



| | |
|------------------|---|
| Title | 木材接合部の基礎性能 : 2. 木材のボルト面圧性能 |
| Author(s) | 平井, 卓郎; HIRAI, Takuro |
| Citation | 北海道大學農學部 演習林研究報告, 46(4), 967-988 |
| Issue Date | 1989-08 |
| Doc URL | https://hdl.handle.net/2115/21311 |
| Type | departmental bulletin paper |
| File Information | 46(4)_P967-988.pdf |



木材接合部の基礎性能

2. 木材のボルト面圧性能

平井卓郎*

Basic Properties of Mechanical Wood-Joints

2. Bearing Properties of Wood under a Bolt

By

Takuro HIRAI*

要 旨

木材のボルト接合部設計用の基礎資料とするため、構造用木材のボルト面圧性能試験を行った。試験材料はスプルース、ヘムロック、ダグラスファーの3樹種とし、ボルト径8~20 mmの範囲で、木材の繊維方向、繊維に垂直方向の2方向に面圧荷重を加えた場合について検討した。試験結果より、指数関数型曲線を基本とし、木材の気乾比重とボルト径を変動因子とする実験式を求めた。

キーワード： 接合部性能、面圧性能、最大面圧応力、非弾性変形。

1. 結 言

釘、ボルトその他の金属接合具を用いた木材接合部では、これらの接合具が木材中に打ち込まれあるいは挿入された状態で、曲がりながら木材中にめり込んで行くことによって変形を生じ、最終的に木材が割裂または剪断破壊するか、あるいは許容限界を越えた過度の変形を生じることによって実用的な耐力が失われる。普通に使用されている主要な金属接合具のうち、釘のように形状や寸法(特に径と長さの比)が定まっているタイプの接合具の場合には、1面剪断試験によって直接その変形性能を測定するといった方法も十分有効であるものと思われる。しかし、ボルトやドリフトピンのように、骨組部材の断面設計に応じて径と長さの比が変わるようなタイプの接合具では、そのような直接的な性能把握を行おうとすると、その都度実験が

1989年2月28日受理 Received February 28, 1989.

* 北海道大学農学部林産学科木材加工学講座

Laboratory of Wood Engineering, Faculty of Agriculture, Hokkaido University, Sapporo 060

必要になり、現実的にはなかなか大変である。一方、このような実験的な性能把握とは別に、弾性床上の梁理論を用いた数値解析手法の適用もいくつか試みられており、その実用的な有効性も既に検証されている^{1,2)}。一旦このような数値解析手法が確立されると、接合部の形状や寸法、また使用する木材の種類が変わっても、比較的短時間で接合部性能を計算予測することが出来るので、ボルトタイプの接合具には非常に有効な方法となり得るものと思われる。この弾性床上の梁理論に従うと、接合部の変形性能は接合具の径、長さ、曲げ性能と、接合具が曲げ変形を生じない状態で木材中にめり込んで行くときの変形特性を示すいわゆる釘、ボルト面圧性能によって決まる^{3,4)}。したがって、接合部性能の定量的な計算予測を実用的レベルで可能にするためには、合理的な理論計算式の誘導や使いやすい数値解析プログラムの開発とともに、主要な構造用木材についての面圧性能データが用意されていなければならない。しかし、近年数値解析手法に関する研究が大きく進展してきたのに比べ、基礎性能データの蓄積とその評価法に関する研究は非常に乏しく、このことがこの種の解析手法が実際の建築設計サイドでなかなか有効に利用されるようにならない大きな障害の一つとなっているように思われる。以上のような視点から、この研究では一般に構造用材として用いられている針葉樹材のうち代表樹種として3樹種を選んでボルト面圧試験を行い、木材の比重とボルト径を指標とした実験式の誘導を試みた。なお、この研究は農林水産省特別試験研究「木構造接合部の変形と耐力の解析に関する研究」の一部として実施したものである。

2. 材料と試験方法

この研究では、構造用材として普通に市販されている針葉樹材で、木構造計算規準⁵⁾に示されている接合部設計用の3樹種グループ、J1（高比重）、J2（中比重）、J3（低比重）の中か

Table 1. Basic properties of test materials

| | | RW (mm) | r_u | u (%) | σ_c (kg/cm ²) | τ (kg/cm ²) | MOE (t/cm ²) |
|-------------|------|--------------|-------|------------|-------------------------------------|---------------------------------|-------------------------------|
| Spruce | Avg. | 1.6 | 0.41 | 14.3 | 288 | 57 | 85 |
| | Min. | 0.9 | 0.38 | 12.4 | 245 | 53 | 67 |
| | Max. | 3.0 | 0.43 | 15.5 | 332 | 67 | 107 |
| Hemlock | Avg. | 3.2 | 0.47 | 15.2 | 399 | 74 | 122 |
| | Min. | 1.0 | 0.43 | 14.2 | 323 | 54 | 82 |
| | Max. | 8.4 | 0.54 | 15.8 | 483 | 93 | 152 |
| Douglas-fir | Avg. | 4.6 | 0.51 | 15.3 | 401 | 88 | 120 |
| | Min. | 2.9 | 0.44 | 13.9 | 341 | 71 | 98 |
| | Max. | 6.6 | 0.55 | 17.0 | 448 | 104 | 140 |

RW : Average annual ring width; r_u : Specific gravity;
 u : Moisture content; σ_c : Compressive strength;
 τ : Block shear strength; MOE : Modulus of elasticity.

ら、ダグラスファー (J1)、ヘムロック (J2)、スプルース (J3) の3種を代表樹種として選んだ。試験材料の基礎材質は Table 1 に示す通りで、3樹種全体で気乾比重 0.38~0.55 の範囲となっている。これらの材料を用いて、Fig.1(a), (b) に示されるような方法で2面剪断型のボルト面圧試験を行い、ボルト (鋼製丸棒) の木材中へのめり込み変位と最大荷重を測定した^{6,8,9)}。負荷にはオルゼン型の万能試験機を用いたが、荷重ヘッドの変位速度を約 1 mm/min. とした。試験用ボルト (鋼製丸棒) の径は 8, 12, 16, 20 mm (先孔径 8.5, 12.5, 16.5, 20.5 mm) の4種類とし、木材の繊維方向および繊維に垂直方向の2方向に荷重を加えた。試験体数は各試験条件につき6体、計144体とした。木材の釘、ボルト面圧試験では初期的に見かけの直線域が現れるが、この直線域は低い応力レベルから既に回復不能の非弾性変形を含んでいる^{4,7)}。しかし、繰り返し負荷を与えると、応力レベルや繰り返し回数によらずおおむね一定の傾きを示す部分が現れ、ほぼ弾性変形 (ただし非線形弾性ループを描く) と考えて良い挙動を示すことが知られている^{3,4)}。したがって、面圧試験を行う場合には途中少なくとも1回の除荷、再負荷を与えることが望ましいものと考えられる。その際、ボルト先孔の切削面の仕上がり状態によって、初期的な変形挙動が影響を受け易いボルト面圧試験では、平滑に仕上げた材面に釘をめり込ませて行く釘面圧試験と異なり、ある程度の荷重ないしめり込み変位を与え

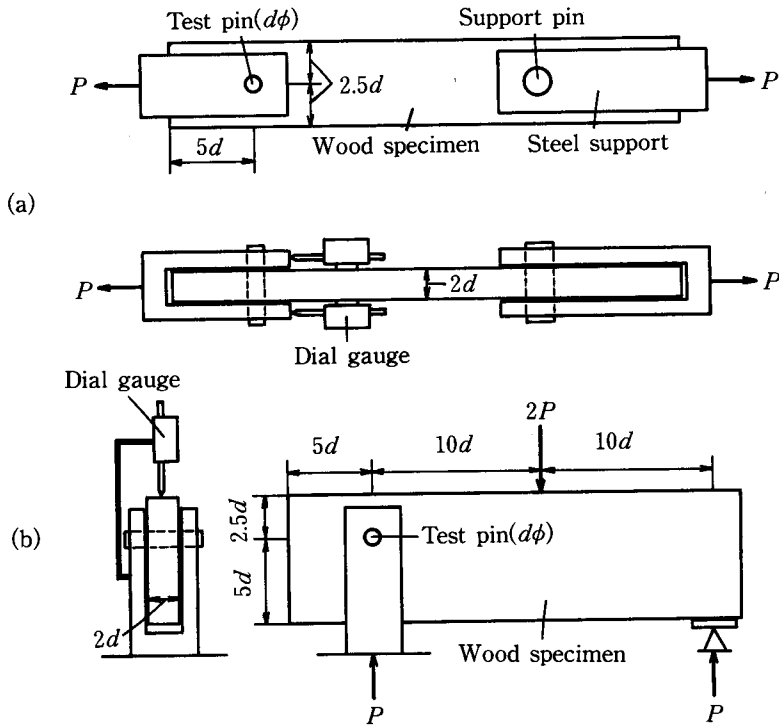


Fig. 1. Specimen geometries and testing methods. Where $d=8, 12, 16$ and 20 mm.
 (a) Loads parallel to the grain.
 (b) Loads perpendicular to the grain.

