

研究資料 (Research record)

広葉樹で補強した柱-貫接合部のモーメント抵抗性能 —降伏以降の特性値算出法の提案及び、貫材の 横圧縮性能と接合部性能との関係の把握—

末定 拓時^{1)*}、宮本 康太¹⁾、渋谷 龍也¹⁾、稲山 正弘²⁾、青木 謙治³⁾

要旨

広葉樹の用材需要の拡大のために構造性能の高度化が求められている木造建築物に機械的性能に優れた広葉樹種を構造材料として利用することが望まれる。特に木造建築物の構造性能に大きく寄与する接合部に対し入手が比較的容易な小断面の材を利用することが有効であると考えられ、広葉樹を利用した接合部の知見を蓄積することが必要であると考えられる。本報告では貫材の一部に補強材として広葉樹を利用した柱-貫接合部に関して、補強材の全面横圧縮性能とその柱-貫接合部の接合部性能との関係を示した。さらに、それらの関係性と、貫材全体を広葉樹とした柱-貫接合部の貫材の全面横圧縮性能と接合部性能との関係性を比較した。加えて、降伏点以降の接合部の変形のしにくさに関する指標である剛性を定量的に評価することを目的に、試験結果の簡易なトリリニア化手法(モーメント-変形角関係を3線分に置換する手法)を提案した。そして、柱-貫接合部の試験結果について降伏後の塑性域での剛性を二次剛性と三次剛性として2段階に分けて評価を行った。それらの結果、貫材の全長にわたって厚さ24 mmの補強材を接着した仕様の接合部性能と補強材の全面横圧縮性能との間には、貫材全体を広葉樹とした仕様と同様の傾向があることがわかった。また、トリリニア化によって算出した特性値から、降伏点以降の補強材の形状による接合部の挙動の違いを把握することができた。

キーワード：柱-貫接合部、モーメント抵抗性能、広葉樹、補強、相関分析、評価方法

1. はじめに

国内の広葉樹供給量は2018年で約218万 m^3 であり、国産材供給量全体の1割程度である。そのうち広葉樹の用材用途としての利用量は広葉樹供給量のうち6.52%と非常に少ない(林野庁2019)。広葉樹のほとんどは製紙やボード類向けの木材チップとして利用されており、広葉樹の用材利用を拡大することで広葉樹資源のカスケード利用、延いては資源の有効活用につながると思われる。

広葉樹は針葉樹に比べて樹種が多く、樹種によって多様な性質を有する。そのうち機械的性能に優れた樹種については、木造建築物の構造材料として、特に建築物の構造性能を大きく左右する接合部に利用することが望ましいが、現状では広葉樹の接合部への利用に関する知見が十分に蓄積されているとは言い難い。そこで筆者らは、広葉樹を利用した接合部の知見の蓄積を目的として、木造建築物の接合部のうち単純な形状を有する柱-貫接合部について研究を行った(末定 et al. 2017, Suesada, H. et al. 2019)。柱-貫接合部は剛性と降伏耐力が低い一方で、大変形時にも破壊せずに荷

重が上昇し続けるといった粘り強い挙動を示す。これは、柱-貫接合部の変形が主に貫材のめり込み変形によるためである。つまり、貫材のめり込み性能を向上させ、貫材のめり込み変形を抑制することで、柱-貫接合部の性能を強化できると考えられる。

柱-貫接合部では一般的に貫材にはスギなどの針葉樹が用いられるが、めり込み性能に優れた広葉樹を利用することでその性能向上が見込まれる。筆者らはこれまでに貫材を広葉樹とした柱-貫接合部について試験を実施し、その性能向上効果を示し、貫材の横圧縮性能と接合部性能との間に相関関係があることを示した(末定 et al. 2017)。一方で、大きな断面寸法の広葉樹は入手が困難なことから、小断面材によっても同様の効果があることを示すことができれば、広葉樹の構造材料としての利用がさらに容易になる。そこで筆者らは貫材の一部に広葉樹を補強材として接着した柱-貫接合部のモーメント抵抗試験を行い、その性能向上効果を検証した(Suesada, H. et al. 2019)。本報告では補強材を全面横圧縮試験に供し、補強材の横圧縮性能と接合部性能との関係を調べ、貫材全体を広葉樹とした仕

原稿受付：令和元年10月31日 原稿受理：令和2年1月28日

1) 森林総合研究所 複合材料研究領域

2) 東京大学大学院 農学生命科学研究科

3) 東京大学大学院 農学生命科学研究科 (元森林総合研究所)

* 森林総合研究所 複合材料研究領域 〒305-8687 茨城県つくば市松の里1

様と比較した。

他方、木造建築における耐震要素の特性値は一般的に完全弾塑性モデル化によるバイリニア置換（財団法人日本住宅・木材技術センター 2017）によって算出される。しかし、柱-貫接合部などの木材のめり込み変形によって外力に抵抗する接合部は、剛性が徐々に減少するため明確な降伏点が存在しない。また、見かけの降伏点以降も剛性を有するため、降伏点以降の剛性が0となる完全弾塑性モデル化によるバイリニア置換では見かけの降伏点以降の挙動を正確に評価することができない。稲山の研究では木材のめり込み性能を二次勾配まで評価し、初期剛性と二次勾配との比はおおよそ0.13程度となることが示されている（稲山 1991）。しかし、木材の変形を複合的に扱うような接合部の荷重-変形角曲線等の推定式は対数関数や多項式などで表されることが多いため、推定結果の妥当性はグラフ上での比較といった定性的な評価となり定量的に把握しづらい。このような接合部性能の推定結果と試験結果とを定量的に比較するには、これらを同一の手法でモデル化し、それぞれの特性値を算出した上で比較することが望ましい。そこで本研究では、降伏点以降のモデル化に関する知見を得ることを目的として、試験結果の簡易なトリリニア化手法を提案し、既往の研究（未定 et al. 2017, Suesada, H. et al. 2019）における柱-貫接合部の試験結果について二次剛性と三次剛性を評価した。

2. 試験体と試験方法

2.1 モーメント抵抗試験

モーメント抵抗試験の試験体及び試験方法は既往の研究（未定 et al. 2017, Suesada, H. et al. 2019）と同一であるため、ここでは参考のためにこれらを記し、Nタイプ貫材とRタイプ貫材の基材の材料の密度、含水率等のデータを追記した。

