曲げせん断を受ける長ほぞ差し込栓打ち接合部の力学的挙動に関する研究

EXPERIMENTAL STUDY ON FLEXURAL-SHEAR BEHAVIOR OF MORTISE-TENON JOINT WITH DOWEL

坂田 弘 安*, 山崎 義 弘**, 宇田川 洋隆***, 大橋 好 光****

*Hiroyasu SAKATA, Yoshihiro YAMAZAKI, Hirotaka UDAGAWA
and Yoshimitsu OHASHI*

In this paper, moment resisting behavior of mortise-tenon joint with dowel is examined. At first, bending tests for mortise-tenon joint are conducted. A hundred and eight specimens are tested, and their parameters are dimension of tenon, post, beam and dowel and tree species of members. In addition, evaluation rule for moment resisting performance of mortise-tenon joint is proposed. It is based on the result of local compression test of wooden materials. Moment - rotation relationship of connection can be calculated by solving simplified equation of equilibrium.

Keywords : Traditional wooden structure, Mortise-tenon joint, Local compression characteristics,
Bending moment-rotation relationship, Analysis model

伝統構法, 長ほぞ差し込栓打ち, めり込み特性, 曲げモーメント - 回転角関係, 解析モデル

1. 研究背景・目的

伝統構法による木造建築物の耐震性能は、柱や横架材等の接合部の構造性能の寄与が大きいことが分かっている。例えば、大橋らが実施した伝統構法木造住宅の実大実験により、土壁のない軸組のみの試験体でも 0.3~0.4 程度の最大ベースシア係数を有することが明らかとなった¹⁾。つまり、軸組構法住宅のように壁の耐力のみを加算する方法では、伝統構法住宅の真の耐震性能を評価することはできないと言える。

また、骨組解析により伝統構法木造建築物の耐震性能評価を行う場合、接合部を半剛接合としてモデル化する場合が多い。その場合、接合部の復元力特性を的確に設定することが解析の精度を高めることに直結するため、非常に重要なことである。

本研究では、伝統構法における柱-横架材の仕口形式として全国で7割強も用いられ、最も基本的な接合法と言える長ほぞ差し込栓打ち接合部に着目した²⁾。長ほぞ差し込栓打ち接合部の曲げ性能に関して、過去に様々な研究がなされているが、接合部の解析モデルの構築やそれに必要な実験データの収集は不十分と言える。例えば、佐久間らが用いた力学モデルでは、木材の部分横圧縮実験結果からバネ剛性を算定し、接合部の回転中心をほぞの中央、つまり込栓の

位置と仮定して力の釣り合いを解いている³⁾。そのため、土台に対する柱胴付面のめり込みが過大評価されるケースがある。西村らは柱に圧縮力を同時に作用させた曲げ実験を行い、ほぞの歪分布を詳細に計測することで、曲げ解析の力学モデルに要求される特性を考察した⁴⁾。中尾らはほぞに一定の曲げモーメントを作用させた状態で柱に引き抜き力を作用させる実験を行い、複合応力下での引き抜き耐力の検討を行った⁵⁾。これらの研究より、接合部の解析モデルの構築に当たって、1) 木材の非線形めり込み性状を簡便かつ精度良く再現でき、2) 込栓のせん断抵抗を考慮し、3) ほぞの破壊条件を評価できる力学モデルが必要であることが示唆されている。

本研究では、まず長ほぞ差し込栓打ち接合部の曲げ実験を行い、曲げ抵抗する際の接合部・込栓の力学的挙動を把握する。そして、弾塑性領域に渡る曲げモーメント M - 回転角 θ 関係を解析するための力学モデルを構築することが本論の目的である。提案する手法は、等変位全面横圧縮実験のような簡便な実験から得られる木材の構成則のみを用いて、接合部の $M - \theta$ 関係の包絡線を解析するものである。また、木材の非線形めり込み性状を最小単位とした力学モデルを採用しているため、長ほぞ差し込栓打ち接合部以外の他の接合部などの解析にも応用可能であると考えている⁶⁾。

* 東京工業大学建築物理研究センター 准教授・工博

** 東京工業大学大学院 修士(工学)
日本学術振興会 特別研究員・DC

*** ミサワホーム(株) 修士(工学)
(元 東京工業大学大学院)

**** 東京都市大学工学部建築学科 教授・工博

Assoc. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

JSPS Research Fellow

MISAWA HOMES CO., LTD., M. Eng.

(Former Graduate Student, Tokyo Institute of Technology)

Prof., Department of Architecture, Faculty of Engineering, Tokyo City University, Dr. Eng.

2. 接合部曲げ実験

2.1 実験概要

図1に試験体詳細、表1に試験体一覧を示す。変動要因はほぞの寸法、柱および横架材の断面寸法・樹種、込栓（樹種：カシ）の寸法、込栓の有無（以下込栓無しの試験体をND試験体と称す）である。込栓の位置は、図1に示す位置で全て統一した。1種につき6体の試験体を用意して実験を行った。

各試験体の名称を、次のように定義した。

(例) No.1-CH-i ($i=1\sim6$)

(1) (2) (3)

(1) 試験体の寸法を表し、表1の名称に準ずる

(2) 柱と横架材の樹種を表す。Cはスギ(Ceder), Hはヒノキ(Hinoki cypress)である

(3) 同仕様の試験体の内、 i 体目 ($i=1\sim6$)であることを表す

試験体に用いた材料の平均含水率および平均気乾比重は、それぞれスギが15.7%, 0.48, ヒノキが14.8%, 0.58であり、カシの平均気乾比重は0.88であった。

図2に曲げ実験のセットアップを示す。横架材をアンカーボルト(M16)により鉄骨架台に固定し、試験体 No.1, No.2 および ND 試験体は横架材の材心から700mm, 試験体 No.3 ~ No.6 は715mmの高さで載荷を行った。

載荷は絶対変位計測用フレームより計測した柱の部材角 γ で制御を行い、正負交番繰り返し載荷とした。 $\gamma=1/480$ から $1/21$ rad. までは正負3サイクルずつ繰り返し、 $1/15$ rad. 以降は正側のみ1回の載荷とした(図3参照)。ここで、部材角 γ は次式より求める。

$$\gamma = \left(\frac{u_1 + u_2}{2} - \frac{u_3 + u_4}{2} \right) / L \quad (1)$$

ここに、 u_1, u_2 = 加力点の水平変位、 u_3, u_4 = 横架材の水平変位、 L = 加力点から横架材心までの距離である。また、アクチュエータの引き側を正載荷と定義した。載荷速度は、0.2 mm/sec. で一定とした。ただし、除荷時には適宜変更した。

