HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	実大木造骨組のFJによる接合
Author(s)	生田, 晴家
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 45(3), 811-832
Issue Date	1988-06
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/21277
Type	bulletin (article)
File Information	45(3)_P811-832.pdf

Instructions for use

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

実大木造骨組のFJによる接合

生　田　晴　家*

Jointing of Full-scale Wooden Frame Members by FJ

By

Haruie IKUTA*

要　　旨

テーパー部材からなるほぼ実大に近い3ヒンジ山形ラーメンの軒肩部の接合にフィンガージョイントを適用し，（A）通常の2部材接合（接合角度120°，Aタイプ）のほかに，接合部の補強策として（B）接合部内隅にFillet（隅付）を2次接着したもの（Bタイプ），（C）Insert（隅つなぎ）を間にはさんで2段接着し，部材間の接合角度を増大（150°）させたもの（Cタイプ），について試験を行い，それぞれの剛性効率および強度効率について検討を加えた。また併せて，既往の研究[1]における合板ガセット接着接合法との性能の比較を行った。その結果，同じくテーパー部材を用いた合板ガセット接着法による3ヒンジ山形ラーメン[1]と性能を比較して，Aタイプでは性能が劣ったが，B，C両タイプは剛性効率では合板ガセットによるものと同等であった。しかしながら，強度効率では両タイプともに合板ガセットによるそれの70％にとどまったものの，補強による効果が明らかに認められた。

キーワード：　FJ，テーパー，3ヒンジ山形ラーメン，Fillet，Insert。

目　　次

1. はじめに……812
2. 材料および試験方法……812
2.1 通常の2部材接合の場合（Aタイプ）……812
2.2 Fillet（隅付）を2次接着した場合（Bタイプ）……814
2.3 Insert（隅つなぎ）を用いた場合（Cタイプ）……815
3. 計算式……817
3.1 部材曲げ剛性試験……817

1988年2月29日受理　Received February 29, 1988.

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

3.2 水平荷重試験 …… 817
3.3 鉛直2点荷重試験 …… 817
3.4 最大曲げ応力 …… 818
4. 結果および考察 …… 819
4.1 Aタイプ試験体について …… 819
4.2 Bタイプ試験体について …… 822
4.3 Cタイプ試験体について …… 825
4.4 結果のまとめと合板ガセットとの性能比較 …… 829
4.5 テーパーの度合 β について …… 830
5. おわりに …… 831
文 献 …… 832

1. はじめに

3ヒンジ山形ラーメンは，その構成部材として，湾曲材を用いるものと通直材を用いるものとに二分される。前者は，軒肩部のみを湾曲させた湾曲集成材を用いるものであるが，コストが高いことに加え，製造時に同時接着される軒肩部外側の三角形部分を構成するラミナが目切れとなるために，期待され得る強度が十分発揮されないことなどが指摘されている。これに対し，後者の通直材を用いるものでは，その軒肩部を合板ガセットで接着する合板ガセット接着接合法が多用されてきた。この方法は非常に作業性が良く，安価で且つ性能も高いものであるが，接合部内隅に生じるデッドスペースや美感上の点などを指摘する声も一部にある。

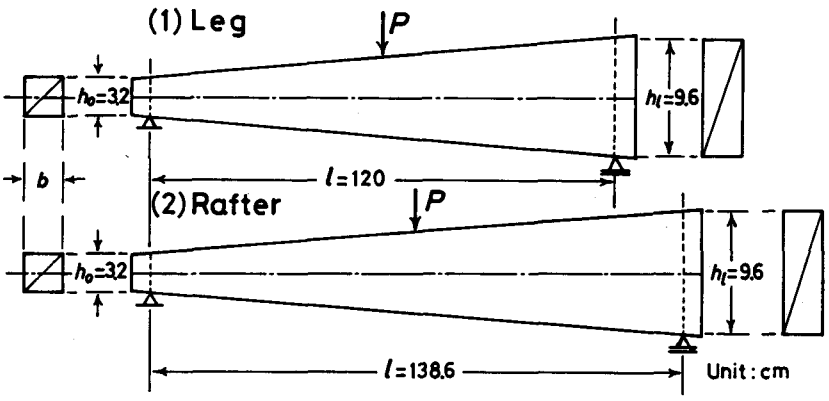
本試験においては，通直なテーパー部材からなるほぼ実大に近い3ヒンジ山形ラーメンの軒肩部の接合にフィンガージョイントを適用し，通常の2部材接合（接合角度120°）のほかに，接合部の補強策として1）接合部内隅にFillet（隅付）を2次接着したもの，2）Insert（隅つなぎ）を間にはさんで2段接着し，部材間の接合角度を増大（150°）させたものについても試験を行い，それぞれの剛性効率ならびに強度効率について検討を加えた。また併せて，既往の研究[1]における合板ガセット接着接合法との性能の比較を行った。

なお本試験を行うに当たり，昭和61年度当講座の専攻生であった内田 修(現三井ホーム㈱)，伊東 誠（現本州製紙㈱）の両氏，ならびに昭和62年度の専攻生である清野新一君の協力をいただいた。ここに記して厚くお礼申し上げる。

2. 材料および試験方法

2.1 通常の2部材接合の場合（Aタイプ）

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材である。十分に天然乾燥された原板から，なるべく欠点を避けて図－1に示す寸法のテーパーのついた柱材（Leg）および斜材（Rafter）をそれぞれ10体，計20体作製した。テーパー面は一方を手押し鉋盤で，残り一方は特製の治具を用いて丸鋸盤で仕上げたが，いずれかの面が繊維に平行に

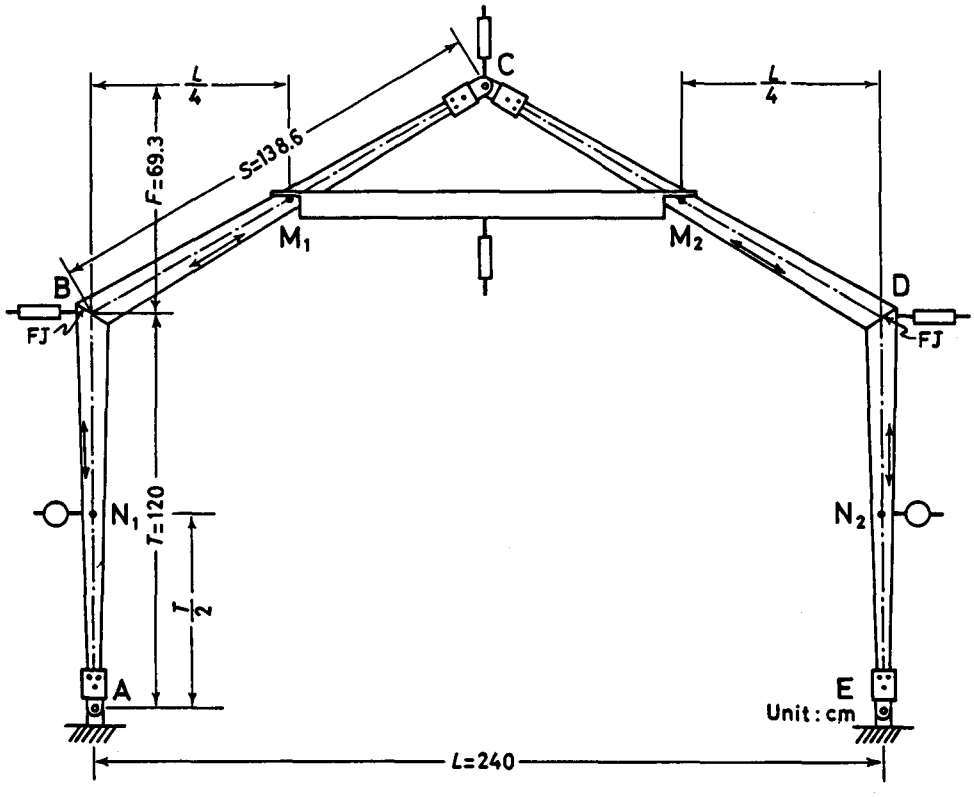


図－1　部材形状および曲げ剛性試験方法
（Leg：柱材，Rafter：斜材）

なるようにした。このテーパーの度合を，図中の各支点上の材せい h_0，h_l を用いて $\beta=(h_l-h_0)/h_0$ で表すならば，本試験においては $h_0=3.2$ cm，$h_l=9.6$ cm であるので $\beta=2$ となる。次に，同図に示す中央集中荷重方式により，各部材の曲げ剛性試験を行ったが，いずれも荷重点にはナイフエッジを用い，繊維平行面を引張を受ける下面として試験を行って，曲げヤング係数 E を求めた。また，この E を確認する目的で，試験体を90°回転させて（倒して）平らな状態とし，広い面に中央集中荷重を加えてヤング係数 E' も求めた。応力レベルは，いずれの剛性試験においても約 60 kg/cm² とし，ここで得られたヤング係数 E により山形ラーメンを構成する部材の組合せを決めた。

