



Title	木質片面パネルの曲げ剛性と応力分布
Author(s)	前田, 典昭; 澤田, 稔
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 38(1), 99-120
Issue Date	1981-03
Doc URL	<a href="http://hdl.handle.net/2115/21052">http://hdl.handle.net/2115/21052</a>
Type	bulletin (article)
File Information	38(1)_P99-120.pdf



[Instructions for use](#)

# 木質片面パネルの曲げ剛性と応力分布\*

前田典昭\*\* 澤田 稔\*\*

## Stiffness and Stress Distribution of Wooden Stressed-Skin Panels in Bending\*

By

Noriaki MAEDA\*\* and Minoru SAWADA\*\*

### 目 次

1. 緒 言 .....	100
2. 片面パネルの曲げに関する計算式 .....	100
2.1 面材として, 直交異方性材料を使用した場合 .....	100
2.2 面材として, 等方性材料を使用した場合 .....	102
2.3 曲げモーメント $M$ の FOURIER 正弦級数展開 .....	103
2.4 有効幅 $b_e$ を用いたパネルの撓み .....	104
3. 材料と試験方法 .....	105
3.1 パネル構成材料の基礎材質試験 .....	105
3.2 パネルの組立条件 .....	105
3.3 釘着およびエラストマー接着の一面剪断試験方法 .....	107
3.4 パネルの曲げ試験方法 .....	107
4. 結果と考察 .....	108
4.1 一面剪断試験による迂り係数 ( $K_s$ ) .....	108
4.2 パネルの曲げ剛性 .....	109
4.3 垂直歪の分布 .....	111
4.4 荷重—撓み曲線, 荷重—歪曲線の直線性 .....	114
4.5 面材の有効幅 ( $b_e$ ) .....	114
5. 結 言 .....	118
文 献 .....	119
Summary .....	119

---

1980年8月30日受理

\* 本報の一部は第30回日本木材学会大会(京都)で発表した。

A part of this paper was presented at the 30th Annual Meeting of the Japan Wood Research Society, Apr. 1980 (Kyoto)

\*\* 北海道大学農学部林産学科木材加工学教室

Laboratory of Wood and Wood Products Engineering, Dept. of Forest Products, Faculty of Agriculture, Hokkaido Univ.

## 1. 緒 言

木質平面材料を面材として用いたパネルは、現在、プレハブ構法住宅の壁、床などに利用されており、これらの曲げ変形挙動に対する理論的、実験的な解析もいくつか報告されている<sup>1),2),3)</sup>。

AMANA-BOOTH<sup>1)</sup>は、面材に直交異方性材料を用いた釘着、接着パネルの曲げ理論解を示しており、釘着条件にみうけられるような面材、リブ間の層間じりが存在する場合には、じり係数  $K_s$  (slip modulus) の概念を導入し、これに対して、以下の仮定を与えた。

1. 面材—リブ境界面すべての点で剪断移動 (shear transfer) は連続である。
2. じり係数は、梁にそったすべての点で同等である。
3. 荷重—じり特性は、直線的である。
4. リブと面材との間に分離は、起こらない。

このようなパネルの面材内に発生する垂直応力は、幅方向にわたって、均等には分布せず、リブから離れるにつれて減少する。この現象は、shear lag と呼ばれている。このため、こうしたパネルを一般の曲げ理論に適用するには、この減少分のみあうだけの狭い幅を想定し、応力がこの区間に均一に分布すると仮定する必要がある。この想定された面材幅が、有効幅 (effective breadth) と呼ばれるものである。

ところで、合板に代表されるような直交異方性材料をパネル面材として採用する際、これらの面材は、その表板繊維方向が、スパンに対し平行になるように配置するのが実験段階はもちろん実用段階においても、強度効率の上から一般的であり、理論解を実験的に検証する上で、その弾性パラメータの変化、すなわち、直交異方性度の程度は限定される。

また、上述のじり係数に対する仮定も、釘接合条件においては、完全には満たされない。

これらのことから、本研究では、面材に異方性度が大きく異なる5種の木質材料を使用し、また、リブと面材との接合条件は、釘着、尿素樹脂接着に加えて、じり係数に対する仮定がほぼ完全に成立するとみなし得るエラストマー接着の3条件として、片面パネルを作製し、曲げに関する諸特性について検討を加えた。

なお、本研究をおこなうにあたり、終始、御協力、御助言いただいた当教室の教官各位に対し、ここに感謝の意を表する。

## 2. 片面パネルの曲げに関する計算式

### 2.1 面材として直交異方性材料を使用した場合

形状、寸法、および座標系が図-1に示されているよ

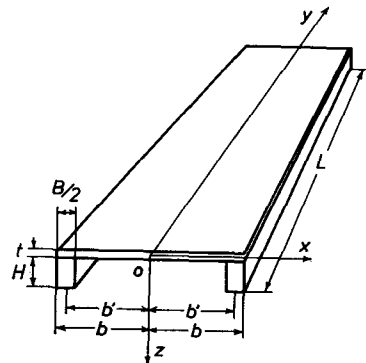


図-1 パネルの座標系のとり方

Fig. 1. Coordinates for the panel.

うな片面パネルの面材応力については、これを平面応力問題として考えると、

$$N_x = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2}, \quad N_y = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2}, \quad N_{xy} = -\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y} \quad (1)$$

で定義される Airy の応力関数  $\varphi$  を用いて、以下の微分方程式で表現し得る。

$$\frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^4} + 2\alpha \frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^2 \partial y^2} + \beta \frac{\partial^4 \varphi}{\partial y^4} = 0 \quad (2)$$

$$\text{ここに} \quad \alpha = E_y/2G_{xy} - \nu_{xy}, \quad \beta = E_y/E_x$$

微分方程式 (2) の一般解は、

$$\varphi = \sum_{n=1}^{\infty} \left[ A_n \cosh \lambda_1 \omega x + B_n \cosh \lambda_2 \omega x + C_n \sinh \lambda_1 \omega x + D_n \sinh \lambda_2 \omega x \right] \sin \omega y \quad (3)$$

$$\text{ここに,} \quad \lambda_1 = \sqrt{\alpha + \sqrt{\alpha^2 - \beta}}, \quad \lambda_2 = \sqrt{\alpha - \sqrt{\alpha^2 - \beta}}, \quad \omega = n\pi/L$$

(木質材料においては、常に  $\alpha^2 - \beta > 0$  が成立すると考えられる。)

ここで扱っている片面パネルに対する境界条件は、

1.  $y$  軸に関して応力は対称に分布する。
2. 面材両側端において、 $N_x = 0$  である。
3. リブと面材との境界面における、それぞれの垂直歪と相対たりの間の関係。

条件 3. については、釘着パネルに対しては釘着線上、また、接着パネルに対しては接着面の中心線上、すなわち、ともにリブの中心線上である  $x=b'$  において、これを適用した。この条件下では、リブ中心線よりも外側の部分 ( $b' < x \leq b$ ) の実際の応力分布形を表現し得ず、図-2 に示す斜線部に誤差が生ずる。これを避けるには、 $x=b'$  を境界として座標系を異にする 2 つの応力関数  $\varphi$  を導入して応力分布を記述する必要があると考えられるが、この誤差は、 $b$  に比して  $b-b'$  が小さいときには、総体的にみて、かなり低いレベルに留まるものと思われる。

また、以上の境界条件に加え、リブおよび面材の曲げについては、これらの曲率が互いに等しいと仮定することにより、応力関数は以下のように与えられる。

$$\varphi = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \left[ \cosh \lambda_1 \omega x + \theta_n \cosh \lambda_2 \omega x \right] \sin \omega y \quad (4)$$

$$\text{ここに,} \quad A_n = -\frac{zM_n}{f(b) [G(b, b') + C_s x^2 n^2]}$$

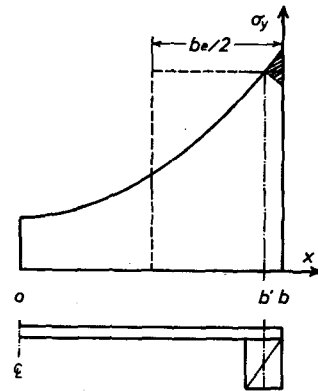


図-2 面材のリブ上における応力分布

Fig. 2. Normal stress distribution of the flange.

