{I66} D_{I12} + D_{J66} D_{J11}) - (ND_{I66} D_{I12} + D_{J66} D_{J12})^2 \\ = 4J^2_0 G^2_{ILT} [\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1 + \phi)^2 - \phi(E_{IL} - E_{IT})^2] \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(1.3.47)$$

が一般的に0とならない単板構成にあるとして、

$$M_{Ix} = M_{Iy} = 0$$

が成り立つ。

したがって、3番目の式から、

$$M_{xy} = M_{Ixy} \left[1 + \frac{\frac{D_{I11} D_{I22} - D^2_{I12}}{\Delta_3}}{\frac{D_{J11} D_{J22} - D^2_{J12}}{\Delta_4}} \right] = \frac{I}{I_I} M_{Ixy} \quad \dots\dots\dots(1.3.48)$$

がもとめられる。これをさらに (1.1.20) 式に入れて計算すると、

$$G_{0^\circ.90^\circ} = -\frac{M_x}{2I \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}} = G_{ILT} \quad \dots\dots\dots(1.3.49)$$

Table 1-13. 合板で (0°・90°) 面のプレート剪断の実験値

The observed values of shear modulus in plate shear test of plywood

Kind of plywood	Elastic const.	Shear modulus (observed) × 10 ³ kg/cm ²	
		G_{LT}	$G_{0^{\circ}.90^{\circ}}$
L	11	6.1	7.5
"	12	6.1	6.4
M			6.9
A	10	7.2	8.0
"	12	7.2	6.9
M			7.4

G_{LT} ; by || plywood.

$G_{0^{\circ}.90^{\circ}}$; by plywood.

Table 1-14. 合板で (0°・90°) 面のプレート剪断の実験値

The observed values of max. strength in plate shear test of plywood

Kind of plywood	Strength	Max. strength (observed) kg/cm ²	
		Plate shear	Bending
		$\tau_{0^{\circ}.90^{\circ} max.}$	$\sigma_{b45^{\circ} max.}$
T	15	-	240
K	15	353	347
D	15	179	152
"	18	150	144
L	XV	285	-

となる。この場合にも合板で単板構成のいかににかかわらず成り立つ。

Table 1-13 によって、このことがほぼ確かであることがわかる。

また、最大剪断応力については、(1.1.17) 式において $\theta=45^{\circ}$, $M_x=M_y=0$ の場合についてもとめればよいのであるから、

$$M_{xy} = M_{x'} \dots\dots\dots(1.3.50)$$

となり、 $M_{xy max.} = M_{x' max.}$ から

$$\tau_{0^{\circ}.90^{\circ} max.} = \sigma_{b45^{\circ} max.} \dots\dots\dots(1.3.51)$$

となる。Table 1-14 に示すように、この関係がほぼ正しいことがわかる。

3-3-2. (45°) 面の場合

3-3-2-A. 水平剪断 (パネル剪断)

これは Fig. 1-19 に示すような状態で、 $\tau_{x'y'}$ のみを与えた場合についてであるから、(1-1-14) 式によってつぎの連立方程式を導くことができる。

$$\sigma_{Jx'} = \frac{1}{\Delta^2} (1+\phi) \tau_{x'y'} \begin{vmatrix} S'_{J16} & (1+\phi) S'_{I12} & (1-\phi) S'_{I16} \\ S'_{J26} & (1+\phi) S'_{I22} & (1-\phi) S'_{I26} \\ S'_{J66} & (1-\phi) S'_{I62} & (1+\phi) S'_{I66} \end{vmatrix}$$

$$= -\frac{1}{\Delta^2} S'_{I16} S'_{I66} (S'_{I11} - S'_{I12}) (1+\phi)^2 \tau_{x'y'}$$

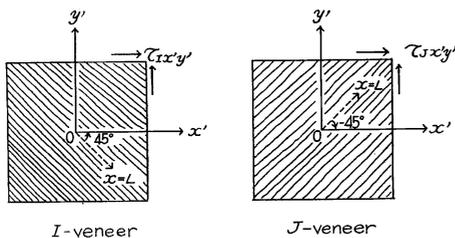


Fig. 1-19 合板で (45°) 面の $\tau_{x'y'}$ のみ与えた場合のパネル剪断
Diagram used to calculate stress and strain in panel shear of plywood with 45° face grain to edge.

$$\sigma_{Iy'} = \frac{1}{\Delta_2} (1+\phi) \tau_{x'y'} \begin{vmatrix} (1+\phi) S'_{I11} & S'_{J16} & (1-\phi) S'_{I16} \\ (1+\phi) S'_{I21} & S'_{J26} & (1-\phi) S'_{I26} \\ (1-\phi) S'_{I61} & S'_{J66} & (1+\phi) S'_{I66} \end{vmatrix} = \sigma_{Ix'} \dots (1.3.52)$$

$$\tau_{Ix'y'} = \frac{1}{\Delta_2} (1+\phi) \tau_{x'y'} \begin{vmatrix} (1+\phi) S'_{I11} & (1+\phi) S'_{I12} & S'_{J16} \\ (1+\phi) S'_{I21} & (1+\phi) S'_{I22} & S'_{J26} \\ (1-\phi) S'_{I61} & (1-\phi) S'_{I62} & S'_{J66} \end{vmatrix}$$

$$= \frac{1}{\Delta_2} (1+\phi)^3 S'_{I66} (S'_{I11} - S'_{I12}) [S'_{I66} (S'_{I11} + S'_{I12}) - 2 S'^2_{I16}] \tau_{x'y'}$$

さらに, (1.1.15) 式から

$$\gamma_{Ix'y'} = \frac{1}{\Delta_2} (1+\phi)^3 S'_{I66} (S'_{I11} - S'_{I12}) [S'_{I66} (S'_{I11} + S'_{I12}) - 2 S'^2_{I16}] \tau_{x'y'}$$

.....(1.3.53)

となる。また, $G_{x'y'} = G_{45^\circ} = \tau_{x'y'} / \gamma_{Ix'y'}$ とおけるから, 上式はつぎのように書ける。

$$G_{45^\circ} = \frac{S'_{I66} (S'_{I11} + S'_{I12}) (1+\phi)^2 - 2 S'^2_{I16} (1-\phi)^2}{S'_{I66} [S'_{I66} (S'_{I11} + S'_{I12}) - 2 S'^2_{I16}] (1+\phi)^2}$$

$$= G_{ILT-45^\circ} \left[1 + \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \frac{\phi}{(1+\phi)^2} \right]$$

$$= G_{ILT-45^\circ} [1 + W] \dots (1.3.54)$$

$$W = \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \Phi_I \Phi_J$$

そして, この W を, 合板の (45°) 面におけるパネル剪断の増加係数 (W -係数) と定義する。

そこで, この W - Φ_I の関係についてしらべてみると, ラワンおよびアピトン合板の場合には Fig. 1-20 のようになった。したがって, この図からつぎのことがいえる。

1. $\Phi_I = \Phi_J$, つまり $t_I = t_J$ のとき W が最大になる。
2. E_{IL}/E_{IT} が大きいほど W も高くなる。
3. $E_{IL} = E_{IT}$, つまり等方体では $W = 0$
4. $\Phi_J = 0$, つまり素材では $W = 0$

また, $E_{IL} \gg E_{IT}$ のような場合には, 近似式としてつぎのように書ける。

$$G'_{45^\circ} \doteq G_{ILT-45^\circ} \left[1 + \frac{E_{IL}}{E_{IT}} \right] \Phi_I \Phi_J$$

$$= G_{ILT-45^\circ} [1 + W'] \dots (1.3.55)$$

$$W' = \frac{E_{IL}}{E_{IT}} \Phi_I \Phi_J$$

各合板の G_{45° の計算値 (平行合板から) と, 実験値を比較してみると Table 1-15 のようになった。明らかに, 両者は相等しいものと判断される。なお, この場合には, 順剪断と逆剪断があるが²⁰⁾ (Fig. 2-7), どちらも同じ値になる。

つぎに, この (45°) 面の最大剪断応力について考察

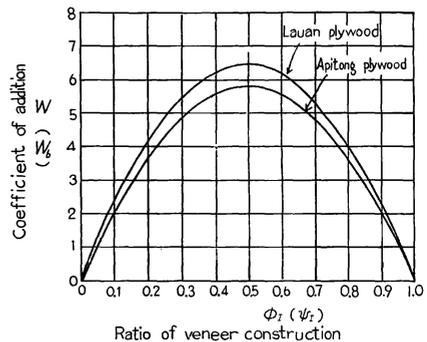


Fig. 1-20 合板で (45°) 面のパネル (プレート) 剪断における, 増加係数 W (W_0) と単板構成比 Φ_I (ϕ_I) の関係

The relationship between coefficient of addition and ratio of veneer construction on plywood with 45° face grain to edge:

する。

(1-3-16) 式において、 x と y を x' と y' に、それぞれ置き換えたのが、Fig. 1-19 の場合であるから、この式とさらに (1-1-16) 式によって、合板としてつぎの式が導かれる。 $\tau_{x'y'}$ のみ働くから

$$-\sigma_x = \tau_{x'y'} = \sigma_y$$

$$\therefore -\sigma_{x \max.} = \tau_{x'y' \max.} = \sigma_{y \max.}$$

……………(1.3.56)

したがって、一般形式としてつぎのように書ける。

$$\tau_{45^\circ \max.} = \sigma_{c0^\circ \max.} = \left[\sigma_{IcL \max.} \cdot \frac{t_I}{t} + \sigma_{JcT \max.} \cdot \frac{t_J}{t} \right] \text{ or}$$

$$\tau_{45^\circ \max.} = \left[\sigma_{ItT \max.} \cdot \frac{t_I}{t} + \sigma_{JtL \max.} \cdot \frac{t_J}{t} \right]$$

……………(1.3.57)

ただし、この式は Fig. 1-19 で $-\tau_{x'y'}$ を与えた場合のものである。理論的には

$+\tau_{x'y'}$ でも、 $-\tau_{x'y'}$ でも同じ内容のものであるが、本研究で取り扱った実験では $-\tau_{x'y'}$ を与えた場合に相当するので、これに対応させてつぎのように分けて考察する。

各単板が接着されていることから、 σ_{JcT} (横圧縮) と σ_{IcL} (縦圧縮) および σ_{ItT} (横引張) と σ_{JtL} (縦引張) は、それぞれ同じ方向に同じ変位をする。一般には $\sigma_{IcL \max.}$ と $\sigma_{JtL \max.}$ の破壊までの変位量は、他の 2 つの横方向のそれに比べ、きわめて小さい。したがって、破壊の主導権は $\sigma_{IcL \max.} \cdot \frac{t_I}{t}$ か $\sigma_{JtL \max.} \cdot \frac{t_J}{t}$ の、どちらか小さい方の値によって支配されることになる。したがって、順剪断および逆剪断に分けて考えると、つぎのように書くことができる。ただし、順と逆の方向は任意とする。

$$i \text{ 順剪断 } \tau_{45^\circ \max. \text{ Nor.}} = \begin{cases} \sigma_{c0^\circ \max.} \doteq \sigma_{IcL \max.} \cdot \frac{t_I}{t} \\ \sigma_{t90^\circ \max.} \doteq \sigma_{JtL \max.} \cdot \frac{t_J}{t} \end{cases}$$

……………(1.3.58)

$$ii \text{ 逆剪断 } \tau_{45^\circ \max. \text{ Inv.}} = \begin{cases} \sigma_{t0^\circ \max.} \doteq \sigma_{ItT \max.} \cdot \frac{t_I}{t} \\ \sigma_{c90^\circ \max.} \doteq \sigma_{JcL \max.} \cdot \frac{t_J}{t} \end{cases}$$

この式にもつぎ各合板の $\tau_{45^\circ \max.}$ を計算し、その実験値と対比してみたのが Table 1-16 である。弾性問題よりは、多少偏差も大きいですが、まず妥当なものであることが判断できる。ただ小型試片によるパネル剪断では、Photo. 2-9 のように、当板のボルト穴の剪断耐力がなくて、ここから破壊したものが多

Table 1-15. 合板で (45°) 面のパネル剪断試験における G_{45° の実験値と計算値
The observed and calculated values of shear modulus in panel shear test of plywood with 45° face grain to edge

Kind of plywood	Elastic const.	Shear modulus $G_{45^\circ} \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$		$\frac{\text{Obs.}}{\text{Cal.}}$
		Observed	Calculated	
L	11	41	39	1.05
//	12	40	37	1.08
//	15	42	35	1.20
//	18	43	36	1.19
M				1.13
A	10	55	49	1.12
//	12	54	50	1.08
M				1.10
T	10	21	23	0.91
K	10	50	46	1.08
B	11	31	31	1.00
M				1.04

$$\text{Observed value ; } G_{45^\circ} = \frac{G_{45^\circ \text{ Nor.}} + G_{45^\circ \text{ Inv.}}}{2}$$

Table 1-16. 合板で (45°) 面のパネル剪断における順剪断および逆剪断の $\tau_{45^{\circ}max}$ の実験値と計算値
The observed and calculated values of max. strength in normal and inverse shear test of plywood with 45° face grain to edge

Kind of plywood	Strength		Max. strength in panel shear $\tau_{45^{\circ}max}$ kg/cm ²				Obs./Cal.	
			Observed		Calculated			
	Nor.	Inv.	Nor.	Inv.	Nor.	Inv.	Nor.	Inv.
L	11	226	255	223	261	0.99	0.98	
//	12	208	227	194	290	1.07	-	
//	15	190	198	237	247	-	-	
//	18	187	185	227	257	-	-	
M						1.03	0.98	
A	10	359	352	372	430	0.97	0.82	
//	12	309	342	323	485	0.96	-	
M						0.97	0.82	
K	10	341	378	351	424	0.97	0.89	
B	12	265	268	264	275	1.00	0.98	
M						0.99	0.92	

1. 計算値 Nor. () = $\sigma_{c90^{\circ}max}$ の実験値
// Inv. () = $\sigma_{c0^{\circ}max}$ の //
2. * ; 写真 2-9 に示すように、ボルト穴の剪断破壊によるもので過少評価である。
3. T 10 合板はヌカ材のため過少値になり採用しない。
4. K および B 合板では、 $\sigma_{cLmax} = 0.95 (\sigma_{c0^{\circ}max} + \sigma_{c90^{\circ}max})$ によった。

くあったために、適格値を出し得ないものもあった。つまり実際の $\tau_{45^{\circ}max}$ はもう少し大きく出るはずである。

3.3.2-B. ねじり剪断 (プレート剪断)

これは Fig. 1-21 に示すような状態で、 $M_{x'y'}$ のみを与えた場合についてであるから、(1-3-33) 式によって、つぎの連立方程式を導くことができる。

$$\begin{aligned}
 N' \begin{vmatrix} M_{Ix'} & D'_{I12} & D'_{I16} \\ M_{Iy'} & D'_{I22} & D'_{I26} \\ M_{Ix'y'} & D'_{I62} & D'_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{Jx'} & D'_{J12} & D'_{J16} \\ M_{Jy'} & D'_{J22} & D'_{J26} \\ M_{Jx'y'} & D'_{J62} & D'_{J66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} 0 & D'_{J12} & D'_{J16} \\ 0 & D'_{J22} & D'_{J26} \\ M_{x'y'} & D'_{J62} & D'_{J66} \end{vmatrix} \\
 N' \begin{vmatrix} D'_{I11} & M_{Ix'} & D'_{I16} \\ D'_{I21} & M_{Iy'} & D'_{I26} \\ D'_{I61} & M_{Ix'y'} & D'_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{J11} & M_{Jx'} & D'_{J16} \\ D'_{J21} & M_{Jy'} & D'_{J26} \\ D'_{J61} & M_{Jx'y'} & D'_{J66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{J11} & 0 & D'_{J16} \\ D'_{J21} & 0 & D'_{J26} \\ D'_{J61} & M_{x'y'} & D'_{J66} \end{vmatrix} \dots\dots(1.3.59)
 \end{aligned}$$

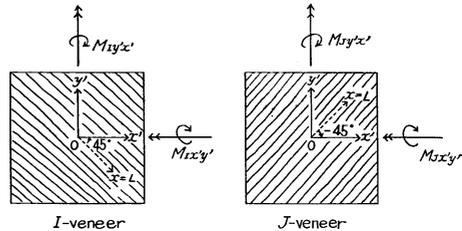


Fig. 1-21 合板で (45°) 面の $M_{x'y'}$ のみ与えた場合のプレート剪断
Diagram used to calculate stress and strain in plate shear of plywood with 45° face grain to edge.

$$N' \begin{vmatrix} D'_{I11} & D'_{I12} & M_{Ix'} \\ D'_{I21} & D'_{I22} & M_{Iy'} \\ D'_{I61} & D'_{I62} & M_{Ix'y'} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{J11} & D'_{J12} & M_{Ix'} \\ D'_{J21} & D'_{J22} & M_{Iy'} \\ D'_{J61} & D'_{J62} & M_{Ix'y'} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} D'_{J11} & D'_{J12} & 0 \\ D'_{J21} & D'_{J22} & 0 \\ D'_{J61} & D'_{J62} & M_{x'y'} \end{vmatrix}$$

これは、(1.3.33) 式と同型のものであるから

$$\begin{aligned} B_1 = F_1 &= D'_{J16} (D'_{J12} - D'_{J11}) = J_0 G_{ILT} (E_{IL} - E_{IT}) \\ B_2 = F_2 &= D'_{J16} (D'_{J12} - D'_{J11}) = F_1 \dots\dots\dots(1.3.60) \\ B_6 = F_6 &= (D'^2_{J11} - D'^2_{J12}) = J_0 G_{ILT} \alpha_I \end{aligned}$$

とおくことによって、つぎのように $M_{Ix'}$, $M_{Iy'}$ および $M_{Ix'y'}$ をもとめることができる。

$$\begin{aligned} M_{Ix'} &= M_{Iy'} = \frac{1}{\Delta_8} 2 J^3_0 G^2_{ILT} E_{IL} E_{IT} (E_{IL} - E_{IT}) \alpha_I \phi (1 + \phi) \\ M_{Ix'y'} &= \frac{1}{\Delta_8} 2 J^3_0 G^2_{ILT} E_{IL} E_{IT} (1 + \phi) [\phi (E_{IL} - E_{IT})^2 + 2 (1 + \phi) \lambda_I E_{IL} E_{IT}] \dots\dots\dots(1.3.61) \end{aligned}$$

これを、さらに (1-1-20) 式に入れると、

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial w'^2} \right)_I &= \frac{1}{\Delta_6} \begin{vmatrix} M_{Ix'} & D'_{I12} & D'_{I16} \\ M_{Iy'} & D'_{I22} & D'_{I26} \\ M_{Ix'y'} & D'_{I62} & D'_{I66} \end{vmatrix} = \frac{4 J^3_0 (1 + \phi)^3 G^3_{ILT} E^2_{IL} E^2_{IT} I^2_I \alpha_I}{\Delta_6 \Delta_8} M_{x'y'} \\ &= - \frac{(1 + \phi) \lambda_I \alpha_I}{2 I_I [(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2]} M_{x'y'} \dots\dots\dots(1.3.62) \end{aligned}$$

となる。

また、 $G_{45^\circ} = -M_{x'y'} / 2 I (\partial^2 w / \partial x' \partial y')$ となることから、つぎのようになる。

$$\begin{aligned} G_{45^\circ} &= G_{ILT-45^\circ} \left[\frac{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1 + \phi)^2 + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1 + \phi)^2} \right] \\ &= G_{ILT-45^\circ} [1 + W_b] \dots\dots\dots(1.3.63) \\ W_b &= \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \Psi_I \Psi_J \end{aligned}$$

この W_b を、合板の (45°) 面におけるプレート剪断の増加係数 (W_b -係数) と定義する。この (1.3.63) 式は前述の (1.4.54) 式とまったく同型のもので、 Φ を Ψ に変えたものである。したがって W_b - Ψ の関係も Fig. 1-20 によって示すことができるし、また W についていった4項目も、そのまま W_b についていえることになる。

また近似式としてつぎのように書くことができる。

$$\begin{aligned} G'_{45^\circ} &\doteq G_{ILT-45^\circ} [1 + W'_b] \dots\dots\dots(1.3.64) \\ W'_b &= \frac{E_{IL}}{E_{IT}} \Psi_I \Psi_J \end{aligned}$$

Table 1-17 に上式から計算した値と実験値を対応比較したが、両者はほとんど相等しいものとみられる。

つぎに (45°) 面の最大剪断応力について考察する。

これは (1-1-17) 式において、 $\theta = -45^\circ$ とし $M_{x'y'}$ のみを与えた場合であるから、

$$\begin{aligned} -M_x &= M_{x'y'} = M_y \\ \therefore -M_{xmax.} &= M_{x'y'max.} = M_{ymax.} \dots\dots\dots(1.3.65) \end{aligned}$$

となる。したがって、

Table 1-17. 合板で (45°) 面のプレート剪断における G_{45° の実験値と計算値
The observed and calculated values of shear modulus in plate shear test of plywood with 45° face grain to edge

Kind of plywood	Elastic const.	Shear modulus $G_{45^\circ} \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$		Obs. Cal.
		Observed	Calculated	
L A		21	22	1.04
// B		24	24	1.00
// C		18	20	1.11
M				1.05
L XV		31	33	1.06
T 10		19	16	0.84
// 15		21	21	1.00
M				0.92
K 10		41	37	0.90
// 15		44	42	0.96
M				0.93
B 11		29	24	0.83
D 15		28	31	1.11
// 18		28	27	0.97
M				1.04
M				0.97

Table 1-18. 合板で (45°) 面のプレート剪断における $\tau_{45^\circ \text{max}}$ の実験値
The observed values of max. strength in plate shear test of plywood with 45° face grain to edge

Kind of plywood	Strength	Max. strength (observed)		$\frac{\tau_{45^\circ \text{max.}}}{\sigma_{b \text{max.}}}$
		Plate shear $\tau_{45^\circ \text{max.}} \text{ kg/cm}^2$	Bending $\sigma_{b \text{max.}} \text{ kg/cm}^2$	
L XV		428	454*	0.94
T 15		398	354	1.12
K 15		840	762*	1.10
D 15		406	357*	1.14
// 18		316	366	0.86
M				1.00
M				1.04

- $\tau_{45^\circ \text{max.}} = \frac{1}{2} (\tau_{45^\circ \text{max. Nor.}} + \tau_{45^\circ \text{max. Inv.}})$
- $\sigma_{b \text{max.}}$ は $\sigma_{b0^\circ \text{max.}}$ と $\sigma_{b90^\circ \text{max.}}$ のどちらか小さい方をとる。* は $\sigma_{b90^\circ \text{max.}}$ の値。

$$\tau_{45^\circ \text{max.}} = \sigma_{b0^\circ \text{max.}} = \sigma_{b90^\circ \text{max.}} \dots\dots\dots(1.3.66)$$

と書くことができる。

しかし、この式は一般式であって、実際には τ_{45°

max. は $\sigma_{b0^\circ \text{max.}}$ か $\sigma_{b90^\circ \text{max.}}$ のどちらか小さい方の値によって決まってくる。

そしてこの $\sigma_{b0^\circ \text{max.}}$ および $\sigma_{b90^\circ \text{max.}}$ には (1.3.30) 式の関係があり、またつぎのように書くことができる。

$$\tau_{45^\circ \text{max.}} = \begin{cases} \sigma_{b0^\circ \text{max.}} \\ \sigma_{b90^\circ \text{max.}} \end{cases} \quad (\text{いずれか小さい値をとる}) \dots\dots\dots(1.3.67)$$

この関係をしらべてみたのが、Table 1-18 である。およそ、この式の正しいことが判断できる。

3-4. 合板のポアソン比

3-4-1. 圧縮応力によるポアソン比

3-4-1-A. 合板のポアソン比 $\nu_{0^\circ, 90^\circ}$ および $\nu_{90^\circ, 0^\circ}$

合板としてのポアソン比を Fig. 1-9 から Photo. 1-11 のようにしてもとめる方法である³⁴⁾。

I J 法によって ϵ_{Ix} を (1.3.3) 式によってもとめ、同一手順から ϵ_{Iy} をもとめうる。

そこで、この両者からポアソン比がもとめられる。その結果のみを書くかつぎようになる。

表単板が 0° 方向の場合には ($\nu_{0^\circ, 90^\circ}$ をもとめる場合)

$$\epsilon_{Ix} = \frac{(1 + \phi)(S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2)(\phi S_{I11} + S_{I22})}{(S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2)(1 + \phi)^2 + (S_{I11} - S_{I22})^2 \phi} \sigma_x \dots\dots\dots(1.3.68)$$

$$\epsilon_{IY} = \frac{(1 + \phi)^2 (S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2) S_{I12}}{(S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2)(1 + \phi)^2 + (S_{I11} - S_{I22})^2 \phi} \sigma_x$$

となり、90° 方向の場合には ($\nu_{90^\circ, 0^\circ}$ をもとめる場合)

$$\epsilon_{IY} = \frac{(1 + \phi)(S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2)(S_{I11} + \phi S_{I22})}{(S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2)(1 + \phi)^2 + (S_{I11} - S_{I22})^2 \phi} \sigma_y$$

.....(1.3.69)

$$\epsilon_{IX} = \frac{(1 + \phi)^2 (S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2) S_{I21}}{(S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2)(1 + \phi)^2 + (S_{I11} - S_{I22})^2 \phi} \sigma_y$$

となる。

したがって、ポアソン比の定義によって、つぎのようになる。

$$\nu_{90^\circ, 90^\circ} = \frac{(1 + \phi) S_{I12}}{\phi S_{I11} + S_{I22}} = - \frac{\nu_{ILT}}{\frac{t_I}{t} - \frac{t_I}{t} \frac{E_{IL}}{E_{IT}} + \frac{E_{IL}}{E_{IT}}}$$

.....(1.3.70)

$$\nu_{90^\circ, 0^\circ} = \frac{(1 + \phi) S_{I12}}{S_{I11} + \phi S_{I22}} = - \frac{\nu_{ITL}}{\frac{t_I}{t} - \frac{t_I}{t} \frac{E_{IT}}{E_{IL}} + \frac{E_{IT}}{E_{IL}}}$$

そこで、この式によってもとめた計算値と実験値を示したのが Table 1-19 である。その結果つぎのような判断をおこなった。

1. $\nu_{90^\circ, 0^\circ}$ は多少のパラツキはあるが、まず計算値と実験値はあうものとみられる。
2. $\nu_{0^\circ, 90^\circ}$ は実験値の方が計算値より、2~4 倍くらい大きくなっている。そこで各合板のポアソン比の実験値を、表単板の厚さで (t_F) 割った値をとってみると (Table 1-19 の右端)、ほぼ一定値に近づく傾向をもっていることがわかる。このことは、表単板の厚みによって、やや直線的な歪み勾配を生じているものと思われる。表単板自体は、厚みがあるのだから、木材としてのポアソン比の働き (0.5~0.6)⁶³⁾⁶⁴⁾をしようとするが、片側が接着という拘束があるため、ごく僅少の動きしかできないため (直交に単板が接着されているために)、厚み差によって逆に表面がやや大きく動くことから、このような数値となってあらわれたものと判断される。
3. $\nu_{0^\circ, 90^\circ}$ および $\nu_{90^\circ, 0^\circ}$ のどちらにしても、合板になると非常に小さな値になって、ポアソン比による異方性はほとんどなくなり、さらに λ_I は

$$\lambda_I \div 1 - 0 = 1 \quad \text{.....(1.3.71)}$$

とみてもよいことがわかった。

4. 剪断の影響はない。

3-4-1-B. 合板のポアソン比 ν_{45°

前項と同じ要領で Fig. 1.10 からもとめる。(1.3.10) 式から表単板の各応力値がもとまり、さらにこれを (1.1.15) 式に入れることによって、 $\epsilon_{IX'}$ および $\epsilon_{IY'}$ がもとまる。

この結果ポアソン比 ν_{45° はつぎのようになる。

$$\nu_{45^\circ} = \frac{S'_{I12} - \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{4 \lambda_I G_{ILT} E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{\phi}{(1 + \phi)^2}}{S'_{I11} + \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{4 \lambda_I G_{ILT} E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{\phi}{(1 + \phi)^2}} \quad \text{.....(1.3.72)}$$

ここで、(1.2.1) 式の関係を入れると、

$$S'_{I12} \div 0 \quad \text{.....(1.3.73)}$$

とみられるから、したがって ν_{45° はつぎのようになる。

Table 1-19. 合板の圧縮試験より測定したポアソン比 $\nu_{0^\circ \cdot 90^\circ}$, $\nu_{90^\circ \cdot 0^\circ}$ および ν_{45° の計算値と実験値, さらに $\nu_{0^\circ \cdot 90^\circ}/t_F$ の計算値

The observed and calculated values of POISSON'S ratio measured from method of compressive test of plywood

Kind of plywood	Elastic const.	POISSON'S ratio (Compression method)						Obs. Cal.			Thick-ness of face veneer t_F mm	$\frac{\nu_{0^\circ \cdot 90^\circ}}{t_F}$ (Observed) $\times 10^{-2}$
		Observed			Calculated			0°·90°	90°·0°	45°		
		0°·90°	90°·0°	45°	0°·90°	90°·0°	45°					
L	11	0.072	0.040	-	0.032	0.034	0.73	2.25	1.18	-	1.0	7.2
//	12	0.164	0.047	-	0.042	0.026	0.74	3.91	1.81	-	2.45	6.7
//	15	0.135	0.027	-	0.033	0.032	0.76	4.09	0.84	-	2.45	5.5
//	18	0.150	0.027	-	0.036	0.029	0.73	4.17	0.93	-	2.45	6.1
L	28	0.052	0.029	-	-	-	-	-	-	-	1.0	5.2
//	31	0.037	0.037	-	-	-	-	-	-	-	0.9	4.1
//	34	0.055	0.033	-	-	-	-	-	-	-	1.1	5.0
//	35	0.032	0.052	-	-	-	-	-	-	-	0.8	4.0
//	37	0.055	0.039	-	-	-	-	-	-	-	1.1	5.0
//	38	0.045	0.052	-	-	-	-	-	-	-	0.9	5.0
//	40	0.067	0.034	-	-	-	-	-	-	-	1.3	5.2
A	10	0.061	0.049	0.73	0.038	0.042	0.75	1.60	1.17	0.97	1.0	6.1
//	12	0.146	0.026	0.72	0.060	0.032	0.74	2.43	0.81	0.97	2.4	6.1
T	3	0.084	0.068	-	-	-	-	-	-	-	1.5	5.6
//	10	0.115	0.081	0.56	0.053	0.057	0.63	2.17	1.42	0.89	1.4	8.2
K	3	0.056	0.074	-	-	-	-	-	-	-	1.0	5.6
//	10	0.082	0.058	0.62	0.061	0.057	0.63	1.32	1.02	0.98	1.5	5.5
B	12	0.114	0.057	0.63	0.061	0.045	0.63	1.87	1.26	1.00	1.3	8.7
M										0.96		6.4

T, K, B の ν_{LT} はそれぞれ 0.5, 0.55, 0.5 を, ν_{TL} は同じく 0.03, 0.03, 0.025 をとった。

$$\nu_{45^\circ} \doteq \frac{-\frac{1}{2} \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] \Phi_I \Phi_J}{1 + \frac{1}{2} \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] \Phi_I \Phi_J} = -T \dots\dots\dots(1.3.74)$$

ϵ_{Iy} は圧縮歪みであるために, ν_{45° は T に等しくなる。つまり (1.3.13) 式と同じになる。

$$\nu_{45^\circ} = T \dots\dots\dots(1.3.75)$$

この式によって計算した値と実験値を, 各合板についてみると, Table 1-19 のごとく両者ほとんど相等しい。

そして, ν_{45° の場合にも剪断の直接影響はないものであることがわかった。

3-4-2. 曲げ応力によるポアソン比

3-4-2-A. 合板のポアソン比 $\nu_{0^\circ \cdot 90^\circ}$ および $\nu_{90^\circ \cdot 0^\circ}$

曲げの場合も, 圧縮荷重によってもとめた場合と, まったく同じ原理でもとめられる。Photo. 1-13 に

示したように、曲げでは表側は圧縮応力、裏側は引張応力によってそれぞれ相異なった（逆の）動きかたをする。

もちろん理論的に、比例限界の範囲内ではどちらも同じ絶対値になるはずだから、実験的には両者の平均をとって、この合板の曲げのポアソン比とみるのが、妥当と思われる。一応、理論計算式は計算のつごう上、圧縮側をとって解析する。