次に，図－1に示した h_l 部を材の中心線に対して60°の角度で鋸断した後，フィンガー切削を行った。使用したフィンガーカッターは兼房製の超硬刃で，長さ 12 mm，ピッチ 4 mm，チップ 0.4 mm のものであり，回転数 3000 rpm で切削した。これらを特製の治具を用いて接着接合したが，接着剤は尿素樹脂（三井東圧化学㈱ユーロイド S-120：硬化剤として塩化アンモニウム 0.5％添加）を使用し，圧締圧は 30 kg/cm² とした。

一週間の養生期間の後，図－2に示すように柱材脚部をピン支点金具に取り付け，頂点をピン接合金具で接合することにより，3ヒンジ山形ラーメン試験体を組み立てた。試験体の剛性試験は，水平荷重によるものと鉛直2点荷重によるものとの2種類とした。水平荷重試験では固定した滑車と分銅を用いて，同図の肩部であるB点にまず水平荷重を加え，B，D点の変位を 1/100 mm 精度の変位計で測定した後，D点についても全く同様な試験を行った。荷重はいずれの試験においても，装置の都合により 5 kg 毎に 25 kg までとした。続いて行った鉛直2点荷重試験は，両斜材の中央部（M_1，M_2点）に集中荷重を加えるものであり，2組の能力10トンの油圧ジャッキを用いて荷重を加え，その大きさをそれぞれ能力5トンのロードセルにより検出した。変位の測定にはいずれも 1/100 mm 精度の変位計を用い，頂点Cの鉛直変位，荷



図—2 3ヒンジ山形ラーメン試験体（Aタイプ）
（部材中の↔は繊維方向）

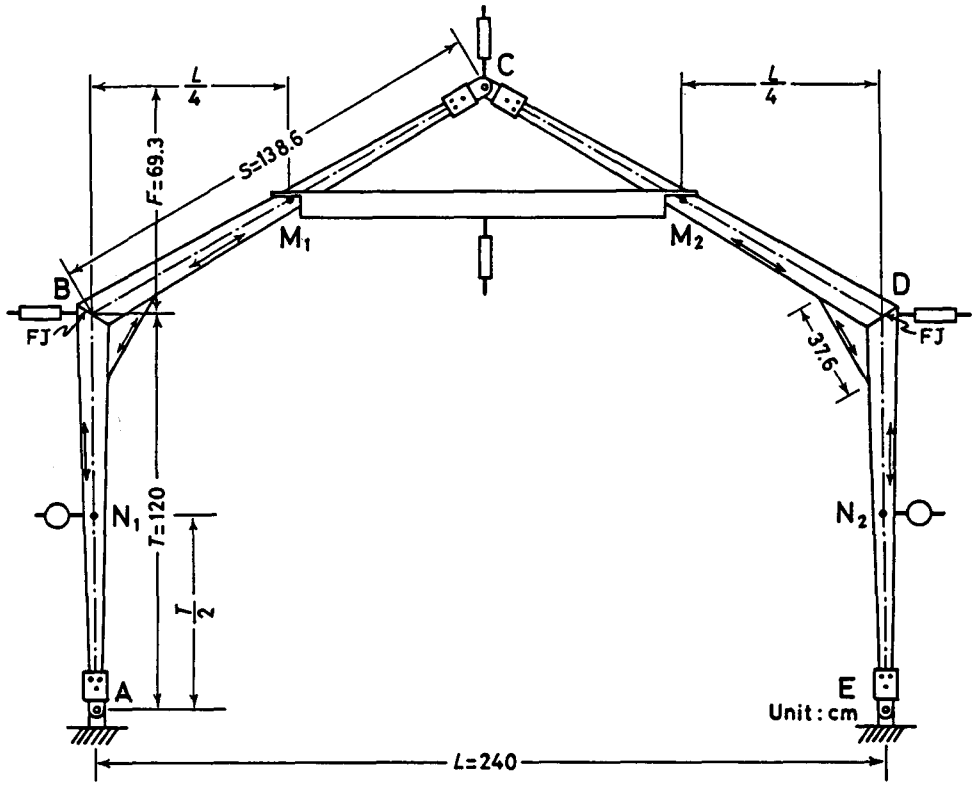
重点 M_1, M_2の平均鉛直変位，肩部 B, D 点の各水平変位および柱材中央 N_1, N_2点の各水平変位を，荷重 50 kg 毎に 450 kg までそれぞれ測定した。このときの荷重 450 kg は，エゾマツ，トドマツの短期許容応力度 sf_b＝150 kg/cm²に相当する。

すべての剛性試験終了後，先と同様の鉛直 2 点荷重方式により破壊試験を行った。変位の測定は頂点 C の鉛直変位と肩部 B, D 点の平均水平変位とし，前者は 1/100 mm 精度の変位計，後者は 1 mm 精度の物差しを用いて荷重 50 kg 毎に破壊まで測定した。

2.2 Fillet（隅付）を 2 次接着した場合（B タイプ）

本試験は先の 2.1 節で述べた試験と全く並行して行われたものであるため，使用材料は樹種，寸法ともに 2.1 節の試験と同一であり，後に，互いの試験結果を比較可能とするために材料のヤング係数もほぼ等しくしてある。また，試験体の作製方法，各種試験方法も全く同一であるので，これらについては 2.1 節を参照されたい。

本試験では前節同様，まず計 4 体の 3 ヒンジ山形ラーメンを作製し，それぞれについて 3 種の剛性試験（水平 2，鉛直 1）を行った。剛性試験終了後，部材と同一材質で材幅の等しい材料を用いて，底辺が 37.6 cm である二等辺三角形状の Fillet を作製し，肩部内側に 2 次接着



図—3　3ヒンジ山形ラーメン試験体（Bタイプ）
（部材中の↔は繊維方向）

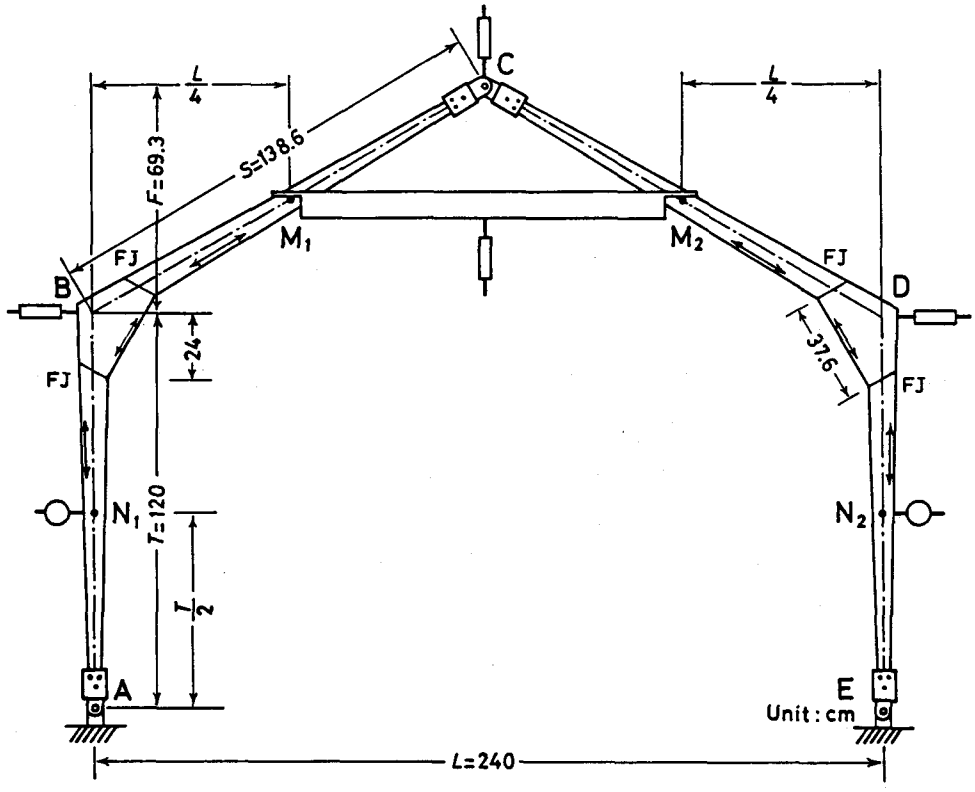
した。この37.6 cmという寸法については4.4節で述べる。接着剤はFJ部と同じ尿素樹脂接着剤とし，ハタガネと木ネジを用いて接着した。これによりデッドスペースを生むことになるが，やむ無しとした。1週間の養生期間をおいて，図—3に示すように再度山形ラーメン試験体に組み立て，Filletを接着する前と全く同一条件で3種の剛性試験を行い曲げ剛性の変化を調べた。続いて2.1節と全く同一条件で破壊試験を行い，Filletの強度上の効果を評価した。

