

博士論文

伝統的木造における構造要素の力学特性の解明と
構造設計法への適用

2012 年 3 月

東京大学大学院農学生命科学研究科生物材料科学専攻博士課程

藤田 克則

伝統的木造における構造要素の力学特性の解明と構造設計法への適用

目 次

第 1 章 序論

1.1	研究の背景と目的	…8
1.1.1	伝統構法の構造設計法の問題点と研究の目的	…8
1.1.2	「伝統的」構法と設計法適用の前提	…9
1.2	伝統的な接合部を構成する接合部の概要	…11
1.2.1	代表的な継手・仕口の基本形	…11
1.2.2	代表的な継手・仕口の力学特性	…19
1.3	対象とする建物部位と本論の構成	…27
1.3.1	想定プランの特徴と構造要素	…27
1.3.2	建物部位と本論各章との対照	…29

第 2 章 十字型接合部の曲げ性能

2.1	接合部試験	…30
2.1.1	試験の目的と背景、接合部の設計	…30
2.1.2	試験の概要と試験体の材料物性、変位計計画	…37
2.2	試験結果と考察	…40
2.2.1	タイプ別の挙動と破壊モード	…40
2.2.2	試験体タイプ別・各仕口別のと誇張と改良案	…43
2.2.3	試験結果の詳細検討	…46
2.3	十字型接合部のモーメント抵抗性能の推定	…58
2.3.1	接合部の力学モデルと弾性域におけるモーメント抵抗性能の推定	…58
2.3.2	弾性域におけるモーメント抵抗性能の推定②	…63
2.4	塑性域におけるモーメント抵抗性能の推定	…68
2.4.1	タイプ別の算定	…68
2.4.2	算定値と試験結果の比較	…72
2.5	まとめと今後の課題	…74

第3章	T字型接合部の引張性能	
3.1	接合部試験	…76
3.1.1	試験の目的と背景、接合部仕様	…76
3.1.2	試験概要	…79
3.2	試験結果と考察	…80
3.2.1	タイプ別の挙動と破壊モード	…80
3.2.2	タイプ別の特徴と仕口の改良案	…84
3.3	T字型接合部の引張性能の推定	…86
3.3.1	接合部の力学モデル	…86
3.3.2	力学モデルの見直し	…98
3.3.3	計算値と試験結果との対照	…108
3.4	まとめと今後の課題	…110
第4章	T字型接合部の曲げ性能	
4.1	接合部試験	…112
4.1.1	試験の目的と背景、接合部仕様	…112
4.1.2	既往研究	…116
4.1.3	試験の概要と試験体の材料物性	…117
4.2	試験結果と考察	…118
4.2.1	全体の挙動と破壊モード	…118
4.2.2	モーメントー回転角関係	…127
4.3	T字型接合部のモーメント抵抗性能の推定	…129
4.3.1	接合部の力学モデルとモーメント抵抗性能の推定	…129
4.3.2	ラーメンフレームモデルによる変形性能の推定	…137
4.3.3	試験結果と計算値との対照	…139
4.4	まとめと今後の課題	…142
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	…147
5.1.1	試験の目的と背景、耐力壁の仕様	…147
5.1.2	予備試験	…150
5.2	面内せん断試験	…152

5.2.1	試験の概要と試験体材料物性、変位計計画	…152
5.2.2	試験結果と考察	…154
5.3	耐力壁のモーメント抵抗性能の推定	…158
5.3.1	タモ材の横圧縮(めり込み)試験	…158
5.3.2	弾性域における各部モーメント抵抗性能の推定	…162
5.3.3	塑性域のモーメント抵抗性能の推定	…169
5.3.4	試験結果と算定結果との対照	…176
5.4	まとめと今後の課題	…178
 第6章 広葉樹材のめり込み性能		
6.1	めり込み試験	…181
6.1.1	試験の目的と背景	…181
6.1.2	めり込み試験の概要と材料物性	…183
6.2	試験結果と考察	…186
6.2.1	全面圧縮試験	…186
6.2.2	部分圧縮試験	…193
6.3	試験結果と既存のめり込み算定式との対照	…206
6.3.1	めり込み算定式における特性値	…206
6.3.2	計算値と実験値の比較	…208
6.4	まとめと今後の課題	…210
 第7章 構造設計法への適用 一方針と課題一		
7.1	伝統的な構造要素を用いた建築物の構造設計	…212
7.1.1	許容応力度設計法への適用	…212
7.1.2	適用の前提と課題、適用範囲	…225
7.2	設計例	…228
7.2.1	建物の全体像と接合部仕様	…228
7.2.2	フレーム解析の準備	…240
7.3	各章で得られた知見と今後の課題	…242
 参考文献		…246
謝辞		…254

論文の内容の要旨

生物材料科学 専攻
平成 21 年度博士課程 進学
氏 名 藤 田 克 則
指導教員名 稲 山 正 弘

論文題目 伝統的な木造における構造要素の力学特性の解明と構造設計法への適用

本論では伝統的な木造建築とは、木と木を組み合わせることで外力に抵抗するものと捉える。継手・仕口などの伝統的な構造要素は剛性や耐力は低い、靱性に富むとされる。一方伝統的な木造建築に利用できる構造設計法の中で、簡易法と限界耐力計算は設計の自由度が少ないため、本論では、伝統的な構造要素の特徴や力学特性、あるいは課題や問題点を明らかにし、接合部等の寸法や仕様の変化に追随できる設計法の提案(許容応力度設計法への適用条件等の明示)を目的とする。

第 1 章では、伝統的な接合部をその基本形と、接合する行為によって分類し、引張・圧縮・曲げ・せん断など、各接合部の 6 自由度における構造評価を行った。また、(本論で対象とする)仕口は T 字型と十字型に分解できるとした。

第 2 章では、通常は上下いずれかにしか期待できない引張抵抗要素を接合部の上下に有する 5 種類の通し柱－横架材十字型接合部を設計し(図 2-1)、接合部試験を行った。各タイプの上下仕口は、引きボルト、長ほぞ差し込栓打ち、雇いほぞ車知栓締め、雇い鎌継の組み合わせで構成した。せん断長さを

確保した場合の引きボルトの靱性、剛性・耐力は低いが高ほぞ差しの終局時までの粘り、堅木栓類の横圧縮やたて圧縮によって軸力を伝達する雇い車知・鎌継の剛性の高さを、また上下仕口各々に抵抗要素を配することで、モーメント抵抗性能の増大と共に、終局時の接合部の崩壊防止にも期待できることなどを明らかにした。中央に柱を介した左右横架材(梁)は、回転に対して独立ではないため、図 2-2 に示すように片側の梁を短い片持ち梁とする「片持ち梁」モデルによって、接合部のモーメント抵抗性能を推定した。弾性域において算定値は各タイプとも試験結果とよく符合したが、各要素の剛性を初期の $1/6$ として求めた塑性域における $M-\theta$ 関係の算定値は、接合部挙動の傾向は把握できたが、「めり込みで長く粘る」との仮定に反し脆性破壊したタイプがあり、むしろ接合部の寸法仕様を見直すべきであるとした。すなわち簡便な推定を可能にするためには、脆性破壊を回避する、という前提条件を満足させる設計とすべきである。

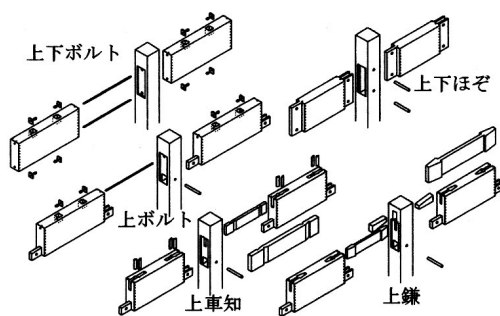


図 2-1 5 種類の接合部

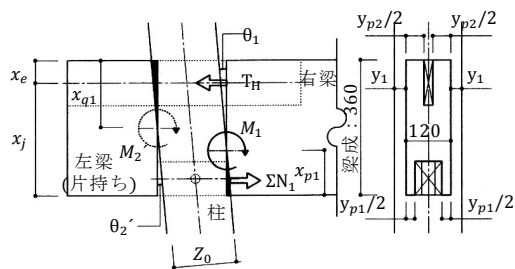


図 2-2 片持ち梁モデル

第 3 章では、柱－横架材等の T 字型接合部に用いられる伝統的な仕口の引張性能を明らかにするため、図 3-1 に示す 4 タイプの引張試験を行った。ほぞ込栓を除く 3 タイプには男木が台形状断面を持つという共通点があるが、接触面における繊維の方向が異なる。ほぞ割楔は女木剛体仮定、男木等変位めり込み仮定に基づく力学モデルから $P-\delta$ 関係を算定し、寄蟻では試験の観察から相対的に女木の損傷が多かったため、女木の早材部のみがめり込むとするモデルによって求めた。兜蟻はめり込み変形だけでは説明がつかないため、男木・女木のせん断変形を考慮に入れたモデルとする必要があるとした。最大耐力は、割楔ではくさび外側の男木ほぞ両端の残りの断面の引張強度で、兜蟻・寄蟻では女木の割裂強度で決定すると判断した。したがって割楔ではくさび打込み位置が、兜蟻・寄蟻では女木の割裂防止対策が重要になる。

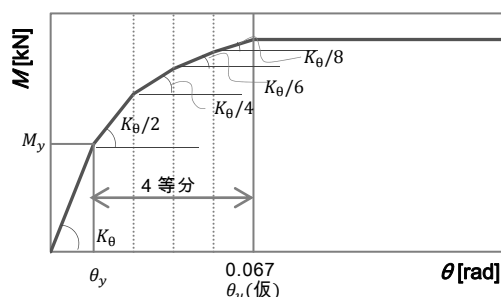
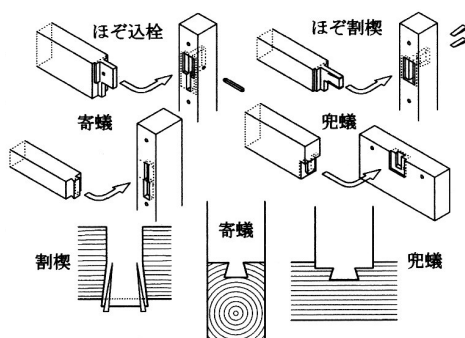


図 3-1 試験仕様、女木の繊維の方向と男木 図 4-1 降伏後の $M-\theta$ 関係の簡易算定法

第 4 章では、最も基本的な接合要素である「ほぞ」単体の、一般的なもの(厚さ 30mm)に比して、ほぞを厚く(60,75mm)長くした場合の曲げ性能について検証した。一般的な仕口に比べ 3 倍強の曲げ性能が期待できる一方、ほぞ穴間隔を狭くすると脆性破壊の危険性が生ずる。「掘立モデル」を援用して接合部の三角形変位めり込み抵抗による $M-\theta$ 関係を算定し、塑性域に関しては簡便な推定法を提案した(図 4-1)。提案した方法によって求めた塑性域の $M-\theta$ 関係は試験結果とよく一致したが、 $1/30\text{rad}$ 以降では曲げ抵抗における摩擦の割合が増大することが示唆され、その評価法の確立が課題として残った。

第 5 章では、7 つの伝統要素で構成した耐力壁のせん断性能を確認した。150mm 角のヒノキ柱を含むフレームに、60×180 の 6 段貫(ヒノキ)、その直交方向にたて貫 3 本(タモ)、貫を含む横架材間にダボ(ヒノキ)で補剛した厚さ 30 の板(ヒノキ)を挿入し、さらに回転拘束を図るために貫／たて貫交点をダブル込栓($\phi 24$: カシ)としたものである。要素毎に算定し並列バネとして加算し壁全体の $M-\theta$ 関係を推定した。実施した 3 体の個体差はほとんどなく、短期基準せん断耐力は特定変形角時の耐力で決まり、短期許容せん断耐力は 25.47kN と決定した。伝統要素によりながら、寸法仕様を吟味し節点数を増やすことで、粘り強く剛性・耐力の高い壁が実現できることを示した。

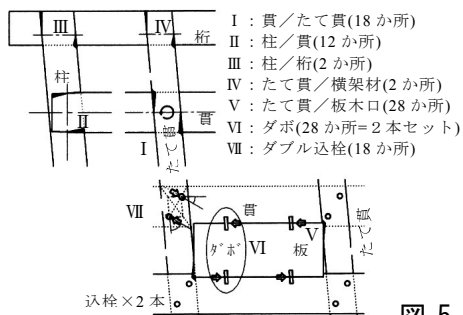


図 5-1 抵抗要素(左)と試験風景(右)

第6章では、伝統的な継手・仕口の接合具材として用いられることの多い、4種の国産広葉樹材のめり込み(全面圧縮・部分圧縮)試験を行った。供試材は、シラカシ(放射孔材)、イタヤカエデ(散孔材)、ケヤキ、ナラ(環孔材)である。各樹種とも年輪傾角毎のめり込み性能には $LR > LTR \geq LT$ の明確な傾向が見られ、年輪傾角 LT の場合のめり込み性能を明らかにすることで、各樹種における性能を安全側で簡便に推定できるとした。環孔材とその他ではめり込み性能が異なること、めり込み性能と最も相関の高い物性は密度であり、密度と目視、加えて平均年輪幅を基準とする材料の選別によってばらつきを減らすことができ、現行告示におけるめり込み基準強度を1.5倍程度に引き上げられる可能性があることなどを明らかにした。例えば本論で得られた広葉樹材の密度 ρ と降伏応力 σ_y 関係の下限值は、 $\sigma_y = 25.82\rho - 6.62$ であった。さらに針葉樹が適用範囲の既存のめり込み算定式による計算値と試験結果の比較検討を行い、既存式を広葉樹材に適用するには、めり込みにおける特性値の見直しが必要であり、そのための具体的な既存式中の特性値を示した。

第7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した。例えば伝統的な要素を用いた建築物の水平力に対する性能を評価するため、接合部周辺の脆性破壊の防止、大地震時における鉛直荷重支持能力の確保、修繕の容易性を条件に、安全限界変形角を現行の $1/30$ から $1/15\text{rad}$ にすることを提案した。また、接合部の短期基準耐力を求める基本的な方法を、 $\min.\{P_y, P_u 0.2\sqrt{2\mu - 1}\}$ とし、いくつかのケースを想定し具体的な特性値の評価方法を示した。さらに許容応力度設計法への適用の前提条件や課題として、脆性破壊の防止のための木取りや加工、設計における基本的なタブーの周知徹底や、大きな断面の製材における乾燥や材料流通の問題、伝統要素を用いた接合部等の経年変化の問題等を示し、他方最も着手のしやすい課題として、製材に許容応力度を与える方策の試案を提示した。最後に、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、具体的な木造住宅の構造解析を行い、建物に作用する地震力に対し、終局層せん断耐力や許容層せん断耐力が上回っていることを確認し、伝統要素を用いた木造建築物の設計法への適用の現実性を示し、あわせて伝統要素を用いた構造デザインの可能性を明らかにした。

第 1 章 序論

1.1 研究の背景と目的

1.1.1 伝統構法の構造設計法の問題点と研究の目的

(1) 研究の背景

我が国の木造建築において、伝統構法とは、個々人にとって漠然としたイメージはあるものの、どのような材料を用い、どのようなつくりによって構成された、どのような建築物を指すのかという、明確な定義はなされていない。加えて材料や構法における地域差の存在も手伝って、「石場建てでなければ伝統構法ではない」、「釘・金物に頼った架構はいけない」など、排他的、教条主義的な感情論の存在が、伝統構法の可能性を狭め、真つ当な評価を妨げている印象がある。建築物の耐震化や都市の不燃化等を主眼に制定、改訂されてきた建築基準法においても、伝統構法建築物は「地震に弱く燃えやすい遺物？」として扱われ、長い間、克服・合理化すべき、対象であったようにみえる。

2000 年の基準法改正を機に、板壁や格子壁、土塗り壁などの伝統要素による耐力壁の一部が仕様規定化され壁倍率が初めて与えられた。また仕様規定から性能規定への方針のもと、簡易法である従来からの壁量計算による設計法や、許容応力度等計算のみならず、限界耐力計算などが適用できるようになった。そして昨年「公共建築物木材利用促進法」が施行され、さらにここ数年、国の事業として伝統構法設計法作成委員会が検討を続けているなど、地球環境問題や国産材振興を追い風に伝統構法や木材を取り巻く状況が活発化している。そんな時代背景にある今こそ、伝統構法建築物やそれを構成する要素について正當に評価すべきではないかと考える。何故なら、伝統構法を支えてきた経験に基づく技術や、体験に裏付けられた木材に対する知恵は今ならまだ継承可能だと思うからであり、それらを伝統構法の枠内にのみ留めておくのは得策ではなく、積極的に利用・応用すべきであると考えからである。

(2) 伝統構法の構造設計法の問題点

伝統構法による建築物に適用できる現行の構造設計法には、(いわゆる構造計算ではない)簡易法と、限界耐力計算、許容応力度等計算等がある。

2 階建て以下、かつ延べ床面積 500m² 以下、かつ軒高：9m 以下、かつ高さ：13m 以下に該当する木造建築物は 4 号建築物として扱われ、仕様規定を満足し壁量計算を行えば構造計算は免除となる。壁量計算による場合、建築物の各部位を法や令、告示に定められた

仕様としなければならない、古民家などによく見られる、太い柱／差鴨居接合部に期待できるモーメント抵抗性能(ラーメン)を評価することもできないし、伝統構法の主要な耐震要素である貫自体の性能も評価できない。その意味で構造設計の自由度は低く、かつ仕様(性能)の明示された伝統要素も少ない。例えば柱に板幅分の溝を彫り溝にそって板を落とし込んで耐力壁を構成する落とし込み板壁の告示仕様は1種類のみ、現行の評価法による壁倍率は0.6と低く実用的ではない。

一方限界耐力計算の適用によって、耐久性に関する規定以外のすべての仕様を適用除外とすることができる。したがって鉄筋コンクリート造の基礎がなく、一般に耐力壁の少ない伝統構法建築物の設計法にうってつけであると法への導入当初は歓迎されたが、表層地盤の増幅率や1質点系への縮約などに高度な工学的判断が要求されるため、設計法として厳密に取扱うことが困難な側面を持つ。加えて寸法仕様の変化に応じて各耐震要素の荷重－変形特性に関するデータの蓄積が必要でもあり、現段階においては設計の自由度は高いとは言えない。

(3) 研究の目的

本研究の目的は、①継手・仕口に代表される木－木接合の性能や特徴、あるいは課題や問題点を明らかにし、②「伝統的」な耐震要素を主な抵抗要素とする建築物の「寸法や仕様の変化に追従できる」構造設計法を提案することである。設計法の提案とは、伝統的な耐震要素の力学的特性を解明し、許容応力度等設計法に組み込むことである。

1.1.2 「伝統的」構法と設計法適用の前提

(1) 本論における用語の定義

a) 「伝統的」

前項で触れたように、構法に係る「伝統」には共通の定義がないとすれば、抽象的ではあるが本論では「伝統」について次のように捉え、以後「伝統的」構法のように用いる。木造建築を表す用語として、「在来構(工)法」、「軸組工法」があるが、それらも適宜使い分けられてはいるがいわば相対的な言葉であり、時代とともに意味合いが変化する可能性があるので、文脈に応じた定義が必要なためである。

○いまあるものだけが伝統なのではなく、これから変化、誕生し受け伝えられていくものを含め伝統とする。

- 伝統とされているものごとの出所由来を問い、現代の視点で再解釈する視点を持つ。
- 「～」を使っていないから伝統構法なのではなく、「～」の要素を用いているから伝統構法であると評価する。

つまり次節で触れる継手や仕口(接合部)を例にとれば、ある接合部に特徴的な外力に対する抵抗機構を有していることを第一義に判断し、細部の寸法や形状が慣例的、最大公約数的ではない場合、換言すれば、使用される部位に求められる性能に応じて形状・寸法を改善したものも含め、本論では「伝統的」(接合部)であるとする。

b) 「接合部」と「継手」、「仕口」

「継手」とは、材料の長さには制約のある木材(部材)を長さ方向に伸長していくための方法やその方法を用いた部分で、「仕口」とはある角度を持って複数の部材を組合せる方法やその方法を用いた部分とする。仕口はさらに「組手」と柱との接合となる「差口」に分かれる³⁾とする場合もあるが、本論では併せて仕口とする。一方「接合部」には継手と仕口がともに含まれると考え、本論における使い分けに特別な意味は含まないものとする。

c) 「横架材」と「梁」、「桁」

「梁」とは一般に2つ以上の支点によって水平あるいは斜めに支えられる横木(構造材)とし、「桁」とは梁の直交方向にかけ渡される横木(構造材)とする。梁、桁はともに「横架材」に属する。例えば梁-桁、大梁-小梁のような場合には、X-Y 方向・上下などの位置関係、施工順等、横架材同士の関係性を示すものとする。

(2) 設計法適用の前提

設計法適用の前提とは、「伝統的」構法の建物を本論でどう定義するかと同義であり、どのような建物を想定しているか、ということである。加えて本論で伝統的構法による木造建築物を対象とする理由でもある。

「あらかし架構」には、構造材自体が仕上げ材で覆われていないため、傷みが目に見えメンテナンスがしやすく、また乾燥収縮による接合部の締め直し等が容易にできる。構造即意匠となるため、大工技術を発揮・継承する場となり得るし、架構の緊張感がそのまま空間の緊張感に結びつくなど、木構造の可能性を表現できる、という意義がある。

「無垢材利用」には、国産材の振興や、適材適所に木材を使い分ける感覚を継承するという意味がある。また、間伐材の利用促進につながる可能性として小径材による空間の創出、一方現状のストックを踏まえた場合には中目材を用いた大らかな空間の創出など、設計に際して個別にテーマ設定をすることで、豊かな空間を獲得できる可能性がある。一方克服すべき課題としては長大材の乾燥等の問題が挙げられる。

「伝統的な構造要素」を主な耐震要素としている建築物とは、例えば木をオスームス(凸一凹)に加工しはめ合わせるなど、木と木を組み合わせで大なり小なり応力を伝達する機構によって外力に抵抗する建築物のことであるとし、伝統的な建築物に特徴的と思われる、差鴨居の有無や、石場建てかどうかなどについてはここで問わないこととする。

1.2 伝統的な木造建築を構成する接合部等の概要

本節では、木と木を組み合わせで応力を伝達する機構について理解するために、現在まで受け伝えられてきた我が国の代表的な継手・仕口の各々における力学的な特徴等について、具体的に概観する。ただし、継手や仕口には時代による変遷や流行があり、また比較的新しいといわれているものもある¹⁾が、ここではそれらを区別せずに同列に論じる。変遷の過程は、その原因を接合耐力、材や加工の合理性、見え掛かり、道具の発達段階等の観点から概ね推察可能であると思われるが、接合耐力等の点からは進歩や改良ではなく、退化の過程であるといわれる場合もあり²⁾、全体を同列に扱うことで見えてくるものもあるはずだからである。

本論では、継手・仕口等における2部材の組合せのうち、凸状の加工をしたものを男木(おぎ)、凹状のものを女木(めぎ)、また施工順・施工法とも関係があるが、下側となる材を下木、上から落とし込む材を上木とする。

1.2.1 代表的な継手・仕口の基本形

内田は、継手仕口の形状は基本形を組み合わせた合成形であると考え、継手仕口における接触面の形に応じた基本形を提案している¹⁾。本項ではその基本形について図 1.2.1-1 に示しそれらの力学的意味などについて考察を加える。図は文献¹⁾にならい新らしく書きおこしたものであり、適宜抜粋・割愛等を行っている。なお、新たに追加した部分や判断したものには※印を付した。図の着色部は部材同士の接触面¹⁾を示し、図中の各基本形の名称に併記した解説は文献¹⁾³⁾を参照して行った。

代表的な継手・仕口の力学的な特徴を考察する前に、まずは各基本形の力学的な意味を把握する。ここでは基本形全体を接合の仕方(行為)から再分類することで、各基本形の力学的な意味の抽出を試みる。すなわち各基本形がどういう応力を負担できるかということであり、軸方向の力と、接合部が本来使われる向き(強軸方向)において想定される外力についてを対象と考える。ただし一つの基本形が一つの行為に対応するとは限らない。以下接合の仕方に応じたタイプ毎の特徴とそれに当てはまる基本形等について述べる。

「**載せる**」(記号を **N** とする：以下同じ)：ある材に上から他の材を載せる納まりで、鉛直荷重支持とせん断力の負担に期待できる。例えば腰掛、渡りあご、相欠きなど。

「**引掛ける**」(**K**)：主に略鎌系のアゴ部、渡りアゴのように、繊維方向に設けた段差(アゴ)に生じる圧縮力を利用して引張力を伝達する。さらにアゴや相欠き部が複数存在する場合には、曲げ性能にも期待できる。

「**はめる**」(**H**)：鎌のように繊維方向の圧縮によらず、軸方向の引張に抗するような台形状の断面を持つ男木を女木に落とし込むタイプで、蟻全般、寄蟻も含む。

「**(間に)はさむ**」(**aH**)：行為としては目違いのように小断面の突起状部分を繊維方向に沿って差し込むことを想定するが、雇いのように上から落とし込む場合も含む。接合部のズレ止め・開き止め等の働きがある。

