

博士論文

集成材の繊維平行方向に埋め込まれたラグスクリューボルト接合部  
の引抜抵抗メカニズムの解明と設計式の提案

小谷 竜城

## 目次

第1章 序論.....	1
1.1 研究の背景.....	1
1.2 既往の研究.....	2
1.2.1 国内の研究事例.....	2
1.2.2 海外の研究事例.....	4
1.3 本研究の目的と各章の概要.....	5
第2章 既存の設計法を用いた接合部設計上の問題点や課題の把握と解決策の検討.....	6
2.1 検討概要.....	6
2.2 接合部のモデル化と接合部変形の定義.....	8
2.3 既存の理論式を用いた検討.....	11
2.3.1 接合部実験.....	11
2.3.2 既存の理論式を用いた実験結果の評価.....	14
2.3.3 既存の理論式と等価な力学モデルを用いた検討.....	19
2.3.4 接合部実験結果を用いた検討で得られた知見.....	26
2.4 有限要素解析による検討.....	27
2.4.1 解析の目的.....	27
2.4.2 モデル化及び解析方法.....	28
2.4.3 接合部実験結果との比較.....	31
2.4.4 LSBと木材の境界領域の剛性の再評価.....	34
2.5 木材の有効断面積の評価方法の検討.....	38
2.5.1 木材の有効断面積の評価方法の提案.....	38
2.5.2 既存の理論式と等価な力学モデルを用いた検討.....	43
2.5.3 木材の有効断面積が接合部剛性に与える影響.....	46
2.6 まとめ.....	50
第3章 引抜抵抗メカニズムの解明と検証.....	51
3.1 概要.....	51
3.2 引抜耐力発現のメカニズム.....	52
3.3 接合部の最大耐力と LSBと木材の境界領域の塑性変形能力の関係.....	56
3.4 弾性範囲における接合部変形の発生メカニズム.....	60
3.5 まとめ.....	63

第4章 引抜性能算定式の提案と検証.....	64
4.1 概要.....	64
4.2 応力分布の算定.....	65
4.3 引抜性能算定式の提案.....	68
4.3.1 最大耐力.....	68
4.3.2 降伏耐力.....	69
4.3.3 初期剛性.....	70
4.4 木材の有効断面積の評価.....	73
4.5 設計で用いる材料定数の検討.....	74
4.5.1 境界領域のせん断強度.....	74
4.5.2 境界領域のせん断弾性係数.....	79
4.6 接合部実験結果を用いた検証.....	80
4.6.1 実験概要.....	80
4.6.2 接合部実験結果.....	85
4.6.3 最大耐力及び降伏耐力の検証.....	90
4.6.4 初期剛性の検証.....	93
4.7 まとめ.....	98
第5章 結論.....	100
付録.....	105
参考文献.....	126

## 第1章 序論

### 1.1 研究の背景

ラグスクリューボルト (Lagscrewbolt、以下、LSB とする) は、木質構造接合部設計マニュアル<sup>1-1)</sup>で、「胴部のほぼ全長に渡ってラグスクリューに類似した雄ネジを加工し、端部にボルトと同じ雌ネジを内部に加工したもの、もしくはボルトと同じ雄ネジを外部に加工した複合型接合具である。基本的に、先穴を加工した集成材中にこの接合具をねじ込んで、その引き抜き抵抗に依存して、力を伝達することを意図した接合具である」と定義されている。そのため、LSB と木材が噛み合った状態となるため初期ガタが少なく、高剛性な接合部が実現可能であり、木質ラーメン構造の接合部として用いられることが多い。LSB は、グルード・イン・ロッド (Glued-in Rod) 接合部と同様に、部材に接合具を埋め込み引張抵抗させる接合形式であるが、グルード・イン・ロッドとは異なり、現場接着を必要としない機械式定着であるため施工性に優れることは利点の1つである。また、接合具 (LSB) が埋設されるため、美観性に優れた接合部となる。

LSB 接合部の設計法は、木質構造接合部設計マニュアル<sup>1-1)</sup>やラグスクリューボルト接合設計マニュアル<sup>1-2)</sup>にまとめられており、これらを参考に接合部設計が可能である。しかしながら、これらの文献に基づき設計を行う場合、LSB と木材の境界領域のせん断性能や木材の有効断面積を実験で把握する必要がある。なお、現状では、LSB には JIS 規格等の規格が存在しておらず、メーカーが独自に開発・製造を行っている。そのため、設計を行うには LSB の種類や木材の樹種・強度等級や断面の組み合わせ毎に実験が必要となり、実用性や合理性に欠けており実務的でない。また、メーカー独自の規格のため、LSB の開発・研究は限られた企業や大学等の研究機関で行われており、限られた研究者が発表した研究事例のみである。ゆえに、研究成果に基づき構築される設計法も、筆者の知る限りでは、上記の文献<sup>1-1)</sup>及び文献<sup>1-2)</sup>に記載の設計法1種類のみ (どちらの文献も同じ設計式が記載されている) の提案で、現状では、実験を行い、同設計法を用いて接合部設計を行う以外に選択肢が無い。

## 1.2 既往の研究

### 1.2.1 国内の研究事例

LSB は、小松が開発<sup>1-3)</sup>し、その後、中谷・小松の研究<sup>1-4)~1-6)</sup>で引抜理論が構築されている。中谷・小松が構築した引抜理論は、集成材の繊維平行方向及び直交方向に埋め込まれた任意の形状・埋め込み深さの LSB 接合部の最大引抜耐力及びすべり剛性を求めるための理論式で、この理論式が文献 1-1)及び文献 1-2)に LSB 接合部の設計法としてまとめられている。また、中谷・小松ら<sup>1-7)~1-9)</sup>は、LSB を多数本埋め込む場合の LSB の間隔や縁端距離が引抜性能に与える影響を実験的に把握し、これらの成果が文献 1-2)に LSB の配置ルールとしてまとめられている。そして、LSB が単純引張を受ける場合の他に、モーメント抵抗接合部の評価方法<sup>1-10)~1-11)</sup>として、雄ネジタイプの LSB と特殊金物を用いた LSB 接合部を対象に、LSB の引抜性能を上記の理論式で求め、接合部の回転剛性及び最大曲げモーメントを計算する方法を提案している。

若島ら<sup>1-12)</sup>は、脆性的な破壊性状を示す LSB を用いた木質ラーメン構造の接合部を対象として、靱性能を確保するための開発を行っている。柱-梁接合部は、柱及び梁に埋め込まれた LSB とこれらを繋ぐ金物とを、一定以上の塑性変形能力が保証された SNR490B 鋼材で製造した転造ねじボルトを用いることで靱性能を確保している。柱脚接合部は、柱-梁接合部と同様に SNR490B 鋼材で製造された転造ねじアンカーボルトを用いることで靱性能を確保している。これらの接合部を対象に接合部設計式の提案を行い、実大フレーム実験で性能を確認し、得られた実験値と提案した設計式で計算した値との比較検討結果を報告している。

景山ら<sup>1-13)</sup>は、中谷・小松らの研究<sup>1-14)~1-15)</sup>を基に、LSB を用いたモーメント抵抗接合部の曲げ-せん断複合応力下における構造性能評価法を検討している。中谷・小松らの研究<sup>1-14)~1-15)</sup>では、複合応力状態において、接合部に作用するせん断力が大きくなるほど負担できる曲げモーメントが純曲げ状態よりも大きくなっており、力学的観点から見て理解しがたい結果となっていた。そこで、複合応力状態の方が純曲げ状態よりも負担できる曲げモーメントが小さくなると仮定し、接合部実験における水平力から接合部に作用する曲げモーメントを、評価する際のせん断スパン（加力点高さがこれに該当）を公称値より 260mm 短くし再度評価を行ったところ、曲げモーメントとせん断力に相関関係が見られる結果となった。しかしながら、LSB 接合部の場合、鋼板挿入ドリフトピン接合とは異なり、接合部回転の基点の位置が明確に現れる仕様ではないため、今後、より詳細な検討が必要と結論付けている。

野口ら<sup>1-16)~1-20)</sup>は、大径ボルトと呼ばれる特殊な形状のスクリューをあらかじめ木材に加工された雌ねじに挿入する接合部を開発し、一連の研究を発表している。大径ボルトは、ボルトにスクリュー加工（LSB の場合はラグスクリュー加工と定義<sup>1-1)</sup>されている）を施す点では LSB と同様であるが、大径ボルトの場合は木材側の先孔に雌ねじ加工が施されているのに対し、LSB

の場合は先孔のみである点が異なる。一連の研究では、接合具単体の最大引抜耐力の推定式、接合部の数値解析モデルの検討、及び複合応力下（曲げモーメント、せん断力、軸力）における設計法を検討し、接合部実験、構面試験体や実大サイズの立体試験体を用いた静的加力実験を行い、最終的には振動台実験で大径ボルトを用いた架構の構造性能と設計法の確認を行っている。

### 1.2.2 海外の研究事例

海外における LSB の研究事例は、筆者が調査した限り存在しないが、ビスやラグスクリューの研究事例は数多く存在する。ビスやラグスクリューは、ねじ加工が施された接合具を木材にねじ込むという点で LSB と一致する。海外では、ビスやラグスクリューの引抜耐力を接合具径、埋め込み深さ及び木材の比重から計算可能な設計式が提案されている。提案されている設計式は、実験結果を基に定式化されており、その精度向上のための研究が盛んに行われている。

Eurocode 5<sup>1-21)</sup> では、ビスの引抜耐力の算定式が定められており、同式は、ビスの配置間隔や外径、ビスの外径と谷径の比の制限を満たしていれば、ビスの外径、埋め込み深さ、木材の比重及び木材の繊維平行方向に対するビスの埋め込み角度から引抜耐力が算定可能である。

M. Frese ら<sup>1-22)</sup> は、Softwood を対象とした Self tapping screw の引抜耐力算定式を提案している。同式は、1850 体の引抜実験結果を基に回帰分析を行い、定式化している。同式を用いて木材の密度及びビスの径、埋め込み深さから計算した値は、実験結果に対して、Eurocode で定められる計算式<sup>1-21)</sup>で計算した結果よりも精度良く引抜耐力が推定可能である。

Thomas L. Wilkinson ら<sup>1-23)</sup> は、ビスの全長に渡ってねじ加工が施された Tapping screw を用いて、3 種類の木材樹種 (Red oak、Douglas-fir、Redwood) を対象とした実験を行い、引抜及び一面せん断性能の検討を行っている。引抜性能は、ビスの先端から全長の 2/3 の範囲のみにねじ加工を施した Wood screw を用いた引抜実験結果と比較して、Tapping screw の方が 6～15% 引抜耐力が高い。そして、一面せん断強度は、木材の比重とビスの谷径の二乗に比例することを示している。この他にも、先孔径を変数とした実験を行い、先孔径はビスの谷径の 60% が最適であるが、それ以下になると打ち込みに支障が生じることを示している。また、実用的には、先孔径はビスの谷径の 60% よりも少し大きい方が良いとの知見を示している。同研究結果は、設計でビスを選択する際の基礎データになると結論付けている。

J. A. Newlin ら<sup>1-24)</sup> は、様々な種類のラグスクリューと樹種の組合せに対して引抜実験を行い、その結果を基にした計算式を提案している。同式は、ラグスクリューの根元部分の外径と木材の比重から単位埋め込み深さあたりの終局耐力が算定可能である。また、先孔径を変数とした実験を行い、樹種毎に最適な先孔径を示している。

T. E. McIlain<sup>1-25)</sup> は、J. A. Newlin らが提案した引抜耐力の計算式<sup>1-24)</sup>に対して、公開されている過去の実験データを用いて非線形回帰分析を行い、J. A. Newlin らが提案した計算式よりも安全側にかつ実験結果を精度良く推定可能な計算式の提案を行っている。

### 1.3 本研究の目的と各章の概要

本研究では、実務設計での有用性や合理性を考慮し、実験値や実験から求まる調整係数を用いず、基準強度等の既知の値から LSB 接合部の設計が可能な、新たな設計式の提案を目的とする。提案する設計式は、幾何学的な物理量である応力分布と、材料強度やヤング係数等の材料特性を分離して定式化することで計算内容を明らかにし、構造設計者が状況に応じて工学的判断がし易い設計式を目指す。なお、本研究では、集成材の繊維平行方向に埋め込まれた LSB 接合部を対象とし、その引抜性能算定式の提案を行う。

本研究では、既存の設計法である中谷・小松が提案した理論式<sup>1)5)</sup>（以下、理論式とする）の問題点や課題を把握し解決策を検討することで、これらの検討で得られた結果は勿論、その過程で得られた知見が新たな設計式の提案に繋がると考え、研究を進める。

本論文各章の概要を以下に示す。

第 2 章「既存の設計法を用いた接合部設計上の問題点や課題の把握と解説策の検討」では、理論式で計算した値及び理論式と等価な線材置換モデルを用いた数値解析結果と接合部実験結果を比較することで、計算に実験値を必要とする理論式の問題点と課題を把握し、解決策を検討する。

第 3 章「引抜抵抗メカニズムの解明と検証」では、第 2 章の検討結果を基に、LSB 接合部の引抜抵抗メカニズムを仮定し、理論式と等価な線材置換モデルを用いて仮定の検証を行う。検証する内容は、LSB 接合部の引抜耐力発現メカニズムと弾性範囲における接合部変形の発生メカニズムとした。

第 4 章「引抜性能算定式の提案と検証」では、LSB 接合部の新たな引抜性能算定式の提案と、計算に必要な材料特性値の検討を行う。そして、これらを用いて計算を行った結果と複数の仕様で実施した接合部実験結果との比較を行い、提案する設計式の妥当性を検証する。

第 5 章「結論」では、第 2 章から第 4 章で得られた知見をまとめて示す。



## 第2章 既存の設計法を用いた接合部設計上の問題点や課題の把握と解決策の検討

### 2.1 検討概要

LSB 接合部は、式(2.1)で示される最大引抜き耐力  $P_{max}$  及びすべり係数  $K_s$ （本研究では初期剛性  $K$  とする）の算定式が文献 2-1)及び文献 2-2)にまとめられている。同式は、中谷・小松<sup>2-3)</sup>が提案した理論式（以下、理論式とする）である。式(2.1)で示される理論式は、Volkersen モデルを参考に導かれており、LSB と木材の軸剛性、並びに LSB と木材の境界領域（以下、境界領域とする）のせん断剛性が LSB の長さ方向に一定であると仮定し、式(2.2)で示される微分方程式を式(2.3)の境界条件で解くことで式(2.1)が与えられる。

$$\text{最大引抜き耐力 } P_{max} = \begin{cases} \frac{f_v \pi d_L (E_w A_w + E_s A_s) \sinh kl}{k (E_s A_s \cosh kl + E_w A_w)} & (E_w A_w \leq E_s A_s) \\ \frac{f_v \pi d_L (E_w A_w + E_s A_s) \sinh kl}{k (E_w A_w \cosh kl + E_s A_s)} & (E_s A_s \leq E_w A_w) \end{cases} \quad (2.1a)$$

$$\text{すべり係数 } K_s = \begin{cases} \frac{\Gamma \pi d_L (E_w A_w + E_s A_s) \sinh kl}{k (E_s A_s \cosh kl + E_w A_w)} & (E_w A_w \leq E_s A_s) \\ \frac{\Gamma \pi d_L (E_w A_w + E_s A_s) \sinh kl}{k (E_w A_w \cosh kl + E_s A_s)} & (E_s A_s \leq E_w A_w) \end{cases} \quad (2.1b)$$

$$\frac{d^2 \tau}{dx^2} - \tau k^2 = 0 \quad \text{ただし、} k = \sqrt{\Gamma \pi d_L \left( \frac{1}{E_w A_w} + \frac{1}{E_s A_s} \right)} \quad (2.2)$$

$$x=l \text{ のとき} \quad \sigma_s = 0, \quad \sigma_w = \frac{P}{A_w} \quad (2.3a)$$

$$x=0 \text{ のとき} \quad \sigma_s = \frac{P}{A_s}, \quad \sigma_w = 0 \quad (2.3b)$$

ここで、 $f_v$ ：境界領域のせん断強さ

$d_L$ ：LSB の外径

$E_s$ ：LSB のヤング係数

$E_w$ ：木材のヤング係数

$A_s$ ：LSB の有効断面積

$A_w$ ：木材の有効断面積で式(2.4)による

$l$ ：LSB の有効埋め込み深さ

$\Gamma$ ：境界領域のせん断剛性係数

$P$ ：接合部に生じる軸力

$\sigma_s$ ：LSB に生じる軸方向応力

$\sigma_w$  : 木材に生じる軸方向応力

式(2.1)の理論式で接合部設計を行う場合、薄板試験と呼ばれる LSB のねじ山ピッチの 1.5 倍～3.0 倍の厚さの木材に LSB を埋め込み、引抜く（もしくは押抜く）実験を行うことで、境界領域のせん断性能を把握する必要がある。また、木材の有効断面積  $A_w$  の算出時には、式(2.4)に示す係数  $c$ （以下、係数  $c$  とする）を定める必要があるが、文献 2-1)及び文献 2-2)の基となった文献 2-3)において、接合部実験の破壊性状から工学的に判断して木材の有効断面積  $A_w$  を算出したとの記述がある。そのため、力学的に評価する方法が明確になっておらず、文献 2-1)では  $c=1.50\sim 3.00$ 、文献 2-2)では  $c=1.50\sim 2.00$  と示されており、根拠は明記されていない。

$$A_w = \pi(c \cdot d_L)^2 - \pi(0.5d_L)^2 \quad (2.4)$$

以上より、式(2.1)の理論式で LSB 接合部を設計する場合、薄板試験は勿論、係数  $c$  の値の妥当性を接合部実験で確認する必要がある。そこで、本章では、境界領域のせん断性能及び係数  $c$  の評価方法について、実験を必要とせず、力学的に評価が可能な方法を検討する。

## 2.2 接合部のモデル化と接合部変形の定義

本研究では、Fig.2.1 に示すように、LSB が埋め込まれた領域、即ち、木材の木口から断面欠損が無く全断面が有効となる位置までを剛域としてモデル化し、その端部に剛域間の接合部特性を集約したバネを設ける力学モデルを想定する。また、本論文では、LSB1 本あたりの引抜性能算定式の提案を目的とするが、本論文以降も継続的に研究を行い、モーメント抵抗接合部の設計式の提案を最終目標としている。

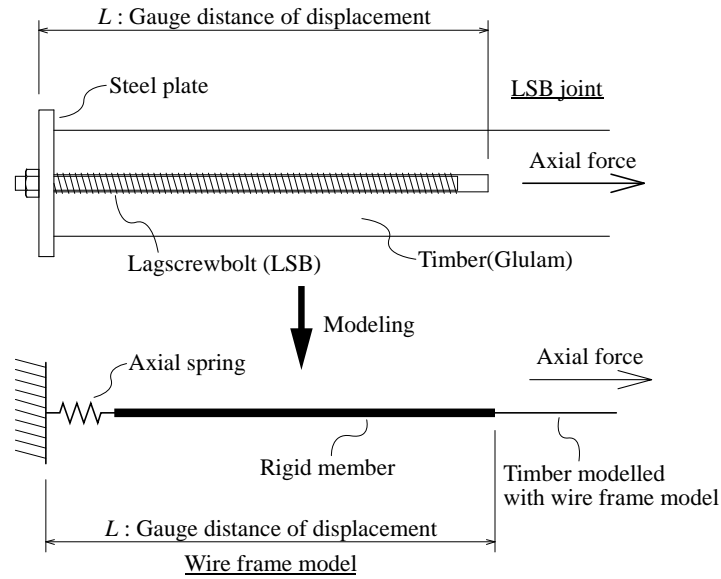


Fig.2.1 Modeling of joint and definition of deformation

モーメント抵抗接合部は、Fig.2.2 に示す通り、剛域端に回転バネを設けたモデル化、もしくは、剛域を設け、その端部に引張と圧縮の単軸バネを設けたモデル化を想定している。いずれのモデル化も Fig.2.1 と同様の考えに基づくモデル化である。この時、引張側と圧縮側のバネは（回転バネの場合は回転バネに集約する計算を行う際）、平面保持を仮定しており、長さの次元を読み替えるための基準長さ  $L$  を引張側と圧縮側で等しくする必要がある。そのため、引張側と圧縮側のバネの評価時にはモデル化と等価な標点間距離で評価する必要がある。接合部の引張側の変形は、LSB の軸方向の伸び変形、境界領域の変形、木材の軸方向の伸び変形の累加となるが、変位の評価方法によってはいずれかの変形が含まれないことになる。例えば、実験で評価を行う際に、木材の木口付近に変位計を取り付け、LSB との相対変位を計測した場合、木材の軸方向の伸び変形が計測された接合部変位に含まれないことになる。一方、圧縮側の変形は、基準長さ  $L$  の検長外でも生じているため、引張側と同様にモデル化に応じた区間の変位を計測する必要がある。なお、LSB が埋め込まれた部分を剛域とし、その端部に接合部特性を集約することで圧縮側の剛性は  $E_w A_w / L_o$  ( $E_w$  は木材のヤング係数、 $A_w$  は圧縮側の有効断面積、 $L_o$  は有効弾性床深さ) で計算でき、木質構造において一般的な手法である、式(2.5)で示される円形断面接合具の繊維平行方向の面圧剛性  $k_{s0}$  を求めるための計算式<sup>2-1)</sup>を拡大解釈して用いる(例として文献 2-4) 必要がなくなる。

$$k_{s0} = \frac{E_{w0}}{31.6 + 10.9d} \quad [\text{単位 : N/mm}^3] \quad (2.5)$$

ここで、 $E_{w0}$  : 木材の繊維平行方向ヤング係数 [単位 : N/mm<sup>2</sup>]

$d$  : 接合具径 [単位 : mm]

以上の理由から、本研究における接合部の変形は、LSB 根元と LSB 先端位置での木材との相対変位  $\delta_{joint}$  と定義し、以降の検討を行う。

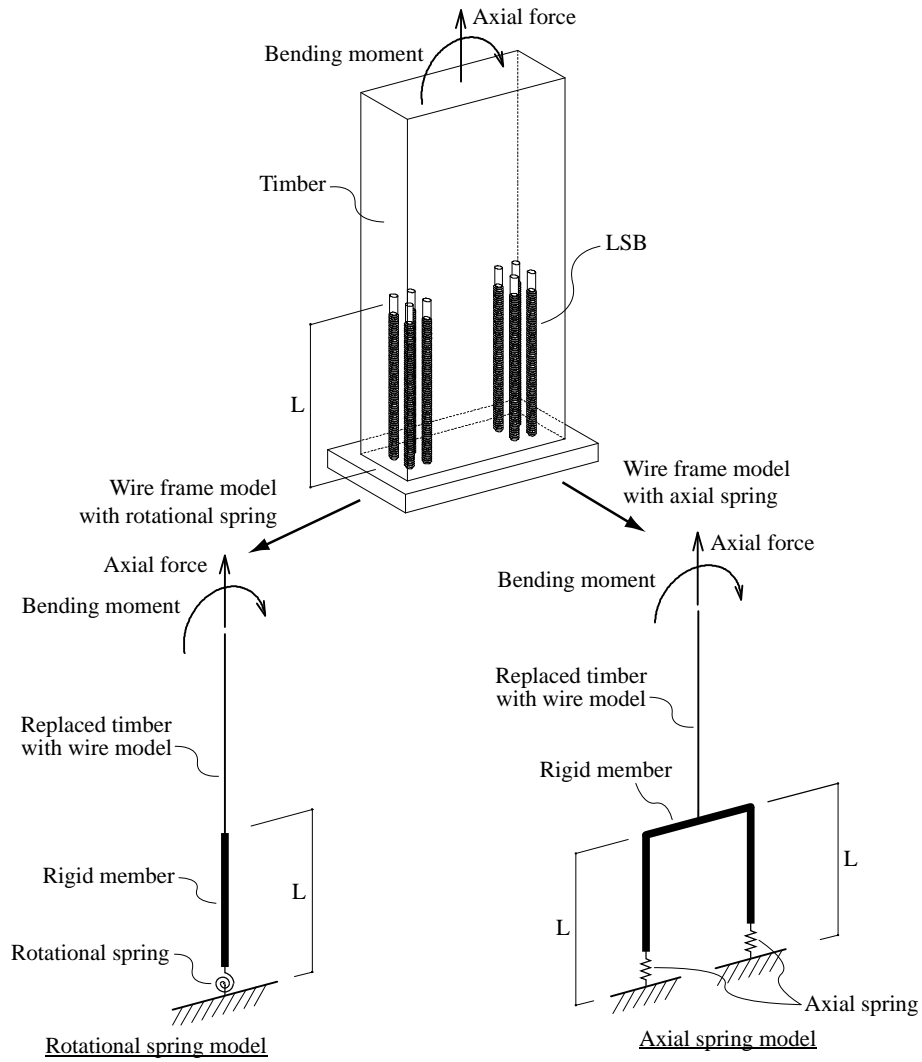


Fig.2.2 Modeling of timber semi-rigid column joint

## 2.3 既存の理論式を用いた検討

### 2.3.1 接合部実験

本章では、Fig.2.3 及び Photo 2.1 に示す、外径  $d_L=20.5\text{mm}$ 、谷径  $d_{LB}=14.1\text{mm}$ 、LSB のねじピッチ=6mm の転造で製造された LSB を対象とし、Fig.2.4 に示す試験体を用いて接合部実験を実施した。接合部試験体は、木材が  $105\times 105\text{mm}$  断面の JAS 規格同一等級構成オウシュウアカマツ集成材 E105-F345 で、試験体の片側に試験用の LSB を埋め込み、反対側に反力用の LSB を埋め込んだ。試験側の LSB は埋め込み深さを 200mm、300mm、400mm の 3 通りとし、反力側の LSB は埋め込み深さを 450mm とし、かつ、2 液性のエポキシ樹脂系接着剤を併用することで、試験側の LSB で確実に破壊が生じるようにした。なお、木材には、外径が  $\phi 17\text{mm}$  で、深さが埋め込む LSB の長さ+50mm の先孔を加工した。実験は、試験体両側の LSB を治具で掴み、一方向の引張加力を行った。加力は、文献 2-1)を参考に、加力開始から最大荷重までの時間が 5～10 分となるような速度とした。試験体数は各 6 体で、全て異なる集成材から試験体を作製した。

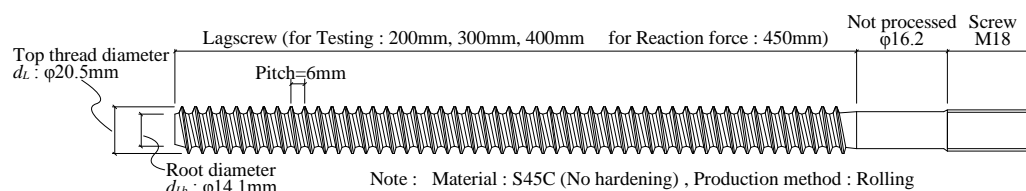
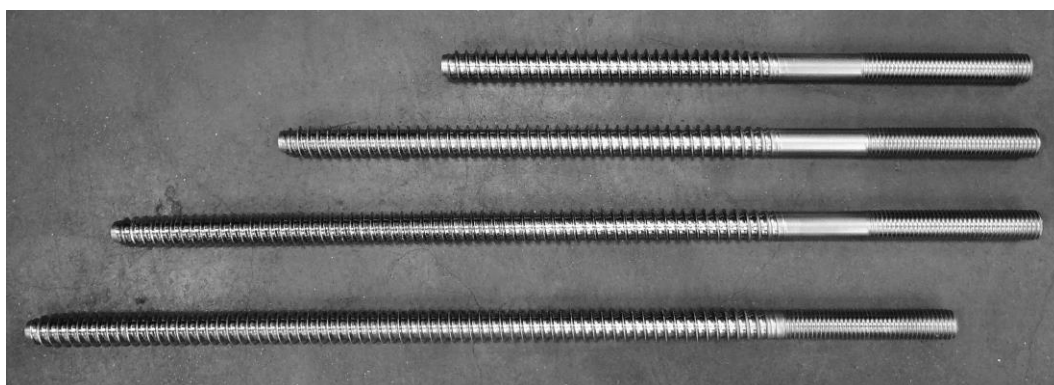


Fig.2.3 LSB



Note : From above, LSB of test side :  $L=200\text{mm}$ ,  $300\text{mm}$ ,  $400\text{mm}$ , and LSB for reaction force

Photo 2.1 LSB

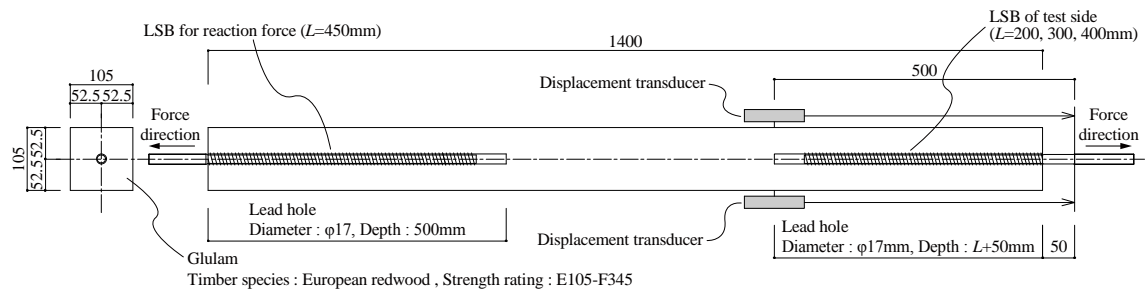


Fig.2.4 Test specimens of tensile test of LSB joint

実験結果を Fig.2.5 に示す。なお、同図の変位は、LSB の埋め込み深さによらず、Fig.2.4 に示す通り LSB と木材間の標点間距離は 500mm とし、LSB と木材の相対変位  $\delta_{500}$  を計測した。同図の黒線は 6 体の平均の荷重  $P$ －変位  $\delta_{500}$  曲線である。全ての試験体で、LSB の母材の降伏耐力以下で引抜けにより荷重が低下し、木材の割裂破壊等の木破は生じなかった。

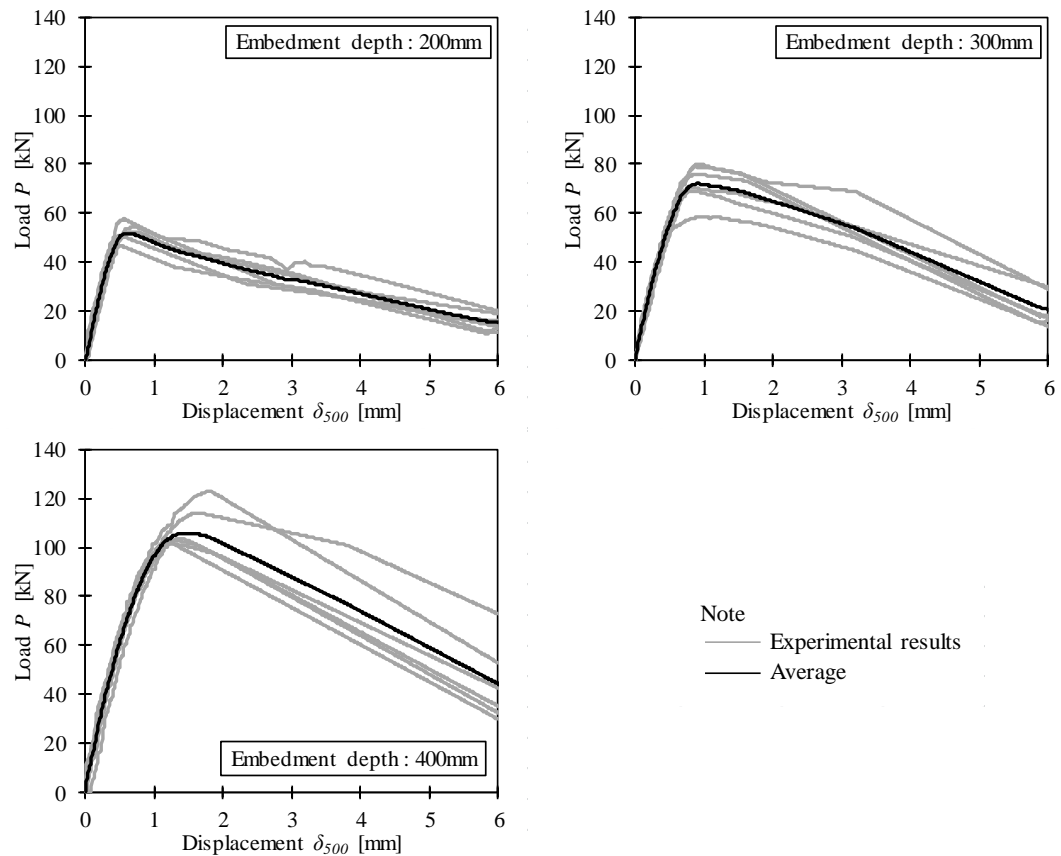


Fig.2.5 Results of joint experiment



### 2.3.2 既存の理論式を用いた実験結果の評価

接合部実験結果に対して、式(2.1)の理論式で評価を行うために、境界領域のせん断強さ  $f_v$  とせん断剛性係数  $\Gamma$  の評価を文献 2-5)に基づき薄板試験体を用いた引抜試験（以下、薄板試験とする）を行った。試験体及び薄板試験方法を Fig.2.6 に示す。試験体は、断面が  $105 \times 105\text{mm}$  の JAS 規格同一等級構成オウシュウアカマツ集成材 E105-F345 で、8 本の異なる材から各 3 体作製し、合計 24 体とした。実験は、中央に LSB の外径  $+5\text{mm}=25.5\text{mm}$  径の孔の開いた厚さ  $12\text{mm}$  の鋼板で試験体を挟むことで木材の曲げ変形を抑え、境界領域のせん断変形のみが生じるようにした。評価は、以下の 2 通りとした。

- ① 文献 2-5)に基づき、24 体の試験結果に対し最大値と最小値から 3 体ずつ除いた合計 18 体の実験結果より、せん断強さ  $f_v$  は信頼水準 75%の 95%下側許容限界値、せん断剛性係数  $\Gamma$  は信頼水準 75%の 50%下側許容限界値を求め、計算に用いる値とした場合。
- ② 本章では、LSB 接合部の引抜抵抗メカニズムを調べるのが目的であることから、試験結果からせん断強さ  $f_v$  とせん断剛性係数  $\Gamma$  の評価を行い、全 24 体の相加平均を計算に用いる値とした場合。

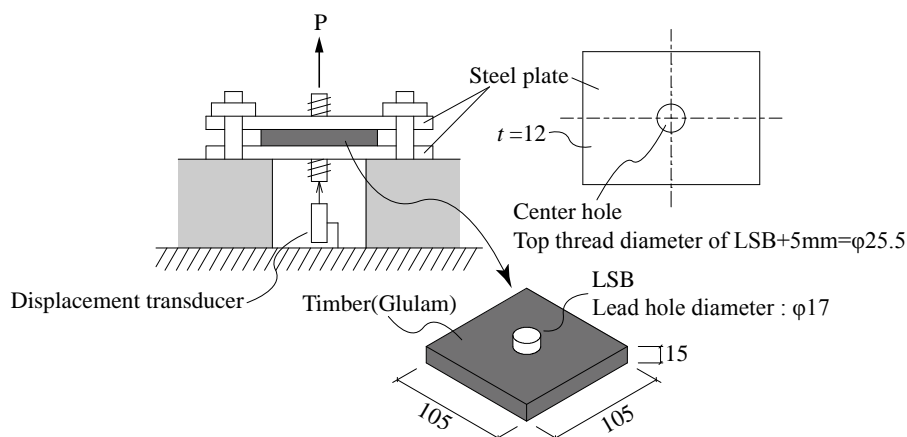


Fig.2.6 Pull-out tests of thin plate specimen

Table 2.1 に示す薄板試験結果を用いて、文献 2-2)に基づき理論式で接合部の最大耐力  $P_{max}$  及び初期剛性  $K$  の計算を行った。計算において、木材の有効断面積  $A_w$  は文献 2-2)より、係数  $c$  は 1.50～2.00 とすることが明記されている。そこで、本章の検討では、 $c=1.50$  と  $c=2.00$  の 2 通りの計算を行った。また、同文献では、LSB の有効埋め込み深さは、ねじ山が不完全な部分（以下、不完全ねじ部とする）を除いて評価することが明記されている。ここで、本章で用いた LSB は、製造上の都合で Photo 2.2 のように LSB の先端と根元に不完全ねじ部が生じており、実験に用いた LSB を実測すると、先端からねじ 3 山分（3 山×ねじピッチ 6mm＝18mm）及び根元からねじ 7 山分（7 山×ねじピッチ 6mm＝42mm）が不完全ねじ部となっている。しかしながら、Photo 2.2 からも見られるように、本章で対象とした LSB は、不完全ねじ部と言えどもある程度のねじ山は存在しており、ねじ山が完全な部分と比較すると幾らか性能低下が生じる可能性はあるが、接合部全体に与える影響は小さいと考え、本章では、数値解析を含む全ての検討において、不完全ねじ部を除かずに評価を行う。

Table 2.1 Test results with thin plate specimens

		$f_v$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Gamma$ [N/mm/mm <sup>2</sup> ]
Evaluation by literature 2-5	Average	5.77	9.92
	Sample standard deviation	0.512	2.578
	Coefficient of variation	0.089	0.260
	①Lower limit value	4.77	9.50
All Results	②Average	5.77	10.39
	Sample standard deviation	0.645	4.015
	Coefficient of variation	0.112	0.386

Note : Lower limit value

$f_v$  : 95% lower tolerance limit at 75% confidence level

$\Gamma$  : 50% lower tolerance limit at 75% confidence level



(a) Tip



(b) Root

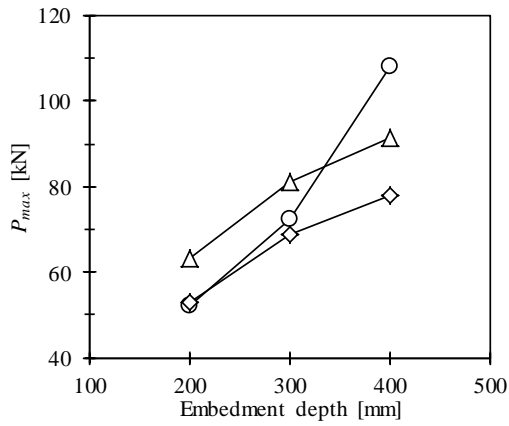
Photo 2.2 Incomplete thread part

Table 2.2 及び Fig.2.7 に接合部実験結果と式(2.1)の理論式で計算した結果の比較を示す。ここで、同表及び同図の接合部実験結果は各仕様 6 体の平均値とし、初期剛性  $K$  は、実験結果の最大荷重  $P_{max}$  の 10%値と 40%値を結ぶ直線の傾きとした。なお、特記無き限り、以降の検討においても同様の手法で実験結果から初期剛性  $K$  を求める。同表及び同図より、本章で対象とした LSB と木材の組み合わせにおいては、係数  $c=1.50$  と  $c=2.00$  では計算結果に大きな差は見られなかった。そのため、Fig.2.8 には係数  $c$  を  $c=1.50$  として式(2.1)の理論式で計算した結果で、計算時に薄板試験結果の信頼水準 75%の 95%下側許容限界値を用いた場合と平均値を用いた場合の 2 通りを示す。文献 2-3)において式(2.1a)の理論式で最大耐力  $P_{max}$  を計算した場合、埋め込み深さと最大耐力  $P_{max}$  には正の相関関係が見られ、Table 2.2、Fig.2.7 及び Fig.2.8 より、本論文においても同様の傾向となっている。また、薄板試験結果に信頼水準 75%の 95%下側許容限界値を用いることで式(2.1a)の理論式で計算した最大荷重  $P_{max}$  は実験値に対して安全側の評価となっている。初期剛性  $K$  は、実験値と埋め込み深さには負の相関関係が見られ、埋め込み深さ 200mm が最大、300mm と 400mm は同程度の値となっている。ここで、文献 2-3)において式(2.2b)の理論式で初期剛性  $K$  を評価すると、本論文で同式を用いて計算した結果と同様に正の相関関係が見られるが、Fig.2.7 より、実験結果は異なる傾向となっている。

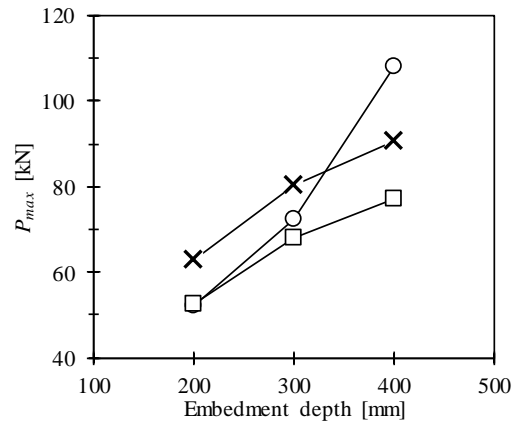
Table 2.2 Relationship between embedment depth and calculated value by Eq.(2.1)

Embedment depth [mm]				200	300	400
$P_{max}$ [kN]	Exp.	Average		52.3	72.2	108
		CV* <sup>1</sup>		0.069	0.111	0.082
	Cal. by Eq.(2.1a)	Lower limit value* <sup>2</sup>	$c=1.50$	53.0 (1.01)	68.6 (0.95)	78.0 (0.72)
			$c=2.00$	52.6 (1.01)	67.9 (0.94)	77.1 (0.71)
		Average of all results* <sup>2</sup>	$c=1.50$	63.3 (1.21)	81.2 (1.12)	91.6 (0.85)
			$c=2.00$	62.8 (1.20)	80.3 (1.11)	90.5 (0.84)
$K$ [kN/mm]	Exp.	Average		141	124	124
		CV* <sup>1</sup>		0.188	0.094	0.099
	Cal. by Eq.(2.1b)	Lower limit value* <sup>2</sup>	$c=1.50$	106 (0.75)	137 (1.10)	155 (1.25)
			$c=2.00$	105 (0.75)	135 (1.09)	154 (1.24)
		Average of all results* <sup>2</sup>	$c=1.50$	114 (0.81)	146 (1.18)	165 (1.33)
			$c=2.00$	113 (0.81)	145 (1.16)	163 (1.31)

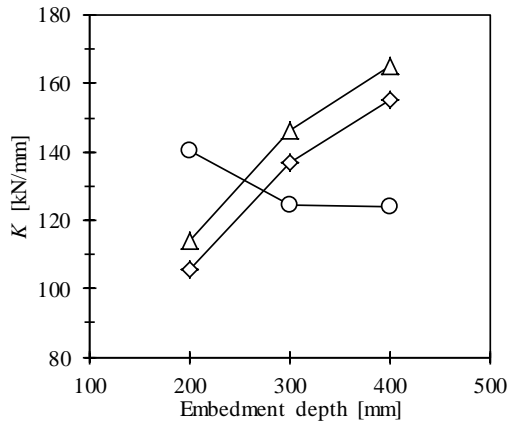
Note : ( ) of Cal. is the ratio to Exp. , \*<sup>1</sup> : Coefficient of variation , \*<sup>2</sup> : Test results with thin plate specimens.



