

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 :

1章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

第1章3節では、木ねじによるパーティクルボードの接合部について、1つの接合部を有する T 型試験体を設定して、その接合部の支持状態を弾性支持と考え、梁の固有振動数とその支持条件により変化することを利用して、インパルス加振による振動法を用いた接合部剛性の非破壊的評価の可能性について検討した。

ここでは、より実用的木質構造の基本として、両端に接合部を有する H 型接合モデルを考え、接合部の条件を変化させた場合の接合部剛性を静的試験ならびに振動試験により求めて両者を比較し、このモデルに対するインパルス加振による振動法について接合部剛性の非破壊的評価としての可能性を検討した。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も追究した。

1. 剛性係数の評価方法

1.1 静的試験による剛性係数

両端が弾性支持された構造体モデルにおける剛性と固有振動数との関係については、木製床を対象とした研究報告^{8),80)}があるので、それらを参考にし接合部の剛性を評価した。

図 1.4.1 に示すような両端が弾性支持された構造体モデルにおいて、梁の中央に集中荷重がかかると、接合部には支持端の剛性による反力でモーメント M_0 が生じる。このモーメントの大きさは支点（接合部）の剛性により変化する。この接合部の剛性を定量化するため、剛性係数 k を用いると、表 1.4.1 に示すように、梁の支持条件により k は 0 から 1 までの値をとり、両端の曲げモーメント M_0 は、

$$M_0 = -kPl/8 \quad (1.4.1)$$

で表される。

支持端より x の位置におけるモーメント M は、

$$M = Px/2 + M_0 \quad (1.4.2)$$

で表されるので、曲げの基本式を用いると、

$$\frac{d^2W}{dx^2} = -\frac{1}{EI} \left(\frac{P}{2}x + M_0 \right) \quad (1.4.3)$$

となる。ここで、 E は梁の弾性係数、 I は梁の断面 2 次モーメントで、 EI は梁の曲げ剛性である。

これを、 $W_{x=0} = 0$ 、 $(dW/dx)_{x=l/2} = 0$ を境界条件として解くと、たわみは、

$$W_{x=l/2} = \frac{Pl^3}{48EI} \left(1 - \frac{3}{4}k \right) \quad (1.4.4)$$

となる。両端単純支持梁とした場合の、スパン中央部たわみ $W_F = Pl^3/48EI$ であるので、剛性係数は、静的試験におけるたわみを W_s とすると、

$$k_s = \frac{4}{3} \left(1 - \frac{W_s}{W_F} \right) \quad (1.4.5)$$

で求められる。

1.2 振動試験による剛性係数

梁の密度を ρ 、断面積を A 、重力加速度を g とすると曲げ剛性が一様な梁の曲げ振動の一般式は次のように表される。

$$EI \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + \frac{\rho A}{g} \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} = 0 \quad (1.4.6)$$

振動の一般理論によれば、 $W(x)$ を正規関数、 ω を角振動数とするとき、梁の自由振動のたわみ量 Y は、

$$Y = W(x) (B \cos \omega t + B \sin \omega t) \quad (1.4.7)$$

これを用いて式(1.4.6)は次のようにかきかえられる。

$$\frac{\partial^4 W}{\partial x^4} - \beta^4 W = 0 \quad (1.4.8)$$

$$\text{ここで、 } \beta^4 = \frac{\rho A \omega^2}{EIg}$$

式(1.4.8)の一般解は次式で表すことができる。

$$Y = C_1 \cos \beta x + C_2 \sin \beta x + C_3 \cosh \beta x + C_4 \sinh \beta x \quad (1.4.9)$$

ここで、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 は積分定数である。

この弾性支持梁において、その両端でのたわみが0、また、たわみ角が支点の曲げモーメントの大きさに比例するものとする、次のような境界条件が得られる。

$$\text{境界条件} \begin{cases} W_{x=0} = 0, & \frac{dW}{dx}_{x=0} = \alpha EI \frac{d^2W}{dx^2} \\ W_{x=L} = 0, & \frac{dW}{dx}_{x=L} = -\alpha EI \frac{d^2W}{dx^2} \end{cases} \quad (1.4.10)$$

ここで、 α は係数

これらの境界条件により次のような関係が得られる。

$$2B^2 \sin \beta L \sinh \beta L + 2B (\sin \beta L \cosh \beta L - \cosh \beta L \sinh \beta L) - \cos \beta L \cosh \beta L + 1 = 0 \quad (1.4.11)$$

ここで、 $B = \alpha E \beta$

この梁の固有振動数 f は、 $\beta L = \xi$ (ξ :パラメータ)とおくと、式(1.4.11)より、

$$f = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\xi}{L} \right)^2 \sqrt{\frac{EIg}{\rho A}} \quad (1.4.12)$$

で表される。

ここで、静的曲げ試験の場合と同様に、接合部の剛性の大きさに応じて支持点にモーメントが生じるとすると、 $x = 0$ において次の2つの式が得られ、

$$\frac{d^2W}{dx^2}_{x=0} = \frac{PL}{8EI} kv \quad (1.4.13)$$

$$\frac{dW}{dx}_{x=0} = \frac{PL^2}{16EI} (1 - kv) \quad (1.4.14)$$

この式(1.4.13)、(1.4.14)と式(1.4.10)との関係から、 α と B は kv を用いて次のように表される。

$$\alpha = \frac{L}{2EI} \frac{1 - kv}{kv} \quad (1.4.15)$$

$$B = \frac{\xi}{2} \frac{1 - kv}{kv} \quad (1.4.16)$$

これを使って式(1.4.11)は、 ξ と kv からなる式(1.4.17)で表される。

$$\begin{aligned} & \frac{\xi^2}{2} \sin \xi \sinh \xi \left(\frac{1}{kv} - 1 \right) + \xi \left(\sin \xi \cosh \xi - \cos \xi \sinh \xi \right) \\ & \left(\frac{1}{kv} - 1 \right) - \cos \xi \cosh \xi + 1 = 0 \end{aligned} \quad (1.4.17)$$

この式から、剛性係数 kv とパラメータ ξ は次のような関係になる。

$$kv = \frac{\xi}{\xi - \frac{1 - \cos \xi}{\sin \xi} + \frac{1 - \cosh \xi}{\sinh \xi}} \quad (1.4.18)$$

振動法による剛性係数 kv は、測定された振動数 f （ここでは一次振動数）から、式(1.4.12)を使って ξ を求め、これを式(1.4.18)に代入することにより求められる。

2. 実験方法

2.1 試験体

供試ボードには、市販の厚さ 20mm、UMF タイプの 3 層構造パーティクルボードを用いた。その基本的性質は、いずれも平均値で、密度 0.70g/cm³、含水率 9.0%、MOE 35200kgf/cm² 及び MOR 199.5kgf/cm² であった。

試験体は、棚板 1 枚、及び側板 2 枚の 3 つの部材からなり、これらを JIS B 1112 に規定する十字穴付皿木ねじを用いて接合して作製した。すなわち、それぞれ木ねじ 2 本ずつを用いて、図 1.4.2 に示すように棚板両端に側板を接合した T 型試験体を供試した。なお、表 1.4.2 に示すように、木ねじの直径及びねじ込み深さを、それぞれ 3 段階に変えた計 5 種類の木ねじを用いた。すべての試験体について、案内孔径比は側板部で 1.0、棚板部で 0.8、棚板での案内穴深さ比は 0.8 とした。締付けトルクは、ねじが完全にねじ込まれた状態における値を予め測定し、表 1.4.2 に示すように各木ねじ条件について一定となるようにした。試験体は、作製後 1 週間以上養生させた後、構成ボードの含水率が約 9% になった状態で供試した。

2.2 静的曲げ試験

インストロン型万能試験機を用い、棚板の中央部に変形速度 5mm/min で負荷する静的曲げ試験を行った。試験に当たっては図 1.4.3-1 に示すように、側板部をボルト・ナットにより保持治具に一定の締付けトルク（約 60kgf・cm）で固定して H 型試験体を取り付けた。

荷重の増大に伴う荷重ヘッドの下降距離を棚板中央部のたわみとして測定するとともに、接合部からの距離 (l_D) 3cm の位置における棚板のたわみ (W_D) をダイヤルゲージで測定し、両たわみ量から接合部の角度変化 $\tan^{-1}(W_D/l_D)$ を求めた。また、ひずみゲージ（2ゲージ法）を用いて荷重点の棚板下表面における引張のひずみを荷重 10kgf 毎及び破壊直前において検出した。

2.3 振動試験

H 型試験体の振動試験（図 1.4.3-2）は、静的曲げ試験の直前に、インパルス加振法により行った。すなわち、棚板中央部の上面をインパルスハン

マにより加振し、下面に取り付けたセンサで振動をとらえ、FFTアナライザ (A&D 社、AD-3524) により周波数応答関数を求め、これより 1 次の固有振動数を得た。その際、同装置のアベレージング機能を用い、10 回打撃試験の結果の平均値を測定値とした。

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

静的曲げ荷重の増加に伴う荷重点たわみ及び接合部の剛性係数 (k_s) の変化の一例として、木ねじ直径 5.1mm、ねじ込み長さ 30mm の場合の結果を図 1.4.4 に示す。一般的には、負荷直後からある程度の荷重域 (弾性域) では、式(1.4.4)で示されるように、荷重と荷重点たわみとの関係は直線で表され、この荷重域では剛性係数は一定値をとるものと考えられる。しかしながら、本研究においては、図 1.4.4 に示した条件に限らずこの実験で用いたいずれの接合条件においても、荷重の増加に伴う荷重点たわみの増加には明瞭な直線域が認められず、たわみは負荷に伴い非線形的に増加し、また、荷重が大きくなるほど荷重点たわみの増加が著しくなる傾向を示した。荷重点たわみは、棚板自身のたわみと接合部の角度変化によるたわみとからなるものと考えられ、また、荷重の増加に伴う接合部の角度変化のは、図 1.4.5 に示すように、荷重点たわみと同様の非線形的な増加傾向を示したことから、荷重点たわみの増加傾向は、とくに接合部の角度変化に基づくたわみに支配されるものと考えられる。また、図 1.4.5 において、接合部の角度変化はねじ込み深さが小さいものほど大きく、とくにねじ込み深さが小さい 18mm の場合には、荷重が大きくなるほどその増加が著しくなる傾向を示した。第 1 章 2 節 1. 3 項で述べたように、H 型の木ねじ接合モデルにおいても、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。このように、接合条件の違いにより負荷に伴う接合部の角度変化については荷重点たわみの増大傾向がことなることから、負荷に伴う接合部剛性係数の変化も接合条件により異なる挙動を示した。木ねじの棚板へのねじ込み深さが異なる場合の、負荷に伴う剛性係数の変化を図 1.4.6 に示す。ねじ込み深さが 18mm と短い場合には、低荷重域から荷重点たわみが大きく、剛性係数は小さな値で推移し、しかも、高荷重域において著しい剛性係数の低減を示した。木ねじ直径が異なる場合には、図 1.4.7 に示すように、低荷重域においては木ねじ直径による剛性係数の差はあまり認められなかったが、荷重が大きくなるに伴い差が顕著になり、とくに、木ねじ直径 4.1mm では他の木ねじ直径の場合に比べて著しい剛性係数の低減を示した。

以上のように、荷重点たわみを用いて求められる剛性係数 k_s は荷重の増加に伴い減少する傾向を示したことから、静的曲げ試験による剛性評価は、実用上のことを考慮し荷重 30kgf における剛性係数を求めて行った。

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

木ねじのねじ込み深さを変化させた場合の静的試験により求めた剛性係数 k_s 及び振動試験より求めた剛性係数 k_v を図 1.4.8 に示す。いずれの剛性係数の値もねじ込み深さが大きくなるほど増大するが、 k_s は k_v より低い値を示した。

この原因の一つとして、剛性を評価するときの荷重レベルの差が考えられる。すなわち、静的試験において k_s は図 1.4.4 に示されるように荷重の増加に伴い減少傾向を示し、荷重 30kgf における荷重点たわみをもとにして求められたのに対し、 k_v の測定はインパルス加振法により k_s に比べ非常に小さな荷重域で行われたことから、 k_s は k_v より小さな値を示したも

のと考えられる。また、静的試験では、試験体作製時などにおいて派生する欠陥の影響やボード自体の塑性的挙動が測定荷重域内で出現するため、剛性係数は振動試験の場合に比べより小さな値を示したものと考えられる。

また、ねじ込み深さを变化させた場合における k_s と k_v の関係を図 1.4.9 に示す。図より、静的試験により得られた剛性係数 k_s と振動試験により得られた剛性係数 k_v とには非常に高い相関関係（相関係数 0.95）があることが確認できた。

なお、木ねじ直径の増大に伴い剛性係数は増加傾向を示したが、ねじ込み深さの影響に比べ小さかった。また、木ねじ直径を变化させた場合における k_s と k_v のとの間には、相関係数 0.79 と、ねじ込み長さを変化させた場合と同様に高い相関が認められた。

さらにこの実験で用いた全ての接合条件を一括した k_s と k_v との関係についても、図 1.4.10 に示すように相関係数 0.91 と非常に高い相関を示した。このことは、パーティクルボードを木ねじ接合したH型試験体において、各種の接合条件により接合部の剛性は異なるが、その剛性を振動試験により非破壊的に評価し得ることを示唆している。

5. 接合部剛性と構造体としての強度との関係

ねじ込み深さを变化させた場合の、荷重点の引張り側表面におけるひずみの負荷に伴う推移を図 1.4.11 に示す。ねじ込み深さが小さいものほどひずみ発生量が大きくなる傾向にあった。

本研究では、接合部を半剛節として考え、その静的試験における剛性係数を k_s としている。 k_s は 0 から 1 までの値をとり、 k が 0 のときは両端単純支持の状態、 k が 1 のときは両端固定支持の状態として考えられる。したがって、この梁におけるモーメント分布は、剛性係数 k_s の値に応じ

て、両端単純支持梁の場合と両端固定支持の場合の中間的な分布を示し(図 1.4.12)、梁(棚板)の荷重点におけるモーメント $M_{x=l/2}$ は式(1.4.1)及び式(1.4.2)により次式で表される。

$$M_{x=l/2} = \frac{Pl}{8}(2 - ks) \quad (1.4.19)$$

棚板の荷重点における引張り側表面の応力はその点におけるモーメントと断面係数 (Z) との関係から次式で表される。

$$\sigma_{x=l/2} = \frac{M_{x=l/2}}{Z} = \frac{M_{x=l/2} h}{2I} = \frac{Plh(2 - ks)}{16I} \quad (1.4.20)$$

式(1.4.20)から明らかなように、剛性係数 ks が小さいほど荷重点引張り側表面の応力は大きくなることから、ねじ込み深さの小さい、すなわち剛性の低い場合ほど棚板の荷重点におけるひずみは大きくなるものと考えられる。

なお、静的曲げ試験において、いずれの接合条件の場合も、接合部における破壊は認められず、破壊は全て棚板の荷重点における曲げ破壊によるものであった。そして、破壊時におけるひずみはいずれの接合条件においてもほぼ 5500×10^{-6} 程度であり、これに供試ボードの曲げ弾性係数を乗じると、供試ボードの曲げ破壊係数にほぼ匹敵する値となることが確認された。

さらに、ねじ込み深さが破壊荷重に及ぼす影響について図 1.4.13 に示すが、ねじ込み深さが大きくなるほど、破壊荷重は増大する傾向が認められた。破壊荷重と、破壊時の接合部の剛性係数 (ks) を用いて、棚板の引張り側表面における破壊時の応力に相当する量を求めた結果、接合条件による差異は認められず、供試パーティクルボードの曲げ破壊係数とほぼ等しい値となることが確認された。

以上、両端に接合部を持つH型接合モデルにおいては、接合部の剛性係

数が大きいものほど棚板の荷重点に作用するモーメント(応力)が小さく、部材にかかる負担が小さくなるため、破壊に至るにはより大きな荷重を要することが確認された。このことから、接合部の剛性は構造体の変形挙動のみならず、構造体全体としての強度に大きな影響を及ぼしているものと考えられる。

6. 摘要

本実験では、接合部のみの評価を行うT型試験体に比べより実用的な木質構造体の基本性能として、その接合部の剛性ならびに破壊強度について検討するため、両端に接合部を有するH型接合モデルを設定した。異なる接合条件により作製したそのモデル試験体について、静的試験ならびにインパルス加振による振動試験により接合部剛性係数を求め比較検討を行った結果を要約すると次の通りである。

- (1) パーティクルボードを木ねじ接合したH型試験体において、静的試験により得られた剛性係数 k_s と振動試験により得られた剛性係数 k_v とは非常に高い相関関係があることが確認され、接合部剛性の非破壊的評価が振動法により可能であることが確認された(図 1.4.9、図 1.4.10)。
- (2) 接合部の剛性係数が高くなる接合条件において接合部の角度変化が少ないことを明らかにしたが、この事実から接合部の剛性係数と接合部の角度変化とは密接な関係にあることが認められた(図 1.4.5、図 1.4.6)。
- (3) 接合モデルの破壊がすべて棚板の荷重点における曲げ破壊により生じたこと、ならびに負荷に伴う棚板の荷重点におけるひずみの発生挙動から、接合部の剛性は接合モデルの構造全体としての強度に大きく関与していることが確認された(図 1.4.13)。

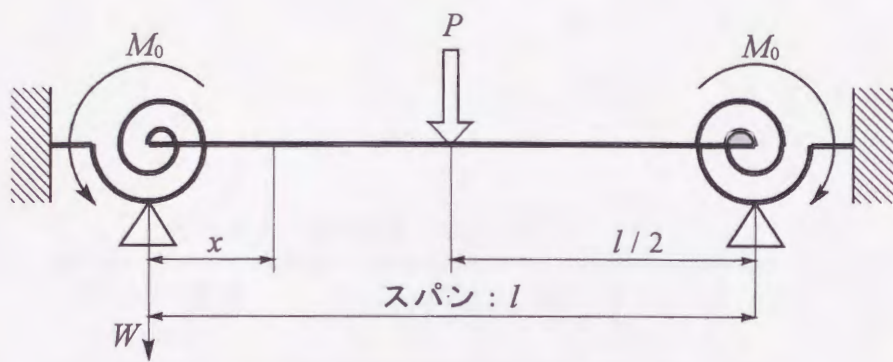


図 1.4.1 両端弾性支持の構造体モデル

表 1.4.1 支持条件による剛性係数 k 及びモーメント M_0

支持条件	単純支持	弾性支持	固定端
剛性係数 k	0	$< k < 1$	1
モーメント M_0	0	$-\frac{Pl}{8}k$	$-\frac{Pl}{8}$

表 1.4.2 試験体の接合条件

木ねじ直径 (mm)	ねじ込み深さ (mm)	締付けトルク (kgf·cm)
5.1	18	20
5.1	30	30
5.1	55	50
4.1	30	25
6.2	30	38

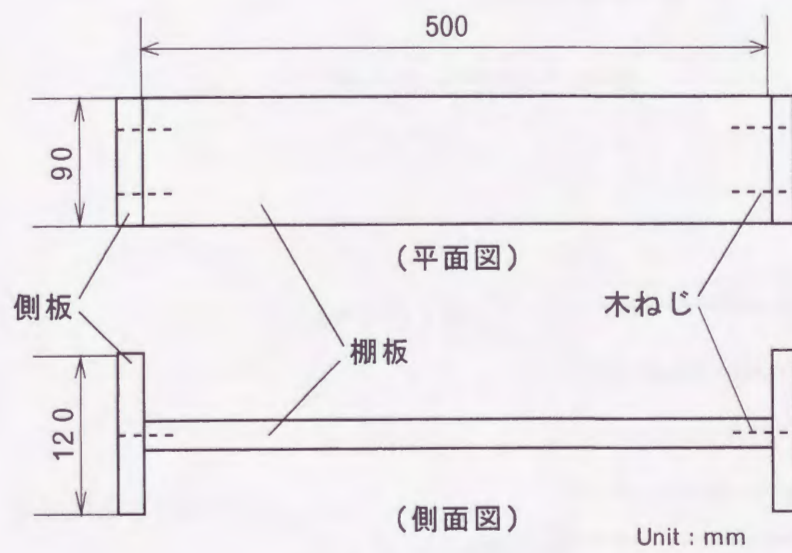


図 1.4.2 H型接合試験体

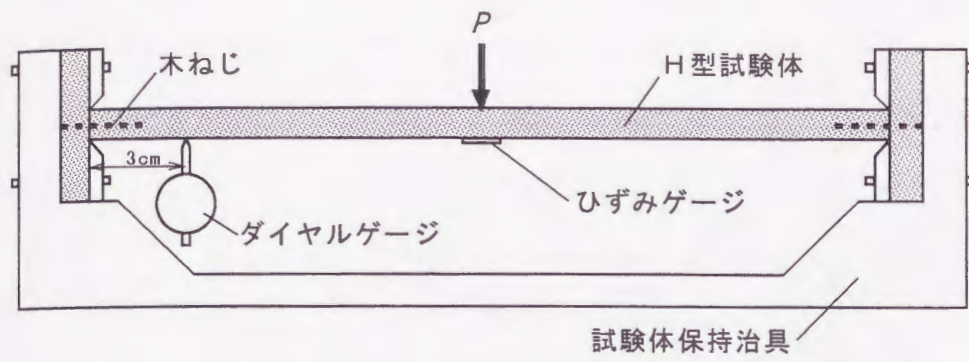


図1.4.3-1 静的曲げ試験の概略

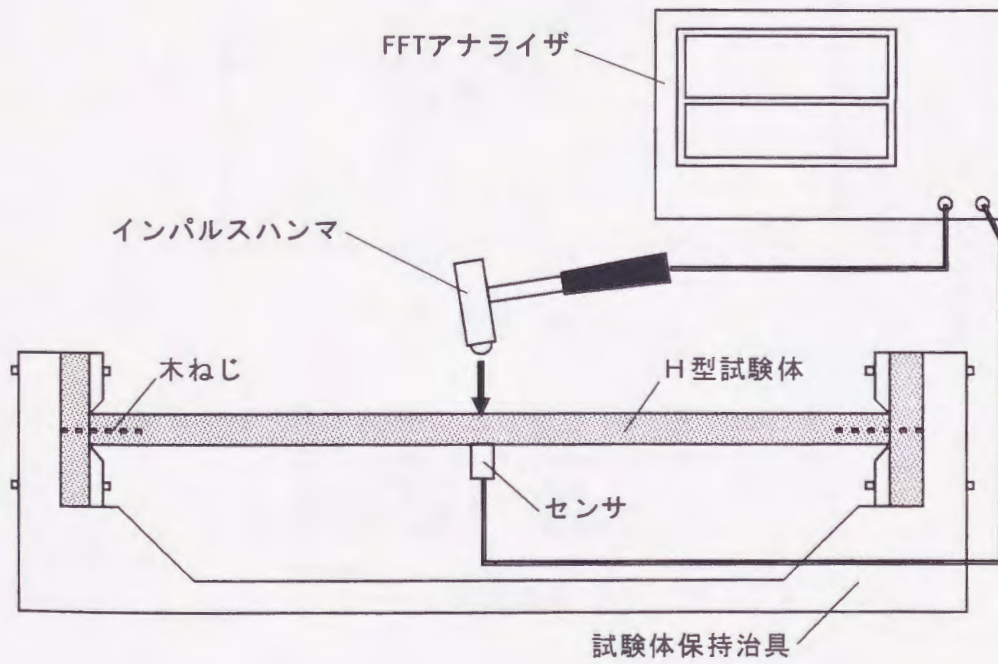


図1.4.3-2 振動試験の概略

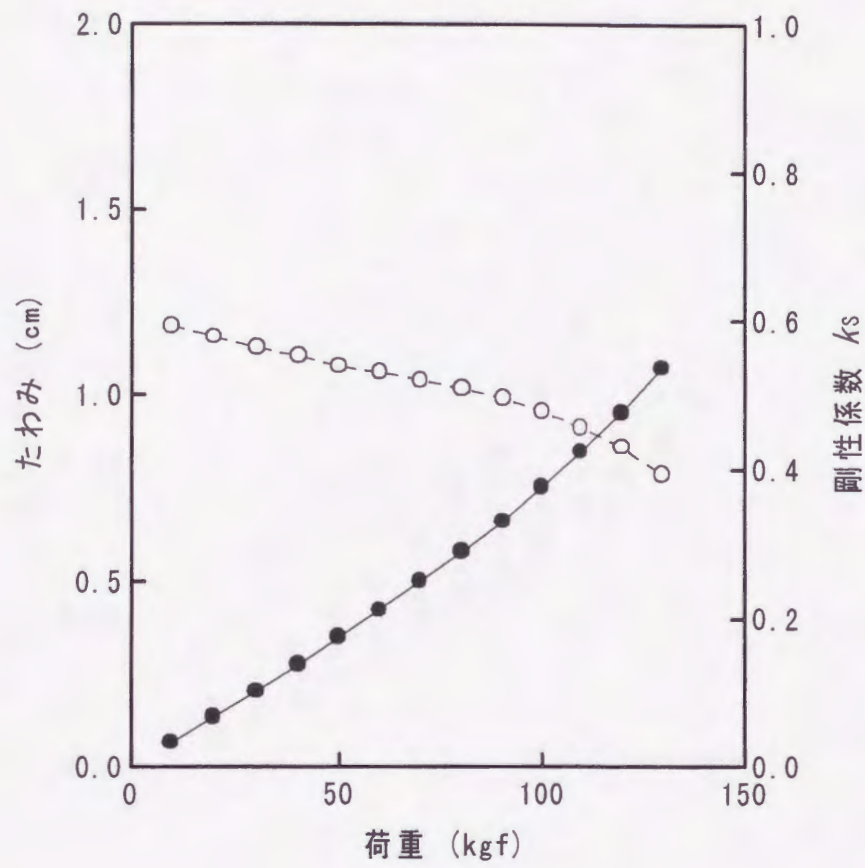


図1.4.4 静的試験における負荷に伴うたわみと
 剛性係数 k_s の変化
 木ねじ直径 : 5.1mm
 ねじ込み深さ : 30mm
 —●— : たわみ
 ---○--- : 剛性係数 k_s

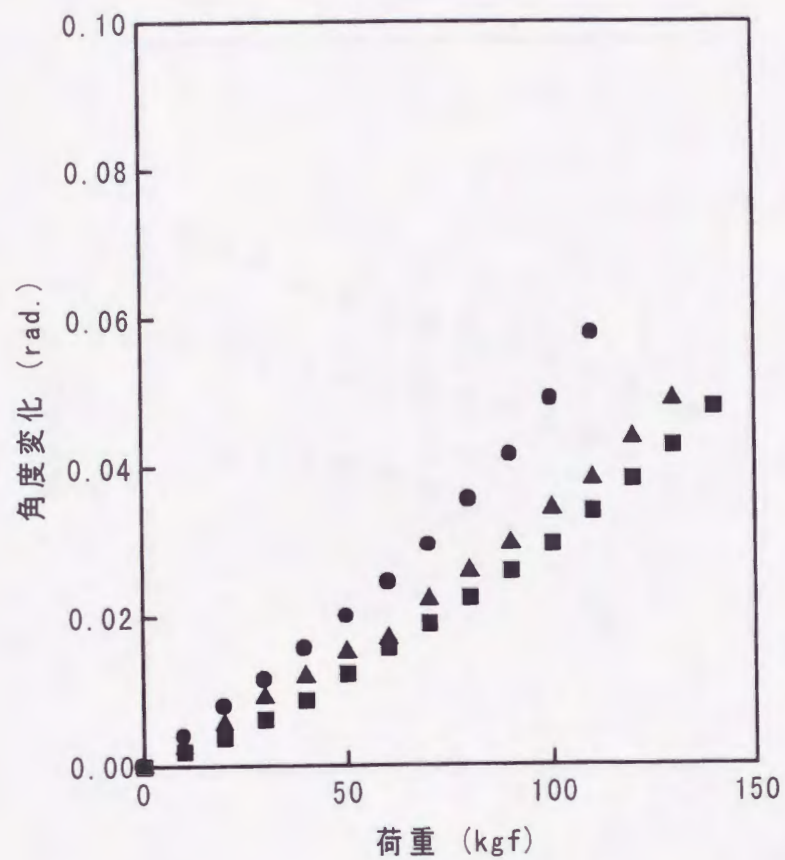


図1.4.5 ねじ込み深さが異なる場合の静的負荷に伴う接合部の角度変化

木ねじ直径 : 5.1mm

ねじ込み深さ ● : 18mm
 ▲ : 30mm
 ■ : 55mm

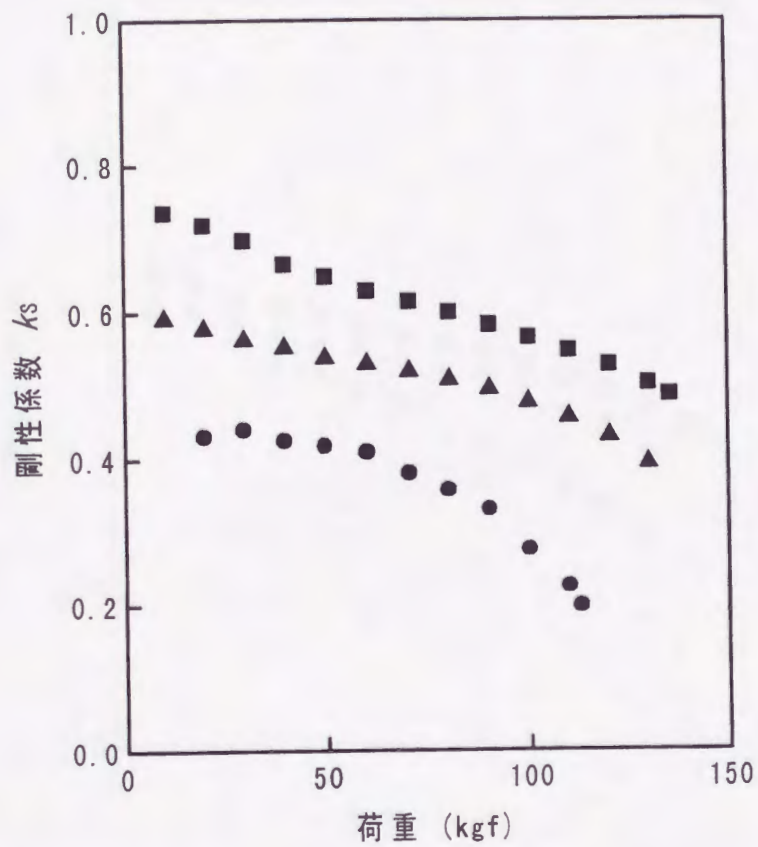


図1.4.6 静的試験におけるねじ込み深さが異なる
 場合の負荷に伴う剛性係数 k_s の変化
 木ねじ直径 : 5.1mm
 ねじ込み深さ ● : 18mm
 ▲ : 30mm
 ■ : 55mm

