2⁵/₈"(67 mm)シアプレートと 2¹/₂"(64 mm) スプリットリングを用いた接合耐力試験

Fumio KAMIYA : Test on Timber Joints with $2^{5}/_{8}$ " (67 mm) Shear Plate and $2^{1}/_{2}$ " (64 mm) Split Ring

要 **旨**:現在,日本で用いられている強力な接合具はボルトであるが,ボルトは初期すべりが大き いなど欠点が多い。一方,海外ではボルトより高い強度と剛性を持つ接合具として,2種類の寸法の シアプレートやスプリットリングが用いられている。本実験の目的は,日本で構造用材として広く用 いられている樹種の表記寸法のシアプレートやスプリットリングによる接合強度を実験し,大型木構 造用接合具として,その許容耐力を提案することにある。

実験に供した樹種は、ベイマツ、ベイツガ、エゾマツ、スギで、加力の方向は繊維に平行および直角方向とした。

得られた結果は次のとおりである。

1. シアプレート, スプリットリング接合は, 現在, 大型木造建築に用いられている M 20 (直径 20 mm) 前後のボルト接合より高い強度と剛性を示した。

2. 最大耐力は木材比重と高い相関を示した。

3. 低レベルのスリップ(接合部の変形)に対する耐力と比重との相関は、スプリットリング接合では高く、シアプレート接合では低かった。シアプレート接合のスリップは主として鋼板添板の変形によるものである。

スプリットリング接合の最大耐力は、シアプレート接合のそれの73~85% であった。
 実験から得られた最大耐力をベースに、各樹種に対する接合許容耐力を提案した。また、各比重に
 対する荷重-スリップ曲線を統計学的に求め、接合設計のための資料を得た。

1. 研究の目的と背景
2. 既往の研究と設計規準
3. 実験計画
4. 2 ⁵ / ₈ "(67 mm)シアプレートの実験
4.1 試験体と試験方法
4.2 0°方向圧縮性能
4.3 0°方向引張性能46
4.4 90°方向圧縮性能
4.5 締め付けボルトのトルクの影響とネジ山の影響
5. 2 ¹ / ₂ "(64 mm)スプリットリングの実験
5.1 試験体と試験方法
5.2 0°方向圧縮性能
5.3 90°方向圧縮性能
 許容耐力に関する総合的考察
6.1 樹種と接合耐力
6.2 0°と90°の耐力の比較

目 次

1986年15月22日受理

木材利用—51 Wood Utilization—51

神谷 文 夫⑴

⁽¹⁾ 木材利用部

6.3	シアプレートとスプリットリングの耐力の比較	5
6.4	端距離と縁距離	6
6.5	0°方向加力における圧縮耐力と引張耐力との違い	0
6.6	許容耐力の誘導法について	0
6.7	許容耐力の提案と荷重係数	2
6.8	荷重-スリップ標準曲線	8
7. 結	論8	2
引用	文 献	4
Summ	ary8	6

1. 研究の目的と背景

現在,日本で規格化され許容耐力が与えられている木構造の接合具は,釘とボルトだけしかない。大型 木構造の接合には高い剛性と強度が必要であるが,ボルトは初期すべりが大きいなどの欠点があり,必ず しもこの要求に答えられるものではない。

一方,海外では、ボルトより強度が高い接合具として、シアプレート(shear plate)やスプリットリング(split ring)が用いられている。本実験の目的は、日本で構造用材として用いられている樹種のシアプレートやスプリットリングによる接合強度を実験し、その許容耐力を提案することにある。

日本の木構造といえばそのほとんどが住宅であるが、日本以外の木造先進国における大型建築物の木造 率は高い。歴史的にみれば、日本での大型木造建築の中断はここ数十年にすぎず、その原因も経済的な理 由だけでなく、木造は一律に燃え易いとした厳しい防火規制や、他構造と比べ、設計・施工の技術開発が 著しく遅れをとったことにある。

現在,森林資源や貿易摩擦の問題と関連して,木構造を再発展させようとする動きがあり,また建築サ イドにも,木構造の優れたデザイン性や機能を見直す気運がある。こうした背景をもとに,大型木構造の 一つの大きな技術課題である接合法をテーマとして取り上げた。

2. 既往の研究と設計規準

シアプレートとスプリットリングは、日本ではジベル(Dübel; 独語、英語では Timber connector) と呼ばれる接合具の1種である。これまでに内外で色々の形状のジベルが考案されているが、そのほとん どは、主として第2次世界大戦の前、鋼板不足から興った木造大スパン構造の隆盛期に開発された。当時 は集成材の製造技術は発達しておらず、短材を接合するトラス構造が中心で、ジベルはその接合具として 考案されたものである。

日本における研究と設計規準

日本でまず使用されたジベルは、スウェーデンの KRENGER によって発明されたという輪形ジベル (スプリットリングの原形)である^D。

1938年に「新形式の木構造計算法」²⁾の表題で発表された設計規準は、当時開催予定であった万国博 覧会用建造物を対象としたもので、輪形ジベルの許容耐力の計算法が記載されている。また、博覧会用建 造物の構造的な問題点は接合部にあるとの判断から、輪形ジベルの実験が行われ^{3),4)}、理論的な検討⁵⁾も 加えられた。輪形ジベルはスプリットリングと形状が少し異なるが、これらの研究はジベルに関する日本 での唯一本格的なものである。

その万博は中止となったが、輪形ジベルはいくつかの大スパン構造に使用された。1939年に発表され た当時の木構造設計規準とも云うべき「新興木構造の話」⁶⁾には、輪形ジベル接合の計算法にかなりのペ ージが費やされている。当時の許容耐力の算定法は、ジベルの形状が規格化されていないこともあって、 ジベルによる木材局部の圧縮応力度と剪断応力度から決定する方式であった。

その後,輪形ジベルはあまり使用されなくなり,代って圧入式のジベル鋲が用いられるようになる。よ り強度の低いジベル鋲に移行していった事情は,「新興木構造の話」より4年後に発表された「我国に於 ける新形式木構造の現状とその検討」⁷によると,輪形ジベルの溝加工には高度の精密さが要求され,施 工困難とみなされたためである。なお同著は,輪形ジベルがドイツでは盛んに用いられている事実を指摘 し,わが国で用いられない原因は,大工技能でなく施工方法そのものの研究が不十分な点にあるとしている。

その翌年に大蔵省営繕管財局から出された「木構造設計規準案」⁶⁰では、輪形ジベルに関する記述はき わめて少なくなり、許容耐力の算定法が確立しないまま今日の「木構造設計規準」⁹⁰に至っている。

海外における研究と設計規準

シアプレートとスプリットリングが使用されている国は,アメリカ,カナダ,オーストラリア,ニュー ジーランド,イギリスなどで,これらの国におけるコネクター接合部の設計規準は,基本的には同じ組み 立てになっている。

アメリカの設計規準は NDS¹⁰⁾ に代表される。シアプレートの許容耐力は SCHOLTEN¹¹⁾ の,また,ス プリットリングは SCHOLTEN¹¹⁾, PERKINS¹²⁾, STERN¹³⁾ の実験をベースにしている。アメリカにおける 最近の研究としては,複数個のコネクター接合に関する WILKINSON¹⁴⁾ のものがある。

カナダの設計規準(例えば CAN 3-086¹⁵⁾)は、アメリカのそれとほとんど同じである。カナダにおける最近の研究では、木口面に使用したときの耐力について Longworth¹⁶⁾が、また、複数個使用したときの耐力について Erki ら¹⁷⁾が検討を行っている。

オーストラリアの設計規準, AS 1720-1975¹⁸⁾ のコネクター接合の部分は, アメリカの規準を参考にし ながらも独自の実験をベースにしている。1939 年と 1945 年に行われた二つのシリーズの実験は, 1981 年 MACK¹⁹⁾ によってまとめられた。

オーストラリアでは1981年,102 mm シアプレートを使ったトラスが落ちるという事故があり,その 原因究明のための実験が LHUEDE によって行われている。その結果の一部²⁰⁰ が最近発表され,引張の場 合規定された端距離では十分な安全性が確保できないことが指摘された。これを受けて,同国の改訂中の 設計規準では,引張の許容耐力を低減することが提案されている²¹⁾。

イギリスでは、HILSON²²⁾ がスプリットリングの最大耐力の上限と下限を推定する理論を発表している。 マレーシアでは、CHU²³⁾ がマレーシアで用いられている樹種について、スプリットリング接合の許容耐 力を求める実験を行った。

ドイツでは、シアプレートやスプリットリングとは形状の異なるコネクターが開発され、DIN 1052²⁴⁾ に許容耐力が記載されている。

3. 実験計画

シアプレートとスプリットリングの寸法は大(102 mm),小(67 mm または 64 mm)の2種類ある

- 37 -





Table 1. NDS¹⁰ に記載されたコネクター接合許容耐力に関係するパラメーターと今回の実験範囲 Parameters related to allowable load of timber connector joint according to NDS¹⁰ and the scope of the experiment.

項 目	実験範囲
Item	Scope of $(\triangle:部分的検討 imes: *:検討外experiment partially included not included)$
コネクターの種類	△ $2\frac{5}{8}$ " シアプレートと $2\frac{1}{2}$ " スプリットリング
Connectors	2 $\frac{5}{8}$ " shear plate, $2\frac{1}{2}$ " split ring
樹 種	△ ベイマツ, ベイツガ, エゾマツ, スギ
Species	Douglas fir, western hemlock, ezomatsu, sugi
荷重の方向 Load direction	△ 0°, 90°
含水率	× 気乾
Moisture content	Air dry
部材の厚さ	× NDS に規定された許容耐力の低減を行う臨界値
Thickness of member	Minimum thickness for full alowable load
端距離	△ ジアプレート 0°引張のみ
End distance	Limitted to 0° tensile shear plate joint
縁距離	△ ジアプレート 90°圧縮のみ
Edge distance	Limitted to 90° compression shear plate joint
間 隔	× 検討せず
Spacing	Out of investigation
部材の有効断面	× 検討せず
Net section of member	Out of investigation
コネクターの数 Number of connector	$ \times \begin{array}{c} 1 < \mathcal{T} - \\ A \text{ pair of connectors} \end{array} $

が、今回の実験では Fig. 1 に示す小さい方を実験の対象とした。

アメリカの設計規準(NDS¹⁰⁾)をみると、その接合設計に関係するパラメータは非常に多く、そのすべてを検討するにはかなり大型の実験計画が必要になる。しかしながら、これらの諸国においては使用実績が長いので設計規準の信頼度は高く、わが国特有の許容耐力の誘導方法と関係する部分を除けば、その設計規準の大部分をそのまま採用できると考えられる。

したがって、ここでは基準耐力を求めることに重点をおき、端距離と縁距離を除いて、耐力の増減に関係する木材寸法や接合部配置などのパラメータについては検討項目から除外した。

Table 1 に、NDS のコネクター接合に関係するパラメータの概略と、本実験の範囲とを示した。

4. $2^{5}/_{8}$ "(67 mm)シアプレートの実験

4.1 試験体と試験方法

試験体の形状,加力方法,試験体数などをまとめて Fig.2 と Table 2 に示した。

試験体の形式 繊維方向(0°方向と称す)に力を受ける圧縮型および引張型、繊維に直角方向(90°方

樹種	加力方法	端距離 End distance (cm)		縁 Edge (距 離 distance cm)	試験体数	
Species	Loading method	Loaded side	Unloaded side	Loaded side	Unloaded side	Number of tests	
ベイマツ Douglas-fir エゾマツ	0°圧縮 0°Compression	15	15	4.5		各樹種につき* 10体 10 for each	
Ezomatsu スギ Sugi	90°圧縮 90°Compression	22	22.5 7 4.5		species		
ベイツガ	0°圧縮	15	15	4.	.5	5	
Western hemlock	0°Compression	10.5	15	4.5		5	
		9	15	4.5		2	
		7.5	15	4,5		2	
		6	15	4,5		2	
	0°引張	18	(45)	4.5		5	
	0° Tension	14.5	(45)	4.5		5	
		12	(45)	4.	.5	2	
		9,5	(45)	4.	.5	2	
		7	(45)	4.	.5	2	
	90°圧縮	22	.5	9.5	4.5	5	
	90° Compression	22	.5	7.5	4.5	5	
		22	.5	6.5	4.5	2	
		22	.5	5.5	4.5	2	
		22.5		4.5	4.5	2	

Table 2.	2物″シアプレート接合部試験体					
	Test joints with 25% "Shear plate.					

Note* 測定不良のため除外した試験体を含む

Test specimens of which data was ommitted because of troubles in measuring equipments are included.

— 39 —



a. 0° 方向圧縮試験体

Test specimen subjected to the compression load parallel to the grain.



b. 0° 方向引張試験体

Test specimen subjected to the tensile load parallel to the grain.

