



Title	針葉樹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, 43(1), 99-107
Issue Date	1986-02
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/21175
Type	bulletin (article)
File Information	43(1)_P99-107.pdf



[Instructions for use](#)

針葉樹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 Softwood Laminations*

By

Haruie IKUTA**

要 旨

わん曲集成材においては、その設計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、これについてはアメリカの WILSON、イギリスの HUDSON の提案式がある。既報²⁾において、これら提案式の問題点を指摘し、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。本研究においては、道産針葉樹のアカエゾマツ、トドマツ材に対し、既報と同様の 4 種類の曲率： $R_t=200t$ (60 cm)、 $150t$ (45 cm)、 $100t$ (30 cm)、 $80t$ (24 cm) (ここに R_t : わん曲部内縁の曲率半径、 t : ラミナ厚) について各 10 体、計 40 体の針葉樹わん曲材を作製し、その曲げ性能におよぼす曲率影響を調べた。その結果、 $R_t=200t$ および $150t$ の 2 曲率においては、両提案式に示されるような強度低減が認められないようであること、また強度低減の認められた $R_t=100t$ および $80t$ の 2 曲率についても、その低減傾向は現在わが国で採用されている WILSON 式より明らかに緩やかであること等が示された。

キーワード： わん曲材，強度低減，集成材，曲率半径，半径応力

目 次

1. はじめに	100
2. 材料および試験方法	100
3. 結果および考察	102
4. おわりに	106
文 献	106
Summary	107

* 1985年8月30日受理 Received August 30, 1985.

** 北海道大学農学部木材加工学講座

Laboratory of Wood Engineering, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

1. はじめに

わん曲集成材においては、その設計曲率が大きくなるにつれて曲げ強度が低下するとされ、わが国の木構造設計規準¹⁾では、アメリカやカナダで採用されている WILSON の提案式 $k=[1-2000(t/R)^2]$ (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、わん曲部の許容曲げ応力度を補正するよう規定している。一方、イギリスでは HUDSON の提案式 $k'=[1-15(t/R)]$ と WILSON の提案式のいずれか低い方を用いることとされている。しかしながら、これらについてはデータの少ないのが実状である。

既報²⁾において、これら提案式(補正係数)の問題点を指摘し、合計で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。本研究においては、道産針葉樹のアカエゾマツおよびトドマツ材に対し、既報と同様の4種類の曲率について耐力におよぼす曲率影響を調べた。またここでも、耐力の算出には厳密な曲り梁条件を用いた。

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教室教官各位、ならびに熱心に実験に協力された現伊藤忠建材販売(株)早川 満君に対し、心より感謝の意を表す。

2. 材料および試験方法

使用材料は、北海道大学雨竜地方演習林産のアカエゾマツおよびトドマツ 208材であり、欠点の出来るだけ少ないものを選別した。これをまず、計40体について断面 3.5×18.0 cm、長さ 120 cm の原板に仕上げ、スパン 100 cm のフラットワイズ中央集中荷重方式で曲げ剛性試験を行なってヤング係数 E を、また、振り剛性試験により剪断弾性係数 G を求めたが、この時の応力レベルはそれぞれ $\sigma=75$ kg/cm²、 $\tau=6$ kg/cm² とした。得られたヤング係数により、4曲率4グループのヤング係数の平均値およびその範囲がほぼ等しくなるように、10体ずつを各曲率グループに分配した。これらの性質を Table 1 に示すが、表中の寸法 b , h は後述するわん曲部材の断面寸法である。

