

第5章 伝統的要素を用いた耐力壁のせん断性能

5.1 面内せん断試験

5.1.1 試験の目的と背景、耐力壁の仕様

(1) 試験の背景と目的

第4章では、部材断面が120mm角までという条件のもとで、最も基本的な伝統的要素といえるほぞの、曲げ性能についての検証を行った。ほぞを厚く長くした場合の曲げ性能の増大や、柱を5本並べて幅ほぼ1Pとし、耐力壁と見立てた場合のせん断性能について検証した。本章では前章とは反対に、伝統的な要素に依りながら、剛性や耐力が高く、靱性のある木造耐力壁の可能性について考える。建物に必要となる耐力壁の枚数を減らし、プランの自由度を高めることが、その目的である。

社寺建築の本堂では一般に、その正面や両側面部分に耐力壁が少なく、開放的なつくりが要求されるため、構造要素の平面的な配置に偏りが生じる。加えて施工性や経済性を考慮した場合、大径の柱や横架材を用いた架構、垂れ壁・腰壁によるモーメント抵抗性能に期待するにも限界がある。社寺建築への利用を前提に、伝統的な要素による木造耐力壁の設計を行い、面内せん断試験を実施した。本章の目的は、伝統要素で構成された耐力壁のせん断(モーメント)抵抗性能を明らかにし、材料や寸法の変化に対応可能な設計法として提案することである。

(2) 耐力壁仕様の検討

我が国の木造建築において、仕口を含む伝統的な耐力要素は個々には剛性や耐力の低い傾向があるが、節点数を増やし寸法仕様を工夫することで、粘り強さに加え、剛性や耐力の改善が可能であると考えられる。また壁を構成する伝統的な耐力要素には、貫やほぞ、板壁やダボ、土壁などがある。土壁(湿式)は工期が長く必要であり、その剛性・耐力が材料や施工法などの地域性や施工条件に左右されやすいため、耐力壁は乾式工法で構成することにした。長さは2P(≒1820mm)とし、柱や土台、桁等の横架材の断面寸法は、住宅への利用も考慮し150～180mm角程度までとした。

寺院建築本堂の基本設計プランから耐力壁の配置可能な場所と数量を求め、耐力壁一枚あたりに要求されるせん断耐力の目安を得た。具体的な仕様を決定する前に予備試験を実施した。予備試験の仕様は、柱・横架材によるフレームの内部は6段の厚い(横)貫、貫をたて方向につらぬくたて貫、板壁で構成した。材料は、込栓以外はフレーム、板を含めず

べてヒノキ材とし、貫／たて貫部の込栓(φ24mm)はシラカシとした。ヒノキ材には社寺建築用に長期間保管された天然乾燥材を用いた。予備試験では耐力が不足する結果となったため、求められる性能を満たすために壁仕様を再検討し、実施へ向けた耐力壁の構成に変更した。予備試験は1体ずつ2度実施した。以下最初の仕様によるものを予備試験①、変更後の仕様によるものを予備試験②とする。予備試験の壁仕様を図 5.1.1-1 に示す。改めて述べるように、本試験は予備試験②の仕様によって行った。



図 5.1.1-1 耐力壁の構成(左：予備試験① 右：予備試験②)

壁仕様の、予備試験①から②への変更点は、めり込み性能の向上を図るためにたて貫を広葉樹材(タモ)とし、板と貫間の変形を抑えるために、板(横架材)と貫との間にダボ(ヒノキ)を挿入し、かつ中央にたて貫を追加して板長さを短くした。さらに、貫とたて貫の交点をダブル込栓打ちとし回転の拘束を図ったことである。

(3) 既往研究、事例

以下、伝統的な要素を用いて開発された耐力壁の事例や既往研究について概観する。

木内、河内らは、中規模社寺建築の標準的な木割を想定し、頭貫、足固貫、力貫等の水平部材間に板(壁)を挿入し、ケヤキのダボで補剛した耐震壁の水平加力試験を行い、解析

用モデルとの比較検証を行っている⁵⁴⁾⁵⁵⁾⁵⁶⁾。ただし柱間は 2.7m と広く、柱は 300mmΦ と太い。

杉山らは、土壁と同等以上の諸性能を、工期を短縮した上で獲得するために、木造軸組みに留めつけて用いる乾式土壁パネルを開発し、耐震性能等について報告した⁵⁷⁾。すでに「荒壁パネル」として商品化されている。

またここ数年は、(落とし込み)板壁の開発が盛んに行われている印象を受ける。板壁の開発においては、特に初期剛性をどう高めるかがひとつの鍵になると思われるが、そのためには板相互のせん断ずれを防ぐ必要がある。板相互のずれを防止する主な方法として、①ダボを用いたもの(板木口がダボに横圧縮力として作用する)、②板相互に凹凸加工を施し嵌合させる方法、③通常とは異なりダボを 90° 回転させ、たて圧縮を伝達する形式で用いるもの、④板の長さ方向に直交させて溝を彫り、長い栈木(蟻栈、吸い付き栈)を挿入するもの等がある。①の例として、中園らによる研究⁵⁸⁾(2006)、②の例として富山県の婦負森林組合らによる「ささら板壁構法」の開発⁵⁹⁾(2009)、③の例として大林組・稲山らによる「スーパー板壁」の開発⁶⁰⁾(2010)、④の例として、瀬川による開発研究⁶¹⁾(2008)などが挙げられる。

これら板壁の開発では、1.1.1(2)でも述べたように、2000 年の建築基準法改正に伴って与えられた、伝統的な要素による耐力壁の壁倍率が低く実用的ではないことが、ひとつの動機になっていると思われるが、「スーパー板壁」を除き、壁倍率(換算)が 5 を超える例はほとんど見られなかった。

一方稲山らは、落とし込み板壁の力学性能について、力学モデルに基づき剛性・耐力の算定式を提案した⁶²⁾⁶³⁾。

5.1.2 予備試験

本試験の壁仕様を決める目的と、せん断性能を確認する意味で行った予備試験①、②について、試験と結果の概要を記す。

(1) 試験の概要

図 5.1.2-1 に試験体の各部寸法と仕様、変位計設置位置を示す。試験は柱脚固定式の面内せん断試験であり、見かけの変形角で制御し、 $1/450$ 、 $1/300$ 、 $1/200$ 、 $1/150$ 、 $1/100$ 、 $1/75$ 、 $1/50\text{rad}$ では正負交番各 1 回、その後 $1/8\text{rad}$ 付近まで単調加力した。

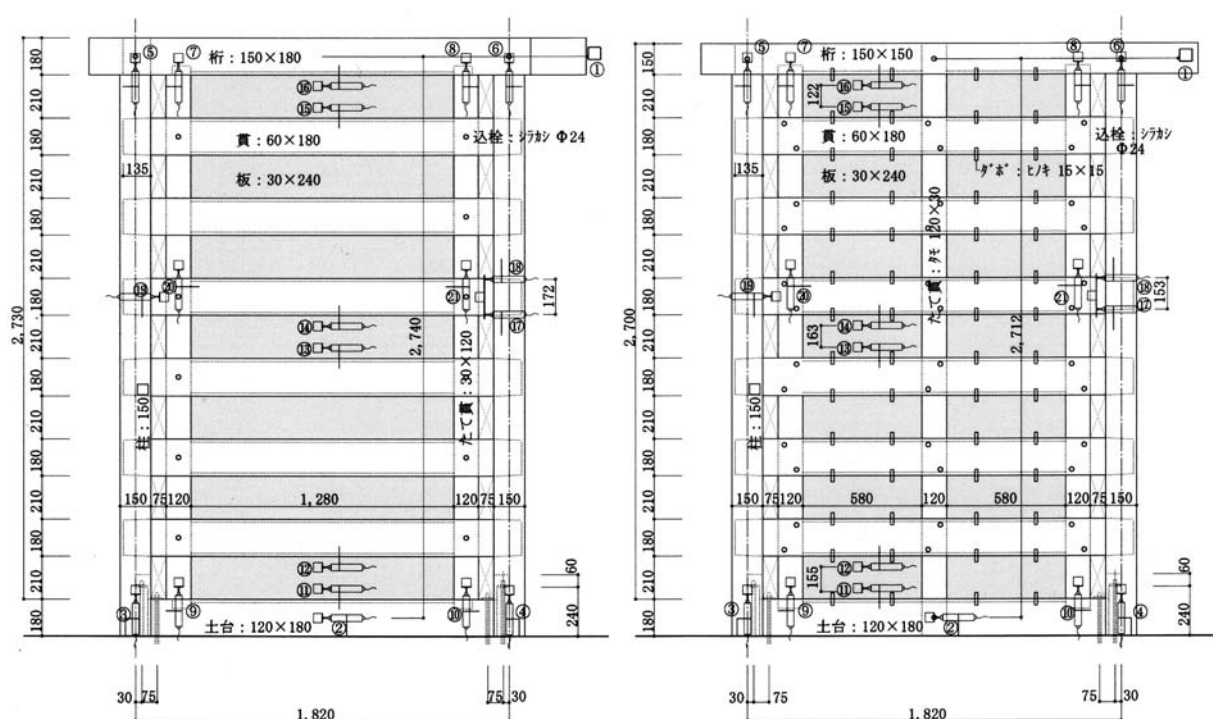


図 5.1.2-1 予備試験試験体詳細

左：予備試験① 右：予備試験② 特記なき材はヒノキ

(2) 試験結果の概要

図 5.1.2-2 に、予備試験①と予備試験②における耐力壁全体の荷重 P と変位 δ の関係を示す。 δ は図 5.1.2-1 の 1ch-2ch で求めた。以下予備試験①を test1、予備試験②を test2 とする。両試験とも、最後まで目立った耐力低下は見られず粘り強い挙動を示した。試験終了は荷重低下によってではなく、ジャッキストロークの関係で決定した。なお test1 グラフ中央の水平部分は、試験を一時中断した影響によるものである。図より、test1 から test2 への仕様変更による、剛性、耐力、エネルギー吸収能力の増大は明らかである。

試験で得られた P - δ 関係を完全弾塑性置換して得られた特性値を表 5.1.2-1 に示す。test2 では test1 に比べ特性値の大幅な改善が認められる。ただし、壁倍率相当で 7 程度が目標値であり、本試験における 3 体(試験体)のばらつきや、低減係数等を考慮すると、初期剛性の向上が許容せん断耐力 P_a を上げるためのポイントになると思われた。したがって施工精度の更なる向上を目指し、柱／貫仕口を、ほぞ内部の様子が確認できるほぞ穴貫通仕様とすることにした。

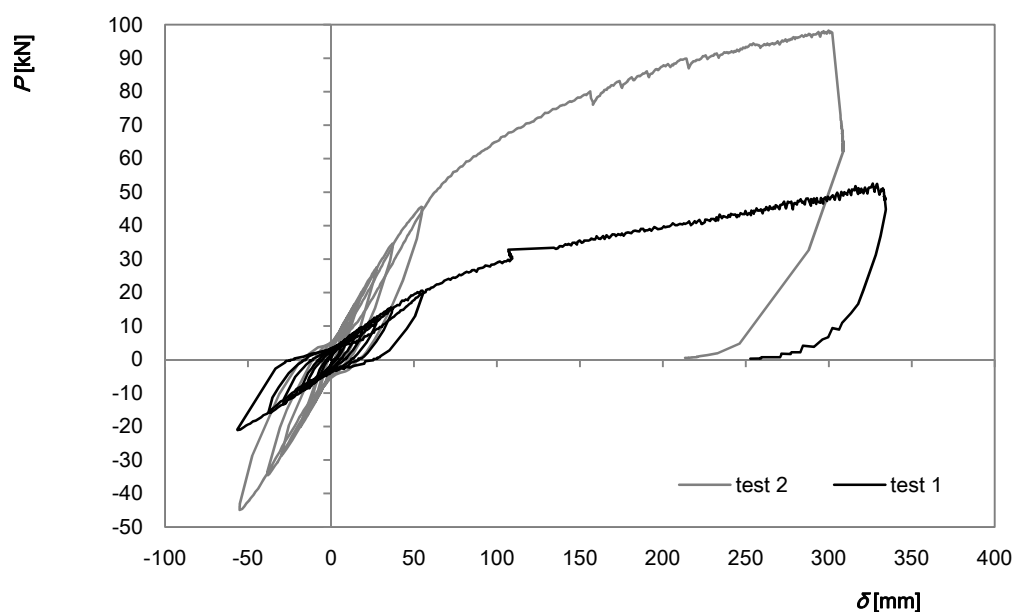


図 5.1.2-2 予備試験の P - δ 関係

表 5.1.2-1 特性値一覧

特性値 \ 試験	test 1	test 2
P_y [kN]	27.18	54.56
δ_y [mm]	28.60	62.93
P_u [kN]	42.39	86.35
δ_u [mm]	50.63	112.91
P_{max} [kN]	52.53	98.26
K		
μ	2.41	2.68
P_{120}	11.13	23.63
P_y	27.18	54.56
$2/3P_{max}$	35.02	65.51
$0.2P_u/D_s$	16.57	36.05
P_a	11.13	23.63
壁倍率	3.1	6.6

5.2.1 試験の概要と試験体材料物性、変位計計画

(1) 試験体と材料物性

1,820

2,730

加力側

アキ

桁: 150×180

貫: 60×180

板: 30×240

135

柱: 150 角

⑦ ⑧ ⑨ ⑩ ⑪

580

150 120 1,280 120 150

④ ③

土台: 120×180

②

込栓: カシ
Φ24 (交差部 2 本)

ダボ: ヒノキ
13×13

特記なき材はヒノキ

図 5.2.1-1 耐力壁の仕様と変位計位置(本試験)

表 5.2.1-1 試験体材料物性

部材(樹種)	断面寸法[mm]	部材点数	密度[g/cm ³]	含水率[%]	E_0 [N/mm ²]
柱(ヒノキ)	150×150	6	0.488 ± 0.012	24.14 ± 4.69	12846 ± 1584
土台(ヒノキ)	120×180	3	0.457 ± 0.046	19.89 ± 2.00	11957 ± 1639
桁(ヒノキ)	150×180	3	0.493 ± 0.025	42.16 ± 18.78	10093 ± 2865
貫(ヒノキ)	60×180	18	0.462 ± 0.043	28.72 ± 8.85	10630 ± 1767
たて貫(タモ)	30×120	9	0.525 ± 0.035	21.47 ± 4.83	9920 ± 1920
壁板(ヒノキ)	30×240	42	0.458 ± 0.038	20.20 ± 4.78	11930 ± 1841

(2) 試験の概要

面内せん断試験は柱脚固定式、試験体は3体、加力は制御変形角 1/450、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50rad では正負交番各3回、その後(荷重低下が見られなかったため)見かけの変形角 1/7.5rad 付近まで単調加力した。変位計の 1ch~4ch では水平・鉛直方向の絶対変位を、5~11ch では部材間の相対変位を測定した。そのうち 5・6ch の結果に基づき柱と貫の相対回転角を、7・8ch で貫とたて貫の相対回転角を、9・10ch で板とたて貫の相対回転角を測定した。試験の状況を図 5.2.1-2 に示す。右図では、柱における貫のほぞ穴が貫通している様子が見える。

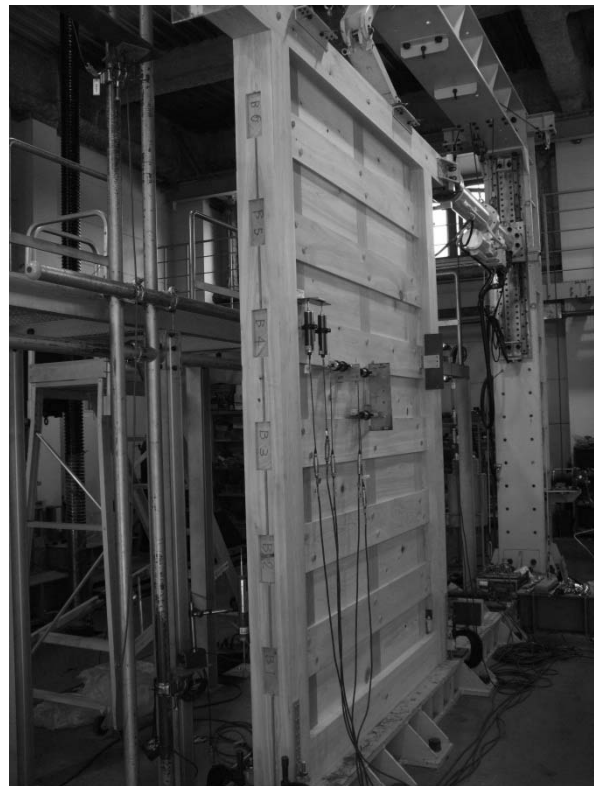
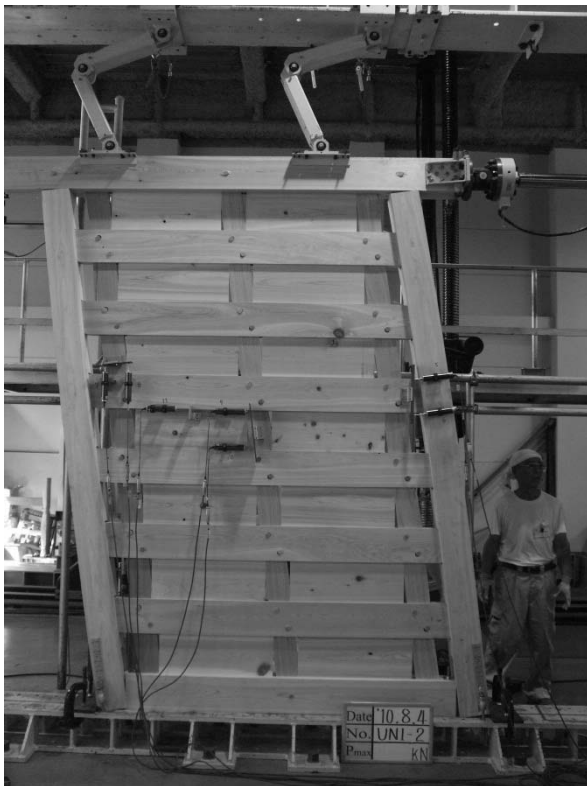


図 5.2.1-2 試験状況

5.2.2 試験結果と考察

(1) 耐力壁の挙動と破壊状況

図 5.2.2-1 に壁全体の荷重 P と変位 $\delta(1\text{ch-}2\text{ch})$ との関係を示す。図からは、3 体とも 50 ～60kN、変位 50mm 付近に降伏点があり、変位が 400mm 程度に至ってもほとんど耐力低下のない、同様の挙動を示したことがわかる。試験時の観察では、加力開始から 1/100rad までは目視確認できるような状況変化はなく、1/75rad ぐらいから、込栓穴の隙間や貫の柱からの抜け出しが見られるようになり、1/50rad になると板とたて貫間の隙間や柱の曲げが目立つようになった。3 体とも 1/10rad を越える大変形領域においても荷重は上昇し続けたが、たて貫材の割裂や貫材の割裂、ほぞ穴から端部へのせん断破壊等、各部に損傷が見られた。

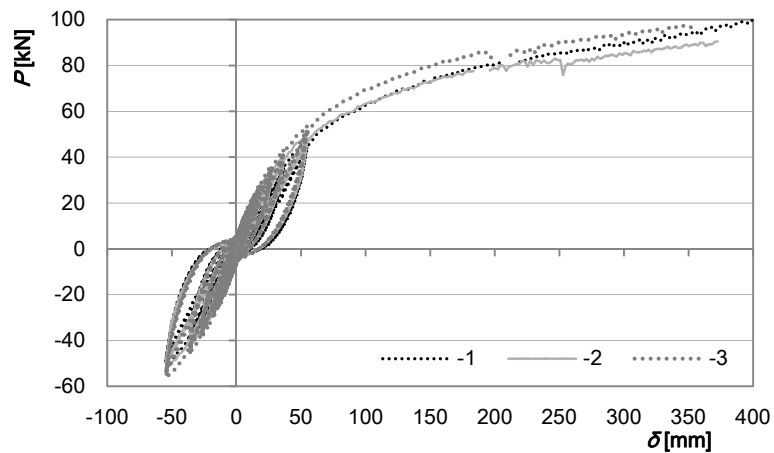


図 5.2.2-1 耐力壁の P - δ 関係



図 5.2.2-2 変形やめり込みの状況(全体像)

図 5.2.2-2 に変形やめり込みの全体像を示し、図 5.2.2-3～8 には、耐力壁各部の主な破壊性状等を示す。今回の試験では、ある箇所がせん断や割裂によって破壊しても、壁全体にその影響が伝播することはなく、最後まで安定した $P-\delta$ 関係を示した。



図 5.2.2-3 ほぞ穴間のせん断(桁材) 図 5.2.2-4 たて貫のこじりによるせん断(貫材)



図 5.2.2-4 貫のほぞ穴からのせん断(柱材) 図 5.2.2-5 めり込みに伴う割れ(たて貫材)



図 5.2.2-6 込栓によるめり込み(横貫) 図 5.2.2-7 たて貫のめり込み(板と貫穴木口による)

続いて、試験終了後解体時における部材の損傷状況を図 5.2.2-8～11 に示す。図 5.2.2-8・9 より、タモ材の割れやすさが、図 5.2.2-10 より、ヒノキダボの板木口に対する相対的な粘り強さがわかる。(ただし、ダボには千切れていたものも多い。)図 5.2.2-11 は桁材下端における柱とたて貫のほぞ穴間に起きたせん断現象を示すが、同時に、かすかに残る柱木口のめり込み痕から、柱木口の桁へのめり込みがそれほど多くはなかったことも示している。



図 5.2.2-8 たて貫頂部の曲げによる割れ



図 5.2.2-9 たて貫のめり込みと割れ



図 5.2.2-10 ダボの曲げせん断変形

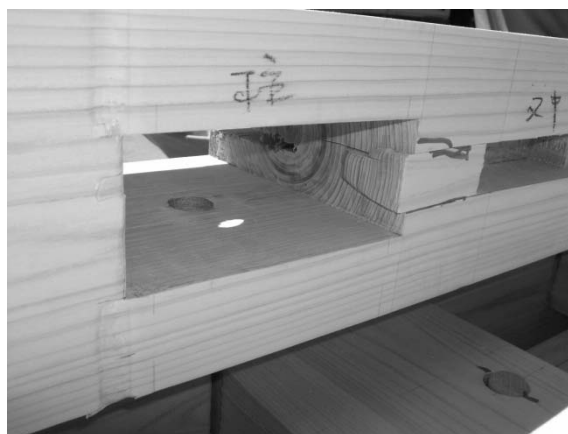


図 5.2.2-11 桁材ほぞ穴間せん断

今回の試験結果から、耐力要素が多くそのほとんどがめり込みを主とした抵抗であり、大変形領域において部分的な破壊が起きても、耐力壁全体の抵抗性能を保持し得たと判断できるため、粘り強い挙動を示す耐力壁であると総括できる。ただし、たて貫材の性能を吟味することで、さらに抵抗性能を改善できる可能性があると考ええる。

(2) 耐力壁の特性値

試験で得られた耐力壁の特性値を表 5.2.2-1 に示す。3 体間の個体差はほとんどなく、短期基準せん断耐力 P_0 は 3 体とも特定変形時の耐力 P_{120} で決定した。なお補正係数 α は、直接風雨にさらされないという条件と ($\alpha_{1,2} = 0.95$)、施工性のバラツキが少ないこと ($\alpha_{3,4} = 0.95$) から 0.9 と判断され、短期許容せん断耐力 P_a は 25.47kN (倍率 7 相当) と決定した。

表 5.2.2-2 耐力壁の特性値

	P_y [kN]	$P_u \cdot 0.2\sqrt{2\mu - 1}$ [kN]	$2/3P_{max}$ [kN]	P_{120} [kN]	P_u [kN]	δ_u [rad]	μ
試験体-1	54.8	38.9	64.0	26.3	83.9	0.133	3.19
試験体-2	50.4	41.9	60.0	30.7	79.4	0.133	3.98
試験体-3	57.3	44.4	65.9	32.5	87.6	0.133	3.71
平均値	54.2	41.7	63.3	29.8	83.6	0.133	3.63
標準偏差	3.49	2.75	3.01	3.19	4.11	0.00	0.40
C.V.	0.970	0.969	0.977	0.950	—	—	—
50%下限値	52.6	40.4	61.8	28.3	—	—	—

5.3 耐力壁のモーメント抵抗性能の推定

5.3.1 タモ材の横圧縮(めり込み)試験⁶⁴⁾

(1) 試験概要

予備試験②(test2)に使用した3本のたて貫材(母材：たて貫1～3)から、加圧面に対する年輪傾角(0° , 90° , 45°)毎に各3体の $30 \times 30 \times 90$ (60:全面用)mmの試験片を切り出し、JIS Z2101を参照し全面横圧縮試験、部分圧縮試験(図5.3.1-1)を実施した。両試験とも万能材料試験機により、加力速度1mm/min.で単調加力した。変位計は加力中心から点対称に配し、クロスヘッド間の変位を測定した。それらの平均値をめり込み変位 δ とし、 δ を試験体の加圧方向高さで除した歪み ε は、見かけ歪みである。材料の物性値を表5.3.1-1に、年輪傾角を含む試験概要を図5.3.1-1に示す。

表 5.3.1-1 タモめり込み試験の材料物性 ※平均年輪幅[mm]

	密度[g/cm ³]	全乾密度	含水率[%]	E_0 [N/mm ²]	平均年輪幅[mm]
たて貫1	0.655	0.576	10.25	10818	3.07
たて貫2	0.641	0.571	9.75	10079	2.74
たて貫3	0.651	0.566	10.33	16821	1.62
平均	0.649	0.571	10.11	12573	2.48

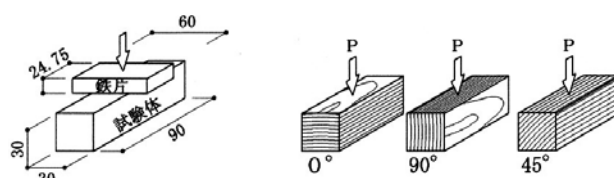


図 5.3.1-1 めり込み試験概要と加圧面に対する年輪傾角

(2) 全面圧縮試験の結果

母材の繊維方向ヤング係数を E_0 、全面圧縮試験における横圧縮ヤング係数を E_{90} として年輪傾角毎に E_{90}/E_0 を求めた。年輪傾角毎に平均すると、 0° では E_{90} は E_0 の1/26、 90° では1/29、 45° では1/28、全体では1/27.8とばらつきの少ない結果となった。全面圧縮試験における年輪傾角毎の代表的な σ - ε 関係を図5.3.1-2に示す。 0° では降伏後に荷重が上下する挙動が、 45° でも降伏後いったん荷重が低下する挙動が、多く見られた。 90° では図のように荷重が低下し続ける場合、なだらかに上昇する場合、 45° のようにいったん荷重が低下する場合など様々な挙動が見られた。このような降伏後の挙動は、環孔材であるタ

モ材の晩材部と早材部の物理的な強度差に起因するのではないかと考える。

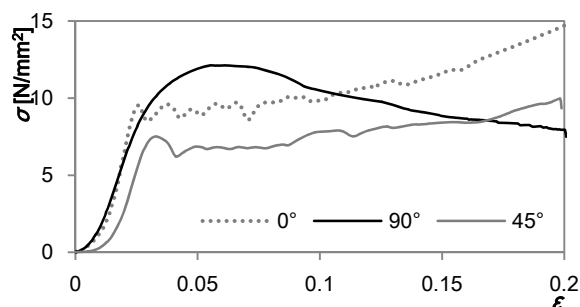


図 5.3.1-2 年輪傾角毎の σ - ϵ 関係の形状例(全面圧縮試験)

(3) 部分圧縮試験の結果

試験の結果、得られた各 σ - ϵ 曲線を弾塑性置換し、弾性域の剛性を E_1 、塑性域の勾配を E_2 として、2 直線の交点の座標を σ_y , ϵ_y として評価した。また比例限時の応力を σ_p 、初期めり込み剛性 K を求めた。 E_1 は、初期すべり後から降伏前までの直線域を取り出して、 E_2 は、降伏後 2 次勾配に入ってから歪みが 2~2.5% 程度増加するまでの区間データを取り出して、それぞれ最小 2 乗法によって求めた。図 5.3.1-3 に年輪傾角毎の代表的な σ - ϵ 関係を、図 5.3.1-4 に特性値の抽出法を例示(図 5.3.1-3 から 45° を除き拡大したもの)する。さらに試験結果を全面圧縮試験の結果とあわせて表 5.3.1-2 に示す。図 5.3.1-3 に代表例を示すように、0° では降伏前後の挙動が不安定な傾向が、90° では降伏の前後にかけて半径の大きい曲線を描く傾向が見られた。なお図 5.3.1-4 では、 σ_p と σ_y は 90° の場合を記し、その他の特性値は 0° の場合を記した。図の場合、0° では、 $\sigma_p \doteq \sigma_y$ という評価となる。

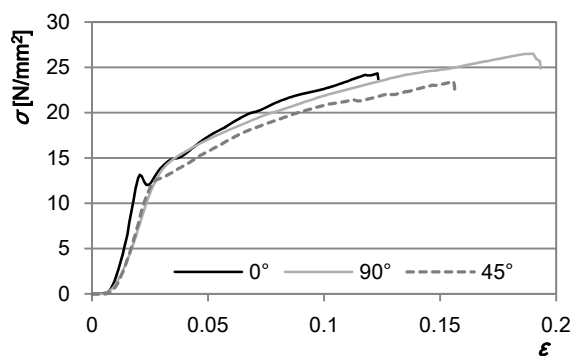


図 5.3.1-3 σ - ϵ 関係(部分圧縮試験)

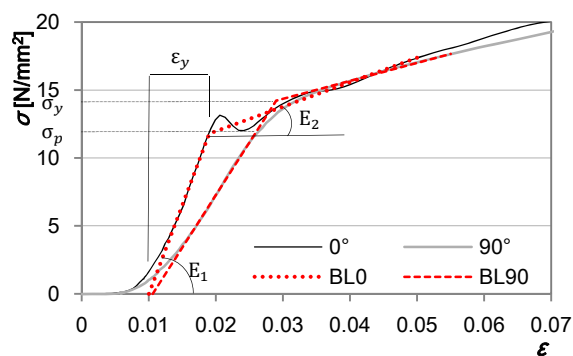


図 5.3.1-4 特性値の抽出法

表 5.3.1-2 りり込み試験の結果

年輪傾角	全面圧縮試験			部分圧縮試験								
	E_0	E_{90}	E_{90}/E_0	E_1	E_2	E_2/E_1	E_1/E_{90}	σ_y	ε_y	σ_p	σ_y/σ_p	K
	[N/mm ²]	[N/mm ²]		[N/mm ²]	[N/mm ²]			[N/mm ²]		[N/mm ²]		[N/mm ²]
0°	12573	514.2	1/26	1027.8	159.9	1/7.0	2.00	10.90	0.0111	10.51	1.04	25666
90°	12573	442.1	1/29	777.7	137.0	1/5.8	1.76	15.08	0.020	12.58	1.20	19196
45°	12573	462.0	1/28	914.5	135.0	1/7.0	1.98	10.81	0.0119	10.11	1.07	22709
平均	12573	472.8	1/28	902.0	143.4	1/6.6	1.91	12.32	0.0144	11.09	1.11	22402
下限値等		463.6		878.6	139.0			7.75	0.0086	8.10		21820

※下限値等の欄について ε_y は試験結果の最小値、剛性は信頼水準 75% の 50% 下限値、耐力は同左 5% 下限値

表 5.3.1-2 より、 E_1 は $0^\circ > 45^\circ > 90^\circ$ の順に高く、広葉樹材の一般的な傾向⁷⁰⁾と合致した。降伏後の剛性 E_2 の初期剛性 E_1 に対する比は、1/6～1/7 程度となった。また、端距離の有無がりり込み剛性に与える影響を表す、(全面圧縮試験で得られた) E_{90} と(部分圧縮試験における) E_1 の比： E_1/E_{90} は、年輪傾角毎の差はあまり見られず、1.8～2 程度であり、平均すると 1.9 程度であった。りり込み降伏応力度 σ_p は 90° の場合において、 0° 、 45° と比べ 4 割程度も高く、広葉樹の一般的な傾向($0^\circ > 45^\circ \geq 90^\circ$)とは異なる結果となった。

(4) 既存りり込み算定式における特性値の検討

稲山による等変位りり込み基準式²⁵⁾を式(5.3.1-1～5)に示す。

$$P = \frac{x_p y_p C_x C_y E_{90}}{Z_0} \delta \quad \cdots (5.3.1-1)$$

$$\delta_y = \frac{Z_0 F_m}{E_{90} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad \cdots (5.3.1-2)$$

ここで

$$C_x = 1 + \frac{4Z_0}{3x_p} \{1 - \exp(\frac{-3x_1}{2Z_0})\} \quad \cdots (5.3.1-3)$$

$$C_y = 1 + \frac{4Z_0}{3ny_p} \{1 - \exp(\frac{-3ny_1}{2Z_0})\} \quad \cdots (5.3.1-4)$$

$$C_{xm} = 1 + \frac{4Z_0}{3x_p}, \quad C_{ym} = 1 + \frac{4Z_0}{3ny_p} \quad \cdots (5.3.1-5)$$

式(5.3.1-1)、(5.3.1-2)を σ - ε 関係に書き換える。なお部分圧縮試験では縁距離が 0 であるため $C_y = 1$ 、同様に全面圧縮試験では縁端距離が 0 のため $C_x = C_y = 1$ となる。

$$\sigma = C_x C_y E_{90} \varepsilon \quad \cdots (5.3.1-1') \quad \hat{}$$

$$\varepsilon_y = \frac{F_m}{E_{90} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad \cdots (5.3.1-2') \quad \hat{}$$

したがって部分圧縮試験において式(5.3.1-1')は $\sigma = C_x E_{90} \varepsilon$ であり、 $E_1 = C_x E_{90} \cdots (5.3.1-6)$ となる。

次節でモーメント抵抗性能の推定を行う前に、試験結果とめり込み算定式における各特性値との整合性を検証する。検証を行う各特性値は、繊維方向のヤング係数 E_0 と全面横圧縮ヤング係数 E_{90} の比、繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数 n 、縁端距離を無限大とした時のめり込み降伏応力度 $F_m(=\sigma_y)$ 、端距離による剛性増大率を示す C_x についてである。

全面圧縮試験では、 $E_{90}=E_0/28$ という結果(表 5.3.1-2)が得られた。ただし試験体が少なく樹種の傾向をそのまま代表しているかどうかの判断が難しいため、以下の算定では $E_{90}=E_0/28$ をそのまま用いることにする。置換係数は $\sqrt{E_0/E_{90}}=5.29$ から $n=5$ で良いと考える。 F_m は表 5.3.2-2 の結果(平均値: 12.32 N/mm², 下限値 7.75N/mm²)と、告示のくり、なら…相当の値($F_{cv}=10.8\text{N/mm}^2$, $F_m=0.8F_{cv}=8.64\text{ N/mm}^2$)を比較し、試験結果の下限値≒告示値と考え、告示の値を用いるのが妥当であると判断する。

C_x については、式(5.3.1-6)より $E_1/E_{90}=C_x$ であるので、試験結果を優先し、 $C_x=1.9$ とする。

ここで、部分圧縮において載荷幅の影響が及ぶ範囲と加圧方向の材厚によって定まる係数を A とおき、式(5.3.1-3・4)を次のように書き換える。

$$C_x = 1 + \frac{1 - \exp^{-A\delta}}{A\lambda} \quad \dots(5.3.1-3')$$

$$C_y = 1 + \frac{1 - \exp^{-An\delta}}{An\lambda} \quad \dots(5.3.1-4')$$

ここで、 $\lambda=(x_p/2)/Z_0$, $\delta=x_1/Z_0$ または $\delta=y_1/Z_0$

針葉樹が対象である既存のめり込み算定式では、上式における $A=1.5$ で一定としているが、(5.3.1-3')で $C_x=1.9$ として A を求めると2.5程度となる。

(5) めり込み算定式による算定値と試験結果との対照

既存のめり込み算定式における特性値を見直し、試験で得られた値を用いた算定値と試験結果を比較した。結果を表 5.3.1-3 に示す。

表 5.3.1-3 算定値と試験結果の比較

年輪傾角	算定値			実験結果		
	$\sigma_{ycal.}$ [N/mm ²]	$\varepsilon_{ycal.}$	$K_{cal.}$	σ_y [N/mm ²]	ε_y	K [N/mm]
0°	6.50	0.0083	20307	10.90	0.0111	25666
90°	6.50	0.0083	20307	15.08	0.020	19196
45°	6.50	0.0083	20307	10.81	0.0119	22709
平均	6.50	0.0083	20307	12.32	0.0144	22402
下限値等				7.75	0.0086	21820

※下限値等： σ_y は信頼水準 75%における 5%下限値、 K は同 50%下限値、 ε_y は最小値

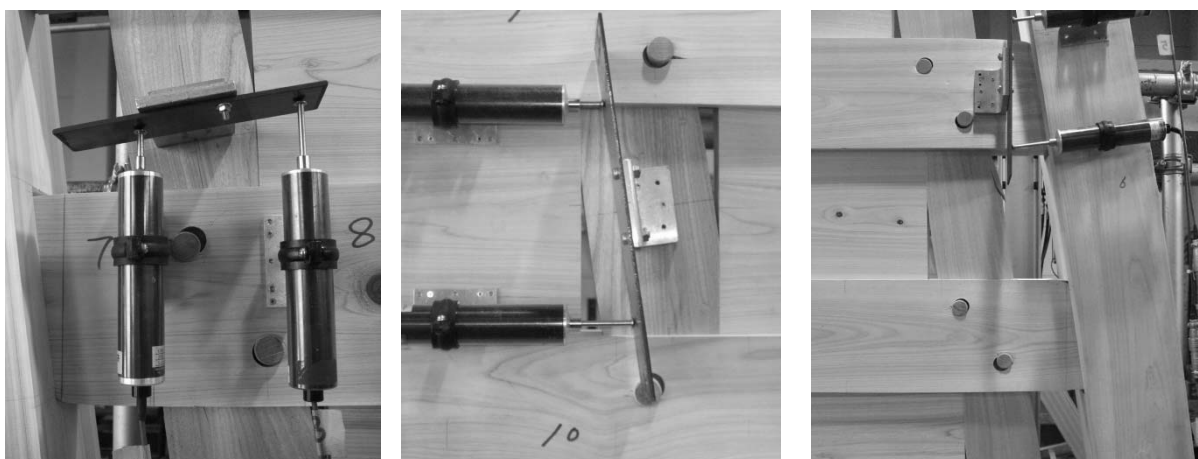
表 5.3.2-3 より、 σ_y と ε_y の算定値は、それぞれ実験結果の下限值、最小値と良い対照を示したといえるが、安全側に過ぎるということもできる。一方剛性について算定値は試験結果をよく推定できた。 σ_y が安全側の結果となった理由として、 F_m 値の与え方が低すぎた可能性があることが考えられ、 ε_y の算定値が低かった理由として、 F_m 値の問題に加え、縦振動法によって求めた E_0 値の信頼性の問題があると考えられる。 E_0 値の信頼性の問題とは、得られた E_0 が高すぎた(表 5.3.1-1 たて貫 3)ため、 E_0/E_{90} が小さめの評価となった可能性があるということである。