Table 2. Effects of cyclic load level and repetition of cycle on the elastic bearing constant k_{oe} with loads perpendicular to the grain

| Repeat time | Cyclic load level (kg) | | | | | |
|-------------|------------------------|------|------|------|------|------|
| | 200 | 250 | 300 | 350 | 400 | 450 |
| 1 | 3.09 | 3.43 | 3.70 | 3.56 | 3.29 | 3.13 |
| 2 | 3.25 | 3.56 | 3.53 | 3.56 | 3.50 | 3.22 |
| 3 | — | 3.63 | 3.56 | 3.50 | 3.31 | 3.31 |
| Avg. | 3.17 | 3.54 | 3.60 | 3.54 | 3.37 | 3.32 |

Bolt diameter $d=16$ mm (Unit: t/cm³)

Table 3. Effect of cyclic load level on the elastic bearing constant k_{oe} with loads parallel to the grain

| Cyclic load level (kg) | | | | | | | |
|------------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 600 | 700 | 800 | 900 | 1000 | 1100 | 1200 | 1300 |
| 10.5 | 10.8 | 11.2 | 11.4 | 11.6 | 11.5 | 11.5 | 11.2 |

Bolt diameter $d=16$ mm (Unit: t/cm³)

Table 4. Cyclic load level

| Bolt diameter (mm) | 8 | 12 | 16 | 20 |
|----------------------------------|---------------|-----|----------------|------|
| Loads parallel to the grain | 240 (200)* | 500 | 1000 (900)* | 1500 |
| Loads perpendicular to the grain | 100 | 200 | 300 | 400 |

* For spruce specimens. (Unit: kg)

ないと一定の傾きを得られない可能性がある。そこで、木材の繊維に垂直方向に荷重を加える場合について、径 16 mm のボルト（鋼製丸棒）を用いて Table 2 に示すような条件で予備試験を行い、繰り返し荷重レベルと繰り返し数の影響を調べた。また、この結果から繰り返し数の影響があまりないことが認められたので、木材の繊維方向に荷重を加える場合について、同じく 16 mm ボルト（鋼製丸棒）を用いて Table 3 に示すように繰り返し荷重レベルの影響を調べた。これらの予備試験の結果から、本試験では Table 4 に示す荷重で一旦除荷した後、試験体が破壊するまで再負荷することにした。

3. 実験結果と実験式誘導

3.1 実験式の誘導方法

上に述べたような方法で木材のボルト面圧試験を行うと、Fig. 2(a)のような、面圧応力 σ_b （ボルトの単位投影面積あたりの荷重）とめり込み変位量 e との関係が得られる。図に見られる負荷初期の急激なめり込み変位 e_i には、ボルト先孔のクリアランスや切削面の仕上がり

状態の影響の他に、試験体のセッティング状態等の影響も加わるためバラツキが大きく、また実験式をあてはめる際にもなかなか扱いが難しい。そこで、とりあえず Fig. 2(b) のように原点 O を O' に移動していったん e_i を除いた曲線について実験式をあてはめ、それに初期めり込み変位 e_i を加えるという方法をとることにした。この研究では更に Fig. 2(a), (b) の繰り

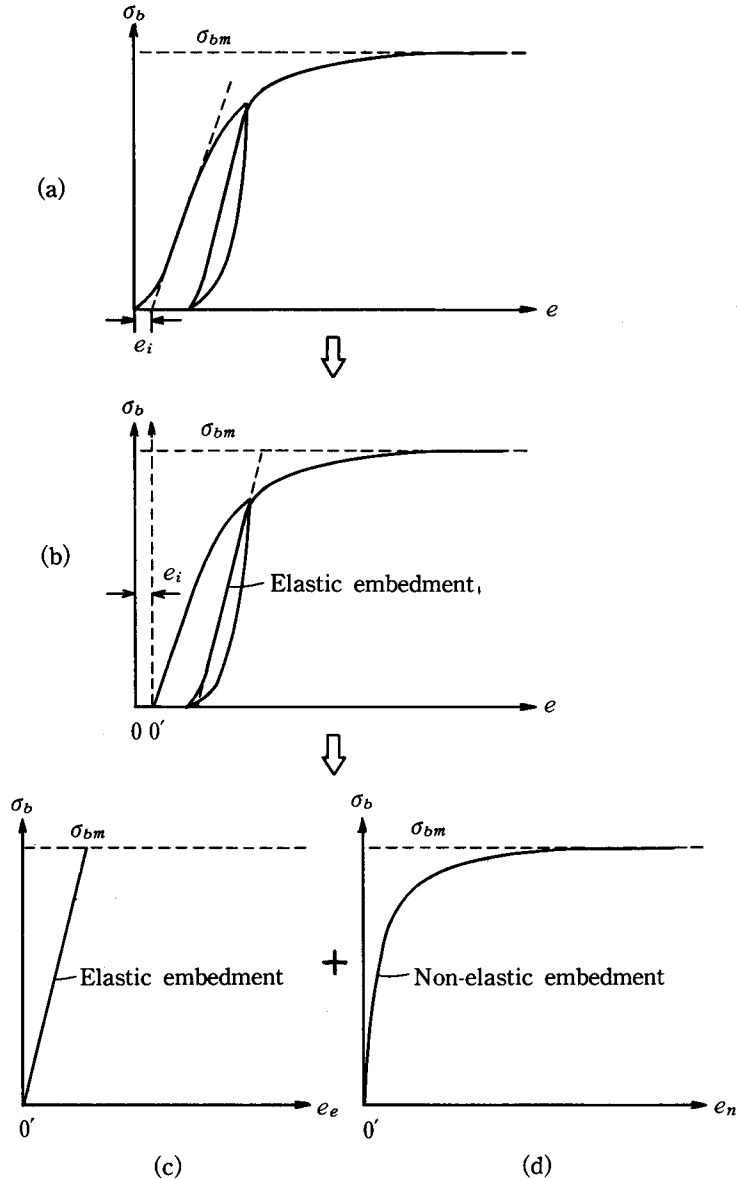


Fig. 2. Interpretation and analysis of test data.

- (a) Original test result.
- (b) Reexpression of initial large embedment.
- (c) Relationship between bearing-stress and elastic embedment.
- (d) Relationship between bearing-stress and non-elastic embedment.

返し負荷部分に見られる直線域を弾性変形部分、全体の面圧応力—めり込み曲線からこの弾性変形部分を差し引いた残りの部分を非弾性変形部分とみなして、Fig. 2(b)の面圧応力—めり込み曲線を Fig. 2(c)と(d)の和として表すことにした。したがって、面圧応力 σ_b のときの全めり込変位 e は次のように表される。

$$e = e_e(\sigma_b) + e_n(\sigma_b) + e_i \quad (1)$$

ここで、 e_e = 弾性めり込み変位

e_n = 非弾性めり込み変位

このように表現しておく、任意の応力レベルで除荷、負荷が繰り返されたときの履歴曲線の形状をおおまかに知ることが出来る。もちろん、ここでは繰り返し負荷時の変形挙動が除荷時、負荷時とも Fig. 2(c)の直線上に乗っていると仮定していることになるので、正確な履歴曲線を知りたいときには適用出来ない。また、一般的な非線形弾性の取り扱い方に従えば、繰り返し負荷時に得られるループの上端と下端とを結んだ直線の傾きを用いて弾性変形部分を計算するのが適当であるように思われる。しかし、実際のボルト面圧試験では荷重を除いたときのめり込み変位の戻りが、個々の試験体の加工精度やセッティング状態、負荷速度等によってかなり影響を受け、ループ下端点の取り扱いがなかなか難しい。そこで、繰り返し負荷時に得られる割合ははっきりした直線域の傾きを用いて弾性めり込み変位を求めることにしたわけである。