図4に計測状況を示す。アクチュエータの荷重（柱のせん断力）、加力点と横架材の水平変位の他、接合部局所の相対回転角、浮き上がりを計測した。

2.2 実験結果

加力点に与えた水平力から、接合部における危険断面位置での曲げモーメント M と、柱と横架材の相対変位から接合部の回転角 θ を求めた。図5に No.5-CC の $M - \theta$ 関係の一例を示す。曲げモーメントは $1/15$ rad. まで上昇し、非常に靱性に富んでいた。その後、孔より先の端あき部でのせん断破壊によりモーメントが大きく低下し

図3 載荷サイクル

図4 計測方法

図5 No.5-CC の $M - \theta$ 関係の一例

図1 試験体詳細

表1 曲げ実験の試験体一覧

試験体	柱	横架材	ほぞ長 h	ほぞ厚 b	ほぞ幅 w	込栓 d(カシ)	樹種
No.1-CC	120	120	120	30	90	15×15	スギ
No.1-CH	120	120	120	30	90	15×15	スギ
No.1-HH	120	120	120	30	90	15×15	ヒノキ
No.2-CC	150	150	150	36	120	18×18	スギ
No.2-CH	150	150	150	36	120	18×18	スギ
No.2-HH	150	150	150	36	120	18×18	ヒノキ
No.3-CC	120	120	120	30	90	18×18	スギ
No.3-CH	120	120	120	30	90	18×18	スギ
No.3-HH	120	120	120	30	90	18×18	ヒノキ
No.4-CC	120	120	150	36	90	18×18	スギ
No.4-CH	120	120	150	36	90	18×18	スギ
No.4-HH	120	120	150	36	90	18×18	ヒノキ
No.5-CC	120	120	120	36	90	18×18	スギ
No.5-CH	120	120	120	36	90	18×18	スギ
No.5-HH	120	120	120	36	90	18×18	ヒノキ
No.6-CC	120	120	150	36	90	18×18	スギ
No.6-CH	120	120	150	36	90	18×18	スギ
No.6-HH	120	120	150	36	90	18×18	ヒノキ
No.3-CC-ND	120	120	120	30	90	無	スギ
No.6-CC-ND	120	120	150	36	90	無	スギ

(ND:No Dowel)

図2 セットアップ

表 2 各試験体の最大曲げモーメント

M_{max} kN・m	No.1			No.2			No.3			No.4			No.5			No.6			No.3-ND	No.6-ND
	CC	CH	HH	CC	CH	HH	CC	CH	HH	CC	CH	HH	CC	CH	HH	CC	CH	HH	CC	CC
1	1.54	1.96	1.73	2.14	2.60	3.66	1.46	1.28	1.91	1.30	1.62	2.02	1.29	2.12	2.38	2.14	1.94	1.94	2.14	2.64
2	1.63	1.61	1.54	2.21	4.01	3.48	1.64	0.84	1.93	1.65	1.53	1.79	1.36	2.12	1.92	1.86	1.82	1.80	1.25	2.34
3	1.39	2.02	1.52	2.49	-	4.08	1.43	2.03	1.60	1.68	1.84	1.91	1.96	1.84	2.10	2.07	1.77	2.14	1.12	1.73
4	1.64	1.38	1.72	3.00	2.71	3.51	1.20	1.68	1.92	1.56	1.75	1.78	1.78	2.15	2.25	2.23	1.54	2.49	1.29	2.53
5	1.47	1.50	2.04	3.12	3.19	3.19	1.58	1.68	2.15	1.58	1.56	2.34	1.60	1.89	2.26	2.56	2.00	2.23	1.82	2.09
6	1.57	1.20	1.88	3.27	2.86	3.74	1.27	1.51	1.95	2.23	1.51	2.05	1.90	1.69	2.47	2.19	1.95	2.52	1.60	2.26
平均値	1.54	1.61	1.74	2.71	3.08	3.61	1.43	1.50	1.91	1.67	1.64	1.98	1.65	1.96	2.23	2.18	1.84	2.19	1.54	2.26
標準偏差	0.10	0.32	0.20	0.49	0.57	0.30	0.17	0.41	0.18	0.31	0.13	0.21	0.28	0.19	0.20	0.23	0.17	0.29	0.39	0.33

※CC, CH, HH: 左は柱の樹種を、右は横架材の樹種を表し、C はスギ、H はヒノキである(例: CH…柱-スギ、横架材-ヒノキ)
 ※No.2-CH-3 はデータ損失の為、示していない。

図 6 No.3 と No.6 の $M-\theta$ 関係の包絡線

た。ほぞの破壊は、多くの試験体において、孔より先の端あき部でのせん断破壊、ほぞ側面の曲げ破壊の順で生じた (写真 1)。

図 6(a),(b) は No.3 と No.6 の正載荷側 $M-\theta$ 関係の包絡線のみ示しており、同一の θ に対する M の平均値および標準偏差を併せて示している。破壊後もしくは最大モーメント以降は当該試験体を除外して残りの試験体で平均値と標準偏差を算出している。同種の試験体においても、初期剛性や曲げモーメントの低下が生じる回転角は 6 体で大きく異なったが、 M_{max} のばらつきは比較的小さかった。初期剛性や曲げモーメントの低下が生じる回転角のばらつきは、木材の節の位置や乾燥割れなどの材料的な影響の他に、加工の精度による影響が現れやすいものと考えられる。

表 2 に各試験体の最大曲げモーメントを示す。同一のほぞ長を有する No.3 と No.5 ($h = 120\text{mm}$), No.4 と No.6 ($h = 150\text{mm}$) を比較すると、ほぞ幅が増加することで、樹種の組み合わせによらず、最大曲げモーメントが約 10%~30%ほど上昇する傾向がみられた(図 7)。

次に、樹種の違いによる影響を比較すると、いずれのグループも HH が最も最大曲げモーメントが高く、CC と CH ではグループによって大小関係が異なっていた。No.4 と No.6 では、CH よりも CC の方が最大曲げモーメントの平均値が高く、これは、横架材がヒノキ

写真 1 曲げ実験後のほぞの損傷 図 7 最大曲げモーメントの比較

の場合に、柱に対する込栓の浮き上がり拘束が強くなるため、孔より先の端あき部でのせん断破壊が早期に生じたためである。端あき部のせん断破壊が生じた後もほぞのめり込みにより曲げモーメントは上昇するため、横架材がスギの場合は変形性能が向上し、最大曲げモーメントが高くなったと考えられる。また、後述する接合部曲げ解析(4 章)においても同様の傾向が見られ、CH よりも CC の方が端あき部のせん断破壊が生じる回転角が若干大きくなり、変形性能が向上していた (図 17)。