次いで、これら40体の原板を Fig. 1 に示すように分割し、わん曲試験体中央のわん曲部に用いる材(図中 Curved portion)、後にこのわん曲部の両端(既報同様、曲げモーメントの1/2を受ける部位)にフィンガージョイントする直線部材(図中 Straight portion)および通直材コントロールを採取した。わん曲部に用いる材については、既報と同じ様にその狭い面に平行に分割して20~22枚の断面 0.3×3.5 cm の薄板に仕上げ、このうち欠点の少ない19枚を用いて、4曲率に対しそれぞれ10体、計40体の材幅3cm、材せい約5.8cmの19層構成わん曲部材を作製した。接着には尿素樹脂接着剤を用い、圧縮圧を7kg/cm²として48時間圧縮した。また、Fig. 1 にみられるとおり、直線材はわん曲部用の材と繊維方向に隣り合って(エンドマッチに)

Table 1. Properties of 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.	3.006	5.760	115.5	7.0	0.42	13.4	2.7
	Max.	3.010	5.818	149.3	8.0	0.49	14.3	4.0
	Min.	3.003	5.718	95.4	6.3	0.39	12.6	1.2
45C T	Av.	3.005	5.842	115.2	7.8	0.44	14.1	2.5
	Max.	3.007	5.887	155.1	10.8	0.48	14.6	4.2
	Min.	3.002	5.775	92.5	6.5	0.40	12.9	1.0
30C T	Av.	3.009	5.844	115.5	7.1	0.43	14.0	2.3
	Max.	3.012	5.892	153.9	8.3	0.49	14.8	3.8
	Min.	3.008	5.772	93.2	6.2	0.40	12.8	1.0
24C T	Av.	3.014	5.792	115.1	7.5	0.44	14.0	2.2
	Max.	3.067	5.852	143.6	11.7	0.50	14.5	4.0
	Min.	2.985	5.665	93.3	6.0	0.38	13.3	1.1

(Notes) b : Width, h : Height, E : Modulus of elasticity, G : Modulus of rigidity, r_u : Specific gravity, u : Moisture content, R_w : Average width of annual rings.

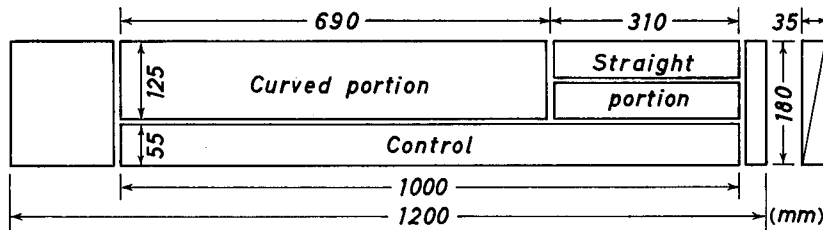


Fig. 1. Dividing method of each member from 208 dimension lumber.

取られ、また通直材コントロールは繊維横方向に隣り合って(サイドマッチに)取られたが、本研究における通直材コントロールの断面の大きさは、既報とは異なり、わん曲試験体の断面に十分匹敵する大きさを有するものである。また、本研究で用いられた4曲率は、既報とまったく同様、わん曲部内縁の曲率半径 R_i と構成ラミナ厚 t の関係が、それぞれ $R_i=200t$, $150t$, $100t$, $80t$ ($R_i=60, 45, 30, 24 \text{ cm}$) のものである。

直線材を中央わん曲部材の両端にフィンガージョイントした後(圧縮圧 50 kg/cm^2 , 使用接着剤酢酸ビニル樹脂コニソンド CH 1000), 1週間以上の養生期間を置いて、東京衡機製のデジメイトを用い剛性試験ならびに破壊試験を行なった。剛性試験では40体の試験体に対し、約 150 kg/cm^2 の応力レベルまで既報同様に圧縮、引張両型の荷重を加え、荷重 20 kg ごとに 160 kg まで試験体中央の水平変位、わん曲区間変位および荷重点間変位を測定した。測定精度はそれぞれ $1/100$, $1/1000$, $1/100 \text{ mm}$ である。

破壊試験では、4曲率各10体につき半数ずつを圧縮型、引張型の荷重条件で破壊したが、各荷重型グループの平均ヤング係数がほぼ等しくなるように分配した。また、引張型試験体に

