

木ねじ、ボルトおよび釘による木質部材接合の剛性に関する研究

藤元, 嘉安

<https://doi.org/10.11501/3147926>

出版情報 : 九州大学, 1998, 博士 (農学), 論文博士
バージョン :
権利関係 :

木ねじ、ボルトおよび釘による
木質部材接合の剛性に関する研究

謝 元 憲 安

1998

①

木ねじ、ボルトおよび釘による
木質部材接合の剛性に関する研究

藤元嘉安

目次

緒論	1
1. 研究の目的	1
2. 研究の概要	4
3. 既往の研究	7
第1章 木ねじによる面材相互の端面接合	13
第1節 L型接合モデルの接合性能に及ぼす 各種接合条件の影響	13
1. 木ねじのねじ込みトルクと引抜き抵抗	14
1.1 実験方法	14
1.2 案内穴寸法とねじ込みトルク及び引抜き抵抗 との関係	15
1.3 引抜き抵抗とねじ寸法、案内穴径比との関係	15
1.4 ねじ込みトルクと引抜き抵抗との関係	17
2. 組立て部材の曲げ剛性と破壊強度	18
2.1 実験方法	18
2.2 剛性係数	20
2.3 木ねじの接合条件による剛性と強度	21
2.4 ねじ込み式ナットによる剛性と強度	23
2.5 接着剤併用の効果	25
2.6 繰返し負荷に対する剛性と強度	25
3. 摘要	26
4. 図表	28
第2節 T型接合モデルによる接合部の変形挙動と 端面処理の効果	58
1. 棚板における変形挙動	58
1.1 実験方法	58
1.2 棚板の変形	60
1.3 棚板のひずみ分布	61

1.4 木ねじの変形	64
2. 木ねじのねじ込みによる棚板内部結合力低減に 対する端面処理による抑制効果	64
2.1 実験方法	64
2.2 案内穴及び木ねじのねじ込みによる棚板内部結合力 低減	66
2.3 棚板内部結合力低減に対する端面処理による抑制効果	67
3. 曲げに対する棚板端面処理の効果	67
3.1 実験方法	67
3.2 静的曲げ強度に対する棚板端面処理の効果	68
3.3 繰返し曲げに対する棚板端面処理の効果	69
4. 摘要	73
5. 図表	76
第3節 T型接合モデルでの振動法による接合剛性の 非破壊的評価	109
1. 剛性係数の評価方法	109
2. 実験方法	113
3. 静的曲げ試験における荷重-たわみ曲線	115
4. 繰返し負荷前における剛性係数	115
5. 繰返し負荷に伴う剛性の変化	116
6. 摘要	117
7. 図表	118
第4節 H型接合モデルでの振動法による接合剛性の 非破壊的評価	122
1. 剛性係数の評価方法	122
2. 実験方法	125
3. 負荷に伴う棚板の荷重点たわみと剛性係数(k_s)の変化	127
4. 静的試験による剛性係数(k_s)と振動試験による 剛性係数(k_v)との関係	128
5. 接合部剛性と構造体としての強度との関係	129

6. 摘要	131
7. 図表	132
第5節 H型接合モデルにおけるAE発生挙動	146
1. 実験方法	146
2. 強度及び剛性	147
3. AE発生挙動	148
4. AE発生と応力との関係	149
5. AEパラメータ	150
6. 摘要	150
7. 図表	152
第6節 H型接合モデルの繰返し衝撃曲げによる疲労	165
1. 実験方法	165
2. 衝撃負荷に対する変形挙動	166
3. 剛性係数の評価方法	168
4. 破壊までの衝撃負荷繰返し数	170
5. 衝撃曲げ繰返しに伴う変形挙動の推移	170
6. 衝撃曲げ繰返しに伴う剛性の推移	173
7. 摘要	174
8. 図表	175
第2章 ボルト・ナットによる木材相互の接合	195
第1節 ボルト接合部の締付力の発現とその緩和挙動	195
1. 実験方法	195
2. ボルト締付け過程における軸力と部材内のひずみ分布の発現	197
3. 緩和過程におけるボルト軸力と部材内のひずみ分布の変化	199
4. 緩和挙動に及ぼす座金寸法の影響	202
5. 摘要	207
6. 図表	209

第2節	ボルト接合部の緩和挙動に及ぼす木材の吸脱湿の影響	229
1.	実験方法	229
2.	木材の初期含水率の影響	230
3.	繰返し湿度変化の影響	232
4.	摘要	234
5.	図表	235
第3節	ボルト接合部の2面せん断試験における疲労挙動	241
1.	実験方法	242
2.	静的負荷におけるすべり挙動	243
3.	破壊形態の観察	244
4.	すべり挙動に対する座金の締付け作用	245
5.	負荷繰返しに伴うすべり量の推移	246
6.	摘要	248
7.	図表	250
第4節	面圧試験による疲労限度の推定	266
1.	エネルギー損失指標 Hc/σ^2	266
2.	実験方法	267
3.	負荷に伴うひずみの分布	269
4.	応力-ひずみダイアグラムに基づくエネルギー損失	270
5.	応力-めり込み量に基づくエネルギー損失	271
6.	エネルギー損失と疲労特性	272
7.	摘要	273
8.	図表	275
第3章	耐力壁の基本構造要素としての釘による木材と面材との接合	290
第1節	繰返し荷重漸増試験におけるすべり挙動	290
1.	実験方法	290

2. 荷重とすべり変位量との関係	292
3. 荷重と永久すべり変位量との関係	293
4. 荷重とエネルギー損失量との関係	293
5. 摘要	294
6. 図表	296
第2節 面材と軸材の釘接合部における衝撃疲労挙動	303
1. 実験方法	303
2. 衝撃負荷繰返しに伴う永久すべり変位量の推移	304
3. 疲労速度	305
4. 衝撃負荷繰返しに伴う最大すべり変位量及び加速度 の推移	307
5. 釘の変形様態	308
6. 摘要	309
7. 図表	311
第3節 各種衝撃力レベルでの衝撃疲労挙動	322
1. 実験方法	322
2. 破壊までの衝撃負荷繰返し数	323
3. 衝撃負荷繰返しに伴う永久すべり変位量の推移	323
4. 疲労速度	324
5. 衝撃負荷繰返しに伴う最大すべり変位量及び加速度 の推移	325
6. 釘の変形様態	326
7. 摘要	327
8. 図表	329
総括	337
謝辞	346
引用及び参考文献	347

緒 論

1. 研究の目的

木製家具及び木造住宅等の木質構造物において、最終耐力、剛性等の強度的性質は、部材として用いられている木材及び木質材料の強度的性質だけではなく、木材あるいは木質材料同士、また木材と木質材料との接合部の強度的性能にも大きく依存する⁸⁸⁾ことは周知の事実である。木材及び木質材料が構造部材として用いられる場合、その両端あるいは周辺の支持条件は、一般的には、単純支持と固定支持の中間的状态いわゆる弾性支持状態にある⁷⁹⁾。このため、とくに木質構造物の非線形的変形特性、荷重履歴特性はおおむね接合部の変形、履歴特性に支配されている⁴⁸⁾とされている。

木質構造において利用される接合方法には大きく分けて、木材同士の嵌合による接合、接着剤による接合、及び接合具による接合の3つの方法がある。この中で、とくに、接合具による接合の中で釘、ボルト等を用いて部材を接合する方法は、接合部の加工の精度や技術によらず、ほぼ一定の安定した接合性能を確保でき、さらに、端的に言えば接合具1個あたりの強度性能に基づく構造計算により接合部を任意に設計することが可能である。これに対し、木材同士の嵌合による接合は、古来より木製の器具、家具及び木造建築における継手や仕口等の例のように、接合部は簡潔で美しく、工芸的な趣を持つ場合もあるが、加工が複雑で高い精度が要求され、接合部の強度性能は加工精度に大きく依存するという短所を有している。また、接着接合は一般に施工上接着剤硬化待ち時間を要し、環境条件にも敏感で、一般の木造建築の現場では品質管理が難しく、これまでは、他の2種類の接合法ほど構造的な用途には活用されていない。このため、接合具による接合、とくに「釘、ボルト、木ねじ接合」は簡便で実績のある接合方法として、小規模木構造から大規模木構造に至るまで、木構造におけ

る接合の大半を占めている⁷⁶⁾。

接合具による接合では、本来、木材あるいは木質材料が持つ外力に対する変形の非線形性に加え、接合される木材及び木質材料と接合具との強度的な性質の大きな違いにより、外力により木材と接合具との接触面において局所的な応力集中が生じ、負荷による接合具の木材へのめり込み等、特異な変形挙動を示すため、接合部の非線形的変形挙動は他の2つの接合方法に比べ非常に複雑である。こうしたことから、木材の釘、ボルト、木ねじ接合については、弾性床上の梁理論^{41),47)}及び有限要素法等^{61),109)}を利用した接合部における接合具とその周辺材部の変形挙動解析や、接合部の非線形性を考慮した構造体の解析が数多く試みられている^{16),21),31),34),65),94)}。しかしながら、このような理論解析に基づく計算方法を接合部変形特性の評価に適用し、合理的な接合部設計方法を確立していくためには、基礎方程式や境界条件の設定、計算上必要な各種基礎定数の測定方法等に関し、検討すべき多くの課題が残されている。

それらの中の1つに、繰返し負荷あるいは衝撃負荷ならびに繰返し衝撃負荷に対する接合部の応答挙動、履歴特性に関する問題が挙げられる。木材は元来弾塑性材料あるいは粘弾性材料として考えられているように、それほど大きくない外力に対し塑性変形を示したり、接合部における部材同士の緊結力が締付け後の時間の経過に伴い、緩和する挙動を示したりする。また、温度、湿度等周囲の環境条件の変動に伴い木材あるいは接合金具が膨張収縮等の変形を起こすことにより、接合部の状態が変移するため、接合部の性能評価においては、接合条件及び荷重条件に加えて使用条件等、様々な因子が及ぼす影響について基礎資料を収集し、系統的に整理していく必要がある。

なお、近年、地球規模での森林資源情勢から、各種の木質材料が面材料

あるいは軸材料として開発され、その用途が拡充されつつあり、この傾向は今後さらに強まるものと予測されている。そのような木質材料と木材や異種材料間あるいは木質材料相互間の接合によって木質構造体が構成され、建築、家具及び梱包構造体等として、一層の用途開発が期待されている。しかし、木材の小片や繊維で構成される木質材料の接合部は、動的負荷、とくに繰返し衝撃力に対して弛緩しやすく、剛性の低減が顕著に現れることが一般に知られている。したがって、そうした現象を系統的に解明して、木質材料の接合部の適正な疲労強度設計の基礎資料を得ることが強く要請されている。

そこで、本研究では、現在の木質構造の主要な接合方法である木ねじ、ボルト及び釘を用いた木質材料同士、木材同士及び木材と木質材料の接合部を各種の典型的な単純接合モデルとして設定した。そして一連の静的及び衝撃試験を行って、それらのAE検出による接合部の微小破壊進展、軟X線写真撮影による接合具の変形様態の観察、ひずみゲージによる接合部各部位における変形挙動や衝撃負荷瞬時の変形ひずみ発現の様相、そして加速度計による加速度パルス等の衝撃応答挙動を計測した。また、そうした負荷の繰返しに伴う変形の推移や剛性変移の履歴特性について、繰返しの負荷レベルに依存したエネルギー損失量と変形量との関係等を求め、基本的な疲労機構を明らかにした。そして、木質材料の種類や接合条件等に対する接合部疲労挙動の依存性について追求した。

さらに、木質材料の接合部の性能は使用条件下において経時的に変化することが知られており、現場で施工され使用状態にある木質構造体における接合部の剛性を評価することは非常に重要なことであるが、その評価は甚だ困難である。そこで、この研究の一部では、構造体に取り込まれた状態における接合部の剛性評価の方法として、振動試験による評価方法の可

能性について検討した。

2. 研究の概要

本研究では、汎用されている典型的な各種の木質ボード構造体の基本的な構成要素としての接合部モデルについて、静的あるいは衝撃荷重に対する接合具の変形様態及び部材の変形挙動に基づく接合部の剛性低減機構、さらに、それらの負荷の繰返しに伴う疲労進展過程を解明することを目的とした。ここに、本研究での検討内容を順を追って概説する。

第1章では、木質材料相互の接合部の典型的な例として、パーティクルボード同士を木ねじを用いて直角に接合した接合モデルの接合性能について検討した。

その第1節では、まず、パーティクルボード同士の木ねじ接合において、案内穴の寸法と木ねじのねじ込みトルク及び引抜き抵抗との関係について検討するとともに、木ねじ、ねじ込み式ナット、接着剤及び木ねじ・接着剤併用等による各種形式の接合部について、最も単純なL型接合モデルを設定して、静的あるいは繰返し曲げ荷重に対する強度及び剛性が各種接合条件によって受ける影響について検討した。

第2節では、木ねじによるパーティクルボード同士のT型接合モデルの棚板が静的曲げ荷重を受けた際の接合部の挙動について明らかにした。すなわち、ひずみゲージ法、軟X線撮影法等による棚板各部の変形挙動の解析、部材（棚板）端面への木ねじのねじ込み深さが部材の内部結合力（はく離強さ）の低減に及ぼす影響の究明、さらには内部結合力低減を抑制するための簡単な端面処理方法とその効果について検討を行った。

第3節では、木ねじによりパーティクルボード同士を接合した1つの接合部を持つT型接合構造体について、弾性支持（半剛節）による片持梁モ

デルを適用し、静的曲げ試験により得られた剛性と、振動試験により得られた剛性とを比較し、主に疲労過程における剛性の推移に関して、両者の適合性を検討した。

第4節では、より実用的な問題として、パーティクルボードで構成された両端に接合部を有するH型接合モデルを設定して、接合条件を変化させた場合の接合部剛性について、インパルス加振による振動法での接合部剛性の非破壊的評価の有用性について検討した。さらに、棚板の変形挙動を調べることにより、接合部剛性と接合モデルの構造全体としての強度との関係について検討した。

第5節では、第4節の場合と同様のH型接合モデルの静的試験において、負荷に伴う接合部あるいは棚板の微小破壊進展挙動と接合部剛性の推移との関係について明らかにするために、木ねじ寸法等の接合条件と剛性との関係、ならびに負荷に伴う接合部や荷重点等の微小破壊の発現を示すアコースティック・エミッション(AE)の発生挙動について検討した。

第6節では、接合部の剛性を木ねじのねじ込み深さの程度により変化させたH型接合モデルを用い、棚板中央に衝撃荷重を加えた際の棚板中央のたわみや、棚板の材軸方向におけるひずみ分布等を求めて、衝撃応答性について検討するとともに、それを基にして、繰返し衝撃負荷に伴う応答性の変移について検討した。

第2章では、木材同士の金具接合の典型的な例として、ボルト・ナットを用いた接合モデルを各種条件で設定し、ボルト軸力の緩和挙動ならびにボルト接合部の2面せん断における変形挙動及び繰返し負荷に対する接合性能の変移について検討した。

その第1節として、木材のボルト接合におけるボルト軸力ならびにその設定に伴う木質部材内のひずみ分布の発現及びそれらの経時的変化に対し

て、締付け時の初期ボルト軸力及び座金寸法が及ぼす影響について検討を行った。

第2節では、環境条件の変動に伴う木材の吸脱湿による膨張・収縮挙動がボルト接合におけるボルト軸力の緩和挙動に及ぼす影響について検討した。

第3節では、圧縮型の2面せん断試験体を用い、繰返し負荷に伴う木質部材ボルト接合部の変形挙動の推移に対する、とくに主材と側材の厚さ構成比や繰返し荷重レベルが及ぼす影響について検討した。

第4節では、繰返し負荷に伴うボルト接合部の変形挙動には、ボルトとその穴の材面間で生じる面圧による材の圧潰変形が大きな影響を及ぼすことを明らかにする中で、ボルト接合部の繰返し面圧負荷に伴うひずみのエネルギー損失と応力との関係、ならびにめり込み量のエネルギー損失と応力との関係について、部材の厚さ、樹種及びボルト径が及ぼす影響を検討した。

第3章では、木材と木質材料との接合部の典型的な例として、せん断耐力壁における主材（杵材）と側材（面材）との釘接合部モデルを設定して、衝撃負荷及びその繰返しによる接合部の圧縮型1面せん断における部材間ずれ変形や材内における釘の屈曲変形様態等について検討した。

まず、第1節では、木材である主材（杵材）の両側に側材（面材）として各種の木質ボードを釘を用いて接合した圧縮型の1面せん断試験体について、静的せん断試験及び同じく段階的負荷によるせん断試験を行い、釘接合部の基本的な荷重－すべり量関係を検討した。

第2節では、落錘式の繰返し衝撃せん断に伴う釘接合部の弛緩に伴う剛性低減、すなわち疲労進展過程を明らかにし、とくに木質ボード（面材）の種類、厚さに対する依存性について検討した。

第3節では、釘接合の力学的挙動に与える影響の程度によって衝撃力（衝

撃エネルギー)を3レベルに類別し、それぞれのレベルでの衝撃負荷繰返しに伴う部材間のすべり挙動の推移を明らかにし、とくに側材の種類による影響も追究した。

3. 既往の研究

我が国における木質構造における接合部に関する初期の研究としては、釘の引抜き抵抗に関する研究が挙げられ、例えば森ら(1932)⁷²⁾、あるいは辻井(1944)¹⁰⁸⁾等によって釘の引抜き抵抗と木材の樹種特性や基礎的性質との関係が明らかにされ、さらに、継田(1956)^{114),115)}により木材における釘の衝撃引抜き抵抗に関する研究も行われた。その後、1970年代後半までは、接合についてはほとんどが釘に関する研究であり、継田ら(1970,1976)^{116),117)}による釘の打込みによる木材の割れ及び引抜き抵抗に関する研究、野口ら(1961)⁷⁷⁾による釘の静的引抜き抵抗における釘身につけた溝の効果に関する研究、徳田(1977,1978)^{96),97)}によるソフテックスを用いた釘せん断変形の測定や、木材の含水率変動が釘の引抜き抵抗に及ぼす影響に関する研究、また、海老原ら(1978)¹⁸⁾による現場接着への釘打ちの応用に関する研究等が見られるが、研究報告の数はさほど多くはない。

接合に関する研究が活発に行われるようになるのは、1970年代半ば以降、メタルプレート、ボルト及びドリフトピン等、大規模木構造に利用される接合具に関する研究が始められるようになってからである。従来は家具構造あるいはそれほど強度を必要としない構造における接合として主に用いられてきた釘接合に関しても、1974年の枠組み壁構法(ツーバイフォー構法)の本格的導入以降、耐力壁や木質床等の構造要素における釘接合部の強度特性に関する研究、また釘接合部を含む構造要素の変形特性等に関する研究が行われるようになった。

1970年半ば以降の釘接合部の基礎的研究としては、徳田(1977-1997)^{96),98),99),100),105),106)}が釘の打込みにより生じる木材の割れを軟X線を用い定量的に測定し、釘の打込み方法あるいは釘の先端形状が割れに及ぼす影響について一連の研究を行うとともに、小型ロードセルを埋め込んだ模型釘による側圧測定や円孔めり込み試験における側圧測定を行い、釘の引抜き抵抗の発生機構に関する研究を行っている。

釘接合部の強度性能に関する研究としては、振動、衝撃及び繰返し荷重等の動的荷重に対する変形挙動、長期荷重によるクリープ、またそれらの挙動に対する使用環境の影響等、実用的ならびに応用的研究に移行している。例えば、動的荷重に関しては、Gromalaら(1985)³³⁾、Soltisら(1985)⁸⁷⁾、張ら(1993)⁵⁷⁾は釘接合部の繰返しせん断荷重に対する性能について面材料として数種の木質材料を用いた場合について検討している。徳田(1987)^{101),102)}は両振り繰返し変形に対する釘接合部の疲労特性を明らかにし、釘打ち壁パネルの疲労寿命の推定を行っている。若島・平井(1993-1997)^{118),119),121)}は静的正負繰返し負荷試験や弾性床上の梁理論による解析を基に、木材と合板の釘接合部の履歴特性に関する研究を展開している。浅田・又木(1991-1995)^{9),11),12)}は木質床あるいは耐力壁を対象とし、衝撃負荷に対する変形応答挙動やその繰返し負荷に伴う変形を一連の研究において明らかにしている。Ahamed・神谷(1996)¹⁾は釘接合部にヒステリシスモデルを適用して面材張り耐力壁の地震応答のパターンを解析している。

また、長期荷重または使用環境に関しては、例えば、張ら(1989,1993)^{56),58)}は釘接合部の長期荷重によるせん断クリープ及び釘の引抜けについて、粘弾性モデルを用い変形挙動及び強度の推定を行っている。洪・有馬(1993,1995)^{51),52)}は集成材やLVLでの釘接合部の湿度変動下におけるクリー

プ挙動について研究を行っている。また、張ら(1997)¹²⁵⁾は構造用木質面材と木材との釘接合部における劣化促進試験を行い、Chowら^{13),14)}は釘のせん断強度や引抜き抵抗に及ぼす劣化促進処理の影響について明らかにしている。さらに、今村ら(1984,1985)^{54),55)}は鉄網モルタル壁や下見板張り外壁における釘の劣化度の経年変化について調査している。

釘接合部を有する構造用耐力壁に関しては、安藤・杉山(1980)⁶⁾が合板を釘打ちしたストレス・スキン・パネルの曲げ性状について試験し、秦・佐々木(1987,1988)^{35),36)}が釘打ちパネルのせん断変形と釘点の力伝達挙動について解析し、平嶋(1981)⁵⁰⁾が釘打ち面材張り耐力壁のせん断変形式の誘導を行っている。また、木質床に関しては Foschi(1985)²⁵⁾がせん断耐力に関する実験を行い、Loferski(1989)⁶⁹⁾が床の回転変形に関する実験を行っている。

つぎに、構造解析に関しては、平井(1987)^{44),45),46)}が釘打ち合板ガセット接合工法における接合部の変形性能や同工法による木造門型及び山形ラーメンの変形性能、神谷ら(1988)^{59),60)}がネイルプレートを用いた平行弦及び屋根トラスの曲げ性能、小松(1990)^{66),67)}が鋼板添板釘打ち接合の変形特性と耐力、杉山・徳田(1990)^{89),90)}がウェブ合板を釘打ちした木質ボックスビームの設計、辻野¹¹⁰⁾⁻¹¹³⁾が釘着片面パネル、2層釘着梁、釘着すかし柱及び釘着合板ガセット接合部を有する木造フレームの有限要素法を用いた弾性あるいは非線形の変形解析、また、杉山・松本(1993-1994)^{91),92),93)}が多数の開口を持つ合板釘打ち張り耐力壁のせん断耐力の略算法について、数多くの研究が展開されてきている。

なお、Foschi(1974)²⁴⁾、中谷ら⁷⁴⁾、Hunt⁵³⁾、Roodら⁸⁶⁾、平井ら³⁷⁾は釘接合部の変形耐力性能を弾性床上の梁理論あるいはその理論から誘導される剛性方程式を用いて解析する際に必要となる釘の面圧性能について調べるた

め、平滑な木材面に釘をめり込ませる面圧試験や薄い木材試験片に釘を打込み2面せん断負荷を加える面圧試験を行っている。さらに、若島・平井(1996)¹²⁰⁾は釘の打込みによる釘周辺部の初期面圧応力状態が面圧性能に及ぼす影響について検討を加えている。

木材のボルト及びドリフトピン接合部については、平井(1982-1984)^{38),39),40),42)}が面圧試験と弾性床上の梁理論に関する一連の研究を通して木材のボルト及びドリフトピン接合部の許容耐力のあり方について論じており、川元ら(1993)⁶¹⁾はヨーロッパ型降伏理論を用い、ドリフトピン接合部の木材の繊維方向に直交する方向のせん断耐力を算出している。その他、ボルトあるいはドリフトピンに関する研究では、楊ら(1991)^{123),124)}の木材接着集成におけるボルトクランプ圧縮の場合の圧縮圧力の材長方向分布の有限要素法による解析、また、大熊・武田(1989)^{81),82)}のLVL中空柱と軸ボルトを用いた軸組壁体のせん断性能についての研究等が見受けられる。

主に木質家具構造において用いられる木ねじについては、Eckelmanら(1984-1989)¹⁹⁾⁻²²⁾が木ねじの引抜き強さや、横荷重に対する強度性能等について木材の比重等の性質及び木ねじの寸法やねじ込み条件を関数とする実験式を得ており、さらに、これらの実験式から接合部の強度を推定し、有限要素法を用いた構造計算に至る一連の研究を展開している。また、Didriksson(1974)¹⁷⁾は、木ねじのねじ込みによるパーティクルボードのはく離強さの低減について、藤元・森(1983)²⁶⁾は木ねじを用いたパーティクルボードの接合に関し、木ねじのねじ込みトルクと引抜き抵抗との関係、及び接合部の静的あるいは繰返し負荷に対する性能が接合条件によって受ける影響について明らかにしている。なお、木ねじの特殊な形態の1つとして考えられるインサートナットについて、赤松(1984)²⁾や Eckelman

(1984-1989)²³⁾が、その強度性能等について研究を行っている。

また、家具構造より大きな建築等木質構造においても、ラグスクリーで代表されるように木ねじ接合が用いられるようになり、赤松ら(1990-1992)^{3),4),5)}が側板に鋼板を用いた木ねじ接合部のせん断性能に及ぼす木ねじ保持力、木ねじの変形あるいは接合条件の影響について明らかにし、徳田ら(1989)^{103),104)}や McLain(1997)⁷⁰⁾がラグスクリーの引抜き抵抗やせん断耐力に関する研究も行っている。

以上のように、木質部材の接合に関する既往の研究を辿ってみると、1970年代以降、ボルト及びドリフトピン等の中・大規模木質構造における接合具に関する研究の増加が顕著であり、また、以前は主に家具構造における接合に用いられていた釘、木ねじに関する研究も、中・大規模木質構造を対象として行われている場合が多くなってきている。

ボルト及びドリフトピン接合に関する研究において顕著に見られるように、接合に関する研究の多くが接合具の変形解析及び耐力解析に傾注しつつあるように思われる。計測や解析法の高度化とともに、コンピュータの発達により複雑で膨大な量の計算を比較的簡便に行うことが可能になったことが一因と考えられる。しかしながら、このような解析においては、いくつかの定数あるいは係数を設定する必要があり、多種多様にわたる接合方法あるいは接合条件に関する基礎データを得るための研究も忘れられてはならない。

釘接合に関しては、古くより研究が行われ、基本的な性質をはじめとして、動的荷重、長期荷重に対する強度特性、弾性床上の梁理論による変形解析等、広範にわたる研究がなされている。しかしながら、木ねじや、ボルト及びドリフトピン接合に関しては、動的荷重、長期荷重に対する接合部の変形応答性や履歴特性に関する資料が甚だ不足していると言われてい

る。

また、被接合材である木材及び面材料が、昨今の環境・資源情勢を背景として、多種の木質材料に代替されようとしていることから、新規の木質材料から成る構造体の基本的な構成要素である接合部の性能に関する研究への取組みも、関連分野から強く要請されている。

第1章 木ねじによる面材相互の端面接合

1章1節 L型接合モデルの接合性能に及ぼす 各種接合条件の影響

木製家具の部材接合には、一般にだぼ、釘、木ねじなどが用いられている。これらの中で、だぼや釘については以前からかなり研究がなされており、それらの引抜き抵抗及び接合部の強度あるいは剛性など接合性能に関する数多くの報告^{32),7)}がなされている。しかし、木ねじについては、その引抜き抵抗に関する研究⁷⁸⁾がほとんどであり、実際に組立てられた構造体での接合性能の評価を行った研究は乏しい。

そこで、本研究²⁶⁾では、木ねじによる木質部材の接合性能を評価するための基礎資料を得る目的から、近年、家具部材として使用量が急増しつつあるパーティクルボードを用い、最も単純な場合として、棚板と側板をL型に接合した試験体について、接合部の静的曲げ試験及び繰返し曲げ試験を行った。このようにボード端面に木ねじをねじ込むような接合方法は、とくにパーティクルボードは厚さ方向の引張りに対する強度性能が劣ることから、構造的には好ましくなく、通常、あまり採用されていない。しかしながら、このような接合形態の強度特性を把握し改善をはかることは、パーティクルボードのより有効な用途拡大において意義あることと考えられる。

また、最近、ノックダウン方式の家具が普及しつつあるが、その接合用金具の一種であるねじ込み式ナットを用いて接合した場合や、ノックダウン方式とは逆の立場として、木ねじと接着剤とを併用して接合した場合についても実験を行った。

なお、これまでも木材について、木ねじの引抜き抵抗や締結作業に大きな影響を及ぼすねじ込みトルクと案内穴寸法との関係についての研究⁷⁸⁾がなされているが、パーティクルボードでの報告は少ない。そこで、本報では、組立て部材の曲げ試験に先立ち、パーティクルボードの案内穴の寸

法と木ねじのねじ込みトルク及び引抜き抵抗との関係について実験を行った。

1. 木ねじのねじ込みトルクと引抜き抵抗

1.1 実験方法

供試材には、市販の厚さ 20mm、3層構造のパーティクルボード（密度 0.71g/cm^3 （表面層 0.97g/cm^3 、内層 0.57g/cm^3 ）、含水率 9.5 %）を用いた。試験片の寸法は、縦 50mm × 横 50mm とし、その端面あるいは板面に各種寸法の案内穴をあけ、木ねじをねじ込んだ。

供試木ねじには、JIS B 1112（十字穴付き木ねじ）に規定するステンレス製のさら木ねじの直径、長さ各 3 種を用いた。その寸法及びボードへのねじ込み深さを表 1.1.1 に示す。端面へのねじ込みは、後述の組立て部材の曲げ試験における棚板部へのねじ込み深さと等しくなるように、木ねじの全長から板厚 20mm を引いた深さとした。板面へのねじ込み深さについては、板厚と等しく 20mm とした。

