



Title	木質複合梁に関する研究(第1報) : 比例限度内における撓み特性
Author(s)	沢田, 稔; SAWADA, Minoru; 山本, 宏 他
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 26(1), 11-44
Issue Date	1968-12
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/20857
Type	departmental bulletin paper
File Information	26(1)_P11-44.pdf



木質複合梁に関する研究 (第1報)

比例限度内における撓み特性

沢田 稔* 山本 宏**

Studies on Wooden Composite Beams

Report 1. Deflection Characteristics within Proportional
Limit of Wooden Composite Beams

By

Minoru SAWADA and Hiroshi YAMAMOTO

目 次

まえがき	12
1. 複合梁における撓みの計算式	12
1.1 曲げ撓み	12
1.2 セン断撓み	13
1.3 単純梁条件における複合梁の撓み	14
1.4 断面構成比 ($\varphi_0 = h_0/h$)	16
1.5 面芯材のせん断弾性係数比 ($m = G_o/G_f$)	17
1.6 複合梁のせん断撓みの曲げ撓みに対する比 (δ_o/δ_o) の変動	17
1.7 複合梁におけるせん断応力の分布について	18
2. 複合梁の曲げ試験	19
2.1 試料の基礎材質	19
2.2 複合梁試験体の作成方法	27
2.3 曲げ試験方法	28
2.4 試験結果	29
3. 考 察	38
3.1 複合梁における曲げ剛性の推定について	38
3.2 KUENZI の近似式について	40
3.3 複合梁の断面変形と撓み曲線	41
む す び	42
文 献	43
Summary	43

* 北海道大学農学部林産学科 木材加工学教室 教授 林学博士

** 鳥取大学農学部林学科 木材工学研究室 助手 農学修士

ま え が き

木材はその基本的材質において、樹種的にも、またその木取られる方向によっても、かなり大きな差異をしめすものである。このことは、一面において、その多様性に利用上の特長を見いだすこともできるのであるが、他面、人為的な質的調節がなかなか困難なことも、工業材料としての欠陥となっているようである。しかるに、近年におけるこの種材料の取り扱いにおいても、できるだけ軽量で、しかも耐力性能も優れ、寸度、形状の安定なものがつよくもとめられるようになってきた。

一方、合成樹脂接着剤の発達により、かなりな程度までその接着信頼性が向上したこととも関連して、軽量木質系複合材料の開発研究が進められるようになってきたものと思われる。この研究も、このような観点に立って計画されたものであり、とくにその軽量木質複合梁の設計製造に関して断面構成の意義に対する基礎的知見を得ることに重点がおかれている。これまでも、KUENZIG¹⁾の提案した撓みに関する近似計算式や、これを用いたばあいの計算値と実測値との比較をおこなった WANGAARD²⁾の研究などがみられる。しかし、これらは、その複合構成条件において、ある限られたばあいのみに有効であることに着目し、かなり一般化された曲げ剛性計算式を誘導してみた。その結果は本文中にしめされているように、ほぼ満足すべきものであることが確かめられた。さらに、今後この種複合梁の撓み曲線特性の解析に加えて、その破損の発生機構などについても実験的検討を加えてゆきたいと考えている。

1. 複合梁における撓みの計算式

1.1 曲げ撓み (垂直応力による撓み)

複合梁の断面構成を Fig.1 のように仮定すると、対称構成であるから中立軸は梁の中心軸と一致する。したがって、その垂直応力 (σ) および垂直歪 (ϵ) の分布は Fig. 2 のようになる。いま、 $h_0 = h \cdot \varphi_0$ とおけば、 φ_0 はこの複合梁の断面構成比 (芯材比) を表わすことになる。また、 $E_c = kE_f$ (添字 c, f はそれぞれ芯材および面材を表わす記号) として、この複合梁の見掛けの曲げ剛性 EI をもとめると、

$$\begin{aligned} EI &= E_f I_f + E_c I_c \\ &= E_f I \{1 - (1 - k) \varphi_0^3\} \end{aligned} \quad (1.1)$$

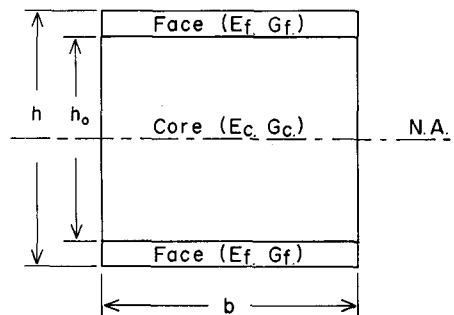


Fig. 1. Cross section of composite beam.

E_f & E_c : Modulus of elasticity of face and core, respectively.

G_f & G_c : Modulus of rigidity of face and core, respectively.

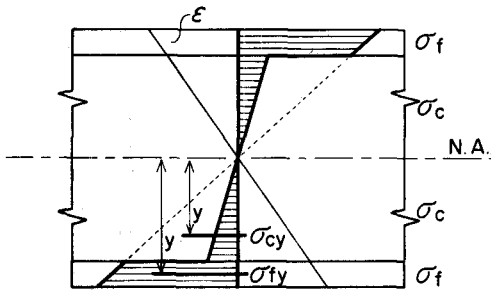


Fig. 2. Stress-strain distribution in longitudinal section of composite beam in bending.

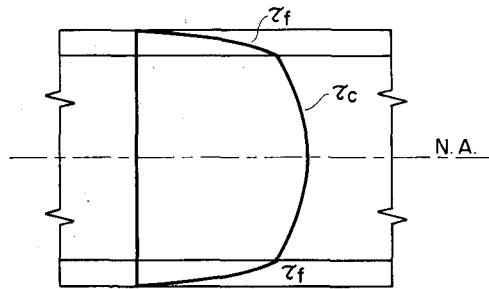


Fig. 3. Shearing stress distribution in longitudinal section of composite beam.

したがって、

$$E = \{1 - (1-k)\varphi_0^2\} E_f = \phi E_f \quad (1.2)$$

となり、見掛けのヤング係数 E は芯材比 φ_0 によって強く影響されることがわかる。

つぎに、曲げ撓み δ_b をもとめると、よく知られているように、

$$\delta_b = \frac{1}{EI} \int_x M \bar{M} dx \quad (1.3)$$

となる。

1.2 せん断撓み (梁の水平せん断応力による撓み)

つぎに、水平せん断応力 (τ) による撓みをもとめるとつぎのようになる。

まず、次式によりせん断応力 τ があたえられる。

$$\tau_f = \frac{3Q}{2A\phi} \{1 - 4y_0^2\} \quad (1.4)$$

$$\tau_c = \frac{3kQ}{2A\phi} \{\omega - 4y_0^2\} \quad (1.5)$$

ここに、 τ_f = 面材内せん断応力； τ_c = 芯材内せん断応力； A = 断面積 = bh ； $\phi = E/E_f$ ； Q = せん断力 = dM/dx ； $\omega = \{1 - (1-k)\varphi_0^2\}/k$

つぎに、せん断応力によって梁内部に貯えられる弾性エネルギーを U_s とすれば、

$$U_s = \int_V \frac{1}{2} \{ \tau_f \gamma_f + \tau_c \gamma_c \} dV \quad (1.6)$$

(γ = せん断歪)

(1.6) 式を計算すれば、 G をせん断弾性係数として、

$$U_s = \frac{3}{40A\phi^2} \left[\frac{\lambda_f}{G_f} + k \frac{\lambda_c}{G_c} \right] \int_x Q^2 dx \quad (1.7)$$

ただし、

$$\left. \begin{aligned} \lambda_f &= 8 - 15\varphi_0 + 10\varphi_0^3 - 3\varphi_0^5 \\ \lambda_c &= k(15\omega^2\varphi_0 - 10\omega\varphi_0^3 + 3\varphi_0^5) \end{aligned} \right\} \quad (1.8)$$

したがって、せん断撓み δ_s は次式であたえられる。

$$\delta_s = \frac{3}{20A\phi^2} \left[\frac{\lambda_f}{G_f} + k \frac{\lambda_c}{G_c} \right] \int_x QQ dx \quad (1.9)$$

(1.3) および (1.9) 式から、複合梁の撓み δ を計算すると、

$$\delta = \delta_b + \delta_s = \delta_b [1 + \delta_s/\delta_b] \quad (1.10)$$

また、

$$\delta = \frac{\int_x MM dx}{E_f I \phi} \left[1 + \frac{h^2}{80\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{\int_x QQ dx}{\int_x MM dx} \right] \quad (1.11)$$

1.3 単純梁条件における複合梁の撓み

1.3.1 中央集中荷重のばあい Fig. 4 にしめすようなスパン (L)、荷重 (P) のもとでは、

$$\delta_x = \frac{Px(3L^2 - 4x^2)}{48E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{10\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{(3L^2 - 4x^2)} \right] \quad (1.12)$$

また、スパン中央の撓み δ_c はつぎのようになる。

$$\delta_c = \frac{PL^3}{48E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{20\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{L^2} \right] \quad (1.13)$$

($x = L/2$)

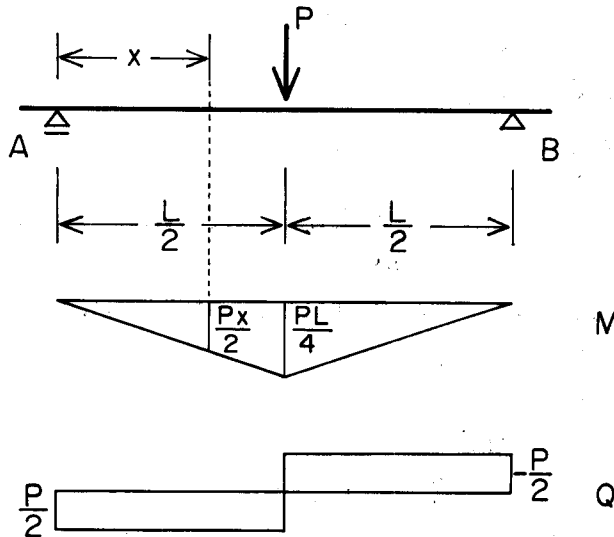


Fig. 4. Schematic diagram of concentrated loading at midspan of simply supported composite beam.

M: Moment diagram. Q: Shearing force diagram.

