HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	木質テーパービームに関する研究：第1報 集成テーパービームの曲げ剛性と強度
Author(s)	沢田, 稔; SAWADA, Minoru; 丸山, 武 他
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 27(2), 395-427
Issue Date	1970-11
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/20881
Type	departmental bulletin paper
File Information	27(2)_P395-427.pdf

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

木質テーパービームに関する研究

第1報　集成テーパービームの曲げ剛性と強度

沢田　稔*　丸山　武**

Studies on Tapered Wood Beams

Report 1. Flexural Rigidities and Strength of Tapered Laminated Wood Beams

By

Minoru SAWADA and Takeshi MARUYAMA

目　　次

まえがき …… 396
1. テーパービームにおける撓みと応力の計算 …… 396
1.1 両テーパービームの撓み …… 396
1.2 単テーパービームの撓み …… 397
1.3 テーパービームに発生する応力 …… 399
2. 試験方法 …… 402
2.1 試料集成材の製造 …… 402
2.2 試料テーパービームの作製 …… 403
2.3 小型無欠点試験片の強度試験 …… 405
2.4 両テーパービームの曲げ剛性試験 …… 405
2.5 単テーパービームの曲げ剛性試験 …… 406
2.6 剪断弾性係数 G の決定法 …… 407
3. 試験結果 …… 408
3.1 試料の基礎強度値 …… 408
3.2 試料集成材の曲げ剛性 …… 410
3.3 両テーパービームの曲げ剛性 …… 410
3.4 単テーパービームの曲げ剛性 …… 413
3.5 単テーパービームにおける曲げ応力の分布 …… 415
3.6 単テーパービームの曲げ破壊試験 …… 419
4. 考察 …… 424
4.1 テーパービームにおける曲げ剛性の予測について …… 424
4.2 テーパービームの強度について …… 425
あとがき …… 425
文献 …… 426
Summary …… 426

*　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
**　北海道立林産試験場木材部強度科　研究員　農学修士

ま え が き

一般に取り扱われている木質梁は一様等断面のものが普通であるが，構造条件ないしは使用条件などによって断面が一様でない変断面梁の使用も見ることができる。この種の変断面梁，いわゆるテーパービームに関する報告はすでにMAKIら[1]によって発表されており，そこではテーパービームの応力と撓みに関しての解析を行なっている。またその研究結果をもとにした木質テーパービームの設計計算方法および設計基準をアメリカの木構造便覧[2]に見ることができる。近年木構造物のプレハブ化が盛んに推し進められているが，それらの部材の設計法として山形ラーメン等における変断面梁や，長スパンの変断面複合ビーム（ボックス，I型，ダブルI型）等の使用が最も合理的であると考えられている。木製家具等における部材（椅子等の脚部）にもこの種の変断面材の使用がみられるし，スキー等の限られたテーパー材に対してはその理論計算がきわめて有効な適用性を有することが最近報告されている[3]。わが国においてはこの種の梁に関する研究資料はほとんどなく，資料作製が急がれている。そこでこの変断面梁の基礎的設計資料を得る目的で次のようなことを検討した。

1) あまり材質的に異ならないエゾマツおよびトドマツラミナの基礎定数を用いて，ある範囲内での集成テーパービームの曲げ剛性をどの程度まで予知し得るかを検討すること。

2) さらにこの種のテーパービームにおける剪断応力の影響を検討すること。

3) 平面保持の条件に基づくテーパービーム内に分布する垂直応力を実験的に確認すること。

4) 破壊試験によってこの種テーパービーム耐力部材としての適性並びにその補強方式に対する手がかりを得ること。

5) テーパービームの材料経済性を検討すること。

これらの点に関して理論的実験的検討を行ない，剪断撓みを含む曲げ剛性の予測が可能であることを確認した。単テーパービームについては曲げ剛性の剪断影響をその理論的考察にとどめ，実験的検討を後日にゆずった。破壊試験については単テーパービームの破壊形態の観察を行なった。テーパービームの材料経済性については未だ不十分であるが，この試験の範囲においてはほぼ15%程度の節約可能性がある。

この研究は理論的にはMAKIらの解析結果によったものであるが，ここに用いた計算式の誘導は全てMAKIらとは独立に求めたものであって最終結果においては一致しており，特に単テーパービームにおける剪断撓みの一般式は著者らの誘導によるものである。

1. テーパービームにおける撓みと応力の計算

1.1 両テーパービームの撓み

i) 曲げ撓み

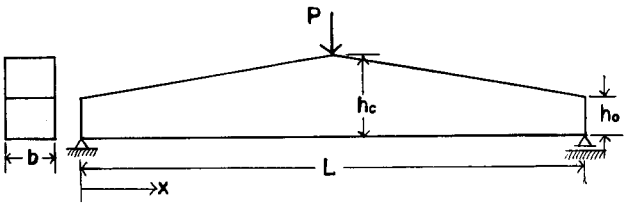


Fig. 1. Double-tapered beam.

Fig. 1に示すような両テーパービームを両端で単純に支持して中央集中荷重 P を加えると，支点から x の位置における撓み δ_x は次のように表わされる。

$$\delta_x=\frac{PL^3}{16EI_0\beta^3}\left[\ln X_0-\frac{(X_0-1)}{2}\left\{\frac{1}{X_0}+\frac{1+2\beta}{(1+\beta)^2}\right\}\right] \tag{1.1}$$

ここに，L=スパン，P=中央集中荷重，E=曲げヤング係数，$I_0=bh_0^3/12$，$\beta=(h_c-h_0)/h_0$，h_c=中央の最大せい，h_0=支持上のせい，b=材幅，$X_0=1+2\beta x_0$，$x_0=x/L$ である。とくにスパン中央，すなわち $x_0=1/2$ のときの撓み $\delta_{L/2}$ は

$$\delta_{L/2}=\frac{PL^3}{16EI_0\beta^3}\left[\ln(1+\beta)-\frac{\beta(2+3\beta)}{2(1+\beta)^2}\right] \tag{1.2}$$

ii) 剪断撓み

通常のテーパービームにおいては，その水平剪断応力による付加撓み δ_s も考慮する必要があり，それは剪断歪エネルギー法により次式によって求めることができる。

$$\delta_s=\frac{3}{5GA_0L\beta}\int_{X_0}\left[\frac{16\beta^2}{X_0^3}M\bar{M}-\frac{\beta L}{X_0^2}(M\bar{Q}+\bar{M}Q)+\frac{L^2}{X_0}Q\bar{Q}\right]dX_0 \tag{1.3}$$

ここに，G=剪断弾性係数，M=曲げモーメント，$\bar{M}$=仮想荷重による曲げモーメント，Q=剪断力，$\bar{Q}$=仮想荷重による剪断力，$A_0=bh_0$ である。特にスパン中央での剪断撓み δ_{sc} は，

$$\delta_{sc}=\frac{3PL}{10A_0G}\frac{1}{\beta}\left[4\ln(1+\beta)-\frac{(3+5\beta)\beta}{(1+\beta)^2}\right] \tag{1.4}$$

したがってこの両テーパービームにおいて剪断付加撓みを考慮した場合のスパン中央での撓み δ_c は次のようになる。

$$\delta_c=\frac{PL^3}{16EI_0\beta^3}\phi_\beta\left[1+\frac{8}{5}\beta^2\left\{1+\frac{\beta}{4\phi_\beta(1+\beta)}\right\}\frac{E}{G}\left(\frac{h_0}{L}\right)^2\right] \tag{1.5}$$

ここに，$\phi_\beta=\ln(1+\beta)-\beta(2+3\beta)/2(1+\beta)^2$ である。

1.2 単テーパービームの撓み

i) 曲げ撓み

Fig. 2に示すような単テーパービームを両端で単純に支持して中央集中荷重 P を加えると，x が $0\leqq x\leqq L/2$ 区間での撓み δ_b は，

$$\delta_b=\frac{PL^3}{2EI_0\beta^3}\left[\ln X_0'-\frac{(X_0'-1)}{\beta}\left\{2\ln\left(1+\frac{\beta}{2}\right)-\ln(1+\beta)+\frac{\beta(2+\beta+2X_0')}{2(2+\beta)X_0'}\right\}\right] \tag{1.6}$$

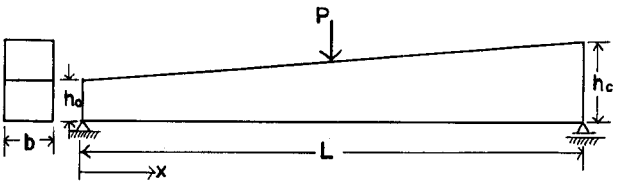


Fig. 2. Single-tapered beam.

ここで，$X_0'=1+\beta x_0$ である他は両テーパービームの場合と同様である。次に，$L/2 \leqq x \leqq L$ 区間での撓みは，

$$\delta_b = \frac{PL^3}{2EI_0\beta^3}\left[-\ln X_0' + \frac{X_0'-1}{\beta}\ln(1+\beta)+(1+\beta-X_0')\left\{\frac{2}{\beta}\ln\left(1+\frac{\beta}{2}\right)-\frac{2+\beta+2X_0'}{2(2+\beta)X_0'}\right\}\right] \tag{1.7}$$

単テーパービームがこの様に中央集中荷重を受ける場合，その最大撓みはスパンの中央からせいの小さい方へわずかに寄った位置に発生し，そのときの位置 x_0 は，

$$x_0 = \frac{1}{\beta\varphi}\left\{(1-\varphi)+\sqrt{1-\varphi}\right\} \tag{1.8}$$

なる式で求めることができる。ここで x_0 は，せいの小さい支点から最大撓みの発生する位置までの距離 x とスパン L との比であり，

$$\varphi = \frac{1}{\beta}\left\{\frac{\beta}{\left(1+\frac{1}{2}\beta\right)}+4\ln\left(1+\frac{1}{2}\beta\right)-2\ln(1+\beta)\right\} \tag{1.9}$$

である。そこでこの (1.8) 式をグラフにしてみると Fig. 3 のような曲線を描く。等断面のときは当然 $x/L=0.5$ であり，テーパーがついて β の値が増加していくと最大撓みの発生位置は徐徐にスパン中央から離れていく。したがって単テーパービームが中央集中荷重を受ける場合の最大撓みは，β の値によって Fig. 3 より最大撓みの発生位置を決定し，その点での撓み量を (1.6) 式により求めればよいことになる。

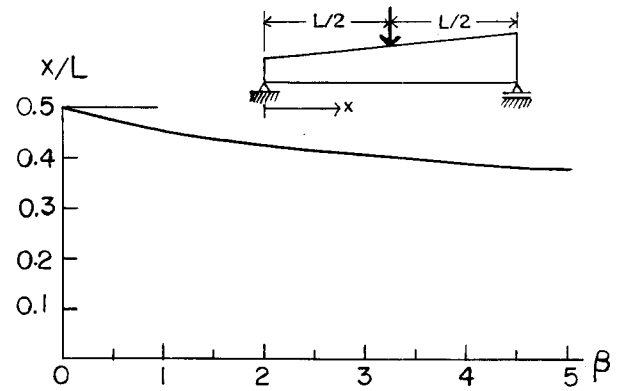


Fig. 3. Graph for determining x/L where max. bending deflection occurs at a single-tapered beam under a concentrated midspan load.

ii) 剪断撓み

両テーパービームの場合と同様に単テーパービームの剪断撓みを求めると次のようになる。

$$\delta_s=\frac{3}{5GA_0L\beta}\int_{X_0'}\left\{\frac{8\beta^2}{X_0'^3}M\bar{M}-\frac{L\beta}{X_0'^2}(M\bar{Q}+\bar{M}Q)+\frac{2L^2}{X_0'}Q\bar{Q}\right\}dX_0' \tag{1.10}$$

ここで，x が $0\leqq x\leqq L/2$，すなわち $1\leqq X_0'\leqq 1+\beta/2$ のときの剪断撓み δ_{sx} は，

$$\delta_{sx}=\frac{3PL}{5GA_0\beta^2}\left[4\left\{(X_0'-1)\left[\ln(1+\beta)-2\ln\frac{2+\beta}{2}\right]+\beta\ln X_0'\right\}\right.$$
$$\left.-3\beta(X_0'-1)\left\{\frac{1}{2X_0'}+\frac{1}{2+\beta}\right\}\right] \tag{1.11}$$

x が $L/2\leqq x\leqq L$，すなわち $1+\beta/2\leqq X_0'\leqq 1+\beta$ のときは，

$$\delta_{sx}=\frac{3PL}{5GA_0\beta^2}\left[4\left\{(X_0'-1)\ln(1+\beta)+2(1+\beta-X_0')\ln\frac{2+\beta}{2}-\beta\ln X_0'\right\}\right.$$
$$\left.-3\left\{\frac{\beta}{2}-(X_0'-1)+\frac{\beta(1+\beta)}{2X_0'}-\frac{2(1+\beta-X_0')}{2+\beta}\right\}\right] \tag{1.12}$$