本実験で使用した案内穴の直径と、その木ねじの呼び径に対する比（案内穴径比）、及び案内穴の深さと、その木ねじのねじ込み深さに対する比（案内穴深さ比）をそれぞれ表 1.1.2, 1.1.3 に示す。端面ねじ込みでは、案内穴径比、案内穴深さ比ともに変化させて実験を行ったが、板面ねじ込みでは、ねじの先端が厚さ 20mm のボードから完全に突き出るようにねじ込み、案内穴深さ比を 1.0 とし、案内穴径比だけを変化させて実験を行った。

木ねじのねじ込みが試験片に対し垂直になるように、ボール盤の主軸チャックを利用した。また、その主軸の下降量を示す目盛りによってねじ込み深さを規制した。所定の深さまでねじ込んだのち、トルクドライバー（東日製作所、40FTD）によりねじ込みトルクを測定した。

上述した各木ねじ接合試験体について、恒温恒湿室（20°C、65% RH）に24時間以上放置したのち、インストロン型強度試験機（東洋ボールドウィン製、STM-F-1000）を用い、速度2mm/minで引抜き試験を行った。試験に用いた治具を図1.1.1に示す。治具の下方は試験機のムービングヘッドに、上方はロードセルに接続されている。ロードセルにより測定された最大荷重をもって引抜き抵抗とした。

1.2 案内穴寸法とねじ込みトルク及び引抜き抵抗との関係

案内穴寸法による木ねじのねじ込みトルク及び引抜き抵抗の変化の一例として、図1.1.2に直径4.5mm、長さ50mmの木ねじをボード端面に30mmねじ込んだ場合の結果を示す。案内穴深さ比が大きいときは、案内穴径比が0.6～0.7以上になるとねじ込みトルク、引抜き抵抗ともに急激に減少するが、案内穴深さ比が小さいときは、案内穴径比によるねじ込みトルク、引抜き抵抗ともに変化はあまり認められなかった。このことは、いずれの木ねじ寸法についても同様であったが、寸法の大きなものほど案内穴径比による変化が著しかった。

1.3 引抜き抵抗とねじ寸法、案内穴径比との関係

木ねじの引抜き抵抗 R_e 、 R_f が木ねじの直径 $D^{1/2}$ に比例するという Eckelman¹⁹⁾の研究結果によれば、次の実験式が導びかれる。

$$R_e = K_e \cdot D^{1/2} \cdot (L - D/3) \cdot \rho^2 \quad (1.1.1)$$

$$R_f = K_f \cdot D^{1/2} \cdot L \cdot \rho^2 \quad (1.1.2)$$

ここで、

R_e 、 R_f ：パーティクルボード端面及び板面からのそれぞれの木ねじ引抜き抵抗（kgf）

K_e 、 K_f ：端面及び板面からのそれぞれの引抜き関係式の係数

D : 木ねじの直径 (cm)

L : 木ねじのねじ込み深さ (cm)

ρ : パーティクルボードの密度 (g/cm^3)

ボード端面における引抜き抵抗 R_e と木ねじの直径 $D^{1/2}$ との関係を図 1.1.3(a)に示す。同様にボード板面における場合を図 1.1.3(b)に示す。いずれの図も、ある特定の案内深さ・案内穴径比の組合せ毎に示されるものの一例であるが、案内深さ比あるいは案内穴径比がとくに小さい場合を除いたほとんどの場合で、図に示されるように、引抜き抵抗と木ねじの直径の 1/2 乗とは比例関係にあることが確認された。そこで、式 (1.1.1) 及び式 (1.1.2) への当てはめを試み係数 K_e , K_f を算出した。

式 (1.1.1) において、 $(D/3)$ は木ねじ先端のテーパーによる有効ねじ込み深さの減少量 (先端効果) を示すが、式 (1.1.2) では、木ねじ先端がボードから完全に突き出るようにねじ込んで実験を行ったため、これを除去した。密度は、端面からの引抜きについてはパーティクルボード内層部の気乾密度 (0.57g/cm^3) を、板面からの引抜きについてはボード全体としての気乾密度 (0.71g/cm^3) を用いた。

図 1.1.4(a)に求めた K_e の値と案内穴径比 α との関係を示す。案内穴深さ比が 0.27 及び 0.28 のように案内穴深さがねじ込み深さに対して小さい場合は、案内穴径比による K_e の変動がほとんどないため、図示していない。また、直径が 6.2mm の木ねじについても、ねじ込み時にボードが破壊し極端な強度低下を示したので図示していない。 K_e の値の α に関する 2 次回帰を求めると次式が得られる。

$$K_e = 285 - 500 \cdot (\alpha - 0.50)^2 \quad (1.1.3)$$

同様に、板面からの引抜きについても、 K_f の値と α との関係は図 1.1.4(b) に示すように 2 次曲線として見なすことができるので、回帰を行い次式を得た。なお、直径が 6.2mm の木ねじについては、とくに案内穴径比が小

さい場合に、ねじ込み時にボードのねじ込み反対面に破壊が生じ、強度低下を示したので図示していない。

$$K_f = 310 - 340 \cdot (\alpha - 0.55)^2 \quad (1.1.4)$$

式 (1.1.3)、(1.1.4) より式 (1.1.1)、(1.1.2) は

$$R_e = \{285 - 500 \cdot (\alpha - 0.50)^2\} \cdot D^{1/2} \cdot (L - D/3) \cdot \rho^2 \quad (1.1.5)$$

$$R_f = \{310 - 340 \cdot (\alpha - 0.55)^2\} \cdot D^{1/2} \cdot L \cdot \rho^2 \quad (1.1.6)$$

となる。

上式より、パーティクルボードの木ねじ引抜きにおいて、端面、板面のいずれの場合でも、案内穴径比 α が 0.5 付近で最大の引抜き抵抗が得られることが分かる。しかし、その条件ではねじ込みトルクが非常に大きくなり、ねじ込みが容易に行い得ないため、実用的には、比較的小さなトルクでもねじ込みが容易で、しかも比較的に高い引抜き抵抗が得られるよう 0.6 ~ 0.7 の案内穴径比を用いた方が効果的である。

1.4 ねじ込みトルクと引抜き抵抗との関係

パーティクルボード端面に各種寸法の木ねじをねじ込んだ場合のねじ込みトルクと引抜き抵抗との関係を図 1.1.5(a)に示す。直径を一定とし、ねじ込み深さを変化させた場合は、ねじ込み深さの増大に伴いねじ込みトルク、引抜き抵抗ともに増加し、両者は高い相関関係を持った。これに対し、ねじ込み深さを一定とし直径を変化させた場合は、直径の増加に伴いねじ込みトルクは増加したが、引抜き抵抗の増加は比較的少なかった。このことは、木ねじを板面にねじ込んだ場合にも同様のことが認められた (図 1.1.5(b))。

直径が大きくなると木ねじの円筒部とパーティクルボードとの接触面積が増加し、また、接触面から木ねじ中心までの距離が増加することにより、ねじ込みトルクは木ねじ直径の増大に伴い指数的に増加した。これに対し、

直径が大きな木ねじほど、ねじ山相互の間隔（ピッチ）が大きく単位ねじ込み深さ当りのねじ山数が減少するため、引抜き抵抗は木ねじ直径に比例しては増大しないものと考えられる。

より大きな引抜き抵抗を得ようとする場合、ねじ直径を増加させてもねじ込みに必要なトルクが大きくなり、かえって作業能率が悪くなるばかりであるので、直径の小さな木ねじを用い、ねじ込み深さを大きくした方がより効果的であると言える。

2. 組立て部材の曲げ剛性と破壊強度

2.1 実験方法

2.1.1 試験片

供試材には、市販の厚さ 20mm、3 層構造のパーティクルボード（密度 0.79g/cm^3 （表面層 1.03g/cm^3 、内層 0.68g/cm^3 ）、含水率 10.3 %）を用いた。

まず、 $910\text{mm} \times 1,820\text{mm}$ のボードから、ボードの長手方向と試験片の長手方向とが同じになるように、幅 90mm、長さ 350mm に木取りし、たわみの理論値計算に必要な曲げヤング係数を測定した。曲げヤング係数測定は、インストロン型強度試験機を用い、スパン 300mm、たわみ速度 2mm/min で行った。

次に、試験片を長さ 150mm に切断し、それらをそれぞれ側板、柵板として、側板の板面と柵板の端面とが接合面となるように L 型に組立てた。

木ねじによる接合では、JIS B 1112（十字穴付き木ねじ）に規定するステンレス製のさら木ねじを用いた。側板での案内穴径比及び案内穴深さ比はそれぞれ 0.89、1.0 とした。柵板での案内穴径比、案内穴深さ比は、前項の基礎実験の結果より、ねじ込みトルクが比較的小さく、しかも引抜き抵抗の比較的大きい条件として、表 1.1.4 に示すように、案内穴径比約 0.67、

深さ比約 0.83 を用いた。ねじ込みトルクについては、あらかじめねじを完全にねじ込んだ場合のねじ込みトルクを測定しておき、その値を基準にしてねじ込みを行った。

ねじ込み式ナットはムラコシ精工製であり、その形状を図 1.1.6 に示す。D、E、H タイプはナットを棚板にねじ込む方式のものであるが、E タイプは D タイプの座の部分がないものであり、H タイプは側板にもナットがはめ込まれるタイプである。A タイプはナットを圧入する方式のものである。図において、数字は棚板へのねじ込み深さ(mm)を示している。H タイプは側板へはめ込まれる長さが 7mm であるため、全長からその値を引いた長さが棚板へのねじ込み深さとなる。JRN タイプは差込みねじ方式であるので、棚板端面からナットの棚板端面より最も離れた所までの距離をねじ込み深さとしている。ナットのねじ込みトルクを表 1.1.5 に示す。A タイプは約 20mm/mim で圧入した。いずれのナットも内側に雌ねじが切っており、そこへ直径 6mm のコインボルト (JCK タイプ) をねじ込むことにより緊結を行う。このときのねじ込みトルクはすべてのナットに対し 50kgf·cm とした。

接着剤による接合及び木ねじ・接着剤併用による接合においては、棚板端面と側板板面との接合面に接着剤を塗布した。接着剤はエポキシ樹脂接着剤 (Chiba Geigy 社 Araldite Standard、主剤、硬化剤等重量混合)、及び水性ビニルウレタン樹脂接着剤 (大鹿振興社 PI-120、主剤 100 部に対し硬化剤 15 部混合) を用いた。両者とも塗布量を 300g/m^2 とし、ハタガネでずれない程度に軽く圧縮して接着を行った。前者では推積時間 0 分、圧縮時間 15 時間以上とし、後者では堆積時間 10 分、圧縮時間 2～3 時間とした。

試験片はすべて組立て後 1 週間以上養生し実験を行った。

2. 1. 2 実験装置

静的曲げ試験は、オルゼン型強度試験機を用い、図 1.1.7 に示すように、

側板の下面を固定し棚板の接合面から 12cm 離れたところに曲げ荷重をたわみ速度 2.50 ~ 2.97mm/min で負荷することにより行った。

繰返し曲げ試験に用いた疲労試験機を図 1.1.8 に示す。本試験機は片持梁型式で、ピストン①の運動により先端に重錘②を付した片持梁③を上下させ、片持梁に連結するワイヤー④により試験体⑤に一定荷重を繰返し載荷する方式のものである。また、本試験機は自動的に荷重を一定に保持することが困難であるため、一定時間毎に⑥のハンドルで試験体支持台⑦を上下させることにより、③の片持梁上に置いた水準器により片持梁が水平な位置で荷重が加わるように調節を行った。繰返し周期は 50c.p.m.とした。

2.1.3 測定方法と測定項目

静的試験では、荷重ヘッドの下降距離によりたわみを、ロードセルにより荷重を測定し、荷重点における荷重-たわみ曲線から角度変化に関する剛性を求めた。

疲労試験では、荷重-破壊繰返し数の関係を求めるとともに、片持梁式の変位測定ビームによりたわみを測定し、繰返し数と剛性との関係を求めた。

2.2 剛性係数

それぞれの接合方法による組立て部材の曲げ荷重に対する剛性を評価するため、Rinkefeil and Wienert⁸⁴⁾の研究報告を参考にし、以下に示すように理論的に誘導した計算式からの剛性値を用いた。

図 1.1.9(a) に示すラーメンについては、これを B 点で切断して、先端に集中荷重 P を受ける片持梁 BC (同図(b)) と、先端に曲げモーメント ($M = P \cdot l$) を受ける片持梁 AB (同図(c)) に置き換えることができる。すると点 C のたわみ w_c は、梁 BC の剛体としての回転によるもの ($l \cdot \theta_b$) と、片持梁としてのたわみ w との和からなり、次式で表される。

$$\begin{aligned}
 W_c = l \cdot \theta_b + W &= \frac{M \cdot a}{E \cdot I} \cdot l + \frac{P \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} \\
 &= \frac{P \cdot l^2}{3 \cdot E \cdot I} (l + 3a) \quad (1.1.7)
 \end{aligned}$$

ここで

E : 試験片の曲げ弾性係数 (kgf/cm²)

I : 試験片の断面 2 次モーメント (cm⁴)

実際には、接合部は完全な剛ではなく、接合部の角度が変化するため、点 C におけるたわみは理論値より大きくなる。すなわち、たわみの測定値 W_c と理論値 W_c との差 ($\Delta W_c = W_c - W_c$) が接合部の角度変化に相当する。そこで、接合部の単位角度変化当りに要する曲げモーメントにより角度剛性係数 S を定義した。

角度変化 $\Delta \theta = \tan \Delta \theta = \Delta W_c / l$ であるから、角度剛性係数 S は

$$S = \frac{P \cdot l^2}{\Delta W_c} \text{ (kgf} \cdot \text{cm/radian)} \quad (1.1.8)$$

あるいは、

$$S = \frac{P \cdot l^2 \cdot \pi}{\Delta W_c \cdot 180} \text{ (kgf} \cdot \text{cm}^\circ) \quad (1.1.8')$$

本研究では、式(1.1.8')を用い、 l は接合面から荷重点までの距離(12cm)、 a は固定端から木ねじ中心までの距離(11.5cm)とし、比較値として荷重 10kgf における角度剛性係数を求め、それぞれの方法による接合部の剛性の評価を試みた。

2.3 木ねじの接合条件による剛性と強度

2.3.1 木ねじの位置、個数及び試験片幅の影響

直径 4.5mm、長さ 50mm の木ねじを用い、図 1.1.10 に示す木ねじの配置(本数・間隔・位置)及び試験片の幅の影響に関する実験を行った。

木ねじの本数を変化させた場合の結果を図 1.1.11 に示す。試験片幅 90mm

に対して、木ねじが3本のときに破壊荷重が最大となった。それ以上の本数では木ねじ間隔が狭くなり、また、パーティクルボードの断面の内部欠損部が増えて内部結合力が低下し棚板端面が割れやすくなるため、破壊荷重は逆に減少した。これに対し、角度剛性は木ねじ数の増加に伴い直線的に増加した。試験片の破壊形態を観察した結果、木ねじが多いときは、棚板端面の割れが著しく、木ねじの変形が少なかったが、逆に、木ねじが少ないときには、棚板の割れが少なく木ねじの変形が大きくなった。このことから、木ねじの増加に伴い木ねじ1個当りの負担力が減少し、木ねじの変形が小さくなるため角度剛性が増加すると考えられる。また、木ねじ数の増加に伴う引抜き抵抗の増加も角度剛性の増加に寄与していると考えられる。

木ねじの位置（木ねじ間隔）に関する実験結果を図 1.1.12 に示す。木ねじ間隔が 1.5cm と非常に狭いときに破壊荷重、剛性ともにやや低い値を示すほかは、両者とも木ねじ間隔に関係なくほぼ一定の値を示した。棚板端面の割れ、木ねじの変形とも木ねじ間隔による差はほとんどなく、木ねじの位置は極端でない限り破壊荷重、剛性に影響しないことが分かる。

試験片の幅に関する結果を図 1.1.13 に示す。試験片幅が 6cm のときは、棚板端面の割れが大きく、破壊荷重、角度剛性ともに低い値を示した。幅が 9cm 以上では、破壊荷重はほぼ一定の値を示したが角度剛性は低下した。試験片幅が大きくなるにつれて木ねじの変形が大きくなっていることから、試験片幅の増加に伴い木ねじが変形しやすくなり、剛性が低下するものと考えられる。

2.3.2 木ねじ寸法の影響

直径 4.5mm の木ねじ 3 本を用いた場合の木ねじの長さや破壊荷重及び角度剛性との関係を図 1.1.14 に示す。本実験において、接合部の性能に関し木ねじの棚板端面にねじ込まれた部分が重要となるため、棚板へのねじ

込み深さについて考察を行った。

破壊荷重はねじ込み深さの増加に伴い対数的に増加するが、これに対し、角剛性はねじ込み深さ 30mm のときに最大となり、ねじ込み深さ 43mm では逆に低い値を示した。この理由は、徳田⁹⁶⁾のくぎのせん断による変形についての研究結果を参考にして、次のように推察できる。ねじ込み深さが短い場合は、変形エネルギーが木ねじ全体に分散され、ねじ込み表面での変形がおさえられるため、棚板端面付近での変形量が小さくなる。逆に、ねじ込み深さが長い場合は、ねじのボード内部にある部分の変形が小さいため、棚板端面付近での木ねじの変形量が大きくなる。このため、ねじ込み深さの増加に伴い木ねじは曲がりやすくなり、引抜き抵抗の増加との関連から剛性が最大となるようなねじ込み深さの値が存在すると考えられる。また、ねじ込み深さの増加に伴い棚板端面の割れが大きくなり、強度はある一定のねじ込み深さ以上では増加の割合が減少した。

木ねじの直径と破壊荷重及び剛性との関係を図 1.1.15 に示す。試験片の厚さが一定であったため、木ねじの直径が増すにつれ棚板端面が割れやすく破壊荷重が減少する傾向を示した。また、木ねじ直径の増加に伴い木ねじの曲げに対する抵抗が大きくて変形しにくくなり剛性は高くなるが、直径が過度に大きくなっても、棚板端面が損傷しやすくなるため、剛性の増加は認められなくなった。

2.4 ねじ込み式ナットによる剛性と強度

ねじ込み式ナット 2 個を用いて接合した場合の、ナットの型式による差異を、木ねじ（直径 5.1mm，ねじ込み深さ 30mm）3 本の場合をあわせて図 1.1.16 に示す。図において、破壊荷重及び角度剛性係数ともに、測定値を接合具の個数及びねじ込み深さで除して、単位ねじ込み深さ（1cm）当たりの値に換算して示している。圧入式の A タイプは圧入する時にボー

ドを損傷するため、破壊荷重、角度剛性ともに木ねじよりも低い値を示した。D、E、H 及び JRN タイプは、いずれにおいても破壊荷重、角度剛性ともに木ねじに比べ高い値を示した。型式による大きな差異はなかったが、JRN タイプは構造上引抜きに対する抵抗が高いため、他の型式のものに比べ、高い角度剛性を示し、また、破壊荷重も大きいことが認められた。

D、E タイプ及び木ねじについて、ねじ込み深さと破壊荷重及び角度剛性との関係を図 1.1.17 に示す。ここでも、前図と同様に、破壊荷重及び角度剛性係数ともに測定値を接合具の個数及びねじ込み深さで除して、単位ねじ込み深さ (1cm) 当たりの値に換算して示している。本試験におけるねじ込み深さの範囲においては、ねじ込み深さに伴う単位ねじ込み深さ当たりの破壊荷重はほぼ一定の値を示した。これに対し、単位ねじ込み深さ当たりの角度剛性係数は、いずれにおいても、ねじ込み深さが大きくなるほど、小さな値を示す傾向にあった。同様に、JRN タイプにおけるねじ込み深さと単位ねじ込み深さ当たりの破壊荷重及び角度剛性との関係を図 1.1.18 に示す。単位ねじ込み深さ当たりの破壊荷重はねじ込み深さに関わらず、ほぼ一定の値を示すのに対し、単位ねじ込み深さ当たりの角度剛性係数はねじ込み深さに伴い著しく減少する傾向を示した。いずれのねじ込み式ナットにおいても、ねじ込み深さが大きくなるに伴い、接合具の曲げによる変形の影響が大きくなるため、単位ねじ込み深さ当たりの角度剛性係数が小さくなるものと考えられる。とくに、JRN タイプは引抜きに対する抵抗が非常に大きいため、ボルトが短く曲げに対する抵抗が強いときは剛性は非常に高いが、ボルトが長くなるにつれてボルトが曲がりやすくなり剛性は著しく低下した。

2.5 接着剤併用の効果

接着剤の併用に関する実験結果を図 1.1.19 に示す。接着剤のみによる接

合の場合、エポキシ樹脂とビニルウレタン樹脂とでは、破壊荷重は前者がやや高く、角度剛性は後者がかなり高い値を示した。接着剤と木ねじとを併用すると、強度、剛性ともに向上することが明らかとなった。この場合、強度の向上にはエポキシが、剛性の向上にはビニルウレタンが効果的であることが認められた。そして、エポキシの併用による強度の向上は、次に述べる破壊形態の差から説明できた。

木ねじのみ、接着剤のみ、両者の併用及びねじ込み式ナットによる破壊形態を図 1.1.20 に示す。木ねじ、ねじ込み式ナット D タイプ、JRN タイプの場合、いずれも棚板の内層から割れるような破壊形態を示した。そして接着剤の場合、どちらも接着層で破壊せず、側板から割れるような破壊形態を示した。さらに、木ねじとビニルウレタンとの併用の場合、側板の表面層のはく離による破壊と、棚板の内層の割れ破壊とが起きていることが確認できた。また、木ねじとエポキシとの併用の場合、接着剤により棚板の端面がかなり強固になっており、棚板内層での割れが抑制され、また、木ねじにより側板の割れが抑制されるため、側板が接合位置の 1 ~ 2cm 下方で折れるような破壊形態を示した。

2.6 繰返し負荷に対する剛性と強度

木ねじ（直径 5.1mm、長さ 50mm）3 本、ねじ込み式ナット（タイプ D-25、JRN-30）2 個、エポキシ樹脂接着剤及び木ねじとエポキシとの併用により接合した場合について疲労試験を行った。いずれの接合法においても図 1.1.21 に示すように、荷重 P_f と破壊繰返し数 N との間に、両対数での負の直線相関が認められ、次の各実験式が得られた。

$$\begin{array}{ll}
 \text{木ねじについて} & P_f = 46.8N^{0.08} \\
 \text{エポキシについて} & P_f = 18.2N^{0.09} \\
 \text{併用について} & P_f = 72.4N^{0.07} \\
 \text{D-25 について} & P_f = 40.7N^{0.05}
 \end{array} \quad \left. \vphantom{\begin{array}{l} \\ \\ \\ \end{array}} \right\} (1.1.9)$$

式(1.1.9)は疲労の性能を表すものである。右辺の定数は負荷繰返し数 1 回のときの値に相当するものであり、 N の指数は疲労の進行度合を示している。いずれの接合法においても疲労の進行度合に大きな差異は認められず、静的強度の高いものほど繰返し荷重に対し高い強度を示した。

静的破壊荷重に対する繰返し荷重の比、すなわち荷重比を一定 (0.6) にした場合の剛性の低下を図 1.1.22 に示す。木ねじのみ、あるいは接着剤のみの場合は、繰返しに伴う剛性の低下が著しく、併用及びねじ込み式ナット D-25 の場合は、剛性の低下の割合が小さく、ねじ込み式ナット JRN では繰返し荷重に対する強度性能はよいが、剛性に関する性能が劣ることが認められた。

3. 摘 要

パーティクルボードを供試材料として、その接合部の性能を評価するための基礎資料を得る目的から、案内穴寸法と木ねじのねじ込みトルク及び引抜き抵抗との関係、ならびに木ねじ、ねじ込み式ナット、接着剤及び木ねじ・接着剤併用による接合部の静的荷重あるいは繰返し曲げ荷重に対する強度及び剛性について実験的検討を行った結果を要約すると次の通りである。

(1) 長い木ねじほどねじ込みトルクが大きく、そのトルクに比例して引抜き抵抗は増加した。直径の大きい木ねじほど、ねじ込みトルクが大きいにも関わらず、引抜き抵抗の増大は少ない。また、各寸法の木ねじに対して、その引抜き抵抗は案内穴径比がほぼ 0.5 のときに最大値をとることが認められた。(図 1.1.4、図 1.1.5、図 1.1.2)

(2) 木ねじ接合による L 型試験片の曲げでは、破壊荷重は木ねじの長さによって支配され、また、角度変化に関する剛性 (角度剛性) は、木ねじの引抜き抵抗、曲げあるいはせん断による変形抵抗に支配された。(図 1.1.13、

図 1.1.14)

(3) ねじ込み式ナット接合の場合は、圧入式の A タイプを除いて、強度及び剛性ともに木ねじの場合より高い値を示した。(図 1.1.15)

(4) 木ねじ・接着剤併用の場合では、強度及び剛性ともに増大した。とくに、エポキシ樹脂併用の場合、強度が著しく向上し、その破壊形態にも顕著な差異が認められた。(図 1.1.18、図 1.1.19)

(5) 繰返し曲げでの荷重と破壊繰返し数との間には、いずれの接合法においても、両対数で負の直線相関が認められ、また、疲労強度は静的強度に依存することが明らかになった。(図 1.1.20、実験式(1.1.9))

表 1.1.1 木ねじの寸法とねじ込み深さ

木ねじ寸法(mm)		ねじ込み深さ(mm)	
直径	長さ	端面	板面
4.5	38	18	—
4.5	50	30	20
4.5	63	43	—
5.1	50	30	20
6.2	50	30	20

端面ねじ込み

板面ねじ込み

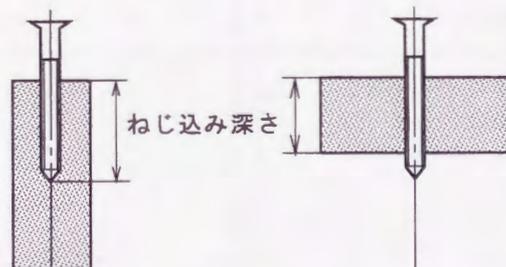


表 1.1.2 案内穴径比

D	D'	D'/D
4.5	1.0	0.22
	2.0	0.44
	2.5	0.56
	3.0	0.67
	3.5	0.78
	4.0	0.89
5.1	1.2	0.24
	2.0	0.39
	3.0	0.59
	3.5	0.69
	4.0	0.78
	4.5	0.88
6.2	1.2	0.19
	2.5	0.40
	3.5	0.57
	4.0	0.65
	5.0	0.81
	5.5	0.89

D : 木ねじ直径(mm)
 D' : 案内穴直径(mm)
 D'/D : 案内穴径比

表 1.1.3 案内穴深さ比

L	L'	L'/L
18.0	5.0	0.28
	10.0	0.56
	15.0	0.83
30.0	8.0	0.27
	17.0	0.57
	25.0	0.83
43.0	12.0	0.28
	24.0	0.56
	36.0	0.84

L : ねじ込み深さ(mm)
 L' : 案内穴深さ(mm)
 L'/L : 案内穴深さ比

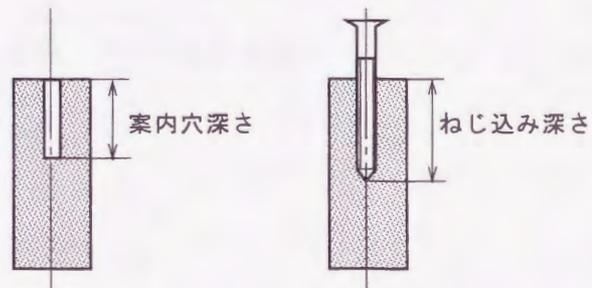


表 1.1.4 各種寸法の木ねじによる接合における案内穴の寸法とねじ込みトルクとの関係

D	L_s	L	D'	(D'/D)	L'	(L'/L)	T
4.5	38	18	3.0	(0.67)	15	(0.83)	34
4.5	50	30	3.0	(0.67)	25	(0.83)	44
4.5	63	43	3.0	(0.67)	36	(0.84)	55
5.1	50	30	3.5	(0.69)	25	(0.83)	56
6.2	50	30	4.0	(0.65)	25	(0.83)	80

D : 木ねじ直径(mm).

D' : 案内穴直径(mm).

L_s : 木ねじ長さ(mm).

L : 棚板へのねじ込み深さ(mm).

L' : 案内穴深さ(mm).

