

伝統木造社寺建築物における楔を有する柱-貫仕口の履歴特性に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY ON HYSTERESIS CHARACTERISTICS OF NUKI-TO-COLUMN JOINTS USING WEDGES FOR JAPANESE HISTORICAL WOODEN STRUCTURES

羽生田 善将^{*1}, 藤川 大輝^{*2}, 井戸田 秀樹^{*3}, 小島 崇徳^{*4}, 小野 徹郎^{*5}

*Yoshimasa HANYUDA, Daiki FUJIKAWA, Hideki IDOTA,
 Takanori KOJIMA and Tetsuro ONO*

This paper evaluates the structural characteristics of the Nuki-to-Column joint with wedge for the traditional wooden structures. We conducted the full-scale static loading tests using three types of wedge. We proposed the mechanical model for estimating the joint strength based on the partial compression element tests, the simple estimated method for the structural characteristics of the joint for structural design of traditional Japanese temples. 1) The structural characteristic of the joint is proposed considering the embedment characteristic for each type of wedge. 2) The simplified calculation method for evaluating the structural characteristics considering wedge type are propose.

Keywords: *Historical Wooden Structure, Nuki-to-Column Joint, Wedge, Cyclic Loading, Partial Compression Element Tests, Structural characteristics*

伝統木造社寺建築物, 柱-貫仕口, 楔, 繰返し載荷, 部分圧縮実験, 構造特性値

1. 序

我が国には古来より伝承してきた世界に誇れる伝統木造建築物があり、これらは独特的な構造要素により高い韌性を有する。とりわけ柱-貫仕口は、柱に貫を通して楔を打込むことで地震力等に抵抗できる構造形式であり、鎌倉時代から踏襲されている。

これら楔を用いた柱-貫仕口の構造性能については、すでにいくつかの知見が報告されている。広く用いられている木質構造接合部設計マニュアル¹⁾では稻山のめり込み理論に基づく評価式のくい込み摩擦加算項において、摩擦係数を0.3~0.8に設定することで楔の影響を考慮している。吉田ら²⁾は楔の樹種や形状の違いによる耐震性能や楔の抜出しへの影響などを検討し、大岡ら³⁾は形状や樹種の異なる4種類の楔を対象とした仕口実験により、変形に伴う楔の抜出し量が異なることで復元力特性に大きな影響を与えることを指摘している。田中ら⁴⁾も柱-貫仕口において仕口の隙間や貫の継手などの影響を検討している。また、北守ら⁵⁾は、めり込み抵抗と摩擦抵抗を考慮することで楔の初期支圧力を反映させた仕口回転挙動の理論式を提案している。これらの研究成果は楔の影響を考慮したより合理的な柱-貫仕口の性能評価において有益な知見であるが、住宅クラスを対象としているため仕口を構成する柱径は4寸以下と比較的小さく、柱樹種もケヤキではなくヒノキやスギに限定されている。

一方、国内には16万を超える神道・仏教系法人があり、必然的にその境内には伝統木造社寺建築物（以後、社寺建築物と呼ぶ）が存在する⁶⁾。これら社寺建築物では、柱径は10寸以上が一般的であ

り、樹種もケヤキなどヒノキやスギとは力学的性質の大きく異なる材料が用いられることが多い。従って、伝統木造社寺建築物における柱-貫仕口の構造特性を把握するためには、こうした社寺建築物に特化した仕様について具体的な検討を行う必要がある。

本論文では、伝統木造社寺建築物の柱-貫仕口に用いられる楔が仕口の構造特性に与える影響を実大架構での静的加力実験を通して把握するとともに、社寺建築物を対象とした仕口の力学モデルを提案し、簡便な部分圧縮実験に基づいて仕口の荷重変形関係を大変形領域まで推定する方法を示す。さらにここでは、『木割』⁷⁾（柱間に基づく柱径から各部材寸法や位置関係などを比例によって求める手法）に基づき仕口寸法を決定する実務者が、復元力モデルを作成する上で必要な仕口の構造特性値を仕口サイズによらず、より簡便に導出できる方法を提案する。

2. 楔を有する柱-貫仕口の実大実験概要

楔を有する柱-貫仕口の構造特性を明らかにすることを目的に実大架構での静的水平加力実験⁸⁾を行った。本章では、まず実験概要について述べる。

2.1 試験体

Table 1は試験体一覧（全21体）である。試験体はモーメント抵抗要素としての基本的な構造特性の把握を目的とし、仕口部のみを有する十字型試験体とした。柱樹種はケヤキ、貫および楔はベイビバを用いた。材料特性をTable 2に示す。実験パラメータは柱・貫寸

*¹ 名古屋工業大学大学院社会工学専攻 博士後期課程

*² 亀山建設㈱ 修士(工学)

*³ 名古屋工業大学大学院社会工学専攻 教授・工博

*⁴ 愛知県庁 修士(工学)

*⁵ 名古屋工業大学 名誉教授・工博

Grad. Student, Nagoya Institute of Technology

Kameyama Construction, M.Eng.

Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.

Aichi Prefectural Government, M.Eng.

Emeritus Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.

法、楔種類、楔成とした。

柱寸法は、標準的規模の御堂に採用される柱径 $\phi 303\text{mm}$ (10 寸) を基準に、 $\phi 363\text{mm}$ (12 寸)、 $\phi 242\text{mm}$ (8 寸) の 3 種類とした。また、貫寸法は『木割』に基づき、 $54.5\text{mm} \times 181.8\text{mm}$ 、 $66.7\text{mm} \times 197.0\text{mm}$ 、 $77.8 \times 224.2\text{mm}$ の 3 種類とした。楔種類は、普通楔、斜め楔、重ね楔の 3 種類とした。Fig. 1 は各楔種類の詳細図である。普通楔 (a) は、貫の上端に左右で同形状の楔を打込む最も一般的な形式である⁹⁾。斜め楔 (b) は、普通楔と同様の楔形状であるが、柱側の楔接触面を楔上端勾配に合わせた傾斜を設けることで、柱内部にほとんど隙間を生じさせない形式である⁹⁾。重ね楔 (c) は、貫の上端に左右で形状の異なる楔を上下が重なるように打込み、柱内部に隙間を生じさせない比較的新しい形式である⁹⁾。楔成は、33mm、42mm、51mm の 3 種類とした。Table 1 には試験体ごとの楔上端角度も併記した。なお、楔の打込みは宮大工に実施させるとともに、打込み前後の水平移動距離を記録し、打ち込み量がほぼ均等になる様管理した。試験体は、材料特性の不確定な変動を考慮し、基準とする柱径 $\phi 303\text{mm}$ (10 寸)・楔成 33mmにおいて楔種類ごとに各 3 体用意することとし、その他は各楔種類における楔成など形状変化の比較考察を主な目的とすることから各 1 体としている。

2.2 実験装置

Fig. 2 は、実験装置の概要である。載荷時に仕口部が回転モーメントのみ負担するよう、柱頭と柱脚はメカニカルなピン接合とし、貫両端はピンローラー支点とし貫には軸力が生じない形式とした。柱頭と貫端部の支点の支持材柱頭は、鋼製の載荷梁 (H-200 × 200 × 8 × 12) でつなぎ載荷梁端部に水平力を作用させた。

2.3 載荷方法および測定方法

載荷方法は、層間変形角 1/450、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50、1/30、1/15、1/10rad で正負交番各 3 回の漸増繰返し載荷とし

た。荷重はオイルジャッキと載荷梁の間に挟んだロードセルで測定し、変形角は載荷梁の水平変位により制御した。本実験では、Fig. 2 において Pull 側を正載荷、Push 側を負載荷としている。

3. 実験結果および考察

本章では、柱・貫寸法、楔種類、楔形状が仕口の構造特性に与える影響を考察^{8), 10)}する。

3.1 M-θ 関係

Fig. 3 は、仕口作用モーメント M と仕口回転角 θ の関係である。 M はロードセルの荷重に柱頭・柱脚ピン支点距離を乗じて算出し、 θ は載荷梁の水平変位より算出した層間変形角から柱および貫の弾性曲げ変形分を差し引いた値である。弾性曲げ変形を計算するための曲げヤング係数は、Table 2 に示す値を用いた。

いずれの試験体も、大きな進行スリップ性状を示す木造接合部特有の履歴を示すとともに、1/10rad まで耐力上昇が続いた。繰返し載荷履歴に着目すると、いずれの試験体も各同一変位振幅において 2 サイクル目は顕著なスリップ型履歴の変化を示し、3 サイクル目は僅かな耐力低下を示した。

楔種類の異なる柱径 10 寸の試験体 (a) ~ (c) で比較すると、剛性・耐力ともに重ね楔が最も高くなっている。重ね楔における楔成の異なる試験体 (c) (d) では楔成の小さい方が、柱・貫寸法の異なる試験体 (c) (e) では柱径が大きい方が、剛性・耐力ともに高くなっている。

3.2 楔の抜出し量

Fig. 4 は、繰返し載荷に伴う左右の楔の抜出し量を楔種類別に示したものである。横軸は仕口回転角、縦軸は 1 サイクル目の抜出し量である。なお、正載荷時に圧縮側となる左側の楔は、Y 軸の左側にプロットしている。楔の抜出し量は、柱に対する相対的な楔の水