さて、上のような方法で試験結果を整理すると、弾性変形部分については Fig. 2(c)の直線の傾きだけがわかれば良いので、あとは Fig. 2(d)の非弾性変形部分についてどのような実験曲線を当てはめるのが良いかという問題になる。木材の釘、ボルト面圧曲線や1面(2面)剪断曲線に対しては、これまで主として面圧応力をめり込み変位の関数として表す方式で、指数関数型、対数関数型、連分数型等の実験式の適用が試みられて来ている^{1,10,11)}。これらの曲線式のなかでは連分数型が最も良く曲線形状を表現し得るが、単に個別データを数式化することだけが目的の場合は別として、式表現や係数値が全く力学的な意味を持たないため、個々の試験結果を離れ一般的な面圧曲線計算式として展開するには、内容的にも数式表現上の技術についても問題がある。この点では指数関数型が力学的にも意味のある係数を持ち、この研究の目的から考えると最も適しているように思われる。既往の研究^{1,10)}に従うと、面圧応力—めり込み曲線に対する基本的な指数関数型表現式は(2)、(3)式のように与えられる。

$$\sigma_b = \sigma_{bo} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{k_o}{\sigma_{bo}} e\right) \right\} \quad (2)$$

$$\sigma_b = (\sigma_{bo} + k_1 e) \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{k_o}{\sigma_{bo}} e\right) \right\} \quad (3)$$

ここで、 σ_b = 面圧応力 = 面圧荷重 / ボルト (鋼製丸棒) の投影面積

- σ_{bo} = 最大面圧応力または漸近線の y 軸切片
 k_0 = 面圧応力—めり込み曲線の初期傾き (初期剛性)
 k_1 = 歪み硬化率と類似の内容を持つ漸近線の傾き
 e = めり込み変位

(2), (3) 式はともに面圧応力をめり込み変位の関数として表しているが, (1) 式に示したように弾性変形と非弾性変形を分離して面圧性能を扱おうとすると, めり込み変位を面圧応力の関数として表しておいた方が便利である。(2) 式は, 最大応力と初期剛性だけを実験定数として面圧応力—めり込み曲線を表すことが出来, また上のような関数型の変換を行うのも容易であるが, このままではあまり実験結果との適合性が良くないという報告もあり¹⁰⁾, また今回の実験結果に関し, 2, 3 試算してみた結果を見ても同様な傾向が認められた。一方, (3) 式は (2) 式と比べ曲線形状に関しては割合良い適合性を示すようであるが, 式の性質から言って, 面圧応力を変数として扱うのがなかなか難しい。そこで, この研究では (2) 式を $e=f(\sigma_b)$ の形に変換した後, (3) 式で与えられる曲線と比較的似通った形状特性を持つように最大面圧応力 σ_{bo} と初期剛性 k_0 の取り扱い方に若干の修正を加え, (1) 式 of 非弾性変形部分 $e_n(\sigma_b)$ に対して適用してみることにしたい。いま (2) 式で示される面圧応力とめり込み変位との関係を e_n に対して適用し, 面圧応力 σ_b を変数として表示すると次のようになる。

$$e_n = -\frac{\sigma_{bo}}{k_{on}} \ln\left(1 - \frac{\sigma_b}{\sigma_{bo}}\right) \quad (4)$$

ここで, k_{on} = 非弾性面圧応力—めり込み曲線の初期傾き

木材のボルト面圧挙動を考えると, ボルトの木材中へのめり込み変形が木材の部分圧縮によって生じるのに対し, 最終的な破壊は割裂や剪断によってもたらされる。そして, 試験条件によって試験体のはっきりした破壊状態にいたらない場合には, 本来の最大荷重を越えてもそのままめり込み変形が続く⁹⁾。この点を考慮すると, (4) 式における最大面圧応力 σ_{bo} は実際に試験体が破壊 (割裂, 剪断) したときの面圧応力 σ_{bm} ではなく, 計算上の面圧応力の仮想収束値とするのが合理的で, この値は上に述べた変形, 破壊メカニズムから類推して σ_{bm} 以上となるはずである。そこで, $\sigma_{bo} = \gamma \cdot \sigma_{bm}$ ($\gamma \geq 1$) とおくと, (4) 上は (5) 式のように書き換えられる。

$$e_n = -\frac{\gamma \sigma_{bm}}{k_{on}} \ln\left(1 - \frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}}\right) \quad (5)$$

ここで (2), (3) 式に戻って考えると, 曲線形状を決定する定数のうち剛性に関するものは (2)

式では k_0 のみであるが、曲線形状としてより適合性の高い (3) 式では k_0, k_1 のふたつが使われていることがわかる。この研究ではこの点に注目して若干の修正を加え、非弾性面圧応力一めり込み曲線の初期傾きを示す係数 k_{on} を面圧応力の関数として次のように与えてみることにした。

$$k_{on} = k_{oni} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right)^a \right\} \tag{6}$$

ここで、 $k_{oni} = k_{on}$ の初期値

$a =$ 形状係数を与える実験定数 (>0)

(6) 式は面圧応力 σ_b が増加するにつれ初期傾き k_{on} の値が小さくなることを示しており、曲線形状を実験結果に適合させるための一種の形状係数を与えていることを意味する。このような形状係数を与えるときに注意しなければならないのは、初めに定義した各定数の意味が結果的に全く失われてしまう場合が生じることである。しかしこの場合には形状係数を与える実験定数 a によって k_{on} が変化しても、面圧応力が0のときには恒に k_{oni} と等しくなるので、この k_{oni} を改めて初期傾き(初期剛性)と考えればそのような矛盾は生じないものと思われる。(6) 式を用いて与えられる曲線形状の特徴を k_{on} を一定とした場合と相対的に比較する Fig. 3 のようになる。ただし Fig. 3 では $a=4$ とした。この形状係数の与え方は、別の見方をすれば一種の連続的な座標変換と考えることも出来るかも知れない。(6) 式を (5) 式に代入すると、

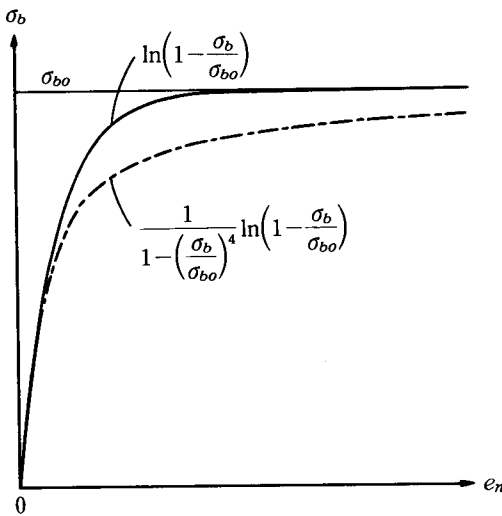


Fig. 3. Modified form of basic curve given by Eq. (6).

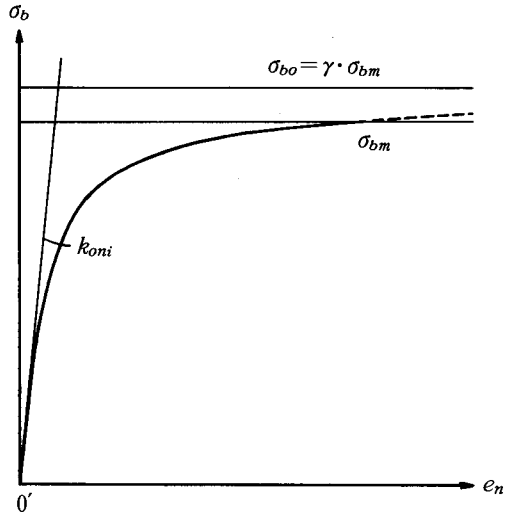


Fig. 4. The experimental curve given by Eq. (7), which was applied to the test results.

$$e_n = - \frac{\gamma \sigma_{bm}}{k_{oni} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right)^a \right\}} \ln \left(1 - \frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right) \quad (7)$$

(7)式によって計算される非弾性面圧応力—めり込み曲線を概念的に示すと Fig. 4 のようになる。このようにして、非弾性変形部分に対する実験式が与えられると、(1)式は結局次のようになる。

