

平成 26 年度修士論文

高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた
木造曲げ抵抗継手の解析的性能評価

首都大学東京大学院 都市環境科学研究科 建築学域
13886403 浅見忠明
指導教員 高木次郎
遠藤俊貴

目次

第 1 章 序論	3
第 2 章 鋼板挿入型継手の曲げ性能評価実験の解析的評価	9
第 3 章 相欠き継手の提案と性能評価実験	33
第 4 章 相欠き継手の有限要素解析	49
第 5 章 結論	53
参考文献	57
付録① 鋼板挿入型継手の各部材寸法と崩壊形	59
付録② 1 か所のみ一体化接合部による相欠き継手の予備実験	63

第 1 章 序論

1.1 研究の背景と目的

1.2 鋼板挿入型継手の概要

1.2.1 鋼板挿入型継手の構成

1.2.2 一体化接合部の構成

1.3 本論文の概要と構成

1. 1 研究の背景と目的

炭素固定能力を持つ木材は環境保全に有効な資源であるほか、国産木材は余剰傾向にあり、それによる我が国の森林の機能低下の改善と林業再生の必要性から、近年では建築への国産木材の利用の拡大に関心が高まっている。2010年に「公共建築物における木材の利用の促進に関する法律」が制定され、従来から多く木造で建てられてきた住宅などの低層建築のみならず、中大規模建築の木造化が進められている。

木材には材ごとの材料強度のばらつきが存在するため、中大規模建築には集成材が用いられることが多い。ただし集成材は一般に流通する製材と比較すると経済性に劣る。そのため製材を中大規模木造建築へ活用するための技術開発には意義が高いと考える。本研究では製材を対象として、中大規模木造建築へ活用するための一工法を開発し、実用化を目指す。

中大規模木造建築への製材の活用法として、例えば長大スパンやラーメン架構を想定した場合、その実現のためには、材長の制約から曲げモーメント伝達能力の高い部材間の接合方法を必要とする。既往の木材の曲げ抵抗接合工法には、鋼板を介してドリフトピンやボルトを用いて接合する鋼板挿入式接合¹⁾などが挙げられる。近年では、木口に丸鋼を挿入し、母材と丸鋼を複数本のドリフトピンで貫通させて一体化させる接合方法²⁾や木口にネジ切り加工を施しボルトをねじ込ませ、同様に母材と丸鋼を複数本のドリフトピンを打ち込み一体化させる接合方法³⁾が提案されている。そのほか、接合する木材間に合板を挟み、合板と両木材間はフィンガージョイントで接着接合する接合方法⁴⁾の提案がある。しかし、これらの接合方法は集成材や構造用LVLを対象としたもので、製材を対象とした曲げ抵抗継手工法の提案は少ない。また、多数本の接合具や特殊な加工を必要とするため、これらの接合方法には施工性や経済性に改良の余地があると言える。

一方、高木らは製材を対象とした木材と鋼材の一体化接合方法として、木材に孔を設け一般構造用鋼管を挿入し、鋼板を木材で挟み込んで鋼管をトルシア形高力ボルトで締め付けることで一体化させる、施工性と経済性に優れた接合方法を開発してきた⁵⁾。本研究ではこの一体化接合方法を活用した製材の曲げ抵抗継手工法を提案する。実験および有限要素法による数値解析からその性能を評価する。

1. 2 鋼板挿入型継手の概要

1.2.1 鋼板挿入型継手の構成

これまでの研究で提案された曲げ抵抗継手（以下、本論文で「鋼板挿入型継手」と呼ぶ）の構成を図1-1に示す。2本の木材を1部材として間に鋼板を挟み込む形で部材間を接合する構成での利用を想定し、木材に105角スギ製材、鋼板に板厚6.0mmのSM490材の使用した場合を想定する。2本の木材とそれに挟み込まれた鋼板は、一般構造用鋼管と高力ボルトを用いた接合方法⁵⁾で一体化する（以下、本論文でこの木材と鋼板の接合部を「一体化接合部」と呼ぶ）。この一体化接合部での木材と鋼板の応力伝達は、木材に挿入された鋼管を介した支圧により行われる。

図1-1には提案継手の曲げモーメント伝達機構を示した。継手により接合される木部材の図中Z軸まわりの材端曲げモーメントは、材端2か所の一体化接合部で材軸直交方向のせん断偶力により鋼板へ伝達され、同様に他方の木部材に伝達される。従って一体化接合部には木材繊維直交方向のせん断力が作用するが、同せん断力による一体化接合部まわりの木材割裂破壊よりも鋼板の強軸まわりの曲げモーメントによる降伏を先行させることで、継手の曲げ抵抗性能に靱性を確保することができる。また木材の特徴である材料強度のばらつきに対して、鋼板挿入型継手ではこのばらつきに依存しない安定した耐力確保が可能である。

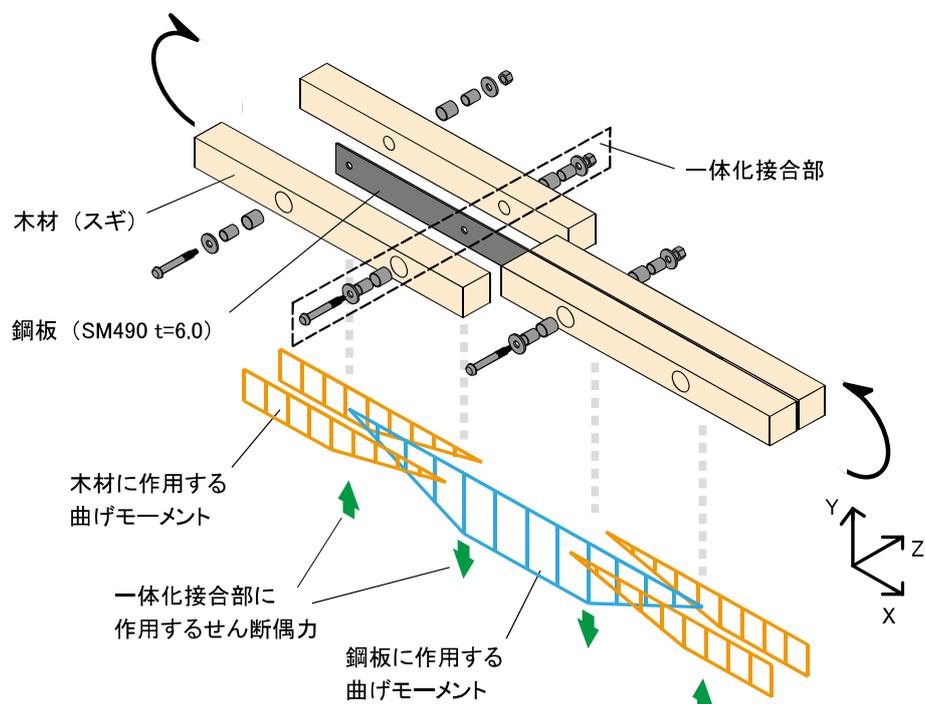


図1-1 鋼板挿入型継手の構成とモーメント伝達機構

1.2.2 一体化接合部の構成

一体化接合部の構成を図1-2に示す。2本の木材に直径43mmの孔を設け、径の異なる2つの鋼管（STK400）を重ねて挿入する。孔の深さは、座掘錐を用いて調整し、42mmとしている。径の大きい鋼管（「外側鋼管」と呼ぶ）の直径は42.7mm、板厚は2.3mmであり、径の小さい鋼管（「内側鋼管」と呼ぶ）の直径は34.0mm、板厚は3.2mmである。大型座金を介して高力ボルトで2本の木材に挿入された両鋼管を締付け、木材と鋼板を一体化する。これにより、鋼板が強軸まわりの曲げモーメントが作用した際の局部座屈および横座屈を拘束する。ここで内側鋼管の高さは木孔深さと同じ42mmであるが、外側鋼管の高さはそれより1mm高い43mmである。これにより、高力ボルト締付け時、まず外側鋼管のみがボルト軸力を負担し、塑性座屈して直径方向に拡大する方向に変形する。このとき木孔と外側鋼管間の間隙が埋まり、木材と鋼板のずれ方向のガタが縮減される。外側鋼管が圧縮され材軸方向に短くなると、内側鋼管に座金が接触する。接触後外側鋼管と内側鋼管がともにボルト軸力を負担し内側鋼管の塑性化以前にトルシア形高力ボルトの導入軸力と釣り合う。

一体化接合部の特徴として、簡易な施工方法で木材と鋼板間のガタが縮減できること以外に、経時での木材の変形がボルト軸力の低下に影響しないことが挙げられる。これはボルト軸力を全て鋼管と鋼板が負担する機構としているためである。

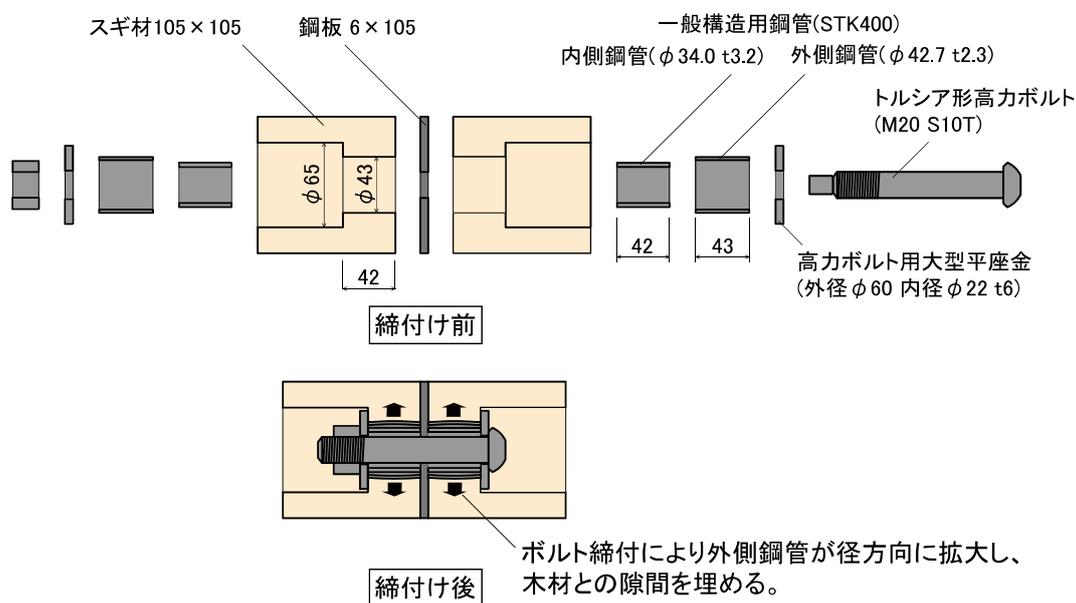


図1-2 一体化接合部の構成

1. 3 本論文の概要と構成

鋼板挿入型継手に関して、これまでの研究で継手を構成する一体化接合部の木材繊維直交方向せん断力に対する評価⁶⁾、および継手の実験および有限要素法解析による曲げ抵抗性能の評価^{7,8)}を行った。ただし有限要素法解析において継手の挙動のモデル化が不完全であることや、実験での継手の曲げ剛性評価および崩壊形の解析的評価等がなされていなかった。本論文ではそれらの課題に対して検討を行い、提案した継手の曲げ抵抗性能を整理する。また、鋼板挿入型継手では、崩壊形を鋼板曲げ降伏先行とするために使用する鋼板の長さが木部材に対して比較的長くなる。そこで継手の靱性や木材の材料強度に依存しない耐力確保より経済性の向上を重視した場合の曲げ抵抗接合方法の提案として、鋼板を用いない継手工法を新たに提案し（以下、本論文で提案継手を「相欠き型継手」と呼ぶ）、その挙動と曲げ抵抗性能を実験および解析から評価する。

本論文の構成と各章の概要を以下に示す。

第1章 序論

研究の背景と目的、および木造曲げ抵抗接合工法の既往工法に対する、提案継手工法の新規性について述べる。既往の研究で提案した鋼板挿入型継手の構成と機構を説明する。また本論文の構成を示す。

第2章 鋼板挿入型継手の曲げ性能評価実験の解析的性能評価

既往の鋼板挿入型継手の曲げ性能評価実験を有限要素法による数値解析モデルで表現する。実験結果に対する解析の精度確認を行うとともに、実験における継手の崩壊形や継手部での木材間の接触の影響および一体化接合部の性能が継手の性能に及ぼす影響について解析的に評価する。

第3章 相欠き型継手の提案と性能評価実験

提案する相欠き型継手の構成と機構を説明する。相欠き型継手に用いる一体化接合部の構成について実験と解析より検討する。相欠き型継手の性能評価を行うため、予備実験として1体の試験体に対して4点曲げ実験を行う。

第4章 相欠き型継手の有限要素解析

前章の相欠き型継手の実験を有限要素法による数値解析モデルで表現する。実験結果に対して、継手部で木材間に作用する摩擦を考慮しない場合での解析の精度確認を行う。また接触部の隙間が継手の性能に及ぼす影響について解析的に評価する。

第5章 結論

本論文における研究成果の総括を行う。

第 2 章 鋼板挿入型継手の曲げ性能評価実験の解析的評価

2.1 実験概要

2.2 解析概要

2.3 解析結果と考察

2.3.1 実験に対する解析の精度

2.3.2 崩壊形の評価

2.3.3 木材間の接触による影響と解析での耐力低下機構

2.3.4 一体化接合部せん断剛性による影響

2.3.5 木材の異方性の影響

2. 1 実験概要

本節では既往の研究で行った継手の曲げ性能評価実験⁷⁾の試験体および試験方法について説明する。図2-1に試験体図を示す。木材は105角スギ無等級材、鋼板は6×105mmのSM490材とし、一体化接合部に用いる鋼管とボルトの仕様は第1章で示した図1-2と同様である。木材1本あたりの長さは1250mmであり、試験体中央で木材同士を隙間無く接触させ、全長2500mmの試験体とした。ただし、接触面で完全に密着するような加工は特に施していない。鋼板の長さは1500mmであり、中央から250mmと700mmの位置にそれぞれ一体化接合部を設けて4本の木材を接合している。1本の木材に対して一体化接合部と木材端部の距離（端距離）は250mmとしているが、これは外側鋼管径 $d(=42.7\text{mm})$ に対して $5.8d$ に相当する。既往の研究で行った一体化接合部実験⁶⁾では、端距離をパラメータとした一体化接合部の木材繊維直交方向せん断耐力の実験的検討が行われたが、 $5.8d$ は一定の耐力確保が確認できた範囲内である。

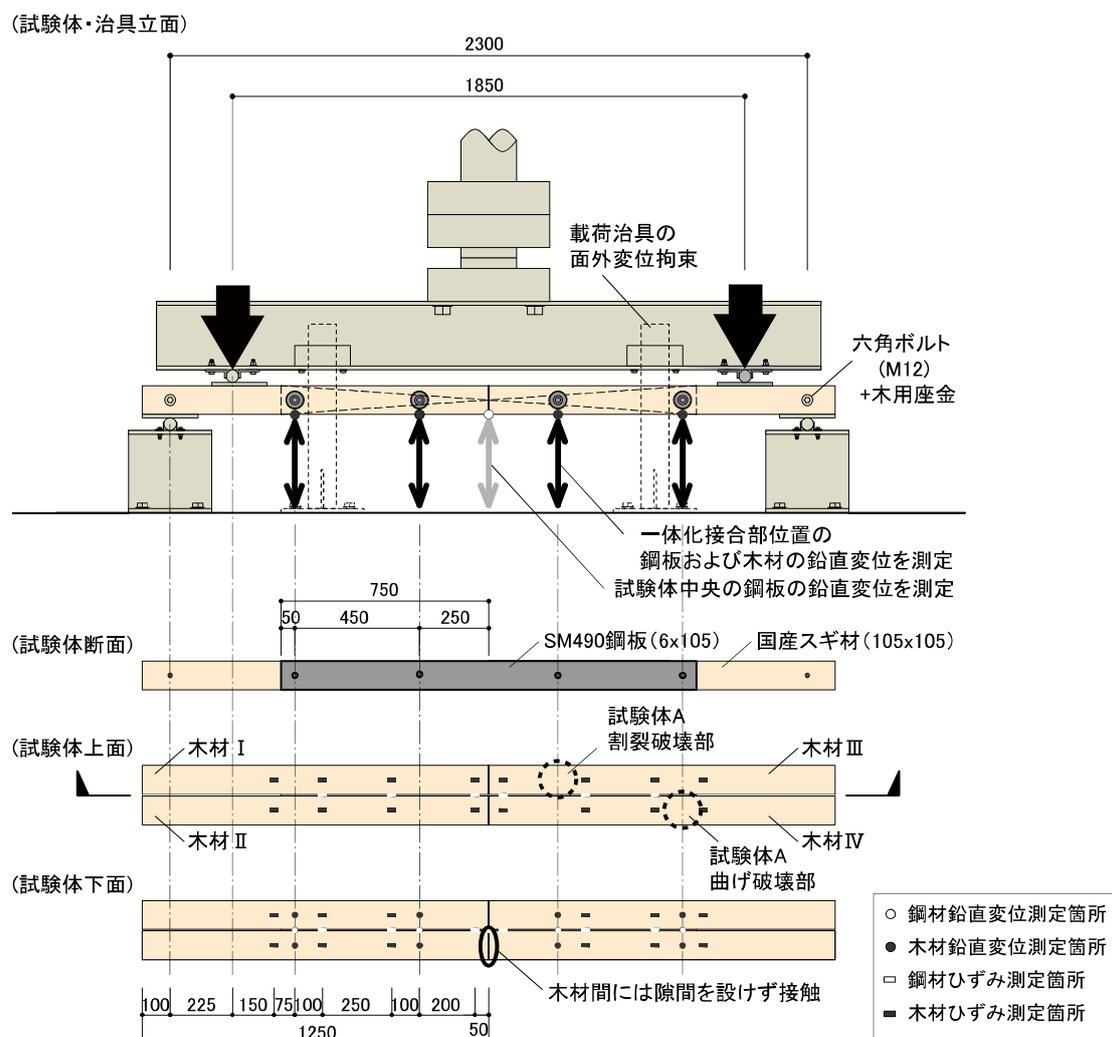


図2-1 試験体図と測定箇所

試験体両端から 100mm の位置でローラー支持し、さらに内側に 225mm の位置で油圧式サーボ加力機からの力が鉛直下方向に作用する構成とした。これにより継手部に一樣な曲げモーメントを作用させた。载荷スケジュールは、加力機からの载荷 5kN までの繰り返し载荷を 2 回実施後、一方向単調载荷により試験体の破壊もしくは試験体の変形が測定限界に至るまで载荷した。5kN までは 0.5kN/min の荷重制御とし、それ以降は 0.3kN/min の変位制御とした。

試験体の変位の測定については、図 2-1 中に示すとおり、4 か所の一体化接合部位置での木材と鋼板下端の鉛直変位、および試験体中央の鋼板下端の鉛直変位を測定した。また、木材と鋼板上下端の合計 40 か所の歪を測定した。

試験体数は 3 体で、全て同一の仕様とした。試験体に使用した木材について JIS Z 2101⁹⁾ に準拠して行った縦圧縮強度試験結果を表 2-1 に示す。継手試験体の使用木材は 4 本の製材から切り出されており、それらに対して試験を行った。材料の曲げ強度試験は実施していないが、表中には縦圧縮強度試験で得られた縦圧縮強さを用いて推定した曲げ強さを示した。この値は「木材工業ハンドブック」¹⁰⁾ に示されるスギ材の縦圧縮強さと曲げ強さの統計平均値の比から推定した。また、この推定曲げ強さを用いて 105 角の木材 2 本分の曲げ耐力の推定値を算出した。一体化接合部位置で座掘により欠損のある断面での曲げ耐力 M_{net} と欠損のない断面での曲げ耐力 M_{grs} の両方を表 2-1 に示した。なお、曲げ耐力は推定曲げ強さと断面係数の積により算出した。表 2-2 にはこれら 4 本の製材中から、3 体の継手試験体に使用した製材を示す。

表 2-1 木材の材料試験結果と推定曲げ耐力

木材名称	u [%]	ρ [g/cm ³]	E_c [N/mm ²]	σ_c [N/mm ²]	σ_b [N/mm ²]	M_{grs} [kNm]	M_{net} [kNm]
f	10.0	0.31	6764	39.6 (1.13)	[73.5] (1.13)	28.4	23.5
g	10.3	0.42	8978	51.8 (1.48)	[96.2] (1.48)	37.1	30.8
h	11.8	0.43	10075	57.4 (1.64)	[106.6] (1.64)	41.1	34.1
i	11.1	0.50	9644	49.1 (1.40)	[91.2] (1.40)	35.2	29.2
統計平均値				35.0	65.0	25.1	20.8
統計下限値				25.0	50.0	19.3	16.0

u : 含水率, ρ : 密度, E_c : 縦圧縮弾性係数

σ_c : 縦圧縮強さ ()内は統計平均値に対する比を示す。

σ_b : 曲げ強さ []内は推定値を示す。()内は統計平均値に対する比を示す。

M_{grs} : 欠損のない断面の 105 角木材 2 本分推定曲げ耐力

M_{net} : 欠損のある断面の 105 角木材 2 本分推定曲げ耐力

表 2-2 継手試験体の使用木材

	使用木材※			
	I	II	III	IV
試験体 A	f	f	f	g
試験体 B	h	h	h	g
試験体 C	i	i	i	g

※図 2-1 に示した木材番号

2. 2 解析概要

2.1節で示した継手曲げ実験を有限要素法¹¹⁾による数値解析モデルで表現した。解析モデルを図2-2に示す。部材の材軸方向と鉛直方向およびそれらと直交する構面外方向をそれぞれX, Y, Z方向とし、試験体中央での対称性を考慮して1/2モデルとした。木材と鋼板をそれぞれ板要素でモデル化し、両間の一体化接合部の位置に材軸方向(木材繊維方向)と繊維直交方向の相対変位に対する弾性ばねを設けた。ばね剛性は、既往の一体化接合部せん断実験結果^{5,6)}の平均値より、繊維方向では46.5kN/mm, 繊維直交方向では16.6kN/mmとした。繊維方向の値は、既往の実験で算出された鋼管高さ29mmでのせん断剛性の平均値32.1kN/mmを用いて、せん断剛性が鋼管高さに比例するとして、鋼管高さ42mmでの値を算出した(32.1kN/mm×42mm/29mm=46.5kN/mm)。