続いて、込栓の有無の影響を述べる。No.3-CC と No.3-ND-CC, No.6-CC と No.6-ND-CC の比較を、それぞれ図 6(a) と (c), (b) と (d) に示す。ND 試験体の方が、初期すべりをおこす試験体が多く、標準偏差が大きくなる傾向がみられた。ほぞとほぞ孔にガタが生じている場合、込栓があることで柱の浮き上がりを抑え、柱の胴付と横架材上面とのめり込みが早期に生じるため、曲げモーメントが初期状態から上昇するが、込栓がないと柱の胴付面と横架材上面との接触する位置でほぞが回転し、柱が浮き上がってしまう為に、ガタの影響が顕著に現れたと思われる。

表 3 は No.3-CC, No.3-ND-CC, No.6-CC, No.6-ND-CC の最大曲げモーメントと、 $\gamma = 1/30 \text{ rad.}$ での柱の浮き上がり量の比較を示している。これより、込栓があることで柱の浮き上がり量が 40%程度減少していることが分かる。なお、ND 試験体の最大曲げモーメントはほぞの曲げ破壊によって決まっているものがほとんどで、込栓がある場合とほぼ等しい最大曲げモーメントが得られた。

以上をまとめると、込栓は明らかに柱の浮き上がりを抑制する効果があり、ほぞとほぞ孔のガタによって生じる小変形域での剛性低下を減少させる傾向が見られた。また、込栓のせん断抵抗によって生じる端あき部のせん断破壊は、接合部の破壊モード、つまり最大曲げモーメントや接合部の変形性能を決定づける要因の一つでもあり、よって、この部分の破壊現象を再現する実験を次章で示す。

表3 No.3とNo.6の最大曲げモーメント、柱の浮き上がり量、破壊状況

試験体名	M _{max} kNm	δ _{1/30} mm	破壊性状	試験体名	M _{max} kNm	δ _{1/30} mm	破壊性状	試験体名	M _{max} kNm	δ _{1/30} mm	破壊性状	試験体名	M _{max} kNm	δ _{1/30} mm	破壊性状				
No.3-CC	1	1.46	0.80	①、②	No.3-ND-CC	1	2.19	0.70	-	No.6-CC	1	2.14	1.27	①	No.6-ND-CC	1	2.64	1.27	③
	2	1.64	0.94	①、②		2	1.25	1.02	③		2	1.86	0.64	①、②		2	2.34	1.09	③
	3	1.43	1.07	①		3	1.12	0.95	③		3	2.07	0.64	①		3	1.73	1.20	③
	4	1.20	1.10	①、②		4	1.29	1.45	-		4	2.23	0.96	①		4	2.53	1.96	③
	5	1.58	0.96	①		5	1.82	2.14	③		5	2.56	0.70	①		5	2.09	1.18	③
	6	1.27	0.65	①、②		6	1.60	2.14	-		6	2.19	0.99	①		6	2.26	1.55	③
平均値 (Ave)	1.43	0.92		平均値 (Ave)	1.54	1.40		平均値 (Ave)	2.18	0.87		平均値 (Ave)	2.26	1.38					
最大値 (Max)	1.64	1.10		最大値 (Max)	2.19	2.14		最大値 (Max)	2.56	1.27		最大値 (Max)	2.64	1.96					
最小値 (Min)	1.20	0.65		最小値 (Min)	1.12	0.70		最小値 (Min)	1.86	0.64		最小値 (Min)	1.73	1.09					
変動係数 (CV)	0.12	0.19		変動係数 (CV)	0.26	0.45		変動係数 (CV)	0.11	0.29		変動係数 (CV)	0.14	0.24					
標準偏差	0.17	0.17		標準偏差	0.41	0.62		標準偏差	0.23	0.25		標準偏差	0.33	0.33					

$\delta_{1/30}$: 接合部の回転角 $\theta=1/30\text{rad}$ 時の横架材に対する柱の浮き上がり量

破壊性状: ①…ほぞの根元における曲げ破壊、②…ほぞの孔から先のせん断破壊、③…ほぞの側面からの曲げ破壊

図8 荷重方法および計測方法(引張実験)

図9 ほぞ寸法

図10 $F-\delta$ 関係の例 (T-No.4-C) 写真2 引張実験後の
ほぞの損傷状況

表4 引張実験の試験体一覧

試験体名	柱断面	ほぞ長 h	ほぞ厚 b	ほぞ幅 w	端あき e	樹種
T-No.2-C	150×150	150	36	120	75	スギ
T-No.2-H		150	36	120	75	ヒノキ
T-No.3-C	120×120	120	30	90	45	スギ
T-No.3-H		120	30	90	45	ヒノキ
T-No.4-C		150	30	90	75	スギ
T-No.4-H		150	30	90	75	ヒノキ
T-No.5-C	120×120	120	36	90	45	スギ
T-No.5-H		120	36	90	45	ヒノキ
T-No.6-C	150×150	150	36	120	75	スギ
T-No.6-H		150	36	120	75	ヒノキ

単位 [mm]

表5 各樹種のせん断強度

樹種	スギ			ヒノキ		
機械等級区分	E70	E90	全体	E90	E110	全体
平均値 $[\text{N}/\text{mm}^2]$	2.13	2.27	2.18	2.79	3.05	2.85
試験体数	20	10	30	23	7	30
標準偏差 $[\text{N}/\text{mm}^2]$	0.66	0.43	0.60	0.88	0.64	0.84
変動係数	0.31	0.19	0.30	0.32	0.21	0.29
下限値を求めるための係数 k	1.932	2.104	1.869	1.908	2.250	1.869
ばらつき係数	0.40	0.61	0.43	0.40	0.53	0.45
基準せん断強度 $F_{s,exp} [\text{N}/\text{mm}^2]$	1.47	1.88	1.61	2.19	2.58	2.30
文献7)による材料基準強度 $F_s [\text{N}/\text{mm}^2]$	1.8			2.1		

3. 柱材の引張実験

3.1 実験概要

前章の接合部曲げ実験で用いた試験体のほぞの孔より先の端あき部におけるせん断強度、および破壊に至る挙動を把握するため、柱材の引張実験を行った。図8に荷重方法および計測方法を示す。込栓を模した鋼材を反力にして柱の材軸方向に引張力を与え、ほぞの孔より先に2面せん断を生じさせることで、極力接合部曲げ実験で生じたせん断破壊に近い状態を再現した。

試験体の変動要因は、接合部曲げ実験に用いた寸法パラメータ6種類のうち、込栓の径 $d=18\text{mm}$ としたものの5種類とし、樹種をスギとヒノキの2種、ばらつきを考慮し同種の試験体において6体の実験を行った(図9, 表4)。試験体は3章で述べる接合部曲げ実験と同じ木材より切出したものであり、平均含水率および平均気乾比重は、それぞれスギが13.1%, 0.41, ヒノキが11.1%, 0.51であった。

