

1996年度秋期研究会

物性・強度・構造の研究現場から



日 本 木 材 学 会
木 材 強 度 ・ 木 質 構 造 研 究 会

物性・強度・構造の研究現場から

◎ 日 時：1996年10月3日

◎ 場 所：農水省森林総合研究所

目 次

木材の降伏について	1
島根大学総合理工学部	吉原 浩
木材の疲労	6
通産省名古屋工業技術研究所	小原 光博
木理の数値化と強度確率モデルによる材質の考察	10
秋田県立農業短期大学	岡崎 泰男
建築におけるスギ中径材の有効利用のための集成材の性能設計方法の開発	16
東北大学工学部	板垣 直行
伝統的継手仕口による木材の接合	24
農水省森林総合研究所	軽部 正彦
木材接合部の変形・履歴特性解析	30
北海道大学農学部	若島 嘉朗
機械接合を用いた木質積層材料の曲げ性状	38
建設省建築研究所	中島 史郎
立体トラス床パネルの強度性能	42
三重大学生物資源学部	内迫 貴幸

表紙写真

シーダーの切株（直径6.7m）の家（ワシントン州，アメリカ合州国）

撮影：Darius Kinsey, 1901年

D. ボーン, R. ペチェック著「森へ ダリウス・キンゼイ写真集」(株)アブック社（1984）より転載

講演者の略歴と最近の興味など（講演順）

吉原 浩

1987年 東京大学農学部林産学科卒
1988年 東京大学農学部助手
1996年 島根大学総合理工学部助教授
非線形領域における木材の応力～歪み関係の検討

小原 光博

1994年 名古屋大学大学院博士課程修了（林産学専攻）
1995年 新技術事業団科学技術特別研究員として名古屋工業技術研究所に勤務
生命活動に由来する微構造の力学的挙動に及ぼす影響、
熱と力による木材の変換、無機質との複合による木材の高機能化

岡崎 泰男

1994年 東京大学大学院博士課程修了（林産学専攻）
1994年 秋田県林務部木材産業課
1995年 秋田県立農業短期大学木材高度加工研究所助手
研究所作り

板垣 直行

1995年 東北大学大学院博士課程中退（建築学専攻）
1995年 東北大学工学部建築学科助手
集成材の破壊モデルの検討、ラミナの性能評価及びデータの蓄積、
節などの欠点の破壊に及ぼす影響評価、
限界状態設計法の導入のための集成材性能基準値の検討、
中断面集成材を用いた新しい軸組構法の検討

軽部 正彦

1990年 信州大学大学院修士課程修了（建築工学専攻）
1990年 信州大学工学部助手
1994年 信州大学大学院博士課程修了（システム開発工学専攻）
1994年 農水省森林総合研究所
伝統的継手による集成材接合部の挙動、衝撃荷重下における木材接合部の挙動、
軸組木構造を補剛する門型ラーメンについて、木橋について、
木材強度データベースのあり方と利用に関して、
接合研究室ホームページの作成、ネットワークを利用した研究の進め方

若島 嘉朗

1993年 北海道大学大学院修士課程修了（林産学専攻）
1993～1994年 ㈱三井木材工業勤務
1994年～ 北海道大学大学院博士課程（林産学専攻）
繰返し負荷を受ける釘・ドリフトピン接合部などの解析法

中島 史郎

1992年 東京大学大学院博士課程修了（林産学専攻）
1992年 日本学術振興会特別研究員
1992年 建設省建築研究所第二研究部有機材料研究室
建設省総プロ「省資源・省エネルギー型国土建設技術の開発」、
科学技術庁「木質系建築材料・部材の再利用システムの基礎的研究」、
木質構造の振動特性、木質材料の強度

内迫 貴幸

1988年 東京大学大学院修士課程修了（林産学専攻）
1991年 三重大学生物資源学部助手
補強金物を用いた筋かい壁のせん断試験

木材の降伏について

島根大学総合理工学部

吉原 浩

【はじめに】

材料の応力-ひずみ挙動は、(1) 直線関係となる弾性域、(2) 上に凸の曲線となる弾塑性域に分けて考えることができます。木材の応力-ひずみ挙動については、(1)の弾性域に関してとはともかく、(2)のような挙動を「弾塑性」と呼ぶには少々抵抗のある向きもあります（則元，1993）。厳密に言えば、金属のような典型的な弾塑性体に生じる「弾塑性変形」と、木材のような「見かけの弾塑性的変形」というのは物性論的あるいは材料組織学的な変形様式で決定的な違いがあるので、(2)のような変形様式を弾塑性と呼ぶことはできないのが正論です（横堀，1955）。しかしここでは、巨視的な変形の仕方（上に凸の曲線になるということ）をとりあえず「弾塑性変形」と呼ぶことにします。

木材の弾性変形に関する研究は、これまでおびただしい数の例（たとえばHearmon, 1950; 沢田, 1983）が紹介されています。ところが、(2)のような弾塑性域の挙動についてはあまり研究されてこなかったようです。これは、比例限度（降伏応力）を超えるような大きな力が加わる場面で木材を用いることが少なく、弾塑性域の応力-ひずみ関係が実用上あまり重要とは考えられていなかったためであると思われます（実は自分自身も、「そのような研究をして何の役に立つのだ」と詰問されると、満足な回答ができるかどうか甚だ心許ないのが現状です）。そのような理由から、木材の弾塑性域の応力-ひずみ関係の研究というのは、非常に「地味」な分野であるように思われます。

そこで、木材の弾塑性域の応力-ひずみ関係という「地味」な分野の中でも、弾性の終了であり弾塑性の開始である「降伏」に限定してお話ししようと思います。

【降伏応力の定義】

「降伏」という言葉についても、塑性学の厳密な定義が存在しますが、ここでは「初期弾性直線と応力-ひずみ曲線の分岐点」と定義することにします。

木材の場合、金属などに比べれば明確な降伏点が存在しないので、客観的に降伏応力を

決定することはなかなか困難です。したがって、降伏応力の決定にはさまざまな工夫がなされています。Fig. 1にいくつかの決定方法を示します。たとえば、初期弾性直線の傾きを数%（3%あるいは5%）減じた直線と応力-ひずみ曲線の交点を降伏応力とする方法（北原, 1956）、一定のひずみ量（0.1-0.3%）をオフセットした直線と応力-ひずみ曲線の交点を降伏応力とする方法（Raghaba and Robert, 1973）および弾塑性域に引いた直線と初期弾性直線の交点を降伏応力とする方法（Reily and Burstein, 1975）などが存在します。こうして求めた降伏応力の値は全体的に大きく評価されます。弾塑性力学の理論では、降伏応力は弾塑性変形の塑性ポテンシャル（弾塑性変形を支配する関数）に用いられるので（Hill, 1950）、降伏応力の値を正しく評価できなければ降伏以後の変形挙動を的確に表現できなくなります。たとえば、ねじり試験でせん断応力-せん断ひずみ関係を予測する場合、降伏応力の与え方によって得られる結果に著しい相違がありました（Yoshihara and Ohta, 1995）。したがって、降伏応力は「初期弾性直線と応力-ひずみ曲線の分岐点」すなわちFig. 1の P_0 で定義するのがもっとも自然であるように思われます（沢田, 1958）。

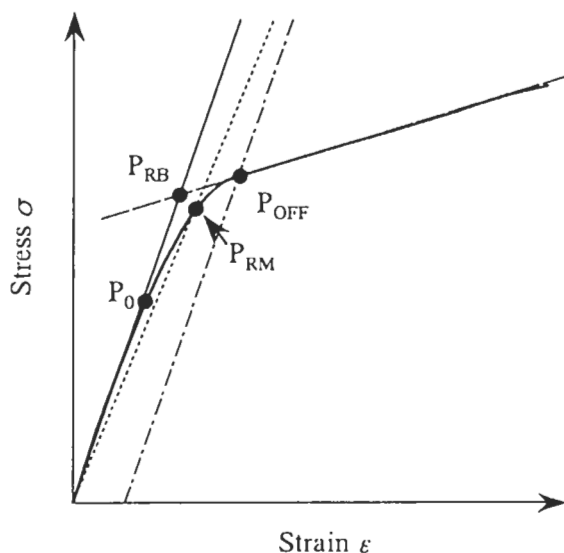


Fig. 1. Stress-strain diagram.

Notes: P_0 , P_{RB} , P_{OFF} , and P_{RM} represent the yield points given by the none-offset method, Reily-Burstein's method, strain offset method, and reduced modulus method, respectively.

Legend: —: Linear elastic line, —: Straight line written through the post-yield elastic portion, - - - -: Strain offset line, - - - -: Reduced modulus line.

【降伏応力の求め方】

それでは、「初期弾性直線と応力-ひずみ曲線の分岐点」である降伏応力をどのように求めたらよいのでしょうか。

上述した方法は、すべて弾塑性域の応力-ひずみ関係を無視した方法でした。しかし、降伏応力は弾塑性域の応力-ひずみ関係を支配するのですから、この「弾塑性域の応力-ひずみ関係」をもっとも的確に表すような降伏応力を求めればよいことになります。一般的に弾塑性域の応力-ひずみ関係は、Fig. 2に示したような応力-塑性ひずみ関係に変換して考察します。

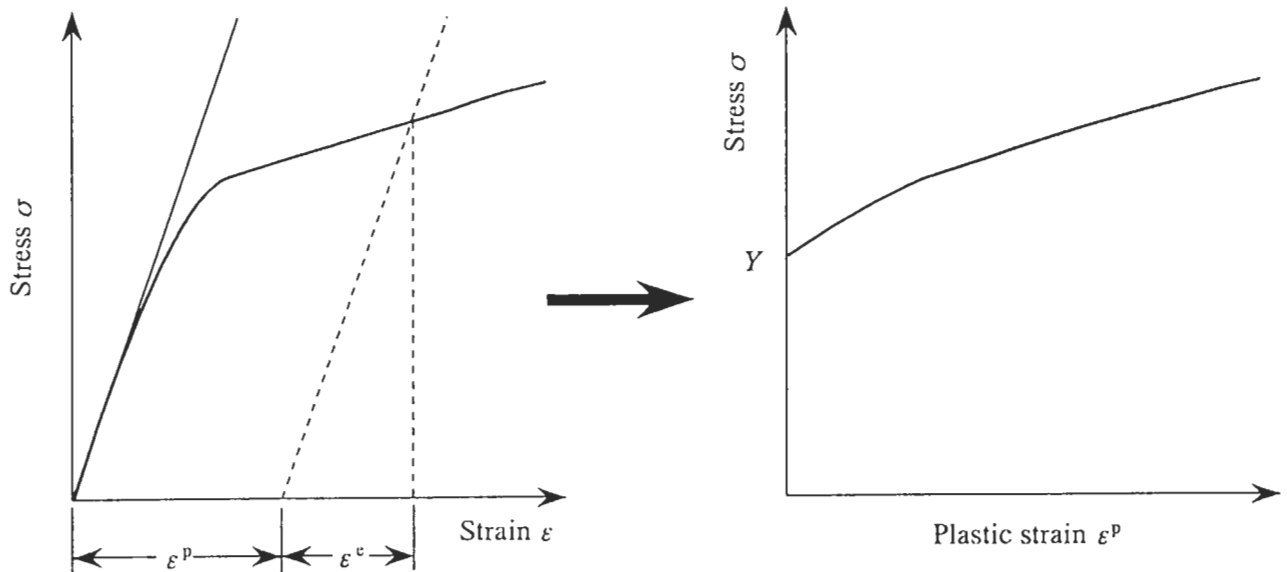


Fig. 2. Transformation of stress-strain relationship into stress-plastic strain relationship.

この応力-塑性ひずみ関係が適切に定式化できれば、降伏応力は塑性ひずみ ϵ^p を 0 に外挿したときの応力の値として求めることができます。ここでは以下の 3 つの式で応力-塑性ひずみ関係を定式化し、降伏応力を求めてみました。

$$\text{Ludwikのべき乗式: } \sigma = Y_L + a(\epsilon^p)^m \quad (1)$$

$$\text{Swiftのべき乗式: } \sigma = Y_S \left(\frac{\epsilon^p + b}{b} \right)^n \quad (2)$$

$$\text{Voce-Palmの指数式: } \sigma = F - (F - Y_{VP}) \cdot \exp(-q\varepsilon^P) \quad (3)$$

ここで a, m, b, n, F, q はパラメータで、 Y_L, Y_S, Y_{VP} はそれぞれの式から得られた降伏応力を示します。

試験体には、まさ目面で0から90°まで15°刻みで繊維傾斜角をもつアガチスおよびカツラを用いました。試験体の中央にゲージ長5 mmのひずみゲージを貼付し、毎分1 mmの速度で圧縮し、応力-ひずみ関係を得ました。応力-ひずみ関係を応力-塑性ひずみ関係に変換し、上述の3つの式にあてはめ、 Y_L, Y_S, Y_{VP} の値を求めました。結果をFig. 3に示します。

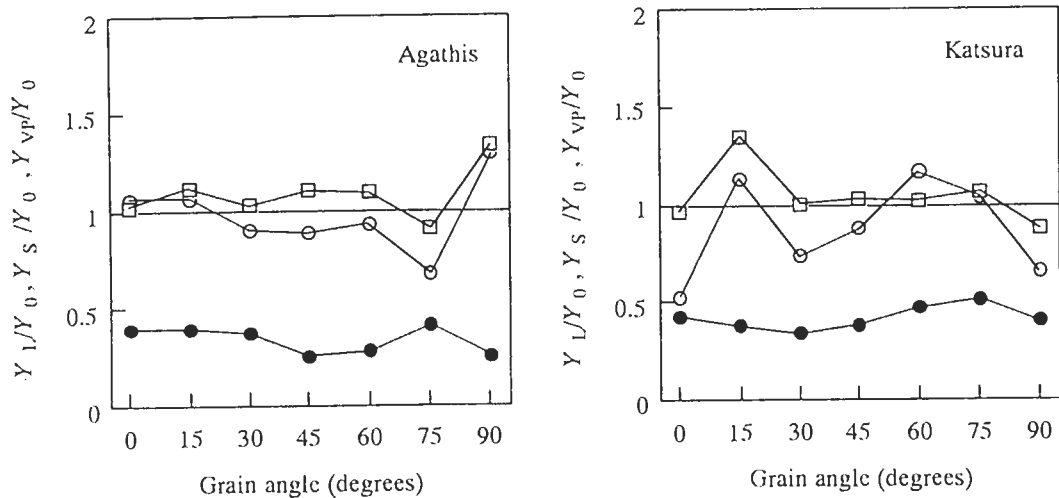


Fig. 3. Ratios of yield stresses obtained by the formulations of stress-plastic strain relationships to those obtained by the non-offset method corresponding to the grain angles.

Notes: Suffixes 0, L, S, and VP represent the non-offset method, Ludwik's power function, Swift's power function, and Voce-Palm's exponential function, respectively.

Legend: ○ : Y_L/Y_0 , ● : Y_S/Y_0 , □ : Y_{VP}/Y_0 .

この図を見ると、降伏応力は応力-塑性ひずみの定式化に用いる式に依存し、Swiftのべき乗式から求めた降伏応力は極端に小さく見積もられています。また、Ludwikのべき乗式やVoce-Palmの指数式を用いた場合、「初期弾性直線と応力-ひずみ曲線の分岐点」である降伏応力の値を比較的確に予測できることがわかりました。

【おわりに】

以上、木材の巨視的な降伏応力について述べましたが、今後降伏を含めた弾塑性挙動についてさらに検討していきたいと考えています。

【参考文献】

- 北原覚一 (1956). 木材理学及加工実験書, 産業図書, 東京.
- 沢田 稔 (1958). 林試研報, **108**, 115-224.
- 沢田 稔 (1983). 材料, **32**, 838-847.
- 則元 京 (1993). 木材学会誌, **39**, 867-874.
- 横堀武夫 (1955). 材料強度学, 技報堂, 東京.
- Hearmon, R. F. S. (1948). Elasticity of wood and plywood. His Majesty Stationary Office, London.
- Hill, R. (1950). The mathematical theory of plasticity. Oxford Clarendon Press, London.
- Palm, J. H. (1949). *Appl. Sci. Res.*, **A-2**, 54-92.
- Raghava, R. and M. C. Robert (1973): *J. Mater. Sci.*, **8**, 225-232.
- Reily, D. T. and A. H. Burstein (1975). *J. Biomech.*, **8**, 391-405.
- Swift, H. W. (1952). *J. Mech. Phys. Solids*, **1**, 1-18.
- Voce, E. (1948). *J. Inst. Metals*, **74**, 537-562.
- Yoshihara, H. and M. Ohta (1995). *Mokuzai Gakkaishi*, **41**, 529-536.

木材の疲労

(名古屋工業技術研究所) 小原 光博

Mechanical Responses of Wood to Repeated Loading

(Nat. Ind. Res. Inst. of Nagoya) Mitsuhiro KOHARA

Abstract In this paper, a partitioning scheme of energy loss (EL) on basis of its dependency on stress amplitude was proposed. EL was partitioned into two terms. One is due to linear viscoelasticity, and the other should be related to fatigue damage. Prediction of fatigue lifetime in terms of EL was outlined based on this scheme. An empirical formula that describes the dependency of EL on stress amplitude was proposed. The variation of EL behavior with species was described using this formula. A parallelism between EL and acoustic emission (AE) was also pointed out.

1. はじめに

木質材料の、建築用構造部材や家具用材・各種運動用具の材料としての使用には、安全性および経済性の面から、繰り返し負荷、変動負荷に対する材料の疲労挙動を把握することが不可欠である。繰り返し負荷に対する木材の力学的応答は、これまで、粘弾性体の内部摩擦の問題として取り扱われることが多く、線形粘弾性の成り立つ応力範囲については多くの研究が行われてきているが、破壊や疲労が問題となるような高い応力域についての系統的な研究は行われていない。

この研究では、エネルギー損失の応力振幅依存性に基づく分割モデルを提案し、これをもとにして繰り返し負荷に対する高い応力域での材料の応答を統一的に、且つ定量的に把握することを目的とした。

2. 実験方法

供試樹種としては、主にスプルス (*Picea* sp., 比重 0.43 程度) を用いた。また樹種による違いを見出すため、針葉樹としてはベイモミ、ベイツガ、ヒノキ、カラマツ、広葉樹としてはケヤキ、ブナなどをも用いた。気乾の板材から、平行部の寸法が、L, R, T 方向についてそれぞれ 60, 15, 3 mm である小型の繊維方向縦引張試験片を作成した。容量 5 ton のロードセルをもった電気油圧サーボ式材料試験機 (MTS-812) を用い、荷重制御の引張負荷で、静的試験、多段階試験、疲労試験の 3 とおりの負荷様式を試みた。ひずみの検出にはス

パン 25 mm の標点間式ひずみ計を用いた。静的試験は荷重制御で行い、荷重速度は 1.67 kgf s^{-1} とした。多段階試験 (Fig. 1) は荷重振幅を 5.0 kgf 刻みで段階的に漸増する。各段階で 3 サイクル \times 3 回の繰り返し荷重を与えた。また負荷波形としては矩形波と正弦波を交互に用いた。疲労試験は、荷重振幅一定の繰り返し負荷を、上限を 10^5 サイクルとして疲労破壊まで与えた。負荷波形としては周波数 1.0 Hz の正弦波と矩形波 (ともに片振り) を用いた。エネルギー損失は、デジタル・ウェーブ・メモリに取り込んだ応力-ひずみデータからヒステリシスループの面積を算出して求めた。AE の計測には島津 SAE-1000A システムを用いた。共振周波数 200 kHz のセンサを 2 つ用い、センサ間の距離は 50 mm とした。バンドパスフィルタで 100-500 kHz の信号を選択し、プリアンプで 40 dB、メインアンプで 60 dB の増幅を行なった。AE 信号の閾値は 40 mV に設定した。

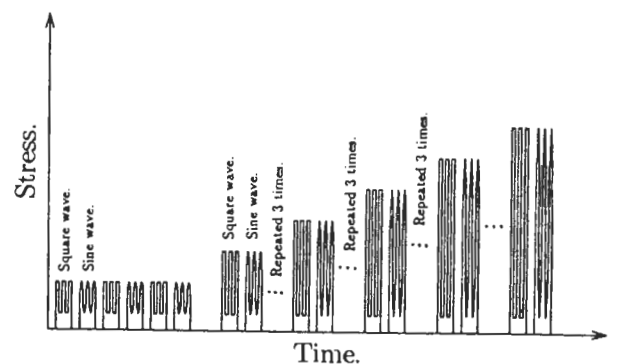


Fig. 1 Schematic diagram of the incremental step test.

3. 結果および考察

3.1 エネルギー損失に基づく線形粘弾性限度

Fig. 2 に示すように、多段階試験の結果を、横軸を応力振幅 σ 、縦軸を H_c/σ^2 (サイクル毎のエネルギー損失 H_c を応力振幅の 2 乗で割った値) としてプロットすると、ある応力振幅 σ_0 以下では横軸に平行な直線であり、それ以上では応力振幅の増大につれて増大する。横軸に平行な範囲 ($\sigma \leq \sigma_0$) では、エネルギー損失 H_c は、応力振幅の 2 乗に比例しており、これは線形粘弾性により完全に説明される部分である。すなわち、 σ_0 はエネルギー損失挙動に基づいて決定された線形粘弾性限度応力ということが出来る。また σ_0 は負荷波形によらない定数である。また、後述する 6 樹種を用いた一連の多段階試験の結果から、 $\sigma_0 = 0.37\sigma_u$ (相関係数 $r = 0.81$) を得た。ただし σ_u は多段階試験における破壊までの最大の応力振幅であり、静的引張強度とほぼ同程度の値を持つと考えてよい。この結果から、線形粘弾性限度は樹種によらず引張強度の 40% 程度であるといえる。

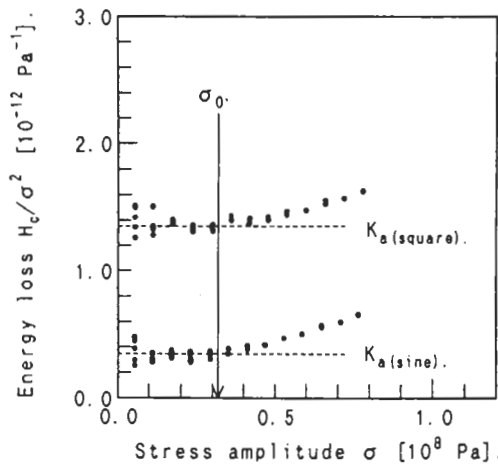


Fig. 2 Relationships between energy losses H_c/σ^2 and stress amplitudes σ . Illustrating determination of K_a and σ_0 .