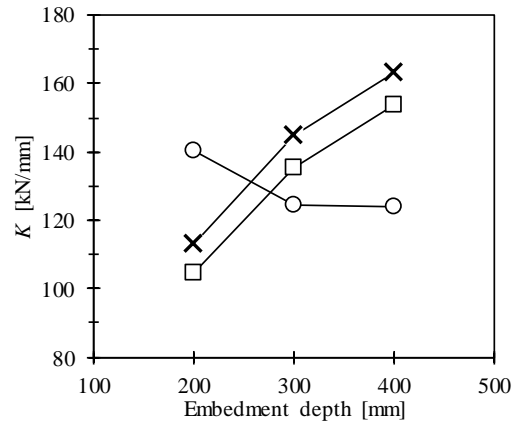
(a) Maximum strength, Cal. value : c=1.50



(b) Maximum strength, Cal. value : c=2.00



(c) Stiffness, Cal. value : c=1.50



(d) Stiffness, Cal. value : c=2.00

Note

—○— Exp.

—◇— Calculated value by Eq.(2.1),  $f_v$  or  $\Gamma$ : Lower limit value\*, c=1.50

—□— Calculated value by Eq.(2.1),  $f_v$  or  $\Gamma$ : Lower limit value\*, c=2.00

—△— Calculated value by Eq.(2.1),  $f_v$  or  $\Gamma$ : Average of all results\*, c=1.50

—×— Calculated value by Eq.(2.1),  $f_v$  or  $\Gamma$ : Average of all results\*, c=2.00

\*: Test results with thin plate specimens

Fig.2.7 Relationship between embedment depth and calculated value by Eq.(2.1)

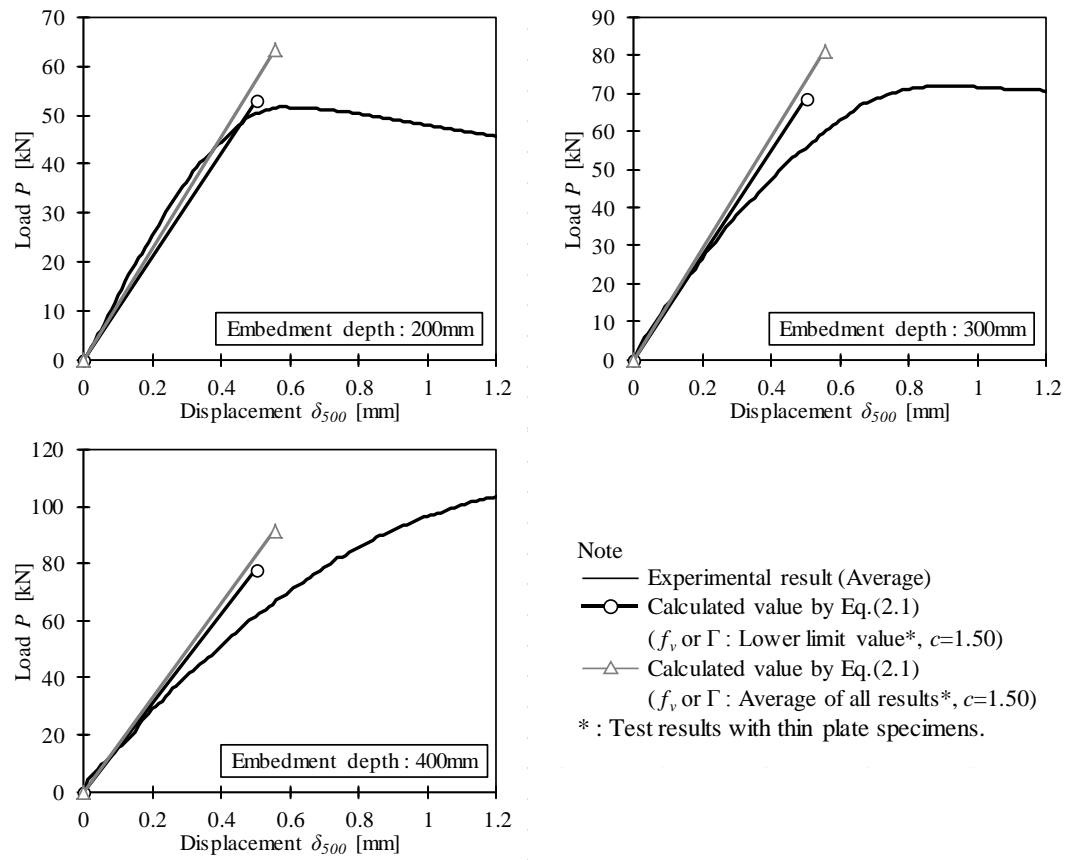


Fig.2.8 Relationship between experimental values and calculated values by Eq.(2.1)

### 2.3.3 既存の理論式と等価な力学モデルを用いた検討

式(2.1)の理論式で計算した値は、実験値に対して埋め込み深さと最大耐力  $P_{max}$  の関係は似た傾向であったが、初期剛性  $K$  は異なる傾向となった。そこで本節では、初期剛性  $K$  が実験値と計算値で異なる傾向となった原因について検討を行う。

異なる傾向となった原因として以下の3点が考えられる。

- ① 式(2.1)の理論の基となった式(2.2)で表される基礎式が適切でない。
- ② 計算に用いる諸定数 ( $f_u$ 、 $\Gamma$ 、 $c$ ) の評価方法が適切でない。
- ③ 接合部実験での接合部変位の計測方法と式(2.1)における接合部変位の評価位置が異なる。

本節では、①と②に問題はないと仮定し、式(2.1)の理論式と力学的に等価なモデルとなる Fig.2.9 に示す線材置換モデルを用いて応力解析を行い、式(2.1)の理論式で計算した値との比較検討を行う。応力解析には、任意形状立体フレーム解析の弾塑性解析プログラム SNAP（株式会社構造システム，Ver.7.0.1.1）を用い、これ以降の線材置換モデルを用いた数値解析にも同じプログラムを使用した。Fig.2.9 に示す線材置換モデルは、2.3.1 節で実施した接合部試験体を再現したモデルで、LSB と木材を線材に置換し、境界領域をせん断バネに置換したモデルである。この時、LSB のヤング係数  $E_s$  は LSB 鋼材の公称値である  $E_s=205000\text{N/mm}^2$  とし、有効断面積  $A_s$  は、文献 2-2)に基づき LSB の谷径  $d_{Lb}$  から式(2.6)で算出した。木材のヤング係数  $E_w$  は、実験で用いた集成材の繊維平行方向のヤング係数の公称値  $E_w=10500\text{N/mm}^2$  とし、有効断面積  $A_w$  は  $c=1.50$  として式(2.4)で算出した。なお、以降に示す式(2.1)で計算した値も同じヤング係数  $E_w$  及び有効断面積  $A_w$  を用いた。境界領域のせん断バネは LSB の1山毎に設け、境界領域のせん断バネ1個あたりの剛性  $k_b$  は、Table 2.1 に示す薄板試験結果から式(2.7)で算出した。

$$A_s = \pi \cdot (0.5d_{Lb})^2 = 156 \text{ mm}^2 \quad (2.6)$$

$$k_b = \Gamma \cdot p \cdot \pi \cdot d_L = 4.015 \text{ kN/mm} \quad (2.7)$$

ここで、 $d_{Lb}$  : LSB の谷径で  $d_{Lb}=14.1\text{mm}$

$\Gamma$  : Table 2.1 に示す薄板試験結果から評価したせん断剛性係数で全24体の相加  
平均値  $\Gamma=10.39\text{N/mm/mm}^2$

$p$  : LSB のねじ山ピッチで  $p=6\text{mm}$

$d_L$  : LSB の山径で  $d_L=20.5\text{mm}$

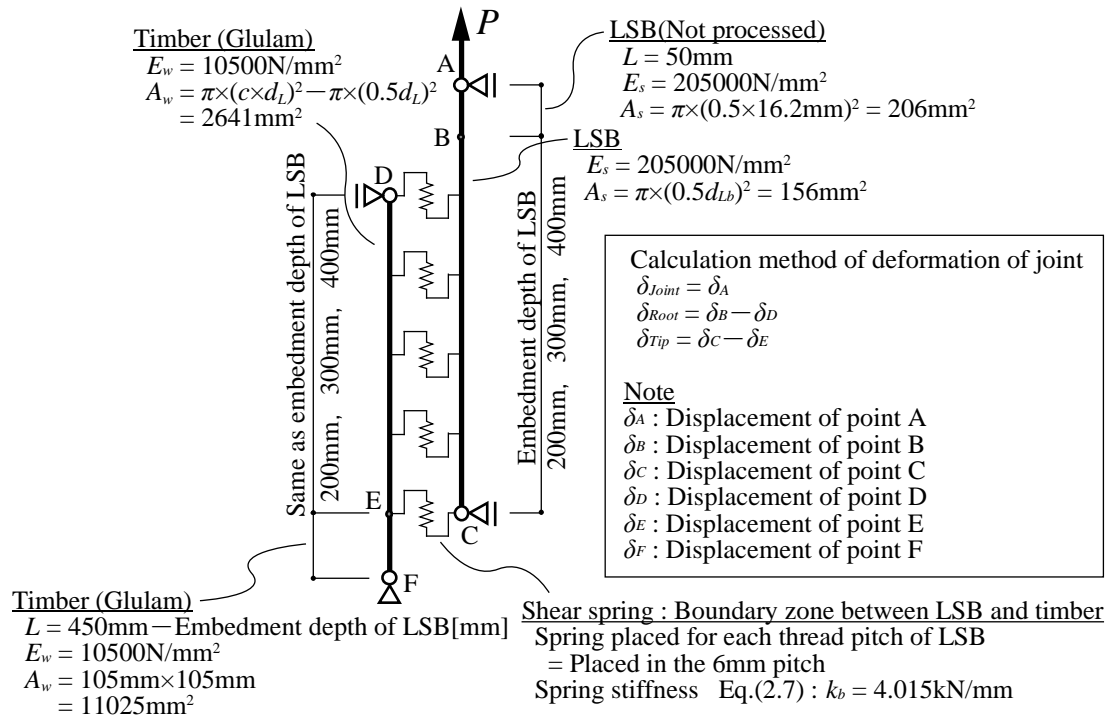


Fig.2.9 Wire frame model and calculation method of deformation of joint

式(2.1)は、木材と LSB の相対変位が境界領域に働くせん断応力  $\tau$  の最大値に比例すると仮定し、それらの関係を式(2.8)で定義し、せん断応力  $\tau$  の最大値が境界領域のせん断強度  $f_v$  となる時を最大耐力  $P_{max}$  としている<sup>2-3)</sup>。また、式(2.1a)と式(2.1b)はせん断強度  $f_v$  とせん断剛性係数  $\Gamma$  の入れ替えのみであることから、境界領域のせん断応力度  $\tau$  の最大値がせん断強度  $f_v$  となる位置での LSB と木材の相対変位を接合部変位と定義している。そのため、LSB の  $E_s A_s$  と木材の  $E_w A_w$  の大小関係で式が切り替わっており、LSB 根元（木材の木口側）で境界領域のせん断応力度  $\tau$  が最大となる  $E_w A_w \geq E_s A_s$  であれば LSB 根元と木材木口の相対変位  $\delta_{Root}$ 、LSB 先端位置で境界領域のせん断応力度  $\tau$  が最大となる  $E_w A_w \leq E_s A_s$  であれば LSB 先端位置での LSB とその断面位置における木材との相対変位  $\delta_{Tp}$  となる。そこで、上記に示す式(2.1)の理論式の解釈について、Fig.2.10 及び Table 2.3 に示す、LSB もしくは木材のいずれかの軸剛性を無限大（極めて剛に近い状態）とした極端な例を用いて、式(2.1b)の理論式を用いた計算値と Fig.2.10 に示す線材置換モデルを用いた解析値を比較し、確認を行った。Table 2.4 に初期剛性の比較を、Fig.2.11 に境界領域の応力分布を示す。ここで、同図の縦軸及び横軸は、それぞれの最大値で除することで無次元化して表記している。Table 2.4(a)より、 $E_w A_w \geq E_s A_s$  であるため、解析で得られた LSB 根元側（木材の木口側）の LSB と木材の相対変位から評価した初期剛性が式(2.1b)の理論式で計算した値と概ね一致している。また、Fig.2.11(a)より、 $E_w A_w \geq E_s A_s$  であれば LSB 根元側（木材の木口側）のせん断応力  $Q_i/Q_{max}$  が最大となっており上記解釈と一致している。同様に、 $E_w A_w \leq E_s A_s$  についても Table 2.4(b)及び Fig.2.11(b)から上記解釈が正しいことが確認された。なお、Table 2.4 に示す、式(2.1b)の理論式で計算した値と解析値で僅かに差が見られるのは、理論式が連続関数を用いているのに対し、解析値は Fig.2.10 に示す離散的なモデルを用いたためと考えられる。

$$\tau = \frac{Pk}{\pi d_L} \left( \frac{E_s A_s E_w A_w}{E_s A_s + E_w A_w} \right) \frac{1}{\sinh kl} \left( \frac{\cosh(kl - kx)}{E_s A_s} + \frac{\cosh kx}{E_w A_w} \right) \quad (2.8)$$

ここで、 $k$  は式(2.2)、 $A_w$  は式(2.4)による。



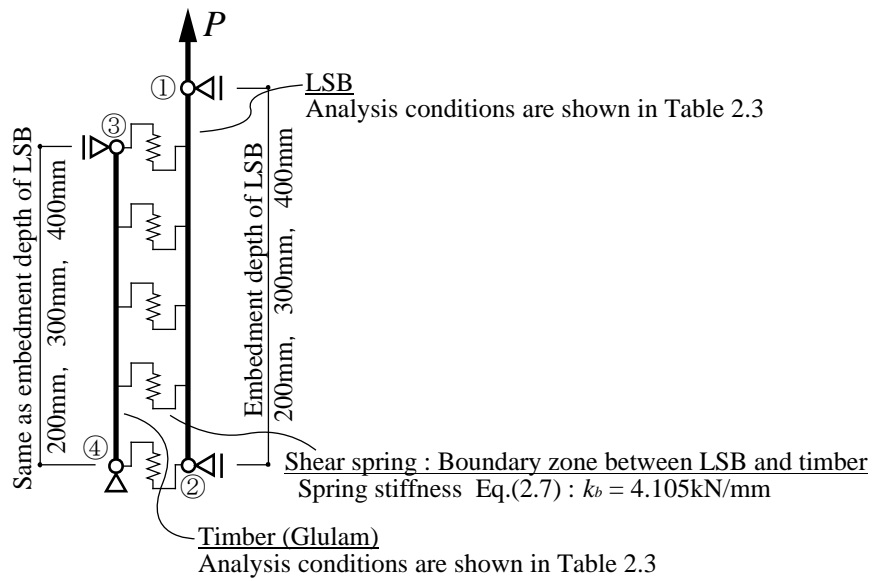


Fig.2.10 Consideration of theoretical formula with wire frame model

Table 2.3 Conditions for examining theoretical formula

Case	Timber is rigid <sup>*1</sup>	LSB is rigid <sup>*1</sup>
$\Gamma$ [N/mm/mm <sup>2</sup> ] <sup>*2</sup>	10.39	10.39
$E_w$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$1.05 \times 10^{10}$	10500
$E_s$ [N/mm <sup>2</sup> ]	205000	$2.05 \times 10^{11}$
$A_s$ [mm <sup>2</sup> ]	156	156

Note

<sup>\*1</sup> It was regarded as rigid by making the stiffness in the axial direction as large as possible

<sup>\*2</sup>  $\Gamma$  : Average value of all results shown in Table 2.1

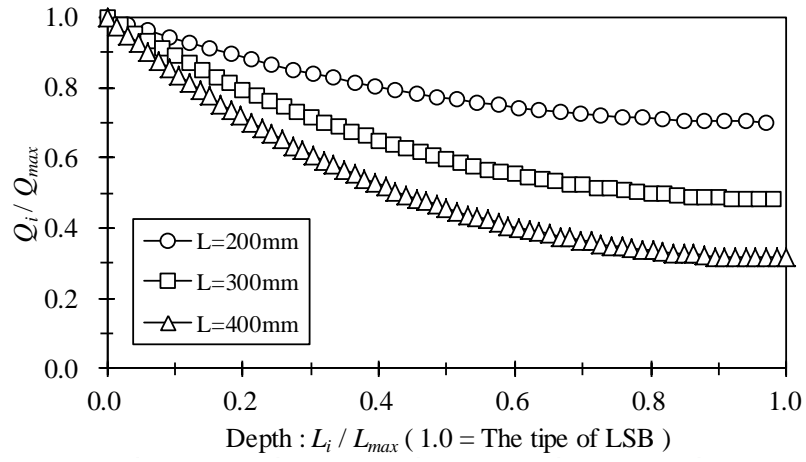
Table 2.4 Comparison of calculated values by Eq.(2.1b) and analysis values

(a)  $E_w A_w \geq E_s A_s$  : Timber is rigid

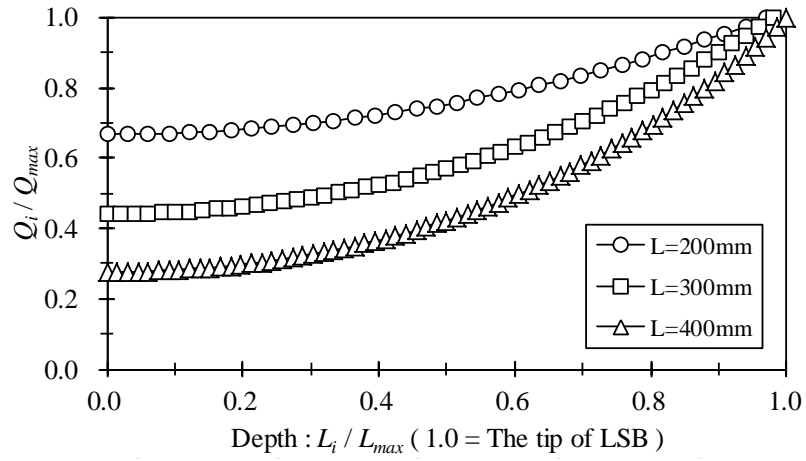
Calculated values by Eq.(2.1b)	$L$ [mm]		200	300	400
	$c$		1.50	1.50	1.50
	$A_w$ [mm <sup>2</sup> ]		2641	2641	2641
	$E_w A_w$ [N]		$2.77 \times 10^{13}$	$2.77 \times 10^{13}$	$2.77 \times 10^{13}$
	$E_s A_s$ [N]		$3.20 \times 10^7$	$3.20 \times 10^7$	$3.20 \times 10^7$
	$K$ [kN/mm]		106	129	139
Analysis values by wire frame model	$L$ [mm]		200	300	400
	$P$ [kN]		100	100	100
	Displacement [mm] *Shown in Fig.2.10	Point ①	0.94	0.77	0.71
		Point ②	0.66	0.37	0.22
		Point ③	0.00	0.00	0.00
		Point ④	0.00	0.00	0.00
	Deformation of joint [mm]	Timber edge side (①－③)	0.94	0.77	0.71
		The tip side of LSB (②－④)	0.66	0.37	0.22
	Stiffness of joint [kN/mm]	Timber edge side	106	130	141
		The tip side of LSB	151	270	448
Comparison of stiffness	$L$ [mm]		200	300	400
	Calculated value [kN/mm]		106	129	139
	Analysis value [kN/mm]	Timber edge side	106	130	141
		The tip side of LSB	151	270	448

(b)  $E_w A_w \leq E_s A_s$  : LSB is rigid

Calculated values by Eq.(2.1b)	$L$ [mm]		200	300	400
	$c$		1.50	1.50	1.50
	$A_w$ [mm <sup>2</sup> ]		2641	2641	2641
	$E_w A_w$ [N]		$2.77 \times 10^7$	$2.77 \times 10^7$	$2.77 \times 10^7$
	$E_s A_s$ [N]		$3.20 \times 10^{13}$	$3.20 \times 10^{13}$	$3.20 \times 10^{13}$
	$K$ [kN/mm]		103	123	131
Analysis values by wire frame model	$L$ [mm]		200	300	400
	$P$ [kN]		100	100	100
	Displacement [mm] *Shown in Fig.2.10	Point ①	0.968	0.805	0.752
		Point ②	0.968	0.805	0.752
		Point ③	0.320	0.450	0.544
		Point ④	0.000	0.000	0.000
	Deformation of joint [mm]	Timber edge side (①－③)	0.648	0.355	0.208
		The tip side of LSB (②－④)	0.968	0.805	0.752
	Stiffness of joint [kN/mm]	Timber edge side	154	282	481
		The tip side of LSB	103	124	133
Comparison of stiffness	$L$ [mm]		200	300	400
	Calculated value [kN/mm]		103	123	131
	Analysis value [kN/mm]	Timber edge side	154	282	481
		The tip side of LSB	103	124	133



(a)  $E_w A_w \geq E_s A_s$  : Timber is rigid



(b)  $E_w A_w \leq E_s A_s$  : LSB is rigid

Fig.2.11 Shear stress distribution of boundary zone by wire frame model

Table 2.5 及び Fig.2.12 に接合部実験値と、式(2.1b)の理論式で計算した値及び Fig.2.9 の線材置換モデルを用いた解析値の比較を示す。線材置換モデルを用いた解析値は、応力解析を行い得られた変形から Fig.2.9 に示す方法で接合部変形を算出し、初期剛性  $K$  の評価を行った。検討を行った LSB と木材の組み合わせは  $E_w A_w \leq E_s A_s$  であるため ( $E_w A_w = 2.77 \times 10^7 \text{N}$ 、ただし  $c = 1.50$ 、 $E_s A_s = 3.20 \times 10^7 \text{N}$ )、式(2.1b)では LSB 先端位置での LSB とのその断面位置における木材との相対変位が接合部変形となる。これに対応する線材置換モデルを用いた解析結果は、 $\delta_{Tip}$  から初期剛性  $K$  を計算した場合であるため、Table 2.5 及び Fig.2.12 より、計算値と解析値は概ね一致しており、前節における初期剛性  $K$  の実験値と式(2.1b)の理論式で求めた計算値の傾向の違いは、両者で変形の評価方法が一致しないことが原因であると確認された。なお、接合部変形  $\delta_{Tip}$  の評価には木材内部の変位 (Fig.2.9 では E 点) が必要であるが、実験で計測することが不可能である。そのため、本章で対象とした LSB と木材の組み合わせについて、式(2.1b)の理論式の整合性を実験的に確認することができない。ここで、Table 2.5 及び Fig.2.12 に示す式(2.1b)の理論式で求めた計算値と解析値で僅かに差が見られるのは、前節で示した理論式の解釈の確認と同様に、理論式が連続関数を用いているのに対し、解析は離散的なモデルを用いたためと考えられる。

Table 2.5 Comparison of calculated values of stiffness by Eq.(2.1b) and analysis results

Embedment depth [mm]		200	300	400
Exp.* [kN/mm]		141	124	124
Calculated value by Eq.(2.1b), $c=1.50$ [kN/mm]		100 (0.71)	125 (1.00)	138 (1.11)
Analysis value [kN/mm]	Deformation is $\delta_{Joint}$	66 (0.47)	72 (0.58)	72 (0.58)
	Deformation is $\delta_{Root}$	105 (0.75)	136 (1.09)	154 (1.24)
	Deformation is $\delta_{Tip}$	101 (0.72)	126 (1.02)	140 (1.13)

Note : ( ) of Cal. is the ratio to Exp. , \* : Average value

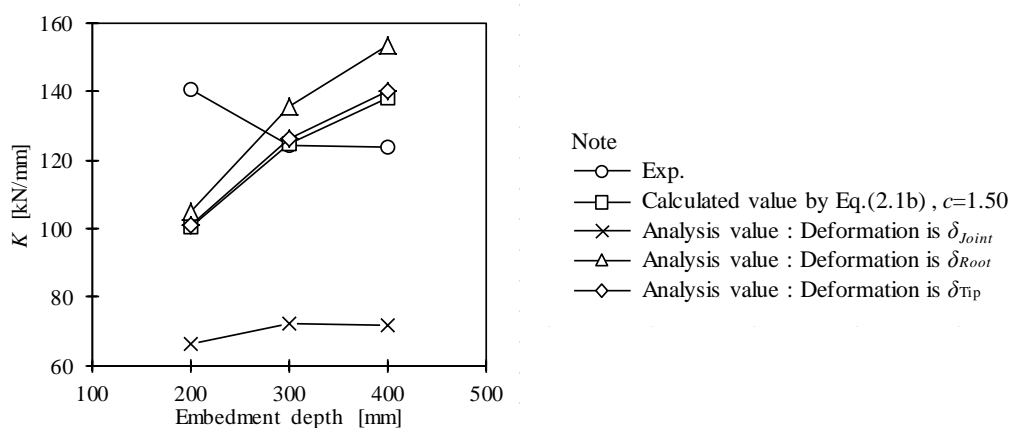


Fig.2.12 Comparison of calculated values of stiffness by Eq.(2.1b) and analysis results

#### 2.3.4 接合部実験結果を用いた検討で得られた知見

接合部実験結果を用いた検討で得られた知見を以下に示す。

- ① 最大耐力  $P_{max}$  の接合部実験結果は、埋め込み深さと正の相関関係が見られた。また、式(2.1a)の理論式を用いた計算値は、薄板試験結果の信頼水準 75%の 95%下側許容限界値を用いることで安全側の評価となっている。
- ② 初期剛性  $K$  の接合部実験結果は、埋め込み深さと負の相関関係が見られ、一方で計算値は、埋め込み深さの増加に伴い大きくなっており、埋め込み深さ 200mm では過小評価、400mm では過大評価となっている。
- ③ 初期剛性  $K$  の実験値と式(2.1b)の理論式で求めた計算値の傾向の違いは、接合部変位の評価方法の違いによるものである。本章で対象とした LSB と木材の組み合わせに対して、計算値は、LSB 先端位置での LSB とその断面位置での木材の相対変位から求まる剛性のため、実験的に確認できない。そこで、式(2.1)の理論式と力学的に等価なモデルである線材置換モデルを用いた解析値と実験値で変位の標点間距離を一致させると、値は実験値に対して大きく下回る結果となるが、埋め込み深さと初期剛性  $K$  の関係は概ね一致することが確認された。
- ④ 本章で対象とした LSB と木材の組み合わせにおいては、式(2.4)で示される木材の有効断面積  $A_w$  を求めるための係数  $c$  が、式(2.1)の理論式で計算した結果に与える影響は僅かである。

## 2.4 有限要素解析による検討

### 2.4.1 解析の目的

前節の接合部実験結果を用いた検討において、初期剛性  $K$  の実験値と式(2.1b)の理論式で求めた計算値では、接合部変位の評価方法を揃えることで傾向が一致することが確認された。しかしながら、その値については実験結果と計算結果で差が見られた。そこで、実験では確認が困難である LSB や木材、境界領域の応力状態を有限要素解析（以下、FEM 解析とする）で把握することで、LSB 接合部の抵抗メカニズムを解明し、接合部実験結果と線材置換モデルで求めた解析結果で値が異なる原因を探る。

## 2.4.2 モデル化及び解析方法

上記目的の遂行において、FEM 解析で実験結果を精度良く再現することが極めて重要となる。特に境界領域の性能については、結果に与える影響が大きいと考えられるため、その部分の材料定数は以下の手順で設定した。

境界領域は、LSB を埋め込む際の摩擦や振りで損傷し、Table 2.6 に示す材料定数とは異なる値である可能性が高い。そこで、式(2.1)の理論式において、LSB と木材間のせん断性能を評価するための実験として用いられる薄板試験を、Fig.2.13 に示す FEM 解析モデル（以下、薄板解析モデルとする）として再現し、薄板解析モデルで得られた解析結果が薄板試験結果と一致するように、境界領域の材料定数の調整を行い、調整率を Fig.2.14 に示す接合部試験体を再現した FEM 解析モデル（以下、接合部解析モデルとする）にフィードバックすることで解析精度の向上を図った。なお、Table 2.6 に示す材料定数は、文献 2-6)及び文献 2-7)を参考に決定した。

FEM 解析は、Femap with NX Nastran (Siemens PLM Software, Ver.11.3.2) を用いた弾性解析とし、これ以降に示す FEM 解析も同様である。

薄板解析モデルと接合部解析モデルは、メッシュの切り方・サイズ等のモデリングを同一手法とすることで両者の共通化を図った。モデル化は、LSB と木材、境界領域を異なる要素で作成し、LSB と境界領域の境界条件は接触、境界領域と木材の境界条件は固着でモデル化した。各要素の LSB の埋め込み深さ方向のメッシュサイズは LSB のねじ 1 山分、即ち、6mm ピッチでメッシュを切った。ここで、実際の LSB のねじ山は螺旋状であるが、螺旋状にモデル化しメッシュを分割することが困難であったため、本研究ではリング状にモデル化した。また、螺旋形状をリング状にモデル化することの不整合は、上記に示す通り、薄板試験結果に対して解析結果をキャリブレーションすることで考慮した。なお、野口らの大径ボルトを用いた研究<sup>2-6)</sup>においても、大径ボルトのねじ山をリング状にモデル化した FEM 解析で接合部内部の応力を把握していることから、リング状にモデル化することに大きな問題は無いと判断する。各モデルの支持条件は、薄板解析モデルは、試験体を挟み込む鋼板をピンローラー支持し、接合部解析モデルは、木材底部（反力側）をピンローラー支持した。

薄板試験結果は、2.3.2 節で実施した値を用いた。Fig.2.15 に薄板試験で得られた LSB ねじ 1 山あたりの荷重  $\Delta P$ —変位  $\delta$  関係を示す。ここで、LSB ねじ 1 山あたりの荷重  $\Delta P$  は、式(2.9)で算出した。薄板試験結果の初期剛性の平均値に合わせた薄板解析モデルで得られた解析結果を Fig.2.15 に併せて示す。同図に示す解析結果の境界領域の材料定数は、Table 2.6 に示す木材のヤング係数及びせん断弾性係数に対して  $3.05 \times 10^{-3}$  倍となった。

$$\Delta P = P \cdot \left( \frac{p}{t} \right) \quad (2.9)$$

ここで、 $P$  : 薄板試験で計測された荷重値

$p$  : LSB のねじ山ピッチで  $p=6\text{mm}$

$t$  : 薄板試験体の板厚 (実測値) [単位 : mm]

Table 2.6 Material properties

	Modulus of elasticity [N/mm <sup>2</sup> ]		Shear modulus [N/mm <sup>2</sup> ]		Poisson's ratio		Frictional coefficient $\mu$
Timber (Glulam)	$E_L$	10500	$G_{LR}$	700	$\nu_{LT}$	0.51	
	$E_R$	950	$G_{RT}$	700	$\nu_{LR}$	0.42	
	$E_T$	950	$G_{TL}$	70	$\nu_{RT}$	0.68	
Steel (LSB)	$E$	205000	$G$	79000	$\nu$	0.25	0.5

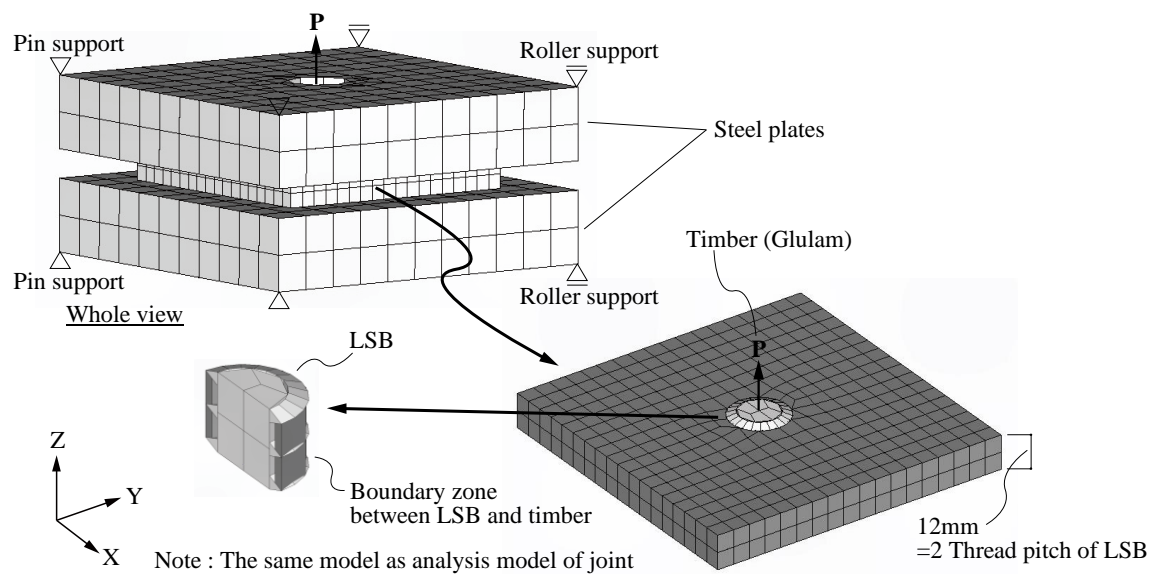


Fig.2.13 Thin plate analysis model



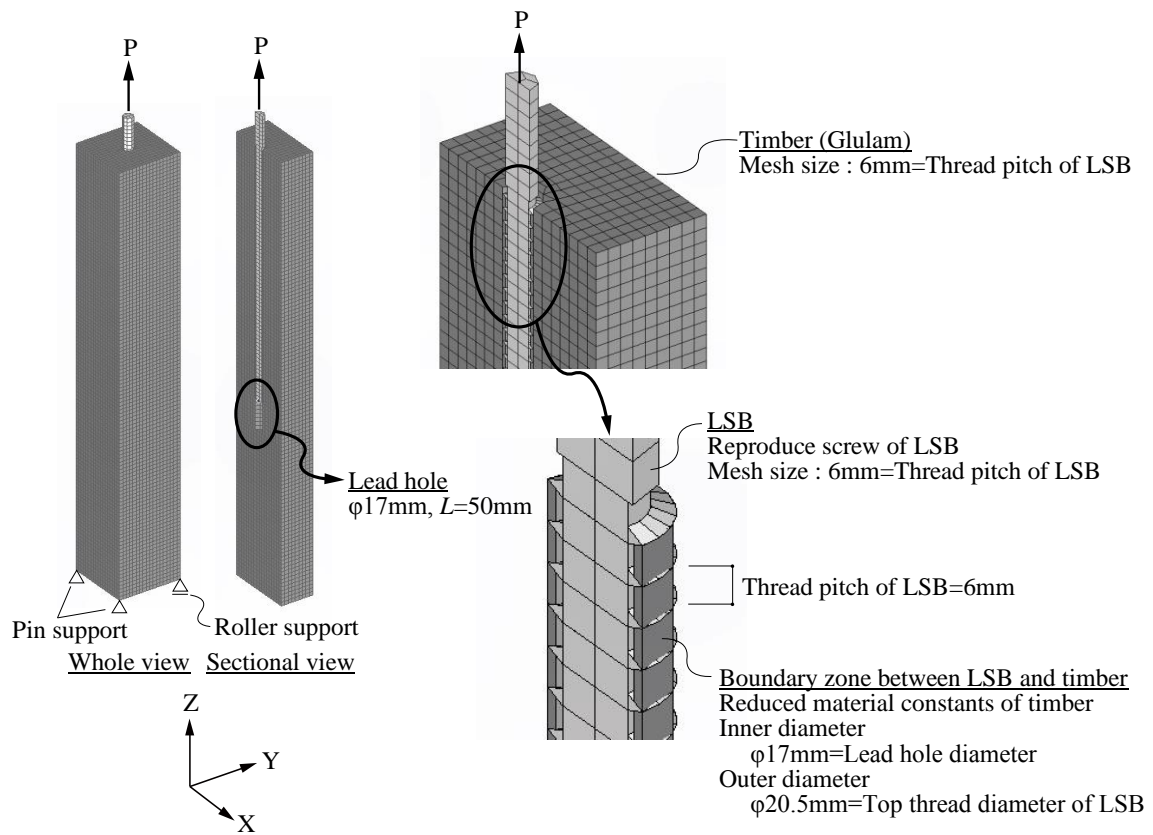


Fig.2.14 FEM analysis model of LSB joint

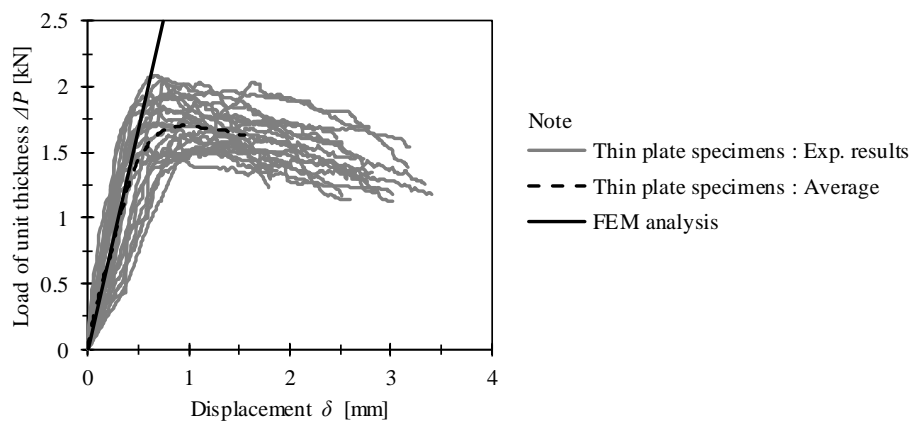


Fig.2.15 Relationship between tests of thin plate specimen and thin plate analysis model

### 2.4.3 接合部実験結果との比較

前節の薄板解析モデルで行った境界領域のせん断性能評価結果を接合部解析モデルにフィードバックし、得られた FEM 解析結果と 2.3 節の接合部実験結果との比較を Fig.2.16 に、Table 2.7 及び Fig.2.17 に初期剛性  $K$  の実験値と FEM 解析値の比較を示す。なお、Fig.2.16 及び Fig.2.17 の実験値は各 6 体の平均値を示し、Fig.2.17 のエラーバーは実験値 6 体分の標本標準偏差を示す。また、Table 2.7 及び Fig.2.17 に Fig.2.9 で示した線材置換モデルを用いた解析結果で、接合部実験の変位の計測区間と一致させた結果を併せて示す。FEM 解析結果から初期剛性  $K$  を評価する際の抜け出し変位は、実験で設定した標点と一致するように、LSB 埋め込み深さによらず木材木口から LSB 先端方向に 450mm+木材木口から LSB 根元方向に 50mm=合計 500mm を標点間距離とした LSB と木材の相対変位  $\delta_{500}$  を接合部変位  $\delta_{Join}$  として用いた。

Fig.2.16、Table 2.7 及び Fig.2.17 より、FEM 解析結果は実験値を過小評価している。これは、線材置換モデルを用いた結果も同じであり、埋め込み深さと初期剛性  $K$  の関係も似た傾向となっている。また、埋め込み深さが 300mm と 400mm の結果が概ね同じ値であることは、実験値、FEM 解析結果及び線材置換モデルで得られた解析結果の全てにおいて共通である。ここで、式 (2.1) の理論式と力学的に等価なモデルである線材置換モデルは、係数  $c$  と薄板試験から求まる境界領域のせん断剛性係数  $\Gamma$  の 2 つが未知数となるが、FEM 解析の場合、せん断剛性係数  $\Gamma$  以外は何らかの実験・理論に基づきモデル化を行う必要が無いため、薄板試験で境界領域のせん断剛性を評価することが問題の可能性がある。

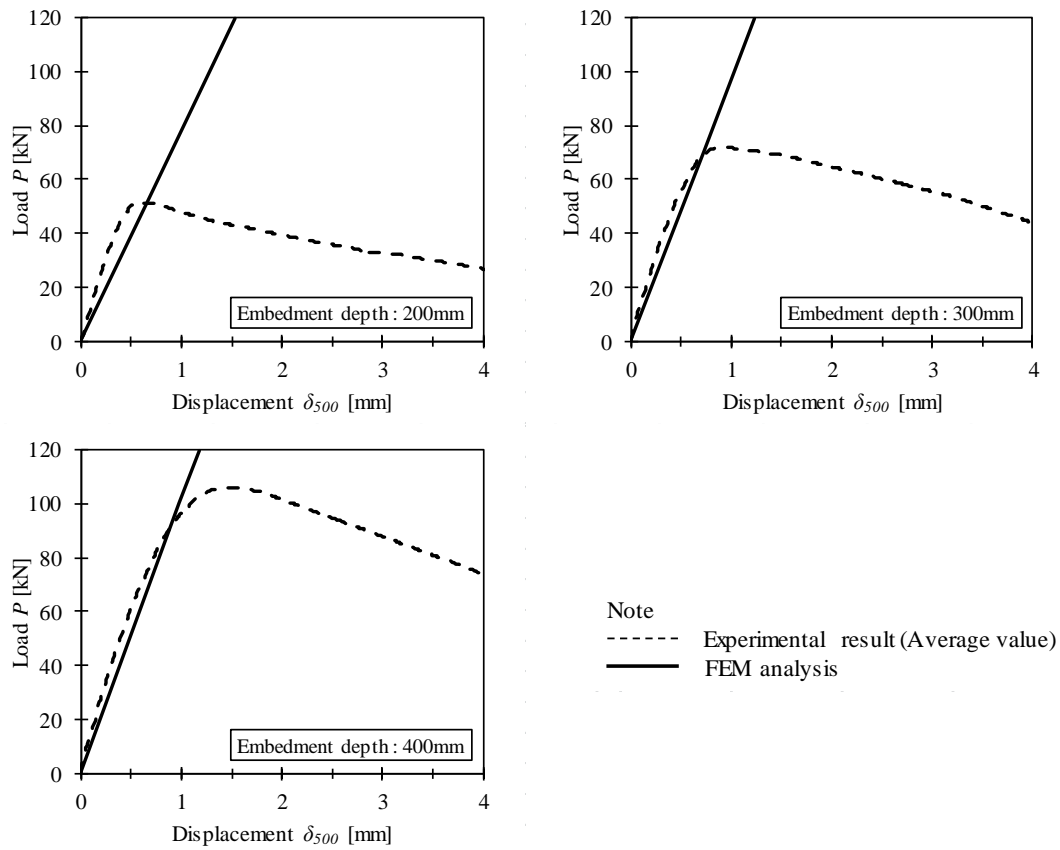


Fig.2.16 Relationship between joint experiments value and FEM analysis value

Table 2.7 Comparison of stiffness by joint experiment and analysis

Embedment depth [mm]		200	300	400
Exp.	Average [kN/mm]	141	124	124
	Sample standard deviation	26	12	12
FEM analysis [kN/mm]		78 (0.56)	97 (0.78)	102 (0.82)
Analysis value by wire frame model* [kN/mm]		66 (0.47)	72 (0.58)	72 (0.58)

Note : ( ) of Cal. is the ratio to Exp.

