HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	湾曲集成材の半径応力ならびに曲率と耐力に関する基礎的研究
Author(s)	生田, 晴家
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 47(2), 415-478
Issue Date	1990-08
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/21328
Type	departmental bulletin paper
File Information	47(2)_P415-478.pdf

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

湾曲集成材の半径応力ならびに曲率と耐力に関する基礎的研究

生　田　晴　家*

Radial Stresses in Curved Glued-Laminated Timbers and Strength of Curved Timbers in Relation to Curvature Ratio

By

Haruie IKUTA *

要　　旨

曲げを受ける湾曲材に発生する半径応力について，理論的および実験的検討を加えるとともに，曲率の増加に伴うとされる強度低減について，WILSON，HUDSON両提案式との比較を試みた。また，試験当時の針葉樹湾曲集成材の製造基準の問題点を指摘し，適正な曲率半径と挽板厚との関係について提言を行ったが，得られた結果はそれぞれ次のように要約される。(1) 半径応力の発生機構を述べ，その一般式を求めたが，3種類の曲率($R_i=200\,t$, $150\,t$, $100\,t$　R_i：湾曲部の内縁における曲率半径，t：挽板厚)について実測された半径応力分布は，針葉樹材(アカエゾマツおよびトドマツ)，広葉樹材（ミズナラ）ともに理論応力分布に対してほぼ良好な適合性を示した。(2) 更に $R_i=80\,t$ の試験体を加えて行った4曲率の湾曲材に対する破壊試験結果から，「曲率の増加に伴う強度の低減」を認めるとするならば，現行のWILSON式 $k=1-2000(t/R)^2$ではなく，針葉樹材ではHUDSON式$k'=1-15(t/R)$，広葉樹材では$k''=1-10(t/R)$の直線式の適用が妥当と思われた（R：材せい中央の曲率半径)。(3) 針葉樹湾曲集成材の製造基準として，挽板を何ら破損の認められない比例限度内で使用するという立場をとるならば，適正な湾曲部内縁の曲率半径と挽板厚との関係は $R_i \geqq 150\,t$ とすべきであることが示された。また，挽板の最終破壊は，いずれの板厚においても平均でほぼ $R_i=50\,t$ で生じた。

キーワード：　半径応力，湾曲（集成）材，曲率（半径)，曲り梁，ポアソン比。

1990年3月31日受理　Received March 31, 1990.

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

目　　次

第1章 緒　論……417
第2章 既往の研究……419
第3章 半径応力の発生機構とその一般式……424
3.1 通直梁近似条件による一般式……425
3.2 曲り梁条件による一般式……426
第4章 針葉樹湾曲材の半径応力……427
4.1 材料および試験方法……428
4.2 結果および考察……430
4.3 要　約……436
第5章 広葉樹湾曲材の半径応力……436
5.1 材料および試験方法……437
5.1.1 曲げ歪のポアソン比効果……437
5.1.2 湾 曲 材……438
5.2 結果および考察……439
5.2.1 曲げ歪のポアソン比効果……439
5.2.2 湾 曲 材……441
5.3 要　約……444
第6章 針葉樹湾曲材の曲率と耐力……445
6.1 材料および試験方法……445
6.2 結果および考察……446
6.3 要　約……450
第7章 広葉樹湾曲材の曲率と耐力……450
7.1 材料および試験方法……450
7.2 結果および考察……454
7.3 要　約……457
第8章 湾曲集成材における曲率半径と挽板厚……457
8.1 湾曲集成時の挽板の曲げ応力……458
8.2 材料および試験方法……458
8.2.1 使用材料……458
8.2.2 $R=100\,t$ の変形試験……459
8.2.3 曲げ破壊試験……461
8.3 結果および考察……461
8.3.1 $R=100\,t$ の変形試験……461
8.3.2 曲げ破壊試験……466
8.4 要　約……467
第9章 厳密計算値に対する近似計算値の精度……467
9.1 垂直応力 (Normal Stress)……467
9.2 半径応力 (Radial Stress)……468
9.3 湾曲材の計算変位……468
第10章 結　論……470
謝　辞……472
文　献……472
Summary……476

第1章　緒　　論

集成材の発展の歴史を振り返ると，1893年，スイスでスパン40 mの3鉸節アーチが使われたのが初めてとされている。技術的には，ドイツのHETZERが1901年に集成材製造に関する特許をスイス政府に申請し，許可されたことに始まる。さらにHETZERは1906年，ドイツにおいても集成材の製造法についての特許を得ている。このHETZERの集成材技術は，スイスおよびドイツからフランス，ベルギー，オランダおよび北欧諸国に広まると同時にアメリカにも渡り，1934年にはマジソンの林産試験場の倉庫に使用され，初めて実用化された。その後，尿素樹脂の開発が進められたため，アメリカ海軍および軍需省の共同研究で木造船の竜骨に集成材が使用されたが，耐水性が悪く実用化試験に失敗している。しかし，1942年にフェノール・レゾルシノール系樹脂接着剤が開発され，屋外使用される集成材に対し，高い接着耐久性が得られるようになったために，用途開発が一段と進められることとなった。

わが国における集成材工業も，他の木材分野の工業と同様，海外技術，特にアメリカからの技術導入によって誕生したともいえるが，海外の特許やプラント輸入ということはせず，海外の各種資料を自己消化し，自らの手で発展させたことは評価されて良いであろう。当初，技術的に特に必要とされたのは，合成樹脂接着剤を集成材製造に適合するように改良すること，屋外用集成材の接着剤の開発，一貫工程の機械装置，とりわけ圧締装置および加熱硬化装置の研究等であった。それらが逐次解決されて，わが国において集成材が実大材料として建築に用いられたのは，1951年（昭和26年），東京都内の森林記念会館に円弧状のアーチが使われたのが初めてである。翌1952年には，三井木材がスパン11 mの3鉸節アーチを製作し，同社の北海道置戸工場の倉庫に使用したが，いずれも尿素樹脂接着剤を用いたものであった。

このように，集成材の技術の進歩をもたらした原因のまず第一は，加工技術の発達もさることながら，接着剤の改良および開発であり，集成材は接着剤とともに進歩してきたといえる。第二は，優良大径木が減少したために素材の径級および品等が必然的に低下し，同時に，天然林材から人工林材への転換を余儀なくされている状況にあっては，これを克服しようとするためには接着による集成材以外に道はないことがあげられる。第三には，木材の高度利用を図るため，挽板を十分乾燥させて積層接着し，通常の木材にみられるような乾燥割れや狂いの恐れを無くするとともに，強度的に信頼性を高め，木材の合理的利用に資することが求められてきたこと等があげられよう。

このような状況の中で発展してきた集成材の合理性および品質の優秀性は，既に周知のところであるが，一語にしていえばその「人工性」によるものであり，天然産の通常の木材とこの点で質を異にしている。改めてそのメリットを指摘するならば，次のとおりである。

(1)　集成材は任意の断面および長さ寸法の部材を自由に作製出来るばかりではなく，性能の面においても，欠点を除去，分散させ，適切にラミナを配置することにより，所要の剛性お

よび耐力を備えた部材の作製が可能である。

(2)　断面を大きくすることにより，防火性能を高めることが出来る。

(3)　ラミナの積層面が巧まざる美観を創造し，そのままでデザイン的効果がある。

このように，形状，性能等の各面において合理的かつ優れた木構造材料である集成材の中でも，湾曲集成材はその特長を最大限に発揮させるものであろう。安全曲率内であれば，目切れのない高強度の任意の曲線材の作製が可能であり，これによって集成材の形状の自由度を更に高めるとともに，鉸節間に接合部を持たない3鉸節アーチ構造を可能とした。しかしながら，この湾曲集成材にも弱点が存在する。それは，木材の終局破壊に対する最も弱い性質である繊維に直角方向の横引張により，破壊する場合が多々あるからである。この半径応力（半径方向応力度，Radial Stress)による横引張破壊は，比較的低応力レベルで発生するばかりではなく，仮に湾曲部のラミナ間に接着不良部が存在するような場合や，ラミナに目廻り等の割れがある場合などには，非常に危険な破壊要因となる。わが国では，この半径応力を含めて湾曲集成材についての研究があまり行われてはおらず，中でも，この半径応力に焦点をあてた詳細な報告は見られないようである。本研究では，曲げを受ける湾曲材に発生する半径応力について，理論的および実験的検討を加えるとともに，曲率の増加に伴うとされる強度低減について，WILSON, HUDSON 両提案式との比較を試みた。また，試験当時の針葉樹湾曲集成材の製造基準の問題点を指摘し，適正な曲率半径と挽板厚との関係について提言を行った。

本論文の構成は以下のようである。

緒論に続き，第2章で半径応力ならびに湾曲集成材に関する，内外におけるこれまでの研究について述べた。

第3章では，半径応力の発生機構を述べるとともに，その一般式を，通直梁近似条件による場合と，厳密な曲り梁条件による場合について，それぞれ独自に求めた。

第4章では，針葉樹材（エゾマツ，トドマツ）の薄板を用いて，湾曲材を曲率を変えて3種類作製し，湾曲部横断面に発生する半径方向および繊維方向の歪分布を測定した。これらの歪分布を計算による予測分布と比較するとともに，実際の半径応力分布を求め，理論応力分布との適合性を調べた。

第5章では，広葉樹材（ミズナラ）の薄板を用いて，前章と全く同様の湾曲材を作製し，その湾曲部横断面に発生する歪分布を中心に実験的検討を加えた。と同時に，材せい方向での曲げ歪による繊維に直角方向歪へのポアソン比効果について検証実験を行った。

第6章においては，針葉樹材（エゾマツ，トドマツ）の薄板を用いて，4種類の曲率について各10体，計40体の湾曲材を作製し，曲げ性能に及ぼす曲率影響を調べるとともに，その強度低減傾向について，WILSON, HUDSON 両提案式との適合性を検討した。

第7章では，広葉樹ミズナラ材の薄板を用いて，WILSON, HUDSON 両提案式において差異の大きい2曲率（$R=200\,t$ および $R=80\,t$）の湾曲材を各8体，計16体作製し，その耐力に及

ぼす曲率影響を調べた。また，第5章のデータにこれら2曲率16体のデータを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湾曲材について，その強度低減傾向を両提案式と比較した。

第8章では，試験当時の針葉樹湾曲集成材製造基準の問題点を指摘するとともに，実際に5種類の挽板厚について実験的検討を行い，適正な曲率半径と挽板厚との関係について提言を行った。

第9章では，種々の近似計算値について，その厳密計算値に対するそれぞれの精度を述べた。

第10章では，それぞれ得られた結論を要約した。

なお，本論文は北海道大学審査学位論文である。

第2章　既往の研究

緒論で述べたように，わが国において集成材が実大材料として建築に用いられたのは，1951年（昭和26年）に円弧状のアーチが使われたのが初めてであり，欧米の諸外国に比べると数十年の遅れがあった。しかしながらこれは，集成材を作製する際の接着技術が諸外国に比べて劣っていたということではなく，構造部材としてこれを利用しようとする場合に，その設計に必要な資料もなければ，荷重試験が行われたこともなく，とりわけ，湾曲集成材に関する国内の強度的資料が皆無であったために，その発展がとざされていたようである。

そのような情況の中で，1957年（昭和32年）に林業試験場（現森林総合研究所）の集成材研究班によって，まず通直集成材に関する試験が行われ[1]，翌1958年には同じく集成材研究班によってわが国で初めて湾曲集成材に関する試験が行われた[2]。この初めての試験ではアカマツ材が使用され，原木から挽板，乾燥，加工の工程を経た後，レゾルシノール樹脂接着剤によって積層接着された。作製された湾曲集成材はラミナ厚1.5 cmの13層構成で断面の幅10 cm，材せい約20 cm，長さ約6 mのものであり，計8体が作製された。最小安全曲率半径R_sとして，ラミナ厚tの120倍に相当する$R_s=180$ cmが採用されているが，これは圧縮における$\varepsilon_{oc}(=\sigma_c/E$；最大比例短縮度）と，曲げにおける$\varepsilon_{ob}(=\sigma_b/E)$との幾何平均から決定されたものである。この曲率半径と挽板厚については，1956年，FINNORNとRAPAVIの研究[3]があり，この安全曲率半径R_sとして，ホワイトオークで$R_s=116\,t-6$，ダグラスファーで$R_s=126\,t+10$，アフリカンマホガニーでは$R_s=124\,t+10$（単位はいずれもインチ）を与えている。また，この集成材研究班による湾曲集成材に関する試験では，ゲージ長60 mmのストレインゲージを貼付して繊維方向と半径方向の歪分布を測定しているが，いずれも測定された歪分布を示すにとどまっている。このうち半径方向についてはゲージ貼付位置の断面中央の半径応力を計算し，実測された半径歪から横ヤング係数を推定している。荷重方法は梁試験（凸面荷重：曲率減少）と柱試験（End thrust：曲率増加）とからなり，このうち成型圧締時の初応力（初期応

力）に起因するとされる柱試験体の強度低減について，得られた実測値はWILSON式[4,9]から算出した計算値の80～90％にとどまった。

翌1959年と1960年に，横浜国立大学の飯塚によってさらに湾曲集成材に関する試験が行われた[5,6]。使用材料はいずれも道産のエゾマツ材であり，断面10×10 cm，$t/R=1/200\sim1/70$の同一円弧状をなす試験体が尿素樹脂接着剤を用いて作製された。これらについて柱試験と梁試験が行われたが，強度低減の対象となる柱試験体において，WILSONの計算値に対する実測値の比は0.98～1.15の範囲にあり，大体において一致するとしている。また，曲率を減少させる梁試験体についてはWILSON式を用いずに直接，通直材に対する実測値の比を求めたが，その範囲は0.61～0.99であり，平均0.87であった。またここでもストレインゲージにより歪が測定されているが，半径方向については実測された歪から横圧縮ヤング係数を求めるにとどまっている。しかしながら私見ではあるが，いずれもコントロール材の強度として通直集成材3体の単純平均が用いられており，3体のバラツキからみてもこの平均強度値には疑問が残る。

1963年には澤田ら[7]によって木造組立家屋に対する実大剛性試験が実施されたが，その部材としてエゾマツおよびトドマツ挽板からなる湾曲集成材が使用された。この湾曲集成材の内縁の曲率半径は挽板厚のわずか80倍にしか過ぎず（$R=80\,t$），当然のことながらその内側の材面にはかなり強い損傷が認められたと述べている。これらの部材について，凸面側に集中荷重を加える試験が行われたが，見掛けの曲げ剛性EIを求めるにとどまり，破壊試験は行われなかった。

1978年，高見[8]によって円形集成材の強さに関する試験が行われた。市販のアカラワン，ハルニレの挽板を用い，フェノール変性濃縮タイプ尿素樹脂によって断面の幅5 cm，高さ4 cm，曲率半径と挽板厚の関係が$R=100\,t$である円弧状の湾曲集成材が作製された。ここでも柱試験と梁試験の二種類が行われ，その結果，同時作製したコントロール通直集成材の基準値に比較して，曲げヤング係数は両樹種ともにコントロール材の値よりも，梁試験体で約10％の増加，柱試験体では逆に約10％の減少がみられたこと，および強度では柱試験の場合，アカラワンが26％の減少，ハルニレで21％の減少を示し，WILSONの低減率にほぼ合っていること等が示された。

次に，諸外国に於けるこれまでの湾曲集成材の強度に関する研究を簡単に述べる。まず1939年，アメリカFPLのWILSON[9]がダグラスファー，シトカスプルース，サザンイエローパインの1/2"～11/8"（1.3～3.5 cm）厚の挽板を用いて，曲率半径が板厚の80～320倍（$t/R=1/320\sim1/80$）の範囲にある湾曲集成材を作製し，成型時の初応力（初期応力）の影響による強度低減を実験により求め，次式による補正係数を提案した。

$$k=1-2000(t/R)^2 \qquad (2.1)$$

わが国の規準[4]はこの提案式をそのまま採用したものであり，この式に対しては澤田[10]も否定的な意見を述べているが，そのほかに，この試験が針葉樹3樹種のみに関して行われたもの

であるにもかかわらず，樹種を問わず広葉樹材にまで適用可能とされていること，および $t/R=1/130$ 付近の試験体の低強度に強く影響された形で，曲線形を採用していること等に疑問が残る。

この提案式に対して，1960年イギリスのHUDSON[11]が実験に基づいて異論を唱えた。HUDSONはヨーロッパアカマツ，同国産カラマツ，シトカスプルースを用いて湾曲集成材およびこれとペアをなすコントロール通直集成材を各々作製し，試験体の凹面中央に集中荷重を加える曲げ試験結果から，次式で示される線形の補正係数 k' を提案した。

$$k'=1-15(t/R) \tag{2.2}$$

これらの補正係数 k, k'は，第6章の図6.2にグラフ化されているので参照されたい。この試験では材幅4.4 cm，材せい5.6 or 6.4 cmの湾曲集成材（$t/R=1/274\sim1/60$）と通直集成材合計298体が，カゼイングルーを用いて作製され，試験に供された。

この前年の1959年，FINNORNとRAPAVI[12]によって，湾曲集成材の強度に及ぼすラミナ厚の影響に関する試験が行われた。材料は無欠点，繊維通直のホワイトオーク材であり，5種類のラミナ厚に対して治具の半径を一定とし(72")，断面約15 cm角の合計20体の集成材がレゾルシノール・フェノール樹脂接着剤により作製された。ここで作製された湾曲集成材の曲率比は $t/R=1/268\sim1/96$ の範囲にあり，これらの凸面に中央集中荷重が加えられた。この試験の結果，ラミナ厚は湾曲集成材の強度に影響を与えないと結論している。このことは言い換えると $t/R=1/268\sim1/96$ の範囲に渡って，曲率半径とラミナ厚の比は強度に影響しないということであり，結果的には前出の補正係数を否定するものであった。

同様にラミナ厚を変えた試験が1964年，KOSTUKEVICHとWANGAARD[13]によって行われた。使用材料はダグラスファーと広葉樹Roble blancoであり，治具の半径を一定として(40")，断面の幅約5 cm，高さ5～6 cmの湾曲集成材およびコントロール通直集成材を，レゾルシノール・ホルムアルデヒド接着剤を用いて7種類のラミナ厚についてそれぞれ作製した。湾曲材については $t/R=1/180\sim1/80$ であり，ここでもその凸面に集中荷重が加えられた。その結果，明確な結論は得られず，ダグラスファーで負の相関（ラミナ厚が増すにつれて，即ち曲率比 t/R が増すにつれて強度は減少する）が見られたものの，$t/R=1/120$ までは低減は認められず，最大曲率比 $t/R=1/80$ でも0.89を示したのに対し，WILSON式はこの曲率比について0.69を与えていること，およびRoble blancoでは逆に正の相関が認められたうえ，全範囲に渡って低減は認められなかったとしている。

このWANGAARDら[14]は更に1968年，試験方法に凹面荷重を新たに含め，広葉樹6樹種とダグラスファーについて試験を行ったが，試験体の曲率比，形状等は前試験と同様であった。その結果，ダグラスファーでは両荷重型について負の相関が認められたものの，凸面荷重では全範囲に渡って低減はなく平均で1.08の数値を示し，凹面荷重でも1.10～0.83であり，$t/R=1/120$ までは低減はないと評価されたのに対し，この範囲についてWILSON式は0.94～0.69の

低い数値を与えていること，および広葉樹材の $t/R=1/100$ における強度比が凸面荷重で0.95～1.11，平均1.04，凹面荷重で0.79～0.96，平均0.86であったのに対し，同式は0.80を与えていること等が示された。

さらに翌1969年，WANGAARDら[15]はロブロリーパイン（Loblolly pine）について試験を行ったが，接着剤にフェノール・レゾルシノール・ホルムアルデヒド接着剤を用いた以外は，試験体の曲率比，形状，試験方法ともに前試験と同様であった。文献中のTable 2について結果を平均すると，$t/R=1/180$～$1/80$ の曲率比に渡って，凹面荷重で0.95～0.90，凸面荷重のもので1.08～1.02を示した。（WILSON式ではこの範囲について0.94～0.69を与える）

以上述べたように，湾曲集成材の強度に関して多くの研究が行われてきたが，WILSONとHUDSON以外にはいずれも補正係数として具体的な式は提示されておらず，またこれらはすべて実験に基づくものであり，理論解析は行われなかった。しかしながら，1979年，ANDERSONとBOOTHによってこの理論解析が行われ[16]，ラミナの積層数 $n=40$ までに対し，凹面荷重で（2.3）式，凸面荷重で（2.4）式による理論解が初めて示された。

$$k=1-20(t/R) \tag{2.3}$$

$$k=1-10(t/R) \tag{2.4}$$

これは，湾曲集成材の成型時の残留応力やその積層数および木材の強度特性等を考慮した理論解析結果に直線式を適合させたものであり，いずれも下限値を与えるものとしている。これまでは実験結果の平均値や回帰直線について論じられていたのに対し，下限値を予測したという点でも初めての試みであった。

次に，半径応力(Radial Stress)に関する諸外国の既往の研究について簡単に述べる。1969年，ZAHN[17]は現に使用中の大断面湾曲集成材の材せい中央付近に，半径方向の横引張分離による材軸に沿った割れが発生することに注目した。この現象を明らかにするために残留応力に的を絞った解析を行った結果，半径応力はあまり大きくはないので，もし材料に顕著な割れ等が存在しないのであれば，半径応力は半径方向の横引張分離をもたらすところの使用中の破壊原因とはならないとし，この半径方向の横引張分離は，繊維に直角方向の強度に及ぼす時間依存効果によるものであり，恐らく接着層付近にピークを有する軸方向の大きな残留応力が材料の横引張抵抗の徐々なる劣化をもたらすのであろう，と述べている。

翌1970年，FOSCHI[18]は頂点が三角形状をなし，材せいが長手方向に変化する長方形変断面の湾曲集成材に対して，Point-matching解析を行った結果，材せい一定の等断面湾曲集成材に適用される現行の計算式で最大半径応力を計算した場合には，応力解析で得られた最大半径応力値の丁度1/2の応力値を与えてしまうとして，現行の計算式の適用は大きな誤りであると指摘している。

同じく1970年，FOSCHIとFOX[19]は現行の最大半径応力の計算式が，材せい一定の湾曲集成材については十分に正確であるのに対し，先の実験で示されたように，材せいの変化する長

方形変断面湾曲集成材にそのまま適用した場合には最大半径応力を過小評価してしまうことから，先と同様の解析を数種の異なったビーム形状に対して，純曲げを想定して行った。この結果，半径応力係数 K_r を用いて最大半径応力 σ_{r-max} を表わすと，(2.5)式となり，この K_r を H/R_m の二次多項式として（2.6）式のように近似した。

$$\sigma_{r-max}=K_r\cdot\sigma_o \tag{2.5}$$

$$K_r=A+B(H/R_m)+C(H/R_m)^2 \tag{2.6}$$

ここに σ_o：Reference stress or Nominal stress（頂点を通る断面の M/Z による曲げ応力），H：同じ断面の材せい，R_m：同じ断面の中央における曲率半径，A，B，C：湾曲集成材上端面の水平角度 β によって決まる定数であり，文献では $\beta=2.5°\sim30.0°$ に対する定数値が示された。この半径応力係数はその後アメリカ AITC の Timber Construction Manual に採用され，1988 年にはわが国の木構造計算規準[20]にもそのまま採用されている。

さらに翌 1971 年，FOSCHI[21]はこの半径応力係数を確認するために，湾曲集成材に発生する応力について検証実験を行った。三角形部分の頂点を通る断面の高さが 11.4～15.2 cm，幅わずか 1.7 cm の試験体がダグラスファーを用いて 4 体作製されたが，(2.6)式中の H/R_m はそれぞれ 0，0.11，0.25，0.50 であった（0：湾曲部を持たないダブルテーパービーム）。試験はいずれもその凸面側に 2 点荷重を加えて行われたが，その結果，(2.6)式で与えられる K_r 値について，実測値と先の理論値とは良く一致することが示された。