2.3 Insert（隅つなぎ）を用いた場合（Cタイプ）

使用材料はSelect StructuralのS-P-F (spruce-pine-fir) ランバーであり，本試験で使用した樹種はスプルースであった。試験体の形状および寸法は，材幅のみを除いてあとはすべて2.1, 2節で用いたものと同一である。すなわち，2.1, 2節では材幅は4.2 cmであったが，本試験では3.8 cmであった。ここでも，試験体の作製方法，各種試験方法とも2.1節とほとんど同一であるので，これらについては同節を参照されたい。

本試験で新たに作製した部材は柱材16体，斜材16体の計32体である。中央集中荷重による部材の曲げ剛性試験により，合計6体の3ヒンジ山形ラーメンに使用する部材とその組合せを決めた。6体中半数の3体はInsert材を間にはさんで2段接着し，部材間の接合角度を150°

に増大させるものであり，残り3体はコントロール試験体としての意味をもたせるために，2.1節と同様の何も補強しない通常の2部材接合のものとした。また，これら2グループの平均ヤング係数がほぼ等しくなるようにした。使用したInsert材は，接合する部材と同等材質で材幅の等しいものとし，2.2節のFilletを2次接着した軒肩部の形状と一致させるために，底辺が同じ37.6 cmの五角形状のブロックとした。FJ接合の際の接着剤は2.1，2節と同じ尿素樹脂接着剤であるが，圧締圧は都合により前節までの30 kg/cm²に対し，その70％に当たる21 kg/cm²とした。1週間の養生期間をおいて図—4に示すように組み立て，前節までと同様の3種の剛性試験を行って変位を測定し，2グループ間の曲げ剛性の比較を行ったが，応力レベルは前節までとは異なり，水平荷重試験では分銅を用いて10 kg毎に50 kgまで，鉛直2点荷重試験では油圧ジャッキにより40 kg毎に200 kgまで荷重を加えた。この水平荷重50 kgおよび鉛直荷重200 kgは，いずれもスプルースの長期許容応力度$_Lf_b$＝75 kg/cm²に相当する。剛性試験終了後，同様に荷重きざみ40 kgの鉛直2点荷重による破壊試験を行って両グループの耐力を比較し，Insert使用の効果を評価した。



図—4　3ヒンジ山形ラーメン試験体（Cタイプ）
（部材中の↔は繊維方向）

3. 計　算　式

ここでは，軸力や剪断力は考慮に入れず，曲げのみを取り上げた。

3.1 部材曲げ剛性試験

単純支持中央集中荷重条件による，材せいにテーパーのある部材の曲げヤング係数 E は，次式により与えられる。

$$E=\frac{Pl^3}{4I_0\delta}\cdot\frac{1}{\beta^3}\{\ln(1+\beta)-\frac{2\beta}{2+\beta}\} \quad \cdots\cdots(1)$$

または

$$E=\frac{Pl^3}{4I_t\delta}\cdot(1+\frac{1}{\beta})^3\{\ln(1+\beta)-\frac{2\beta}{2+\beta}\} \quad \cdots\cdots(2)$$

$$\beta=(h_t-h_0)/h_0 \quad \cdots\cdots(3)$$

ここに I_0：材せいに h_0 を用いた断面2次モーメント，I_t：材せいに h_t を用いた断面2次モーメント，l：スパン，P：荷重，δ：P に対応するスパン中央の撓みである。（図－1参照）

また，単純支持中央集中荷重条件による，材幅にテーパーのある部材の曲げヤング係数 E' は，次式による。

$$E'=\frac{Pl^3}{4I_0\delta}\cdot\frac{1}{\beta^3}\{\ln\frac{2+\beta}{2}-(1+\beta)^2\ln\frac{2+\beta}{2(1+\beta)}-\frac{\beta(2+\beta)}{2}\} \quad \cdots\cdots(4)$$

ここに I_0：材幅に b_0 を用いた断面2次モーメント（$=b_0h^3/12$），h：材せい（一定），$\beta=(b_t-b_0)/b_0$ であり，他については(1)，(2)式と同様である。

3.2 水平荷重試験

まず肩部B点に水平荷重が加えられる場合は，B点の変位 δ_B およびD点の変位 δ_D はそれぞれ次式により与えられる。

$$\delta_B=\frac{PT^2}{4(F+T)^2}\{(2F+T)^2(\frac{\phi_{1-AB}}{K_{AB}}+\frac{\phi_{1-BC}}{K_{BC}})+T^2(\frac{\phi_{1-CD}}{K_{CD}}+\frac{\phi_{1-DE}}{K_{DE}})\} \quad \cdots\cdots(5)$$

$$\delta_D=\frac{PT^3(2F+T)}{4(F+T)^2}(\frac{\phi_{1-AB}}{K_{AB}}+\frac{\phi_{1-BC}}{K_{BC}}+\frac{\phi_{1-CD}}{K_{CD}}+\frac{\phi_{1-DE}}{K_{DE}}) \quad \cdots\cdots(6)$$

次に，肩部D点に荷重が加えられる場合のD点の変位 δ_D，B点の変位 δ_B は次式による。

$$\delta_D=\frac{PT^2}{4(F+T)^2}\{T^2(\frac{\phi_{1-AB}}{K_{AB}}+\frac{\phi_{1-BC}}{K_{BC}})+(2F+T)^2(\frac{\phi_{1-CD}}{K_{CD}}+\frac{\phi_{1-DE}}{K_{DE}})\} \quad \cdots\cdots(7)$$

$$\delta_B=\frac{PT^3(2F+T)}{4(F+T)^2}(\frac{\phi_{1-AB}}{K_{AB}}+\frac{\phi_{1-BC}}{K_{BC}}+\frac{\phi_{1-CD}}{K_{CD}}+\frac{\phi_{1-DE}}{K_{DE}}) \quad \cdots\cdots(8)$$

これら式中の各項については，次節でまとめて述べる。

3.3 鉛直2点荷重試験

両斜材の長さ中央部に同時に等しい集中荷重が加えられる場合の頂点Cの鉛直変位 δ_C，両荷重点の平均鉛直変位 δ_{M-AV}，肩部B，D点の平均水平変位 δ_{BD-AV} および柱材中央の平均水平変位

δ_{N-AV}はそれぞれ次式により与えられる。

$$\delta_C=\frac{PT^2L^2}{32(F+T)^2}\{\frac{\phi_{1-AB}}{K_{AB}}+\frac{1}{K_{BC}}(\phi_{1-BC}-\frac{F+T}{T}\phi_{2-BC})+\frac{1}{K_{CD}}(\phi_{1-CD}-\frac{F+T}{T}\phi_{2-CD})+\frac{\phi_{1-DE}}{K_{DE}}\} \quad \cdots\cdots(9)$$

$$\delta_{M-AV}=\frac{PT^2L^2}{64(F+T)^2}[\frac{\phi_{1-AB}}{K_{AB}}+\frac{1}{K_{BC}}\{\phi_{1-BC}-\frac{2(F+T)}{T}\phi_{2-BC}+\frac{(F+T)^2}{T^2}\phi_{3-BC}\}+\frac{1}{K_{CD}}\{\phi_{1-CD}-\frac{2(F+T)}{T}\phi_{2-CD}+\frac{(F+T)^2}{T^2}\phi_{3-CD}\}+\frac{\phi_{1-DE}}{K_{DE}}] \quad \cdots\cdots(10)$$

$$\delta_{BD-AV}=\frac{PT^2LF}{16(F+T)^2}\{\frac{\phi_{1-AB}}{K_{AB}}+\frac{1}{K_{BC}}(\phi_{1-BC}-\frac{F+T}{T}\phi_{2-BC})+\frac{1}{K_{CD}}(\phi_{1-CD}-\frac{F+T}{T}\phi_{2-CD})+\frac{\phi_{1-DE}}{K_{DE}}\} \quad \cdots\cdots(11)$$

$$\delta_{N-AV}=\frac{PT^2LF}{32(F+T)^2}\{\frac{1}{K_{AB}}(\phi_{1-AB}+\frac{F+T}{F}\phi_{2-AB})+\frac{1}{K_{BC}}(\phi_{1-BC}-\frac{F+T}{T}\phi_{2-BC})+\frac{1}{K_{CD}}(\phi_{1-CD}-\frac{F+T}{T}\phi_{2-CD})+\frac{1}{K_{DE}}(\phi_{1-DE}+\frac{F+T}{F}\phi_{2-DE})\} \quad \cdots\cdots(12)$$

$$\phi_1=(1+\frac{1}{\beta})^3\{1n(1+\beta)-\frac{\beta(2+3\beta)}{2(1+\beta)^2}\} \quad \cdots\cdots(13)$$

$$\phi_2=(1+\frac{1}{\beta})^3\{1n\frac{(2+\beta)^2}{4(1+\beta)}-\frac{\beta^2}{2(1+\beta)(2+\beta)}\} \quad \cdots\cdots(14)$$

$$\phi_3=(1+\frac{1}{\beta})^3\{1n(1+\beta)-\frac{2\beta}{2+\beta}\} \quad \cdots\cdots(15)$$

$$\beta=(h_l-h_0)/h_0 \qquad (h_l=9.6\ \mathrm{cm},\ h_0=3.2\ \mathrm{cm}) \quad \cdots\cdots(16)$$

$$K_{AB}=(EI_l)_{AB}/T,\ K_{BC}=(EI_l)_{BC}/S,\quad K_{CD}=(EI_l)_{CD}/S,\ K_{DE}=(EI_l)_{DE}/T \quad \cdots\cdots(17)$$