Fig. 1-12 において、Fig. 1-15 の内容にしたがって (1.3.22) 式から x 方向の曲率をもとめ、同じ手順によって y 方向の曲率をもとめられるから、その結果のみ書くつぎようになる。

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = - \frac{\lambda_I (\phi E_{IL} + E_{IT})}{I_I [(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2]} M_x \dots\dots\dots(1.3.76)$$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} = \frac{(1 + \phi) \lambda_I E_{IL} E_{IT}}{I_I [(1 + \phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2]} M_x$$

さらに、(1.1.18) 式とポアソン比の定義から、合板の $\nu_{b0^\circ.90^\circ}$ および $\nu_{b90^\circ.0^\circ}$ はつぎようになる。

$$\nu_{b0^\circ.90^\circ} = \frac{-z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}}{-z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}} = - \frac{(1 + \phi) E_{IT}}{\phi E_{IL} + E_{IT}} \nu_{ILT} = - \frac{\nu_{ILT}}{\frac{I_I}{I} - \frac{I_I}{I} \frac{E_{IL}}{E_{IT}} + \frac{E_{IL}}{E_{IT}}}$$

$$\nu_{b90^\circ.0^\circ} = - \frac{(1 + \phi) E_{IL}}{E_{IL} + \phi E_{IT}} \nu_{ITL} = - \frac{\nu_{ITL}}{\frac{I_I}{I} - \frac{I_I}{I} \frac{E_{IT}}{E_{IL}} + \frac{E_{IT}}{E_{IL}}}$$

.....(1.3.77)

また、この (1.3.77) 式と、前の (1.3.70) 式をみてわかるように、 t_I/t と I_I/I をともに変数 X としておこなれば、両式はまったく同型のものとなる。したがって、合板のポアソン比は、つぎの式によって表示できる。

$$|\nu_{0^\circ.90^\circ}| = \frac{\nu_{ILT}}{X - XK + K} \dots\dots\dots(1.3.78)$$

$$|\nu_{90^\circ.0^\circ}| = \frac{\nu_{ITL}}{X - \frac{X}{K} + \frac{1}{K}}$$

Table 1-20 に、曲げの場合の $\nu_{b0^\circ.90^\circ}$ および $\nu_{b90^\circ.0^\circ}$ の計算値と実験値を示したが、この結果からつぎのような判断をする。

1. $\nu_{b90^\circ.0^\circ}$ は計算値と実験値がよくあう。
2. $\nu_{b0^\circ.90^\circ}$ は実験値の方が計算値より 2 倍ほど大きくなっている。そこで、合板のポアソン比の実験値を、表単板の厚さ (t_F) で割った値をとってみると、Table 1-20 に示すようにほぼ一定値になった。このことからして、表単板の厚みによってやや直線的な歪み勾配を生じているものと思われる。その理由は圧縮荷重でポアソン比をもとめた場合の $\nu_{0^\circ.90^\circ}$ とまったく同じことがいえる。
3. $\nu_{b0^\circ.90^\circ}$ および $\nu_{b90^\circ.0^\circ}$ はどちらも、合板になるとごく小さな値となり、ポアソン比の異方性はほとんどなくなる。また λ_I もほとんど 1 に等しいものと考えてさしつかえない。
4. 剪断に関する直接の影響はない。

3-4-2-B. 合板のポアソン比 ν_{b45°

前項の場合と同じく, Fig. 1-15 から, スパン方向を y' 方向にとった場合の x' および y' 方向の曲率を (1.3.37) 式から, つぎのようにもとまる。ただし $\partial^2 w / \partial y'^2$ は, (1.1.24) 式によって $\partial^2 w / \partial x'^2$ をもとめたものと同手順によってもとめる。

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} = - \frac{(1+\phi)^2 S'_{I_{11}} \lambda_I G_{ILT} E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2}{I G_{ILT} [(1+\phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2]} M_{x'} \dots\dots\dots(1.3.79)$$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} = \frac{(1+\phi)^2 S'_{I_{12}} \lambda_I G_{ILT} E_{IL} E_{IT} - \phi (E_{IL} - E_{IT})^2}{I G_{ILT} [(1+\phi)^2 \lambda_I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2]} M_{x'}$$

そこで, ポアソン比の定義から,

$$\nu_{b_{45}^\circ} = \frac{S'_{I_{12}} - \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{4 \lambda_I G_{ILT} E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{\phi}{(1+\phi)^2}}{S'_{I_{11}} + \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{4 \lambda_I G_{ILT} E_{IL} E_{IT}} \right] \frac{\phi}{(1+\phi)^2}} \dots\dots\dots(1.3.80)$$

となり, さらに (1.2.1) 式の関係から

$$\nu_{b_{45}^\circ} \doteq \frac{-\frac{1}{2} \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] \Psi_I \Psi_J}{1 + \frac{1}{2} \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] \Psi_I \Psi_J} = -T_b \dots\dots\dots(1.3.81)$$

となる。

また, $\partial^2 w / \partial x'^2$ は圧縮側になるので-をとるから

$$\nu_{b_{45}^\circ} = T_b \dots\dots\dots(1.3.81)'$$

とおける。つまり (1.3.39) 式と同じ値になる。

この式によって計算した値と, 実験値を各合板についてみると, Table 1-20 のようになった。両者はほとんど相等しいことが判断される。また剪断の影響も直接はいらぬことがわかる。

3-2-2 項で述べたように, T と T_b は同一型式によって表示できる。つまり ϕ および Ψ を変数とみればよいのであるから, ν_{45° は次式によって, 圧縮の場合も曲げの場合も同一に取り扱うことができる。

Table 1-20. 合板で曲げ試験より測定せるポアソン比 $\nu_{b_{0^\circ, 90^\circ}}$, $\nu_{b_{90^\circ, 0^\circ}}$ および $\nu_{b_{45^\circ}}$ の実験値と計算値, および $\nu_{b_{0^\circ, 90^\circ}} / t_F$ の計算値
The observed and calculated values of POISSON'S ratio measured from method of bending test of plywood

Kind of plywood	Elastic const.	POISSON'S ratio (Bending method)						Obs. / Cal.			Thick-ness of face veneer	$\frac{\nu_{0^\circ, 90^\circ}}{t_F}$ (Observed)
		Observed			Calculated							
		0°·90°	90°·0°	45°	0°·90°	90°·0°	45°	0°·90°	90°·0°	45°	t_F mm	×10 ⁻²
L	11	0.074	0.048	0.79	0.034	0.040	0.73	2.18	1.20	1.09	1.0	7.4
〃	12	0.190	0.028	0.59	0.077	0.025	0.66	2.47	1.12	0.94	2.45	7.8
M				0.69			0.70		1.18	1.02		7.6
A	10	0.072	0.046	0.69	0.042	0.039	0.69	1.71	1.09	0.99	1.0	7.2
〃	12	0.160	0.025	0.71	0.091	0.025	0.71	1.76	1.00	1.13	2.4	6.7
M				0.70			0.70		1.05	1.07		7.0
M				0.70			0.70		1.11	1.04		7.3

$$\nu_{45^\circ} = \frac{\frac{1}{2} \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] (1 - X) X}{1 + \frac{1}{2} \left[\frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} \right] (1 - X) X} \dots\dots\dots(1.3.82)$$

$$X = \Phi_I \text{ or } \Psi_I$$

3-5. 等方性的合板の単板構成条件

現在の技術から木材の力学的異方性を、全然なくするような方法はかなり至難のようである⁴⁵⁾。しかし、いくらかでも等方体に近づいたものに作り上げたいということは、材料学的にもっとも望まれているところである。もちろん合板も、その一つに考えられてできてきたものであった。そこで、本研究の応用問題として、合板の単板構成法からこれを解決する手段を考えてみる。

いま、つぎのような条件

$$\frac{t_I}{t} = \frac{I_I}{I} = 0.5 \dots\dots\dots(1.3.83)$$

におくと、 $\lambda_I \div 1$ とみられるから (1.3.6) 式および (1.3.25) 式から、つぎの式を導くことができる。

$$E_{c_{0^\circ}} = E_{c_{90^\circ}} = E_{b_{0^\circ}} = E_{b_{90^\circ}} = \frac{1}{2}(E_L + E_T) = E \dots\dots\dots(1.3.84)$$

$$E_{c_{45^\circ}} = E_{b_{45^\circ}} = E_{LT-45^\circ} (1 + T) = E_{LT-45^\circ} (1 + \nu_{45^\circ}) = E_{45^\circ}$$

また、(1.3.44) 式および (1.3.49) 式から

$$G_{0^\circ, 90^\circ} (\text{パネル}) = G_{0^\circ, 90^\circ} (\text{プレート}) = G_{LT} = G \dots\dots\dots(1.3.85)$$

そして、(1.3.54) 式および (1.3.63) 式から

$$G_{45^\circ} (\text{パネル}) = G_{45^\circ} (\text{プレート}) = G_{LT-45^\circ} (1 + W) = G_{45^\circ} \dots\dots\dots(1.3.86)$$

の式を導くことができる。

そしてポアソン比については、

$$\nu_{0^\circ, 90^\circ} = \nu_{90^\circ, 0^\circ} = \nu_{b_{0^\circ}, 90^\circ} = \nu_{b_{90^\circ}, 0^\circ} = -\frac{2 \nu_{LT} E_T}{E_L + E_T} = \nu \div 0 \dots\dots\dots(1.3.87)$$

となって、無視できるが、 ν_{45° は

$$|\nu_{45^\circ}| = T \dots\dots\dots(1.3.88)$$

となって無視できない。

合板が、いかなる使われかたをしようとも、(1.3.83) 式の条件におかれた単板構成のものは、

$$E, E_{45^\circ}, G, G_{45^\circ}, \nu_{45^\circ}$$

の5個の値によって、弾性的近似的等方性合板が得られる。ただし曲げでは、 G_{LR} と G_{RT} の剪断撓みの付加条件、 τ_{RTmax} の Rolling 剪断による最大曲げ応力値の低下等に、特に検討する必要のあることは当然である。

また、3プライ合板では (1.3.83) 式の条件は決して満足されない³⁾ から、5プライ以上を問題にしなければならぬ。また5プライでは解はただ一つであるが、7プライ以上では、心および中板単板の撰択によって、表単板をどのようにでも変えることが可能である。

i 5プライ合板の場合

Fig. 1-22 に定めた数字によって、(1.3.83) 式の条件によって解くとつぎようになる。

$$t_1 + t_3 = t_2, \quad t_3 - (t_2 + t_3)^3 + t_3^3 = (t_2 + t_3)^3 - t_3^3$$

$$\therefore t_1 = \frac{6t \pm \sqrt{20t^2}}{8} = 0.1835 t \dots\dots\dots(1.3.89)$$

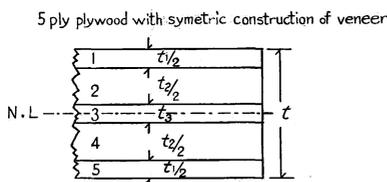


Fig. 1-22 合板の単板構成
Veneer construction of plywood.
 t : thickness of veneer.

Table 1-21. 近似等方性5プライ合板の単板構成
Veneer construction of 5 ply plywood with
approximate isotropic elasticity
Thickness of plywood = t cm

1 st ply	Face veneer	0.09175 t
2 nd //	Cross band veneer	...	0.25 t
3 rd //	Core veneer	0.3165 t
4 th //	Cross band veneer	...	0.25 t
5 th //	Back veneer	0.09175 t

このうち必ず $t > t_1$ でなければならないから、 $+\sqrt{\quad}$ はとれない。したがって、このような合板の単板構成は Table 1-21 のようになる。

また、合板の厚み t を与えると、単板構成は Fig. 1-23 のような配分になる。たとえば 1 cm 厚みの合板では、表単板を 1 mm 弱、心単板を 3 mm 強のものにすればよい。

本研究で使った合板、L 11 および A 10 のものが、ややこの近似的等方性合板に近いものであった。実験データがよくこれを示す。

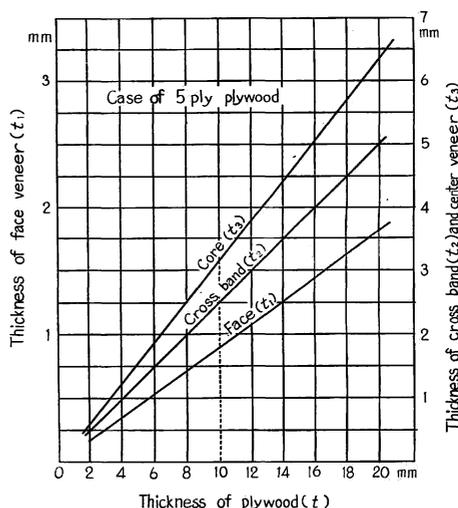


Fig. 1-23 近似等方性合板の単板構成算出表
The calculating table of veneer construction
for approximate anisotropic plywood.

第2編 合板の剪断剛性および剪断強度に関する考察

第1章 圧縮型パネル剪断

1-1. 小型試験合板

従来、小型試片によってパネル剪断試験がおこなわれた方法には、つぎの3方法が考えられている⁵⁰⁾⁶⁵⁾。

1. ASTM型 (本研究ではA法とよぶ。)
2. ASTM改良型 (本研究ではB法とよぶ。)
3. LW型⁵⁷⁾ (本研究では取り扱わない。)

1. ASTM型 A法⁶²⁾⁸⁴⁾

これは Fig. 2-1-A の原理にもとづいて、試験体を Photo. 2-1 の装置に設置し、圧縮荷重によって剪断応力を与えるものである。

結論からいうと、現法による試験装置では不適當である。その理由としてはつぎのことを指摘できる。

Fig. 2-1-A で被歪み測定面 (1.2部) に与える剪

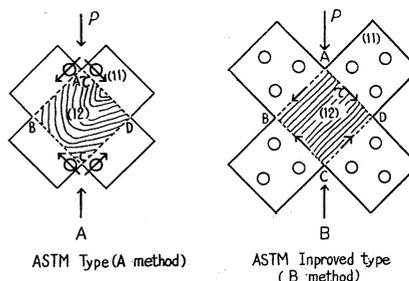


Fig. 2-1 小型試験合板のパネル剪断における原理

Diagram showing shear stress in test-specimen under compressive loading on panel shear of minor plywood specimen.

Table 2-1. 合板で (0°・90°) 面および (45°) 面におけるパネル剪断試験, ASTM 型 (A法) および同改良型 (B法) で測定した G の実験値
The observed values of shear modulus in panel shear test (A and B method) of plywood

Kind of plywood	Elastic const.	Shear modulus (observed) G × 10 ⁹ kg/cm ²					
		(0°・90°)		B meth. A meth.	(45°)		B meth. A meth.
		A method	B method		A method	B method	
L	A	9.1	3.7	$\frac{1}{2.5}$	86.7	30.0	$\frac{1}{2.9}$
"	B	8.3	3.5	$\frac{1}{2.4}$	102.2	37.3	$\frac{1}{2.8}$
"	C	8.1	3.6	$\frac{1}{2.3}$	117.2	41.9	$\frac{1}{2.8}$
M				$\frac{1}{2.4}$			$\frac{1}{3}$

断応力 τ は、手段として理論的には正しいと思われるが、実際には一様な剪断応力が働かない。おそらく当板の剛性不足か、その他の理由で、理論的な τ よりかなり小さな値になっているからである。

実験によれば、その減少率を佐々木⁶²⁾ は約 1/2 としているが、本研究では Table 2-1 に示すように、1/2.4~1/3 になった。

そこで、この減少率を改善するために、1つの方法として当板部 (1.1部) の剛性を (1.2部) のそれに比し、かなり高くすることである。と同時に、Photo. 2-15-A のように B および D 点においても、回転軸によって接続し、作用せしめることが必要である。

また、 τ_{max} をもとめるにしても、やはり正しい値を出し得ないと思われるので採用しがたい。しかし

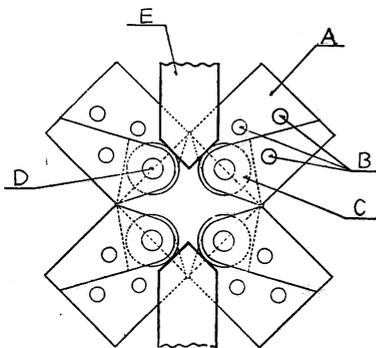


Fig. 2-2

Rough sketch showing the panel shear test-B apparatus by load of compression.

- A : Steel loading plate.
- B : Pin
- C : Roller
- D : Axis of roller
- E : Knife edge

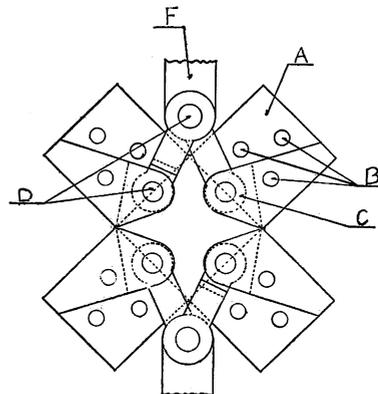


Fig. 2-3

Rough sketch showing the panel shear test-B apparatus by load of tension.

- A : Steel loading plate
- B : Pin
- C : Roller
- D : Axis of roller
- F : Fitting to tension load

ながら、佐々木が指摘するように、(1.2部) 中央では純粋剪断応力状態にあることは確かであることから、当然 SAINT VENANT の法則が適用できる。

2. ASTM 改良型⁽⁵²⁾⁽⁵³⁾⁽⁷⁹⁾ B法

この方法は Fig. 2-1-B の原理によっておこない、Photo. 2-2 のような方法で試験体を形成し、Fig. 2-2 および Photo. 2-3 の装置で、圧縮荷重を与え、剪断応力をうる仕組みのものである。3方法のうち、もっとも正確に弾性および強度の値が得られるものと思われる。

本研究で取り扱った剪断の測定値は、すべてこの方法によってとめたものである。

試験片は十字型対称板で、中央部の $10 \times 10 \text{cm}^2$ の正方形面積が被測定面 (1.2部) である。十字凸出部の両面に当板補強板 (1.1部) を接着して剛性を高め、これに3個のボルト穴をあけて、このボルト連によって全体的に、(1.2部) τ を与えようとする装置である。いま (1.2部) の中央に Fig. 2-4 に示すような xy および $x'y'$ の両座標軸をとる。荷重 P によって剪断応力 $\tau_{x'y'}$ を与えることから、当然剪断歪み $\gamma_{x'y'}$ を生ずる。すると (1.2部) の剪断剛性係数 G は、つぎの式によってもとめられる⁷⁶⁾。

$$G = \frac{\tau_{x'y'}}{\gamma_{x'y'}} = \frac{\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)}{\epsilon_x - \epsilon_y} \dots\dots\dots(2.1.1)$$

$$\tau_{x'y'} = \sigma_x = -\sigma_y = \frac{P}{\sqrt{2} A} \dots\dots\dots(2.1.2)$$

$A : l t$

ただし l は辺長、 t は合板厚み。

ここでは、応力および歪みの方向を考えないことにする。

(2.1.2) 式から、最大剪断応力はつぎのようにかける。

$$\tau_{x'y'} \text{ max.} = \frac{P \text{ max.}}{\sqrt{2} A} \dots\dots\dots(2.1.3)$$

1-1-1. ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面の場合

第1編 3-3-1項で解析したものと、内容的には変わりはないが、前述した試験方法に適用した方法で、 $I J$ 法を使って解く。

Fig. 2-5 に示した状態で取り扱うものであるから、(2.1.2) 式によって τ_{xy} を与えることは同時に σ_x および $-\sigma_y$ を与えることに等価である。したがって (1.1.14) 式から、つぎのように連立方程式を導くことができる。

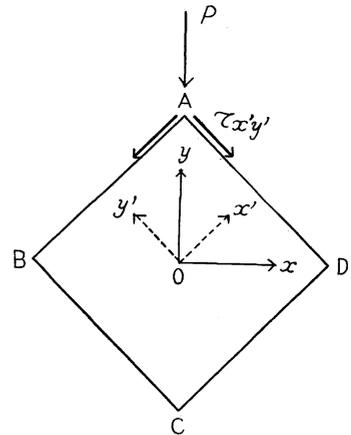


Fig. 2-4 パネル剪断において、合板面に働く応力と、座標のとりかた。
Choice of axes on panel shear test specimen that shear stress $\tau_{x'y'}$ is distributed by load of compression.

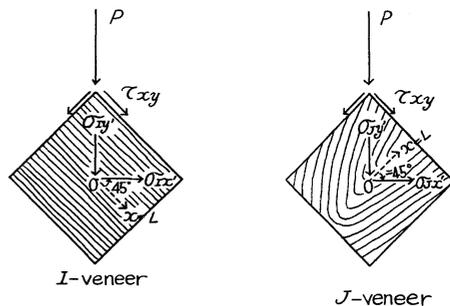


Fig. 2-5 合板で、パネル剪断における ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面の面内応力と座標のとりかた
Diagram used to calculate stress and strain in panel shear test of plywood with ($0^\circ \cdot 90^\circ$) face grain to edge.

$$\begin{aligned} \sigma_{Ix'} &= \frac{1}{\Delta_2} \begin{vmatrix} 1 & (1+\phi) S'_{I12} & (1-\phi) S'_{I16} \\ -1 & (1+\phi) S'_{I22} & (1-\phi) S'_{I26} \\ 0 & (1-\phi) S'_{I62} & (1+\phi) S'_{I66} \end{vmatrix} (1+\phi)(S'_{J11}-S'_{J12}) \tau_{xy} = \tau_{xy} \\ \sigma_{Iy'} &= \frac{1}{\Delta_2} \begin{vmatrix} (1+\phi) S'_{I11} & 1 & (1-\phi) S'_{I16} \\ (1+\phi) S'_{I21} & -1 & (1-\phi) S'_{I26} \\ (1-\phi) S'_{I61} & 0 & (1+\phi) S'_{I66} \end{vmatrix} (1+\phi)(S'_{J11}-S'_{J12}) \tau_{xy} = -\tau_{xy} \\ \tau_{Ix'y'} &= 0 \end{aligned} \dots\dots\dots(2.1.4)$$

さらに、(1.1.15) 式から

$$\begin{aligned} \varepsilon_{Ix'} &= (S'_{I11}-S'_{I12}) \tau_{xy} = \frac{1}{2} S_{I66} \tau_{xy} \dots\dots\dots(2.1.5) \\ \varepsilon_{Iy'} &= (S'_{I12}-S'_{I22}) \tau_{xy} = -\frac{1}{2} S_{I66} \tau_{xy} \end{aligned}$$

となり、したがって (2.1.1) 式にこれを入れると、合板の $G_{0^\circ,90^\circ}$ がつぎの式でもとまる。

$$G_{0^\circ,90^\circ} = \frac{\tau_{xy}}{(\frac{1}{2} S_{I66} + \frac{1}{2} S_{I66}) \tau_{xy}} = G_{ILT} \dots\dots\dots(2.1.6)$$

また、(2.1.5) 式および (2.1.6) 式から、

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{Ix'}}{\varepsilon_{Ix'}} &= E_{ILT-45^\circ} = \frac{\tau_{xy}}{\varepsilon_{Ix'}} = 2 G_{ILT} \\ \therefore G_{ILT} &= \frac{1}{2} E_{ILT-45^\circ} \dots\dots\dots(2.1.7) \end{aligned}$$

となり、これは (1.2.3) 式が成り立つことを示す。また (2.1.6) 式から、(1.3.44) 式と同じく、単板構成のいかんにかかわらず、これが成り立つことは、すでに Table 1-12 で証明した。

つぎに最大剪断応力について考察する。(2.1.2) 式からつぎのように表わすことができる。

$$\tau_{0^\circ,90^\circ max.} = \begin{cases} \sigma_{c45^\circ max.} \\ \sigma_{t45^\circ max.} \end{cases} \quad (\text{小さい方をとる}) \dots\dots\dots(2.1.8)$$

これは、Fig. 2-5 からもわかるように、 $\sigma_{c45^\circ max.}$ か $\sigma_{t45^\circ max.}$ かどちらか小さい方の値によって、破壊をおこすと、その値がつまり $\tau_{0^\circ,90^\circ max.}$ になることを意味している。その逆のこともいえる。そこで、この関係をみるために実験値を Table 2-2 にあげた。

一般に $\tau_{0^\circ,90^\circ max.}$ より $\sigma_{t45^\circ max.}$ の方が若干高い値になっている。これは剪断破壊が、合板の裏割れによって、 $\tau_{RTmax.}$ の影響をうけていることも一つの原因と考えられる。

素材では Photo. 2-4 のように完全に剪断破壊するから $\tau_{LTmax.}$ によって決まる。平行合板も Photo. 2-5 のように、 $\tau_{RTmax.}$ によって $\tau_{LTmax.}$ が決まるものもある。合板は Photo. 2-6 のように $\tau_{RTmax.}$ によって $\tau_{0^\circ,90^\circ max.}$ が決まるものが多い。以上の3枚の写真でわかるように、 $\tau_{0^\circ,90^\circ max.}$ は $\sigma_{c45^\circ max.}$ および $\sigma_{t45^\circ max.}$ のいずれによる破壊からは、(2.1.8) 式のようにには決まらない。つまり、 $\sigma_{c45^\circ max.}$ や $\sigma_{t45^\circ max.}$ はまだまだ大きな値である。もちろん $\sigma_{c45^\circ max.}$ の圧縮座屈によって破壊し、(2.1.8) 式からその値によって $\tau_{0^\circ,90^\circ max.}$ に決められる場合もあるが(実大の大型試験とか(45°)面では、この部類に属するものが多い)、いずれにしても (2.1.8) 式のペンディングした形式では、3つのうちいずれかによって破壊をおこせば、他の2つも過小評価視される結果による。

Table 2-2 に示したように、これから判断すると (2.1.8) 式によって $\tau_{0^\circ,90^\circ max.}$ を推定するならば、

Table 2-2. 合板のパネル剪断試験における (0°・90°) 面の $\tau_{0^\circ, 90^\circ max}$ の実験値と推定値
The observed and assumed values of Max. strength in panel shear test of plywood

Kind of plywood	Strength	Max. strength (observed)		$\frac{\tau_{0^\circ, 90^\circ max}}{\sigma_{t45^\circ max}}$
		Panel shear	Tension	
		$\tau_{0^\circ, 90^\circ max}$ kg/cm ²	$\sigma_{t45^\circ max}$ ¹⁾ kg/cm ²	
L	11	95	87 ²⁾	1.09
//	12	89	87	1.02
//	15	76	87	0.87
//	18	88	87	1.00
M				0.99
A	10	127	155	0.82
//	12	110	148	0.74
M				0.78
T	10	87	122	0.71
K	10	170	221	0.77
B	11	130	207	0.63
M				0.78

- 1) すべての合板とも $\sigma_{t45^\circ max} > \sigma_{t45^\circ max}$ となっているため、 $\sigma_{t45^\circ max}$ をとる。
- 2) アピトンでは素材と合板の $\sigma_{t45^\circ max}$ がともに等しい値であったので、ラワン合板の引張をおこなわなかったため、素材の引張値をとった。

すべて平行でないことから、このような値になったものと思われる。この変形量(歪み)を測定する方法として、本研究ではつぎの2とおりのものをもちいた。

1. 鏡式法⁷⁷⁾
2. ストレインゲージ法⁷⁹⁾

詳細な説明は、各研究報告に記載してあるので、ここでは写真によってのみ説明する。鏡式法では Photo. 2-7 に示すように鏡式歪計を用いて変形を測定した。

また、ストレインゲージ法では Photo. 2-5 のように、対角線上にゲージを両面に貼って歪みを測定した。

なお、この試験では試験片の作成上から、ボルト穴8個の位置の微少ズレにより、Fig. 2-2 の a 点でのナイフエッジの接点が、必ずしも8点同タッチにならず、Eが傾斜を起こす。そのために測定面の表と裏の両歪みの平均をとらねばならない。表面を1、裏面を2とすると

$$\epsilon_x = \frac{1}{2}(\epsilon_{1x} + \epsilon_{2x}), \quad -\epsilon_y = \frac{1}{2}(-\epsilon_{1y} - \epsilon_{2y}) \quad \dots\dots\dots(2.1.10)$$

として実験値をもとめた。

これは、圧縮試験およびポアソン比測定試験の場合と、まったく同じ考え方である。

少なくとも $\sigma_{t45^\circ max}$ の6~7割ぐらいの値によって決めねばならないことがわかる。それは、合板特有の τ_{RTmax} の裏割れを含むところの、強度低下にもとづくものであるから、このことには十分注意しなければならない。

つぎに、被測定面 (Fig. 2-1 の (1.2部)) の表面剪断変形状態について考察する。

本研究では、この変形状態を推定する係数として、つぎのような δ 値 (近似値として δ' 表示) をもってみることにした⁷⁹⁾。

Fig. 2-5 から

$$\delta = \left| \frac{\epsilon_{Iy'}}{\epsilon_{Ix'}} \right| \quad \dots\dots\dots(2.1.9)$$

(0°・90°) 面では (2.1.5) 式からわかるように $\delta = 1$ となる。Table 2-3-A で示すように、どちらをみても伸びと縮みの歪み量が一定になっている。また Table 2-3-B では、素材と合板の場合を示したが、いずれも δ ($\delta' = 1$) になっているものとして判断できる。平行合板では多少小さくなっているが、単板の繊維方向が必ずしも

Table 2-3-A. 合板のパネル剪断における
(0°・90°) 面の変形係数 δ' の実験値
The observed values of transformation
in panel shear test of Lauan plywood

Kind of plywood	Const.	Coefficient of transformation (observed) δ'	
		(0°・90°)	
		Compression for ① direction	Compression for ② direction
L	A	0.96	1.02
//	B	0.97	1.05
//	C	1.03	1.04
M		0.99	1.04

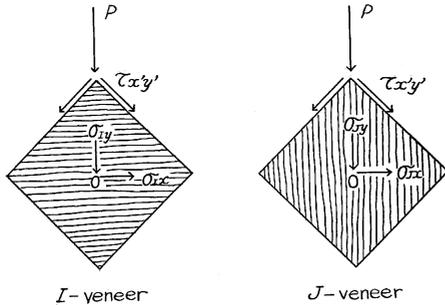


Fig. 2-6 合板のパネル剪断における (45°) 面での応力と座標のとりかた
Diagram used to calculate stress and strain in panel shear test of plywood with (45°) face grain to edge.

