HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	ミズナラわん曲材の曲率と耐力
Author(s)	生田, 晴家
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 42(1), 179-189
Issue Date	1985-03
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/21133
Type	bulletin (article)
File Information	42(1)_P179-189.pdf

Instructions for use

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

ミズナラわん曲材の曲率と耐力*

生田晴家**

Effect of Curvature on Strength of Curved Glued-Laminated Timbers Consisting of Mizunara Laminations*

By

Haruie IKUTA**

目　　次

1. はじめに …… 179
2. 材料および試験方法 …… 180
3. 結果および考察 …… 182
4. おわりに …… 187
文　　献 …… 188
Summary …… 188

1. はじめに

わん曲集成材においては，曲率が大きくなるにつれて曲げ強度が低下するとされており，わが国の木構造設計規準・同解説[1]では，通直材に対する許容曲げ応力度に補正係数 $k=[1-2000(t/R)^2]$（ここに t：ラミナ厚，R：わん曲材の中心線における曲率半径）を乗じて，わん曲部の許容応力度を算出するよう規定している。この補正係数は，アメリカの WILSON[2] が提案したもので，Douglas fir, Sitka spruce および Southern yellow pine についての実験結果から導かれたものであるが，針葉樹にも広葉樹にも適用可能といわれている。

これに対し，イギリスの HUDSON[3] は Baltic redwood, larch (home-grown) および Sitka spruce から作られたわん曲集成材について曲げ試験を行ない，直線式である $k'=[1-15(t/R)]$ なる補正係数を提案している。

しかしながら，これらの補正係数についてはいくつかの問題点があるように思われる。それは，(A) WILSON の実験において，広葉樹は一切使用されていないにもかかわらず，同式が広葉樹にも適用可能とされていること，および (B) HUDSON の実験はすべて，試験体の凹面側

* 1984年8月31日受理　Received August 31, 1984.

** 北海道大学農学部木材加工学講座
Laboratory of Wood Engineering, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

中央に集中荷重を加えるものであり，凹面側に圧縮応力，凸面側に引張応力が発生する条件に限定されていること，などである。

既報[1]において，試験体内縁の曲率半径 R_i とラミナ厚 t の関係が，$R_i=200\,t$ (60 cm), $150t$ (45 cm), $100\,t$ (30 cm) である3曲率計18体について検討を加えたが，本研究においては，WILSON 式と HUDSON 式において差異の大きい $R_i=200\,t$ と $R_i=80\,t$ (24 cm) の試験体を新たに各8体，計16体追加することにより，合計で4曲率34体の広葉樹ミズナラわん曲材に対し，その耐力におよぼす曲率影響について実験的検討を加えた。また，既報においては耐力の算出を通直梁近似によって行なったが，ここでは，厳密な曲り梁条件によって耐力を算出した。

なお，本研究を行なうにあたり，御助言をいただいた北海道大学農学部木材加工学研究室教官各位，ならびに当時専攻生であった赤塚正博君に対し，感謝の意を表する。

2. 材料および試験方法

新たに追加した16体の試験体に使用した材料もミズナラ材挽板であるが，本実験においては，特に板目挽板に限定することはしなかった。挽板はいずれも仕上り寸法で厚さ 1.75 cm, 幅 13 or 15 cm, 長さ 54 or 70 cm のもの 44 枚，厚さ 1.6 cm, 幅 7 cm, 長さ 80～90 cm のもの 16 枚を準備し，その材長に応じてスパン 50 cm または 60 cm の中央集中荷重方式で曲げ剛性試験を行ない，ヤング係数 E を，また，捩り剛性試験により剪断弾性係数 G を求めたが，応力レベルはそれぞれ 100 kg/cm², 10 kg/cm² とした。