については、荷重点の周囲を合板を接着することにより補強したが、圧縮型試験体ではこれを省略した。変位の測定は剛性試験と同様とし、荷重 25 kg ごとに破壊に至るまで測定したが、わん曲区間変位のみは比例限度を越えるまでとした。これら試験体および試験方法の詳細は既報を参照されたい。

次に、通直材コントロールの曲げ破壊試験を行なったが、前述のごとく断面の大きさはわん曲材のそれに匹敵するものであり、また、曲げモーメント図がわん曲材の曲げモーメント図に類似する中央集中荷重方式（スパン 90 cm）により破壊し、これを通直材の強度とした。

3. 結果および考察

4 曲率計 40 体の剛性試験結果を Table 2 に示す。これら表中の各計算変位は、曲げ変位に剪断による変位を加えて次式より求めたものであるが、本研究では軸力による変位は無視した。

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

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

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

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 : 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。

また、各実測値は既報同様、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ちいた。

計算変位に対する実測変位の比は、 δ_{AB} , δ_{CD} , δ_H の順に平均で、 $R_t=200t$ (60 cm) では 1.11 (変動係数 C. V. 2.3%), 1.06 (同 4.5%), 1.02 (同 2.0%), $R_t=150t$ (45 cm) で 1.14 (同 5.7%), 1.07 (同 8.9%), 1.03 (同 6.0%), $R_t=100t$ (30 cm) では 1.26 (同 9.2%), 1.19 (同 12.3%), 1.15 (同 7.5%), $R_t=80t$ (24 cm) で 1.39 (同 5.1%), 1.26 (同 10.0%), 1.26 (同 3.8%) となった。 $R_t=200t$ (60 cm) および $150t$ (45 cm) については、実測値と計算値は比較的良く一致しているが、 $R_t=100t$ (30 cm) になると実測値が計算値を各平均で 15~26% 上回り、 $R_t=80t$ (24 cm)

Table 2. Results of flexural-rigidity test

No.		Displacements (10 ⁻³ cm/20 kg)						(1)		
		(1) Observed			(2) Calculated			(2)		
		δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H	δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H	δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H
60C T	Av.	46.70	8.26	59.47	42.12	7.81	58.35	1.11	1.06	1.02
	Max.	57.00	10.40	72.50	50.19	9.36	69.44	1.15	1.14	1.05
	Min.	36.83	6.44	45.84	32.10	5.89	44.57	1.06	0.99	0.99
45C T	Av.	40.94	7.21	43.64	35.98	6.72	42.71	1.14	1.07	1.03
	Max.	47.00	8.68	50.84	42.74	7.95	50.69	1.24	1.28	1.14
	Min.	33.17	5.37	36.34	26.66	4.97	31.83	1.01	0.91	0.91
30C T	Av.	38.90	6.76	33.91	31.13	5.72	29.80	1.26	1.19	1.15
	Max.	43.71	8.11	39.13	37.00	6.82	35.42	1.44	1.40	1.30
	Min.	32.67	5.38	28.09	23.42	4.31	22.42	1.05	0.92	0.98
24C T	Av.	39.71	6.90	30.47	28.70	5.44	24.19	1.39	1.26	1.26
	Max.	48.34	9.29	36.42	36.57	6.98	30.83	1.51	1.47	1.33
	Min.	33.51	5.53	25.55	23.27	4.48	19.44	1.28	1.04	1.18

になるとさらにこの違いは大きくなって、各平均で26~39%計算値を上回る結果を得た。この $R_t=100t$, $80t$ の2曲率のものについては、剛性試験終了時点で大半の試験体内縁部に微細な圧縮破壊線が認められており、これが曲げ剛性の低下をもたらしたのかも知れない。

次に、破壊試験結果を Table 3 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。

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

$$\kappa = -1 + \frac{R}{h} \ln \frac{1+h/2R}{1-h/2R} \quad (5)$$

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), h : 材せい, κ : 曲り梁の形状係数 (Form factor), である。

