

## 楔に新たな機構を付与した伝統木造社寺建築の柱-貫仕口の提案

NUKI-TO-COLUMN JOINTS USING WEDGE CONTROLLED WITH SPRINGS  
FOR JAPANESE TRADITIONAL WOODEN FRAMES羽生田 善将<sup>\*1</sup>, 藤川 大輝<sup>\*2</sup>, 井戸田 秀樹<sup>\*3</sup>, 小野 徹郎<sup>\*4</sup>Yoshimasa HANYUDA, Daiki FUJIKAWA, Hideki IDOTA  
and Tetsuro ONO

This paper proposes a joint with a spring device to solve the problem of Nuki-to-column joints. The proposed joint maintains the embedment characteristics of joints at all times and retains the advantages of conventional Nuki-to-column joints. The proposed joint is a Nuki-to-column joint with a spring device attached to the wedge of the traditional joint. Through full-scale and element tests, this study showed that the parameters for the proposed joint are wedge type, spring constant, tree species, and wedge angle. The bending moment, stiffness, and bilinear hysteresis for the proposed joint were compared with those for a conventional joint.

**Keywords:** Traditional wooden frame, Nuki-to-Column Joint, Wedge, spring device,  
Hysteretic characteristics, Energy absorbing capacity

伝統木造社寺軸組, 柱-貫仕口, 楔, ばね機構, 復元力特性, エネルギー吸収性能

## 1. 序

楔を用いた伝統木造社寺建築物（以後、社寺建築物と呼ぶ）の柱-貫仕口は、それまでにはない水平抵抗要素として鎌倉時代に導入され、爾来山門など小規模のものから仏堂などの大規模なものに至るまで今日においても社寺建築物の耐震要素として踏襲されている。

筆者らは、社寺建築物を対象とした楔を有する柱-貫仕口（以後、従来型仕口と呼ぶ）の構造特性に関する研究<sup>1)</sup>（以後、前報と呼ぶ）を通して、その特性は主に楔のめり込み特性と楔の拔出しによって決定されることを把握した。具体的には、繰返し載荷に伴う楔の残留めり込み変形と楔の拔出し挙動が仕口の剛性・耐力低下や履歴におけるスリップ性状の増大の要因であることを示した。楔を用いた仕口は、解体移築や修理工事にとって組立・分解が容易であるが、木材の乾燥収縮や地震・強風に伴う仕口の緩み対策のため、楔の再打込みが必要という弱点も有している。

このような問題点解決を目的とし、吉田ら<sup>2)</sup>は柱の側面（楔木口）に取り付けた補強角材により貫への有効めり込み面積を増大させ初期剛性を向上させる方法を提案している。また、楠ら<sup>3)</sup>は、楔の拔出しを拘束した実験により変形角  $1/30\text{rad}$  以降で仕口の耐力向上を確認している。これらの提案は楔の弱点を補い、力学的特性を向上させる上で有効な手段である。

一方、繰返し履歴におけるスリップ特性は、塑性化に伴う楔の残

留変形によって荷重除荷時の応力伝達機構が喪失される。従って、楔の位置を制御することによって応力伝達の喪失期間を短くすることができれば、楔仕口の弱点が改善されると考えた。

こうした考え方にに基づき、本論文では従来型仕口の楔にばね機構を付与することで仕口の構造性能を向上させた柱-貫仕口を提案する。提案仕口は繰返し載荷に伴う楔の拔出しを制御し、常に柱と楔とを接触させることで仕口での応力伝達を維持した接合形式であると同時に、修復性の高い従来型仕口の特長を踏襲している。本報は、ばね機構を付与した提案仕口の可能性を実大架構での静的加力実験を通して検証するとともに、その提案仕口の復元力特性を大変形領域まで推定する方法を示す。さらに、エネルギー吸収量および地震応答解析値による比較検証を通して提案仕口の耐震性能を検討する。

## 2. 従来型仕口の問題点と提案仕口の概要

本章では、従来型仕口の問題点と提案仕口の概要を示す。

## 2.1 従来型仕口の問題点

筆者らは、前報において3タイプの楔（普通楔・重ね楔・斜め楔）を用いた従来型仕口の特性和評価について報告している。Photo 1は、普通楔タイプにおける繰返し載荷実験の様子である。柱から受ける力によって楔が拔出しているのが分かる。また、Fig. 1は、 $1/15\text{rad}$ の変位振幅を例に、普通楔タイプ試験体の仕口作用モーメ

<sup>\*1</sup> 名古屋工業大学大学院社会学専攻 博士後期課程  
<sup>\*2</sup> 亀山建設(株) 修士(工学)  
<sup>\*3</sup> 名古屋工業大学大学院社会学専攻 教授・工博  
<sup>\*4</sup> 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.  
Emeritus Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.

ント  $M$  と仕口回転角  $\theta$  の関係を示したものである。 $M-\theta$  曲線で囲まれる面積が繰返し载荷に伴い減少しているのがわかる。本論文では、この面積減少の要因となっている楔のめり込みと抜出しのうち、楔の抜出しを制御し仕口の性能向上を試みる。

## 2.2 提案仕口の概要

Fig. 2 および Fig. 3 は、提案仕口の概要および想定される改善メカニズムを示したものである。提案仕口は、楔木口と貫上端に取り付けた鋼製治具の間に挟んだばねの貫入力により仕口が開いたときに楔を貫入させ、常に楔と柱の応力伝達を確保し復元力を発生させるばね機構を有する。提案ばね機構は、楔・鋼製治具・圧縮コイルばねで構成されている。以後、本論では提案する仕口を従来型仕口に対して、自己貫入型仕口と呼ぶことにする。

## 2.3 楔の必要貫入力の試算

自己貫入型仕口では、仕口が開いたときに楔を柱内部まで押し込む貫入力が必要となる。楔が柱から圧縮力を受けたとき、めり込みによる塑性変形で楔側面がふくらみ、楔側面と柱内部の貫穴側面との間に摩擦力が生じる。したがって、この摩擦力を越える貫入力が必要となる。ここでは、柱内部の楔側面のふくらみを検討する上で、载荷後の楔側面のふくらみ量を直接測定することが困難なことから、残留鉛直めり込み変形量に基づき便宜的に弾性ポアソン比を用いることで必要な貫入力の目安を探る。なお、photo 2 に载荷後の楔側面のふくらみを示す。

最初に、前報で実施した十字型試験载荷終了後の楔の残留鉛直めり込み変形量を計測した。対象としたのは柱径  $\phi 303\text{mm}$  の試験体である。载荷終了後の 3 体（計測箇所 6 箇所）の残留鉛直めり込み変形量の平均値は  $5.0\text{mm}$  であった。ここでは塑性域に入った

$1/30\text{rad}$  変形後においても貫入を確保するため、 $1/30\text{rad}$  変形時の残留鉛直めり込み変形量を  $1/10\text{rad}$  変形後の平均めり込み量から比例換算した  $1.67\text{mm}$  とすれば、楔成  $33\text{mm}$  に対する歪量は  $5.1\%$  となる。ここで、前述の残留鉛直めり込み変形量  $1.67\text{mm}$  と弾性ポアソン比  $0.671^{10)}$  および楔幅  $66.7\text{mm}$  を考慮すると、楔側面のふくらみ量は片側で  $2.26\text{mm}$  となる。このとき、楔側面と貫穴側面との初期クリアランス  $1.5\text{mm}$  を考慮すると、 $2.26\text{mm}-1.5\text{mm}=0.76\text{mm}$  を超えた楔側面の範囲において貫穴側面との摩擦力が発生することになる。楔側面の弾性係数を  $0.62\text{kN/mm}^2$  とし<sup>11)</sup>、接触面の有効面積を楔成  $33\text{mm}\times$ 幅  $10\text{mm}$  と仮定すると、摩擦係数  $\mu=0.4$  に対応する摩擦力は楔の左右側面合計で  $933.6\text{N}$  となった。得られた必要貫入力に基づく、ばね定数は  $12\text{N/mm}$  程度、ばねストローク  $80\text{mm}$  以上がばねに要求される条件の目安となる。