1974 年に FOX[22]は，市販のダグラスファー集成材から横引張試験用の角柱を切り出し，断面の辺長と材長が異なる 7 種類の角柱に対して，接着層に直角方向の横引張試験を行った。この時，ラミナの目廻りによる早い段階での破壊が認められ，こういった欠点が使用中の湾曲集成材の説明のつかなかった破壊の原因ではないかと述べている。さらに同年，FOX[23]はダグラスファーとウエスタンラーチで作製された 2 種類合計 12 体の変断面湾曲集成材について，積雪荷重を想定した等分布荷重試験を行った。その結果，12 体中 4 体が引張半径応力によって破壊したが，この時の応力は 12～20 kg/cm² と評価された。またいずれの場合においても，荷重と撓みおよび荷重と歪の関係は，破壊時まで直線であったと述べている。

同じく 1974 年，GOPU と GOODMAN[24]は変断面湾曲集成材の中央湾曲部分のみの試験体（外側の直線部分を持たない）をサザンパインを用いて 2 体作製し，この部分に発生する応力分布を理論的および実験的に検討した。試験はいずれも中央の頂点部に集中荷重を加えて行われたが，その結果，弾性解と有限要素法による解析結果は良い一致を示し，頂点を通る断面に沿った歪と応力分布が，予測された通りに実験的に確認された。

翌 1975 年，同じく GOPU と GOODMAN[25]によってダグラスファーの実大変断面湾曲集成材に関する試験が行われた。試験体数は 6 体であり，いずれもその凸面側に 2 点荷重が加えられたが，破壊試験では 6 体すべての試験体が半径応力による横引張で破壊した。この最大半径応力を(1) (2.5)，(2.6)式で示される現行の AITC の設計式，(2) 有限要素法解析結果，および(3)

材せい一定の湾曲集成材の式，の三通りによって計算した結果，材せい一定の湾曲集成材の式は変断面湾曲集成材には適用出来ないこと，およびAITCの設計式は有限要素法による予測値と良く一致する数値を与えることが示された。

さらにGOPUとGOODMAN[26]は1977年，変断面湾曲集成材について理論的検討を行い，現行の設計手法の評価を行うとともに，新たな設計手法の提案を行った。純曲げ条件における半径応力については，現行の設計式による予測値は有限要素法によるそれと一致するとした上で，さらに上下端面の水平角度の比の項を追加し，半径応力係数K_rとして3次の多項式を提案した。また現行の式は等分布荷重に対して半径応力を過大評価しているとし，これに対する低減係数C_rとして，これも3次の多項式を提案した。接線方向の最大曲げ応力については，逆に非常に過小評価しているとして，純曲げおよび等分布荷重の両条件に対して共通の，2次の多項式である曲げ応力係数K_0を提案した。また中央頂点部の最大撓みも過小評価されていると指摘し，撓み算出の際の断面二次モーメントを近似した簡便な算出式を示した。続いてこの種の変断面湾曲集成材の，より合理的な設計方法を，具体的に順を追って述べている。

GOPU[27]はさらに1980年，この等分布荷重条件における材せい一定の湾曲集成材の半径応力解析を，7形状の湾曲集成材を想定して行った。その結果，純曲げの場合には有限要素法解析結果とWILSON式($3M/2AR$)とは完全に一致するのに対し，等分布荷重の場合には変断面湾曲集成材においてと同様，やはりWILSON式が過大評価を与えていることが示された。この引張半径応力に対する過大評価は，湾曲部分の中心角が減少する程，また曲率半径に対する材せいの比が増加する程，大きくなることが，文献中のFig. 3に示されている。

翌1981年同じくGOPU[28]は，半径応力によって横引張破壊を起こした後に，補強により修復されたダグラスファー変断面実大湾曲集成材2体（約$R=150\ t$）について，性能試験を行った。補強方法は(1) 直径1"のラグボルトを使用するもの，(2) 直径1"の鋼棒をエポキシを充填した先穴に埋め込むもの，の二通りとした。いずれも10本の補強材を頂点に関して対称に，等間隔に配置したが，うち6本を中央湾曲部に配置した。これらに対する破壊試験の結果，初期破壊時の強度に対してそれぞれ55％，65％の強度増加が得られたとともに，半径応力についてもそれぞれ41％，45％の最大引張半径応力の減少が計算された。これに対し，接線方向の曲げ応力は補強の有無にかかわらず同一の計算値を示したことから，半径方向の補強は接線方向の曲げ応力に殆ど影響しないと述べている。この変断面湾曲集成材における補強法はさらにVINCENTとGOPU[29]によって進められ，補強に関する設計手法が提案されたが，そこでは新たな手法が数式とともに具体的に示されており，補強材の直径，補強材の間隔，中央湾曲部の補強を必要とする部分の長さ，補強材の本数等の決定方法が順を追って述べられている。

第3章　半径応力の発生機構とその一般式

湾曲材に対して曲げモーメントが作用すると，湾曲部の半径方向，即ち湾曲部の材せい方

向に応力が発生する。この材せい方向つまり繊維に直角方向に発生する応力が，いわゆる半径応力（Radial Stress）であり，曲率を増大させるような場合には圧縮応力，逆に減少させるような場合には引張応力として作用する。

この湾曲材に発生する半径応力については，NORRIS[30]による極座標を用いた理論的検討，澤田による薄肉円管理論を用いた検討等があるが，前者の極座標理論は非常に複雑である（これについては杉山[31]が詳しく紹介している）。ここではより平易な後者に基づいた筆者の検討を述べる。ただし，材質は一様であると仮定する。

3.1 通直梁条件による一般式

いま，図3.1(a)のように湾曲部の材せい中央面の曲率半径が R である湾曲材に，その曲率を減少させるような曲げモーメントが作用する場合を考える。曲率があまり大きくない場合には，湾曲材の横断面内に発生する曲げ応力分布を 同図(b)のような通直梁の応力分布で近似し得るので，これについて，材せい中央面から y なる距離の Y-Y'面での力の釣合を考える。

同図（c）に示されるように，F_yの直角方向の分力によって Y-Y'面の上方には F_yによる上向き方向の力が発生する。と同時に，同面の下方にはこれに釣合う逆の下向き方向の力が発生するために，Y-Y'面には上下方向即ち半径方向の横引張力が生じることになる。この F_y は次式で与えられる。

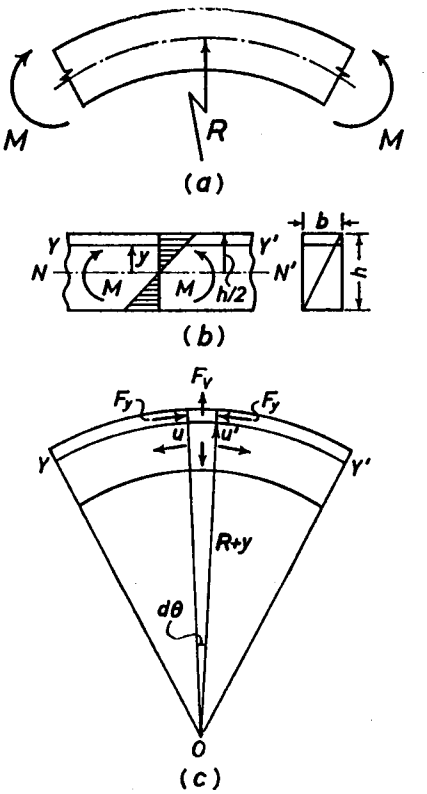

図3.1　曲げにより湾曲部に発生する応力

$$F_y=\int_A \sigma dA=\int_y^{h/2}\frac{M}{I}\,bdy=\frac{3M}{2h}\{1-4(y/h)^2\} \tag{3.1}$$

ここに y：材せい中央面からの距離，σ：曲げ応力，h：材せい，b：材幅，M：曲げモーメント，I：断面二次モーメントである。

いま，Y-Y'面上における微小区間 uu'を考えると，

$$uu'=(R+y)\,d\theta \tag{3.2}$$

F_yによって uu'面に直角に作用する力の合力を F_V とすれば，

$$F_V=2F_y\sin\frac{d\theta}{2}=2F_y\cdot\frac{d\theta}{2}=F_y d\theta \tag{3.3}$$

故に，半径応力度σ_Vは次式によって与えられる。

$$\sigma_V=\frac{F_V}{b(R+y)\,d\theta}=\frac{F_y d\theta}{b(R+y)\,d\theta}=\frac{1}{b(R+y)}\cdot\frac{3M}{2h}\{1-4(y/h)^2\}$$

$$=\frac{3M}{2A(R+y)}\{1-4(y/h)^2\} \qquad (3.4)$$

ここにA：断面積，R：材せい中央の曲率半径であり，他については(3.1)式と同様である。

この(3.4)式において$y=\pm h/2$とすると，いずれも$\sigma_V=0$となり，上下面で半径応力は発生しないことが分かる。また，その最大値の発生位置yについては，(3.4)式を微分することにより次式で与えられる。

$$y=R\{-1+\sqrt{1-(h/2R)^2}\} \qquad (3.5)$$

この(3.5)式中において$(h/2R)^2$が1に対して無視できるような場合には，$y=0$となって材せい中央即ち中立軸上に最大値が発生し，その値はさらに近似されて次式で与えられる。また，この時の半径応力分布を図3.2に示す。

$$\sigma_{V\text{-max}}=(3M)/(2AR) \qquad (3.6)$$

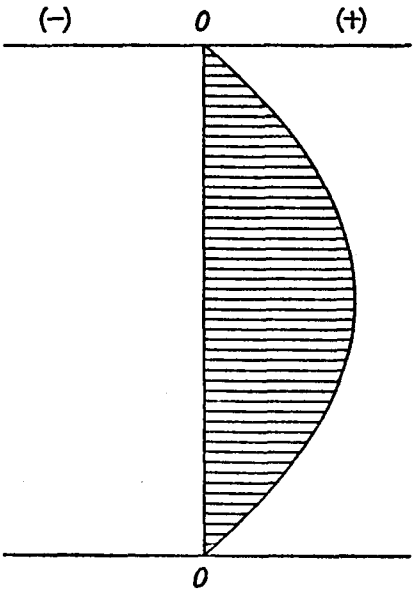

図3.2　半径応力分布

逆に，曲率を増大させるような曲げモーメントが作用する場合には，湾曲部の半径方向に圧縮応力が上と同様に発生する。

また，この半径応力は，曲げ応力のような正負の相反する応力の存在によって初めて生じるものであるから，軸力はこの半径応力には関与しない。ただし，半径方向の歪には関与する。

3.2　曲り梁条件による一般式

前節の通直梁条件において発生する曲げ応力は，材せい中央の中立軸を通る（材せい中央でゼロとなる）対称な直線分布を示す。これに対し，曲り梁に発生する曲げ応力は対称な直線分布とはならず，材せい中央よりも凹面側でゼロとなる双曲線分布を示す。即ち，中立軸は材せい中央とは一致せず，中央よりも凹面側に存在する。このような曲り梁における曲げ応力は，一般に次式により与えられる[32]（軸力は含まず）。

$$\sigma=\frac{M}{AR}\left(1+\frac{1}{\varkappa}\frac{y}{R+y}\right) \qquad (3.7)$$

$$\varkappa=-1+\frac{R}{h}\ln\frac{1+h/2R}{1-h/2R} \qquad (3.8)$$

ここに A：断面積，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。

この曲げ応力を用いて，(3.1) 式同様に F_yを求めると次のようになる。

$$F_y=\int_y^{h/2}\frac{M}{AR}\left(1+\frac{1}{\kappa}\frac{y}{R+y}\right)bdy$$

$$=\frac{bM}{AR}\left\{\left(1+\frac{1}{\kappa}\right)\left(\frac{h}{2}-y\right)-\frac{R}{\kappa}\ln\frac{1+h/2R}{1+y/R}\right\} \tag{3.9}$$

故に，厳密な曲り梁条件によって計算される半径応力度σ_Vは，次式で与えられる。

$$\sigma_V=\frac{F_y}{b(R+y)}=\frac{1}{b(R+y)}\cdot\frac{bM}{AR}\left\{\left(1+\frac{1}{\kappa}\right)\left(\frac{h}{2}-y\right)-\frac{R}{\kappa}\ln\frac{1+h/2R}{1+y/R}\right\}$$

$$=\frac{M}{A(R+y)}\left\{\left(1+\frac{1}{\kappa}\right)\left(\frac{h}{2R}-\frac{y}{R}\right)-\frac{1}{\kappa}\ln\frac{1+h/2R}{1+y/R}\right\} \tag{3.10}$$

式中の各項については，これまでと全く同様である。

この (3.10) 式を微分して得られる，最大応力の発生位置 y（材せい中央からの距離）は，次式による。

$$y=e^{\alpha}-R \tag{3.11}$$

$$\alpha=1+\ln\left\{R\left(1+\frac{h}{2R}\right)\right\}-(1+\kappa)\left(1+\frac{h}{2R}\right) \tag{3.12}$$

ここに e：自然対数の底である。

また，(3.10) 式において上下面での半径応力を算出してみると，凸側の上面 ($y=+h/2$) では容易に$\sigma_V=0$ となることが分かる。凹側の下面 ($y=-h/2$) については，

$$\sigma_V=\frac{M}{A(R-h/2)}\left\{\left(1+\frac{1}{\kappa}\right)\left(\frac{h}{2R}+\frac{h}{2R}\right)-\frac{1}{\kappa}\ln\frac{1+h/2R}{1-h/2R}\right\}\ \text{となり，}$$

ここで，$\kappa=-1+\frac{R}{h}\ln\frac{1+h/2R}{1-h/2R}$ より $\ln\frac{1+h/2R}{1-h/2R}=\frac{h}{R}(\kappa+1)$ であるから

$$\sigma_V=\frac{M}{A(R-h/2)}\left\{\left(1+\frac{1}{\kappa}\right)\frac{h}{R}-\left(1+\frac{1}{\kappa}\right)\frac{h}{R}\right\}=0\quad\text{となって，}$$

いずれも上下面で$\sigma_V=0$ となる。

第4章　針葉樹湾曲材の半径応力

本章では3種類の曲率に対して，挽材の薄板で作製された湾曲材の湾曲部横断面に発生する半径方向および繊維方向の歪分布を測定し，予測歪分布との比較を行なった。次に，これらの測定された歪から実際の半径応力を求め，理論応力分布との比較を試みた。

4.1　材料および試験方法

使用材料は北大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，接線方向の歪一定性を期待して，板目板を選別した。人工乾燥の後，欠点のできるだけ少ない部分を選び，フラットワイズ中央集中荷重により，各板のヤング係数を測定した。このときスパンは50 cmで材せいのほぼ14倍とし，約90 kg/cm²の応力レベルまで荷重を加えた。これらを試験体中央の湾曲部および，後にこの両端にフィンガージョイントする直線部に使用する材にそれぞれ分けたが，各曲率グループの平均ヤング係数がほぼ等しくなるように配分した。湾曲部に使用する材については，これを狭い面に平行に約23枚に分割して，断面0.3×3.5 cm，長さ53～72 cmの薄板に仕上げた。このうち欠点の少ない19枚の薄板を用いて，3種類の曲率に対しそれぞれ6体，計18体の19層構成湾曲部材を作製した（いずれも両端に接線を延長した短い直線部分を有する）。3曲率の湾曲部材内縁における曲率半径R_iと薄板厚tとの関係は，それぞれ$R_i=200\,t$，$150\,t$，$100\,t$であり，いま$t=0.3$ cmであるので$R_i=60$，45，30 cmとなる。

湾曲部材の積層接着には 尿素樹脂接着剤（ユーロイドS-120）を使用し，トルクレンチにより圧締圧を約6 kg/cm²として48時間圧締した。用いた圧締治具を写真4.1に示す。圧締解除後，側面をプレーナーで約3 cmの幅に仕上げ，同じ断面寸法でヤング係数も等しい挽材の直線部材を湾曲部材の両端にフィンガージョイントして，18体の試験体を完成させた。これら3曲率の試験体の形状および寸法を図4.1に示すが，いずれも湾曲部中央のモーメントアームは15 cmと一定にし，同一の荷重に対して同一の応力が湾曲部中央に生じるようにした。また，フィンガージョイントの位置についても，いずれも最大曲げモーメントの1/2を受ける部位とした。使用したフィンガージョイントは長さ12.5 mmのものであり，前述の治具と油圧ジャッキ

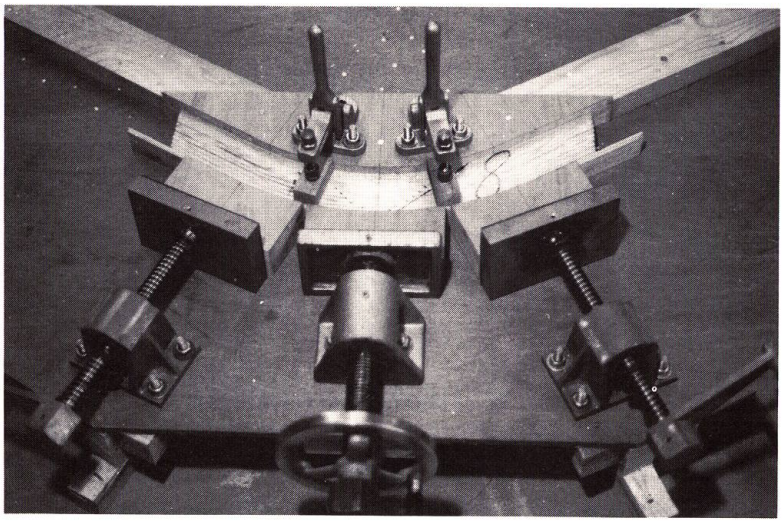

写真4.1　中央湾曲部材の集成圧締治具

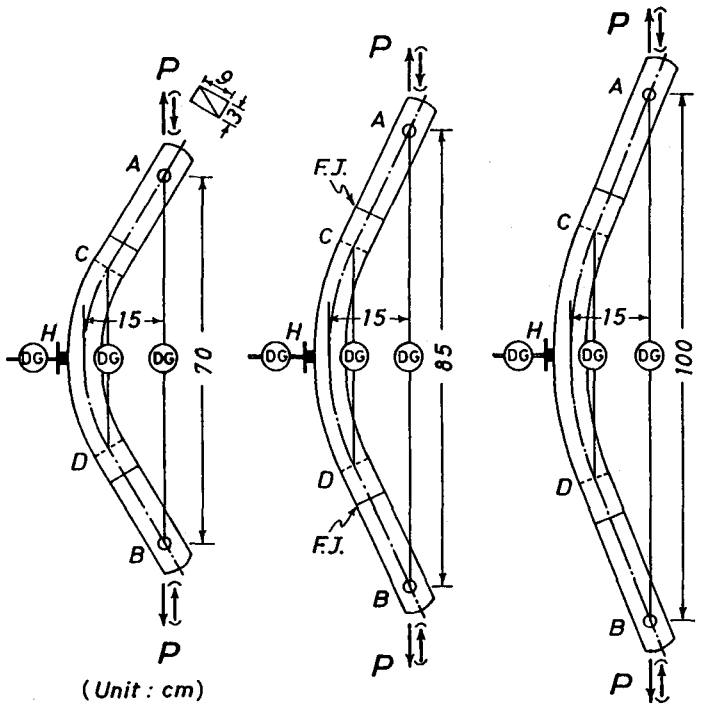

図4.1　試験体の形状および試験方法

を用いて圧締圧約 40 kg/cm²で接合した(接着剤は酢酸ビニル樹脂ボンド CH 1000)。フィンガージョイントは現在，世界で最も普及している縦継法であり，これについてはこれまでの筆者の研究も含め，内外ともに非常に多くの研究[33-84]がある。ここでフィンガージョイントを適用したのは，これまでの報告からも，これをコーナージョイントに適用した場合には両部材間の接合角度によって剛性，強度ともに低下が認められるものの，両部材の材軸が一致する縦継ぎの場合には曲げ剛性の低下は殆ど認められず，且つ強度も 1/2 は優に保証されるためである。

表4.1　試　験　体　の　性　質

No.	b (cm)	h (cm)	E_L (10^3kg/cm²)	E_T	μ_{LT}	μ_{TL}	r_u	u (%)	RW (mm)
60T	2.953	5.878	113.2	4.8	0.43	0.0163	0.41	9.3	2.1
60C	2.953	5.860	112.3	7.7	0.52	0.0321	0.49	9.5	2.0
45T	2.965	5.860	109.2	5.1	0.44	0.0182	0.41	9.3	2.1
45C	2.963	5.896	107.8	6.9	0.41	0.0265	0.45	9.8	2.0
30T	2.963	5.861	111.0	6.5	0.44	0.0230	0.45	10.0	1.8
30T	2.958	5.882	111.4	7.5	0.39	0.0227	0.46	9.5	1.4

注)　T：引張型，C：圧縮型，b：材幅，h：材せい，E_L：繊維方向のヤング係数，E_T：接線方向のヤング係数，μ：ポアソン比，r_u：比重，u：含水率，RW：平均年輪幅。

これにより，試験体の全長に渡って薄板を積層接着する必要がなくなる訳であり，試験体の作製に当たって非常に省力化が計られる。こうして作られた試験体の性質を表4.1に示す。

次に湾曲部中央において，図4.2に示すように繊維方向に11枚，同直角方向（半径方向）に9枚の歪ゲージを相対する面に貼付した。用いた歪ゲージは，共和電業製ゲージ長3mmのペーパーベースのものであり(K-3-A 1-11)，また，ゲージ貼付面はすべて板目面とした。

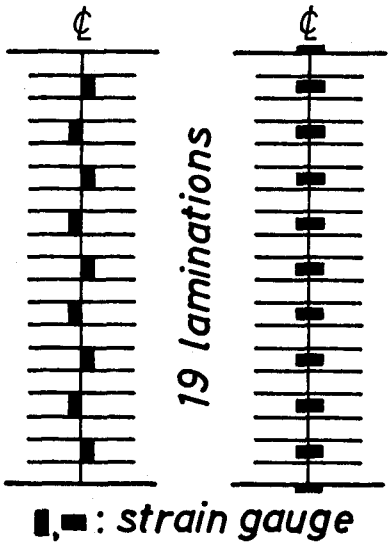

図4.2　歪ゲージ貼付位置

1週間以上の養生期間をおいた後，図4.1に示したように荷重を加え，剛性試験および破壊試験を行なった。剛性試験では，各試験体ともに約140 kg/cm²の応力レベルまで圧縮，引張両型の荷重を加え，同図に示した変位とともに，湾曲部中央の半径方向歪および繊維方向歪を測定した。荷重点間および湾曲区間両端の鉛直変位と試験体中央の水平変位を測定したが，水平変位については試験体中央部が荷重に伴って下方に移動するために，鉛直面を有するT字形の小さなブロックを中央部に固定し，この鉛直面にダイアルゲージの先を当てることによって変位を測定した。なお，使用したダイアルゲージの精度は，湾曲区間については1/1000 mm，他は1/100 mmである。

破壊試験では各曲率6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，変位および歪の測定は剛性試験と同様とし，荷重25 kg毎に湾曲区間の変位は比例限度を超えるまで，他の変位と歪は破壊直前まで測定した。破壊試験終了後，湾曲部材端の非破壊部から，長軸が繊維方向および同直角方向である短柱をそれぞれ採取して圧縮試験を行なった。これら圧縮試験片はいずれも断面約3×3 cm，長さ約6 cmのものであり，縦圧縮試験ではゲージ長8 mmのクロスゲージを試験片中央に貼付して，繊維方向のヤング係数E_Lとポアソン比μ_{LT}を，横圧縮試験では長さ8 mmの単軸の歪ゲージを用いて横ヤング係数E_Tを求めたが，ポアソン比μ_{TL}については実測ではなく相反定理により求めた。これらはすでに表4.1に示してある。また，湾曲部材作製の際に残った薄板を用いて各々5層の通直積層材を作製し，これをスパン22 cmの中央集中荷重条件で破壊して，あくまでも参考までの通直材の強度とした。

4.2　結果および考察

まず，剛性試験結果のうち変位についての結果を表4.2に示す。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それぞれ次式より求められる。ここで，曲げと剪断による変位をもって計算値としたのは，第10章で述べるように，この二者で計算値として十分に高い精