とくに $x=L/2$，すなわち $X_0'=1+\beta/2$ のとき剪断撓み δ_{sc} は，

$$\delta_{sc}=\frac{3PL}{5GA_0\beta}\left\{2\ln(1+\beta)-\frac{3\beta}{2+\beta}\right\} \tag{1.13}$$

したがってスパン中央での撓み δ_c は，$\delta_c=\delta_{bc}+\delta_{sc}$ であるから次のような式になる。

$$\delta_c=\frac{PL^3}{4EI_0\beta^3}\phi_\beta\left[1+\frac{2}{5}\left(\frac{E}{G}\right)\left(\frac{h_0}{L}\right)^2\beta^2\left\{1+\frac{\beta}{2(2+\beta)\phi_\beta}\right\}\right] \tag{1.14}$$

ここに，$\phi_\beta=\ln(1+\beta)-\dfrac{2\beta}{2+\beta}$ である。

1.3 テーパービームに発生する応力

i) 垂直応力

等断面の梁においては曲げを受ける前の断面が曲げを受けた後にもその平面を保つという，いわゆる平面保持を仮定するが，テーパービームの場合にもこの仮定をあてはめると，垂直応力 σ は次のような式で与えられる。

$$\sigma=\frac{M}{Z} \tag{1.15}$$

ここで，M＝曲げモーメント，Z＝断面係数である。テーパービームの場合，曲げモーメントのみならず断面係数もその位置によって変化し，x に関する函数として表わされるから (1.15) 式は次のようになる (Fig. 4 参照)。

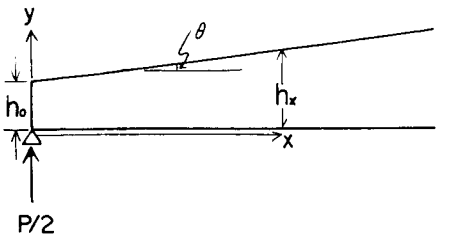


Fig. 4. Coordinates (x, y) of a tapered beam.

$$\sigma_x = \pm \frac{6M_x}{bh_x^2} \tag{1.16}$$

ここで，M_x＝位置 x における曲げモーメント，h_x＝x 点での梁せいである。中央集中荷重 P を加えたときの曲げモーメントは，$M_x = Px/2$ であり，また両テーパービームでは，$h_x = h_0(1+2\beta x_0)$ であるからこれらを (1.16) 式に代入してやると次のような式になる。

$$\sigma_x = \frac{PL}{2Z_0} \frac{x_0}{(1+2\beta x_0)^2} \tag{1.17}$$

ここで，$Z_0 = bh_0^2/6$ である。この式で $d\sigma_x/dx_0 = 0$ とすると，$\beta \geqq 1$ のとき $x_0 = 1/2\beta$ となり，これを (1.17) 式に代入してやると，

$$\sigma_{max} = \frac{PL}{16\beta Z_0} \tag{1.18}$$

すなわち，テーパービームの最大垂直応力は $\beta \geqq 1$ のとき支点上の最小梁せいの2倍のせいを持つ断面に発生し，そのときの最大応力は (1.18) 式で表わされる。また $\beta \leqq 1$ のときにはその最大応力はスパン中央に発生する。

単テーパービームの場合には中央梁せいが最大とならないので $h_x = h_0(1+\beta x_0)$ となり，$\beta \geqq 2$ のときにその支点上の最小梁せいの2倍のせいを持つ断面に最大応力が発生することになる。

ii) 剪 断 応 力

テーパービームに発生する剪断応力 τ_{xy} は次のように表わされる。

$$\tau_{xy} = \frac{12\beta}{LA_0}\left[\left\{\frac{3y_0^2}{X_0^4} - \frac{2y_0}{X_0^3}\right\} M_x + \left\{\frac{y_0}{X_0^2} - \frac{y_0^2}{X_0^3}\right\} \frac{dM_x}{dX_0}\right] \tag{1.19}$$

ここで，両テーパービームでは，$X_0 = 1+2\beta x_0$，$y_0 = y/h_0$，y＝テーパーを付けていない面からの距離，M_x＝支点より x の位置での曲げモーメント，dM_x/dX_0＝x の位置での剪断力である。この式から $y_0/X_0 = 0$ のとき全ての断面に対して $\tau_{xy} = 0$ となり，テーパーの付いていない面には剪断応力が発生しないことがわかる。ここで中央集中荷重 P を加えた場合を考えてみると，$M_x = \frac{P}{2}x$，$dM_x/dX_0 = \frac{P}{2}$ となるからこれらを (1.19) 式に代入してやると，

$$\tau_{xy} = \frac{3P}{A_0 h_0^2} \frac{\{(1-4\beta^2 x_0^2)\, h_0 y - (1-4\beta x_0)\, y^2\}}{(1+2\beta x_0)^4} \tag{1.20}$$

$y = h_x$ のとき (1.20) 式は，

$$\tau_{xy} = \frac{6\beta P}{A_0} \frac{x_0}{(1+2\beta x_0)^2} \tag{1.21}$$

ここで，$d\tau_{xy}/dx_0 = 0$ とすると，$x_0 = 1/2\beta$ でそのときの τ_{xy} は，

$$\tau_{xy} = \frac{3P}{4A_0} \tag{1.22}$$

次に，$\partial\tau_{xy}/\partial y = 0$ とすると，

$$y=\frac{(1-4\beta^2x_0)^2}{2(1-4\beta x_0)}h_0 \tag{1.23}$$

そのときの τ_{xy} は，

$$\tau_{xy}=\frac{3P}{4A_0}\frac{(1-2\beta x_0)^2}{(1+2\beta x_0)^2(1-4\beta x_0)} \tag{1.24}$$

さらにこの式で $d\tau_{xy}/dx_0=0$ とおくと，$x_0=(2\pm\sqrt{3})/2\beta$ であるから，まず $x_0=(2-\sqrt{3})/2\beta$ のとき(1.24)式は，

$$\tau_{xy}=\frac{3P}{4A_0}\frac{1}{3(2\sqrt{3}-3)} \tag{1.25}$$

また，$x_0=(2+\sqrt{3})/2\beta$ のとき(1.24)式は，

$$\tau_{xy}=-\frac{3P}{4A_0}\frac{1}{3(2\sqrt{3}+3)} \tag{1.26}$$

となって，(1.25)式と(1.26)式をそれぞれの絶対値で比較すると明らかに(1.25)式の方が大であり，(1.24)式の最大値は(1.25)式で表わされることになる。さらに(1.22)式と(1.25)式とを比較すると明らかに(1.22)式の方が大であるから結局テーパービームの絶対最大剪断応力は，$x_0=1/2\beta$ のときにその断面のテーパー面で発生し，(1.22)式で与えられる値となる。そこでこの絶対最大剪断応力の値 $3P/4A_0=\alpha$ とおいて代表的な断面での剪断応力の分布図を示すとFig.5のような分布を示す。

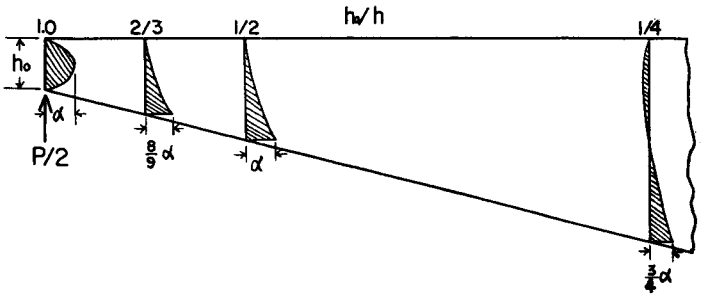


Fig. 5. Shear stress distributions for a double tapered beam.

以上からテーパービームの最大垂直応力 σ_{max} と最大剪断応力 τ_{max} との間には次のような関係があることになる。

$$\sigma_{max}=\frac{L}{2h_0\beta}\tau_{max} \tag{1.27}$$

この σ_{max} と τ_{max} は材質によってそれぞれの定数をとることになる。この計算では両者はいずれも $x_0=1/2\beta$ の位置に発生しており，いずれの応力が先に限界値に達するかによってテーパービームの破損条件が決定されるものと思われる。

2. 試験方法

材料にアカエゾマツおよびトドマツの挽板を用いて通常の製造方法[4]で7層の等断面通直集成材を作製し，その集成材に傾斜をつけてテーパービームとし，曲げ剛性試験および強度試験を行なった。

2.1 試料集成材の製造

集成材に用いたラミナは，北大雨竜地方演習林産のアカエゾマツ (*Picea glehnii*)，および道産トドマツ (*Abies sachalinensis*) の挽板である。これらの挽板を十分に天然乾燥させ，集成材製造前の含水率を9～12% とした。次にこれらの挽板を自動一面かんな盤で厚さ約20 mmに仕上げた。アカエゾマツの挽板については有節部がかなりあり，この有節部を避けるために全長約3.5 m の挽板から約1.5 m の無欠点部分を選択してそれを1枚のラミナとした。またトドマツ挽板については全体にわたってほぼ無欠点のもののみを選択し，約3.5 m の挽板を1枚のラミナとして用いた。

仕上げたラミナについて1枚ずつ，長さの短かいものについてはスパン $l=150$ cm として中央集中荷重を P 加え，その中央撓み δ から次式によりラミナの曲げヤング係数 E_b を求めた。

$$E_b=\frac{Pl^3}{48\delta I} \quad (\mathrm{kg/cm^2}) \tag{2.1}$$

ここで，I＝ラミナの断面2次モーメントである。また材長の長いラミナについてはスパンを300 cm とし，3分点2点荷重方式により中央部分区間 l_m における撓み δ_m から次式によりラミナの曲げヤング係数 E_b を求めた。

$$E_b=\frac{Pal_m^2}{8\delta_m I} \quad (\mathrm{kg/cm^2}) \tag{2.2}$$

ここで，a＝支点から荷重点までの距離，P＝2点荷重のうち1点の荷重である。荷重はすべて分銅を用い，撓みの測定はダイヤルゲージにより行なった。

ラミナの物理的諸性質を総括的にまとめるとTable 1の通りである。曲げヤング係数測定後，それによってラミナを分類し，集成材製造の際の組み合わせを決定した。集成材は7層とし，その構成はTable 2の通りである。なお，集成材 No. 1～2はアカエゾマツラミナで，No. 3～5はトドマツラミナで構成されたものである。以上のように組み合わせを決めたラミナ7枚ずつを接着し，5本の通直集成材を作製した。接着剤は尿素樹脂接着剤に硬化剤として塩化アンモニウムを接着剤の0.6% 重量添加して用いた。塗布量は1 g/100 cm^2 を標準とし，接着する面の両面にローラーブラッシで塗布し，圧締したときにほどよく押し出される程度とした。圧締には35 cm 間隔にクランプジグを取り付けるようにし，圧力はトルクレンチを用いて約10 kg/cm^2 になるようにした。これを室内 (温度18～25°C) に24時間保ち，クランプを取りはずした後さらに1週間以上室内養生させたものを試験に供した。

Table 1. Physical properties of test laminae

Number of laminae		Akayezomatsu 14	Todomatsu 21
Average ring width R_w (mm)	Min.	—	1.0
	Av.	—	2.9
	Max.	—	4.9
Specific gravity r_u	Min.	0.46	0.36
	Av.	0.49	0.39
	Max.	0.51	0.45
Moisture content u (%)	Min.	7.9	9.5
	Av.	8.8	10.5
	Max.	9.8	11.7
Modulus of elasticity E_b (10^3 kg/cm^2)	Min.	115	95
	Av.	135	108
	Max.	169	119

Table 2. Modulus of elasticity of laminae

Beam No.	E_1	E_2	E_3	E_4	E_5	E_6	E_7	Cal. E_b
1	124	123	120	115	119	120	127	125
2	157	148	144	134	135	157	160	154
3	127	121	116	106	116	120	126	124
4	114	112	106	102	106	113	114	113
5	113	107	105	95	104	108	113	111