(1.13) 式で、とくに、 $\varphi_0=0$, $\phi=1$ なる面材材質の単一材のばあいは (1.8) より、 $\lambda_f=8$, $\lambda_c=0$ となるから、 $E_f=E$ として、

$$\delta'_c = \frac{PL^3}{48EI} \left[1 + \frac{6}{5} \frac{E}{G} \frac{h^2}{L^2} \right]$$

となって、これまでによく知られている単一材の式と一致する。

1.3.2 2点荷重のばあい Fig. 5 のような荷重条件のもとでは、

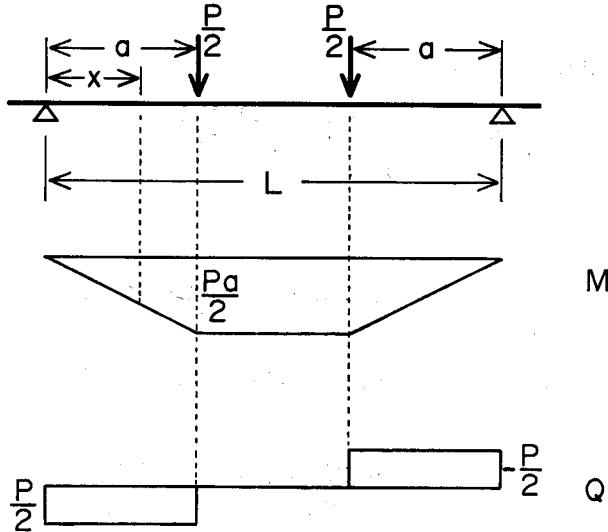


Fig. 5. Schematic diagram of two points loading of simply supported composite beam.

i) $0 \leq x \leq a$;

$$\delta_x = \frac{Px(3aL-3a^2-x^2)}{12E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{40\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{(3aL-3a^2-x^2)} \right] \quad (1.14)$$

$$\delta_a = \frac{Pa^2(3L-4a)}{12E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{40\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{a(3L-4a)} \right] \quad (1.15)$$

($x = a$)

ii) $a \leq x \leq \frac{L}{2}$;

$$\delta_x = \frac{Pa(3xL-3x^2-a^2)}{12E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{40\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{(3xL-3x^2-a^2)} \right] \quad (1.16)$$

このばあい、 $\delta_a=(1.15)$ となる。また、その中央撓み δ_c は、

$$\delta_c = \frac{Pa(3L^2-4a^2)}{48E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{10\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{(3L^2-4a^2)} \right] \quad (1.17)$$

($x = L/2$)

いま、 $a = a_0 L$ とおくと、

$$\delta_c = \frac{PL^3 \cdot a_0(3-4a_0^2)}{48E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{10(3-4a_0^2)\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{L^2} \right] \quad (1.18)$$

1.3.3 全等分布荷重のばあい スパンの全体にわたって w なる一様分布荷重があるばあいは、 $wL = W$ として、

$$\delta_x = \frac{Wx(L^3 - 2x^2L + x^3)}{24E_f I \phi \cdot L} \left[1 + \frac{3}{20\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{(L-x)h^2}{(L^3 - 2x^2L + x^3)} \right] \quad (1.19)$$

また、スパン中央の撓みは、

$$\delta_c = \frac{5WL^3}{384E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{25\phi} \left\{ \lambda_f \frac{E_f}{G_f} + \lambda_c \frac{E_c}{G_c} \right\} \frac{h^2}{L^2} \right] \quad (1.20)$$

($x = L/2$)

となる。

1.4 断面構成比 (芯材比 ϕ_0) および面芯材ヤング係数比 ($k = E_c/E_f$) による複合材の見かけの曲げ剛性の変動

面材材質を有する単一梁の曲げ剛性 ($E_f I$) に対する各種芯材比の複合梁の曲げ剛性の

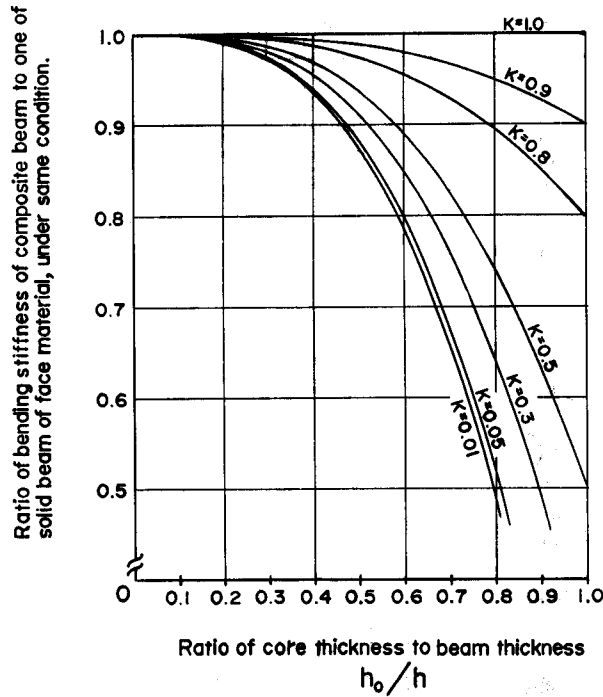


Fig. 6. Relationship among bending stiffness, h_0/h and k .
 $k: E_c/E_f$.

比率をみると Fig. 6 にしめすようになる。この変動傾向は、ヤング係数比 k が小となるほどその剛性比率は低下し、また、芯材比 φ_0 が大となるにしたがって、剛性比の低減率はいちぢるしく増大することが認められる。

1.5 面芯材のせん断弾性係数比 ($m=G_c/G_f$) による複合梁のせん断撓み (δ_s) の変動

複合梁のせん断撓みの面材材質を有する単一材のせん断撓みに対する比率 (c) を m の変化に関してみると Fig. 7 のようになる。すなわち、 $m=0.4\sim 0.5$ 程度のときは、 φ_0 の変化に対してそれほど変動しないが、 $m\leq 0.1$ となると φ_0 の増大に伴う c の増加は著るしく、たとえば、 $m=0.1$ のとき、 $\varphi_0=0.7$ で、 $c=8$ にも達することが知られる。このことから、複合梁の断面構成に際してその構成材の基本材質がいかに重大な意義をもつものであるかの内容を判断するものと思われる。

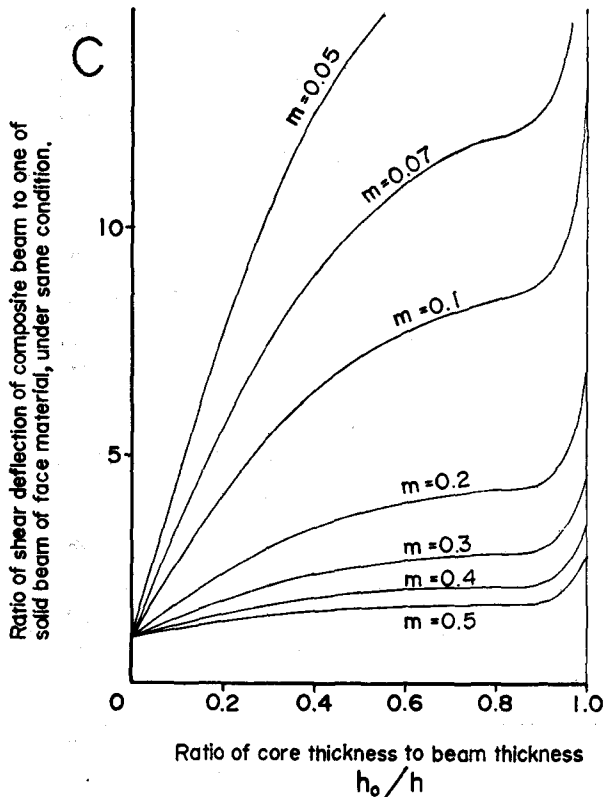


Fig. 7. Relationship among shear deflection, h_0/h and m .
 $m: G_c/G_f$.

1.6 複合梁のせん断撓みの曲げ撓みに対する比 (δ_s/δ_b) の変動

面芯材せん断剛性比 $m=(G_c/G_f)$ および芯材比 φ_0 によって、このせん断撓み比 $\mu=\delta_s/\delta_b$ がいかに変動するかについてしらべたのが、Fig. 8 である。これによると、 m が小となる

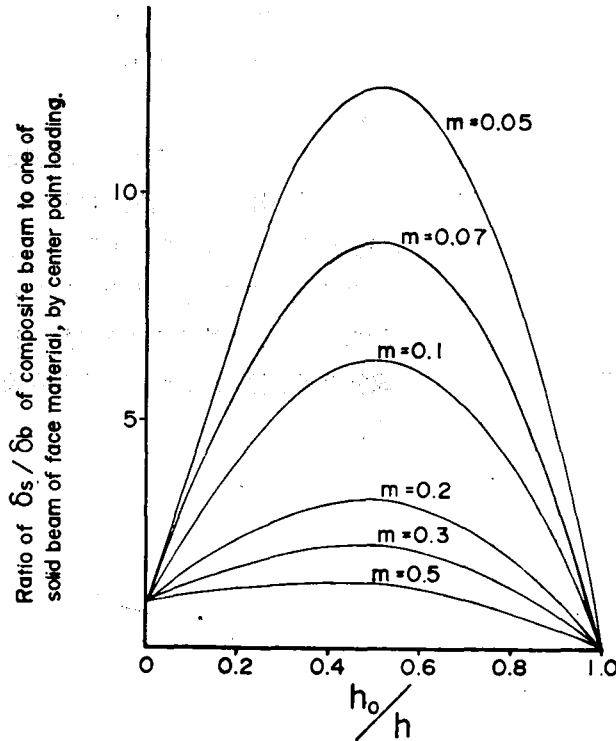


Fig. 8. Relationship among δ_s/δ_b , h_0/h and m .
 δ_s/δ_b : Ratio of shear deflection and bending deflection of composite beam.

にしたがって、 μ は増大し、たとえば、 $m=0.1$ では $\varphi_0=0.5$ のばあい、そのせん断撓みは曲げ撓みの約6倍にも達するとみられ、また、 m の大小にかかわらず、つねに $\varphi_0 \approx 0.5$ 付近にせん断撓み比 μ の極大値が存在するようである。

1.7 複合梁におけるせん断応力(τ)の分布について

面芯材ヤング係数比 k と、芯材比 φ_0 の変化によるせん断応力の分布をみれば Fig. 9 のとおりである。同図にしめた u_2 とは芯材比 φ_0 の1/2 ($u_2 = \varphi_0/2$)を表わしている。これで見ると、

i) 梁の中立軸上の最大せん断応力は、単一梁のばあいに比して小さく、とくに k が小さいほど、また u_2 の大きいほどこの傾向は著しいことがわかる。

ii) 芯材部におけるせん断応力分布は、単一材のばあいとくらべて、その変化が緩慢であり、とくに、 k の値が小さくなるほど、また、 u_2 の値が小さくなるほど、近似的には直線分布に近づく傾向が認められる。

iii) さらに、面材部におけるせん断応力の分布傾向は、 u_2 が大となるに伴って、その変化が急であり、このことから、複合梁における面芯材境界接着層付近でのせん断応力の

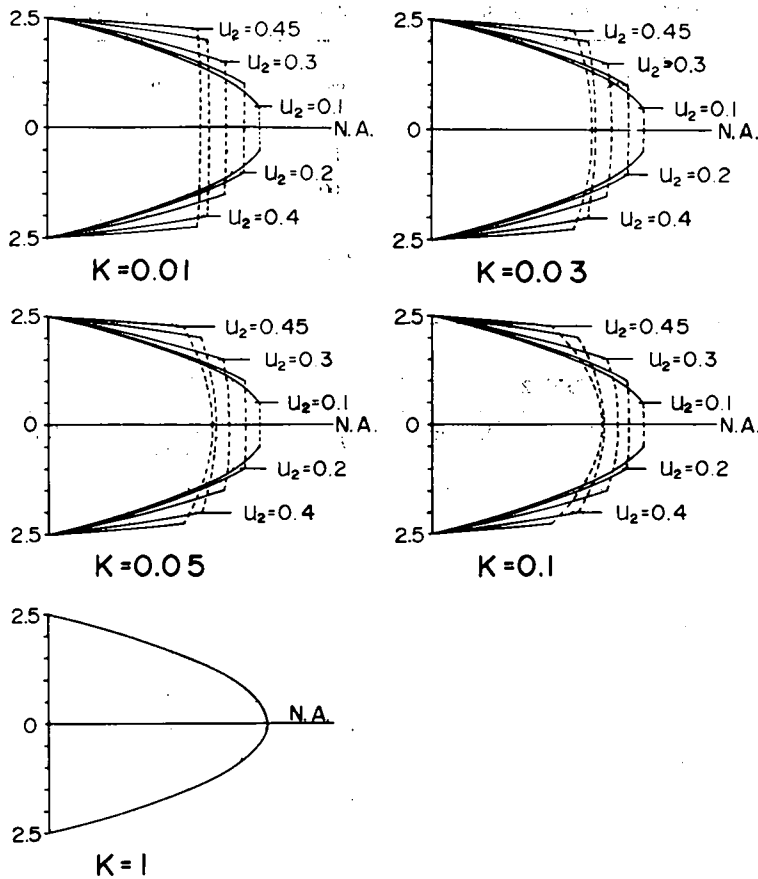


Fig. 9. Shearing stress distribution in composite beam with 5×5 cm cross section.