Table 1 Test specimens

Model	Column size (mm)	Nuki size (mm)	Type of wedge	Wedge depth (mm)	Wedge angle (deg.)	Number
12F-33	363.6	77.8×224.2	Futsu wedge	33	3.3	1
10F-33				42	4.1	3
10F-42	303.0	66.7×197.0		42	8.1	
10F-51				51	12.0	1
08F-33	242.4	54.5×181.8		33	5.4	
12N-33	363.6	77.8×224.2	Naname wedge	33	3.3	1
10N-33				42	4.1	3
10N-42	303.0	66.7×197.0		42	8.1	
10N-51				51	12.0	1
08N-33	242.4	54.5×181.8		33	5.4	
12K-33	363.6	77.8×224.2	Kasane wedge	33	5.2	1
10K-33				42	6.3	3
10K-42	303.0	66.7×197.0		42	8.0	
10K-51				51	9.7	1
08K-33	242.4	54.5×181.8		33	7.8	

※Name : 10F (Column size, Type of wedge) -33 (Wedge depth)

Table 2 Mechanical Properties

Tree species	E (kN/mm ²)		M.C. (%)		Density (kg/m ³)	
	M	C.V.	M	C.V.	M	C.V.
Yellow cedar (Nuki·Wedge)	10.2	8.2	17	7.8	382	0.7
Zelkova serrata (Column)	10.1	3.5	14	2.2	712	2.0

M : Mean Value, C.V. : Coefficient of Variation

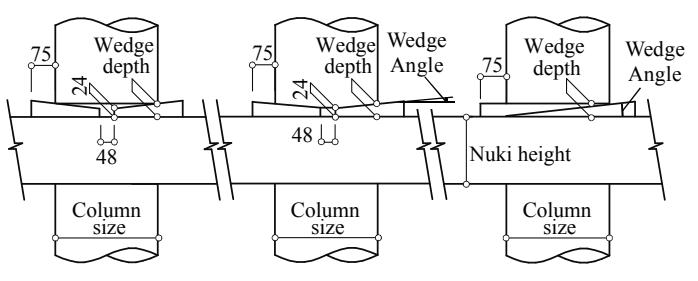


Fig. 1 Details of joint (Unit : mm)

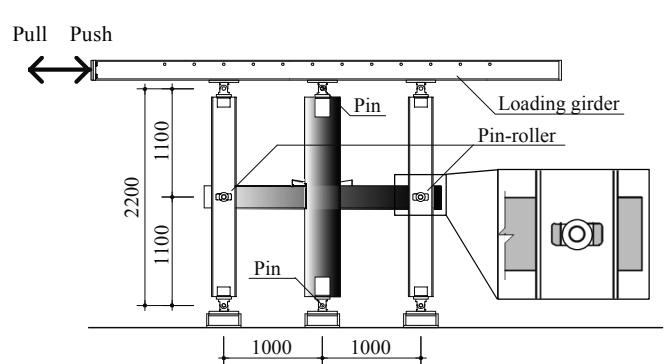


Fig. 2 Test Setup

平方向の抜出し長さで定義した。また、各試験体名には楔上端角度も併記した。試験体によらず、楔の抜出しは仕口回転角が $1/200\text{rad}$ 付近から始まり、繰返し載荷に伴い楔が抜出しているのが分かる。

楔種類に着目すると、楔の抜出し量は普通楔(a)、斜め楔(b)、重ね楔(c)の順に多くなり、重ね楔(c)では右側の楔の抜出しが大きい。これは、柱と楔上端面が接触する部分(以後、めり込み接觸面と呼ぶ)と楔上端角度による影響と考えられる。普通楔ではめり込み接觸面がほぼ一点であるため柱が楔に食い込むことで楔が抜出さず、斜め楔では傾斜のある楔上端全面が柱と接觸することで仕口の回転運動に伴う水平方向の力により楔が抜出したと考えられる。また、重ね楔の右側の楔では、斜め楔同様に楔上端面の傾斜により楔が抜出したと考えられる。

楔上端角度に着目すると、普通楔(a)および重ね楔(c)では楔上端角度が大きくなるほど楔の抜出し量も大きくなり、この傾向は重ね楔の右側の楔において最も顕著であった。一方、斜め楔(b)で

は楔上端角度と楔の抜出し量との相関性は確認されなかった。

3.3 仕口の破壊状況

Fig. 5は、載荷後の仕口破壊状況を楔種類別に示したものである。普通楔(a)では柱による楔へのめり込み跡がほぼ一点に集中したのに対し、斜め楔(b)では楔上端全面にめり込み跡が見られた。重ね楔(c)では、左側の楔(楔上端面が水平)には柱によるめり込み跡がほぼ一点に集中したのに対して、右側の楔(楔上端面が傾斜)には繰返し載荷に伴い楔が抜出す階段状のめり込み跡が確認された。なお、いずれの試験体においても楔下端と貫とのめり込みはほとんど観察されなかった。

3.4 骨格曲線による各楔の性能比較

本節では骨格曲線(包絡線)によって各楔の性能を比較する。

まず、同一パラメータ試験体におけるばらつきについて検討する。Fig. 6(a)は、柱径10寸・楔成33mmの普通楔試験体3体を同一座標上に示したものである。初期剛性のばらつきはほとんど観察され

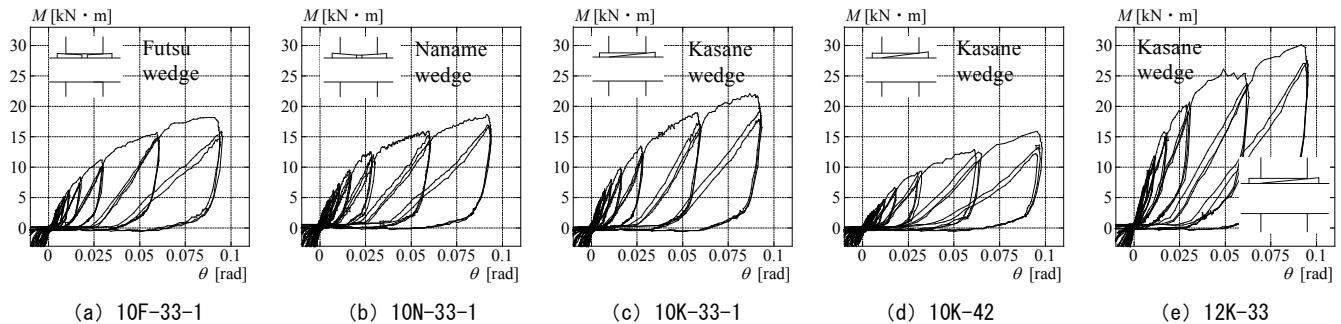


Fig. 3 M-θ relations

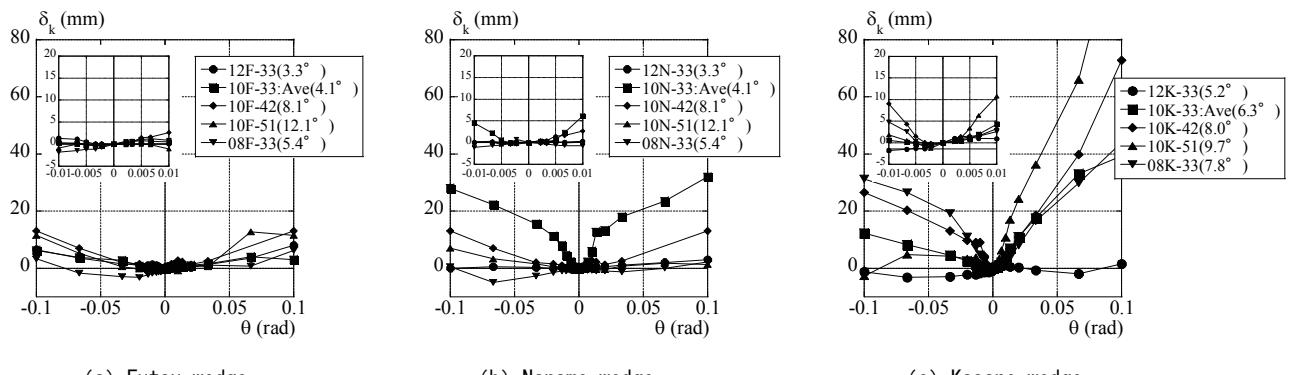


Fig. 4 Slip displacements of wedge

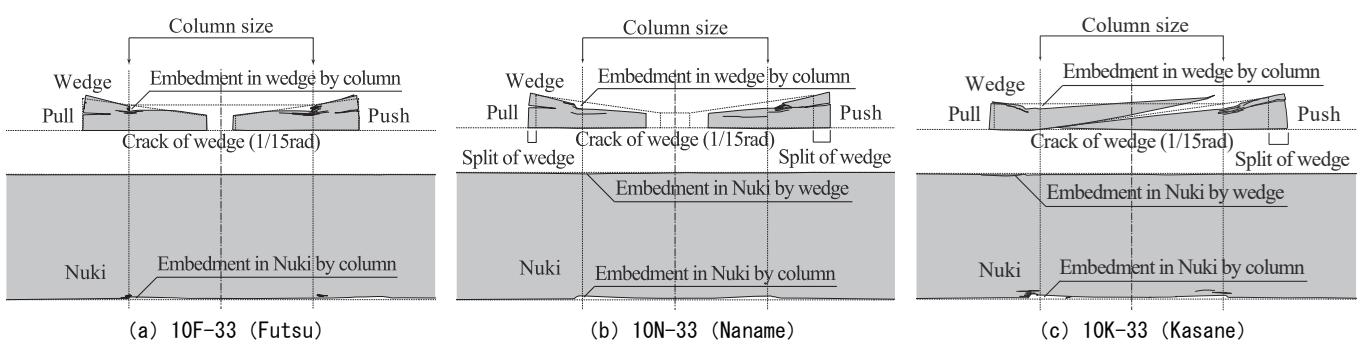


Fig. 5 Ultimate states

す、剛性の低下に応じてややばらつきが増加した。変動係数は、0.03radで4.6%、0.06radで5.3%、0.09radで4.6%である。このばらつきの傾向は、他の楔種類でもほぼ同様であった。そこで、Fig. 6 (b)～(f)に示す柱径10寸・楔成33mmの試験体については、同一パラメータ3体の平均の骨格曲線を示す。