(Remarks) Cal. E_b: Modulus of elasticity of beam calculated from $E_1 \sim E_7$ of laminae (10^3 kg/cm^2)

2. 2 試料テーパービームの作製

上述のような条件で製造された等断面通直集成材を次のように切削加工した。先ず両テーパービームのための集成材については，集成材 No. 1～3 をこれに当て，No. 1 と No. 2 についてはその材長が短かいためにそれぞれで1本の梁として用い，No. 3 については縦横に4等分して4本の梁とした。結局両テーパービームの試験体は計6本とし，これらについて Fig. 6 に示すように順次梁の片面を中央に関して対称に斜め切削してゆき，$\beta(=(h_c-h_0)/h_0)$ の値を 0.5, 1, 2, 3 および4の5段階で曲げ剛性試験を行なえるようにした。

単テーパービームについては，集成材 No. 4 と No. 5 の2本を用い，これらをそれぞれ縦横に4等分して計8本の梁を作製し，これらを Fig. 7 に示すような方法で1本の梁から対称な2本の単テーパービームを作製し，計16本の試験体について β の値を両テーパービームの場合と同様に5段階に分け，各々で曲げ剛性試験を行ない，その後破壊に至るまで荷重をかけ，破損状態の観察を行なった。

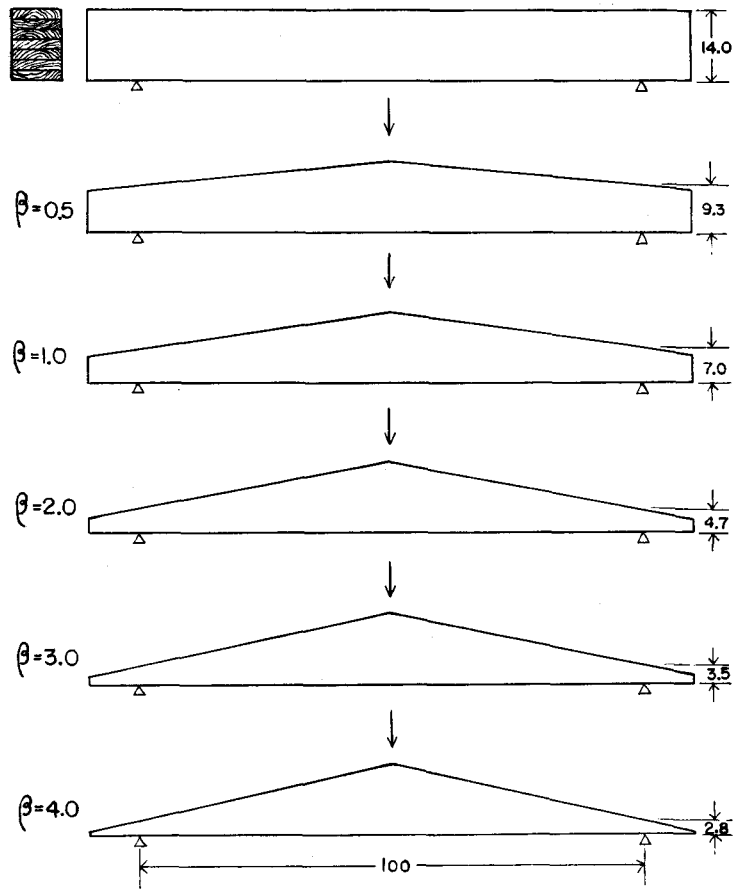


Fig. 6. Cutting diagram from a straight beam to a double-tapered beam.

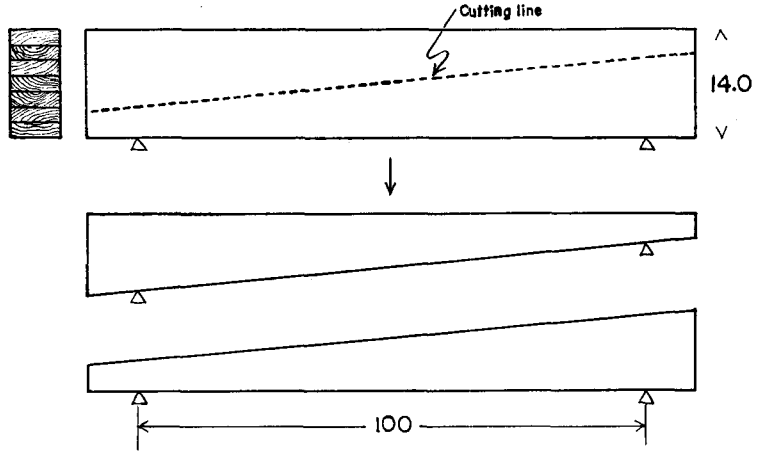
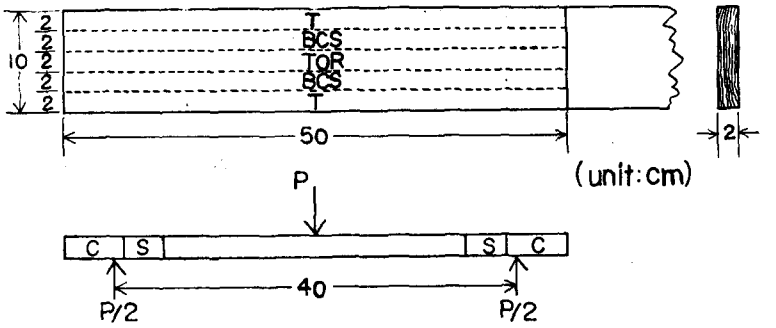


Fig. 7. Cutting diagram from a straight beam to twin single-tapered beams.

2. 3　小型無欠点試験片の強度試験

集成材を構成しようとする個々のラミナのうち，トドマツラミナについてその端末から長さ約50 cm の材片を切り取り，Fig. 8 に示す方法で各試験体を作製した。先ず約 10 cm 幅の材片の両側から縦引張試験用試験片を切り取り，さらにその内側から曲げ試験片を切り取り，中央部分は捩り試験に供した。縦引張試験体の寸法は JIS Z 2112 によった。縦圧縮，剪断および曲げ試験体についてはまず曲げ試験によって曲げ剛性と強度試験を行ない，その両端または一端より縦圧縮と剪断の試験体を切り取った。縦圧縮については JIS Z 2111，剪断試験については JIS Z 2114 によって試験を行なった。捩り試験については，前川試験機 K.K. 製能力 200 kg·cm (切換能力＝20 kg·cm) の手動式捩り試験機を用いて，試験片の中央部に取り付けられた鏡の回転によって剪断歪の測定を行なった[5]。また各集成材については Fig. 9 に示すようなブロック剪断試験を行ない，接着力（剪断力）および木部破断率を求めた。これらの試験は捩り試験以外すべて森試験機製オルゼン型万能試験機により行なった。



T＝tension specimen　　C＝compression specimen
S＝shear specimen　　BCS＝bending specimen
TOR＝torsional specimen

Fig. 8.　Cutting diagram from a lamina.

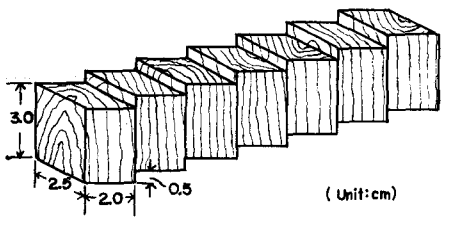


Fig. 9.　Block-shear-test specimen.

2. 4　両テーパービームの曲げ剛性試験

前述の両テーパービーム用通直集成材各6本について曲げ剛性試験を行なった。スパン L＝100 cm として能力5トンのオルゼン型試験機により単純支持中央集中荷重条件により荷重を加えていき，撓みをダイヤルゲージにより測定した。この場合，先ず等断面のままで曲げ剛性試験を行ない，次にこれを梁の片面だけに中央に関して左右対称に斜め切削して，比 $(h_e-h_0)/h_0$ が 0.5 になるようにして，それをテーパー面が圧縮側に来る場合と引張側に来る場合の2通りで試験を行ない，それが終了したものをさらに $(h_e-h_0)/h_0$ の比が1になるように切削して試験すると

Table 3. Dimensions of double tapered beams

Beam No.	$\beta=(h_c-h_0)/h_0$	b (cm)	h_c (cm)	h_0 (cm)	Beam No.	$\beta=(h_c-h_0)/h_0$	b (cm)	h_c (cm)	h_0 (cm)
A	0	7.90	13.66	13.66	D	0	4.95	14.22	14.22
	0.5152	7.90	13.66	9.02		0.4906	4.95	14.22	9.54
	0.9855	7.90	13.66	6.88		0.9532	4.95	14.22	7.27
	1.9313	7.90	13.66	4.66		1.8821	4.95	14.22	4.92
	2.9709	7.90	13.66	3.44		2.8297	4.95	14.22	3.70
	3.8961	7.90	13.66	2.79		4.0607	4.95	14.22	2.80
B	0	8.21	13.93	13.93	E	0	4.55	14.30	14.20
	0.5325	8.21	13.93	9.09		0.4869	4.55	14.20	9.55
	0.9986	8.21	13.93	6.97		0.9694	4.55	14.20	7.20
	1.9829	8.21	13.93	4.67		1.8780	4.55	14.20	4.92
	2.9129	8.21	13.93	3.56		2.9831	4.55	14.20	3.55
	3.9928	8.21	13.93	2.79		3.9441	4.55	14.20	2.86
C	0	5.14	14.21	14.21	F	0	4.70	14.19	14.19
	0.4880	5.14	14.21	9.55		0.4781	4.70	14.19	9.60
	0.9668	5.14	14.21	7.22		0.9708	4.70	14.19	7.20
	1.8571	5.14	14.21	4.92		1.8821	4.70	14.19	4.92
	2.8665	5.14	14.21	3.67		2.9581	4.70	14.19	3.58
	4.0284	5.14	14.21	2.82		3.9031	4.70	14.19	2.89

いう具合に，その比が4までの5段階で試験を行なった。結局1本の梁について5通り，テーパー面を圧縮側と引張側に位置させることにより10通り，それを6本についておのおの行なった。等断面のままからおのおの段階でテーパーを付けていったときの各寸法をTable 3に示す。

2. 5 テーパービームの曲げ剛性試験

前述の単テーパービーム用通直集成材8本をFig. 7に示したように斜めに点対称に2分して2本の単テーパービームとした。この場合も $(h_c-h_0)/h_0$ の比を0.5から4までの5種類とし単テーパービームとしたときの仕上がり寸法はTable 4のとおりである。そのように切削した

Table 4. Dimensions of single tapered beams

Laminated Beam No.	Tapered Beam No.	h_c (cm)	h_0 (cm)	b (cm)	$\beta=(h_c-h_0)/h_0$	Laminated Beam No.	Tapered Beam No.	h_c (cm)	h_0 (cm)	b (cm)	$\beta=(h_c-h_0)/h_0$
4	A-1-1	8.320	5.940	4.960	0.4007	5	C-1-1	9.490	4.710	5.230	1.0149
	A-1-2	8.320	5.940	4.960	0.4007		C-1-2	9.480	4.710	5.220	1.0127
	A-2-1	11.530	2.850	5.000	3.0456		C-2-1	11.805	2.440	5.185	3.8381
	A-2-2	11.450	2.780	4.990	3.1187		C-2-2	11.710	2.310	5.185	4.0693
	B-1-1	9.440	4.720	4.700	1.0000		D-1-1	10.640	3.600	4.380	1.9556
	B-1-2	9.490	4.710	4.700	1.0149		D-1-2	10.690	3.650	4.380	1.9288
	B-2-1	10.680	3.650	4.690	1.9260		D-2-1	11.315	2.810	4.340	3.0267
	B-2-2	10.660	3.620	4.700	1.9448		D-2-2	11.295	2.800	4.340	3.0339

単テーパービーム16本についてFig. 10に示すような曲げ試験を行なった。スパン $L=100$ cm として単純支持中央集中荷重条件で，$L/8$～$7L/8$ の8等分点7点で比例限度内の200 kgまでの撓みをダイヤルゲージにより測定し，次に最大撓みの発生する位置にダイヤルゲージを取り付け，比例限度がわかるまで撓みを測定し，破壊するまで荷重をかけ続け，破壊荷重の測定および破損状態の観察を行なった。なお，1本の集成材ブロックからとった対称な2本の単テーパービームのうち，一方はテーパー面が圧縮側に来るように，もう一方は引張側に来るようにして試験を行なった。

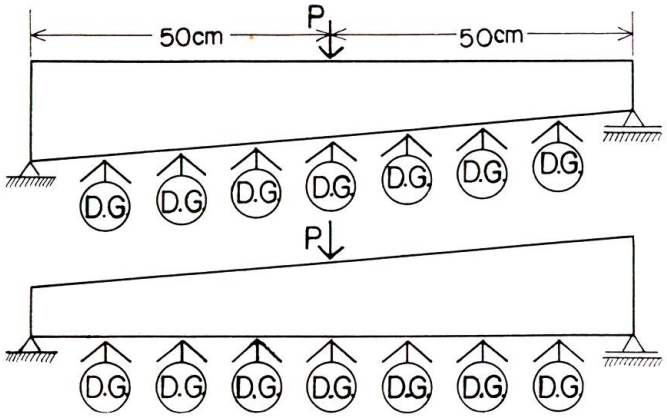


Fig. 10. Location of dial-gages for a single-tapered beam.