6体の試験体のうち1体を単調荷重とし、その最大荷重 $P_{\max}$ 時の変形量 $\delta_{\max}$ を基準とし、残り5体は片側繰返し荷重とした。試験体と込栓を模した鋼材の角棒との相対変位を変形量 δ とし、 $\delta=(\delta_1+\delta_2)/2$ として求めた(図8)。最終サイクル以降は、最大荷重の50%以下に荷重が低下し、その後も荷重の増加が見られないと判断した時点で終了した。荷重速度は十分静的と考えられる、0.02 mm/secとした。

3.2 実験結果

図10に試験体の $F-\delta$ 関係の一例を、表5に各樹種のせん断強度を、写真2にほぞの破壊状況を示す。試験体は、孔より先のせん断断面で徐々に割れが入り、写真2に示すように2面でせん断破壊した際に、1) 荷重が大きく低下する場合(脆性的な破壊)、2) 荷重を保持したままクラックが進行し、ある程度の塑性変形が生じた場合(延性的な破壊)の2パターンが見られた。

表5の下2行に、実験から得たせん断強度の信頼水準75%の5%下限値である基準せん断強度 $F_{s,exp}$ と、文献7)に記載される材料基準強度 F_s の比較を示す。スギは $F_{s,exp}$ が F_s より低く、ヒノキは $F_{s,exp}$ が F_s より高いが、いずれの樹種でも近い値であった。

4. 接合部曲げ解析

4.1 接合部の解析モデル

長ほぞ差し込打ち接合部に外力として軸力 N ・せん断力 Q ・曲げモーメント M が作用したとき、接合部内に発生する内部応力として図 11 に示す 4 種を定義した。すなわち、 F_{cx1}, F_{cx2} = ほぞの側面が横架材にめり込む抵抗力であり、添え字の「1」はほぞ先端側、「2」はほぞ根本側の力を表す。また、 F_{cy} = 柱胴付面が横架材上面にめり込む際の抵抗力である。 F_{fj1}, F_{fj2} = ほぞ側面と横架材の間に働く摩擦力、 F_{fx} = 柱胴付面と横架材上面の間に働く摩擦力である。 F_{dx}, F_{dy} = 込栓のせん断による抵抗力であり、添え字の「x」や「y」は力の方向を表す。これらの力は既往の研究や、2 章の接合部曲げ実験での観察、あるいは計測より得られたデータ分析結果を基に決定した。

ほぞは図 11 に黒丸で示す回転中心位置で剛体回転するとみなすことで、上述の力は全て幾何学的な計算によって得られる。なお、柱の浮き上がりに伴うほぞ一横架材間の接触面積の変動は考慮しない。原点をほぞ根本における中心にとり、回転中心までの距離をそれぞれ x_n, y_n とする。以上の前提条件の下、次節以降で各力の計算方法を示し、力の釣り合いと変形の適合条件から接合部の $M-\theta$ 関係を導く。

F_{cx1}, F_{cx2} : ほぞのめり込みによる抵抗力
 F_{cy} : 横架材のめり込みによる抵抗力
 F_{fj1}, F_{fj2}, F_{fx} : 摩擦力 (それぞれ、 F_{cx1}, F_{cx2}, F_{cy} に比例)
 F_{dx}, F_{dy} : 込栓のせん断による x, y 方向抵抗力
 x_n, y_n : 原点から回転中心までの距離

図 11 接合部の応力状態

4.2 めり込みによる抵抗力

接合部の回転にともない木材の繊維直交方向に三角形状に生じるめり込みを、本論では「回転横圧縮」と呼ぶ。筆者らは図 12 に示す木材同士の回転横圧縮実験を行うことで、摩擦力の影響を排除し、木材の純粋な横圧縮性状を調べた⁸⁾。また、そこで得られる曲げモーメントー回転角関係が、等変位全面横圧縮実験の応力度ー歪度関係をを用いた図 13 に示す評価手順で推定可能であることも示した。その手法をここで簡単にまとめる(詳細は付録 A を参照されたい)。

まず、等変位全面横圧縮実験で得られる応力度ー歪度関係を、文献 9) に示した手法でバイリニアに近似し、その第一勾配 $= E_{10}$ 、第二勾配 $= E_{20}$ 、降伏応力度 $= \sigma_{y0}$ とする。本論では接合部曲げ実験の試

験体から、比較的損傷が少なくかつ部材表面に節がない箇所を切り出し、等変位全面横圧縮実験を行った。実験より得られた $E_{10}, E_{20}, \sigma_{y0}$ をパラメータ毎に平均化し、表 6 にまとめて示す。

次に、回転横圧縮の構成則を求める。図 14 に示す歪度分布からめり込み抵抗力を求める場合、等変位全面横圧縮の構成則をそのまま用いるのではなく、図 14(b) のように回転全面横圧縮の見かけの最大縁応力度ー最大縁歪度関係をバイリニアに近似した際に、第一勾配 $E_1 = E_{10}$ 、第二勾配 $E_2 = E_{20}$ 、降伏応力度 $\sigma_y = 1.5\sigma_{y0}$ として計算すれば、実験結果に良く適合することが回転横圧縮実験より分かった。また、木材が部分的に横圧縮を受ける場合には、加圧面からの余長の寄与分を考慮する必要があり、これは図 15 のように、加圧面

図 12 回転横圧縮実験セットアップ⁸⁾

表 6 等変位全面横圧縮実験結果

樹種		第一勾配 E_{10} N/mm ²	第二勾配 E_{20} N/mm ²	降伏応力度 σ_{y0} N/mm ²
スギ	最大値	356.9	15.3	6.5
	平均値	279.2	11.1	5.8
	最小値	215.2	7.4	4.6
ヒノキ	最大値	327.6	6.3	3.8
	平均値	298.7	4.2	3.3
	最小値	243.9	2.4	3.1

写真 3 等変位全面横圧縮実験

図 13 等変位横圧縮から回転横圧縮への評価方法

図 14 回転横圧縮への変換

図 15 余長の歪度分布

の半分の長さだけ余長部に三角形の歪が広がるモデルとすることで、簡便に評価することができる^{8,9)}。なお、ここで計算する力において、木材の繊維方向のめり込みは考慮していない。

以上の定義に基づき、めり込みによる抵抗力 F_{cx1} , F_{cx2} および F_{cy} は弾性時において以下のように表せる。

$$\begin{aligned} F_{cx1} &= \frac{b(h-y_n)^2 \theta E_{1p}}{2w} & (h-y_n)\theta/w \leq \varepsilon_{yp} \\ F_{cx2} &= \frac{3by_n^2 \theta E_{1p}}{4w} & y_n \theta/w \leq \varepsilon_{yp} \\ F_{cy} &= \frac{3B(W/2-x_n)^2 \theta E_{1b}}{4H} & (W/2-x_n)\theta/H \leq \varepsilon_{yb} \\ F_{cy}^* &= \frac{b(w/2-x_n)^2 \theta E_{1b}}{2H} & (w/2-x_n)\theta/H \leq \varepsilon_{yb} \quad (2a-d) \end{aligned}$$