ただし以上の結果より、既存のめり込み算定式は特性値の見直しを行うことによって広葉樹材にも適用可能であると判断した。

5.3.2 弾性域における各部モーメント抵抗性能の推定

(1) 各部抵抗要素の概要

耐力壁の各部における回転に対する抵抗要素を図 5.3.2-1 に示す。



貫／たて貫部(込栓とめり込み) たて貫／板部(めり込み)

柱／貫部(めり込み)



柱／横架材・たて貫／横架材部(めり込み)



板／貫・横架材部(ダボ)

図 5.3.2-1 各部のモーメント抵抗要素

(2) 各部抵抗性能の推定

各部の抵抗要素をまとめて図 5.3.2-2 に示す。軸組全体を剛体と仮定し、以下要素毎に回転剛性 K_θ や降伏モーメント M_y 、降伏変形角 θ_y を求め、並列バネとして加算し耐力壁全体の性能推定を行うものとする。

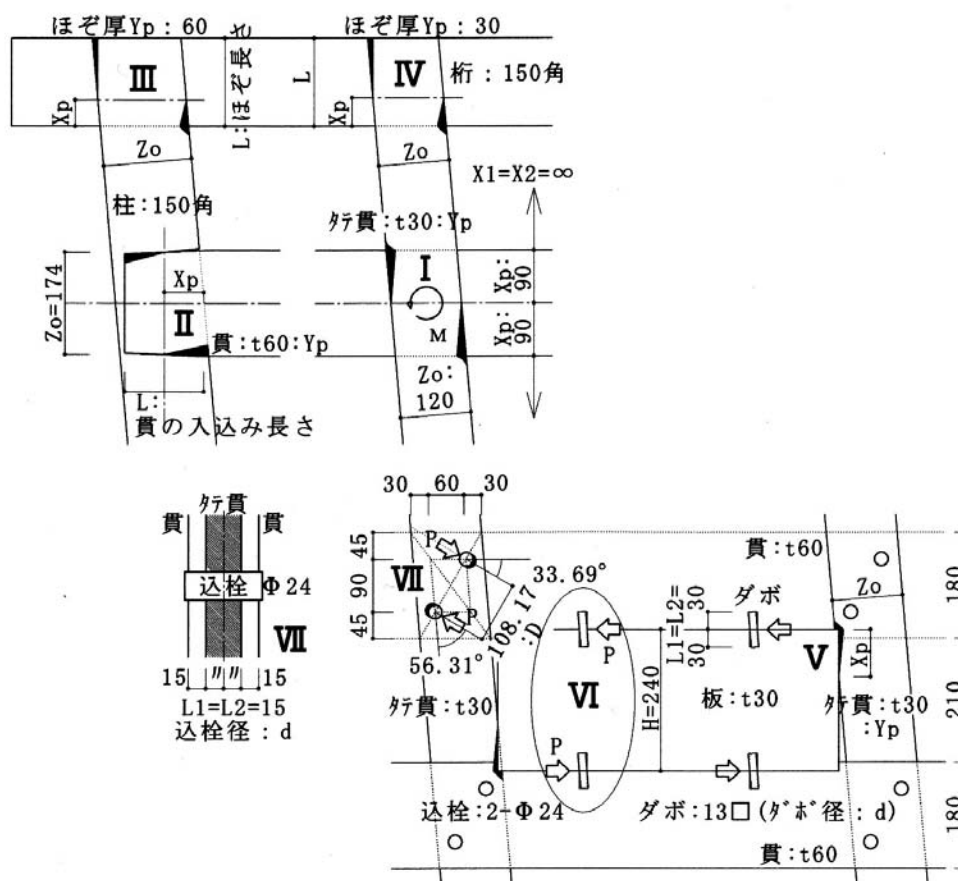


図 5.3.2-2 要素(部位)別 各抵抗要素詳細(要素 I ～ VII)

込栓のカシ材、ダボのヒノキ材は比重による回帰計算²⁵⁾⁶⁶⁾によって物性値(平均値)を求めた。ヒノキ材の E_{90} は既存のめり込み式同様に $E_0/50$ として²⁵⁾、まためり込みに伴う材端部の摩擦係数 μ は0.4、材中間部については $\mu=0.7$ として算定した。

なお、たて貫のタモ材の特性値は、5.3.1における要素試験の結果を用いることにした。すなわち全面横圧縮ヤング係数 E_{90} は $E_0/28$ として、タモ材のめり込み基準強度 F_{cv} は平成13年国土交通省告示第1024号第3第一号表1における、くり、なら…相当として、タモ材の繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数 $n=5$ として算定を行った。さらに、部分圧縮において載荷幅の影響が及ぶ範囲と加圧方向の材厚によって定まる係数を1.5ではなく

2.5として算定した。

算定に際しては文献²⁹⁾を参照した。以下に要素(部位)別の算定概要を示す。

a) 貫／たて貫部(要素Ⅰ)

たて貫材の余長が双方とも十分にあるため、回転中立軸 x_p は貫材の芯位置にあるとする。

$$K_{\theta b1} = x_p^2 y_p E_{90} \left\{ \frac{x_p}{Z_0} \left(C_{xm} - \frac{1}{3} \right) + 0.5 \mu C_{xm} \right\} \quad [\text{Nmm/rad}] \quad \cdots (5.3.2-1)$$

$$M_{yb1} = \frac{K_{\theta b1} Z_0 F_m}{x_p E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym}}} \quad [\text{Nmm}] \quad \cdots (5.3.2-2)$$

$$\theta_{yb1} = \frac{M_{yb1}}{K_{\theta b1}} \quad [\text{rad}] \quad \cdots (5.3.2-3)$$

※以下の係数等は部位別に求めるが、添え字は省略して進める。

$$C_{xm} = 1 + \frac{1}{A\lambda}, \quad C_{ym} = 1 + \frac{1}{An\lambda} : \text{端, 縁距離効果係数} \quad \cdots (5.3.2-4)$$

$$C_x = 1 + \frac{1}{2A\lambda} \{2 - \exp(-A\delta_1) - \exp(-A\delta_2)\}, \quad C_y = 1 + \frac{1}{2An\lambda} \{2 - \exp(-An\delta_1) - \exp(-An\delta_2)\} \quad \cdots (5.3.2-5)$$

ここで、 A ：部分圧縮において載荷幅の影響が及ぶ範囲と加圧方向の材厚によって定

まる係数ヒノキ=1.5, タモ=2.5

$$\lambda = (x_p/2)/Z_0, \quad \delta_1 = x_1/Z_0 \quad \text{または} \quad \delta_1 = y_1/Z_0, \quad \delta_2 = x_2/Z_0 \quad \text{または} \quad \delta_2 = y_2/Z_0$$

x_p ：繊維方向のめり込み長さ(回転中立軸位置) [mm]

y_p ：繊維直交方向のめりこみ幅 [mm]

Z_0 ：めり込みを受ける部材のめり込み方向の材厚 [mm]

l ：ほぞ等の長さ [mm]

n ：繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数

b) 柱／貫部(要素Ⅱ)

$$\text{回転中立軸 } x_p = \frac{3l^2}{4Z_0 + 6l} \quad [\text{mm}] \quad \cdots (5.3.2-6)$$

$$K_{\theta b2} = \frac{y_p E_{90}}{3Z_0} \{x_p^3 + 2x_p^2 Z_0 + (l - x_p)^3 + \frac{3}{2}(l - x_p)^2 \mu Z_0\} \quad [\text{Nmm/rad}] \quad \cdots (5.3.2-7)$$

$$\theta_{yb2} = \frac{Z_0 F_m}{x_p E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym}}} \quad [\text{rad}] \quad \cdots (5.3.2-8)$$

$$M_{yb2} = K_{\theta b2} \theta_{yb2} \quad [\text{Nmm}] \quad \cdots (5.3.2-9)$$

c) 柱／横架材(要素Ⅲ)

b)と同様に算定

d) たて貫／横架材部（要素Ⅳ）

タモ材のめり込みとなるため、4.3.1における式(4.3.1-4・6)を A 、 δ 、 λ を用いたかたち
に書き換え、力のつり合いより、回転中立軸 x_p を求める。 $C_y = 1$ 、 $x_2 = 0$ より、

$$\sum N_R = \frac{x_p^2 y_p C_y E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3x_p} \right) \theta = \frac{x_p^2 y_p E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2A\lambda} \right) \theta \quad \cdots (4.3.1-4')$$

$$\sum N_L = \frac{(l-x_p)^2 y_p C_y E_{90}}{Z_0} \left\{ \frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3(l-x_p)} (1 - \exp^{-\frac{3x_2}{2Z_0}}) \right\} \theta = \frac{(l-x_p)^2 y_p E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{2} \right) \theta \quad \cdots (4.3.1-6')$$

$$\sum N_R = \sum N_L \text{ より、 } x_p^2 \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2A\lambda} \right) = \frac{(l-x_p)^2}{2}$$

上式を x_p について解き、下式を得る。

$$x_p = \frac{Al^2}{2Z_0 + 2Al} \quad [\text{mm}] \quad \cdots [5.3.2-10]$$

$$K_{\theta b2} = \frac{y_p E_{90}}{3Z_0} \left\{ x_p^3 + \frac{3}{2A\lambda} x_p^2 Z_0 + (l-x_p)^3 + \frac{3}{2} (l-x_p)^2 \mu Z_0 \right\} [\text{Nmm/rad}] \quad \cdots (5.3.2-11)$$

$$\theta_{yb2} = \frac{Z_0 F_m}{x_p E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym}}} \quad [\text{rad}] \quad \cdots (5.3.2-12)$$

$$M_{yb2} = K_{\theta b2} \theta_{yb2} \quad [\text{Nmm}] \quad \cdots (5.3.2-13)$$

e) 板木口／たて貫部（要素Ⅴ）

※ $x_p = H/3$ と仮定 H ：板幅=240mm

$$\theta_{yb5} = \frac{Z_0 F_m}{x_p E_{90} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad [\text{rad}] \quad \cdots (5.3.2-14)$$

$$\sum M_{yb5} = \frac{x_p^3 y_p C_y E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{3} + \frac{2Z_0}{3x_p} \right) \theta_{yb5} \quad [\text{Nmm}] \quad \cdots (5.3.2-15)$$

$$K_{\theta b5} = \sum M_{yb5} / \theta_{yb5} \quad [\text{Nmm/rad}] \quad \cdots (5.3.2-16)$$

f) 板／貫・横架材のダボ（要素Ⅵ）

ダボ（13角：ヒノキ）の比重 $\rho = 0.45$ と仮定し、物性値を回帰計算により求める。ダボ
径 $d = 13\text{mm}$

$$F_b = 8.1 + 136\rho$$

$$F_s = (-7.7 + 100\rho)d^{-0.4}$$

$$F_{cvf} = -8.2 + 35.4\rho$$

$$E = 2100 + 13700\rho \quad [\text{N/mm}^2] \quad \cdots (5.3.2-17)$$

耐力計算

$$\text{埋込み長さ： } L_1 = L_2, \quad \alpha = L_2 / L_1 \quad \beta = F_{Ecp2} / F_{Ecp1}$$

$$\text{複合面圧降伏応力： } F_{Ecp} \quad [\text{N/mm}^2]$$

貫・板(：母材 1・2)ともヒノキ材のため、 $F_{Ecp1}=F_{Ecp2} \therefore \alpha=\beta=1$

$$F_{Ecp1} = \min. \{ F_{E1}, \alpha_F F_{cvf} \} \cdots (5.3.2-18)$$

ここで、 α_F ：めり込み降伏応力増大係数

$$F_{cvf} : \text{ダボのめり込み降伏応力} [\text{N/mm}^2]$$

母材の面圧降伏応力 $F_E^{75)}$ ：

$$F_{E(0^\circ)} = f_{e0} = 0.082(1 - 0.01d)\rho \quad (\text{繊維方向加力の場合})$$

$$F_{E(90^\circ)} = f_{e90} = 0.5f_{e0} \quad (\text{繊維直交方向加力の場合}) \cdots (5.3.2-19)$$

$$\text{ダボの曲げ降伏モーメント} : M_y = ZF_b = \frac{d^3}{6} F_b \cdots (5.3.2-20)$$

$$\text{ダボの 1 面せん断の降伏耐力} : P_{yd1} = \min. \{ 1) \sim 7) \}$$

$$1) \quad dL_1 F_{Ecp1}$$

$$2) \quad dL_1 F_{Ecp1} \times \alpha\beta$$

$$3) \quad dL_1 F_{Ecp1} \times \sqrt{\frac{\alpha^2 \beta^3 + (2\alpha^2 + 2\alpha + 2)\beta^2 + \beta - \beta(\alpha + 1)}{1 + \beta}}$$

$$4) \quad dL_1 F_{Ecp1} \times \left[\sqrt{\frac{4\beta M_y}{dL_1^2 F_{Ecp1}(\beta + 2)} + \frac{2\beta(\beta + 1)}{(\beta + 2)^2} - \frac{\beta}{\beta + 2}} \right]$$

$$5) \quad dL_1 F_{Ecp1} \times \left[\sqrt{\frac{4\beta M_y}{dL_1^2 F_{Ecp1}(2\beta + 1)} + \frac{2\alpha^2 \beta^2(\beta + 1)}{(2\beta + 1)^2} - \frac{\alpha\beta}{2\beta + 1}} \right]$$

$$6) \quad \sqrt{\frac{4dF_{Ecp1}M_y\beta}{1 + \beta}}$$

$$7) \quad \frac{A \times F_s}{\kappa} (= P_{Qy}) \cdots (5.3.2-21)$$

剛性計算 ※ E_{timber} ：母材の繊維方向曲げヤング率 $=E_0$

$$\text{母材(ヒノキ)の繊維方向面圧定数} : k_{E1} = \frac{E_{timber}}{31.6 + 10.9d} [\text{N/mm}^3] \cdots (5.3.2-22)$$

$$\text{ダボの補剛めり込み剛性} \quad \alpha_k k_{cvf} [\text{N/mm}^3] \cdots (5.3.2-23)$$

$$\alpha_k : \text{めり込み補剛効果係数} = 1.5$$

$$k_{cvf} : \text{ダボのめり込み剛性} = E_0 / 11d$$

$$\text{複合面圧定数} \quad k_{cp1} = k_{cp2} = \frac{k_E \times \alpha_k k_{cvf}}{k_E + \alpha_k k_{cvf}} [\text{N/mm}^3] \cdots (5.3.2-24)$$

せん断剛性 K (1 せん断断面, ダボ 1 本あたり)

$$K = \min. \left\{ \frac{K_1 K_2}{K_1 + K_2} = \frac{K_1^2}{2K_1}, \quad d \left[\frac{1}{k_{cp1} L_1} + \frac{1}{k_{cp1} L_1} + \frac{3(L_1 + L_1)(L_1 + L_1 - 0.8d)}{k_{cp1} L_1^3 + k_{cp1} L_1^3} \right]^{-1} \right\} \cdots (5.3.2-25)$$

$K_1 \cdot K_2$ ：母材 1・2 での片側剛性,

$$K_1 = K_2 = \min. \left\{ \frac{1}{3} (E d^7 k_{cp1}^3)^{\frac{1}{4}} \times (1 + 0.188 \times \eta \sqrt{\frac{k_{cp1} d}{E}})^{-\frac{1}{2}}, dk_{cp1} L_1 \right\} \cdots (5.3.2-26)$$

$$\eta = E/G = 15 \quad G: \text{せん断弾性係数} \quad [\text{N/mm}^2]$$

$$\text{ダボ 1 本あたりの降伏変位 } \delta_{yd1} = \frac{P_{yd1}}{K} \quad [\text{mm}] \cdots (5.3.2-27)$$

$$\text{上下 1 組のダボによる降伏変形角 } \theta_{yd1} = \frac{\delta_{yd1} \times 2}{H} \cdots (5.3.2-28)$$

$$\text{同上降伏モーメント } M_{yd1} = P_{yd1} H \cdots (5.3.2-29)$$

$$\text{同上回転剛性 } K_{\theta d1} = \frac{M_{yd1}}{\theta_{yd1}} \cdots (5.3.2-30)$$

g) 貫／たて貫部のダブル込栓（要素Ⅶ）

貫／たて貫交差部の対角線直交方向（込栓間距離 $D=108.17\text{mm}$ ）にせん断力が作用するとし、また面圧定数等の算出に各母材繊維方向との角度 θ を考慮し各定数を算定する。込栓（ $\phi 24=d$: カシ）の比重 $\rho=0.9$ と仮定し、物性値を回帰計算により求める。

耐力計算

埋込み長さ: $L_1 = L_2$, 母材 1 (たて貫: タモ) の厚さ: $t_1 = 2L_1$

$$\alpha = L_1 / 2L_1 \quad \beta = F_{Ecp2} / F_{Ecp1}$$

複合面圧降伏応力: F_{Ecp} ※たて・横貫材各々について算定

※以下添字 1 はたて貫材(タモ)、2 は貫材(ヒノキ)の場合を示す。

$$F_{Ecp1} = \min. \{ F_{E1}, \alpha_F F_{cvf} \}, F_{Ecp2} = \min. \{ F_{E2}, \alpha_F F_{cvf} \} \cdots (5.3.2-31)$$

[13]式より $F_{E(90^\circ)} = f_{e90} = 0.5 f_{e0}$ 、ハンキンソン式を用いて

$$F_{E1(\theta_1=56.31^\circ)} = \frac{F_{E1(0^\circ)}}{2 \sin^2 \theta_1 + \cos^2 \theta_1}$$

$$F_{E2(\theta_2=33.69^\circ)} = \frac{F_{E2(0^\circ)}}{2 \sin^2 \theta_2 + \cos^2 \theta_2} \cdots (5.3.2-32)$$

$$\text{ダボの曲げ降伏モーメント: } M_y = Z F_b = \frac{\pi d^3}{32} F_b \cdots (5.3.2-33)$$

込栓 1 本あたりの 2 面せん断の降伏耐力: P_{yd2}

$$P_{yd2} = \min. \{ 8), 9), 10), 11), 12) \}$$

$$8) dt_1 F_{Ecp1}$$

$$9) dt_1 F_{Ecp1} \times 2\alpha\beta$$

$$10) dt_1 F_{Ecp1} \times \left[\sqrt{\frac{16\beta M_y}{dt_1^2 F_{Ecp1} (2\beta + 1)} + \frac{8\alpha^2 \beta^2 (\beta + 1)}{(2\beta + 1)^2}} - \frac{2\alpha\beta}{2\beta + 1} \right]$$

$$11) \sqrt{\frac{16d F_{Ecp1} M_y \beta}{1 + \beta}}$$

$$12) \frac{2 \times A \times F_s}{\kappa} (=P_{Qy}) \quad \cdots (5.3.2-34)$$

剛性計算 ※ E_{timber} ：各母材の繊維方向曲げヤング率 $=E_0$

$$\text{母材繊維方向の面圧定数：} k_{E(0^\circ)} = \frac{E_{timber}}{31.6 + 10.9d} \text{ [N/mm}^3\text{]}$$

$$\text{母材繊維直交方向の面圧定数：} k_{E(90^\circ)} = \frac{1}{3.4} \times \frac{E_{timber}}{31.6 + 10.9d} \quad \cdots (5.3.2-35)$$

$$\text{たて貫材の面圧定数：} k_{E1(\theta_1=56.31^\circ)} = \frac{k_{E1(0^\circ)}}{3.4 \sin^2 \theta_1 + \cos^2 \theta_1}$$

$$\text{貫材の面圧定数：} k_{E2(\theta_1=33.69^\circ)} = \frac{k_{E2(0^\circ)}}{3.4 \sin^2 \theta_2 + \cos^2 \theta_2} \quad \cdots (5.3.2-36)$$

込栓(カシ)の補剛めり込み剛性：

$$\alpha_k k_{cvf} = 1.5 \times \frac{E_{timber}}{11d} \text{ [N/mm}^3\text{]} \quad \cdots (5.3.2-37)$$

込栓と母材の複合面圧定数：

$$k_{cp1} = \frac{k_{E1} \times \alpha_k k_{cvf}}{k_{E1} + \alpha_k k_{cvf}} \quad k_{cp2} = \frac{k_{E2} \times \alpha_k k_{cvf}}{k_{E2} + \alpha_k k_{cvf}} \text{ [N/mm}^3\text{]} \quad \cdots (5.3.2-38)$$

$$1 \text{ せん断面あたりのせん断剛性：} K_0 = \frac{K_1 K_2}{K_1 + K_2} \text{ [N/mm]}$$

$$K_1 = \min. \left\{ dk_{cp1} L_1, \frac{1}{3} (Ed^7 k_{cp1}^3)^{\frac{1}{4}} \times (1 + 0.188 \times \eta \sqrt{\frac{k_{cp1} d}{E}})^{-\frac{1}{2}} \right\}$$

$$K_2 = \min. \left\{ dk_{cp2} L_2, \frac{1}{3} (Ed^7 k_{cp2}^3)^{\frac{1}{4}} \times (1 + 0.188 \times \eta \sqrt{\frac{k_{cp2} d}{E}})^{-\frac{1}{2}} \right\} \quad \cdots (5.3.2-39)$$

$$\text{込栓 1 本当たりのせん断剛性 } K = 2K_0 \text{ [N/mm]} \quad \cdots (5.3.2-40)$$

$$\text{同上降伏変位 } \delta_y = \frac{P_y d_2}{K} \text{ [mm]} \quad \cdots (5.3.2-41)$$

$$\text{込栓 2 本セットでの降伏変形角 } \theta_{yd2} = \frac{\delta_{yd2}}{D} \quad \cdots (5.3.2-42) \quad D: \text{込栓間距離}$$

$$\text{同上降伏モーメント } M_{yd2} = P_{yd2} D \quad \cdots (5.3.2-43)$$

$$\text{同上回転剛性 } K_{\theta d2} = \frac{M_{yd2}}{\theta_{yd2}} \quad \cdots (5.3.2-44)$$

(3) 要素別の特性値

これまでの算定式に耐力壁各部の寸法を代入して求めた各部抵抗要素の特性値をまとめて表 5.3.2-1 に示す。表の算定結果より、最初に降伏するのはダボであり、その時の変形角は $1/200\text{rad}$ 程度である。その時のモーメントを $M=K\theta$ により求めると、 $M=36.69\text{kNm}$ であり、一方図 5.2.2-1、表 5.2.2-2 より $M_u \doteq 225 \sim 240\text{kNm}$ 程度となる。各要素の剛性の和が全体の剛性に占める割合に応じて、各要素が壁全体のモーメントを負担するとすれば、貫／たて貫部が全体の半分以上を占め、板木口／たて貫部、板／貫・横架材間のダボがそれぞれ 15% 前後を占めている。

表 5.3.2-1 要素別特性算定値

特性値等 要素(部位)	K_θ [kNm/rad]	θ_y [rad]	M_y [kNm]	箇所	ΣK_θ [kNm/rad]	要素剛性 /全体剛性
I 貫/たて貫	191.3	0.0142	2.713	18	3443.4	0.422
II 柱/貫	60.54	0.0149	0.903	12	726.48	0.089
III 柱/横架材	149.45	0.0113	1.693	2	298.90	0.037
IV たて貫/横架材	96.18	0.0141	1.355	2	192.36	0.024
V 板木口/たて貫	42.64	0.0148	0.631	28	1193.9	0.146
VI 板/横架材間クボ	45.47	0.0048	0.216	28	1273.2	0.156
VII 貫/たて貫込栓	57.28	0.0261	1.495	18	1031.04	0.126
計					8159.3	1.0

5.3.3 塑性域のモーメント抵抗性能の推定

(1) 各部終局モーメントの推定

以下、要素(部位)別に、想定される破壊モードにおける破壊時のモーメントを求め、その中の最小値を終局モーメントとする。材料強度は、ヒノキの場合は、表 5.2.1-1 における部材ごとの繊維方向ヤング係数の平均値を、JAS の機械等級区分に当てはめた場合の値とする。広葉樹材の場合は、平成 12 年告示第 1452 号無等級材の基準強度を用いた場合と、密度による回帰計算から求める場合の 2 通りで検討する。

a) 貫/たて貫部(要素 I)

① たて貫の曲げ破壊

$$\text{たて貫の終局曲げモーメント} : M_{uvc} = Z_{vc} F_{bvc} \quad \cdots (5.3.3-1)$$

ここで、 Z_{vc} : たて貫の断面係数[mm³]

F_{bvc} : たて貫材の基準曲げ強度[N/mm²]

平成 12 年告示第 1452 号無等級材の基準強度(くり、なら…相当)

数値を代入して求めると、 $M_{uvc} = 2.12 \text{ kNm}$

曲げ強度を回帰計算により求めると $F_b = 8.1 + 136 \times 0.525 = 79.5 \text{ N/mm}^2$ となり、

その時のモーメント : $M_{uvc} = 5.72 \text{ kNm}$ となる。

※以下、回帰計算により強度物性値を求めた場合にはかっこ書きで記載する。

② 貫の曲げ破壊

$$\text{貫ほぞ穴部の終局曲げモーメント} : M_{uhc1} = Z_{hc1} F_{bhc} \quad \cdots (5.3.3-2)$$

ここで、 Z_{hc1} : 貫の断面係数[mm³]

F_{bhc} : 貫材の基準曲げ強度(機械等級製材 E110) [N/mm²]

数値を代入して求めると、 $M_{uhc1} = 6.22 \text{ kNm}$

③貫の穴先端部のせん断破壊

$$\text{貫の穴先端部の終局せん断耐力} : N_{us1} = A_{s1} F_{s1} \quad \cdots (5.3.3-3)$$

ここで、 A_{s1} : 貫のせん断面積[mm²]

F_{s1} : 貫材の基準せん断強度 [N/mm²]

数値を代入して求めると、 $N_{us1} = 158.76 \text{ kN}$

その時のモーメント（三角形変位めり込みの余長部を除いて概算）：

$$M_{uhcs} = N_{us1} \times (\text{貫幅} - 2/3 x_p) = 158.76 \times (180 - 2/3 \times 90) = 19.05 \text{ kNm}$$

b) 柱／貫部(要素Ⅱ)

①柱の曲げ破壊

$$\text{柱ほぞ穴部の終局曲げモーメント} : M_{uc1} = Z_{c1} F_{bc} \quad \cdots (5.3.3-4)$$

ここで、 Z_{c1} : 柱ほぞ穴部の断面係数[mm³]

F_{bc} : 柱材の基準曲げ強度(機械等級製材 E110) [N/mm²]

数値を代入して求めると、 $M_{uc1} = 12.96 \text{ kNm}$

②貫の曲げ破壊

$$\text{貫の終局曲げモーメント} : M_{uhc2} = Z_{hc2} F_{bhc} \quad \cdots (5.3.3-5)$$

ここで、 Z_{hc2} : 貫の断面係数[mm³]

F_{bhc} : 貫材の基準曲げ強度(機械等級製材 E110) [N/mm²]

数値を代入して求めると、 $M_{uhc2} = 12.44 \text{ kNm}$

③貫穴間のせん断破壊

$$\text{柱の貫穴間の終局せん断耐力} : N_{us2} = A_{s2} F_{s2} \quad \cdots (5.3.3-6)$$

ここで、 A_{s2} : 柱のせん断面積[mm²]

F_{s2} : 柱材の基準せん断強度 [N/mm²]

数値を代入して求めると、 $N_{us2} = 132.3 \text{ kN}$

$$\begin{aligned} \text{その時のモーメント} : M_{ucs2} &= N_{us2} \times \{ l - x_p / 3 C_x - (l - x_p) / 3 \} \\ &= 132.3 \times (135 - 36.3 / 7.61 - 98.7 / 3) = 12.88 \text{ kNm} \end{aligned}$$

c) 柱／横架材(要素Ⅲ)

①柱ほぞの曲げ破壊

$$\text{柱ほぞ部の終局曲げモーメント} : M_{uc2} = Z_{c2} F_{bc} \quad \cdots (5.3.3-7)$$

ここで、 Z_{c2} : 柱ほぞ部の断面係数[mm³]

F_{bc} : 柱材の基準曲げ強度(機械等級製材 E110) [N/mm²]

数値を代入して求めると、 $M_{uc2}=8.64\text{kNm}$

②桁材の柱ほぞ穴・たて貫ほぞ穴間のせん断破壊

柱ほぞは桁材貫通(180mm)、一方隣接するたて貫ほぞ高さは 45mm であるので、桁材下端がせん断で破壊しても接合部の終局とは見なさなくても良いと考え、ここでは検討しない。

d) たて貫／横架材部 (要素Ⅳ)

①たて貫曲げ破壊

式[5.3.3-1]による。 $M_{uv2}=2.12(5.72)\text{kNm}$

②横架材曲げ破壊

桁材の終局曲げモーメント： $M_{uB}=Z_B F_{bB} \cdots (5.3.3-8)$

ここで、 Z_B ：桁ほぞ穴部の断面係数[mm³]

F_{bB} ：桁材の基準曲げ強度(機械等級製材 E90)[N/mm²]

数値を代入して求めると、 $M_{uc2}=19.83\text{kNm}$

e) 板木口／たて貫部 (要素Ⅴ)

①たて貫曲げ破壊

式[5.3.3-1]による。 $M_{uv2}=2.12(5.72)\text{kNm}$

f) 板／貫・横架材のダボ(要素Ⅵ)

①ダボの曲げ破壊

ダボの終局曲げモーメント： $M_{ud1}=Z_{d1} F_{bd1} \cdots (5.3.3-9)$

ここで、 Z_{d1} ：ダボの断面係数[mm³]

F_{bd1} ：ダボの基準曲げ強度(E110 とする)[N/mm²]

数値を代入して求めると、 $M_{ud1}=0.014\text{kNm}$

回帰計算によりダボの F_b を求めると、 $F_b=8.1+136\times 0.45=69.3\text{N/mm}^2$ となり、

その時のモーメント： $M_{ud1}=0.025\text{kNm}$ となる。

②ダボのせん断破壊

ダボの終局せん断耐力： $N_{us3}=A_{s3} F_{s3} \cdots (5.3.3-10)$

ここで、 A_{s3} ：ダボのせん断面積[mm²]

F_{s3} ：ダボ材の基準せん断強度 [N/mm²]

数値を代入して求めると、 $N_{us3}=0.35\text{kN}$

その時の上下 2 本セットでのモーメント： $M_{ud2}=N_{us2}H$

数値を代入して求めると、 $M_{ud2}=0.084\text{ kNm}$

回帰計算によりダボのせん断強度を求めると、 $F_s=-1.4+24.7\times 0.45=9.21\text{ N/mm}^2$ となり、その時のモーメントは $M_{ud2}=0.37\text{ kNm}$ となる。

g) 貫／たて貫部のダブル込栓（要素Ⅶ）

①込栓の曲げ破壊

込栓の終局曲げモーメント： $M_{ud3}=Z_{d2}F_{bd} \cdots (5.3.3-11)$

ここで、 Z_{d2} ：込栓の断面係数 $[\text{mm}^3]$

F_{bd2} ：込栓の基準曲げ強度 $[\text{N/mm}^2]$

（品質優良な堅木を込栓類に使う場合、施行令第 89 条の規定により基準強度を 2 倍とする）

数値を代入して求めると、 $M_{ud3}=0.104\text{ kNm}$

一方回帰計算により、 $F_b=8.1+136\times 0.9=130.5\text{ N/mm}^2$ となり、その時のモーメントは、 $M_{ud3}=0.177\text{ kNm}$ となる。

②ダボのせん断破壊ダボの終局せん断耐力（2 面せん断）： $N_{us4}=A_{s4}F_{s4} \cdots (5.3.3-12)$

ここで、 A_{s4} ：込栓のせん断面積 $[\text{mm}^2]$

F_{s4} ：込栓材の基準せん断強度（同上の理由により 2 倍とする） $[\text{N/mm}^2]$

数値を代入して求めると、 $N_{us4}=7.60\text{ kN}$

その時の上下 2 本セットでのモーメント： $M_{ud4}=N_{us4}D$

数値を代入して求めると、 $M_{ud4}=0.822\text{ kNm}$

一方回帰計算により、 $F_s=-1.9+24.7\times 0.9=20.33\text{ N/mm}^2$ となり、その時のモーメントは、 $M_{ud3}=1.99\text{ kNm}$ となる。

以上の各部における終局モーメントの算定結果をまとめて表 5.3.3-1 に示す。以下、 M_u と M_y の関係について比較考察する。

表 5.3.3-1 各部の終局モーメント算定結果 ※()内は材料物性を回帰計算により求めた場合

特性値等 要素(部位)	M_u ① [kNm]	M_{u2} ② [kNm]	M_u ③ [kNm]	M_u ：決定要因 [kNm]	M_y [kNm]
I 貫/たて貫	2.12(5.72)	6.22	19.05	2.12(5.72)：たて貫曲げ	2.713
II 柱/貫	12.96	12.44	12.88	12.44：貫曲げ	0.903
III 柱/横架材	8.64			8.64：柱ほぞ曲げ	1.693
IV たて貫/横架材	2.12(5.72)	19.83		2.12(5.72)：たて貫曲げ	1.355
V 板木口/たて貫	2.12(5.72)			2.12(5.72)：たて貫曲げ	0.631
VI 板/横架材間ダボ	0.014(0.025)	0.084(0.37)		0.014(0.025)：ダボ曲げ	0.216
VII 貫/たて貫込栓	0.104(0.177)	0.822(1.99)		0.104(0.177)：栓曲げ	1.506

貫／たて貫部(Ⅰ)、たて貫／横架材部(Ⅳ)、板木口／たて貫部の M_u は、たて貫の曲げで決まるという算定結果となったが、今回の耐力壁の場合、節点数が多く、支点間距離も短いため、たて貫はその左右に、多くの貫・板からのめり込み力を受け、曲げというよりは、左右からのめり込み合力の作用点が上下にずれる(繊維直交方向に)せん断力を受けたという方が、実情に近い可能性がある。試験の観察も含めると、たて貫が曲げ折れるようなモードは考えにくい。

柱／貫部(Ⅱ)と柱／桁部(Ⅲ)は、貫厚、ほぞ厚ともに 60mm であり、それぞれ貫(ほぞ)の曲げと柱ほぞ部の曲げで決まるという結果となった。ほぞ穴間のせん断面積等を一定程度確保しておけば、ほぞ部の曲げが実際の破壊モードになると思われるが、節点数が多く材の各部に曲げを負担する箇所があるため、ほぞ部の曲げは軽減され则认为。

板／たて貫間のダボ(Ⅵ)、貫／たて貫間のダブル込栓(Ⅶ)の場合は、埋め込み深さや、打ち込まれる材(母材)との関係を考慮した M_y の算定結果(5.3.2(2)f))の方が M_u よりも大きくなった。カシ($\phi 24\text{mm}$)の込栓に折れたものではなく、一方ヒノキのダボは半分程度が千切れていたが、純粋な曲げやせん断による破壊ではなく、曲げ、せん断、引張が複合的に働いた結果と推察する。したがって、込栓の M_u には M_y よりも大きな値を与えるのが妥当であるとする。一方ダボの場合には母材と共材以上のものを用い、埋め込み深さに比して極端に細いダボ径の栓を用いなければ²⁹⁾、栓の脆性破壊の恐れは少なくなり、(1面せん断の)せん断面のずれがダボ径程度までであれば、栓の破断は起こらないと思われる。今回の耐力壁において、ダボのあるせん断面は高さ方向に14段あり、鉛直方向部材や、接合部の曲げ変形を無視すると、耐力壁の変位が $14(\text{段}) \times 13\text{mm}(\text{ダボ径}) = 182\text{mm} (\approx 1/15\text{rad})$ 程度を、ダボの終局変位とみなすことができると考える。

以上の考察より、ここでの M_u の算定結果は参考程度とし、塑性域の性能推定には用いないことにする。

(2) 特性値の評価・集計法

これまでの算定結果をもとに、各要素(部位)の $M-\theta$ 関係を推定する。その後、全体の要素を足し合わせ、壁全体の $M-\theta$ 関係を求める。

その際の仮定を以下に記す。初期の回転剛性に応じて壁全体のモーメントを各要素に分配する。そして分配されるモーメントの割合は、降伏後の剛性の変化の仮定に応じて再分配する。Ⅵのダボ、Ⅶの込栓以外の要素は三角形変位めり込みによってモーメントを負担するため、第4章で提案したように、塑性域の $M-\theta$ 関係は $1/15\text{rad}$ 以降は剛性を0と見なし、降伏変形角と $1/15\text{rad}$ の間を4等分し、順次剛性を初期の $1/2$ 、 $1/4$ 、 $1/6$ 、 $1/8$ に低

減していく方法を採る。一方ダボや栓は、降伏後の剛性を 0 とする。ただしダボは $1/15\text{rad}$ で破断し、耐力を失うものとする。

図 5.3.3-1 に各要素 1 か所あたりの M - θ 関係の算定図と、その右下に算定概要を示す。
壁全体の M - θ 関係は、各要素の M - θ 関係×要素数の和によって求める。