T : ねじ込みトルク(kgf·cm)

表 1.1.5 ねじ込み式ナットのねじ込みトルク

ナット型式 (種類)	ねじ込みトルク (kgf·cm)
D-13	28
D-20	38
D-25	45
E-13	28
E-20	35
H-20	25
A-13	—
JRN-20	—

ナット形式：添記数値はねじ込み深さ(mm) (図 1.1.6 参照)

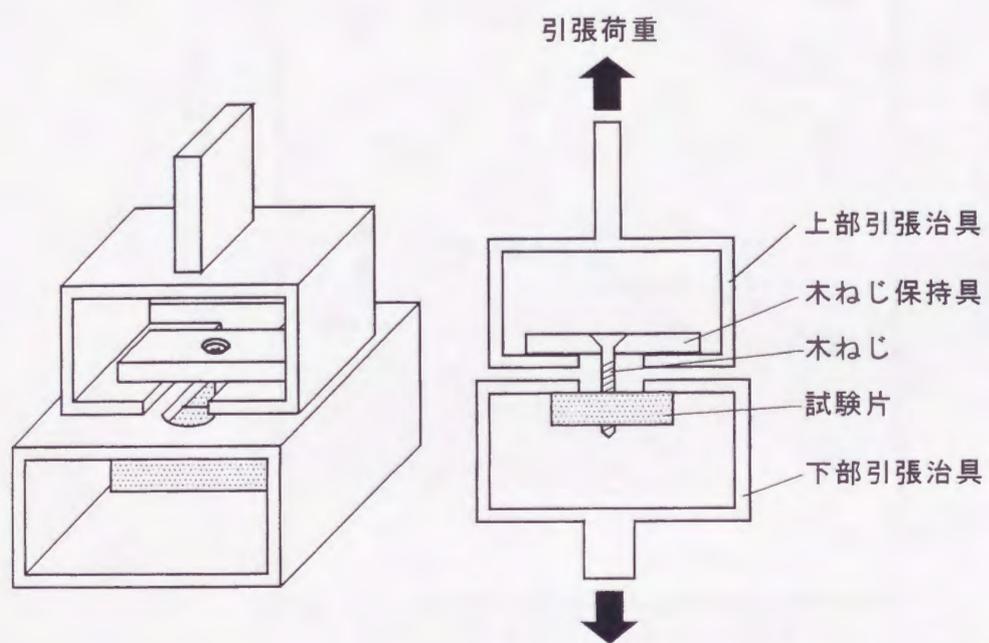


図1.1.1 木ねじ引抜き試験治具

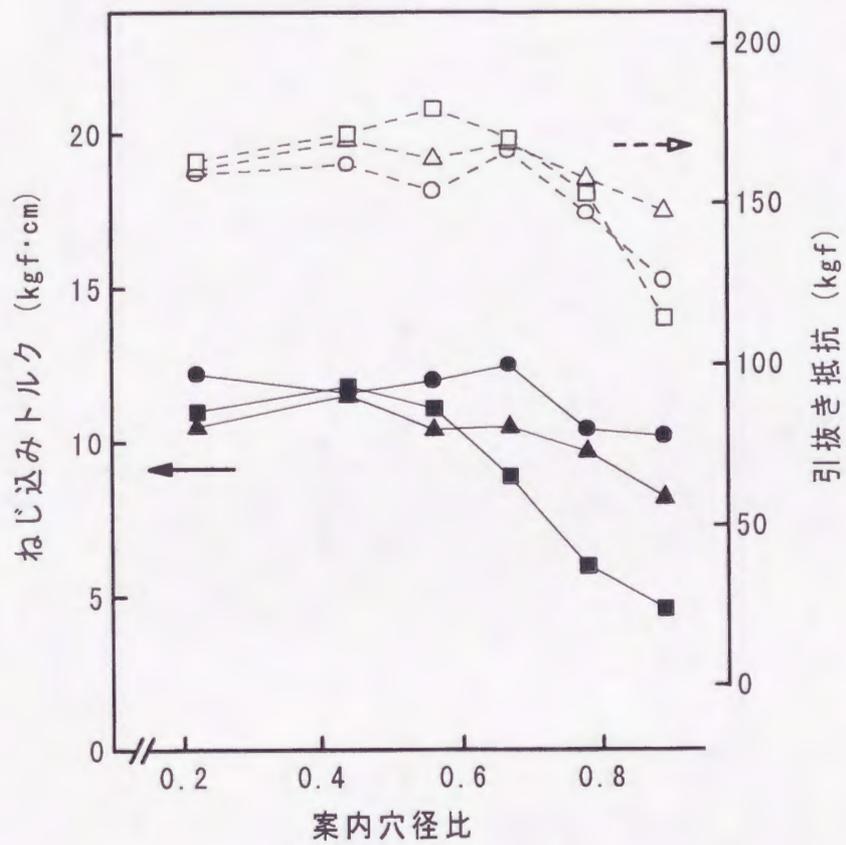


図1.1.2 ボード端面への木ねじのねじ込みトルクと引抜き抵抗との関係

木ねじ直径：4.5mm，木ねじ長さ：50mm
 ねじ込み深さ：30mm

案内穴深さ比
 ● ○ : 0.27
 ▲ △ : 0.57
 ■ □ : 0.83

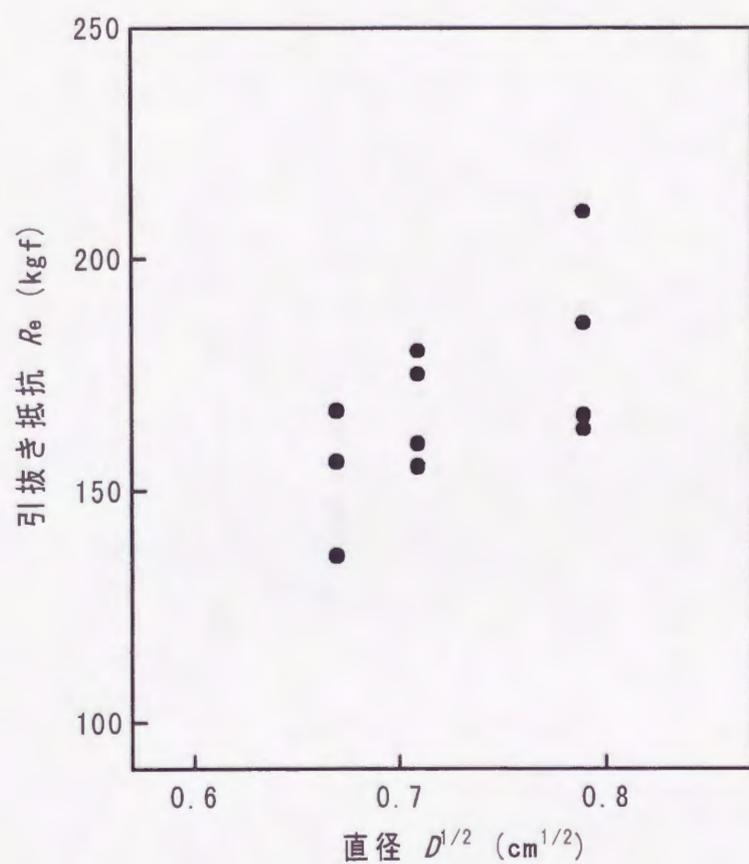


図1.1.3(a) ボード板面における引抜き抵抗 R_e と
木ねじ直径 $D^{1/2}$ との関係
ねじ込み長さ : 30mm
案内穴径比 : 0.78
案内穴深さ比 : 0.83

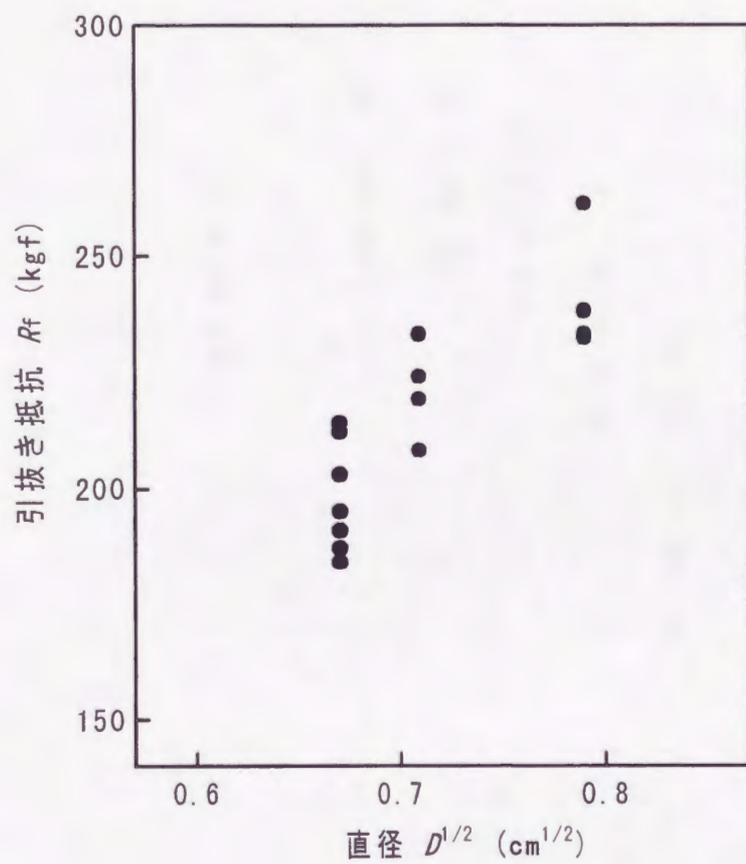


図1.1.3(b) ボード板面における引抜き抵抗 R_f と
木ねじ直径 $D^{1/2}$ との関係
ねじ込み長さ : 20mm
案内穴径比 : 0.78
案内穴深さ比 : 1.00

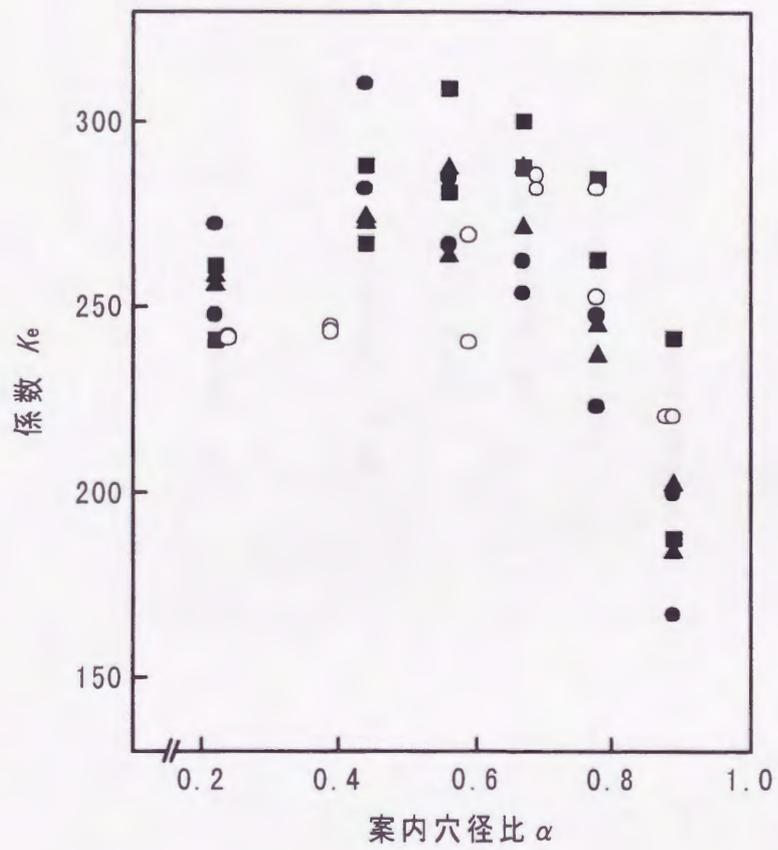


図1.1.4(a) 案内穴径比 α と係数 K_e との関係

木ねじ
 直径(mm) 長さ(mm)
 ● : 4.5 x 38
 ▲ : 4.5 x 50
 ■ : 4.5 x 63
 ○ : 5.1 x 50
 α, K_e : 式(1.1.3)参照

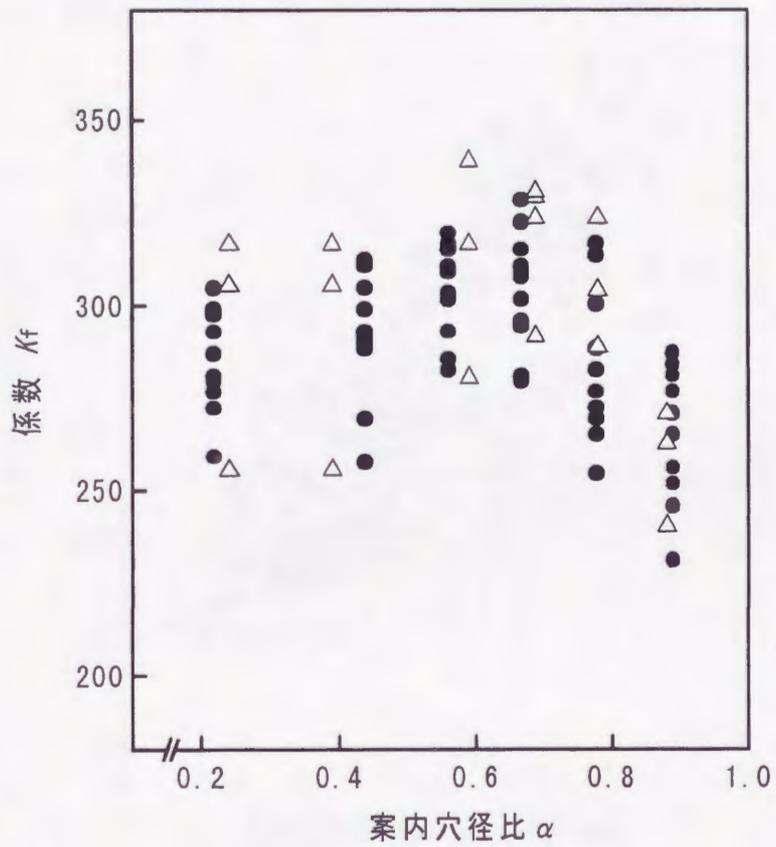


図1.1.4(b) 案内穴径比 α と係数 K_f との関係

木ねじ
 直径 (mm) 長さ (mm)
 ● : 4.5 × 50
 △ : 5.1 × 50
 α , K_f : 式(1.1.3)参照

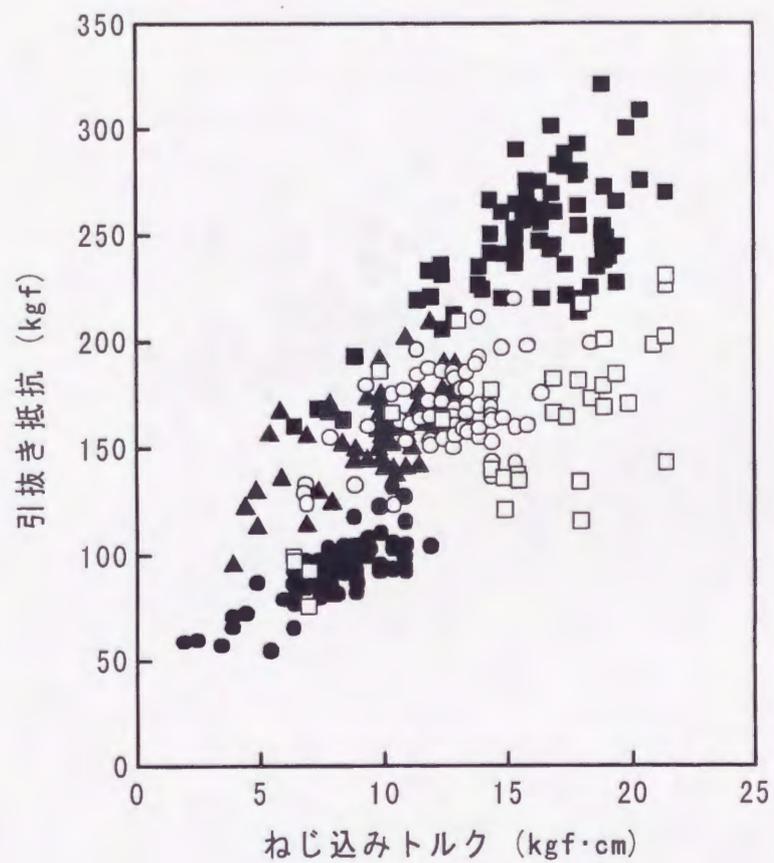


図1.1.5(a) ボード端面への木ねじのねじ込みトルクと引抜き抵抗との関係

木ねじ	
直径 (mm)	長さ (mm)
●	: 4.5 × 38
▲	: 4.5 × 50
■	: 4.5 × 63
○	: 5.1 × 50
□	: 6.2 × 50

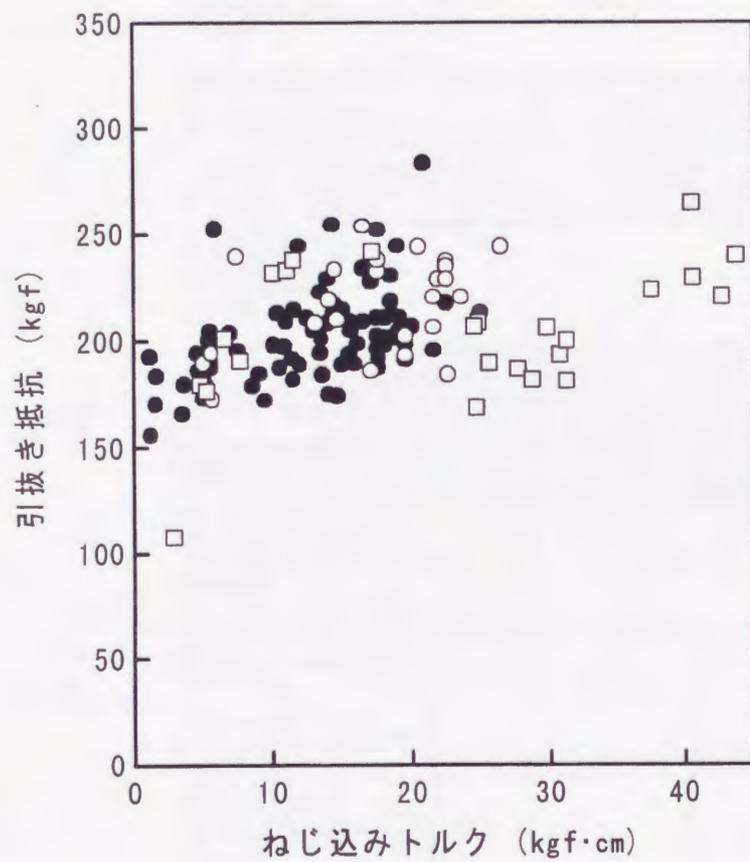


図1.1.5(b) ボード板面への木ねじのねじ込みトルクと引抜き抵抗との関係

木ねじ	
直径 (mm)	長さ (mm)
● : 4.5	× 38
○ : 5.1	× 50
□ : 6.2	× 50

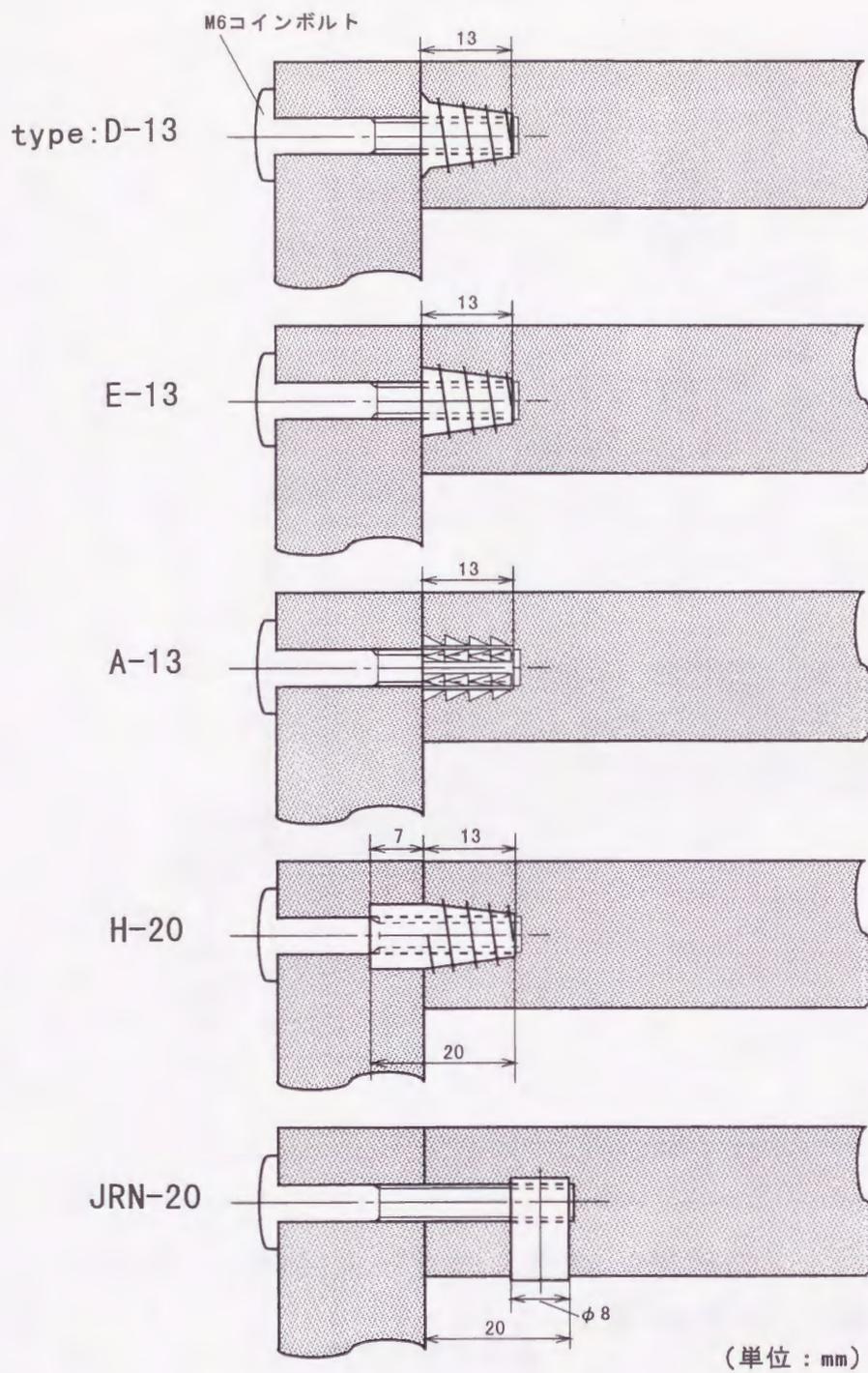


図1.1.6 各種型式のねじ込み式ナット

注) 各型式名に添記した数値: 棚板へのねじ込み
深さ (mm)