ここで、 B = 柱幅、 H = 横架材せい、 W = 柱せい、 h = ほぞ長、 w = ほぞ幅であり、 E_1 , E_2 , ε_y の添え字「 p 」,「 b 」はそれぞれ「柱」,「横架材」に用いた材料の特性値であることを表す。また、上記の F_{cy} は横架材にほぞ孔がない場合の力であるため、 $x_n < w/2$ のときには、ほぞ孔がない場合にほぞ孔位置に生ずるめり込みによる力 F_{cy}^* を F_{cy} から減じる必要がある。

なお、図 15(b)に示す余長部も含めた歪度分布形状は塑性域でも変化せず、降伏歪度 $\varepsilon_y (= \varepsilon_y / E_1)$ を超える歪度に対しては、第二勾配 E_2 を用いることで、塑性化後の応力上昇を考慮する。

塑性後のめり込みによる抵抗力は以下のように表せる。

$$\begin{aligned} F_{cx1} &= \frac{b(h-y_n)^2 \theta E_{1p}}{2w} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{E_{2p}}{E_{1p}} \right) \left(\frac{(h-y_n)\theta/w - \varepsilon_{yp}}{(h-y_n)\theta/w} \right)^2 \right\} & (h-y_n)\theta/w \geq \varepsilon_{yp} \\ F_{cx2} &= \frac{3by_n^2 \theta E_{1p}}{4w} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{E_{2p}}{E_{1p}} \right) \left(\frac{y_n \theta/w - \varepsilon_{yp}}{y_n \theta/w} \right)^2 \right\} & y_n \theta/w \geq \varepsilon_{yp} \\ F_{cy} &= \frac{3B(W/2-x_n)^2 \theta E_{1b}}{4H} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{E_{2p}}{E_{1p}} \right) \left(\frac{(W/2-x_n)\theta/H - \varepsilon_{yb}}{(W/2-x_n)\theta/H} \right)^2 \right\} & (W/2-x_n)\theta/H \geq \varepsilon_{yb} \\ F_{cy}^* &= \frac{b(w/2-x_n)^2 \theta E_{1b}}{2H} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{E_{2p}}{E_{1p}} \right) \left(\frac{(w/2-x_n)\theta/H - \varepsilon_{yb}}{(w/2-x_n)\theta/H} \right)^2 \right\} & (w/2-x_n)\theta/H \geq \varepsilon_{yb} \quad (3a-d) \end{aligned}$$

また、モーメントの算出において、余長部に生じた応力度の積分値として求まる負担荷重は、三角形分布の最大縁応力度が生じる位置に作用すると考える¹⁰⁾ (図 16)。

図 16 余長の寄与分のモーメントの評価

4.3 摩擦力

木材間に働く摩擦力をクーロン摩擦と仮定し、垂直抗力である F_{cx1} , F_{cx2} , F_{cy} に摩擦係数 μ を乗じて求める。つまり、

$$F_{fx1} = \mu F_{cx1}, \quad F_{fx2} = \mu F_{cx2}, \quad F_{fy} = \mu F_{cy} \quad (4a-c)$$

2 章の接合部曲げ実験は静的載荷のため、木材間の摩擦として動摩擦と静摩擦を繰り返すような現象が観察された。そのため、摩擦係数 μ は動摩擦係数と静摩擦係数の 2 種類を用いた解析を行う (後述)。動摩擦係数は、柱・横架材がともにスギ(CC)の場合は 0.22、ともにヒノキ(HH)の場合は 0.17、柱・横架材がスギ・ヒノキの(CH)の場合は 0.2 とし¹¹⁾、静摩擦係数は樹種に関わらず 0.54 とした。

4.4 込栓のせん断による抵抗力

ほぞと横架材の相対ずれに対する込栓のせん断抵抗は、文献 12) を参照し、木ダボ接合 (せん断抵抗型) の 2 面せん断として扱う。込栓の中心位置における x 方向・ y 方向への滑り量をそれぞれ Δx , Δy とし、各方向へ純粋なせん断力のみを与えた場合の初期剛性を K_{dx} , K_{dy} 、降伏耐力を F_{dxy} , F_{dy} とする。込栓の抵抗が弾性を保つとき、 F_{dx} , F_{dy} は次式のように得られる。

$$F_{dx} = K_{dx} \Delta x, \quad \Delta x = \left(\frac{h}{2} - y_n \right) \theta \quad (5a,b)$$

$$F_{dy} = K_{dy} \Delta y, \quad \Delta y = x_n \theta \quad (6a,b)$$

降伏耐力 F_{dxy} は、込栓の降伏耐力 (5 つの降伏モード)、ほぞの込栓孔の端あき部でのせん断耐力、横架材の割裂耐力の最小値としており¹²⁾、端あき部でのせん断耐力は表 6 の $F_{s,exp}$ 値を用いて $F_{s,exp}bh$ のように求めた (付録 B)。本論の試験体では、柱がスギの場合は端あき部でのせん断耐力で、ヒノキの場合は込栓のせん断降伏で F_{dxy} が決まったが、両者はかなり近い値であった。3 章で示したように、この部分の塑性変形能力は大きくばらつくため (図 10), F_{dy} - Δy 関係は完全弾塑性型でモデル化しておくが、多くの場合、降伏直後に破壊が生じていると考えられる。また、後述する解析では Δx が Δy に比べて非常に小さいため、2 方向に作用する力に対しても降伏条件は互いに影響を与えないと仮定する。

初期剛性、込栓の降伏および横架材の割裂耐力などの算定式を付録 B に示しておく。これらの算定に必要な面圧定数、面圧降伏応力度などの材料特性値は、計測した密度による回帰式¹²⁾や別途行った 3 点曲げ試験から得た曲げヤング係数を用いて求めた。

4.5 力の釣り合い式

外力 N , Q , M に対する力の釣り合い式を解くことで、未知数である回転中心位置 x_n , y_n 、せん断力 Q を収斂計算により求める。ただし、 M は接合部における危険断面位置での曲げモーメントのため $M = Q(L - H/2)$ の関係となり、さらに $N = 0$ とする。まず、回転角 θ を固定し、これに対する Q , x_n , y_n を仮定することで、 x 方向・ y 方向の力、および曲げモーメントの釣り合い式を次式のように立てる。

$$\begin{aligned} F_{cx1} - F_{cx2} - F_{dx} + Q &= 0 \\ -F_{cy} + F_{fx1} - F_{fx2} + F_{dy} &= 0 \\ M_{cx1} + M_{cx2} + M_{cy} + F_{fx1} \left(\frac{w}{2} - x_n \right) + F_{fx2} \left(\frac{w}{2} + x_n \right) \\ &\quad + F_{dx} y_n + F_{dy} x_n - Q(L - H/2) = 0 \end{aligned} \quad (7a-c)$$