解析ではX方向とY方向の変位のみ考慮し、Z方向の変位は全て拘束した。従って鋼板の座屈は評価できていない。継手曲げ実験では、鋼板の座屈による構面外方向の変形は確認されたが、変形後も木材の押さえ込みによる変形拘束力は失われず、結果的に座屈が直接的に耐力低下を引き起こす要因とならなかったことから、これを解析で考慮しないこととした。鋼板について、試験体中央に相当する断面の節点に対して、X方向変位とZ軸まわりの回転を拘束した。また、継手部での木材間の接触を考慮するため、試験体中央位置に設けた垂直構面を超える方向(-X方向)の木材の変位をゼロに制約し、離れる方向(X方向)の変位を自由とした。

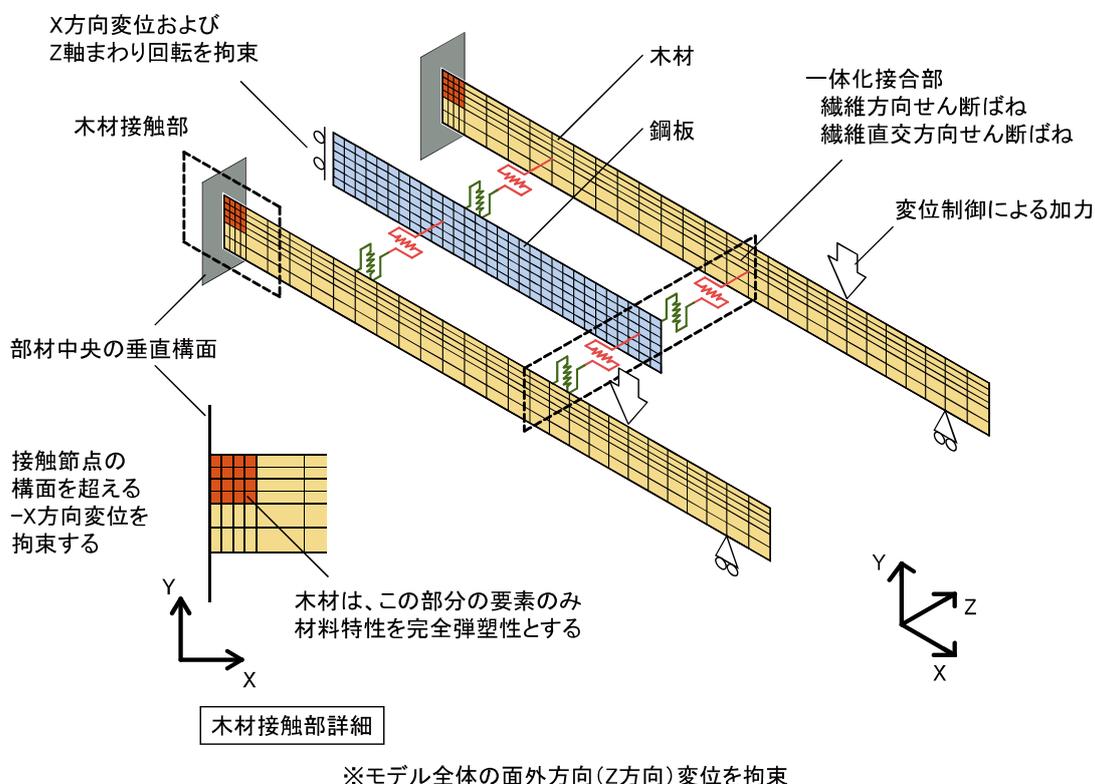


図2-2 解析モデル

鋼板の要素幅はX方向に25mm、Y方向に17.5mmとした。一方、木材は継手部での接触により局所的な変形が発生すると考えられる範囲の要素幅を小さくした。X方向は試験体中央の垂直構面から50mmまでを12.5mm、それ以外を50mmとした。Y方向は上半分を13.125mm、下半分を25mmとした。節点数と積分数は共に1要素につき4とした。

解析モデルに入力した鋼材と木材の材料特性を図2-3、図2-4に示す。鋼材の材料特性について、JIS Z 2241¹²⁾に準拠し実験に用いる鋼材の材料試験を行ったところ弾性係数は210kN/mm²、降伏応力度は380kN/mm²、引張強さは556kN/mm²であった。引張強さを与える歪は約10%であり、それより大きい歪では引張強さを維持すると仮定してトリリニア型の材料特性モデルとした。一方、木材は等方性弾性材とし、弾性係数は実験使用木材の縦圧縮試験結果(表2-1)の平均値より9kN/mm²とした。ただし、継手部で直列する木材間の接触による木材めり込み降伏を考慮して、図2-2に示す試験体中央上部の要素のみ完全弾塑性モデルとした。降伏応力度は「木質構造設計規準」¹³⁾に示されるスギ材の繊維方向支圧強度の公称値を用い19.4N/mm²とした。木材の異方性については考慮していないが、繊維直交方向の変形は主として一体化接合部まわりで発生すると考えられ、これについては接合部ばね剛性の設定時に評価できていると考えた。異方性の影響については、2.3節にて示す。解析は変位制御による増分解析とした。

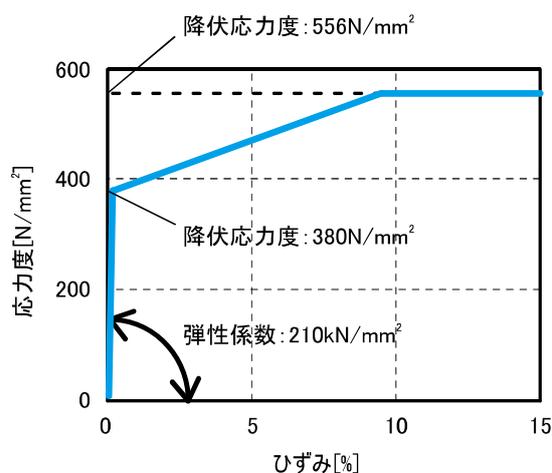


図 2-3 鋼材材料特性

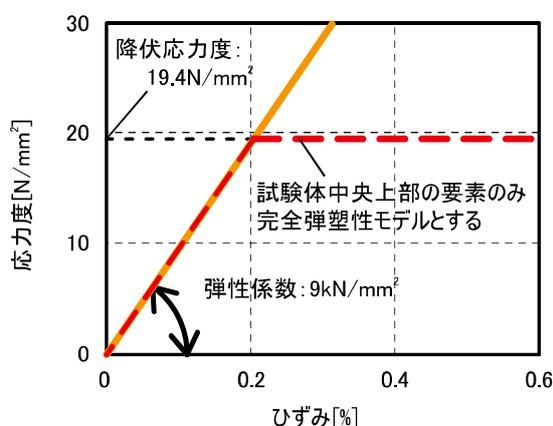


図 2-4 木材材料特性

2. 3 解析結果と考察

2.3.1 実験に対する解析の精度

図 2-5 に実験および解析で得られた継手の M- θ 関係を示す。図中の解析結果には、後述する解析の検討結果も重ねて示している。M は試験体に作用する一様な曲げモーメントであり、 θ は継手の回転角で、図 2-6 に示すように、4 か所の一体化接合部位置での木材下端の鉛直変位を用いて定義した。実験における M は加力機反力の半分に载荷点と支持点間の距離である 225mm を乗じた値としているが、解析での M は荷重の合計に、载荷点と支持点間距離を、試験体の変形による距離の変動を考慮して乗じた値とした。

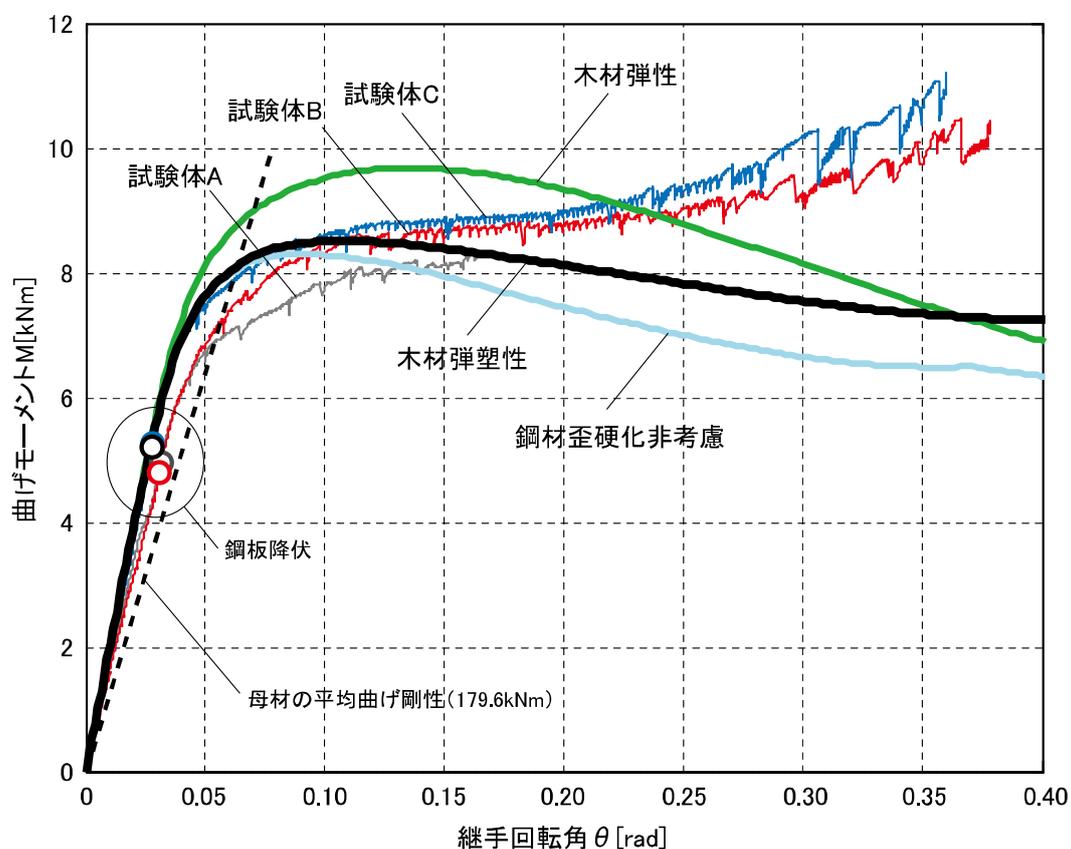


図 2-5 M- θ 関係 (実験と解析の比較)

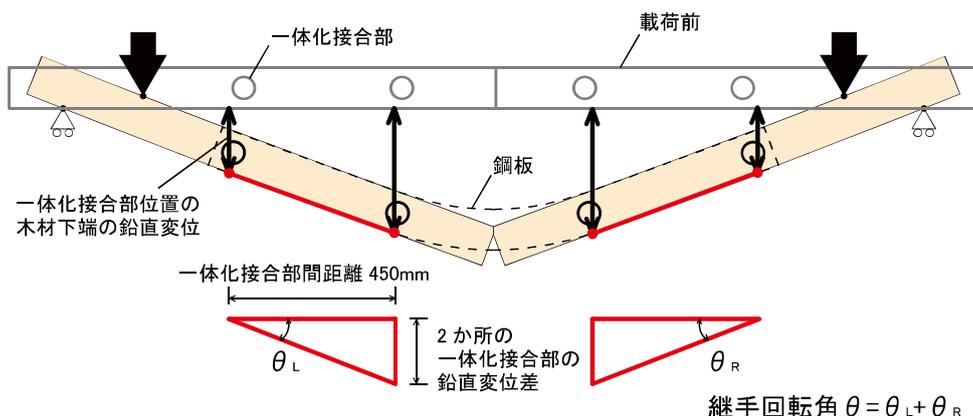


図 2-6 継手回転角 θ の定義

実験では3体の試験体ともに測定限界に至るまで木材の破壊が確認されず、 $M=4.8\text{--}5.3\text{kNm}$ で鋼板の降伏が発生し、その後鋼板の降伏の進行により $\theta=0.10\text{--}0.20\text{rad}$ の範囲では耐力がほぼ一定で $M=7.7\text{--}9.0\text{kNm}$ である。さらに $\theta=0.20\text{rad}$ 以降では耐力が再び上昇している。鋼板降伏の判定は、前述した試験体使用鋼材の材料実験で得られた弾性係数および降伏応力度から、歪ゲージの測定値が 1800μ に達した時点とした。一方、解析では $M=5.2\text{kNm}$ で試験体中央の鋼板下端が降伏し、 $M=6.5\text{kNm}$ で同位置の上端が降伏した。その後 $M=8.5\text{kNm}$ で最大耐力に達し、それ以降は耐力が低下した。 $\theta=0.15\text{rad}$ 以下の範囲では、実験と解析の $M-\theta$ 関係の良好な対応が確認できる。 $\theta=0.15\text{rad}$ 以上で実験と異なり解析で耐力低下する機構については2.3.3節にて後述する。

ここで、継手部を一樣断面部材と仮定した場合の等価弾性曲げ剛性を $M-\theta$ 関係から算出して $(EI)_{eq}$ と定義する。また、鋼板降伏時の継手の曲げ耐力を降伏耐力 M_y と定義し、 $\theta=0.10\text{rad}$ 時（継手部の部材回転角差5%時）の継手の曲げ耐力を限界曲げ耐力 M_u と定義する。表2-3には $(EI)_{eq}$ 、 M_y 、 M_u の実験値と解析値を示した。これらの実験値と解析値を比較すると、 $(EI)_{eq}$ の解析値は3体の試験体の実験平均値の122%、 M_y では104%、 M_u では104%であり、 M_y と M_u については比較的両者は整合した。 $(EI)_{eq}$ の解析値が実験値に対して過大な評価であるが、これは解析で木材の異方性を考慮してないことの影響であると考えられる。これについては2.3.5節にて後述する。

表 2-3 実験結果および解析結果

	$(EI)_{eq}$ [kNm ²]	M_y [kNm]	θ_y [rad]	M_u [kNm]
試験体 A	213.7	5.0	0.031	7.7
試験体 B	213.4	4.8	0.031	8.3
試験体 C	250.0	5.3	0.028	8.6
木材弾塑性・鋼材歪硬化考慮	274.4	5.2	0.027	8.5
木材弾性・鋼材歪硬化考慮	274.0	5.2	0.027	9.6
木材弾塑性・鋼材歪硬化非考慮	274.5	5.2	0.027	8.3

$(EI)_{eq}$: 一樣断面を仮定した場合の等価弾性曲げ剛性

M_y : 鋼板降伏時曲げ耐力, θ_y : 鋼板降伏時の継手回転角, M_u : 限界曲げ耐力

実験で得られた継手の曲げ剛性および曲げ耐力を、木材 2 本分の母材での値と比較する。表 2-1 に示した、材料試験で得られた試験体使用木材の弾性係数を用いて母材の曲げ剛性の平均値を算出すると 179.6kNm^2 である。また、同表に示される母材の曲げ耐力 M_{grs} の平均値は 35.5kNm である。これらの値を用いると、継手の曲げ剛性の実験平均値は母材の 126% と同等以上であり、曲げ耐力の解析値では 24% となった。

解析では $M=3.8\text{kNm}$ で継手部において木材接触部がめり込み降伏した (図 2-7)。接触部を含めて木材を弾性係数 9kN/mm^2 の弾性材料とした場合の解析を別途行ったところ、 $(EI)_{\text{eq}}$ 、および M_y の値はほぼ変化しなかったが、 M_u は 11% 上昇した。図 2-5 で実験結果と比較すると、 θ が 0.04rad を超えた付近から解析での耐力が実験値を上回っている。木材接触部での木材のめり込み降伏を考慮した場合の方が、 $\theta = 0.15\text{rad}$ 以下の範囲で良好な精度で実験と対応することから、実験において木材接触部での木材めり込み降伏の発生が推定できる。実験の試験体を実験終了後に解体したところ、木材の接触部の上部 1cm ほどに年輪に沿って凹凸が生じていた (図 2-8)。凹凸部を観察すると、木材中で細胞密度の低い早材部分が潰れていた。

また、鋼材の歪硬化を考慮せず、材料特性を弾性係数 210kN/mm^2 、降伏応力度 380N/mm^2 の完全弾塑性モデルとした場合の解析も行った。歪硬化を考慮した場合と比較して $\theta = 0.07\text{rad}$ 付近まで継手の荷重-変形関係に変化はなかったが、 $\theta = 0.09\text{rad}$ で荷重の低下が生じ、歪硬化の考慮によって $M-\theta$ 関係の実験結果との対応の精度が向上することを確認した。ただし歪硬化の考慮に関わらず θ が十分大きくなると荷重の低下が生じ、実験で見られた $\theta = 0.20\text{rad}$ 以降での耐力の増加は鋼材の歪硬化によるものではないと考えられる。実験での耐力増加の理由は明確ではないが、木材接触部での木材のめり込みにより歪が十分大きくなってから強度が増大した可能性などが考えられる。

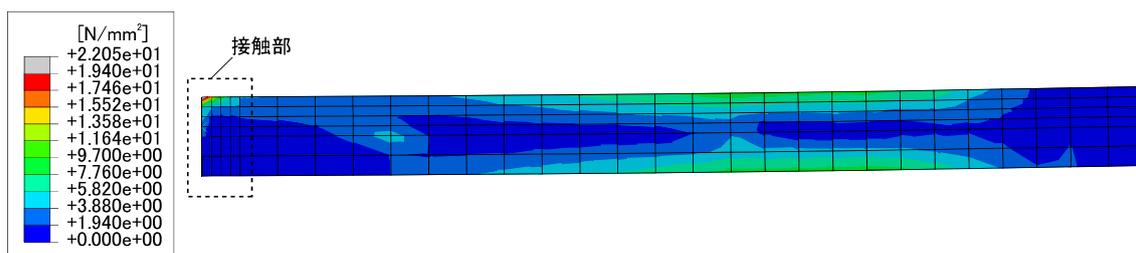


図 2-7 木材 $M=3.5\text{kNm}$ 時 ミーゼス応力度図



図 2-8 試験体解体後の木材接触部の損傷状況

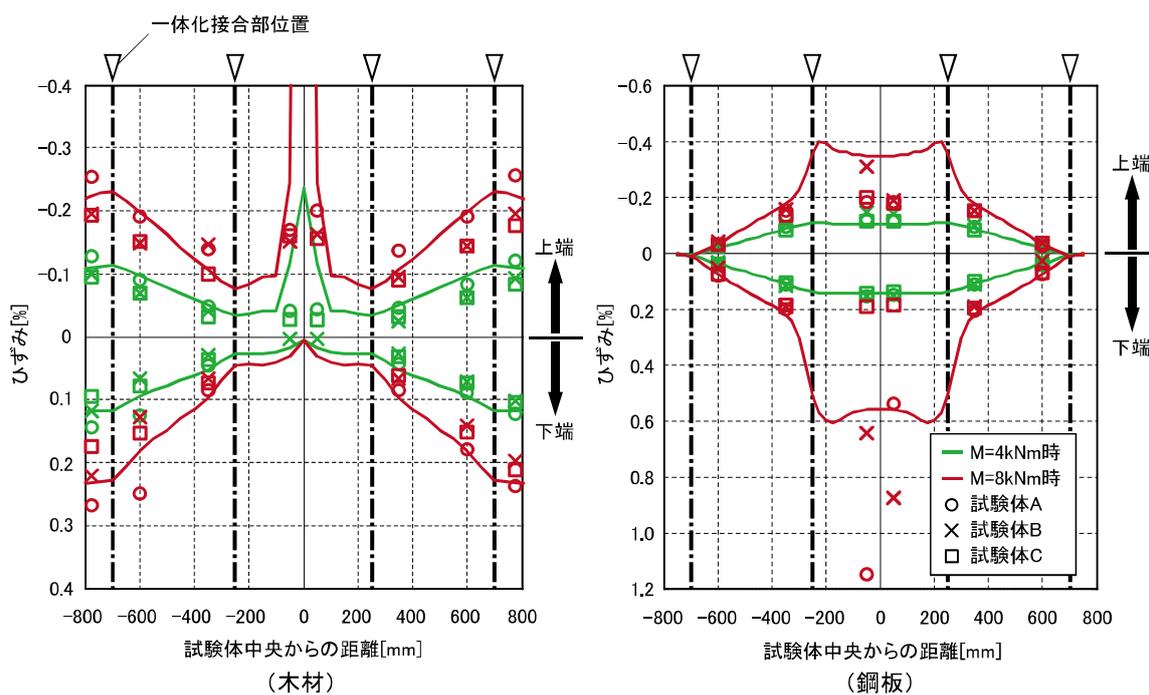


図 2-9 木材・鋼板の上端と下端の歪分布の推移

図 2-9 に木材と鋼板の上下端の実験と解析の歪の推移を示す。木材の実験値は鋼板両側の木材 2 本の歪ゲージの測定値の平均である。木材の歪について実験値と解析値が整合した。一方鋼板の歪では、降伏後の M=8kNm 時では歪が大きくなり、試験体中央付近で実験値がばらつき、解析値との乖離が見られるものの、より小さい荷重時では両者は整合した。

2.3.2 崩壊形の評価

2.3.2.1 実験の解析的評価

実験では3体の試験体全てにおいて、崩壊形として一体化接合部に作用するせん断力により引き起こされる木材割裂破壊より鋼板の曲げ降伏が先行したが、解析的に継手に十分な靱性が確保できているか確認する。図2-10に試験体中央側と外側の一体化接合部の繊維直交方向のせん断力および継手部の木材接触力の材軸直交成分の推移を示す。図2-11に示すように、継手部の木材接触力は継手の変形に伴い材軸直交成分が生じる。内側接合部せん断力は、外側接合部せん断力と接触力材軸直交成分の和となり、解析でこの関係が概ね成立していることを確認した。この接触力材軸直交成分は鋼板が降伏した $\theta = 0.03\text{rad}$ 付近から θ にほぼ比例して増大し、 $\theta = 0.30\text{rad}$ で約6kNとなった。