$$u_2: h_0/2h.$$

発達はかなり著しく、接着不良などの加工上の欠陥はきわめて危険を伴うものであることがうかがわれる。

2. 複合梁の曲げ試験

前述の理論計算が果して実さいの複合梁に適用できるかどうかを確かめるために、面芯材の材質差 (k, m)、および、構成比 (芯材比 $= \varphi_0 = 2u_2$) を変えて実験的検討をおこなった。

2.1 試料の基礎材質

i) 面材に用いたラワン合板は、その公称厚さで3, 6, 9, 12および15 mm、プライ数は、3および6 mmのものが3プライで他は5プライとなっている。その単板構成はTable 1にしめすとおりである。また、これら5種類のラワン合板の基礎材質はTable 2

Table 1. Construction of Lauan-plywood for facing material

Thickness of plywood (mm)	Plies	Thickness of veneers in plywood (mm)				
		0.75	1.50	0.75	2.25	1.50
3	3	0.75	1.50	0.75		
6	3	1.50	3.00	1.50		
9	5	1.50	2.25	1.50	2.25	1.50
12	5	2.00	3.00	2.00	3.00	2.00
15	5	2.50	3.75	2.50	3.75	2.50

Table 2. Properties of Lauan-plywood

Specimen No.	Plies	Moisture content	Specific gravity	h	M.O.E. in bending	Modulus of rigidity
		u (%)	r_u	(cm)	E_b (10^3 kg/cm ²)	G_{13} (10^3 kg/cm ²)
F-1-1	5			1.53	69.0	
2	5			1.56	65.2	
3	5			1.54	69.9	
4	5			1.56	67.8	
5	5			1.52	72.2	
6	5			1.55	68.2	0.86
7	5			1.56	73.1	
8	5			1.55	75.1	
9	5			1.55	72.7	
10	5			1.55	70.2	
11	5			1.55	68.9	
12	5			1.56	76.3	
Average		9.9	0.40	1.55	69.9	0.86
F-2-1	5			1.22	82.9	
2	5			1.22	86.4	
3	5			1.23	72.5	
4	5			1.23	84.4	
5	5			1.24	72.9	
6	5			1.22	82.9	0.85
7	5			1.23	110.0	
8	5			1.23	99.9	
9	5			1.23	100.1	
10	5			1.22	104.1	
11	5			1.23	96.8	
12	5			1.22	98.9	
Average		11.0	0.46	1.23	90.2	0.85

Specimen No.	Plies	Moisture content	Specific gravity	h (cm)	M.O.E. in bending	M.O.R.
		u (%)	r_u		E_b (10^3 kg/cm 2)	G_{13} (10^3 kg/cm 2)
F-3-1	5			0.92	105.9	
2	5			0.92	107.5	
3	5			0.91	116.2	
4	5			0.92	109.0	
5	5			0.91	110.0	
6	5			0.91	113.1	1.51
7	5			0.92	94.6	
8	5			0.93	98.4	
9	5			0.92	98.3	
10	5			0.92	102.7	
11	5			0.92	96.2	
12	5			0.92	106.4	
Average		11.5	0.54	0.92	103.9	1.51
F-4-1	3			0.61	148.0	
2	3			0.61	148.7	
3	3			0.62	136.5	
4	3			0.60	133.1	
5	3			0.62	147.3	
6	3			0.61	164.7	1.22
7	3			0.61	148.0	
8	3			0.62	136.5	
9	3			0.61	138.3	
10	3			0.61	142.5	
11	3			0.62	139.3	
12	3			0.60	141.2	
Average		10.7	0.58	0.62	143.5	1.22
F-5-1	3			0.30	133.8	
2	3			0.30	133.7	
3	3			0.30	118.0	
4	3			0.30	126.6	
5	3			0.30	143.1	
6	3			0.31	120.9	1.21
7	3			0.30	128.7	
8	3			0.30	130.5	
9	3			0.31	134.3	
10	3			0.30	128.9	
11	3			0.30	131.3	
12	3			0.31	127.3	
Average		12.8	0.61	0.30	130.9	1.21

Table 3. Properties of core

Core A (Vinyl-chloride foam)					
Specimens No.	Specific gravity		h (cm)	M.O.E. in bending	Modulus of rigidity
	r_u			E_b (10^3 kg/cm 2)	G (10^3 kg/cm 2)
C-A-1-1			2.03	0.935	
2			2.02	0.982	
3			2.03	1.006	
C-A-2-1			2.63	0.980	
2			2.65	0.893	
3			2.62	0.926	
C-A-3-1			3.21	0.952	
2	0.147		3.25	0.978	0.365
3			3.20	1.009	
C-A-4-1			3.74	0.983	
2			3.75	0.981	
3			3.82	0.921	
C-A-5-1			4.45	0.924	
2			4.46	0.919	
3			4.44	0.996	
Ave.	0.147			0.946	0.365
Core B (Yezomatsu)					
Specimens No.	Moisture content	Specific gravity	h (cm)	M.O.E. in pure bending	Rolling shear modulus
	u (%)			r_u	E_b (10^3 kg/cm 2)
C-B-1-1-a			2.07	1.773	
b			2.05	1.708	
c	8.3	0.435	2.05	1.671	0.854
C-B-1-2-a			2.07	1.823	
b			2.07	1.713	
c	8.2	0.496	2.07	1.744	0.522
C-B-1-3-a			2.06	2.057	
b			2.07	1.989	
c	7.9	0.452	2.05	2.193	0.280
C-B-2-1-a			2.90	2.444	
b			2.90	2.353	
c	7.8	0.493	2.90	2.353	0.440
C-B-2-2-a			2.89	2.353	
b			2.89	2.293	
c	8.2	0.470	2.88	2.228	0.434

Specimens No.	Moisture content	Specific gravity	h (cm)	M.O.E. in pure bending		R.S.M. G (10^3 kg/cm 2)
	u (%)	r_u		E_b (10^3 kg/cm 2)	G (10^3 kg/cm 2)	
C-B-2-3-a			2.89	2.212		
b			2.88	2.477		
c	9.3	0.468	2.88	2.150	0.421	
C-B-3-1-a			3.30	2.216		
b			3.29	2.229		
c	8.5	0.487	3.30	2.143	0.437	
C-B-3-2-a			3.30	2.292		
b			3.30	2.198		
c	8.4	0.473	3.30	2.226	0.332	
C-B-3-3-a			3.30	2.316		
b			3.30	2.643		
c	7.8	0.491	3.29	2.316	0.469	
C-B-4-1-a			3.86	2.945		
b			3.82	2.643		
c	9.4	0.486	3.82	2.652	0.280	
C-B-4-2-a			3.81	2.944		
b			3.85	3.179		
c	6.9	0.480	3.84	2.997	0.296	
C-B-4-3-a			3.83	3.393		
b			3.84	3.471		
c	7.3	0.473	3.85	3.361	0.262	
C-B-5-1-a			4.52	2.397		
b			4.51	2.413		
c	8.2	0.493	4.51	2.815	0.356	
C-B-5-2-a			4.51	2.330		
b			4.50	2.183		
c	7.7	0.485	4.51	2.241	0.447	
C-B-5-3-a			4.50	2.381		
b			4.51	2.401		
c	9.5	0.487	4.51	2.401	0.665	
Ave.	8.2	0.478		2.384	0.406	

Table 4. Calculated M.O.E. of veneer in Lauan-plywood

	Specimen No.				
	F-1	F-2	F-3	F-4	F-5
E_L (10^3 kg/cm 2)	97.0	125.0	144.1	163.3	152.2
E_T (10^3 kg/cm 2)	2.8	3.6	4.1	4.7	4.4

のとおりで、含水率は10~13%、比重0.4~0.6、合板の表板の繊維方向に平行な曲げヤング係数は70~144 t/cm²、そのせん断弾性係数 (G_{LR} と G_{TR} の合成値) は0.85~1.50 t/cm² となっている。

ii) 芯材に使用した A 材 (塩化ビニール樹脂発泡体—三菱樹脂 K.K. 製エアレックス H・115) および B 材 (エゾマツ) の基礎材質は一括して Table 3 にしめた。その平均的な値をみると、A 材では、比重が0.147、曲げヤング係数0.95 t/cm²、せん断弾性係数0.365 t/cm²、B 材では、含水率約8%、比重0.48、曲げヤング係数2.4 t/cm²、せん断弾性係数 (G_{RR} =rolling shear modulus) 0.4 t/cm² となっている。

iii) 面材ヤング係数 E_f のもとめ方 面材が単一材であれば問題はないが、合板を用いるばあいには、つぎのような手続きによってもとめなければならない。すなわち、面材合板はその複合材構成時 (Fig. 10 参照) において、構成単板の E_L (繊維方向) と E_T (接線方向) の合成値として E_f が与えられるのであるから、複合梁の面材に関して次式が成立つわけである。

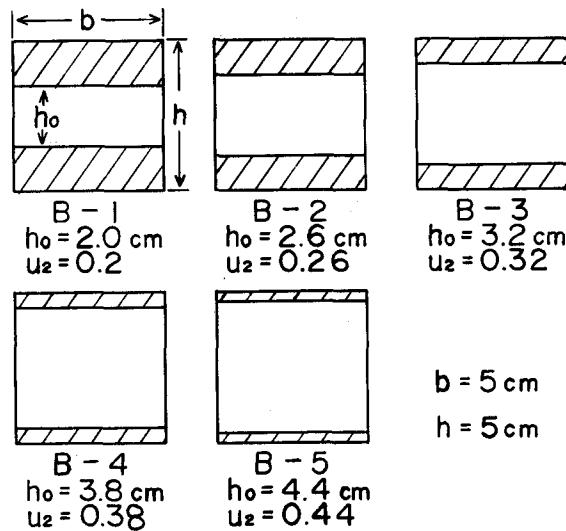


Fig. 10. Cross section of tested composite beams.

$$E_f I_f = \sum_i E_L I_{L_i} + \sum_j E_T I_{T_j} \quad (2.1)$$

ここに、

I_f = 複合梁の中立軸に関する面材の断面2次モーメント; I_L = 同中立軸に関する繊維方向単板の断面2次モーメント; I_T = 接線方向単板の断面2次モーメント; i および j はそれぞれの単板の構成数をしめしている。

したがって、使用する面材合板を構成している単板の E_L および E_T が知られていれ

ば問題がないわけであるが、このばあいは直接にこれを知り得ないので、まず合板の曲げヤング係数 E_b をもとめ (せん断影響を無視しうるスパンを用いている)、つぎに、このラワン

$$E_b = E_L \frac{\Sigma I_L}{I} + E_T \frac{\Sigma I_T}{I} \quad (2.2)$$

合板について、別途当研究室がおこなった研究の結果、 $E_T \doteq E_L/35$ の平均的關係をえているので、これを (2.2) 式に代入して E_L および E_T をもとめた。それが Table 4 にしめす値である。つまり、Table 4 の値を用いて (2.1) から、各面材合板のヤング係数 E_f を計算すればよいわけである。

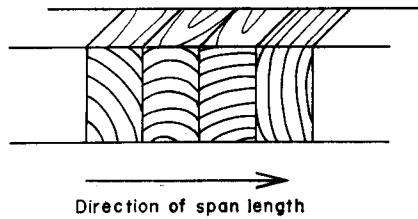


Fig. 11. Core B (yezomatsu bonded with U.F. resin).

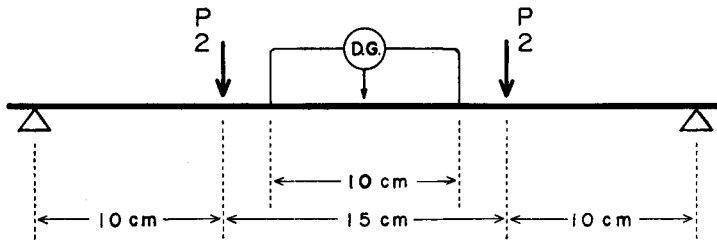


Fig. 12. Loading method to calculate pure E of core B.