破壊試験に先だって代表的な断面での歪の発達状態を調べるために，傾斜の異なる3本（B-1-1, B-2-2, A-2-1）を選んでストレインゲージを表面にはりつけ，共和電業製DPM-AT型抵抗線歪測定器により歪の分布状態を調べた。使用したペーパーゲージはK-10-A-1, GL=10 mm, $\Omega=120.3\pm0.3$, G.F.$=2.04\pm1\%$ のものである。

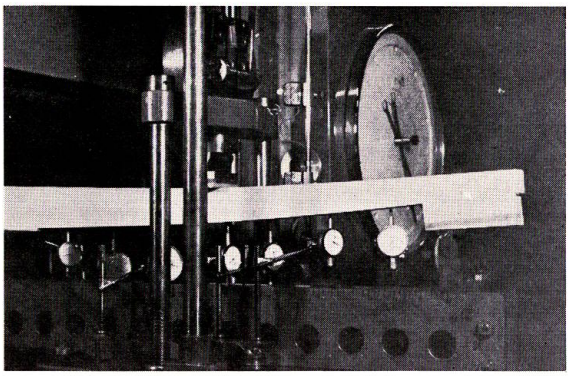


Fig. 11. Testing apparatus of a single tapered beam.

2. 6　剪断弾性係数 G の決定法

本研究で用いたテーパービームにおいては，その水平剪断応力による付加撓みの影響を無視することはできないので，この試料の剪断弾性係数 G を決定する必要がある。そこで，構成ラミナからの計算曲げヤング係数を集成材の曲げヤング係数とみなし，テーパーをつける前の等断面集成材のままでの曲げ剛性試験より得た剪断応力による付加撓みから逆算して剪断弾性係数を算出した。さらに前述した小型無欠点試験片による矩形断面棒の捩り試験により直接的に剪断弾性係数を求め，剪断付加撓みからの逆算法で求めた値と比較した。

3. 試験結果

3.1 試料の基礎強度値

Fig. 8に示したように，トドマツラミナから切り取った小型無欠点試験片についての基礎強度試験結果をTable 5～9におのおの平均値でそれらの値を示す。

この結果の平均値は，平均年輪幅 R_w 2.9 (範囲 1.0～4.9) mm，比重 r_u 0.39 (0.36～0.45)，試験時含水率 u 10.5 (9.5～11.7) %，曲げ比例限度 σ_{bp} 424 (337～621) kg/cm^2，同強さ σ_b 679 (472～942) kg/cm^2，同ヤング係数 E_b 99 (75～116)×10^3 kg/cm^2，縦圧縮比例限度 σ_{cp} 295 (242～393) kg/cm^2，同強さ σ_c 409 (346～499) kg/cm^2，同ヤング係数 E_c 94 (65～116)×10^3 kg/cm^2，縦引張比例限度 σ_{tp} 574 (455～704) kg/cm^2，同強さ σ_t 857 (654～1020) kg/cm^2，同ヤング係数 E_t 99 (84～122)×10^3 kg/cm^2，剪断強さ τ 71 (42～128) kg/cm^2，および剪断弾性係数 G 7.1 (5.4～9.0)×10^3 kg/cm^2 である。

これらを見ると，いずれのヤング係数もラミナの曲げ剛性試験により得た曲げヤング係数よりも若干低く出ている。縦引張強さと縦圧縮強さとの比はその平均値において $\sigma_t/\sigma_c=r=2.1$ であり，これから近似計算式 $\sigma_b=\frac{3r-1}{r+1}\sigma_c$[2] による計算曲げ強さ σ_b' を求めると，699 kg/cm^2 となり実測値平均 σ_b の 679 kg/cm^2 とよく一致している。また，捩り試験により求めた剪断弾

Table 5. Physical properties of small clear specimens (average values)

No.	R_w	r_u	u (%)
102	2.1	0.37	10.5
110	2.3	0.45	10.6
115	3.8	0.41	10.1
116	3.8	0.40	10.2
117	4.3	0.37	10.9
118	4.5	0.40	11.0
120	2.1	0.38	11.7
122	2.6	0.36	10.4
123	4.9	0.39	9.7
125	1.7	0.38	10.5
126	1.0	0.38	9.5
127	3.2	0.39	10.8
129	1.5	0.39	10.6
130	3.1	0.36	11.0
Av.	2.9	0.39	10.5

(Remarks)
R_w: Average width of annual rings (mm)
r_u: Specific gravity based on weight and volume at test
u: Moisture content

Table 6. Results of bending test for small clear specimens (average values)

No.	E_b	σ_{bp}	σ_b
102	107	398	675
110	126	621	942
115	94	356	631
116	99	481	655
117	104	389	686
118	97	464	746
120	108	450	750
122	111	379	681
123	96	491	748
125	93	384	620
126	87	337	472
127	75	359	657
129	90	398	580
130	104	432	670
Av.	99	424	679

(Remarks)
E_b: Modulus of elasticity in bending (10^3 kg/cm^2)
σ_{bp}: Stress at proportional limit in bending (kg/cm^2)
σ_b: Modulus of rupture (kg/cm^2)

Table 7. Results of compression test for small clear specimens (average values)

No.	E_c	σ_{cp}	σ_c
102	92	294	436
110	116	393	499
115	90	317	434
116	97	293	405
117	104	312	413
118	95	280	436
120	95	282	393
122	103	296	414
123	91	263	407
125	102	284	390
126	87	281	376
127	65	242	346
129	79	268	381
130	96	318	398
Av.	94	295	409

(Remarks)

E_c: Modulus of elasticity in compression parallel to grain (10^3 kg/cm^2)

σ_{cp}: Stress at proportional limit in compression parallel to grain (kg/cm^2)

σ_c: Maximum crushing strength (kg/cm^2)

Table 8. Results of tensile test for small clear specimens (average values)

No.	E_t	σ_{tp}	σ_t
102	110	547	722
110	122	636	1020
115	97	604	800
116	94	491	654
117	109	519	1012
118	96	573	975
120	101	647	824
122	99	704	1004
123	94	677	988
125	90	484	795
126	90	455	673
127	—	—	—
129	84	472	756
130	105	647	914
Av.	99	574	857

(Remarks)

E_t: Modulus of elasticity in tension parallel to grain (10^3 kg/cm^2)

σ_{tp}: Stress at proportional limit in tension parallel to grain (kg/cm^2)

σ_t: Maximum tensile strength (kg/cm^2)

Table 9. Results of shear strength and torsional test for small clear specimens

No.	Shear strength (τ)			G
	Min.	Av.	Max.	
102	51	62	76	6.7
110	72	75	96	8.4
115	75	78	80	7.9
116	71	95	128	8.3
117	51	61	73	5.8
118	75	82	99	7.6
120	65	67	69	6.1
122	55	64	78	7.0
123	78	87	98	7.9
125	55	68	84	6.4
126	42	59	86	9.0
127	55	68	76	7.3
129	59	64	72	5.9
130	49	58	62	5.4
Av.		71		7.1

(Remarks)

τ: Shear strength (kg/cm^2)

G: Modulus of rigidity from torsional test (10^3 kg/cm^2)

Table 10. Test results of gluing property (Average values)

Beam No.	Shear strength (kg/cm^2)		
	Min.	Av.	Max.
1	57	74	96
2	60	70	80
3	64	82	92
4	59	72	85
5	64	76	83
Av.		75	

性係数 G は G_{LT} と G_{LR} の合成値であること，および各ラミナから1片のみの値であるためにそのままラミナ自体の剪断弾性係数として用いることには若干問題があり，さらに検討を要するものと思われる。

各ラミナを集成材にしたときの常態接着力は Table 10 に示すとおりである。剪断強さの平均値は 75 (範囲 57～82) kg/cm² であり，前述の小型無欠点試験片での剪断強さとほぼ一致し，また木部破断率も 90～100% であり集成材の接着はおおむね完全であるといえるだろう。

3. 2　試料集成材の曲げ剛性

2.1 で述べた方法により製造した等断面通直集成材5本を No. 1 と No. 2 についてはそのまま，No. 3～No. 5 については縦横に4等分して合計14本にしたものをそれぞれについて曲げ剛性試験を行ない，その付加撓みによって計算した剪断弾性係数 G の結果を Table 11 に示す。ここで δ はスパンを 100 cm にとり中央集中荷重 100 kg をかけたとの撓み量であり，この δ から集成材の計算曲げヤング係数 E_b を用いて計算した曲げ撓み量を引いた残りの撓み量を水平剪断応力による付加撓みとみなして，それから剪断弾性係数 G を求め，その後のテーパービームでの計算にはこれらの値の平均値を使用することにした。

Table 11.　Calculation of shear modulus (G) from the result of flexural rigidity test

Laminated Beam No.	Block No.	Cal. MOE	Cal. Def.	Shear Def.	G	Av. of G
		10^3 kg/cm²	10^{-3} cm/100 kg		10^3 kg/cm²	
1	A	125	14.9	5.0	5.5	5.5
2	B	154	12.0	4.6	5.7	5.7
3	C	124	21.3	7.6	5.4	5.4
	D	124	23.4	9.2	4.6	
	E	124	23.1	7.6	6.1	
	F	124	23.6	8.5	5.3	
4	A-1	113	23.1	7.7	5.5	5.4
	A-2	113	23.3	8.0	5.3	
	B-1	113	24.7	8.4	5.4	
	B-2	113	24.3	7.9	5.6	
5	C-1	111	22.8	8.0	5.0	5.4
	C-2	111	22.5	7.5	5.4	
	D-1	111	27.0	9.2	5.2	
	D-2	111	26.0	8.1	5.9	

これを見ると剪断弾性係数 G は $5.4\sim5.7\times10^3$ kg/cm² であり，曲げヤング係数 E_b と比較すると $E_b/G=20\sim27$ であり，No. 2 については若干低いがその他はほぼ妥当な剪断弾性係数を示しているものと思われる。

3. 3　両テーパービームの曲げ剛性

両テーパービーム用各ブロックを $\beta=0$（テーパーをつけていないとき）から徐々にテーパーをつけて $\beta=4$ までの場合のそれぞれでの曲げ剛性試験結果を1トン当りのスパン中央での撓み量として Table 12 に示す。ここで δ_{ex1} とはテーパー面が圧縮側に来た場合の撓み量で

