

## 合板の動的粘弾性の面内異方性におよぼす 単板構成の影響<sup>\*1</sup>

祖父江信夫<sup>\*2</sup>, 岩崎吉男<sup>\*3</sup>

### Effect of Veneer Construction on Anisotropy of Dynamic Viscoelasticity of Plywood<sup>\*1</sup>

Nobuo SOBUE<sup>\*2</sup> and Yoshio IWASAKI<sup>\*3</sup>

This paper deals with the effect of veneer construction on the anisotropy of dynamic viscoelasticity of plywood in bending and the mathematical expression of the anisotropy. Red meranti (*Shorea* sp.) 3 and 5-ply plywood having the six different veneer arrangements shown in Figure 2 were made in the laboratory. The dynamic modulus  $E'$ , the loss modulus  $E''$ , and the loss tangent  $\tan \delta$  were measured by the method of flexural vibration of free-free beams.

Results are summarized as:

- (1) The anisotropies of  $E''$  and  $\tan \delta$  decreased with the increase of the portion of cross-veneers as in the case of the dynamic modulus  $E'$  (Figs. 3-6 and 8).
- (2) It was suggested that  $E''$  had a maximum at a grain angle between  $0^\circ$  and  $15^\circ$  (Figs. 5 and 6).
- (3) The  $\tan \delta$  of the plywood with the parallel veneer construction increased continuously with the increase of the grain angle of the face veneer; but it showed a tendency for a maximum at a grain angle of  $30^\circ$ - $45^\circ$  with increases in the number of cross-veneers (Figs. 8 and 9).
- (4) The loss tangent of plywood in flexural vibration is affected considerably by the modulus of the face veneers, but it is less affected by that of the core-veneers.
- (5) The formal substitution of the complex modulus  $E^* (=E' + iE'')$  for the Jenkin's equation gave the equations (7)-(9) as  $E'$ ,  $E''$ , and  $\tan \delta$ , respectively. Good agreements were obtained between the experimental values and the calculated values of  $E'$ ,  $E''$ , and  $\tan \delta$  when experimental values in three directions ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ , and  $90^\circ$ ) were used in the calculations.

レッドメランチの2mm厚単板を用いて単板構成の異なる3, 5プライ合板を作製し, 曲げ振動による合板の動的粘弾性の面内異方性を調べ, 単板構成の影響を実験と理論から検討した。直交単板の比率が増すにつれて動的弾性率 $E'$ , 損失弾性率 $E''$ , 損失正接 $\tan \delta$ の面内異方性が減少した。試片の長軸に対する表板の繊維の傾斜角を $\theta$ とすると,  $\theta$ が $0^\circ \sim 15^\circ$ で $E''$ は最大値を持つことが予想され,  $\tan \delta$ は直交単板の構成比率が増すにつれ,  $\theta$ が $30^\circ \sim 45^\circ$ 付近で最大値を持つようになる。また, Jenkin式に複素弾性率を形式的に代入し, その実数部と虚数部から $E'$ ,  $E''$ および $\tan \delta$ の計算式(Eq. 7~9)を求め, これによる計算値と実験値を比較すると両者は良い一致を示した。

### 1. 緒 言

一般に合板等の木質材料は振動損失が大きく, 微妙な粘弾性的性質を要求される楽器の響板などにはむかないとされている。しかし最近Holz<sup>1)</sup>はスプルース, カエデ合板で振動損失正接が素材のそれに近い値を示すことを確かめており, 樹種や単板構成の適当な選択によって振動部材としてもかなり品質の高い合板の製造が可能なこ

<sup>\*1</sup> Received October 29, 1980.

<sup>\*2</sup> 名古屋大学農学部 Faculty of Agriculture, Nagoya University, Nagoya 461

<sup>\*3</sup> ユアサ建材(株) Yuasa Industry Co., Ltd., Yoshihama, Takahama 444-13

とや楽器響板など新しい用途への利用が示唆されている。

さて、合板を平面材料として利用する場合、面内の材質の異方性を有効に利用するような単板構成や使用方法に注意が払われている。合板は他の木質材料に比べて比較的容易に異方性に变化を持たせることができる特徴を持っており、航空機用材、住宅構造材料などの合板利用を背景として合板の強度的性質の異方性について広範囲な研究<sup>2~6)</sup>がなされている。しかし、動的粘弾性の異方性については金光ら<sup>7)</sup>の研究があるが、公表された報告は少ない。