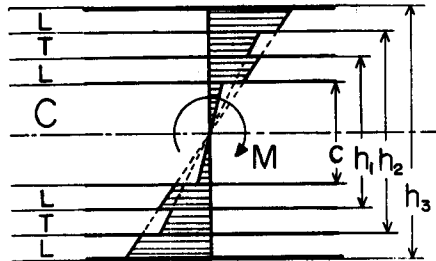


Fig. 13. Bending stress distribution in composite beam with plywood face.

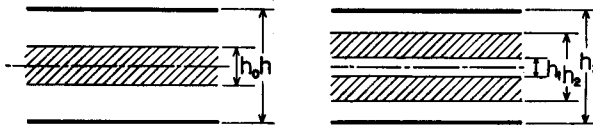


Fig. 14. Cross section of plywood.

(iv) せん断弾性係数 G の決定法 試料のせん断弾性係数をもとめるには、パネル・シアー法、プレート・シアー法、矩形断面棒の振りなどの直接的に実測する方法と、弾性主軸方向のヤング係数およびポアソン比から、また、木材のような(合板も同様)直交異方性材料では、そのほかに主軸と 45° をなす方向のヤング係数を用いて理論的に計算する方法、および単純梁における荷重条件から、そのせん断応力による付加撓み率をもとめ、それから逆算してもとめる方法などがある。この研究では、最後にあげたせん断付加撓み率からの逆算法を用いることにした。すなわち、まず、2点荷重方式 (Fig. 12) により、その一定曲げモーメント区間でせん断応力の影響の入らない純曲げによるヤング係数 E_0 をもとめ、つぎに、この部分を切りとり、スパン-ハリタケ比 (l/h) を 4~6 ていどにした中央集中荷重方式による撓みをもとめ、このときの見掛けのヤング係数 E' から (2.3) 式によってせん断弾性係数を算出した。

Table 5. Properties of composite beams using core A

Beam No.	Upper face	Core	Lower face	b (cm)	h (cm)	l (cm)	u_2	k	Moisture content u (%)	Specific gravity r_u
B-1-1	F-1-1	C-A-1-1	F-1-2	4.95	5.07	75	0.194	0.0196	7.8	0.325
B-1-2	F-1-3	C-A-1-2	F-1-4	4.82	5.09	75	0.195	0.0195	7.6	0.331
B-1-3	F-1-5	C-A-1-3	F-1-6	4.95	5.10	38	0.199	0.0194	7.8	0.343
B-1-4	F-1-5	C-A-1-3	F-1-6	4.95	5.10	38	0.199	0.0194	7.3	0.325
B-2-1	F-2-1	C-A-2-1	F-2-2	4.93	5.05	75	0.255	0.0154	6.2	0.310
B-2-2	F-2-3	C-A-2-2	F-2-4	4.92	5.03	75	0.257	0.0154	6.3	0.295
B-2-3	F-2-5	C-A-2-3	F-2-6	4.91	5.03	38	0.254	0.0152	6.2	0.298
B-2-4	F-2-5	C-A-2-3	F-2-6	4.91	5.03	38	0.254	0.0152	6.5	0.305
B-3-1	F-3-1	C-A-3-1	F-3-2	4.95	5.09	75	0.318	0.0133	6.6	0.314
B-3-2	F-3-3	C-A-3-2	F-3-4	4.95	5.06	75	0.328	0.0134	6.5	0.321
B-3-3	F-3-5	C-A-3-3	F-3-6	4.91	5.00	38	0.316	0.0134	6.9	0.309
B-3-4	F-3-5	C-A-3-3	F-3-6	4.91	5.00	38	0.316	0.0134	6.9	0.319
B-4-1	F-4-1	C-A-4-1	F-4-2	4.94	4.97	75	0.375	0.0120	5.3	0.270
B-4-2	F-4-3	C-A-4-2	F-4-4	4.92	4.94	75	0.374	0.0180	5.4	0.265
B-4-3	F-4-5	C-A-4-3	F-4-6	4.91	5.00	38	0.376	0.0126	5.5	0.283
B-4-4	F-4-5	C-A-4-3	F-4-6	4.91	5.00	38	0.376	0.0126	5.3	0.275
B-5-1	F-5-1	C-A-5-1	F-5-2	4.94	5.06	75	0.441	0.0128	3.9	0.220
B-5-2	F-5-3	C-A-5-2	F-5-4	4.95	5.02	75	0.441	0.0127	4.0	0.230
B-5-3	F-5-5	C-A-5-3	F-5-6	4.97	4.97	38	0.441	0.0129	4.0	0.228
B-5-4	F-5-5	C-A-5-3	F-5-6	4.97	4.97	38	0.441	0.0129	4.1	0.224

(Remarks) l : length of specimen; $u_2 = \varphi_0/2$; $k = E_c/E_f$
 $l = 75$ cm (span = 70 cm); $l = 38$ cm (span = 35 cm).

$$G = \frac{6}{5} \left(\frac{h}{l} \right)^2 \frac{E_0 E'}{(E_0 - E')} \quad (2.3)$$

このばあい、面材用合板のばあいは、同一合板より採取したストリップスを積層接着して $h \geq 30$ mm になるような矩形断面梁を作成した。いうまでもなく、この方法でもとめられる合板の G は G_{RL} と G_{TR} の合成値であり、面材の G_f としては近似値と考えなければならないものである。芯材については、A材(エアレックス)では、そのまま約30mm ほどの厚さの梁に切りとって実測、B材(エゾマツ)では、Fig. 11のように接着した梁を作ってもとめている。

2.2 複合梁試験体の作成方法

この試験に用いた複合梁の断面構成は Fig. 10 のとおりで、芯材比 φ_0 が、0.40; 0.52; 0.64; 0.76 および 0.88 の5種類である ($u_2 = \varphi_0/2$ であらわしたのが Fig. 10 である)。とくに、芯材Bのエゾマツのばあいは、あらかじめ作成された集成材から Fig. 11 のように木取ったものを用いている。また、面材合板と芯材との接着には、尿素樹脂接着剤(東洋高

Table 6. Properties of composite beams using core B

Beam No.	Upper face	Core	Lower face	b (cm)	h (cm)	l (cm)	u_2	k	Moisture content u (%)	Specific gravity r_u
B-W-1-1	F-1-7	C-B-1-1	F-1-8	4.92	5.06	75	0.194	0.03	8.3	0.440
B-W-1-2	F-1-9	C-B-1-2	F-1-10	4.95	5.06	75	0.194	0.04	8.3	0.435
B-W-1-3	F-1-11	C-B-1-3	F-1-12	4.93	5.10	38	0.196	0.04	8.2	0.442
B-W-1-4	F-1-11	C-B-1-3	F-1-12	4.95	5.10	38	0.196	0.04	8.4	0.438
B-W-2-1	F-2-7	C-B-2-1	F-2-8	5.06	5.24	75	0.265	0.04	8.3	0.458
B-W-2-2	F-2-9	C-B-2-2	F-2-10	4.94	5.24	75	0.265	0.03	8.3	0.463
B-W-2-3	F-2-11	C-B-2-3	F-2-12	4.92	5.21	38	0.264	0.03	8.2	0.474
B-W-2-4	F-2-11	C-B-2-3	F-2-12	4.94	5.22	38	0.260	0.04	8.3	0.462
B-W-3-1	F-3-7	C-B-3-1	F-3-8	5.00	5.02	75	0.316	0.03	8.1	0.471
B-W-3-2	F-3-9	C-B-3-2	F-3-10	4.92	5.04	75	0.316	0.03	8.5	0.474
B-W-3-3	F-3-11	C-B-3-3	F-3-12	4.94	5.04	38	0.316	0.03	8.6	0.480
B-W-3-4	F-3-11	C-B-3-3	F-3-12	4.98	5.03	38	0.320	0.03	8.5	0.470
B-W-4-1	F-4-7	C-B-4-1	F-4-8	4.93	4.98	75	0.380	0.03	8.5	0.265
B-W-4-2	F-4-9	C-B-4-2	F-4-10	4.97	4.97	75	0.375	0.03	8.5	0.265
B-W-4-3	F-4-11	C-B-4-3	F-4-12	4.95	4.96	38	0.375	0.04	8.4	0.268
B-W-4-4	F-4-11	C-B-4-3	F-4-12	4.97	4.97	38	0.375	0.04	8.4	0.269
B-W-5-1	F-5-7	C-B-5-1	F-5-8	4.96	5.01	75	0.440	0.03	8.1	0.449
B-W-5-2	F-5-9	C-B-5-2	F-5-10	4.96	5.01	75	0.440	0.03	8.5	0.450
B-W-5-3	F-5-11	C-B-5-3	F-5-12	4.94	4.97	38	0.440	0.03	8.6	0.451
B-W-5-4	F-5-11	C-B-5-3	F-5-12	4.95	4.93	38	0.440	0.03	8.0	0.450

圧製，ユーロイド120#)を用いており，接着操作後約1週間以上実験室内に放置してから所定の寸法に整形した。このばあいの仕上がり寸法は，幅(b)を5 cm，厚さ(h)5 cmとし，長さは上にのべた各構成ごとに，38 cmのものと78 cmのものとを各2本ずつ作り，前者を中央集中荷重用，後者を2点荷重用とした。これらの寸法，断面構成比(u_2)，面芯材ヤング係数比(k)，含水率($u\%$)，比重(r_w)および複合梁の記号などを一括して Table 5 (芯材 A) および Table 6 (芯材 B) にしめた。

2.3 曲げ試験方法

i) 中央集中荷重のばあい せん断応力による撓みの影響が明らかとなるように，とくにそのスパン-ハリタケ比(l/h)を7とした。このばあいのスパンは35 cmである。これは Fig. 15 (a) にしめすとおりである。スパン中央撓みの測定にはダイヤルゲージ(10⁻² mm目盛，ストローク10 mmまたは30 mm)を用いた。また，この複合梁の側面上に中立軸線に垂直な直線をかき込み，梁の変形に伴って，その横断面がいかなる変化をしめすかについても観察した (Fig. 23~25 参照)。

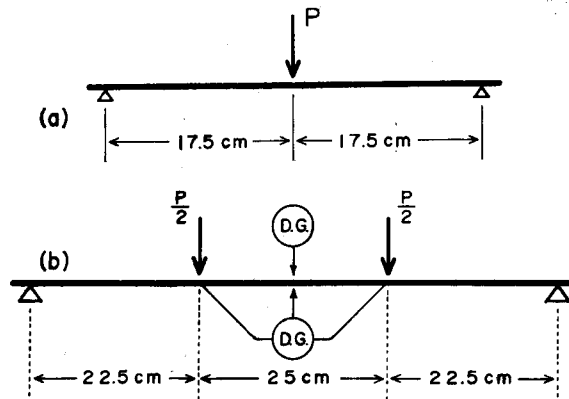


Fig. 15. Bending test method.