$$G(b, b') = \frac{EI s(b')}{tE_y f(b)} + \frac{EI}{E_s A_s} + z^2$$

$$f(b) = 2(\lambda_1 \omega \sinh \lambda_1 \omega b + \lambda_2 \omega \theta_n \sinh \lambda_2 \omega b)$$

$$s(b') = \omega^2 \left[ (\lambda_1^2 + \nu_{xy}) \cosh \lambda_1 \omega b' + (\lambda_2^2 + \nu_{xy}) \theta_n \cosh \lambda_2 \omega b' \right]$$

$$C_s = \frac{EI a_N \pi^2}{K_s z^2 L^2}$$

$$\theta_n = -\cosh \lambda_1 \omega b / \cosh \lambda_2 \omega b$$

$$z = \frac{1}{2} (H+t)$$

$$M_n = \frac{2}{L} \int_0^L M \sin \omega y \, dy$$

$E_s A_s$ : リブ材の引張り剛性  
 $EI$ : リブ材, 面材の曲げ剛性の和  
 $K_s$ : 二り係数  
 $a_N$ : 釘着間隔

したがって, 面材厚  $t$  当りに発生する垂直応力  $N_x, N_y$  および, 剪断応力  $N_{xy}$  は,

$$N_x = \sum_{n=1}^{\infty} -\omega^2 A_n \left[ \cosh \lambda_1 \omega x + \theta_n \cosh \lambda_2 \omega x \right] \sin \omega y \quad (5)$$

$$N_y = \sum_{n=1}^{\infty} \omega^2 A_n \left[ \lambda_1^2 \cosh \lambda_1 \omega x + \lambda_2^2 \theta_n \cosh \lambda_2 \omega x \right] \sin \omega y \quad (6)$$

$$N_{xy} = \sum_{n=1}^{\infty} -\omega^2 A_n \left[ \lambda_1 \sinh \lambda_1 \omega x + \lambda_2 \theta_n \sinh \lambda_2 \omega x \right] \cos \omega y \quad (7)$$

また, パネルの曲げ撓み  $W$  は,

$$\frac{d^2 W}{dy^2} = -\frac{M - Fz}{EI} \quad (8)$$

ここに,  $F$ : 面材の任意の断面に発生する  $y$  方向垂直応力  $N_y$  の総和  
 を境界条件  $W_{(y=0)} = W_{(y=L)} = 0$  の下で解いて

$$W = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{M_n}{\omega^2 EI} \left[ 1 - \frac{z^2}{G(b, b') + C_s z^2 n^2} \right] \sin \omega y \quad (9)$$

また, 面材の有効幅は, 平嶋の定義<sup>3)</sup>に従えば,

$$b_e = \left| \frac{F}{N_y(x=b')} \right| = \frac{\sum_{n=1}^{\infty} A_n f(b) \sin \omega y}{\sum_{n=1}^{\infty} A_n r(b') \sin \omega y} \quad (10)$$

$$\text{ここに, } r(b') = \omega^2 \left[ \lambda_1^2 \cosh \lambda_1 \omega b' + \lambda_2^2 \theta_n \cosh \lambda_2 \omega b' \right]$$

## 2.2 面材として等方性材料を使用した場合

この場合, 微分方程式(2)における係数  $\alpha, \beta$  はともに1となり, 面材応力は,

$$\frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \varphi}{\partial y^4} = 0 \quad (11)$$

で表現し得る。したがって、一般解は、

$$\varphi = \sum_{n=1}^{\infty} \left[ A_n \cosh \omega x + B_n \omega x \cosh \omega x + C_n \sinh \omega x + D_n \omega x \sinh \omega x \right] \sin \omega y \quad (12)$$

境界条件等を 2.1 と同様にとれば、

$$\varphi = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \left[ \cosh \omega x + \theta_n \omega x \sinh \omega x \right] \sin \omega y \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \text{ここに, } A_n &= -\frac{z M_n}{f(b) [G(b, b') + C_s z^2 n^2]} \\ G(b, b') &= \frac{EI s(b')}{t E_y f(b)} + \frac{EI}{E_s A_s} + z^2 \\ f(b) &= 2\omega \left[ (1 + \theta_n) \sinh \omega b + \theta_n \omega b \cosh \omega b \right] \\ s(b') &= \omega^2 \left[ (1 + 2\theta_n + \nu) \cosh \omega b' + \theta_n \omega b' (1 + \nu) \sinh \omega b' \right] \\ \theta_n &= -\cosh \omega b / \omega b \sinh \omega b \\ &(\text{他は, 式(4)と同様}) \end{aligned}$$

したがって、面材応力、撓みおよび有効幅は、それぞれ、

$$N_x = \sum_{n=1}^{\infty} -\omega^2 A_n \left[ \cosh \omega x + \theta_n \omega x \sinh \omega x \right] \sin \omega y \quad (14)$$

$$N_y = \sum_{n=1}^{\infty} \omega^2 A_n \left[ (1 + 2\theta_n) \cosh \omega x + \theta_n \omega x \sinh \omega x \right] \sin \omega y \quad (15)$$

$$N_{xy} = \sum_{n=1}^{\infty} -\omega^2 A_n \left[ (1 + \theta_n) \sinh \omega x + \theta_n \omega x \cosh \omega x \right] \cos \omega y \quad (16)$$

$$W = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{M_n}{\omega^2 EI} \left[ 1 - \frac{z^2}{G(b, b') + C_s z^2 n^2} \right] \sin \omega y \quad (17)$$

$$b_e = \frac{\sum_{n=1}^{\infty} A_n f(b) \sin \omega y}{\sum_{n=1}^{\infty} A_n r(b') \sin \omega y} \quad (18)$$

$$\text{ここに, } r(b') = \omega^2 \left[ (1 + 2\theta_n) \cosh \omega b' + \theta_n \omega b' \sinh \omega b' \right]$$

### 2.3 曲げモーメント $M$ の FOURIER 正弦級数展開

パネルの曲げにおいて、その荷重スパンはパネル全長よりも小さいのが通常である。こうしたとき、スパン  $L$  を図-3(a) のようにとると、実際には自由端とはならない支点上で境界条件  $N_y = 0$  が与えられる。そこで、ここでは、図-3(b) に示すように、パネル端末に仮想支点、実際の支点下に仮想荷重を想定して、展開式を求めた。

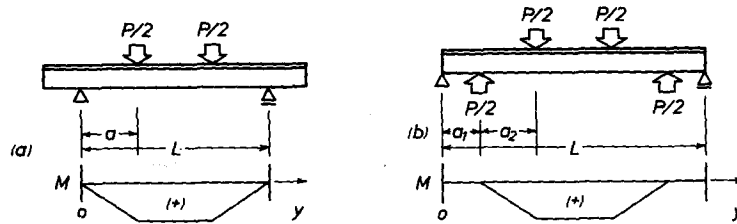


図-3 荷重条件に対する仮定

Fig. 3. Assumption for the loading condition.  
(Remarks) For calculation, bending moment diagram (b) was used instead of (a).

$$M = \sum_{n=1}^{\infty} M_n \sin \omega y \quad (19)$$

$$M_n = \frac{2}{L} \int_0^L M \sin \omega y \, dy = \frac{P}{L\omega^2} (1 - \cos n\pi) \left[ \sin \omega(a_1 + a_2) - \sin \omega a_1 \right] \quad (20)$$

したがって、パネルのスパン中央撓み  $W_c$  は、

$$W_c = W_{(y=\frac{L}{2})} - W_{(y=a_1)} \quad (21)$$

で与えられる。

#### 2.4 有効幅 $b_e$ を用いたパネルの撓み

式(10)あるいは式(18)で与えられる面材の有効幅  $b_e$  を用いることにより、面材内の垂直応力が幅方向にわたって均等に分布するとの仮定のもとで、パネルの曲げ撓み  $W$  を求めることができる。