3.2 エネルギー損失の分割

応力の 2 乗に比例する部分を H_a とすると、閾値 σ_0 以上の応力範囲では、エネルギー損失 H_c は線形粘弾性で説明されるよりも過剰の部分を含んでいることがわかる。この部分を H_b とすると、 H_b は $H_c - H_a$ によって定義される部分である。すなわち、サイクル毎のエネルギー損失 H_c は次のように分割することができる (Fig. 6 も参照)。

$$H_c = H_a + H_b$$

ここで、 H_a は線形粘弾性によって説明される部分であり、 H_b は σ_0 以上の応力域で現れ、繰り返し負荷による損傷と関係付けられる部分であると考えた。

3.3 エネルギー損失に基づく疲労寿命の予測 (1)

疲労破壊のクライテリオンとして、Manson-Coffin 則類似のべき乗型の寿命則

$$H_b \cdot N_f^\alpha = C$$

を仮定した。ただし N_f は破壊までの繰り返し数である。両辺の対数を取り、 N_f を H_b の式として書き直すと、

$$\log N_f = -(1/\alpha) \log H_b + (1/\alpha) \log C$$

が得られる。Fig. 3 に示した、スプルスを用いた一連の疲労試験 (1 Hz 矩形波による) の結果にこの式をあてはめ、 $-(1/\alpha) = 1.99$, $\log C = 2.76$ が得られた (相関係数 $r = 0.90$)。これより上述の寿命則における定数の値として、 $\alpha = 0.503$, $C = 24.4 \times 10^4 \text{ J m}^{-3}$ を得た。

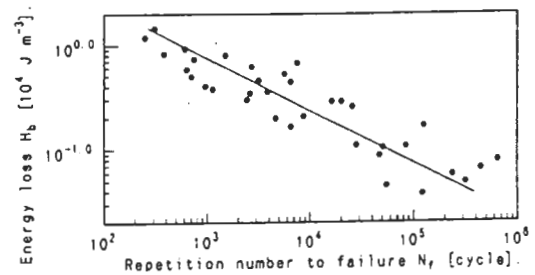


Fig. 3 Relationships between energy losses H_b and fatigue lifetimes N_f .

3.4 エネルギー損失に基づく疲労寿命の予測 (2)

前項の議論が成り立つためにはエネルギー損失が疲労過程において定常的でなければならない。矩形波による疲労については、この条件はおおむね成り立つとしてよい。しかし、正弦波による疲労では、エネルギー損失は繰り返し数の増大に対して対数的に減少する (Fig. 4)。この場合、疲労寿命の予測には破壊までのエネルギー損失 H_b の総和を考慮することが不可欠である。そこで疲労破壊のクライテリオンを次のように定めることにする。

$$\left(\sum_{N=1}^{N_f} H_b \right) / N_f \cdot N_f^\alpha = C$$

すなわち、前節におけるサイクル当たりのエネ

ルギ損失 H_b の替りに破壊までの H_b の平均値を用いることにする。これよりただちに

$$\sum H_b \cdot N_f^{\alpha-1} = C$$

であり、両辺の対数をとって

$$\log N_f = -\frac{1}{\alpha-1} \log H_b + \frac{1}{\alpha-1} \log C$$

が得られる。この式を、Fig. 5 に示す、スプルスを用いた一連の疲労試験結果にあてはめ、定数の値として $\alpha = 0.184$, $C = 2.23 \times 10^4 \text{ J m}^{-3}$ が得られた。

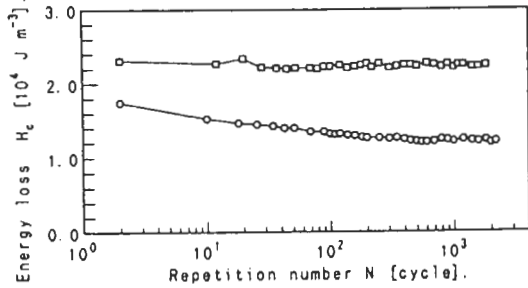


Fig. 4 Variations of energy losses during fatigue tests.
Legend: □: Square wave, ○: Sine wave.

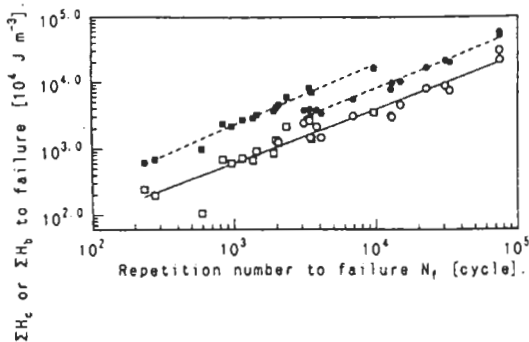


Fig. 5 Relationships between total energy losses ΣH_c , ΣH_b to failures and fatigue lifetimes N_f .
Legend: ■: ΣH_c with square wave, ●: ΣH_c with sine wave, □: ΣH_b with square wave, ○: ΣH_b with sine wave.

3.5 エネルギー損失の応力振幅依存性の定式化

スプルスを用いた一連の多段階試験の結果をもとに、エネルギー損失の応力振幅に対する依存性を

$$H_c(\sigma) = K_a \cdot \sigma^2 + K_b \cdot (\sigma - \sigma_0)^n$$

のように定式化することができた。右辺の第1項が H_a に、第2項が H_b に相当する。これを Fig. 6 に模式的に示す。負荷波形の影響は K_a に現れる。また K_b , n および σ_0 は負荷波形に依存しない。

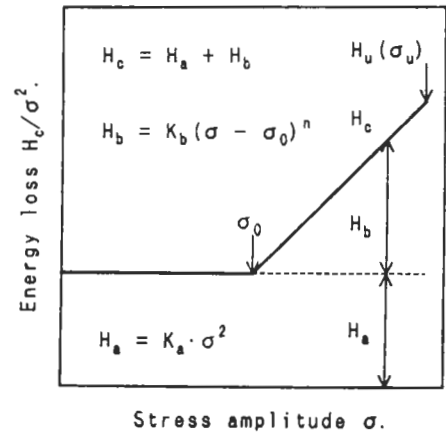


Fig. 6 Schematic diagram of the relationships between energy losses H_c/σ^2 and stress amplitudes σ .

3.6 エネルギー損失の樹種特性

Fig. 7 に示すように、エネルギー損失 H_c の応力振幅 σ に対する依存性は樹種によって大きく異なる。前節で提案された式を実験結果にあてはめ、それぞれの樹種について式中の定数を Table 1 のように決定した。また定数 K_a と n , また K_b と n は互いに独立であった。このことから、線形粘弾性域におけるエネルギー損失挙動から、より高い応力域での挙動を推定することはできないと考えられる。(Fig. 7 および Table 1 は次ページ。)

3.7 アコースティック・エミッション (AE) との対応
スプルスを用いて、1 Hz の矩形波による多段階試験を行い、エネルギー損失と AE との対応について調べた。Fig. 8 からわかるように、エネルギー損失の線形粘弾性限度と AE の発生開始応力とはよく対応していると見られる。

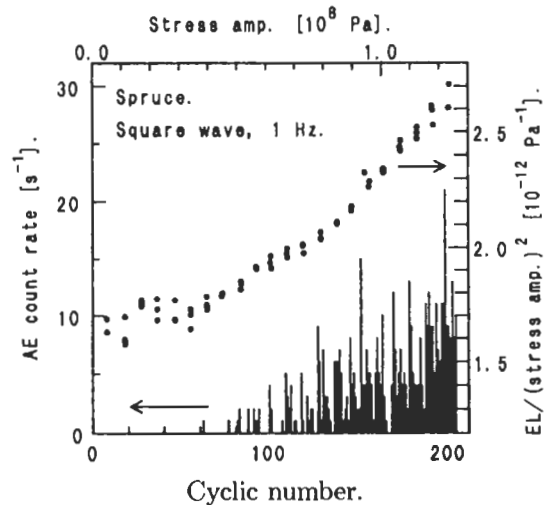


Fig. 7 A typical result of incremental step test.

4. まとめ

以上のように応力依存性に基づくエネルギー損失の分割モデルを用いることにより、高い応力域での木材の力学的性質をを系統的に理解する手掛かりが得られた。ここで示した分割モデルはあくまで実験データに基づく巨視的・現象論的なものであり、微視的な破壊機構との対応付けが今後の課題である。すなわち粘弾性理論や破壊力学のパラメタとの対応付けが必要であると考えられる。また樹種による差異は生物材料を扱う上で本質的な問題であり、それぞれの組織構造の特徴と結び付けてさらに詳しく検討される必要がある。

参照論文

(1) Mitsuhiro KOHARA and Takashi OKUYAMA: "Mechanical responses of wood to repeated loading VI. Energy-loss partitioning scheme to predict tensile fatigue lifetime", *Mokuzai Gakkaishi*, November 1993, Vol. 39, No. 11, pp. 1226-1230.

(2) Mitsuhiro KOHARA and Takashi OKUYAMA: "Mechanical responses of wood to repeated loading VII. Dependence of energy loss on stress amplitude and effect of wave form on fatigue lifetime", *Mokuzai Gakkaishi*, May 1994, Vol. 40, No. 5, pp. 491-496.

(3) Mitsuhiro KOHARA and Takashi OKUYAMA: "Mechanical responses of wood to repeated loading VIII. Variation of energy loss behaviors with species", *Mokuzai Gakkaishi*, August 1994, Vol. 40, No. 8, pp. 801-809.

(4) Mitsuhiro KOHARA and Kosei ANDO: "Mechanical Responses of Wood to Repeated Loading. Acoustic Emission and Non-Linear Energy Loss in Tensile Loading", the 40th Anniversary Conference of the Japan Wood Research Society at Tokyo, April, 1995.

Table 1. The summarized results of the incremental step tests.

Species	Number of specimens	K_a [10^{-12} Pa $^{-1}$]		K_b [10^{-12}]		n		σ_0 [10^8 Pa]	σ_u [10^8 Pa]
		Square	Sine	Square	Sine	Square	Sine		
Spruce	8	1.32±0.08	0.39±0.03	1.58±0.23	1.37±0.15	2.37±0.15	2.42±0.19	0.52±0.05	1.35±0.08
Fir	8	1.76±0.10	0.51±0.06	2.20±0.45	1.78±0.49	2.23±0.27	2.29±0.26	0.34±0.05	0.86±0.08
Hemlock	8	1.32±0.06	0.42±0.03	1.87±0.45	2.02±1.11	2.44±0.31	2.70±0.47	0.60±0.12	1.42±0.19
Hinoki	8	2.45±0.23	0.71±0.13	7.51±3.93	6.51±4.11	3.07±0.29	3.21±0.44	0.28±0.06	0.90±0.05
Karamatsu	6	2.07±1.03	0.64±0.31	2.33±0.83	1.81±0.58	2.57±0.64	2.62±0.29	0.43±0.30	0.99±0.45
Buna	6	1.41±0.25	0.40±0.09	2.48±0.71	2.04±0.47	2.75±0.29	2.59±0.31	0.51±0.17	1.68±0.35

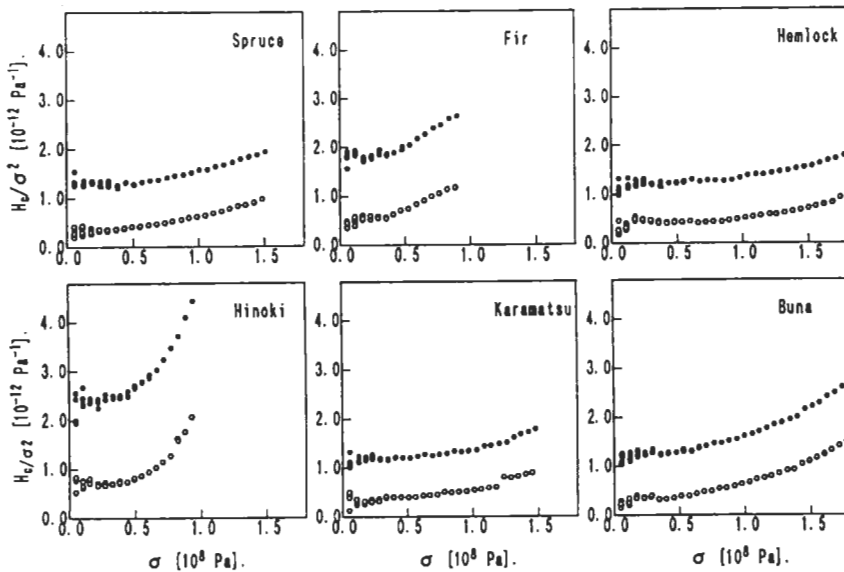


Fig. 8 Variations of energy loss behaviors among species; dependences of energy losses H_c on stress amplitude σ .

Legend: ●: Square wave, ○: Sine wave.

木理の数値化と強度確率モデルによる材質の考察

秋田県立農業短期大学
附属木材高度加工研究所
岡崎 泰男

1. はじめに

木材（≒素材）の強度は様々な要因の影響を受けて大きくばらつくため、破壊試験を行わずにこれを予測することはほとんど不可能に近い。このバラツキの大きさと予測不可能性が木材を使用した構造物の「設計」行為を事実上不可能にし、木材の利用拡大を妨げる要因の一つとなっていると考えられる。

この問題を解決するためのアプローチの方向としては、以下に示したようなことが考えられるであろう。

1. 木材（木質材料を含む）を構造材として使うのはやめる。
2. 素材を構造材として使うのはやめる（→集成材やLVLを使う）。
3. 統計学的（信頼性工学的？）な手法を用いてまとめる。
4. ヤング係数以外の強度のバラツキを起こす要因と強度との相関関係を求めて、現在よりも精度の高い強度推定を行えるようにする。

強度に関しては、バラツキをもたらす最大の要因は「異方性」であると考えられよう。要するに、節等によって生じた目切れ部分で横引張り破壊（見た目の話。破壊力学的に言うと間違いだが…）を起こすために本来の能力よりも低い荷重で破壊を起こし、その低下率がまちまちであるためにバラツキが生じる、と考えられる。

こうした異方性に起因する破壊に関する研究は、いわゆる無欠点小試験片のレベルでは、進んでおり、発生した破壊を理論的に説明することは可能である。したがって、事前に節と目切れの位置とその角度を計測しておき、その材にかかる力のかかり方を決めて破壊力学的な理論を適用してやれば、かなり高い精度での強度予測が可能になることは予想できる。

しかしながら、実際問題としてこの測定を行うことは実験レベルですらかなり困難である。そこで考えたのが、「木理の数値化」法である。これは、材面に現れた木理・節を部分的ではなく、全体として捉えて数値化（AD変換）することによって、材内の任意の部分の異方性を数値として表現し、無欠点小試験片レベルで得られている結果を実大材の挙動の解析に適用することを目的としたものである。その手順は、まず第一段階として、両木口面の年輪のずれから樹軸と材軸のずれを推定して全体的な数値化をおこない（後述）、次に二段階目として節の配置を数値化し（検討中）、最後に節周りの繊維（木理）走向を数値化する（五里霧中）となっている。以下では、第一段階の木理の数値化法について述べる。

2. 木理の数値化

木材は、樹幹（丸太）をFig. 1(a)のように縦びきし、さらに、(b)のように鋸を入れることによって丸太から取り出される。木理は、この時の鋸を入れる位置と切削の角度 θ 、 ϕ によって決まってくるので、

- 1) 樹幹と材にそれぞれ直交座標系を設定し、切削による製材を2つの座標系間の座標変換として取り扱い、
- 2) 二つの座標系間の座標変換行列を定義し、
- 3) 材表面の木理を情報源として切削のパラメータと樹幹のパラメータを推定する。

という手順を踏むことによりその数値化を行なうことができる。

2.1 座標系の設定

材、及び樹幹（丸太）に対してそれぞれ左手系の直交座標系を設定する。材の座標系（UVW系）を図で示すとFig. 2のように、樹幹の座標系（XYZ系）を図で示すとFig. 3のようになる。

続いて、切削のパラメータを用いて、UVW系とXYZ系の関係を定める。まず、UVW系の原点がXYZ平面上にあるとし、そのXYZ系座標を $(x_0, 0, z_0)$ とする。この点が最初に鋸を入れた位置に相当する。UV平面は樹軸に対してFig. 1の縦びき時の角度 θ だけ傾いた切削面に相当する。そこで、XYZ系の原点からUV平面に下ろした垂線のZX平面への正射影をZ軸とし、ZX平面上で原点を通りこれと直交する直線をX軸とする。そして、垂線をUVW系の原点を通るように平行移動させた直線をW軸とすれば、UV平面は樹軸に対して θ だけ傾いた切削面に相当することになる。この時、W軸はXYZ軸を $(x_0, 0, z_0)$ だけ平行移動させた座標軸(X'Y'Z'軸)を、さらにX軸回りに θ だけ回転させて得られる直交座標系X''Y''Z''軸のZ''軸に相当する。

角度 ϕ はY軸（樹軸）をUV平面へ投影して得られる直線と切削方向がなす角度に相当する。UV平面上にありUVW系の原点を通り、切削方向へ伸ばした直線がV軸に相当し、Y軸をUV平面に投影して得られた直線がY'軸に相当するので、UV平面上でY'軸とV軸が角度 ϕ を成すようにV軸を定めれば良い。この時、U軸、V軸、W軸はX'Y'Z'軸をZ'(W)軸回りに ϕ だけ回転した後で得られる座標軸に相当する。

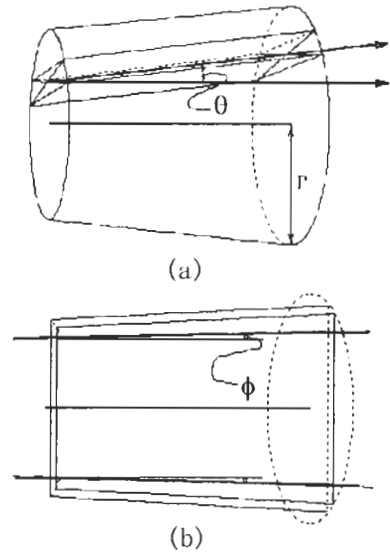


Fig. 1. Schematic diagram of sawmill process.

Notes: θ : Longitudinal sawing angle with respect to pith. ϕ : Edging angle with respect to pith.

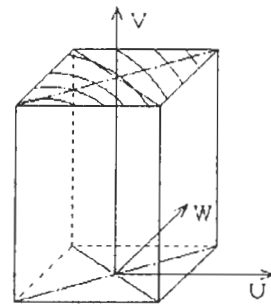


Fig. 2. Schematic diagram of UVW coordinate system.

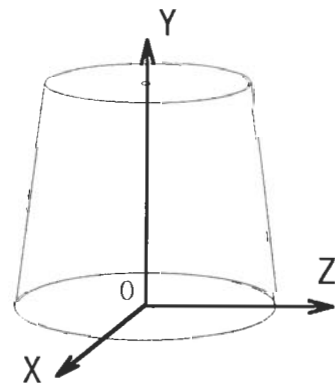


Fig. 3. Schematic diagram of XYZ coordinate system.

以上をまとめると、UVW軸はXYZ軸を木口面の中心座標 $(x_0, 0, z_0)$ 分だけ平行移動させた後 $(X'Y'Z'$ 軸)、X軸回りに θ だけ回転させ、さらに、回転後のZ軸(W軸)回りに ϕ だけ回転させたものになる。二つの座標系間の関係をFig. 4に示す。

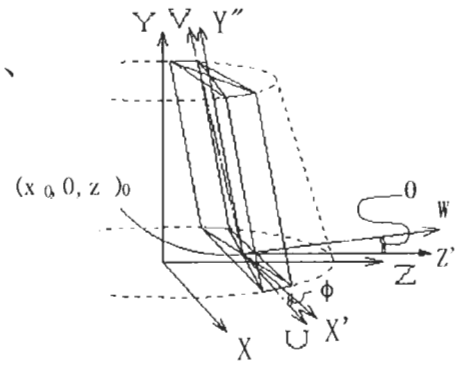


Fig.4. Schematic diagram of relationship between XYZ coordinate system and UVW coordinate system.