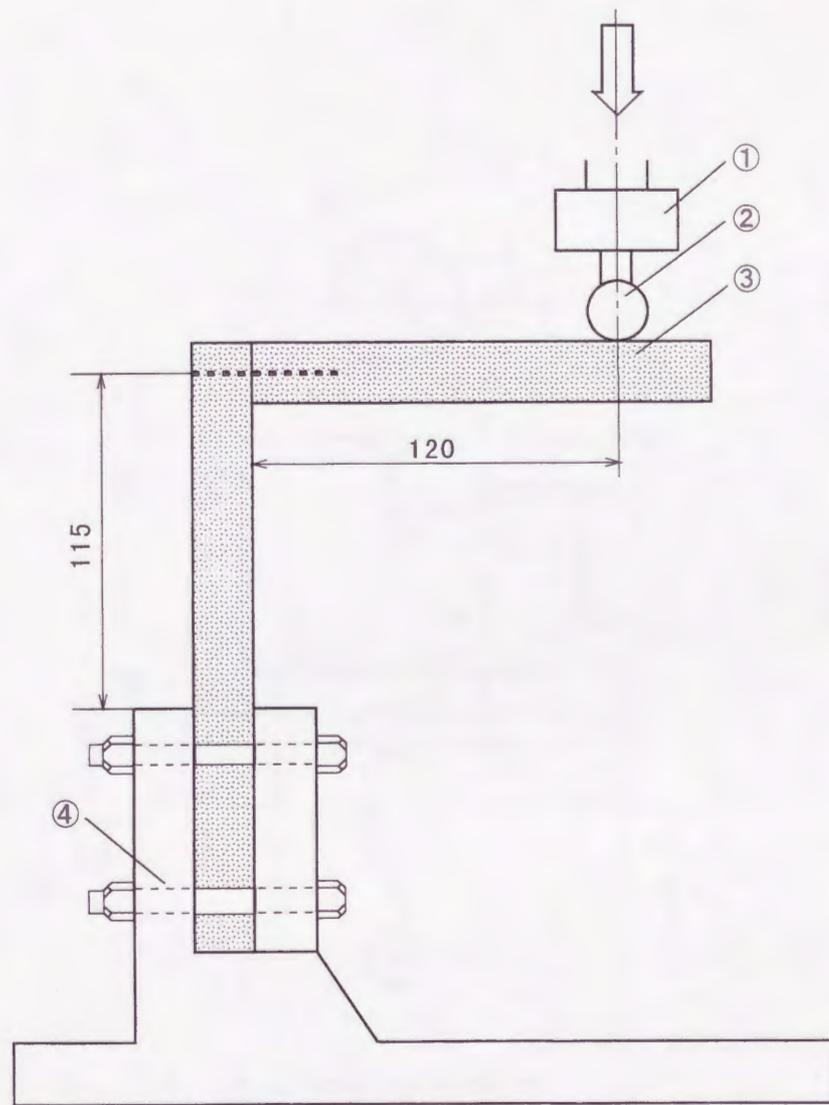


図1.1.7 静的曲げ試験の概略（側面図）

- ①：ロードセル，②：荷重ヘッド，③：試験体
 ④：試験体固定治具
 （単位：mm）

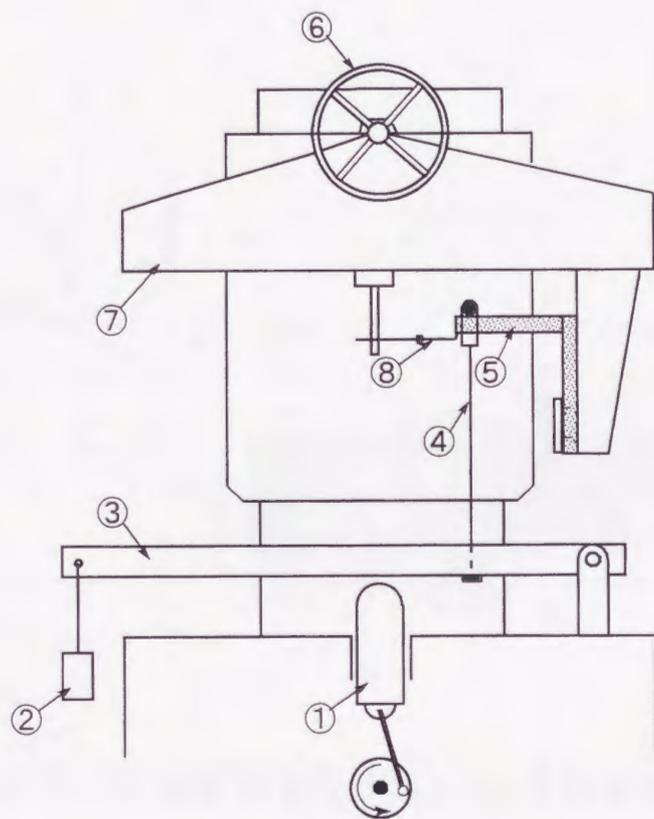


図1.1.8 疲労試験機の概略

- ①ピストン、②重錘、③片持梁
- ④ワイヤー、⑤試験体、
- ⑥丸ハンドル（水平位置調整）
- ⑦試験体支持台、⑧変位測定ビーム

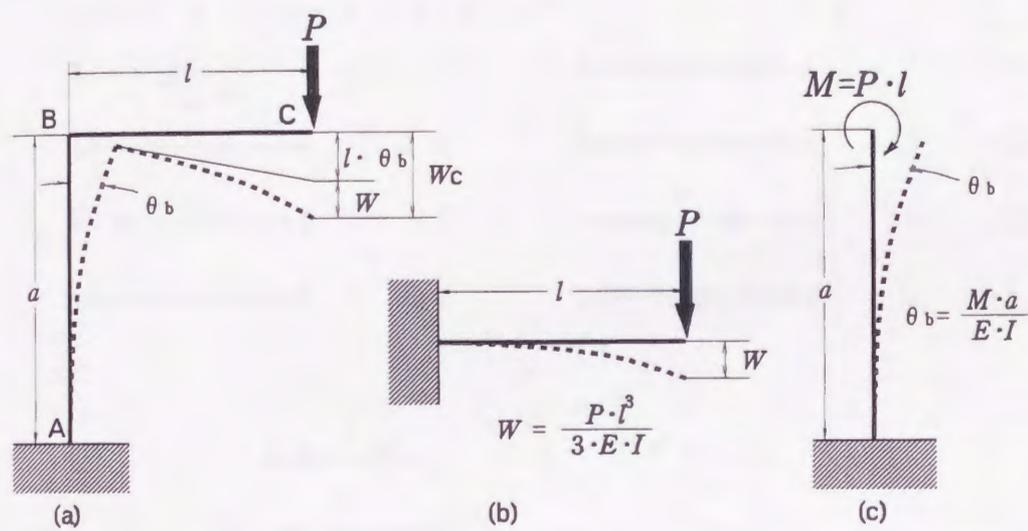


図1.1.9 L字型接合モデルにおける変形の概略図

E : 部材の曲げ弾性係数 (kgf/cm²)
 I : 部材の断面2次モーメント (cm⁴)
 その他の記号 : 第1章第1節の2.2参照

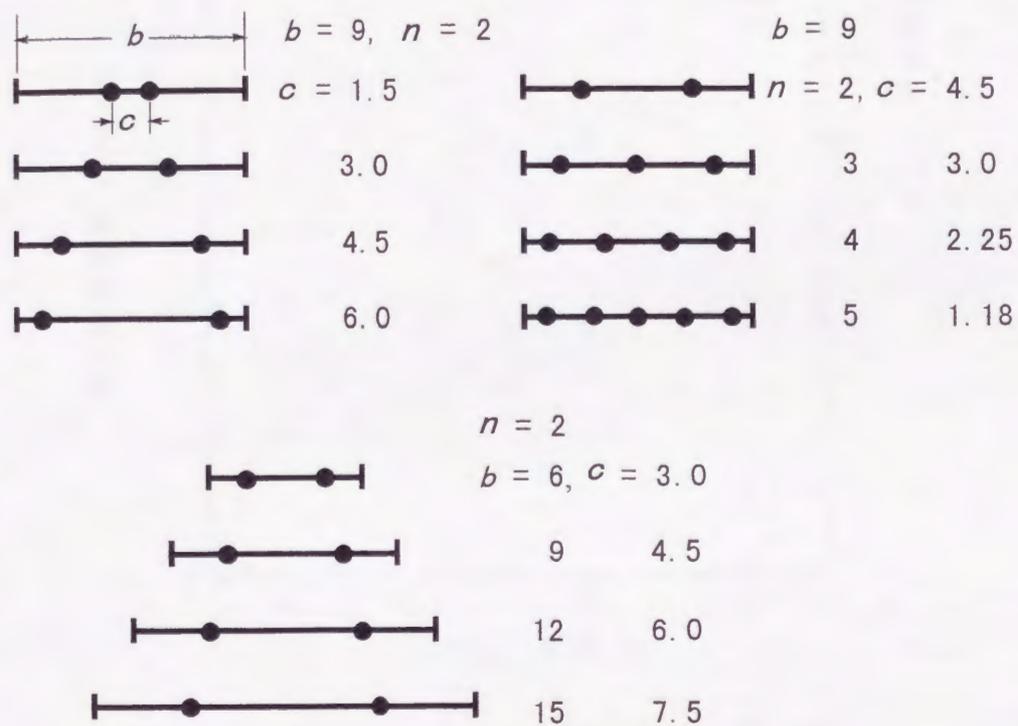


図1.1.10 試験体の幅と木ねじの配置

b : 試験体の幅 (mm)
 c : 木ねじ間隔 (mm)
 n : 木ねじ本数

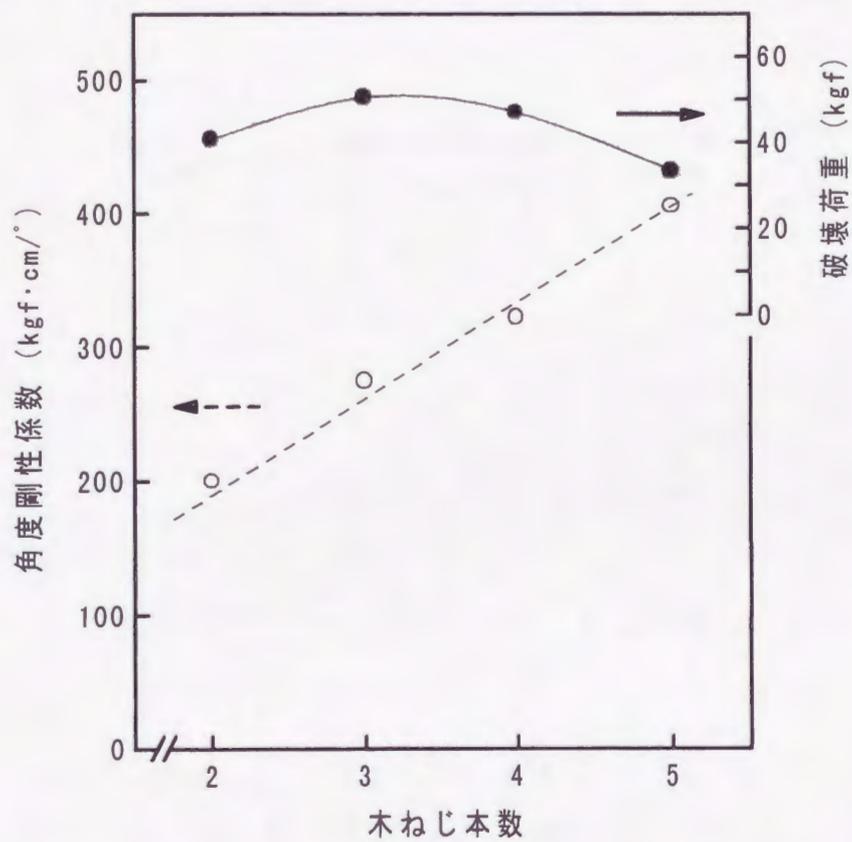


図1.1.11 木ねじ本数が接合部の角度剛性係数及び破壊荷重に及ぼす影響

木ねじ直径：4.5mm, ねじ込み深さ：30mm

試験体幅：90mm

●：破壊荷重

○：剛性係数

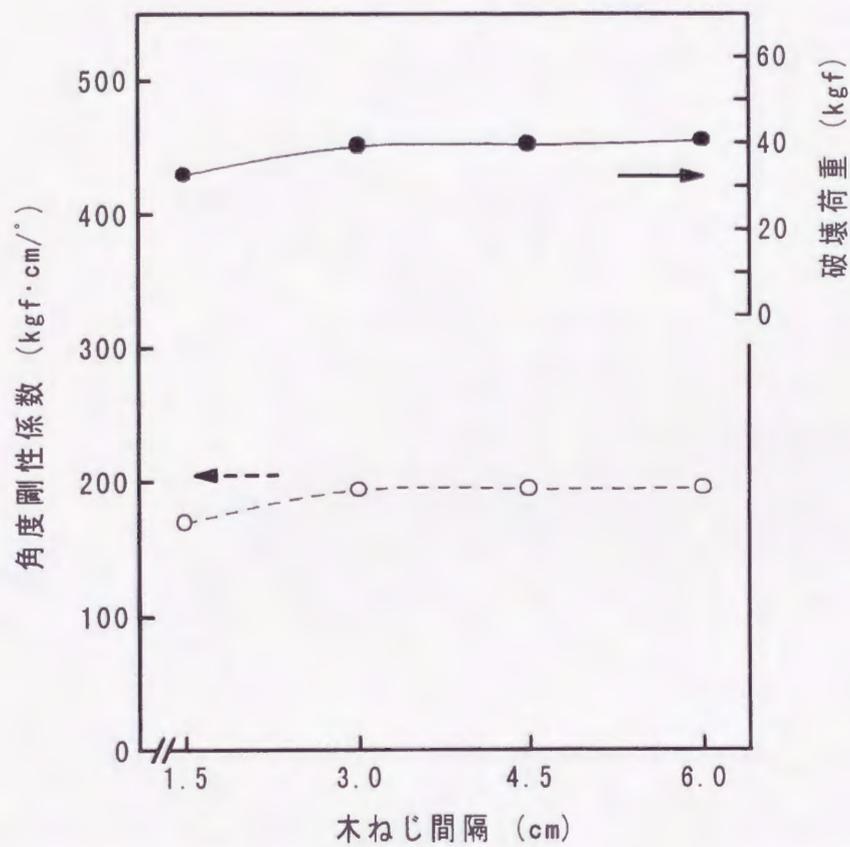


図1.1.12 木ねじ間隔が接合部の角度剛性係数及び破壊荷重に及ぼす影響

木ねじ直径：4.5mm, ねじ込み深さ：30mm
試験体幅：90mm

- : 破壊荷重
- : 剛性係数

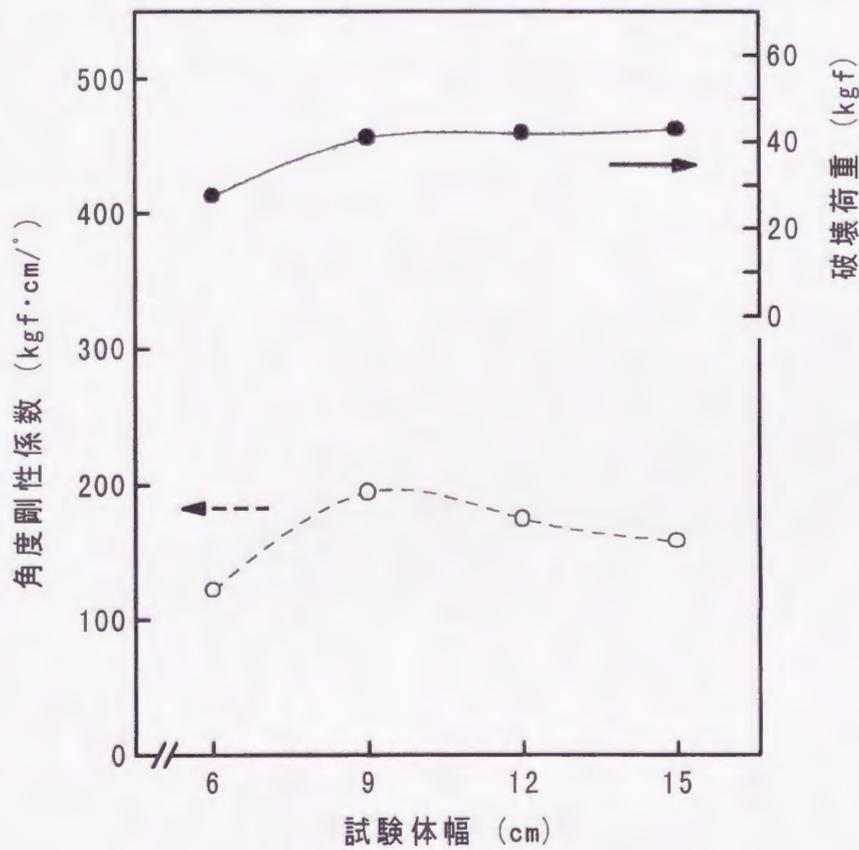


図1.1.13 試験体幅が接合部の角度剛性係数及び破壊荷重に及ぼす影響
 木ねじ直径：4.5mm，ねじ込み深さ：30mm
 木ねじ本数：2
 ●：破壊荷重
 ○：剛性係数

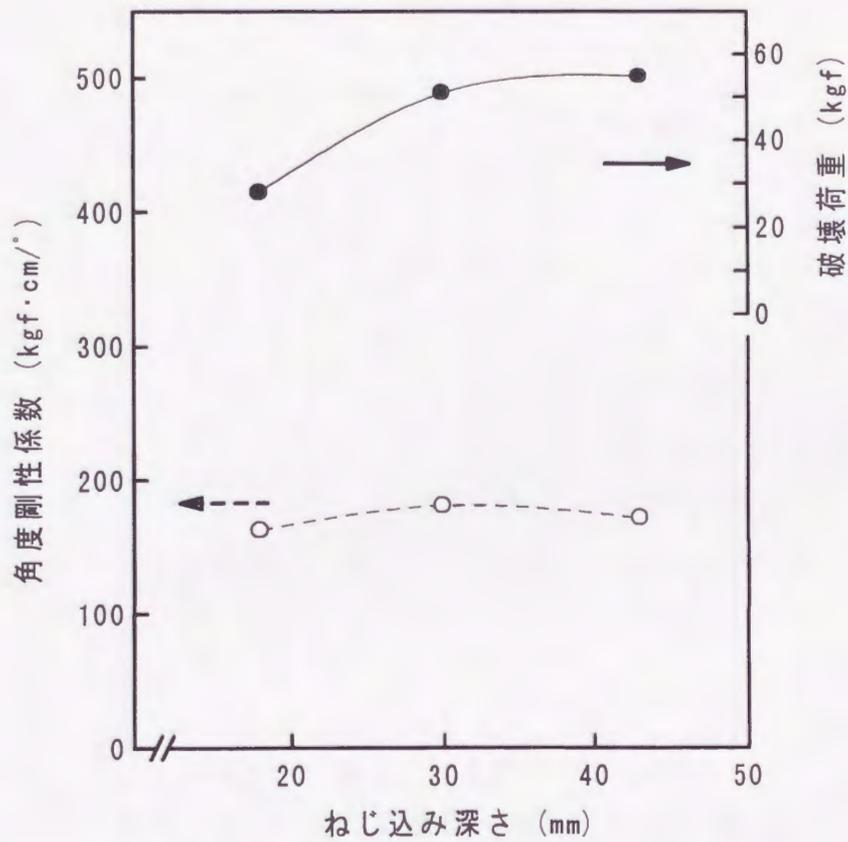


図1.1.14 棚板へのねじ込み深さが接合部の角度剛性係数及び破壊荷重に及ぼす影響

木ねじ直径：4.5mm，試験体幅：90mm
木ねじ本数：3

●：破壊荷重
○：剛性係数

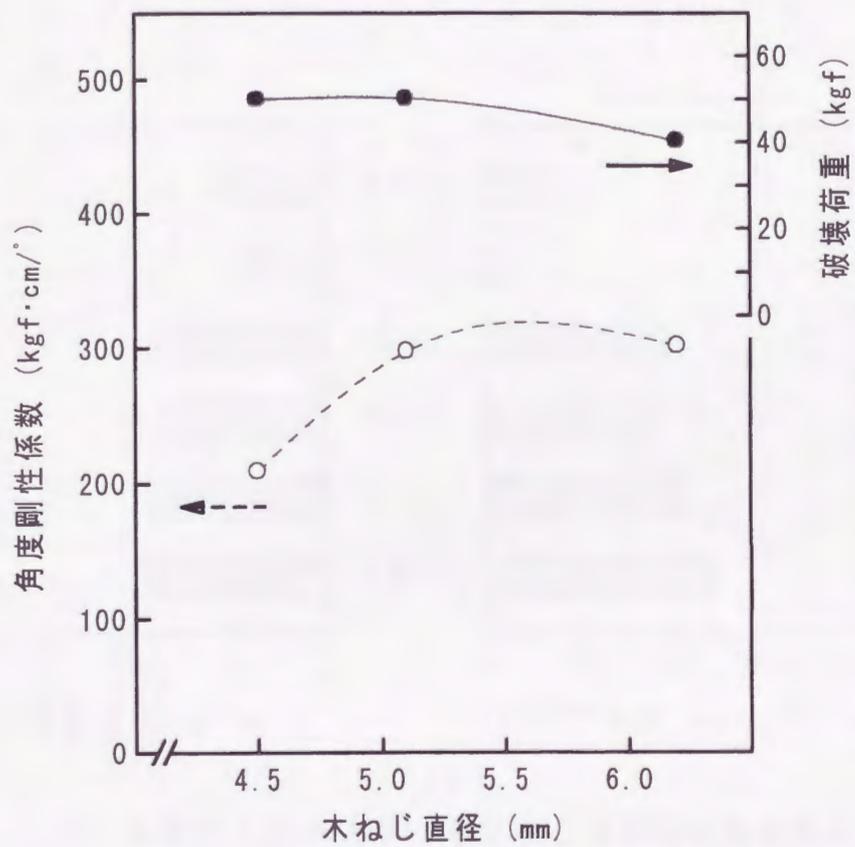


図1.1.15 木ねじ直径が接合部の角度剛性係数及び破壊荷重に及ぼす影響

ねじ込み深さ : 30mm, 試験体幅 : 90mm
木ねじ本数 : 3

- : 破壊荷重
- : 剛性係数

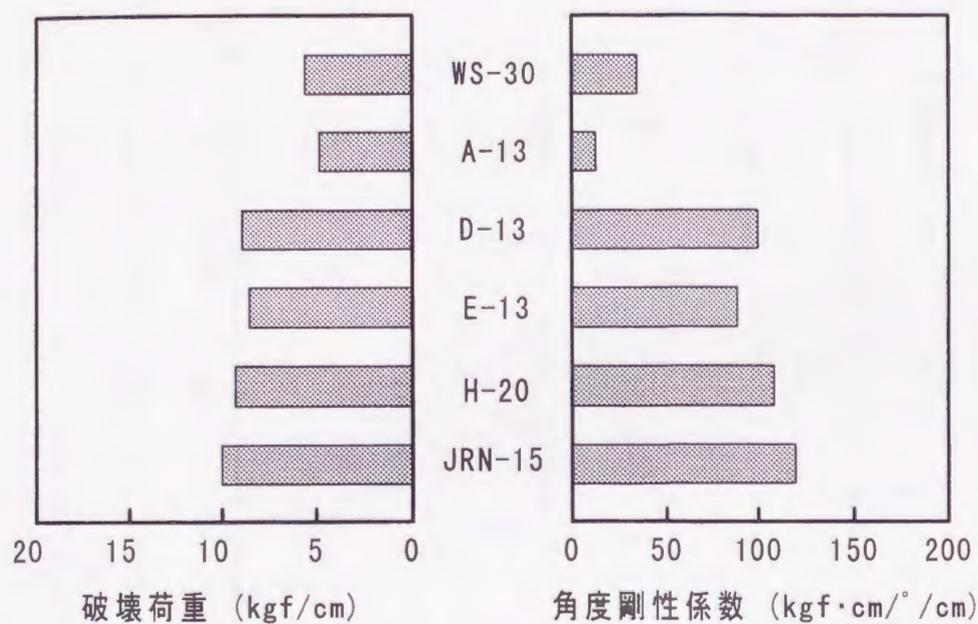


図1.1.16 各種ねじ込み式ナットによる接合部の単位ねじ込み深さ当たりの角度剛性係数と破壊荷重

接合形式

WS : 木ねじ (直径5.1mm、ねじ込み深さ30mm)

A-13 : ねじ込み式ナット (ねじ込み深さ13mm)

D-13 : ねじ込み式ナット (ねじ込み深さ13mm)

E-13 : ねじ込み式ナット (ねじ込み深さ13mm)

H-20 : ねじ込み式ナット (ねじ込み深さ13mm)

JRN-15 : ねじ込み式ナット (ねじ込み深さ15mm)

注) ねじ込み式ナット (記号) : 図1.1.6参照

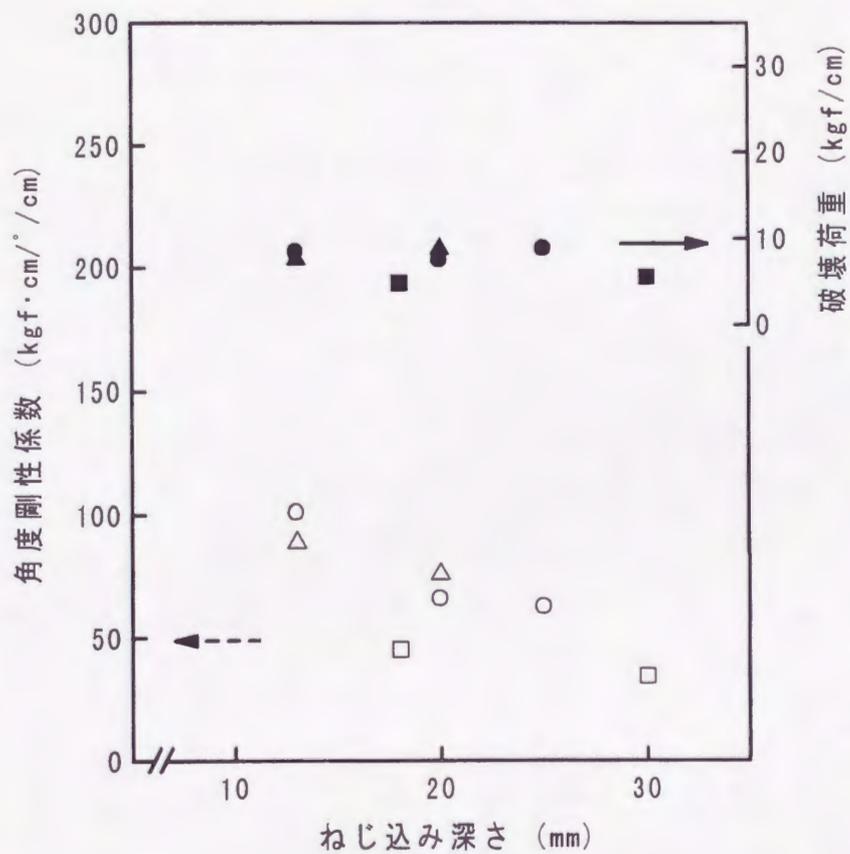


図1.1.17 各種接合具において棚板へのねじ込み深さが接合部の単位ねじ込み深さ当たりの角度剛性係数及び破壊荷重に及ぼす影響

試験体幅：90mm

破壊荷重 剛性係数

- , ○ : ねじ込み式ナット D type
- ▲ , △ : ねじ込み式ナット E type
- , □ : 木ねじ (直径4.5mm)

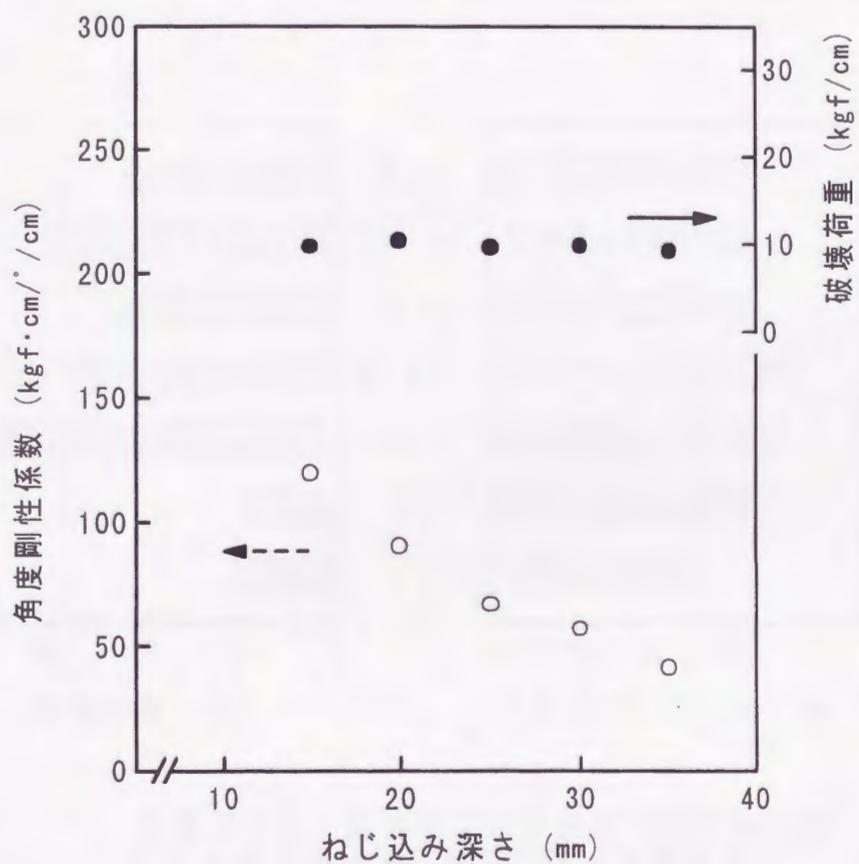


図 1. 1. 18 JRN型ねじ込み式ナットにおいて棚板へのねじ込み深さが接合部の単位ねじ込み深さ当たりの角度剛性係数及び破壊荷重に及ぼす影響

試験体幅 : 90mm

● : 破壊荷重 , ○ : 剛性係数

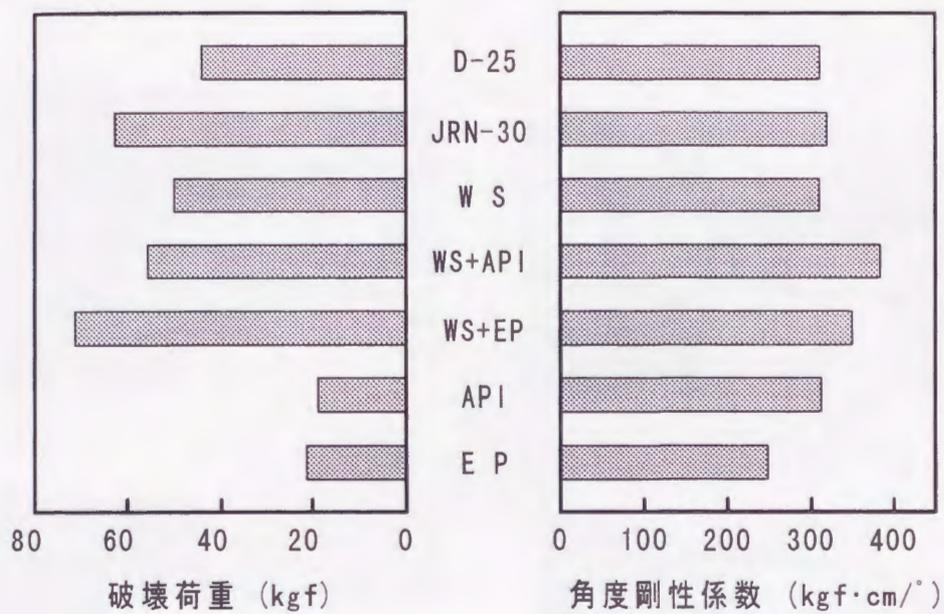


図1.1.19 各種接合具、接着剤及び接合具・接着剤併用による接合部の角度剛性係数と破壊荷重

接合形式

D-25 : ねじ込み式ナット (図1.1.6参照)

JRN-30 : ねじ込み式ナット (図1.1.6参照)

W S : 木ねじ (直径5.1mm、ねじ込み深さ30mm)

WS+API : 木ねじ (同上)、水性ビニルウレタン樹脂接着剤

WS+EP : 木ねじ (同上)、エポキシ樹脂接着剤

API : 水性ビニルウレタン樹脂接着剤

E P : エポキシ樹脂接着剤

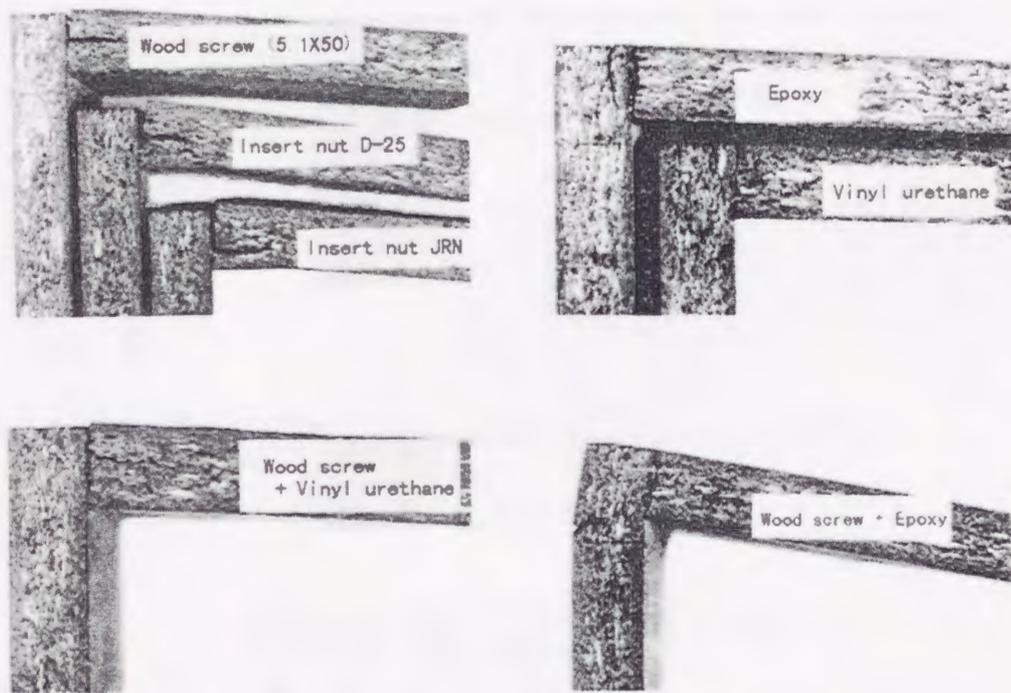


図1.1.20 各種接合具、接着剤及び接合具・接着剤併用で接合されたL型試験体の破壊形態

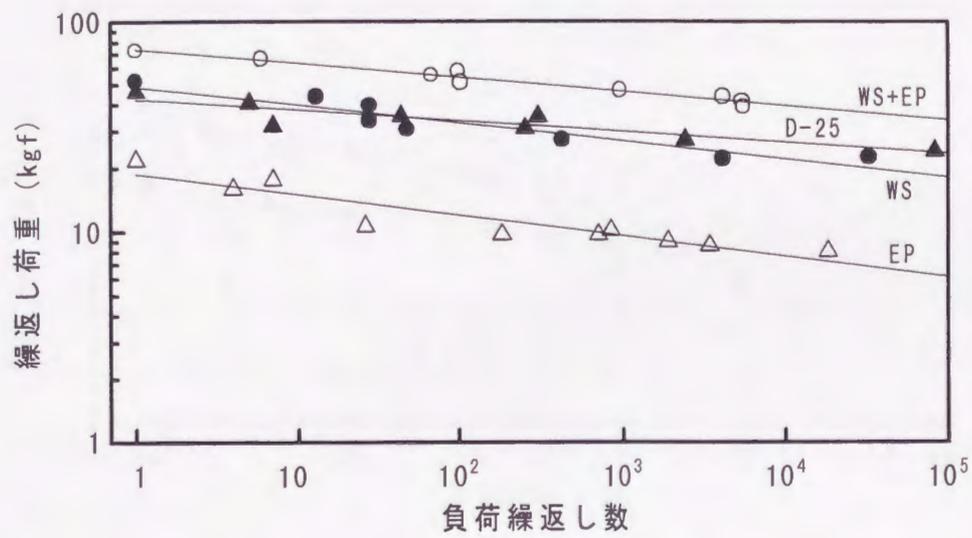


図1.1.21 各種接合における繰返し荷重と破壊までの負荷繰返し数との関係

- : 木ねじ (5.1×50)
- ▲ : D-25
- △ : エポキシ樹脂接着剤
- : 木ねじ+エポキシ

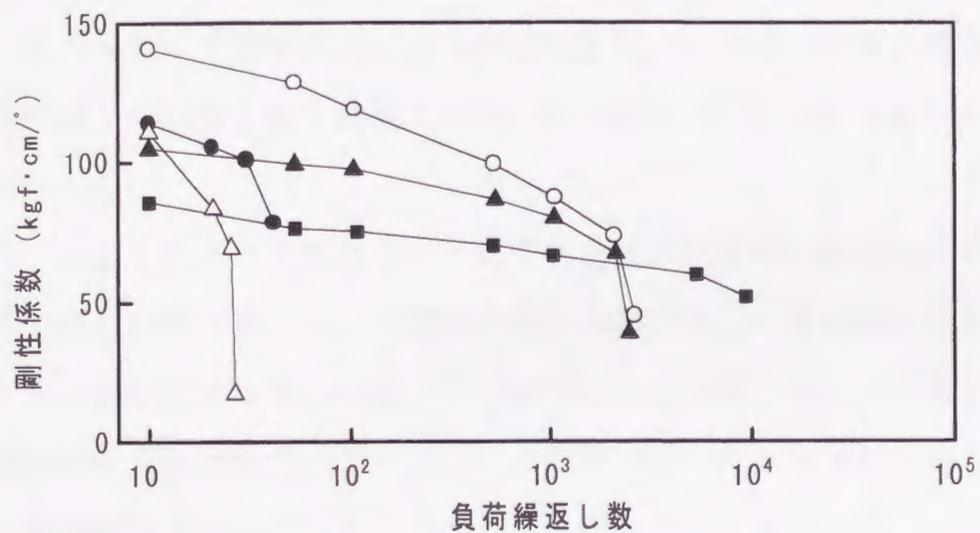


図1.1.22 各種接合における繰返し負荷に伴う剛性の変化
(荷重比: 0.6)