ただし、 M_{cx1} , M_{cx2} , M_{cy} は、それぞれ F_{cx1} , F_{cx2} , F_{cy} による危険断面位置での曲げモーメントである。ここで、まずは仮定した Q を固定

図 17 実験結果と解析結果の比較

し、式(7a)を満たす未知数 y_n を決定する。次に、 Q および y_n を固定し、式(7b)を満たす未知数 x_n を決定する。さらに、ここで得た x_n, y_n を固定して式(7c)を満たす Q を再計算し、得られた (Q, x_n, y_n) が始めに仮定した (Q, x_n, y_n) と大きく異なる場合には、新しい (Q, x_n, y_n) を用いて式(7a),(7b),(7c)を立て直し、収斂計算を行う。

以上がある回転角 θ での計算手順であり、 θ を逐次増加させてこの計算を行えば、接合部の $M - \theta$ 関係が得られる。

なお、接合部内部の応力状態が点対称となる通し貫仕口に関して棚橋らの研究があり、そこでは中立軸位置が自明のため $M - \theta$ 関係を閉じた関数表現で定式化を行っている¹³⁾。また、めり込みにしても本論とは異なる構成則を用いている。本論は点対称でない仕口の中立軸位置を詳細に求めている点の特徴と言えるが、将来的には中立軸位置の計算の簡便化を図り、 $M - \theta$ 関係を閉じた関数で表現することを考えている。

5. 実験結果と解析結果の比較

図17に実験結果と解析結果の比較を示す。実験値は各試験体の正載荷側の $M - \theta$ 関係の包絡線と、それらの平均値、標準偏差を示している。また、解析結果は材料のばらつきを考慮するため、全面横圧縮実験から得られた第一勾配 E_{10} 、第二勾配 E_{20} 、降伏応力度 σ_{y0} それぞれの最大値と最小値の2つを用いた結果を示した。そして、最大値を用いた解析では静止摩擦係数を、最小値を用いた解析では動摩擦係数を用いて摩擦力の計算(4.3節)を行うことで、それぞれを解析結果の上限値と下限値とした。さらに、込栓によるせん断抵抗が降伏に至った後の挙動を破線で示し、3点曲げ実験から得た曲げ強度にほぼ根本の断面係数を乗じて得る曲げ耐力も併せて示した。前述の通り、破線が開始した後の変形性能は大きくばらつくため、安全側に見れば破線が開始する点で破壊が生じると考えるべきである。

図17より、解析結果は全ての試験体において破壊点に至る手前までの非線形化していく様子が追跡でき、本モデルの妥当性が確認できた。また、全面横圧縮実験で得られる各特性値の最大値と最小値を用い、さらに摩擦係数にも幅を持たせることで、 $M - \theta$ 関係のばらつきを概ね推定できることが分かった(付録C)。解析から求まる最大曲げモーメントを、端あき部のせん断破壊か込み栓の降伏時のモーメント、あるいはほぼどの曲げ耐力の最小値とすれば、実験の最大曲げモーメントに近い値を予測できている。一方、破壊が生じるときの回転角は、ほぼどの曲げ強度や横圧縮降伏応力度、孔より先の端あき部におけるせん断降伏後の塑性変形能力などのばらつきに大きく左右され、精確な予測が困難であることが分かる。ちなみに、No.1-CCの解析では、弾性時に $x_n = 36 \sim 40\text{mm}$, $y_n = 54 \sim 55\text{mm}$ であり、ほぼ図11に示した通りの位置に中立軸が存在した(他の試験体も同様)。塑性化後も10mm以下の小さな変動しか生じなかった。中立軸位置は込栓に作用する力の計算に直結するため(式(5),(6))、これを合理的に定めることが破壊点を推定する上で重要となる。

本論では始めに生じた破壊後の挙動、つまり耐力低下やその後の耐力の再上昇などの挙動は再現していないが、始めに生じる破壊点は、いずれの試験体でも1/20radを超える大変形域であった。ゆえに、本解析で得られる結果は、許容応力度計算はもちろん、保有水平耐力計算をベースとした設計法に対しても、十分適用可能なものと言える。今後は、除荷や再載荷後に生じるスリップ性状を考慮するこ

とで、接合部のエネルギー吸収の評価、ひいては限界耐力計算や骨組の時刻歴解析に用いる履歴モデルへの展開が課題となるだろう。

6. まとめ

本論では、まず長ほぞ差し込栓打ち接合部の曲げ実験を行い、曲げモーメントー回転角関係や破壊性状などを把握した。そして、これらの評価できる解析法を提案した。以下にまとめる。

- ・実験で得た曲げモーメントは1/20rad程度まで上昇し、非常に靱性に富んでいた。同種の6体の試験体で、初期剛性や曲げモーメントの低下が生じる回転角は加工精度の影響も受けることで大きく異なったが、 $M_{\max}$ のばらつきは比較的小さかった。
- ・ほぞの破壊は、多くの試験体で ① 孔より先の端あき部でのせん断破壊(込栓がある試験体)、② ほぞ側面の曲げ破壊の順で生じた。
- ・接合部に込栓を用いない試験体に曲げモーメントを与えた場合、込栓を用いた試験体に比べて横架材に対する柱の浮き上がり量が40%程度大きくなる傾向がみられ、曲げに対しても込栓が柱の浮き上がりを拘束していることが分かった。
- ・孔より先の端あき部でのせん断破壊を再現するため、柱の引張実験を行い、せん断強度や変形性能を把握した。せん断強度は文献7)の材料基準強度 F_s でほぼ代用できることが分かった。
- ・提案する力学モデルの曲げ解析により、接合部に始めに生じる破壊点までの包絡線が精度良く予測できた。
- ・全面横圧縮実験で得られる見かけの平均応力度 σ ー見かけの平均歪度 ε 関係をバイリニア化した際の第一勾配 E_{10} 、第二勾配 E_{20} 、降伏応力度 σ_{y0} のそれぞれの最大値と最小値を用い、さらに摩擦係数にも幅を持たせることで、 $M - \theta$ 関係のばらつきを概ね推定できることが分かった。

なお、本論では柱に軸力が作用しない場合を対象としたが、式(7b)左辺に軸力 N を加えることで、同様の解析が可能と考えられる。実験との整合性検証を含め、今後の課題としたい。