本研究では、合板の動的弾性率、損失弾性率、損失正接の面内異方性におよぼす単板構成の影響を実験的に調べ、また動的弾性率などの異方性の数式表示についても検討を試みた。

## 2. 実験方法

### 2.1 単板および合板の製造

直径 65 cm、長さ 70 cm のレッドメランチ (*Shorea* sp.) の玉切り材で、直径が 30~55 cm の部位から厚さ約 2 mm のロータリーレース単板を製造した。得られた連続単板から Fig. 1 に示すように裏割れ率測定用、試験合板用などの単板を採取した。

合板のプライ数は 3 および 5 とし、それぞれ構成は Fig. 2 に示すようにした。すなわち、3 プライ合板は A, B, 5 プライ合板は C, D, E, F で合計 6 種類とし、それぞれ 3 枚ずつ製造した。コントロール試験用合板は、各合板へ分配された単板に品質の差があるか否かを検査するためのもので、コントロール試験用単板の繊維方向が平行となるように 3 枚または 5 枚重ねて製造した。

接着剤にはレゾルシノール接着剤(アイカネオレジン PR 10)を用い、塗布量 30 g/(30 cm)<sup>2</sup>、圧縮圧力 10 kg/cm<sup>2</sup>、120°C、合板厚さ 1 mm 当り 50 秒の割合で熱圧縮した。

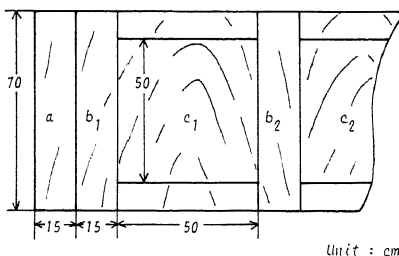


Figure 1. Position of samples.

Note: a: for the lathe-check test,  
b<sub>1</sub>: for control plywood of parallel veneer construction,  
c<sub>i</sub>: for plywood tested.

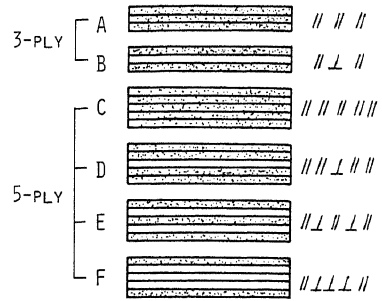


Figure 2. Plywood construction.

Note: ⊥: perpendicular,  
//: parallel.

### 2.2 振動試験方法

供試合板の試験体は、動的粘弾性の面内異方性を調べるため、試験体の長さ方向と表板の繊維方向とのなす傾斜角度  $\theta$  が 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90° となる 7 種類を各々の合板からそれぞれ 1 組ずつ採取した。試験体の寸法は、3 プライ合板で 24 cm (長さ) × 3 cm (幅) × 約 0.6 cm (原板厚さ)、5 プライ合板で 30~40 cm (長さ) × 4.8 cm (幅) × 約 1 cm (原板厚さ) とした。なお、コントロール試験用合板の試験体は原板から 2 個ずつ採取した。

複素弾性率  $E^*$  ( $=E' + iE''$ ) および損失正接  $\tan \delta$  は両端自由はりのたわみ共振法によって測定した。試験体の励振およびたわみの検出には電磁的方法を用い、共振曲線の測定は励振周波数を自動掃引させることにより、レコーダーに自記記録させて行った。 $E^*$  および  $\tan \delta$  の計算は常法<sup>8)</sup>によった。

予備試験で、各合板に分配された単板の品質を検査するため、単板の裏割れ率、裏割れ形状<sup>9)</sup>およびコントロール試験用合板の比重、 $E'$ 、 $\tan \delta$  を調べた。その結果、特定の合板に特異な単板が片寄るような分配は認められなかった。単板の裏割れ率の平均値は 38%、裏割れ形状は 84% が斜線形、残りが多岐形であった。コントロール試験用合板の気乾比重の平均値は 0.57 であった。