この条件下では、面材の一樣圧縮応力による任意の断面における  $y$  方向垂直歪  $\epsilon_y$  は、

$$\epsilon_y = \frac{F}{b_e t E_y} \quad (22)$$

と表わし得るから、2.1と同様な境界面での垂直歪と相対たりの間の関係から、以下の微分方程式が与えられる。

$$\frac{d^2 F}{dy^2} - \alpha F + \beta M = 0 \quad (23)$$

$$\text{ここに, } \alpha = \frac{K_s}{a_N} \left( \frac{z^2}{EI} + \frac{1}{E_y A_P} + \frac{1}{E_s A_s} \right)$$

$$\beta = \frac{K_s z}{a_N EI}$$

$E_y A_P$ : 面材の引張り剛性

$$\text{ここで, } F = \sum_{n=1}^{\infty} F_n \sin \omega y \quad (24)$$

とにおいて、方程式(23)に代入すると、

$$F_n = \frac{\beta}{\omega^2 + \alpha} M_n \quad (25)$$

したがって、パネルの曲げ撓み  $W$  は、2.1と同様に、

$$\begin{aligned} \frac{d^2W}{dy^2} &= -\frac{M-Fz}{EI} \\ &= \sum_{n=1}^{\infty} -\frac{1}{EI} \left(1 - \frac{\beta z}{\omega^2 + \alpha}\right) M_n \sin \omega y \end{aligned} \quad (26)$$

を、 $W_{(y=0)} = W_{(y=L)} = 0$  の境界条件のもとで解いて、

$$W = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{M_n}{\omega^2 EI} \left(1 - \frac{\beta z}{\omega^2 + \alpha}\right) \sin \omega y \quad (27)$$

で与えられる。

### 3. 材料と試験方法

#### 3.1 パネル構成材料の基礎材質試験

リブ材は、北海道大学雨竜地方演習林産の気乾トドマツ (*Abies sachalinensis* MAST.) を使用した。その基礎材質は、表-1に示すとおりであるが、ここで、曲げヤング係数  $E_b$  は、スパン 80 cm 中央集中荷重方式による edgewise 負荷の曲げ試験によるものである。

なお、リブ材の呼称は、後述(3.2)のパネルの組立条件における面材との組み合わせに従って行なった。

また、面材としては、公称厚 4.5 mm 等厚 3 プライラワン合板 (A)、同 6.0 mm 等厚 3 プライシナ合板 (B) および同 5.0 mm S1S ファイバーボード (C) の 3 種類を使用した。合板については、その表板繊維方向がパネルの曲げ試験におけるスパン方向に垂直に配置するもの (I)、平行にするもの (II) が含まれるため、面材の種類は、計 5 種となる。これらの基礎材質を、表-2に示す。

なお、ここで、曲げヤング係数  ${}_bE_x$ 、 ${}_bE_y$  は、スパン 28 cm 中央集中荷重による曲げ試験、剪断弾性係数  $G_{xy}$  は、プレート剪断試験、ポアソン比  $\nu_{xy}$  は、純曲げ区間における表面歪をクロスストレインゲージで測定し求めた。また、合板の引張りヤング係数  ${}_tE_x$ 、 ${}_tE_y$  は、曲げヤング係数  ${}_bE_x$ 、 ${}_bE_y$  の試験結果から算出したものである。

#### 3.2 パネルの組立条件

##### 3.2.1 リブ材と面材との組み合わせ

パネルの幅方向に関しての対称性を保つため、また、同種の面材を使用した 2 体のパネル間の比較を容易にするために、これらのパネルを構成するリブ材の曲げ剛性の差が小さくなるように配慮して、組み合わせを決定した (表-1 参照)。

##### 3.2.2 リブ材と面材との接合方法

接合は、同一のパネルに対して、釘着、接着の 2 段階としたが、接着については、エラス



表-1 リブ材の基礎材質

Table 1. Basic properties of rib materials

Rib No.		$b$ (mm)	$h$ (mm)	$r$	$u$ (%)	$R_w$ (mm)	$E_b$ (t/m <sup>2</sup> )
A <sub>1</sub> -1	L	30.05	50.15	0.42	11.2	5.00	68.9
	R	30.05	50.15	0.37	12.1	2.38	69.8
A <sub>1</sub> -2	L	29.95	50.05	0.43	11.2	4.08	73.0
	R	29.95	50.25	0.43	11.5	3.38	71.1
B <sub>1</sub> -1	L	30.10	50.20	0.37	11.9	2.03	75.3
	R	29.95	50.00	0.36	11.4	2.61	76.5
B <sub>1</sub> -2	L	30.00	50.10	0.44	12.2	2.94	82.1
	R	30.00	50.10	0.38	11.7	2.43	82.1
A <sub>J</sub> -1	L	30.05	50.05	0.44	11.3	3.05	84.9
	R	30.10	50.20	0.40	11.5	2.19	84.7
A <sub>J</sub> -2	L	30.00	50.00	0.41	12.2	3.00	86.8
	R	30.00	50.10	0.40	11.3	6.78	86.3
B <sub>J</sub> -1	L	30.20	50.25	0.43	11.5	3.13	85.7
	R	30.00	50.10	0.40	11.5	2.42	86.3
B <sub>J</sub> -2	L	30.10	50.25	0.41	11.7	2.03	87.4
	R	30.05	50.10	0.43	11.9	3.69	86.9
C-1	L	30.05	50.20	0.41	11.8	3.17	91.0
	R	30.00	50.20	0.42	11.5	3.31	92.0
C-2	L	30.10	50.15	0.44	12.0	3.19	92.8
	R	30.15	50.25	0.43	11.9	2.50	93.8

(Remarks) Each of No. is named according to the combination with the flange material (see table 2).  $b$ : breadth,  $h$ : height,  $r$ : specific gravity,  $u$ : Moisture content,  $R_w$ : Average width of annual ring and  $E_b$ : Modulus of elasticity in bending.

表-2 面材の基礎材質

Table 2. Basic properties of flange materials

Flange (No.)	$t$ (mm)	$r$	$u$ (%)	$bE_x$ (t/cm <sup>2</sup> )	$bE_y$ (t/cm <sup>2</sup> )	$tE_x$ (t/cm <sup>2</sup> )	$tE_y$ (t/cm <sup>2</sup> )	$G_{xy}$ (t/cm <sup>2</sup> )	$\nu_{xy}$
Plywood (A)	4.45	0.64	10.5	10.1	141.1	52.0	99.1	7.03	0.202
Plywood (B)	5.96	0.56	9.8	9.6	79.4	31.9	57.1	6.55	0.278
Fiberboard (C)	5.27	0.97	7.4	36.0				15.88	0.256

(Remarks) Flange (A) and (B) are plywoods made of Lauan and Shina respectively.  $t$ : thickness,  $r$ : specific gravity,  $u$ : Moisture content,  $E$ : Modulus of elasticity (suffixes mean ...  $b$ : in bending,  $t$ : in tension,  $x$ : perpendicular to the face grain of plywood, and  $y$ : parallel to the face grain of plywood),  $G_{xy}$ : shear modulus, and  $\nu_{xy}$ : poisson's ratio.

トマー接着を行なうグループ(表-1, 添字1で示されているもの), 尿素樹脂接着(同じく添字2)の2条件とした。

**I 釘着** 長さ30 mm, 径1.85 mm, 頭径4.30 mmの釘をリブ中心線上に間隔50 mmとして, 釘頭下面が面材にわずかに接触する程度まで打ち込んだ。

**II エラストマー接着** 接着層の厚さ, 硬化度の変動を避け, 層間り特性の均質性をもたせるために, 接合境界層に1 mm厚のゴム板を使用した。接合に用いた接着剤は, クロロブレンゴム系接着剤(G 5000, コニシ(株)製)であり, 接着後, 分銅により圧縮し, 養生期間として一週間放置した。

**III 尿素樹脂接着** 接合両面に尿素樹脂接着剤(ユーロイド, S-120, 三井東圧化学(株)製)を塗布し, 釘打ち接着した。養生期間は, 一週間である。

### 3.3 釘着およびエラストマー接着の一面剪断試験方法

パネル作製時と同一の接合条件で, 図-4に示すような試験体を作製し, 一面剪断試験を行なった。試験体数は, 各条件2体, 計20体である。中央材(リブ材)と側材(面材)との相対り量は, 精度 $10^{-3}$  mmのデジタルダイヤルゲージを使用して, 荷重1.25 kg毎に測定した。繰り返し荷重は, り量0.25 mm, 0.5 mm, 1.0 mmで行ない, その後, 破壊するまで荷重した。

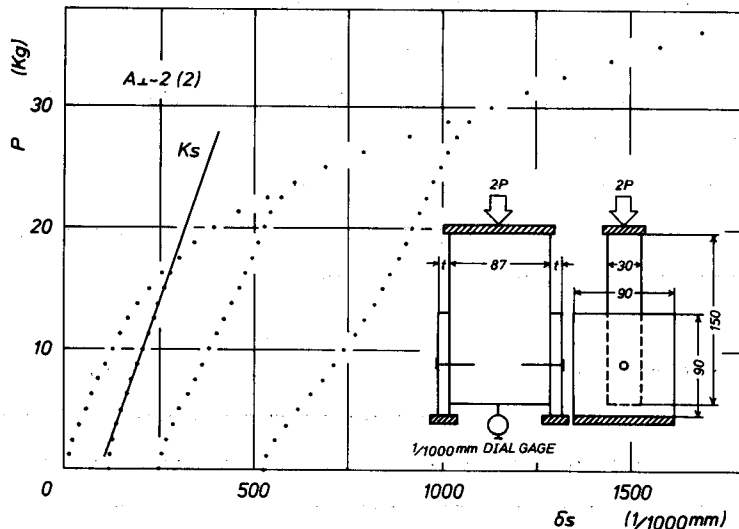


図-4 一面剪断試験方法

Fig. 4. Method of single shear test.