斜め楔における柱・貫寸法の影響をFig. 6 (b)に示す。柱・貫寸法が大きくなるほど剛性・耐力ともに上昇し、骨格曲線もほぼ同様の形状を示す。この結果は他の楔種類においても同様であった。これは柱径が大きいほどめり込み接触面が大きく、また楔からの反力位置と柱中心との距離が大きくなるためであり、寸法の違いによる耐力メカニズムの差異はないものと考えられる。

重ね楔における楔成の影響をFig. 6 (c)で比較する。楔成が小さくなるにつれて剛性・耐力ともに上昇している。また、Fig. 4より楔成が大きいほど楔上端角度も大きくなり、繰返し載荷に伴う楔の抜出し量も大きくなっている。

Fig. 6 (d)～(f)は、楔成33mmにおける楔種類の異なる試験体を柱径ごとに示したものである。柱径12寸試験体(d)を見ると、初期剛性は普通楔、重ね楔、斜め楔の順に高くなり、最大耐力は普通楔、斜め楔、重ね楔の順に高くなった。また、Fig. 4より同一楔種類において柱径12寸試験体の楔上端角度は比較的小さく、繰返し載荷に伴う楔の抜出し量も小さくなっている。初期剛性において斜め楔が最大であるのは載荷開始時から楔上端全面が柱と接触して楔全体の圧縮で抵抗するためであり、最大耐力において重ね楔が最大であるのはめり込み接触面が最も大きいためと考えられる。

柱径10寸試験体(e)を見ると、柱径12寸の結果と比べて初期剛性では斜め楔と重ね楔の大小関係が入れ替わり、最大耐力では斜め楔が大きく低下している。また、Fig. 4より柱径10寸試験体における普通楔の抜出しはほとんど見られない一方で、斜め楔の左右の楔および重ね楔の右側の楔では繰返し載荷に伴う楔の抜出しが大きい。この抜出しが、斜め楔の剛性・耐力低下につながったと考えられる。

柱径8寸試験体(f)を見ると、柱径10寸の結果と異なり重ね楔の剛性・耐力低下が観察された。また、Fig. 4より柱径8寸試験体では普通楔および斜め楔の抜出しは見られないのに対し、柱径12寸・10寸の重ね楔では見られなかった左側の楔の抜出しが右側と同様に大きい。重ね楔の左右の楔の抜出しに伴うめり込み接触面の減少が、剛性・耐力低下につながったと考えられる。

以上より、本研究の対象仕口では載荷開始時から楔上端全面が柱と接触する斜め楔の初期剛性が最も高く、めり込み接触面が最も大きい重ね楔の最大耐力が高くなかった。また楔上端角度が大きいほど楔の抜出し量も大きく、これが仕口の構造特性に影響を及ぼす。

4. 部分圧縮実験に基づく仕口作用モーメント-回転角関係の推定

前章までの実験結果を踏まえ、本章では楔を有する仕口の力学モデルに基づき、比較的簡便に実施できる部分圧縮実験から仕口の荷重変形関係を推定する方法について提案する。

4.1 楔に作用する力の釣り合い

仕口の力学モデルを検討するにあたり、まず楔に作用する力の釣り合いについて整理しておく。Fig. 7 (a)に示すように、柱と楔の初期接觸点をCとするとき、柱は回転変形に伴ってC点を通り仮想の

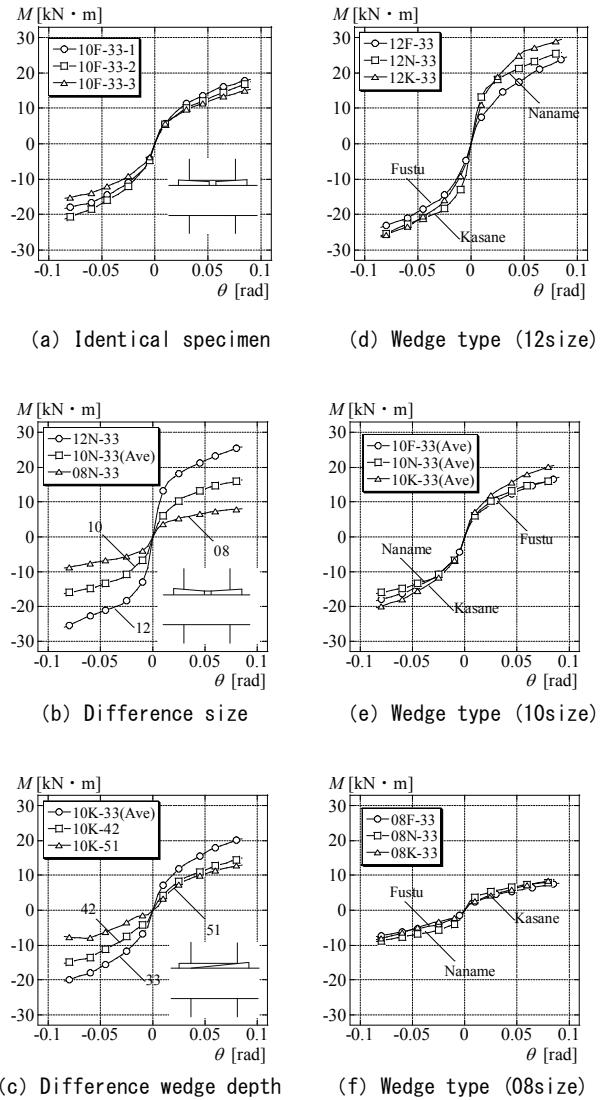
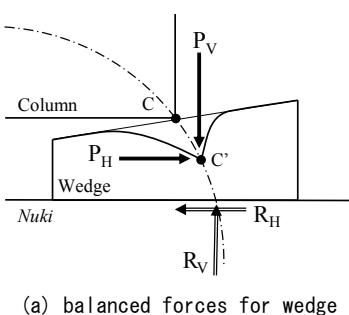
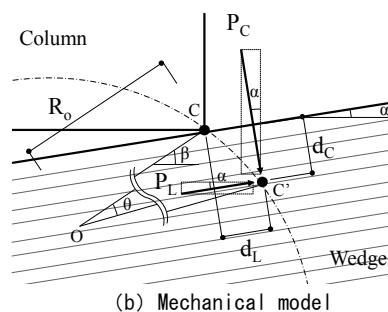


Fig. 6 Skeleton curves

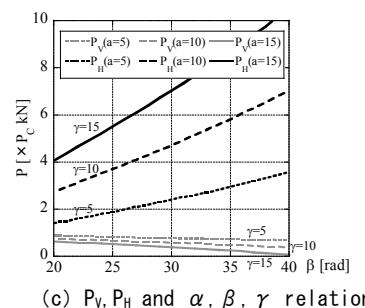


(a) balanced forces for wedge



(b) Mechanical model

Fig. 7 Assumption rotation behavior



(c) P_V , P_H and α , β , γ relations

回転中心 O を持つ円弧 CC'に沿って楔にめり込む。いま、この円弧に沿って柱が C 点から C'点まで楔にめり込み、C'点において楔はめり込み鉛直力 P_V とめり込み水平力 P_H を受けているものとすると、これら外力に対し楔は貫から鉛直反力 R_V と水平反力 R_H を受け、力の釣り合い状態が成立している。 R_H は楔底面と貫上端面に発生する摩擦力であり、動摩擦係数を μ とすると $R_H = \mu R_V$ を超えることはできない。よって、Fig. 7 (a) の力の釣り合い状態が成立するのは、 $R_H < \mu R_V$ という条件下のみである。