\* Analysis condition of wire frame model is same as Fig.2.9 and deformation of joint :  $\delta_{Joint}$

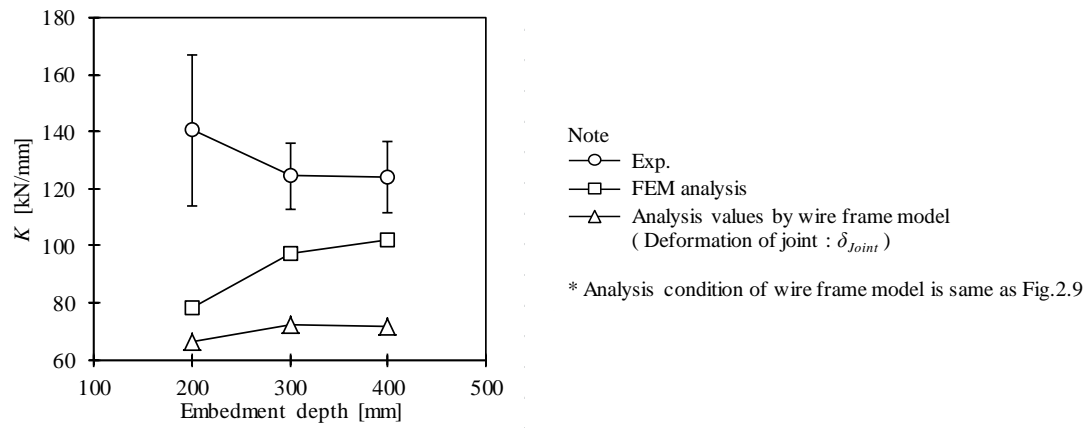


Fig.2.17 Comparison of stiffness by joint experiments and analysis

#### 2.4.4 LSB と木材の境界領域の剛性の再評価

FEM 解析結果は、接合部実験結果に対して初期剛性  $K$  を過小評価しており、この原因として、薄板試験で境界領域のせん断剛性を評価することが問題の可能性が見出された。そこで、モデル化自体に問題は無く、かつ、境界領域のせん断剛性は埋め込み深さによらず同一性能であると仮定し、接合部実験を行った 3 種類の埋め込み深さに対して、接合部解析モデルを用いた FEM 解析結果が概ね一致するように境界領域の材料定数の調整を行った。調整後の FEM 解析結果と接合部実験結果の比較を Fig.2.18、Table 2.8 及び Fig.2.19 に示す。Fig.2.18、Table 2.8 及び Fig.2.19 より、調整後の FEM 解析結果の初期剛性  $K$  は、LSB の埋め込み深さ 300mm と 400mm は概ね一致している。200mm については、実験結果の平均値を下回るが、Fig.2.19 にエラーバーで示す実験値 6 体分の標本標準偏差の範囲内に近く、実験値を概ね再現できていると判断する。この時、Table 2.6 に示す木材のヤング係数及びせん断弾性係数に対する境界領域の調整率は 0.01 倍となり、薄板試験結果に境界領域の性能を合わせた場合と比較して約 3.3 倍の調整率となった。Fig.2.20 に薄板試験結果と、調整率を 0.01 倍として境界領域をモデル化した薄板解析モデルで得られた FEM 解析結果の比較を示す。同図より、調整後の境界領域の性能は、薄板試験結果の上限値、もしくは、平均値の原点付近の接線剛性に近い値となっている。

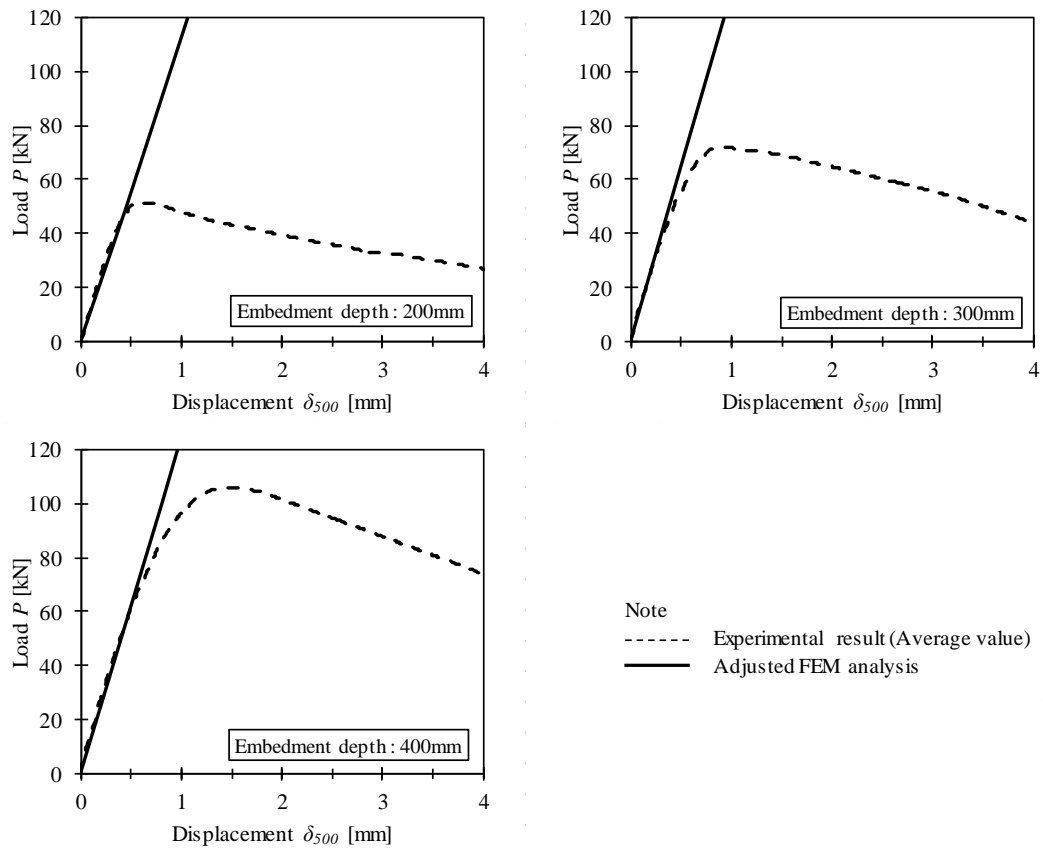


Fig.2.18 Relationship between adjusted FEM analysis value and joint experiment value

Table 2.8 Comparison of stiffness by joint experiment and FEM analysis after adjustment

Embedment depth [mm]		200	300	400
Exp.	Average [kN/mm]	141	124	124
	Sample standard deviation	26	12	12
FEM analysis [kN/mm]		112 (0.80)	130 (1.04)	125 (1.01)

Note : ( ) of Cal. is the ratio to Exp.

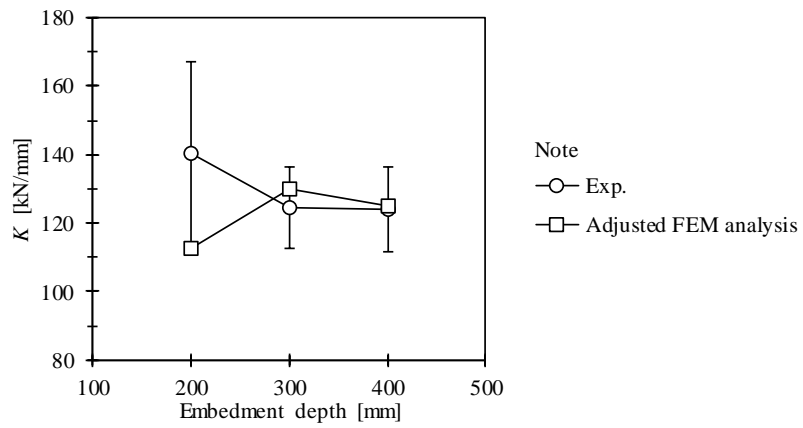


Fig.2.19 Comparison of stiffness by joint experiment and FEM analysis after adjustment

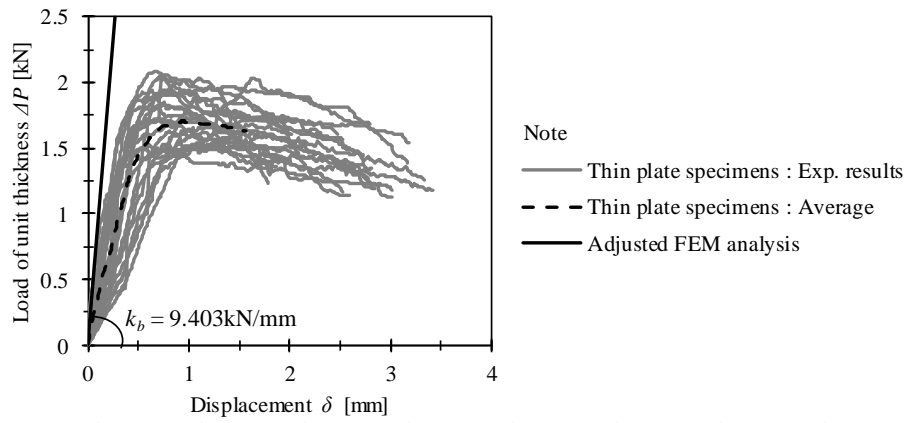
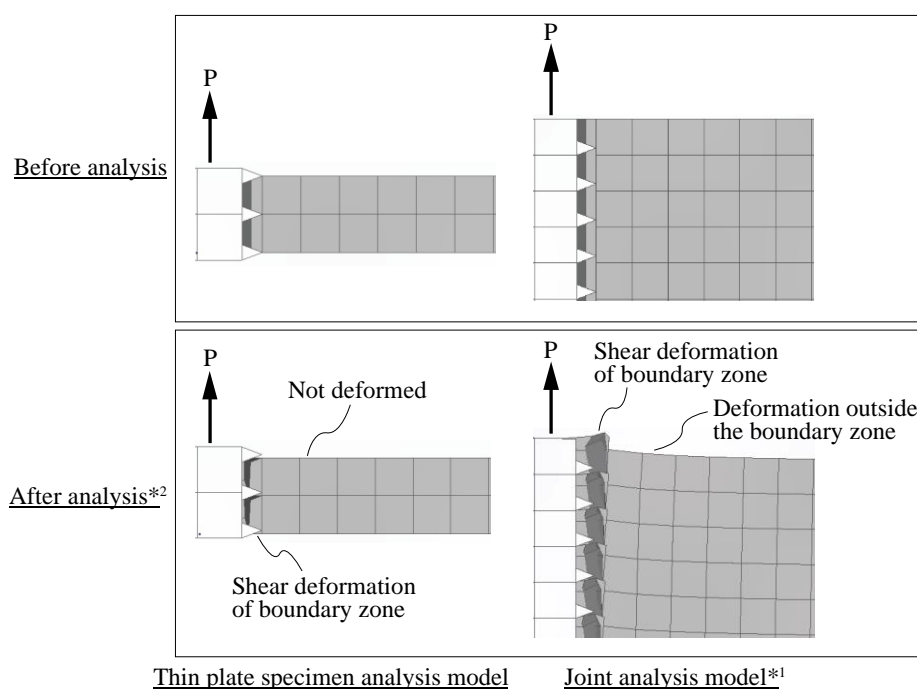


Fig.2.20 Relationship between tests of thin plate specimen and thin plate analysis model after adjustment

ここで実際の接合部では、境界領域以外の木材の変形の影響を受けるのに対し、薄板試験では、LSB の外径+5mm の孔が開いた鋼板で試験体を挟むことで、木材の曲げ変形や軸方向変形の影響を抑え、境界領域のせん断変形のみを考慮できるようにして実験を行っている<sup>2-5)</sup>。これは、式(2.1)の理論式で計算する際に、境界領域のせん断応力が均一化された状態、かつ、境界領域以外の変形が生じない状態で求めた境界領域のせん断強度  $f_v$  及びせん断剛性係数  $\Gamma$  を用いる必要があるため、このような実験方法を採用している<sup>2-3)</sup>。Fig.2.21 に FEM 解析で得られた変形図を示す。同図より、薄板解析モデルは、境界領域のせん断変形のみ生じているが、接合部解析モデルは境界領域以外の木材の曲げ変形や軸方向変形が広範囲で生じており、境界領域とそれ以外の領域が直列バネの関係となっている。そのため、接合部実験結果と接合部剛性を一致させようとすると、境界領域の材料定数を薄板解析モデルよりも高く設定する必要があり、接合部実験結果と一致するように調整した接合部解析モデルの調整率が、薄板試験結果と一致するように調整した場合と比較して、約 3.3 倍になったと考えられる。ゆえに、薄板試験結果の境界条件は接合部試験の境界領域のせん断性状を完全に再現できていない可能性が見出された。



Note

\*1 : The joint analysis model shows the result of the embedment depth of 300 mm

\*2 : Displacement is displayed without enlargement of the analysis result

Fig.2.21 Comparison of deformation between models of thin plate specimen and joint specimen



## 2.5 木材の有効断面積の評価方法の検討

### 2.5.1 木材の有効断面積の評価方法の提案

前節において FEM 解析モデルは、接合部実験結果を精度良く再現可能であることが確認された。また、薄板試験と接合部実験では、境界領域の変形性状が異なるため、薄板試験の境界条件は接合部実験の境界領域のせん断性状を完全に再現できていない可能性が見出された。本節では、式(2.1)の理論式においてもう 1 つの未知数である木材の有効断面積  $A_w$  の評価を、FEM 解析結果から力学的に評価する方法を検討する。ここで、2.4.4 節の接合部解析モデルを用いた FEM 解析で得られた応力分布は、実現象をほぼ再現できていると仮定する。

Fig.2.22 に 2.4.4 節で実施した FEM 解析で得られた主応力度の分布（以下、単に応力分布とする）図を示す。同図に示す通り、木材側の応力分布は三次元的に広がっており、木材の応力分布から直接的に木材の有効断面積  $A_w$  を定めることは困難である。そこで、以下に示す方法で、LSB に生じる引張軸力の埋め込み深さ方向の変化から木材に生じる力とひずみを求め、木材の有効断面積  $A_w$  を逆算する。

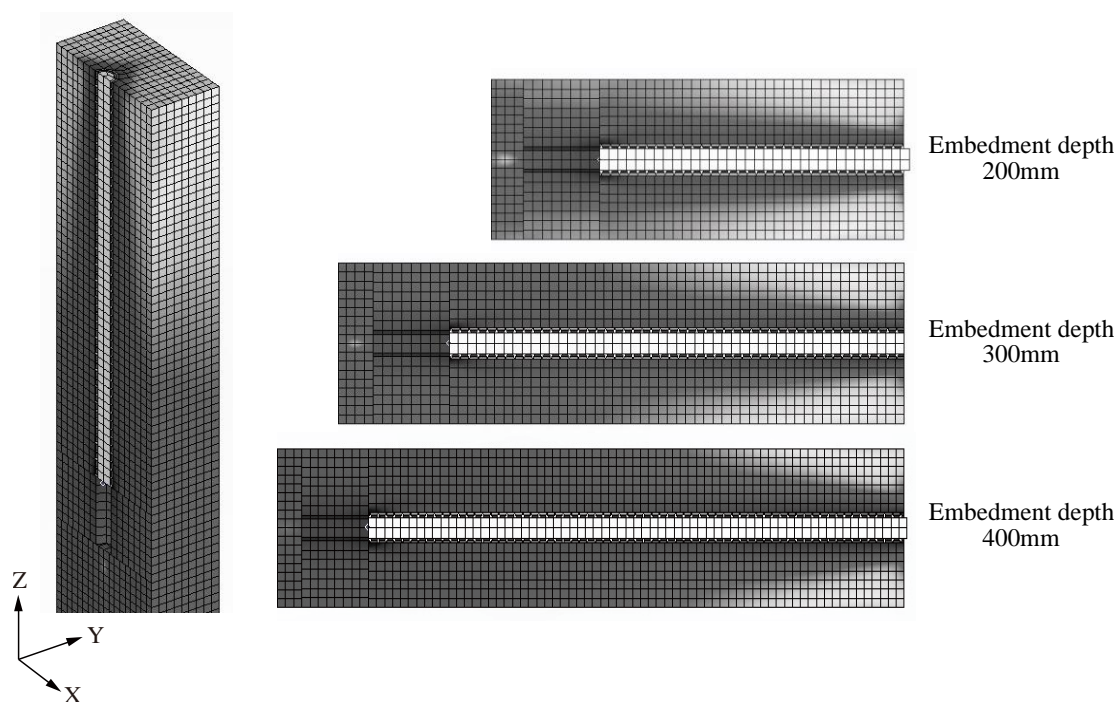


Fig.2.22 Stress distribution obtained by FEM analysis

(1) LSB の軸方向変形

Fig.2.23 より、LSB のエレメント毎（ねじ山毎）の軸方向応力の平均値  $\sigma_{si}$  とヤング係数  $E_s$  から求まるひずみ  $\varepsilon_{si}$  にねじ山ピッチ  $p$  を乗じることで、エレメント毎の変位  $\Delta p_i$  を計算し、LSB の先端から累加することで  $i$  点位置での変位  $\delta_{si}$  が算出される。

$$\varepsilon_{si} = \frac{\sigma_{si}}{E_s} \quad (2.10)$$

$$\Delta p_i = \varepsilon_{si} \cdot p \quad (2.11)$$

$$\delta_{si} = \sum \Delta p_i \quad (2.12)$$

ここで、 $E_s$  : LSB のヤング係数で  $E_s = 205000 \text{ N/mm}^2$

$p$  : LSB のねじ山ピッチで  $p = 6 \text{ mm}$

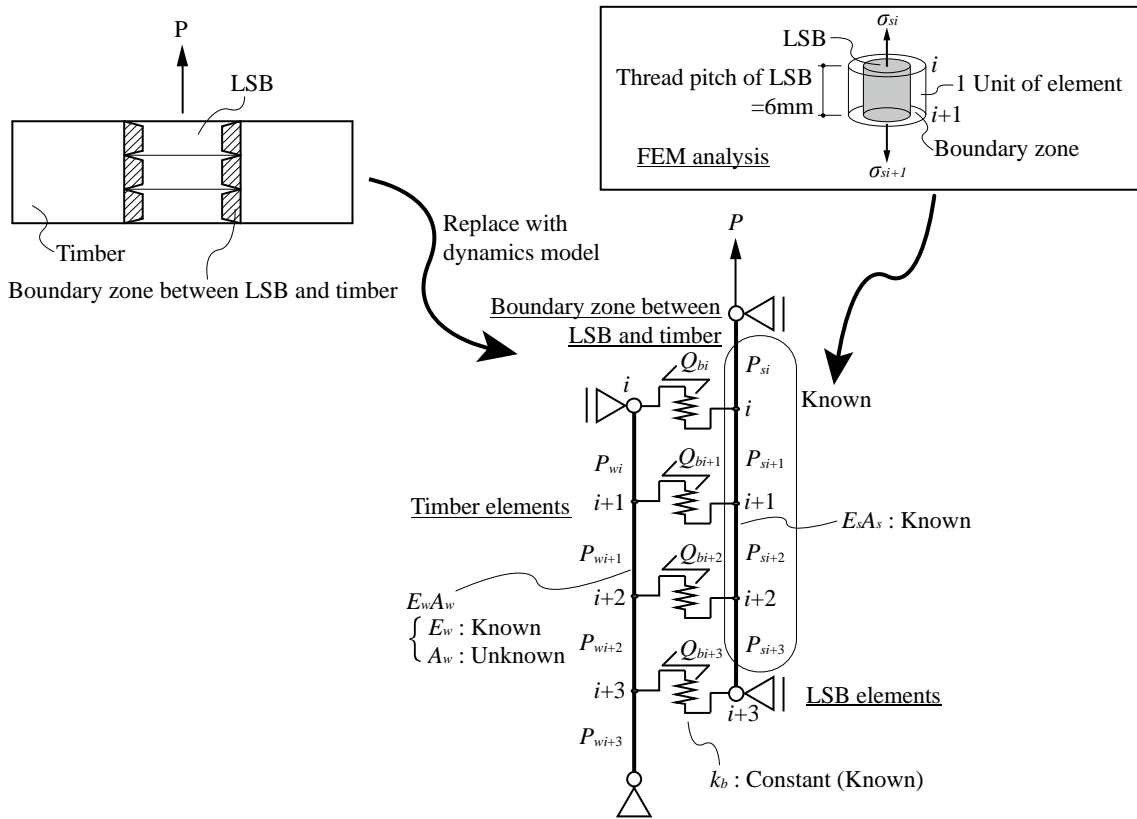


Fig.2.23 Calculation of effective cross-sectional area of timber

## (2) LSB と木材の境界領域の変形と木材の軸方向変形

Fig.2.23 より、境界領域に生じる力  $Q_{bi}$  は、LSB をエレメント毎に区切った際の上下端の応力差であることから、式(2.13a)で求められる。境界領域のエレメント毎の変形  $\delta_{bi}$  は、式(2.13a)を境界領域のせん断剛性  $k_b$  で除することで式(2.14)で計算され、 $i$  点位置での木材の変位  $\delta_{wi}$  は、LSB の  $i$  点位置での変位  $\delta_{si}$  から境界領域の変形  $\delta_{bi}$  を除くことで式(2.15)のように求められる。そのため、境界領域のせん断剛性  $k_b$  を定義しなければ、境界領域の変形と木材の軸方向変形を求めることができない。また、境界領域のせん断剛性  $k_b$  は、LSB や木材の変形を含まない剛性とする必要がある。そこで、境界領域のせん断剛性  $k_b$  は、薄板解析モデルで得られた LSB のねじ 1 山分の荷重  $AP$ –変位  $\delta$  関係の初期剛性とする。なお、以下の検討では、接合部実験結果と一致するように接合部解析モデルの材料定数を調整し、薄板解析モデルにフィードバックした結果 (Table 2.6 に示す木材のヤング係数及びせん断弾性係数に対して 0.01 倍した場合の解析結果) を用いる。

$$Q_{bi} = (\sigma_{si} - \sigma_{si+1}) \cdot A_s \quad (2.13a)$$

$$A_s = \pi \cdot (0.5d_{Lb})^2 \quad (2.13b)$$

$$\delta_{bi} = \frac{Q_{bi}}{k_b} \quad (2.14)$$

$$\delta_{wi} = \delta_{si} - \delta_{bi} \quad (2.15)$$

ここで、 $A_s$  : LSB の有効断面積

$d_{Lb}$  : LSB の谷径で  $d_{Lb} = 14.1\text{mm}$

$k_b$  : 境界領域のせん断剛性で  $k_b = 9.403\text{kN/mm}$  (Fig.2.20 より)

### (3) 木材の有効断面積の評価

木材に生じる力は、境界領域に生じる力の累加であることから、式(2.16)で表される。また、上記の計算は LSB のエレメント毎の値、即ち、LSB のねじ 1 山毎の値であることから、式(2.15)で計算される木材の  $i$  点と  $i+1$  点位置での変位差を LSB のねじピッチ  $p$  で除することで、木材のひずみ  $\varepsilon_{wi}$  が式(2.17)のように求められる。これらの値を用いて、式(2.18)から式(2.1)の仮定、即ち、木材の有効断面積内で均等に応力が生じていると仮定した時の木材の有効断面積  $A_w$  が求められる。なお、係数  $c$  は、式(2.18)で計算された値から式(2.19)で求めることが可能である。

$$P_{wi} = \sum Q_{bi} \quad (2.16)$$

$$\varepsilon_{wi} = \frac{(\delta_{wi} - \delta_{wi+1})}{p} \quad (2.17)$$

$$A_w = \frac{P_{wi}}{E_w \cdot \varepsilon_{wi}} \quad (2.18)$$

$$c = \sqrt{\frac{A_w}{\pi d_L^2} + 0.5^2} \quad (2.19)$$

ここで、 $E_w$  : 木材のヤング係数で  $E_w = 10500 \text{ N/mm}^2$

$d_L$  : LSB の外径で  $d_L = 20.5 \text{ mm}$

Fig.2.24 に木材の有効断面積  $A_w$  の計算結果を示す。本検討では、LSB の応力度から木材の応力度を逆算しているため、LSB 先端より先の先孔が開いた部分のメッシュの不連続の影響などで、同図のグレー線のように、木材の有効断面積が最大となる位置以降の値が適切に評価できない。そこで、木材の有効断面積  $A_w$  が最大となる位置より先（LSB の先端方向）は木材の全断面積以下の値であることを踏まえた上で、一定となるように同図の黒線で示す補正を行った。同図に示す補正後の木材の有効断面積分布と横軸及び横軸=LSB の埋め込み深さで囲まれる面積と等価な面積となる矩形面積に置換し（以下、平均化された有効断面積とする）、式(2.19)で係数  $c$  を算出すると、埋め込み深さ 200mm は  $c=2.03$ 、300mm は  $c=2.19$ 、400mm は  $c=2.42$  となり、埋め込み深さによって係数  $c$  が異なる結果となった。ここで、式(2.1)では文献 2-2)において、埋め込み深さによらず LSB の種類毎に係数  $c$  が定められているが、検討結果から、全ての埋め込み深さに対して式(2.1)の理論式で計算した結果を FEM 解析結果と一致させるには、埋め込み深さ毎に係数  $c$  を設定する必要がある。

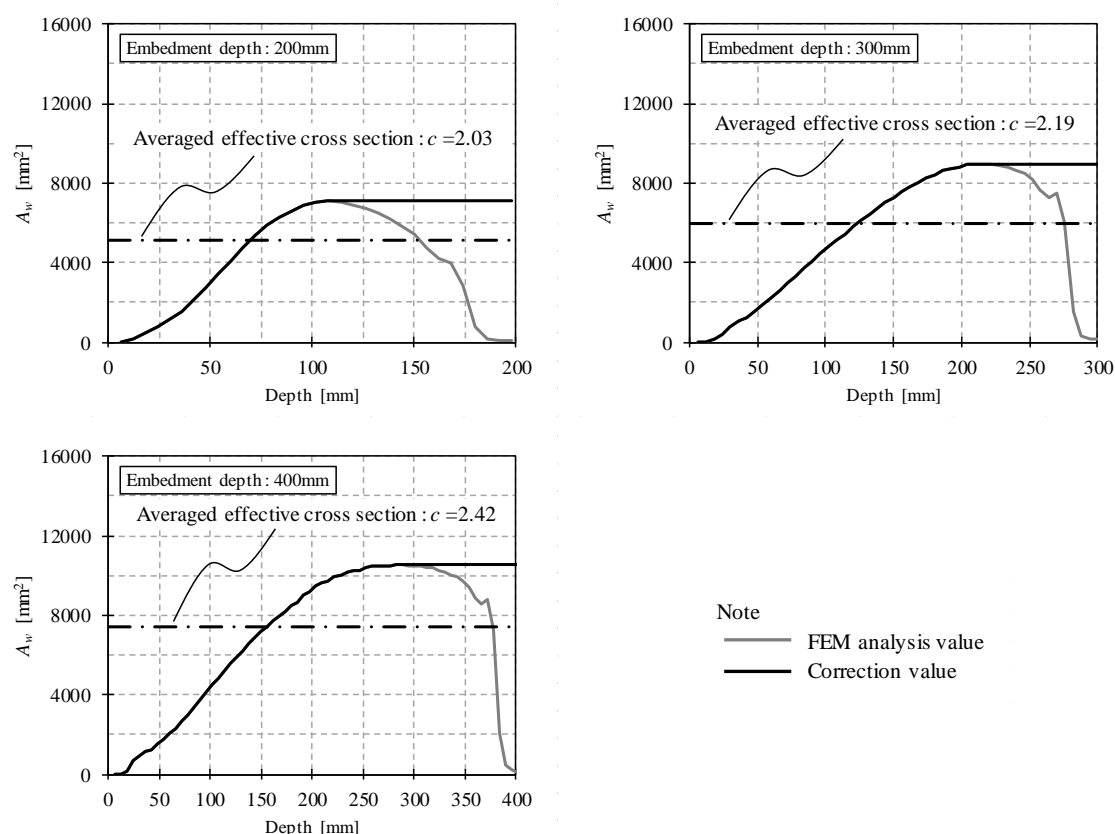


Fig.2.24 Calculation results of effective cross-sectional area of timber

## 2.5.2 既存の理論式と等価な力学モデルを用いた検討

FEM 解析結果と式(2.1)の理論式で計算した結果を一致させようとする、木材の有効断面積  $A_w$  は、LSB の埋め込み深さ毎に評価を行う必要があることが見出された。そこで、2.3.3 節で用いた式(2.1)の理論式と力学的に等価なモデルである線材置換モデルに、接合部解析モデルを用いた FEM 解析から得られた係数  $c$  をフィードバックすることで、FEM 解析で得られた木材の断面内に広がりを持つ応力分布を均等な応力の作用する断面（有効断面積）に置換する方法の妥当性の検討と、式(2.1)の理論式で計算した値の精度向上を図る。

本節で用いる線材置換モデルの境界領域のせん断バネは、2.4.4 節で示した接合部実験結果と一致するように接合部解析モデルの境界領域の材料定数を調整した際の倍率（0.01 倍）で、薄板解析モデルをモデル化して得られた LSB のねじ 1 山あたりの値（前節の計算で用いた境界領域のせん断剛性  $k_b$  で、Fig.2.20 より、 $k_b=9.403\text{kN/mm}$ ）を用いた。

ここで、式(2.1)の理論式では、木材の有効断面積  $A_w$  は埋め込み深さ方向において一定であると仮定しているが、FEM 解析結果から求めた木材の有効断面積  $A_w$  は、Fig.2.24 のように一定ではない。しかしながら、木材の有効断面積  $A_w$  が一定ではないと仮定し設計式を構築することは、未知数が増え、設計式が煩雑になる可能性がある。そこで、Fig.2.24 に黒線で示す、FEM 解析から得られた各位置での木材の有効断面積  $A_w$  の長さ方向の補正後の分布をそのまま線材置換モデルに入力した場合と、Fig.2.24 の平均化された有効断面積を線材置換モデルに入力した場合を比較し、その差が与える影響を検討する。

Fig.2.25、Table 2.9 及び Fig.2.26 に実験結果、接合部解析モデルを用いた FEM 解析結果及び線材置換モデルを用いた解析結果を示す。なお、線材置換モデルを用いた解析結果から初期剛性  $K$  を計算する際の変位は、2.4.3 節と同様に、実験で設定した標点と一致するように、LSB の埋め込み深さによらず木材木口から LSB 先端方向に 450mm+木材木口から LSB 根元方向に 50mm=合計 500mm を標点間距離とした LSB と木材の相対変位  $\delta_{500}$  を用いた。同図及び同表より、FEM 解析結果から逆算して求めた木材の有効断面積  $A_w$  を用いた線材置換モデルの解析結果は、接合部実験値及び FEM 解析結果に近い。また、木材の有効断面積  $A_w$  の分布については、一定とした場合（平均化された有効断面積）と変動させた場合で大きな差は見られなかった。ゆえに、木材の有効断面積  $A_w$  を一定として評価することの影響は小さいと考えられる。

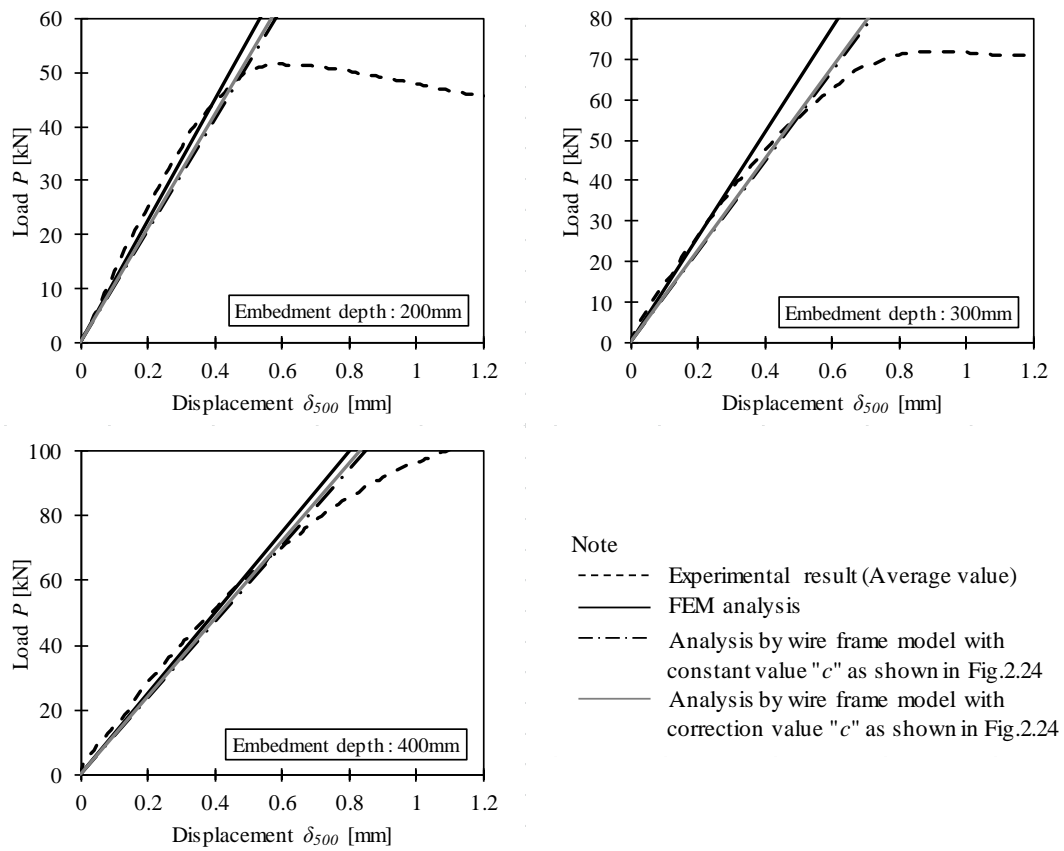


Fig.2.25 Relationship between experiments and analysis

Table 2.9 Relationship between embedment depth and stiffness

Embedment depth [mm]		200	300	400
Exp.	Average [kN/mm]	141	124	124
	Sample standard deviation	26	12	12
FEM analysis [kN/mm]		112 (0.80)	130 (1.04)	125 (1.01)
Analysis by wire frame model [kN/mm]	Constant value*	104 (0.74)	112 (0.90)	119 (0.96)
	Correction value*	106 (0.75)	114 (0.91)	121 (0.98)

Note : ( ) of Cal. is the ratio to Exp. , \* : Value "c" as shown in Fig.2.24

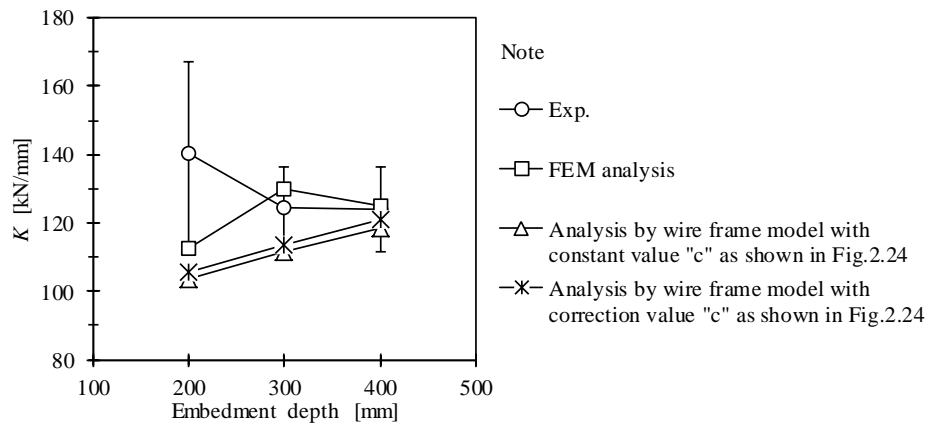


Fig.2.26 Relationship between embedment depth and stiffness

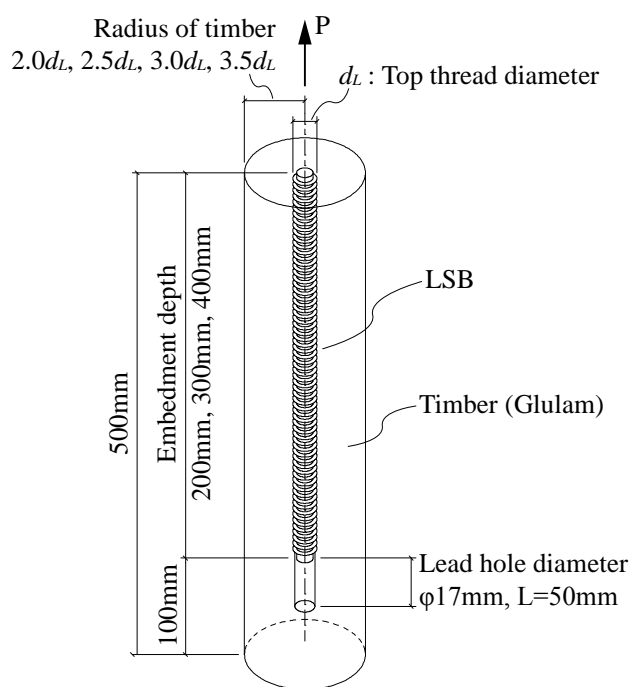
なお、接合部実験値と FEM 解析及び線材置換モデルの比較において、埋め込み深さと初期剛性  $K$  の関係は、傾向が概ね一致しているが、埋め込み深さが 200mm の場合は、300mm、400mm の場合と比較して実験値との差が大きい。これは、LSB を埋め込む際に木材の木口付近が挟られることで木材に損傷が生じ、埋め込み深さが 300mm 及び 400mm と比較して 200mm の場合はその割合が大きく、実験値のばらつきが大きいことが原因の 1 つとして考えられる。



### 2.5.3 木材の有効断面積が接合部剛性に与える影響

前節の検討において、木材の有効断面積  $A_w$  の評価の違いが接合部剛性  $K$  に与える影響は僅かであることが確認された。しかしながら、上記の検討は木材の断面積が特定（105mm 角）の場合における有効断面積  $A_w$  の評価の違いを検討したものであり、木材断面が変わった場合にも同様の傾向になるかどうかは不明である。そこで本節では、木材断面を変数とした FEM 解析モデルを用いてその影響を検討する。

解析モデルを Fig.2.27 に示す。解析モデルの木材断面は円形とし、木材の半径は LSB 外径  $d_L$  の 2.0 倍、2.5 倍、3.0 倍、3.5 倍の 4 通り、埋め込み深さは 200mm、300mm、400mm の 3 通りとした。解析モデルのメッシュの切り方・サイズや材料定数はこれまでの検討と同じとし、境界領域の材料定数は、2.4.4 節で示した接合部実験結果と一致するように低減した値（Fig.2.20 で示した値）を用いた。なお、接合部剛性  $K$  を求める際の接合部の変形は、LSB 根元（加力側）と LSB 先端位置（LSB の埋め込み深さに対応）での木材との相対変位  $\delta_{Joint}$  とした。



※Modeling is the same as joint analysis model (Same as Fig.2.14)

Fig.2.27 FEM analysis model to investigate the size of timber cross section

Table 2.10 及び Fig.2.28 に木材全断面と FEM 解析で得られた接合部剛性  $K$  の関係を示す。  
同表及び同図より、埋め込み深さが一定以上になると接合部の初期剛性  $K$  が頭打ちになる傾向が見て取れる。

Table 2.10 Results of FEM analysis

Embedment depth [mm]	Radius of timber	Total cross section $A_{wo}$ [mm <sup>2</sup> ]	Stiffness $K$ [kN/mm]	Value "c "
200	$2.0d_L$	4951	158	1.58
	$2.5d_L$	7922	171	1.72
	$3.0d_L$	11552	173	1.80
	$3.5d_L$	15843	173	1.85
300	$2.0d_L$	4951	148	1.73
	$2.5d_L$	7922	165	1.97
	$3.0d_L$	11552	172	2.14
	$3.5d_L$	15843	176	2.25
400	$2.0d_L$	4951	128	1.81
	$2.5d_L$	7922	147	2.13
	$3.0d_L$	11552	159	2.42
	$3.5d_L$	15843	169	2.68