Table 12. Calculated and experimental deflections of double tapered beams

Beam No.	β	δ_{cal}	δ_{ex1}	δ_{ex2}	$\delta_{ex1}/\delta_{cal}$	$\delta_{ex2}/\delta_{cal}$
A	0	0.150	0.149	0.149	0.993	0.993
	0.5152	0.193	0.182	0.184	0.941	0.951
	0.9855	0.239	0.233	0.226	0.977	0.948
	1.9313	0.323	0.286	0.316	0.887	0.980
	2.9709	0.399	0.345	0.370	0.865	0.928
	3.8961	0.457	0.396	0.414	0.867	0.906
B	0	0.119	0.120	0.120	1.001	0.001
	0.5325	0.161	0.154	0.146	0.955	0.906
	0.9986	0.191	0.181	0.178	0.949	0.933
	1.9829	0.259	0.239	0.236	0.925	0.913
	2.9129	0.313	0.287	0.289	0.916	0.922
	3.9928	0.369	0.321	0.323	0.871	0.876
C	0	0.214	0.213	0.213	0.997	0.997
	0.4880	0.271	0.271	0.303	1.000	1.118
	0.9668	0.323	0.323	0.379	1.024	1.173
	1.8571	0.451	0.451	0.510	1.003	1.132
	2.8665	0.559	0.551	0.581	0.986	1.039
	4.0284	0.666	0.672	0.728	1.009	1.093
D	0	0.222	0.234	0.234	1.056	1.056
	0.4906	0.287	0.277	0.291	0.964	1.013
	0.9532	0.351	0.330	0.331	0.940	0.943
	1.8821	0.472	0.439	0.451	0.929	0.955
	2.8297	0.579	0.534	0.581	0.922	1.004
	4.0607	0.695	0.638	0.632	0.918	0.909
E	0	0.242	0.231	0.231	0.955	0.955
	0.4869	0.311	0.306	0.316	0.983	1.015
	0.9694	0.385	0.370	0.376	0.960	0.976
	1.8780	0.514	0.488	0.500	0.949	0.973
	2.9831	0.650	0.614	0.611	0.945	0.940
	3.9441	0.749	0.678	0.682	0.905	0.911
F	0	0.235	0.236	0.236	1.006	1.006
	0.4781	0.300	0.291	0.317	0.972	1.058
	0.9708	0.373	0.349	0.386	0.936	1.036
	1.8821	0.497	0.467	0.512	0.939	1.029
	2.9581	0.623	0.561	0.606	0.900	0.972
	3.9031	0.718	0.654	0.700	0.911	0.975
Av.					**0.951**	**0.987**
C.V. (±%)					4.74	6.98

Table 13. Relations between deflections due to bending stress and horizontal shear stress

Beam No.	β	Bending Def. (δ_b)	Shear Def. (δ_s)	δ_s/δ_b	Beam No.	β	Bending Def. (δ_b)	Shear Def. (δ_s)	δ_s/δ_b
A	0	0.0996	0.0504	0.506	D	0	0.1421	0.0795	0.559
	0.5152	0.1315	0.0619	0.471		0.4906	0.1913	0.0961	0.502
	0.9855	0.1599	0.0786	0.492		0.9532	0.2295	0.1216	0.530
	1.9313	0.2086	0.1139	0.546		1.8821	0·2967	0.1756	0.592
	2.9709	0.2506	0.1481	0.591		2.8297	0.3536	0.2253	0.637
	3.8961	0.2822	0.1746	0.619		4.0607	0.4144	0.2807	0.677
B	0	0.0733	0.0459	0.626	E	0	0.1552	0.0866	0.558
	0.5325	0.0996	0.0616	0.618		0.4869	0.2070	0.1043	0.504
	0.9986	0.1197	0.0710	0.593		0.9694	0.2518	0.1335	0.530
	1.9829	0.1551	0.1034	0.667		1.8780	0.3232	0.1911	0.591
	2.9129	0.1825	0.1308	0.717		2.9831	0.3960	0.2537	0.641
	3.9928	0.2102	0.1585	0.754		3.9441	0.4482	0.3008	0.671
C	0	0.1371	0.0766	0.559	F	0	0.1506	0.0839	0.557
	0.4880	0.1831	0.0879	0.480		0.4781	0.1989	0.1006	0.506
	0.9668	0.2051	0.1180	0.575		0.9708	0.2435	0.1292	0.531
	1.8571	0.2830	0.1675	0.592		1.8821	0.3125	0.1849	0.592
	2.8665	0.3408	0.2183	0.641		2.9581	0.3796	0.2438	0.642
	4.0284	0.3970	0.2688	0.677		3.9031	0.4293	0.2887	0.672

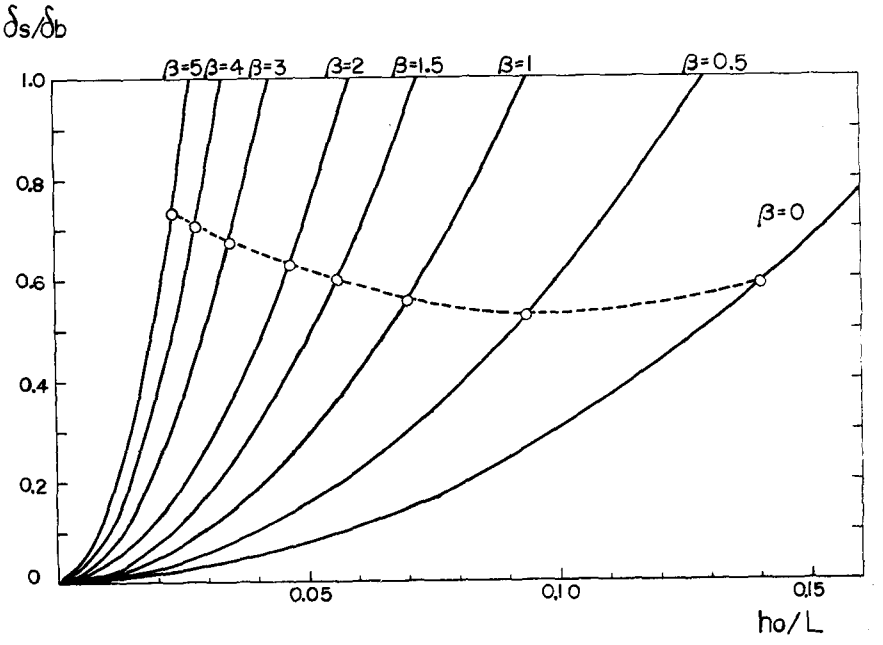


Fig. 12. Relationship among δ_s/δ_b, h_0/L and β
—double tapered beam: span = 100 cm—

あり，δ_{ex2} とはテーパー面が引張側に来た場合の撓み量である。これをみるとテーパー面が圧縮側，引張側のどちら側に来たときでも曲げ剛性としての差はほとんどなく，撓み量の計算値と実測値との比は各ブロック毎の平均値で，テーパー面が圧縮側の場合 0.95（変化係数±4.74%），引張側の場合 0.99（変化係数±7.00%）であり，計算値と実測値は非常によく合っている。

次に水平剪断応力の撓みに及ぼす影響を考えてみると，各テーパービームのおのおのの β 値での水平剪断応力による撓み δ_s と曲げ応力による撓み δ_b との比は Table 13 のようになる。これを見るとテーパーをつけていない通直梁のままのときで，梁せいとスパンとの比が 0.14 であっていずれも曲げ応力による撓みの 50% 以上の剪断撓みが発生しており，かなりの影響があるといえる。さらにこれらにテーパーをつけていくと，β の値が 0.5 であるとその比がわずかに小さくなり，さらに β の値を大きくしていくとその比は徐々に大きくなっていく傾向を示している。これらの関係をグラフに示したのが Fig. 12 である。ここで E/G の値を 25 として，h_0/L の値を横軸にとり，それに対応する δ_s/δ_b の値を縦軸にとり，各 β の値での関係を実線で表わした。さらに Table 13 に示した δ_s/δ_b の値の変化を破線で表わした。このグラフを見ると β の値が大きくなるにしたがって h_0/L の値が増加すると急激に δ_s/δ_b の値が上昇することがわかる。すなわち，h_0/L の値に対して β の値が大きくなるにしたがって水平剪断応力の影響が急激に大きくなってくる。

3. 4　単テーパービームの曲げ剛性

この試験で用いた単テーパービームにおいては，その最大撓みが発生する位置がすべて $3L/8$ からスパン中央の間であり，それぞれの最大撓みの発生する位置での撓みとスパンの 8 等分点 7 地点での撓み量の計算値と実測値を Table 14 に示す。ここでビーム No. の最後の数字が 1 とあるものはテーパー面を圧縮側に，2 とあるものは引張側に位置させて試験を行なった

Table 14.　Deflection at $L/1 \sim 7L/8$ of single tapered beams

Beam No.		Deflection at							
		$L/8$	$2L/8$	$3L/8$	(Max)	$4L/8$	$5L/8$	$6L/8$	$7L/8$
A-1-1	Cal.	5.1	11.8	13.8	14.5	14.4	12.1	10.5	4.5
	Ex.	5.7	10.4	13.2	14.3	14.2	12.7	9.3	5.0
(β : 0.401)	Ex./Cal.	1.12	0.88	0.96	0.99	0.99	1.05	0.88	1.11
A-1-2	Cal.	5.1	11.8	13.8	14.5	14.4	12.1	10.5	4.5
	Ex.	5.6	10.4	13.3	14.2	14.2	12.7	9.3	5.2
(β : 0.401)	Ex./Cal.	1.10	0.88	0.96	0.98	0.99	1.05	0.88	1.16
B-1-1	Cal.	7.2	12.5	15.6	16.3	16.1	13.8	10.1	5.2
	Ex.	7.4	13.1	15.6	16.7	16.4	14.1	10.1	5.3
(β : 1.000)	Ex./Cal.	1.02	1.05	1.00	1.03	1.02	1.02	1.00	1.03
B-1-2	Cal.	7.2	12.6	15.9	16.3	16.1	13.9	9.9	5.3
	Ex.	7.2	12.5	15.6	16.5	16.2	14.1	10.1	5.4
(β : 1.015)	Ex./Cal.	0.99	0.99	0.98	1.01	1.01	1.01	1.02	1.02

Table 14 (Continued). Deflection at $L/8$~$7L/8$ of single tapered beam

Beam No.		Deflection at							
		$L/8$	$2L/8$	$3L/8$	(Max)	$4L/8$	$5L/8$	$6L/8$	$7L/8$
C-1-1	Cal.	6.6	11.6	14.6	14.9	14.7	12.7	9.1	4.8
	Ex.	6.6	11.5	14.7	15.6	15.3	13.3	9.4	5.0
(β : 1.015)	Ex./Cal.	1.00	0.99	1.01	1.04	1.04	1.05	1.03	1.04
C-1-2	Cal.	6.6	11.6	14.4	15.1	14.7	12.6	9.0	4.6
	Ex.	7.4	12.5	15.5	15.5	16.9	13.8	10.0	5.7
(β : 1.013)	Ex./Cal.	1.12	1.08	1.08	1.03	1.15	1.10	1.11	1.23
B-2-1	Cal.	8.7	14.7	17.6	17.9	17.4	14.6	10.3	5.3
	Ex.	9.1	15.2	18.5	18.9	18.3	15.3	10.9	5.8
(β : 1.926)	Ex./Cal.	1.05	1.03	1.05	1.06	1.05	1.05	1.06	1.09
B-2-2	Cal.	8.8	14.9	17.8	18.0	17.6	14.8	10.5	5.4
	Ex.	7.3	14.8	15.7	16.2	15.7	13.5	9.5	5.0
(β : 1.945)	Ex./Cal.	0.83	0.99	0.88	0.90	0.89	0.91	0.91	0.92
D-1-1	Cal.	9.6	16.4	19.6	19.9	19.4	16.3	11.5	5.8
	Ex.	9.8	16.6	20.2	20.8	20.2	17.4	12.2	6.6
(β : 1.956)	Ex./Cal.	1.02	1.01	1.03	1.05	1.04	1.07	1.06	1.13
D-1-2	Cal.	9.4	16.0	19.2	19.5	18.9	15.9	11.2	5.8
	Ex.	9.1	16.2	19.9	20.4	19.9	17.0	12.2	6.2
(β : 1.929)	Ex./Cal.	0.97	1.01	1.04	1.05	1.05	1.07	1.09	1.08
A-2-1	Cal.	10.0	16.3	18.8	18.9	18.1	15.0	10.5	5.3
	Ex.	10.0	16.2	18.8	19.0	18.2	15.0	10.6	5.8
(β : 3.046)	Ex./Cal.	1.00	0.99	1.00	1.01	1.01	1.00	1.01	1.09
A-2-2	Cal.	10.5	17.0	19.6	19.7	18.8	15.5	10.8	5.5
	Ex.	10.2	16.4	18.8	18.3	18.3	15.4	11.0	6.2
(β : 3.119)	Ex./Cal.	0.97	0.97	0.96	0.93	0.97	0.99	1.02	1.13
D-2-1	Cal.	12.2	20.0	23.1	23.2	22.2	18.4	12.8	6.5
	Ex.	11.2	18.4	21.2	21.6	20.7	17.0	12.0	6.2
(β : 3.027)	Ex./Cal.	0.92	0.92	0.92	0.93	0.93	0.93	0.94	0.95
D-2-2	Cal.	12.3	20.2	23.2	23.4	22.4	18.5	12.9	6.6
	Ex.	11.6	19.2	22.6	23.3	22.2	18.3	12.8	6.7
(β : 3.034)	Ex./Cal.	0.94	0.95	0.97	0.99	0.99	0.99	0.99	1.01
C-2-1	Cal.	11.5	18.2	20.6	20.6	19.5	16.0	11.1	5.7
	Ex.	11.7	18.7	21.3	21.6	20.5	16.6	11.6	5.9
(β : 3.838)	Ex./Cal.	1.02	1.03	1.04	1.05	1.05	1.04	1.04	1.04
C-2-2	Cal.	12.4	19.5	21.9	22.0	20.7	16.9	11.8	6.0
	Ex.	11.0	17.7	20.6	20.9	20.2	16.6	11.2	5.7
(β : 4.069)	Ex./Cal.	0.89	0.91	0.94	0.95	0.98	0.98	0.95	0.95
Av. Ex./Cal.		**1.00**	**0.98**	**0.99**	**1.00**	**1.01**	**1.02**	**1.00**	**1.06**
C.V. (±%)		7.72	5.80	5.15	4.85	5.59	4.88	6.80	7.43