- (a) Concentrated loading at mid span.
 (b) Two points loading.

ii) 2点荷重のばあい Fig. 15 (b) にしめすように，スパンを70 cm，中央部荷重点間距離を25 cmとし，その撓みは，スパン中央において，全スパンに関するもの(せん断による付加撓みを含む)，および，中央荷重点間に関するもの(せん断による撓みを含まず)をそれぞれダイヤルゲージにより測定した。このばあいも，前記中央集中荷重のばあいと同様，梁側面に標線をえがいてその横断面変形の状況を観察している。なお Fig. 16 にこのばあいの実験装置をしめたが，使用した試験機は，上記いずれのばあいも，森試験機製作所製オルゼン型材料試験機で，その試験複合梁の剛性に応じて，能力5,000 kgおよび250 kgのものの力量を適宜切換えて使用した。また，荷重点には，JISに定められた

曲率のブロックを用い、支点は同様鋼刃上に支点鋼板 (5 mm 厚) を用いている。

2.4 試験結果

i) 曲げ剛性試験 エアレックスを芯材とした複合梁を B, エゾマツを芯材にしたものを BW なる記号であらわし、スパン中央の撓みを δ_m として、その芯材比 $\varphi_0 (h_0/h)$ による変動をみると Fig. 17 (中央集中荷重) および Fig. 18 (2点荷重) のとおりである。すなわち、いずれのばあいも、芯材比の増大に伴って撓みは急激にふえる傾向をしめし ($0.4 \leq \varphi_0 \leq 0.6$ ではほとんど差がないが), $\varphi_0 > 0.7$ ではとくに著しい。また、芯材 A のものでは $k_a \doteq 0.0120 \sim 0.0196$ に対して、芯材 B のものでは、 $k_b \doteq 0.03 \sim 0.04$ でかなり大きい。この差異が、Fig. 17 および Fig. 18 での両者の撓み差となっているわけである。

いうまでもなく、中央集中荷重条件の方がせん断付加撓みが大きいので Fig. 17 の方が両芯材間の差が大きくでているものと思われる。

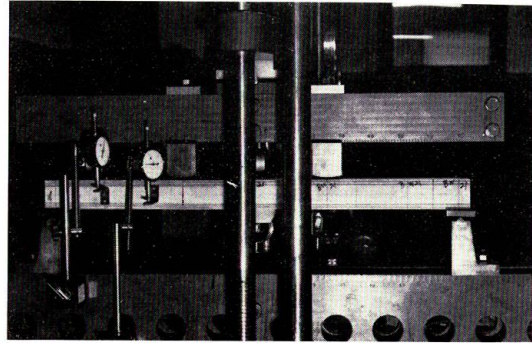


Fig. 16. Beam and testing machine (two points loading).

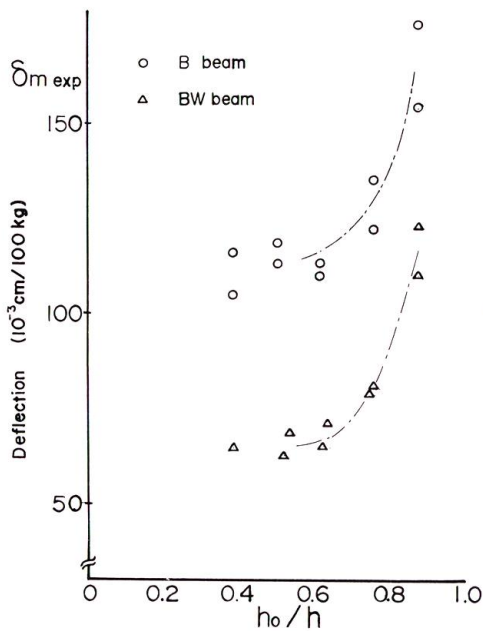


Fig. 17. Experimented deflection at mid span (center loading).

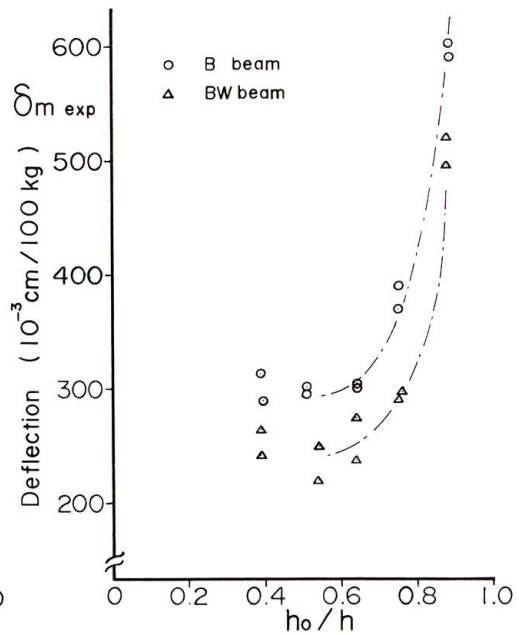


Fig. 18. Experimented deflection of composite beam at mid span (two points loading).

つぎに、 δ_m および δ_s についての計算値を (1.13) 式および (1.17) 式によりもとめ実測値と比較すると Table 7 および Table 8 のようになる。なお、この表にしめした実測せん断撓み δ_s は実測 δ_m から、複合梁の EI を用いてもとめた曲げ撓みを差しひいたものである。これをみると、中央集中荷重条件でのエゾマツ芯材複合梁以外は、かなり計算値と実測値とは一致していることがわかる。このようにエアレックス芯材のものはその適合度が良く、エゾマツ芯材のものが劣っているのは、エゾマツのばあい材質的ムラが大きいことや、基礎定数となっている G_c の推定に若干問題があることをもの語っているように思われる。しかし、全体として、ここに誘導した計算式はほぼ十分な適用性を有しているもの

Table 7. Deflection of composite beams at mid span by center loading

Beam No.	δ_m 10^{-3} cm/100 kg			δ_s 10^{-3} cm/100 kg			δ_s' 10 ⁻³ cm/100 kg	
	Exp.	Cal.	$\frac{\text{Exp.}}{\text{Cal.}}$	Exp.	Cal.	$\frac{\text{Exp.}}{\text{Cal.}}$		
I	B-1-3	116.4	123.6	0.946	82.9	89.4	0.929	135.0
	B-1-4	105.0	123.7	0.847	70.7	89.4	0.791	135.0
	B-2-3	112.8	128.0	0.882	82.4	97.6	0.844	128.7
	B-2-4	118.8	128.0	0.928	88.4	97.6	0.905	128.7
	B-3-3	112.5	122.6	0.918	82.2	92.4	0.889	118.0
	B-3-4	110.0	120.6	0.918	79.7	92.4	0.862	118.0
	B-4-3	135.0	137.5	0.982	84.3	99.5	0.847	111.0
	B-4-4	122.5	137.5	0.891	77.3	99.5	0.776	111.0
	B-5-3	154.0	171.5	0.900	83.3	101.1	0.824	103.0
	B-5-4	176.5	171.5	1.030	105.8	101.1	1.046	103.0
Ave.			0.923			0.871		
II	B-W-1-3	65.0	107.0	0.607	31.1	63.1	0.492	99.9
	B-W-1-4	65.0	100.7	0.645	31.1	66.9	0.464	97.4
	B-W-2-3	68.9	103.4	0.666	41.1	78.4	0.524	89.4
	B-W-2-4	62.5	91.5	0.689	35.8	64.8	0.552	88.9
	B-W-3-3	70.7	98.3	0.719	40.8	68.4	0.596	85.6
	B-W-3-4	65.0	94.5	0.688	35.0	64.5	0.542	86.1
	B-W-4-3	81.0	107.9	0.751	46.7	72.6	0.643	81.5
	B-W-4-4	79.0	107.1	0.738	43.5	63.6	0.683	81.3
	B-W-5-3	122.5	164.3	0.745	56.5	70.7	0.799	76.0
	B-W-5-4	123.0	165.3	0.745	55.9	98.2	0.569	76.3
Ave.			0.698			0.586		

(Remarks) δ_m = deflection at mid span.

δ_s = shear deflection at mid span.

δ_s' = computed shear deflection by KUENZI's formula.

と判断されるようである。また、参考として、KUENZI¹⁾の式からせん断撓み δ'_s を計算して表示したが、実測せん断撓みと比較すると、芯材比のかなり大きなばあいを除いてあまり適合度は良くないように思われる。また、Table 9 および 10 にしめすように、複合材の見掛けの曲げ剛性 EI に対する計算値と実測値とを比較すれば、芯材 A のばあいでは平均約 0.96、芯材 B で約 1.10 となり、また、このばあいのようにせん断撓み影響がなければ (2点荷重条件での中央一定曲げモーメント区間での実測曲げ剛性に関したものを)、Fig. 19 のように、芯材を無視して計算した曲げ剛性 D をとって計算してもかなり良好な精度で複合梁の剛性を推定することができる (Table 9 and Table 10)。ただし、これは、本実験のように k の値がきわめて小 (0.01~0.04) であるばあいかぎられ、 k が大となるにしたがって、その誤差も増大することはいうまでもない。この間の事情を Fig. 20 にしめた。

Table 8. Deflection of composite beams at mid span by two points loading

Beam No.	δ_m 10 ⁻³ cm/100 kg			δ_s 10 ⁻³ cm/100 kg			δ'_s 10 ⁻³ cm/100 kg	
	Exp.	Cal.	$\frac{\text{Exp.}}{\text{Cal.}}$	Exp.	Cal.	$\frac{\text{Exp.}}{\text{Cal.}}$		
I	B-1-1	314.1	338.4	0.930	87.7	109.6	0.800	188.7
	B-1-2	290.0	346.0	0.924	53.5	67.3	0.795	180.0
	B-2-1	300.8	341.2	0.882	98.0	143.8	0.682	163.3
	B-2-2	294.5	322.2	0.914	61.3	123.7	0.495	166.3
	B-3-1	300.0	316.3	0.949	87.1	122.1	0.713	149.0
	B-3-2	306.5	322.0	0.955	100.4	119.1	0.839	149.0
	B-4-1	369.5	367.0	1.000	139.7	122.2	1.143	149.0
	B-4-2	390.6	400.0	0.978	120.3	138.1	0.871	145.0
	B-5-1	591.0	568.9	1.062	111.6	132.5	0.842	131.0
	B-5-2	602.5	566.7	1.064	129.5	125.2	1.034	132.4
Ave.			0.966			0.821		
II	B-W-1-1	233.3	318.1	0.734	53.1	70.6	0.752	128.9
	B-W-1-2	242.3	305.6	0.794	48.5	77.2	0.624	110.4
	B-W-2-1	251.8	255.6	0.926	73.0	79.3	0.920	113.1
	B-W-2-2	219.2	261.3	0.840	68.3	80.8	0.845	113.1
	B-W-3-1	274.1	285.9	0.971	111.9	74.9	1.494	109.4
	B-W-3-2	237.3	282.4	0.830	61.6	81.5	0.756	110.6
	B-W-4-1	297.5	325.0	0.916	67.7	99.7	0.678	120.8
	B-W-4-2	290.0	337.6	0.859	60.2	100.7	0.600	104.0
	B-W-5-1	520.0	553.4	0.937	60.4	125.0	0.483	95.9
	B-W-5-2	495.0	562.9	0.879	21.9	111.8	0.195	96.0
Ave.			0.869			0.735		

つぎに、実測せん断撓み δ_s の実測曲げ撓み δ_b に対する比が芯材比 φ_0 の変化に対していかに変動するかをみると Fig. 21 および Fig. 22 のようになる。これでわかるように、ほぼ $\varphi_0=0.5$ 付近に極大値があるとみられ、試験複合梁の芯材 A のもののせん断弾性係数比 $m (G_c/G_f)$ は平均約 0.34 (0.24~0.43)、芯材 B のものでは平均約 0.40 (0.22~0.99) となっていることから理論的には Fig. 8 から概算して、 δ_s/δ_b の値は前者では約 2.2、後者では約 1.9 といとみられ、実験的には Fig. 21 から、それぞれ凡そ、2.6 および 1.8 となり、多少のバラツキはあるが、傾向としては明らかである。

ii) 曲げ破壊試験 今回は主として複合梁の曲げ剛性とせん断応力の影響をその比例限度内で検討することに重点がおかれているために、破壊試験については参考にとどめその破損の発達状況の観察および比例限度 (σ_{bp})、比例限撓み (δ_{mp}) および曲げ破壊係数

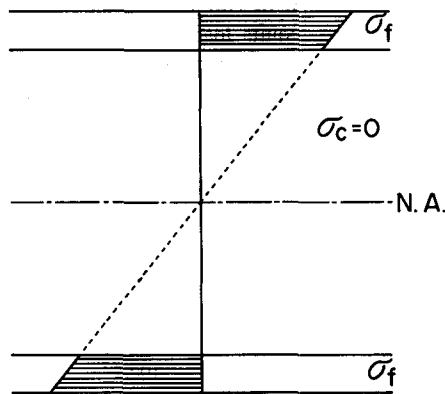


Fig. 19. Bending stress distribution of composite beam without the stiffness of core.