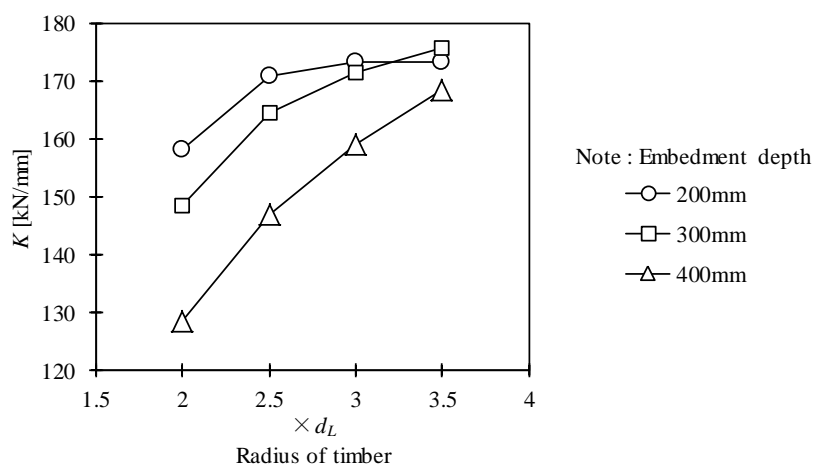


Fig.2.28 Relationship between radius of timber cross section and pull-out stiffness

Table 2.10 及び Fig.2.29 に木材全断面と FEM 解析結果から求めた係数  $c$  の関係を示す。同表及び同図より、埋め込み深さと係数  $c$  には相関性があり、埋め込み深さが大きいほど係数  $c$  は大きくなる傾向が見て取れる。これは、2.5.1 節で FEM 解析結果から係数  $c$  を求めた結果と一致する。

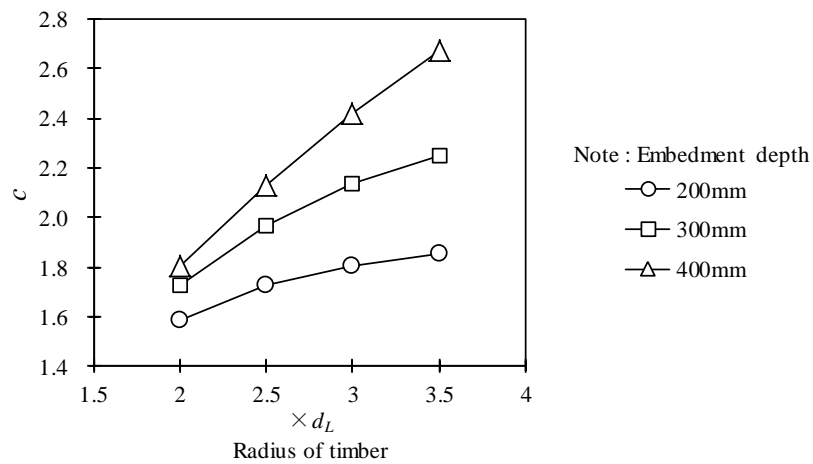


Fig.2.29 Relationship between value "c" and pull-out stiffness

Fig.2.30 に LSB の軸方向応力分布を示す。同図より、木材断面が変わったとしても LSB に生じる応力の分布は概ね似た傾向にある。ここで、2.5.1 節で述べた通り、境界領域に生じる応力は LSB のエレメント間の軸力差、つまり、Fig.2.30 に示す LSB の軸力分布の傾きが境界領域に生じるせん断力となる。よって、ある一定以上の木材断面積が確保できていれば、境界領域に生じるせん断力分布に大きな差は生じないことが確認された。

以上の結果をまとめると、木材の有効断面積  $A_w$  は埋め込み深さととの相関性が高く、初期剛性  $K$  については、木材の有効断面積  $A_w$  がある一定以上の値になると頭打ちになる傾向が見られた。また、LSB の軸力分布は、木材の断面積の影響を受けにくいことが確認された。

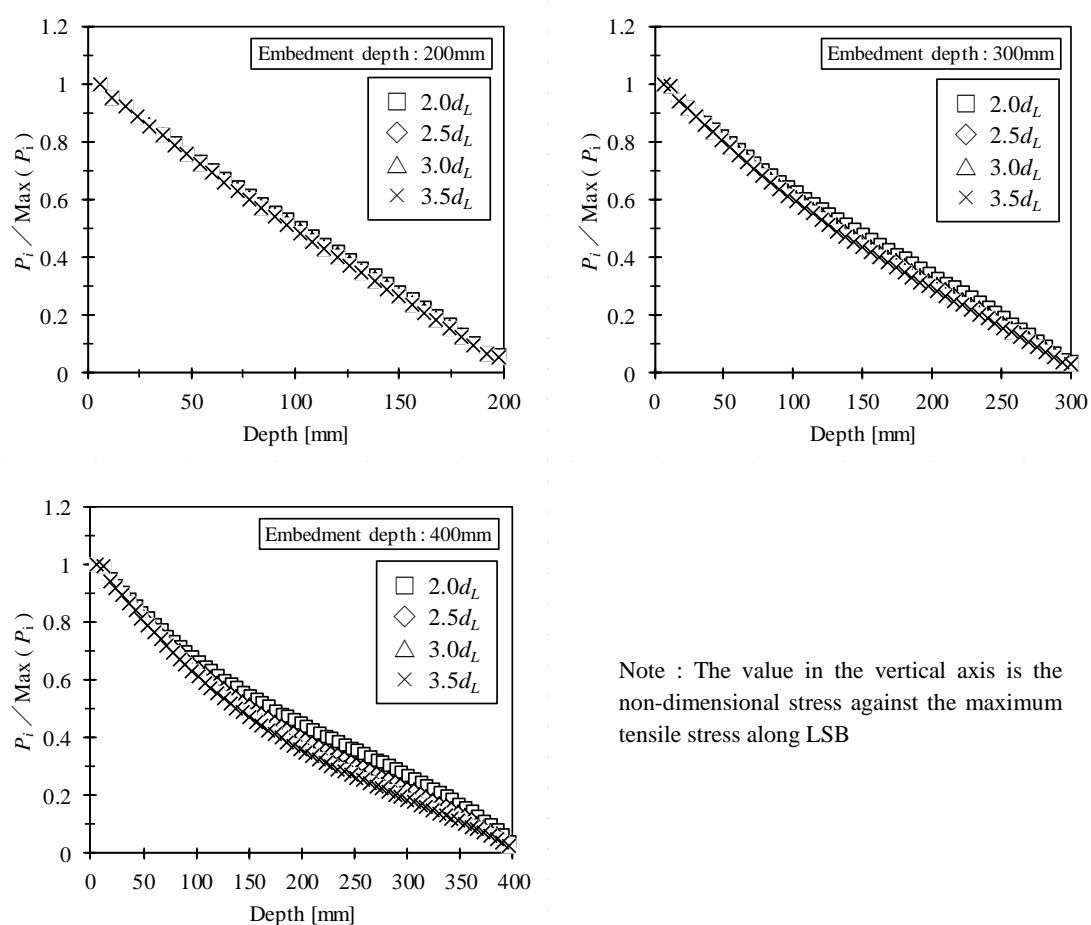


Fig.2.30 Stress distribution along LSB

## 2.6 まとめ

本章において、接合部実験結果に対して式(2.1)の理論式で計算した結果及び数値解析結果との比較を行った。得られた知見を以下に示す。

- ① 接合部実験値と式(2.1)の理論式で計算した値の比較を行ったところ、最大耐力  $P_{max}$  は薄板試験結果の信頼水準 75%の 95%下側許容限界値を用いることで安全側の評価となるが、初期剛性  $K$  は実験値と計算値で異なる傾向となった。この原因は、接合部変位の評価方法によるものであり、実験値と式(2.1)の理論式と力学的に等価なモデルである線材置換モデルを用いた解析値で変位の標点間距離を一致させると、両者の初期剛性  $K$  と埋め込み深さの関係は概ね一致することが確認された。
- ② 境界領域のせん断剛性評価について、薄板試験体と接合部試験体では変形性状が異なり、薄板試験の境界条件は、接合部実験の境界領域のせん断性状を完全に再現できない可能性がある。
- ③ LSB 接合部は、接合部実験結果に対してキャリブレーションを行った詳細な FEM 解析で木材内部の応力状態が把握可能であり、同結果から、式(2.10)～式(2.18)で境界領域の応力、木材の応力及び木材の有効断面積  $A_w$  の評価が可能である。そして、この結果から、式(2.19)を用いて係数  $c$  が評価可能である。
- ④ 接合部実験値と FEM 解析及び線材置換モデルを用いた解析で得られた初期剛性  $K$  の比較で、LSB の埋め込み深さが 200mm の場合のみ異なる傾向が見られるが、これは、LSB の埋め込み時に生じる損傷の割合が埋め込み深さに対して大きく、これにより実験値のばらつきが大きいことが考えられる。
- ⑤ 木材の有効断面積  $A_w$  は埋め込み深さとの相関性が高く、初期剛性  $K$  は、木材の有効断面積  $A_w$  がある一定以上の値となると頭打ちになる傾向が見られた。
- ⑥ 接合部の初期剛性  $K$  は、境界領域の評価方法によって大きく異なる。また、木材の断面積は、LSB の応力分布に対して影響を与えるがその影響は小さく、それ以上に境界領域の性能評価が重要であることが確認された。ゆえに、設計式の提案時には、境界領域の応力分布と材料特性を適切に評価することが重要である。

## 第3章 引抜抵抗メカニズムの解明と検証

### 3.1 概要

本章では、前章で得られた知見を基に、LSB 接合部の引抜抵抗メカニズムを解明し、新たな設計式の提案に繋げることを目的とする。

本章では、LSB 接合部の引抜抵抗メカニズムを仮定し、前章で示した線材置換モデルを用いて仮定の検証を行う。なお、本研究で提案する LSB 接合部の引抜性能算定式は、接合部の耐力の決定要因が LSB の降伏や破断、もしくは木材の割裂等の破壊ではなく、LSB の引抜け、即ち、境界領域の降伏及び破壊によるもの限定する。

### 3.2 引抜耐力発現のメカニズム

境界領域のせん断応力分布は、中谷・小松の研究<sup>3-1)</sup>で示された式(3.1)より、LSBの根元側（木材の木口側）もしくはLSBの先端側でせん断応力が最大となる。

$$\tau_{(x)} = \frac{a}{\sinh kL} \cdot \{b \cdot \cosh(kL - kx) + c \cdot \cosh kx\} \quad (3.1)$$

ただし、

$$a = \frac{Pk}{\pi d_L} \left( \frac{E_s A_s E_w A_w}{E_s A_s + E_w A_w} \right) \quad (3.1a)$$

$$b = \frac{1}{E_s A_s} \quad (3.1b)$$

$$c = \frac{1}{E_w A_w} \quad (3.1c)$$

$$k = \sqrt{\Gamma \pi d_L \left( \frac{1}{E_w A_w} + \frac{1}{E_s A_s} \right)} \quad (3.1d)$$

ここで、 $P$ ：外力

$d_L$ ：LSBの外径

$L$ ：LSBの埋め込み深さ

$\Gamma$ ：せん断剛性係数で本研究では下式による

$$\Gamma = \frac{(k_b/p)}{\pi d_L} \quad (3.2)$$

$k_b$ ：LSBのねじ山1山あたりの境界領域のせん断剛性で下式による

$$k_b = G' \cdot p \quad (3.3)$$

$G'$ ：見かけのせん断弾性係数（4.5.2節参照）

$p$ ：LSBのねじ山ピッチ

$E_s$ ：LSBのヤング係数

$A_s$ ：LSBの有効断面積で下式による

$$A_s = \pi (0.5 d_{Lb})^2 \quad (3.4)$$

$d_{Lb}$ ：LSBの谷径

$E_w$ ：木材のヤング係数

$A_w$ ：木材の有効断面積

境界領域のせん断特性を完全弾塑性モデルで仮定すると、Fig.3.1 に示すように境界領域の LSB 根元側（木材の木口側）もしくは LSB 先端側のどちらかのせん断応力が最大となる位置が完全弾塑性モデルの降伏点  $p_y$ （以下、単に降伏点  $p_y$  とする）に達した時点が接合部の降伏耐力  $P_y$  となり、その後、LSB の根元側（木材の木口側）及び LSB の先端側から LSB の埋め込み深さ方向の中央に向けて順次塑性化が進行する。境界領域のせん断性状に十分な塑性変形能力がある場合は、境界領域全域が塑性状態  $p_y$  に達した（以下、全塑性状態とする）時点が、接合部の最大耐力  $P_{max}$  となる。一方、境界領域の塑性変形能力が小さい場合は、接合部の最大耐力  $P_{max}$  は全塑性状態の耐力よりも低くなり、接合部の破壊モードは脆性的となる。以上より、LSB 接合部の最大耐力  $P_{max}$  の算出時に、境界領域の塑性変形能力とせん断応力分布を関連付けることが重要であると推察される。

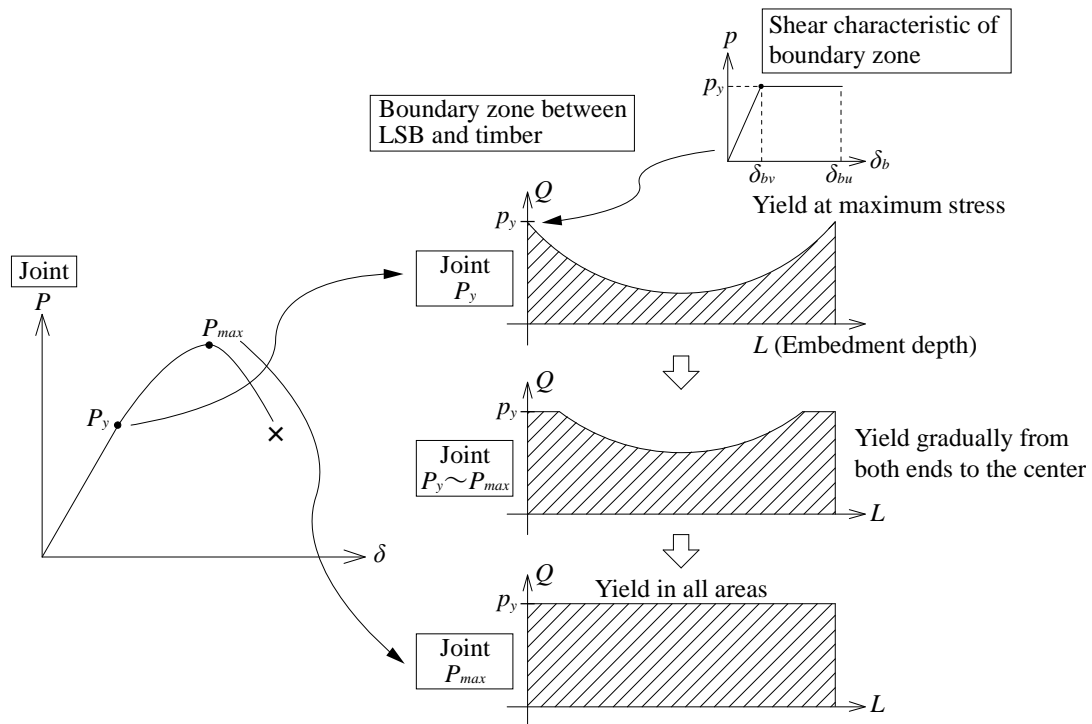


Fig.3.1 Mechanism of pull-out resistance



Fig.3.2 に示す線材置換モデルを用いて、境界領域のせん断バネを完全弾塑性モデルとした場合と、塑性変形しない完全弾性モデルとした場合の 2 通りで、上記の推察の検証を行った。ここで、弾性域の一般解を求めるのであれば文献 3-1)のように数学的に連続関数を用いてモデル化すべきである。しかしながら本章では、塑性域を含めた検討を行うこと、及び、LSB は境界領域のせん断特性がねじ山の影響を受けて一様ではないと考えられるため、2.3.2 節で実施した薄板試験で得られた LSB1 山あたりの荷重  $\Delta P$ –変位  $\delta$  曲線の平均値を基に、LSB のねじ山ピッチでせん断バネを配置して境界領域のせん断性状を表現した離散的なモデルを用いた数値解析で検討を行う。

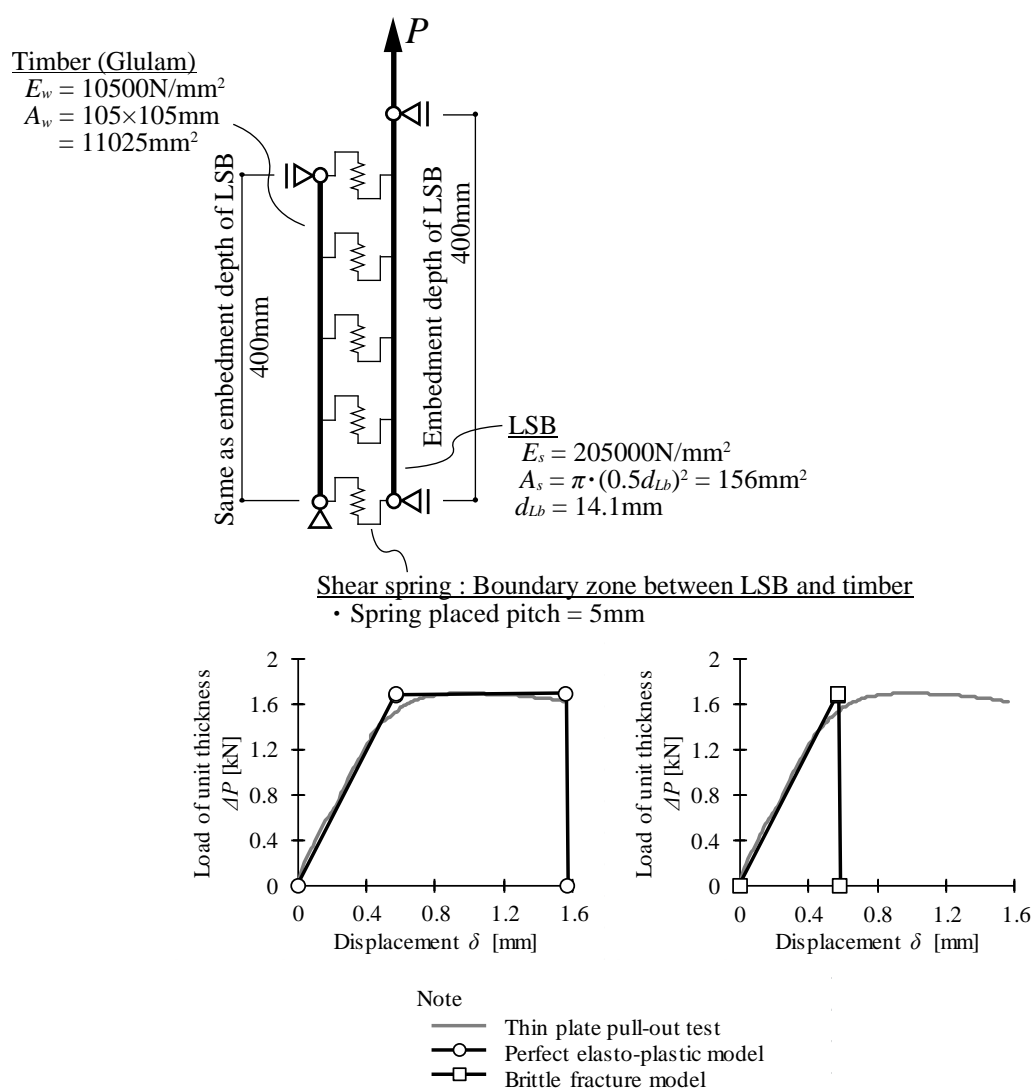


Fig.3.2 Consideration of pull-out mechanism with wire frame model

本研究では、境界領域のせん断応力が最大となる位置が降伏点  $p_y$  に達する時の接合部の耐力を降伏耐力  $P_y$  と定義する。

一方向の静的弾塑性増分解析の結果である Fig.3.3 において、境界領域の塑性変形能力が無い完全弾性モデルを用いた解析結果では、接合部の降伏耐力  $P_y$ =最大耐力  $P_{max}$  となっているが、境界領域に十分な塑性変形能力がある完全弾塑性モデルの場合では、接合部の降伏耐力  $P_y$  以降、緩やかに荷重が上昇し、全てのせん断バネが降伏点  $p_y$  に達した時点が接合部の最大耐力  $P_{max}$  となっており、上記の推察が正しいことが検証された。

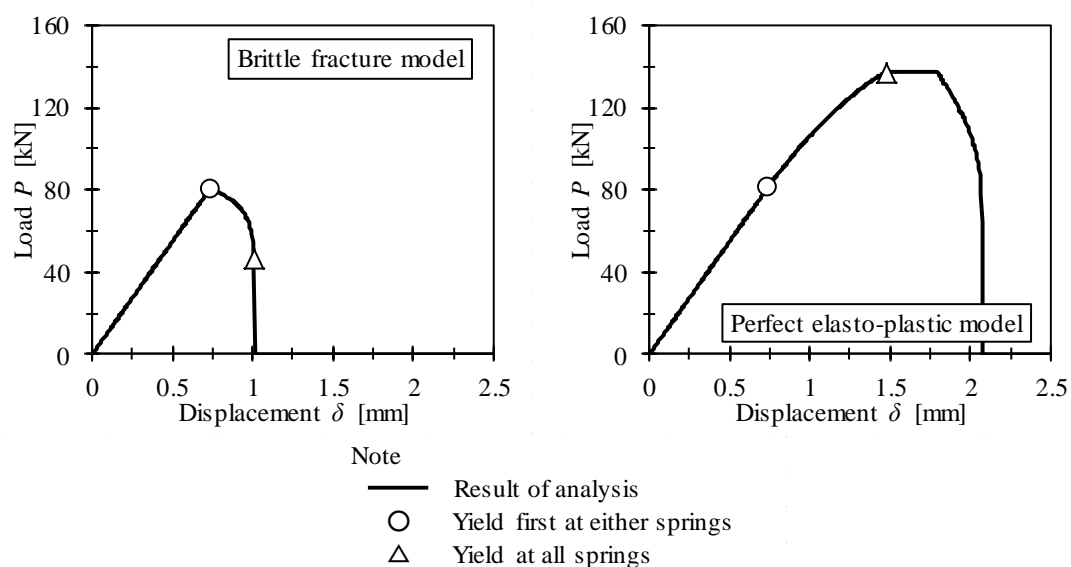


Fig.3.3 Results of static elastic and plastic analysis  
with the different ductility parameters of the boundary zone

### 3.3 接合部の最大耐力と LSB と木材の境界領域の塑性変形能力の関係

接合部の最大耐力  $P_{max}$  と境界領域の塑性変形能力は、関連性が高いことが前節の検証で確認された。本節では、この結果を提案する設計式に反映させる方法の検討を行う。

境界領域が全塑性状態に達した時に接合部の最大耐力  $P_{max}$  となるためには、Fig.3.4 に示すように、せん断応力が最大となる位置 A 点から順次塑性化が中央に向かって進行し、せん断応力が最小となる B 点が降伏点  $p_y$  に達した時に、A 点の境界領域の塑性流れによる変位が  $\delta_v$  から  $\delta_u$  までの範囲に留まっている必要がある。言い換えると、接合部の降伏耐力  $P_y$  に達した時点で、境界領域のせん断応力の最大値と最小値の差に相当するせん断変位が、降伏開始位置で必要とする塑性流れの変位に対応する。したがって、境界領域が全塑性状態となるための条件は、境界領域のせん断特性の塑性率  $\mu = \delta_u / \delta_v$  が、境界領域のせん断応力の最小値に対する最大値の比（以下、応力比とする） $r_u = p_y / p_B$  以上あればよい。この条件を満たせば、接合部の最大耐力  $P_{max} =$  埋め込み深さ×境界領域の単位長さあたりの耐力で接合部設計が可能となる。

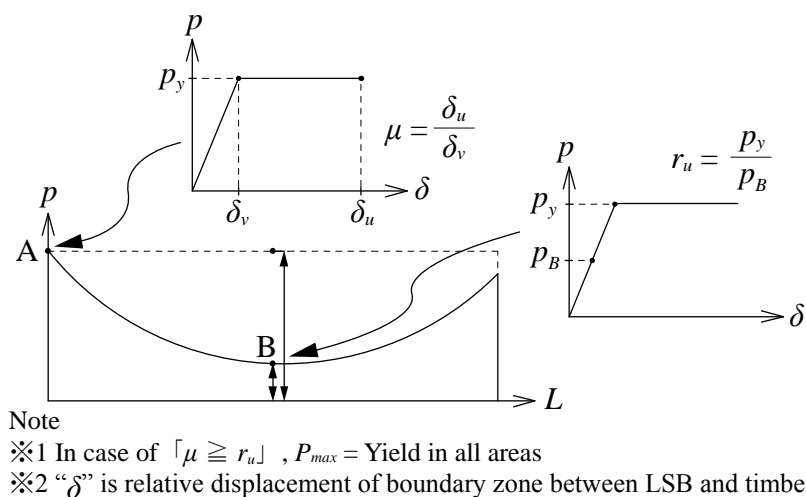


Fig.3.4 Relationship between maximum strength and ductility

そこで、上記の仮説に対して、線材置換モデルを用いて検証する。解析には、Fig.3.5 に示す線材置換モデルを用い、解析変数である境界領域のせん断バネは、Fig.3.2 の完全弾塑性モデルを基に、Table 3.1 に示す値となるように設定した。検討の手順は、Fig.3.5 に示すモデルを用いて Table 3.1 に示す解析ケース毎に弾性解析を行い、解析で得られた境界領域のせん断応力分布の最大値と最小値から応力比  $r_u$  を算出した。その後、ケース毎に応力比  $r_u$  に対して境界領域の塑性率  $\mu$  が上回るケースと下回るケースを設定し、塑性率  $\mu$  を変数とした一方向の静的弾塑性増分解析を行った。Fig.3.6 に解析結果を示す。Table 3.1 及び Fig.3.6 より、応力比  $r_u$  以上の塑性率  $\mu$  があれば、境界領域が全塑性状態に達した時点、もしくはその後に接合部の最大耐力  $P_{max}$  に達しており、上記の仮説が検証された。

ここで、文献 3-1)の理論式では、境界領域のせん断応力度が最大となる位置のせん断応力度が、境界領域のせん断強度（文献 3-1)では  $f_v$ 、本研究では  $p_y$ ）に達した時点を接合部の最大耐力  $P_{max}$  と定義している。一般的に、LSB 接合部は脆性的な破壊挙動を示す接合形式であることから<sup>3-2)</sup>、境界領域の塑性率  $\mu$  が小さく、Fig.3.6 の Case 2-a、3-a、5-a、6-a のように接合部の降伏耐力  $P_y$  は最大耐力  $P_{max}$  とほぼ一致する。本研究の降伏耐力  $P_y$  の定義に基づくと、境界領域の塑性率  $\mu$  が十分にあれば、文献 3-1)の理論式の最大耐力  $P_{max}$  は降伏耐力  $P_y$  を計算するための式となる。

以上より、境界領域の塑性率  $\mu$  を評価することで、精密に接合部耐力の評価が可能となる。しかしながら、境界領域の塑性率  $\mu$  の評価は、現時点において理論的に推定することは困難であり、実験で確認を行う必要がある。

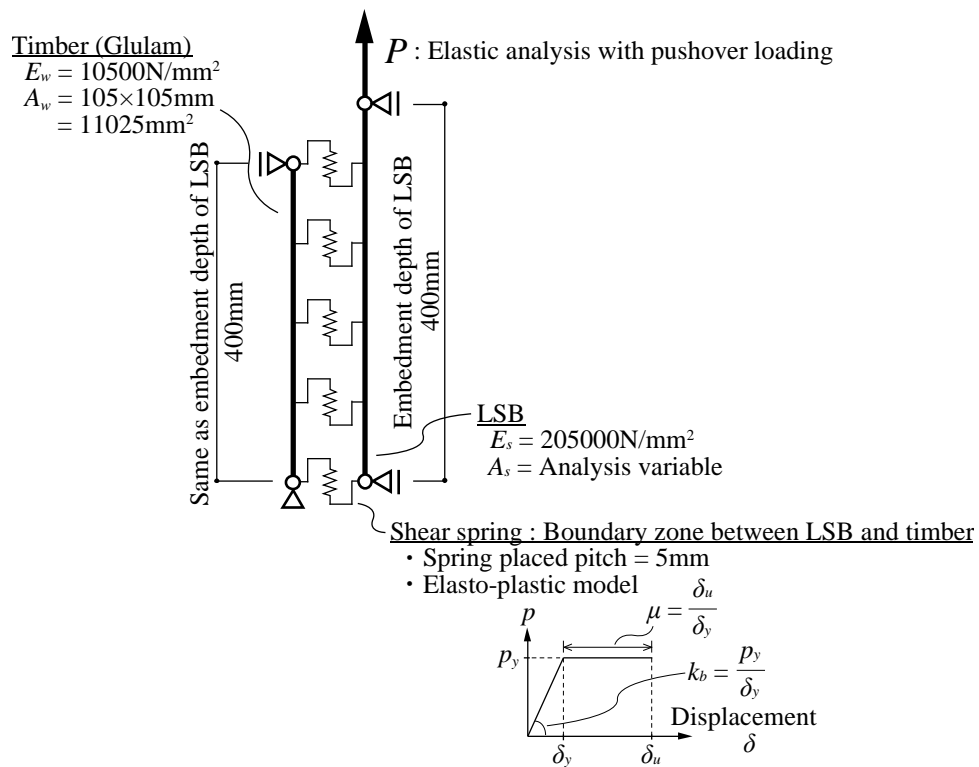
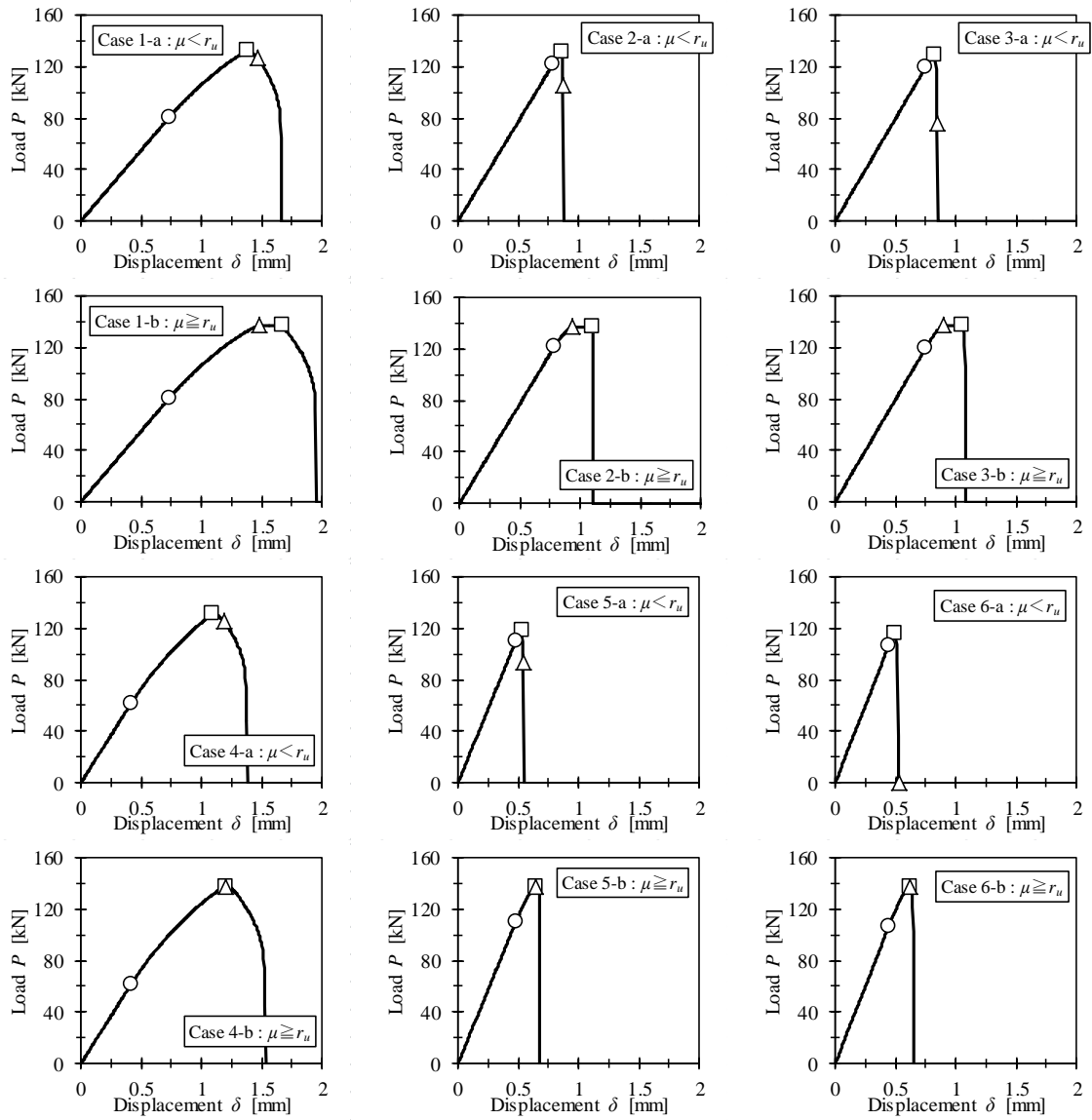


Fig.3.5 Consideration of relationship between maximum strength and ductility with frame model

Table 3.1 Variable of analysis relationship between maximum strength and ductility

Case	Analysis variable				$r_u$
	$E_s A_s / E_w A_w$	$p_y$ [kN]	$k_b$ [kN/mm]	$\mu$	
1-a	0.28	1.69	2.95	2.0	2.2
1-b				2.5	
2-a	1.00			1.1	1.2
2-b				1.5	
3-a	1.20			1.1	1.2
3-b				1.5	
4-a	0.28		5.90	3.0	3.5
4-b				3.5	
5-a	1.00			1.1	1.4
5-b				1.5	
6-a	1.20			1.1	1.5
6-b				1.5	

Note : Stress ratio " $r_u$ " is calculated by elastic analysis



Note

- Analysis result ( Pushoveranalysis)
- $P_{max}$ : Maximum load
- $P_y$ : Yield first at either springs
- △ Yield at all springs

Fig.3.6 Results of analysis to which examines relationship between maximum strength and ductility

### 3.4 弾性範囲における接合部変形の発生メカニズム

初期剛性  $K$  の評価では、接合部実験の変位計側の標点間距離を力学モデル化と一致させることの重要性が第2章の検討で見出された。Fig.2.1に示すようにLSBが埋め込まれた領域、即ち、木材の木口から断面欠損が無く、全断面が有効となる位置までを剛域としてモデル化し、その端部に剛域間の接合部特性を集約したバネを設ける力学モデルが、実現象と力学モデルの齟齬が少ない線材置換によるモデル化の方法である。そのため、本研究では、上記モデル化を想定して、接合部変形の評価を行う。

接合部変位  $\delta_{Joint}$  は、LSB 根元（木材の木口側）と LSB 先端位置での木材との相対変位（Fig.2.1では  $L$  の区間の変形）と定義する。その定義に従うと、Fig.3.7に示す接合部変形の模式図より、接合部変位  $\delta_{Joint}$  は、LSB の伸び量  $\delta_s$  + LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  の合計値となる。この時、接合部内の木材に伸びが生じたとしても、変位の基点が木材の木口側でないため接合部変位  $\delta_{Joint}$  には影響を与えない。なお、文献 3-1)の理論式では、LSB の  $E_s A_s$  ( $E_s$  は LSB のヤング係数、 $A_s$  は LSB の有効断面積) と木材の  $E_w A_w$  ( $E_w$  は木材のヤング係数、 $A_w$  は木材の有効断面積) の大小関係で接合部変位  $\delta_{Joint}$  の評価位置が異なる。そのため、 $E_w A_w \geq E_s A_s$  であれば LSB 根元と木材の木口との相対変位となり、木材の LSB 先端から木口面までの伸び量を別途加算する必要がある。一方、 $E_w A_w \leq E_s A_s$  であれば、LSB 先端位置での LSB とその断面位置における木材との相対変位となり、LSB の伸び量を別途加算する必要がある。

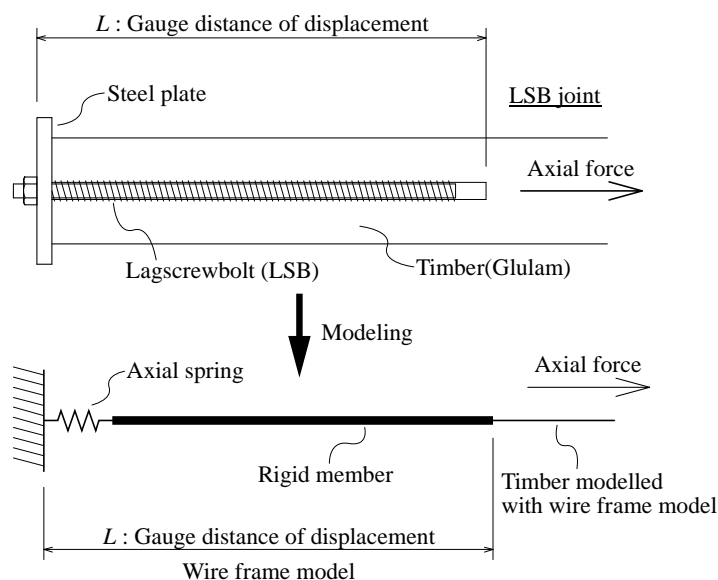


Fig.2.1 Modeling of joint and definition of deformation（再掲）

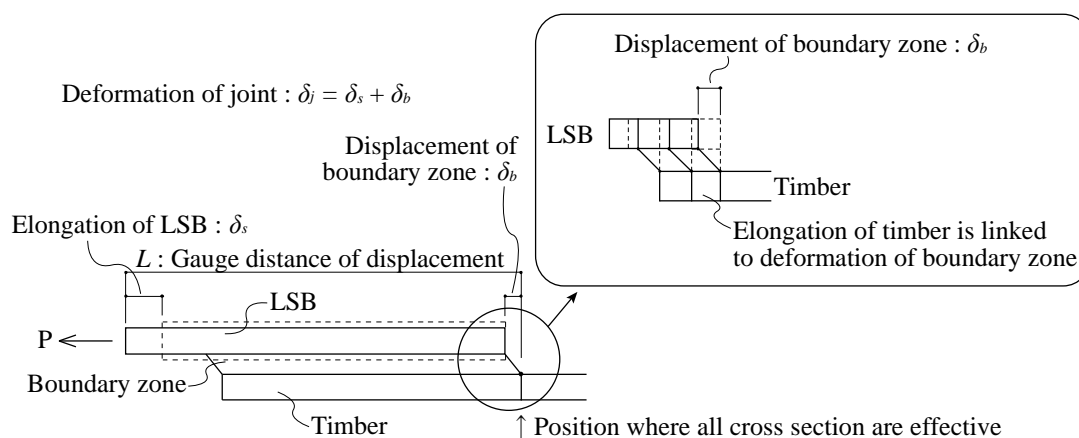


Fig.3.7 Schematic diagram of joint deformation

上記内容について、Fig.3.8 に示す線材置換モデルを用いた応力解析で検討を行う。解析変数は Fig.3.8 に示す 2 通りで、LSB の  $E_s A_s$  と木材の  $E_w A_w$  を変数とする。Table 3.2 に応力解析から得られた各部の変位を示す。同表より、接合部変位  $\delta_{Joint}$  は LSB 全域での LSB の伸び量  $\delta_s$  + LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  となっており、上記の考えが適切であることが確認された。

なお、LSB の伸び量  $\delta_s$  は埋め込み深さに比例するが、LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  は応力分布と関連しているので、埋め込み深さに比例しない。そのため、LSB の伸び量  $\delta_s$  と境界領域のせん断変位  $\delta_b$  の割合によって、接合部の初期剛性  $K$  と埋め込み深さとの関係性が変わることになる。



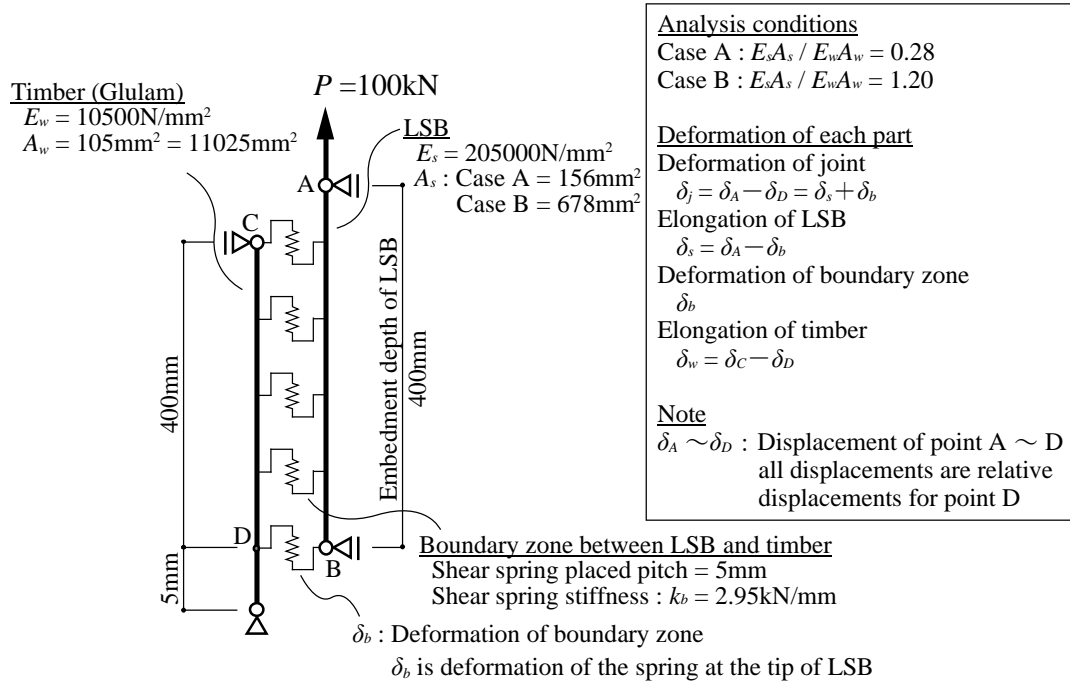


Fig.3.8 Wire frame model for examining the behavior of deformation in joint

Table 3.2 Deformation of each part obtained from results of analysis

[ Unit : mm ]		Case A	Case B
Relative deformation of each point against point D	Point A	0.91	0.63
	Point B	0.37	0.48
	Point C	0.20	0.17
	Point D	0.00	0.00
① Deformation of joint : $\delta_{Joint} = \delta_A - \delta_D$		0.91	0.63
Elongation of LSB : $\delta_s = \delta_A - \delta_B$		0.54	0.15
Deformation of boundary zone : $\delta_b$		0.37	0.48
Elongation of timber : $\delta_w = \delta_C - \delta_D$		0.20	0.17
② $\delta_s + \delta_b$		0.91	0.63
① / ②		1.00	1.00