表4.2 剛 性 試 験 結 果

No.	(1) 計算値			(2) 実測値			(2) / (1)		
	δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H	δ'_{AB}	δ'_{CD}	δ'_H	$\frac{\delta'_{AB}}{\delta_{AB}}$	$\frac{\delta'_{CD}}{\delta_{CD}}$	$\frac{\delta'_H}{\delta_H}$
	(10^{-3}cm/20kg)			(10^{-3}cm/20kg)					
60TC	40.99	7.79	56.63	41.90	7.12	50.73	1.02	0.91	0.90
45TC	38.32	7.31	45.26	39.84	7.11	40.73	1.04	0.97	0.90
30TC	32.34	6.06	30.84	36.59	5.80	29.63	1.13	0.96	0.96

注） δ_{AB}：荷重点間の変位，δ_{CD}：湾曲区間の変位，δ_H：試験体中央の水平変位，であり，いずれも6体の平均値。

度が得られるためである。

$$\delta_{AB}=\frac{P}{6EI}\{6\phi R^3(1+2\cos^2\phi)-3R^2(3R+4\phi S)\sin 2\phi+4S(6R^2+3\phi SR+S^2)\sin^2\phi\}+\frac{kP}{2GA}\{R(2\phi-\sin 2\phi)+4S\sin^2\phi\} \tag{4.1}$$

$$\delta_{CD}=\frac{PR^2}{2EI}\{6\phi R-4(\phi R-S)\sin^2\phi-(3R+2\phi S)\sin 2\phi\}+\frac{kPR}{2GA}(2\phi-\sin 2\phi) \tag{4.2}$$

$$\delta_H=\frac{P}{6EI}[6R^2\{R(\cos\phi-1)-S(\phi+\sin\phi)\}+\{3SR(2R+\phi S)-3\phi R^3+S^3\}\sin 2\phi+3R^2(3R+4\phi S)\sin^2\phi]+\frac{kP}{4GA}\{R(1-\cos 2\phi)+2S\sin 2\phi\} \tag{4.3}$$

ここに δ_{AB}：荷重点間の変位，δ_{CD}：湾曲区間の変位，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：湾曲区間の中心角の1/2 (rad)，P：δに対応した荷重，E：原板 (208材) のヤング係数，I：断面二次モーメント，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。なお，ここでは平均的に $E/G=20$ と仮定した。

以上の計算は，変位は荷重 P に比例するという仮定，即ち荷重が加えられた後もモーメントアームは変わらないという仮定に基づいているが，実際には荷重の増加とともにモーメントアームも変化する。即ち，変形に伴い圧縮型では長く，逆に引張型では短くなるので，同一の荷重に対して曲げモーメントに差異が生ずる。この差異による変形量の違いを打ち消すために，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みると，δ_{AB}, δ_{CD}, δ_Hの順にそれぞれ平均で，R_i=60 cm では 1.02(C. V. 4.6 %)，0.91(同 10.0 %)，0.90(同 2.6 %)，R_i=45 cm で 1.04 (C. V. 7.2 %)，0.97 (同 7.9 %)，0:90 (同 5.0 %)，R_i=30 cm では 1.13 (C. V. 5.5 %)，0.96 (同 9.8 %)，0.96 (同 4.7 %) となり，その範囲も 0.90～1.13 であ

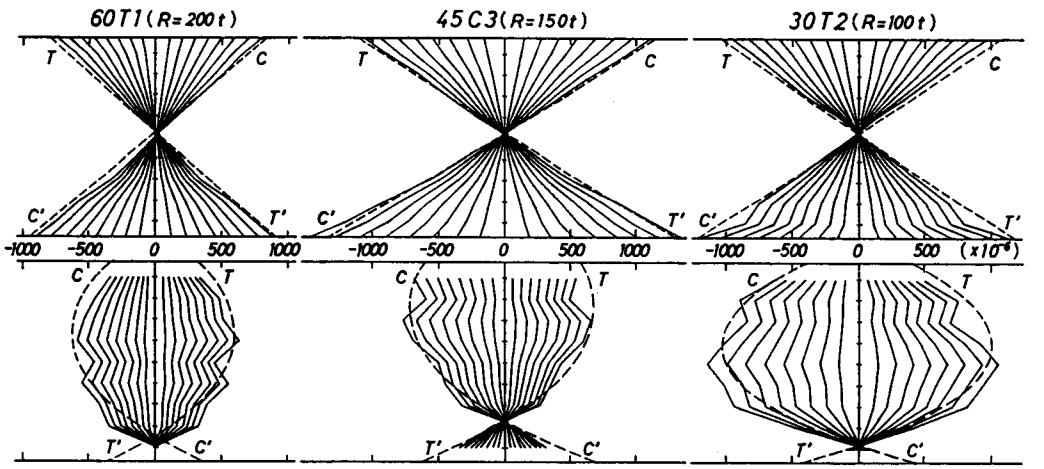

図4.3　実測された繊維方向歪分布（上段）と半径方向歪分布（下段）
（C-C'：圧縮型，T-T'：引張型。いずれもP＝20kg毎に160 kgまで。外側の破線はP＝160 kg時の計算歪分布。）

ることから，実測値と計算値は大体において良く一致しているといえる。

次に，測定された歪分布を図4.3に曲率半径60，45，30 cmの順に示すが，いずれも上段が繊維方向歪，下段が半径方向歪である。これらはすべて荷重20 kg毎に各点の歪を直線で結んだものであり，160 kgまでの両荷重型の分布を同時に示してある。図中，C-C'の分布が圧縮型，T-T'のそれが引張型荷重条件によるものであり，外側の破線は荷重160 kg時の実測歪分布に対する計算歪分布である。繊維方向の歪分布については，各図にみられるとおりいずれも曲り梁としての曲線性は緩やかであり，通直梁とあまり変わりがない。また，両荷重型の逆の曲げモーメントに対し，両者の歪分布は良好な対称性を示した。破線で示される計算歪分布は，断面内の材質を一様と見なし，また半径応力による歪のポアソン比効果も考慮して次式から求めたが，いま述べた通直梁との類似性から曲げ応力分布は通直梁のそれで近似した。各図にみられるとおり，実測歪分布と計算歪分布は非常に良く一致している。

$$\varepsilon_H=\frac{-1}{E_L A}\left[\frac{12\,My}{h^2}+\frac{3\,\mu_{LT}M}{2(R+y)}\left\{1-4\left(\frac{y}{h}\right)^2\right\}-N\right] \qquad (4.4)$$

ここにE_L：繊維方向のヤング係数（原板のヤング係数をE/G＝20 *or* 25として[85]割増したものと，圧縮試験で得られた数値とのいずれかを使用），A：断面積，M：曲げモーメント，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，μ_{LT}：ポアソン比，R：材せい中央の曲率半径，N：軸力，である。

実測された半径方向歪分布については，いずれの曲率においても局部的な材質の差異のために，やや不連続な分布形態となっている。引張，圧縮両型における歪分布は，繊維方向の歪同様非常に良い対称性を示しており，また，いずれも試験体の凹面側で歪の符号の逆転がみら

れる。これは先の繊維方向歪によって各点でのポアソン比に見合った量の歪（符号は逆）が半径方向に発生するはずであり，このポアソン比効果によって生じた符号の逆転であろう。この逆転位置（零歪点）は，横ヤング係数E_Tとポアソン比μ_{LT}によって大きく左右されるが，それらが一定の場合には曲率の増加に伴って内縁側に移動するはずである。破線の計算歪分布は断面内のヤング係数およびポアソン比を一定と仮定し，繊維方向歪のポアソン比効果を考慮した次式により求めたが，ここでも，湾曲部の曲げ応力分布を通直梁のそれで近似した。

$$\varepsilon_V=\frac{3M}{2E_TA(R+y)}\{1-4(\frac{y}{h})^2+2\mu_{TL}(R+y)(\frac{4y}{h^2}-\frac{N}{3M})\} \tag{4.5}$$

ここにE_T：接線方向の横ヤング係数，μ_{tl}：ポアソン比，他については(4.4)式と同様である。

いま述べたように，計算式では断面を通じて材質が一様であると仮定しているが，実際の測定点間には局部的な材質の差異が存在すること，および計算式中の弾性定数を求めた圧縮試験片は，歪分布を測定した湾曲部中央からではなく，湾曲部の両端から採取したものであることを考え合わせると，いずれの曲率においても実測分布と計算分布は良く一致しているといえる。

以上の実測歪ε'_H，ε'_Vから求めた半径応力分布を図4.4に示すが，いずれも荷重160 kg時における各点の応力値を直線で結んだものであり，両荷重型の分布を同時に示した。これらの応力値は直交異方性材料の平面応力と歪の関係から，(4.6) 式で与えられる。また図中の破線で示した曲線は，湾曲部の曲げ応力分布を一様材質の通直梁のそれで近似した場合の理論応力

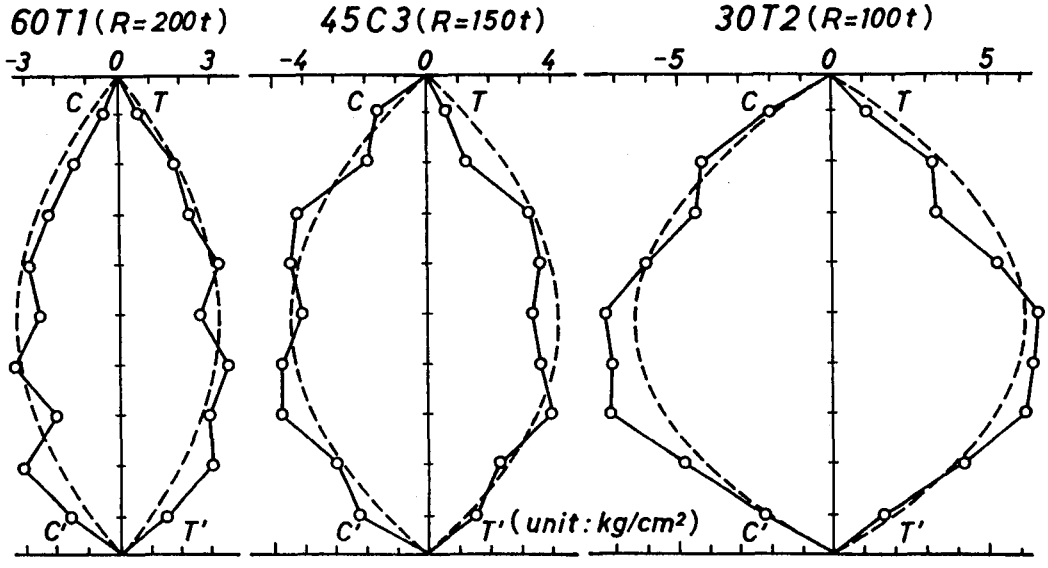

図4.4　実測歪から求めた半径応力分布（—○—）と理論応力分布（———）
（C-C'：圧縮型，T-T'：引張型。いずれもP=160kg時。）

$$\sigma'_V=\frac{E_T(\varepsilon'_V+\mu_{LT}\varepsilon'_H)}{1+\mu_{TL}\mu_{LT}} \tag{4.6}$$

分布であり，(4.7) 式で与えられる。

$$\sigma_V=\frac{3M}{2A(R+y)}\{1-4(\frac{y}{h})^2\} \tag{4.7}$$

ここに μ_{LT}：繊維方向(L 方向)の応力によって生じた L 方向歪に対する接線方向(T 方向)歪のポアソン比，μ_{TL}：T 方向の応力によって生じた T 方向歪に対する L 方向歪のポアソン比，他は (4.4)，(4.5) 式と同様である。

図にみられるとおり各曲率ともに，一様材質と仮定した理論応力分布に対してやや不連続な増減を示してはいるものの，先にも述べた木材における局部的な材質の不均一性を考慮するならば，実験により得られた応力分布は，理論応力分布とほぼ一致すると見なして良いと思われる。

表4.3 破　壊　試　験　結　果

No.	(1) 湾曲材の強度 (kg/cm²)	(2) 通直材の強度 (kg/cm²)	(1) / (2)
60T	867	828	1.06
60C	739	874	0.85
45T	747	785	0.95
45C	729	789	0.93
30T	536	914	0.59
30C	708	899	0.79

注)　いずれも3体の平均値。

次に，破壊試験結果を表4.3に示す。破壊試験では各曲率6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，いずれも各3体の平均ヤング係数がほぼ等しくなるように分けた。また，湾曲材の耐力 σ の算出に当たっては，実測された破壊時のモーメントアームから最大曲げモーメント M_{max} を求め，曲り梁条件による次式中において[32]，$N=P_{max}$，$M=M_{max}$，$y=-h/2$ として算出した。

$$\sigma=\frac{1}{A}(N+\frac{M}{R}+\frac{M}{R\varkappa}\frac{y}{R+y}) \tag{4.8}$$

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，$\varkappa$：(3.8)式で与えられる曲り梁の形状係数であり，圧縮型で $N<0$，$M>0$，引張型で $N>0$，$M<0$ とすると，応力符号の一致した数値が得られる。

湾曲材の強度については表中にみられるとおり，引張型，圧縮型ともに曲率の増加に伴い，

耐力の低下が認められるようであるが，圧縮型では平均で 739 kg/cm² (1.00) → 729 kg/cm² (0.99) → 708 kg/cm² (0.96) とその低下傾向は非常に緩やかであるのに対し，本実験における引張型では 867 kg/cm² (1.00) → 747 kg/cm² (0.86) → 536 kg/cm² (0.62) と大きく耐力が低下している。これは引張型における $R=200\,t$ (60 T) の曲げ強さが $\sigma_b=867$ kg/cm² と群を抜いて高く，逆に $R=100\,t$ (30 T) のそれが $\sigma_b=536$ kg/cm² と低かったことの結果である。後述するように，このうち 1 体の強度は僅か $\sigma_b=332$ kg/cm² であった。圧縮型の破壊は各曲率ともすべて引張側破損による曲げ破壊であったが，引張型においては破壊形態が圧縮型とは異なっており，$R_i=200\,t$ では圧縮型と同じ曲げ破壊であったが，$R_i=150\,t$ で 3 体中 1 体，さらに $R_i=100\,t$ になると 3 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分離破壊が生じた。このうち 1 体の低強度 ($\sigma_b=332$ kg/cm²) が，$R_i=100\,t$ の平均値に非常に大きく影響した。破壊時の半径応力を単純に (4.7) 式において $y=0$ として求めると，この $R_i=150\,t$, $100\,t$ の順に平均で 20, 25 kg/cm² と計算され，曲率の増加に伴ってその値も大きくなっているが，いずれも破壊応力としてはやや低い値である。このことより，この材内層部での分離破壊は半径応力単独によるものではなく，試験体の長さ中央部以外の水平剪断応力と（剪断応力は荷重点から湾曲部の接点（図 4.1 の C, D 点）までが一様に最大であり，接点から次第に減少して湾曲部中央でゼロとなる），半径応力による横引張応力とが複合した破壊形態である可能性も考えられる。この内層での分離破壊を起こしたもののうち，$R_i=100\,t$ の試験体 (30 T 1) の半径方向歪分布を図 4.5 に，その破壊形態を写真 4.2 に示すが，図中の最大歪の面で破壊が生じた。本実験では接着層で破壊したものは皆無であり，接着はほぼ完全であったと思われる。また，この圧縮，引張両型に対して，ともに同じ曲げ破壊形態をとった $R_i=200\,t$ の試験体について両耐力を比較してみると，圧縮型で 739 kg/cm², 引張型で 867 kg/cm² と明らかに引張型が大きく上回っている。このことから，曲げ破壊形態をとる場合には初期応力（初期歪）を増大させる形で荷重が作用する圧縮型では耐力が低く，逆にそれを緩和させる形で作用する引張型では耐力も高くなるものと考えられる。また，最大曲げモーメントの 1/2 を受けるフィンガージョイント部で破壊が生じたものは皆無であった。

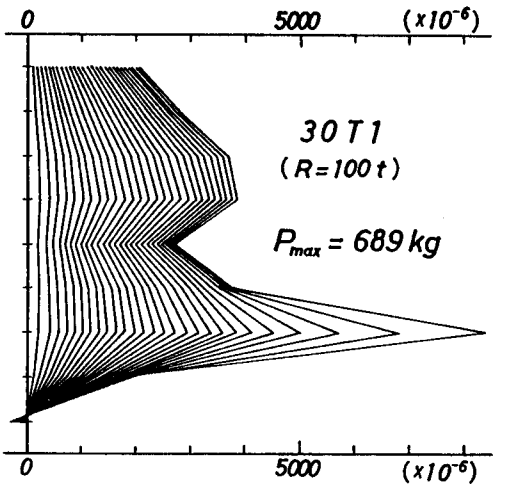

図4.5　破壊時の半径方向歪分布

しかしながら，この 曲率の増加に伴う強度低減に関しては，文献[15]にもみられるとおり，非常にバラツキが大きく，更なる実験が必要であると考えられ，これについては第 6 章で述べる。

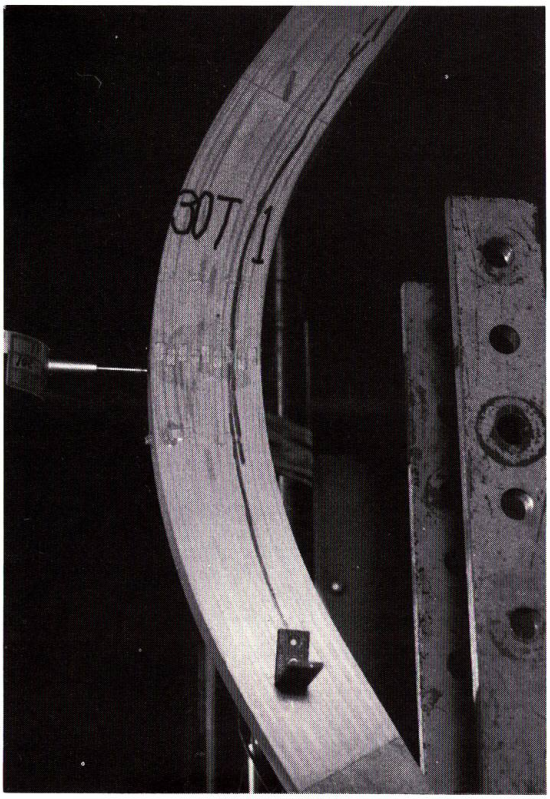

写真4.2　破壊形態（No. 30T1）

4.3 要　　約

本章では3種類の曲率（R_i＝200 t，150 t，100 t）に対して，その湾曲部横断面に発生する歪分布を中心に実験的検討を加えたが，結果は以下のように要約される。

1）　実測された半径方向歪分布，繊維方向歪分布ともに，いずれの曲率においても計算歪分布と良く一致し，また，逆の曲げモーメントに対して非常に良い対称性を示した。

2）　実測された歪から求めた半径応力分布は，木材の局部的な材質の不均一性を考慮するならば，理論応力分布とほぼ一致した。

3）　湾曲材の各実測変位は，各曲率とも原板のヤング係数および仮定した剪断弾性係数から求めた計算変位と大体において良く一致した。

4）　曲率の増加に伴い，圧縮，引張両型ともに耐力は低下したが，その低下率は圧縮型よりも引張型において大きかった。

第5章　広葉樹湾曲材の半径応力

前章において，針葉樹材（アカエゾマツおよびトドマツ）からなる湾曲材を曲率を変えて

3種類作製し，各曲率に対して，半径方向および繊維方向の歪分布を測定し，予測分布と比較すると同時に，実際の半径応力分布を求め，理論応力分布との適合性について検討を加えた。

本章では，広葉樹ミズナラ材について同様の実験的検討を加えるとともに，前章で触れた曲げ歪による繊維に直角方向歪へのポアソン比効果について，検証実験を行なった。

5.1 材料および試験方法

5.1.1 曲げ歪のポアソン比効果

使用材料はすべてミズナラ材の板目挽板であり，長さ方向に隣り合った2枚を尿素樹脂接着剤を用いて積層接着し，断面 3.5×13.0 cm，長さ 53～105 cm の積層材を 22 体準備した。これらについて，曲げおよび捩り剛性試験を行ない（応力レベルはそれぞれ 100 kg/cm², 10 kg/cm²），ヤング係数 E および剪断弾性係数 G を求めたが，これらの性質を平均値と範囲により

表5.1 2 層 積 層 材 の 性 質

平均 範囲	E (10^3kg/cm²)	G	r_u	RW (mm)
Av.	112.6	9.1	0.70	1.5
Max.	143.8	12.3	0.84	3.5
Min.	74.8	7.6	0.59	0.8

注） E：ヤング係数，G：剪断弾性係数，r_u：比重，RW：平均年輪幅。

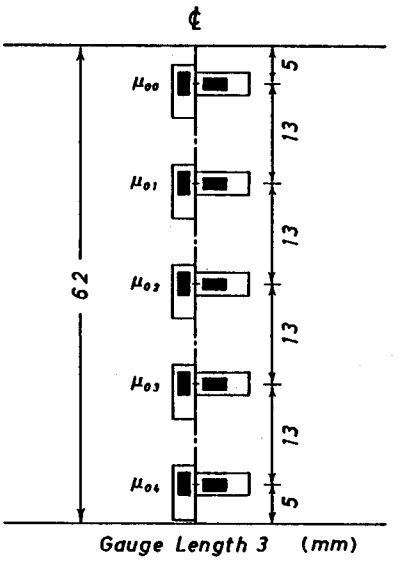

図5.1 ストレインゲージ貼付位置

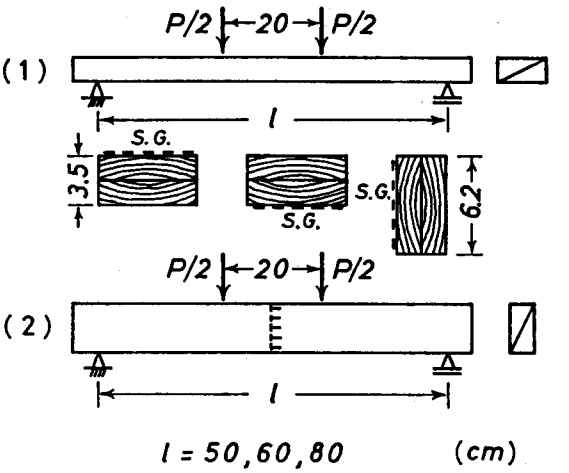

図5.2 試験体の形状および試験方法
(1)フラットワイズ荷重，(2)エッジワイズ荷重，
S.G.：ストレインゲージ。

表5.1に示す。

次に，積層材を薄板に分割する前に，各積層材から断面3.5×6.2 cmのものを1体ずつ作製し，ポアソン比効果測定用の試験体とした。図5.1に示すように，各試験体の長さ中央の広い面上の対称位置5点において，ゲージ長3 mmのペーパーベース・ストレインゲージ（共和電業製K-3-A 1-11)を，各点につき繊維方向および繊維に直角方向に各1枚貼付した。これをまず，図5.2(1)に示すようなフラットワイズ荷重条件により，ゲージ貼付面を圧縮側および引張側としてそれぞれ各点のポアソン比を測定した。次に，同図（2）に示すように試験体を90度回転させてゲージ貼付面が材せい方向となるようにし，エッジワイズ荷重条件で，材せい方向の曲げ歪とそれのポアソン比効果によって生じる繊維に直角方向の歪を測定するとともに，先に得られたポアソン比による予測値との比較も行なった。この時，スパンは材長に応じて50, 60, 80 cmとしたが，いずれも荷重点間距離 20 cmの対称2点荷重条件とし，応力レベルもすべて100 kg/cm²までとした。

5.1.2 湾曲材

前節の試験終了後，18組の2層積層材をその狭い面に平行に分割し，各組につき20～22枚の薄板(仕上がり断面0.3×3.5 cm)を採取するとともに，必要枚数を取った残りの積層材を通直コントロール材とした。これらの薄板を用いて，3種類の曲率に対しそれぞれ6体，計18体の材幅3 cm，材せい約6 cmの19層構成湾曲部材を尿素樹脂接着剤により作製したが，圧締圧は10 kg/cm²として48時間圧締した。3曲率の湾曲部内縁における曲率半径 R_i と薄板厚 t(=0.3 cm）との関係は，前章同様 $R_i=200\,t$（60 cm），$150\,t$（45 cm），$100\,t$（30 cm）である。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，ミズナラ2層積層材の直線材をフィンガージョイントし（圧締圧80 kg/cm²），また，試験体中央の矢高も15 cmと一定にした。これら試験体作製の詳細については，前章を参照されたい。試験体の性質を表5.2に示すが，いずれも3体の平均値であり，各グループの曲げヤング係数の平均がほぼ等しくなるようにしてある。