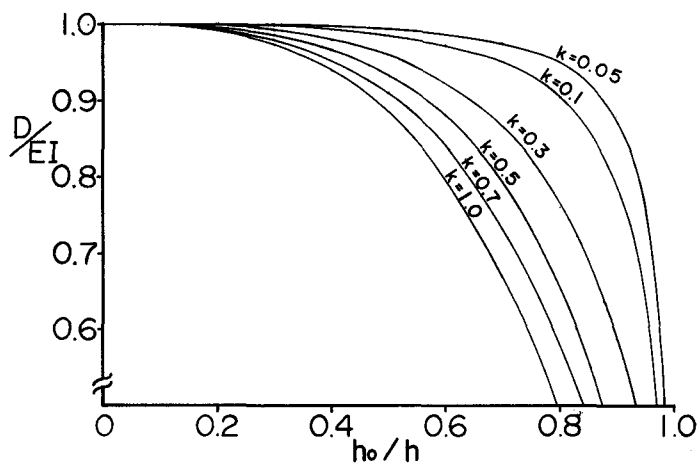


Fig. 20. Relationship between D and EI .
 $D = E_f I_f$, $EI = E_f I_f + E_c I_c$.

(σ_{max}) をもとめたにすぎない。

a) 曲げ比例限度 (σ_{bp}) 芯材 A のものも B のものも、芯材比の増大とともに低減しており、A では $142 \sim 51 \text{ kg/cm}^2$ の範囲、B では、 $239 \sim 65 \text{ kg/cm}^2$ の範囲をしめした (Table 9 and 10)。

b) 比例限撓み (δ_{mp}) スパン中央の撓みでみると、A では $2.5 \sim 14.6 \text{ mm}$ 、B では $2.5 \sim 10.6 \text{ mm}$ の範囲となっているが、これらは荷重条件、見掛けの曲げ剛性および比例限度によって変動するのであるから、それ自体について大小を論ずるわけにはいかないが、大まかな数値的判断の参考としてかかげた。

c) 曲げ強さ (σ_{max}) これをみると、芯材比が大きくなると低減する傾向はみとめられるが、荷重条件による差異はほとんどみられないようである。また、芯材 B の方が A のものより若干大となっているが、複合梁の重量比からみると、芯材 A の方がやや有利であると思われる。

d) 破損の状況 Table 9 および 10 に破損の形式をしめしたが、芯材 A のものではほとんどのものが荷重点直下で面材合板の圧潰がみられ (Fig. 26)、とくに厚い面材のばあいには Fig. 24, 25 および 27 のように合板の rolling shear によって破損するものもある。

芯材 B では Fig. 28 のように面芯材接着層でのせん断破壊や、面材の薄いばあいには Fig. 29

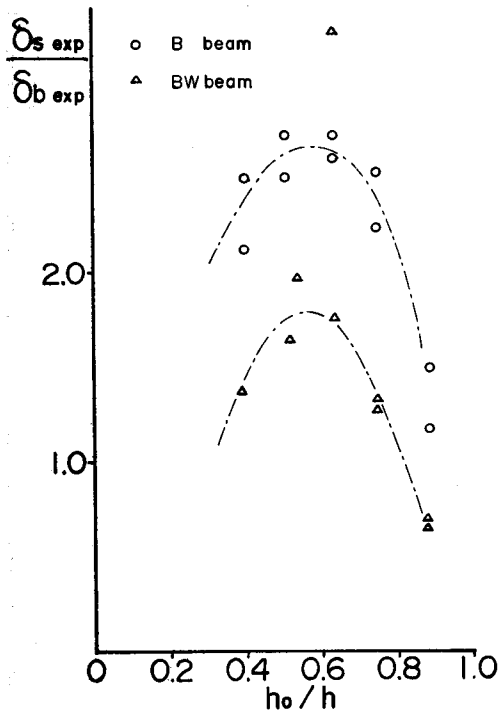


Fig. 21. Experimented ratio of δ_s/δ_b (center point loading).

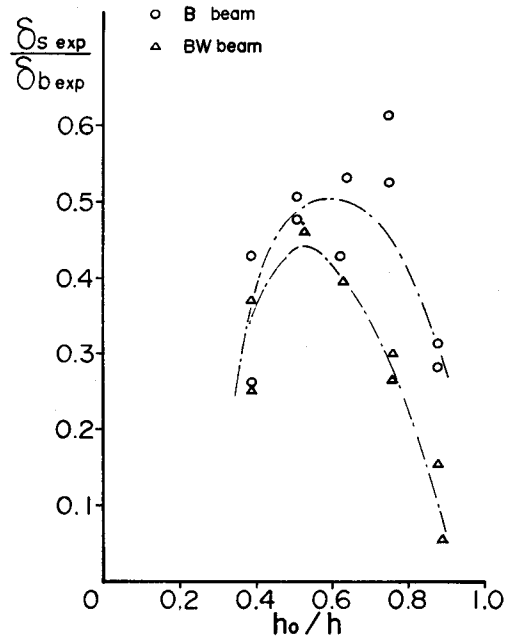


Fig. 22. Experimented ratio of δ_s/δ_b (two points loading).

Table 9. Bending test results of composite beams using core A

Beam No.	EI ($10^3 \text{ kg}\cdot\text{cm}^2$)				E (10^3 kg/cm^2)	E'_f (10^3 kg/cm^2)	D ($10^3 \text{ kg}\cdot\text{cm}^2$)	σ_{bp} (kg/cm^2)	δ_{mp} (10^{-3} cm)	σ_{max} (kg/cm^2)	Type of failure*
	Exp.	Cal.	Exp. Cal.	$EI \text{ exp.}$ D							
B-1-1	2623.5	2603.3	1.007	1.015	48.80	51.11	2586.4	116.7	739	236.0	A & F
B-1-2	2511.0	2569.0	0.981	0.982	44.79	51.31	2555.8	117.2	822	239.7	A & F
B-1-3		2665.0				51.49	2656.0	81.5	326	173.3	A, D & B
B-1-4		2665.0				51.49	2656.0	97.3	323	194.3	A & D
B-2-1	2929.7	3013.6	0.972	0.975	55.37	64.90	3006.5	128.8	785	250.7	A, B & F
B-2-2	2547.5	2936.5	0.872	0.889	48.82	64.90	2867.0	119.3	858	236.4	A, B & F
B-2-3		2941.6				65.10	2935.0	93.0	309	194.0	A & D
B-3-4		2941.6				65.10	2935.0	84.5	324	159.3	A & B
B-3-1	2790.2	3031.4	0.921	0.936	53.57	74.90	3015.0	142.8	780	252.9	A & C
B-3-2	2881.6	2922.9	0.963	0.992	53.92	74.50	2905.0	117.2	875	232.2	A & C
B-3-3		2948.2				74.90	2935.0	92.4	315	189.0	A & D
B-3-4		2948.2				74.90	2935.0	92.4	424	178.9	A & D
B-4-1	2585.0	2459.5	1.051	1.061	52.70	83.60	2438.0	132.8	1457	192.5	A
B-4-2	2197.2	2259.2	0.973	0.988	44.45	84.40	2223.8	129.3	996	195.0	A
B-4-3		2338.6				78.80	2316.9	85.5	274	140.3	A
B-4-4		2338.6				78.80	2316.9	85.5	297	171.7	A
B-5-1	1295.1	1352.3	0.957	0.984	24.23	78.20	1315.8	64.0	940	117.4	A
B-5-2	1255.6	1336.7	0.939	0.955	24.06	78.50	1300.7	70.3	818	121.3	A
B-5-3		1263.4				77.40	1241.5	55.6	293	148.8	A
B-5-4		1263.4				77.40	1241.5	51.3	253	129.4	A
Ave.			0.964	0.977							

(Remarks) Beam No.: last figures 1 & 2 show that was tested by 2 point loading. E : effective M.O.E. of composite beam. E'_f : effective M.O.E. of plywood face in composite beam. D : stiffness of composite beam whose core stiffness was neglected. σ_{bp} : extreme fiber stress at proportional limit. δ_{mp} : deflection at proportional limit. σ_{max} : modulus of rupture.

* Type of failure. A: crushing of face or core under loading block. B: tensile failure of lower face. C: compressive failure of upper face. D: shearing failure of face. E: shearing failure of core. F: delamination at glue line.

Table 10. Bending test results of composite beams using core B

Beam No.	EI ($10^3 \text{ kg}\cdot\text{cm}^2$)		$\frac{\text{Exp.}}{\text{Cal.}}$	$\frac{EI \text{ exp.}}{D}$	E (10^3 kg/cm^2)	E'_f (10^3 kg/cm^2)	D ($10^3 \text{ kg}\cdot\text{cm}^2$)	σ_{bp} (kg/cm^2)	δ_{mp} (10^{-3} cm)	σ_{\max} (kg/cm^2)	Type of failure
	Exp.	Cal.									
B-W-1-1	3295.8	2595.8	1.269	1.273	62.05	51.77	2590.2	176.8	839	318.3	D
B-W-1-2	3065.0	2593.0	1.182	1.185	57.35	51.35	2588.9	192.9	946	314.7	D
B-W-1-3		2637.6				51.38	2631.1	131.0	265	262.9	A, D & F
B-W-1-4		2648.3				51.40	2641.7	154.9	262	260.9	E & F
B-W-2-1	3995.0	3361.0	1.189	1.196	66.64	64.70	3339.3	186.8	1061	297.4	D, E & F
B-W-2-2	3935.4	3281.3	1.199	1.206	66.44	64.20	3260.1	238.9	990	311.0	D, E & F
B-W-2-3		3220.6				64.74	3201.8	78.6	243	274.8	E & F
B-W-2-4		3346.4				66.64	3325.7	109.2	253	222.3	D & F
B-W-3-1	3662.1	2983.0	1.230	1.286	69.47	72.00	2845.6	208.9	925	358.9	B & C
B-W-3-2	3380.4	2978.4	1.125	1.150	64.40	72.90	2938.6	183.6	919	357.3	B, D & E
B-W-3-3		2986.8				74.97	2958.6	125.0	292	273.3	E & F
B-W-3-4		2977.1				72.99	2949.9	125.5	278	270.3	E & F
B-W-4-1	2585.0	2629.7	0.983	1.006	50.95	87.84	2569.5	143.5	777	257.3	C
B-W-4-2	2585.0	2500.8	1.020	1.050	51.05	83.91	2452.9	143.3	762	270.5	C
B-W-4-3		2530.3				84.40	2455.9	94.8	266	258.7	B & F
B-W-4-4		2509.4				83.90	2452.9	85.9	282	260.2	B & F
B-W-5-1	1295.2	1382.7	0.935	0.996	24.92	78.52	1297.6	65.4	344	158.9	B & C
B-W-5-2	1255.8	1333.1	0.942	1.000	24.30	76.28	1255.6	82.3	522	161.9	C
B-W-5-3		1352.9				78.50	1270.4	86.0	249	185.0	B
B-W-5-4		1322.0				78.50	1251.6	87.3	280	197.6	B
Ave.			1.109	1.135							

木質複合梁に関する研究(第1報)(沢田・山本)

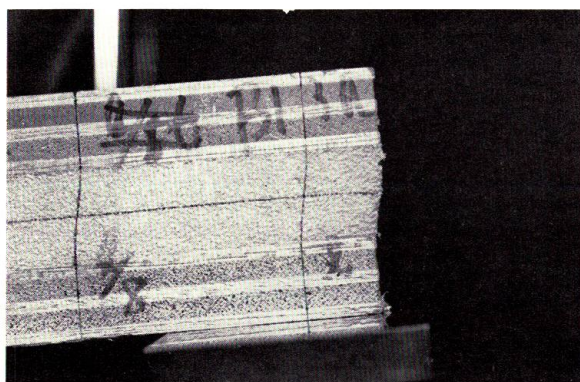


Fig. 23. Core A.