Fig. 2. $2^{5}/_{8}$ " シアプレート接合部の試験体 Test specimen of $2^{5}/_{8}$ " shear plate joint.



c. 90°方向圧縮試験体 Test specimen subjected to the compression load perpendicular to the grain.

Fig. 2. (つづき) (Continued)

向と称す)の力を受ける圧縮型の3種類である。いずれも、4.5mm 厚の鋼板を添板としている。

樹種 ベイマッ, ベイッガ, エゾマッ, スギの4樹種とした。スギ以外は工場で製造した集成材, スギ は製材あるいは2材を接着集成したものである。ラミナの比重のマッチング, ラミナの特別な配置などは 行っていない。含水率はいずれも12~14% であった。

比重のマッチング 同じ樹種の場合,比重(集成材の場合は見掛けの比重)の各形式ごとの平均値がで きるだけ等しくなるよう配慮した。

シアプレート アメリカの Cleaveland steel specialty Co. が製造したものを用いた。

主材の厚さ、端距離、縁距離 アメリカの設計規準、NDS¹⁰ で許容耐力の低減を行う臨界値(in. を cm にまるめた値)とした。ただし、ベイツガの0°方向試験体(圧縮および引張)では端距離を、ベイツガの90°方向圧縮試験体では縁距離を変えた試験も行った。なお、端距離を変えた0°方向圧縮試験体は、加力は圧縮であるが引張を受ける接合部の端距離を想定したものである。

加工 シアプレートの製造元が販売している刃物をボール盤に取り付け, 彫り込み加工を行った(Photo 1)。刃物は先にあけたボルト穴(¢13/16")をガイドとする仕組になっている。彫り込み加工は容易で, その精度はハンマーで軽く叩けばピタリと納まるものであった。

鋼板添板のボルト穴は ϕ 21 mm とした。この値は NDS¹⁰ の規定(ϕ 13/16")より 0.4 mm, ボルト ($\dot{\sigma}$ τ_{γ} ト 3/4")の実径より 2 mm 大きい。なお, 添板ボルト穴の大きさの影響をみるために, ボルト穴を 19 mm とした試験を一部行った。

組み立て加力方向にガタがないように、手で木材を押しつけて組み立てた。ナットはトルクレンチで 締め付け、トルク 100 kgf・cm とした。ただし、二つの接合箇所を有する 0°方向引張試験体では、ト



Photo 1. シアプレートの彫り込み Grooving for shear plate.

ルクの影響を調べるために片方を 400 kgf・cm とした。

ボルト接合部の試験比較のためにボルトのみによる接合部の試験を行った。試験体の寸法と形式は0° 圧縮試験体と同じ(ボルトは φ 3/4″)とした。樹種はスギで試験体数は2である。

加力方法 油圧式の試験機を用い,加力ヘッド速度は毎分約 3 mm とした。0°方向圧縮試験では加力 ヘッドによる主材割れの拘束を緩和するために,ヘッドと主材の間に高さ 15 cm の 2×4 材,または二ツ 割製材を挾んだ。

荷重と変形の測定 荷重の検出は油圧を測るプレッシャーセル(圧縮型の場合),またはロードセル (引張型の場合)で行った。主材と添板との相対変位(スリップ)は2個の歪変換式変位計で測定した。

記録には自動サプレッション型の X-Y レコーダ(フルスケールに達すると逆電位が供給され、ペンが ゼロ位置に戻って記録を続ける)を用いた。得られた荷重-スリップ関係は、ディジタイザでコンピュー タに移した。変位の記録レンジは、記録紙 1 cm=変位 0.2 mm で、精度としては十分と思われる。

木材の圧縮,剪断試験 JIS の Z 2111, および Z 2114 の試験方法に準じて,66 片の圧縮試験,185 片の剪断試験を行った。

90°試験体の問題点 耐力の大きい接合具の 90°方向加力実験は破壊時に木材の割れを伴い,一般に最 大耐力は木材の断面や加力方法,支持方法などの影響を受ける。

木材の断面を大きくすれば接合具特有の破壊を生じさせることも可能であると思われるが,この場合, 断面は現実的なプロポーションと比べて非常に大きくなる。

90°試験体の最も不利な形式は、せいの高い木材の両緑近くに接合部を設けて引張る方式であるが、この場合、木材の横引張試験を行うのと同様のことになる。諸外国の設計規準はこのような応力の発生する 接合具配置を避けるよう規定しており、この研究では検討外とした。 逆に最も有利な試験体形式は、福田³⁰が採用した水平材の外縁部全面を加力する方法である。この場合、 得られる剛性や耐力は現実的な接合部に対して過大となるので、この方法も不採用とした。

ここで採用した試験体形式は、SCHOLTEN¹¹⁾, MACK¹⁹⁾, CHU²³⁾ と同様のものである。ただし、木材の 幅は NDS¹⁰⁾ で 100% の接合許容耐力が与えられる最小値 6.5 cm とし (SCHOLTEN, CHU は 10.2 cm, MARK は 12.4 cm), 荷重ブロック間距離を 13 cm とした (SCHOLTEN は 33 cm, 他の 2 者は記述がな い)。

採用した試験方法によると、木材は外的な引張応力を受けない代わりに水平剪断と曲げの応力を受ける。 そして、荷重ブロック間距離は、水平剪断応力と関係しないが曲げ応力の影響を受ける。ブロック間距離 13 cm は、当初 35 cm としていたところ、木材の曲げで破壊したために急遽予備実験を行い、曲げより 先に水平剪断で破壊するべく定めたものである。13 cm の値はコネクター直径の約2倍に相当するが、 木材のせいと同じ位なので、局部的な圧縮応力が木材の水平剪断強度に影響を与えた可能性がある。

SCHOLTEN¹¹⁰ の実験などでは木材の幅を厚くしているので、ブロック間距離を大きくとっても曲げ破壊 が先行することはなかったものと考えられる。なお SCHOLTEN は、実験で得られた 90° 方向の最大耐力 は木材の断面寸法や採用した試験方法の影響を受けたものとして許容耐力誘導のベースとせず、代わりに、 比例限度耐力やスリップー定時の荷重について 0° 方向と 90° 方向との比を求め、この比を 0° 方向の許容 耐力に乗じて 90° 方向の許容耐力を求めている。

4.2 0°方向圧縮性能

スリップ Fig. 3 は 0° 方向圧縮試験で得られた典型的な荷重-スリップ関係を示したものである。中 央部分は大略直線的な関係がある。しかしながら、加力途中で一旦除荷(シアプレート 1 個当たり 0.75,



Fig. 3. 0°方向圧縮加力 2⁵/₈″ シアプレート接合部の典型的な 荷重-スリップ曲線

Typical load-slip curve of $2^{5}/8^{"}$ shear plate joint subjected to the compression load parallel to the grain.

-43 -



Fig. 4. 0° 方向圧縮加力 2⁵/₈″ シアプレート接合部の耐力に及 ぼす添板ボルト穴径の影響,スギ



1.0, 1.25 tonf) した後の残留変形は 90~95% と大きく,また再度加力したときの傾きは処女変形時よ り急なので、その変形は塑性的といえる。

これまでのほとんどの研究では比例限度耐力が注目されてきた。しかしながら,これは当時の構造設計 の方針が「弾性設計」であり、木造もそれに従わざるをえない事情があったためである。今日は必ずしも 「弾性設計」にとらわれる必要はないので、意味のない比例限度耐力については注目しないこととした。

荷重-スリップ曲線には初期に S 字型の部分がある。これはボルト接合と同じ傾向で, ボルト穴がボ ルト径より大きい(添板は 2 mm, シアプレートは 0.5 mm)ことに起因している。すなわち, 試験体 組立時になくしきれなかった隙間の影響と, 相互が線接触となりなじむまでの変形が大きいことによるも のである。

Fig. 4 は添板鋼板のボルト穴をボルト径とほぼ同じにした場合の荷重-スリップ関係を示したもので ある。この場合、荷重 3 tonf(シアプレート1 個当たり)以下ではスリップは約80% に減少している。 しかしながら、ボルト穴を小さくすると施工が困難になることもあり、シアプレート接合はある程度の初 期剛性の低下が避けられない機構であるといえよう。

破壊形態と最大荷重 破壊形態は加力側の端距離によって異なる。NDS¹⁰⁰ で 100% の許容耐力が与え られる端距離とした試験体は木材の割れ,許容耐力を低減する端距離とした試験体は部分的な剪断(木口 面でみてコの字型, Photo 2) であった。割れは Fig. 5 に示すようにシアプレートの円形の形状で発生 する横方向応力によるものと考えられる。破壊性状はいずれもブリットルであった。

許容耐力を低減する端距離とした試験体を除けば、各樹種のシアプレート1個当たりの平均最大荷重は Table 3 に示すようにベイマツの 6460 kgf~スギの 3790 kgf であった。 最大荷重時のスリップはベイマツの 7.06 mm~エゾマツの 4.97 mm で,最大荷重と負の相関がある。 端距離を縮めた試験体については 6.4 で考察する。

ボルト接合との比較 Fig. 6 は荷重-スリップ曲線について、ボルトだけの接合と比較したものである。同図から、シアプレートを用いることにより最大耐力は約2倍に上昇することが看取される。

スリップをみると、荷重約 1.25 tonf 以上で はシアプレートの方が小さいが、それ以下では 大差はない。しかしながら、両試験体ともボル トと添板、ボルトとシアプレートまたは主材と を密着させて試験を行った結果であり、実際の 施工条件では、これら相互のガタがスリップに 表われると考えるべきである。

その際,通常の加工精度(ボルト穴の直径= ボルト径+2mm)では,生じ得るガタの最大 値は次のようになる。



Fig. 5. 加力方向に直角方向の応力の発生 Generation of the forces perpendicular to the load direction.



Photo 2. シアプレート 0° 圧縮試験体の破壊 Failure of shear plate joint subjected to compression load parallel to the grain.

-45 -

subjected to the compression force parallel to the grain.								
樹 種 Species	試験体数 Number tested	気乾密度 Density in air dry (g/c㎡)	最大耐力 Max. load per connector (kgf)	最大耐力時のスリップ Slip at max. load (mm)				
ベイマツ	10	0.590	6457	7.1				
Douglas-fir		(3)	(5)	(8)				
ベイツガ	10	0.499	5753	6.5				
Western hemlock		(5)	(9)	(17)				
エヅマツ	8	0.430	4495	5.0				
Ezomatsu		(4)	(4)	(12)				
スギ	10	0.367	3789	5.2				
Sugi		(9)	(11)	(14)				

Table 3. 0°方向圧縮 2%" シアプレート接合部の最大荷重とそのときのスリップ Max. load and slip at max. load of 2%" shear plate joint subjected to the compression force parallel to the grain.

Note) I:平均値および(変動係数;%)

Average values and (C.V.; %)

2:ベイツガにあっては荷重側端距離が 10.5 cm に満たない試験体は除外してある。 Test specimens of western hemlock whose end distance of loaded side is less than 10.5 cm are out of the list.

ボルト接合 : 添板
$$\frac{2 \text{ mm}}{2 \text{ mm}}$$
 ボルト $\frac{2 \text{ mm}}{2 \text{ mm}}$ 主材 合計 4 mm

したがって,ガタの影響を含めたスリップはボルト接合の方が大きくなる。

また、シアプレート接合では、木材のボルト穴は耐力に直接関係しないという機構上の利点があり、こ れを利用した穴あけ法が提案されている。すなわち、添板のボルト穴径をボルト径とほぼ同じとし、これ を定規に両側から穴を穿ち、彫り込み後に穴を広げてボルトを通す方法で、この方法によると全体のガタ を1mm 以下にすることができる。

4.3 0°方向引張性能

スリップ 荷重―スリップ関係にみられる傾向は,0°方向に圧縮した場合と同様である。

破壊形態と最大荷重 シアプレートの彫り込み部分から材端にかけて割れが発生し、ほとんど同時に彫 り込み部分で引張破壊を生じた(Photo 3)。

引張破壊は直接的なものではなく、割れによる有効断面の減少、中立軸の移動による曲げモーメントの 発生などによって誘発されたものと推定される。0°方向圧縮試験でみられたようなコの字型の剪断破壊 は生じなかった。

最大荷重を Table 4 に示した。端距離と耐力との関係や圧縮の場合との比較については 6.4, 6.5 で行う。

日本におけるコネクター接合の許容耐力の算定式として、古くは武藤・長沼の式²⁰、さらにこれを修正 した竹山の式^Dがある。これらは輪形ジベルを対象としたものであるが、シアプレートにも適用できるも のとして竹山式について検討を行った。



Fig. 6. 2⁵/₈"シアプレート接合と³/₄"ボルト接合の荷重-スリ ップ曲線との比較,スギ,0°方向圧縮加力





Photo 3. シアプレート 0° 引張試験体の破壊 Failure of shear plate joint subjected to tensile load parallel to the grain.

