接着によって生ずる合板中の内部応力について

椋　代　純　輔[1]

I 緒　　　言

単板に接着剤が塗付されて，合板に積層接着されることによって生ずる内部応力は，狂い，接着性能，表面割れ，強度的性質等の合板としての品質に大きく影響するだろうことが当然推察される。

しかるに，現在までそれを実験的方法によって応力状態を明らかにした文献はなく，全く推測の域を出ていない状態である。

そこでこの実験では，金属などの単一材の残留応力測定に用いられているスライス法[3)4)]を用い，3枚積層構成の場合に適用しうる計算式を導き，この式を用いて 60°C，90°C，120°C で接着された合板中の表板の繊維に直角方向の応力を算出した。そして，その結果を既往の文献の結果によって考察を加えた。ご指導をいただいた前小倉部長，前堀岡材質改良科長，中村材質改良科長，菅野接着研究室長に謝意を表する。

II 実 験 方 法

表裏板として長さ 16.5 cm，幅 2.5 cm，厚さ 3 mm の追柾ブナ辺材試片を同一材より繊維方向が長さ方向に対して直角となるように鉋削して製作した。

コアー単板として上記の材より長さ 16.5 cm，幅 2.5 cm，厚さ 3 mm の追柾ブナ辺材試片を繊維方向が長さ方向と平行となるように鉋削して製作した（Fig. 1 参照）。

この試片を乾球 20°C，湿球 17°C で調湿し，試片含水率を 14.2～15.3% にした。

そしてこの時における試片の軸方向の中央に重錘をかけて曲げヤング係数を求めた。

この試片に，尿素樹脂接着剤（東洋高圧社製ユーロイド No. 120（レジン率70%）に NH_4Cl 20% 溶液を5%添加して 330 g/m² 塗付し，Fig. 2 のような合板となるように積層して，圧締圧力 15 kg/cm² で，乾球 20°C，湿球 17°C にて冷圧を1時間行なった。

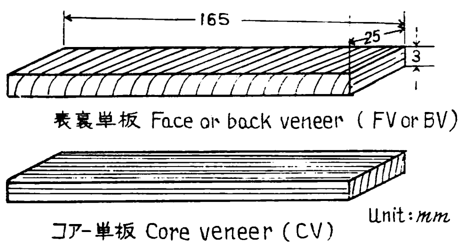

Fig. 1　表裏およびコアー単板
Face back and core veneer.

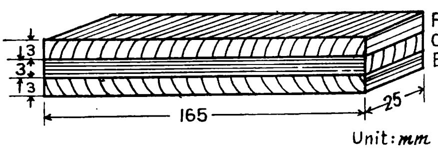

Fig. 2　試 験 用 合 板
The plywood specimen used for this test.

(1) 木材部材質改良科接着研究室員

Table 1.　合板試片の平衡含水率
The equilibrium moisture content of plywood speimen before slicing.

熱圧温度 Temperature of gluing (°C)	試片の平衡含水率 Epuilibrium moisture content of specimen (%)
60	14.5
90	12.1
120	10.6

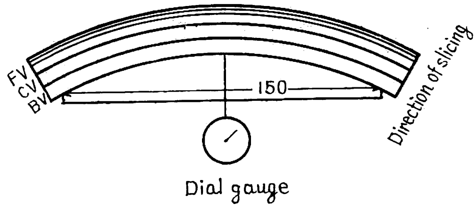

Fig. 3　曲率変化測定法
The measuring method of the curvature.

冷圧の解圧後の接着剤の粘度は上昇していたが単板の膨張は自由に行なわれうる状態であった。その後熱圧温度 60°C にて 25 分，90°C にて 17 分，120°C にて 7 分間熱圧接着した。熱圧時の圧締圧力は 15 kg/cm^2 であった。その後ふたたび乾球 20°C，湿球 17°C にて 14 日間重量がほぼ恒量となるまで調湿した。その時の平衡含水率は Table 1 のごとくであった。

この調湿後スライス法によって測定した。すなわち，試片の一方の表面より他面に向かいいちように薄く鉋削していき，試片の長さ方向の中央において，1 層削るごとに変化する矢高量をスパン 15 cm にて測定した (Fig. 3 参照)。

1 回の鉋削によって削られた厚さは，この実験を通じてほぼ 0.20〜0.45 mm であった。そして 3 枚積層構成の場合に適用できるような計算式を次のようにして導き，その計算式によって鉋削されたときの板厚と，矢高量より求めた曲率変化値を用いて応力を計算した。以下計算式の導き方について記す。

計算方法

いま Fig. 4 において表単板 (FV)，裏単板 (BV)，コアー単板 (CV) が接着されて，FV，BV 中には収縮力 P_1，P_2，CV 中には P_3 なる圧縮力が存在するとすれば，次式が成立しなければならない。

$$P_1+P_2=P_3$$

この場合，FV，BV が同一条件であれば次式となる。

$$P_1=P_2, \quad 2P_1=P_3$$

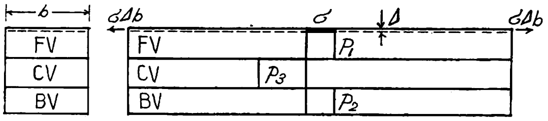

Fig. 4　残留応力に代えられる外力
The external force substituted for internal stress.

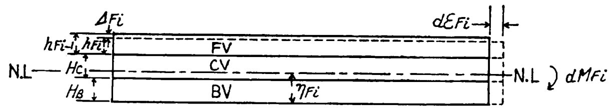

Fig. 5　薄層を切削することによって生ずる応力およびモーメントの変化
The variation of the axial stress and the moment resulted from slicing.
η_{Fi} : the distance from the back side to the neutral line.

