

ボルト孔の縁にき裂を有する木材接合部の破壊 繊維方向にき裂が進展する繊維直角方向の引っ張り試験*¹

小川真貴*², 祖父江信夫*²

Fracture of Bolted Timber Joints with Cracks at Bolt Hole Edges Tensile tests when a crack propagates in the grain direction under loading perpendicular to the grain*¹

Maki OGAWA*² and Nobuo SOBUE*²

Fractures of bolted timber joints subjected to tensile loads perpendicular to the grain direction were studied. The fracture process was brittle. Strength of a bolted joint was predicted by using linear fracture mechanics. When artificial cracks were introduced on both sides of a bolt hole, the prediction was good enough in cases of relatively short cracks. Therefore the linear fracture mechanics concept was considered to be effective for estimating the performance of the bolted timber joint where cracks occur during service.

To apply linear fracture mechanics for bolted timber joints without cracks near a bolt hole, equivalent cracks which emanated from a bolt hole were assumed. Comparisons between predicted and experimental values showed good coincidence. A linear fracture mechanics concept also was effective for the evaluation of the initial performance of bolted timber joints.

Keywords: bolted timber joint, fracture mechanics, stress intensity factor, equivalent crack length.

繊維直角方向に引っ張り荷重を受ける木質ボルト接合部の破壊を検討した。その破壊は脆性的であった。線形破壊力学モデルにより、接合部の耐力の予測を行った。ボルト孔の縁の両側に人為き裂を入れた場合、き裂が比較的短いときの適用は良好であった。したがって、使用中にき裂が生じた場合の接合部の残存耐力を評価する方法として、線形破壊力学は有効であると考えられる。

また、ボルト孔の縁にき裂のない接合部では線形破壊力学を適用するために、ボルト孔の縁から伸びた等価き裂を想定した。予測値と実験値は良く一致し、線形破壊力学はボルト接合の初期耐力の評価にも有効であった。

1. 緒 言

木質構造における接合方法の代表的なものの一つにボルト接合がある。木質構造のボルト接合部では、ボルト孔の縁に孔明け加工によって割れを生じた

り、使用中に乾燥や負荷によって割れ裂けを生じる場合がしばしばある。このようなき裂が存在する材料に負荷すると、き裂先端に強い応力集中が起こり、破壊は主にき裂から起こる。特に木材が繊維直角方向に負荷されたときは、割れ裂けにより終局破壊に至ることが多く、このとき接合部は極めて脆性的な破壊を示す。

しかし、従来の連続体の力学を基礎とする木質構造の設計法では、このような割れ裂けを生じる問題を直接扱うことができない。これに対し、線形破壊力学はき裂を有する構造物の破壊や変形を直接取り

*¹ Received May 14, 1997. 本研究の一部は、第46回日本木材学会大会(1996年4月, 熊本)において発表した。

*² 静岡大学農学部 Faculty of Agriculture, Shizuoka University, Shizuoka 422

扱うことができる特徴がある。線形破壊力学に用いられる力学的パラメータには応力拡大係数 K (Stress intensity factor) とよばれるものがあり、この単一パラメータによってき裂先端近傍の応力を表すことができる。また線形破壊力学では破壊基準に応力拡大係数に基づく破壊靱性値 K_{IC} (Fracture toughness) を用い、一般に $K \geq K_{IC}$ なる条件を満たすときに破壊が起こるとすることができる。この K_{IC} は材料に固有な値であり、き裂の長さには依存しない。木材のボルト接合耐力の評価に破壊力学的手法を適用する考え方が提案されたのは比較的新しく、数値計算法によるき裂の進展のシミュレーションを行った報告²⁾もある。線形破壊力学を用いることのメリットは、き裂が発生してもそのき裂長さを把握することにより、き裂発生後の耐力も定量的に求めることができ、使用中もしくは使用前に生じた割れが存在する材料に対して保有接合耐力を定量的に評価することも可能となることである。また K_{IC} のような単一パラメータを用い、線形計算によってき裂材の破壊を定量的に取り扱うことができる点である。