## 3. 十字型試験体による性能検証実験

本章では、前章で提案したばね機構を有する自己貫入型仕口の構造特性を明らかにすることを目的に、実大架構による繰返し静的加力実験を通して系統的に考察する。

### 3.1 試験体および実験概要

Fig. 4 は、自己貫入型試験体の仕口詳細を示したものである。本報においても『木割』に基づく仕口<sup>1)</sup>を対象とする。柱寸法は柱径  $\phi 303\text{mm}$  を採用し、貫寸法は『木割』に基づき決定するとともに貫下端には渡腮を設けた。楔タイプは左右の楔が独立して制御しやすく最も一般的な普通楔タイプ<sup>4)</sup>とした。左右の楔の内法間隔は、前章で検討したばねストロークの目安である  $80\text{mm}$  以上に基づき、 $200\text{mm}$  とした。なお、図中の破線は次章の要素実験で対象とす

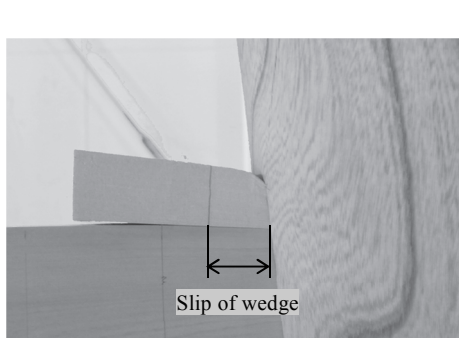


Photo 1 Slip of wedge

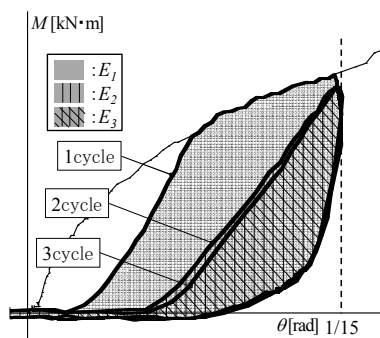


Fig.1 Energy absorption quantity by load-cycle

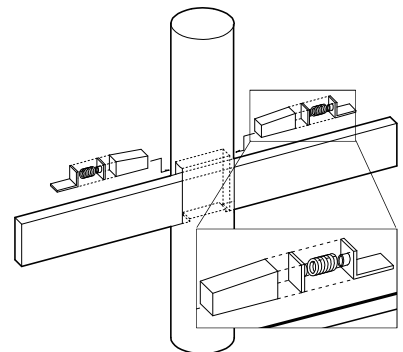


Fig.2 Proposed joint

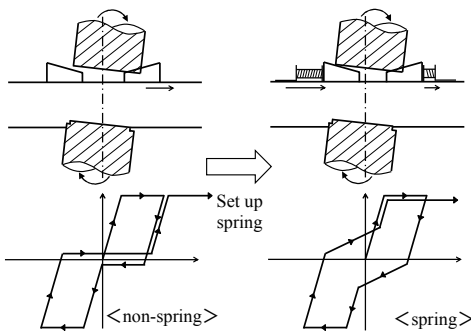


Fig.3 Result achieved by proposed joint

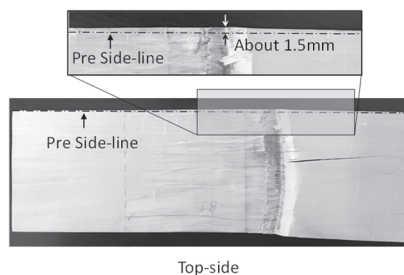


Photo 2 Ultimate state of wedge

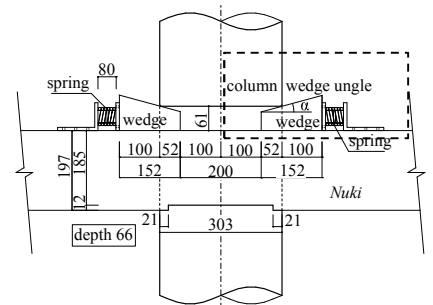


Fig.4 Detail of joint (Unit:mm)

る試験体部分を示す。

Table 1 に十字型試験体一覧を示す。試験体は仕口の基本的な構造特性の把握を目的とし、仕口部のみを取り出した形態である。柱樹種はケヤキ、貫樹種はベイヒバとした。材料特性値を Table 2 に示す。パラメータは、ばね機構の有無、ばね定数、楔樹種、楔上端角度とした。ばね機構の有無については、自己貫入型仕口と従来型仕口に加えて、楔木口に鋼製治具を取付け楔の抜出しのみを拘束した仕口（以後、拘束型仕口と呼ぶ）の3種類とした。ばね定数については前章で目安としたばね定数 11.67N/mm に加えて、ばね定数 29.52N/mm の圧縮コイルばねも比較のために用意した。楔樹種は、楔上端角度 5°試験体においてベイヒバの他にケヤキも用意した。楔上端角度は、5°、10°、15°の3種類とした。なお、楔の打込みは全試験体において同一の宮大工に実施させ、打込み前後の楔の水平移動距離が 30mm 前後になるように管理した。試験体は、材料特性の不確定な変動を考慮し、基準とするベイヒバ楔・楔上端角度 5°の自己貫入型仕口（ばね定数 11.67N/mm）、および従来型仕口を各 3 体用意した。その他は楔樹種や楔上端角度などの相対的な比較を目的とし各 1 体とした。

Fig. 5 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、貫には軸力が生じないよう貫両端はピンローラー支点とした。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。

載荷方法は、層間変形角 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で制御した。本実験では、Fig. 5 において Pull 側を正載荷、Push 側を負載荷としている。

### 3.2 実験結果および考察

Fig. 6 は、仕口作用モーメント  $M$  と仕口回転角  $\theta$  の関係である。図中には変位振幅 1/50rad 時の履歴ループも示した。縦軸  $M$  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、横軸  $\theta$  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 1/15rad まで耐力上昇が続いた。ばね機構の有無に着目すると、ばね機構のある自己貫入型仕口 (a) ~ (c) の方が剛性・耐力ともに高く、原点付近における紡錘型の復元力成分が観察された。また、自己貫入型仕口におけるばね定数および楔樹種に着目すると、ばね定数が大きい方 (b)、およびケヤキ楔 (c) の方が高い剛性・耐力を示すものの、1/15rad 以降に貫下端の折損による耐力低下が観察された。一方、ばね機構のない従来型仕口 (d)、および拘束型仕口 (e) に着目すると、楔の抜出しを拘束するだけでは履歴特性の顕著な改善は見られないことが分かる。

次に、楔の挙動について考察する。Fig. 7 は、自己貫入型仕口 (B-05-1) および従来型仕口 (B-05-0) について繰返し載荷に伴う楔の水平変位量  $d_k$  を同一座標上に示したものである。横軸は仕口回転角  $\theta$ 、縦軸は楔の水平変位量である。 $d_k$  は貫に対する相対的な

Table 1 Test specimens

Model	Column size (mm)	Nuki size (mm)	attschrmt	spring (N/mm)	Wood species		wedge angle (deg)	Number					
					Nuki	Wedge							
B-05-1	303.0	66.7×197.0	spring	11.67	Yellow cedar (YC)	Yellow cedar (YC)	5	3					
B-10-1							10						
B-15-1							15						
B-05-2			fixing	-	-	-	Yellow cedar (YC)	5	3				
B-05-3										-	-	-	-
B-05-0													

Table 2 Mechanical Properties

Wood species	$E$ (kN/mm <sup>2</sup> )	M.C. (%)	Density (kg/m <sup>3</sup> )
Yellow cedar	10.2 (8.2)	17 (7.8)	382 (0.7)
Zelkova serrata	10.1 (3.5)	14 (2.2)	712 (2.0)