ものである。この場合も両テーパービームと同様にテーパー面がどちら側に来ても両者間の曲げ剛性の違いは見られない。計算値と実測値との比は全平均（測点128）で1.01（変化係数±6.57%）であり非常によく合っている。またその最大撓みもすべて予測した位置に発生していることが確認された。

3.5 単テーパービームにおける曲げ応力の分布

テーパービームにおける断面内での曲げ応力の分布状態を調べるために，前述の曲げ剛性試験を行なった際に単テーパービームのうち B-1-1 ($\beta=1$), B-2-2 ($\beta=2$), および A-2-1 ($\beta=3$)

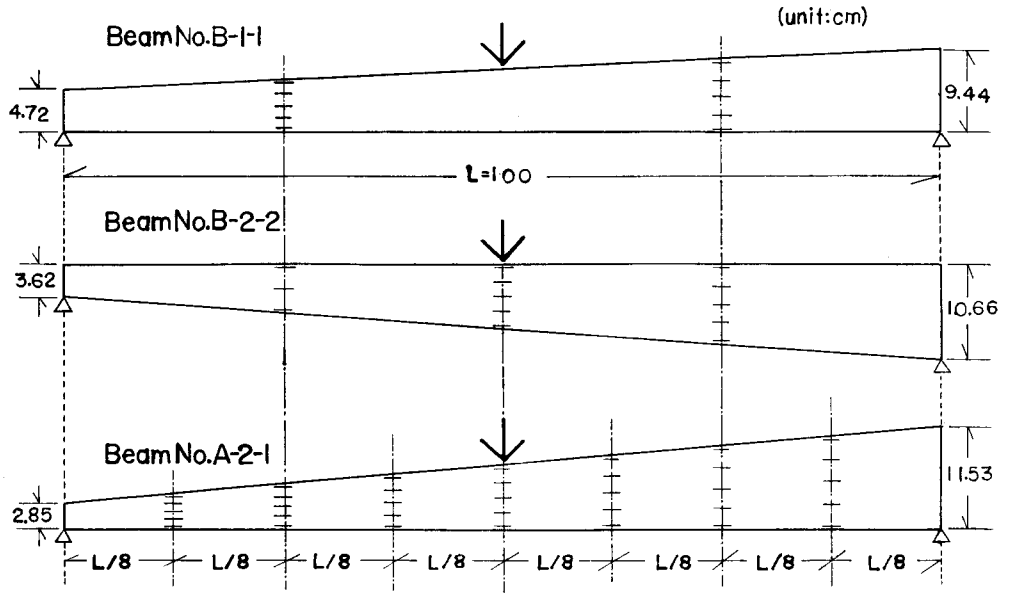


Fig. 13. Single-tapered beam dimensions and strain gage locations.

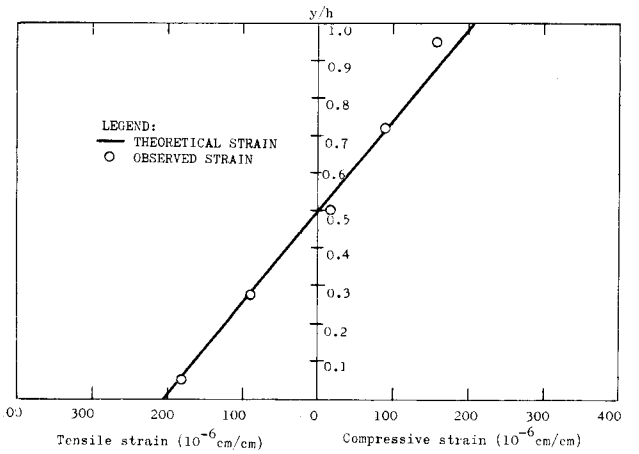


Fig. 14. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $3L/4$ of beam No. B-1-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

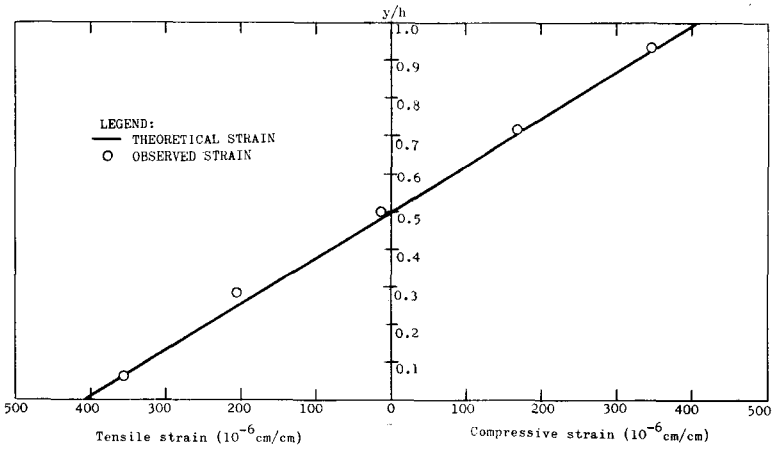


Fig. 15. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $L/4$ of beam No. B-1-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

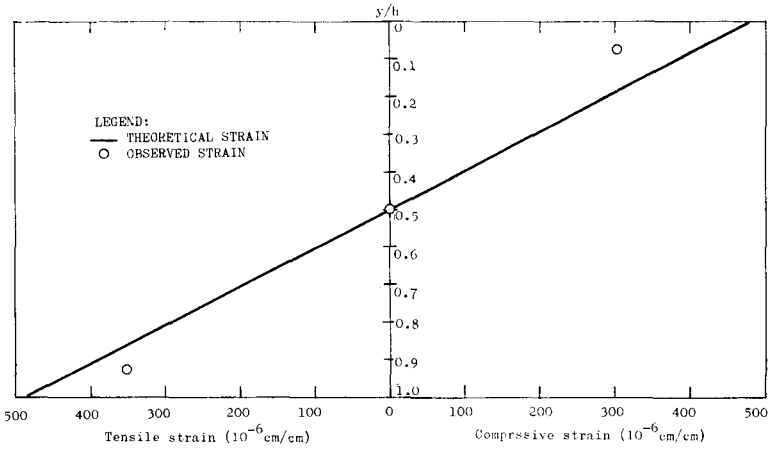


Fig. 16. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $L/4$ of beam No. B-2-2 under a concentrated midspan load of 100 kg.

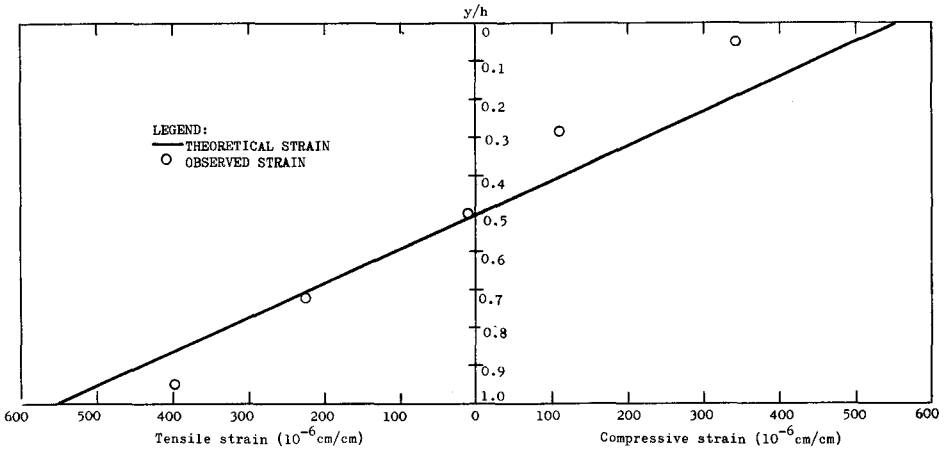


Fig. 17. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $L/2$ of beam No. B-2-2 under a concentrated midspan load of 100 kg.

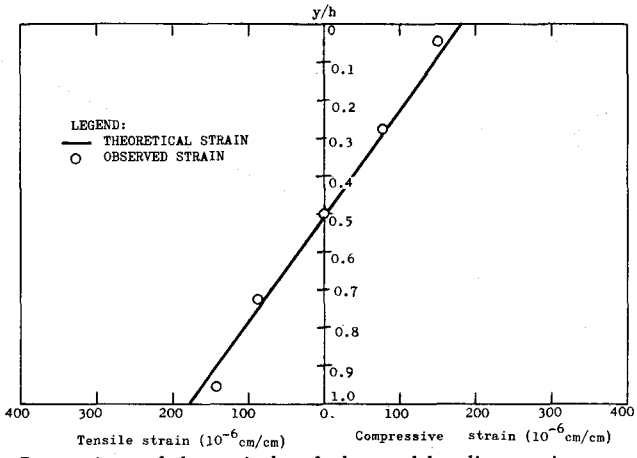


Fig. 18. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $3L/4$ of beam No. B-2-2 under a concentrated midspan load of 100 kg.

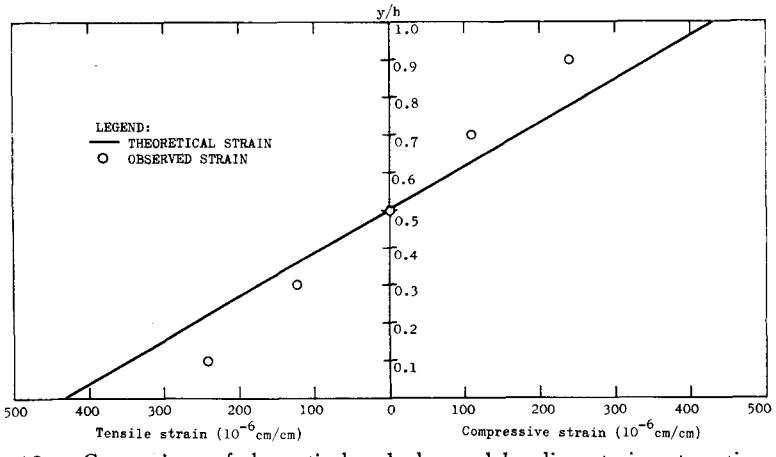


Fig. 19. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $L/8$ of beam No. A-2-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

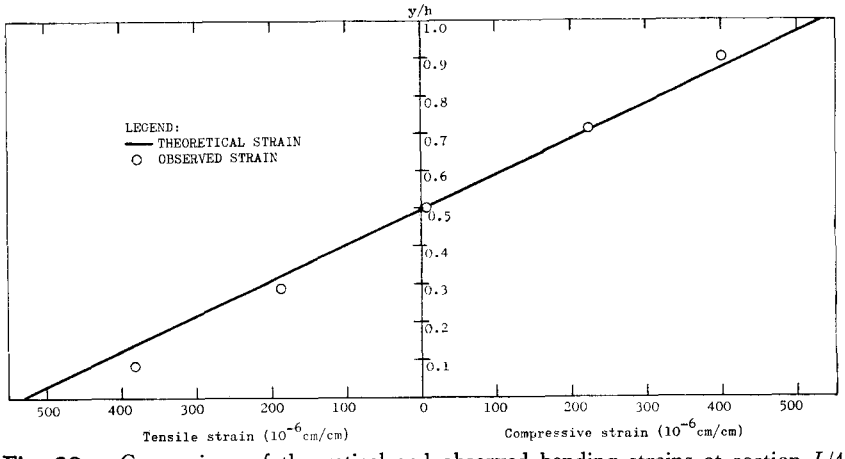


Fig. 20. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $L/4$ of beam No. A-2-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

