

- 研究 -

集成材剛節骨組構造のための交差重ね 合わせ接着接合の強度設計 (第1報)

- 接着層の応力分布を純ねじりモーメントを受ける平行四辺形断面棒
の応力分布と同等と見なした場合の接合部の強度設計方法 -

小 松 幸 平

Strength Design of Cross-Lapped Glued Joints for Glulam Portal Frames ()

- An approach to designing the strength of glued joints providing
glue lines suffer stresses equivalent to those in a parallelogram
bar subjected to a pure torsional moment -

Kohei KOMATSU

Timber portal frames with cross-lapped glued knee joints (Fig. 1) have been used successfully in New Zealand for over 20 years in buildings such as school class rooms , factories , warehouses , churches , workshops and so on .

The strength of glue lines between leaves (Fig. 1) has been conventionally designed using elasticity solutions for a rectangular bar subjected to a pure torsional moment . It might be feasible to use Saint Venant's torsion theory for this problem as an approximation . It , however , might not be reasonable to use a solution for a rectangular bar , because the glued region is not always a rectangle but rather parallelogram .

Therefore , a stress analysis to obtain torsional stresses in a parallelogram bar was done applying Biezeno-Koch method as shown in eqs . (1)-(12) , Figs . 2 , 3 and 4 , and Table 1 . A maximum torsional stress was expressed in the form as eqs . (13) and (14) using a least squares method on the numerical solutions computed .

A design equation for estimating permissible moment of cross-lapped glued knee joint is shown as eq . (18) . Another permissible moment M_d is obtained in eq . (19) from member bending failure criterion . Figs . 5 (a) - (d) show comparisons between permissible moments calculated by eqs . (18) and (19) using basic working stresses for New Zealand radiata pine glulam (No. 1 framing) .

These comparisons show that the torsion criterion gives larger permissible moment than that given by member bending failure criterion as member depth D_r and/or number of glue line increase .

交差重ね合わせ接着接合 (第 1 図) による木製剛節骨組構造は , ニュージーランド (N. Z.) において , 学校の教室 , 工場 , 倉庫 , 教会 , 作業所 , その他で 20 年来の使用実績を誇っている。

基本原板間の接着層 (第1図) の強度設計は、純ねじりを受ける長方形断面棒に関する弾性解を用いて行われてきた。一つの近似として、この問題に Saint-Venant のねじり理論を適用することは良いとしても、長方形断面棒の解を使うことは合理的とは言えない。なぜならば、接着領域は必ずしも長方形ではなく、むしろ平行四辺形となるからである。

そこで、式 (1) - (12)、第2, 3, 4図そして第1表に示したように、Biezeno-Koch 法を適用して、平行四辺形棒のねじり応力を求める応力解析を実行した。

最大応力は得られた数値解に最小二乗法を適用して式 (13)、(14) の形で表現した。

交差重ね合わせ接着による軒肩接合部の許容モーメントを算定する設計式を式 (18) に示す。部材曲げ破壊条件から得られるもう一つの許容モーメントを式 (19) に示す。

第5図の (a) - (d) は、N. Z. ラジアタパイン (No. 1 Framing) 集成材の基準応力を基に、式 (18)、(19) で計算した許容モーメントの比較を示す。これから、ねじりの臨界条件は部材材せい D_r および接着層の数が増すにつれ、部材破壊条件よりも大きな許容モーメントを与えることが分かる。

1. はじめに

最近、集成材構造を見直そうとする機運が高まりつつあるように思える。

木材学会での動き¹⁾や、住宅・木材技術センターの報告書等^{2) - 5)}から見て、目下注目されている集成材構法は、通直集成材を柱・梁材とする軸組構法の系統のように思える。これまで、湾曲集成材による単位骨組形式のラーメン構法が大部分を占めていた我が国において、このような違った構法が導入され、集成材構造のメニューが少しでも増えることは、望ましい方向であると考えられる。

既存の集成材構法をあえて大別すると、上述した湾曲集成材によるラーメン構法と、通直集成材による軸組構法の2つが主要なものとして挙げられる。しかし、一方で、このような系統に属さないユニークな構法も数多く存在する⁶⁾。

その1つが、ニュージーランド (以下N. Z. と記す) で20年以上の実績を誇る「交差重ね合わせ接着接合構法 (Cross-Lapped Glued Joint)」である。第1図はこの構法の仕組みを模式的に表現したものである。この構法においては、厚さ40mm程度の集成原板を3~7枚互いに差し違えて重ね合わせ接着し、設計上必要な部材断面を確保すると同時に、柱と梁の接合部をほぼ完全に剛節化するものである。この構法の特徴は、