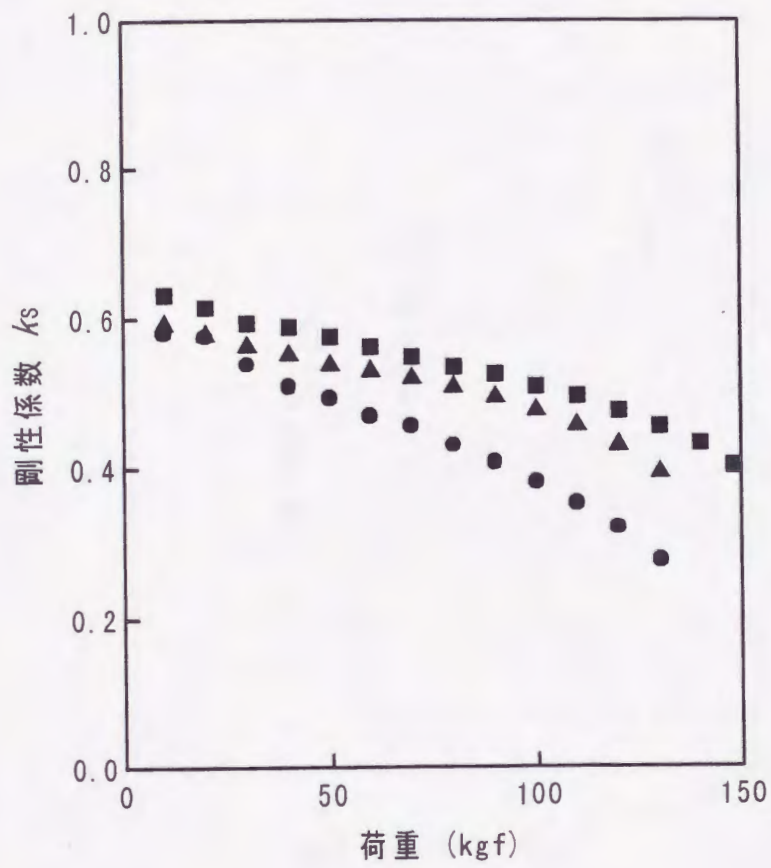


図1.4.7 静的試験における木ねじ直径が異なる
 場合の負荷に伴う剛性係数 k_s の変化
 ねじ込み深さ : 30mm
 木ねじ直径 ● : 4.1mm
 ▲ : 5.1mm
 ■ : 6.2mm

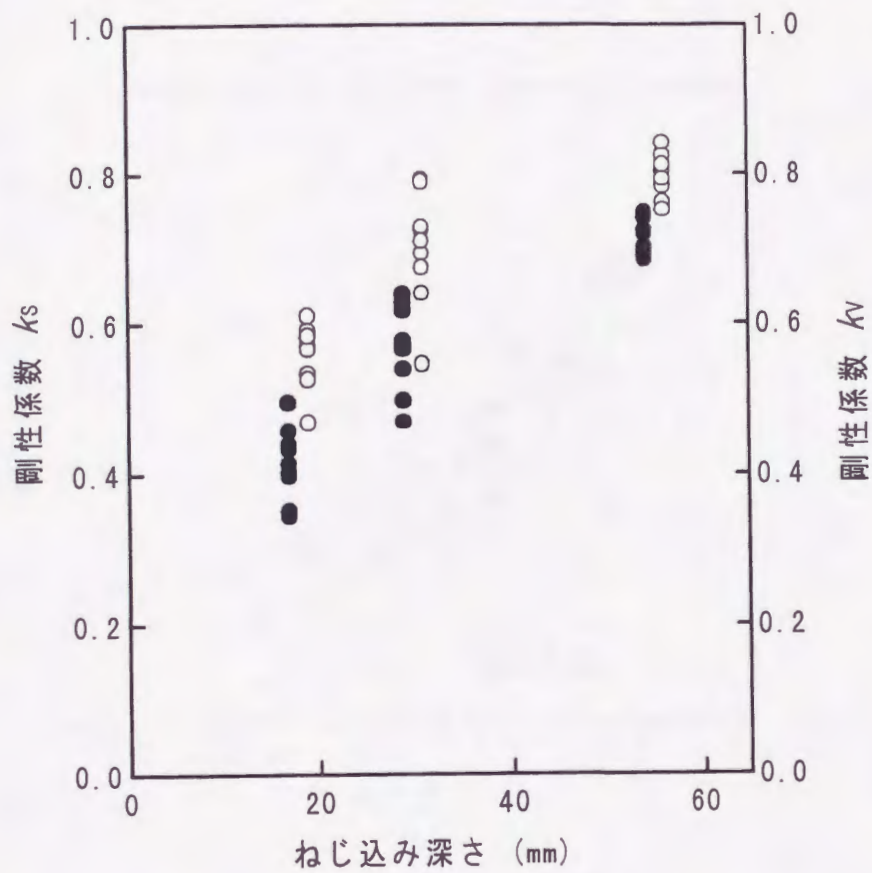


図1.4.8 静的負荷及び振動の各試験における
ねじ込み深さを变化させた場合の剛
性係数 k_s 及び k_v
木ねじ直径 : 5.1mm
● : 静的試験による剛性係数 k_s
○ : 振動試験による剛性係数 k_v

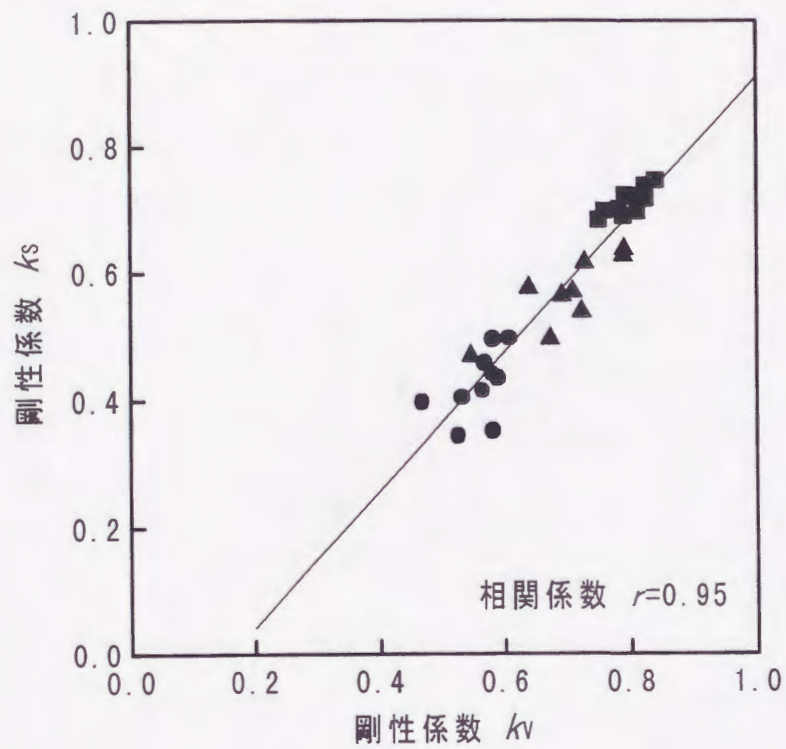


図1.4.9 ねじ込み深さを变化させた場合の
剛性係数 k_s と k_v との関係
木ねじ直径 : 5.1mm
ねじ込み深さ ● : 18mm
▲ : 30mm
■ : 55mm

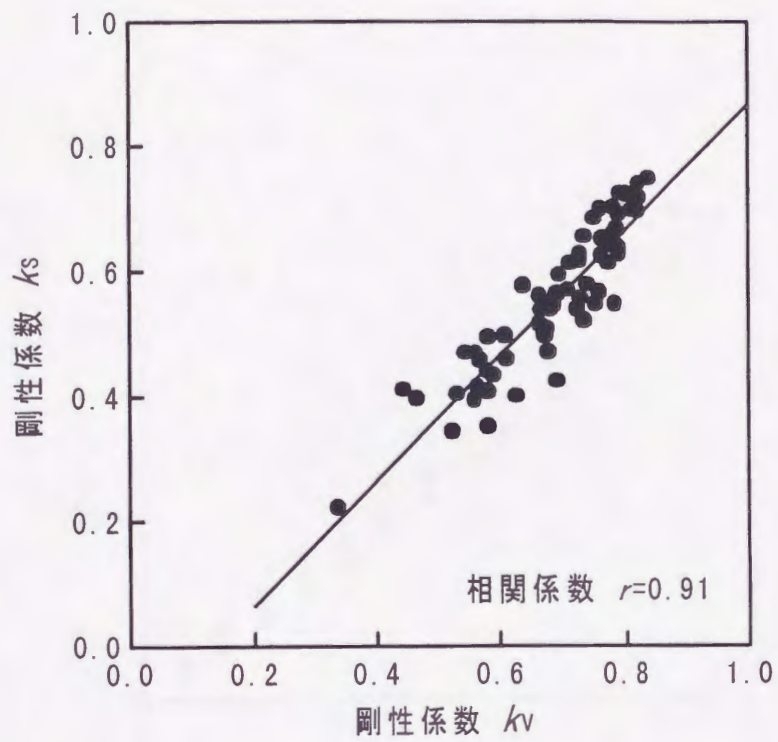


図1.4.10 試験に用いたすべての接合条件における剛性係数 k_s と k_v との関係

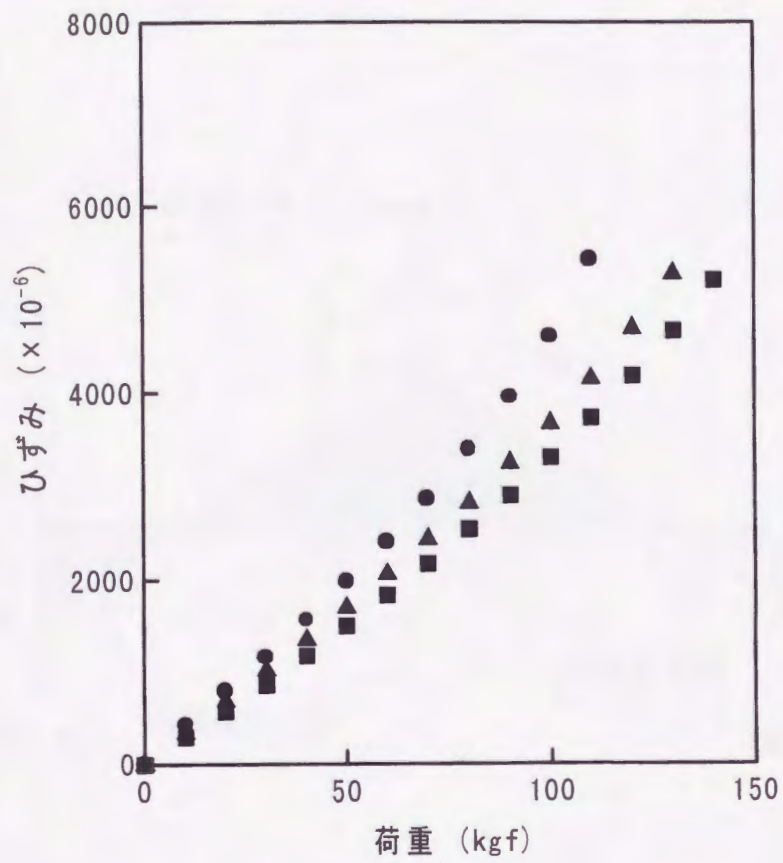


図1.4.11 ねじ込み深さが異なる場合の静的負荷に伴う荷重点引張り側表面ひずみの変化
 木ねじ直径 : 5.1mm
 ねじ込み深さ ● : 18mm
 ▲ : 30mm
 ■ : 55mm

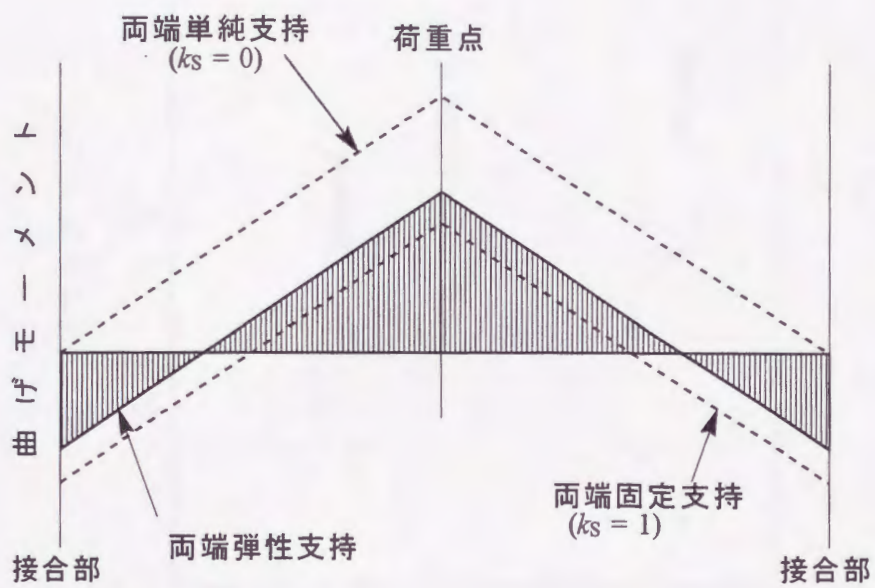


図 1.4.12 各種支持条件における静的負荷での梁の曲げモーメント分布
 k_s : 静的負荷による剛性係数

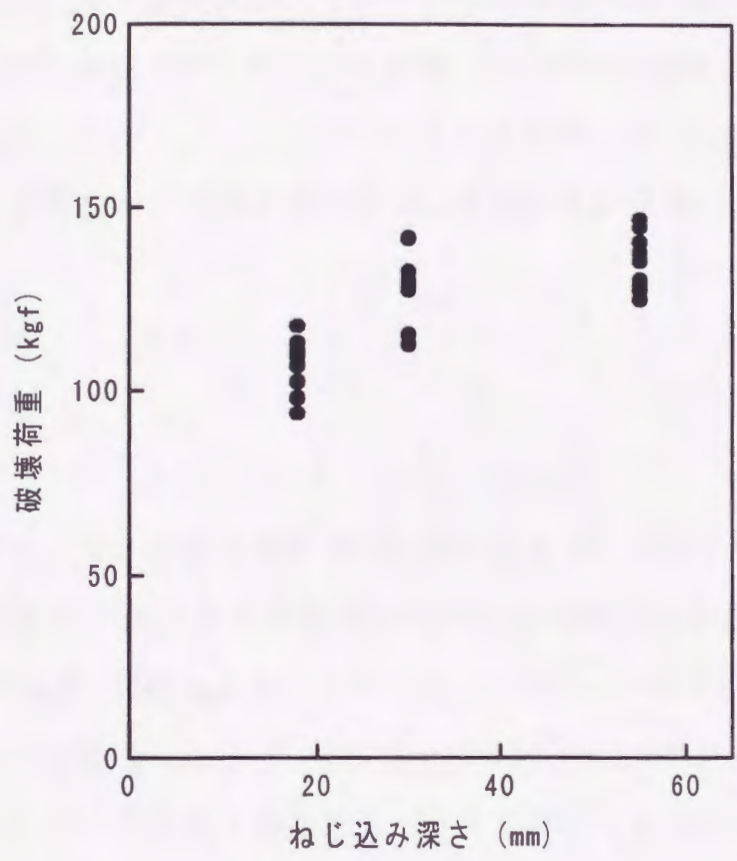


図1.4.13 木ねじのねじ込み深さが破壊荷重に及ぼす影響
木ねじ直径 : 5.1mm

1章5節 H型接合モデルにおけるAE発生挙動

パーティクルボード構造体木ねじ接合の単純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変移との関係について明らかにするために、接合部の剛性を木ねじの長さによって変化させたH型接合試験体を用い、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。なお、木ねじによる接合とは基本的に異なる接着接合の場合についても比較検討を行った。

1. 実験方法

1.1 試験体

供試ボードとして、市販の厚さ 20mm のUMFタイプの3層構造パーティクルボードを用いた。その性質はいずれも平均値で、密度 0.77g/cm^3 、含水率 8.5%、MOE 44900kgf/cm^2 であった。このボードを用い、図 1.4.1 と同様に、木ねじで接合したスパン 500mm のH型接合試験体を作製した。接合には JIS B 1112 に規定する十字穴付きさら木ねじを各接合部につき2本ずつ用いた。その木ねじの直径は 5.1mm であり、長さは棚板へのねじ込み深さを変えて接合部の剛性を変化させるために、38、50 及び 75mm の3種類とした。側板の厚さは一定 (20mm) であるので、木ねじの棚板へのねじ込み深さは、それぞれ、18、30 及び 55mm である。案内穴径比は、棚板へのねじ込み部分で 80%、ねじ込み深さ比は 80%とし、側材には木ねじと同じ直径の穴を貫通させた。なお、比較のためエポキシ樹脂接着剤のみで接合した同様のH型試験体を作製し実験に供した。試験体は各実験条件につき5体を、組立て後1週間以上養生して供試した。

1.2 曲げ試験方法

静的曲げ試験方法の概略を図 1.5.1 に示す。第 1 章 4 節と同様に H 型試験体の両端の側板をボルト・ナットにより、一定の締付けトルク（約 60kgf・cm）で保持治具に固定し、インストロン型強度試験機を用いて、棚板中央部に変形速度 20mm/min で集中荷重を増大させて静的曲げ試験を行った。

この静的試験においては、図 1.5.1 に示すように、棚板の荷重点①及び接合部近傍②に AE センサを装着し、各点における負荷に伴う AE の発生挙動を計測した。AE 計測では、プロセッサには NF 回路ブロック社製の Music 9604 を用い、センサには同社製の周波数 1MHz の共振型センサ（NF AE-905U）を用いた。センサで検出した AE 信号は、プリアンプ（NF AE-912）で 40dB、プロセッサ内蔵のメインアンプで 40dB の合計 80dB 増幅し、100kHz ~ 1MHz の範囲のバンドパスフィルタを用いて濾波した。また、しきい値は増幅後の信号に対し 300mV と設定した。本研究においては、負荷に伴う AE イベントの累積挙動を求め、AE 発生開始時の荷重値²⁹⁾について検討するとともに、振幅、持続時間及び立上がり時間等の分布について解析を行った。なお、この試験では、第 1 章 4 節で詳述した方法で剛性係数を求めた。

2. 強度及び剛性

静的曲げにおける荷重-たわみ曲線を図 1.5.2 に示す。木ねじの棚板へのねじ込み深さが大きいものほど、立上がりの傾きが大きく、接合部の剛性が大きいことがわかる。エポキシ樹脂接着剤を用いて接合した試験体は、低荷重領域では木ねじ接合試験体に比べかなりたわみが少なく高い剛性を有しているが、荷重が約 40kgf を越えると急激にたわみが増加したが、そ

れは接着面近傍の側板の表層にはく離破壊が生じるためであることが確認された。

また、各接合条件における破壊時の荷重は、木ねじのねじ込み深さが大きいものほど増大し、木ねじ接合試験体では接着接合試験体よりも大きな破壊荷重を示した。

負荷に伴う剛性係数の推移を図 1.5.3 に示す。接合部の剛性について、木ねじ接合試験体ではねじ込み深さが小さいものほど初期剛性が小さく、負荷に伴う剛性低下の度合も大きいことが明らかになった。このことは、第1章4節で述べたように、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、木ねじが抜け易く接合部の角度変化が大きくなるためではないかと考えられる。これに対し、接着接合試験体では、棚板と側板との接合面が密着しているため、木ねじ接合試験体に比べ非常に高い初期剛性を維持するものの、さらなる荷重増大によって接着面近傍の側板の表層ではく離破壊が生じ、急激な剛性低下が見られた。

3. AE 発生挙動

各接合条件における AE 発生開始時の荷重値を図 1.5.4 に示す。ねじ込み深さ 18mm 及び 30mm の試験体では、とくに接合部においては荷重点よりも AE 発生が低い荷重で開始すること、すなわち負荷に伴う破壊は接合部において先行して始まることが認められた。

次に、荷重点及び接合部における負荷に伴う AE 累積イベントの推移を図 1.5.5 に示す。荷重点では、いずれの接合方法や条件においても、AE 発生の形態はほぼ同様で、破壊荷重近くでの急激な AE 発生の増大が見ら

れた。それに対し接合部では、ねじ込み深さ 55mm の場合における A E 発生は非常に少なく、接合部での破壊がほとんど生じていないことが認められた。また、接合部では、ねじ込み深さが小さい試験体ほど低荷重域において A E 発生が開始し、その増加割合も大きいことから、ねじ込み深さが小さいものほど低荷重における接合部の破壊が生じ易いといえる。接着接合試験体においては、接着面近傍の側板表層の剥離破壊発生と同時に、それに起因する A E が急激に発現し始めた。接合部における負荷に伴う A E 発生挙動は、前述の剛性の低減挙動に相応する傾向を示したことから、接合部の剛性低下には接合部の微小破壊進展が密接に関与しているものと推察できる。

4. A E 発生と応力との関係

荷重点における A E 発生挙動については、荷重点引張側における曲げ応力との関係について検討した。荷重点における曲げ応力は、前節に示される式(1.4.20)を用いて求めた。各接合条件において、A E 発生が確認され始めた点の応力すなわち A E 発生開始時応力を図 1.5.6 に示す。荷重点においては、A E 発生開始時の応力はいずれの接合条件においてもほぼ同様の値を示すものと考えられる。

また、荷重点における応力と A E 累積イベント数との関係を図 1.5.7 に示す。いずれの条件においても、応力が 150kgf/cm^2 を越えると急激な A E 発生の増加が見られることより、木ねじ接合試験体の荷重点における A E の発生挙動は、そこに作用する応力の大きさに支配されることが確認された。

5. AEパラメータ

荷重の増大に伴うAEの振幅分布の推移を木ねじ接合のねじ込み深さ18mm、30mm、55mm及びエポキシ樹脂接着剤接合の場合について、それぞれ図1.5.8、図1.5.9、図1.5.10及び図1.5.11に示す。接合部においては、ねじ込み深さ18mm及び30mmの場合、荷重点に比べ低荷重域から大振幅のAE発生が顕著に見受けられた。ねじ込み深さ55mmの場合は、接合部におけるAE発生が少ないことが明らかになった。一方、接着接合試験体では、接合部近傍の側板表層のはく離破壊発生時に大量にAEが発生しているのがわかる。これらの結果から、荷重点と接合部とでは発生するAEの振幅分布に差があることが認められた。

ねじ込み深さ18mmの試験体と接着接合試験体におけるAEの持続時間の分布を図1.5.12に示す。接合部では10数 μ sec.のところにピークがあり、持続時間の長いAEが荷重点よりも多く含まれている傾向がある。

また、AEの立上がり時間の分布を図1.5.13に示す。荷重点においては10 μ sec.以下のものが大半を占めるのに対し、接合部では、10数 μ sec.のところにピークがあり、それ以上の立上がり時間のものも多く含まれる傾向がある。持続時間ならびに立上がり時間ともに、いずれの接合条件においても同様の傾向が見受けられたことより、荷重点と接合部とではその分布が異なることが認められた。これらの結果より、AEの立上がり時間及び持続時間は、接合部と荷重点における破壊形態の相違を究明する上で、有用なパラメータとなるものと考えられ、今後さらに詳細な検討が必要である。

6. 摘要

両端に木ねじあるいは接着による接合部を持つH型のパーティクルボー

ド接合試験体を用い、静的曲げにおけるその接合部と荷重点のA E発生挙動を検討した。

(1) ねじ込み深さが小さい試験体では、荷重の増大に伴うA E発生は荷重点よりも接合部において低荷重で開始する。すなわち、負荷に伴う破壊は接合部において先行していることが認められた。(図 1.5.4)

(2) ねじ込み深さ 55mm の場合には、接合部におけるA E発生が非常に少なく、接合部での破壊がほとんど生じていないことが認められた。また、ねじ込み深さが小さい試験体では、低荷重域においてA E発生が開始し、その後の増加度合も大きいことが明らかとなり、比較的荷重でも接合部の破壊が生じ易いことが確認された。(図 1.5.5)

(3) 負荷に伴う接合部のA E発生挙動は、剛性係数の低減挙動に相応する傾向を示していることから、接合部の剛性低下には接合部の微小破壊進展が密接に関与しているものと推察できる。また、接着接合試験体では、棚板と側板との接合面が密着しているため、木ねじ接合試験体に比べ非常に高い初期剛性を維持するものの、荷重増大に伴う接着面近傍の側板の表層はく離による破壊で大量にA Eが発生し、それに相応して急激な剛性低下が見られた。(図 1.5.3、図 1.5.5)

(4) 荷重点と接合部とでは、A Eの振幅、立上がり時間及び持続時間等の分布が異なることが認められたことから、これらのA Eパラメータは接合部と荷重点における破壊形態の相違を究明する上で有用であると考えられる。(図 1.5.8 ~ 図 1.5.13)

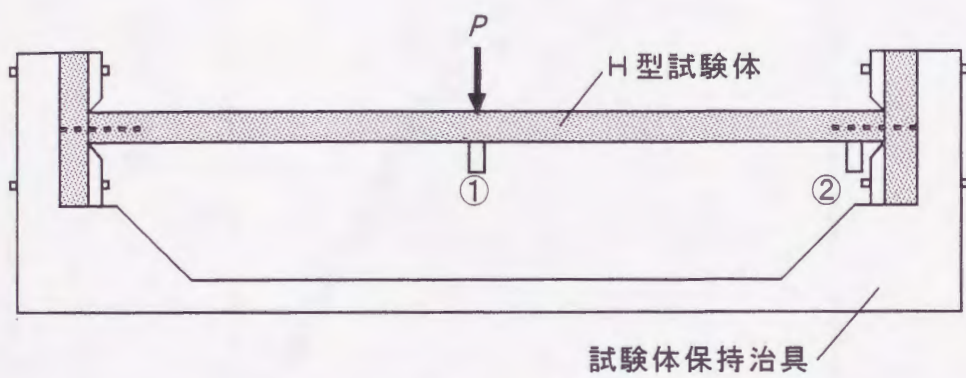


図 1.5.1 静的曲げ試験におけるAEセンサーの位置

AEセンサーの位置

①：荷重点

②：接合部近傍

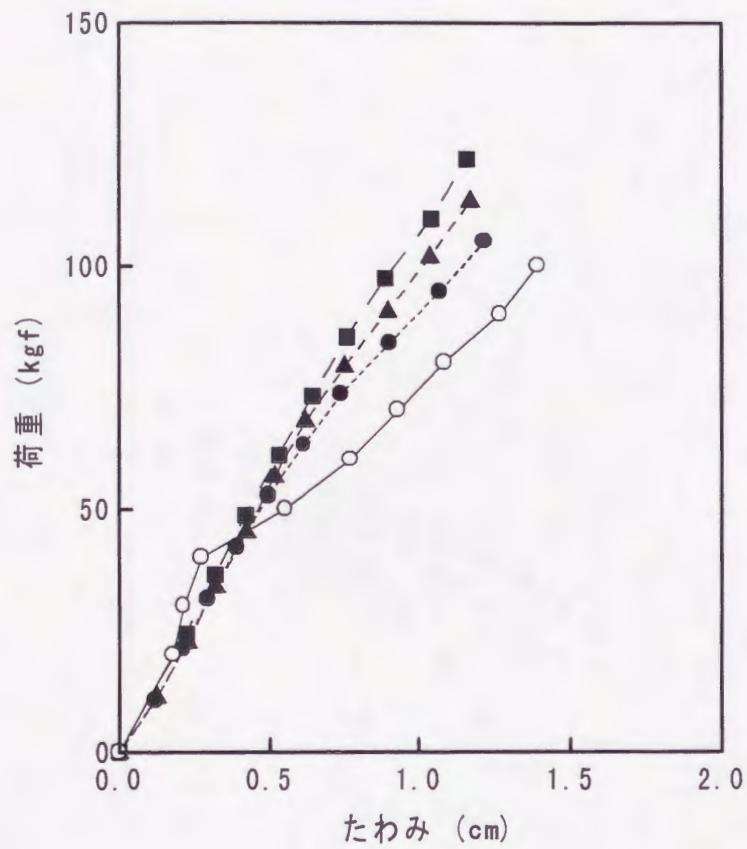


図 1.5.2 静的試験における荷重—たわみ曲線
 ---●--- : 木ねじ接合 (ねじ込み深さ : 18mm)
 ---▲--- : " (" : 30mm)
 ---■--- : " (" : 55mm)
 ---○--- : エポキシ樹脂接着剤接合