そこで本研究では、ボルト孔の縁にき裂を有する接合部に繊維直角方向に負荷を与えたときの接合耐力の定量的評価について線形破壊力学による検討を行った。

2. 実験

2.1 供試体

長さ3600 mmの2体のペイツガ (*Tsuga heterophylla* Sarg.) 210材 (板目材) を用いた。厚さを30 mmに加工した後、これより引っ張り試験体 (TLシステム) を作製した。破壊靱性試験とボルト接合耐力試験の試験体の詳細は、後の2.2および2.3に示す。各試験体への初期き裂の導入は、先ずき裂底部の約1 mmを残して糸ノコで細い溝を入れ、次に残りの約1 mmをカッターナイフの刃で仕上げて所定のき裂長さとした。試験体の基礎物理定数を Table 1 に示す。

2.2 破壊靱性試験

試験体の形状と寸法を Fig. 1 に示す。片側き裂を

もつ試験体の引っ張り試験 (SENT) を行い、破壊靱性値 K_{IC} を求めた。き裂のない試験体でも横方向引っ張り試験を行った。ランバー1から作製した試験体では初期き裂長さ (a/W : 無次元き裂長さ) 0.5 のものを5体、ランバー2からは $a/W=0.15 \sim 0.55$ のものを9体作製した。き裂部分にクリップゲージを取り付け、荷重-COD (き裂開口変位) 図形を X-Y レコーダーで記録し、同時に AE も測定した。き裂のない試験体 (5体) では中央部に歪ゲージを貼り付け、荷重-歪図形を記録した。クロスヘッドの移動速度は 1 mm/min である。

人為的な初期き裂のない試験体にも線形破壊力学を適用するために、木材に潜在的なき裂状の欠陥があると想定し、次のような等価き裂長さを求めた。十分に長い初期き裂を入れたときの材料の破壊靱性値 K_{IC} は次式で表される⁹⁾。

$$K_{IC} = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F(a/W) \quad (1)$$

$$F(\xi) = 1.12 - 0.231\xi + 10.55\xi^2 - 21.72\xi^3 + 30.39\xi^4 \quad (2)$$

ここで、 σ は破壊時の公称応力 (荷重を試験体断面積で割った値)、 a はき裂長さ、 W は試験体の幅、 $F(a/W)$ はき裂の寸法によって決まる形状係数、 $a/W = \xi$ である。また、人為的なき裂を入れない試験体の等価き裂長さを a_0 とすると次式が成り立つ。

$$K_{IC} = \sigma \sqrt{\pi a_0} \cdot F(a_0/W) \quad (3)$$

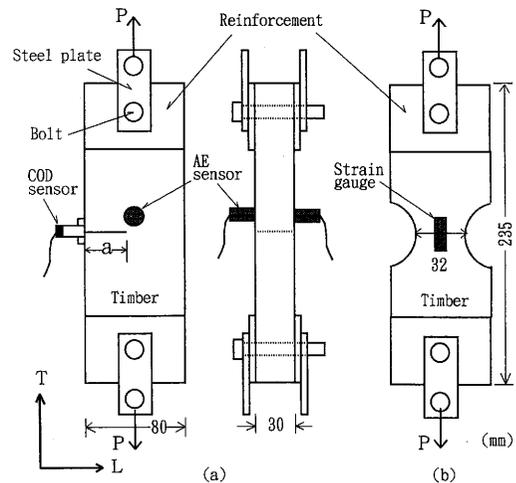


Fig. 1. Specimens for fracture toughness tests (TL system).

Legend: a : Initial crack length.

Notes: (a): SENT (Side edge notch tension), (b): Specimen without initial crack, COD: Crack opening displacement, AE: Acoustic emission, T: Tangential direction, L: Longitudinal direction, P : Load.