次に、柱が楔にめり込む過程における P_V と P_H の発生メカニズムについて考察する。Fig. 7 (b) に示すように、C'点は C 点から纖維直交方向に d_C 、纖維方向に d_L だけめり込んだものとする。このとき、C'点における纖維直交方向と纖維方向の割線剛性 k_C と k_L を用いると、C'点において柱が楔に与える纖維直交方向の力 P_C と纖維方向の力 P_L は次式となる。

$$P_C = k_C \times d_C, \quad P_L = k_L \times d_L \quad (1, a)$$

よって、 P_V と P_H は、 P_C と P_L そして楔上端角度 α を用いると次式で示される。

$$P_V = P_C \cos \alpha - P_L \sin \alpha \quad (2)$$

$$P_H = P_C \sin \alpha + P_L \cos \alpha \quad (3)$$

P_V と P_H は k_C 、 k_L に依存することから、 P_V と P_H の合力は必ずしも円弧 CC'の接線方向とはならない。

ここで、Fig. 7 (b) に示すように円弧 CC'の半径を R_0 、OC と水平方向とのなす角度を β 、仕口の回転角を θ とすると、 θ が微小だとすれば、 d_C 、 d_L は次式で与えられる。

$$d_C = R_0 \theta \times \cos(\beta - \alpha) \quad (4)$$

$$d_L = R_0 \theta \times \sin(\beta - \alpha) \quad (5)$$

また、 k_C 、 k_L の関係を $k_L = \gamma \times k_C$ とすれば、式 (2)、(3) は次式となる。

$$P_V = P_C (\cos \alpha - \gamma \tan(\beta - \alpha) \times \sin \alpha) \quad (6)$$

$$P_H = P_C (\sin \alpha + \gamma \tan(\beta - \alpha) \times \cos \alpha) \quad (7)$$

なお、本研究の対象仕口における楔上端角度 α は、仕口形状によらず概ね 5°前後である。

Fig. 7 (c) は、 P_V 、 P_H と β の関係を示したものである。横軸は β 、縦軸は P_V 、 P_H である。図中の破線、点線、実線は、学会規準を参考にそれぞれ $\gamma=5, 10, 15$ で検討したものである。なお、横軸 β については仮想回転中心が柱芯と貫穴中心線との交点とすれば、十字型試験体全数において $\beta=37^\circ$ 前後であり、回転変形に伴い β は小さくなると考えられるため、図に示す範囲とした。

β が小さくなるほど、 P_V は増加し P_H は減少するとともに、 P_V と

P_H の差が小さくなっている。また、 γ が大きくなるほど P_H と P_V の差が大きくなっている。いずれにしても P_H は P_V を数倍上回っており、 P_H と釣り合うための R_H は μR_V を超えられないことを考慮すると、 P_H が常に μR_V に等しいと考えることは十分妥当といえる。このことより、以下のモデルでは $P_H = \mu R_V$ として考えるものとする。

4.2 仕口の力学モデル

前節で述べたように、楔上端面における柱のめり込み方向とめり込み力の方向とは必ずしも一致しないことを踏まえて、ここでは単一仕口の回転めり込み力と仕口作用モーメントの関係について述べる。

Fig. 8 は、仕口の力学モデルを楔種類別に示したものである。ある変形角 θ を与えると、仕口には回転運動に伴い楔上端面にめり込み鉛直力 P_V とめり込み水平力 $P_H (= \mu R_V)$ が作用する。ある回転角 θ 時の仕口作用モーメント M は、 P_V および P_H それぞれの偶力モーメントを足し合わせることで求めることができる。

本論では、普通楔は柱と楔上端が線で接すること、斜め楔と重ね楔は面で接することを考慮し、柱と楔の間の応力分布を Fig. 8 (a)、(b)、(c) に示すようなモデルで考える。このとき普通楔、斜め楔、重ね楔の仕口作用モーメント M_F 、 M_N 、 M_K はそれぞれ次式で与えられる。

$$M_F = P_V \times L_F + \mu P_V \times (h_b + h_w) = P_V \times \left\{ \frac{5}{6} h_C + \mu (h_b + h_w) \right\} \quad (8)$$

$$M_N = P_V \times L_N + \mu P_V \times (h_b + h_w) = P_V \times \left\{ \frac{4h_C + a}{6} + \mu (h_b + h_w) \right\} \quad (9)$$

$$M_K = P_V \times L_K + \mu P_V \times (h_b + h_w) = P_V \times \left\{ \frac{2}{3} h_C + \mu (h_b + h_w) \right\} \quad (10)$$

ここに、 h_C ：柱径、 a ：左右の楔の内法間隔（重ね楔では $a=0$ ）、 h_b ：貫成、 h_w ：楔成、 μ ：摩擦係数である。

4.3 部分圧縮実験および結果

前節より、 P_V - θ 関係が得られれば式 (8) ~ 式 (10) より仕口の M - θ 関係を求めることができる。そこで、ここでは P_V - θ 関係を簡便な部分圧縮実験によって求め、それを用いて M - θ 関係を評価する方法を提案する。

Fig. 9 は、本論で提案する部分圧縮実験を示したものである。図のように対象とする楔を貫の上に 2 つ並べ、仕口加工を施した柱で楔を圧縮する実験である。この実験により得られた圧縮力とめり込み量の関係から仕口の P_V - θ 関係を推定する。

Table 3 は、部分圧縮実験で用いた試験体一覧（全 42 体）である。柱径 10 寸試験体を対象とし、実験パラメータは楔種類、年輪角度

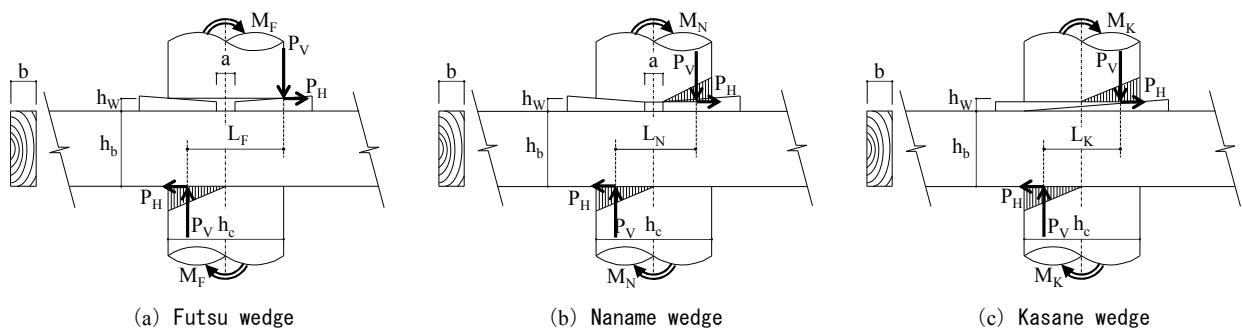


Fig. 8 Mechanical models of joint

(楔木口上端水平面と年輪との角度)、仕口構成部材(柱・楔・貫)とした。なお、樹種および材料特性は十字型試験体と同様である。楔種類は、普通楔、斜め楔、重ね楔とした。年輪角度は、普通楔で 0° 、 15° 、 45° 、 75° 、 90° の5種類とし、他の楔種類および貫では既往研究¹¹⁾の部分横圧縮実験結果を参考に 0° 、 45° の2種類とした。

載荷は、柱径10寸に対応する仕口回転角 $1/10\text{rad}$ 程度までを考慮し、変位量が15mmを超える範囲まで行った。載荷速度は試験体1体あたり5分～10分程度とし、変位は対角線上に設置した2つの変位計の平均値とした。

Fig. 10は、年輪角度 0° における全楔種類の圧縮荷重 P と変位量 δ の関係を示したものである。図中の点線は普通楔、実線は斜め楔、そして破線は重ね楔を示す。普通楔は他の楔種類に比べて一次剛性が低く、斜め楔および重ね楔では一次剛性、二次剛性の違いが明確に現れた。これは、十字型実験同様にめり込み接触面の差異によるものと考えられる。

Fig. 11は、部分圧縮実験結果に基づく各構造特性値(一次剛性 k_1 、二次剛性 k_2 、降伏耐力 P_y)の定義方法を示したものである。 k_1 は初期載荷時のスリップ現象がほぼ見られなくなった後の弾性勾配、

k_2 は剛性低下後に観察された安定した直線域の勾配とする。 P_y は k_1 と k_2 に対応する直線の交点とした。各構造特性値と年輪角度の関係をFig. 12に示す。図中○は普通楔、●は斜め楔、そして●は重ね楔を示す。各楔に対する回帰直線(点線:普通楔、実線:斜め楔、破線:重ね楔)も併記した。 k_1 は斜め楔が、 k_2 は普通楔が最も高い値を示し、 P_y は普通楔が最も高い値を示した。年輪角度による比較では、 k_1 、 k_2 、 P_y いずれもばらつきがあるものの、年輪角度との明瞭な相関性は確認されなかった。よって、本研究の対象仕口における楔の部分圧縮特性は年輪角度によらず求められるものとした。

次に、仕口構成部材による比較を行う。Fig. 13は、仕口構成部材ごとの変形成分を示したものである。図中の点線は柱(C試験体平均)、破線は楔(F-33試験体平均)、一点鎖線は貫(T-0試験体平均)、太実線は同一荷重時における各構成部材の変位量を単純和した荷重変位関係を示し、実線は柱・楔・貫を一体とした試験体(FT-33試験体平均)の結果を示す。太実線と実線が概ね一致することから、各仕口構成部材のめり込み特性を用いれば、単調載荷時の仕口全体の荷重変位関係が評価できるといえる。