また、試験時における合板の含水率は、全乾法で約 7% であった。

## 3. 結果と考察

### 3.1 動的弾性率 $E'$

動的弾性率と表板の繊維傾斜角度との関係を各単板構成ごとに Fig. 3, 4 に示す。本研究の場合必ずしも通常の合板のように単板が交互に直交する構成ではないが、従来の報告<sup>2, 12)</sup>と同様な結果である。

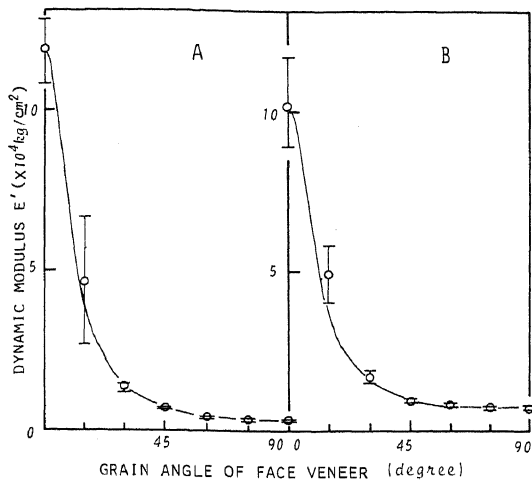


Figure 3. Relationship between  $E'$  and the grain angle of the face veneer (3-ply).

Notes: (1) The ranges of the measured values in the figure are shown by maximum and minimum values, and the circular marks show the mean value of three specimens. These expressions also apply to the following figures.  
 (2) ———: calculated curve by equation (3).

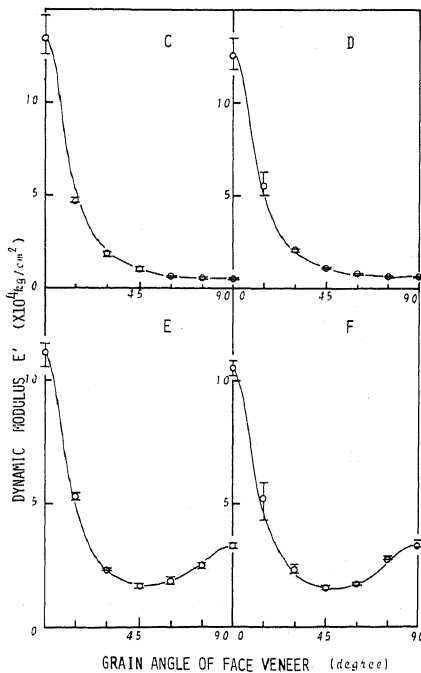


Figure 4. Relationship between  $E'$  and the grain angle of the face veneer (5-ply).

Note: ———: calculated curve by equation (3).

### 3.2 損失弾性率 $E''$

損失弾性率と表板の繊維傾斜角度との関係を各単板構成ごとに Fig. 5, 6 に示す。  $E'$  の場合とほぼ同様な傾向を示す。  $E''$  の異方性比 ( $E''_0/E''_{90}$ ) は 2.4~9.4 となり。

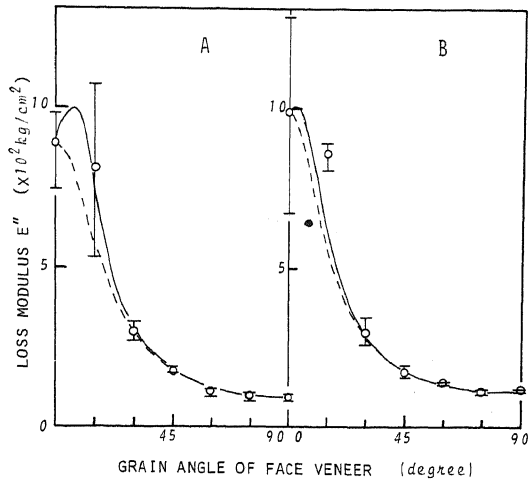


Figure 5. Relationship between  $E''$  and the grain angle of the face veneer (3-ply).

Notes: (1) - - - -: calculated curve by equation (4),  
 (2) ———: calculated curve by equation (8).