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

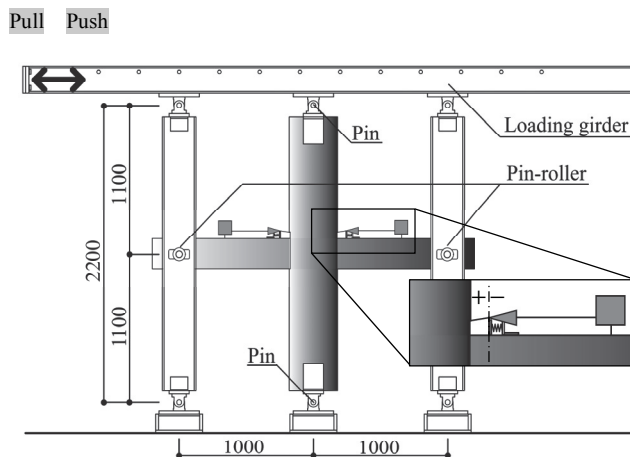


Fig.5 Test setup

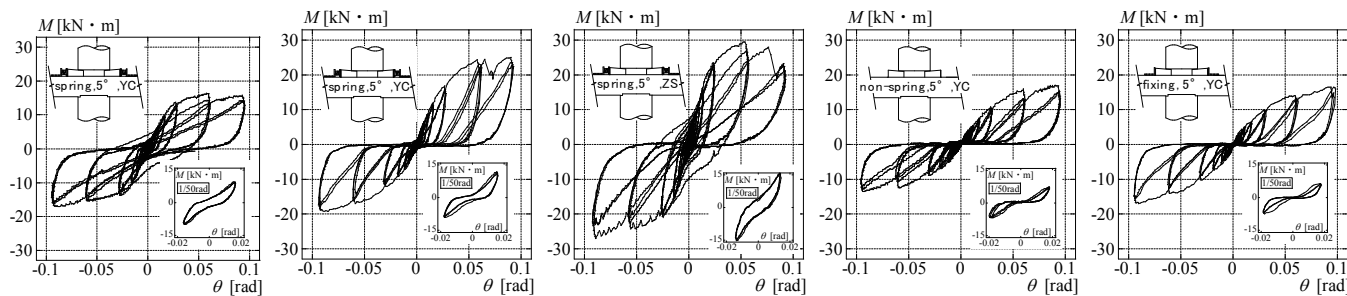


Fig.6 M-θ relations

楔の水平方向の移動距離で定義し、Fig. 5 に示すように貫の上端に取り付けた変位計から楔木口までの距離を計測することで求めた。なお、楔が貫入する場合を正の値としている。Fig.7 (a) は正載荷時に圧縮側となる左側の楔を示し、Fig.7 (b) は右側の楔を示す。また、図中の実線は自己貫入型仕口、点線は従来型仕口の楔の挙動を示す。従来型仕口では繰返し載荷に伴い徐々に楔が拔出し、右側の楔 (b) では最大で約 40mm の拔出し量となっているのに対し、自己貫入型仕口では、楔が圧縮されるときにやや押し戻されるものの、左右の楔とも仕口が開いたときに順調に貫入し、1/15rad 付近ではばねが伸びきるストローク 80mm に達した。なお、1/30~1/15rad の間で楔の貫入量が大きくなっているのは、載荷サイクルの間隔が広く、このサイクル間で変形量が 2 倍と大きくなっているためである。Photo 3 は自己貫入型仕口における 1/10rad 時の様子を示したものであり、左右の楔とも十分に貫入しているのがわかる。

Fig. 8 は、骨格曲線により各パラメータの比較を示したものである。なお、Fig. 8 (b) ~ (d) において Ave 表記のあるものは 3 体用意した試験体の平均の骨格曲線を示す。Fig. 8 (a) は、自己貫入型仕口 (B-05-1) 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ず、塑性化による剛性の低下に伴ってややばらつきが増加した。変動係数は、0.03rad で 3.9%、0.06rad で 11.6%、0.09rad で 18.0% である。この傾向は、従来型仕口 (B-05-0) でもほぼ同様であった。

Fig. 8 (b) は、ばね機構の有無による影響を示したものである。差は僅かではあるが自己貫入型仕口 (B-05-1) が剛性・耐力ともに高くなり、次いで従来型仕口 (B-05-0)、拘束型仕口 (B-05-3)、の順となった。

Fig. 8 (c) は、自己貫入型仕口 (ばね定数 11.67N/mm) における

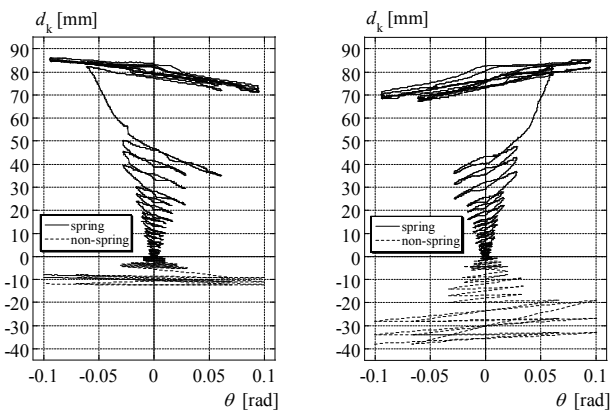


Fig.7 Displacements of wedge



Photo 3 Ultimate state

楔上端角度の影響を示したものである。楔上端角度 10° の試験体 (B-10-1) の剛性・耐力がやや低い値を示したものの、本実験の範囲では楔上端角度と剛性・耐力との相関性は確認できなかった。

Fig. 8 (d) は、楔樹種およびばね定数の影響を示したものである。楔樹種による比較では、ベイヒバ楔 (B-05-1) に比べてケヤキ楔 (K-05-1) の剛性・耐力が高く、約 2 倍の最大耐力を示した。また、ばね定数の大きい方 (B-05-2) が剛性・耐力ともに高い。一方、ケヤキ試験体では 0.077rad 時に、ばね定数 29.52N/mm 試験体では 0.066rad 時に、貫下端の渡腰部分からの割裂破壊による耐力低下が観察された。

以上より、本報で提案する自己貫入型仕口は、仕口の剛性・耐力が向上し、原点付近における紡錘型の復元力成分が付与されるという特性を示した。また、目安としたばね定数 11.67N/mm を用いればループごとに順調に楔を貫入させることができた。

#### 4. 簡易めり込み要素実験による提案ばね機構の詳細検討

前章の十字型実験結果を踏まえ、本章では比較的簡便に実施できるめり込み要素実験により、提案ばね機構における楔の挙動をパラメータごとに詳細に検討する。さらに、要素実験に基づき自己貫入型仕口の復元力特性を推定する。

##### 4.1 実験概要

Fig. 9 は、実験装置の概要を示したものである。十字型実験と同様の仕口の回転挙動を再現するため、万能試験機のヘッド間に図に示すような回転中心を設けた道具を用いた。載荷は圧縮力作用線上の変位により制御し、その変位量  $\delta$  は試験体の両側に設置した変位計の平均値とした。楔の水平変位量  $d_k$  は、十字型実験と同様に貫に対する相対的な楔の水平方向の移動距離で定義し、楔が貫入する

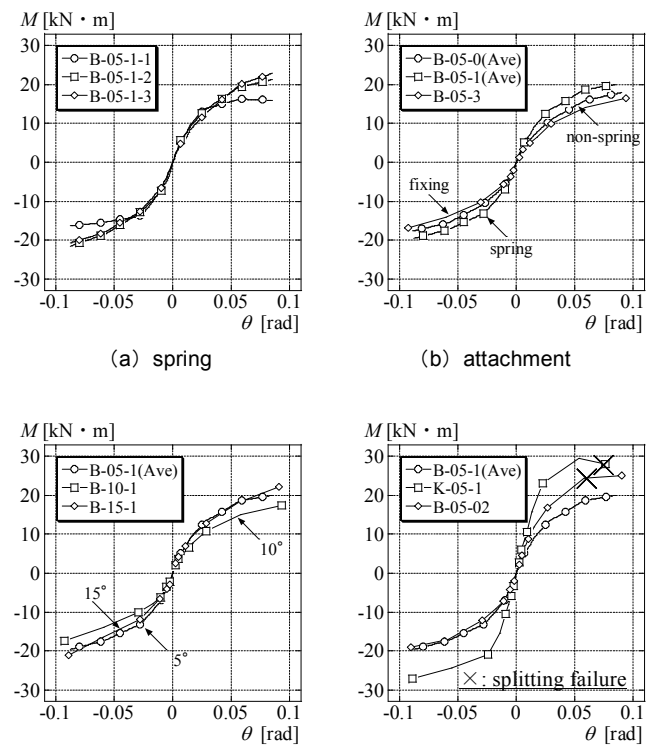


Fig.8 Skeleton curves



場合を正の値としている。なお、本実験においても仕口が閉じる側を正載荷側としている。Fig. 10 に試験体詳細図 (12NS-5B) を示す。自己貫入型仕口試験体の一部 (Fig. 4 参照) とすることで簡易的に十字型実験の楔の挙動を再現したものである。