剛性試験終了後，長さ方向に隣合って取られた2枚の板を尿素樹脂接着剤を用いて積層接着し，30体の2層積層材を作製した。このうち材幅の広い積層材から，より欠点の少ないもの16体を選んで試験体中央のわん曲部に用いる材とし，残りの積層材を後にわん曲部両端にフィンガージョイントする直線材とした。これらわん曲部に用いる材の性質を Table 1 に示すが，いずれも長さ方向に隣合った2枚を積層接着したものについて，これら2枚の平均値で示してあり，各曲率ともに圧縮型(C)と引張型(T)の平均曲げヤング係数がほぼ等しくなるように分配した。このわん曲部に用いる材については，これまで同様，その狭い面に平行に分割して22枚の薄板(仕上り断面 0.3×3.5 cm)を採取し，この22枚をとった積層材の残りを通直材コントロールとした。22枚の薄板のうち欠点の少ない19枚の薄板を用いて，前述の2種類の曲率 ($R_i=200\,t$, $80\,t$) に対しそれぞれ8体，計16体の材幅 3 cm, 材せい 6 cm 弱の19層構成わん曲部材を尿素樹脂接着剤により作製したが，既報同様，圧締圧を 10 kg/cm² として48時間圧締した。同様に，最大曲げモーメントの 1/2 を受ける部位において，中央わん曲部材とヤング係数のほぼ等しい直線材用のミズナラ2層積層材をフィンガージョイントするとともに (圧締圧 80 kg/cm², 接着剤コニシボンド CH1000), 試験体中央の矢高も同じく 15 cm とした。既報のデータにこれらを加えた4曲率合計34体の試験体の性質を，一括して Table 2 に示す。

フィンガージョイント後，1週間以上の養生期間を置いて，剛性試験および破壊試験を行

Table 1. Properties of materials used for central curved members

No.	E (10^3 kg/cm^2)	G (10^3 kg/cm^2)	r_u	u (%)	R_W (mm)
60C1	155.6	13.0	0.78	11.2	1.6
60C2	140.1	12.6	0.73	12.1	1.6
60C3	100.5	10.6	0.68	12.3	1.1
60C4	94.7	10.5	0.68	12.4	1.1
Av.	**122.7**	**11.7**	**0.72**	**12.0**	**1.4**
60T1	161.3	14.2	0.77	12.3	1.5
60T2	125.4	10.7	0.68	12.4	0.8
60T3	116.4	10.4	0.66	12.2	0.8
60T4	82.1	10.7	0.67	12.9	1.2
Av.	**121.3**	**11.5**	**0.70**	**12.5**	**1.1**
24C1	160.9	13.5	0.79	11.2	1.9
24C2	149.6	13.0	0.76	11.6	1.7
24C3	106.8	9.9	0.68	10.9	1.0
24C4	94.8	12.1	0.68	11.2	1.1
Av.	**128.0**	**12.1**	**0.73**	**11.2**	**1.4**
24T1	151.0	14.0	0.76	12.2	1.6
24T2	136.9	12.5	0.74	12.3	1.7
24T3	125.4	11.2	0.69	12.6	0.8
24T4	101.3	11.9	0.69	12.4	0.8
Av.	**128.7**	**12.4**	**0.72**	**12.4**	**1.2**

(Notes) E: Modulus of elasticity, G: Modulus of rigidity, r_u: Specific gravity, u: Moisture content, R_W: Average width of annual rings.

Table 2. Properties of all test specimens

No.		b (cm)	h (cm)	E (10^3 kg/cm^2)	G (10^3 kg/cm^2)	r_u	u (%)	R_W (mm)
60C T	Av.	**2.997**	**5.696**	**116.3**	**10.3**	**0.68**	**11.8**	**1.2**
	Max.	3.002	5.758	161.3	14.2	0.78	12.9	1.9
	Min.	2.963	5.615	82.1	7.6	0.59	10.7	0.8
45C T	Av.	**2.999**	**5.660**	**110.2**	**9.5**	**0.73**	**11.6**	**1.5**
	Max.	3.002	5.670	130.1	10.9	0.83	12.2	1.9
	Min.	2.998	5.655	74.8	8.5	0.67	10.8	1.3
30C T	Av.	**3.000**	**5.633**	**113.4**	**8.8**	**0.69**	**11.9**	**1.1**
	Max.	3.002	5.645	141.0	9.3	0.76	12.1	1.6
	Min.	2.998	5.610	85.3	8.3	0.66	11.6	0.8
24C T	Av.	**3.000**	**5.734**	**128.3**	**12.3**	**0.72**	**11.8**	**1.3**
	Max.	3.003	5.752	160.9	14.0	0.79	12.6	1.9
	Min.	3.000	5.707	94.8	9.9	0.68	10.9	0.8

(Notes) b: Width, h: Height, Others: refer to Table 1.