2.1.1 試験体

Fig. 1 にモーメント抵抗試験の貫材の種類と寸法を示す。貫材全体が一つの材となる仕様をNタイプ、スギを基材として補強材を接着した貫材の仕様をRタイプとし、Rタイプのうち補強材の繊維方向長さが短いものをRsタイプ、長いものをRlタイプとした。Nタイプに用いた樹種はクリ (*Castanea crenata*, K)、シラカシ (*Quercus myrsinifolia*, Si)、ヒノキ (*Chamaecyparis obtusa*, H)、スギ (*Cryptomeria japonica*, Su) の4樹種とし、断面寸法は幅 (w_n) が30, 45mm、高さ (b_n) が60, 75, 90mmの組み合わせで、合計15仕様とした。これらの寸法は土壁の下地として利用することを想定した上で、材幅と材せいによる影響を確認するために決定した。Rタイプは補強材の樹種がクリ、シラカシ、ヒノキの3樹種とし、補強材の長さが120mm (Rsタイプ)

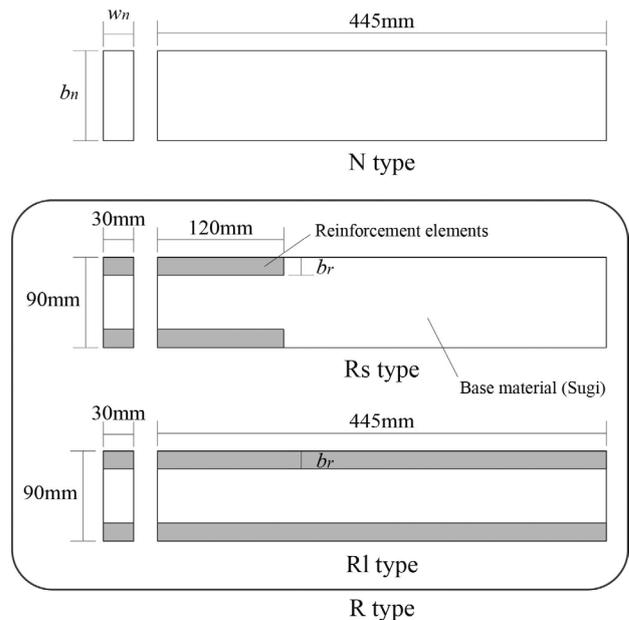


Fig. 1. Types and dimensions of nuki

と445mm (Rlタイプ)、厚さ (b_r) が12, 18, 24mmの組み合わせで、合計18仕様とした。Rタイプの貫材の断面寸法は全て幅30mm、高さ90mmとした。仕様ごとにNタイプは6体、Rタイプは3体の試験体を用意し、試験を実施した。

Table 1 にNタイプの試験体仕様と貫材の物性値を示し、Table 2 にRタイプの試験体仕様と補強材の物性値を示す。ただし、Table 1 のスギ以外のデータは文献（未定 et al. 2017）の値を、Table 1 のスギのデータ及びTable 2 の密度は文献（Suesada, H. et al. 2019）の値をそれぞれ参考として示している。柱-貫接合部モーメント抵抗試験の試験体は、接合部の力学的挙動が複雑になるため楔は用いず、柱材に90mmの深さで貫材と同断面の貫穴を設け、貫材を嵌合させることで試験体を作製した。柱材は120mm角のスギ (E70) で長さは900mmとし、貫材の長さは445mmとした。柱材の平均密度及び平均含水率はNタイプの樹種がスギの試験体についてはそれぞれ410kg/m³ (標準偏差16.5kg/m³)、8.76% (同1.82%) であり、Rタイプの試験体ではそれぞれ401kg/m³ (同25.1kg/m³)、8.93% (同7.59%) であった。Rタイプの基材のスギの平均密度、平均含水率はそれぞれ436kg/m³ (同44.7kg/m³)、12.9% (同3.45%) であり、縦振動法（財団法人日本住宅・木材技術センター 2011）によるヤング係数の平均値は9.73kN/mm² (同1.46kN/mm²) であった。

2.1.2 補強した貫材の作製方法

補強材として30mm角で長さが1000mmの棒材をシラカシ、クリ、ヒノキの各樹種18本用意した。各棒材の密度と、縦振動法（財団法人日本住宅・木材技術センター 2011）によって繊維方向動的ヤング係数、及び

Table 1. Specification of nuki of N type

Type	W.S.	w_n (mm)	b_n (mm)	MC (%)		ρ (kg/m ³)		ARW (mm)		E_{fr} (N/mm ²)	
				Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.
N	Shirakashi (<i>Quercus myrsinifolia</i>)	30	60	11.7	1.94	793	25.9	2.65	0.436		
			75	19.5	7.18	858	62.5	3.02	1.20		
			90	16.0	1.63	849	32.7	3.13	0.602		
	Kuri (<i>Castanea crenata</i>)	30	60	15.1	1.57	520	49.0	4.59	1.86		
			75	15.7	1.18	494	24.1	4.71	1.46		
			90	15.2	2.83	474	55.6	4.75	2.86		
		45	60	18.2	2.91	533	42.0	4.22	2.15		
			75	19.6	1.80	470	23.6	3.12	0.586		
			90	19.4	1.10	460	30.7	2.40	0.891		
	Hinoki (<i>Chamaecypris obtusa</i>)	30	60	11.1	0.982	415	57.5	2.27	0.598		
			75	11.2	1.07	416	64.8	2.22	0.668		
			90	11.2	0.921	413	60.1	2.29	0.548		
Sugi (<i>Cryptomeria japonica</i>)	30	60	11.1	0.982	415	57.5	2.27	0.598	10.7	1.91	
		75	11.2	1.07	416	64.8	2.22	0.668			
		90	11.2	0.921	413	60.1	2.29	0.548			
	45	60	10.5	0.904	381	30.0	3.40	1.11			
		75	11.2	1.07	416	64.8	2.22	0.668			
		90	11.2	0.921	413	60.1	2.29	0.548			

Note; W.S.: Wood species of nuki, w_n , b_n : see Fig.1, MC: Moisture content, ρ : Density of nuki, ARW: Annual ring width, E_{fr} : Young's modulus by longitudinal vibration method, Ave.: Average, S.D.: Standard deviation