鏡式法では、装置全体の動きも考えられるので、それよりは測定値が安定で、かつ正確なストレインゲージ法の方がよい。

1-1-2. (45°) 面の場合

前項の (0°・90°) 面の場合と、まったく同じ考えかたで取り扱える。Fig. 2-6 に示す状態のものであるから、(1.1.12) 式によりつぎの応力条件から

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= (1 + \phi)(S_{J11} - S_{J12}) \tau_{x'y'} \\ \sigma_2 &= (1 + \phi)(S_{J12} - S_{J22}) \tau_{x'y'} \dots\dots\dots(2.1.11) \\ \sigma_6 &= 0 \end{aligned}$$

さらに、(1.1.14) 式によって、つぎの連立方程式を導くことができる。

$$\sigma_{Ix} = \frac{1}{\Delta_1} \begin{vmatrix} (S_{I11} - S_{I12}) & (1 + \phi) S_{I12} & 0 \\ (S_{I12} - S_{I22}) & (S_{I22} + \phi S_{I11}) & 0 \\ 0 & 0 & (1 + \phi) S_{I66} \end{vmatrix} (1 + \phi) \tau_{x'y'}$$

Table 2-3-B. 素材、平行合板および合板
のパネル剪断における、(0°・90°) 面ある
いは (L・T) 面の変形係数 δ' の実験値
The observed values of transformation
in panel shear test of woods, plywood
with parallel glued veneers (|| plywood)
and plywood

Kind of plywood	Const.	Method of observe	Coefficient of transformation (observed) δ'
			(L・T) (0°・90°)
			①Comp. + ②Comp. / 2
L wood			0.96
DL // (oven dried)			0.99
L Plywood			0.88
L	11		0.95
//	12		0.94
//	15		0.96
//	18		0.92
M			0.94
A wood			0.84
DA // (oven dried)			0.90
A Plywood			0.88
A	10		0.90
//	12		0.96
M			0.93
T	10		1.01
K	10		0.95
B	11		1.03
D	15		1.02
M			0.98

$$\begin{aligned}
 &= \frac{1}{\Delta_1} (1+\phi)^2 S_{I66} [(S_{I22}-S_{I12})(S_{I22}+\phi S_{I11}) - (1+\phi)S_{I12}(S_{I12}-S_{I11})] \tau_{x'y'} \\
 \sigma_{Iy} &= \frac{1}{\Delta_2} \begin{vmatrix} (S_{I11}+\phi S_{I22}) & (S_{I22}-S_{I12}) & 0 \\ (1+\phi)S_{I12} & (S_{I12}-S_{I11}) & 0 \\ 0 & 0 & (1+\phi)S_{I66} \end{vmatrix} (1+\phi) \tau_{x'y'} \\
 &= \frac{1}{\Delta_1} (1+\phi)^2 S_{I66} [(S_{I11}+\phi S_{I22})(S_{I12}-S_{I11}) - (1+\phi)S_{I12}(S_{I22}-S_{I12})] \tau_{x'y'} \\
 \tau_{Ixy} &= 0 \dots\dots\dots(2.1.12)
 \end{aligned}$$

さらに (1.1.15) 式から,

$$\begin{aligned}
 \epsilon_{Ix} &= \frac{1}{\Delta_1} (1+\phi)^2 S_{I66} (S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2) (S_{I22} - S_{I12} + \phi S_{I11} - \phi S_{I12}) \tau_{x'y'} \\
 \epsilon_{Iy} &= \frac{1}{\Delta_1} (1+\phi)^2 S_{I66} (S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2) (S_{I12} - S_{I11} + \phi S_{I12} - \phi S_{I22}) \tau_{x'y'} \\
 &\dots\dots\dots(2.1.13)
 \end{aligned}$$

となる。したがって、これを (2.1.1) 式に代入すればつぎのようになる。

$$\begin{aligned}
 G_{45^\circ} &= \frac{\tau_{x'y'}}{\epsilon_{Ix} - \epsilon_{Iy}} = \frac{1}{S_{I66}} \left[1 + \frac{(S_{I11} - S_{I22})^2}{(S_{I11} S_{I22} - S_{I12}^2)} \frac{\phi}{(1+\phi)^2} \right] \\
 &= G_{ILT-45^\circ} [1+W] \dots\dots\dots(2.1.14) \\
 W &= \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda I E_{IL} E_{IT}} \phi_I \phi_J
 \end{aligned}$$

あきらかに、この式は (1.3.54) 式と同じ結果となっている。したがって、近似式についても同じものが使える。これらについては研究報告⁷⁹⁾および本研究の第1編3-3-2項で詳しく取り扱った。

最大剪断応力については、(2.1.2) 式から当然 (1.3.58) 式のこと導かれる。Table 1-16 で示したように、この場合に当然いえることである。また、この (45°) 面では $\tau_{0^\circ, 90^\circ max.}$ のときのような Rolling shear らしき $\tau_{RT max.}$ の影響は、はいらないようである。

一般に、単板構成上からして最大の $\tau_{45^\circ max.}$ をうるには、

$$\sigma_{x max.} = -\sigma_{y max.} \dots\dots\dots(2.1.15)$$

になるようにすればよいことになる。

木材では、およそ

$$\frac{\sigma_{c max.}}{\sigma_{t max.}} \doteq \frac{1}{3} \dots\dots\dots(2.1.16)$$

の関係⁶⁴⁾にあるから、 $t_I/t_J \doteq 3$ になる単板構成にして、しかも t_I の単板の繊維方向を圧縮の荷重方向になるようにすれば、その状態が $\tau_{45^\circ max.}$ の最大値が得られることになる。

この (45°) 面に関しては、2つの特殊事情を考えなければならない。それは順剪断と逆剪断ということである。

本研究では林の研究⁸⁰⁾に示した内容のものもちいた。したがって、 $t_J > t_I$ のような単板構成にある場合には、Fig. 2-7 に示したような分けかたによって決まる。必ずしも表単板の繊維方向によって決められるものではなく、ヤング係数×単板の厚さ、の大小によって決まることになる。Table 1-2 に示したように、この順剪断 (Nor.) と逆剪断 (Inv.) の G はどちらも変わらない。したがって、単板構成上の問題は起こらない。しかし、この試験ではつぎの2点について、今後考慮しなければならないことがわか

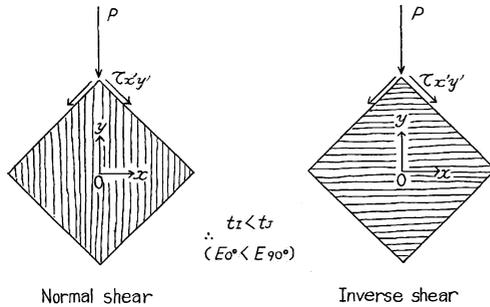


Fig. 2-7 合板の (45°) 面で順剪断と逆剪断の区別
Difference of normal and inverse shear test specimen of plywood with (45°) face grain to edge.

った。

その1つは、 $\tau_{45^\circ max}$ がかなり大きな値なので、合板が少し厚くなると、少々厚みの当板補強板をはったぐらいでは、Photo. 2-9 のように、ボルト穴の剪断破壊を先に起こし、ここまでしか荷重がかからないことである。

他のもう1つは、ボルト穴にボルトが食いこみ、ここで圧縮メリ込みを生じている状態になれば、真の G_{45° が得られず、メリ込みに比例して高い G_{45° 値になることである。したがって、合板が 1 cm 以上の厚みで、(45°) 面のパネル剪断には、もっと改善した方法をとるよう

考えねばならない。

素材や平行合板の順剪断では、圧縮側が T 方向になるため、どこまで荷重をかけても $\tau_{45^\circ max, Nor}$ はもとめられない。それに対して逆剪断では、Photo. 2-8 のように真中から完全に割れる。つまり引張側が T 方向になるためである。

合板では (1.3.58) 式に示すような条件で、破壊するのであるが、本研究で使用した合板試験片が大部分 Photo. 2-9 のように不満足なものであった。しかし、薄い合板や比較的弱い合板の試験片では、Photo. 2-10 のように圧縮座屈破壊とか、Photo. 2-11 のような引張破壊によって満足した結果が得られた。

つぎに、この場合の変形状態を示す δ (δ') について考察する。

(2.1.3) 式から δ および δ' はつぎのようになる。

$$\delta = \frac{\epsilon_{Ix}}{\epsilon_{Iy}} = - \frac{(\frac{E_{IL}}{E_{IT}} - \nu_{ILT}) + \phi(1 - \nu_{ILT})}{(1 - \nu_{ILT}) + \phi(\frac{E_{IL}}{E_{IT}} - \nu_{ILT})} \dots\dots\dots(2.1.17)$$

$$\delta' \doteq - \frac{t_J}{t_I}, (\nu_{ILT} = 0.5, \frac{1}{2}(\phi - 1) \ll \frac{E_{IL}}{E_{IT}})$$

つまり、 δ' からみれば単板構成比によって与えられることがわかる。本研究で使った合板は Table 1-1 から

$$0.6 < \frac{t_J}{t_I} < 1.5 \dots\dots\dots(2.1.18)$$

の範囲内にあることがわかる。

そこで、各合板についての計算値 δ' と実験値を Table 2-4-A によって比較した。多少のバラつきは致しかたがないとすれば、両者はほぼ合っているものと思われる。(2.1.17) 式でわかるように、 δ' は順剪断と逆剪断では互いに逆数関係になっている。Table 2-4-A の実験値ではその傾向を示しているが、数値的な正確さについては若干誤差が含まれたようである。

素材および平行合板の δ' については、Table 2-4-B に示したように、あきらかに順剪断の場合には $\epsilon_{Ix} \ll \epsilon_{Iy}$ 、また逆剪断の場合には $\epsilon_{Ix} \gg \epsilon_{Iy}$ となるような実験値になっている。

Table 2-4-A. 合板のパネル剪断における (45°) 面の変形係数 δ' の実験値と計算値
The observed and calculated values of transformation in panel shear
of plywood with 45° face grain to edge

Kind of plywood	Const.	Coefficient of transformation δ'				$\frac{\text{Obs.}}{\text{Cal.}}$	
		(45°)					
		Observed		Calculated		Nor.	Inv.
		Nor.	Inv.	Nor.	Inv.		
L	11	0.72	0.99	0.85	1.18	0.85	0.83
//	12	0.87	0.90	0.67	1.50	1.30	0.60
//	15	0.76	1.00	0.96	1.04	0.79	0.96
//	18	0.84	0.69	0.89	1.13	0.94	0.61
M						0.97	0.75
L	A	0.71	1.23	0.79	1.27	0.90	0.97
//	B	0.98	1.17	0.93	1.08	1.05	1.08
//	C	0.79	1.37	0.67	1.50	1.18	0.91
M						1.04	0.99
A	10	1.27	0.74	1.18	0.85	1.08	0.87
//	12	0.66	1.25	0.67	1.50	0.99	0.83
M						1.04	0.85
T	10	1.48	0.81	1.29	0.85	1.15	0.95
K	10	1.18	0.74	1.22	0.82	0.97	0.90
B	11	0.87	0.84	0.96	1.05	0.91	0.80
D	15	0.48	1.36	0.72	1.39	0.67	0.98
M						0.95	0.89

Table 2-4-B. 素材および平行合板のパネル剪断における (LT-45°) 面の変形係数 δ' の実験値

The observed values of transformation in panel shear of wood, // plywood and plywood, with 45° face grain to edge

Kind of test specimen	Const.	Coefficient of transformation δ'	
		(45°)	
		Inv.	Nor.
L wood		100	0.02
DL // (oven dried)		1000	0.06
L // Plywood		30	0.01
A wood		12	0.05
DA // (oven dried)		11	0.05
A // Plywood		14	0.02

いずれにしても L 方向の歪みを無視し, T 方向の E_T および σ_{Tmax} の値のみを考慮すればよいことである。

(1.2.1) 式の $G_{LT} \div E_T$, (1.2.5) 式の $G_{LT} \div G_{LT-45^\circ}$ から $G_{LT-45^\circ} \div E_T$ になることが, このことからわかる。

また (1.3.57) 式から $\tau_{LT-45^\circ max} = \sigma_{tTmax}$ となっていることも, 平行合板では実験的には正しい。ただ素材では, かなり異なったので, 今後はもっと試験片の種類, 枚数を多くとって検討してみなければならぬと思う。

1-1-3. (0°・90°) 面と (45°) 面の関係

(1.2.5) 式, (2.1.6) 式および (2.1.14) 式からつぎの式が導かれる。

$$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ.90^\circ}} \div \frac{G_{45^\circ}}{G_{LT-45^\circ}} = 1 + W \quad \dots\dots\dots(2.1.19)$$

この式による計算値 (1+W) と実験値からの $G_{45^\circ}/G_{0^\circ.90^\circ}$ を比較すると Table 2-5 のようになる。両者はほとんど相等しいものとみれる。したがって、 G_{45° は $G_{0^\circ.90^\circ}$ の約7倍強大きくくなっているものと判断できる。

また、(1.3.57) 式と (2.1.6) 式からつぎの式が導かれる。

$$\frac{\tau_{45^\circ max.}}{\tau_{0^\circ.90^\circ max.}} = \frac{\sigma_{c0^\circ max.} (or \sigma_{t90^\circ max.})}{\tau_{LT max.}} \quad \dots\dots\dots(2.1.20)$$

そこで、この式による平行合板からの計算値と、合板の実験値を比較してみると Table 2-6 のようになった。両者は相等しいものと判断できる。したがって、 $\tau_{45^\circ max.}$ は $\tau_{0^\circ.90^\circ max.}$ の約2.5倍くらい大きくなるものと考えられる。

Table 2-5. 合板のパネル剪断による $G_{45^\circ}/G_{0^\circ.90^\circ}$ の実験値および計算値
The observed and calculated values of shear modulus in panel shear test of plywood, and the relation between their elastic const. of shear

Kind of plywood	Elastic const.	Shear modulus $\times 10^3$ kg/cm ³		Coefficient of addition	$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ.90^\circ}}$		Obs. / Cal.
		Observed		Calculated	Observed	Calculated	
		$G_{0^\circ.90^\circ}$	$G_{45^\circ Nor.}$	W			
L	11	6.1	40	6.4	6.6	7.4	0.89
//	12	5.4	40	6.2	7.4	7.2	1.03
//	15	4.8	40	6.5	8.3	7.5	1.11
//	18	5.6	41	6.5	7.3	7.5	0.98
M				6.4			1.00
A	10	7.1	55	5.8	7.8	6.8	1.14
//	12	7.3	53	5.6	7.3	6.6	1.10
M				5.7			1.12
M				6.1			1.06

Table 2-6. 合板のパネル剪断における $\tau_{45^\circ max.}/\tau_{0^\circ.90^\circ max.}$ の実験値および計算値
The observed and calculated values of max. strength in panel shear test of plywood

Kind of plywood	Strength	Max. strength in shear				$\frac{\tau_{45^\circ max.}}{\tau_{0^\circ.90^\circ max.}}$	
		Observed		Calculated		Observed	Calculated
		$\tau_{0^\circ.90^\circ max.}$ kg/cm ²	$\tau_{45^\circ max.}$ (Nor.) kg/cm ²	$\tau_{0^\circ.90^\circ max.}$ kg/cm ²	$\tau_{45^\circ max.}$ (Nor.) kg/cm ²		
L	11	95	226	79	223	2.4	2.8
//	12	89	208	79	194	2.3	2.5
M						2.4	2.7
A	10	127	359	118	372	2.8	3.1
//	12	110	309	118	323	2.8	2.7
M						2.8	2.9

1-2. 大型試験合板の場合

前1-1項で取り扱った ASTM 改良型 B 法の欠点を補い、さらに大型試験合板に適用できるようにしたものである。その試験装置を Photo. 2-15-A および同 B に示す。また試作設計図を Fig. 2-8 に示す。B 法と異なるところは Photo. 2-12 の D 点で、回転自由のボルトによって接続したことである。こうすることによって、当板補強板を細長くでき、試験体の安定を保ちうる。もちろん、合板の初期狂いを防ぐことになる。

この場合にも、試験合板の4辺にかなり厚めの当板補強板を両面に接着し、剛性を高めると同時に、ボルト穴の剪断耐力をもたせねばならないことは、B法の場合と同じである。この装置では被測定面積は $70 \times 70 \text{cm}^2$ までの正方形板を試験することができる。

この試験体に適用する剪断に関する力学的解析は、すべて1-1項の計算内容をそのまま使用できる。また歪み測定のためにもちいた測定法は、

1. ダイヤルゲージ法
2. ストレインゲージ法

の2とおりのものを持ち、主として1のダイヤルゲージ法によって測定した。ストレインゲージ法は、Photo. 2-13 のように面の対角線上中央で、両面にゲージをはり、歪みを直読した。

試験合板には、いわゆる $4' \times 8'$ サイズのラワン合板を持ち、Table 2-7 にその単板構成を示した。この合板1枚から、3枚ずつの小型および大型の試験合板をとり、いずれもパネル剪断試験片に仕上げから、強度試験をおこなった。Table 2-8 には小型試片によるパネル剪断試験結果を示し、Table 2-9 には大型試片の試験結果を示す。

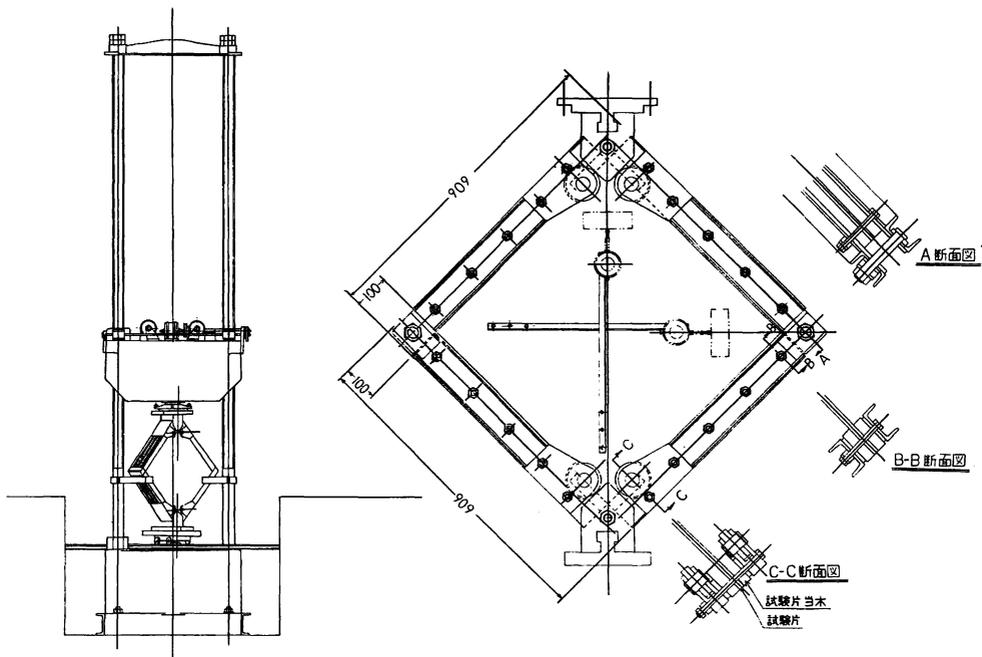


Fig. 2-8 大型パネル剪断試験装置の設計図

Details apparatus used to major shear tests of large plywood panel.

Table 2-7. 大型パネル剪断試験に使用したラワン合板の単板構成と断面定数
Veneer construction and dimension of Lauan plywood used
to large panel shear test of compression type

(Mean value)

Kind of plywood	Construction		Veneer thickness (observed)							t	t_I	t_J
			1 st	2 nd	3 rd	4 th	5 th	6 th	7 th			
L	9	A	1.2	2.5	2.0	2.5	1.2	-	-	9.4	4.4	5.0
//	12	B	1.2	3.9	2.2	3.8	1.0	-	-	12.1	4.4	7.7
//	18	C	1.2	3.6	2.3	3.8	2.3	3.6	1.1	17.9	6.9	11.0

Table 2-8. ラワン合板で小型試片によるパネル剪断試験結果 (実験値)
The observed values of shear modulus, max. strength and coefficient
of transformation in minor panel shear test of Lauan plywood

Kind of plywood	Elastic const.		Shear modulus			Max. strength			Coefficient of transformation		
			$G \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$			$\tau_{max.} \text{ kg/cm}^2$			δ'		
			(0°・90°)	(45° Nor.)	(45° Inv.)	(0°・90°)	(45° Nor.)	(45° Inv.)	(0°・90°)	(45° Nor.)	(45° Inv.)
L	9	A	4.8	42	42	80	213	222	1.02	1.65	0.88
//	12	B	3.7	38	41	64	183	206	1.04	2.24	0.64
//	18	C	4.5	43	43	75	153	162	1.10	1.94	0.71
M			4.3			73			1.05		

Table 2-9. ラワン合板の大型試片によるパネル剪断試験結果 (実験値)
The observed values of shear modulus, max. strength and coefficient
of transformation in major panel shear test of Lauan plywood

Kind of plywood	Elastic const.		Shear modulus			Max. strength			Coefficient of transformation		
			$G \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$			$\tau_{max.} \text{ kg/cm}^2$			δ'		
			(0°・90°)	(45° Nor.)	(45° Inv.)	(0°・90°)	(45° Nor.)	(45° Inv.)	(0°・90°)	(45° Nor.)	(45° Inv.)
L	9	A	4.4	37	37	67	165	161	0.98	0.98	0.57
//	12	B	3.7	42	-	60	168	158	1.03	1.60	0.61
//	18	C	4.9	39	38	70	181	184	1.00	1.44	0.69
M			4.3			66			1.00		

1-2-1. (0°・90°) 面の場合

Table 2-8 と Table 2-9 の各測定値はほぼ相等しい。このことは小型試片でも大型試片でも、同じ力学的内容をもっていることを示す。小型試験では破壊の状況をよく観察することが不可能であったが、大型試片の場合には、よく観察できた。以下、写真によって説明する。

A合板については、Photo. 2-14 に代表的な破壊形態を示す。Photo. 2-15 もA合板の破壊例である。

B合板については、Photo. 2-16 に破壊形態を示す。なお、Photo. 2-17 は辺部の状態である。

C合板については、Photo. 2-18 に破壊形態を示す。

この結果、合板の厚さによらずいづれも辺に平行に、小さくしかも数多い波状の座屈のはいることがわかった。もちろん、最初は1ないし2本が材質的に弱いと思われるところにはいり、漸次荷重増加にしたがって波状も増し、そして破壊時 ($\tau_{0^{\circ}.90^{\circ}max.}$) には写真のようになる。Photo. 2-18 に、その座屈波のはいる順序を番号で示した。しかし、いづれにしても、

破壊荷重 \div 座屈荷重

としてよいと思われる状態であった。また薄い合板ほど波状数も多いようである。これらのことから、Fig. 2-1-B に示したところの剪断応力が全面にわたって、一様に働いていることがはっきりとわかる。そして、その波も表単板の繊維方向と直角にはいつている。

1-2-2. (45°) 面の場合

いづれの合板も $t_j > t_l$ となった単板構成にあるため、順剪断と逆剪断は、表単板に対し Fig. 2-7 のような状態で決まってくる。まず、Table 2-8 と Table 2-9 で両者の比較をしてみる。

$G_{45^{\circ}}$ の値では、小型試験片の方が若干高いようであるが、これは試料の寸法による影響や、あるいはボルト穴の食い込みからくる誤差等が原因しているものと思われる。しかしいづれにしても、両者はほぼ同じ値になることにはまちがいないものと判断される。 $\tau_{45^{\circ}max.}$ については、両者にかなり開いたものもみられた。L18C合板の $\tau_{45^{\circ}max.}$ は Photo. 2-9 のような、ボルト穴による剪断破壊のときであるから、実際はもっと大きな値になるはずである。したがって、両者の値からみて順剪断でも逆剪断でも、大型試験材の方がかなり低いといえる。その理由は、大型試験材では、破壊の途中で曲げ座屈を起こし、そのままの低い値の $\tau_{45^{\circ}max.}$ につながっていくからである。当然、小型試片でうところの $\tau_{45^{\circ}max.}$ 以上にならないことは明らかである。そこで、これら45°合板の座屈がいつて、破壊する過程を写真によって逐次考察する。

A合板で、Photo. 2-19 と同 2-20 は順剪断における表側と裏側から撮影したもので、座屈がいつて二次曲面を呈していることがわかる。また、Photo. 2-21 は逆剪断の場合である。さらに、この合板が引きつづき破壊すると、Photo. 2-22 のような状態になる。

このように、正方形板の中央において、頂点を有する山型曲面になることがはっきり観察される。このいわゆる座屈の形成過程は、他のBおよびC合板においても同じであったが、A合板が薄いために、もっともこの現象をはっきり示した。波は1つしかできず、順剪断と逆剪断の差はなかった。そして破壊は完全に座屈が起きた最大応力面(曲げによって)に沿って、中央で対角線上に生じた。B合板では、Photo. 2-23 に順剪断で破壊した場合を示す。同じく Photo. 2-24 に逆剪断の場合を示す。これも、A合板とほとんど同じような状態であることがわかる。C合板では、Photo. 2-25 および同 2-26 に順剪断で破壊した場合の、表側と裏側の状態を示す。同じように、Photo. 2-26 および同 2-27 は逆剪断で破壊した場合のものである。

以上A、BおよびC合板の破壊状態を観察したが、結論的にはつぎの3つの内容にわけてみる。

1. 引張破壊によったもの…… Photo. 2-22, Photo. 2-26
2. 圧縮破壊によったもの…… Photo. 2-20, Photo. 2-24

3. 剪断破壊によったもの…… Photo. 2-27

Photo. 2-26 は引張と圧縮の両方同時に破壊したものの状態である。このように、破壊状態からみても、明らかに (1.3.58) 式の成り立っていることがわかる。つまり、合板がもつところの $\tau_{45^{\circ}max.}$, $\sigma_{c0^{\circ}max.}$ および $\sigma_{t90^{\circ}max.}$ (順剪断の場合) のうちもっとも弱い値のもつ現象で破壊を起こし、それによって $\tau_{45^{\circ}max. Nor.}$ が決定し評価されることになる。もちろん、座屈ということを考慮すれば、必ずしもこの式のように、簡単には決まらないと思われるが、1つを知って他の強さを推定できることは、材料を使う立場からすれば、ぜひ必要なことであり、たいせつなことである。

ここで、大型試験材の破壊荷重と座屈曲げがはいったと思われる点 (ダイヤルゲージの読みが比例限界をこえたと思われる点) を、座屈荷重として、この両者の比をとってみると Table 2-10 のようになった。

これによれば、合板が薄いほど座屈荷重は小さい。これは、Table 2-8 と Table 2-9 の $\tau_{max.}$ をみた場合、大型試験材の $\tau_{max.}$ が小型試片のそれより低いことからわかる。厚い合板ほど破壊荷重と座屈荷重の差がなくなる。Table 2-10 は大型試験材によって測定したものであるが、これら合板のもつ実際の破壊荷重は、小型試片で測定した値の方が正しいと思われるから、最大剪断応力あるいは最大圧縮応力と座屈応力との関係を、 $\sigma_{cri.}/\sigma_{45^{\circ}max.}$ についてみると、Table 2-10 の値よりは低い値になるはずである。A合板では、Table 2-10 では60%強になっているが、このことを考慮すれば、45%くらいにくる。したがって、剪断による最大応力が座屈応力によって、すでに1/2程度まで低下させて考えなければならぬことを示している。

本研究では、この座屈応力の問題にまで取り扱わなかったが、このような一応の見とおしをつけ得たことは、きわめて有効なものであった。

Table 2-10. ラワン合板の大型試験材でおこなったパネル剪断試験における座屈荷重/破壊荷重の実験値
The observed values of $\frac{\text{buckling load}}{\text{fractured load}}$ with Lauan plywood panel in large panel shear test

Kind of plywood	Load		$\frac{P_{cri.}}{P_{max.}}$	
			(45° Nor.)	(45° Inv.)
	Direction of load to face grain			
L	9	A	0.64	0.62
//	12	B	0.80	0.63
//	18	C	0.96	0.98

$P_{cri.}$; Critical load. 座屈荷重 (kg)

もにこの方法を採用して測定した。なお、ゲージ長さを50~60cmにとった。

2.については、ダイヤルゲージによって探知できる (比例限界が変わる) 少し前に、歪みの直線性が失われてくることがわかった。したがって、ダイヤルゲージによって測定する場合や、肉眼で合板表面を直接観察する場合には、座屈のきざしは多少早目に潜在的に発生していることを忘れてはいけない。

変形状態をみる δ' 係数については、順剪断で大型試験材では若干小型試片より小さな値になったが、順と逆では互いに逆数関係にあることと、また測定位置の差等を考慮すれば、大型試験材の方が正しいものと判断する。

またストレインゲージ法によって、つぎの2点について測定を試みた。

1. 合板の表面と裏面で歪み差があるかどうか。
2. 座屈状態にはいるときの精密な探知。

1.については、ほとんど差をみとめ得なかった。またダイヤルゲージ法によってもとめた歪みとまったく一致した。したがって、本試験でのこの歪み測定は、ダイヤルゲージ法でおこなった方がよいと判断して、お

第2章 引張型パネル剪断

2-1. 小型試験合板の場合⁷⁶⁾

前章1-1項に示した圧縮型のASTM改良型B法を、ちょうど逆の引張装置にして取り扱ったのが、この試験の要領である。

Fig. 2-2で荷重ヘッドEのかわりに、Fig. 2-3に示すようなFを、ローラーCおよびDによって接続し、これから引張によって剪断応力を与える装置である。つまりFig. 2-1-Bの逆向きの τ が与えられることになる。Photo. 2-28にその装置を示す。この装置を材料試験機に取り付けて、引張荷重を与える仕組みにした。

そして、この方法によっておこなう試験体の力学的解析は、この装置を線図によって示したFig. 2-9によっておこなう。被測定中央板の中心を基準点にとり、図のような2つの座標軸をとる。すると(2.1.2)式にならって、つぎの式を導くことができる。引張荷重を P 、 $\angle ASD' = \theta$ とする。

$$-\sigma_{x'} = \frac{P}{\sqrt{2}A} \tan \theta = \frac{2 \tan \theta}{1 + \tan \theta} \tau_{xy} \quad \dots\dots(2.2.1)$$

$$\sigma_{y'} = \frac{P}{\sqrt{2}A} = \frac{2}{1 + \tan \theta} \tau_{xy}$$

$$A = AB \times t$$

さらに、(2.1.1)式から

$$G = \frac{1}{|\epsilon_x| + |\epsilon_y|} \frac{P(1 + \tan \theta)}{2\sqrt{2}A} \quad \dots\dots(2.2.2)$$

となる。

本装置では、 $\tan \theta = 0.7$ になるよう作成した。 θ はできるだけ 45° に近づけるのが望ましいが、この装置では $\theta = \tan^{-1} 0.7$ が最大になった。

(2.2.1)式から、測定面で生ずる剪断応力は

$$\tau_{xy} = \frac{1 + \tan \theta}{2} \frac{P}{\sqrt{2}A} \quad \dots\dots(2.2.3)$$

となる。これは圧縮型の場合とまったく同じ内容のもので、同じ荷重 P に対しては、引張の場合には85%しか応力がかからないことになる。また、この装置で取り扱った歪み測定は、圧縮型と同じ方法の鏡式法をもちいた。最大剪断応力は、材料試験機の容量不足から測定できないものも出たので、 G の測定のみにとどめた。

試験体は、圧縮型のものでそのままこの場合にも使用できる。そこで、同一試験片で圧縮型と引張型でもとめた実験値をTable 2-11に示した。この結果、圧縮型でも引張型でも G の値はほとんど同じになることがわかった。また試験体の方向を変えて、つまり剪断応力が $+\tau$ の場合と、 $-\tau$ の場合とであるが、両者やはり同じ G の値になることが、Table 2-11からわかった。このことは、合板が完全に、剪断に対しても弾性体であることを示す。

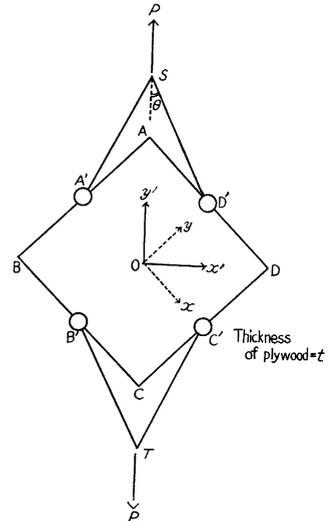


Fig. 2-9 ASTM改良型パネル剪断試験の引張型装置による力学的解析方法および座標のとりかた。Sketch showing the direction of coordinate-axes and loading in test of panel shear by tension type.

Table 2-11. 合板で小型試験片による引張型および圧縮型パネル剪断試験の実験測定値
The observed values of shear modulus in minor panel shear test
by compression type or tension type for plywood

Kind of plywood	Way (Apparatus) of shear test	Direction of load in Fig.*	Shear modulus $G_{0^\circ, 90^\circ} \times 10^8 \text{ kg/cm}^2$				Shear modulus $G_{45^\circ} \times 10^8 \text{ kg/cm}^2$			
			Comp. type	Tens. type	Comp. type	Tens. type	Nör.		Inv.	
							Comp. type	Tens. type	Comp. type	Tens. type
			①	②	②	①	②	①	①	②
Compression	Tension	Compression	Tension	Compression	Tension	Compression	Tension			
L	A		3.6	3.8	3.6	3.7	29.1	31.7	29.1	30.1
//	B		3.4	3.6	3.4	3.6	35.8	34.5	37.3	34.4
//	C		3.6	3.6	3.6	3.6	41.0	41.2	41.7	41.7



* ① Comp. = ② Tens.
② Comp. = ① Tens.

2-2. 大型試験合板の場合

本研究で取り扱ったのは、Fig. 2-10-I に示すように、合板の対角線の両端で引張り、その変形状態から解析して定数値を測定しようとするものである。

試験合板として、ラワン合板の $90 \times 180 \text{ cm}^2$ (3×6 尺合板) のものを持ちいた。その合板の種類と断面定数を Table 2-12 に示す。この合板の四辺に細長く、しかも合板の厚み程度の当板補強板(幅 5 cm, 長さ=合板の辺長)を、両面に接着して剛性を高め、さらに Fig. 2-11 に示すように、多くのボルト穴(径 2 cm)をあけ、Photo. 2-29 のような鋼鉄製枠板金で上下に合板をはさみ、これをボルト締めにして試験体を作成した。Photo. 2-30 に、引張装置のセットした状態を示す。

試験機はアムスラー型 4 トン容量の移動式のものを使用した。

試験体の対角線両端を回転自由なボルトで、Photo. 2-31 のように、引張棒に接続した。この棒の他端は、Photo. 2-32 に示すように #ゲタを組んだわくの中に入れた移動式ラムによって、引張られるように仕組んだ。

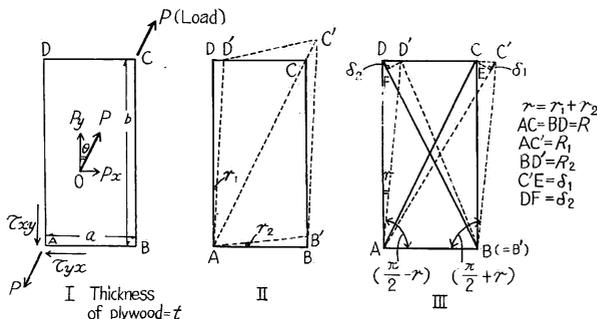


Fig. 2-10 大型の試験合板を引張型パネル剪断した場合の応力と変位の計算要領

Transformation details of large plywood panel in panel shear test by tension type.