Table 4. 0°方向引張 2%"シアプレート接合部の最大耐力とそのときのスリップ,竹山式の検討など Max. load, slip at max. load and values calculated by Takeyama's formula of 2%" shear plate joint subjected to the tensile force parallel to the grain.

			*1 ①	*1 ① ② 最大荷重時 竹山式による by Takeyama's for		による na's formula			
端距離 End distance (cm)	試験体数 Number tested	気乾密度 Density in air dry (g/cm ³)	剪断強さ Shear strength (kgf/cd)	最大荷重 Max. load (kgf)	のスリップ Slip at max. load (mm)	③ 剪断応力度 Shear stress (kgf/cd)	④ 許容耐力 Allowable load (kgf)	<u>1</u> 3	2 4
18	5	0.508 (5)	122	4810 (11)	5. 4 (15)	37	968*2	0.30	4.97
14.5	5	0.534 (7)	127	4950 (12)	6.2 (27)	47	968*2	0.37	4.65
12	2	0,507	125	3810	6.1	43	887* ³	0,34	4,29
9.5	2	0.492	113	2650	3.1	37	721*3	0,33	3,68
7	2	0.484	131	2430	2.7	44	554 ^{*3}	0.34	4.37

Note) :平均値と (変動係数;%), 樹種はベイヅカ

Average values and (C.V.;%), Western hemlock.

 *1 JIS Z2114 の試験法で求める Obtained by the testing method defined by JIS Z2114.
 *2 部材の許容圧縮応力度で決定

Determined by the allowable compression stress of member. **3 部材の許容的断応力度で決定 Determined by the allowable shear stress of member.

竹山式は、コネクターの支圧部分の圧縮応力度とコネクターによる剪断応力度より許容耐力を決定する ものである。すなわち、

ここに, P_a =許容耐力

P=各式で計算される耐力 $f_c = 本材の許容圧縮応力度$ $f_s = 本材の許容剪断応力度$ D = シアプレートの直径D' = シアプレートの内径t = シアプレートの厚さt' = シアプレートのリングの内側の深さ (Fig. 7 参照) $d_n = 端距離$

- 48 -

である。

 f_c, f_s としてそれぞれ 90 kgf/cm², 10 kgf/cm²(建設省告示第 1799 号)を用いたときの許容耐力,

式(2)より逆算した最大荷重時の剪断応力度,イス型 剪断試験で求めた木材の剪断強さなどを Table 4 に示 した。

算定式から求めた最大荷重時の剪断応力度はイス型剪 断試験の値の約1/3と低いが、その比率は端距離によら ず、ほぼ一定の値を示している。また、最大耐力の算定 した許容耐力に対する比率も3.68~4.97を示している ので、算定式は妥当な値を与えるものと云えよう。しか しながら、試験体の破壊が算定式の意図する形態と異な っている点で、疑問が残る。

Photo 4 は,破壊しなかった例の接合部を示したものである。シアプレート1個当たり約4 tonf の荷重を受けた後の様子であるが,木材部分の変形は小さく,シアプレート接合部の変形は鋼板やシアプレートのボルト 穴の変形に支配されていることがわかる。

4.4 90°方向圧縮性能

スリップ 荷重-スリップ関係 (Fig 8) をみると, 変形に粘りがある。最大荷重の 2/3 付近で彫り込み部分



 Fig. 7. 竹山式を適用するときの

 寸法のとり方

Dimensions used in Takeyama's formula.



Photo 4. シアプレート 0° 引張試験体の非破壊側 Unfailured side of shear plate joint subjected to tensile load parallel to the grain.



Fig. 8. 90° 方向加力 2⁵/₈" シアプレート接合部の荷重-スリップ曲線と破壊の進行状況,ベイツガ

Typical load-slip curve of $2^{5}/8''$ shear plate joint loaded perpendicular to the grain and development of the failure, western hemlock.



Photo 5. シアプレート 90° 試験体の破壊 Failure of shear plate joint subjected to load perpendicular to the grain.

に局部的な割れの発生が認められたが、その発達は緩かで荷重はなお上昇した。割れの発生は、一般に荷 重一スリップ曲線では捉え難い。

破壊形態と最大荷重 最初の割れの発生から2倍以上のスリップを生じて割れが材端に到達した。さら

Table 5. 90°方向圧縮2%"シアプレート接合部の最大耐力とそのときのスリップ Max. load and slip at max. load of 2%" shear plate joint subjected to the compression force perpendicular to the grain.

樹 種 Species	試験体数 Number tested	気乾密度 Density in air dry (g/c㎡)	剪断強さ Shear strength (kgf/cd)	最大耐力 Max. load (kgf)	最大耐力時の スリップ Slip at max. load (mm)
ベイマツ Douglas-fir	8	0,537 (4)	102	3320 (8)	12.8 (16)
ベイツガ Western hemlock	10	0.502 (4)	110	3300 (15)	10.5 (47)
エゾマツ Ezomatsu	7	0.382 (1)	94	2440 (10)	14.9 (34)
スギ Sugi	8	0.377 (3)	79	2390 (17)	15.7 (25)

Note)1:平均値および(変動係数,%)

Average values and (C.V.; %)

2: ベイツガにあっては, 荷重側縁距離が 7.5 cm に満たない試験体は除外してある。 Test specimens of western hemlock whose edge distance of loaded side is less than 7.5 cm are out of the list.

に、割れによって分割された上半分が曲げ破壊を生じて最大荷重を記録した(Photo 5)。

樹種ごとの平均最大荷重は Table 5 に示すようにベイマッの 3320 kgf ~スギの 2390 kgf(いずれも シアプレート1個当たり)であった。破壊形態は4.1の項で述べたごとく,採用した試験方法に強く影響 されたものであるから、これらの値は参考にとどめるべきであろう。

端距離の影響については6.4の項で考察する。

4.5 締め付けボルトのトルクの影響とネジ山の影響

トルクの影響 二つの接合箇所を持つ0°方向引張試験体では、トルクをそれぞれ100 kgf・cm,400 kgf・cm とし、各接合箇所のスリップを測定している。そこで、トルクの影響を調べるためにこれらを 別個の試験体と考え、スリップ一定時の耐力の比を求めた(Fig.9)。

試験体によってかなりのバラッキがみられるが、トルクの小さい方が初期耐力が低い。しかしながら、 スリップが1mm 以上になると耐力差はなくなっている。

また,破壊は16の試験体中9体がトルク100kgf・cm側で,7体が400kgf・cm側で生じており, トルクの影響はないといえる。

ネジ山の影響 ボルトのナット側はネジ山があるために添板やシアプレートの支圧面積が小さく,ネジ 山のない頭側よりスリップが大きくなると予想される。

そこで、0°方向引張試験において荷重はナット側と頭側に均等に作用していると仮定し、それぞれを 別個の試験体と考え同一スリップに対する荷重を比較した(Fig 10)。

総平均でみるとナット側がわずかに頭側より低い荷重を示しているが,バラツキもあり実用的には耐力 は同じと考えてよい。



Fig. 9. 2⁵/₈" シアプレート接合部のボルト締付トルクが接合耐 力に及ぼす影響, 0° 引張, ベイツガ





Fig. 10. シアプレート接合部のボルト頭側とナット側の荷重比, 0°方向引張, ベイツガ

Ratio of the load at the nut side of bolt to the load at the head side for the $2^{5}/_{8}^{"}$ shear plate joint subjected to the tensile force parallel to the grain, western hemlock.

5. 2¹/₂" (64 mm) スプリットリングの実験

5.1 試験体と試験方法

試験体の接合形式,加力方法,試験体数などをまとめて Fig 11 と Table 6 に示した。

試験体の形式集成材,もしくは製材を3材合わせた0°方向および90°方向圧縮型である。90°方向 圧縮型では、中央材のみ繊維に直角方向の力を受ける。

樹種および比重のマッチングシアプレートの試験体と同じ4樹種について実験を行った。比重は3材の平均値が、また、同じ樹種では各形式ごとの平均値ができるだけ等しくなるよう配慮した。

スプリットリング シアプレートと同じ製造会社 (Cleaveland steel specialty Co.) のものを用いた。

木材の厚さ,端距離,縁距離 アメリカの設計規準,NDS¹⁰で,許容耐力の低減を行う臨界値とした。 加工 彫り込みは,国内で市販されている溝切刃物で行った(Photo 6)。この刃物は ¢5.5 mm のセ ンタードリルを中心として幅 4.5 mm の金工用バイトが回転する仕組みとなっている。溝の底部はバイ トを研摩してほぼ平らになるようにした。加工した溝は比重の高いベイマツ,ベイツガでは良好の仕上り であったが,比重の低いエゾマツ,スギでは毛羽立ちがみられた。

溝加工の後, センターホールをガイドとして ϕ 21 mm の木工用ドリルでボルト下穴をあけた。ボルト は ϕ 3/4″を使用した。

組み立て加力方向のガタがないように、手で試験体を下方に押えつけて組み立てた。ボルトの締め付 けトルクは 100 kgf・cm とし、ワッシャーは 55 mm 角、厚さ 4.3 mm の市販品を用いた。この厚さ は NDS¹⁰の規定値 6.35 mm よりやや薄い。

その他の試験 手違いのため、NDS¹⁰⁾の規定より太いボルトを用いたので、比較のため規定どうりの ボルト (ϕ 1/2")を用いた試験を2体行った。また、ボルト接合との比較のため、ボルト (ϕ 3/4")だけ の試験を2体行った。シアプレートの試験のときと同様に、小試片による木材の圧縮試験、剪断試験を行 った。

加力方法、測定方法シアプレートの試験と同様である。

5.2 0°方向圧縮性能

スリップ Fig. 12 は典型的な荷重-スリップ関係を示したものである。この図からスプリットリングの次の様な特徴を捉えることができる。

0.75, 1.5, 2.25 tonf (スプリットリング1 個当たり)の負荷後の残留変形は 45~60%と大きく,また. 再負荷時の曲線の傾きは処女変形時より急なので,その変形は塑性的である。

剛性(曲線の傾き)をみると、変形の増加とともに漸時減少しており、シアプレート接合やボルト接合 のような初期のガタによる剛性低下はない。

最大荷重の 50~60% あたりで一時的な荷重のピークが現れ,以後,曲線は鋸歯的になる。これについては次項で考察する。

破壊形態と最大荷重 最終的な破壊の形態は中央材の割れ(側材の割れを伴う場合もある)であるが, 試験体を分解すると,このほかに,核(リングで囲まれた木部)の剪断,リングの側方への回転とめり込 み,リングのねじれやだ円形の変形などが見られた(Photo 7)。

— 53 —



a. 0°方向圧縮試験体

Test specimen subjected to the compression load parallel to the grain.



b. 中央材 90° 方向圧縮試験体

Test specimen subjected to the compression load parallel to the grain of the inner member and perpendicular to the grain of the side member.

Fig. 11. $2^{1}/_{2}$ " スプリットリング接合部の試験体 Test specimen of $2^{1}/_{2}$ " split-ring joint.

樹種	加力方法	端距離 End distance (cm)		縁 Edge (距離 distance cm)	試験体数
Species	Loading method	Loaded side	Unloaded side	Loaded side	Unloaded side	tests
ベイマツ Douglas-fir ベイツガ Western hemlock	0° 圧縮 0° Compres- sion	15	15	4.5		各樹種につき 10体 10 for each species
エソマツ Ezomatsu スギ Sugi	90° 圧縮* 90° Compres- sion	22	2.5	11.5 4.5		

Table 6. 2½ "スプリットリング試験体 Test joints with 2½ "split ring.

*:中央材の繊維に対して 90°方向,側材に対しては繊維方向の加力

Load direction is perpendicular to the grain of inner member and parallel to the grain of side member.



Photo 6. スプリットリングの彫り込み Grooving for split ring.

試験時に観察した破壊の進行具合を荷重ースリップ曲線に示すと Fig 13 のようになる。すべての試験 体において,最大荷重の約60% (Table 7 参照) で最初の荷重ピークが現れ,その後いくつかのピーク を描きながら荷重は上昇を続け,最大荷重の約95% で中央材に割れが発生した。グラフが鋸歯状を呈し ているときにあっても,外見的には何らの破壊の現象は見られなかった。また,巨視的にみたこの部分の グラフは,最初の荷重ピーク以前のグラフの延長上にある。したがって,鋸歯的なグラフの原因は試験体 内部の局所的な破壊によるものと云える。





Typical load-slip curve of $2^{1} \swarrow_{2}^{"}$ split-ring joint subjected to the compression load parallel to the grain.