Table 5. Test results and the constants for curve fitting

| | <i>d</i> (mm) | σ_{bm} (kg/cm ²) | <i>k_{oe}</i> (t/cm ³) | <i>k_{oni}</i> (t/cm ³) | γ | <i>a</i> | <i>e_i</i> (mm) |
|--|------------------|--|---|--|----------|----------|------------------------------|
| Loads parallel to the grain | | | | | | | |
| Spruce (<i>r_u</i> =0.41) | 8 | 264 | 11.15 | 52.32 | 1.06 | 4.7 | 0.055 |
| | 12 | 276 | 9.12 | 31.54 | 1.06 | 4.6 | 0.094 |
| | 16 | 270 | 10.25 | 31.39 | 1.05 | 6.0 | 0.105 |
| | 20 | 250 | 9.60 | 49.44 | 1.03 | 7.7 | 0.099 |
| | Avg. | 265 | — | 41.17 | 1.05 | 5.8 | 0.088 |
| Hemlock (<i>r_u</i> =0.47) | 8 | 340 | 13.35 | 37.06 | 1.05 | 3.2 | 0.069 |
| | 12 | 320 | 11.40 | 53.78 | 1.04 | 2.7 | 0.090 |
| | 16 | 313 | 10.32 | 38.10 | 1.05 | 4.3 | 0.076 |
| | 20 | 333 | 10.02 | 29.61 | 1.03 | 4.2 | 0.057 |
| | Avg. | 327 | — | 39.64 | 1.04 | 3.6 | 0.073 |
| Douglas-fir (<i>r_u</i> =0.51) | 8 | 378 | 13.08 | 42.85 | 1.08 | 3.9 | 0.051 |
| | 12 | 359 | 11.04 | 46.26 | 1.04 | 4.5 | 0.081 |
| | 16 | 357 | 11.17 | 33.30 | 1.03 | 4.9 | 0.080 |
| | 20 | 356 | 10.98 | 60.95 | 1.02 | 2.4 | 0.059 |
| | Avg. | 363 | — | 45.84 | 1.04 | 3.9 | 0.068 |
| Loads perpendicular to the grain | | | | | | | |
| Spruce (<i>r_u</i> =0.41) | 8 | 125 | 4.25 | 21.39 | 1.12 | 4.1 | 0.055 |
| | 12 | 109 | 3.80 | 11.03 | 1.10 | 4.6 | 0.070 |
| | 16 | 103 | 3.70 | 20.99 | 1.12 | 3.8 | 0.098 |
| | 20 | 90 | 3.02 | 22.01 | 1.15 | 3.4 | 0.057 |
| | Avg. | — | — | 18.86 | 1.12 | 4.0 | 0.070 |
| Hemlock (<i>r_u</i> =0.47) | 8 | 144 | 6.12 | 20.32 | 1.19 | 2.8 | 0.055 |
| | 12 | 113 | 4.09 | 24.43 | 1.15 | 2.4 | 0.027 |
| | 16 | 111 | 3.69 | 11.59 | 1.18 | 3.5 | 0.079 |
| | 20 | 98 | 3.16 | 25.06 | 1.17 | 1.7 | 0.079 |
| | Avg. | — | — | 20.35 | 1.17 | 2.6 | 0.060 |
| Douglas-fir (<i>r_u</i> =0.51) | 8 | 149 | 7.26 | 17.82 | 1.20 | 3.6 | 0.040 |
| | 12 | 133 | 5.91 | 24.13 | 1.17 | 3.3 | 0.069 |
| | 16 | 116 | 4.28 | 19.28 | 1.18 | 2.8 | 0.058 |
| | 20 | 107 | 3.65 | 17.87 | 1.20 | 2.5 | 0.071 |
| | Avg. | — | — | 19.78 | 1.19 | 3.1 | 0.058 |

d: Bolt diameter; σ_{bm} : Maximum bearing-stress; *k_{oe}*: Elastic bearing constant; *k_{oni}*: Initial tangent of non-elastic stress-embedment curve; γ : The constant given by $\gamma = \sigma_{bo} / \sigma_{bm}$; *a*: The constant defined in Eq. (6); and *e_i*: Initial embedment.

$$e = \frac{\sigma_b}{k_{oe}} - \frac{\gamma \sigma_{bm}}{k_{oni} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right)^a \right\}} \ln \left(1 - \frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right) + e_i \quad (8)$$

ここで、 k_{oe} =弾性面圧定数 (Fig. 2 (c)の直線の傾き)

3.2 実験結果と実験定数

実験の結果得られた最大面圧応力 σ_{bm} , 弾性面圧定数 k_{oe} , 初期めり込み変位 e_i の値を Table 5 に示す。表中の各数値は試験体 6 体の平均値である。また, Table 5 には非弾性面圧応力-めり込み曲線に(7)式を適用して得られた各定数 k_{oni} , γ , a の値も示してある。これらの定数値は次のようにして決定した。一般にボルト面圧試験から得られる非弾性面圧応力-めり込み曲線 (Fig. 2(d)参照) には初期直線域が現れる⁴⁾。一方, (7)式で計算される曲線は Fig. 3, Fig. 4 に見られるように, 応力レベルの低い範囲では割合直線的な変化を示し, この部分の形状は γ や a の値にあまり影響されない。そこで, まず(7)式において $\gamma=1$, $a=\infty$ とおいて, 実験から得られた各非弾性面圧応力-めり込み曲線上の初期直線域のデータだけを用いて最適な k_{oni} の値を求めた。次に k_{oni} の値を固定し, 直線域を過ぎた残りの部分のデータに対し試行錯誤法による最小 2 乗法を適用して γ と a を決定した。このようにして求めた実験曲線と実測データとの比較例を Fig. 5, Fig. 6 に示す。これらの例は, 実験に用いた 3 樹種のうち気乾比重が中間のもの (ヘムロック), ボルト径が中間のもの (12, 16 mm のうち 12 mm),

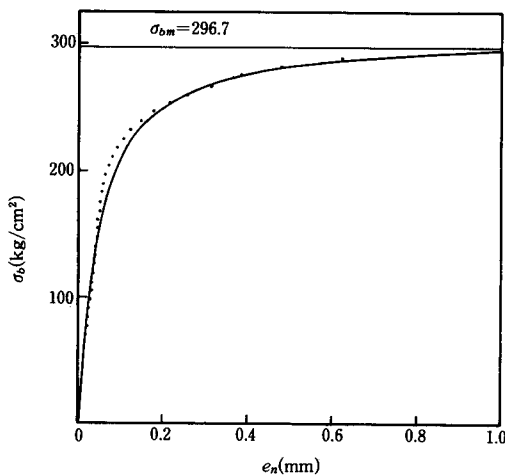


Fig. 5. Non-elastic stress-embedment curve for a Hemlock specimen with a 12 mm bolt for loads parallel to the grain. Where, $k_{oni}=45.7 \text{ t/cm}^3$, $\gamma=1.06$ and $a=3.4$.

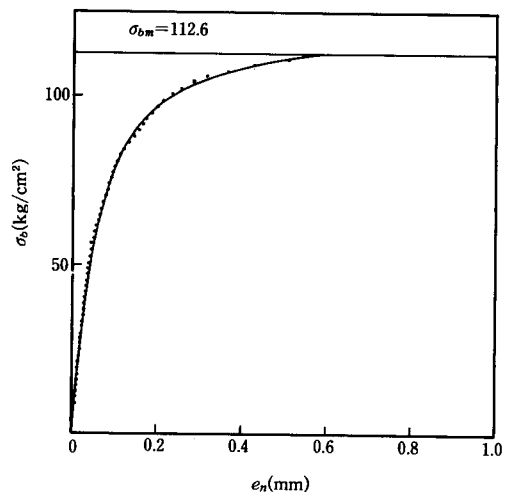


Fig. 6. Non-elastic stress-embedment curve for a Hemlock specimen with a 12 mm bolt for loads perpendicular to the grain. Where, $k_{oni}=15.7 \text{ t/cm}^3$, $\gamma=1.11$ and $a=3.6$.

試験条件の同じ6体の試験体のうち気乾比重が中間のもの(試験体番号3, 4のうち3)を抽出したものである。以下では, こうして得られた各定数値について個々に検討を加えて行くことにする。

3.2.1 最大面圧応力 σ_{bm}

Table 5 に示される最大面圧応力 σ_{bm} は, 繊維方向加力ではボルト径によらずほぼ一定の値となるようであるが, 繊維に垂直方向加力の場合にはどの樹種でもボルト先孔径 d_h が太くなるほど明らかに低下する傾向が認められる。このボルト先孔径 d_h による寸法効果を図示すると Fig. 7 のようになり, 今回の実験ではいずれの樹種もほぼ $d_h^{-0.4}$ に比例すると言う結果が得られた。この最大面圧応力の低減傾向は一見してクラックや鋭い切り欠きにおける寸法効果

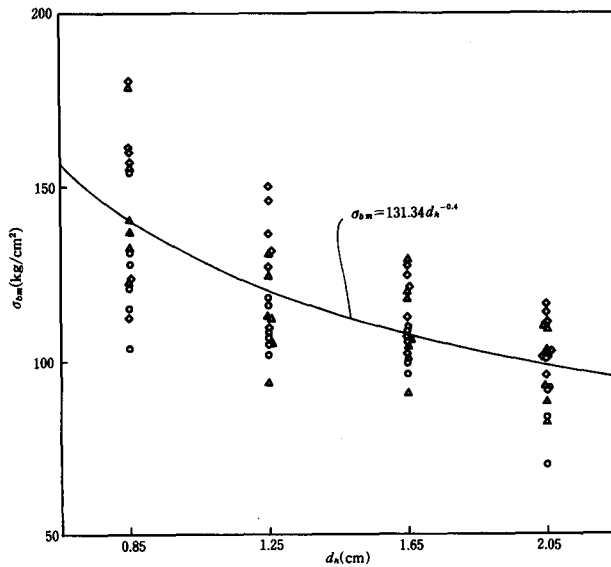


Fig. 7. Size effect of bolt hole diameter on maximum bearing-stress, which was observed only when the load was applied perpendicular to the grain. Where, d_h denotes bolt hole diameter.
 ○: Spruce; △: Hemlock; ◇: Douglas-fir.