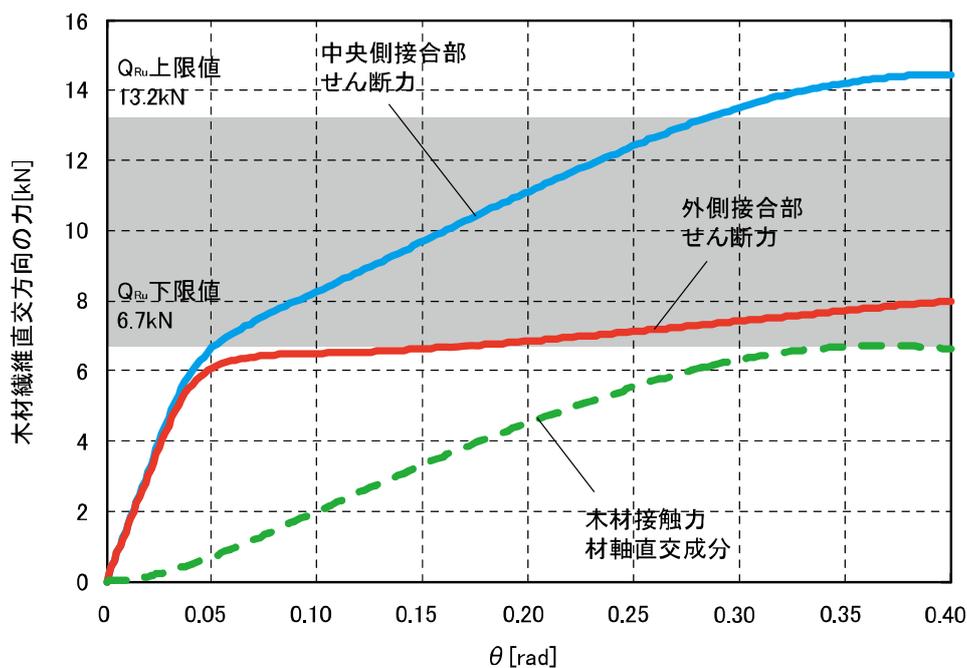


図2-10 木材繊維直交方向の力の推移

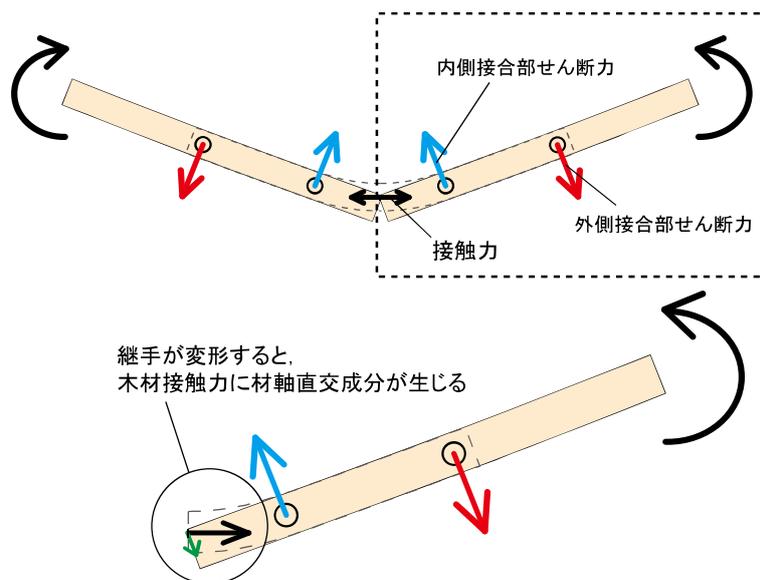


図 2-11 木材に作用する繊維直交方向の力

図 2-10 には試験体の一体化接合部終局せん断耐力 Q_{Ru} の値の範囲を示した。一体化接合部終局せん断耐力は、既往の研究で行った一体化接合部実験⁶⁾より、「接合部設計マニュアル」¹⁴⁾中の木材割裂破壊荷重評価式（以下の(1)式）の算定値で概ね評価可能であることを示した。試験体使用木材 4 本の密度は $0.31\text{--}0.50\text{g/cm}^3$ であり、これを用いて(1)式より Q_{Ru} を算出すると $6.7\text{--}13.2\text{kN}$ となった（表 2-4）。

$$P_v = 2(0.03959\rho - 4.438)h_p \sqrt{\frac{h_e}{1 - h_e/h}} \quad (1)$$

h_p : 有効木材幅（本試験体の場合 42mm）, h_e : 縁距離（同 52.5mm）, h : 梁成（同 105mm）

ρ : 木材密度 (kg/m^3)

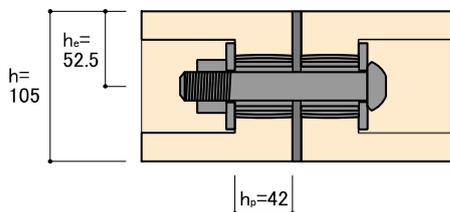


図 2-12 一体化接合部断面

表 2-4 木材ごとの一体化接合部終局せん断耐力

木材名称	u [%]	ρ [g/cm^3]	Q_{Ru} [kN]
f	10.0	0.31	6.7
g	10.3	0.42	10.5
h	11.8	0.43	10.8
i	11.1	0.50	13.2

u : 含水率, ρ : 密度

Q_{Ru} : 各木材を使用した場合の一体化接合部終局せん断耐力

内側接合部せん断力は外側接合部せん断力に対し接触力材軸直交成分だけ大きい、接触力材軸直交成分は木材の割裂を防止する方向に作用するため、割裂を誘発する木材繊維を引裂く方向の力は外側接合部せん断力と一致すると考えられる。外側接合部せん断力は、継手の降伏曲げ耐力時の $\theta = 0.027\text{rad}$ 時では 4.1kN で Q_{Ru} の下限値（使用木材中、「木材 f」での Q_{Ru} 値）の 61%である。これより実験で木材割裂より鋼板降伏が十分先行していることが確認できる。一方、限界曲げ耐力時の $\theta = 0.10\text{rad}$ では外側接合部せん断力は 6.4kN で Q_{Ru} の下限値に達していないものの Q_{Ru} の下限値の 96%である。「木材 f」は実験で 3 体の試験体中「試験体 A」に使用しており（2.1 節 表 2-2）、実験では確認されなかったが、この試験体で継手の限界耐力が一体化接合部での木材割裂により決定した可能性が十分考えられる。

なお、「木材 f」の弾性係数は 6.8kN/mm^2 であり、解析では 9kN/mm^2 とした。木材の弾性係数が外側接合部に生じるせん断力に与える影響を確認するため木材の弾性係数を 6.8kN/mm^2 として解析を行ったところ、 $M-\theta$ 関係はほぼ変化なかった（図 2-13）。木材の弾性係数のばらつきが継手の曲げ抵抗性能に与える影響は比較的軽微であることが確認できる。また、試験体 A の木材接触部でのめり込み降伏時の応力度が、解析で用いたスギ材の繊維方向支圧強度 19.4N/mm^2 より低い場合を想定して、接触部での木材の降伏応力度を同値の半分の 9.7N/mm^2 とした解析結果を同図に示した。図 2-14 にはこの場合の一体化接合部発生せん断力および木材接触力の材軸直交成分の推移を示す。木材の降伏応力度を半減したことにより M_u が 8%低下した。また木材接触力材軸直交成分は $\theta = 0.30\text{rad}$ で約 4kN となり、木材降伏応力度の半減で 33%ほど低下したが、外側接合部の推移にほぼ変化なかった。以上より、木材の弾性係数と降伏応力度が外側接合部に与える影響は少ないことが確認できる。

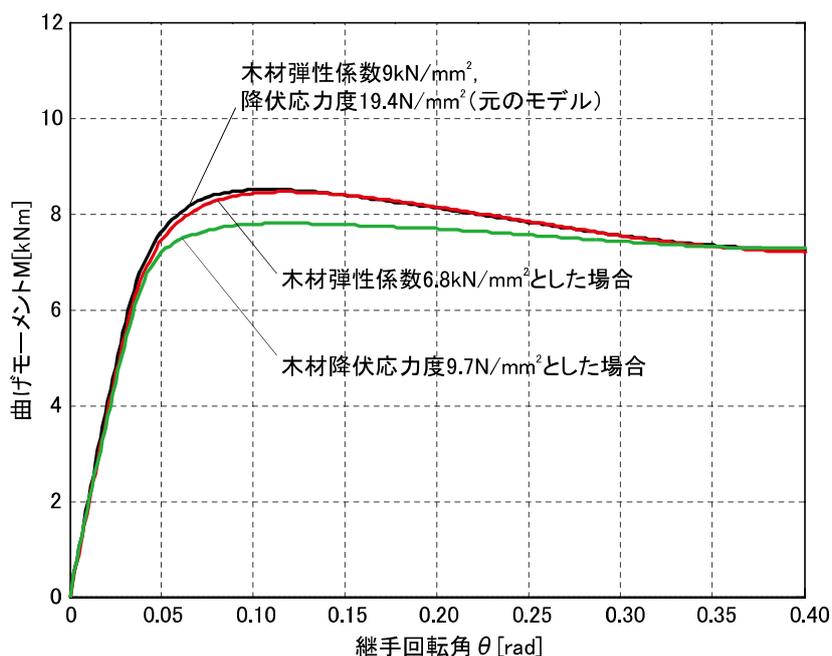


図 2-13 M-θ 関係（木材弾性係数と降伏応力度の影響）

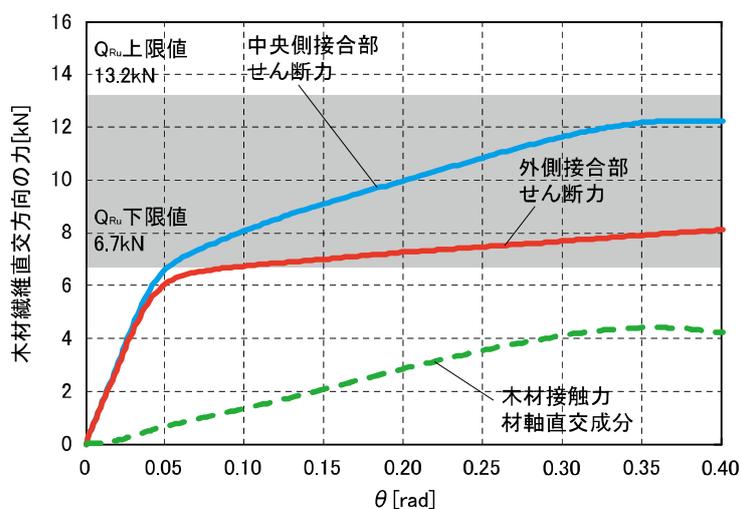


図 2-14 木材に作用する繊維直交方向の力（木材降伏応力度を半減した場合）

表 2-5 解析結果（木材弾性係数と降伏応力度の影響）

	$(EI)_{eq}$ [kNm ²]	M_y [kNm]	θ_y [rad]	M_u [kNm]
元のモデル	274.4	5.2	0.027	8.5
木材弾性係数 6.8kN/mm ² とした場合	258.3	5.1	0.028	8.4
木材降伏応力度 9.7N/mm ² とした場合	251.4	5.0	0.028	7.8

$(EI)_{eq}$, M_y , θ_y , M_u : 表 2-3 と同様

2.3.2.2 継手の耐力と靱性の安定性向上を意図した場合の改良

木材の材料強度のばらつきに依存しない継手の限界耐力と靱性確保を意図した場合には、 Q_{Ru} の下限値に対して、継手の限界曲げ耐力時の外側接合部せん断力に十分余裕度が確保される必要がある。この余裕度の確保のための継手の改良案を表 2-6 に示す。改良の方針としては、(i) 一体化接合部に発生するせん断力を低減させる方針 および (ii) 一体化接合部耐力を上げる方針 の2つが考えられる。(i) の方針について具体的な方法としては、使用する鋼板の断面を小さくし継手の限界曲げ耐力を低減させ、それに伴い限界曲げ耐力時の一体化接合部発生せん断力も低減させる方法、または部材の材端 2 か所の一体化接合部間の距離を長くすることで、木材と鋼板間の曲げモーメント伝達の際に発生する一体化接合部のせん断偶力を低減させる方法がある。ただし後者の方法では継手に使用する鋼板の長さが長くなるため経済性の観点では改良前に劣る。一方、(ii) の方針については、木材割裂破壊荷重評価式 ((1)式) における木材有効幅を大きくする、すなわち一体化接合部における木材の座掘高さを大きくできるか検討することとなる。

表 2-6 継手の耐力・靱性安定性向上を意図した場合の改良案

方針	具体的な改良方法	曲げ耐力	経済性
(i) 発生せん断力を低減させる	・鋼板厚を薄くする	△	◎
	・一体化接合部間距離を大きくする	○	△
(ii) 一体化接合部耐力を上げる	・座掘高さを大きくする	○	△

(i) 一体化接合部に発生するせん断力を低減させる方針とした場合

実験の試験体での鋼板厚を 4.5mm に薄くした場合と、一体化接合部間距離を 600mm に長くした場合の解析を行った。図 2-15 にそれらの場合の $M-\theta$ 関係を、図 2-16 に木材に作用する繊維直交方向の力の推移を示す。鋼板厚を 4.5mm に薄くした場合には、 M_u が 22%低下し、それに伴い M_u 時の $\theta=0.10\text{rad}$ における外側接合部せん断力は 4.6kN で、 Q_{Ru} 下限値の 69%となった。一方、一体化接合部間の距離を 600mm とした場合は、 $\theta=0.10\text{rad}$ における外側接合部せん断力は 4.7kN で、 Q_{Ru} 下限値の 70%となった。よってこれら 2 つの場合で木材の材料強度のばらつきに依存しない継手の限界耐力と靱性が十分確保できることが確認できた。

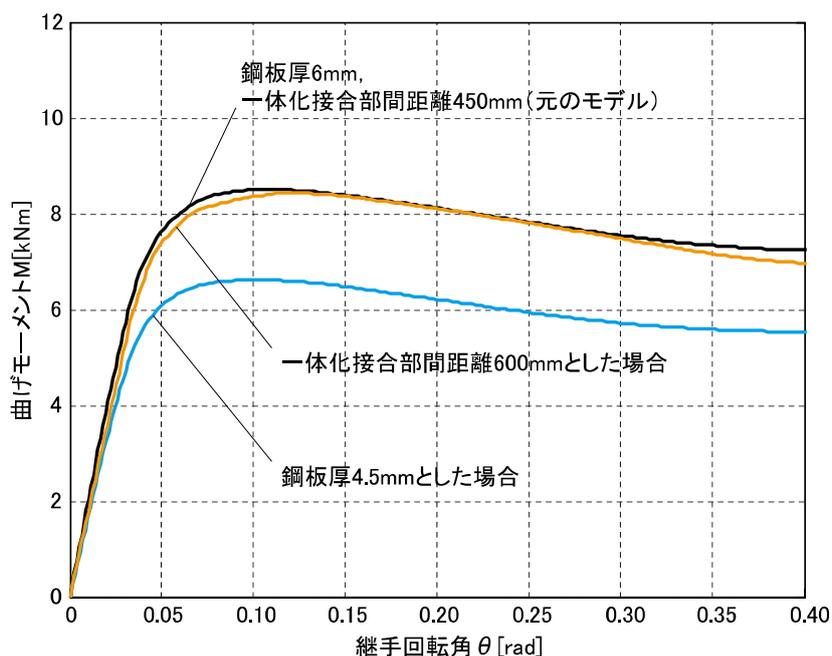


図 2-15 M-θ 関係（鋼板厚と一体化接合部間距離変更）

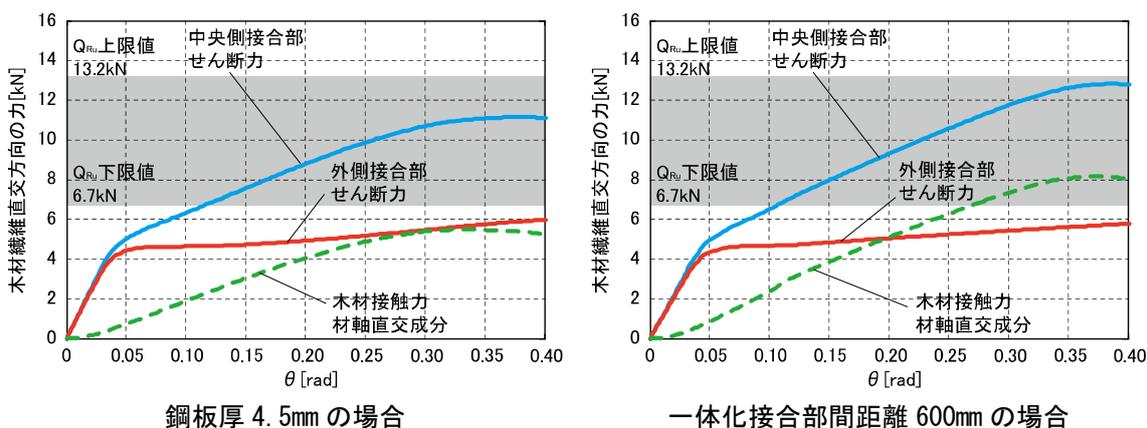


図 2-16 改良後の木材に作用する繊維直交方向の力

表 2-7 解析結果（鋼板厚と一体化接合部間距離変更）

	$(EI)_{eq}$ [kNm ²]	M_y [kNm]	θ_y [rad]	M_u [kNm]
元のモデル	274.4	5.2	0.027	8.5
鋼板厚 4.5mm とした場合	228.6	4.1	0.026	6.6
一体化接合部間距離 600mm とした場合	296.7	6.1	0.036	8.4

(EI)_{eq}, M_y, θ_y, M_u : 表 2-3 と同様

(ii) 一体化接合部耐力を上げる方針とした場合

一体化接合部における木材の座掘高さを大きくするため、一体化接合部を構成する高力ボルト、内側鋼管、外側鋼管の材種と寸法等について検討した。実験の試験体で用いた M20 トルシア形高力ボルトでは、流通材中でボルト長さが最長のものの締付け可能幅は 100mm であるが、内側鋼管の高さを 42mm、鋼板厚が 6mm であり、同径のボルトを用いる場合にはこれ以上座掘高さを大きくすることはできない。より径の大きいボルトではよりボルト長さの長いものが流通材として存在するため、ボルト径を大きくして座掘高さを大きくすることとした。ただしボルト径が大きくなると、ピンテール破断時の導入軸力が増加するため、それに伴い内側鋼管と外側鋼管の材種と寸法の検討の必要がある。

表 2-8 に検討の結果を示す。ボルトは M24 を使用することとし、M24 の導入軸力の範囲¹⁵⁾で外側鋼管のみが塑性座屈するよう内側鋼管と外側鋼管の材種と寸法を決定した。変更前の両鋼管の材種は STK400 で材料試験より得られた降伏応力度は内側鋼管では 396N/mm²、外側鋼管では 383N/mm²で、基準値に対してそれぞれ 1.7 倍、1.6 倍であった。変更後は材種を STK490 としたが、実際の降伏応力度の基準値に対する比が同じと仮定して、STK490 での降伏応力度を推定し検討に用いた。変更後の座掘高さは変更前より 10mm 大きい 52mm となり、実験で密度が低かった「木材 f」に対応した一体化接合部終局耐力下限値 Q_{Ru} は 8.3kN と変更前の 1.2 倍となった。

表 2-8 一体化接合部構成要素の変更案

		変更前	変更後
ボルト	材種	トルシア形高力ボルト S10T	
	寸法	M20	M24
	最大締付け可能幅	100mm	120mm
	導入軸力	172-207kN	247-298kN
内側鋼管	材種	STK400	STK490
	寸法	φ34.0 t3.2	φ42.7 t3.2
	降伏応力度基準値	235N/mm ²	315N/mm ²
	降伏応力度 実験値	396N/mm ²	[531N/mm ²]*
	降伏軸力	118.4kN	210.9kN
外側鋼管	材種	STK400	STK490
	寸法	φ42.7 t2.3	φ48.6 t2.4
	降伏応力度 (基準値)	235N/mm ²	315N/mm ²
	降伏応力度 (実験値)	383N/mm ²	[513N/mm ²]*
	降伏軸力	105.1kN	178.6kN
座掘高さ		42mm	52mm
Q_{Ru} 下限値		6.7kN	8.3kN

*変更前の STK400 鋼管に対して行った材料試験結果と基準値の比より算出

図 2-17 に実験の試験体に対する解析での、木材に作用する繊維直交方向の力の推移に、一体化接合部の木材座掘高さを高くした場合での、試験体に用いた木材の密度の範囲に対応した一体化接合部終局耐力 Q_{Ru} の範囲を重ねて示す。変更後では、継手の限界曲げ耐力時の $\theta = 0.10\text{rad}$ で外側接合部せん断力は Q_{Ru} 下限値の 77% となり、木材の材料強度のばらつきに依存しない継手の限界耐力と靱性が十分確保できた。

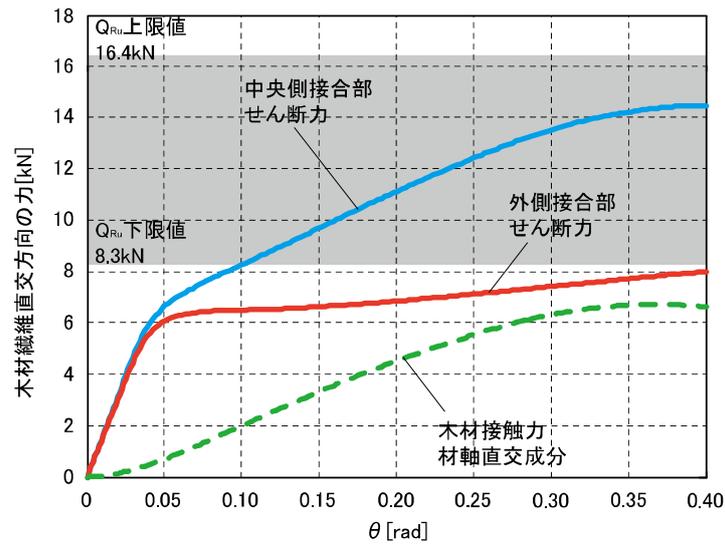


図 2-17 木材に作用する繊維直交方向の力と変更後一体化接合部耐力

2.3.3 木材間の接触による影響と解析での耐力低下機構

図 2-18 に解析で得た鋼板の試験体中央位置での断面の垂直応力度分布を示す。鋼板降伏前の $M=4\text{kNm}$ 時の中立軸は材軸より 7.1mm (部材成の 7%) 上方にあるのに対し、降伏後の $M=8\text{kNm}$ 時では 11.9mm (同 11%) 上方へ移行した。これより継手部での木材接触力増大に伴い中立軸位置が移行することが確認できる。図 2-19 には鋼板のミーゼス応力度分布の推移を示す。