謝辞

この実験は、「一般社団法人 木を活かす建築推進協議会」が、国土交通省の補助を受けて進めてきた「伝統的木造軸組構法住宅の耐震性能検証実験事業」の一環として行われたものである。関係者各位に謝意を表する。

参考文献

- 1) 大橋好光, 的野博訓, 中川貴文, 前川秀幸, 河合直人, 松留慎一郎: 伝統的構法による木造軸組住宅の実大水平加力実験 その1～その4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.579-586, 2010.9
- 2) 財団法人 日本住宅・木材技術センター: 伝統的木造軸組工法住宅の耐震性能検証実験報告書, 平成20年度国土交通省補助事業報告書, pp.249-279, 2008
- 3) 佐久間譲, 春山聡子, 後藤正美, 西村督, 稲山正弘, 鈴木祥之: 木材の特性を考慮した木造軸組工法のほぞ差し接合部解析モデルの提案 その2 実験と解析の比較, 日本建築学会北陸支部研究報告集(51), pp.125-128, 2008.7
- 4) 西村督, 後藤正美, 鈴木祥之: 木造軸組構法における長ほぞ込栓打ち接合部の応力伝達に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第658号, pp.2197-2204, 2010.12
- 5) 中尾方人, 後藤正美, 鈴木祥之: 曲げモーメントが作用する長ほぞ込栓打ち仕口の引抜き耐力 作用する曲げモーメントが一定の場合, 日本建築学会構造系論文集, 第663号, pp.951-958, 2011.5

- 6) 宮木志伸, 坂田弘安, 山崎義弘, 伊東洋路, 藤代東, 大口仁, 小谷竜城 : ラグスクリーボルトと鋼板挿入式ドリフトピン接合を用いた木質接合部の曲げせん断挙動に関する実験研究 その 2 接合部の断面解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.343-344, 2011.8
- 7) 日本建築学会, 丸善 : 木質構造設計標準・解説一許容応力度・許容耐力設計法一, 第 4 版第 2 刷, p.395, 2009.3
- 8) 松原洋介, 杜重堅, 坂田弘安, 和田章, 伊東洋路, 片岡良二 : 米松集成材同士のめり込み挙動に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.27-28, 2002.8
- 9) 坂口裕美, 坂田弘安, 中田捷夫, 中野稔久, 伊東洋路, 片岡良二 : ドリフトピン・ハンガー接合システムを用いた木質半剛接合部の力学的挙動に関する実験研究 その 2 M-θ 算定式, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.127-128, 2006.7
- 10) 稲山正弘 : 木材のめり込み理論とその応用, 東京大学学位論文, 1991
- 11) 森林総合研究所, 丸善 : 木材工業ハンドブック, pp.128-129, 2004
- 12) 日本建築学会, 丸善 : 木質構造接合部設計マニュアル, pp.102-104, 2009.11
- 13) 棚橋秀光, 鈴木祥之 : 伝統木造仕口の回転めり込み弾塑性特性と十字型通し貫仕口の定式化, 日本建築学会構造系論文集, 第 667 号, pp.1675-1684, 2011.9

付録 A めり込み抵抗力の算出

文献 8)で行った木材同士の回転横圧縮実験から得た結果を概説しながら、4.2 節で示しためり込み抵抗力の算出方法の根拠を述べる。

1) 等変位全面横圧縮から回転全面横圧縮への変換則

回転全面横圧縮によるめり込み抵抗力やそれによるモーメントを計算する際、図 14 右のような歪度分布を仮定し、そこから応力度を計算できれば扱いやすい。そこで、仮定した三角形の歪度分布に対して縁歪度と縁応力度の関係で実験結果を整理した。しかし、回転全面横圧縮では材せい方向の歪度分布が一定であるとは考え難いため、ここで得られる応力度－歪度関係が等変位全面横圧縮で得られる応力度－歪度関係と性質が異なることが予想される。

そこでまずは、等変位全面横圧縮と回転全面横圧縮の降伏応力度を比較することにした。ここで、降伏応力度とは応力度－歪度関係を文献 9) に示した手法でバイリニアに近似したときに得られる折れ点の応力度である。表 A1 がその結果であり、明らかに回転全面横圧縮の方が高いことが分かる。そして、それらの比は、様々な材幅・材せいの結果において 1.5 程度で安定していることから、本論の解析では等変位全面横圧縮実験より得た降伏応力度を 1.5 倍して用いた。なお、応力度－歪度関係の第一勾配と第二勾配は、等変位全面横圧縮と回転全面横圧縮で等しいとした。

表 A1 等変位全面横圧縮と回転全面横圧縮の降伏応力度⁸⁾

材幅 mm	材せい mm	降伏応力度 N/mm ²		回転 / 等変位
		等変位	回転	
50	50	3.81	6.52	1.71
200	100	5.17	7.61	1.47
100	150	3.86	6.09	1.58
150	200	4.12	5.93	1.44

2) 回転横圧縮における余長の効果

1)で得た回転全面横圧縮の構成則を用いて、回転横圧縮で余長がある場合の評価を行う。文献 8)で行った実験より、余長の長さとバイリニア近似したときの第一勾配・降伏応力度の関係を図 A1 のように得た。これより、余長の存在によって回転めり込みの抵抗力が上昇していることが分かる。

稲山や棚橋は余長部の歪度分布を指数関数と仮定することで、上述の傾向を再現しているが^{10,13)}、本論ではより簡便な方法として、余長部に三角形の歪度が広がるモデルとした。このとき、図 A1 において余長 / 加圧長さが 0.5 以上ではほぼ一定値となったことを考慮し、歪度の広がりを加圧面の半分の長さとして図 16 のような応力状態を考えれば、第一勾配や降伏応力度の上昇が 1.75 倍となり、実験結果を概ね再現できることが分かる。

ただし、この実験は材せいと加圧長さが等しいという条件下で行っていることを付け加えておく。一般的な仕口で生じる回転横圧縮は、材せいと加圧長さが概ね等しい場合が多いと考えられ、本論にもこの結果を適用することとしたが、既往文献^{10,13)}には余長効果が材せいの影響を受けることを示したものがあ。したがって、図 11 に示す F_{cy} と呼ぶめり込み抵抗力に関しては、厳密には本評価法の適用外となるが、このモデルを用いた本論の解析で得た

$M-\theta$ 関係はもちろん、中立軸位置 x_n の推移 (図 A2) も実験結果と良く対応していたため、この部分の多少の誤差は、全体挙動や局所挙動にそれほど大きな影響を与えないと判断した。これについては今後の研究課題としたい。

図 A1 余長が及ぼす影響

図 A2 中立軸位置 x_n の推移 (No.5-CC)