4.4 仕口作用モーメント-回転角関係の推定および検証

Fig. 14は、普通楔における P - δ 関係を示したものである。ここでは全試験体に対して同一変形時の荷重を平均した太線の荷重変位関係(以後、基本 P - δ 関係と呼ぶ)を基本値として用いる。得られた基本 P - δ 関係を十字型実験の試験体と同じ境界条件(楔打込み時の状態)に対応させるため、初期支圧力を与えた状態に変換する。具体的には、十字型試験体セット時に測定した楔打込み前後の水平移動距離と楔上端角度により算出した初期鉛直めり込み変位 δ_0 (普通楔2.3mm、斜め楔1.5mm、重ね楔1.7mm)を用いて、基本 P - δ 関係から対応する点(δ_0 , P_0)を原点に移動させることで初期支圧力 P_0 を導入した。他の楔種類および貫では得られた P_0 に対応する点を原

Table 3 List of test specimens

Model	Test type	Column size (mm)	Wedge depth (mm)	Nuki size (mm)	Rings angle (deg.)	Number
F-33-0					0	
F-33-15					15	
F-33-45	column+Fustu wedge	φ303×90	33	—	45	3
F-33-75					75	
F-33-90					90	
N-33-0	column+Naname wedge	φ303×90	33	—	0	3
N-33-45					45	
K-33-0	column+Kasane wedge	φ303×90	33	—	0	3
K-33-45					45	
T-0-0	column+Nuki	φ303×90	—	66.7×197	0	3
T-0-45					45	
FT-33-0	column+Futsu wedge+Nuki	φ303×90	33	66.7×197	0	3
FT-33-45					45	
C	column	φ303×90	—	—	—	3

※column : Zelkova serrata, Wedge and Nuki : Yellow cedar

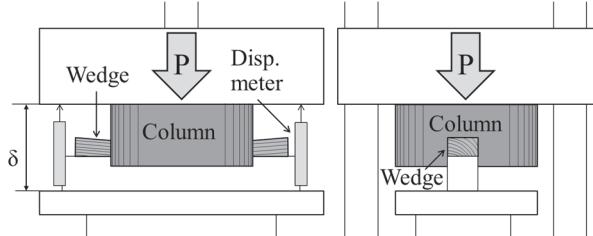


Fig. 9 Element test setup

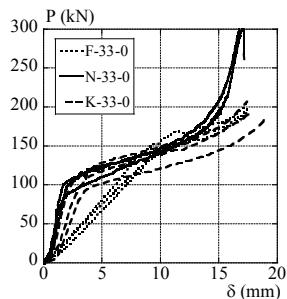


Fig. 10 P-δ relations

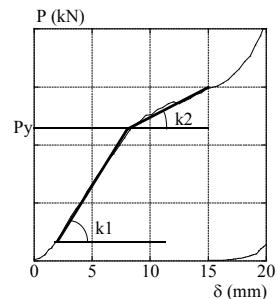


Fig. 11 Definition of k_1 , k_2 , D_y

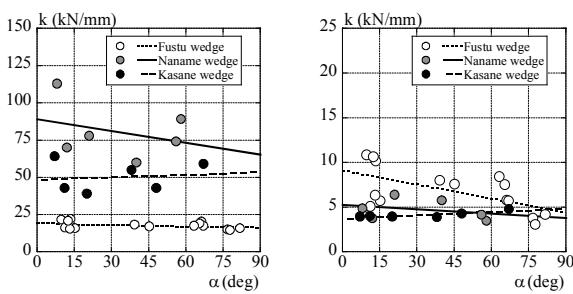
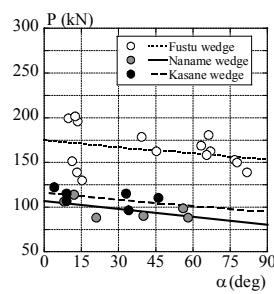


Fig. 12 k_1 , k_2 , P_y - α relations



(c) P_y

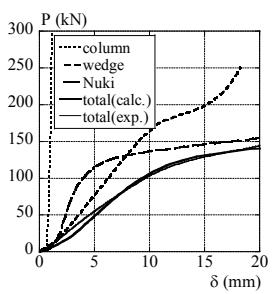


Fig. 13 P-δ relations

点とした。これらを用いて同一荷重時における変位量を単純化した P - δ 関係を单一仕口のめり込み荷重-変位関係（以後、仕口 P - δ 関係と呼ぶ）とする。

次に、得られた部分圧縮実験（鉛直変位）の仕口 P - δ 関係を用いて、提案した力学モデルに基づく式(8)～(10)により仕口作用モーメント M -回転角 θ 関係（以後、仕口 M - θ 関係と呼ぶ）を誘導する。誘導するにあたっては、楔1つ当たりの仕口 P - δ 関係の荷重 0.5 P を P_V とし、変位量 δ は式(4)中の d_C に対応させる。なお、式(4)では仮想回転中心を柱芯と貫穴中心線との交点とした。

Fig. 15 は、斜め楔における柱径10寸・楔成33mm試験体の十字型実験結果を示したものである。図中の実線は仕口 P - δ 関係を用いて誘導した仕口 M - θ 関係であり、弾性域を越えた部分では十字型実験結果（破線）よりも大きくなっている。これは、繰返し載荷下の十字型実験では単調載荷の部分圧縮実験には見られない仕口の回転挙動に伴う楔の抜出しと直前の載荷に伴う残留めり込み変形が同時に作用しているためと考えられる。

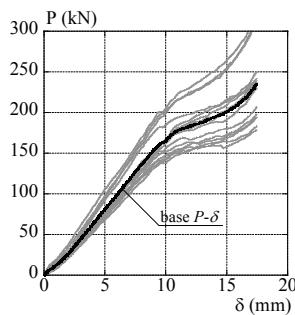


Fig. 14 P - δ relations

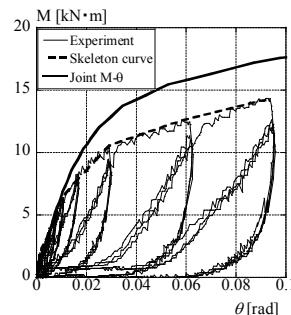


Fig. 15 Experiment and joint P - δ

そこで、仕口 M - θ 関係に仮想の繰返し回転挙動を与えることを考える。具体的には、仕口 M - θ 関係を用いて十字型実験と同じ層間変形角 ($\theta_i=1/450, 1/300, \dots, 1/15, 1/10$) の順に仮想の載荷-除荷を繰り返す。この作業によって得られる直前載荷に伴う残留めり込み変形および十字型実験で得られた楔の抜出し量に基づく変形角を用いれば、求める荷重変形関係（以後、回転仕口 M - θ 関係と呼ぶ）を得ることができる。以下に、直前の変形角 θ_i まで載荷した時点から変形角 θ_{i+1} 時の推定荷重 M_{i+1} の定義方法を、Fig. 16 で示す概念図と併せて述べる。

①仕口 M - θ 関係上の点 A_i (直前載荷時の変形角 θ_i) から除荷し横軸と交わる点 B_i を残留めり込み変形角 θ_{ki} とする。この仮想除荷に用いる除荷剛性は、十字型実験で得られた M - θ 関係から Fig. 17 で定義する初期剛性 k_e および除荷剛性 k_u に基づく。Fig. 18 は楔成33mmの全楔仕口試験体(15体)について各変形角における除荷剛性と初期剛性との関係を楔種類別に示したものである。縦軸は除荷剛性を初期剛性で無次元化した値とし、横軸は除荷開始変