いま FV の表面より引張応力 σ の存在する薄い層 Δ を削ることによって，この試片の残部はに Fig. 4 に示すように $\sigma\Delta$ なる力を作用させた時に起こると同じ変形を起こすことは明らかである。

(a)　FV または BV 中の応力

表層より Δ_{F1}，Δ_{F2}……，Δ_{Fi-1} 層をつぎつぎに削りとった時の FV の厚さを h_{F1}，h_{F2}……，h_{Fi-1} とし，その時生じた曲率変化をおのおの $1/r_{F1}$，$1/r_{F2}$……$1/r_{Fi-1}$ とする。

試片残部の表面から引張応力 σ_{Fi}

Table 2.　単板厚，切削層中の応力，曲率変化，伸び歪み等の関係

The relation between the thickness of veneer, the stress in the sliced layer, the variation of curvature, the strain of elongation etc.

Δ 層を切削されたときのFVの厚さ The thickness of FV after slicing of the layer Δ	切削される層の厚さとその中に存在する応力 The thickness of the sliced layer and the stress in the sliced layer	Δ 層を削りとられたときの曲率変化値 The variation of curvature after slicing of the layer Δ	Δ 層をとられたときの伸び量 The strain of elongation after slicing of the layer Δ	Δ 層をとられた残部の中立軸の位置 The distance from batk side to neutral axis
H_F				
h_{F1}	$\Delta_{F1}\cdot\sigma_{F1}$	$1/r_{F1}$	$d\varepsilon_{F1}$	η_{F1}
h_{F2}	$\Delta_{F2}\cdot\sigma_{F2}$	$1/r_{F2}$	$d\varepsilon_{F2}$	η_{F2}
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
H_F　h_{Fi-2}		$1/r_{Fi-2}$	$d\varepsilon_{Fi-2}$	η_{Fi-2}
h_{Fi-1}	$\Delta_{Fi-1}\cdot\sigma_{Fi-1}$	$1/r_{Fi-1}$	$d\varepsilon_{Fi-1}$	η_{Fi-1}
h_{Fi}	$\Delta_{Fi}\cdot\sigma_{Fi}$	$1/r_{Fi}$	$d\varepsilon_{Fi}$	η_{Fi}
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
h_{Fn-1}		$1/r_{Fn-1}$	$d\varepsilon_{Fn-1}$	η_{Fn-1}
h_{Fn}, H_C	$\Delta_{Fn}\cdot\sigma_{Fn}$	$1/r_{Fn}$	$d\varepsilon_{Fn}$	η_{Fn}
h_{C1}	$\Delta_{C1}\cdot\sigma_{C1}$	$1/r_{C1}$	$d\varepsilon_{C1}$	η_{C1}
h_{C2}	$\Delta_{C2}\cdot\sigma_{C2}$	$1/r_{C2}$	$d\varepsilon_{C2}$	η_{C2}
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
H_C　h_{Ci-2}		$1/r_{Ci-2}$	$d\varepsilon_{Ci-2}$	η_{Ci-2}
h_{Ci-1}	$\Delta_{Ci-1}\cdot\sigma_{Ci-1}$	$1/r_{Ci-1}$	$d\varepsilon_{Ci-1}$	η_{Ci-1}
h_{Ci}	$\Delta_{Ci}\cdot\sigma_{Ci}$	$1/r_{Ci}$	$d\varepsilon_{Ci}$	η_{Ci}
	⋮			
H_B				

の存在する Δ_{Fi} 層を削って FV の厚さが h_{Fi} となったとき，試片の残部は試片の長さ方向（以下軸方向と呼ぶ）に $d\varepsilon_{Fi}$ だけの伸びと $1/r_{Fi}$ の曲率を加えたとする（Fig. 5 および Table 2. 参照)。

$$\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}b=(E_Fh_F\,d\varepsilon_{Fi}+E_CH_Cd\varepsilon_{Fi}+E_BH_Bd\varepsilon_{Fi})b$$

$$d\varepsilon_{Fi}=\frac{\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}}{E_Fh_{Fi}+E_CH_C+E_BH_B}\cdots\cdots(1)$$

ここに，E_F, E_B, E_C は FV, BV, CV のヤング係数で，H_B, H_C は BV, CV の厚さ，b は試片幅である。

したがって，試片の残部について見れば，FV 中の引張応力は

$$E_Fd\varepsilon_{Fi}=\frac{\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}E_F}{E_Fh_{Fi}+E_CH_C+E_BH_B}\cdots\cdots(1)$$

だけ増加し，CV 中の圧縮応力は，

$$E_Cd\varepsilon_{Fi}=\frac{\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}E_C}{E_Fh_{Fi}+E_CH_C+E_BH_B}\cdots\cdots(2)$$

だけ減少，BV 中の引張応力は，

$$E_Bd\varepsilon_{Fi}=\frac{\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}E_B}{E_Fh_{Fi}+E_CH_C+E_BH_B}\cdots\cdots(3)$$

だけ増加することとなる。

一方 $\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}$ によってモーメント変化を生じ，曲率変化 $1/r_{Fi}$ を生ずる結果となる。このモーメント

変化を dM_{Fi} とすれば，Fig. 5 により

$$dM_{Fi}=\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}b\{(h_{Fi}+H_C+H_B+\frac{\Delta_{Fi}}{2})-\eta_{Fi}\}$$
$$\doteqdot\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}\{(h_{Fi}+H_C+H_B)-\eta_{Fi}\}b \quad\cdots\cdots(4)$$

ここに η_{Fi} は厚さが h_{Fi} になったときの中立軸と下面との距離である。

一方，dM_{Fi} は次のように表わされる。

$$\left.\begin{array}{l} dM_{Fi}=\dfrac{\sum EI}{r_{Fi}} \\ \text{ここに}\quad \sum EI=E_F I_{(h_{Fi})}+E_B I_{(H_B)}+E_C I_{(H_C)} \end{array}\right\} \quad\cdots\cdots(5)$$

$I_{(h_{Fi})}$，$I_{(H_B)}$，$I_{(H_C)}$ は下面より η_{Fi} なる距離にある中立軸に対する断面二次モーメントである。

したがって（4）式=（5）式とおくことによって σ_{Fi} は求められる。すなわち，

$$\sigma_{Fi}=\frac{\sum EI}{r_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}\cdot b\{(h_{Fi}+H_B+H_C)-\eta_{Fi}\}} \quad\cdots\cdots(6)$$