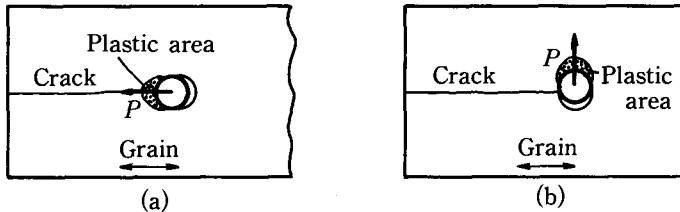


Fig. 8. Difference in formation of plastic area between the load directions.
 (a) For Loads parallel to the grain.
 (b) For Loads perpendicular to the grain.

を連想させるが、その正しい力学的内容については現時点では確定的な結論は下せない。ただ、繊維方向加力では生じない寸法効果が、繊維に垂直方向加力で明白に現れていることから考えて、少なくとも脆性破壊現象と密接に結び付いた寸法効果であろうことは推測出来よう。これを概念的に示すと Fig. 8(a), (b) のようになる。すなわち、繊維方向に加力された場合には、Fig. 8(a) に示されるように割裂や剪断破壊の生じる木材部分は応力レベルの低い段階から既に塑性域となっているのに対し、繊維に垂直方向に加力された場合には、Fig. 8(b) に示されるようにめり込み変形によって塑性域が形成されても、割裂の生じる場所はこれとは異なるために、割裂の発生に関しては最後まで脆性破壊条件が維持されると考え得るわけである。この現象についての力学的な検討はそれ自体一つの研究テーマとなってしまいうので、今後の検討課題としたい。いずれにせよ、3樹種すべてについて同様の結果が得られ、また Table 5 に見られるように、この寸法効果は定量的にもかなり大きなものとなっていることから、これを十分考慮する必要があると言えよう。

次に、最大面圧応力と木材の気乾比重との関係を見ることにする。Fig. 9 は繊維方向加力についてこれらの関係をプロットしたものである。図中の実線は回帰直線を、破線は75%信頼水準における5%下限値を示している。Fig. 9 を見ると、最大面圧応力を評価する場合には気乾比重がかなり良い指標となることがわかる。Fig. 9 には3樹種の結果を一括してプロットしてあるが、特に顕著な樹種特性は認められず、今回の実験結果を見る限りでは、構造用針葉

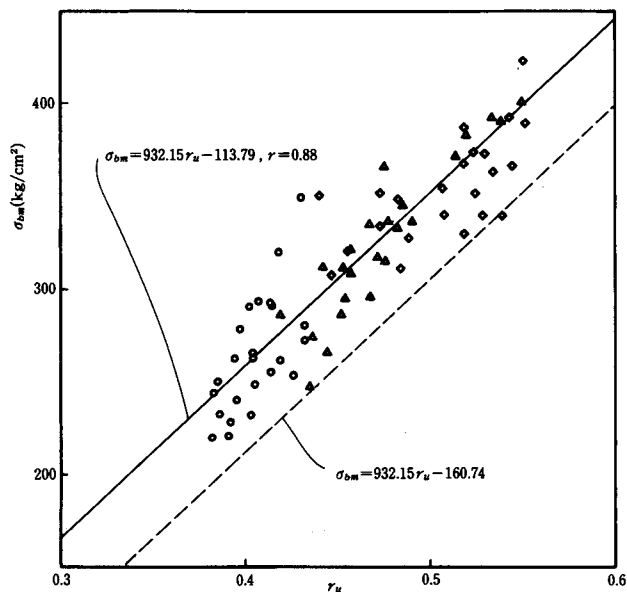


Fig. 9. Correlation between specific gravity and maximum bearing-stress when loads are applied parallel to the grain. The broken line shows the 95 % content lower limit line at the 75 % confidence level.

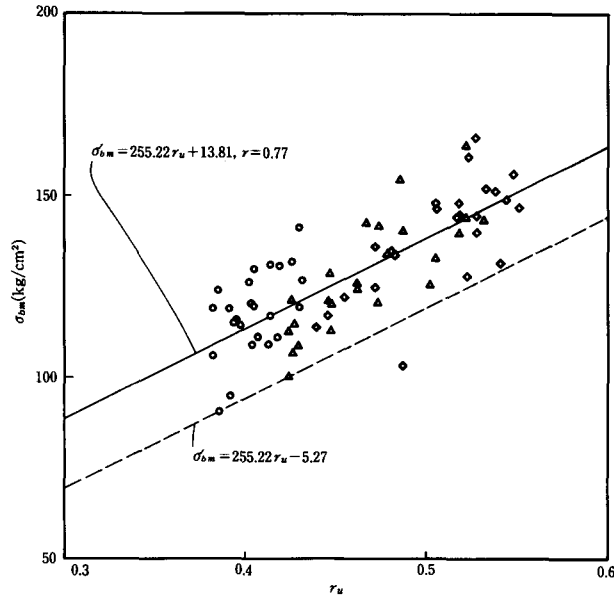


Fig.10. Correlation between specific gravity and maximum bearing-stress when loads are applied perpendicular to the grain. Each plot shows the modified value calculated assuming $d_h=1$ cm.

樹材に関しては気乾比重のみを材質指標として一律評価してもそれほど大きな問題はないように思われる。同様に、繊維に垂直方向加力について最大面圧応力と気乾比重との関係を示したのが Fig. 10 である。ただし、繊維に垂直方向加力の場合には上に述べたような寸法効果が認められるので、ボルト先孔径を 1 cm と仮定したときの数値に換算してある。したがって、実験式を用いて最大面圧応力を求めるには、初めに気乾比重を指標として先孔径 1 cm のボルトの最大面圧応力を計算し、それを実際のボルト先孔径の値に換算することになる。

3.2.2 弾性面圧定数 k_{oe}

これまでの研究^{3,12)}によれば、面圧応力が同じでも釘やボルトの径が大きくなると、それにつれてめり込み変位量が大きくなることが知られている。すなわち、弾性論的な応力分布の相似則に従って考えると、径が太いほど釘やボルトを介して部分圧縮力を受ける木材の有効圧縮長さ(有効弾性床深さ)が長くなり、同じ応力や歪みでも、全体のめり込み変位量が大きくなってしまいうわけである。これは、弾性面圧定数 k_{oe} が釘やボルトの径が増すとともに減少する (k_{oe} の逆数として与えられる弾性面圧コンプライアンス C_{oe} が増加する) ことを意味している。Table 5 に見られるように、今回の実験でもこのボルト径の影響が認められており、特に繊維に垂直方向加力の場合に顕著である。Table 5 の各数値を比較すると、ボルト径による弾性面圧定数の減少の割合は樹種によって多少異なっているように見受けられる。この結果が樹

種特性によるものか実験誤差であるのかは不明であるが、いずれにせよ実用的な利用を想定すると、少なくとも現時点では全データを一括して実験式を与えておく方が現実的であるように思われる。この実験式の与え方については、上に述べたような内容から考えて、弾性面圧コンプライアンス $C_{be}(=1/k_{oe})$ がボルト径と直線相関を示すと仮定するのが合理的であるように思われる。このように仮定して得られた k_{oe} とボルト径との関係を Fig. 11(繊維方向加力), Fig. 12(繊維に垂直方向加力) に示す。これらの結果は、主として釘を想定して径 2~10 mm の範囲について行った中谷らの試験結果³⁾ と比較すると、数值的に多少差が見られる。この点に関

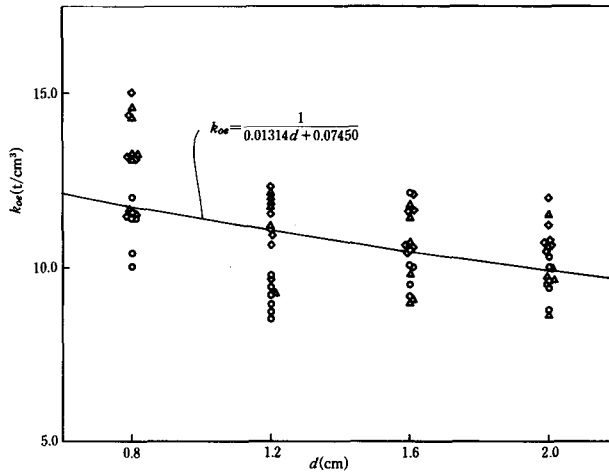


Fig.11. Effect of bolt diameter on elastic bearing constant when loads are applied parallel to the grain.