表5.2 試験体の性質

No.	b (cm)	h (cm)	E_L	E_T (10^3kg/cm²)	G	μ_{LT}	μ_{TL}	r_u	u (%)	RW (mm)
60T	2.997	5.627	109.7	9.4	8.4	0.44	0.039	0.64	11.3	1.0
60C	2.988	5.632	107.8	10.8	8.8	0.48	0.049	0.66	11.2	1.5
45T	2.999	5.660	110.1	12.0	9.5	0.43	0.049	0.71	11.3	1.3
45C	3.000	5.660	110.3	11.8	9.4	0.47	0.050	0.75	11.9	1.7
30T	2.999	5.633	113.2	9.8	8.9	0.47	0.041	0.70	12.0	1.2
30C	3.001	5.633	113.5	10.5	8.6	0.43	0.041	0.68	11.8	1.1

注）T：引張型，C：圧縮型，b：材幅，h：材せい，E_L：繊維方向のヤング係数，E_T：接線方向のヤング係数，G：剪断弾性係数，μ：ポアソン比，r_u：比重，u：含水率，RW：平均年輪幅。

フィンガージョイント後，1週間以上の養生期間をおいて図5.3に示すように荷重を加え，剛性試験および破壊試験を行なった。剛性試験では，各試験体ともに約 150 kg/cm²の応力レベルまで引張，圧縮両型の荷重を加え，荷重 20 kg 毎に同図に示した各変位と，湾曲部中央の相対する面に貼付した前章と同様の長さ 3 mm の歪ゲージにより，半径方向歪（9点）および繊維方向歪（11点）を測定した。

破壊試験では，各曲率6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，変位および歪の測定は剛性試験と同様とし，荷重 25 kg 毎に，湾曲区間の変位を除いて他は破壊するまで測定を行なった。破壊試験終了後，湾曲部材端の非破壊積層部から，断面 3×3 cm，長さ約 6 cm の横圧縮試験片を採取し，8 mm 長さの歪ゲージ（新興通信工業製 S 108 T 11）を試験片中央部4面に貼付して横ヤング係数 E_T を求めた。これらはすでに表5.2に示してあるが，表中のポアソン比 μ_{TL} については相反定理により求めた。また，通直コントロール材は材幅 3.5 cm，材せい 1.8～2.3 cm の比較的小さなものであるが，スパンを材せいの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。

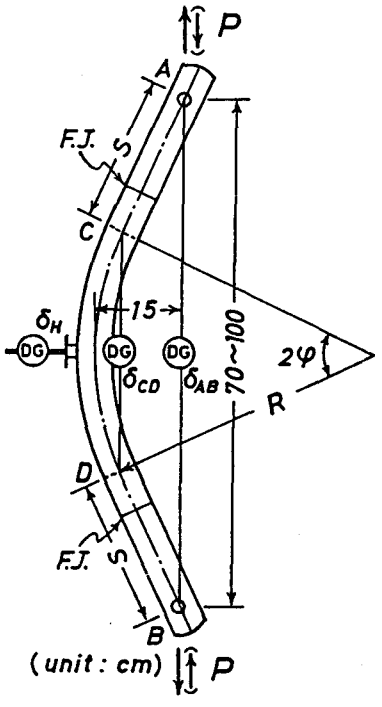

図5.3　湾曲材の形状および試験方法

5.2　結果および考察

5.2.1　曲げ歪のポアソン比効果

エッジワイズ荷重条件により測定した曲げ歪分布（H-H'）と，それのポアソン比効果によって生じた繊維に直角方向の歪分布（V-V'）を同時に図5.4.1～5.4.3に示す。図中の○印は，最終荷重時の曲げ歪の4測定点（材せい中央の測定点は歪が小さいために除外）における実測値に，フラットワイズ荷重条件で求めた各点のポアソン比を乗じて得られる繊維に直角方向の予測歪である。同図にみられるとおり，曲げ歪のポアソン比効果によって生じた繊維に直角方向の実測歪と予測歪とは良い一致を示し，曲げ歪分布に対応したそのポアソン比効果による繊維に直角方向の歪分布が確認された。また，フラットワイズ荷重条件により求めたポアソン比については，ゲージ貼付面を圧縮側としても引張側としても，何ら差異は認められなかった。

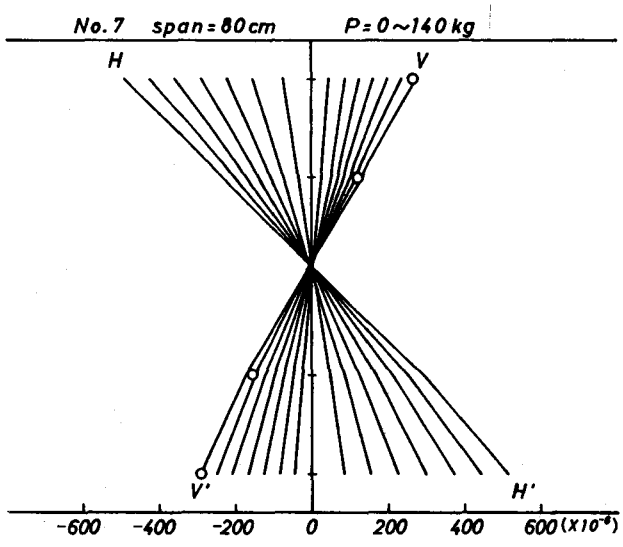

図5.4.1 実測歪分布
H-H'：繊維方向の曲げ歪，V-V'：曲げ歪によって発生した繊維直角方向歪，○：最終荷重時の予測歪値。

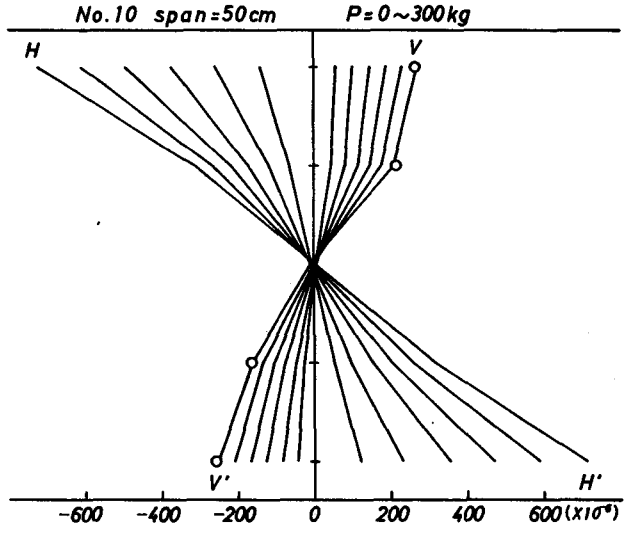

図5.4.2 実測歪分布
H-H'：繊維方向の曲げ歪，V-V'：曲げ歪によって発生した繊維直角方向歪，○：最終荷重時の予測歪値。

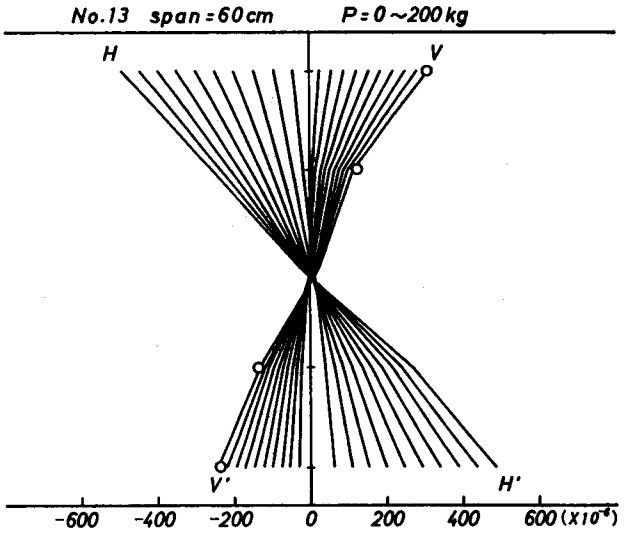

図5.4.3　実測歪分布
H-H'：繊維方向の曲げ歪，V-V'：曲げ歪によって発生した繊維直角方向歪，○：最終荷重時の予測歪値。

5.2.2 湾　曲　材

剛性試験における変位についての結果を，表5.3に示す。表中の各計算変位は，第4章同様曲げ変位に剪断による変位を加えて，それぞれ（4.1）～(4.3）式から求めた。

また，各実測値については荷重型による変形量の差異を打ち消すために，両荷重型の平均変位をこれにあてた。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 では 1.06 (C. V. 5.1％)，0.98 (同 9.2％)，1.01 (同 5.6％)，R_i=45 cm で 1.08 (C. V. 2.8％)，1.00 (同 3.9％)，1.04 (同 4.1％)，R_i=30 cm では 1.19 (C. V. 4.6％)，1.06 (同 5.5％)，1.13 (同 5.9％) となり，R_i=60 および 45 cm では 0.98～1.08 とほぼ良い一致がみられるものの，R_i=30 cm については 1.06～1.19 を示し，実測値が計算値をやや上回

表5.3　剛　性　試　験　結　果

No.	(1) 計算値 δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H	(2) 実測値 δ'_{AB}	δ'_{CD}	δ'_H	(2)/(1) $\frac{\delta'_{AB}}{\delta_{AB}}$	$\frac{\delta'_{CD}}{\delta_{CD}}$	$\frac{\delta'_H}{\delta_H}$
	(10^{-3}cm/20kg)			(10^{-3}cm/20kg)					
60TC	47.9	8.96	66.0	50.3	8.76	65.9	1.06	0.98	1.01
45TC	41.3	7.80	48.8	44.5	7.81	50.5	1.08	1.00	1.04
30TC	34.1	6.37	32.5	40.6	6.79	37.0	1.19	1.06	1.13

注）δ_{AB}：荷重点間の変位，δ_{CD}：湾曲区間の変位，δ_H：試験体中央の水平変位，であり，いずれも6体の平均値。（なお，表中の60TCの数値で δ_H (66.0) > δ'_H (65.9) に対し δ'_H/δ_H=1.01となっているが，これは誤りではない。）

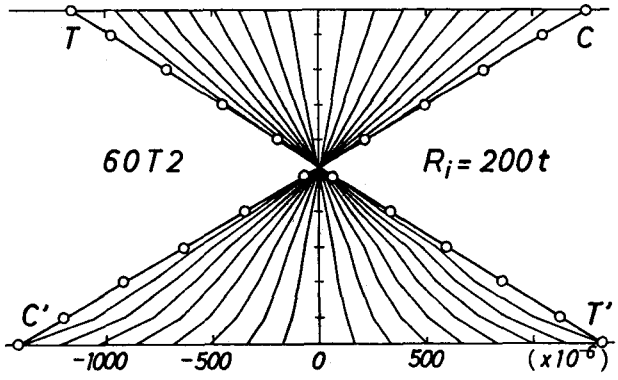

図5.5　繊維方向の実測歪分布
(C-C'：圧縮型，T-T'：引張型。いずれも P=20kg 毎に160kg まで。外側の線—○—は P=160kg 時の計算歪分布。)

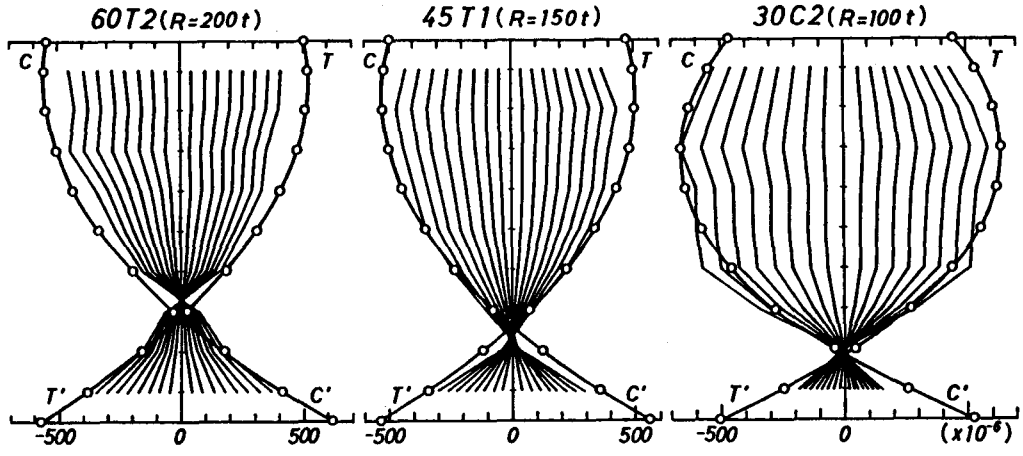

図5.6　半径方向の実測歪分布
(図5.5の注参照)

っているが，これについては明らかではない。

次に，実測された歪分布を図5.5および5.6に示す。これらは荷重20kg毎に各点の歪を直線で結んだものであり，160kgまでの両荷重型の分布を同時に示した。図中，C-C'の分布が圧縮型，T-T'が引張型荷重条件によるものであり，外側の線(—○—)は荷重160kg時の実測歪分布に対する計算歪分布である。計算式については，いずれも前章を参照されたい。図5.5の実測された繊維方向歪分布は，やや曲り梁的な傾向(材せいに沿って双曲線状に分布する傾向)を示すようであるが，計算分布とほぼ一致しており，通直梁条件による直線分布によって十分に近似され得る。図5.6に曲率半径60，45，30cmの順に示した半径方向歪分布については，前章同様，いずれの曲率においても実測分布と計算分布とはほぼ良好な一致を示した。また，

いずれも同図下方の凹面側で歪の符号の逆転がみられるが，これは前節で確認された繊維方向歪によるポアソン比効果のためである。また，引張，圧縮両型の歪分布は，繊維方向の歪分布と同様，非常によい対称性を示している。

これらの実測歪を用いて，直交異方性材料の平面応力と歪の関係から求めた半径応力分布を図5.7に示すが，いずれも荷重160 kg時の各点の応力値を直線で結んだものであり，引張型（T-T'），圧縮型（C-C'）の分布を同時に示した。図中の破線で示した曲線は，湾曲部の曲げ応力分布を一様材質の通直梁のそれで近似した理論応力分布である。実際の試験体においては，ヤング係数やポアソン比等に局部的な差異もあることであり，このことを考慮するならば実測された歪から求めた応力分布と理論応力分布とは，ほぼ一致すると見なしてよいと思われる。

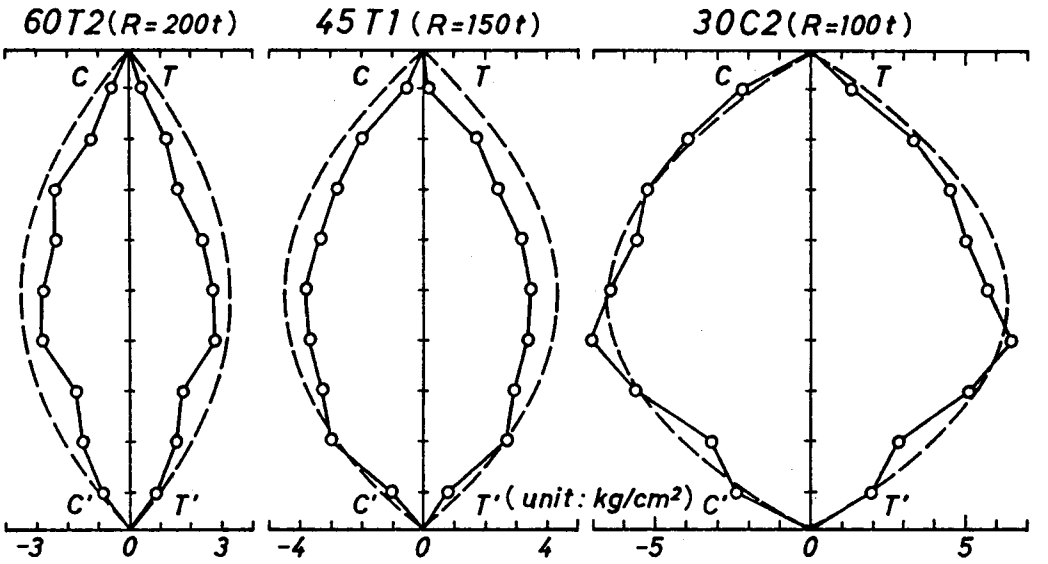

図5.7　実測された半径応力分布（—○—）と理論応力分布（———）
（C-C'：圧縮型，T-T'：引張型。いずれも $P=160$kg 時。）

表5.4　破　壊　試　験　結　果

No.	(1) 湾曲材の強度 (kg/cm²)	(2) 通直材の強度 (kg/cm²)	(1) / (2)
60T	950	886	1.07
60C	757	797	0.97
45T	938	900	1.06
45C	887	918	0.96
30T	937	955	0.98
30C	848	941	0.90

注）　いずれも3体の平均値。

次に，破壊試験結果を表5.4に示す。表中の湾曲材に関する数値はいずれも各3体の平均値であり，Tが引張型，Cが圧縮型の荷重条件によるものである。また，各3体の平均ヤング係数がほぼ等しくなるように配分してある。湾曲材の強度については，前章同様実測された破壊時のモーメントアームから最大曲げモーメントを求め，曲り梁条件によって(4.8)式から算出した。

表にみられるとおり，各曲率ともに引張型の耐力が圧縮型を上回っており，通直材との比較値に関してみると，いずれも1割程度高い耐力を示した。これは，その破壊形態がすべて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が皆無であったためと思われる。引張型における半径応力の最大値は $R_i=60, 45, 30$ cm の順に 21, 32, 45 kg/cm² と計算され，木材工業ハンドブック[86]に記載されているミズナラの接線方向の引張強度 100 kg/cm² よりもかなり低い応力であったことからも，半径応力による破損のないことが確認される。試験体数が少ないために断定は出来ないが，前章同様，同じ曲げ破壊形態をとる場合には，荷重が湾曲集成時の初期応力（初期歪）を増大させる形で作用する圧縮型では耐力が低く，逆にそれを緩和するように作用する引張型では耐力も高くなるためであろうと考えられる。

参考までに，曲率の増加に伴う強度低減をこの比較値についてみると，針葉樹材において低下率の大きかった引張型の平均で $R_i=200\,t$, $150\,t$, $100\,t$ の順に 1.07, 1.06, 0.98 となり，前章の針葉樹（同じく 1.06, 0.95, 0.59）よりも明らかに緩やかな低減傾向を示した。この曲率と耐力については，章を改めて第7章で詳しく述べる。

5.3 要　　約

広葉樹ミズナラ材からなる湾曲材を，前章同様，曲率を変えて3種類作製し（$R_i=200\,t$, $150\,t$, $100\,t$），湾曲部横断面に発生する歪分布を中心に実験的検討を加えた。また，前章で触れた，材せい方向での繊維方向歪による繊維に直角方向歪へのポアソン比効果について検証実験を行なったが，結果は以下のように要約される。

1)　材せい方向の曲げ歪に対応して，そのポアソン比に見合った量の繊維に直角方向の歪の発生が確認された。

2)　いずれの曲率においても，実測された歪分布と計算歪分布とは，ほぼ良好な一致を示した。また，これらの実測歪から求めた半径応力分布は，理論応力分布とほぼ一致した。

3)　実測変位は，各曲率ともに，分割前の弾性定数から求めた計算変位とほぼ一致したが，$R_i=100\,t$ において実測値が計算値をやや上回る結果を得た。

4)　曲率の増加に伴う強度低減傾向は，特に引張型において前章の針葉樹湾曲材よりも明らかに緩やかであるとともに，各曲率とも強度は引張型が圧縮型を上回った。

第6章　針葉樹湾曲材の曲率と耐力

本章では，道産針葉樹のアカエゾマツおよびトドマツ材に対し，4種類の曲率(R_i=200 t, 150 t, 100 t, 80 t) について耐力に及ぼす曲率影響を調べた。また耐力の算出には曲り梁条件を用いた。

6.1　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，捩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σ=75 kg/cm², τ=6 kg/cm²とした。得られたヤング係数により，4曲

表6.1　試　験　体　の　性　質

No.		b (cm)	h (cm)	E (10^3kg/cm²)	G	r_u	u (%)	RW (mm)
60TC	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
45TC	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
30TC	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
24TC	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

注）b：材幅，h：材せい，E：ヤング係数，G：剪断弾性係数，r_u：比重，u：含水率，RW：平均年輪幅。

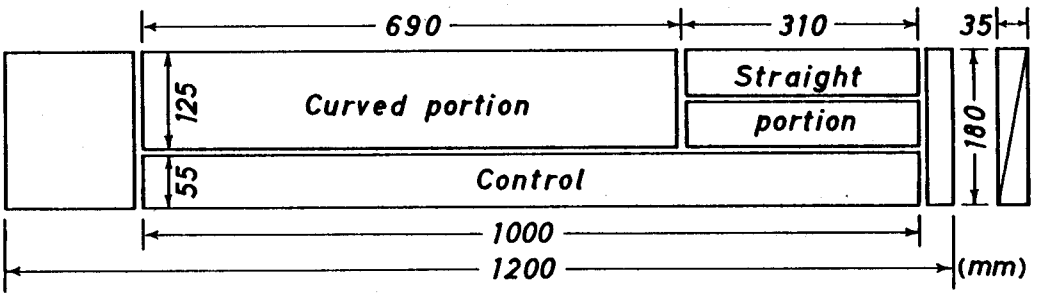

図6.1　JAS 208材からの各部材の木取り方法

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。これらの性質を表6.1に示すが，表中の寸法 b, h は後述する湾曲部材の断面寸法である。

次いで，これら40体の原板を図6.1に示すように分割し，湾曲試験体中央の湾曲部に用いる材(図中 Curved portion)，後にこの湾曲部の両端(これまで同様，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）および通直コントロール材を採取した。湾曲部に用いる材については，これまでと同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3 cm，材せい約5.8 cm の19層構成湾曲部材を作製した。接着には尿素樹脂接着剤を用い，圧締圧を7 kg/cm² として48時間圧締した。また，図6.1にみられるとおり，直線材は湾曲部用の材と繊維方向に隣合って（エンドマッチに）取られ，また通直コントロール材は繊維横方向に隣合って（サイドマッチに）取られたが，本試験における通直コントロール材の断面の大きさは，これまでとは異なり，湾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，本試験で用いられた4曲率は，湾曲部内縁の曲率半径 R_i と構成ラミナ厚 t との関係が，それぞれ $R_i=100t$, $150\,t$, $100\,t$, $80\,t$ (R_i=60, 45, 30, 24 cm）のものである。

直線材を中央湾曲部材の両端にフィンガージョイントした後(圧締圧 50 kg/cm², 酢酸ビニル樹脂接着剤コニシボンド CH 1000 使用)，1週間以上の養生期間をおいて，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/cm² の応力レベルまで圧縮，引張両型の荷重を加え，荷重20 kg 毎に160 kg まで試験体中央の水平変位，湾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 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，引張型試験体については，荷重点部のボルト穴周囲に合板を接着することにより荷重点部を補強したが，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 毎に破壊に至るまで測定したが，湾曲区間変位のみは比例限度を超えるまでとした。これら試験体および試験方法の詳細は第4章を参照されたい。

次に，通直コントロール材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湾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湾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。

6.2　結果および考察

4曲率計40体の剛性試験結果を表6.2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それぞれ（4.1）～(4.3）式より求めた。