しかしながら，このようにして求められた σ_{Fi} は Δ_{F1}，Δ_{F2}……，Δ_{Fi-1} 層に存在した応力 σ_{F1}，σ_{F2}，……，σ_{Fi-1} が除去されたことによる影響を受けているので，元の状態における応力を表わしているわけではない。

したがって，Δ_{Fi} 層中に存在する元の状態における真の応力 $\bar{\sigma}_{Fi}$ は，σ_{Fi} から σ_{F1}，σ_{F2}……，σ_{Fi-1} によって影響された応力を除去しなければならない。

σ_{F1}，σ_{F2}……，σ_{Fi-1} の存在する Δ_{Fi}，Δ_{F2}……，Δ_{Fi-1} 層を取り去ったために軸方向に伸張して Δ_{Fi} 層中に生じた応力変化は，

$$E_F d\varepsilon_{F1}+E_F d\varepsilon_{F2}+\cdots\cdots\cdots\cdots+E_F d\varepsilon_{Fi-1}$$
$$=\frac{E_F\cdot\sigma_{F1}\cdot\Delta_{F1}}{E_F h_{F1}+E_B H_B+E_C H_C}+\frac{E_F\cdot\sigma_{F2}\cdot\Delta_{F2}}{E_F h_{F2}+E_B H_B+E_C H_C}+\cdots+\frac{E_F\cdot\sigma_{Fi-1}\cdot\Delta_{Fi-1}}{E_F h_{Fi-1}+E_B H_B+E_C H_C}$$
$$=\sum_{i=1}^{i-1}E_F\cdot\frac{\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi}+E_B H_B+E_C H_C} \quad\cdots\cdots(7)$$

（7）式によって表わされる引張応力を増加していることになる。

一方 σ_{F1}，σ_{F2}……，σ_{Fi-1} の存在する Δ_{F1}，Δ_{F2}……，Δ_{Fi-1} 層を取り去ったために曲率を増加して Δ_{Fi} 層に生じた応力変化は，

$$E_F\frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{F1})}{r_{F1}}+E_F\frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{F2})}{r_{F2}}\cdots+E_F\frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{Fi-1})}{r_{Fi-1}}$$
$$=\sum_{n=1}^{i-1}E_F\cdot\frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{Fn})}{r_{Fn}} \quad\cdots\cdots(8)$$

これだけの引張応力を増加していることになる。

ゆえに，Δ_{Fi} 層中に元の状態で存在した応力 $\bar{\sigma}_{Fi}$ は次式で示される。

$$\bar{\sigma}_{Fi}=\sigma_{Fi}-\sum_{i=1}^{i-1}E_F\cdot\frac{\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi}+E_B H_B+E_C H_C}-\sum_{n=1}^{i-1}E_F\cdot\frac{(h_F\ +H_B+H_C-\eta_{Fn})}{r_{Fn}} \quad\cdots\cdots(9)$$

(b)　CV 中の応用

CV 中に存在する応力を算出する計算式も上記と同様な考え方によって誘導することができる（Table 2 参照)。

すなわち，

$$dM_{Ci} = \sigma_{Ci}\Delta_{Ci}b\{h_{Ci}+H_B+\frac{\Delta_{Ci}}{2}-\eta_{Ci}\}$$
$$\doteqdot \sigma_{Ci}\Delta_{Ci}b\{h_{Ci}+H_B-\eta_{Ci}\} \cdots\cdots (10)$$

一方，

$$\left.\begin{aligned} &dM_{Ci} = \frac{\sum EI}{r_{Ci}} \\ &\text{ここで}\quad \sum EI = E_C I_{(h_{Ci})} + E_B I_{(H_B)} \end{aligned}\right\} \cdots\cdots (11)$$

σ_{Ci} は (10) 式＝(11) 式として求められる。

したがって，もとの状態における Δ_{Ci} 層中の真の応力 $\bar{\sigma}_{Ci}$ は次式で求められる。

$$\bar{\sigma}_{Ci} = \sigma_{Ci} - \left[\sum_{i=1}^{n-1} E_C \frac{\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi}+E_B H_B+E_C H_C} + E_C \frac{\sigma_{Fn}\Delta_{Fn}}{E_B H_B+E_C H_C} + \sum_{i=1}^{i-1} E_C \frac{\sigma_{Ci}\Delta_{Ci}}{E_C h_{Ci}+E_B H_B}\right]$$
$$-\left[\sum_{n=1}^{n} E_C \frac{(h_{Ci}+H_B-\eta_{Fn})}{r_{Fn}} + \sum_{n=1}^{i-1} E_C \frac{(h_{Ci}+H_B-\eta_{Cn})}{r_{Cn}}\right] \cdots\cdots (12)$$

III　実験結果および考察

実験結果の一例を Fig. 6 に示す。他の試片も同様な傾向を示した。この実験においては，接着層のヤング係数はコアー単板の軸方向のヤング係数に等しいと見なした。図中には接着層を大略的に示した。Fig. 7 における厚さ H_F，幅 b の表単板の接着剤塗付前の含水率を U_{F0} とし，膨張収縮率を α_F とする。そして表単板に接着剤を塗付して接着するときの塗付された側の含水率を U'_{F1} (U'_{F1}，U_{F1} は繊維飽和点以上ならば繊維飽和点の含水率をとる)，塗付されない側の含水率を U_{F1} とし，Fig. 7 のように水分傾斜は放物線状になるものとする。