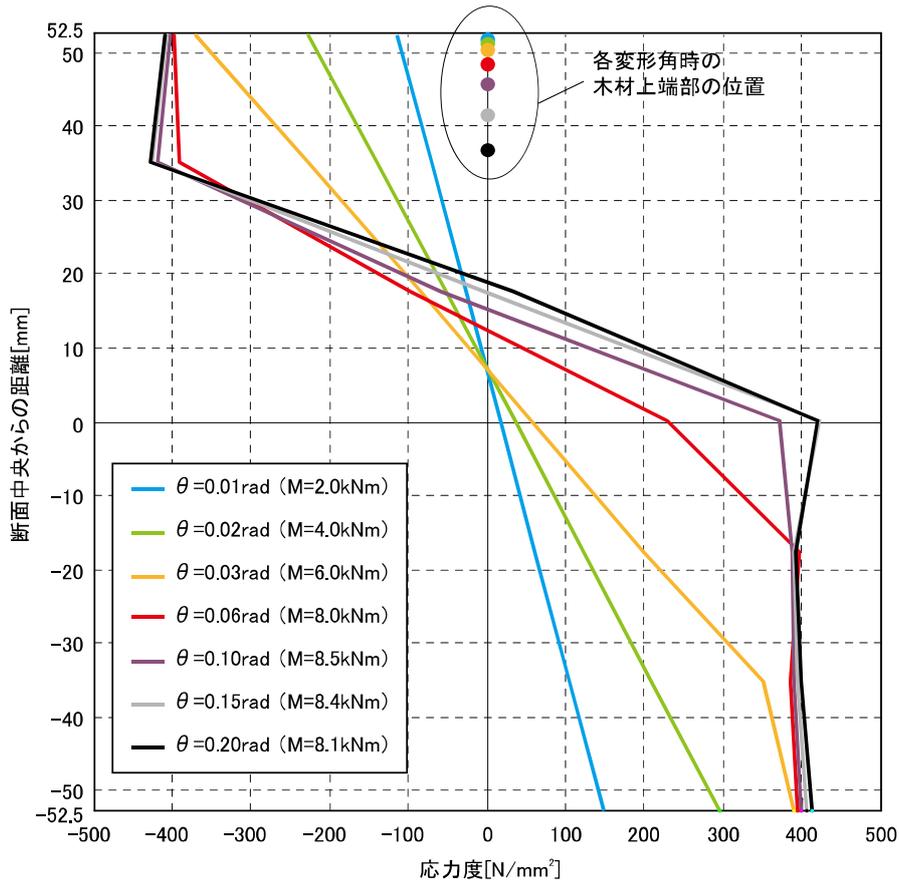


図 2-18 試験体中央位置での鋼板断面の垂直応力度分布

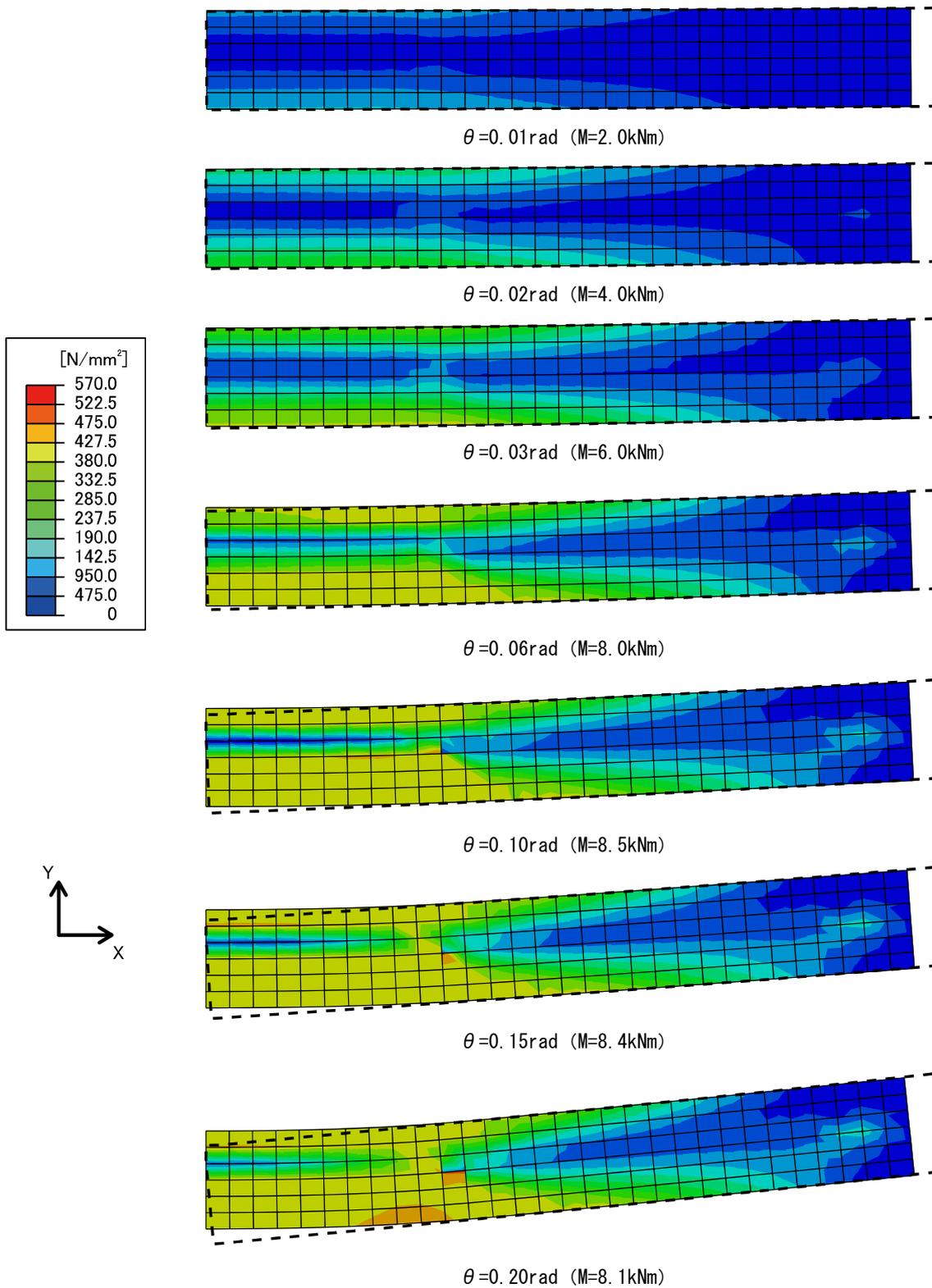


図 2-19 鋼板のミーゼス応力度推移 (破線は木材変形図を示す)

木材間の接触による継手の曲げ抵抗性能への影響を確認するため、接触を考慮しない場合について解析を行った。この解析では、試験体中央の垂直構面での木材の変位を拘束しないモデルとした。接触を考慮した場合と考慮しない場合の解析結果の比較を図 2-20 および表 2-9 に示す。接触を考慮しない場合では $M=4.2\text{kNm}$ で試験体中央の鋼板上下端が降伏した。また、2 つの解析結果で $(EI)_{eq}$, M_y , M_u の値を比較すると、木材間の接触により $(EI)_{eq}$ では 39%, M_y では 21%, M_u では 31%上昇することが分かる。

図 2-20 の $M-\theta$ 関係において、木材間の接触を考慮した場合には $\theta=0.12\text{rad}$ 以降、耐力が低下するが、接触を考慮しない場合には十分 θ が大きくなっても耐力低下することはない。図 2-19 中に木材の変形図を重ねて示した。試験体の変形の進行とともに、試験体中央での木材と鋼板のずれが進行している。これにより木材間の接触力の作用位置が試験体中央での中立軸位置に近づくことで、接触部での曲げモーメントの伝達分が低下するためと考えられる。図 2-10 中には接触部の試験体中央の木材上端の位置を示した。 $M=8\text{kNm}$ 時では試験体中央の木材上端と鋼板中立軸間の距離は 36.6mm であったが、その後耐力減少して $\theta=0.20\text{rad}$ 時には同距離は 18.7mm までに減少している。

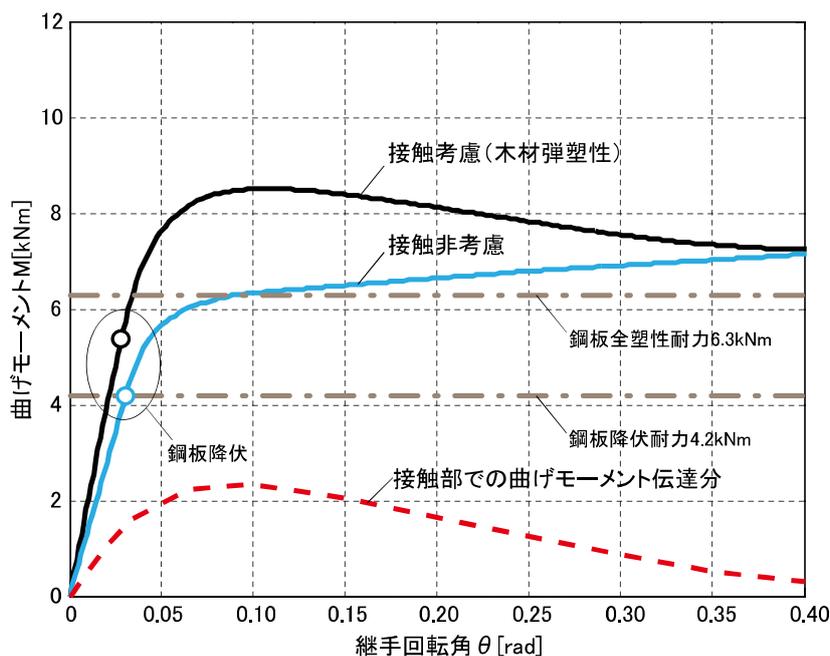


図 2-20 M— θ 関係 (接触考慮と非考慮の比較)

表 2-9 解析結果 (接触考慮と非考慮の比較)

	$(EI)_{eq}$ [kNm ²]	M_y [kNm]	θ_y [rad]	M_u [kNm]
接触考慮 (木材弾塑性)	274.4	5.2	0.027	8.5
接触非考慮	191.1	4.2	0.031	6.4

$(EI)_{eq}$, M_y , θ_y , M_u : 表 2-3 と同様

2.3.4 一体化接合部せん断剛性による影響

一体化接合部の繊維直交方向せん断剛性が継手の曲げ抵抗性能に及ぼす影響について確認するため、モデルに入力した一体化接合部繊維直交方向せん断ばねの剛性を元の半分の 8.3kN/mm として解析を行った。この場合の解析結果を元のモデルでの結果と合わせて図 2-21 および表 2-10 に示す。せん断剛性を半減したことによる $(EI)_{eq}$, M_y , M_u の低下はいずれも 5%以内であり、 $M-\theta$ 関係にはほぼ変化がなく、一体化接合部の繊維直交方向せん断剛性が継手の曲げ抵抗性能に与える影響は比較的軽微であることが確認された。

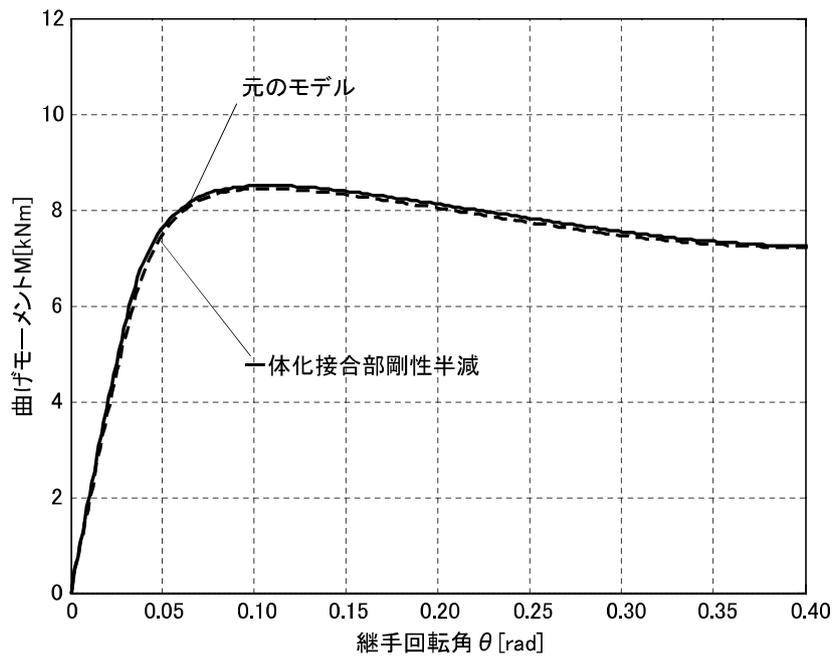


図 2-21 M—θ 関係（一体化接合部剛性の変更による比較）

表 2-10 解析結果（一体化接合部剛性の変更による比較）

	$(EI)_{eq}$ [kNm ²]	M_y [kNm]	θ_y [rad]	M_u [kNm]
木材弾塑性・接触考慮	274.4	5.2	0.027	8.5
一体化接合部剛性半減	259.9	5.2	0.029	8.4

$(EI)_{eq}$, M_y , θ_y , M_u : 表 2-3 と同様

2.3.5 木材の異方性の影響

木材の材料強度の異方性について、これまでの検討では考慮しないこととしたが、ここで異方性を考慮した解析を行い、異方性による継手の曲げ抵抗性能への影響が軽微であることを示す。

木材の異方性を考慮した材料特性モデルを作成し、継手解析モデルに入力した。以下の(2)式の構成式による直交異方性を有する3次元弾性体(図2-22)の弾性マトリクスDは(3)式のように書ける。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{Bmatrix} = D \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix} \quad (2)$$

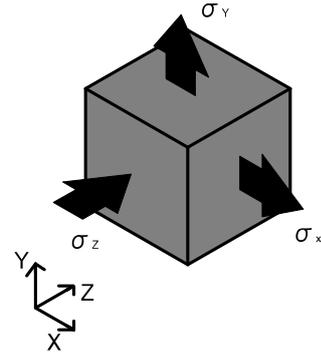


図 2-22 3次元弾性体

$$D = \begin{bmatrix} E_x^2(E_y - \nu_{yz}^2 E_z)/\Delta & E_x E_y (\nu_{xz} \nu_{yz} E_z + \nu_{xy} E_y)/\Delta & E_x E_y E_z (\nu_{xz} \nu_{yz} + \nu_{xz})/\Delta & 0 & 0 & 0 \\ & E_y^2(E_x - \nu_{xz}^2 E_z)/\Delta & E_y E_z (\nu_{xy} \nu_{xz} E_y + \nu_{yz} E_x)/\Delta & 0 & 0 & 0 \\ & & E_y E_z (E_x - \nu_{xy}^2 E_y)/\Delta & 0 & 0 & 0 \\ & & & G_{xy} & 0 & 0 \\ & & & & G_{yz} & 0 \\ & & & & & G_{xz} \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\Delta = E_x E_y - 2\nu_{xy} \nu_{yz} \nu_{xz} E_y E_z - \nu_{yz}^2 E_x E_z - \nu_{xz}^2 E_y E_z - \nu_{xy}^2 E_y^2$$

図2-23に木材の繊維方向(L方向)、半径方向(R方向)、接線方向(T方向)のそれぞれの軸の向きを示す。また表2-11に「木材工業ハンドブック」¹⁰⁾に示されるスギ材の弾性係数とそれにより推定した実験使用木材での各値を示した。これにより、(3)式の弾性マトリクスDにおいてL方向、R方向、T方向をそれぞれX方向、Y方向、Z方向に対応させると、実験に用いた木材での弾性マトリクスDは次の(4)式となる。

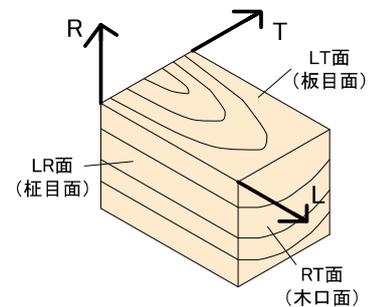


図 2-23 木材の直交3軸

表 2-11 スギ材弾性係数

	E_L [N/mm ²]	E_R [N/mm ²]	E_T [N/mm ²]	ν_{LR}	ν_{RT}	ν_{LT}	G_{LR} [N/mm ²]	G_{TL} [N/mm ²]	G_{RT} [N/mm ²]
統計平均値	7350	590	290	0.4	0.9	0.6	637	343	15
実験平均値	9000	[722]	[355]	[0.4]	[0.9]	[0.6]	[780]	[420]	[18]

E_L, E_R, E_T : 各方向縦弾性係数, $\nu_{LR}, \nu_{RT}, \nu_{LT}$: 各方向ポアソン比, G_{LR}, G_{TL}, G_{RT} : 各方向せん断弾性係数
 []内は E_L の統計平均値と実験平均値の比より推定した値を示す。

$$D = \begin{bmatrix} 9471 & 840 & 596 & 0 & 0 & 0 \\ & 1245 & 571 & 0 & 0 & 0 \\ & & 613 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 780 & 0 & 0 \\ & & & & 18 & 0 \\ & & & & & 420 \end{bmatrix} \text{ [N/mm}^2\text{]} \quad (4)$$

木材を等方性材料とした場合と、(4)式により木材を直交異方性材料とした場合の解析結果の比較を図 2-24 および表 2-12 に示す。木材の異方性の考慮により M_y および M_u にほぼ変化はなかったが、 $(EI)_{eq}$ は 15%低下した。実験結果と比較すると、木材を等方性材料とした場合は $(EI)_{eq}$ が 3 体の試験体の平均値より 22%高く過大な評価であった。一方、木材の異方性を考慮した場合には $(EI)_{eq}$ の解析値が 3 体の試験体の平均値の 103%となり良好に対応した。これより実験における、継手の曲げ抵抗性能への木材の異方性の影響が確認された。

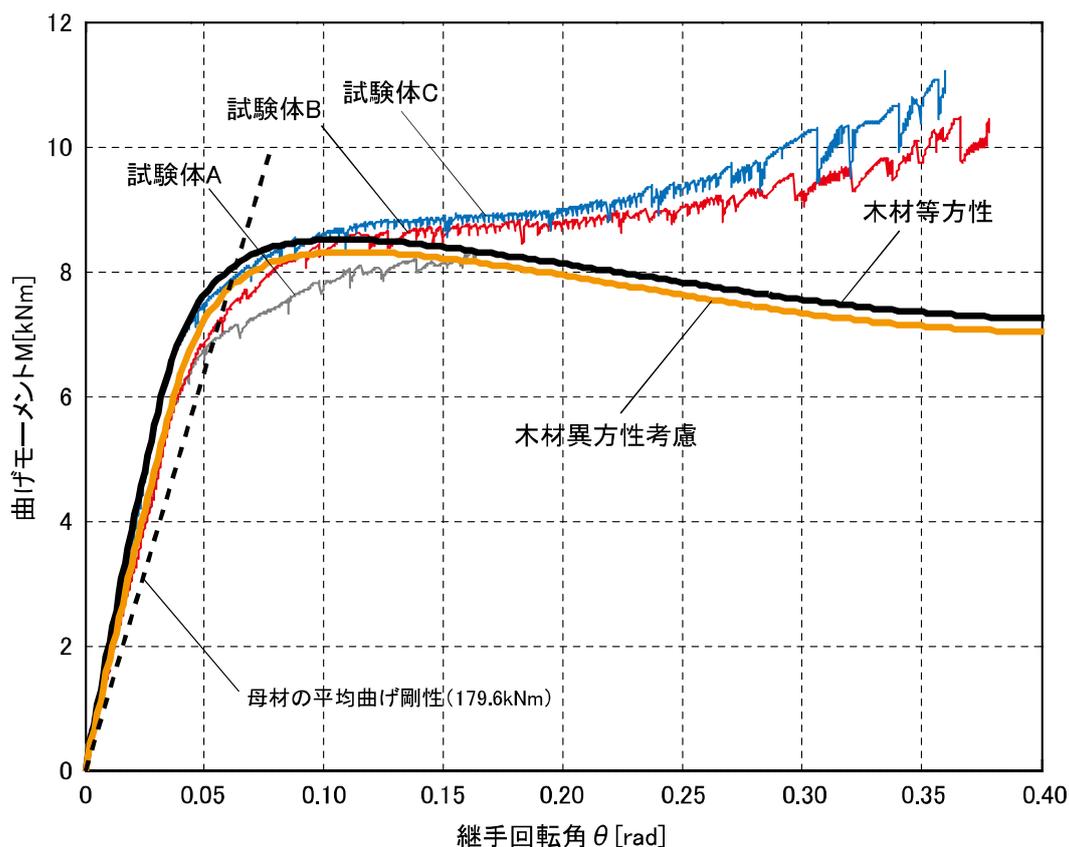


図 2-24 M-θ 関係 (木材異方性考慮による比較)

表 2-12 実験結果および解析結果 (木材異方性考慮による比較)

	$(EI)_{eq}$ [kNm ²]	M_y [kNm]	θ_y [rad]	M_u [kNm]
試験体 A	213.7	5.0	0.031	7.7
試験体 B	213.4	4.8	0.031	8.3
試験体 C	250.0	5.3	0.028	8.6
木材等方性	274.4	5.2	0.027	8.5
木材異方性考慮	234.1	5.1	0.031	8.3

$(EI)_{eq}$, M_y , θ_y , M_u : 表 2-3 と同様

第3章 相欠き型継手の提案と性能評価実験

3.1 相欠き型継手の概要

3.1.1 相欠き型継手の構成

3.1.2 類似の既往工法

3.2 一体化接合部の予備解析

3.2.1 解析モデル

3.2.2 解析結果

3.2.3 締付け実験

3.3 実験概要

3.4 実験結果

3. 1 相欠き型継手の概要

3.1.1 相欠き型継手の構成

提案する相欠き型継手の構成を図 3-1 に示す。木部材に相欠き加工を設け、部材同士を隙間なく接触させた上で、相欠き部分を 2 か所、一体化接合部を設けて接合する。この工法で木部材に作用する曲げモーメントは、主として一体化接合部に作用する木材繊維直交方向のせん断偶力により直接他方の木部材に伝達される。継手の崩壊形は同せん断力による一体化接合部まわりの木材割裂破壊であると想定される。また、木部材の材軸方向の接触により、接触部に圧縮軸力と材軸直交方向の摩擦力が作用し、部材間の曲げモーメント伝達に寄与する。継手の曲げ抵抗性能の向上のため、接触部での隙間が極力小さくなるよう、部材の加工にはプレカットを用いることを想定している。

本継手では鋼板を用いないため、鋼板挿入型継手と異なり継手の耐力は木材の材料強度のばらつきに依存するが、その一方で経済性を向上することを意図している。表 3-1 に本継手の鋼板挿入型継手との特徴の比較を示す。木材の材料強度のばらつきに依存しない耐力と靱性の確保を重視するか、または経済性を重視するかにより、これらの継手の使用を使い分けることを想定する。