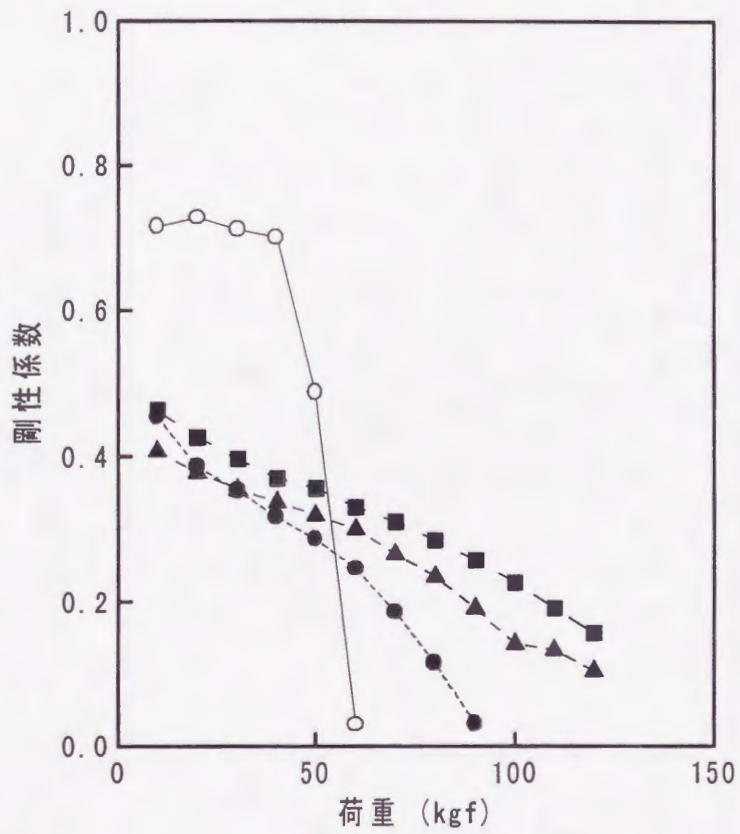


図 1.5.3 静的負荷に伴う接合部剛性係数の推移
 ---●--- : 木ねじ接合 (ねじ込み深さ : 18mm)
 ---▲--- : " (" : 30mm)
 ---■--- : " (" : 55mm)
 —○— : エポキシ樹脂接着剤接合

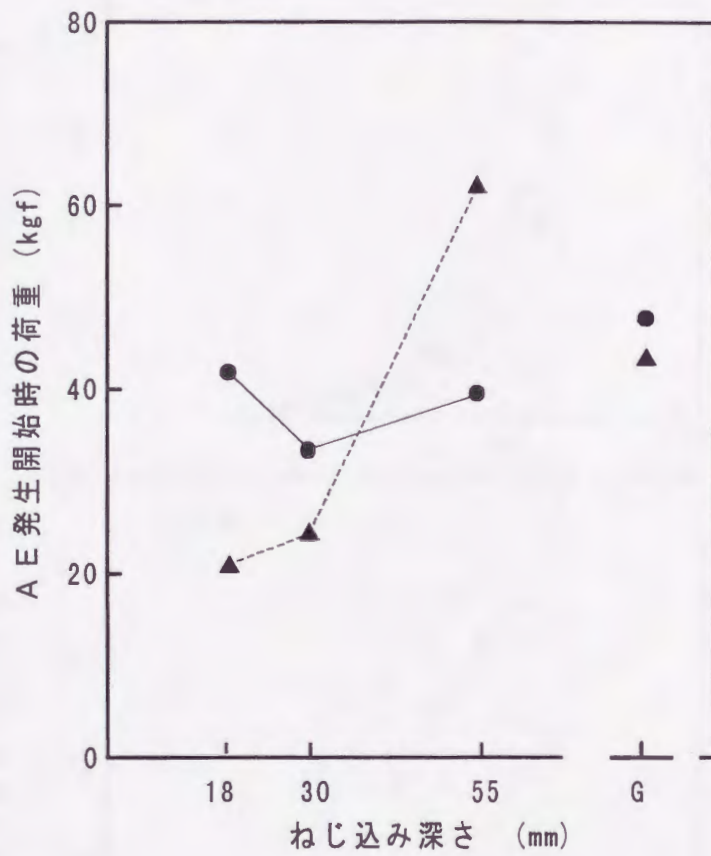


図 1.5.4 接合条件がAE発生開始時の荷重に及ぼす影響
 G: エポキシ樹脂接着剤接合
 ●: 荷重点
 ▲: 接合部

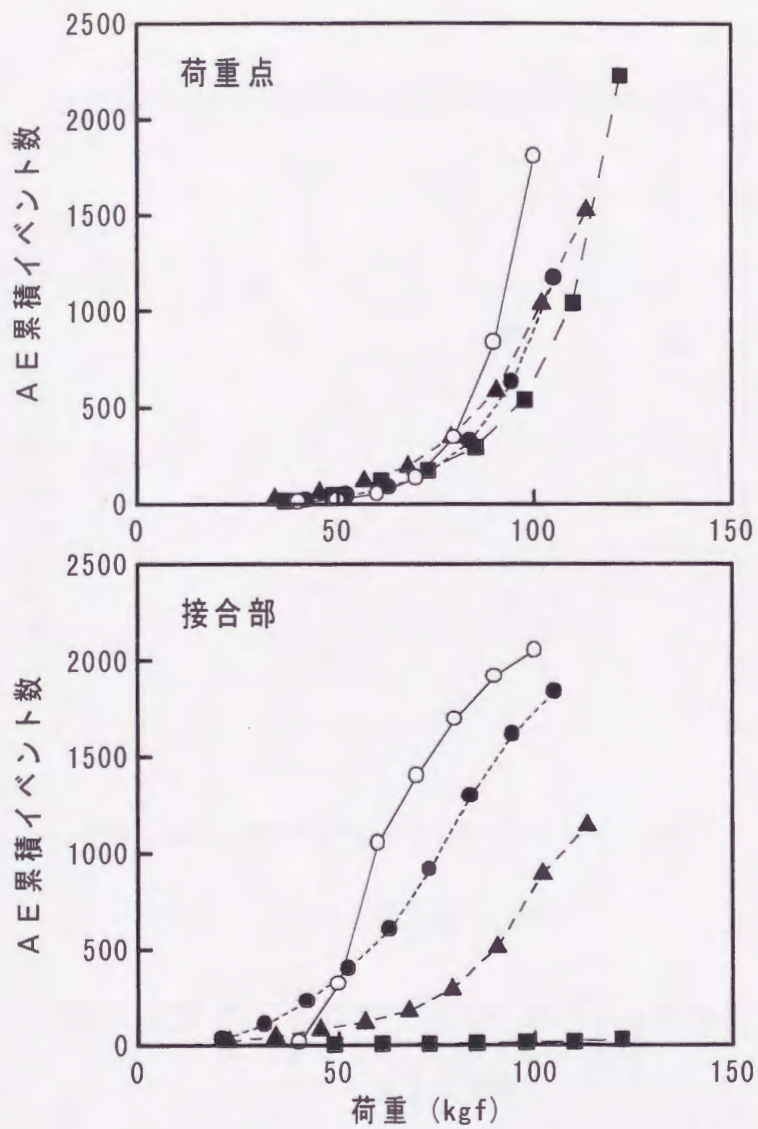


図 1.5.5 静的負荷に伴うAE累積イベント数の推移
 ---●--- : 木ねじ接合 (ねじ込み深さ : 18mm)
 ---▲--- : " (" : 30mm)
 ---■--- : " (" : 55mm)
 —○— : エポキシ樹脂接着剤接合

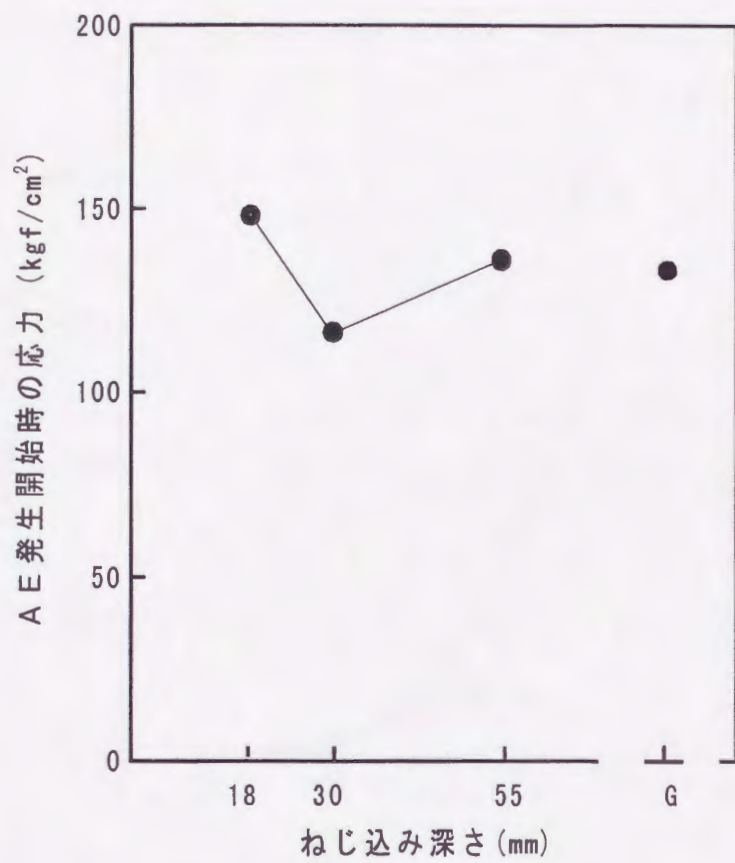


図 1.5.6 接合条件が荷重点における A E 発生開始時の応力におよぼす影響
G: エポキシ接着剤接合

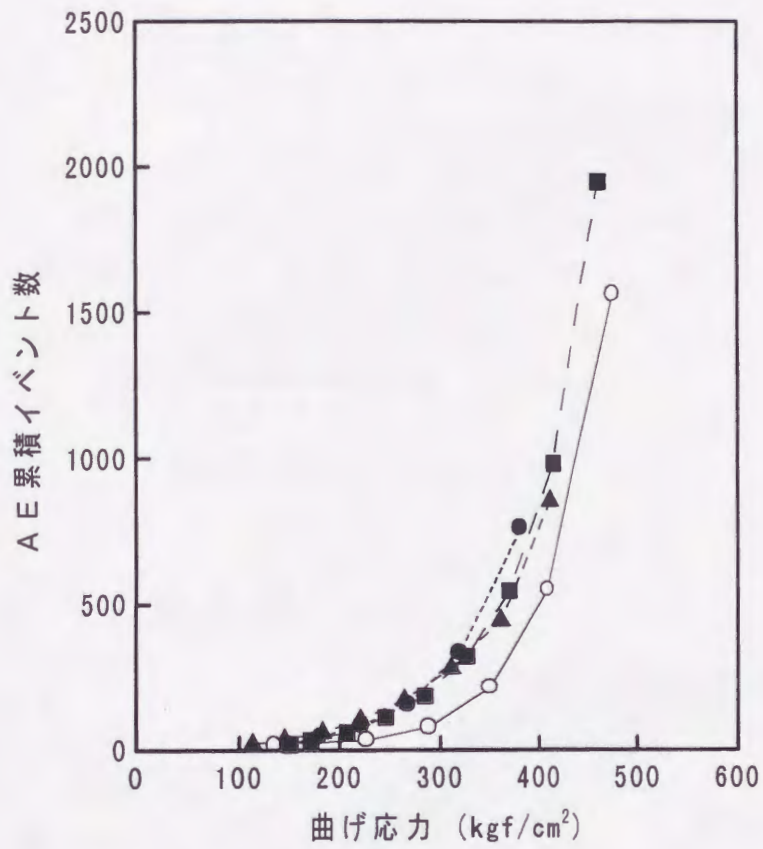


図 1.5.7 荷重点における曲げ応力とAE累積イベント数との関係

- : 木ねじ接合 (ねじ込み深さ : 18mm)
- ▲--- : " (" : 30mm)
- : " (" : 55mm)
- : エポキシ樹脂接着剤接合

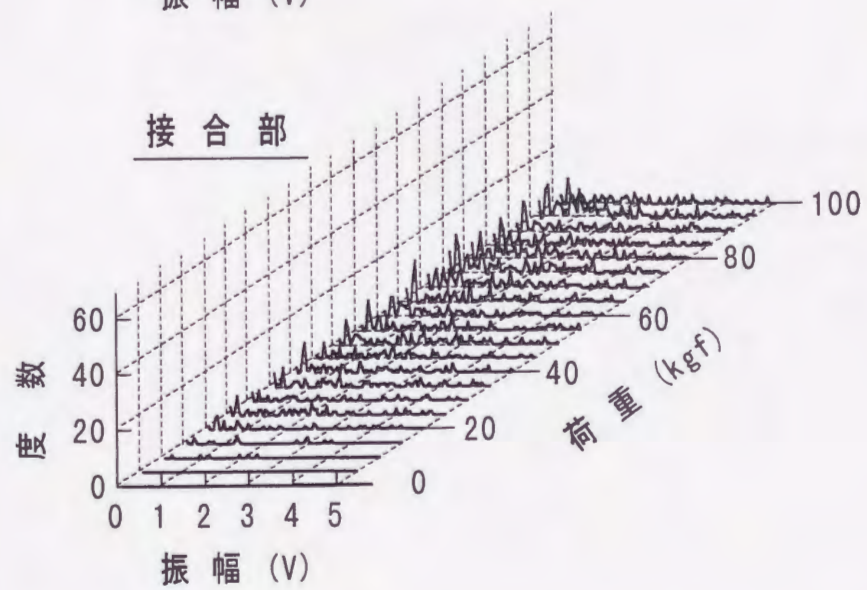
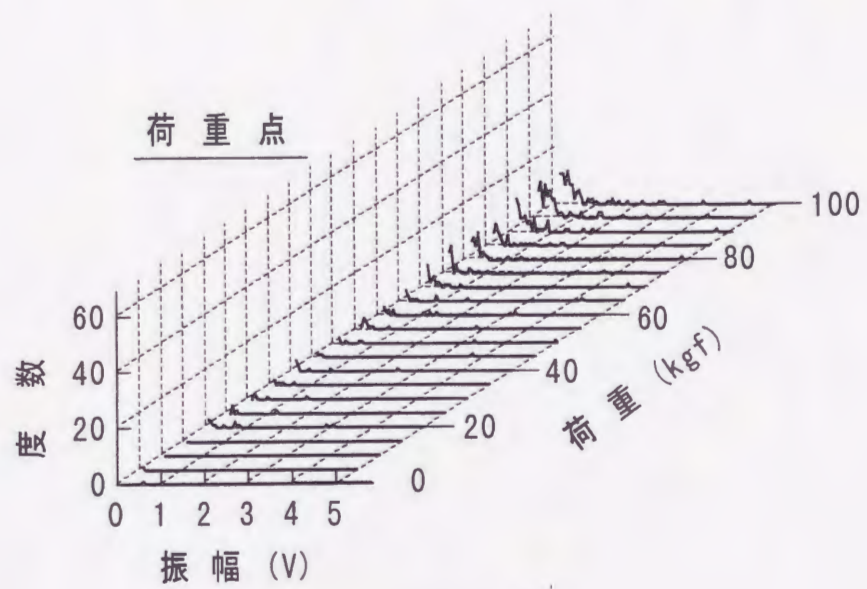


図1.5.8 静的曲げ試験におけるAE振幅分布
(木ねじのねじ込み深さ:18mm)

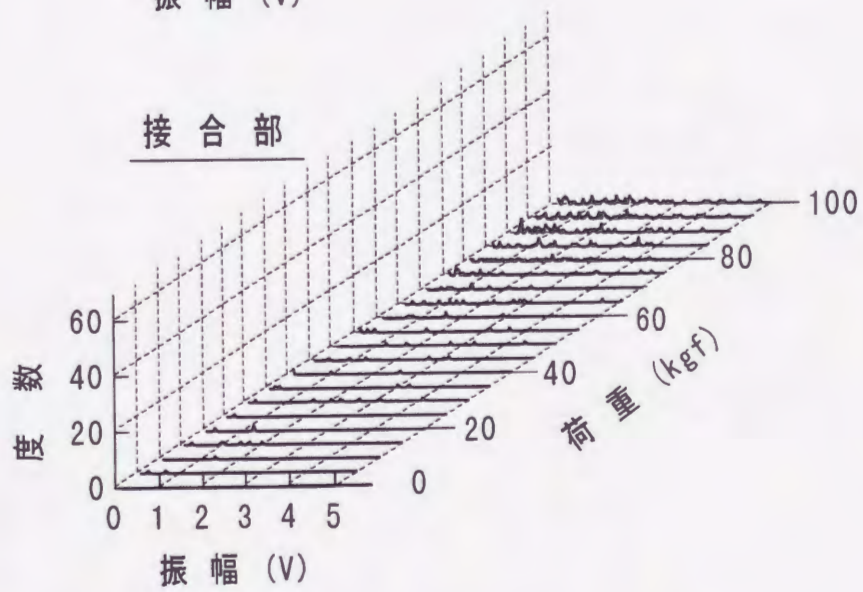
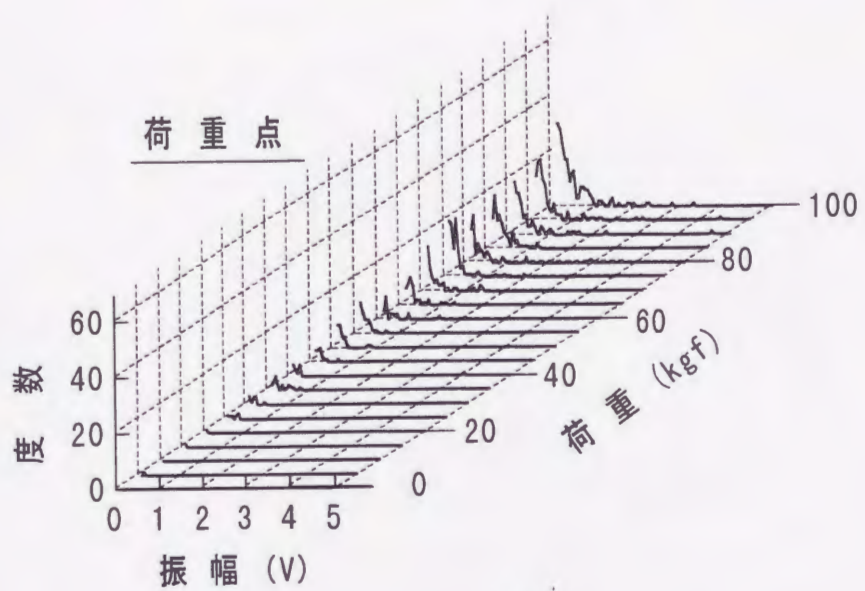


図1.5.9 静的曲げ試験におけるAE振幅分布
(木ねじのねじ込み深さ:30mm)

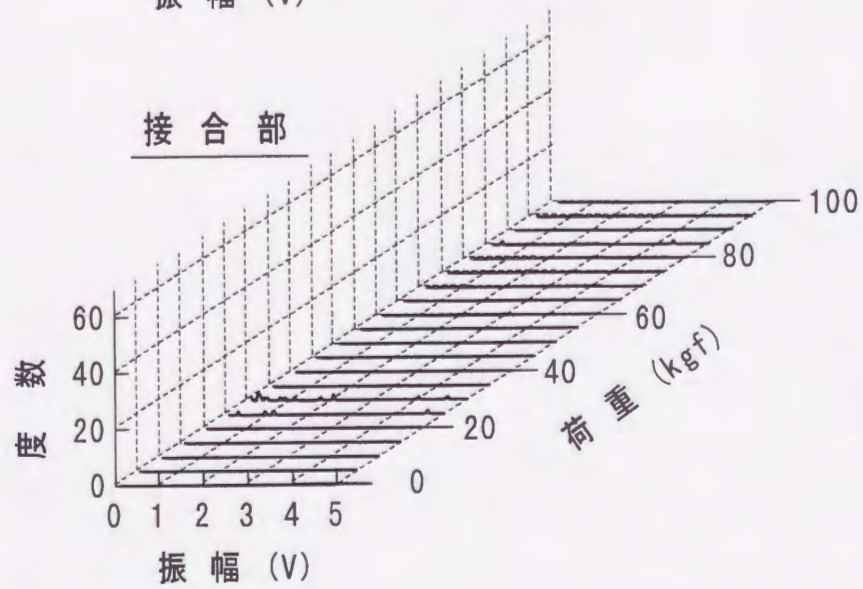
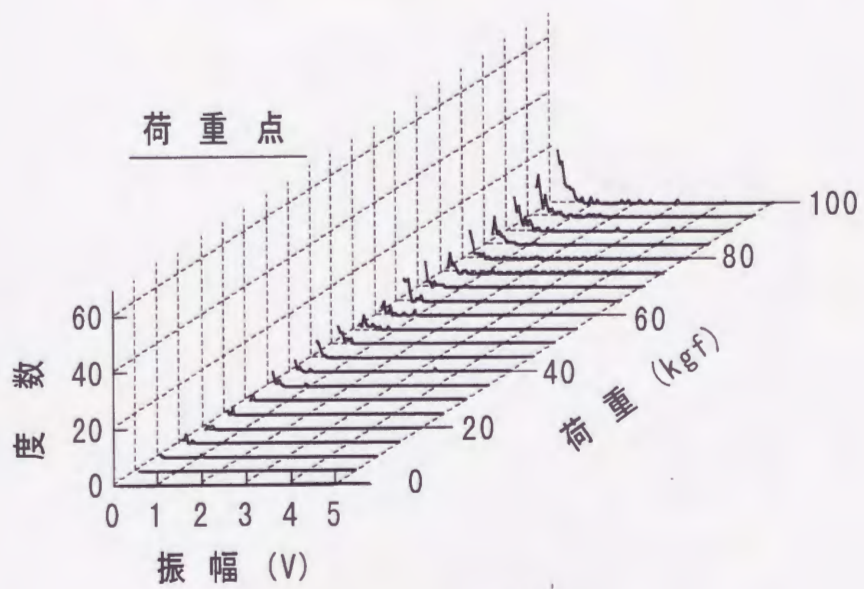


図1.5.10 静的曲げ試験におけるAE振幅分布
(木ねじのねじ込み深さ:55mm)

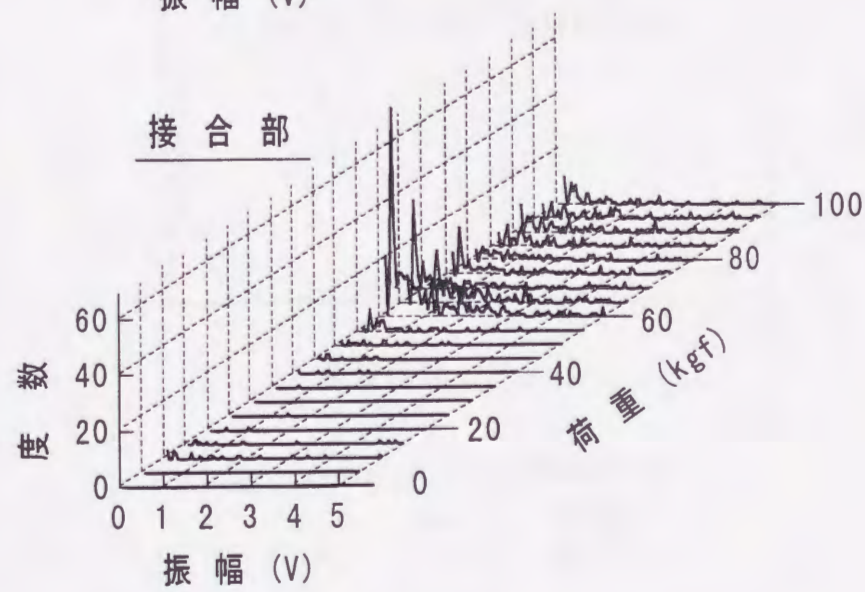
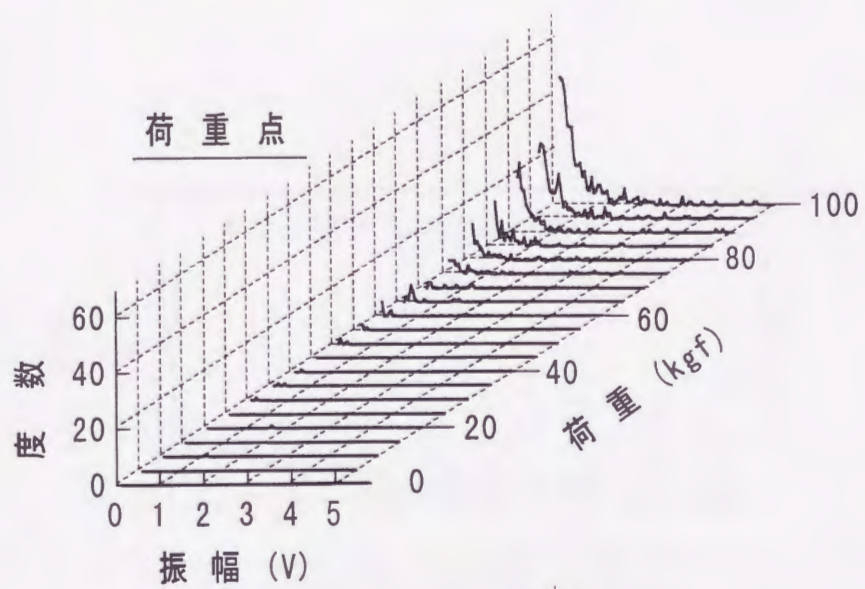


図1.5.11 静的曲げ試験におけるAE振幅分布
(エポキシ樹脂接着剤接合)

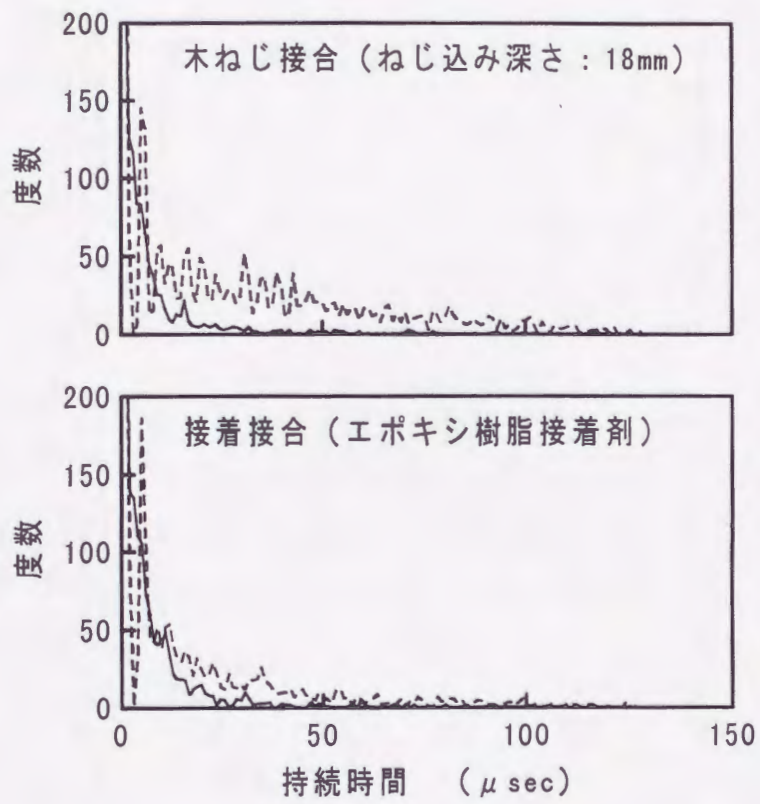


図 1.5.12 AE 持続時間分布

— : 荷重点
- - - : 接合部

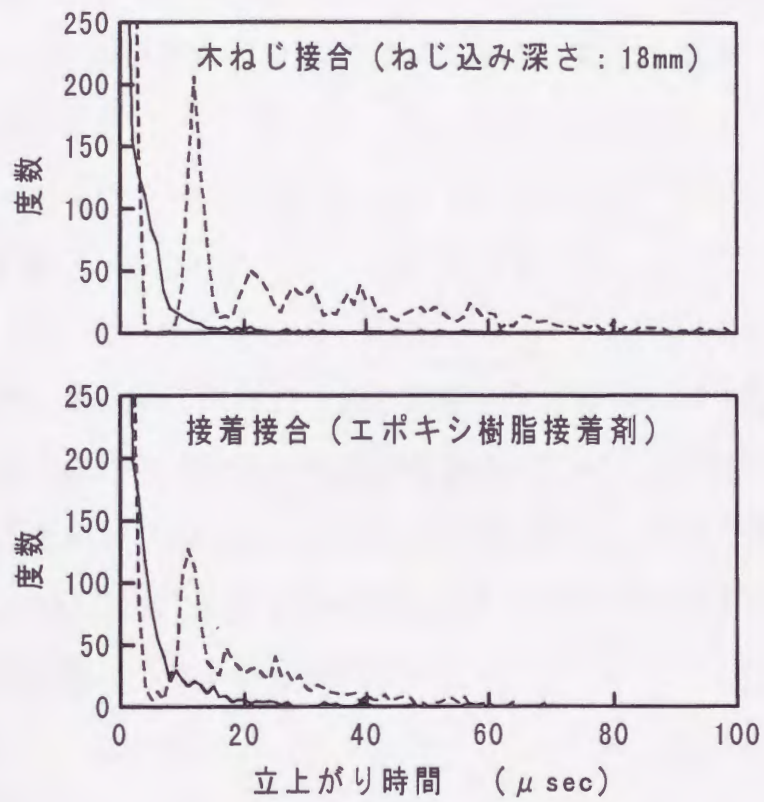


図 1.5.13 AE立上がり時間分布
 — : 荷重点
 - - - : 接合部

1章6節 H型接合モデルの繰返し衝撃曲げ による疲労

パーティクルボード構造体の単純モデルとして、接合部の剛性を木ねじの長さにより変化させたH型接合試験体を用い、両端の側板を固定し、棚板中央に衝撃荷重を加える衝撃曲げ試験を行い、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の衝撃応答性について検討した。