2.2 座標変換行列

UVW系からXYZ系への座標変換行列を定義する。なお、本論文では座標変換を一つの行列で表現できるように、座標表現として同次座標表現を用いる。

UVW系からXYZ系への座標変換行列 $T_{UVW \rightarrow XYZ}$ は、UVW系の原点 $(x_0, 0, z_0)$ をXYZ系の原点へ移動させる平行移動 $(X'Y'Z'$ 系からXYZ系への変換)と、UVW軸を $X'Y'Z'$ 系に一致させる回転変換の合成変換行列である。したがって、平行移動の行列を $T_{UVW \rightarrow X'Y'Z'}$ 、回転移動の行列を $T_{X'Y'Z' \rightarrow XYZ}$ とすると、 $T_{UVW \rightarrow XYZ}$ は

$$T_{UVW \rightarrow XYZ} = T_{UVW \rightarrow X'Y'Z'} T_{X'Y'Z' \rightarrow XYZ} \quad (1)$$

で与えられる。

回転変換はW軸回りの角度 ϕ の回転変換(UVW系から $X'Y'Z'$ 系への変換)と X' 軸回りの角度 θ の合成変換であるからその座標変換行列 $T_{UVW \rightarrow X'Y'Z'}$ は、

$$T_{UVW \rightarrow X'Y'Z'} = \begin{bmatrix} \cos \phi & \cos \theta \sin \phi & \sin \theta \sin \phi & 0 \\ -\sin \phi & \cos \theta \cos \phi & \sin \theta \cos \phi & 0 \\ 0 & -\sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

で与えられる。平行移動の行列 $T_{X'Y'Z' \rightarrow XYZ}$ は同次座標表現では、

$$T_{X'Y'Z' \rightarrow XYZ} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ x_0 & 0 & z_0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3)$$

で与えられる。したがって式(1), (2), (3)より $T_{UVW \rightarrow XYZ}$ は、

$$T_{UVW \rightarrow XYZ} = \begin{bmatrix} \cos \phi & \cos \theta \sin \phi & \sin \theta \sin \phi & 0 \\ -\sin \phi & \cos \theta \cos \phi & \sin \theta \cos \phi & 0 \\ 0 & -\sin \theta & \cos \theta & 0 \\ x_0 & 0 & z_0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

で与えられる。

また、 $T_{UVW \rightarrow XYZ}$ の逆変換行列(XYZ系からUVW系への座標変換行列) $T_{XYZ \rightarrow UVW}$ は、

$$\begin{aligned} T_{XYZ \rightarrow UVW} &= T_{UVW \rightarrow XYZ}^{-1} = T_{XYZ \rightarrow X'Y'Z'} T_{X'Y'Z' \rightarrow UVW} \\ &= T_{X'Y'Z' \rightarrow XYZ}^{-1} T'_{UVW \rightarrow X'Y'Z'} \end{aligned}$$

$$= \begin{bmatrix} \cos\phi & -\sin\phi & 0 & 0 \\ \cos\theta\sin\phi & \cos\theta\cos\phi & -\sin\theta & 0 \\ \sin\theta\sin\phi & \sin\theta\cos\phi & \cos\theta & 0 \\ -x_0\cos\phi & x_0\sin\phi & -z_0\cos\theta & 1 \\ -z_0\sin\theta\sin\phi & -z_0\sin\theta\cos\phi & & \end{bmatrix} \quad (5)$$

で与えられる。

2.3 パラメータの推定

2.3.1 年輪の円近似と x_0, z_0 の推定

XYZ座標系の $y=0$ 断面上に原点からの距離 r とX軸となす角度 α をパラメータとする極座標系を設定すると、 $x_0 = r_0 \cos\alpha_0$ 、

$z_0 = r_0 \sin\alpha_0$ ($r_0 = \sqrt{x_0^2 + z_0^2}$) と表わすことができる。断面上における年輪は原点を中心とする円であるので、 r_0 は平面 $y=0$ 上で点 (x_0, z_0) を通る年輪の曲率半径に相当し、 α_0 は中心の方向を表わす角度に相当する。すなわち、木口面に現れた年輪を円近似して、その曲率半径と曲率中心の角度を推定してやれば (x_0, z_0) を推定することができる。

年輪の円近似は、文献¹⁾の方法を参考にし、半径1mm間隔の同心円を描いた透明なプレートを作成し、その中心線が木口面の中心位置に来るように、木口面に押しあてて、中心線が木口面の中心上にあるように平行に移動、回転させて、プレートに描かれた同心円と年輪とが重なるようにする。その時の中心位置の曲率半径(r_0)を読み取り、さらに、分度器を用いて、木口面の水平線とプレートの中心線がなす角度(α_0)を読み取る。読み取った値をXZ系の座標に変換すれば、 x_0, z_0 を推定することができる。その概要をFig. 5に示す。

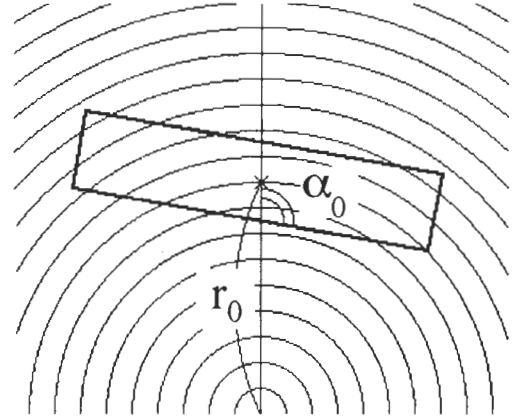


Fig.5. Schematic diagram of measuring annual ring parameter with overlay plate.

Notes: r_0 : Annual ring radius at center of base cross section. α_0 : Angle with

2.3.2 θ, ϕ の推定

基準木口面の中心のXYZ系座標を $(x_0, 0, z_0)$ とし、反対側の木口面の中心の座標を (x'_0, y'_0, z'_0) とする。材の長さ l であるとするこの2点間を結ぶベクトル $(x'_0 - x_0, y'_0, z'_0 - z_0)$ のUVW座標系表現は材の長さ l であるとする $(0, l, 0)$ となる。したがって、座標変換行列 $T_{XYZ \rightarrow UVW}$ を用いれば、

$$(x'_0 - x_0)\cos\phi + y'_0\cos\theta\sin\phi + (z'_0 - z_0)\sin\theta\sin\phi = 0 \quad (6)$$

$$-(x'_0 - x_0)\sin\phi + y'_0\cos\theta\cos\phi + (z'_0 - z_0)\sin\theta\cos\phi = l \quad (7)$$

$$-y'_0\sin\theta + (z'_0 - z_0)\cos\theta = 0 \quad (8)$$

という連立方程式が得られる。この式から近似的に、

$$\sin\phi = -\frac{x_0 - x'_0}{l} \quad (9)$$

$$\sin \theta = \frac{z_0 - z'_0}{l} \cos \phi \quad (10)$$

という式を導くことができ、この式を用いて θ , ϕ を推定することができる。

2.3.3 樹幹のパラメータの推定

異方性の評価を行なうためには樹幹の細りを推定する必要がある。木の生長量は地上高さによって異なり、生長円錐の細りは樹幹内で同一ではないので、生長円錐ごとの細り角を推定する必要がある。そのために、両木口面の平均年輪幅 Δr , $\Delta r'$ と、木裏側に最初に現れる年輪の年輪番号の二つの木口面間でのずれ Δn を測定する。 Δr , Δn を用いると基準木口面で樹軸から n 番目の生長円錐の γ_n は、

$$\begin{aligned} \tan \gamma_n &= \frac{r'_n - r_n}{y'} = \frac{r'_0 + \Delta r' \times (n + \Delta n) - r_0 + \Delta r \times \Delta n}{y'} \\ &= \frac{(r'_0 + \Delta n \times \Delta r' - r_0)}{y'} + \frac{(\Delta r' - \Delta r) \times n}{y'} \\ &\equiv \tan \gamma_0 + n \Delta r_{\text{gradient}} \left(n = \frac{r_n - r_0}{\Delta r} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

で与えられる。したがって、 Δr , $\tan \gamma_0$, $\Delta r_{\text{gradient}}$ の3つの値を求めれば任意の生長円錐の細りを求めることができるので、これら3つの値を樹幹のパラメータとして扱う。

2.4 木理パラメータを用いた異方性の評価法

2.4.1 TLR座標系の設定

異方性の影響を考慮に入れた評価を行うために、材上の任意の点におけるT,L,R方向を3つの座標軸とする座標系をその点に関するTLR座標系とし、UVW系(XYZ系)のベクトルのTLR成分を求め、その値を用いて異方性評価を行う。点P(∈XYZ系)に関するTLR座標系はFig. 6に示したように定義される。樹幹の細りがあるためにL軸はRT平面に対して垂直ではなく、斜交座標系になる。

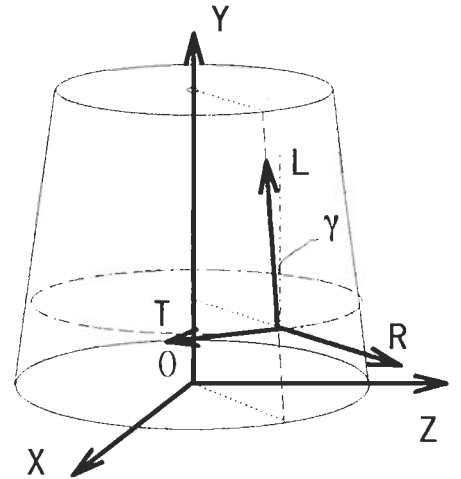


Fig. 6. Schematic diagram of TLR coordinate system.

Notes: T: Tangential direction, L: Fiber direction, R: Radial direction, γ : Thin angle of trunk.

2.4.2 座標変換行列の定義

TLR系3軸の単位ベクトルのXYZ座標系表現をそれぞれ $e_{T_{xyz}}$, $e_{L_{xyz}}$, $e_{R_{xyz}}$ とすると、

$$\begin{aligned} e_{T_{xyz}} &= [\sin \alpha \quad 0 \quad -\cos \alpha] \\ e_{L_{xyz}} &= [\cos \alpha \sin \gamma \quad \cos \gamma \quad \sin \alpha \sin \gamma] \\ e_{R_{xyz}} &= [\cos \alpha \quad 0 \quad \sin \alpha] \end{aligned} \quad (12)$$

で与えられる。したがって、点PのXYZ系座標値を (x, y, z) とすると、TLR系からXYZ系への座標変換行列 $T_{TLR \rightarrow XYZ}$ は、

$$\mathbf{T}_{\text{TLR} \rightarrow \text{XYZ}} = \begin{bmatrix} \sin \alpha & 0 & -\cos \alpha & 0 \\ \cos \alpha \sin \gamma & \cos \gamma & \sin \alpha \sin \gamma & 0 \\ \cos \alpha & 0 & \sin \alpha & 0 \\ x & y & z & 1 \end{bmatrix} \quad (13)$$

で与えられる。XYZ系からTLR系への座標変換行列 $\mathbf{T}_{\text{XYZ} \rightarrow \text{TLR}}$ はその逆変換行列であるから、

$$\mathbf{T}_{\text{XYZ} \rightarrow \text{TLR}} = \begin{bmatrix} \sin \alpha & 0 & \cos \alpha & 0 \\ 0 & 1/\cos \gamma & -\tan \gamma & 0 \\ -\cos \alpha & 0 & \sin \alpha & 0 \\ -x \sin \alpha + z \cos \alpha & -y/\cos \gamma & -x \cos \alpha + y \tan \gamma & 1 \\ & & -z \sin \alpha & \end{bmatrix} \quad (14)$$

で与えられる。

参考文献

- 1) Rudolf E. Booker : A method for recording annual ring orientation in boards I, FPJ、37(6)、31-33、(1987)

1. はじめに

近年、構造用の集成材を用いた建築物が広く普及し、大規模構造物のみならず、一般住宅においてもかなり集成材が利用されるようになってきている。住宅メーカーも集成材を用いた住宅をエンジニアリングウッド仕様などと呼んで、セールスポイントにもしているようであり、集成材の需要はますます高くなっている。

このような状況により集成材の生産量は着実に増加の傾向を見せており、国内の集成材製造工場も増えつつあるものの、現在の集成材の生産・供給体制は、集成材としての性能特性（特に力学的特性）を必ずしも十分に生かしておらず、あまり効率的ではないように思われる。

集成材は再構成材料であるため、その性能は構成要素(ラミナ)の性能とその構成方法に大きく依存している。また集成化される事によりエレメントの性能が平均化され、ばらつきが減少し、信頼性の向上が図られる。これらのことは裏を返せば、ラミナの性能をコントロールすることによって必要性能に応じた集成材の生産が可能であり、またある程度低質なラミナでもうまく構成することにより利用可能であるということを意味するものでもある。

現在建設中の大館ドームについては、力学的には必ずしも優れていると言えないスギ材を用いて集成材を製造するにあたり、必要性能に満たない集成材が発生することを抑えるため、飯島ら¹⁾の報告を基に使用する原木をヤング係数等により制限し、さらにラミナ1枚1枚のヤング係数を測定してより合理的に断面の構成を行ったということである。大館ドームでは約30万枚のラミナを使用したということだが、このような生産システムの検討により、当初の試算よりかなり効率的な集成材の製造を行うことが出来たということである。

また先頃、建築基準法の見直しを進めている建築審議会の分科会より、「仕様規定」を基にした現行法を抜本的に改め「性能規定」に移行していくという素案が出されたが、そのような法改正がなされた際には、設計側あるいは建築確認の担当者（建築主事など）から材料についての性能及びその信頼性を明確に問われるようになると考えられる。さらにこれに関連して、現在、建築物の構造設計方法を許容応力度設計法から限界状態設計法へ移行させるための準備も進められており、今後ますます材料の性能信頼性が問われるようになってくると考えられる。

今回改正される新しい集成材のJAS基準では、ラミナの性能及び構成が具体的に提示され、それに従うことにより集成材の強度等級を格付けすることができるようになっており、性能設計としての要素が取り入れられている。しかしながら、これは下限値としての条件を規定しているものであって、明確な性能を示すものではなく、また必ずしも合理的な製造に対応するものとはいえない。

今後の更なる集成材の需要の拡大に対し、効率的で安定した供給を図っていくためには、集成材の性能設計方法を確立し、必要性能に応じて合理的に集成材を生産するシステムを開発することが急務であるといえる。

近年、集成材の性能に関する様々な報告がなされ、性能設計のための基礎モデルが形成されつつあるが、我国に於ける集成材に関する実験データの蓄積はあまり多くなく、データの信頼性の評価が難しい状況にある。現在、これに対する方法として注目されているのが、確率モデルを用いたシミュレーションによりこれら进行评估しようとするものである。以下にこの手法を用いた集成材の性能予測方法及びそのモデルの検討のための集成材の実大実験に関して報告する。

2. 確率モデルを用いたシミュレーションによる集成材の性能予測方法

2.1 シミュレーション手法の概況

木材・木質材料の性能保証を行う際には、大量の試験を行い、そのデータを統計処理して確率論的に保証する方法が理想的である。しかし大断面集成材等の実大材について、そのような大量の強度試験を行いデータを収集するには、かなりの期間と費用を要すると考えられる。そこで、実在のラミナの基礎データに基づき仮想の集成材を作製して性能分布を予測するという、シミュレーションによる方法が検討されてきた。

このシミュレーションの大きなポイントは仮想ラミナに性能を与える確率モデルと、集成材のMORを予測する破壊モデルにあると言え、このモデル化の方法について研究²⁻⁹⁾が重ねられている。

仮想ラミナに性能を与える確率モデルは、仮想ラミナが、実在のラミナの性能分布を母集団とするように、性能を与えるモデルであり、木材の性能のばらつきを考慮し、確率的に性能を与える必要がある。このような場合、乱数を用いてこれをシミュレートするモンテカルロ法⁶⁻¹⁰⁾が大変有効な手段であり、解析的なモデルでしばしば余儀なくされるような過度の理想化や単純化の要求を緩和して、より現実に近いシミュレーションモデルを作ることができる。即ち、モンテカルロ法では、基礎データの確率分布を基にして、実験的標本値と似た性格をもつデータを大量に作製することが可能である。しかし基礎データとの適合性の高い仮想データを得るには、基礎データにあてはめる分布関数の設定や、それぞれの変数の相関関係等を考慮した確率モデル⁴⁻⁹⁾を作成することが重要である。

また集成材の破壊モデルは、載荷により集成材の各層に生じる応力分布と各層のラミナの最大耐力の関係について破壊条件を設定するものである。各層の応力分布は、弾性域については、各層のヤング係数を均質とし、曲げにおける断面の平面保持を仮定すれば容易にモデル化が可能であるが、塑性域については応力-歪み曲線に関していくつかの提案¹⁴⁾

がされており、それらを踏まえたモデルの設定が必要となる。各層のラミナの最大耐力については、パラメータとしてラミナの曲げ強度あるいは引張強度を用いて破壊条件式を設定している^{4, 5, 7-9)}が、それ以外にも、節などの欠点は破壊に大きく関与しているものと考えられ、それらを含めた破壊条件式^{4, 8, 9)}も提案されている。

シミュレーションのモデルについては、より実在ラミナの基礎データに適合し、実際の破壊現象に対応したモデルを作成する事が重要であり、今後、予測精度向上させるために、入力するラミナの基礎データの蓄積量を増やし、その一方で破壊モデル及びそのパラメータの設定について見直すことも必要であると思われる。しかしながらパラメータを多くし、モデルを複雑化させることは、シミュレーションのために必要な基礎データの収集量と計算時間を増大させることになるため、その結果得られる予測精度の向上が、誤差範囲に許容されてしまう程度のものであれば、そのようなモデルの複雑化は必ずしも有効であるとは言えない。シミュレーションモデルは、実際の現象(結果)に即していると同時に、より簡略化されていることが重要である。

現在提案されているシミュレーションモデルには、いくつか検討課題は残されているものの特定の適用範囲においては、かなり実用可能なレベルまで研究が進んできているものもある。今後、様々な樹種のラミナを用いた場合や、構成方法による違い等について実験的な検証を行い、それらのモデルの汎用性を図る事が重要であると考えられる。

2.2 実大実験によるモデルの検討

以上のような既往の研究²⁻⁹⁾を踏まえ、新たに作成したシミュレーションモデルについて、実大ラミナの性能試験及び実大集成材の曲げ破壊試験の結果^{11, 12)}を適用して検討した。

この実験は宮城県花山産の約40年生の立木50本の1, 2番玉(6m)より採材した断面30×120mmのラミナを供試材としており、図1のフローチャートに示されるように、4mを集成材作製に、残りの2mを強度試験に用いている。

2.3 シミュレーションモデル

集成材の曲げ性能予測のシミュレーションモデルのフローチャートを図2に示す。それぞれの手順の詳細をを以下に示す。

1) ラミナMOE分布の確率密度関数へのあてはめ

集成材の作製に用いるラミナ（以下実在ラミナとする）のヤング係数分布に適合する分布関数を求める。本実験では、集成材作製の4.0mラミナ126体について、非破壊の静的曲げによりヤング係数を求め、そのMOE分布に正規分布、対数正規分布、ワイブル分布の3つの分布関数をあてはめ、それぞれの適合度をK-S (Kolmogorov-Smirnov) 検定により検討した。その結果、ワイブル分布の適合レベルが一番高く、これにより実在ラミナのMOE分布をワイブル分布に仮定した。（図3）

2) モンテカルロ法による仮想ラミナの作製

シミュレーションに用いる仮想ラミナを実在ラミナのMOE及び各強度（MOR(曲げ破壊係数), TS(引張強さ), CS(圧縮強さ)）のデータより作製する。以下にその手順を述べる。（図4参照）

①実在ラミナのMOE分布にあてはめた分布関数に従う乱数を発生させ、仮想ラミナのMOEを決定する。本実験ではラミナのMOE分布をワイブル分布にあてはめたので、一様乱数 r をワイブル分布関数 $F(x)$ の逆関数 $F^{-1}(x)$ に代入して仮想のMOEを求める。

$$MOE = \theta \times \{-\ln(1-r)\}^{1/m} + \gamma \quad (1)$$

ここで、 m ：形状パラメータ、 θ ：尺度パラメータ
 γ ：位置パラメータ

ただし、ラミナのMOEの範囲については、実在ラミナのMOE分布の最小値と最大値の間の値が発生するように範囲を調整する必要がある。このためMOEの下限値 MOE_{low} 、上限値 MOE_{up} の確率密度 X_{low} 、 X_{up} を式(2)、(3)より求め、一様乱数 r (0~1) の発生範囲を r' ($X_{low} \sim X_{up}$) の範囲に変換する。（式(4)）

$$X_{low} = 1 - \exp[-\{(MOE_{low} - \gamma)/\theta\}^m] \quad (2)$$

$$X_{up} = 1 - \exp[-\{(MOE_{up} - \gamma)/\theta\}^m] \quad (3)$$

$$r' = X_{low} + (X_{up} - X_{low}) \times r \quad (4)$$

②発生させた仮想ラミナMOE値を、実在ラミナのMOEと各強度の回帰直線式

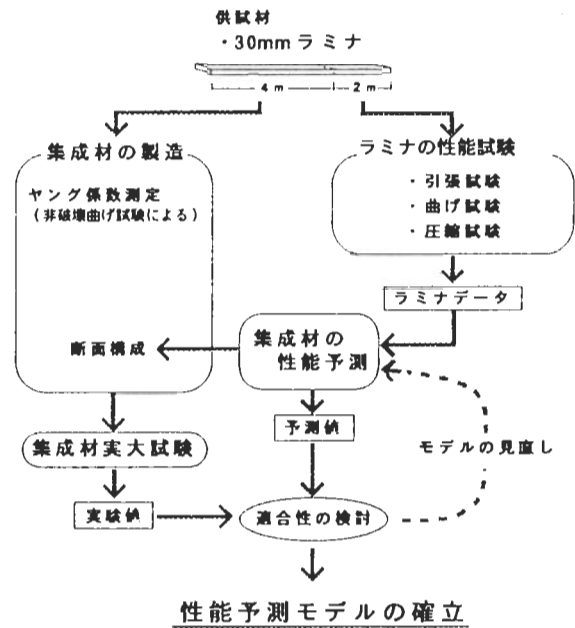


図1 実験フローチャート

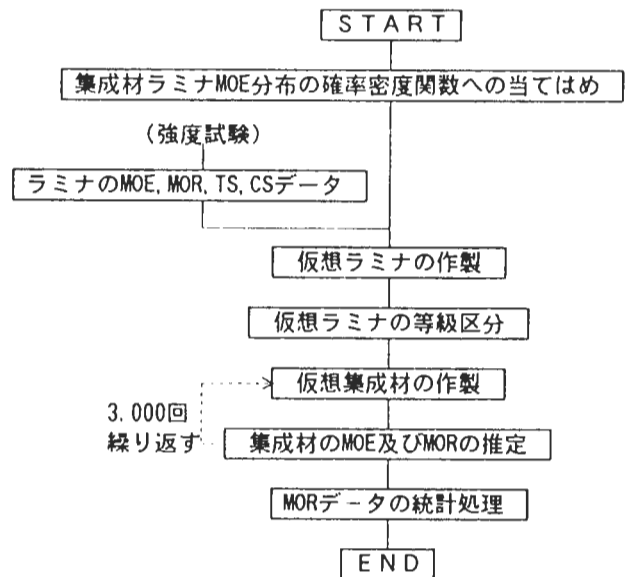


図2 シミュレーション フローチャート

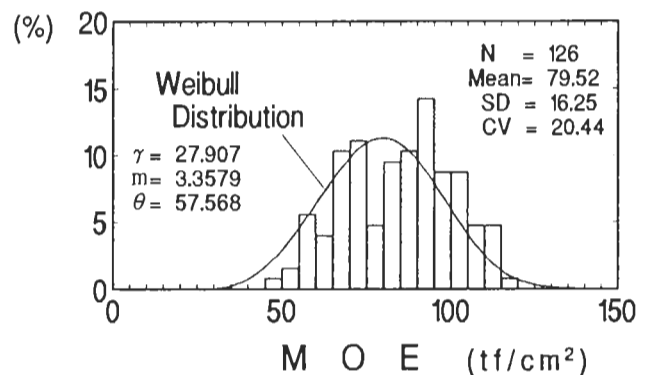


図3 実在ラミナMOE分布

$$f_i' = A \times MOE_i + B \quad (5)$$

に代入し、回帰直線上の強度値(f_i')を求める。

③各強度の実現値(f_i)の回帰直線式からの誤差 U_i を乱数により発生させる。このとき U_i の値は、MOEと各強度の相関における回帰直線に対する強度の標準誤差 S_e を標準偏差とする正規分布 $N(0, S_e^2)$ に従って分布しているとし、また各強度の U_i は互いに相関を持っているとする。本実験では図5に示す実在ラミナのMOE, MOR, TS, CSデータにおけるMOEとの回帰データ及び各強度間の相関係数により各強度の S_e についての共分散行列づくり、3変量正規乱数を発生させた⁴⁾。