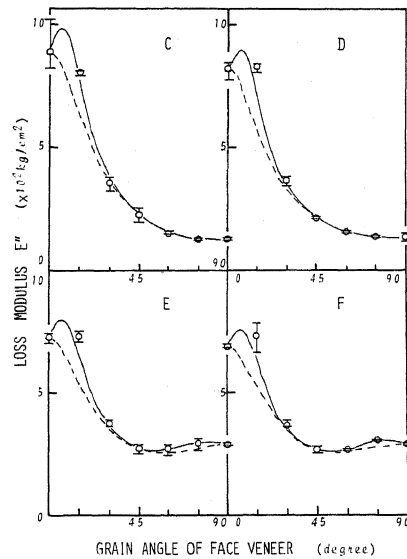


Figure 6. Relationship between  $E''$  and the grain angle of the face veneer (5-ply).

Notes: (1) - - - -: calculated curve by equation (4),  
 (2) ———: calculated curve by equation (8).

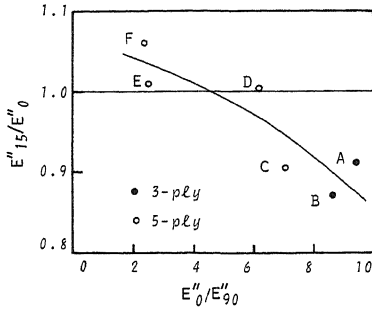


Figure 7. Relationship between  $E'_{15}/E''_0$  and the anisotropic ratio of  $E''$  ( $E''_0/E''_{90}$ ).

$E'$  の異方性比より小さい。

また  $E''$  に特異な現象として Fig. 7 に示すように、直交単板の占める割合が増加して  $E''$  の異方性比が小さくなると  $\theta = 0^\circ$  方向の  $E''$  に対する  $\theta = 15^\circ$  方向の  $E''$  の比 ( $E''_{15}/E''_0$ ) が増加する傾向が見られ、比が 1 を超えるようになる。すなわち、 $E''$  は  $E'$  と  $\tan \delta$  との積であるから、 $\theta = 0^\circ \sim 15^\circ$  付近での  $E'$  の減少割合より  $\tan \delta$  の増加割合が大きいことを意味している。

### 3.3 損失正接 $\tan \delta$

損失正接と表板の繊維傾斜角度との関係を単板の積層数別に Fig. 8 に示す。

3 プライ、5 プライ合板とも、A、C の平行構成の合板の場合には表板の繊維傾斜角度が大きくなるにつれて  $\tan \delta$  は単調な増加を示す。直交単板の構成比率が増すと Fig. 9 の損失正接と合板厚さに対する直交挿入単板の合計厚さの比との関係に見られるように、傾斜角度の大

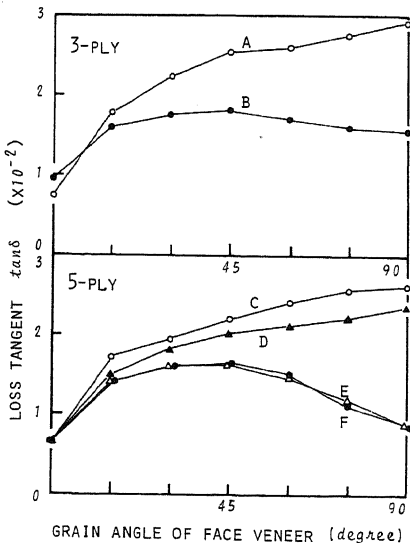


Figure 8. Relationship between the loss tangent and the grain angle of the face veneer.

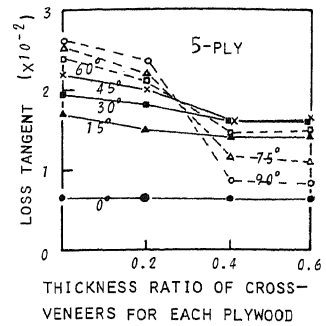


Figure 9. The effect of cross-veneers on the loss tangent at various grain angle of the face veneer (5-ply).