表6.2 剛 性 試 験 結 果

No.		(1) 計算値 δ_{AB}	δ_{CD}	δ_H	(2) 実測値 δ'_{AB}	δ'_{CD}	δ'_H	(2)/(1) $\frac{\delta'_{AB}}{\delta_{AB}}$	$\frac{\delta'_{CD}}{\delta_{CD}}$	$\frac{\delta'_H}{\delta_H}$
		(10^{-3}cm/20kg)			(10^{-3}cm/20kg)					
60TC	Av.	42.1	7.81	58.4	46.7	8.26	59.5	1.11	1.06	1.02
	Max.	50.2	9.36	69.4	57.0	10.40	72.5	1.15	1.14	1.05
	Min.	32.1	5.89	44.6	36.8	6.44	45.8	1.06	0.99	0.99
45TC	Av.	36.0	6.72	42.7	40.9	7.21	43.6	1.14	1.07	1.03
	Max.	42.7	7.95	50.7	47.0	8.68	50.8	1.24	1.28	1.14
	Min.	26.7	4.97	31.8	33.2	5.37	36.3	1.01	0.91	0.91
30TC	Av.	31.1	5.72	29.8	38.9	6.76	33.9	1.26	1.19	1.15
	Max.	37.0	6.82	35.4	43.7	8.11	39.1	1.44	1.40	1.30
	Min.	23.4	4.31	22.4	32.7	5.38	28.1	1.05	0.92	0.98
24TC	Av.	28.7	5.44	24.2	39.7	6.90	30.5	1.39	1.26	1.26
	Max.	36.6	6.98	30.8	48.3	9.29	36.4	1.51	1.47	1.33
	Min.	23.3	4.48	19.4	33.5	5.53	25.6	1.28	1.04	1.18

注） δ_{AB}：荷重点間の変位，δ_{CD}：湾曲区間の変位，δ_H：試験体中央の水平変位。

また，各実測値はこれまで同様，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ち消すために，両荷重型の平均変位を用いた。

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，$R_i=200\,t$（60 cm）では1.11(変動係数C.V.2.3％)，1.06(同4.5％)，1.02(同2.0％)，$R_i=150\,t$(45 cm)で1.14(同5.7％)，1.07(同8.9％)，1.03(同6.0％)，$R_i=100\,t$(30 cm)では1.26(同9.2％)，1.19(同12.3％)，1.15(同7.5％)，$R_i=80\,t$(24 cm)で1.39(同5.1％)，1.26(同10.0％)，1.26(同3.8％)となった。$R_i=200\,t$（60 cm）および150 t（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，$R_i=100\,t$（30 cm）になると実測値が計算値を各平均で15～26％上回り，$R_i=80\,t$(24 cm)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が，これについては明らかではない。

次に，破壊試験結果を表6.3に示す。表中の湾曲材の強度は，これまで同様曲り梁条件により（4.8）式において$N=P_{max}$，$M=M_{max}$，$y=-h/2$として与えられる。

$R_i=200\,t$，150 tの試験体については，水平剪断破壊した1体を除き（$R_i=150\,t$，No. 45 C 1圧縮型），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，$R_i=200\,t$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/cm²，1.097，引張型で774 kg/cm²，1.177，$R_i=150\,t$で同じく729 kg/cm²，1.192，788 kg/cm²，1.162となり，いずれも十分に高い値を示した。$R_i=200\,t$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，$R_i=150\,t$については，平均強度値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コントロール材の強度が，平均で686 kg/cm²と他に比べ最も高かっ

表6.3 破 壊 試 験 結 果

No.	平均 範囲	P_{max} (kg)	$M.A.$ (cm)	σ_c (kg/cm²)	σ_s (kg/cm²)	σ_c / σ_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

注） P_{max}：最大荷重，$M.A.$：破壊時のモーメントアーム，σ_c：湾曲材の強度，σ_s：通直材の強度。

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)については，荷重点部のボルト穴周囲を合板により補強しなかったために，おそらく荷重点部のボルト穴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_i＝100 t, 80 t 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_i＝100 t の圧縮型で 537 kg/cm², 0.859，引張型で 639 kg/cm², 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_i＝80 t になると，圧縮型で 515 kg/cm², 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/cm², 0.932 と低減が認められた。また，破壊形態では，R_i＝100 t の引張型試験体において5体中3体，R_i＝80 t 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全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可能性も考えられるが，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（剪断応力は荷重点から湾曲部の接点（図7.1のC, D点）までが一様に最大であり，接点から次第に減少して湾曲部中央でゼロとなる），平均で $R_i=100\,t$ では $\tau=30\,\mathrm{kg/cm^2}$, $R_i=80\,t$ で $\tau=29\,\mathrm{kg/cm^2}$ となり，中央を除く湾曲部分ではこれよりも低い数値となる。これに対し，別途行った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 $\sigma_V=3\,M/2\,AR$ により求めた最大半径応力度 σ_V を比較してみると，σ_V は両曲率ともに平均で，材料の横引張強度の80％を超えており，半径応力に起因する（半径応力がもたらす）破壊であると判断した。また，これら2曲率については，その平均強度値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。

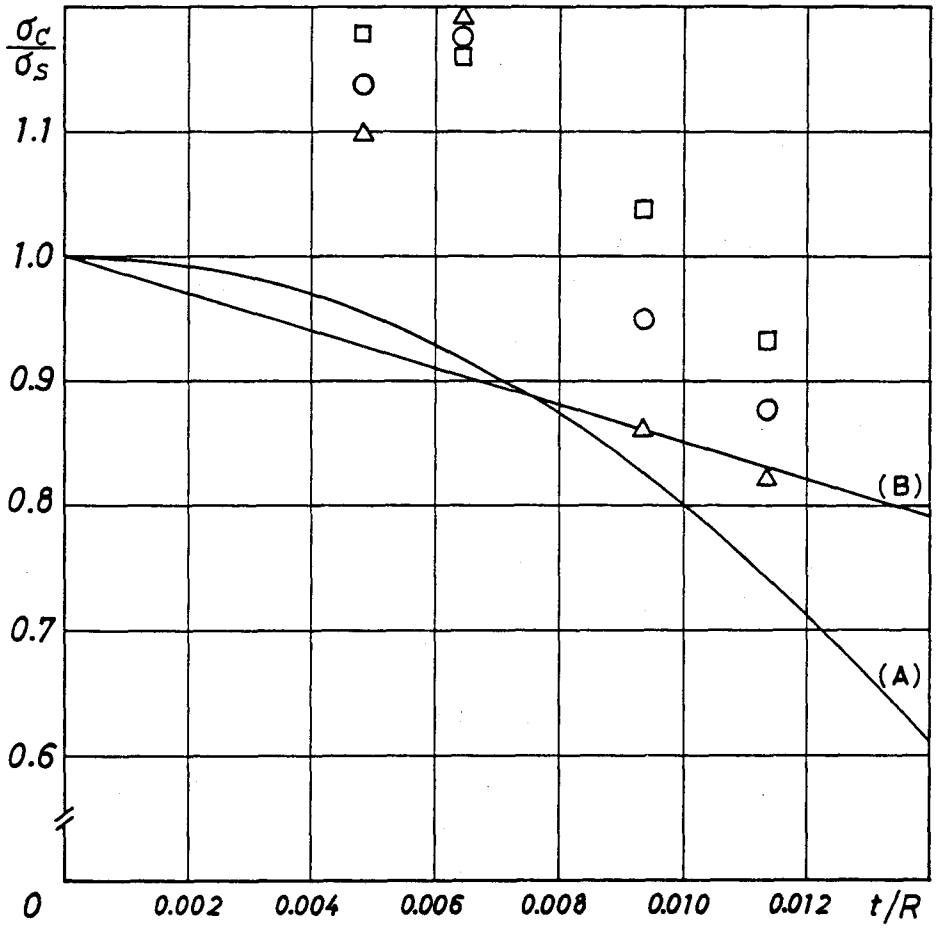

図6.2　曲率比（t/R）に対応した湾曲材の通直材に対する比較値
△：圧縮型のみの平均値，□：引張型のみの平均値，○：圧縮，引張両型の平均値
(A) WILSON $k=[1-2000\,(t/R)^2]$, (B) HUDSON $k'=[1-15\,(t/R)]$

このように，本試験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 $R_i=150\,t$（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。これらの結果を，WILSON[9]，HUDSON[11]両提案式とともに示したのが図6.2である。なお，第4章の結果については，本試験におけるコントロール材の大きさに比較してそれが小型過ぎ，通直コントロール材としてのマッチングにやや難があるとも思われるので，ここでは第4章の結果を追加することはしなかった。図中，△印が圧縮型についてのみ，□印が引張型についてのみの平均値であり，○印が圧縮型と引張型を合わせた平均値である。図に示されるように，いずれも現行のWILSONの提案式を上回っており，前述のごとく $R_i=200\,t$，$150\,t$ の2曲率については，圧縮型，引張型ともに強度低減は認められないようであったが，これについては第4章で触れたこの種の強度のバラツキの大きさに包含されるものなのかどうか，明らかではない。また $R_i=100\,t$，$80\,t$ において低減の大きかった圧縮型に限定した場合には，この2曲率についてHUDSONの提案式 $k'=1-15(t/R)$ と良く一致する結果が得られた。

6.3 要　　約

本章では，道産針葉樹のアカエゾマツおよびトドマツ材に対し，4種類の曲率 $R_i=200\,t$（60 cm），$150\,t$（45 cm），$100\,t$（30 cm），$80\,t$（24 cm）について各10体，計40体の湾曲材を作製して，その曲げ性能に及ぼす曲率影響を調べた。また，各試験体の耐力は曲り梁条件によって算出したが，結果は以下のように要約される。

1)　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。

2)　引張型試験体の通直コントロール材に対する比較値の平均については，$R_i=80\,t$ で低減が認められるようであったが，他の3曲率 $R_i=200\,t$，$150\,t$，$100\,t$ では低減は認められないようであった。

3)　圧縮型試験体の通直コントロール材に対する比較値の平均では，$R_i=200\,t$，$150\,t$ の2曲率において低減は認められないようであったが，$R_i=100\,t$，$80\,t$ においては低減が認められ，この2曲率についてはHUDSONの提案式 $k'=1-15(t/R)$ にほぼ一致する結果が得られた。

第7章　広葉樹湾曲材の曲率と耐力

第5章において，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，本章では，WILSON式[9]とHUDSON式[11]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湾曲材に対し，その耐力に及ぼす曲率影響について実験的検討を加えた。

7.1 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，本試験において

は，特に板目板に限定することはしなかった。挽板はいずれも仕上がり寸法で厚さ 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湾曲部に用いる材とし，残りの積層材を後に湾曲部両端にフィンガージョイントする直線材とした。これら湾曲部に用いる材の性質を表 7.1 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。この湾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（仕上がり断面 0.3×3.5 cm）を採取し，この 22 枚を取った積層材の残りを通直コントロール材とした。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（$R_i=200\ t$,

表7.1 湾曲部材の性質

No.	b (cm)	h (cm)	E (10^3kg/cm²)	G (10^3kg/cm²)	r_u	u (%)	RW (mm)
60C1	3.000	5.755	155.6	13.0	0.78	11.2	1.6
60C2	3.000	5.757	140.1	12.6	0.73	12.1	1.6
60C3	3.000	5.725	100.5	10.6	0.68	12.3	1.1
60C4	3.000	5.743	94.7	10.5	0.68	12.4	1.1
Av.	3.000	5.745	122.7	11.7	0.72	12.0	1.4
60T1	3.000	5.745	161.3	14.2	0.77	12.3	1.5
60T2	3.000	5.733	125.4	10.7	0.68	12.4	0.8
60T3	3.000	5.750	116.4	10.4	0.66	12.2	0.8
60T4	3.000	5.758	82.1	10.7	0.67	12.9	1.2
Av.	3.000	5.747	121.3	11.5	0.70	12.5	1.1
24C1	3.000	5.725	160.9	13.5	0.79	11.2	1.9
24C2	3.003	5.738	149.6	13.0	0.76	11.6	1.7
24C3	3.000	5.743	106.8	9.9	0.68	10.9	1.0
24C4	3.000	5.707	94.8	12.1	0.68	11.2	1.1
Av.	3.001	5.728	128.0	12.1	0.73	11.2	1.4
24T1	3.000	5.737	151.0	14.0	0.76	12.2	1.6
24T2	3.000	5.752	136.9	12.5	0.74	12.3	1.7
24T3	3.000	5.735	125.4	11.2	0.69	12.6	0.8
24T4	3.000	5.735	101.3	11.9	0.69	12.4	0.8
Av.	3.000	5.740	128.7	12.4	0.72	12.4	1.2

注）b：材幅，h：材せい，E：ヤング係数，G：剪断弾性係数，r_u：比重，u：含水率，RW：平均年輪幅。

表7.2 全試験体の性質

No.		b (cm)	h (cm)	E (10^3kg/cm^2)	G	r_u	u (%)	RW (mm)
60TC	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
45TC	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
30TC	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
24TC	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

注）b：材幅，h：材せい，E：ヤング係数，G：剪断弾性係数，r_u：比重，u：含水率，RW：平均年輪幅。

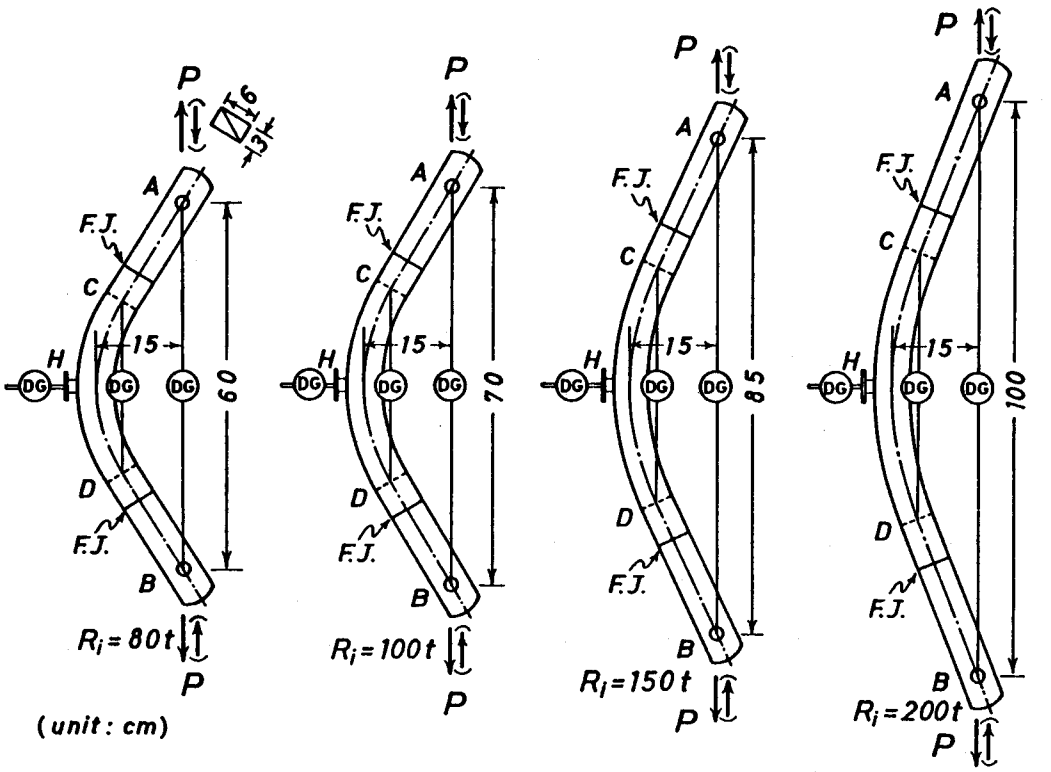

図7.1　湾曲材の形状および試験方法

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層構成湾曲部材を尿素樹脂接着剤により作製したが，第5章と同様，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，中央湾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CH 1000)，試験体中央の矢高も同じく15 cmとした。第5章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，一括して表7.2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おいて，剛性試験および破壊試験を行なったが，剛性試験ではこれら16体の試験体について約150 kg/cm²の応力レベルまで図7.1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，湾曲区間変位（図中C-D区間変位）を除いて他は破壊するまで測定を行なった。なお，第5章を含めた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，通直コントロール材は材幅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。

表7.3　剛　性　試　験　結　果

No.	(1) 計算値 δ_{AB}	δ_{CD} (10^{-3}cm/20kg)	δ_H	(2) 実測値 δ'_{AB}	δ'_{CD} (10^{-3}cm/20kg)	δ'_H	(2)/(1) $\frac{\delta'_{AB}}{\delta_{AB}}$	$\frac{\delta'_{CD}}{\delta_{CD}}$	$\frac{\delta'_H}{\delta_H}$
60C1	30.4	5.7	41.8	35.8	6.0	50.1	1.18	1.05	1.20
60C2	33.8	6.4	46.6	40.6	6.0	57.8	1.20	0.94	1.24
60C3	47.6	8.9	65.6	49.5	7.7	70.2	1.04	0.86	1.07
60C4	49.1	9.1	68.0	51.8	8.7	75.8	1.06	0.95	1.11
60T1	29.1	5.5	40.2	35.6	6.1	50.6	1.22	1.12	1.26
60T2	36.8	6.9	51.3	43.8	9.5	60.3	1.19	1.38	1.18
60T3	40.9	7.7	56.3	41.9	7.2	62.2	1.02	0.94	1.10
60T4	56.7	10.7	78.0	61.4	14.1	86.2	1.08	1.32	1.11
Av.	40.5	7.6	56.0	45.1	8.2	64.2	1.12	1.07	1.16
24C1	20.2	3.8	17.0	26.6	4.8	24.7	1.32	1.26	1.45
24C2	21.9	4.2	18.4	27.8	4.0	26.5	1.27	0.96	1.44
24C3	30.0	5.7	25.3	36.1	5.8	31.2	1.20	1.03	1.23
24C4	34.0	6.4	28.5	40.6	6.6	39.0	1.20	1.02	1.37
24T1	21.2	4.0	17.9	26.4	3.8	27.4	1.24	0.95	1.53
24T2	23.6	4.5	19.8	29.5	4.1	29.4	1.25	0.92	1.48
24T3	26.0	4.9	21.7	34.9	6.1	34.0	1.34	1.23	1.57
24T4	31.4	6.0	26.3	40.2	6.5	36.9	1.28	1.09	1.40
Av.	26.0	4.9	21.9	32.8	5.2	31.1	1.26	1.06	1.43

注）δ_{AB}：荷重点間の変位，δ_{CD}：湾曲区間の変位，δ_H：試験体中央の水平変位。

7.2 結果および考察

2曲率16体の剛性試験結果を表7.3に示すが，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，それぞれ (4.1) ～(4.3) 式から求められる。なお，他の試験体の剛性試験結果については第5章を参照されたい。

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ち消すために，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では1.12(変動係数C.V.6.8％)，1.07(同16.6％)，1.16(同5.7％)，$R_i=24$ cmで1.26(同3.8％)，1.06 (同11.3％)，1.43 (同6.8％) となり，δ_{CD}を除く 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が，これについてはいまのところ不明である。

次に，本試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表7.4に示す。表中の湾曲材の強度は，曲り梁条件により (4.8) 式で与えられる。

また，(4.8) 式中の $\varkappa$ は，曲り梁の形状係数と呼ばれ，断面の形状寸法と軸線の曲率半径

表7.4 破　壊　試　験　結　果 (1)

No.	P_{max} (kg)	$M.A.$ (cm)	σ_c (kg/cm²)	σ_s	σ_c/σ_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

注) C：圧縮型，T：引張型，P_{max}：最大荷重，$M.A.$：破壊時のモーメントアーム，σ_c：湾曲材の強度，σ_s：通直材の強度。

で定められるものであるが，長方形断面の場合には，(3.8) 式で示されるように材幅 b は $\varkappa$ に無関係となる。ちなみに，この $\varkappa$ 値を先ほどの 4 曲率順に平均値で示せば $\varkappa=6.85\times10^{-4}$, 1.17×10^{-3}, 2.47×10^{-3}, 3.82×10^{-3} となる。

表 7.4 に示した $R_i=60$ cm (200 t)，24 cm (80 t) の試験体については，第 5 章同様，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_V の最大値が，$R_i=60$, 24 cm の試験体についてそれぞれ $\sigma_V=25$, 52 kg/cm² と計算され，木材工業ハンドブック[86]に記載されているミズナラの横引張強度よりも十分に低い値であったことによるものであろう。

$R_i=$ 60 cm の試験体における湾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，

表7.5 破 壊 試 験 結 果 (2)

No.	平均 範囲	P_{max} (kg)	M_{max} (kgcm)	σ_c (kg/cm²)	σ_s	σ_c/σ_s
60C	Av.	679	12744	849	936	0.933
	Max.	844	15796	1029	1341	1.184
	Min.	540	9158	635	626	0.746
60T	Av.	1178	13725	942	883	1.073
	Max.	1598	18185	1229	1239	1.242
	Min.	830	10026	672	679	0.898
45C	Av.	720	12997	887	918	0.958
	Max.	837	15903	1085	1005	1.133
	Min.	557	9508	651	792	0.822
45T	Av.	1094	13444	938	900	1.059
	Max.	1450	17270	1204	1241	1.108
	Min.	733	9126	637	575	0.971
30C	Av.	718	12065	848	941	0.901
	Max.	842	14533	1018	1081	1.011
	Min.	546	9107	645	735	0.815
30T	Av.	1004	13113	937	955	0.980
	Max.	1275	16537	1190	1119	1.142
	Min.	716	9530	677	827	0.735
24C	Av.	815	13338	922	1021	0.909
	Max.	982	15967	1106	1315	1.040
	Min.	650	10803	752	909	0.826
24T	Av.	941	12734	887	977	0.914
	Max.	1200	15888	1109	1256	1.104
	Min.	770	10811	748	845	0.830

注） P_{max}：最大荷重，M_{max}：最大曲げモーメント，σ_c：湾曲材の強度，σ_s：通直材の強度。

第5章同様，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，平均強度値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 24 T 2 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 24 T 2 試験体には，引張側外縁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。

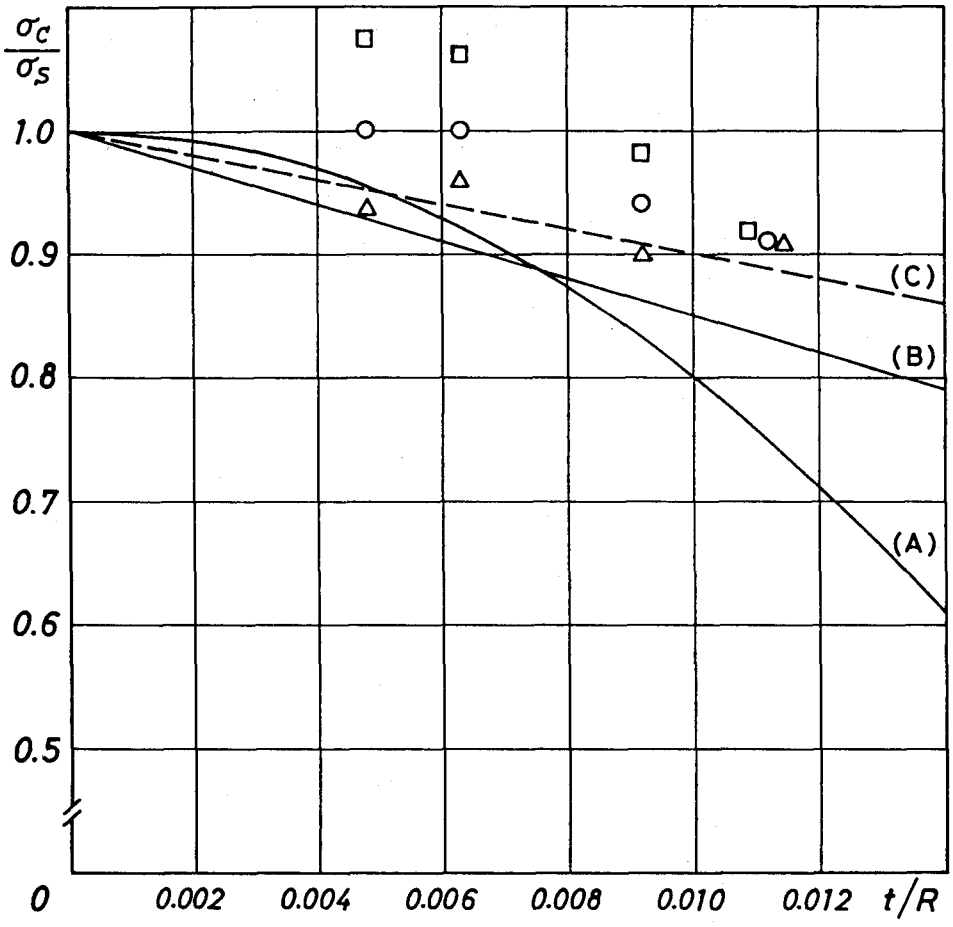

図7.2　曲率比 (t/R) に対応した湾曲材の通直材に対する比較値
△：圧縮型のみの平均値，□：引張型のみの平均値，○：圧縮，引張両型の平均値
(A) WILSON $k=[1-2000\,(t/R)^2]$, (B) HUDSON $k'=[1-15\,(t/R)]$,
(C) $k''=[1-10(t/R)]$