ここにP：荷重，T，L，F，S：図－2に示す各長さ，K_{AB}，K_{BC}，K_{CD}，K_{DE}：各部材の剛度(材せいにh_lを用いる)，ϕ_{1-BC}：BC部材のϕ_1，ϕ_{2-BC}：BC部材のϕ_2，ϕ_{3-BC}：BC部材のϕ_3であり，他の各部材についても全く同様である。

3.4　最大曲げ応力

鉛直2点荷重による破壊試験において，柱材に生じる曲げ応力σ_xは次式で与えられる。

$$\sigma_x=\frac{M_x}{Z_x}=\frac{3PT^2L}{4bh_0^2(F+T)}\cdot\frac{x}{(\beta x+T)^2} \quad \cdots\cdots(18)$$

ここにx：脚部支点からの距離，M_x：距離xの部位における曲げモーメント，Z_x：同部位の断面係数，b：材幅，h_0：脚部支点における材せいであり，他については3.3節を参照されたい。

(18)式を微分することにより$x=T/\beta$で最大値をとることが分かるので，これを同式に代入

して次式を得る。

$$\sigma_{max}=\frac{1}{\beta}\cdot\frac{PTL}{32(F+T)Z_0}=\frac{(1+\beta)^2}{\beta}\cdot\frac{PTL}{32(F+T)Z_l} \quad \cdots\cdots(19)$$

ここに Z_0：脚部の材せい h_0 を用いた断面係数，Z_l：肩部の材せい h_l による断面係数である。

本試験においては $\beta=2$ であるので，その最大値は柱材の中央に発生し，具体的には次式で示される。

$$\sigma_{max}=\frac{3\,PTL}{32(F+T)bh_0^2}=\frac{3\,PTL}{8(F+T)bh_C^2}=\frac{27\,PTL}{32(F+T)bh_l^2} \quad \cdots\cdots(20)$$

ここに h_C：柱材中央の材せいである。

4. 結果および考察

4.1 Aタイプ試験体について

使用部材の性質および部材曲げ剛性試験により得られた曲げヤング係数 E，E' を表－1に示すが，前述したように，E は材せいにテーパーのある状態で，また E' は材幅にテーパーのある状態で得られたヤング係数である。これを平均についてみると，$E=101.5$ t/cm²，$E'=101.2$ t/cm²であり，両者はよく一致する。

表－1　使用部材の性質（Aタイプ）

フレーム No.	部材	b (cm)	h_0 (cm)	h_m (cm)	h_l (cm)	E (ton/cm²)	E' (ton/cm²)	r_u	RW (mm)	MC (%)
1	AB	4.205	3.200	6.395	9.600	106.6	108.4	0.43	4.1	14.4
	BC	4.205	3.190	6.410	9.600	115.6	115.6	0.42	1.9	12.2
	CD	4.210	3.160	6.380	9.600	114.4	115.6	0.48	2.6	12.4
	DE	4.210	3.200	6.400	9.600	106.5	105.0	0.42	2.1	15.2
2	AB	4.205	3.190	6.400	9.600	100.8	100.9	0.47	2.4	15.2
	BC	4.200	3.200	6.420	9.630	106.8	102.5	0.47	3.1	12.5
	CD	4.210	3.220	6.410	9.600	106.2	109.3	0.43	2.4	14.8
	DE	4.210	3.200	6.400	9.600	99.3	102.6	0.43	2.2	15.1
3	AB	4.205	3.200	6.400	9.600	95.6	98.1	0.43	3.6	13.6
	BC	4.205	3.210	6.400	9.620	101.6	99.3	0.43	2.3	14.6
	CD	4.210	3.200	6.400	9.630	99.9	98.5	0.45	3.3	14.5
	DE	4.205	3.200	6.395	9.600	94.6	91.0	0.48	2.9	12.7
4	AB	4.210	3.200	6.390	9.600	93.0	93.6	0.43	1.9	14.8
	BC	4.200	3.200	6.400	9.600	96.7	93.4	0.47	2.9	12.2
	CD	4.210	3.200	6.400	9.640	95.4	91.3	0.49	2.7	11.3
	DE	4.210	3.210	6.400	9.640	90.2	93.8	0.43	2.0	14.6
	Av.	**4.207**	**3.199**	**6.400**	**9.610**	**101.5**	**101.2**	**0.45**	**2.7**	**13.8**

注）b：材幅、h_0：部材端における低い方の材せい、h_l：同じく高い方の材せい、h_m：長さ中央の材せい、E，E'：ヤング係数、r_u：比重、RW：平均年輪幅、MC：含水率。

表－2　水平荷重剛性試験結果（Aタイプ）

	フレームNo.		1	2	3	4	Av.
	δ_B	計算値 (1)	217	232	244	255	
B	δ_B	実測値 (2)	219	234	262	304	
点	δ_D	計算値 (3)	166	178	187	195	
荷	δ_D	実測値 (4)	163	182	191	227	
重		(1)/(2)	0.99	0.99	0.93	0.84	0.94
		(3)/(4)	1.02	0.97	0.98	0.86	0.96
	δ_B	計算値 (5)	166	178	187	195	
D	δ_B	実測値 (6)	178	191	218	189	
点	δ_D	計算値 (7)	218	233	246	257	
荷	δ_D	実測値 (8)	224	254	263	246	
重		(5)/(6)	0.94	0.93	0.86	1.03	0.94
		(7)/(8)	0.98	0.92	0.94	1.05	0.97

注）δ：10^{-3}cm/5kg、δ_B：肩部B点の水平変位、δ_D：同じくD点の水平変位。

表－3　鉛直荷重剛性試験結果（Aタイプ）

	フレームNo.		1	2	3	4	Av.
	δ_{N-AV}	計算値 (1)	143	153	161	167	
水		実測値 (2)	170	186	186	183	
平	δ_{BD-AV}	計算値 (3)	117	126	132	137	
変		実測値 (4)	142	151	150	147	
位		(1)/(2)	0.84	0.82	0.87	0.91	0.86
		(3)/(4)	0.83	0.83	0.88	0.93	0.87
	δ_{M-AV}	計算値 (5)	128	136	144	150	
鉛		実測値 (6)	176	197	195	194	
直	δ_C	計算値 (7)	203	217	228	237	
変		実測値 (8)	268	310	287	283	
位		(5)/(6)	0.73	0.69	0.74	0.77	0.73
		(7)/(8)	0.76	0.70	0.80	0.84	0.78

注）δ：10^{-3}cm/50kg、δ_{N-AV}：柱材中央の平均変位、δ_{BD-AV}：両肩部の平均変位、δ_{M-AV}：荷重点の平均変位、δ_C：頂点変位。

次に，水平荷重による剛性試験結果を表－2に示すが，本試験においてはいずれも，(計算値)/(実測値）をもって剛性効率とした。図－2のB点に水平荷重を加えた場合，B点の水平変位はD点のそれよりも計算上約30％大きくなるが，実測値についてこれをみると全平均で30.5％となり，よく一致する。各測定値より求めた剛性効率は0.84～1.02の範囲にあり，平均で0.95を示した。同様にD点に荷重を加えた場合にも，0.86～1.05，平均0.96であり，水平荷重に対しては剛性の低下はほとんどないといえる。

続いて行った鉛直2点荷重による剛性試験結果を表－3に示す。4種の変位量については，

計算によると頂点の鉛直変位 δ_C，柱材中央の平均水平変位 δ_{N-AV}，荷重点の平均鉛直変位 δ_{M-AV}，肩部の平均水平変位 δ_{BD-AV} の順に大きく，それらの比は 100：70：64：58 となる。ところが，実測された変位の比は，4体の平均で 100：63：67：52 であって，δ_{N-AV} と δ_{M-AV} が逆転しており，4体いずれにおいても柱材中央の変位 δ_{N-AV} が荷重点の変位 δ_{M-AV} よりも小さい。これは接合部が剛節点でないために，斜材の変形が柱材に完全には伝わっていないこと，すなわち完全なラーメン変形が行われていないことを示すものである。（しかしながら，これはフィンガージョイントに起因するものではなく，木材の異方性に起因するものである。）この結果，柱材では変形が小さく，斜材では変形が大きくなる。これを剛性効率でみると，柱材の水平変位から得られた剛性効率は平均 0.86 であるのに対し，斜材の鉛直変位から得られたそれは平均で 0.75 であり，明らかに前者の方が高い。すなわち，柱材の方が変形が小さい。またこれらの剛性効率は，さきに行った水平荷重剛性試験結果の総平均 0.95 を大きく下回っている。これについては，これまで報告されているように[2,3]，フィンガージョイントされたコーナージョイントの荷重型による曲げ剛性の違いが考えられる。報告によれば，コーナーを広げようとする引張型荷重における剛性効率は，逆の圧縮型荷重におけるそれの約 1.2 倍を示しており，これが両試験結果の剛性効率の差異の多くを説明するものであろう。すなわち，鉛直荷重試験においては両接合部共に，剛性効率の低い圧縮型となるのに対し，水平荷重試験においてはいずれか一方の接合部が，剛性効率の高い引張型となるためであろう。