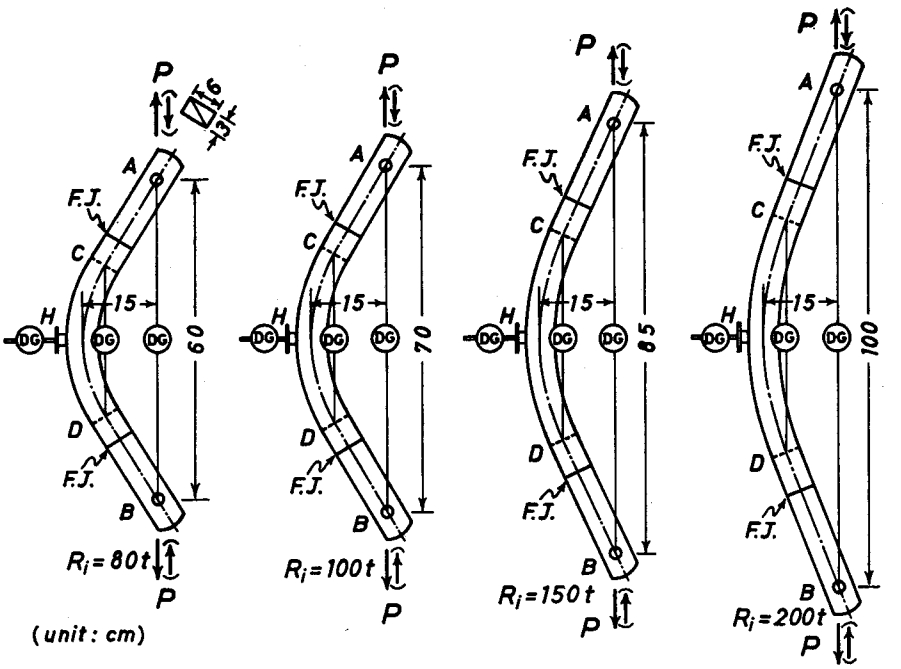

Fig. 1.　Diagram of curved test specimens and testing method.

なったが，剛性試験ではこれら16体の試験体について約150 kg/cm² の応力レベルまで Fig. 1 に示すような引張，圧縮両型の荷重を加え，荷重20 kg 毎に同図に示す各変位を測定した。また，破壊試験では2曲率各8体につき，半数ずつを引張型，圧縮型の荷重条件で破壊したが，変位の測定は剛性試験と同様とし，荷重25 kg 毎に，わん曲区間変位（図中 δ_{CD}）を除いて他は破壊するまで測定を行なった。なお，既報を含めた4曲率の試験体および試験方法を，同図に一括して示した。

また，通直材コントロールは材幅3.5 cm，材せい1.4～3.4 cm の比較的小さなものであるが，スパンを材せいの約14倍とする中央集中荷重条件で破壊し，通直材の強度とした。

3.　結果および考察

2曲率16体の剛性試験結果を Table 3 に示すが，表中の各計算変位は，曲げ，剪断および軸力による変位を考慮して，それぞれ次式から求められる。ただし δ_H については，軸力による変位が曲げ変位の0.6% 以下であることから，これを無視した。なお，他の試験体の剛性試験結果については既報を参照されたい。

$$\delta_{AB}=\frac{P}{6EI}\Big\{6\varphi R^3(1+2\cos^2\varphi)-3R^2(3R+4\varphi S)\sin 2\varphi +4S(6R^2+3\varphi SR+S^2)\sin^2\varphi\Big\}+\frac{kP}{2GA}\Big\{R(2\varphi-\sin 2\varphi) +4S\sin^2\varphi\Big\}+\frac{P}{2EA}\Big\{R(2\varphi+\sin 2\varphi)+4S\cos^2\varphi\Big\} \qquad (1)$$