次に，4曲率合計34体の広葉樹ミズナラ湾曲材の一括した破壊試験結果を表7.5に，また通直材に対する比較値の各平均値をWILSON，HUDSONの両低減式[9,11]とともに図7.2に示す。図中，△印が圧縮型についてのみ，□印が引張型についてのみの平均値であり，○印が圧縮型と引張型を合わせた平均値である。平均強度値については，$R_i=80\,t$の試験体を除き，いずれも引張型が圧縮型を1割前後上回った。通直材に対する比較値（σ^c/σ_s）に関して，引張型では$R_i=100\,t$で平均0.980と非常に僅か，また$R_i=80\,t$で平均0.914と低減が認められるようであるが，その他の2曲率$R_i=200\,t$，$150\,t$ではそれぞれ1.073，1.059であり，低減は認められないようであった。これに対し，圧縮型では4曲率いずれにおいても低減が認められるようであり，$R_i=200\,t$，$150\,t$，$100\,t$，$80\,t$の順に0.933，0.958，0.901，0.909を示した。しかしながら，図7.2に見られる通り，この圧縮型の低減傾向はWILSON，HUDSON両式よりも明らかに緩やかであり，特に現行のWILSON式との差異が大きかった。また，この圧縮型における低減傾向は，HUDSON式よりも更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。

7.3 要　　約

第5章において，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，本章では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湾曲材に対して，その耐力に及ぼす曲率影響に実験的検討を加えたが，結果は以下のように要約される。

1）湾曲材の平均強度値については，$R_i=80\,t$の試験体を除き，いずれも引張型が圧縮型を1割前後上回った。

2）引張型では，$R_i=100\,t$で平均0.980と非常に僅か，また$R_i=80\,t$で平均0.914と低減が認められるようであったが，他の2曲率$R_i=200\,t$，$150\,t$では低減は認められないようであった。

3）圧縮型について認められた強度低減傾向は，WILSON，HUDSON両式よりも明らかに緩やかであり，特に現行のWILSON式との差異が大きかった。また，この低減傾向は，HUDSON式よりも更に勾配の緩やかな直線式$k''=1-10(t/R)$に，より一致するようであった。

第8章　湾曲集成材における曲率半径と挽板厚

1973年改訂の木構造設計規準[4]においては，針葉樹湾曲集成材の製造基準に関して，製造時の挽板（ラミナ）の内縁に対する曲率半径Rと挽板厚tとの関係を，$R\geqq100\,t$とするよう規定していた。1961年改訂の旧規準では$R>125\,t$とされていたが，設計上の要求や，集成作業の省力化の要求から，1973年3月に改訂されたものである。本章では，5種類の挽板厚（$t=10$，15，20，25，30 mm）に対し，試験当時の針葉樹湾曲集成材製造基準に示されている$R\geqq100\,t$

（すなわち $R=100\,t$ 基準）の問題点について，また，適正な曲率半径と挽板厚との関係について実験的検討を加えた。

なお，本研究の一部は1985年4月に口頭発表されたが[87]，翌1986年4月，藤井[88]によるベイマツ20 mm厚ラミナに関する研究発表，続く1987年4月，宮武ら[89]によるベイマツ30 mm厚ラミナに関する研究発表が行われ，同年12月1日に現行の構造用大断面集成材の製造基準[90,91]が制定された。

8.1　湾曲集成時の挽板の曲げ応力

治具に沿って湾曲集成する際，各挽板には曲げ応力が発生する。この曲げ応力は挽板のヤング係数 E と治具からの距離によって決まり，E が高いほど，また治具に近いほど，挽板に発生する応力は大きくなる。いま，$R=100\,t$ 基準で製造する際の，治具に接する最内縁の挽板の曲げ応力 σ の分布を，純曲げを受けて同一円弧状に変形する挽板の応力分布と見做すならば，最大曲げ応力 σ_{max} は次のように計算される。なお，この仮定は，同一円弧状をなす治具に沿って曲げられる挽板の応力分布を完全に再現するものではないが，両者の「同一変形」に着目して採用したものである。

$$\frac{\sigma}{y}=\frac{M}{I}=\frac{E}{R_o} \tag{8.1}$$

(8.1) 式で示される曲げの一般式より，

$$\sigma_{max}=\frac{M}{I}\times\frac{t}{2}=\frac{Et}{2R_o} \tag{8.2}$$

ここに，y：挽板の中立軸からの距離，M：曲げモーメント，I：挽板の断面二次モーメント，R_o：挽板の中立軸における曲率半径，t：挽板厚であり，(8.2)式中に $t/R_o \fallingdotseq t/R=1/100$，また後述する本研究における挽板の平均ヤング係数 $E\fallingdotseq 110\times10^3\,kg/cm^2$ を代入すると，最大曲げ応力は平均で $\sigma_{max}=550\,kg/cm^2$ と試算される。ここで，木材の平均縦圧縮強さ σ_c を，$\sigma_c=\varepsilon_{oc}E=0.0037\,E$ により推定してみると[92]，$\sigma_c=407\,kg/cm^2$ となり，湾曲集成時の試算値 $\sigma_{max}=550\,kg/cm^2$ は，この推定値 $\sigma_c=407\,kg/cm^2$ を大きく上回ることになる。それ故，理論上からも製造時の挽板の圧縮破損の確率が非常に高く，その安全性に関して疑問が持たれる訳である。事実，この $R=100\,t$ 基準で工場生産された針葉樹湾曲集成材の湾曲部最内縁ラミナには，必ずと言って良いほど，明瞭な圧縮破壊線が認められる。このことは，わが国を含めた許容応力度の算定方式において，いずれも木材を如何なる破損も認められない比例限度内で使用する，という精神とは明らかに矛盾するものと思われる。

8.2　材料および試験方法

8.2.1　使用材料

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 JAS 204 材であり，出来るだけ欠点のないものを選別した。これをまず長さ110 cmに鋸断した後，スパン100

表8.1 試 験 体 の 性 質

No.		b (mm)	t (mm)	E_0 (10^3kg/cm^2)	r_u	u (%)	RW (mm)
10	Av.	95.44	10.14	111.5	0.44	11.4	3.1
	Max.	99.80	10.30	132.9	0.47	12.9	3.6
	Min.	90.33	10.00	95.9	0.38	10.1	2.3
15	Av.	95.92	15.08	113.1	0.44	11.7	3.4
	Max.	99.05	15.20	134.3	0.49	12.1	4.5
	Min.	91.00	15.00	93.1	0.40	11.1	2.7
20	Av.	96.23	20.17	112.8	0.43	11.6	3.5
	Max.	98.95	20.25	133.2	0.46	12.9	5.3
	Min.	91.45	20.00	90.0	0.38	11.1	2.0
25	Av.	96.42	25.13	109.9	0.44	11.9	3.2
	Max.	99.00	25.20	132.3	0.47	12.5	3.8
	Min.	91.00	25.00	95.7	0.40	11.4	2.9
30	Av.	95.42	30.11	109.4	0.43	11.8	4.0
	Max.	99.95	30.20	136.2	0.47	12.5	6.8
	Min.	91.50	30.05	94.8	0.38	10.8	2.4

注） b：材幅，t：挽板厚，E_0：ヤング係数，r_u：比重，u：含水率，RW：平均年輪幅。

cm，分銅による中央集中荷重により（5 kg 毎に 25 kg まで），原板の大まかなヤング係数 E を求めた。これら原板から，長さ 110 cm，幅 9～10 cm，厚さ 10，15，20，25，30 mm の挽板を各厚さにつき 10 体，計 50 体作製したが，原板の E により各グループの平均ヤング係数がほぼ等しくなるように努めた。また，本試験において挽板厚を 10～30 mm の範囲としたのは，実用上ならびにこれまでの実験からも[2,3,5]，この範囲の厚さのラミナが多用されていることを考慮したためである。次に，各厚さに仕上げられた挽板について，スパン 100 cm，分銅による中央集中荷重方式により，それぞれのヤング係数 E_0 を求めた。この時，荷重は 10 mm 厚のものでは 0.2 kg ごとに 1.2 kg まで，15，20 mm 厚のものでは 1 kg ごとに 6 kg まで，また 25，30 mm 厚については 2 kg ごとに 10 kg までそれぞれ加えた。これにより得られた E_0 を用いて，後述するところの曲率半径 R が挽板厚 t の 100 倍となる変形（以後，$R=100\,t$ の変形，と記す）に要する荷重を計算し，それぞれの挽板厚に対して，試験機の容量と荷重きざみを決定した。各厚さごとの試験体の性質を，これら E_0 とともに表 8.1 に示す。

8.2.2 $R=100\,t$ の変形試験

各挽板について図 8.1 に示されるスパン $(40+2\,a)$ cm，荷重点間 40 cm の 2 点荷重による曲げ試験を行なったが，スパンは撓みの関係で 10 mm 厚のもののみ 90 cm（$a=25$ cm）とし，他はすべて 100 cm（$a=30$ cm）とした。図 8.1 の曲げモーメント図からも明らかなように，荷重点間の曲げモーメントは一定となり（$M=Pa/2$），この部分の挽板の性質を一様と見做すならば，荷重点間では挽板は同一円弧状をなして曲がる。そのため，同図の測定区間 30 cm で測定

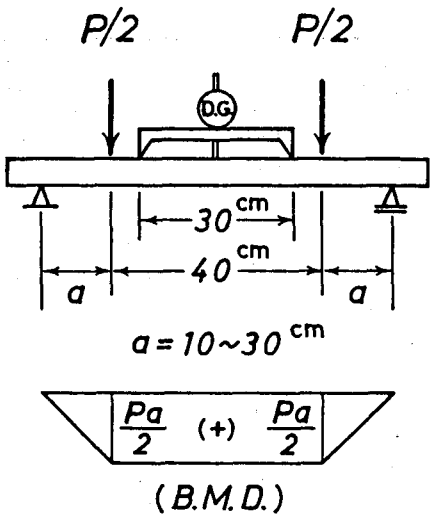

図8.1　試験方法および曲げモーメント図

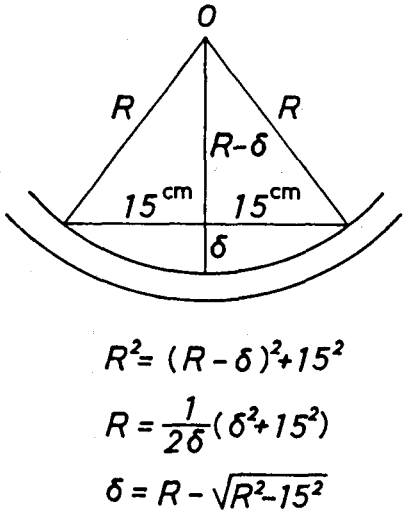

図8.2　曲率半径（R）と相対撓み（δ）との関係

される相対撓み δ と，挽板の圧縮面における曲率半径 R との間には，図8.2に示されるような関係があり，これより任意の相対撓みに対するそのときの曲率半径が，また逆に任意の曲率半径に対するそのときの相対撓みが，容易に求められる。すなわち，$R=100\,t$ の変形における相対撓み値 δ_{100t} は，(8.3)式で $t=1.0$，1.5，2.0，2.5，3.0 cm としてそれぞれの R を求め，これを (8.4) 式に代入することによって与えられるが，R を求める際，実際の挽板厚 t の端数は無視した。

$$R=100\,t \tag{8.3}$$

$$\delta=R-\sqrt{R^2-15^2} \tag{8.4}$$

これらの相対撓み値を表8.2に示す。表中の撓み値に達するまで，30 cm 区間の相対撓みを精度 1/100 mm のダイアルゲージにより測定しながら挽板を変形させ，所定の撓み値に達した後，1分間その状態を保持し，除荷後，各挽板の圧縮面における圧縮破壊線の有無を観察した。なお，この時の荷重きざみは，挽板厚 10，15，20，25，30 mm に対して，それぞれ 2.5，5，10，20，25 kg とし，得られた荷重－撓み線図より比例限荷重および比例限撓みを求め，これらから曲げ比例限度 σ_{bp}，比例限曲率半径 R_p およびヤング係数 E を算出するとともに，$R=100\,t$ の変形時の曲げ応力 σ_{100t} を求めた。また，各挽板の残留撓み量を，試験直後とその1週間後とにおいて測定した。

表8.2　挽板厚と相対撓み

挽板厚	t (mm)	10	15	20	25	30
相対撓み	δ_{100t} (mm)	11.31	7.52	5.63	4.50	3.75

8.2.3 曲げ破壊試験

試験方法は，$R=100\,t$ の変形試験と同様であるが，スパン（$40+2\,a$）cm については，変形の大きい 10 mm 厚のもので 60 cm（$a=10$ cm），15 mm 厚のもので 80 cm（$a=20$ cm）とした以外はすべて 100 cm（$a=30$ cm）とした。また，荷重きざみは 10，15，20，25，30 mm の挽板厚に対して，それぞれ 10，10，12.5，20，25 kg とし，破壊時まで相対撓みを測定することにより，曲げ比例限度 σ'_{bp}，ヤング係数 E'，曲げ強さ σ'_b および破壊時曲率半径 R_b を求めた。なお，試験体にはすべて残留撓みがあったため，試験に先立ち，毎回，荷重点間内 30 cm 区間の相対撓み測定具を，水平な面上に置いてそのダイアルゲージをゼロセットし，それを試験体上に置くことにより，残留撓みを考慮に入れて試験を行なった。

破壊試験終了後，支点側の非破壊部より，長さ 32 cm の試験体をコントロール材として取り，25，30 mm 厚のものについては，破壊試験における圧縮側の面を切削して 20 mm 厚に仕上げた。これらについて，スパン 28 cm，中央集中荷重方式による曲げ破壊試験を行ない，コントロール材の曲げ強さ σ_b を求めた。なお荷重きざみは，材厚 10，15，20 mm に対し，それぞれ 10，20，25 kg とした。

8.3 結果および考察

8.3.1 $R=100\,t$ の変形試験

結果を表 8.3 に，また各挽板厚について得られた 代表的な荷重－撓み線図を，図 8.3～8.7

表8.3　$R=100\,t$ の変形試験結果

No.		E (10^3kg/cm^2)	$\frac{R_p}{t}$	σ_{bp} (kg/cm^2)	σ_{100t} (kg/cm^2)	$\frac{\sigma_{100t}}{\sigma_{bp}}$	$\delta_{res.}$ (mm)	$\delta'_{res.}$ (mm)
10	Av.	102.6	152	344	472	1.38	7.2	5.3
	Max.	125.3	184	449	581	1.60	12.0	9.5
	Min.	81.6	133	292	395	1.24	3.0	2.0
15	Av.	109.2	154	358	497	1.41	5.3	3.8
	Max.	132.0	199	484	609	1.78	7.5	6.0
	Min.	88.9	125	275	423	1.18	2.0	1.0
20	Av.	112.2	133	428	529	1.24	3.3	2.5
	Max.	132.6	146	531	618	1.34	4.5	4.0
	Min.	88.4	119	355	431	1.14	2.0	1.0
25	Av.	109.2	152	365	502	1.39	3.4	2.9
	Max.	137.5	171	490	621	1.54	5.0	4.5
	Min.	93.8	129	308	443	1.20	2.0	1.5
30	Av.	110.8	147	385	520	1.36	2.0	1.9
	Max.	136.9	177	517	639	1.58	3.0	3.0
	Min.	100.0	130	296	467	1.23	1.0	1.0

注）E：ヤング係数，R_p：比例限曲率半径，t：挽板厚，σ_{bp}：曲げ比例限度，σ_{100t}：$R=100t$ の変形時の応力，$\delta_{res.}$：除荷直後の残留撓み，$\delta'_{res.}$：除荷 1 週間後の残留撓み。

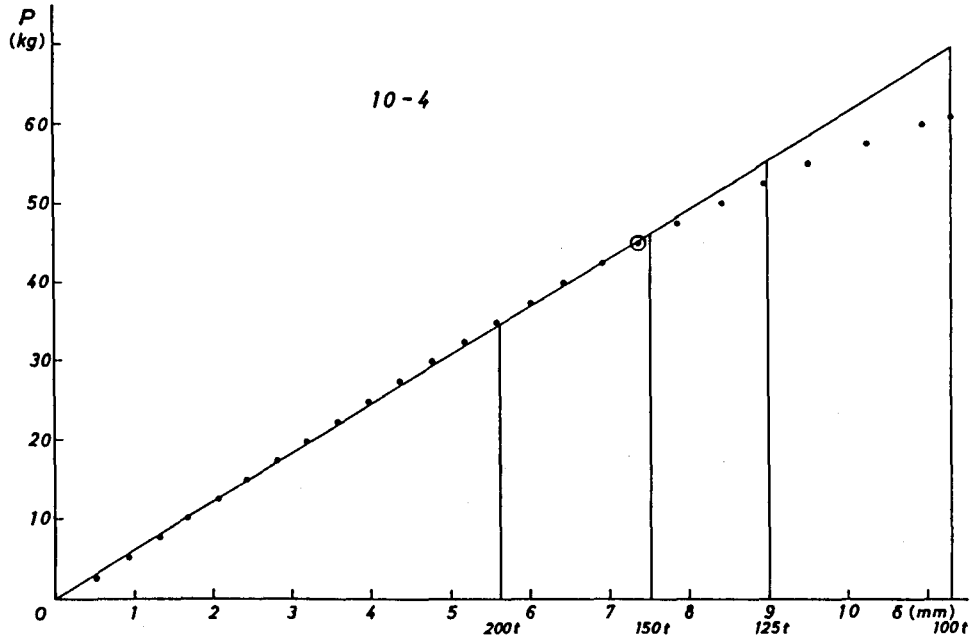

図8.3 荷重－撓み線図 (t=10mm)
(図中の○印は曲げ比例限度)

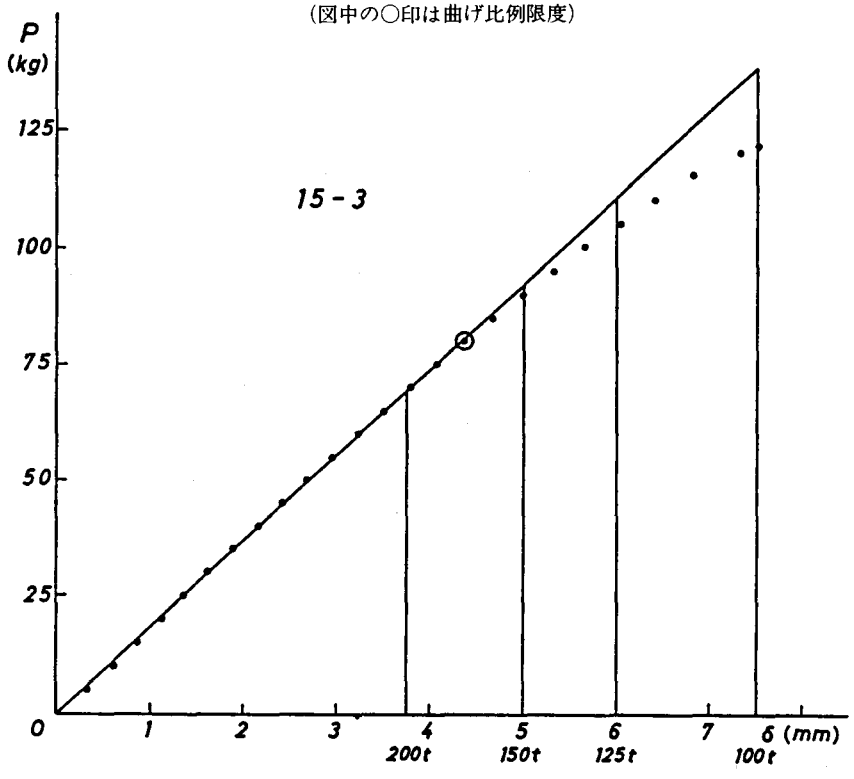

図8.4 荷重－撓み線図 (t=15mm)
(図中の○印は曲げ比例限度)

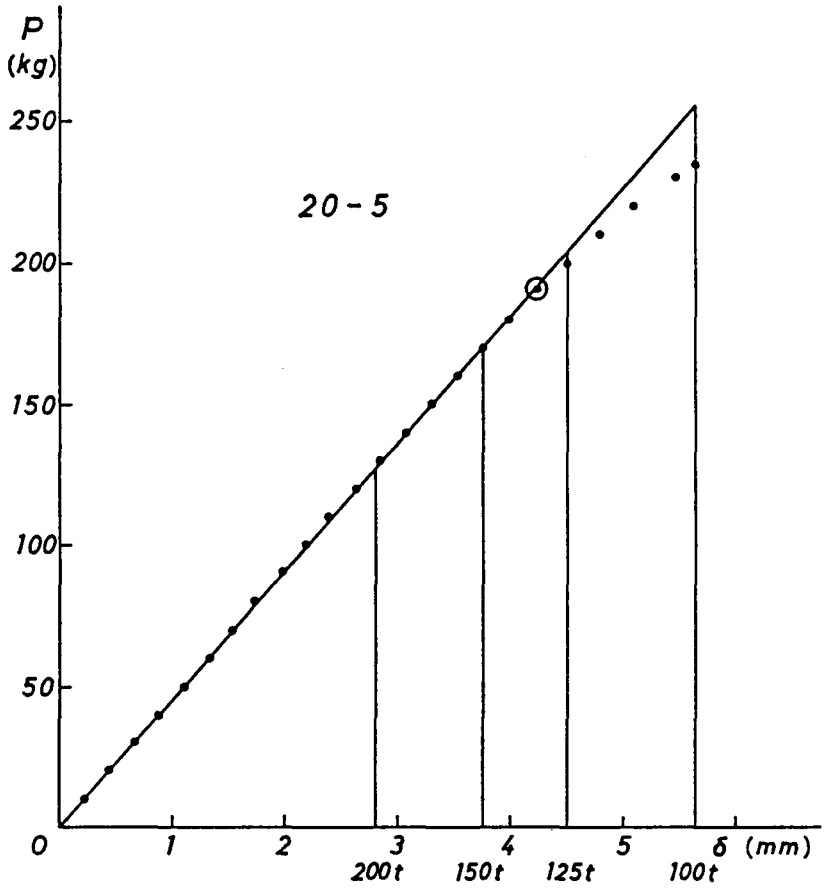

図8.5　荷重－撓み線図　(t=20mm)
(図中の○印は曲げ比例限度)

にそれぞれ示す。これらの荷重－撓み線図にも示されるように，本試験における合計50体の試験体はすべて，$R=100\,t$ の変形時点では既に曲げ比例限度を大きく超えており，さらに過半の27体の試験体において圧縮破壊線が認められた。この圧縮破壊線の生じた試験体は，挽板厚10, 15, 20, 25, 30 mmの各10体について，それぞれ3, 5, 7, 6, 6体であった。$R=100\,t$ の変形時の応力 σ_{100t}は，表中に示されるように各グループの平均で472～529 kg/cm², 総平均で504 kg/cm²のかなり高い応力値であり，いずれもその曲げ比例限度 σ_{bp}を平均で101～139 kg/cm², 平均比率で24～41％も上回っている。そのため，欠点等を含む低品質の挽板においては，引張側の破断による製造時の曲げ破壊の確率も高いものと思われる。

比例限曲率半径 R_pと挽板厚 t との間には，板厚にあまり関係なくほぼ同様な傾向が認められるようであり，R_p/tについて平均133～154，総平均で147の数値が得られた。また，このR_p/t