きなところでの  $\tan \delta$  の減少が目立ち、 $\theta = 30^\circ \sim 45^\circ$  付近に最大値を示すようになる。このとき  $\tan \delta$  の最大値も減少の傾向が見られ、 $E'$  や  $E''$  と同様に直交単板の挿入によって  $\tan \delta$  の異方性が低減されることがわかる。

また、芯板の構成だけが異なる 5 プライ合板の C と D では  $\tan \delta$  の差は少ない。E と F では  $\tan \delta$  にほとんど差はみられない。このことから、曲げ振動における  $\tan \delta$  の場合にも、 $E'$  の場合と同様に外層単板の性質がより支配的に働き、芯に近い単板の影響は少ないことがわかる。

### 3.4 動的粘弾性の面内異方性の数式表示

表板の繊維傾斜角度が  $\theta$  のときのヤング率  $E_\theta$  は Jenkin 式によって次のように表わされる<sup>2)</sup>。

$$\frac{1}{E_\theta} = \frac{1}{E_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E_{90}} \sin^4 \theta + \left( \frac{1}{G_0} - \frac{2\nu_0}{E_0} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \quad (1)$$

いま、 $\theta = 45^\circ$  のときのヤング率を  $E_{45}$  とすれば (1) 式の第 3 項の係数は次式の右辺によって置き換えられる。

$$\left( \frac{1}{G_0} - \frac{2\nu_0}{E_0} \right) = \frac{4}{E_{45}} - \left( \frac{1}{E_0} + \frac{1}{E_{90}} \right) \quad (2)$$

さらに (2) 式を (1) 式に代入すると (3) 式が得られる。

$$\frac{1}{E_\theta} = \frac{1}{E_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E_{90}} \sin^4 \theta + \left( \frac{4}{E_{45}} - \frac{1}{E_0} - \frac{1}{E_{90}} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \quad (3)$$

すなわち、任意の  $\theta$  方向におけるヤング率は  $\theta = 0^\circ, 45^\circ$  および  $90^\circ$  方向の実測ヤング率と (3) 式から計算することができる。

#### 3.4.1 動的弾性率 $E'$

$\theta = 0^\circ, 45^\circ$  および  $90^\circ$  のときの実測動的弾性率の平均値を (3) 式に代入して計算した曲線を Fig. 3, 4 に実線で示す。計算値と実験値との適合はかなり良い。

### 3.4.2 損失弾性率 $E''$

木材素材の場合、(3)式に損失弾性率を形式的に代入した(4)式は実験値との適合が比較的良好なことが前報<sup>10)</sup>で確かめられたので、まず合板の場合にも当てはめてみる。

$$\frac{1}{E''_{\theta}} = \frac{1}{E''_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E''_{90}} \sin^4 \theta + \left( \frac{4}{E''_{45}} - \frac{1}{E''_0} - \frac{1}{E''_{90}} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \quad (4)$$

(4)式による計算曲線を Fig. 5, 6 に破線で示す。一般的には比較的良好な適合を示しているが、 $\theta = 15^\circ$  付近の適合は良くない。

そこで更に類推を進め、Jenkin 式に複素弾性率  $E^* (= E' + iE'')$  を形式的に代入した石原の式<sup>11)</sup>を若干変形して得た計算式について検討してみる。

$$\frac{1}{E^*_{\theta}} = \frac{1}{E^*_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E^*_{90}} \sin^4 \theta + \left( \frac{1}{G^*_0} - \frac{2\nu^*_0}{E^*_0} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \quad (5)$$

ここで、 $G^*$  は複素剛性率、 $\nu^*$  は複素化したポアソン比である。

いま、 $\theta = 45^\circ$  のときの複素弾性率  $E^*_{45}$  を用いて(3)式と同様に(5)式の第3項の係数の置き換えをすると次式となる。

$$\frac{1}{E^*_{\theta}} = \frac{1}{E^*_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E^*_{90}} \sin^4 \theta + \left( \frac{4}{E^*_{45}} - \frac{1}{E^*_0} - \frac{1}{E^*_{90}} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \quad (6)$$

さらに、 $E^*_{\theta} = E'_{\theta} + iE''_{\theta}$  なる関係を(6)式に代入したのち、微小項の省略計算をして有理化を行うと次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{E^*_{\theta}} &= \frac{1}{E'_{\theta} + iE''_{\theta}} \doteq \frac{1}{E'_{\theta}} - i \frac{E''_{\theta}}{(E'_{\theta})^2} \\ R \left( \frac{1}{E^*_{\theta}} \right) &\doteq \frac{1}{E'_{\theta}} = \frac{1}{E'_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E'_{90}} \sin^4 \theta + \left( \frac{4}{E'_{45}} - \frac{1}{E'_0} - \frac{1}{E'_{90}} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\ -I \left( \frac{1}{E^*_{\theta}} \right) &\doteq \frac{E''_{\theta}}{(E'_{\theta})^2} = \frac{E''_0}{(E'_0)^2} \cos^4 \theta + \frac{E''_{90}}{(E'_{90})^2} \sin^4 \theta + \left( 4 \frac{E''_{45}}{(E'_{45})^2} - \frac{E''_0}{(E'_0)^2} - \frac{E''_{90}}{(E'_{90})^2} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