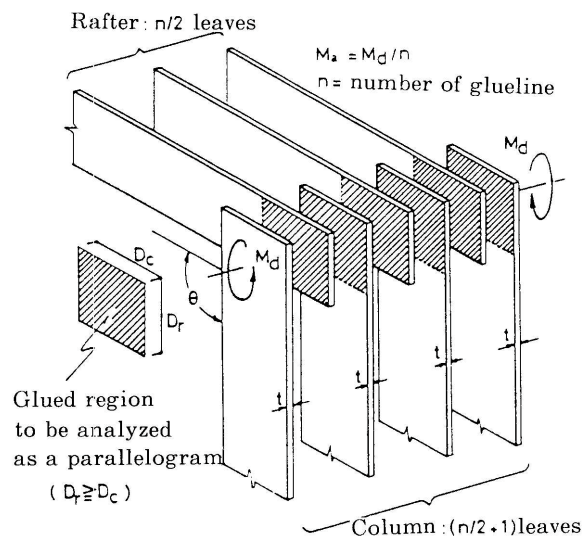
(1) 基本原板 (第1図参照) の材料として、5cm

正割程度のラミナが利用できることで、比較的径級の小さな原木からでも大スパン構造物用の単位骨組を造ることができる。

(2) はね戻りを考える必要がないので、単位骨組の製造が技術的に容易である。

(3) N. Z. での実績では、湾曲集成材より製造コストは低い (しかし、通直集成材よりは高い)。

(4) 基本原板の枚数を増加させることによって、接着層の数も増え接合は非常に剛となって、単位骨組型式



第1図 剛節集成材骨組構造のための交差重ね合わせ接着接合

Fig.1 Cross-lapped glued joint for glulam portal frame.

のラーメン構造に最適となる。

(5) 接合金物類を一切使っていないので審美的な面ですぐれている。

(6) 軒肩部分に曲率が見つからないので、この部分に十分な空間を確保できる(体育館、走行クレーンを有する工場等に向いている)等である。

無論、これに対していくつかの問題点も挙げられる。運搬上の制約が大きいという大問題の外、接合部の強度設計が未だ確定的でないという点が研究サイドから指摘されている。ただし、N. Z. においては、乙の構法で建った構造物が既に20年以上も問題なく使用されているという実績から、既往の大ざっぱな設計方法が危険側の過ちを含んだものとは思われなとする意見⁷⁾が第一線の木構造設計者を中心に大勢を占めている。

しかしながら、気候風土、建築構法に対する考え方で異なる我が国において、このような構法を応用しようとする場合、今一度、力学的により合理的の高い接合部の設計方法について考える必要がある。

本研究は、以上のような見地から、交差重ね合わせ接着接合法を、主に3鉸節集成材ラーメン構造に適用する場合の、軒肩接合部の強度設計について論ずるものである。

なお、この論文の内容の一部については、日本木材学会第34回大会(1984年・名古屋)及び、'84 Pacific Timber Engineering Conference⁸⁾(1984・Auckland, N. Z.)で発表した。

2. 研究の方針

交差重ね合わせ接着接合部の強度解析は本来3次元問題であり、厳密解を得ることは極めて困難である。したがって、板厚方向の応力分布を無視して、接着層に平行な面内での2次元問題として近似するのが現状では妥当な方法と考えられる。

N. Z. においては、接着層を純粋なねじりモーメントを受ける長方形断面棒の一切断面とみなし、弾性論による解を用いて接着層内の最大ねじり応力度を検定している⁹⁾。

問題点は、開き角度が90°以上になることの多い山

形ラーメンの場合、接着部の見付面形状が長方形とはならず、平行四辺形になることである。少なくとも、ねじり理論の適用自体は肯定するとしても、長方形断面棒の解を使うことは不適當であり、平行四辺形棒の解を使う方が、より合理的ではないかと考える。

しかし、筆者の知る範囲では、平行四辺形断面棒のねじりの閉解は得られていないようであるので、本論文において、次節で詳述する数値解法によって、平行四辺形断面棒のSaint-Venantねじりの解を求めた。

3. Biezeno-Koch法によるねじり応力解析

純ねじりモーメント M_t を受ける任意形状断面棒のねじり応力は、次の式(1), (2), (3), (4)を満足する応力関数 φ を求めることに帰着する¹¹⁾。