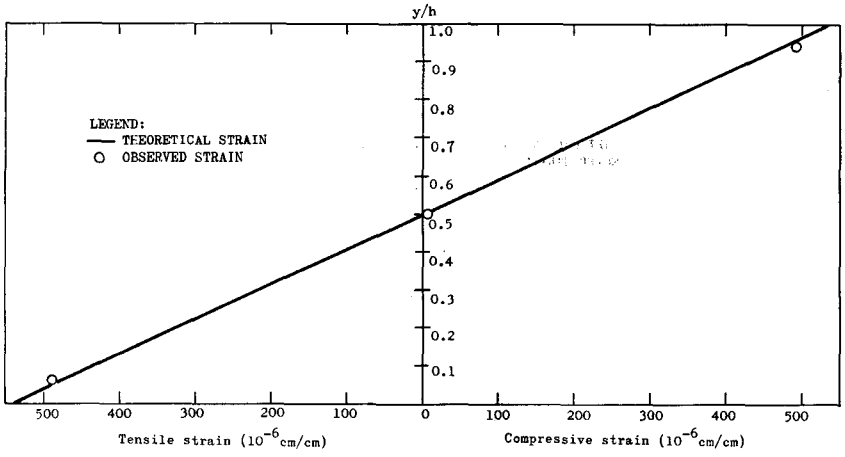


Fig. 21. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $3L/8$ of beam No. A-2-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

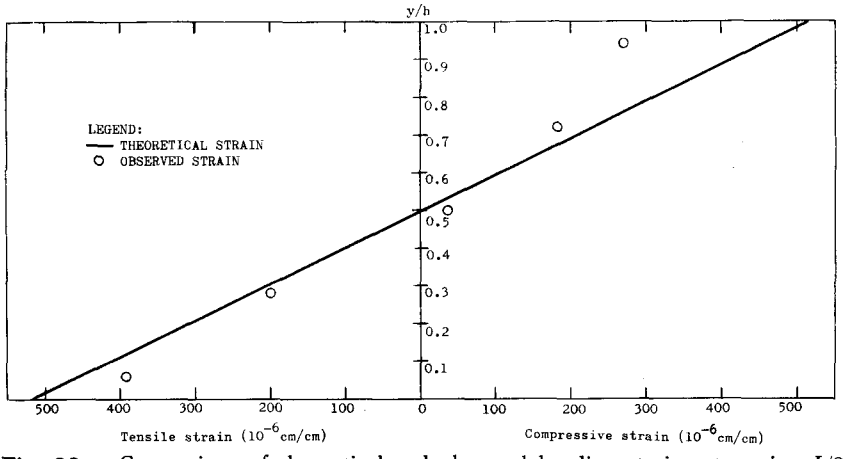


Fig. 22. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $L/2$ of beam No. A-2-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

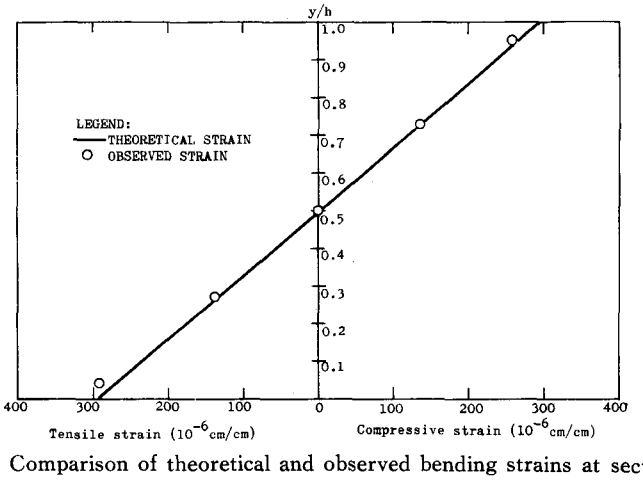


Fig. 23. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $5L/8$ of beam No. A-2-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

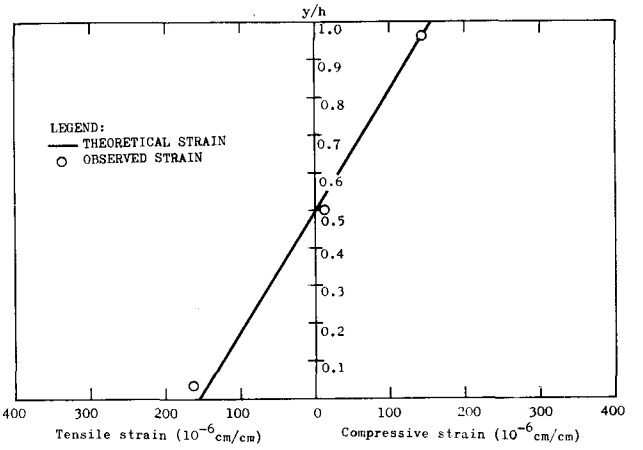


Fig. 24. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $3L/4$ of beam No. A-2-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

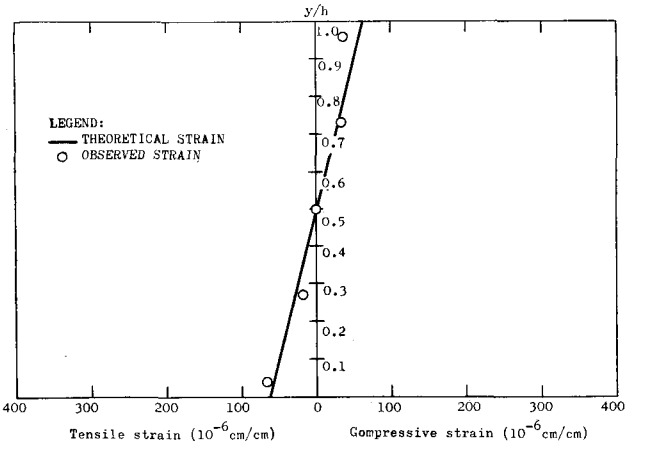


Fig. 25. Comparison of theoretical and observed bending strains at section $7L/8$ of beam No. A-2-1 under a concentrated midspan load of 100 kg.

の3本について代表断面の表面歪の測定を行なった。ゲージのはりつけ位置は Fig. 13 に示したとおりである。また各テーパービームのおのおのの断面における曲げ歪の測定値と理論値とを比較した分布図を Fig. 14～25 に示した。B-1-1 と B-2-2 ではその最大曲げ応力は梁の中央に発生し，A-2-1 では $3L/8$ の断面に発生するが，測定結果からそのことが確められた。荷重点直下では歪の乱れがみられるが，その他の断面ではほぼ直線状に分布し，歪量は理論値よりも若干少なく出ている。断面の中立軸もおおよそ断面中央に存在することが認められる。

3. 6 単テーパービームの曲げ破壊試験

単テーパービームの曲げ破壊結果を Table 15 に示す。この試験で用いた単テーパービームの最大曲げ応力の発生する位置は，$\beta=2$ までは梁のスパン中央，$\beta>2$ においてはせいの小さい支点上のせい（h_0）の2倍のせいを有する断面に発生する。したがってここではおのおのの

Table 15. Strength of single tapered beams

Beam No.	β	P_{max} (kg)	σ_{bp} (kg/cm²)	σ_b (kg/cm²)	Type of Failure
A-1-1	0.401	1079	485	638	B
A-1-2	0.401	—	—	—	—
B-1-1	1.000	1062	421	677	B
B-1-2	1.015	1130	481	715	B
C-1-1	1.015	1103	444	628	B
C-1-2	1.013	1260	480	719	B
B-2-1	1.926	1086	399	677	B
B-2-2	1.945	755	401	(471)	S
D-1-1	1.956	908	486	613	B
D-1-2	1.929	800	426	(440)	S
A-2-1	3.046	1090	418	661	B
A-2-2	3.119	902	356	(547)	S
D-2-1	3.027	936	499	677	B
D-2-2	3.034	768	445	(555)	S
C-2-1	3.838	1027	376	651	B
C-2-2	4.069	672	365	(426)	S
(Ab.)			432	666 (606)	

(Remarks): Type of failure "B" is bending failure and "S" is shear failure.

梁の最大曲げ応力の発生する断面での曲げ比例限度 σ_{bp} および曲げ強さ σ_b をもとめた。この結果の平均値は，曲げ比例限度 σ_{bp} 432 (範囲 356～499) kg/cm²，曲げ強さ σ_b 666 (613～719) kg/cm² であり，小型無欠点試験片より得た値の平均値，$\sigma_{bp}=424$ kg/cm²，$\sigma_b=679$ kg/cm² と非常によく一致している。またこれらの梁の曲げヤング係数との比もその平均値で，$\sigma_b/E_b=0.006$ でありほぼ妥当な値であると思われる。

つぎに各テーパービームの破壊形態を見ると，β の値が2以上のものでテーパー面が引張側に位置した場合には全て水平剪断による破壊を起している。すなわち，テーパー面の傾斜が

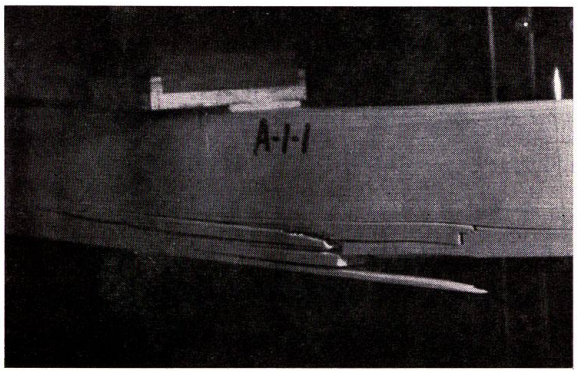


Fig. 26. Beam No. A-1-1.

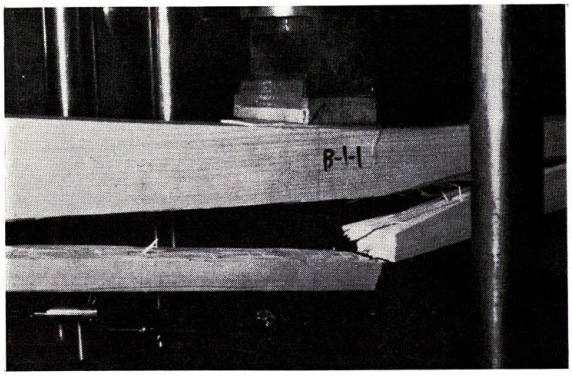


Fig. 27. Beam No. B-1-1.

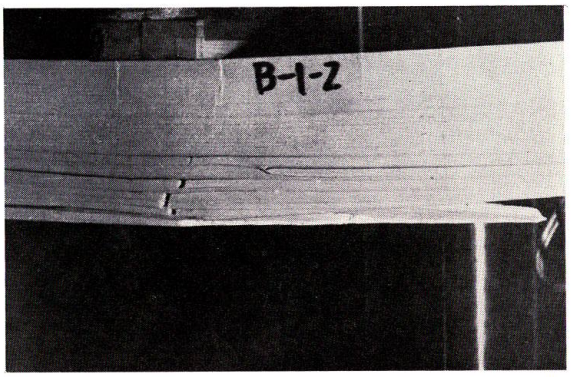


Fig. 28. Beam No. B-1-2.

Fig. 29. Beam No. C-1-2.

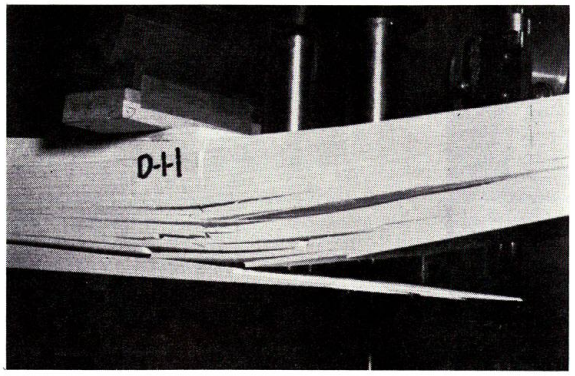


Fig. 30. Beam No. D-1-1.