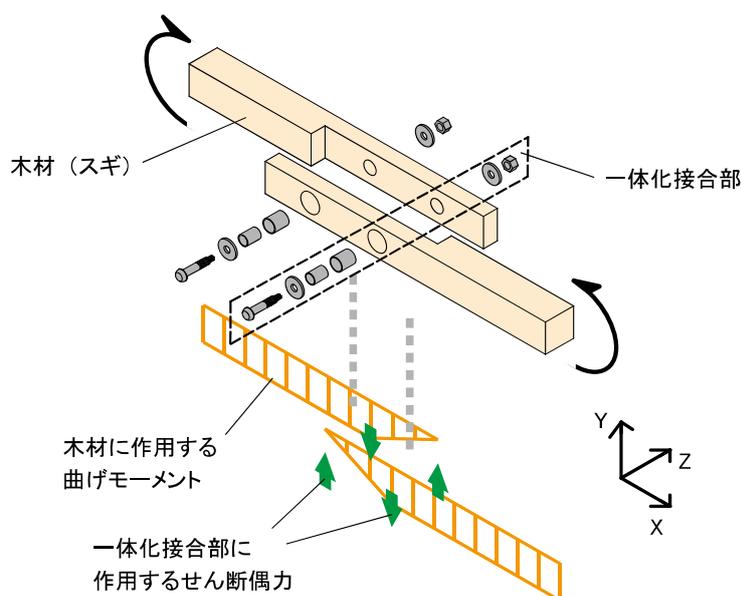


図 3-1 相欠き型継手の構成とモーメント伝達機構

表 3-1 提案した 2 種類の継手の特徴

	耐力と靱性の安定性 (木材のばらつきへの非依存性)	経済性
鋼板挿入型	○	△
相欠き型	△	○

相欠き型継手での一体化接合部の構成を図3-2に示す。一体化接合部に用いる2種類の鋼管の径と板厚は鋼板挿入型継手に用いたものと同じであるが、それぞれの鋼管の高さが異なり、鋼板を木部材の間に挟み込まないため、鋼管は両部材間を貫通させる形で挿入する。木部材に設けた座掘高さは24.5mmで、内側鋼管の高さは49mmとし、外側鋼管ではそれより2mm高い51mmとする。この構成において、トルシア形高力ボルト締付け時の鋼管の挙動の評価を目的として行った実験と解析については3.2節にて後述する。

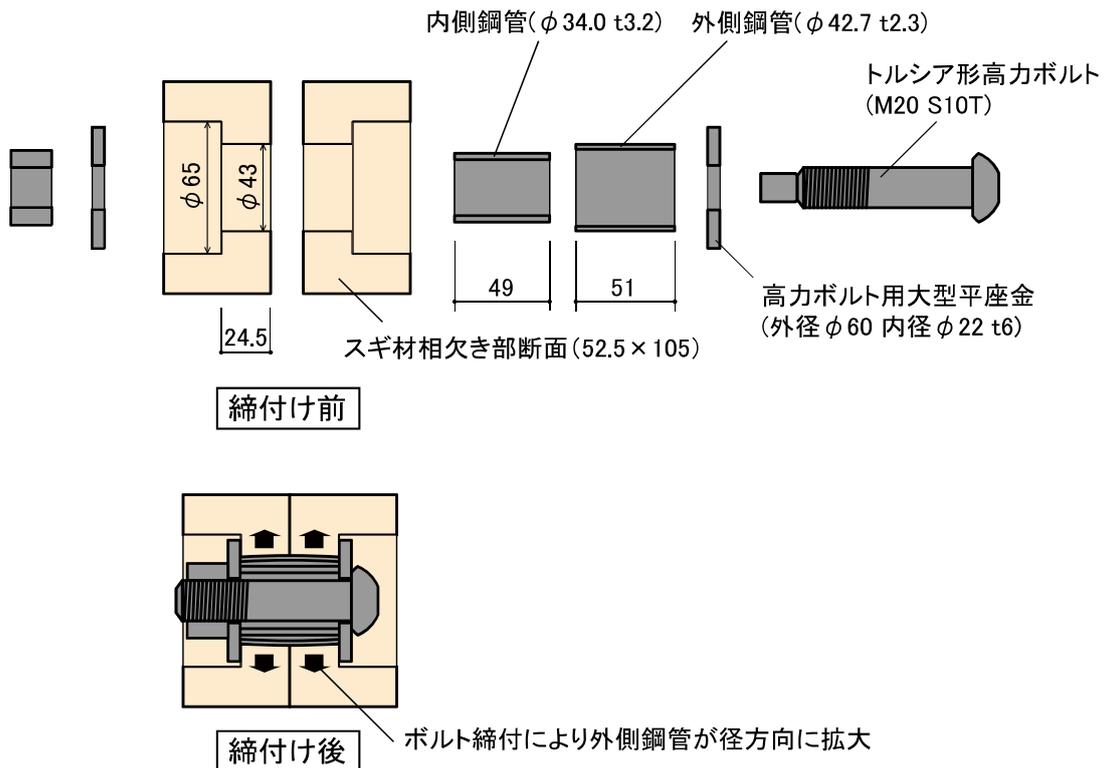


図3-2 相欠き型継手に用いる場合の一体化接合部の構成

3.1.2 類似の既往工法

提案した相欠き型継手に類似する既往の接合法として、在来木造継手の一種である追掛大栓継（図 3-3）が挙げられる。この工法では両木部材を相欠きし、継手中心部に顎と呼ばれる相欠きと、継手両端部に目違と呼ばれるほぞを設け、さらに継手部に込栓が 2 か所打ち込まれる。顎と目違により部材同士が押し付け合い、隙間無く密着させている。

追掛大栓継は在来木造継手の中でも比較的強度の高いものとされる。既往の研究^{16,17)}では、追掛大栓継の曲げ剛性では母材の約 40%、曲げ耐力では母材の約 20%発揮することが実験で確認されている。

ただし、この工法では複雑な形状への加工を要し、プレカット技術が発達している現在でも加工には大工の技能を有する。さらに部材同士の接合の際にも、正確に継手を組むためには現場の大工の技能を要するという。従ってこの工法では施工性に比較的難があると言える。一方、提案した相欠き継手では、木部材の加工は単純な相欠きと座掘のみであり、プレカット技術の使用も想定できる。部材同士の接合も簡易であり、提案工法は施工性において優位である。

また、在来木造継手としての追掛大栓継は、利用用途は住宅の土台、桁、母屋での部材間の接合が主である。これに対して、提案工法では高い曲げ剛性が期待でき、曲げ抵抗接合法としてラーメン架構における梁部材同士の接合にも利用可能で、利用範囲の広さにおいても優位であると考えられる。

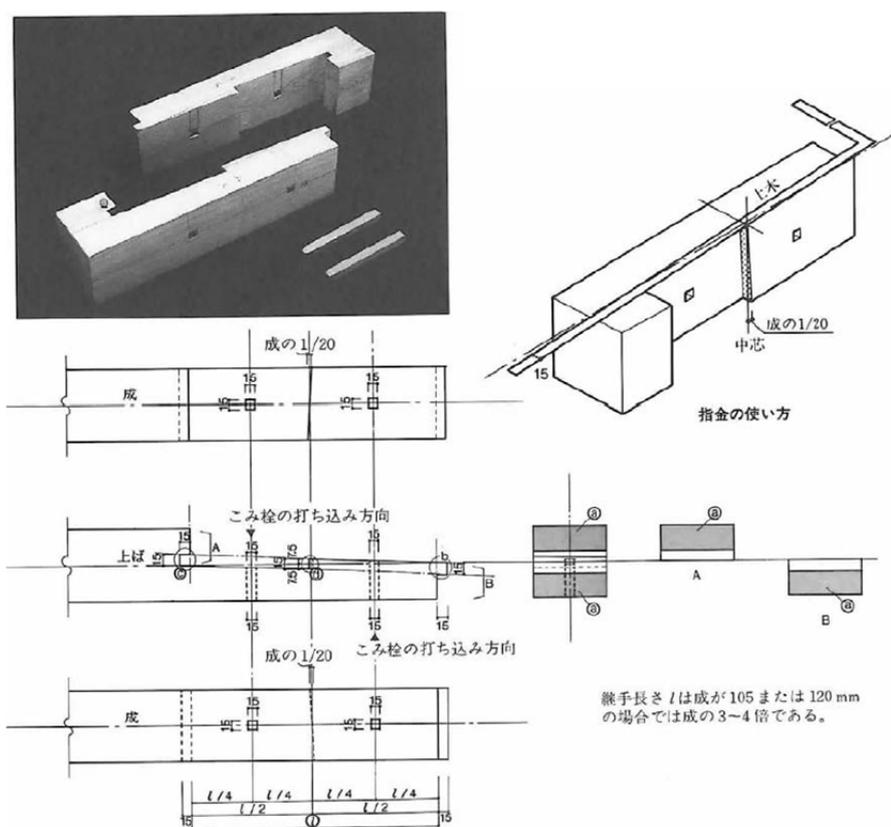


図 3-3 追掛大栓継¹⁸⁾

3.2 一体化接合部の予備解析

3.2.1 解析モデル

相欠き継手に一体化接合部を用いた場合について、一体化接合部の締付け時の挙動を有限要素法¹¹⁾による解析で評価する。解析モデルを図3-4に示す。モデルはナット、大型平座金、外側鋼管、内側鋼管、大型平座金、ボルト頭部の6つの部材で構成され、全てソリッド要素により1/4モデルとした。鋼管直径方向のうち木材繊維方向をX方向、繊維直交方向をY方向とし、鋼管材軸方向をZ方向とする。各部材間には接触を考慮し、接触面での摩擦係数は0.3とした。ボルト頭部の変位は並進と回転共に全て拘束し、モデルの1/4分割による断面部の節点の変位はZ方向変位以外を拘束した。またナットのZ方向変位以外を拘束した。

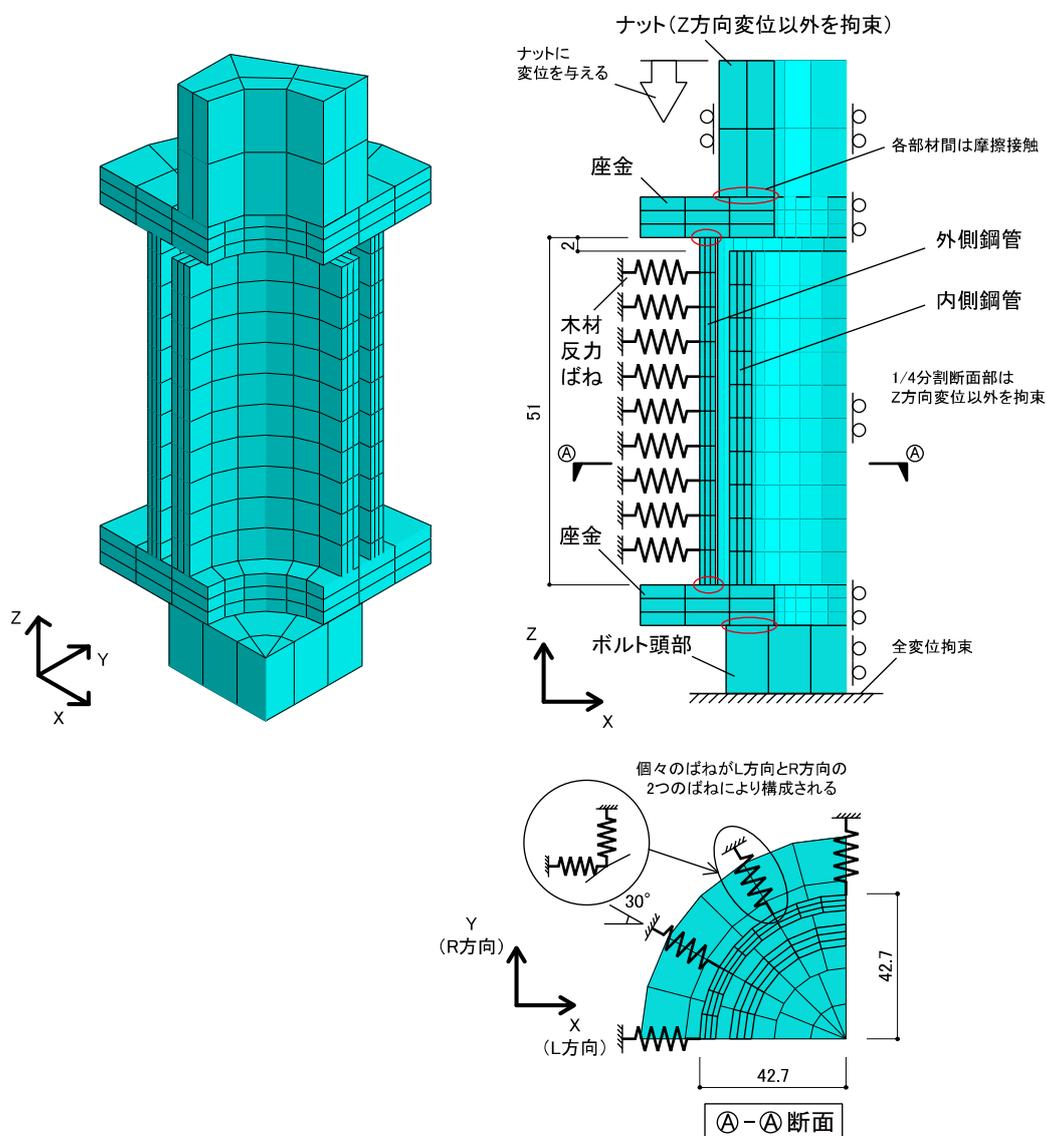


図3-4 解析モデル

鋼管の要素幅は材軸方向に 10 分割，肉厚方向に 3 分割とした。円周方向の要素幅では，外側鋼管で 9 分割，内側鋼管で 6 分割とした。節点数と積分点数は共に 1 要素につき 8 とした。

解析に用いた鋼材の材料特性を図 3-5 に示す。弾性係数は全て 205kN/mm^2 とし，外側鋼管および内側鋼管については既往研究⁵⁾で JIS Z 2241¹²⁾に準拠し行った材料試験結果より，降伏応力度に達した後，歪 5%で引張強さに達し，それより大きい歪では引張強さを維持するトリリニア型の材料特性モデルとした。両鋼管の降伏応力度は材料試験より外側鋼管では 383N/mm^2 ，内側鋼管では 396N/mm^2 とした。引張強さは外側鋼管では 424N/mm^2 ，内側鋼管では 421N/mm^2 とした。また大型平座金 (S45C 焼入れ) については JIS 規格値をもとに同様のトリリニア型とし，降伏応力度は 490N/mm^2 ，引張強さは 690N/mm^2 とした。ナットおよびボルト頭部については十分に高い弾性係数を与えた。

さらに，外側鋼管が塑性座屈し，直径方向に拡大した場合に生じる木材からの反力を考慮して，外側鋼管の表面に，放射状に鋼管の直径方向の変位に対し抵抗する弾性ばねを付加した。反力ばねの復元力特性を図 3-6 に示す。ばねは木材繊維方向および繊維直交方向に剛性を有し，それぞれの方向の剛性は木材の反力係数に投影支配面積を乗じた値とした。この反力係数は既往研究⁵⁾での実験で用いた木材に対し，JIS Z 2101⁹⁾に準拠し行った縦圧縮試験と横圧縮試験で得られた荷重-変形関係より算出した弾性係数を，材料試験での載荷面の断面積で除す形で定義した。また，鋼管-木材間の間隙を考慮し， 0.15mm 以下の変位に対しては反力をゼロとし，それより大きい変位に対して線形なばねとした。解析は変位制御とし，ナット頂部に強制変位を与えることにより行った。

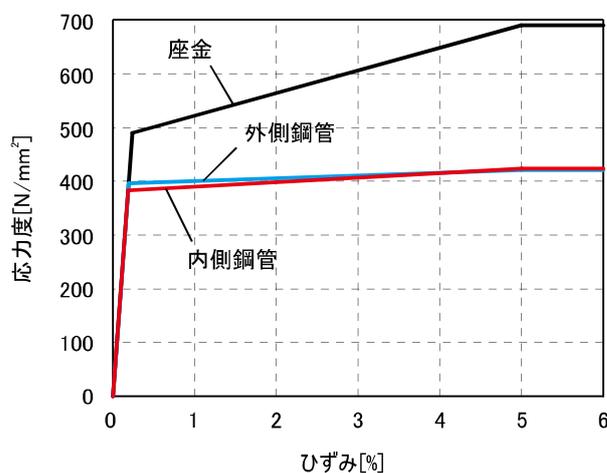


図 3-5 鋼材の材料特性

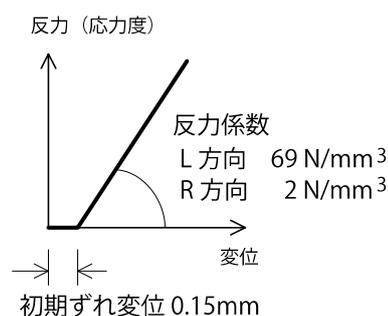
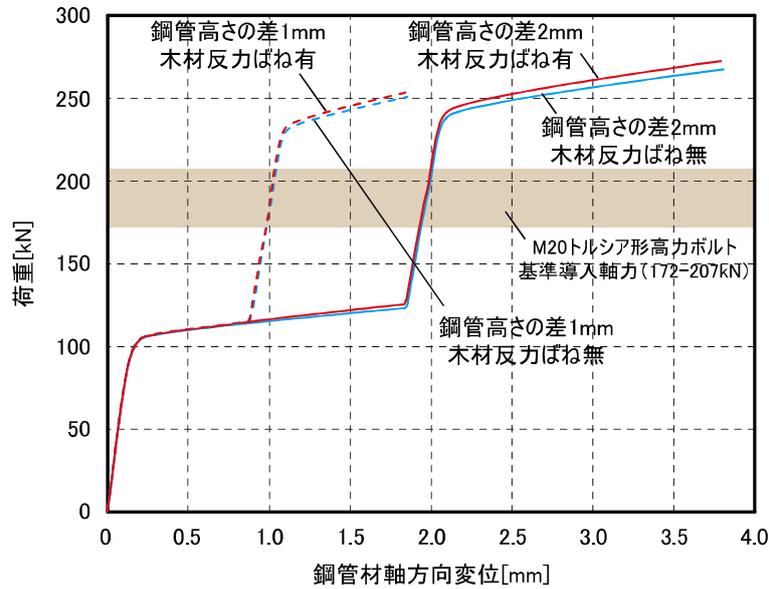


図 3-6 反力ばねモデル

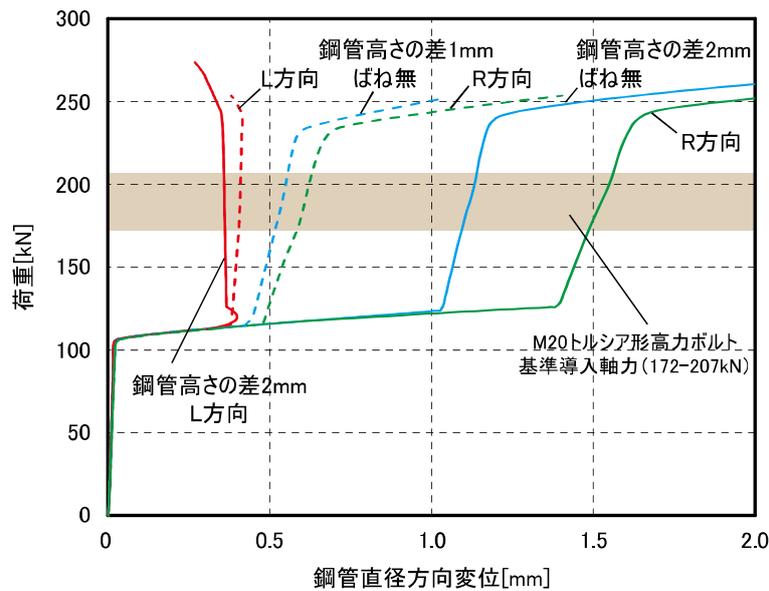
3.2.2 解析結果

図3-7に外側鋼管と内側鋼管の高さの差を1mmとした場合と2mmとした場合の2つの場合について、ボルト頭部での反力と外側鋼管の材軸方向変形量の関係を示す。図には同反力と外側鋼管の直径方向変形量の関係を示す。同反力はボルトの導入軸力に相当する。また、後述する締付け実験との比較のため、解析結果は木材の反力を考慮しない場合として、ばねのない場合についても示している。ボルト導入軸力124kNで外側鋼管が塑性化し、外側鋼管の座屈を伴って材軸方向の変形が進行した後、座金が内側鋼管に接触して再び剛性が増加している。内側鋼管も塑性化するのはボルト導入軸力240kN時であり、M20トルシア形高力ボルトのピンテール破断時の導入軸力の範囲172-207kN¹⁵⁾を超えることが確認できた。

ボルトの導入軸力最大時(207kN)の外側鋼管の直径方向の変形量を表3-2に示す。木材の反力を考慮した場合には、外側鋼管と内側鋼管の高さの差を1mmとした場合、2mmとした場合いずれにおいても外側鋼管の直径方向の変形量が繊維方向(L方向)、繊維直交方向(R方向)共に0.3mm以上であり、鋼管と木材間のガタは十分縮減できていると考えられる。ただし、鋼管高さの差が2mmの場合では1mmの場合に対してR方向の変形量は1.0mm増加して1.6mmと比較的大きくなり、鋼管の変形によって木材を繊維直交方向に引裂く力が木材の割裂耐力を大幅に消費していることが懸念される。



(a) 鋼管材軸方向



(b) 鋼管直径方向

図 3-7 荷重－変形関係

表 3-2 解析結果

	鋼管高さ [mm]			鋼管中央部の直径方向変形量 [mm]		
	外側鋼管	内側鋼管	差	L 方向	R 方向	反力非考慮
解析 (高さの差 2mm)	51	49	2	0.4	1.6	1.1
解析 (高さの差 1mm)	50	49	1	0.4	0.6	0.6

図3-8にボルト導入軸力と木材に作用する繊維直交方向の支圧合計の関係を示す。また木材割裂破壊荷重評価式（以下の(1)式）より、木材規準密度 $0.32\text{g}/\text{cm}^3$ を用いた場合の一体化接合部での割裂耐力は 4.1kN である。

$$P_v = 2(0.03959\rho - 4.438)h_p \sqrt{\frac{h_e}{1 - h_e/h}} \quad (1)$$

h_p : 有効木材幅 (=24.5mm), h_e : 縁距離 (=52.5mm), h : 梁成 (=105mm)

ρ : 木材密度 (=320kg/m³)