なお、3レベルの衝撃曲げ荷重について繰返し数200回までの疲労挙動についても検討した。

1. 実験方法

1.1 試験体

試験体は第1章5節と同様のものを供試した。なお、本実験では、棚板の各部位（接合部、スパン1/4点及び荷重点）における変形の状態について検討を行うために、図1.6.1に示すように、棚板下表面の接合部端面から、それぞれ10、125、及び250mmの位置にひずみゲージを貼付した。試験体は各実験条件につき5体を供試した。

1.2 試験方法

衝撃曲げ試験は試験体両端の棚板をボルト・ナットにより約60kgf・cmの一定の締付けトルクで保持治具に固定し、棚板中央に重量約8.5kgの落下錘を一定高さから落下させることにより衝撃荷重を与える落下錘衝撃試験機を用いて行った。その落下高さは棚板上面から40、60及び80mmの3段階とし、それぞれ、3.3、5.0、及び6.7Jに相当する衝撃エネルギーが与えられた。実験では、負荷治具に取付けたセンサーで試験体に落下錘が衝突する瞬時の加速度を測定し、棚板中央（荷重点）における衝撃瞬時のた

わみをレーザー式非接触型変位変換器を用いて測定した。また、棚板下表面の接合部端面から 10、125、及び 250mm の位置に貼付したひずみゲージにより、棚板各部位における衝撃力に対する瞬時の材軸方向のひずみ応答を検出した。

2. 衝撃負荷に対する変形挙動

2.1 衝撃波形

木ねじ長さ 38mm (棚板部ねじ込み深さ 18mm)、衝撃エネルギー 6.7J の場合の 1 回目の衝撃での荷重点のたわみと加速度、ならびに接合部、荷重点及びその中間点における材軸方向ひずみのパルス波形の一例を図 1.6.2 に示す。ここの加速度は、負荷治具 (落下錘) に取付けたひずみゲージ式の加速度計により検出したものであり、負荷治具の落下中は -1G の値を示し、治具が棚板に接触すると同時に、正の方向に大きくふれ、その後また減少する変化を示した。棚板各部位における材軸方向ひずみは、加速度とほぼ相応するような変化を示し、各波形の幅が負荷治具の接触時間とみなすことができた。また、接合部近傍のひずみは後述の接合剛性と棚板におけるモーメント分布との関係より、圧縮ひずみが発生していることが認められた。

梁の任意点におけるひずみはそこに作用するモーメントに比例し、その点におけるたわみはモーメントの 2 階の積分値に相当することから、荷重点におけるたわみは、このように、ひずみあるいは加速度の終局時点付近でピークとなり、その後、比較的徐々に低減するような傾向を示した。とくに、衝撃エネルギーの大きい場合に、このような荷重点たわみに顕著な残存が認められたが、各点におけるひずみ残留はほとんど認められなかった。したがって、この現象には接合部の損傷などによる棚板のズレが起因して

いるものと考えられる。

2.2 荷重点たわみ

静的曲げ荷重の増大に伴う荷重点たわみの推移を図 1.6.3 に示す。ねじ込み深さが 30mm と 55mm では、ともに負荷の増加に伴うたわみの増大傾向にはほとんど差が認められなかった。これに対し、ねじ込み深さ 18mm ではたわみが比較的大きく、荷重増加に伴うたわみの増大も著しいことが認められた。

衝撃曲げにおける衝撃力（落下高さ）が荷重点たわみに及ぼす影響を図 1.6.4 に示す。ねじ込み深さが 30mm と 55mm とでは、ほとんど差がなく、両者ともに衝撃力にほぼ比例して増大する傾向を示した。しかしながら、ねじ込み深さ 18mm では荷重点たわみは比較的大きな値を示し、また、衝撃エネルギー 6.7J ではとくに大きくなる傾向を示した。

2.3 棚板各点におけるひずみ

静的曲げ荷重の増大に伴う棚板各点でのひずみの推移を図 1.6.5 に、衝撃曲げでの衝撃力レベルと各点で発生する最大ひずみとの関係を図 1.6.6 に示す。静的曲げにおいては、図 1.6.1 に示す荷重点①及びスパン 1/4 点②では引張ひずみが、接合部近傍③では圧縮ひずみが、荷重の増大に伴いほぼ比例して増加する傾向を示した。とくに、ねじ込み深さ 18mm の場合は、荷重の増大に伴う荷重点①及びスパン 1/4 点②における引張ひずみの増加程度がより著しくなる傾向を示した。

衝撃曲げにおける衝撃力が大きい場合（衝撃エネルギー 6.7J）には、荷重点①でのひずみの発生量がやや少なくなり、静的曲げにおけるような負荷の増大に伴うひずみの直線的な増大は認められなかった。衝撃力が小さい

場合（衝撃エネルギー 3.3J）では、ひずみ発生挙動のねじ込み深さによる差異は認められなかったが、衝撃力が大きくなるにつれて、とくに接合部近傍③及びスパン 1/4 点②において、ひずみ発生挙動のねじ込み深さによる差異が著しくなる傾向を示した。荷重点①におけるひずみは、各衝撃力において、ねじ込み深さによる差異が認められなかったことから、ねじ込み深さ 18mm での荷重点たわみの増大は棚板の接合部からスパン 1/4 点にかけての変形の増大によるものと考えられる。

3. 剛性係数の評価方法

両端を各種の条件で支持された力学モデルの静的曲げでのひずみの軸方向分布を図 1.6.7 に示す。図において、両端単純支持における荷重点、スパン 1/4 点及び接合部近傍のひずみを、それぞれ、 ϵ_{s1} 、 ϵ_{s2} 及び ϵ_{s3} 、両端固定支持及び両端弾性支持におけるひずみを同様に、それぞれ、 ϵ_{f1} 、 ϵ_{f2} 、 ϵ_{f3} 及び ϵ_{m1} 、 ϵ_{m2} 、 ϵ_{m3} としている。

とくに、変形速度が非常に速い（秒速 10 数 m 以上）衝撃曲げの場合は、ひずみ分布が乱れ局部的に大きなひずみが発生するような分布を示すが、本実験条件では最も速い衝撃速度でも毎秒 1m 未満であったので、静的な場合とほとんど同じようなひずみ分布であるとみなして差し支えない。したがって、梁上の各位置におけるひずみは、そこに働くモーメント（図 1.4.12）に比例することから、両端単純支持状態において、曲げモーメントは理論的に荷重点で最大値、支持端で最小値(0)となるような直線的な分布を示す。両端固定支持状態においては荷重点でのひずみが両端単純支持の場合の 1/2 になるように、梁の下表面では、圧縮側へシフトした分布となり、固定端の下表面では荷重点ひずみと絶対値が等しい圧縮ひずみが生じる。弾性支持状態においては両端固定支持と両端単純支持状態との中

間の直線的な分布を示すものと考えられる。

したがって、接合部の剛性係数は、梁の材軸方向の各測定点において、弾性支持状態で発生するひずみ量（実測ひずみ）が、両端単純支持（剛性が 0）としたときのひずみ量と両端固定支持（剛性が 1）としたときのひずみ量との間で、どの程度の割合になっているかによって求めることができる。例えば、スパン 1/4 点においては、両端固定支持状態の場合は発生ひずみが 0 であるので、実測ひずみ ε_{m2} と両端単純支持状態の場合の発生ひずみ量 ε_{s2} との関係から剛性係数 k を求めることができる。

$$k = 1 - \frac{\varepsilon_{m2}}{\varepsilon_{s2}} \quad (1.6.1)$$

ここで、両端単純支持状態の場合スパン 1/4 点におけるひずみ量 ε_{s2} は、両端固定支持状態の場合の支持点（接合面）におけるひずみ量の絶対値と等しいので、これを ε_{r0} とすると、次式で示されるように、両端弾性支持状態としてのスパン 1/4 点及び接合点近傍のひずみ量 ε_{m2} 及び ε_{m3} から外挿することにより求めることができる。

$$\varepsilon_{r0} = (\varepsilon_{m2} - \varepsilon_{m3}) \frac{l_2}{l_2 - l_3} \quad (1.6.2)$$

ここで、 l_2 及び l_3 は、それぞれ、接合部端面からスパン 1/4 点及び接合部近傍に貼付したひずみゲージ中心までの距離である。

したがって、接合部の剛性係数は次式により算出できる。

$$k = 1 - \frac{\varepsilon_{m2}}{(\varepsilon_{m2} - \varepsilon_{m3}) \frac{l_2}{l_2 - l_3}} \quad (1.6.3)$$

式(1.6.3)では、荷重の大きさやそれによるたわみの大きさならびに部材の曲げ弾性係数が未知であっても、接合部端面からスパン 1/4 点及び接合部近傍に貼付したひずみゲージ中心までの距離ならびに各ひずみゲージに

より検出されたひずみ量のみにより接合部剛性係数を算出できるため、簡便な剛性評価が可能になると考えられる。

静的曲げ及び衝撃曲げにおける剛性係数の計算結果を、それぞれ、図 1.6.8 及び図 1.6.9 に示す。

静的試験では、荷重の増加に伴いほぼ直線的に剛性が低下していくのに対し、衝撃試験においては、とくにねじ込み深さが小さい 18mm の場合に、負荷衝撃力の増大に伴い剛性係数が大きく低減する傾向を示した。

4. 破壊までの衝撃負荷繰返し数

衝撃曲げ繰返しにおいて、木ねじ接合体が破壊するまでの負荷繰返し数を表 1.6.1 に示す。衝撃エネルギー 3.3J では、いずれのねじ込み深さの試験体も設定回数の 200 回までは破壊が認められなかった。衝撃エネルギーが 5.0J 及び 6.7J となると、破壊する接合体が確認されるようになり、衝撃エネルギーが大きくなるほど、また、ねじ込み深さが小さいものほど破壊までの負荷繰返し数が少なくなる傾向を示した。

5. 衝撃曲げ繰返しに伴う変形挙動の推移

5.1 衝撃曲げ繰返しに伴う加速度の推移

衝撃曲げ繰返しに伴う加速度の推移を図 1.6.10 に示す。計測された加速度は衝撃エネルギーにほぼ比例して増加する傾向があった。また、ねじ込み深さが小さい (18mm) 接合体では、加速度が若干小さい値を示した。本研究では、加速度センサを負荷治具 (落下錘) に設置し、負荷治具が試験体と衝突して反発する時の加速度を測定しているため、ねじ込み深さが小さく接合部の剛性が低い場合には、衝撃エネルギーが接合部及び部材の変形等に吸収され治具の反発が低減するため^{9),10)}加速度が小さくなるものと考え

えられる。

衝撃曲げ繰返しに伴う加速度の推移にはさほど大きな変動は認められないが、ねじ込み深さが小さい接合では、繰返し負荷による接合部のゆるみ等から僅かに減少する傾向を示した。

5.2 衝撃曲げ繰返しに伴う荷重点たわみの推移

衝撃時に発生する荷重点たわみの最大値（最大たわみ）、及び衝撃毎に残留する荷重点たわみの累積値（永久たわみ）の繰返し衝撃曲げに伴う推移を、それぞれ、図 1.6.11 及び図 1.6.12 に示す。衝撃エネルギーが 6.7J の場合には、繰返しに伴い最大たわみが大きく増加し破壊に至るが、衝撃エネルギー 3.3 及び 5.0J の場合には、初期数回の繰返しにおいて比較的著しく増加した後は、それほど大きな変動はなく推移した。ねじ込み深さが 18mm の接合体では、初期の最大たわみの増加が大きくなる傾向を示した。

永久たわみは、初期数回の繰返しにおいて大きく増加した後は、繰返しに伴い僅かに増加しながら推移し、その増加の割合は衝撃力の大きな場合ほど大きくなる傾向を示した。ねじ込み深さの影響については、ねじ込み深さ 18mm のものは他に比べ大きな永久たわみを示した。ねじ込み深さ 30mm と 55mm とでは、衝撃力の増加に伴い両者間の差が大きくなる傾向があった。

一般的に、繰返し衝撃曲げにおいて破壊が生じる場合には、破壊直前に変形量あるいは永久変形量の急激な増加現象が見られるのであるが、衝撃エネルギー 5.0J の場合、いずれのねじ込み深さの木ねじ接合体も、破壊直前における最大たわみあるいは永久たわみの急増が認められず、突発的に破壊が生じる現象が認められた。

5.3 衝撃曲げ繰返しに伴う最大ひずみの推移

荷重点、スパン 1/4 点及び接合部近傍において、衝撃瞬時に発生するひずみの最大値（最大ひずみ）の繰返し衝撃負荷に伴う推移を、それぞれ、図 1.6.13、図 1.6.14 及び図 1.6.15 に示す。荷重点及びスパン 1/4 点においては、衝撃負荷により引張ひずみが生じ、その最大値は衝撃力の大きさにより異なるが、おおむね荷重点では $3000 \sim 4000 \times 10^6$ 程度、スパン 1/4 点では 1000×10^6 程度であった。衝撃エネルギーが小さい 3.3J の場合は、いずれの位置においても、衝撃ごとの最大ひずみは、初期の数回の範囲で若干の増加が認められ、その後の繰返しではほぼ一定の値で推移し、ねじ込み深さによる差異はあまり認められなかった。衝撃エネルギー 5.0J の場合は、3.3J のときとほぼ同様の推移傾向を示したが、ねじ込み深さによる差が若干認められた。さらに 6.7J ではねじ込み深さが小さい場合ほど急激なひずみの増加を示した。

接合部近傍においては、衝撃力の大きさ及びねじ込み深さにより異なるが、衝撃負荷によりおよそ 2000×10^6 程度の圧縮ひずみが生じた。接合部近傍での最大圧縮ひずみの推移はねじ込み深さ 18mm では負荷繰返しに伴い減少する傾向を示したのに対し、ねじ込み深さ 55mm では繰返しに伴い増加する傾向を示した。ねじ込み深さ 30mm では、大きな衝撃エネルギー 6.7J の場合に繰返しに伴い最大圧縮ひずみが減少するのに対し、それ以外の衝撃エネルギーの場合には、ほとんど変化がないか、わずかに増加する傾向を示した。

5.4 衝撃曲げ繰返しに伴う永久ひずみの推移

木ねじ接合 H 型構造体の荷重点、スパン 1/4 点及び接合部近傍（図 1.6.1）において、衝撃曲げの繰返しに伴って残留するひずみの累積の様子を、そ

れぞれ、図 1.6.16、図 1.6.17 及び図 1.6.18 に示す。いずれの位置においても、繰返し負荷により残留するひずみの量は、衝撃瞬時に生じる最大ひずみに比べ非常に小さな値を示した。とくに、スパン 1/4 点では、残留ひずみは数 10×10^{-6} 程度で非常に小さく、ねじ込み深さ 18mm で衝撃力が大きい場合にわずかに圧縮ひずみの残留が認められた。荷重点においては、繰返し負荷に伴って残留する引張ひずみの累積が明確で、衝撃力が大きく、また、ねじ込み深さが小さい場合ほど、顕著な累積傾向がみられた。接合部近傍においては、衝撃エネルギー 3.3J でねじ込み深さ 18mm 及び 30mm の場合に引張ひずみが残留し、それ以外の条件では圧縮ひずみが残留した。ねじ込み深さが小さく衝撃力が小さい場合には、試験体組立時の木ねじによる部材間の緊結によって与えられている圧縮ひずみが繰返し負荷により弛緩し、相対的に引張ひずみが残留したように計測された。

6. 衝撃曲げ繰返しに伴う剛性の推移

ある程度の繰返し数を経る毎に、衝撃時に生じるスパン 1/4 点及び接合部近傍における最大ひずみから式(1.6.3)を用いて接合部の剛性係数を求め、その推移を図 1.6.19 に示す。衝撃エネルギー 3.3J では、繰返し負荷に伴う接合部剛性係数の変化はあまり見られなかったが、衝撃エネルギーが大きくなるに伴い剛性係数は負荷繰返しに伴い低減する傾向を示し、ねじ込み深さが小さい接合の場合ほどその低減傾向は顕著であった。しかしながら、ねじ込み深さ 55mm で衝撃エネルギー 6.7J の場合は、繰返しに伴い剛性係数が増加する傾向を示した。本研究では、試験体の両側材を保持具で固定して実験を行っているため、衝撃エネルギーが 6.7J と大きく、ねじ込み深さが大きい場合には、衝撃の繰返しによる棚板の大きな湾曲変形の残留により棚板が両側材を突張るような形になり、接合部の変形（角度変化）が抑制

されるためではないかと考えられる。

7. 摘要

木ねじ接合によるパーティクルボードのH型接合体の棚板中央部に衝撃曲げ荷重を与え、棚板中央のたわみや、棚板の荷重点から接合部にわたる材軸方向のひずみ分布等の衝撃応答性とその衝撃繰返しに伴う推移について検討した結果を要約すると次の通りである。

(1) 衝撃曲げにおける衝撃エネルギーが大きい場合には、静的曲げにおけるような負荷の増大に伴う直線的なひずみの発生とは異なり、荷重点におけるひずみの発生傾向がやや弱まること、また接合部剛性が小さいと、とくに接合部近傍およびスパン 1/4 点におけるひずみ発生量の差異が衝撃力が大きいほど著しくなることが認められた (図 1.6.5、図 1.6.6)。

(2) 両端弾性支持梁の力学モデルにおけるひずみ分布 (モーメント分布) をもとに検討した結果、衝撃曲げ試験において、荷重の大きさやそれによるたわみの大きさならびに部材の曲げ弾性係数を把握しなくても、接合点とスパン 1/4 点におけるひずみの発生量のみにより、簡便に剛性係数を算出でき接合部の剛性評価が可能であることが見いだされた (図 1.6.7、式 (1.6.3))。

(3) とくにねじ込み深さが小さい木ねじ接合に対する衝撃曲げにおいては、衝撃エネルギーの増大に伴い接合部の剛性が大きく低減し、また、負荷繰返しに伴いさらに顕著な低減傾向が認められた (図 1.6.8、1.6.19)。

表 1.6.1 破壊までの衝撃負荷繰返し数

衝撃エネルギー (J)	ねじ込み深さ(mm)		
	18	30	55
3.3	200	200	200
5.0	144	150	182
6.7	10	34	60

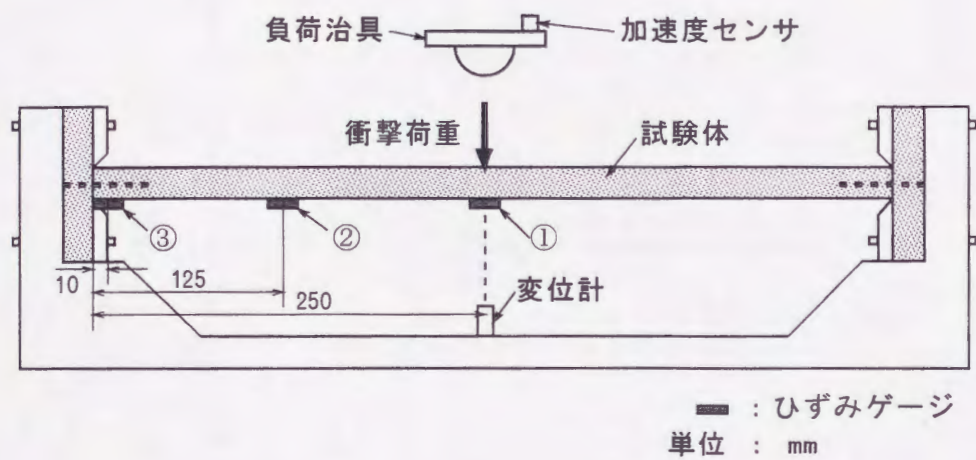


図 1.6.1 H型接合試験体衝撃曲げ試験の概略

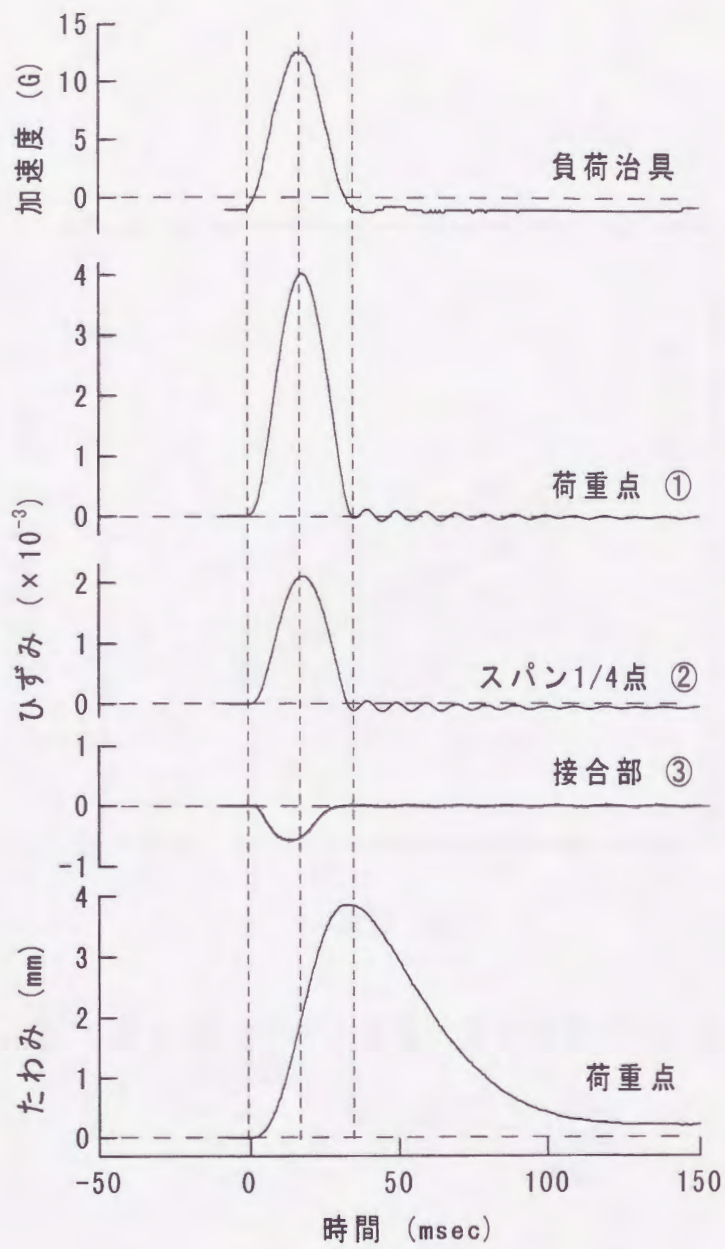


図1.6.2 衝撃試験における各測定波形の一例
 (ねじ込み深さ 18mm, 衝撃エネルギー6.7J)

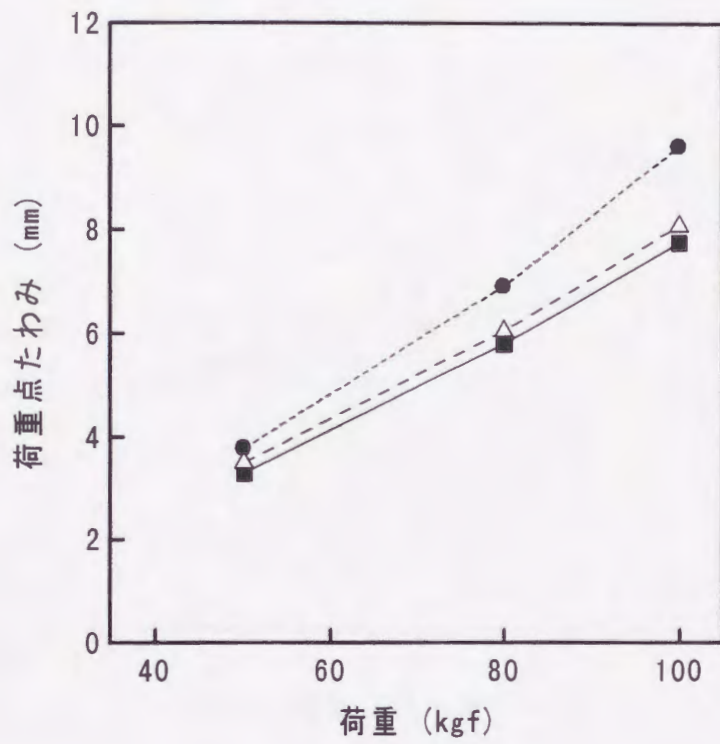


図 1.6.3 静的曲げの負荷に伴う荷重点たわみの推移

---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 ---■--- : 55mm

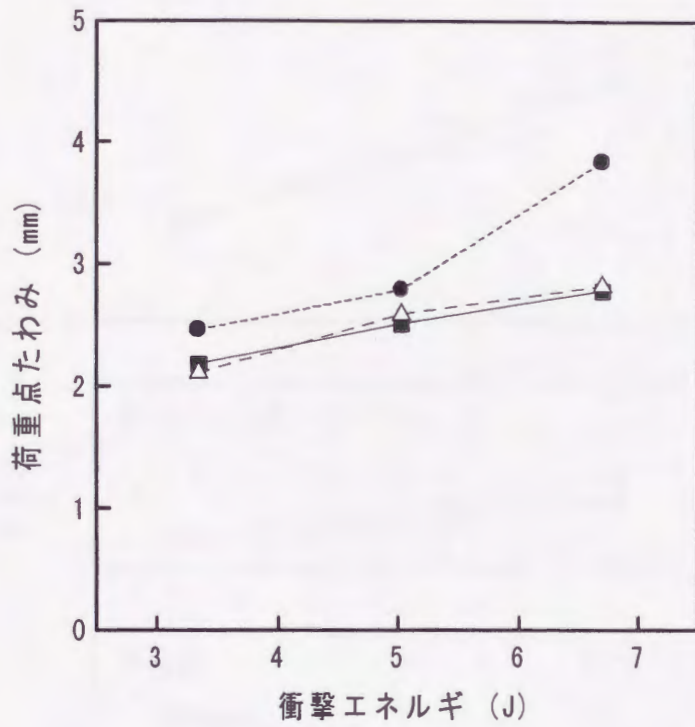


図 1.6.4 衝撃曲げでの衝撃力が荷重点たわみに及ぼす影響

- : ねじ込み深さ 18mm
- △--- : 30mm
- : 55mm

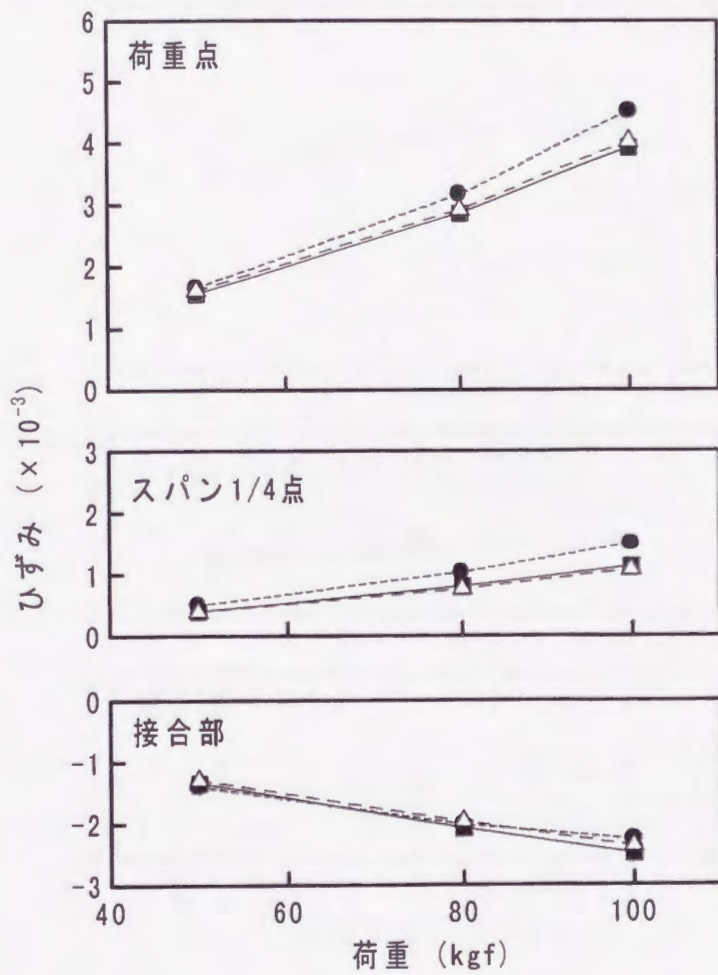


図 1.6.5 静的曲げにおける発生ひずみ量

---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 ---■--- : 55mm

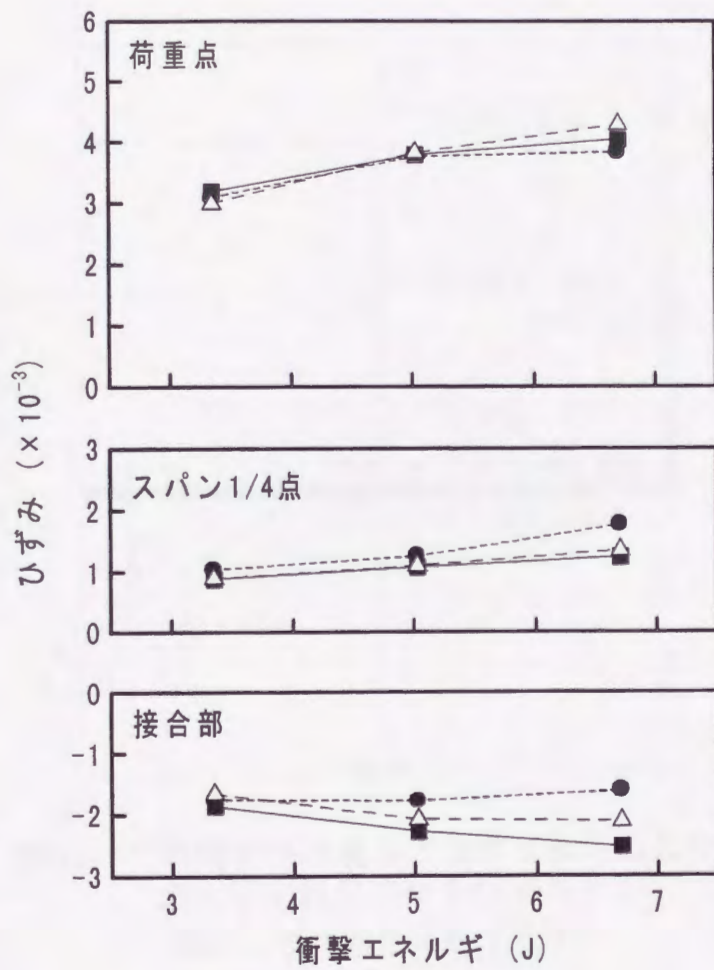


図 1.6.6 衝撃曲げにおける発生ひずみ量

-●- : ねじ込み深さ 18mm
 -△- : 30mm
 -■- : 55mm

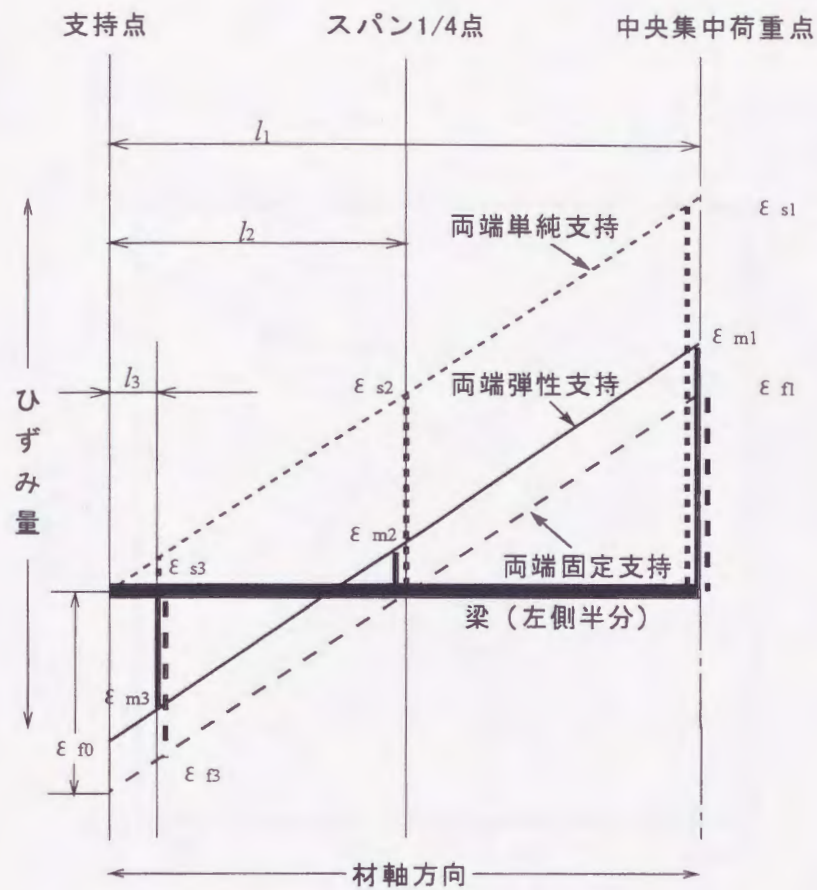


図1.6.7 両端を各種条件で支持された梁の荷重点より左側におけるひずみ分布
(但し、左右対称分布の左側)