ラムのストロークは 20 cm。また、試験体(板)が自重のために、面内が撓んではならないので、4 端子のうち引張棒側の両端子を上から吊り、他の 2 端子には滑車を使って、Photo. 2-30 のように滑車による錘りを下げて平衡させた。

このようにして試験合板に引張荷重をかけると、合板は Fig. 2-10-II のごとく変形する。

いま、便宜上同図の AB を AB'

に回転し一致させると、同図Ⅲの状態になる。

Fig. 2-10-I から、この合板内に生ずる剪断応力は、

$$\begin{aligned} \tau_{xy} &= \frac{P \cos \theta}{b t} = \frac{P}{R t} \\ \tau_{yx} &= \frac{P \sin \theta}{a t} = \frac{P}{R t} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(2.2.4)$$

となる。Rは対角線長でtは合板厚み。また、この場合の剪断歪み γ は、Fig. 2-10-III から、

$$\begin{aligned} R^2 &= a^2 + b^2, & R^2_1 &= (R + C'E)^2 \doteq R^2 + 2R\delta_1 \\ R^2_2 &= (R - DF)^2 \doteq R^2 + 2R\delta_2 \end{aligned}$$

$\triangle ABC'$ から

$$\begin{aligned} \gamma \doteq \sin \gamma &= -\cos \left(\frac{\pi}{2} + \gamma \right) = \frac{AB^2 + BC'^2 - AC'^2}{2 AB \cdot BC'} \\ &= \frac{R \delta_1}{a b} = \frac{\epsilon_1}{\sin \theta \cdot \cos \theta} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(2.2.5)$$

$\triangle ABD'$ から

$$\begin{aligned} \gamma \doteq \sin \gamma &= \cos \left(\frac{\pi}{2} - \gamma \right) = \frac{AB^2 + AD'^2 - BD'^2}{2 AB \cdot AD'} \\ &= -\frac{R \delta_2}{a b} = -\frac{\epsilon_2}{\sin \theta \cdot \cos \theta} \end{aligned}$$

となる。したがって歪み ϵ は、

$$\epsilon = |\epsilon_1| = |\epsilon_2| \quad \dots\dots\dots(2.2.6)$$

となるから、

$$\gamma = \frac{\epsilon}{\sin \theta \cdot \cos \theta} \quad \dots\dots\dots(2.2.7)$$

となり、さらに

$$G = \frac{\tau}{\gamma} = \frac{P \sin \theta \cdot \cos \theta}{R t \epsilon} \quad \dots\dots\dots(2.2.8)$$

によって、この合板の剪断弾性係数もとまる。また、この試験装置では、Fig. 2-11 からわかるように、 $a = 86$ cm, $b = 176.5$ cmとして統一した試験合板に仕上げたので、 $R = 196.3$ cm になった。したがって、 $\tan \theta = 0.487$ となった。すると、(2.2.8) 式はつぎの計算式になる。

$$\begin{aligned} G &= \frac{1}{498} \frac{P}{\epsilon t} \quad \dots\dots\dots(2.2.9) \\ \gamma &= 2.54 \epsilon \end{aligned}$$

歪み測定はダイヤルゲージによっておこなった。Fig. 2-11 および Photo. 2-30 でわかるように、試験合板の両対角線上で、2本の細長い角棒がそれぞれ接しよくしないように、大小のローラーを下において移動しやすいようにした。この2本の角棒を $A_1 B_1$ および $A_2 B_2$ とする (Fig. 2-11)。角棒の1端をくぎで固定し、他端を Photo. 2-31

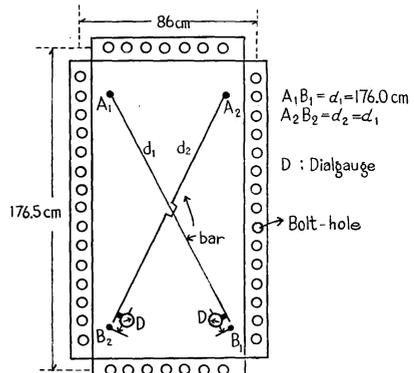


Fig. 2-11 大型の引張型パネル剪断試験材の寸法と歪み測定用ダイヤルゲージの取付方法
Detail of test panel on major panel shear test by tension type.

Table 2-12. 大型の引張型パネル剪断試験に使用したラワン合板の単板構成と断面定数
Veneer construction and dimension of Lauan plywood
used to large panel shear test of tension type

(Mean value)

Kind of plywood	Construction			Thickness of veneer (observed) mm							t	t_I	t_J
	1 st. ply	2 nd. //	3 rd. //	4 th. //	5 th. //	6 th. //	7 th. //						
L 12	D, W	2.3	2.4	2.3	2.4	2.2				11.6	6.8	4.8	
// 15	D, W	2.3	3.9	2.4	3.9	2.2				14.7	6.9	7.8	
// 18	D, W	2.2	2.9	2.4	2.9	2.4	2.8	2.3		17.9	9.3	8.6	

のように、ダイヤルゲージを取りつけて固定端子にタッチさせた。このダイヤルゲージの直読から変位量がわかり、歪みを計算した。

また、この試験ではつぎの理由から G の測定しかなかった。

1. 試験機の容量不足

2. 引張荷重が高くなると、圧縮側対角線 (d_2 側) に、曲げ座屈がはいる、歪みの比例限界がとれなくなる。つまり型わく+当板補強板の曲げ剛性耐力不足から、低荷重しかかけられなかった。

つぎに測定実験値を Table 2-13 に示す。(45°) 面の試験合板を作れなかったので、すべて (0°・90°) 面のものについておこなった。

この結果、どの合板も単板構成のいかんによらず一定値が得られた。また歪み比 ϵ_2/ϵ_1 もほぼ1となり、圧縮型パネル剪断の場合とまったく同じ取扱いができることもわかった。

Table 2-13. 大型合板の引張型パネル剪断における実験値

The observed values of shear modulus and ratio of transformation (ϵ_2/ϵ_1) for Lauan plywood panel in large panel shear test by tension type

Kind of plywood	Observed values		$G_{0^\circ, 90^\circ}$ $\times 10^3 \text{ kg/cm}^2$	$\frac{\epsilon_2}{\epsilon_1}$
L 12	D		4.7	1.08
//	W		5.0	1.16
L 15	D		3.9	1.07
//	W		3.9	1.08
L 18	D		4.5	1.10
//	W		4.5	1.06

第3章 プレート（振り）剪断

3-1. 小型試験合板の場合

この試験は Fig. 2-12-A に示したように、正方形の平面合板の端子BおよびD点で上方から下へ圧荷重 P をかけ、これを端子AおよびC点で受けささえるようにしたものである。この内容を同図Bによって考察するならば、 x, y 軸を基準にしてみれば、この合板は M_{xy} および M_{yx} の、ねじりモーメントを与えたことに等しいことになる。もちろん、この場合に、 x', y' 軸からみれば、それぞれ $M_{x'}$ および $M_{y'}$ の曲げモーメントが働くことになる。したがって、つぎの式が成り立つ⁸³⁾。

$$M_{xy} = M_{x'} = -M_{y'}, \quad M_{x'y'} = 0 \quad \dots\dots\dots(2.3.1)$$

つまり、 x' 軸で $M_{x'} = M_{xy}$ 、 y' 軸で $-M_{y'} = M_{xy}$ の曲げモーメントを同時に与えたことに等価である。Photo. 2-33のような装置で、合板の一方の対角線両端で上から押し、他方の対角線両端でこれを受けるようにして、しかも回転自由端にすれば、この条件が満足されてプレート剪断になる。これがF.P.L型平板ねじりの要点である⁸⁹⁾⁸⁴⁾。

(1.1.19) 式で $\theta=45^\circ$ の場合には

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}$$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) - \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}$$

$$\therefore \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} \right) \quad \dots\dots\dots(2.3.2)$$

となる。また (2.3.1) 式からさらに、

$$D_{66} = \frac{M_{xy}}{\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}} = \frac{M_{xy}}{\frac{1}{2} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} \right)}$$

$$\therefore GI = - \frac{M_{xy}}{\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} \right)} \quad \dots\dots\dots(2.3.3)$$

となる。Fig. 2-12 からこの式が導かれる。そして、さらにこの式は

$$\frac{1}{GI} = - \left[\frac{\frac{\partial^2 w}{\partial x'^2}}{M_{x'}} + \frac{\frac{\partial^2 w}{\partial y'^2}}{M_{y'}} \right] = \frac{1}{(EI)_{x'}} + \frac{1}{(EI)_{y'}}$$

$$\therefore G = \frac{E_{x'} E_{y'}}{E_{x'} + E_{y'}} \quad \dots\dots\dots(2.3.4)$$

とも書き表わすことができる。

また、このプレート剪断に対して、微小変形理論を適用し、エネルギー解法によって G をもとめることもできる⁷⁶⁾⁸³⁾⁹²⁾。

$$G = \frac{3xy}{h^3} \frac{P}{w} = \frac{3}{2} \frac{r^2}{h^3} \frac{P}{w} \quad \dots\dots\dots(2.3.5)$$

ただし、この式の w は Fig. 2-12 で示したところの、 x' および y' 軸上での相対的撓み差量であることに、特に注意しなければならない。

また、

$$r = \sqrt{2} x = \sqrt{2} y \quad \dots\dots\dots(2.3.6)$$

とする。

最大剪断応力 $\tau_{xy \text{ max.}}$ は (2.3.1) 式から

$$\tau_{xy \text{ max.}} = \sigma_{bx' \text{ max.}} = -\sigma_{by' \text{ max.}} \quad \dots\dots\dots(2.3.7)$$

によってもとめることができる。

撓み測定については、(2.3.5) 式で述べたように相対撓み差量をもとめればよいのであるから、Fig. 2-12-B の O より等距り r なる点で、しかも対角線上の点 B_1 および C_1 点の撓み、 $w_{x'}$ と $-w_{y'}$ の差つまり $w_{x'} - (-w_{y'}) = w_{x'} + w_{y'}$ となる w をもとめることになる。

$$w = w_{x'} + w_{y'} \quad \dots\dots\dots(2.3.8)$$

平面合板上では、この w をもとめる関係点是对角線上に計4点が考えられる。この4点をつかって平均撓み差量をもとめる装置で、しかもダイヤルゲージから直読できるようにしたのが Photo. 2-34 に示した、四つ足撓み測定器である。

つぎに、この w と r の関係について考察する。(2.3.5) 式をさらにつぎのように変形する。

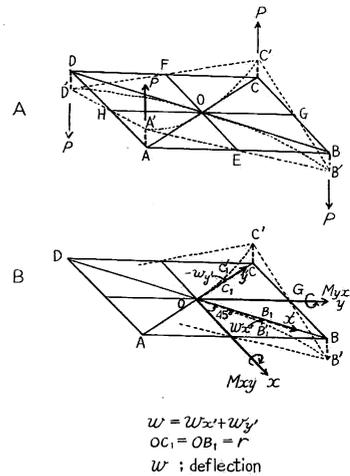


Fig. 2-12 合板のプレート剪断試験における面内の座標のとりかたおよび変形状態
Choice of coordinates on the surface of N. L. plane and loading and moment acting on a plywood plate in the plate shear.

$$\frac{2}{3} G h^3 \frac{1}{P} = \frac{r^2}{w} \dots\dots\dots(2.3.9)$$

この式から同じ合板で P を一定にして与えるならば、 r^2/w は一定にならなければならない。そこで、ラワン合板 L B の ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面の試験片で、この $P-w-r$ 間の関係を見ると、Fig. 2-13 のようになった。この結果、この図から数値計算をすることによって、Table 2-14 が得られる。つまり r が変わっても $r^2/w =$ 一定となる。これを逆の見方からすると、 r が変わっても G が一定になることになる。ここで、 r のとりかたについては、SAINT VENANT の法則を考慮すれば、やはり小さい方がよいわけである。したがって、合板の対角線の 1/4 以内くらいにとるのがよいのではないかと思われる⁶⁾。

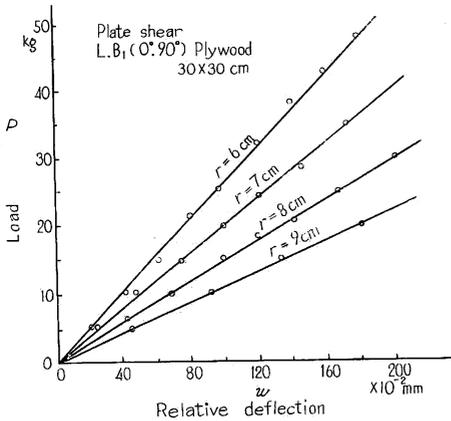


Fig. 2-13 合板の ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面におけるプレート剪断試験の r を変えた場合の $P-w$ の関係 (実験値)

The relationship of relative deflection to load, when r is varied, for lauan plywood plate with ($0^\circ \cdot 90^\circ$) face grain to edge in plate shear test (observed).

Table 2-14. 合板でプレート剪断試験における r を変えた場合の r^2/w の実験値
The observed value of r^2/w , when r is varied, in plate shear

r cm	$\frac{r^2}{w}$
6	1.95
7	2.04
8	2.00
9	1.91
M	2.00

また、順剪断と逆剪断については、このプレート剪断ではそう問題にはならない ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面では全然考慮しなくてもよい。 (45°) 面でも、一方の対角線で表側が順剪断であれば、裏側が逆剪断になり、

さらにもう一方の対角線をもても、同じ内容になっている。必ずこのように、順と逆がともに同居した状態にあるから、特に考慮する必要がないことになる。ただ、単板個々に立ち入って考察する場合には、当然パネル剪断のときのように考慮しなくてはならない。

そこで、以上のことを実験的に測定してみると、つぎのような結果になった。

Table 2-15 に示した 2 種類のラワン合板の試験片を作って、Table 2-16 の下図に示す①荷重と②荷重の場合のプレート剪断試験をした。

その結果 ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面の場合には、順逆の区別はないから、①荷重でも②荷重でも w の値には変わりはない。 (45°) 面の場合も同じことがいえる。Table 2-16 によってこれがはっきり証明された。たとえば、平行合板のように両対角線方向で極たんにヤング係数が異なるものでも、その差はまったくない。つまり順と逆について考えなくてもよいことと同時に、非常にすぐれた弾性を示している (先述の①荷重をかりに順剪断とすれば、②荷重は逆剪断の現象になる)。

3-1-1. ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面の場合

プレート剪断の力学的解析計算としては、第 1 編第 3 章で取り扱った内容でこと足りるけれども、本研究のプレート剪断装置によっておこなうには、別解法としてつぎのような方法によって取り扱うのがよい

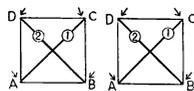
Table 2-15. 小型試験合板のプレート剪断に使用したラワン合板の単板構成と断面定数
Veneer construction and dimension of Lauan plywood used to minor plate shear test
(Mean value)

Kind of plywood	Construction		Thickness of veneer (observed) mm					t	t _I	t _J
			1 st. ply	2 nd. "	3 rd. "	4 th. "	5 th. "			
L	9	N	1.3	2.35	1.4	2.35	1.3	8.7	4.0	4.7
//	12	N	1.3	3.15	3.1	3.15	1.3	12.0	5.7	6.3

Note: Veneer is all Lauan wood.

Table 2-16. 小型試験合板のプレート剪断における荷重方向別の実験測定値
The observed values of relative deflection for Lauan plywood plate
in minor plate shear test, when direction of load is changed

Kind of plywood	Elastic const.		Relative deflection w × 10 ⁻⁴ cm						Shear modulus G × 10 ⁸ kg/cm ²		YOUNG'S modulus in bending E _b × 10 ⁸ kg/cm ²	
			(0°-90°)			(45°)			(0°-90°)	(45°)	0°	90°
			①-Load	②-Load	②/①	①-Load	②-Load	②/①	—	—	—	—
L	9	N	29.9	30.4	1.02	53.3	51.4	0.96	3.8	2.4	103	3
//	12	N	11.0	11.5	1.02	15.3	16.7	1.09	4.3	3.0	103	3
		M			1.02			1.02	4.2	2.7	103	3
L	9	N	26.9	29.3	1.09	4.86	4.84	1.00	4.2	26.1	59	41
//	12	N	9.2	9.5	1.03	1.68	1.63	0.97	5.1	28.7	62	43
		M			1.06			0.99	4.6			



①-load ; Down loading at A and C.
②-load ; // B // D.
w ; Relative deflection per 1 kg.

と思われる。(1.1.24) 式と (2.3.1) 式の条件から、つぎの連立方程式を導く。

$$\begin{aligned}
 N' \begin{vmatrix} M_{I_x'} & D'_{I_{12}} & D'_{I_{16}} \\ M_{I_y'} & D'_{I_{22}} & D'_{I_{26}} \\ M_{I_x'y'} & D'_{I_{61}} & D'_{I_{66}} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{I_x'} & D'_{J_{12}} & D'_{J_{16}} \\ M_{I_y'} & D'_{J_{22}} & D'_{J_{26}} \\ M_{I_x'y'} & D'_{J_{62}} & D'_{J_{66}} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} M_{xy} & D'_{J_{12}} & D'_{J_{16}} \\ -M_{xy} & D'_{J_{22}} & D'_{J_{26}} \\ 0 & D'_{J_{61}} & D'_{J_{66}} \end{vmatrix} \\
 N' \begin{vmatrix} D'_{I_{11}} & M_{I_x'} & D'_{I_{16}} \\ D'_{I_{21}} & M_{I_y'} & D'_{I_{26}} \\ D'_{I_{61}} & M_{I_x'y'} & D'_{I_{66}} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{J_{11}} & M_{I_x'} & D'_{J_{16}} \\ D'_{J_{21}} & M_{I_y'} & D'_{J_{26}} \\ D'_{J_{61}} & M_{I_x'y'} & D'_{J_{66}} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{J_{11}} & M_{xy} & D'_{J_{16}} \\ D'_{J_{21}} & -M_{xy} & D'_{J_{26}} \\ D'_{J_{61}} & 0 & D'_{J_{66}} \end{vmatrix} \dots\dots(2.3.10) \\
 N' \begin{vmatrix} D'_{I_{11}} & D'_{I_{12}} & M_{I_x'} \\ D'_{I_{21}} & D'_{I_{22}} & M_{I_y'} \\ D'_{I_{61}} & D'_{I_{62}} & M_{I_x'y'} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{J_{11}} & D'_{J_{12}} & M_{I_x'} \\ D'_{J_{21}} & D'_{J_{22}} & M_{I_y'} \\ D'_{J_{61}} & D'_{J_{62}} & M_{I_x'y'} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{J_{11}} & D'_{J_{12}} & M_{xy} \\ D'_{J_{21}} & D'_{J_{22}} & -M_{xy} \\ D'_{J_{61}} & D'_{J_{62}} & 0 \end{vmatrix}
 \end{aligned}$$

さらに各式の右辺を、つぎのようにおけば、

$$F_1 = D'_{J_{66}} (D'_{J_{11}} + D'_{J_{12}}) - D'^2_{J_{16}} = A E_{IL} E_{IT} \dots\dots\dots(2.3.11)$$

$$F'_2 = -F'_1, F'_6 = 0$$

(1.3.34) 式の解法と同じようにして、 I 単板の各モーメントをつぎのようにもとめることができる。

$$\begin{aligned} M_{I_x'} &= \frac{1}{\Delta_8} [\beta_{66} (\beta_{11} + \beta_{12}) - \beta_{16}^2] F'_1 M_{xy} \\ M_{I_y'} &= -M_{I_x'} \dots\dots\dots(2.3.12) \\ M_{I_x'y'} &= 0 \end{aligned}$$

したがって、(1.1.20) 式にこれを入れると

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 w}{\partial x'^2} &= \frac{F'_1}{(D'_{I11} - D'_{I12}) (\beta_{11} - \beta_{12})} M_{xy} = \frac{M_{xy}}{D_{I66} (1 + \phi)} \dots\dots\dots(2.3.13) \\ \frac{\partial^2 w}{\partial y'^2} &= \frac{-F'_1}{(D'_{I11} - D'_{I12}) (\beta_{11} - \beta_{12})} M_{xy} = \frac{-M_{xy}}{D_{I66} (1 + \phi)} \end{aligned}$$

となる。さらに (2.3.3) 式から

$$G_{0^\circ, 90^\circ} = G_{ILT} \frac{I}{I} (1 + \phi) = G_{ILT} \dots\dots\dots(2.3.14)$$

となって、このことは単板構成のいかにかわらず成立し、また (1.3.49) 式と同じ結果となる。また $E_x' = E_y' = E_{b45^\circ}$ の関係から (2.3.4) 式によって、

$$G_{0^\circ, 90^\circ} = \frac{1}{2} E_{45^\circ} \dots\dots\dots(2.3.15)$$

となる。

そこで、アピトンによる連続対象試験から、この (2.3.14) 式および (2.3.15) 式の関係を見る。実験結果を Fig. 2-14 に示す。

アピトン素材および平行合板では (1.3.39) 式において $T_b = 0$ とした場合であるから、当然 $E_{b45^\circ} \doteq E_{bLT-45^\circ} \doteq 2G_{0^\circ, 90^\circ} = 2G_{LT}$ となって、(2.3.14) 式および (2.3.15) 式が成り立つ。

また、Fig. 2.14 から $P-w$ の関係も直線性を示しているから問題は起こらない。

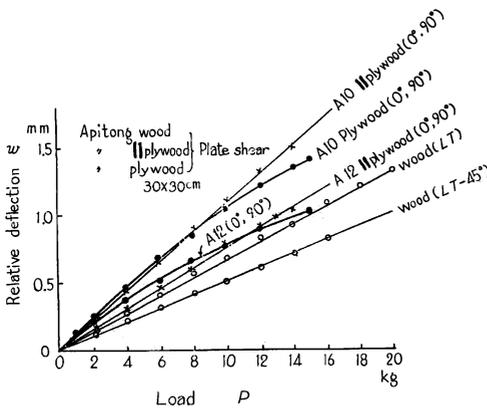


Fig. 2-14 アピトンの素材と平行合板および合板のプレート剪断試験における $P-w$ の関係 (実験値)

The relationship of relative deflection to load for Apitong wood, || plywood and plywood with (L, T)- or (0°·90°)-face and (LT-45°)- or (45°) face grain to edge respectively in plate shear test (observed).

しかし、アピトン合板に関しては多少問題がある。Fig. 2-14 に示したように、荷重が高くなるにしたがって、 w が小さくなる。低荷重では、比較的直線域を示すように感じられるが、とにかく P/w は一定にならない。 P に比例して w が小さくなっていくことは、(2.3.9) 式に示すように、結局 G を大きくとっていかねばならないことになる。この理由については現在のところ、まだはっきりしていないが、おそらく T_b の影響や τ_{yz} および τ_{zx} の項も無視できないことによるのではないと思われる。つまり $T_b, S_{14}, S_{15}, S_{24}$ および S_{25} の影響を解析してみる必要がある。もし、これが相当に影響をもたらすのであれば、あるいは VOIGT-HÖRIG の理論だけでは解けないことになるかもしれない。

い。

そこで、本研究で測定した G は、すべて低荷重で比例勾配をとり、材料として安全側にあるということも考慮して、この範囲内でもとめた。なお今後さらにこの問題を追究したい。実験的には Fig. 2-14 でわかるように、平行合板と合板は同じ G になるという (2.3.14) 式が、ほばいえることが同図の勾配が同じようになっていることからもうなづける。

最大剪断応力については、(2.3.7) 式から

$$\tau_{0^{\circ}, 90^{\circ}max.} = \sigma_{b45^{\circ}max.} \dots\dots\dots(2.3.16)$$

がもとめられる。が本研究でもちいたこの試験装置では、4 端子支点の移動が自由にならないために、剪断破壊は不可能であった。なお、素材および合板のプレート剪断による平板の変形状態を、詳しく観察をおこなった研究報告⁷⁹⁾がある。

3-1-2. (45°) 面の場合

前項と同様に、この試験装置によっておこなう場合には、つぎの連立方程式によって解く方がよいから、Fig. 1-21 にしたがって (1.1.24) 式に (2.3.1) 式の条件を入れて導く。

$$N \begin{vmatrix} M_{Ix} & D_{I12} & 0 \\ M_{Iy} & D_{I22} & 0 \\ M_{Ixy} & 0 & D_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{Ix} & D_{J12} & 0 \\ M_{Iy} & D_{J22} & 0 \\ M_{Ixy} & 0 & D_{J66} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} M_x & D_{J12} & 0 \\ -M_x & D_{J22} & 0 \\ 0 & 0 & D_{J66} \end{vmatrix} \dots\dots(2.3.17)$$

$$N \begin{vmatrix} D_{I11} & M_{Ix} & 0 \\ D_{I21} & M_{Iy} & 0 \\ 0 & M_{Ixy} & D_{I66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D_{J11} & M_{Ix} & 0 \\ D_{J21} & M_{Iy} & 0 \\ 0 & M_{Ixy} & D_{J66} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} D_{J11} & M_x & 0 \\ D_{J21} & -M_x & 0 \\ 0 & 0 & D_{J66} \end{vmatrix}$$

$M_{Ixy} = 0$ となることから、

$$B'_1 = D_{J66} (D_{J22} + D_{J12}) = 2 A G_{ILT} (E_{IL} + \nu_{ITL} E_{IL}) \dots\dots\dots(2.3.18)$$

$$B'_2 = -D_{J66} (D_{J11} + D_{J12}) = -2 A G_{ILT} (E_{IT} + \nu_{ITL} E_{IL})$$

とすれば、つぎのようになる。

$$\beta'_{11} M_{Ix} + \beta'_{12} M_{Iy} = B'_1 M_{x'y'} \dots\dots\dots(2.3.19)$$

$$\beta'_{12} M_{Ix} + \beta'_{22} M_{Iy} = B'_2 M_{x'y'}$$

$$\beta'_{11} = N D_{I66} D_{I22} + D_{J66} D_{J22} = 2 A G_{ILT} (E_{IL} + \phi E_{IT})$$

$$\beta'_{12} = \beta'_{21} = -(N D_{I66} D_{I12} + D_{J66} D_{J12}) = -2 A G_{ILT} (1 + \phi) \nu_{ITL} E_{IL}$$

$$\beta'_{22} = N D_{I66} D_{I11} + D_{J66} D_{J11} = 2 A G_{ILT} (E_{IT} + \phi E_{IL})$$

$$\Delta_9 = -\Delta_5 = \begin{vmatrix} \beta'_{11} & \beta'_{12} \\ \beta'_{21} & \beta'_{22} \end{vmatrix} = 4 A^2 G^2_{ILT} [(1 + \phi)^2 \lambda I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2] \dots\dots\dots(2.3.20)$$

したがって、I 単板内の各モーメントはつぎのようになる。

$$M_{Ix} = \frac{1}{\Delta_9} 4 A^2 G^2_{ILT} [E_{IL} (1 + \nu_{ITL}) (E_{IT} + \phi E_{IL}) - (1 + \phi) \nu_{ILT} E^2_{IT} (1 + \nu_{ILT})] M_{x'y'}$$

$$M_{Iy} = -\frac{1}{\Delta_9} 4 A^2 G^2_{ILT} [E_{IT} (1 + \nu_{ILT}) (E_{IL} + \phi E_{IT}) - (1 + \phi) \nu_{ITL} E^2_{IL} (1 + \nu_{ITL})] M_{x'y'} \dots\dots\dots(2.3.21)$$

これをさらに、(1.1.20) 式に入れると

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} &= \frac{D_{I66} (D_{I22} M_{Ix} - D_{I12} M_{Iy})}{\Delta_3} \\ \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} &= \frac{D_{I66} (D_{I11} M_{Iy} - D_{I12} M_{Ix})}{\Delta_3} \\ \therefore \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} &= \frac{1}{\Delta_9} \frac{(1+\phi) I}{E_{IL} I^2_I} [E_{IL} (1+\nu_{ILT})(1+\nu_{ITL})(E_{IL}+E_{IT}) \\ &\quad - \nu_{ILT} \{E_{IT}^2 (1+\nu_{ILT})^2 + E_{IL}^2 (1+\nu_{ITL})^2\}] M_{x'y'} \\ &\dots\dots\dots(2.3.22) \end{aligned}$$

となり、したがって (2.3.3) 式の条件から

$$\begin{aligned} G_{45^\circ} &= \frac{(1+\phi)^2 \lambda I E_{IL} E_{IT} + \phi (E_{IL} - E_{IT})^2}{(1+\phi)^2 \lambda I (E_{IL} + E_{IT} + 2\nu_{ILT} E_{IT})} \\ &= G_{ILT-45^\circ} \left[1 + \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda I E_{IL} E_{IT}} \frac{\phi}{(1+\phi)^2} \right] \dots\dots\dots(2.3.23) \end{aligned}$$

となる。

この式は (1.3.63) 式とまったく同じものとなっている。したがって、 W_b についてもまた近似式についても、Fig. 1-20 を適用することにおいてもすべて同じである。

連続対象試験による、(45°) 面合板の試験片がとれなかったので本研究ではおこなわなかった。それ以外の試験合板でおこなったものについては、Table 1-17 に示したが、これによって (2.3.23) 式が正しいことが証明される。また、この (45°) 面の試験合板では (0°・90°) 面のものと異なって、 $P-w$ の関係は完全に直線的比例をなしている (Fig. 2-16)。

最大剪断応力については、前項同様に、本装置では破壊試験をできなかったので実施しなかった。が理論的には (2.3.7) 式からつぎのように、(1.3.67) 式と同じ結果の式を導くことができる。

$$\tau_{45^\circ max.} = \sigma_{b0^\circ max.} \quad (\text{or } \sigma_{b90^\circ max.}) \quad \dots\dots\dots(2.3.24)$$

3-2. 大型試験合板の場合

これは、前項において取り扱った小型試片用 F.P.L 型プレート剪断試験装置を、さらに拡大改良して大型試験合板に適用できるようにしたものである。その試験装置を Photo. 2-35 および 2-36 に示す。また設計概略図を Fig. 2-15 に示す。小型試験片用の F.P.L 型と異なるところは、4 端子支点が、試験合板の対角線方向に自由に移動できるように、特殊な Roll-Bearing をもちいてフリクションをまったくなくしたことと、端子で回転をより大きくできるように、大きなボールに置き換えたことである。こうすることによって試験合板の完全破壊を可能にした。この装置では 100×100cm² くらいまでの正方形板のものに使える。

Photo. 2-37 は厚さ 2.8cm の 13 プライラワン合板の 90×90cm² のものを (0°・90°) 面プレート剪断で破壊させたものである。

また、相対撓み差量 w の測定には、小型試片のときに使った、F.P.L 型 4 つ足撓み測定器を、Photo. 2-36 のように同じ方法で使った。

したがって、計算式の (2.3.1) 式から (2.3.24) 式までの全部が、そのままこの大型試験合板に適用できることは当然である。

また、Fig. 2-12 でエネルギー法をもちいて計算した結果²²⁾²⁹⁾、剪断応力の分布は Fig. 2-17 のようになった。

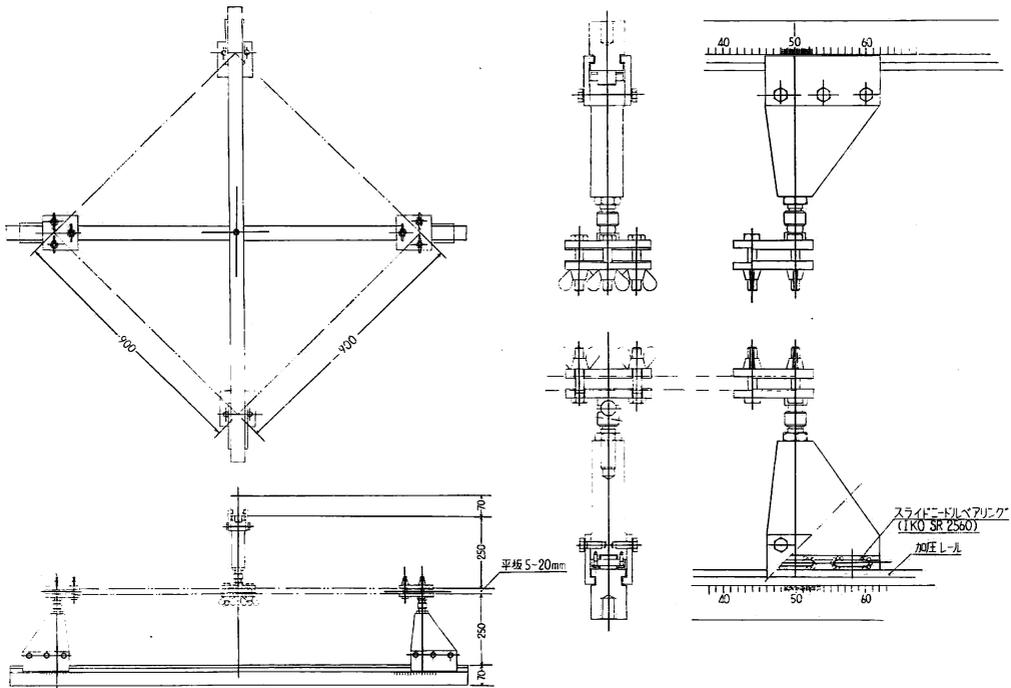


Fig. 2-15 大型合板のプレート剪断試験装置の設計概略図
 Details of apparatus used in major plate shear tests of large plate.