- : 木ねじ (5.1×50)
- ▲ : D-25
- : JRN-30
- △ : エポキシ樹脂接着剤
- : 木ねじ+エポキシ

1章2節 T型接合モデルによる接合部の変形挙動 と端面処理の効果

木質構造の設計において、木質家具構造等のように負荷による変形が問題となる場合、接合部の荷重に対する挙動を半剛節として評価することが必要となる。とくに、木ねじによるT型接合部が静的曲げ荷重を受ける際、部材が接合端面下部を支点として回転し接合部の角度が変化するため、半剛節としての挙動を顕著に示すと考えられる。そこで、本研究では、パーティクルボードのT型接合部の力学的性能に関する基礎的知見を得るために、ひずみゲージ法、軟X線撮影法等により棚板各部の変形挙動について検討を行った。

また、木ねじによるT型あるいはL型接合部が静的曲げ荷重を受けた場合、その破壊形態のほとんどが棚板の接合部端面のはく離破壊であることから、木ねじの棚板端面へのねじ込みが棚板の内部結合力（はく離強さ）の低減に及ぼす影響を調べるとともに、内部結合力低減を抑制するための簡便な端面処理方法とその効果について検討した。

1. 棚板における変形挙動

1.1 実験方法

1.1.1 供試材

供試ボードとして、市販の厚さ 20mm の家具用 3 層構造パーティクルボードを用いた。その性質を表 1.2.1 に示す。

試験体は、幅 40mm で、長さ 120mm の側板と 230mm の棚板を、木ねじ 1 本を用いて T 型に接合したものである。

また、棚板片端部に負荷（図 1.2.2）するに伴って生じる棚板の材軸方向および板厚方向のひずみ分布は、上下表面または両側面における接合部

から 5、30、55、80、及び 130mm の位置にひずみゲージを貼付け、2.5kgf 毎に多点式のデジタル静ひずみ計を用いて測定した。試験体の形状寸法を図 1.2.1 に示す。試験体は作製後、温度 20℃、関係湿度 60%中で 1 週間以上養生し、試験時の構成ボードの含水率を約 13%にした。

木ねじは JIS B 1112 に規定する十字穴付きさら木ねじで直径、長さ、それぞれ 4 種の組合せのうち、実用されている 12 種類を使用した (表 1.2.2)。木ねじの長さについては、棚板部分にねじ込まれた長さをねじ込み深さとしてその影響を検討した。全ての接合試験体において、木ねじ径に対する案内穴径の比、すなわち案内穴径比は側板部分で 1.0、棚板部分で 0.8 とし、木ねじのねじ込み深さに対する案内穴深さの比、すなわち案内穴深さ比は 0.8 とした。締付けトルクは、木ねじを完全にねじ込んだ時点の締付けトルクを測定しながら、各木ねじごとに一定となるようにした (表 1.2.2)。

1.1.2 静的曲げ試験

静的曲げ試験は、インストロン型万能試験機を用い変形速度毎分 5mm で行った。図 1.2.2 に示すようにボルト・ナットにより試験体③を保持具⑤に固定したが、このときボルトの締付けトルクは 60kgf·cm で一定となるようにした。

ロードセル①により荷重を測定し、荷重ヘッド②の下降距離によりたわみ W を測定した。棚板の接合面から荷重点までの距離 l_p はすべて 150mm の位置とした。

また、負荷に伴う接合部側板・棚板間の角度変化の経過を求めるために、棚板下部の接合面から距離 l_g (18mm) の位置にセットしたダイヤルゲージ④により変位量 W_g (図 1.2.3) を継続的に測定した。

図 1.2.3 に示すように変化角度 θ は $\tan^{-1} (W_g / l_g)$ により求め、この変化角度による荷重点でのたわみ W_r は棚板の変形がないものとして $l_p \cdot \tan \theta$

により求めた。また、荷重点での変化角度によるたわみ W_r の全たわみ W_t に対する比、すなわちたわみ比 W_r/W_t も求めた。

1.2 棚板の変形

荷重の増加に伴う棚板の回転変形による接合部の角度変化について、各ねじ込み深さにおける結果を図 1.2.4 示す。各条件毎の変化角度—荷重曲線は、それぞれ、最大荷重までの範囲で示してある。ねじ込み深さの小さいものほどより低い荷重において破壊を生じたため、最大荷重における接合部の変化角度は小さな値を示しているが、負荷初期の低荷重域における荷重の増加に伴う接合部の変化角度の増加の程度はねじ込み深さが小さいものほど大きくなる傾向を示した。

同様に、木ねじ直径が異なる場合について図 1.2.5 に示す。荷重の増加に伴う角度変化の推移には、木ねじ直径の違いにより大きな差がなく、接合部の角度変化には棚板へのねじ込み深さがより大きな影響を及ぼすことが認められた。

全たわみ W_t と、変化角度によるたわみ W_r との比較の一例として、木ねじ直径 5.1mm、ねじ込み長さ 43mm の場合について図 1.2.6 に示す。たわみ比 W_r/W_t の値から、変化角度によるたわみ W_r が全たわみ W_t の約 7 割に相当する値であり、負荷による変形の 7 割ほどが接合部の角度変化に起因するものであることが認められた。たわみ比は接合部の剛性評価の指標と考えられ、0 の場合は接合部が完全な剛節であり、値が大きくなるにつれて剛性が低くなり、1 の場合は全く剛性がないとみなすことができる。いずれの条件においても、図 1.2.6 に示す場合と同様に、たわみ比の値は荷重の増加に伴い漸増し、接合部の剛性は漸減する傾向を示した。荷重の増加に伴う剛性の低減、すなわち、たわみ比の増大は接合部の角度変化

θ_r が棚板自身の荷重増加に伴う変形に比べ大きくなることによるものと思われる。この角度変化の増大は、荷重の増加に伴う接合部端面下部の圧縮破壊、木ねじの引抜け等の影響による棚板の回転が顕著になるためではないかと考えられる。

つぎに、試験体幅 90mm、木ねじ 2 本の場合における荷重に伴うたわみ比の変化に及ぼす木ねじのねじ込み深さの影響について図 1.2.7 に示す。ねじ込み深さが大きいほどたわみ比の値は小さくなる傾向があり、とくにねじ込み深さが非常に大きい 55mm の場合は、低荷重領域において小さなたわみ比の値を示した。このような場合を除いては、一概に T 型接合モデルにおいては、棚板の変形のかなりの部分が接合部の角度変化に由来するものであり、また、接合部の角度変化には木ねじの棚板へのねじ込み深さが強く影響することが認められた。

1.3 棚板のひずみ分布

1.3.1 材軸方向

木ねじの棚板へのねじ込み長さ、接合部の角度変化との関係をさらに詳細に調べるために、棚板の材軸及び板厚方向のひずみ分布について検討した。まず、棚板の上下表面における材軸方向ひずみ分布を測定した一例として、図 1.2.8 に示すように試験体の一端をボルト締結により固定状態に近づけて接合部の角度変化を抑制した場合 (Fixed-type) と比較して、木ねじ直径 5.1mm、ねじ込み深さ 43mm で、荷重 5kgf における棚板の材軸方向のひずみ分布を図 1.2.9 に示す。Fixed-type では、棚板の上面にて引張りひずみが、下面にて圧縮ひずみが、接合部に向けて徐々に増大するような分布を示す。これに対し、T-type (図 1.2.1) では、接合部からの距離が 30mm 以上の位置にて Fixed-type とほぼ同様のひずみ分布を示すものの、接合部

からの距離 5mm においては異なったひずみの発生が認められた。すなわち、棚板の回転により接合面の上部端面が側板表面から離れフリーな状態になるため、接合部近傍の棚板上部表面のひずみはほとんど 0 に近い値を示し、その下部表面においては上部表面のひずみがシフトしたようになって、圧縮ひずみが Fixed-type の同位置での値のほぼ 2 倍程度を示した。

下部表面の接合部から 5mm の位置におけるひずみの発生量に及ぼす木ねじのねじ込み深さの影響を図 1.2.10 に示す。木ねじのねじ込み深さが小さい場合ほど、接合部近傍の棚板下部表面における圧縮ひずみが大きくなる傾向が認められた。同様に、木ねじ直径が棚板におけるひずみ発生に及ぼす影響について図 1.2.11 に示すが、直径が小さい木ねじの場合ほど圧縮ひずみが大きくなる傾向を示した。この圧縮ひずみの増加は、各試験体を用いたボードの弾性係数に差がないとみなすと、棚板の接合部端面下部における圧縮力の増大を示すものであり、これに釣合う反力としては木ねじの軸方向への引張力が考えられる。したがって、ねじ込み深さが小さい接合ほど棚板接合端面下部の圧縮力が大きくなっていることは、それだけ木ねじを引抜こうとする力が大きく作用しているものと考えられ、その結果、ねじ込み深さが小さい場合ほど接合部の角度変化が増大するものと考えられる。

1.3.2 板厚方向

図 1.2.1 に示す T-type における各位置のひずみの同時計測で求めた棚板の側面における板厚方向ひずみの長さ（材軸）方向分布の一例として、木ねじ直径 5.1mm、ねじ込み深さ 43mm の場合の、荷重 5kgf における測定結果を図 1.2.12 に示す。荷重点から接合面にかけて圧縮ひずみが増大する分布を示したが、接合面からの距離 5mm においては、引張ひずみへの急激な逆転が観察された。このような片持ち梁型の接合モデルにおいては、棚

板の回転が木ねじ先端で支持される梃子のような形で抑制されるため、接合部端面近傍で棚板が内層において木ねじによりはく離されるような力を受け、棚板の接合端面近傍において板厚方向の引張ひずみが生じたものと考えられる。

木ねじのねじ込み深さが棚板の側面における板厚方向ひずみの長さ方向分布に及ぼす影響について図 1.2.13 に示す。接合面からの距離 5mm の位置においてひずみの差が顕著に現れ、ねじ込み深さの小さいものほど、ねじ込み部の単位長さ当りの負荷が増大し、棚板を上下に分離する作用力が集中的に増大するために、大きな引張ひずみを生じるとともに、接合部から離れるほどねじ込み深さによる差はなくなる傾向が認められた。また、接合面から 5mm の位置における板厚方向の引張ひずみに及ぼす木ねじ直径の影響については、図 1.2.14 に示すように、あまり認められなかった。

以上のように、T型の木ねじ接合モデルの棚板自由端に負荷を与えた場合、木ねじのねじ込み深さが短いものほど、棚板が厚さ方向に引張られて木ねじの引抜き抵抗が低下するとともに、材軸方向には木ねじを引抜こうとする力が大きく作用することにより、木ねじが抜け易くなり接合部の角度変化が大きくなるものと考えられる。

なお、木ねじのねじ込み深さが接合部の強度に及ぼす影響を図 1.2.15 に示す。木ねじの短いものほど角度変化の少ない小さい荷重において、棚板接合部で板厚方向の引張力が大きく働き棚板がはく離し破壊に至るため、木ねじの短いものほど破壊荷重が小さくなった。このことから、このような片持ち梁型の曲げにおいては、接合部の強度的性質は、棚板の接合端面における内部結合力と、そこに作用する棚板の厚さ方向の引張力とにより支配されるものと考えられる。

1.4 木ねじの変形

試験体の棚板を荷重点でのたわみが一定になるように保持した状態で軟X線撮影を行い、静的曲げ試験における接合部の木ねじ、及び棚板の変形状態を観察測定した。撮影にはソフテックス CMBW 型を用い、照射条件は出力 30kV、10mA、照射距離 120cm、照射時間 1分とした。

一例として、直径 5.1mm の木ねじ 1 本、ねじ込み深さ 18 及び 55mm で接合した試験体の荷重点たわみ 10mm のときの側面方向からの軟X線写真を図 1.2.16 に示す。ここで、棚板の上下表面の接合部から 5mm 毎の位置及びねじ山の頂点を測定点にとり、無負荷状態を基準とする各位置の変位量を求めた結果を図 1.2.17 に示す。棚板の上下いずれの面を見ても分かる通り、ねじ込み深さが 18mm の方が 55mm の場合と比べて、傾斜が急になっており、接合部の角度変化が大きくなっている。これに対し、木ねじの変形は、ねじ込み深さが 18mm の場合は、55mm の場合と比べると変形量が少なくなっている。言い換えれば、ねじ込み深さが 55mm の場合は、棚板と木ねじがほぼ平行な状態で変形しており、木ねじの棚板内における相対的な変形はほとんどなく、棚板端面における棚板のはく離破壊は認められなかったのに対し、ねじ込み深さ 18mm の場合には、木ねじが棚板端面を上下に引き裂くような形で変形し、その作用による棚板の端部近傍のはく離破壊により棚板の上面の板厚方向の変形が大きくなっていることが確認された。

2. 木ねじのねじ込みによる棚板内部結合力低減に対する 端面処理による抑制効果

2.1 実験方法

供試材としては、表 1.2.1 に示すものと同様の市販の 3 層構造パーティ

クルボードを用いた。棚板の内部結合力を評価するために、JIS A 5908 に準じて平面引張りによるはく離試験を行った。まず、案内穴のせん孔及び木ねじのねじ込みが棚板の内部結合力に及ぼす影響について検討を行うため、図 1.2.18 に示すように、試験片の一つの端面の中央から、試験片中心へ向かって厚さ中央に所定の深さ・直径の案内穴をあけ、案内穴をあけたのみの場合及びその案内穴に木ねじをねじ込んだ場合について、穴をあけない試験体を基準にして実験を行った。供試木ねじには、直径 5.1mm、長さ 50mm の十字穴付き皿木ねじを用いた。案内穴の直径は表 1.2.3 に示すように 4 段階とした。なお、木ねじのねじ込み深さは 30mm、案内穴の深さは 20mm と一定にした。また、木ねじ直径及びねじ込み深さが棚板の内部結合力低減に及ぼす影響について検討するため、案内穴径比及び案内穴深さ比を一定（約 0.8）にしてはく離試験を行った。案内穴直径は厳密な設定が不可能であるため、案内穴径比は結果的に表 1.2.3 に示すとおりとした。

つぎに、棚板の内部結合力低減抑制に対する端面処理効果について検討した。端面処理は、試験体の木ねじをねじ込んだ長さ 50mm の一つの端面に厚さ 0.25mm、坪量 231.7g/m² の上質紙（ケント紙）を各種接着剤により接着する簡便な方法である。接着には、酢酸ビニル樹脂接着剤（PVAc）、レゾルシノル樹脂接着剤（RF）、水性ビニルウレタン樹脂接着剤（API）及びエポキシ樹脂接着剤（EPOXY）の 4 種類の接着剤を用いた。レゾルシノル及び水性ビニルウレタン樹脂接着剤では主材 100 部に対し 15 部の硬化剤を混合し、エポキシ樹脂接着剤では主剤と硬化剤を等重量ずつ混合して用いた。接着はすべて塗布量 200g/m²、圧縮圧力 1 ~ 2kg/cm²、常温硬化（20 ~ 28℃）とした。

2.2 案内穴及び木ねじのねじ込みによる棚板内部結合力低減

試験片の1つの端面の中央に長さ20mmの案内穴をあけた場合のはく離試験の結果を図1.2.19に示す。案内穴なし(0mm)試験体のはく離強さは平均値で 4.6kgf/cm^2 で、棚板端面に案内穴をあけた場合の結果を同図中○印で示す。案内穴の直径が増加するにつれて、試験片の断面減少に伴い内部結合力が低下し、案内穴直径4.0mmでおよそ10%の内部結合力低減を示した。

前述の各直径の案内穴に直径5.1mmの木ねじをねじ込んだ場合の結果を印●で示す。案内穴の直径が2.0mmと小さい場合には、ねじ込みの際に木ねじが案内穴を押し広げようとする力が大きく働き、ボード内部に損傷が生じるため、内部結合力が著しく低下し、内部結合力は標準試験体のほぼ1/2となった。案内穴の直径が大きくなるに伴い、木ねじが押し広げる部分が減少するため、内部結合力の低減は小さくなる傾向を示した。

なお、案内穴径比及び案内穴深さ比をともに0.8と一定にした場合における木ねじの直径及びねじ込み深さが棚板の内部結合力低減に及ぼす影響について図1.2.20に示す。縦軸は、木ねじがねじ込まれた場合のはく離強さの木ねじが挿入されていない場合のはく離強さに対する百分率、すなわち内部結合力の残存率で示してある。木ねじ直径が大きくなるほど、内部結合力の残存率は著しく低減した。また、木ねじのねじ込み深さが30mmの場合は、18mmの場合に比べ、いずれの木ねじ直径においても内部結合力の残存率は小さくなった。しかしながら、その低減の程度は、木ねじ直径による場合に比べ小さく、木ねじのねじ込みによる棚板の内部結合力低減は、木ねじが棚板をその厚さ方向に押し広げようとする力、すなわち、木ねじ直径と案内穴直径との差に大きく影響を受けることが確認された。

2.3 棚板内部結合力低減に対する端面処理による抑制効果

木ねじをねじ込む端面にエポキシ樹脂接着剤で上質紙を接着した場合のはく離強さを図 1.2.19 中において▲印で示す。案内穴直径 2.0mm の場合には若干小さな値を示すものの、いずれの案内穴直径においても、内部結合力の残存率は 100%前後の値を示し、木ねじをねじ込む端面に上質紙をエポキシ樹脂接着剤を用い接着処理を行うことで、棚板内部結合力低減を抑制できることが認められた。木ねじのねじ込みによる棚板の内部結合力低減は、木ねじが棚板をその厚さ方向に押し広げようとする力に大きく影響を受けることから、木ねじがねじ込まれようとする棚板端面を接着処理により補強することで、木ねじのねじ込み時における棚板内層での破壊が抑えられ、棚板内部結合力低減が抑制されたものと考えられる。

また、各種の接着剤により棚板の木ねじのねじ込み端面に上質紙を接着する処理を行った場合の結果を図 1.2.21 に示す。ここでは、木ねじ直径 5.1mm、案内穴直径 3.5mm、ねじ込み深さ 30mm 及び案内穴深さ 20mm とした。このときの無処理の内部結合力残存率は 77.2%であったのに対し、エポキシ樹脂接着剤を用いた場合には内部結合力残存率はほぼ 100%となっており、木ねじのねじ込みによる棚板の内部結合力低減が完全に抑制されていることが明らかになった。また、他の3種類の接着剤を用いた場合においても 90%以上の残存率まで回復したことから、この簡便な処理が木ねじのねじ込みによるボードの内部結合力低減を抑制するのに十分な効果を示していることが確認できた。

3. 曲げに対する棚板端面処理の効果

3.1 実験方法

3.1.1 供試材

供試材には、はく離試験と同様のパーティクルボードを用いた。幅 90 mm、スパン 300mm で曲げ弾性係数を測定したものを、長さ 200mm と 150 mm に切断し、それらをそれぞれ側板ならびに棚板として、木ねじを用い L型に接合した。木ねじははく離試験と同様のものを 3 本用いた。案内穴は側板では直径 5mm、深さ 20mm、棚板では直径 3.5mm、深さ 25mm とした。接着剤の種類と接着方法は全てはく離試験の場合と同様とした。

3.1.2 静的曲げ試験

静的曲げ試験は 1 章 1 節に示す曲げ試験方法と同様の方法で行い、破壊強度を求めるとともに後述する式(1.1.8')により剛性係数 S を求めた。

3.1.3 繰返し曲げ試験

繰返し曲げ試験は、静的曲げ試験 (図 1.2.2) と同様に側板部分を固定し、接合面から 120mm の位置に一定荷重を繰返し負荷することにより行った。本試験に用いた疲労試験機の概略を図 1.2.22 に示す。本試験機は、偏心荷重⑥を有するモータ④の回転運動を、スライダ⑤を介して往復運動に変え、さらに、偏心荷重より算出される遠心力の 1/2 だけ負荷をばね⑫で正側に移動し、試験体⑪に片振りの正弦荷重を 1Hz で繰返し与える機構となっている。載荷荷重をロードセル⑦で、たわみ量を変位変換器③で測定した。繰返し数は光センサ①を用いたカウンタ②で計数した。

本実験では、無処理試験体とエポキシ樹脂接着剤による上質紙の接着処理試験体とについて、それぞれ、静的強度の 90、80 % 及び 90、80、70 % の各一定荷重を繰返し負荷し、破壊までの負荷繰返し数を求めた。また、各繰返し荷重レベル毎に、ワイブル分布における 3 母数を推定して疲労寿命の解析を行った。

3.2 静的曲げ強度に対する棚板端面処理の効果

各種接着剤を用い厚さ 0.25mm の上質紙（ケント紙）を棚板の接合部端面に接着処理した場合の曲げ試験の結果を、無処理の場合の結果と併せて図 1.2.23 に示す。いずれの接着剤においても、破壊荷重及び剛性ともに無処理の場合に比べ大きな値を示しており、それぞれの端面処理の効果が認められる。とくに上質紙接着にエポキシ樹脂接着剤を用いた場合、他の接着剤に比べて非常に高い効果を示す。はく離試験の結果及び棚板におけるひずみ分布の結果等から、接合部の棚板端面に上質紙を接着することにより、棚板の内層からの割れを防止できるため、接合部の曲げ荷重に対する強さならびに剛性の著しい向上の可能性が確認された。

通常、パーティクルボードの利用においては、端面からの湿気の進入を防ぐ、装飾的効果を高める、あるいは端面保護等の目的から、ひき板、単板やメラミン化粧板接着及び合成樹脂注入などの端面処理が行われている²⁷⁾が、それ以外に、この実験の端面処理と同様に、ユニット収納棚等の木質ボード構造体における接合部の強化にも充分効果があるものと思われる。

3.3 繰返し曲げに対する棚板端面処理の効果

3.3.1 荷重と破壊繰返し数との関係

パーティクルボード構成 L 型木ねじ接合体における曲げの載荷荷重レベルと破壊繰返し数との関係を図 1.2.24 に示す。一般的に、両者の間には両対数で負の相関関係が認められ、次式が成立する。

$$P_f = \alpha_f \cdot N^{m_f} \quad (1.2.1)$$

ここで、 α_f は第 1 回目の負荷で破壊する荷重を示し、指数 m_f は繰返し負荷に伴う疲労強度の低下の度合を表す。実験により得られた α_f 、 m_f 値及び相関係数 r とその有意性について表 1.2.4 に示す。

接合端面無処理のものは、各載荷荷重における破壊繰返し数のバラツキが大きく、載荷荷重と破壊繰返し数との間には、ほとんど相関が認められず、繰返し負荷の大きさが試験体の疲労強度に及ぼす影響を式(1.2.1)により推定することが困難である。また、無処理の試験体では、静的曲げ強度に大きなバラツキが確認されたことから、供試材の曲げ弾性係数と静的曲げ強度及び疲労強度との相関関係について検討した。ここで、静的曲げ強度は便宜上、次式を用い片持ち梁における曲げ破壊係数 R として求めた。

$$R = \frac{6 P_{\max} l}{b h^2} \quad (1.2.1)$$

ここで、 P_{\max} は静的曲げ試験における破壊荷重(kgf)、 l は接合面から荷重点までの距離(cm)、 b は試験体の幅(cm)、 h は試験体の厚さ(cm)である。

無処理の場合、静的試験において曲げ弾性係数 E と曲げ破壊係数 R の間には、図 1.2.25 に示すように、危険率 1%の有意水準の非常に高い相関関係が認められた。このため、疲労試験においては、供試材の曲げ弾性係数と破壊までの負荷繰返し数との間に危険率 5%の有意水準の高い相関関係が認められ、同一荷重の繰返し負荷においては、曲げ弾性係数の低いものほど曲げ破壊係数が小さく荷重比が大きくなるので、破壊に至るまでの繰返し数が少なくなっていることが確認された。

なお、図 1.2.25 において、曲げ弾性係数と曲げ破壊係数との関係は次式により表すことができた。

$$R = -40.56 + 3.220 \times 10^{-3} E \quad (1.2.3)$$

ここで、 R は曲げ破壊係数、 E は曲げ弾性係数である。

式(1.2.2)及び式(1.2.3)を用い、供試材の曲げ弾性係数から試験体の静的曲げ破壊荷重を推定し、縦軸に静的曲げ破壊荷重に対する繰返し曲げでの載荷荷重の百分率（荷重比）、横軸に破壊繰返し数をとった場合のグラフを

図 1.2.26 に示す。この結果、荷重比と破壊繰返し数との間には危険率 1% の有意水準の非常に高い相関関係が存在することが確認された。このことから、供試材の曲げ弾性係数から静的曲げ破壊荷重を推測し、これに応じて載荷荷重を決定することにより、試験体の静的曲げ破壊荷重のバラツキによる影響を少なくし、疲労試験の各条件について、信頼性の高いデータを得ることが可能であると考えられる。

一方、端面処理試験体では破壊形態の差により、疲労曲線（繰返し荷重・破壊繰返し数関係）は図 1.2.24 に示すように傾きの異なる 2 直線に分けられる。その試験体の破壊形態の違いの典型的な例を図 1.2.27 に示す。無処理の場合の破壊形態はいずれの荷重レベルにおいても図中(a)に示すように、棚板端面からのはく離破壊であった。端面処理試験体では、高い荷重レベルの場合には、図中(b)に示すように、無処理試験体と同様に棚板端面からのはく離破壊であったが、曲げ弾性係数が低いボードで構成された端面処理試験体に限って、図中(c)に示すように側板の接合部近傍における曲げ破壊が観察された。これに対し、比較的小さい載荷荷重の場合には、図中(d)に示すように、木ねじの疲労によるねじ部からの破壊が観察され、荷重レベル 70%ではほとんどがこの破壊形態であり、荷重レベル 80 及び 90%においても一部同様の破壊形態が観察された。

いずれの破壊形態においても、繰返し荷重と破壊繰返し数との間には、危険率 1%の非常に高い相関関係が存在し、式(1.2.1)により繰返し負荷の大きさに対する試験体の疲労寿命を予測することが可能である。

また、端面処理を行った場合には、曲げ弾性係数と曲げ破壊係数及び破壊繰返し数との間には有意な相関関係が認められなかった。ボード端面に接着処理を施すことにより、試験体の破壊がボードのはく離ではなく、上質紙や木ねじの破壊に変わったことから、端面処理により試験体の強度が

棚板の強度性能（曲げ弾性係数）に依存しなくなったものと考えられる。このように、端面処理を行うことには、疲労強度を高めるばかりでなく、供試材料の性質のムラに依存する接合部の強度特性及び疲労特性のバラツキを抑制する効果があるため、前述のように、端面処理した試験体においては、いずれの破壊形態においても、繰返し荷重と破壊繰返し数との間には非常に高い相関関係が存在したものと考えられる。

3.3.2 ワイブル分布に基づく疲労寿命の解析

前節において、端面処理を行うことにより、同一荷重の繰返し負荷において、破壊に至るまでの繰返し数のバラツキが少なくなっていることが認められた。ここでは、さらに疲労破壊の確率論的な検討を加えるため、3母数ワイブル分布を仮定した母数推定法によって、繰返し曲げ試験における疲労寿命の確率的現象を解析した。すなわち、各繰返し荷重レベル毎に、ワイブル分布における3母数推定プログラム WEIBULLA (Weibull Chart Analysis)⁷¹⁾ を用いて疲労寿命の解析を行い、形状母数 m 、尺度母数 η 、及び位置母数 γ の3母数を推定するとともに、平均寿命 μ を求めた。その結果を表 1.2.5 に示す。

無処理の場合は、荷重レベル 80 及び 90% ともに、 m の値が約 0.5 で 1.0 よりも小さい値を示し、もともと持ち合わせている破壊の要因といえる欠陥部が繰返し初期の破壊を支配し、繰返しの経過とともにその程度が減少して行くことを示している。端面処理を施した場合は、 m が 1.9 ~ 3.8 の値をとり、負荷の経過とともに破壊しやすい状態になって行くことを示している。このことにより、端面処理によって、パーティクルボードの接合部において繰返し初期の破壊を支配する欠陥部が補強されたものと考えられる。

また、各母数を次の確率密度関数に代入することにより、各条件におけ

る分布の形態を知ることができる (図 1.2.28)。

$$f(x) = \begin{cases} \frac{m}{\eta} (x - \gamma)^{m-1} e^{-\frac{(x-\gamma)^m}{\eta}} & , x \geq \gamma \\ 0 & , x < \gamma \end{cases} \quad (1.2.4)$$

図中(a)は、無処理の場合の確率密度分布を示している。荷重レベル 80 及び 90%のいずれの場合も、繰返し初期ほど確率密度が大きくなる分布を示した。これに対し、図中(b)の端面処理を施した場合には、いずれの荷重レベルにおいてもピークを持つような疲労寿命で見られる一般的な確率密度分布となった。そしてピークの位置も荷重レベルが低くなるにつれて、繰返し数の大きな方へ推移しており、疲労寿命が長くなることが推測できた。