位置	各位置におけるひずみ		
	支持条件		
	支持	弾性支持	固定
荷重点	ϵ_{s1}	ϵ_{m1}	ϵ_{f1}
スパン1/4点	ϵ_{s2}	ϵ_{m2}	ϵ_{f2}
支持点近傍	ϵ_{s3}	ϵ_{m3}	ϵ_{f3}

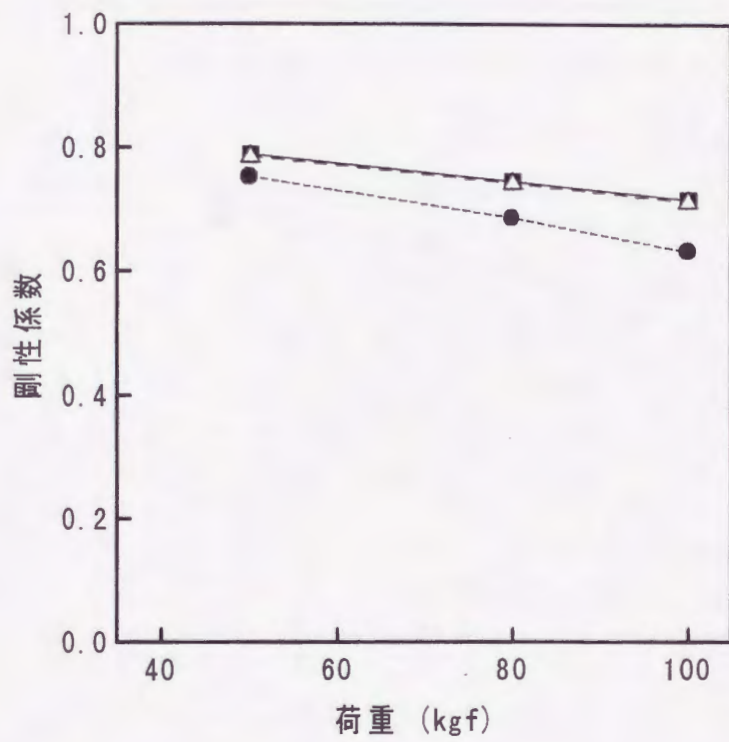


図 1.6.8 静的曲げにおける剛性係数

- : ねじ込み深さ 18mm
- △--- : 30mm
- : 55mm

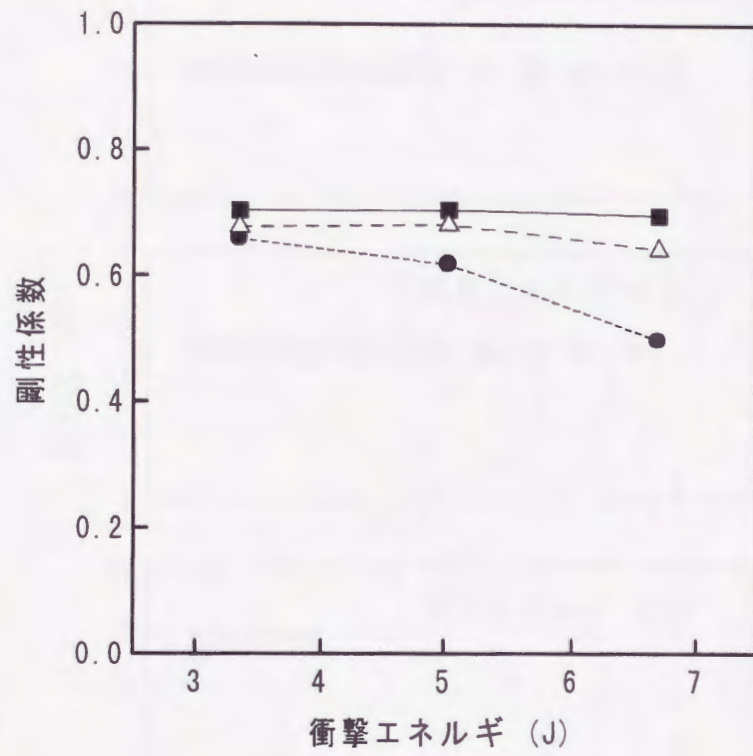


図1.6.9 衝撃曲げにおける剛性係数
 ---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 —■— : 55mm

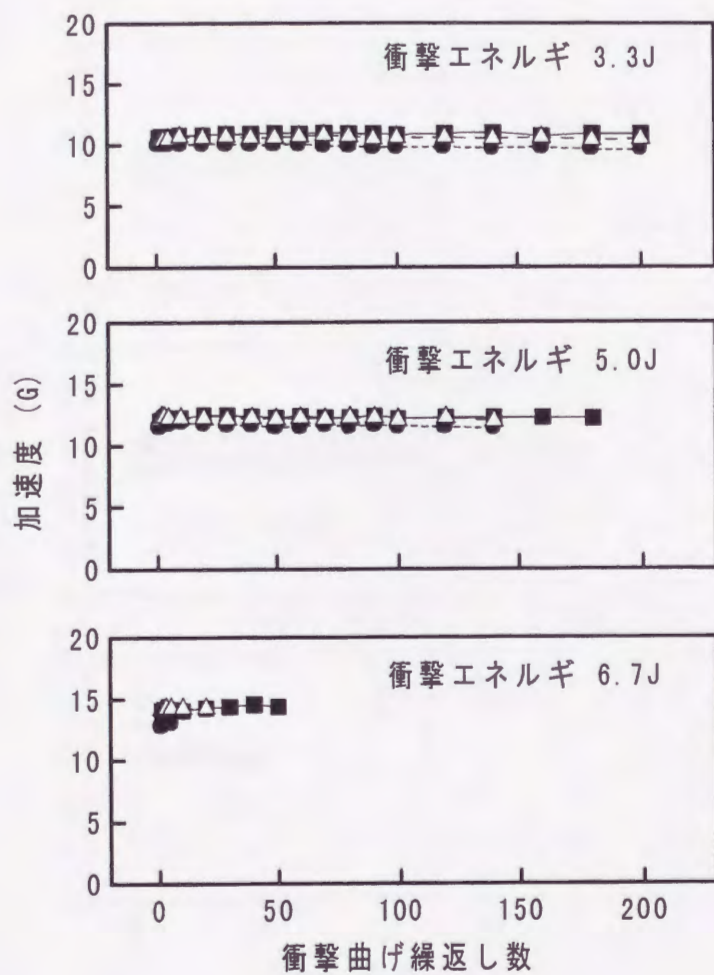


図 1.6.10 衝撃曲げ繰返しに伴う加速度の推移
 ---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 —■— : 55mm

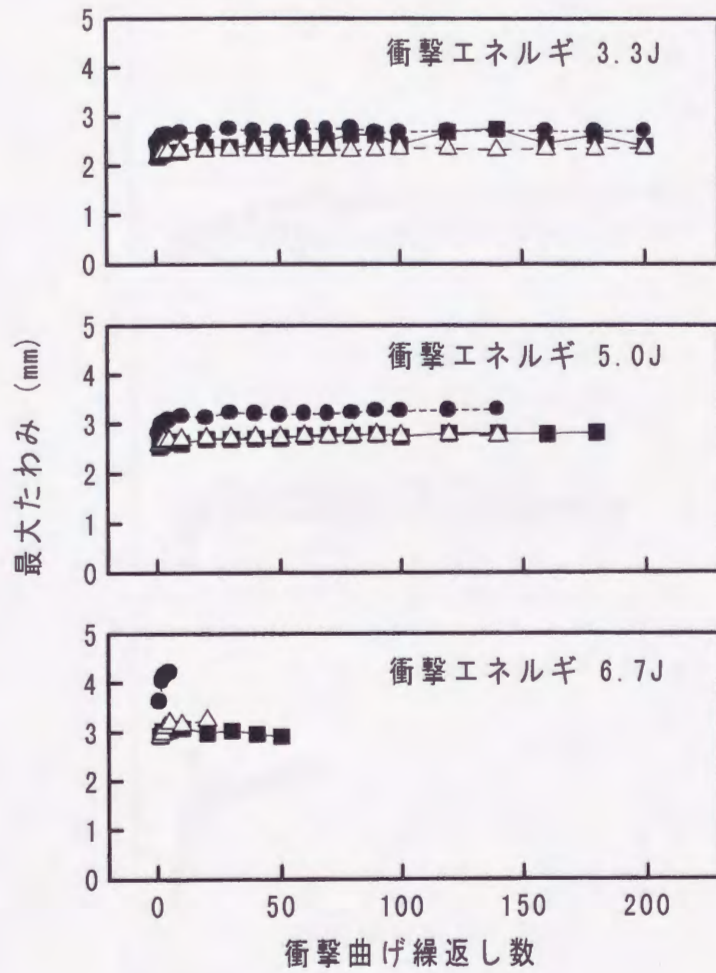


図 1.6.11 衝撃曲げ繰返しに伴う最大たわみの推移
 ---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 ---■--- : 55mm

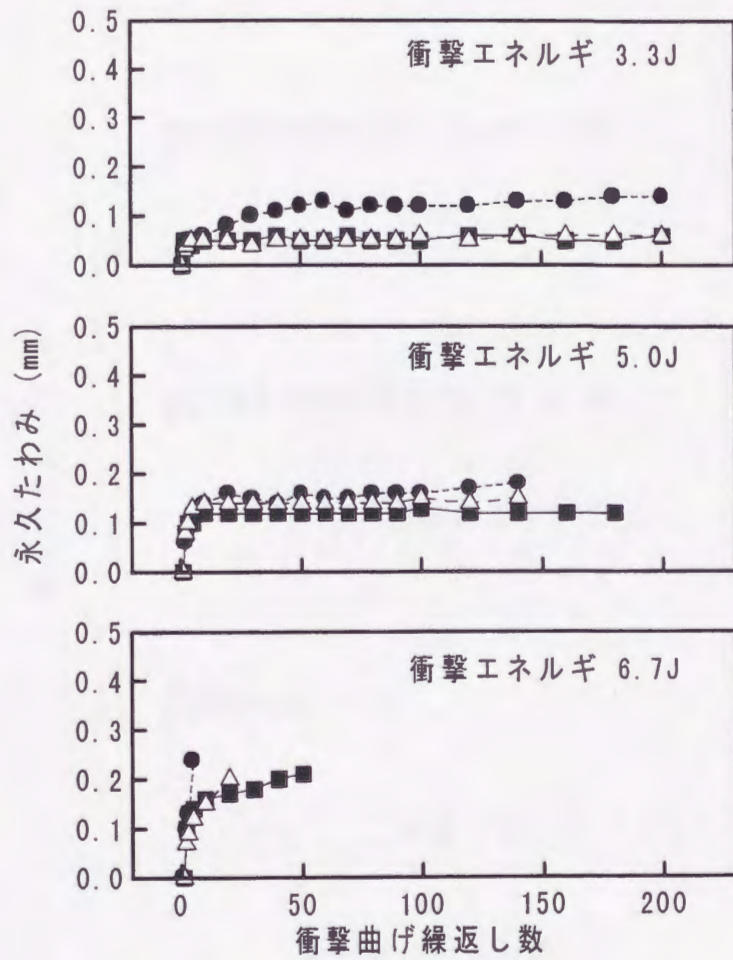


図 1.6.12 衝撃曲げ繰返しに伴う永久たわみの推移

---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 ---■--- : 55mm

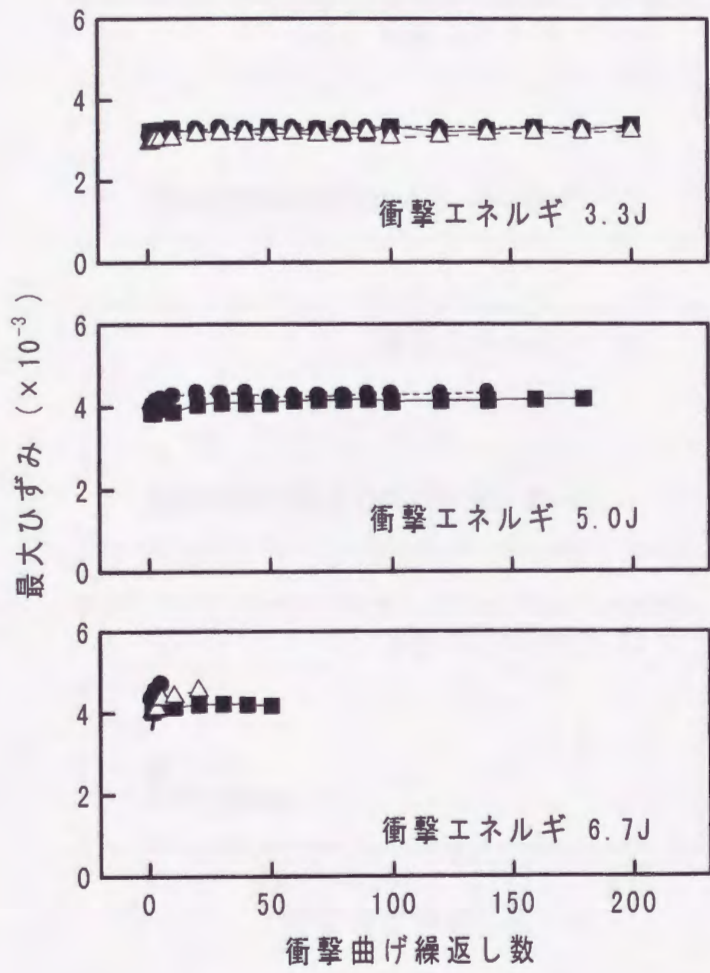


図 1.6.13 衝撃曲げ繰返しに伴う荷重点における最大ひずみの推移

---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 ---■--- : 55mm

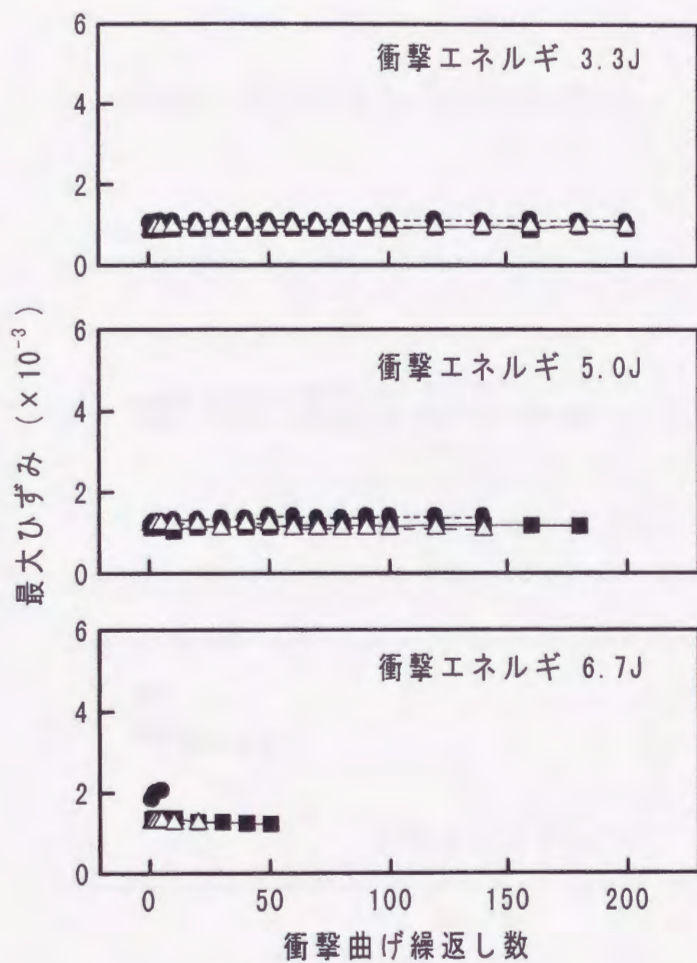


図 1.6.14 衝撃曲げ繰返しに伴うスパン1/4点における最大ひずみの推移

---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 ---■--- : 55mm

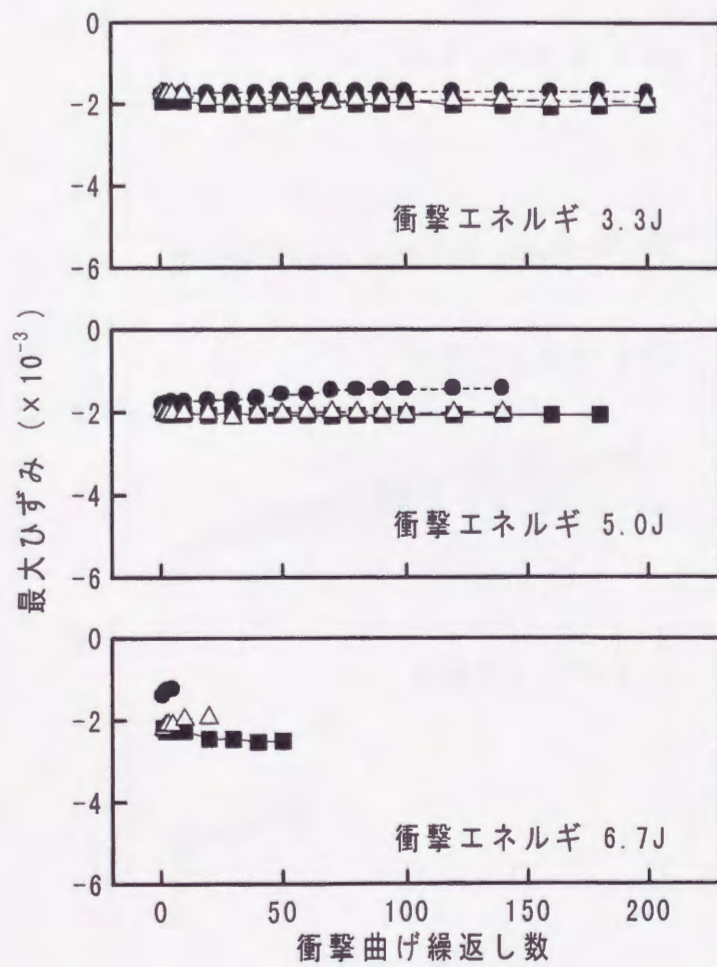


図 1.6.15 衝撃曲げ繰返しに伴う接合部近傍における最大ひずみの推移

- : ねじ込み深さ 18mm
- △--- : 30mm
- : 55mm

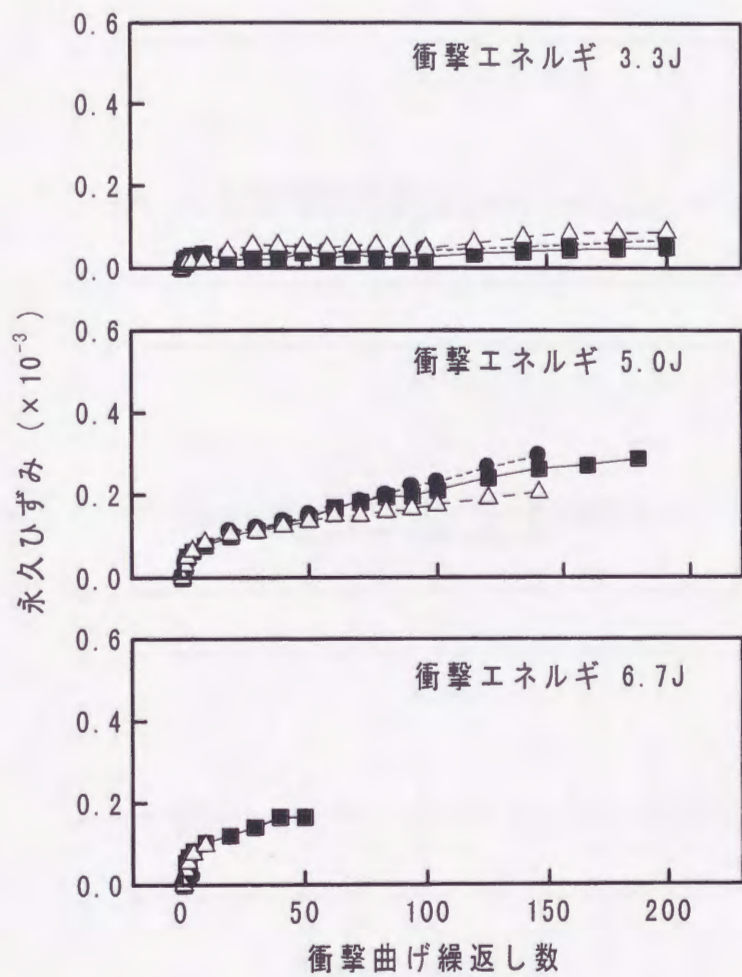


図 1.6.16 衝撃曲げ繰返しに伴う荷重点における永久ひずみの推移

●--- : ねじ込み深さ 18mm
 △--- : 30mm
 ■--- : 55mm

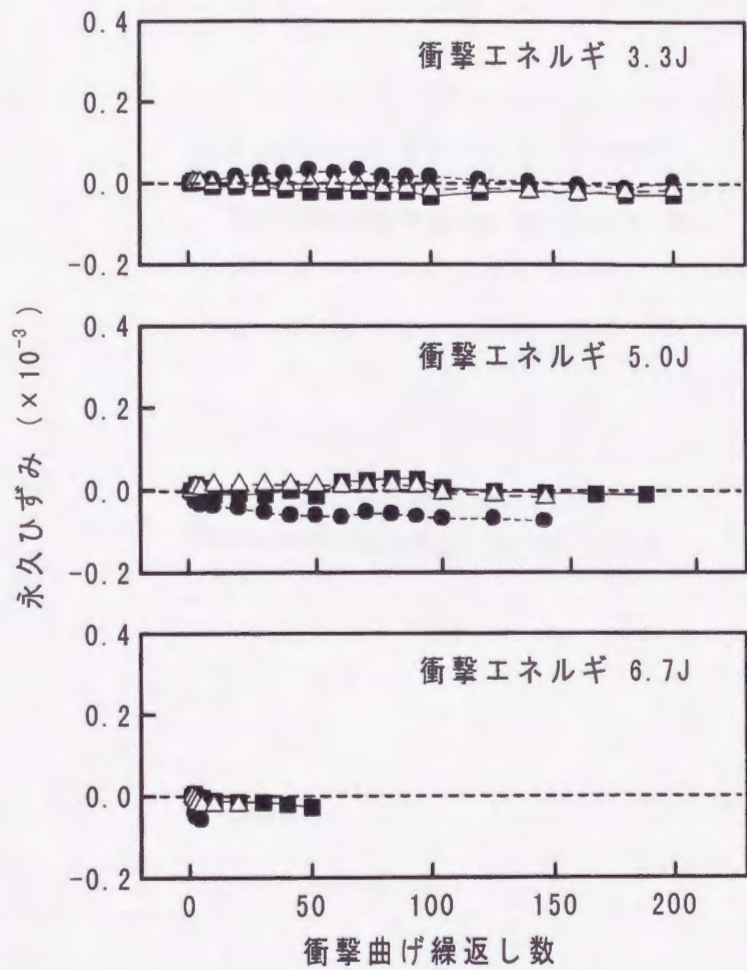


図 1.6.17 衝撃曲げ繰返しに伴うスパン1/4点における永久ひずみの推移

- : ねじ込み深さ 18mm
- △ : 30mm
- : 55mm

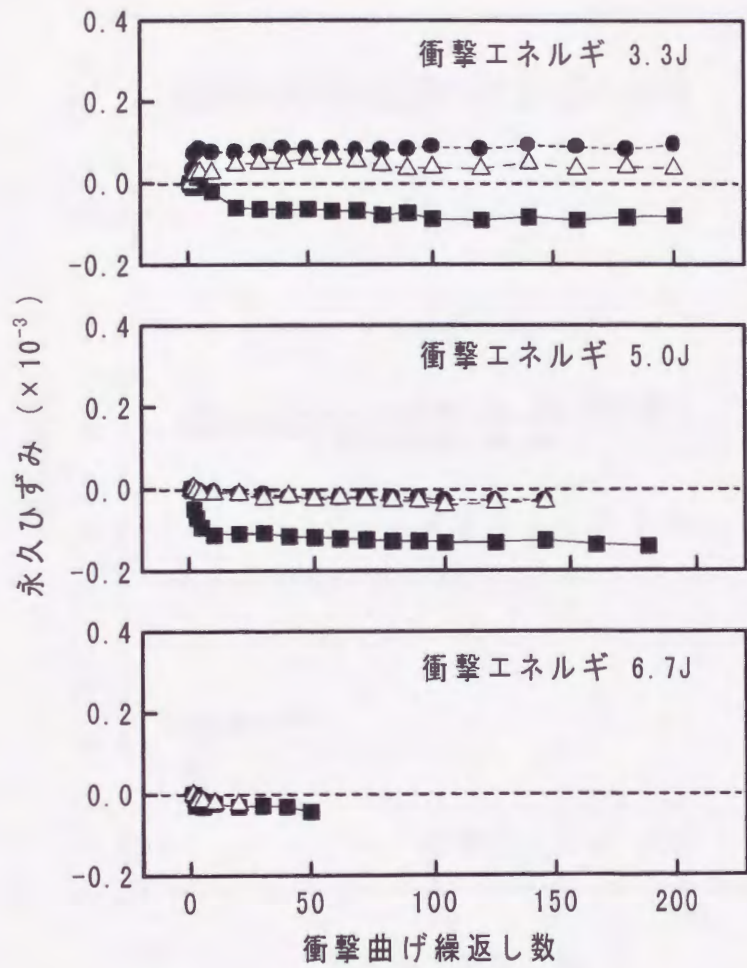


図 1.6.18 衝撃曲げ繰返しに伴う接合部近傍における永久ひずみの推移
 ---●--- : ねじ込み深さ 18mm
 ---△--- : 30mm
 ---■--- : 55mm