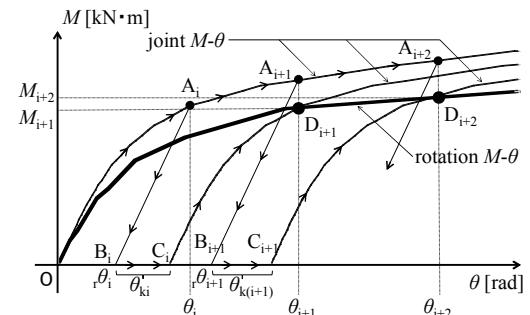


Fig. 16 Translation model of P - θ

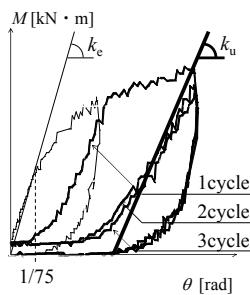


Fig. 17 Unloading definition

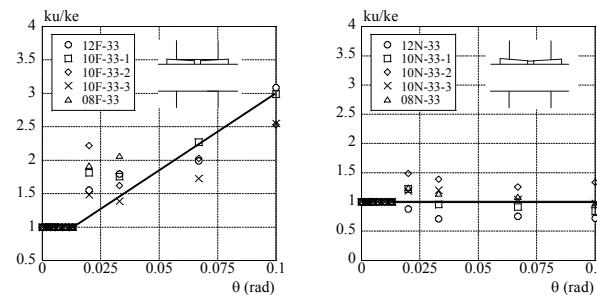


Fig. 18 Ratio of initial stiffness to unloading stiffness

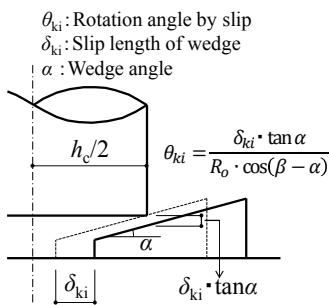


Fig. 19 Slip definition

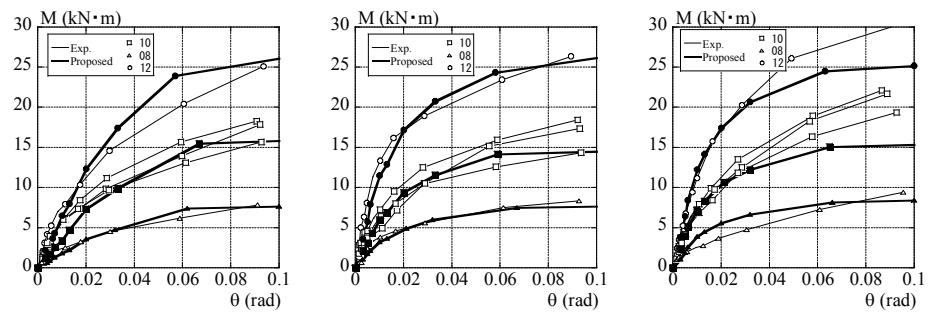


Fig. 20 Calculated and experimental M - θ relations

形角である。普通楔(a)では変形角の変化に伴い右肩上がりの傾向を示すとともに、変形角 $1/150\text{rad}$ までは除荷剛性と初期剛性は一致する。一方で、斜め楔(b)、重ね楔(c)では変形角の変化にかかわらず、概ね除荷剛性と初期剛性は一致しており、文献¹²⁾とも整合する。ここでは便宜上、これらの傾向を図中に併記する直線によって近似する。よって本論では仮想の繰返し回転挙動を与えるための除荷剛性をFig. 18に示す直線に基づいて設定する。なお、浅野ら¹³⁾も面格子壁に関する研究において同様な除荷剛性の導出方法を述べている。

② θ_i 時の楔の抜出し量は、3.2節で示したように楔種類・楔上端角度によって概ねその傾向は把握できるが、定量化するためには今後さらに系統的な実験と整理が必要である。ここでは、2、3章で示した実験で観察された楔の抜出し量を用いて評価する。具体的には、楔の抜出しに伴う仕口の隙間に応する変形角 θ_{ki} をFig. 19に示すように定義した。

③次の変形角 θ_{i+1} までの載荷過程において原点からのスリップ区間を経た再び立上る点 $C_i(\theta_i+\theta_{ki}, 0)$ が求まる。点 C_i を原点とした仕口 $M-\theta$ 関係上の変形角 θ_{i+1} 時の荷重が、繰返し回転挙動に伴う変形角 θ_{i+1} 時の荷重 M_{i+1} であるとし、Fig. 16中の点 $D_{i+1}(\theta_{i+1}, M_{i+1})$ が得られる。これは、直前載荷時の変形角 θ_i で生じた残留めり込み変形と楔の抜出し挙動が次の載荷過程において柱が再び楔上端と接触する部分をリセットすることを意味し、接触後のめり込み特性は処女載荷時と同様であると考えたためである。同様にして、点 $D_{i+2}(\theta_{i+2}, M_{i+2})$ も得られることになり、Fig. 16中に示す原点 $O \rightarrow \dots \rightarrow$ 点 $D_{i+1} \rightarrow$ 点 $D_{i+2} \rightarrow \dots$ を結んだ太実線が求める回転仕口 $M-\theta$ 関係となる。なお、本実験では直前載荷のない微小変形時の層間変形角: $\theta_i=1/450$ のみ点 D_{i+1} を点 A_{i+1} としている。

以上より得られた回転仕口 $M-\theta$ 関係は、十字型実験における仕口作用モーメント M -回転角 θ 関係と対応することになる。なお、柱・貫寸法への対応は仕口 $P-\delta$ 関係において各寸法に応じて比例換算することとした。

Fig. 20は、ここに示す方法による仕口作用モーメント M -回転角 θ 関係(以後、推定曲線と呼ぶ)と十字型実験結果との比較を楔種類別に示したものである。図中の○:柱12寸、□:柱10寸、△:柱08寸および実線は実験結果を示し、●:柱12寸、■:柱10寸、▲:柱08寸および太実線は推定曲線を示す。なお、摩擦係数 μ については、普通楔で0.4、斜め楔で0.6、重ね楔で0.5が良い対応を示した。

Fig. 20に示すように、推定曲線(太実線)は楔種類や柱・貫寸法の違いによる履歴曲線の変化によく対応している。標準サイズの柱径10寸では実験値と推定値がよい対応を示すとともに、最大耐力を安全側に評価していると言える。特に載荷開始時から楔上端のめり込み接触面が広い斜め楔では、最も精度よく再現できている。以上より、楔を用いた柱-貫仕口は、部分圧縮実験で得られる楔のめり込み特性と楔の抜け出し挙動を考慮し、提案した力学モデルに基づくことで、その荷重変形関係を大変形領域まで推定できることを示した。

5. 限界耐力計算のための構造特性値の提示

5.1 十字型実験結果に基づく仕口の各構造特性値

伝統木造社寺建築物の耐震設計においては、その合理性から限界耐力計算が用いられることが多い。本章では2~3章に示した実験

結果に基づき、限界耐力計算で用いる復元力特性をトリリニアにモデル化して作成するための構造特性値を求める実用的な手法の提案を行う。

手法の提案に先立ち、まず2、3章で述べた十字型実験の構造特性値を求めておく。Table 4に十字型実験結果に基づく各構造特性値を示す。ここでは、最大耐力 M_{\max} 、比例限界変形角 θ_e 、比例限界耐力 M_e 、降伏変形角 θ_y 、降伏耐力 M_y および一次剛性 k_1 、二次剛性 k_2 、三次剛性 k_3 の各構造特性値は以下の方法によって求めた。

- ①骨格曲線上の $0.1M_{\max}$ と $0.4M_{\max}$ を結ぶ第I直線を引く。最大耐力 M_{\max} は 0.1rad まで耐力低下しない場合は 0.1rad 時の耐力とする。また、 M_{\max} 時の変形角を最大変形角 θ_{\max} とする。
- ②骨格曲線上の $0.4M_{\max}$ と $0.9M_{\max}$ を結ぶ第II直線を引く。
- ③骨格曲線に接するまで第II直線を平行移動し第III直線とする。
- ④第I直線と第III直線との交点の荷重を比例限界耐力 M_e とし、骨格曲線上の M_e 時の変形角を比例限界変形角 θ_e とする。
- ⑤骨格曲線上の M_{\max} と $0.8M_{\max}$ を結ぶ第IV直線を引く。
- ⑥第III直線と第IV直線との交点の耐力を降伏耐力 M_y とし、骨格曲線上の M_y 時の変形角を降伏変形角 θ_y とする。
- ⑦原点(0, 0)、比例限界点(θ_e, M_e)、降伏点(θ_y, M_y)、および最大耐力点(θ_{\max}, M_{\max})の4点を結んだものをトリリニアモデルとする。また、各点間より求められる剛性を一次剛性 k_1 、二次剛性 k_2 、三次剛性 k_3 とする。

Table 4 Structural characteristic values

Model	M_{\max} [kN·m]	θ_e [rad]	M_e [kN·m]	θ_y [rad]	M_y [kN·m]	k_1 [kN·m/rad]	k_2 [kN·m/rad]	k_3 [kN·m/rad]
12F-33	25.0	0.03	13.2	0.05	18.6	526	210	153
10F-33-1	18.1	0.02	9.4	0.05	12.8	448	114	136
10F-33-2	17.8	0.02	8.6	0.04	11.2	376	161	124
10F-33-3	15.6	0.02	7.8	0.03	10.0	413	164	93
10F-42	10.2	0.03	5.2	0.08	9.2	178	80	67
10F-51	13.0	0.04	7.3	0.06	9.0	168	102	104
08F-33	7.8	0.03	4.0	0.05	5.6	160	65	54
12N-33	26.3	0.02	15.1	0.03	18.0	1004	271	132
10N-33-1	18.4	0.02	10.6	0.04	13.6	559	154	90
10N-33-2	17.3	0.03	9.7	0.05	14.9	371	187	64
10N-33-3	14.3	0.02	8.6	0.03	10.5	451	195	59
10N-42	15.1	0.01	8.2	0.02	9.2	680	168	82
10N-51	14.7	0.02	8.0	0.04	10.7	420	151	74
08N-33	8.3	0.01	4.1	0.03	5.9	340	81	42
12K-33	30.0	0.02	15.9	0.04	23.0	936	337	132
10K-33-1	22.0	0.02	11.6	0.04	15.6	551	225	136
10K-33-2	21.6	0.02	10.2	0.04	15.5	537	212	138
10K-33-3	19.3	0.02	10.5	0.04	14.2	457	175	106
10K-42	15.9	0.03	8.3	0.05	11.7	330	134	93
10K-51	13.7	0.03	7.6	0.05	10.0	292	121	76
08K-33	9.4	0.03	4.3	0.06	7.4	170	84	62