そうすると塗付されない側は $(U_{F1}-U_{F0})\alpha_F$ の膨潤歪みを生じ，塗付された側は $(U'_{F1}-U_{F0})\alpha_F$ の歪みを生じて，塗付されていない側にわん曲するが，これを平面に保つと

$$\int_A^B \sigma ds = 0$$

となるように，塗付されていない側では ε_{Ft} の引張歪み，塗付された側では ε_{Fc} の圧縮

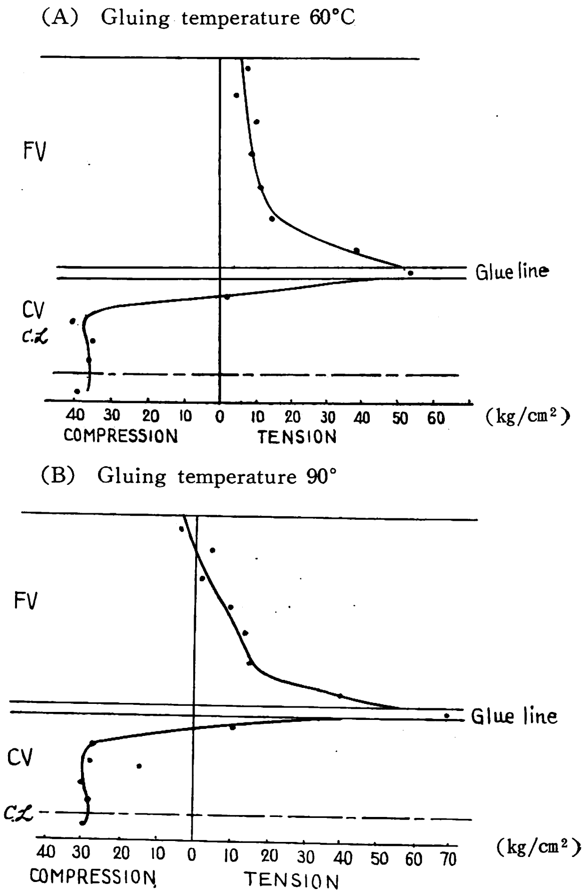

Fig. 6　合板中の応力分布
The distribution of stress in the plywood.

(C)　Gluing temperature 120°C

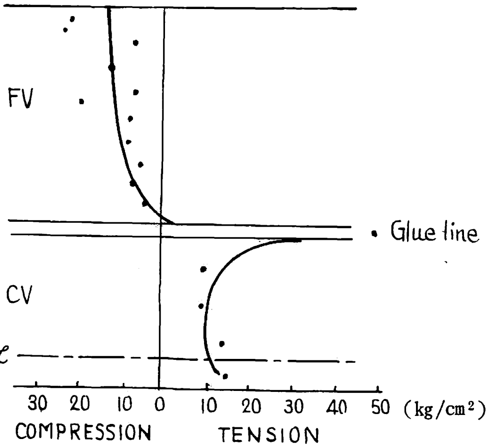

Fig. 6　合板中の応力分布
The distribution of stress in the plywood.

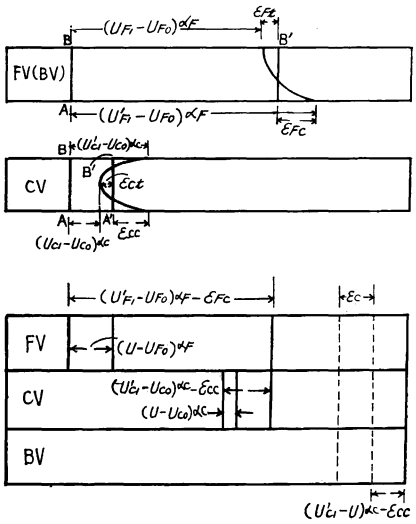

Fig. 7　単板の含水率と歪みとの関係を示す模式図
Schematic diagram illustrating the relation between the moisture content and the strain.　$\alpha_F > \alpha_C$

歪みを生ずる。そして断面ＡＢはA′B′までいちように伸びることとなる。

裏単板も表単板と全く同一とする。

一方厚さ H_C，幅 b のコアー単板の初期含水率を U_{C0}，接着剤を塗付された後の塗付面の含水率を U'_{C1}，単板中央における含水率を U_{C1}（ただし U'_{C1}，U_{C1} は繊維飽和点以上ならば繊維飽和点の含水率をとる)，膨張収縮率を α_C とし，含水率傾斜は Fig. 7 のように放物線状になるものとする。

そうすれば，塗付面では $(U'_{C1}-U_{C0})\alpha_C$ の膨潤歪みを生じ，中央では $(U_{C1}-U_{C0})\alpha_C$ の膨潤歪みを生じて，

$$\int_A^B \sigma ds = 0$$

になるように塗付面では ε_{CC} の圧縮歪みを，また中央では ε_{Ct} の引張歪みを生じて，AB 面はいちように A′B′ 面まで伸びることとなる。

いま，この状態における表単板，コアー単板，裏単板が接着されて一体となり，その後乾燥されてFV，BV，CV ともにいちように含水率 U に平衡したとする。その時の応力状態を考えて見よう。

まず接着された合板は Fig. 7 のように，

$$\{(U'_{C1}-U_{C0})\alpha_C-\varepsilon_{CC}\}-(U-U_{C0})\alpha_C=\{U_{C1}-U_{C0})\alpha_C+\varepsilon_{Ct}\}-(U-U_{C0})\alpha_C$$

の収縮を生じ，さらに前記の釣合い条件

$$2P_1=P_3$$

が満足されるように収縮して，FV，BV 中には引張力 P_1，CV には圧縮力 P_3 を生ずる。

この釣合条件を満たすような CV 中の圧縮歪み ε_C は次式によって求められる。

$$2E_F[[\{(U'_{F1}-U_{F0})\alpha_F-\varepsilon_{FC}\}-(U-U_{F0})\alpha_F]-[\{(U'_{C1}-U_{C0})\alpha_C-\varepsilon_{CC}\} -(U-U_{C0})\alpha_C]-\varepsilon_C]\cdot H_F=E_C H_C \varepsilon_C$$

ゆえに

$$\varepsilon_C=\frac{2E_FH_F[\{(U'_{F1}-U)\alpha_F-\varepsilon_{FC}\}-\{(U'_{C1}-U)\alpha_C-\varepsilon_{CC}\}]}{E_CH_C+2E_FH_F}$$

したがって，FV（BV）中では次式によって表わされる引張歪み ε_F が残ることとなる。

$$\varepsilon_F=[(U'_{F1}-U)\alpha_F-\varepsilon_{FC}]-[(U'_{C1}-U)\alpha_C-\varepsilon_{CC}]-\varepsilon_C$$