Table 1. Basic physical constants of specimens.

| Constants | Specimens | |
|---------------------------------|-----------|----------|
| | Lumber 1 | Lumber 2 |
| Densities (g/cm ³) | 0.41 | 0.44 |
| Moisture contents (%) | 12 | 10 |
| Average annual ring widths (mm) | 2.40 | 2.27 |

ここで σ は破壊時の公称応力である。 K_{Ic} は材料特性値であり、一定であると考えられるので、この二式を等置すると a_0 が求められる。

$$a_0 = a \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma'}\right)^2 \cdot \left(\frac{F(a/W)}{F(a_0/W)}\right)^2 \quad (4)$$

実際には Fig. 2 に示す公称応力 σ と無次元き裂長

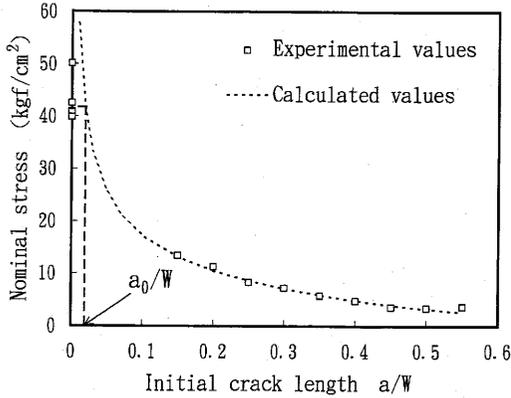


Fig. 2. Determination of an equivalent crack length from fracture toughness tests.

Note: a_0/W is a non-dimensional equivalent crack length.

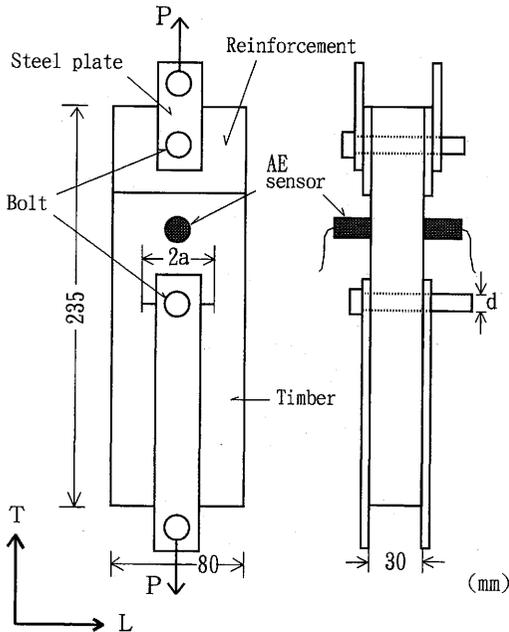


Fig. 3. Specimens for bolted joint tests.
Legend: $2a$: Apparent crack length, d : Diameter of a bolt.
(Type A: $d=16$ or 12 mm, Type B: $d=2.7$ mm.)

き a/W の関係から求めた。 a/W が 0.1 より大きい範囲における公称応力-き裂長さ曲線と、人為的なき裂のない試験体の平均破壊応力を水平に延長した交点に対応するき裂長さを等価き裂長さとした。

2.3 ボルト接合耐力試験

試験体の形状と寸法を Fig. 3 に示す。ボルト孔 (直径 16.5 mm および 12.5 mm) の縁の両側に初期き裂を有する A 型試験体と、試験体中央にき裂と負荷用の小さなボルト孔 (直径 2.7 mm) を有する B 型試験体を作製した。A 型試験体ではボルト孔のみでき裂のないものから、き裂長さを 4 mm 間隔とし、見掛けの初期き裂長さ $2a=40$ mm の人為き裂を入れたものまで 11 体作製した。B 型試験体では $2a=16.5 \sim 40$ mm とし、13 体作製した。B 型ではき裂長さの間隔を 6 mm とした。

負荷は試験体の繊維直角方向に引っ張り力が加わるようにした。ボルト孔を有する A 型試験体では直径 16 mm および 12 mm のボルトにより負荷を与え、B 型試験体ではき裂中央部に直径 2.7 mm のボルトにより負荷した。荷重とクロスヘッド移動量の関係を X-Y レコーダーで記録し、同時に AE も測定した。クロスヘッド移動速度は 1 mm/min である。

3. 結果と考察

3.1 破壊靱性試験

破壊靱性値 K_{Ic} の算出には次の P_M 法、 P_Q 法および P_A 法を用いた。 P_M 法は限界荷重として破壊時の最大荷重を用いる方法である。 P_Q 法は荷重-COD 曲線において、初期の線形域の勾配とそれより 5% 低い勾配を持つ直線の間における最大荷重を用いる方法で、ASTM E399 を適用した⁹⁾。また P_A 法では、AE 発生率の初期傾斜とその後の急激な発生部分の傾斜の交点より AE 発生率の立ち上がり点 P_A を決定し K_{Ic} を求めた。Table 2 にランバー 1 および 2 について 3 方法により決定した K_{Ic} の比較を示す。試験体が脆性的な破壊をするため、 P_M 法と P_Q 法によって決定した K_{Ic} の差は、ほとんど見られない。Fig. 4 に破壊靱性試験中の AE の発生を示す。初期