Table 3 に試験体一覧を示す。パラメータは、楔樹種、貫穴形状、楔上端角度、載荷プログラムとした。また、ばね定数は 11.67N/mm のほか、比較のため 3.24N/mm のものも用意した。楔樹種はベイヒバとケヤキとし、楔以外の樹種は前章と同様に柱をケヤキ、貫をベイヒバとした。貫穴形状は、楔上端接触面への影響を検討するため、楔上端面がほぼ一点で柱と接する普通楔タイプと、柱側の加工を楔上端勾配に合わせた Fig. 10 に示す斜め楔タイプの 2 種類とした。楔上端角度は、5°、7°、10° の 3 種類を用意した。載荷プログラムは Fig. 11 に示すように、正負交番繰返し漸増載荷に加えて単調載荷および等変位載荷の 3 種類を用意した。なお、Table 3 中の rad 表示の数値は、測定した変位量  $\delta$  を柱半径で除した見かけ上の仕口回転角である。

#### 4.2 実験結果および考察

Fig. 12 は、ばね定数 11.67 N/mm・普通楔タイプ・楔上端角度 5°・繰返し漸増載荷試験体について、荷重  $P$ -変位  $\delta$  関係 (a)、(b)、および楔貫入量  $d_k$ -変位  $\delta$  関係 (c)、(d) を楔樹種ごとに示したものである。 $P$ - $\delta$  関係では、ベイヒバ楔試験体 (a) に比べてケヤキ楔試験体 (b) の方が、剛性・耐力ともに高く約 2 倍の最大耐力を示した。楔の挙動については、楔樹種によらず繰返し載荷に伴いばねが伸びきるストローク 80mm まで順調に楔が貫入している。楔樹種による影響は、ケヤキ楔の方がベイヒバ楔に比べて剛性・耐力ともに高くなった。Fig. 13 は、 $d_k$ - $\delta$  関係のみを試験体ごとに示したものである。以後、Fig. 13 と Fig. 12 (c) を比較しながら、楔の挙動について考察する。

最初に、貫穴形状による影響を Fig.12 (c) と Fig.13 (a) で比較

する。いずれの試験体も繰返し載荷に伴いばねが伸びきるまで楔が貫入している。普通楔タイプ試験体 Fig. 12 (c) は同一振幅内において 3 回ごとに楔が順調に貫入しているのに対して、斜め楔タイプ試験体 Fig. 13 (a) は同一変位振幅内の 1 回目には楔が貫入しているが 2 回目以降ほとんど楔の貫入が見られない。これは、普通楔タイプでは 1 回目の貫入によって楔上面の柱のめり込み位置が移動し、2 回目のサイクルでも新たな塑性めり込みが生じるのに対し、斜め楔では 1 回目の貫入後も楔上端面全体が柱と接触するため、同一変形内で新たな塑性めり込みは生じにくいためである。

次に、楔上端角度による影響を Fig. 12 (c)、Fig. 13 (b)、Fig. 13 (c) で比較する。いずれの試験体も繰返し載荷に伴いばねが伸びきるまで楔が貫入しているが、楔上端角度 5°試験体 Fig. 12 (c) では 3 回の同一振幅内においても順調に貫入している。一方、その他

Table 3 Test specimens (element type)

Model	Wood species	Column shape	Wedge angle (deg)	loading plan	spring constant (N/mm)
3SS-5B	YC	Horizontal	5	increasing cyclic-loading	3.24
12SS-5B			7		
12SS-7B			10		
12SS-10B	ZS	Horizontal	5		11.67
3SS-5K			7		
12SS-7K			10		
12SS-10K			diagonal		
12NS-5B	YC	Horizontal	5	30 times cyclic-loading by 0.01rad	11.67
12SC01-5B			30 times cyclic-loading by 0.03rad		
12SM00-5B	YC	Horizontal	5	0.00rad	11.67
12SM03-5B				0.03rad	
12SM06-5B				0.06rad	
12SM13-5B	ZS	Horizontal	5	0.13rad	
12SM00-5K				0.00rad	
12SM03-5K				0.03rad	
12SM06-5K				0.06rad	
12SM13-5K				0.13rad	

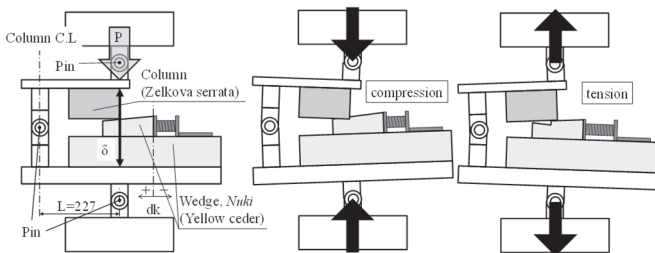
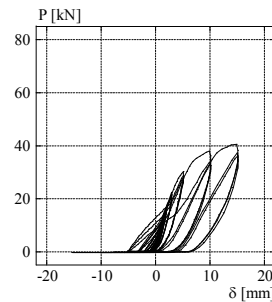
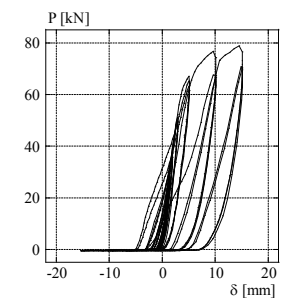


Fig.9 Test setup (element type)



(a) P- $\delta$  relation (12SS-5B)



(b) P- $\delta$  relation (12SS-5K)

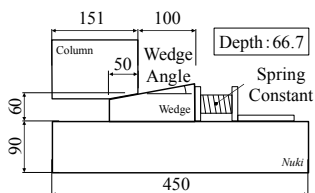


Fig.10 Detail of specimen

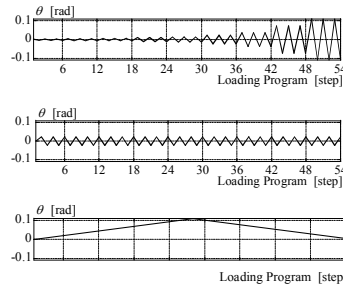
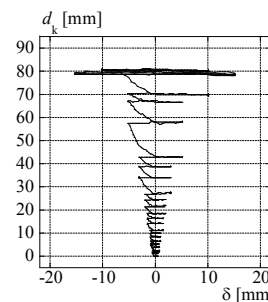
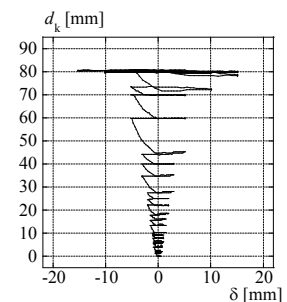


Fig.11 Loading programs



(c)  $d_k$ - $\delta$  relation (12SS-5B)



(d)  $d_k$ - $\delta$  relation (12SS-5K)

Fig.12 P- $\delta$  relations and  $d_k$ - $\delta$  relations

の試験体 Fig. 13 (b)、Fig. 13 (c) では、見かけ上の仕口回転角  $1/30\text{rad}$  ( $\delta=5\text{mm}$ ) 付近から 2 回目以降の楔の貫入が見られなくなった。これは、楔上端角度が急な場合、楔のわずかな貫入でも柱と楔上端面が接触しやすくなるとともに、1 回目のめり込みによる楔上端面の荒れや凹凸によって貫入しにくくなるためと考えられる。

さらに、ばね定数の影響を Fig. 12 (c)、Fig. 13 (d) で比較する。いずれの試験体も繰返し载荷に伴いばねが伸びきるまで楔が貫入しているが、ばね定数の大きい  $11.67\text{N/mm}$  の試験体 Fig. 12 (c) の方が同一振幅内においても順調に貫入している。一方、ばね定数の小さい  $3.24\text{N/mm}$  の試験体 Fig. 13 (d) は、見かけ上の仕口回転角  $1/50\text{rad}$  ( $\delta=3\text{mm}$ ) 付近から 2 回目以降の貫入がほとんど見られない。このことより、十分な楔の貫入を確保するためには  $12\text{N/mm}$  程度のばね定数を有し、ストロークが  $80\text{mm}$  以上のばねを用いる必要があるといえる。なお、ケヤキ楔の場合においても同様の傾向が観察された。

最後に、载荷プログラムによる影響を Fig. 13 (e)、(f) で比較する。ここでは、ばね定数  $11.67\text{N/mm}$ ・普通楔タイプ・楔上端角度  $5^\circ$  試験体を対象に、3 段階の見かけ上の仕口回転角 ( $0.00\text{rad}$ ,  $0.03\text{rad}$ ,  $0.06\text{rad}$ ) まで単調载荷した後に、仕口を逆向