同図でボルトの導入軸力最大時 (207kN) の繊維直交方向の支圧合計は、鋼管高さの差を 1mm とした場合には 0.1kN と割裂耐力の 2%に留まるが、2mm とした場合には 0.6kN と割裂耐力の 15% であり、一体化接合部の締付けにより割裂耐力を大きく消費することが予想される。

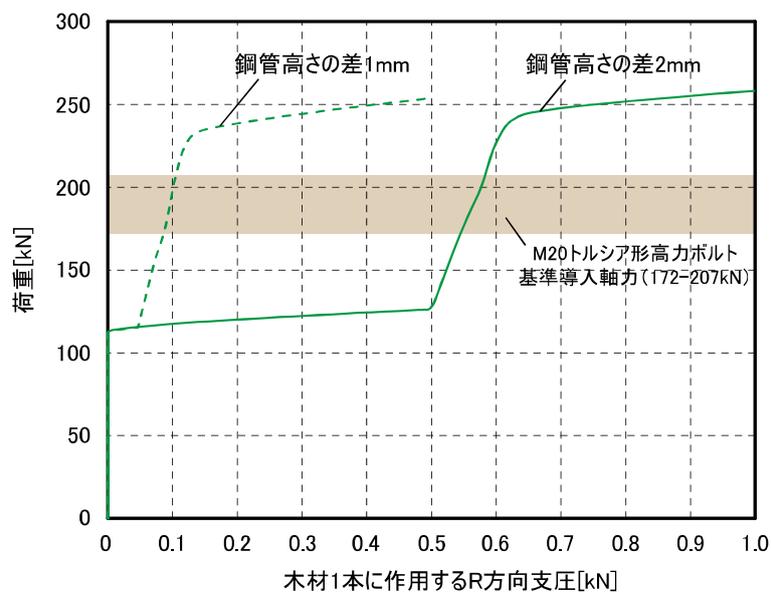


図3-8 木材に作用する繊維直交方向支圧の推移

3.2.3 締付け実験

解析での評価に加えて、木材を含まない鋼管のみの締付け実験を行った。図 3-9 に試験体図を示す。試験体数は 3 体で、外側鋼管の高さは 50.6-50.8mm、内側鋼管の高さは 48.8-49.1mm で、それぞれの試験体での両鋼管の高さの差は 1.7-1.9mm であった。ボルト締付け前に外側鋼管に円周方向 8 分割、材軸方向 4 分割する基準線を書き込み、締付けによる鋼管の直径方向の変形量の測定に用いた。図中に示すように、材軸方向の 3 本の分割線上をナット側から順に a 部、b 部、c 部として、それぞれの位置での変形量を測定した。測定はノギスにより 0.05mm 単位で行った。

締付け後の試験体と、解析でボルト導入軸力 207kN 時のモデルのミーゼス応力度図および変形図を図 3-10 に示す。また外側鋼管の直径方向の変形量の測定の結果を解析結果と共に表 3-3 に示す。解析では外側鋼管の直径方向の変形量は中央の b 部で最大で、外側鋼管と内側鋼管の高さの差を 2mm 設けた場合では 1.1mm ほどであったが、実験では b 部より a 部および c 部の変形量の方が大きく最大で 0.8mm であった。この結果より実験と解析で外側鋼管の塑性化後の座屈モードが異なっていると考えられる。実験と解析で生じた鋼管の座屈モードの推定を図 3-11 にそれぞれ示す。解析での座屈モードが実験と異なった理由としては、解析では鋼管とボルトの中心軸が完全に一致していると仮定したが、実験ではそれぞれの中心軸にずれが生じたことの影響であると考えられる。または解析で 1/4 モデルとしたため、鋼管の形状による直径方向変位に対する拘束効果が考慮されていないことの影響の可能性も考えられる。

解析で外側鋼管と内側鋼管の高さの差を 2mm とし、木材反力を考慮した場合には、鋼管の繊維直交方向の変位は比較的大きかったが、上記の結果より実際には変位は解析値より低いと考えられる。したがって外側鋼管と内側鋼管の高さの差を 2mm 設けても、一体化接合部の締付けによる木材の割裂耐力の消費は解析より低い値に留まると考えられる。

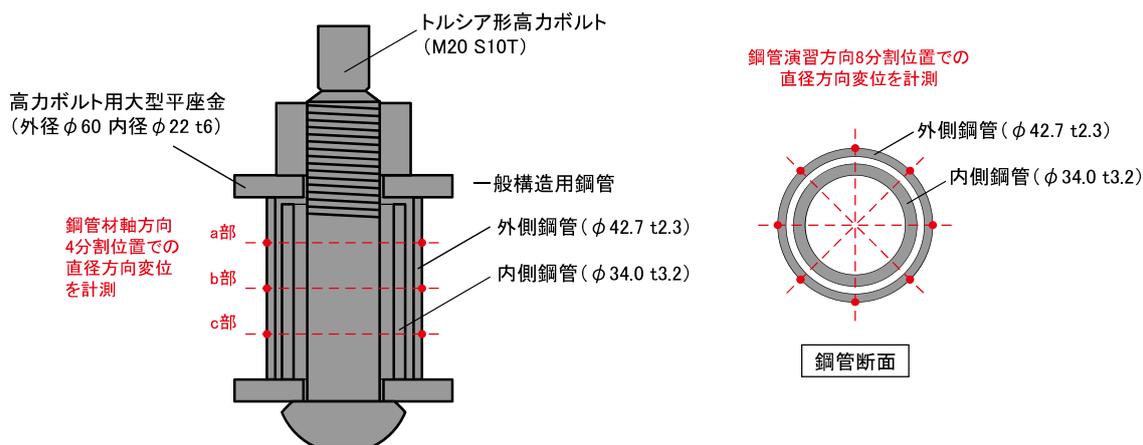


図 3-9 試験体断面図

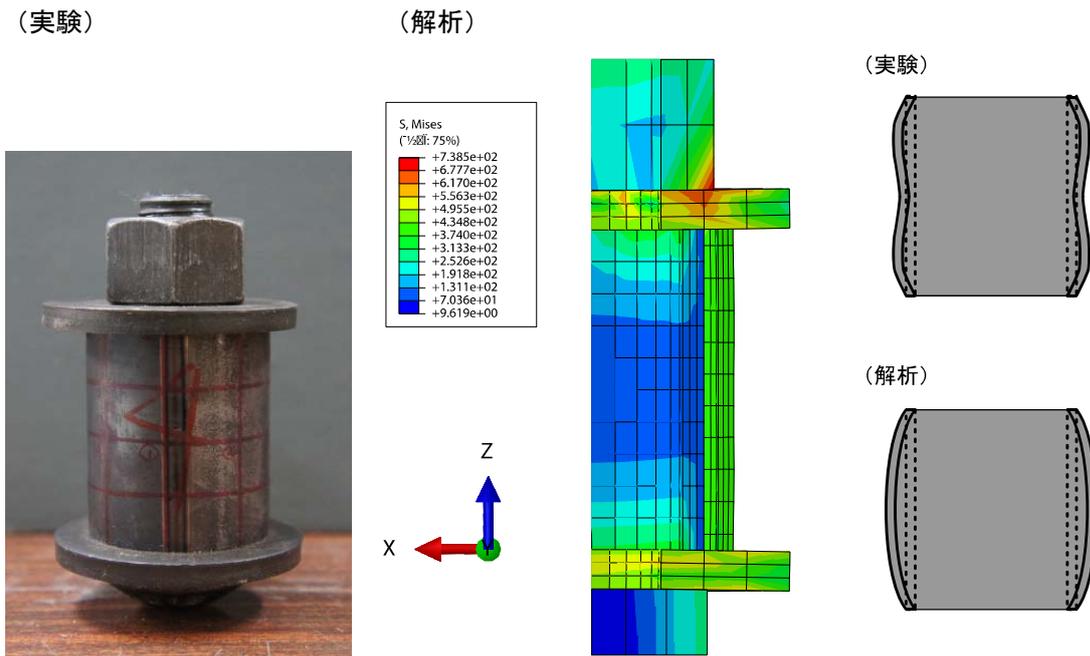


図 3-10 締付け後の鋼管の変形

図 3-11 外側鋼管の座屈モード

表 3-3 実験結果および解析結果

	鋼管高さ [mm]			鋼管直径方向変形量(木材反力非考慮) [mm]		
	外側鋼管	内側鋼管	差	a部	b部	c部
試験体 A	50.7	48.8	1.9	0.8	0.6	0.8
試験体 B	50.6	48.8	1.8	0.8	0.6	0.7
試験体 C	50.8	49.1	1.7	0.7	0.6	0.7
解析 (高さの差 2mm)	51	49	2		1.1	
解析 (高さの差 1mm)	50	49	1		0.6	

3. 3 実験概要

相欠き型継手の曲げ抵抗性能を評価するため鋼板挿入型継手に対して行った実験と同様に 4 点曲げ実験を行った。図 3-12 に試験体図を示す。木材は 105 角スギ無等級材とした。木材 1 本あたりの長さは 1045mm であり、2 本の木材それぞれ材端から 590mm の部分に相欠き加工を設け、それらを隙間なく接触させ、全長 1500mm の試験体とした。木部材間の材軸方向の接触部での圧縮軸力負担による継手の曲げ抵抗性能の向上を意図して、接触部での隙間はなるべく小さくした。試験体中央から両側 125mm の位置の 2 か所に一体化接合部を設けた。端距離は 170mm であり、外側鋼管径 $d(=42.7\text{mm})$ に対して $4d$ に相当する。既往の一体化接合部実験⁶⁾で、端距離 $4d$ の場合においては一定の耐力確保が確認できている。

(試験体・治具立面)

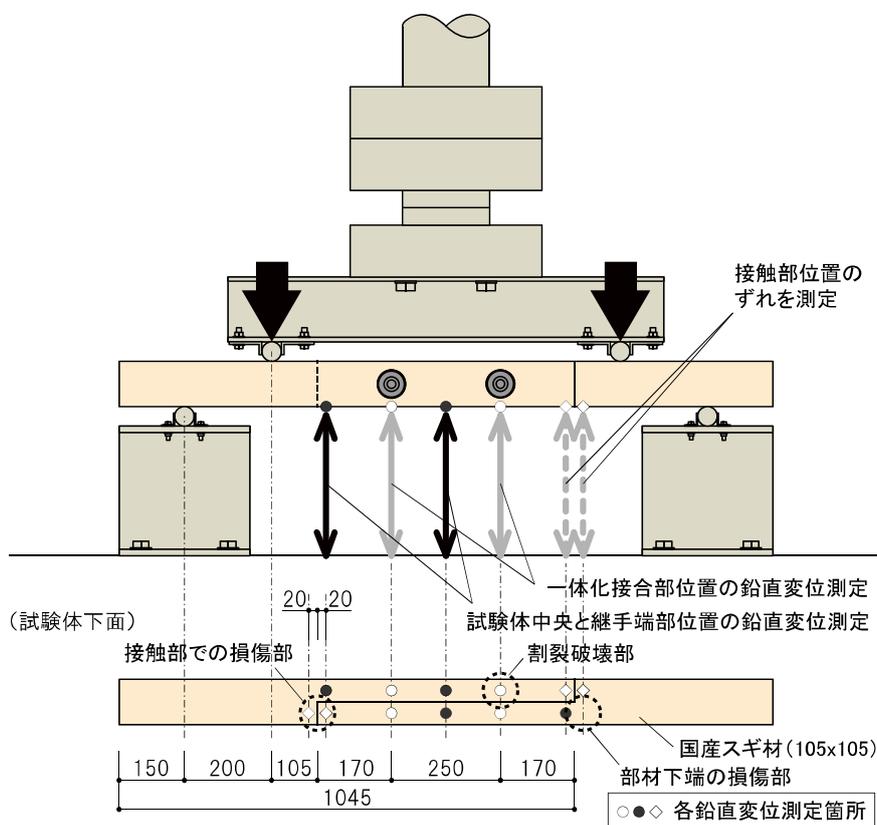


図 3-12 試験体図と測定箇所

試験体両側から 150mm の位置でローラー支持し、さらに内側に 200mm の位置で加力機より鉛直下方向の力を作用させた。試験体の変位の測定について、図 3-12 に示すように 2 本の木材それぞれ試験体中央位置と 2 か所の一体化接合部位置、および木材間の材軸方向の接触部から 20mm の位置と継手端部から 20mm の位置の鉛直変位を測定した。

試験体数は 1 体のみである。試験体に用いた 2 本の木部材は同一の木材から切り出したものであり、同木材について JIS Z 2101⁹⁾ に準拠して行った縦圧縮強度試験結果は表 3-4 に示す。表中には「木材工業ハンドブック」¹⁰⁾ に示されるスギ材の縦圧縮強さと曲げ強さの統計平均値の比より推定した材料の曲げ強さの推定値を示した。この推定曲げ強さより、母材の曲げ耐力推定値として、相欠き部でかつ一体化接合部位置の欠損断面での曲げ耐力 M_{net} と、欠損のない断面での曲げ耐力 M_{grs} を算出し、同表に示した。

表 3-4 木材の材料試験結果と推定曲げ耐力

木材名称	u [%]	ρ [g/cm ³]	E_c [N/mm ²]	σ_c [N/mm ²]	σ_b [N/mm ²]	M_{grs} [kNm]	M_{net} [kNm]
j	15.4	0.39	9861	33.3 (0.95)	[61.9] (0.95)	11.9	5.7
統計平均値				35.0	65.0	12.5	6.0
統計下限値				25.0	50.0	9.6	4.6

u : 含水率, ρ : 密度, E_c : 縦圧縮弾性係数

σ_c : 縦圧縮強さ ()内は統計平均値に対する比を示す。

σ_b : 曲げ強さ []内は推定値を示す。()内は統計平均値に対する比を示す。

M_{grs} : 欠損のない断面の 105 角木材の推定曲げ耐力

M_{net} : 欠損のある断面の 105 角木材の推定曲げ耐力

3. 4 実験結果と考察

実験で得られた継手の $M-\theta$ 関係を図 3-13 に示す。試験体に作用する一様な曲げモーメント M は加力機反力の半分に载荷点と支持点間の距離である 200mm を乗じた値である。継手の回転角 θ は図 3-14 に示すように試験体中央位置と継手端部から 20mm の位置の鉛直変位の差より算出した。なお荷重-変形関係に細かい荷重の上下が顕著に現れているが、これは実験での設定不備による計測値のぶれの影響である。ただし、値の上下の中央では正確な値が記録できている。

図 3-15 に実験の記録写真を示す。 $M=2\text{kNm}$ 付近から耐力を保持しつつ試験体の変形が進行しており、このとき木材間の接触部での損傷が進行した (図 3-15 (b))。その後 $M=2.9\text{kNm}$ で片側の木材において、もう一方の木材との材軸方向接触部側の一体化接合部で割裂破壊し耐力が急激に低下した。また、最大耐力に達する前の $M=2.6\text{kNm}$ で木材下端部に亀裂が生じたが (図 3-15 (c))、それにより耐力低下には至らなかった。それぞれの破壊箇所は図 3-12 中に示した。

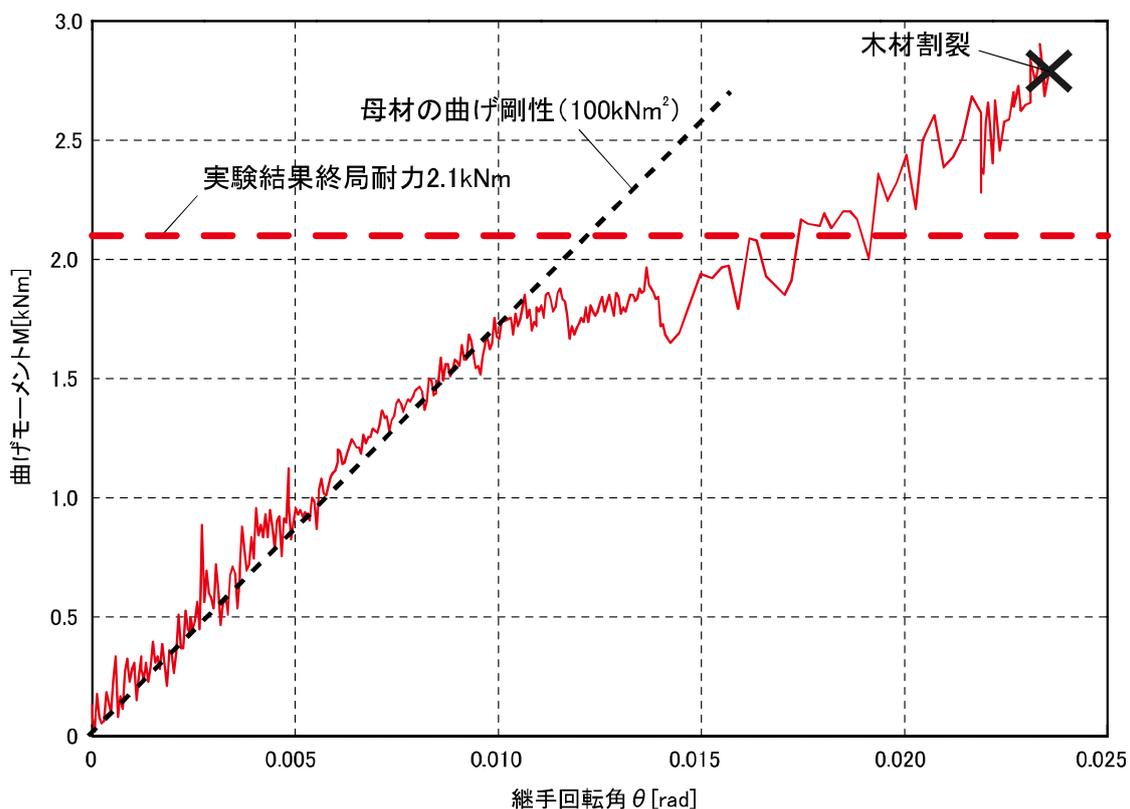


図 3-13 $M-\theta$ 関係

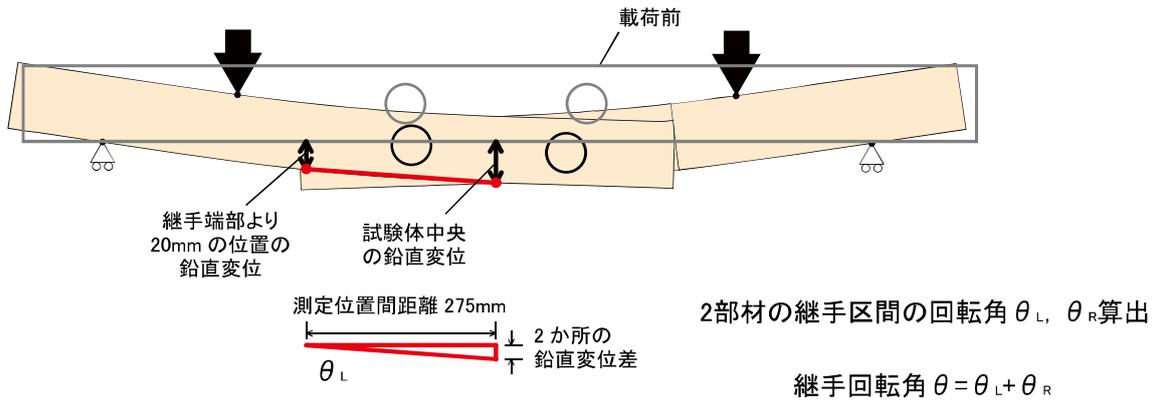
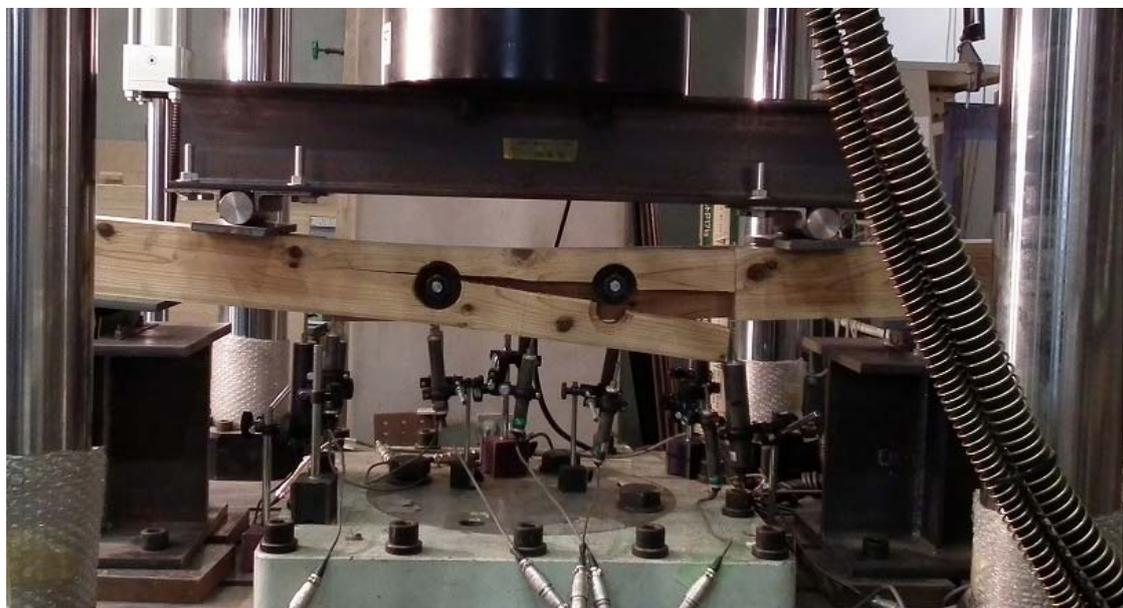


図 3-14 継手回転角 θ の定義



(a) 実験終了後 試験体正面



(b) 接触部の損傷



(c) 木材下端の損傷

図 3-15 実験での破壊状況

試験体に用いた木材密度は 0.39g/cm^3 であり、木材割裂破壊荷重評価式 ((1)式) により算出される一体化接合部の終局せん断耐力 Q_{Ru} は 5.5kN である。

$$P_v = 2(0.03959\rho - 4.438)h_p \sqrt{\frac{h_e}{1 - h_e/h}} \quad (1)$$

h_p : 有効木材幅 (本試験体の場合 24.5mm), h_e : 縁距離 (同 52.5mm), h : 梁成 (同 105mm)
 ρ : 木材密度 (同 390kg/m^3)

継手部での接触による部材間の曲げモーメント伝達を考慮しない場合、一体化接合部の木材割裂時の継手の耐力は Q_{Ru} に 2 か所の一体化接合部間の距離 250mm を乗じて 1.4kNm である。これに対して試験体の最大耐力は 2.9kNm と約 2 倍で、接触部での圧縮軸力負担と材軸直交方向に作用する摩擦力によるものと考えられる。