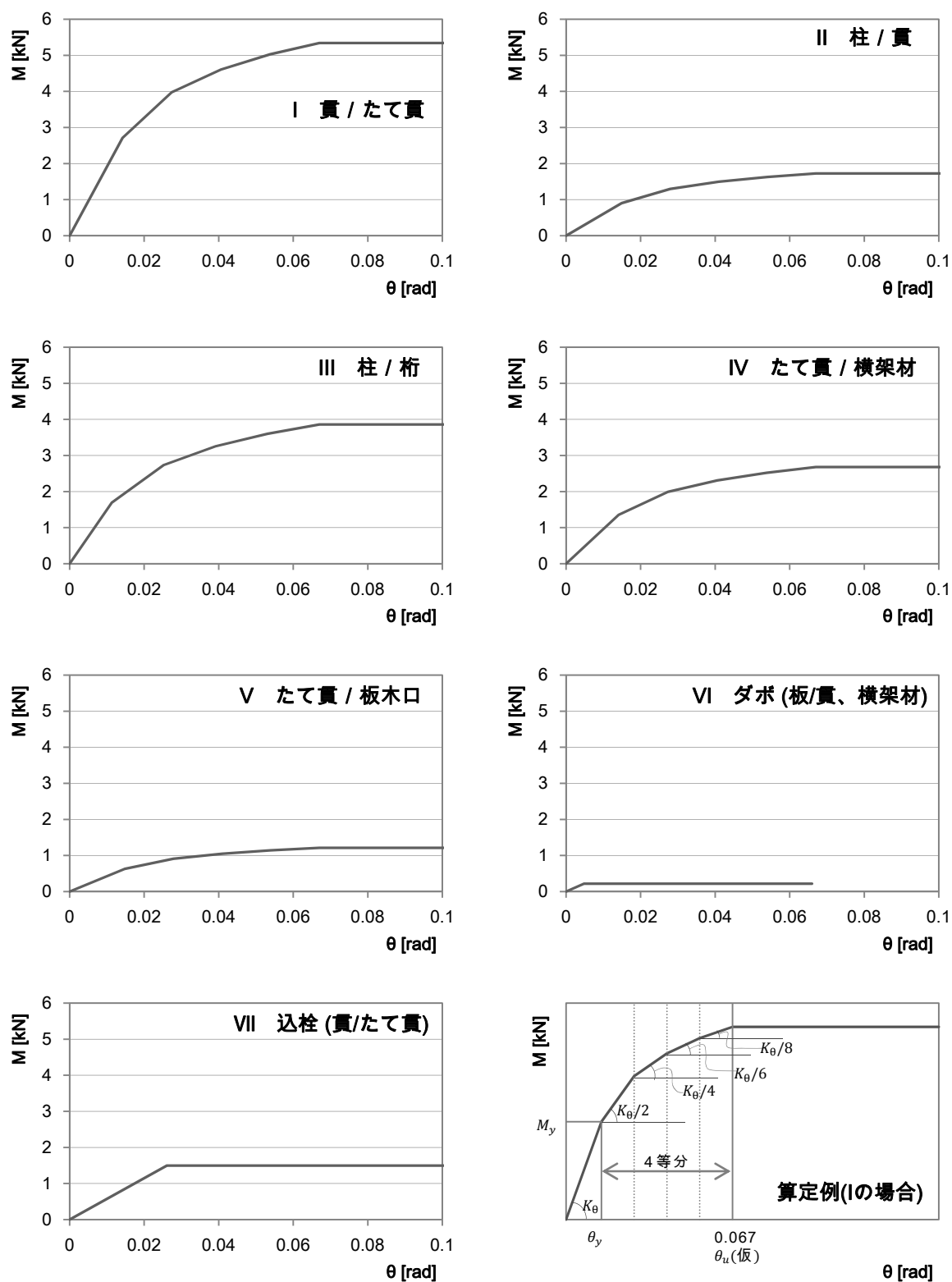


図 5.3.3-1 各要素の M - θ 関係

5.3.4 試験結果と算定結果の対照

(1) 部位別の $M-\theta$ 関係

本試験では、実施した 3 体の 3 つの部位で回転角を測定した。それらの部位における $M-\theta$ 関係について図 5.3.4-1 に示し、実験値と計算値を比較する。貫／たて貫部の算定値は、要素Ⅰ（たて貫のめり込み）と要素Ⅶ（ダブル込栓の曲げ抵抗）の足し合わせによって求めた。

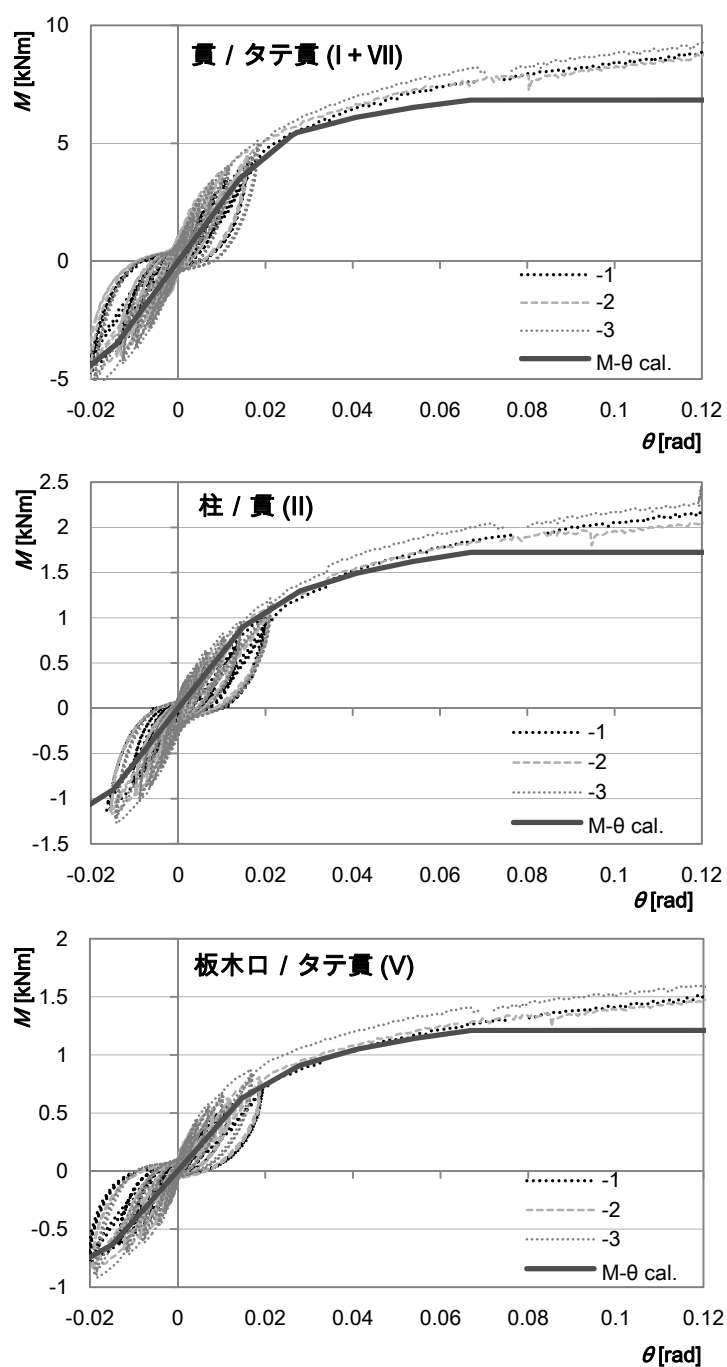


図 5.3.4-1 部位別の $M-\theta$ 関係(実験値と計算値)

変形性能に優れる伝統的な構法による木造建築物の構造性能を正當に評価するためには、安全限界変形角を現行の $1/30\text{rad}$ の 2 倍 ($1/15\text{rad}$) に設定することが必要であり、かつそれは可能であると判断する。したがって $1/15\text{rad}$ を越えての剛性・耐力の増大は考慮しない(その後の耐力上昇は余力と考える)という立場で $M-\theta$ 関係の推定を行った。ただ図 5.3.4-1 に示すように、実際には $1/8\text{rad}$ 付近まで各部におけるモーメントの上昇を見ることができし、4 章の結果を踏まえても、脆性破壊をしないように寸法設計を行えば、三角形変位めり込みの場合には、 $1/10\text{rad}$ 程度に至るまでの剛性・耐力の増大を考慮した方が、接合部の挙動やモーメント抵抗性能についてをより正確に把握できると考えられる。特にめり込み部からの余長が大きい場合には、大変形領域における摩擦抵抗が増大すると思われる。

部位別では、柱／貫部(要素：Ⅱ)では、塑性域も含め剛性・耐力とも、算定値は実験結果をよく推定できたが、抵抗要素がヒノキ材(貫)のめり込みであったためと考える。一方貫／たて貫部(Ⅰ＋Ⅶ)、板／たて貫部(要素Ⅴ)では、初期剛性の算定値が実験結果を下回る結果となった。両方とも主な抵抗要素がタモ材のめり込みであるため、めり込み算定式における特性値の与え方に問題があったことが、その原因と思われる。中でも板／たて貫部では、回転の中立軸位置を仮定して算定したことに加え、板と横貫(横架材)間でも起こると思われる、繊維直交方向のめり込みや摩擦の影響を見込まなかったことも、その理由のひとつと考える。

ただし全体的に見れば、算定値は実験結果をよく推定できたと判断することができる。

(2) 耐力壁全体の $M-\gamma_0$ 関係

耐力壁全体のモーメント (M) と真のせん断変形角 (γ_0) 関係の実験値と計算値を図 5.3.4-2 に示す。各要素の $M-\theta$ 関係(図 5.3.3-1)を箇所数分足し合わせて求めた。

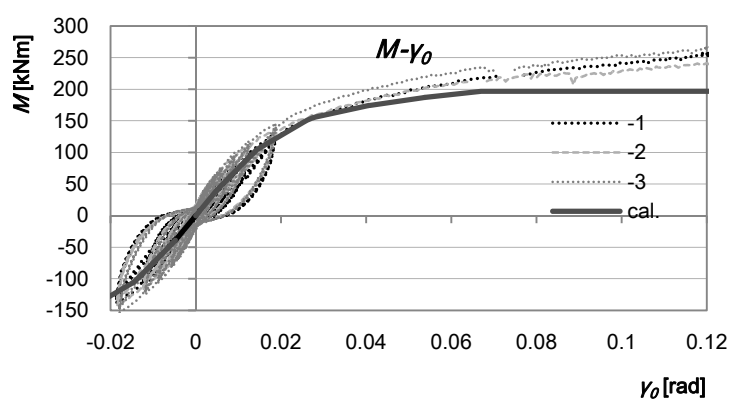


図 5.3.4-2 耐力壁の $M-\gamma_0$ 関係 (実験値と計算値)

図 5.3.4-2 より、初期剛性は若干低いものの、算定値は試験結果をよく推定できたといえることができる。

5.4 まとめと今後の課題

本章では、伝統的な抵抗要素を用いて構成した耐力壁の面内せん断試験を行い、力学モデルをもとに、抵抗要素毎の、またそれらの足し合わせとしての耐力壁のモーメント抵抗性能の推定を試みた。得られた知見を以下に示し、本章のまとめとする。

(1) 面内せん断試験

伝統的な要素によりながらも、節点数を増やし寸法仕様を工夫することで、粘り強く、剛性・耐力の高い壁を実現できる可能性を示した。短期許容せん断耐力 P_d は特定変形角時の耐力で決まり、25.47kN（壁倍率 7.14）となった。

具体的に工夫(改善)した点は、ほぞを厚くし接触面積を増やすことでモーメント抵抗性能を高める。貫端部にテーパーを設け、柱との接合部に遊びをなくし初期剛性の増大を図る。接合具以外の部材にも広葉樹材を利用してめり込み性能の向上を図る。複数の込栓やダボのせん断力によって回転拘束を図る、などである。

接合具などを多数本用いれば材料のばらつきが分散し、材料強度の平均値を用いることも可能になるし、同様に複数の貫材、板材を使うことで、相対的に材料の欠点が減少する。さらに、破壊を誘発するような寸法設定をしなければ、抵抗要素の多さはそのまま、脆性破壊や極端な耐力低下の防止につながり、全体(壁)性能を担保できると考えられる。したがって、部材点数が多い場合等における材料強度の緩和も検討に値すると考える。

(2) タモ材のめり込み(要素)試験

めり込み試験の結果、既存のめり込み算定式を広葉樹材(タモ材)へ適用する場合には、特性値の見直しが必要である。

今回の試験で得られた特性値は、繊維直交方向のヤング係数： $E_{90}=E_0/28$ 、

繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数 $n=5$ 、

縁端距離によるめり込み剛性の増大係数： $C_x=1.9$ である。

見直した特性値を用いた算定値は実験結果の下限值と良い対照を示した。

(3) 耐力壁のモーメント抵抗性能の推定

力学モデルに基づき、既存のめり込み算定式と木栓せん断式を用いて、弾性域における各耐力要素のモーメント抵抗性能を推定した。塑性域の $M-\theta$ 関係は、耐力壁における抵抗要素のほとんどが三角形変位めり込みであることから、前章で提案した簡便法によって求めた。ヒノキ材のめり込みが抵抗要素となる部位の算定値は、塑性域も含め、実験結果と良い対照を示した。一方タモ材のめり込みが要素となる部位の算定値は、初期剛性が若干低めの算定結果となったが、全体的には試験結果とよく符合したと判断できる。初期剛性が低くなった原因のひとつには、めり込み算定式における(タモ材の)特性値の与え方の問題があるのではないかと推察する。

木取りを考えると、一般的に貫材は芯去材、加圧面における年輪傾角は 45° ($\sim 90^\circ$: 丸太径が大きい場合)程度が多くなると想像される。今回の貫・たて貫材も芯去材で年輪傾角は(針葉樹材では最もめり込み性能の劣る) 45° 前後のものが多かったが、簡便法による算定での問題は見られなかった。したがって実大材の、特に三角形変位めり込みにおいては、年輪傾角の違いによるめり込み性能の差異は、小試験無欠点材による要素試験ほど大きくはないことが予想される。

各要素の並列バネとして耐力壁全体の $M-\theta$ 関係を求めた。実験値と算定値はよく符合した。

今後の課題として、広葉樹材を接合具以外のより大きな部材として用いる可能性を得るために、JAS 等級区分にあたる材料強度の設定や、設計や工事におけるただし書きや仕様書等、その運用方法についての議論が、さらなる広葉樹材の実験データの蓄積とともに必要と考える。

(4) 耐力壁の建築物への適用

本章で対象とした耐力壁は、実施物件への使用を前提に開発されたものである。構造計算適合性判定を経て、9月に上棟し、現在工事中である。加工中・建て方時の状況を図 5.4-1～2 に示し、本章の結びとする。



図 5.4.2-1 ヒノキ柱材の貫穴(60×180mm)加工 於 愛知県江南市



図 5.4.2-2 東光寺本堂建て方状況(北海道)

設計 意匠：中村建築研究所，構造：稲山建築設計事務所

第6章 広葉樹材のめり込み性能

6.1 めり込み試験

6.1.1 試験の目的と背景

(1) 試験の目的と背景

伝統的な木造建築物の継手仕口の接合強化部材(以下接合具とする)には込栓、大栓、車知栓、ダボ等がある。例えば接合具を介して男木と女木など木材同士のたて圧縮力を伝達するため、それら接合具には一般にめり込み(横圧縮)強度等の高い広葉樹材が使われる。また接合具は、柱・梁材に比し小さく木取りが容易なため、欠点を除去するなど使用材料を管理しやすいということもできる。

本章では接合具への利用を前提に、接合具に用いられることの多い4種の国産広葉樹材についてめり込み試験を行い、それらのめり込み性能を明らかにし、さらに針葉樹材を前提とした稲山による既存のめり込み算定式²⁵⁾の適用範囲を広葉樹材へ拡大する際の課題とその可能性を探ることを目的とする。

さらに、第5章で見たように、接合具以外の部材に広葉樹材を利用することができれば木構造の設計における自由度や可能性が拡大すると考える。許容応力度設計において、広葉樹材を構造材に用いるためには、JAS 製材の認定を受けた材でなければならない、全国における認定工場数が少なく、今後、例えばケヤキ柱やクリ土台の需要が増大するとは思えない現状の中で、それは現実的な方向ではない。ただし、社寺建築などにおける一定程度の需要は見込まれることから、広葉樹材の法的な裏付け作業は必要であると思われる。本章での試験や考察はそのための第一歩とするためのものであり、本来は「接合具材利用」と限定するべきではないようにも思える。

(2) 既往研究と建築基準法上の材料強度

広葉樹材のめり込み(横圧縮)性能についての既往研究は、国産材等の基礎データを得る、という立場でまとめられているものが多いという印象がある。中井らは日本産主要35樹種の強度的性質に関する報告⁶⁶⁾の中で、広葉樹材の部分圧縮強度と比重との関係等を示したが、試験は柃目面(90°方向: Fig.2 参照)加圧の場合についてのみである。山井は木材の圧縮異方性に関する研究⁶⁷⁾の中で、針葉樹材4種、広葉樹材7種(散孔材3種、放射孔材2種、環孔材3種)計11の材種、6種類の年輪傾角、加圧面が2.5~3cm平方、加圧方向高さが10cm程度の材を供試体として全面圧縮試験を行い、各樹種・年輪傾角における横圧縮性能の違いを明らかにした。例えば樹種毎の E_R/E_T (真歪みによる)は1.29~3.07に分布し

平均では2前後であること、 $R(0^\circ)$ 、 $LT(45^\circ)$ 方向加圧の場合には降伏点が求められるが、 $T(90^\circ)$ 方向加圧の場合にはそれが困難なこと等である。さらに、加圧方向高さ全体の見かけ歪みによるヤング係数(E_D :文献のまま)と、中央部の標点間距離における真歪みによるヤング係数(E_M :文献のまま)の比較を行い、 $E_D/E_M \cong 0.8$ であるとしているが、樹種や年輪傾角による違いも大きい。また、沢田は木材の強度特性に関する研究⁶⁸⁾において、比重(の増加)による繊維方向ヤング係数の増加率を針葉樹>散孔材>環孔材とし、ミズナラのヌカ目材(年輪幅が細かく低密度のもの)の場合について、「異常なヤング係数の低下」と述べている。

中井らの報告は1982年になされたものであり、その他は1950年代におけるものである。

一方建築基準法上のめり込み基準強度 F_{cv} は平成13年国土交通省告示第1024号(特殊な材料強度)の規定により、カシ(*Quercus spp*:広義)は12.0N/mm²、クリ(*Castanea crenata*)、ナラ(*Quercus crispula*)、ブナ(*Fagus crenata*)及びケヤキ(*Zelkova serrata*)は10.8N/mm²である。また施行令第89条第2項によれば、車知、込栓類で品質優良なものはその許容応力度を2倍にまで増大できるという規定があるが、そこではめり込み強度の取り扱いについては触れられていない。

また、樹種毎、年輪傾角毎のめり込み性能を算定可能にするための研究が棚橋らによって精力的に行われている。棚橋らはパステルナークモデル(PM)を提案し、例えば、全面圧縮の剛性に対する、部分圧縮における見かけの剛性の増大率を求めるための特性値として γH を定義し、樹種毎に異なる値であることを示し⁶⁹⁾⁷⁰⁾、さらに木材強度における異方性を考慮して、主要な樹種におけるPMパラメータを求めた⁷¹⁾。大岡、棚橋らによる、古材の圧縮特性に関する研究⁷²⁾では、ケヤキ古材の縦圧縮試験において、見かけ歪みを用いたヤング係数は真歪みを用いたものに比べ、40%程度小さい値となったこと、ケヤキ古材の $LTR(45^\circ)$ においては、見かけの横圧縮ヤング係数は縦圧縮ヤング係数の1/13であったことが報告されている。大岡、棚橋らはさらに、いくつかの樹種のめり込み特性⁷³⁾として、ケヤキ、スギ、アカマツ、ケヤキにおける、横圧縮ヤング係数と特性値 γH の関係や、ケヤキ材における年輪傾角毎の γH を示した。

以上より、広葉樹材のめり込み性能についての既往研究は少なく、しかも異なる樹種の性能を比較した最近の研究例や、広葉樹材を積極的に利用する方向での報告例はほとんどないといえる。

6.1.2 めり込み試験の概要と材料物性

(1) 供試材料

実験に供する材料は国産で最も重硬なシラカシ(*Quercus myrsinaefolia*)：放射孔材(記号:S)、民家に多用されるケヤキ(*Zelkova serrata*)：環孔材(K)、蓄積量の多いミズナラ(*Quercus crispula*)：環孔材(M)、割れにくく粘り強いとされるイタヤカエデ(*Acer mono*)：散孔材(I)の4種とした。供試材は家具材用として保管されてきた板材から、繊維方向の長さLが300mmと600mm、30mm角断面のブロックを取り出した。試験体の採取では、材種・年輪傾斜角・試験方法の組合せにおいて、6種類の母材を確保するよう努めた。L=300のブロックからは、材種・年輪傾斜角・試験方法の同じ試験片を3体採取し、L=600のブロックからは、全面圧縮用と部分圧縮用の試験体を3体ずつ採取した。カシの試験体はすべてL=300から、ナラはすべてをL=600から、カエデとケヤキは6割程度をL=600のブロックから採取した。建築現場において使用予定の材料をその場で確認できる方法であることから、ブロックの状態で、縦振動法によって E_0 を求めた。供試材物性の平均値を表6.1.2-1に示す。含水率は全乾法によって求めた。文献⁷⁴⁾では日本産主要樹種の平均年輪幅は、シラカシが1.8mm、カエデは1.6mm、ケヤキは1.5mm、ナラは1.0~1.6mm、密度はシラカシ0.83、カエデ0.65、ケヤキ0.69、ナラ0.68であり、したがって表より今回の供試材は、密度は平均的な範囲にあるが、シラカシとケヤキの年輪幅が広いといえる。4種類の供試材の木口面の写真を図6.1.2-1に例示する。図からは、カシの場合には年輪が不明瞭なものがあること、カエデでは年輪が褶曲しているものがあること、ケヤキには材の色合いに幅があるが、一方ナラ材ではあまり差がみられないことがわかる。

表 6.1.2-1 樹種毎の材料物性

Species/mark	Characteristics				
	Air-dried density [g/cm ³]	Moisture content [%]	E ₀ ×10 ³ [N/mm ²]		Avg. annual ring width [mm]
			Avg.	Std.	
Shirakashi/S	0.874	12.54	16.10	2.38	4.91
Itayakaede/I	0.687	12.23	15.06	4.38	2.18
Keyaki/K	0.682	10.08	11.86	2.42	3.52
Mizunara/M	0.656	9.66	11.31	1.02	1.51



図 6.1.2-1 試験に用いた樹種 上左から カシ, カエデ, 下左から ケヤキ, ナラ

(2) 試験概要

JIS Z2101 を参照し全面(横)圧縮試験(図 6.1.1-2)、部分(横)圧縮試験(図 6.1.1-3)を実施した。樹種毎、加圧面に対する年輪傾角(0° :LR, 90° :LT, 45° :LRT)毎に各 13~18 体、試験体寸法は全面圧縮試験では $30 \times 30 \times 60$ mm、部分圧縮試験では $30 \times 30 \times 90$ mm とした。両試験とも万能材料試験機により、加力速度 1mm/min. で単調加力した。めり込み量はクロスヘッド間の変位とし、変位計を加力中心から点対称に配しそれらの平均値をめり込み変位 δ とした。明確な破壊のない全面圧縮試験では、 $\delta=4.5$ mm までを目安に加力し、部分圧縮試験では加圧により歪みが増大し木口割れに至るまでを目安に加力した。

全面圧縮試験において、加圧方向の試験体寸法が試験体高さの 2 倍である JIS と異なる仕様としたのは、接合具の実態により近い形、すなわち表面付近の影響を含むかたちで試験を実施するためであり、同じ試験体寸法により実施した、2.2.3(8)ヒノキ材・5.3.1 タモ材のめり込み試験も同様の意図からである。

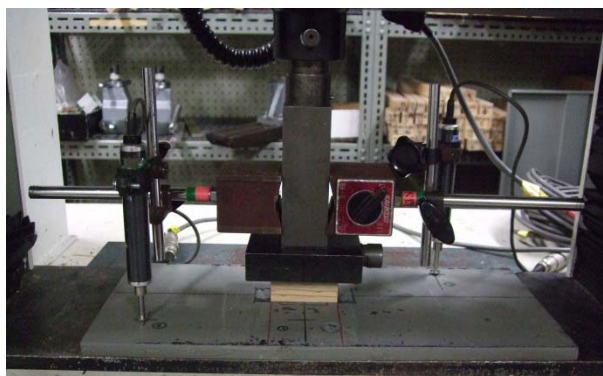
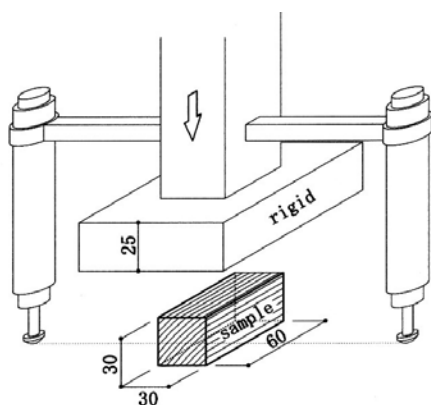


図 6.1.2-2 全面圧縮試験概要

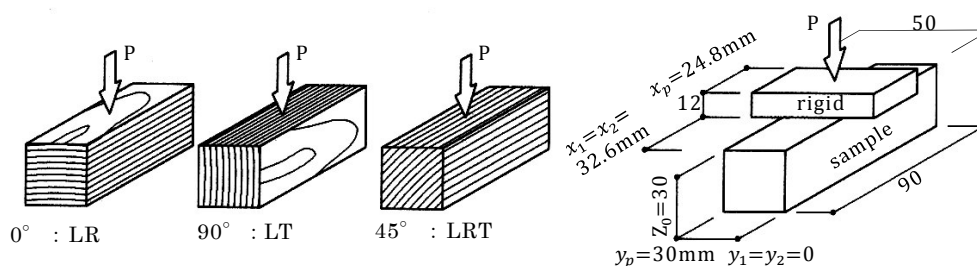


図 6.1.2-3 3 種類の試験体の年輪傾角(左)と部分圧縮試験概要(右)

6.2 試験結果と考察

6.2.1 全面圧縮試験

(1) めりこみ挙動

試験後の木口形状の(正方形断面からの)変化を図 6.2.1-1～図 6.2.1-3 に示す。さらに図 6.2.1-4 ではナラの試験前後の様子を並置した。図 6.2.1-3 に示すように、ケヤキとナラはカシやカエデに比べ、割裂しやすい傾向が、特に全面圧縮試験の 90° 方向加圧において観察されたが、図 6.2.1-2・4 における全体結果から見ると、割裂したものは試験体の一部であり、割裂した試験体の物性を再確認したが、他と比べて劣るとは見えなかった。一方図 6.2.1-1 に示すカエデや、カシの試験体では割裂は起こらず、 45° 試験体では早材部細胞の横座屈によると思われる年輪間の横滑りによって、断面が平行四辺形に変形し、 0° でも加圧面に対し少しでも年輪傾斜があれば同様の変形が生じた。 90° における変形要因は年輪の座屈と思われるが、試験体の両側面は、ほぼ加圧面と直角を保持したまま加圧方向に縮んだ。



図 6.2.1-1 試験後のカエデ試験体 左から 0° , 90° , 45°



図 6.2.1-2 試験後のカエデ試験体 左から 0° , 90° , 45°

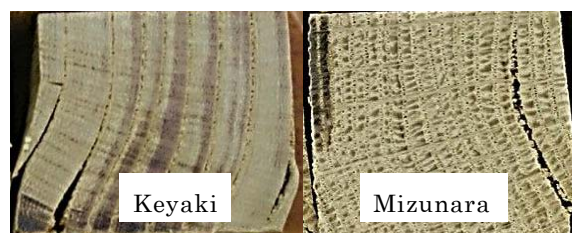


図 6.2.1-3 全面圧縮試験 90° 方向加力におけるケヤキとナラの割裂の例

図 6.2.1-3 から、ケヤキやナラにおける割裂は、道管を結ぶような形であることが明らかで、年輪に沿って道管の並ぶ環孔材に、より起こりやすい割裂形状であると考えられる。

図 6.2.1-4 において、ナラ試験体の変形性状は、先のカエデの場合に比べ、90° における年輪層の座屈がわかりやすく、図では判別しにくい 45° の場合には、年輪幅が狭く密度の低い「ヌカ目材」(上から 1・2・3・6 段目)の変形や内部の割れが著しい傾向が見られた。他方 0° 方向の場合の変形性状は、先のカエデ材と大差のない結果であるといえる。その変形の主要因が早材部細胞のつぶれによることは、試験後の試験体側面を触診することと容易に確認できた。



図 6.2.1-4 ナラ 試験前(上)と試験後(下)の比較 左から 0° , 90° , 45°

(2) σ - ε (P - δ) 関係

全面圧縮試験における応力と歪みの関係を、樹種毎・年輪傾角毎に確認する。図 6.2.1-5 に同樹種間における年輪傾角別の、図 6.2.1-6 に年輪傾角毎、樹種別の σ - ε 関係の代表例を示す。樹種・年輪傾角毎に今回の試験における平均的な σ - ε 関係と、特徴的な曲線を示した試験体を選んで代表させたので、年輪傾角別の剛性・耐力の大小を必ずしも表現しているとは限らない。なお歪み ε は、めり込み変位 δ を試験体の(試験前に測定した)加圧方向

高さで除した値で、見かけ歪みである。それは、既存のめり込み算定式との対照や、実態に即しためり込み性能について評価するためである。

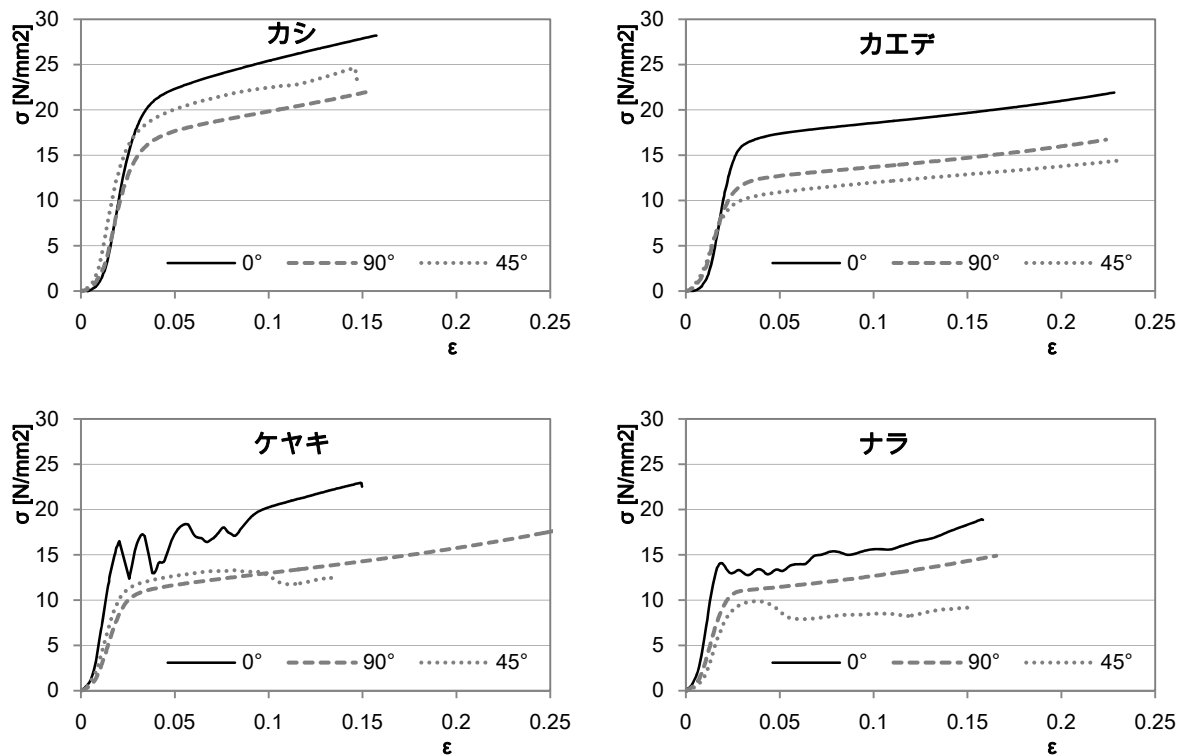


図 6.2.1-5 樹種別の σ - ϵ 関係

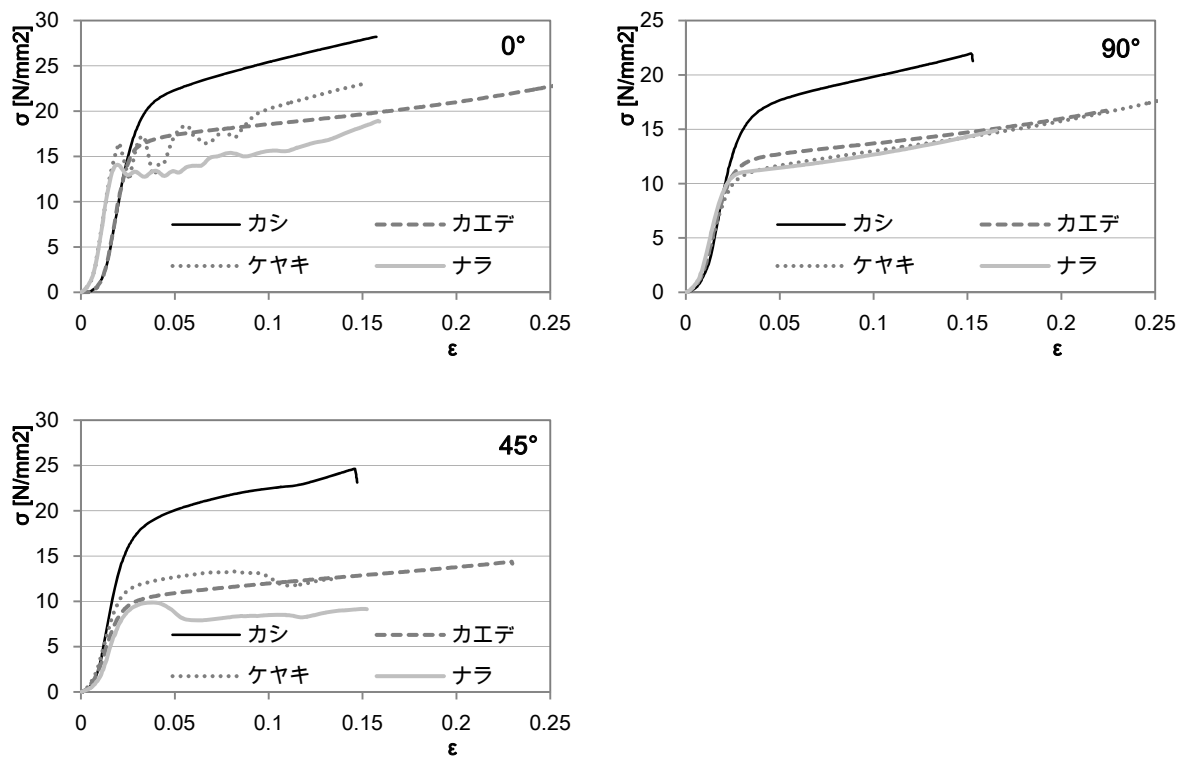


図 6.2.1-6 年輪傾角別の σ - ϵ 関係

図 6.2.1-5・6 に示すように、すべての年輪傾角を通し、カシとカエデでは安定した σ - ε 関係が得られ、ケヤキとナラでは年輪傾角毎、試験体ごとに異なる挙動を示した。各樹種とも 0° 方向の場合に、(1次)剛性・耐力が最も高くなった。また、今回の(供試材の)全面圧縮試験における2次剛性は0とはならず、カシやカエデでは、年輪傾角毎の差はあまり見られない結果となった。他方環孔材のケヤキやナラでは、 0° の場合、降伏後に荷重を上下させながら歪みが増大する傾向が見られたが、樹種の平均的な値に比べて低密度の材では、2次勾配はほぼ0に近い結果となった。ケヤキやナラにおいては 45° の場合でも、大きく荷重低下するものが見られるなど、降伏後の挙動が不安定なものが見られた。その原因を解明する必要があるとともに、特性値などめり込み性能の評価に際しては十分な注意が求められると考える。

(3) 全面横圧縮ヤング係数など

母材の繊維方向ヤング係数を E_0 、全面圧縮試験における横圧縮ヤング係数を E_{90} (σ - ε 曲線における初期すべりを除いた弾性域の勾配)として樹種毎・年輪傾角毎に E_{90}/E_0 を求めた。加えて、比例限時の応力 σ_p と降伏応力 σ_y を抽出した。それら各特性値の抽出法(の例)を図 6.2.1-7 に示す。

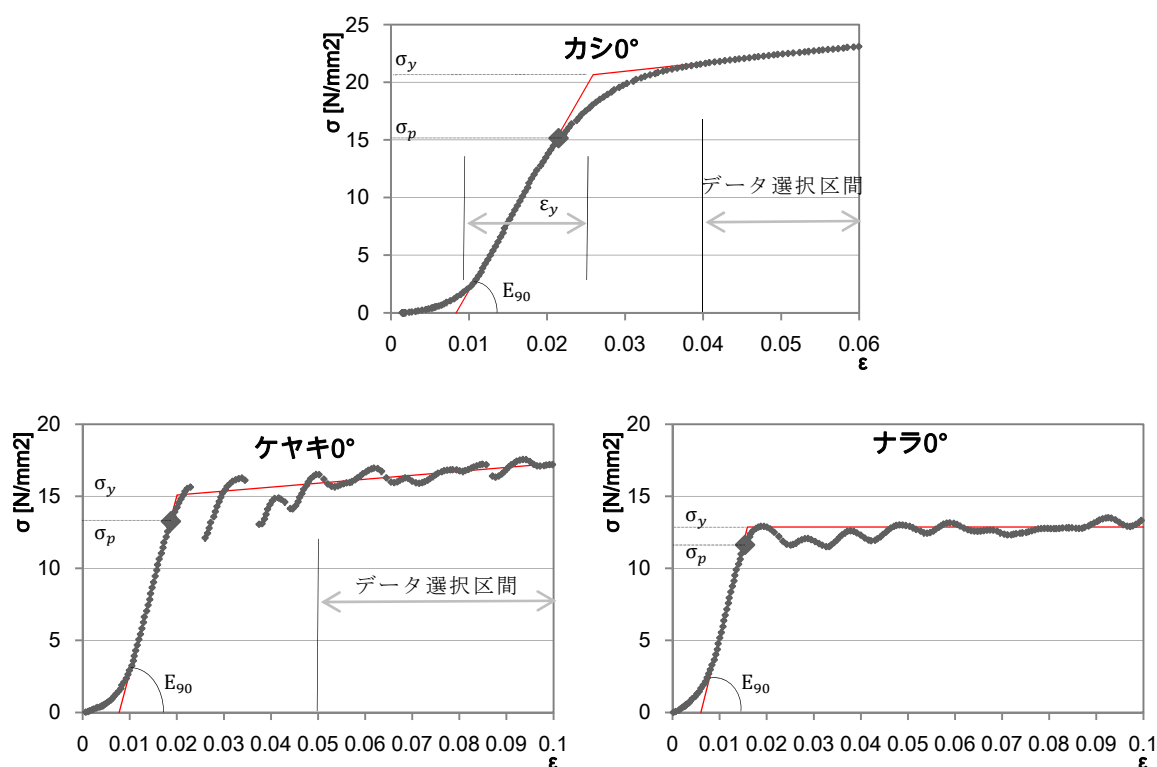


図 6.2.1-7 特性値の抽出法

図 6.2.1-7 の上段はカシ 0° の場合で、特性値抽出の基本例である。つまり、弾性範囲における直線域の抽出は範囲をできるだけ長くとり、最小 2 乗法によって求めた剛性を E_{90} とする。塑性域では降伏後挙動が安定した部分から、歪みの増大が 0.02 となる範囲のデータを採取し最小 2 乗法によってその勾配を求める。そしてそれら 2 直線の交点の Y 座標を σ_y として、交点の X 座標から初期すべり分を除いた値を ε_y として評価する。さらに降伏前後の σ - ε 関係を点の連続として拡大描画し、先に求めた弾性域での直線との関係や、 σ - ε 関係の挙動を考慮して、比例限時の応力 σ_p を求める、という手順・方法とした。図下段に示すように、ケヤキ・ナラ材において、降伏後の σ - ε 関係が不安定であった場合には、塑性域でのデータ採取区間を、挙動が比較的安定した範囲から長くとる（図左）、または右側の図のように 2 次勾配がほぼ 0 に近い場合には、目視によって σ_y を求めるなど、適宜判断して求めた。以上の方法で抽出した全面圧縮試験で得られた特性値をまとめて表 6.2.1-1 に示す。

表 6.2.1-1 全面圧縮試験で得られた特性値

Species- Direction of compression	E_{90} [N/mm ²]		E_{90}/E_0		Density [g/cm ³]		σ_p [N/mm ²]	σ_y [N/mm ²]	σ_y/σ_p	ε_y	N
	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.	S.D.	Ave.(0.05)	Ave.(0.05)	Ave.	Ave.	
S-0	1143.2	308.2	1/15.3	0.84	0.035		15.26(13.22)	22.86(16.11)	1.50	0.023	16
S-90	758.1	90.3	1/21.5	0.85	0.032		11.77(8.99)	16.33(12.54)	1.39	0.022	13
S-45	998.0	256.5	1/16.7	0.87	0.032		13.83(9.03)	19.14(12.47)	1.38	0.020	15
Shirakashi All	966.4	285.9	1/17.5	0.85	0.035		13.62	19.44	1.42		44
I-0	1086.6	207.5	1/15.6	0.67	0.039		12.17(7.71)	16.81(10.59)	1.38	0.016	15
I-90	697.3	168.6	1/21.5	0.69	0.035		9.69(5.32)	12.94(7.33)	1.34	0.019	17
I-45	671.3	104.9	1/19.0	0.67	0.036		8.16(6.47)	11.03(8.31)	1.35	0.017	18
Itayakaede All	818.4	285.9	1/18.4	0.68	0.039		10.01	13.59	1.36		50
K-0	988.2	229.3	1/13.1	0.67	0.071		12.09(8.88)	13.60(9.99)	1.12	0.014	18
K-90	697.1	121.3	1/19.3	0.66	0.035		8.60(5.19)	11.60(6.94)	1.35	0.017	18
K-45	752.3	188.5	1/14.6	0.66	0.061		9.29(5.42)	12.07(6.39)	1.30	0.016	18
Keyaki All	812.5	221.8	1/15.7	0.66	0.057		9.99	12.42	1.26		54
M-0	1159.9	180.3	1/10.2	0.67	0.038		10.46(8.51)	12.63(10.88)	1.21	0.011	18
M-90	737.3	87.45	1/16.3	0.67	0.033		8.55(6.66)	11.07(8.93)	1.29	0.015	18
M-45	723.9	160.0	1/15.3	0.61	0.038		7.36(5.52)	9.58(7.96)	1.30	0.014	18
Mizunara All	873.7	250.7	1/13.9	0.65	0.044		8.79	11.09	1.27		54

Note : E_{90} : modulus of elasticity perpendicular-to-grain, E_0 : Dynamic modulus of elasticity, σ_p : compressive strength at proportional limit, σ_y : yield strength in full compression test : intersection point of two straight lines, strain at that time: ε_y , S.D. : standard deviation, Ave: Average, n: numbers of samples, Direction of compression 0, 90, 45 : See Fig. 6.1.2-3.