### 3.4 パネルの曲げ試験方法

片面パネル10体に対し, スパン60 cm, 荷重点間距離20 cm, およびスパン80 cm, 荷重点間距離30 cmの2点荷重条件で, リブ単体, 面材とリブとの単純重ね, 釘着パネル, 接着パネルの順に曲げ試験を行なった。

荷重は、2t オルゼン型万能試験機により行ない、荷重 10 kg 毎 140 kg まで、両リブ材の平均撓みをスパン中央において、精度  $10^{-2}$  mm のダイヤルゲージを用いて測定した。

また、釘着以降は、これに加えて、面材上面およびリブ材側面における垂直歪をゲージ長 8 mm のストレインゲージ (S 108, 新興通信工業(株)製, ゲージセメントは、ニトロセルローズ系接着剤, BC-11, (株)共和電業製を使用), およびデジタル歪測定装置 (SD-500 A, ASB-50 A, ASB-52 E, (株)共和電業製) を用いて測定した。

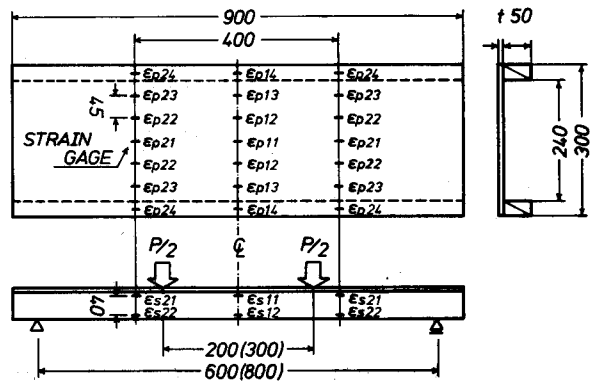


図-5 パネルの形状と曲げ試験方法

Fig. 5. Panel geometry and Method of bending test.

て測定した。

#### 4. 結果と考察

##### 4.1 一面剪断試験によるり係数 ( $K_s$ )

り係数の値としては、一面剪断試験における初期の荷重—り曲線からの  $K_{s0}$ , また、り量 0.25 mm, 0.50 mm, 1.00 mm での繰返し試験から得られる  $K_{s25}$ ,  $K_{s50}$ ,  $K_{s100}$  の 4 種が考えられるが、パネル試験時の相対り量が比較的小さいこと、係数値が安定的に得られることの 2 点の理由により、相対り量 0.25 mm での繰返しにおける荷重—り曲線より、これを求めた。この結果を、表-3 に示す。エラストマー接着に関しては、実験の際の接着実面積は、30 mm × 80 mm であるが、りの拘束効果について釘着との比較を容易にするために、パネルの釘打ち間隔である 50 mm 当り、すなわち、接着面積 30 mm × 50 mm に対する値に換算して示した。

釘着接合のり係数  $K_s$  は、ファイバーボード (C) が一番高く、合板間では、ラワン合板 (A) > シナ合板 (B), 同一の合板内では、荷重方向と表板繊維方向が垂直である試験体 (⊥) が、平行であるもの (//) よりも高い値を示している。しかし、合板の場合、その差は、顕著に認められるとはいえない。これは、り係数値を確定する主要な支配因子が、釘にあることを示す結果と考えられる。

また、エラストマー接着においては、その中間層であるゴム板の剪断弾性係数が、り係数を決定する要因となり、面材の種類を問わず一定値をとることが予想されたが、ゴム板と面材間に存在する接着層の性能が、面材表面の形状等に影響されるため、各試験体の間に差異が認められる。

表-3 実測り係数值 ( $K_s$ )Table 3. Observed values of slip modulus ( $K_s$ )

Specimene	Nailed Joint (Average)		Elastomer glued Joint (Average)	
	$A_{\perp}$	0.914 0.884	0.899	0.823 0.775
$B_{\perp}$	0.824 0.750	0.787	0.953 1.000	0.977
$A_{\parallel}$	1.000 0.625	0.813	0.878 0.902	0.890
$B_{\parallel}$	0.769 0.704	0.737	1.042 0.953	0.997
C	1.421 1.953	1.687	1.141 1.189	1.165

(Remarks)  $\perp$ : Loading direction is perpendicular to the face grain of plywood.

$\parallel$ : Loading direction is parallel to the grain of plywood.

#### 4.2 パネルの曲げ剛性

以下の試験結果は、すべて、繰り返し2回目、荷重 20 kg より 140 kg までの 120 kg の荷重区間でのデータを使用したものである (表-4, 5)。

表-4 パネルのスパン中央撓み

Table 4. Midspan deflections of panel

(a)  $P=120$  kg, SPAN 60 cm $(10^{-2}$  mm)

Panel No.	Rib obs.	Uncon- nected panel obs.	Nailed panel			Glued panel			
			obs.	cal.	obs./cal.	obs.	cal.	obs./cal.	
$A_{\perp}$ -	1	100.0	97.0	72.5	87.0	0.83	82.5	88.0	0.94
	2	95.5	93.0	68.5	83.5	0.82	65.0	60.5	1.07
$B_{\perp}$ -	1	88.0	86.0	66.5	78.2	0.85	77.0	76.8	1.00
	2	86.0	84.5	67.5	76.6	0.88	58.5	56.8	1.03
$A_{\parallel}$ -	1	80.0	77.5	58.0	71.0	0.82	69.5	70.4	0.99
	2	79.5	77.5	56.5	70.6	0.80	55.0	45.9	1.20
$B_{\parallel}$ -	1	77.0	74.5	58.5	68.8	0.85	67.5	66.9	1.01
	2	79.0	77.5	59.0	70.4	0.84	52.0	46.3	1.12
C-	1	75.5	73.0	55.0	63.8	0.86	65.0	66.2	0.98
	2	72.5	70.0	57.5	61.6	0.93	53.5	48.7	1.10

(b)  $P=120$  kg, SPAN 80 cm $(10^{-2}$  mm)

Panel No.	Rib obs.	Unconnected panel obs.	Nailed panel			Glued panel			
			obs.	cal.	obs./cal.	obs.	cal.	obs./cal.	
A <sub>1</sub> -	1	205.5	197.0	145.0	177.6	0.82	163.0	179.7	0.91
	2	198.0	190.5	140.5	171.9	0.82	129.5	125.5	1.03
B <sub>1</sub> -	1	183.0	174.5	131.5	161.5	0.81	150.5	158.4	0.95
	2	169.5	163.5	131.5	150.9	0.87	107.0	113.6	0.94
A <sub>2</sub> -	1	160.0	152.5	116.0	141.7	0.82	132.0	140.5	0.94
	2	155.0	148.0	114.0	137.8	0.83	99.5	91.3	1.09
B <sub>2</sub> -	1	156.5	148.0	117.5	139.4	0.84	131.0	135.5	0.97
	2	157.5	152.0	122.0	140.2	0.87	96.5	93.5	1.03
C-	1	148.5	141.5	110.5	125.3	0.88	125.0	130.1	0.96
	2	143.0	136.5	110.5	121.3	0.91	102.0	97.7	1.04

(Remarks) Glued panels 1: elastomer-gluing, and 2: rigid-gluing.

