

# ストレススキン効果を用いた木質モーメント抵抗接合部の 力学的特性に関する実験研究

## EXPERIMENTAL STUDY ON MOMENT RESISTING TIMBER JOINT USING STRESSED-SKIN EFFECT

坂田 弘安\*1, 松原 洋介\*2, 和田 章\*3  
Hiroyasu SAKATA, Yosuke MATSUBARA and Akira WADA

Stressed-skin semi-monocoque structures are often used for the light structures such as aircraft airframe components. In these structures, the stresses are carried not only by the framing members but also by the surface membrane. There has recently been increasing use of moment resisting glulam timber joints in building structures. However, these joints require relatively large cross-sections because the moment resistance is carried by only the linear elements. This is not only uneconomical but also unattractive. Bending experiments on panel joints were carried out.

This paper has proposed moment resisting timber joints using stressed-skin effect. It has also presented equations for estimating the rotational rigidity and the maximum strength of the joints, and demonstrated their prediction capability with sufficient accuracy. It has been shown that a frame with a smaller cross-section than that of only rib members is achievable with this joint.

**Keywords :** Stressed-Skin Effect, Moment resisting joints, Rotational rigidity, Strength, Glulam timber

ストレススキン効果, モーメント抵抗接合, 回転剛性, 耐力, 集成材

### 1. 序

#### 1.1. 研究の目的と背景

近年、集成材を用いた木質ラーメン構造が普及し、そこに用いられるモーメント抵抗接合部の研究が盛んになっている。これは集成材の生産能力の進歩により大断面の集成材の入手が容易になったこと、また、阪神大震災でみられたような在来軸組構法による木造家屋の倒壊が相次いだことで実験により性能を確認した接合部を用いた木質ラーメン構造が普及してきたことによる。しかし、木質構造ではラーメン構造を用いて大きなスパンを作ろうとした場合、接合部におけるモーメント抵抗性能を確保するために部材が大きな断面を必要とするため、多量の木材を消費し非経済的であるほか、架構自体が鈍重な外見となるなどの欠点がある。

一方、航空機をはじめとする軽構造では構造体としての応力負担を骨組だけではなく表面のメンブレンにも期待する応力外皮式セミモノコック構造が一般的であり、機体全重量に占める構造体の重量は建築構造に比べ格段に小さいものとなっている<sup>1)2)</sup>。これに対し、木質構造におけるストレススキン効果は、Amanaら<sup>3)</sup>により研究され1985年ごろまで活発に行われた。最近では、枠組壁構造における床材としての構造用合板の、根太曲げ剛性に寄与する有効幅等について考察した菊池の研究<sup>4)7)</sup>などがあるが、床材以外の接合部等に構造用合板等の

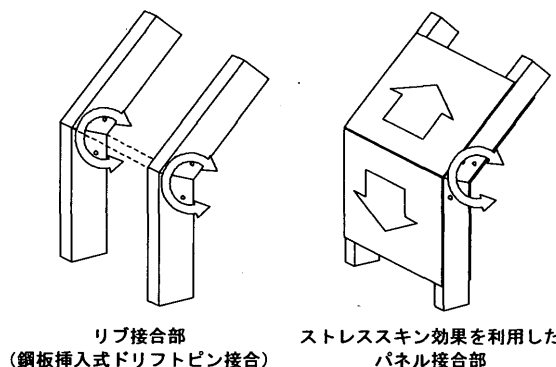


図1 モーメント抵抗接合部

ストレススキン効果を利用した既往の研究はほとんど例がない。

本研究では図1に示すように、部材の表裏面に貼り付ける構造用合板のストレススキン効果を利用することでモノコック構造のようにパネル全体でモーメント抵抗し、リブ材がより小断面でも成立するパネル接合部を提案する。本論文では、以下に提案するパネル接合部試験体とそこで用いるリブ接合部要素について、接合部の曲げ試験を行い、その力学的特性を把握した上で、剛性、及び耐力の推定式を提案する。

\*1 東京工業大学建築物理研究センター 助教授・工博

\*2 元 東京工業大学 大学院生・修士(工学)  
(現 金箱構造設計事務所)

\*3 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

Assoc. Prof., S.E.R.C., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.  
Former Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

Prof., S.E.R.C., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

1.2. 提案する接合部

本研究では、以下に示す2種類のストレススキン効果を用いたパネル接合部を提案する。

図2に示すアルミ接合型は接合部を結ぶ線上に配置された主リブ上にアルミ折板を貼付し、その上に接合部をはさんで表裏各2枚、計4枚の構造用合板を接着剤と釘を併用して固定する。接合部をはさんだ4枚の構造用合板がアルミ折板を介して接合部におけるスキン同士の応力伝達を行うよう意図している。

図3に示す合板リブ接合型は28mm厚の構造用合板から製作した短スパンのリブ接合部(以下、合板リブ接合部)を、隣り合った主リブ接合部の間に配置して、その上から構造用合板を貼付して一体化し、表裏の合板を介して応力伝達を行うことにより接合部の剛性と耐力の向上を図った接合形式である。

2. 接合部の曲げ試験

2.1. 試験体

実験はリブ接合部要素シリーズとパネル接合部シリーズについて行った。リブ接合部要素シリーズの試験体一覧を表1に示す。リブ接合部要素シリーズはパネル接合部に用いる主リブ接合部要素と合板リブ

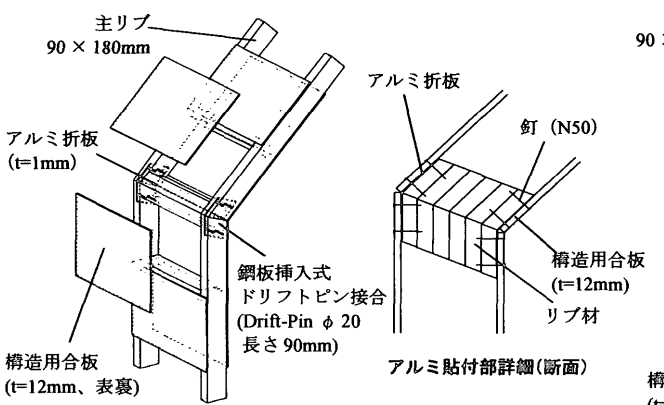


図2 アルミ接合型パネル接合

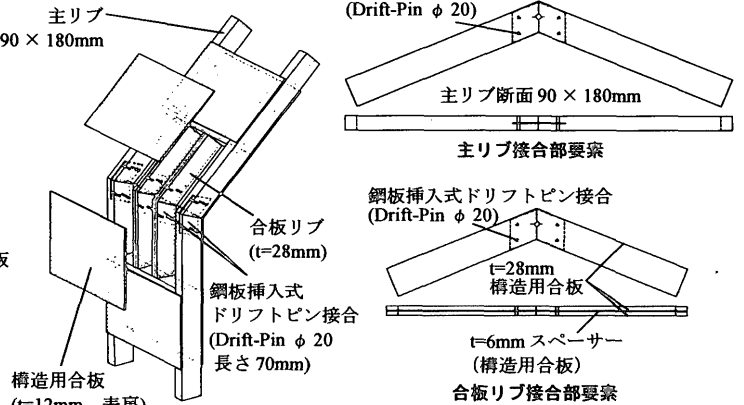


図3 合板リブ接合型パネル接合

表1 リブ接合部試験体一覧

試験体名	接合形式	接合角度 [°]
rib-90	主リブ接合部要素	90
rib-135		135
rib-180		180
prib-90	合板リブ接合部要素	90
prib-135		135
prib-180		180