表－4　破壊試験結果（Aタイプ）

フレーム No.		1	2	3	4
P_{max}	(kg)	830	818	902	938
δ_{BD-max}	(mm)	32.0	34.2	42.4	42.2
δ_{C-max}	(mm)	61.3	75.8	87.9	83.5
σ_{b-max}	(kg/cm²)	275	271	297	310
σ_{bp}	(kg/cm²)	116	116	115	116
σ_{b-Cal}	(kg/cm²)	639	595	573	541
$\sigma_{b-max}/\sigma_{b-Cal}$		0.43	0.46	0.52	0.57

注）P_{max}：最大荷重、δ_{BD-max}：肩部の最大水平変位、δ_{C-max}：頂点の最大鉛直変位、σ_{b-max}：最大曲げ応力、σ_{bp}：比例限度、$\sigma_{b-Cal}=0.006E$

次に，破壊試験結果を表－4に示す。表中の曲げ応力は，いずれも最も高い応力の発生する柱材中央部のそれである。また最大曲げ応力の計算値 σ_{b-Cal} は，破壊した部材のヤング係数 E から，次式により求めた。

$$\sigma_{b-Cal}=0.006E \quad \cdots\cdots(21)$$

最大曲げ応力は 271～310 kg/cm² にとどまり，長期許容応力度の3倍とする材料強度（ここでは 225 kg/cm²）を上回ったものの，低い値である。比例限度 σ_{bp} についてはいずれも約 116

kg/cm²と低く，長期許容応力度の1.5倍にしか過ぎない。すなわち長期の2倍である短期許容応力度レベルでは，すでに直線域を超えてしまい，変形上，問題がある。$(\sigma_{b\text{-max}})/(\sigma_{b\text{-Cal}})$を強度効率とすれば，本試験では0.43～0.57，平均0.49であり，数値的にはこれまでの報告結果をやや上回った。破壊形態については，No.1，No.2の2体は接合部での破壊であった。No.3は柱材中央付近の節による目切れでまず破壊が発生し，最終的には接合部付近の材部で脆性引張破壊を起こした。No.4では柱材中央付近の目切れにより破壊した。

テーパー部材は材料に無駄がないという利点がある。しかしながら無駄がないということは，裏を返せば強度に余裕がないということでもある。特に本試験におけるような柱材の場合には，そのほぼ全域が高応力状態となり，柱材のどの部位で破壊が起こってもおかしくはない。すなわち，柱材の全域にわたって欠点の存在が許されない訳であり，テーパー材使用に当たっては十分な注意が必要である。

4.2　Bタイプ試験体について

使用部材の性質を表－5に示す。ヤング係数E，E'については各平均で$E=105.0$ t/cm²，$E'=104.8$ t/cm²となり，ここでもよく一致している。また前述したようにAタイプ試験体と平均ヤング係数がほぼ等しくなるようにした。

次に，水平荷重剛性試験結果を表－6に示す。まず，Filletを2次接着する以前の試験体に

表－5　使用部材の性質（Bタイプ）

フレーム No.	部材	b (cm)	h_0 (cm)	h_m (cm)	h_t (cm)	E (ton/cm²)	E' (ton/cm²)	r_u	RW (mm)	MC (%)
1	AB	4.205	3.200	6.400	9.600	119.9	121.5	0.46	2.4	14.2
	BC	4.210	3.200	6.415	9.640	118.8	119.9	0.48	2.6	13.5
	CD	4.200	3.205	6.415	9.630	116.4	114.1	0.47	2.8	14.2
	DE	4.215	3.200	6.400	9.600	108.0	108.0	0.48	3.0	14.0
2	AB	4.210	3.200	6.400	9.600	104.1	102.7	0.44	2.9	13.6
	BC	4.200	3.240	6.410	9.620	114.2	110.3	0.47	3.5	14.7
	CD	4.210	3.210	6.420	9.630	108.8	110.6	0.43	2.1	13.8
	DE	4.220	3.200	6.400	9.600	102.7	101.6	0.44	2.0	13.3
3	AB	4.210	3.200	6.400	9.600	98.9	97.3	0.43	4.1	13.3
	BC	4.200	3.200	6.395	9.600	103.7	106.8	0.40	2.6	13.4
	CD	4.210	3.200	6.400	9.630	102.8	101.1	0.43	2.5	13.1
	DE	4.205	3.195	6.400	9.600	97.8	97.4	0.43	2.4	14.4
4	AB	4.205	3.200	6.400	9.600	93.7	90.7	0.46	4.1	12.9
	BC	4.200	3.200	6.410	9.620	99.2	99.1	0.42	3.9	13.8
	CD	4.180	3.200	6.390	9.600	97.9	101.3	0.44	2.7	14.2
	DE	4.205	3.190	6.395	9.600	93.4	94.5	0.43	2.2	13.6
	Av.	**4.205**	**3.203**	**6.403**	**9.611**	**105.0**	**104.8**	**0.44**	**2.9**	**13.8**

注）b：材幅、h_0：部材端における低い方の材せい、h_t：同じく高い方の材せい、h_m：長さ中央の材せい、E，E'：ヤング係数、r_u：比重、RW：平均年輪幅、MC：含水率。

表－6　水平荷重剛性試験結果

	フレームNo.		1	2	3	4	Av.
B点荷重	δ_B	計算値 (1)	203	220	238	250	
	δ_B	実測値 (2)	250	259	265	278	
	δ_B	実測値 (3)F	172	201	220	193	
	δ_D	計算値 (4)	158	170	182	192	
	δ_D	実測値 (5)	180	195	199	210	
	δ_D	実測値 (6)F	125	156	167	143	
		(1)/(2)	0.81	0.85	0.90	0.90	0.87
		(1)/(3)F	1.18	1.10	1.08	1.29	1.16
		(4)/(5)	0.88	0.87	0.92	0.91	0.90
		(4)/(6)F	1.27	1.09	1.09	1.34	1.20
D点荷重	δ_B	計算値 (7)	158	170	182	192	
	δ_B	実測値 (8)	170	164	189	193	
	δ_B	実測値 (9)F	138	135	149	184	
	δ_D	計算値 (10)	211	225	239	252	
	δ_D	実測値 (11)	229	213	241	249	
	δ_D	実測値 (12)F	187	176	199	217	
		(7)/(8)	0.93	1.04	0.96	0.99	0.98
		(7)/(9)F	1.15	1.26	1.22	1.04	1.17
		(10)/(11)	0.92	1.06	0.99	1.01	1.00
		(10)/(12)F	1.13	1.28	1.20	1.16	1.19

注）δ：10^{-3}cm/5kg、δ_B：肩部B点の水平変位、δ_D：同じくD点の水平変位、F：Fillet

ついて述べるが，B点に荷重をかけた場合，各測定値より求めた剛性効率は0.81～0.92，平均で0.88となり，1割程度の低下がみられるようであるが，これについては明らかではない。D点に荷重をかけた場合には0.92～1.06，平均で0.99であり，曲げ剛性の低下は認められなかった。続いてFilletをコーナー内隅に2次接着した後の剛性効率をみると，B点に荷重をかけた場合で，1.08～1.34平均1.18，D点に荷重をかけた場合では1.04～1.28，平均1.18となり，剛性効率の大幅な増加が認められた。これを全変位について平均すると，剛性効率は1.27倍に増加したことになる。

次に，鉛直2点荷重による剛性試験結果を表－7に示す。前節で述べたように，計算による4種の変位の大きさの順とそれらの比は，δ_C：δ_{N-AV}：δ_{M-AV}：δ_{BD-AV}＝100：70：64：58である。これをFilletを2次接着する前の試験体についてみると，δ_C：δ_{N-AV}：δ_{M-AV}：δ_{BD-AV}＝100：60：66：49であって前節同様δ_{N-AV}とδ_{M-AV}が逆転しており，4体いずれにおいても柱材中央の変位δ_{N-AV}が荷重点の変位δ_{M-AV}よりも小さい。また，柱材と斜材について得られた剛性効率を比較すると，柱材の水平変位によるものは平均で0.85であるのに対し，斜材の鉛直変位によるものは平均で0.70であり，ここでもまた明らかに前者が上回った。また，これらの剛性効率はいずれも，先に行った水平荷重剛性試験結果の総平均0.93を大きく下回っている。これ