$R_t=200t$, $150t$ の試験体については、水平剪断破壊した1体を除き ($R_t=150t$, No. 45C1), その破壊はすべて試験体の引張側破断による曲げ破壊であり, $R_t=200t$ におけるその平均強度および通直材に対する比較値の平均は、圧縮型で 677 kg/cm^2 , 1.097 , 引張型で 774 kg/cm^2 , 1.177 , $R_t=150t$ で同じく 729 kg/cm^2 , 1.192 , 788 kg/cm^2 , 1.162 となり、いずれも十分に高い値を示した。 $R_t=200t$ についてはこれまで同様、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が、 $R_t=150t$ については、平均強度では引張型が圧縮型を上回ったものの、逆に比較値では平均で3%ほど引張型が圧縮型を下回った。これについては引張型の通直材コントロールの強度が、平均で 686 kg/cm^2 と他に比べ最も高かったことにも原因があるものと思われる。また、上述の水平剪断破壊を生じた圧縮型試験体 (45C1) について

Table 3. Results of destructive test

No.		P_{\max} (kg)	M. A. (cm)	σ_c (kg/cm ²)	σ_s (kg/cm ²)	$\frac{\sigma_c}{\sigma_s}$
60C	Av.	596	17.40	677	622	1.097
	Max.	655	17.98	723	736	1.248
	Min.	492	17.13	565	571	0.957
60T	Av.	929	12.58	774	656	1.177
	Max.	1193	13.35	959	758	1.358
	Min.	620	12.04	555	582	0.945
45C	Av.	653	17.36	729	615	1.192
	Max.	696	18.46	765	674	1.385
	Min.	574	16.89	652	530	1.090
45T	Av.	912	13.30	788	686	1.162
	Max.	1063	13.86	940	820	1.428
	Min.	614	12.74	557	572	0.943
30C	Av.	486	16.59	537	651	0.859
	Max.	562	16.93	637	869	1.105
	Min.	446	16.17	467	504	0.538
30T	Av.	699	13.88	639	637	1.038
	Max.	1004	14.41	885	862	1.618
	Min.	387	13.33	373	547	0.673
24C	Av.	457	16.29	515	632	0.820
	Max.	562	16.49	633	738	0.896
	Min.	400	16.01	451	504	0.721
24T	Av.	654	13.85	605	649	0.932
	Max.	998	14.37	881	707	1.280
	Min.	550	12.99	530	573	0.751

(Notes) P_{\max} : Maximum load, M. A.: Moment arm at P_{\max} , σ_c : Strength of curved test specimen, σ_s : Strength of straight beam.

は、荷重点の周囲を合板により補強しなかったために、おそらく荷重点のボルト孔における剪断破壊が引金になったものではないかと思われる。

$R_t=100t$ 、 $80t$ の試験体については、平均強度および通直材に対する比較値の平均は、 $R_t=100t$ の圧縮型で 537 kg/cm^2 、 0.859 、引張型で 639 kg/cm^2 、 1.038 となり、引張型では低減は認められないようであるが、圧縮型では強度、比較値ともに低減が認められる。さらに $R_t=80t$ になると、圧縮型で 515 kg/cm^2 、 0.820 と低減が大きくなるとともに引張型においても 605 kg/cm^2 、 0.932 と低減が認められた。この両圧縮型における強度低減については、前述したように、剛性試験終了時点で試験体内縁部に認められた微細な圧縮破壊線が大きく影響しているものと考えられる。また、破壊形態では、 $R_t=100t$ の引張型試験体において5体中3体、 $R_t=80t$ の引張型試験体において5体中2体に、半径応力に起因すると思われる試験体内層部での繊維に直角方向の著しい分離破壊が生じたが、これら試験体の引張側においては、曲げによる引張破