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} = -2 \quad (\text{領域 } R \text{ 内で}) \dots\dots (1)$$

$$\varphi = 0 \quad (\text{境界 } S \text{ 上で}) \dots\dots (2)$$

応力関数の定義 (τ_{zx} , τ_{yz} はねじり応力成分)

$$\tau_{zx} = \frac{M_t}{J} \frac{\partial \varphi}{\partial y} \dots(3) \quad \tau_{yz} = -\frac{M_t}{J} \frac{\partial \varphi}{\partial x} \dots(4)$$

ただし

$$J = \iint_R \varphi \, d y \, d x \quad (\text{ねじり剛性}) \dots\dots (5)$$

特定の断面形以外の場合、の厳密解を閉じた形で求めることは容易ではない。これに対し、数値解析の方法は有限要素法¹²⁾や差分法^{10), 11)}等幾つかあるが、今回は記憶容量の小さなマイクロコンピュータでもかなりの精度が得られるものとして、Biezeno-Koch法と呼ばれる配列法の一手法¹¹⁾を採用した。この方法の考え方は以下の通りである¹¹⁾。

求める応力関数 φ の厳密解のかわりに近似解 φ_n を選ぶ。

φ_n は少なくとも、境界条件式(2)を満たすものとする。

通常 φ_n としては、次式のようなべき級数が選ばれる¹¹⁾。

$$\varphi_n = \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{m=0}^{\infty} A_{nm} x^n \cdot y^m \cdot g(x, y) \dots (6)$$

ここで、関数 $g(x, y)$ は式 (2) を満たすものとし、第2図を解析の対象とすれば、式 (7)、(8) で表すことができる。

$$g(x, y) = y(y-b)(x-ky)(x-ky-a) \dots (7)$$

$$\left. \begin{aligned} a &= D_r / \sin \theta \\ b &= D_c \\ k &= -\cos \theta / \sin \theta \end{aligned} \right\} \dots (8)$$

ただし、

D_r : 梁 (Rafter) の材せい

D_c : 柱 (Column) の材せい

: 梁と柱の開き角度

解析領域 R は N 個の小領域 R_i ($i = 1 \sim N$) に分割され、それぞれの小領域 R_i の中で次の式 (9) で示す積分が N 個定義される。

$$\iint_{R_i} Q_n dx dy = \iint_{R_i} (\nabla^2 \varphi_n + 2) dy dx = 0 \dots (9)$$

($i = 1 \sim N$)

$$\nabla^2 = \partial^2 / \partial x^2 + \partial^2 / \partial y^2$$

式 (9) の意味するところは、厳密解を近似解 n で置き換えたために生ずる誤差 Q_n を各小領域 R_i 中で合計 (積分) し、もし n が真の解に限りなく近いものであれば、 N 個の領域で誤差の積分は同時にゼロに限りなく近くならなければならないということである。

式 (9) の n に式 (6) を代入し、 $i = 1 \sim N$ 個の各領域で式 (9) の積分を実行すると、次の式 (10) に示す、未知パラメーター A_{nm} ($N = n \times m$) に関する $N \times N$ の連立一次方程式が得られる。

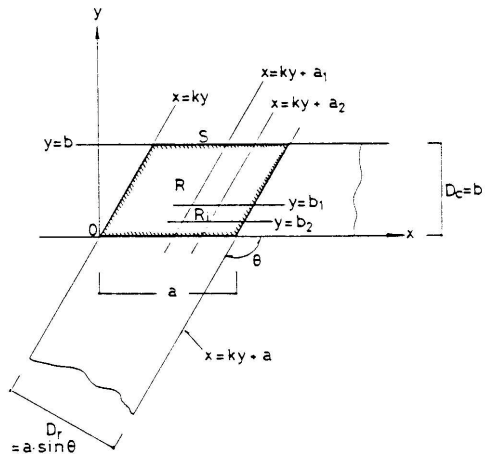
$$[K] \{A_{nm}\} = 2(b_2 - b_1)(\dots) \dots (10)$$

ここで、

$[K]$ は $N \times N$ のマトリックスで成分は以下に示す。

$\{A_{nm}\}$ は N 列の未知ベクトル

a_1, a_2, b_1, b_2 は第2図で定義する係数



第2図 接着層を平行四辺形と見なした交差重ね合わせ接着接合部の定義
Fig. 2 Definition of the cross-lapped glued joint whose shape is considered as a parallelogram.