「**挿入する**」(**S**)：ほぞをほぞ穴に差込むように、ある材を材軸方向に沿って入れ込むことで、軸方向引張以外には抵抗性能がある。軸方向の引張には栓や楔の併用によって対応でき、ほぞ等の寸法によっては接触面の増大により大きな曲げ抵抗にも期待できる。接合の仕方からは竿や三枚組、通し貫以外の貫端部などが相当する。

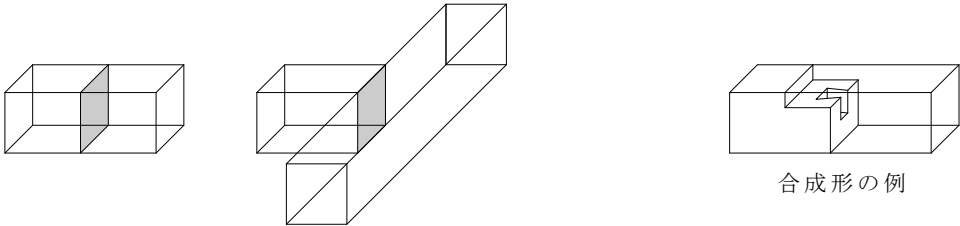


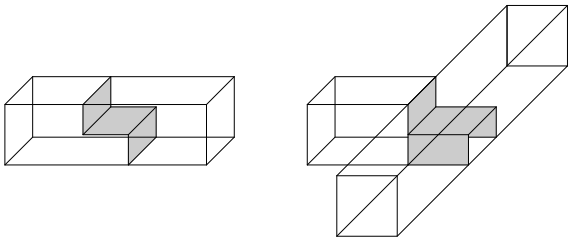
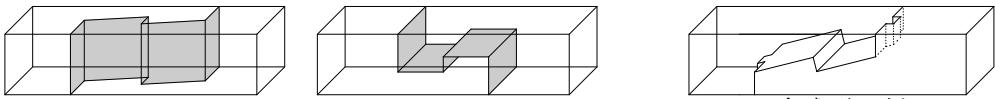
「**貫く**」(**T**)：長いほぞで相手材を貫通するものや、通し貫、縫栓など、ある材を材軸方向に入れ込み相手材を貫通し、さらに余長のあるもの。「挿入する」と同様の力学性能があるが、貫通し余長のある分貫通材の穴の両側でめり込み(横圧縮)抵抗が期待でき、曲げ性能が増大する。

「**当てる**」(**A**)：2材の接触面が繊維方向同士となる場合で、タテ圧縮に強い木材の性質を利用し効率的に圧縮力を伝達することができる。すべての継手やほとんどの仕口はこれに相当するので、図では特記を省略する。

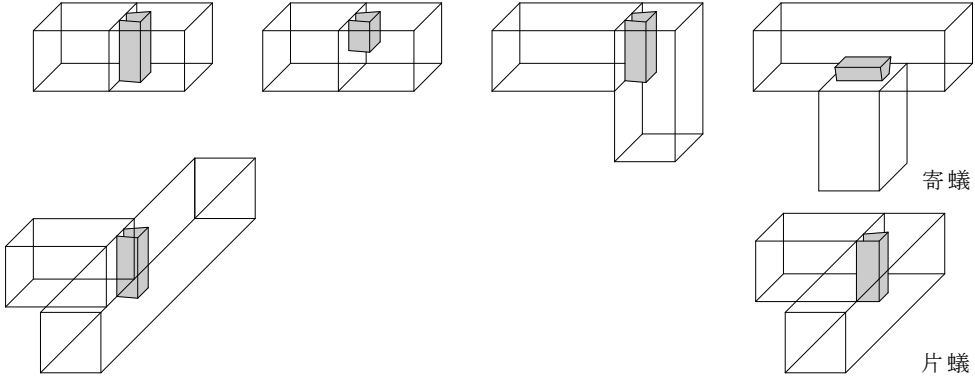
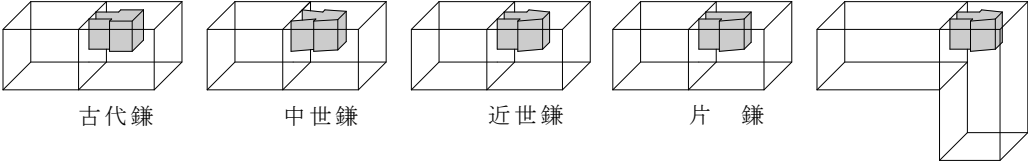
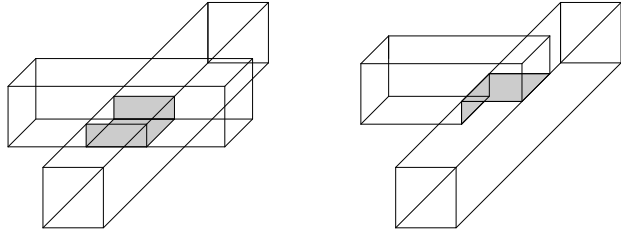
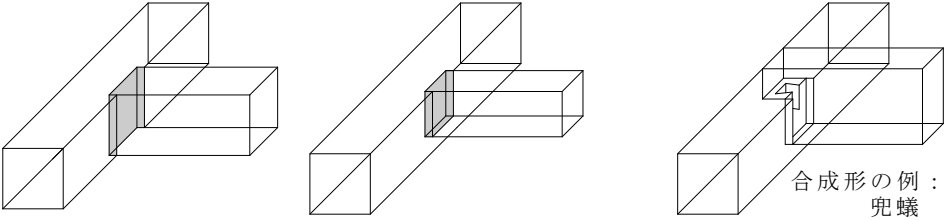
「**(長く)継ぐ**」(**L**)：略鎌系の継手や、竿を用いた継手は一般に材料の成の増加に応じて継手長さが増大する。したがって腕長さの伸長による曲げ性能の増大が期待できる。

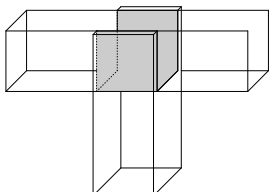
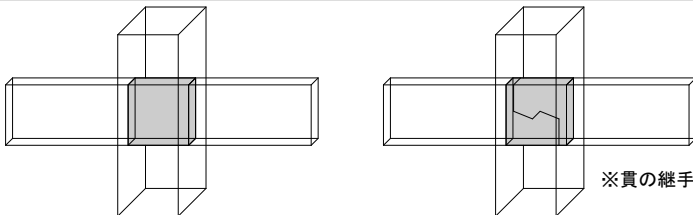
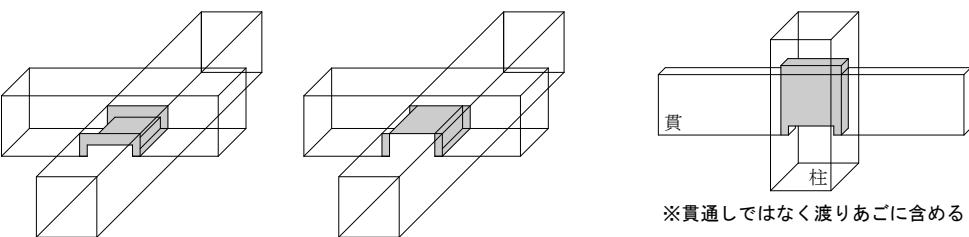
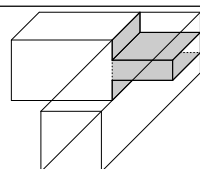
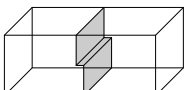

「**打つ**」(U)：栓や楔を打込み接触面に摩擦抵抗を与えることで、主に引張抵抗が増すもの
と考える。後述する「ひき勝手」や「すべり勾配」など、また、逃げが少なく、
加工精度の良い接合部にも同様の効果が期待できるが、初期剛性のみへの寄与
と考え、耐力は変わらないものとする。

以上の考察を踏まえ、図 1.2.1-1 に、接合方法に応じたタイプ記号とその力学的特徴を
併記する。

基本形の名称等	突付け 単純さ、美しさを意図して、見え掛かり表面を突付けに見せる工夫をした様々な継手が工夫されてきた	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	圧縮	
基本形の名称等	殺ぎ 構造材の場合直下あるいは近くに支承材があることが多く、接合2材の荷重を支承材へ伝え、釘1本で縫い打つことのできる利点がある	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	(N) / (鉛直荷重支持, せん断), 圧縮	
基本形の名称等	留め L型の接合部に典型的な仕口 接合2材は同格ともいうべき関係となる	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	圧縮	
基本形の名称等	相欠き 同じ寸法の2材を同じ高さに納める場合に用いる 支承材に釘1本で縫いつけられる	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	N / 鉛直荷重支持, せん断, 圧縮	
基本形の名称等	略鎌 同じ形状の2部材の組合せという意味では相欠きと同様であるが、引張抵抗を有する 引張抵抗する中央部の段差をアゴと称する	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	K, N, L / 引張, 曲げ, せん断, 圧縮	

基本形の名称等	目違い 単独での他、他の基本形との組合せで用いられ、ズレ止め、狂い止め、開き(割れ)止め等様々な役割を担う
参考図	<p>箱目違い 十字目違い 追掛継 合成形の例</p>
施工タイプ／ 力学的性能	aH / ズレ止め、開き止め
基本形の名称等	竿 車知と併用されることが多く、鎌継の引掛かり部を車知栓で置き換えた形となる材を横から挿入でき、鎌継のように材を上から落とし込めない場合等に用いる
参考図	
施工タイプ／ 力学的性能	S, L / 曲げ、せん断、圧縮
基本形の名称等	ほぞ 下図のように様々な形式があり、大別すると柱／横架材仕口と横架材同士の仕口がある柱／横架材仕口はさらにほぞを柱頭に設ける場合と、横架材端部に設ける場合とに分けられる
参考図	<p>短ほぞ 重ほぞ 扇ほぞ 包み目違い 小根ほぞ ※貫端部の仕口も含む 貫 柱</p>
施工タイプ／ 力学的性能	S, (T), N / 曲げ、せん断、圧縮、鉛直荷重支持

基本形の名称等	蟻 <p>引張に抗する形をとっているものの、鎌などに比べ抵抗力は弱い 接合長さの十分にとれない仕口や、他の基本形との合成では目違いと同様の意味で用いられもする</p>
参考図	 <p>寄蟻</p> <p>片蟻</p>
施工タイプ／ 力学的性能	H / 引張（小），圧縮
基本形の名称等	鎌 <p>形態は変化しているものの、古代から構造材の継手に一般的に見られ、引張抵抗する</p>
参考図	 <p>古代鎌</p> <p>中世鎌</p> <p>近世鎌</p> <p>片鎌</p>
施工タイプ／ 力学的性能	K / 引張，圧縮
基本形の名称等	欠込み <p>一方の材に欠きをつくらず、他方の欠込みに納める場合を指す ※あまりポピュラーではない</p>
参考図	
施工タイプ／ 力学的性能	N / 鉛直荷重支持，せん断，圧縮
基本形の名称等	大入れ <p>一方の部材の全断面やそれに近い断面分を他方の部材を欠込んで挿入する方法で、他の基本形と組合せて様々な継手・仕口に用いられる 鉛直荷重支持性能がある</p>
参考図	 <p>合成形の例： 兜蟻</p>
施工タイプ／ 力学的性能	N / 鉛直荷重支持，せん断，圧縮

基本形の名称等	輪 薙 込 み 柱頭に横架材を落とし込む場合の方法で、目違いや栓の併用も多い	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	N / 鉛直荷重支持，せん断，圧縮	
基本形の名称等	貫 通 し 柱に貫を貫通させる場合 楔締めや栓の併用により引張力に耐える納まりとすることが多い	
参考図	 <p>※貫の継手の場合も含める</p>	
施工タイプ／ 力学的性能	T / 曲げ，せん断，（圧縮）	
基本形の名称等	渡り 腮 横架材同士の上端をそろえずに重ねて組む場合の方法で、ダボを併用することが多い	
参考図	 <p>※貫通しではなく渡りあごに含める</p>	
施工タイプ／ 力学的性能	N，K / 鉛直荷重支持，せん断，曲げ，引張，圧縮	
基本形の名称等	三 枚 組 コーナー部の仕口として原始的な形で、他の基本形と組み合わせて複雑な仕口を構成する場合がある	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	S / 圧縮	
基本形の名称等	腰 掛 鉛直荷重やせん断力を伝達するために、継手の基本形と組み合わせて用いられる	
参考図		
施工タイプ／ 力学的性能	N / 鉛直荷重支持，せん断	
基本形の名称等	車 知 引張に抗するように2材の接触面に沿って入れられる接合具材 ※広葉樹材利用が多い	
参考図	 <p>合成形の例</p>	
施工タイプ／ 力学的性能		

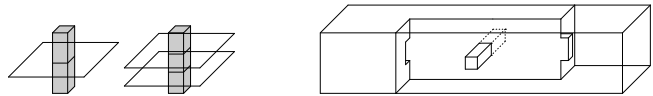
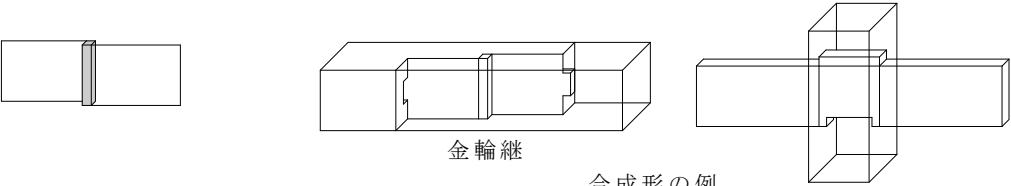
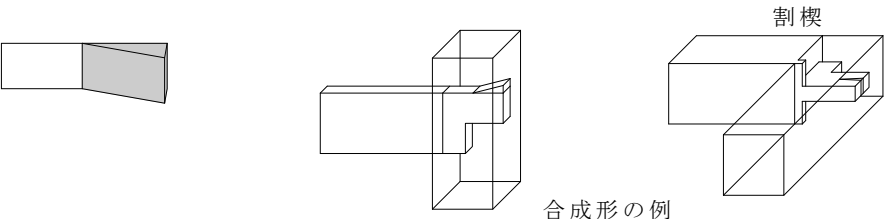
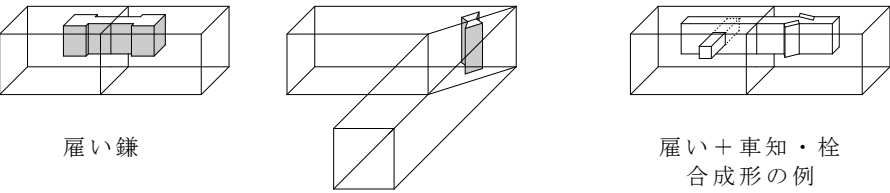
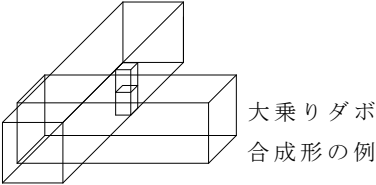
基本形の名称等	栓（縫栓） いわゆる込栓・鼻栓がこれに当たる ※太く材中に埋め込まれるものをダボという 接触面に対しほぼ直交方向に打ち込まれる材で、※正方形に近い断面を持ち広葉樹利用も多い	
参考図	 合成形の例	
施工タイプ／ 力学的性能	U / 引張（栓自体は曲げ・せん断を受ける）	
基本形の名称等	栓（埋栓） 金輪継の栓のように組んだ後のスキマを埋めるように用いられるもの	
参考図	 金輪継 合成形の例	
施工タイプ／ 力学的性能	U / 引張（栓自体は横圧縮を受ける）	
基本形の名称等	楔 三角形断面を有する接合具で、スキマを埋めるように、あるいは材を押し広げるように(割楔)用いられる	
参考図	 割楔 合成形の例	
施工タイプ／ 力学的性能	U / 引張（楔自体は横圧縮等を受ける）	
基本形の名称等	※雇い (契：ちぎり) 2材の接合を第3の材を使って行う場合の第3の部材で、部材長の制約や施工性の理由から採用される	
参考図	 雇い鎌 雇い＋車知・栓 合成形の例	
施工タイプ／ 力学的性能	a H, K, H / ズレ止め, 開き止め, 引張	
基本形の名称等	※大乗り 接合2材には加工がなく一方が他方に乗せかけられただけである	
参考図	 大乗りダボ 合成形の例	
施工タイプ／ 力学的性能	N, (U) / 鉛直荷重支持, せん断	

図1.2.1-1 基本形と力学的特徴

1.2.2 代表的な継手・仕口の力学的特性

実際の継手・仕口は、使われる部位に必要な構造性能に応じ、前項の基本形を適宜組合わせて構成されていると考えられる。ただ突付け・殺ぎ・留めに顕著なように、力学的性能を犠牲にしても見え掛かりの単純さや美しさを優先する場合はあることは知っておく必要がある。本項では基本形の合成としての(代表的な)継手・仕口の力学的な特徴を概観する。まず具体例として腰掛け鎌継ぎの場合について検討することで、次の(2)にて示す図1.2.2-4を理解する一助とする。

(1) 腰掛け鎌継ぎの力学的特性

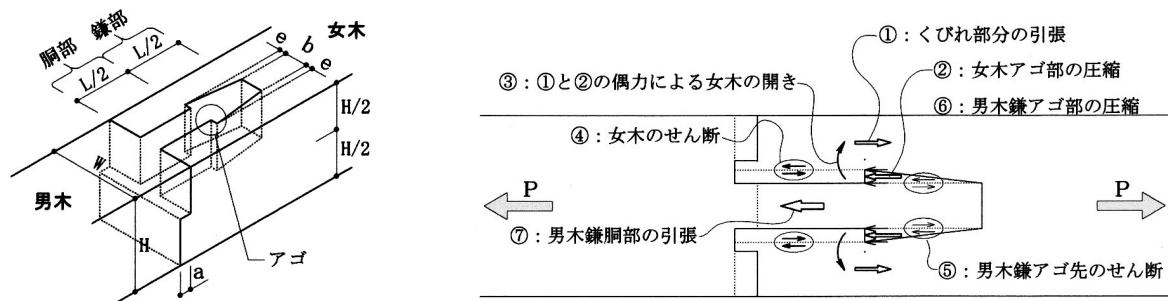


図 1.2.2-1 腰掛け鎌継ぎの各部寸法と引張時男木と女木の応力状態

腰掛け鎌継ぎの構成と引張における力の伝達形式を図 1.2.2-1 に示す。右側の図は継手が両側から引張力 P を受けた場合の男木と女木における各部の応力状態を示したもので、女木側の応力は①～④、一方男木側からみた応力は⑤～⑦である。男木と女木が接触し引張力を伝達できる部分は鎌両側のアゴ部分のみであり、まず女木側の軸方向の力のつり合いを考える。外力 P は鎌両側のくびれ部に分かれて $P/2$ となり(①)、それとアゴ部の圧縮力(②)がつり合うことになるが、作用点が異なるためその二つを偶力としたモーメント(③)が発生し、女木を両側に押し開き割裂を誘発する力となる。男木の鎌の付け根に設けた目違いは女木の開きを抑制するためのものである。また $P/2$ に対して女木のアゴ先が負担できるせん断力(④：せん断長さやせん断面積による)が小さいと、そこで脆性破壊する可能性がある。一方男木側のつり合いをみると、胴部にかかる引張力(⑦：胴部の断面積による) P とアゴ部の圧縮力(⑥：アゴ部面積による)がバランスする必要があり、加えて鎌アゴ先がせん断力(⑤：アゴ先面積による)によって先行破壊しないことが重要になる。

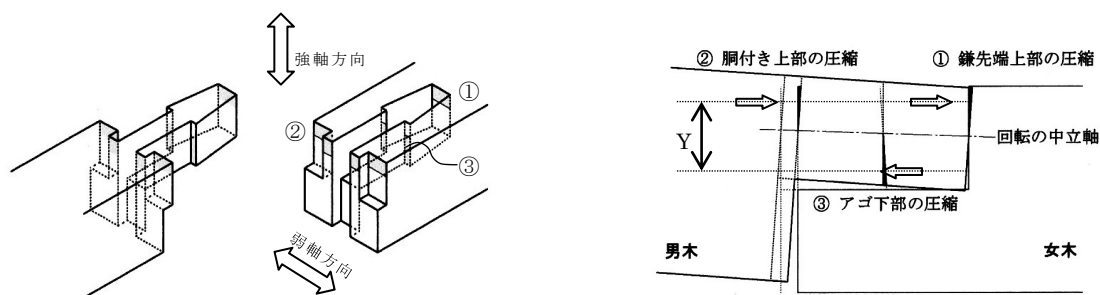


図 1.2.2-2 腰掛け鎌継ぎの曲げ変形と力のつり合い

一般的に腰掛け鎌継ぎは曲げを負担する箇所に用いないが、曲げを受けた場合の変形や、力のつり合いについて検討する。図 1.2.2-2 の右側には女木に対して男木が強軸方向に相対的な回転変形を受けた場合の材軸方向の力(①～③)のつり合いを、左側には①～③各部の面積関係を示す。実際には回転の中立軸や負担できるモーメントは、①～③の圧縮力に応じた材軸直交方向における摩擦力のつり合いを考慮しなければ求まらないが、ここでは簡単のため、軸方向力のみを取り出す。力のつり合いより①+②=③となり、モーメントは③×Y(各力間の距離)となる。①～③の圧縮力は左図に示す圧縮面積によって、モーメントは距離Yによっても決まるため、一般的なサイズの腰掛け鎌継ぎの場合には圧縮面積や力間距離が大きくなり、加えて回転に伴う男木の女木からの抜け出しを拘束する要素がないため、曲げ性能はあまり期待できないことになる。

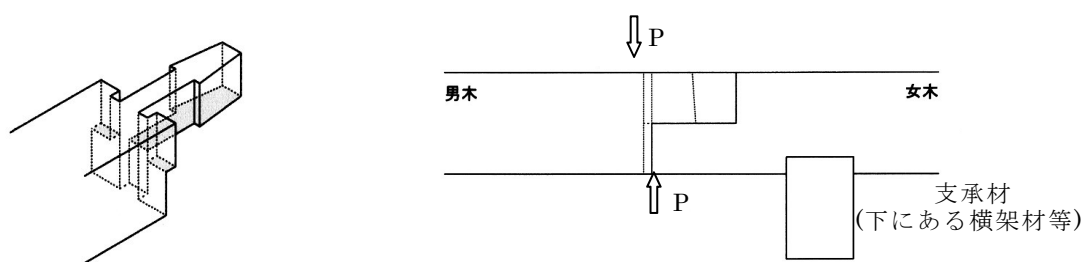


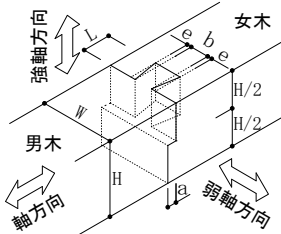
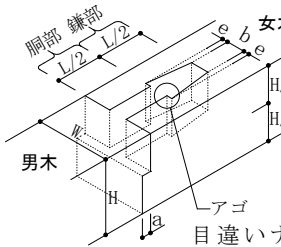
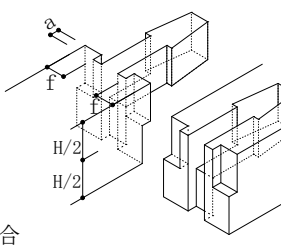
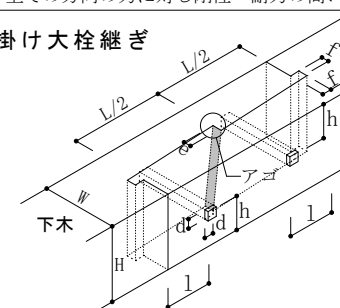
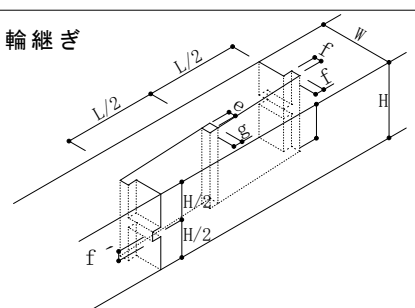
図 1.2.2-3 腰掛け鎌継ぎのせん断抵抗

腰掛け鎌継ぎが、図 1.2.2-3 右のように女木が下から支えられている状態で男木が上から押される(せん断力を受ける)場合を考える。逆向きの力の場合には、男木と女木は容易に離れてしまい抵抗能力はない。左図はせん断力を負担できる部分を着色して示したものであるが、胴部と鎌の部分で支えようとすると、男木割裂の恐れがあるため、基本的には腰掛部分のみでせん断力を負担できるようにする必要がある。

(2) 代表的な継手・仕口の力学的特性

2010年度の「伝統構法設計法作成及び性能検証実験委員会」構法・歴史部会によりまとめられた伝統的な継手・仕口一覧の分類を参照し、代表的な継手・仕口における各方向別の軸方向力、せん断力、曲げのそれぞれに対する抵抗性能の概要について図 1.2.2-4 に示す。方向別力学特性の欄に示す○、△、×は実際の使用部位や使用例を踏まえて適宜判断したものであり、例えば○に対する△は継手・仕口全体の中で比較した場合における相対的な評価である。またそれらは固定的な評価ではなく、他の基本形(要素)の付加や弱点の補完による性能改善の可能性のあることに注意が必要である。