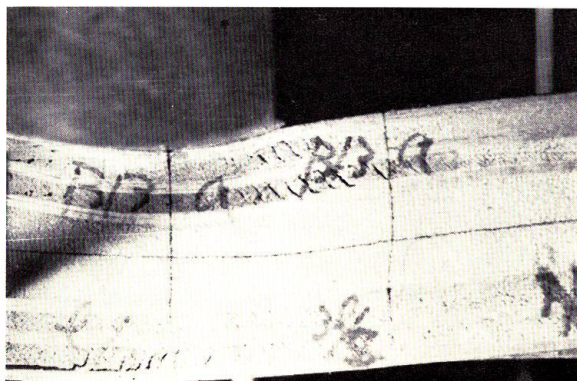


Fig. 24. Core A.

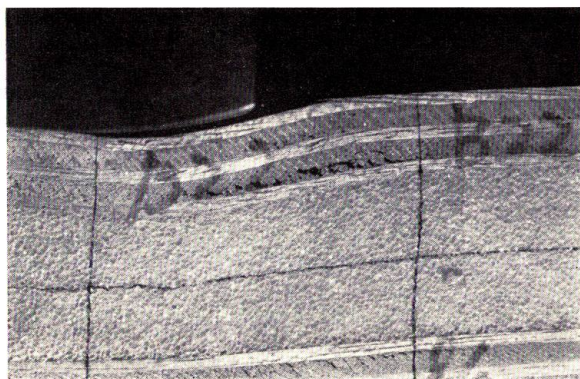


Fig. 25. Core A.

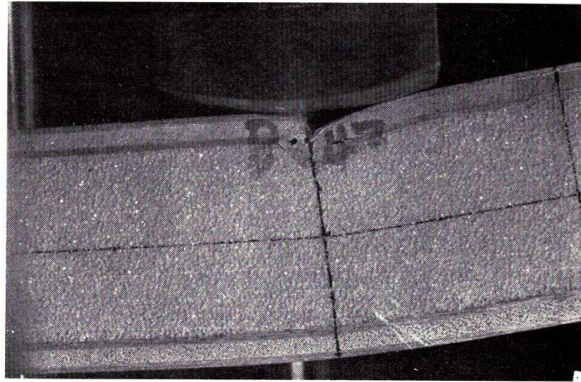


Fig. 26. Core A.

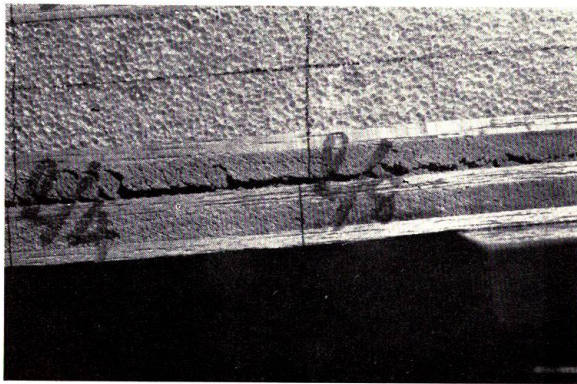


Fig. 27. Core A.

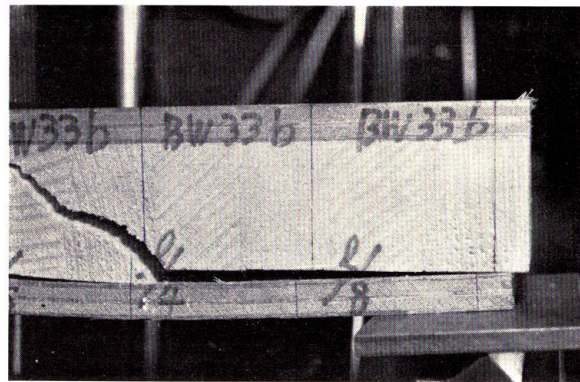


Fig. 28. Core B.



Fig. 29. Core B.

にしめすような面材圧潰がみとめられる。とくに芯材が軽軟であるばあいの薄い面材に典型的に現われるとみられる局部座屈については、きわめて興味ある研究課題として今後引き続き検討を加えてゆく考えである。

3. 考 察

3.1 複合梁における曲げ剛性の推定について

この研究でとり扱った複合梁はすべてその断面が対称構成のものであり、そのかぎりではかなり単純な設計計算でよい。しかし、その推定の精度は、つねに、使用材料(面材および芯材)の弾性定数(E および G)の評価が妥当であるか否かにかかっている。つまり、面材および芯材の E および G の正しい判断を要求するわけである。したがって、前述の $q_f = E_f/G_f$, $q_c = E_c/G_c$, $k = E_c/E_f$ および $m = G_c/G_f$ などの数値的関係が明らかであれば、理論的計算式中の一部の項を省略して単純化できるはずである。たとえば、中央集中荷重条件でのスパン中央の撓みをあたえる(1.13)式についてみると、せん断付加撓み率として s をとれば、

$$s = \frac{3}{20\phi} (\lambda_f q_f + \lambda_c q_c) \left(\frac{h}{L}\right)^2 = \frac{3q_f}{20\phi} \left(\lambda_f + \frac{k}{m} \lambda_c\right) \left(\frac{h}{L}\right)^2 \quad (3.1)$$

となり、 $\lambda_f = f(\varphi_0)$ で複合梁の芯材比のみによる函数、 $\lambda_c = f(\varphi_0, k)$ で芯材比とヤング係数比の函数となるので、これから λ_f と $k\lambda_c/m$ の大小関係をしらべて実用的近似式をつくればよいことになる。また、上面材と下面材とで厚さが異なる非対称構成のばあいは、(1.11)式はつぎのようにかき改めることができる。

$$\delta = \frac{\int_x M \bar{M} dx}{4E_f I \varphi'} \left[1 + \frac{h^2}{20\varphi'} \left\{ (\alpha_0 + \tilde{\gamma}_0) q_f + \beta_0 q_c \right\} \frac{\int_x Q \bar{Q} dx}{\int_x M \bar{M} dx} \right] \quad (3.2)$$

ここに、

$$\begin{aligned} \alpha_0 &= 8u_1^5 - 15u_1^4 u_2 + 10u_1^3 u_2^2 - 3u_2^3 \\ \beta_0 &= k \{ 15(c_1^2 u_2 + c_2^2 u_4) - 10(c_1 u_2^2 + c_2 u_4^2) + 3(u_2^3 + u_4^3) \} \\ \gamma_0 &= 8u_3^5 - 15u_3^4 u_4 + 10u_3^3 u_4^2 - 3u_4^3 \\ \varphi' &= (u_1^3 + u_3^3) - (1-k)(u_2^3 + u_4^3) \\ c_1 &= \{ u_1^2 - (1-k)u_2 \} / k; \quad c_2 = \{ u_3^2 - (1-k)u_4 \} / k \\ u_1 &= \text{中立軸から上面材表面までの距離の全厚さに対する比} \\ u_2 &= \text{中立軸から上面材と芯材との接着面までの距離の全厚さに対する比} \\ u_3 &= 1 - u_1; \quad u_4 = \varphi_0 - u_2 \end{aligned}$$

したがって、中央集中荷重でのスパン中央の撓みに関するせん断付加撓み率 s' はつぎのようになる。

$$s' = \frac{3}{5\varphi'} \{ (\alpha_0 + \gamma_0) q_f + \beta_0 q_c \} \left\{ \frac{h}{L} \right\}^2 \tag{3.3}$$

とくに、対称構成のばあいには

$$s = \frac{3}{5\varphi'} \{ 2\alpha_0 q_f + \beta_0 q_c \} \left\{ \frac{h}{L} \right\}^2 \tag{3.4}$$

となって、前出の計算式との記号関係は、

$$\varphi' = \phi/4; \quad \alpha_0 = \lambda_f/32; \quad \beta_0 = \lambda_c/16$$

ということになる。これらの値が、その芯材比 $\varphi_0 = h_0/h$ に関してどのように変動するかは

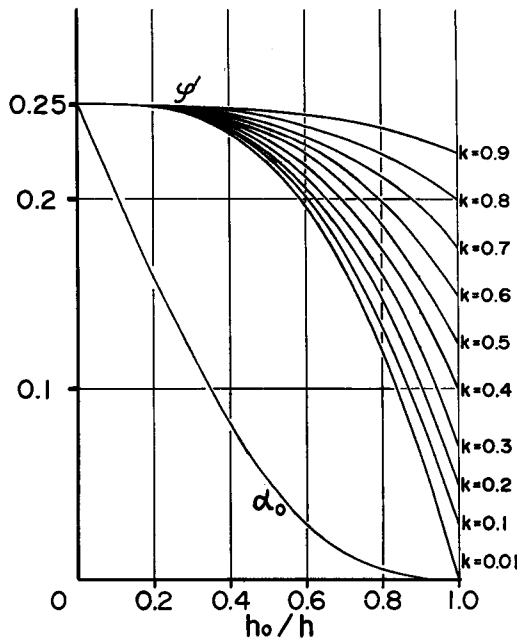


Fig. 30. Nomogram of α_0 & φ' . $\alpha_0 = \lambda_f/32$; $\varphi' = \phi/4$.

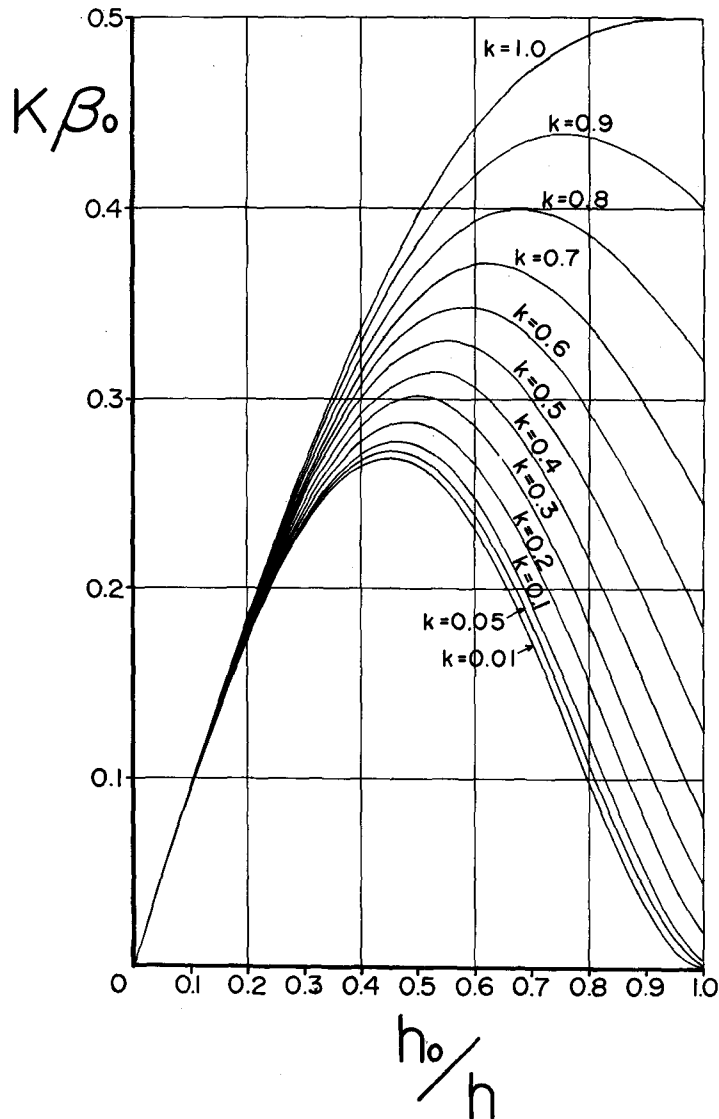


Fig. 31. Nomogram of β_0 . $k\beta_0 = k\lambda_c/16$

ついて、 $k=0.01\sim 0.9$ までを用いて計算図表を作ってみたのが Fig. 30 および 31 である。これにより、(3.4)式を用いて複合梁のせん断影響の大小を判断することができる。