Table 2. Specification of reinforcements of R type

Type (Length)	W.S.	b_r (mm)	ρ (kg/m ³)		ARW (mm)		E_b (kN/mm ²)		E_{fr} (kN/mm ²)	
			Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.
Rs (120mm)	Shirakashi (<i>Quercus myrsinifolia</i>)	12	936	32.9	4.72	1.53	13.8	1.04	15.7	1.58
		18	946	17.3	5.41	2.21	13.1	1.26	15.6	1.48
		24	928	21.1	5.26	2.55	12.6	1.73	15.0	1.44
Rl (445mm)	Kuri (<i>Castanea crenata</i>)	12	546	34.3	3.99	1.12	9.18	0.890	9.92	0.836
		18	543	29.6	4.46	1.06	8.86	1.02	10.1	0.824
		24	551	13.8	3.85	0.987	9.36	0.867	10.6	0.535
	Hinoki (<i>Chamaecypris obtusa</i>)	12	434	3.93	3.26	0.759	7.96	0.629		
		18	425	10.4	2.23	0.452	8.15	1.65		
		24	437	14.2	2.84	0.909	7.82	3.38		

Note; W.S.: Wood species of reinforcement, b_r : see Fig.1, MC: Moisture content, ρ : Density of reinforcements, ARW: Annual ring width, E_b : Young's modulus by longitudinal vibration method, Ave.: Average, S.D.: Standard deviation

弾性域における曲げ試験によって曲げヤング係数を測定した。その後、補強材作製用に 600mm 程度の長さ
に切り出し、残りの材から全面横圧縮試験体を作製した。試験体によって密度の偏りが生じないように補強材を配分した上で、補強材作製用の棒材を試験体仕様
ごとの厚さに加工し、1本の棒材から Rs、Rl タイプ用のそれぞれ 120mm と 445mm の長さに切断した。

スギ材は幅 30mm、高さ 90mm、長さ 3000mm の板材を 12 本用意し、縦振動法（財団法人日本住宅・木材技術センター 2011）によって繊維方向動的ヤング係数を測定した。その後、長さ 445mm に切り出し、試験体仕様によって密度が偏らないよう配分し、試験体仕様ごとに加工した。

補強材の接着はウレタン樹脂系接着剤（株式会社オーシカ製、UR-20）を用いて手作業で行った。基材と補強材を接着し、試験体の貫材高さ（90mm）の間隔に固定した 2 枚の合板の間に挟み、24 時間以上屋内にて養生した（Fig. 2）。



Fig. 2. State of Production of reinforcing nuki of R type

2.1.3 試験方法

Fig. 3 に試験概要を示す。試験には万能試験機（インストロン社製、4202 型）を用いた。

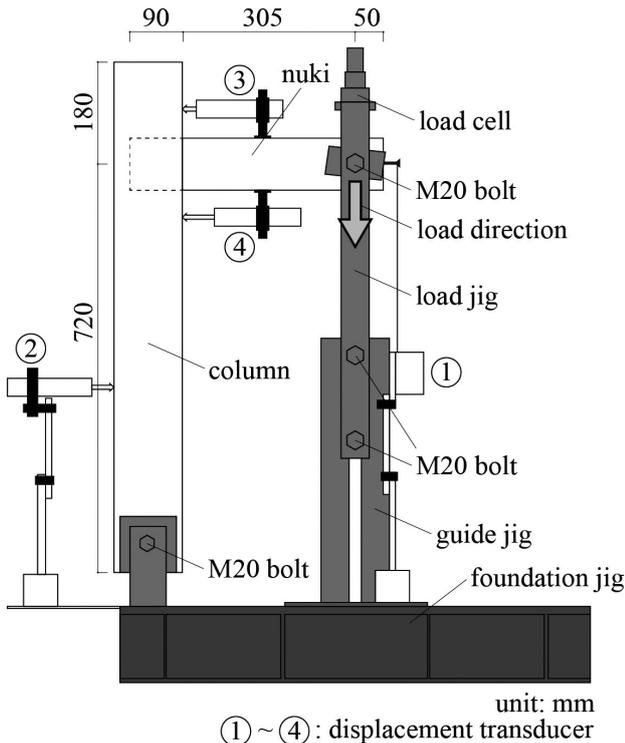


Fig. 3. Loading setup (Suesada H et al. accepted to Journal of Wood Science)

試験体は柱材底部と貫材先端で治具と接合し、M20 ボルトによってそれぞれピン接合とした。ロード治具に取り付けた M20 ボルトがガイド治具のスリットを通ることで、ロード治具が鉛直方向にのみ移動することができ、ロード治具を介して貫先端を加力した。加力速度は 5mm/min とし、鉛直下方向への単調加力で行った。加力は荷重が最大荷重の 80% まで低下するか、試験体全体の回転角が 0.2rad となるまで行った。

ここで、試験体全体の回転角は Fig. 3 における変位計①と②から求めた回転角であり、接合部の変形角に加えて柱材の転倒角と貫材の曲げ変形角を含む角度である。接合部の変形角は貫材の上下に取り付けた変位計③と④から求めた。接合部に発生するモーメントは万能試験機のロードセルの荷重値に柱材の加力点側の面から加力点までの水平距離 (305mm) を乗じて算出した。

2.1.4 評価方法

柱-貫接合部のモーメント-変形角曲線の一例と評価方法の概要を Fig. 4 に示す。柱-貫接合部のモーメント-変形角曲線は上に凸な曲線となり、降伏点が明確ではない。

また、降伏後も二次剛性を有し荷重が上昇し続けるが、剛性は緩やかに減少するため、降伏後の剛性も順次評価することが望ましい。接合部等の評価に一般的に利用される完全弾塑性モデル化によるバイリニア置換 (財団法人日本住宅・木材技術センター 2017) では、

このような柱-貫接合部の性能を正確に評価できないと考えられる。そこで本報告では以下に示すように完全弾塑性モデル化の手法に加えて、二次剛性及び三次剛性を算出することによってトリリニア置換を行い、接合部の特性値を評価した。ただし、本評価方法では特性値を算出できない場合は、試験体の変形、破壊状況等を勘案し、妥当な評価となるよう目視にて剛性を定める範囲を変更するなど、評価方法を適宜修正して特性値を算出した。