④ f_i' に U_i を加え、仮想ラミナ強度 f_i を求める。

$$f_i = f_i' + U_i \quad (6)$$

3) ラミナの等級区分及び仮想集成材の作製

仮想ラミナをMOEにより等級区分し、その各等級からランダムにラミナを選択して、仮想集成材を作製する。本実験では8plyの断面構成を図6に示すように構成し、ラミナを3等級に区分した。仮想ラミナにおける制限値を表1に示す。

4) 仮想集成材のヤング係数推定モデル

作製した仮想集成材のMOEは、各ラミナのMOEを均質であると仮定し、(7)式に示される等価曲げ剛性の関係⁷⁾より求めた。

$$EI = \sum_{i=1}^n E_i I_{i-nn} \quad (7)$$

- E : 積層材のヤング係数
- I : 積層材の断面2次モーメント
- E_i : 各層のヤング係数
- I_{i-nn} : 各層の中立軸に関する断面2次モーメント

5) 仮想集成材の曲げ破壊係数推定モデル

MORの推定については、以下のモデルを用いた。

①破壊の条件式

集成材の破壊が引張側外縁部より生じると仮定し、図7に示されるような集成材外縁における応力分布に基づき、破壊条件として(7)式に示される最外層ラミナのMOR, TSによる複合応力についての破壊条件式⁴⁻⁶⁾を用いた。

$$\left(\frac{\sigma_{i-b}}{f_{i-b}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{i-t}}{f_{i-t}} \right)^2 = 1 \quad (7)$$

- σ_{i-b} : i 層ラミナの曲げ応力成分
- σ_{i-t} : i 層ラミナの引張応力成分
- f_{i-b} : i 層ラミナの曲げ破壊係数
- f_{i-t} : i 層ラミナの引張強さ

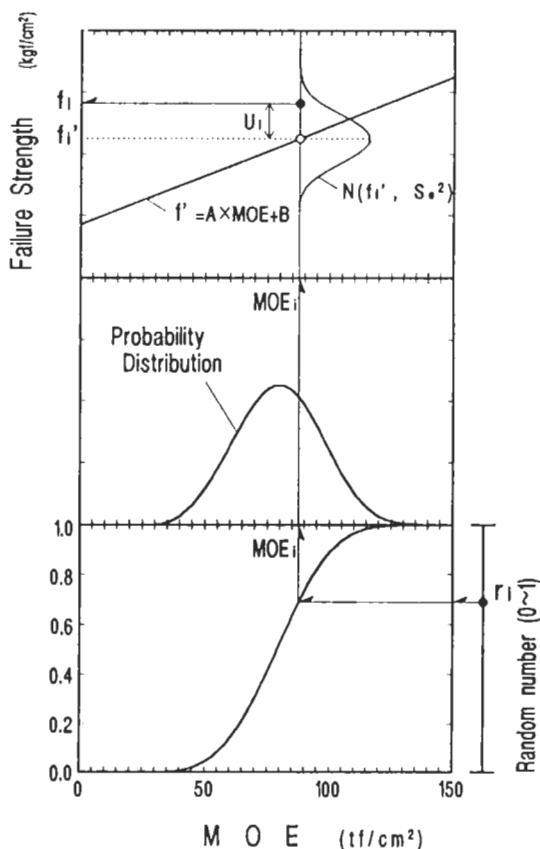


図4 仮想ラミナの性能決定

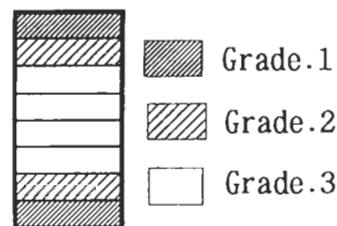


図6 集成材の断面構成

表1 ラミナの等級区分制限値

Grade 1	MOE ≥ 91.5 tf/cm ²
Grade 2	91.5 > MOE ≥ 81.0 tf/cm ²
Grade 3	81.0 > MOE tf/cm ²

② 積層による欠点の補強効果

破壊条件式に入力されるデータはラミナ単体を試験した場合の性能を評価したものである。引張強度については、破壊において欠点の影響を受けやすく、積層された場合これらが補強されラミナ単体の性能

より強度が向上すると考えられる。この補強効果については、定量的に評価するのは困難であるため、それらを確率的に評価する方が現実的であり、そのひとつの方法としていくつかの要素からなるシステムを考え、その破壊発生を確率過程理論により評

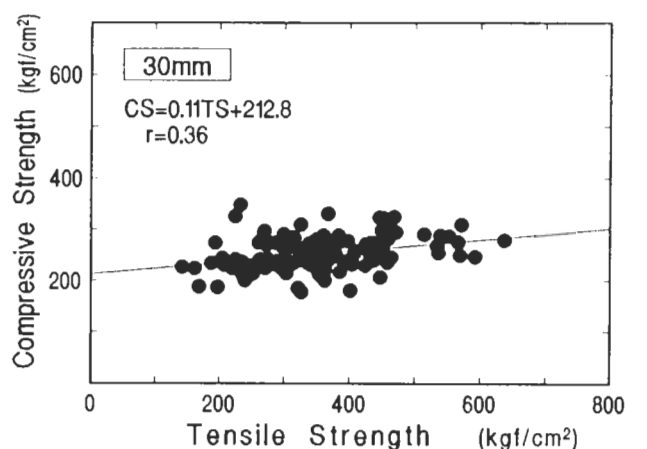
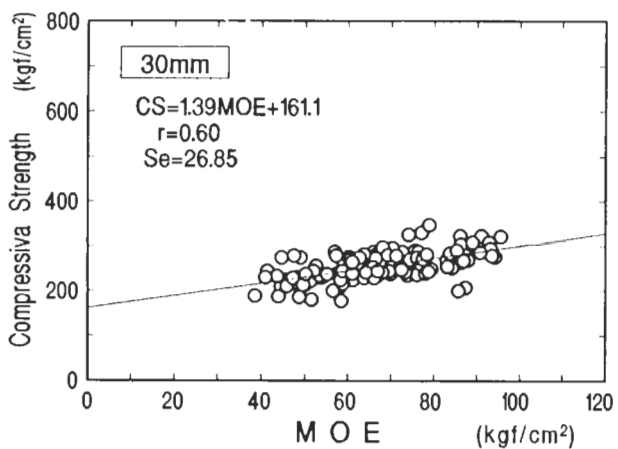
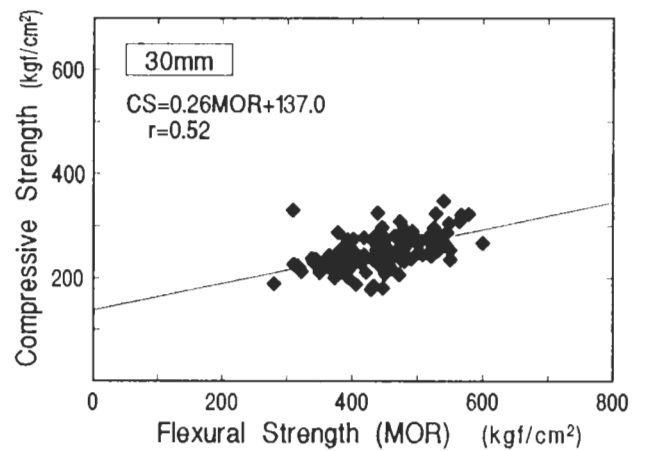
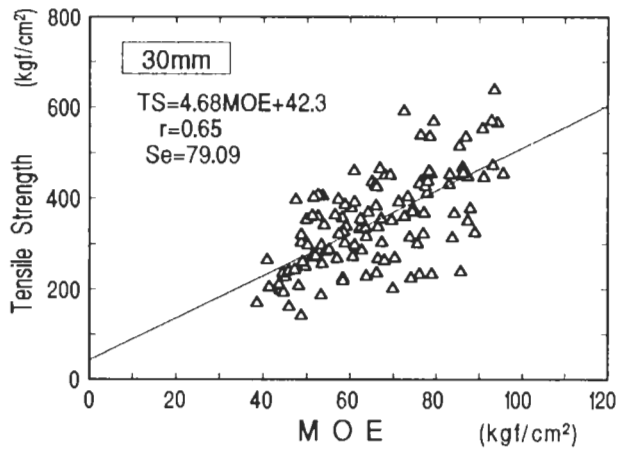
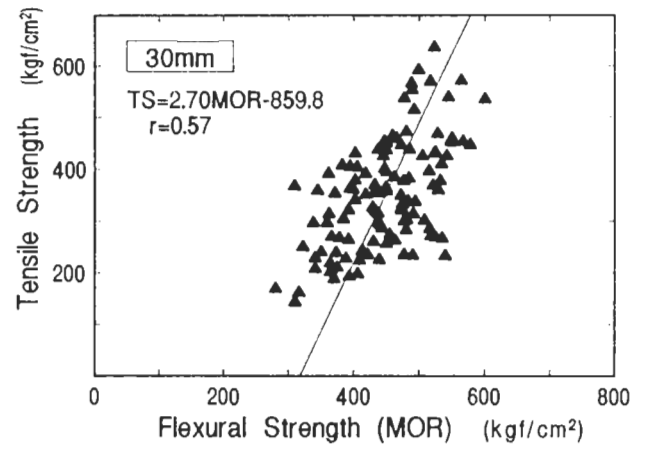
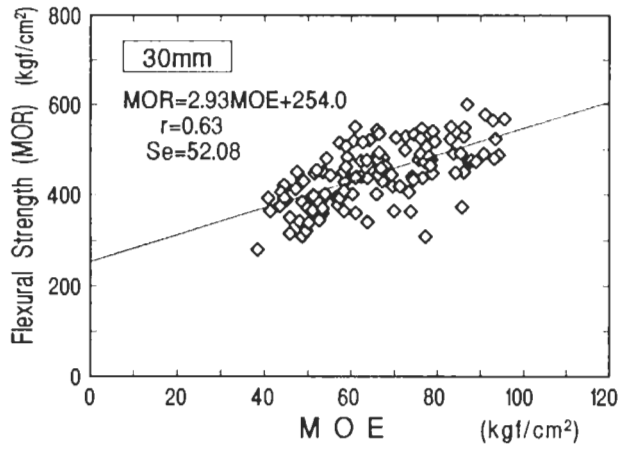


図5 実在ラミナのヤング係数及び強度間の相関関係

価する方法^{13, 14)}を適用した。これは時間（応力）の推移と共に各要素（欠点）が未破壊状態から破壊状態へ移り変わって行く現象を一種のMarkov過程と考え評価するものであり、m個の要素からなるシステム全体、即ちm個の欠点を持ったラミナに応力速度一定（ $\dot{\sigma}$ ）で一樣な引張応力が作用する場合、このラミナの生存確率は(8)式で示される。ここでLは微細構造の非均質性を意味するパラメータであり、 β は材料定数である。

$$P(\sigma) = \exp\left[-\frac{mL}{(\beta+1)\dot{\sigma}}\sigma^{\beta+1}\right] \quad (8)$$

破壊強度の確率分布F(σ)は生存確率との関係から(9)式で与えられる。

$$F(\sigma) = 1 - P(\sigma) = 1 - \exp\left[-\frac{mL}{(\beta+1)\dot{\sigma}}\sigma^{\beta+1}\right] \quad (9)$$

従って、破壊強度の確率密度関数は、

$$q(\sigma) = \frac{mL}{\dot{\sigma}}\sigma^{\beta}\exp\left[-\frac{mL}{(\beta+1)\dot{\sigma}}\sigma^{\beta+1}\right] \quad (10)$$

で表され、破壊強度の最頻値 $\bar{\sigma}$ は(11)式で求められる。

$$\bar{\sigma} = \left[\frac{\beta\dot{\sigma}}{mL}\right]^{\frac{1}{\beta+1}} \quad (11)$$

積層により欠点が補強される効果を欠点の減少として考えると、補強効果はm値で評価される。ラミナが積層接着されることにより欠点がm'になったとすると、破壊強度の増大は

$$\frac{\bar{\sigma}'}{\bar{\sigma}} = \frac{\left[\frac{\beta\dot{\sigma}}{m'L}\right]^{\frac{1}{\beta+1}}}{\left[\frac{\beta\dot{\sigma}}{mL}\right]^{\frac{1}{\beta+1}}} = \left(\frac{m'}{m}\right)^{\frac{1}{\beta+1}} \quad (12)$$

となる。(13)は(8)式を2回対数をとって変換した(13)式の傾きとして示される。

$$\ln\{-\ln P(\sigma)\} = \ln\left[\frac{mL}{(\beta+1)\dot{\sigma}}\right] + (\beta+1)\ln\sigma \quad (13)$$

本実験におけるラミナ引張試験の結果より破壊強度とその破壊確率を求め、破壊強度の対数及び生存確率の2回対数を軸にとったものを図8に示す。こ

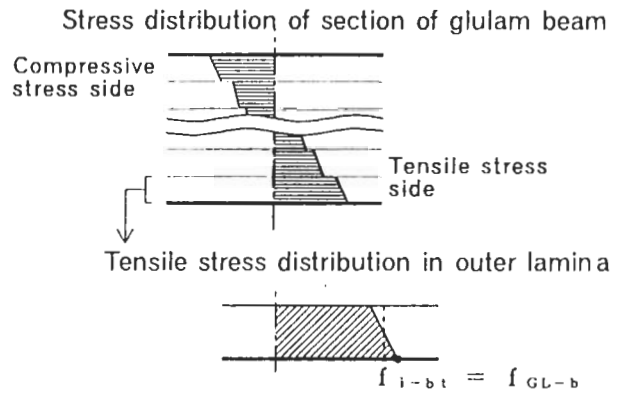


図7 集成材曲げにおける外縁部の断面応力分布
Note: f_{GL-b} =集成材外縁の最大応力
 f_{i-bt} =ラミナの複合応力

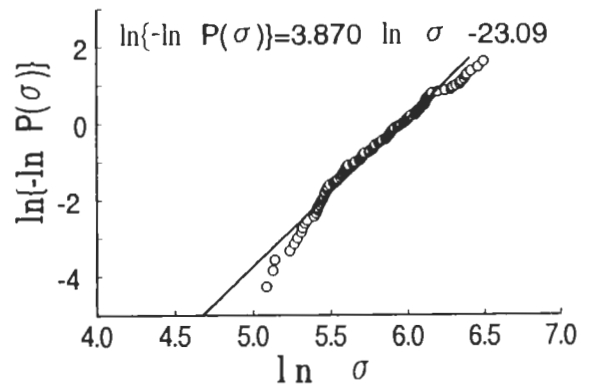


図8 ラミナの引張強度と生存確率の関係

の回帰式より $\beta = 2.869$ が求められる。またラミナの片面が接着されることにより欠点が半減すると仮定し、引張試験での引張区間距離と実大曲げ試験での荷重点間距離の比を考慮すると、 $m' = 0.873m$ となり、これらを(12)式に代入すると

$$\frac{\bar{\sigma}'}{\bar{\sigma}} = \frac{1}{0.873}^{\frac{1}{2.869}} \approx 1.035$$

となる。即ち、補強効果により引張強さは1.035倍になると評価できる。

③ 破壊過程における塑性化の検討

実大集成材の曲げ破壊においては破壊に達するとき、梁断面には塑性化がかなり進行していると考えられる。木材の塑性化に関する引張及び圧縮応力-ひずみ曲線の仮定についてはいくつかの提案¹⁵⁾がなされているが、スギラミナに関する実験¹¹⁾で得られた応力-ひずみ曲線を踏まえ、またより明快な

モデル化という点を考慮して、本研究では金の提案した仮定¹⁶⁾を適用した。この仮定は、応力-ひずみ曲線を図9の様に近似化しており、圧縮については圧縮強度に達するまでは線形弾性で、それ以後は完全塑性とし、引張については線形弾性とするものである。

2.4 シミュレーションの結果及び考察

シミュレーションにより作製された仮想集成材のMORと実大試験より得られたMORを、累積頻度曲線に表したものを図10に示す。(実在集成材及び仮想集成材のMOEは90~92tf/cm²の範囲に限定している) 予測値は実験値にほぼ一致する分布となった。この結果について「実大試験の結果は本解析モデルによって予測された分布の母集団から得られたものであるとみなしてもよい」という帰無仮説のもとにK-S検定を行ったところ、棄却レベルは20%以上となり、シミュレーションの結果が妥当なものであることを示した。

2.5 シミュレーション予測における今後の展開

今回提案したシミュレーションモデルは、確率モデルに、ヤング係数分布及びヤング係数と各強度間の回帰データを入力すれば性能予測が可能である。したがって、ラミナのデータベースが蓄積され、樹種ごと、あるいは地域ごとの汎用データが設定できるようになれば、ヤング係数の測定のみによりシミュレーションが可能となり、かなり実用的レベルでの性能予測が可能になると考えられる。

3. 集成材利用の今後の展望

現在、かなりの集成材が海外から入ってきており、製材同様国産のものに比べ安い価格で流通しているようである。国産の集成材がこれらの輸入集成材と競合していくためには、やはり必要性能に適合した材料を効率的に生産し、コストの減少を図っていく必要があると考えられる。

また、スギ間伐材などの中小径木についても、適正な等級区分及び構成の配置により十分構造材として利用可能であると考えられる。特に、最近急激に

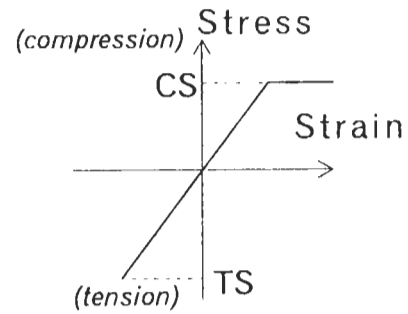


図9 金のモデルによる応力-ひずみ曲線

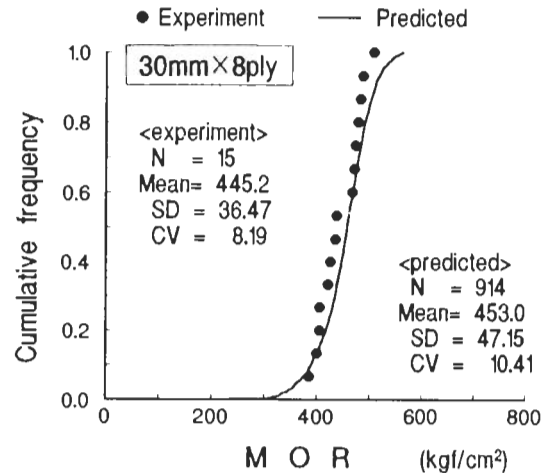


図10 予測値と実験値の累積頻度曲線

需要が増大している住宅部材としての集成材では、あまり高い力学的性能が要求されないことや、材幅が150mm程度で済むという点でも有効な利用方法であり、スギ利用促進のための重要な解決方法になりうると期待される。

文 献

- 1)飯島泰男, 岡崎泰男: "秋田県産スギ材の材質と強度性能(II)", 日本建築学会1995年度大会学術講演梗概集, C-1, pp. 77-78, 1995
- 2)林知行: 木材学会誌, 35(11), 1048-1057 (1989)
- 3)林知行: 木材学会誌, 35(12), 1144-1153 (1989)
- 4)林知行: 木材学会誌, 36(10), 812-818 (1990)
- 5)林知行: 材料, 39(444), 1197-1202 (1990)
- 6)林知行: 木材工業, 45, 353-358 (1990)

- 7)小松幸平：“構造用集成材の強度と破壊性状 Part. II”，木構造設計資料編集委員会編，財団法人日本住宅・木材技術センター，1991，
- 8)平嶋義彦，山本幸雄，鈴木滋彦：木材学会誌，**40**(11)，1178-1179（1994）
- 9)三橋博三，板垣直行，他2名：木材学会誌，**42**(2)，122-129（1996）
- 10)伊藤學，他3名共訳：“土木・建築のための確率・統計の応用”，丸善，1988
- 11)江刺拓司，他4名：“スギ積層材の性能設計に関する実験的研究(1)-スギ積層材エレメントの性能-”，日本木材学会大会研究発表要旨集，Vol. 46，p. 132，1996
- 12)板垣直行，他4名：“スギ積層材の性能設計に関する実験的研究(2)-スギ積層材の性能設計及び実大曲げ試験-”，日本木材学会大会研究発表要旨集，Vol. 46，p. 133，1996
- 13)Mihashi, H. : Fracture Mechanics of Concrete, F. H. Wittmann, Ed. , Elsevier, 1983, pp. 301-339.
- 14)横堀武夫：“材料強度学 第2版”，岩波書店，1964，pp. 161-218
- 15)杉山英男：“建築構造学大系22 木構造”，彰国社，1971，pp. 33-49.
- 16)金俊三：土木学会論文集，**5**，41-55（1950）