なお、

$$[K] = \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{j=1}^{14} \frac{Q_j}{L_j + 1} \times \left\{ \frac{(a_2^{L_j+1} - a_1^{L_j+1})(b_2^{M_j+1} - b_1^{M_j+1})}{(M_j + 1)} + \sum_{r=1}^{L_j} \frac{(L_j + 1)!}{r!(L_j + 1 - r)!} \times \frac{k^{L_j+1-r} (a_2^r - a_1^r)(b_2^{L_j+M_j+2-r} - b_1^{L_j+M_j+2-r})}{(L_j + M_j + 2 - r)} \right\} \dots (11)$$

さらに、

$$\begin{aligned} Q_1 &= n(n-1)^2, Q_2 = n(n-1) \\ Q_3 &= -2n(n+1), \\ Q_4 &= \{ \dots (m+3)(m+4) + (n+1)(n+2) \} \\ Q_5 &= n(n+1)(2b_2 - \dots), Q_6 = -b_2 n(n-1) \\ Q_7 &= bn(n+1), \\ Q_8 &= (m+2)(m+3) - b(n+1)(n+2) \\ Q_9 &= -2(m+2)(m+3), Q_{10} = (m+1)(m+2) \\ Q_{11} &= (m+1)(m+2)(2b_2 - \dots), \\ Q_{12} &= -b(m+1)(m+2) \\ Q_{13} &= bm(m+1), Q_{14} = -bm(m+1) \\ &= -b^2, \\ L_1 &= n-2, L_2 = n-2, L_3 = n-1, L_4 = n \\ L_5 &= n-1, L_6 = n-2, L_7 = n-1, L_8 = n \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 L_9 &= n+1, L_{10} = n+2, L_{11} = n+1, L_{12} = n \\
 L_{13} &= n+1, L_{14} = n+2 \\
 M_1 &= m+4, M_2 = m+3, M_3 = m+3 \\
 M_4 &= m+2, M_5 = m+2, M_6 = m+2 \\
 M_7 &= m+1, M_8 = m+1, M_9 = m+1 \\
 M_{10} &= m, M_{11} = m, M_{12} = m, M_{13} = m-1 \\
 M_{14} &= m-1 \dots\dots\dots (12)
 \end{aligned}$$

式(10)の連立一次方程式を解くことによって、
 の係数 Anm が決まる。次に n を式(5)に代入し、
 領域 R にわたって面積積分することでねじり剛性 J が
 求まる。なお、 J の積分に際しても、式(11)のよう
 に級数を一般項で表現する必要があるが、その詳細は
 省略する。 J が求めれば、ねじり応力度 τ_{yz} , z は
 式(3), (4) から計算することができる。

以上のすべての計算を行うためのコンピュータプ
 ログラムを作成し、様々の開き角度 θ と梁せい Dr と
 注せい Dc の組み合わせ Dr / Dc の場合について数値
 計算を行った。 $\theta = 90^\circ$ ($\lambda = 0$) の場合、解析領域
 は長方形断面となり厳密解が存在する^{10), 11)}。したがっ
 て、数値解の精度を比較検討するための最大応力度を
 次式の形で表現し、厳密解との比較を容易にした。

$$\tau_{max} = F(\theta, Dr / Dc) \frac{M_a}{(Dr/2)(Dc/2)^2}$$

$$M_a = M_t / n \dots\dots\dots (13)$$

4・数値解析の精度と関数 $F(\theta, Dr / Dc)$ の
 あてはめ

数値計算はメインメモリ64KBのCP/Mシステム
 下のFORTRANプログラムで実行した。メモリの
 関係で、べき級数の項数は $n=m=5$ 、すなわち、連
 立一次方程式の元数としては25元が限界であった。計
 算時間は、一問題当たり約30分程度であった。

開き角度 $90^\circ \sim 120^\circ$ の範囲では、数値解は Dr
 $/ Dc$ の変化に対し妥当と思える安定した変化を示し
 た。しかし、 $\theta > 120^\circ$ の開き角度になると数値解は不
 自然な変化を示したので、本報では、 $90^\circ \sim 120^\circ$
 の範囲内で議論を進めることとした。

第1表は $\theta = 90^\circ$ 、すなわち、長方形断面の場合の

第1表 開き角度 $\theta = 90^\circ$ ($\lambda = 0$) の場合に Biezeno-
 Koch法で計算された F 値と厳密解¹¹⁾ との比較
 Table.1 F-Value calculated by Biezeno-Koch method
 and comparisons with rigorous solutions
 in case of $\theta = 90^\circ$ ($\lambda = 0$)

$$F = \tau_{max} / \left(\frac{M_a}{(Dr/2)(Dc/2)^2} \right)$$

Dr / Dc	Biezeno - Koch (1)	Rigorous (2)	(1)/ (2)
1.0	0.600	0.600	1.000
1.2	0.571	0.571	1.000
1.5	0.541	0.541	1.000
2.0	0.508	0.508	1.000
2.5	0.485	0.484	1.002
3.0	0.467	0.468	0.998
4.0	0.441	0.443	0.995
5.0	0.425	0.430	0.988
10.0	0.394	0.401	0.983