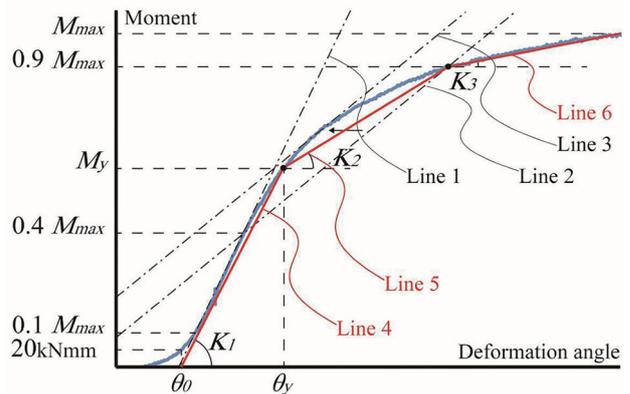


Fig. 4. Overview of evaluation method of characteristic value

- (1) 曲線上の $0.1 M_{max}$ と $0.4 M_{max}$ とを結ぶ Line 1 を引く
- (2) 曲線上の $0.4 M_{max}$ と $0.9 M_{max}$ とを結ぶ Line 2 を引く
- (3) Line 2 を曲線に接するよう平行移動し、これを Line 3 とする
- (4) Line 1 と Line 3 との交点のモーメントを M_y とする
- (5) 曲線が初めて M_y となったときの変形角を θ_y とする
- (6) 初期スリップを除くため、目視により全てのモーメント変形角曲線において直線域の始点として妥当だと判断し、曲線が初めて 20kNmm となったときの変形角を θ_0 とする
- (7) 点 $(\theta_0, 0)$ と点 (θ_y, M_y) とを結んだ直線を Line 4 とし、その傾きを K_1 とする
- (8) 点 (θ_y, M_y) と曲線上の $0.9 M_{max}$ を通る直線を Line 5 とし、その傾きを K_2 とする
- (9) 曲線上の $0.9 M_{max}$ を通り、曲線上の $0.9 M_{max}$ と M_{max} の区間のデータについて最小二乗法により求めた近似直線を Line 6 とし、その傾きを K_3 とする

2.2 全面横圧縮試験

N タイプについては既報 (未定 et al. 2017) と同一であり、スギ以外の試験体について試験後の貫材から試験体採取し、圧縮面の寸法を 25mm × 25mm とし、高さは 50mm とした。

Rタイプについては補強材作製時に切り出した横圧縮試験用の材から試験体を作製し、藤田 et al. (2012) を参考にして圧縮面の寸法を幅 30mm、繊維方向の長さ 60mm とし、高さは 30mm とした。加力方向は、全面横圧縮試験体と同一の材となる貫材又は補強材が、モーメント抵抗試験でめり込み変形を受ける方向と同じ加力方向となるようにした (Fig. 5)。試験は万能試験機 (インストロン社製、4202 型) を用い、JIS Z 2101 (日本規格協会 2009) の全面横圧縮試験を参考にして実施し、横圧縮ヤング係数と横圧縮比例限度応力を算出した。

本研究では柱-貫接合部における貫材の樹種特性を把握するために加力方向と全面横圧縮試験体との加力方向を一致させ、1対1の対応をとることを優先した。寸法が異なることによる効果は今後検討する必要があるが、ここでは同一の関係を示すものとして分析を行った。

3. 試験結果と考察

3.1 トリリニア化による降伏点以降の評価

Fig. 6 と Fig. 7 に N タイプと R タイプのモーメント-変計角関係及びトリリニア化により得た特性値の平均をそれぞれ示す。トリリニア化により得た特性値については、初期・二次・三次の各剛性 (K_1, K_2, K_3) と降伏・最大の各モーメント (M_y, M_{max}) の値としたため、降伏変形角等の変形角の値が平均値とは異なっている場合

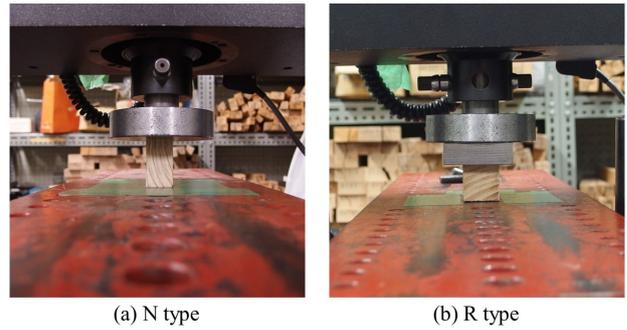


Fig. 5. Setup of the compression perpendicular to the grain tests

がある。また、Table 3 と Table 4 に N タイプと R タイプのモーメント抵抗試験結果をそれぞれ示す。ただし、Fig. 6 と Fig. 7 の各試験体のモーメント-変形角曲線及び Table 3 と Table 4 の M_{max}, M_y, K_1 の値は文献 (未定 et al. 2017, Suesada, H. et al. 2019) の値をそれぞれ比較のために示した。

N タイプの K_2 と K_3 は初期剛性と同様、シラカシ・スギ・クリ・ヒノキの順番に特性値が高く、貫材の断面が大きくなるほど特性値も高い傾向が見られた。 K_3 と K_1 との比は 1/6 ~ 1/10 程度となり、木質構造接合部設計マニュアル (日本建築学会 2009) の通し貫接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式での二次勾配に関する記述と一致した。つまり、今回の評価方法で求めた K_2 は、完全弾塑性モデル化によって求まる降伏