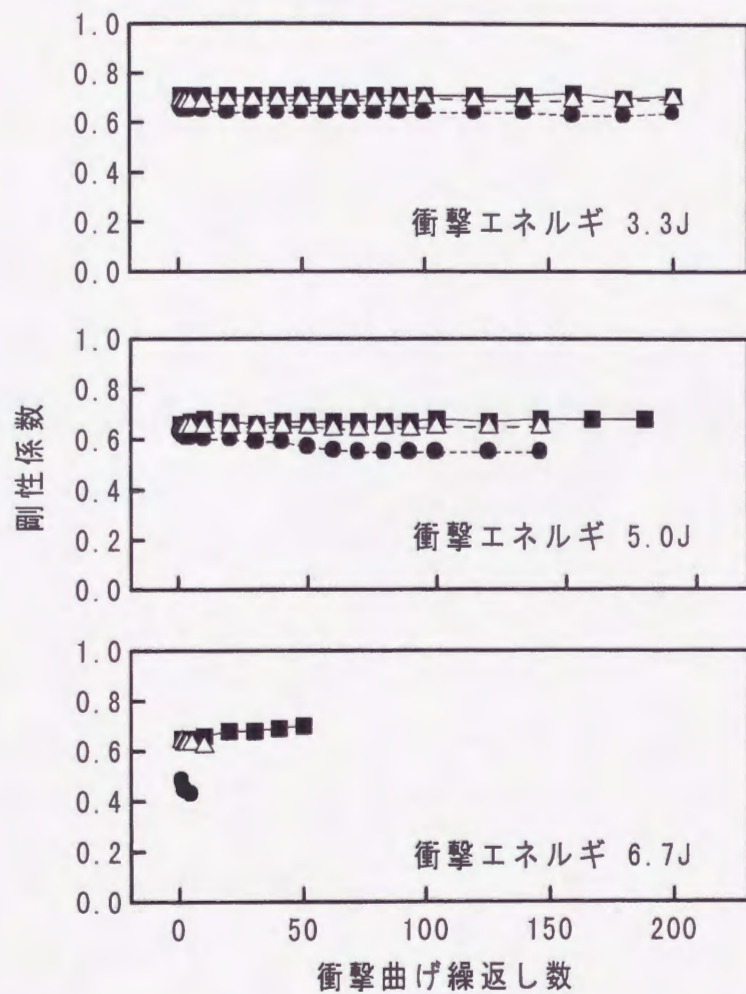


図 1.6.19 衝撃曲げ繰返しに伴う剛性係数の推移

- : ねじ込み深さ 18mm
- △--- : 30mm
- : 55mm

第2章 ボルト・ナットによる木材相互の接合

2章 1節 ボルト接合部の締付力の発現と その緩和挙動

近年、木質構造体において、木質部材同士あるいは木質部材と基礎との接合固定にボルトが多用されており、その様式・構成も多種多様となっている。本来、木材は外力に対する緩和挙動あるいは含水率低減による収縮のため、ボルトの軸力が低下し、部材同士の締付力が低下するものと思われる。実際、施工関係者らの経験から、ボルト締付け後のボルトの緩みの問題を数多く耳にし、また、工事が進展した後では、ボルトが枠材及び壁材等の他の構造部材に覆われてしまい、ボルトの追い締めができないなどの状況も知られている。

ボルト接合部において、ボルト軸力は接合部の強度特性に大きな影響⁴³⁾を及ぼすことから、ボルト軸力の緩和現象により、安定的な接合固定が損なわれる挙動が生じ、接合部の強度性能、ひいては、構造体全体の強度性能が低下するものと思われる。

そこで、本研究²⁷⁾では、実際の使用条件下におけるボルト軸力の緩和挙動を明らかにするために、ボルト締結におけるボルト軸力及び木質部材内のひずみ分布の発現及びそ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。

1. 実験方法

1.1 ボルトの締付けトルク及び軸力の測定

供試材としては、北米産のスプルースの二方桁、10cm 角の気乾の柱材を用いた。その基本的な性質を表 2.1.1 に示す。

ボルト・ナット及び座金については、木造住宅に標準的に用いられているものの中から、いずれも公称寸法で、直径 12mm、長さ 140mm のボルト、

及び40mm角、厚さ4.5mmの座金を用いた。ボルト穴は直径12mmのドリルを用いて加工した。座金寸法の影響を検討するため、一部の試験においては、長さが40mm、60mm、80mm及び120mmの4種類で、幅40mm、厚さ4.5mmの鋼板(SS400)を座金として供試した。

ボルト軸力の測定を行うために、図2.1.1にその断面を示すように、ボルト頭部中心に直径2mm、深さ20mmの穴をあけ、その内壁面に円筒形状のひずみゲージを専用のエポキシ樹脂接着剤により接着固定した。その軸力測定用のボルトについて、インストロン型万能試験機を用いて負荷した各種レベルの引張り荷重と発生ひずみ量との関係よりボルト軸力の較正を行った。

ボルトの締付けトルクの測定にはトルクレンチを用い、そのトルク感知ビームに貼付したひずみゲージによりトルクを電圧信号に変換して測定した。

締付けは、ボルト頭部にはひずみゲージのリード線があるため、ボルト頭部を固定し、ナットをトルクレンチで回転させる手法で行った。

ボルトの締付けトルクと軸力との関係についての実験ならびにボルト軸力の緩和実験では、試験体の長さを100cmとし、これに10cm間隔のボルト穴をあけボルトの締付けを行った。ボルトの締付けトルクと軸力の関係については、締付け方向が木材の放射及び接線方向の両者に対しそれぞれ10回の繰返しで、ボルト軸力の緩和については、最終締付け時の軸力(初期軸力)を200～1000kgfの範囲で5段階に設定し、それぞれに対し4回の繰返しで実験を行った。なお、座金寸法の影響については、最終締付け時の軸力(初期軸力)を800kgfに一定にして実験を行った。

1.2 部材内のひずみ分布測定

試験体は、上記と同様の材料を長さ方向にボルト軸を含む断面で2分割し、その内側面の図 2.1.2 に示す位置にひずみゲージを貼付したのち、常温硬化型レゾルシノル樹脂接着剤により再び元の状態に、すなわちゲージ貼付面が接着面となるように、分割材同士を接着し供試した。各点におけるひずみは多点式静ひずみ計を用い同時連続測定した。部材内の圧縮ひずみ分布についてはボルト軸に関して左右対称であるとみなし、図 2.1.3 に示すような各ゲージを節点とする三角形要素について、節点間のひずみ値の線形補間による等高線で表した⁹⁵⁾。実験では、試験体の長さを 21cm とし、締付け方向を木材の放射方向のみとし、最終締付け時の軸力（初期軸力）を 200 ~ 1000kgf までの 5 段階に設定し、それぞれに対し 1 回の繰返しで、初期軸力までの締付け過程及びその後の緩和過程におけるボルト軸力ならびに木材中の圧縮ひずみ分布の推移について検討を行った。

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

2.1 ボルト締付け過程における締付けトルクと軸力との関係

ボルトの締付け過程における締付けトルクとボルト軸力との関係を、その試験体と同じ厚さの鉄材をボルト締結した比較試験の結果とあわせて図 2.1.4 に示す。鉄材及びスプルー材の場合ともに、締付けトルクに対し発生する軸力にかなりのバラツキがあり、とくにスプルー材の方がバラツキが大きいことが認められた。本実験ではトルクレンチに一定荷重を与え、トルクレンチが水平の状態では平衡がとれた時点でボルト軸力の測定を行ったため、平衡がとれるまでのナットの回転量及びナットを回転させた直後のボルト軸力の急激な初期緩和等の差異により、測定値にかなりの差

が見受けられた。

全体的傾向としては、鉄材は締付けトルクの増加に伴いボルト軸力がほぼ直線的に増加するのに対し、スプルー材の場合には、締付けトルクがおおよそ $500\text{kgf}\cdot\text{cm}$ 以上（ボルト軸力 700kgf 以上）では、ボルト軸力が増加しにくくなる傾向を示した。また、詳しい測定は行っていないが、ボルト軸力が 400kgf 以上になると座金の木材への食込みが見られ、軸力 1000kgf ではその量が著しくなることが確認された。スプルー材の場合、締付けに伴い、軸力がある一定値になると座金付近での木材の局所的な塑性変形あるいは圧縮破壊が進行することにより、締付けトルクの増加する軸力の増大が進行しにくくなるものと考えられる。したがって、ボルトにより木材を接合する場合には、適正な締付けトルクが存在し、その値はボルト、座金及び部材の寸法、強度特性等に依存するものと考えられるため、さらに検討が必要である。

なお、締付け方向が木材の放射方向と接線方向とでは、締付け直後に起きる瞬間的な軸力の著しい減少が締付け条件のむら等によって敏感に変動するなどして、そのバラツキが大きく生じるため、軸力の差は確認できなかった。

2.2 ボルト締付け過程における部材内のひずみ分布

締付け過程におけるひずみ分布の一例を図 2.1.5 に示す。これは、設定しようとする初期軸力（約 1000kgf ）へ向けてボルト軸力を高めて行く過程における途中段階及び初期軸力に到達時の材内のひずみの分布を等高線で示したものである。軸力の小さい段階では、座金近辺でのひずみの発生がみられる他は、ひずみの分布は明瞭ではないが、軸力が増加するに伴い座金近辺でのひずみが増大し、それとともに木材中央部のひずみが、締付

け両端座金を頂点とするような円錐形あるいは紡錘形状に分布した状態で増加して行く様相が認められた。ひずみ（圧縮力）分布の形態については、楊ら¹²³⁾のボルト・クランプ圧縮接着における圧縮圧力分布と接着性に関する研究の中で数値解析と感圧フィルムを用いた実験により、被着材が薄い場合には圧縮力が狭い範囲に大きく集中するのに対し、被着材が厚くなるほど圧縮力が分散し広く分布することが示されている。本研究における試験体の締付け方向の厚さは 100mm と厚かったことから、前述のような両端座金を頂点とする円錐形あるいは紡錘形状の圧縮ひずみ（圧縮力）分布を示したものと考えられる。また、座金近辺におけるひずみは、ボルト頭部側あるいはナット側のいずれかが非常に大きくなり、木材中のひずみの分布に偏りを示すことが認められた。このひずみ分布の偏りには規則性は認められず、その原因は現在のところ不明である。

締付け過程における軸力上昇に伴い木材の厚さ方向（圧縮方向）中央部のボルト穴近傍（図 2.1.2 中の点 A）の圧縮ひずみはほぼ直線的な増加傾向を示したが（図 2.1.6）、座金近傍（図 2.1.2 の点 B）における圧縮ひずみは点 A でのひずみのほぼ 2 倍近くの値を示し、また、試験体によりかなりの差が認められた。

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

3.1 緩和過程におけるボルト軸力の変化

高低 2 レベルの初期軸力が設定された後の周囲の湿度変動に伴うボルト軸力の経時変化を図 2.1.7 に示す。これは、初期軸力が 200kgf と 800kgf の場合の軸力と周囲の湿度の経時変化を示している。ボルト軸力の変移は、いずれの初期軸力においても、短期的には、締付け直後数分間に大きく軸力が減少し、その後、1000 分ぐらいまでの間に軸力がほぼ半減するよう

な緩和挙動を示した。この期間では、周囲の湿度変化の影響はさほど認められず、円滑な減少曲線を描いた。その後は緩和の程度が小さくなり、長期的には、ボルト軸力は周囲の湿度変化による木材の膨潤収縮に大きく左右されながら変動して緩和傾向が乱された。すなわち、周囲の湿度が上昇すると、木材が膨潤するため軸力が増加し、湿度が下降すると、木材が収縮し軸力が減少する傾向が認められた。この傾向は、締付け時のボルト軸力が小さいものほど顕著に現れ、とくに軸力 200kgf で締付けた場合は、同図のように周囲の湿度の上昇に伴い軸力が増加し、締付け時の軸力よりも大きくなるようなケースも認められた。このことは、締付け時の軸力が小さい場合、座金付近の圧縮による部分的な塑性変形あるいは圧縮破壊が少なく、湿度変化に敏感な健全な部分が多く残っており、周囲の湿度の上昇に伴う木材の膨潤圧の発現の影響を大きく受けているものと考えられる。

一般的に木材のクリープ及び応力緩和挙動に関して $\log t$ 則と t^n 則が適合するとされている¹²²⁾。ここでは、1 個の係数により緩和の様子が表現できる $\log t$ 則を用いて検討を行った。すなわち、各設定軸力におけるボルト軸力の経時変化を次式により回帰分析を行った。なお、周囲の湿度変化による軸力の大きな変動を示すデータについてはこれを除外して回帰した。

$$\frac{P_t}{P_1} = 1 - m_P \cdot \log t \quad (2.1.1)$$

ここで、 P_1 、 P_t はそれぞれ締付け 1 分後及び t 分後のボルト軸力で、 m_P は緩和係数である。

結果を表 2.1.2 に示す。初期軸力が 200kgf の場合を除いて、初期軸力が大きいものほど緩和係数 m_P は大きくなり、緩和の割合が大きくなる傾向

を示した。とくに、初期軸力 1000kgf では m_p の値が大きく、緩和が著しいことが示された。したがって、前述の締付けトルクと発現するボルト軸力との関係とをあわせて考慮すると、本研究でのボルト締結条件では、初期のボルト軸力を 600 ~ 800kgf となるように設定するのが最も効果的であると言える。また、締付け後 1 分における軸力の緩和の割合 (P_1/P_0) は、初期軸力の大きさに関わらずほぼ一定の値を示し、締付け後の 1 分間に締付け時の 15 ~ 20%程度が緩和することが認められた。

3.2 緩和過程における部材内のひずみ分布

初期軸力設定後の材内ひずみ分布の経時変化の一例として、初期軸力を 1000kgf とした場合の例を図 2.1.8 に示す。締付けにより初期軸力を設定した直後、各部位でのひずみが時間経過に伴い減少しながらその分布の変化を起こした。すなわち、木材中央部のボルト穴に近い部分を占める圧縮ひずみ 4000×10^{-6} の範囲が時間経過に伴い大きく減少するのに対し、遠い部分を占める 2000×10^{-6} の範囲はさほど減少せず、時間が経つにつれて圧縮ひずみの分布が平坦になる傾向を示した。また、ボルトから遠い位置では、湿度の影響を受けひずみの分布が乱れるような傾向が認められた。ボルトによる締付けを行わない状態での、通常の湿度変化における各部位でのひずみ変化は、おおよそ $200 \sim 300 \times 10^{-6}$ であったことからして、小さい軸力で発生ひずみの小さい場合に比べ、大きい軸力で発生ひずみの大きな場合には相対的に湿度の影響は小さくなるものと考えられる。

設定した各初期軸力について、木材中央部のボルト近傍における圧縮ひずみの経時変化を図 2.1.9 に示す。ひずみは締付け直後から 500 分程度の間やや大きな減少を示し、その後は、緩和の程度が緩やかになった。

各初期軸力について点 A (図 2.1.9) における圧縮ひずみの緩和曲線を、

ボルト軸力の場合と同様に次の回帰式で表し、それぞれの緩和係数 ms を表 2.1.3 に示す。

$$\frac{S_t}{S_1} = 1 - ms \cdot \log t \quad (2.1.2)$$

ここで、 S_1 、 S_t はそれぞれ締付け 1 分後及び t 分後の木材中のボルト近傍における圧縮ひずみである。

初期軸力が 200kgf の場合を除いて、初期軸力設定時のひずみ S_0 に対する締付け後 1 分間経過時におけるひずみ S_1 の比 S_1/S_0 は、初期軸力が大きい場合ほど小さくなった。

緩和係数 ms も同様に初期軸力が大きくなるに伴い大きくなるが、初期軸力 1000kgf では減少した。

なお、初期軸力の大きさに関わらず、締付け時の発生ひずみの 80 ~ 90 %ほどは長時間経っても緩和せずに残っていることが確認された。すなわち、軸力の緩和が 50%以上にもなるのに比べ、軸力によってボルト近傍の木材部に応力集中によって生じた永久ひずみが残留するため、軸力がかなり減少しても木材内のひずみはそれに応じた緩和を示さないものと考えられる。こうした永久ひずみの残留に加えて、とくにボルト締結の座金近傍の木材の圧密化が生じ、軸力が比較的著しく減少しても、木材同士あるいはボルト・木材間の密着状態がかなり保持されるものと考えられる。

4. 緩和挙動に及ぼす座金寸法の影響

4.1 座金寸法が締付け過程におけるボルト軸力の発現に及ぼす影響

締付け過程においては、設定される初期のボルト軸力が大きいほどそのボルト締付けに要するトルクは増加するが、両者の関係は設置された座金の木材の繊維方向に沿った寸法、すなわち座金長さに影響されないことが

認められた (図 2.1.10)。ただし、図にみられるバラツキは、それぞれの試験体における材質 (年輪幅、比重、含水率など) の差が影響しているものと考えられる。

ボルト締結における、座金の食込みによる材面の永久変形の分布について図 2.1.11 の(1)には座金長さ 40mm の場合におけるボルト軸力の影響を、(2)には初期設定軸力 900kgf (但し、座金寸法 40mm の場合は 672.4kgf) における座金長さの影響を示している。(1)において、座金が短い場合では、ボルト軸力が 600kgf を超えたあたりから座金の材面への食込みが著しくなり、その後はボルト軸力が徐々に発現しにくくなる傾向を示した。しかしながら、(2)において、座金長さ 60mm 以上の場合は、ボルト軸力が 900 kgf 近くでも材面への食込みは小さく、その深さは座金長さ 40mm でボルト軸力 600kgf の場合とほぼ同程度であることがわかった。また、ボルト軸力は 600kgf を超えても座金長さ 40mm の場合と比べ、かなり発現しやすい傾向を示した。すなわち、座金の食込みによる材面の局所的な変形により、ボルト軸力の発現が抑制されるものと考えられる。

なお、図 2.1.11 の(2)において、座金長さが 120mm の場合は座金の曲げ変形により座金の両端が木材表面から浮上がり、座金と木材との接触面積が小さくなることが観察された。このため、座金の食込みによる材面の変形は、座金長さ 120mm の場合は、長さ 80mm の場合に比べ、座金長さ方向にわたる変形の範囲が狭く、また、中央部における変形量が大きくなっていることが認められた。

4.2 座金寸法が締付け過程におけるひずみ分布に及ぼす影響

座金長さが締付け過程におけるひずみ分布に及ぼす影響の一例として、座金長さが 40mm と 80mm の場合のボルト穴近傍の圧縮ひずみの厚さ方向

分布を図 2.1.12 に示す。いずれの座金長さにおいても、座金付近でのひずみが大きく、中央に向かって小さくなる傾向を示す。その座金付近でのひずみ増大は、長さ 40mm の座金のナット側でとくに著しくなり、木材が弾性域を越え塑性変形を起こしているものと考えられる。座金が長い場合には、座金の単位面積当りに加えられる圧縮力が低くなり、ボルト周辺のひずみは全体的に小さくなる。

また、試験体の厚さ中央部でのひずみの長さ方向分布（図 2.1.13）については、座金が短い場合には、ボルト近傍でのひずみが大きく、ボルトから離れるにしたがい著しく減少する傾向を示した。座金が長くなると、ボルト近傍でのひずみは減少するが、分布が平坦となり、ボルトから遠い位置ではむしろ座金が短い場合に比べ大きなひずみを生じることが明らかになった。

ひずみ分布については、全体的にバラツキがみられたが、座金が小さい場合には応力（ひずみ）がボルト近傍、とくに座金付近に集中するのに対し、座金が長い場合には、ボルト近傍での応力が小さくなり、応力がボルトから遠い位置にまで分散されていることが確認された。

4.3 緩和過程におけるボルト軸力に及ぼす座金寸法の影響

座金の長さを変化させた場合におけるボルト軸力の経時変化を図 2.1.14 に示す。いずれの座金長さにおいても、ボルト軸力は締付け直後に大きな緩和を示し、その後はゆるやかに緩和して行くが、約 1000 分以降になると周囲の湿度による影響を強く受けるようになる。座金長さ 40mm の場合には、他の座金長さの場合と比べ、締付け直後の緩和が大きいことが明らかになった。座金長さが 60mm 以上の場合については、座金が長くなるほど緩和が小さくなる傾向を示したが、それほど明瞭な差は認められなかつ

た。

さて、ボルト軸力の緩和挙動を定量的に表すために、ここでは、2章1節3.1.項と同様に $\log t$ 則に基づき、各設定軸力におけるボルト軸力の経時変化を式(2.1.1)により回帰分析を行った。結果を表2.1.4に示す。座金長さ40mmの場合の P_1/P_0 の値は0.844であり締付け後1分間に軸力の15%程度が緩和している。これに対し、他の座金長さの場合は P_1/P_0 が0.9以上の値を示し、座金長さ40mmに比べ締付け直後の緩和が減少していることが示された。また、緩和係数 m_P は座金長さ40mmの場合の0.1207に比べ、長さ60、80及び120mmの場合は、それぞれ0.1070、0.0896及び0.1042と小さな値を示し、座金が高いものは緩和の割合が小さくなる傾向を示した。座金長さ60mm以上の場合においては、長さ80mmの場合に最も小さい m_P の値を示し、長さ120mmでは60mmの場合とほぼ等しい値を示した。座金が高いものほど、すなわち座金面積が大きなものほど、ボルトによる締付け力が分散され局所的な応力の集中が少なくなることから、緩和の割合が小さくなったものと考えられる。また、座金長さ120mmにおいては、2章1節4.1.項に示したように、座金の曲げ変形により座金と木材との接触面積が減少することから、長さ80mmの場合に比べ緩和の割合が大きくなったものと考えられる。

ここで、長期間にわたる緩和傾向について検討するため、式(2.1.1)と表2.1.4に示す結果から、締付け後 10^6 分(約1.9年)の範囲で、各座金長さの場合の任意の時間におけるボルト軸力の推定値を求めた。いずれの条件においても、本実験における測定範囲の 10^4 分までの間では、測定値と推定値はかなり良く一致することが確認されたが、それ以降の範囲においては、実際には周囲の温度・湿度の大きな変動の影響を受け緩和挙動が乱されることは十分に予測される。したがって、この推定値は、あくまでも、

本研究における測定範囲(10^4 分)における温・湿度の変動と同様の状態が 10^6 分まで続いたと仮定した場合に限られる。結果を図 2.1.15 に示す。図より座金長さを 60mm 以上にすることにより、長さ 40mm の場合に比べかなり大きなボルト軸力を保ちながら推移することが予測される。また、ボルト軸力が締付け時(800kgf)の 1/2 程度になるまでの時間が座金長さ 40mm の場合はおよそ 10^3 分 (約 17 時間) であるのに対して、座金長さが 60mm 以上ではおよそ 10^5 分 (約 70 日) と、かなり長くなることが予測される。これらのことから、座金をある程度以上長くすることによってボルト軸力の緩和挙動改善の可能性が認められた。しかしながら、この 70 日という期間は、数十年と推定される使用期間に比べて非常に短く、ボルト接合におけるボルト軸力は、その使用期間のほとんどにおいて、締付け時の軸力の半分以下しか期待できないものと考えられる。また、使用環境における温度・湿度の大きな変動による緩和挙動の乱れ等を考慮すると、長期的には、ボルト接合におけるボルト軸力はほとんど期待しない方が安全ではないかと考えられる。

4.4 座金寸法が緩和過程におけるひずみ分布の推移に及ぼす影響

緩和過程における材内圧縮ひずみの経時変化について、締付け時のひずみ量に対する各時間毎のひずみ量の比で表した一例を図 2.1.16 に示す。座金長さ 40mm (図中(1)) の場合には、締付け直後の圧縮ひずみの減少が著しく、また、時間の経過に伴い、とくにボルト頭部側表面から 50mm でボルト穴周縁から 65mm の位置において湿度によるひずみの変動が明瞭に現れていることが認められた。座金長さ 120mm (図中(2)) の場合においては、座金長さ 40mm の場合と同様に締付け直後に大きな圧縮ひずみの減少が現れたが、その減少の割合は座金長さ 40mm の場合に比べ小さく、また

時間の経過に伴う湿度の影響が全体的に弱くなっていることが認められた。

なお、座金長さ 40mm の場合のボルト頭部側表面から 50mm でボルト穴周縁から 65mm の位置ではひずみ量の絶対値が最も小さい値を示した。また、その位置で緩和過程におけるひずみ変化が周囲の湿度変動に強い影響を受けていることが明らかになったので、湿度によるひずみ変化の割合は初期のひずみ量が小さいほど大きくなるものと判断できた。

5. 摘要

木材のボルト接合に関し、ボルト締結時におけるボルト軸力及び木質部材内のひずみの発現、及びそれらの緩和挙動について実験的に明らかにした。

(1) ボルト締結時において、ボルトの締付けトルクの増加に伴って軸力は順調に増大するが、さらに締付けを強めてトルクを高めると軸力の割合が減少した (図 2.1.4)。

(2) ボルト締結時における部材内のひずみの発現挙動は、座金近傍でのひずみの増大が先行し、その後、軸力の増加に伴い締付け両端座金を頂点とするような円錐形ないしは紡錘形分布をとって増加する傾向を示した (図 2.1.5)。

(3) ボルト軸力は、締付け直後数分間に著しく減少し、その後、約 1000 分までの間は周囲の湿度変化の影響が現れず設定直後の初期軸力の 50%程度にまで低減し、それ以降は、周囲の湿度変化の影響を受け緩和傾向が乱された (図 2.1.7)。また、初期のボルト軸力が大きい場合ほど緩和の程度が大きく、とくに初期軸力 1000kgf の場合には著しい緩和を示した。本実験条件の範囲内では、初期ボルト軸力を 600 ~ 800kgf に設定するのが最も

効果的であることが認められた (図 2.1.7、表 2.1.2)。

(4) ボルト締結によって部材内に発現したひずみ分布の経時変化は、ボルトに近い部分での緩和が大きく、ボルトから遠くの位置での緩和は小さかった (図 2.1.8)。また、ボルト軸力が大きく緩和するのに対し、部材内のひずみはさほど緩和しないことから、ボルト軸力の緩和には、永久ひずみの残留、とくに座金近傍の大きな永久ひずみを生じている部材の挙動が大きく関与しているものと考えられる (図 2.1.7、図 2.1.9)。

(5) ボルト軸力の緩和挙動は、締付け時の座金によって生ずる木材の局所的な塑性変形量に依存するものと考えられ、座金面積の小さい場合が大きな緩和を示すことが認められた。しかしながら、座金長さには有効範囲があり、それ以上座金を長くしてもその効果は変わらないものと判断できた。

(図 2.1.15、図 2.1.4)

表. 2.1.1 供試材の性質

樹種	密度(g/cm ³)	含水率(%)	平均年輪幅(mm)
スプルース	0.40 (0.01)	16.6 (0.3)	1.51 (0.10)

()は標準偏差

表 2.1.2 ボルト軸力の初期の緩和 (P_1/P_0) と
緩和係数 (m_P)

P_0	P_1	P_1/P_0	m_P	r^2
200.4	172.2	0.855	0.1238	0.94
398.6	332.1	0.833	0.1117	0.84
608.8	496.9	0.816	0.1129	0.88
783.5	661.0	0.844	0.1207	0.92
1072.0	892.5	0.833	0.1677	0.93

P_0 : 初期軸力、すなわち締付け直後のボルト軸力 (kgf).

P_1 : 締付け 1 分後のボルト軸力 (kgf).

m_P : ボルト軸力の緩和係数 (式(2.1.1)の回帰係数)

r : 相関係数

表 2.1.3 圧縮ひずみの初期の緩和 (S_1 / S_0) と
緩和係数 (ms)

P_0	S_0	S_1	S_1 / S_0	ms	r^2
200.4	742	681	0.918	0.0257	0.93
398.6	1801	1770	0.983	0.0199	0.72
608.8	3531	3421	0.969	0.0275	0.93
783.5	4408	4085	0.927	0.0368	0.96
1072.0	3111	2737	0.875	0.0331	0.84

P_0 : 初期軸力、すなわち締付け直後のボルト軸力 (kgf).
 S_0 : 締付け直後の点 A におけるひずみ ($\times 10^{-6}$).
 S_1 : 締付け 1 分後の点 A におけるひずみ ($\times 10^{-6}$).
 ms : 点 A (図 2.1.2) におけるひずみの緩和係数 (式(2.1.2)の回帰係数)
 r : 相関係数

表 2.1.4 座金の長さが異なる場合のボルト軸力の
初期の緩和 (P_1/P_0) と緩和係数 (m_P)

座金長さ(mm)	P_0	P_1	P_1/P_0	m_P	r^2
40	783.5	661.0	0.844	0.1207	0.92
60	790.6	729.7	0.923	0.1070	0.96
80	812.1	739.8	0.911	0.0896	0.98
120	791.7	732.4	0.925	0.1042	0.96

P_0 : 初期軸力、すなわち締付け直後のボルト軸力 (kgf).