### 3.5 まとめ

本章では、LSB 接合部の引抜抵抗メカニズムの解明と検証を行った。得られた知見を以下に示す。

- ① LSB 接合部の降伏耐力  $P_y$  と最大耐力  $P_{max}$  には、境界領域の塑性変形能力が大きく関係しており、接合部の降伏耐力  $P_y$  に達した時点で、境界領域のせん断特性の塑性率  $\mu$  が、境界領域のせん断応力の最小値に対する最大値の比  $r_u$  以上であれば、接合部の最大耐力  $P_{max}$  = 埋め込み深さ  $\times$  境界領域の単位長さあたりの耐力で設計可能となる。
- ② 文献 3-1) の理論式では、境界領域のせん断応力度が最大となる位置のせん断応力度が、境界領域のせん断強度  $f_v$  に達した時点を経合部の最大耐力  $P_{max}$  と定義しているが、一般的に LSB 接合部は、脆性的な破壊挙動を示す接合形式であるため<sup>3-2)</sup>と推察される。本研究の降伏耐力  $P_y$  の定義に基づくと、境界領域の塑性率  $\mu$  が十分にあれば、理論式の最大耐力  $P_{max}$  は降伏耐力  $P_y$  を計算するための式となる。
- ③ 境界領域の塑性率  $\mu$  を評価することで、精緻に接合部耐力が評価可能となる。しかしながら、境界領域の塑性率  $\mu$  の評価は現時点において理論的に推定することは困難であり、実験で確認を行う必要がある。
- ④ 本研究では、接合部変形  $\delta_{joint}$  を LSB 根元（木材の木口側）と LSB 先端位置での木材との相対変位と定義しているが、この定義に従うと、LSB の  $E_s A_s$  と木材の  $E_w A_w$  の大小関係によらず、接合部変形  $\delta_{joint}$  は、LSB の伸び量  $\delta_s$  + LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  の合計値となる。
- ⑤ LSB の伸び量  $\delta_s$  は埋め込み深さに比例するが、LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  は応力分布と関連しているので、埋め込み深さに比例しない。そのため、LSB の伸び量  $\delta_s$  と境界領域のせん断変位  $\delta_b$  の割合によって、接合部の初期剛性  $K$  と埋め込み深さとの関係性が変わることになる。

## 第4章 引抜性能算定式の提案と検証

### 4.1 概要

本章では、LSB 接合部の引抜性能算定式をこれまでの検討を基に定式化し、接合部実験結果と比較することで妥当性の検討を行う。

提案する設計式は、前章の検証と同様に、接合部の耐力の決定要因が LSB の降伏や破断、もしくは木材の割裂等の破壊ではなく、LSB の引抜け、即ち、境界領域の降伏及び破壊によるもの限定する。そして、幾何学的な物理量と材料特性に分離して定式化し、応力分布を無次元化することで、任意の材料定数に対して計算の簡素化を図るようにする。また、基準強度等の既知の値を用い、実験値や実験から求まる調整係数を用いないようすることで、実務設計での実用性や合理性を考慮する。

## 4.2 応力分布の算定

第2章の検討において、接合部解析モデルを用いた FEM 解析で得られた LSB に生じる引張軸力の埋め込み深さ方向の変化から、文献 4-1)の理論式の力学モデルに則って逆算することで、三次元的な広がりのある木材側の応力やひずみ分布を用いずに木材の有効断面積  $A_w$  を評価する方法を考案した。この手法を用いると、LSB、境界領域もしくは木材の応力分布のいずれかが把握できれば全ての応力が算出可能となる。

文献 4-1)より、木材の木口側を原点 ( $x=0$ ) とした境界領域のせん断応力度分布が式(4.1)で与えられると、第2章の検討より LSB の軸力分布関数の傾きが境界領域のせん断応力分布であることから、境界条件である  $x=L$  で LSB の軸力  $N_{(L)}=0$  を考慮して、式(4.1)を積分すると、 $x$  の位置での LSB の軸力分布  $N_{s(x)}$  が式(4.2)で表される。

$$\tau_{(x)} = \frac{a}{\sinh kL} \cdot \{b \cdot \cosh(kL - kx) + c \cdot \cosh kx\} \quad (4.1)$$

ただし、

$$a = \frac{Pk}{\pi d_L} \left( \frac{E_s A_s E_w A_w}{E_s A_s + E_w A_w} \right) \quad (4.1a)$$

$$b = \frac{1}{E_s A_s} \quad (4.1b)$$

$$c = \frac{1}{E_w A_w} \quad (4.1c)$$

$$k = \sqrt{\Gamma \pi d_L \left( \frac{1}{E_w A_w} + \frac{1}{E_s A_s} \right)} \quad (4.1d)$$

$$\begin{aligned} N_{s(x)} &= -\pi d_L \cdot \int \tau_{(x)} dx \\ &= -\pi d_L \cdot \left[ \left( \frac{b \cdot \sinh(-kL + kx)}{k} + \frac{c \cdot \sinh kx}{k} \right) \cdot \frac{a}{\sinh kL} + \frac{a \cdot c}{k} \right] \end{aligned} \quad (4.2)$$

ここで、 $P$  : 外力

$d_L$  : LSB の外径

$L$  : LSB の埋め込み深さ

$\Gamma$  : せん断剛性係数で本研究では下式による

$$\Gamma = \frac{(k_b/p)}{\pi d_L} \quad (4.3)$$

$k_b$  : LSB のねじ 1 山あたりの境界領域のせん断剛性で下式による

$$k_b = G' \cdot p \quad (4.4)$$

$G'$  : 見かけのせん断弾性係数 (4.5.2 節参照)

$p$  : LSB のねじ山ピッチ

$E_s$  : LSB のヤング係数

$A_s$  : LSB の有効断面積で下式による

$$A_s = \pi (0.5d_{lb})^2 \quad (4.5)$$

$d_{lb}$  : LSB の谷径

$E_w$  : 木材のヤング係数

$A_w$  : 木材の有効断面積 (4.4 節参照)

式(4.2)で計算した LSB の軸力分布と、Fig.4.1 に示す線材置換モデルで応力解析を行った結果の比較を Fig.4.2 に示す。同図より、計算値は解析値とほぼ一致しており、式(4.1)で表される境界領域のせん断応力度分布から求めた式(4.2)を用いて、LSB の軸力分布が計算可能であることが確認された。

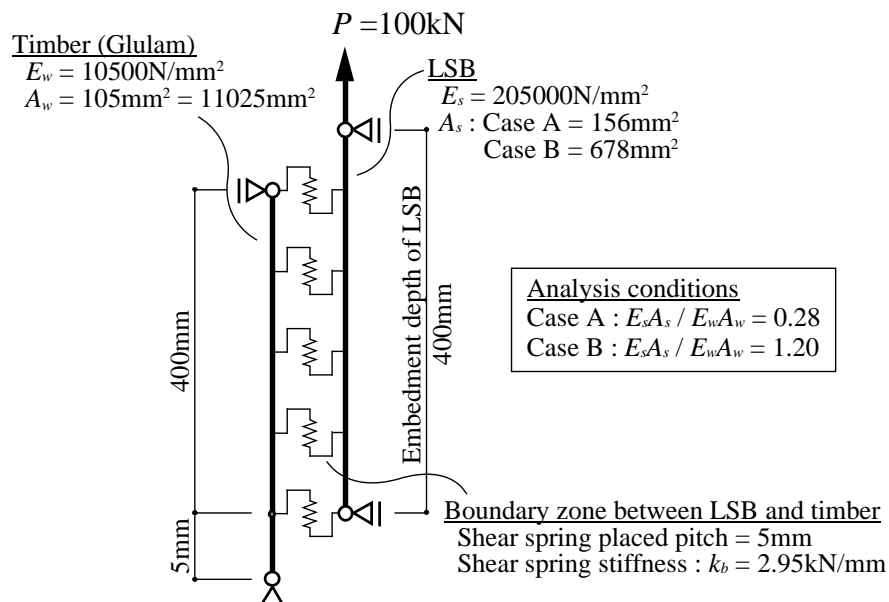


Fig.4.1 Wire frame model for examining the stress distribution of LSB

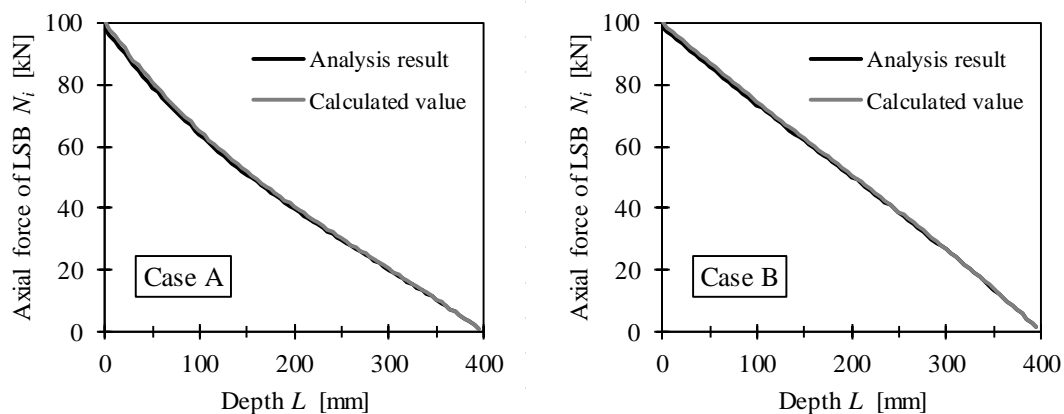


Fig.4.2 Comparison of calculated value and analysis value for stress distribution along LSB

### 4.3 引抜性能算定式の提案

#### 4.3.1 最大耐力

第3章の検証結果を基に、LSB 接合部の引抜性能算定式を示す。

提案する引抜耐力算定式は、境界領域が全塑性状態に達した時に接合部が最大耐力  $P_{max}$  に達すると想定しているため、式(4.6)で表される。

$$P_{max} = f_{bs} \cdot \pi \cdot d_L \cdot L \quad (4.6)$$

ここで、 $f_{bs}$ ：境界領域の設計用せん断強度

ただし、境界領域の塑性率  $\mu$  が接合部の降伏耐力  $P_y$  時における境界領域の応力比  $r_u$ （境界領域のせん断応力の最小値に対する最大値の比）以下の場合には、以下のいずれかの方法により、最大耐力  $P_{max}$  の計算が可能である。

- ① 最大耐力  $P_{max}$  の計算に、境界領域の塑性率  $\mu$  を考慮した境界領域のせん断応力分布を用いる。
- ② 後述の式(4.7)で示す、降伏耐力  $P_y$  の計算式を最大耐力  $P_{max}$  の計算式として計算を行う。
- ③ 境界領域の塑性率  $\mu$  が十分にある場合と境界領域の応力分布が同じであると仮定して、式(4.6)及び式(4.7)を用いて、境界領域の設計用せん断強度  $f_{bs}$  を低減して計算を行う。

なお、③は結果的に②と同じであるが、材料定数を調整する点異なる。

### 4.3.2 降伏耐力

降伏耐力  $P_y$  は、式(4.1)に境界領域の設計用せん断強度  $f_{bs}$  を乗じ外力  $P$  を求める形に式展開すればよいが、計算式が複雑になり実用的ではない。そこで、式(4.1)で示す境界領域のせん断応力度分布に境界領域の周長 ( $\pi \times d_L$ ) を乗じ、 $x=0$  から  $x=L$  で積分した値を、境界領域の最大せん断応力  $\tau_{max}$  と埋め込み深さ  $L$  で除することで無次元化し、境界領域が全塑性状態に達した時点、即ち、最大耐力  $P_{max}$  に対する強度比  $\beta$  が求まる。これより、計算式が簡略化され、降伏耐力  $P_y$  が式(4.7)で表される。

$$P_y = \beta \cdot P_{max} = \beta \cdot f_{bs} \cdot \pi \cdot d_L \cdot L \quad (4.7)$$

なお、境界領域が最大せん断応力  $\tau_{max}$  となる位置は、LSB の  $E_s A_s$  と木材の  $E_w A_w$  の大小関係で異なるため<sup>4-1)</sup>、以下に示す通り、強度比  $\beta$  は両者の大小関係で場合分けされる。

(1)  $E_w A_w \geq E_s A_s$  の場合 (木材の木口側で境界領域のせん断応力が最大となる場合)

$$\beta = -\frac{1}{2} \cdot \frac{\{-c - b + c \cdot \exp(-2kL) + b \cdot \exp(-2kL)\} \cdot \exp(kL)}{kL(b \cdot \cosh kL + c)} \quad (4.8a)$$

(2)  $E_w A_w \leq E_s A_s$  の場合 (LSB 先端側で境界領域のせん断応力が最大となる場合)

$$\beta = -\frac{1}{2} \cdot \frac{\{-c - b + c \cdot \exp(-2kL) + b \cdot \exp(-2kL)\} \cdot \exp(kL)}{kL(b + c \cdot \cosh kL)} \quad (4.8b)$$

ここで、 $b$ 、 $c$ 、 $k$  は式(4.1)による。



### 4.3.3 初期剛性

本節では、接合部の降伏変位  $\delta_y$  を求めることで、初期剛性  $K$  の算定式を誘導する。3.4 節より、接合部変位  $\delta_{Joint}$  は、LSB 全域での LSB の伸び量  $\delta_s$  + LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  となる。よって、降伏耐力  $P_y$  時の LSB の伸び量  $\delta_s$  は、式(4.2)の外力  $P$  = 降伏耐力  $P_y$  として求めた LSB の軸力分布  $N_{s(x)}$  から式(4.9)を用いて  $x$  位置でのひずみを算出し、 $x=0$  から  $x=L$  で積分することで LSB の軸方向のひずみの累加である LSB の伸び量  $\delta_s$  が式(4.10)で表される。

$$\varepsilon_{s(x)} = \frac{N_{s(x)}}{E_s A_s} \quad (4.9)$$

$$\begin{aligned} \delta_s &= \int_0^L \varepsilon_{s(x)} dx \\ &= \frac{\pi d_L}{E_s A_s} \cdot \frac{a}{2} \cdot \exp(kL) \cdot \frac{\left\{ \begin{aligned} &-2b \cdot \exp(-kL) - c - c \cdot \exp(-2kL) \\ &+ 2ckL \cdot \sinh kL \cdot \exp(-kL) + b \\ &+ b \cdot \exp(-2kL) + 2c \cdot \exp(-kL) \end{aligned} \right\}}{k^2 \cdot \sinh kL} \end{aligned} \quad (4.10)$$

ここで、式(4.10)を用いて LSB の伸び量  $\delta_s$  を求めることは複雑であるため、式(4.10)の簡略化を試みる。LSB の軸力分布は、Fig.4.2 より、 $x=0$  から  $x=L$  に向けて単調に減少し、その程度は境界領域のせん断応力の分布形状に依存する。しかしながら、境界領域のせん断応力の積分値が LSB の軸力になることから、実務的には境界領域のせん断応力の分布形状の影響は少ないと工学的に判断できる。そこで、境界領域のせん断応力分布が一定、即ち、軸力分布が直線的に減少すると仮定すると、LSB の伸び量  $\delta_s'$  は式(4.11)で表される。

$$\delta_s' = \left( \frac{P_y \cdot L}{E_s A_s} \right) / 2 \quad (4.11)$$

Table 4.1 に示す条件の全ての組み合わせに対して、式(4.10)で表される精算式と式(4.11)で表される簡易式で計算した結果の比較を Fig.4.3 に示す。精算値  $\delta_s$  に対して簡易式の計算値  $\delta'_s$  の推定誤差が生じる要因のうち、木材の軸剛性  $E_w A_w / L$  の影響は、境界領域のせん断剛性  $k_b$  や LSB の軸剛性  $E_s A_s / L$  と比べて極めて少ない。そのため、推定誤差の影響は  $(E_s A_s / L) / k_b$  で評価した。同図より、 $(E_s A_s / L) / k_b$  が 50 以上あれば推定誤差は 5% 以下であり、式(4.11)を用いて LSB の伸び量が簡易に計算可能である。

Table 4.1 Calculation conditions of exact calculation and approximate calculation

Case	$E_w A_w \geq E_s A_s$	$E_w A_w \leq E_s A_s$
$E_w$ [kN/mm <sup>2</sup> ]	10.5	10.5
$A_w$ [mm <sup>2</sup> ]*	11025	11025
$E_s$ [kN/mm <sup>2</sup> ]	205	205
$A_s$ [mm <sup>2</sup> ]	156	678
$P_y$ [kN]	100	
$L$ [mm]	100, 200, 300, 400, 500, 600	
$k_b$ [kN/mm]	2.95, 4.43, 5.90	
$d_L$ [mm]	20.5	
$p$ [mm]	5.0	

Note : \* Cross section of timber = 105×105mm

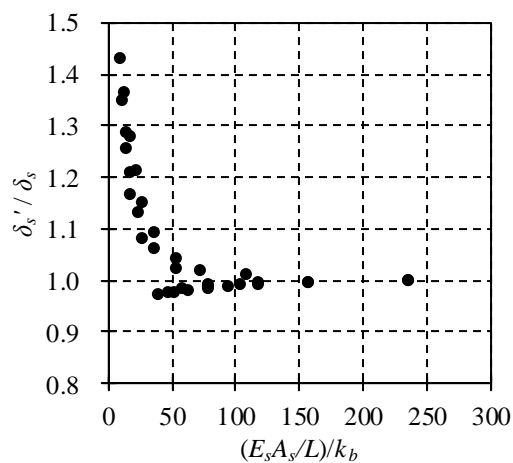


Fig.4.3 Comparison of exact calculation and approximate calculation

境界領域のせん断変位  $\delta_b$  は、LSB 先端位置での境界領域のせん断変位である。よって、LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  は、式(4.2)の外力  $P$ =降伏耐力  $P_y$ 、 $x=L$  を代入した値に、式(4.12)で求まる境界領域の厚み  $t$  を乗じて、これを境界領域の見かけのせん断弾性係数  $G'$  (4.5.2 節参照) で除した値が式(4.13)で表される境界領域の降伏せん断変位  $\delta_b$  となる。

$$t = d_L - d_H \quad (4.12)$$

$$\delta_b = \frac{\tau_{(L)} \cdot t}{G'} = \left[ \left\{ \frac{a}{\sinh kL} \cdot (b + c \cdot \cosh kL) \right\} \cdot t \right] / G' \quad (4.13)$$

ここで、 $d_H$  : 木材の先孔径

以上より、接合部の降伏変位  $\delta_y$  は式(4.14)で表される。

$$\delta_y = \delta_s + \delta_b \quad \text{もしくは} \quad \delta_y = \delta_s' + \delta_b \quad (4.14)$$

また、初期剛性  $K$  は、降伏耐力  $P_y$  と降伏変位  $\delta_y$  から式(4.15)で表される。

$$K = \frac{P_y}{\delta_y} \quad (4.15)$$

#### 4.4 木材の有効断面積の評価

LSB や境界領域の応力分布の計算には、木材の有効断面積  $A_w$  を把握する必要がある。木材の有効断面積  $A_w$  は、FEM 解析結果から算出可能であるが（2.5 節参照）、実務設計において都度 FEM 解析を行って木材の有効断面積  $A_w$  を評価することは合理的とはいえない。そこで、2.5.3 節で実施した木材断面と LSB の埋め込み深さを変数とした FEM 解析結果（2.5.3 節の Fig.2.29）から、木材の有効断面積  $A_w$  を求め、木材の全断面積  $A_{wo}$  に対する比の回帰式を作成することで、手計算で簡易に木材の有効断面積  $A_w$  が評価できるようにした。Fig.4.4 に 2.5.3 節の FEM 解析結果から求めた値と回帰式の比較を示す。同図より、木材の有効断面積  $A_w$  を求めるための回帰式は式(4.16)で示される。

$$\frac{E_w A_w}{E_w A_{wo}} = 0.97 \cdot \exp \left\{ -0.0016 \cdot \left( \frac{E_w A_{wo}}{L} \right) \right\} \quad (4.16)$$

ここで、 $E_w A_{wo}/L$ ：木材全断面積の軸剛性 [単位：kN/mm]

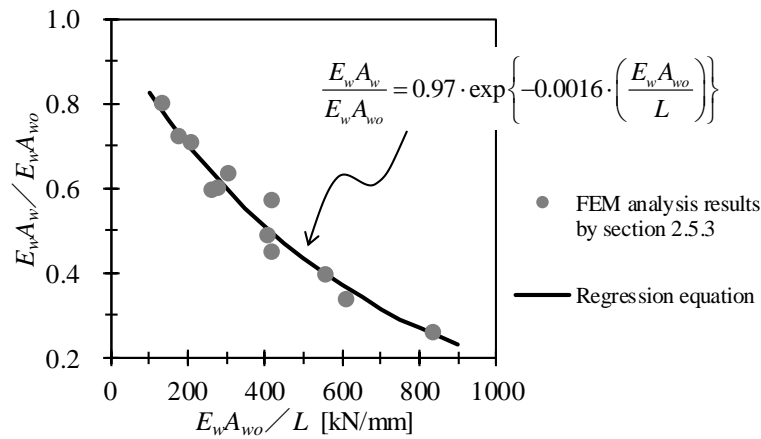


Fig.4.4 Regression equation of effective cross-sectional area of timber

## 4.5 設計で用いる材料定数の検討

### 4.5.1 境界領域のせん断強度

境界領域のせん断強度 $f_{bs}$ は、接合部耐力に係るため設計上重要となる。Photo 4.1 に接合部実験で確認された代表的な破壊性状を示す。同写真より、LSB 接合部の破壊性状は、LSB のねじ山間に木材が付着した状態で LSB 外径を直径とする円周面がせん断破壊して引抜ける破壊であることから、設計に用いる境界領域の強度はせん断強度を用いる。ここで、木材のせん断の基準強度（以下、単に基準強度とする）は、平成 13 年国土交通省告示第 1024 号で定められているが、これは、柱や梁部材に生じるせん断力に対しての強度であり、LSB 接合部のように繊維平行方向に押抜かれる力が生じるような場合を想定した強度では無い。そこで、Fig.4.5 に示す試験方法で Table 4.2 に示す試験体を用いて木材の押抜き実験を行い、その強度の評価を行った。なお、試験体は 1 つの樹種－強度等級の組み合わせに対して、2 本の異なる集成材から各 3 体の合計 6 体の試験体を切り出した。



Photo 4.1 Representative destruction in joint experiment

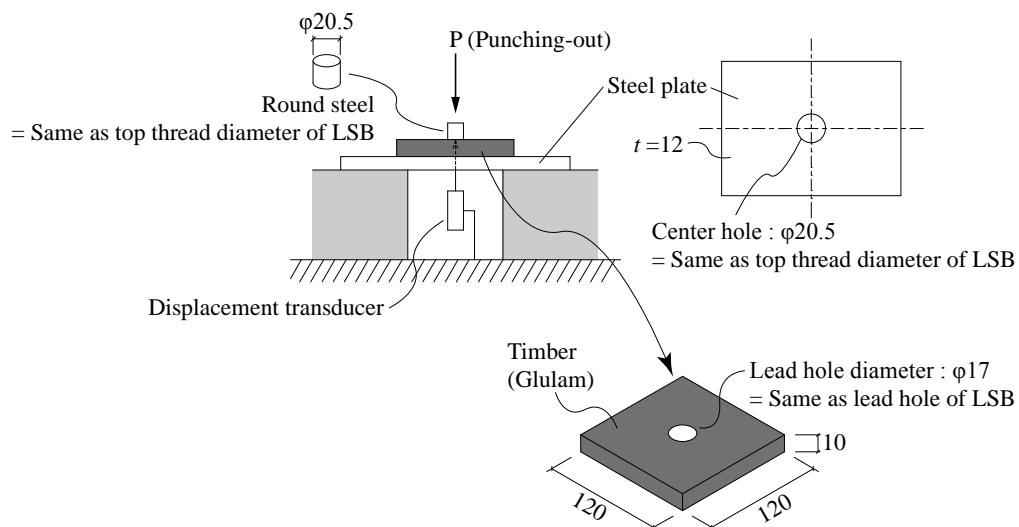


Fig.4.5 Punching-out tests

Table 4.2 List of punching-out test specimens

Wood species	Strength rating	Number of specimens
Douglas fir	E120-F375	6
	E105-F345	6
Larch	E105-F345	6
	E95-F315	6
Hinoki	E105-F345	6
	E95-F315	6
European redwood	E105-F345	6
	E95-F315	6
Sugi	E75-F270	6
	E65-F255	6

Note : Glulam is single-grade laminae

Fig.4.6 及び Table 4.3 に押抜き実験結果を示す。同結果のせん断応力度  $\tau$  は、実験で計測された荷重値を、実験に用いた丸鋼の周長 ( $\pi \times d_L$ )  $\times$  試験体の厚み (実測値) で除して求めた。Table 4.3 より、押抜き実験結果から評価した信頼水準 75% の 95% 下側許容限界値 (以下、5% 下限値とする) は、Table 4.3 の①/③に示すように、基準強度の約 1.2 倍～約 1.5 倍となった。また、基準強度が同じ値の樹種毎に押抜き実験で得られた 5% 下限値が同程度の値となっている。ここで、押抜き試験と 2.3.2 節で実施した薄板試験結果を比較すると、Table 4.3 の④/②に示すように、薄板試験結果は押抜き実験結果を下回る結果となっている。この原因として、LSB を埋め込む際の摩擦や捩じりによる損傷が考えられる。そこで、LSB を埋め込む際のトルクを計測したところ、Fig.4.7 より、せん断の基準強度が高いものほどトルクが大きいことが確認された。以上の結果から、薄板試験の最大耐力よりも押抜き実験の最大耐力が高く出た原因は、LSB を埋め込む際の境界領域の損傷の有無によるものと考えられる。しかしながら、埋め込み時の損傷の程度を評価することは困難であることや、基準強度に対する押抜き実験結果の比率と、境界領域の損傷による強度低下の比率が概ね相殺関係にあることから、基準強度を設計値として用いることは妥当であると考えられる。なお、野口らの研究<sup>4)2)</sup>においてもせん断強度<sup>2)</sup>から大径ボルト接合部の引抜耐力計算を行い、計算値が実験値をほぼ捉えることができたのは、同様の理由と推測される。

注) 原著には「木材のせん断強度 (構造用集成材ベイマツの日本農林規格より抜粋)」となっている。しかしながら、論文発表当時 (2011 年) の日本農林規格には接着層のせん断強さの規定はあるが、材自体のせん断強度の規定がない事や、本文中に「 $F_s$ : 木材のせん断強度 (3.6N/mm<sup>2</sup>)」と記載されており、これは、平成 13 年国土交通省告示第 1024 号で定められる集成材の積層方向のせん断の基準強度に一致するため基準強度と判断した。

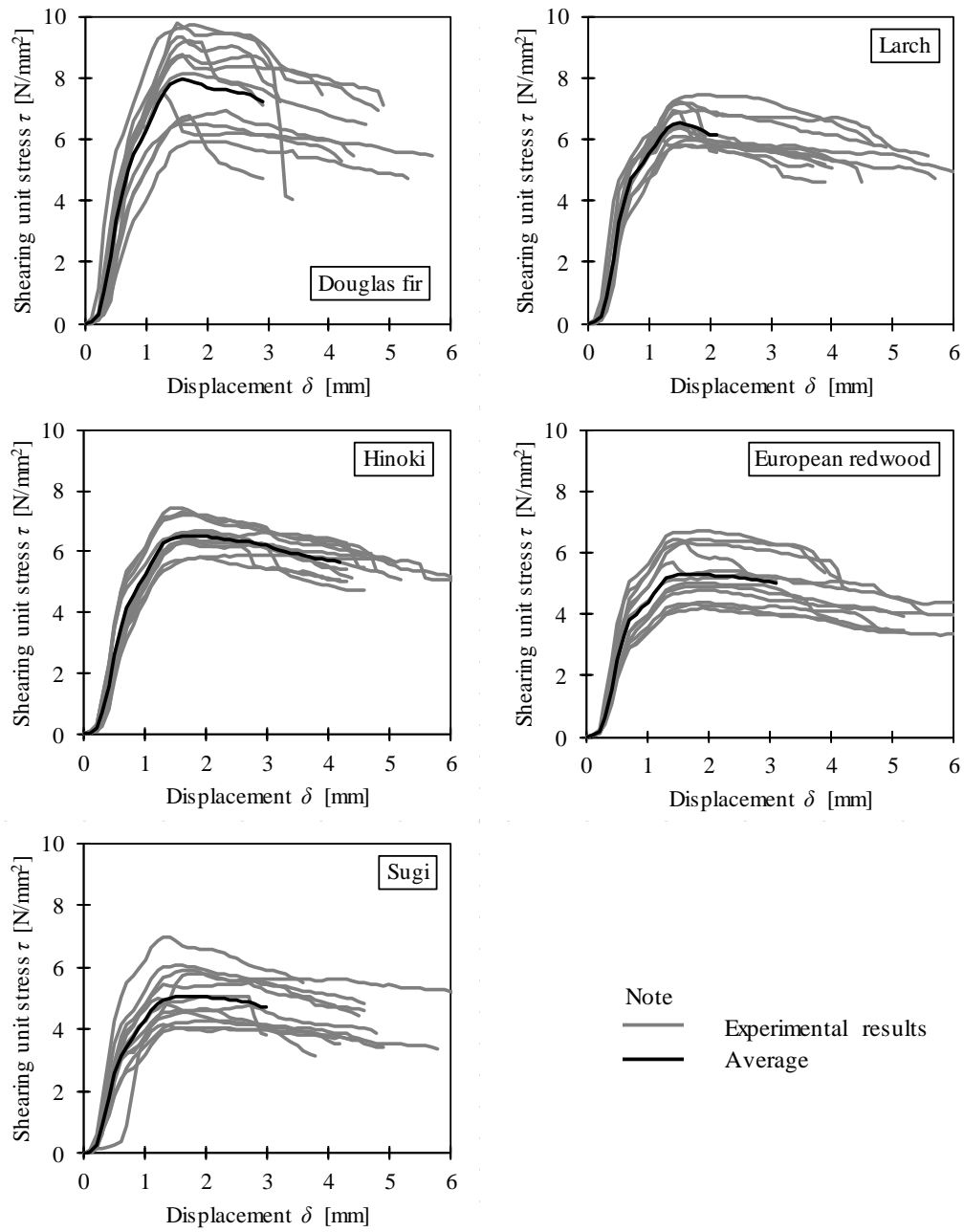


Fig.4.6 Results of punching-out test



Table 4.3 Results of punching-out test

Wood species		Douglas fir	Larch	Hinoki	European redwood	Sugi
Punching out test	Average [N/mm <sup>2</sup> ]	8.1	6.6	6.6	5.4	5.2
	Sampling standard deviation	1.3	0.5	0.5	0.9	0.9
	Coefficient of variation	0.166	0.081	0.078	0.171	0.173
	Variation coefficient	0.660	0.835	0.840	0.650	0.645
	① Lower limit variation* <sup>1</sup> [N/mm <sup>2</sup> ]	5.4	5.5	5.5	3.5	3.3
	② Load of unit thickness* <sup>2</sup> [kN/mm]	0.52	0.43	0.42	0.35	0.33
Fracture strength of shear* <sup>3</sup>	③ Laminating direction [N/mm <sup>2</sup> ]	3.6	3.6	3.6	3.0	2.7
Thin plate pull-out test specimen	④ Load of unit thickness* <sup>2</sup> [kN/mm]	0.35	0.37	0.42	0.30	0.28
① / ③		1.49	1.53	1.54	1.17	1.24
④ / ②		0.67	0.86	0.98	0.86	0.85

Note \*<sup>1</sup> 95% lower tolerance limit at 75% confidence level

\*<sup>2</sup> Average value

\*<sup>3</sup> Specified design strength by law

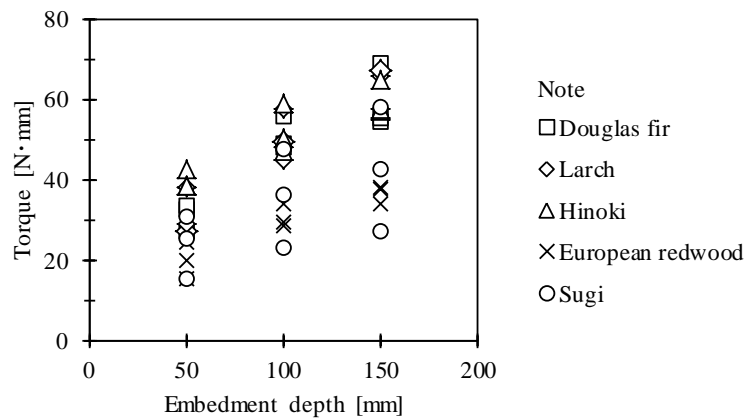


Fig.4.7 Torque with embedding LSB

#### 4.5.2 境界領域のせん断弾性係数

木材のせん断弾性係数  $G$  は、文献 4-3) で示される式(4.17)を用いて、木材の繊維平行方向のヤング係数  $E_0$  から算出する方法が一般的である。

$$G = \frac{E_0}{15} \quad (4.17)$$

しかしながら、2.4.4 節の接合部解析モデルを用いた FEM 解析では、境界領域のヤング係数  $E$  及びせん断弾性係数  $G$  を 0.01 倍に調整することで、接合部実験結果と一致することが確認された。また、文献 4-1) の理論式で用いる境界領域のせん断性能を薄板試験で評価することは、接合部実験における境界領域の境界条件を再現できていないことが 2.4.4 節で明らかとなった。これらを考慮すると、境界領域のせん断変位  $\delta_b$  の計算に既知の値であるせん断弾性係数  $G$  や、薄板試験から求まる実験値を用いることは適切ではないと考えられる。ここで、境界領域の変形は、Photo 4.1 に示す接合部実験の LSB 周囲の木材のせん断破壊の状況から推察すると、境界領域の変形はせん断変形が卓越していると考えられるが、実際には、軸方向の圧縮（支圧）変形や曲げ変形が生じることが 2.4.4 節の FEM 解析結果で確認されている。そこで、本研究では、それら全ての変形をせん断変形として評価することで境界領域の材料定数として見かけのせん断弾性係数  $G'$  を用いる。見かけのせん断弾性係数  $G'$  は、2.4.4 節で実施した接合部実験と一致するようにモデル化した接合部解析モデルを用いた FEM 解析結果で得られた境界領域のせん断剛性  $k_b$  から、見かけのせん断弾性係数  $G'$  を評価し、計算に用いる値とする。ここで、2.4.4 節より、FEM 解析で得られた境界領域の LSB のねじ 1 山あたりの剛性  $k_b = 9.403 \text{ kN/mm}$  から式(4.18)で見かけのせん断弾性係数  $G'$  を求めると、見かけのせん断弾性係数  $G' = 0.51 \text{ kN/mm}^2$  となる。これは、繊維平行方向のヤング係数  $E_0 = 10.5 \text{ kN/mm}^2$  に対して約  $1/20$  の値であり、繊維平行方向のヤング係数  $E_0$  から見かけのせん断弾性係数  $G'$  は式(4.19)で求められる。

$$G' = \frac{k_b \cdot t}{\pi \cdot d_L} \quad (4.18)$$

$$G' = \frac{E_0}{20} \quad (4.19)$$

ここで、 $t$  は式(4.12)による

## 4.6 接合部実験結果を用いた検証

### 4.6.1 実験概要

本研究で提案する設計式の妥当性を接合部実験結果との比較で検討する。試験体は、2種類のLSBを用いて木材の樹種やLSBの埋め込み深さを変数とした。Table 4.4に接合部試験体一覧を、Fig.4.8及びFig.4.9に試験体図を示す。実験に用いたLSBは、Fig.4.8及びPhoto 2.1に示す細径のLSB（以下、細径タイプとする）と、Fig.4.9及びPhoto 4.2に示す太径のLSB（以下、太径タイプとする）とした。実験は、以下の方法で実施した。

#### (1) 細径タイプのLSBを用いた試験体

細径タイプのLSBを用いた試験体は、2.3.1節と同様の試験体形状及び試験方法で、Photo 4.3に示す試験装置で実験を行った。なお、本節で示す樹種がオウシュウアカマツの実験結果については、2.3.1節で示した結果と同じ結果である。

#### (2) 太径タイプのLSBを用いた試験体

太径タイプの試験体を用いた試験体は、Photo 4.4に示す試験装置で、LSB並びに木材を治具で掴み、一方向の単調引張加力を行った。加力速度は、0.15mm/秒（加力開始から最大荷重までの時間は4分程度）とした。

Table 4.4 List of specimens

LSB type	Embedment depth [mm]	Wood species	Strength rating	Number of specimens
Small diameter	200	Douglas fir	E120-F375	6
	300			6
	400			6
	200	Larch	E95-F315	6
	300			6
	400			6
	200	Hinoki	E95-F315	6
	300			6
	400			6
	200	European redwood	E105-F345	6
	300			6
	400			6
	200	Sugi	E65-F255	6
	300			6
	400			6
Large diameter	150	Douglas fir	E135-F405	1
	250			3
	150	Sugi	E65-F255	1
	250			3

Note : Glulam is single-grade laminae

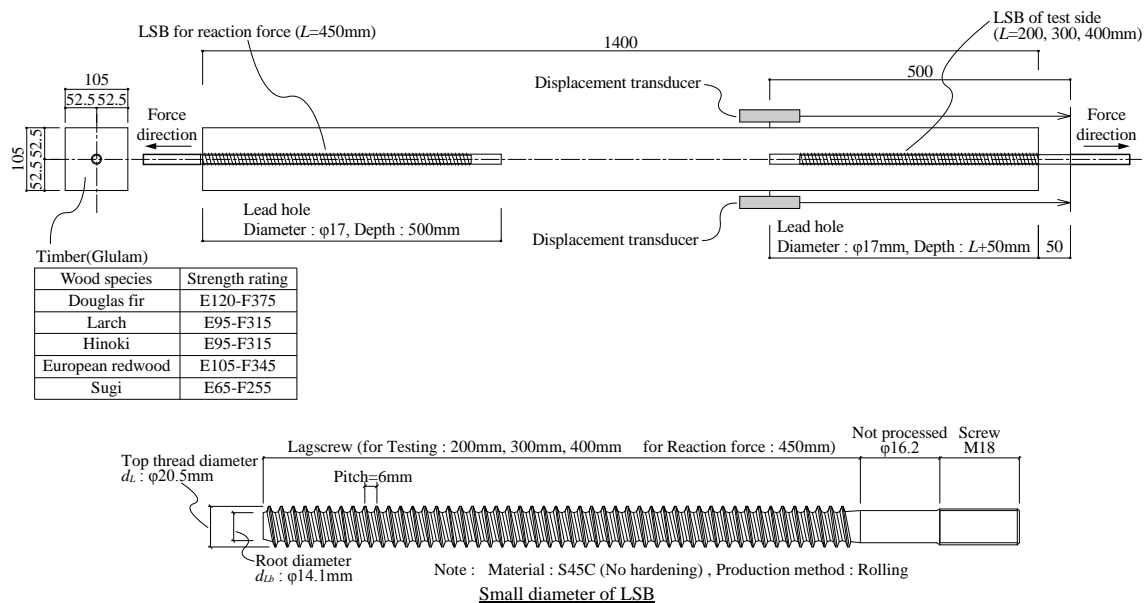


Fig.4.8 Specimen of joint with a small diameter of LSB

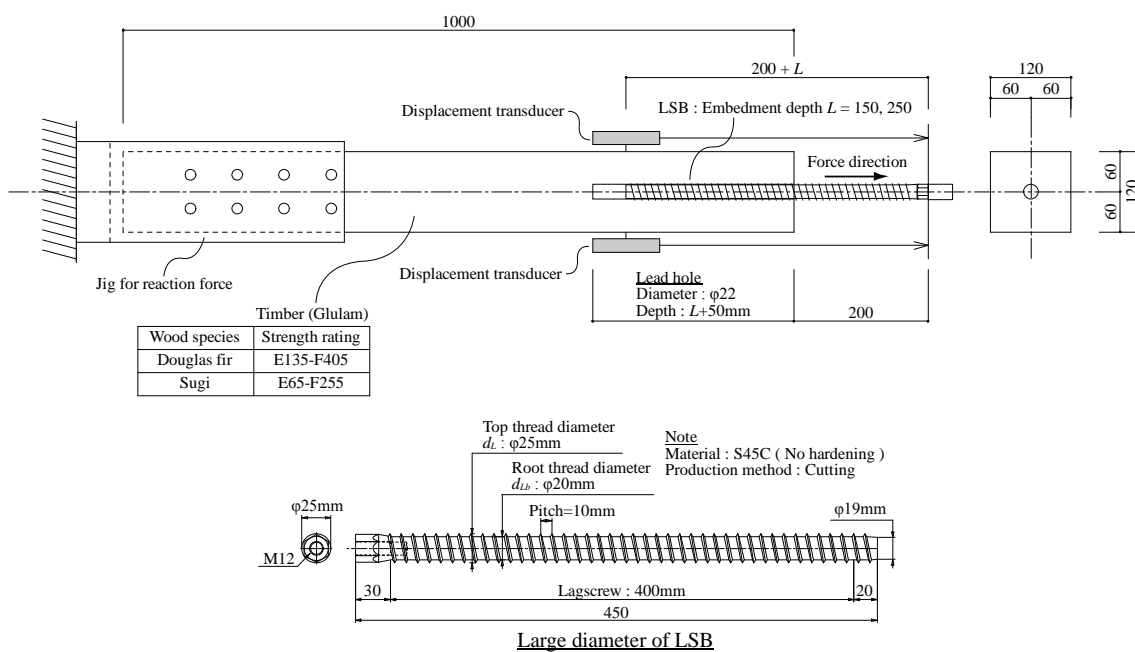
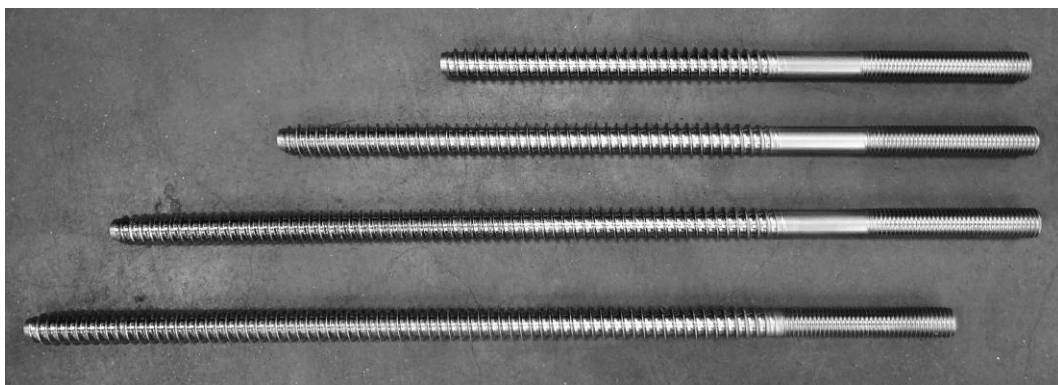