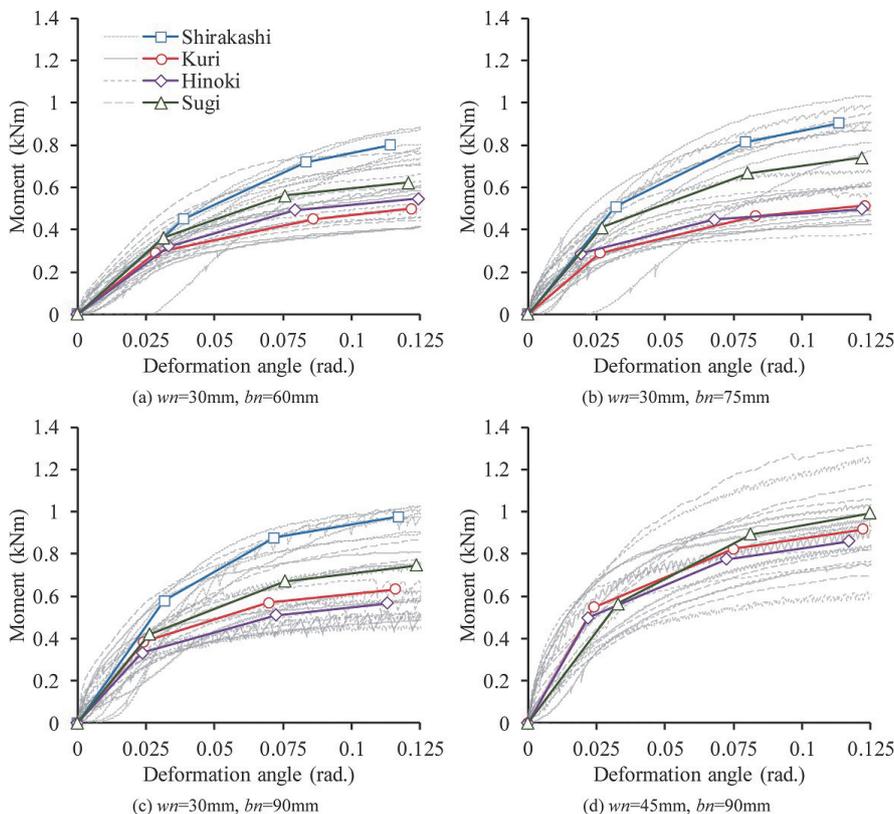


Fig. 6. Relationship between moment and deformation angle of N types

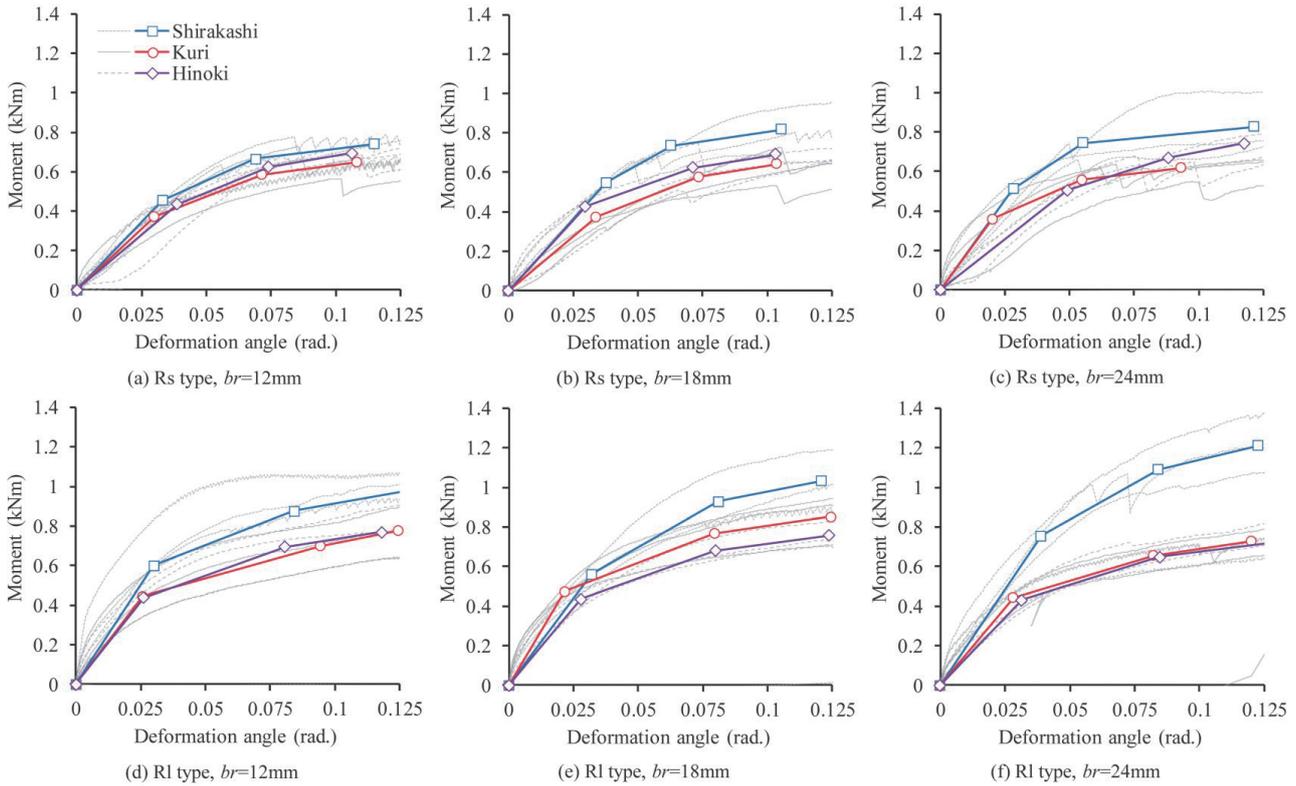


Fig. 7. Relationship between moment and deformation angle of R types

Table 3. Characteristic values of moment test of N type

Type	W.S.	w_n (mm)	b_n (mm)	M_{max} (kNm)		M_y (kNm)		K_1 (kNm/rad)		K_2 (kNm/rad)		K_3 (kNm/rad)		θ_y ($10^3 \times \text{rad}$)		$\theta_{0.9M_{max}}$ ($10^3 \times \text{rad}$)		$\theta_{M_{max}}$ ($10^3 \times \text{rad}$)	
				Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.
Si		30	60	799	69.6	450	46.8	11.7	0.902	6.01	1.11	2.60	0.683	46.9	12.9	92.7	7.10	124	1.64
			75	905	99.4	508	77.4	15.8	4.19	6.48	0.797	2.66	0.781	40.8	13.9	88.5	10.7	123	1.46
			90	975	58.3	578	24.4	18.3	2.98	7.45	1.31	2.14	0.500	37.8	7.70	78.5	8.38	122	3.51
K		30	60	500	97.5	291	53.5	10.2	1.72	2.77	0.632	1.39	0.395	31.5	6.51	88.9	4.37	124	1.04
			75	515	84.2	289	48.8	11.1	2.36	3.06	0.572	1.29	0.415	28.2	7.18	85.2	7.68	124	1.39
			90	633	129	384	62.9	15.9	5.92	4.07	1.27	1.37	0.339	28.3	11.1	74.2	9.49	117	6.34
N		45	90	917	105	548	85.3	22.8	7.41	5.43	0.614	1.94	0.136	26.6	6.44	77.7	6.73	123	1.59
			60	546	79.4	323	42.8	9.68	0.881	3.68	0.737	1.21	0.254	36.0	3.33	82.0	5.23	124	1.27
			75	497	79.7	286	43.4	14.8	4.69	3.30	0.710	0.926	0.231	21.7	6.81	70.9	11.1	121	1.69
H		90	90	567	83.0	333	49.7	14.1	2.43	3.65	0.877	1.39	0.523	25.0	5.12	74.9	11.5	116	6.50
			45	860	221	499	107	22.8	11.3	5.46	1.62	1.92	0.782	25.8	8.95	75.9	12.8	122	3.47
			60	624	148	362	86.5	11.5	3.36	4.50	1.54	1.39	0.738	32.5	3.27	78.2	10.9	123	2.78
Su		30	75	741	183	411	89.3	15.2	3.30	4.81	1.21	1.78	0.799	27.4	2.01	80.8	10.1	121	5.99
			90	746	170	420	83.4	16.0	5.21	5.11	1.17	1.55	0.532	27.6	5.06	76.7	6.84	124	0.845
			45	992	223	563	127	17.2	4.47	6.77	1.77	2.29	0.394	33.2	1.87	82.3	4.90	124	0.695