すなわち、実数部からは  $E'_{\theta}$  の式として動的弾性率を形式的に Jenkin 式に代入した式が、また虚数部からは  $E''_{\theta}$  の式として次式が得られる。

$$E''_{\theta} = \frac{\frac{E''_0}{(E'_0)^2} \cos^4 \theta + \frac{E''_{90}}{(E'_{90})^2} \sin^4 \theta + \left( 4 \frac{E''_{45}}{(E'_{45})^2} - \frac{E''_0}{(E'_0)^2} - \frac{E''_{90}}{(E'_{90})^2} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta}{\left[ \frac{1}{E'_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E'_{90}} \sin^4 \theta + \left( 4 \frac{1}{E'_{45}} - \frac{1}{E'_0} - \frac{1}{E'_{90}} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \right]^2} \quad (8)$$

なお、ここでは式の誘導の際に暗黙に仮定した条件についての証明がなく、(7)式は数学的に厳密に誘導されたものではない。したがって、実験的な取り扱い範囲での仮定の妥当性は誘導された計算式と実験結果との適合の具合から判断することにした。

(8)式による計算値を Fig. 5, 6 に実線で示す。 $\theta = 15^\circ$  付近の適合は(4)式による計算値に比べてかなり良くなり、また  $\theta = 0^\circ \sim 15^\circ$  の間で  $E''$  が最大値を示す計算結果が得られ、実験結果の傾向とよい対応を示している。さらに5プライ合板の E, F の構成の場合には  $\theta = 75^\circ$  付近で  $E''$  が極大値を示す計算結果が得られ、実験値との対応も良くなっている。

### 3.4.3 損失正接 $\tan \delta$

まず、(3)式に  $E'$  を代入した式と(4)式との比の値として計算される  $\tan \delta$  について検討する。Fig. 10, 11 の破線で示すように、一般的にみれば実験値との適合は良い。しかし  $\theta = 15^\circ$  付近では適合が悪く、実験値のほうが大きな値を示す。

つぎに、 $\tan \delta$  の計算式として(8)式に  $E'' = E' \tan \delta$  なる関係を代入して得た(9)式について検討する。

$$\tan \delta = \frac{E''_{\theta}}{E'_{\theta}} = \frac{\frac{\tan \delta_0}{E'_0} \cos^4 \theta + \frac{\tan \delta_{90}}{E'_{90}} \sin^4 \theta + \left( 4 \frac{\tan \delta_{45}}{E'_{45}} - \frac{\tan \delta_0}{E'_0} - \frac{\tan \delta_{90}}{E'_{90}} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta}{\frac{1}{E'_0} \cos^4 \theta + \frac{1}{E'_{90}} \sin^4 \theta + \left( \frac{4}{E'_{45}} - \frac{1}{E'_0} - \frac{1}{E'_{90}} \right) \sin^2 \theta \cos^2 \theta} \quad (9)$$

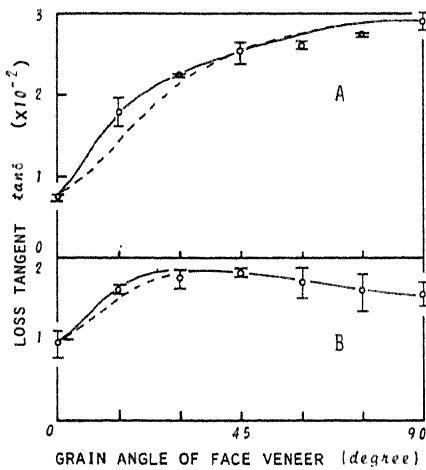


Figure 10. Comparison of experimental and calculated values of the loss tangent (3-ply).

Notes: (1)-----: by equations (3) and (4),  
(2)———: by equation (9).