4. 摘要

パーティクルボードのT型接合部の力学的性能に関する基礎的知見を得るために、ひずみゲージ法、軟X線撮影法等により棚板各部の変形挙動について検討を行った。また、木ねじの棚板端面へのねじ込みが棚板の内部結合力（はく離強さ）の低減に及ぼす影響を調べるとともに、内部結合力低減を抑制するための簡便な端面処理方法とその効果について検討した。結果は以下の通り要約される。

(1) 木ねじによるパーティクルボードのT型接合体の静的曲げによる変形のほとんどが接合部の角度変化に起因するものであり、このような片持ち梁型の曲げの場合、接合部の半剛節としての変形挙動は、接合部の角度変化、すなわち棚板の回転挙動に基づくことが確認された (図 1.2.6)。また、接合部の角度変化は荷重増大に伴い増加するが、その増加傾向は木ねじのねじ込み深さが小さい場合ほど若干著しくなることが認められ、このこと

は軟X線撮影結果によっても確かめられた(図 1.2.4、図 1.2.16、図 1.2.17)。

(2) とくに、木ねじのねじ込み深さが小さい場合には、角度変化を少ししか起こさない比較的低荷重においても棚板接合部で板厚方向の引張力が大きく働いて棚板の内層の剥離破壊が起きたことから、このような片持ち梁型の曲げにおいては、棚板の接合端面におけるはく離強さが接合部の強度的性質を大きく支配するものと考えられる(図 1.2.13)。

(3) 棚板端面への木ねじのねじ込みが棚板の内部結合力(はく離強さ)の低減に及ぼす要因は、案内穴のせん孔による断面欠損、さらに木ねじのねじ込みの際の案内穴を押し広げようとする力の作用による周辺ボード層の内部結合力の著しい低下によることが確認された(図 1.2.19、図 1.2.20)。

(4) そうした内部結合力の低減は、棚板接合部端面に上質紙をエポキシ樹脂接着剤を用いて接着処理することによりとくに顕著に抑制できることが認められた。また、酢酸ビニル樹脂接着剤、レゾルシノル樹脂接着剤及び水性ビニルウレタン樹脂接着剤を用いて上質紙を接着した場合にも、エポキシ樹脂接着剤を用いた場合に比べ若干効果は低いものの、木ねじねじ込みによる棚板の内部結合力低減を十分に抑制できることが確認された(図 1.2.21)。

(5) 静的曲げにおいては、各種接着剤を用い上質紙を棚板の接合部端面に接着処理した場合、棚板の内層で生じる割れを防止できるため、接合部の曲げ荷重に対する強さならびに剛性を著しく向上させ得ることが確認され、とくにエポキシ樹脂接着剤を用いた場合にその効果は顕著であった(図 1.2.23)。また、無処理の場合には、接合体の曲げ破壊強さは構成されているボードの曲げ弾性係数と非常に高い相関関係にあり、接合部の強度は材料の性質に大きく左右されることが認められた(図 1.2.25)。

(6) 疲労特性に関しては、端面処理なしの場合は、荷重レベル 80 及び 90%

ともに、本来持ち合わせている破壊の誘因としての欠陥部が繰返し初期ほど破壊を大きく支配するのに対し、端面処理を施した場合は、繰返しに伴って破壊が著しく進展する一般的な寿命分布を示した(表 1.2.5、図 1.2.28)。また、ボード端面に接着処理を施すことにより、試験体の破壊がボードのはく離ではなく上質紙や木ねじ等の破壊に移行したことから、端面処理によって、疲労強度を高めるばかりでなく、供試材料の性質のムラに起因する接合部の強度特性及び疲労特性のバラツキの抑制効果も期待できることが認められた(図 1.2.27)。

表 1.2.1 供試パーティクルボードの基本的性質

接着剤	密度 (kgf/cm ³)	含水率 (%)	MOE (kgf/cm ²)	MOR (kgf/cm ²)
UMF	0.76	12.6	27600	203

注) UMF : ユリア・メラミン共縮合樹脂接着剤

表 1.2.2 供試木ねじの寸法及びねじ込みトルク

公称直径 (mm)	公称長さ (mm)	実測直径 (mm)	実測長さ (mm)	ねじ込み深さ (mm)	ねじ込みトルク (kgf·cm)
4.1	38	4.00	36.80	16.8	17
	50	4.00	49.30	29.30	19
4.5	38	4.40	37.25	17.25	18
	50	4.40	48.70	28.70	20
5.1	38	5.03	36.85	16.85	19
	50	4.95	48.85	28.85	22
	63	5.00	62.20	42.20	30
	75	5.00	74.90	52.90	32
6.2	38	6.10	37.45	17.45	22
	50	6.10	49.15	29.15	23
	63	6.10	61.50	41.50	32
	75	6.10	73.35	53.35	33

表 1.2.3 はく離試験に供した木ねじの直径
と案内穴直径及び案内穴径比

木ねじ直径 (mm)	案内穴直径 (mm)	案内穴径比 (%)
5.1	2.0	0.39
	3.0	0.59
	4.0	0.69
	5.0	0.78
4.1	3.0	0.73
4.5	3.5	0.78
5.1	4.0	0.78
6.2	5.0	0.80

表 1.2.4 式(1.2.1)における各回帰係数及び
相関係数(r)

条件	m_f	a_f	r	有意性
無処理	-0.002	28.0	-0.07	--
端面処理 (ボード破壊)	-0.034	58.5	-0.67	**
端面処理 (木ねじ破壊)	-0.109	109.5	-0.81	**

有意性：*危険率 5%，**危険率 1%

ボード破壊：疲労試験において破壊がボードで生じたもの

木ねじ破壊：疲労試験において破壊が木ねじで生じたもの

表 1.2.5 ワイブル分布解析における各母数及び
平均寿命の推定値

条件	荷重レベル	m	η	γ	μ
無処理	90%	0.510	1419	0	2470
	80%	0.517	2203	0	4176
端面処理	90%	1.917	4171	1400	3698
	80%	3.866	6105	3800	5505
	70%	2.080	24870	7000	22081

m : 形状母数, η : 尺度母数, γ : 位置母数, μ : 平均寿命

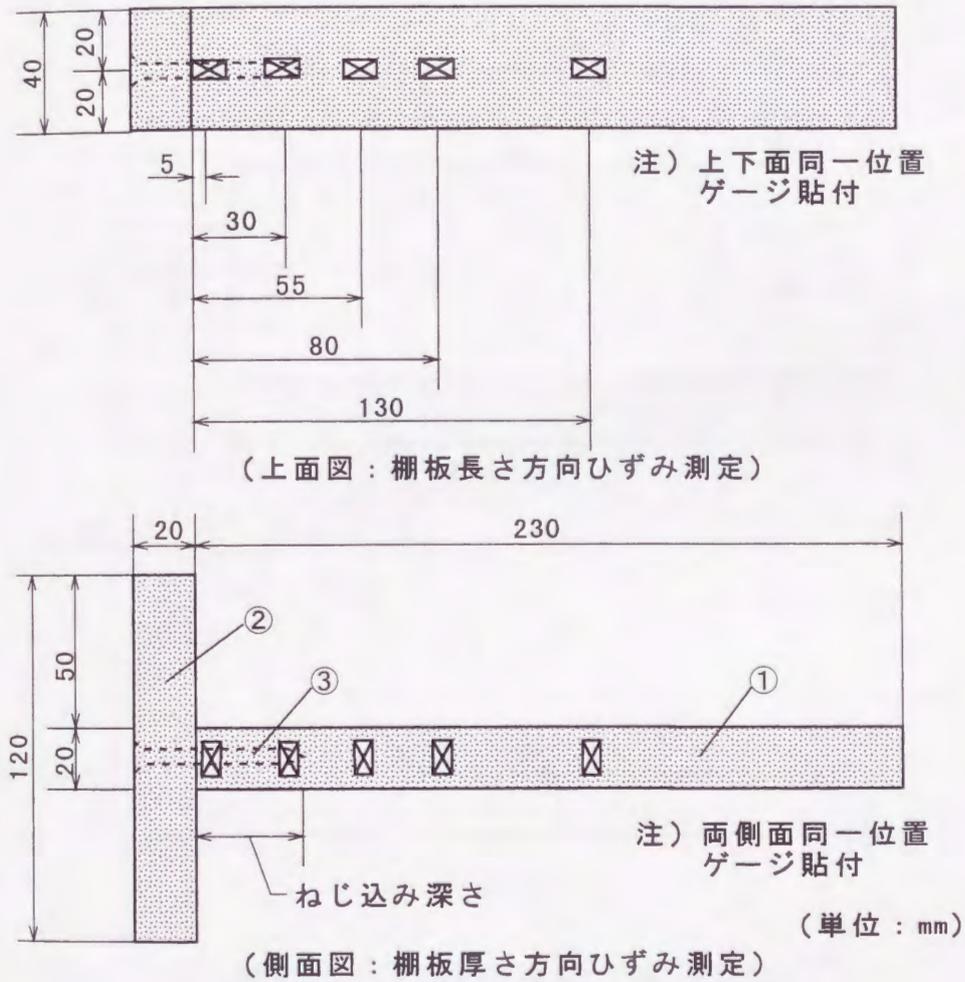


図1.2.1 T型試験体の概略及びひずみゲージ貼付位置

- ①: 棚板, ②: 側板, ③: 木ねじ
 ☒: ひずみゲージ

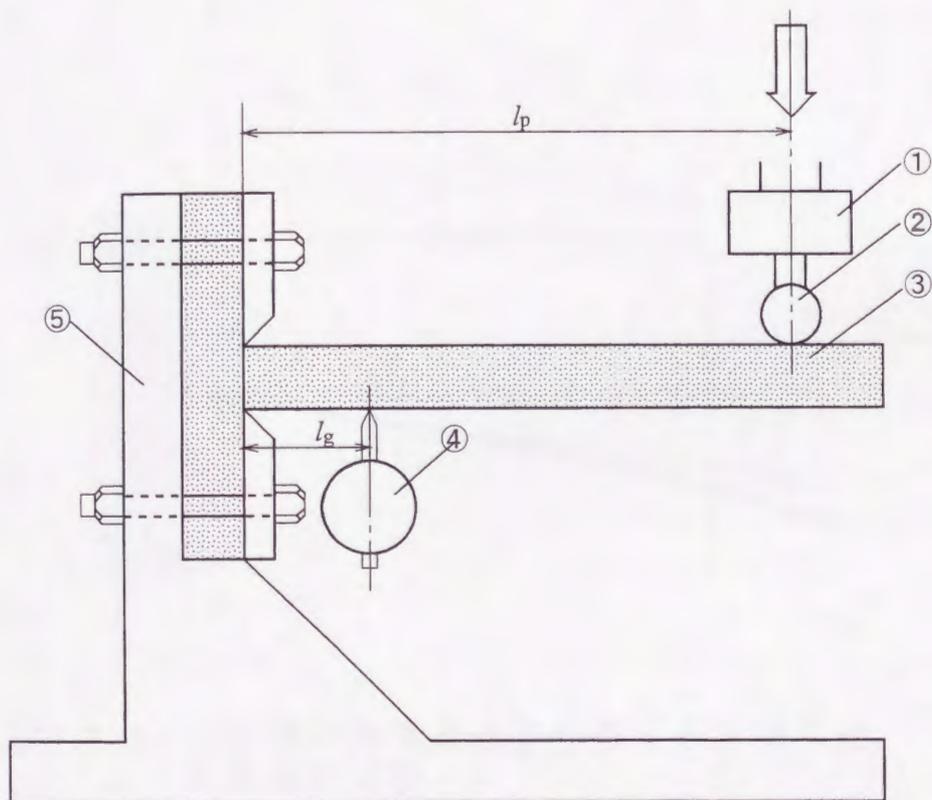


図1.2.2 静的曲げ試験の概略（側面図）

- ①：ロードセル，②：荷重ヘッド，③：試験体
 ④：ダイヤルゲージ，⑤：試験体固定治具
 $l_p = 150\text{mm}$ ， $l_g = 18\text{mm}$

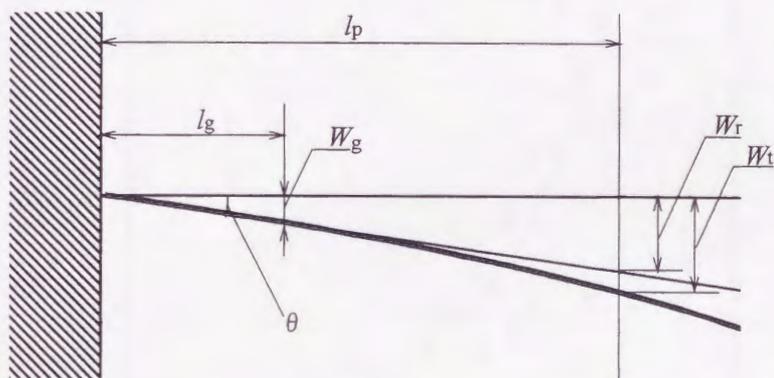


図1.2.3 支持部の角度変化を伴うする方持ち梁の変形模式図

θ : 変化角度 $\theta = \tan^{-1}(W_g / l_g)$

W_t : 荷重点における全たわみ

W_r : 棚板の回転による荷重点たわみ

$$W_r = l_p \cdot \tan \theta = W_g \cdot l_p / l_g$$

W_r / W_t : たわみ比

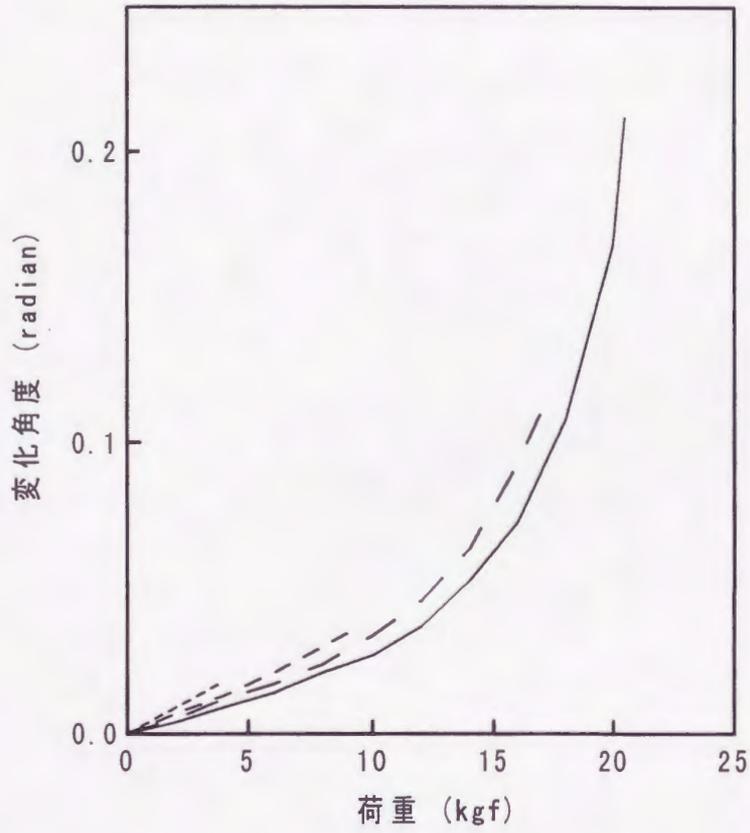


図1.2.4 負荷に伴う棚板の角度変化に及ぼすねじ込み深さの影響

木ねじ直径 : 5.1mm

ねじ込み深さ

----- : 18mm

----- : 30

----- : 43

----- : 55

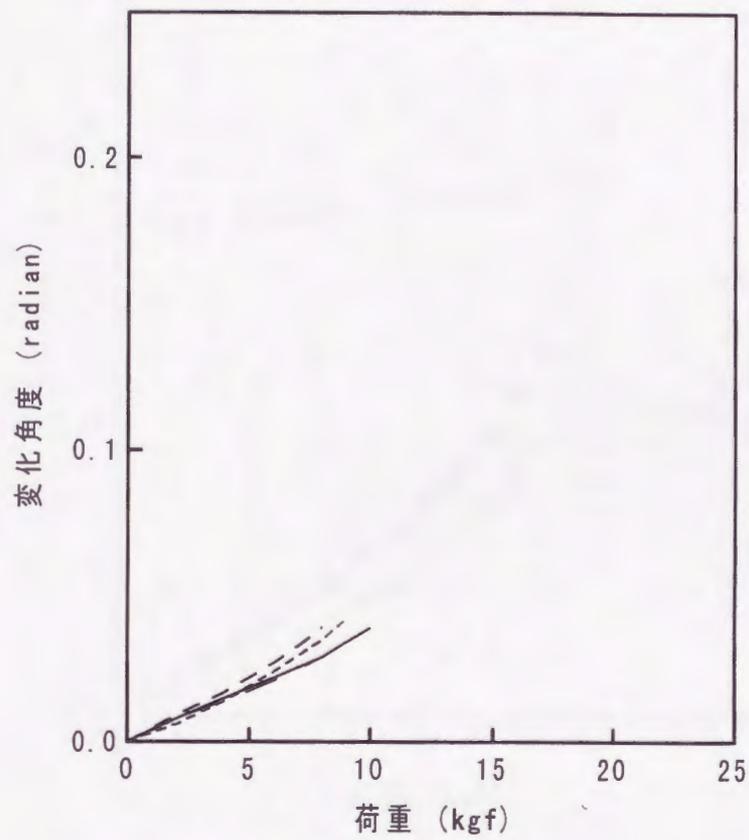


図1.2.5 負荷に伴う棚板の角度変化に及ぼす
木ねじ直径の影響

ねじ込み深さ : 30mm

木ねじ直径

----- : 4.1mm

- - - - - : 4.5

— — — : 5.1

———— : 6.2

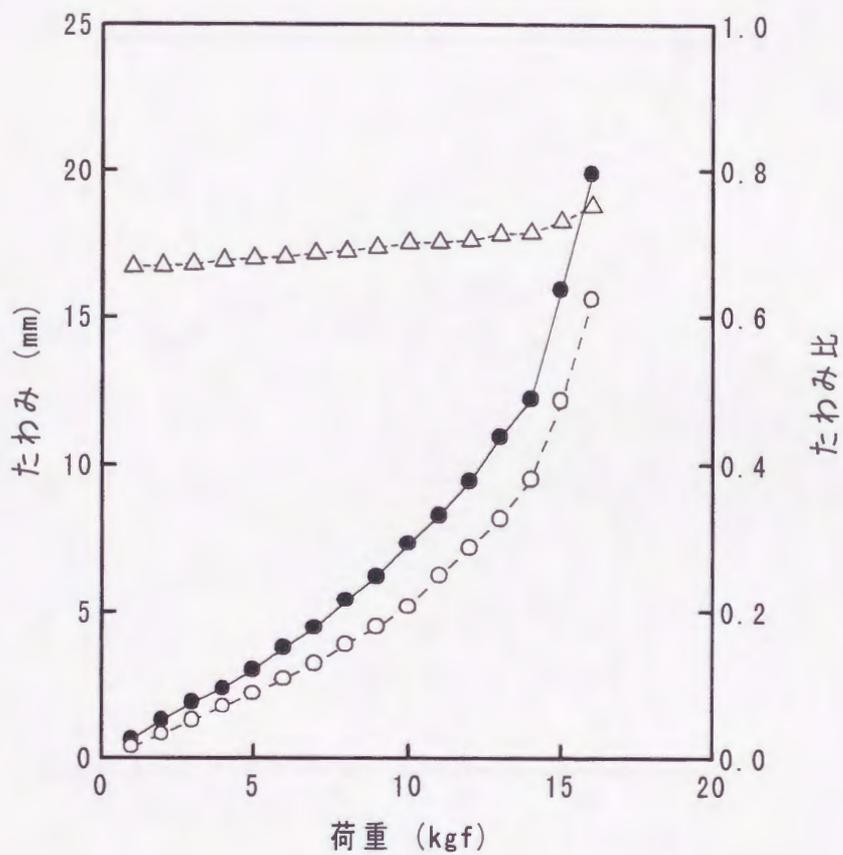


図1.2.6 荷重点における全たわみと棚板の角度変化によるたわみとの比較

木ねじ直径:5.1mm, ねじ込み深さ:30mm

- : 全たわみ W_t
- : 角度変化によるたわみ W_r
- △--- : たわみ比 W_r/W_t

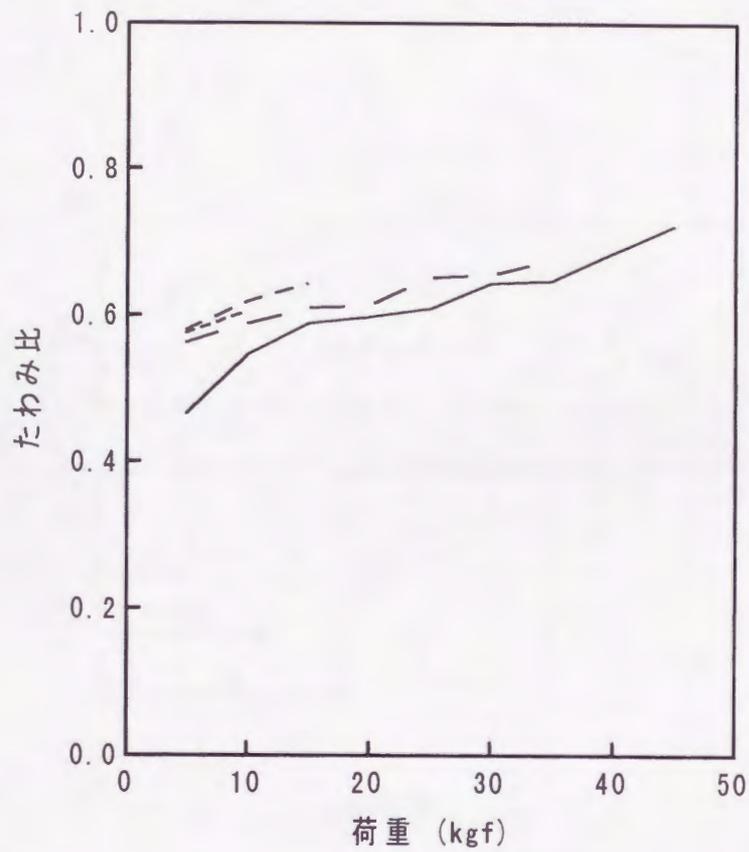


図1.2.7 荷重に伴うたわみ比の変移に及ぼす
ねじ込み深さの影響

試験体幅:90mm, 木ねじ数:2本

木ねじ直径:5.1mm,

ねじ込み深さ

----- : 18mm

----- : 30

----- : 43

----- : 55

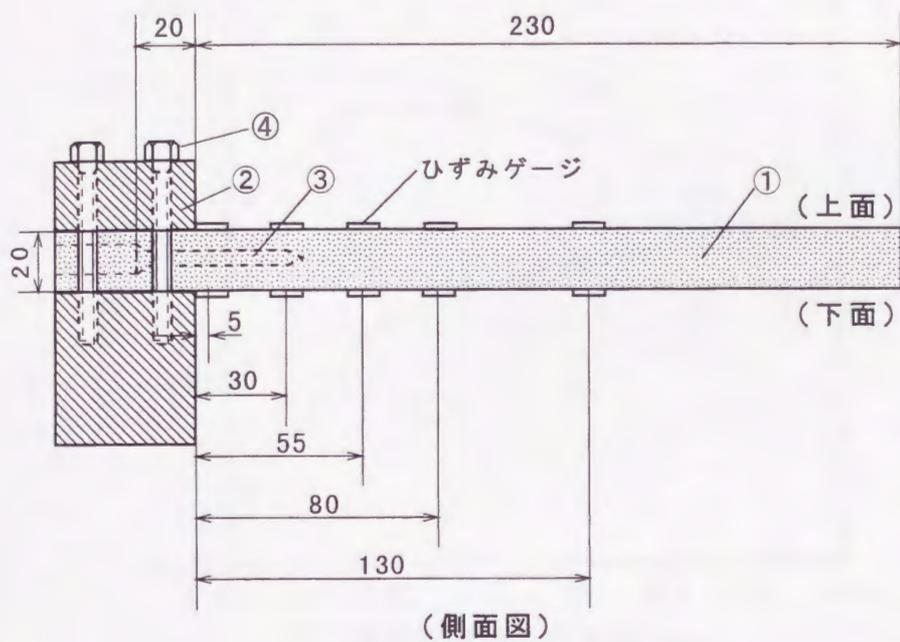


図1.2.8 Fixed-type曲げ試験体における柵板上下面での材軸方向ひずみの測定付位

①：試験体（柵板），②：試験体固定用治具，

③：木ねじ，④：ボルト

□：ひずみゲージ（いずれも試験体（柵板）幅中央位置）

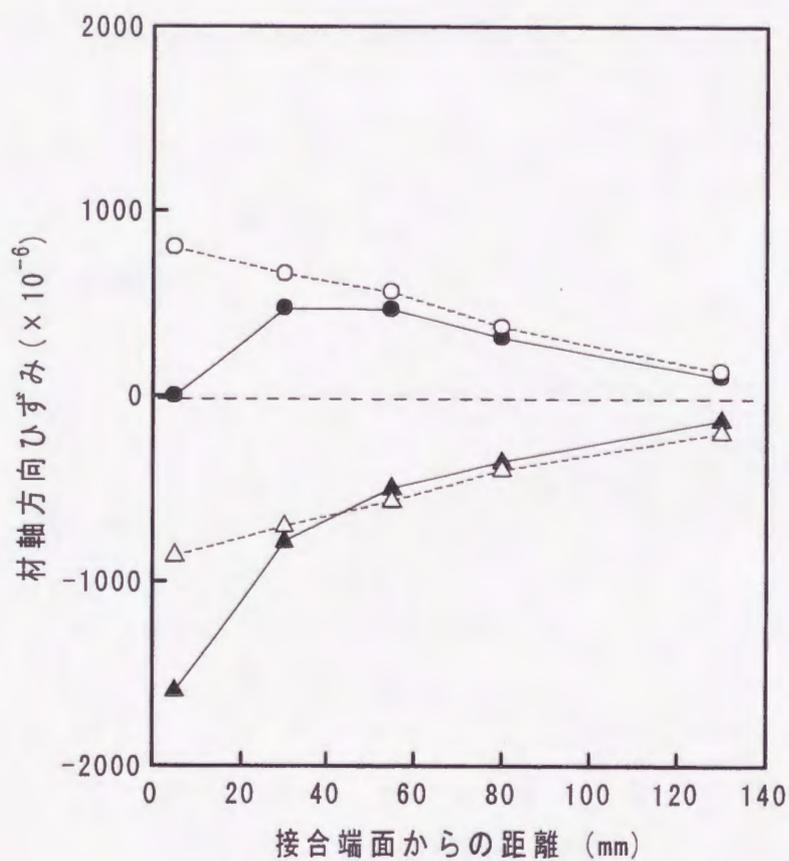


図1.2.9 支持状態が柵板における材軸方向ひずみ分布に及ぼす影響

木ねじ直径:5.1mm, ねじ込み深さ:43mm

荷重: 5kgf

—●— : T-type試験体の上面 (図1.2.1参照)

—▲— : T-type試験体の下面 (")

---○--- : Fixed-type試験体の上面 (図1.2.8参照)

---△--- : Fixed-type試験体の下面 (")