$$\delta_{CD}=\frac{PR^2}{2EI}\left\{6\varphi R-4(\varphi R-S)\sin^2\varphi-(3R+2\varphi S)\sin 2\varphi\right\}+\frac{kPR}{2GA}(2\varphi-\sin 2\varphi)+\frac{PR}{2EA}(2\varphi+\sin 2\varphi) \quad (2)$$

$$\delta_H=\frac{P}{6EI}\left[6R^2\left\{R(\cos\varphi-1)-S(\varphi+\sin\varphi)\right\}+\left\{3SR(2R+\varphi S)-3\varphi R^3+S^3\right\}\sin 2\varphi+3R^2(3R+4\varphi S)\sin^2\varphi\right]+\frac{kP}{4GA}\left\{R(1-\cos 2\varphi)+2S\sin 2\varphi\right\} \quad (3)$$

ここに δ_{AB}: 荷重点間の変位, δ_{CD}: わん曲区間の変位, δ_H: 試験体中央の水平変位, R: 材せい中央の曲率半径, S: 両端の直線区間の長さ, φ: わん曲区間の中心角の 1/2 (rad), P: 荷重, E: 分割前の 2 層積層材のヤング係数, I: 断面 2 次モーメント, G: 剪断弾性係数, k: 断面形による定係数 (=6/5), A: 断面積, である (Fig. 1 参照)。

また, 各実測値については, モーメントアームの変化に原因する荷重型による変形量の差異を打消すために, 両荷重型の平均変位をもって実測値とした。

計算変位に対する実測変位の比を, δ_{AB}, δ_{CD}, δ_H の順に平均値についてみると, R_i=60 cm

Table 3. Results of flexural-rigidity test

No.	Displacements (10^{-3} cm/20 kg)						(2)/(1)		
	(1) Calculated			(2) Observed					
	δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H	δ'_{AB}	δ'_{CD}	δ'_H	δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H
60C1	31.1	6.1	41.8	35.8	6.0	50.1	1.15	0.98	1.20
60C2	34.6	6.7	46.6	40.6	6.0	57.8	1.17	0.90	1.24
60C3	48.7	9.5	65.6	49.5	7.7	70.2	1.02	0.81	1.07
60C4	50.2	9.7	68.0	51.8	8.7	75.8	1.03	0.90	1.11
60T1	29.8	5.8	40.2	35.6	6.1	50.6	1.19	1.05	1.26
60T2	37.7	7.3	51.3	43.8	9.5	60.3	1.16	1.30	1.18
60T3	41.9	8.1	56.3	41.9	7.2	62.2	1.00	0.89	1.10
60T4	58.0	11.3	78.0	61.4	14.1	86.2	1.06	1.25	1.11
Av.	**41.5**	**8.1**	**56.0**	**45.1**	**8.2**	**64.2**	**1.10**	**1.01**	**1.16**
24C1	20.6	4.0	17.0	26.6	4.8	24.7	1.29	1.20	1.45
24C2	22.4	4.4	18.4	27.8	4.0	26.5	1.24	0.91	1.44
24C3	30.6	6.0	25.3	36.1	5.8	31.2	1.18	0.97	1.23
24C4	34.6	6.8	28.5	40.6	6.6	39.0	1.17	0.97	1.37
24T1	21.6	4.2	17.9	26.4	3.8	27.4	1.22	0.90	1.53
24T2	24.1	4.7	19.8	29.5	4.1	29.4	1.22	0.87	1.48
24T3	26.5	5.2	21.7	34.9	6.1	34.0	1.32	1.17	1.57
24T4	32.0	6.3	26.3	40.2	6.5	36.9	1.26	1.03	1.40
Av.	**26.6**	**5.2**	**21.9**	**32.8**	**5.2**	**31.1**	**1.24**	**1.00**	**1.43**

(Notes) δ_{AB}, δ_{CD}, δ_H: refer to Fig. 1.