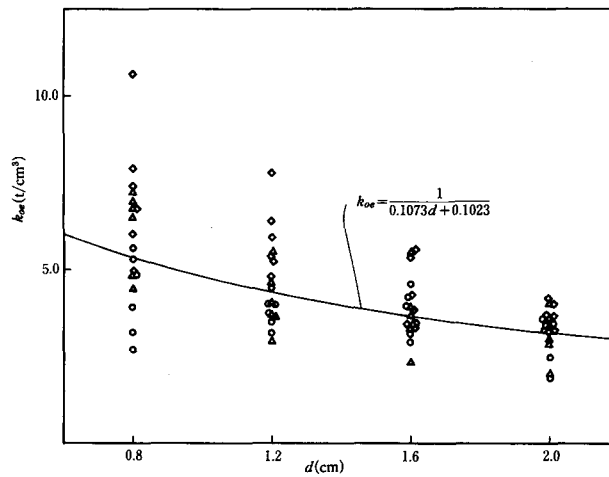


Fig.12. Effect of bolt diameter on elastic bearing constant when loads are applied perpendicular to the grain.

しては実験方法にも違いがあり、一概には言えないが、今回の実験結果が最も一般的な傾向を示すものであるかどうかには若干の疑問も残る。したがって、今後更に追加的なデータが得られた場合には、数値そのものについては継続的に検討を加えていった方が良いであろう。

最大面圧応力と同様に、弾性面圧定数 k_{oe} と木材の気乾比重との関係を見ると、Fig. 13 (繊維方向加力)、Fig. 14 (繊維に垂直方向加力) のようになる。両図中の実線は回帰直線を、

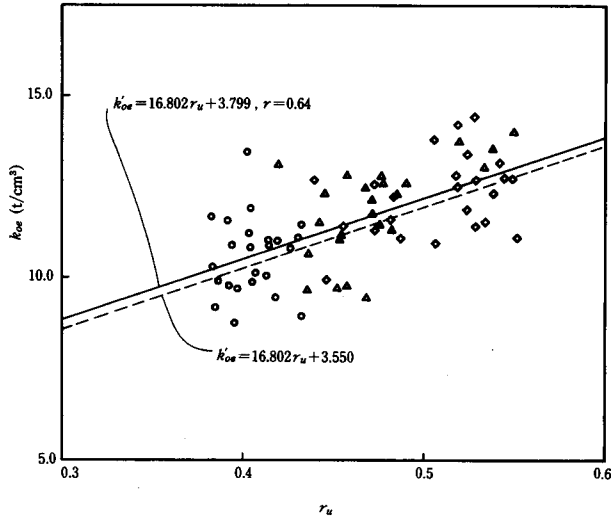


Fig. 13. Correlation between specific gravity and elastic bearing constant when loads are applied parallel to the grain. Each plot shows the modified value calculated assuming $d=1$ cm.

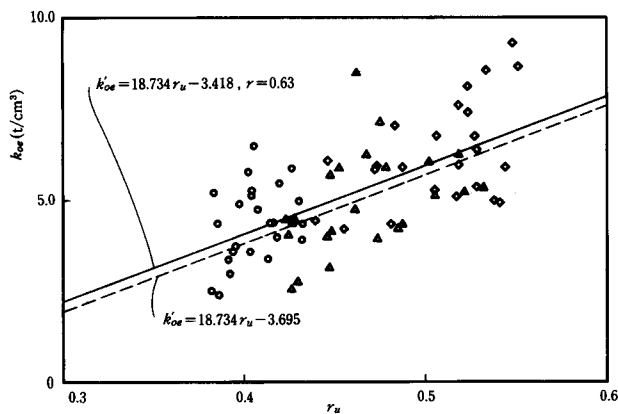


Fig. 14. Correlation between specific gravity and elastic bearing constant when loads are applied perpendicular to the grain. Each plot shows the modified value calculated assuming $d=1$ cm.

破線は95%信頼水準における下限平均値を示している。ただし、ボルト径の影響を除くため、Fig. 11, Fig. 12中に示される回帰式を用いてボルト径1 cmの場合に補正してある。最大面圧応力と比べるとややバラツキが大きくなっているが、この場合にも特に顕著な樹種特性は認められず、全体的に見て気乾比重を材質指標として用いることが出来るように思われる。

3.2.3 非弾性面圧応力一めり込み曲線の初期傾き k_{oni}

非弾性面圧応力一めり込み曲線の初期傾き k_{oni} は弾性面圧定数 k_{oe} と比べ非常にバラツキが大きく、3樹種全体を通し、繊維方向加力では8.75~109.3 t/cm³、繊維に垂直方向加力では6.5~59.73 t/cm³の範囲となった。これは、局所的な破損や塑性変形には個々の試験体の加工状態や負荷状態の影響が強く現れやすいと言う基本的な理由の他に、初めに弾性変形部分を計算し、残りの部分を非弾性変形と考えていると言う実験式の取り扱い上の問題もあるように思われる。このように個々の数値のバラツキはかなり大きいものの、Table 5に示される k_{oni} の各数値を概観するとわかるように樹種やボルト径の影響は特に見られないようである。これを図示してみたのがFig. 15であるが、この図を見る限りでは繊維方向加力、繊維に垂直方向加力どちらについても、木材の気乾比重、ボルト径を考慮せず、それぞれのデータを一括して平均値を求めても良いものと思われる。著者が以前に行った実験⁴⁾では、これに加えて更に加力方向の影響もほとんど見られなかったが、今回の実験ではTable 5, Fig. 15が示すようにはっきりした数値的な差が認められた。ただし、この差は試験体6体の平均値に関するもので、上に示したように個々のデータについて見た場合には、両者のバラツキ範囲は相当部分重なりあっている。各加力方向における k_{oni} の平均値は、繊維方向加力では42.03 t/cm³、繊維に垂直方向加力では19.66 t/cm³となっており、これらの平均値の95%信頼水準における

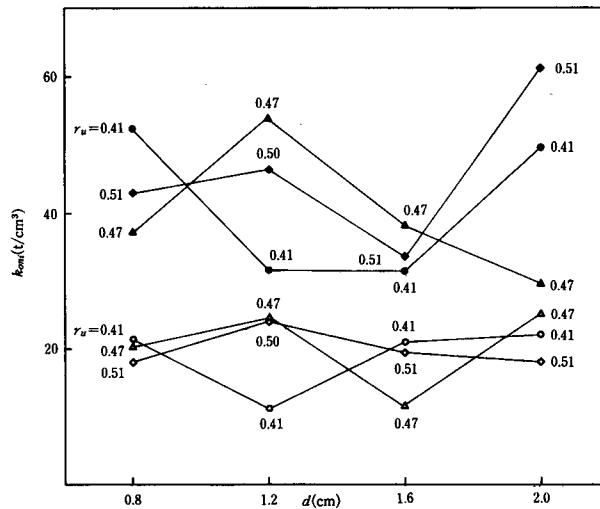


Fig.15. Initial tangent of non-elastic stress-embedment curve.