Table 2. Results of the fracture toughness tests.

| | K_{Ic} (kgf/cm ^{1.5}) | | | a_0 (mm) |
|----------|-----------------------------------|--------------|--------------|--------------|
| | P_M method | P_Q method | P_A method | P_M method |
| Lumber 1 | 22.58 | 22.38 | 20.27 | 1.51 |
| Lumber 2 | 32.34 | 29.96 | 23.07 | 1.45 |

Notes: K_{Ic} : Critical stress intensity factor, a_0 : Equivalent crack length based on P_M method.

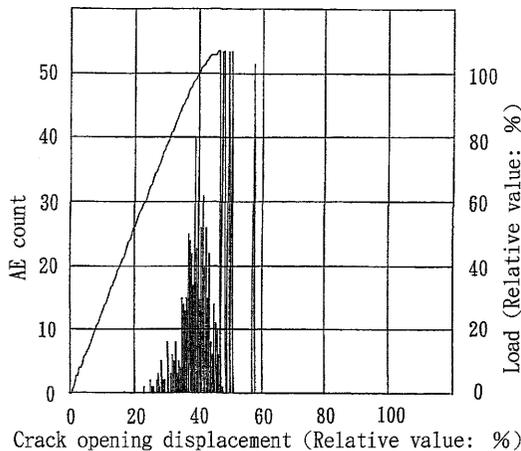


Fig. 4. AE count or load vs. crack opening displacement curves of a fracture toughness test (SENT).

Notes: X-Y graph: Load vs. COD curve, bar graph: AE count vs. COD curve.

の AE は約 $1/2P_M$ より発生し、比例限度付近から急激に増加する。したがって、 P_A を境にして AE 発生率が急増し、き裂が加速度的に進展することから、 P_A を脆性的な破壊に移る限界点として考えることができる。

また、繊維方向の等価き裂長さは文献⁴⁾によれば、1.0~2.0 mm と考えられており、Table 2 示す本研究における結果と一致した。

3.2 ボルト接合耐力試験

Fig. 5 にボルト接合耐力試験中の AE の発生を示す。これはボルト孔の両側にき裂がない場合であるが、初期き裂を有する場合でも AE の発生率は同じような様子を示した。実線は荷重-変位の関係を示し、ボルトによる負荷の場合は塑性域がなく、極めて脆性的な破壊といえる。また AE の発生率については、負荷初期における発生はわずかで、ある荷重を境に急増し、その直後に破壊が起きている。すなわち、き裂の進展開始とほぼ同時に崩壊的な終局破断に至った。

次に破壊時の公称応力（荷重を試験体断面積で割った値）とき裂長さの関係を Fig. 6 に示す。き裂長さが長くなるほど耐力は低下するが、見掛けのき裂を試験体幅に対して $1/2$ 入れた場合でも、ボルト孔のみの場合の約 $1/2$ の耐力があることがわかった。

B 型試験体においても A 型と同様に円孔にボルトを通して負荷しているが、ボルト孔直径は、き裂長さに対して十分に小さい。従って、これを初等的な近似として、長さがボルト孔の縁から伸びたき裂と

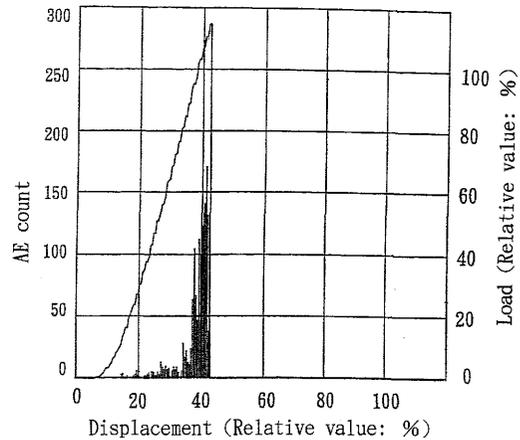


Fig. 5. AE count or load vs. displacement curves of a bolted joint fracture test.