この残留歪み ε_F，ε_C によって起こされる残留応力の FV（BV），CV 中における分布状態を既往の文献の結果によって考察して見よう。

いま矩形板が Fig. 8 のように温度 T において接着され，その時無歪みであったとする。温度が t になったため，収縮によってこの矩形板に生ずる x 方向の y 軸に垂直な応力の状態を小島井上[1]は平面応力問題として取り扱って次のごとくなり，光弾性による実験結果とよく一致したと報告している。

$$\sigma_x/E\varDelta\alpha t=1-\sum_{i=1}^{\infty}8(-)^{i+1}\{(1+\lambda_ib)\cosh\lambda_ix$$
$$-\lambda_ix\sinh\lambda_ix\}\times\cos\lambda_iy/\pi(2i-1)e^{\lambda ib}$$

ただし，$\lambda_i=(2i-1)\pi/2h$ $(i=1,\ 2,\ 3,\cdots\cdots)$

ここで　E：合成樹脂板のヤング係数

$\varDelta\alpha$：合成樹脂板と剛体との膨張係数の差

t：$T-t$　　b：l/h で $b\gg1$

で，いま $Y=y/h$，$X=(b-x)/2h$ をとって図に示せば Fig. 9 のようになる。

上式における $E\varDelta\alpha t$ の代わりに $E_F\varepsilon_F$ をとれば FV（BV）中の ε_F による応力分布の状態の傾向を知ることができる。したがって FV（Bv）中の応力分布は，両端近くで厚さ方向に傾斜することが知られる。

CV 中の応力分布の状態は，小島，井上[2]が Fig. 10 において同様にして解を求め，上式と同一結果となることを報告している。

これらの結果から総合して見れば，FV（BV），CV 中の軸方向の平均化された応力分布の模式図は Fig. 11 に示すような状態になるだろうと考えられる。

しかしながら，本実験結果の Fig. 6 を見れば，熱圧温度 60°C，90°C の場合に，FV，CV の接着層およびその近辺で異常に高い引張応力を生じている。これは次のような実験結果によって説明されうるだろう。

材の同一部分より鉋削によって採取した Fig. 1 に示すようなブナ追柾の前記 FV，CV と同様な寸法の単板

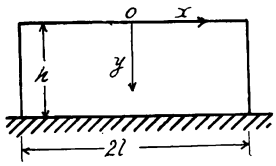

Fig. 8　表面上に接着された矩形板
The rectangular plate glued on the face.

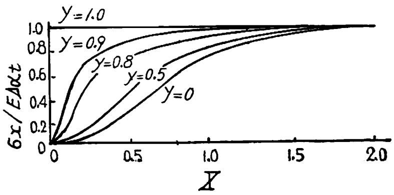

Fig. 9　矩形板中の応力分布
The stress distribution in the rectangular plate.
$Y=y/h$，$X=(b-x)/2h$，$b=l/h$

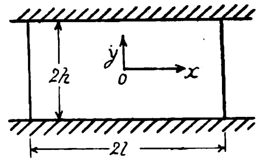

Fig. 10　物体間に接着された矩形板
The rectangular plate between two materials.

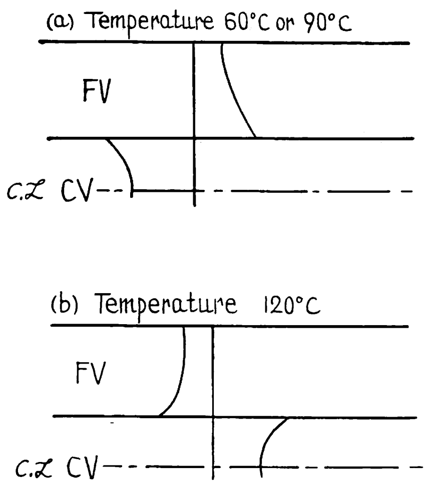

Fig. 11　接着剤の硬化による引張応力の影響がない場合の応力分布
The stress distribution not effecting by the stress resulted from hardening of adhesive.

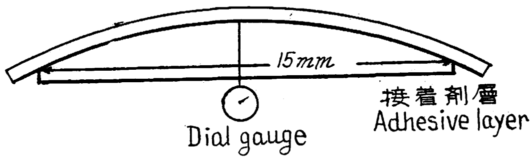

Fig. 12　矢 高 測 定 法
Measuring of depth of curvature.

Table 3.　熱圧温度と矢高量
The depth of curvature and temperature of gluing.

熱圧温度 Temperature of gluing (°C)		矢高量 Depth of curvature (mm)
FV	60	4.30
	120	1.05
CV	60	0.50
	120	0.15

を乾球 20°C，湿球 16°C にて含水率 11.1～12.3%に調湿し，この試片の片面に前記の尿素樹脂接着剤を前記と同様にして塗付し，塗付後45分間乾球 20°C，湿球 16°C の条件下で closed assembly を行ない，その後熱圧温度 60°C，120°C でおのおの20分および4分間接着しないで熱圧して表面に塗付した接着剤を硬化せしめた。その後ふたたび前記条件下で重量が恒量となるまで調湿して，塗付両側に曲がったわん曲の矢高量を Fig. 12 のように測定して接着剤塗付前の矢高量との差を求めた。その結果を Table 3 に示す。

この結果によれば熱圧温度 60°C の場合，塗付面側へわん曲し，接着剤の硬化によって塗付面側に引張応力を生ずることを示した。熱圧温度120°C の場合には，塗付面側へのわん曲は僅少で，したがって塗付面側に生じた引張応力は僅少であることを示している。

このような結果から接着層およびその近辺の引張応力は熱圧温度 60°C，90°C の場合が高く，120°C の場合が低くなることが推察される。

したがって，前記の事がらを総合して判断すれば，本実験結果の Fig. 13 に示すような厚さ方向の応力傾斜を生ずることが説明されうる。

一方，熱圧温度が高くなるにつれて，FV（BV）中の応力は引張から圧縮へと移り，CV 中の応力も圧縮から引張へと移っているが，これについては，熱圧時の各単板の挙動をさらに検討しなければ明確に説明できない。