3.2 KUENZI の近似式¹⁾ について

1959年に E. W. KUENZI によって提案された複合梁の曲げ剛性に関する近似式は、そのせん断撓み δ'_s を次式であたえている。

$$\delta'_s = \frac{PL}{4N}; \quad N = \frac{b(h+h_0)}{2} G \quad (3.5)$$

つまり、中央集中荷重条件での荷重を P 、スパン L 、梁幅 b 、梁せい h 、芯材厚 h_0 、芯材のせん断弾性係数を G としたものである。

したがって、この式から、これまでに本研究で用いてきた記号でせん断付加撓み率をもとめると、

$$s'' = \frac{2\phi}{k(1+\phi_0)} q_0 \left\{ \frac{h}{L} \right\}^2 \quad (3.6)$$

となるわけである。そこで、これを (3.1) 式と比較するために、 $s''/s = \delta'_s/\delta_s$

$$\therefore \frac{s''}{s} = \frac{\delta'_s}{\delta_s} = \frac{40\phi^2}{3(1+\phi_0)(m\lambda_f + k\lambda_c)} \quad (3.7)$$

をとって $m = G_c/G_f$ の変化に対する変動をあらわしたのが Fig. 32 である。これで見ると、

ϕ_0 が 0.7~0.8 の区間では、ほぼ 1.0 となって両者は一致するが、 ϕ_0 が 0.7 よりも小さくなると両者の差は大きくなる。とくに、 m が小さくなるにつれてこの傾向はさらに増大することがわかる。一般には、面材の G_f に比して芯材の G_c はかなり小となるばあいが多いと考えられるだけに、若干の問題は残るようである。しかし、複合梁の変形機構が、さらに別の形式⁶⁾ によって支配されるばあいも考えられるので、ここでは結論的な論議を差しひかえることとする。なお F. F. WANGAARD²⁾ のおこなった 6 種類の木質複合梁 (面材は FRP) の実験においては、その芯材比 $\phi_0 = 0.9$ と一定であるが (3.1) 式による筆者らの計算値と表示されている実測値との比は 0.809~1.085、平均 0.943 であり、WANGAARD が KUENZI の式でおこなった計算値と実測値との比は 0.797~1.092、平均 0.942 とほとんど一致していた。したがって、このような断面構成のものでは、実用的にみて、むしろ KUENZI 式を用いる方がよいと思われる。

3.3 複合梁の断面変形と撓み曲線

このことは、複合梁の芯材剛性が面材のそれに比して著るしく低いばあいに特徴的である。すなわち、エアレックス芯材を有する複合梁の側面に標線を付して梁横断面の変形状況を観察した結果、Fig. 23 にみられるように、芯材部のせん断変形が一樣に発生して

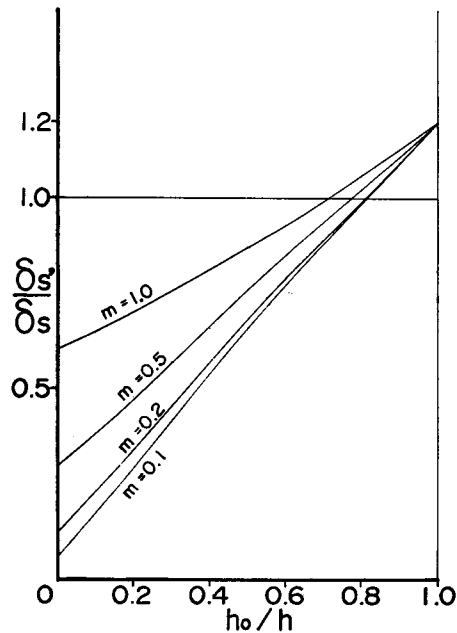


Fig. 32. Relationship between δ_s and δ'_s ,
 $\delta'_s = \frac{PL}{4N}$, $N = \frac{(h+h_0) \times b \times G_c}{2}$

いる状態が明らかに認められた。つまり、このような構成の複合梁にあっては、その面材は主として曲げ剛性 EI によって支配され、一方芯材はせん断剛性 GA によって支配されていることをもの語っているように見うけられる。この種の変形は菱田理論⁶⁾での重ね梁形式に近く、梁全体としての曲率はつぎの関係式によって表わされる可能性があるものと思われる。

$$y'' = -\frac{M}{E_f I_f} + \frac{\mu'}{G_c A_c} \frac{d^2 M}{dx^2} \quad (3.8)$$

ここに、 y'' =複合梁全体としての曲率； M =梁が一体となっている状態での曲げモーメントで、外力による作用曲げモーメントより小さい； E_f =面材のヤング係数； I_f =複合梁の中立軸に関する面材の断面2次モーメント； μ' =断面形状による係数で、矩形断面のばあいには6/5； G_c =芯材のせん断弾性係数； A_c =芯材の断面積である。このような変形条件での解析は後日に譲るけれども、少なくともこの菱田理論による変形形式が木質複合梁のばあいや、合板梁などでは明らかに存在しており、とくに、外的モーメントによる支点上の曲げモーメントは0（単純支持）とみられるにかかわらず、現実には負の曲げモーメントが発生すること、および、スパンのみならず梁の全長に関して変形が定められることは現象的にはしばしば観察されるところである。これらはきわめて興味ある現象であり、今後引き続き検討してゆきたいと考えている。

む す び

せん断撓み影響を考慮したばあいの各種断面構成を有する複合梁について、その見掛けの曲げ剛性をエネルギー法によって理論的にもとめるための計算式を誘導した。これは、各種の荷重条件に対しても一般的に成立つものと考えられるが、その適合度を決定する重要な要素となるものは、複合梁を構成する面材および芯材のヤング係数 (E_f ; E_c) およびせん断弾性係数 (G_f ; G_c) の評価である。この研究では、面材にラワン合板を、芯材にエアレックス (Airrex H-115) またはエゾマツを用い、その芯材比が0.40から0.88までの5段階に変え、単純支持中央集中荷重および2点荷重による曲げ試験をおこない、ここに誘導した計算式がほぼ妥当なものであることを確めた。また、せん断撓みの曲げ撓みに対する比 (δ_s/δ_b) はその芯材比が0.5付近に極大値の存在することを認めたこと、および面材ヤング係数比 k (E_c/E_f) が小となるにしたがって、複合梁断面内での芯材部に分布するせん断応力が直線的とみなしうることは、ともにきわめて興味深い現象といえよう。さらに、KUENZI¹⁾の近似計算式による算定もおこなってみたが、芯材比0.8~0.9のばあいには充分適用可能であるが、それ以外のばあい、および面材と芯材とにおける E および G に著るしい差のないばあいには、かなりの誤差を伴うことが明らかとなった。そのほか、と

くに面芯材の材質差の大きいばあいには、菱田理論⁶⁾の適用可能性もあると推定され、このことは、複合梁の支点上において負の曲げモーメントが発生すること、および、撓み曲線に変曲点の存在するらしいことの実験的観察からも充分考えられることであり、今後の検討課題となっている。破損についても、今後の検討にゆだねられるが、とくに、荷重点部位における局部的面材座屈や、面芯材間接着層でのせん断破壊など多くの興味ある現象が確認された。

文 献

- 1) KUENZI, E. D.: Structural sandwich design criteria. F.P.L. Rept. No. 2161, 1959.
- 2) WANGAARD, F. F.: Elastic deflection of wood-fiberglass composite beams. F.P. Journal, No. 6, 1965.
- 3) BIBLIS, E. J.: Analysis of wood-fiber glass composite beams within and beyond the elastic range. F.P.J. No. 2, 1965.
- 4) NORRIS, C. B., ERICKSEN, W. S. & KOMMERS, W. J.: Flexural rigidity of a rectangular strip of sandwich construction. U.S. FPL Rept. No. 1505-A, 1952.
- 5) ETHINGTON, R. L.: Stiffness and bending strength of beams laminated from two species of wood. U.S. FPL Rept. No. 2156, 1960.
- 6) 菱田一郎・真能 創: 木船縦強度の理論的研究 (第1報). 造船協会論文集, 第104号, 131~137, 1959.
- 7) 林 龍一: 複合材曲げ試験について. 産業工芸試験技術ノート, No. 99, 1966.
- 8) 牧野正己: 建築用複合板の理論と実際. 鹿島研究所出版会, 1964.
- 9) 沢田 稔: 木材梁に関する研究 (第2報). 林試研報, 71号, 1954.
- 10) 沢田 稔: 木材梁の弾性撓みに関する理論計算. 北大農学部木材加工学教室研究資料 (未発表).

Summary

In this study, we derived the theoretical equations for deflection due to shear and pure bending within proportional limit of composite beams using 'elastic strain energy method'. To compare the predicted values from the equations with the experimental data, the 40 composite beams of Lauan plywood facings combined with vinyl chloride resin foam (*Airrex H-115*) or Yezomatsu (*Picea jezoensis*) cores were tested in static bending as shown in Figures 4 and 5. The core depth to beam depth ratio ($\varphi_0 = h_0/h$), the elastic constants (E & G) and the related properties of the test beams are shown in Table 1~6. The test results are as shown in Table 7~10, and the predicted values for composite beam stiffness were considerably close to the observed values. The computed values of beam stiffness from the equation recommended by KUENZI¹⁾ for computing the deflection of a structural sandwich beam were close to the actual test values for 0.8~0.9 core depth/beam depth ratio. From Equations (1.13) and (1.17), it can be seen that the shear deflection to bending deflection ratio of composite beam has the maximum value at $\varphi_0 \doteq 0.5$ as shown in Figure 8.

Theoretical equations are as follows :

$$\delta_b = \frac{1}{EI} \int M \bar{M} dx \quad (1.3)$$

$$\delta_s = \frac{3}{20A\phi^2} \left[\frac{\lambda_f}{G_f} + k \frac{\lambda_c}{G_c} \right] \int_x Q Q dx \quad (1.9)$$

where : δ_b = deflection due to pure bending.
 δ_s = deflection due to shear.
 E = Young's modulus.
 G = shear modulus.
 M = bending moment.
 Q = shear force = dM/dx .
 I = moment of inertia.
 A = cross-sectional area of composite beam.
 f = facing material.
 c = core material.
 $k = E_c/E_f$.
 $EI = E_f I \phi = E_f I \{1 - (1-k) \varphi_0^3\}$.
 $\omega = \{1 - (1-k) \varphi_0^2\}/k$.
 $\lambda_f = 8 - 15\varphi_0 + 10\varphi_0^3 - 3\varphi_0^5$
 $\lambda_c = k(15\omega^2 \varphi_0 - 10\omega \varphi_0^3 + 3\varphi_0^5)$.

For a simple beam of center loading in Figure 4 :

$$\delta_x = \frac{Px(3L^2 - 4x^2)}{48E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{10\phi} \{ \lambda_f q_f + \lambda_c q_c \} \frac{h^2}{(3L^2 - 4x^2)} \right] \quad (1.12)$$

$$\delta_m = \frac{PL^3}{48E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{20\phi} (\lambda_f q_f + \lambda_c q_c) \left(\frac{h}{L} \right)^2 \right] \quad (1.13)$$

$$x = L/2$$

where : P = concentrated load.
 L = span.
 $q_f = E_f/G_f$.
 $q_c = E_c/G_c$.

For a simple beam of two-point loading in Figure 5 :

$$\delta_x = \frac{Pa(3L^2 - 4a^2)}{48E_f I \phi} \left[1 + \frac{3}{10\phi} (\lambda_f q_f + \lambda_c q_c) \frac{h^2}{(3L^2 - 4a^2)} \right] \quad (1.17)$$

$$x = L/2$$