表 6.2.1-1 において同じ樹種間で E_{90} の値を比較すると、カシ(S)を除き、年輪傾角 0° > 90° ≒ 45° という明確な傾向がある。これは文献 74) の記述と一致する結果である。同樹種

間で 90° と 45° での E_{90} 値のばらつきを比べると、すべての樹種で 90° の方が少ないが、それは 45° 試験体における年輪傾角のばらつき ($30^\circ \sim 60^\circ$) を反映した結果であると考ええる。 E_{90}/E_0 は $1/10 \sim 1/21.5$ 間に分布し、樹種毎の平均値は、カシ: $1/17.5$ 、カエデ: $1/18.4$ 、ケヤキ: $1/15.7$ 、ナラ: $1/13.9$ であった。木質構造設計規準⁷⁵⁾の $1/25$ より剛性が高い結果に思えるが、本論における E_{90} は見かけ歪みによるものであり、かつ E_0 を縦振動法によって求めたため、先のもの⁷⁵⁾を含め、既往文献との比較検証を行う際には十分な注意が必要と考える。

同樹種間、年輪傾角別に σ_y の平均値を比べると、カシ、ケヤキでは $0^\circ > 45^\circ > 90^\circ$ 、カエデ、ナラでは $0^\circ > 90^\circ > 45^\circ$ という結果となったが、 σ_y 下限値ではナラを除き $0^\circ > 90^\circ \simeq 45^\circ$ という傾向に近づく。また、 σ_y と σ_p の比は、弾性域から塑性域への移行が緩やかかどうかを表すものと思われる。したがって表より、カシとカエデでは、ケヤキやナラに比べて移行が緩やかな傾向があるといえる。

最後に文献⁷³⁾に倣い、試験で得られた全面横圧縮ヤング係数 E_{90} と降伏応力 σ_y との関係を図 6.2.1-8 に示す。

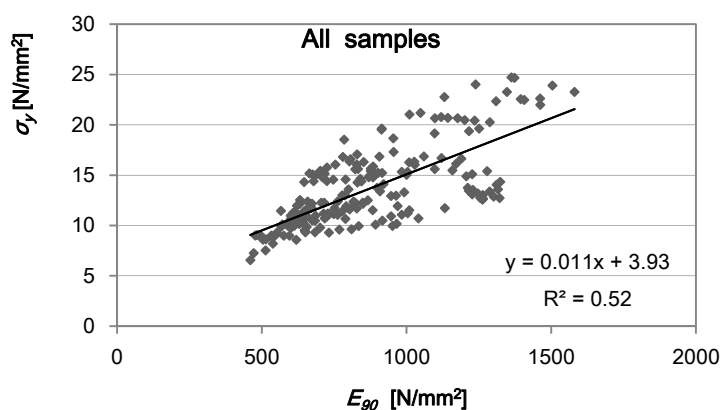


図 6.2.1-8 全面横圧縮ヤング係数と降伏応力の関係

6.2.2 部分圧縮試験

(1) 樹種別、年輪傾角別の特徴

部分圧縮試験の状況を図 6.2.2-1 に示す。加圧に伴い歪みが増大し(左)、木口割れに至る(右)まで加力を行った。ケヤキ供試体における木口割れの状況を図 6.2.2-2 に示す。

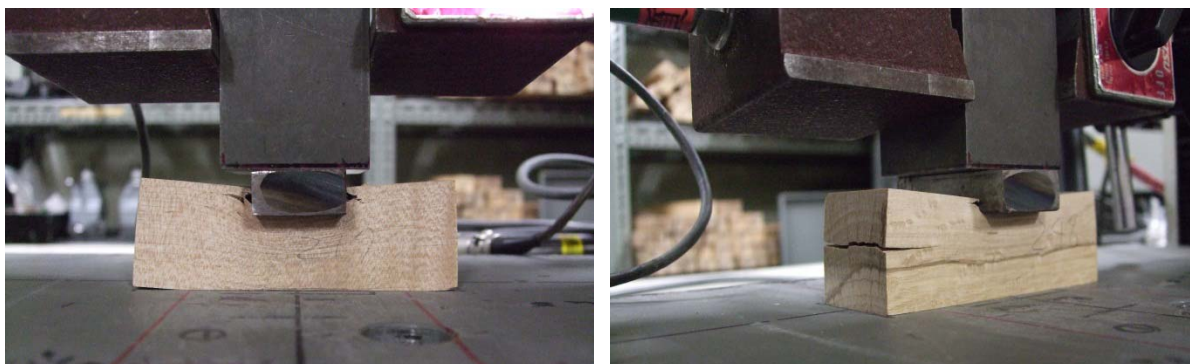


図 6.2.2-1 部分圧縮試験状況 左：カエデ，右：カシ



図 6.2.2-2 試験後のケヤキ材木口 左より 45°，90°，0°

図 6.2.2-3 に試験後の供試体の状況を示す。図の左上、カエデ 0° の例では加圧部分の横ずれが見られる。年輪傾角毎のケヤキ供試体の状況からは、柃目面加圧の方が加圧板隅角部が断裂しにくいように見える。ただし、試験終了時の応力は板目面加圧(0°)の場合が最も高いと思われるので、その点も考慮に入れて判断すべきである。



カエデ (0°)



ケヤキ (45°)



ケヤキ (90°)



ケヤキ (0°)

図 6.2.2-3 試験後の供試体(加圧面)

図 6.2.2-4 に同樹種間における年輪傾角別の、図 6.2.2-5 に年輪傾角毎、樹種別の σ - ϵ 関係の代表例を示す。樹種・年輪傾角毎に平均的な σ - ϵ 関係と特徴的な曲線を示した試験体を選んで代表させた。図に示したように、各樹種ともに、剛性・耐力とも 0° の場合が最も高く、カシ・カエデでは 90°、45° の場合との差が大きい結果となった。ケヤキとナラにおいて 0° とその他を比べると、剛性には差があるが、耐力にはそれほど差が見られない。また、ケヤキ 0° では、全面圧縮試験同様、降伏後の挙動が不安定な試験体が(ナラよりも)多く見られたが、材料の物性に起因する問題ではないかと思われる。

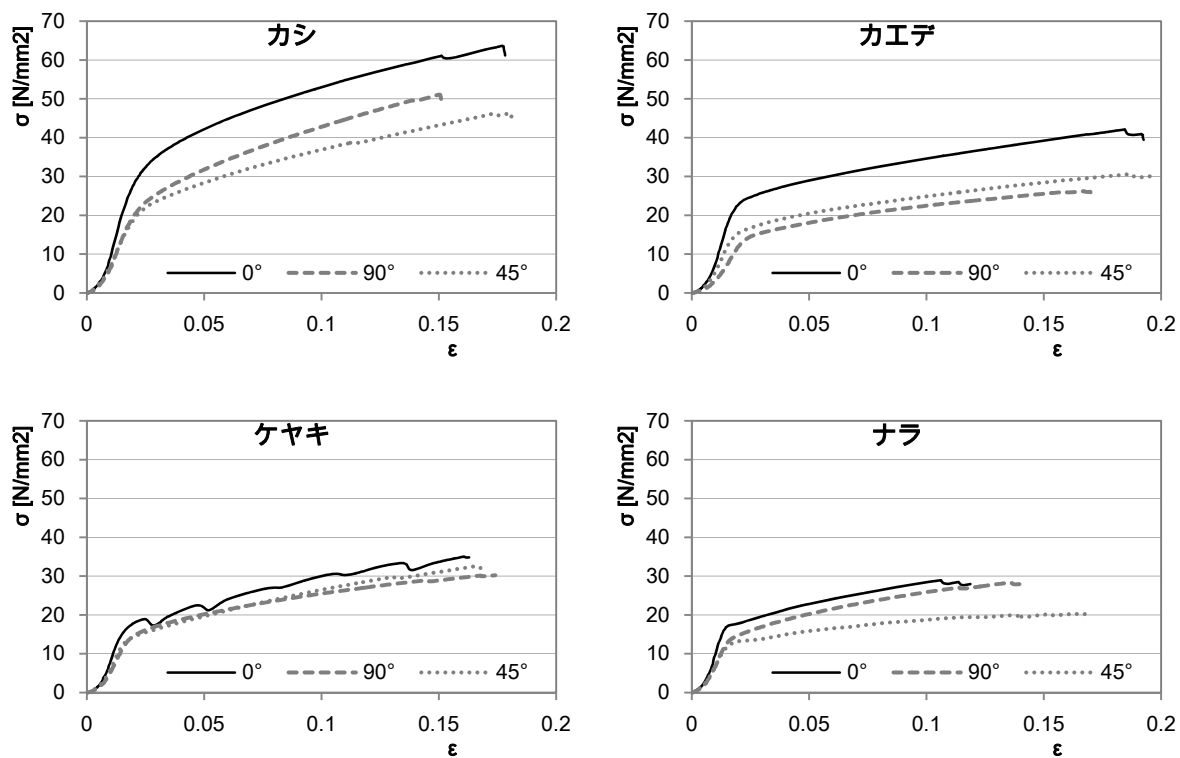


図 6.2.2-4 樹種別の σ - ϵ 関係

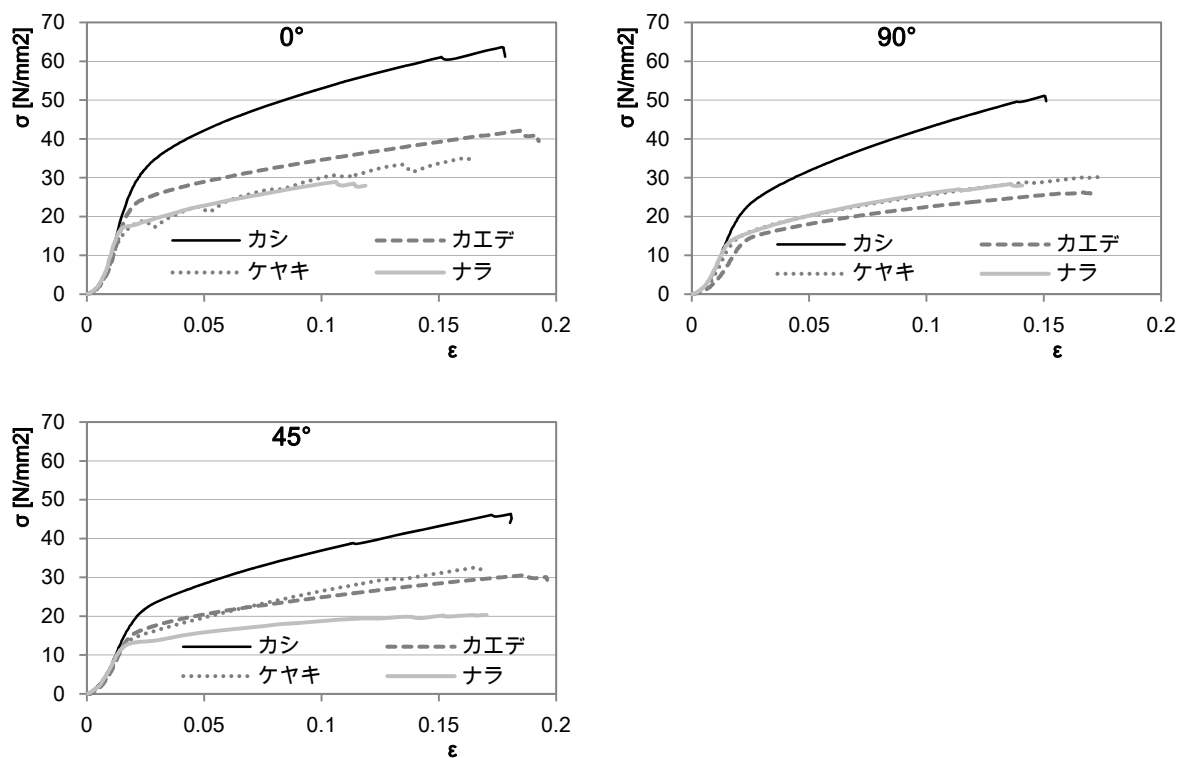


図 6.2.2-5 年輪傾角別の σ - ϵ 関係

図 6.2.2-6 には同じブロックから採取した 3 体の σ - ε 関係を、降伏の前後における挙動は必ずしも一致するとは限らなかったという一例として示す。一方で、同一ブロックから採取した供試体同士の σ - ε カーブがほぼ同じ結果となった場合もみられたが、以下表中にサンプル数を示す場合には、試験体を採取したブロックの相違は問わないことにする(前項の全面圧縮試験の場合も同様に扱った)。

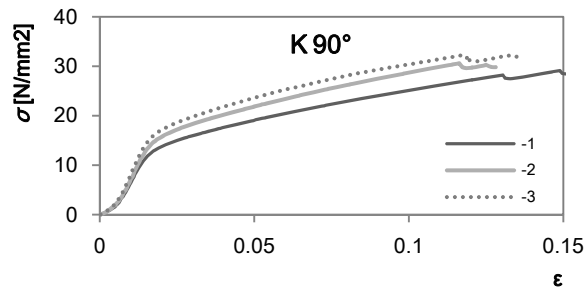


図 6.2.2-6 同一ブロックから採取した試験体の σ - ε 関係の例

(2) 特性値の抽出

部分圧縮試験の結果、得られた各 σ - ε 曲線を弾塑性置換し、弾性域の剛性を E_1 、塑性域の勾配を E_2 として、2 直線の交点の Y 座標を σ_y 、交点の X 座標から初期すべり分を取り除いた値を ε_y として評価した(図 6.2.2-7)。また短期許容めり込み応力度に相当する、部分圧縮比例限時の応力を σ_p とし、試験体木口で最初に割裂が起きた時点の Y 座標を σ_u 、X 座標を ε_u とし、 $\varepsilon_u/\varepsilon_y$ を塑性率 μ として評価した。

E_1 は初期すべり後から降伏前の直線域を取り出して、 E_2 は降伏後の直線域を取り出して、それぞれ最小 2 乗法により求めた。 E_2 を求めるためのデータの選択区間は、カシ以外の樹種では 2 次勾配に入ったあたりから見かけ歪みが 5% に達するまでとし、弾性域から塑性域への移行がゆるやかだったカシでは、歪みが 5% まででは直線域が少なすぎると判断し、7% に達するまでとした(図 6.2.2-8)。試験結果では、降伏後の σ - ε 関係が上に凸の形状を示す場合が多かったため、より広い塑性域でのめり込み挙動を把握する目的で、できるだけ長く選択区間をとった E_2' を別途求めた。 σ_p は、弾塑性の境界付近における σ - ε 関係を測定値(点)の連続として拡大描画し、最小 2 乗法による直線との関係を見ながら、直線的な挙動を示す最後の点を抽出した。なお図 6.2.2-8 は、カシとケヤキの試験体のひとつを例示したものである。さらに図 6.2.2-9 には部分圧縮試験から得た樹種・年輪傾角毎に平均したバイリニアグラフを示すが、グラフの終点は $(\sigma_u, \varepsilon_u)$ を表す。

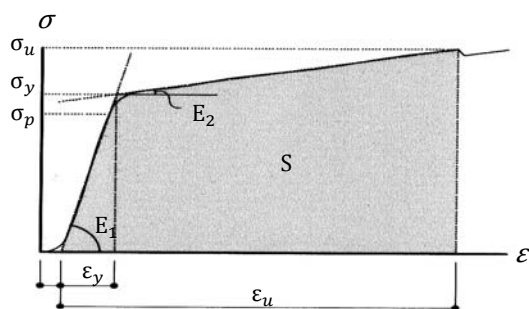


図 6.2.2-7 部分圧縮試験における特性値の抽出方法

Notes : σ_p : compressive strength at proportional limit.

σ_u : ultimate strength in partial compression test when the sample crack, strain at that time: ε_u

σ_y : yield strength in partial compression test : intersection point of two straight lines, strain at that time: ε_y

E_1 : embedding stiffness in elastic region.

E_2 : embedding stiffness in plastic region.

S : area of coloring part.

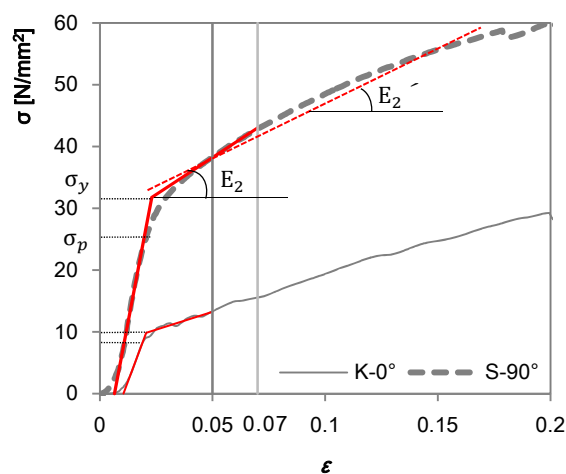


図 6.2.2-8 部分圧縮試験結果からの σ_p , E_2 , E_2' の抽出例

Note : In case of Shirakashi and Keyaki sample.

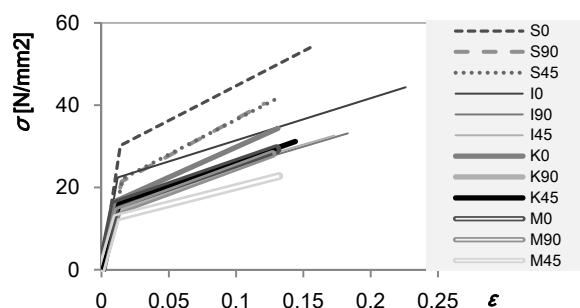


図 6.2.2-9 部分圧縮試験結果の年輪傾角・樹種別のバイリニア置換

(3) 樹種別・年輪傾角別の特性値比較

前項の方法によって得られた樹種別年輪傾角毎の特性値を表 6.2.2-1 に示す。樹種毎のまと

めの欄は、年輪傾角毎の平均値を加え 3 で除した値であるが、下限値欄は、異なる年輪傾角を通した全試験体の結果から算出したものである。以下表 6.2.2-1 をもとに特性値比較を行う。めり込み 1 次剛性 E_1 について、すべての樹種で、 $0^\circ > 45^\circ \geq 90^\circ$ の順に高く、中でもカシ・カエデ 0° においては特に剛性が高い結果となった。 E_1 における 0° と 90° の比を樹種別にみると、カシ、カエデでは 1.6:1 前後、ケヤキ、ナラでは 1.3~1.4:1 となった。全面圧縮試験における E_{90} と E_1 の比 E_1/E_{90} は、カエデ、カシ、ケヤキ、ナラの順に大きく、樹種別の、端距離の存在による剛性の増大傾向の違いがわかる。 E_2/E_1 を樹種毎の平均値で比べると、カシ、ケヤキ、ナラでは 1/7~1/8 程度であるのに対し、カエデでは 1/9.2 となり、1 次に比して 2 次剛性の低い傾向が見られた。そのことが、結果的にカエデ材が粘り強い樹種である⁷⁴⁾とされる理由であるかもしれない。他方耐力を比較すると、降伏応力 σ_y もすべての樹種で、 $0^\circ > 45^\circ \geq 90^\circ$ という傾向があり、樹種毎の平均値と、 0° の値を比べると、カシ、カエデでは 1:1.2 程度、ケヤキ、ナラでは 1:1.1 程度であった。また、ナラを除き、 σ_y 下限値は平均値の 6 割程度であった。ケヤキではすべての年輪傾角においてばらつきが大きく下限値が低くなったが、原因については後に考察を行う。比例限度 σ_p について、下限値と平均値の関係は σ_y と同様の傾向にある。表では割愛したが、 σ_p と 5% 歪み時の応力 $\sigma_{\varepsilon 0.05}$ との比は各樹種とも 1:1.5 程度であった。また次の(4)b)図 6.2.2-14 に示すように、 σ_p は σ_y の 3/4~4/5 程度となった。各樹種内での $\sigma_p(90^\circ) : \sigma_p(0^\circ)$ は、カシが 1:1.36、カエデ 1:1.33、ケヤキ 1:1.24、ナラ 1:1.13 であり、ケヤキとナラはカシやカエデに比べ差が小さかった。降伏時の歪み ε_y の平均値は、カシが 1.5%、カエデが 1.3%、ケヤキが 1.2%、ナラが 1.1%、最少値は全樹種で 1%前後($\delta \approx 0.3\text{mm}$)であった。 E_2/E_1 を樹種毎に比較すると、カシとケヤキでは 1.4 程度、ナラでは 1.5、カエデでは 1.6 であり、全体では概ね 1.5 程度とみなすことができる。前項で σ_u 、 ε_u 、 μ を定義したのは、樹種毎、年輪傾角毎の靱性について測るためであり、かつ図 6.2.2-7 の各 2 直線と X 軸で囲まれた面積 S を、試験体内部に蓄えられる歪エネルギー量と考え比較した。 μ の値を異樹種間で比べるとカエデが最も大きく、粘り強い樹種であるということが裏付けられた。エネルギー吸収能 S についてもカエデがカシよりも大きく、ケヤキやナラの 2 倍程度の能力があるという結果が得られた。

本項での結果から、年輪傾角 90° における特性値を評価できれば、広葉樹材のめり込み性能を安全側で、より簡便に推定できる可能性があると考ええる。

表 6.2.2-1 部分圧縮試験で得られた特性値

Species— Direction	E_1 [N/mm ²] Ave	E_1/E_{90} Ave	E_2/E_1 Ave	σ_y [N/mm ²] Ave	σ_y 0.05	$\sigma_{y0.05}/$ σ_{yAve}	ε_y Ave	σ_p [N/mm ²] Ave	σ_p 0.05	$\sigma_{p0.05}/$ σ_{pAve}	σ_y/σ_p Ave	E_2/E_2' Ave	σ_u [N/mm ²] Ave	ε_u Ave	μ Ave	S Ave	n
S-0	2166.8	1.90	1/8.9	30.21	21.73	0.72	0.014	23.86	19.21	0.81	1.26	1.49	53.99	0.155	11.08	6.16	18
S-90	1380.2	1.82	1/6.1	21.44	14.06	0.65	0.015	17.59	11.91	0.68	1.22	1.32	40.39	0.121	7.86	3.51	17
S-45	1424.9	1.43	1/6.4	22.24	14.00	0.63	0.016	17.71	12.09	0.68	1.25	1.35	42.09	0.133	8.58	4.02	18
Shirakashi All	1657.3	1.72	1/6.9	24.63	14.41	0.59	0.015	19.72	12.54	0.64	1.24	1.39	45.49	0.136	9.17	4.56	53
I-0	1914.8	1.76	1/11.8	22.43	14.79	0.66	0.012	18.49	11.68	0.63	1.22	1.61	44.36	0.226	19.40	7.80	18
I-90	1177.4	1.69	1/7.9	16.65	9.39	0.56	0.014	13.88	7.63	0.55	1.20	1.54	33.15	0.183	12.86	4.60	18
I-45	1339.6	2.00	1/8.7	17.37	13.54	0.78	0.013	14.60	11.55	0.79	1.19	1.64	32.63	0.173	13.34	4.18	15
Itayakaede All	1477.3	1.82	1/9.2	18.82	11.29	0.60	0.013	15.66	9.35	0.60	1.20	1.60	36.71	0.194	15.20	5.53	51
K-0	1549.0	1.57	1/7.8	16.76	7.62	0.45	0.011	14.74	7.17	0.49	1.13	1.39	34.37	0.131	12.42	3.14	17
K-90	1109.8	1.59	1/6.2	14.61	9.65	0.66	0.013	11.91	8.10	0.68	1.23	1.47	27.52	0.119	9.04	2.33	18
K-45	1285.7	1.71	1/8.3	15.99	8.58	0.54	0.013	13.30	7.55	0.57	1.20	1.42	31.17	0.144	11.68	3.30	18
Keyaki All	1314.8	1.62	1/7.3	15.79	8.94	0.57	0.012	13.32	7.58	0.57	1.19	1.43	31.02	0.131	11.05	2.92	53
M-0	1539.8	1.33	1/9.0	15.76	13.58	0.86	0.010	13.88	11.33	0.82	1.14	1.44	29.33	0.130	12.22	2.71	17
M-90	1181.9	1.60	1/6.5	14.28	10.72	0.75	0.012	12.33	9.71	0.79	1.16	1.54	28.14	0.127	10.53	2.53	18
M-45	1201.7	1.66	1/9.6	12.69	10.74	0.85	0.011	11.30	9.19	0.81	1.13	1.51	22.77	0.132	12.34	2.22	18
Mizunara All	1307.8	1.53	1/8.1	14.24	10.89	0.76	0.011	12.50	9.55	0.76	1.14	1.50	26.75	0.130	11.70	2.49	53

Note: 0.5 : 50th percentile lower limit value at 75% confidence level, 0.05 : 5th percentile lower limit value at 75% confidence level, Ave : Average, $\sigma_{\varepsilon 0.05}$: compressive strength when compressed 5% of side length, $\mu : \varepsilon_u/\varepsilon_y$, n : numbers of samples, E_1 , E_2 , σ_y , ε_y , σ_u , ε_u , σ_p , S : See Fig.6.2.2-7, E_{90} : See Table 6.2.2-1, E_2' : See Fig.6.2.2-8.

(4) 文献・既往研究との特性値比較

全面圧縮試験と部分圧縮試験で得られた特性値を、文献や既往研究における値と比較する。

樹種・年輪傾角毎の、全面横圧縮ヤング係数 E_{90} と比例限時応力 σ_p は木材工業ハンドブック⁷⁴⁾の値と、降伏歪み ε_y に関しては文献⁷²⁾におけるケヤキ材の試験結果と比較した。結果を表 6.2.2-2 に示す。なお、着色欄は今回の試験結果を、シラカシの欄は文献⁷⁴⁾のイチイガシの値との比較であるため、※を付した。また文献⁷⁴⁾における E は真歪みによる値であり、表中の full は全面圧縮試験の結果を part は部分圧縮試験の結果を表す。

表 6.2.2-2 既往研究との比較

Species—Direction of compression	E_{90} Ave. [N/mm ²]	$E_{R,T,45-RT}$ ⁷⁴⁾	$E_{90}/$ $E_{R,T,45-RT}$	σ_{y-full} 0.05	σ_{p-full} 0.05	σ_p ⁷⁴⁾ [N/mm ²]	ε_{y-full} Ave.	ε_{y-part} Ave.	$\varepsilon_{y-full}/$ ε_{y-part}	η ⁷²⁾
K-0(R)	988.2	1860	0.53	9.99	8.88	6.7	0.014	0.011	1.27	1.2
K-90(T)	697.1	1230	0.57	6.94	5.19	5.1	0.017	0.013	1.31	1.1
K-45(45-RT)	671.3	1180	0.57	6.39	5.42	4.0	0.016	0.013	1.23	1.1
M-0(R)	1159.9	1420	0.82	10.88	8.51	4.6	0.011	0.010	1.10	
M-90(T)	737.3	740	1.0	8.93	6.66	1.9	0.015	0.012	1.25	
M-45(45-RT)	723.9	540	1.34	7.96	5.52	1.8	0.014	0.011	1.27	
I-0(R)	1143.2	※1860	※0.61	16.11	13.22	※5.6	0.023	0.014	1.64	
I-90(T)	737.3	※930	※0.79	12.54	8.99	※3.6	0.022	0.015	1.47	
I-45(45-RT)	723.9	※1320	※0.55	12.47	9.03	※3.7	0.020	0.016	1.25	

見かけ歪みによって求めた剛性は真歪みで求めた場合の 6 割程度となった、という既往研究 ⁷²⁾ の結果を前提にすれば、 E_{90} 値の比較では、ケヤキとカシの今回の試験結果から得た値は妥当と判断できる。一方今回の試験におけるナラ材には、材料物性における材料のばらつきが少なかったため剛性が高くなったと考えるが、その差は大きい。歪みの測定の仕方には影響されないと思われる比例限時の応力 σ_p も、文献に比べケヤキではそこそこの対照を示す結果であったが、ナラやカシでは 2 倍前後の比となった。

(5) 特性値と物性値の関係

文献 ⁶⁶⁾ では試験時の密度と各種材料強度との相関について報告されている。また環孔材の場合には平均年輪幅が狭くなると材料に占める道管の割合が増え、密度が小さくなる傾向がある。以下試験体物性と試験から得た特性値との関係について考察する。

a) 樹種、年輪傾角を区分しない場合

部分圧縮試験でのすべての試験体における、平均年輪幅と E_0 との関係を図 6.2.2-10 に、気乾密度と平均年輪幅との関係を図 6.2.2-11 に、気乾密度と E_0 との関係を図 6.2.2-12 に、気乾密度と E_1 との関係を図 6.2.2-13 に、気乾密度と比例限時の応力 σ_p との関係を図 6.2.2-14 に、気乾密度と σ_y との関係を図 6.2.2-15 に、 E_1 と E_2 の関係を図 6.2.2-16 にそれぞれ示す。今回の試験において、図 6.2.2-10 より、平均年輪幅と E_0 との間に相関は見られないが、図 6.2.2-11 からは平均年輪幅が広いほど密度が大きくなるという傾向が読み取れる。

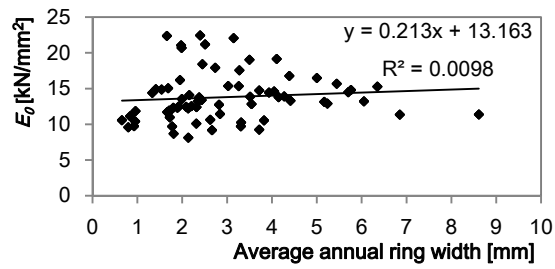


図 6. 2. 2-10 母材の繊維方向ヤング係数 E_0 と試験体の平均年輪幅との関係(全試験体)

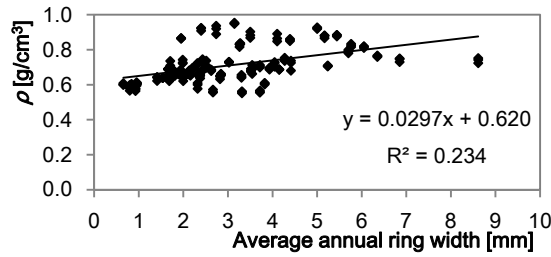


図 6. 2. 2-11 密度 ρ と平均年輪幅との関係(全試験体)

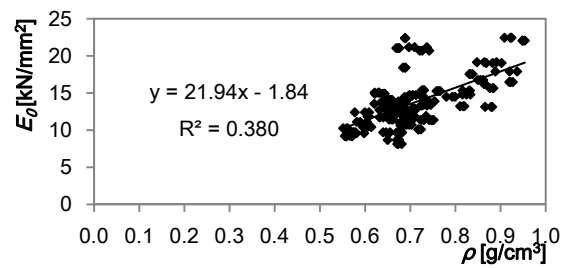


図 6. 2. 2-12 母材の繊維方向ヤング係数 E_0 と試験体密度 ρ との関係(全試験体)

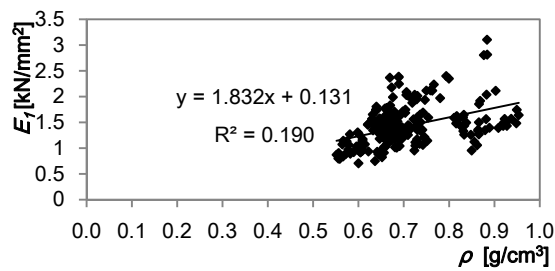


図 6. 2. 2-13 弾性(1次)剛性 E_1 と密度 ρ との関係(全試験体)

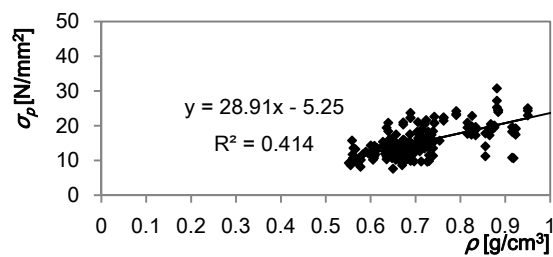


図 6. 2. 2-14 比例限応力 σ_p と密度 ρ との関係(全試験体)

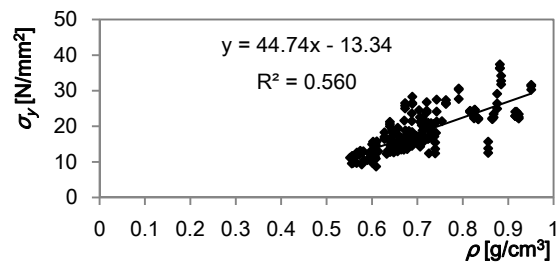


図 6.2.2-15 降伏応力 σ_y と密度 ρ との関係(全試験体)

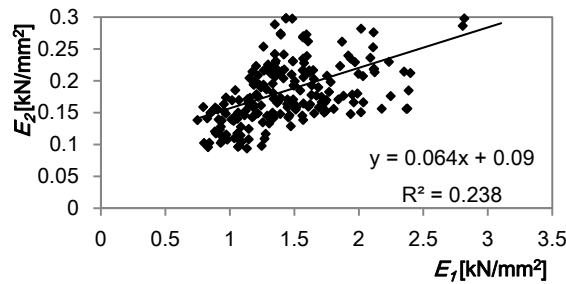


図 6.2.2-16 弾性(1次)剛性 E_1 と2次剛性 E_2 との関係(全試験体)