表-5 パネル剛性の増加率

Table 5. Ratio of the connected panel stiffness to the unconnected

Panel No.	Nailed panel		Glued panel		
	60 cm	SPAN 80 cm	60 cm	SPAN 80 cm	
A <sub>1</sub> -	1	1.34	1.36	1.18	1.21
	2	1.36	1.36	1.43	1.47
B <sub>1</sub> -	1	1.29	1.33	1.12	1.16
	2	1.25	1.24	1.44	1.53
A <sub>2</sub> -	1	1.34	1.31	1.12	1.16
	2	1.37	1.30	1.41	1.49
B <sub>2</sub> -	1	1.27	1.26	1.10	1.13
	2	1.31	1.25	1.49	1.58
C-	1	1.33	1.28	1.12	1.13
	2	1.22	1.24	1.31	1.34

リブと面材とを単純に重ねた場合から、釘着あるいは接着へと、その接合条件が移ると、両材間の層間びりに対する拘束状態は、大きく変わり、その結果、曲げ剛性は増大する。剛性の増加率は、釘着パネルにおいて、1.22~1.37、エラストマー接着パネルにおいて、1.10~1.21、また、尿素樹脂接着パネルでは、1.31~1.58となっており、面材の種類による差は、接合条件によるもの程明瞭ではない。これは、パネルを構成しているリブ材の単体での曲げ剛性が同等でないことに原因しており、したがって、これらの結果から個々の面材のパネル剛性への貢献

度を評価することはできない。

スパン中央撓みについて、その実測値と理論計算値とを比較すると、表-4(a), (b)に示すように、すべての面材、接合条件、また2種の荷重条件に対し、よく一致している。その平均値は、スパン60 cm 荷重条件での釘着、エラストマー接着、および尿素樹脂接着パネルに対し、それぞれ、0.85 (S. D. 0.04), 0.98 (S. D. 0.03), 1.10 (S. D. 0.06)、また、スパン80 cm では、それぞれ、0.85 (S. D. 0.03), 0.95 (S. D. 0.02), 1.03 (S. D. 0.05) であり、変動も小さく、安定した値であるといえる。

釘着パネルにおいては、両荷重条件とも、他の接合パネルに比較し、幾分安全側に評価されているものの、ここでの実験方法が初期剛性を得る目的での低荷重レベルであり、リブと面材との相対り量が小さな段階におけるものであることなどを考えあわせれば、実用的には、妥当な評価といえる。ここで、パネルの実測撓みを用いて逆算されるみかけのり係数  $K'_s$  を求めてみると、表-6に示すように、一面剪断試験による  $K_s$  と比較しかなり高い値をとっていることがわかる。

なお、理論計算値は、式(9)あるいは式(17)の第5項まで ( $n=1\sim 5$ ) の級数和として求めた。

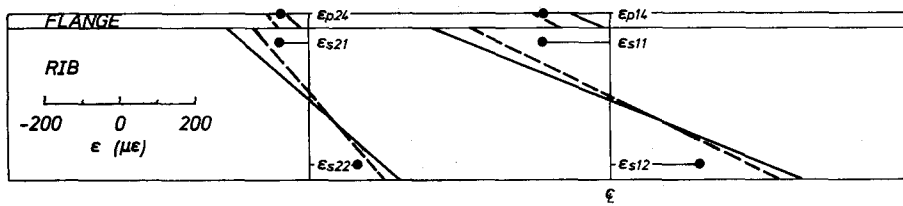
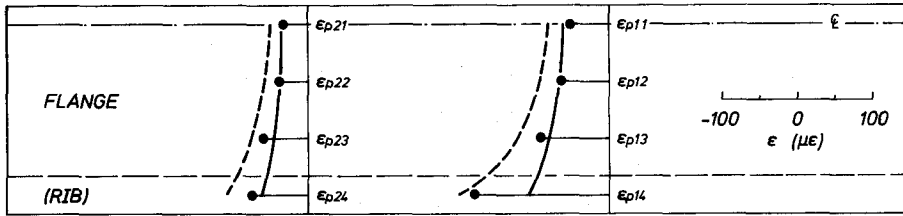
表-6 実測り係数 ( $K_s$ ) とスパン中央撓みからのみかけのり係数 ( $K'_s$ ) (釘着パネル)

Table 6. Observed slip modulus ( $K_s$ ) and apparent slip modulus calculated from midspan deflection ( $K'_s$ ) (Nailed panel)

Panel No.	$K_s$	$K'_s$	
		60 cm	80 cm
A <sub>1</sub> -	1	5.11	5.95
	2	6.49	6.19
B <sub>1</sub> -	1	4.39	6.93
	2	3.06	3.39
A <sub>2</sub> -	1	4.62	4.31
	2	5.51	4.10
B <sub>2</sub> -	1	3.26	3.32
	2	3.59	2.57
C-	1	9.34	6.93
	2	3.56	4.73

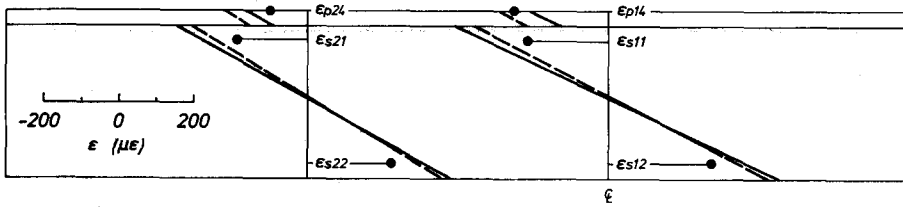
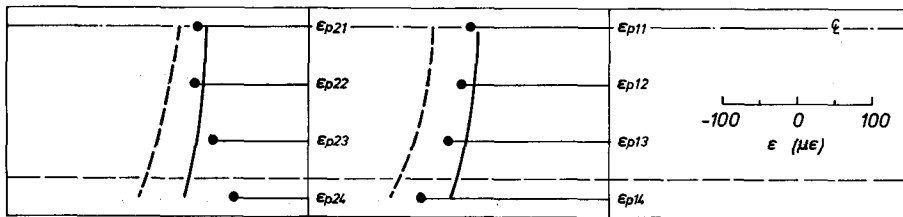
#### 4.3 垂直歪の分布

面材上面における垂直歪の分布形態には、 $E_y/G_{xy}$  が小さいファイバーボードパネルの一部を除いて、shear lag の現象が明らかに認められる。しかし、荷重点近傍での測点では、その応力分布の乱れのために、他の測点に比較し小さな値を示す傾向がある。また、リブ側面で

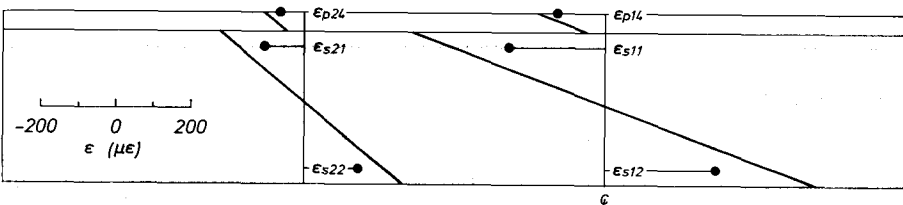
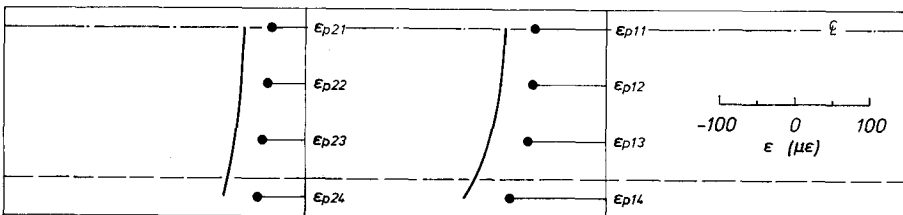