この試験に使用した合板は、既述したラワン (L XV), ヤチダモ (T 15), マカバ (K 15) および米松 (D 15 および D 18) の 4 種類である (Table 1-1. および Table 1-2).

試験合板の大きさは、ASTM³⁹⁾の規則によって 30 倍をとり、 $45 \times 45 \text{cm}^2$ にとった。D 18 だけは $54 \times 54 \text{cm}^2$ にとった。

3-2-1. ($0^\circ \cdot 90^\circ$) 面の場合

Photo. 2-38 に D 15 合板の破壊状態を示したが、この試験合板は Photo. 2-39 および同 2-40 である。これらからわかるように、剪断応力の分布は Fig. 2-17 のようになっている。同じく Photo. 2-41 に K 15 の破壊状態を示したが、まったく同じ内容である。しかし Photo. 2-42 のように (2.3.1) 式によって、 $M_x'/max. = M_{45^\circ max.}$ による破壊を示すものもある。

これはカバ合板であるが、Photo. 2-43 のヤチダモ合板にもみられた。これによって (2.3.1) 式から (2.3.7) 式になった、あるいは (2.3.16) 式になったことが、はっきりとわかる。つまり、曲げとねじりが、座標軸のとり方によって決める関係がこれによって証明される。そしてそのどちらも I という断面二次モーメントにより、剛性の働きをしている。

小型試片の場合と同じく、Fig. 2-16 に示したように、 $P-w$ の関係は直線性にはならない。

やはり P が大きくなるにつれて w が小さくなる。(45°) 面の場合には、直線性はとれるから、試験装置上の問題ではないと思われる。したがって、 T_b , τ_{yz} および τ_{zx} の影響と考えられる。したがって、大型試験材の場合も、小型試片のときと同じく、 G の計算は微小変形理論を考慮して、できるだけ低荷重の範囲内でもとめた。

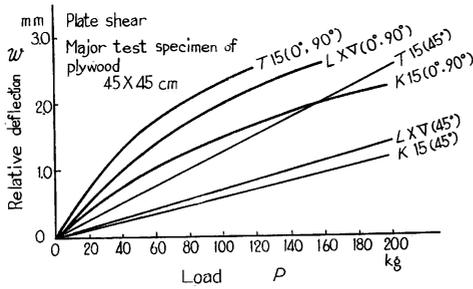


Fig. 2-16 大型試験合板のプレート剪断による $P-w$ の関係の実験測定値
The relationship of relative deflection to load for plywood with $(0^\circ \cdot 90^\circ)$ -face or (45°) -face grain to edge respectively in plate shear test (observed).

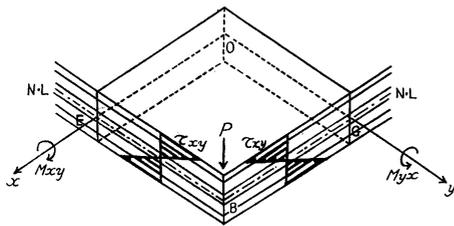


Fig. 2-17 プレート剪断において、合板断面内に生ずる剪断応力の分布状態
Distribution of shear stress in the plate shear test.

ように、これはラワン合板であるが、接着不良のために途中で剪断スベリを起こし、きわめて低い破壊応力値を示した。これを σ_{b90max} でみるならば、 90° 方向の最大剪断応力は合板厚みの中心に、つまり写真が示しているような剪断スベリ位置に生ずることは、曲げの理論から十分立証される。したがって、合板の接着不良はこのプレート剪断試験においても見いだされることがわかった。

以上の試験から判断して、この大型試験材によるプレート剪断試験は、非常に簡易でしかも剪断に関する弾性および強度の性質をよく示すので、今後平板としての試験には、ぜひこれを加えなければならないものと思われる。

この結果、 $(0^\circ \cdot 90^\circ)$ 面と (45°) 面の関係を考察すると、Table 1-2 に示す実験値から、およそつぎのような関係が得られた。

$$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ \cdot 90^\circ}} \div 4 \dots \dots \dots (2-3-25)$$

$$\frac{\tau_{45^\circ max}}{\tau_{0^\circ \cdot 90^\circ max}} \div 1.2$$

ラワン合板 (L XV) はこの算定には入れなかった。なお、このプレート剪断試験では、試験片の数が少し足りなかったように思われるので、今後もう少しこれに加えて試験をおこない、その後に正しい結論を出したいと考えている。

3-2-2. (45°) 面の場合

小型試片で取り扱った計算式は、大型試験材の場合にも適用できる。また G_{45° および $\tau_{45^\circ max}$ の実験値と計算値の比較を Table 1-17 と Table 1-18 に示した。

Photo. 2-44 に米松合板 D 18 の剪断破壊状態を示す。やはり Fig. 2-17 にしたがって応力分布しているのがわかる。Photo. 2-45 はその裏側から見たものであるが、明らかに 45° 方向の曲げによって破壊されている。つまり、(2.3.7) 式から出された (2.3.24) 式、 $\tau_{45^\circ max} = \sigma_{b90 max}$ が成り立つことがわかる。

同じように Photo. 2-46 および同 2-47 にヤチダモ合板の破壊状態を示した。これはヤチダモ特有のヌカ材という材質単板が含まれていたもので、このようなボキッと折れたようになった。カバ合板では Photo. 2-48 に示すように、理想的な破壊を示している。またこれらの合板の $P-w$ の関係は Fig. 2-16 にみられたように、直線的比例関係をしている。また Photo. 2-49 に示した

IV 摘 要

(1) VOIGT-HÖRIG 理論および JENKIN 式をもちいて、合板の構成単板を基礎にした、弾性および強度の問題を、 $ij(IJ)$ 法解析により、つぎの基本連立方程式を導いて、それによって取り扱った。

1-1. 平面変形と内応力の関係

$$\begin{aligned} \varepsilon_{x'} = \varepsilon_{ix'} &= \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i11} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i12} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i16} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\} \\ \varepsilon_{y'} = \varepsilon_{iy'} &= \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i21} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i22} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i26} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\} \\ \gamma_{x'y'} = \gamma_{ix'y'} &= \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i61} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i62} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i66} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\} \end{aligned} \dots\dots\dots(1.1.15)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{x'max.} &= \sigma_{ix'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \sigma_{jx'max.} \cdot \frac{t_j}{t} \\ \sigma_{y'max.} &= \sigma_{iy'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \sigma_{jy'max.} \cdot \frac{t_j}{t} \dots\dots\dots(1.1.16) \\ \tau_{x'y'max.} &= \tau_{ix'y'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \tau_{jx'y'max.} \cdot \frac{t_j}{t} \end{aligned}$$

1-2. 曲げおよびねじりモーメントと曲率およびねじり率の関係

$$\begin{aligned} \frac{\Delta j}{\Delta i} \begin{vmatrix} M_{ix'} & D'_{i12} & D'_{i61} \\ M_{iy'} & D'_{i22} & D'_{i62} \\ M_{ix'y'} & D'_{i62} & D'_{i66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{ix'} & D'_{j12} & D'_{j16} \\ M_{iy'} & D'_{j22} & D'_{j26} \\ M_{ix'y'} & D'_{j62} & D'_{j66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} M_{x'} & D'_{j12} & D'_{j16} \\ M_{y'} & D'_{j22} & D'_{j26} \\ M_{x'y'} & D'_{j62} & D'_{j66} \end{vmatrix} \\ \frac{\Delta j}{\Delta i} \begin{vmatrix} D'_{i11} & M_{ix'} & D'_{i16} \\ D'_{i21} & M_{iy'} & D'_{i26} \\ D'_{i61} & M_{ix'y'} & D'_{i66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{j11} & M_{ix'} & D'_{j16} \\ D'_{j21} & M_{iy'} & D'_{j26} \\ D'_{j61} & M_{ix'y'} & D'_{j66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{j11} & M_{x'} & D'_{j16} \\ D'_{j21} & M_{y'} & D'_{j26} \\ D'_{j61} & M_{x'y'} & D'_{j66} \end{vmatrix} \dots\dots\dots(1.1.24) \\ \frac{\Delta j}{\Delta i} \begin{vmatrix} D'_{i11} & D'_{i12} & M_{ix'} \\ D'_{i21} & D'_{i22} & M_{iy'} \\ D'_{i61} & D'_{i62} & M_{ix'y'} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{j11} & D'_{j12} & M_{ix'} \\ D'_{j21} & D'_{j22} & M_{iy'} \\ D'_{j61} & D'_{j62} & M_{ix'y'} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{j11} & D'_{j12} & M_{x'} \\ D'_{j21} & D'_{j22} & M_{y'} \\ D'_{j61} & D'_{j62} & M_{x'y'} \end{vmatrix} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{x'max.} &= M_{ix'max.} + M_{jx'max.} \\ M_{y'max.} &= M_{iy'max.} + M_{jy'max.} \dots\dots\dots(1.1.25) \\ M_{x'y'max.} &= M_{ix'y'max.} + M_{jx'y'max.} \end{aligned}$$

(2) 6樹種(ラワン、アピトン、ヤチダモ、マカバ、ブナおよび米松)の合板で、圧縮、引張り、曲げ、ポアソン比、パネルとプレートの剪断による弾性および強度試験をおこなった。それと並行してラワンおよびアピトン材による連続対象試験(素材→平行合板→直交合板)をおこなった。

さらに大型試験として、つぎの3とおりの試験装置を作成した。

1. 大型パネル剪断試験装置 A (Photo. 2-12)
2. " " B (Photo. 2-30)
3. 大型プレート剪断装置 (Photo. 2-36)

(3) (1)項の各基本連立方程式をもちいて、つぎの各項別の理論計算式をもとめ、実験測定値と比較して、正しいことを証明した。

3-1. 素材でGの取り扱いについては

$$E_T \doteq G_{LT} = G_{0^\circ, 90^\circ} \doteq \frac{1}{2} E_{LT-45^\circ} \doteq G_{LT-45^\circ} \dots\dots\dots(1.2.1) \sim (1.2.5)$$

3-2. 合板で構成単板の E_L をもとめる一方法として

$$E_L = (E_{0^\circ} + E_{90^\circ}) - G_{0^\circ, 90^\circ} \dots\dots\dots(1.2.4)$$

3-3. 同樹種単板で構成した合板の、圧縮 (or 引張) と曲げでは、つぎの同一形式によって取り扱うことができる。もちろん異樹種単板構成においても $I' J'$ 法を適用して、この理論を適用できる。

(弾 性)

$$E_{0^\circ} \text{ (or } E_{b0^\circ}) = \frac{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1+X)^2 + (E_{IL} - E_{IT})^2 X}{\lambda_I (1+X)(E_{IL} + X E_{IT})} \doteq E_{IL} X_I + E_{IT} X_J \dots\dots\dots(1.3.4), (1.3.23)$$

$$E_{90^\circ} \text{ (or } E_{b90^\circ}) = \frac{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1+X)^2 + (E_{IL} - E_{IT})^2 X}{\lambda_I (1+X)(X E_{IL} + E_{IT})} \doteq E_{IL} X_J + E_{IT} X_I \dots\dots\dots(1.3.5), (1.3.24)$$

$$E_{45^\circ} \text{ (or } E_{b45^\circ}) \doteq 2 G_{ILT} [1 + T \text{ (or } T_b)] \doteq E_{ILT-45^\circ} [1 + T \text{ (or } T_b)] \dots\dots\dots(1.3.12), (1.3.38)$$

$$T \text{ (or } T_b) = \frac{\frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} X_I X_J}{1 + \frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} X_I X_J} \dots\dots\dots(1.3.12), (1.3.38)$$

これらの式で、圧縮 (or 引張) には、 $X = \phi$, $X_I = t_I/t$, $X_J = t_J/t$ をもちい、曲げには $X = \phi$, $X_I = I_I/I$, $X_J = I_J/I$ をもちいる。

E_{0° (E_{b0°), E_{90° (E_{b90°) には剪断の影響はない。 E_{45° (E_{b45°) は G_{LT} によって決められる。 T (T_b) は Fig. 1-11 に示す値をとるが、本研究でもちいた合板は 0.5~0.8 の値にはいっており、一般的にはほぼ 0.7 くらいにみられる。等厚単板で構成した合板では、 E_{IL}/E_{IT} の値によって多少変わるが、ほぼ $T = 3/4$, $T_b = 2/3$ にみればよい。

また、合板の E_{45° は素材の E_{LT-45° より約 70% ぐらい高くなる。そして、

$$T (T_b) \doteq \nu_{45^\circ} (\nu_{b45^\circ}) \dots\dots\dots(1.3.75), (1.3.82)$$

の関係にもなっている。

また、 E_{b0° および E_{b90° には G_{LR} および G_{RT} の影響がはいって剪断撓みを起こすから、この影響を 5% 以下におさえようとすれば I/t を 30 倍以上にとらなければならない (Fig. 1-13)。

(強 度)

圧縮 (or 引張) では、

$$\sigma_{0^\circ max.} = \sigma_{IL max.} X_I + \sigma_{IT max.} X_J \dots\dots\dots(1.3.8)$$

$$\sigma_{90^\circ max.} = \sigma_{IL max.} X_J + \sigma_{IT max.} X_I$$

$$\sigma_{45^\circ max.} = 2 \tau_{0^\circ, 90^\circ max.} = 2 \tau_{LT max.} \dots\dots\dots(1.3.18)$$

曲げでは、

$$\sigma_{b0\circ max.} = \sigma_{IbLmax.} X_I + \sigma_{IbTmax.} \frac{h_1}{h_2} X_J \dots\dots\dots(1.3.30)$$

$$\sigma_{b90\circ max.} = \sigma_{IbLmax.} \frac{h_1}{h_2} X_J + \sigma_{IbTmax.} X_I$$

$$\sigma_{b45\circ max.} = 2 \tau_{0\circ, 90\circ max.} \dots\dots\dots(1.3.41)$$

とすることができる。

$\sigma_{0\circ max.}$ および $\sigma_{90\circ max.}$ また $\sigma_{b0\circ max.}$ および $\sigma_{b90\circ max.}$ には剪断の影響はない。しかし、単板の裏割れのために $\tau_{RTmax.}$ および $\sigma_{tTmax.}$ は低減し、およそつぎの関係が認められる。

$$\tau_{RTmax.} \doteq \sigma_{tTmax.} \dots\dots\dots(1.3.32)$$

したがって、曲げ強さ $\sigma_{bmax.}$ の評価にさいしてはこのような $\tau_{RTmax.}$ (Rolling shear) の影響を吟味すべきである (Photo. 1-14)。 $\sigma_{45\circ max.}$ および $\sigma_{b45\circ max.}$ は $\tau_{0\circ, 90\circ max.}$ ($=\tau_{LTmax.}$) によって決まる (Photo. 1-4, 1-5)。

3-4. 合板の剪断について

(弾 性)

同樹種単板構成では、パネル剪断もプレート剪断も同一形式によって取り扱うことができる。

$$G_{0\circ, 90\circ} = G_{LT} \dots\dots\dots(1.3.44), (1.3.49)$$

$$G_{45\circ} = G_{LT-45\circ} [1 + W \text{ (or } W_b)] \dots\dots\dots(1.3.54), (1.3.63)$$

$$W \text{ (or } W_b) = \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} X_I X_J$$

W (or W_b) の値は、本研究でもちいた合板では 4 ~ 6 の範囲であるから、一般的にみて $G_{45\circ}$ は $G_{LT-45\circ}$ の 6 倍前後になるものと考えてよい。等厚単板構成であると、 E_{IL}/E_{IT} によって多少変わるが、ほぼ $W \doteq 6$ 、 $W_b \doteq 4$ とすればよい。

したがって、プレート剪断の $G_{45\circ}$ はパネル剪断のそれより 30% くらい低くなる。

また、順剪断でも逆剪断でもこの値は変わらない。

(強 度)

パネル剪断では、

$$\tau_{0\circ, 90\circ max.} = \tau_{LTmax.} \dots\dots\dots(1.3.45)$$

$$\tau_{45\circ max.} \begin{cases} Nor. = \sigma_{c0\circ max.} \text{ (or } \sigma_{t90\circ max.}) \\ Inv. = \sigma_{t0\circ max.} \text{ (or } \sigma_{c90\circ max.}) \end{cases} \dots\dots\dots(1.3.57)$$

プレート剪断では、

$$\tau_{0\circ, 90\circ max.} = \sigma_{b45\circ max.} \dots\dots\dots(1.3.51)$$

$$\tau_{45\circ max.} = \sigma_{b0\circ max.} \text{ (or } \sigma_{b90\circ max.}) \dots\dots\dots(1.3.67)$$

一般に、強度の場合測定値にかなりバラツキがあって、弾性的ように一致しがたいけれども、上式は妥当なもの判断された。

$\tau_{45\circ max.}$ は単板構成によって、どちらか小さい方で破壊し、それによって最大剪断応力値が決まると考えられる。

3-5. 合板のポアソン比

圧縮によってもとめる場合も、曲げによってもとめる場合も、同一形式によって取り扱うことができ

る。

$$\nu_{0^{\circ},90^{\circ}} \text{ (or } \nu_{b0^{\circ},90^{\circ}}) = \left| \frac{\nu_{LT}}{X_I - KX_I + K} \right| \dots\dots\dots(1.3.70)$$

$$\nu_{90^{\circ},0^{\circ}} \text{ (or } \nu_{b90^{\circ},0^{\circ}}) = \left| \frac{\nu_{TL}}{X_I - \frac{X_I}{K} + \frac{1}{K}} \right| \dots\dots\dots(1.3.78)$$

$$\nu_{45^{\circ}} \text{ (or } \nu_{b45^{\circ}}) \doteq T \text{ (or } T_b) \dots\dots\dots(1.3.75), (1.3.82)$$

ポアソン比には剪断の影響ははいらぬ。

また普通の合板では、

$$\nu_{0^{\circ},90^{\circ}} (\nu_{b0^{\circ},90^{\circ}}) = \nu_{90^{\circ},0^{\circ}} (\nu_{b90^{\circ},0^{\circ}}) \doteq 0$$

$$\nu_{45^{\circ}} (\nu_{b45^{\circ}}) \doteq 0.7$$

ぐらいにみてよいと思われる。

また $\nu_{0^{\circ},90^{\circ}} (\nu_{b0^{\circ},90^{\circ}})$ には表単板の厚みによる歪勾配があるものと思われる。

3-6. 応用問題として同樹種単板構成の合板が、できるだけ等方性に近いものとなるのに、もっともよい単板構成の条件は

$$X_I = 0.5 \dots\dots\dots(1.3.83)$$

とすることによって決められる。

したがって、5プライ合板の場合の単板構成は、

$$t_1 = 0.1835 t \text{ (Fig. 1.23)} \dots\dots\dots(1.3.89)$$

となり、つぎの弾性定数値にまとまる。

$$E_{0^{\circ}} = E_{90^{\circ}} = E_{b0^{\circ}} = E_{b90^{\circ}} = \frac{1}{2} (E_L + E_T) \equiv E \dots\dots\dots(1.3.84)$$

$$E_{45^{\circ}} = E_{b45^{\circ}} = E_{LT-45^{\circ}} (1 + \nu_{45^{\circ}}) \doteq 1.7 E_{LT-45^{\circ}} \equiv E_{45^{\circ}}$$

$$G_{0^{\circ},90^{\circ}} \text{ (プレート)} = G_{0^{\circ},90^{\circ}} \text{ (パネル)} = G_{LT} \equiv G \dots\dots\dots(1.3.85)$$

$$G_{45^{\circ}} \text{ (プレート)} = G_{45^{\circ}} \text{ (パネル)} = G_{LT-45^{\circ}} (1 + W) \doteq 7 G_{LT-45^{\circ}} \equiv G_{45^{\circ}} \dots\dots\dots(1.3.86)$$

$$\nu_{0^{\circ},90^{\circ}} = \nu_{90^{\circ},0^{\circ}} = \nu_{b0^{\circ},90^{\circ}} = \nu_{b90^{\circ},0^{\circ}} = \nu \equiv 0 \dots\dots\dots(1.3.87)$$

$$\nu_{45^{\circ}} = \nu_{b45^{\circ}} \doteq T (T_b) \equiv \nu_{45^{\circ}} \dots\dots\dots(1.3.88)$$

(4) 合板の剪断に関する考察

(主として実験的考察をおこなう。3-4項の内容はもちろんこの項で取り扱ったものである)

4-1. 圧縮パネル剪断

1. ASTM 型 (A法) では剪断応力の減少が、理論値の 30~40% ぐらいに低くなるのが推定される。

2. ASTM 改良型 (B法) は現在、剪断試験のうちでは最良のものであると思われる。

そして、小型および大型試験合板に共通して、つぎの式によって計算することができる。

$$G = \frac{\frac{1}{2} (\sigma_{x'} - \sigma_{y'})}{\varepsilon_{x'} - \varepsilon_{y'}} \dots\dots\dots(2.1.1)$$

$$\tau_{xy\max.} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{P_{\max.}}{A} \dots\dots\dots(2.1.3)$$

(0°・90°) 面では

$$\tau_{0^{\circ}\cdot 90^{\circ}max.} = \sigma_{c45^{\circ}max.} \text{ (Or } \sigma_{t90^{\circ}max.}) \dots\dots\dots(2.1.8)$$

となる。しかし小型試片では Photo. 2-6 のように $\sigma_{45^{\circ}max.}$ より $\tau_{RTmax.}$ によって破壊するものが多い。したがって、弱くでる。

大型試験材の場合では、破壊の前後に Photo. 2-17 のような波状模様の座屈を起こす。この波状は薄い合板ほど小さな間隔で多くでる。実験値ではこの座屈が生じたときの荷重と最大荷重(破壊荷重)とは、ほとんど同じぐらいになった。

(45°) 面では

小型試片では当板補強の不備から薄い合板のみ $\tau_{45^{\circ}max.}$ を測定できたが、一般に逆剪断が強かった。このことは単板構成から考えると当然の結果であることが、理論計算からわかった。そこで最大の $\tau_{45^{\circ}max.}$ をうるためには、

$$t_I = 3 t_J \dots\dots\dots(2.1.16)$$

の単板構成にして、しかも t_I 単板の繊維方向が、荷重方向に平行になるようにしたものが多い。

大型試験材では破壊の途中で必ず曲げ座屈がはいり、このために破壊が早められる。つまり小型試片の $\tau_{45^{\circ}max.}$ よりかなり低い最大剪断応力で破壊する。そして薄い合板ほどその差が大ききようである。この結果、本研究のような大型試験合板では、合板の座屈荷重は真の破壊荷重(小型試片のもつ)の1/2ぐらいに、みななければならないと思われる。

また、この試験で当板補強が弱いと、ボルトがメリ込み、そのために G が高く評価され $\tau_{max.}$ が低く評価されるので、この補強効果は十分におこなわれねばならない。

つぎに剪断による面内変形について考察する。

小型試片でも大型の試験材でも、変形の内容は、どちらも同じ結果であった。つまり変形の状態をみる係数 δ (δ') は、

$$(0^{\circ}\cdot 90^{\circ}) \text{ 面では } \delta' = \left| \frac{\partial y'}{\partial x'} \right| \doteq 1 \dots\dots\dots(2.1.9)$$

$$(45^{\circ}) \text{ 面では } \delta' \doteq \left| \frac{t_J}{t_I} \right| \dots\dots\dots(2.1.17)$$

の関係になっていた。

以上の試験結果から、つぎの結果がみとめられた。

$$\frac{G_{45^{\circ}}}{G_{0^{\circ}\cdot 90^{\circ}}} \doteq \frac{G_{45^{\circ}}}{G_{LT-45^{\circ}}} = 1 + W \doteq 7 \dots\dots\dots(2.1.19)$$

$$\frac{\tau_{45^{\circ}max.}}{\tau_{0^{\circ}\cdot 90^{\circ}max.}} = \frac{\sigma_{c0^{\circ}max.} \text{ (Or } \sigma_{t90^{\circ}max.})}{\tau_{LTmax.}} \doteq 2.5 \dots\dots\dots(2.1.20)$$

4-2. 引張型パネル剪断

力学的内容は圧縮型の場合とまったく同じものといえる。

ASTM 改良型 (B法) を引張型にした、小型試片用の装置では、つぎの式によって試験合板の値をもとめる。

$$G = \frac{1}{\epsilon_x - \epsilon_y} \frac{P(1 + \tan \theta)}{2 \sqrt{2} A} \dots\dots\dots(2.2.2)$$

$$\tau_{xymax.} = \frac{1 + \tan \theta}{2} \frac{Pmax.}{\sqrt{2} A} \dots\dots\dots(2.2.3)$$

大型試片の場合にはつぎの式によってもとめる。

$$G = \frac{P \sin \theta \cdot \cos \theta}{R t \varepsilon}, \quad \tau_{xy \max.} = \frac{P_{\max.}}{R t} \quad \dots\dots\dots(2.2.3) \quad (2.2.8)$$

R ; 対角線長, t ; 合板厚み。

G は圧縮型でもめたものと一致した。

4-3. プレート剪断

プレート剪断による合板の実験値をつぎの式によってもとめる。

$$G = \frac{3}{2} \frac{r^2}{h^3} \frac{P}{w}, \quad \tau_{\max.} = \frac{3}{2} \frac{P_{\max.}}{h^2} \quad \dots\dots\dots(2.3.5) \quad (2.3.7)$$

1. P-w の関係について (0°・90°) 面では、直線的にならない傾向がみられる。これは、おそらく τ_{LR} , τ_{RT} あるいは T_b などの影響がはいつてくるためと思われる。(45°) 面では、ほぼ直線性を示す。
2. r^2/w は一定となる。しかし、r はできるだけ中心に近くとることが望ましい。
3. 試験合板では、どちらの対角線両端に荷重をかけても (Table 2-16 の①荷重でも②荷重でも)、同じ w となる。つまり順、逆の区別はしなくてもよい。
4. 試験片の破壊状態から、(1.3.51) 式および (1.3.67) 式の関係が成立するものと判断される。
5. 実験値からつぎの関係にあることがわかった。

$$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ, 90^\circ}} \doteq 4 \quad \dots\dots\dots(2.3.25)$$

$$\frac{\tau_{45^\circ \max.}}{\tau_{0^\circ, 90^\circ \max.}} \doteq 1.2$$

V 結 言

本研究によってつぎのことが結論される。

1. 直交異方性体としての合板に対する力学的取扱いは、平行合板による値を手がかりとして、I J 法解析は有効な手段である。
2. 一般に素材の剪断弾性には、およそつぎの関係が成立すると考えてよい。

$$G_{LT} = G_{0^\circ, 90^\circ} \doteq G_{LT-45^\circ} \doteq E_T \doteq \frac{1}{2} E_{LT-45^\circ}$$

3. 合板の 0° および 90° 方向の圧縮 (引張) や曲げには、 G_{LT} や τ_{LT} の影響はあらわれない。しかし、曲げでは G_{LR} および G_{RT} の剪断撓みへの影響、さらに $\tau_{RT \max.}$ ($\doteq \sigma_{tT \max.}$) なる Rolling shear の影響があって、これらがいちじるしい弱点を出すので、設計計算の場合には十分考慮する必要がある。

また 45° 方向の場合には、 G_{LT} および $\tau_{LT \max.}$ の影響は著しく大で、通常の単板構成を有する合板では、 E_{45° が素材の E_{LT-45° より 70% ほど高くなることが予想される。

4. 合板のポアソン比には剪断の影響はないとみれる。その値も非常に小さくなるので $\nu_{0^\circ, 90^\circ} = \nu_{90^\circ, 0^\circ} \doteq 0$ とみれる。

また、45° 方向のものでは $\nu_{45^\circ} \doteq T \doteq 0.7$ となってかなり大きくなる。

5. 合板の剪断に関する考察

5-1. 理論的考察

パネル剪断とプレート剪断は、ともに同じ力学的内容をもって取り扱いうる。したがって、つぎのように表示しうる。

$$G_{0^\circ, 90^\circ} = G_{LT} = \frac{1}{2} E_{45^\circ}$$

$$G_{45^\circ} = G_{LT-45^\circ} [1 + W] \div 7 G_{LT-45^\circ}$$

$$\tau_{0^\circ, 90^\circ max.} = \tau_{LT max.} = \sigma_{b45^\circ max.}$$

$$\tau_{45^\circ max.} = \sigma_{0^\circ max.} \text{ (OR } \sigma_{90^\circ max.})$$

5-2. 実験的考察

上述の理論計算式は実験的にも妥当なものであることが確認されたが、その内容を摘記すればつぎのごとくである。

5-2-1. パネル剪断

(0°・90°) 面での $\tau_{0^\circ, 90^\circ max.}$ は $\tau_{RT max.}$ によってきめられる場合が多い。あまり大きな試片でなければ、“破壊荷重≒座屈荷重” にみることができる。

変形状態としては $\delta' \div 1$ とみれる。

(45°) 面では、順および逆剪断によって強度が異なるから、強度設計には単板構成条件を考慮しなければならない。

座屈荷重は薄い合板ほど低い値になり、また破壊荷重との開きも大きくなる傾向がみうけられる。

試験のさいには、ボルト穴の食い込みに特に注意し、極力最少にするよう補強をしなければならない。

変形状態としては、 $\delta' \div |t_J/t_I|$ になることが認められた。

これらの結果つぎの関係にあることがわかった。

$$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ, 90^\circ}} \div 7, \frac{\tau_{45^\circ max.}}{\tau_{0^\circ, 90^\circ max.}} \div 2.5$$

5-2-2. プレート剪断

同一合板では $r^2/w =$ 一定値となるから、 r の変化によらず G の一定値をもとめうる。また①荷重と②荷重で、ともに同じ w をうることから、順、逆剪断の区別をしなくてもよい。 $P-w$ の関係についてみれば、(45°) 面の場合は直線関係になるので、 G は一定であるが、(0°・90°) 面では低荷重で直線域とみられる区間もあるが、全般には曲線関係になる。このことは、 S_{44} 、 S_{55} および T_b の影響が現われるためと考えられる。

この結果、実験値としてつぎのような関係になった。

$$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ, 90^\circ}} \div 4, \frac{\tau_{45^\circ max.}}{\tau_{0^\circ, 90^\circ max.}} \div 1.2$$

VI 本研究の効果および応用

1. 許容剪断応力度への見解

構造用材で用いられている剪断の長期応力に対する許容応力度 (Lfs) を、わが国の建築学会の設計基準では、普通構造材として、ラワン材で 6 kg/cm^2 、アピトン材で 10 kg/cm^2 と定めている⁴⁹⁾。

また米国の合板規格で¹⁴⁾⁴⁴⁾⁴⁸⁾、単板の単位応力としてラワンの場合に 12 kg/cm^2 、Rolling shear に対する面内剪断には 4 kg/cm^2 弱を使っている。

この値はもちろん多くの試験結果から出たものと思われるが、わが国では合板に関してのデータは非常に少なく、いまだに考慮されていない状態である。本研究ではこの点に対し、一応の結論的指標を見い

だすことを目的として、連続対象試験方式による試験をおこなった。

Table 1-2 に示す平行合板から、つぎの数値を実験的にもとめた。なお () 値は素材からもとめたものである。

	$\tau_{LTmax.}$	$\tau_{RTmax.} (\div \sigma_{tTmax.})$	
ラワン	79 (98)	25 (46)	; kg/cm ²
アピトン	118 (132)	23 (73)	