下限推定値はそれぞれ 37.20 t/cm³, 17.11 t/cm³ となった。

3.2.4 実験定数 γ , a

実験定数 γ と a は非弾性面圧応力—めり込み曲線の形状特性を与える定数値で, k_{oe} や k_{oni} のように数値そのものに意味を持つと言った性格のものではない。しかし, これらの数値はボルトの木材中へのめり込み挙動の特徴を相対的に示すという意味を持っている。定数 γ は実験から得られた最大面圧応力 σ_{om} に対する, 面圧応力の仮想収束値 σ_o の比であるから, この値が大きいほど相対的に脆性的な変形, 破壊挙動を示していることになる。すなわち, γ が大きいと, 部分圧縮によるめり込み変形がそれほど進まないうちに, 割裂破壊を生じてしまうことを意味しているわけである。また, a は Fig. 3 に示したように, 主として非弾性面圧応力—めり込み曲線の後半部の形状を大きく変化させる役割を持っているが, この値が大きくなるほど図中に実線で示される曲線に近付き, 小さくなるほどこれから離れて行く。したがって, a が小さいと応力レベルがそれほど高くない段階から徐々に非弾性変形が進んで行くことになり, a が大きいと途中まではあまり変形量が増えないが, 面圧応力が収束値に近付くと急激に変形が進む, どちらかと言えば座屈挙動的な変形の特徴を示すことになる。

以上の点をふまえて Table 5 の各数値を見ると, γ (ただし, 6 体の平均値) は繊維方向加力では 1.02 から 1.08, 繊維に垂直方向加力では 1.10 から 1.20 となっており, 加力方向によってはっきりした差があることがわかる。ボルト径の影響については, 繊維方向加力の場合にボルト径が増すほど γ が小さくなる傾向が現れていると見ることも出来るが, この実験結果だけで判断を下すのはかなり難しいであろう。むしろ, 最大面圧応力における寸法効果から類推すると, 繊維に垂直方向加力の場合に, ボルト径が太くなるほど γ が大きくなって行く方が自然であるように思われるが, Table 5 を見る限りではそのような傾向は現れていない。ただ, もし繊維方向加力に見られるボルト径による γ の違いが実験誤差ではなく正しい結果であると仮定すると, 繊維に垂直方向加力の場合には, この影響と最大面圧応力における寸法効果の影響とが相殺しあって結果的に表に現われてこないと言う考察を与えることも可能であるかもしれない。いずれにせよ, ここで簡単に結論を与えられる問題ではなく, また定量的に見てもそれほど極端な差ではないと考えられるので, とりあえずここでは考慮しないことにする。次に Table 5 の乗数 a を見ると, 個々にはバラツキがあるものの全体として繊維方向加力の方が繊維に垂直方向加力よりも大きな値となっており, γ とともに加力方向の違いによる曲線形状の特徴の差を示している。またボルト径の影響については, 特にはっきりした傾向は見られないようである。今回の実験では, Table 5 の γ および a の数値が示すように樹種によって曲線形状に多少の差が見られたが, この差は組織構造に起因する樹種特性と考えられ, 気乾比重やヤング係数のような簡単な材質指標のみを用いて評価するのはかなり難しいように思われる。そこで, 定数 γ , a に関しては 3 樹種の結果を一括して取り扱うことにすると, 各加力方向におけるこれらの平均値は, 繊維方向加力では 1.05, 4.4, 繊維に垂直方向加力では

1.16, 3.2 となる。

3.2.5 初期めり込み変位 e_i

初期めり込み変位 e_i は 3.1 で述べたように非常にバラツキが大きく、全試験体で 0.012 mm から 0.217 mm の範囲にわたっている。加力方向の影響については、Table 5 に見られるように繊維方向加力の方が繊維に垂直方向加力より多少大きめとなっているが、これはボルトがめり込んで行く向きの先孔の切削面粗さの差によるものと思われる⁴⁾。同様の理由により、今回用いた 3 樹種の中では最も材質が軟らかく相対的に仕上がり面の粗いスプールの初期めり込み変位が他と比べやや大きめとなっている。この実験では先孔径とボルト径との間のクリアランスを一律に 0.5 mm としたが、初期めり込み変位の大きさはこのクリアランスの大小やそのボルト径に対する比に左右されることが予想される。そこで、これらの影響について検討を加えるため、実験結果をボルト径毎に整理してみると Table 6 のようになる。いま、ボルトと先孔との接触面積に注目して、ボルト径が d mm、先孔径が $d_h = (d+c)$ mm の面圧試験体において e mm のめり込み変位が生じた状態を考えると Fig. 16 のようになり、ボルトと先孔との接触面の大きさを示す角度 α は次のように与えられる。

$$\alpha = 2 \left[\pi - \cos^{-1} \left\{ \frac{\left(\frac{d}{2}\right)^2 - \left(\frac{d+c}{2}\right)^2 + \left(\frac{c}{2} + e\right)^2}{d\left(\frac{c}{2} + e\right)} \right\} \right] \quad (9)$$

Table 6 に示される α/π の値はそれぞれに対応する e_i の値を(9)式に代入して求めたものである。この α/π の値はボルトと先孔が全面(円周の半分)で接したとき 1 となるから、ボルトが e_i だけめり込んだとき実際に接触している部分の割合は半分以下であることがわかる。しかし、ボルトと木材との接触面における面圧応力分布は中央部に偏っているので、ある程度の面が接してしまうと、それ以上接触面積が増えてもめり込み性能に与える影響は少ない¹²⁾。Table 6 の各数値はボルト径によって多少異なっているが、全体として見れば α/π がある一

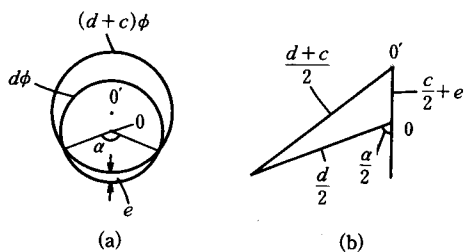


Fig.16. Contacted area between the bolt and the wood.

Table 6. Initial embedment and the contacted area between bolt and predrilled bolt hole

| d (mm) | Loads parallel to the grain | | Loads perpendicular to the grain | |
|-------------|--------------------------------|--------------|-------------------------------------|--------------|
| | e_i (mm) | α/π | e_i (mm) | α/π |
| 8 | 0.058 | 0.41 | 0.050 | 0.39 |
| 12 | 0.088 | 0.48 | 0.055 | 0.40 |
| 16 | 0.087 | 0.48 | 0.078 | 0.46 |
| 20 | 0.072 | 0.44 | 0.069 | 0.43 |
| Avg. | 0.076 | 0.45 | 0.063 | 0.42 |

α : see Fig. 16.

定の値に達するまでのめり込み変位を初期めり込み変位 e_i と考えてよいものと思われる。実験から得られた α/π の平均値は Table 6 に示されるように、繊維方向加力では 0.45、繊維に垂直方向加力では 0.42 となっており、これらの 95% 信頼水準における上限推定値はそれぞれ 0.47, 0.44 となる。これに対応する初期めり込み e_i の値は Fig. 16 の関係から次のように与えられる。

$$e_i = \frac{1}{2} \left\{ -c + d \cos\left(\pi - \frac{\alpha}{2}\right) + \sqrt{d^2 \cos^2\left(\pi - \frac{\alpha}{2}\right) + 2dc + c^2} \right\} \quad (10)$$

3.3 実験式の決定

3.2 では実験式を決定するのに必要な各定数について個々に検討を加えた。この項ではそれらの結果を総括的に整理し、木材の気乾比重とボルト径を変動因子とする実験式を求めてみることにしたい。実験結果を用いて各定数値を決定するにあたっては、木材の材質に依存する統計値であると考えられる定数については木材の許容強度性能の誘導法に従うことにした¹³⁾。すなわち、強度に関係する定数に対しては 75% 信頼水準における 5% 下限値を、剛性に関係する定数に対しては 95% 信頼水準における平均値の下限推定値を用いた。また、ボルト径の影響のような、材質よりも応力分布状態その他力学的な内容に依存すると考えられる定数については平均値をそのまま用いた。得られた実験式を次に示す。

$$e = \frac{\sigma_b}{k_{oe}} - \frac{\gamma \sigma_{bm}}{k_{oni} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right)^a \right\}} \ln \left(1 - \frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right) + e_i \quad (8)$$

あるいは、面圧コンプライアンスを用いて

$$e = \sigma_b C_{be} - \frac{\gamma \sigma_{bm} C_{bni}}{1 - \left(\frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right)^a} \ln \left(1 - \frac{\sigma_b}{\gamma \sigma_{bm}} \right) + e_i \quad (8)'$$

ただし、 $C_{be} = 1/k_{oe}$, $C_{bni} = 1/k_{oni}$

繊維方向加力の場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{bm} &= 932.15 r_u - 160.74 \text{ (kg/cm}^2\text{)} \\ k_{oe} &= \frac{16.802 r_u - 3.550}{0.1499 d + 0.8500} \times 10^3 \text{ (kg/cm}^3\text{)} \\ k_{oni} &= 37.20 \times 10^3 \text{ (kg/cm}^3\text{)} \\ \gamma &= 1.05, \quad a = 4.4 \\ e_i &= \frac{1}{2} \left(-c - 0.7357 d + \sqrt{0.5413 d^2 + 2dc + c^2} \right) \text{ (cm)} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