(a) A<sub>w</sub>-1 Nailed SPAN 60 cm

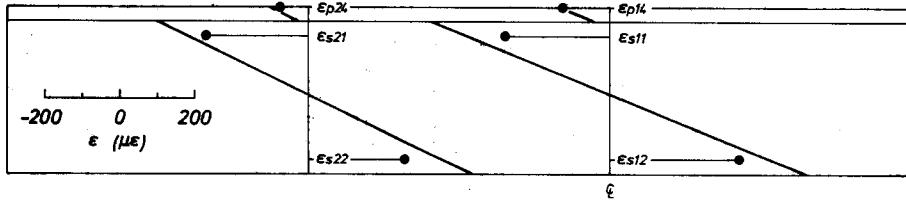
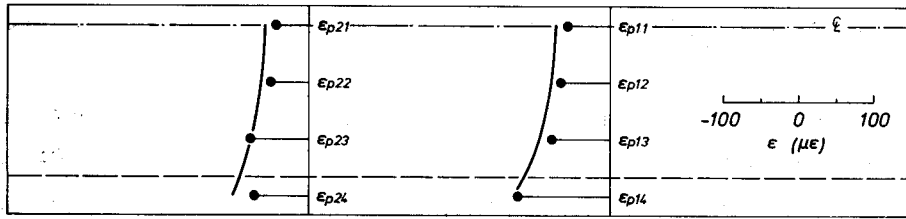
● : OBSERVED VALUE  
 — : CALCULATED VALUE (USING K<sub>s</sub>)  
 - - - : CALCULATED VALUE (USING K<sub>s</sub>')



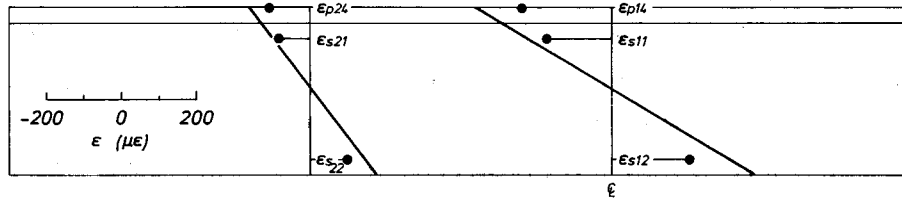
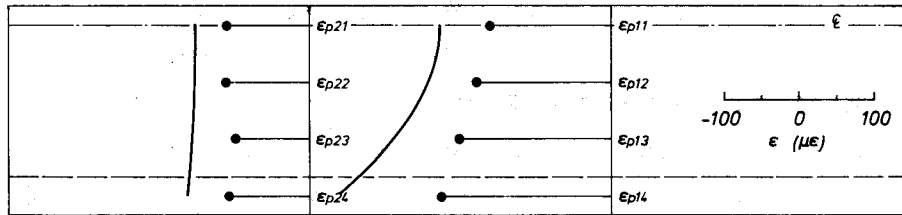
(b) C-2 Nailed SPAN 80 cm



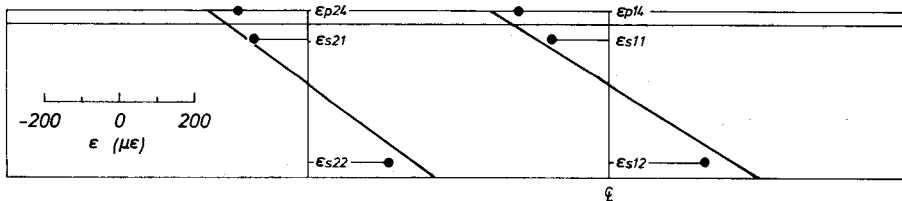
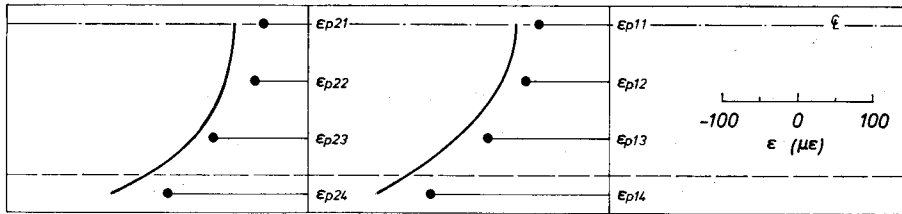
(c) B<sub>L</sub>-1 Elastomer-glued SPAN 60 cm



(d) A//-1 Elastomer-glued SPAN 80 cm



(e) C-2 Rigid-glued SPAN 60 cm



(f) A//-2 Rigid-glued SPAN 80 cm

図-6 面材, リブの垂直応力分布 (a)~(f)

Fig. 6. Normal stress distributions in the flange and the rib (a)~(f).



の実測歪からは、接合による拘束効果に基づく中立軸の面材方向への移動が、スパン中央において認められる(図-6(a)~(f))。

これらの実測値を、その理論計算値と比較すると、接着パネルでは、エラストマー接着、尿素樹脂接着とも、概ね低い値をとっており、また、釘着パネルについても、実測撓みからのみかけのり係数  $K_s$  を用いた計算値に対しては、同様な傾向を示している。これは、面材の歪ゲージによる局部的な補強効果、あるいはゲージ接着層の剪断変形にもなる撓みの低減などによると考えられる。この点について、面材の曲げ試験における、面材上面の垂直歪の実測値とその撓みからの計算値との比は、平均 0.71 (S. D. 0.06) であったが、この結果は、使用したゲージの形状、寸法が異なる点、またパネル面材が曲げおよび圧縮の両歪成分を含むのに対し、この場合には、曲げ歪成分だけである点など測定条件が異なるため、この比を直接適用することはできない。

なお、ここで扱った垂直歪の実測値は、荷重 120 kg (20 kg~140 kg) におけるものであり、また、対称位置に複数の測点をもつものについては、それらすべての平均値である。

#### 4.4 荷重—撓み曲線、荷重—歪曲線の直線性

ここで使用している理論解は、すべて線型理論に基づいているが、今、ある一定の荷重下にある層間りを伴うパネルのり係数  $K_{s1}$  が、 $K_{s1}$  から  $K_{s2}$  ( $K_{s1} > K_{s2}$ ) へ移行した場合を考える。このり係数の減少に伴い、り拘束は緩和され、面材およびリブ内の任意の断面に発生している圧縮(引張り)応力の総和  $F$  は減少し、その結果、垂直歪  $\epsilon_y$  も減ずる。一方、これにより拘束モーメント  $Fz$  は減少するから、曲げ撓みと曲げ歪とは増加する。また、面材に発生する歪は前者が、リブに発生する歪は後者が、それぞれ支配的である。

これらのことから、接合面に作用する剪断応力に対し、非線型的なり係数、すなわち応力の増加に伴って、しだいにその値が減少するようなり係数を用いた場合には、面材に発生する歪とパネルの撓み、あるいはリブに発生する歪とは、加えられる荷重に対して、異なった関係曲線を示すことが予想される。

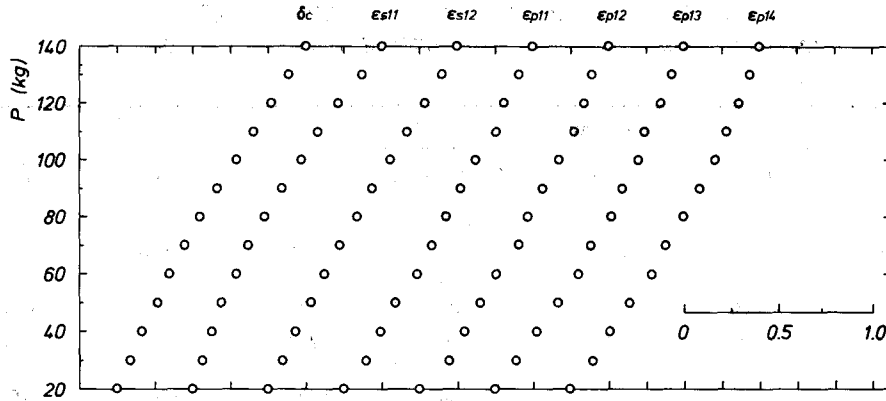
図-7(a)~(c)に、実測により得られた典型的な荷重—撓み、歪曲線を示す。釘着パネルでは、上述の傾向がよく現われているのに対して、層間りが発生しない尿素樹脂接着パネルでは、撓み、歪ともほぼ直線的、また、エラストマー接着パネルは、中間的な曲線形状を示している。

なお、これらの関係曲線は、荷重 20 kg での撓み、歪を原点とし、荷重 140 kg でのそれらの値を 1 として、測点は幾分横軸方向に誇張して (3 倍) プロットしたものである。