数値解と厳密解^{10), 11)} との比較を示す。 $Dr / Dc =$
 $1.0 \sim 2.0$ の範囲内では、小数点以下3位まで厳密解
 に等しい値を算出できた。 $Dr / Dc > 2$ になると、
 誤差が認められたが、実用的には十分許容できるもの
 であった。以上から、本研究で用いた数値解法は一応
 妥当なものであると考えられた。

第3図は $90^\circ \sim 120^\circ$, $1 \leq Dr / Dc \leq 2$ の間
 で値を変化させた場合の式(13)の関数 $F(\theta, Dr$
 $/ Dc)$ 値の変化を示す。図中、()印が数値解の
 値を、実線がそのデータにべき乗回帰式(14)

$$F = \mu (Dr / Dc)^\lambda \dots\dots\dots (14)$$

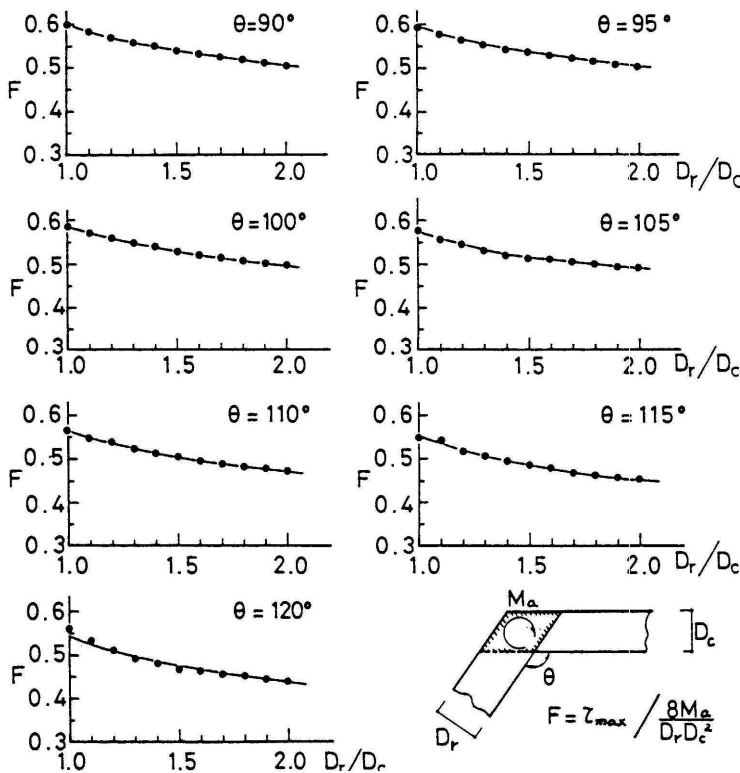
をあてはめた場合の計算値を示す。決定係数 r^2 は、い

第2表 式(14)のべき乗回帰式の係数 μ と λ の値
 及び決定係数 r^2
 Table.2 Values of μ and λ for power
 regression equation (14) and coefficients
 of determination in least squares method.

θ	μ	λ	r^2
90	0.597	0.2367	0.998
95	0.594	0.2341	0.997
100	0.584	0.2277	0.997
105	0.572	0.2330	0.991
110	0.561	0.2531	0.965
115	0.551	0.2859	0.985
120	0.537	0.3024	0.971

(degree)

r^2 : 決定係数
 r^2 : Coefficient of determination.



第3図 開き角度 θ をパラメータとした D_r / D_c と F の関係
 図中 印は数値解析の値, 実線は式(14)の回帰式による計算値
 $M_a = M_t / n$: 接着層あたりのねじりモーメント
 Fig. 3 Relation between F and D_r / D_c with θ as parameter .
 Here, plot indicates the value obtained by the numerical analysis and solid line indicates the value calculated by the regression equation (14) . $M_a = M / n$: Torsional moment per glue line .