なお各継手・仕口には材料の大きさに応じた標準的な各部寸法が存在するが、本稿では使用部位に求められる力学的な性能に応じて各部寸法を見直し、性能の向上を図ることを是とするため、あえて記号を付した。記号を付けるに当たっては、引張抵抗の鍵となるアゴ幅を **e**、ほぞ状部分の厚さを **b**、目違い幅を **f** とするなど記号の意味の統一に努めた。腰掛け鎌継ぎの例でみたように、アゴ幅を広くして圧縮部の面積を増やすとそれとバランスするためにせん断面積を増すべくアゴ先の長さがさらに必要になるなど、各部の寸法関係には密接で微妙な関係がある。

名称／使用部位	腰掛け蟻継ぎ／土台・桁・母屋					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：△	せん断：○	曲げ：×	せん断：△	曲げ：×
	※1		※男↓女↑の場合			
同上備考	※1 △は略鎌系の継手と比較した場合の相対的な評価、かつ女木の開きによる脆性破壊(割裂)の考慮による					
参考図	<div></div> <div>※以下、軸方向・強軸方向・弱軸方向は図の向きに同じ</div>					
基本形の組合せ等	蟻+腰掛+突付け					
名称／使用部位	腰掛け鎌継ぎ／土台・桁・母屋・棟木					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：△	せん断：○	曲げ：△	せん断：○	曲げ：×
	※1		※男↓女↑の場合	※1方向のみ	※目違いアリの場合	
同上備考	※1 △は略鎌系の継手と比較した場合の相対的な評価、かつ鎌のアゴ先のせん断による脆性破壊の考慮による ※ 引張を伝達する鎌アゴ部は男木・女木とも繊維方向圧縮となるため剛性が高くできる ※ 目違いによって、引張力に伴う女木の開き(割裂)を抑制する					
参考図	<div></div> <div>目違いナシの場合</div> <div></div> <div>目違いアリの場合</div>					
基本形の組合せ等	鎌+腰掛+突付け(+目違い+小根ほぞ) 胴部に上部から栓(中世鎌)打ち、胴部に側面から栓打ちの例アリ、鎌アゴ部にすべり勾配を設けることが多い					
名称／使用部位	追掛け大栓継ぎ／桁・母屋・棟木					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：○	せん断：○	曲げ：△
			※1			
同上備考	※1 下木に対し上木を上から落し込む用のすべり勾配(下図着色部)があるため非対称 ※ 全ての方向の力に対し剛性・耐力の高い継手					
参考図	<div><div></div><div>上木</div><div>下木</div><div>追掛け大栓継ぎ</div></div> <div></div> <div>金輪継ぎ</div>					
基本形の組合せ等	略鎌+目違い+縫栓 (栓を用いないものを追掛け継ぎという) ※埋栓は図のような角栓のみならず、丸栓の場合もあり(以下同じ)、丸栓の方が打込まれる材が割裂しにくい傾向がある					
名称／使用部位	金輪継ぎ／桁・母屋・棟木・柱					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：○	せん断：○	曲げ：△
			※1			
同上備考	※1 埋栓にテーバーがあるため非対称 ※ 全ての方向の力に対し剛性・耐力の高い継手 追掛け大栓継ぎと異なり、埋栓の横圧縮性能が継手の性能に直結する					
参考図	※ 追掛け大栓継ぎと合わせて示す					
基本形の組合せ等	略鎌+目違い+埋栓					

名称／使用部位	台持ち継ぎ ／ 梁・桁（芯継ぎ：梁・桁の直上で継ぐことも多い）					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：×	せん断：○	曲げ：△
同上備考	※1 埋込みダボではなく貫通大栓とすることで曲げ抵抗にも期待できる					
参考図						
基本形の組合せ等	略鎌+目違い+縫栓(ダボ)					
名称／使用部位	両目違い竿車知継ぎ ／ 母屋・棟木 ※竿引き独鈷(二方差) で間に柱のないタイプ					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：○	せん断：△	曲げ：△
同上備考	※上↓下↑の場合					
参考図						
基本形の組合せ等	竿+目違い+小根ほぞ+車知					
名称／使用部位	大入れ(腰掛)蟻掛け・兜蟻 ／ 土台・大梁-小梁・梁-桁					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：△	せん断：○	曲げ：×	せん断：△	曲げ：×
同上備考	※1 △は略鎌系の継手と比較した場合の相対的な評価、かつ女木の開きによる脆性破壊(割裂)の考慮による					
参考図						
基本形の組合せ等	大入れ+腰掛+蟻					
名称／使用部位	渡りあご掛け ／ 桁-小屋梁・大梁-小梁・大引-根太					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：×	せん断：○	曲げ：○
同上備考	※他の仕口のような明らかな強軸と弱軸はない ※1 大栓打ち(貫通)の場合は△					
参考図						
基本形の組合せ等	渡りあご+縫栓(ダボ、大栓)					

名称／使用部位	落し鎌（下げ鎌）／ 柱－貫					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：△	せん断：×	曲げ：×
				※1	※2	※2
同上備考	※1 L寸法による ※2 柱幅と貫厚と貫入込み長さの関係によっては△					
参考図						
基本形の組合せ等	ほぞ+楔					
名称／使用部位	竿引き独鈷（二方差）（大入れ小根車知栓止め）／ 四方差の要素・差鴨居－柱－差鴨居					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：○	せん断：△	曲げ：△
		※1			※2	※2
同上備考	※1 車知栓、竿部のせん断等脆性破壊に注意 ※2 柱幅と大入れ幅との関係などによっては○					
参考図						
基本形の組合せ等	竿（雇い）+大入れ+小根ほぞ+車知（縫栓） 竿（雇い）+大入れ+小根ほぞ+込栓（埋栓） ※埋栓は図のような角栓のみならず、丸栓の場合もあり					
名称／使用部位	雇いほぞ／ 四方差の要素・差鴨居－柱－差物					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮：○	引張：○	せん断：○	曲げ：○	せん断：△	曲げ：△
			※大入りの場合		※大入りの場合	※大入りの場合
同上備考	2材をつなぐ第3の部材のため、剛性の確保が困難 栓径とほぞの込栓穴先の長さの寸法関係に注意し脆性破壊を防ぐ					
参考図						
基本形の組合せ等	雇い+大入れ+（小根ほぞ）+縫栓					

名称／使用部位	胴付き小根 鼻栓止め・込栓止め・割楔止め / 四方差の要素・柱－差物					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮 : ○	引張 : ○	せん断 : ○	曲げ : ○	せん断 : △	曲げ : △
同上備考	※1 栓径、ほぞ厚、ほぞ穴栓先の寸法関係による ※2 ほぞの厚さ、長さ、高さの寸法関係による					
基本形の組合せ等	大入れ+小根ほぞ+鼻栓・込栓・楔					
名称／使用部位	長ほぞ 鼻栓打ち・込栓打ち・割楔止め / 柱－梁・桁					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮 : ○	引張 : ○	せん断 : ○	曲げ : ○	せん断 : △	曲げ : △
同上備考	※1 栓径、ほぞ厚、ほぞ穴栓先の寸法関係による ※2 ほぞの厚さ、長さ、高さの寸法関係による					
基本形の組合せ等	ほぞ+鼻栓・込栓・楔					
名称／使用部位	大乗リダボ / 梁－桁・大梁－小梁					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮 : △	引張 : △	せん断 : ○	曲げ : ×	せん断 : ×	曲げ : ×
同上備考	※上↓下↑の場合 ※埋込みダボの場合					
基本形の組合せ等	※ダボ					
名称／使用部位	通し貫 / 柱－貫					
方向別 力学的特性	軸方向		強軸方向		弱軸方向	
	圧縮 : ○	引張 : ○	せん断 : ○	曲げ : ○	せん断 : △	曲げ : △
同上備考	※ あごの有無によって軸方向の性能は変化する					
基本形の組合せ等	貫通し+(※渡りあご)+楔					

図1.2.1-4 代表的な継手・仕口の力学的特徴

図 1.2.2-4 において代表的な継手・仕口の力学的な特徴を概観した。一般的に継手や仕口の各部寸法は、材料の幅や長さの制約等の経済性、指し矩などの道具を含む施工性、審美性などを総合させて決められていると思われるが、構造面からみた場合には最適な寸法ではない可能性がある。その意味で本来各種材料強度と負担面積に応じた力のつり合いや想定される破壊性状を考慮して、各部寸法を決定すること、つまり、具体的な建物部位に応じて求められる構造性能からみた場合に最適な各部寸法をいったんは明らかにし、その上で経済性、審美性など他の要素も加味しながら決定していく方向性もあり得るのではないかと考える。

1.3 対象とする建物部位と本論の構成

1.3.1 想定プランの特徴と構造要素

本研究の目的は、継手・仕口に代表される木-木接合の性能や特徴を明らかにし、設計法に組み込むことである。しかし本論で、代表的な継手・仕口の中で力学的特性に基づく設計法が明らかになっていないものすべてを取扱うことはできないので、ここでは伝統的な構造要素を用いた具体的な2階建て木造住宅の全体像を描き、そこに必要とされる主な構造要素を本論での対象範囲とする。以後木造住宅の全体像を想定プランと呼び、図1.3.1-1に各階の平面図を示す。

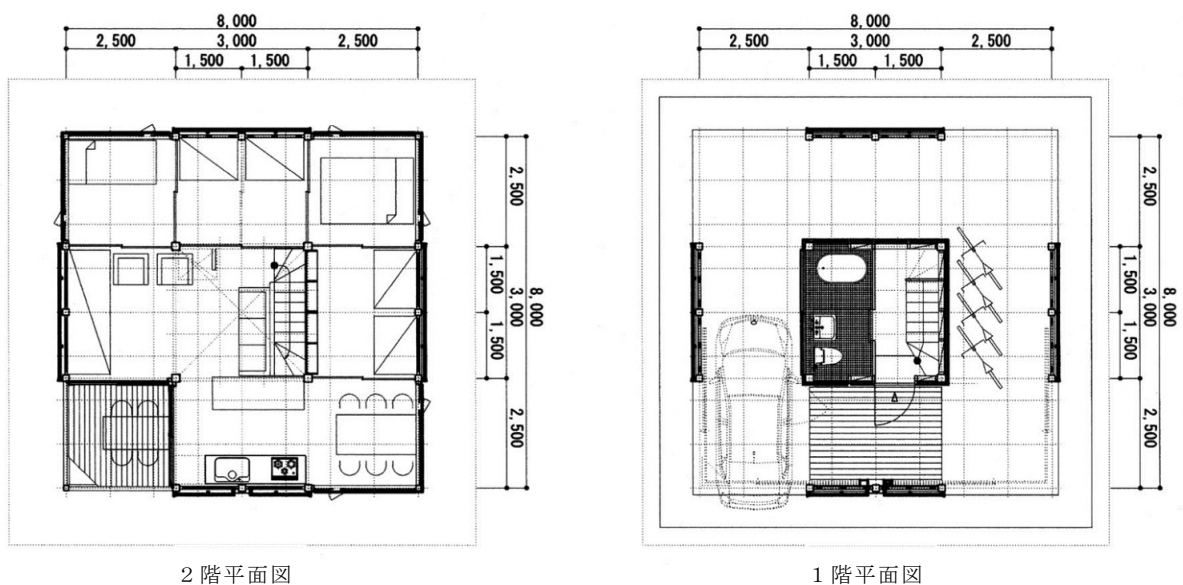


図 1.3.1-1 想定プラン平面図

伝統要素を用いながら新たな木構造の可能性を示し、伝統的構法の底辺を拡大することを理想として想定プランを設計した。その特徴は、1・2階とも耐力壁は外周4辺の各中央4枚のみで、伝統的な要素による高倍率・高靱性耐力壁とする。1階はピロティ形式で中央部の玄関と水回りだけが室内となる。中央部4隅には太めの通し柱を配し、横架材との接合部にはモーメント抵抗性能を期待する。2階は基本的にワンルームとし、必要に応じて建具・家具等で間仕切る計画とする、構造材の継手や仕口には伝統的な要素を用いる、等である。耐力壁(着色部)を含む全体の架構について図1.3.1-2に示す。煩雑さを避けるため各階の床組は省略した。

図 1.3.1-2 を参照しながら、以下に想定する具体的な接合部仕様について述べる。柱－横架材仕口は長ほぞ差しを基本とし込栓や割楔等で軸方向引張に抵抗する。梁－桁仕口は兜蟻掛けか大入れ蟻掛け、大梁－小梁仕口は渡りあご掛けか、大入れ蟻掛け、出隅の梁－桁仕口は相欠き＋ダボまたは重ほぞを想定する。通し柱への四方差となる部分は横架材上端に段差を設け、ほぞ等の抵抗要素の寸法を確保する。その具体的な仕様は、長ほぞ差しを基本に雇いほぞに車知栓締め、雇い鎌、引きボルト等を適宜組合せ、曲げ抵抗を図るものとする。一方継手は基本的に曲げの小さいところに設けることとし、想定する腰掛け鎌継ぎや追掛け大栓継ぎの引張性能に関しては既往文献²⁹⁾を参照して算定可能と考え、本稿では取り扱わないことにする。

四方差部や出隅(コーナー)部をX Y方向の組合せと考えて分解すると、これら仕口の平面形状は十字型とT字型とに大きく分けられるので、本論では十字型接合部とT字型接合部に分けて論じる。

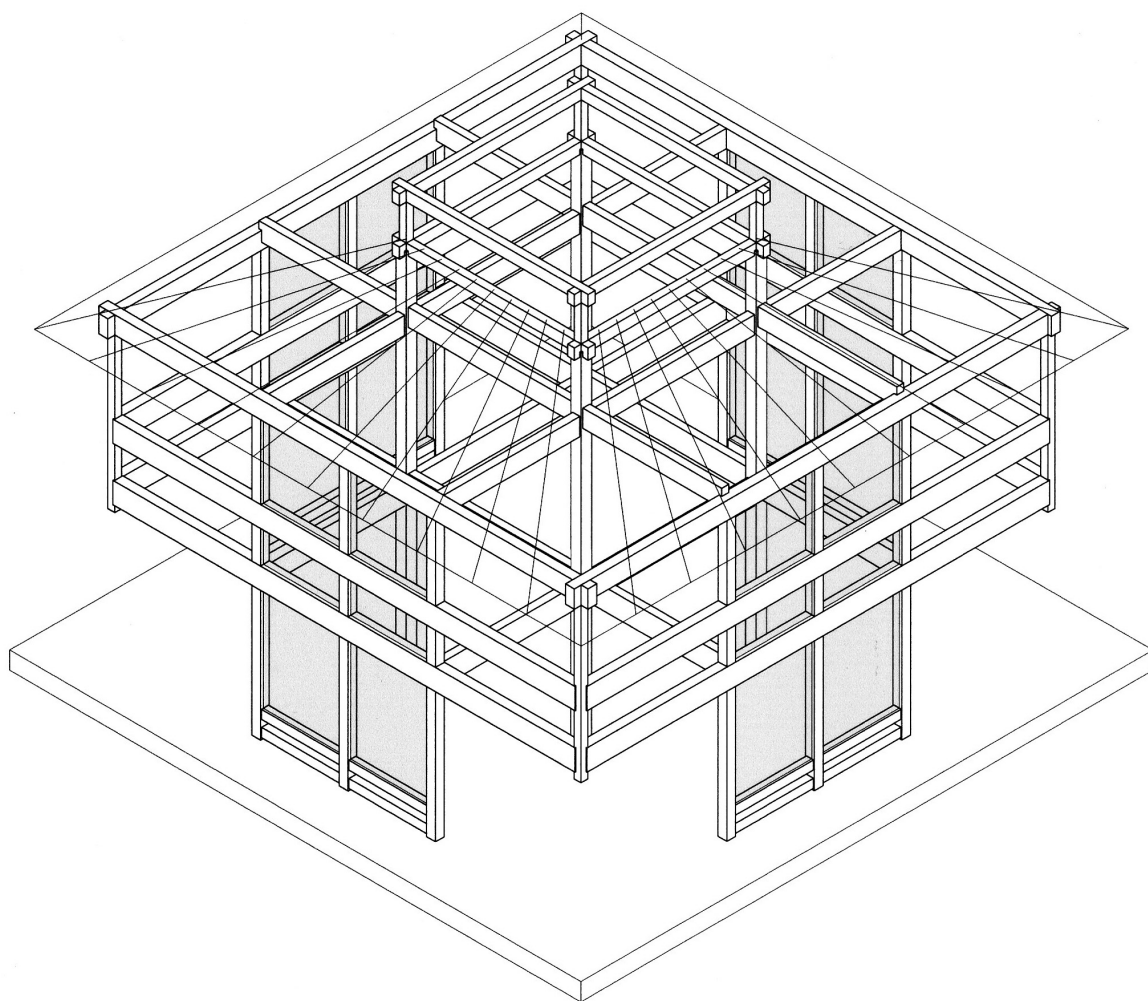


図 1.3.1-2 想定プランの全体架構

1.3.2 建物部位と本論各章との対照

本項では、図 1.3.2-1 を参照し、想定プランの各部位と第 2 章以降の本論各章との対照に

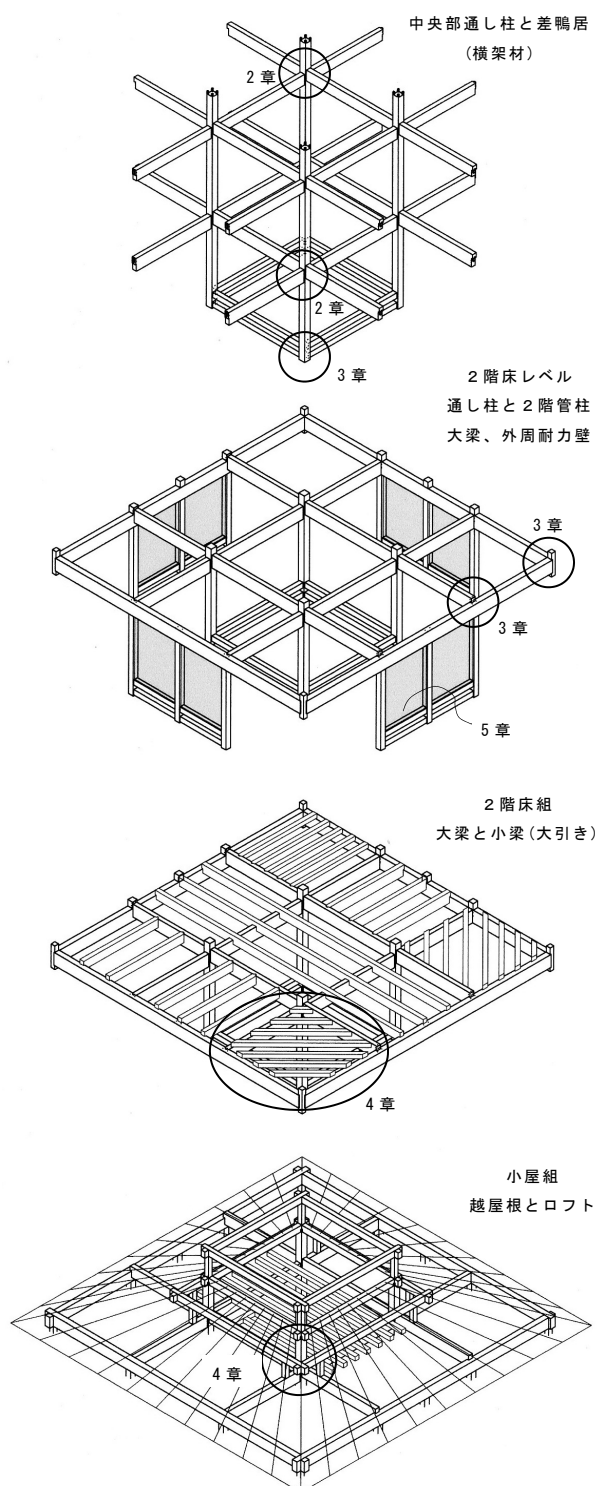


図 1.3.2-1

想定プランの部位と本論各章との対照

について述べる。

第 2 章では、中目材を用いたラーメンによって大らかな空間を得るという視点を持ちながら、伝統的な要素を利用した通し柱と横架材(差鴨居)の十字型接合部を設計し、それら各タイプのモーメント抵抗性能について検証する。

第 3 章では、横架材同士、柱－横架材 T 字型接合部に用いられる伝統的かつ代表的な仕口の引張性能を検証する。

第 4 章では、小径材の有効利用という視点を持ちながら、柱－横架材 T 字型接合部を構成するほぞ差し仕口の曲げ性能について検証する。

第 5 章では、伝統的な要素を用い、剛性や耐力を高めるべく構成した耐力壁について、そのせん断性能の検証を行う。

第 6 章では、伝統的な継手・仕口における栓、車知、クサビ等の接合具材として用いられることが多く、既往研究の少ない、広葉樹材のめり込み性能について検証する。

そして第Ⅶ章では全体のまとめとして、伝統的な構造要素から成る木造建築物を構造設計法へ適用する際の方法についての考察や、適用範囲や課題の提示を行う。さらに想定プランの構造検定を行うことで、伝統的な木造建築物を構造設計法で評価することの現実性を確認する。

第2章 十字型接合部の曲げ性能

2.1 接合部試験

2.1.1 試験の目的と背景、接合部の設計

(1) 試験の背景と目的

古民家にみられる大黒柱－差鴨居(太い柱－成の大きな横架材)による架構には、大きな部材断面を持つフレーム自体の曲げ抵抗に加え、仕口での曲げに対する抵抗性能が期待できる。ただし伝統的な仕口は総じて粘り強い反面、剛性や耐力の低い傾向があるため、剛性・耐力について改善できれば、伝統的な要素を用いたラーメンによる大らかな空間づくりが可能になる。一方主伐材に戦後の造林木が多くなり、間伐材が高齢級化し中目材の出材量が増えている現状に対しては、中目材を利用した骨太な架構の開発は国産材振興につながるという社会的意義がある。

本章での目的は、伝統的な要素を用いた通し柱－横架材十字型接合部の破壊性状を含む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を提案することである。

(2) 試験体と接合部の設計

まず最初に柱、横架材の断面寸法について検討した。寸法の決定に際しては社寺建築と木造住宅双方への適用を考慮した。すなわち社寺本堂の丸柱を $270\text{mm}\Phi$ 、横架材である虹梁を $150\times 450\text{mm}$ と想定し、その寸法関係を保ちながら八掛けにし、住宅用ラーメンとした場合にも無理のないサイズとした。 $270\text{mm}\Phi$ と同等の断面2次モーメントを有するのは 240mm 角であることから柱材は 180mm 角、横架材は $120\times 360\text{mm}$ と決定し、入手のしやすさから、柱にはヒノキの天然乾燥材(上小節程度)を、横架材には米マツ(E110)を用いることにした。他方具体的な接合部仕様は、第1章での考察や過去の実例を参考に、かつ施工性を考慮し、以下のように決定した。

図 1.2.1-4、使用部位の欄に付記したように、大(小)黒柱－差鴨居に代表される、柱－横架材十字型接合部には、竿引き独鈷、雇いほぞ、小根ほぞを込栓等の接合具で補強した要素やそれらを組み合わせた仕口が一般に用いられ、そしてそれらの仕口は強軸方向の曲げ性能や軸方向の引張性能に優れていると判断できた(図 1.2.1-4)。ただし小根ほぞ差における鼻栓や割楔は T 字型接合部における接合具と考えられるため、十字型接合部を前提にすると、(小根)ほぞ差込栓打ちがその接合要素となる。ここで、我が国の民家における代表

的な通し柱と複数の横架材による接合部の構成例を建築教育の場で広く参照されてきたと思われる「構造用教材」⁴⁾から抜粋して図 2.1.1-1 として示す。

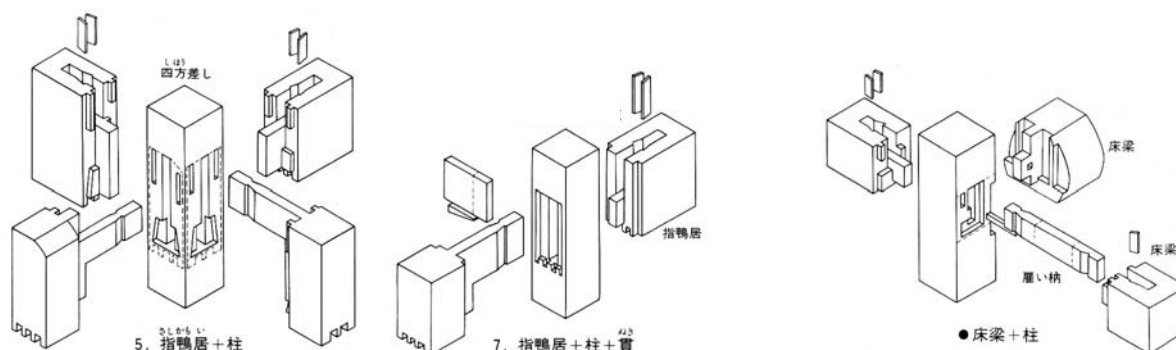


図 2.1.1-1 木造の軸組詳細 - 2 階床 - 通し柱と複数横架材との接合部の納まり例

図 2.1.1-1 に明らかなように、四方差、二(三)方差の別によらず、接合部を構成する横架材同士の接合(引張抵抗)要素は、横架材の上側・下側のいずれかにしか設けないことが一般的であるといえる。