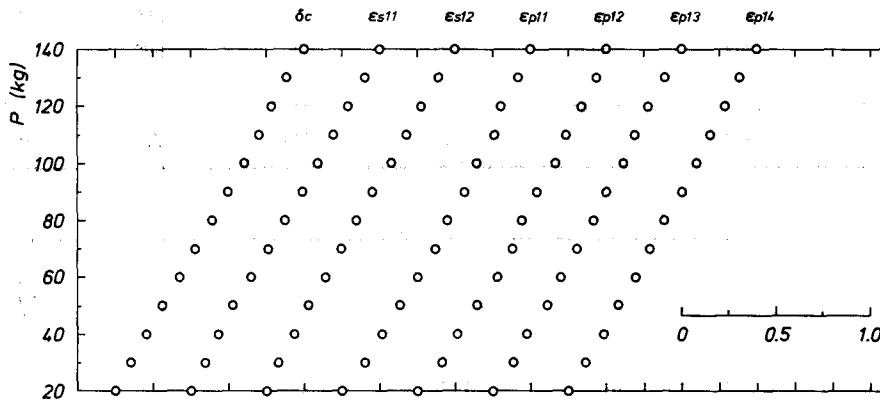
#### 4.5 面材の有効幅 ( $b_e$ )

各面材の有効幅比 ( $b_e/2b$ ) のスパン中央における実測値と理論計算値とを表-7(a), (b) に示す。ここで、実測値としたのは、歪の実測分布図から得た値である。

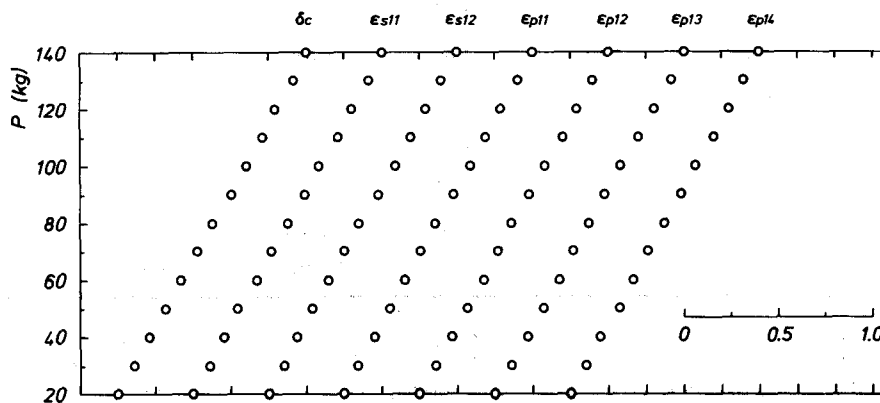
有効幅比の理論計算値は、接合条件が異なっても、他の条件が変更されなければ、等しい



(a) Nailed Panel (A//-1)



(b) Elastomer-glued Panel (B⊥-1)



(c) Rigid-glued Panel (C-2)

図-7 荷重-撓み, 歪曲線の直線性 (a)~(c)

Fig. 7. Linearity of observed curves for load-deflection and load-strain relationships (a)~(c).

表-7 パネル面材のスパン中央における有効幅比 ( $b_e/2b$ )Table 7. Effective breadth ratio ( $b_e/2b$ ) of panel flange at midspan

(a) SPAN 60 cm

Panel No.	Nailed panel			Glued panel			
	obs.	cal.	cal./obs.	obs.	cal.	cal./obs.	
A <sub>1</sub> -	1	0.578	0.673	1.15	0.707	0.673	1.10
	2	0.613	0.673	1.10	0.710	0.610	1.16
B <sub>1</sub> -	1	0.580	0.743	1.28	0.823	0.743	0.90
	2	0.700	0.743	1.06	0.767	0.677	0.88
A <sub>2</sub> -	1	0.533	0.567	1.06	0.600	0.563	0.94
	2	0.537	0.567	1.06	0.583	0.503	0.86
B <sub>2</sub> -	1	0.613	0.653	1.07	0.653	0.650	0.99
	2	0.603	0.660	1.09	0.697	0.580	0.83
C-	1	0.827	0.850	1.03	0.963	0.847	0.88
	2	0.833	0.840	1.01	0.833	0.777	0.93

(b) SPAN 80 cm

panel No.	Nailed panel			Glued panel			
	obs.	cal.	cal./obs.	obs.	cal.	cal./obs.	
A <sub>1</sub> -	1	0.637	0.707	1.11	0.773	0.707	0.91
	2	0.703	0.707	1.00	0.803	0.730	0.91
B <sub>1</sub> -	1	0.633	0.780	1.23	0.747	0.780	1.04
	2	0.743	0.780	1.05	0.850	0.807	0.95
A <sub>2</sub> -	1	0.557	0.590	1.06	0.647	0.590	0.91
	2	0.553	0.593	1.07	0.643	0.627	0.97
B <sub>2</sub> -	1	0.640	0.683	1.07	0.747	0.638	0.92
	2	0.657	0.683	1.04	0.737	0.707	0.96
C-	1	0.893	0.883	0.99	0.960	0.883	0.92
	2	0.847	0.883	1.04	0.913	0.920	1.01

値をとる特性をもつが、ここで得られた計算値は、2.1に既述した誤差の影響を受けて変動しており、尿素樹脂接着条件に対する値は、他と幾分異なっている。

実測値と計算値との比は、各接合条件に対し、平均0.9~1.1程度となっているが、以下の理由から、これよりも若干高い値であると考えねばならない。有効幅は、その定義に明らかなように面材に、発生する圧縮(引張り)応力に基づいて算出されるが、一方、ここで求めた実測値には、圧縮歪に加え、曲げ歪成分も歪分布図に含まれているから、これが幅方向に均等に

存在するなら、実測有効幅を過大に評価することになる。この傾向は、リップと面材との間に相対変りを伴う、釘着、エラストマー接着パネルで顕著となる。しかし、ここで、shear lag と同程度の bending lag の存在を認めるならば、この影響は、相殺され、無視し得るものとなるだろう。

また、有効幅比 ( $b_e/2b$ ) は、同一の条件下 (パネル形状, 荷重条件) では、面材の  $E_y/G_{xy}$  と高い依存関係にあることが、平嶋の報告<sup>3)</sup>にも指摘されているが、ここで得た実測値は、

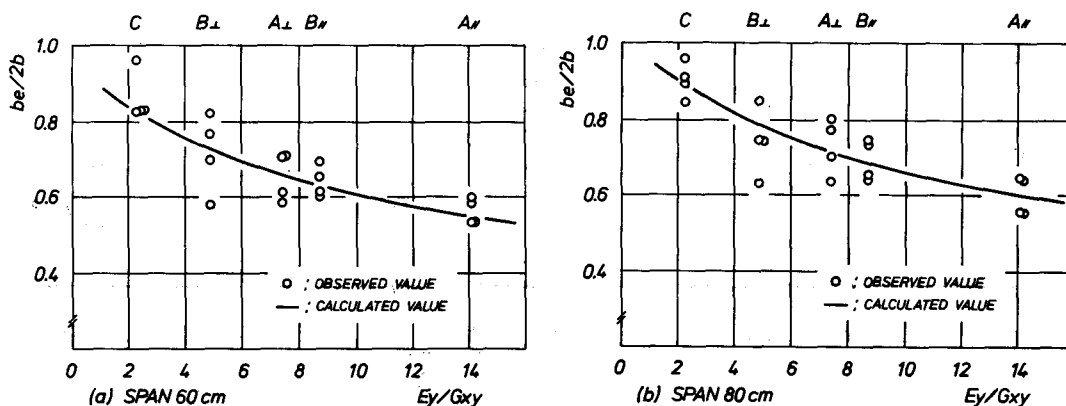


図-8 面材の  $E_y/G_{xy}$  と有効幅比 ( $b_e/2b$ ) との関係 (a), (b)

Fig. 8. Relation between  $E_y/G_{xy}$  and the effective breadth ratio of the flange.