熱圧温度 120°C の場合，FV（BV）中の応力値のバラツキが大きいが，これは高温下で厚さ方向に圧縮されたため，試片軸方向への複雑で苛酷な塑性変形を生じたためと考えられる。

このように，この実験結果による応力分布は，応力の数値そのものについては多少疑問とされる点があろうけれども，傾向についてかなり的確に示されていると考えられるが，本実験の場合には，幅の狭い単板を接着したため，実際の合板のような幅の広い板の場合と多少異なるかもしれないという疑念があるので，板としての場合について，さらに検討する必要があると考えられる。

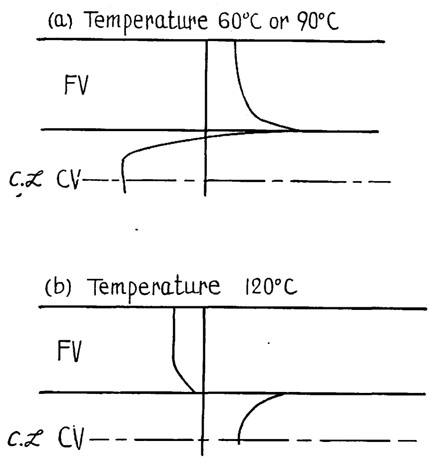

Fig. 13　接着剤の硬化による引張応力の影響を受けた応力分布
The stress distribution effecting by the stress resulted from hardening of adhesive.

Ⅳ 摘　　要

熱圧温度 60°C，90°C，120°C で接着したブナ合板が，接着前の含水率条件に調湿されたとき生ずる表裏単板の繊維方向に直角な方向の内部応力は Fig. 6 に示すとおりであった。これより次の事がらがいえよう。

1. 熱圧温度が高くなるにつれ，表裏単板中の応力は引張よりしだいに圧縮へ移り，コアー単板中の応力は反対に圧縮より引張へ移る。

2. 接着層およびその近辺では接着剤の硬化によって高い引張応力を生じ，60°C，90°C では高く，120°C では低い。

3. 熱圧温度 120°C の場合，高温で厚さ方向に圧縮されるため表裏単板の幅方向への複雑で苛酷な塑性変形を生ずると考えられる。

文　　献

1) 小畠陽之助・井上幸彦：接着層における残留応力の評価，工業化学雑誌，**61**，1 (1958)
KOBATAKE, Y. and Y. INOUE: Appl. Sci. Res., 6 (1957)
2) 小畠陽之助・井上幸彦：接着接合材における残留応力の評価，工業化学雑誌，**61**，9 (1958)
KOBATAKE, Y. and Y. INOUE: Appl. Sci. Res, 7 (1958)
3) ティモセンコ（北畠・片山共訳）：材料力学，下巻，(1955)
4) 応力測定技術研究会編：応力測定法 (1955)
5) BIKERMAN, J.J.: The science of adhesive joints. N.Y., (1961)
6) DIETZ, A.G.H.: Engineering laminates. N.Y., (1949)
7) KUEBLER, Hans: Drying stresses and stress relief in thin sections of wood. F. P. L. report, No. 2164. (1960)

The Internal Stress in Plywood Resulting from Cross-laminated Gluing.

Junsuke MUKUDAI

The internal stress effects on the warping and the surface check of face veneer, gluing faculty etc., are known and recognized, but distribution of the stress in the plywood is not clarified.

The internal stress in the plywood set up by cross-laminated gluing, depends upon the moisture content of each veneer at the time of being glued together, and the increasing of moisture content by the water in adhesive and epuilibrium moisture content of plywood under practical use, etc.

In this test, the variation of the internal stress perpendicular to fiber direction of face veneer resulting from various gluing temperatures (hot plate temperature 60°C, 90°C, 120°C) of affecing the warping of the plywood, was investigated by analytical method.

The analytical method of the internal stress perpendicular to fiber direction of face veneer can be described as follows : Whenever thin layers were sliced off one after another from face side of plywood, the variation of depth of curvature and the thickness of the plywood were measured. Then the internal stress was calculated by the formula which the authors introduced for calculating the internal stress in 3-ply plywood.

TEST METHOD

For the face veneer, back and core veneer, Japanese beech (Fagus crenata Bl.), Sapwood specimen (thickness 3 mm × width 2.5 cm × length 16.5 cm as shown in Fig. 1) was used. These veneers were made by planing after cutting from solid timber.

Then, these veneers were conditioned in moisture content 14～15 % under the air of dry bulb 20°C, wet bulb 17°C.

Bending modulus of each veneer was measured prior to gluing.

Face and back veneer, and core veneer were spread with 330 g/m² of urea resin adhesive (resin content 70%) the hardner added. And the mixing formula was as follows :

$\begin{cases} \text{urea resin} \cdots\cdots\cdots\cdots 100 \text{ parts} \\ \text{hardner } (NH_4Cl)\ 20\% \text{ solution-5 parts} \end{cases}$ and the assembly was subjected to the pressure of 15 kg/cm² for 1 hour under the air of dry bulb 20°C, wet bueb 17°C.

Then, each of the 3-ply pywood specimens was glued at the plate temperature 60°C for 25 min, 90°C for 17 min. and 120°C for 7 min with the hot press. Gluing pressure was 15 kg/cm² (See Fig. 2).

Specimens were conditioned again under the air of dry bulb 20°C, wet bulb 17°C for 14 days.

The equilibrium moisture content of each specimen is shown in Table 1.

Then, thin layers were sliced off uniformly toward the back side from the face side of the specimen as shown in Fig 3, and, whenever one thin layer was sliced off from the face side, the depth of lengthwise curvature of the specimen and thickness of the specimen was measured (See Fig. 3).

The thickness of one thin layer sliced off from the face side was about 0.1～0.4 mm throughout this test.