図 6.2.2-12、図 6.2.2-13 より、密度が高いほど E_0 、 E_1 も高い傾向が読み取れ、図 6.2.2-14、図 6.2.2-15 からは、密度がわかれば、その材のめり込み降伏応力や比例限時の応力が概ね推定可能であると考えられる。図 6.2.2-16 からは部分圧縮(めり込み)における1次剛性が高いほど2次剛性も高いという傾向のあることが示された。

以上からめり込みに関する各種特性値は、材料物性の中で密度と最も相関が高いと判断した。

b) 年輪傾角 90° の場合

(3) で述べたように、めり込みにおける特性値を安全側で推定するには、年輪傾角 90° の場合の特性値把握が重要と考える。先の図 6.2.2-14 と図 6.2.2-15 から 0° と 45° 試験体を除外し、 90° 試験体だけの場合の密度と応力の関係を調べた。結果を図 6.2.2-17 と図 6.2.2-18 に示す。

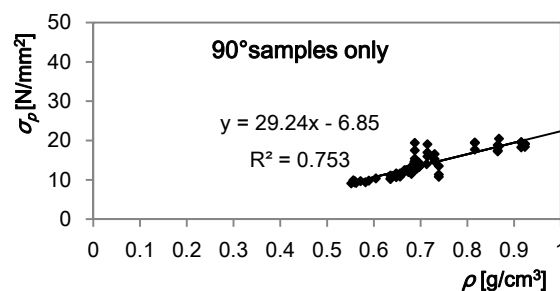


図 6.2.2-17 比例限応力 σ_p と密度 ρ との関係(90° 試験体のみ)

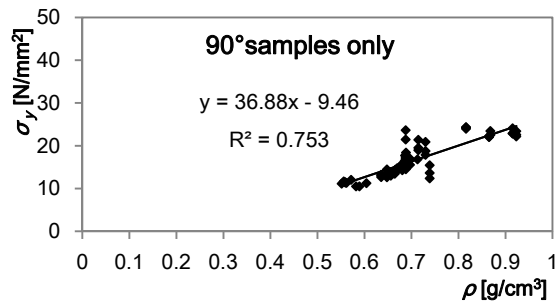


図 6.2.2-18 降伏応力 σ_y と密度 ρ との関係(90° 試験体のみ)

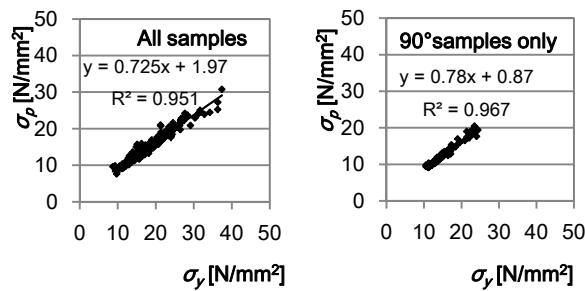


図 6.2.2-19 比例限応力 σ_p と降伏応力 σ_y との関係

左：全試験体、右：90° 試験体のみ の場合

図 6.2.2-17 と図 6.2.2-18 では、90° の場合、密度 ρ と $\sigma_p \cdot \sigma_y$ との間に高い相関が得られた。

本節で得られた σ_y と ρ の関係について以下に示す。

図 6.2.2-15 より、 $\sigma_{y\text{all}}(\text{Avg.}) = -13.34 + 44.74\rho \cdots (6.2-1)$

図 6.2.2-18 より、 $\sigma_{y90}(\text{Avg.}) = -9.46 + 36.88\rho \cdots (6.2-2)$

ここで、添え字の 90 は 90° 試験体のみの場合を、All はすべての年輪傾角を含む場合を示す。

(6) 材選択のフィルターとその効果

試験前の加工や測定の際、同樹種間で比べてめり込み性能が劣ると予想される試験体があった。例えば木口面でその道管の存在が判別できるカシ、年輪幅が狭く穴だらけのナラ(図 6.2.2-20)、白太部分が大きく色の悪いケヤキなどである。節などのいわゆる欠点があるわけではないが、それらは積極的に接合具に使う材料ではないように思われた。

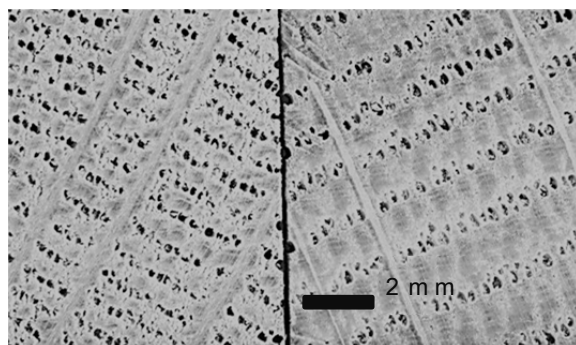


図 6.2.2-20 年輪幅が狭く穴だらけのナラ材(左)と平均的なナラ材(右)の比較

ここでは、特性値に最もばらつきの大きかったケヤキ(表 6.2.2-1 参照)を例にとり、それら「目視区分」された試験体と、ケヤキの平均的な気乾密度 0.697⁴⁾に比して 0.1(≒15%)以上小さいものを除外し、再度特性値を算出した。結果を表 6.2.2-3 に示す。

表 6.2.2-3 部分圧縮試験で得られた特性値

－ケヤキ材における材選別の効果－

Species— Direction	E ₁ [N/mm ²] Ave	E ₁ /E ₉₀ Ave	E ₂ /E ₁ Ave	σ _y [N/mm ²] Ave	σ _y [N/mm ²] 0.05	σ _{y0.05} /σ _{yAve}	ε _y Ave	σ _p [N/mm ²] Ave	σ _p 0.05	σ _p /σ _{pAve}	σ _y /σ _p Ave	E ₂ /E ₂ [′] Ave	σ _u [N/mm ²] Ave	ε _u Ave	μ Ave	S Ave	n
K-0	1549.0	1.57	1/7.8	16.76	7.62	0.45	0.011	14.74	7.17	0.49	1.13	1.39	34.37	0.131	12.42	3.14	17
K-0	1589.2		1/8.1	18.56	11.42	0.62	0.012	15.84	9.40	0.59	1.17	1.43	36.25	0.136	11.39	3.37	8
K-90	1109.8	1.59	1/6.2	14.61	9.65	0.66	0.013	11.91	8.10	0.68	1.23	1.47	27.52	0.119	9.04	2.33	18
K-90	1234.5		1/6.5	16.16	13.20	0.82	0.013	13.11	10.98	0.84	1.23	1.46	30.02	0.125	9.13	2.56	12
K-45	1285.7	1.71	1/8.3	15.99	8.58	0.54	0.013	13.30	7.55	0.57	1.20	1.42	31.17	0.144	11.68	3.30	18
K-45	1362.2		1/8.0	17.48	11.49	0.66	0.013	13.99	9.61	0.69	1.25	1.46	33.85	0.146	11.42	3.60	12
Keyaki All	1314.8	1.62	1/7.3	15.79	8.94	0.57	0.012	13.32	7.58	0.57	1.19	1.43	31.02	0.131	11.05	2.92	53
Keyaki All	1395.3		1/7.5	17.40	12.30	0.71	0.013	14.31	9.91	0.69	1.22	1.45	33.37	0.136	10.65	3.18	32

Note : White columns are the same as the part of the Keyaki in table3. The coloring columns are sample with selection

表 6.2.2-3 より、ほぼすべての項目において特性値の向上が認められるため、目視による区分と密度による制限には一定の効果があると判断した。

ただ今回の経験から、目視だけで容易に除去できるのは道管径の大きな材や、年輪に沿って道管が並ぶ環孔材の場合であると思われ、カシやカエデでは困難であった。

ここで、表 6.2.2-1 から σ_y の 5% 下限値と平均値の比、σ_{y0.05}/σ_{yAve} は 0.6 程度であるが、表 6.2.2-3 の結果から材料選別を行う場合には 0.7 程度は期待できるとして式(6.2-1)、(6.2-2)を書き換えると以下になる。

$$\sigma_{y\text{all}}(0.05) = -9.34 + 31.32\rho \cdots (6.2-3)$$

$$\sigma_{y90}(0.05) = -6.62 + 25.82\rho \cdots (6.2-4)$$

(7) 環孔材とその他

これまでの結果や考察から、同じ広葉樹材であっても、環孔材か否かがめり込み性能を左右する可能性があると思われる。特にカシやカエデ材の選別において密度以外の基準があれば、特性値のばらつきを減らすことができると考える。以下目視確認できる年輪幅を軸に、(4) a) 図 6.2.2-11・12 で示した平均年輪幅と E_0 や密度との関係を樹種毎に再確認した。明確な傾向のみられたカシ(S)とナラ(M)の結果を図 6.2.2-21・22 に示す。

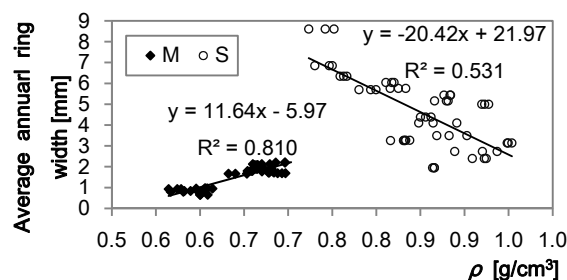


図 6.2.2-21 ナラ(M)とカシ(S)における平均年輪幅と密度との関係

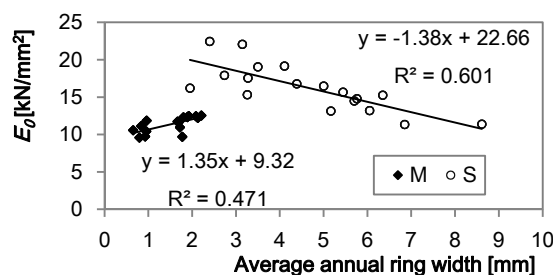


図 6.2.2-22 ナラ(M)とカシ(S)における母材のヤング係数と試験体の平均年輪幅の関係

図 6.2.2-21 より、カシでは平均年輪幅が狭いほど密度が高く、反対にナラでは年輪幅が広くなるほど密度も高くなった。図 6.2.2-22 から、カシでは年輪幅が狭いほど E_0 が高く、ナラでは年輪幅が狭いほど E_0 が低い結果となった。ここでは図示しないが、同じ環孔材のケヤキではナラと同様の傾向がみられ、カエデでは年輪幅が狭いほど E_0 が高い傾向があった。したがって平均年輪幅の値と他の物性値や特性値との関係は、環孔材とその他では、その評価が逆転する可能性があり注意が必要であると考えられる。

6.3 既存のめり込み算定式との対照

6.3.1 めり込み算定式における特性値

(1) 既存めり込み算定式

等変位めり込み基準式²⁵⁾を以下に示す。

$$P = \frac{x_p y_p C_x C_y E_{90}}{Z_0} \delta \quad [\text{N}] \quad \rightarrow P = K \cdot \delta \quad \cdots (6.3-1)$$

$$\text{降伏変位} \quad \delta_y = \frac{Z_0 F_m}{E_{90} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad [\text{mm}] \quad \cdots (6.3-2)$$

ここで、

$x_p, y_p, x_1, y_1, y_2, Z_0$: 各寸法[mm]

x_p : 繊維方向の加圧幅

y_p : 繊維直交方向の加圧幅

x_1, y_1 等 : 端距離, 縁距離

Z_0 : 加圧方向の材厚

端距離効果係数 : $C_{xm} = 1 + 4Z_0/3x_p$

縁距離効果係数 : $C_{ym} = 1 + 4Z_0/3ny_p$

$$C_x = 1 + \frac{2Z_0}{3x_p} \left\{ 2 - 2 \exp \left(\frac{-3x_1}{2Z_0} \right) \right\} \quad \cdots (6.3.1-3)$$

$$C_y = 1 + \frac{2Z_0}{3ny_p} \left\{ 2 - \exp \left(\frac{-3ny_1}{2Z_0} \right) - \exp \left(\frac{-3ny_2}{2Z_0} \right) \right\} \quad \cdots (6.3-4)$$

n : 繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数

F_m : 縁端距離を無限大とした時のめり込み降伏

$$\text{応力度、} F_m = 0.8 \times F_{cv} \quad [\text{N/mm}^2] \quad \cdots (6.3-5)$$

E_{90} : 全面横圧縮ヤング係数 針葉樹の場合 : $E_{90} = E_0/50$

込栓やダボの場合、繊維直交方向には余長がなく縁距離は 0、また車知栓などは縁端距離が 0 である。その意味で接合具においては縁距離の効果係数の影響は少ないと考えられるが、各定数以外は、樹種や年輪傾角等によって変化する項であると考えられるため、以下今回の実験結果をもとに推定を行う。

(2) F_{cv} 、 F_m 、 E_{90} 、 n 、縁端距離の効果について

部分圧縮試験で得た密度からの回帰式による σ_p の概算値や告示の値について、具体的な値を見るための目安として、表 6.3.1-1 にまとめて示す。表 6.1.2-1 よりカシの密度を 0.87、その他はまとめて 0.68 として求めた。

表 6.3.1-1 降伏応力 σ_y の密度 ρ からの回帰式

Species(ρ : Density)	Shirakashi($\rho=0.87$)	Others($\rho=0.68$)
Formula No.	F_m [N/mm ²]	F_m [N/mm ²]
$\sigma_{y90}(\text{Avg.}) = -9.46 + 36.88\rho \cdots (6.2-2)$	22.63	15.62
$\sigma_{y90}(0.05) = -6.62 + 25.82\rho \cdots (6.2-4)$	15.84	10.94
$\sigma_{yall}(\text{Avg.}) = -13.34 + 44.74\rho \cdots (6.2-1)$	25.58	17.08
$\sigma_{yall}(0.05) = -9.34 + 31.32\rho \cdots (6.2-3)$	17.91	11.96
$F_m = 0.8F_{cv} \cdots (6.3-5)$	9.60	8.64
$F_m = 0.8 \times 2F_{cv} \cdots (6.3-6)$	19.20	17.28
※ F_{cv} : the 1024th of notification value.		

Note : all : all samples, 90 : tangential direction press samples only, Avg. : Average, 0.05 : 5th percentile lower limit value at 75% confidence level, Others : Itayakaede, Keyaki and Mizunara, $\sigma_y = F_m$.

表 6.3.1-1 より、告示で定められた F_{cv} の 0.8 倍とされる F_m の値(6.3-5)は試験結果と比べてかなり低いことがわかる。また決定係数に差はあるが、(6.2-1)式と(6.2-2)式、(6.2-3)式と(6.2-4)式によって得られた値を比較すると、90° の場合の値が全体のめり込み降伏応力度と良い対照を示し(表 6.2.2-1 参照)、めり込みにおける特性値を、90° の場合の値で代表できる可能性が確認できた。ただし(6.2-3)式による全試験体の下限値は表 6.2.2-1 の $\sigma_y 0.05$ (樹種毎の平均値)に比べて大きいため、ここでは F_m には(6.2-4)式： $\sigma_y = -6.62 + 25.82\rho$ で得られた値を用いることにする。

E_{90} は 6.2.1-1 における樹種毎の平均値から、カシ、カエデでは $E_0/18$ と、ケヤキ、ナラでは $E_0/15$ とする。

n は $\sqrt{E_0/E_{90}} \doteq n$ とみなし、樹種によらずまとめて $n=4$ とする。

最後に、めり込み算定式における縁端距離効果係数の妥当性について検討する。今回の部分圧縮試験では縁距離が 0 であるため、表 6.2.2-1 における E_1/E_0 の比は、端距離による剛性増大率⁶⁹⁾⁷⁰⁾に相当し、既存の算定式では C_x に当たる。文献との比較を考慮し、(6.3-4)式を以下のように書き換える。

$$C_x = 1 + \frac{1 - \exp^{-A\delta}}{A\lambda} \cdots (6.3-7)$$

$$C_y = 1 + \frac{1 - \exp^{-An\delta}}{An\lambda} \cdots (6.3-8)$$

ここで、 $\lambda = (x_p/2)/Z_0$, $\delta = x_1/Z_0$

式(6.3-7)における A は、部分圧縮において載荷幅の影響が及ぶ範囲と加圧方向の材厚によって定まる係数であり、既存の算定式では $A=1.5$ で一定で、文献⁶⁹⁾⁷⁰⁾では γH に相当する。 γH は樹種や年輪傾角によって異なる値とすべきとあるが、ここでは表 6.2.2-1 における樹種毎の $E_1/E_0(C_x)$ の平均値から A を概算した(表 6.3.2-1)。散孔材とその他に分けて平均すると、カシとカエデでは $C_x=1.76$ 程度、ケヤキ、ナラでは $C_x=1.58$ 程度であり、その時の A は、カシとカエデでは 3.07、ケヤキ、ナラでは 4.12 となった。得られた数値を丸め

算定式における値とする。すなわちカシとカエデは $A=3$ 、ケヤキ、ナラは $A=4$ とした。

6.3.2 計算値と実験値の比較

以下既存の算定式に上記の値を代入して求めた計算値と実験値を表 6.3.2-1 に示し、比較検討する。なお算定式中の $C_{xm} = 1 + 1/A\lambda$, $C_{ym} = 1 + 1/An\lambda$ とした。

表 6.2.2-3 と同様、白色欄は全試験体の結果、着色欄は選別後の結果とした。着色欄は年輪幅や密度のフィルター効果を確認すべく、樹種の平均的な密度に比べ 10% 以上低い試験体がなく、目視では問題の有無を判別しにくいカシとカエデについては、表 6.1.2-1 に示した試験体の年輪幅の平均値から 20% 以上広いものを除いて、環孔材のケヤキとナラについては密度の低いもの等を取り除いて、部分圧縮試験の結果を集計した。白色欄と着色欄で比較すると、ケヤキとナラには密度による選択効果が表れており、カシの年輪幅による効果もみられるが、その一方で、カエデ選別の難しさを再確認した。なお表では割愛したが、同じ $L=600$ のブロックから全面圧縮試験体と部分圧縮試験体を採取した場合の、 E_1/E_0 の比を別途求めたが、表 6.3.2-1 に示した結果とほとんど変わらなかった。

算定値と実験値の比較した場合、大まかな傾向として、ケヤキとナラでは、剛性・降伏耐力・降伏変位において、試験結果と算定値は良好な対応を示したといえる。一方、カシとカエデでは、降伏変位において実験値と算定値の差が大きく、特にカエデ 90° では算定値は実験値の半分以下となった。ひとつの理由として、 E_0 値の信頼性の問題が考えられる。つまり表 6.1.2-1 のカシとカエデ(特にカエデ)における縦振動法によって求めた E_0 値が高すぎたのではないかということである。またカエデは他の樹種に比べ E_2 が低かったため、仮に E_1 が同じとした場合には相対的に ε_y が大きくなるためと考える。

またカエデ以外の樹種でも、降伏変位の算定値と実験値の比は、 90° の場合が最も差の大きい結果となった。 90° の場合、 σ - ε 曲線における弾性域から塑性域への移行が緩やかな傾向が樹種を問わず見られ、そのことが降伏点(ε_y, σ_y)の値に影響したと考えられる。すなわち、6.2.2(3)で触れたように、2 次勾配の求め方にも検討が必要と考える。

表 6.3.2-1 りり込み算定式による計算値と実験結果の比較と

試験体の選別による効果

Species—Direction of compression	A	E_1/E_{90} Ave	$P_y[N]$ Ave	$P_y[N]$ 0.05	P_y Cal.	$P_y cal.$ / $P_{y0.05}$	$\delta_y[mm]$ Ave	$\delta_y[mm]$ min.	δ_y Cal.	$\delta_y cal.$ / δ_{ymin}	K[N/mm] 0.5	K Cal.	Kcal. / $K_{0.5}$	n
S-0	2.51	1.90	22507	16116	10226	0.63	0.430	0.303	0.262	0.86	51914	39777	0.77	18
S-0			24247	19582	10956	0.56	0.462	0.353	0.256	0.73	51890	43358	0.84	12
S-90	2.81	1.82	16029	10446	10597	1.01	0.464	0.384	0.278	0.72	33571	38135	1.14	17
S-90			17013	15998	11278	0.70	0.486	0.441	0.264	0.60	34656	42488	1.23	11
S-45	5.62	1.43	16642	10508	10644	1.01	0.467	0.391	0.266	0.68	34619	41010	1.18	18
S-45			〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃
Shirakashi All	3.26	1.72	18393	10782	10489	0.97	0.454	0.303	0.269	0.89	40217	39641	0.99	53
Shirakashi All			19301	11301	10959	0.97	0.472	0.353	0.262	0.74	39723	41829	1.05	41
I-0	3.07	1.76	16737	11072	7277.7	0.66	0.352	0.325	0.200	0.62	46320	39454	0.85	18
I-0	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃	〃
I-90	3.42	1.69	12432	7028.9	7477.4	1.06	0.431	0.373	0.181	0.49	27990	42060	1.50	18
I-90			11944	6439.6	7353.5	1.14	0.434	0.363	0.186	0.51	26584	40151	1.51	15
I-45	2.20	2.00	12963	10063	7501.4	0.75	0.392	0.377	0.253	0.67	32444	29993	0.92	15
I-45			12244	9916	6886.6	0.69	0.397	0.381	0.220	0.58	30108	31453	1.04	9
Itayakaede All	2.89	1.80	14044	8436.4	7418.8	0.88	0.392	0.325	0.211	0.65	35663	37169	1.04	51
Itayakaede All			13642	7772.3	7172.6	0.92	0.394	0.325	0.202	0.62	35774	37019	1.03	42
K-0	4.20	1.57	12487	5619.6	8231.8	1.46	0.324	0.222	0.225	1.01	36850	34810	0.94	17
K-0			13854	8567.5	8410.6	0.98	0.353	0.295	0.213	0.72	37815	39438	1.04	8
K-90	4.05	1.59	10888	7182.4	7497.1	1.04	0.398	0.347	0.215	0.62	26641	32705	1.23	18
K-90			12038	9787.4	7794.1	0.80	0.396	0.347	0.216	0.62	29859	36240	1.21	12
K-45	2.66	1.71	11913	6394.2	7322.2	1.15	0.379	0.322	0.269	0.84	30403	27976	0.92	18
K-45			13059	8688.2	7777.5	0.90	0.394	0.322	0.265	0.82	32235	30267	0.94	12
Keyaki All	3.84	1.62	11763	6641.5	7683.7	1.16	0.367	0.222	0.236	1.06	31616	31830	1.01	53
Keyaki All			12984	9205.1	7994.1	0.87	0.381	0.295	0.231	0.78	33165	35315	1.06	32
M-0	7.33	1.33	11777	10163	7178.9	0.71	0.312	0.227	0.243	1.07	37441	29650	0.79	17
M-0			11869	10212	7324.7	0.72	0.304	0.227	0.245	1.08	38564	30005	0.78	15
M-90	3.98	1.60	10638	7997.7	7117.7	0.89	0.364	0.330	0.238	0.72	28668	30008	1.05	18
M-90			11161	9831.8	7375.0	0.75	0.366	0.330	0.244	0.74	30223	30357	1.00	15
M-45	3.60	1.66	9482.5	8029.0	6234.9	0.78	0.322	0.255	0.235	0.92	29127	26711	0.92	18
M-45			9540.8	7720.0	6446.0	0.83	0.309	0.255	0.239	0.94	30355	27223	0.90	12
Mizunara All	4.53	1.53	10633	8139.4	6843.8	0.84	0.333	0.227	0.239	1.05	31816	28790	0.90	53
Mizunara All			10857	8706.8	7048.6	0.81	0.326	0.227	0.243	1.07	33362	29195	0.88	42

Note : A : The rate of embedding stiffness increasing, P_y : yield load; δ_y : yield deformation,
 K : embedding stiffness, n : numbers of samples, cal. : calculation value, min : minimum,
0.05,0.5,Ave : See Fig.6.2.2-1. E_1/E_{90} : See Table 6.2.2-1.
The coloring columns are the samples with selection. Cal.= F_m : depend on formula no.6.2-4.

これまでの結果より、既存のりり込み算定式を広葉樹材へ適用することは可能であると判断するが、そのためには、 F_{cv} 、 F_m 、 E_{90} 、 n 、縁端距離効果係数の値等、算定式における特性値の妥当性についての更なる検証が必要と考える。

6.4 まとめと今後の課題

本章では、接合具材への利用を前提に、環孔材 2 種、散孔材・放射孔材各 1 種、計 4 種の広葉樹材について加圧面に対する年輪傾角 0° 、 90° 、 45° の場合のめり込み試験を実施し、考察を行い、以下の結論を得た。

1. 樹種毎・年輪傾角毎の特徴とめり込み性能

全面圧縮試験の結果、樹種毎の E_{90}/E_0 の平均値は、カシ：1/17.5、カエデ：1/18.4、ケヤキ：1/15.7、ナラ：1/13.9 であった。 E_{90} はすべての樹種で 90° 方向加力の場合が最も低い(平均)値となった。

部分圧縮試験結果において、 E_2/E_1 の平均値は、カエデ：1/9.2、その他：1/7～1/8 前後であった。各樹種内で剛性・耐力を比較すると、 $0^\circ > 45^\circ \geq 90^\circ$ の順に高い明確な傾向があるため、年輪傾角 90° の値について基準化できれば、広葉樹のめり込み性能について安全側で簡便な推定が可能であると考えた。今回の 4 樹種をめり込み強度別に分類すると、カシ／その他の樹種、になると思われるが、割裂のしやすさや粘り強さを考慮に入れると、カシ・カエデ／ケヤキ・ナラ(放射・散孔材／環孔材)という分け方も検討に値すると思われる。

2. 基準化の尺度と材料強度

接合具材利用を前提とすれば、技術者の経験と感覚で不適当と思われる材料を除去し、使用材料のばらつきを減らすことが可能であると思われる。また、樹種毎の平均密度を把握した上で、使用可能な範囲を仕様書等で規定する方法も有効であり、以上の 2 段階を経ることで、めり込み基準強度 F_{cv} を現行告示の 1.5 倍程度にまで引き上げることも現実的に可能であると考ええる。接合具利用の場合には作用する力の向きが想像でき、基本的には 0° 方向に力を受けるように、あるいは 90° 方向にはならないように注意して施工することも不可能ではないからである。

具体的な基準としては、密度と平均年輪幅、目視による選別が有効になる。

他方今回は縦振動法によって繊維方向のヤング係数 E_0 を求めたが、静的試験に比べ高くなるという報告⁷²⁾も散見される。中井ら⁶⁶⁾の報告にもあるように、材料密度 ρ からの回帰式によって E_0 を求める方法の方が、現場での材料管理が容易で現実的であるといえる。あるいは縦振動法によって得られたヤング係数と、縦圧縮試験や曲げ試験など他の試験法によって得られたヤング係数の関係を明らかにし、縦振動法によって得られた値の評価法を定める必要がある。因みに今回得られた E_0 と ρ の関係は、 $E_0 = 21.94\rho - 1.84[\text{kN/mm}^2]$ 、

決定係数 $R^2=0.38$ であった。

またカシやカエデのように、目視では選別が困難で、かつ平均的な密度の材でありながらめり込み性能の劣る場合が散見された。その原因の究明が不可欠と考える。

3. 既存めり込み算定式の広葉樹材への適用可能性

改めてめりこみ算定式を示す。

$$P = \frac{x_p y_p c_x c_y E_{90}}{Z_0} \delta$$

$$\delta_y = \frac{Z_0 F_m}{E_{90} \sqrt{c_x c_y c_{xm} c_{ym}}}$$

$$C_x = 1 + \frac{1 - \exp^{-A\delta}}{A\lambda}$$

$$C_y = 1 + \frac{1 - \exp^{-An\delta}}{An\lambda}$$

式中の特性値について、今回の試験から以下の値を得た。

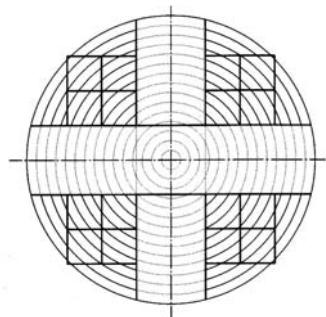
$E_{90} = E_0/15$ (ケヤキ、ナラ)、 $E_{90} = E_0/18$ (カシ、カエデ)、 $F_m = -6.62 + 25.82\rho = \sigma_y$ 、 $A=3$ (カシ、カエデ)、 $A=4$ (ケヤキ、ナラ)、 $n=4$ 。

それらの特性値を用いた既存式による算定値と試験結果との比較により、既存めり込み算定式の広葉樹材への適用可能性を確認した。

ただし密度からの回帰式の運用法や、道管配列の違いによる特徴の考慮、他の樹種におけるデータの蓄積、特性値の検証と樹種のグループ分けなどについて、引き続き検討を行う必要がある。

4. 接合具材の木取りと年輪傾角に関して

大径材が得にくいシラカシから接合具材を木取る場合、図 6.4-1 に示すように、現実的には年輪傾角が 45° (追い柵) の材が多くなる。さらに例えば込栓にヒノキ材を利用する場合でも材料の木取りの都合上、その年輪傾角は追い柵のものがほとんどとなる。したがって、材料強度の評価や、接合具材を有する接合部性能の評価にあたっては、その現実を踏まえることも重要になると考える。



例えば、図のように材を十字に挽いて板材を得、残りから栓類を木取るとすれば、必然的に追い柵の材が多くなる。

図 6.4-1 接合具材の木取りの例

第7章 構造設計法への適用 一方針と課題

7.1 伝統的な構造要素を用いた建築物の構造設計法

7.1.1 許容応力度設計への適用

ここまで、伝統的な構造要素を用いたいくつかの接合部等の、外力に対する挙動やその特徴を明らかにし、それらの力学特性を発現するメカニズムをもとに、接合部の力学性能の推定を試みた。本章では、前章までに得られた知見を、実際に構造設計法に落とし込む際の方向性や方法についての考察や提案を行い、あわせて適用範囲や適用の際の課題を示す。

(1) 既往研究等

木質構造の許容応力度計算のためのマニュアルが近年の大地震や事件の発生、新制度の開始をきっかけに出版・改訂されている。阪神淡路大震災後の建築基準法の改正、住宅の品質確保の促進等に関する法律(品確法)にもとづく性能表示制度の開始を受けて、(財)日本住宅・木材技術センターの企画編集によって、「木造軸組工法住宅の許容応力度設計」⁷⁷⁾、いわゆるグレー本が2001年に刊行された。その後、3階建て建築物について構造計算概要書の提出が必要になるとともに、建築確認・検査の厳格化が実施され、それらに対応した木造軸組工法住宅の構造計算手引書への要望の高まりに応えるかたちで、改訂版⁷⁸⁾(2008年版：新グレー本)が出版された。そこでは、伝統的な木造建築物を直接の対象にしたものではないが、木造軸組み工法の構法や材料の特徴や構造設計における現状を踏まえながら、構造設計法の考え方やモデル化についての方針が示されている。新グレー本では、住宅レベルでは構造設計に十分な時間とコストをかけにくく、そのために構造形態、構造仕様、破壊メカニズムをある程度限定し、計算の省略や簡易化が必要なこと、各部の応力を算出し、それが材料の許容応力度以下に収まっていることを確認するのが許容応力度設計法の考え方であるが、そのためには許容応力度や、許容耐力に対する考え方が必要であるとし、さらに接合部の引き抜き力等を存在応力からではなく、(壁自体の)許容耐力から求めるとすることや、部材や接合部が複合された耐力要素の単位で許容耐力の検定を行うなどの方針が述べられている。また、大地震に対する設計上の配慮として、耐力壁柱頭柱脚の先行破壊の防止、木質部材の脆性破壊の回避、大地震時における鉛直支持耐力の確保が挙げられている。ただし、合板張りや筋違などの一般的な耐力壁が前提であり、木造ラーメンのように耐力壁形式ではない水平力抵抗要素については適用の範囲外であるため、現状では、伝統的な構造要素を用いた木造建築物の構造設計のマニュアルとはなっていない。

他方、製材だけではなく多様な木質材料の普及を受けて、木質構造の名が冠された基準(書)の刊行も相次いでいる。例えば「木質構造設計ノート」⁷⁹⁾、「木質構造設計規準・同解説」⁷⁵⁾(2006年に改訂)、が1995年に刊行された。前者は集成材等が対象で現在絶版となっており、後者は木質構造の原理や原則を示したものと捉えることもでき、実用的とはいえない側面がある。しかしこのような流れの中、木質構造建築物の性能を決定するともいえる接合部に関する最新の知見をまとめた「木質構造接合部設計マニュアル」²⁹⁾が、2009年に刊行された。そこでは伝統的な継手・仕口を含む接合部の剛性・耐力についての算出法も示されており、本論でも度々参照してきた。

また、ここ数年来の伝統構法設計法作成委員会の活動における成果の一部が雑誌に紹介されている。その中で大橋は木造建物の安全限界変形について、別途の検証があれば現行の規定(1/30rad)を越えての設定も可能であるが、ある壁(耐力要素)の荷重と変形の関係を担保する接合部性能の確認(方法)が必要であると述べた⁸⁰⁾。同誌で河合は、伝統的構法の設計法の適用範囲について、伝統的手法による木造建築を、その主たる抵抗要素は、壁体のせん断変形、軸組の曲げ抵抗、接合部の曲げ抵抗であり、鉛直構面・水平構面の変形として、せん断変形が卓越するものとした⁸¹⁾。伝統要素を用いた建物の構造性能評価を行うためには、以上のように、主たる構造要素や変形状態についての定義や、終局時における接合部性能の確認が必要となる。

平嶋らは、伝統構法木造住宅に用いられる、差鴨居・貫・格子組構造のせん断耐力試験を行い、いずれの構造も大変形能力を有することを明らかにし、伝統木構造を正當に評価するには1/10radでもまだ足りないとした⁸²⁾。さらにそれぞれの仕口1箇所当たりの復元力特性の和として建物全体の復元力特性を算出し、それに完全弾塑性モデルを当てはめることによって建物の持つ終局耐力(保有水平耐力)と構造特性係数を求め、古民家の耐震性能を評価した⁸³⁾。現行法規では耐力壁としての評価の対象ではない、貫を含むほぞ部等のモーメント抵抗性能を求め足し合わせる方法は、5章でもみたように、伝統的な要素による木造建築物の構造性能の評価には相応しく、かつ簡便であると考えられる。

柱脚柱頭接合部が先行破壊しないという現在の設計法の仮定に対し、稲山は、筋違いのように比較的脆性的な壁においては、柱脚柱頭接合部を先行降伏させて壁上下に塑性ヒンジを作る方が耐震的に有利であるとして、接合部の浮き上がりを許容する終局耐力設計法を提案した⁸⁴⁾⁸⁵⁾。さらに、石場建ての伝統的な木造建築物の設計を視野に入れながら、柱脚の浮き上がりは許容するが、建物全体の横滑りという不確定要素を取り除く条件を示し、全体剛床仮定ではなく「各鉛直構面ごとのゾーニング+水平構面」による半剛床モデル(並進水平力仮定)による終局耐力設計法を示した⁸⁶⁾。稲山の提案は画期的であるが、そのた

めにもまずは、建物を構成するそれぞれの耐力要素が正当に評価される必要がある。

(2) 構造設計の方針

まず最初に、伝統的な構造要素を主な耐震要素とする木造建築物の設計を行う際の大きな方向性について考える。言い換えれば、すべての構造要素における許容耐力の把握や破壊現象の解明がいまだ不十分である現在では、その設計法の提案あるいは現行の設計法への適用はできないのだろうか、ということである。

建築物の構造設計の一連の流れを考えると、それら(個々の耐力要素)以外にも不確定な要素がいかに多いかがわかる。例えば、建築基準法施行令第 84 条に示されている建築物における荷重条件の設定が大まかなものであること(本来は条文にもあるように実況に応じて計算されるべきものである)。さらに、特に異方性材料である製材では、材料のばらつきが大きく年輪傾角や欠点の位置などを設計段階では想定することができないこと。加えて施工に関しては、作り手によって加工精度や木取り方法が異なることが多いため、剛性、時には耐力への影響が懸念されることなどである。つまり、いかに詳細に接合部 1箇所あたりの性能等を検討し精緻なモデルをつくりあげても、その運用の方法如何では意味を失う可能性があると思われるため、結局のところ最も重要になるのは、(施工者も含め)設計者の経験に基づくバランス感覚であると考ええる。建物全体を包括的に把握し、クリティカルな部分についての施工上・木取り上の注意点を特記する、あるいは不確定な部分があるとなればそれを(他の要素等で)カバーするなど、材料や施工を想像した上でそれぞれの構造要素に対する評価がなされることが重要であり、そういった視点を持つことによって構造物全体の性能が担保されることにつながるのではないか、と思われる。その意味では伝統的な構造要素を用いた建築物とは、特別なものではなく、木材より性能の安定した金物類の使用が少なく、強度にばらつきの大きい木材による接合であるため、いまだにわからないことが多い、というだけの話かもしれない。

したがって現時点における許容応力度設計法への適用に際しては、伝統要素に関する不明な点や注意すべき点を明示し施工レベルにまで伝達することが大切であり、さらに重要なのは、実際に建物を建設し、その中で得た知識や経験をフィードバックしながら設計法の見直しや、運用法について改善をしていくことであると考ええる。

(3) 損傷限界と安全限界の設定

損傷限界とは、稀に発生する(震度 5 強までの)地震に対して建物が損傷しない層間変形角の限度を表し、現行法規での $1/120(150)\text{rad}$ は、耐力壁の許容せん断耐力決定の際のひ

とつの指標となっている。昭和 56 年の新耐震設計法の制定以前は $1/60\text{rad}$ であり、この値は修復可能な変形角の目安ともいわれるが、いまなお伝統構法の推進者等からは $1/60\text{rad}$ に設定すべきとの声も多い。他方、安全限界とは、極めて稀に発生する(震度 6 以上の)地震に対して建物が倒壊しない層間変形角の限度を表し、木造建築物の安全限界は原則として $1/30\text{rad}$ に定められている。

本論では、伝統的な耐力要素を用いた建物の安全限界変形角を接合部等が脆性破壊しないことを条件に $1/15\text{rad}$ に設定し、接合部性能の評価を行ってきた。一方本論中で行った試験において、接合部やその近傍でいくつかの脆性破壊がみられた。さらに、脆性破壊の発生が想定される部分で本論で取り扱っていないものに、接合部が弱軸方向に曲げやせん断を受けた場合の接合部の挙動についてが挙げられる。