Notes: X-Y graph: Load vs. displacement curve, bar graph: AE count vs. displacement curve. Bolt hole diameter: 16.5 mm.

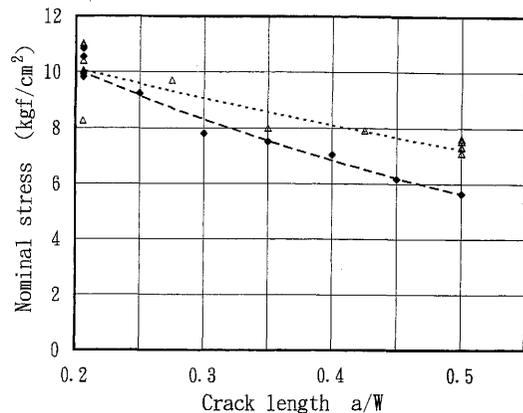


Fig. 6. Relationships between nominal stresses and an apparent crack lengths of bolted joints.

Legend: \blacklozenge : Type A test (Diameter of bolt is 16 mm), \triangle : Type B test (Diameter of bolt is 2.7 mm).

Note: An apparent crack length is shown in Fig. 3.

ボルト孔の直径の和に等しい一本のき裂と考え、き裂の中央に集中力が作用する場合に単純化して考えることができる。Fig. 6 に示すように、B 型も A 型と同様な傾向を示した。しかし、A 型と B 型では、A 型の方が低い公称応力で破壊した。同じき裂長さに対してこのような差が生じた理由を Fig. 7 に示す。A 型ではき裂先端に近いボルト孔の縁に加力による応力集中が生じるのに対し、B 型ではき裂の先端から遠い中央部に加力による応力集中を生じる。しかし、実際に破壊が生じるのはき裂先端部であり、き

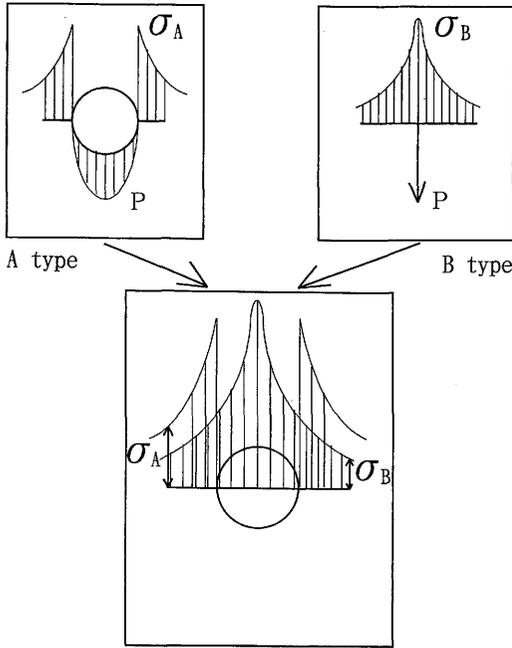


Fig. 7. Schematic stress distribution near a bolt hole.

Legend: σ_A : Stress distribution around a bolt hole, σ_B : Stress distribution due to concentrated load.

裂先端部に作用する応力をA型とB型を比較してみると、A型の方が高い応力を示す。従って、A型の方が小さい荷重で破壊したと考えられる。

3.3 線形破壊力学を用いたボルト接合耐力の予測

3.3.1 単一き裂によるモデル化

先ずボルト接合部におけるき裂のモデル化を Fig. 8 に示すようにした。ボルト孔とその両側の縁から伸びたき裂を一本のき裂とみなし、これに1) 中央集中荷重, 2) き裂の一部に一樣な分布荷重, 3) ボルト孔の直径部分に一樣な分布荷重, 4) き裂全体に一樣な分布荷重が負荷されるモデルを仮定した。それぞれのモデルに対する応力拡大係数 K_I の式は、重ね合わせの原理⁵⁾ を用いて既知の解^{6,7)} から誘導した。ボルト孔に負荷される場合の応力拡大係数 K_I は、材料の両端に負荷したときの応力拡大係数を K_{11} 、き裂の内面に負荷したときの応力拡大係数を K_{12} とすれば、次式で表される。