Method of calculating internal stress was as follows:

Calculation method

The calculation formula of internal stress is introduced as follows :

Assuming that the lengthwise (perpendicular to fiber direction of face veneer) internal force in FV (face veneer) and BV (back veneer) are tensile force P_1, P_2 and the lengthwise interual force in CV (core veneer) is compressive force P_3, these are

$$P_1+P_3=P_3$$

If the thin one layer Δ having the internal tensile stress σ is sliced off from the face side of FV having internal tensile force P_1, the remainder of plywood specimen expands lengthwise and increases the curvature with the face veneer (FV) on the convex side, and the back veneer (BV) on the concave side.

These above-mentioned deformations are the same as the deformation resulting from external tensile force $\sigma\Delta b$ loaded at the point shown in Fig. 4.

(a) Calculation of internal stress in FV or BV

If it is assumed that, after thin layers Δ_{F1}, Δ_{F2},……,Δ_{Fi-1} were gradually sliced off toward the back side from the face side, the thin one layer Δ_{Fi} containing the tensile stress σ_{Fi} was sliced off from face side, then thickness of FV became h_{Fi}, and the strain of elongation and the variation of curvature due to the thin layer Δ_{Fi} being sliced off, was $d\varepsilon_{Fi}$ and $1/r_{Fi}$ (See Table 2), it is found that

$$\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}=E_F h_{Fi} d\varepsilon_{Fi}+E_C H_C d\varepsilon_{Fi}+E_B H_B d\varepsilon_{Fi}$$

where E_F is young's modulus of FV
E_B is young's modulus of BV
E_C is young's modulus of CV
H_C is the thickness of CV
H_B is the thickness of BV

therefore, the strain of elongation $d\varepsilon_{Fi}$ is

$$d\varepsilon_{Fi}=\frac{\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi}+E_C H_C+E_B H_B}$$

The axial tensile stress perpendicular to fiber direction in FV is increased as follows

$$E_F d\varepsilon_{Fi}=\frac{E_F\cdot\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi}+E_C H_C+E_B H_B}\cdots\cdots(1)$$

The axial compressional stress parallel to fiber direction in CV is decreased as follows

$$E_C d\varepsilon_{Fi}=\frac{E_C\cdot\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi}+E_C H_C+E_B H_B}\cdots\cdots(2)$$

The axial tensile stress perpendicular to fiber direction in BV is increased as follows

$$E_B d\varepsilon_{Fi}=\frac{E_B\cdot\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi}+E_C H_C+E_B H_B}\cdots\cdots(3)$$

On the other hand, the variation of curvature of specimen due to the slicing of the thin layer Δ_{Fi} results from the moment of $\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}\cdot b$, b is the width of specimen.

The variation of moment dM_{Fi} is

$$dM_{Fi}=\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}\cdot b\{(h_{Fi}+H_C+H_B+\frac{\Delta_{Fi}}{2})-\eta_{Fi}\}$$
$$\fallingdotseq\sigma_{Fi}\cdot\Delta_{Fi}\cdot b\{(h_{Fi}+H_C+H_B)-\eta_{Fi}\}\cdots\cdots(4)$$

where, η_{Fi} is the distance from the back side to the neutral axis of the specimen of the thickness h_{Fi} of FV (See Fig. 5).

This variation dM_{Fi} is also shown as follows

$$\left.\begin{aligned} dM_{Fi} &= \frac{\sum EI}{r_{Fi}} \\ \sum EI &= E_F I_F + E_C I_C + E_B I_B \end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots (5)$$

where, I_F is the moment of inertia of FV of thickness h_{Fi} about the neutral axis $\eta_{Fi}-\eta_{Fi}$.

I_C is the moment of inertia of CV of thickness H_C about the neutral axis $\eta_{Fi}-\eta_{Fi}$.

I_B is the moment of inertia of BV of thickness H_B about the neutral axis $\eta_{Fi}-\eta_{Fi}$.

The internal tensile stress σ_{Fi} in the thin layer Δ_{Fi} is obtained from *Eq.* (4) and *Eq.* (5) by substitution, and is shown by *Eq.* (6)

$$\sigma_{Fi} = \frac{\sum EI}{r_{Fi} \cdot \Delta_{Fi} \cdot b\{(h_{Fi}+H_C+H_B)-\eta_{Fi}\}} \cdots\cdots (6)$$

However, σ_{Fi} mentioned above is not the stress which thin layer Δ_{Fi} had under the initial condition *i. e.* σ_{Fi} is not the stress which the layer Δ_{Fi} had under initial condition before thin layers Δ_{F1}, Δ_{F2}, ……, Δ_{Fi-1} are sliced off from the face side.

Therefore, to obtain the initial stress $\bar{\sigma}_{Fi}$ in the layer Δ_{Fi} which the layer Δ_{Fi} had before thin layers Δ_{F1}, Δ_{F2}……, Δ_{Fi-1} were sliced off, the stress σ_{Fi} must be corrected by the variation of the resultant stress because of slicing of thin layers Δ_{F1}, Δ_{F2}, ……, Δ_{Fi-1}.

The summation of variations of axial stresses due to the elongation of specimen is

$$E_F d\varepsilon_{F1} + E_F d\varepsilon_{F2} + \cdots\cdots + E_F d\varepsilon_{Fi-1} = \sum_{i=1}^{i-1} \frac{E_F \cdot \sigma_{Fi} \cdot \Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi} + E_C H_C + E_B H_B} \cdots\cdots (7)$$

And, the summation of variation of stresses due to the voriation of curvature is

$$E_F \frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{F1})}{r_{F1}} + E_F \frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{F2})}{r_{F2}}$$

$$\cdots\cdots + E_F \frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{Fi-1})}{r_{Fi-1}} = \sum_{n=1}^{i-1} E_F \cdot \frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{Fn})}{r_{Fn}} \cdots\cdots (8)$$

The initial stress $\bar{\sigma}_{Fi}$ in the layer Δ_{Fi} can be expressed as follows,

$$\bar{\sigma}_{Fi} = \sigma_{Fi} - \sum_{i=1}^{i-1} \frac{E_F \cdot \sigma_{Fi} \cdot \Delta_{Fi}}{E_F h_{Fi} + E_C H_C + E_B H_B} - \sum_{n=1}^{i-1} E_F \cdot \frac{(h_{Fi}+H_B+H_C-\eta_{Fn})}{r_{Fn}} \cdots (9)$$