伝統的継手仕口による木材の接合

森林総合研究所 木材利用部 接合研究室* 軽部正彦

はじめに

伝統的継手・仕口は、木材の接合部すべてが木から出来ている。そのため、他の形式の接合部に比べて、接合金物を使わない、耐火被覆が必要ない、嵌め合い接合のために補助や工期が不必要など、有利な点を持っている。また、芸術的ともいわれるまでに洗練された機能美は、建築設計者などに根強い人気を持っている。そのような状況にもかかわらず、相変わらず慣習による継手加工と施工が行われて、用いられているのが現状であろう。

従来、伝統的継手の研究は、軸組工法に多く用いられる 105mm 角程度に対してのものがほとんどで、大断面集成材についての研究は少ない。

また、一つとして同じ物が無いくらい数多い伝統的継手・仕口が存在するものの、研究対象となってきた継手・仕口は、蟻、鎌迫掛など数種類に限られている。

一方、部材寸法の大小によって破壊応力が異なることは、他の構造用材料において周知の事実とされるところだが、木材では従来、大断面の部材を作り得なかった。しかし近年の集成加工の技術の進歩によって、大断面部材が日常的に用いられてきている現在、それらの寸法効果と言えらる破壊に対する状況の違いを明らかにする必要がある。

本研究の概要

本研究では、比較的耐力が高いといわれている略鎌形式の追掛大栓継手と金輪継手の 2 つの継手形式について取り上げ、基本的な力学的性能である引張、曲げ性能について、実大部材を破壊実験した。部材の断面寸法は、正角製材程度のものから大断面集成材までの断面を想定し、75×100, 112.5×150, 150×200, 225×300 の 4 種類の断面とした。試験体は、繰返し数を 3 として、全 48 体 [2 試験方法、2 継手形式、4 断面、各 3 体] から構成される。

追掛大栓継手は、接合される部材同士(男木と女木)は、ほとんど同じ外形形状であるが、唯一すべり勾配が逆である。このすべり勾配によって嵌合の際に部材同士が引き寄せられ、その後、木製の込栓を打って完成する。従来、引張・曲げ性能に秀でていとされ、胴差しの継手などに用いられている継手である。

金輪継手は、男木と女木が同一形状で組み合わせた後に軸方向に滑らせて嵌合し、それによって出来る隙間に、木製の込栓を打つことで完成する。従来、圧縮性能に秀でていとされ、柱の継手、根継などに用いられている継手である。

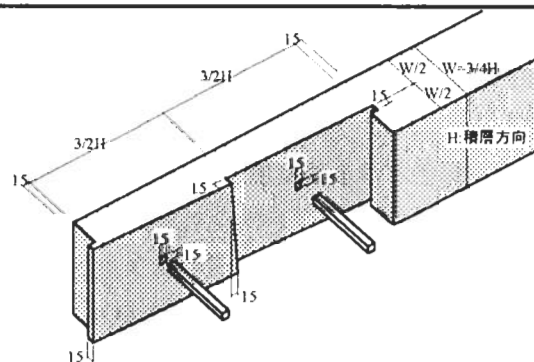


図 1 追掛大栓継手

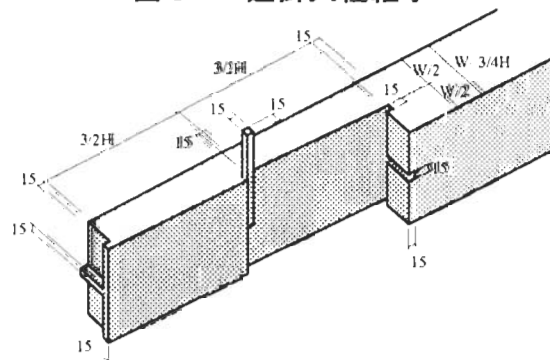


図 2 金輪継手

試験体の構成および試験方法

試験体の構成を表 1 に示す。供試材は、エドマツ・ドマツ製の JAS1 級集成材を用い、継手加工は手加工とした。本研究では、木栓等の寸法に正角製材等で用いられる 15 mm を採用し、

断面寸法に拘らず一定とした。試験体各部分の寸法は材成 H を基準とし、その比率は断面寸法によらず一定としている。

表 1 試験体の構成

継手形式	成 H (mm)	幅 2/3H (mm)	ラミナ厚 (mm)	引張試験体		曲げ試験体	
				長さ 12H (cm)	密度 (g/cm ³)	長さ 15H (cm)	密度 (g/cm ³)
追掛大栓	100	75	16	120	0.482	150	0.454
	150	112.5	33	180	0.456	225	0.459
	200	150	31	240	0.459	300	0.463
	300	225	35	360	0.439	450	0.405
金輪	100	75	16	120	0.489	150	0.443
	150	112.5	33	180	0.459	225	0.451
	200	150	31	240	0.442	300	0.473
	300	225	35	360	0.430	450	0.455

各試験方法、各継手形式、各サイズとも 3 体ずつ試験。密度は当該試験体 3 体の平均値

引張試験

引張試験は、試験体にボルトもしくはラグスクリーで治具を取り付け、それを反力床上に固定した電動ジャッキ(容量 50tf)と支点到接続して試験した。加力は、試験体母材軸方向に加力点変位速度:0.7~1.4mm/min の単調引張加力によって破壊に至らしめている。変位測定は、図 3 に示すような位置で、全 12 点について測定している。継手の全体変位は、継手の両側 2 点について測定し、その平均として算出した。見かけの接合部全体歪は、これを標点間距離で除して無次元化している。また、後述する試験結果の応力換算は図 4 に示すような断面を基準としている。

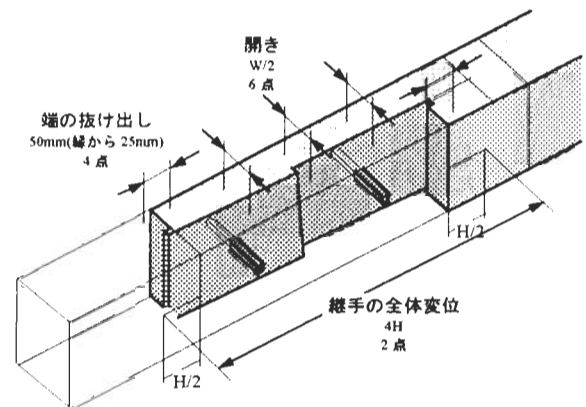


図 3 引張試験変位測定位置

曲げ試験

曲げ試験は、100tf 縦形万能試験装置を用いて、支点間を 3 等分する純曲げ形式で行った。試験体は単調加力によって破壊に至らしめた。加力測定方法を図 5 に示す。たわみ方向の変位は、継手部材各々を両側から測定し、式①によって接合部回転角として整理した。また、曲げ応力については、式②のように曲げモーメントを断面係数 Z で除して求めている。

$$\theta = \frac{\delta_1 + \delta_2}{2 \times 4.75H} + \frac{\delta_3 + \delta_4}{2 \times 4.75H} \dots \textcircled{1}$$

$$\sigma = \frac{P/2 \times 4.5H}{Z} \dots \textcircled{2}$$

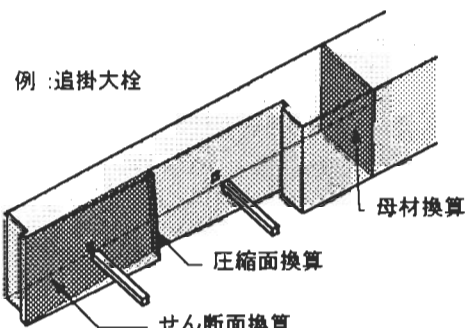


図 4 応力換算の模式図

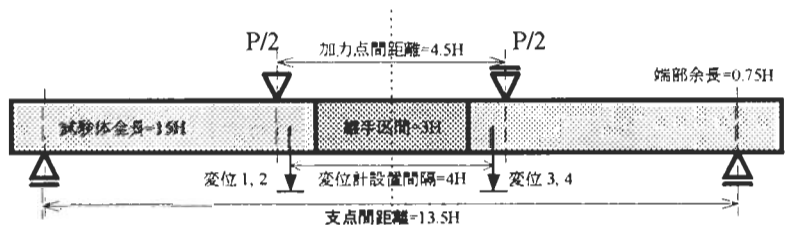


図 5 曲げ試験方法

引張試験の結果

引張試験結果を表 2 に示す。母材換算の応力は、寸法に反比例して減少しているが、圧縮面換算では、ほぼ正比例している。また、せん断

面換算では、母材換算値と同様にほぼ反比例している。応力換算値は、おおむね追掛大栓継手の方が大きい。

表 2 引張試験の結果

継手形式	成 H(mm)	幅 3/4H(mm)	最大荷重 (tf)	応力換算値			含水率 (%)
				母材 (N/mm ²)	圧縮面 (N/mm ²)	せん断面 (N/mm ²)	
追掛大栓	100	75	2.34	3.06	15.31	1.39	11.0
	150	112.5	5.57	3.24	24.27	1.52	11.3
	200	150	8.26	2.70	26.97	1.28	11.1
	300	225	12.53	1.82	27.30	0.88	11.8
金輪	100	75	2.59	3.39	16.94	1.61	10.8
	150	112.5	4.32	2.51	18.83	1.22	11.1
	200	150	5.53	1.81	18.07	0.88	11.1
	300	225	9.04	1.31	19.69	0.65	12.0

値は各 3 体の平均値

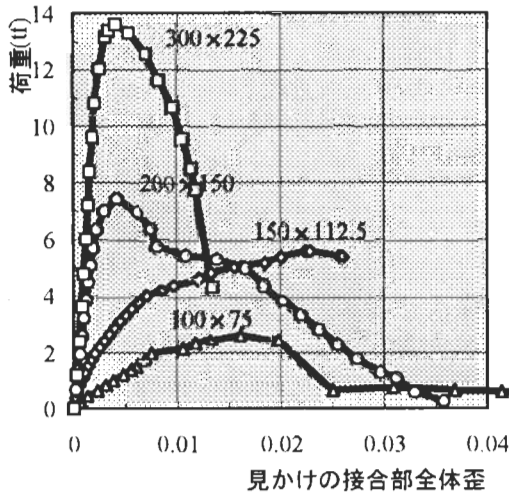


図 6 荷重-歪関係(追掛大栓継手)

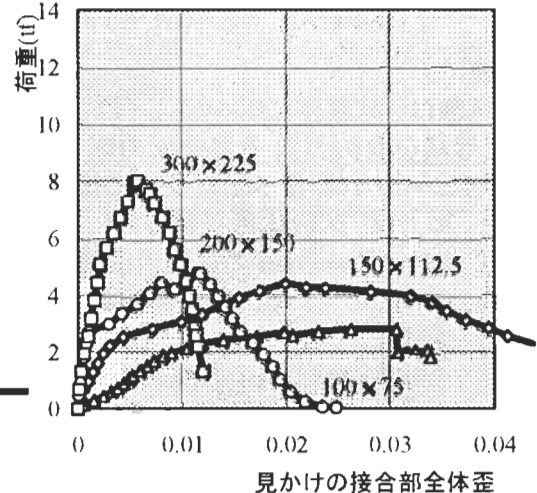


図 7 荷重-歪関係(金輪継手)

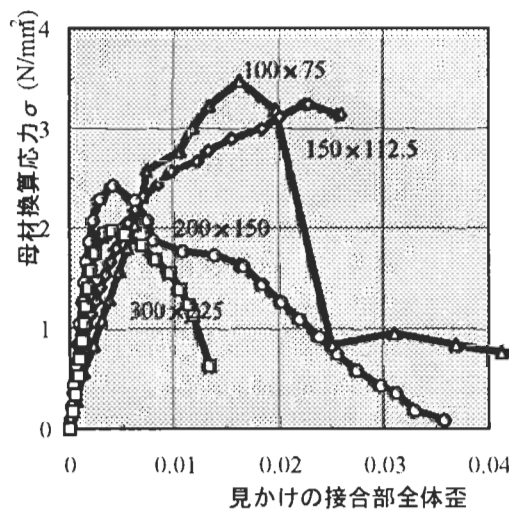


図 8 応力-歪関係(追掛大栓継手)

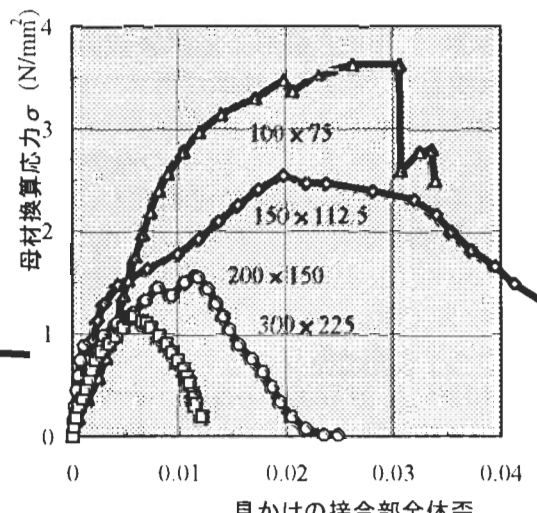


図 9 応力-歪関係(金輪継手)

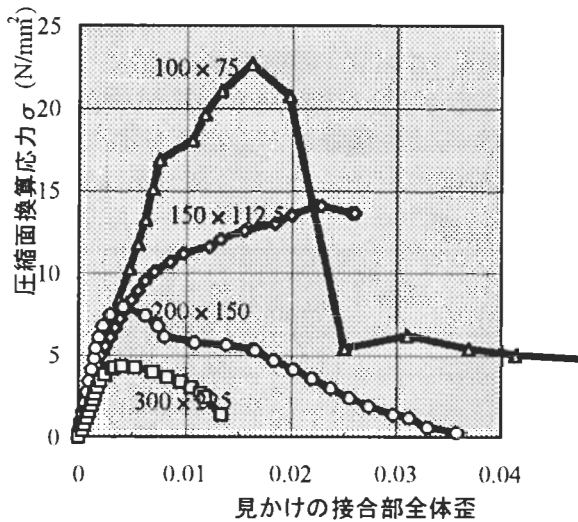


図 10 応力ひずみ関係(追掛大栓継手)

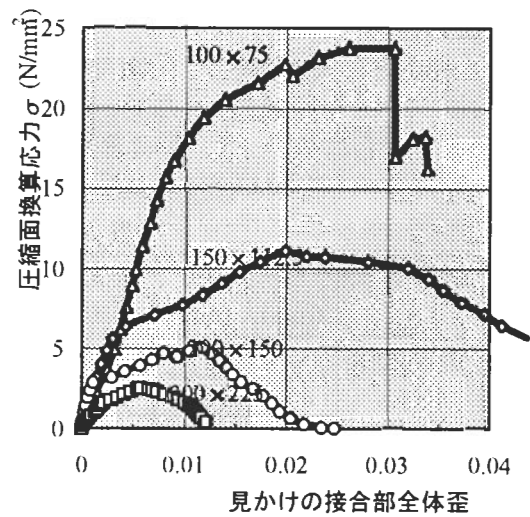


図 11 応力ひずみ関係(金輪継手)

見かけの接合部全体歪と荷重との関係を図6、図7に、母材換算応力との関係を、図8、図9に、圧縮面換算応力との関係を図10、図11に、各継手・各寸法について一例として示す。おおむね、H=100, 150では降伏点と降伏後の荷重上昇が認められるが、H=200, 300では最大荷重と

降伏点が等しくなっている。母材換算応力では、弾性域こそ同じようではあるが、降伏点以降の曲線はそれぞれに異なっている。圧縮面換算応力で見ると、その差は歴然としたものとなり、大断面では材料の性能を十分に生かしていないように見える。

引張破壊性状

破壊形態の模式図を図12に示す。H(材成)が小さいものほど、AとBの亀裂が進展し、つながって破壊に至り、急激な荷重低下を生じるものが多かった。H=100ではCからの亀裂が先行し継手母材の面外への反りEが顕著であった。H=300ではD部分が圧壊し、Bからの若干の亀裂のみで継手の機能を失うものが多かった。特にH=200, 300の金輪継手では、込栓の圧密化による圧縮・せん断破壊・回転によって、予想外に低い荷重でA, Cのめち部分が外れ、継手機能を失うものが見られた。

H=100程度の小断面で、C部分の亀裂の進展を考えると、木栓等の寸法が15mmの場合には接合部を継手加工部分だけではなく、その外側の部分まで含めて設計する必要性が感じられる。それより大きな断面では、木栓等により大きな寸法を採用することによって、若干の継手性能の改善が見られると考える。

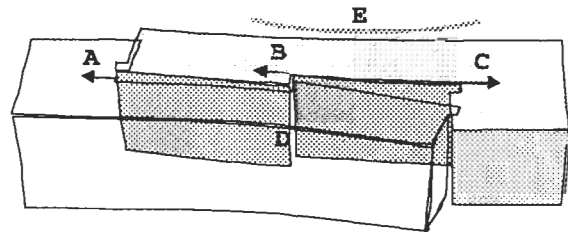


図 12 破壊の模式図

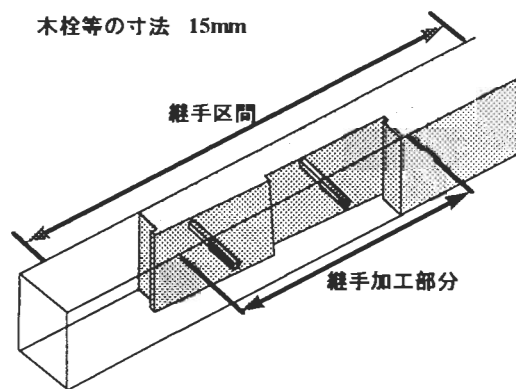


図 13 概念図

曲げ試験の結果

曲げ試験結果を表3に示す。断面寸法によって最大応力に大きな差が見られたが、継手の種類による差は見られなかった。接合部回転角と荷重との関係を図13、図14に、曲げ応力との関

係を図15、図16に、各継手・各寸法について一例として示す。変形能力とエネルギー吸収能力の観点からは金輪継手が追掛大栓継手に若干優れる結果となった。

表3 曲げ試験の結果

継手形式	成 (mm)	幅 (mm)	最大荷重 (tf)	最大モーメント (t・m)	最大曲げ応力 (N/mm ²)	含水率 (%)
追掛大栓	100	75	0.998	0.225	17.60	10.6
	150	112.5	1.351	0.456	10.59	10.8
	200	150	2.187	0.984	9.65	11.1
	300	225	2.410	1.627	4.72	10.1
金輪	100	75	0.928	0.209	16.37	10.7
	150	112.5	1.433	0.487	11.32	11.0
	200	150	2.162	0.973	9.53	10.8
	300	225	2.833	1.913	5.55	11.0

値は各3体の平均値

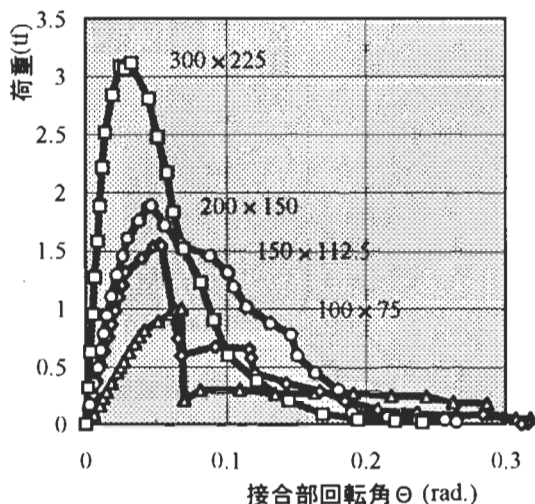


図13 荷重-回転角関係(追掛大栓継手)

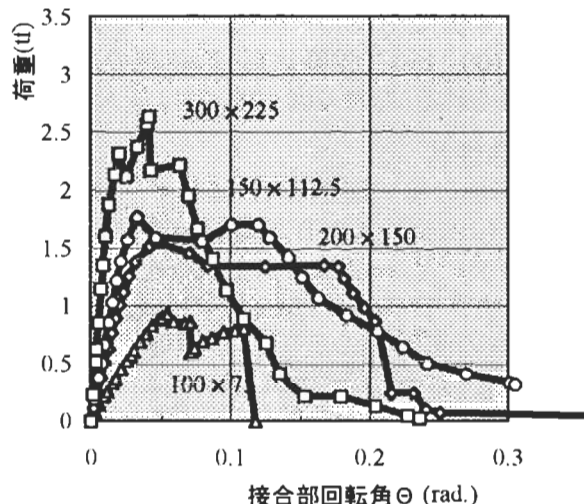


図14 荷重-回転角関係(金輪継手)

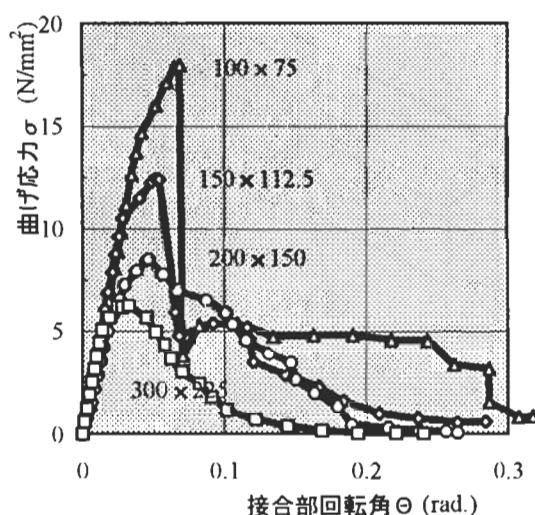


図15 応力-回転角関係(追掛大栓継手)