柱を介した横架材同士の接合における過去の実例には、雇い材に鎌状の加工を付加したもの(雇い鎌継)がみられる⁵⁾。雇い材の胴部幅から鎌アゴ部が突出しているため、主に柱頭で使用される(た)と思われ、また竿や雇い材に車知栓を用いた仕口の、より古いカタチとみなすこともできる。十字型接合部の要素として、図 1.2.1-4 中の継手において引張性能の高い略鎌系の継手を利用するのは、柱材の断面欠損や施工性等の理由から現実的ではなく、それら以外の継手の中では、鎌継の軸方向引張性能は相対的に高いと評価することができる。したがって雇い鎌による接合には一定の引張性能が期待できるものと考えた。

さらに試験体の仕様は、施工性や材料の基準寸法(長さ)、見え掛かりや時代背景等も加味して決める必要があると判断した。すなわち横架材材料の歩留りを考慮して、片側の横架材を他方の横架材まで伸ばす納まりである竿引き独鉈ではなく、雇いほぞ車知栓仕様とすること、横架材のほぞ長さは柱幅を限度とすることであり、加えて雇い材の長さについても材料の歩留り(12 尺材から雇い材 6 丁を採取可能)を考慮した。

試験体のタイプは 5 種類とし、接合部は横架材成を生かしてモーメント抵抗すべく上仕口と下仕口で構成し、通常は上下どちらかである引張抵抗要素を上下各々に配した。具体的な仕様について、伝統的な接合部性能のクライテリアとして(既往研究や実例の多い)引きボルト仕様を上下仕口としたもの(タイプ I)を設ける、それ以外は横架材下端の見え掛

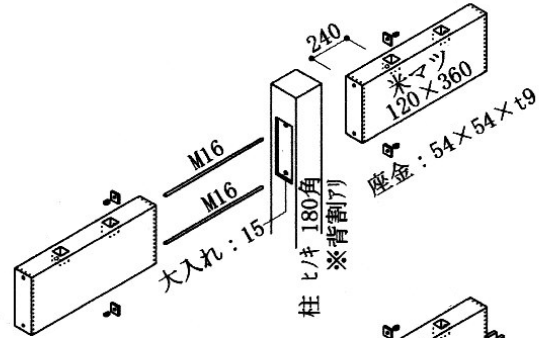
かりを考慮して下仕口は長ほぞ差込栓打ちを基本とし、対応する上仕口は、引きボルト(タイプⅡ)、長ほぞ込栓打ち(タイプⅢ)、雇いほぞ車知栓締め(タイプⅣ)、雇い鎌仕様(タイプⅤ)と設定した。なおここでは、靱性の確保を条件に金物の見えない横架材上端の引きボルト仕様は伝統的な仕口に含むものと捉えた。羽子板ボルト等の使用が広く普及している時代背景と、羽子板ボルトよりは見え掛かりを考慮した納まりであるというのがその理由である。

剛性・耐力の向上を目指し、長ほぞ差部のほぞ厚を 36(30:カッコ内は一般的な寸法：以下同じ)mm、ほぞ長さは大入れ部を除く柱幅一杯までを確保し、軸力の偏心を避けるため左右横架材におけるほぞ枚数を変える工夫をした。車知栓の断面寸法を 9×36(7.5×30)mm、雇い鎌のアゴ巾とアゴ先長さを 15,105(7.5,75)mm とした。また、実際には四方差となる可能性があるため、XY 方向での横架材上端の段差を 120mm 程度許容することとし、下仕口の長ほぞの成を横架材成の $1/4=90\text{mm}$ と決定した。

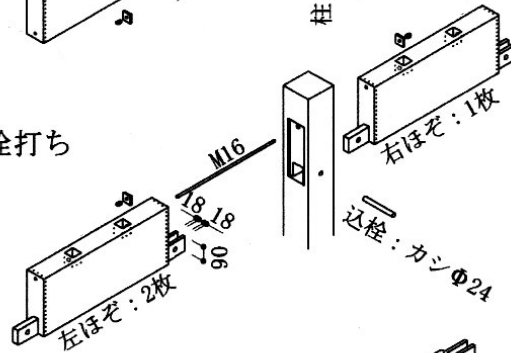
5 種類の試験体タイプの概要についてを図 2.1.1-2 に、詳細図を図 2.1.1-3 に示す。以下本文中では、タイプⅠを上下ボルト、タイプⅡを上ボルト、タイプⅢを上下ほぞ、タイプⅣを上車知、タイプⅤを上鎌と略して称する。

加工上の注意点として、ボルト穴径の余裕をなるべく少なくする、込栓／横架材栓穴には引き勝手を設ける、雇い鎌／横架材にはすべり勾配を設けて横架材同士を予め引付けるなど、組み立ての際に部材間の遊びが少なくなるよう留意した。引き勝手等の詳細は図 2.1.1-4 で説明する。

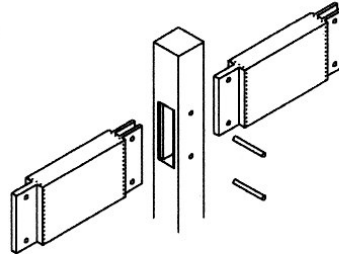
タイプⅠ
上・下：引きボルト



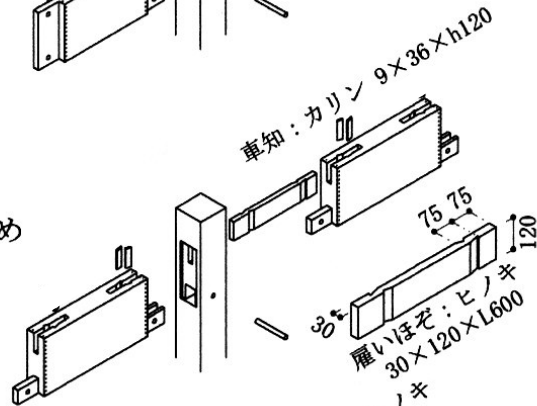
タイプⅡ
上：引きボルト
下：小根ほぞ差込栓打ち



タイプⅢ
上・下：ほぞ差込栓打ち



タイプⅣ
上：雇いほぞ継ぎ車知栓締め
下：小根ほぞ差込栓打ち



タイプⅤ
上：雇い鎌継ぎ
下：小根ほぞ差込栓打ち

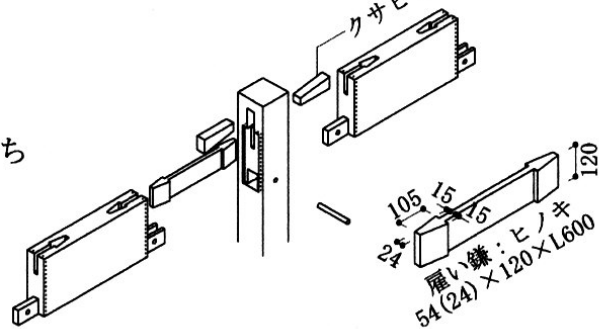


図 2.1.1-2 5 種類の試験体タイプと上下仕口仕様

(3) 既往研究

a) 柱－横架材接合部における仕様間の比較などに関して

伝統要素を用いた柱－横架材接合部の構造性能について、異なる仕口仕様を比較検証したのは森田らによる報告例⁶⁾があるが、接合具は上仕口のみで、引きボルト($\phi 12\text{mm}$)と車知栓を用いたタイプ(竿車知・雇い車知)間の比較である。大西らは差鴨居を有する伝統木造軸組の振動台実験を行い、柱スパンは復元力には影響しない⁷⁾と述べている。荘所らは差鴨居構法における断面欠損を考慮した柱材の曲げ試験を行い、最大曲げモーメントの実験値は計算値の1.3～2.1倍であることを確認している⁸⁾。このように、伝統的な接合部のモーメント抵抗性能等に関する既往研究を概観すると、既存の仕様を前提にしたものがほとんどであり、かつ異なる仕口仕様をまとめて比較検証した例は少ない。

b) 各要素の引張性能などに関して

引きボルトに関する研究は歴史も古く、報告例・さらにはそれを用いた建築物の開発・実施例も多い。接合部のモーメント抵抗性能を確保するため、大断面の集成材を前提としたものがほとんどであり⁷⁾、集成材を用いたラーメン構法のひとつとして設計法¹⁰⁾にもまとめられている。稲山らは、引きボルト式モーメント抵抗接合について、引張側の引きボルトと圧縮側の梁木口のめり込みの力のつり合いから、接合部の回転剛性や降伏・終局モーメントの計算法を提案した¹¹⁾。

ほぞ差し込栓はポピュラーな仕口であり、引張性能に関する報告は数多くなされているため、ここではいくつかを例示するに留める。飯塚はほぞ差し込栓について、終局時に栓の破壊が起こる場合であっても母材の強度特性が接合部全体の耐力に影響することを実験的に示した¹²⁾。河合は文献¹³⁾の継手仕口の「つよさ」と「かたさ」中で、長ほぞ込(鼻)栓の引張許容耐力について、ほぞのせん断、栓のめり込み、栓のせん断など各部の許容耐力式に加え、降伏理論に基づく式の4つのmin.として与えることを提案した。渋谷らは、様々な樹種の組み合わせによるほぞ差し込栓の耐力を実験的に検証し、計算値との比較を試みた¹⁴⁾。福山は、込栓やダボ等に用いられる木栓によるせん断接合について、摩擦を考慮したモデルとせん断を考慮した弾性床上梁モデルを組み合わせる方法によって、様々な細長比の木栓における剛性や、降伏荷重を簡便に求める木栓せん断式を提案した¹⁵⁾。中園らは、ほぞの枚数や厚さをパラメータとしたほぞ差し込栓接合部の引張試験を行い、複数のほぞ枚数や込栓本数の場合に適用できる剛性・耐力の算定式を実験的に求めた¹⁶⁾。

鎌継の引張性能に関する研究を概観する。後藤らは鎌のあご幅を材幅(90,105,120)の1/16とした手加工によるものと、機械加工による鎌継の引張性能について比較検証した¹⁷⁾。

(手加工で)鎌あご部にすべり勾配のある場合は、引張に伴う男木の浮き上がりがあること、鎌下端がU字形となっている機械加工のタイプの場合には応力集中がなく女木が開きにくく、手加工のタイプで女木が開き割れが入るのは変位 11~14mm 程度であるのに対し、機械加工の女木ではそれが 20mm 前後であることなどが報告されている。川村らは、ベイツ材での鎌継において、鎌の長さ(首から先の長さ):125mm を一定にした中で、首長さ、材幅、鎌成を変化させた試験体(すべり勾配なし)の引張試験を行い、結果を報告した¹⁸⁾¹⁹⁾。最大荷重は鎌成とせん断面積に関係が深く、鎌成を材成に同程度とすると女木が開きやすくなること、あご幅を(通常: 6,7.5mm 程度 よりも)大きくしていくと靱性が損なわれることなどが述べられている。井らは、スギ材を用いて仕口寸法が同様な、手加工と機械加工による腰掛鎌継の引張試験を行い、剛性は機械加工の方が若干優れるが、最大耐力にはほとんど差がないこと、変位 0.5mm 時と 1mm 時の引張剛性が異なることを述べた²⁰⁾。佐藤らは、スギと米マツ材を用い、材幅、材成、鎌頭長さ、乾燥程度等をパラメータとした腰掛鎌継の引張試験を行い、それぞれの降伏耐力や基準耐力を算出し、破壊性状等を考察した²¹⁾。初期剛性は受圧面積よりも加工精度によること、未乾燥材最大荷重は乾燥材の 60% 程度であること、鎌頭の長さによって、男木の破壊モードが変化すること等を示した。

車知栓をもちいた継手・仕口は、柱を介して両側から差鴨居が柱に取りつく場合に多く用いられ、主なものは、片側の横架材ほぞを他方の横架材まで伸ばして接合する竿車知継と、両方の横架材は柱へ大入れ程度とし、第3材である雇いほぞによって双方を接合する雇い車知継の2つである。そのために、車知栓に関する研究は、柱と横架材とのセットでのもの(仕口)がほとんどであり、要素試験のようなものはあまり見当たらない。車知栓を用いた仕口に関する研究として、荘所らは十字型接合部の曲げ試験を行い、竿車知継の方が雇い車知継に比べ剛性・耐力が高いことを示した²²⁾。さらに荘所は文献²³⁾で竿車知継のモーメント抵抗性能において、横架材の側面から竿部を貫通して打ち込む胴栓の有無が性能に及ぼす効果について報告し、胴栓には女木の割裂を防ぎ、耐力低下を起こしにくくすることと、短期基準耐力を高める効果があるとした。野口は同じ文献²⁴⁾で、竿車知継の抵抗メカニズムと破壊機構に基づき、車知の回転で横架材が割裂する場合の強度について算定を試みた。

めり込み(部分横圧縮)における剛性・耐力などの算定式は、稲山により提案されている²⁵⁾²⁶⁾。いわゆる等変位めり込み基準式、三角形変位めり込み基準式で、それらの適用範囲は針葉樹材である。それに対し棚橋らは、樹種毎・年輪傾角毎のめり込みにおける特性値に関し、データの蓄積に基づき理論式の提案を行った²⁷⁾²⁸⁾。今のところ、棚橋らの提案式は扱いやすいとはいえないため、本論では基本的に稲山による研究成果を参照する。

なお 2009 年、以上の研究報告^{14)15)20)25)26)...}の成果等をまとめて「木質構造接合部設計マニュアル」²⁹⁾が刊行された。文献²⁹⁾は、以下本論で重ねて参照する予定であり、その際には個々の初出文献ではなくまとめて文献²⁹⁾として示す。

2.1.2 試験の概要と試験体の材料物性、変位計計画

試験の概要は図 2.1.2-1 に示すように、通し柱－横架材十字型接合部の静加力試験であり、材端がピンになるように鉄骨治具を用いて試験体を支持した。加力スケジュールは、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、1/30rad では正負交番各 3 回、1/20、1/10rad では正負各 1 回の加力とした。なお符号は、引き加力時を正、押し加力時を負とし、タイプ毎に各 3 体の試験を行った。

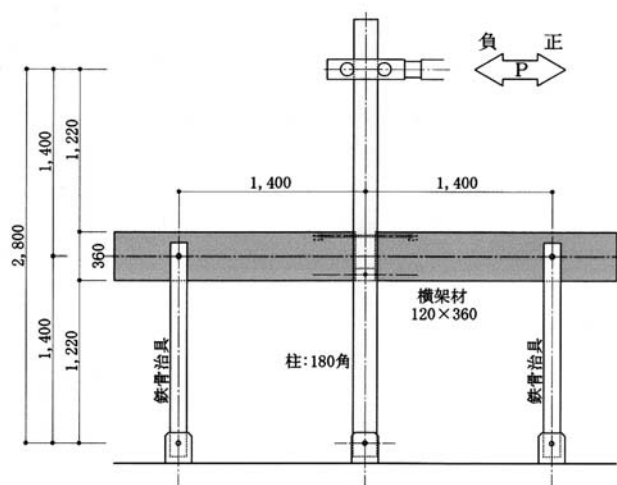


図 2.1.2-1 試験概要

試験体の加工前に材料物性を調べた。含水率は、高周波式水分計(ケツト社製 HM-520)を用いて、繊維方向のヤング係数は縦振動法によって求めた。結果を表 2.1.2-1 に示す。加えて、加工前の柱・横架材について図 2.1.2-2 に示す。

表 2.1.2-1 材料の物性値（平均値±S.D.）※柱材：9 本，横架材：16 本

部材	密度[g/cm ³]	含水率[%]	ヤング係数：E ₀ [N/mm ²]
柱(ヒノキ):180×180	0.46±0.023	17.46±2.6	10378±1213
横架材(米マツ):120×360	0.54±0.036	14.83±2.23	12200±1677



図 2.1.2-2 加工前の柱材(ヒノキ：左)と横架材(米マツ：右)

変位計計画は最もシンプルなタイプⅠ(上下ボルト)を基本とし、タイプ毎に必要な測定点を追加する方針で行ったので、タイプⅣ・Ⅴ(上車知・上鎌)が最も測定箇所が多い。フレーム材端部の絶対変位を測定するための1～5chを図2.1.2-3左側に、パネルゾーン付近の変位計計画について同右側に示し、以下に測定方針の説明を行う。

6～9chは柱と横架材の水平方向の相対変位測定用で、左右横架材の上下仕口高さ方向の芯位置に設置し、上下2本のセットで柱－横架材の相対回転角も測る。10～13chは6～9chの予備である。14～17chは柱と横架材の鉛直方向の相対変位測定用で、2本セットで相対回転に関するデータを得る。タイプⅣ・Ⅴでは18～21chによって横架材上端に取付けられた、雇い材と横架材の材軸方向の相対変位と相対回転を測定し、22～25chでは雇い材と横架材の材軸直交方向の相対変位と相対回転(横架材の開き)を測定する。26・27chでは歪ゲージをパネルゾーン中央に貼付けせん断変形を測定する。28～45chは柱の両側面の歪みゲージで、横架材芯位置と下仕口接合具材芯位置の他、柱脚に向かって200mmピッチで貼付け柱の曲げを測定する。タイプⅣ・Ⅴにおける46～49chは、雇い材に3mm程度の彫込みを設けて材の両側面と上下に貼付けた歪みゲージ(図2.1.2-4参照)で、雇い材に生じる軸力とモーメントを測定する。タイプⅠ・Ⅱ(上下ボルト・上ボルト)ではボルトに貼付けた18～21chがそれに相当する。タイプⅠの場合のパネルゾーン付近の変位計設置状況を図2.1.2-5に示す。

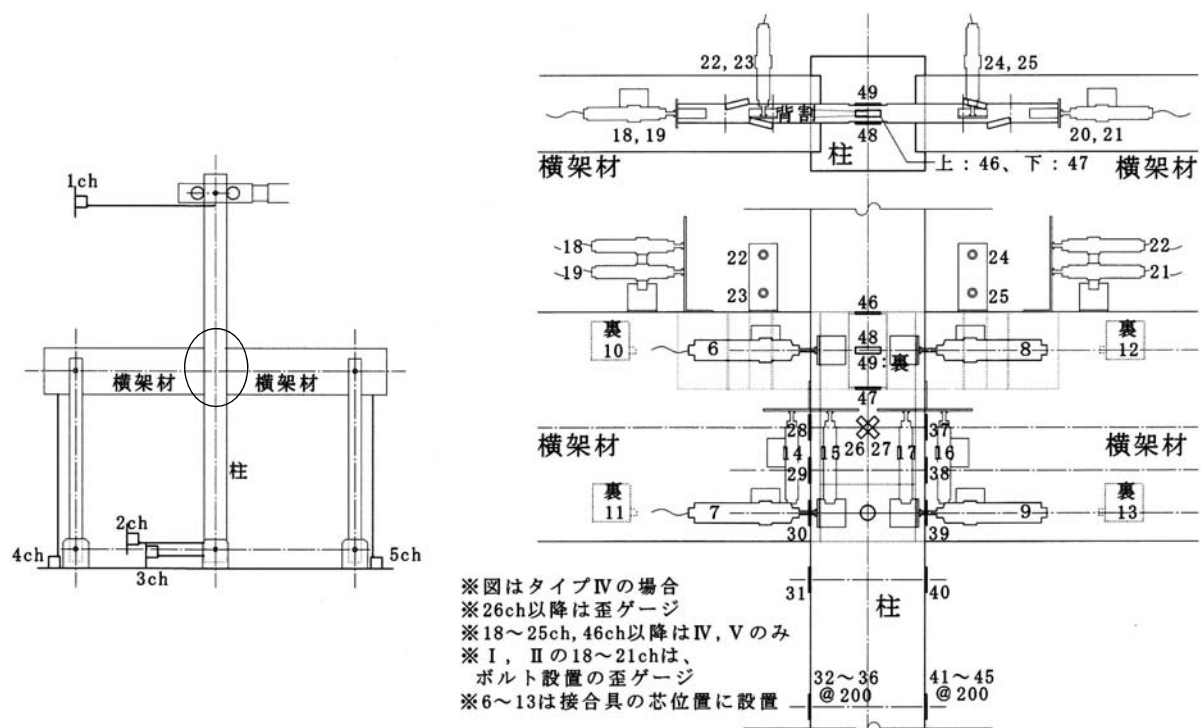


図 2.1.2-3 変位計計画図 全体とパネルゾーン付近



図 2.1.2-4 雇い鎌設置の歪みゲージ

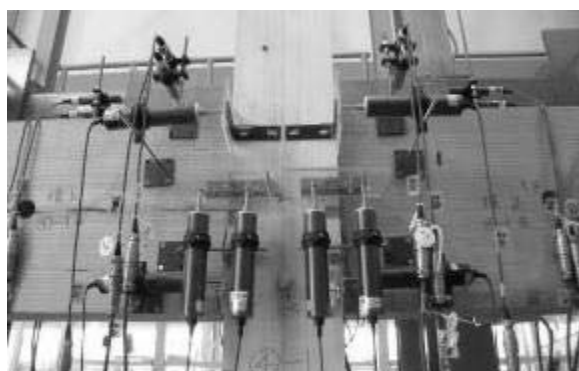


図 2.1.2-5 パネルゾーン付近の変位計



図 2.1.2-6 試験体の設置状況

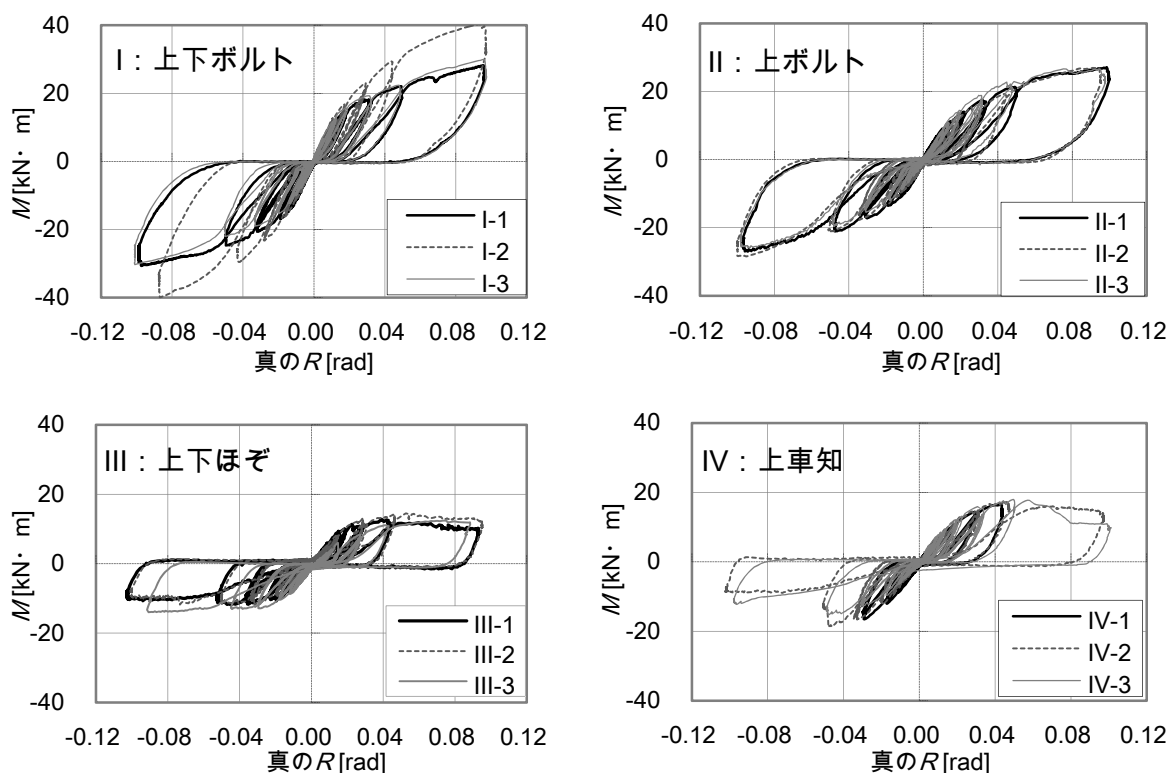
図 2.1.2-6 に試験体の設置状況を示す。図 2.1.2-6 では柱材上部に加工穴が、横架材端部にほぞ加工が見られるが、これは材料節約のため、柱材・横架材を反転させての再(2回)利用を原則としたためであり、断面欠損の位置等が試験結果に影響しないよう管理した。

2.2 試験結果と考察

2.2.1 タイプ別の挙動と破壊モード

図 2.2.1-1 に試験体タイプ別の M - R 曲線を示すが、タイプ毎の各 3 体を通し、その挙動には明確な特徴がみられた。モーメントは $M=2.8P$ で求め、変形角 R は 1ch~5ch の結果から算定した(図 2.1.2-1,3 参照)。

タイプ I (上下ボルト)、II (上ボルト)、III (上下ほぞ)は 1/10rad に至るまで目立った耐力低下がなく、I、II ではその後も耐力増加の傾向がある。I -2 の耐力が I -1・3 と比べて高いのは、解体後の観察(図 2.2.1-2)より、柱大入れ仕口部の上下端部付近(横架材木口がめり込む部分)にある節の影響と考えられる。タイプ IV (上車知)は 1/20rad 付近で、タイプ V (上鎌)は 1/30rad 付近で、それぞれ上仕口の破壊により耐力低下したが、ほぼ下仕口だけの状態で最後まで加力を行った。