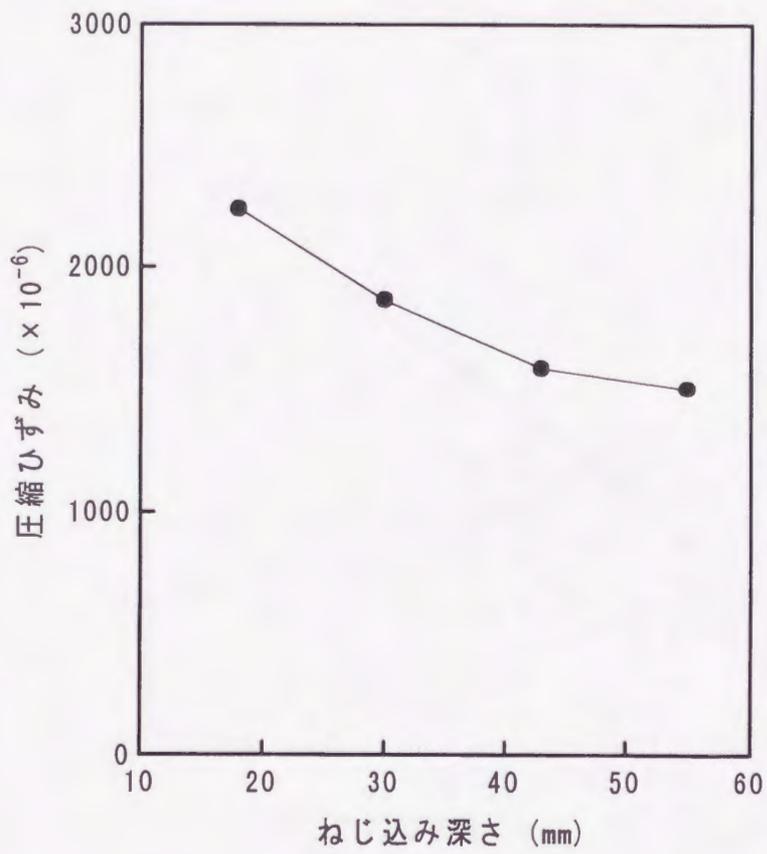


図1.2.10 棚板接合部近傍(5mm)の下面における軸方向
 圧縮ひずみに及ぼすねじ込み深さの影響
 木ねじ直径:5.1mm, 荷重:5kgf

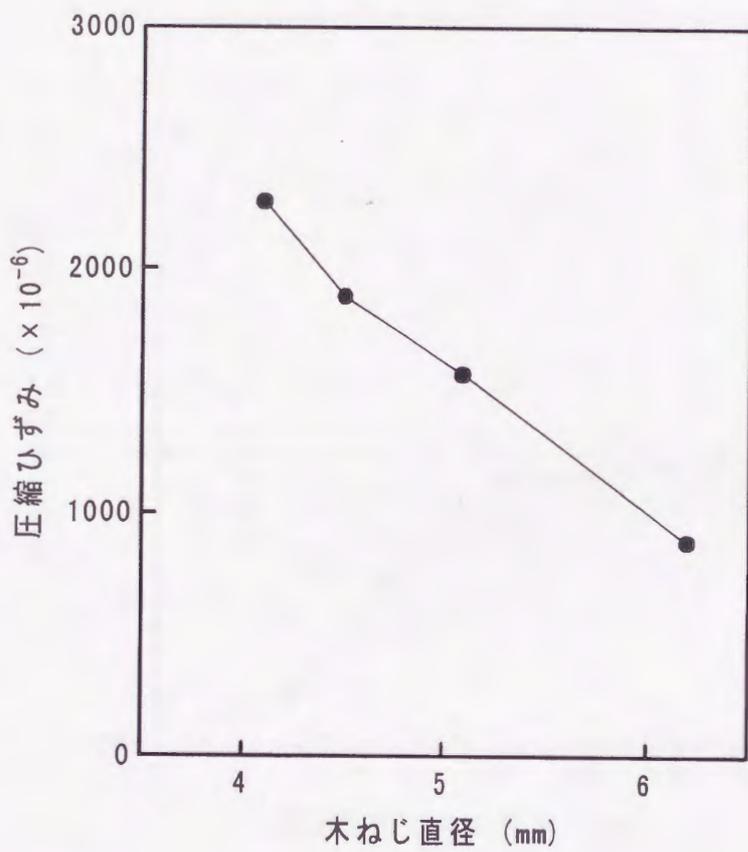


図1.2.11 棚板接合部近傍(5mm)の下面における軸方向圧縮ひずみと木ねじ直径との関係
ねじ込み深さ:30mm, 荷重: 5kgf

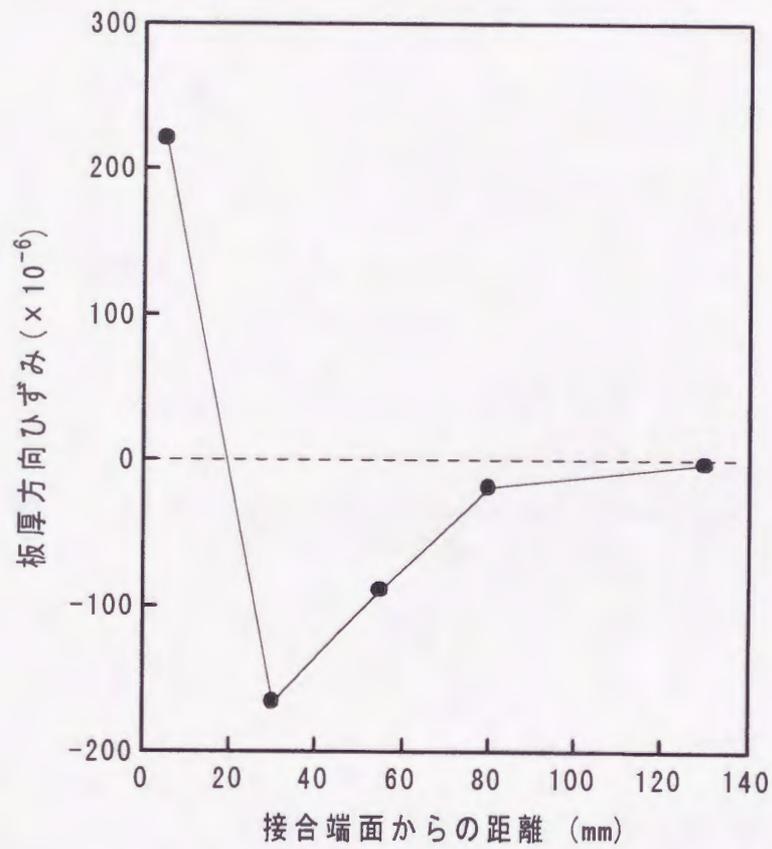


図1.2.12 試験体棚板における板厚方向ひずみの棚板長さ方向分布
 木ねじ直径:5.1mm, ねじ込み深さ:43mm
 荷重:5kgf

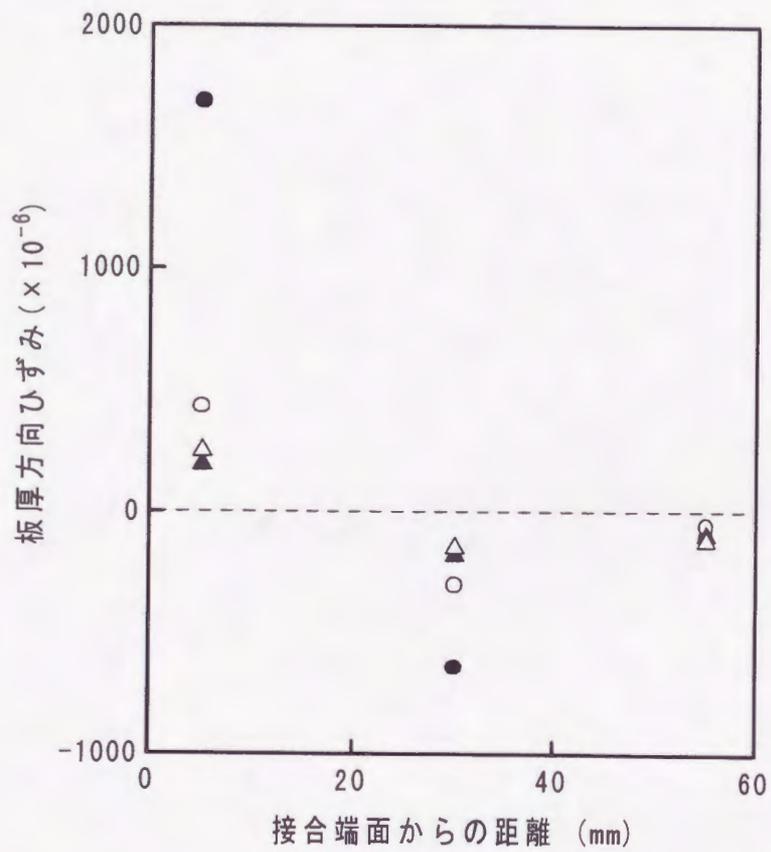


図1.2.13 ねじ込み深さが棚板における板厚方向ひずみの棚板長さ方向分布に及ぼす影響
木ねじ直径:5.1mm, 荷重:5kgf

ねじ込み深さ
 ● : 18mm
 ○ : 30
 ▲ : 43
 △ : 55

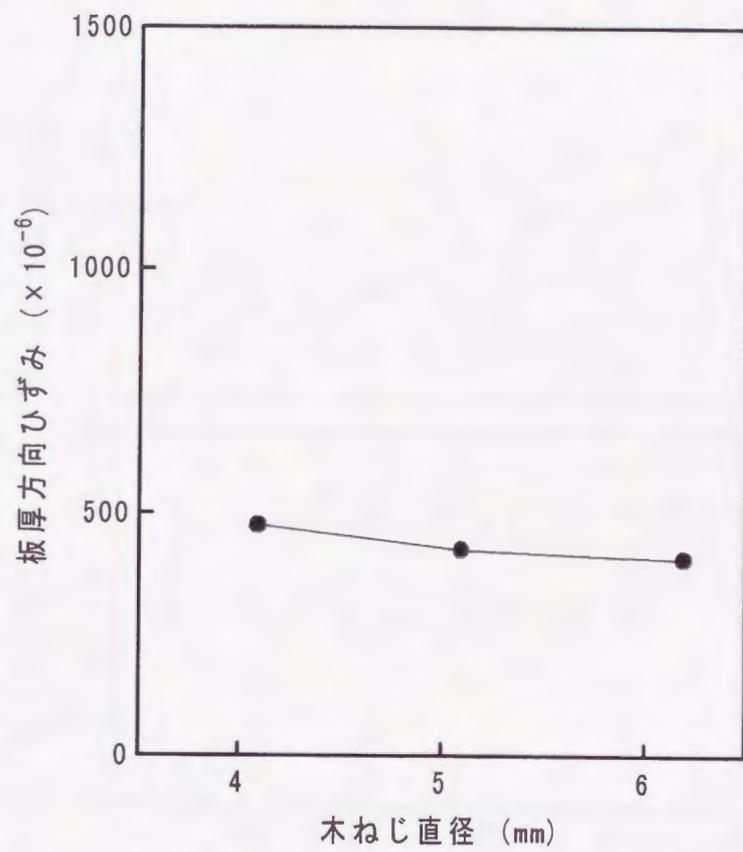


図1.2.14 棚板接合部近傍(5mm)における板厚方向引張ひずみに及ぼす木ねじ直径の影響
ねじ込み深さ:30mm, 荷重:5kgf

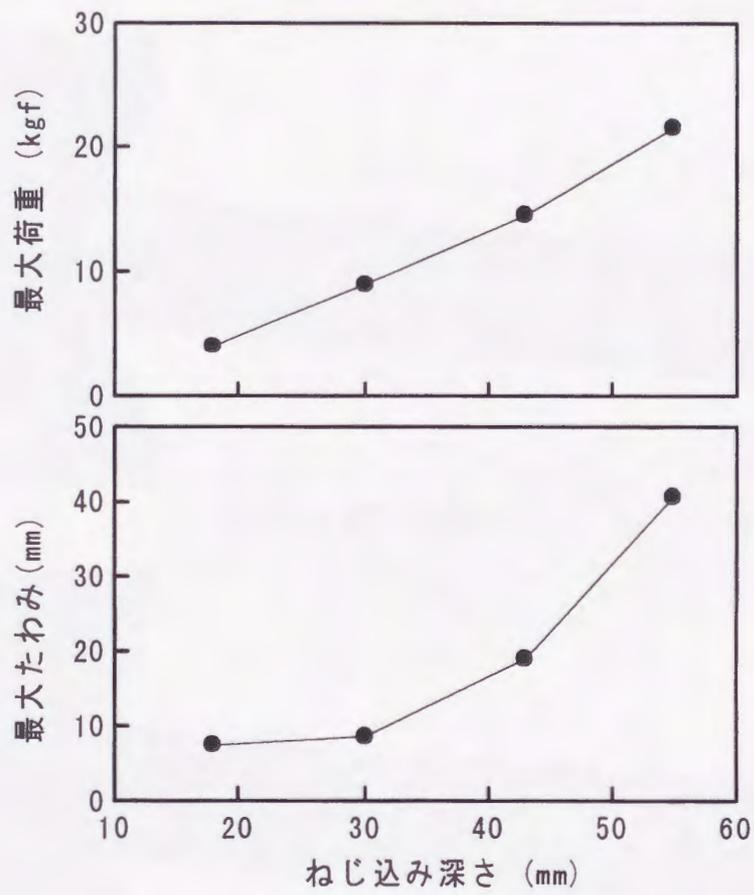
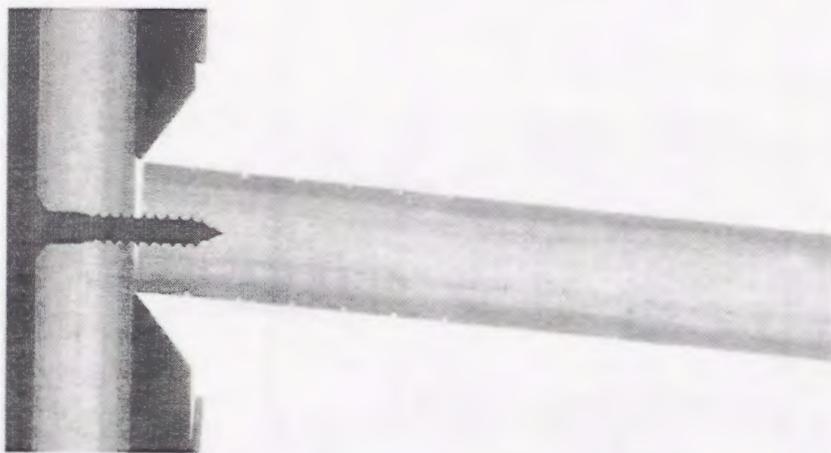
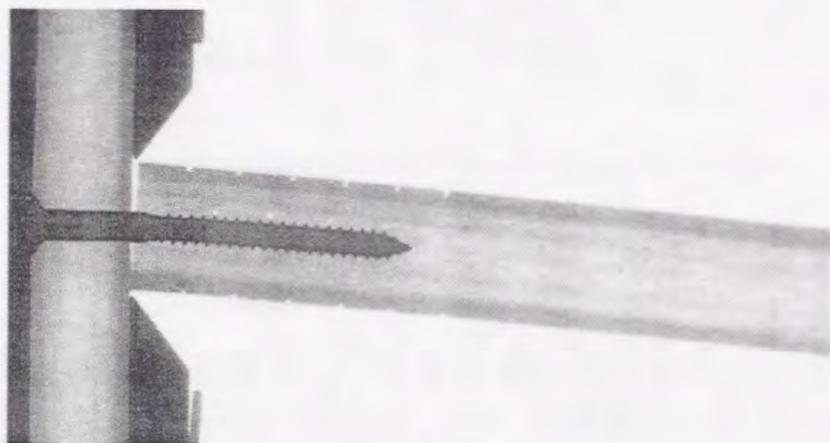


図1.2.15 最大荷重及び最大たわみに及ぼす
ねじ込み深さの影響
木ねじ直径:5.1mm



a) ねじ込み深さ : 18mm



b) ねじ込み深さ : 55mm

図1.2.16 荷重点たわみ10mmにおける接合部の軟X線写真
木ねじ直径 : 5.1mm

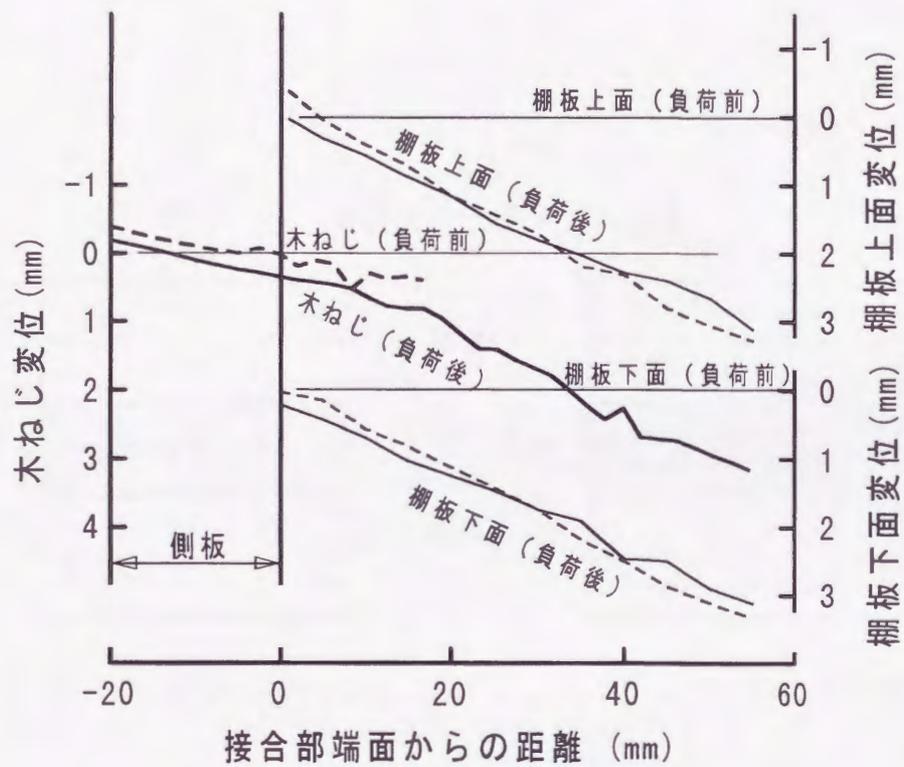


図1.2.17 負荷による棚板両表面及び木ねじの変位量
 木ねじ直径:5.1mm, 荷重点たわみ:10mm
 ねじ込み深さ
 ----- : 18mm
 ————— : 55

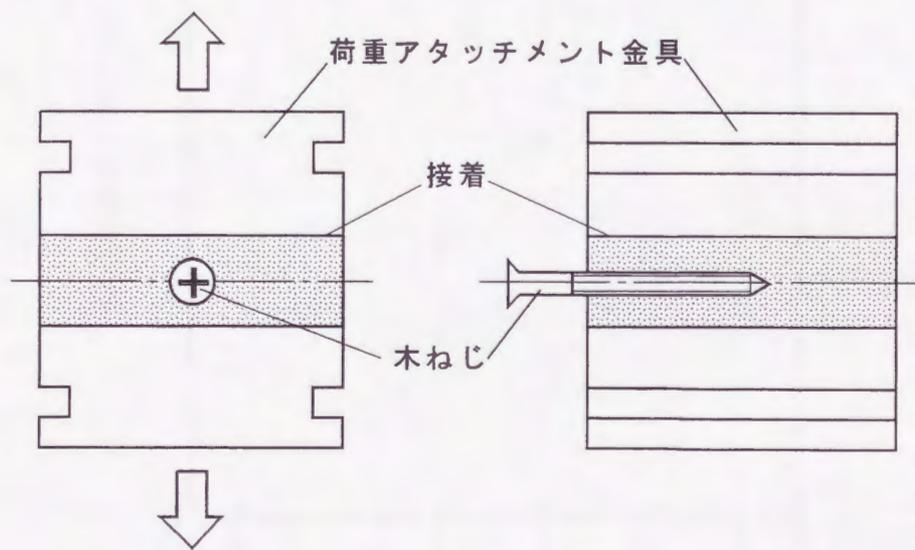


図1.2.18 はく離試験体の概略

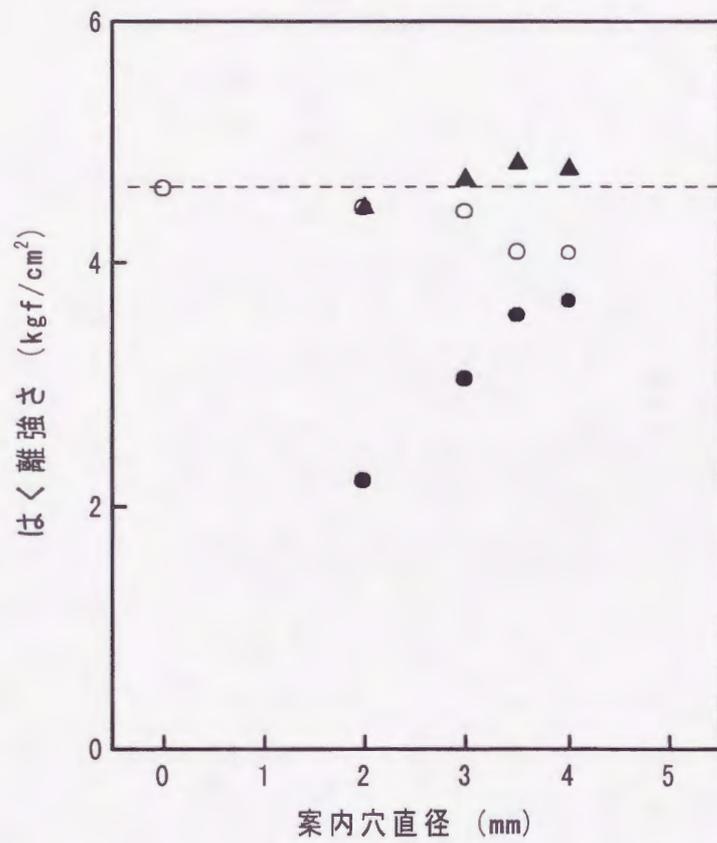


図1.2.19 木ねじのねじ込みによる内部結合力の低減と端面処理によるその抑制効果

木ねじ直径 5.1mm, ねじ込み深さ : 30mm

- : 案内穴のみ
- : 案内穴+木ねじ
- ▲ : 端面処理

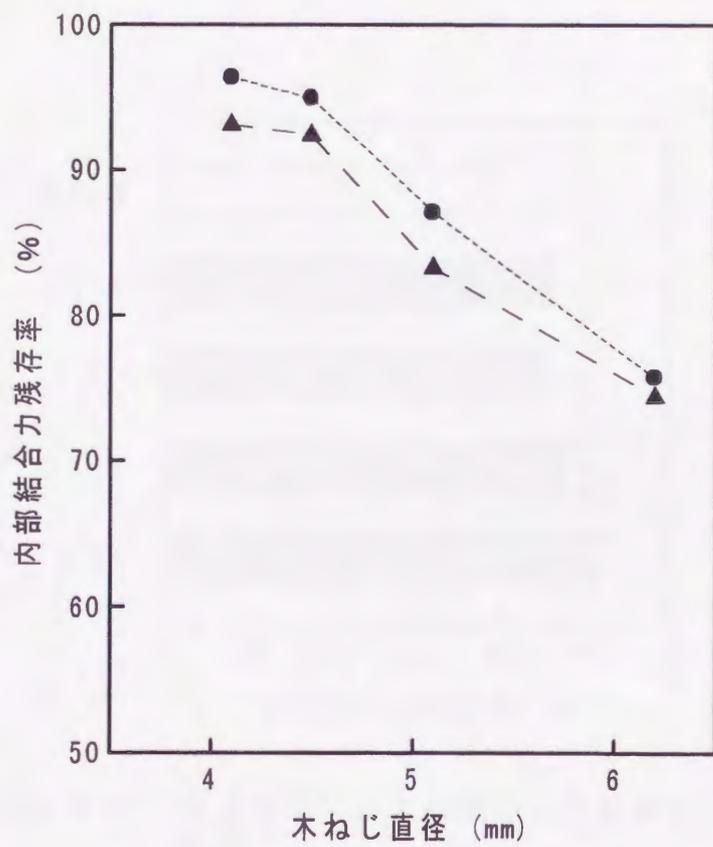


図1.2.20 内部結合力低減に及ぼす木ねじ直径とねじ込み深さの影響
 ---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 -▲- : ねじ込み深さ 30mm

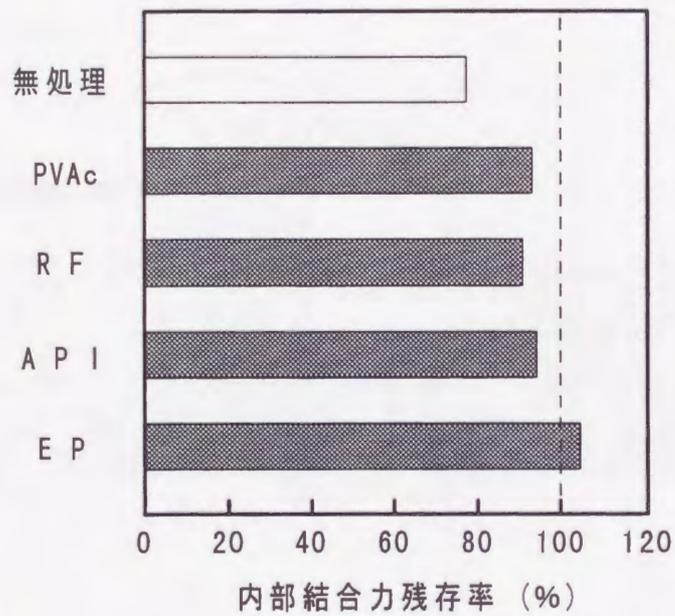


図1.2.21 端面処理による内部結合力低減の抑制効果

木ねじ直径 : 5.1mm, ねじ込み深さ : 30mm
案内穴直径 : 3.5mm, 案内穴深さ : 20mm

ケント紙端面貼付

PVAc : 酢酸ビニル樹脂接着剤

R F : レゾルシノル樹脂接着剤

A P I : 水性ビニルウレタン樹脂接着剤

E P : エポキシ樹脂接着剤

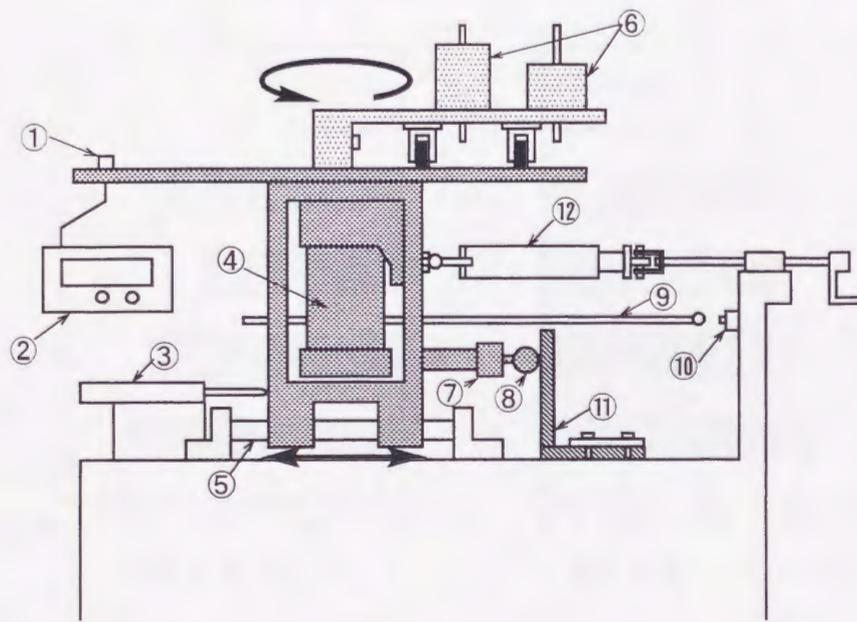


図1. 2. 22 繰返し曲げ試験装置の概略

- | | |
|-----------|-----------|
| ① : 光センサ | ② : カウンタ |
| ③ : 変位変換器 | ④ : モーター |
| ⑤ : スライダ | ⑥ : 偏心荷重 |
| ⑦ : ロードセル | ⑧ : 荷重ヘッド |
| ⑨ : ストッパー | ⑩ : スイッチ |
| ⑪ : 試験体 | ⑫ : ばね |

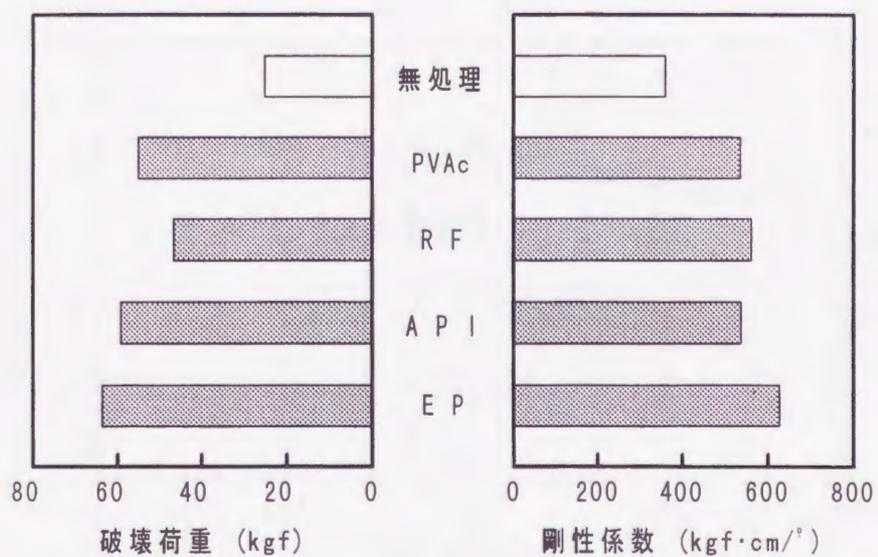


図 1. 2. 23 曲げ強度及び剛性に対する端面処理の効果

木ねじ直径 : 5.1mm, ねじ込み深さ : 30mm

案内穴直径 : 3.5mm, 案内穴深さ : 20mm

ケント紙端面貼付

PVAc : 酢酸ビニル樹脂接着剤

RF : レゾルシノル樹脂接着剤

API : 水性ビニルウレタン樹脂接着剤

EP : エポキシ樹脂接着剤

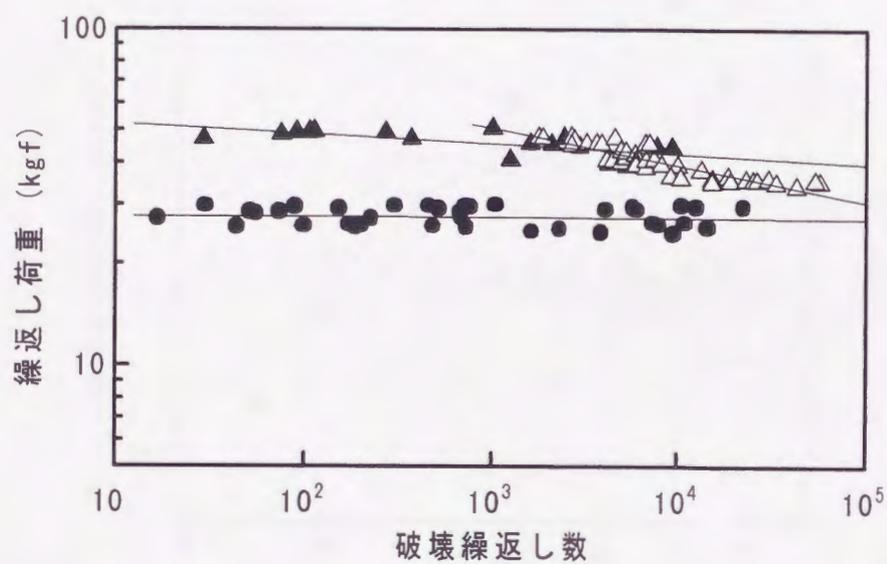


図1.2.24 繰返し荷重と破壊までの負荷繰返し数との関係

- : 無処理
- ▲ : 端面処理 (破壊がボードで生じたもの)
- △ : 端面処理 (破壊が木ねじで生じたもの)