P_1 : 締付け 1 分後のボルト軸力 (kgf).

m_P : ボルト軸力の緩和係数 (式(2.1.1)の回帰係数)

r : 相関係数

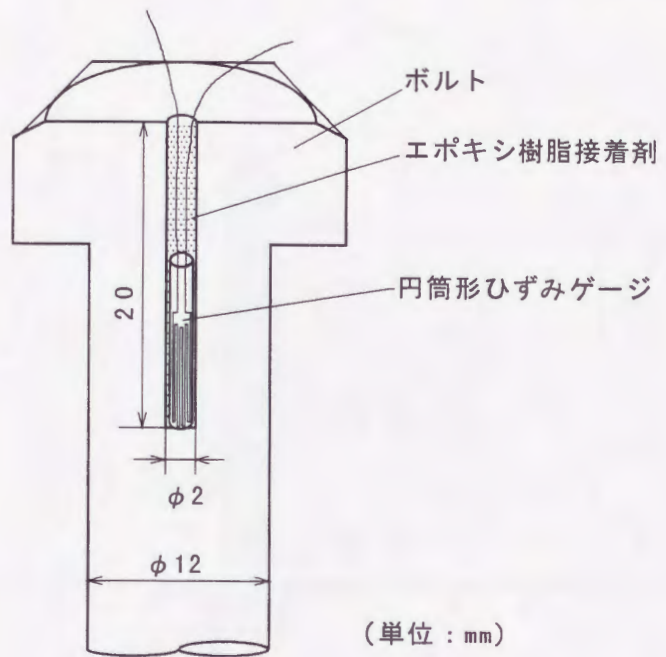


図2.1.1 軸力測定用として試作したひずみゲージ内蔵型ボルト

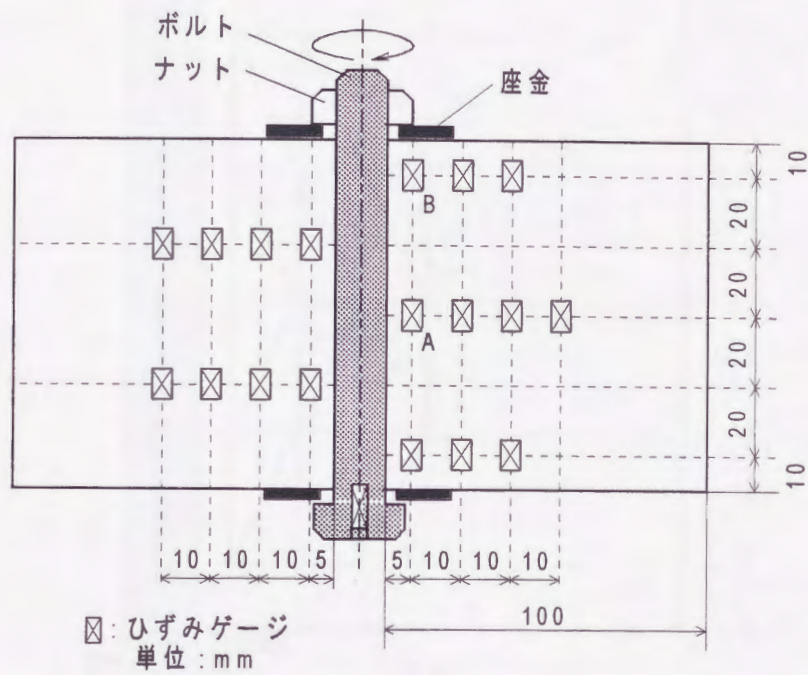


図2.1.2 試験体の中央断面におけるひずみゲージの貼付位置

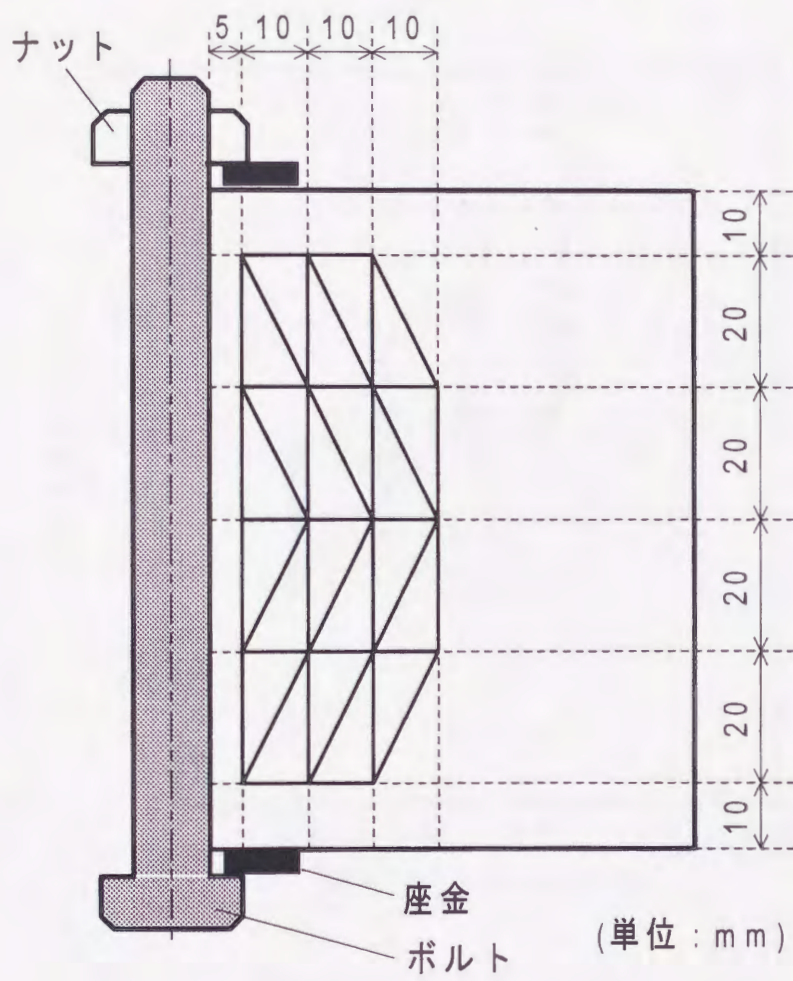


図2.1.3 試験体内におけるひずみ分布解析に用いた分割要素

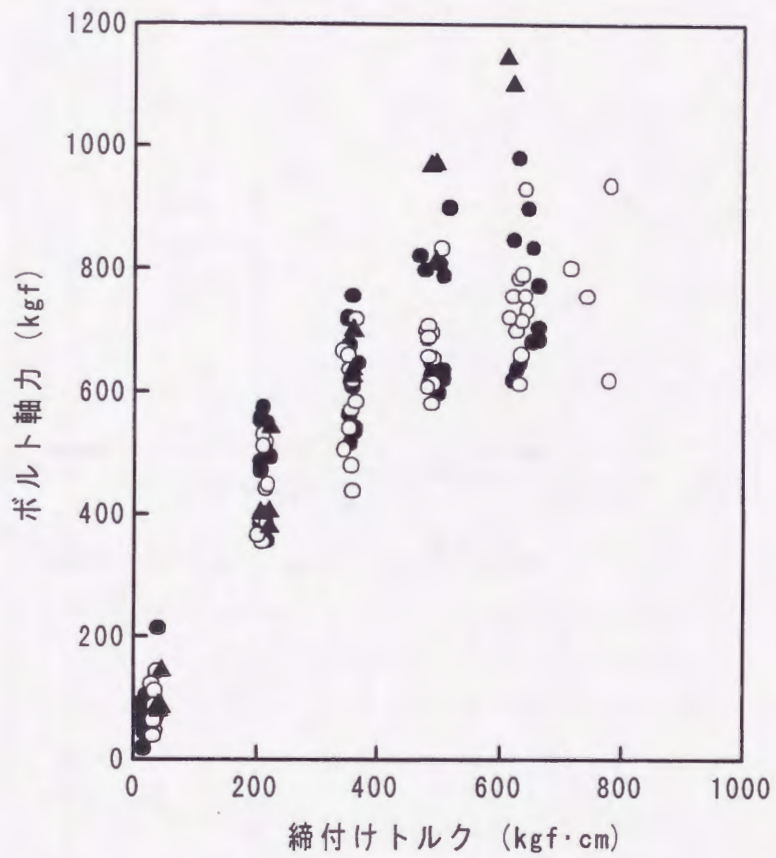


図2.1.4 締付けトルクとボルト軸力との関係

- : スプルス (放射方向)
- : スプルス (接線方向)
- ▲ : 鋼板

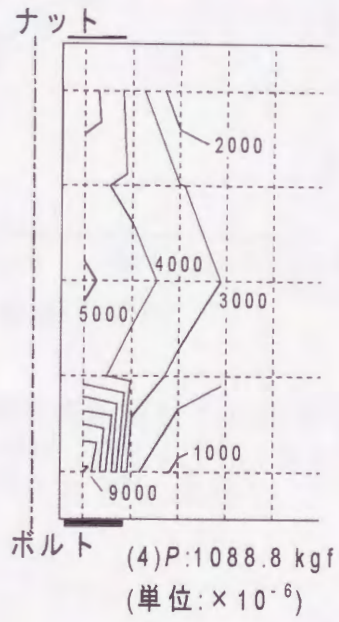
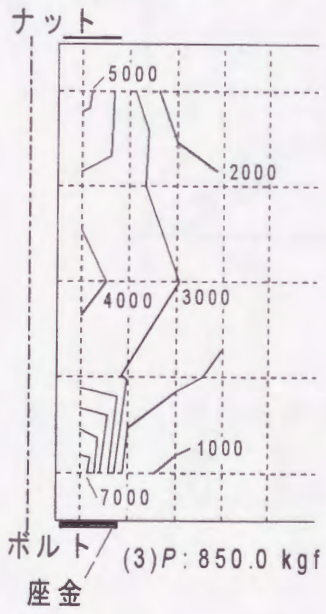
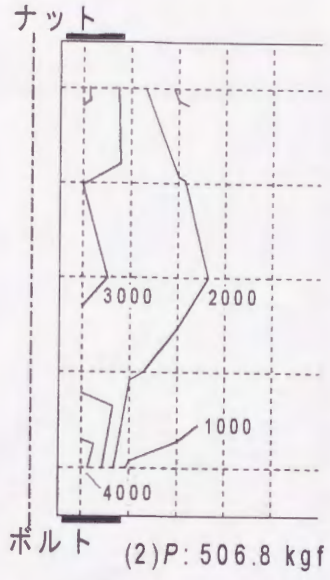
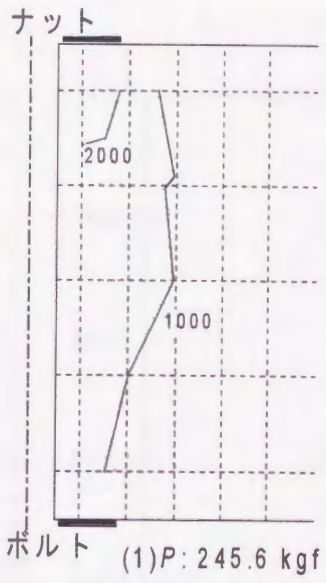


図2.1.5 締付け過程におけるひずみ分布の推移
P: ボルト軸力

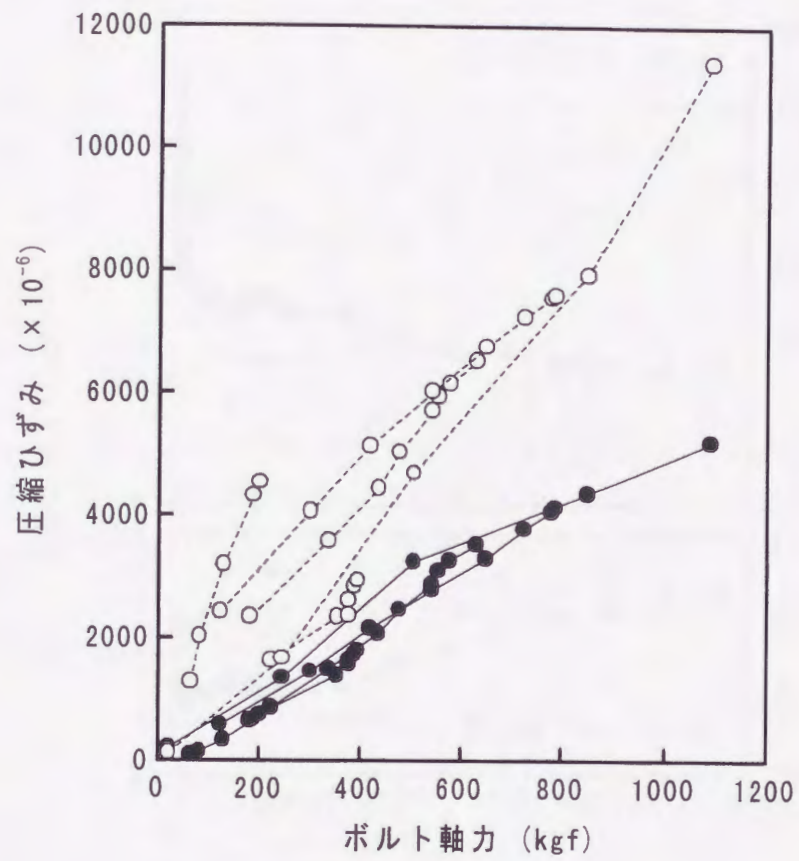


図2.1.6 ボルト軸力と部材内の圧縮ひずみの関係
 ● : 厚さ方向中央部 (図2.1.1中, 点A)
 ○ : 座金近傍 (図2.1.1中, 点B)

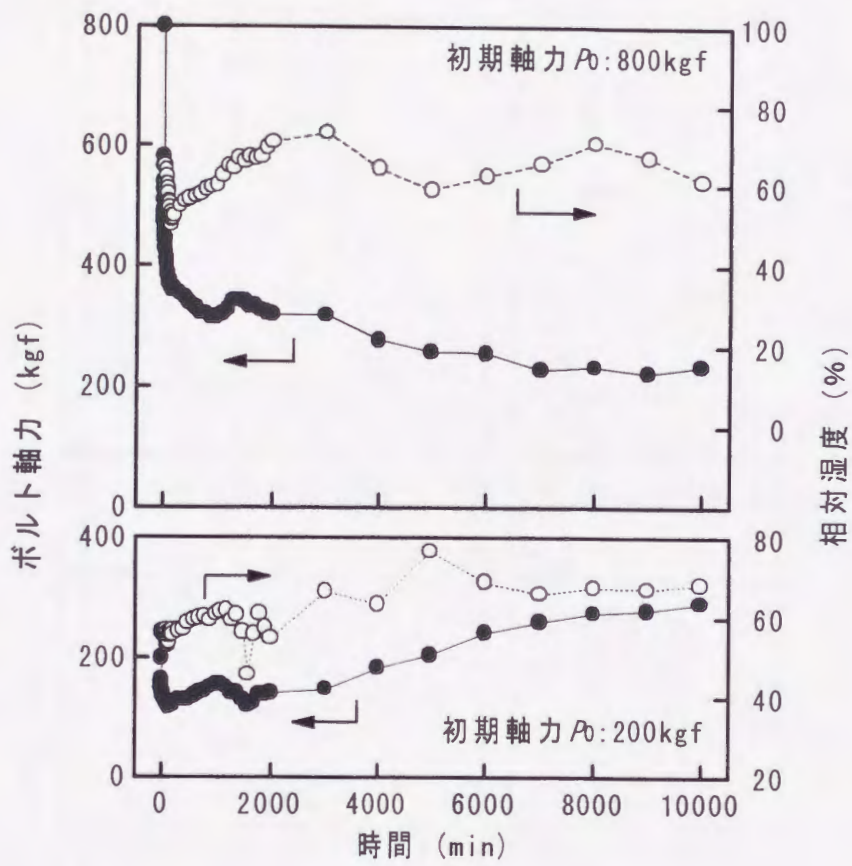


図2.1.7 締付け後の相対湿度の変化に伴うボルト軸力の変化

- : ボルト軸力 (kgf)
- : 相対湿度 (%)

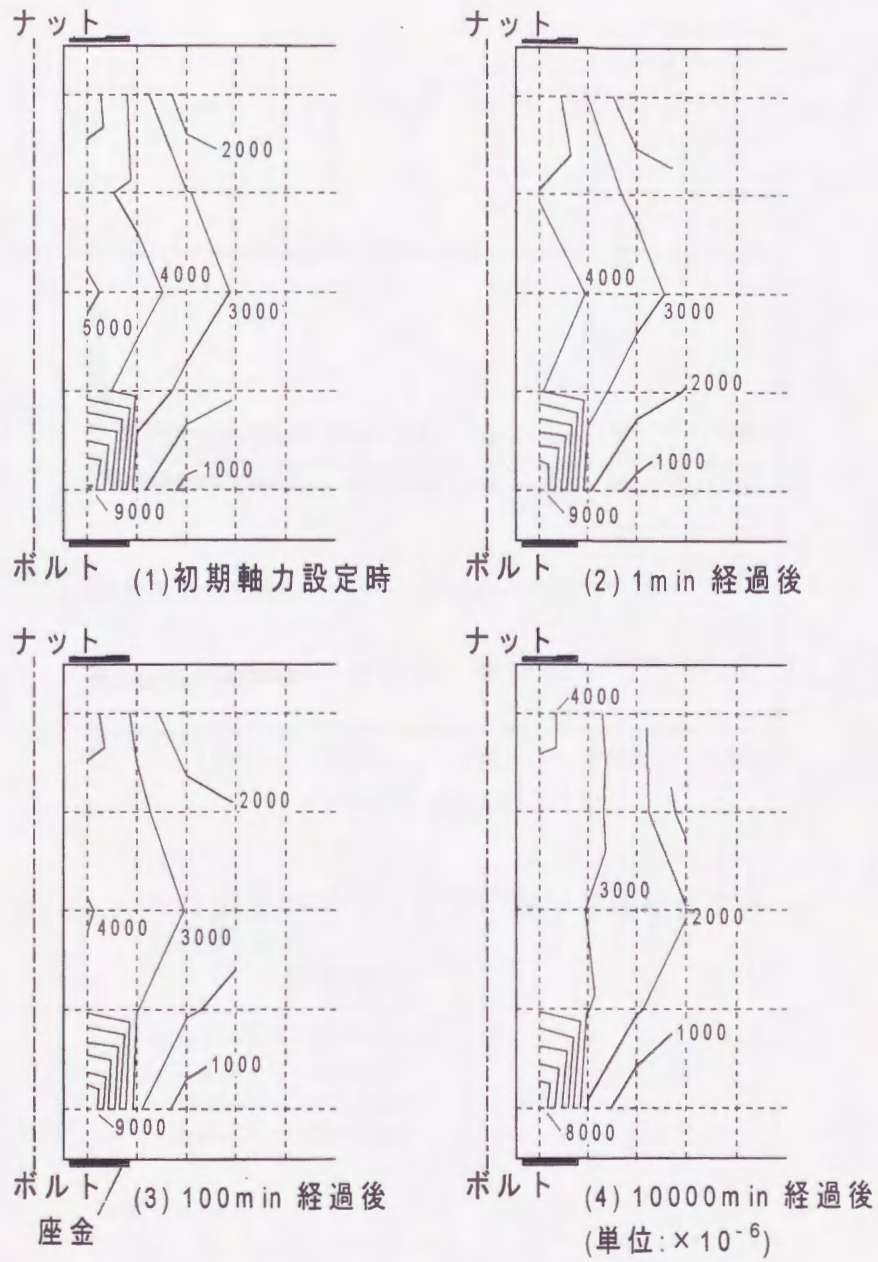


図2. 1. 8 緩和過程におけるひずみ分布の推移
初期軸力 P_0 : 1088. 8kgf

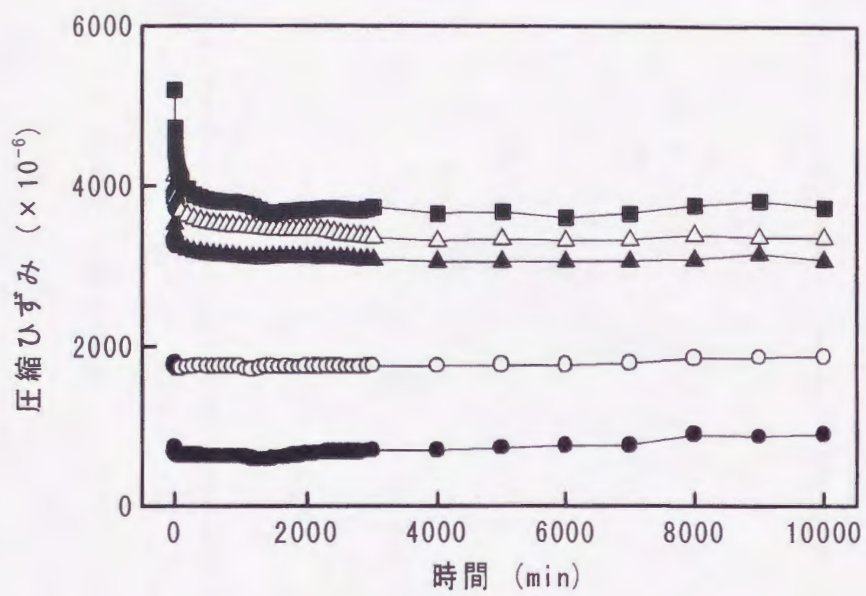


図2.1.9 木材中央部ボルト近傍における圧縮ひずみの経時変化

- 初期軸力
- : 200kgf
 - : 400kgf
 - ▲ : 600kgf
 - △ : 800kgf
 - : 1000kgf

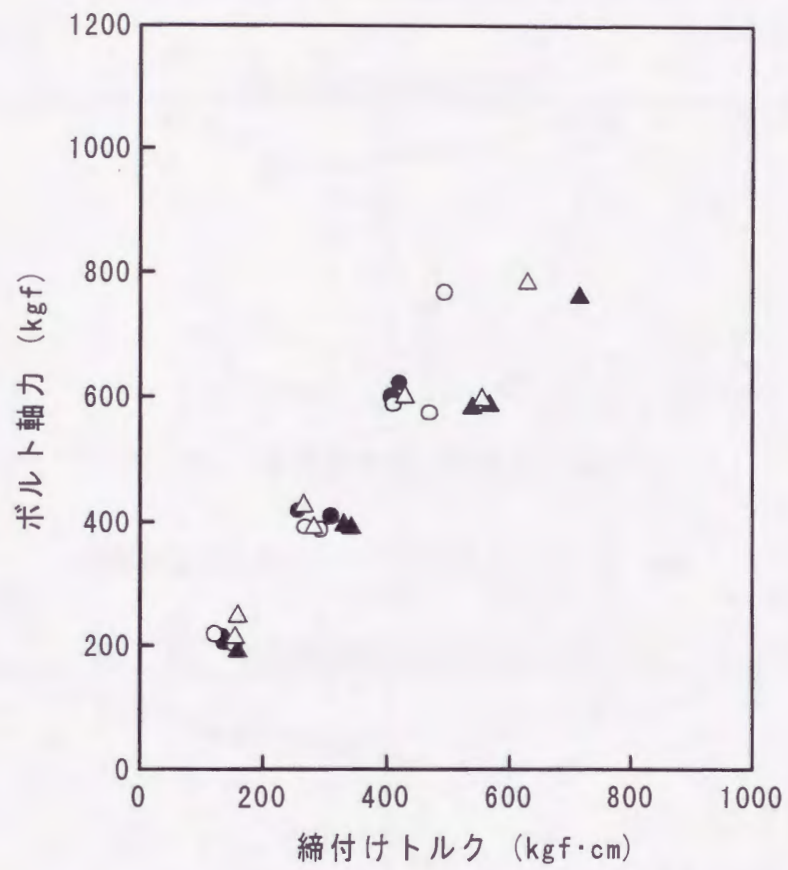
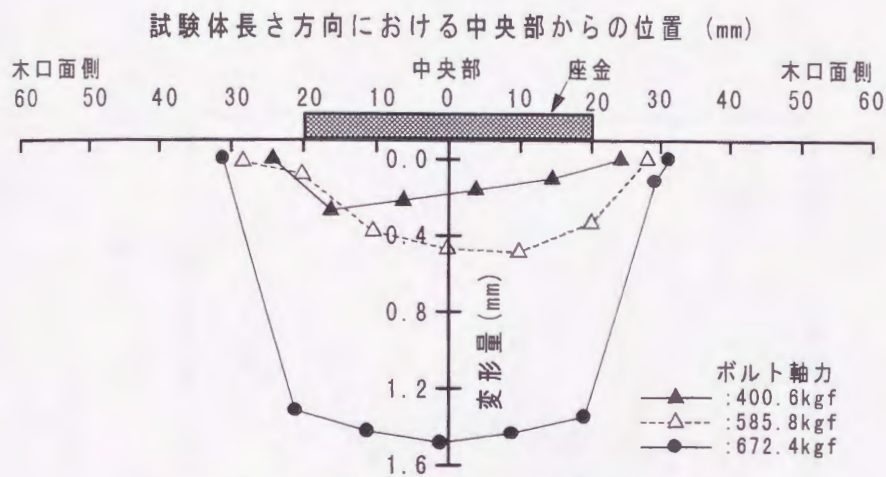
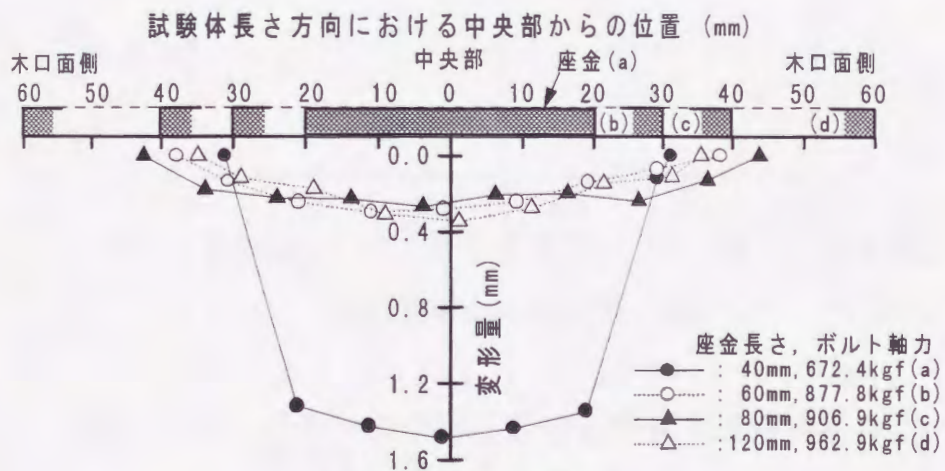


図2.1.10 座金長さが異なるときの締付けトルクとボルト軸力との関係
座金長さ(木材繊維方向に沿った寸法)

- : 40mm
- : 60mm
- ▲ : 80mm
- △ : 120mm



(1) ボルト軸力の影響 (座金長さ40mm)