Fig.4.9 Specimen of joint with a large diameter of LSB



Note : From above, LSB of test side :  $L=200\text{mm}$ ,  $300\text{mm}$ ,  $400\text{mm}$ , and LSB for reaction force

Photo 2.1 Small diameter of LSB (再掲)



Photo 4.2 Large diameter of LSB<sup>4-4)</sup>

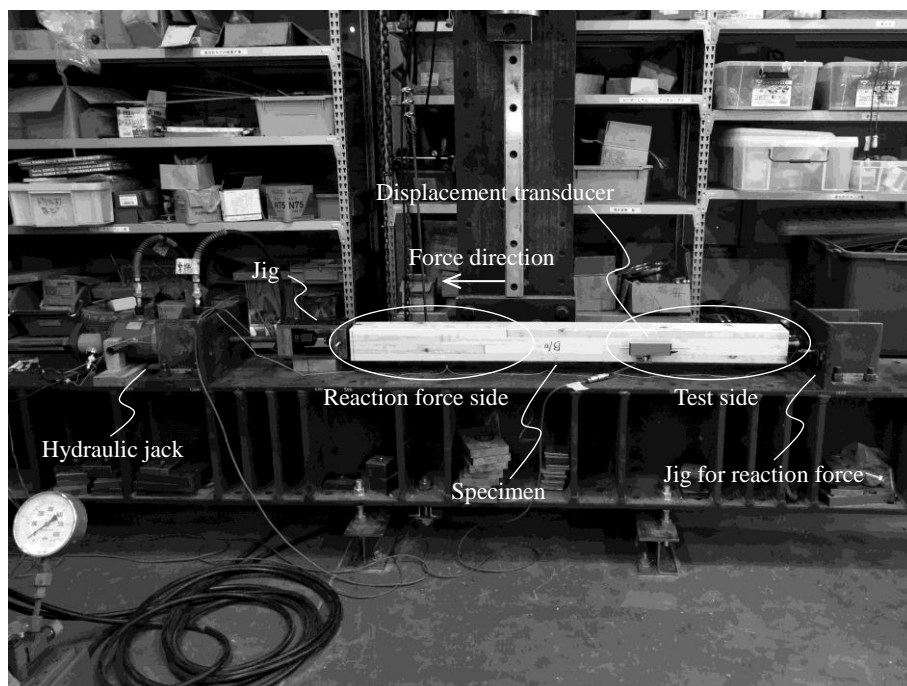


Photo 4.3 Joint experiment with a small diameter of LSB

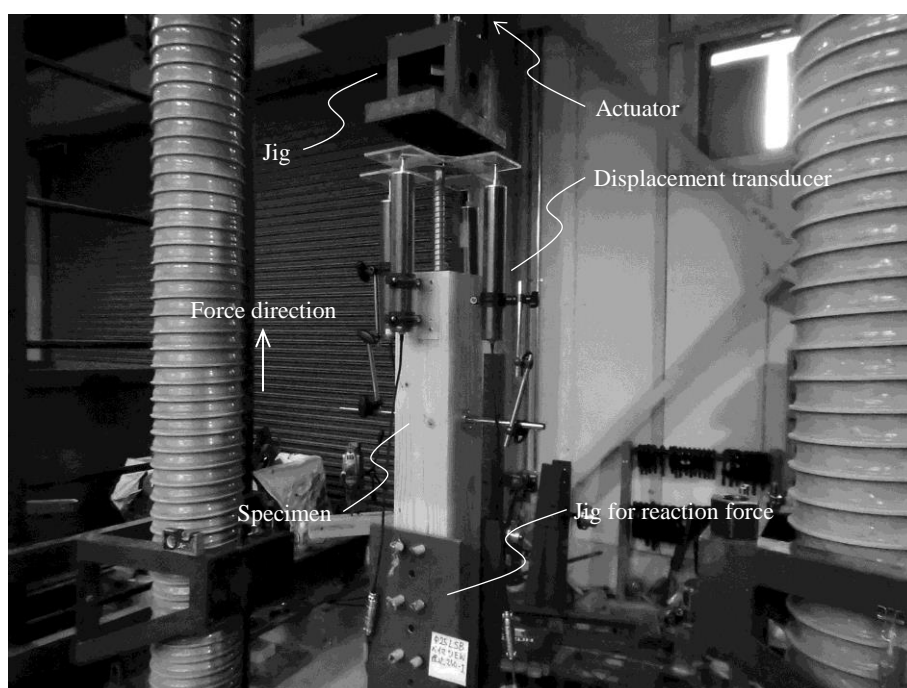


Photo 4.4 Joint experiment with a large diameter of LSB

#### 4.6.2 接合部実験結果

Fig.4.10 及び Fig.4.11 に細径タイプの LSB を用いた実験結果を、Fig.4.12 及び Fig.4.13 に太径タイプの LSB を用いた実験で得られた荷重  $P$ －変位  $\delta$  関係を示す。Fig.4.10 及び Fig.4.12 の黒線は、試験体数が複数体の場合の平均値を示し、Fig.4.11 及び Fig.4.13 は平均値のみを比較した結果を示す。なお、全ての実験結果の変位  $\delta$  の添え字は、変位の標点間距離を示す。

多くの試験体の破壊性状は、LSB の母材の降伏耐力以下で引抜けにより荷重が低下し、木材の割裂破壊等の木破は生じなかったが、細径タイプの LSB を用いた試験体で樹種がベイマツ、カラマツ、ヒノキ、スギのうち、埋め込み深さが 200mm と 300mm の幾つかで、Photo 4.5 に示すような LSB の引抜けに伴う木材の割裂破壊が生じた。また、太径タイプの LSB を用いた試験体で、埋め込み深さが 250mm の試験体においても、細径タイプと同様の、Photo 4.6 に示す木材の割裂破壊が生じた。



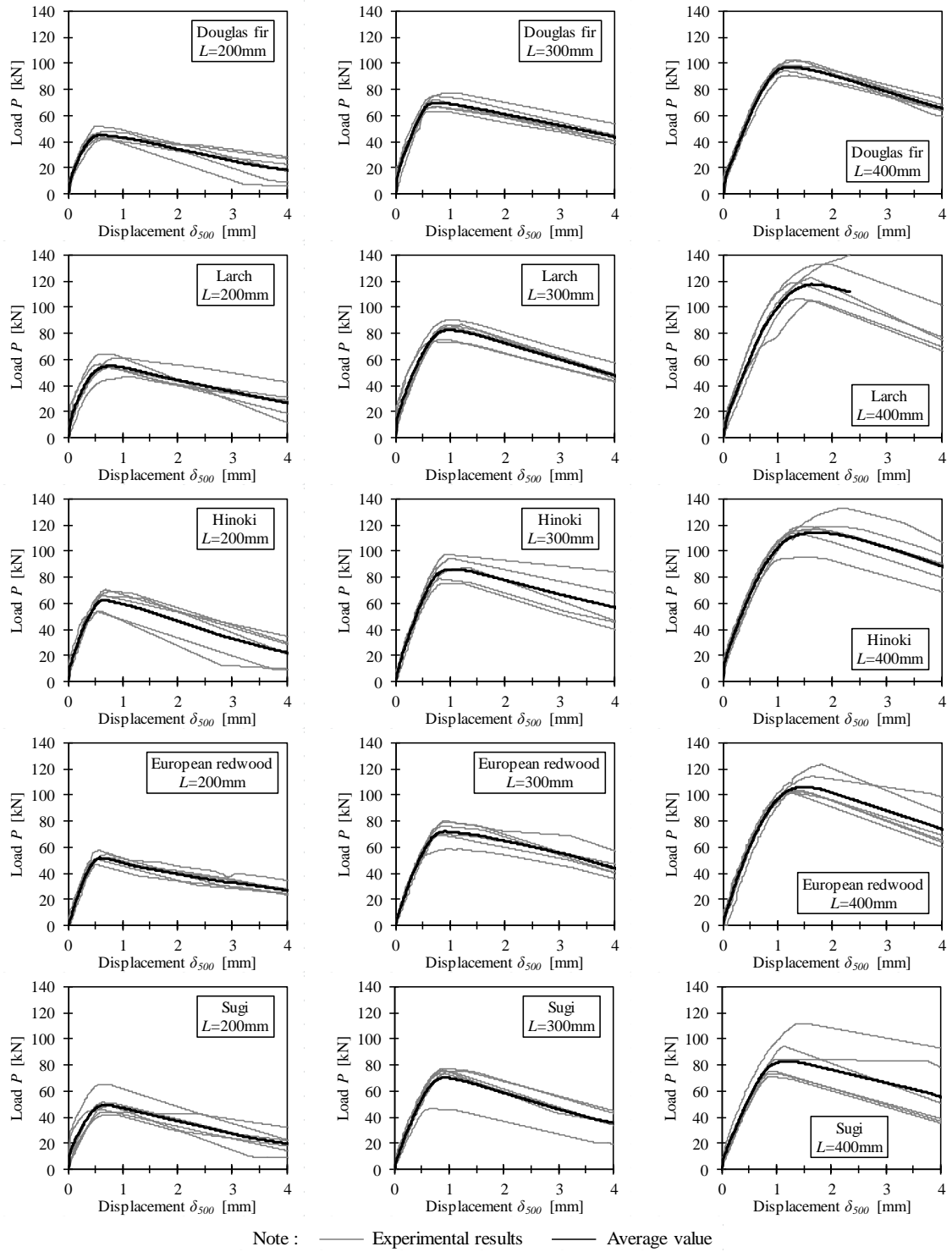


Fig.4.10 Results of joint experiment with a small diameter of LSB : All results

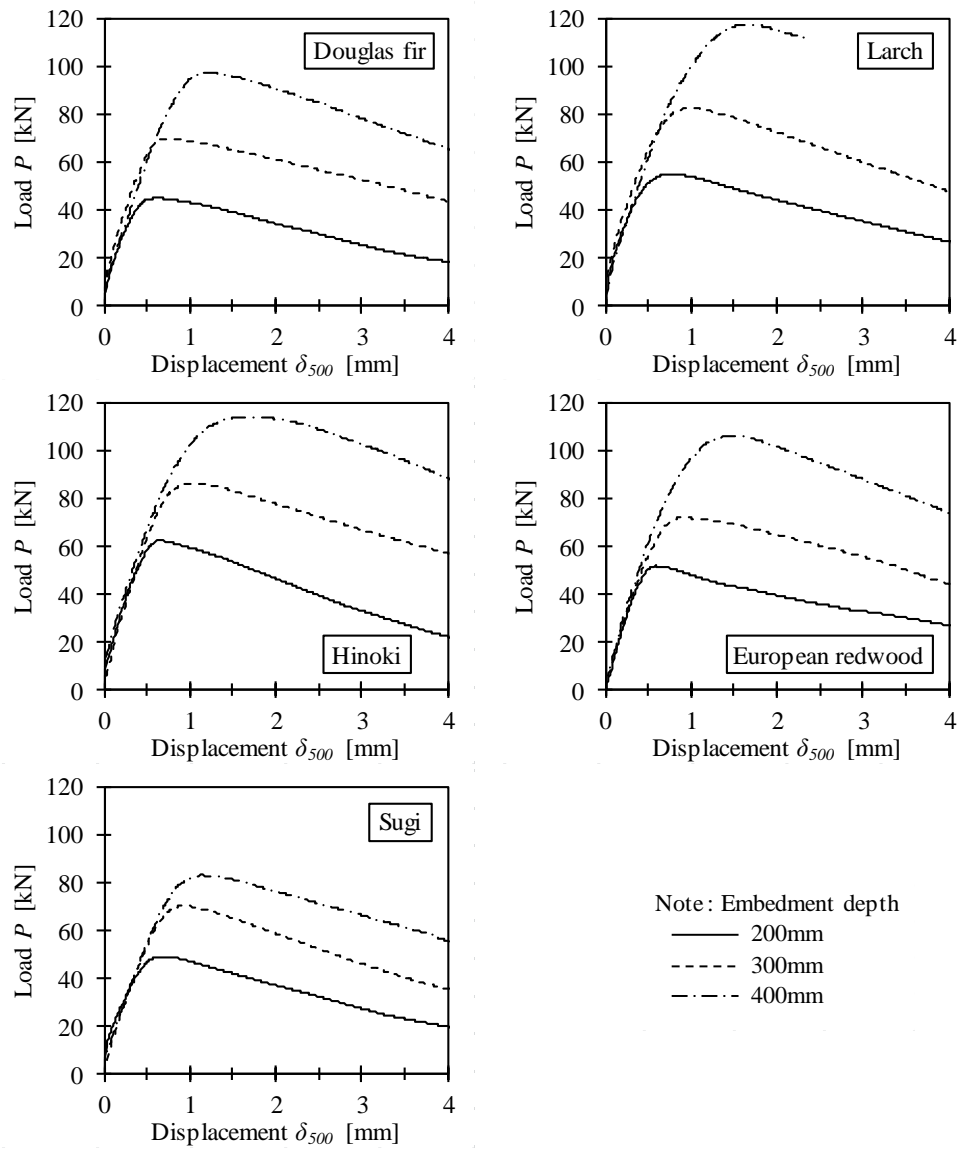


Fig.4.11 Results of joint experiment with a small diameter of LSB : Average value

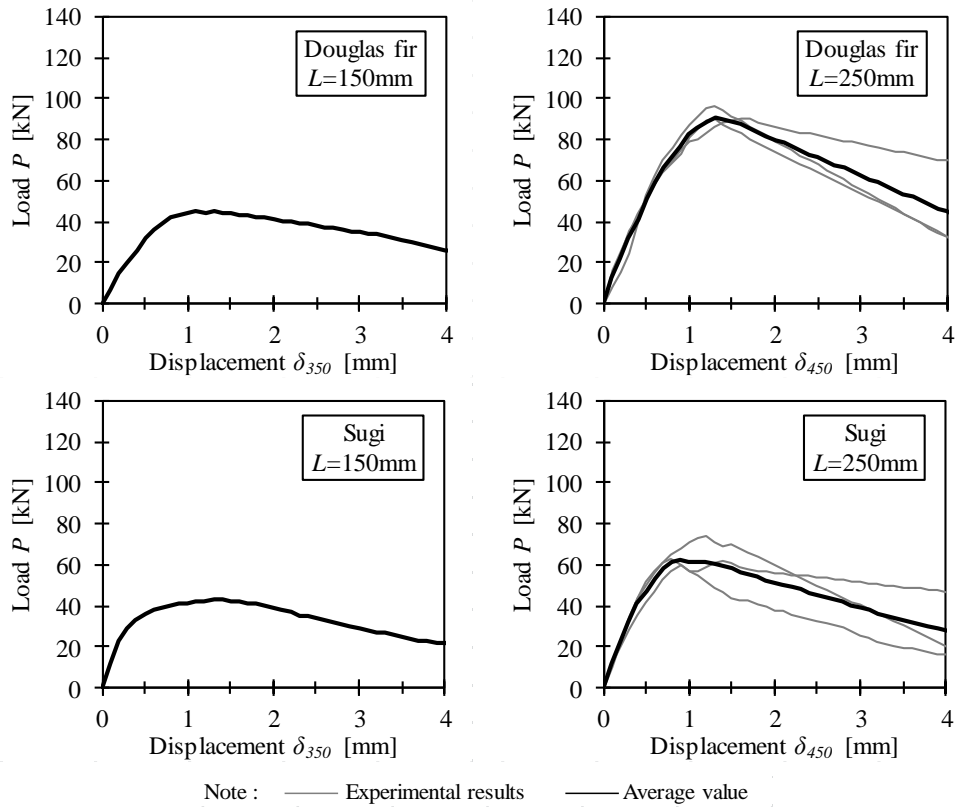


Fig.4.12 Results of joint experiment with a large diameter of LSB : All results

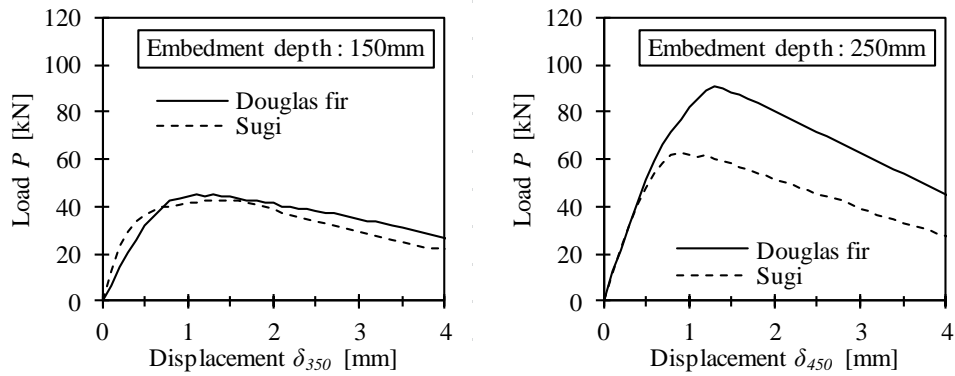


Fig.4.13 Results of joint experiment with a large diameter of LSB : Average value

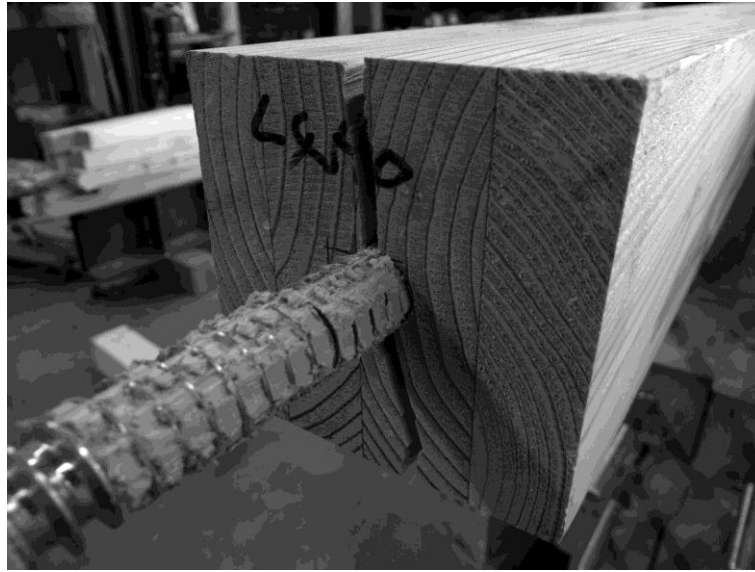


Photo 4.5 Destruction in joint experiment with a small diameter of LSB

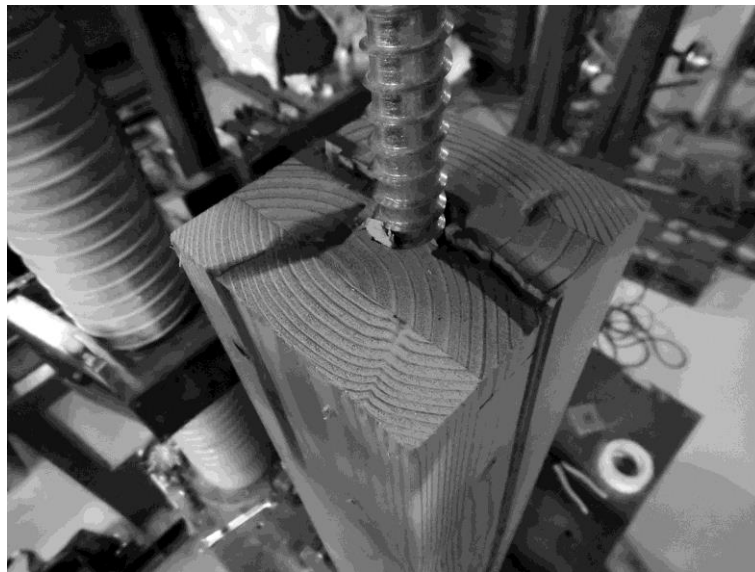


Photo 4.6 Destruction in joint experiment with a large diameter of LSB

#### 4.6.3 最大耐力及び降伏耐力の検証

Fig.4.14 に最大耐力  $P_{max}$  及び降伏耐力  $P_y$  の実験値と計算値の比較を示す。ここで、同図の降伏耐力  $P_y$  の実験値は、文献 4・5) の完全弾塑性モデルへの置換による評価方法で算出した。同図より、最大耐力  $P_{max}$  の計算値は実験値に対して安全側の評価であるが、降伏耐力  $P_y$  は、半数程度が危険側の評価となっている。ここで、LSB の先端や根元部分には、LSB を埋め込み易くするための LSB 先端のテーパ加工や、LSB の製造上の問題でねじ山が不完全な部分（以下、不完全ねじ部とする）が LSB の全長に係らず一定の範囲に生じてしまう。不完全ねじ部は、Photo 2.2 に示す通り、他の部分と比較してねじ山形状が不完全なため、LSB とねじ山と木材の嵌合が浅くなり、せん断強度  $f_{bs}$  が低下すると考えられる。Fig.4.15 に降伏耐力  $P_y$  の実験値と計算値の比較を埋め込み深さに分類した結果を示す。同図より、埋め込み深さが短い場合、危険側の評価になる傾向が認められるが、これは、LSB の全長に対して不完全ねじ部の割合が大きいためと考えられる。そこで、式(4.7)で算出した降伏耐力  $P_y$  に対して、式(4.20)で不完全ねじ部の低減を行った。不完全ねじ部については、細径タイプの LSB は 2.3.2 節より先端 18mm + 根元 42mm = 合計 60mm とし、太径タイプの LSB については、Fig.4.9 より先端部分の 20mm を不完全ねじ部とした。

$$\text{不完全ねじ部を考慮した低減率 } P'_y = P_y \cdot \frac{L_o}{L} \quad (4.20)$$

ここで、 $L_o$ ：不完全ねじ部を除く LSB の有効長さ

Fig.4.16 に実験値と不完全ねじ部を考慮した降伏耐力  $P'_y$  の計算値の比較を示す。同図より、不完全ねじ部を考慮することで安全側の評価になることが確認された。この理由として、不完全ねじ部は、LSB の先端や根元に生じるが、この部分は降伏耐力  $P_y$  時において境界領域のせん断応力が最大となる位置であり、この部分のせん断強度  $f_{bs}$  が接合部耐力に大きく影響を及ぼす。一方、最大耐力  $P_{max}$  は、境界領域が全塑性状態に達した時点であるため、境界領域の位置毎でせん断強度  $f_{bs}$  が異なったとしても、接合部としては応力再配分により平均化された見かけのせん断強度  $\times$  埋め込み深さとなるため、不完全ねじ部の影響が小さくなると考えられる。

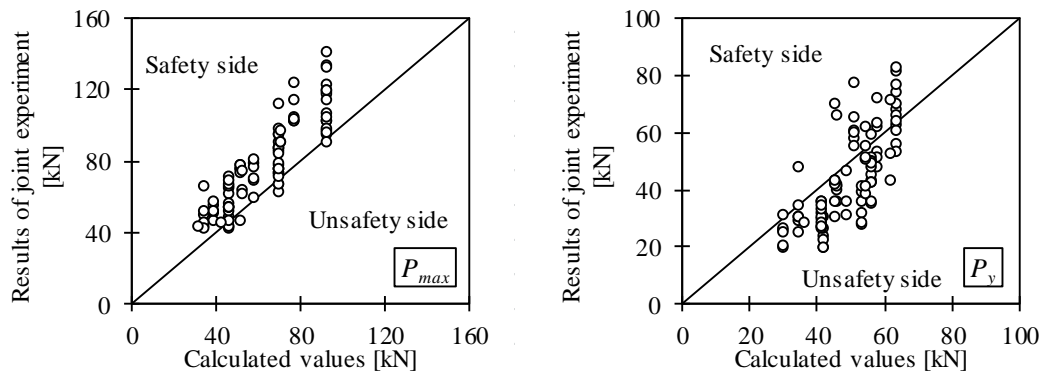


Fig.4.14 Comparison of experimental and calculated values of  $P_{max}$  and  $P_y$

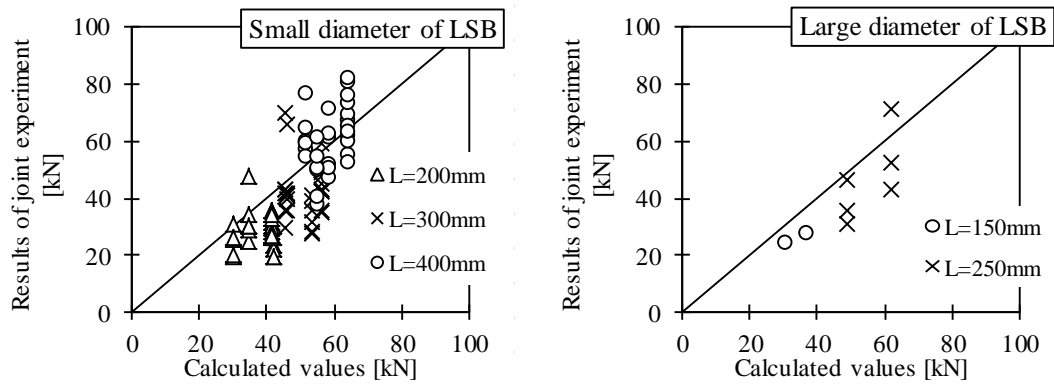


Fig.4.15 Comparison of experimental and calculated values of yield strength by embedment depth



(a) Tip



(b) Root

Photo 2.2 Incomplete thread part of small diameter of LSB (再掲)

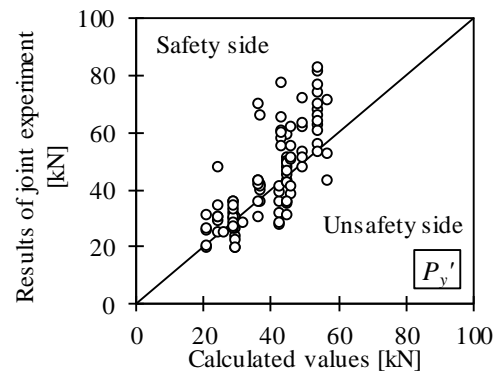


Fig.4.16 Comparison of experimental values and calculated values of yield strength evaluated excluding incomplete thread part

#### 4.6.4 初期剛性の検証

Fig.4.17 に初期剛性  $K$  の実験値と計算値の比較を示す。ここで、同図の初期剛性  $K$  の実験値は、前節で示した降伏耐力  $P_y$  と同様に、文献 4-5) の完全弾塑性モデルへの置換による評価方法で算出した。

本研究において、接合部変位  $\delta_{Joint}$  は、LSB の根元と LSB 先端位置での木材との相対変位と定義しているが、Fig.4.8 及び Fig.4.9 に示すように各実験の計測標点は、接合部変位  $\delta_{Joint}$  の定義と一致していない。そのため、計算値に対して以下の補正を行い、実験値の標点間距離と一致させた。

##### (1) 細径タイプの LSB を用いた試験体

Fig.4.8 に示す細径タイプの LSB を用いた試験体は、LSB 先端より先の木材の伸び量と LSB 根元の露出した LSB 部分 50mm の伸び量を考慮した。なお、木材のヤング係数は、JAS 規格の公称値よりも高いことが想定されるため、試験前に非破壊試験方法である縦振動法でヤング係数を計測し、その値を用いて木材の伸び量を計算した。縦振動法で計測したヤング係数を Table 4.5 に示す。

Table 4.5 Young's modulus measured by longitudinal vibration method

Wood species	Young's modulus		
	Average [kN/mm <sup>2</sup> ]	Sampling standard deviation	Coefficient of variation
Douglas fir	16.6	0.6	0.039
Larch	15.7	0.8	0.049
Hinoki	16.4	0.6	0.035
European redwood	11.1	1.0	0.094
Sugi	11.5	0.7	0.061

##### (2) 太径タイプの LSB を用いた試験体

Fig.4.9 に示す太径タイプの LSB を用いた試験体は、LSB 根元側の露出した LSB 部分 200mm の伸び量を考慮することで実験値と変位の標点間距離を一致させた。



Fig.4.17 より、初期剛性  $K$  の計算値は、実験値に対して過大評価する傾向が見られる。この原因として、降伏耐力  $P_y$  と同様に不完全ねじ部の影響が考えられる。LSB 先端部分は、細径タイプと太径タイプのいずれも不完全ねじ部となっており、LSB と境界部分が嵌合する面積が小さいため、他の部分と比べてせん断剛性が低い可能性がある。また、初期剛性  $K$  の計算時には LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  を用いるが、この部分は境界領域のせん断応力が最大となる ( $E_w A_w \geq E_s A_s$  の場合、木材の木口側で境界領域のせん断応力が最大となり、LSB 先端位置での境界領域のせん断応力は 2 番目に大きい値となる) 位置であり、この部分のせん断剛性が接合部変位  $\delta_{Joint}$  に大きく影響を及ぼす。しかしながら、不完全ねじ部の剛性低下を定量的に評価することは困難なため、計算値と実験値が一致するように、式(4.13)で示す境界領域のせん断変位  $\delta_b$  を求めるための計算式で用いる見かけのせん断弾性係数  $G'$  の低減を行う。LSB 先端位置での境界領域の見かけのせん断弾性係数  $G'$  が、他の部分の見かけのせん断弾性係数  $G'$  の  $1/2$  になると仮定し  $G' = E_0/40$  で計算した場合を  $K_{G40}$ 、 $1/10$  になると仮定し  $G' = E_0/200$  で計算した場合を  $K_{G200}$  として Fig.4.18 に示す。なお、同図の初期剛性  $K$  の計算時には、LSB の伸び量  $\delta_s$  を式(4.10)で求めた。同図より、見かけのせん断弾性係数  $G'$  を細径タイプは  $G' = E_0/40$ 、太径タイプは  $G' = E_0/200$  とすることで、実験値に対して計算値が概ね  $\pm 20\%$  になることから、妥当な結果であると判断する。ここで、見かけのせん断弾性係数  $G'$  が LSB の種類毎に異なる値となっているが、これは、太径タイプは細径タイプと比較して先端のテーパ加工が大きく、LSB のねじ山と木材の噛み合わせが浅くなり、見かけのせん断弾性係数  $G'$  が小さい値になったと考えられる。ゆえに、見かけのせん断弾性係数  $G'$  は、LSB の種類毎に設定する必要性が見出された。

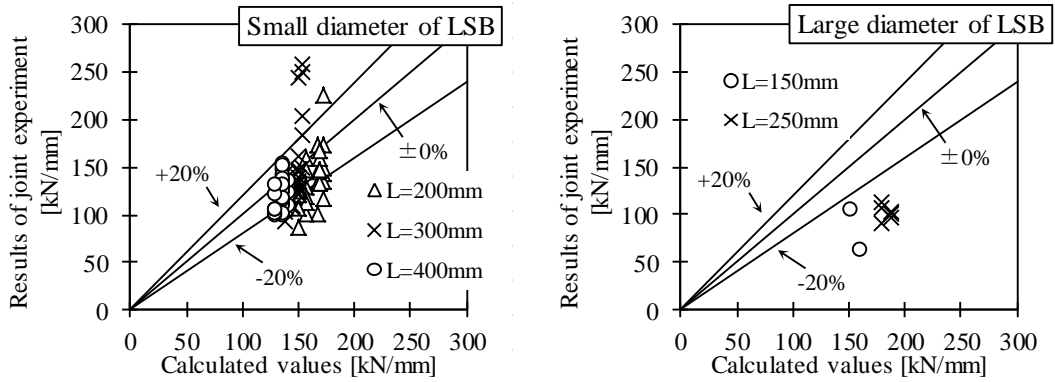
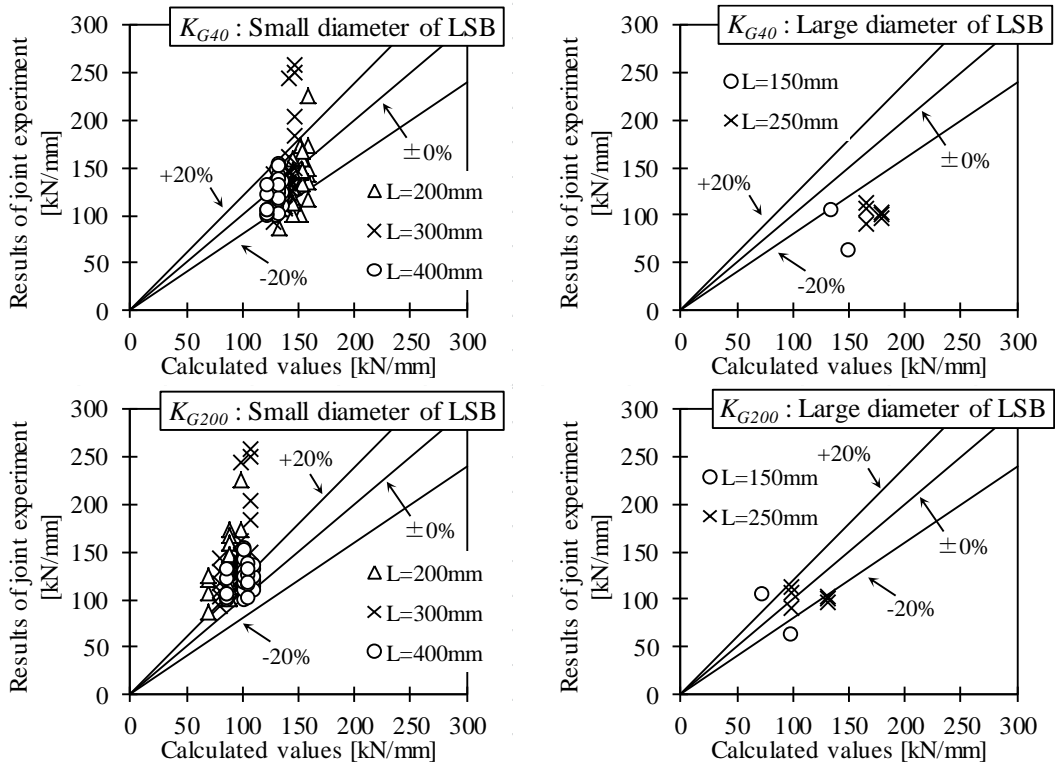


Fig.4.17 Comparison of experimental and calculated values of stiffness 注)



Note

$K_{G40}$ :  $\delta_s$  is exact calculation and shear modulus of the boundary zone is  $G'=E_0/40$

$K_{G200}$ :  $\delta_s$  is exact calculation and shear modulus of the boundary zone is  $G'=E_0/200$

Fig.4.18 Comparison between calculated values and experimental values using reduced shear modulus  $G'$  注)

Fig.4.19 に LSB 先端位置での境界領域の見かけのせん断弾性係数  $G'$  を細径タイプは  $G'=E_0/40$ 、太径タイプは  $G'=E_0/200$  で求め、かつ、LSB の伸び量  $\delta_s$  を式(4.11)の簡易式で計算した場合の結果を示す。同図と Fig.4.18 で見かけのせん断弾性係数  $G'$  に上記の値を用いた結果を比較すると、大きな差は見られず、簡易式で LSB の伸び量  $\delta_s$  を計算することの妥当性が確認された。

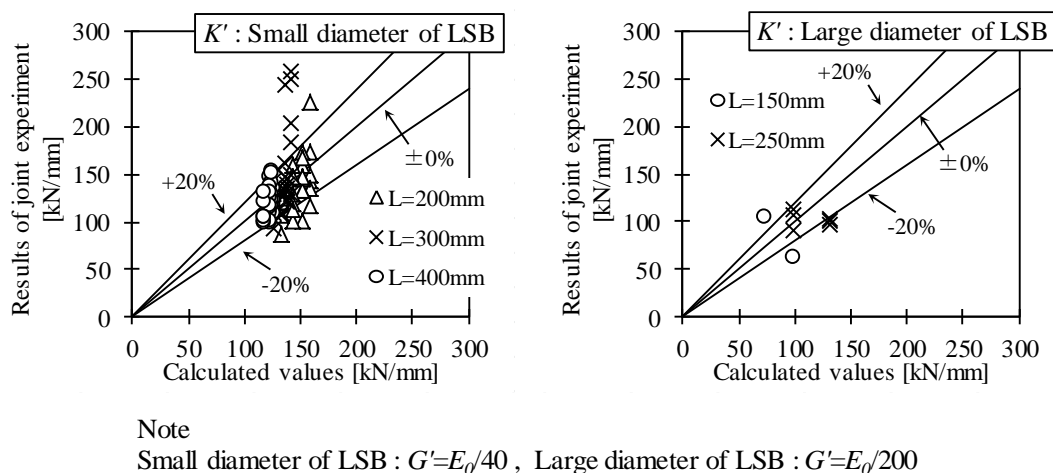


Fig.4.19 Comparison of experimental and approximate calculation values of stiffness <sup>注)</sup>

注) Fig.4.17～Fig.4.19 に示す初期剛性  $K$  の実験値と計算値の比較において、実験値が大きくばらついている結果 (Fig.4.20 の丸印で囲んだ結果) が存在する。この原因は、計測機器の不具合で Fig.4.20 に示す通り、接合部の初期変形が正しく計測されていないためであり、文献 4-5) の完全弾塑性モデルへの置換による評価を行うと、本来の初期剛性  $K$  よりも過大評価する結果となっている。

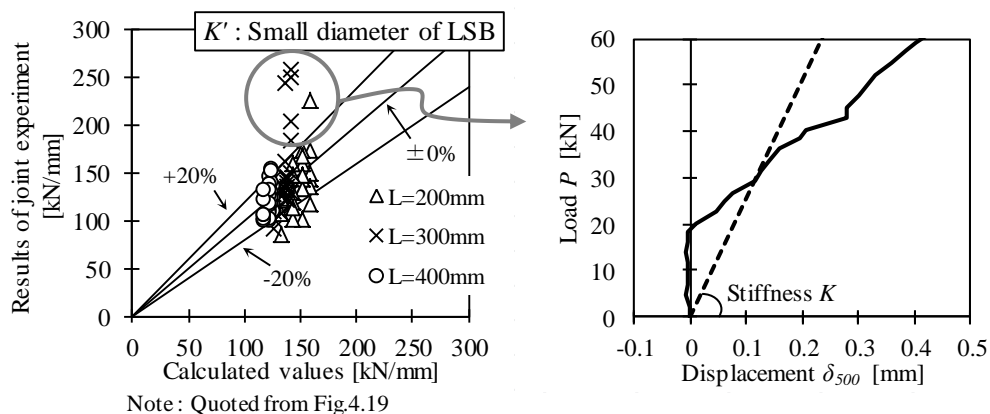


Fig.4.20 Representative examples of specimens with large variation in test result

#### 4.7 まとめ

本章では、第3章で明らかにした LSB 接合部の引抜抵抗メカニズムから、文献 4-1)の理論式で示された境界領域のせん断応力度分布を基に、LSB 接合部の引抜性能算定式の提案を行った。

本研究で提案した設計式は、幾何学的な物理量と材料特性に分離して定式化し、応力分布を無次元化することで任意の材料定数に対して計算の簡素化を図った。また、接合部変位  $\delta_{Joint}$  を LSB 根元と LSB 先端位置での木材の相対変位として定義することで、変形の評価方法が理論的に明確となり、計算式が簡素化された。同式の妥当性は、異なる 2 種類の LSB や複数の樹種に対して、埋め込み深さを変数とした実験結果との比較検討で確認した。以下に、得られた知見を示す。