壊はいずれもまったく認められなかった。これらの破壊形態については、半径応力と水平剪断応力の複合した破壊形態であると考えられるが、この2曲率について最大水平剪断応力を試算してみると、平均で $R_t=100t$ では $\tau=30 \text{ kg/cm}^2$ 、 $R_t=80t$ で $\tau=29 \text{ kg/cm}^2$ となり、破壊応力としては低い値である。これに対し、別途行なったJISによる原板の横引張試験より得られた材料の横引張強度と、単純に $\sigma_R=3M/2AR$ により求めた最大半径応力度 σ_R を比較してみると、 σ_R は両曲率ともに平均で、材料の横引張強度の80%を越えており、半径応力に起因する(半径応力をもたらす)破壊であると判断した。また、これら2曲率については、その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。

このように、本研究においては平均強度では4曲率ともに引張型が圧縮型を上回り、通直材に対する比較値についても前述した $R_t=150t$ (平均で3%減)を除く3曲率において、引張型が圧縮型を上回る結果を得た。そのためここでは、既報同様圧縮型と引張型の平均値を各曲

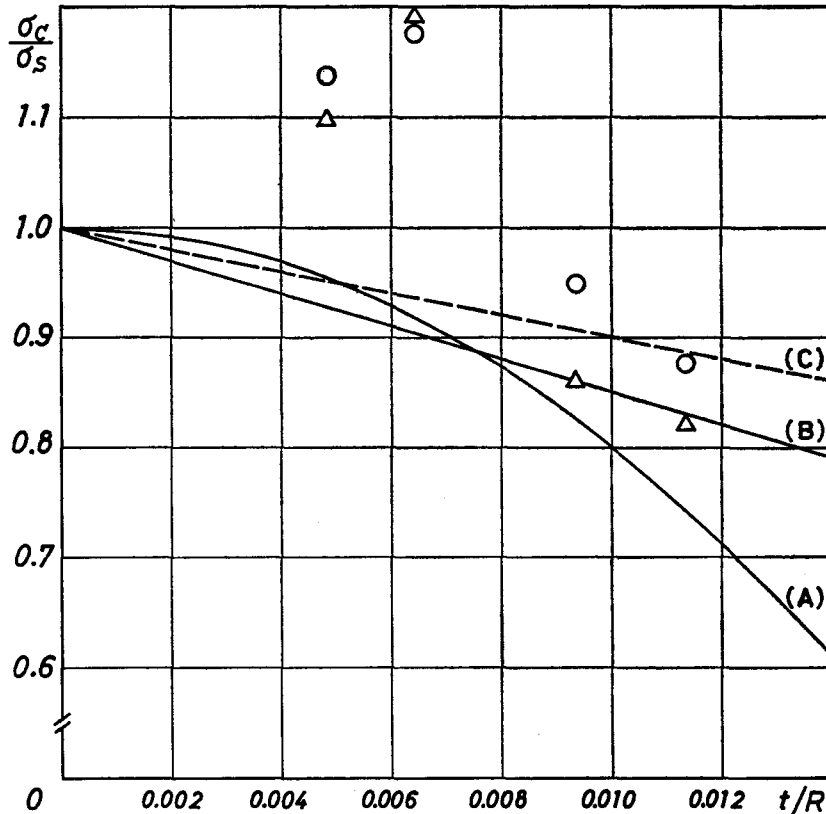


Fig. 2. Average ratios of the ultimate strength of curved timbers to straight beams plotted against the curvature ratio (t/R).
 ○: Average of compression and tension-type specimens
 △: Average of compression-type specimens
 (A) WILSON $k=[1-2000(t/R)^2]$, (B) HUDSON $k'=[1-15(t/R)]$,
 (C) $k''=[1-10(t/R)]$.