(2) 座金長さの影響

図2.1.11 座金の食込みによる材面の変形に及ぼす
ボルト軸力及び座金長さの影響
座金長さ: 木材繊維方向に沿った寸法

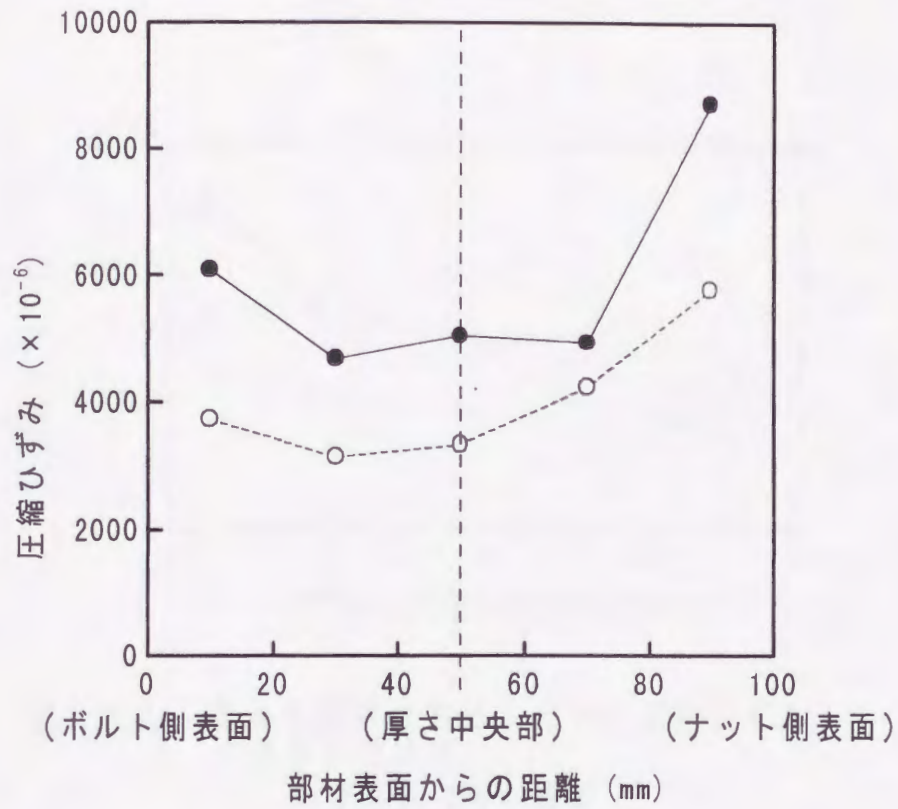


図2.1.12 ボルト穴近傍における部材の圧縮ひずみの厚さ方向分布
 座金長さ(木材繊維方向に沿った寸法)
 ● : 40mm
 ○ : 80mm

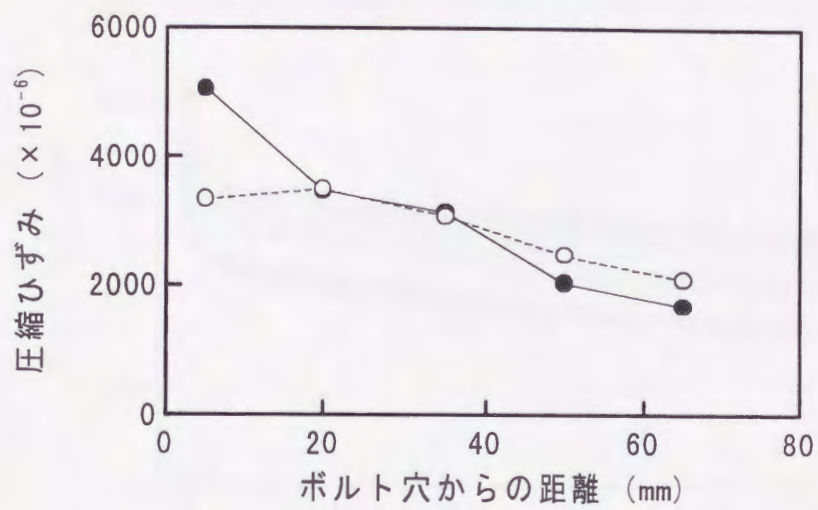


図2.1.13 板厚中央部における部材の圧縮ひずみの長さ方向分布
 座金長さ（木材繊維方向に沿った寸法）
 ● : 40mm
 ○ : 80mm

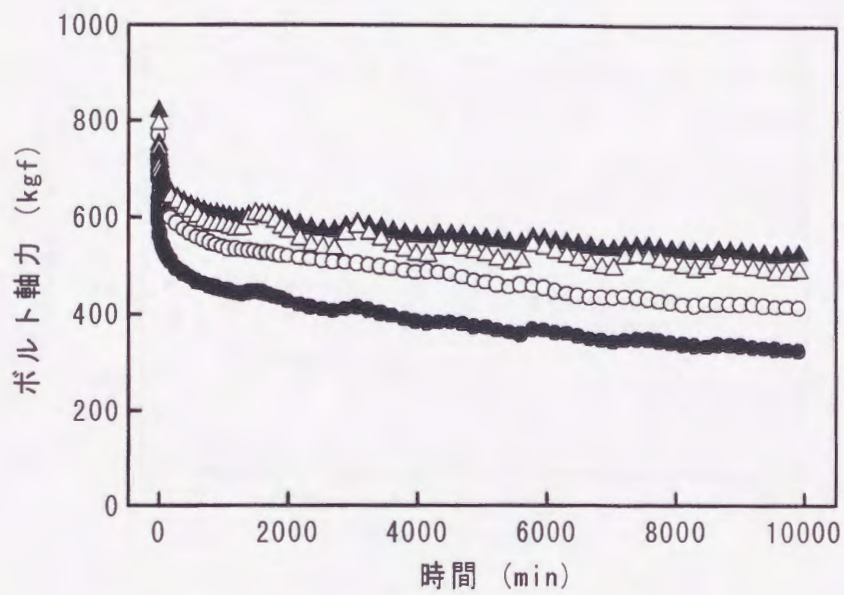


図2.1.14 各種座金長さにおけるボルト軸力の
経時変化

- 座金長さ（木材繊維
方向に沿った寸法）
- : 40mm
 - : 60mm
 - ▲ : 80mm
 - △ : 120mm

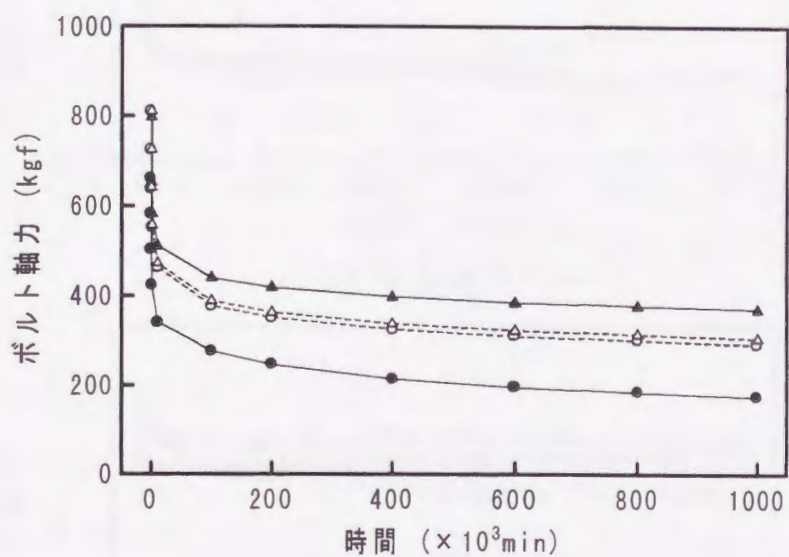
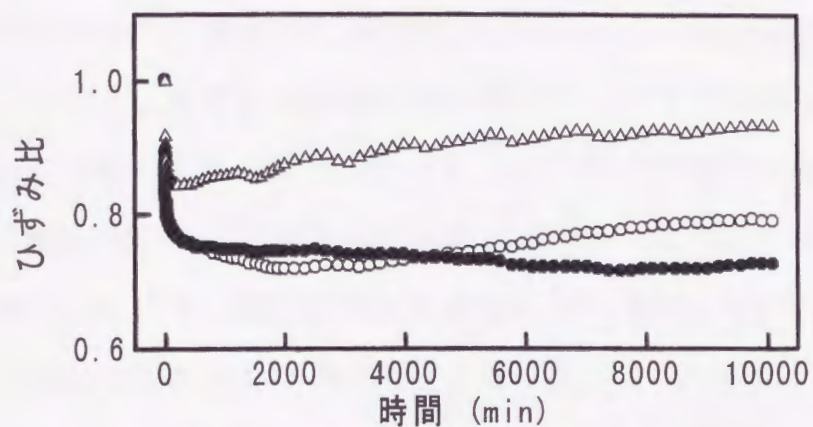
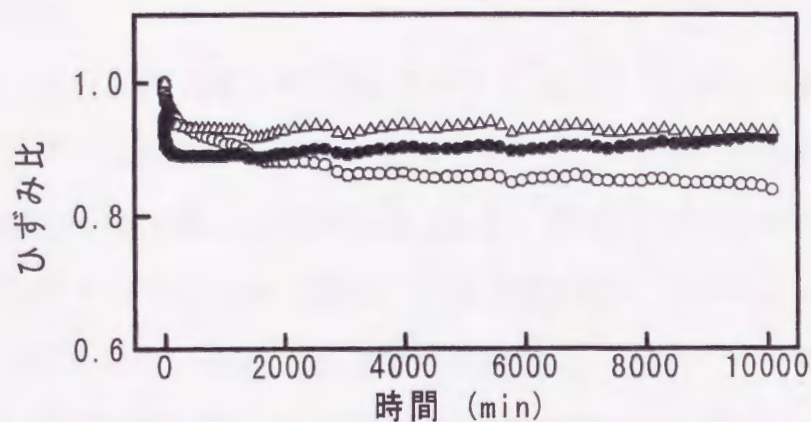


図2.1.15 座金長さが異なる場合のボルト軸力の推定値
 座金長さ (木材繊維方向に沿った寸法)
 ● : 40mm
 ○ : 60mm
 ▲ : 80mm
 △ : 120mm



(1) 座金長さ40mm



(2) 座金長さ120mm

図2.1.16 座金長さ40mm及び80mmにおける
ひずみ比の経時変化

- ：ボルト頭部側表面から10mm、ボルト穴周縁から5mmの位置
- ：ボルト頭部側表面から50mm、ボルト穴周縁から5mmの位置
- △：ボルト頭部側表面から50mm、ボルト穴周縁から65mmの位置

$$* \text{ひずみ比} = \frac{\text{所定時間経過後のひずみ量}}{\text{締付け直後のひずみ量}}$$

座金長さ：座金設置における木材繊維方向の寸法

2章 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

前節において、木材相互のボルト接合部では、ボルト軸力は締付け直後数分間に大きく緩和し、その後、1000分程度までにはほぼ半減し、それ以降は周囲の湿度変化の影響を受け、緩和傾向が乱されることが確認された。本研究では、さらに、湿度が変動する環境条件下における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するため、緩和過程におけるボルト軸力及び材内圧縮ひずみの経時変化について、締付け時の木材の初期含水率を変え、そして緩和過程での繰返し湿度変化を与えて実験を行った。

1. 実験方法

供試材としては、第2章1節(表2.1.1)と同じく、100mm角のスプルーを用い、ボルト締付けが木材の放射方向になるように木取り、その断面中央部で縦方向に分割した片面の図2.1.2に示す所定の位置(木材の厚さ方向中央部のボルト穴近傍:点A、木材の表層部ボルト穴近傍:点B)にひずみゲージを貼付した後、再び分割材同士をレゾルシノル樹脂接着剤を用いて、常温で接着集成して1週間養生した木材を試験体とした。なお、試験体の長さは200mmとし、試験体の両端面(木口面)にはシリコンシーリング剤で防湿処理を施した。ボルト穴は試験体の長さ及び幅方向の中央部に、直径12mmのドリルを用いてあけ、木造住宅に汎用されている直径12mm、長さ140mmのボルト及び長さ、幅ともに40mm、厚さ4.5mmの軟鋼座金を供試した。ボルト軸力の測定は、第2章1節と同様の方法を用いて行った。本実験では、初期ボルト軸力を600kgfに設定し、ボルト締結後20000分(約2週間)の期間にわたって緩和過程におけるボルト軸

力及び材内に分布する圧縮ひずみの経時変化を求めた。なお、本研究での実験条件は大きく分けて以下の2通りとした。

実験(1) 締付け時の木材初期含水率に関する実験

ボルト軸力緩和に対する木材の初期含水率の影響を検討するために、自然放置による繊維飽和点付近の約25～28%の高含水率状態、あるいは温度50℃で乾燥させた11～14%の気乾状態と6～9%の低含水率状態の3段階の含水率レベルの試験体を作製し、温度25℃、関係湿度(RH)60%、平衡含水率(EMC)約11.7%の一定条件下で実験を行った。なお、実験開始時及び終了時における材内含水率分布測定は横断面を25に分割して行った。また、全面を防湿処理した試験体について同様の実験を行い、比較検討した。

実験(2) 繰返し湿度変化に関する実験

気乾状態の試験体に対して、恒温恒湿器により温度は20℃に一定、関係湿度はボルト締結時に60%(EMC約11.8%)とし、その後1日経過毎に90%(EMC約20.5%)→60%→90%…と繰返し変化を与えて実験を行った。なお、ここでも実験(1)と同様に、別途、全面防湿処理した試験体についても実験して比較検討した。

2. 木材の初期含水率の影響

初期ボルト軸力を600kgfに設定し、各種の初期含水率の木材をボルト締結した場合における一定環境条件(25℃、RH60%)下でのボルト軸力の経時変化を図2.2.1に示す。ボルト軸力の緩和挙動は、初期含水率の高いものほど大きくなる傾向を示した。とくに高含水率の試験体では、木材の乾燥による収縮が著しく、締付け後比較的早い時期に軸力が消失した。これに対し、低含水率の試験体では軸力が低減するよりも、逆に木材の膨

潤により増加するような挙動が見られた。

つぎに、木材内の圧縮ひずみの経時変化について図 2.2.2 に示す。材内圧縮ひずみは、高含水率の場合、非常に大きな増大傾向を示し、とくに表層部（図 2.1.2 の点 B）の付近で著しく増大した。その間の含水率分布の変化を見ると、高い初期含水率の場合、とくに表面部において大きく乾燥していたことから、この圧縮ひずみの増大は木材の乾燥による収縮であると考えられる。また、気乾状態の場合では、全体的にわずかな乾燥が起っており、内層部（図 2.1.2 の点 A）での圧縮ひずみの増加が見られた。一方、設定された環境条件に相当する平衡含水率よりも低い初期含水率の場合では、内層部よりむしろ表面層付近で含水率増加傾向が見られ、吸湿による膨張のために表層部（点 B）において圧縮ひずみがわずかに減少した。

木材の全面を防湿処理した場合におけるボルト軸力の経時変化を図 2.2.3 に示す。防湿処理無しの場合と同様に、木材の初期含水率が高いものほど、締付け直後に著しいボルト軸力の緩和を示した。その後は、防湿処理無しの場合とは異なり、変動の少ない安定した緩和挙動を示し、初期含水率の違いによる軸力緩和には大きな差は見られなかった。また、低含水率の場合に生じたような時間経過に伴う軸力の増加への転移や、高含水率の場合のように軸力が完全に消失してしまうような傾向は見られなかった。

以上のことから、締結直後の緩和挙動は、木材の初期含水率の違いによる材質の差に依存し、その後の緩和過程における高含水率材での軸力緩和の著しい増大や、低含水率材での軸力緩和の抑制挙動は、木材の初期含水率の違いによる材質の差よりむしろ木材の吸脱湿による膨張収縮に起因していることが認められた。

3. 繰返し湿度変化の影響

ボルト締結後、周囲の湿度を繰返し変化させた場合（1日毎に60%、90%、60%、・・・）のボルト軸力の経時変化を図2.2.4に示す。木口面のみを防湿処理した通常の試験体において、ボルト軸力は低湿度期間で減少し、高湿度期間で増加に転じる挙動を繰返し、その増加・減少の割合は、日数が経過するにつれて増大する傾向が見られた。

また、処理なしの通常の場合は、木材の全面を防湿処理した場合と比較して、ボルト軸力は著しい緩和が生じるごく初期を除く、その後の低湿度期間、高湿度期間のいずれにおいても、湿度の変化に敏感に反応した緩和挙動を示しながら顕著に変動した。また、処理なしの前者は処理した後者に比べ、ボルト軸力が低いレベルで推移したが、これは、ボルト締結による圧縮応力下で木材が乾燥・吸湿を繰返しており、いわゆる圧縮セットの効果による座金近傍の木材部分の収縮に起因しているものと考えられる。

材内圧縮ひずみの経時変化について図2.2.5に示す。材内圧縮ひずみは、表層部（図2.1.2の点B）の場合、低湿度期間には木材収縮のため増加し、高湿度期間では木材膨張のために減少しながら、全体的に低減する傾向がみられた。一方、中央部（図2.1.2の点A）では湿度の変動に対して圧縮ひずみの変化は比較的緩やかで、表層部とはほぼ逆の挙動を示しながら同じく全体的に低減する傾向を示した。すなわち、両点における圧縮ひずみは、試験期間全体を通して減少傾向を示したが、これはボルト軸力の緩和と高湿度期間における木材の膨張の累積によるものと考えられる。

初期軸力設定後11日目から13日目までの繰返し湿度変化の1サイクルにおけるボルト軸力及び材内圧縮ひずみの変化を一層詳細に図2.2.6に示す。ボルト軸力は、湿度を低湿度から高湿度へあるいは高湿度から低湿度へ変化させた直後にそれぞれ増加あるいは減少しており、ボルト軸力は周

囲の湿度変化に敏感に反応していることが認められた。

圧縮ひずみについては、表層部（点 B）では湿度を変化させた時点に対して圧縮ひずみが増加または減少へ転換し始める時点が若干遅れる、いわゆるタイムラグが生じた。一方、内層部（点 A）においては、そうした時間差なしで表層部（点 B）とはほぼ逆の挙動をとって、ボルト軸力の変化と同時に対応していることが明らかになった。

低湿度期間では木材の表層部が収縮して圧縮ひずみが増加し、それに伴ってボルト軸力、すなわち圧縮圧力が減少するために、内層部では圧縮ひずみは表層部とは逆に減少すると考えられる。一方、高湿度期間では、木材の表層部が膨張して圧縮ひずみが減少し、それに伴い圧縮圧力が増加し、中央部の圧縮ひずみは増加することが考えられる。

したがって、材内のひずみは、表層部では吸脱湿で生じる膨張、収縮そのものによって直接変化するが、中央部では表層部の膨張、収縮に起因する圧縮圧力の変化に支配されるものと考察できる。なお、湿度を変化させた時点に対して表層部 B での圧縮ひずみ増減の転換時点が若干遅れる現象、いわゆるタイムラグを生じた原因として次のことが考えられる。表面から 10mm 内部にある測定点 B でのひずみ変化は、湿度を変化させた時点からしばらくの間においては、ごく表面部分での膨張、収縮により生じる圧縮圧力の増減に支配される。その後、測定点 B においても湿度変化により引き起こされた吸脱湿が始まり、ひずみ変化は圧縮圧力よりもむしろ膨張、収縮そのものの影響を受けるようになる。つまり、点 B でのひずみ変化を支配する主な要因が圧縮圧力から膨張、収縮に移行するまでに多少時間を要するために時間差が生じたものと考えられる。

4. 摘要

木材相互のボルト接合部におけるボルト軸力及び木材内圧縮ひずみの経時変化について、締付け時の木材初期含水率の差異及び緩和過程での繰返し湿度変化が緩和挙動に及ぼす影響について検討を行った結果、次のことが明らかになった。

(1) ボルト軸力の緩和は木材の初期含水率に大きく左右される。すなわち、ボルト軸力は、高含水率の木材をボルト締結した場合には木材の脱湿による収縮で著しく緩和し、逆にその環境条件に相当する平衡含水率より低い含水率の木材の場合では木材の吸湿による膨張で緩和が抑制される傾向を示した(図 2.2.1、図 2.2.3)。

(2) 繰返し湿度変化過程において、ボルト締結部の木材内のひずみ挙動は、表層部では吸脱湿による木材自身の膨張、収縮を示し、それによるボルトの締付力の増減に伴って内層部では圧縮ひずみが増減する特異な挙動を示した(図 2.2.2)。

(3) ボルト軸力は、表層部の吸湿による膨張で増大、脱湿による収縮で減少の一連のサイクルをたどりながら全体的に緩和が進行し、その緩和の度合は木材を全面防湿処理することによってかなり小さくできることが明らかになった(図 2.2.4、図 2.2.5)。

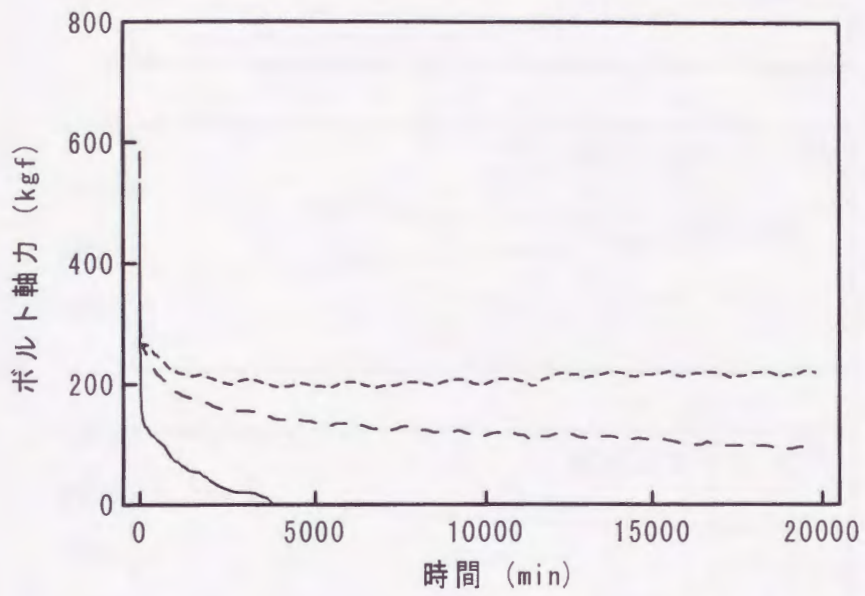


図2.2.1 一定環境条件 (25°C, RH60%) 下でのボルト軸力の緩和挙動に及ぼす木材の初期含水率の影響

初期含水率
 ----- : 8.3%
 - - - - - : 13.7%
 _____ : 25.8%

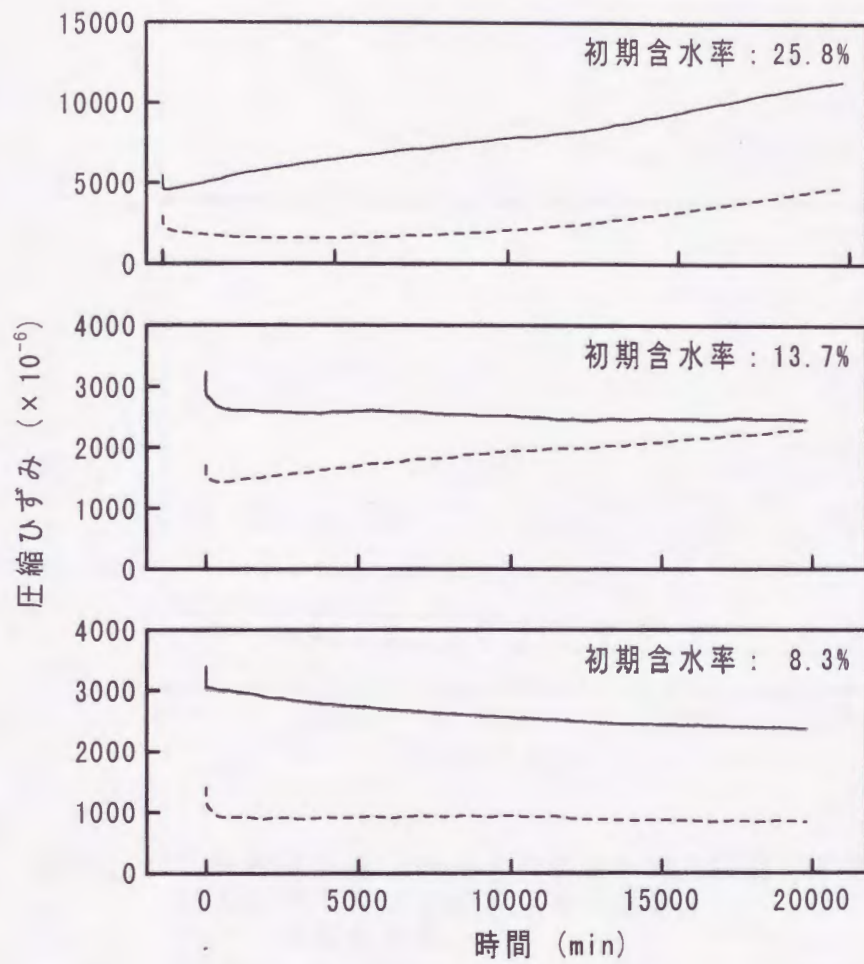


図2.2.2 一定環境条件 (25°C, RH60%) 下での各種初期含水率における部材中の圧縮ひずみの経時変化
 ----- : 点A (厚さ中央部)
 ————— : 点B (表層部)
 いずれも図2.1.2参照

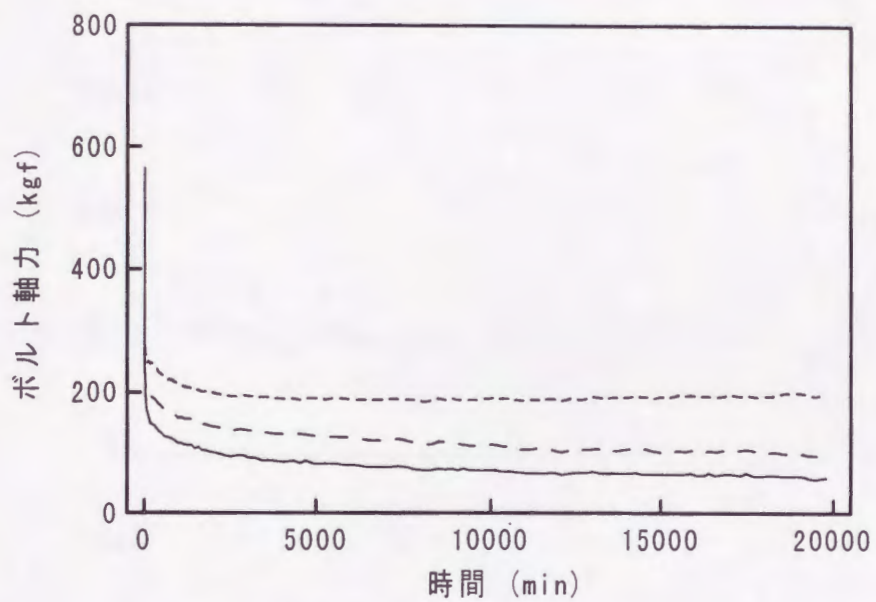


図2.2.3 防湿処理を施した場合のボルト軸力の緩和挙動に及ぼす木材の初期含水率の影響

初期含水率

- : 7.9%
- - - - : 12.2%
- : 24.8%

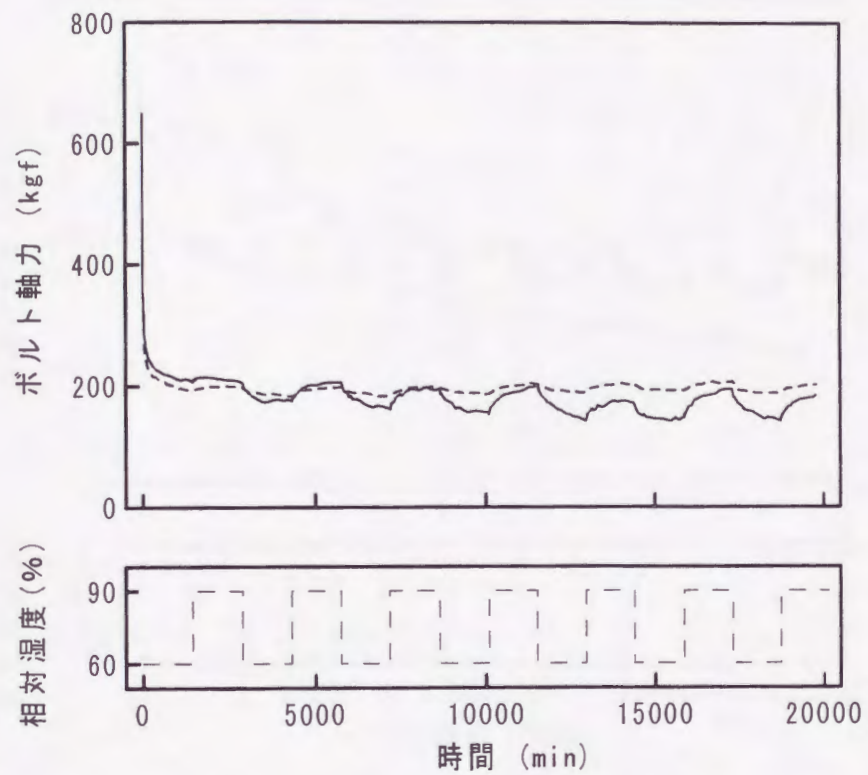


図 2. 2. 4 繰返し湿度変動下におけるボルト軸力の
経時変化

—— : 防湿処理無し
 - - - : 防湿処理有り

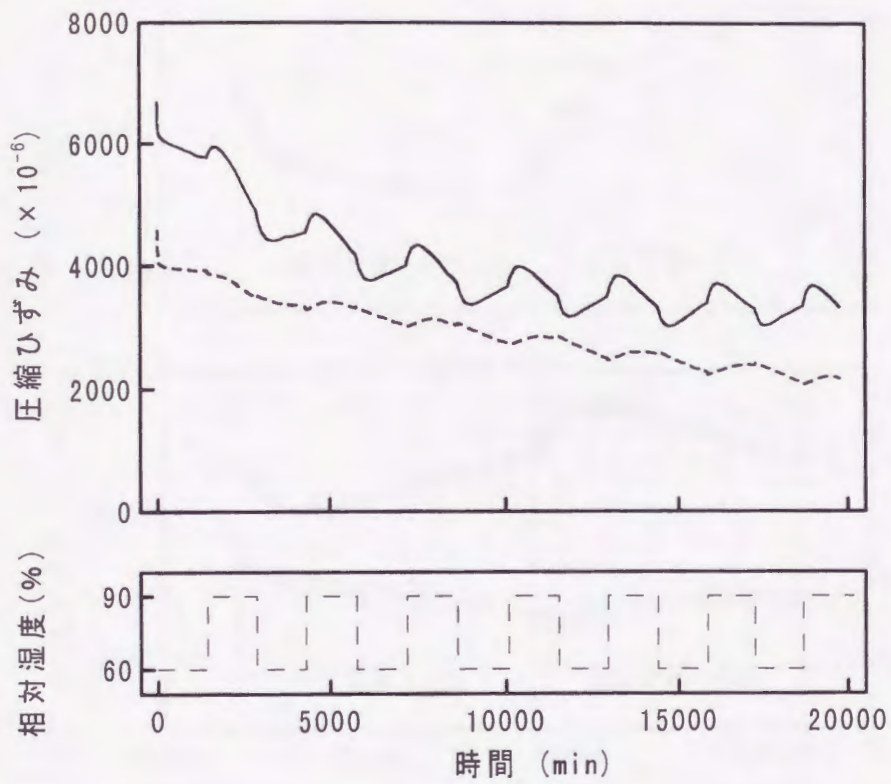


図2.2.5 繰返し湿度変動下における部材内圧縮ひずみの経時変化

- : 点A (厚さ方向中央部)
 - : 点B (表層部)
- いずれも図2.1.2参照

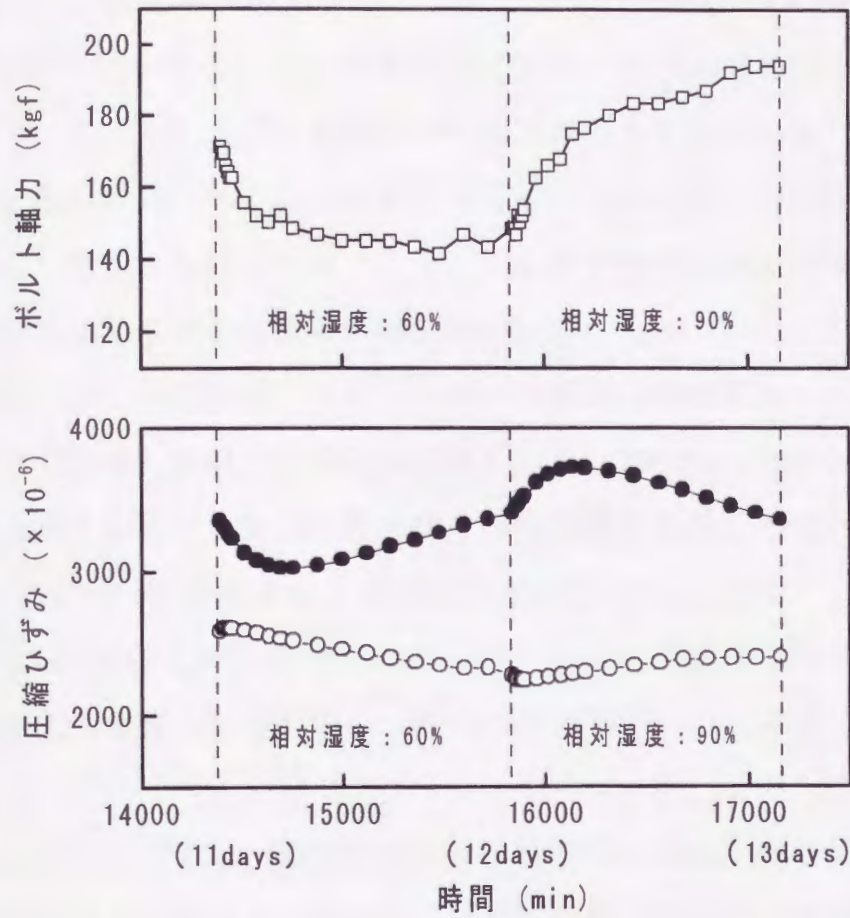


図2.2.6 繰返し湿度変化1サイクルにおけるボルト軸力及び部材内圧縮ひずみの経時変化
 ○ : 点A (厚さ方向中央部)
 ● : 点B (表層部)
 いずれも図2.1.2参照
 () : ボルト締結直後からの湿度変動条件下に置かれた日数