$$K_I = K_{11} + K_{12} - K_I \quad (5)$$

これを K_I について解くと次式が得られる。

$$K_I = \frac{K_{11} + K_{12}}{2} \quad (6)$$

K_{11} および K_{12} に既知の解を用いると K_I を計算

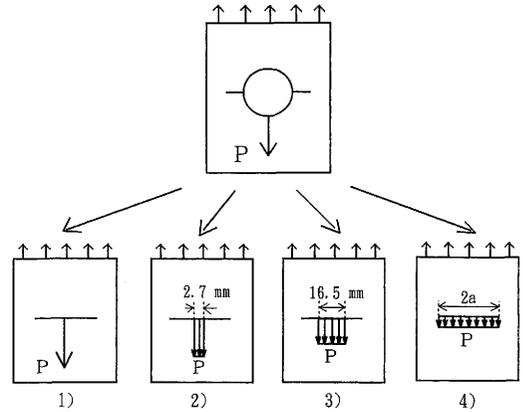


Fig. 8. Modelization of a bolted joint by an apparent single crack.

Notes: 1): Concentrated load at center of a crack, 2): Uniform load through the diameter of a loading bolt of 2.7 mm, 3): Uniform load through the diameter of a loading bolt of 16.5 mm, 4): Uniform load through a whole crack length.

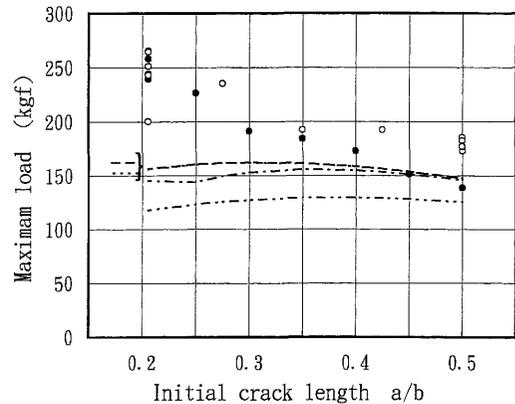


Fig. 9. Prediction of maximum load by using apparent single crack models.

Legend: ●: Experimental value of bolted joint specimen, ○: Experimental value of single crack specimen, ---: 1),: 2), - · - · - : 3), ———: 4).

Notes: Line numbers refer to the number of models in Fig. 8.

することができる。

ここで破壊基準には、 $K_I = K_{Ic}$ (P_M 法による値)適用した。これらの式から算出される最大荷重の計算結果を Fig. 9 に示す。最大荷重の予測値の大きさは Fig. 8 に示す1), 2), 3), 4)のモデルの順となっており、中央集中荷重のとき最も大きい値を示した。い

ずれのモデルでもき裂の十分長いところでは予測値は実験値と一致するのに対し、実際に破壊が起こると考えられるき裂の短い部分では、予測値は実験値より低い値を示した。き裂が長い部分ではき裂先端が加力点から遠いので、サンブナンの原理⁹⁾に基づけば負荷方法の影響が少ないために、モデル間の差が少なくなったものと考えられる。

3.3.2 円孔の周辺の応力集中を考慮したモデル化

次に、円孔の縁から伸びたき裂が短い場合にも適応できるモデルを検討した。ボルト孔の縁に分布力が作用すると想定し Fig. 10 に示すモデルを用いた。前と同様に重ね合わせの原理を適用し、応力拡大係数 K_I を導いた。

$$K_I = \frac{K_{I1} + K_{I2}}{2}$$

K_{I1} には次式に示す有限幅の帯板の中央に円孔を有し、その縁から両側にき裂が伸びた試験体の端に応力が作用する場合の解を用いた⁹⁾。

$$K_{I1} = \frac{P}{tW} \sqrt{\pi a} \cdot F_1(a/b, R/b, h/b) \quad (7)$$

ここで P は集中力、 t は試験体厚さ、 W は試験体幅、 a はき裂長さ、 $F_1(a/b, R/b, h/b)$ は a 、端距離 b 、ボルト孔半径 R 、縁距離 h によって決まる形状定数である。また K_{I2} には、無限平板に存在する円孔から両側にき裂が伸びた試験体において、円孔の内面に均一な内圧が作用する場合の応力拡大係数を用いた⁹⁾。さらに内圧から集中力 P に換算し、次式が得られる。 a_1 はボルト孔の縁からのき裂長さ、 $F_2(s)$ は $s = a_1 / (R + a_1)$ より決まる形状係数である。