例えば長ほぞ差接合部(柱-桁)が弱軸方向に力を受けた場合には、柱ほぞの根元から、あるいは横架材のほぞ穴から割裂する可能性がある。弱軸方向に横架材があれば割裂を抑える効果が期待できるが、逆に横架材同士が蟻掛け仕口によって結ばれている場合にはより断面欠損が大きくなってしまうこともあるので、今後実験等によって弱軸側における荷重-変形関係の挙動を確認する必要がある。

ここで、安全限界を $1/15\text{rad}$ に設定するための具体的な条件として、以下の 3 点を提案する。伝統要素を用いた建築物の靱性を含めた構造性能を正當に評価するには、安全限界の設定緩和が大きなポイントであると考ええる。

1) 接合部脆性破壊の防止

本論で確認された脆性破壊の例(カッコ内はその原因、改善策等)は、**2 章**では、ほぞ差込栓打ちのほぞのせん断(せん断面積不足)、雇い鎌継男木のあご先のせん断(せん断面積不足)、雇い車知継における車知栓の圧縮破壊(栓材の目切れ)と雇い材のせん断(せん断面積不足)、横架材の開きによる柱の割裂(大入れ寸法不足・柱材の断面不足・開き止め材の不足)、**3 章**では、ほぞ割楔仕口の男木の破壊(節まわりの目切れ)、兜蟻仕口女木の割裂(開き止め設置、金物補強)、寄蟻仕口女木の割裂、**4 章**では、「通し厚ほぞ仕口」土台の割裂やねじりせん断(ほぞ穴残り寸法不足、ほぞ穴間距離の不足、乾燥に伴う内部割れ)、柱ほぞの曲げ破壊(過大変形)、**5 章**では、ダボのせん断破壊(断面・本数不足)、たて貫材の割裂(材の靱性不足)、ほぞ穴間のせん断等であった。

それらの原因をまとめてみると、材料選択と加工(木取り)の問題と寸法設計の問題に分けられる。その対策として、材料の問題では、使用部位を想定し木取りや使用材料に留意すること、寸法設計については、発生する応力に応じて材料強度を低減するなどの安全率

を設定する方法、極端な寸法設定をする場合には接合部が破壊しても全体崩壊に至らないような仕組みを考えておくこと、あるいは応力の負担が少なくなるような構造計画をすることなどが考えられる。

ただし、中には脆性破壊を起こしても急激な耐力低下を起こさない場合もあった。例えば長ほぞ差し栓打ち仕口が曲げを受ける場合(2章・4章)、耐力壁が多く節点で構成された場合(5章)である。さらになるべく脆性破壊を起こさないように、伝統的な継手や仕口をもとにして改良を加える方向もあり得ると考える。

図 7.1.1-1 に継手や仕口の改良案を示す。A～C はほぞ差し栓打ち、D は雇い車知、E・F は台持ち継である。A はほぞに予めスリットを設け、込栓を斜めに配し、ほぞの込栓先のせん断破壊を防ぐ考え方、B では同様の理由から栓をほぞの両端に打つ。C では複数の細径を込栓とし、ほぞのせん断より先に込栓を破壊させる意図がある。D は車知を丸栓とし、さらに横架材側面から胴栓を打つことで、雇い材の栓先のせん断や横架材の開きを少なくすることに期待する案である。E には芯継ぎである台持ち継あご部の角度を緩くし、あご部の脆性破壊を防ぎ靱性を得るという意図がある。継手が引張力を受けると上木が持ちあがろうとするが、それを継手上部の柱や横架材からの鉛直荷重によって抑えることに期待する。なお A は「耐力壁ジャパンカップ」、B は「大工塾」において提案されたものであり、伝統的な要素による接合部にもさらなる可能性があることを示す一例と考える。

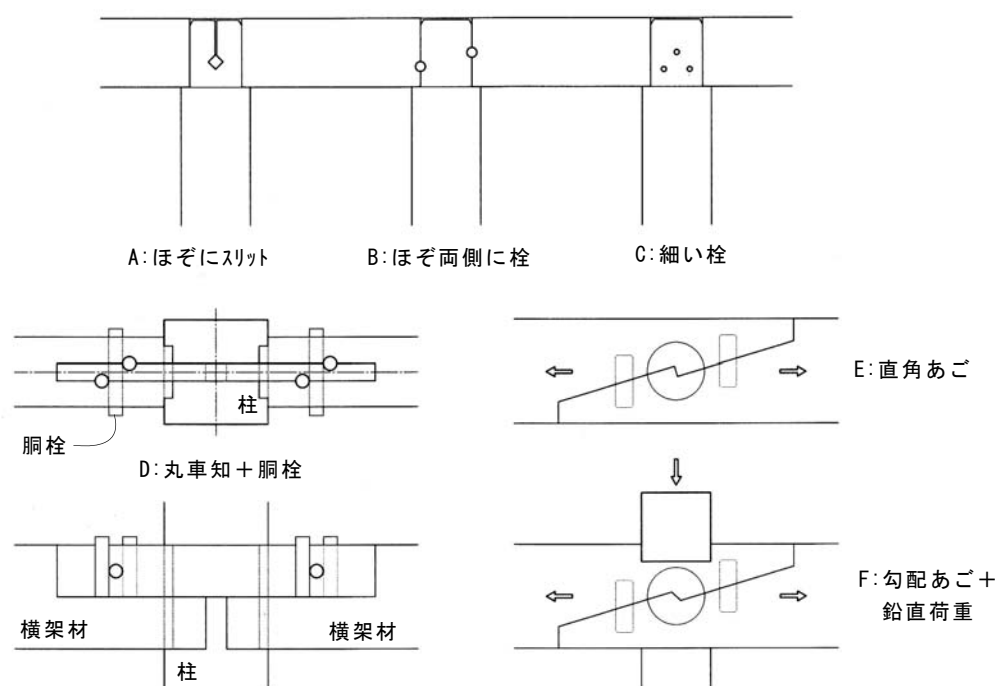


図 7.1.1-1 伝統的な要素を用いた接合部、脆性破壊の防止案

2) 大地震時の鉛直荷重支持能力の確保

大地震時に建物が大きく変形し、接合部が終局に至っても建物自身の重さを支持する能力は保持しなければならない。そのためには建物を構成する構造要素に関して、具体的な基準を設定する必要がある。例えば2本の通し柱との間にある横架材が長ほぞ差しで接合されていて、その時の階高を2700mmと仮定する。このフレームが水平力を受け1/15radまで変形した場合の水平変位は180mmであり、主な変形部位が柱－横架材接合部で左右の接合部が均等に変形するとすれば、ほぞ長さが90mm以上あれば、横架材は柱から脱落しないことになる。すなわち長ほぞ差し仕口の場合には具体的なほぞ長さの基準を設ける、また、床組みや小屋組みの設計に際しては、少数の大きな部材に頼るのではなく、複数部材を並列で用いるなど、各部許容耐力の検定以外にも、大地震時の鉛直荷重支持能力を確保するための設計の方向性を示す必要がある。

3) 修繕の容易性

仮に大地震等で接合部が破壊したとしても、接合部が可視化されたデザインであれば修繕の方向性が考えやすく実行も容易である。あるいは接合部の破壊モードをコントロールし、想定した破壊を起こすことができれば、その修繕計画も予め立てておくことができるなど、事後を予測した納まりとしておくことが重要と思われる。

他方、損傷限界変形角については、現行の1/120radで良いと考える。東日本大震災以降も我が国の地震活動は活発であり、建築基準法で稀に発生すると想定する地震が頻発している。そのため、損傷限界変形角を大きく設定することは、中規模地震のたびに建物の補修を繰り返すことにつながる恐れがあると思われるからである。

(4) 接合部性能の評価

ここでは伝統要素を用いた接合部性能評価について、本論で得られた接合部などの $M-\theta$ 関係、 $P-\delta$ 関係の算定値などをもとに、接合部の引張、曲げ等の短期基準耐力を求めるための指針と具体例を示す。

a) 接合部の短期基準耐力

まず初めに、本論で求めた $M-\theta$ 関係の算定結果として2章上ボルト(十字型接合部)の例を図7.1.1-2に、 $P-\delta$ 関係の算定例として3章ほぞ割楔(T字型)の例を図7.1.1-3に示す。上ボルト接合部は、引きボルト、ほぞ差込栓、柱のめり込み、ほぞ部のめり込み等の複数

の要素でモーメント抵抗し、一方のほぞ割楔は、男木のめり込みというひとつの要素で引張抵抗すると思われる。

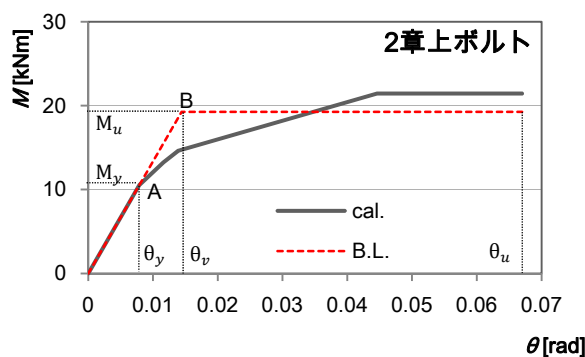


図 7.1.1-2 上ボルトの $M-\theta$ 関係算定値

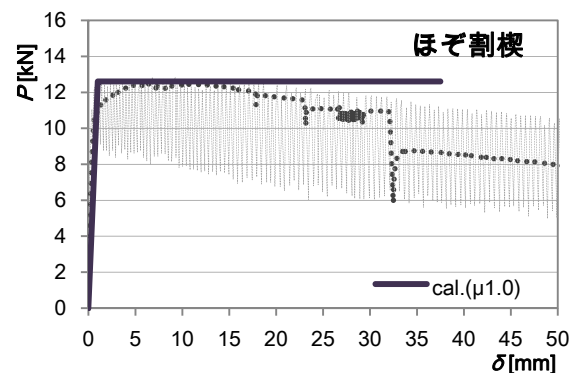


図 7.1.1-3 ほぞ割楔の $P-\delta$ 関係算定値

図 7.1.1-2 において、点線で示された B.L. は、 $0.067(1/15)\text{rad}$ までの算定値と X 軸 $X=0.067$ の直線で囲まれた部分と面積が同じになるように、原点と点 A を結ぶ直線を延長し点 B を求めて得たものであり、B 点の Y 座標を M_u 、X 座標を θ_u 、変形角 $1/15\text{rad}$ を θ_u として、 θ_u/θ_y を μ として評価する。算定線において、最初に折れ曲がる点の座標を (θ_y, M_y) とする。そして短期基準曲げモーメントは基本的に、 $\min.\{M_y, M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}\}$ で求める。

一方図 7.1.1-3 のように、算定値が 2 直線で示される場合には、その交点の座標を (θ_y, P_y) とし、塑性率 μ は、 θ_u/θ_y によって求めるものとする。また、2 次勾配が 0 の場合には $P_y = P_u$ となるため、短期基準引張耐力は P_y とする。ただし、本論で見た通り伝統的な接合部を構成する男木の形状・寸法は様々であり、新グレー本の引張試験の項でのように、変位 $\delta=30\text{mm}$ を越える場合には変位 30mm までの最大荷重を P_{max} とするような、明確な境界を一律に設けることはできない。そこで本論では、抵抗要素の長さを基準にして δ_u を決定する方法を提案する。すなわち 3 章で扱った台形断面男木の場合には、男木と女木接触面の軸方向長さの半分にあたる部分が抜け出すまでとする。例えば図 7.1.1-3 ほぞ割楔の例では、 $\delta_u=75/2=37.5\text{mm}$ となる。

また、5 章で扱った板／横架材(貫)間のせん断による変位の最大値をダボ径程度としたように、ほぞ差込栓の引張における場合の最大変位も込栓径程度を基本とし、母材への埋込み長さが長く込栓が曲がりながらほぞと一緒に抜け出してくるような場合(ダボ径と埋込み長さの関係)には、適宜定めるものとする。その他、継手などが引張力を受けた場合に偶力による女木等の開きを抑える目違い(あるいは大入れなど)を有する、鎌継や車知継などにおいては、引張方向における目違いの長さもひとつの指標になると考える。

b) 耐力壁の短期基準せん断耐力

図 7.1.1-4 に、5 章の結果より求めた長さ 3M, 高さ 2.4M の場合の壁の $M-\theta$ 関係算定図を示す。なお壁の詳細寸法等は次節で説明を行う。4・5 章で扱ったように、壁(連続させることで壁のようになるもの)を構成する要素毎に $M-\theta$ 関係を求めて足し合わせると、ある柱と柱の間に存在する抵抗要素の合計が算出でき、その結果を完全弾塑性置換すると要素全体(壁)の基準耐力(図の M_y)が求まる。一方耐力壁としての基準せん断耐力 P_0 は、通常のように $P_0 = \min. \{P_y, P_u 0.2\sqrt{2\mu - 1}, 2/3P_{max}, P_{120}\}$ によって求めるため、図に示す通り、許容耐力の評価が異なる場合がある。なお図の場合、耐力壁の基準せん断耐力 P_0 は特定変形角 (1/120rad) 時の耐力で決定した。

図に算定結果として示したような、要素全体の基準耐力を求める方向は、そのまま建物全体を構成するすべての要素を足し合わせて、建物の基準耐力を算出することであり、本論では、壁部を取り出して評価することを含め、そのどちらも可とする立場を採る。

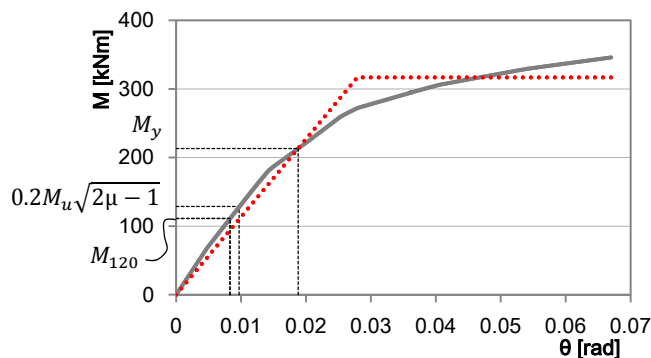


図 7.1.1-4 5 章の結果より求めた長さ 3M, 高さ 2.4M の場合の壁の $M-\theta$ 関係算定値

c) 構造要素の線材・バネ置換

以上のように各要素について、基準耐力や初期剛性、終局耐力や終局変位等を算定・評価することができれば、各要素や接合部のそれぞれに回転バネや軸方向バネを与え、あるいは壁のブレース置換によって、フレーム解析を行うことが可能になる。ただし、先の耐力壁の場合で見たように、要素のまとめ方(モデル化)次第では解析結果が異なる可能性があるため、注意を要する。

接合部等にはバネ定数を与える場合、図 7.1.1-5・6 に示すような接合部の場合には、加力方向によってその値が違いため、加力が正負両側のそれぞれのケースについて解析を行うか、あるいは、正負を比較し安全側の値を採るかのいずれかとする。

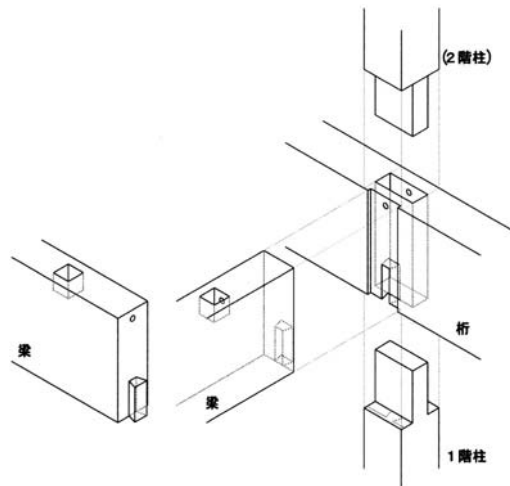


図 7.1.1-5 上部引きボルト+下部逆蟻 T字型接合部

図 7.1.1-5・6 に示す接合部は、次節の設計例における A 部に相当する。現在の軸組工法住宅において、X・Y 方向の横架材の天端高さは揃っていることが多く、横架材同士の T 字型(あるいは十字型)接合部のほとんどは蟻掛け仕口である。その仕口に柱がある場合、蟻掛け仕口の女木側となる横架材の有効断面は、蟻掛けと柱のほぞ穴による欠損が加えられてわずかとなる。ここで蟻掛けを用いた接合部を例示するのは、実例がきわめて多いこと、(3)で懸念したように、柱ほぞにおける弱軸側の加力となるからであり、さらに破壊のモードや強度に不明なところがあるため、今後の課題を示すという意味からでもある。ただし本論では、蟻掛け部を通常とは上下逆にし、仕口上部の引きボルトと併せてモーメント抵抗に期待する形とした。

図 7.1.1-6 に、接合部の加力方向別の水平方向の力学モデルを示す。(上)下に柱のある場合には X/Y 横架材間のねじり回転を抑える効果が期待できると考えるが、ここでは柱の影響を無視し、かつ女木側にはビスを打つなど、割裂防止対策を施すものと仮定する。

l : ボルト長さ (ナット間内法寸法)

$$K_3 = x_0 y_0 k_0 \quad \cdots (7.1.1-8)$$

$$k_0 = E_{b0} / (31.6 + 10.9 x_0)$$

$C_y = 1$ より、モーメントは次式によって求める。

$$M_{y1} = \Sigma N_L \times (y_i - y_{p1} / 3) \quad \cdots (7.1.1-9)$$

$$\text{降伏変形角} : \theta_{y1} = \frac{Z_0 F_m}{y_{p1} E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym1}}} \quad \cdots (7.1.1-10)$$

II の場合

$x_1 = x_2 = \infty$ 、 $y_1 = 0$ であるから、三角形変位めり込み基準式より、

$$\Sigma N_H = \frac{y_{p2}^2 x_p C_x E_{90}}{2 Z_0} \theta_2 \quad \cdots (7.1.1-11)$$

蟻部分の引張剛性を K_4 とした時、引張力 T_L による伸び δ_{TL} は以下のようになる。

$$\delta_{TL} = T_L \frac{1}{K_4} \quad \cdots (7.1.1-12)$$

力のつり合いより、 $\Sigma N_H = T_L \quad \cdots (7.1.1-13)$

変形のつり合いより、 $(y_j - y_{p2}) \theta_2 = \delta_{TL} \quad \cdots (7.1.1-14)$

式(7.1.1-11～14)より、 y_{p2} に関する下式が得られ、それを解いて y_{p2} を求める。

$$\frac{y_{p2}^2 x_p C_x E_{90}}{2 Z_0} \left(\frac{1}{K_4} \right) + y_j - y_{p2} = 0 \quad \cdots (7.1.1-15)$$

蟻の P - δ 関係と降伏変位は、式(3.3-16)と(3.3-20)から求めるが、式(3.3-20)はスギ材を前提とした式である。ここでは 3.3.3 と同様に、既往研究⁴⁵⁾におけるヒノキ材の長さ当たりの割裂強度 25.93kg/cm から女木の割裂強度を求めて接合部の P_y とし、 δ_y は式(3.3-20)によって得られる値を用いて、蟻部分の引張剛性を暫定的に算出した。

$$P = \frac{4(3nb + d)E_{90} \sin \theta (\sin \theta + \mu \cos \theta)}{9nd} \{3(l - \delta / \cos \theta) + d\} \delta \quad [\text{N}] \quad \cdots (3.3-16)$$

$$\delta_y^2 \sin^2 \theta [4E_{90}^2 \{3(l - \delta / \cos \theta) + d\} \{3(l - \delta / \cos \theta) + 2d\} (3nb + 2d)(3nb + d)] - 81n^2 b^2 d^2 F_m^2 (l - \delta / \cos \theta)^2 = 0 \quad \cdots (3.3-20)$$

ここで、 l : 蟻の長さ = 25.14mm、 θ : 蟻の角度 = 17.35°、 b : 蟻の高さ = 120mm、

$l - \delta / \cos \theta$: 蟻男木の(女木との)繊維方向接触面長さ、 d : 蟻の根元部幅 = 45mm

$C_y = 1$ より、モーメントは次式によって求める。

$$M_{y2} = \Sigma N_H \times (y_j - y_{p2} / 3) \quad \cdots (7.1.1-16)$$

$$\text{降伏変形角} : \theta_{y2} = \frac{Z_0 F_m}{y_{p2} E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym2}}} \quad \cdots (7.1.1-17)$$

(5) 建物全体の性能評価

(4) b) で触れたように、各要素の $M-\theta$ 関係を求め、建物全体の耐震性能を算出する方法について、実例を挙げながら検討する。全体の性能評価を簡便に行うことが主眼であるため、ここでは部材断面の違いによらず、すべての接合部が同じ寸法仕様で構成されているものとし、ほぞの数を数えて加算することで建物の性能が推定できる事例として示す。

具体的な仕口仕様は、5 章における柱／貫仕口であるがそれとは寸法が異なっており、柱(束)／横架材仕口等も、柱ほぞの(横架材への挿入)寸法は同じとする。 $M-\theta$ 関係の算定値とあわせて図 7.1.1-7 に示す。ヒノキ E90、摩擦係数 $\mu=0.4$ と仮定して算定した。加えて図 7.1.1-8 に建物の平面図と軸組図の一部を示す。

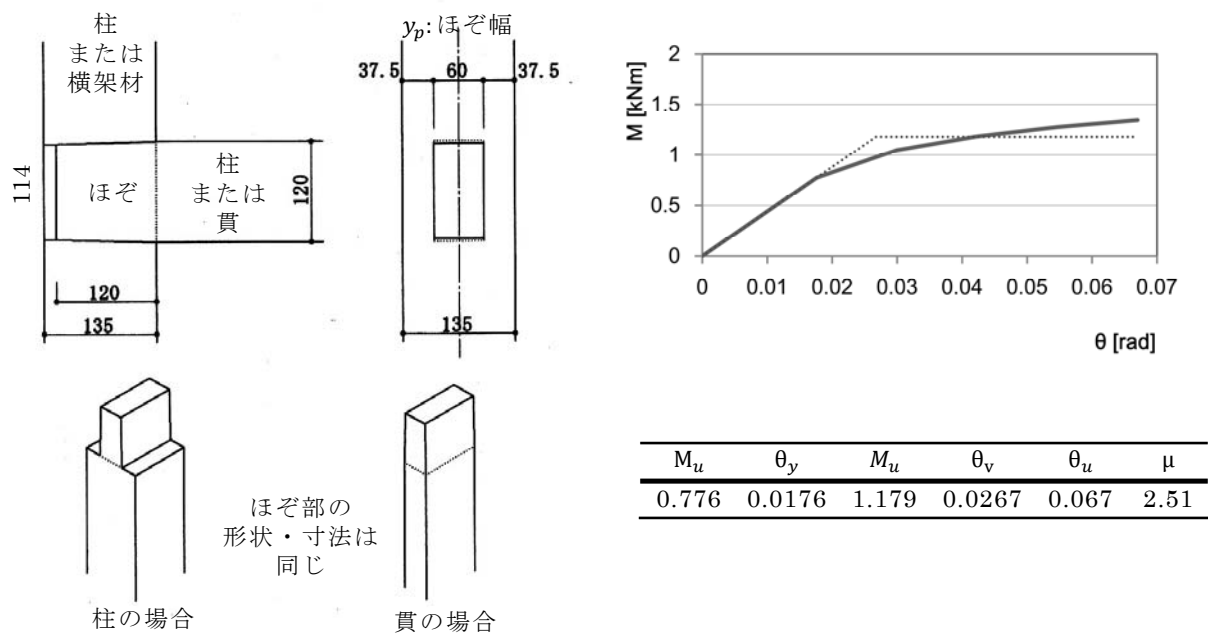


図 7.1.1-7 1 種類のための抵抗要素詳細と $M-\theta$ 関係の算定値

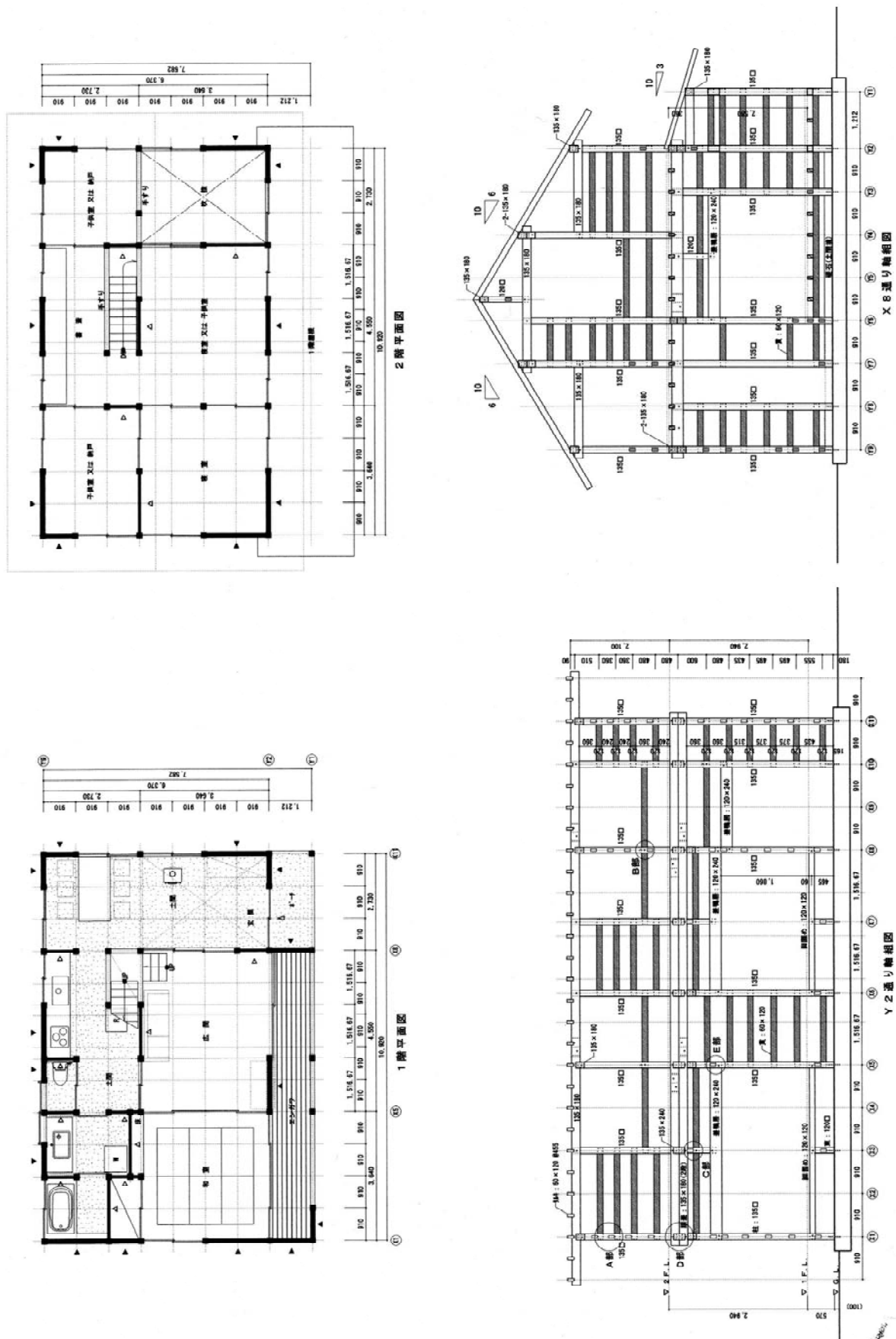


図 7.1.1-8 建物平面図・軸組図

まず、建物の自重から地震力算定用の重量 W_i を求め、1次設計用の地震力 ${}_E Q_i$ を算定する。次に接合部の M - θ 関係を計算により求め、完全弾塑性置換を行い特性値 $K_\theta, M_y, \theta_y, \theta_v, M_u, \theta_u, \mu$ を得る。一方終局時において接合部等を構成する部材が折れないことを確認し(部材の $ZF_b \geq M_u$)、各階各方向別に接合部の終局モーメントの総和 $\sum M_u$ を求め、それを階の高さで除して終局時の層せん断耐力 $Q_u = \sum M_u / H$ とする。また $C_0 = 0.2$ とした時に作用する地震力と、損傷限界(1/120rad)時の接合部許容モーメントの和を階高で除して得た許容層せん断耐力を比較し、地震力を上回っていることを確認する(${}_s Q_a \geq {}_E Q_i = \sum M_{120} / H = \sum K_\theta / 120H$)。

7.1.2 適用の前提と課題、適用範囲

(1) 脆性破壊の防止(適用範囲)

繰り返しになるが、接合部を含む建物の各部位が、本論で提案する終局変形角 1/15rad に至る変形の過程で、 $0.8P_{max}$ を下回る程の大きな耐力低下を起こすような脆性破壊をすることは避けなければならない。

まずは、継手位置、断面欠損、木取り、せん断破壊を起こしやすい、割裂を起こしやすい禁じ手について河合が述べている⁸⁷⁾ように、基本的なタブーに関して、設計者や施工者に周知徹底を図る必要がある。

次に、通常は 15mm 程度であるあご部の幅寸法を 30,45,60mm と極端に変化させた場合における追掛継の曲げ性能について、あご幅を大きくすれば剛性は高くなるが、脆性破壊によって継手の靱性が低下することを小林が明らかにした⁸⁸⁾ように、加えて本論では厚さを 75mm とし、ほぞ穴間隔をせまくした時に生じた接合部を構成する部材間の強度バランスの変化など、伝統的な継手仕口において、接合部の一般的な寸法関係を逸脱した場合に起こり得る、破壊モードや靱性の低下に関してもさらなるデータの蓄積を行うことが、接合部等の脆性破壊を回避し、設計法に適用する際の寸法関係の適用範囲を示すことにつながると思われる。

以下図 7.1.1-9 に、参考までに伝統的な継手・仕口の寸法関係における適用範囲の私案を提示する。脆性破壊防止のための施策や他の抵抗要素の付加を前提に、材幅や材成の半分程度までの欠損を許容するものであり、伝統的な継手・仕口における接合効率の増大や、伝統的な構造要素のさらなる可能性に期待した結果でもある。なお、図では 120mm 角程度の材を前提に寸法表記を行い、また各部の記号は図 1.2.1-4 に倣った。

困難ではあるが、一般的な寸法関係を逸脱した場合にも脆性破壊時の耐力が推定可能になることが望ましく、そのためには接合部等の実態に即した、せん断・割裂の強度、さらに複合応力の推定法やその評価方法についても新たな知見の蓄積が求められる。

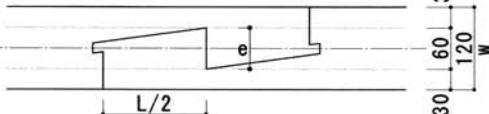
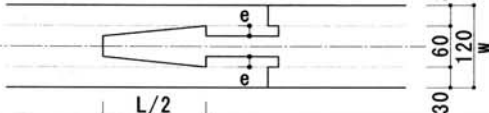
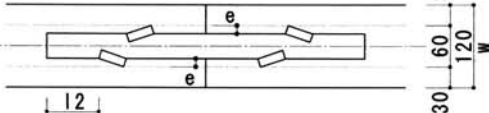
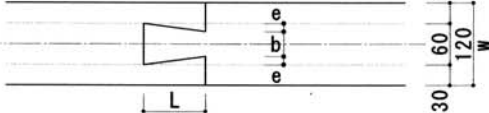
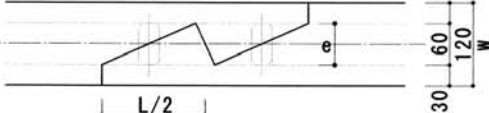
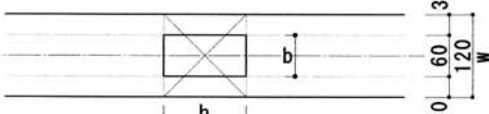
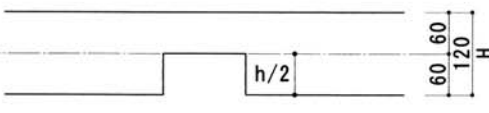
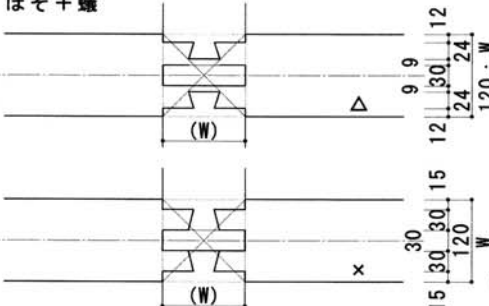
継手・仕口	注意点等
<p>追掛・金輪継など</p> 	<p>$F_c/F_s (e/(L/2))$ のバランスに注意 $e \geq 30\text{mm}$ の場合には、継手長さの十分な確保、 または、込栓等による補剛・強：要</p>
<p>鎌 継</p> 	<p>$F_c/F_s (e/(L/2))$ のバランスに注意 $e \geq 15\text{mm}$ の場合には継手長さの十分な確保：要</p>
<p>(雇い)車知継</p> 	<p>$F_c/F_s (e/(L/2))$ のバランスに注意</p>
<p>蟻 継</p> 	<p>e/L が $1/2$ を超える場合には女木の割裂に注意</p>
<p>台持継</p> 	<p>上木の浮き上がりを抑える納まりを考える</p>
<p>ほぞ差</p> 	<p>込栓打ちの場合：女木の割裂に注意</p>
<p>相欠き・渡りあご・腰掛け男木・女木</p> 	<p>欠込みは材成の半分までを目安とする</p>
<p>ほぞ+蟻</p> 	<p>ほぞ穴と腰掛蟻による欠損を少なくする</p>

図 7.1.1-9 代表的な継手・仕口の設計法への適用範囲と注意点(私案)

(2) 材料 -強度と乾燥-

接触面積を増やし接合部あたりのモーメント抵抗性能を高めていくと、男木ほぞなどの厚さが増大し、いきおい女木には、より大きな断面寸法が要求される。例えば 150mm・180mm 角の柱材となると、日本農林規格(JAS)で定められた構造用製材(許容応力度が設定されたもの)はほとんど手に入らず、さらに横架材も含め、断面寸法が大きくなるほど、構造計算に適用するための含水率 15%(20%)以下の規定を満たすことは困難になる。したがって現状では、製材を用いた設計を行うためには法規制の面と材料流通の面での大きなハードルがあるといえる。断面の大きな材の乾燥については技術的な問題、コストの問題、必要な期間の問題等が密接に関係していると思われる。とにかく今後、製材の需要拡大が見込めなければ、乾燥の問題や、加えて材料流通の課題はそのまま放置される可能性がある。

以上の課題の中で最も着手のしやすいのは、製材に許容応力度を与えることであると考えられる。何らかの方法で繊維方向のヤング係数を求めることを条件に、JAS 製材でなければならないという規定を外すことは、国産材や木造の振興という現在の流れの中で、それほど的外れな方向ではないと思われるからである。かつ本論で「縦振動法によってヤング係数を求めた」とあるのは、フリーソフトを援用し、ノートパソコンに安価な市販の集音マイクをつないで測定したものであり、簡便に材料の特性を推定できると実感できるからでもある。

むしろ、そこで得られたデータの取り扱い方や測定法の講習を義務化するなど、材料強度に関する興味と知識を与える場をつくるべきであるように思える。

他方、5 章で検討した耐力壁ではたて貫材を広葉樹とし、構造部材としての可能性を確認した。いまのところ広葉樹材の場合、欠点等が管理され格付けされた JAS 材はなく、無等級材として、平成 12 年建設省告示第 1452 号第 6 号の表にその基準強度が暫定的に与えられているだけである。表の広葉樹の欄は二つ、ひとつはカシ、同じ基準強度が与えられてクリ、ナラ、ブナ、ケヤキがもう一つの欄にまとめられている。クリ、ナラ…の場合と同表中の針葉樹、あかまつ、くろまつ及び米まつ欄において、基準強度を比較すると、せん断強度はクリ、ナラ…の方が 2 割高いが、圧縮、引張、曲げ強度はほぼ同程度であり、その値を用いて「ケヤキ柱」や「クリ土台」を使用するのはもったいないように思える。少なくとも、(針葉樹の機械等級区分に相当する)各樹種の平均的なヤング係数を持ったサンプルから得られる基準強度ぐらひは示すことはできないものかと考える。設計者や施工者の目視確認や端材の重量測定だけでも、平均的な材を選択することは十分に可能であると 6 章での結果から考えるからである。

しかしながら、広葉樹材を許容応力度設計法に適用するためには、針葉樹材と同様の問題が存在する。したがってそのためには、広葉樹材の強度等の物性に関するデータや、実際の建物への使用実績を積み上げていくことが肝要である。

(3) 経年変化への対応と保守点検

木材の乾燥収縮によって接合部の剛性が低下する、乾燥に伴う割れによって横架材の実質的な断面係数が小さくなる、繰り返される地震など外力の作用によって接合部が損傷する。さらに、特に製材を横架材に用いる場合、クリープによるたわみだけではなく、製材時や加工時に向きを間違えれば、スパンの中央で下向きに反り曲がってしまう。長年にわたって建築物を使用する間には、以上のような経年変化や劣化が生ずる。

したがって仮に構造的な余力がない場合には殊更、性能を担保し続けていく必要がある。具体的には、栓類の増し打ちやボルトの増し締めが可能で、部材交換のしやすい納まりを心がける、交換が難しい場合には補強の方法を考えておくなどの対策が必要になる。

経年変化を当然のこととし、保守点検が可能な納まりとしておくことが、生物材料を用いながら、伝統的な耐力要素で構成された建築物を、許容応力度設計法へ適用するために必要な前提であると考ええる。