- ① 最大耐力  $P_{max}$  は、既知の値であるせん断の基準強度  $F_s$  を用いて式(4.6)で計算した結果、接合部実験値に対して安全側の評価となることが確認された。
- ② 降伏耐力  $P_y$  は、最大耐力  $P_{max}$  と同様にせん断の基準強度  $F_s$  を用いて式(4.7)で計算を行ったが、実験結果に対して半数程度が危険側の評価となった。原因は、不完全ねじ部の影響であり、不完全ねじ部を考慮して降伏耐力  $P_y$  を式(4.20)で低減することで安全側の評価となることが確認された。
- ③ 初期剛性  $K$  は、既知の値であるせん断弾性係数  $G$  に対して、LSB の埋め込み時の摩擦や振じりによる境界領域の性能低下や不完全ねじ部の剛性低下を考慮した見かけのせん断弾性係数  $G'$  を用いることで、実験値に対して概ね妥当な結果となる。
- ④ 見かけのせん断弾性係数  $G'$  は、2.4.4 節の FEM 解析と接合部実験結果の比較で得られた結果を基に評価したところ、繊維平行方向のヤング係数  $E_0$  の  $1/20$  となる。ただし、境界領域の降伏せん断変位  $\delta_b$  は、LSB 先端の不完全ねじ部の影響を受けるため、上記の見かけのせん断弾性係数  $G'$  よりも剛性低下が大きく、本検討では見かけのせん断弾性係数  $G'$  を LSB の種類毎に設定する必要性が見出された。
- ⑤ 初期剛性  $K$  の計算時に、LSB の伸び量を式(4.11)の簡易式で計算した場合、式(4.10)の精算式と計算した場合と同様に、実験値に対して概ね妥当な結果になることが確認された。

以上より、本研究で提案した設計式を用いた計算値は、実験値に対して概ね妥当な結果となったが、主に境界領域の材料特性評価について課題が残った。境界領域の材料特性の評価方法として、例えば、LSB を 1 本埋め込んだ接合部実験結果から材料特性を逆算する方法が考えられる。本論文で得られた課題の解決策の提案については、本論文以降も継続的に研究を行い、提案を行う予定である。本論文で得られた課題を以下に示す。

- ① 境界領域の材料特性である設計用せん断強度  $f_{bs}$  及び見かけのせん断弾性係数  $G'$  に、LSB 埋め込み時の摩擦や捩じりによる境界領域の性能低下や、不完全ねじ部の影響でせん断性能が低下することを考慮した評価方法。
- ② 最大耐力  $P_{max}$  は、第 3 章の検証で境界領域の塑性率  $\mu$  と応力分布が大きく関係していることが明らかとなったが、境界領域の塑性率  $\mu$  の評価は現時点において理論的に推定することは困難であるため、実験的に評価する手法の確立。
- ③ 本論文で提案した設計式は、指数関数や双曲線関数を含むため手計算で計算可能なレベルとは言い難く、簡易式の提案が実務的に求められる。

## 第 5 章 結論

本研究で得られた知見を以下に示す。また、本論文以降も継続的に研究を行い、解決策を提示すべき今後の課題について論じる。

第 1 章「序論」では、既往の研究や LSB 接合部の設計における現状の問題点や課題を整理した。

LSB は JIS 規格等の規格が存在せず、メーカーが独自に開発・製造を行っており、開発・研究は限られた企業や大学等の研究機関で行われている。そのため、限られた研究者が発表した研究事例のみである。現状で LSB の引抜性能算定式は、中谷・小松が提案した理論式<sup>5-1)</sup>のみで、これが設計法として各種文献<sup>5-2)~5-3)</sup>に纏められている。この理論式は、実験で LSB と木材の境界領域のせん断性能や木材の有効断面積  $A_w$  を把握する必要がある、実験を必要とする点で実務的でない。そこで、本研究では、実務設計での合理性や有用性を考慮し、実験値や実験から求まる調整係数を用いず、基準強度等の既知の値から LSB 接合部の設計が可能な、新たな設計式の提案を目的とした。

第 2 章「既存の設計法を用いた接合部設計上の問題点や課題の把握と解決策の検討」では、接合部実験結果に対して、既存の設計法である中谷・小松が提案した理論式<sup>5-1)</sup>で計算した値や、数値解析を用いた検討を行うことで、既存の設計法の問題点や課題の把握と解決策を提示した。これらの検討で得られた結果は勿論、その過程で得られた知見が新たな計算式の提案に繋がると考え、検討を積み重ねた。

検討に際し、接合部の力学モデルを想定して、モデル化と等価な標点間距離で接合部変形を評価することで、本研究で実施する全ての検討で矛盾が生じないようにした。接合部のモデル化は、LSB が埋め込まれた領域、即ち、木材の木口から断面欠損が無く全断面が有効となる位置までを剛域としてモデル化し、その端部に剛域間の接合部特性を集約したバネを設ける力学モデルを想定した。そして、剛域に置換した区間の変形を接合部変位  $\delta_{Joint}$  として定義した。

理論式で計算した値と接合部実験結果との比較において、最大耐力  $P_{max}$  は、LSB の木材と境界領域のせん断性能を把握するための実験方法である薄板試験の結果の、信頼水準 75% の 95% 下側許容限界値を用いることで安全側の評価となるが、初期剛性  $K$  は実験値と計算値で異なる傾向となった。ここで理論式は、LSB の  $E_s A_s$  ( $E_s$  は LSB のヤング係数、 $A_s$  は LSB の有効断面積) と木材の  $E_w A_w$  ( $E_w$  は木材のヤング係数、 $A_w$  は木材の有効断面積) の大小関係によって接合部変位の評価位置が異なる。そのため、 $E_w A_w \geq E_s A_s$  であれば、LSB 根元と木材の木口との相対変位、 $E_w A_w \leq E_s A_s$  であれば、LSB 先端位置での LSB とその断面位置における木材との相対変位

となる。第 2 章で対象とした LSB と木材の組み合わせは、 $E_w A_w \leq E_s A_s$  であるため、木材内部の変位が必要となるが、実験で計測することが不可能であり、理論式の整合性を実験的に確認することができない。そこで、理論式と力学的に等価なモデルである線材置換モデルで、かつ、接合部変位  $\delta_{Joint}$  の標点間距離を接合部実験と一致させた解析結果と比較したところ、値は解析結果が実験結果に対して大きく下回る結果となるが、埋め込み深さと初期剛性  $K$  の関係は概ね一致することが確認された。

初期剛性  $K$  の実験値と解析値で値が大きく異なることに対し、実験では確認が困難である LSB や木材、境界領域の応力状態を有限要素解析（FEM 解析）で把握することでその原因を探った。接合部試験体を再現した FEM 解析モデルである接合部解析モデルは、LSB 埋め込み時の摩擦や捩じりによる境界領域のせん断性能の低下を考慮して、接合部解析モデルの境界領域の材料定数を薄板試験結果と一致するように低減し、モデル化を行った。同解析モデルを用いた解析結果は、線材置換モデルを用いた解析結果と同様に、埋め込み深さと初期剛性  $K$  の関係は実験結果と概ね一致するが、値が大きく下回る結果となった。そこで、接合部実験結果と接合部解析モデルの解析結果が一致するように、境界領域の材料定数を調整したところ、薄板試験結果と一致するように調整した場合に対して約 3.3 倍の調整率となった。これは薄板試験では、境界領域のせん断変形のみを考慮できるように、試験体を LSB の外径+5mm の孔が開いた鋼板で挟むことで、木材の曲げ変形や軸方向変形の影響を抑え、境界領域のせん断変形のみを考慮できるようにして実験を行っているが、接合部解析モデルを用いた解析結果では、境界領域以外の木材の曲げ変形や軸方向変形が広範囲で生じており、境界領域とそれ以外の領域が直列バネの関係となっている。そのため、接合部実験結果に対して接合部解析モデルの初期剛性  $K$  を一致させようとする、境界領域の材料定数を薄板解析モデルよりも高く設定する必要がある。ゆえに、薄板試験の境界条件は接合部実験の境界領域のせん断性状を完全に再現できていない可能性が見出された。

理論式では、未知数の 1 つである木材の有効断面積  $A_w$  を求めるための係数  $c$  の評価を、実験結果から工学的に判断しているが、その評価方法が明記されていない。そこで本研究では、FEM 解析結果から力学的に評価する方法を提案した。FEM 解析結果から木材の有効断面積  $A_w$  を評価する場合、木材側の応力分布は三次元的に広がっており、直接的に有効断面積を評価することは困難である。そこで、LSB に生じる引張軸力の埋め込み深さ方向の変化から、木材に生じる力とひずみを求め、木材の有効断面積  $A_w$  を逆算した。その結果、理論式では、LSB の埋め込み深さによらず係数  $c$  は一定としているが、LSB の埋め込み毎に係数  $c$  を設定する必要性が見出された。また、木材断面と LSB の埋め込み深さを変数とした FEM 解析を行い、上記の手法を用いて係数  $c$  の評価を行った。その結果、木材の有効断面積  $A_w$  は LSB の埋め込み深さとの相関



性が高く、初期剛性  $K$  は、木材の有効断面積  $A_w$  がある一定以上の値となると頭打ちになる傾向が見られた。また、同解析で得られた LSB の応力分布は、木材の断面積の影響が小さく、それ以上に境界領域の性能評価が重要であることが確認された。ゆえに、設計式の提案時には、境界領域の応力分布と材料定数の性能値を適切に評価することが重要であると結論付けた。

第 3 章「引抜抵抗メカニズムの解明と検証」では、LSB 接合部の引抜抵抗メカニズムを仮定し、理論式と力学的に等価なモデル化である線材置換モデルを用いて仮定の検証を行った。

LSB 接合部の降伏耐力  $P_y$  と最大耐力  $P_{max}$  には、境界領域の塑性変形能力が大きく関係しており、境界領域のせん断特性の塑性率  $\mu$  (=境界領域の終局せん断変位  $\delta_u$ /境界領域の降伏せん断変位  $\delta_v$ ) が、接合部の降伏耐力  $P_y$  に達した時点での境界領域のせん断応力の最小値に対する最大値の比  $r_u$  以上であれば、接合部の最大耐力  $P_{max}$ =LSB の埋め込み深さ×境界領域の単位長さあたりの耐力で設計可能となる。ここで、理論式では、境界領域のせん断応力度が最大となる位置のせん断応力度が、境界領域のせん断強度  $f_v$  に達した時点に接合部の最大耐力  $P_{max}$  と定義しているが、これは、一般的に LSB 接合部は脆性的な破壊挙動を示す接合形式であるためと推察され、本研究の降伏耐力  $P_y$  の定義に基づく、境界領域の塑性率  $\mu$  が十分にあれば、理論式の最大耐力  $P_{max}$  は降伏耐力  $P_y$  を計算するための式となる。よって、境界領域の塑性率  $\mu$  を評価することで、精緻に接合部耐力の評価が可能となる。

本研究では、LSB 接合部の弾性範囲における接合部変位  $\delta_{joint}$  を LSB 根元（木材の木口側）と LSB 先端位置での木材との相対変位と定義している。この定義に従うと、LSB の  $E_s A_s$  と木材の  $E_w A_w$  の大小関係によらず、接合部変位  $\delta_{joint}$  は、LSB の伸び量  $\delta_s$ +LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  の合計値となる。なお、LSB の伸び量  $\delta_s$  は埋め込み深さに比例するが、LSB 先端位置での境界領域のせん断変位  $\delta_b$  は応力分布と関係しているので、埋め込み深さに比例しない。よって、LSB の伸び量  $\delta_s$  と境界領域のせん断変位  $\delta_b$  の割合によって、接合部の初期剛性  $K$  と埋め込み深さとの関係性が変わることになる。

第 4 章「引抜性能算定式の提案と検証」では、第 2 章及び第 3 章で得られた知見を取り込み、中谷・小松が提案した理論式<sup>5-1)</sup>で示された境界領域のせん断応力度分布を基に、LSB 接合部の引抜性能算定式の提案を行った。本研究で提案した設計式は、実務設計での合理性や実用性に配慮して、実験値や実験から求まる調整係数を用いず、基準強度等の既知の値から LSB 接合部の設計が可能な設計式を目標とした。

計算に必要な木材の有効断面積  $A_w$  は、第 2 章で実施した木材断面と LSB の埋め込み深さを変数とした FEM 解析結果から、木材全断面  $A_{wo}$  に対する有効断面積  $A_w$  の回帰式を作成し、

FEM 解析を行わずとも木材の有効断面積  $A_w$  の評価が可能とした。また、境界領域の材料定数は、板厚 10mm の木材を LSB 外径と同径の丸鋼で押抜く、押抜き実験を行い、既知の値であるせん断の基準強度  $F_s$  を用いることの妥当性を検討した。

本研究で提案した設計式は、接合部耐力の決定要因が LSB の降伏や破断、もしくは木材の割裂等の破壊ではなく、LSB の引抜け、即ち、境界領域の降伏及び破壊によるものに限定した。そして、幾何学的な物理量と材料特性に分離して定式化し、応力分布を無次元化することで任意の材料定数に対して計算の簡素化を図った。また、接合部変位  $\delta_{joint}$  を LSB 根元と LSB 先端位置での木材の相対変位として定義することで、変形の評価方法が理論的に明確となり、計算式が簡素化された。同式の妥当性は、異なる 2 種類の LSB や複数の樹種に対して、埋め込み深さを変数とした実験結果との比較検討で確認した。

最大耐力  $P_{max}$  は、既知の値であるせん断の基準強度  $F_s$  を用いて計算することで、実験値に対して安全側の評価となることが確認された。降伏耐力  $P_y$  は、最大耐力  $P_{max}$  と同様にせん断の基準強度  $F_s$  を用いて計算を行ったが、実験結果に対して半数程度が危険側の評価となった。原因は、降伏耐力  $P_y$  時に境界領域のせん断応力が最大となる LSB 根元もしくは LSB 先端に、ねじ山が他の部分と比較して不完全な形状である不完全ねじ部が生じることであり、不完全ねじ部の影響を考慮して、LSB 全長に対する不完全ねじ部を除く LSB の有効長さの割合で耐力を低減すると、安全側の評価になることが確認された。

初期剛性  $K$  は、既知の値であるせん断弾性係数  $G$  に対して、LSB の埋め込み時の摩擦や捩じりによる境界領域の性能低下や不完全ねじ部の剛性低下を考慮した見かけのせん断弾性係数  $G'$  を用いることで、実験値に対して概ね妥当な結果となることが確認された。ここで、見かけのせん断弾性係数  $G'$  は、第 2 章で実施した FEM 解析と接合部実験の比較で得られた結果を基に、LSB 埋め込み時の摩擦や捩じりによる境界領域の性能低下を考慮したところ、繊維平行方向のヤング係数  $E_0$  の  $1/20$  となった。しかしながら、境界領域の降伏せん断変位  $\delta_b$  は、LSB 先端位置での境界領域のせん断変位のため、LSB 先端の不完全ねじ部の影響を受ける。そのため、上記の見かけのせん断弾性係数  $G'$  よりも剛性低下が大きく、本検討では、見かけのせん断弾性係数  $G'$  は LSB の種類毎に設定する必要があり、細径タイプは  $G'=E_0/40$ 、太径タイプは  $G'=E_0/200$  とすることで、実験値に対して計算値は概ね妥当な結果となった。また、初期剛性  $K$  の計算時に LSB の伸び量を簡易式で計算した場合、精算式で計算した場合と同様の結果が得られ、計算式の簡略化が可能であることが確認された。

以上より、本研究で提案した設計式を用いた計算値は、複数の仕様で実施した接合部実験結果に対して概ね妥当な結果となったが、主に境界領域の材料特性評価について課題が残った。境界

領域の材料特性の評価方法として、例えば、LSB を 1 本埋め込んだ接合部実験結果から材料特性を逆算する方法が考えられる。本論文で得られた課題の解決策の提案については、本論文以降も継続的に研究を行い、提案を行う予定である。本論文で得られた課題を以下に示す。

- ① 境界領域の材料特性である設計用せん断強度  $f_{bs}$  及び見かけのせん断弾性係数  $G'$  に、LSB 埋め込み時の摩擦や捩じりによる境界領域の性能低下や、不完全ねじ部の影響でせん断性能が低下することを考慮した評価方法。
- ② 最大耐力  $P_{max}$  は、第 3 章の検証で境界領域の塑性率  $\mu$  と応力分布が大きく関係していることが明らかとなったが、境界領域の塑性率  $\mu$  の評価は現時点において理論的に推定することは困難であるため、実験的に評価する手法の確立。
- ③ 本論文で提案した設計式は、指数関数や双曲線関数を含むため手計算で計算可能なレベルとは言い難く、簡易式の提案が実務的に求められる。

付録

付録 1 LSB の形状と先孔の関係

LSB を埋め込むために木材に設ける先孔は、LSB 接合部の引抜性能に大きく影響を与える。先孔径が小さい場合、LSB 埋め込み時に大きなトルクが必要となり、また、無理に LSB を埋め込もうとすると、木材が割裂破壊する。一方、先孔径が大きい場合、LSB のねじ山と木材の嵌合が浅くなるため、引抜性能の低下に繋がる。そこで、文献 1)では、実験結果から誘導した先孔径の最適値を求めるための計算式が式(1)で示されている

$$r_e = 0.4(d_L - d_{Lb}) + d_{Lb} \tag{1}$$

ここで、 $r_e$ ：先孔径の最適値 [単位：mm]

$d_L$ ：LSB の外径 [単位：mm]

$d_{Lb}$ ：LSB の谷径 [単位：mm]

式(1)に基づき、本研究で用いた細径タイプ及び太径タイプの LSB の先孔径を計算すると、Table 1 に示す値となる。

Table 1 Study on the lead hole diameter

LSB type	$d_L$ [mm]	$d_{Lb}$ [mm]	$r_e$ [mm]
Small diameter	20.5	14.1	16.66 → 17
Large diameter	25	20	22

## 付録2 境界領域の応力分布

本研究では、中谷・小松が提案した理論式<sup>2)</sup>で示された式(2)の境界領域のせん断応力度分布を基に設計式の提案を行った。設計式の提案に先立ち限定的な条件ではあるが、理論式から求める応力分布と数値解析で得られた応力分布を比較し、妥当性を確認した。

$$\tau = \frac{Pk}{\pi d_L} \left( \frac{E_s A_s E_w A_w}{E_s A_s + E_w A_w} \right) \frac{1}{\sinh kl} \left( \frac{\cosh(kl - kx)}{E_s A_s} + \frac{\cosh kx}{E_w A_w} \right) \quad (2a)$$

$$\frac{d^2 \tau}{dx^2} - \tau k^2 = 0 \quad \text{ただし、} k = \sqrt{\Gamma \pi d_L \left( \frac{1}{E_w A_w} + \frac{1}{E_s A_s} \right)} \quad (2b)$$

ここで、 $d_L$  : LSB の外径

$E_s$  : LSB のヤング係数

$E_w$  : 木材のヤング係数

$A_s$  : LSB の有効断面積

$A_w$  : 木材の有効断面積

$l$  : LSB の有効埋め込み深さ

$\Gamma$  : 境界領域のせん断剛性係数

$P$  : 接合部に生じる軸力

### (1) 理論式と線材置換モデルの比較

本研究において線材置換モデルは、理論式<sup>2)</sup>と力学的に等価なモデルとして様々な検討に用いている。LSBの軸力分布は、4.2節において、理論式で計算した値と線材置換モデルを用いた応力解析結果がほぼ一致することを確認している。ここでは、式(2)の理論式で計算した境界領域のせん断応力分布と、4.2節のFig.4.1に示す線材置換モデルを用いた応力解析で得られた境界領域のせん断応力分布を比較検討する。

Fig.1に計算値と解析値の比較を示す。同図の縦軸は、LSBのねじ1山間（線材置換モデルの場合は、境界領域のせん断バネ1個あたり）のせん断応力を示す。同図より、計算値と解析値はほぼ一致しており、線材置換モデルは、理論式と力学的に等価なモデルであることが確認された。

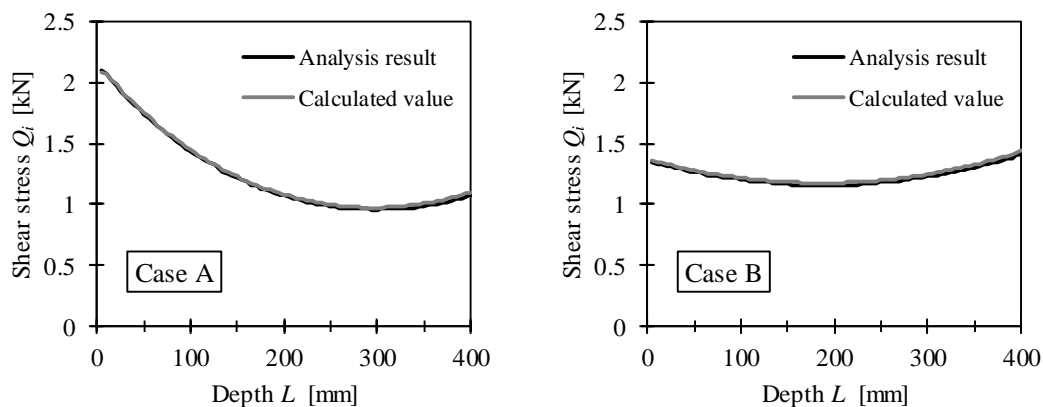


Fig.1 Stress distribution of boundary zone

## (2) 線材置換モデルと FEM 解析モデルの比較

上記検討において理論式と線材置換モデルは、力学的に等価なモデルであることが確認された。そこで、第 2 章の Fig.2.22 に示す FEM 解析結果と、Fig.2.25 で係数  $c$  を一定とした場合の線材置換モデルを用いた応力解析結果の比較を行い、理論式の妥当性を確認する。ここで、両者は解析手法が異なるのみで、解析条件は同じである。

Fig.2 に LSB の軸力分布を、Fig.3 に境界領域のせん断応力分布を示す。なお、どちらも外力 100kN 時の応力分布とし、Fig.1 と同様に、縦軸は LSB のねじ 1 山間（線材置換モデルの場合は、境界領域のせん断バネ 1 個あたり）の値とした。Fig.3 に示す FEM 解析で得られた境界領域のせん断応力分布は、FEM 解析結果から直接、LSB のねじ 1 山間の境界領域のせん断応力を出力できなかったため、第 2 章の式(2.10)～式(2.13)を用いて LSB の軸力分布から逆算した。Fig.2 及び Fig.3 より、FEM 解析モデルと線材置換モデルを用いた応力解析で得られた応力分布は概ね一致している。

以上の検討から、中谷・小松が提案した理論式<sup>2)</sup>で示された式(2)の境界領域のせん断応力分布を基に設計式を構築すること、及び、線材置換モデルを用いて様々な検討を行うことは妥当であると判断した。

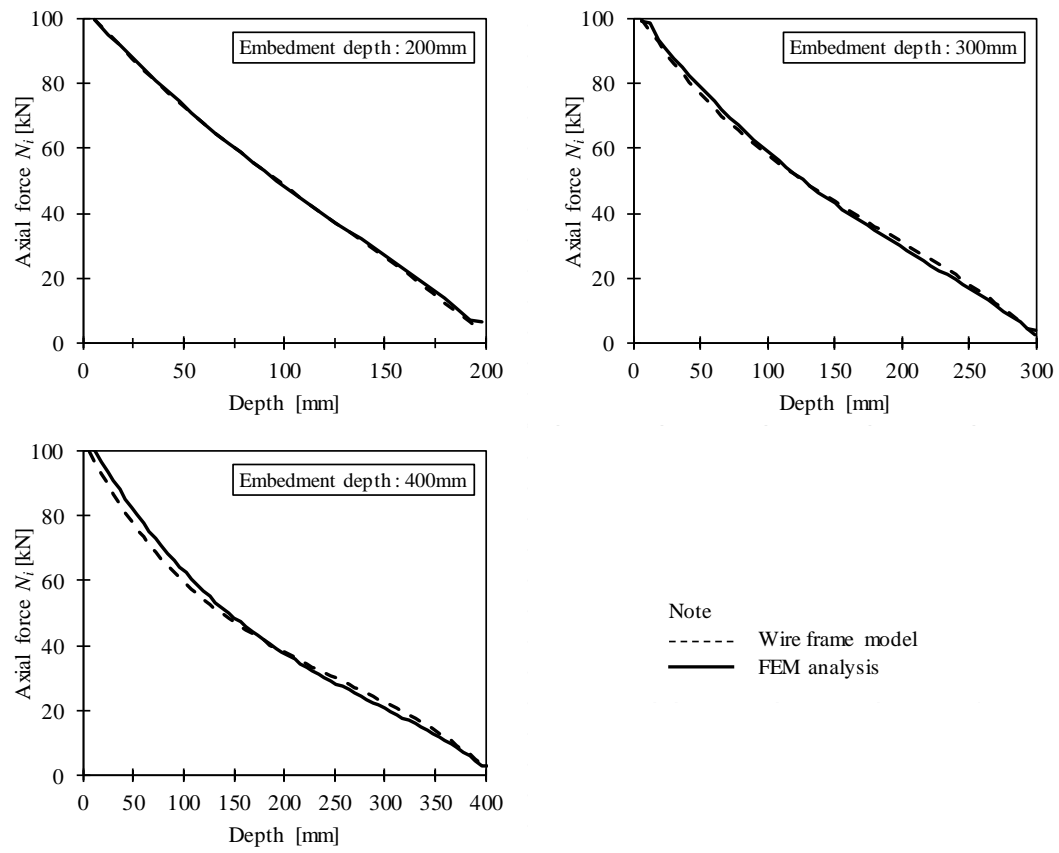


Fig.2 Stress distribution along LSB



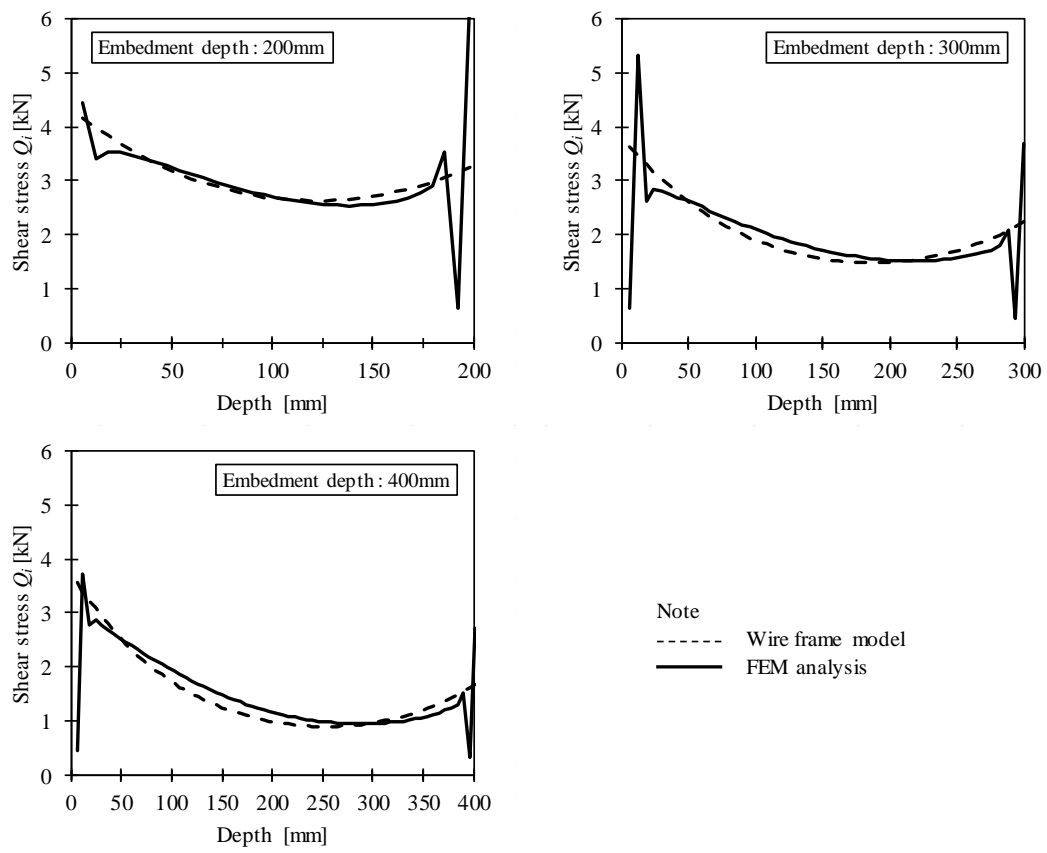


Fig.3 Stress distribution of boundary zone

### 付録3 境界領域の部位毎の引抜性能

LSB 接合部は、先孔を開けた木材に LSB をねじ込むため、埋め込み時の摩擦や振じりで木材が損傷することが考えられる。また、木材の木口付近は、打ち込み時に挟まれるため、他の部分と比べて損傷の程度が大きいことが予測される。そこで、LSB の打ち込み部位毎に引抜性能がどの程度異なるか、実験で検討を行った。

LSB は、第2章及び第4章で示した細径タイプの LSB で、埋め込み深さ 200mm と 400mm の2種類を用いた。なお、試験体は、以下の手順で作製した。

- ① 1本の集成材から試験体3体分の木材を切り出す。この時、木材2つを1セット（Fig.4のAとBで1セット）とし、これを集成材6本分切り出す。

200L-1 : A	200L-1 : B	200L-2 : A	200L-2 : B	200L-3 : A	200L-3 : B	
200L-4 : A	200L-4 : B	200L-5 : A	200L-5 : B	200L-6 : A	200L-6 : B	
200L-7 : A	200L-7 : B	200L-8 : A	200L-8 : B	200L-9 : A	200L-9 : B	
400L-1 : A	400L-1 : B	400L-2 : A	400L-2 : B	400L-3 : A	400L-3 : B	
400L-4 : A	400L-4 : B	400L-5 : A	400L-5 : B	400L-6 : A	400L-6 : B	
400L-7 : A	400L-7 : B	400L-8 : A	400L-8 : B	400L-9 : A	400L-9 : B	

Fig.4 Cut out 3 specimens from one material ( 1 specimen = A and B )

- ② 切り出した木材に、埋め込む LSB の長さ+50mm (Fig.5 より、400L シリーズは  $L=450\text{mm}$ 、200L シリーズは  $L=250\text{mm}$ ) で直径 17mm の先孔を開ける。

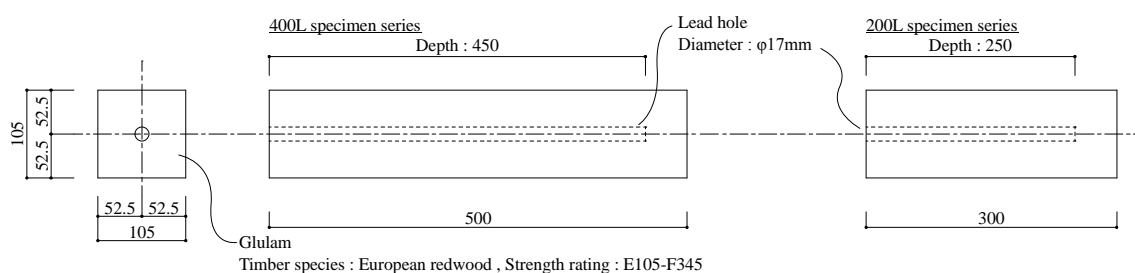


Fig.5 Drill a lead hole in the cut specimens

- ③ Fig.6 及び Photo 1～Photo 3 に示す通り、LSB を埋め込んだ後、50mm 間隔で木材に切れ目を入れ、1 つ飛ばしで木材を除去する。その後、木材を除去した部分の LSB を切断し、これを試験体とする。

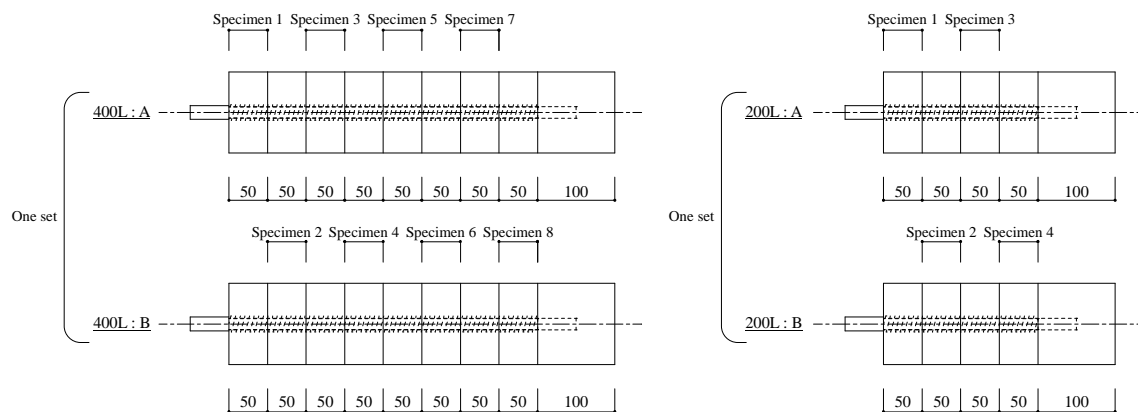
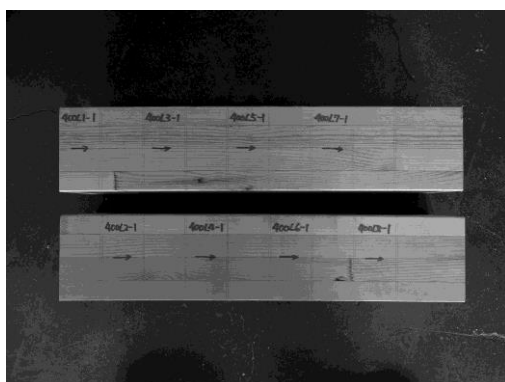


Fig.6 After embedding LSB, cut out of the specimens with a width of 50mm

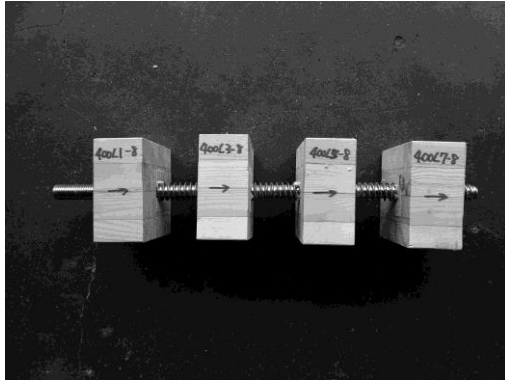


(a) 400L series

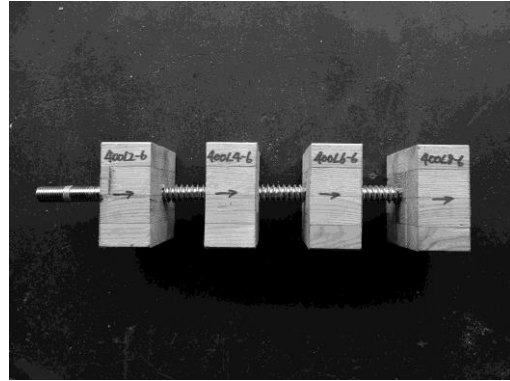


(b) 200L series

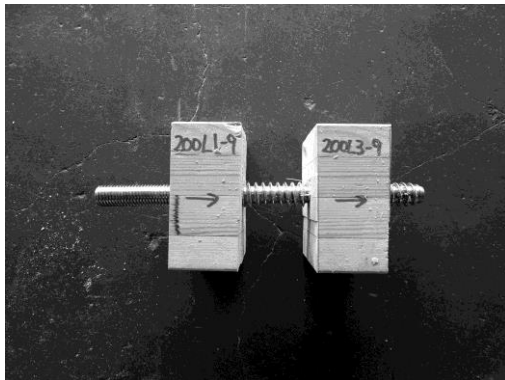
Photo 1 Cut out timber



(a) 400L:A



(b) 400L:B



(c) 200L:A



(d) 200L:B

Photo 2 After removing timber



Photo 3 Test specimen

上記の手順で作製した Photo 3 に示す試験体を、Fig.7 及び Photo 4 に示す試験装置を用いて加力を行った。実験は、厚さ 25mm で中央に直径 63mm（LSB 外径 20.5mm を丸めて 21mm とし、その 3 倍=63mm の孔とした）の孔の開いた鋼板の上にテフロンシートを敷き、その上に試験体を設置し、LSB を押し込むことで加力を行った。加力速度は、1mm/min.とした。

Fig.8 及び Fig.9 に実験で得られた試験体の単位厚さあたりの荷重  $\Delta P$ －変位  $\delta$  曲線を、Fig.10 及び Fig.11 に切り出し位置毎の最大荷重  $\Delta P_{max}$  と初期剛性  $\Delta K$  の比較を示す。ここで、単位厚さあたりの荷重  $\Delta P$  は、実験で計測された荷重値を試験体の厚み（実測値）で除して求め、変位  $\delta$  は、Fig.7 に示す変位計で計測された絶対変位とした。また、初期剛性  $\Delta K$  は、最大荷重  $\Delta P_{max}$  の 10%値と 40%値を結ぶ直線の傾きとした。なお、Fig.8～Fig.11 の No.は、Fig.6 の試験体切り出し位置に対応している。