繊維に垂直方向加力の場合

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_{bm} &= (255.22r_u - 5.27) \cdot d_h^{-0.4} \text{ (kg/cm}^2\text{)} \\
 k_{oe} &= \frac{18.734r_u - 3.695}{0.5118d + 0.4882} \times 10^3 \text{ (kg/cm}^3\text{)} \\
 k_{oni} &= 17.11 \times 10^3 \text{ (kg/cm}^3\text{)} \\
 \gamma &= 1.16, \quad a = 3.2 \\
 e_i &= \frac{1}{2} \left(-c - 0.7723d + \sqrt{0.5964d^2 + 2dc + c^2} \right) \text{ (cm)}
 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

(11), (12)において k_{oe} の算出式は任意のボルト径における変動係数を一定とした計算法となっている。ここで用いている統計計算の基礎仮定に従えば標準偏差を一定とするのが矛盾のない考え方であるが、計算式がやや複雑となり過ぎること、また算出される数値そのものには結果的に大差のないことから、上式を採用することにした。(11), (12)によって木材の繊維方向および繊維に垂直方向に力が加えられる場合の各定数値が与えられると、木材の繊維に対し任意の方向に力が加えられる場合の各定数値は、実用的な範囲ではハンキンソンの公式を用いて近似的に表すことが出来る^{4,5)}。ここでは、乗数を2とする最も簡単な式を採用し、(11)の各定数を C_L 、(12)の各定数を C_T と書くと、木材の繊維方向に対し θ だけ傾いた方向の各定数 C_θ は次式で求められる。

$$C_\theta = \frac{C_L \cdot C_T}{C_L \sin^2 \theta + C_L \cos^2 \theta} \quad (13)$$

ただし、これらの実験式は現在普通に市販されている構造用針葉樹材と木構造で普通に用いられているボルト（あるいはドリフトピン、ラグスクリュー等の丸棒状接合具）径の範囲を適用対象とするものであることを付記しておきたい。

文 献

- 1) Foschi, R. O.: *Wood Sci.*, 7(1), 69-76 (1974).
- 2) Hirai, T: *Mokuzai Gakkaishi*, 31(3), 165-170 (1985).
- 3) 中谷浩, 沢田稔: 北大演研報, 37(3), 687-720 (1980).
- 4) 平井卓郎: 木材学会誌, 30(12), 959-964 (1984).
- 5) 日本建築学会編: “木構造計算規準・同解説”, 丸善 (1988).
- 6) 平井卓郎: 北大演研報, 46(4), 000-000 (1989).
- 7) 平井卓郎, 沢田稔: 木材学会誌, 28(11), 685-694 (1982).
- 8) 平井卓郎, 沢田稔: 同上, 28(3), 137-142 (1982).
- 9) 平井卓郎: 同上, 29(2), 118-122 (1983).
- 10) 松尾博, 沢田稔: 北大演研報, 37(3), 721-746 (1980).
- 11) 辻野哲司, 平井卓郎: 木材学会誌, 29(12), 833-838 (1983).
- 12) 平井卓郎, 沢田稔: 同上, 28(1), 39-44 (1982).
- 13) 日本木材学会 木材強度・木質構造研究会編: “構造用木材一強度データの収集と分析”, 同左 (1988).

Summary

Bolt-wood bearing tests were conducted to provide basic data for the numerical analysis of the lateral resistance of bolted wood-joints. Three commercial softwood species, Spruce (low density), Hemlock (medium density) and Douglas-fir (high density), which are typically employed for structural use, were selected for this study. The basic properties of these test materials are shown in Table 1. The testing methods adopted for this study were double-shear type bolt-wood bearing tests as shown in Figs. 1.(a) for loads parallel to the grain and (b) for loads perpendicular to the grain, by which the maximum load bearing capacity could be determined accurately. In these testing methods, the bolt (steel test pin) length was sufficiently short to avoid the evident effect of the bending deformation of the bolt; *i. e.*, the analysis of bearing-stress distribution along the bolt, based on the theory of a beam on an elastic foundation, suggested that the difference between the actual maximum bearing-stress and the nominal bearing-stress is less than 1 percent for the case of the specimens used in this study. The bolt diameters tested were 8, 12, 16 and 20mm. A cyclic load was applied in each test to obtain the elastic stress-embedment relationship. The cyclic load levels are listed in Table 4, and they were determined by the results of preliminary tests which are shown in Tables 2 and 3.

Test results were interpreted and analyzed as shown in Fig. 2. The original bearing stress-embedment curve, (a), was modified resulting in (b), which was considered to be composed of elastic deformation (c) and non-elastic deformation (d). Total embedment e , therefore, is expressed in Eq. (1), where, e_e is elastic embedment and e_n is non-elastic embedment.

A mathematical model was applied to the non-elastic stress-embedment relationship shown in Fig. 2. (d). The basic expression adopted was the exponential function given by Eq. (2). The function was transformed into Eq. (4), where σ_{bo} is the assumed maximum value to which the bearing-stress σ_b converges, and k_{on} is the initial tangent of the non-elastic stress-embedment curve. Eq. (4) was retransformed into Eq. (5), where σ_{bm} is the actual maximum bearing-stress obtained from the tests, and the constant γ (>1) gives the ratio of σ_{bo} to σ_{bm} . In addition, the initial tangent k_{on} in Eq. (5) was assumed to be the function of bearing-stress as expressed by Eq. (6), with which the curve form was modified to fit to the experimental data, where k_{oni} is the initial value of k_{on} and a is the constant which affects the curve form. An example of the modified curve form is shown in Fig. 3 together with the original one. Substituting Eq. (6) into Eq. (5), non-elastic embedment is expressed in Eq. (7). The stress-embedment relationship formulated by Eq. (7) is generalized in Fig. 4. The relationship between bearing-stress and total embedment given by Eq. (1) finally results in Eq. (8).

Test results and obtained experimental constants are listed in Table 5, and examples of experimental curves are shown in Fig. 5 for loads parallel to the grain and in Fig. 6 for loads perpendicular to the grain. As can be seen in Table 5, some interesting and practically important results were obtained as are summarized below.

(1) An evident size effect of bolt hole diameter d_h on the maximum bearing-stress σ_{bm} was observed when the specimens were loaded perpendicular to the grain as shown in Table 5 and Fig. 7. No conclusive interpretation could be given in this study for this test result, although it seemed to be similar to the size effect suggested by the fracture mechanics. The formation of the plastic area when the specimen is subjected to loads perpendicular to the grain, as shown in Fig. 8, may indicate the brittle fracture for this load direction.

(2) As indicated in previous studies, bolt diameter was observed to have an effect on the elastic bearing constant k_{oe} for both load directions as shown in Table 5, Fig. 11 and Fig. 12, which could be understood in terms of the similarity of stress distribution with the variation of effective compression length (effective foundation depth).

(3) A comparatively good correlation was observed between the specific gravity of the materials and the maximum bearing-stress, as shown in Fig. 9 (for loads parallel to the grain) and Fig. 10 (for loads perpendicular to the grain) where the broken lines show the lower limit lines of the 95% content at the 75% confidence level. It was also observed between the specific gravity and the elastic bearing constant, as shown in Fig. 13 (for loads parallel to the grain) and Fig. 14 (for loads perpendicular to the grain), where the broken lines show the lower limit lines of average values at the 95% confidence level.

(4) Neither evident effects of bolt diameter nor specific gravity of the materials were observed on the initial tangent k_{oni} of the non-elastic stress-embedment curve as shown in Fig. 15.

(5) The constant γ was larger in the case of loads perpendicular to the grain than in the case of loads parallel to the grain, and the constant α was larger in the case of loads parallel to the grain than in the case of loads perpendicular to the grain. These results indicate the characteristic bolt-wood bearing behavior for each load direction.

(6) The effects of bolt diameter d and bolt hole clearance c on the initial embedment e_i were examined by considering the actual contacted area between the bolt and the wood. The contacted area can be expressed using angle α , shown in Fig. 16, which is given by Eq. (9). Substituting the observed values of initial embedment e_i into Eq. (9), angles α were obtained as shown in Table 6. The upper limit average value of angle α at the 95% confidence level was 0.47π for loads parallel to the grain, and 0.44π for loads perpendicular to the grain. The initial embedment e_i for an arbitrary combination of bolt diameter and bolt hole clearance can be predicted by substituting these values into Eq. (10).

From these results, the experimental equations (8) (or(8)'), (11) and (12) were obtained. The constants adjusted for intermediate loading directions can be calculated by the Hankinson's formula as expressed in Eq. (13).