Note; W.S.: Wood species of nuki, w_n , b_n : see Fig.1, M_{max} : Maximum moment, M_y : Yield moment, K_1 : First stiffness of rotational moment, K_2 : Second stiffness of rotational moment, K_3 : Third stiffness of rotational moment, θ_y : Yield deformation angle, $\theta_{0.9M_{max}}$: Deformation angle at 0.9 times the maximum moment, $\theta_{M_{max}}$: Deformation angle at the maximum moment, Ave.: Average, S.D.: Standard deviation, Si: Shirakashi, K: Kuri, H: Hinoki

点から、塑性剛性に移るまでの区間の剛性を表していると考えられる。

Rタイプでは補強材の寸法によって K_2 と K_3 の値に傾向は見られなかった。RsタイプはRlタイプに比べて θ_y の値が大きく、 $\theta_{0.9M_{max}}$ と $\theta_{M_{max}}$ の値が小さくなった。これは補強材の剥離が影響したと考えられ、 K_2 と K_3 の値は変わらないものの、それらの剛性を有する区間

は短く、RsタイプとRlタイプの挙動の差が特性値に表れた結果だと考えられる。二次降伏点の変形角がRsタイプでRlタイプに比べて小さい結果となった。これは、補強材が剥離した影響から最大モーメントがRlタイプに比べて小さくなったためだと考えられる。

Table 4. Characteristic values of moment test of R type

Type	W.S.	b_r (mm)	M_{max} (kNm)		M_y (kNm)		K_1 (kNm/rad)		K_2 (kNm/rad)		K_3 (kNm/rad)		θ_y ($10^3 \times \text{rad}$)		$\theta_{0.9M_{max}}$ ($10^3 \times \text{rad}$)		$\theta_{M_{max}}$ ($10^3 \times \text{rad}$)	
			Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.
Rs	Si	12	741	54.8	454	121	13.7	1.82	5.91	3.47	1.62	0.777	35.7	13.1	74.0	18.8	109	24.3
		18	816	131	547	59.8	14.5	0.780	7.45	4.53	1.91	0.346	38.5	5.62	71.2	24.1	115	16.3
		24	827	157	512	134	18.2	5.00	8.59	1.59	1.25	0.343	31.1	12.5	59.1	11.0	125	0.460
	K	12	650	82.1	372	33.8	12.5	3.23	5.11	2.33	1.78	0.355	31.2	6.14	77.0	12.8	103	19.8
		18	641	108	374	61.6	11.0	1.86	5.12	2.27	2.12	0.515	36.3	7.55	79.0	16.5	117	11.1
		24	618	60.1	359	30.5	17.8	10.3	5.69	1.60	1.62	0.435	28.7	22.3	62.2	15.9	116	14.6
	H	12	695	15.3	437	101	11.3	2.62	5.33	0.986	2.16	0.477	42.8	21.5	80.2	9.14	120	8.20
		18	691	49.5	425	53.0	14.3	5.22	4.75	3.04	2.14	1.03	35.8	21.4	80.3	23.1	108	28.7
		24	743	83.5	503	122	10.3	0.874	4.22	1.47	2.54	0.259	49.3	8.30	89.0	10.6	116	15.8
RI	Si	12	974	46.4	600	48.9	20.0	1.11	5.09	0.09	2.33	0.450	30.4	4.48	84.7	4.08	122	3.91
		18	1034	145	563	84.5	17.7	2.14	7.50	1.76	2.60	0.887	32.4	5.43	82.6	12.6	124	1.15
		24	1214	146	755	125	19.4	2.78	7.47	2.47	3.14	0.698	39.7	8.90	83.8	7.83	122	2.74
	K	12	778	128	445	89.6	17.3	4.75	3.71	0.276	2.61	0.647	26.5	2.57	95.2	1.23	125	0.0803
		18	853	129	475	72.1	22.0	2.28	5.06	0.894	1.89	0.426	22.0	4.92	79.8	4.62	124	0.164
		24	729	63.3	443	31.9	15.8	3.66	3.93	0.953	1.93	0.161	29.5	7.45	83.7	7.66	124	2.02
	H	12	771	126	438	86.1	16.7	3.02	4.70	1.35	2.06	0.803	26.5	2.42	83.5	15.9	123	3.50
		18	757	61.8	436	42.4	15.6	2.86	4.75	1.08	1.72	0.103	29.2	6.69	82.3	2.38	124	0.588
		24	720	82.3	432	45.4	13.7	2.44	4.06	0.357	1.74	0.322	32.3	4.14	85.5	4.08	125	0.255

Note; W.S.: Wood species of reinforcement, b_r : see Fig.1, M_{max} : Maximum moment, M_y : Yield moment, K_1 : First stiffness of rotational moment, K_2 : Second stiffness of rotational moment, K_3 : Third stiffness of rotational moment, θ_y : Yield deformation angle, $\theta_{0.9M_{max}}$: Deformation angle at 0.9 times the maximum moment, $\theta_{M_{max}}$: Deformation angle at the maximum moment, Ave.: Average, S.D.: Standard deviation, Si: Shirakashi, K: Kuri, H: Hinoki

3.2 全面横圧縮試験との比較

貫材もしくは補強材の全面横圧縮性能と接合部性能について相関分析を行った。Table 5 と Table 6 に全面横圧縮試験の結果を、Table 7 と Table 8 に相関分析の結果を示す。N タイプでは K_1 を除いた接合部の特性値は横圧縮ヤング係数、横圧縮比例限度応力ともに有意水準 5% 以下で正の相関が見られた。 K_1 は幅 30mm、高さ 60mm の仕様を除き有意な相関は見られなかった。 K_1 は加工精度や乾燥収縮等による嵌合度の差異によって値が大きく変化するため、全面横圧縮性能との相関が認められない結果となったと考えられる。 K_2 や K_3 は変形が進み、接合部がしっかりと嵌合した後の剛性

を示していると考えられ、これらの値が全面横圧縮性能と相関を有していた。そのため、試験体を試験の実施時の雰囲気における平衡含水率に達するまで養生し、試験直前に寸法を整えることなどにより試験体の試験体の嵌合度を揃えることで K_1 についても全面横圧縮性能との相関をより正確に把握することができると考えられる。