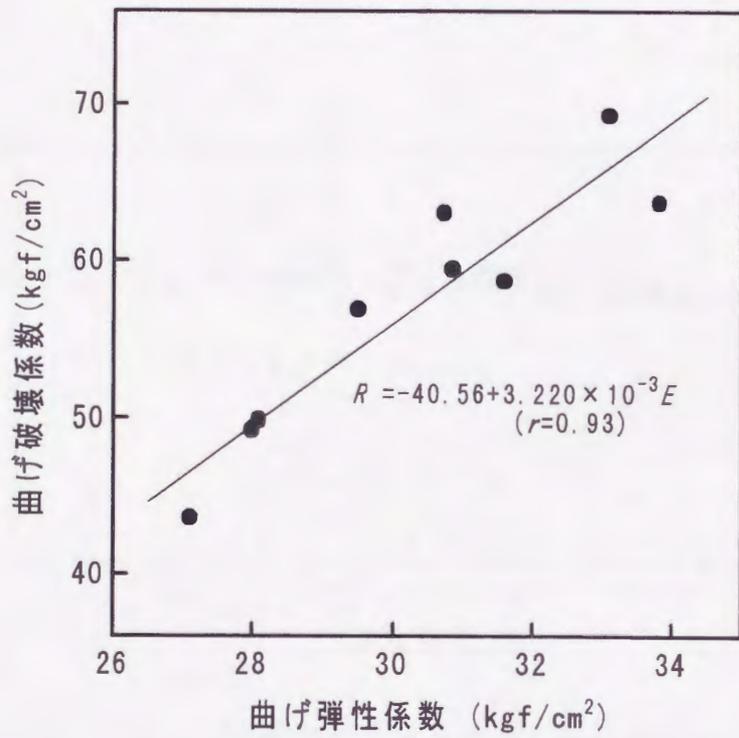


図 1.2.25 静的曲げ試験における曲げ弾性係数と曲げ破壊係数との関係
 R : 曲げ破壊係数 (kgf/cm²)
 E : 曲げ弾性係数 (kgf/cm²)
 r : 相関係数

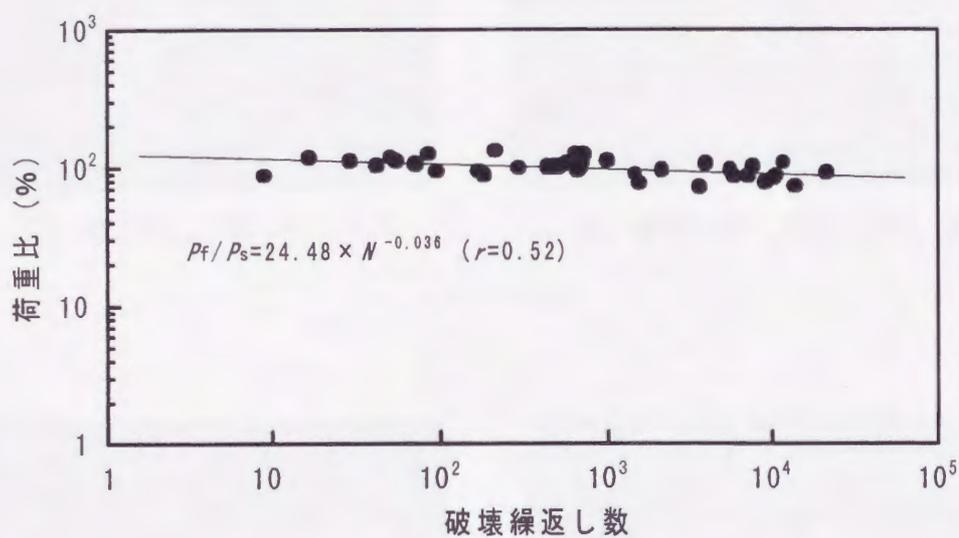
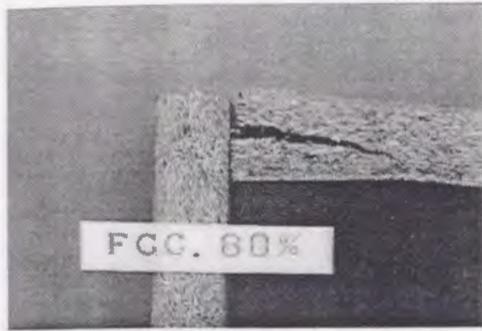


図1.2.26 荷重比と破壊までの負荷繰返し数との関係（無処理）
 P_f ：荷重比（載荷荷重／静的破壊荷重）
 N ：破壊繰返し数
 r ：相関係数



(a) 無処理, 荷重レベル80%



(b) 端面処理, 荷重レベル80%



(c) 端面処理, 荷重レベル90%



(d) 端面処理, 荷重レベル70%

図1.2.27 繰返し曲げ試験における破壊形態

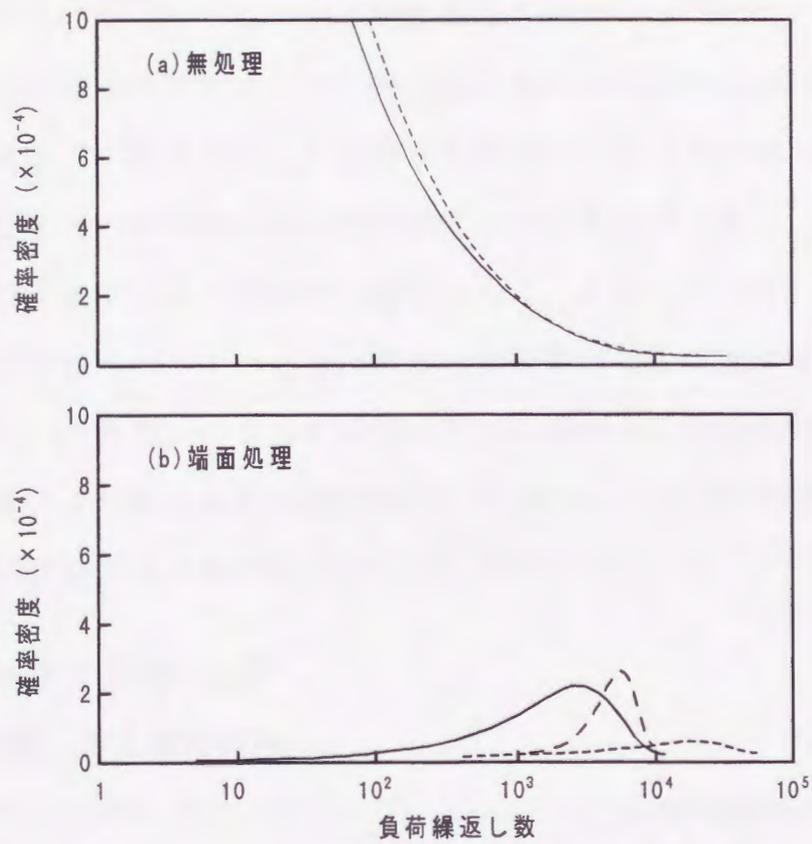


図 1. 2. 28 3 母数ワイブル分布における確率密度分布

— : 荷重レベル 90%
 - - - : 80%
 ··· : 70%

1章3節 T型接合モデルでの振動法による

接合剛性の非破壊的評価

振動工学の分野においては、梁の支持条件の違いにより梁の振動特性、とくに、固有振動数が変化することが知られており、木質構造の研究においても、これらに関するいくつかの研究がなされている^{8),73),107)}。しかしながら、これらの報告のほとんどは、接合部の条件から梁の振動特性を予測するものである。本研究では、木質構造を構成する梁の固有振動数測定による、接合部剛性の非破壊的評価の可能性について検討した。

本研究では、まず、最も基本的な構造として、木ねじによりパーティクルボード同士を接合した1つの接合部を含む構造のT型試験体を用い、これに弾性支持（半剛節）による片持梁モデルを適用し、静的曲げ試験ならびに振動試験により得られた両剛性値を比較検討し、主に疲労過程における剛性の推移に関する両者の適合性について明らかにした。

1. 剛性係数の評価方法

1.1 静的試験による剛性係数

本研究で用いた木ねじによるパーティクルボード接合試験体の力学的モデルを図 1.3.1 に示す。このモデルでは一端が弾性支持の半剛節の接合部で、他端が自由端の片持梁である。接合部での y 軸方向の変形はなく、接合部は弾性的に回転するものとし、その剛性係数 k を理論的に誘導すると次の通りである。

接合部から距離 l の位置に集中荷重 P が作用する場合を考えると、梁の曲げ理論により、接合部から x の距離におけるたわみ W （下向きを正とする）について、一般に梁の曲げ剛性 (EI) が一様であるとする、梁のたわみ曲線の微分方程式は式(1.3.1)で表される。

$$EI \frac{d^2 W}{dx^2} = P(l - x) \quad (1.3.1)$$

ここで、 E は梁の曲げ弾性係数、 I は梁の断面 2 次モーメントである。

式(1.3.1)を x で順次積分すると

$$EI \frac{dW}{dx} = -\frac{P}{2}x^2 + Plx + C_1 \quad (1.3.2)$$

$$EIW = -\frac{P}{6}x^3 + \frac{P}{2}lx^2 + C_1x + C_2 \quad (1.3.3)$$

ここで、 C_1 、 C_2 は積分定数

この片持梁モデルの境界条件を考えると、まず、支持端において y 軸方向の変形はないので、

$$x = 0 \text{ で、 } W = 0$$

また、支持端において、接合部は梁の支持端を中心とし弾性的に回転し、その変化角度はモーメントに比例するものとする、接合部の剛性係数 k により、その比例定数は $(1/k)$ で表されるので、

$$x = 0 \text{ で、 } \frac{dW}{dx} = \frac{EI}{k} \frac{d^2 W}{dx^2} \quad (1.3.4)$$

となる。これらの境界条件から、それぞれ、 $C_2 = 0$ 、 $C_1 = EIPl/k$ となるので、この片持梁モデルのたわみ曲線は次式となる。

$$W = -\frac{P}{6EI}x^3 + \frac{P}{2EI}lx^2 + \frac{P}{k}lx \quad (1.3.5-1)$$

荷重点 $x = l$ におけるたわみを W_D とすれば、

$$W_D = \frac{P}{3EI}l^3 + \frac{P}{k}l^2 \quad (1.3.5-2)$$

ここで、式(1.3.5-2)の右辺第 1 項は支持端が固定支持状態にある片持梁の荷重点でのたわみであるので、これを W_0 とおき、また、静的試験におけ

る接合部の剛性係数を k_s とし、式(1.3.5-2)を k_s について表すと、

$$k_s = P l^2 / (W_D - W_0) \quad (1.3.6)$$

となる。ここで、式(1.3.6)中 $(W_D - W_0) / l$ は接合部の変化角度 (radian) を示し、これより剛性係数 k_s は接合部の単位角度変化当りに要する曲げモーメントの値を表すことが分かる。

1.2 振動試験による剛性係数

静的曲げ試験の場合と同様のモデルについて、梁の曲げ剛性が一様であるとすると、梁の振動方程式は次式で表される。

$$EI \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + \frac{\rho A}{g} \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} = 0 \quad (1.3.7)$$

ここで、 t は時間、 ρ は梁の密度、 A は梁の断面積、 g は重力加速度である。

振動の一般論によれば、 $Y(x)$ を基準関数、 ω をその固有角振動数、 i を虚数単位とするとき梁の自由振動は、

$$W = Y e^{i \omega t} \quad (1.3.8)$$

とすることができる。よって、式(1.3.8)を式(1.3.7)に代入すると、

$$EI \frac{\partial^4 Y}{\partial x^4} - \frac{\rho A \omega^2}{g} Y = 0 \quad (1.3.9)$$

この式(1.3.9)の一般解は C_1, C_2, C_3, C_4 を積分定数として次のようになる。

$$Y = C_1 \sin \beta x + C_2 \cos \beta x + C_3 \sinh \beta x + C_4 \cosh \beta x \quad (1.3.10)$$

ただし、

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{\rho A \omega^2}{EI g}} \quad (1.3.11)$$

$$\omega = 2 \pi f \quad (f: \text{固有振動数}) \quad (1.3.12)$$

ここで、静的曲げ試験の場合 (式(1.3.5-2)) と同様にその境界条件を考え

ると、

支持端では、たわみが 0 で、たわみ曲線の傾き（角度変化）が支持点（支持端）に作用するモーメントに比例するので、支持端の剛性係数を k とすれば、

$$x=0 \text{ で、 } W=0, \quad \frac{dW}{dx} = \frac{EI}{k} \frac{d^2W}{dx^2}$$

また、自由端では曲げモーメント及び剪断力が 0 であるので、

$$x=L \text{ で、 } \frac{d^2W}{dx^2} = 0, \quad \frac{d^3W}{dx^3} = 0$$

以上の条件から式(1.3.10)を解くと、次の連立式が得られる。

$$C_2 + C_4 = 0$$

$$-C_1 k - C_2 EI \beta - C_3 k + C_4 EI \beta = 0$$

$$-C_1 \cos \beta L + C_2 \sin \beta L + C_3 \cosh \beta L + C_4 \sinh \beta L = 0$$

$$-C_1 \sin \beta L - C_2 \cos \beta L + C_3 \sinh \beta L + C_4 \cosh \beta L = 0$$

これらをマトリクス表示すると、

$$\begin{vmatrix} 0 & 1 & 0 & 1 \\ -k & -EI\beta & -k & EI\beta \\ -\cos \beta L & \sin \beta L & \cosh \beta L & \sinh \beta L \\ -\sin \beta L & -\cos \beta L & \sinh \beta L & \cosh \beta L \end{vmatrix} \begin{vmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{vmatrix} = 0 \quad (1.3.13)$$

となり、積分定数 C_1, C_2, C_3, C_4 に関する上記の同次式が 0 以外の解を持つためには、係数でつくった行列の行列式が 0 でなければならない。ゆえに、これを計算すると次の振動数方程式(1.3.14)が導かれる。

$$\frac{EI\beta}{k} = \frac{1 + \cos \beta L \cdot \cosh \beta L}{\sin \beta L \cdot \cosh \beta L - \cos \beta L \cdot \sinh \beta L} \quad (1.3.14)$$

ここで、振動試験における接合部の剛性係数を k_v とし、これについて式

(1.3.14)を変形すると、

$$k_v = EI\beta \frac{\sin \beta L \cdot \cosh \beta L - \cos \beta L \cdot \sinh \beta L}{1 + \cos \beta L \cdot \cosh \beta L} \quad (1.3.15)$$

となる。

本研究においては、振動試験により試験体の1次固有振動数を測定し、式(1.3.11)、(1.3.12)より算出した β の値を式(1.3.15)に代入することにより k_v を求めた。

2. 実験方法

2.1 試験体

供試ボードとしては、表 1.2.1 に示すものと同様の市販の厚さ 20mm、U MFタイプ、家具用3層構造パーティクルボードを用いた。このボードから幅 90mm で長さ 460mm の試験片をボード製造における機械送り方向がその長さ方向となるように切断し、まず、ボードの気乾密度及び中央集中荷重による3点曲げで弾性係数を測定した。その後、その試験片から長さ 120mm 及び 230mm の側板及び棚板を裁断し、棚板端面と側板板面が接合面となるように、木ねじ2本を用いてT型に組立てた接合試験体とした。木ねじは、JIS B 1112 に規定する十字穴付きさら木ねじ（直径 5.1mm、長さ 75mm）を用いた。すべての接合試験体において、案内穴径比（案内穴径の木ねじ径に対する比）は側板部分で 1.0、棚板部分で 0.8 とし、棚板部分における案内穴深さ比（案内穴深さのねじ込み深さに対する比）は 0.8 とした。木ねじの締付けトルクは、予め木ねじを完全にねじ込んだ時点の締付けトルクを測定し、それを基準とし 32kgf·cm で一定となるようにした。試験体は作製後、温度 20 °C、関係湿度 60%中で1週間以上養生して構成ボードの含水率を約 12%にして供試した。

2.2 静的曲げ試験

繰返し負荷前あるいは所定回数繰返し負荷後の試験体の剛性 (k_s) 及び強度を測定するために、インストロン型万能試験機を用いて静的曲げ試験を行った。実験は図 1.2.2 に示す場合と同様な条件で行った。試験体③を保持治具⑤にボルトナットにより、締付けトルクが $100\text{kgf}\cdot\text{cm}$ で一定となるように固定した。すべての試験は棚板の接合面から 150mm の位置を荷重点とし、変形速度 $10\text{mm}/\text{min}$ で行った。

2.3 繰返し曲げ試験

繰返し曲げ試験は、図 1.2.21 に示す疲労試験機を用い、静的曲げ試験と同様に T 型試験体の側板部分を固定し、接合面から 150mm の位置に一定荷重を繰返し負荷することにより行った。本研究では、各試験体に静的試験で測定した破壊荷重の平均値の約 70% (30kgf) の荷重をそれぞれ、 100 、 1000 及び 10000 回繰返し負荷し、その後、それらの繰返し荷重を受けた試験体について剛性及び強度を求めるために振動試験及び静的曲げ試験を行った。

2.4 振動試験

振動試験は、2 チャンネルの FFT アナライザ (A&D 社, AD3524) を用い、インパクト加振法により行った。すなわち、打撃による加振信号を検出するセンサを備えたインパクトハンマにより試験体の棚板を加振して発生した信号を FFT アナライザの一方のチャンネルに取込み、試験体の棚板に取付けたセンサで棚板部の振動を検出し、この信号を残りのチャンネルに取込んだ。ところで、振動試験を行う前に測定した試験体の振動モードの測定結果から、3 次までのいずれのモードにおいても梁の自由端は振

動の山になることが確認されたので、センサを棚板の接合面から 220mm の位置の下面に取付けた。加振はダブルハンマリングを避けるために接合面から 110mm の位置とし、加振力をモニターしながら一定となるようにして行った。測定では、第 1 次の固有振動数により求めた k_v が k_s と最も高い相関を示したため、1 次の固有振動数を繰返し数 20 回のアベレーシングによって求めた。

振動試験は、繰返し負荷を行う前と所定回数繰返し負荷後に行い、その直後に静的曲げ試験を行った。

3. 静的曲げ試験における荷重-たわみ曲線

接合部の剛性係数 k_s を求めるために、繰返し負荷前と所定回数繰返し負荷後に、静的曲げ試験を行ったが、その荷重-たわみ曲線の一例を図 1.3.2 に示す。これは、繰返し負荷を受けていないものの例であるが、荷重の増大に伴うたわみの増大は必ずしも直線的であるとは言い難く、荷重が大きくなるほどたわみの増加は著しくなった。また、剛性は低荷重におけるたわみの小さい領域では非常に大きく、たわみが増大するにつれて、減少する傾向を示した。すなわち、本研究では接合部の回転角は線形的に負荷モーメントの大きさに応じるとして剛性を定義したが、実験結果からは非線形を示した。しかしながら、家具構造等についてはもっと低レベルの実働荷重における変形が重要となることから、接合部の回転角（角度変化）と曲げモーメントとの関係がほぼ直線域とみなせる荷重 5kgf における k_s について検討した。

4. 繰返し負荷前における剛性係数

繰返し負荷を受けていない試験体について、 k_s と k_v との関係を図 1.3.3

に示す。本研究では1種類の木ねじ接合試験体について実験を行ったが、繰返し負荷を受ける以前の剛性には k_s 、 k_v ともかなりのばらつきが認められた。このことは、接合部の剛性には試験体作製時における加工精度等がかなり影響を及ぼしているものと考えられる。しかしながら、図において k_s と k_v との相関がかなり高い（相関係数 $r = 0.81$ ）ことから、接合部の加工精度に因る剛性の差異を振動法を用いた剛性試験により把握できるものと考えられる。

静的曲げ試験による剛性と振動法による剛性とでは、後者の方が若干大きい値を示した。このことは、上述のように、本実験において剛性は荷重（たわみ）の増大に伴い減少傾向を示しており、振動試験では静的試験に比べて極めて低い荷重（小さいたわみ）レベルで剛性が評価されたことによるものと考えられる。また、本研究では梁のせん断応力の影響¹⁵⁾を無視して剛性を求めているために、両者の剛性値の差異に関与していることも考えられる。

5. 繰返し負荷に伴う剛性の変化

繰返し負荷に伴う k_s 及び k_v の変化を、それぞれ、図 1.3.4 に示す。両剛性係数とも、繰返し数 100 までに繰返し負荷に伴う接合部の弛緩などにより急激に低下し、それ以降は、本実験では繰返し荷重を静的試験における破壊荷重の約 70%としたため、繰返し数 10000 回まではほぼ一定の値を示した。また、図においては各繰返し負荷後における剛性係数の平均値とともに最大、最小値でそのばらつきを示している。繰返し負荷を受けた試験体の剛性は、繰返し負荷を受ける前よりも、そのばらつきが減少した。これは、試験体作製時における、部材間の緊結力のばらつきや接合部の嵌合のむらなどが、負荷の繰返しにより解消され均一化されたものと思われる。

また、振動法による剛性の方が、静的曲げ試験による剛性よりも若干大きい値を示すものの、繰返し数の増大に伴いほぼ同じような変化を示した。このことから、疲労過程においても、振動法により接合部の剛性を評価できることが可能であると考えられる。

6. 摘要

木ねじによりT型に接合されたパーティクルボード接合試験体について、接合部の角度がそこに作用するモーメントに比例して変化するような半剛節の片持ち梁型モデルを設定して、静的負荷ならびに振動法のそれぞれに対して誘導した理論計算式を用いて剛性係数を実験的に算出して、両者を比較検討した。その結果を要約すると、以下の通りである。

(1) 繰返し負荷を受ける前では、振動法による剛性係数の方が若干大きい値を示したものの、両者間にはかなり高い直線相関が認められ、試験体の加工精度による剛性の差異を振動法を用いた剛性試験により把握できることが認められた (図 1.3.3)。

(2) 繰返し負荷後においても、繰返し負荷前と同様に、振動法による剛性係数は静的試験によるものより若干大きい値を示すものの、疲労過程初期における繰返し負荷に伴う剛性の変化を振動法による剛性試験により捉えることができた (図 1.3.4)。これらのことから、振動法による接合部の非破壊的な剛性評価の可能性を確認することができた。

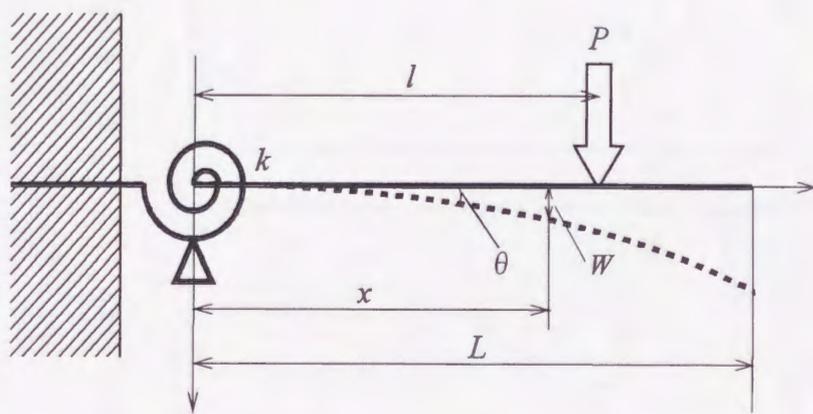


図1.3.1 弾性支持された片持梁の力学的モデル

P : 集中荷重

l : 接合端面から荷重点までの距離

L : 梁の長さ

k : 接合部の剛性係数

x : 接合端面からの距離

W : 荷重点から x の位置におけるたわみ

θ : 接合部の変化角度 $\theta = (1/k) Pl$

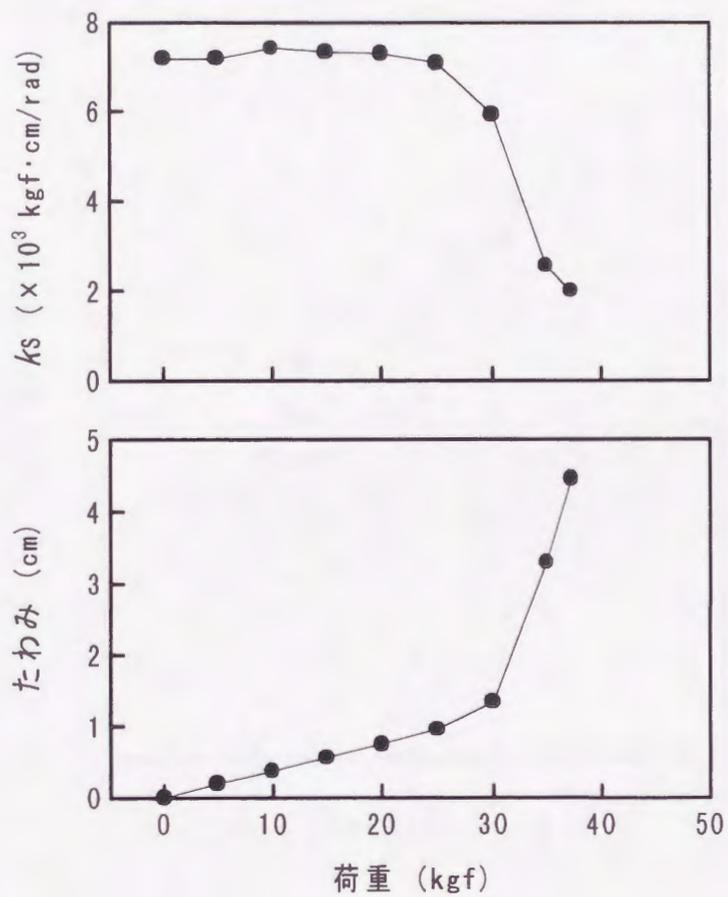


図 1.3.2 静的曲げ試験における負荷に伴うたわみ及び剛性係数 k_s の変化
 k_s : 静的試験による剛性係数

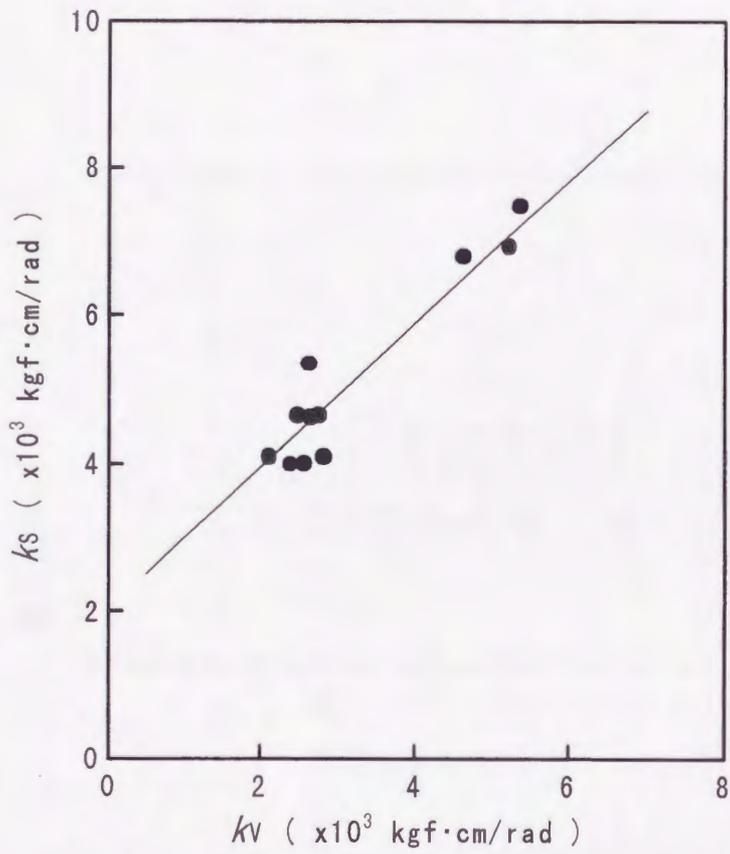


図 1.3.3 剛性係数 k_v と k_s との関係
 k_v : 振動試験による剛性係数
 k_s : 静的曲げ試験による剛性係数
 (相関係数 : 0.93)

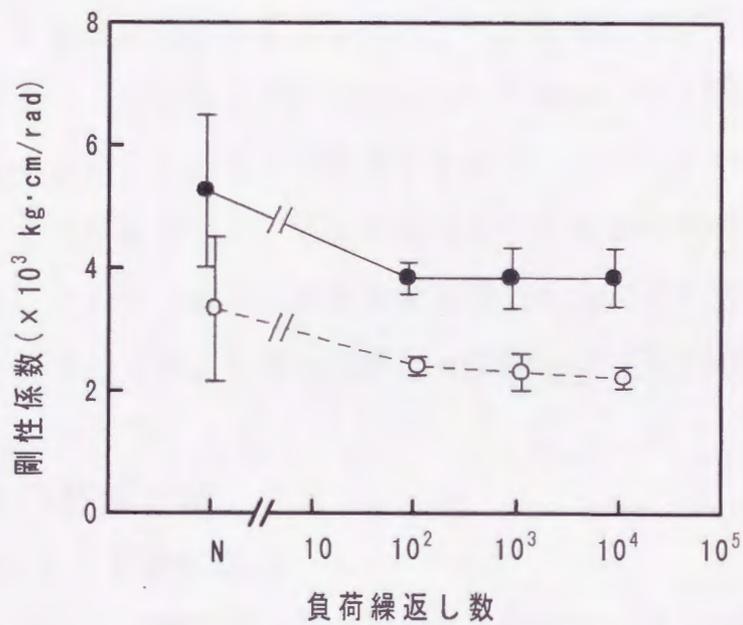


図 1.3.4 繰返し負荷に伴う剛性係数の推移
 N : 繰返し負荷前.
 —●— : k_v 振動試験による剛性係数
 --○-- : k_s 静的曲げ試験による剛性係数
 I : 値のバラツキ範囲