表2 パネル接合部試験体一覧

試験体名	接合形式	接合角度 [°]	パネル幅 [mm]
R-90	ストレススキンなし パネル接合部	90	800
R-135		135	
R-180		180	
S-90	アルミ接合型 パネル接合部	90	600
S-135-600		135	800
S-135-800			1000
S-135-1000			800
S-180	180	800	
G-90	合板リブ接合型 パネル接合部	90	800
G-135		135	

表3 試験体材料特性

	材種	含水率 [%]	気乾比重 [g/cm <sup>2</sup> ]	曲げヤング係数 [kN/cm <sup>2</sup> ]	曲げ強度 [kN/cm <sup>2</sup> ]
主リブ	米松集成材同一等級 E120-F330	14.8	0.48	-	-
合板リブ	構造用合板 厚28mm	7.6	0.67	769	5.08
構造用合板	構造用合板 厚12mm 1類2級 C-D Fc2(針葉樹)	6.8	0.59	1101	6.47

接合部に用いる合板リブ接合部要素の2種類について行った。パラメータは接合角度である。パネル接合部シリーズの試験体一覧を表2に示す。試験体はアルミ接合型と合板リブ接合型に加え、比較のために主リブに構造用合板を貼っただけで隅角部でストレススキンによる力の伝達が行われない試験体の計3種類である。パラメータはリブ接合部要素と同じく接合角度とし、アルミ接合型についてはこれに加えてパネル幅をパラメータとした。本実験に用いた材料の特性を表3に示す。

2.2. 加力方法

図4、5に加力装置を示す。接合角90°、135°試験体には50t動的アクチュエータを、接合角180°試験体には150t変位制御型試験機を用い静的に加力した。加力の制御に用いた相対部材角は、図6に示す通り、各点の変位により定義した。載荷の制御に用いた相対部材角の載荷履歴を、接合角90°、135°の試験体に対しては図7、180°の試験体に対しては図8に示す。

2.3. 実験結果

一例として、接合角135°の試験体のモーメント-相対部材角関係を図9に示す。以下、接合部で互いの部材が開くときをopening-mode、閉じるときをclosing-modeとする。回転剛性と耐力は、「木造軸組工法住宅の許容応力度設計」<sup>9)</sup>に示されたバイリニア化により算出した。

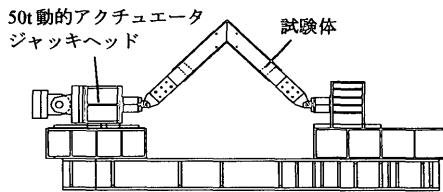


図4 接合角90°、135°試験体載荷装置

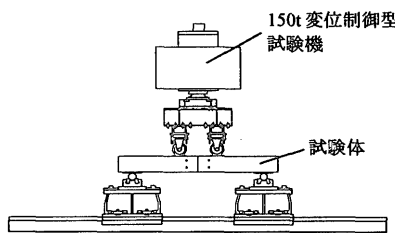
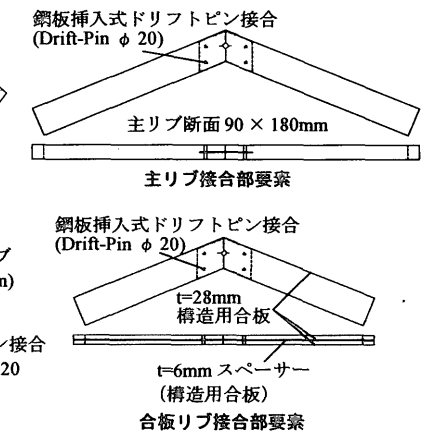


図5 接合角180°試験体載荷装置



(a) 接合角90°、135°

(a) 接合角180°

図6 計測位置と相対部材角θの定義

### 回転剛性の比較

図10に試験体ごとの回転剛性の比較を示す。ストレススキン効果なしのパネル接合部は、貼付した合板分の断面2次モーメントの増加により部材剛性が上昇した分、回転剛性の値は若干増加したが、両側2本分の主リブ接合部の剛性とほぼ同じであった。アルミ接合型は主リブ接合部2本分と比較してopening-mode(接合角180°含む)で平均1.8倍、closing-modeで平均4.6倍回転剛性が増加しており、また、パネル幅の増加によっても回転剛性は増大している。合板リブ接合型では主リブ接合部と合板リブ接合部の回転剛性の和とおおよそ同等であった。

### 耐力の比較

耐力の比較を図11に示す。ストレススキン効果なしのパネル接合部耐力は、両側2本分の主リブ接合部耐力とおおよそ同等であった。アルミ接合型で主リブ接合部と比較してopening-modeで平均1.3倍、closing-modeで平均3.1倍、増加しており、合板リブ接合型ではopening-modeで平均1.9倍、closing-modeで平均2.5倍増加した。

### 繰り返し载荷の影響

opening-mode、closing-modeともに全試験体で载荷初期(相対部材角1/240の载荷付近)から紡錘形の履歴を描き始め、変形が大きくなるにつれて紡錘形の囲む面積も増大した。2回目の履歴は1回目の除荷履歴に沿って耐力が上昇し、目標変形到達時では1回目の約9割程度の耐力を発揮した。また、3回目の履歴は2回目の履歴とほとんど差がみられなかった。

### 破壊性状

ストレススキン効果なしと合板リブ接合型ともに、 $\theta = 0.08$ あたりでopening-modeにおける主リブ接合部の割裂破壊により耐力は上昇しなくなり、若干低下する場合も見られた。割裂は最初に接合部の主リ

ブ接触面からドリフトピンにかけて発生することが多く、その後、その周辺部にも起こった。アルミ接合型では主リブ接合部の割裂破壊と並行してアルミと構造用合板の接着部のすべりが生じ、耐力は上昇しなくなったが、試験体S135-1000のみはclosing-modeの相対部材角1/20時に引張側のアルミ折板の折り目部で破断し耐力を低下させた。