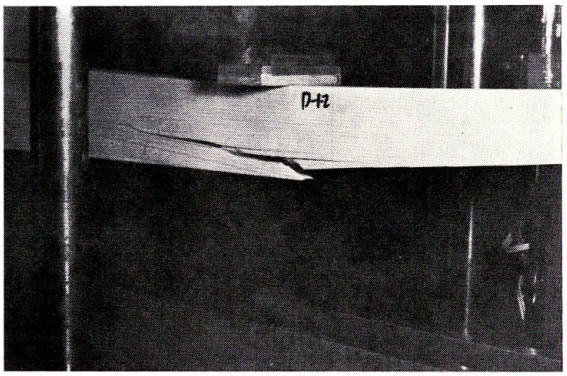


Fig. 31. Beam No. D-1-2.

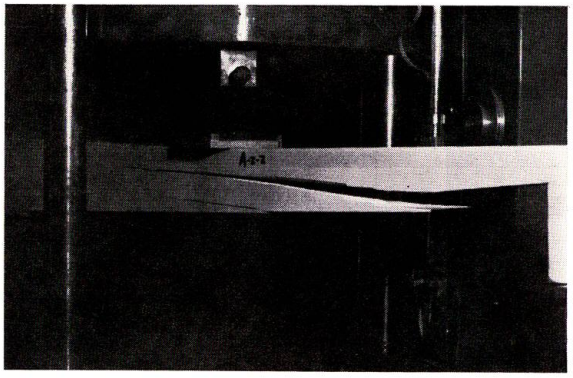


Fig. 32. Beam No. A-2-2.

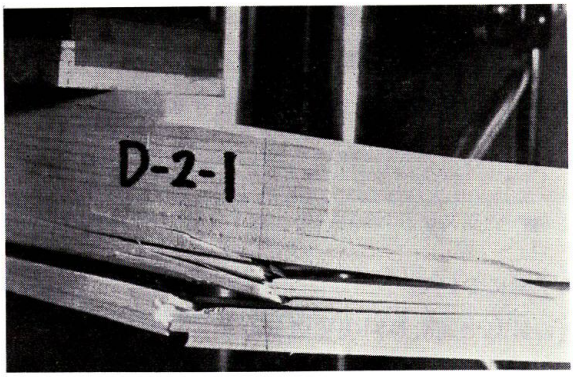


Fig. 33. Beam No. D-2-1.

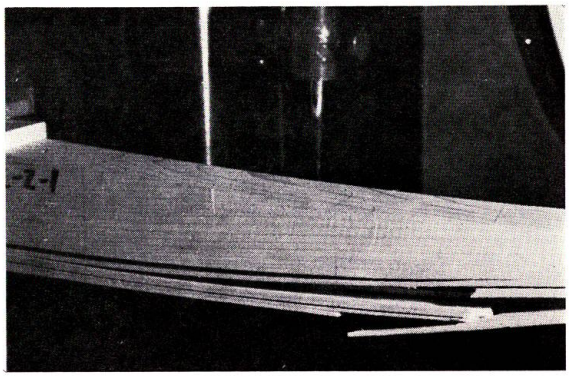


Fig. 34. Beam No. C-2-1.

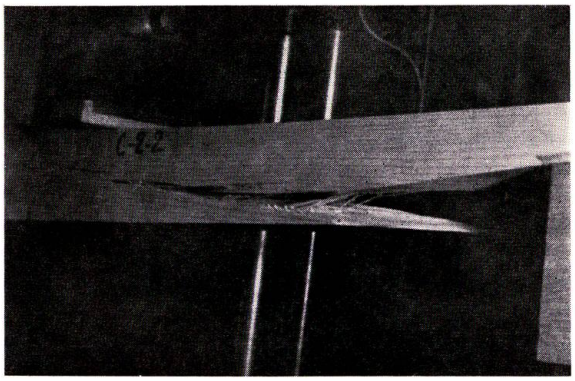


Fig. 35. Beam No. C-2-2.

大きくなるにしたがってテーパー面が引張側にあるとき，テーパー面に大きな水平剪断応力が発生し，またテーパー面が目切れの状態になっているので剪断破壊を起しやすくなるものと思われる。曲げ破壊を起したものについては，まず圧縮側に圧縮応力によるモメが入りその後に引張破壊を起している (Fig. 26～35 参照)。なお，剪断破壊については引続き検討を加えるつもりである。

4. 考　　察

4. 1　テーパービームにおける曲げ剛性の予測について

本実験により第1章で述べた曲げ剛性の計算で通直等断面集成材をテーパービームにしたときの曲げ剛性の計算が可能であるという立証を得た。集成材からテーパービームにする場合，集成材を構成する各ラミナの曲げヤング係数が均等であれば問題はないが，不均等であれば集成材の曲げヤング係数をそのままテーパービームにしたときの曲げヤング係数にしてしまうことには問題がある。すなわち集成材からテーパービームにする場合にはテーパー面が切り落される状態になるので外層部に曲げ剛性の高いラミナを使用している場合にはある程度の曲げヤング係数の低下はまぬがれないのでその修正が必要になってくる。また，通常の梁であれば水平剪断応力による付加撓みの影響を無視することはできず，テーパー面の傾斜が大きくなるにしたがいこの剪断による撓みと曲げによるそれとの比は急激に大きくなっていく。

つぎにテーパービームの梁としての効率を曲げ剛性に関して検討してみる。両テーパービームの曲げ撓みは前に述べたように次のような式で与えられる。

$$\delta_b = \frac{PL^3}{16EI_0\beta^3}\phi_\beta \tag{4.1}$$

ここで，$\phi_\beta = \ln(1+\beta) - \beta(2+3\beta)/2(1+\beta)^2$

このテーパービームを同材幅，同スパン長の等断面梁にこの撓みに関して換算し，そのときの梁せいを h とすると，

$$\frac{PL^3\phi_\beta}{16EI_0\beta^3} = \frac{PL^3}{48EI} \tag{4.2}$$

ここで $I = bh^3/12$ であるからこの式を h について解くと，

$$h = \frac{h_0\beta}{\sqrt[3]{3\phi_\beta}} \tag{4.3}$$

このテーパービームの平均梁せいを $\bar{h}$ とすると，

$$\bar{h} = \frac{h_c + h_0}{2} \tag{4.4}$$

したがって h と $\bar{h}$ との比はつぎのようになる。

$$\bar{h}/h = (2+\beta)\sqrt[3]{3\phi_\beta}/2\beta \tag{4.5}$$

この関係をグラフに表わすとFig.36のようになる。すなわち等断面梁の場合は当然 $\bar{h}/h=1$ であるが，テーパーが付いて $\beta=3$ 付近で最小値(約0.85)となりそれ以後は徐々に大きくなっていく傾斜を示している。このことは換言すれば，テーパービームと等断面梁が同等の曲げ剛性をもつものとした場合にテーパービームの方が最大15%程度まで梁の材積が少なくてすむということである。したがって材料の経済性からいってこの種の梁は力学的に効率のよい梁であると考えることができるであろう。

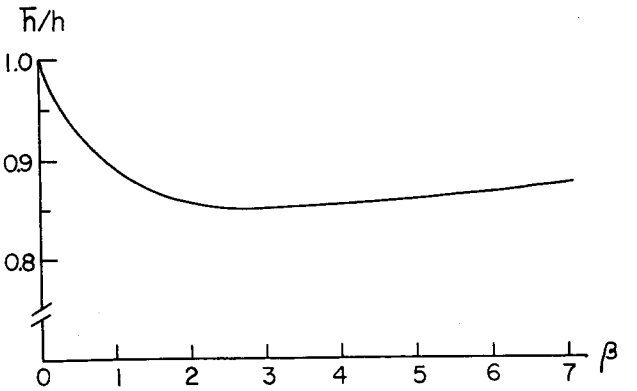


Fig. 36. Relationship between $\bar{h}/h$ and β.

4. 2　テーパービームの強度について

この試験においては単テーパービームに限ってその強度試験を行なったが，この場合その最大曲げ応力による計算でおおよその強度を推定することが可能であるという実証を得た。しかしテーパー面の傾斜が大きく，かつその面が引張になっている場合にはテーパー面からの剪断破壊を起している。したがってテーパービームを耐力部材として使用する場合にはテーパー面を引張側に位置させることは避けるべきであろう。またテーパー面は斜め切削されることにより目切れの状態になっているので，この目切れ面を何らかで補強してやることにより強度をかなり向上させることができるのではないかと思われる。すなわちスキーのように全体を複合構成にすることなどが考えられよう。

あ と が き

本研究により集成材からテーパービームにした場合の曲げ剛性の計算が可能であるという結論を得た。また強度に関しては最大応力による計算で一定程度の強度の推定が可能であると思われるが，剪断破壊についての検討が必要であろうし，まだ若干の問題点が残されていると考える。

テーパービームは曲げ剛性の点で等断面の梁と比較して力学的な効率がよいことがわかったが，この種の梁を作製する場合に，現実問題として通例の集成材製造方法により製造したものを切り落してテーパービームとしたのでは材料経済の意味はなく，それに加えて斜め切削の際の加工の問題点も新たに出てくるであろう。単テーパービームにする場合には1本のものから対称な2本の梁を得ることができ，かつ切り落としがないのでそれなりの有意性はあるだろう。しかしそのような方法とは別に，集成材構成ラミナに長尺材から短尺材を使って目的とする変断面の梁に積層し，仕上げることにより変断面梁を製造すれば短尺材を縦継ぎすることな

くそのまま利用できるという点でかなりのメリットが期待できるのではなかろうか。

今後引き続き取り扱っていかねばならない問題点としては，テーパービームの破壊機構に関する検討，単テーパービームにおける剪断撓みに関する実験的検討，テーパー面の補強工法などがあげられる。このうち補強工法に関しては当然複合構成にしたものが考えられるので，その場合の複合テーパービームの計算的取り扱いと実験的検討が必要になってこよう。また，さらに進んで木構造骨組の部材としての取り扱いにも研究を進めていく必要があろう。

文　献

1) MAKI, A. C. and KUENZI, E. W.: Deflection and stresses of tapered wood beams. U.S. For. Serv., Res. Paper FPL 34, For. Prod. Lab., 1965.
2) American Institute of Timber Construction: Timber Construction Manual. John Wiley and Sons, Inc., 1966.
3) 沢田　稔・宮島　寛・上田恒司・梅田佳一：スキーの力学的性質に関する研究（第1報）．イタヤ合板スキーの力学的性質．北大演報，**26**-1, 107-142, 1968.
4) 日本建築学会：木構造設計基準・同解説．日本建築学会，1961.
5) 沢田　稔・石川知子：木材のセン断弾性係数について．北大演報，**20**-1, 153-173, 1959.
6) 沢田　稔：木材梁に関する研究（第1報）．矩形断面梁の破壊条件と破壊係数．林試報，71, 39-79, 1954.

Summary

The purpose of this study is to investigate the flexural rigidity and strength of tapered wood beams. The theoretical analysis about the deflection and stresses of tapered beam was already presented by A. C. MAKI and E. W. KUENZI. These theoretical equations for deflection due to bending and shear of tapered beam can be derived by using elastic strain energy method. To compare the predicted values from the equations with the experimental data, the following tests were carried out. For evaluation, six double-tapered beams and sixteen single-tapered beams were constructed from laminae of Akaezomatsu (*Picea glehnii*) and Todomatsu (*Abies sachalinensis*), carefully chosen to be straight grained and free from defects. Before the fabrication, the modulus of elasticity of each lamina was measured. Then those straight laminated beams were cut to tapered beams, and tested at five ratios $[(h_c-h_0)/h_0=0.5, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0]$, respectively. In static bending test, the concentrated midspan load was applied. Dial-gages with 10^{-2} mm readings were used to measure the deflection of the beams. At the same time, the bending strain distribution was observed at various sections of single-tapered beams. The results of tests are summarized as follows:

1) The calculated values of the elastic deflection of the double or single tapered laminated beams coincided approximately with experimental values.

2) The ultimate strength of single tapered beams agreed with those evaluated from the bending strength of an average of small clear specimens.

3) In bending tests of double tapered beams, the deflection due to shear was over fifty percent of the bending deflection as shown in Fig. 12 and Table 13, so shear deflection cannot be neglected.

4) When the tapered face was in compression side, the beam failed by bending, but in tension side it failed by horizontal shear force (Table 15).

5) Converting volume of the tapered beam into the straight beam with the same flexural rigidity, the tapered beam is about 15 percent smaller than that of the straight ones in Fig. 36.

6) The observed bending strain was nearly equal to theoretical distribution as shown in Figs. 14～25.