ずれの場合も0.96以上で、べき関数で数値解を関数化することは妥当であると言える。

第2表に最小二乗法であてはめたべき関数の係数 μ と λ の値をまとめて示した。 θ の角度が大きくなるにつれて当てはめの精度が若干悪くなるのが分かる。

5. ねじり応力度の分布

第4図は $D_r / D_c = 1$ で、 θ を 90° から 120° まで変化させた時のねじり応力度の分布状態の変化を示す。
 $\theta = 90^\circ$ の場合は、よく知られている対称型の応力度分布で、辺の中央で応力度が最大となる。 θ が大きくなるにつれて、最大応力度発生点が中央より鈍角部の方へ近づいてくる傾向が認められる。
 $\theta = 120^\circ$ になると、数値計算上の誤差に起因すると思われる不可解な

値が認められた(第4図, $\theta = 120^\circ$ の破線)。常識で判断して、このような応力度が突然発生することは有り得ないので、真の応力度分布は、図中実線で示したようななめらかな分布形を呈するものと考えられた。

6. 数値解に基づいた強度設計式

数値解析で得られた知見を基に、 90° から 120° の実際によく見かける開き角度の範囲内で、交差重ね合わせ接着接合部の強度設計式を導いた。

一般の設計条件の場合、接着層の数を n とすると、梁部材は $n / 2$ 枚の基本原板から、また柱部材は $n / 2 + 1$ 枚の基本原板から構成されると考えるのが常である。この場合、基本原板の

厚さはいずれも t で一定である。

軒肩部分においては、梁部材も、柱部材も同一の設計モーメント M_d を受けるから、梁と柱の断面係数を同じとすることは合理的である。すなわち、

$$Z_c = (n/2 + 1) t D_c^2 / 6 = Z_r = (n/2) t D_r^2 / 6 \longrightarrow D_c = D_r \sqrt{n / (n + 2)} \dots \dots \dots (15)$$

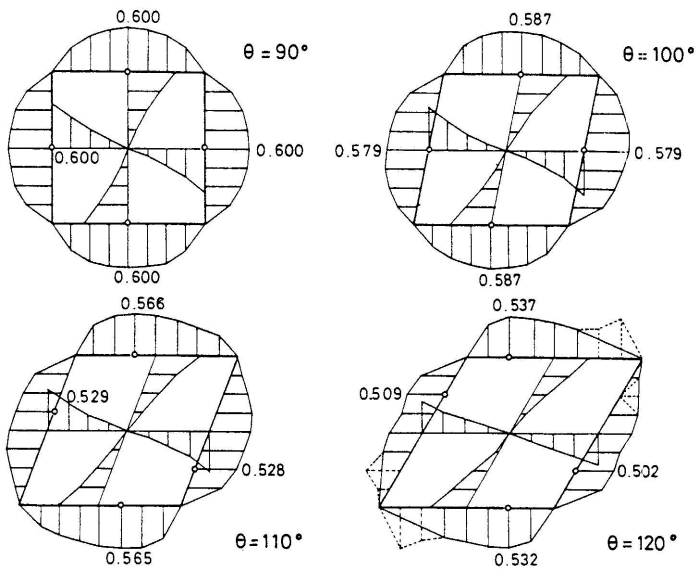
一方、数値解を最小二乗法で関数化した最大ねじり応力度 T_{max} は

$$\tau_{max} = \frac{M_d / n}{(D_r / 2)(D_c / 2)^2} \mu(D_r / D_c)^{-\lambda} \dots \dots \dots (16)$$

強度条件式は

$$\tau_{max} \leq f_r \dots \dots \dots (17)$$

ここで、 f_r は集成材 - 集成材同士の許容ローリングシア応力度であり、一般に木材の許容せん断応



第4図 開き角度の変化に伴うねじり応力度の分布の変化 (Dr = Dcの場合)

Fig.4 Torsional stresses distributions depending on the interleafing angle (in case of Dr = Dc)

力度 f_s (繊維平行方向のせん断) の1/3を採るものとされている^{(13), (14)}。
式(15), (16), (17)より, 接着強度条件から導かれる交差重ね合わせ接着接合部の許容モーメントは

$$M_d = \frac{f_r}{8\mu} n \left\{ \frac{n}{n+2} \right\}^{1-\lambda^2} \cdot D_r^3 \quad \dots\dots (18)$$

で表現される。

一方, 部材の曲げ破壊条件式より得られる許容モーメントは,

$$M_d = Z_r f_b = f_b(n/2)t D_r^2/6 = f_b n t D_r^2/12 \quad \dots\dots\dots (19)$$

で表現される。

第5図は式(18)と式(19)で得られる2つの許容モーメント M_d を梁部材の材せい D_r に対してプロットしたもので, 図中 () 印が式(18)の接着層ローリングシア破壊条件で決まる許容モーメント, (...) 印が式(19)の部材曲げ破壊条件で決まる許容モーメントである。ただし, 数値計算には, 以下のニュージーランド産ラジアタパイン集成材 (No. 1