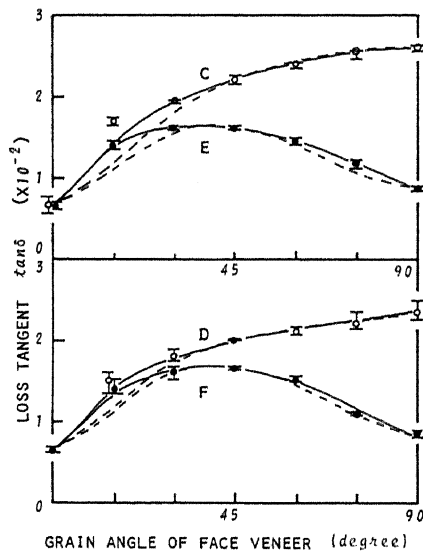


Figure 11. Comparison of experimental and calculated values of the loss tangent (5-ply).

Notes: (1)-----: by equations (3) and (4),  
(2)———: by equation (9).

(9)式による計算値をFig. 10, 11に実線で示す。実験値との適合はきわめて良く、 $\theta = 15^\circ$ 付近の適合も良い。

以上の結果から、 $E''$ および $\tan \delta$ の異方性を示す数式としては、 $E'$ および $E''$ にそれぞれ独立にJenkin式を適用した式から誘導するより、Jenkin式を直接複素化したのちに有理化して得た計算式のほうがより実験結果と一致し、また有理化した式の実数部は振動によるロスが小さいとして誘導したときにJenkin式と関数形が一致

することが明らかとなった。

#### 4. 結 論

等厚単板を用いて対称構成で単板の仕組が異なる3プライ、5プライ合板を製作し、曲げ振動試験によって単板構成が合板の動的粘弾性(動的弾性率、損失弾性率、損失正接)の面内異方性におよぼす影響および面内異方性の数式表示について検討し、以下の結果を得た。

1) 動的弾性率と同様に、直交単板の挿入が増すにつれて損失弾性率、損失正接の異方性も減少する。

2) 表単板の繊維傾斜角度との関係についてみると、損失弾性率は $0^\circ \sim 15^\circ$ の間にピークを持つことが示唆された。また損失正接は、直交単板の挿入が増すにつれて単調増加傾向から $30^\circ \sim 45^\circ$ 付近にピークを持つようになり、最大値も減少する。

3) 曲げ振動における損失正接におよぼす外層単板の影響は大きく、芯に近い単板の影響は少ない。

4) 動的弾性率、損失弾性率および損失正接の面内異方性を表わす数式としてJenkin式を形式的に複素化して得た(7)式の実数部、(8)式および(9)式は、表単板の繊維傾斜角度が $0^\circ$ 、 $45^\circ$ および $90^\circ$ のときの実測値を用いて計算すると、いずれも実験結果とよく一致することが明らかとなった。

なお、本研究は昭和54年度文部省科学研究費による奨励研究(A)の課題の一部として行った。

#### 文 献

- 1) D. Holz: *Holztechnologie*, **20**, 201 (1979)
- 2) R. F. S. Hearmon: *Forest Products Research, Special Report No. 7* (1948)
- 3) FPL (USDA): "Design of Wood Aircraft Structure," Ed. by The Munitions Board Aircraft Committee (1951)
- 4) 沢田 稔, 畑 健一: *木材誌*, **5**, 45 (1959)
- 5) 沢田 稔, 近藤孝一, 畑 健一: *木材誌*, **5**, 131 (1959)
- 6) 浅野猪久夫, 都築一雄: *材料*, **12**, 761 (1963)
- 7) 金光 誠, 堀岡邦典: 第26回日本木材学会大会要旨集, p. 214 (1976, 静岡)
- 8) 芳野正継: "レオロジー測定法", 高分子学会編, 共立出版, p. 196 (1965)
- 9) 江草義正, 斉藤真寿夫: *木材工業*, **18**, 3 (1963)
- 10) K. Ishihara, N. Sobue and T. Takemura: *Mokuzai Gakkaishi*, **24**, 375 (1978)
- 11) 石原 浄: 名古屋大学修士学位論文・農修第555号(1976)
- 12) R. F. S. Hearmon: *Proc. Phys. Soc. Lond.*, **55**, 67 (1943)