表－7　鉛直荷重剛性試験結果

	フレームNo.		1	2	3	4	Av.
水平変位	δ_{N-AV}	計算値 (1)	134	148	156	164	
		実測値 (2)	163	182	188	181	
		実測値 (3)F	133	161	164	174	
	δ_{BD-AV}	計算値 (4)	110	121	128	134	
		実測値 (5)	134	147	159	140	
		実測値 (6)F	81	103	110	112	
		(1)/(2)	0.82	0.81	0.83	0.91	0.84
		(1)/(3)F	1.01	0.92	0.95	0.94	0.96
		(4)/(5)	0.82	0.82	0.81	0.96	0.85
		(4)/(6)F	1.36	1.18	1.16	1.20	1.23
鉛直変位	δ_{M-AV}	計算値 (7)	121	131	139	147	
		実測値 (8)	185	206	209	190	
		実測値 (9)F	122	140	138	151	
	δ_C	計算値 (10)	191	210	221	233	
		実測値 (11)	292	325	305	271	
		実測値 (12)F	172	212	206	216	
		(7)/(8)	0.65	0.64	0.67	0.77	0.68
		(7)/(9)F	0.99	0.94	1.01	0.97	0.98
		(10)/(11)	0.65	0.65	0.72	0.86	0.72
		(10)/(12)F	1.11	0.99	1.07	1.08	1.06

注）δ：10^{-3}cm/50kg、δ_{N-AV}：柱材中央の平均変位、δ_{BD-AV}：両肩部の平均変位、δ_{M-AV}：荷重点の平均変位、δ_C：頂点変位、F：Fillet

らは前節と同様の結果であるので，考察については前節を参照されたい。

次に，Filletを2次接着した後の実測変位は，4体の平均で，δ_C：δ_{N-AV}：δ_{M-AV}：δ_{BD-AV}＝100：79：69：50であり，いずれもδ_{N-AV}がδ_{M-AV}よりも大きく，計算通りの順となった。このことから，Filletによる接合部の補強により，ラーメン変形に近づいたといえる。柱材の水平変位から得た剛性効率は0.92～1.36，平均1.09であり，斜材の鉛直変位からのそれは0.94～1.11，平均1.02であるので，ここでもやはり斜材よりも柱材の方が変形が小さい結果となったが，その差は明らかに縮まった。また，先の水平荷重剛性試験での総平均1.18に比べると，これらはやはり低いが，ここでも両試験における差は縮まった。鉛直2点荷重剛性試験における全変位についてみると，Filletを接着したことにより，剛性効率は1.38倍に増加した。

次いで破壊試験結果を表－8に示す。最大曲げ応力σ_{b-max}は336～461 kg/cm²，平均378 kg/cm²であり，Aタイプ試験体の1.3倍を示した。またこれは長期許容応力度の5倍すなわち短期のそれの2.5倍に相当する。比例限度σ_{bp}については181～216 kg/cm²，平均190 kg/cm²であり，Aタイプ試験体のそれの1.64倍を示した。これはまた短期許容応力度sf_bの約1.3倍に相当するので，sf_bによる設計でも一応安全であるといえる。前節と同様，破壊した部材のヤング

表－8　破壊試験結果（Bタイプ）

フレーム No.	1	2	3	4
P_{max} (kg)	1394	1043	1123	1010
δ_{BD-max} (mm)	37.1	25.1	33.0	24.5
δ_{C-max} (mm)	90.5	48.8	65.0	52.2
σ_{b-max} (kg/cm²)	461	344	371	336
σ_{bp} (kg/cm²)	182	181	182	216
σ_{b-Cal} (kg/cm²)	648	616	593	560
$\sigma_{b-max}/\sigma_{b-Cal}$	0.71	0.56	0.63	0.60

注）P_{max}：最大荷重、δ_{BD-max}：肩部の最大水平変位、δ_{C-max}：頂点の最大鉛直変位、σ_{b-max}：最大曲げ応力、σ_{bp}：比例限度、$\sigma_{b-Cal}=0.006E$

係数から曲げ強さを推定し，強度効率を求めると，0.56～0.71，平均で0.62となる。前節のAタイプで得られた0.49と比較すると，強度効率は1.26倍に増加したことになる。破壊形態については，No.1では柱材中央付近での脆性引張破壊，No.2は柱材中央部に存在した節による目切れ引張，No.4も同じく柱材中央付近の節による目切れ引張破壊であり，接合部で破壊したものはNo.3の1体のみであった。このことを考慮するならば，接合部の強度効率は先に示した0.62よりももっと高くなるはずである。

4.3　Cタイプ試験体について

使用部材の性質を表－9に示す。ヤン係数E，E'についてはE'の方が平均で4ないし5%，Eよりも高くなっているが，これについてはこれまでのものと断面寸法が異なることや，材質の違い等が考えられる。また前述したように，両グループの平均ヤング係数がほぼ等しくなるようにしてある。

水平荷重剛性試験結果を表－10および表－11に示すが，表－10は何ら補強をしていない通常の2部材接合のものであり，表－11がInsert材を間にはさんで2段接着したCタイプのものである。通常の2部材接合では，B点に荷重をかけた場合各剛性効率は0.95～1.01，平均で0.98，D点に荷重をかけた場合にも0.95～1.03，平均0.98であり，曲げ剛性の低下はほとんどないといえる。これをInsertを用いたCタイプについてみると，B点荷重の場合で1.11～1.19，平均1.15，D点荷重の場合では1.14～1.23，平均1.18である。これを全変位についての平均でみると，通常の2部材接合のものに対し，1.19倍の剛性効率を示した。いいかえれば，曲げ剛性は1.19倍となった。

次に，鉛直2点荷重による剛性試験結果を表－12および表－13に示す。これまで述べたごとく，計算による4種の変位の大きさの順とそれらの比はδ_C：δ_{N-AV}：δ_{M-AV}：δ_{BD-AV}＝100：70：64：58である。これを表－12に示した2部材接合の試験体についてみると，δ_C：δ_{N-AV}：δ_{M-AV}：δ_{BD-AV}＝100：64：66：54となり，これまで同様δ_{N-AV}とδ_{M-AV}が逆転している。また柱材と斜材について比較すると，柱材の変位から求めた剛性効率は平均で0.81であるのに対し，

表—9　使用部材の性質

フレーム No.	部材	b (cm)	h_0 (cm)	h_m (cm)	h_t (cm)	E (ton/cm²)	E' (ton/cm²)	r_u	RW (mm)	MC (%)
1	AB	3.860	3.195	6.385	9.605	113.3	120.5	0.43	2.6	13.3
	BC	3.800	3.200	6.370	9.645	113.9	121.0	0.47	1.0	13.6
	CD	3.790	3.200	6.380	9.645	118.3	130.1	0.47	2.4	13.5
	DE	3.860	3.205	6.395	9.600	113.1	113.3	0.43	2.7	13.5
2	AB	3.845	3.195	6.400	9.600	103.3	110.9	0.42	2.1	13.7
	BC	3.780	3.200	6.370	9.675	99.1	108.1	0.48	0.7	13.7
	CD	3.800	3.200	6.385	9.645	101.5	106.0	0.41	1.0	13.2
	DE	3.850	3.125	6.365	9.600	99.9	103.3	0.42	1.5	12.9
3	AB	3.840	3.195	6.400	9.615	85.9	90.0	0.41	2.2	12.4
	BC	3.765	3.190	6.380	9.650	79.3	84.4	0.38	1.3	13.6
	CD	3.835	3.170	6.365	9.630	81.4	82.6	0.37	1.0	13.3
	DE	3.775	3.175	6.385	9.610	83.6	86.4	0.39	1.3	13.5
	Av.	**3.817**	**3.188**	**6.382**	**9.627**	**99.4**	**104.7**	**0.42**	**1.7**	**13.4**
C1	AB	3.825	3.215	6.415	9.620	106.2	103.2	0.47	0.8	13.9
	BC	3.790	3.210	6.400	9.650	111.7	118.6	0.43	1.8	13.3
	CD	3.800	3.230	6.400	9.645	111.5	119.4	0.42	1.7	12.9
	DE	3.805	3.195	6.415	9.630	106.7	110.5	0.43	1.8	13.5
C2	AB	3.800	3.210	6.400	9.620	103.5	109.3	0.44	2.8	13.5
	BC	3.815	3.200	6.380	9.655	106.7	113.1	0.41	1.9	12.3
	CD	3.800	3.200	6.380	9.670	106.2	113.5	0.41	2.2	12.0
	DE	3.830	3.215	6.410	9.625	105.5	105.4	0.41	2.0	13.8
C3	AB	3.825	3.200	6.390	9.630	87.7	87.9	0.38	1.4	13.5
	BC	3.830	3.210	6.400	9.680	90.9	93.0	0.39	1.5	13.2
	CD	3.795	3.195	6.400	9.650	88.0	93.2	0.48	1.7	13.8
	DE	3.815	3.190	6.360	9.610	88.5	94.4	0.48	1.6	14.0
	Av.	**3.811**	**3.206**	**6.396**	**9.640**	**101.1**	**105.1**	**0.43**	**1.8**	**13.3**