実験結果の諸元を表 3-5 に示す。各値は「接合部設計マニュアル」¹⁴⁾ に準拠して算出した。ここで継手の曲げ剛性および曲げ耐力を、母材での値と比較する。試験体に用いた木材の弾性係数 9.9kN/mm^2 より 105 角木材の母材の曲げ剛性は 100kNm^2 となる。一方、母材の曲げ耐力は $M_{grs}=11.9\text{kNm}$ である。これらの値を用いると、継手の等価弾性曲げ剛性 $(EI)_{eq}$ は母材の曲げ剛性の 102% とほぼ同等であり、継手の終局曲げ耐力 M_u は母材の曲げ耐力の 18% である。

表 3-5 実験結果

u [%]	$(EI)_{eq}$ [kNm^2]	M_y [kNm]	θ_y [rad]	M_u [kNm]	M_{max} [kNm]
15.4	102.2	1.6	0.0084	2.1	2.9

u : 木材含水率, $(EI)_{eq}$: 一様断面を仮定した場合の等価弾性曲げ剛性,

M_y : 降伏曲げ耐力, θ_y : 降伏回転角, M_u : 終局曲げ耐力, M_{max} : 最大曲げ耐力

第 4 章 相欠き型継手の有限要素解析

4.1 解析概要

4.2 解析結果と考察

4.2.1 実験に対する解析の精度

4.2.2 部材間の接触と接触部での隙間による影響

4. 1 解析概要

3章の相欠き継手の曲げ実験に対し、有限要素法¹¹⁾により解析的に評価する。解析モデルを図4-1に示す。部材の材軸方向と鉛直方向およびそれらと直交する構面外方向をそれぞれX, Y, Z方向と定める。相欠き加工された1本の木部材を2つの板要素の部分で剛体連結してモデル化した。一体化接合部の位置に木材繊維方向と繊維直交方向の相対変位に対する弾性ばねを設けた。ばね剛性は、既往の一体化接合部せん断実験結果^{5,6)}の平均値より、せん断剛性が鋼管高さに比例するとし、繊維方向では13.6kN/mm、繊維直交方向では4.8kN/mmとした。繊維直交方向ばねについて、一体化接合部での木材のめり込み降伏を考慮して弾塑性ばねとしなかった理由としては、せん断実験⁶⁾において、端距離が比較的短い170mmの試験体では割裂破壊に至るまでに木材のめり込みの進行は比較的小さい変位に留まっていたためである。

解析ではX方向とY方向の変位のみ考慮し、Z方向の変位は全て拘束した。継手部での木材間の材軸方向の接触は、両木材の接触部の節点を圧縮方向のみ十分高い弾性剛性を有するばねで連結することによりモデル化した。

要素幅は、継手部での接触により局所的な変形が発生すると考えられる範囲で小さくし、X方向は接触部から50mmまでを12.5mm、それ以外を25mmとした。Y方向は上半分を13.125mm、下半分を25mmとした。節点数と積分点数は共に1要素につき4とした。

木材は等方性弾性材とし、弾性係数は材料試験結果より9.9kN/mm²とした。鋼板挿入継手でのモデルと同様、継手部での木材間の接触による木材のめり込み降伏を考慮して試験体中央上部の要素のみ降伏応力度19.4N/mm²の完全弾塑性モデルとした。

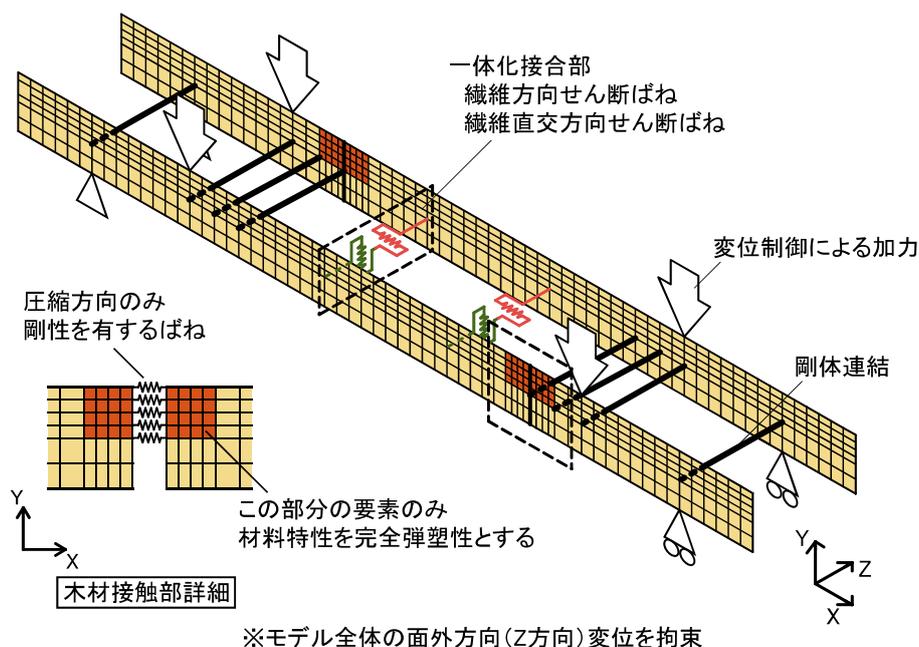


図 4-1 解析モデル

4.2 解析結果と考察

4.2.1 実験に対する解析の精度

図4-2に解析で得られた継手のM- θ 関係を、3章の実験結果と重ねて示す。図には後述する木部材同士の接触について検討した解析結果も示している。試験体に作用する一様な曲げモーメントMは鉛直反力合計の半分に、荷重点と支持点間の距離を乗じた値であるが、解析結果では荷重点と支持点間の距離は試験体の変形に伴う変動を考慮した値とした。

解析ではM=2.1kNmで一体化接合部繊維直交方向せん断力が、3章で算出した一体化接合部の終局せん断耐力 Q_{Ru} =5.5kNに達する。この時点での継手の耐力を終局耐力 M_u とした。また、実験と同様に継手部を一樣断面部材と仮定した場合の等価弾性曲げ剛性 $(EI)_{eq}$ を算出した。それらの算出結果を表4-1に示す。同表には後述の解析で得られた値も示す。 $(EI)_{eq}$ の解析値は実験値の69%であり、 M_u では両値はほぼ一致した。 $(EI)_{eq}$ の実験値が解析値より大きい理由としては、解析では考慮しなかった木部材間の材軸方向の接触部での摩擦の影響と考えられる。一方、 M_u について解析では摩擦を考慮しなかったのに関わらず実験値と解析値が整合した理由としては、実験で継手の終局時には接触部での摩擦が失われたためと考えられる。

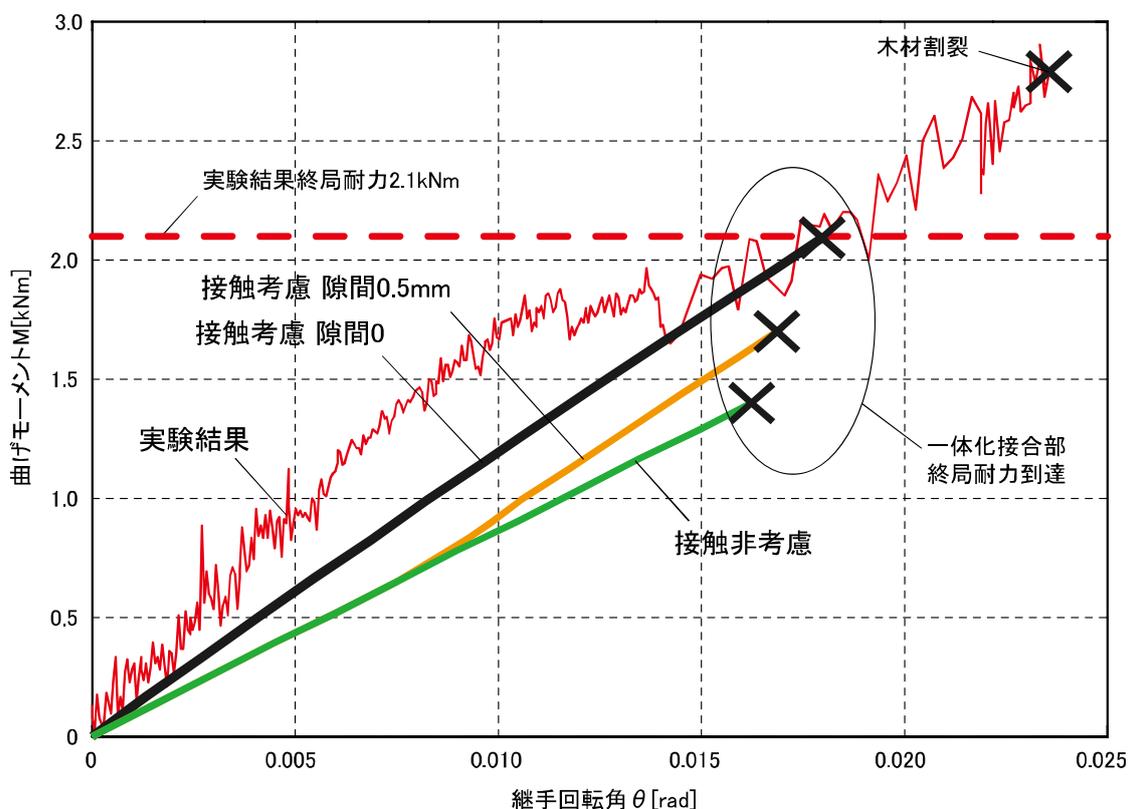


図4-2 M- θ 関係

図 4-3 に限界曲げ耐力 M_u 時のミーゼス応力度図を示す。 M_u 時において、部材間の接触部でのミーゼス応力度は 18.8N/mm^2 と支圧強度基準値以下で降伏しておらず、実験で見られた接触部の損傷は主として摩擦力によるものと考えられる。これらの評価と、継手の曲げ剛性の評価精度の向上のため、接触部での摩擦を考慮した解析が必要となる。

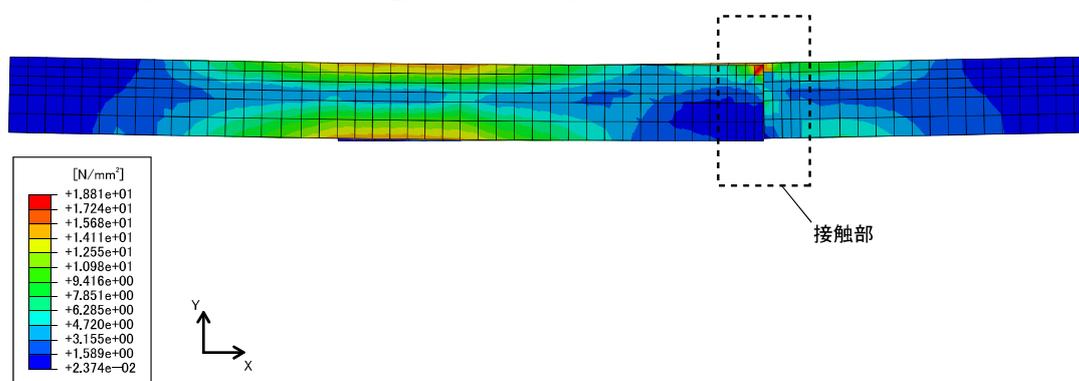


図 4-3 限界曲げ耐力時ミーゼス応力度図

表 4-1 実験結果および解析結果

	$(EI)_{eq}$ [kNm ²]	M_u [kNm]
実験結果	102.2	2.1
接触考慮 隙間 0	70.2	2.1
接触考慮 隙間 0.5mm	51.3	1.7
接触考慮 隙間 1.0mm	50.7	1.4
接触非考慮	50.7	1.4

$(EI)_{eq}$: 一様断面を仮定した場合の等価弾性曲げ剛性, M_u : 終局曲げ耐力

4.2.2 部材間の接触と接触部での隙間による影響

部材間の接触による継手の曲げ抵抗性能への影響を確認するため、解析モデルにおいて接触部に設けた部材間のばねによる連結を解除し、接触を考慮しない場合の解析を行った。解析結果は図 4-2 および表 4-1 に示した。接触を考慮しない場合の $(EI)_{eq}$ の値は接触を考慮した場合の 82% であり、 M_u では 67% であった。

また、接触部の隙間による影響について確認するため、接触部に設けたばねの復元力特性について接触部の隙間分の変位に対しては剛性ゼロとし、それより大きい変位に対して十分高い弾性剛性を与え解析を行った。隙間は 0.5mm の場合と 1mm の場合について検討した。解析結果は図 4-2 および表 4-1 に示した。実験の試験体では接触部の隙間が材縁で平均して 0.4mm ほど存在したが、実験結果は隙間のない場合の解析結果に整合しているため、試験体での接触部の隙間は材縁以外では十分小さいと考えられる。継手の曲げ剛性と耐力について、隙間のない場合と比較すると、隙間を 0.5mm 設けた場合、曲げ剛性が 27%、曲げ耐力が 19% 低下した。1mm 設けた場合については曲げ剛性と曲げ耐力共に接触を考慮しない場合と同等となった。この結果から継手の施工時に接触部の隙間を極力小さくする必要があると言える。

第 5 章 結論

本研究では、高力ボルトと一般構造用鋼管による鋼材と木材の一体化接合法を用い、鋼板を挟み込む形で木部材同士を接合する製材の曲げ抵抗継手工法（鋼板挿入型継手）に関して、既往の継手の性能評価実験を有限要素法により解析的に評価した。また、鋼板を用いず、同様に高力ボルトと一般構造用鋼管を用いて、相欠き加工を施した木部材を接合する継手工法（相欠き型継手）を提案し、その性能を実験と解析により評価した。これにより得られた知見は以下の通りである。

- (1) 鋼板挿入型継手の実験では、3体の試験体での継手の平均曲げ剛性は試験体の使用木材の126%と同等以上で、曲げ耐力では24%であった。
- (2) 鋼板挿入型継手の有限要素解析では、継手部での材軸方向の木材の接触と接触部での木材のめり込み降伏を考慮し、継手の回転角 0.15rad に至るまで、荷重-変形関係が実験と比較して良好な精度で評価できることを確認した。木材の異方性を考慮しない解析では、継手の曲げ剛性が実験に対し22%高い評価となったが、異方性を考慮することにより、曲げ剛性についても実験と良好に対応することを確認した。
- (3) 同実験で一体化接合部の木材割裂破壊より鋼板の降伏が先行していることを解析的に確認した。ただし密度 0.31g/cm^3 と低い木材に対し、継手の限界曲げ耐力時の一体化接合部の発生せん断力は終局耐力の97%に達しており、継手の保有する耐力と靱性に関しては木材の材料特性のばらつきに対して安定して確保できていなかった。木材のばらつきに依存しない耐力と靱性の確保を意図した場合、一例として部材の材端2か所の一体化接合部間の距離をより長くすることにより実現できることを示した。
- (4) 鋼板挿入型継手の解析では、木材間の接触による圧縮軸力負担により、曲げモーメント 8kNm 作用時までに継手中央位置の鋼板の中立軸が部材成の11%上方まで移動し、継手の曲げ剛性は39%、鋼板降伏時の曲げ耐力は21%、限界曲げ耐力は31%上昇することを確認した。
- (5) 同解析で一体化接合部の繊維直交方向のせん断初期剛性値が解析結果に与える影響は小さく、同値を半分にした解析では曲げ耐力や剛性の減少は5%以内であった。
- (6) 相欠き継手の接合に用いる鋼管のボルト締付け時の挙動を有限要素解析と鋼管のみをボルトで締め付ける実験により評価した。これによりボルト締付け時の鋼管の径拡大に伴い木材に作用する引裂きの力は木材の割裂耐力に対して十分小さいと考えられ、相欠き継手の接合に高力ボルトと一般構造用鋼管による一体化接合法を用いることが可能であることを示した。

- (7) 相欠き継手の実験では、崩壊形は一体化接合部での木材割裂破壊であり、継手の曲げ剛性は母材の102%とほぼ同等で、曲げ耐力では18%であった。木材間の接触部で材軸方向の圧縮力と材軸直交方向の摩擦力が作用すると考えられるが、実験での割裂時の耐力は、これらを考慮しない場合で算定した耐力の約2倍で、接触による継手の耐力の向上を確認した。
- (8) 相欠き継手の有限要素解析を行い、木材間の接触による圧縮軸力負担を考慮し、接触部での隙間がないとして算出した継手の曲げ剛性は実験値の69%で、曲げ耐力では実験値とほぼ一致した。継手の荷重-変形関係の推定精度のため、接触部での摩擦を考慮した解析を行う必要がある。
- (9) 同解析で、木材間の接触による圧縮軸力負担の考慮により継手の曲げ剛性が28%、曲げ耐力が67%上昇することを確認した。解析で接触部の隙間を0.5mm設けた場合、曲げ剛性は27%、曲げ耐力は19%低下し、1mm設けた場合では接触のない場合と同等の性能まで低下することを確認した。

謝辞

本研究をまとめるにあたり、多くの方々からご指導、ご協力頂いたことを心より感謝いたします。特に高木次郎准教授には3年間親身にご指導頂き、研究に関してのみならず多くのことを体得させて頂きました。また遠藤俊貴助教授にも3年間を通して多くの助言を頂きました。本研究の共同研究者である十時哲さん、西本憲司さん、および松岡舞さん、大向智之君をはじめとして、OB含む高木研究室に所属する皆さまには多くの場面でご指導、ご協力および助言を頂きました。心より皆さまに感謝を申し上げます。また、最後に日頃から支えて下さった家族に対し、ここに記して感謝を申し上げます。

2014年2月17日

浅見 忠明

参考文献

- 1) 大橋好光, 坂本功, 稲山正弘, 五十田博: 集成材による柱—梁接合部の強度実験 その 7 モーメント抵抗接合の分類と実験の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東海), pp. 45-50, 1994. 9
- 2) 大野義昭, 槇島祐二, 荘所直哉, 乃込寛之, 藤谷義信, 大橋好光: ドリフトピン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 567 号, pp. 85-92, 2003. 5
- 3) 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, 日本建築学会技術報告集, 第 22 号, pp. 193-198, 2005. 12
- 4) 野田康信ほか: 中間部材に合板を用いたラージフィンガージョイント接合部の性能, 木材学会誌, Vol 59, No. 1, pp34-44, 2013
- 5) 高木次郎, 十時哲, 遠藤俊貴: 鋼木複合断面構造部材を構成する高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた一体化接合部の力学的性能評価, 日本建築学会大会構造系論文集, 第 693 号, pp. 1905-1911, 2013. 11
- 6) 松岡舞, 高木次郎, 西本憲司, 遠藤俊貴: 高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた木造曲げ抵抗継手の性能評価 その 1 一体化接合部のせん断実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), 2014
- 7) 西本憲司, 高木次郎, 遠藤俊貴: 高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた木造曲げ抵抗継手の性能評価 その 2 提案継手の実験的性能評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), 2014
- 8) 浅見忠明, 高木次郎, 西本憲司, 遠藤俊貴: 高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた木造曲げ抵抗継手の性能評価 その 3 提案継手の解析的性能評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), 2014
- 9) JIS Z 2101, 木材の試験方法, 2009
- 10) 森林総合研究所: 木材工業ハンドブック, 丸善株式会社, 2004
- 11) Jacob Fish, Ted Belytschko, 山田貴博 (監訳), 永井学志 (訳), 松井和己 (訳): 有限要素法 ABAQUS Student Edition 付, 2008
- 12) JIS Z 2241, 金属材料試験方法, 2011
- 13) 日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説—許容応力度・許容耐力設計法—, 丸善株式会社, 2006
- 14) 日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, 丸善株式会社, 2009
- 15) JSSII09, 構造用トルシア形高力ボルト・六角ナット・平座金のセット, 日本鋼構造協会, 1996
- 16) 井上正文, 井英浩: 在来木造継手の剛性・強度に関する実験的研究 その 2 腰掛け鎌継ぎおよび追掛大栓継ぎの曲げ実験, 日本建築学会九州支部研究報告, 第 33 号, 1992. 3

- 17) 瀧野敦夫ほか：接着重ね梁を用いた追掛大栓継手の曲げ性能に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），2007.8
- 18) 住吉寅七，松井源吾：木造の継手と仕口，鹿島出版会，1989

付録① 鋼板挿入型継手の各部材寸法と崩壊形

本章では、継手の崩壊形として木材割裂破壊より鋼板の降伏を先行させて靱性を確保するための継手の各部寸法を整理する。母材に 105 角以外の製材の規格断面を用いた場合に対しても検討を行い、それぞれの母材断面に対して使用する鋼板の断面寸法、および木材材端に設ける 2 か所の一体化接合部間の距離をパラメータとして崩壊形を評価する。

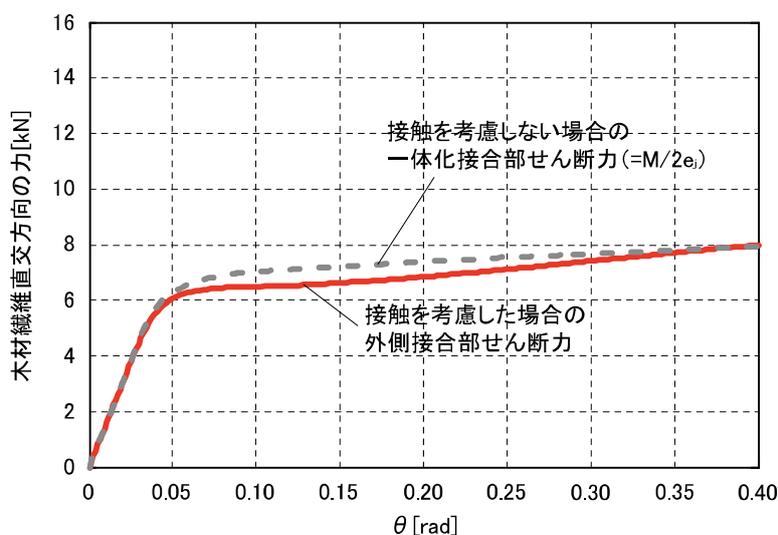
A 評価方法

継手の限界曲げ耐力時の継手外側の一体化接合部に発生する木材繊維直交方向のせん断力を解析により算出し、これと一体化接合部終局せん断耐力の比較により崩壊形を判定する。一体化接合部終局せん断耐力は 2 章 2.3 節に示した木材割裂破壊荷重評価式 (1) 式) で式中の木材密度の値にはスギ材規準密度 0.32g/cm^3 を用いた割裂耐力算定値とする。この値を各母材 (105mm×105mm-105mm×210mm) に対して算出した。

$$P_v = 2(0.03959\rho - 4.438)h_p \sqrt{\frac{h_e}{1 - h_e/h}} \quad (1)$$

h_p : 有効木材幅 (=42mm), h_e : 縁距離, h : 梁成, ρ : 木材密度 (=320kg/m³)