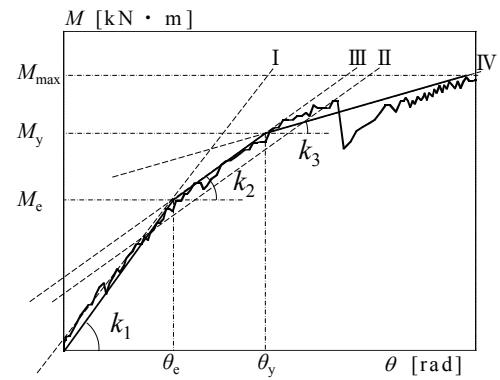


Fig. 21 Structural characteristic definition

5.2 仕口の構造特性値導出方法の提案

本研究では、『木割』に基づく仕口を対象としている。この『木割』に着目し、前章に示した式(8)～(10)を用いて仕口の簡易耐力算定式を誘導する。この方法に基づけば、設計者は柱径などの基本情報を与えるだけで仕口の復元力特性を作成するための構造特性値を得ることができる。以下に、具体的な誘導方法について述べる。

本論で扱う貫の断面寸法は『木割』に従い柱径により得られ、貫成 h_b 、貫幅 b は柱径 h_c を用いて次式で示される。

$$h_b = 0.6h_c, \quad b = 0.25h_c \quad (11)$$

ここで、前章の P_v が貫と楔の柱内における接触面積と接触面に生じる一様な応力度（以後、平均応力度 σ_v と呼ぶ）との積に等しいと仮定すれば、式(11)を考慮することで P_v は楔種類によらず次式で示される。

$$P_v = \sigma_v \times \frac{(h_c - a)}{2} \times b = \sigma_v \times \frac{0.25h_c(h_c - a)}{2} \quad (12)$$

ここに、 h_c ：柱径、 a ：左右の楔の内法間隔（重ね楔では $a=0$ ）である。

次に、式(12)を式(8)～(10)へ代入するとともに、本実験において基準とした仕口の楔成 33mm および前章で示した摩擦係数を与えること、仕口作用モーメント M (kN・m) は楔種類ごとに次式で示される。

$$M = \sigma_v \times m, \quad m = \begin{cases} \frac{h_c(h_c - a)(161h_c + 1.98)}{1200} & \text{(普通楔)} \\ \frac{h_c(h_c - a)(154h_c + 25a + 2.97)}{1200} & \text{(斜め楔)} \\ \frac{h_c^2(145h_c + 2.48)}{1200} & \text{(重ね楔)} \end{cases} \quad (13)$$

ここに、 m ：柱径および左右の楔の内法間隔により定まる係数である。式(13)は、楔種類と柱径が決まれば、仕口の耐力が σ_v だけから導出できることを示す。そこで、各構造特性値に対応した σ_v を前節で得た M_e 、 M_y 、 M_{max} から求めてみる。

Fig. 22 は、Table 4 における楔成 33mm 全試験体（15 体）の M_e 、 M_y 、 M_{max} 用い、それぞれに対応する σ_v を ${}_e\sigma_v$ 、 ${}_y\sigma_v$ 、 ${}_{max}\sigma_v$ としたときの値を次式から求めたものである。

$${}_e\sigma_V = \frac{M_e}{m}, \quad {}_y\sigma_V = \frac{M_y}{m}, \quad {}_{max}\sigma_V = \frac{M_{max}}{m} \quad (14)$$

図中の○は普通楔、●は斜め楔、■は重ね楔を示し、楔種類ごとの平均値を実線、下限値を点線で併記した。また、前章の推定曲線に基づいて求められた平均応力度を破線で示す。試験体ごとに多少のばらつきは見られるものの、平均応力度は仕口サイズによらずほぼ一定の値を示している。つまり、楔種類ごとの σ_v は仕口サイズによらず与えることができる。

剛性においても耐力と同様の検討を行う。ここでは、耐力と回転剛性の関係に基づき、式(14)の両辺を θ (rad) で除して得られた左辺を便宜上、剛性評価値 σ_v/θ とする。Fig. 23 は、Fig. 22 と同様に Table 4 における k_1 、 k_2 、 k_3 用い、それぞれに対応する σ_v/θ を ${}_1\sigma_v/\theta$ 、 ${}_2\sigma_v/\theta$ 、 ${}_3\sigma_v/\theta$ としたときの値を次式から求めたものである。

$$\frac{{}_1\sigma_V}{\theta} = \frac{k_1}{m}, \quad \frac{{}_2\sigma_V}{\theta} = \frac{k_2}{m}, \quad \frac{{}_3\sigma_V}{\theta} = \frac{k_3}{m} \quad (15)$$

試験体ごとに多少のばらつきは見られるが剛性評価値も仕口サ

イズによらず楔種類ごとにほぼ一定の値を示している。従って、 σ_v/θ も仕口サイズによらず与えることができる。

以上の点を踏まえ、Fig. 22、23 から得られた貫・楔の樹種がバイヒバの場合の平均応力度および剛性評価値を楔種類ごとにまとめたものを Table 5 に示す。なお、Table 5 中の σ_v の値は、学会規準に示す針葉樹のめり込み基準強度に比べてやや低い値であるが、これは繰返し載荷に伴う楔の抜出し現象も含めて評価しているためである。

以上より、Table 5 の値を用いれば、式(14)、(15)に基づき仕口の各構造特性値が得られ、トリリニア型の復元力特性が作成できる。

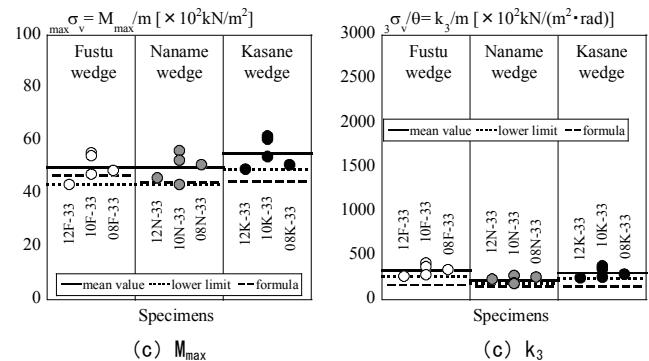
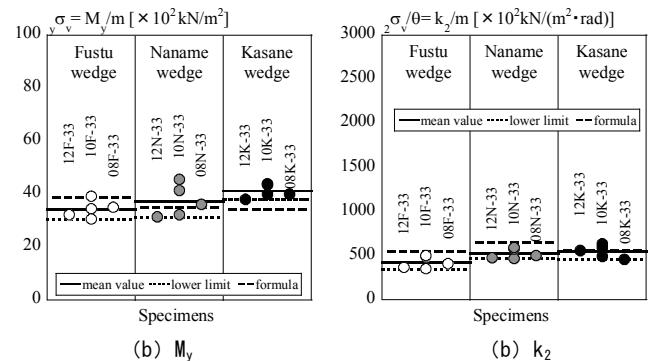
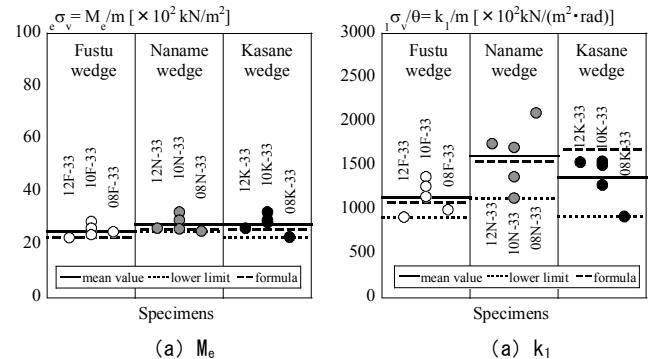


Fig. 22 ${}_e\sigma_v$, ${}_y\sigma_v$, ${}_{max}\sigma_v$

Fig. 23 ${}_1\sigma_v/\theta$, ${}_2\sigma_v/\theta$, ${}_3\sigma_v/\theta$

Table 5 Mean values of wedge type () : lower limits

	${}_e\sigma_v (M_e)$ [$\times 10^2$ kN/m ²]	${}_y\sigma_v (M_y)$ [$\times 10^2$ kN/m ²]	${}_{max}\sigma_v (M_{max})$ [$\times 10^2$ kN/m ²]	${}_1\sigma_v/\theta (k_1)$ [$\times 10^2$ kN/(m ² ·rad)]	${}_2\sigma_v/\theta (k_2)$ [$\times 10^2$ kN/(m ² ·rad)]	${}_3\sigma_v/\theta (k_3)$ [$\times 10^2$ kN/(m ² ·rad)]
Fustu wedge	25.4 (22.8)	34.3 (30.5)	50.0 (43.5)	1139 (914)	422 (348)	337 (266)
Naname wedge	27.9 (25.2)	37.3 (31.5)	50.0 (43.8)	1615 (1135)	522 (470)	228 (181)
Kasane wedge	28.1 (23.2)	41.1 (38.0)	55.6 (49.6)	1364 (928)	547 (457)	309 (253)