7.2 設計例

7.2.1 建物の全体像と接合部仕様

本節では、本論で試験を行い構造性能の推定を行った接合部や要素を用いて構成した、木造2階建ての住宅の構造解析の一端を示し、本論の結びとする。

(1) 建物の全体像と接合部仕様

図 7.2.1-1～5 に建物の平面図・立面図・断面詳細図・伏図・構面(軸組図)など全体像を、図 7.2.1-6 には、接合部の仕様を示す。

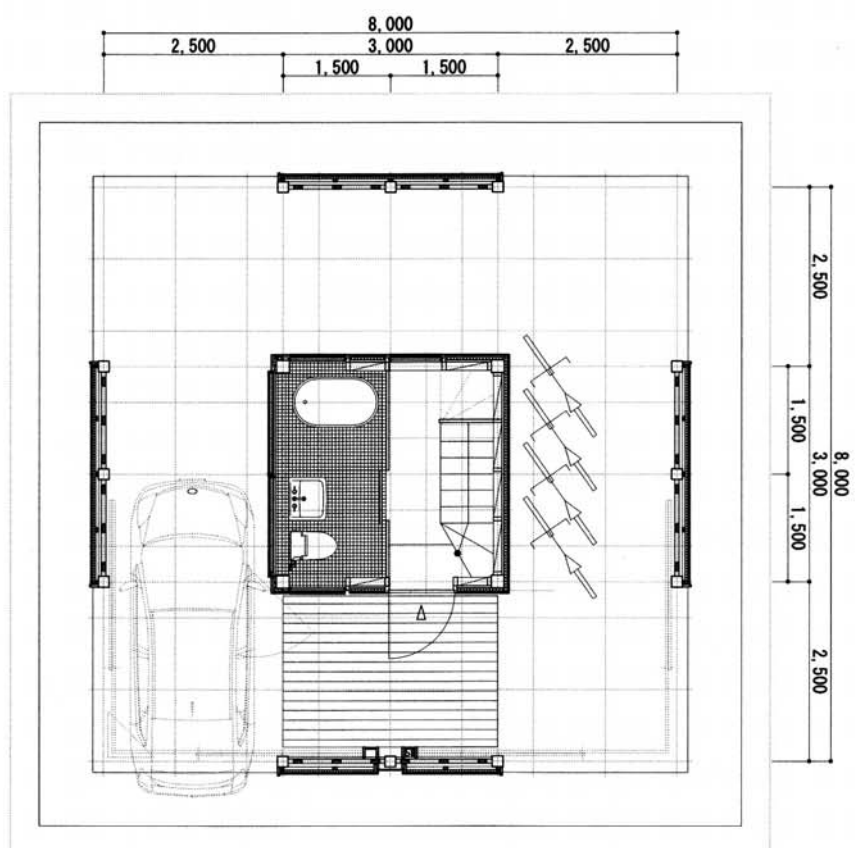
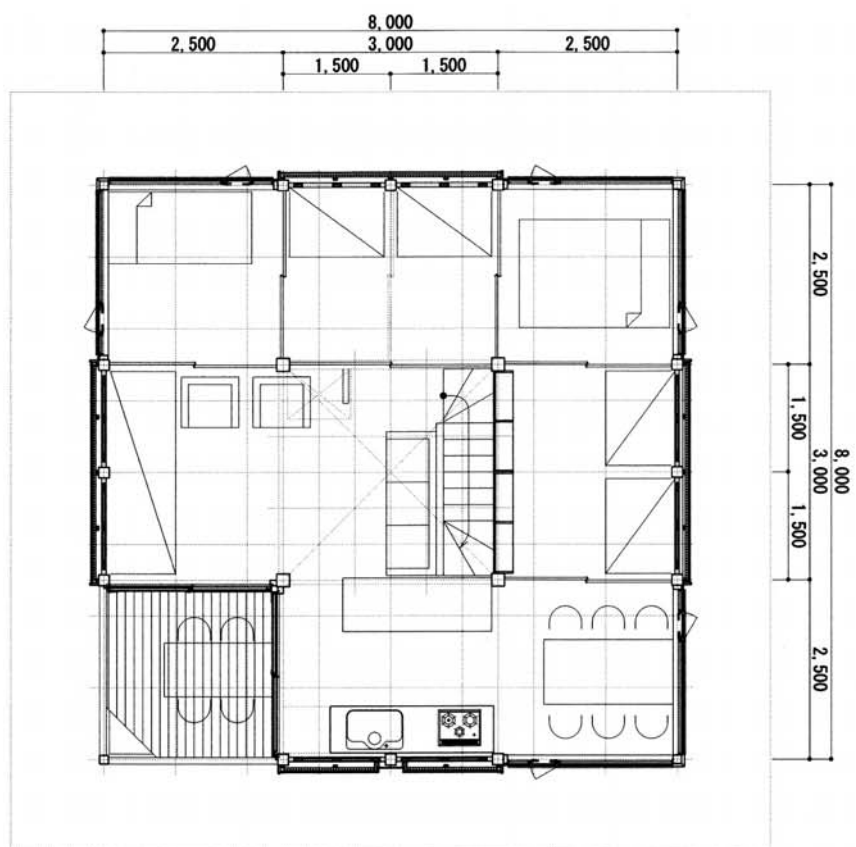


图 7.2.1-1 各階平面図

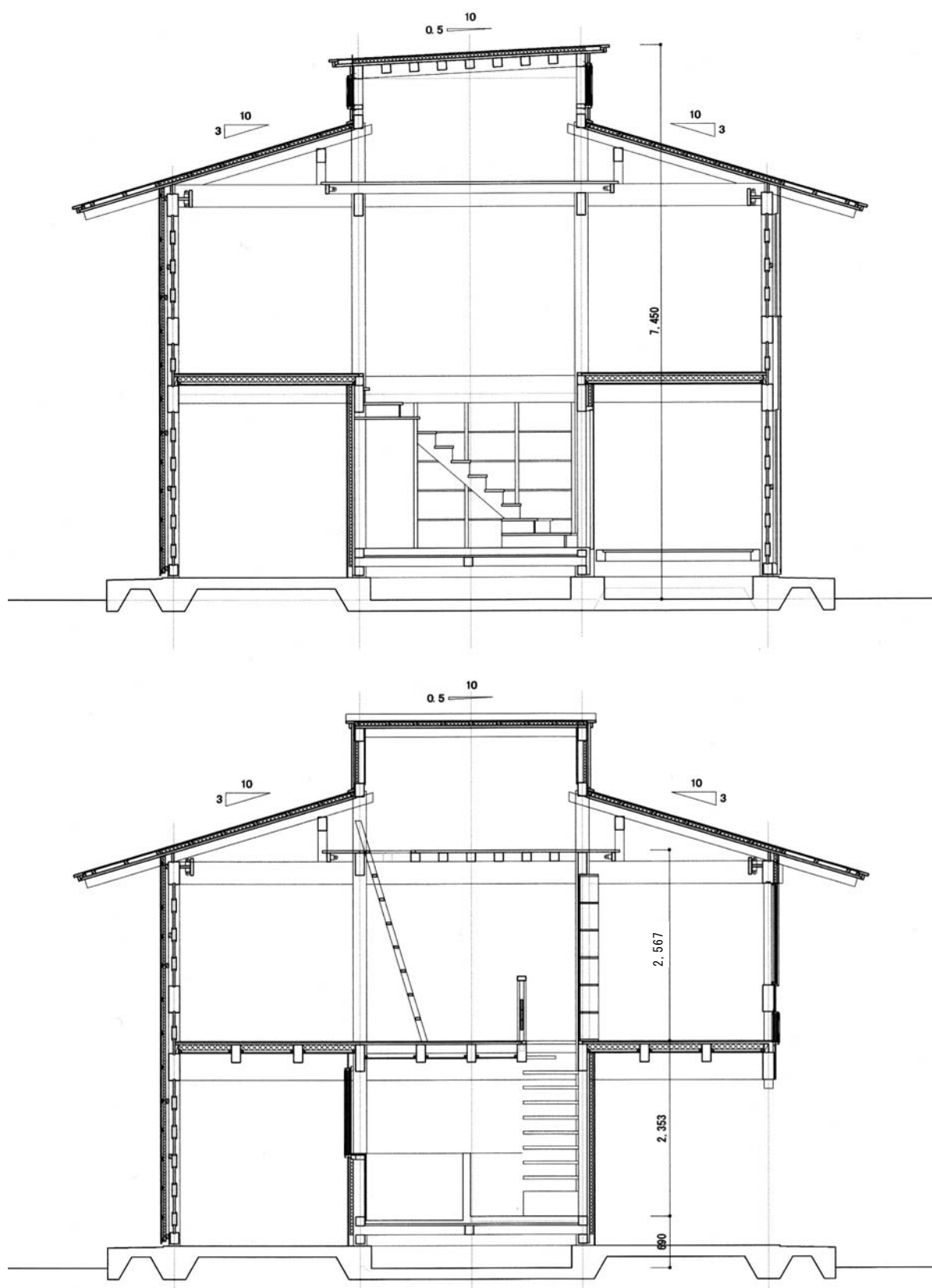


図 7.2.1-2 断面詳細図

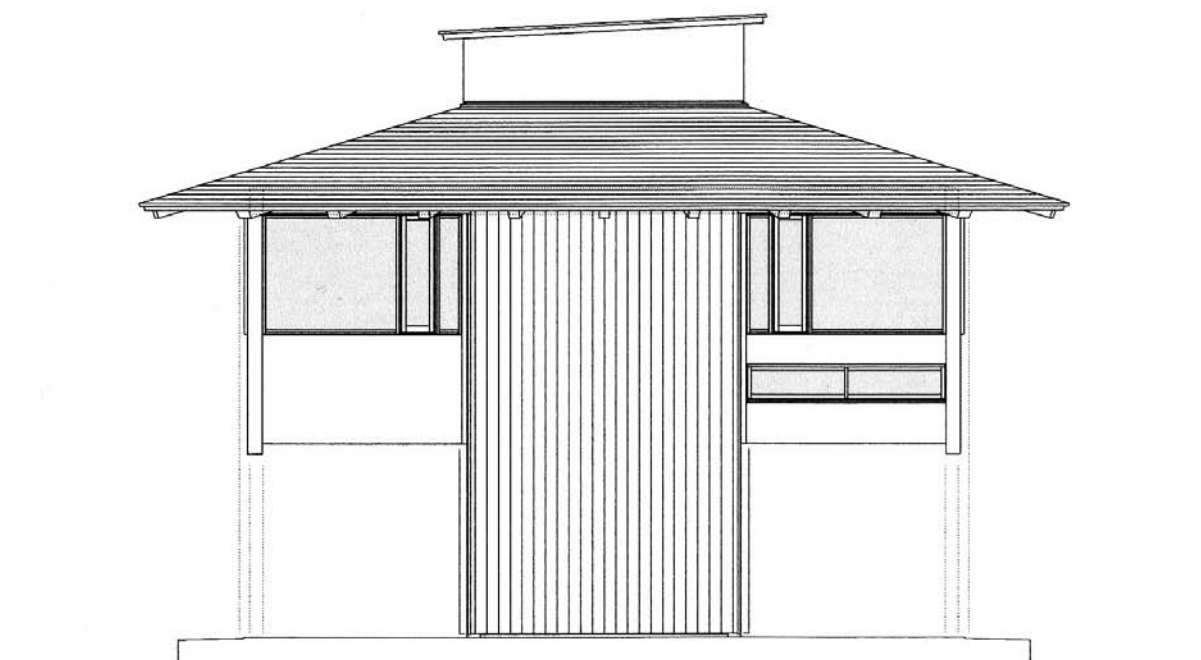
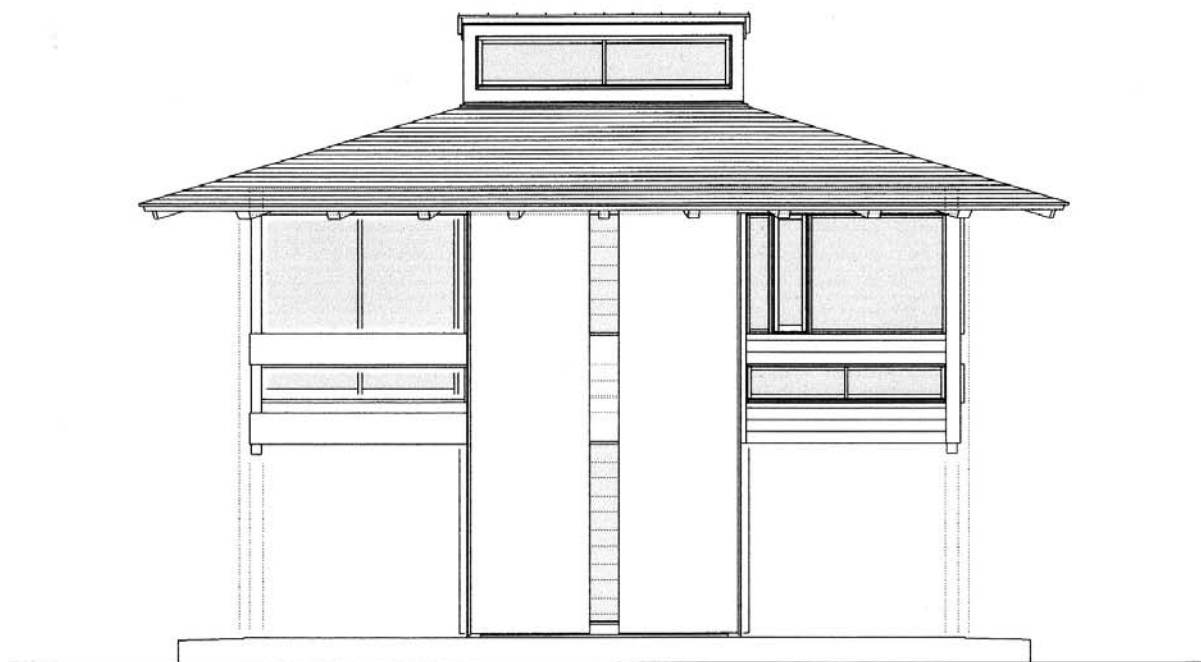


图 7.2.1-3 立面图

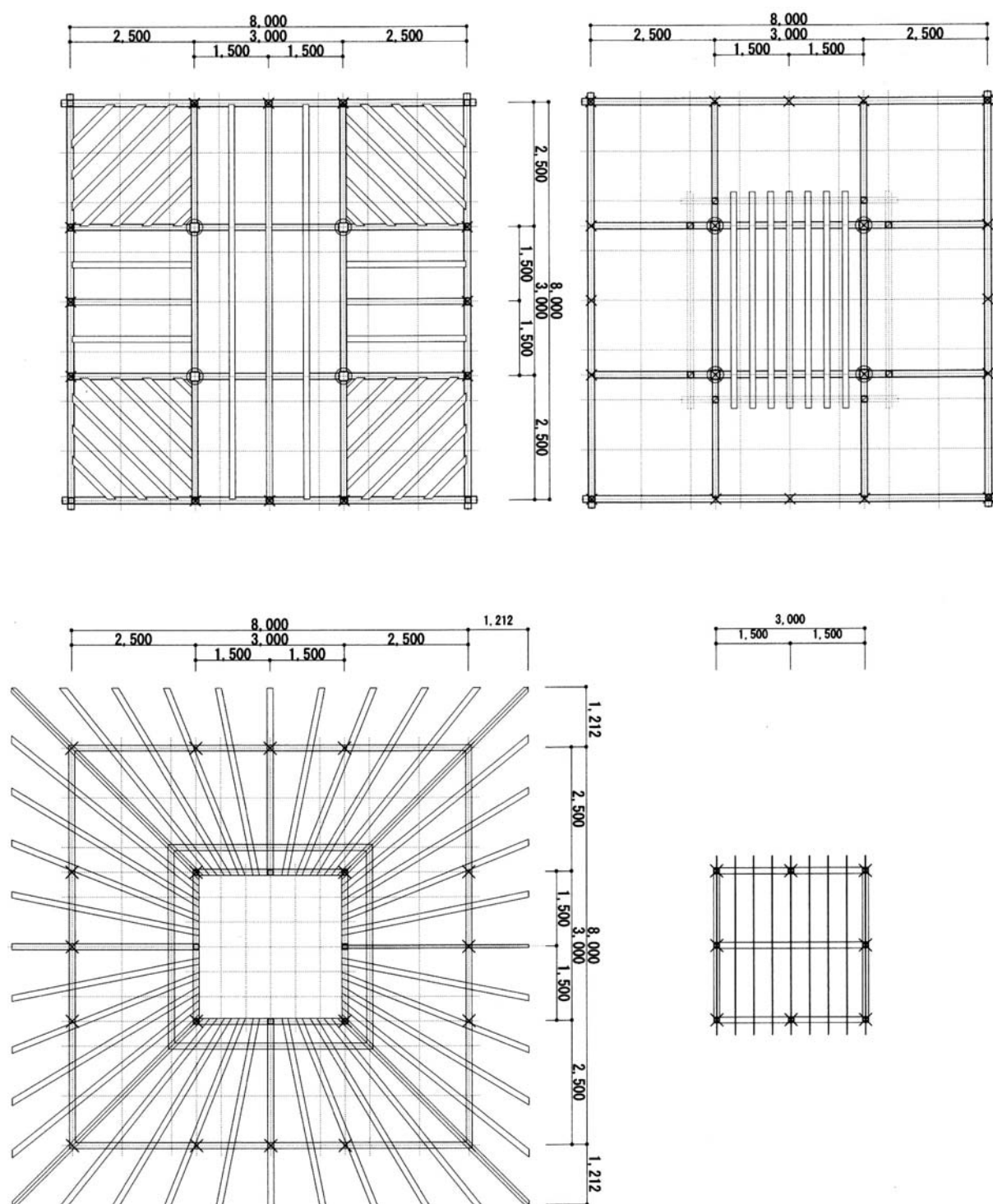


图 7.2.1-4 伏图

※特記なき 柱・横架材はヒノキ
※特記なき 接合部はほぞ差し(込栓打ち)

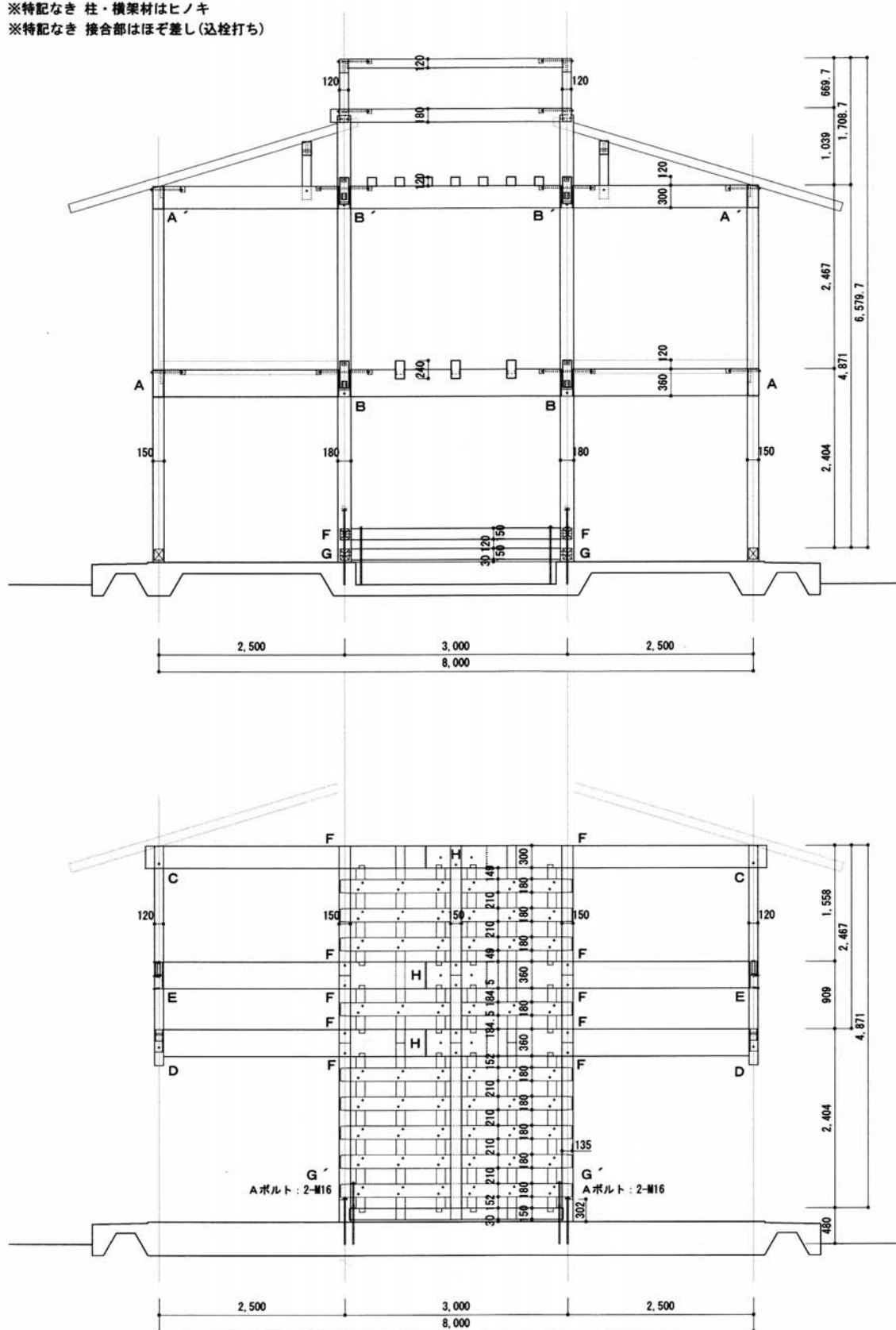
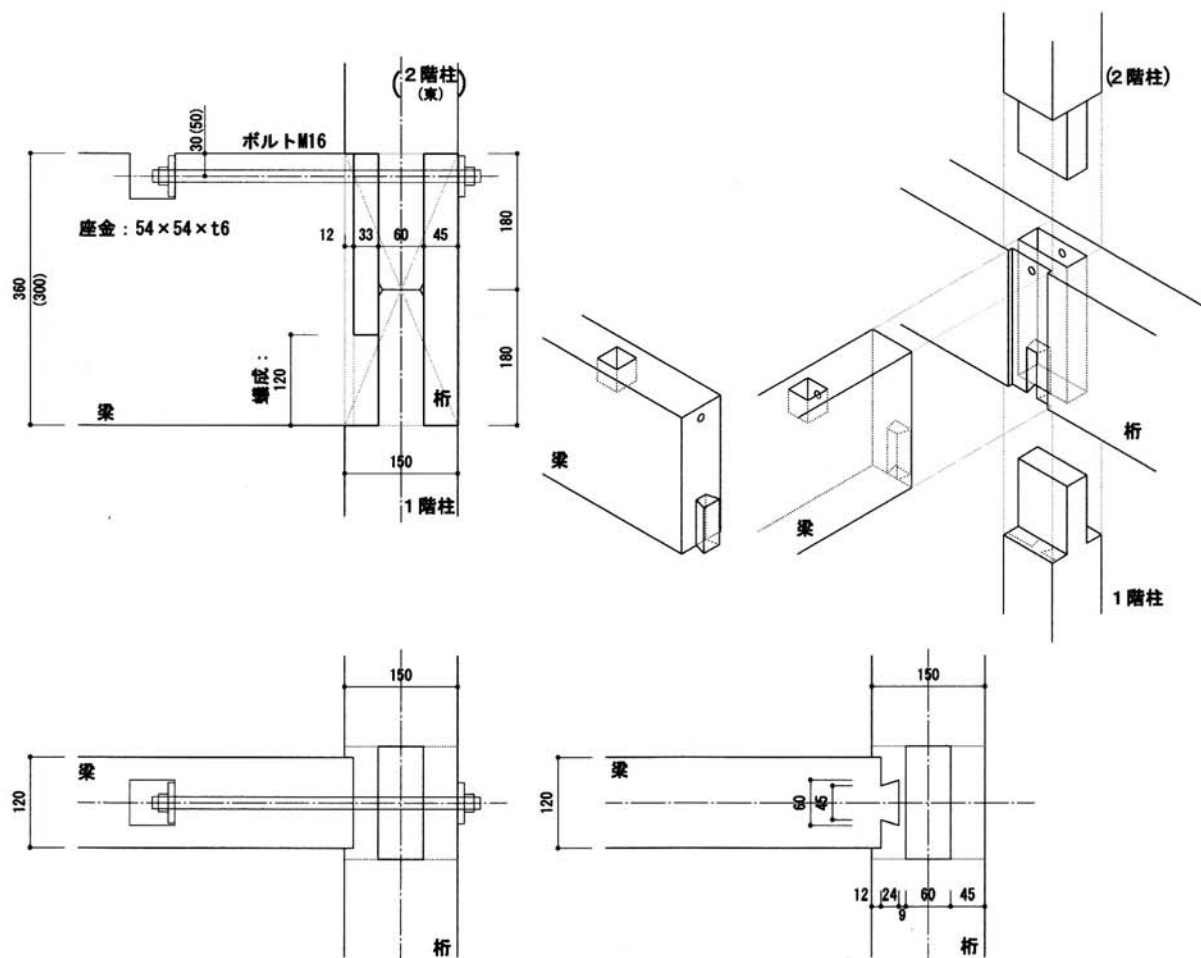
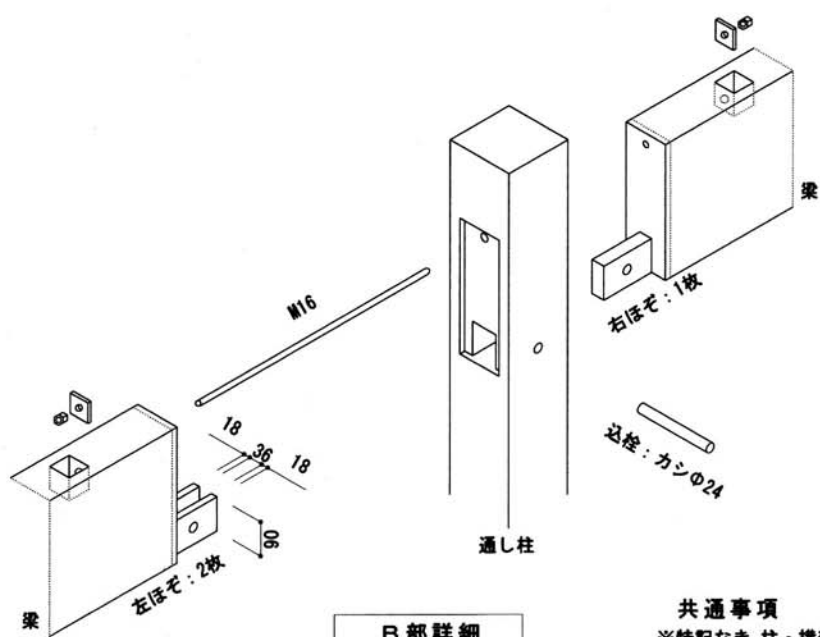


図 7.2.1-5 構面(軸組)図 中通り(上)と外周部(下)



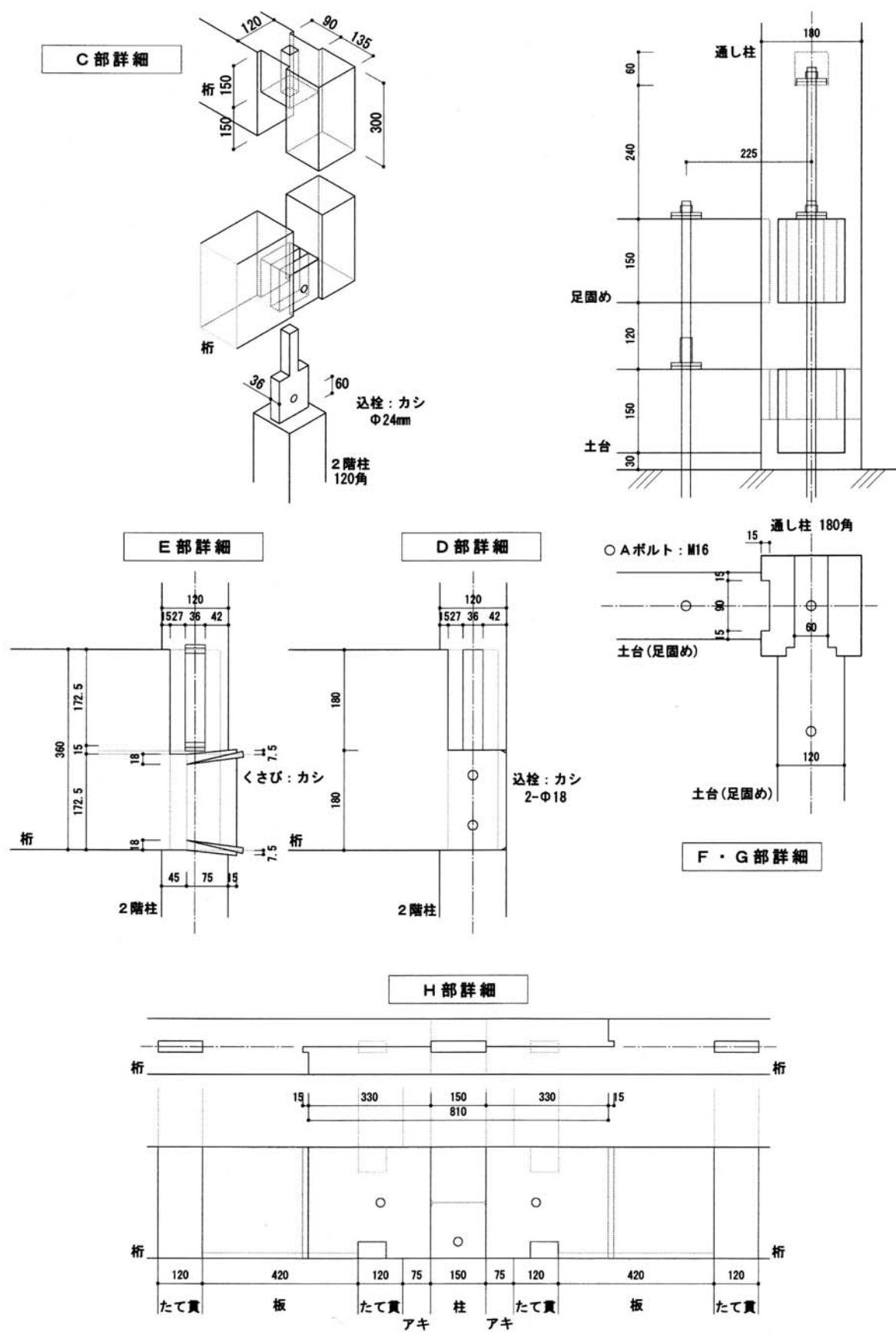
A 部詳細



B 部詳細

共通事項

- ※特記なき 柱・横架材はヒノキ
- ※特記なき 接合部はほぞ差し (込栓打ち)



(2) 建物の設計条件と使用材料の基準強度

a) 住宅の設計条件等

構造	木造 2 階建て
床面積	1 階：9 m ² (ピロティ除く)、2 階：57.75 m ² 、延べ：66.75 m ² (20.2 坪)
最高高さ	h = 7.45m (軒高：5.35m)
家族構成	夫婦＋子供二人
建設想定地	茨城県つくば市
防火地域	指定外 外壁・屋根不燃区域(法 22・23 条地域)程度
固定荷重(W)	屋根：470N/m ² (投影面積当たり)、外壁：600N/m ² 、2 階床：800N/m ² 、 バルコニー・ロフト床：500N/m ² 、内壁(建具)：200N/m ² $W_2=96.52\text{kN}$ 、 $W_1=135.25\text{kN}$ (計算：省略)

各階に加わる地震力

$${}_E Q_i = C_i \sum W_i$$

固有周期 $T = (0.02 + 0.1\alpha)h = 0.03 \times 7.45 = 0.224(\text{s})$

層せん断力係数 $C_i = Z \cdot R_t \cdot A_i \cdot C_0$

地域係数 $Z=1.0$ 、振動特性係数 $R_t=1.0$

地震層せん断力係数の高さ方向の分布係数

$$A_i = 1 + \left(\frac{1}{\sqrt{\alpha_i}} - \alpha_i \right) \frac{2T}{1+3T}$$

標準せん断力係数 $C_0 = 0.2$ 以上

表 7.2.1-1 建物に加わる地震力等

	W_i [kN]	$\sum W_i$ [kN]	α_i	A_i	C_i	${}_E Q_i$ [kN]
2 階	96.52	96.52	0.42	1.30	0.26	25.1
1 階	135.25	231.77	1.0	1.0	0.2	46.4

表 7.2.1-2 設計荷重

部位	応力計算用				たわみ計算用	
	床 計算用	梁・柱・基礎計算用		地震力 計算用	長期	積雪時短期
		長期	積雪時短期			
屋根面(垂木以上)	—	450	(1020)	450	450	1020
〃(水平投影面当り)	—	470	1070	470	470	1070
床(一般)	2600	2100	2100	1400	1400	(1400)
床(バルコニー・ロフト)	(2300)	1900	(2500)	1100	1900	(1900)
外壁	—	600	600	600	600	600
内壁	—	200	200	200	200	200

b) 材料の基準強度

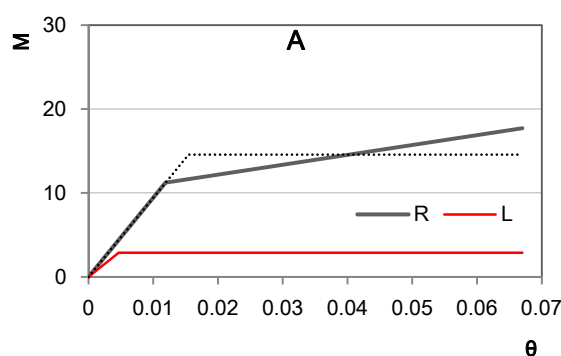
使用する木材の基準強度は、本論におけるヒノキの 150 角・180 角などの柱材が E110 程度であったことから、部材断面寸法や、入手の難易によらず、機械等級製材 E110 として算定を行う。許容応力度を表 7.2.1-3 に示す。

表 7.2.1-3 木材の許容応力度

材料	基準強度[N/mm ²]				長期[N/mm ²]				短期[N/mm ²]			
	圧縮	曲げ	せん断	めり込み	圧縮	曲げ	せん断	めり込み	圧縮	曲げ	せん断	めり込み
ヒノキ E110	31.2	38.4	2.1	7.8	11.44	14.08	0.77	3.9	20.8	25.6	1.4	5.2

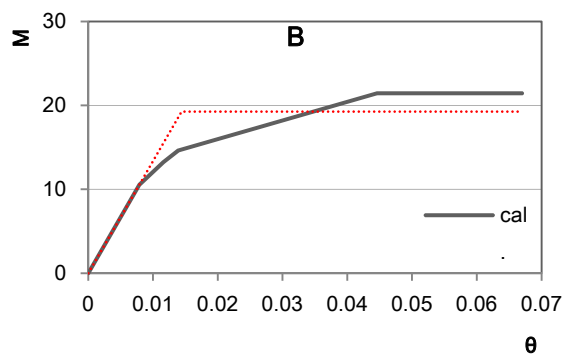
(3) 各要素の性能とバネ置換

各接合部ごとに $M-\theta$ 関係(図の実線)を求め、バイリニア置換したグラフ(図の点線)を、主な特性値と併せて図 7.2.1-7 に示す。長ほぞ差し部(C~F)のモーメント抵抗性能は、5 章の柱／貫接合部の算定方法によって求めた。すなわち柱等の木口の横架材等へのめり込みの影響は考慮せず、ほぞ部分のめり込みのみとし、摩擦係数は $\mu=0.4$ とした。ただし、D のほぞ割楔については $\mu=0.7$ として算出した。H の耐力壁部は 2 階部分のスパン 3m の範囲における耐力要素の合計値であり、アンカーボルトの値は含まないが、両側の柱と横架材との長ほぞ差し接合部(F)の値を含んでいる。またモーメントの合計がほぼ変わらないため 1 階部の値も同じとする。なお、引張に関する各接合部の $P-\delta$ 関係図は割愛する。

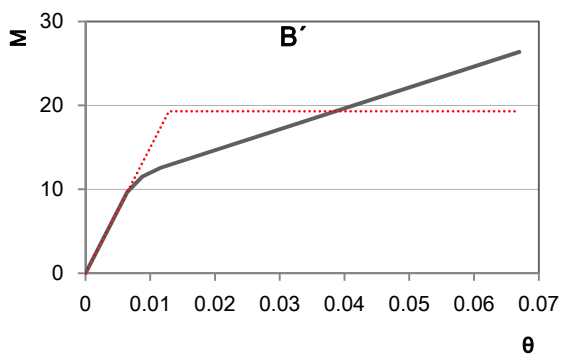


R	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0119	11.22	
終局	0.067	14.58	4.33
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$		8.07	

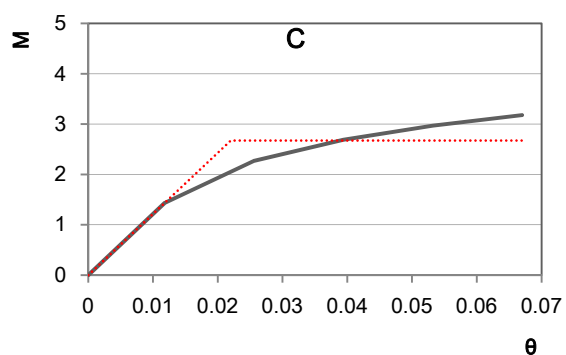
L	θ [rad]	M	μ
降伏	0.0047	2.88	
終局	0.067	2.88	(14.41)
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$			



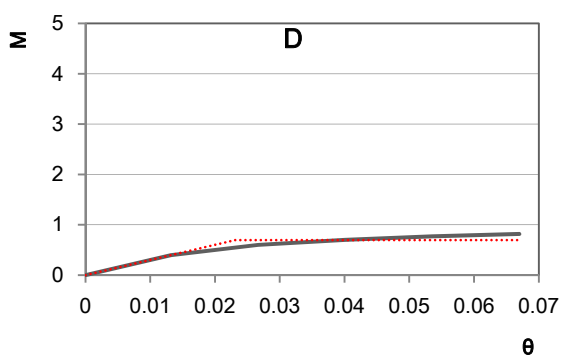
	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0079	10.55	
終局	0.067	19.26	4.64
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$		11.09	



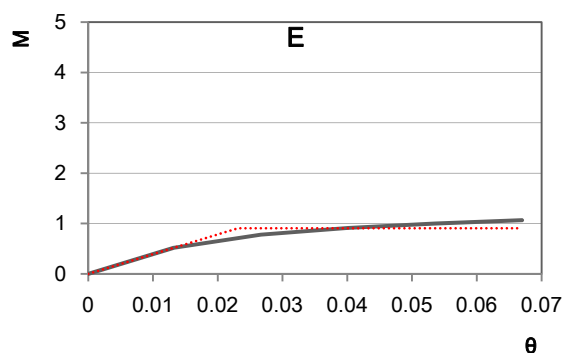
	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0065	9.69	
終局	0.0123	18.39	5.45
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$		11.57	