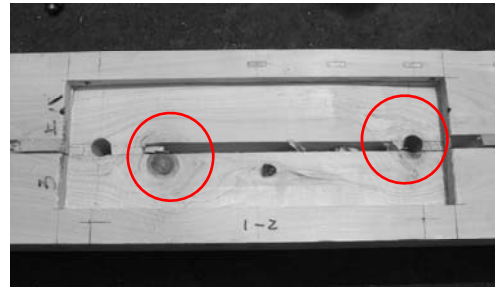
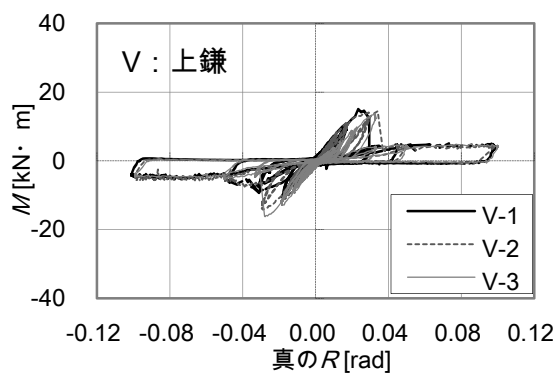


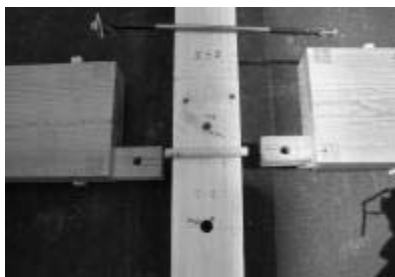
図 2.2.1-1 タイプ別 M - R 曲線 (I ~ V)

図 2.2.1-2 大入れ部の節 (I-2)

以下、図 2.2.1-3 にタイプ別の主な破壊性状を示し、図中に解説を加える。



タイプ I (上下ボルト) 明確な破壊はないものの、左図のように解体後、柱の横架材大入れ部には、横架材木口のめり込み痕と、横架材上下が柱木口部を押しつぶした痕が見られた。柱のめり込み深さは浅いもので 5mm 程度、深いものでは 15mm 程度であった。中図は「柱引込み割」、右図は横架材に残る柱大入れ部木口部の横架材へのめり込み痕。



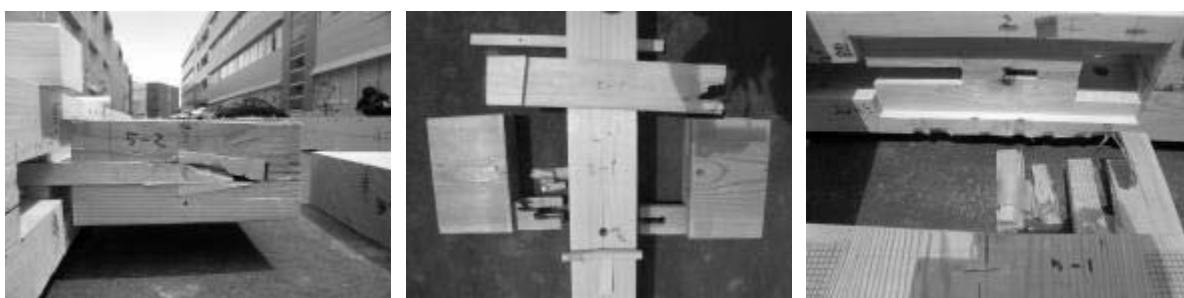
タイプ II (上ボルト) タイプ I 同様柱のめり込みと、下仕口ほどのせん断破壊が見られた。



タイプⅢ(上下ほぞ) ほぞのせん断と込栓の曲げ破壊、ほぞの曲げ破壊が観察された。
左：ほぞせん断、ほぞ曲げ、栓曲げ、中：解体後の柱仕口、右：終局時の横架材拔出し。



タイプⅣ(上車知) ①車知栓の回転に伴う横架材の開きによる柱割れ：左図、②雇いほぞの車知栓先のせん断：中図、③車知栓の圧縮破壊：右図の3つの破壊モードが観察された。



タイプⅤ(上鎌) 3体とも上仕口の雇い鎌アゴ先がせん断破壊(左図・中図)した。下仕口では、ほぞのせん断や、ほぞの曲げ破壊(中図・右図)が確認された。

図 2.2.1-3 タイプ別の破壊状況等

表 2.2.1-1 に試験で観察された主な破壊モードを示す。表中の△印は耐力低下を伴わない破壊を、×印は耐力低下を伴う脆性破壊を表し、数字は破壊の生じた加力サイクル時(rad)を示す。タイプⅤ3体の耐力低下はすべて、雇い鎌のアゴ先のせん断破壊に起因し、他方タイプⅣでは、車知栓が回転し横架材を押し開き柱を割裂させる破壊モード、車知栓の(繊維傾斜による)圧縮せん断破壊、雇いほぞの車知栓先のせん断破壊の各モードが確認された。またその一端を図 2.2.1-3 に示したように、試験体解体後にタイプⅡ～Ⅴの試験体すべてで確認されたほぞのせん断、込栓の曲げ破壊は、試験体内部の現象で目視確認できないため、

その発生時期については破壊音によって推測した。「柱引込み割」とは、大入れ部の横架材が柱木口に引掛かり、引きずり込む(出す)ように柱を割れ裂く現象であり、横架材の柱からの抜け出しが少ない引きボルトを用いたタイプⅠ、Ⅱでみられた(図 2.2.1-3)。

なお破壊とは、力の伝達を受け持つ部材や部材間の耐力機能の低下や、部材や部材間の変形が過大になり元に戻らなくなる状態とすれば、ある部材(間)において力と変形の関係が弾性範囲を超える時が破壊の始まりといえるが、その時点とは目視確認できない場合が多い。一方ここで、耐力低下を伴う破壊とは、ある部材が破壊したことが原因で、それまでの最大荷重(P_{max})の 80%以下に荷重が低下した場合と仮定するが、表 2.2.1-1 におけるほぞや雇い材・車知栓のせん断においては、破壊というよりは材料が破断し引張抵抗性能を完全に失うことであり、むしろ崩壊というべき現象であるが、曲げに対する抵抗を幾分保持している場合があるため、本論では脆性破壊とする。

図 2.2.1-1 のタイプⅢ～Ⅴにおける塑性域(0.05rad 以降)では、 M 値一定のまま変形だけが増大した。Ⅳ(上車知)、Ⅴ(上鎌)での上仕口は既に破壊し下仕口のほぞや込栓も塑性化しながらも耐力を保持し得たことから、塑性域のモーメント抵抗性能における長ほぞ部の効果が示された。また試験の観察結果から、柱への大入れ部分の横架材上下端のめり込みも抵抗性能保持に寄与しているものと思われる。

表 2.2.1-1 タイプ別破壊モード

破壊モード\タイプ	Ⅰ 上下ボルト	Ⅱ 上ボルト	Ⅲ 上ほぞ	Ⅳ 上車知	Ⅴ 上鎌
ほぞせん断		$\Delta 1/50-1/10rad$	$\Delta 1/50-1/20rad$	$\Delta 1/50-1/20rad$	$\Delta 1/30-1/10rad$
込栓曲げ		$\Delta 1/50-1/10rad$	$\Delta 1/50-1/20rad$	$\Delta 1/50-1/20rad$	$\Delta 1/30-1/10rad$
ほぞ曲げ		$\Delta 1/10rad$	$\Delta 1/10rad$	$\Delta 1/10rad$	$\Delta 1/10rad$
雇いせん断				$\times 1/20-1/10rad$	$\times 1/30-1/20rad$
車知せん断				$\times 1/20-1/10rad$	
柱・横割裂				$\Delta 1/20rad$	
柱曲げ	$\Delta 1/10rad$				
柱引込み割	$\Delta 1/20-1/10rad$	$\Delta 1/20rad$			
横架材開き				$\Delta 1/30rad$	

2.2.2 試験体タイプ別・各仕口別の特徴と改良案

(1) 特性値

表 2.2.2-1 に接合部 $M-\theta$ 関係から得られた完全弾塑性モデルに基づくタイプ別各種特性値を示す(3体の平均値)。特性値は、図 2.2.1-1 の結果から押し引き時(1・3 象限)の挙動には大きな差がないと考え第 1 象限のグラフから、また回転角は柱と左右横架材間の値を平均して求めた。標準偏差(S.D.)と変動係数(C.V.)は、柱/左横架材における各タイプ 3 体

の結果から算出した。図 2.2.2-1 にはそれら特性値のバイリニア関係を示した。

表 2.2.2-1 完全弾塑性モデルに基づく各種特性値

タイプ 特性値	I 上下ボルト	II 上ボルト	III 上下ほぞ	IV 上車知	V 上鎌
M_{max} [kNm]	34.78	28.15	13.86	17.33	14.82
S.D.	6.168	1.71	0.826	0.748	0.90
C.V.	0.177	0.061	0.06	0.043	0.061
M_y [kNm]	18.11	14.72	9.27	9.98	8.73
S.D.	2.23	0.486	1.723	1.181	0.563
C.V.	0.123	0.033	0.186	0.118	0.064
5%下限値	11.08	13.19	3.84	6.26	(6.95)
θ_y [rad]	0.0155(1/64.5)	0.0165(1/60.6)	0.0136(1/73.5)	0.0109(1/91.7)	0.0081(1/123)
S.D.	0.031	0.003	0.002	0.003	0.0005
C.V.	0.201	0.158	0.147	0.277	0.061
M_u [kNm]	29.27	24.55	12.45	15.70	13.60
S.D.	5.90	0.285	0.792	0.6	0.209
C.V.	0.201	0.012	0.064	0.038	0.015
θ_u [rad]	0.098(1/10.2)	0.115(1/8.7)	0.087(1/11.5)	0.073(1/13.7)	0.026(1/38.5)
S.D.	0.057	0.03	0.006	0.03	0.002
C.V.	0.58	0.26	0.067	0.408	0.092
K_θ [kNm/rad]	1186.2	906.13	707.7	935.22	942.86
S.D.	245.54	169.06	231.48	216.13	275.03
C.V.	0.207	0.187	0.327	0.231	0.292
μ	3.75	4.19	4.96	4.20	(2.05)
S.D.	1.437	1.134	1.94	1.019	0.598
C.V.	0.384	0.271	0.392	0.243	0.291
M_u/M_y (Ave.)	1.62	1.67	1.34	1.57	1.56
θ_u/θ_y (Ave.)	6.32	6.70	6.40	6.70	3.21

※バラツキ大のためタイプVは参考値とする、タイプI～IIIの μ は荷重低下によるものではない

表 2.2.2-1 より、回転剛性 K_θ はタイプIII(上下ほぞ)が他と比べて極端に低く、II(上ボルト)、IV(上車知)、V(上鎌)間には大差がなく、I(上下ボルト)の8割程度の剛性である。塑性率 μ は、早期に破壊したタイプVを除き、少なくとも4以上は期待できると考える。全体を通して、降伏変形角 θ_y は1/120～1/60rad程度、終局変形角 θ_u は1/10rad前後と概観できる。また耐力比較では、降伏モーメント M_y はI>II>IV>III>Vの順に高いが、金物を用いないIII・IV・Vにはそれほど大きな差はない。終局モーメントと降伏モーメントの比： M_u/M_y はタイプI、II、IV、Vで1.6程度、IIIで1.35程度である。金物(ボルト)無しの場合をタイプIV(上車知)で代表させると、そのモーメント抵抗性能(モーメントに関する特性値)は金物アリ(タイプI)の場合の半分程度であることがわかる。

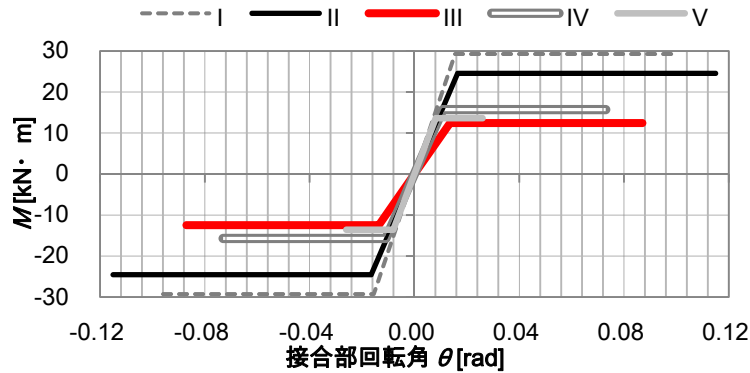


図 2.2.2-1 タイプ別の $M-\theta$ 関係のバイリニア置換

(2) タイプ別、仕口別の可能性や要改善点

本稿の目的の一つは、各仕口の特徴や可能性を明らかにすることであり、唯一の仕様によってその優劣を判断することではない。以下実施を前提にタイプ別、仕口別の可能性や要改善点について記す。

タイプⅡ(上ボルト)は、ボルト座掘部から横架材木口までの端距離確保によって塑性域までの性能を担保できる。横架材下端に金物が見えず、大変形時の鉛直荷重支持も長ほぞ部分に期待できる、伝統的な構法に採用しやすい上下仕口である。また、下仕口(ほぞ差込栓打ち)に脆性的な破壊を生じて、上側の引きボルトだけで接合部全体を崩壊させずに粘れる可能性がある。

タイプⅢ(上下ほぞ)は、剛性・耐力ともに低いものの、込栓やほぞの降伏後も耐力を維持し粘り強い挙動を示した。その理由の一つとして、大変形領域に増大する長ほぞ部の摩擦力が引き抜けに対し抵抗するためであると考えられる。もう一方の横架材端部が仮に長ほぞ差しであるとすれば、大変形時にも横架材が脱落しない安心感がある。また、込栓の径と本数、ほぞ厚、ほぞの込栓穴からの縁端距離等、各パラメータ間の関係吟味によって性能向上が期待でき、さらに大地震時には込栓を先行破壊させ地震後に栓を打ち直すなど、破壊モードをコントロールできる可能性もある。

タイプⅣ(上車知)は、特性値比較では金物ナシの試験体の中で最もバランスの良い結果が得られた。車知栓の回転に伴う横架材の開きが柱の割れを誘発する一連の動きは逆に、優れたエネルギー吸収機構であると考えられることもでき、その詳細を解明する必要がある。また、横架材への開き止めの設置、車知栓材の品質管理、各パラメータ間の関係改善によってモーメント抵抗性能の向上が期待できる。

タイプⅤ(上鎌)は、鎌アゴ部と横架材のタテ圧縮により応力を伝達するため剛性が高い一方、靱性に乏しい傾向がある。鎌アゴ部のすべり勾配の取り方によってはエネルギー吸

収性能が期待できる可能性があること、アゴ部分の圧縮面積とアゴ先のせん断面積のバランスによって仕口性能が決定されることに留意する必要がある。

2.2.3 試験結果の詳細検討

(1) 左右横架材におけるほぞ枚数の違いによる影響の検討

図 2.1.1-2, 3 に示したように長ほぞ差仕口の場合、左右横架材ではほぞの枚数が違うため、タイプⅢ(上下ほぞ)では、引き加力時には上仕口の方が、押し加力時には下仕口の方が剛性・耐力ともに高いことが、同様に、下仕口が長ほぞ差仕口であるタイプⅡ(上ボルト)、Ⅳ(上車知)、Ⅴ(上鎌)では、下仕口の剛性・耐力は押し加力時の方が高いと予想される(図 2.2.3-3 参照)。そこで、タイプⅢ(上下ほぞ)において、パネルゾーンに設置した変位計 6ch と 8ch の和を上仕口変位 δ_H 、7ch と 9ch の和を下仕口変位 δ_L とし、両者の剛性・耐力を比較したものを図 2.2.3-1 に、図 2.2.3-2 にはタイプⅡ(上ボルト)3 体における下仕口での δ_L と荷重 P との関係を示す。図 2.2.3-1 より、タイプⅢ(上下ほぞ)3 体における押し・引き時の上・下仕口の剛性耐力には明確な差は見られず、その結果今回の試験では、込栓の変形モードの違いは、接合部の剛性・耐力にほとんど影響しないことが確認できた。

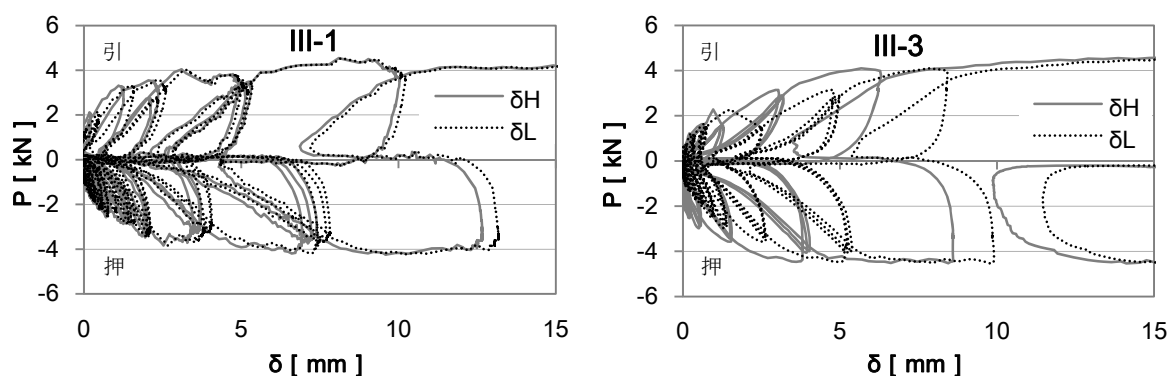


図 2.2.3-1 タイプⅢ(上下ほぞ)における上下仕口の剛性と耐力

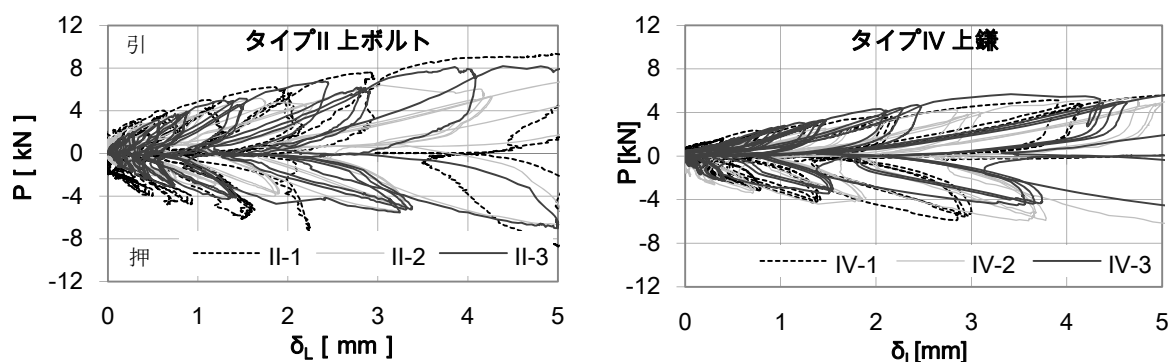


図 2.2.3-2 押し・引き加力時における下仕口の剛性・耐力

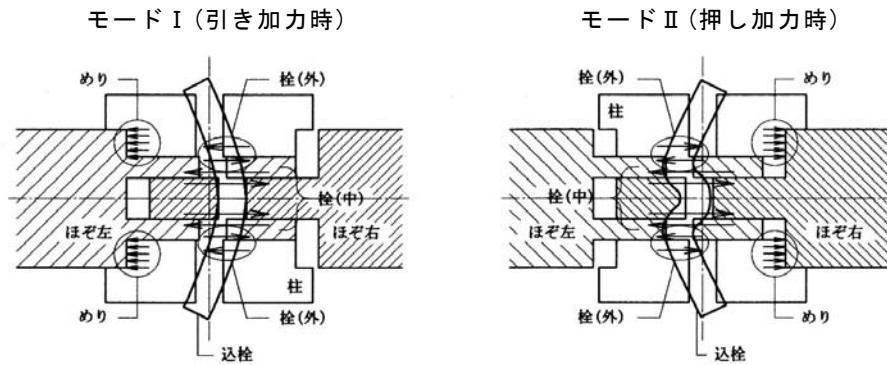


図 2.2.3-3 長ほぞ差込栓打ち仕口の押し・引きによるモード変化(下仕口の場合)

(2) 上下仕口の変位比較

図 2.2.3-4 に上下仕口接合具の剛性差が大きいと思われるタイプ II (上ボルト)、V (上鎌) における δ_H と δ_L の比較の代表例を示す。上仕口の剛性の方が高いという予想に反し、上下仕口の変位には明確な差の見られない結果となった。全体の試験結果も含めて推測すると、接合部の初期回転剛性の決定には、上下仕口の剛性の高い側が支配的となる可能性がある。

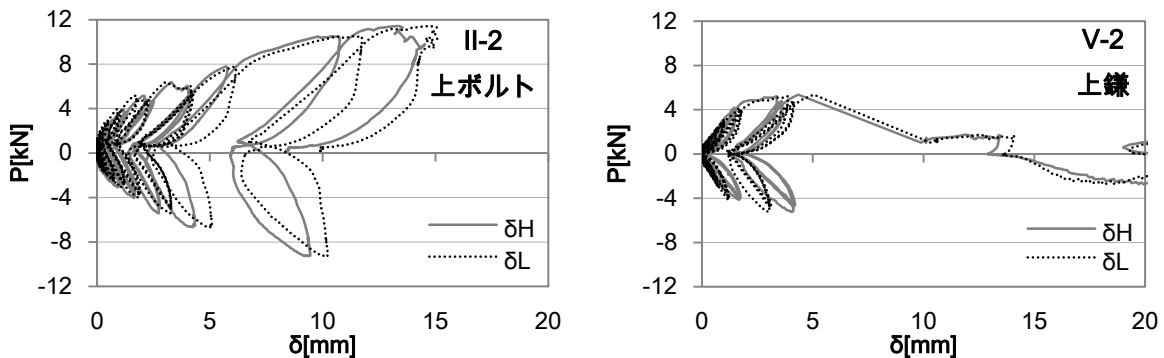


図 2.2.3-4 上下仕口の変位比較

(3) 横架材の柱からの抜け出し

横架材の柱からの抜け出し量について、実験結果をもとにタイプ別に検討を行う。図 2.2.3-5 に各変形角における横架材の柱からの抜け出しとめり込み量について示す。タイプ毎に各 1 体のグラフでその傾向を代表させた。パネルゾーンの接合具芯位置に水平方向に設置した 6・9ch を、各々圧縮・引張側となるよう、6・9ch と 7・8ch(対角方向)のセットとし、それら変位の平均値を縦軸とし、横軸は真の変形角 R とした。図より、タイプ I (上下ボルト)・II (上ボルト) では変形角と抜け出し量には比例関係が見られ、圧縮側では最大で 10mm 近くのめり込み量がある。同じ変形角時の抜け出しとめり込み深さの比は 3:2 程

度と読み取れる。V(雇い鎌)では $1/30\text{rad}$ まで、IV(雇い車知)では $1/20\text{rad}$ まで力のつり合いが保持されているが、その後は仕口の破壊等によって抜け出し量が一気に増大した。また、抜け出し量に比べめり込み量は少なく、 $1/4\sim 1/5$ 程度と見られる。タイプⅢでは変形の初期から抜け出し量が累積されていく様子がわかり、めり込み量も最大で 2mm 程度しかない。