率比 (t/R) について WILSON, HUDSON 両式と比較すると同時に、圧縮型についての比較もあわせて行なった。結果は Fig. 2 に示されるが、図中の○印が圧縮、引張両荷重型における平均値を表わし、△印が圧縮型についてのみの平均値である。図に示されるように、両者とも現行の WILSON 式との差異が大きく、前述のごとく $R_t=200t$, $150t$ 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、低減の認められた $R_t=100t$, $80t$ の圧縮、引張両荷重型の平均値についても、いずれも両式を上回っており、これも既報同様 $k''=[1-10(t/R)]$ の適用が可能である結果を得た。また、圧縮型の平均値に限定した場合には、本研究の結果は HUDSON 式 $k'=[1-15(t/R)]$ と良い一致を示した。なお、既報のミズナラわん曲材に対して、この圧縮型だけの結果をみた場合、既報ではかなり安全側に評価しているために、この圧縮型のみの低減についても既報の $k''=[1-10(t/R)]$ は十分適用出来るものと判断される。

4. おわりに

既報において、合計で 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が、本研究では道産針葉樹のアカエゾマツおよびトドマツ材に対し、既報とまったく同様の 4 種類の曲率 [$R_t=200t$ (60 cm), $150t$ (45 cm), $100t$ (30 cm), $80t$ (24 cm)] について各 10 体、計 40 体のわん曲材を作製してその曲げ性能におよぼす曲率影響を調べた。また、各試験体の耐力は、既報同様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) 通直材に対する圧縮、引張両荷重型を合わせた比較値の平均は、4 曲率いずれにおいても WILSON, HUDSON 両式を上回っており、既報同様 $R_t=200t$, $150t$ 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。また、 $R_t=100t$, $80t$ における強度低減傾向は両式よりも緩やかであり、この 2 曲率については既報同様、HUDSON 式よりも勾配の緩やかな直線式 $k''=[1-10(t/R)]$ の適用が可能であろう。

2) 平均強度値については、4 曲率ともに引張型が圧縮型を、平均で 8~19% 上回った。強度の低かったこの圧縮型の通直材に対する比較値の平均についても、 $R_t=200t$, $150t$ の 2 曲率においてその低減は認められないようであったが、 $R_t=100t$, $80t$ における低減傾向は、HUDSON 式にはほぼ一致する結果が得られた。

3) $R_t=100t$, $80t$ の 2 曲率においては、強度低減ばかりではなく、曲げ剛性の低下も認められるようであった。

文 献

- 1) 日本建築学会：木構造設計規準・同解説。丸善，1973。
- 2) 生田晴家：ミズナラわん曲材の曲率と耐力。北大演習林研究報告，42-1，179-190，1985。

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. In this paper, the effect of curvature on the strength of curved glued-laminated timbers consisting of softwood thin laminations was investigated. Similarly to the previous paper, four kinds of curved timbers, in which the radii of curvature for each concave surface were 60, 45, 30 and 24 cm, were made of Akaezomatsu and Todomatsu thin laminations. These curved timbers were about 3 by 5.8 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 $80t$ (t : lamination thickness). Half of the curved timbers 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 timber 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) For the average ratios of the ultimate bending strength of both compression and tension-type curved timbers to that of straight beams, no reduction might be found at the curvature ratios (t/R) of about 0.005 and 0.006 ($R_i=200$ and $150t$). At the curvature ratios of about 0.009 and 0.011 ($R_i=100$ and $80t$), the average reduction in strength ratios was found to be smaller than that given by both WILSON's and HUDSON's formulas and WILSON's formula departed from the test results remarkably. For these curvature ratios a simple formula $k'' = [1 - 10(t/R)]$ might be applicable to the average reduction in strength ratios.

2) For each average strength of compression and tension-type curved timbers, the average strength of tension-type was greater than that of compression-type at all four curvature tested. At the curvature ratios of about 0.009 and 0.011 ($R_i=100$ and $80t$), the average reduction in strength ratios agreed with HUDSON's formula $k' = [1 - 15(t/R)]$.

3) The reduction in stiffness of the curved timbers might be found at the curvature ratios of about 0.009 and 0.011 ($R_i=100$ and $80t$).