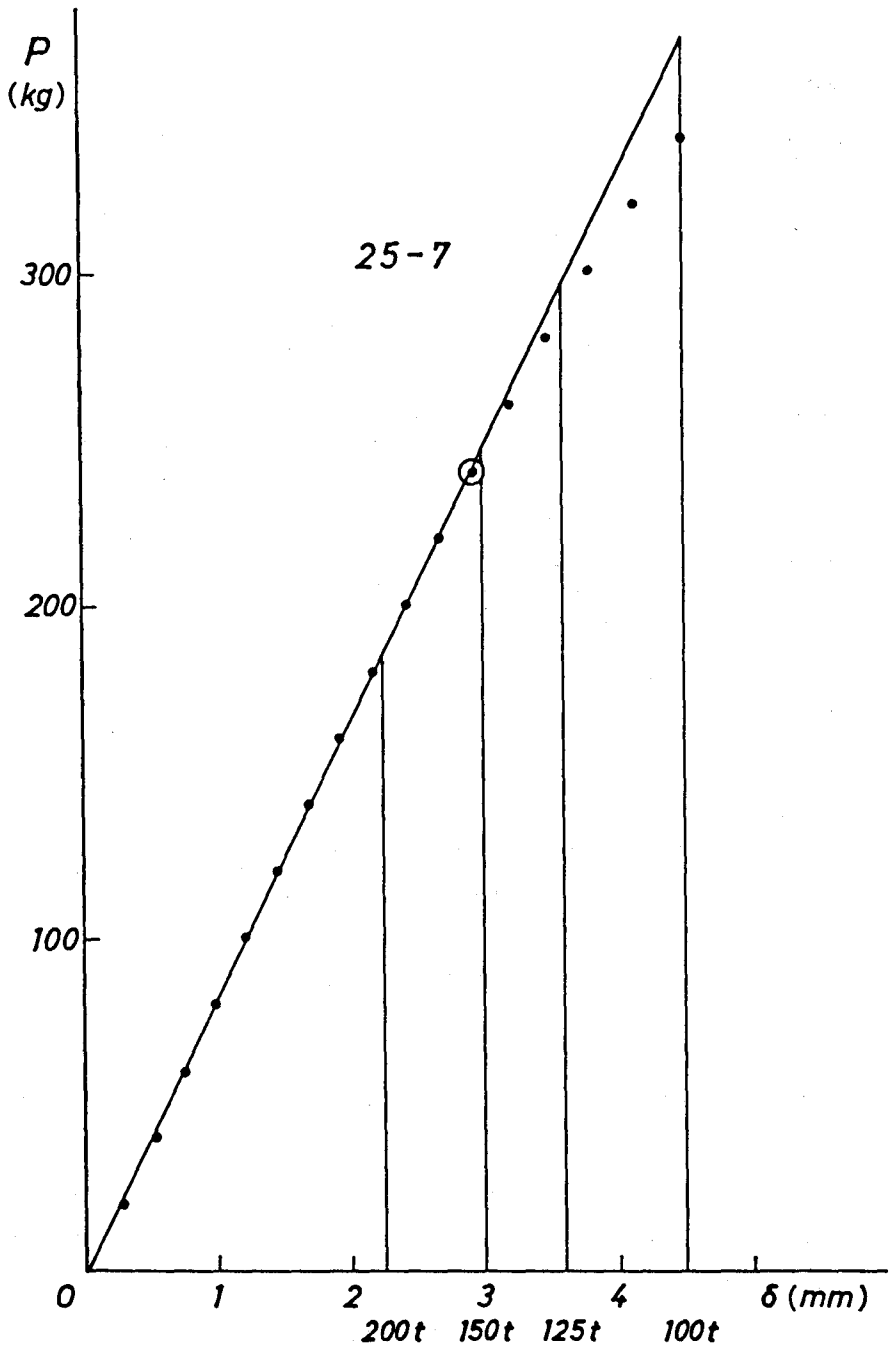

図8.6 荷重－撓み線図 (t=25mm)
(図中の○印は曲げ比例限度)

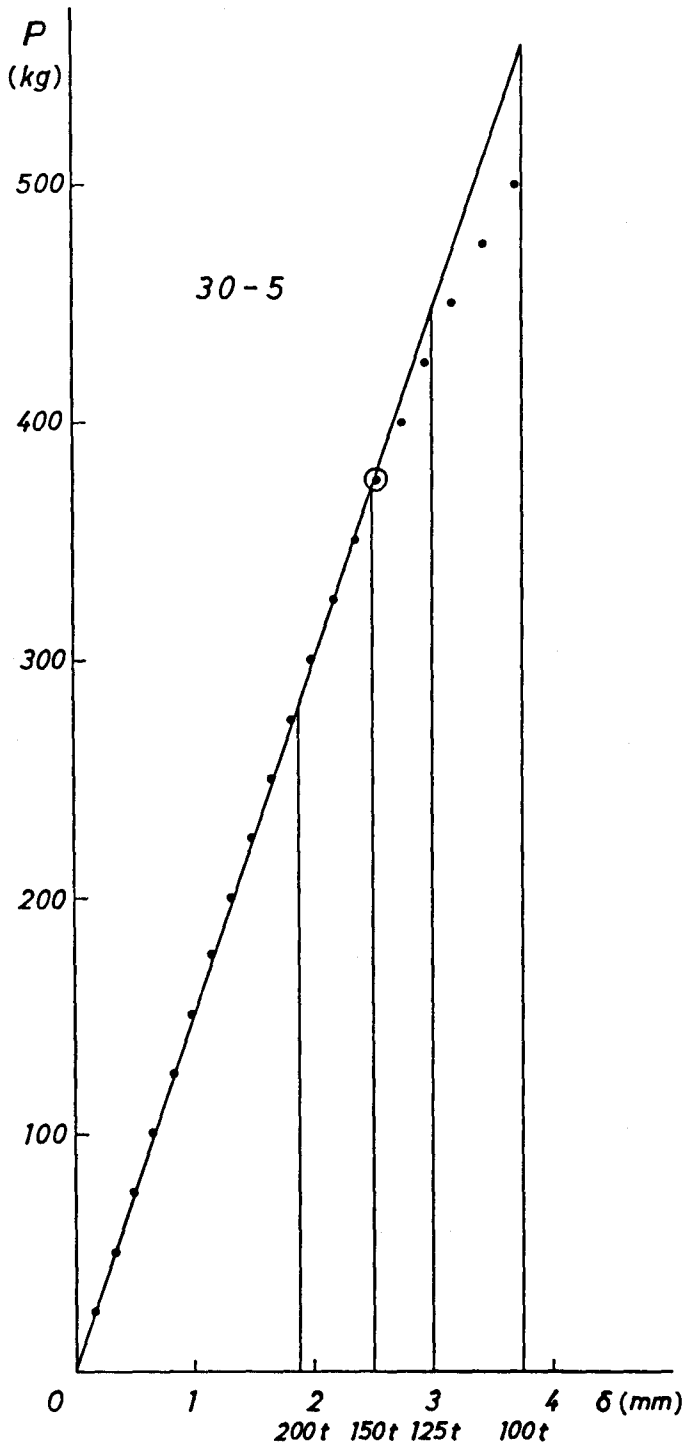

図8.7　荷重－撓み線図　（t＝30mm）
（図中の○印は曲げ比例限度）

値については，一元配置法による検定の結果，各挽板厚間に有意差は認められなかった。それ故，木材を比例限度内で使用するという立場をとるならば，適正な曲率半径と挽板厚との関係は，$R/t \geqq 150$ すなわち $R \geqq 150\,t$ とすべきであろう。なおこの数値は，澤田による提案[93]とも一致するものである。

また，表8.3の残留撓み $\delta_{res.}$ および $\delta'_{res.}$ はいずれも材長 110 cm に対する中央矢高の測定値である。

8.3.2　曲げ破壊試験

結果を表8.4に示す。なお，表中（2）の σ_b はコントロール材の曲げ強さである。比例限曲率半径－板厚比 R'_p/t についてみると，平均で98～115となり，いずれも100前後の数値を示した。このことは，一度挽板を $R=100\,t$ の変形となるまで曲げたことにより，直線域が前に受けた荷重領域まで伸びたことを示すものである[94]。これを直線域上限での曲げ応力値（曲げ比例限度）を用いて比較してみると，10 mm 厚挽板では平均で63％，次いで15 mm 厚のもので37％，他についてはいずれも20％前後，直線域が伸びたことになる。しかしながら，このように直線域が伸びた反面，曲げ強さ σ'_b については平均で15～20％の低下が認められた。また，破壊時の曲率半径—板厚比 R_b/t については，これも板厚にはあまり関係なくほぼ同様な傾向が認められるようであり，各挽板厚に対し平均で47～55，総平均で50の数値が得られた。この R_b/t 値についても一元配置法による検定の結果，各挽板厚間に有意差は認められず，破壊時の

表8.4　破　壊　試　験　結　果

No.		(1) 破壊試験					(2) $R=100\,t$ 試験			(1)/(2)		
		E'	$\frac{R'_p}{t}$	$\frac{R_b}{t}$	σ'_{bp}	σ'_b	E	σ_{bp}	σ_b	$\frac{E'}{E}$	$\frac{\sigma'_{bp}}{\sigma_{bp}}$	$\frac{\sigma'_b}{\sigma_b}$
10	Av.	116	98	55	556	739	103	344	872	1.13	1.63	0.85
	Max.	135	121	62	623	878	125	449	1059	1.23	2.10	0.92
	Min.	99	86	46	476	645	82	292	757	1.07	1.33	0.70
15	Av.	109	107	47	485	684	109	358	823	1.00	1.37	0.83
	Max.	131	125	65	591	800	132	484	927	1.02	1.62	0.96
	Min.	90	97	37	393	577	89	275	711	0.98	1.15	0.65
20	Av.	109	100	52	518	681	112	428	853	0.97	1.22	0.80
	Max.	127	114	73	603	765	133	531	921	1.01	1.41	0.88
	Min.	85	90	36	446	596	88	355	701	0.93	1.13	0.73
25	Av.	106	115	51	434	679	109	365	820	0.97	1.19	0.83
	Max.	126	131	66	605	792	138	490	951	1.03	1.36	0.93
	Min.	91	101	40	369	579	94	308	706	0.92	1.07	0.69
30	Av.	106	107	47	471	674	111	385	805	0.96	1.23	0.84
	Max.	130	116	53	594	808	137	517	900	0.98	1.36	0.96
	Min.	94	101	37	395	476	100	296	676	0.93	1.13	0.63

注）E：ヤング係数（10^3kg/cm²），t：挽板厚，R'_p：比例限曲率半径，R_b：破壊時の曲率半径，σ_{bp}：曲げ比例限度（kg/cm²），σ_b：曲げ強さ（kg/cm²）。(2)の σ_b：コントロール材の曲げ強さ。

曲率半径と挽板厚との関係は，$R=50\,t$ 程度と評価される。この場合厳密には，比例限度を超えると荷重点間内の挽板の変形は一様ではなくなる訳であるが，ここでは荷重点間内の挽板は常に一様な円弧を描くものと見做した。

ヤング係数 E' に関しては挽板厚 20, 25 および 30 mm のものでほんの僅か低下しているとも思われるが，これについては明らかではない。また，E'/E を圧縮破壊線を有する挽板に限定して見ると，$t=10$, 15, 20, 25, 30 mm の順にそれぞれ 1.105, 0.995, 0.964, 0.970, 0.954 となる。これに対し，圧縮破壊線の無いものでは同じ順に 1.144, 1.005, 0.998, 0.980, 0.965 であり，前者の方が僅かに低下が大きいともいえるが，これもやはり明言は出来ない。

8.4 要　　約

本章では，5種類の挽板厚に対し，試験当時の針葉樹湾曲集成材製造基準である $R=100\,t$ 基準の問題点について，また，適正な曲率半径と挽板厚との関係について，実験的検討を加えたが，結果は以下のように要約される。

1)　合計 50 体の試験体はすべて，試験当時の製造基準である $R=100\,t$ の変形時には既に曲げ比例限度を大きく超えており，過半の 27 体において圧縮破壊線が認められた。

2)　比例限曲率半径 R_p と挽板厚 t との間には，板厚にはあまり関係なくほぼ同様な傾向が認められるようであり，いずれも $R_p=150\,t$ 前後の数値を示した。このことから，木材を比例限度内で使用するという立場をとるならば，適正な曲率半径と挽板厚との関係は $R\geqq 150\,t$ とすべきであろう。

3)　一度，挽板を $R=100\,t$ の変形となるまで曲げたことにより，破壊試験においては，前に受けた荷重領域までの直線域の伸びが認められた。逆に，曲げ強さは平均で 15～20 %低下したが，ヤング係数の低下については明らかではなかった。また，挽板の最終破壊は，いずれの板厚においても平均でほぼ $R=50\,t$ で生じた。

第9章　厳密計算値に対する近似計算値の精度

9.1 垂直応力（Normal Stress）

(4.8) 式で示される 曲げと軸力を受ける曲り梁に発生する垂直応力 σ を，通直梁に対応させた形で示すと次式のようになる。

$$\sigma=\frac{M}{Z}\Phi+\frac{N}{A} \tag{9.1}$$

$$\Phi=\frac{h}{6R}\left(1+\frac{1}{\varkappa}\frac{y}{R+y}\right) \tag{9.2}$$

ここに M：曲げモーメント，Z：断面係数，N：軸力，A：断面積，h：材せい，R：材せい中央の曲率半径，y：材せい中央からの距離，$\varkappa$：(3.8) 式で与えられる曲り梁の形状係数，である。

(9.1) 式において $\Phi=1$ としたものが，通直梁近似計算である。いま曲り梁の凸面上 (Φ_1) と凹面上 (Φ_2) の曲げのみによる外皮繊維応力についてこの Φ 値を求めてみると，本試験で用いた曲率半径 $R_i=60$, 45, 30, 24 cm の順に平均で (Φ_1, Φ_2) = (0.9716, 1.0325), (0.9615, 1.0418), (0.9448, 1.0617), (0.9328, 1.0767) となる。このように，曲率の増加に伴い近似の精度は低くなるものの，その曲げ応力に及ぼす誤差は最大でも8％弱であり，十分な精度であると判断される。また，これに軸力による応力を含めると，(9.1)式において $\Phi=1$ とした通直梁近似応力値は，曲り梁の凹面上の最大応力値に対し，同じ曲率半径の順に平均で 0.9703, 0.9622, 0.9452, 0.9327 となる。それ故，曲率があまり大きくない場合には，$\Phi=1$ とする簡略な通直梁近似で十分であろうと思われる。

9.2 半径応力 (Radial Stress)

厳密な曲り梁条件による半径応力の一般式を第3章の (3.10) 式に，また通直梁近似によるそれを同じく (3.4) 式に示した。これらから得られる半径応力の最大値について，厳密解に対する近似解の比をとってみると，本研究で用いた4曲率 $R_i=200\,t$, $150\,t$, $100\,t$, $80\,t$ の順にそれぞれ，0.9993, 0.9988, 0.9975, 0.9961 となり，$R_i=80\,t$ にみられる最大誤差についても僅か0.4％にも満たない。次にこれを (3.6) 式に示した「最大値は材せい中央 ($y=0$) に発生し，その大きさは $3M/2AR$ で与えられる」と更に近似した最大値について厳密解に対する比をみると，同じ順に 0.9988, 0.9979, 0.9956, 0.9932 であり，この近似においてさえ最大誤差は0.7％に満たない。また，厳密解における最大半径応力の発生位置についても，$R_i=200\,t$, $150\,t$, $100\,t$, $80\,t$ の曲率順にそれぞれ，材せい中央から凹面側に僅か1.1, 1.4, 2.1, 2.6 mm と計算されることからも，実用上，「半径応力の最大値は材せい中央に発生し，その大きさも簡略に $3M/2AR$ で与えられる」とすることで全く十分であろう。ちなみに，通直梁近似で得られる最大応力発生位置は，同じ順に 0.6, 0.9, 1.3, 1.5 mm となる。

9.3 湾曲材の計算変位

本研究では，湾曲材の計算変位を求める際に，その直線部および湾曲部の曲げ剛性に，ともに EI を用いた。しかしながら，厳密な曲り梁条件によれば，湾曲部に蓄えられる全歪エネルギーは次式で与えられる[95]。

$$U=\int_0^X\left(\frac{M^2}{2EAy'R}+\frac{N^2}{2EA}-\frac{MN}{EAR}+\frac{kQ^2}{2GA}\right)dx \tag{9.3}$$

$$y'=\varkappa R/(1+\varkappa) \tag{9.4}$$

ここに M：曲げモーメント，N：軸力，Q：剪断力，E：ヤング係数，A：断面積，y'：図心 (材せい中央) から中立軸までの距離，R：材せい中央の曲率半径，G：剪断弾性係数，k：断面による定係数 (=6/5)，$\varkappa$：曲り梁の形状係数，である。

(9.3)式の第2項は軸力による歪エネルギー，第4項は剪断力による歪エネルギーであり，これらは通直梁の場合と全く同様である。しかしながら，第1項の曲げ歪エネルギーについて

は，湾曲部の曲げ剛性は EI ではなく，$EAy'R$ となる。さらに，第3項の負の歪エネルギーは，軸力による変形の結果生じる湾曲部の角度変化に伴う歪エネルギー（負）である。

本研究においては，計算変位として曲げと剪断による変位をいずれも用いた。この計算変位に加えて，曲げのみによるもの，および軸力による変位も考慮した各計算変位の厳密計算値に対する精度を針葉樹，広葉樹別に表9.1および9.2に示す。表中で100％を超える数値については，(9.3) 式中第3項の負の仕事 ($-MN/EAR$) によるマイナス量が，分母となる厳密計算値中に含まれることと，湾曲部の曲げ剛性 EI，$EAy'R$ の相違によるものである。

表9.1　各計算変位の精度（針葉樹）

	(1) δ_{AB}				(2) δ_{CD}				(3) δ_H			
$R=$	$200t$	$150t$	$100t$	$80t$	$200t$	$150t$	$100t$	$80t$	$200t$	$150t$	$100t$	$80t$
B	94	93	90	90	90	90	87	87	96	95	92	91
B+S	98	98	99	99	96	96	98	98	100	101	101	101
B+N	96	95	92	92	96	96	93	92	95	95	92	91
B+S+N	100	101	101	101	102	102	103	104	100	100	101	101

注）δ_{AB}：荷重点間の計算変位，δ_{CD}：湾曲区間の計算変位，δ_H：試験体中央の計算水平変位，B：曲げ，B+S：曲げ＋剪断，B+N：曲げ＋軸力，B+S+N：曲げ＋剪断＋軸力，単位はいずれも％である。

表9.2　各計算変位の精度（広葉樹）

	(1) δ_{AB}				(2) δ_{CD}				(3) δ_H			
$R=$	$200t$	$150t$	$100t$	$80t$	$200t$	$150t$	$100t$	$80t$	$200t$	$150t$	$100t$	$80t$
B	95	94	92	93	92	92	90	90	97	96	94	94
B+S	98	99	99	99	96	97	98	98	101	101	101	101
B+N	97	96	94	95	97	97	95	96	97	96	94	94
B+S+N	100	101	101	101	102	102	103	104	100	100	101	101

注）δ_{AB}：荷重点間の計算変位，δ_{CD}：湾曲区間の計算変位，δ_H：試験体中央の計算水平変位，B：曲げ，B+S：曲げ＋剪断，B+N：曲げ＋軸力，B+S+N：曲げ＋剪断＋軸力，単位はいずれも％である。

表9.1の針葉樹湾曲材については，計算変位を曲げ変位のみとした場合で(B)，87～96％，平均91％の精度である。この曲げ変位に剪断による変位を加えると（B+S)，96～101％，平均99％となり，近似計算としてはほぼ完全に近い数値を与える。これに対し，曲げ変位に軸力による変位を加えたものでは(B+N)，曲げと剪断の場合ほど精度が上がらず，91～96％，平均94％となる。曲げと剪断による変位にこの軸力による変位を加えると(B+S+N)，100～104％，平均101％と僅かに厳密計算値を上回り，安全側の誤差を与えるが，精度としては曲げと剪断の二者による場合と殆ど同じであるので，より簡略なこの二者をとるのが得策であろう。

表9.2の広葉樹湾曲材については，曲げのみとした場合で（B)，90～97％，平均93％の精度を与える。これに剪断を加えると(B+S)，針葉樹材と同様96～101％，平均99％となり，計算値としてほぼ完全である。また，曲げと軸力では(B+N)，94～97％，平均96％であり，

(B)と(B+S)の中間の精度となる。曲げと剪断と軸力の三者を加えると(B+S+N)，針葉樹材と同様に，100～104％，平均101％となる。

しかしながら，通常それほど精度が要求されない場合には，曲げ変位のみを計算値としても，十分であろうと判断される。

また，湾曲部における曲げ剛性 EI と厳密な曲り梁の曲げ剛性 $EAy'R$ とを比較すると，$(EI)/(EAy'R)$ は0.997～1.000であり，最大誤差を与える $R=80t$ においても僅か0.3％に過ぎず，湾曲部の曲げ剛性に EI を用いても全く問題はない。

第10章　結　　論

曲げを受ける湾曲材に発生する半径応力について，理論的および実験的検討を加えるとともに，曲率の増加に伴うとされる強度低減について，WILSON[9]，HUDSON[11]両提案式との比較を試みた。また，試験当時の針葉樹湾曲集成材の製造基準[4]の問題点を指摘し，適正な曲率半径と挽板厚との関係について提言を行ったが，得られた結論はそれぞれ以下のように要約される。

(1)　半径応力の発生機構を述べ，その一般式を求めたが，曲げ応力分布を通直梁の応力分布で近似した場合には，半径応力度 σv は(3.4)式で示され，その最大値の発生位置 y は(3.5)式で与えられる。これを更に近似して，最大値は材せい中央（$y=0$）に発生するとした場合には，通常用いられている簡略な（3.6）式となる。

次に，湾曲部の曲げ応力分布を，厳密な曲り梁の曲げ応力分布として半径応力度を求めると，その一般式は（3.10）式で示され，最大値発生位置も（3.11）式で与えられる。また，いずれの場合においても，梁の上下面で半径応力はゼロとなる。

(2)　針葉樹材から成る湾曲材を，曲率を変えて3種類作製し（$R_i=200t$, $150t$, $100t$, R_i：湾曲部内縁の曲率半径，t：ラミナ厚），各曲率に対してその湾曲部横断面に発生する半径方向および繊維方向の歪分布を測定した。これらの歪分布を，計算による予測分布と比較するとともに，実際の半径応力分布を求め，理論応力分布との適合性について検討を加えた。その結果，各曲率ともに実測された半径方向および繊維方向の歪分布は，予測歪分布と良く一致し，半径応力分布についても，理論分布に対してほぼ良好な適合性を示した。

(3)　広葉樹ミズナラ材から成る湾曲材を，先の針葉樹材同様，曲率を変えて3種類作製し，湾曲部横断面に発生する歪分布を中心に実験的検討を加えた。また，併せて，材せい方向での曲げ歪による繊維に直角方向歪へのポアソン比効果について，検証実験を行った。その結果，材せい方向の曲げ歪に対応して，そのポアソン比に見合った量の繊維に直角方向の歪の発生が確認された。実測された湾曲部の歪分布および半径応力分布は，各曲率いずれにおいても予測値とほぼ良好な一致を示した。

(4)　湾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[9]，イギリスのHUDSON[11]の提案式がある。ここ

では道産針葉樹のアカエゾマツおよびトドマツ材を用いて，4種類の曲率：$R_i=200\,t$(60 cm)，$150\,t$（45 cm），$100\,t$（30 cm），$80\,t$（24 cm）について各10体，計40体の針葉樹湾曲材を作製し，その曲げ性能に及ぼす曲率影響を調べるとともに，WILSON，HUDSON両提案式との適合性について検討を加えた。その結果，圧縮型および引張型それぞれの通直材に対する比較値の平均値は，4曲率いずれにおいても現行のWILSONの提案式を上回っており，$R_i=200\,t$，$150\,t$の2曲率においては圧縮型，引張型ともに，強度低減は認められないようであった。また，$R_i=100\,t$，$80\,t$において低減の大きかった圧縮型に限定した場合には，この2曲率についてHUDSONの提案式 $k'=1-15(t/R)$ と良く一致する結果が得られた。