米国の合板規格の数値を基準にとると、約 6 倍くらいになる。

$$79/12 \div 6, 25/4 \div 6$$

つまり、最大強さの約 1/6 程度ということは、圧縮や曲げの許容応力度を決めたときのものと、ほぼ同じ程度の共通数値にみれる。

したがって、米国合板規格で取り扱われている数値にしたがって、わが国でもこのあたりの数値が適当と思われるので⁷⁸⁾⁸⁹⁾⁹⁰⁾、今後の提案としたい。ただし、本研究中にしばしば指摘したように、 $\tau_{0^{\circ}\cdot 90^{\circ}max.}$ が $\tau_{LTmax.}$ よりむしろ $\tau_{RTmax.}$ によってきめられることが多いので、 $\tau_{LTmax.}$ より若干割り引いた値をもって、許容応力度をきめねばならないと思われる。また、面内の Rolling shear に対する許容応力度については、 $\sigma_{tTmax.}$ からきめる方が安全性からいっても、よいと思われる。

(45°) 面のものに対しては、米国の合板規格では¹⁴⁾⁴²⁾、水平剪断で (0°・90°) 面の値の 2 倍、面内剪断で 4/3 倍がとられている。本研究では前者がパネル剪断に、後者がプレート剪断に適用できるものと推察されるので、実験比で比較すると、

水平剪断で 2.5 倍

面内剪断で 1.2 倍

となって、ほぼ一致している。したがって、この点についてもほぼ上記の判断は妥当なように思われる。

また座屈に対する許容応力度も当然おこなわなければならない。本研究でみられたように (0°・90°) 面では、かなり大型の試験板でも破壊荷重 \div 座屈荷重になるから、そう問題はおきないものと考えられるが、(45°) 面の場合には、破壊荷重の 1/2 ぐらいで座屈が生じる場合があるので、大きさによって何らかの規定をする必要があると思われる。

今回は許容応力度に対する具体的数値問題にまで立ち至ることをさけ、もっぱらその取扱いに対する考え方と、見とおしについての見解をのべたとどまる。

剪断弾性係数 G については、米国合板規格でも規定していないが、やはりヤング係数と同じく、必要かつ重要なものであるから、規定すべきであると思われる。許容応力度におけるような低減係数をとる必要がないこと、 $G_{0^{\circ}\cdot 90^{\circ}}$ は素材の G_{LT} と同じであること等から、一率に $4 \sim 5 \times 10^8$ kg/cm² を、また $G_{45^{\circ}}$ は 35×10^8 kg/cm² ていどを標準として、これに $\pm \alpha$ をつけておく程度でよいかとも思われる。というのは $G_{45^{\circ}}$ は単板構成によって W が変わるので、構成別に α を変化させておけばよいからである。

2. 剪断試験法について

従来、平板としての剪断試験法に関する研究内容が乏しいために、あまり強調されなかったが、本研究により一般的な見解もたち、取り扱い内容についても判断がたつたと思われる。つまり、この試験法には、およそつぎの 3 とおりが考えられる。

1. ブロック剪断 (圧縮型, 引張型)⁸⁴⁾

2. パネル剪断 (圧縮型, 引張型)

3. プレート剪断

1. のブロック剪断は NORRIS⁵⁹⁾ が指摘するように, 2. のパネル剪断とほとんど同じ実験値を得られることから, それに G の測定もでき, さらに理論的にも, 実験的にも正確なパネル剪断の方がよい。ただこの試験では, 当板補強の不備からボルトによるメリ込みを生ずることがある。これがあると G が高くなって過大評価され, $\tau_{max.}$ が低く評価されることになるので, 特に注意しなければならない。

また, 引張型でも圧縮型でも同じ結果をうるが, 順剪断の場合には圧縮側が早く変位を起こすので, 試験片によっては最大応力値をとれなくなることがあるので, このような場合を今後考慮しなければならない問題がある。

この試験では, 単板の繊維方向が多少直交性を欠いていても, 測定値にはそう大きく響かないようにもみられた。

これらの結果, 前述の欠点を改良すれば, 本研究で取り扱った B 法の試験法がもっともすぐれたものと判断される。

また, 座屈問題をも同時に取り扱うとなると⁷³⁾, 本研究で考案した大型パネル剪断試験装置は, きわめて有効なものと考えられる。剪断によれば, 試験板の“もと撓み”や“狂い”は, あまり問題にしなくてもよいという長所もあり, 比例限界も高いため測定は容易である。

ただ座屈を生じてからの撓み測定を, 面全体で, 多点タッチによって同時測定するよい方法が, いまのところ見あたらないが, これができれば有効な装置になるであろう。今後の研究課題としたい。

3. のプレート剪断については, 現在の F.P.L. 型では測定範囲を限定したものになっているが, 最大の欠点でもある。本研究で考案した大型試片用プレート剪断装置のごとく, 4 支点端子が自由に回転すると同時に, 移動も自由に, フリックションをなくしてできることが大切である。したがって, このようなタイプの小型試片用のものを作る必要がある。

また, 相対撓み差量 w を測定する, F.P.L. 型の 4 つ足測定装置は, 非常によいものであるが, 足の先がやはり点タッチになりしかも移動しない条件が満足されるものになれば, さらによいと思われる。この試験では, 曲げの作用も見方によっては入るので, 当然これに示される Rolling shear や, また接着不良から生ずるスベリ剪断破壊も検出される。それにきわめて簡単に試験ができることを考えると, わが国においてもこのプレート剪断試験による, 剪断試験法を早急に確立しなければならないと思われる。

この研究で考案した大型パネル剪断試験装置では, 非常によい試験結果が得られた。荷重容量も大型パネル剪断試験の数十トンに比し, 1 ケタ少ない数トンもあれば, ほとんどの合板に間に合うこともわかった。

3. 合板の剪断内容の効果問題

$$G_{0^{\circ} \cdot 90^{\circ}} = G_{LT} = \frac{1}{2} E_{45^{\circ}}$$

$$\tau_{0^{\circ} \cdot 90^{\circ} max.} = \tau_{LT max.} = \sigma_{45^{\circ} max.}$$

のことから, $(0^{\circ} \cdot 90^{\circ})$ 面に対するものは素材のものと同じに評価されるので, あまり効果のないことになるが, 本研究によってこのことがわかったことは, かなり重要な意義あることと思われる。

したがって, 問題は (45°) 面にある。

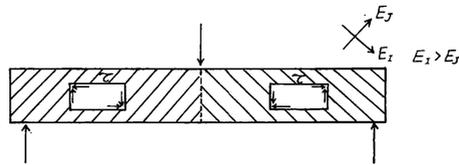
直交異方性合板で最大の G の値を示すのは (45°) 面合板にあることは, もちろんであるが, その中で

もっとも高い値になるのが単板の断面構成比で

$$\phi = \psi = 0.5$$

の場合である。そしてこの条件にある合板は、もっとも等方性板に近似するものであるから、耐力壁のように全面に剛性を受けるものや、正方形板としてのプレート状態の仕組みで使われるものには、最も有効である。

しかし、Box-Beam⁴⁷⁾⁷⁴⁾⁷⁵⁾のようなウェブ材に使うとなると、この条件だけでは必ずしも有効とはいえない。それは一般に、曲げ材で曲げモーメントを受けると、中央を境にして、右と左側では逆向きのモーメントを受ける。したがって、ウェブ材の繊維方向が一定のものであると、右側が順剪断の状態になれば、左側が必ず逆剪断の状態になる。どちらか一方は必ず弱いことになる。そこで、もし逆剪断が強い合板であると下図のように、右側も左側も逆剪断になるような配置にしなければならない(八の字型)。



このような、合板の順逆の取り扱いが必要である。一般に合板の断面構成で $t_1 = 3t_2$ の条件で、 t_1 単板が圧縮をうける状態、つまり上図のような場合が最も強いものになるはずである。

G_{45° は順剪断も逆剪断も同じ値となっているから、変位については問題はないが、強度に対する差を考えると、いかなる単板構成の合板でも、できるかぎり最大の有効性を発揮させるためにも、必ずこのような剪断応力の方向をみて、それに対処しなければならない。

つぎに、このなかにあつて座屈の問題がある。補強材として Stiffener や Load-block を入れ、これを防ぐ手段としているが、それは本研究でも明らかなごとく、L 9 A 合板では $70 \times 70 \text{ cm}^2$ にある平面板における座屈応力 τ_{crit} は破壊応力の $1/2$ とみなければならないことがわかった。ではこれが、座屈応力 \div 破壊応力までにするには、どのくらいの面積が妥当かという、およそ推定では $20 \times 20 \text{ cm}^2$ くらいのもと思われる⁷⁹⁾。したがって、それ以上となると、かなり積木等を入れて補強しなければならない。本研究では、この分野への理論的計算、実験的取り扱いまでおこなわなかったが、ウェブ材によらずこのようなかたちで使われる材料に対しては、きわめて重要な課題となってくるものと考えられる。ことに今後合板を含めての複合材^{8)~11)16)18)19)46)} が、いろいろの形で製造されるものと思われるので、こうした問題への基礎的知見をうるのがでたのは、きわめて意義深いものと思われる。

文 献

- 1) ANC-18 Bulletin: Design of wood aircraft structures. 2nd. (1951)
- 2) 青柳鷹之助: ワイヤ・ストレーン・ゲージ (2版), 日刊工業新聞社, 224 pp. (1963, 昭38, 5月)
- 3) 浅野猪久夫・都築一雄: 合板の構成と強度的性質, 日本木材学会大会講演要旨, (1963)
- 4) 浅野猪久夫・都築一雄: 合板の強度的異方性について, 材料, 12, 121, pp. 761~768 (1963, 昭38, 10月)
- 5) ベズーホッフ (佐藤常三訳): 弾性・塑性論, 日刊工業新聞社, 412 pp. (1956, 昭31, 12月)
- 6) COKER, E. G and G. P. COLEMAN: Photo-elastic investigations of shear tests of timber.

- Selected engineering paper No. 174. The institution of civil Engineers. London, p. 15, (1935)
- 7) D.F.P.A : Technical data on Douglas fir plywood for engineers and architects. D.F.P.A. Tacoma. Washi., (1950)
 - 8) ——— : D.F.P.A. Specification No. BB-8 D. Design of plywood beams. D.F.P.A. Tacoma. Washi., p. 11, jul. (1959)
 - 9) ——— : D.F.P.A. Specifciation No. BB-8. Fabrication of plywood beams. D.F.P.A. Tacoma. Washi., p. 11, Aug. (1960)
 - 10) ——— : D.F.P.A. Specification No. SS-8. Fabrication of flat plywood stressed skin panels. D.F.P.A. Tacoma. Washi., p. 10, Aug. (1960)
 - 11) ——— : D.F.P.A. Specification No. SS-62 D. Design of flat plywood stressed skin panels. D.F.P.A. Tacoma. Washi., p. 27, Mar. (1962)
 - 12) DIETZ, A.G.H : Engineering laminates. The strength of laminates and sandwich structural element's. by N.J. HOFF., Newyork. John Wiley & sons. ING., pp. 6~201, (1949)
 - 13) ——— : Engineering laminates. Plywood. by N.S. PERKINS and D. COUNTRYMAN., Newyork, John wiley & sons. ING., pp. 208~271, (1949)
 - 14) Douglas Fir plywood Association (D.F.P.A) : D.F.P.A. general design specification No. 1, Design of plywood-Lumber structural assemblies. D.F.P.A. Tacoma. Washi., p. 9, May. (1959)
 - 15) 江草義正・筒本卓造 : 単板の裏割れと合板品質との関係, 林試木材部合板研究班資料, pp. 19, (1962, 昭37, 11月)
 - 16) ERICKSON, E.C.O : Rigidity and strength of wall frames braced with metals trapping. F.P.L of U.S.A., No. R 1603., pp. 117~120, (1950)
 - 17) F.P.L of U.S.A : Wood Hand Book. U.S Department of Agriculture. Hand book, No. 72, (1955)
 - 18) FREAS, A.D. : Guides to improved framed walls for houses. Engineering News, Record, 17, pp. 7, (1946)
 - 19) GEORGE, E.H. : Wood doors. Wood products., p. 3. (1941)
 - 20) 林 毅 : 弾性主方向を傾斜させて用いた直交異方性板の特性について, 日本航空学会誌, 2, 4, pp. 12~17, (1954)
 - 21) ——— : 軽構造の理論とその応用 (上) (下). 日本科学技術連盟, pp. 615 (上), 583 (下). (1967)
 - 22) HEARMON, R.F.S : The elasticity of wood and plywood. F.P.R. Spec. Rept. No. 7, London, pp. 87, (1948)
 - 23) HETENYI, M. : Hand-book of experimental stress analysis. Newyork. John Wiley & sons, Inc., 1076 pp., (1950)
 - 24) 平井信二・北原覚一 : 木材理学. 朝倉書店, 107 pp., (1953, 昭28, 5月)
 - 25) 堀岡邦典・平井信二 : 合板. 日本合板工業組合, 378 pp., (1960)
 - 26) HÖRIG, H. : Zur Elastizität der Fichten Holzes. Z. Techn. physik, 12. S. 369~379, (1931)
 - 27) ——— : The direct measurement of the shear moduli S_{44} S_{55} S_{66} on materials having Rohmbic symmetry and small stiffness. Ann. phys., Lpz., p. 12, (1943)
 - 28) JENKIN, C.E : Report on materials used in the construction of aircraft and aircraft engine. Pro. Nat. Acad. Sci., Wash., 22, 81, (1936)

- 29) KEYLWERTH, R. : Die anisotope Elastizität des Holzes und der Lagen-hölzer. VDI-Forschung's, Heft. 430, Düsseldorf, (1951)
- 30) ————— : Erreichte und erreichbare Verminderung der Anisotropie. Holz als Roh- u. Werkstoff, **17**, S. 234~238, (1959)
- 31) KOLLMANN, F. : Technologie des Holzes und der Holz werkstoffe. **2**, 1050 pp., (1951)
- 32) KRUEGER, G.P. : A method for determining the modulus of rigidity of an adhesive in a timber joint. Materials, Research & Standards, **2**, 6, pp. 479~484, (1962)
- 33) 倉西正嗣 : 弾性学, 機械工学講座 [Ⅲ-3], 日本機械学会, 644 pp., (1946)
- 34) LEWIS, W.C. and E.R. DAWLEY : Design of plywood webs in Box-Beams. Stiffners in Box-Beams and details of design. F.P.L of U.S.A., No. 1318-A, p. 4, (1952)
- 35) LEWIS, W.C., T.B. HEEBINK, and W.S. COTTINGHAM : Design of plywood webs in Box-Beams. Buckling and ultimate strengths of shear webs of Box-Beams having plywood face grain direction parallel or perpendicular to the axis of the beams. F.P.L of U.S.A., No. 1318-D, p. 19, (1959)
- 36) —————, ————— and ————— : Design of plywood webs in Box-Beams. The effect of repeated buckling on the ultimate strengths of Box-Beams with shear webs in the inelastic buckle range. F.P.L of U.S.A., No. 1318-E, p. 16, (1959)
- 37) LISKA, J.A. : Method of calculating the strength and modulus of elasticity of plywood in compression. F.P.L of U.S.A., No. R 1315, pp. 1~4, (1950)
- 38) LOVE, A.E.H. : Mathematical theory of elasticity (4th). Cambridge, p. 680, (1927)
- 39) MARCH, H.W., E.W. KUENZI, and W.J. KOMMERS : Method of measuring the shearing moduli in wood. F.P.L of U.S.A., No. 1301, p. 8, (1942)
- 40) MARCH, H.W. : Stress-strain relations in wood and plywood considered as orthotropic materials. F.P.L of U.S.A., No. R 1503, p. 25, (1944)
- 41) ————— : Rectangular plywood plates with the grain of the face plies inclined to the edges. F.P.L of U.S.A., No. 1507, p. 17, (1944)
- 42) MARKWARDT, L.J. and A.D. FREAS : Approximate methods of calculating the strength of plywood. F.P.L of U.S.A., No. 1630, p. 5, (1950)
- 43) MEADOWS, J.C. : Longitudinal shear in wood beams. F.P.J., **VI**, 9, pp. 337~339, (1956)
- 44) MUELLER, F.H. : Western softwood plywood (CS 122-56), U.S. Department of commerce., p. 32, July, (1956)
- 45) 中原益次郎 : 弾性工学, 朝倉書店, p. 428, (1951, 昭 26, 5月)
- 46) NELSON, S.P. : Plywood properties, design and constructions. D.F.P.A. Tacoma. Washi., p. 132, (1962)
- 47) NEWLIN, J.A. and G.W. TRAYER : Deflection of beams with special reference to shear deformations. F.P.L. of U.S.A, No. 1309, p. 19, (1941)
- 48) 日本合板工業組合 (繁沢抄訳) : 米国広葉樹合板商業規格 [CS 35-61], 米松合板商業規格 [CS 45-60], pp. 60, (1961, 昭 36, 10月)
- 49) 日本建築学会編 : 木構造設計規準・同解説, 292 pp., (1961)
- 50) NOREN, B. und E. SAARMAN : Schub Versuche an Sperrholz. Holz als Roh- u. Werkstoff, 16 Jg., Heft. 1, s. 17~22, (1958)
- 51) NORRIS, C.B and P.E. MCKINNON : Compression, tension and shear tests on yellow poplar plywood panels of sizes that do not buckle with tests made at various angles to the face grain. F.P.L. of U.S.A., No. 1328-C, pp. 10, (1945)
- 52) NORRIS, C.B, F. WERREN, and P.E. MCKINNON : The effect of venner thickness and

- grain direction on the shear strength of plywood. F.P.L. of U.S.A., No. 1801, pp. 28, (1948)
- 53) NORRIS, C.B: Compression of standard block-shear test with the panel shear test. F.P. J., VII, 9, pp. 299~301, (1957)
- 54) 応力測定技術研究会: 応力測定法, 朝倉書店, 748 pp., (1954, 昭30, 9月)
- 55) 大熊幹章・継田視明・平井信二: Panel shear による合板, ハードボードの剪断弾性係数 (第1報), (ASTM 法による剪断弾性係数の測定), 木材誌, 7, 6, pp. 242~246, (1961)
- 56) ————: // (第2報), (荷重-歪曲線の形についての考察), 木材誌, 8, 2, pp. 54~58, (1962)
- 57) 大熊幹章: // (第3報), (改良 LARSSON-WÄSTLUND 法による剪断弾性係数の測定), 木材誌, 8, 2, pp. 58~61, (1962)
- 58) PRICE, A.T.: A mathematical discussion of the structure of wood in relation to its elastic properties. Philos. Trans., A 228, p. 12, (1928)
- 59) RADCLIFFE, B.M and S.K. SUDDARTH: The notched beam shear test for wood. F.P.J., V, 2, pp. 131~134, (1955)
- 60) 林業試験場強度研究室: アピトン材の材質試験, 林試研報, 97, pp. 109~150, (1957)
- 61) 林業試験場編: 木材工業ハンドブック, 丸善KK, 1067 pp., (1959, 昭34, 5月)
- 62) 佐々木光・満久崇磨: 合板のパネルせん断剛性試験におけるひずみの分布, 木材研究, 33, pp. 37~46, (1964)
- 63) SAWADA, M: A test method of poisson's ratio of wood. 木材誌(2), 6, pp. 233~236, (1956)
- 64) 沢田 稔: 木材の強度特性に関する研究 (主としてその木材梁への適用), 林試研報, 108, pp. 116~224, (1958)
- 65) ————: 合板の剛さについて, 合板工業, 11, pp. 12~16, (1958)
- 66) 沢田 稔・畑 健一: 合板の弾性に関する研究 (第1報), (三層合板の引張と曲げにおける異方性), 木材誌, 5, 2, pp. 45~49, (1959)
- 67) 沢田 稔・近藤孝一・畑 健一: // (第2報), (多層合板の引張と曲げにおける異方性), 木材誌, 5, 4, pp. 131~138, (1959)
- 68) 沢田 稔: 合板の曲げにおける撓の理論計算 (林試研究資料) 10 pp., (1961, 昭36, 10月)
- 69) ————: 構造用合板パネルの力学的性質について, 合板強度利用研究会, 29 pp., (1962, 昭37, 4月)
- 70) ————: 直交異方性材料としての木材の弾性および強度, 材料, 12, 121, pp. 749~753, (1963, 昭38, 12月)
- 71) SCHLÜTER, R.: Measurements of the elasticity of spruce. Samme. Vieweg., No. 107, (1932)
- 72) 関谷文彦: 木材強弱論 (3版), 朝倉書店, 375 pp., (1947, 昭22, 6月)
- 73) SMITH, R.C.T: The buckling of plywood plate in shear. Australia. C.S.I.R. Div. of Aeronautics, p. 33, (1945)
- 74) 高見 勇: 川口正夫: Box-Beam に関する研究 (第1報) 曲げ剛性について, 木材誌, 7, 3, pp. 101~106, (1961)
- 75) ————: // (第2報), 曲げ剛性および強度試験について, 木材誌, 6, 6, pp. 264~268, (1961)
- 76) 高見 勇: 合板のパネルおよびプレート剪断剛性試験について, 木材誌, 10, 1, pp. 1~9, (1964)
- 77) ————: 合板のポアソン比について, 林試研報, 188, pp. 133~174, (1966)
- 78) ————: 構造用合板の設計基準としての許容応力度について, 木材工業, 21, 9, pp. 404~407, (1966)

- 79) 高見 勇：合板の強さについて (I), 林試研報, 208, pp. 1~84, (1968)
- 80) 棚橋 諒：壁体の開孔による剛度効率の減少に関する実験的研究, 建築学会大会論文, pp. 320~327, (1934, 昭 9, 4 月)
- 81) TIMOSHENKO, S. : Theory of elastic stability. Mcgraw-Hill. Book Com. Inc., pp. 373, (1936)
- 82) ティモシェンコ (井波・江崎・森共訳) : 弾性体の力学 (6 版). コロナ社, 351 pp., (1942, 昭 17, 6 月)
- 83) 坪井善勝 : 平面構造論, 丸善 K K., (1961)
- 84) 筒本卓造 (抄訳) : Standard methods of testing veneer, plywood and other glued veneer constructions. A.S.T.M. Designation : D 802-52 (単板合板および単板積層材料の標準的試験法). 合板工業, 27, pp. 11~23, (1962, 昭 37, 12 月)
- 85) VOIGT, W. : Lehrbuch der kristall Physik. Leipzig, Berlin, Teubner, s. 370, (1928)
- 86) WITHEY, M.O. : Design of plywood webs in Box-Beams. F.P.L of U.S.A., No. 1318, p. 7, (1952)
- 87) 山井良三郎 : 木材の圧縮異方性に関する研究, 林試研報, 113, pp. 58~110, (1959)
- 88) 山井良三郎・大熊幹章・近藤孝一 : 合板の機械的性質, 日本合板工業組合連合会, 合板工業, 40, 52 pp., (1966, 昭 41, 3 月)
- 89) 山井良三郎 : 合板の許容応力度について (1), 木材工業, 22, 7, pp. 13~16, (1967)
- 90) ————— : // (2), 木材工業, 22, 8, pp. 10~14, (1967)
- 91) 山口 昇 : 応用力学ポケットブック, 理工図書 K K, 198 pp., (1947, 昭 22, 8 月)
- 92) YLINEN, A. : A new method of measuring the shear modulus of wood. Holz Roh- u. Werkstoff, 5, 375, (1942)

Studies on the Mechanical Properties in Strength of Plywood Panel and Plate

Isami TAKAMI⁽¹⁾

(Résumé)

This report presents the results of studies on the elastic and mechanical properties in the shear tests of wood and plywood. The results obtained may be summarized as follows :

1. The author solved mathematically, applying VOIGT's theory and JENKIN's formulas, some problems that the elastic and mechanical properties of wood and plywood as an orthogonal anisotropic panel or plate are affected by the veneer construction or the direction of face grain. In the calculating process, the author introduced an analytical method of *I, J* veneer as expressed by the following basic system of equations (1.1.15) or (1.1.24).

1-1. The relation of stress and strain in a face plane of plywood.

$$\varepsilon_{x'} = \varepsilon_{i x'} = \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i 11} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i 12} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i 16} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\}$$

Received July 3, 1969

(1) Formerly : Wood Mechanics Unit, Wood Material Section, Wood Technology Division. Dr. Presently : Faculty of Agriculture, Gifu University, Kakamigahara.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{y'} &= \varepsilon_{i'y'} = \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i21} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i22} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i26} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\} \\ \gamma_{x'y'} &= \gamma_{ix'y'} = \frac{1}{\Delta} \left\{ S'_{i61} \begin{vmatrix} \sigma_1 & \alpha'_{12} & \alpha'_{16} \\ \sigma_2 & \alpha'_{22} & \alpha'_{26} \\ \sigma_6 & \alpha'_{62} & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i62} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \sigma_1 & \alpha'_{16} \\ \alpha'_{21} & \sigma_2 & \alpha'_{26} \\ \alpha'_{61} & \sigma_6 & \alpha'_{66} \end{vmatrix} + S'_{i66} \begin{vmatrix} \alpha'_{11} & \alpha'_{12} & \sigma_1 \\ \alpha'_{21} & \alpha'_{22} & \sigma_2 \\ \alpha'_{61} & \alpha'_{62} & \sigma_6 \end{vmatrix} \right\} \end{aligned} \dots\dots\dots(1.1.15)$$

$$\sigma_{x'max.} = \sigma_{ix'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \sigma_{jx'max.} \cdot \frac{t_j}{t}$$

$$\sigma_{y'max.} = \sigma_{iy'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \sigma_{jy'max.} \cdot \frac{t_j}{t} \dots\dots\dots(1.1.16)$$

$$\tau_{x'y'max.} = \tau_{ix'y'max.} \cdot \frac{t_i}{t} + \tau_{jx'y'max.} \cdot \frac{t_j}{t}$$

1-2. The relation between bending and torsional moment to curvature in a ply-plane of plywood.

$$\begin{aligned} \frac{\Delta j}{\Delta i} \begin{vmatrix} M_{ix'} & D'_{i12} & D'_{i61} \\ M_{iy'} & D'_{i22} & D'_{i62} \\ M_{ix'y'} & D'_{i62} & D'_{i66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} M_{ix'} & D'_{j12} & D'_{j16} \\ M_{iy'} & D'_{j22} & D'_{j26} \\ M_{ix'y'} & D'_{j62} & D'_{j66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} M_{x'} & D'_{j12} & D'_{j16} \\ M_{y'} & D'_{j22} & D'_{j26} \\ M_{x'y'} & D'_{j62} & D'_{j66} \end{vmatrix} \\ \frac{\Delta j}{\Delta i} \begin{vmatrix} D'_{i11} & M_{ix'} & D'_{i16} \\ D'_{i21} & M_{iy'} & D'_{i26} \\ D'_{i61} & M_{ix'y'} & D'_{i66} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{j11} & M_{ix'} & D'_{j16} \\ D'_{j21} & M_{iy'} & D'_{j26} \\ D'_{j61} & M_{ix'y'} & D'_{j66} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{j11} & M_{x'} & D'_{j16} \\ D'_{j21} & M_{y'} & D'_{j26} \\ D'_{j61} & M_{x'y'} & D'_{j66} \end{vmatrix} \dots\dots\dots(1.1.24) \\ \frac{\Delta j}{\Delta i} \begin{vmatrix} D'_{i11} & D'_{i12} & M_{ix'} \\ D'_{i21} & D'_{i22} & M_{iy'} \\ D'_{i61} & D'_{i62} & M_{ix'y'} \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} D'_{j11} & D'_{j12} & M_{ix'} \\ D'_{j21} & D'_{j22} & M_{iy'} \\ D'_{j61} & D'_{j62} & M_{ix'y'} \end{vmatrix} &= \begin{vmatrix} D'_{j11} & D'_{j12} & M_{x'} \\ D'_{j21} & D'_{j22} & M_{y'} \\ D'_{j61} & D'_{j62} & M_{x'y'} \end{vmatrix} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{x'max.} &= M_{ix'max.} + M_{jx'max.} \\ M_{y'max.} &= M_{iy'max.} + M_{jy'max.} \dots\dots\dots(1.1.25) \\ M_{x'y'max.} &= M_{ix'y'max.} + M_{jx'y'max.} \end{aligned}$$

2. The plywood used in the tests were made of rotary cut veneer from six woods of LAUAN, APITONG, YACHIDAMO, MAKABA, BUNA and DOUGLAS FIR.

The kinds of elastic and mechanical tests carried out are as follows :

- a) Compression
- b) Tension
- c) Bending (Center concentrating load)
- d) POISSON's ratio (By compression or bending)
- e) Panel shear (Minor and major)
- f) Plate shear (Minor and major)

In these tests, to examine the effect of glue line and the other factors on the mechanical property of plywood, plywoods were made into two different types for veneer construction. The one is || plywood in which the grain direction of all veneer is parallel to each other ; the other is plywood in which the grain direction of each veneer is perpendicular alternately.

The relation of the elastic and the mechanical properties among wood, || plywood and plywood was observed in a series systematically. And such a test may be styled as "Continuous comparison test of plywood".

For the major shear tests, the following three different testing apparatus were utilized

- A) Major panel shear by compression type A. (Photo. 2-12)
- B) Major panel shear by tension type B. (Photo. 2-30)
- C) Major plate shear. (Photo. 2-36)

3. The values calculated from basic system of equations in § 1, have a good agreement with the observed values, and the results are summarized as follows :

3-1. G in wood

$$E_T \div G_{LT} = G_{0^\circ, 90^\circ} \div \frac{1}{2} E_{LT-45^\circ} \div G_{LT-45^\circ} \dots\dots\dots(1.2.1) \sim (1.2.5)$$

3-2. The evaluation of E_L with veneer in plywood is given by

$$E_L = (E_{0^\circ} + E_{90^\circ}) - G_{0^\circ, 90^\circ} \dots\dots\dots(1.2.4)$$

3-3. The value of YOUNG's modulus of plywood constructed with veneers from the same species can be expressed by the identical form as in the following system both for compression and bending. And when the plywood is constructed with veneers from different species, the value is expressed by the same system using I', J' method derived from I, J method (exchange I, J for I', J'), too.

a) Elasticity

$$E_{0^\circ} \text{ (or } E_{b0^\circ}) = \frac{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1+X)^2 + (E_{IL} - E_{IT})^2 X}{\lambda_I (1+X)(E_{IL} + X E_{IT})} \div E_{IL} X_I + E_{IT} X_J \dots\dots\dots(1.3.4), (1.3.23)$$

$$E_{90^\circ} \text{ (or } E_{b90^\circ}) = \frac{\lambda_I E_{IL} E_{IT} (1+X)^2 + (E_{IL} - E_{IT})^2 X}{\lambda_I (1+X)(X E_{IL} + E_{IT})} \div E_{IL} X_J + E_{IT} X_I \dots\dots\dots(1.3.5), (1.3.24)$$

$$E_{45^\circ} \text{ (or } E_{b45^\circ}) \div 2 G_{ILT} [1 + T \text{ (or } T_b)] \div E_{ILT-45^\circ} [1 + T \text{ (or } T_b)]$$

$$T \text{ (or } T_b) = \frac{\frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} X_I X_J}{1 + \frac{1}{2} \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} X_I X_J} \dots\dots\dots(1.3.12), (1.3.38)$$

Where, $X = \phi$, $X_I = t_I/t$ and $X_J = t_J/t$ in compression, similarly, $X = \phi$, $X_I = I_I/I$ and $X_J = I_J/I$ in bending.

The values of E_{0° (E_{b0°) and E_{90° (E_{b90°) have no shear effect.

The values of coefficient of addition T (T_b) for plywood used in tests are about 0.5~0.8 as the curve in Fig. 1-11, and generally speaking, the mean value is about 0.7.

It is considered that E_{45° of plywood is about 70 % higher than E_{LT-45° of veneer (wood), and that

$$T (T_b) \div \nu_{45^\circ} (\nu_{b45^\circ}) \dots\dots\dots(1.3.75), (1.3.82)$$

It has been known that there is an additional shear effect due to shear modulus G_{LR} and G_{RT} in the YOUNG's modulus E_{b0° and E_{b90° obtained in bending of plywood.