きの载荷側に  $0.1\text{rad}$  まで回転させた時の楔の貫入を楔樹種ごとに観察した。ベイヒバ楔試験体 Fig. 13 (e) では見かけ上の仕口変形角のいずれにおいても順調に楔が貫入した一方で、ケヤキ楔試験体 Fig. 13 (f) では見かけ上の仕口回転角  $0.06\text{rad}$  までの単調载荷で楔の下端面先端が著しく貫にめり込み、楔の貫入が途中で停止した。これは、ケヤキ楔がベイヒバ貫に比べて剛性の高い樹種であることに加えて、 $0.06\text{rad}$  までの急激なめり込み変形が影響していると考えられる。楔の貫入を制御するためには楔と貫樹種の組合せを考慮する必要があると考えられる。なお、ばね定数  $11.67\text{N/mm}$ ・普通楔タイプ・楔上端角度  $5^\circ$ ・ベイヒバ楔試験体を対象に、2 段階の見かけ上の仕口回転角 ( $0.01\text{rad}$ ,  $0.03\text{rad}$ ) までの等変位载荷による影響についても観察したが、いずれも 30 回の繰返し過程において順調に楔が貫入した。

以上より、簡易めり込み要素実験の範囲では、提案ばね機構に必要な条件として、1)ばね定数  $12\text{N/mm}$  程度でばねストローク  $80\text{mm}$  以上、2) 楔タイプは普通楔、3) 楔樹種は貫と同じベイヒバ、4) 楔上端角度は  $5^\circ$  程度、が挙げられる。

### 4.3 要素実験に基づく提案仕口の復元力特性の推定

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く、その計算には建物に備わる各種耐震要素の復元力特性が必要となる。ここでは、比較的簡便なめり込み要素実験に基づいて自己貫入型仕口の復元力特性を得る方法を示す。なお、対象仕口は、ばね定数  $11.67\text{N/mm}$ ・普通楔タイプ・楔上端角度  $5^\circ$  の試験体とする。

Fig. 14 は、自己貫入型仕口の力学モデルを前報に基づいて示したものである。ある変形角  $\theta$  を与えると、仕口には回転挙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  $P_H$  が作用する。ある変形角  $\theta$  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。復元力特性を推定する上では、本節においても前報同様に、1) 普通楔タイプは柱と楔上端が線で接する、2)  $P_H$  は  $P_V$  に摩擦係数を乗じた  $\mu P_V$  とする、3) 渡腿はないものとする、というモデルで考える。

このときの仕口作用モーメント  $M$  は次式で与えられ、 $P_V$ - $\theta$  関係が得られれば次式により仕口の  $M$ - $\theta$  関係を求めることができる。

$$M_F = P_V \times L_F + \mu P_V \times (h_b + h_w) = P_V \times \left\{ \frac{5}{6} h_c + \mu (h_b + h_w) \right\} \quad (1)$$

ここに、 $h_c$ : 柱径、 $h_b$ : 貫成、 $h_w$ : 楔成、 $\mu$ : 摩擦係数 (前報より  $\mu = 0.4$  とする) である。

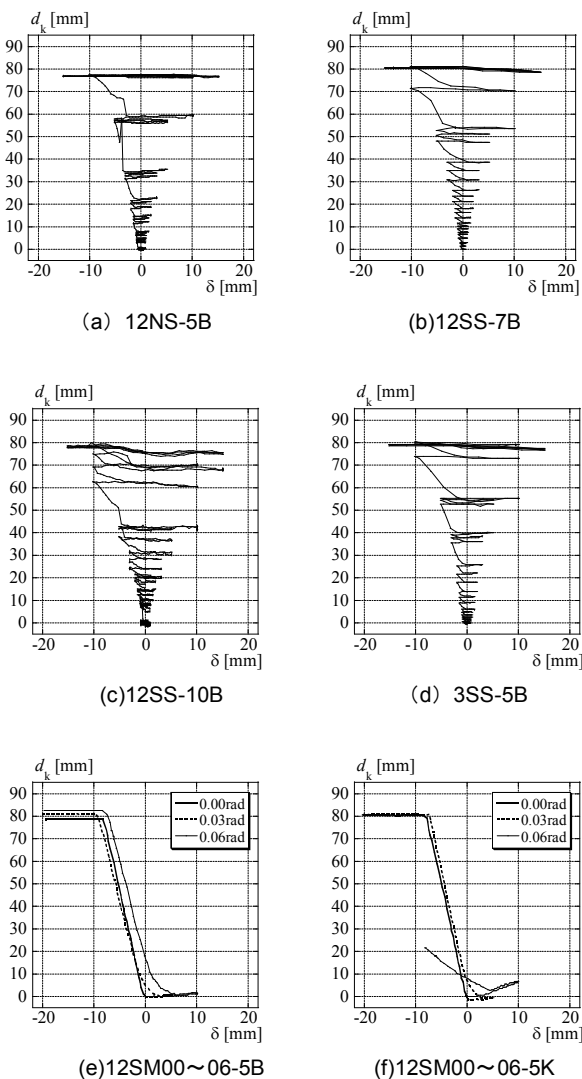


Fig.13 dk- $\delta$  relations

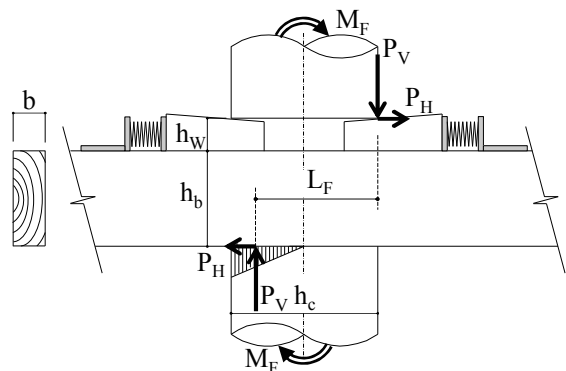


Fig.14 Mechanical model of joint

次に、要素実験から得られた荷重  $P$ -変位  $\delta$  関係を用いて、式(1)により仕口の  $M$ - $\theta$  関係 (以後、復元力特性と呼ぶ) を誘導する。誘導するにあたっては、要素実験から得られた  $P$  を  $P_v$  とし、 $\delta$  は前報に基づき次式中の  $d_c$  に対応させる。

$$d_c = R_0 \theta \times \cos(\beta - \alpha) \quad (2)$$

ここに、 $d_c$ : 繊維直交方向のめり込み変位、 $R_0$ : 柱と楔の初期接触点と仮想回転中心までの距離 (以後、仮想回転半径と呼ぶ)、 $\beta$ : 仮想回転半径と水平方向とのなす角度、 $\alpha$ : 楔上端角度である。なお、式(2)では仮想回転中心を柱芯と貫穴中心線との交点とした。

さらにここでは、要素実験と十字型実験との境界条件の違いを、1) 貫穴形状による楔側面のふくらみ拘束の有無、2) 仕口が閉じる載荷側での柱が楔を押し出す挙動、の2点とし、これらについて検討する。

最初に、楔側面のふくらみ拘束の有無を検討するため、Fig. 9 に示すような柱試験体の下端部を楔側面まで伸ばした形状とすることで楔側面のふくらみの影響を考慮できる試験体 (Fig.15) を楔樹種ごとに用意し、繰返し載荷による要素実験を実施した。

Fig.16 は、拘束の有無による影響を比較するため、楔樹種の異なる試験体の  $P$ - $\delta$  関係を同一座標上に示したものである。図中の実線は拘束有り、破線は拘束無し試験体を示す。楔樹種によらず初期剛性はほぼ等しく、ケヤキ楔では 0.01rad 付近から、ベイヒバ楔では 0.03rad 付近から拘束のある試験体の方が剛性・耐力ともに高くなり、変形角 0.1rad 時の耐力は楔樹種によらず拘束のない試験体に比べて約 1.2 倍の耐力を示した。

次に、仕口が閉じる載荷側で柱が楔を押し出す挙動を検討する。Fig.17 は、楔貫入量  $d_k$ -仕口回転角  $\theta$  関係を、要素実験および十字型実験について比較したものである。なお、横軸を仕口回転角で

示すため Fig.17 (a) は、Fig.12 (c) の横軸 (変位量) を見かけ上の仕口回転角に変換している。要素実験試験体 (a) および十字型実験試験体 (b) のいずれも仕口が開く載荷側では、ばねが伸びきるまで楔が貫入している。一方、仕口が閉じる載荷側を見ると、(a) では貫入量が概ね一定であるのに対して、(b) では右肩下がりとなっている。これは、十字型実験装置の回転中心高さが要素実験装置よりも低い位置にあり、十字型実験では繰返し変形の度に楔が貫上端面を貫軸方向に移動しているためと考えられる。そこで、十字型実験試験体 (b) における仕口回転角  $\theta$  時に楔が押し戻された変位量  $d_0$  について検討する。