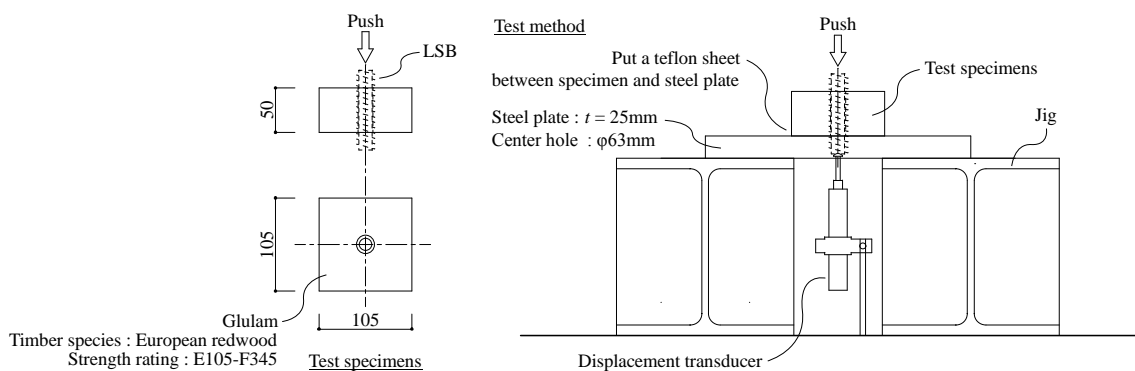


Fig.7 Test method

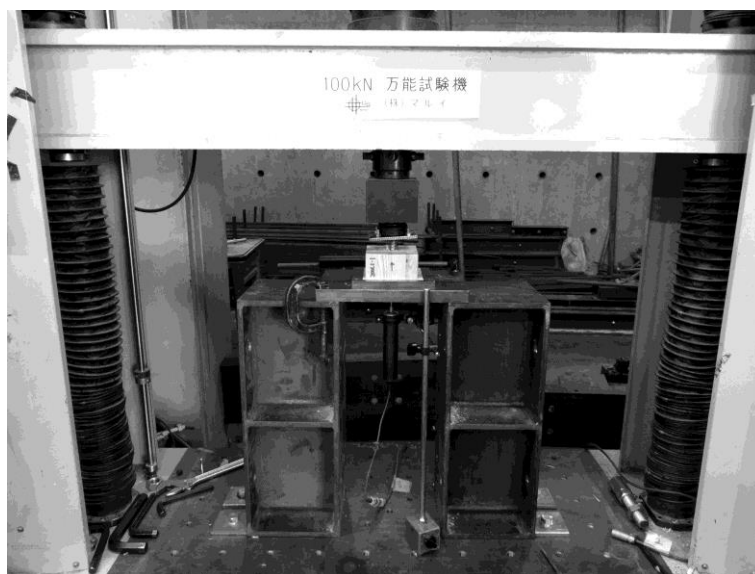


Photo 4 Test method

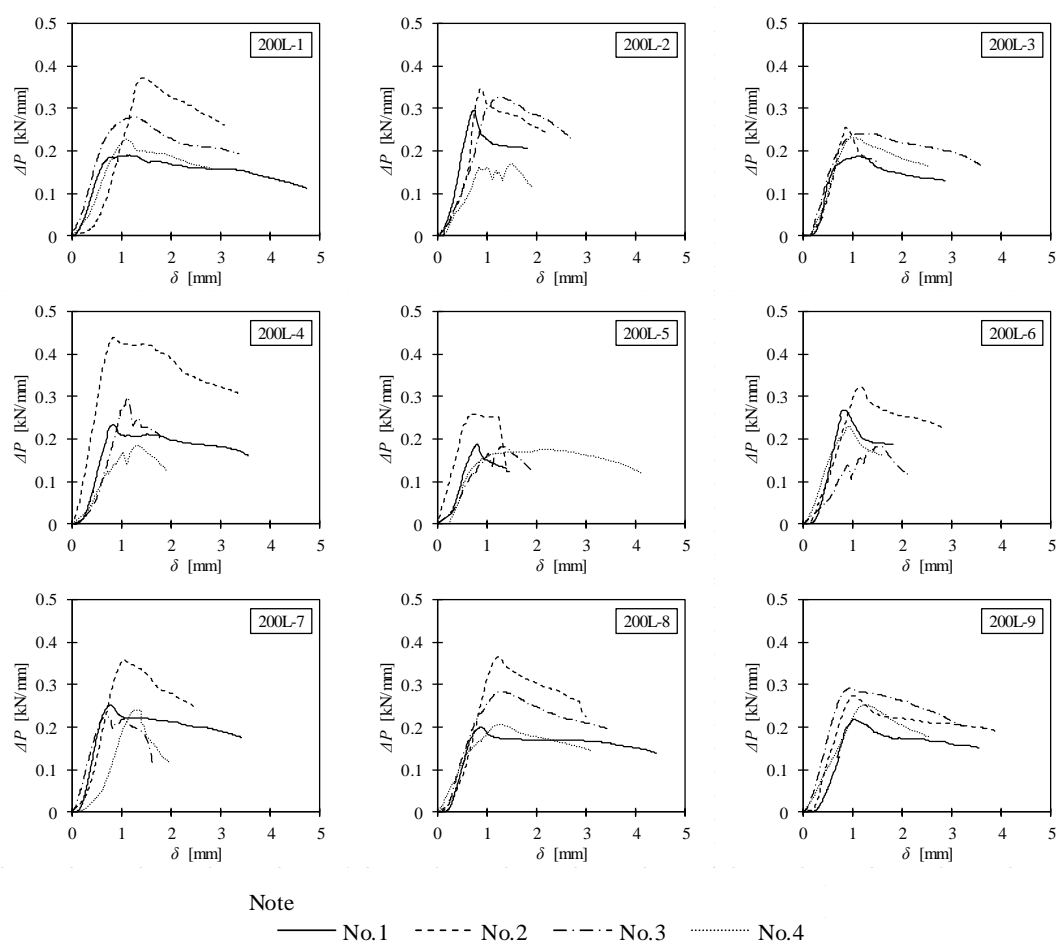


Fig.8 Test results of 200L series

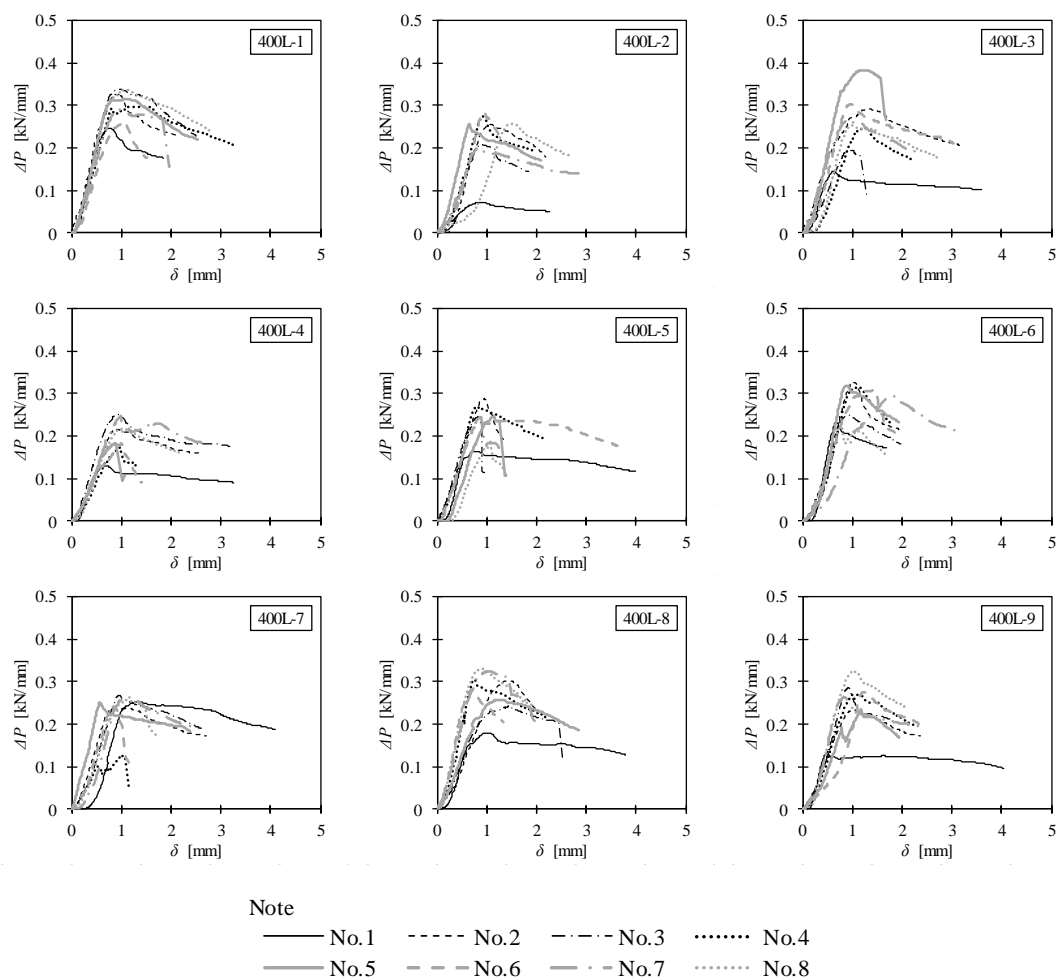


Fig.9 Test results of 400L series

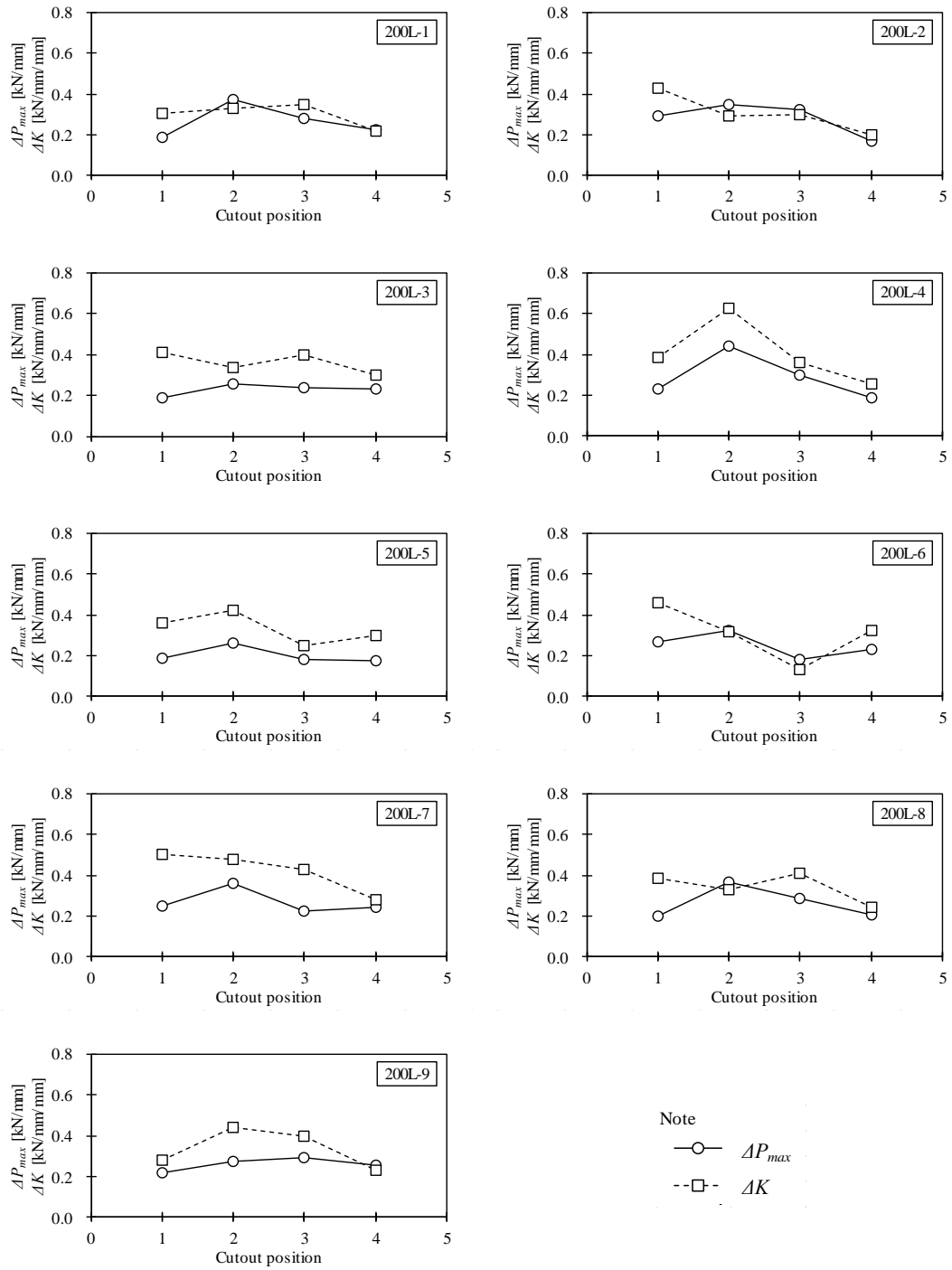


Fig.10 Maximum strength and stiffness of 200L series



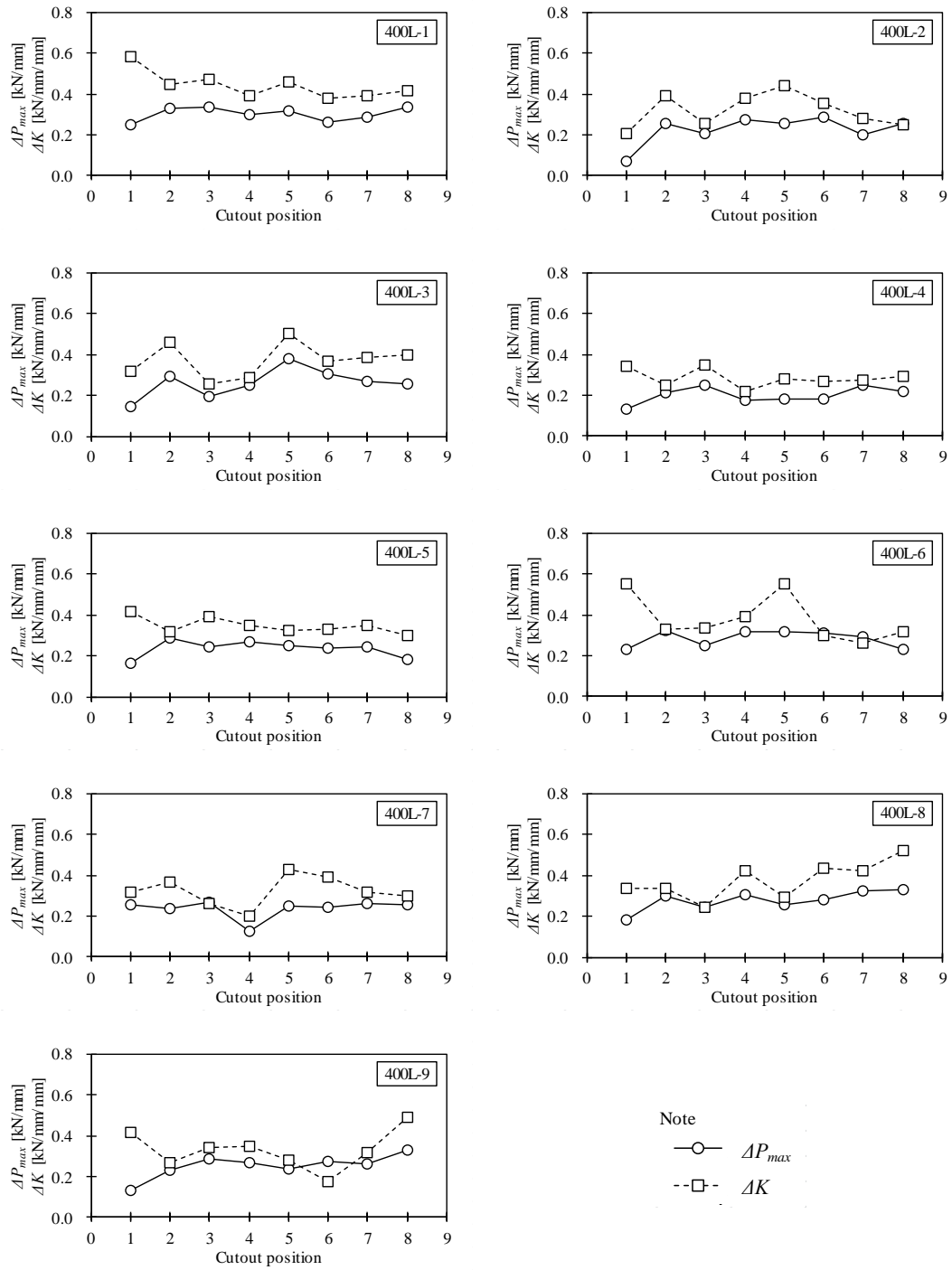
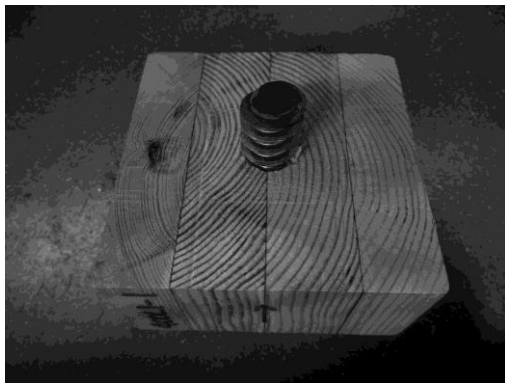


Fig.11 Maximum strength and stiffness of 400L series

Fig.10 より、LSB の埋め込み深さが 200mm の 200L シリーズは、埋め込み位置と最大荷重  $\Delta P_{max}$  もしくは初期剛性  $\Delta K$  の関係は概ね一致しており、どちらの値も、LSB 先端部分が他の部分と比較して値が低くなる傾向が見られる。これは、LSB 先端部分には、不完全ねじ部が存在することが原因と考えられる。一方、LSB の埋め込み深さが 400mm の 400L シリーズは、埋め込み位置と最大荷重  $\Delta P_{max}$  もしくは初期剛性  $\Delta K$  の関係は概ね一致しているが、部位毎の性能に傾向が見られない。この原因として、木材の木口付近は先孔の精度が出ているため、LSB が木材の中央に埋め込まれているが、Photo 5 に示す通り、LSB の先端に近づくほど、木材の材芯から離れた位置に LSB が埋め込まれている。これは、木材の繊維平行方向に先孔を開けようとする、早材と晩材で硬さが異なることや、節が存在することで錐先端が逃げてしまい、先孔が深くなるほど LSB 先端位置での精度が出し難いためである。そのため、上記の通り LSB が偏心して埋め込まれるため、LSB の縁距離が不足し、かつ、試験体の厚みが 50mm しかないため、Photo 6 に示すように、実験を行うと木材の割裂破壊が生じてしまい、境界領域のせん断性能ではなく、木材の割裂強度で決まるケースが多く見られた。この先孔の精度は、LSB の埋め込み深さが長い 400L シリーズの方が大きく影響を受けるため、L200 シリーズとは異なり、埋め込み深さ毎の傾向が見られなかったと推察される。



(a) Side of tip



(b) Side of root

Photo 5 Status of the specimen before the test



Photo 6 Destruction in test specimen

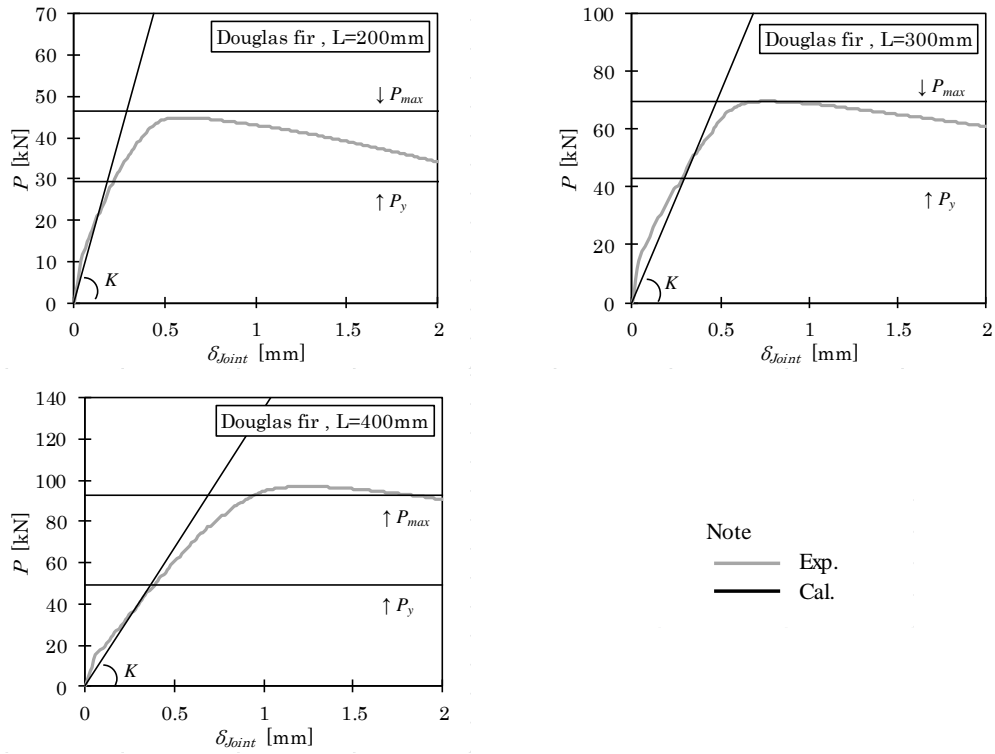
#### 付録 4 接合部実験で得られた荷重－変位関係と本論文で提案した設計式で計算した値の比較

第 4 章において、本論文で提案する設計式の妥当性を、接合部実験結果との比較で検討した。第 4 章では、複数の仕様で実施した接合部実験結果に対し、全体的に見て計算値が妥当であることを確認したが、本節においては、接合部実験で得られた荷重  $P$ －接合部変位  $\delta_{Joint}$  関係との比較を行う。

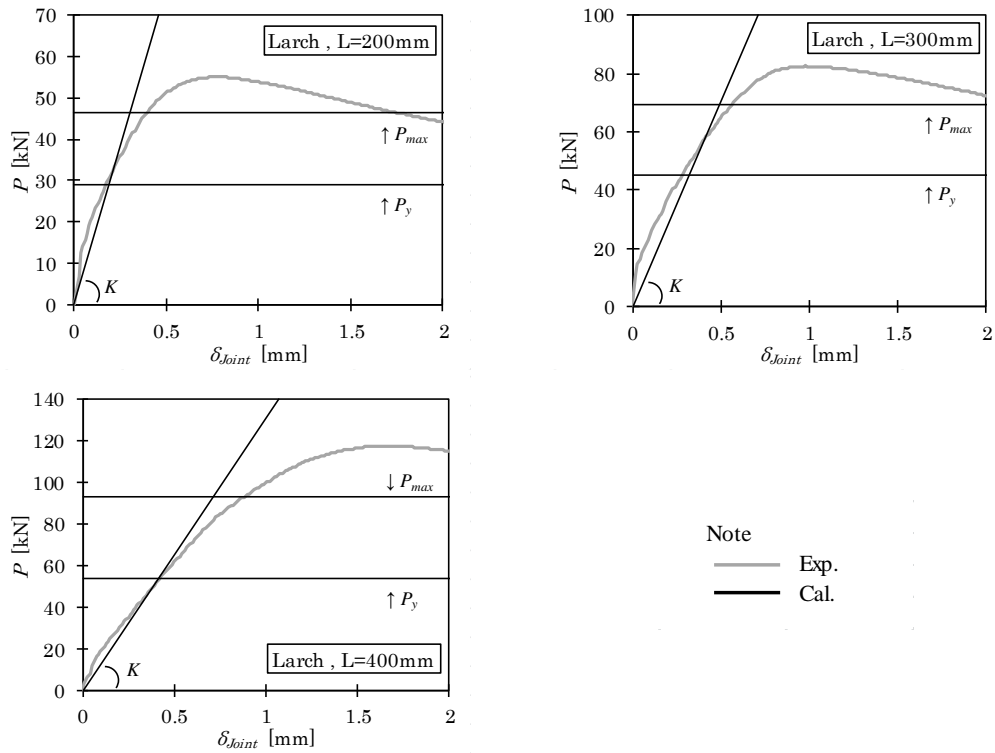
Fig.12 に細径タイプの LSB を用いた試験体での実験結果と計算値の比較を、Fig.13 に太径タイプの LSB を用いた試験体での実験結果と計算値の比較を示す。なお、Fig.12 及び Fig.13 に示す実験結果は、4.6 節で実施した接合部実験結果で、複数体実施した試験体は、その平均値を示す。

Fig.12 より、細径タイプの LSB を用いた試験体は、実験結果に対して計算で求めた初期剛性  $K$  は概ね一致している。降伏耐力  $P_y$  及び最大耐力  $P_{max}$  は、樹種がベイマツの場合を除き安全側の評価となっている。ベイマツについては、最大耐力  $P_{max}$  が実験結果と同程度となっており、他の樹種とは傾向が異なる。また、太径タイプの LSB を用いた試験体は、Fig.13 より、実験結果に対して、計算で求めた初期剛性  $K$  は、樹種がスギの場合は概ね一致しているが、ベイマツの場合は過大評価する傾向が見られる。降伏耐力  $P_y$  及び最大耐力  $P_{max}$  は、実験値に対して計算値は安全側の評価となっている。

Fig.12 及び Fig.13 のいずれにおいても、樹種がベイマツの場合は、他の樹種とは異なる傾向が見られる。これは、計算でせん断の基準強度や、せん断弾性係数  $G$  を低減した見かけのせん断弾性係数  $G'$  を用いることに原因があると考えられる。第 5 章の結論でも述べたが、材料定数の評価は、本研究における今後の課題である。

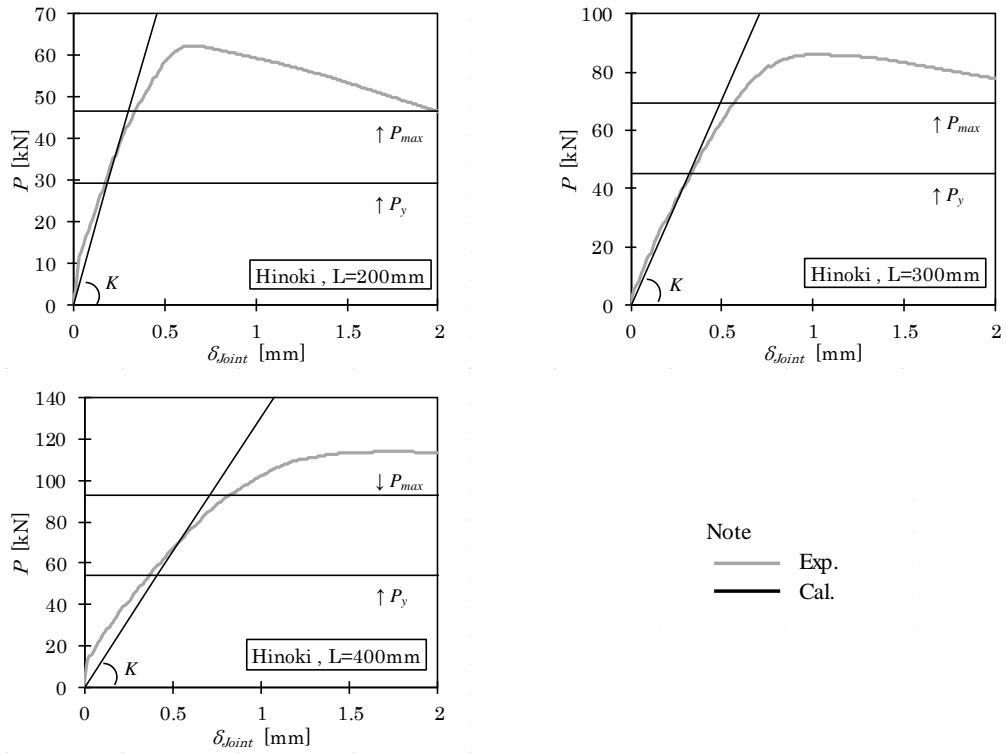


(a) Douglas fir

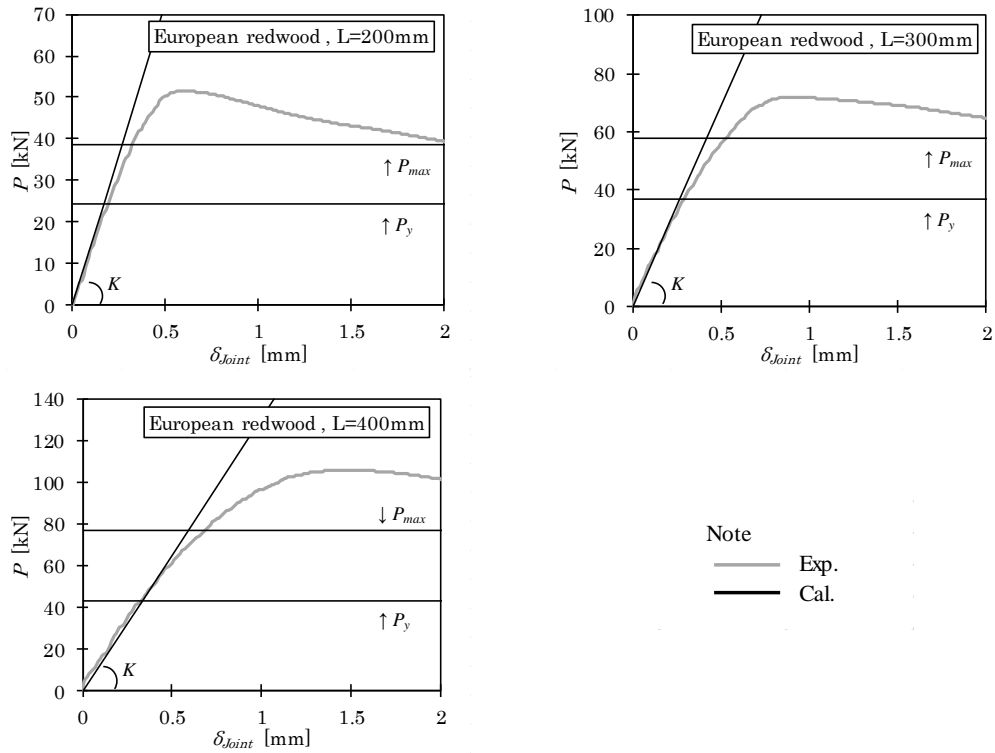


(b) Larch

Fig.12 Comparison of experimental and calculated values : Small diameter of LSB

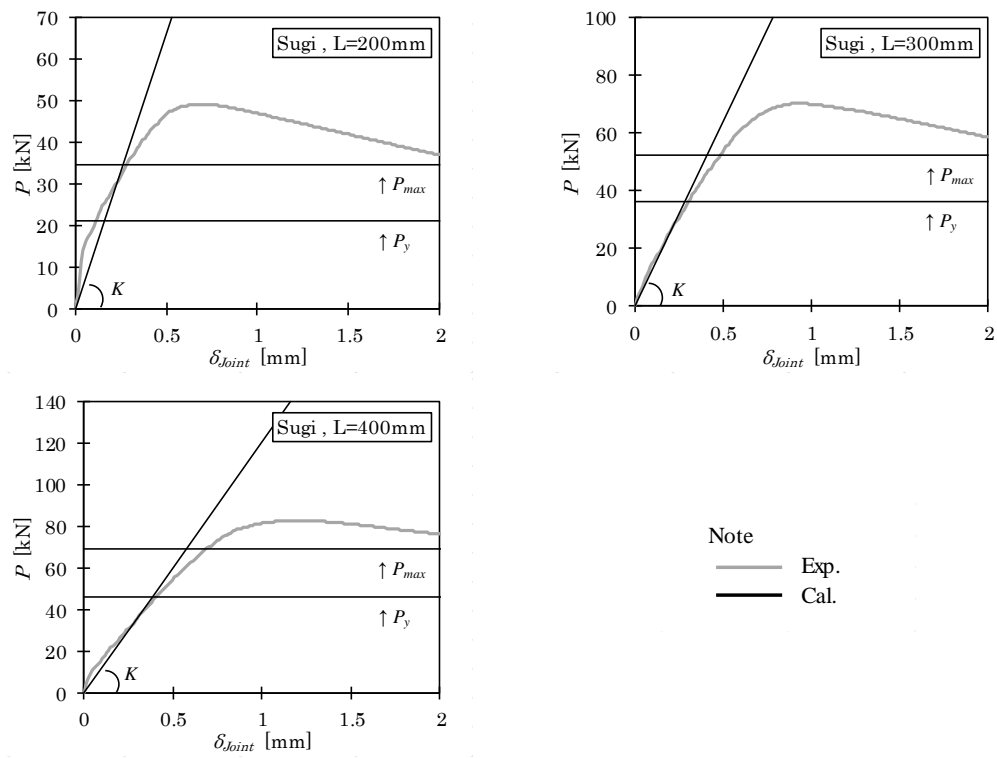


(c) Hinoki



(d) European redwood

Fig.12 Comparison of experimental and calculated values : Small diameter of LSB



(e) Sugi

Fig.12 Comparison of experimental and calculated values : Small diameter of LSB

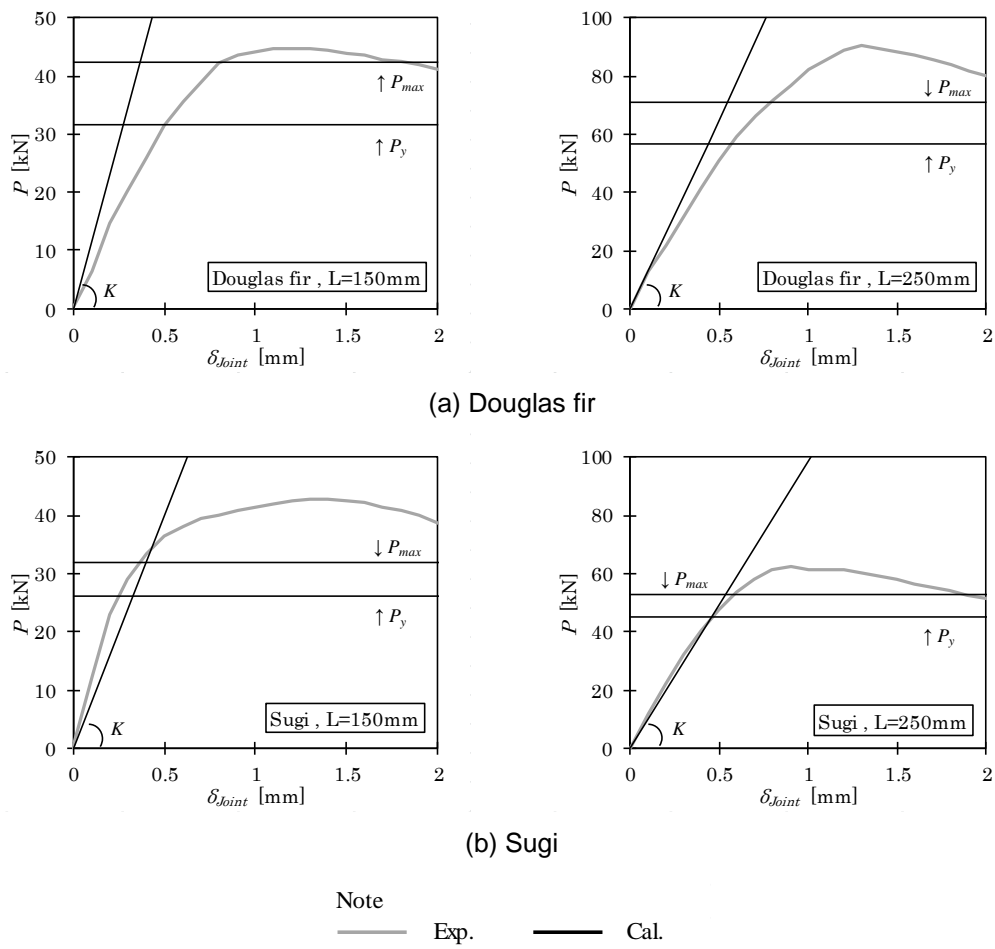


Fig.13 Comparison of experimental and calculated values : Large diameter of LSB



## 参考文献

### 第1章

- 1-1) 日本建築学会編：木質構造接合部設計マニュアル，第1版第1刷，pp.134-148，2009.11
- 1-2) ラグスクリューボルト研究会編：ラグスクリューボルト接合 設計マニュアル (Ver.1.0)，初版，2012.1
- 1-3) 小松幸平：ラグスクリューボルトを用いた木材の柱－梁接合構造，日本国特許第 2653414 号，1994.3.10（出願日），1997.5.23（登録日）
- 1-4) 中谷誠，小松幸平：ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構（第1報），木材学会誌 Vol.51, No.2, pp.125-130，2005.2
- 1-5) 中谷誠，小松幸平：ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構（第2報），木材学会誌 Vol.51, No.5, pp.311-317，2005.5
- 1-6) 中谷誠，小松幸平：ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構（第3報），木材学会誌 Vol.52, No.3, pp.160-167，2006.3
- 1-7) 中谷誠，森拓郎，小松幸平：ラグスクリューボルトを多数本埋込んだ柱脚接合部の引張性能，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp.303-304，2005.9
- 1-8) 清水武，川原重明，中谷誠，森拓郎，小松幸平：ラグスクリューボルト（LSB）接合部の引張強度実験 その1－ラグスクリューボルトを多数本配置する場合の強度性能に及ぼす影響－，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp.97-98，2007.8
- 1-9) 川原重明，清水武，中谷誠，森拓郎，小松幸平：ラグスクリューボルト（LSB）接合部の引張強度実験 その2－加工穴、柱頭の端距離がラグスクリューボルト接合部の強度性能に及ぼす影響－，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp.99-100，2007.8
- 1-10) 中谷誠，森拓郎，小松幸平：ラグスクリューボルトと特殊金物を用いた木質ラーメン構造の柱－梁接合部に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第73巻 第626号，pp.599-606，2008.4
- 1-11) 森拓郎，中谷誠，小松幸平：雄ネジタイプのラグスクリューボルトを用いた一方向ラーメンフレームの開発，構造工学論文集，Vol.55B, pp.213-218，2009.3
- 1-12) 若島嘉朗，大倉憲峰：ラグスクリューボルトを用いた高靱性ラーメン接合部の開発，富山県農林水産総合技術センター木材研究所研究報告，3号，pp.1-24，2011.3
- 1-13) 景山誠，村上雅英，小松幸平：曲げモーメントとせん断力の複合応力を受ける木質ラーメン接合部の構造性能評価法に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第75巻 第647号，pp.165-173，2010.1

- 1-14) 中谷浩之, 小松幸平, 中谷浩, 園田里見, 若島嘉朗, 大倉憲峰: 複合応力を受ける集成材  
ラーメン架構の耐力評価法に関する研究 (I), 日本木材学会大会研究発表要旨集, 第 58  
回, H18-1600, pp.207-208, 2008.3
- 1-15) 小松幸平, 中谷浩之, 中谷浩, 園田里見, 若島嘉朗, 大倉憲峰: 複合応力を受ける集成材  
ラーメン架構の耐力評価法に関する研究 (II), 日本木材学会大会研究発表要旨集, 第 58  
回, H18-1615, pp.209-210, 2008.3
- 1-16) 野口弘行, 本岡淳一, 岩崎誠司, 浦上瑞穂: 大径ボルトを用いたモーメント抵抗接合の木  
質大断面部材への適用性に関する実験的研究, 日本建築学会技術報告集, 第 20 号,  
pp.99-104, 2004.12
- 1-17) 那須秀行, 石山央樹, 山本徳人, 高岡繭子, 三宅辰哉, 野口弘行: 大径ボルトを用いた木  
質梁勝ちラーメン構造の開発 ―構法概要, 接合部実験―, 日本建築学会技術報告集, 第  
22 号, pp.193-198, 2005.12
- 1-18) 石山央樹, 那須秀行, 山本徳人, 高岡繭子, 三宅辰哉, 野口弘行: 大径ボルトを用いた木  
質梁勝ちラーメン構造の開発 ―実大骨組構造物の弾塑性挙動予測―, 日本建築学会技術  
報告集, 第 22 号, pp.199-204, 2005.12
- 1-19) 那須秀行, 石山央樹, 山本徳人, 高岡繭子, 三宅辰哉, 野口弘行: 木質ラーメン構造によ  
る実大 3 層立体フレームの振動台実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 617 号, pp.129-135,  
2007.7
- 1-20) 野口弘行, 那須秀行, 岩崎誠司, 柳澤瑞穂, 小林幹大, 萩生田秀之: 複合応力下 (曲げモー  
メント・せん断力・軸力) における大径ボルトを用いた木質ラーメン接合部に関する研  
究, 日本建築学会構造系論文集, 第 77 巻 第 673 号, pp.389-396, 2012.3
- 1-21) BS EN 1995-1-1 : 2004-11+A1 : Eurocode 5 : Design of timber structures, pp.74-77,  
2006.6
- 1-22) M. Frese, H. J. Blaß : Models for the calculation of the withdrawal capacity of  
self-tapping screws, Proceedings of CIB-W18 Timber Structures, pp.42-7-3, 2009
- 1-23) Thomas L. Wilkinson, Thomas R. Laatsch : Lateral and withdrawal resistance of  
tapping screws in three densities of wood, Forest Prod. J. , 20(7), pp.34-41, 1970
- 1-24) J. A. Newlin, J. M. Gahagan : Lag-screw joints : Their behavior and design, Technical  
Bulletin No.597, USDA Forest Serv., Forest Prod. Lab., 1938.1
- 1-25) T. E. McClain : Design axial withdrawal strength from wood : 1. Wood screws and lag  
screws, Forest Prod. J., 47(5), pp.77-84, 1997.5

## 第2章

- 2-1) 日本建築学会編：木質構造接合部設計マニュアル，第1版第1刷，2009.11
- 2-2) ラグスクリューボルト研究会編：ラグスクリューボルト接合 設計マニュアル (Ver.1.0)，初版，2012.1
- 2-3) 中谷誠，小松幸平：ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構（第2報），木材学会誌 Vol.51, No.5, pp.311-317, 2005.5
- 2-4) 日本住宅・木材技術センター編：木造ラーメンの評価方法・構造設計の手引き 2016年版，第1版，pp.参考1-1-1-10, 2016.3
- 2-5) ラグスクリューボルト研究会編：ラグスクリューボルト接合 設計・施工指針，初版，pp.80-84, 2007.9
- 2-6) 野口弘行，那須秀行，岩崎誠司，柳澤瑞穂，小林幹大，萩生田秀之：複合応力下（曲げモーメント・せん断力・軸力）における大径ボルトを用いた木質ラーメン接合部に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第77巻 第673号，pp.389-396, 2012.3
- 2-7) 日本建築学会編：木質構造基礎理論，第1版第1刷，pp.37, 2010.12

## 第3章

- 3-1) 中谷誠，小松幸平：ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構（第2報），木材学会誌 Vol.51, No.5, pp.311-317, 2005.5
- 3-2) 日本建築学会編：木質構造接合部設計マニュアル，第1版第1刷，pp.137, 2009.11

## 第4章

- 4-1) 中谷誠，小松幸平：ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構（第2報），木材学会誌 Vol.51, No.5, pp.311-317, 2005.5
- 4-2) 野口弘行，那須秀行，岩崎誠司，柳澤瑞穂，小林幹大，萩生田秀之：複合応力下（曲げモーメント・せん断力・軸力）における大径ボルトを用いた木質ラーメン接合部に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第77巻 第673号，pp.389-396, 2012.3
- 4-3) 日本建築学会編：木質構造設計規準・同解説－許容応力度・許容耐力設計法－，第4版，pp.404, 2009.3
- 4-4) BX カネシン株式会社：BX カネシン建築金物製品カタログ，pp.205, 2017.4
- 4-5) 日本住宅・木材技術センター編：木造軸組工法住宅の許容応力度設計（2017年版），①，第1版第2刷，pp.300-301, 2017.3

## 第 5 章

- 5-1) 中谷誠, 小松幸平: ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構 (第 2 報), 木材学会誌 Vol.51, No.5, pp.311-317, 2005.5
- 5-2) 日本建築学会編: 木質構造接合部設計マニュアル, 第 1 版第 1 刷, pp.134-148, 2009.11
- 5-3) ラグスクリューボルト研究会編: ラグスクリューボルト接合 設計マニュアル (Ver.1.0), 初版, 2012.1

## 付録

- 1) ラグスクリューボルト研究会編: ラグスクリューボルト接合 設計・施工指針, 初版, pp.70-71, 2007.9
- 2) 中谷誠, 小松幸平: ラグスクリューボルトの引抜き性能発現機構 (第 2 報), 木材学会誌 Vol.51, No.5, pp.311-317, 2005.5

## 謝辞

本研究を遂行するにあたり、実に多くの方々にお世話になりました。この場を借りて、感謝の意を述べさせていただきます。

東京大学大学院農学生命科学研究科 稲山正弘教授には、修士課程の頃から 5 年間に渡り多くのご指導を頂きました。また、様々な委員会への参加にお口添えして頂き、委員会の場では、研究を含め非常に多くのことを学ばせて頂きました。心より感謝申し上げます。

東京大学大学院農学生命科学研究科 青木謙治准教授には、日頃の研究に対して多くのご指導を頂き、また、査読付き論文の投稿時には、投稿前に懇切丁寧な査読やご助言を頂き、感謝申し上げます。

株式会社エヌ・シー・エヌ 代表取締役 田鎖郁男様をはじめ役員の皆様においては、東京大学大学院へ入学することを許可頂き、また、博士課程への進学や研究に対して全面的な支援を頂けたことに感謝申し上げます。同社 技術開発部 参与 伊東洋路様、部長 藤代東様には、東京大学大学院へ入学することにご理解頂き、また、日常業務においてご迷惑をお掛けするにも関わらず、研究を行うことに対して全面的な支援を頂けたことに感謝申し上げます。

近畿大学建築学部建築学科 村上雅英教授には、近畿大学在学時から 10 年以上に渡り多くのご指導、ご助言頂きました。東京大学大学院への入学を勧めて頂き、また、研究を進めるにあたり、研究に対する姿勢や論文の執筆に対して多大なご指導、ご鞭撻を頂きました。特に、実験に関しては、私自身の強い武器になったと感じております。心より感謝申し上げます。

近畿大学大学院総合理工学研究科前期課程 北川暉起氏には、本研究を進めるにあたり、多大なるご協力を頂きました。北川氏の協力が無ければ本論文で示した結論に至らなかったと感じており、非常に感謝致します。

BX カネシン株式会社には、実験の実施にあたり、試験体及び実験データを提供して頂きました。ここに、深くお礼申し上げます。

実験の実施にあたり、ご協力を頂いた近畿大学建築学部建築学科村上研究室卒業生の皆様に心より感謝申し上げます。

2017 年 12 月 12 日

小谷 竜城