Therefore, if the shear effect is restricted below 5 % of the whole deflection of bending, the value of l/t must be taken over 30 times (Fig. 1-13).

b) Strength

On the compression,

$$\sigma_{0^\circ max.} = \sigma_{IL max.} X_I + \sigma_{IT max.} X_J \dots\dots\dots(1.3.8)$$

$$\sigma_{90^\circ max.} = \sigma_{IL max.} X_J + \sigma_{IT max.} X_I$$

$$\sigma_{45^\circ max.} = 2 \tau_{0^\circ, 90^\circ max.} = 2 \tau_{LT max.} \dots\dots\dots(1.3.18)$$

On the bending,

$$\sigma_{b0^\circ max.} = \sigma_{IbL max.} X_I + \sigma_{IbT max.} \frac{h_1}{h_2} X_J \dots\dots\dots(1.3.30)$$

$$\sigma_{b90^\circ max.} = \sigma_{IbL max.} \frac{h_1}{h_2} X_J + \sigma_{IbT max.} X_I$$

$$\sigma_{b45^\circ max.} = 2 \tau_{0^\circ, 90^\circ max.} \dots\dots\dots(1.3.41)$$

The values of $\sigma_{0^{\circ}max.}$, $\sigma_{90^{\circ}max.}$, $\sigma_{b0^{\circ}max.}$, and $\sigma_{b90^{\circ}max.}$ have no shear effect, but in the case of bending $\sigma_{bmax.}$ may be determined by $\tau_{RTmax.}$ (rolling shear strength) which is very small due to the lathe check. In this test, the value of $\tau_{RTmax.}$ is given by

$$\tau_{RTmax.} \doteq \sigma_{tTmax.}$$

The typical failure attributed to rolling shear is shown in Photo. 1-14.

3-4. Shear of plywood

a) Elasticity

Shear modulus of plywood constructed with veneer from the same species can be expressed by the identical form as in the following system both for panel and plate shear.

$$G_{0^{\circ}, 90^{\circ}} = G_{LT} \dots\dots\dots(1.3.44), (1.3.49)$$

$$G_{45^{\circ}} = G_{LT-45^{\circ}} [1 + W \text{ (or } W_b)] \dots\dots\dots(1.3.54), (1.3.63)$$

$$W \text{ (or } W_b) = \frac{(E_{IL} - E_{IT})^2}{\lambda_I E_{IL} E_{IT}} X_I X_J$$

The values of coefficient of addition $W(W_b)$ for plywood used in tests are about 4~6 as the curve in Fig. 1-20 ; generally speaking, it is considered that the value of $G_{45^{\circ}}$ of plywood is about 6 times as large as the value of $G_{LT-45^{\circ}}$ of veneer (wood).

The value of $G_{45^{\circ}}$ of plywood is the same both in the normal shear and the inverse shear.

b) Strength

On the panel shear

$$\tau_{0^{\circ}, 90^{\circ}max.} = \tau_{LTmax.} \dots\dots\dots(1.3.45)$$

$$\tau_{45^{\circ}max.} \begin{cases} \text{Nor.} = \sigma_{c0^{\circ}max.} \text{ (or } \sigma_{t90^{\circ}max.}) \\ \text{Inv.} = \sigma_{t0^{\circ}max.} \text{ (or } \sigma_{c90^{\circ}max.}) \end{cases} \dots\dots\dots(1.3.57)$$

On the plate shear

$$\tau_{0^{\circ}, 90^{\circ}max.} = \sigma_{b45^{\circ}max.} \dots\dots\dots(1.3.51)$$

$$\tau_{45^{\circ}max.} = \sigma_{b0^{\circ}max.} \text{ (or } \sigma_{b90^{\circ}max.}) \dots\dots\dots(1.3.67)$$

It is estimated that the agreement of these formulas connected with shear strength may be regarded as approximately satisfactory, but the agreement between the theoretical and observed values is not so good as those in elasticity.

3-5. POISSON's ratio of plywood

The calculating equation for POISSON's ratio of plywood is expressed by the identical formulas both for the compression test and bending test as follows ;

$$\nu_{0^{\circ}, 90^{\circ}} \text{ (or } \nu_{b0^{\circ}, 90^{\circ}}) = \left| \frac{\nu_{LT}}{X_I - K \frac{X_I + K}{K}} \right| \dots\dots\dots(1.3.70)$$

$$\nu_{90^{\circ}, 0^{\circ}} \text{ (or } \nu_{b90^{\circ}, 0^{\circ}}) = \left| \frac{\nu_{TL}}{X_I - \frac{X_I}{K} + \frac{1}{K}} \right| \dots\dots\dots(1.3.78)$$

$$\nu_{45^{\circ}} \text{ (or } \nu_{b45^{\circ}}) \doteq T \text{ (or } T_b) \dots\dots\dots(1.3.75), (1.3.82)$$

It is considered that the matter of POISSON's ratio of plywood has no effect related to shear, and on general plywood.

$$\nu_{0^{\circ}, 90^{\circ}} (\nu_{b0^{\circ}, 90^{\circ}}) = \nu_{90^{\circ}, 0^{\circ}} (\nu_{b90^{\circ}, 0^{\circ}}) \doteq 0$$

$$\nu_{45^{\circ}} (\nu_{b45^{\circ}}) \doteq 0.7$$

Furthermore, it is interesting to note that the value of $\nu_{0^{\circ}, 90^{\circ}}$ ($\nu_{b0^{\circ}, 90^{\circ}}$) may be affected by the strain with decreasing gradient in proportion the thickness of face veneer on plywood.

3-6. Plywood with approximate isotropic elasticity

In order to obtain the plywood with approximate isotropic elasticity, the veneer construction of plywood made of veneer from the same species is given by

$$X_I = 0.5 \dots\dots\dots(1.3.83)$$

In the case of 5 ply-plywood, for example,

$$t_I = 0.1835 t \text{ (Fig. 1-23)} \dots\dots\dots(1.3.84)$$

In such a case the elastical constants are expressed as follows :

$$E_{0^\circ} = E_{90^\circ} = E_{b0^\circ} = E_{b90^\circ} = \frac{1}{2} (E_L + E_T) \equiv E \dots\dots\dots(1.3.84)$$

$$E_{45^\circ} = E_{b45^\circ} = E_{LT-45^\circ} (1 + \nu_{45^\circ}) \div 1.7 E_{LT-45^\circ} \equiv E_{45^\circ} \dots\dots\dots(1.3.85)$$

$$G_{0^\circ, 90^\circ} \text{ (Plate)} = G_{0^\circ, 90^\circ} \text{ (Panel)} = G_{LT} \equiv G \dots\dots\dots(1.3.85)$$

$$G_{45^\circ} \text{ (Plate)} = G_{45^\circ} \text{ (Panel)} = G_{LT-45^\circ} (1 + W) \div 7 G_{LT-45^\circ} \equiv G_{45^\circ} \dots\dots\dots(1.3.86)$$

$$\nu_{0^\circ, 90^\circ} = \nu_{90^\circ, 0^\circ} = \nu_{b0^\circ, 90^\circ} = \nu_{b90^\circ, 0^\circ} = \nu \equiv 0 \dots\dots\dots(1.3.87)$$

$$\nu_{45^\circ} = \nu_{b45^\circ} \div T (T_b) \equiv \nu_{45^\circ} \dots\dots\dots(1.3.88)$$

4. Consideration to shear of plywood

4-1. Panel shear by compression type

1) On the panel shear of A. S. T. M. type (A method as provisional designation) it is presumed that the actual shear force (load) in cross section of plywood may be reduced to about 30~40 % of the theoretical one.

2) It is considered that the A.S.T.M. improved type (B method as provisional designation) is the most excellent apparatus in all shear tests at the present time. And both on the panel shear of minor and major panel, shear modulus G and maximum strength of plywood can be calculated by the following equation ;

$$G = \frac{\frac{1}{2}(\sigma_{x'} - \sigma_{y'})}{\varepsilon_{x'} - \varepsilon_{y'}} \dots\dots\dots(2.1.1)$$

$$\tau_{xy \text{ max.}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{P_{max.}}{A} \dots\dots\dots(2.1.3)$$

On the panel of the (0°·90°) face grain

The maximum strength $\tau_{0^\circ, 90^\circ}$ is given by

$$\tau_{0^\circ, 90^\circ \text{ max.}} = \sigma_{c45^\circ \text{ max.}} \text{ (or } \sigma_{t90^\circ \text{ max.}}) \dots\dots\dots(2.18)$$

But in the test of minor panel the fracture of panel shear is not led by $\sigma_{45^\circ \text{ max.}}$ but by $\tau_{RT \text{ max.}}$ often, as shown in Photo. 2-6. In the test of major panel the fracture of panel shear is led by the buckling with wave-pattern occurred just before the fracture, as shown in Photo. 2-17.

And the thinner the thickness of plywood becomes, the more numerous the number of buckling-waves.

Experimentally, the load at buckling may be nearly equall to the maximum load.

On the panel of the (45°) face grain

Generally, the maximum strength $\tau_{45^\circ \text{ max.}}$ in the minor panel shear test could be measured satisfactorily for the thinner plywood, but the value for the thicker plywood could not be measured realistically because of the imperfect reinforcement for glued block as shown in Photo. 2-9.

The value of $\tau_{45^\circ \text{ max.}}$ for the inverse shear is larger than the value for the normal shear, and then it is presumed that these results theoretically are calculated from veneer construction of plywood.

For the purpose of developing the maximum strength of shear, the veneer construction must be composed by

$$t_I = 3 t_J, \dots\dots\dots(2.1.16)$$

and further, the direction of compressive load (stress) in panel shear must be parallel to grain direction of tI veneer.

The initial fracture in the major panel shear is caused by the buckling which always occurs far away before the fracture. And it is observed that the value of $\tau_{45^\circ max.}$ in the major panel shear is very much lower than the one in the minor panel shear, and that the thinner the thickness of plywood becomes, the larger the difference between the former and the latter grows.

From the observed values of these major plywoods tested it is considered that the maximum buckling load is about a half of the pure maximum load at fracture which is equal to the value of the minor panel shear.

For the evaluation of the effective values of G and $\tau_{max.}$ in this panel test, the perfect reinforcement of glued block is required so as to avoid the errors due to the collapse accompanying the shearing failure at the hole of bolt-holding.

If not so, it must be estimated in error from the reason that the value of G become higher than the pure one's and that the value of $\tau_{max.}$ become lower than the pure one's.

Transformation on plane by panel shear

The way and state of transformation on plywood plane were almost no different either on the minor or the major panel shear.

Now experimental results are summarized as follows :

On the ($0^\circ \cdot 90^\circ$) face grain of plywood,

$$\delta' = \left| \frac{\partial y'}{\partial x'} \right| \doteq 1 \quad \dots\dots\dots(2.1.9)$$

On the (45°) face grain of plywood,

$$\delta' \doteq \left| \frac{tJ}{tI} \right| \quad \dots\dots\dots(2.1.17)$$

Where δ' is the approximate coefficient of transformation.

From the observed values and theoretical analysis as stated above, the following relation is presumed,

$$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ \cdot 90^\circ}} \doteq \frac{G_{45^\circ}}{G_{LT-45^\circ}} = 1 + W \doteq 7 \quad \dots\dots\dots(2.1.19)$$

$$\frac{\tau_{45^\circ max.}}{\tau_{0^\circ \cdot 90^\circ max.}} = \frac{\sigma_{c0^\circ max.} \text{ (or } \sigma_{t90^\circ max.})}{\tau_{LTmax.}} \doteq 2.5 \quad \dots\dots\dots(2.1.20)$$

4-2. Panel shear by tension type

This panel shear test by tension type has the same meaning mechanically as the one by compression type.

On this shear test, compression type of A.S.T.M. improved type (B method) are changed to tension type, shear modulus G and maximum strength of the minor plywood panel can be calculated from the following equations.

$$G = \frac{1}{\epsilon_x - \epsilon_y} \frac{P(1 + \tan \theta)}{2\sqrt{2} A} \quad \dots\dots\dots(2.2.2)$$

$$\tau_{xy max.} = \frac{1 + \tan \theta}{2} \frac{P_{max.}}{\sqrt{2} A} \quad \dots\dots\dots(2.2.3)$$

Furthermore, on the major plywood panel, as shown in Fig. 2-10, the values of G and $\tau_{xy max.}$ are given by

$$G = \frac{P \sin \theta \cdot \cos \theta}{R t \epsilon}, \quad \tau_{xy max.} = \frac{P_{max.}}{R t} \quad \dots\dots\dots(2.2.3), (2.2.8)$$

The agreement of the observed values of G between the compression and the tension type can be regarded as very satisfactory.

4-3. Plate shear

The observed value G and $\tau_{max.}$ in the plate shear of plywood is calculated from the following equations

$$G = \frac{3}{2} \frac{r^2 P}{h^3 w} \dots\dots\dots(2.3.5)$$

$$\tau_{max.} = \frac{3}{2} \frac{P_{max.}}{h^2} \dots\dots\dots(2.3.7)$$

1) It is interesting to note that the relation between P and w in the plate shear is not linear on plywood with the (0°·90°) face grain for the reason that it may be effected by τ_{LR} , τ_{RT} or T_b , but the relation is linear on plywood with the (45°) face grain.

2) $r^2/w = \text{constant}$ (Table 2-14)

It is desirable that distance r be determined to near center point of panel.

3) The values of w (per kg) to loading for plywood in the plate shear were nearly equal both at the one pair corners of diagonal ① and the other pair corners of ②.

4) The relationship of formula (1.3.51) or (1.3.67) severally have been established from the fracture of test specimens in the plate shear.

Then from the observed values and the theoretical analysis as stated above the following relation is assumed ;

$$\frac{G_{45^\circ}}{G_{0^\circ, 90^\circ}} \div 4 \dots\dots\dots(2.3.25)$$

$$\frac{\tau_{45^\circ max.}}{\tau_{0^\circ, 90^\circ max.}} \div 1.2$$

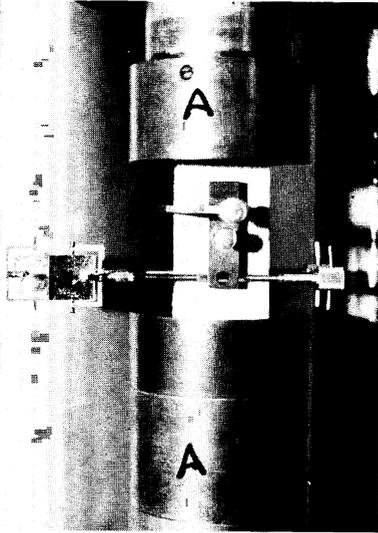


Photo. 1-1 合板の圧縮 (0° 方向) 試験装置

The compressive test of plywood to longitudinal (0°) direction.

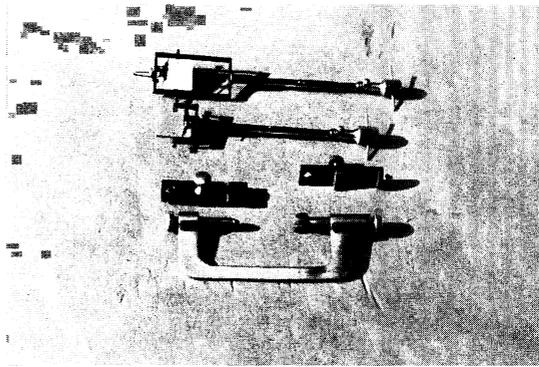


Photo. 1-2 鏡式歪測定装置セット

The instrument of mirror type used to strain measurement.

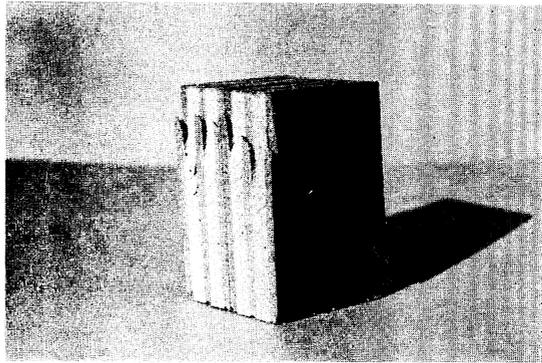


Photo. 1-4 ラワン合板の 45° 方向圧縮による破壊状況 (剪断破壊を示す)

Failure of compressive test specimen of lauan plywood with loading 45° to grain direction of face veneer (Showing failure by shear).

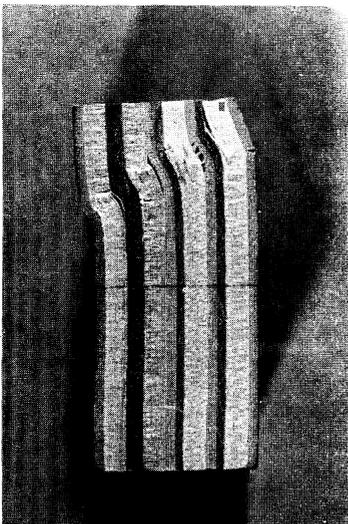


Photo. 1-3 合板の圧縮破壊状況
Failure of test specimen of KABA plywood subjected to compression.

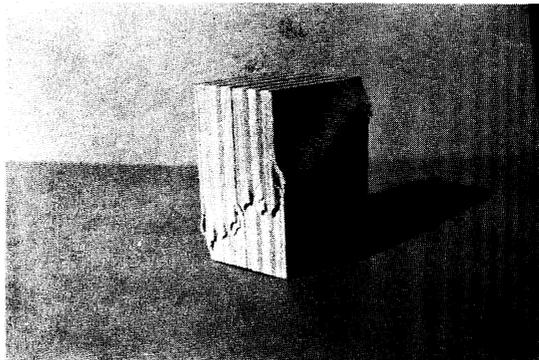


Photo. 1-5 カパ合板の 45° 方向圧縮による破壊状況 (剪断破壊を示す)

Failure of compressive test specimen of KABA plywood with loading 45° to grain direction of face veneer (Showing failure by shear).

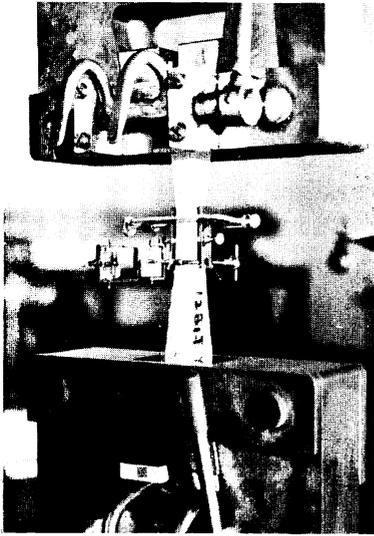


Photo. 1-6 合板の引張 (90° 方向) 試験装置
The tension test of plywood to lateral (90°) direction.

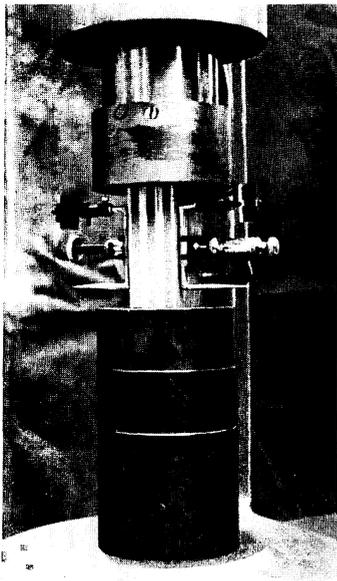


Photo. 1-9 合板のポアソン比測定における横歪測定鏡式歪測定装置
Lateral extensometer set of mirror type used to determine POISSON's ratio.

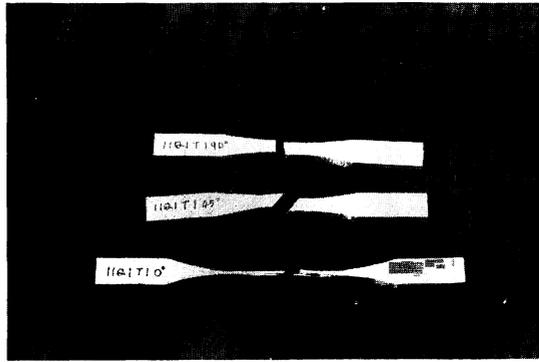


Photo. 1-7 アピトン平行合板の引張破壊状況
Failure of tension test specimen of APITONG || plywood.

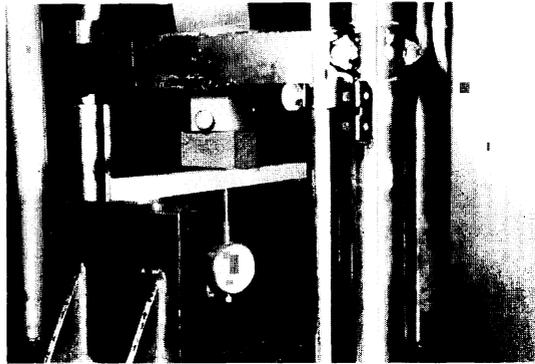


Photo. 1-8 曲げ試験装置
The bending test.

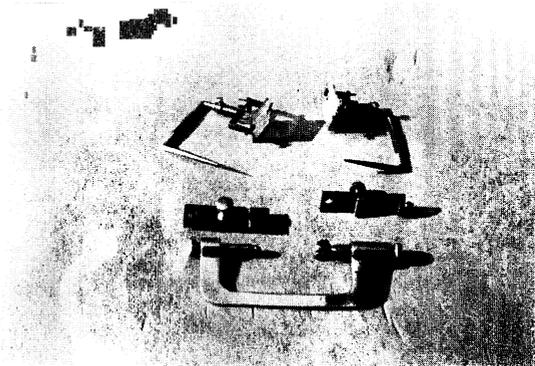


Photo. 1-10 鏡式横歪測定装置セット
Mirror and gauge of lateral extensometer used to determine POISSON's ratio.

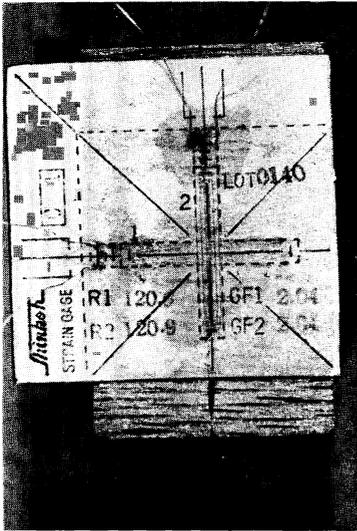


Photo. 1-11 合板の表面に貼った
ポアソン比測定用の十字型スト
レーンゲージ
Strain gauge (cross type) on the
specimen to measure POISSON'S
ratio.

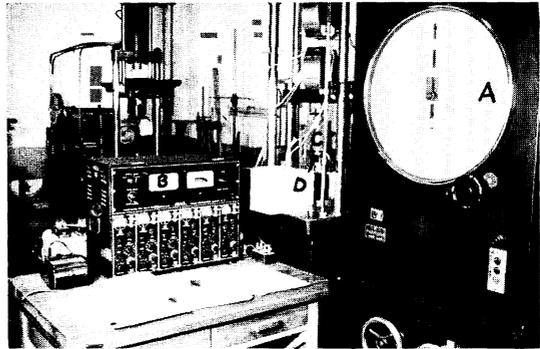


Photo. 1-12 5トン オルゼン型材料試験機および
DS 6-R 型動歪測定用電気歪計
Apparatus of test used to measuring of
POISSON'S ratio.

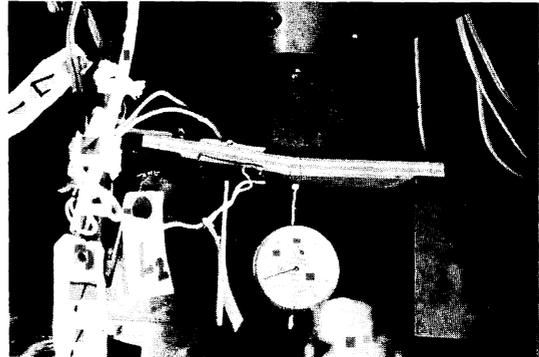


Photo. 1-13 合板の曲げによるポアソン比測定試
験装置
POISSON'S ratio measured by bending test
and strain gauge type.



Photo. 2-1 ASTM 型 (A 法) パネ
ル剪断の小型試験装置 (圧縮型)
Type of specimen, apparatus and
method of applying load for panel
shear tests of ASTM type (A).

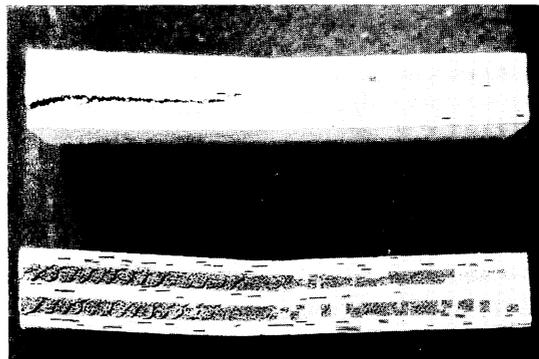


Photo. 1-14 合板の曲げ破壊に示す Rolling shear
The appearance of rolling shear
in inner veneers on bending of plywood.

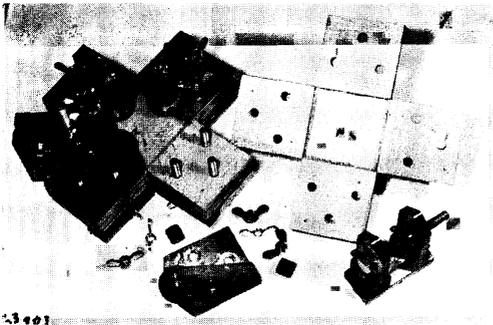


Photo. 2-2 ASTM 改良型 (B 法) パネル剪断の小型試験片

Type of specimen and apparatus for panel shear test of ASTM type (B).

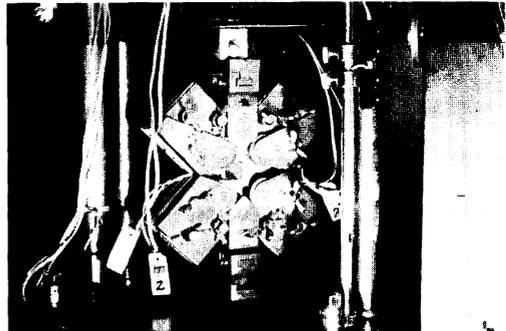


Photo. 2-3 ASTM 改良型 (B 法) のパネル剪断の小型試験装置

Apparatus and method of applying load for panel shear test of ASTM type (B). Compression type. Strain measured by strain gauge type.

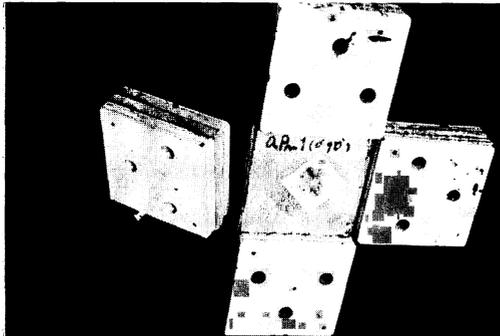


Photo. 2-4 ラワン素材の (L.T) 面の剪断破壊状況

A typical shearing fracture in panel shear of (L.T) type LAUAN wood.

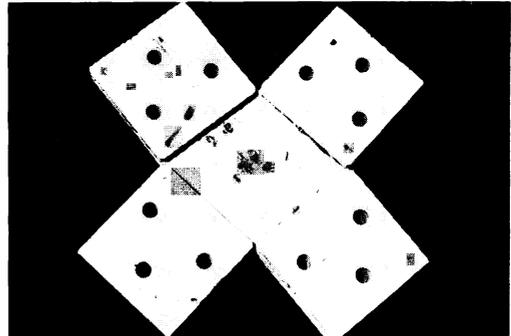


Photo. 2-5 ラワン平行合板の剪断破壊状態 (L.T) 面

A typical shearing fracture in panel shear of (L.T) type, parallel glued LAUAN plywood.

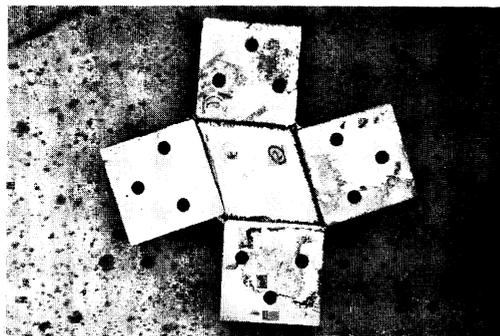
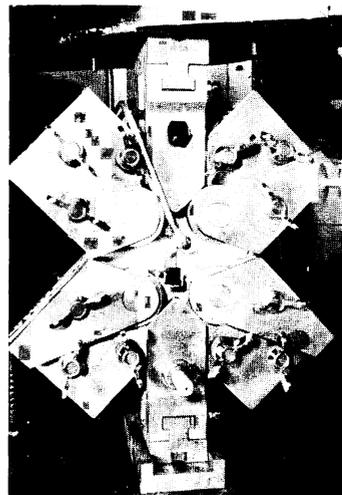


Photo. 2-6 ラワン合板 (0°・90°) 面の剪断破壊状態
A typical shearing fracture in panel shear of (0°・90°) face grain type LAUAN plywood.

Photo. 2-7 パネル剪断試験における鏡式歪測定要領
Panel shear test (the same as Photo. 2-3).
Strain measured by mirror type system.



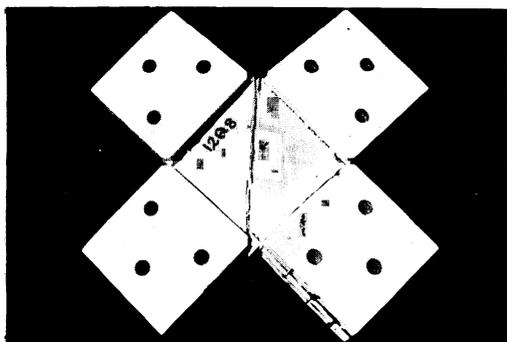


Photo. 2-8 平行合板 (45°) 面の逆剪断による破壊状態 (アピトン)

A typical shearing fracture in panel-inverse shear of (45°) face grain type, parallel glued plywood.

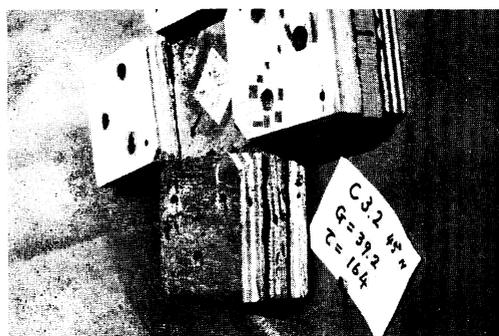


Photo. 2-9 パネル剪断破壊が当板補強部のボルト穴剪断破壊によって決められる特例 (ラワン合板)

A special failure that max. shear strength is decide by shear-broken of bolt-hole.

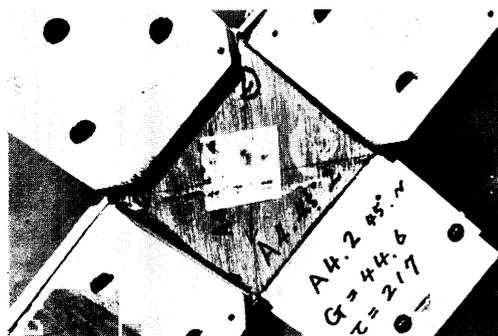


Photo. 2-10 パネル剪断破壊が圧縮座屈破壊によって決まる例 (ラワン合板)

A typical shearing fracture in panel shear of (45°) face grain type LAUAN plywood. Failure by buckling of compression.

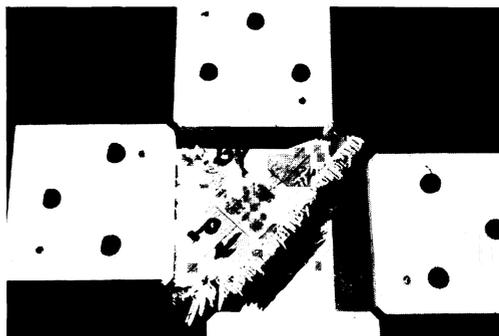


Photo. 2-11 パネル剪断破壊が、引張破壊によって決まる例 (ブナ合板)

A typical shearing fracture in panel shear of (45°) face grain type BUNA plywood. Failure by tension.

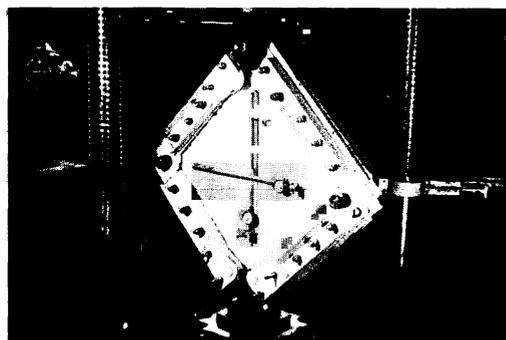


Photo. 2-12 大型試片用 パネル剪断試験装置の正面 歪測定はダイヤルゲージ法

Apparatus and method of applying load for major panel shear test of large plywood panel. Strain measured by dialgauge type.