Fig.18 は仕口回転角  $\theta$  に対する  $\theta_n$  の割合を整理するため、 $d_0$  に対応する  $\theta_n$  を幾何学的関係から  $d_0$ 、 $\alpha$ 、 $h_c$  を用いて表現したものである。Fig.19 は、得られた  $\theta_n$  に基づき十字型実験での自己貫入型仕口 (ばね定数 11.67N/mm) 全試験体について  $\theta$  に対応した  $\theta_n$  の割合を示す。縦軸  $r$  は  $\theta_n$  を  $\theta$  で無次元化した値、横軸は  $\theta$  である。楔上端角度や楔樹種によってやや差はあるものの、概ね  $r$  は全体変形の 1 割程度に収まっている。よって、要素実験結果に基づく  $P$ - $\delta$  関係における横軸 (仕口回転角) を 1.1 倍することで十字実験の挙動を概ね評価できるものとする。

以上を踏まえて、要素実験結果の  $P$ - $\delta$  関係を用いて本節で示した力学モデルに基づく式 (1)、(2) そして楔側面のふくらみ拘束の影響および柱が楔を押し出す挙動を考慮した復元力特性を確認する。

Fig.20 は、要素実験結果に前述の  $r$  を反映させた復元力特性 (以後、推定曲線と呼ぶ) と、十字型実験結果とを比較したものである。全体的には推定曲線が十字実験結果に比べてやや低くなっているものの、楔樹種によらず推定曲線は実験結果と概ね良い対応をした。

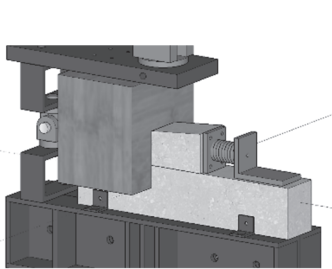


Fig.15 Side restraint specimen

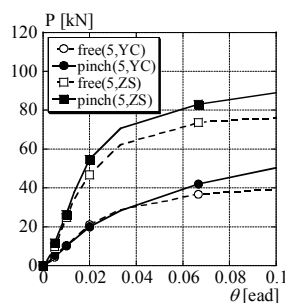
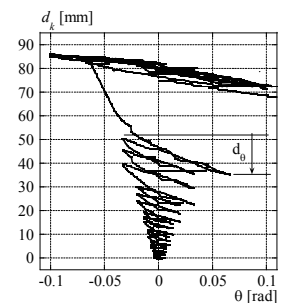
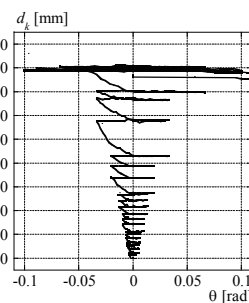


Fig.16  $P$ - $\delta$  relation



(a) Element test

(b) full-scale test

Fig.17  $d_k$ - $\theta$  relations

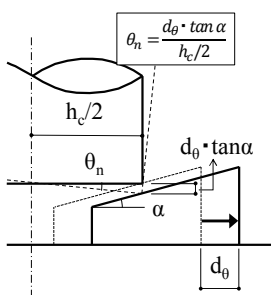


Fig.18 Rotation angle by slip

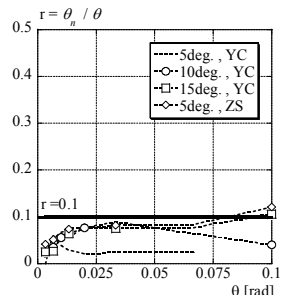
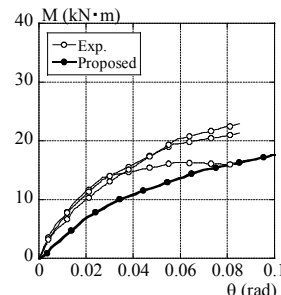
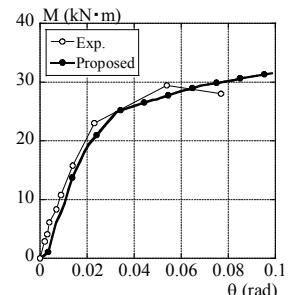


Fig.19 Ratio deformation by slip



(a) 5°,YC



(b) 5°,ZS

Fig.20 Calculated and experimental  $M$ - $\theta$  relations

## 5. 時刻歴応答解析による提案仕口の性能評価

本章では、本研究で提案する仕口について地震時の繰返し荷重下における耐震性能について検討する。具体的には、十字型試験体の静的繰返し実験結果に基づいてエネルギー吸収能力を確認するとともに、時刻歴応答解析に用いるための復元力モデルを構築する。また、その復元力モデルを用いた時刻歴応答解析を行い、地震時最大応答変位を用いて本提案仕口の有効性について検討する。

### 5.1 単一仕口のエネルギー吸収能力

Fig.21は、十字型実験による累積エネルギー吸収比を載荷プログラムとの対応で示したものである。縦軸は従来型仕口（ベイヒバ楔・楔上端角度 5°試験体）の累積エネルギー吸収量との比率、横軸は載荷プログラムにおける層間変形角である。自己貫入型仕口では、楔上端角度によらず縦軸のエネルギー吸収比が 1.0 を越え、初期変形時から従来型仕口よりもエネルギー吸収量が高い。一方、拘束型仕口では従来型仕口と比べても顕著な差が見られないことから自己貫入仕口の有効性を示している。楔上端角度に着目すると、エネルギー吸収量の差は変形角 1/30rad 付近から見られ、原点付近の紡錘型成分を最も示した楔上端角度 5°試験体では他の試験体に比べて改善効果を維持している。なお、終局時の累積エネルギー吸収量は、楔上端角度 5°試験体が従来型仕口の約 1.6 倍、楔上端角度 10°、15°試験体では約 1.3 倍であった。

次に、ベイヒバ楔・楔上端角度 5°試験体について 3 サイクルの繰返し載荷に伴うエネルギー吸収量の変化について示す。Fig.22 は、各サイクルにおけるエネルギー吸収量の比率を仕口変形角との対応で示したものである。縦軸は 2 サイクル目（実線）および 3 サイクル目（破線）のエネルギー吸収量を 1 サイクル目の吸収量で無次元

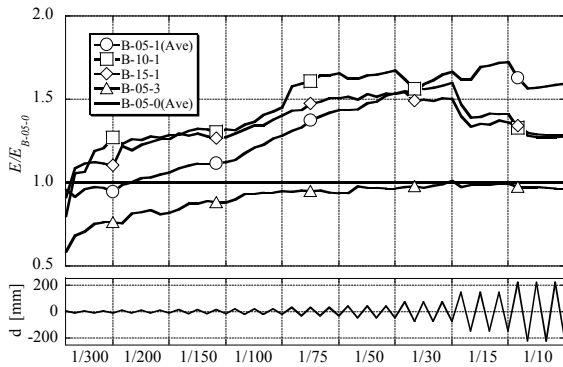


Fig.21 Energy absorbing capacity ratio and loading plan

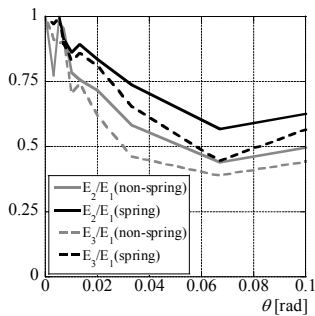


Fig.22 Ratio of energy

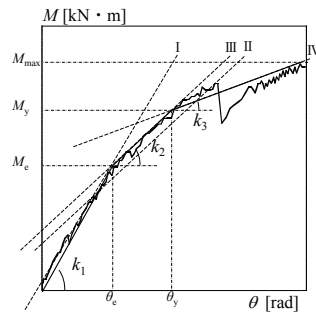


Fig.23 Structural characteristic

化した値、横軸は仕口変形角である。図中の黒色は自己貫入型仕口を、灰色は従来型仕口を示す。いずれのサイクルにおいても提案ばね機構によるエネルギー吸収能力が向上しているのが分かる。一方、ばね機構の有無によらず変形角の変化に応じた各サイクル変化率が概ね同様の傾向を示している。これは、仕口のエネルギー吸収性能はあくまで楔のめり込み挙動であり、ばね機構はこの挙動を維持しながら仕口全体の性能向上に寄与している。