R タイプでは、RI タイプの補強材厚さが 24mm のもの以外について有意な相関はほとんど見られず、RI タイプの補強材厚さが 24mm の仕様については K_1 以外に有意水準 5% 以下で有意な相関が見られ、N タイプと同様の結果となった。剛性については補強材厚さが

Table 5. Characteristic values of compression test of N type

Type	W.S.	w_n (mm)	b_n (mm)	M.C. (%)		ρ (kg/m^3)		ARW (mm)		σ_{cp90} (N/mm^2)		E_{c90} (N/mm^2)	
				Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.
N	Si	30	60	11.0	0.0664	811	39.6	2.22	0.387	9.60	2.44	670	158
			75	10.8	0.132	882	48.1	2.52	0.853	12.5	1.88	890	65.3
			90	11.1	0.196	874	36.5	2.79	0.426	10.9	1.97	818	81.4
	K	30	60	12.8	0.215	525	56.2	4.78	1.83	2.89	0.686	363	75.7
			75	13.0	0.477	505	33.0	4.67	1.88	2.59	0.421	359	40.8
			90	13.0	0.279	476	48.6	5.24	3.15	3.81	1.06	480	139
H	30	45	90	12.9	0.607	529	44.7	3.83	1.58	3.22	0.835	383	32.8
		60	12.2	0.168	474	26.0	2.76	0.628	3.46	0.949	324	124	
		75	12.3	0.293	463	35.5	2.65	0.889	2.82	0.633	296	69.5	
H	45	90	12.2	0.426	463	33.0	4.35	2.84	3.01	1.15	271	127	
		90	12.2	0.287	480	63.2	2.68	0.920	3.50	2.19	283	151	

Note; W.S.: Wood species of nuki, w_n , b_n : see Fig.1, M.C.: Moisture content, ρ : Density, ARW: Annual ring width, σ_{cp90} : Compressive stress perpendicular to the grain at the proportional limit, E_{c90} : Compressive Young's modulus perpendicular to the grain, Ave.: Average, S.D.: Standard deviation, Si: Shirakashi, K: Kuri, H: Hinoki

Table 6. Characteristic values of compression test of R type

Type	W.S.	b_r (mm)	M.C. (%)		ρ (kg/m ³)		ARW (mm)		σ_{cp90} (N/mm ²)		E_{c90} (N/mm ²)	
			Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.
	Si	12	11.8	0.323	936	40.3	4.72	1.53	14.3	4.70	473	137
		18	12.1	0.772	946	17.7	5.41	2.21	15.9	2.98	478	103
		24	12.3	0.420	928	21.5	5.26	2.55	13.2	2.65	344	36.6
Rs	K	12	13.3	0.371	546	37.4	3.99	1.12	3.97	0.429	160	33.3
RI	H	18	12.9	0.518	543	28.3	4.46	1.06	4.53	0.799	181	21.6
		24	13.2	0.677	551	36.4	3.85	0.987	4.33	0.678	152	36.2
		12	10.9	0.597	434	3.93	3.26	0.759	4.09	0.841	216	82.0
	H	18	10.7	0.350	425	10.4	2.23	0.452	3.09	0.490	156	6.40
		24	10.2	0.229	437	14.2	2.84	0.909	4.44	0.324	187	6.46

Note; W.S.: Wood species of reinforcement, b_r : see Fig.1, M.C.: Moisture content, ρ : Density, ARW: Annual ring width, σ_{cp90} : Compressive stress perpendicular to the grain at the proportional limit, E_{c90} : Compressive Young's modulus perpendicular to the grain, Ave.: Average, S.D.: Standard deviation, Si: Shirakashi, K: Kuri, H: Hinoki

Table 7. Result of correlation analysis between the value of the characteristics of the moment tests of N type

Type	w_n (mm)	b_n (mm)		M_{max}	M_y	K_1	K_2	K_3
N	60	60	σ_{cp90}	0.865**	0.861**	0.614**	0.824**	0.703**
			E_{c90}	0.839**	0.851**	0.558*	0.841**	0.821**
		75	σ_{cp90}	0.919**	0.883**	0.323	0.922**	0.850**
			E_{c90}	0.910**	0.883**	0.328	0.928**	0.830**
		90	σ_{cp90}	0.932**	0.940**	0.432	0.909**	0.574*
			E_{c90}	0.913**	0.928**	0.439	0.878**	0.609**
	45	90	σ_{cp90}	0.789**	0.717**	-0.001	0.732**	0.794**
			E_{c90}	0.853**	0.697*	0.094	0.858**	0.850**

Note; w_n , b_n : see Fig.1, M_{max} : Maximum moment, M_y : Yield moment, K_1 : First stiffness of rotational moment, K_2 : Second stiffness of rotational moment, K_3 : Third stiffness of rotational moment, σ_{cp90} : Compressive stress perpendicular to the grain at the proportional limit, E_{c90} : Compressive Young's modulus perpendicular to the grain, *: Significant at the 5% level, **: Significant at the 1% level

Table 8. Result of correlation analysis between the value of the characteristics of the moment tests of R type

Type	b_r (mm)		M_{max}	M_y	K_1	K_2	K_3
Rs	12	σ_{cp90}	0.623	0.613	0.336	-0.101	-0.118
		E_{c90}	0.519	0.597	0.290	-0.098	-0.040
	18	σ_{cp90}	0.470	0.811**	0.242	0.480	-0.203
		E_{c90}	0.453	0.800**	0.270	0.527	-0.220
	24	σ_{cp90}	0.645	0.433	0.343	0.650	-0.570
		E_{c90}	0.543	0.391	0.218	0.720*	-0.555
RI	12	σ_{cp90}	0.673	0.714**	0.175	0.210	0.030
		E_{c90}	0.543	0.570	0.168	0.364	-0.174
	18	σ_{cp90}	0.667*	0.578	-0.157	0.631	0.704*
		E_{c90}	0.659	0.570	-0.205	0.603	0.742*
	24	σ_{cp90}	0.916**	0.791*	0.691*	0.913**	0.792*
		E_{c90}	0.923**	0.937**	0.592	0.707**	0.845**

Note; b_r : see Fig.1, M_{max} : Maximum moment, M_y : Yield moment, K_1 : First stiffness of rotational moment, K_2 : Second stiffness of rotational moment, K_3 : Third stiffness of rotational moment, σ_{cp90} : Compressive stress perpendicular to the grain at the proportional limit, E_{c90} : Compressive Young's modulus perpendicular to the grain, *: Significant at the 5% level, **: Significant at the 1% level