Photo 7. スプリットリング 0° 圧縮試験体の破壊 Failure of split-ring joint subjected to load parallel to the grain.





Development of the failure in the $2^{1}/2^{"}$ split-ring joint loaded perpendicular to the grain, western hemlock.

樹 種 Species	試験体数 Number tested	気乾密度 Density in air dry (g/cd)	① 剪断強さ Shear strength (kgf/cd)	② 最大荷重 Max. load (kgf)	最大荷重時 のスリップ Slip at max. load (mm)	1回目 におけ At fir 荷重③ Load (kgf)	のピーク る st peak スリップ Slip (mm)	3 Ø	 ④* 1回目のピ クに対す る核の剪断 応力度 Shear stress in core at lst peak (kgf/cml) 	() () ()
ベイマツ Douglas fir	10	0.543 (5)	135	4310 (14)	5,3 (23)	2650 (23)	1.2 (27)	0.62	42 (23)	0.31
ベイツガ Western hemlock	10	0.543 (6)	125	4610 (13)	5.7 (29)	2690 (20)	1.6 (22)	0.58	42 (20)	0.34
エゾマツ Ezo- matsu	10	0.402 (6)	101	3340 (5)	6.0 (21)	2010 (12)	2.1 (12)	0.60	32 (12)	0.32
スギ Sugi	10	0.405 (4)	82	3670 (12)	7.8 (21)	2000 (11)	2.0 (23)	0.55	32 (11)	0.39

Table 7. 2½ "スプリットリング接合部 0°方向圧縮試験の結果 Test results of 2½" split-ring joint subjected to the compression force parallel to the grain.

Note):平均値と(変動係数;%)

Average values and (C.V.; %).

* :核の剪断応力はスプリットリング1個の負担する荷重の 1/2 (Fig. 13 の仮定 a) として計算 Calculated under the assumption in which the shear force in core is half the load of one split-ring (see Fig. 13 a).



Fig. 14. スプリットリング接合部内の力の流れ Shear flow inside the split-ring joint.

この局所的な破壊は、リングの側方へのめり込みとも考えられるが、過去の報告では核の剪断破壊としているものが多い。

核の剪断応力は, Fig 14 に模式的に示すように彫り込みの加工精度(溝の幅や溝径の違い)によって 影響されると考えられる。そこで,まず理想的な条件(Fig 14 a)の下で最初の荷重ピークに対する核の 剪断応力度を計算してみた。計算式は,(剪断応力度)=(仮定した剪断応力)/(核の面積)である。

結果は Table 7 に示すように、イス型剪断試験で求めた剪断強さの 30~40% しかなく、条件を変えて (Fig 14 b, c) 高く見積っても、60~80% で剪断強さに達しない。

この計算では応力集中の条件が考慮されておらず、また、多くの仮定にもとずくものであるから、鋸歯 の原因が核の剪断でないと断定することはできない。しかしながら少くとも、このような簡単な式で核の 剪断破壊をチェックすることは不可能と云うことができよう。

なお,核の剪断破壊は接合部の最大耐力とは直接的な関係にないと推測される。その理由は,Fig 14d に示すように,剪断された核はリングの中にあって,リングの上部と下部の間で力を伝達する役目を果す ことからうなずかれよう。

 ϕ 1/2" ボルトを使用した場合との比較 Fig 15 は、 ϕ 1/2" ボルト、 ϕ 3/4" ボルトを用いた場合の荷 重ースリップ曲線を比較したものである。同図をみると両者の間に差はなく、締め付けボルトの違いの影響はないと言える。

ボルト接合との比較 Fig 16 は、スプリットリング接合部と、 \$\phi 3/4" ボルトだけの接合部(試験体 寸法は同じ)の荷重―スリップ曲線を比較したものである。同図から、スプリットリング接合部は \$3/4" ボルト接合部に比べて、最大耐力は約2倍、スリップは 1/2 以下(ボルト接合部はグラフのスリップより



Fig. 15. 2¹/₂" スプリットリング接合部におけるボルト寸法の影響、スギ、0°方向圧縮加力

Effect of bolt size on the load-slip curve of the $2^{1}/_{2}$ " split-ring joint parallel to the grain, sugi.



Fig. 16. 2¹/₂"スプリットリング接合と³/₄"ボルト接合の荷重-スリップ曲線の比較,スギ,0°方向圧縮加力

Comparison of load-slip curve of $2^{1/2''}$ split-ring joint with that of 3/4'' bolted joint, sugi, loaded parallel to the grain.









Photo 8. スプリットリング 90° 試験体の破壊 Failure of split-ring joint subjected to load perpendicular to the grain of inner member.

Table 8. 中央材 90°方向圧縮 2½" スプリットリング接合部の最大耐力とそのときのスリップ Max. load and slip at max. load of 2½" split-ring joint subjected to the compression force perpendicular to the grain of inner member.

樹 種 Species	試験体数 Number tested	気乾密度 Density in air dry (g/cm)	剪断強さ Shear strength (kgf/cd)	最大耐力 Max. load (kgf)	最大耐力時のス リップ Slip at max. load (mm)
ベイマツ Douglas-fir	10	0.526 (4)	129	2750 (3)	4.1 (17)
ベイヅカ Western hemlock	10	0.506 (4)	122	2410 (14)	5.3 (15)
エゾマツ Ezomatsu	10	0.392 (3)	94	2000 (11)	5,4 (35)
スギ Sugi	8	0.391 (4)	81	1840 (7)	5,6 (30)

Note) 平均値および(変動係数;%)

Average values and (C.V.; %).

さらにガタの影響が加わる)で、非常に優れていることがわかる。

5.3 90°方向圧縮性能

スリップ 0° 方向加力の場合と同様に, 鋸歯的な荷重-スリップ曲線を示している (Fig. 17)。

破壊形態と最大荷重 90°方向圧縮のシアプレート接合部と同様な破壊性状を示した。すなわち,中央 材の局部的な割れの発生→その発達と材端への到達→中央材の曲げ破壊である (Photo 8)。最大耐力を 参考までに記すと,最高のベイマツで平均 2750 kgf (スプリットリング1 個当たり),最低のスギで 1840 kgf である (Table 8)。

リングは側方に回転を生ずるので、90°方向加力では繊維を引き裂く力が大きくなり、シアプレートより不利であると考えられる。

6. 許容耐力に関する総合的考察

6.1 樹種と接合耐力

樹種の違いを比重(密度)の違いと考え,比重を説明変数としてスリップ一定時の耐力や最大耐力が説 明できるか否かについて検討した。

Fig. 18 は、スリップ 1 mm 時の耐力、最大耐力と比重の相関を示したものである。最大耐力につい てみると、直線回帰の相関係数は、シアプレート、スプリットリングとも高く、0.77~0.95 を示してい る。しかしながら、スリップ 1 mm 時の耐力については、スプリットリングでは 0.90 (0°)、0.81 (90°) と高い相関があるが、シアプレートでは 0.33 (0°)、0.36 (90°) と低い値にとどまっている。

さらに詳しくみるために、1 mm 以外のスリップに対応する耐力と比重との相関を調べた。Fig. 19 は、 この相関係数とスリップとの関係を示したもので、スプリットリングはスリップが小さいうちから高い相 関を示すが、シアプレートはスリップが大きくなるにしたがって相関が高くなることが看取される。



b. 90° 方向圧縮 $2^{5}/_{8}$ " シアプレート接合部 $2^{5}/_{8}$ " shear plate joint subjected to the compression load perpendicular to the grain.

Fig. 18. コネクター接合耐力と比重(密度)との相関 Correlation between the resistance of connector joint and the density.



c. 0°方向圧縮 $2^{1}/_{2}$ " スプリットリング接合部 $2^{1}/_{2}$ " split-ring joint subjected to the compression load parallel to the grain.



d. 中央材 90°方向圧縮 2¹/₂" スプリットリング接合部 2¹/₂" split-ring joint subjected to the compression load perpendicular to the grain of the inner member.

Fig. 18. (つづき) (Continued)



Fig. 19. スリップ一定時の耐力と比重との相関係数 Coefficent of the correlation between the resistance at a constant slip and the density.

その理由は、シアプレート接合における初期スリップの大部分が、添板鋼板やシアプレートのボルト穴 の変形であるためと考えられる。

直線回帰式を用いたときの予測値に対する 90% 信頼下限(全体の 5% 下限)を Fig. 18 に点線で併記 した。この下限域はほぼ直線である。

なお, 直線回帰式の切辺は比較的小さく, 原点を通る直線回帰式をあてはめても相関係数はほとんど変 らない。

また、比重のほかに圧縮強さや剪断強さを説明変数として耐力との相関を調べたが、得られた相関係数 は比重の場合と同程度か、やや低い値であった。

以上の結果をまとめると、剛性または許容スリップ量の立場から許容耐力を定めるなら、添板を厚くし ないかぎりシアプレートの許容耐力は樹種によらずほぼ一定としなければならない。しかしながら、最大 耐力をベースにするなら、比重を指標として各樹種の許容耐力を定めることができる。

6.2 0°と90°の耐力の比較

オーストラリア,ニュージーランドにおける許容耐力の0°に対する90°の比は,接合具(シアプレートとスプリットリング),樹種グループ,主材の厚さなどによって46~71%の異なる値となっているが, 北米では一律に70%となっている。

スリップ一定時の耐力 Fig. 20 に本実験における 0° と 90° のスリップ一定時の耐力比を示した。ス リップが小さい間は、接合具と樹種によってバラッキがあるが、総平均でみるとスリップ 0.5 mm のと き 73%, 1 mm のとき 68% で北米の比とほぼ同じ値、スリップが大きくなると 61% (2 mm)、55% (4 mm) と小さい値になっている。

最大耐力 すでに述べたように 90° 試験体の最大耐力は試験法の影響を受けているので正しい比較はで きないが、参考に記すと、90° の最大耐力は 0° の 50~65% となっている。



Fig. 20. 0°方向加力の耐力と90°方向耐力の比較 Comparison of the resistance of connector joints loaded parallel to the grain with that loaded perpendicular to the grain.

最大耐力時のスリップシアプレートの場合,90°の方が大きく0°の1.6~3.0倍であったが,スプリットリングでは逆に小さく,0.71~0.90倍であった。90°でスプリットリングの方が小さいのは,回転を生じることによって主材を割り裂く力が大きくなるためであろう。

6.3 シアプレートとスプリットリングの耐力の比較

北米における $2^{3}/_{4}$ " シアプレートに対する $2^{1}/_{2}$ " スプリットリングの許容耐力比は 0.95 で、コネク ター径の比と同じになっている。オーストラリアにおける許容耐力比は 1.25 で、径の小さいスプリット リングの方が許容耐力は大きい。

本実験における両コネクターの比較を行うと以下のようになる。

スリップー定時の耐力 Fig. 21 に示すように樹種と加力の方向によってバラッキがあるが、スリップ が小さいときはスプリットリングの耐力が大きく、その比率は比重の大きい樹種ほど大きい。この理由は、 スプリットリングの初期剛性は比重と相関があるが、シアプレートのそれは比重との相関が低いためであ る。

スリップが大きくなるとシアプレートの耐力の方が大きくなり、その臨界点のスリップは平均で 2.3 mm である。

最大耐力 比重と最大耐力の直線回帰式を使って、シアプレートに対するスプリットリングの最大耐力 比を求めると、0°方向の場合比重0.35 で0.85、比重0.60 で0.73 となる。なお原点を通る回帰式を使う と、比重に関係なく0.765 となる。

90° 方向の場合の同じ比率を参考までに記すと,比重 0. 35 で 0. 77,比重 0. 60 で 0. 81 である。

最大耐力時のスリップ スプリットリングの最大耐力時のスリップは、0°方向の場合、シアプレート

-65 -



Fig. 21. 2¹/₂" スプリットリング接合部の耐力と2⁵/₈" シアプ レート接合部の耐力の比較



の 0.74 倍 (ベイマツ), 0.88 倍 (ベイツガ), 1.21 倍 (エゾマツ), 1.48 倍 (スギ) で, 樹種によって大 小の傾向が異っている。

90°方向の場合, 0.31~0.51倍でシアプレートの方が粘りがある。

6.4 端距離と縁距離

端距離 Fig. 22 はシアプレート 0° 方向引張試験における最大耐力あるいはスリップ 1 mm 時の耐力 と端距離との関係を示したものである。

図中の点線は NDS¹⁰ の端距離による許容耐力の低減割合を最大耐力にあてはめて示したもので,実験 と良く一致していることがわかる。この低減方法は SHOLTEN¹¹⁾ の実験をもとに定められたもので, CHU²³⁾ の実験でも同様の結果が得られており,これに関しての問題はないといえよう。

Fig. 23 はシアプレート 0° 方向圧縮試験における最大耐力あるいはスリップ 1 mm 時の耐力と端距離 との関係を示したものである。この端距離は引張部材の端距離を想定したもので、実験の容易な圧縮加力 でこのような実験がしばしば行われる。

図中の点線は NDS¹⁰ の許容耐力の低減方法(ただし引張部材)を示したものであるが,端距離が短か くなるときの耐力の低減は引張試験の場合と比べて緩かである。圧縮型の場合,引張の場合と比べて部材 内の応力分布が異なり,また加力ヘッドによる割れの拘束を受けることが違いの原因と考えられる。この ような試験は引張部材の端距離の影響を調べる実験の代用にはならないと言えよう。

・縁距離 Fig. 24 はシアプレート 90° 圧縮試験における圧縮側縁距離と耐力との関係を示したものである。 実験値は点線で示した NDS¹⁰⁰の許容耐力の低減方法から大分かけはなれているが、これはすでに述べ たように、主材が剪断で破壊しているためである。接合部本来の最大耐力を得るには、4.1で述べたよう に、主材厚、端距離を NDS の規定値より大きくする必要がある。このことは一見矛盾するように思わ



Fig. 22. 0°方向引張2⁵/₈″シアプレート接合部の端距離と耐力, ベイツガ

Resistance of $2^{5}/_{8}$ " shear plate joint subjected to the tensile force parallel to the grain vs end distance, western hemlock.