では1.10 (C.V. 6.6%), 1.01 (同16.5%), 1.16 (同5.7%), $R_i=24$ cm で1.24 (同3.9%), 1.00 (同11.5%), 1.43 (同6.8%) となり，δ_{AB}, δ_H に関しては曲率の増加にともない，明らかに実測値が計算値を大きく上回った。この δ_{AB}, δ_H についてはフィンガージョイントの剛性効率の影響もあると考えられ，この影響のない δ_{CD} についてみると，ややバラツキは大きいようであるが，平均値でそれぞれ1.01, 1.00となる。しかしながら，剛性効率が δ_{AB}, δ_H にこれほど影響するとは考え難く，これについてはいまのところ明らかではない。

次に，本実験において新たに作製された2曲率計16体の破壊試験結果を Table 4 に，また，4曲率合計34体について一括した破壊試験結果を Table 5 に示す。表中のわん曲材の強度は，曲り梁条件により次式中において，$N=P_{max}$, $M=M_{max}$, $y=-h/2$ として与えられる。

$$\sigma = \frac{1}{A}\left(N+\frac{M}{R}+\frac{M}{R\kappa}\frac{y}{R+y}\right) \tag{4}$$

$$= \frac{N}{A}+\frac{M}{Z}\Phi \tag{5}$$

$$\Phi = \frac{h}{6R}\left(1+\frac{1}{\kappa}\frac{y}{R+y}\right) \tag{6}$$

$$\kappa = -1+\frac{R}{h}\ln\frac{1+h/2R}{1-h/2R} \tag{7}$$

ここに A: 断面積，N: 軸力，M: 曲げモーメント，R: 材せい中央の曲率半径，y: 材せい中央からの距離 (凸側を正，凹側を負にとる)，Z: 断面係数，h: 材せい，である。

(5) 式において $\Phi=1$ としたものが，既報で用いた通直梁近似計算である。曲り梁の曲げ応力は，材せいに沿って双曲線状に分布し，凸面上では通直梁の曲げ応力よりも小さく，逆に凹面上ではそれより大きくなる。この Φ 値について，凸面上の Φ_1 と凹面上の Φ_2 を試算してみると，$R_i=60$, 45, 30, 24 cm の順に平均で，$(\Phi_1, \Phi_2)=(0.971, 1.031)$, (0.962, 1.041), (0.945, 1.060), (0.933, 1.076) となり，曲率の増加とともに近似の精度は低くなる。(4) 式を用いた厳密計算によれば，既報の3曲率の試験体の強度は，$R_i=60$, 45, 30 cm の順に，平均で2.9%, 3.9%, 5.7% いずれも大きくなる。また，この Φ 値にかかわる (7) 式の κ は，曲り梁の形状係数 (form factor) とよばれ，断面の形状寸法と軸線の曲率 (半径) で定められるが，長方形断面の場合には，同式に示されるように材幅 b は κ に無関係となる。ちなみに，この κ 値を先程の4曲率順に平均で示せば，$\kappa=6.85\times10^{-4}$, 1.17×10^{-3}, 2.47×10^{-3}, 3.82×10^{-3} となる。また，表中の通直材コントロールの強度は，いずれも材幅3.5 cm，材せい1.4～3.4 cm の比較的小さなものについて，スパンを材せいの約14倍とする中央集中荷重条件で破壊し，これにより求めたものである。

Table 4 に示した $R_i=60$ cm (200 t), 24 cm (80 t) の試験体については，既報同様，その破壊形態は引張側破断による曲げ破壊であり，半径応力に起因する試験体内層部での繊維に直角方向の分離破壊は認められなかった。これは引張型における半径応力 σ_R の最大値が，$R_i=60$, 24 cm の試験体についてそれぞれ $\sigma_R=25$, 52 kg/cm^2 と計算され，木材工業ハンドブック[5] に記

Table 4. Results of destructive test (1)