$$K_{I2} = \frac{P}{2Rt} \sqrt{\pi a_1} \cdot F_2(s) \quad (8)$$

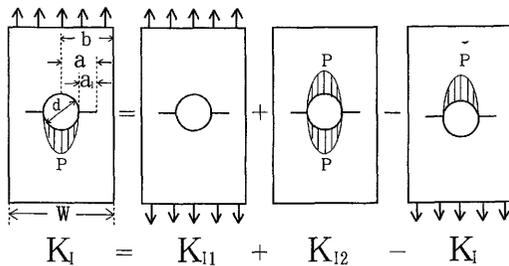


Fig. 10. Schematic representation of a superposition principle concerning fracture toughness of bolted joint.

Notes: K_I : Stress intensity factor for loading on a bolt hole,
 K_{I1} : Stress intensity factor for loading on both ends of specimen,
 K_{I2} : Stress intensity factor for loading on the contour of a bolt hole.

(7), (8)式からボルトに作用する荷重 P は次式で表すことができる。

$$P = \frac{2K_I}{\frac{\sqrt{\pi a}}{tW} F_1(a/b, R/b, h/b) + \frac{\sqrt{\pi a_1}}{2Rt} F_2(s)} \quad (9)$$

Fig. 11 と 12 に、ボルト孔の縁に人為き裂が存在する場合の予測値と実験値の比較を示す。Fig. 11 はボルト直径16 mm の場合で、 $a/b=0.25$ 以上、Fig. 12 はボルト直径12 mm の場合で、 $a/b=0.2$ 以上の範囲が該当する。ランバー 1 とランバー 2 では破壊靱性値が異なるため、接合強度の絶対値は異なるが、いずれのクラック長さにおいても予測値と実験値の一致は単一き裂モデルの場合より相当に向上した。こ

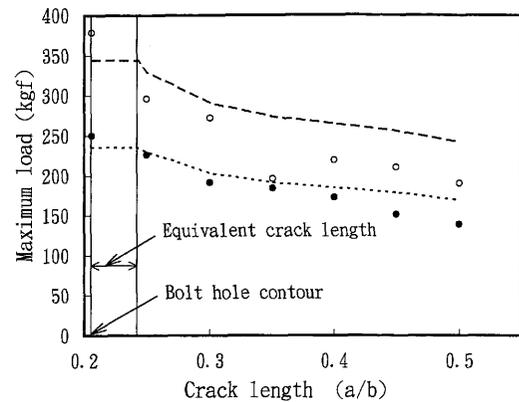


Fig. 11. Prediction of maximum loads of bolted joints ($d=16.5$ mm).

Legend: ●: Experimental value for Lumber 1, ○: Experimental value for Lumber 2, ----: Predicted value for Lumber 1, - - - -: Predicted value for Lumber 2.

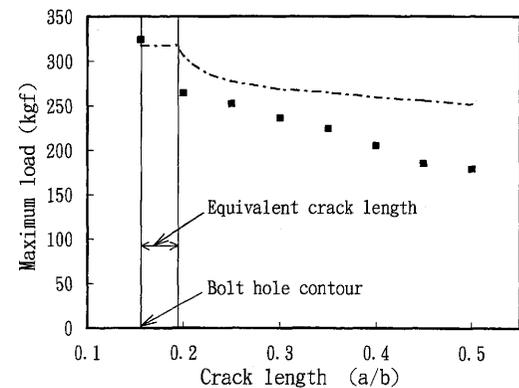


Fig. 12. Prediction of maximum loads of bolted joints ($d=12.5$ mm).

Legend: ■: Experimental value for Lumber 2, ----: Predicted value for Lumber 2.