Resistance of $2^{5}/_{8}$ " shear plate joint subjected to the compression force parallel to the grain vs end distance, western hemlock.

れるが, NDS はコネクターやボルトなどの接合応力による木材の水平剪断応力度のチェックを同時に規 定しており,場合によっては,接合部は接合具本来の耐力ではなく木材の水平剪断強度で設計される仕組 になっている。







to the grain vs edge distance.

ここでの 90°方向圧縮試験体のうち,縁距離が小さいものは,木材の水平剪断で耐力が決まるプロポー ションになっているので,以下に同規準の水平剪断応力度の算定式について検討を行う。 接合による木材の水平剪断応力度, *t_{.ioiNT}* は (Fig. 25 参照),

$$d_{n} \geq 5 D$$
の場合

$$\tau_{JOINT} = \frac{3Q}{2bd_{e}}$$

$$d_{n} < 5 D$$
の場合

$$\tau_{JOINT} = \frac{3Q}{2bd_{e}} \frac{d}{d_{e}}$$
.....(3)

ただし、 d_n =端距離

D=コネクターまたはボルトの直径

b=木材の幅

d=木材のせい

d_e=圧縮力を受ける側の縁距離にコネクターまたはボルトの半径を加えた値

Q=木材の剪断応力

 τ_{JOINT} の許容値は、 $d_e \ge 5D$ の場合、木材の許容水平剪断応力度の1.5倍、 $d_n < 5D$ の場合、木材の許容水平剪断応力度となっている。

実験での最大荷重は主材の水平剪断破壊後の曲げ破壊で決まっているが、剪断による割れが主材端部に 到達した荷重とほぼ等しい。そこで、該当する式(4)を用いて最大荷重から τ_{JOINT} を計算し、試験体 ごとのイス型剪断強さ τ_{JIS} との比を求めて、この比と縁距離との関係を Fig. 25 にプロットした。





Ratio of the shear stress (τ_{JOINT}) at the maximum load calculated by the NDS to the shear strength (τ_{JIS}) of wood.

 Table 9. 接合部 90°方向圧縮試験における最大荷重時の水平剪断応力度の剪断強さに対する比,

 r_{joint} / r_{JIS}.

Ratio of horizontal shear stress at max. load to Shear strength, τ_{joint}/τ_{JIS} . 90° test.

41 5 5	2 5%″シアプレ 2 5%″ shear p	ート接合部 late joint	2 ½" スプリットリング接合部 2 ½" split-ring joint		
阀 悝 Species	試験体数 Number tested	$\frac{\tau_{\text{joint}}}{\tau_{\text{JIS}}}$	試験体数 Number tests	$\frac{\tau_{joint}}{\tau_{JIS}}$	
ベイマツ Douglas-fir	8	0.41 (13)	10	0.34 (7)	
ベイツガ Western hemlock	16	0.30 (12)	10	0.33 (15)	
エゾマツ Ezomatsu	7	0.32 (13)	10	0.36 (10)	
スギ Sugi	8	0,38 (20)	10	0.37 (10)	

Note)1: τ joint は式 (4) より、 τ JIS は JIS Z2114 の木材のせん断試験方法より求める

 τ_{joint} was calculated by Eq. (4). τ_{JIS} was obtained by the testing method for the shear strength of wood defined by JIS Z2114.

2: ベイツガ 2 % ジアプレート接合部についてはすべての緑距離の試験体を含む Tablated valus for 2 % shear plate joint of western hemlock is for all the specimens with different edge distances.

3:平均値と(変動係数;%) Average values and (C. V.;%).

τ_{JOINT}/τ_{JIS}は、緑距離が小さくなるにしたがって減少する傾向にあるが、その勾配は Fig. 24 と比 べて緩かで、式(4)は緑距離の影響をある程度説明しているといえる。

Table 9 は,他の 90° 方向圧縮試験体についての τ_{JOINT}/τ_{JIS} の値を示したものである。樹種によっ



Fig. 26. 繊維に平行方向の力を受けるベイツガ 2⁵/₈" 接合部の 荷重-スリップ曲線における引張と圧縮の違い



ては多少のバラッキがみられるが、両コネクターの平均がそれぞれ 0.70 と同じ値を示しており、接合具 による差はないといえる。

式(4)は、接合による木材の水平剪断強度を10~40%過大評価している。しかしながら、木材の水平 剪断許容応力度は、乾燥に伴う割れなどの影響を考慮して無欠点材の強さよりはるかに小さく設定されて いるので、式(4)と水平許容剪断応力度から算定される耐力は実験の最大耐力に対して十分な余裕をも っている。この余裕については6.6の項で考察する。

6.5 0°方向加力における圧縮耐力と引張耐力との違い

アメリカの設計規準 NDS¹⁰⁰ では、端距離を 102 mm (圧縮の場合)、140 mm (引張の場合) 以上と すれば、許容耐力は同じ値となっており、他の国でも同様である。

しかしながら、ベイツガを用いた本実験では、最大耐力の平均値、最大耐力時のスリップの平均値は、 圧縮でそれぞれ 5750 kgf, 6.52 mm,引張で 4880 kgf, 5.81 mm と、引張は圧縮の 85%、89% となっている。

剛性についてみると(Fig. 26),引張の最大耐力の約3/4以下では差はみられない(図では引張の場合, 圧縮の場合よりスリップが小さい傾向がみられるが,これは試験体組立時に手で引張り易いのでガタをよ り小さくできたためと思われる)。

なお、4"(102 mm)のシアプレートとスプリットリングについてのオーストラリアにおける最近の実験²⁰⁾では、圧縮と引張で明らかな耐力差が認められ、同国の改訂作業中の設計規準²¹⁾で、引張の場合許 容耐力を低減する(4″のコネクターに対してのみ)ことが提案されている。

6.6 許容耐力の誘導法について

日本でこれまでに提案されたコネクター接合の許容耐力の算定法は、竹山の式¹⁾ にみられるような接合 具近辺の木材の圧縮応力度と剪断応力度とから求める方法である。この方法には、コネクターの寸法にか かわらず適用できる便利さがあるが、その反面、算定式が単純すぎて確度が保証されていない不安感があ る。したがって、規格化されたコネクターで本研究のように実験データーがある場合は、実験に基づき許 容耐力を決める方が適当と考えられる。

北米の許容耐力の誘導法 NDS¹⁰⁾のスプリットリングの許容耐力は、Sholten¹¹⁾が実験から提案した 値がベースになっている。SHOLTEN の誘導法は次のとうりである。

繊維方向の許容耐力, P_{a,0}:

ここで、 P_{max} は実験で得た最大耐力(繊維方向)の平均値、3/4は下限品質係数、 $1\frac{3}{4}$ は安全率(不確定要素に対する)、9/16は荷重継続時間の調整係数である。なお、 $P_{a,0}$ の算定に際して、 $P_{a,0}$ は比例限度荷重の5/8を超えていないことを確認している。この5/8の値も荷重時間の調整係数であるが、後で説明する。

繊維に直角方向の許容耐力, P_{a.90};

$$P_{a,90} = P_{P,90} \times \frac{1}{2}$$
(6)

ここで、 $P_{P,90}$ は実験で得た比例限度荷重(繊維に直角方向)の平均値である。1/2の値については説明がない。

なお、SHOLTEN が提案した $P_{a,90}$ は樹種に関係なく $P_{a,0}$ の70% となっているので、実際に $P_{P,90}$ の 実験値から $P_{a,90}$ を誘導したとは思われない。SHOLTEN は繊維に直角方向の加力の実験について、最大 耐力は木材の断面寸法や支持方法の影響を受けているので、これを考慮せず、比例限度荷重の2方向の比 較に考慮の重点を置いたと述べている。したがって、1/2の値の意味は繊維方向における最大耐力と比例 限度耐力との比、2方向の比例限度耐力の比を総合したものと考えられるが、推察の域を出ない。

樹種間の許容耐力の調整は、実験で得た最大耐力や比例限度耐力が比重と直線関係にあることから、比 重を指標として行っている。

端距離や縁距離と許容耐力との関係は、実験結果をそのまま用いている。

なお,NDS¹⁰⁾の許容耐力は SHOLTEN の提案値の 10% 増となっている。この 10% の増加は,荷重継 続時間の調整係数 9/16 がきびしすぎるとの判断によるもので,結果として同係数は 5/8 となっている。 この間の事情については杉山²⁵⁾ が詳しく説明している。

日本の許容耐力の誘導法 日本には接合部の許容耐力の確立した誘導方法がない。参考になるのは,製 材やプレハブ部品の強度と許容応力度(または許容耐力)との関係である。

日本での下限品質を考慮した強度:短期許容値:長期許容値の比率は3:2:1で,北米のコネクターの 同じ比率は3:1.46(1.27):1.1である(ただし,ここで北米の長期は normal duration を指してい る。また北米の短期の値は地震や風に対する値,カッコ内は雪に対する値)。日本と北米を比較すると, 長期の値は10%, 地震や風に対する値は37%, 一般地の雪に対する値は57%日本の方が高い。

構造物の破壊確率は構造信頼性工学の発展によって計算可能になりつつあるが、最終的な設計破壊確率

- 71 -

-72 -

の設定には、歴史的なキャリブレーションが参考になるといわれている。その意味では、実績のある北米 の長期許容耐力を日本の長期の値として用いても問題ないといえよう。

問題は短期許容耐力で、日本の従来の比率に従えば北米の値に対して高く設定することになる。北米で は地震や風の荷重継続時間を1日としており、安全側に寄りすぎているように思われるが、日本で一般地 の雪積荷重の継続時間を地震と同じとしている点は危険側にあるように思われる。いずれにしても、ここ は荷重継続時間の検討をするべきところではないので、日米の比較をしたにとどめておく。

なお,接合部の許容耐力の誘導に際して,その変形能力(破壊性状がブリットルか,ダクタイルか)を 考慮するという考え方がある。しかしながら,接合部の変形能力と構造体の強度とが関係するのは,接合 の場所や採用された構造システムによるもので,例えばトラスの場合,接合部がブリットルであろうがダ クタイルであろうが,構造体強度とは関係しない。したがって,接合部の許容耐力は変形能力と切り離し て考え,変形能力の問題は構造システムとの関連で扱うべきものと考える。

6.7 許容耐力の提案と荷重係数

許容耐力の提案(その1) Table 10 は、林業試験場と建築研究所の関係研究員が実験データーをも とに検討した許容耐力である。誘導方法が確立していないので、実験データーを睨みながらの提案になら ざるを得なかった。実験の及ぼない範囲は NDS¹⁰⁾ を参考にすることとした。

まず考え方であるが、長期許容耐力 Paを

の式で誘導することを考える。ここで P_{max} は最大耐力の平均値, 3/4 は下限品質係数, 1/2 は長期荷重 継続時間の調整係数である。S.F. は安全率であるが、具体的な値としては意見が分かれ、2 とする案と 1.5 とする案の二つがあった。そこで次の方法で許容耐力を誘導した。