付録 B 込栓のせん断による抵抗力の算定

込み栓のせん断による抵抗力の算定にあたって必要な、弾性剛性と降伏応力の評価式を以下に示す。文献 12) における木ダゲ接合 (せん断抵抗型) の 2 面せん断として扱うことで、 K_{dx} , K_{dy} を以下のように得る。

$$K_{dx} = K_{xp} K_{xb} / (K_{xp} + K_{xb}), \quad K_{dy} = K_{yp} K_{yb} / (K_{yp} + K_{yb}) \quad (A1a,b)$$

$$K_{xp} = \min \left[dk_{cpx,p} b, \frac{1}{3} (E_d d^7 k_{cpx,p}^3)^{1/4} \left(1 + 0.188 \eta \sqrt{k_{cpx,p} d / E_d} \right)^{-1/2} \right]$$

$$K_{xb} = \min \left[dk_{cpx,b} (B - b) / 2, \frac{1}{3} (E_d d^7 k_{cpx,b}^3)^{1/4} \left(1 + 0.188 \eta \sqrt{k_{cpx,b} d / E_d} \right)^{-1/2} \right]$$

$$K_{yp} = \min \left[dk_{cpy,p} b, \frac{1}{3} (E_d d^7 k_{cpy,p}^3)^{1/4} \left(1 + 0.188 \eta \sqrt{k_{cpy,p} d / E_d} \right)^{-1/2} \right]$$

$$K_{yb} = \min \left[dk_{cpy,b} (B - b) / 2, \frac{1}{3} (E_d d^7 k_{cpy,b}^3)^{1/4} \left(1 + 0.188 \eta \sqrt{k_{cpy,b} d / E_d} \right)^{-1/2} \right] \quad (A2a-d)$$

ここに、 E_d = 込栓のヤング係数、 η = ヤング係数とせん断弾性係数の比 (= 15) である。 $k_{cpx,p}$, $k_{cpx,b}$ = x 方向・ y 方向の柱と込栓の複合面圧定数、 $k_{cpx,p}$, $k_{cpx,b}$ = x 方向・ y 方向の横架材と込栓の複合面圧定数であり、次式より得る。

$$\begin{aligned} k_{cpx,p} &= k_{Ep(0)} \alpha_k k_{cxf} / (k_{Ep(0)} + \alpha_k k_{cxf}) & k_{cpx,b} &= k_{Eb(0)} \alpha_k k_{cxf} / (k_{Eb(0)} + \alpha_k k_{cxf}) \\ k_{cpy,p} &= k_{Ep(90)} \alpha_k k_{cxf} / (k_{Ep(90)} + \alpha_k k_{cxf}) & k_{cpy,b} &= k_{Eb(90)} \alpha_k k_{cxf} / (k_{Eb(90)} + \alpha_k k_{cxf}) \\ k_{Ep(0)} &= E_p / (31.6 + 10.9d) & k_{Ep(90)} &= k_{Ep(0)} / 3.4 \\ k_{Eb(0)} &= E_b / (31.6 + 10.9d) & k_{Eb(90)} &= k_{Eb(0)} / 3.4 \end{aligned} \quad (A3a-h)$$

ここに、 $k_{Ep(0)}$ と $k_{Ep(90)}$ は、それぞれ柱の繊維方向・繊維直交方向への面圧定数であり、同様に $k_{Eb(0)}$ と $k_{Eb(90)}$ は、横架材の繊維方向・繊維直交方向への面圧定数である。また、 k_{cxf} は込み栓のめり込み剛性、 α_f はめり込み降伏増大係数であり、1.5 を用いる。

また、降伏耐力は以下のように求める。

$$F_{dx,y}, F_{dy,y} = \min \left\{ \begin{aligned} & dbF_{Ecp,p} \times \left[\frac{dbF_{Ecp,p} \times 2\alpha\beta}{\sqrt{3bF_{Ecp,p} (2\beta+1) + \frac{8\beta d^2 F_{b,d}}{(2\beta+1)^2} + \frac{8\alpha^2 \beta^2 (\beta+1)}{(2\beta+1)^2} - \frac{2\alpha\beta}{2\beta+1}}} \right] \\ & \frac{\sqrt{8d^4 F_{Ecp,p} F_{b,d} \beta / 3(1+\beta)}}{2d^2 F_{b,d} / \kappa} \\ & \frac{F_{s,exp} b h}{2(B-b) C_r \sqrt{2/(h-d) - 1/H}} \end{aligned} \right. \quad (A4a-g)$$

ここに、 $\alpha = (B - b) / 2b$, $\beta = F_{Ecp,b} / F_{Ecp,p}$, $F_{b,d}$ = 込栓の曲げ強度、 κ = セン断補正係数 (= 1.5) である。 $F_{Ecp,b}$ と $F_{Ecp,p}$ は、それぞれ柱と横架材の複合面圧降伏応力であり、

$$F_{Ecp,p} = \min(F_{E,p}, \alpha_k F_{cvf}), \quad F_{Ecp,b} = \min(F_{E,b}, \alpha_k F_{cvf}) \quad (\text{A5a,b})$$

のように求める。 $F_{E,p}$ と $F_{E,b}$ は、それぞれ柱と横架材の面圧降伏応力、 F_{cvf} は込栓のめり込み降伏応力である。式(A1),(A4)の算定に必要な E_d , k_{cvf} , $F_{b,d}$, $F_{E,p}$, $F_{E,b}$ は密度による回帰式を用い、 E_p , E_b , $F_{s,exp}$ は材料実験より得た値を用いた。

付録 C 摩擦係数の影響

木材同士の摩擦係数は、摩擦面の表面状態や木材の繊維方向に影響を受けるとされており、本論のような曲げ解析にあたっては、別途実験を行って摩擦係数を計測する例もある¹³⁾。そこで、本論の曲げ解析で得た結果に対し、摩擦係数の変化がどの程度影響を与えるのかを示しておく。

図 A3 は試験体 No1-HH で、全面横圧縮実験で得られる各特性値の平均値を用いた解析結果であり、摩擦係数として 0.2, 0.4, 0.6 の 3 種を用いた場合の比較である。摩擦係数が 0.2 の場合を基準として初期剛性やほぞのせん断破壊

壊が生じるときのモーメントを比べると、摩擦係数 0.4 では 17%程度、0.6 では 35%程度上昇した。このように、摩擦係数は解析結果に対して無視できないほどの影響を与え、摩擦係数を詳細な実験により求める必要性も示唆される。しかし、曲げ実験から得た $M-\theta$ 関係が大きくばらついていたように、摩擦係数自体にも大きなばらつきがあることも知られているため¹³⁾、本論では文献 11) の値を転用し、結果の上限と下限を抑えることを主目的とした。

図 A3 摩擦係数が $M-\theta$ 関係に及ぼす影響 (No.1-HH)

(2011年7月8日原稿受理, 2011年10月12日採用決定)