(b) Calculation of internal stress in CV

The stress σ_{Ci} in the layer Δ_{Ci} can be calculated by the method similar the case (a).

$$\sigma_{Ci} = \frac{\sum EI}{r_{Ci} \cdot \Delta_{Ci} \cdot b \cdot (h_{Ci}+H_B-\eta_{Ci})} \cdots\cdots (10)$$

where $\sum EI = E_C I_C + E_B I_B$

Initial stress $\bar{\sigma}_{Ci}$ in the layer Δ_{Ci} is

$$\bar{\sigma}_{Ci} = \sigma_{Ci} - \left[\sum_{i=1}^{n-1} \frac{\sigma_{Fi}\Delta_{Fi}E_C}{E_F h_{Fi} + E_B H_B + E_C H_C} + \frac{\sigma_{Fn}\Delta_{Fn}E_C}{E_B H_B + E_C H_C} + \sum_{i=1}^{i-1} \frac{\sigma_{Ci}\Delta_{Ci}E_C}{E_C h_{Ci} + E_B H_B}\right]$$

$$-\left[\sum_{n=1}^{n} E_C \frac{(h_{Ci}+H_B-\eta_{Fn})}{r_{Fn}} + \sum_{n=1}^{i-1} E_C \frac{(h_{Ci}+H_B-\eta_{Cn})}{r_{Cn}}\right] \cdots\cdots (11)$$

RESULTS

In this test, it was assumed that the modulus of elasticity of the adhesive was the same as the modulus of elasticity parallel to the fiber direction of core veneer (CV).

Results calculated by the above-mentioned method are shown in Fig. 6 A~C, and the glue line is shown roughly in these figures.

Assuming that the uniform moisture content U_{F0} of the face veneer (FV) prior to glue spreading, of which the thickness and the width were H_F, b and the coefficient of swelling α_F, became U'_{F1} at the glued side and U_{F1} at the other side, at the time of gluing after glue spreading, and the gradient of moistnre content was parabolic (See Fig. 7), the change in length per unit of length due to swelling at the glued side is $(U'_{F1}-U_{F0})\alpha_F$, and the face veneer warps with the glued side on convex side. Restraining the warping *i. e.* holding the flat plane the warped face veneer, the compressive strain ε_{FC} is set up on the glued side and tensile strain ε_{Ft} is set up on the other side, so that $\int_A^B \sigma ds=0$, and the cross-section AB expands uniformly to cross-section A'B' as shown in Fig 7.

The condition of back veneer (BV) is deemed to be the same as the above-mentioned one of the face veneer (FV).

On the other hand, assuming that the uniform moisture content U_{C0} of the core veneer (CV) prior to glue spreading, of which the thickness and width were H_C, b and the coefficient of swelling α_C, became U'_{C1} at the glued side and U_{C1} at the center, at the time of gluing after glue spreading, and the moisture content gradient was parabolic, the change in length per unit length due to swelling at the glued side is $(U'_{C1}-U_{C0})\alpha_C$ and the change of length at the center is$(U_{C1}-U_{C0})\alpha_C$, and the compreressive strain ε_{CC} is set up on the glued side and the tensile strain ε_{Ct} is set up at the center so that $\int_A^B \sigma ds=0$, therefore the cross-section AB expands uniformly to the cross-section A'B' as shown in Fig. 7.

Assuming that, after the face and the back, the core veneer under the above-mentioned condition was glued together, the moisture content of each veneer becomes uniformly U, the compressive strain ε_C in CV is derived as follows, from Equation,

$$2P_1=P_3$$

$$2E_F[\{(U'_{F1}-U)\alpha_F-\varepsilon_{FC}\}-\{(U'_{C1}-U)\alpha_C-\varepsilon_{CC}\}-\varepsilon_C]H_F=E_C\varepsilon_C H_C$$

therefore

$$\varepsilon_C=\frac{2E_F H_F[\{(U'_{F1}-U)\alpha_F-\varepsilon_{FC}\}-\{(U'_{C1}-U)\alpha_C-\varepsilon_{CC}\}]}{E_C H_C+2E_F H_F}$$

Hence, tensile strain ε_F in FV(BV) are shown as follows

$$\varepsilon_F=[U'_F-U)\alpha_F-\varepsilon_{FC}]-[(U'_{C1}-U)\alpha_C-\varepsilon_{CC}]-\varepsilon_C$$

Now we will consider the distribution of the residual stress set up by the above-mentioned strain ε_F in FV and the distribution of the stress set up by the strain ε_C in CV.

Y. KOBATAKE and Y. INOUE[1)2)] reported that in the case of a rectangular plate being glued at temperature T°C on the face of material as shown in Fig. 8 and the plate glued at temperature T°C between two materials as shown in Fig. 10, the distribution of the X-axial stress σ_x set up due to the decreasing of temperature of t°C can be shown together in Fig. 9. E in the figure is the modulus of the plate and $\Delta\alpha$ is the difference of the coefficient of expansion between the plate and the material.

The distribution of the stress in FV is obtained by the substitution of $E_F\varepsilon_F$ for $E\Delta\alpha t$ in this figure.

The distribution of the stress in CV is obtained by the substitution of $E_C\varepsilon_C$ for $E\Delta\alpha t$ in the figure.

According to Fig 9, it seems that the distribution-curve of the stress in FV and CV inclines thicknesswise at the edge side and the averaged stress distribution is shown in Fig 11.

However, the result of this test, shown in Fig 6, makes clear that a high tensile stress develops near the glue line and in the glue line, especially in the case of gluing being done at a temperature of 60°C and 90°C, It seems that such high tensile stress was influenced by the tensile stress set up by shrinking of the adhesive resulting from the hardening, as shown in Table 3 of the result of the test, which measured the depth of curvature of specimen after spreading the adhesive on one side and hardening at the temperatures of 60°C and 120°C (See Fig. 12).

Judging synthetically from the foregoing description, it seems that the result of this test verifies the tendency of the distribution of the internal stress in the direction perpendicular to fiber direction of the face veneer.