- イ. とりあえず S.F.=2 とし、日本の代表的樹種であるスギのシアプレート 0° 方向の許容耐力を、 実験の最大耐力をベースに式(7)から誘導する。
- ロ. 他の樹種グループの許容耐力は、グループ内の最も強度の低い樹種の平均比重を指標として関係づける。ただし、この方法では S2 と S3 との差がなくなるので、比重の代わりに圧縮強度、S1:
 S2:S3:S4:S5(スギ、ベイスギ)=350:325:300:275:250 kgf/cm² を用いる。
- ハ. スプリットリングの許容耐力は、NDS¹⁰⁾ に準じてシアプレートの 0.95 倍とする(実験では 0.73~0.85 倍を示している。)
- ニ. 90°方向の許容耐力は、NDS¹⁰ に準じて 0°方向の 0.7 倍とする(実験でもスリップ 0.5~1 mm の耐力は同じ比率を示している)。
- ホ. ベイツガのシアプレートの実験では,引張耐力は圧縮耐力の85%を示しているが,設計の便利さ を考え同じ許容耐力とする。
- へ. 木材の厚さによる許容耐力の調整は NDS¹⁰⁾ に準じる。

したがって、安全率は結果的に 2~1.5 を採用したこととなる。この値については後で詳しく調べる。 なお、日米の許容耐力の関係はベイッガで以下のようになった。

(日本の長期許容耐力) ≒ 0.75 × (アメリカの normal duration に対する許容耐力)

実験の最大耐力と許容耐力との比率 実験の個々の最大耐力と提案した許容耐力の比(荷重係数)をみ

ると Fig. 27 のようになる。0°方向の場合、シアプレートで4.55~7.60、平均6.11、スプリットリン グで3.95~7.10, 平均5.11 である。90°方向の場合, シアプレートで3.95~6.65, 平均5.07, スプリッ トリングで 3.41~5.22, 平均 4.07 である。

なお NDS¹⁰ に従えば、90°方向加力の試験体は接合具でなく、接合による主材の水平剪断応力で許容 耐力が計算されるプロポーションになっている。この規定に従い製材の許容剪断応力度(建築基準法施行 令第89条)をベースにすると、Fig. 28 に示すように両コネクターをひっくるめた荷重係数は8.80~15.22, 平均 11.29 と高い値になる。集成材の許容応力度(建設省告示第 1799 号)は製材の 1.5 倍で,これをべ

Recommended allowable load for timber connector joints $-1-$. Values are for the long term duration of load parallel to the grain*.											
樹 種 グループ Species group		許容耐力 Allowable load (kgf/connector)									
	樹 種 Species	2 5% "(67 mm) シアプレート 2 ½" (64 mm) スプリットリング Shear plate Split ring									
		1 面剪断 Single shear	D	2面 ouble	即断 shear	1 Sing	面剪断 le shear	2面剪断 Double shear			
			木材の厚さ Thickness of piece (cm)								
		3.8	3.8	5.0	6.3 以上 more	2.5	3.8 以上 more	3.8	5.0 以上 more		
Sl	ベイマツ Douglas-fir クロマツ Kuromatsu アカマツ Akamatsu	910	710	930	980	780	930	720	930		
S2	カラマツ Karamatsu ベイヒ P.O.ceder ヒノキ Hinoki	850	660	860	910	720	870	670	870		
S3	ツガ Tsuga ベイツガ Western hemlock	780	610	800	840	670	800	620	800		
S4	ベニマツ Benimatsu ヒパ Hiba モミ Momi ェゾマツ Ezomatsu スプルース S-P-F トドマツ Todomatsu	720	560	730	770	610	730	560	730		
	スギ										

Table 10. 提案したコネクター接合の許容耐力 --その1-, 繊維方向の長期荷重に対する値*.

* 繊維に直角方向の力に対しては表の 70% の値とする

Sugi

ベイスギ Red ceder

S5

Seventy per cent of the tablated values for the load perpendicular to the grain.

650

510

660

700

560

670

510

670









Fig. 27. 実験における最大耐力と提案した許容耐力の比(荷重係数) Ratio of the maximum load obtained from the test to the recommended allowable design load (load factor).

-スにすると荷重係数はさきの1/1.5, すなわち5.87~10.15, 平均7.53となる。

実験から推定した最大耐力の5%下限値と許容耐力との比率 試験に用いた木材は必ずしもその樹種を 代表していないので、いま求めた荷重係数は普遍的な意味を持たない。重要なのは、各樹種または樹種グ









Fig. 27. (つづき) (Continued)

ループの最大耐力の下限値に対する許容耐力の比である。

ここでは、実験で得た比重と最大耐力との関係を用い、各樹種の比重の分布からその最大耐力の5%下 限値を求め、許容耐力と比較した。

用いた回帰式は原点を通るもので,









Fig. 28. 実験における最大耐力と、中央材の剪断で決定される許 容耐力の比

Ratio of the maximum load obtained from the test to the allowable design load based on the horizontal shear of the inner member.

シアプレート 0°方向: P_{max} = 10947×ρ

$$\sigma^2$$
 = 143528
スプリットリング 0°方向: P_{max} = 8377×ρ
 σ^2 = 208242

ただし、 P_{max} の単位は kgf、 ρ は木材の気乾比重(密度)、 σ^2 は誤差分散である。

各樹種の比重は、国産材については「日本の木材」²⁶⁰から、外国産材については「世界の有用木材 300 種」²⁷¹から引用した。ただし、これらの資料には比重の変動の情報がないので、ASTM D 2555²⁸⁾を参考 に、変動係数 10% の正規分布を仮定した。

比重からの最大耐力の推定は、二つの確率変数(比重、回帰の誤差)の積の問題であるが、机上では解 けないので、次のようなモンテカルロシミュレーションによった。すなわち、乱数を発生させて比重を定 め、さらに乱数を発生させて回帰の誤差を決め、最大耐力を推定する方法である(Fig. 29)。繰り返し回 数は各樹種につき 3000 回とした。

推定した最大耐力を Table 11 に示した。各樹種グループ内で最も比重の小さい樹種の 5% 下限値と許 容耐力との比は、シアプレートでは 4.15 (S 2) ~4.75 (S 3)、スプリットリングでは 3.14 (S 2) ~3.58 (S 1) となった。

許容耐力の提案(その 2) 最大耐力の 5% 下限値(Table 11)から許容耐力を誘導した。(その 1) の提案と異なる点を整理すると次のようになる。

1) 式(7) で $P_{\text{max}} \times 3/4$ の代わりに統計的に求めた下限値を用いたこと。

2) 両コネクターの許容耐力の比率を一定とせず、個別に求めたこと。

3) 樹種グループでなく、各樹種について許容耐力を提案したこと。

なお, (その1) のルール, (ニ), (ホ), (へ) は, そのまま採用した。



Fig. 29. コネクター接合の最大耐力の分布を求めるモンテカルロ法 Monte Carlo method for obtaining the distribution of the maximum load of the connector joints.

- 77 -

Table 11. 比重をベースにモンテカルロシミュレーションで推定したコネクター接合の最大耐力の 5%下限値(繊維方向) Lower 5% ile values of the maximum load of connector joints

(parallel-to-grain loading).

		樹和	最大耐力 (kgf/connector) Maximum load						
Average density in		2 5%" シアフ Shear	2 %" (67 mm) 2 ½" (64 mm シアプレート スプリットリ Shear plate グ Split rin						
air dry (g/cd)	Sl	S 2	S 3	S 4	S 5	平均 Ave.	5%/下限 5%/ile	平均 Ave.	5%下限 5% ile
0.55	ベイマツ Douglas- fir					6020	4840	4610	3550
0.54	クロマツ Kuromatsu					5910	4730	4520	3470
0,52	アカマツ Akamatsu					5690	4580	4360	3330
0.50		カラマツ Karamatsu	ッガ Tsuga	ベニマツ Benimatsu		5470	4420	4190	3170
0.47		ベイヒ P.O.ceder				5150	4120	3940	2950
0.46			ベイツガ Western hemlock			5040	3990	3850	2860
0, 4 5				ヒバ Hiba		4930	3860	3770	2800
0.44		ヒノキ Hinoki		モミ Momi		4820	3780	3690	2730
0.43				エゾマツ Ezomatsu		4710	3690	3600	2660
0.41				スプルース S-P-F		4490	3500	3430	2500
0.40				トドマツ Todomatsu		4380	3420	3350	2420
0.38					スギ Sugi	4160	3250	3180	2280
0.37					ベイスギ Red ceder	4050	3160	3100	2190

安全率を2としたときの許容耐力を Table 12 に示した。許容耐力は圧縮に対するものである。実験で は、ベイッガのシアプレートの引張耐力は圧縮耐力の85%となっている。したがって、このような接合 部に同じ許容耐力を適用すると、安全率は1.7となる。

6.8 荷重一スリップ標準曲線

接合部の設計では強度だけでなく変形が重視されることが多い。そのような場合,許容耐力以下で設計 することも考えられる。したがって,許容耐力以外に各樹種グループごとの荷重-スリップの標準曲線が 与えられていれば便利である。

— 78 —

Table 12.	提案したコネクター接合の許容耐力 ―その2―,繊維方向の長期荷重に対する値*
	Recommended allowable load of timber connector joints $-2-$. Values are for the long term duration of load parallel to the grain [*] .

平均気乾	樹種		許容耐力 Allowable load (kgf/connecto								
密 度 Average		樹 種 グループ	2 5⁄8″ (67 S	レート	2½"スプリットリング Split ring						
in air dry	Species	Species group	1 面剪断 Single shear	2面剪断 Double shear			1面剪断 Single shear		2面剪断 Double shear		
			木材の厚さ Thickne					ess of piece (cm)			
(g/cnł)			3.8	3.8	5.0	6.3以上 more	2,5	3.8以上 more	3.8	5.0以上 more	
0,55	ベイマツ Douglas-fir	S 1	1130	880	1150	1210	740	890	680	890	
0.54	クロマツ Kuromatsu	Sl	1100	860	1120	1180	720	870	670	870	
0.52	アカマツ Akamatsu	S1	1070	830	1090	1150	690	830	640	830	
	カラマツ Karamatsu	S 2									
0.50	Tsuga ベニマツ	S3 S4	1030	800	1050	1110	660	790	610	790	
	Benimatsu										
0.47	P.O. ceder	S 2	960	750	980	1030	610	740	570	740	
0.46	ベイツガ Western hemlock	S 3	930	720	950	1000	600	720	550	720	
0 .4 5	ヒバ Hiba	S 4	900	700	920	970	580	700	540	700	
0.44	ヒノキ Hinoki モミ Momi	S 2 S 4	880	690	900	950	570	680	, 530	680	
0.43	エゾマツ Ezomatsu	S 4	860	670	880	920	550	670	510	670	
0.41	スプルース S-P-F	S 4	820	640	830	880	520	630	480	630	
0.40	トドマツ Todomatsu	S 4	800	620	810	860	500	610	470	610	
0.38	スギ Sugi	S 5	760	590	770	810	480	570	440	570	
0.37	ベイスギ Red ceder	S 5	740	570	750	790	460	550	420	550	

* 繊維に直角方向の力に対しては表の 70% の値とする

Seventy per cent of the tablated values for the load perpendicular to the grain.





Fig. 30. コネクター接合の荷重-スリップ標準曲線

Standard load-slip curves of timber connector joints. Note) 図中の値は気乾比重

Values in figure are specific gravity in air dry.