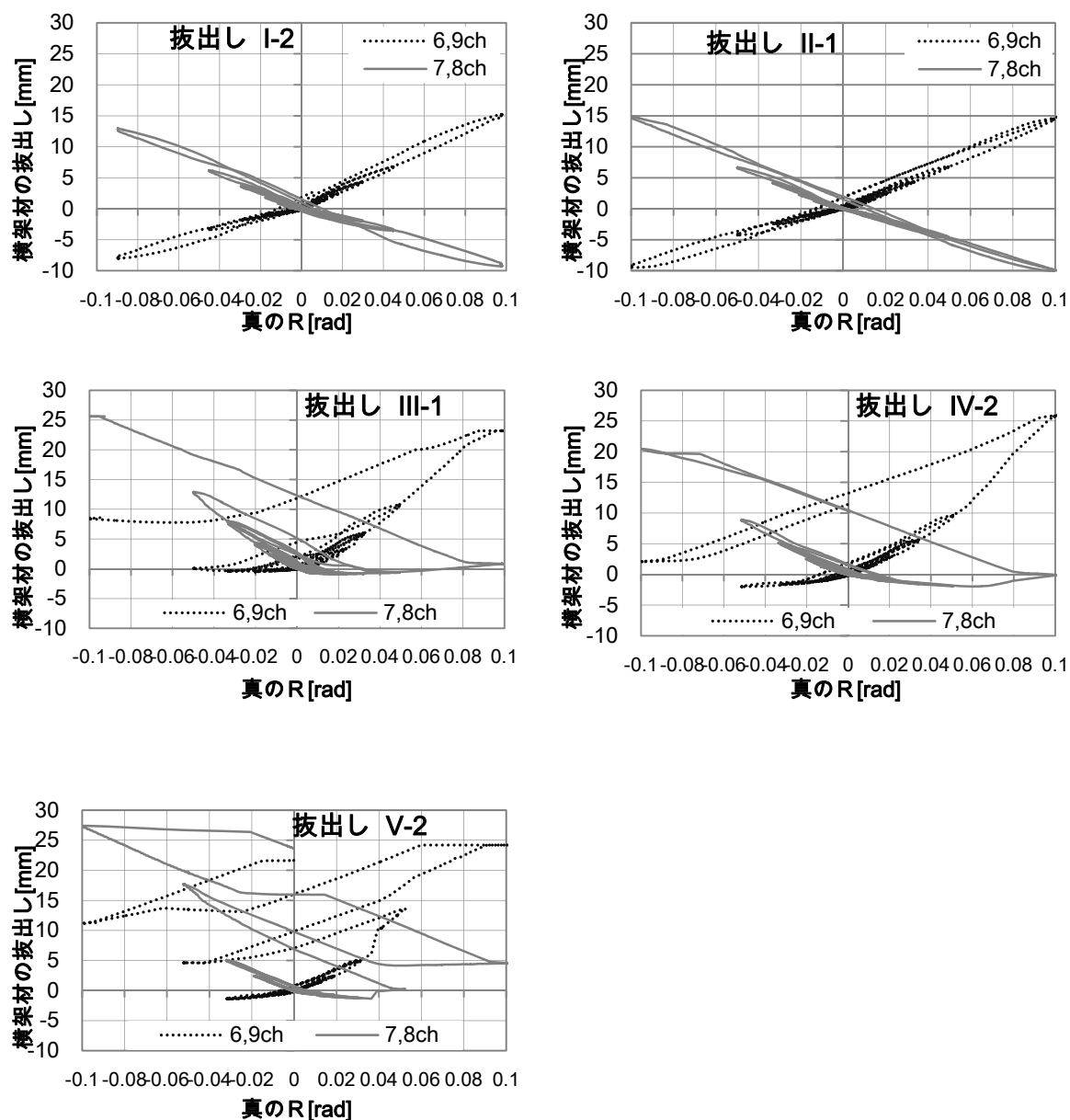
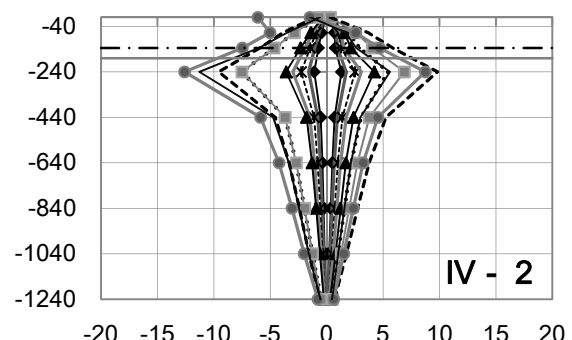
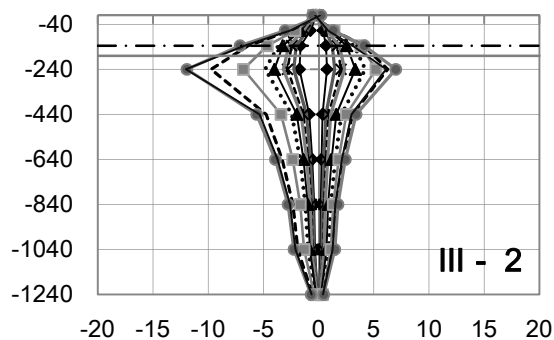
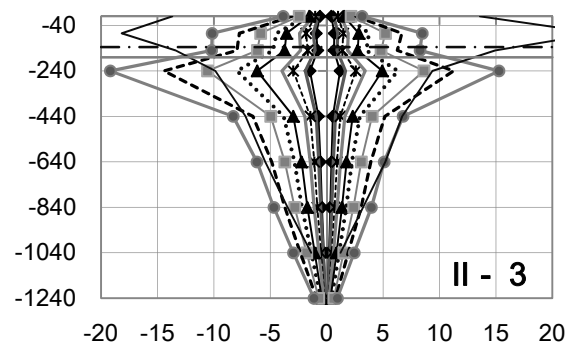
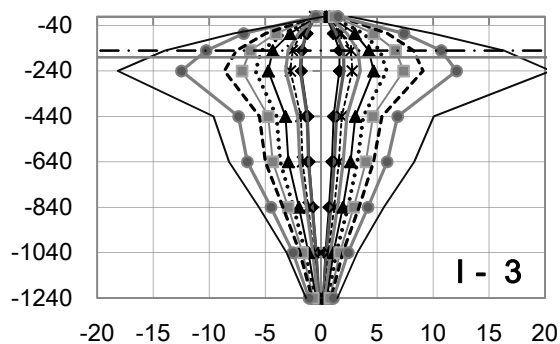


図 2.2.3-5 変形角と横架材の柱からの抜け出し量の関係

(4) 柱の曲げ応力分布

図 2.2.3-6 は、柱の両側面に一対ずつ貼付けた歪ゲージの値から柱の曲げモーメント(M)を導いたもので、測定位置は横架材芯から下側半分、柱の断面係数は各測定点レベルでの柱断面寸法によった。タイプ毎に各 1 体のグラフで代表させた。図 2.2.3-6 より、タイプ I (上下ボルト)、III (上ほぞ)、IV (上車知)、V (上鎌) では、変形角によらず横架材芯位置が $M=0$ の点とみることができ、上下仕口剛性の差が大きいと考えられる II (上ボルト) では、変形の初期から材芯より上の位置に中立軸 ($M=0$ の点) があり、変形が進むに従いさらに上に移動する傾向がある。全体を通し M 値は柱脚から上に凸の曲線を描いて増大し、パネルゾーン下側の位置 ($Y=240$) で最大となり、込栓位置での値の落ち込みを下に凸とするような変化をしながら材芯付近で $M=0$ となる傾向があるが、概ね柱のモーメントは直線分布するとみて差し支えないと思われる。



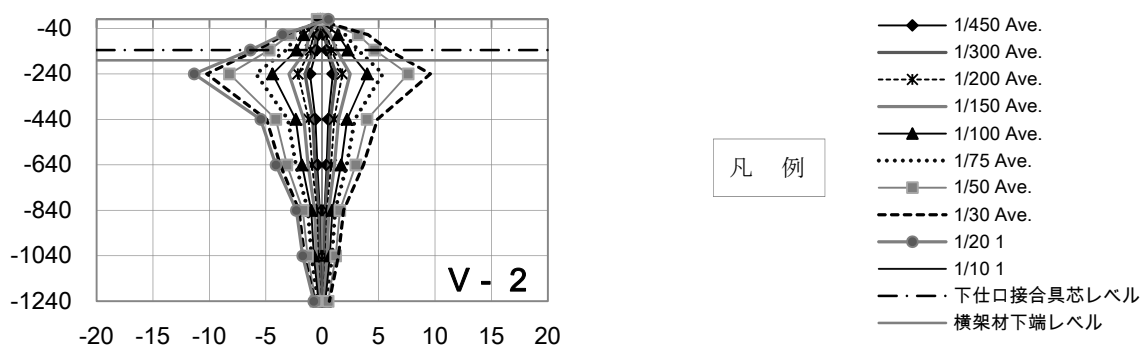
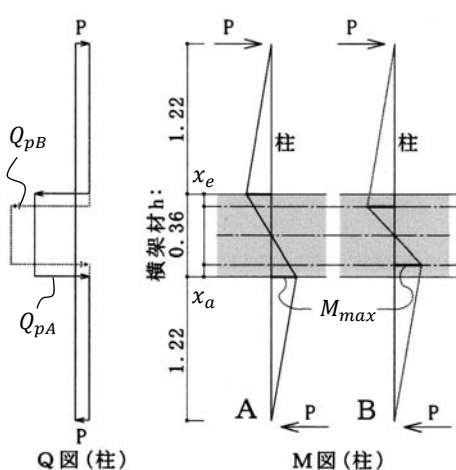


図 2.2.3-6 各制御変形角における柱のモーメント分布

※横軸：断面欠損を考慮した柱のモーメント [kNm]，縦軸：歪み測定点（横架材芯からの距離）[mm]

(5) パネルゾーンのせん断力

図 2.2.3-7 柱の M 図において、 M_{max} が横架材の上下端レベルにあるとすると(A)、パネルゾーンのせん断力 $Q_p = 6.78P$ となり、上下仕口接合具の中心位置にあるとすると(B)、タイプ I ~ V ではそれぞれ $Q_p = 8.33P$ 、 $8.82P$ 、 $9.37P$ 、 $9.98P$ 、 $9.98P$ となる。それら計算値とパネルゾーン中央に×印状に貼った歪ゲージの値から得られたせん断力(実験値)とを比較したのが図 2.2.3-8 である。図はタイプ毎に 1 体の結果でその傾向を代表させたが、最小二乗法による近似直線の傾き等について、タイプ別 3 体の平均値を表 2.2.3-1 に示す。



A の場合、タイプに関わらず
 パネルゾーンのモーメント $M_{pA} = 2.44P$ ，
 パネルゾーンのせん断力 $Q_{pA} = 2.44P/0.36 = 6.78P$

B の場合、
 パネルゾーンのモーメント $M_{pB} = (2.44 + x_e + x_a)P$
 パネルゾーンのせん断力

$$Q_{pB} = (2.44 + x_e + x_a)P / (0.36 - x_e - x_a)$$

タイプ I では、 $x_e = x_a = 0.03$ より、 $Q_{pB} = 8.33P$

III では、 $x_e = x_a = 0.045$ より、 $Q_{pB} = 9.37P$

IV・V では、 $x_e = 0.06$ 、 $x_a = 0.045$ より、 $Q_{pB} = 9.98P$

II で、 $x_e = 0.03$ 、 $x_a = 0.045$ より、 $Q_{pB} = 8.82P$ となる。

図 2.2.3-7 柱の Q 、 M 図

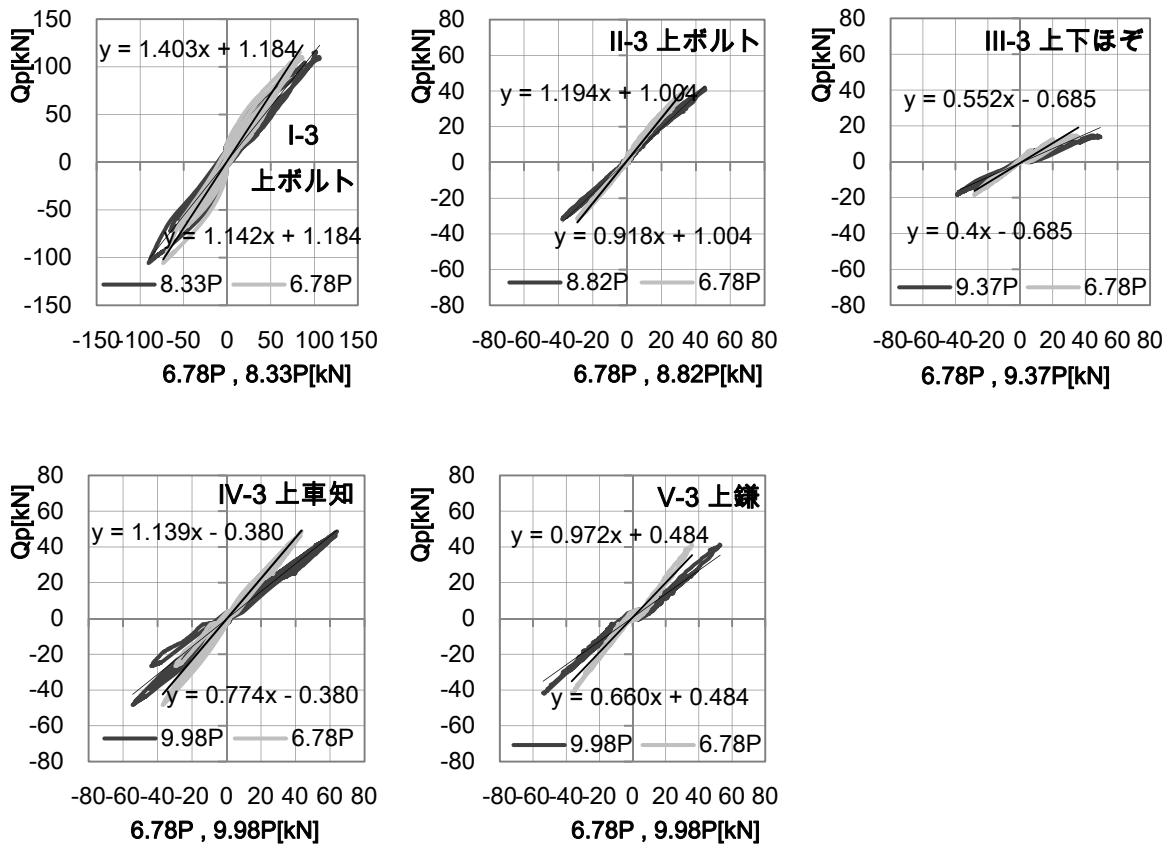


図 2.2.3-8 パネルゾーンのせん断力（実験値／計算値）

表 2.2.3-1 パネルゾーンのせん断力(実験値: $Q_{p\ test}$ / 計算値 A:6.78P, B:8.33~9.98P)

	I (上下ボルト)	II (上ボルト)	III (上下ほぞ)	IV (上車知)	V (上鎌)
$Q_{p\ test}/6.78P$ (A)	1.41	1.36	0.86	1.22	1.21
$Q_{p\ test}/8.33P \sim 9.98P$ (B)	1.15	1.04	0.63	0.83	0.83
$Q_{p\ test}$ (実験値)	9.56P	9.19P	5.86P	8.28P	8.20P

表 2.2.3-1 下欄: $Q_{p\ test}$ から M_{max} 位置は、タイプ I (上下ボルト) では接合具芯よりも内側(梁芯側)に、II (上ボルト) ではほぼ接合具の芯に、III (上下ほぞ) では梁上下縁付近(やや外側)に、IV (上車知) と V (上鎌) では接合具芯と梁上下縁との間にあると読み取れるが、理由として、引張側における接合具の剛性が高いほど圧縮側のめり込み面積が大きくなり、めり込み合力位置が梁芯側に寄るためであると推察される。

(6) 上仕口接合具の軸力と剛性

横架材内部での上仕口接合具の軸力やモーメントを測定するため、一部の試験体ではタイプ I、II の引きボルト、IV の雇いほぞ、V の雇い鎌に直接歪ゲージ(1,2 対)を貼り付けた。

得られた値を基に算出した接合具軸力 T_H と荷重との関係を図 2.2.3-9 に、軸力と δ_H との関係を図 2.2.3-10 に示す。尚軸力の算定に際しては、歪ゲージ設置のための欠損を考慮した。

図 2.2.3-9 から概算すると、タイプ I ではボルト軸力 T_H と荷重 P との関係は、 $T_H=15P$ ($9.56P$)程度、Ⅱではボルト軸力 $T_H=6.7P$ ($9.19P$)程度、Ⅳでは雇いほぞ軸力 $T_H=6P$ ($8.28P$)程度、Ⅴでは雇い鎌軸力 $T_H=6.7P$ ($8.20P$)程度となった(図 2.2.3-9 中に点線で図示)。カッコ内は表 2.2.3-1 に示す実験値 $Q_{p\ test}$ であり、タイプ I を除き、 $T_H : Q_{p\ test}$ は 1 : 1.2~1.4 程度となった。参考までにタイプ I の場合での既存のめり込み算定式²⁵⁾による理論値を示すと $T_H=8.77P$ であり、実測値と比べて差がある。

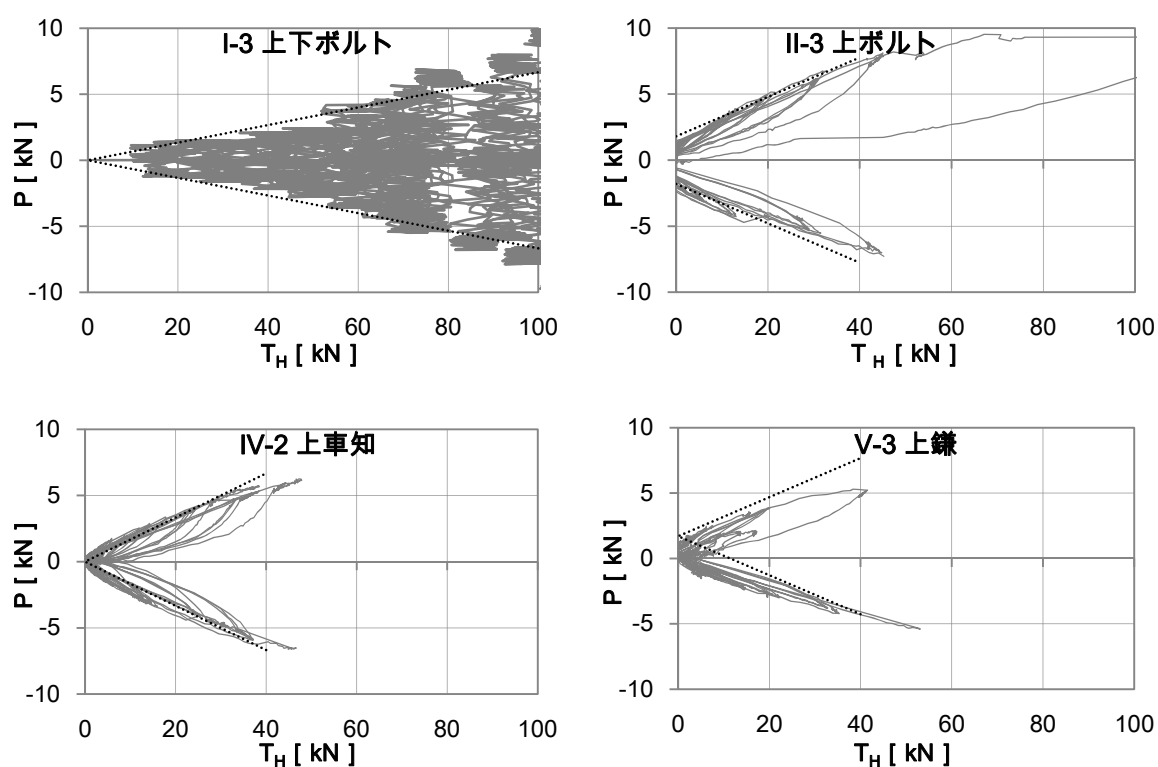
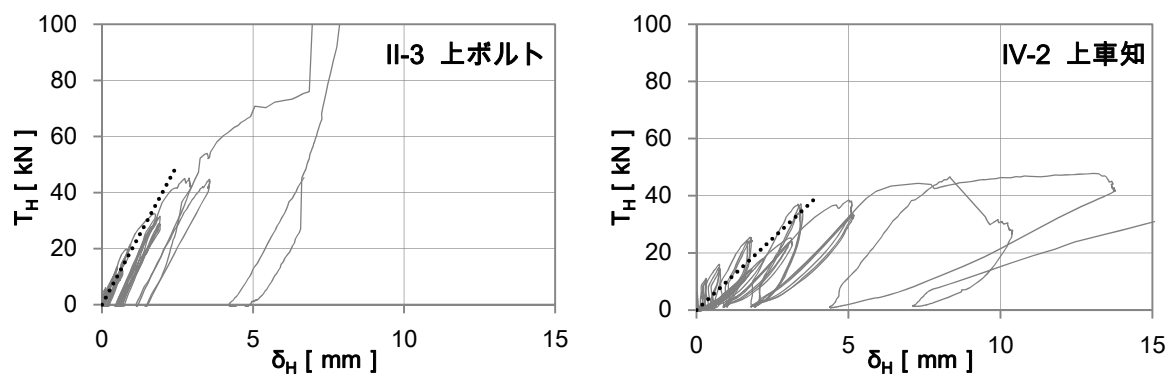


図 2.2.3-9 荷重と上接合具軸力の関係



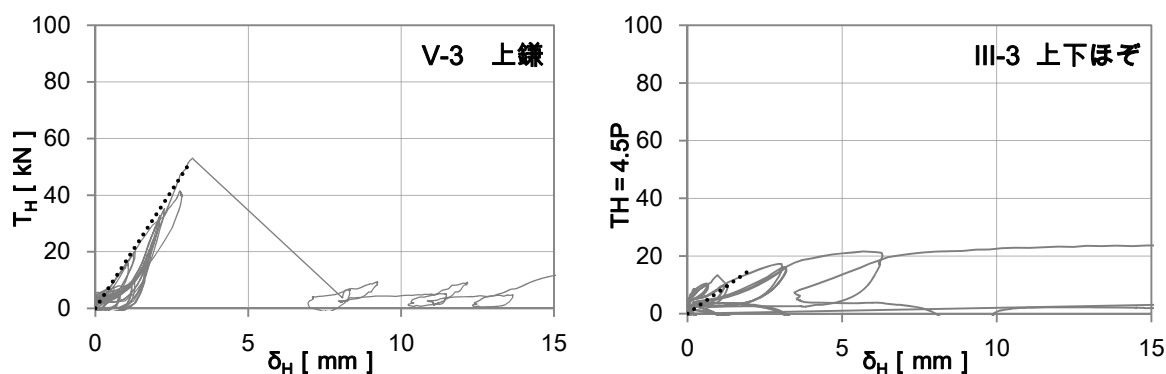


図 2.2.3-10 上仕口 P-δ 関係

下仕口や横架材木口の柱へのめり込みの影響があるため、上仕口接合具の引張剛性を単独評価できないが、図 2.2.3-10 で $T_H = K_{TH}\delta_H$ とおくと、タイプ II での引きボルトの「初期の引張剛性」 $K_{TH} = 20000\text{N/mm}$ 程度、IVでの雇いほぞ車知栓締め $K_{TH} = 10000\text{N/mm}$ 程度、Vでの雇い鎌継ぎ $K_{TH} = 16666\text{N/mm}$ 程度となった(図中に点線で表示)。尚、タイプ III 長ほぞ差込栓打について、表 2.2.3-1 の $Q_{p\text{ test}} = 5.86P$ を用い、図 2.2.3-9 の $T_H : Q_{p\text{ test}}$ を 1 : 1.3 とみて概算すると、 $T_H = 4.5P$ となる。参考までに図 2.2.3-10 にあわせて示す。この場合 $K_{TH} = 7500\text{N/mm}$ 程度となる。

(7) 雇いほぞ車知栓締(タイプIV上仕口)、雇い鎌継(V上仕口)の挙動

a) 横架材の開きとエネルギー吸収性能

伝統継手、仕口の代表的な要素である車知栓締め、鎌継ぎには、2.1.1 で述べたようにエネルギー吸収性能が期待できると推察される。それらを用いた継手・仕口が引張力を受けた場合の偶力による横架材の開きを抑制するために目違いが設けられてきた。以下、雇い材と横架材との相対変位測定用に設置された、変位計 22～25ch の結果をもとに、雇い材軸力と横架材繊維直交方向の開きとの関係について考察する(図 2.2.3-11)。

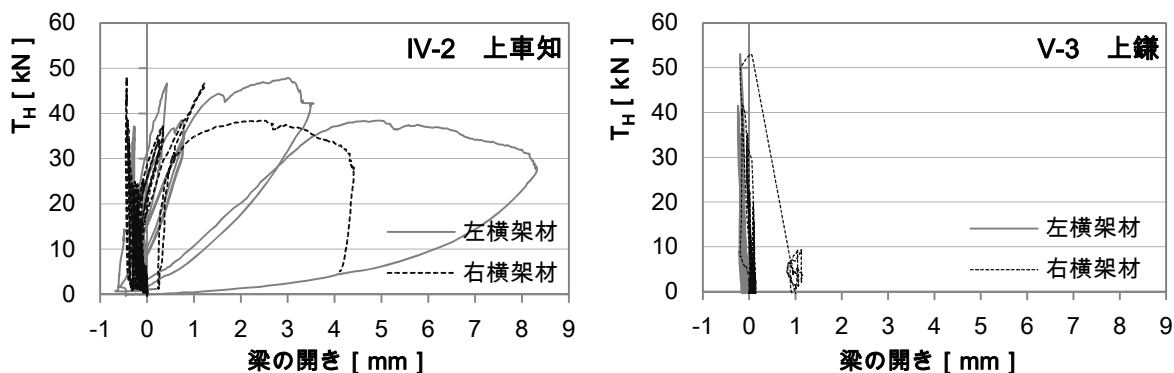


図 2.2.3-11 雇い材軸力と横架材の開き

図 2.2.3-11 より、IV:雇い車知では軸力が 35kN 付近から横架材が開き始め 40kN に達すると変位だけが增大した。一方 V:雇い鎌では雇い車知と比べて横架材の開きが小さく軸力が 50kN に達した時点で急激な耐力低下がみられた。IV の左右で比較すると、左横架材は車知栓の回転による柱の割裂、右横架材は雇いほぞの栓先のせん断で破壊したが、破壊モードによる変形(エネルギー吸収)能力の違いが明らかである。

b) 雇い材の回転拘束効果

図 2.2.3-12 に雇い材を含む接合部変形の模式図を示す。試験から、柱と横架材の相対回転角 θ_{C-B} に比べ、横架材と雇い材の相対変形角 θ_{B-M} の小さいことが観察された。雇い材の成が大きく曲げ変形が少なく、かつ雇い材と横架材間の応力伝達がなされるとすれば、雇い材を通す柱のほぞ穴木口部が雇い材にめり込み、柱－横架材間の回転を拘束する効果が期待できる。図 2.2.3-13 にタイプ IV (上車知)、V (上鎌) における θ_{C-B} と θ_{B-M} の関係について示す。なお、雇い材を含む上仕口の破壊後の挙動は割愛して示した。図 2.2.3-13 より、 θ_{B-M} は θ_{C-B} の 1/3～1/4 程度と小さく、雇い材が左右の横架材と一体となっては動かないこと、すなわち回転に対して抵抗していることがわかる。また、雇い材の巾が異なるタイプ IV と V には明らかな違いは見られない。