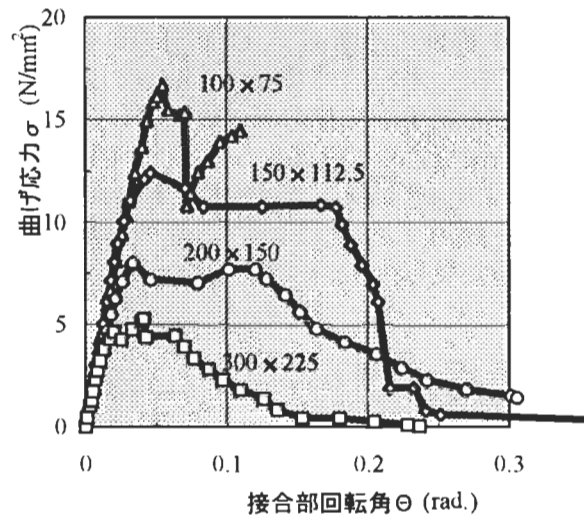


図16 応力-回転角関係(金輪継手)

曲げ破壊性状

全般に初期破壊は、曲げ変形による継手先端圧縮側の局所的な繊維方向割れであった。おおむね割れが支配的な破壊を起こしたが、大断面では局部圧壊による変形の進行が見られた。追掛大栓継手は、大栓が折れる寸前に最大荷重を示し、その後の継手区間内の割れの進展により急激に荷重が低下した。金輪継手では、最大荷重以前に継手部先端の「めち」の部分から割れが入り、やや遅れて母材元側にも割れが入った。最大荷重付近では、込栓とその周囲の母

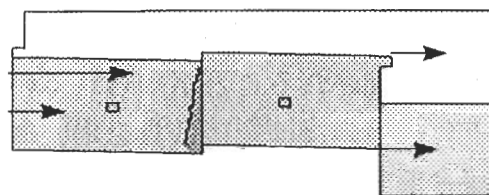


図 17 破壊の模式図

材の圧壊が顕著であり、その後の継手区間外への割れの進展により徐々に荷重が低下した。

まとめ

伝統的継手による集成材接合部について引張試験した結果、特に大断面集成材では、寸法によって異なる破壊形態と、形の異なる応力ひずみ曲線が得られた。

また、曲げ試験の結果からも接合部の負担できる応力は、その母材断面の寸法によって大きな差が見られた。断面が大きくなると、最大曲げ応力は逆比例して小さくなり、破壊も割れ主体から局部圧壊に変化した。

本研究では、込栓等の寸法を 15mm に固定したが、継手各部分の寸法を再検討する事によって、特に大断面で、より高い継手性能を期待できると考える。

試験中及び試験後の観察により、集成材の伝統的継手は、木材繊維が積層方向に連続しない点で、製材に比べ、割れに対して有利であると考えられる。しかし、継手として重要な部位である「めち」や木栓などが、中間層ラミナや接着層の

ごく近傍に位置することから、特に曲げ試験では不利となる場合が考えられ、その利用には注意が必要と思われる。

一般的な集成材接合部にも言えることではあるが、破壊時に繊維に沿って進む割れの進展においては、集成することによって製材品より有利であると考えられるが、伝統的継手のように小領域の木材性能が、接合部全体の性能に影響してくる場合に、節以外の、フィンガージョイントや目切れ、中間層ラミナの性能など、部材全体の性能のみでは推し量れないものがあり、その利用には注意が必要であろう。

本研究では、集成材ラミナそれぞれに対しての荷重形態が、引張り試験では並列系、曲げ試験では直列系に働いている。そのため、1枚のラミナの性能が悪い場合には、引張り試験では他のラミナがそれを補い、曲げ試験では致命的な欠陥となりうる。

終わりに

今後は、ディテール寸法を変化させ、数値解析および実験によって、伝統的継手仕口の最適設計寸法を提案していきたいと考えている。

また施工面では、プレカット加工等の自動化・機械化は、大工技術の亡失や低下を見据えて、取り組んでいかなければいけない研究であると考えている。多くの加工機械が脱技能化の一手

段として被加工物の抽象化・簡略化を行っているのに対して、伝統的継手仕口による接合部を、「手加工ではとても手間が掛る接合部であるが、構造的・施工的に利点がある」接合部足るべく、構造的裏付けを与えられるように研究を進めたいと考えている。

木質構造物の非線形変形特性や履歴特性は、それを構成する木材接合部の変形、履歴特性に大きく支配されることが知られている。現在わが国では、その接合部に釘やボルト、ドリフトピン等のだぼ型接合具を用いた接合方が最も一般的であると思われる。そのため、だぼ型接合具を用いた木材接合部の変形挙動については、近年かなりの研究成果が報告されており、単調負荷を受ける場合については、比較的高い精度でその挙動を解析ができるようになってきた¹⁻⁸⁾。しかし、特にわが国では地震力に対する耐力性能が問題となることから、正負繰り返し負荷を受ける木材接合部の履歴挙動と、それによる減衰性能の把握が重要であろう。

ここでは、正負繰り返し負荷を受けるだぼ型接合具を用いた木材接合部について、その変形・履歴挙動の解析手法、及び試算結果について述べてみる。

1.1 木材接合部の非線形変形解析法

だぼ型接合具を用いた木材接合部の変形・履歴挙動は、木材を弾塑性床、接合具をその弾塑性床に挟まれた弾塑性梁と考えることによつて解析できる⁹⁾。いま、木材接合部を図1のようにいくつかの薄層に分割した座標系を定めるものとする。接合具に生じる軸力が無視できるものとした場合、各層の接合具の任意の位置で次式が成り立つ^{4, 5, 8)}。

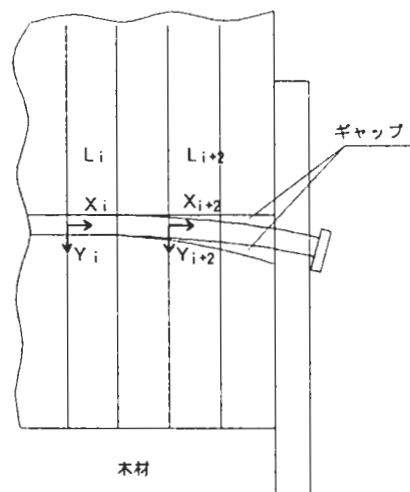


図1 薄層分割と座標

$$\frac{d^4 y_i}{dx_i^4} + 4\mu_i^4 y_i = 0$$

ここで、 $\mu_i = \sqrt{\frac{k_{0i} d_i}{4E_s I_{si}}}$

k_{0i} = 第*i*層における木材の釘面圧定数 (1)

$E_s I_{si}$ = 第*i*層部分の接合具の曲げ剛性

d_i = 第*i*層部分の接合具径

(1)式は木材接合部の変形解析において最も普通に用いられている微分方程式である。しかし、正負繰り返し負荷を受ける接合部では、変形の過程において図1の第*i*+2層のように、一部の層で一時的に接合具が木材から浮き上がり、面圧力が生じなくなる場合があると考えられる。この場合、(1)式の第2項が不要となり、一般的な梁のたわみ曲線の微分方程式で置き換えることができる。正負繰り返し負荷を受ける木材接合部の荷重-すべり挙動は、接合具の変形仮定における接合具と木材の変形性状を考慮しながら、図1の各層に対して(1)式、または(1)式の第2項を取り除いたものを随時適用し、各層における境界条件を考慮することにより求められる。

このような方法を用いて非線形変形解析を行うためには、接合具の曲げモーメント-曲率曲線と面圧応力-変位曲線を、各計算ステップごとに直線で表す必要がある。それにはいくつかの方法が考えられるが、ここではこれらの曲線を連続的な折れ線で表す段階的線形近似法を用いることにし、また、それぞれの曲線は以下のようにして求めた。

1.2 接合具の曲げモーメント-曲率曲線

接合具の応力-ひずみ特性は、完全塑性型^{1-4, 8, 10)}または一定ひずみ硬化型^{3-5, 3)}と仮定して、接合具断面内の曲げ応力分布を考えることが一般的である。ここでは後者の一定ひずみ硬化型として取り扱ってみる。その場合、正負繰り返し負荷を考慮した曲げモーメント-曲率曲線は図2のようになる⁹⁾。この曲線を計算するのに必要な接合具のヤング係数 E 、降伏点 σ_0 、ひずみ硬化率 k は接合具の引張試験、または曲げ試験より求めることができ、辻野^{3, 4)}らはこれらの値をそれぞれ $E=2,041(\text{tf/cm}^2)$ 、 $\sigma_0=3,225(\text{kgf/cm}^2)$ 、 $k/E=0.105$ とした。また、筆者らが釘について行った実験結果より、CN50 釘ではヤング係数は $1,944(\text{tf/cm}^2)$ 、降伏点は $7,700(\text{kgf/cm}^2)$ 、 $k/E=0.001$ を得た。

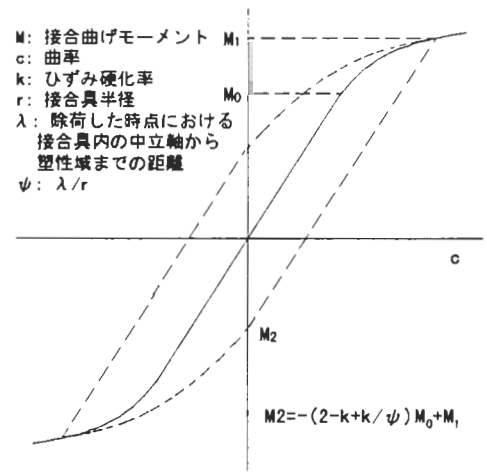


図2 曲げモーメント-曲率曲線

1.3 接合具面圧応力-変位曲線

木材の接合具面圧応力-変位曲線は次のような3変数型指数関数^{1, 6, 10, 11)}で近似される場合が多い。

$$\sigma_b = (\sigma_{b0} + k_1 e) \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{k_0}{\sigma_{b0}} e\right) \right\} \quad (2)$$

ここで、 σ_b = 面圧応力 = 面圧荷重/(釘径・釘の有効長)

σ_{b0} = 漸近線の 応力切片

k_0 = 面圧応力-変位曲線の初期傾き(面圧定数)

k_1 = 歪硬化率と類似の内容を持つ漸近線の傾き

e = 面圧変位

これまでにボルトやドリフトピン、釘等について面圧試験を行った多くの研究例^{1, 2, 6, 11-16)}がある。小松ら¹¹⁾は円形断面鋼棒を木材にめり込ませる方法で面圧試験を行い、(2)式の各パラメータを木材のヤング係数と接合具径の関数として表した。

平井¹⁵⁾は繰り返し負荷部分に見られる直線域を弾性変形部分、全体の面圧-応力曲線からその弾性変位部分を差し引いた残りの部分を非弾性変位部分と見なし、さらに面圧変位を面圧応力の関数とすることにより次のような式を導いた。

$$e = \frac{\sigma_b}{k_{0e}} - \frac{\gamma \sigma_{bm}}{k_{0ni} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right)^a \right\}} \ln \left(1 - \frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right) \quad (3)$$

$$\text{ただし、} \sigma_{b0} = \gamma \sigma_{bm}, \quad k_{0n} = k_{0ni} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right)^a \right\}$$

ここで、 $k_{0ni} = k_{0n}$ の初期値、 a = 形状係数を与える実験定数

(3)式の各パラメータは木材の比重と接合具径を用いて表された。

しかし、釘接合では通常先孔をあけずに直接釘を木材に打ち込むため、その際に生じる

木材のつぶれや割れ、それにともなって生じる初期面圧応力が、木材の接合具面圧定数に何らかの影響を与えるものと考えられる。筆者ら¹⁷⁾は4種類の先孔をあけて釘を打ち込んだ木材試験体を用いて面圧試験を行い、この初期条件の違いが木材の面圧性能にどのような影響を与えるかについて検討した。図3はこの試験より得られた初期面圧定数である。図3の繊維平行方向負荷による結果を見ると、先孔径75%の初期面圧定数が先孔径100%よりも高くなったが、先孔径がそれ以下になるとその値も徐々に減少し、先孔径0%では先孔径100%とほぼ同じ程度の値となっている。繊維垂直方向負荷による結果では、先孔径100%が他の先孔径に比べて特に低い値を示した。このような結果は、いずれも釘を木材に打ち込むことによって生じる初期面圧応力が原因となっていると考えられ、特に繊維垂直方向の初期面圧定数では、この初期面圧応力の存在が大きな影響を与えるようであり、この場合釘を木材に打ち込んで面圧試験を行う必要があると考えられる。

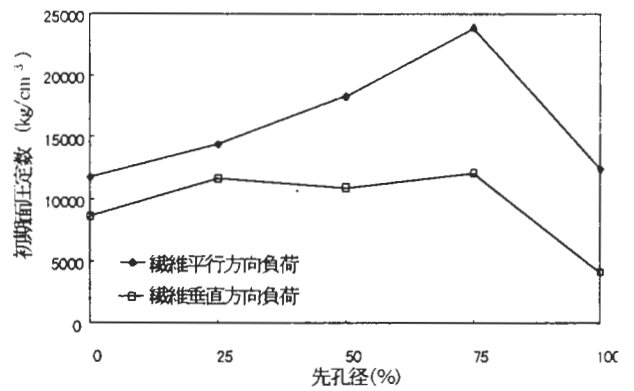


図3 先孔径による初期面圧定数への影響

さらに図3を見ると、先孔径100%の場合には繊維平行方向の初期面圧定数が繊維垂直方向の値の約3倍となっているのに対し、先孔径0%の場合には約1.4倍程度にしかなっていない。このような釘の打ち込みによる面圧異方性の低下は、釘接合部のせん断剛性が荷重方向によってそれほど変わらない要因の一つとなっていると思われる。

以上のような結果を考慮して、釘をダグラスファー材に打ち込んで行った面圧試験の結果を(4)式で近似し、各パラメータを木材の比重との相関で表したものが次式である。

木材繊維に平行方向に負荷を加えた場合

$$\begin{aligned} \sigma_{b0} &= 1,350ru - 340 \text{ (kgf/cm}^2\text{)} \\ k_0 &= 43,900ru - 6,500 \text{ (kgf/cm}^3\text{)} \text{ (2)} \\ k_1 &= 860ru - 20 \text{ (kgf/cm}^3\text{)} \end{aligned}$$

木材繊維に垂直方向に負荷を加えた場合

$$\begin{aligned} \sigma_{b0} &= 7,600ru - 2,900 \text{ (kgf/cm}^2\text{)} \\ k_0 &= 31,000ru + 2,870 \text{ (kgf/cm}^3\text{)} \text{ (3)} \\ k_1 &= 700ru - 75 \text{ (kgf/cm}^3\text{)} \end{aligned}$$

1.4 正負繰り返し負荷を受ける場合の接合具面圧挙動

木材が繰り返し面圧負荷を受けるときの応力-変位曲線は、ドリフトピンのように先孔をあけて接合具を打ち込む場合は図4のように仮定^{9,18)}した。すなわち、Aで除荷を始めるとA-B間の直線をたどってBに至るまでは面圧応力が生じており、木材とドリフトピンが密着していると考えられる。しかし、除荷が進み釘の曲げ変形がさらに回

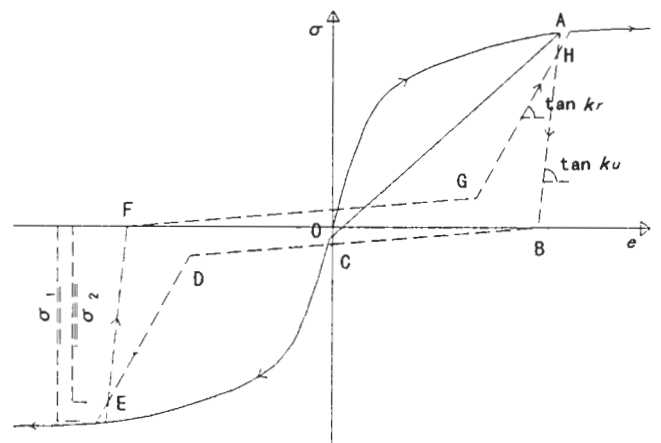


図4 ヒステリシスモデル

復すると、木材の面圧変形の回復が追従できなくなり、ドリフトピンが木材から浮き上がって、木材に面圧応力が生じなくなる。これは図4のB-0間にあたり、図1ではギャップにあたる。さらに逆方向に負荷を加えると、反対方向の残留変位Fを経由してEに達するものとした。

一方、釘のように先孔をあけずに接合具を木材に打ち込む場合は、初期面圧応力の存在が正負繰り返し負荷を受けるときの接合具面圧挙動に影響を与えることが考えられる。図5は正負繰り返し負荷を加えた釘面圧試験の結果である。これを見ると、上記の仮定のように正負繰り返し負荷を受けるとことによって、B-0間のように面圧応力が0で推移する部分は見られず、常にある程度の面圧応力を受けている。そこで釘面圧挙動は図4の破線のように、Aで除荷するとBを経由してC-D-Eの経路をたどるとものと仮定し、それぞれのパラメータは木材繊維負荷方向別に検討した。また繰り返し負荷を加えると、同一変位レベルで図4の σ_1 から σ_2 のように面圧応力が低下する。釘面圧挙動ではこの点も考慮した。

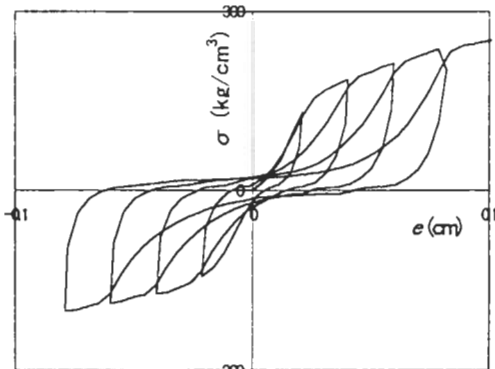


図5 木材の釘面圧履歴曲線

2 解析例

1で示した解析法と基礎データを用い、正負繰り返し負荷を受ける鋼板挿入式ドリフトピン接合部、合板添え板釘打ち接合部について試算した結果を実験結果と共に示す。

2.1 ドリフトピン接合部

図6は径長比が12及び6のドリフトピン接合部に、繊維平行方向に正負繰り返し負荷を加えた実験結果から、繰り返し部分を取り除いた包絡曲線と試算結果である。木材の接合具面圧定数は、この実験で用いた木材の比重とヤング係数を用いて(2),(3)式より求めた。また既往^{1-6, 8, 10)}の研究を参考に、ここでは接合具のひずみ硬化率が $k/E=0.105$ で与えられる場合、その値を $k/E=0.01$ と低く見積もった場合について考え、(2),(3)式と組み合わせた4つの例について試算してみた。その結果、ここでは(3)式と $k/E=0.01$ の場合が実験結果と最も良く適合した。

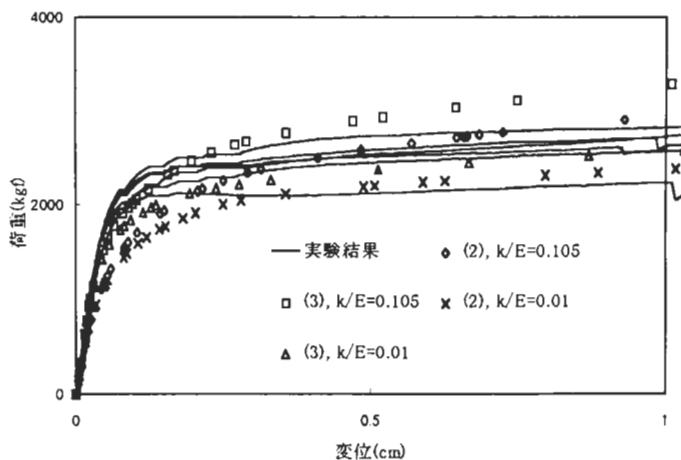


図6 鋼板挿入型ドリフトピン接合部の荷重-変位曲線

図7は正負繰り返し負荷を加えた場合の結果である。ここでは、接合具面圧定数とひずみ硬化率の組み合わせで最も特徴的な(2)式と $k/E=0.105$ 、(3)式と $k/E=0.01$ の値を用いて試算した結果を示す。ドリフトピンでは便宜上、除荷時の面圧定数は初期面圧定数と同じ値とした。そのために、数値解析による除荷傾きや残留変位は実験結果に比べて低い値と

なった。ドリフトピン接合部で特徴的なのは、正負繰り返し負荷において荷重が0で推移する部分が、特に径長比6の場合に多く見られることである。これは木材側の全ての部分でギャップが生じ、ドリフトピンが木材から全く応力を受けること無しに木材の中を移動するためである。数値解析による試算結果を見ると、径長比6では(2)式と $k/E=0.105$ の値を用いた場合に、上記の荷重が0で推移する部分も見られ、全体的な履歴曲線の形状も実験結果と良く適合した。一方(3)式と $k/E=0.01$ の値を用いて試算した結果では、実験によるものとやや異なり荷重が0で推移する部分も見られなかった。これら履歴曲線の形状は木材の接合具面圧性能と接合具の曲げ性能の相互関係によって決まる。ここで示したように、数値解析による包絡曲線の曲線形状が実験結果と良く一致しても、正負繰り返し負荷を受ける時の履歴曲線は必ずしも高い適合性を示すわけではなかった。この点を改善し解析精度を高めるには、より適切な接合具面圧挙動と接合具曲げ挙動の把握が必要であろう。しかし上の試算結果から、木材や接合具の性能のバランスが変わると、履歴曲線の形状が大きく変化することも予想される。