Framing) の許容応力度等⁽⁵⁾を用いた。

- 曲げ応力度 (長期に相当) $f_b = 10.6 \text{MPa} (108 \text{kg/cm}^2)$
- せん断応力度 (長期に相当) $f_s = 1.8 \text{MPa} (18.4 \text{kg/cm}^2)$
- ローリングシアー応力度 $f_r = f_s / 3$

基本原板の板厚 $t = 42 \text{mm}$

第5図において, (a) の $n = 2$ (接着層が2層) の接合は梁部材が1枚, 柱が2枚の基本原板からできた軽微な構造で農業用倉庫等への使用実例が見られる⁽¹⁶⁾。

(b) の $n = 4$ は梁部材が2枚, 柱が3枚の基本原板からなる構造

で, 小学校の移動可能教室⁽⁶⁾ や比較的小さい倉庫や作業所等に実例がある。

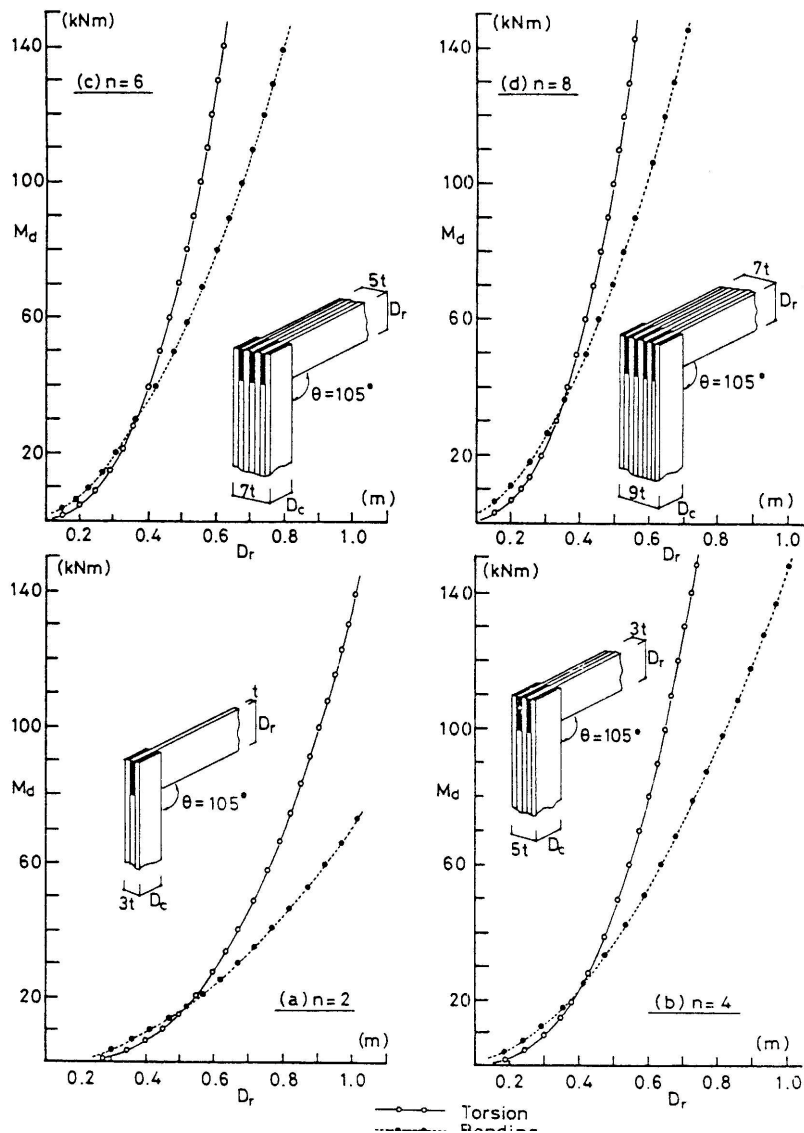
(c) の $n = 6$ は最も一般的な交差重ね合わせ接着接合による剛節集成材骨組みで, 教会, 工場, 倉庫, 集会所など数多くの実例がある^{(5), (17)}。

(d) の $n = 8$ は実際に見たことはないが, 可能性はあるということを示したものである。なお, 最も一般的な $n = 6$ の場合で柱の総幅は $7t = 29.4 \text{cm}$ となり, かなりズングリした型となるのが特徴である。

第5図から, 部材材せい D_r が小さい範囲では, 接着層のローリングシア強度が接合部の耐力を支配しており, 接着破壊の危険があることを示唆している。また, たとえ D_r が大きくても, 接着層の数が少くなると, やはり接着破壊条件が支配的となってくる。