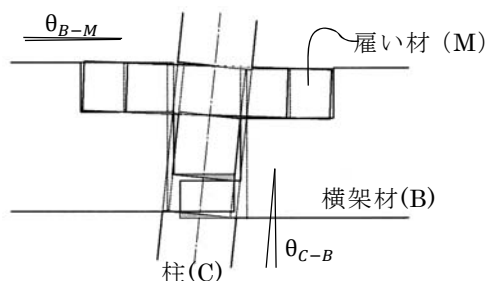
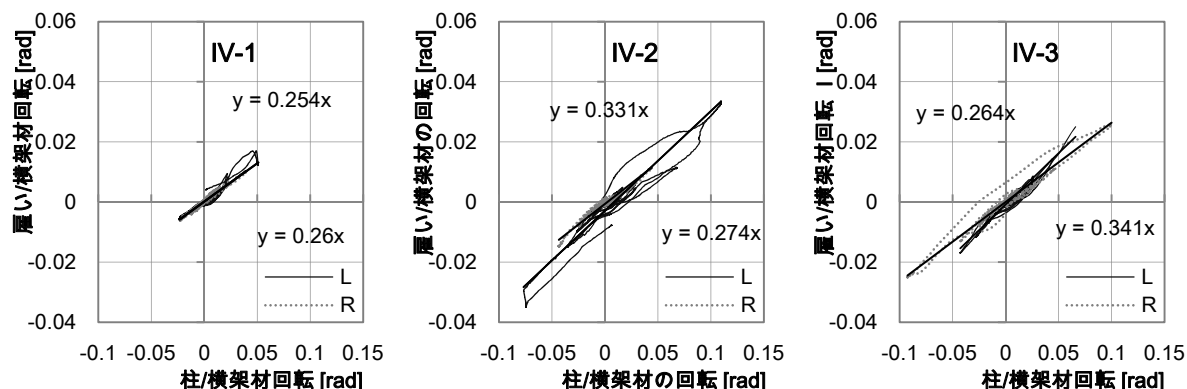


図 2.2.3-12 雇い材による回転拘束



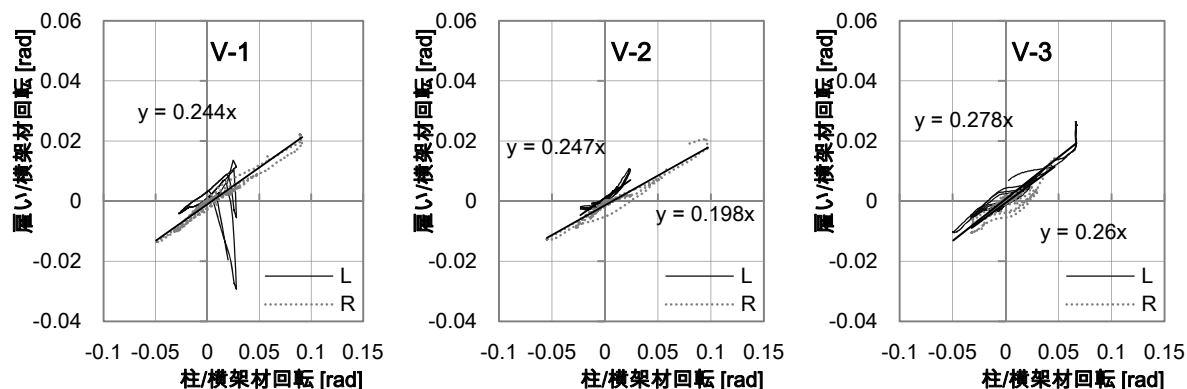


図 2.2.3-13 柱と横架材の相対変形角と、雇い材と横架材の相対変形角との関係

(8) 要素試験 ー柱材(ヒノキ)の横圧縮(めり込み)試験ー⁶⁵⁾

a) 材料と試験方法

接合部のモーメント抵抗の重要な一つに、柱材(ヒノキ)のめり込み(横圧縮)要素がある。既存のめり込み算定式²⁵⁾の適応範囲を検証するため、試験に用いた9本の柱材(母材)から、加圧面に対する年輪傾角(0° 、 45° 、 90°)毎に各3体の $30 \times 30 \times 90$ (60:全面圧縮試験)mmの試験片を切り出し、JIS Z2101を参照し、(全面)横圧縮試験、部分圧縮試験を実施した。試験体物性の平均値は、含水率11.9%、平均年輪幅2.2mm、全乾密度は0.39であった。両試験とも万能材料試験機により、加力速度:1mm/min、変位計は加力中心から点対称になるようにCDP-25を設置し、めり込み変位 δ はそれらの値の平均とした。 δ を試験体の加圧方向材厚で除した値を歪み ε とするが、 ε は見かけ歪みである。割裂など明確な破壊のない全面圧縮試験ではめり込み変位6mm(歪み20%)を目安に、部分圧縮試験ではめり込み変位3mm、かつ割れなどによる荷重低下が起きるまでを目安に単調加力した。年輪傾角と試験概要を図2.2.3-14に示す。なお、試験体寸法、試験方法はタモ材のめり込み試験(5.3.1)、広葉樹材のめり込み試験(第6章)とも同様であり、試験の詳細やその意図などは第6章でまとめて述べることにする。ただし、図2.2.3-15における σ_u 、 ε_u の評価は第6章、広葉樹材のめり込み試験でのみ行った。

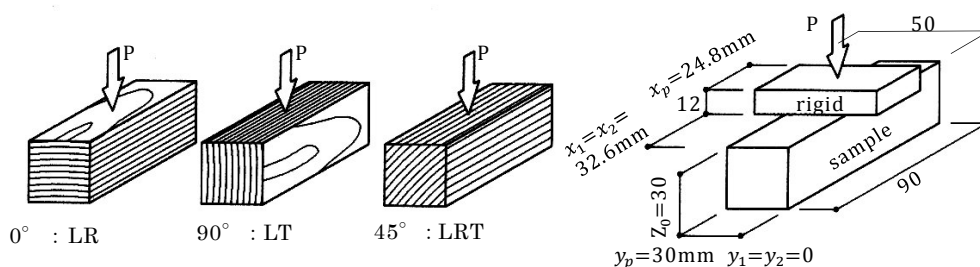


図 2.2.3-14 加圧面に対する年輪傾角, 部分圧縮試験概要, めり込み算定式との対照

b) 試験結果

試験で得られた σ - ε 曲線を弾塑性置換し、弾性域の勾配を 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 (降伏応力)、 ε_y (降伏歪み) として評価した (図 2.2.3-15)。 E_1 は降伏前の直線域の σ - ε 関係を取り出し、 E_2 は、降伏後、見かけ歪みが 10% に達する程度までの σ - ε 関係を取り出し、それぞれ最小 2 乗法によって求めた。

全面圧縮試験における E_1 が既存式に用いる全面横圧縮ヤング係数 E_{90} に相当する。試験より、年輪傾角毎の全面横圧縮ヤング係数と母材繊維方向のヤング係数の比 E_{90}/E_0 は、年輪傾角による違いが大きく、 0° では $1/18$ 、 90° では $1/27$ 、 45° では $1/76$ 程度であり、全体を均すと $E_{90} = E_0/28.5$ という結果が得られた。

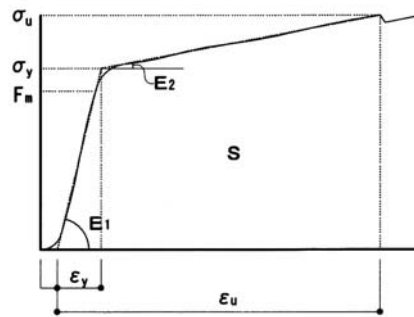


図 2.2.3-15 特性値の抽出

c) 既存のめり込み算定式との対照

稲山による等変位めり込み基準式²⁵⁾を以下に示す。効果係数等が整理され²⁶⁾、現在のめり込み算定式のかたちとなったが、以後も本論では文献²⁵⁾を引用元として示す。

$$P = \frac{x_p y_p c_x c_y E_{90}}{Z_0} \delta \quad [\text{N}] \rightarrow P = K \cdot \delta$$

$$\text{降伏変位} \quad \delta_y = \frac{Z_0 F_m}{E_{90} \sqrt{c_x c_y c_{xm} c_{ym}}} \quad [\text{mm}]$$

ここで (・以下)、 $x_p, y_p, x_1, y_1, y_2, Z_0$: 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, $x_1 \cdot y_1$ 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 : $C_{ym} = 1 + 4Z_0/3ny_p$

$$C_x = 1 + \frac{2Z_0}{3x_p} \left\{ 2 - 2 \exp \left(\frac{-3x_1}{2Z_0} \right) \right\}, \quad C_y = 1 + \frac{2Z_0}{3ny_p} \left\{ 2 - \exp \left(\frac{-3ny_1}{2Z_0} \right) - \exp \left(\frac{-3ny_2}{2Z_0} \right) \right\}$$

n : 繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数 (ヒノキ : 樹種群 J2 より $n=6$)

J1 グループ : $n=7$ (ベイマツ, クロマツ, アカマツ, カラマツ, ツガ)

J2 グループ : $n=6$ (ベイヒ, ベイツガ, ヒバ, ヒノキ, モミ)

J3 グループ：n=5 (トドマツ, エゾマツ, ベニマツ, スプルース, スギ, ベイスギ)

F_m ：縁距離を無限大とした時のめり込み降伏応力度、 $F_m = 0.8 \times F_{cv}$ [N/mm²]

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

以下、試験結果をまとめて表 2.2.3-2 に示し、実験値と既存式による算定値を比較する。
試験体数は、母材(柱材)9 本から年輪傾角毎に 3 つのサンプルを抽出したため、全面圧縮試験・部分圧縮試験とも特記のない欄における表中の数字は 27 体の平均値である。表中の $\sigma_{y Ave.}$ はめり込み降伏応力の試験結果の平均値、 $\sigma_{y 0.05}$ は同信頼水準 75%での 95%下側許容限界値を示す。

表 2.2.3-2 柱材のめり込み試験結果概要

年輪 傾角	E_0 [N/mm ²]	全面試験	部分圧縮試験							
		$E_{90}(E_1)$ [N/mm ²]	E_1 [N/mm ²]	E_2 [N/mm ²]	$\sigma_{y Ave.}$ [N/mm ²]	$\sigma_{y 0.05}$	ε_y	$K(test)$ [N/mm]	$K_2(cal.1)$ [N/mm]	$K_2(cal.2)$ [N/mm]
0°	10378	553.25	813.66	50.76	8.37	5.74	0.017	20104	31938	11815
90°	10378	389.46	516.93	37.88	7.64	4.39	0.022	12812	21933	11815
45°	10378	138.37	333.46	31.13	7.02	4.89	0.028	8258	7956	11815
平均	10378	360.36	554.68	39.92	7.67	4.89	0.022	13724	20609	11815

算定はヒノキ材の、繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数 n=6、めり込み基準強度 F_{cv} を告示の値(7.8N/mm²)として、全面横圧縮ヤング係数 E_{90} には 2 通りの値、すなわち全面圧縮試験で得られた年輪傾角毎の値($E_0/18$, $E_0/27$, $E_0/76$)を用いてめり込み剛性を求めたものを K_1 、通常通りに $E_0/50$ として算定した場合を K_2 で示した。

表より、 E_{90} を実験値とした場合の K_1 は試験結果と比べて危険側の評価となり、 $E_0/50$ として求めた K_2 は、剛性の極端に低い 45° 方向加力の場合を除き、試験結果を安全側で推定できた。表では割愛したが σ_y の計算値は 5.29N/mm² であり、 σ_y の 5% 下限値と概ね符合した。以上より、 $n: 6$, F_{cv} : 告示値, $E_{90}: E_0/50$ とした場合の、ヒノキ材への既存式適用の可能性が確認できたと考える。

2.3 十字型接合部のモーメント抵抗性能の推定

2.3.1 接合部の力学モデルと弾性域におけるモーメント抵抗性能の推定①

(1) 十字型接合部の力学モデル

今回の試験体は横架材が柱の左右両側に取りつく十字型接合部で、左右横架材同士は引きボルト、長ぼぞ差込栓打ち、雇い車知、雇い鎌等の接合具で直接結ばれている。この場合一方の横架材のモーメントの影響を受けて、他方の横架材にも回転変形が生ずるため、片方の横架材端部のモーメントを独立に扱って接合部の剛性を評価できない。そこで既往研究²⁵⁾と同様に、片側の横架材を接合具端部までの短い片持梁と考え、まず図 2.3.1-1 に示すように、右側の横架材からのモーメントだけが作用した場合についてつり合い条件を求め、右側の接合部のモーメントと変形角の関係、加えて右側の接合部のモーメント左側接合部の変形角との関係等を導く。次に図 2.3.1-2 に示すように左側の横架材からのモーメントだけが作用した場合について同様の関係を導き、足し合わせる方法をとる。

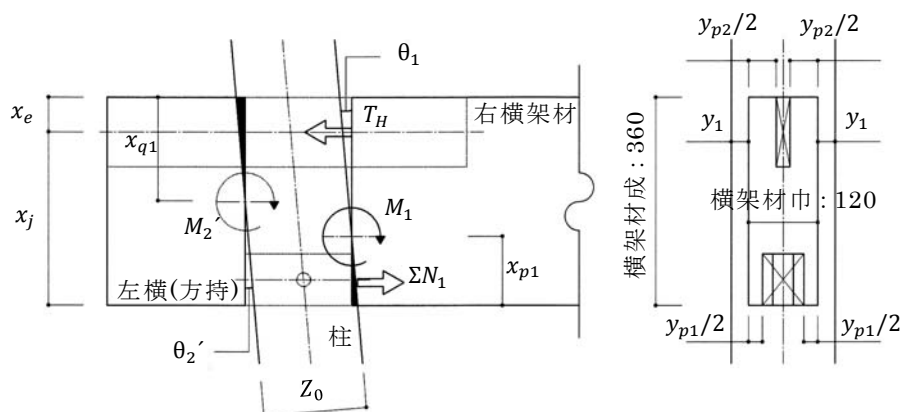


図 2.3.1-1 片持ち梁モデル（左横架材が片持ちの場合）

右側横架材端部にモーメント M_1 が加えられた時、右側横架材木口による三角形変位めり込み圧縮力の総和 ΣN_1 と、上仕口接合具に引張力 T_H が生じてつり合ったと考える。

$$\text{三角形変位めり込み式より、}\Sigma N_1 = \frac{x_{p1}^2 y_{p1} c_{y1} E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3x_{p1}} \right) \cdot \theta_1 \quad \dots(2.3-1)$$

上仕口接合具の引張力 T_H と伸び δ_H の関係は、

$$\delta_H = T_H K_{TH} \quad K_{TH} : \text{上仕口接合具の引張剛性[N/mm]} \quad \dots(2.3-2)$$

次に左側の横架材について、上縁から x_e の位置に圧縮力 T_H が加えられた時の、中立軸までの距離 x_{q1} と変形角 θ_2 を求める。式(2.3-1)と同様に T_H と θ_2 との関係は、

$$T_H = \frac{x_{q1}^2 y_{p2} c_{y2} E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3x_{q1}} \right) \cdot \theta_2 \quad \dots(2.3-3)$$

中立軸を回転中心とした仮想モーメント M_2 と変形角 θ_2 との関係、

$$M_2 = T_H(x_{q1} - x_e) = \frac{x_{q1}^3 y_{p2} c_{y2} E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{3} + \frac{2Z_0}{3x_{q1}} \right) \cdot \theta_2 \quad \dots(2.3-4)$$

式(2.3-3)、(2.3-4)を連立させて x_{q1} について解いて下式を得る。

$$\text{左側横架材の中立軸位置：} x_{q1} = \frac{1}{2}(3x_e + \sqrt{9x_e^2 + 16x_e Z_0}) \quad \dots(2.3-5)$$

(2.3-5)式を(2.3-3)式に代入すると、 T_H と θ_2 の関係が得られる。

$$T_H = \frac{y_{p2} c_{y2} E_{90}}{12Z_0} \{ 27x_e^2 + (9\sqrt{9x_e^2 + 16x_e Z_0} + 36Z_0)x_e + 4Z_0\sqrt{9x_e^2 + 16x_e Z_0} \} \cdot \theta_2 \quad \dots(2.3-6)$$

以上各部の荷重と変形の関係より、右側接合面におけるつり合い方程式を立てる。

$$\text{力のつり合いより} \quad \Sigma N_1 = T_H \quad \dots(2.3-7)$$

$$\text{変形のつり合いより} \quad (x_j - x_{p1}) \cdot \theta_1 = \delta_H + (x_{q1} - x_e) \cdot \theta_2 \quad \dots(2.3-8)$$

これら式(2.3-1)から(2.3-8)までを連立させ、 x_{p1} について解いて次式を得る。右側横架材の

$$\text{回転中立軸位置：} x_{p1} = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad \dots(2.3-9)$$

$$a = 3D_R \quad b = (4D_R + 6)Z_0 \quad c = -6Z_0 x_j \quad D_R = \left(\frac{1}{K_{TH}} + \frac{x_{q1} - x_e}{A} \right) y_{p1} c_{y1} E_{90}$$

このとき右側横架材木口の三角形変位めり込みの合力 ΣN_1 によるモーメント M_{1R} は、

$$M_{1R} = \frac{x_{p1}^3 y_{p1} c_{y1} E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{3} + \frac{2Z_0}{3x_{p1}} \right) \cdot \theta_1 \quad \dots(2.3-10)$$

上仕口の軸力 T_H によるモーメント M_{2R} は、

$$M_{2R} = T_H(x_j - x_{p1}) = \frac{x_{p1}^2 y_{p1} c_{y1} E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3x_{p1}} \right) \cdot \theta_1 \cdot (x_j - x_{p1}) \quad \dots(2.3-11)$$

式(2.3-10)、(2.3-11)より、右側接合面におけるモーメント M_R と θ_1 との関係は、

$$M_R = M_{1R} + M_{2R} = \frac{y_{p1} c_{y1} E_{90}}{Z_0} \left(\frac{x_{p1}^3 + 3x_j x_{p1}^2 + 4Z_0 x_j x_{p1}}{6} \right) \cdot \theta_1 \quad \dots(2.3-12)$$

式(2.3-1)と(2.3-6)より θ_1 と θ_2 との関係を求めると、 $\theta_1 = D_1 \cdot \theta_2$

$$D_1 = \frac{y_{p2} c_{y2} \{ 27x_e^2 + (9\sqrt{9x_e^2 + 16x_e Z_0} + 36Z_0)x_e + 4Z_0\sqrt{9x_e^2 + 16x_e Z_0} \}}{x_{p1} y_{p1} c_{y1} (6x_{p1} + 8Z_0)} \quad \dots(2.3-13)$$

つづいて弾性限界を求める。

右側横架材木口がめり込み弾性限界変位に達する時の変形角 θ_{y1} は、

$$\theta_{y1} = \frac{Z_0 F_m}{x_{p1} E_{90} \sqrt{c_{x1} c_{y1} c_{xm1} c_{ym1}}} \quad \dots(2.3-14)$$

一方、左側横架材木口がめり込み弾性限界変位に達する時の変形角 θ_{y12} は、

$$\theta_{y12} = D_1 \cdot \theta_{y2} \quad \dots(2.3-15)$$

$$\theta_{y2} = \frac{Z_0 F_m}{x_{q1} E_{90} \sqrt{C_{x2} C_{y2} C_{xm2} C_{ym2}}} \quad \dots(2.3-16)$$

$$\text{弾性限界変形角 } \theta_{yR} = \min.\{\theta_{y1}, \theta_{y12}\} \quad \dots(2.3-17)$$

$$\text{よって、右側接合面の回転剛性 } K_{\theta R} \text{ は、} K_{\theta R} = M_R / \theta_{yR} \quad \dots(2.3-18)$$

ここまでで、

$$\text{縁距離効果係数 : } C_{xm} = 1 + \frac{4Z_0}{3x_p} \quad \text{端距離効果係数 : } C_{ym} = 1 + \frac{4Z_0}{3ny_p}$$

$$C_x = 1 + \frac{2Z_0}{3x_p} \{2 - 2\exp(\frac{-3x_1}{2Z_0})\} \quad C_y = 1 + \frac{2Z_0}{3ny_p} \{2 - \exp(\frac{-3ny_1}{2Z_0}) - \exp(\frac{-3ny_1}{2Z_0})\}$$

n : 繊維方向に対する繊維直交方向の置換係数(ヒノキ : $n=6$)

E_{90} : 柱材の全面横圧縮ヤング係数 $[N/mm^2]$ $E_{90} = E_0/50$

F_m : 縁短距離を無限大とした時のめり込み降伏応力度 $[N/mm^2]$

$F_m = 0.8F_{cv}$ F_{cv} : 柱材の基準めり込み強度 $[N/mm^2]$

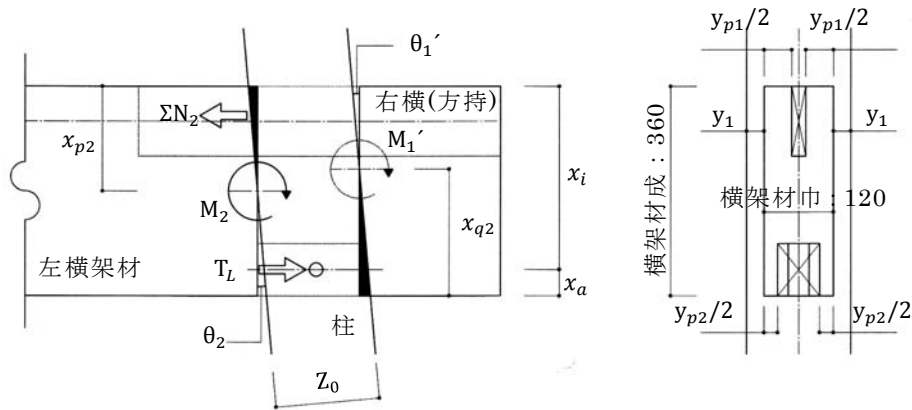


図 2.3.1-2 片持ち梁モデル (右横架材が片持ちの場合)

タイプⅡ(上ボルト)、Ⅳ(上車知)、Ⅴ(上鎌)は上下仕口仕様が異なるため、図 2.3.1-2 の場合も検討する。すなわち左側横架材端部にモーメント M_2 が加えられた時、左側横架材木口による三角形変位めり込み圧縮力の総和 ΣN_2 と、下仕口接合具に引張力 T_L が生じてつり合ったとし、上と同様の手順で左側接合面の M_L 、 θ_{yL} 、 $K_{\theta L}$ 等を求める。上下仕口が同じⅠ(上下)ボルト、Ⅲ(上下ほぞ)については、左側接合面における性能は上で求めた右側に同じと考える。

(2) 鉛直方向のめり込み

a) 長ほぞ部分の三角形めり込み

ここでは片持ち梁モデルでは考慮しなかった、鉛直方向の三角形変位めり込みによるモ

ーメント抵抗性能について推定する。接合部のモーメント抵抗性能評価に際してはタイプⅢ(上下ほぞ)の上下仕口と、タイプⅡ(上ボルト)、Ⅳ(上車知)、Ⅴ(上鎌)の下仕口における長ほぞ部分の三角形めり込み要素を加味する必要がある。以下、文献の掘立柱式柱脚接合部の回転剛性と降伏モーメントの計算式²⁹⁾に従い、図 2.3.2-1 に示す長ほぞ部分のモーメント抵抗性能の算定を行う。

$$\text{回転の中立軸：} x_{p3} = \frac{3l^2}{4Z_{03} + 6l} \quad \dots(2.3-19)$$

$$\text{端距離効果係数：} C_{xm3} = 1 + \frac{4Z_{03}}{3x_{p3}}$$

$$\text{縁距離効果係数：} C_{ym3} = 1 + \frac{4Z_{03}}{3ny_{p3}}$$

$$\text{回転剛性：} K_{\theta3} = \frac{y_{p3}E_{90}}{3Z_{03}} \left\{ x_{p3}^3 + 2x_{p3}^2Z_{03} + (l - x_{p3})^3 + \frac{3}{2}(l - x_{p3})^2\mu Z_{03} \right\} \quad [kN\ m/rad] \dots(2.3-20)$$

$$\text{降伏回転角：} \theta_{y3} = \frac{Z_{03}F_m}{x_{p3}E_{90}C_{xm3}\sqrt{C_{ym3}}} \quad \dots(2.3-21)$$

$$\text{降伏モーメント：} M_{y3} = K_{\theta3}\theta_{y3} \quad \dots(2.3-22)$$

μ : すべり摩擦係数：0.4 と仮定 F_m : 米マツ材のめり込み降伏応力度[N/mm²]

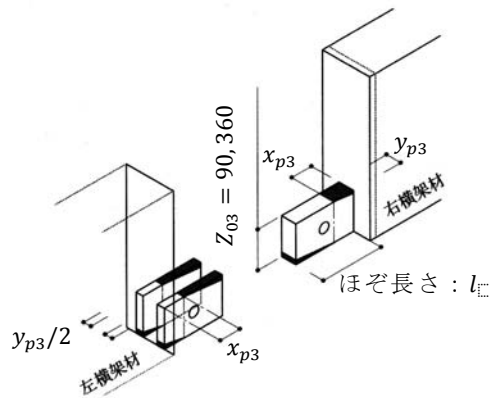


図 2.3.1-3 長ほぞ部分の三角形変位めり込み

b) 雇い材の三角形めり込み(雇い材の曲げ抵抗：タイプⅣ・Ⅴの場合)