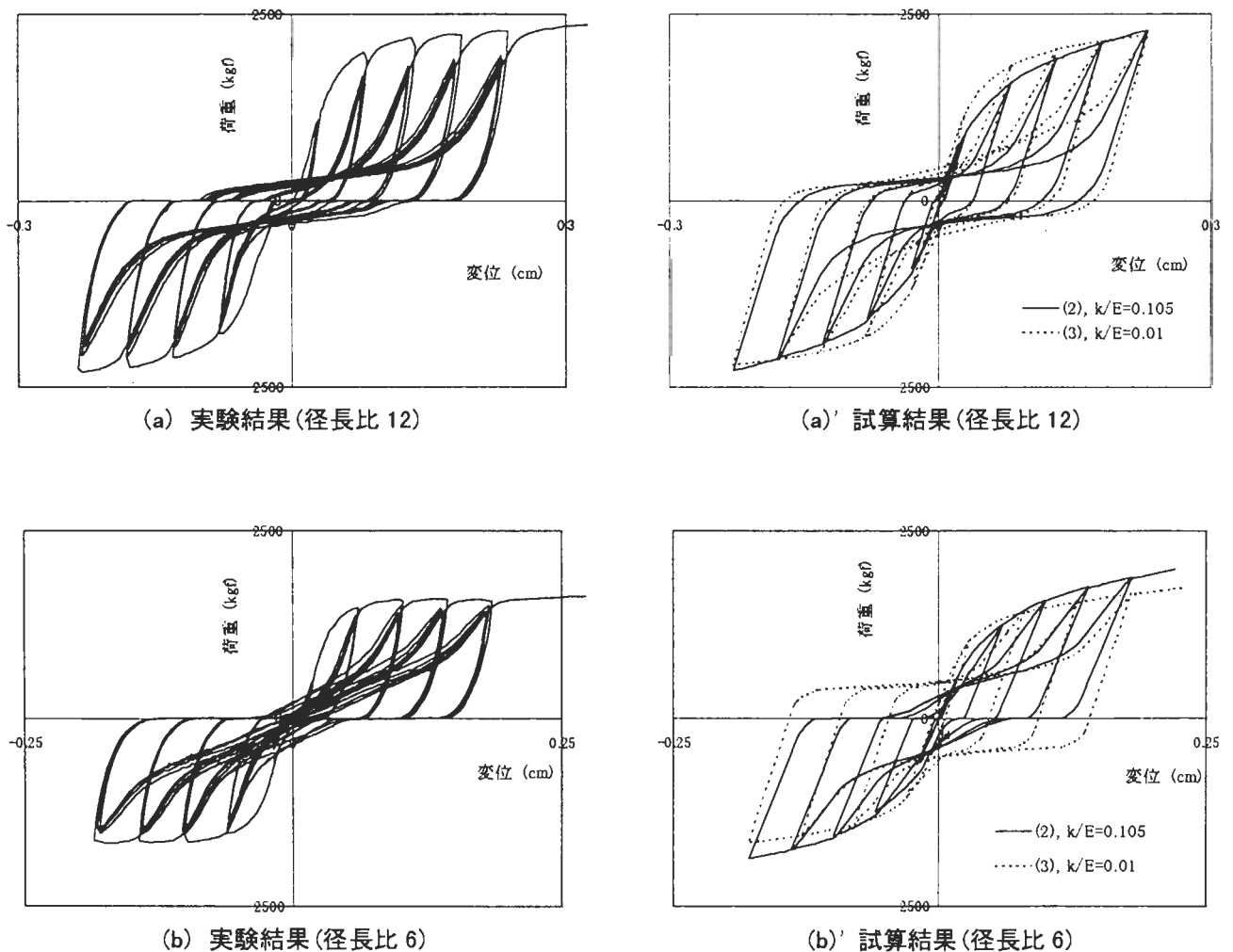
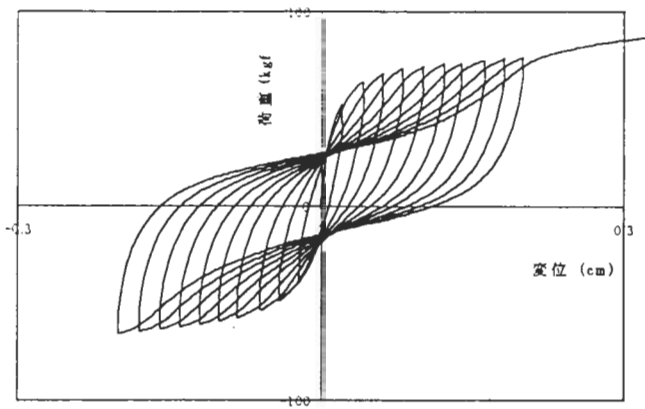


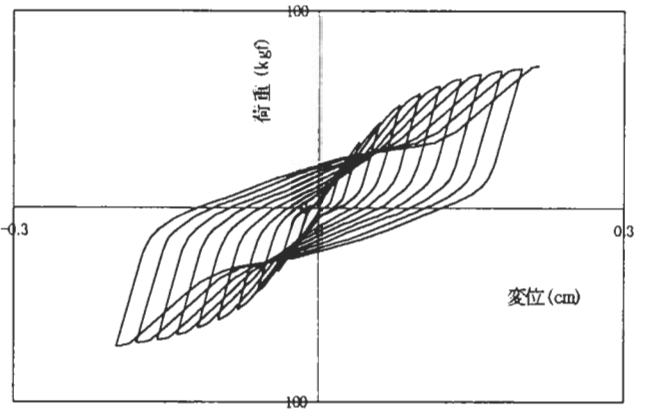
図7 正負繰り返し負荷を受ける鋼板挿入型ドリフトピン接合部の履歴曲線

2.2 釘接合部

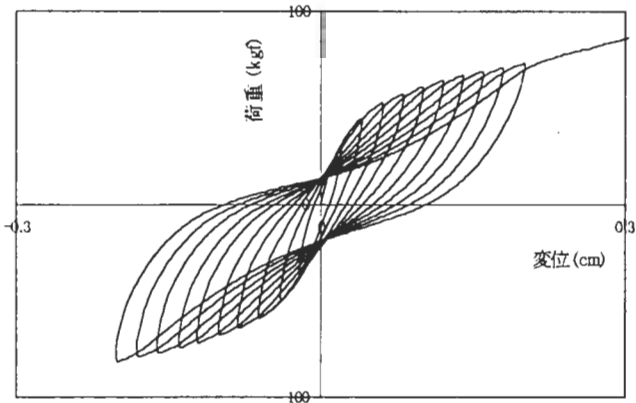
図8は合板添え板型の釘接合部に正負繰り返し負荷を加えた実験結果と試算結果である。ただし実験では、釘の頭部は側材からやや浮かした状態とし、主材と側材の間で初期摩擦が生じないようにした。数値解析による試算結果は実験結果と概ね一致し、それぞれの負



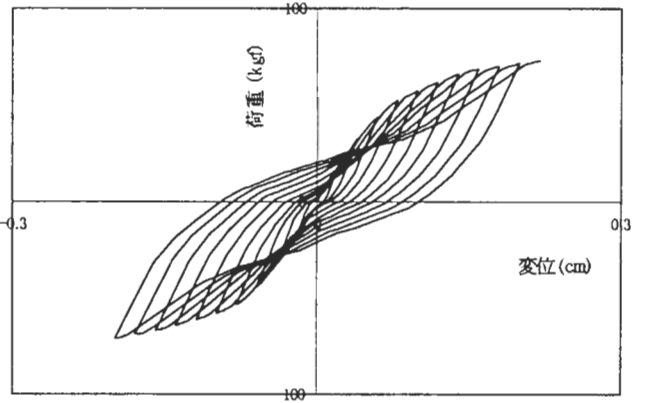
(a) 実験結果 (繊維平行方向負荷)



(a)' 試算結果 (繊維平行方向負荷)



(b) 実験結果 (繊維垂直方向負荷)



(b)' 試算結果 (繊維垂直方向負荷)

図8 正負繰り返し負荷を受ける合板添え板型釘接合部の履歴曲線

荷方向に対する履歴曲線形状の特徴も捉えることができた。また、正負繰り返し負荷による荷重の低下や除荷による残留変位の値も高い適合性を示している。しかし、初期剛性が低めに評価された。この原因の一つに木材の釘面圧性能の評価法の問題が考えられるが、5体の釘面圧試験体を重ねて一面せん断試験を行った結果では、図9のように通常の木材を用いて行った結果とほぼ同じ挙動を示しており、釘面圧性能の評価法はほぼ妥当なものと考えられる。もう一つの原因として、釘を打ち込むことによって生じる初期面圧応力が、釘の軸方向への変形を拘束することによって生じる軸力の影響が考えられ、中谷ら¹³⁾も同様のことを指摘している。この点は今後の課題としたい。

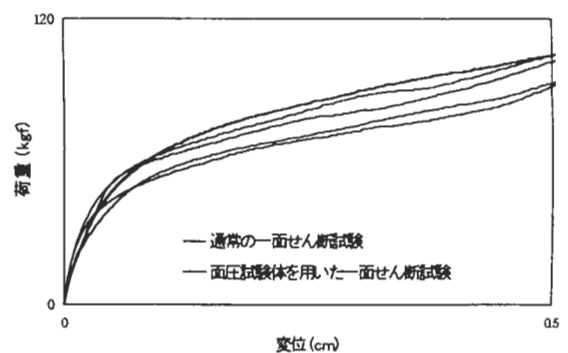


図9 釘接合部の一面せん断試験

図9は各繰り返しにおけるエネルギー吸収率¹⁹⁾である。数値解析による結果は、低い繰り返し変位においては試験結果に比べて低い値を示しているが、繰り返し変位の増大と共に

試験結果に近い値を示した。これは、解析法の簡略化のために面圧応力—めり込み曲線の初期直線域を弾性挙動として扱ったためと考えられ、繰り返し変位が増すことにより解析上の弾性変形の割合が減少し、徐々に試験結果に近づいていったものと思われる。

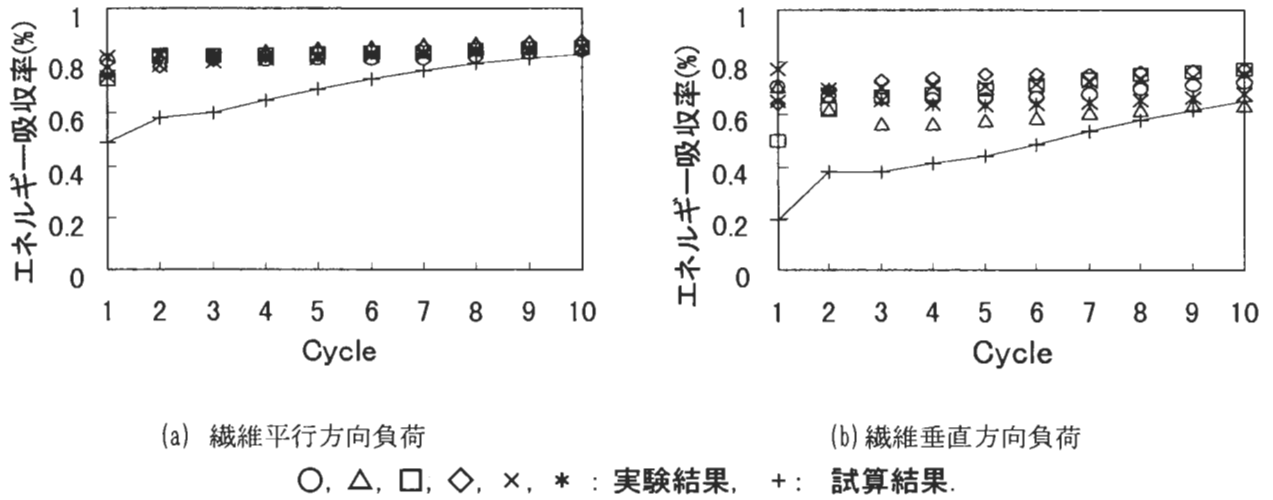


図 10 エネルギー吸収率

3. 問題点と今後の課題

- (1)正負繰り返し負荷や繰り返しクリープ、繰り返し応力緩和などを考慮した木材の接合具面圧性能のデータ、及びその評価法の確立が必要である。
- (2)接合具の曲げ特性は、その弾塑性挙動をより適切に取り扱う必要があるだろう。
- (3)ボルトやラグスクリュー接合部などを取り扱うために、接合具の軸力を考慮する必要がある。

引用文献

- 1) Foschi, R. O. : Load-Slip Characteristics of Nails, Wood Sci., 7(1), 69-76(1974)
- 2) Foschi, R. O. ; Bonac, T. : Load-Slip Characteristics of Nails, Wood Sci., 9(3), 118-123(1977)
- 3) 辻野哲司, 平井卓郎: 鋼板側材を用いたボルト接合部の非線形荷重-すべり関係(第 1 報) 有限要素法による数値解析, 木材学会誌, 29(12), 833-838(1983)
- 4) Hirai, T. : Nonlinear Load-Slip Relationship of Bolted Wood-Joints with Steel Side-Members II, Mokuzaigakkaishi, 29(12), 839-844(1983)
- 5) Hirai, T. : Nonlinear Load-Slip Relationship of Bolted Wood-Joints with Steel Side-Members III, Mokuzaigakkaishi, 31(3), 165-170(1985)
- 6) Hunt, R. : Mechanics of Lateral Loaded Nail Joint in Timber, Rep. No. 393, Dept. Civil. Eng., Univ. Auckland(1987)
- 7) 平井卓郎: 鋼板ウェブを持つ木材接合部の荷重-すべり性能, 北大農演研報, 47(1), 215-248(1990)
- 8) 平井卓郎: 木材のボルト及びドリフトピン接合部のせん断耐力解析(第 2 報) 弾性床上の梁理論を用いた数値解析, 木材学会誌, 37(11), 1017-1025(1991)
- 9) 若島嘉朗, 平井卓郎: 繰り返し受けを受ける木材と合板の釘接合部の履歴特性(第 2

- 報) 弾性床上の梁理論による数値解析, 木材学会誌, 39(12), 1377-1385(1993)
- 10) 小松幸平: 接合具の非線形特性を考慮に入れた集成材骨組構造の解析(第1報) 解析法の誘導, 木材学会誌, 34(7), 581-589(1988)
 - 11) 小松幸平, 前田典昭, 堀江和美: 接合具の非線形特性を考慮に入れた集成材骨組構造の解析(第2報) 実験による検証, 木材学会誌, 35(3), 201-211(1989)
 - 12) Hilson, B. O. ; Whale, L. R. ; Characteristic Properties of Nailed and Bolted Joints under Short-term Lateral Load. Part 3-Analysis and Interpretation of Embedment Test Data in Terms of Density Related Trends, J. Inst. Wood Sci., 11(2), 65-71(1987)
 - 13) 中谷浩, 沢田稔: 釘着材のせん断性能, 北大農演研報, 37(3), 687-720(1980)
 - 14) Rood, P. D. ; Anderson, C. : Characteristic Properties of Nailed and Bolted Joints under Short-term Lateral Load. Part 2-Embedment Test Apparatus for Wood-Based Sheet Material, J. Inst. Wood Sci., 11(2), 60-64(1987)
 - 15) 平井卓郎: 木材接合部の基礎性能 2. 木材のボルト面圧性能, 北大農演研報, 46(4), 967-988(1989)
 - 16) 藤田誠, 小松幸平, 故川本紀雄, 原田真樹: 円形断面鋼棒による集成材, LVL の面圧特性, 木材学会誌, 41(3), 261-270(1995)
 - 17) 若島嘉朗, 平井卓郎: 木材と釘の面圧性能(第1報) 釘の打ち込みによる初期締付け状態の影響, 木材学会誌, 42(6), 574-580(1996)
 - 18) Prion, H. ; Foschi, R. O. : Cyclic Behaviour of Dowel Type Connections, Proceeding of the Pacific Timber Engineering Conference 1994 Vol.2, 19-25(1994)
 - 19) 若島嘉朗, 平井卓郎: 繰り返し負荷を受ける木材と合板の釘接合部の履歴特性(第1報) 静的正負繰り返し負荷試験, 木材学会誌, 39(11), 1259-1266(1993)

機械接合を用いた木質積層材料の曲げ性状

建設省建築研究所 中島史郎

概要 木質材料及び木質部材を再利用するうえで材料に何が要求されるかを検討し、材料レベルでの再利用を考慮した部材設計法を提案することを目的として、資源リサイクル型木質材料を提案し、その基礎性状について考察した。提案する資源リサイクル型木質材料は機会接合により積層した材料であり、ラミナ材料レベルでの再利用が可能となる。本研究では、だぼ接合によりラミナを積層し、積層材の曲げ性状について実験的に明らかにするとともに、ダボ接合部の強度性状についても実験的に明らかにした。

1. 緒言

大断面木造建築が国内で本格的に建設されてはじめてから数十年になり、その数も年々増加する傾向にあり、大断面木造建築物に備蓄される木質資源の量も年ごとに増加している。したがって現在建設されている大断面木造建築物が耐用年数に達した際には多くの木質資源が解体材として排出されることが予測されるが、現在の大断面木造建築の部材設計においては建物の解体時に発生する集成材の利用方法までは検討されていない。本研究では伝統木造建築ならびに海外木造建築の事例分析に基づき大断面木造建築に使用される大断面木部材を見直し、

資源リサイクルを考慮した大断面木部材に対する一設計法を提案するとともに、基礎データの収集を行った。

2. 資源リサイクル型大断面木部材

大断面木部材には現在大断面集成材が多く使用されているが、集成材は木材を接着剤により複合化しているため、解体材から木材のみを取り出して有効利用することはきわめて困難である。そこで本研究では集成材の積層加工法として図-1に示す機械接合による方法を提案し、ラミナ有効利用型木質積層材料を提案した。このような機械接合によるラミナの集成化は伝統木造建築の柱材や海外の古い木造建築の根太材等において見られる。一方、接合材料には異物混入によるチップ化が困難とならないよう、ラミナと同様の材質を有する木だぼを用いることとした。

提案する資源リサイクル型木部材では、ラミナ間の一体性の確保が問題となるため、木だぼ接合部のせん断性状と積層材の曲げ性能についての各々基礎資料を整備した。

2 試験方法

2. 1 接合部のせん断耐力試験

積層材のラミナ間接合部の基礎性状を明らかにするため、木だぼ接合部の2面せん断試験を行った。被接合材の樹種はスギ (*Cryptomeria japonica*)、平均比重気乾0.39、平均曲げヤング率72000(kgf/cm²)であり、木だぼの樹種はブナ (*Fagus crenata*)、平均比重気乾0.82、平均曲げヤング率164000(kgf/cm²)である。試験体の形状と寸法および端・縁距離は表-1の通りである。試験は木質構造設計基準のせん断試験方法(接合様式B)¹⁾に準じて行った。

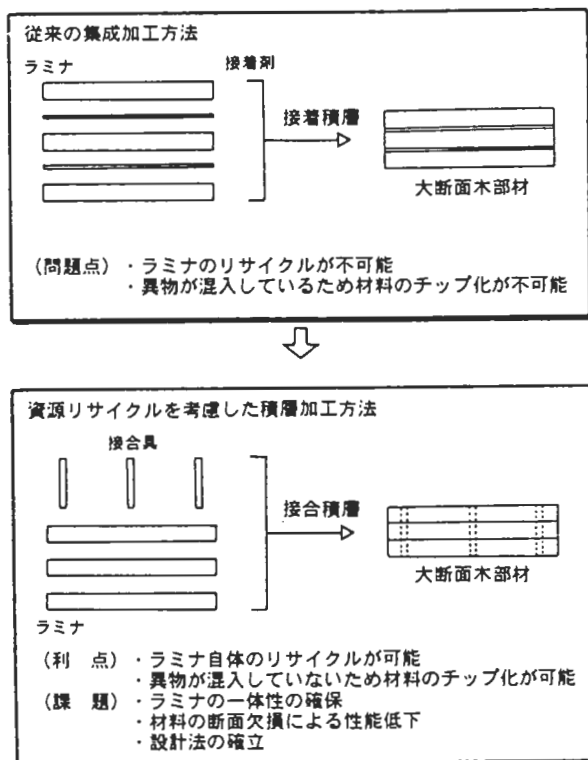


図-1 資源リサイクル型大断面木部材
Fig.1. Reuse of the laminated lumbers.

2. 2 曲げ試験

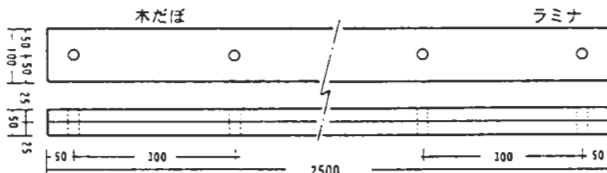
2. 2. 1 試験体

図-2に試験体の形状及び寸法を示す。ラミナの寸法は2500×100×25(mm)であり、樹種はスギ(接合部のせん断耐力試験と同じ材)である。ラミナどうしの接合材には直径20(mm)と径12(mm)のブナ材(接合部のせん断耐力試験と同じ材)の木だぼを用いた。試験体を構成するラミナの枚数は2枚であり、2枚のラミナを径20(mm)の木だぼと径12(mm)の木だぼを用いて積層した2種類の試験体を作製した。ラミナどうしは予め設けた先孔に木だぼを入れることにより接合した。先孔はラミナの両材端から50(mm)の位置に2ヶ所設け、材端の2つの先孔の間にさらにだぼ径20(mm)の場合には300(mm)ピッチで7ヶ所、ダボ径12(mm)の場合には150(mm)ピッチで15ヶ所先孔を設けた。なお、先孔の径はダボ径よりも0.5(mm)小さくし、接合部に“あそび”が生じないようにした。

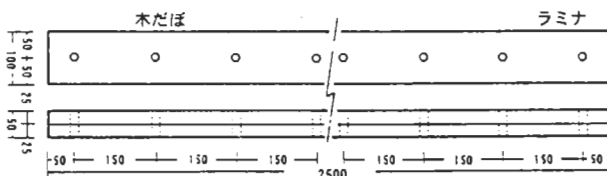
試験体の種類は先孔に打ち込む木だぼの本数が異なる9種類とし、さらに比較のため接着積層した試験体を2

表-1 木だぼ接合部のせん断試験条件
Table 1. Types of the dowel connections.