大きくなるほど、補強材の全面横圧縮性能との相関が強くなるということが明らかとなった。補強材厚さが小さい仕様では基材の横圧縮性能の影響が大きく、相関が弱くなったと考えられる。また、Rs タイプが RI タイプよりも相関が弱くなったが、これは補強材が基材から剥離した影響が考えられる。 M_{max} と M_y については剛性に比べると強い相関が見られ、いくつかの試験体で有意水準が 5% 以下の有意な相関が見られた試験体もあったが、明確な傾向は見られなかった。

これらの試験結果から、本研究において補強材や貫材といっためり込み変形が生じる材と接合部性能との関係は、補強材を用いた仕様であっても補強材形状によっては、貫全体が一体となった仕様と同じ相関関係の傾向にあることが明らかとなった。また、これらの仕様については嵌合度の影響が比較的小さいと考えられる接合部性能 (M_{max} 、 M_y 、 K_2 、 K_3) をめり込み変形が生じる材の全面横圧縮性能から把握できることが示唆された。

4. まとめ

本研究では貫材の一部に小断面の広葉樹を補強材として接着した柱-貫接合部のモーメント抵抗試験について、補強材の全面横圧縮性能と接合部性能との関係の相関分析結果を、貫材を広葉樹とした柱-貫接合部の貫材の全面横圧縮性能と接合部性能との相関分析結果と比較することで、その傾向を把握した。さらに、降伏点以降のモデル化に関する知見を得ることを目的として、試験結果の簡易なトリリニア化手法を提案し、柱-貫接合部の試験結果について二次剛性と三次剛性を評価した。それらの結果、以下のことが明らかとなった。

(1) トリリニア化により算出した三次剛性は柱-貫接合部で一般的に利用される性能評価式の二次勾配と同程度の値となり、二次剛性を考慮することでより精確に挙動を把握することができると考えられる。

(2) トリリニア化によって算出した特性値によって、補強材の形状による接合部の挙動の違いを把握することができると考えられる。

(3) 貫材を広葉樹とした柱-貫接合部と貫材の全面横圧縮性能との間には、初期剛性を除いて統計的に有意

な相関関係が見られた。初期剛性は接合部の嵌合度の影響があったと考えられる。

(4) 補強材を用いた柱-貫接合部の接合部性能と補強材の全面横圧縮性能との間にはほとんど相関関係が見られなかったが、補強材の形状・厚さによっては、貫材を広葉樹とした仕様と同様の傾向が見られた。

謝 辞

本研究の一部は平成 26 年度建築基準整備促進事業「垂れ壁付き独立柱、だぼ入れにより水平方向のみ拘束した柱脚等で構成された木造建築物の設計基準に関する検討」により実施した。

引用文献

- 藤田 克則・稲山 正弘・安藤 直人 (2012) 接合具に用いられる広葉樹材の横圧縮性能. 木材学会誌, 58 (4), 181-192.
- 稲山 正弘 (1991) 木材のめり込み理論とその応用. 東京大学学位論文.
- 日本建築学会 (2009) 木質構造接合部設計マニュアル. 丸善出版株式会社, 252-264.
- 日本規格協会 (2009) "JIS Z 2101 木材の試験法", 日本規格協会, 66pp.
- 林野庁 (2019) "木材統計調査" <http://www.maff.go.jp/j/tokei/kouhyou/mokuzai/index.html#y>, (参照 2019-09-02)
- 未定 拓時・稲山 正弘・相馬 智明・青木 謙治 (2017) 貫材に広葉樹材を用いた柱-貫接合部の回転性能. 木材工業, 72 (6), 220-225.
- Suesada, H., Miyamoto, K., Shibusawa, T., Aoki, K. and Inayama, M. (2019) Reinforcing effect of hardwoods on the moment-resistant performance of traditional japanese "nuki"-column joints, J. Wood Sci., 65, 65 (2019), <http://doi.org/10.1186/s10086-019-1844-y>
- 財団法人日本住宅・木材技術センター (2011) 構造用木材の強度マニュアル. 61-71.
- 財団法人日本住宅・木材技術センター (2017) "木造軸組工法住宅の許容応力度設計 (2017 年版) ①". 木造軸組工法住宅の許容応力度設計改定委員会編, 289-320.

Characteristic values of rotational moment resistance performance of a nuki-column joint reinforced with hardwood -Proposal of post-yield evaluation method and grasping relationships between the joint performance and the compression perpendicular to the grain performance of the materials-

Hiroto SUESADA ^{1)*}, Kohta MIYAMOTO ¹⁾, Tatsuya SHIBUSAWA ¹⁾,
Masahiro INAYAMA ²⁾ and Kenji AOKI ³⁾

Abstract

The purpose of this study is to accumulate of knowledge of nuki-column joint using hardwood with a small cross section in order to expand the demand for hardwood that has excellent mechanical performance as a building construction material. A nuki-column joint is one of the traditional Japanese timber joints. This joint consists of a small beam, called nuki, and a column. The authors conducted moment-resistance tests of nuki-column joints using hardwood as a whole or part of the nuki, and grasped the effect and performance of using hardwood at the joints. In this report, the relationships between the moment-resistance performances of the joints with hardwood as reinforcements and the compression perpendicular to the grain performances of the reinforcements were shown. In addition, these relationships were compared to the ones between the moment-resistance performances of the hardwood-nuki and column joints and the compression perpendicular to the grain performances of the nuki. On the other hand, to quantitatively evaluate the rigidity of the post-surrender, we proposed a simple tri-linear replacement method for the test results. As a result, the relationship between the moment-resistance performance of the joint that had the hardwood 24 mm thickness reinforcement over entire length of nuki and the compression perpendicular to the grain performance of the reinforcement had the same tendency as the relationship between the moment-resistance performance of the joints with whole-hardwood nuki and the compression perpendicular to the grain performance of the nuki. In addition, from the characteristic values calculated by our method, we were able to grasp the difference in the joint behavior after the yield point depending on the length of the reinforcements.

Key words: nuki-column joint, performance of rotational moment resistance, hardwood, reinforcement, correlation analysis, and evaluation method

Received 31 October 2019, Accepted 28 January 2020

1) Department of Wood-based Materials, Forestry and Forest Products Research Institute (FFPRI)

2) Graduated School of Agricultural and Life Science, The University of Tokyo

3) Graduated School of Agricultural and Life Science, The University of Tokyo (Former FFPRI)

* Department of Wood-based Materials, FFPRI, 1 Matsunosato, Tsukuba, Ibaraki 305-8687, JAPAN; e-mail: hsuesada@ffpri.affrc.go.jp