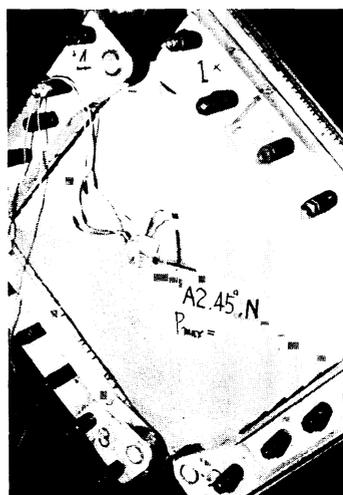


Photo. 2-13 歪測定用ストレインゲージの貼りつけ方法

Strain-gauge for measurement of strain.

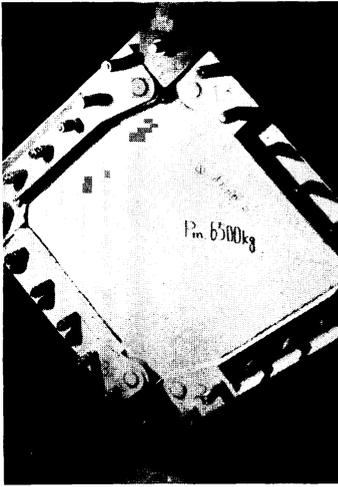


Photo. 2-14 ラワン合板(9mm)の(0°·90°)面の剪断座屈破壊状態(L9A合板)

Shearing fracture in major panel shear of LAUAN plywood with (0°·90°) face grain to edge (L 9 A type).

Failure on buckling of shear.

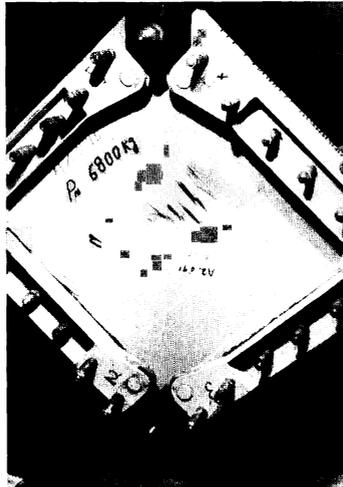


Photo. 2-15 ラワン合板(9mm)の(0°·90°)面の剪断破壊を表側からみた場合(L9A合板)

Shearing fracture in major panel shear of LAUAN plywood with (0°·90°) face grain to edge (L 9 A type). Failure on buckling of shear, and the appearance showing on face side.

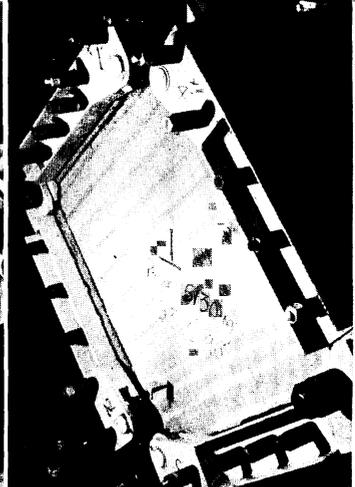


Photo. 2-16 ラワン合板(12mm)の(0°·90°)面の剪断座屈破壊における波状のあらわれかた(L12B合板)

Shearing fracture in major panel shear of LAUAN plywood with (0°·90°) face grain to edge (L 12 B type). Failure on buckling of shear.

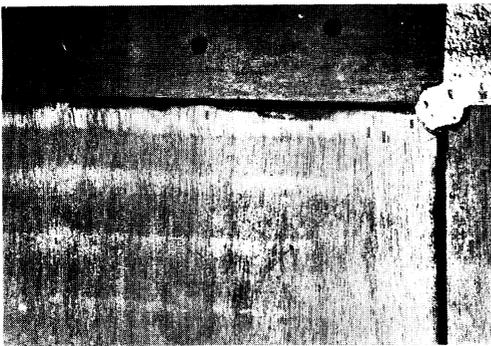


Photo. 2-17 Photo 2-16 辺部の状態(L12B合板)

The permanent waves at corner of test specimen.



Photo. 2-18 ラワン合板(18mm)の(0°·90°)面の剪断座屈破壊状態番号は座屈の入った順序を示す。(L18C合板)

Shearing fracture in major panel shear of LAUAN plywood with (0°·90°) face grain to edge (L 18 C type). Failure on buckling of shear and number on face as showing of buckling order.

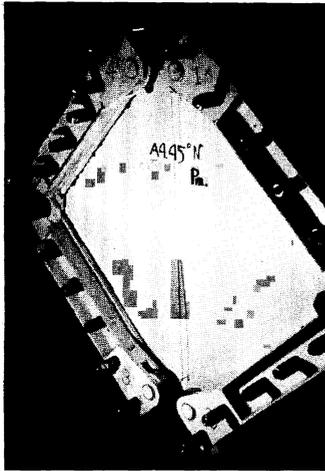


Photo. 2-19 ラワン合板 (9 mm) (45°) 面の剪断座屈
順剪断による表側 (L 9 A 合板)
Buckling in normal shear of major plywood panel with (45°)-face grain to edge (L 9 A type). The appearance showing on face side.

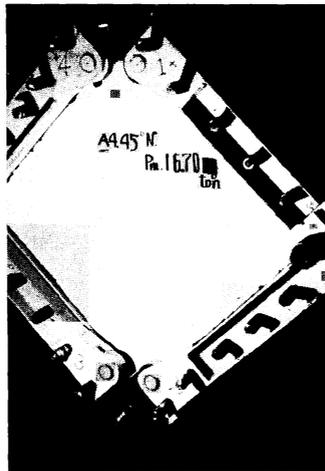


Photo. 2-20 ラワン合板 (9 mm) (45°) 面の順剪断座屈破壊状態 (L 9 A 合板)
Photo. 2-19 の合板をそのまま破壊させたもの。
Shearing fracture in normal shear of major panel with (45°)-face grain of LAUAN plywood (L 9 A type).

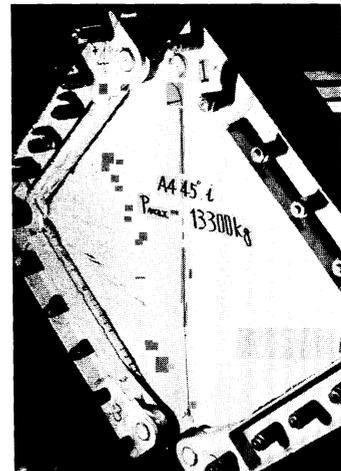


Photo. 2-21 合板の裏側 (L 9 A 合板)
The appearance showing on back side (L 9 A type).

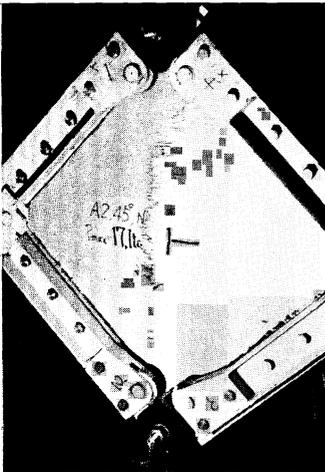


Photo. 2-22 ラワン合板 (9 mm) (45°) 面の逆剪断による剪断座屈破壊状態 表側 (L 9 A 合板)
Shearing fracture in inverse shear of major panel with (45°)-face of LAUAN plywood (L 9 A type).
Failure on buckling of shear. The appearance showing on face side.



Photo. 2-23 ラワン合板 (12mm) (45°) 面の順剪断による剪断座屈破壊状態 表側 (L 12B 合板)
Shearing fracture in normal shear of major panel with (45°)-face grain of LAUAN plywood (L 12 B type).
The appearance showing on face side.



Photo. 2-24 ラワン合板 (12mm) (45°) 面の逆剪断による剪断座屈破壊状態 (L 12B 合板)
Shearing fracture in inverse shear of major panel with (45°)-face grain of LAUAN plywood (L 12 B type).



Photo. 2-25 ラワン合板(18mm) (45°)面の順剪断による剪断座屈破壊状態 表側(L18C合板) Shearing fracture in normal shear of major panel with (45°)-face grain of LAUAN plywood (L 18 C type). The appearance showing on face side.



Photo. 2-26 ラワン合板(18mm) (45°)面の逆剪断による引張側破壊状態(L18C合板) Shearing fracture in inverse shear of major panel with (45°)-face grain of LAUAN plywood (L 18 C type).

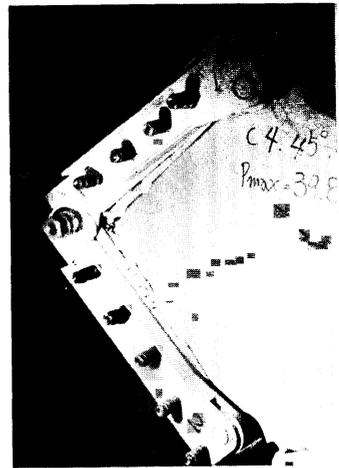


Photo. 2-27 ラワン合板(18mm) (45°)面の逆剪断による剪断破壊状態(L18C合板) Shearing fracture in inverse shear of major panel with (45°)-face grain of LAUAN plywood (L 18 C type).

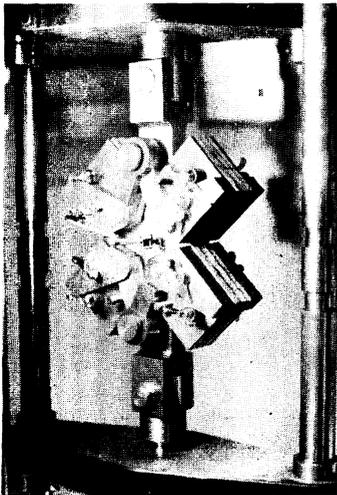


Photo. 2-28 小型試片用引張型パネル剪断試験装置 歪測定は鏡式法 Apparatus and method of applying load for panel shear test of ASTM type. Tension type. Strain measured by mirror type.

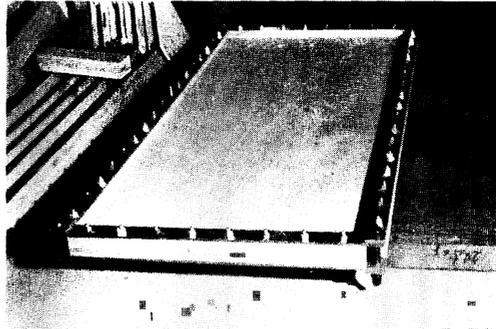


Photo. 2-29 大型引張型パネル剪断の試験合板 (90×180cm²) Test panel in major panel shear test by tension type.

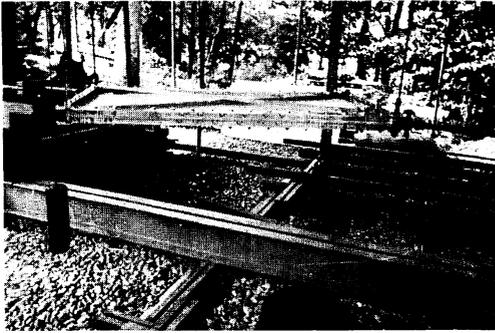


Photo. 2-30 大型試片の引張型パネル剪断試験装置
Major panel shear test by tension type.

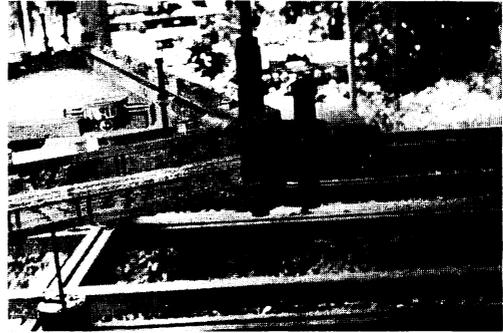


Photo. 2-31 試験合板と引張棒との接続および
ダイヤルゲージの取付け方法 (側面)
The joint method of tension bar and corner
of test panel, and setting of dial gauge
used to measure of strain (side view).

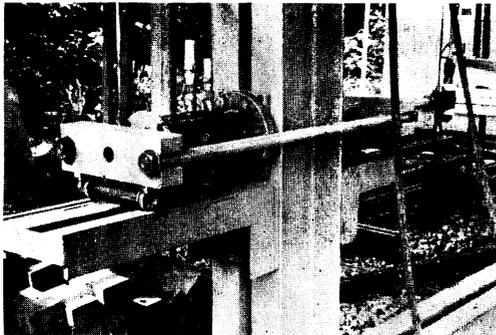


Photo. 2-32 試験合板を引張るために利用した
ラムおよびその装置方法
Apparatus and method of applying tension
load for major panel shear test.

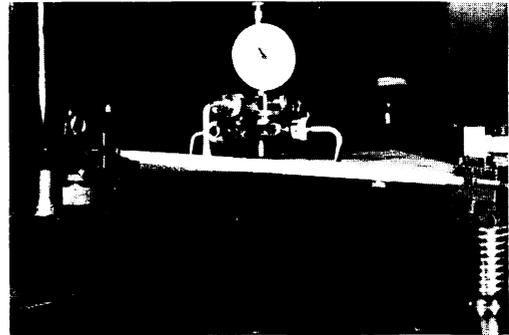


Photo. 2-33 小型試験合板のプレート剪断試験
Loading of test specimen and device for
measuring deflection for plate shear.

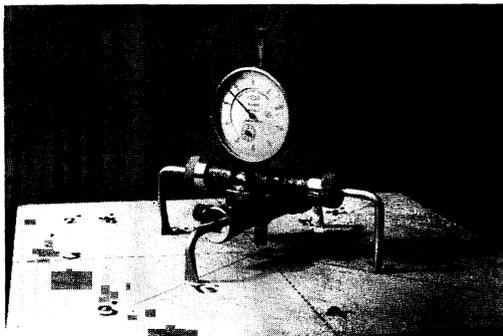


Photo. 2-34 相対撓み差量 w を測定する、四つ
足撓み測定器 (F.P.L 型)
Apparatus used to measuring of deflection
for plate shear test.

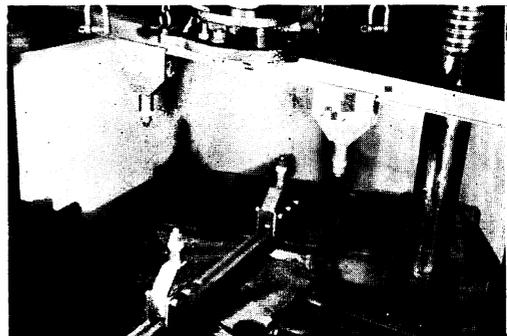


Photo. 2-35 大型試片用プレート剪断試験装置
Apparatus used to major plate shear.

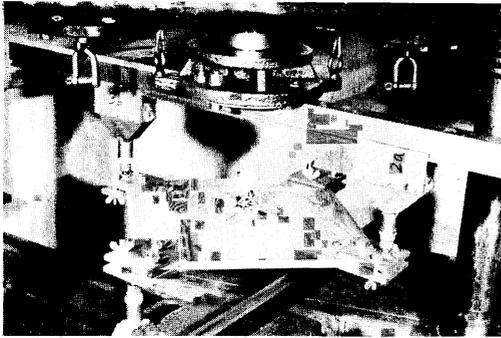


Photo. 2-36 合板のプレート剪断試験
Loading of test specimen and device for
measuring deflection for major plate shear.

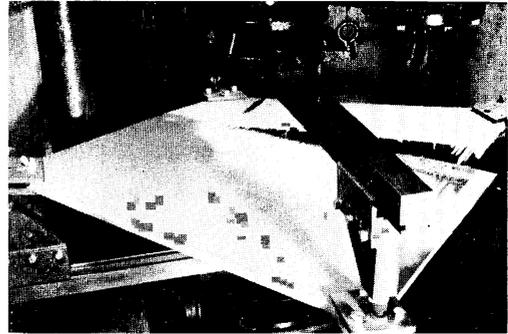


Photo. 2-37 ラワン合板 (28mm 13プライ) の
(0°・90°) 面のプレート剪断による破壊状態
(90×90cm²)
Shearing fracture in major plate shear of
LAUAN plywood with (0°・90°) face grain
to edge (thickness 28mm, 13 ply, 90×90cm²).

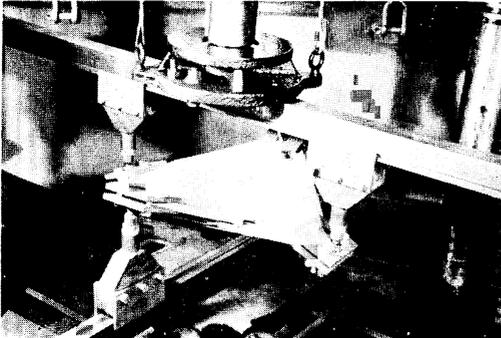


Photo. 2-38 米松合板 (15 mm) の (0°・90°)
面のプレート剪断による破壊状態 (D15合板)
Shearing fracture in major plate shear of
DOUGLUS FIR plywood with (0°・90°)
face grain to edge (D 15 type).

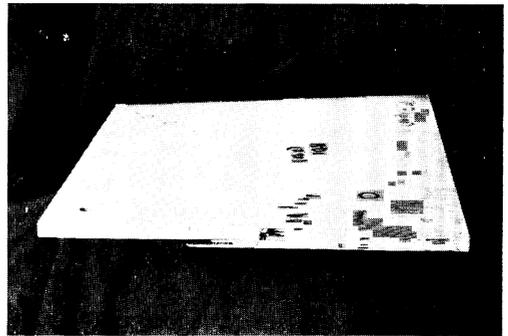


Photo. 2-39 米松合板 (15 mm) の (0°・90°)
面のプレート剪断による破壊状態 (D15合板)
Shearing fracture in major plate shear of
DOUGLUS FIR plywood with (0°・90°)
face grain to edge (D 15 type).

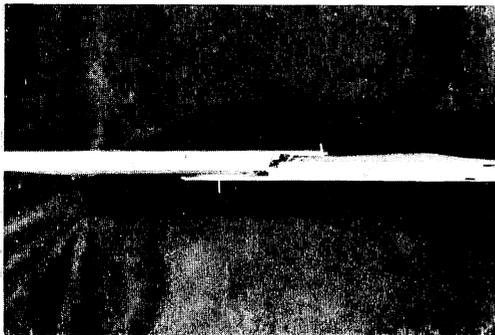


Photo. 2-40 Photo. 2-39 の合板を真横からみ
た場合 (D15合板)
The same as Photo. 2-39 (side view).

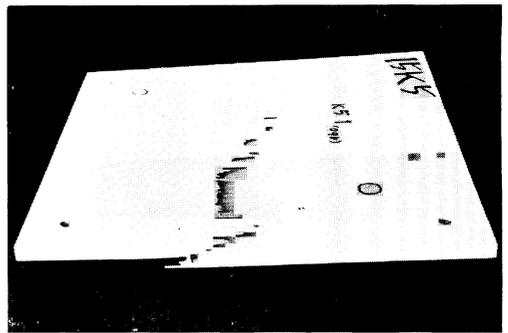


Photo. 2-41 カバ合板 (15 mm) の (0°・90°)
面のプレート剪断による破壊状態 (K15合板)
Shearing fracture in major plate shear of
KABA plywood with (0°・90°) face grain
to edge (K 15 type).

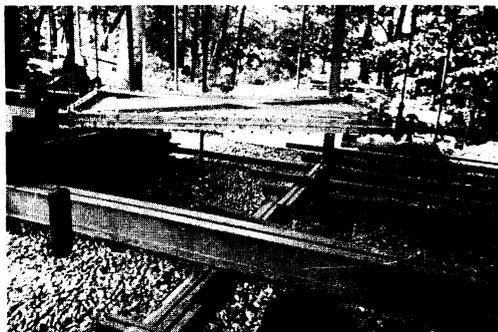


Photo. 2-30 大型試片の引張型パネル剪断試験装置
Major panel shear test by tension type.

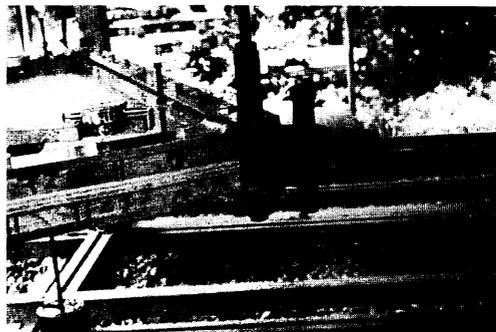


Photo. 2-31 試験合板と引張棒との接続およびダイヤルゲージの取付け方法 (側面)
The joint method of tension bar and corner of test panel, and setting of dial gauge used to measure of strain (side view).

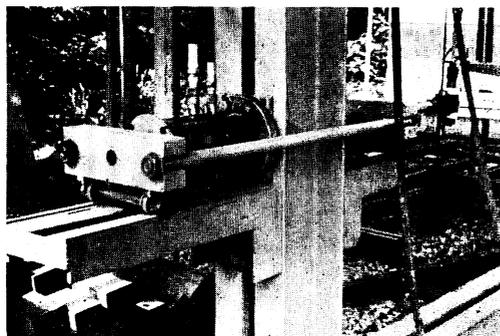


Photo. 2-32 試験合板を引張るために利用したラムおよびその装置方法
Apparatus and method of applying tension load for major panel shear test.

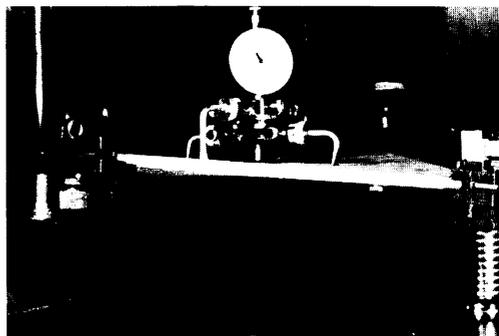


Photo. 2-33 小型試験合板のプレート剪断試験
Loading of test specimen and device for measuring deflection for plate shear.

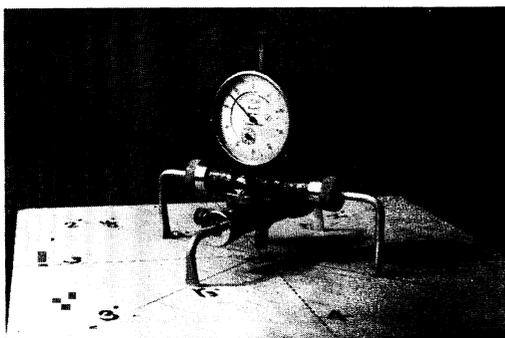


Photo. 2-34 相对撓み差量 w を測定する, 四つ足撓み測定器 (F.P.L 型)
Apparatus used to measuring of deflection for plate shear test.

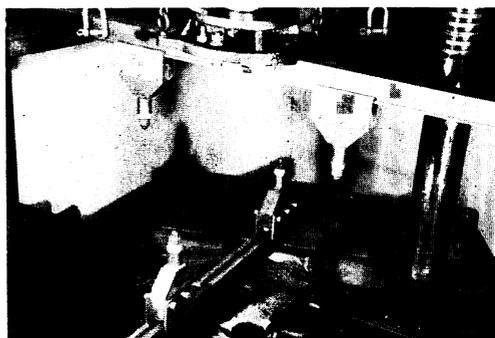


Photo. 2-35 大型試片用プレート剪断試験装置
Apparatus used to major plate shear.



Photo. 2-36 合板のプレート剪断試験
Loading of test specimen and device for
measuring deflection for major plate shear.

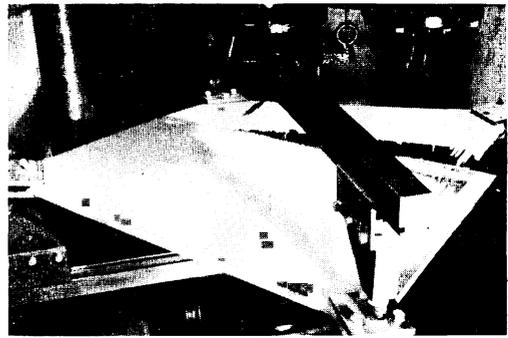


Photo. 2-37 ラワン合板 (28mm 13プライ) の
(0°・90°) 面のプレート剪断による破壊状態
(90×90cm²)
Shearing fracture in major plate shear of
LAUAN plywood with (0°・90°) face grain
to edge (thickness 28mm, 13 ply, 90×90cm²).

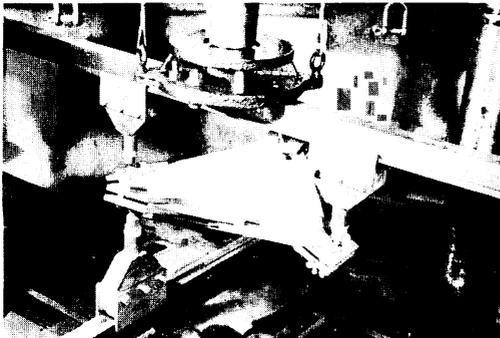


Photo. 2-38 米松合板 (15 mm) の (0°・90°)
面のプレート剪断による破壊状態 (D15合板)
Shearing fracture in major plate shear of
DOUGLUS FIR plywood with (0°・90°)
face grain to edge (D 15 type).

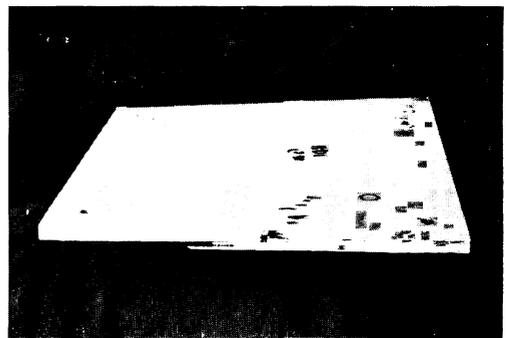


Photo. 2-39 米松合板 (15 mm) の (0°・90°)
面のプレート剪断による破壊状態 (D15合板)
Shearing fracture in major plate shear of
DOUGLUS FIR plywood with (0°・90°)
face grain to edge (D 15 type).

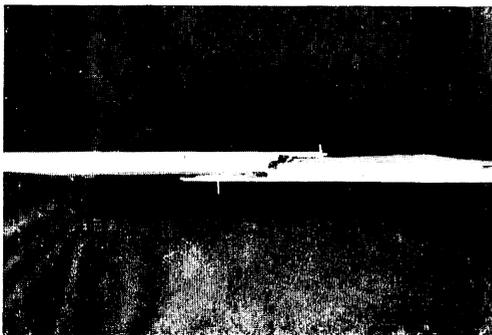


Photo. 2-40 Photo. 2-39の合板を真横からみ
た場合 (D15合板)
The same as Photo. 2-39 (side view).

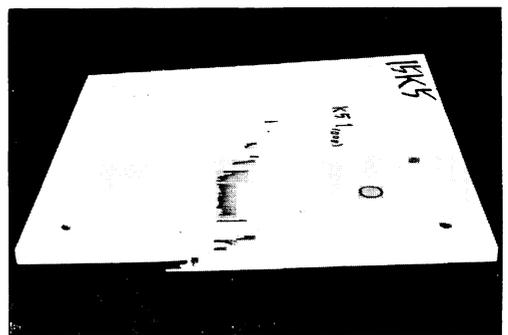


Photo. 2-41 カバ合板 (15 mm) の (0°・90°)
面のプレート剪断による破壊状態 (K15合板)
Shearing fracture in major plate shear of
KABA plywood with (0°・90°) face grain
to edge (K 15 type).

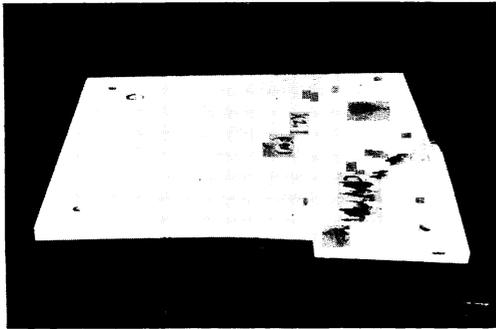


Photo. 2-42 カバ合板 (15 mm) の (0°・90°) 面のプレート剪断による破壊状態 (K15合板)
Shearing fracture in major plate shear of KABA plywood with (0°・90°) face grain to edge (K 15 type).

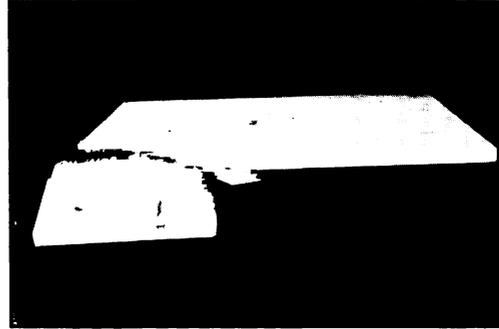


Photo. 2-43 ヤチダモ合板 (15 mm) の (0°・90°) 面のプレート剪断による破壊状態 (T 15合板)
Shearing fracture in major plate shear of YACHIDAMO plywood with (0°・90°)-face grain to edge (T 15 type).

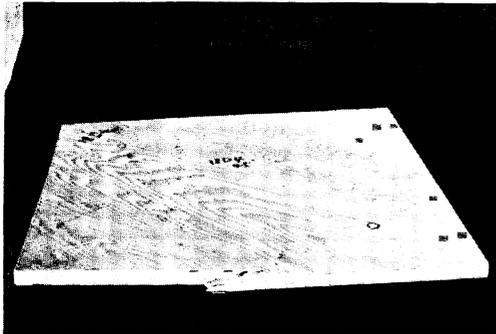


Photo. 2-44 米松合板 (18mm) の (45°) 面のプレート剪断試験による破壊状態 (D18合板)
Shearing fracture in major plate shear of DOUGLUS FIR plywood with (45°) face grain to edge (D 18 type).

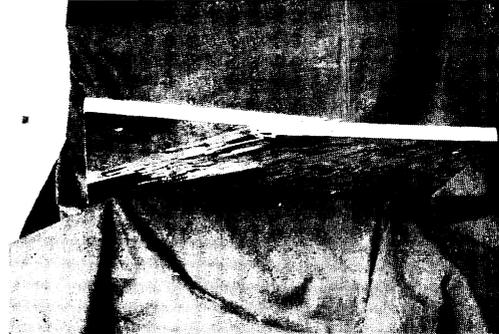


Photo. 2-45 Photo. 2-44 合板を裏側からみた場合 (D18合板)
The same as Photo. 2-44 (back view).



Photo. 2-46 ヤチダモ合板 (15mm) の (45°) 面のプレート剪断による破壊状態 (T15合板)
Shearing fracture in major plate shear of YACHIDAMO plywood (45°) face grain to edge (T 15 type).



Photo. 2-47 Photo. 2-46 の合板を真横から見た場合 (T15合板)
The same as Photo. 2-46 (side view).

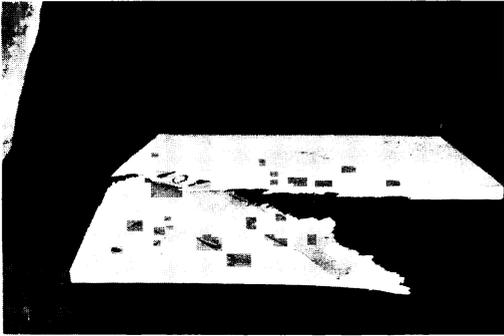


Photo. 2-48 カバ合板 (15mm) の (45°) 面の
プレート剪断による破壊状態 (K15合板)
Shearing fracture in major plate shear of
KABA plywood with (45°) face grain to
edge (K 15 type).

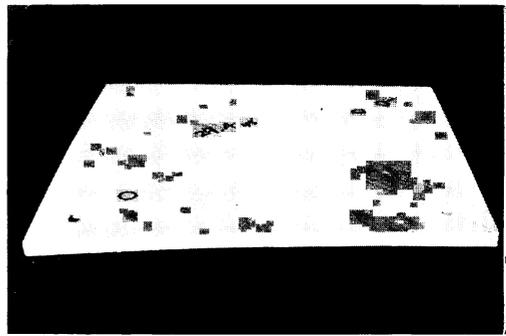


Photo. 2-49 ラワン合板 (15mm) の (45°) 面
のプレート剪断試験の途中で示した接着不良に
よる剪断すべり破壊 (L XV 合板)
Shearing fracture on glue line in major
plate shear of LAUAN plywood with
(45°) face grain to edge (L XV type).