### 構造用合板内の歪み度分布

図12に接合角135°試験体のclosing-mode、 $M=500\text{kN}\cdot\text{cm}$ 時点での合板内歪み度分布の比較を示す。ストレススキン効果なしの接合部では合板中央部にほとんど歪み度が生じていないのに対し、アルミ接合型では接合部付近、合板中央部で歪み度が顕著に生じている。合板リブ接合型では合板リブ上に沿って合板に大きな歪み度が生じている。

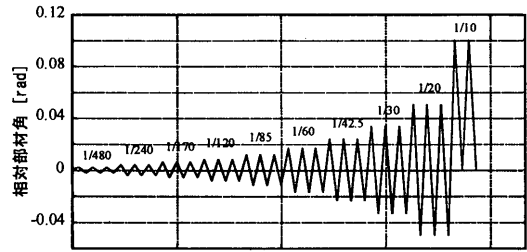


図7 接合角90°、135°試験体载荷履歴

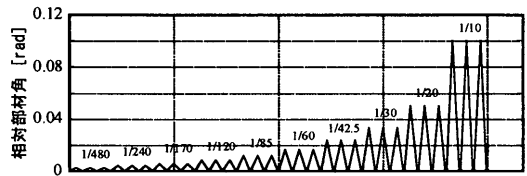


図8 接合角180°試験体载荷履歴

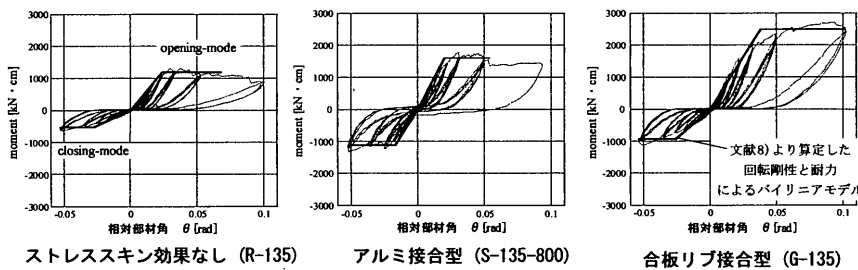


図9 モーメント-相対部材角関係(接合角135°)

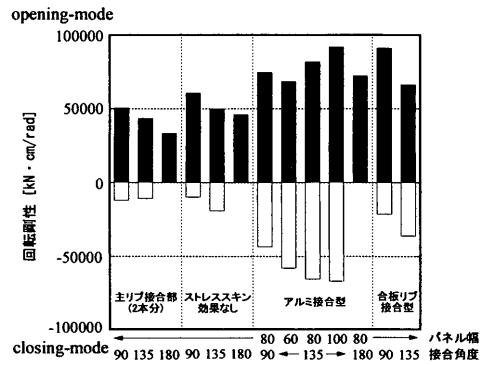


図10 回転剛性の比較

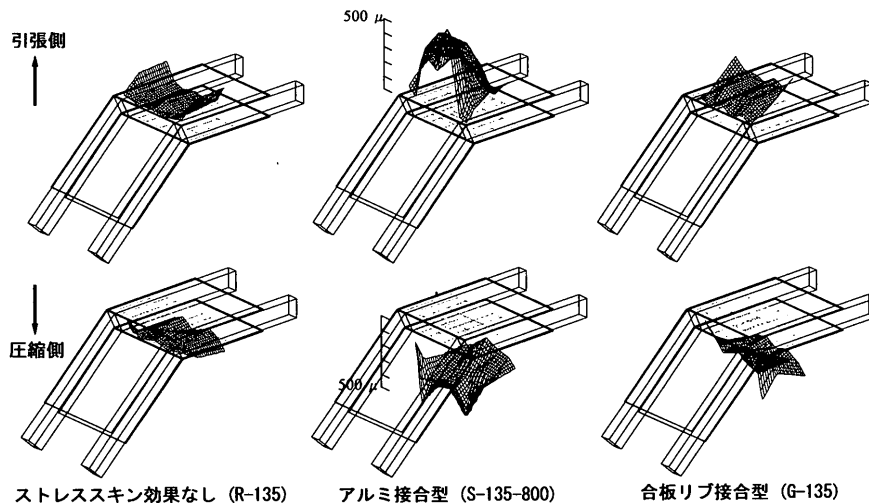


図12 合板内の歪み度分布(接合角135°、closing-mode、 $M=500\text{kN}\cdot\text{cm}$ 時)

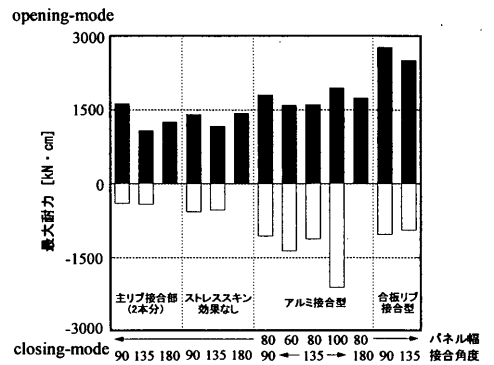


図11 耐力の比較

3. 剛性と耐力の理論的推定

提案した主リブ接合部とパネル接合部について力学モデルを仮定し、回転剛性と耐力に対する推定式を導出する。

3.1. 主リブ接合部

1) 回転剛性

主リブ接合部の力学モデルを図13に示す。接合部は上側の主リブ材の接触反力による面接触反力とドリフトピンの反力でモーメント抵抗している。平面保持を仮定すると、接合部の回転中心から垂直距離  $y$  の位置での水平方向回転変位  $x$  は以下となる。

$$x = \frac{y\theta}{2} \quad \dots (1)$$

主リブ材の接触による圧縮歪み領域を接触面からドリフトピンまでの水平距離  $l_p$  と定義する。任意の位置  $y$  での圧縮歪み度  $\varepsilon$  を以下のように仮定する。

$$\varepsilon = \frac{x}{l_p} = \frac{y\theta}{2l_p} \quad \dots (2)$$

これより主リブ同士の間接触による圧縮応力は回転中心から接合部上端までの圧縮応力を積分して以下のように求める。

$$f_r = c_1 \int_0^{h_0} BE_r \varepsilon dy = \frac{BE_r \theta}{4l_p} c_1 h_0^2 \quad \dots (3)$$