注）b：材幅、h_0：部材端における低い方の材せい、h_t：同じく高い方の材せい、h_m：長さ中央の材せい、E, E'：ヤング係数、r_u：比重、RW：平均年輪幅、MC：含水率。

斜材のそれは0.73であり，これまで同様，前者が上回った。またこれらの剛性効率は，水平荷重剛性試験結果の総平均0.98を大きく下回った。次に，表—13に示したCタイプ試験体について4種の実測変位をみると，平均で $\delta_C : \delta_{N-AV} : \delta_{M-AV} : \delta_{BD-AV} = 100 : 78 : 70 : 51$ であり，計算通りの順となった。またこれらの比率は前節のFilletを2次接着したBタイプ試験体のそれとほぼ同一である。また，柱材の変位から求めた剛性効率は平均で1.05であるのに対し，斜材のそれは0.99であり，やはり前者が上回ったが，Bタイプ試験体と同様その差は縮まった。これらの剛性効率はいずれも，水平荷重剛性試験での総平均1.16よりもやはり低い。また，鉛直荷

表—10　水平荷重剛性試験結果

	フレームNo.		1	2	3	Av.
	δ_B	計算値 (1)	462	523	645	
B	δ_B	実測値 (2)	486	542	636	
点	δ_D	計算値 (3)	351	400	493	
荷	δ_D	実測値 (4)	368	406	493	
重		(1)/(2)	0.95	0.96	1.01	0.97
		(3)/(4)	0.95	0.99	1.00	0.98
	δ_B	計算値 (5)	351	400	493	
D	δ_B	実測値 (6)	368	416	486	
点	δ_D	計算値 (7)	456	526	646	
荷	δ_D	実測値 (8)	480	536	626	
重		(5)/(6)	0.95	0.96	1.01	0.97
		(7)/(8)	0.95	0.98	1.03	0.99

注）δ：10^{-3}cm/10kg、δ_B：肩部B点の水平変位、δ_D：同じくD点の水平変位。

表—11　水平荷重剛性試験結果（Cタイプ）

	フレームNo.		C1	C2	C3	Av.
	δ_B	計算値 (1)	483	500	587	
B	δ_B	実測値 (2)	420	440	502	
点	δ_D	計算値 (3)	368	380	452	
荷	δ_D	実測値 (4)	323	344	380	
重		(1)/(2)	1.15	1.14	1.17	1.15
		(3)/(4)	1.14	1.11	1.19	1.15
	δ_B	計算値 (5)	368	380	452	
D	δ_B	実測値 (6)	322	308	394	
点	δ_D	計算値 (7)	482	496	597	
荷	δ_D	実測値 (8)	412	414	506	
重		(5)/(6)	1.14	1.23	1.15	1.17
		(7)/(8)	1.17	1.20	1.18	1.18

注）δ：10^{-3}cm/10kg、δ_B：肩部B点の水平変位、δ_D：同じくD点の水平変位。

重剛性試験結果を全変位についてみると，Insertを用いたCタイプは通常の2部材接合のものに対し，1.32倍の剛性効率を示した。いいかえれば，曲げ剛性は1.32倍となった。これらに対する考察については4.1節および4.2節を参照されたい。

破壊試験結果を一括して表—14に示す。フレームNo. 1～No. 3が通常の2部材接合のものであり，C1～C3がInsertを用いたCタイプ試験体である。No. 1～No. 3について，その最大曲げ応力σ_{b-max}は250～285 kg/cm²，平均269 kg/cm²にとどまり，4.1節のAタイプ試験体よりも平均で約20 kg/cm²低い値であった。いずれもスプルース材の材料強度225 kg/cm²を上

表—12　鉛直荷重剛性試験結果

	フレーム No.		1	2	3	Av.
水平変位	δ_{N-AV}	計算値 (1)	118	133	160	
		実測値 (2)	141	172	189	
	δ_{BD-AV}	計算値 (3)	97	109	132	
		実測値 (4)	124	141	157	
		(1)/(2)	0.84	0.77	0.85	0.82
		(3)/(4)	0.78	0.78	0.84	0.80
鉛直変位	δ_{M-AV}	計算値 (5)	106	121	147	
		実測値 (6)	146	174	200	
	δ_C	計算値 (7)	168	190	228	
		実測値 (8)	224	264	296	
		(5)/(6)	0.73	0.69	0.74	0.72
		(7)/(8)	0.75	0.72	0.77	0.75

注）δ：10^{-3}cm/40kg、δ_{N-AV}：柱材中央の平均変位、δ_{BD-AV}：両肩部の平均変位、δ_{M-AV}：荷重点の平均変位、δ_C：頂点変位。

表—13　鉛直荷重剛性試験結果（Cタイプ）

	フレーム No.		C1	C2	C3	Av.
水平変位	δ_{N-AV}	計算値 (1)	126	128	153	
		実測値 (2)	144	138	152	
	δ_{BD-AV}	計算値 (3)	103	105	125	
		実測値 (4)	96	88	102	
		(1)/(2)	0.87	0.93	1.00	0.93
		(3)/(4)	1.08	1.20	1.23	1.17
鉛直変位	δ_{M-AV}	計算値 (5)	113	116	137	
		実測値 (6)	124	129	138	
	δ_C	計算値 (7)	179	182	217	
		実測値 (8)	183	174	201	
		(5)/(6)	0.91	0.90	1.00	0.94
		(7)/(8)	0.98	1.05	1.08	1.04

注）δ：10^{-3}cm/40kg、δ_{N-AV}：柱材中央の平均変位、δ_{BD-AV}：両肩部の平均変位、δ_{M-AV}：荷重点の平均変位、δ_C：頂点変位。

回ったものの，やはり低い値である。比例限度 σ_{bp} についてはさらに低く，86～116 kg/cm²，平均 96 kg/cm² であり，長期許容応力度 ${}_Lf_b$＝75 kg/cm² をわずかに超えたに過ぎない。強度効率 $(\sigma_{b-max})/(\sigma_{b-Cal})$ では，0.40～0.49，平均 0.45 であり，Aタイプ試験体の 0.49 をやや下回った。破壊形態については，3体ともに，接合部の引張側表層で発生した破壊が柱材に伝播するものであった。

次に Insert を用いたCタイプについてみると，最大曲げ応力 σ_{b-max} は 344～395 kg/cm²，

表—14 破 壊 試 験 結 果

フレーム No.	1	2	3	C1	C2	C3
P_{max} (kg)	757	784	687	1077	1074	945
δ_{BD-max} (mm)	33.1	38.2	45.1	36.6	35.1	35.3
δ_{C-max} (mm)	62.6	73.4	117.8	70.2	72.1	68.4
σ_{b-max} (kg/cm²)	272	285	250	395	391	344
σ_{bp} (kg/cm²)	86	116	87	206	138	87
σ_{b-Cal} (kg/cm²)	679	620	515	640	621	526
$\sigma_{b-max}/\sigma_{b-Cal}$	0.40	0.46	0.49	0.62	0.63	0.65

注）P_{max}：最大荷重、δ_{BD-max}：肩部の最大水平変位、δ_{C-max}：頂点の最大鉛直変位、σ_{b-max}：最大曲げ応力、σ_{bp}：比例限度、$\sigma_{b-Cal}=0.006E$

平均377 kg/cm²であり，前述した2部材接合試験体の平均269 kg/cm²に比べると，1.4倍の強度を示した。比例限度σ_{bp}は意外と伸びず，87～206 kg/cm²，平均144 kg/cm²にとどまったが，それでも2部材接合のそれの1.5倍であった。強度効率については0.62～0.65，平均0.63であり，これは2部材接合の場合の1.40倍に相当するとともに，Filletを用いたBタイプ試験体の平均0.62と同等であった。破壊形態は3体いずれも，まずどちらか一方のInsertの目切れ部に割れが発生し，次に残り一方のInsertにも同様の割れが発生するが，この時点ではまだ最終破壊には至らず，荷重は増加する。そして最終的に，試験体C1では局部的な目切れによる柱材の目切れ引張破壊，C2ではフィンガー基部からの柱材の破断，C3では接合部付近での柱材の破断であった。

4.4 結果のまとめと合板ガセットとの性能比較

ここで結果の比較を行う合板ガセット接着法による3ヒンジ山形ラーメン[1]もテーパー部材からなるものであり，そのテーパーの度合βも本試験と同一の$\beta=2$である。ただ，本試験体よりやや大型であり，本試験体の大きさ，寸法はちょうどそれの80％に当たる。また，本試験で用いたFilletおよびInsertの底辺の長さ37.6 cmも，合板ガセット板の底辺の長さの80