6. 結

伝統木造社寺建築物における楔を有する柱・貫仕口について、実際の社寺建築物に対応した実大寸法による繰返し載荷を通して楔が仕口の構造特性に与える影響を把握するとともに、部分圧縮実験から仕口の荷重変形関係を推定できることを明らかにし、さらに限界耐力計算で必要となる仕口の復元力特性を作成するための構造特性値導出に関する平均応力度および剛性評価値の提案を行った。本研究で得られた結論を以下に示す。

- 1) 楔を有する柱・貫仕口の構造特性は、主に楔のめり込み特性と楔の抜け出しによって決定される。普通楔および重ね楔では、楔上端角度が大きいほど楔の抜け出し量も大きくなる。
- 2) 仕口の力学モデルに基づき、楔など仕口構成部材の部分圧縮実験を行うことで概ね仕口の荷重変形関係を大変形領域まで推定することが可能である。
- 3) Table 5 に示す平均応力度および剛性評価値を用いることで、仕口サイズによらず各構造特性値を楔種類ごとに導出でき、仕口の復元力特性をトリリニアにモデル化できる。

今後は楔の抜け出し挙動を楔種類ごとに定量的に把握し、より精緻な評価に繋げていきたい。

謝辞

本研究の一部は、「平成24年度ものづくり中小企業・小規模事業者試作開発等支援事業」(主催:岐阜県中小企業団体中央会)の助成金を受けて実施したものです。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) AIJ: Design Manual for Engineered Timber joints, AIJ, 2009.11
日本建築学会:木質構造接合部設計マニュアル, 日本建築学会, 2009.11
- 2) Yoshida, T. et al.: Experimental Study on Performance of Various Wedges at Column and Nuki Joint, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural of Japan, Structures-III, pp.443-444, 2012.7 (in Japanese)
吉田拓矢, 田村優衣, 古川忠穂, 藤森繁:柱・貫接合部における種々の楔の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, 構造-III, pp. 443-444, 2012.7
- 3) Ooka, Y. et al.: Experimental study on traditional wooden joints with some types of wedges Part 3: Restoring force characteristics and wedge's effects, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural of Japan, Structures-III, pp.445-446, 2013.7 (in Japanese)
大岡優, 棚橋秀光, 伊津野和行, 鈴木祥之:伝統的構法の各種楔をもつ仕口の実験的研究(その3 復元力特性と楔の効果), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp. 445-446, 2013.7
- 4) Tanaka, K. et al.: Study on restoring force characteristics estimation of framing plane with nuki junction in shrines and temples buildings, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural of Japan, Structures-III, pp. 269-270, 2016.7 (in Japanese)
田中健太, 瀧野敦夫, 宮本裕司:社寺建築物における貫接合部を有する軸組構面の復元力特性推定に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp. 269-270, 2016.7
- 5) Kitamori, A. et al.: Proposal for a Mechanical Model of Beam-Column "Nuki" Joints in Traditional Timber Structures, Journal of the Japan Wood Research Society Vol. 49, pp. 179-186, 2003
北守頤久, 加藤泰世, 片岡靖夫, 小松幸平:伝統木造における貫接合部の耐力発現モデルの提案と実験的検証, 木材学会誌 49 (3), pp. 179-186, 2003
- 6) Agency for Cultural Affairs: Religion Yearbook, Agency for Cultural Affairs, 2014
文化庁:宗教年鑑, 文化庁, 2014
- 7) Ito, Y: Syomyogokanpo , Kashima publisher, 1971.21 (in Japanese)

伊藤要太郎:匠明五巻考, 鹿島出版会, 1971.12

- 8) Hanyuda, Y. et al.: Moment Resisting Mechanism of Nuki-to-Column Connection Considered of Connection Type: Part1:Effect of Connection Type on Strength of Crosstype Joint, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural of Japan, Structures-III, pp.435-436, 2012.7 (in Japanese)
羽生田善将, 小島崇徳, 井戸田秀樹, 小野徹郎, 石原由美子:仕口形状を考慮した柱・貫接合部のモーメント抵抗機構(その1. 十字型接合部における仕口形状が耐力に与える影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp. 435-436, 2012.7
- 9) The Japanese Association for Conservation of Architectural Monuments: Traditional technique collection of Architectural Monuments, The Japanese Association for Conservation of Architectural Monuments, 1986
文化財建造物保存協会:文化財建造物伝統技法集成上・下, 文化財建造物保存協会, 1986
- 10) Ishihara, Y. et al. : Moment Resisting Mechanism of Nuki-to-Column Connection Considered of Connection Type : Part1:Effect of Connection Type on Strength of Crosstype Joint, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural of Japan, Structures-III, pp.437-439, 2012.7 (in Japanese)
石原由美子, 小島崇徳, 羽生田善将, 井戸田秀樹, 小野徹郎:仕口形状を考慮した柱・貫接合部のモーメント抵抗機構(その2. 貫および楔の水平変位量), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp. 437-438, 2012.7
- 11) Tanahashi, H. et al.: Elastic Surface Displacements of Orthotropic Wood Due to Partial Compression Based on Pasternak Model, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AJ), Vol.76, No.609, pp.129-136, 2006.11
棚橋秀光, 清水秀丸, 鈴木祥之:パステルナーク・モデルに基づく直行異方性木材の部分圧縮による弾性表面変位, 日本建築学会構造系論文集, 第76卷, 第609号, pp.129-136, 2006.11
- 12) Seismic design manual of timber framework method building editorial committee: Seismic design manual utilized traditional method , Gakugei publisher, 2004.3 (in Japanese)
木造軸組構法建物の耐震設計マニュアル編集委員会:伝統構法を生かす木造耐震設計マニュアル 限界耐力計算による耐震設計・耐震補強設計法, 学芸出版, 2004.3
- 13) Asano, A. et al.: A model of elastic-plastic restoring force using shear force at small displacement for panel type grid wall, Proceedings of Tokai Chapter Architectural Research Meeting, pp. 341-342, 2014.2 (in Japanese)
浅野彰仁, 高田豊文:小変形時の耐力を用いたパネル型面格子壁の弾塑性復元力モデル, 日本建築学会東海支部研究報告集, pp. 341-342, 2014.2

AN EXPERIMENTAL STUDY ON HYSTERESIS CHARACTERISTICS OF NUKI-TO-COLUMN JOINTS USING WEDGES FOR JAPANESE HISTORICAL WOODEN STRUCTURES

*Yoshimasa HANYUDA *¹, Daiki FUJIKAWA *², Hideki IDOTA *³,
Takanori KOJIMA *⁴ and Tetsuro ONO *⁵*

*¹ Grad. Student, Nagoya Institute of Technology

*² Kameyama Construction, M.Eng.

*³ Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.

*⁴ Aichi Prefectural Government, M.Eng.

*⁵ Emeritus Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.

The Nuki-to-Column Joint using wedges has been used in Japanese traditional wooden structures. The joints are the most important structural elements which can resist a horizontal load such as seismic loads or wind loads. The structural characteristics of Nuki-to-Column Joints using wedges has been reported in the previous studies, but the target in the previous studies were relatively small wooden structures such as residential house and so on. In Japan, there are many historical temples and shrines which have Nuki-to-Column Joints. The member size of the historical wooden structure is much larger than residential house, so it is needed to evaluate the structural characteristics of the Nuki-to-Column Joint for the traditional wooden structures. The purpose of this paper is to evaluate the structural characteristics of the Nuki-to-Column joints with wedges for Japanese historical structures based on the experimental results by the full-scale tests of the Nuki-to-Column joints using wedges.

In chapter 1, we described the significance of this paper.

In chapter 2, we show the method of the full- scale static loading tests using three types of the wedge.

In chapter 3, we considered the influence of the structural characteristics of joints by the wedge shape, the wedge type and the slip out behavior. All specimens showed procession-slip hysteresis in the moment-deformation relations. There are differences in the structural characteristics of the joint and the slip out behavior by the wedge type and the wedge angle. Furthermore, the larger the wedge angle becomes, the slip out behavior becomes larger in both the Futsu wedge and the Naname wedge.

In chapter 4, we estimated the full moment-rotation relation curves of the joint based on the partial compression element tests.

In chapter 5, we proposed the simple estimation method for the structural characteristics of the joint for the structural designs of traditional Japanese temples and shrines. This method consider the slip out behavior of wedge.

The conclusions obtained in this study are as follows:

- 1) The structural characteristics of the Nuki-to-Column joint using wedges are greatly affected by the shape of wedge and the slip out behavior of wedge.
- 2) Based on the mechanical models of the Nuki-to-Column joint, we proposed a useful method for estimating the full moment-rotation relation curves of the joints based on the simple partial compression tests for a couple of wedges.
- 3) The simple and useful method for the calculating the characteristic values for the historical model of the joint are proposed based on the full moment-rotation relation curves estimation method.

(2018年5月10日原稿受理, 2018年12月27日採用決定)