ここで破壊靱性値には P_M 法による値を適用した。き裂の長い部分では予測値は実験値をやや上まっていたが、予測が重要なケースはき裂が比較的短い場合であるので、実際上(9)式の有用性には問題ないと考えられる。き裂が長い側でのずれが生じる理由として、(8)式の K_{I2} の算出に無限幅の解を用いたため、き裂の長い部分ではき裂先端から材幅方向の端までの距離の影響が大きくなったことが考えられる。

また、き裂のないボルト孔のみの場合に線形破壊力学を適用するには、前述のように特別な考慮を必要とする。本研究では、木材に潜在的なき裂状の欠陥があると想定し、ボルト孔の縁の両側に等価き裂が存在すると仮定した。従って、き裂長さ 0 mm (人為き裂なし) から等価き裂長さまではき裂長さは一定として予測した。Table 2 に示す等価き裂長さの値を用い、(9)式によるボルト接合耐力の予測結果と実験結果の適合を Fig. 11, 12 に示す。実験値に対する予測値の比はボルト孔直径 16.5 mm の場合は 0.94 および 0.91 となり、12.5 mm の場合は 0.98 となった。極めて良好に予測できたと考えられる。

緒言でも述べたように、連続体の力学ではき裂が発生した材料の強度を定量的に解析することができない。しかし、実際の木材のボルト接合部では、加工時にボルト孔縁に割れが生じたり、使用中の水分変化や応力の影響でボルト孔縁にき裂が生じることが時々ある。あらかじめ十分な安全余裕を取ったり、接合具を先に降伏させることによって割れ裂けの問題を回避して安全性を確保するような対応がなされるが、木材の割れ裂けの問題はまだ力学的に解決されていない。本研究では線形破壊力学を用いることによって、このようなき裂が発生した後の定量的な破壊強度の解析、また等価き裂長さの考え方を導入することによって、初期き裂のないボルト接合部における木材の破壊強度を統一的に取り扱う手法を示した。

単一ボルトによる木材の破壊を実際の構造物に適用するには、次の二段階の手法を必要とするであろう。まず、材料力学的な手法で個々のボルトに作用する力を求めること。次に、本研究の破壊力学的な手法でボルト近傍の局所的な破壊の問題に置き換えることである。

4. 結 論

木材の繊維に直角方向の加力を受けるボルト接合部の破壊強さを線形破壊力学を用いて予測する手法について検討した結果、次の結論を得た。

- (1) 破壊は極めて脆性的である。AE 発生率も破断直前に急激に増加した。
- (2) ボルト孔の縁の両側に人為き裂を入れた場合の接合部の強さを線形破壊力学モデルによって(9)式で予測したところ、き裂が比較的短い場合の適用は良好であった。このことから、線形破壊力学による方法は、使用中にボルト孔の縁からき裂が生じた場合の接合部の残存耐力を定量的に評価する方法として有効であると考えられる。
- (3) ボルト孔の縁にき裂がない場合に線形破壊力学を適用するために木材に潜在的な等価き裂を想定し、定量化した。ボルト孔の両側に等価き裂があると考え、ボルト孔のみの場合についても(9)式によって耐力を予測したところ、実験値に対する予測値の比が 0.9 以上となりボルト接合の初期耐力の定量的な評価にも有用なことが明らかとなった。

文 献

- 1) 祖父江信夫：昭和63年度文部省科学研究費補助金（一般研究）研究成果報告書，1989，p. 32-73.
- 2) Yasumura, M.; Daudeville, L.: *Mokuzai Gakkaishi*, 42(3), 225-233 (1996).
- 3) 國尾 武ほか3名：“破壊力学実験法”，朝倉書店，1984，p. 80-81.
- 4) 増田 稔：京都大学農学部演習林報告，No. 58, 241-250 (1986).
- 5) 岡村弘之：“線形破壊力学入門”，培風館，東京，1976，p. 36-41.
- 6) 岡村弘之：同上，p. 213, 217.
- 7) Tada, H.; Paris, P. C.; Irwin, G. R.: “The Stress Analysis of Cracks Handbook”, Del Research Corporation, 1973, p. 2.22, 2.34.
- 8) Tada, H.; Paris, P. C.; Irwin, G. R.: *ibid.*, p. 19.3, 19.4.
- 9) 日本建築学会：“建築学用語辞典”，岩波書店，993，p. 273.