表—15 各 試 験 結 果

	(1) 剛性効率		(2) 強度効率
	水平荷重	鉛直荷重	
Aタイプ	0.95	0.81	0.49
	(0.84～1.05)	(0.69～0.93)	(0.43～0.57)
Bタイプ	1.18	1.06	0.62
	(1.04～1.34)	(0.92～1.36)	(0.56～0.71)
Cタイプ	1.16	1.02	0.63
	(1.11～1.23)	(0.87～1.23)	(0.62～0.65)
合板ガセット	1.18	1.01	0.88
	(1.14～1.23)	(0.90～1.20)	(0.73～1.00)

%に相当する数値である。なお，使用合板は10 mm厚シナ合板，部材はシトカスプルース集成材であるが，詳しくは引用文献を参照されたい。

本試験結果と合板ガセット接着法による試験結果とを表—15に示す。ここでは互いに比較可能な剛性効率と強度効率を取り上げた。軒肩部内隅のデッドスペースの解消につながるAタイプでは，水平荷重および鉛直荷重に対する剛性効率，強度効率の順にそれぞれ平均で0.95, 0.81, 0.49であり，剛性効率に大きな減少はみられないものの，強度効率は0.49を示し，その減少は大きい。また，比例限度が低いことも指摘された。このAタイプをFilletを2次接着することにより補強したBタイプでは同じ順に平均で1.18, 1.06, 0.62と剛性効率，強度効率ともに増加し，補強による効果が認められた。Insertを間にはさんで2段接着したCタイプでは同じく平均で1.16, 1.02, 0.63であり，剛性効率，強度効率ともにBタイプと同等であった。合板ガセット接着法による結果は同じ順に1.18, 1.01, 0.88である。すなわち，剛性効率ではB, C両タイプは合板ガセットによるものと同等であるといえる。しかしながら強度効率では劣り，両タイプともに合板ガセットのそれの約70%にとどまった。

また本試験を通して気になることは，全試験体14体のうち約半数が接合部ではなく柱材で最終破壊しているにもかかわらず，その曲げ強さ（最大曲げ応力）が意外と低い，ということである。柱材の曲げモーメントは通常の計算上，支点の水平反力のみによって求められるが，本試験のように水平方向の変位が大きい場合には，この支点の水平反力のみならず鉛直反力も柱材に曲げモーメントを付加していると考えられる。そのため破壊時の実際の曲げモーメントは，水平反力のみによる計算値よりも，かなり大きいのではないかと推測される。

4.5　テーパーの度合 β について

$\beta=(h_t-h_0)/h_0$であり，h_0，h_tは両材端における材せいであって$h_0<h_t$とする。前述した破壊試験条件下で，使用部材の材積を一定とした場合，すなわち長さ中央の材せいh_mのみを固定し(ここでは6.4 cm)，両端の材せいを変化させた場合について述べる。材料の曲げ強さを一定と仮定すると，$\beta=2$で最大の破壊荷重が得られ，その荷重の大きさは，$\beta=0$ ($h_0=h_m=h_t$)すなわち全長に渡って材せいが一定である通常の部材を使用した場合のちょうど2倍に当たる。また，曲げ剛性も増加し，ヤング係数を一定として$\beta=0$の場合の各数値を1.00として比較すると，頂点および軒肩部の変位から得られる剛性はともに2.12倍にまで増加し，次いで荷重点のそれは1.71倍に，柱材中央のそれは1.48倍に増加して，いずれも変位量は大きく減少する。このように，材積を一定とした場合には強度，剛性の両面において非常に利点がある。

次に，比較を行った合板ガセットによる試験[1)]の考察中に述べられているように，材端における高い方の材せいh_tを固定した場合について述べる。この場合には$\beta=0$で最も材積が大きく，βの増加とともに材積は次第に減少する。$\beta=1$までは最大荷重すなわち強度の減少はないが，$\beta=1$で材積は0.75に減少する。これが$\beta=2$になると材積は0.67まで減少するのに対し，強度は0.89までの減少にとどまり，材積比を上回る。このことから，テーパー部材は強度

については有利であるといえる。しかしながらヤング係数を一定として算出した各計算変位から得られた曲げ剛性比についてみると，頂点，軒肩部，荷重点，柱材中央の順に，0.63, 0.63, 0.51, 0.44となり，すべてが材積比0.67を下回ってしまう。このように，曲げ剛性については何ら有利性はない。特に柱材中央で0.44と剛性の減少が著しく，この場合変位量はこの数値の逆数倍すなわち1/0.44＝2.3倍に達する。このことは先に少し触れた支点の鉛直反力による付加曲げモーメントの発生を助長し，結果的には最大荷重（強度）の減少につながる。また，最大荷重比が材積比を上回るのもβ＝4.5までであり，β＝4.6以降では逆にそれを下回る。

以上のようにテーパー部材にはメリットもある反面，ディメリットもある。メリットのみが強調されてよいのは，材積を一定とした場合のみであろう。またこれまで述べたように，テーパー部材を用いた構造物は変形が大きいので，その断面寸法の決定に際しては，撓み制限をまず考慮することが肝要である。

5. おわりに

テーパー部材からなるほぼ実大に近い3ヒンジ山形ラーメンの軒肩部の接合にフィンガージョイントを適用し，（A）通常の2部材接合（接合角度120°，Aタイプ）のほかに，接合部の補強策として（B）接合部内隅にFillet（隅付）を2次接着したもの（Bタイプ），（C）Insert（隅つなぎ）を間にはさんで2段接着し，部材間の接合角度を増大（150°）させたもの（Cタイプ），について試験を行い，それぞれの剛性効率および強度効率について検討を加えたが，結果は以下のように要約される。

1）通常のAタイプでは，平均で水平荷重に対する剛性効率は0.95，鉛直荷重に対するそれは0.81，強度効率は0.49であった。

2）Filletを2次接着したBタイプでは，水平荷重に対する剛性効率は1.18，鉛直荷重に対するそれは1.06，強度効率は0.62であった。

3）Insertを用いたCタイプでは，水平荷重に対する剛性効率は1.16，鉛直荷重に対するそれは1.02，強度効率は0.63であった。

4）いずれのタイプにおいても，水平荷重に対する剛性効率が，鉛直荷重に対するそれを上回った。

5）テーパー部材を用いた合板ガセット接着法による3ヒンジ山形ラーメン[1]と性能を比較すると，Aタイプでは性能が劣ったが，B, C両タイプは剛性効率では合板ガセットによるものと同等であった。しかしながら，強度効率では両タイプともに合板ガセットによるそれの70％にとどまったものの，補強による効果が明らかに認められた。

なお本研究の経費の一部は文部省科学研究費補助金（一般研究B：No. 61460212，分担）によった。

文 献

1) 宮島 寛・松本弘毅：テーパー部材をもつ木造ラーメンの剛性と強度．北大演研報，29(1)，99—120(1972)．
2) 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．木材学会北海道支部講演集，9号，76—79 (1977)．
3) 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)．

Summary

In this paper, the tapered leg and rafter were corner jointed together by FJ and three types (A, B, C) of three-hinged wooden gable frames which were nearly full-scale were constructed of these members. The configuration of FJ (Finger Joint) used was 12 mm in length, 4 mm in pitch and 0.4 mm in tip thickness and urea-formaldehyde adhesive was used in jointing two members. For A-type frame, the leg and rafter were only finger jointed and had no reinforcement at the joint. On the other hand, B-type frame was reinforced by gluing a fillet to the each inner edge of the joints. And C-type frame used a wooden insert and at each end of the insert the leg and rafter were finger jointed respectively. For these gable frames two kinds of stiffness tests were carried out keeping each frame standing. In one test a horizontal load was applied to the haunch of the frame by using weights and a fixed pulley. In the other test two vertical loads were applied to the central points of the both rafters by using two hydraulic jacks. In the both tests each displacement was measured by dial gages with 1/100mm readings at respective load increments. Then the destructive test was carried out in the same manner as the stiffness test in which two vertical loads were applied. In addition, the results obtained here were compared with the test results[1] of the similar three-hinged gable frames which were fabricated by jointing the leg and rafter with nail-glued plywood gussets.

The results are summarized as follows;

1) For A-type frames, the joint efficiency on stiffness was 0.95 to the horizontal load, 0.81 to the vertical load and the joint efficiency on strength was 0.49 on the average.

2) For B-type frames, the joint efficiency on stiffness was 1.18 to the horizontal load, 1.06 to the vertical load and the joint efficiency on strength was 0.62 on the average.

3) For C-type frames, the joint efficiency on stiffness was 1.16 to the horizontal load, 1.02 to the vertical load and the joint efficiency on strength was 0.63 on the average.

4) The joint efficiency on stiffness to the horizontal load was higher than that to the vertical load for every type frame.

5) Comparing the performance obtained here with that of the similar three-hinged gable frames[1] which were fabricated by jointing the members with nail-glued plywood gussets, the performance of A-type frames was lower than that of the frames with plywood gussets. Although the joint efficiency on stiffness of both B-type and C-type frames was equal with that of the frames with plywood gussets, the joint efficiency on strength of both types was 70 % of that of the frames with plywood gussets on the average.