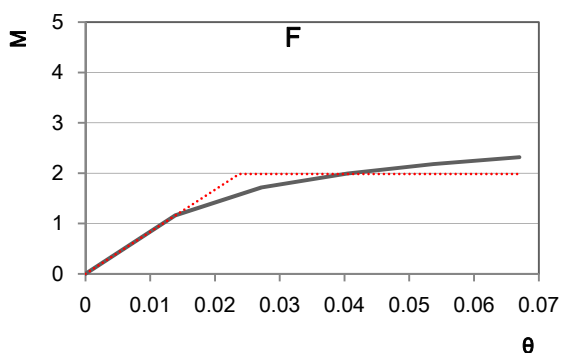
	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0118	1.43	
終局	0.0220	2.67	3.04
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$	0.067	1.21	



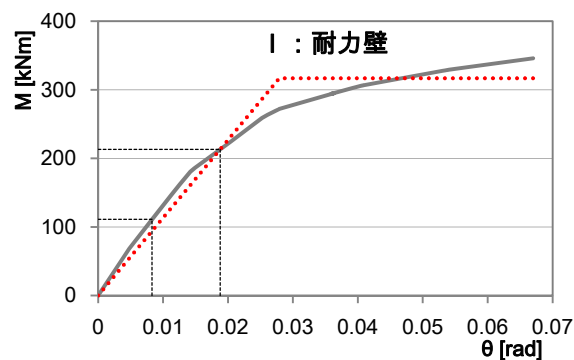
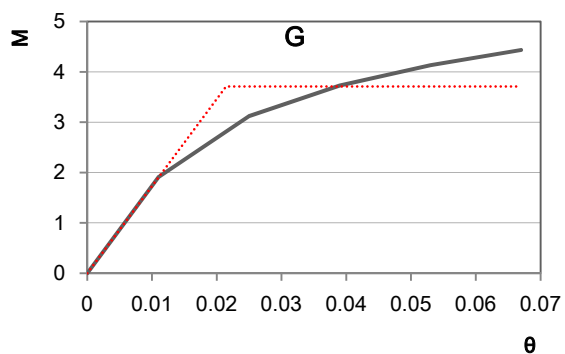
	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0132	0.40	
終局	0.067	0.69	2.90
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$		0.30	



	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0132	0.52	
終局	0.067	0.90	2.90
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$		0.40	



	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0139	1.16	
終局	0.067	1.98	2.82
$M_u 0.2\sqrt{2\mu-1}$		0.86	



	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0110	1.91	
終局	0.067	3.71	3.13
$M_u, 0.2\sqrt{2\mu-1}$		1.70	

	θ [rad]	M [kNm]	μ
降伏	0.0188	213.07	
終局	0.067	316.68	
$M_u, 0.2\sqrt{2\mu-1}$		123.46	2.40
$2/3M_{max}$		230.71	
M_{120}	0.0083	111.16	

7.2.1-7 接合部毎の M - θ 関係算定値と特性値

(4) 基準耐力の加算による層せん断耐力の検定

建物における耐力要素は左右対称であるため、X・Y方向の片側のみの検定でよい。

7.1.1(5)と同様に算定し、検定を行う。簡単のため、1・2階の要素の量は同じとする。

表 7.2.1-4 建物全体の部位別回転剛性と終局モーメント

記号/仕様	K_θ [kNm/rad]	箇所数	ΣK_θ [kNm/rad]	M_u [kNm]	箇所数	ΣM_u [kNm]
A -R/上ボルト・下蟻	942.9	4	3771.6	14.58	4	58.32
A -L/上ボルト・下蟻	619.4	4	2477.6	2.88	4	11.52
B/上ボルト・下ほぞ込栓	1335.0	4	5340	19.26	4	77.04
B' /上ボルト・下ほぞ込栓	1497.0	4	5988	18.39	4	73.56
C/ほぞ(t36)込栓(Φ18)	121.4	4	485.6	2.67	4	10.68
D/ほぞ(t36)込栓(Φ18×2)	30.0	4	120.0	0.69	4	2.76
E/ほぞ(t36)割楔	39.1	4	156.4	0.90	4	3.60
F/ほぞ(t60)込栓(Φ24)	83.6	Iに含む			Iに含む	
G/ほぞ(t60)込栓又はボルト	173.0	4	692.0	3.71	4	14.84
I/耐力壁(複合要素)	11335.9	4	45343.6	316.68	4	1266.72
建物合計			64374.8			1519.04
1階部分			32187			759

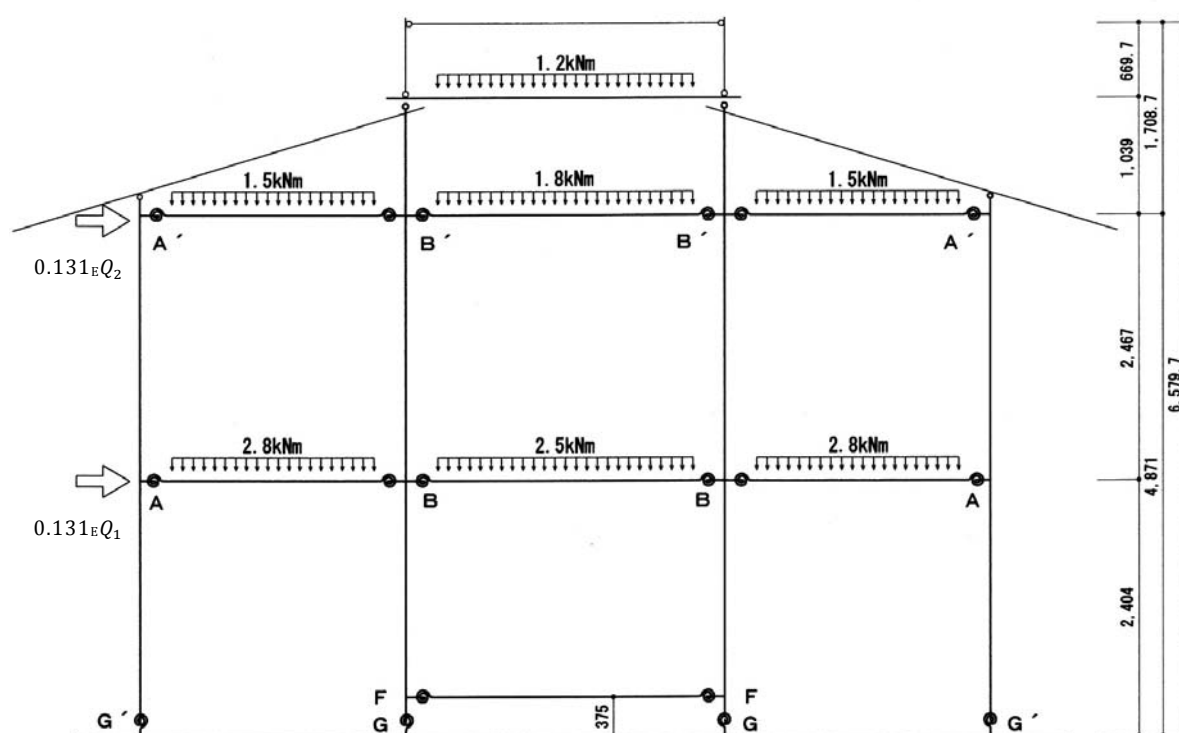
表 7.2.1-1・7.2.1-4 より

終局層せん断耐力： $Q_u = \Sigma M_u / H = 759 / 2.467 = 307.66$ $Q_u / \Sigma W_1 = 307.66 / 231.77 = 1.33$

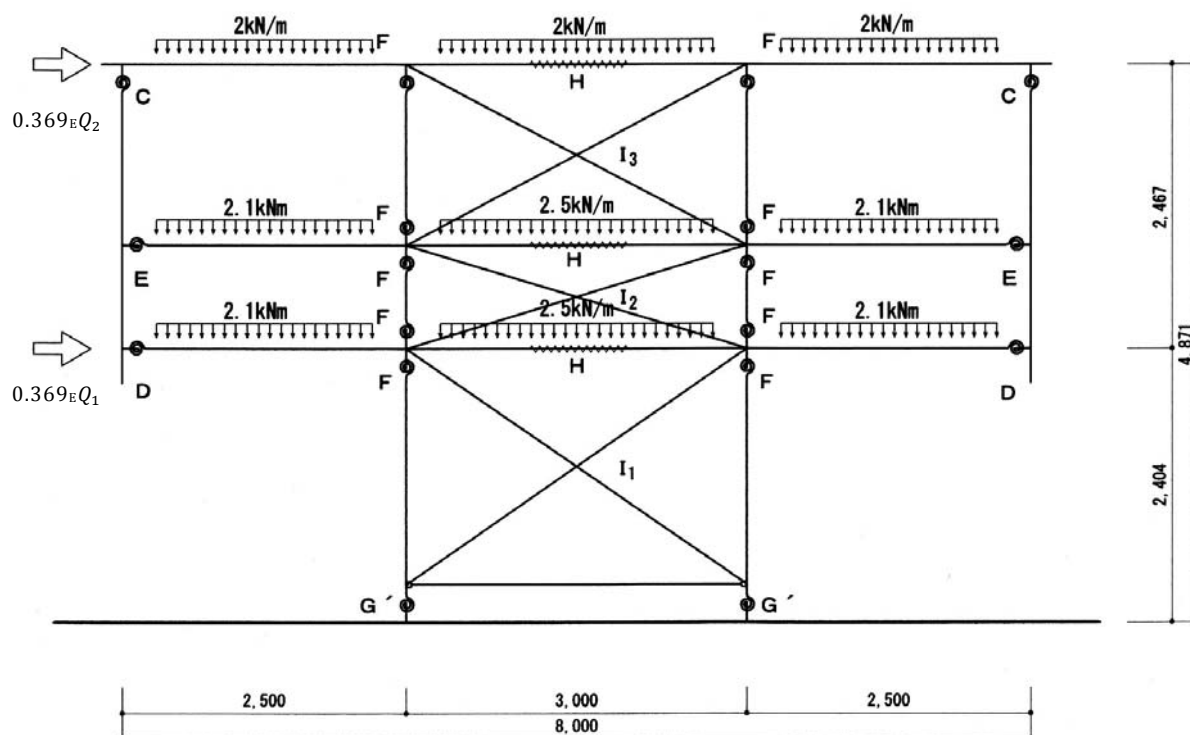
許容層せん断耐力： ${}_sQ_a = \Sigma K_\theta / 120H = 32187 / (2.467 \times 120) = 108.73 > {}_E Q_1 = 46.4 \therefore O.K.$

初期剛性は低いが靱性がある伝統的な要素の特徴を示す余裕のある算定結果が得られた。

前節の図 7.2.1-5 に示した 2 つの鉛直構面をモデル化し図 7.2.2-1 に示す。図 7.2.2-1 において、本論で検証した伝統的な構造要素を用いて構成した建物のフレーム解析を行うために、各接合部要素には引張と曲げに対するバネ定数を計算によって与え、耐力壁は等価なせん断剛性を持つ要素にブレース置換した。鉛直荷重は各部の負担面積から、表 7.2.1-2 における地震力計算用の値を用いて計算した。建物各層・各構面に作用する地震力は、構面が有する回転剛性の割合に応じて分配する。なお図 7.2.1-6 に示したように接合部 H(追掛け大栓継ぎ)は、周辺部材に十分拘束されているものとして 1 本ものと見なした。



記号	A	A'	B	B'	F'	G
仕様	上ボルト 下蟻	上ボルト 下蟻	上ボルト ほぞ込栓 t36,W90,Φ24	上ボルト ほぞ込栓 t36,W90,Φ24	ほぞ込栓 t60,W75 Φ24 又はボルト	アンカーボルト Φ16×2
$K_{\theta R}$ (kNm/rad)	942.9	597.01	1335.04	1496.98	173.02	
$K_{\theta L}$ (kNm/rad)	619.4	380.63				
K_T (kN/m)	24.6	24.6	25.7	25.7	7.23	50.44
備考	梁成:360	梁成:300	梁成:360	梁成:300		
本論との対照	2・3・7 章	2・3・7 章	2 章	2 章	2・4・5 章	2 章



記号	C	D	E	F	G'	I1	I2	I3
仕様	ほぞ込栓 t36,W90 Φ18	ほぞ込栓 t36,W180 Φ18×2	ほぞ割楔 t36,W180	ほぞ込栓 t60,W150 Φ24	Aボルト Φ16×2	1階耐力壁 耐力壁	2階下部 耐力壁	2階上部 耐力壁
K_{θ} (kNm/rad)	121.4	30.04	39.08	83.56		K_{120} :	K_{120} :	K_{120} :
K_T (kN/m)	4.10	4.10	2.01	7.23	52.68	4127.7	2967.9	4002.8
EA (kN)						13031	5079.1	8589.6
備考		込栓 1 本で 算定				通し貫部も貫端部として算定 壁 4 隅のほぞ部は除く		
本論との対照	2・4・5 章	2・4・5 章	3 章	2・4・5 章	2 章	5 章	5 章	5 章

図 7.2.2-1 構面のモデル

以上より、伝統的な構造要素を用いた木造建築物を線材置換し、フレーム解析を行うために必要な接合部性能を評価することができた。そして特別な評価法によらずとも、また接合部等の寸法・仕様を変化させた場合でも、許容応力度設計法を適用することによって、伝統的な構造要素を用いた木造建築物の耐震性能評価ができることが示されたと考える。

本論での目標が達成されたと捉え、以下解析結果は省略する。

7.3 各章で得られた知見と今後の課題

最後に、各章で得られた知見と今後の課題等について列挙し、本論を結ぶ。

第1章 伝統的な構造要素の力学特性等について

- ・伝統的な継手仕口の力学特性は、組み合わせる際の「行為」によって概ね推定可能であると考ええる。
- ・接合部各部寸法は圧縮・せん断など、同時に発生する応力における材料強度のバランスを考慮して決定されるべきである。
- ・したがって外力への抵抗において、接合部の一般的な寸法・仕様が最適であるとは限らず、接合部個々の構造的な特性に基づき、弱点を補完する、あるいは長所を引き出すことで、その抵抗性能改善の可能性を示すことができる。

第2章 伝統的な要素を用いた十字型接合部の曲げ性能について

- ・十字型接合部における片持ち梁モデルの有効性が示されたが、左右の横架材端部のモーメントの比が異なる場合の取り扱いについてが今後の課題である。
- ・上下仕口の各々に抵抗要素を有することで接合部のモーメント抵抗性能の増大が期待できる。特に長ほぞ差しを持つ要素を組み合わせることで、終局時の鉛直荷重支持にも期待できる。
- ・たて圧縮によって軸力を伝達する接合部の場合には高い剛性が期待できるが、一方で脆性破壊防止のための寸法設定に留意する必要がある。
- ・接合部の曲げ性能を、金物利用の場合を上下引きボルトで、他方金物なしを上車知・下ほぞで代表させて比較すると、「なし」は「あり」の半分程度であった。
- ・引張に伴う、車知栓の回転や鎌男木の(すべり勾配による)浮き上がりに関し、エネルギー吸収能の観点からも評価すべきである。
- ・ヒノキ材のめり込み性能について、特に弾性域と塑性域の剛性の関係(比)に関しさらなるデータの蓄積が必要である。
- ・接合部の実態に即した、せん断や割裂強度の推定・評価に関する知見の蓄積が求められる。

第3章 台形断面男木を有するT字型接合部の引張性能

- ・蟻仕口の引張における場合、女木の割裂を考慮した力学モデルによるのは困難であるた

め、むしろ有効な割裂防止策について検討し、それを前提に、加えて摩擦係数について正当に評価することができれば、羽子板ボルト等の金物補強によらなくても、使える仕口になる可能性があると考える。

- ・台形断面男木を有する接合部の引張強度は、最もクリティカルな部分における材料強度で決定する可能性があるため、接合部に期待する許容耐力に応じた寸法設計を行う必要がある。
- ・台形断面男木は女木との接触面が斜めに圧縮されるように力を受けるが、引張性能の算定に際しては、加圧面の年輪傾角が及ぼすめり込み性能への影響が大きいように、角度に応じた剛性・耐力の低減が必要になる可能性がある。
- ・木材の早材と晩材における強度性能の違いに関する知見を積み重ねる必要がある。
- ・台形断面男木を有する接合部の引張性能の推定には適切な力学モデルの構築が求められる。寄蟻、(兜)蟻等では女木の割裂強度の推定が降伏・最大耐力を求めるポイントとなるが、女木の材成と蟻成との関係に応じた割裂強度の実験式を得る必要がある。

第4章 通し厚ほぞ差しT字型接合部の曲げ性能

- ・ほぞ差し接合部における、ほぞ寸法の増大によるモーメント抵抗性能の増加が確認できたが、接合部の回転に伴う摩擦抵抗の割合の評価や、その摩擦係数に関して明らかにする必要がある。
- ・三角形変位めり込みにおける塑性域の $M-\theta$ 関係について、初期剛性を順次低減して求める簡便な推定法を提案したが、その理論的な裏付けが求められる。
- ・一般的な寸法のものとは比して、接合部の寸法バランスの変化による脆性破壊発生の可能性が増大すると考えられるために注意が必要であるとともに、回転における弱軸側の性能についても検証を行うべきである。

第5章 伝統要素で構成された耐力壁のせん断性能

- ・多節点で構成することによる強度性能におけるばらつきの低減と、伝統要素によって構成された耐力壁の剛性・耐力・靱性獲得における可能性を提示した。
- ・接合具材以外への広葉樹利用によるデザインの自由度や可能性の拡大が示された。

第6章 広葉樹材のめり込み性能

- ・材料物性の中でめり込み性能と最も相関の高いのは密度であり、密度から広葉樹材のめ

り込み性能が推定できる可能性を示した。

- ・材料の平均的な密度、年輪幅、目視を基準とした選別によって、材料強度のばらつきを減らすことができ、めり込み基準強度を 1.5 倍程度に設定できる可能性を示した。
- ・既存のめり込み算定式の適用範囲を広葉樹材へ拡大するためには、式中の特性値の見直しが必要であり、広葉樹材における具体的な値を明らかにした。
- ・広葉樹におけるめり込み性能は、環孔材とその他とでは異なる可能性があるため、基準強度を与える際等には注意が必要である。

第 7 章 伝統的な構造要素を用いた木造建築物の許容応力度設計法への適用

適用の条件

- ・鉛直構面・水平構面の変形としてせん断変形が卓越するものであること。
- ・接合部や部材が脆性破壊をしないこと。あるいは脆性破壊によって極端な耐力低下を起こさないこと。
- ・大地震時にも鉛直荷重支持能力は確保すること。
- ・構造要素においては保守点検や修繕を考慮した納まりとすること。

接合部等の性能評価

- ・適用の条件を満足することによって、安全限界変形角を $1/15\text{rad}$ と提案する。
- ・基準耐力の評価は基本的に、 $\min. \{P_y, P_u 0.2\sqrt{2\mu-1}\}$ で決定する。 μ は、算定値や試験結果の P - δ 関係を完全弾塑性置換して求めるが、 P - δ 関係が 2 直線で示される場合には θ_u/θ_y による。
- ・接合部等の剛性・耐力が加力方向によって異なる場合は、加力方向別に検定するか、安全側の値を用いることにする。
- ・接合部の引張性能等を評価する際、 δ_u は、例えばダボ径や接触面の長さなど、接合部等の実態に即して判断する。
- ・建物全体の構造性能評価における要素の加算則について、
終局時の層せん断耐力 $Q_u = \sum M_u / H$ とし、 $sQ_u \geq E Q_i = \sum M_{120} / H = \sum K_\theta / 120H$ の検定を行う。

適用における課題

- ・脆性破壊の防止を担保する設計法の適用範囲について明確に設定する必要がある。
- ・製材の乾燥、許容応力度の確認、流通に関する現実問題がある。その解決のためには今後の需要の拡大が要件となる。
- ・経年変化への対応と保守点検可能な納まり、接合部等の安全率や低減係数の評価についても具体的な方針を示す必要がある。

本論全体

本論では、伝統的な接合部等の長所・短所を理解した上で、その形状・寸法・樹種を含む仕様を変化させることで、水平力に対する抵抗性能の増大が期待でき、一方、既存のめり込み算定式や木栓せん断式を用い、あるいは広葉樹を含み使用する樹種に応じて式中の特性値を見直すことによって、また正確な評価が困難な場合にはある仮定を行うことによって、伝統的な接合部等の寸法・仕様等の変化にも対応した接合部の構造性能評価は十分に可能であることを示し、そしてその評価を用いて、伝統的な構造要素を用いた木造建築物の耐震性能を許容応力度設計法によって評価することの現実性と可能性と、その際の注意点や課題を明らかにした。

参考文献

- 1) 内田祥哉(著者代表) :
在来構法の研究 ―木造の継手仕口について―,
財団法人 住宅総合研究財団, 1993
- 2) 木内修 :
現代棟梁の設計術,
新建築社, 2007
- 3) 濱島正士(著, 監修) :
継手・仕口 ―日本建築の隠された知恵,
INAX 出版, 1984
- 4) (社)日本建築学会 :
構造用教材,
丸善, 1985
- 5) 武井豊治 :
古建築辞典,
理工学社, 1994
- 6) 森田仁彦, 柳澤孝次, 小林美菜子, 山田敏夫 :
伝統的木造建築の構造性能評価 (その 3: 柱―差鴨居接合部の実験),
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.137-138, 2000
- 7) 大西功人, 山田真澄, 岩本いづみ, 後藤正美, 鈴木祥之 :
単位木造フレームを用いた動的・静的実験による木造軸組の耐震性能評価
その 8 差鴨居を有する伝統木造軸組の耐震性能評価,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.121-122, 2003
- 8) 荘所直哉, 早崎洋一, 大橋好光 :
差鴨居構法の強度性能に関する研究 その 1 柱の曲げ試験,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.415-416, 2005
- 9) 五十田博 :
通直集成材柱梁構法の接合部設計法に関する基礎研究,
東京大学修士論文, 1990
- 10) (財)日本住宅・木材技術センター :
通直集成材を用いたラーメン構法の設計法,
(財)日本住宅・木材技術センター, 1996

- 11) 稲山正弘, 山口和弘, 宮田雄二郎 :
引きボルトを利用した木造ラーメン接合部の設計法に関する研究,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 355-4356, 2008
- 12) 飯塚五郎蔵 :
住宅デザインと木構造,
丸善, pp. 68-76, 1982
- 13) 地震に強い「木造住宅」パーフェクトマニュアル,
エクスナレッジ, pp. 101-106, 2003
- 14) 渋谷泉, 松留慎一郎, 前川秀幸, 藤田香織 :
木造接合部におけるほぞ差し込栓の耐力評価法に関する実験研究,
日本建築学会構造系論文集, No. 601, pp. 99-104, 2006
- 15) 福山弘 :
木質接合具によるせん断接合の設計式とその応用,
東京大学博士論文, 2008
- 16) 中園真人, 廣島希, 稲井栄一 :
複数の長ほぞと込栓で構成される柱脚接合部の引張耐力に関する実験的研究
日本建築学会構造系論文集, No. 638, pp. 667-673, 2009
- 17) 後藤一雄, 中島卓治 :
鎌継の引張り強さについて(木造継手の研究 N0. 4),
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp. 2053-2054, 1982
- 18) 川村清志, 吉岡丹, 宮園勉 :
木造継手の強度性状に関する実験的研究 一腰掛鎌継ぎの引張実験 その 1一
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp. 75-76, 1991
- 19) 川村清志, 宮園勉 :
木造継手の強度性状に関する実験的研究 一腰掛鎌継ぎの引張実験 その 2一
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp. 35-36, 1992
- 20) 井英浩, 井上正文, 本田祥二 :
機械加工による在来木造継手の剛性・耐力について
(その 1)腰掛け鎌継ぎおよび追い掛大栓継ぎの引張実験 :
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp. 79-80, 1991
- 21) 佐藤俊平, 藤野栄一, 大橋好光 :
在来継手の引張耐力に関する研究 (その 1. 腰掛け鎌継ぎ)
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 97-98, 2002

- 22) 荘所直哉，早崎洋一，大橋好光：
差鴨居構法の強度性能に関する研究 その6 十字型柱－差鴨居接合部の曲げ実験，
日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp. 419-420，2007
- 23) 特集 伝統的構法による木造住宅の性能検証 設計法の考え方，
建築技術 No. 731，pp. 154-155 2010. 2
- 24) 特集 伝統的構法による木造住宅の性能検証 設計法の考え方，
建築技術 No. 731，pp. 172-173 2010. 2
- 25) 稲山正弘：
木材のめり込み理論とその応用
靱性に期待した木質ラーメン接合部の耐震設計法に関する研究，
東京大学学位論文，1991
- 26) 稲山正弘：
木材のめり込みに関する研究 その4：等変位めり込みの弾性剛性の計算式の提案
日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅱ，pp. 907-908，1993
- 27) 棚橋秀光，大岡優，伊津野和行，鈴木祥之：
木材のめり込み降伏メカニズムと均等めり込み弾塑性変位の定式化，
日本建築学会構造系論文集，No. 662，pp. 811-819，2011
- 28) 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，No. 667，pp. 1675-1684，2011
- 29) 日本建築学会 編著：
木質構造接合部設計マニュアル，日本建築学会，
pp. 94-112，160-179，225-238，252-264，275-278，315-317，2009
- 30) 飯塚五郎蔵，石井卓郎：
和風仕口の引張耐力試験，
日本建築学会大会学術講演梗概集，構造系，pp. 1977-1978，1977
- 31) 斉藤泉，飯塚五郎蔵，石井卓郎：
和風仕口の引張耐力試験(第2報・割楔仕口)，
日本建築学会大会学術講演梗概集，構造系，pp. 1977-1978，1978
- 32) 加藤泰世，小松幸平，北守顕久：
木構造柱－貫接合部の剛性・耐力に及ぼす楔の役割，
木材学会誌，49(2)，pp. 84-91，2003

- 33) 北守顕久, 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
- 34) 塚崎英世, 梅津二郎, 川上善嗣, 梶原英多郎 :
プレカットシステムによる接合部の強度特性,
ー新形状蟻仕口の形状効果についてー
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.257-258, 2005
- 35) 梶原英多郎, 塚崎英世, 梅津二郎, 川上善嗣 :
簡易 CAD/CAM プレカットシステムを用いた蟻仕口の強度特性-蟻成・腰成の影響について-
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.259-260, 2005
- 36) 塚崎英世, 梅津二郎, 川上善嗣, 梶原英多郎 :
プレカットシステムによる新形状蟻仕口の強度特性,
ー鉛直加力・引張試験における蟻掛長さ、腰掛長さの影響ー
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.115-116, 2006
- 37) 梶原英多郎, 塚崎英世, 梅津二郎, 川上善嗣 :
簡易 CAD/CAM プレカットシステムを用いた蟻仕口の強度特性,
ー蟻幅・腰幅の影響についてー
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.117-118, 2006
- 38) 塚崎英世, 梅津二郎, 鈴木通友 :
プレカットシステムによる腰掛蟻仕口の引張強度特性,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.129-130, 2007
- 39) 塚崎英世, 梅津二郎, 小松幸夫, 鈴木通友 :
プレカットシステムによる腰掛蟻仕口の回転強度特性,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.513-514, 2008
- 40) 塚崎英世, 梅津二郎, 小松幸夫, 鈴木通友 :
腰掛蟻仕口の鉛直加力試験における強度特性,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.159-160, 2009
- 41) 特集 伝統的構法による木造住宅の性能検証 設計法の考え方,
建築技術 No.731, pp.156-160, 2010
- 42) 曾田範宗 : 個体の摩擦と潤滑,
丸善, 1961
- 43) 和泉智也, 岡村雅克, 棚橋秀光, 鈴木祥之 :
伝統木造仕口の回転めり込みにおける摩擦係数,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.7-8, 2008

- 44) 相馬智明, 稲山正弘, 井上雅文, 大林宏也, 安藤直人 :
割くさび接合の引抜き抵抗機構,
木材学会誌(※投稿中)
- 45) 杉本文義, 飯塚五郎蔵, 高橋茂男 :
木材の割裂強度試験 (1)主要樹種別比較,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp.9-10, 1989
- 46) 杉本文義, 飯塚五郎蔵, 高橋茂男 :
木材の割裂強度試験 (2)割裂強度向上の可能性,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp.11-12, 1989
- 47) 桑村仁 :
切欠き木材梁の割裂応力度 ―鉄骨木質構造の研究 その1―
日本建築学会構造系論文集, No.619, pp.111-118, 2007
- 48) 後藤正美, 春山聡子, 小杉早希子, 稲山正弘, 西村督, 鈴木祥之 :
木造軸組における木材のめり込みを考慮したほぞ差し接合部の解析モデルの提案
(その1)めり込み理論式の検討,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.103-104, 2006
- 49) 春山聡子, 後藤正美, 小杉早希子, 稲山正弘, 西村督, 鈴木祥之 :
木造軸組における木材のめり込みを考慮したほぞ差し接合部の解析モデルの提案
(その2)解析,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.105-106, 2006
- 50) 春山聡子, 後藤正美, 西村督, 鈴木祥之 :
木造軸組における接合部の実験的検討及び解析モデルの提案,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.141-142, 2007
- 51) 岩本いづみ, 清水秀丸, 鈴木祥之 :
伝統木造構法における柱-横架材接合部のモーメント抵抗メカニズムの解明に関する実験
的研究 その2 貫構造接合部における入り込みめりこみの摩擦係数,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.137-138, 2006
- 52) 老藤慎也, 入江康隆 :
長ほぞ込栓打接合部のめり込みと摩擦性状に関する研究,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.143-144, 2007
- 53) 藤田克則 :
国産小径木材のみを用いたラーメン構法の提案と住宅設計,
一通し厚ホゾ差仕口を用いて―
東京大学修士論文, 2009

- 54) 木内修, 山田利行, 貞広修, 河内武 :
新・耐震化伝統木造架構の実大水平加力実験 (その 1 試験体の設計と実験計画の概要),
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.145-146, 1999
- 55) 河内武, 木内修, 貞広修, 木村誠 :
新・耐震化伝統木造架構の実大水平加力実験 (その 2 実験の概要と結果),
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.147-148, 1999
- 56) 河内武, 木内修, 貞広修, 松原正芳 :
新・耐震化伝統木造架構の実大水平加力実験 (その 5 耐震壁を有する試験体の解析),
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.159-160, 2001
- 57) 杉山亮太, 鈴木祥之, 後藤正美, 村上傳 :
乾式土壁パネルを用いた木造軸組耐力壁の開発,
日本建築学会技術報告集, No.24, pp.125-130, 2006
- 58) 中園真人, 岩田真二, 富士尚俊 :
落とし込み二重板壁による木造耐力壁の開発,
山口大学工学部研究報告, vol.55, No.1, 2004
- 59) <http://www.neiwood.com/neiwood/index4.html>, Accessed December 17, 2011
- 60) 日刊木材新聞, June 14, 2011
- 61) 瀬川 輝夫 :
間伐材を使用した木造床組および軸組耐力壁の開発,
第 13 回 岡山リサーチパーク研究・展示発表会 要旨集, 2009
- 62) 竹村雅行, 稲山正弘, 村上雅英 :
在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発 その 62 落とし込み板壁の面内せん断試験,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.381-382, 2002
- 63) 稲山正弘, 竹村雅行, 村上雅英 :
在来軸組工法木造住宅の構造設計手法の開発 その 63 落とし込み板壁の剛性・耐力算定式,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.383-384, 2002
- 64) 藤田克則, 小林良洋, 稲山正弘 :
タモ材の横圧縮性能 -伝統的な接合部性能評価のための要素試験-,
日本木材学会研究発表要旨集, 61, 2011
- 65) 藤田克則, 小林良洋, 稲山正弘 :
ヒノキ材の横圧縮性能 -伝統的な接合部性能評価のための要素試験-,
日本木材学会研究発表要旨集, 60, 2010

- 66) 中井孝, 山井良三郎 :
日本産主要 35 樹種の強度的性質, 林業試験場研究報告, No. 319, pp. 13-46, 1982
- 67) 山井良三郎 :
木材の圧縮異方性に関する研究, 林業試験場研究報告, No. 113, pp. 57-112, 1959
- 68) 沢田稔 :
木材の強度特性に関する研究 主として、その木材梁への適用,
林業試験場研究報告, No. 108, pp. 115-224, 1958
- 69) 棚橋秀光 :
パステルナーク・モデルの伝統構法仕口のめり込み解析への適用,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 1-2, 2004
- 70) 棚橋秀光, 河津知予子, 清水秀丸, 鈴木祥之 :
木材の部分圧縮特性に関する研究 (その 1: ヒノキの均等部分圧縮の場合),
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 225-226, 2005
- 71) 棚橋秀光, 清水秀丸, 鈴木祥之 :
パステルナーク・モデルに基く直交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, No. 609, pp. 129-136, 2006
- 72) 大岡優, 棚橋秀光, 伊津野和行, 土岐憲三 :
歴史的木造寺院で用いられた古材の圧縮特性に関する実験的研究,
歴史都市防災論文集, vol. 3, pp. 21-28, 2009
- 73) 大岡優, 棚橋秀光, 伊津野和行, 鈴木祥之 :
伝統木造仕口の横圧縮特性 (その 5: いくつかの樹種のめり込み特性),
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 423-424, 2011
- 74) 木材工業ハンドブック改訂 2 版, 森林総合研究所監修, 丸善, 東京,
pp. 136-138, pp. 11-19, 2005
- 75) 日本建築学会 :
木質構造設計規準・同解説ー許容応力度・許容耐力設計法ー, 丸善, 東京,
pp. 80-84, 2006
- 76) Kudo, O., Chiba, M., Fujiwara, T., Hosoya, T. :
<http://www.fpri.asahikawa.hokkaido.jp/rsjoho/13781002001.pdf>.
Accessed August 11, 2011(1994)
- 77) 日本住宅・木材技術センター(編) :
木造軸組工法住宅の許容応力度設計,
日本住宅・木材技術センター, 2001

- 78) 日本住宅・木材技術センター(編) :
木造軸組工法住宅の許容応力度設計(2008年版),
日本住宅・木材技術センター, 2008
- 79) 日本建築学会(編) :
木質構造設計ノート, 日本建築学会, 1995
- 80) 特集 伝統的構法による木造住宅の性能検証 設計法の考え方,
建築技術 No. 731, pp. 95-97 2010
- 81) 特集 伝統的構法による木造住宅の性能検証 設計法の考え方,
建築技術 No. 731, pp. 101-103 2010
- 82) 平嶋義彦, 佐々木康寿 :
伝統構法による木造住宅 その1 差鴨居・貫・格子組構造のせん断耐力試験,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 503-504, 2006
- 83) 平嶋義彦, 佐々木康寿 :
伝統構法による木造住宅 その2 古民家の耐震性能評価,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 505-506, 2006
- 84) 稲山正弘, 福山弘 :
接合部の浮き上がりを許容する耐力壁の構造設計法の提案
その1 崩壊メカニズムの成立条件と終局耐力評価法,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 263-264, 2010
- 85) 福山弘, 稲山正弘 :
接合部の浮き上がりを許容する耐力壁の構造設計法の提案
その2 浮き上がり耐力壁の弾性剛性および荷重変形包絡線の算定法,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp. 263-264, 2010
- 86) 稲山正弘 :
伝統的構法の設計法作成及び性能検証実験委員会, 第1回全体会議資料,
April 16, 2010
- 87) 地震に強い「木造住宅」パーフェクトマニュアル,
エクスナレッジ, pp. 106-109, 2003
- 88) 小林良洋 :
追掛継の曲げ性能, 東京大学修士論文, 2009

謝 辞

本研究のご指導をいただきました稲山正弘准教授には心から感謝申し上げます。博士課程を3年で修了することができたのもひとえに先生のお陰であると考えます。ただ、広葉樹を含むめり込みの知見に関しても、伝統的な木造建築の今後のためにも、もう少し研究成果を挙げることができれば、わずかでもこの5年間の恩返しができたのではないかと反省しています。

研究に関するアドバイスはもちろん、学生生活を送るための精神的な支えをいただきました、相馬智明助教にもこの場を借りてお礼申し上げます。

現、木質構造学研究室の福山助教には、率直な意見をいただいたこと、建築デザイン・構造デザインについての貴重な相談相手にさせていただいたこと、感謝いたします。

アジアセンターの蒲池助教には、構造デザインについてお世話になりました。ありがとうございました。

博士課程の秋山棟梁には、構造解析ソフトの扱い方を教えていただきました。ここに感謝の意を表します。

木造建築コースの諸先輩方をはじめ木質材料学研究室の皆さん、実験をお手伝いいただいた木造建築コース同期の小林さんにも感謝いたします。

そして、本研究を陰ながら支えてくださった安藤直人教授には、広い視野を持つことの重要性和、状況に応じた的確なアドバイスをいただきました。この場を借りて厚く御礼申し上げます。

第2章の柱－横架材十字型接合部と第5章の耐力壁の試験が実施できたのは、ルート2木造研究会関係各位のご尽力によるものであり、ここに謝意を表します。特に、高橋賢二社長をはじめ中村建築研究所の皆様に、この場を借りてお礼申し上げます。さらに、第2章の試験をお手伝いいただいた金沢工業大学後藤研究室の皆様にも感謝いたします。

学業に専念するため、仕事の面で、けんちく工房の對馬英治代表をはじめ社員の皆さまにはご迷惑をおかけしましたが、無事に論文をまとめることができました。建築現場での経験が少しは反映できたかと思います。ありがとうございました。

筑波大学修士課程での恩師である安藤邦廣教授のお陰で、自身では思ってもみなかった木造建築物の設計の道に進み、設計工房時代からの課題であった、木構造に関する問いに対し、わずかですが、論文というカタチで答えを出すことができました。ここに記し謝意を表します。

最後に、学生になることを応援し当てにならない私の代わりに家庭を支えてくれた、妻の美貴子と、乃衣と陽向の二人の子供たちにもこの場を借りて感謝の意を表します。

そして我々家族を暖かく見守ってくださった、宇都宮と金沢の両親にここに御礼申し上げます。

平成 24 年 3 月 藤田 克則