No.	P_{max} (kg)	$M.A.$ (cm)	σ_C (kg/cm²)	σ_S (kg/cm²)	$\frac{\sigma_C}{\sigma_S}$
60C1	844	18.39	1016	1207	0.841
60C2	799	19.77	1029	1341	0.768
60C3	653	19.83	853	838	1.018
60C4	603	19.51	771	778	0.991
Av.	**725**	**19.38**	**917**	**1041**	**0.905**
60T1	1598	11.38	1229	1239	0.992
60T2	1256	11.77	1001	860	1.164
60T3	1011	12.44	843	679	1.242
60T4	830	12.08	672	748	0.898
Av.	**1174**	**11.92**	**936**	**882**	**1.074**
24C1	982	16.26	1106	1315	0.841
24C2	893	16.04	987	949	1.040
24C3	734	16.70	843	909	0.927
24C4	650	16.62	752	910	0.826
Av.	**815**	**16.41**	**922**	**1021**	**0.909**
24T1	1200	13.24	1109	1256	0.883
24T2	770	14.04	748	892	0.839
24T3	995	13.44	933	845	1.104
24T4	800	13.58	757	913	0.830
Av.	**941**	**13.58**	**887**	**977**	**0.914**

(Notes) C: Compression-type loading, T: Tension-type loading, P_{max}: Maximum load, $M.A.$: Moment arm at P_{max}, σ_C: Strength of curved test specimen, σ_S: Strength of straight beam.

Table 5. Results of destructive test (2)

No.		P_{max} (kg)	M_{max} (kgcm)	σ_C (kg/cm²)	σ_S (kg/cm²)	$\frac{\sigma_C}{\sigma_S}$
60C T	Av.[a]	**929**	**13234**	**895**	**910**	**1.003**
	Max.	1598	18185	1229	1341	1.242
	Min.	540	9158	635	626	0.746
45C T	Av.[b]	**907**	**13221**	**913**	**909**	**1.009**
	Max.	1450	17270	1204	1241	1.133
	Min.	557	9126	637	575	0.822
30C T	Av.[b]	**861**	**12589**	**893**	**948**	**0.941**
	Max.	1275	16537	1190	1119	1.142
	Min.	546	9107	645	735	0.735
24C T	Av.[c]	**878**	**13036**	**904**	**999**	**0.911**
	Max.	1200	15967	1109	1315	1.104
	Min.	650	10803	748	845	0.826

(Notes) P_{max}: Maximum load, M_{max}: Maximum bending moment, σ_C: Strength of curved test specimen, σ_S: Strength of straight beam, a) Average of fourteen specimens, b) six specimens, c) eight specimens.

載されているミズナラの横引張強度よりも十分に低い数値であったことによるものであろう。

R_i=60 cm の試験体におけるわん曲材の強度および通直材に対する比較値は，圧縮型で平均 917 kg/cm², 0.905, 引張型で同じく 936 kg/cm², 1.074 といずれも十分に高い値を示したが，既報同様，平均強度および通直材に対する比較値ともに，引張型が圧縮型を上回った。しかしながら R_i=24 cm の試験体では，その強度および比較値が圧縮型で平均 922 kg/cm², 0.909, 引張型で 887 kg/cm², 0.914 であり，通直材に対する比較値については引張型が圧縮型をほんのわずか上回ったものの，平均強度ではこれまでとは逆に，引張型が圧縮型を平均で4%ほど下回った。これについては，引張型試験体中2番目にヤング係数の高かった 24T2 試験体の低強度 (748 kg/cm²) が，大きく影響したものと思われる。この 24T2 試験体には，引張外縁側ラミナに傾斜の大きな目切れ部が存在し，これにより破壊したもので，圧縮型も含めた8体中最も低い強度値を示した。この低強度値が，結果的に引張型の平均強度の低下をもたらしたものと判断される。

次に，Table 5 に示した4曲率合計 34 体の広葉樹ミズナラわん曲材の一括した破壊試験結果について述べるが，ここでは各曲率ともに圧縮，引張両荷重型を区別することなく，全試験体についての結果を，その平均値，最大値および最小値により示してある。表中のわん曲材の強度 σ_C についてみると，R_i=60, 45, 30, 24 cm の曲率順に平均で 895, 913, 893, 904 kg/cm² といずれも 900 kg/cm² 前後の十分な強度を示しており，各曲率の平均ヤング係数に若干違いはあるものの (同じ順に E=116.3, 110.2, 113.4, 128.3 ton/cm²), この平均強度値をみた場合には，強度低減は明らかではないとも思われる。しかしながら，次にこれらを通直材の強度 σ_S に比べてみると，その比較値 σ_C/σ_S は R_i=60, 45, 30, 24 cm の順に平均で 1.003, 1.009, 0.941, 0.911 となり，R_i=60 cm (200 t), 45 cm (150 t) では低減は認められないようであるが，R_i=30 cm (100 t), 24 cm (80 t) で低減が認められる結果を示した。(なお，表中の 60CT の平均値において，σ_C (895)<σ_S (910) に対し σ_C/σ_S=1.003 となっているが，これは誤りではない。)