一方, 部材材せい D_r がある程度以上になると, また接着層の数が増えるにつれて, 接着破壊の可能性が少なくなり, 部材の曲げ破壊の方が起こり易くなることが分かる。

実際の集成材構造によく使われる形状, 寸法, すなわち, 第5図の(c), $n = 6$, $D_r = 40 \text{cm}$ では, 許容応力度の範囲で考える限り, 接着層破壊が起こる可能



第5図 2種類の破壊条件に基づいて計算された許容トメント M_d
 : 純ねじり理論による計算値, ... : 曲げ破壊条件
 による計算値

Fig.5 Permissible moment M_d calculated on the basis of
 two different strength criteria .
 : value calculated by the torsion theory .
 ... : value calculated by the bending failure criterion .

性は少なく, 接合部の設計は部材の曲げ破壊条件のみを考えれば事足りるように見える。事実, 現実的なN・Zの技術者は接着層の強度はほとんどチェックしていない⁷⁾。

しかし, このような思い込みは, 接着層の強度を純

ねじり理論を用いて算定しているからで, 応力解析の仮定自体が妥当であったかどうかを, 別の解法, 実験との比較によって検討する必要がある。

次報では, 本報と異なる仮定に基づく設計方法について論ずる予定である。

7. まとめ

交差重ね合わせ接着接合部の強度解析の一つとして、接着層を純ねじりモーメントを受ける平行四辺形断面棒の一切断面とみなして、Biezeno-Koch 法による応力解析を行った。得られた最大応力度 \max を、最小二乗法によって、部材寸法比 D_r / D_c 及び開き角度 θ の関数として表現した。この式から、一般的な交差重ね合わせ接着接合部の許容モーメントを算出する設計式を導いた。

部材の曲げ破壊条件から求められる許容モーメントと、接着層破壊条件から求められる許容モーメントを比較すると、本論文で用いた応力解析の限りにおいては、実際によく使用される形状、寸法の接合（すなわち、梁せい 140cm 以上、接着層 6 層）の場合、部材の曲げ破壊条件の方が支配的であるという傾向が得られた。

文献

- 1) 日本木材学会強度研究会：「集成材構造建築物の現状と将来」，シンポジウム要旨集，11月，東京，（1983）。
- 2) 集成材構造分科会：「集成材建築開発報告書」，日本住宅・木材技術センター，3月，（1981）。
- 3) 集成材構造委員会：「技術開発推進事業報告書，集成材構造」，日本住宅・木材技術センター，3月，（1982）。
- 4) 同上，3月，（1983）。
- 5) 同上，3月，（1984）。
- 6) 小松幸平：“集成材構法の現状と今後の可能性”，林産誌だより4月（1985）又はウッドエイジ4月，第33巻（1985）。
- 7) Gibson, J. A.: “Timber Construction and Design in domestic, commercial and industrial buildings”, Structural Engineered Timber Manufacturers Association (SETMA) Seminar held at University of Auckland, May, (1977)
- 8) Komatsu, K.: “The design of cross-lapped glued joints for glulam portal frames”, Proceedings of Pacific Timber Engineering Conference, Vol. , Timber Design Theory, pp.643-653, University of Auckland, May, (1984) .
- 9) Mitchell, T.N.: “The design of glued laminated timber structures”, Structural Engineered Timber Construction and Design Seminar, University of Auckland, (1979) .
- 10) Timoshenko, S. P.; Goodier, J. N.: (金多潔監訳)「弾性論」, pp.306~364, コロナ社, (1973) .
- 11) Wang, C. T. : (猪瀬寧雄訳)「応用弾性学」, 第5章, 及び第7章, 森北出版, (1971) .
- 12) 大草克己：“木材のせん断に関する弾塑性論および破壊力学的研究（第一報）振り試験によるせん断応力とひずみ（直交異方弾塑性解析）”，鹿児島大学農学部演習林報告，第6号，pp.21~61，（1978）。
- 13) 日本建築学会：「木構造設計規準・同解説」，6．接合部の設計，p.211，丸善，（1973）。
- 14) 後藤一雄：“木構造の計算”，6.17 接着仕口，p.226，鹿島出版会，（1980）。
- 15) Standards Association of New Zealand; Code of Practice for Timber Design. , NZ S 3603 (1981) .
- 16) Anon: New Zealand Timber Construction, Review, First Edition, Akron Consolidated Limited, Auckland, N. Z .
- 17) 小松幸平：“ニュージーランドの木構造”，木材工業，Vol.39-3，pp.3-9，（1984）。

- 試験部 複合材試験科 -
(原稿受理 昭59.12.17)