$B$ : 主リブ幅、 $E_r$ : 繊維角度を考慮した主リブ材ヤング係数、  
 $c_1$ : 接合角度による補正係数

ここで  $c_1$  は  $l_p$  で定義した圧縮歪み領域の補正係数で、圧縮面から水平方向  $l_p$  間で主リブ材が存在しないときに、図14(a)のように三角形分布で定義した応力度を補正するものである。既往の研究<sup>9)13)</sup>を参考に、ドリフトピンによる反力  $f_p$  については、図15に示すような弾塑性支承上の弾塑性梁モデルを用いて解析を行い、ドリフトピンの主リブ材繊維角度に対するめり込み剛性  $k_d$  (図16)とめり込み耐力  $f_{pmax}$  (図17)を算出した。このめり込み剛性  $k_d$  を用いて  $f_p$  は以下となる。

$$f_p = k_d d_p = k_d (h_{d1} - h_0) \frac{\theta}{2} \quad (\text{ただし、} f_p \leq f_{pmax}) \quad \dots (4)$$

ドリフトピン反力  $f_{p1}$ ,  $f_{p2}$  と主リブ材の圧縮反力  $f_r$  による力の釣り合い式を解くと、接合部の回転中心  $h_0$  は以下ようになる。

$$h_0 = \frac{-l_p k_d \pm \sqrt{4(l_p k_d)^2 + 2c_1 E_r B l_p k_d (h_{d1} + h_{d2})}}{c_1 E_r B} \quad \dots (5)$$

求めた  $h_0$  を式(3),(4)に代入し、 $f_{p1}$ ,  $f_{p2}$ ,  $f_r$  の3力による接合部上端まわりのモーメントを求める。これらの和により接合部におけるモーメントは以下で表せる。

$$M = M_{p1} + M_{p2} - M_r$$

$$= \frac{k_d \theta}{2} \{h_{d1}(h_{d1} - h_0) + h_{d2}(h_{d2} - h_0)\} - \frac{BE_r \theta}{4l_p} c_1 c_2 h_0^3 \quad \dots (6)$$

よって、主リブ接合部の回転剛性の推定式は、モーメント  $M$  を回転角  $\theta$  で除して以下となる。

$$K_{rb} = \frac{M}{\theta} = \frac{k_d}{2} \{h_{d1}(h_{d1} - h_0) + h_{d2}(h_{d2} - h_0)\} - \frac{BE_r}{4l_p} c_1 c_2 h_0^3 \quad \dots (7)$$

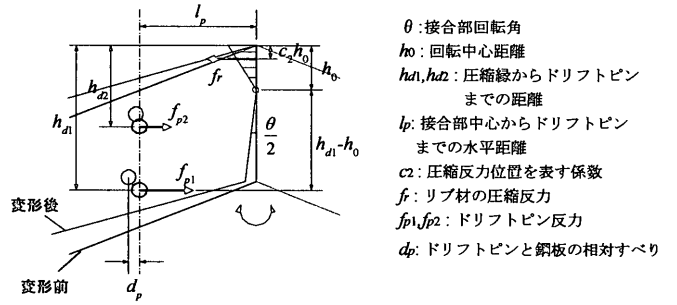


図13 主リブ接合部の力学モデル

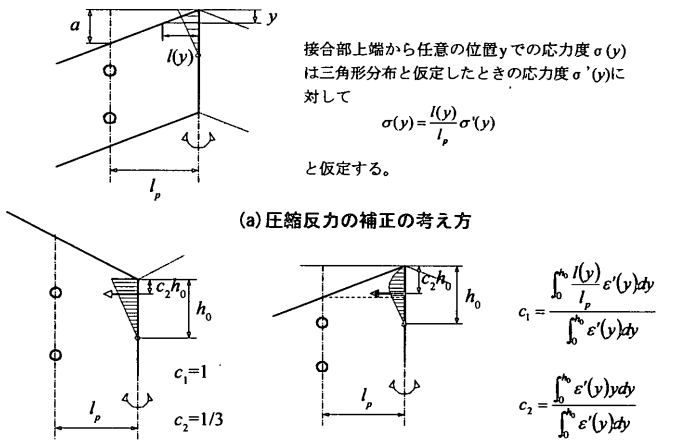


図14 圧縮反力の補正

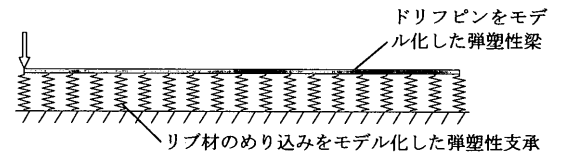


図15 ドリフトピンのリブ材繊維角度に対するめり込み剛性、耐力を算出する弾塑性支承上の弾塑性梁モデル

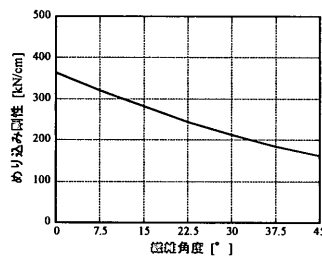


図16 リブ材繊維角度に対するドリフトピンのめり込み剛性

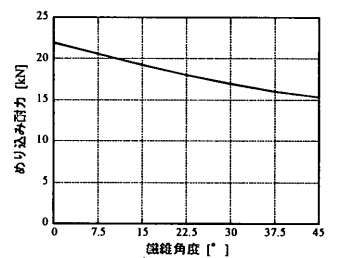


図17 リブ材繊維角度に対するドリフトピンのめり込み耐力

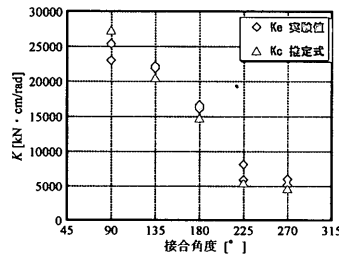


図18 リブ接合部回転剛性実験値と推定値の比較

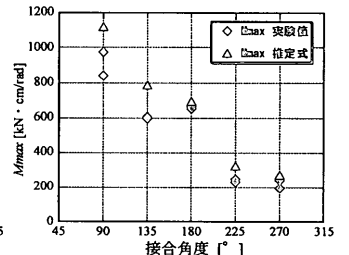


図19 リブ接合部耐力実験値と推定値の比較

2) 耐力

主リブ接合部の耐力は主リブ材に対するドリフトピンのめり込み耐力により決定される。図15に示す弾塑性支承上の梁モデルの解析により求めた主リブ材繊維角度に対するドリフトピンのめり込み耐力  $f_{pmax}$  を図17に示す。これを用いて主リブ接合部の耐力を算出する。下側のドリフトピンの最大モーメント寄与分  $M_{p1}$  は圧縮反力中心まわりで考えると以下ようになる。

$$M_{p1\_max} = f_{pmax}(h_{d1} - c_2 h_0) \quad \dots (8)$$

よって、主リブ接合部の耐力はドリフトピン2本のモーメント抵抗寄与分の最大値の和として以下となる。

$$M_{max} = M_{p1\_max} + M_{p2\_max} = f_{pmax}(|h_{d1} - c_2 h_0| + |h_{d2} - c_2 h_0|) \quad \dots (9)$$