試験体		
部位	材料	寸法・条件
接合材	木質ダボ(ブナ材)	径12mm
被接合材	スギ集成材	①材端距離1.0d ②材端距離1.5d ③材端距離2.0d ④材端距離2.5d ⑤材端距離3.0d ⑥材端距離3.5d ⑦材端距離4.0d
	接合部の条件 ・縁距離1.5d ・ $l/d=2$	
試験条件	加力方向：非接合材繊維方向 荷重速度：毎分1mm	



(a) 径20(mm)の木だぼによる積層試験体



(b) 径12(mm)の木だぼによる積層試験体

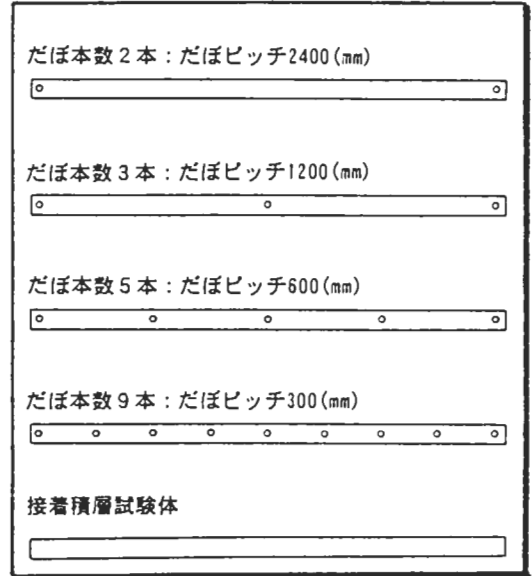
図-2 試験体の形状及び寸法

Fig. 2. Sizes and shapes of the mechanically laminated lumbers.

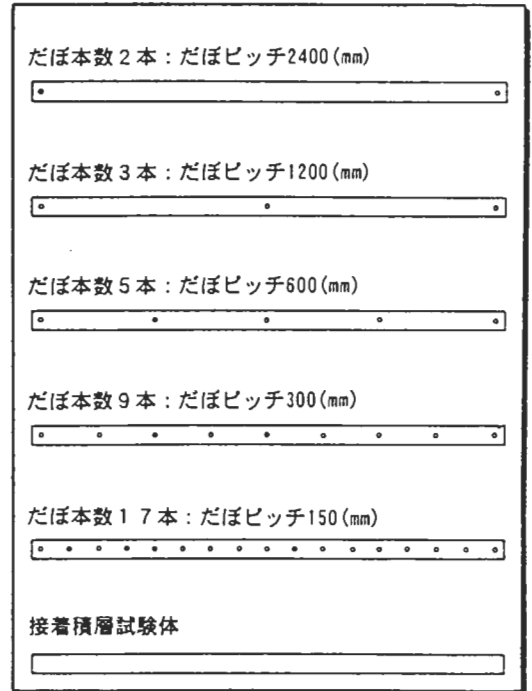
体製作した。接着剤には水性高分子イソシアネート系接着剤を使用した。図-3に試験体の種類と名称を示す。

径20(mm)の木だぼを用いて積層した試験体の種類は、

- ・試験体の両端を接合：@2400(mm)
- ・試験体の両端と中央を接合：@1200(mm)
- ・試験体の両端と材の4等分点を接合：@600(mm)
- ・試験体の両端と材の8等分点を接合：@300(mm)
- ・接着剤により接合



(a) 径20(mm)の木だぼによる積層試験体



(b) 径12(mm)の木だぼによる積層試験体

図-3 曲げ試験体の種類

Fig. 3. Types of the test specimens.

の5種類であり、径12(mm)の木だぼを用いて積層した試験体の種類は上記の5種類に、

・試験体の両端と材の1/6等分点を接合；@150(mm)を加えた6種類である。

2. 2. 2 試験方法

2. 2. 1の各試験体に対しJIS Z2113の木材の曲げ試験方法に準じた方法により静的曲げ試験を行った。試験は3点曲げとし、スパン2000(mm)にて、荷重速度は毎分100(mm)の変位量が生じるよう加力した。

3 結果及び考察

3. 1 木だぼ接合のせん断耐力

図-4に材端距離が異なる各試験体の代表的な荷重-変位曲線と破壊形状の一例を示す。材端距離が接合具径の2.5倍以下では接合部は主材のせん断破壊により脆性的な破壊をしていた。このことから木だぼ接合においては材端距離を接合具径の3.0~3.5倍以上にする必要があると判断される。金属材料を用いた接合部に関しては、木質構造設計基準等において材端距離を接合具径の7.0倍以上にすることが定められており、この条件を満足した試験の結果に基づき接合部の降伏耐力が求められているが、木だぼ接合では金属接合の約半分の材端距離をもって接合部の降伏耐力を評価できるものと考えられる。

一方、木だぼ接合部の降伏耐力の実験値は350(kgf)~400(kgf)であった。この値は木質構造設計基準における

ドリフトピンの降伏耐力算定式を用いて推定した値とほぼ一致していた。接合具の基準耐力にブナの長期曲げ許容応力度の3倍を用いて算出した木だぼ接合部の降伏耐力は約390(kgf)であった。また、同じ接合について接合具にドリフトピン(基準強度2400(kgf))を用いた場合の接合部の降伏耐力は約520(kgf)であり、木だぼ接合の降伏耐力はドリフトピン接合の約0.75と計算された。

3. 2 積層材の曲げヤング率

図-5に積層試験体のだぼ間隔と曲げヤング率との関係の一例を示す。同図にはラミナ単体、先孔を設けたラミナ、ラミナ2枚を重ねたもの、先孔をあけたラミナ2枚を重ねたものの曲げヤング率もあわせて示す。なお、曲げヤング率の算定に際しては、試験体が一体化していない場合であっても2枚のラミナが一体化しているものとして、見かけの断面2次モーメントと試験体のたわみ量から同値を算出した。

先孔のあるラミナの曲げヤング率の低下は、先孔のないラミナと比較すると約96%であった。これは、先孔を設けたことによりラミナの断面が減少したことによるものと考えられるが、曲げヤング率の低下率は著しく大きいものではなく、機械接合を行うためにあける先孔によって生じる断面の減少によりラミナの曲げ性能が著しく損なわれないことが実験的に確認された。

一方、積層試験体の曲げヤング率はラミナ間の接合に

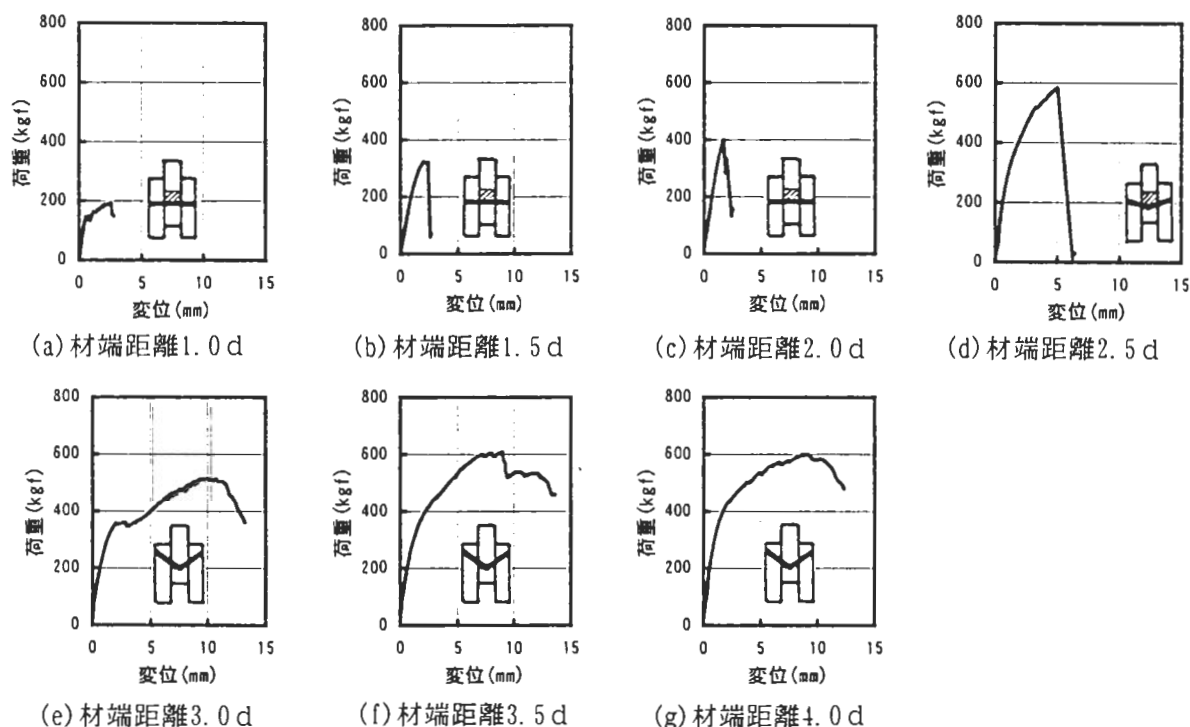
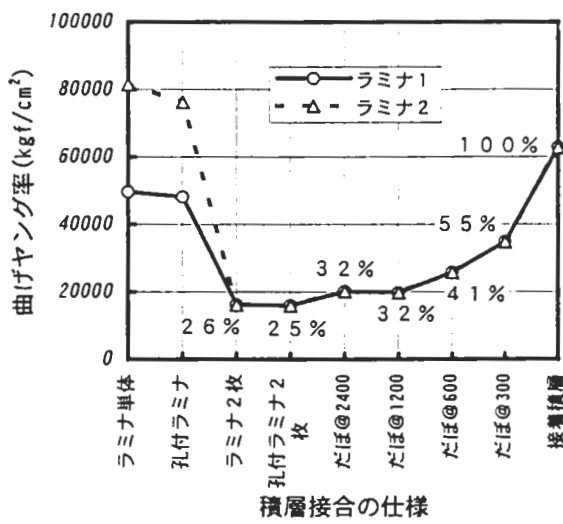
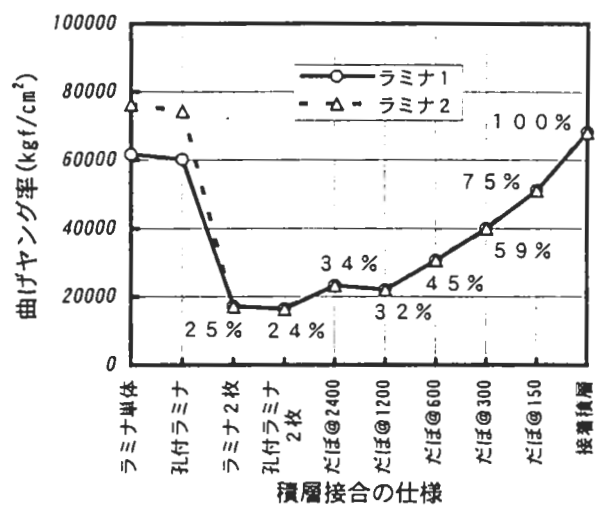


図4 材端距離の違いによる木だぼ接合部の荷重-変位曲線
Fig. 4. Load-deformation curves of the dowel connections.



(a) 径20 (mm) の木だばによる積層試験体



(b) 径12 (mm) の木だばによる積層試験体

図5 ラミナの接合仕様と曲げヤング率との関係

Fig. 5. Young's modulus of the mechanically laminated lumbers.

用いるだばの本数が多いほど高くなる傾向が見られ、接着積層した試験体の曲げヤング率が最も高かった。図5に接着積層した試験体の曲げヤング率を100として各種積層試験体の曲げヤング率の比率を算出した結果を示す。2枚のラミナを接合せずに重ねた試験体の曲げヤング率は接着積層した試験体の約25%であった。また、ラミナを径20 (mm) の木だば300 (mm) ピッチにて接合積層した試験体の曲げヤング率は接着積層した試験体の約55%、径12 (mm) の木だば150 (mm) ピッチにて接合積層した試験体の曲げヤング率は約75%であった。木だばを用いた機械接合による積層材の曲げヤング率はだばのせん断剛性とラミナのめり込み剛性によって定まるものと考えられ、だば本数との相関がきわめて高かった。

だばの径が積層材の曲げヤング率に及ぼす影響に関しては、径20 (mm) の木だばで接合した試験体と径12 (mm) の木だばで接合した試験体の接着接合試験体に対する曲げヤング率の比がほぼ等しいことから、だば径の違いによる影響がほとんどないものと判断される。ただし、本研究では初期の曲げ変形時を対象としているので、中大変形時に関しては別途検討する必要がある。曲げヤング率にだば径による違いが見られないことから、初期変形においては主として接合部の面圧により抵抗しているものと判断される。

4. 結論

以上の結果から以下のことが結論づけられる。

- (1) ブナ材だばを用いた接合部の繊維方向加力試験の結果より接合部のせん断耐力は、材端距離3.5d以上をもって評価することが妥当であると考えられる。
- (2) 一定量以上の木だばを用いてラミナどうしを接合した木質積層接合材の積層方向の曲げヤング率はだば本数と高い相関を有し、少なくとも接着積層した場合の約75%の曲げヤング率を有していた。
- (3) 木だば接合を用いた積層材の曲げヤング率（対接着接合試験体比）には、だば径による違いはほとんど看取されなかった。
- (4) 木だば接合の最小材端距離に関してはダボの樹種等により異なるものと考えられ、今後個々の樹種についてのデータを整備するとともに、設計方法を検討する必要がある。また、積層方向の曲げヤング率はラミナのズレに抵抗するダボのせん断剛性とダボ接合部におけるラミナのめり込み剛性によって決まるものと考えられ、接合用の木だばにヤング率が低い材料を用いた場合と非線形領域における挙動について今後さらに検討する必要がある。

文献

- 1) 木質構造設計基準・同解説, 日本建築学会

【はじめに】近年小径材を組み合わせた格子シェルや立体トラスを取り入れた新しい木構造が注目を浴びている。トラス構法の特徴は細い材を用いて広い単位の空間を造れることであり、部材に国産小径木を用いれば間伐材の需要拡大にも役立つ。本研究で取り上げた立体トラス床は住宅構法として黒田重義氏によって新しく考案されたもので、接合金具の使用を低減した所に大きな特徴がある。本構法の特徴をまとめると次のようになる。

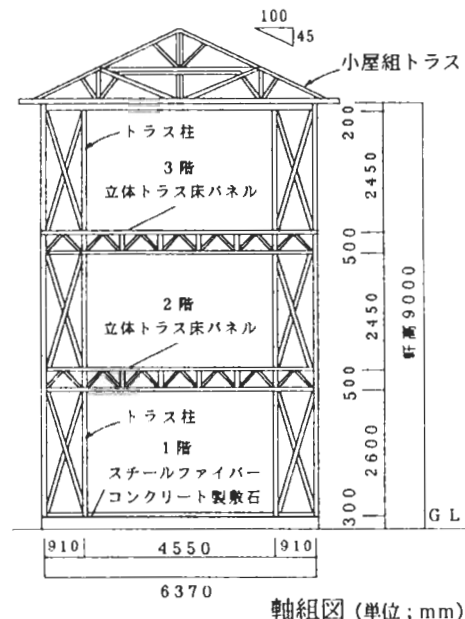


図1 3階建標準躯体

- (1) 従来の在来構法に比べると床、壁、小屋組がパネル化されており、プレハブ化が進んでいる。そのため工期も大幅に短縮され、大工の技能があまり要求されない。
- (2) 水平構面の剛性が2x4工法以上である。その理由はパネルを構成する部材がトラスで、しかもX・Y両方向の立体トラスであるため、従来の一方向の場合と比べて極めて剛性が高い。
- (3) 通常の立体トラスと異なり節点に金属製の接合具を使用しないため接合部をむやみに大きくとる必要がなく、金属の錆びの心配もない。
- (4) 接合部の緩衝作用によって、音響特性が優れていると考えられる。

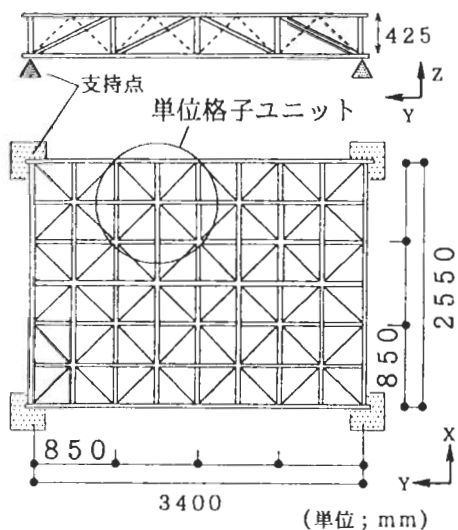


図2 試験体の概要

図2 試験体の概要

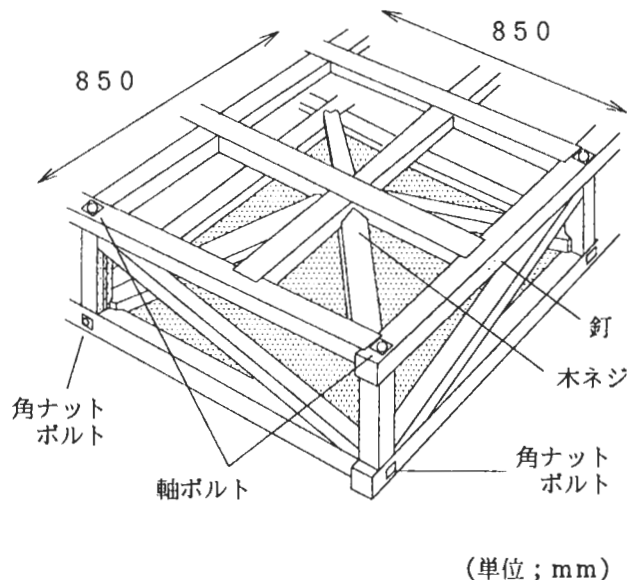


図3 単位格子ユニットの構造

【試験体の概要】試験体は図2に示す2550x3400(mm)の2層式正方格子トラスで、ピラミッド型ユニットが縦3列、横4列連続して構成される。部材（ベイツガ）断面は65x65 mm、単位ユニットを構成する4本の斜材のみ断面 60x60 mmである。部材相互の接合形式を図3に示す。上下の格子面は側面の束材に用いられた軸

ボルトでしっかりと組み、斜材は圧縮のみに効かせるようになっている。元来、木材の接合を引張りに効かせるためには大きな部材断面、あるいは鋼製ボールジョイントのような大がかりな接合形式が必要となる。本構法は斜材にかかる引張力は、圧縮部材が抵抗することでバランスをとる架構形式になっている。

【曲げ試験】床パネルとして用いるとき第一に問題になるのは曲げ剛性である。本来、等分布荷重に近い形で加力するのが理想であるが、本実験では試験機の都合上パネル中央付近の2点に集中加力する方式をとった。実験は2回に分けて行なった。1回目の加力のごく低荷重の加力をし、床の曲げ剛性を求めた。2回目の加力ではほぼ設計荷重に近い荷重を加えた。その際、曲げたわみおよび一部の斜材の軸方向ひずみの測定を行った。

表1 試験体の設計荷重

	2階建2階床	3階建3階床
固定荷重	60 kg/m ²	60 kg/m ²
積載荷重	180 kg/m ²	300 kg/m ²
合計	240 kg/m ²	360 kg/m ²
設計荷重	約 2100 kg	約 3100 kg

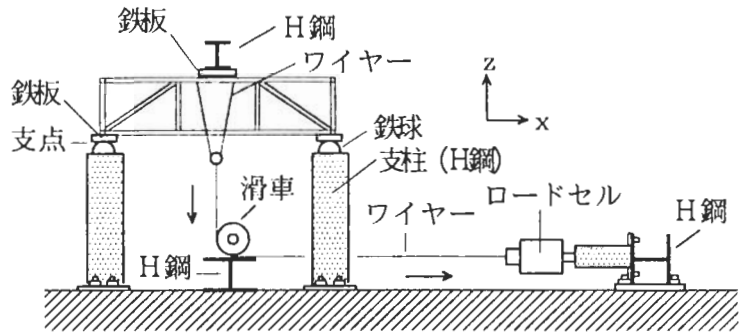


図4 曲げ試験方法

初期荷重をかける試験から荷重と加力点直下の鉛直たわみ量の関係を求め、床の見

かけの剛性を算出すると約 54.0 (x10⁸kgf・cm²)であった(2x4工法による通常仕様の床モデル(幅910、スパン 3640 ~ 4550mm、面材張り)の場合、見かけの剛性はおよそ10 (x10⁸kgf・cm²)前後)。また、2階建て2階床の設計荷重240kg/m²を当てはめた場合、本試験体(2.55x3.4 m²)の設計荷重は 2080 kgfである(表1)。2回目試験時の 2080 kgf時のたわみ量は約 4 mmであり、許容たわみ量(11.3mm ; L/300 ; スパン L=3400)よりはるかに小さく、高い曲げ性能を有するのが認められた。

【面内せん断試験】地震力や風圧力などの建物に加わる外力(水平力)は水平構面によって各耐力壁へと伝えられる。従って建物全体で外力(水平力)に抵抗したり、建物のねじれなどを防ぐためには強固な水平構面が要求される。曲げ試験終了後、試験体を図5に示すように設置し、XY面内のせん断剛性を調べた。

結果は荷重900kgf付近で斜材接合部の一部に引張りによる破損が見られ、961kgfから荷重が増加しなくなった。961kgfを最大荷重と見なし、真のせん断変形角1/300radを推定したところ、せん断応力は282.6kgf/mであった。これを耐力壁の壁倍率に換算すると約2.2となる。これは柱二つ割り筋かい(断面4.5x9 cm)と同等の耐力を持つことを示している。実際の床の仕様において面材が張られることを考慮すると、更に高いせん断剛性が期待できる。

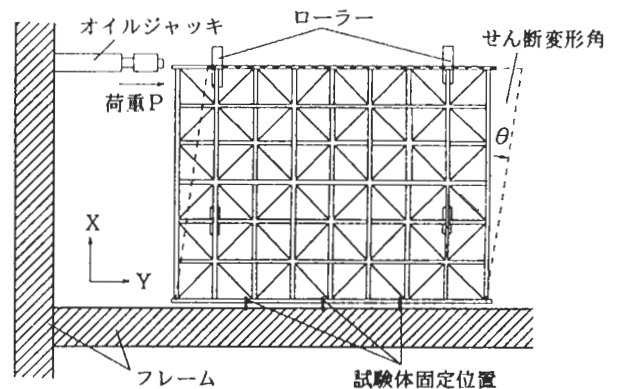


図5 せん断試験方法

1996年度秋期研究会
物性・強度・構造の研究現場から
担当幹事：原田真樹，佐々木康寿，小泉章夫
1996年10月
日本木材学会木材強度・木質構造研究会
印刷所：(株)大勝堂印刷