### 5.2 十字型実験結果に基づく各構造特性値の設定

本節では、前節で示した仕口のエネルギー吸収能力向上を踏まえ、地震動を想定した時刻歴応答解析のためのモデル化について検討する。なお、対象仕口は、十字型実験におけるベイヒバ楔・楔上端角度 5°試験体とする。

仕口の各構造特性値、最大耐力  $M_{max}$ 、比例限界変形角  $\theta_e$ 、比例限界耐力  $M_e$ 、降伏変形角  $\theta_y$ 、降伏耐力  $M_y$  および第一剛性  $k_1$ 、第二剛性  $k_2$ 、第三剛性  $k_3$  は、前報に基づき Fig.23 に示すように定義する。

### 5.3 復元力モデルの設定

本節では前節で設定した仕口の各構造特性値を用いて、時刻歴応答解析用の復元力モデルを木造建物の復元力特性を適当に表現できるバイリニア+スリップ<sup>9)</sup>に基づいて作成する。従来型仕口の復元力モデルは、スリップモデルに基づき 2 サイクル目以降の履歴を再現させるために修正スリップモデルとした。自己貫入型仕口の復元力モデルは、従来型仕口にはばね機構を付与するという考え方に基いて修正スリップモデルにバイリニア要素を足し合わせたモデルとした。

Fig.24 は、復元力モデル（バイリニア+修正スリップ）を示したものである。以下に、モデルの設定過程を Fig.24 と併せて述べる。

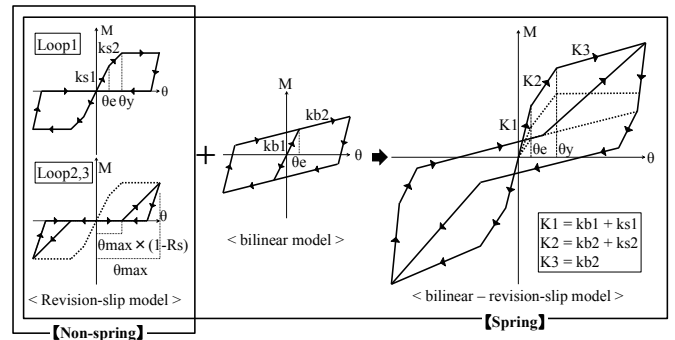


Fig.24 Hysteresis model

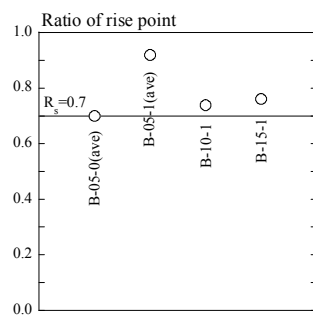


Fig.25 Ratio of rise point

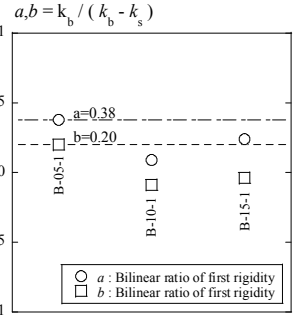


Fig.27 Bilinear ratio



- ①修正スリップモデルの設定において、2 サイクル目以降では原点からのスリップ区間から再び耐力上昇する点（以後、耐力再発現変形角と呼ぶ）を、1 サイクル目の最大変形角  $\theta_{max}$  に対して、 $0.3\theta_{max}$  とする。ここで、Fig.25 に各変形角に対するスリップ長さの比（以後、スリップ比  $R_s$  と呼ぶ）の平均値を試験体ごとに示す。原点付近における紡錘型の復元力成分を顕著に示した榎上端角度  $5^\circ$  の自己貫入型仕口試験体 (B-05-1) の  $R_s$  は 1.0 付近を示す一方で、従来型仕口試験体 (B-05-0) の  $R_s$  は 0.7 を示し、その他の自己貫入型仕口試験体 (B-10-1, B-15-1) の  $R_s$  は 0.7~1.0 を示している。この結果は、従来型仕口に比べて自己貫入型仕口の方が、自己貫入型仕口の中でも榎上端角度が小さい方が原点付近の紡錘型の復元力成分を示すという十字型実験結果と概ね整合している。よって、ここでは従来型仕口試験体の  $R_s$  を 0.7 とすることで、 $\theta_{max} \times (1-0.7) = 0.3\theta_{max}$  が得られる。また、修正スリップ要素の第三剛性は発生しないものとする。
- ②除荷剛性は第一剛性の 2 倍とし、微小変形時から適用する。なお、除荷剛性設定の妥当性については、Fig.26 の左図に定義した方法に基づき右図に示す各変形角での初期剛性に対する除荷剛性の割合の平均値を試験体ごとに整理することで確認している。
- ③剛性化する第一、第二折点は骨格曲線における比例限界変形角  $\theta_e$ 、降伏変形角  $\theta_y$  とし、バイリニア要素の第一折点は骨格曲線の比例限界変形角  $\theta_e$  とする。
- ④復元力モデルの作成に必要な骨格曲線の各剛性および各剛性に対するバイリニア要素の割合においては、以下の関係が成り立つ。
- 第 1 剛性  $K_1 = k_{b1} + k_{s1}$  (3)  $a = k_{b1} / (k_{b1} + k_{s1})$  (4)
- 第 2 剛性  $K_2 = k_{b2} + k_{s2}$  (5)  $b = k_{b2} / (k_{b2} + k_{s2})$  (6)
- 第 3 剛性  $K_3 = k_{b2}$  (7)

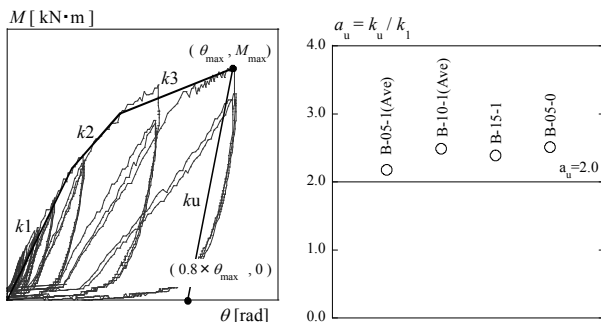
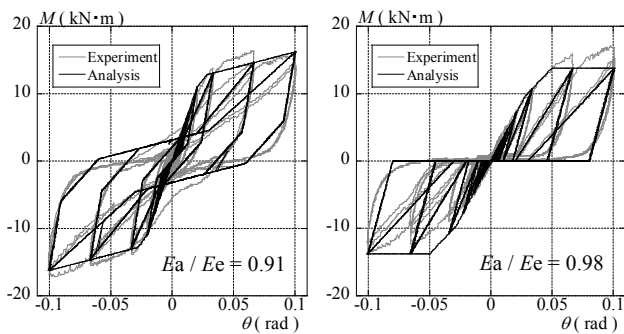


Fig.26 Unloading rigidity definition



(a) Spring (b) Non-spring  
Fig.28 Comparison of analysis and experiment

ここに  $k_{b1}$ ,  $k_{b2}$ : バイリニア要素の第一、第二剛性、 $k_{s1}$ ,  $k_{s2}$ : スリップ要素の第一、第二剛性、 $a$ : 骨格曲線の第一剛性に対するバイリニア要素の割合、 $b$ : 第二剛性について  $a$  と同様である。Fig.27 は、骨格曲線の各剛性（第一、第二剛性）に対するバイリニア要素の割合（バイリニア成分比）を自己貫入型仕口試験体ごとに示したものである。縦軸のバイリニア成分比は、従来型仕口に提案ばね機構を付与することでバイリニア成分が発生するという考えに基づき、従来型仕口および自己貫入型仕口試験体の第一、第二剛性を用いて  $a$ ,  $b$  を算出した。提案ばね機構が上手く制御できた榎上端角度  $5^\circ$  の試験体の値  $a = 0.38$ ,  $b = 0.20$  を採用した。

Fig.28 は、本節で設定した復元力モデルと十字型実験結果との比較を示したものである。従来型仕口および自己貫入型仕口によらず、復元力モデルは十字型実験結果と良い対応を示している。なお、設定した復元力モデルの累積エネルギー吸収量は、十字型実験結果に対して従来型仕口で 0.91、自己貫入型仕口で 0.98 となっており、適当な精度を確保している。