一方、限界曲げ耐力時の外側接合部発生せん断力は、鋼板の全塑性モーメントを M_{us} 、接合部間距離を e_j としたとき、 $M_{us}/2e_j$ で評価できる。この理由を以下説明する。図①-1 に 2 章での実験の試験体における、木材間の接触を考慮した場合の外側接合部せん断力と、接触を考慮しない場合の一体化接合部せん断力の推移を示す。2 つの力の推移は概ね一致することが分かる。また接触を考慮しない場合、限界曲げ耐力時の $\theta=0.10\text{rad}$ で鋼板の全塑性モーメントに達しており、このときの一体化接合部せん断力は $M_{us}/2e_j$ である。以上より接触を考慮した場合、限界曲げ耐力時の外側接合部せん断力は $M_{us}/2e_j$ で評価できる。



図①-1 外側接合部せん断力の推移 (接触考慮と非考慮の比較)

以上より、継手の崩壊形は以下の(2)式で判定する。鋼板の全塑性モーメントは、使用鋼材を2章での実験の試験体と同じSM490材とし、降伏応力度を 380N/mm^2 として算出した。鋼板の断面寸法は、幅は4.5mmまたは6mm、成は母材の規格と同じ長さから検討した。

$$\frac{M_{us}/2e_j}{P_v} < 1 \rightarrow \text{崩壊形}\cdots\text{鋼板降伏}$$

$$\frac{M_{us}/2e_j}{P_v} > 1 \rightarrow \text{崩壊形}\cdots\text{木材割裂破壊}$$
(5)

M_{us} : 鋼板全塑性モーメント, e_j : 接合部間距離, P_v : (1)式で算定した割裂耐力

B 評価結果

表①-1と表①-2に評価結果を示す。この結果より母材の断面が大きくなると、継手の靱性を確保するためには鋼板の成を母材の成より小さくすることとなる傾向が分かる。これは鋼板の成を大きくした場合の鋼板の全塑性モーメントの上昇に対して、木材成を大きくした場合の割裂耐力の上昇は小さいためである(例えば鋼板の成を2倍にすると全塑性モーメントは4倍となるが、一方木材は成を2倍にしても割裂耐力は $\sqrt{2}$ 倍である)。

表①-1 継手の崩壊形一覧（一体化接合部間距離 450mm）

		木材					
		105mm × 105mm	105mm × 120mm	105mm × 135mm	105mm × 150mm	105mm × 180mm	105mm × 210mm
鋼板 (t4.5)	4.5mm × 105mm	鋼板降伏 (74%)※	鋼板降伏 (69%)	鋼板降伏 (65%)	鋼板降伏 (62%)	鋼板降伏 (56%)	鋼板降伏 (52%)
	4.5mm × 120mm		鋼板降伏 (90%)	鋼板降伏 (85%)	鋼板降伏 (81%)	鋼板降伏 (74%)	鋼板降伏 (68%)
	4.5mm × 135mm			木材割裂 (108%)	木材割裂 (102%)	鋼板降伏 (93%)	鋼板降伏 (86%)
	4.5mm × 150mm				木材割裂 (126%)	木材割裂 (115%)	木材割裂 (102%)
	4.5mm × 180mm					木材割裂 (166%)	木材割裂 (154%)
	4.5mm × 210mm						木材割裂 (209%)
鋼板 (t6)	6mm × 105mm	鋼板降伏 (99%)	鋼板降伏 (92%)	鋼板降伏 (87%)	鋼板降伏 (82%)	鋼板降伏 (75%)	鋼板降伏 (70%)
	6mm × 120mm		木材割裂 (120%)	木材割裂 (114%)	木材割裂 (108%)	鋼板降伏 (98%)	鋼板降伏 (91%)
	6mm × 135mm			木材割裂 (144%)	木材割裂 (136%)	木材割裂 (124%)	木材割裂 (115%)
	6mm × 150mm				木材割裂 (168%)	木材割裂 (154%)	木材割裂 (142%)
	6mm × 180mm					木材割裂 (221%)	木材割裂 (205%)
	6mm × 210mm						木材割裂 (279%)

表①-2 継手の崩壊形一覧（一体化接合部間距離 600mm）

(接合部間距離 600mm)		木材					
		105mm × 105mm	105mm × 120mm	105mm × 135mm	105mm × 150mm	105mm × 180mm	105mm × 210mm
鋼板 (t4.5)	4.5mm × 105mm	鋼板降伏 (47%)	鋼板降伏 (44%)	鋼板降伏 (42%)	鋼板降伏 (40%)	鋼板降伏 (36%)	鋼板降伏 (34%)
	4.5mm × 120mm		鋼板降伏 (58%)	鋼板降伏 (55%)	鋼板降伏 (52%)	鋼板降伏 (47%)	鋼板降伏 (44%)
	4.5mm × 135mm			鋼板降伏 (69%)	鋼板降伏 (66%)	鋼板降伏 (60%)	鋼板降伏 (55%)
	4.5mm × 150mm				鋼板降伏 (81%)	鋼板降伏 (74%)	鋼板降伏 (68%)
	4.5mm × 180mm					木材割裂 (106%)	鋼板降伏 (99%)
	4.5mm × 210mm						木材割裂 (134%)
鋼板 (t6)	6mm × 105mm	鋼板降伏 (63%)	鋼板降伏 (59%)	鋼板降伏 (56%)	鋼板降伏 (53%)	鋼板降伏 (48%)	鋼板降伏 (45%)
	4.5mm × 120mm		鋼板降伏 (77%)	鋼板降伏 (73%)	鋼板降伏 (69%)	鋼板降伏 (63%)	鋼板降伏 (58%)
	4.5mm × 135mm			鋼板降伏 (92%)	鋼板降伏 (87%)	鋼板降伏 (80%)	鋼板降伏 (74%)
	4.5mm × 150mm				木材割裂 (108%)	鋼板降伏 (99%)	鋼板降伏 (91%)
	4.5mm × 180mm					木材割裂 (142%)	木材割裂 (131%)
	4.5mm × 210mm						木材割裂 (179%)

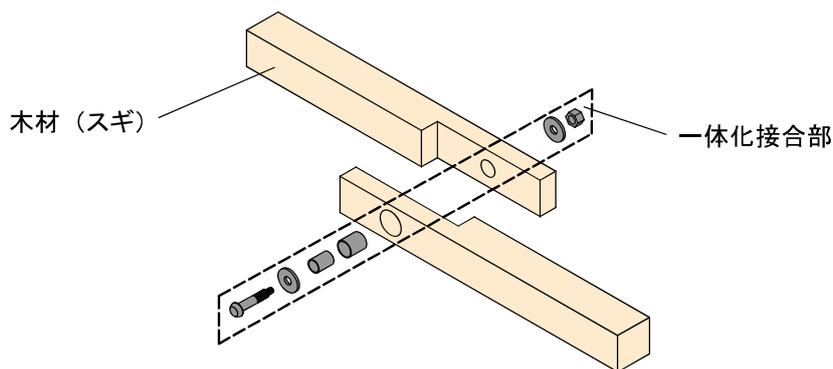
※()内の数値は鋼板全塑性時の一体化接合部発生せん断力の、割裂耐力に対する比率を示す。

付録② 1か所のみ of 一体化接合部による相欠き継手の
予備実験

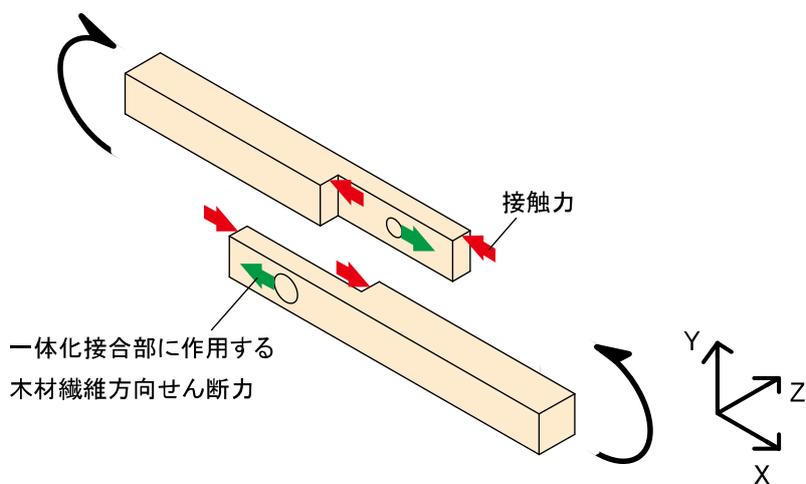
4章で鋼板を用いない曲げ抵抗継手に対して行った4点曲げ実験の結果を示した。この継手は2か所の一体化接合部で構成されるが、1か所のみの一体化接合部による継手についても同様の実験を別途行っている。本付録ではその実験について記す。

A 継手の構成

1か所のみの一体化接合部による継手の構成を図②-1に示す。2か所の一体化接合部での継手と同様、木部材に相欠き加工を設け、部材同士を隙間なく接触させた上で一体化接合部を設けて接合する。この工法での曲げモーメント伝達機構を図②-2に示す。木部材に作用する曲げモーメントは、木部材間の材軸方向の接触部での圧縮力（接触力）と、その偶力として一体化接合部での木材繊維方向のせん断力が作用することにより他方の木部材に伝達される。この工法で継手の性能は木部材間の接触部での応力に依存することから、接触部の隙間はなるべく小さくすることが一体化接合部2か所を用いた継手の場合以上に非常に肝要となる。部材の加工にはプレカッタを用いることを想定している。



図②-1 継手の構成

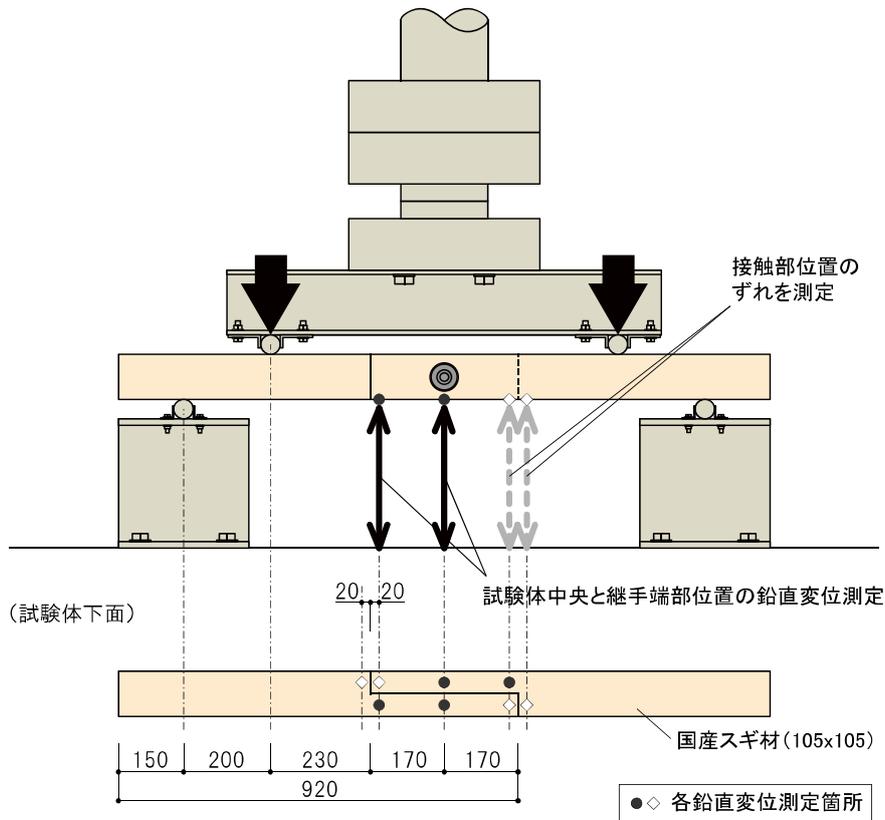


図②-2 継手の曲げモーメント伝達機構

B 実験概要

図②-3 に試験体図を示す。木材は 105 角スギ無等級材で、1 本あたりの長さは 920mm であり、2 本の木材それぞれ材端から 340mm の部分に相欠き加工を設けた。それらを隙間なく接触させ全長 1500mm の試験体とする計画であったが、加工の不備で一体化接合部のための木部材に設ける座掘の位置に 2 部材でずれが生じたため、部材間の材軸方向の隙間が材縁で平均して 2.3mm 生じた (図②-4)。一体化接合部の位置は試験体中央で、端距離は一体化接合部 2 か所の場合の実験と同様の 170mm (4d) である。

(試験体・治具立面)



図②-3 試験体図と測定箇所



図②-4 試験体接触部の隙間

実験治具は一体化接合部 2 か所の場合の実験と同様のものを用いた。試験体の変位の測定は図②-3 に示すように 2 本の木材それぞれ試験体中央位置および、木材間の材軸方向の接触部から 20mm の位置と継手端部から 20mm の位置の鉛直変位を測定した。

試験体数は 1 体のみである。試験体に用いた 2 本の木部材は同一の木材から切り出したものであり、同木材について JIS Z 2101⁹⁾ に準拠して行った縦圧縮強度試験結果を表②-1 に示す。表中には「木材工業ハンドブック」¹⁰⁾ に示されるスギ材の縦圧縮強さと曲げ強さの統計平均値の比より推定した材料の曲げ強さの推定値を示した。この推定曲げ強さより、母材の曲げ耐力推定値として、相欠き部でかつ一体化接合部位置の欠損断面での曲げ耐力 M_{net} と、欠損のない断面での曲げ耐力 M_{grs} を算出し、同表に示した。

表②-1 木材の材料試験結果と推定曲げ耐力

木材名称	u [%]	ρ [g/cm ³]	E_c [N/mm ²]	σ_c [N/mm ²]	σ_b [N/mm ²]	M_{grs} [kNm]	M_{net} [kNm]
k	13.9	0.37	6969	28.2 (0.81)	[52.4] (0.81)	10.1	4.8
統計平均値				35.0	65.0	12.5	6.0
統計下限値				25.0	50.0	9.6	4.6

u : 含水率, ρ : 密度, E_c : 縦圧縮弾性係数

σ_c : 縦圧縮強さ ()内は統計平均値に対する比を示す。

σ_b : 曲げ強さ []内は推定値を示す。()内は統計平均値に対する比を示す。

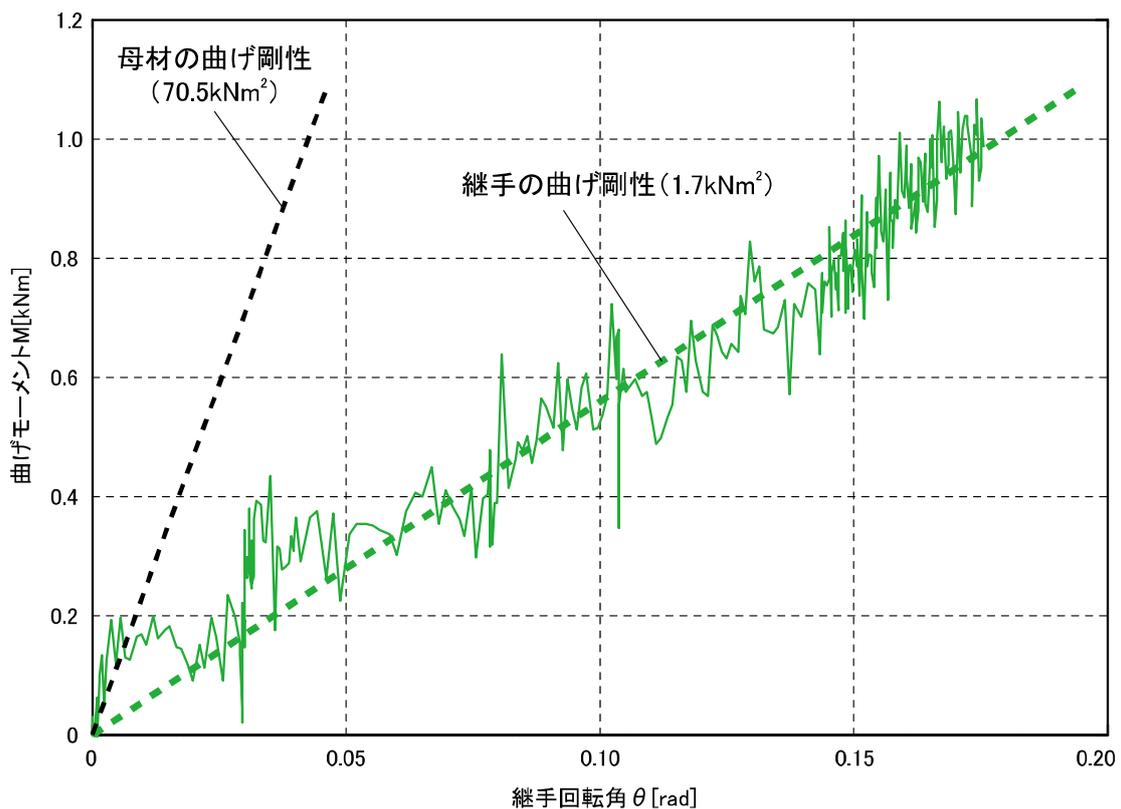
M_{grs} : 欠損のない断面の 105 角木材の推定曲げ耐力

M_{net} : 欠損のある断面の 105 角木材の推定曲げ耐力

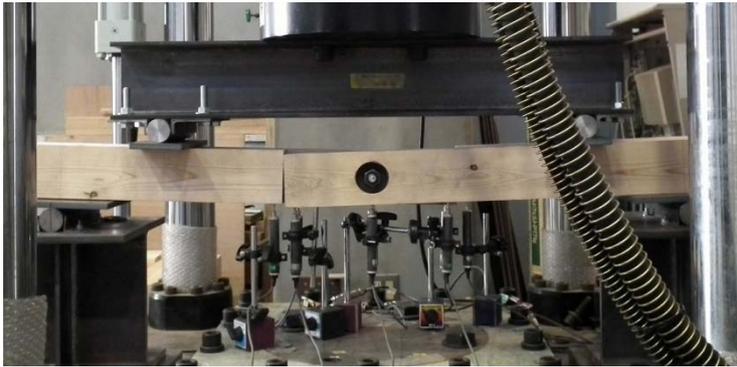
C 実験結果と考察

実験で得られた継手の $M-\theta$ 関係を図②-5 に示す。試験体に作用する一様な曲げモーメント M は加力機反力の半分に載荷点と支持点間の距離である 200mm を乗じた値である。継手の回転角 θ は一体化接合部 2 か所の場合と同様、試験体中央位置と継手端部から 20mm の位置の鉛直変位の差より算出した。荷重-変形関係に現れている荷重の上下は実験での設定不備による計測値のぶれの影響であるが、値の上下の中央では正確な値が記録できている。なお $M-\theta$ 関係は $M=1\text{kNm}$ 付近までを示した。これ以降は試験体が鉛直変位の計測器具と接触する不備があったため正確に荷重-変形関係が追跡できていない。また実験終了時までには試験体の大幅な損傷による耐力低下は確認していない。

図②-6 に実験の記録写真を示す。 $M=0.6\text{kNm}$ 時に部材間の材軸方向の接触部での木材の損傷の発生を確認したが (図②-6 (a))、それにより継手の耐力低下には至らなかった。その後継手の耐力上昇とともに接触部の木材上部がめくれ上がるように損傷が進行した。 $M=0.9\text{kNm}$ では接触部の割裂を確認し (図②-6 (b))、その後実験終了時まで割裂が進行した (図②-6 (c))。



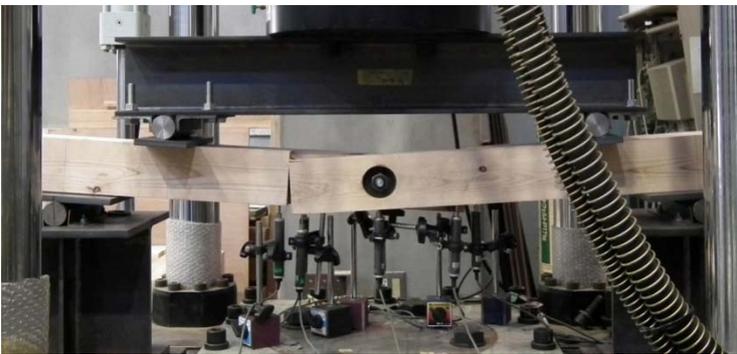
図②-5 $M-\theta$ 関係



(a) $M=0.6\text{kNm}$ 時



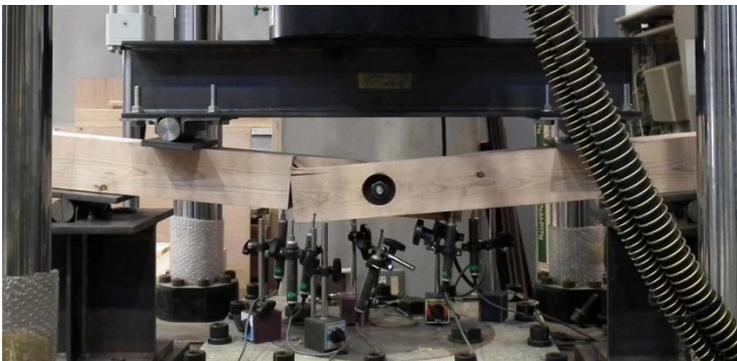
接触部
(右図で正面側)



(b) $M=0.9\text{kNm}$ 時



接触部



(c) 実験終了時



接触部

図②-6 実験での試験体の変形の推移

ここで継手の曲げ剛性および曲げ耐力を、母材での値と比較する。試験体に用いた木材の弾性係数 7.0kN/mm^2 より 105 角木材の母材の曲げ剛性は 70.5kNm^2 となる。一方、母材の曲げ耐力は $M_{grs}=10.1\text{kNm}$ である。実験結果より継手部を等価な一様断面部材と仮定した場合の弾性曲げ剛性 $(EI)_{eq}$ は 1.7kNm^2 でこれは母材の曲げ剛性の 2% である。また実験で確認できた継手の保有耐力 1kNm は母材の 10% である。部材間の材軸方向の接触部の隙間により、継手の曲げ剛性が著しく低くなった。接触部の隙間を極力小さくすることにより曲げ剛性のみならず曲げ耐力も向上すると考えられる。今後部材の加工の精度を上げた上での実験の実施を要する。