表-8 有効幅からのスパン中央撓みの計算値 (Cal. II) (a), (b)

Table 8. Calculated values of midspan deflection by using the effective breadth of the flange (Cal. II) (a), (b)

(a) SPAN 60 cm

Panel No.	Nailed panel			Glued panel			
	cal. I	cal. II	II/I	cal. I	cal. II	II/I	
A <sub>⊥</sub> -	1	87.0	87.1	1.00	88.0	88.1	1.00
	2	83.5	83.6	1.00	60.5	61.6	1.04
B <sub>⊥</sub> -	1	78.2	78.3	1.00	76.8	76.9	1.00
	2	76.6	76.7	1.00	56.8	57.7	1.02
A <sub>∥</sub> -	1	71.0	71.2	1.00	70.4	70.6	1.00
	2	70.6	70.8	1.00	45.9	47.0	1.02
B <sub>∥</sub> -	1	68.8	69.0	1.00	66.9	67.2	1.00
	2	70.4	70.6	1.00	46.3	47.5	1.03
C-	1	63.8	63.9	1.00	66.2	66.0	1.00
	2	61.6	61.8	1.00	48.7	49.5	1.02

(Remarks) Cal. I is obtained from Eq. (9) or (17) and Cal. II, from Eq. (27).

(b) SPAN 80 cm

Panel No.	Nailed panel			Glued panel			
	cal. I	cal. II	II/I	cal. I	cal. II	II/I	
A <sub>L</sub> -	1	177.6	177.6	1.00	179.7	179.7	1.00
	2	171.9	171.9	1.00	125.5	124.0	0.99
B <sub>L</sub> -	1	161.5	161.5	1.00	158.4	158.4	1.00
	2	150.9	150.9	1.00	113.6	112.3	0.99
A <sub>r</sub> -	1	141.7	141.9	1.00	140.5	140.8	1.00
	2	137.8	138.0	1.00	91.3	89.5	0.98
B <sub>r</sub> -	1	139.4	139.6	1.00	135.5	135.8	1.00
	2	140.2	140.4	1.00	93.5	92.5	0.99
C-	1	125.3	125.4	1.00	130.1	130.1	1.00
	2	121.3	121.4	1.00	97.7	96.6	0.99

図-8(a), (b)に示されているように、広範囲にわたる  $E_y/G_{xy}$  (2.3~14.1) に対して、理論計算値によく一致している。

また、有効幅  $b_e$  を適用して得られた曲げ撓み式(27)による結果(cal. II)は、もとの理論計算値(cal. I)にはほぼ完全に一致している(表-8(a), (b))。

## 5. 結 言

弾性的な特性が大きく異なる5種の木質平面材料(ラワン合板 ⊥ および //, シナ合板 ⊥ および //, ファイバーボード)を面材とする片面パネルの曲げ試験を、釘着, エラストマー接着, 尿素樹脂接着の3接合条件で行ない、そのスパン中央における曲げ撓み, 垂直歪の分布形態などについて、AMANA-BOOTH等の報告に基づく理論解と比較検討し、以下の結果を得た。

(1) 本研究で用いた直交異方性および面内等方性である5種の木質平面材料を面材とするすべてのパネルにおいて、スパン中央撓みの実測値と理論計算値との比は、0.80~1.20であり、高い適合性が認められる。しかし、釘着パネルに対しては、その荷重-撓み曲線の非直線性に現われているように、リブと面材との境界面における剪断応力レベルとの関連がつかなく、その分布状態についての解明なしには、その特性を充分表現し得ない。

(2) 面材の垂直歪分布には、一部を除き明瞭な shear lag 現象が認められるが、その実測値の絶対量は、理論計算値に比較し低い値を示しており、定量的な評価を行なう上での障害となっている。

また、面材の垂直歪測定に際しては、面材の上下両面にてこれを行ない、発生する垂直歪の曲げ歪成分と圧縮歪成分との構成比を把握することが望ましい。

(3) スパン中央における有効幅比は、材料特性の大きく異なるすべての面材に対して、実

測値, 理論計算値が比較的よく一致している。したがって, 有効幅を用いることによって, 比較的簡単な曲げ撓み式からパネルの撓みを予測することが可能である。

## 文 献

- 1) AMANA, E. J. and L. G. BOOTH: Theoretical and Experimental studies on Nailed and Glued Plywood Stressed-skin Components: Part 1. Theoretical Study. J. Inst. Wood Science 4-1, 1967.
- 2) AMANA, E. J. and L. G. BOOTH: Theoretical and Experimental studies on Nailed and Glued Plywood Stressed-skin Components: Part 2. Experimental Study. J. Inst. Wood Science 4-2, 1968.
- 3) 平嶋義彦: 木質パネルの曲げに関する研究. 林業試験場研究報告, 第 255 号, 1973.
- 4) 澤田 稔: 釘着合板パネルの曲げ剛性に関する AMANA-BOOTH 理論の解説. 木材加工学教室研究資料, 1975, 未発表.
- 5) 澤田 稔: 釘着パネルの曲げ剛性(片面パネル). 木材加工学教室研究資料, 1975, 未発表.
- 6) TIMOSHENKO, S. and J. N. GOODIER: 弾性論. コロナ社, 1973.
- 7) HOYLE, R. J. Jr.: Designing Wood Structures Bonded with Elastomeric Adhesives. Forest Prod. J. 26-3, 1976.
- 8) MCGEE, W. D. and R. J. HOYLE, Jr.: Design Method for Elastomeric Adhesive Bonded Wood Joist-Deck Systems. Wood and Fiber 6-2, 1974.
- 9) GOODMAN, J. R.: Layered Wood System with Interlayer Slip. Wood Science 1-3, 1969.
- 10) 杉山英男: 建築構造学大系 22. 木構造, 彰国社, 1971.
- 11) 澤田 稔・宮嶋 寛・上田恒司: 釘着合板パネルにおける面材の曲げ剛性補強効果. 昭和 50, 51 年度文部省科研報告書, 1977.
- 12) BOOTH, L. G.: The Effect of Flange-Web Joint Displacement on the Design of Plywood Web I beams. J. Inst. Wood Science 6-6, 1974.
- 13) SLIKER, A.: Resistance Strain Gages and Adhesive for Wood. Forest Prod. J. 21-12, 1971.

## Summary

On the subject of wooden stressed-skin panels in bending, theoretical and experimental analyses have carried out by AMANA-BOOTH<sup>1,2)</sup>, HIRASHIMA<sup>3)</sup> and others. In these analyses, the concepts of "slip modulus" and "effective breadth" were introduced.

The flange materials used in their investigations were limited to plywoods. In nailed panels, the assumptions\* for slip modulus ( $K_s$ ) are not always appropriate.

In this report, for the purpose of verifying their analyses furthermore, tests on some of the double rib, single skin type panels were conducted, and their bending properties such as midspan deflections and normal strain distributions in flanges and ribs were discussed.

The ribs were cut from air-dried Todomatsu (*Abies sachalinensis* MAST.). Basic properties of the lumber are shown in Table 1. For flanges, 4.5 mm Lauan plywood, 6.0 mm Shina plywood and 5.0 mm fiber board were used (Table 2). In fabrication of test panels, the orientation of face grain of plywood was perpendicular as well as parallel to the rib length. The flange property of the former model is respectably different from the latter, for the plywood used has a considerable anisotropy.

The flange-rib connection was made by means of nailing, elastomer-gluing (chloroprene-rubber adhesive) or rigid-gluing (urea-formaldehyde resin adhesive). Among them, elastomer-

glued panels are expected to satisfy the assumptions\* for slip modulus.

The experiments consisted of single shear tests of nailed and elastomer-glued joints and bedding tests of panels (see Figures 4 and 5). In bending tests, the determinations of normal strain in the flanges and the ribs were contained.

The results are summarized as follows:

(1) For all types of flanges and connections used in this study, the observed midspan deflections of rib showed a good agreement with the theoretical values (Table 4). In the nailed panels, it is difficult to describe their characteristics of load-deflection and load-strain curves by using a constant slip modulus (Figure 7).

(2) The observed normal strain distributions in the flanges presented typical "shear lag" phenomena. Their absolute quantities were, however, less in comparison with the theoretical values, and which made quantitative estimation difficult (Figure 6).

(3) The ratio of effective breadth of flange to total breadth of the panel ( $b_e/2b$ ) is greatly dependent upon the ratio  $E_y/G_{xy}$ , and for all of the panels (these ratios range from 2.3 to 14.1), the observed effective breadth ratios agreed approximately with the theoretical values (Table 7 and Figure 8). By using the effective breadth, it may be possible to estimate the deflections of panels from the general theory of the bending beam such as Eq. (27) (Table 8).

- 
- \* 1. shear transfer is continuous at all the points in the plate (flange)-rib interface. 2. the modulus is the same at all points along the beam. 3. the load slip characteristic is linear. 4. no separation occurs between the rib and the plate (flange).