Fig. 30. (つづき) (Continued)

Fig. 30 は実験の回帰式より求めた標準曲線である。これらは、比重を説明変数としてスリップ 0.05, 0.1, 0.2, 0.4, 0.6 mm…(以下 0.2 mm ごと) に対する荷重を求め、折線で結んだものである。その ため、荷重が大きくなると鋸歯的なグラフを描くスプリットリング接合部では、滑らかでない部分ができ たが、適当な修正を施して滑らかにすることも可能であろう。

7. 結論

2⁵/8" シアプレートと 2¹/2" スプリットリング接合部の実験を行った。これらのコネクターは多くの 国々で許容耐力が定められ,設計法も確立しているので,日本で用いられる主要な樹種,ベイマツ,ベイ ツガ,エゾマツ,スギを対象とし,主としてその基準耐力を求めることとした。一部,端距離や縁距離を 変えた実験も行ったが,大部分の試験体の端距離,縁距離,材厚などは米国の設計基準 NDS で許容耐 力の低減を始める臨界寸法とした。

実験で得た知見を整理すると次のようになる。

- シアプレート接合は、シアプレート本体と木材との相対変位が小さく、高い接合剛性を得ることが 可能であるが、シアプレートと添板はボルトを介して力が伝達されるので、ボルト穴におけるガタや 穴の変形が接合剛性に影響する。しかしながら、同じ欠点を持つボルト接合と比べると、木材のボル ト穴が剛性に関与しない分だけ、安定した接合剛性が得られる。
- 2. スプリットリング接合では、スプリットリングと木材が広い面積で密着するので、接合剛性は高い。
- 繊維に直角方向の応力を受ける場合のスリップ1mm以下に対応する耐力は、両コネクターとも、 繊維方向に応力を受ける場合の約70%で、北米の両方向許容耐力の比率とほぼ同じ値であった。
- 4. 繊維に直角方向に加力した実験では、主材が水平剪断などで破壊したため、接合具本来の最大耐力 を求めるには至らなかった。北米の設計規準には、このような場合の水平剪断応力度をチェックする 式が設けてあるが、その式を用いて最大荷重時の水平剪断応力度を求めた結果、イス型剪断試験で求 めた木材の剪断強さの 60~90% であった。
- 5. シアプレート接合の実験では、締め付けボルトのトルクを変えても(100 kgf・cm と 400 kgf・cm), スリップ 1 mm 以上に対応する耐力と最大耐力には差がみられなかった。
- スプリットリング接合とシアプレート接合の最大耐力を比較すると、スプリットリング接合の方が 低く、繊維方向の力を受ける場合の比は、0.85(比重が0.35のとき)~0.73(比重が0.60のとき) であった。
- 7. 繊維方向の引張力を受けるベイツガのシアプレート接合部の最大耐力は、端距離が約14 cm 以下 になると低下する傾向を示した。その最大耐力と端距離との関係は、北米の許容耐力と端距離との関 係とほぼ同じであった。
- 繊維に直角方向の力を受けるベイッガシアプレート接合部の最大耐力は、応力を受ける側の縁距離 が小さくなるにしたがって著しく低下する傾向を示した。最大耐力時の主材の水平剪断応力度を4. で述べた北米の設計規準式で求めると、縁距離に応じて変化はするが変化の程度は緩く、式は縁距離 の影響をある程度説明していることがわかった。
- 9. 繊維方向に応力を受けるベイツガシアプレート接合の最大耐力は、圧縮と引張とで異なり、引張は 圧縮の 81% であった。変形の差は、引張の最大耐力の約 3/4 以下ではみられなかった。

10. 比重を樹種の強度指標と考え、スリップ一定時の耐力や最大耐力について比重との相関を調べた結果、最大耐力については両コネクターとも強い相関を示した。小さいスリップに対する耐力との相関は、スプリットリング接合では強かったが、シアプレート接合では低く、耐力は比重によらずほぼ一定であった。これはシアプレート接合部の初期変形の主体が添板鋼板のボルト穴の変形であったためと考えられる。

本実験データを基に二つの方法で許容耐力を提案した。一つは、シアプレートの実験の最大耐力からその許容耐力を定め、北米の設計基準の許容耐力比からスプリットリングの許容耐力を定めたものである。 この場合、各樹種グループの推定した5%下限最大耐力(圧縮)に対する許容耐力の比は、シアプレート で4.19、スプリットリングで3.14となった。

2番目の提案は、実験から得た両コネクターについての最大耐力と比重の回帰直線を用い、回帰の誤差 と比重の変動を考慮してモンテカルロシミュレーションで求めた最大耐力の下限値に1/4をかけて定めた ものである。

繊維に直角方向の力を受ける場合の許容耐力は繊維方向の 0.7 倍としたが,4. で述べた主材の水平剪断 応力度のチェック式を適用すると、本実験の試験体の許容耐力に対する最大耐力の比は平均で約7.5 と過 大になる。

回帰式を用いて比重ごとの荷重-スリップ曲線を求め、標準曲線として提案した。この曲線は、接合部 の変形を考慮して構造設計をするときの参考となろう。

最後に、この研究で残された問題点を整理すると次のようになる。

- 1. シアプレート (ベイツガ以外), スプリットリング接合の引張と圧縮の耐力差。
- 2. 繊維に直角方向の力を受ける場合の基準耐力。
- 3. 適正間隔。複数個のコネクターを用いたときの耐力。
- 繰り返し荷重,長期荷重,含水率変動を受けるときの性状(なお,長期荷重についてはクリープ実 験をすでに実施中である)。
- 5. 大きいサイズのコネクターの耐力。

付 記

本研究の一部は、日本住宅・木材技術センターの受託研究「木質材料の強度性能試験」の中で行った。 コネクターの入手、集成材の製造には三井木材工業(株)とサンモク工業(株)の協力を受けた。また、実 験に際して三井木材(株)開発部、大平章氏の協力を受けた。さらに、コネクター接合の最近の問題につい て、オーストラリア CSIRO の E.P. LHUEDE 氏より多くの情報をいただいた。ここに感謝の意を表し ます。

なお、本実験データーを使って、シアプレートで剛節点を構成した通直集成材によるラーメン構造が、 日本で初めて建てられた²⁹⁾。

— 83 —

引用文献

- 1) 竹山謙三郎:木構造,丸善,409 pp.,(1954)
- 2) 武藤 清・長沼 重:新形式の木構造計算法,建築雑誌,11月号,1191~1200,(1938)
- 福田重義:輪形デベルに依る木材接合部の耐力実験,建築学会大会論文集,4月号,230~239, (1939)
- 4) 原田 有・倉林元一:輪型ヂベルを用いたる木材接手に関する実験報告(其の1),建築学会大会 論文集,4月号,246~255,(1939)
- 5) 長沼 重:木材の輪型ヂベル接合に関する理論的研究,建築学会大会論文集,4月号,240~245, (1939)
- 6) 木子清忠・竹山謙三郎・森 徹・武藤 清・浅野六郎・長沼 重・天野一正:新興木構造の話, 建築雑誌, 11月号, 671~700, (1939)
- 7) 竹山謙三郎: 我国に於ける新形式木構造の現状とその検討: 建築雑誌, 5月号, 382~391, (1942)
- 8) 大蔵省営繕管財局:木構造計算規準案,建築雑誌,3月号,225~239,(1943)
- 9) 日本建築学会:木構造設計規準,(1973)
- 10) National Forest Products Association: National Design Specification for Wood Construction, (1986)
- 11) SCHOLTEN, J.A.: Timber-connector joints. Their strength and design, U.S. Dept. Agric. Tech. Bull., 865, (1944)
- PERKINS, N.S., P. LANDSEM, and G.W. TRAYER: Modern connectors for timber construction, U.S. Dept. of Commerce, National Commission on Wood Utilization, (1933)
- STERN, E.G.: A study of lumber and plywood joints with metal split ring connectors, Bull., 53, Penn. State College. Enge. Exp. Sta., July, (1940)
- 14) WILKINSON, T.L.: Assessment of modification factors for a row of bolts or timber connectors, U.S. For. Prod. Lab. Res. Paper, FPL 376, Dec., (1980)
- National Standerd of Canada: Code for Engineering Design in Wood, CAN 3-086, (1984)
- LONGWORTH, J.: Behavior of shear plate connections in sloping grain surfaces, Forest Products Journal, 17, 7, 49~53, (1967)
- ERKI, M.A., and M.W. HUGGINS: Load capacity of a row of shear plate connectors, J. Structural Engineering, ASCE, 109, 2786~2801, (1983)
- Standard Association of Australia: SAA Timber Engineering Code, AS 1720~1975, (1975)
- MACK, J.J.; Split ring and shear plate connector joints in some Australian timbers, Div. Bldg. Res. Tech. pap. (second series No. 41), CSIRO, Aust., (1981)
- 20) LHUEDE, E.P.: Tension loads for shear plates and split rings in timber loaded parallel to the grain, J. of the Institute of Wood Science, 10, 3, (1985)
- Standards Association of Australia, Committee TM/102-Timber Engineering, Draft, Australian Standard for Rules for use of timber in structures known as the SAA Timber Structures, (1986)
- HILSON, B.O.: The ultimate sterngth of timber joints with split-ring connectors when loaded parallel-to-grain, J. of the Institute of Wood Science, 4, 6, 6~25, (1965)
- CHU, Y.P.: Strength of split-ring connected joints, The Malaysian Forester, 42, 145~ 164, (1979)

- 24) Deutsche Normen, Holzbauwerke, DIN 1052.
- 25) 杉山英男:木材の許容応力度の変遷,AWCOM, 31 号~34 号,(1977)
- 26) 日本木材加工技術協会:日本の木材,日本木材加工技術協会,101 pp.,(1984)
- 27) 農林省林業試験場木材部:世界の有用木材 300種、日本木材加工技術協会、126 pp., (1975)
- 28) ASTM D 2555, Establishing clear wood strength values, (1984)
- 29) 小松幸平ほか:挿入型鋼板ガセットとシアプレートを用いた集成材軒肩接合部の許容応力度設計と 接合部の実大実験,林産試月報,409,2月号,(1986)

林業試験場研究報告 第347号

Test on Timber Joints with $2^{5}/_{8}$ " (67 mm) Shear Plate and $2^{1}/_{2}$ " (64 mm) Split Ring

Fumio Kamiya⁽¹⁾

Summary

1. INTRODUCTION

Timber connectors were used in Japan before World War II when many structures with a long span were built of wood because of the lack of steel. Since there was no standard for timber connectors, the design specification for wood structures in those days recommended that the allowable design load of the joint should be determined from the local compression and shear stresses of wood near the connector.

Timber connectors have been used less since the end of the war with the depression of large-scale wood structures. The current design specification for wood structures published by the Architectural Institute of Japan (AIJ) addresses very little information on timber connectors.

Following the recent development of techniques to build wood residential buildings with a high reliability on the resistance to the earthquake load, some designers have given an eye to timber structures and the dozens of long span buildings that have been built during the last several years. One of their problems during the designing stage was the lack of information about the joint.

This research was programmed to provide more detailed information on timber connectors and to recommend their allowable design loads to the design specification of AIJ which is under revision.

2. SCOPE OF THE TEST

 $2^{5}/_{6}$ " (67 mm) shear plates and $2^{1}/_{2}$ " (64 mm) split rings were tested (see Fig. 1). These connectors were made by Cleveland Steel Special Co. in the U.S.A.. Since shear plates and split rings have been widely used in many countries and their allowable load was already established by their design specifications, NDS¹⁰, CAN 3-086²⁰, AS 1720-1975³⁰ and others, the test program to investigate the effect of all the parameters on the bearings seems to be inadequate. Many of the definitions in the specifications of the foreign countries could be adopted in Japan too. However as the load duration factors and the derivation method of the allowable design load in Japan are different from those in the foreign countries, the test was programmed to determine the basic load of the connectors for the

Received December 22, 1986

⁽¹⁾ Wood Utilization Division

species which are widely used in Japan, Douglas fir, western hemlock, ezomatsu (Picea jezoensis CARRIER) and sugi (Criptomeria japonica D. DON). The scope of the experiment is shown in Table 1.

3. TEST OF THE JOINT WITH 25/8" (67 mm) SHEAR PLATE

3.1 Testing method

Three types of joints were tested; the bearing with the compression parallel to the grain, the bearing with the tension parallel to the grain and the bearing being perpendicular to the grain as shown in Fig. 2 and Table 2.

The side member was the steel plate with a thickness of 4.5 mm. The bolt hole of the side plate for the 3/4" (19 mm) bolt was 21 mm in diameter. Thus the possible gap between the bolt and the bolt hole was about 2 mm at the maximum. The fabrication of the joint was made so as to minimize the gap when loaded.

In the majority of test specimens, the width, the thickness, the end distance and the edge distance were the minimum values defined by NDS for the full allowable load. The distance between the loading blocks in the test loaded perpendicular to the grain was 13 cm and much shorter than those adopted in the other tests^{110,19,23}. At the beginning of the test, the distance was 35 cm. However, as the main member failed in bending prior to the failure in the horizontal shear, the distance was shortened. A similar problem probably doesn't occur in the other studies because the widths of their main members were about double that of the ones in this study.

After the test, the compression and shear strengths of wood were obtained as per the testing methods of Japanese Industrial Standards JIS Z 2111 and Z 2114. 3.2 Results

Resistance when subjected to the load parallel to the grain

Fig. 3 shows a typical load-slip curve of a joint compressed parallel to the grain. As the tangential modulus when reloaded is much higher than that when initially loaded, the deformation of the joint can be recognized as plastic rather than elastic.

Studies in the past were concerned with the proportional limit load. This was due to the philosophy of elastic design in those days. However, as the current design philosophy is not tied down to the elastic range, no discussion will be made in this study.

Fig. 3 also shows that there is a region where the load increases at a increasing rate. This is due to the initial clearance and the difference in diameter between the bolt and the bolt hole, i.e., the clearance causes a large initial slip, and then the widening area of the contacting surface between the bolt and the side plate as the load increases makes the tangential modulus gradually larger. Two test specimens in which the side plates of the bolt hole were relatively small, 19 mm were added. The slip of these joints is by about 20 % smaller than in the case of the 21 mm bolt hole (see Fig. 4).

The maximum load and the slip at the maximum load are shown in Table 2. The failure mode of the joint was the split or the partial shear of the main member as shown in Photo. 2. The slip at the maximum load has a negative correlation with the maximum load.