$M_{p1\_max}, M_{p2\_max}$ : ドリフトピン1, 2の最大モーメント抵抗寄与分

以上の式(7)と式(9)で算出した主リブ接合部の回転剛性と耐力の推定値と2. の実験値を図18と図19に比較して示す。おおよそ良い精度で一致していると言える。なお図18,19の横軸に示した相対接合角度  $\phi$  は、図20に示すように各試験体に対して、opening mode 及び closing mode を一つの指標で表したものである。以降もこの相対接合角度を用いる。また、実際に入力した数値を付録の表 A.1 に示す。

3.2. アルミ接合型パネル接合部

1) 回転剛性

アルミ接合型パネル接合部の主リブ部分の力学モデルを図21に示す。アルミ接合型は主リブ接合部と表裏2枚の構造用合板の圧縮力、引張力のモーメント負担分の和として考える。主リブ上の構造用合板が主リブ材の変形にともなって図22のように変形する。引張側構造用合板に対しては図22(a)に示すように接合部側の合板端部でのエッジライン変形を2次曲線により次式のように仮定する。

$$y(x) = d_i - \alpha x^2 \quad \left[-\frac{w_i}{2} \leq x \leq \frac{w_i}{2}, y\left(\frac{w_i}{2}\right) = 0\right] \text{ より、} \alpha = \frac{4d_i}{w_i^2} \quad \dots (10)$$

このとき、位置  $x$  でのパネル軸方向の歪み度は  $y(x)$  を図中の合板長さ  $l_i$  で除して、

$$\varepsilon_i(x) = \frac{y(x)}{l_i} \quad \dots (11)$$

と定義する。これより、パネル幅方向への歪み度の積分値をパネル幅で除した値 (以下、歪み平均)  $\varepsilon_{i\_ave}$  は次式となる。

$$\varepsilon_{i\_ave} = \frac{1}{w_i} \int_{-\frac{w_i}{2}}^{\frac{w_i}{2}} \varepsilon_i(x) dx = \frac{(h-h_0)\theta}{3l_i} \quad \dots (12)$$

ここで求めた  $\varepsilon_{i\_ave}$  と実験での計測値より算出した平均歪み度を比較する。図23に示すように接合角が小さくなるほど、実際の歪み度は小さくなっている。そこで式(13)に接合角  $180^\circ$  のときを1とした接合角度による歪み度低減率  $\alpha$  を定義する。これを  $\varepsilon_{i\_ave}$  に乗じた歪み平均補正值  $\varepsilon'_{i\_ave}$  (式 (14)) とする。

$$\alpha = 0.0062\theta - 0.11 \quad \dots (13)$$

$$\varepsilon'_{i\_ave} = \alpha \varepsilon_{i\_ave} \quad \dots (14)$$

これを用いて接合部が回転角  $\theta$  のときに引張側合板に働く引張力は以下のように表せる。

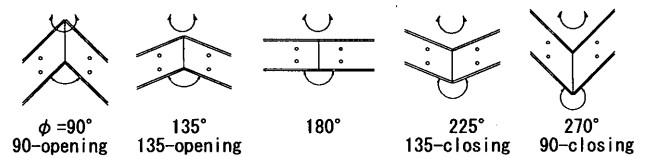
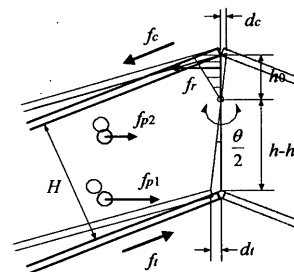


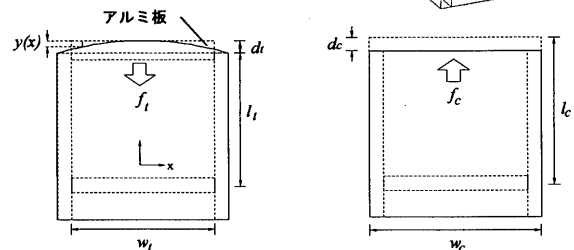
図20 相対接合角度  $\phi$  の説明



H: 主リブせい  
 $f_c$ : 引張側合板反力  
 $f_i$ : 圧縮側合板反力  
 $d_c$ : 接合部上端回転距離  
 $d_t$ : 接合部下端回転距離

図21 アルミ接合型、主リブ接合部分の変形

$l_i$ : 引張側合板長さ  
 $l_c$ : 圧縮側合板長さ  
 $w$ : 合板幅  
 $y(x)$ : 座標  $x$  における合板の軸方向変位



(a) 引張側構造用合板の変形 (b) 圧縮側構造用合板の変形

図22 アルミ接合型引張側構造用合板の変形

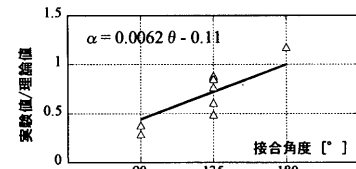


図23 接合角度による合板の歪み低減率

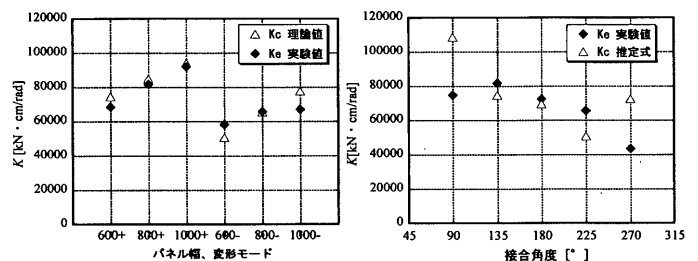


図24 アルミ接合型の回転剛性、実験値と推定値の比較

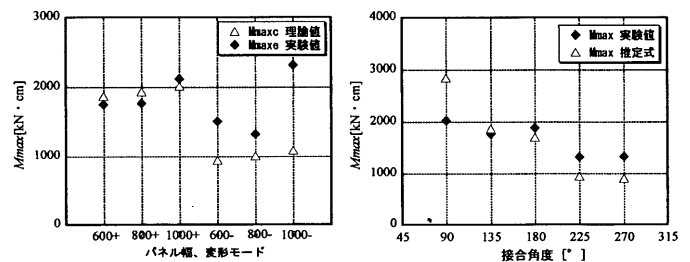


図25 アルミ接合型の耐力、実験値と推定値の比較

$$f_t = E_p t w_t \epsilon'_{t\_ave} = \frac{E_p t w_t (h - h_0) \theta}{3l_t} \dots (15)$$