本実験に使用したラミナ厚 (3 mm) に対し，WILSON の実験では 12.7～34.9 mm, HUDSON の実験では 5.6 および 12.7 mm であり，このラミナ厚の相違による影響も今後の検討課題ではあるが，これらの平均比較値を曲率比 (t/R) に対してプロットし，WILSON, HUDSON 両式と同時に示したのが Fig. 2 である。図からも明らかなように，本実験における通直材に対する比較値は，4曲率いずれにおいても WILSON, HUDSON 両式を上回っており，特に前述のごとく R_i=200 t, 150 t の2曲率については，強度低減は認められないようであった。また，低減の認められる R_i=100 t, 80 t においても，その低減傾向は両式よりも明らかに緩やかであり，特に，現行の WILSON 式との差異が著しかった。この2曲率については，HUDSON 式よりもさらに勾配の緩やかな図中の破線で示される直線式 k''=[1−10 (t/R)] に，より一致するようであった。

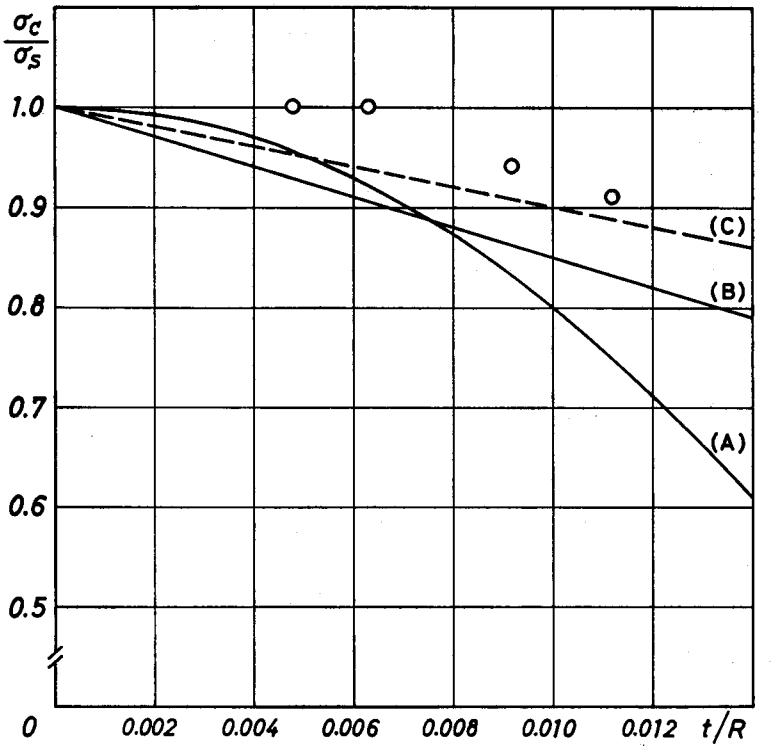

Fig. 2. Average ratios (○) of the ultimate strength of curved timbers to straight beams plotted against the curvature ratio (t/R).
(A) WILSON [$1-2000(t/R)^2$], (B) HUDSON [$1-15(t/R)$], (C) [$1-10(t/R)$].