Resistance when subjected to the tensile load parallel to the grain

In this test series, the end distance was changed. The discussion on the relationship between the end distance and the maximum load, however, will be made in the follow up section. The failure mode of this series was the split and the tension of the main member as shown in Photo. 3. The tensile failure seems to occur subsequent to the split, i.e., the decrease of the effective sectional area and the bending moment by the load eccentricity cause the tensile failure.

TAKEYAMA's formula¹⁾ for the determination of the allowable design load of timber connectors recommended in the past is as follows (see Fig. 7):

Where f_c , f_s = the allowable stresses of wood for compression and shear respectively. D = diameter of the connector; D' = inner diameter of the connector; t = depth of the connector; t' = depth of the inner shaded area of the connector; and d_n = end distance.

The shear stress at the maximum load calculated by Eq. (2) was listed in Table 4. The values of shear stresses are almost constant regardless of end distance. However, they are about two thirds the shear strength of the main member obtained from the small specimen test. The ratio of the observed maximum load to the allowable load estimated by TAKEYAMA's formula is shown in Table 4. The ratio is about four and similar to the load factor in Japan. However, there is still a problem in the formula because the failure mode of the joint tested is different from the one that the formula expects.

Photo 4 shows the unfailed side of the joint after being loaded by about 4 tonf per connector. The relative slip between wood and shear plate is very small while the deformation of the bolt the hole in the side plate is rather large. It can be said from this figure that the stiffness of the joint would increase if the side plates are thickened.

Resistance when subjected to the compression load perpendicular to the grain

In this test series, the edge distance was changed. The discussion on the relationship between the edge distance and the resistance will be made in the follow up section.

Fig. 8 shows a typical load-slip curve of joints compressed perpendicular to the grain. At about half of the maximum load, splits occurred from near the connector. The split then developed slowly as the load increased. When the split reached the end, the upper portion of the member which was separated by the split was failed in bending. It is clear that the bending failure of the specimen is affected by the loading method adopted here. Therefore the maximum load listed in Table 5 should be considered as only a reference data.

Effect of the tightening torque of bolt on the resistance

In the test series of the tensile joint specimen which has two joints at both at ends, one joint was tightened at the torque of $100 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$ and another at $400 \text{ kgf} \cdot \text{cm}$. Fig. 9 shows the comparison of their resistances at the same slip while considering the two joints as independent.

It can be seen in this figure that the torque affects the resistance at an initial small slip, but there is no significant difference between their resistances at slips of more than 1 mm.

4. TEST OF JOINT WITH $2^{1/2}$ (64 mm) SPLIT RING

4.1 Testing method

Two types of joints were tested. In one, the bearing of the connectors had a compression parallel to the grain of the three members. In the other, the bearing had a compres-

- 88 --

— 89 —

sion perpendicular to the grain of the inner member and parallel to the grain of the other members (see Fig. 11 and Table 6).

The species tested and the moisture content are the same as those in the test of the $2^{5}/_{8}$ " (67 mm) shear plate. The thickness, the width, the end distance and the edge distance were the minimum values defined by NDS for the full allowable design load.

A mistake was made in this test series, i.e., bolts with a diameter of 3/4" were used although 1/2" bolts are recommended by NDS. Therefore two test specimens with 1/2" bolt were added in order to investigate whether this wrong diameter affects the resistance. 4.2 Results

Resistance of the joint when subjected to the load parallel to the grain

Fig. 12 shows a typical load-slip curve of the joint loaded parallel to the grain. It can be seen in this figure that the deformation is rather plastic as is the shear plate joint and that the curve goes in a zigzag when the load is more than half the maximum load.

No failure of the three members could be seen while the zigzag was recorded, as shown in Fig. 13. The failure mode of the joint was the split of the inner member. The shear of the core and the rotation of the ring were observed when the members were separated after the test as shown in Photo 6 It is suspected from this observation that the zigzag march of the load-slip curve is due to these local failures. The maximum load and the slip at the maximum load are shown in Table 7.

Fig. 15 shows the load-slip curve of the joint with a 1/2'' bolt and that with a 3/4'' bolt. No significant difference between the curves can be seen.

Resistance of the joint subjected to the compression load perpendicular to the inner member

Fig. 17 shows a typical load-slip curve of this joint. A similar failure mode to the shear plate joint loaded perpendicular to the grain can be seen. The maximum load and the slip at the maximum load are shown in Table 8. This data should be considered as only a reference data because the failure of the test specimen was affected by the loading method adopted here.

5. DISCUSSION

5.1 Species and the resistance of the joint

Considering the density of wood as a predictor variable of species strength, the correlation between the density and the resistance of the joint was investigated.

Fig. 18 shows the correlation between the density and the load at a slip of 1 mm or the maximum load. It can be seen in this figure that the maximum load of both the connector joints and the load at a slip of 1 mm of the split-ring joint have a cross correlation with the density. However, the correlation between the load at a slip of 1 mm of the shear plate joint and the density is poor.

For further detailed investigation, the correlation of the density with the load at a slip of other than 1 mm was calculated and is shown in Fig. 19. It can be seen in this figure that this correlation for the shear plate joint increases as the slip increases. This tendency seems to appear bacause the deformation of the bolt hole in the side plate which with no relationship to the wood dominates the overall slip of the joint at a low level of load.

The correlation between the resistance of the joint and the other parameters of the materials, compression and shear strengths and Young's modulus in compression, were obtained. But their correlation coefficients are almost the same as or lower than that for the strength-density correlation.

5.2 Comparison of the resistance loaded parallel to the grain with that loaded perpendicular to the grain

The ratio at the same slip point of the resistance loaded perpendicular to the grain to that loaded parallel to the grain was plotted in Fig. 20. The average value of this ratio is roughly between 0.6 and 0.7.

A similar ratio for the maximum load is between 0.5 and 0.65. As already mentioned, the maximum load observed in the joint test loaded perpendicular to the grain is not really the one that the joint essentially has. The maximum load seems to increase when the length of the main member increases. No further discussion, however, is available.

5.3 Comparison of the resistance of the split-ring joint with that of the shear-plate joint The load ratio of the split-ring joint to the shear-plate joint at the same slip point was shown in Fig. 21. The load of the split-ring joint is higher than that of the shear plate joint when the slip is at a low level. However, the load ratio decreases as the slip increases. The ratio of the maximum load of the split-ring joint to that of the shear-plate joint for parallel-to-grain loading, obtained by using the linear regression between the strength and the density, is 0.73 (when density is 0.6) to 0.85 (when density is 0.35).

5.4 End distance and edge distance

Fig. 22 shows the relationship between the end distance and the maximum load or the load at a slip of 1 mm observed in the shear-plate joint test with the tensile load parallel to the grain. The dotted line in the figure shows the reducing method of the allowable load of NDS. This line is drawn so that the average load for the experiment for the end distances of 145 mm and 180 mm is 100 percent. The experimental results nearly corroborate this reducing method. Since a similar result was reported by CHU²³⁾, there seems to be no problem in this matter.

Fig. 24 shows the relationship between the edge distance at the loaded side and the maximum load or the load at a slip of 1 mm obtained from the shear-plate joint test loaded perpendicular to the grain. The experimental results do not agree with the adjusting method of the allowable load defined by NDS. In the design of the joint subjected to the load perpendicular to the grain, NDS tries to check the horizontal shear stress to the main member resulting from the joint force by using the formula;

when $d_n \ge 5D$, $\tau_{JOINT} = \frac{3Q}{2bd_e}$ (3) when $d_n < 5D$, $\tau_{JOINT} = \frac{3Q}{2bd_e} \frac{d}{d_e}$ (4)

where $d_n = \text{end}$ distance; D = diameter of connector; $\tau_{JOINT} = \text{horizontal shear stress}$ caused by joint force; Q = shear force in member; b = width of member; d = depth of member; and $d_e = \text{sum}$ of edge distance at the loaded side and half the diameter of the connector.

For this type of test specimen, Eq. (4) should be applied. The ratio of the shear stress at the maximum load determined by Eq. (4) and the shear strength of the member obtained from the small specimen test is shown in Fig. 25. The ratio has a tendency to decrease as the edge distance decreases. However, the decreasing rate is lower than that of the maximum load. Therefore, it can be said that the NDS formula predicts to some extent the effect of the edge distance on the horizontal shear strength of member.

5.5 Comparison of the resistance in compression with that in tension

-90 -

In the foreign design codes the allowable loads of the connector in compression and in tension are the same. However, the experiment's results for the shear-plate joint of western hemlock loaded parallel to the grain show a 19 percent higher strength in compression than in tension. Their load-slip curves are shown in Fig. 26. No difference in the stiffness can be seen.

A recent study on joint with a 4" shear plate or a 4" split ring conducted by E.P. Lhuede²⁰⁾ shows that the strength in tension is lower than that in compression provided a standard end distance is adopted. Further experiments on this matter seem to be necessary.

5.6 Recommended allowable loads of connector joints and load factors

Table 10 shows the allowable loads recommended by several AIJ (Architectural Institute of Japan) researchers who are involved in the revision of the design specifications for wood structures of AIJ. The general rule for the determination of the allowable joint load has not been established in Japan.

The outline of the method used to drive the allowable load of the connector joints is as follows; First the allowable load of the shear plate joint with the compression load parallel to the grain for group 5, including sugi (major tree in Japan), was determined by multiplying the experimental maximum load by three-sixteenth (3/4 for variation, 1/2 for safety and 1/2 for load duration). The allowable loads for other species groups were then determined in accordance with the proportion of the allowable compression stress. The allowable values for the split-ring joint and for the perpendicular-to-grain loading were determined by using the same ratios of NDS (0.95 for split ring and 0.7 for perpendicular-to grain-loading).

The load factor (the ratio of the observed maximum load to the recommended allowable load) is shown in Fig. 27. In the case of parallel-to-grain loading, the load factor for both the connector joints is 3.95 to 7.60 with 5.95 as the average. These rather high values are due to the higher density of the wood used in the test than that of the species group. The load factor for the joint loaded perpendicular to the grain is 3.95 to 6.65 with 4.57 as the average.

If the NDS formula for the calculation of the horizontal shear of the main member is applied and if the allowable shear stress of glulam lumber is adopted, then the allowable design load of the joint decreases and the load factor increases to between 5.87 and 10.15 with the 7.53 as the average as shown in Fig. 28. If the allowable shear stress for sawn lumber is adopted, then the allowable design load becomes two thirds and the load factor becomes one and half the values shown above.

The 5th percentil strengths of the connector joints were predicted for every species by using the linear regression between the joint strength and the density. The Monte Carlo method shown in Fig. 29 was used. The ratio of the predicted exclusion limit strength to the recommended allowable load is 4.15 (group 2) to 4.75 (group 3) for the shear plate and 3.14 (group 2) to 3.58 (group 1) for the split ring (see Tables 10 and 11).

Another recommendation for the connector allowable load was made. The second allowable load (Table 12) was derived by dividing the predicted 5th percentile value of the maximum load by four. The test results on the shear-plate joint for the western hemlock show less resistance in tension than in compression (ratio is 0.85). Therefore, the safety factor in tension for this case decreases to 1.7. These two recommendations will be presented to the revising committee.

5.7 Standard load-slip curves

In the design of wood structures, information about joint stiffness is sometimes required. Therefore, providing the standard for load-slip curves would be helpful for designers. Fig. 30 shows the load-slip curves for the connector joints at various lumber's densities. These curves were made by plotting the predicted loads at their different slip values corresponding to the indicated density. The load was predicted by means of linear regression.

6. CONCLUSION

Design loads for connector joints were recommended based on the test results. The important findings in the test are as follows :

- 1) The initial stiffness of the shear-plate joints depends on the deformation of the bolt hole in the steel side plate.
- 2) The correlation between the density and the maximum joint load was very high.
- 3) The correlation between the density and the load at a constant slip for the split-ring joint was very high, while that for the shear-plate joint at a low slip level was relatively poor.
- 4) The relationship between the maximum load of the shear-plate joint with the tension parallel to the grain and the end distance was similar to the NDS relationship between the design load and the end distance.
- 5) The rate of decrease for the maximum load of the shear-plate joint resulting from the decrease of the edge distance at the loaded side for the perpendicular-to-grain loading is higher than that of the NDS design load. However, as the maximum load was affected by the loading and supporting conditions, no discussion about the validity of the NDS is available.
- 6) The NDS formula for checking the horizontal shear of the inner member for the perpendicular-to-grain loading showed a lower strength than the values obtained from the small specimen test.
- 7) The maximum load of the Western Hemlock shear-plate joint with a tension parallel to the grain was 25 percent lower than that in compression.

Acknowledgement

The author thanks Mr. E.P. LHUEDE, CSIRO, Australia for providing valuable information about recent studies on connector joints Special thanks is due to Mr. A. OHIRA of Mitui Lumber Co., Tokyo for helping with the major part of the testing.

-92 -