$E_p$ : 合板ヤング係数、 $l$ : 合板厚さ

一方、圧縮側合板は図22(b)のように変位  $d_c$  で均等に歪み度  $\epsilon_c$  が生じているとすると、圧縮力  $f_c$  は以下で表せる。

$$f_c = E_p t w_c \epsilon_c = \frac{E_p t w_c h_0 \theta}{2l_c} \dots (16)$$

一方、図21に示した主リブ接触反力  $f_r$ 、ドリフトピン反力  $f_{p1}$ 、 $f_{p2}$ 、表裏の構造用合板の引張力  $f_t$ 、圧縮力  $f_c$  の5力の水平方向成分の釣合いは式(17)で表せる。

$$f_r + f_c \sin \frac{\phi}{2} = f_{p1} + f_{p2} + f_t \sin \frac{\phi}{2} \dots (17)$$

これを接合部の回転中心  $h_0$  について解くと、 $h_0$  は式(18)のように求まる。

$$h_0 = \frac{1}{c_1 E_p B} \left\{ -A + \sqrt{A^2 + 2c_1 E_p B l_p \left( k_d h_{d1} + k_d h_{d2} + \frac{1}{2} k_t h \sin \frac{\phi}{2} \right)} \right\} \dots (18)$$

ここで、 $A = l_p \left( 2k_d + \frac{1}{2} k_t \sin \frac{\phi}{2} + \frac{E_p w_c t \sin \frac{\phi}{2}}{2l_c} \right)$

$$\text{引張側合板のアルミに対するすべり剛性 } K_t = \frac{f_t}{d_t} = \frac{2E_p t w_t}{3l_t}$$

$$\phi: \text{相対接合角度、} h = \frac{H}{\sin \frac{\phi}{2}}$$

求めた回転中心  $h_0$  を式(15)に代入し  $f_t$  を求めると、引張側構造用合板の接合部上端周りのモーメント寄与分  $M_t$  は、

$$K_t = \frac{M_t}{\theta} = \frac{\alpha f_t h \sin \frac{\phi}{2}}{\theta} = \frac{\alpha E_p t w_t h (h - h_0)}{3l_t} \dots (19)$$

と表せる。よってアルミ接合型パネル接合部の回転剛性は3.1.で求めた式(7)に式(18)の回転中心  $h_0$  を代入して求めた  $K_{rib}$  2本分と  $K_t$  の和として次の式で表せる。

$$K_{almi} = K_t + 2K_{rib} \dots (20)$$

## 2) 耐力

終局状態において引張側合板は接着の剥離後、釘のせん断力により耐力を維持している。面材釘1本あたりの1面せん断耐力  $\Delta P_v^{(n)}$  を用いて、引張側合板の最大引張耐力  $f_v$  は次式となる。

$$f_v = n \cdot \Delta P_v \dots (21)$$

よって、引張側、圧縮側ともに  $f_v$  が働いていると仮定すると、合板の耐力への寄与分  $M_{max}$  は、

$$M_{max} = f_v H = n \cdot \Delta P_v H \dots (22)$$

よって、アルミ接合型パネル接合部の耐力は主リブ接合部と合板の負担分それぞれの耐力の和として以下の式となる。

$$M_{almi\_max} = 2M_{rib\_max} + M_{max} \dots (23)$$

以上の式(20)と式(23)で算出したアルミ接合型パネル接合部の回転剛性と耐力の推定値と2.の実験値を図24、25に比較する。Closing-modeにおける耐力を除いては、おおよそ良い一致を示している。

## 3.3. 合板リブ接合型パネル接合部

### 1) 回転剛性

合板リブ接合型パネル接合部の変形の様子を図26に示す。主リブ接合部の応力は合板の面内せん断力  $f_{prib}$  として合板リブに伝達されていると仮定する。このせん断力  $f_{prib}$  は合板のせん断歪み度  $\gamma$  を用いて以下のように表せる。

$$f_{prib} = G \gamma l \dots (24)$$

圧縮側にも同じせん断力がかかっていると仮定すると合板リブ接合部の負担モーメント分は次式となる。

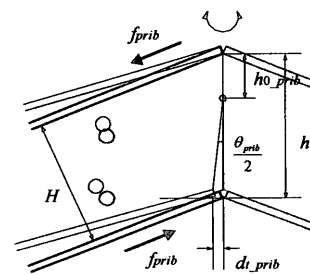
$$M_{prib} = f_{prib} \cdot H \dots (25)$$

ここで、せん断力  $f_{prib}$  によって合板リブに図27のような変形が生じているとき、合板リブ接合部下端(引張側)での変位  $d_{t\_prib}$  は、

$$d_{t\_prib} = \frac{\theta_{prib}}{2} (h - h_{0\_prib}) = \frac{M_{prib}}{2K_{prib}} (h - h_{0\_prib}) = \frac{f_{prib} \cdot H}{2K_{prib}} (h - h_{0\_prib}) \dots (26)$$

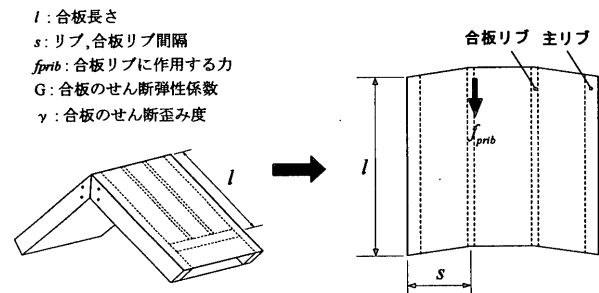
主リブ接合部下端での変位  $d_{t\_rib}$  と  $d_{t\_prib}$  の差をスパン  $s$  で除したものがせん断歪み度であると仮定すると、 $\gamma$  は次式で表せる。

$$\gamma = \frac{d_{t\_prib} - d_{t\_rib}}{s} \dots (27)$$



$H$ : 合板リブせい  
 $\theta_{prib}$ : 合板リブ接合部回転角  
 $h_{0\_prib}$ : 圧縮線から合板リブ接合部回転中心までの距離  
 $d_{t\_prib}$ : 合板リブ接合部下端における変位

図26 合板リブ部分の変形



$l$ : 合板長さ  
 $s$ : リブ、合板リブ間隔  
 $f_{prib}$ : 合板リブに作用する力  
 $G$ : 合板のせん断弾性係数  
 $\gamma$ : 合板のせん断歪み度

図27 合板リブ型パネル接合部の変形

これを式(24)に代入すると、 $f_{prib}$  は以下で表せる。

$$f_{prib} = \frac{K_{prib}}{K_{rib}} \frac{GHl(h-h_{0\_rib})\sin\frac{\phi}{2}}{2K_{prib}s + GHl(h-h_{0\_prib})\sin\frac{\phi}{2}} M_{rib} \dots (28)$$