4. おわりに

既報において，試験体内縁の曲率半径 R_i とラミナ厚 t の関係が，$R_i=200\,t$ (60 cm)，$150\,t$ (45 cm)，$100\,t$ (30 cm) である3曲率計18体について検討を加えたが，ここではWILSON，HUDSON両式において差異の大きい $R_i=200\,t$ と $R_i=80\,t$ (24 cm) の試験体を新たに各8体計16体追加し，これら4曲率34体の広葉樹ミズナラわん曲材に対して，その耐力におよぼす曲率影響に実験的検討を加えた。また，各試験体の耐力を，既報で用いた通直梁近似ではなく，厳密な曲り梁条件によって算出した。

結果は以下のように要約される。

1) 通直材に対する比較値の平均は，4曲率いずれにおいてもWILSON，HUDSON両式を上回り，特に $R_i=200\,t$，$150\,t$ の2曲率においては，強度低減は認められないようであった。

2) $R_i=100\,t$，$80\,t$ における強度低減傾向は，両式よりも明らかに緩やかであり，特に，現行のWILSON式との差異が著しかった。この2曲率については，HUDSON式よりもさらに勾配の緩やかな直線式 $k''=[1-10\,(t/R)]$ に，より一致する結果を得た。

文 献

1) 日本建築学会：木構造設計規準・同解説．丸善，1973.
2) WILSON, T. R. C.: The Glued Laminated Wooden Arch. Tech. Bul. 691, U.S. Dept. of Agr., 1939.
3) HUDSON, W. M.: The Effect of Initial Bending on the Strength of Curved Laminated Timber Beams. Wood, Jun. 1960.
4) 生田晴家：わん曲材の半径応力（第2報）広葉樹わん曲材について．木材学会誌，30-9，1984.
5) 林業試験場編：木材工業ハンドブック．丸善，1973.

Summary

In curved glued-laminated timbers, it is known that the ultimate bending strength is reduced as the ratio of lamination thickness to radius of curvature is increased. Curved timbers made from Douglas fir, Sitka spruce and Southern yellow pine have been tested by WILSON in the United States, and from the results of these tests it has been suggested that the design stress in bending for a straight member should be modified by a factor to obtain a stress value applicable to a curved member of the same section. The factor has values given by the formula $[1-2000(t/R)^2]$ where t is the lamination thickness, and R is the radius of curvature of the center line of the member in corresponding units. This modification is recomended in many specifications for the structural use of timber and is used for softwood and hardwood species other than those on which the original investigations were made.

On the other hand, HUDSON carried out the tests on curved laminated beams made from three softwood species of particular interest in the United Kingdom. The species used for the tetsts were Baltic redwood, larch (home-grown) and Sitka spruce. From the average results the reduction in strength accompanied an increase in curvature was found to agree closely with a simple linear relationship that was expressed by the formula $[1-15(t/R)]$.

There are some problems, however, for these modification factors. (A) Although hardwood species were not used in WILSON's original investigations, it was reported that the formula was applicable to hardwood species. (B) In HUDSON's investigations, the curved beams were tested exclusively so as to induce compressive stress at the concave surface.

In this paper, the effect of curvature on the strength of curved glued-laminated timbers was investigated. Four kinds of curved specimens, in which the radii of curvature for the concave surface were 60, 45, 30 and 24 cm, were made of Mizunara (high density hardwood) thin laminations. These specimens were about 3 by 6 cm in cross-section consisting of nineteen laminations each 0.3 cm thick. The radii of curvature for the concave surface were represented as 200, 150, 100 and 80 t (t: lamination thickness). Half of the curved specimens were destroyed so as to induce tensile stress at the concave surface (tension-type loading), and the other half destroyed so as to induce compressive stress at the concave surface (compression-type loading). In calculating the strength of each curved test specimen the precise equation for deep curved beams was used, and the strength was compared with that of the straight beam.

The results are summarized as follows;

1) The average reduction in strength was found to be smaller than that given by both WILSON's and HUDSON's formulas at all four curvature ratios (t/R) tested. At curvature ratios

about 0.005 and 0.006 ($R_t=200$ and $150\,t$), no reduction in strength might be found.

2) WILSON's formula $[1-2000\,(t/R)^2]$ was obviously conservative and departed remarkably from the test results at curvature ratios about 0.009 and 0.011 ($R_t=100$ and $80\,t$). For these curvature ratios the average reduction in strength was found to agree more closely with a formula $[1-10\,(t/R)]$ than HUDSON's formula $[1-15\,(t/R)]$.