(5) 広葉樹ミズナラ湾曲材について，第5章においては，湾曲部内縁の曲率半径 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体について検討を行った。さらにこれに加え，WILSON，HUDSON両提案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湾曲材に対し，その耐力に及ぼす曲率影響について実験的検討を加えた。その結果，引張型では $R_i=100\,t$ で非常に僅か，また $R_i=80\,t$ で9％弱の低減が認められるようであったが，他の2曲率 $R_i=200\,t$，$150\,t$ では低減は認められないようであった。これに対し，圧縮型で認められた強度低減傾向は，WILSON，HUDSON両式よりも明らかに緩やかであり，特に現行のWILSON式との差異が大きかった。また，この低減傾向は，HUDSON式よりも更に勾配の緩やかな直線式 $k''=1-10(t/R)$ に，より一致するようであった。

これらのことから，現行の「曲率の増加に伴う強度の低減」を認めるとするならば，針葉樹材ではHUDSON式 $k'=1-15(t/R)$，広葉樹材では $k''=1-10(t/R)$ の適用が妥当と思われる。

(6) 試験当時の針葉樹湾曲集成材の製造基準では，製造時の挽板（ラミナ）の内縁に対する曲率半径 R と挽板厚 t との関係を $R\geqq100\,t$ とするように規定していた。この基準においては，当然のことながら，集成作業の省力化のために，挽板に最もきつい曲率を与える $R=100\,t$ が採用されることになるが，この $R=100\,t$ 基準については製造時の挽板の安全性に関し，経験上または理論上からも疑問の持たれるところであった。ここでは，5種類の挽板厚($t=10$, 15, 20, 25, 30 mm)に対し，この $R=100\,t$ 基準の問題点および適正な曲率半径と挽板厚との関係について，実験的検討を加えた。その結果，この製造基準では，合計50体の挽板のすべてが曲げ比例限度を大きく超えてしまい，さらに，過半の27体に圧縮破壊線が発生したことからも，挽板を何ら破損の認められない比例限度内で使用するという立場をとるならば，適正な曲率半径と挽板厚との関係は $R\geqq150\,t$ とすべきであることが示された。また，挽板の最終破壊は，いずれの板厚においても平均でほぼ $R=50\,t$ で生じた。

(7) 厳密解に対する近似解の精度を，垂直応力，半径応力，湾曲材の計算変位，についてそれぞれ求めた。

曲げと軸力を受ける曲り梁に発生する垂直応力を，通直梁条件で近似した場合，4曲率順（$R=200,\ 150,\ 100,\ 80\,t$ 順）にその精度は約97，96，95，93％となる。

半径応力については，通直梁条件による近似の精度は非常に高く，$R=80\,t$ にみられる最大誤差でも0.4％に満たない。更に近似した最大値（$=3\,M/2\,AR$）についてみても，その最大誤差は僅か0.7％弱である。

湾曲材の計算変位として曲げ変位のみを用いた場合には，その精度は針葉樹材で平均91％，広葉樹材で同じく93％であるが，曲げ変位と剪断による変位の両者を用いると，いずれも精度は99％となる。また，湾曲区間における曲げ剛性 EI と曲り梁の曲げ剛性 $EAy'R$ を比較すると，$R=80\,t$ にみられる最大誤差についても僅か0.3％にしか過ぎない。

謝　　辞

本研究に着手する機会を与えて下さるとともに，種々御指導を賜わった北海道大学名誉教授澤田　稔博士，研究の遂行と論文の作成に際して御指導いただいた北海道大学農学部教授宮島　寛博士，北海道大学農学部助教授上田恒司博士ならびに北海道大学農学部教授深沢和三博士に，衷心より感謝申し上げます。

また，本研究に関わる各種の実験を行うにあたり，御協力をいただいた北海道大学農学部林産学科木材加工学講座の専攻生であった椿谷信雄氏，平井（旧姓石割）弘子氏，早川　満氏，赤塚正博氏，藤本幸士氏ほか，講座の皆様に心よりお礼申し上げます。

文　　献

1) 集成材研究班：集成材に関する研究（第1報）通直集成材の製造およびその材質試験について．林試研報，101号，101-176（1957）．
2) 集成材研究班：集成材に関する研究（第2報）湾曲集成材の製造およびその材質試験について．林試研報，109号，1-76（1958）．
3) FINNORN, W. J., and RAPAVI, A.: Safe Bending Radii for Curved Laminates. Forest Prod. J., Oct., 437-442 (1956).
4) 日本建築学会：“木構造設計規準・同解説”，丸善，（1973）．
5) 飯塚五郎蔵：湾曲集成材の曲率と耐力（建築用集成木材の研究）．日本建築学会論文報告集，63号，（1959）．
6) IIZUKA, G.: Strength of Curved Laminated Wood Relating to the Radius of Curvature. Bulletin of the Faculty of Engineering, Yokohama National University, **9**, 49-72 (1960).
7) 澤田　稔，山井良三郎，高見　勇，近藤孝一，杉山英男：木造組立家屋に関する研究　第2報　林野作業員宿舎（A型）の実大剛性試験．林試研報，152号，73-149（1963）．
8) 高見　勇：円形集成材の強さについて．木材学会誌，**24**(8)，541-545（1978）．
9) WILSON, T. R. C.: The Glued Laminated Wooden Arch. U. S. D. A. Tech. Bul. No. 691, (1939).
10) 澤田　稔：集成材の強度．材料試験，**10**(98)，874-878（1961）．
11) HUDSON, W. M.: The Effect of Initial Bending on the Strength of Curved Laminated Timber Beams. Wood, **25**(6), 234-236 (1960).
12) FINNORN, W. J., and RAPAVI, A.: Effect of Lamination Thickness on Strength of Curved Laminated

Beams. Forest Prod. J., Aug., 248-251 (1959).
13) KOSTUKEVICH, C., and WANGAARD, F. F.: Curvature-Stress Factor in Laminated Wood Beams. Forest Prod. J., Jan., 44-50 (1964).
14) WANGAARD, F. F., WOODSON, G. E., and MURRAY, M. R.: Species Response to Prestress in Curved Laminated Wood Beams. Forest Prod. J., **18** (1), 49-56 (1968).
15) WOODSON,G. E., and WANGAARD,F. F.: Effect of Forming Stresses on the Strength of Curved Laminated Beams of Loblolly Pine. Forest Prod. J., **19** (3), 47-58 (1969).
16) ANDERSON, J. A., and BOOTH, L. G.: Bending Strength of Curved Glued Laminated Timber. J. of the Structural Div., ASCE, **105** (ST6), 1167-1186 (1979).
17) ZAHN, J. J.: Residual Stresses in Curved Laminated Wood Beams. J. of the Structural Div., ASCE, **95** (ST12), 2873-2890 (1969).
18) FOSCHI, R. O.: Point-Matching Analysis of Curved Timber Beams. J. of the Structural Div., ASCE, **96** (ST1), 35-48 (1970).
19) FOSCHI, R. O., and FOX, S. P.: Radial Stresses in Curved Timber Beams. J. of the Structural Div., ASCE, **96** (ST10), 1997-2008 (1970).
20) 日本建築学会：“木構造計算規準・同解説”，丸善，(1988).
21) FOSCHI, R. O.: Stresses in Curved Glued-Laminated Timber Beams: Experimental Study. Forest Prod. J., **21** (7), 42-48 (1971).
22) FOX, S. P.: Strength and Stiffness of Laminated Douglas-fir Blocks in Perpendicular-to-Glueline Tension. Wood and Fiber, **6** (2), 156-163 (1974).
23) FOX, S. P.: Strength and Deformation of Pitched-Tapered Douglas-fir Glued-Laminated Beams. Wood and Fiber, **6** (3), 242-252 (1974).
24) GOPU, V. K. A., and GOODMAN, J. R.: Analysis of Double-Tapered Pitched and Curved Laminated Beam Section. Wood Science, **7** (1), 52-60 (1974).
25) GOPU, V. K. A., and GOODMAN,J. R.: Full-Scale Tests on Tapered and Curved Glulam Beams. J. of the Structural Div., ASCE, **101** (ST12), 2609-2626 (1975).
26) GOPU, V. K. A., and GOODMAN, J. R.: Design of Double-Tapered and Curved Glulam Beams. J. of the Structural Div., ASCE, **103** (ST10), 1921-1936 (1977).
27) GOPU,V. K. A.: Radial Stresses in Curved Glulam Beams. J. of the Structural Div., ASCE, **106** (ST11), 2143-2150 (1980).
28) GOPU, V. K. A.: Repaired Pitch-Cambered Glulam Beams. J. of the Structural Div., ASCE, **107** (ST7), 1251-1262 (1981).
29) VINCENT, T. A., and GOPU, V. K. A.: Rational Design of Radial Reinforcement in Pitch-Cambered Glulam Beams. Forest Prod. J., **35** (1), 61-67 (1985).
30) NORRIS, C. B.: Stresses within Curved Laminated Beams of Douglas-fir. U. S. D. A. Forest Service Reserch Paper, FPL 020, (1963).
31) 杉山英男：“木構造”，彰国社，206 (1971).
32) 大橋義夫：“材料力学”，培風館，213 (1976).
33) MADSEN, B. and LITTLEFORD, T. W.: Finger Joints for Structural Usage. Forest Prod. J., Feb., 68-73 (1962).
34) RICHARDS, D. B.: High-Strength Corner Joints for Wood. Forest Prod. J., Sep., 413-418 (1962).
35) RICHARDS, D. B.: Improved Tips for Finger Joints. Forest Prod. J., Jun., 250-251 (1963).
36) SELBO, M. L.: Effect of Joint Geometry on Tensile Strength of Finger Joints. Forest Prod. J., Sep., 390-400 (1963).
37) BOHANNAN, B.,and SELBO, M. L.: Evaluation of Commercially Made End Joints in Lumber by Three

Test Methods. U. S. D. A. Forest Service Reserch Paper, FPL 41, Oct., (1965).
38) STRICKLER, M. D.: Impression Finger Jointing of Lumber. Forest Prod. J., **17** (10), 23-28 (1967).
39) ROBERT, E. E.: Structural Finger-Jointing Criteria and Performance. J. of the Structural Div., ASCE, **94** (ST3), 657-669 (1968).
40) 宮島 寛, 梅田佳一：フィンガージョイントの接合効率について. 日本木材学会北海道支部講演集, 1号, 36-38 (1968).
41) BOHANNAN, B., and KANVIK, K.: Fatigue Strength of Finger Joints. U. S. D. A. Forest Service Reserch Paper, FPL 114, Sep., (1969).
42) STRICKLER, M. D., PELLERIN, R. F., and TALBOTT, J. W.: Experiments in Proof Loading Structural End-Jointed Lumber. Forest Prod. J., **20** (2), 29-35 (1970).
43) MOODY, R. C.: Tensile Strength of Finger Joints in Pith-Associated and Non-Pith-Associated Southern Pine 2 by 6's. U. S. D. A. Forest Service Reserch Paper, FPL 138, Apr., (1970).
44) STRICKLER, M. D.: End Gluing of Green Lumber. Forest Prod. J., **20** (9), 47-51 (1970).
45) SCHAEFFER, R. E.: Gap-Filling Adhesives in Finger Joints. U. S. D. A. Forest Service Reserch Paper, FPL 140, Jun., (1970).
46) 工藤 修, 長原芳男, 今野浩安, 倉田久敬：水平・垂直フィンガージョイントの接手効率の差異. 日本木材学会北海道支部講演集, 2号, 16-17 (1970).
47) STRICKLER, M. D., and PELLERIN, R. F.: Tension Proof Loading of Finger Joints for Laminated Beams. Forest Prod. J., **21** (6), 19-24 (1971).
48) MURPHEY, W. K., and RISHEL, L. E.: Finger Joint Feasibility in Furniture Production. Forest Prod. J., **22** (2), 30-32 (1972).
49) 沢野信一, 宮島 寛：ミニフィンガージョイントの接合効率. 日本木材学会北海道支部講演集, 4号, 10-14 (1972).
50) 生田晴家, 宮島 寛：ミニフィンガージョイント接合工法の適正圧締力について, 日本木材学会北海道支部講演集, 5号, 8-10 (1973).
51) STRICKLER, M. D.: Finger Jointing of Veneer. Forest Prod. J., **23** (1), 22-25 (1973).
52) HOYLE, R. J., Jr., STRICKLER, M. D., and ADAMS, R. D.: A Finger Joint Connected (FJC) Wood Truss System. Forest Prod. J., **23** (8), 17-26(1973).
53) 生田晴家, 宮島 寛：ミニフィンガー・ジョイントの2"×4"材への適用. 日本木材学会北海道支部講演集, 6号, 20-23 (1974).
54) 生田晴家, 長田貞明, 宮島 寛：4 mm フィンガージョイントの圧締圧と曲げ強度性能について. 日本木材学会北海道支部講演集, 7号, 20-24 (1975).
55) 宮島 寛, 生田晴家：13 mm フィンガージョイントの接合性能に関する研究. 北大演研報, **33** (1), 167-200 (1976).
56) TROUGHTON, G. E., and CHOW, S.: Effect of Species on Temperature Buildup within Fingerjoints Heated in a Radiofrequency Field. Wood Science, **10** (2), 99-104 (1977).
57) 宮島 寛, 佐藤武司：コーナージョイントとしてのだぼ, ほぞおよびフィンガージョイント工法の接合性能の比較. 北大演研報, **34** (2), 275-286 (1977).
58) 生田晴家, 宮島 寛：木造骨組仕口へのフィンガージョイント工法の適用. 日本木材学会北海道支部講演集, 9号, 76-79 (1977).
59) 渡辺 昇, 関谷 武：ミニフィンガージョイント接合工法の家具への応用. 日本木材学会北海道支部講演集, 9号, 71-75 (1977).
60) 神谷文夫, 森屋和美：市販の造作用たてつぎ木材の曲げ性能試験. 林業試験場木材部資料, 53-3, (1978).
61) 生田晴家：各種接着剤を用いたF. J. 工法の耐力と効率. 日本木材学会北海道支部講演集, 11号, 58-62 (1979).

62) 石井　誠，生田晴家：木製小椅子における各種仕口の性能比較．日本木材学会北海道支部講演集，11号，63-66 (1979)．
63) 星　通：ミニフィンガージョイントによる高含水率製材品の縦つぎ．木材工業，**34**(1)，19-24 (1979)．
64) 小野広治，今村祐嗣：目切れした部材のフィンガージョイント．奈良林試研報，30-35 (1980)．
65) STRICKLER, M. D.: Finger-Jointed Dimension Lumber—Past, Present, and Future. Forest Prod. J., **30** (9), 51-56 (1980).
66) 綿貫幸宏，田栗　匡，中村勝男：家具接合構造の力学的性能評価に関する研究—椅子骨組の門形ラーメン解析—．日本木材学会北海道支部講演集，12号，13-16 (1980)．
67) 小松幸平：ラチス梁の剛性，耐力に及ぼす腹材コーナーフィンガージョイントの効果．日本木材学会北海道支部講演集，12号，17-22 (1980)．
68) 渡辺　昇，関谷　武：ミニフィンガー接合工法の家具接合部への適用．木材工業，**36**(4)，40-43 (1981)．
69) 綿貫幸宏，田栗　匡，中村勝男：家具類の構造設計に関する研究（第3報）—家具接合構造の力学的性能評価—．道立工業試験場報告，No. 280，1-13 (1981)．
70) 綿貫幸宏：家具類の構造設計に関する研究（第4報）—家具部材としての4 mmおよび12 mmフィンガ接合の強度性能の比較—．道立工業試験場報告，No. 280，15-20 (1981)．
71) 堀江秀夫,倉田久敬：フィンガー・ジョイント材（F・J材）の強度性能（第2報）—F・J材の許容応力度の検討—．道立林産試月報，Sep.，1-12 (1981)．
72) 石井　誠，生田晴家：FJ工法の性能比較—道産7樹種について—．日本木材学会北海道支部講演集，13号，28-31 (1981)．
73) JOKERST, R. W.: Finger-Jointed Wood Products. U. S. D. A. Forest Service Reserch Paper, FPL 382, Apr., (1981).
74) 星　通：ミニフィンガージョイントによる丸太のたてつぎ（第1報）—丸太加工用試作保持具によるジョイント材の性能—．木材工業，**37**(3)，19-23 (1982)．
75) 堀江秀夫，倉田久敬：フィンガー・ジョイント材（F・J材）の強度性能（第3報）—実用的エンドプレッシャー値と量産実大F・J材の曲げ強度性能—．道立林産試月報，Apr.，1-7 (1982)．
76) 生田晴家：120度にフィンガージョイントされた木造骨組仕口の性能．北大演研報，**41**(1)，301-312 (1984)．
77) 綿貫幸宏，田栗　匡，中村勝男：家具類の構造設計に関する研究（第5報）—留形接合の強度性能—．道立工業試験場報告，No. 283，25-30 (1984)．
78) 堀江秀夫，倉田久敬：構造用フンガージョイント材の強度性能（第1報）．道立林産試験場研究報告，No. 73，(1984)．
79) 有馬孝礼：フィンガージョイント縦継ぎ木材の現状と技術的課題．木材工業，**39**(10)，9-14 (1984)．
80) 海老原　徹：工場生産されたフィンガー・ジョイントラミナの性能試験．第34回日本木材学会大会研究発表要旨集，308 (1984)．
81) 吉田弥明，大中敬久：FJ材接合部の接着耐久性の評価．第34回日本木材学会大会研究発表要旨集，309 (1984)．
82) 星　通：ミニフィンガージョイントによる204材のたてつぎ．第34回日本木材学会大会研究発表要旨集，310 (1984)．
83) PELLICANE, P. J., MCMILLAN, K. S., and TICHY, R. J.: Effects of Knots near the Fingers of Finger-Jointed Dimension Lumber. Forest Prod. J., **37**(5), 13-16 (1987).
84) 生田晴家：実大木造骨組のFJによる接合．北大演研報，**45**(3)，811-832 (1988)．
85) 澤田　稔：直交異方性材料としての木材の弾性および強度．材料，**12**(121)，749-753 (1963)．
86) 林業試験場編：“新版木材工業ハンドブック”，丸善，175 (1973)．
87) 生田晴家，藤本幸士：ラミナ厚と許容曲率半径について．第35回日本木材学会大会研究発表要旨集，94 (1985)．
88) 藤井　毅：わん曲集成材の安全最小曲率半径（I）ベイマツ20 mm厚ラミナの場合．第36回日本木材学

会大会研究発表要旨集, 161 (1986).
89) 宮武 敦, 氏家和徳, 藤井 毅：わん曲集成材の安全最小曲率半径(II)ベイマツ 30 mm 厚ラミナの場合. 第37回日本木材学会大会研究発表要旨集, 114 (1987).
90) 日本木材加工技術協会："構造用大断面集成材の製造基準", Dec., (1987).
91) 日本建築センター："大断面木造建築物設計施工マニュアル 1988年版", 新洋社, 15 (1988).
92) 澤田 稔：木材の力学的材質指標. 第29回日本木材学会大会特別講演要旨, Jul., (1979).
93) 澤田 稔：木材の変形挙動. 材料, **32**(359), 838-847 (1983).
94) 北原龍士, 堤 壽一, 松本 勗：木材の力学的挙動への曲げ荷重の影響. 木材学会誌, **30**(7), 522-529(1984).
95) チモシェンコ, S.："材料力学 (上巻)", 東京図書, 371 (1970).

Summary

In this paper the radial stresses in curved glued-laminated timbers subjected to bending were studied both theoretically and experimentally. The mechanics of the occurrence of radial stress were described and the general solution for the radial stress value was derived in two ways. One method used approximation whereby the bending stress-distribution in the curved timber was regarded as analogous to that in a straight beam (eq. 3.4) and the other method utilized the precise stress-distribution in a deep curved beam (eq. 3.10).

The stiffness and destructive tests were carried out for curved glued-laminated timbers. In the stiffness test, the strains parallel and perpendicular to the grain at the central curved portion were measured and the radial stresses were calculated from these strains according to Hooke's law for an orthotropic material in plane stress and strain. In the destructive test, the strength reduction ratios accompanying increases in curvature were compared with both WILSON's and HUDSON's modification factors.

In addition, the proper relationship between the radius of curvature and board thickness (lamination thickness) in manufacturing softwood curved glued-laminated beams was experimentally investigated.

The results are summarized as follows:

(1) Three kinds of curved glued-laminated timbers, in which the radii of curvature at the innermost faces were 60, 45 and 30 cm and which were made of softwoods (aka-ezomatsu and todomatsu) or hardwood (mizunara), were used. These curved timbers were about 3 by 6 cm in cross-section and consisted of nineteen thin laminations each 0.3 cm in thickness, and the radii of curvature were represented as $200t$, $150t$ and $100t$ (t: lamination thickness). Using elctric wire strain-gauges, the strains were measured to determine their distributions parallel and perpendicular to the grain of the laminations in the central cross-sections, and these were compared with calculated strains. The experimental radial stresses were computed according to Hooke's law for an orthotropic material, and their distributions were also compared with the theoretical distributions. In addition the effect of Poisson's ratio on the strains perpendicular to the grain under normal bending was investigated.

As the result it was confirmed that the strains perpendicular to the grain occurred in the depth (vertical) direction due to the bending strains, and the magnitudes of the former strains agreed well with the products of Poisson's ratios and the magnitudes of the bending strains.

The observed strain-distributions parallel and perpendicular to the grain showed good agreement with those calculated. The experimental radial stress-distributions also agreed with the theoretical distributions for each curvature, considering the partial differences in the basic

properties of wood.

(2) 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 increases. Therefore it has been suggested that the value for stress in bending for a straight timber should be modified by a factor to obtain a stress value applicable to a curved timber 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 at the center line of the timber in corresponding units. This formula was proposed by WILSON in the United States and also has been adopted in Japan. Against this formula, however, HUDSON proposed a simple linear formula $[1-15\ (t/R)]$ based on his test results.

In this paper the effect of curvature on the strength of curved glued-laminated timbers was investigated. Four kinds of curved timbers, in which the radii of curvature at the concave surfaces were 60, 45, 30 and 24 cm and which were made of thin softwoods (aka-ezomatsu and todomatsu) or hardwood (mizunara) laminations, were used. These curved timbers were about 3 by 6 cm in cross-section and consisted of nineteen laminations, each 0.3 cm thick. The radii of curvature at the concave surfaces were represented as 200, 150, 100 and $80t$. 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 of the curved timbers, the precise equation for a deep curved beam was used and the strength was compared with that of a straight control beam.

Concerning the results of the tests for softwood timbers, no strength reductions were found at curvature ratios (t/R) of about 0.005 and 0.006 ($R=200t$ and $150t$). At curvature ratios of about 0.009 and 0.011 ($R=100t$ and $80t$), however, reductions in strength were found and the average reduction ratios in compression-type curved timbers agreed with those given by HUDSON'S formula $[1-15\ (t/R)]$.

As for the hardwood timbers, the average strength reduction ratios in compression-type curved timbers were found to agree more closely with those given by the formula $[1-10\ (t/R)]$ than HUDSON'S formula.

WILSON'S formula $[1-2000\ (t/R)^2]$ gave conservative estimates for the strength of both softwood and hardwood curved timbers.

(3) In regard to the criterion used for manufacturing softwood curved glued-laminated timbers when this study was carried out, the relationship between the radius of curvature at the concave surface R and board thickness (lamination thickness) t was described as $R \geqq 100t$. This criterion, which at the relationship $R=100t$ reflected the boards being bent to the most severe curvature, was adopted because of the practical reduction of labor in the processes of gluing and laminating. There were indications, however, that this permitted radius of curvature was too short.

The problems associated with this criterion $R=100t$ and the proper relationship between the radius of curvature and board thickness were experimentally investigated using aka-ezomatsu and todomatsu boards. They were from 9 to 10 cm wide and 110 cm long, and their thicknesses were 10, 15, 20, 25 and 30 mm. The loading method in the tests consisted of two concentrated loads symmetrically applied in order to produce pure bending. The relative deflection was measured within the loading points, and the relationship between the relative deflection and the radius of curvature was determined.

In regard to the results, all of the fifty boards tested exceeded each of their proportional limits at the deformation of $R=100t$, and compression failures occured in the greater part of them (27/50).

A similar relationship was recognized between the radii of curvature at the proportional limit and the board thicknesses, and it was shown to be about $R=150t$ for any board thickness. Therefore, the proper relationship between the radius of curvature at the concave surface and board thickness should be $R\geqq 150t$ from the standpoint of using the materials within the proportional limit. The boards were ruptured in any thickness when the relationship between R and t reached about $R=50t$.