よって、 $f_{prib}$  が上下の合板に働く偶力だと仮定すると、合板リブの負担するモーメント  $M_{prib}$  は以下となる。

$$M_{prib} = f_{prib}H = \beta \cdot M_{rib} \dots (29)$$

ここで、
$$\beta = \frac{K_{prib}}{K_{rib}} \frac{GHl(h-h_{0\_rib})\sin\frac{\phi}{2}}{2K_{prib}s + GHl(h-h_{0\_prib})\sin\frac{\phi}{2}}$$

$\beta$  は主リブ接合部に対する合板リブ接合部のモーメントの負担割合を表している。これより合板リブ型パネル接合部の回転剛性理論値は主リブ接合部2本と合板リブ接合部2本の剛性負担の和として以下のように表せる。

$$K = 2K_{rib} + 2K_{prib} = 2(1 + \beta)K_{rib} \dots (30)$$

## 2) 耐力

合板リブ型パネル接合部の終局状態では主リブ接合部、合板リブ接合部とも、降伏変位を超え、耐力に相当するモーメント抵抗力を保持しているものと思われる。よって合板リブ接合型パネル接合部の耐力は主リブ接合部と合板リブ接合部の耐力の和として、以下のように表せる。

$$M_{max} = 2M_{max\_rib} + 2M_{max\_prib} \dots (31)$$

以上の式(30)と式(31)で算出した合板リブ接合型パネル接合部の回転剛性と耐力の推定式と2.の実験値を図28、29に比較する。おおよそ良い一致を示していると言える。

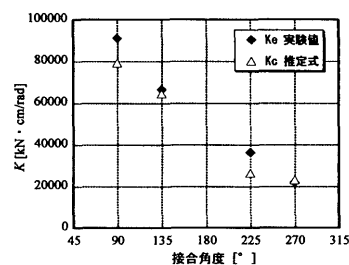


図28 合板リブ接合型回転剛性 実験値と推定値の比較

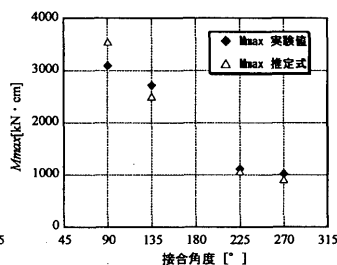


図29 合板リブ接合型耐力 実験値と推定値の比較

## 4. 結

本論文ではストレススキン効果を用いた木質モーメント抵抗接合部としてアルミ接合型と合板リブ接合型の2種類のパネル接合を提案し、以下の知見を得た。

- 1) 接合部の曲げ試験を行った結果、2種類のパネル接合部ともに主リブ接合部だけのモーメント抵抗接合部と比較して大幅に回転剛性と耐力が上昇することを確認した。
- 2) パネル接合部の回転剛性と耐力に対する推定式(20)、(23)、(30)、(31)を提案し、これらによる推定値が実験値と精度良く一致することを示した。

## 謝辞

東京工業大学名誉教授・工学博士・篠原一男先生の携わる実施設計の過程でこの接合部を構想する契機を与えて頂きました。ここに記して感謝の意を表します。

## 【参考文献】

- 1) E. Schapitz 著、石崎澁雄訳：軽量構造の力学、コロナ社、1966年
- 2) 林毅：軽構造の理論とその応用、(株)JUSE 出版社、1966年
- 3) Amana, E.J. and Booth, L.G.: Theoretical and Experimental Studies on Nailed and Glued Plywood Stressed-Skin Components, Part 1, J. of Wood Science, Vol.4, No.1, 1967
- 4) 菊池重昭：木質ストレススキンパネルの剛性から見たフランジ有効幅、日本建築学会大会学術講演梗概集、p.65-66、1989年8月
- 5) 菊池重昭：木質ストレススキンパネルの剛性から見たフランジ有効幅(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、p.159-160、1990年8月
- 6) 菊池重昭：ストレススキンパネルの有効幅に関する一考察、日本建築学会大会学術講演梗概集、p.79-80、1998年8月
- 7) 菊池重昭：ストレススキンパネルの有効幅に関する一考察(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、p.63-64、1999年8月
- 8) (財)日本住宅・木材技術センター：木造軸組工法住宅の許容応力度設計2001年版
- 9) 松野浩一、青木繁、鈴木英次：木質構造におけるボルト接合部の力学的評価法に関する研究(その1; 荷重角度が集成材のめり込み性状に与える影響)、日本建築学会構造系論文集 第480号 p.123-132、1996年2月
- 10) 小野徹郎、安藤健、井戸秀樹、加藤征宏：ドリフトピンを用いた集成材接合部の剛性および終局耐力に関する研究、日本建築学会 構造系論文集第536号、p.101-107 2000年10月
- 11) 原田真樹、小松幸平、川元紀雄：ドリフトピンによる木材のめり込み挙動(Ⅰ)、日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)、p.45-46、1991年9月
- 12) 原田真樹、小松幸平、川元紀雄：ドリフトピンによる木材のめり込み挙動(Ⅱ)、日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸)、p.39-40、1992年8月
- 13) 原田真樹、小松幸平、軽部正彦：木材に対する鋼棒めり込み試験における応力-めり込み変形量曲線の特性、日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)、p.85-86、1995年8月

## 付録

表A.1に実際に入力した数値を示す。なお、実験における剛性は、表中の右下に示した図の測定点(A,B,C,D)における値を用いて求めている。このため、本論で示した耐力の推定式(9)、(23)、(31)による値はそのまま実験値と比較できるが、剛性の推定式(7)、(20)、(30)による値は直接は比較できない。(7)、(20)、(30)による値  $K_{rib}$ 、 $K_{alumi}$ 、 $K$  は、図中の接合部近傍、ドリフトピン位置までの剛性を示している。実験で測定される値は、この値に、それより先の部材の曲げ剛性  $K_a$  が直列に連結されて求まる値  $K_{rib}'$ 、 $K_{alumi}'$ 、 $K'$  と比較することができる。図18,24,28は、この  $K_{rib}'$ 、 $K_{alumi}'$ 、 $K'$  と実験値を比較したものである。

$$K_{rib}' = \frac{K_{rib} \cdot K_a}{K_{rib} + K_a}, \quad K_{alumi}' = \frac{K_{alumi} \cdot K_a}{K_{alumi} + K_a}, \quad K' = \frac{K \cdot K_a}{K + K_a}$$