#### 5.4 時刻歴応答解析による提案ばね機構の有効性の評価

前節で設定した復元力モデルにより、単一仕口の復元力モデルを用いて提案ばね機構の影響を時刻歴応答解析により比較検証する。なお、実構造物全体の振動特性は本論で対象とした仕口以外にも多くの構造要素が関係するとともに、各次振動モードの影響を適切に評価する必要がある。ここでの検討はあくまで自己貫入型仕口のみ性能を応答変形量との関係で確認するために実施したものである。

解析モデルは、せん断 1 質点系とする。応答解析は、Newmarkβ法の増分法 ( $\beta=1/6$ ) を用い減衰定数 5% の質量比例型とした。入力地震は複数の地震波を用いて汎用性の高いものとするために、国内外で観測された地震波から位相のみを抽出し、目標スペクトルを告示スペクトルとして作成した模擬地震波 118 波を用いる。

Fig.29 は、縦軸に最大応答変位、横軸に基準化速度とした図である。図中の○は従来型仕口の平均値及び±標準偏差で、△は自己貫入型仕口の平均値及び±標準偏差である。地震波の基準化速度は 25、50、75、100 (cm/s) で変化させ、それぞれの最大応答変位を算出した。いずれの速度においても最大応答変位の値は、自己貫入型仕口の方が従来型仕口よりも小さくなっており、概ね最大応答変位が 50% 程度に抑えられた。

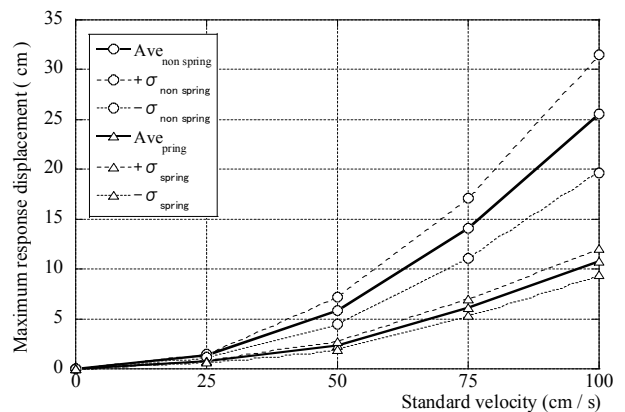


Fig.29 Comparison of max-displacement

## 6. 結

本論文では、伝統木造社寺建築物における楔を有する柱一貫仕口の問題点に基づき、楔にばね機構を付与した仕口を提案した。本研究で得られた結論を以下に示す。

- 1) 実大寸法による十字型実験により、提案仕口は従来型仕口に比べ剛性・耐力の向上や原点付近の紡錘型復元力成分が観察された。
- 2) 提案仕口に必要となる条件を、ばね定数・楔タイプ・楔樹種・楔上端角度について把握した。さらに、要素実験結果に基づき限界耐力計算に必要な提案仕口の復元力特性を得る方法を示した。
- 3) 時刻歴応答解析のための提案仕口の復元力モデルをバイリニア+修正スリップモデルに基づき提案した。
- 4) 提案仕口は従来型仕口に比べて、最大で約1.6倍の累積エネルギー吸収量を示した。また、時刻歴応答解析により、最大応答変位は従来型仕口の50%程度に抑えられることを示した。

今後は提案仕口の実用化を目指し、複数の仕口を有する門型実験などを通して、より詳細な検討を行いたい。

## 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) Hanyuda, Y. et al.: An experimental study on hysteresis characteristics of Nuki-to-Column joints using wedges for Japanese historical wooden structures: Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.84, No. 758, pp. 541-551, 2019. 4 (in Japanese)  
羽生田善将, 藤川大輝, 井戸田秀樹, 小島崇徳, 小野徹郎: 伝統木造社寺建築における楔を有する柱・貫仕口の履歴特性に関する実験, 日本建築学会構造系論文集, 第84巻, 第758号, pp. 541-551, 2019. 4
- 2) Yoshida, T. et al.: Study on Performance of Bending Moment Resistance at Column and Nuki Joint -Experimental verification of various reinforcing methods which use wedge and scantlings-, Proceedings of Tokai Chapter Architectural Research Meeting, pp. 365-368, 2014. 2 (in Japanese)  
吉田拓矢, 古川忠稔, 堀内征弘: 柱・貫接合部のモーメント抵抗性能の向上に関する研究-楔および小角材を用いた各種の補強方法の効果検証-, 日本建築学会東海支部研究報告集, pp. 365-368, 2014. 2
- 3) Kusunoki, T. et al.: Cyclic Loading Tests of Nuki-Column Joint and Pilot Test for its Performance Improvement, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-III, pp. 509-510, 2009. 7 (in Japanese)  
楠寿博, 木林長仁, 伊藤正: 貫接合部の曲げ性能実験と性能向上のための一つの試み, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造・III, pp. 509-510, 2009. 7
- 4) Japanese Association for Conservation of Architectural Monuments: Japanese Traditional Timber Joint Design with Representative Examples From Historic Buildings of All Periods, Benrido, 1986. 3 (in Japanese)  
文化財建造物保存協会: 文化財建造物伝統技法集成, 便利堂, 1986. 3
- 5) AIJ: Fundamental Theory of Timber Engineering, AIJ, 2010. 12  
日本建築学会: 木質構造基礎理論, 日本建築学会, 2010.12
- 6) Araki, Y. et al.: A Study on Hysteresis Model for Earthquake Response Analysis of Timber Structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 76, No. 579, pp. 79-85, 2004. 5 (in Japanese)  
荒木康弘, 腰原幹雄, 大橋好光, 坂本功: 木造住宅の地震応答解析のための復元力モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第76巻,

第579号, pp. 79-85, 2004. 5

- 7) Idota, H. et al.: Relationship Between Seismic Capacity Grade and Damage for Post and Beam Wooden Structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 72, No. 612, pp. 125-132, 2007. 2 (in Japanese)  
井戸田秀樹, 嶺岡慎悟, 梅村恒, 森保宏: 在来軸組木造住宅における一般耐震診断の評点と損傷度の関係 耐震改修促進のための意思決定支援ツールに関する研究(その1), 日本建築学会構造系論文集, 第72巻, 第612号, pp. 125-132, 2007. 2

# NUKI-TO-COLUMN JOINTS USING WEDGE CONTROLLED WITH SPRINGS FOR JAPANESE TRADITIONAL WOODEN FRAMES

*Yoshimasa HANYUDA* \*1, *Daiki FUJIKAWA* \*2, *Hideki IDOTA* \*3  
*and Tetsuro ONO* \*4

\*1 Grad. Student, Nagoya Institute of Technology

\*2 Kameyama Construction, M.Eng.

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

\*4 Emeritus Prof., Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.

The authors' previous studies on the structural characteristics of Nuki-to-column joints using wedges for Japanese traditional wooden frames showed that the problem with such joints is the extraction of wedges due to cyclic loading. This paper proposes a joint with a spring device to solve this problem. The proposed joint maintains the embedment characteristics of joints at all times and retains the advantages of conventional Nuki-to-column joints. The proposed joint is a Nuki-to-column joint with a spring device attached to the wedge of the traditional joint.

We show the superiority of the proposed joint through full-scale and element tests, and demonstrate the possibility of practical application.

Chapter 1 describes the significance of this study.

Chapter 2 outlines the problem with the traditional joint and describes the proposed joint.

Chapter 3 shows the structural characteristics of the proposed joint through full-scale tests and demonstrates the superiority of the joint.

Chapter 4 shows the results of element tests that were conducted to examine the proposed spring device in detail. Furthermore, a method for determining the hysteretic characteristics of the joint based on element tests is demonstrated.

Chapter 5 shows the superiority of the proposed joint using evaluations of energy absorption and time history response displacement.

The following conclusions were obtained in this study:

- 1) Through full-scale and element tests, this study showed that the parameters for the proposed joint are wedge type, spring constant, tree species, and wedge angle.
- 2) The bending moment, stiffness, and bilinear hysteresis for the proposed joint were compared with those for a conventional joint. A method for determining the hysteretic characteristics of the joint based on element tests was demonstrated.
- 3) A hysteretic model for the proposed joint was proposed for time history response analysis based on a bilinear-slip model.
- 4) The proposed joint showed higher energy absorption performance than that for a conventional joint. The time history response analysis showed that the maximum response for the proposed joint was less than half that for the conventional joint.

(2019年5月10日原稿受理, 2019年12月3日採用決定)