なお、 $K_a$  を求める際に、パネル接合部試験体では、菊池の研究<sup>4)~7)</sup>による構造用合板の有効幅を用いた。

表A.1 推定式に用いた数値  
(a) 主リブ接合部

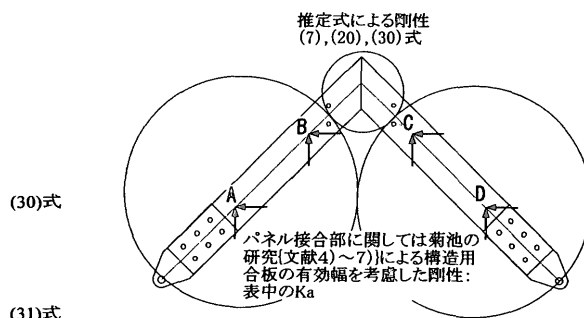
リブ接合部		90	135	180	225	270	
$\phi$	°	90	135	180	225	270	
$E_r$	kN/cm <sup>2</sup>	218	518	1200	518	218	
$B$	cm	9	9	9	9	9	
$l_p$	cm	15.6	15.6	14	15.6	15.6	
$h_{d1}$	cm	32.8	20.5	13	7.9	1.6	
$h_{d2}$	cm	18.8	8.53	5	-1.2	-7.4	
$k_d$	kN/cm	161	244	364	244	161	
$c_1$		0.25	0.44	1	1	1	
$c_2$		0.5	0.49	0.333	0.333	0.333	
$h_o$	cm	14.92	7.31	3.28	2.06	0.50	
$f_{pmax}$	kN	30.5	36.0	43.9	36.0	30.5	
$K_{rib}$	kN · cm/rad	40012	27949	22273	5893	4846	(7)式
$K_a$	kN · cm/rad	85517	76237	43740	76237	85517	
$K_{rib}'$	kN · cm/rad	27258	20451	14758	5470	4586	
$M_{max}$	kN · cm	1120	788	695	328	275	(9)式

(b) アルミ接合型パネル接合部

アルミ接合型		90	135-600	135-800	135-1000	180	225-600	225-800	225-1000	270	
$\phi$	°	90	135	135	135	180	225	225	225	270	
$E_r$	kN/cm <sup>2</sup>	218	518	518	518	1200	518	518	518	218	
$B$	cm	9	9	9	9	9	9	9	9	9	
$l_p$	cm	15.6	15.6	15.6	15.6	14	15.6	15.6	15.6	15.6	
$h_{d1}$	cm	32.8	20.5	20.5	20.5	13	7.9	7.9	7.9	1.6	
$h_{d2}$	cm	18.8	8.53	8.53	8.53	5	-1.2	-1.2	-1.2	-7.4	
$k_d$	kN/cm	161	244	244	244	364	244	244	244	161	
$h$	cm	25.5	19.5	19.5	19.5	18	19.5	19.5	19.5	25.5	
$k_1$		912	563	830	1098	779	501	740	979	691	
$\sin \phi/2$		0.71	0.92	0.92	0.92	1.00	0.92	0.92	0.92	0.71	
$c_1$		0.25	0.44	0.44	0.44	1	1	1	1	1	
$c_2$		0.500	0.490	0.490	0.490	0.333	0.333	0.333	0.333	0.333	
$l_i$	cm	59.8	65.7	65.7	65.7	70	73.7	73.7	73.7	79	
$l_c$	cm	79	73.7	73.7	73.7	70	65.7	65.7	65.7	59.8	
$w_c$	cm	80	60	80	100	80	60	80	100	80	
$w_i$	cm	62	42	62	82	62	42	62	82	62	
$E_p$	kN/cm <sup>2</sup>	1100	1100	1100	1100	1100	1100	1100	1100	1100	
$t$	cm	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2	
$h_o$	cm	12.6	7.1	7.2	7.4	4.0	3.4	3.9	4.2	3.7	
$\alpha$		0.45	0.73	0.73	0.73	1.00	0.73	0.73	0.73	0.45	
$K_i$	kN · cm/rad	67375	49438	72127	94506	98339	57099	82055	106246	85942	
$K_{rib}$	kN · cm/rad	55020	28355	28355	28355	18212	3199	3199	3199	5811	
$K_{almi}$	kN · cm/rad	177414	106148	128836	151216	134764	63497	88453	112644	97565	(20)式
$K_a$	kN · cm/rad	279581	249242	249242	249242	143000	249242	249242	249242	279581	
$K_{almi}'$		108539	74444	84933	94116	69380	50605	65284	77582	72325	
$\Delta P_v$	kN	0.98	0.98	0.98	0.98	0.98	0.98	0.98	0.98	0.98	
$n$	本	26	18	26	34	26	18	26	34	26	
$f_v$	kN	25.5	16.0	19.6	24.0	19.6	16.0	19.6	24.0	19.6	
$h-c_2 \cdot h_o$	cm	19.2	16.0	15.9	15.9	16.7	18.4	18.2	18.1	24.3	
$H$	cm	18	18	18	18	18	18	18	18	18	
$M_{max}$	kN · cm/rad	459	288	353	432	353	288	353	432	353	
$M_{max,rib}$		1192	790	790	790	674	328	328	328	275	
$M_{max}$		2842	1868	1933	2012	1702	944	1008	1088	903	(23)式

(c) 合板リブ接合型パネル接合部

合板リブ接合部		90	135	225	270
$\phi$	°	90	135	225	270
$E_{pr}$	kN/cm <sup>2</sup>	140	332	332	140
$B_{pr}$	cm	5.6	5.6	5.6	5.6
$l_p$	cm	15.6	15.6	15.6	15.6
$h_{d1}$	cm	32.8	20.5	7.9	1.6
$h_{d2}$	cm	18.8	8.53	-1.2	-7.4
$k_d$	kN/cm	168.0	184.0	184.0	168.0
$c_1$		0.25	0.44	1	1
$c_2$		0.5	0.49	0.333	0.333
$h_{o,pr}$	cm	19.03	8.89	2.41	0.50
$K_{pr}$	kN · cm/rad	53511	34190	12677	10307
$G$		40	40	40	40
$l$	cm	70	70	70	70
$t$	cm	1.2	1.2	1.2	1.2
$s$	cm	20	20	20	20
$\sin \phi/2$		0.71	0.92	0.92	0.71
$\beta$		0.23	0.41	1.41	1.53
$K$		98428	78816	28403	24523
$K_a$		398843	355563	355563	398843
$K'$		78946	64515	26302	23103
$f_{pmax,pr}$	kN	20.2	22.8	22.8	20.2
$M_{max,pr}$	kN · cm	657	463	207	181
$M_{max}$	kN · cm	3554	2502	1071	913



(2003年4月9日原稿受理, 2003年9月16日採用決定)