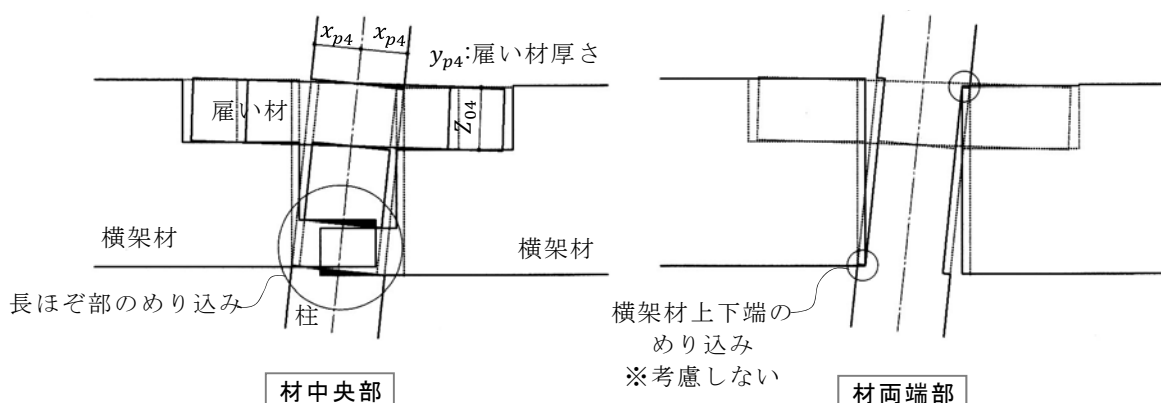


図 2.3.1-4 鉛直方向の力のつり合い

タイプⅣ(上車知)・Ⅴ(上鎌)における雇い材一柱の回転抵抗は、柱一通し貫接合部のメカニズムに同じと考え、文献²⁹⁾にならい抵抗モーメントを算定する。雇い材長さ:600mm、大入れ部を除く柱の巾:150(d)とすると雇い材左右の余長は225mm(1.5d)であるため、雇い材には食い込み摩擦が期待できるとみなす。ただし、雇い材と横架材は別材であるため、2材間の曲げ応力の伝達を半分程度と仮定する。

$$\text{回轉剛性 } K_{\theta 4} = x_{p4}^2 y_{p4} E_{90} \left\{ \frac{x_{p4}}{Z_{\theta 4}} \left(C_{xm4} - \frac{1}{3} \right) + 0.5 \mu C_{xm4} \right\} \text{ [kNm/rad]} \quad \cdots (2.3-23)$$

$$\text{降伏モーメント } M_{y4} = \frac{K_{\theta 4} Z_{04} F_m}{x_{p4} E_{90} C_{\gamma m4} \sqrt{C_{\gamma m4}}} \quad [\text{kNm}] \quad \cdots (2.3-24)$$

$$\text{降伏變形角 } \theta_{y4} = \frac{M_{y4}}{K_{\theta 4}} [\text{rad}] \quad \cdots (2.3-25)$$

$$\text{ここで } C_{xm4} = 1 + \frac{4Z_{04}}{3x_{p4}} \quad C_{ym4} = 1 + \frac{4Z_{04}}{3ny_{p4}}$$

摩擦係数 $\mu=0.7$ と仮定 F_m : 雇い材(ヒノキ)のめり込み降伏応力度[N/mm²]

2.3.2 弾性域におけるモーメント抵抗性能の推定②

本項では、文献¹⁵⁾²⁹⁾を参照して、上下仕口(接合具)の降伏耐力や引張・せん断剛性を求める。

(1) 長ほぞ差込栓打ち仕口

左横架材のほぞ(左ほぞ)は2枚(厚さ18mm)、右は1枚(36mm)の左非対称形状のため、図2.2.3-3で示したように、押し引き時でモードが異なる。モードⅡの場合、厳密には各々剛性、耐力の異なる4面せん断となるが、ここではモードⅠの場合について、ほぞを含む左側の横架材は柱と一体となって動く2面せん断に置換可能として算定する(図2.3.2-1)。

2.2.3(1)でみたように接合部全体のモーメント抵抗性能把握には大きな影響はなく、かつ簡便で安全側の推定ができるという理由による。

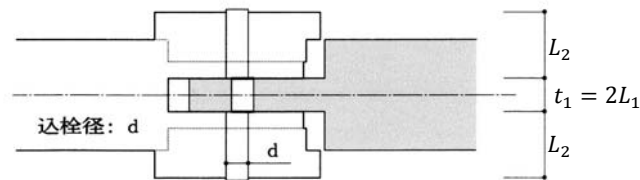


図 2.3-2-1 モードⅠにおける母材と込栓の関係

$\rho = 0.95$ と仮定し、込栓の物性値を回帰計算により求める。

$$F_b = 8.1 + 136 \rho$$

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

$$F_{cvf} = -8.2 + 35.4 \rho \quad \text{※添え字の } f \text{ は込栓(接合具):fastener の頭文字を表す}$$

$$E = 2100 + 13700 \rho \quad [\text{N/mm}^2] \quad \dots(2.3-26)$$

耐力計算

埋込み長さ: L_1, L_2, t_1 (図 2.3.2-1 参照) $\alpha = L_2/t_1$ $\beta = F_{Ecp2}/F_{Ecp1}$

複合面圧降伏応力: F_{Ecp} $[\text{N/mm}^2]$ ※柱横架材各々について算定

※以下添字 1 は横架材(米マツ)、2 は柱材(ヒノキ)の場合を示す。

$$F_{Ecp1} = \min. \{ F_{E1}, \alpha_F F_{cvf} \}, F_{Ecp2} = \min. \{ F_{E2}, \alpha_F F_{cvf} \} \quad \dots(2.3-27)$$

ここで、 α_F : めり込み降伏応力増大係数、母材(柱、横架材)の面圧降伏応力 F_E ⁶⁾:

$$F_{E0} = f_{e0} = 0.082(1 - 0.01d) \rho \quad (\text{繊維方向加力の場合})$$

$$F_{E90} = f_{e90} = 0.5 f_{e0} \quad (\text{繊維直交方向加力の場合}) \quad \dots(2.3-28)$$

$$\text{曲げ降伏モーメント: } M_y = Z F_b = \frac{\pi d^3}{32} F_b \quad \dots(2.3-29)$$

長ほぞ差込栓打ち仕口の降伏耐力: $P_y = \min\{1), 2), 3), 4), 5)\}$

$$\begin{aligned}
& 1) \quad dt_1 F_{Ecp1} \\
& 2) \quad dt_1 F_{Ecp1} \times 2 \alpha \beta \\
& 3) \quad dt_1 F_{Ecp1} \times \left[\sqrt{\frac{16\beta M_y}{dt_1^2 F_{Ecp1}(2\beta+1)} + \frac{8\alpha^2 \beta^2 (\beta+1)}{(2\beta+1)^2} - \frac{2\alpha\beta}{2\beta+1}} \right] \\
& 4) \quad \sqrt{\frac{16dF_{Ecp1}M_y\beta}{1+\beta}} \\
& 5) \quad \frac{2 \times A \times F_s}{\kappa} (=P_{Qy}) \quad \dots(2.3-30)
\end{aligned}$$

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

$$\begin{aligned}
& \text{横架材(米マツ)の繊維方向の面圧定数：} k_{E1} = \frac{E_{timber1}}{31.6+10.9d} \quad [\text{N/mm}^3] \\
& \text{柱(ヒノキ)の繊維直交方向の面圧定数：} k_{E2} = \frac{1}{3.4} \times \frac{E_{timber2}}{31.6+10.9d} \quad \dots(2.3-31)
\end{aligned}$$

$$\text{込栓(カシ)：} d=24 \phi \text{ の補剛めり込み剛性：} \alpha_k k_{cvf} = 1.5 \times \frac{E_{timber}}{11d} \quad [\text{N/mm}^3] \quad \dots(2.3-32)$$

ここで、 α_k ：めり込み補剛効果係数、 k_{cvf} ：込栓のめり込み剛性

込栓と母材の複合面圧定数：

$$k_{cp1} = \frac{k_{E1} \times \alpha_k k_{cvf}}{k_{E1} + \alpha_k k_{cvf}} \quad k_{cp2} = \frac{k_{E2} \times \alpha_k k_{cvf}}{k_{E2} + \alpha_k k_{cvf}} \quad [\text{N/mm}^3] \quad \dots(2.3-33)$$

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

$$\begin{aligned}
K_1 &= \min. \left\{ dk_{cp1} L_1, \quad \frac{1}{3} (Ed^7 k_{cp1}^3)^{\frac{1}{4}} \times (1 + 0.188 \times \eta \sqrt{\frac{k_{cp1} d}{E}})^{-\frac{1}{2}} \right\} \\
K_2 &= \min. \left\{ dk_{cp2} L_2, \quad \frac{1}{3} (Ed^7 k_{cp2}^3)^{\frac{1}{4}} \times (1 + 0.188 \times \eta \sqrt{\frac{k_{cp2} d}{E}})^{-\frac{1}{2}} \right\} \quad \dots(2.3-34)
\end{aligned}$$

$$\eta : E/G = 15 \text{ とする。} G : \text{込栓のせん断弾性係数} [\text{N/mm}^2]$$

(2) 引きボルト仕口

梁座金の繊維方向すべり剛性を $K_{座}$ 、ボルトの引張剛性を $K_{ボ}$ とすると、

$$\text{全体の引張り剛性：} K_T = \frac{1}{\frac{1}{K_{座}} + \frac{1}{K_{座}} + \frac{1}{K_{ボ}}} = \frac{K_{座} K_{ボ}}{K_{座} + 2K_{ボ}} \quad [\text{N/mm}] \quad \dots(2.3-35)$$

$$K_{座} = x_b y_b k_0 = x_b^2 k_0 \quad [\text{N/mm}] \quad \dots(2.3-36)$$

x_b, y_b ：座金支圧面の短辺と長辺(ここでは $x_b = y_b$)

$$k_0 = E_0 / (31.6 + 10.9x_b) \quad \dots(2.3-37) \quad \text{※式(2.3-31)に同じ}$$

$$K_{ボ} = \frac{E_t A_t}{l} \quad [\text{N/mm}] \quad \dots(2.3-38)$$

E_t ：引きボルト鋼材のヤング係数 $[\text{N/mm}^2]$

A_t ：引きボルトの断面積 $[\text{mm}^2]$

l : ボルトの長さ(ナット間) [mm]

$$\text{梁座金の等変位めり込みによる降伏耐力} : N_{y座} = x_b y_b F_{E0} \quad \cdots(2.3-39)$$

$$\text{ボルトの引張降伏耐力} : T_{yボ} = A_t F_t \quad \cdots(2.3-40)$$

$$\text{引きボルト仕口の降伏耐力} : T_y = \min.\{N_{y座}, T_{yボ}\} \quad \cdots(2.3-41)$$

(3) 雇い鎌仕口

片側鎌のアゴ部分の初期引張剛性(片側アゴ部分)を $K_{鎌}$ とし、 K_T は両側のアゴ部分の直列バネとして算定する。また横架材せいが大きく、首長さも長いため、文献²⁹⁾に従い低減係数 C を乗ずる。

$$K_{鎌} = \frac{1}{2} \times {}_E k_0 \times 2e \times H \times C \quad [\text{N/mm}] \quad \therefore K_T = 1/2 \cdot K_{鎌} \quad \cdots(2.3-42)$$

$$\text{繊維方向の見かけの面圧剛性} : {}_E k_0 = n E_0 \frac{(0.02 + \frac{1}{e})}{140 - 0.6e} \quad [\text{N/mm}^3] \quad \cdots(2.3-43)$$

n : 繊維方向置換係数(樹種にかかわらず $n=5$)

E_0 : $\min.\{\text{横架材、雇い鎌材の繊維方向ヤング係数} \quad [\text{N/mm}^2]\}$

$$C = \sqrt{\frac{(W-b)/2}{H/2}} = \sqrt{\frac{(120-24)/2}{120}} = 0.632 \quad \cdots(2.3-44)$$

雇い鎌の首が十分に太いとする、雇い鎌のアゴ部分の面圧降伏耐力： F_{Ey} が、仕口の降伏耐力： T_y となる。 $T_y = 2e \cdot H/2 \cdot F_{E0}$ $\cdots(2.3-45)$

F_{E0} :雇い材の基準支圧強度 $[\text{N/mm}^2]$

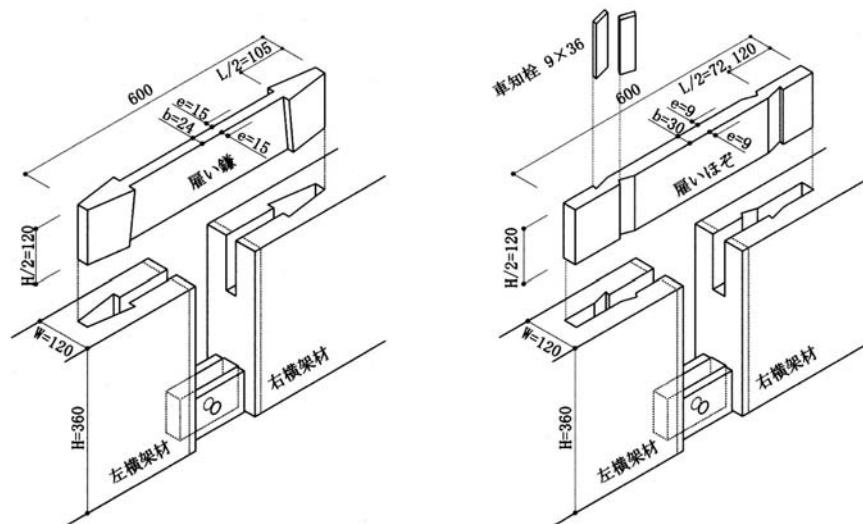


図 2.3-2-2 雇い鎌、雇い車知の試験仕様

(4) 雇い車知仕口

既往の算定式がないため、車知栓の厚さを e に置換え(3)と同様の方法を採用。車知栓の密度を 0.65 と想定し回帰計算により $E_0 = 11005 \text{ N/mm}^2$ 、車知栓と雇いほぞが一体でないことから低減係数を雇い鎌の半分 $C = 0.316$ と仮定して、性能推定を行う。

車知栓の回転による横架材の開きよりも下記の降伏が先行すると

$$\text{仮定すると、雇い車知仕口の降伏耐力: } T_y = \min.\{F_{Ey}, N_{y\text{車}}\} \quad \cdots(2.3-46)$$

$$\text{横架材木口の面圧降伏耐力: } F_{Ey} = 2e \cdot H/2 \cdot F_{E0} \quad \cdots(2.3-47)$$

$$\text{車知栓の等変位めり込みによる降伏耐力: } N_{y\text{車}} = \frac{eHE_{90}}{Z_0} \delta \quad \cdots(2.3-48)$$

$$\delta = \frac{Z_0 F_E}{E_{90} \sqrt{C_{xm} C_{ym}}} \quad \cdots(2.3-49) \quad \text{ここで、} C_{xm} = 1 + \frac{4Z_0}{3 \times H/2} \quad C_{ym} = 1 + \frac{4Z_0}{3ne}$$

Z_0 : 車知栓幅、 $F_E = 2.4/3 F_{cvf}$

F_{cvf} : 車知材の基準めり込み強度(くり、なら…相当) $[\text{N/mm}^2]$

(5) 弾性域におけるモーメント抵抗性能の推定値

式(2.3-1)～(2.3-49)に試験での値を代入してまとめた結果を表 2.3.2-1 に示す。

表 2.3.2-1 タイプ別の特徴値一覧(弾性域, 特記なき欄は計算値)

タイプ ＼ 特性値	I 上:引きボルト 下:引きボルト	II 上:引きボルト 下:ほぞ差込栓	III 上:ほぞ差込栓 下:ほぞ差込栓	IV 上:雇い車知 下:ほぞ差込栓	V 上:雇い鎌 下:ほぞ差込栓
x_{p1} [mm]	97.70	151.54	94.85	107.45	143.24
x_{p2} [mm]	97.70	54.53	94.85	69.18	66.84
K_{TH} [N/mm]	18267.6	18267.6	7383.08	9146.13	19526.3
K_{TL} [N/mm]	18267.6	7383.08	7383.08	7383.08	7383.08
M_{1R} [kNm]	3.120	2.436	1.05	1.334	2.308
M_{2R} [kNm]	8.329	3.350	2.728	2.705	2.934
M_R [kNm]	11.449	5.786	3.778	4.039	5.242
M_{1L} [kNm]	3.120	1.038	1.05	1.128	1.129
M_{2L} [kNm]	8.329	5.340	2.728	4.382	4.569
M_L [kNm]	11.449	6.378	3.778	5.510	5.698
M_3 [kNm]	—	1.674	1.07	1.674	1.674
M_4 [kNm]	—	—	—	0.555	0.422
ΣM [kNm]	22.898	13.838	8.626	11.223	12.614
θ_{y1} [rad]	0.0116	0.0079	0.00994	0.00954	0.00854
θ_{y12} [rad]	0.0222	0.02685	0.015	0.0525	0.0371
θ_{y2} [rad]	0.0116	0.0139	0.00994	0.0128	0.0131
θ_{y21} [rad]	0.0222	0.033	0.015	0.0230	0.0228
θ_{y3} [rad]	—	0.0116	0.0113	0.0116	0.0116
θ_{y4} [rad]	—	—	—	0.0112	0.0106
$K_{\theta R}$ [kNm/rad]	986.98	732.40	380.08	423.38	613.82
$K_{\theta L}$ [kNm/rad]	986.98	458.85	380.08	430.39	434.96
$K_{\theta 3}$ [kNm/rad]	—	143.79	94.76	143.79	143.79
$K_{\theta 4}$ [kNm/rad]	—	—	—	49.84	39.87
ΣK_{θ} [kNm/rad]	1973.96	1335.04	854.92	1047.4	1232.44
T_{yH} [kN]	47.22	47.22	19.90	22.98	80.64
ΣN_{y1} [kN]	35.86	18.76	12.39	14.05	18.72
T_{yL} [kN]	47.22	19.90	19.90	19.90	19.90
ΣN_{y2} [kN]	35.86	20.50	12.39	17.82	18.41
$K_{TH}(\text{test})$ [N/mm]	—	≈ 20000	(≈ 7500)	≈ 10000	≈ 16666
$M_y(\text{test})$ [kNm]	18.11	14.72	9.27	9.98	8.73
$\theta_y(\text{test})$ [rad]	0.0117	0.0123	0.0127	0.0086	0.0067
$K_{\theta}(\text{test})$ [kNm/rad]	1547.86	1196.75	729.92	1160.47	1302.99

表 2.3.2-1 をもとに計算値と実験値を比較する。各タイプにおけるモーメント抵抗性能の計算値は、①右側接合部、②左側接合部、③長ほぞ部分のめり込み、④雇い材のめり込みの和とするが、①～④は降伏の時期が異なるため、降伏した部位の回転剛性を順次低減し

足し合わせた複数の直線によって評価する。したがって単純に比較できないが、 $\Sigma M/M_y(\text{test})$ はタイプV(上鎌)を除き 0.93～1.26 となった。 $\Sigma K_\theta/K_\theta(\text{test})$ は 0.78～1.17 である。IV(上車知)、V(上鎌)で、計算値が実験値を下回る結果となった理由として施工精度の高さ、剛性評価における低減係数の見方の影響が考えられる。降伏変形角 θ_y については、脆性破壊したIV(上車知)、V(上鎌)では、計算値に比べ早い段階で降伏が起こったことから、想定される破壊モードに対応した評価(低減)法が必要と考える。上仕口の引張剛性 $K_{TH}/K_{TH}(\text{test})$ では、実験値はめり込みの影響を含むものの、計算値との良い対応を示した。また、計算値 $T_{yH}/\Sigma N_{y1}$ は右側接合面における上下仕口接合具の耐力バランスを、 $T_{yL}/\Sigma N_{y2}$ は左側接合面における上下接合具の耐力バランスを示すが、II(上ボルト)、V(上)の右側接合面以外は、降伏耐力のバランスの取れた仕様であると評価できる。

2.4 塑性域におけるモーメント抵抗性能の推定

2.4.1 タイプ別の算定

続いてタイプ別に、接合部の終局モーメントと靱性の算定を行う。上下仕口が違うタイプでは、正確にはそれぞれの終局時期が異なるが、ここでは上下各仕口の終局モーメントを求め、それぞれを足し合わせることで接合部の終局モーメントとみなす簡便な方法を採用する。

(1) タイプⅠ：上下ボルト

接合部の終局モーメントは、①座金から横架材木口へのせん断破壊、②柱の曲げ破壊、③梁の曲げ破壊いずれかの最小値で決まる。

靱性は、降伏モーメントから終局モーメントまでの間の塑性変形における2次勾配を1次勾配の1/12～1/6とみなして²⁹⁾、終局変形角 θ_u の推定を行う。ここでは、接合部における各接合具が「脆性破壊をせず、めり込みで長く粘る」とものと仮定して、以下のタイプの靱性も同様に求めるものとする。

①座金から横架材木口へのせん断破壊

横架材座金からの終局せん断耐力： $N_{us1}=A_{s1}F_s$ …(2.4-1)

ここで、 A_{s1} ：定着部から横架材木口までのせん断面積[mm²]

F_s ：横架材(米マツ)の基準せん断耐力[N/mm²]

その時のモーメント： $M_{us1} : N_{us1}(x_j - x_{p1}/3C_x)$ …(2.4-2)

※以下、 x_j 、 x_{p1} 等は当該試験体における寸法、または算定値とし、めり込み合力位置から

圧縮側横架材縁までの距離は、文献²⁹⁾より $x_p/3C_x$ として算定する。なお C_x は接合部上下仕口において異なるため、当該部の値を用いる。

② 柱の曲げ破壊

$$\text{柱の終局曲げモーメント} : M_{cu1} = Z_{c1} F_{bc} \quad \dots(2.4-3)$$

ここで、 Z_{c1} ：柱の引きボルト穴位置の欠損を考慮した断面係数[mm³]

F_{bc} ：柱材の基準曲げ強度(ヒノキ E110)[N/mm²]

③ 横架材の曲げ破壊

$$\text{横架材の終局曲げモーメント} : M_{Bu1} = Z_{B1} F_{bB} \quad \dots(2.4-4)$$

ここで、 Z_{B1} ：横架材の座金掘位置の欠損を考慮した断面係数[mm³]

F_{bB} ：横架材の基準曲げ強度(米マツ E110)[N/mm²]

(2) タイプⅡ：上ボルト

終局モーメントは上記①～③と、下仕口では④ほぞのせん断破壊、⑤込栓の破壊のいずれかの最小値で決まる。ただし、柱や横架材における欠損の度合いが異なるので②´、③´とする。

$$\text{②´ 柱の終局曲げモーメント} : M_{cu2} = Z_{c2} F_{bc} \quad \dots(2.4-5)$$

ここで、 Z_{c2} ：柱のほぞ穴位置の欠損を考慮した断面係数[mm³]

$$\text{③´ 横架材の終局曲げモーメント} : M_{Bu2} = Z_{B2} F_{bB} \quad \dots(2.4-6)$$

ここで、 Z_{B2} ：横架材ほぞ部分の断面係数[mm³]

④ ほぞのせん断破壊

$$\text{ほぞ込栓穴からの終局せん断耐力} : N_{us2} = A_{s2} F_s \quad \dots(2.4-7)$$

ここで、 A_{s2} ：ほぞ穴から横架材木口までのせん断面積[mm²]

$$\text{その時のモーメント} M_{uh} : N_{us2} (x_i - x_{p2}/3C_x) \quad \dots(2.4-8)$$

⑤ 込栓の曲げ破壊、およびせん断破壊

込栓の終局曲げモーメントは、2.3.2(1)で求めた M_y の値を用いる。

終局せん断耐力は 2.3.2(1)より、 $P_{Qy} \times \kappa = 1.5P_{Qy}$ となり、

$$\text{その時のモーメント} M_{ud} : 1.5P_{Qy}(x_i - x_{p2}/3C_x) \quad \dots(2.4-9)$$

(3) タイプⅢ：上下ほぞ

終局モーメントは、(2)の②´から⑤の最小値を採る。

(4) タイプⅣ：上車知

終局モーメントは、②' から⑤に加え、⑥雇いほぞの車知栓先のせん断破壊、⑦車知栓の圧縮破壊の最小値とする。

⑥雇いほぞ(ヒノキ)の車知栓先のせん断破壊

$$\text{雇いほぞの車知栓からの終局せん断耐力} : N_{us3} = A_{s3} F_s \quad \dots(2.4-10)$$

ここで、 A_{s3} ：車知栓位置から雇い材木口までのせん断面積[mm²]

F_s ：雇いほぞの基準せん断耐力[N/mm²]

$$\text{その時のモーメント} M_{uy1} : N_{us3} (x_j - x_{p1}/3C_x) \quad \dots(2.4-11)$$

⑦車知栓の圧縮破壊

$$\text{車知栓の終局圧縮強度} : N_{uc} = A_c F_c \quad \dots(2.4-12)$$

ここで、 A_c ：車知栓が圧縮力を受ける面積[mm²], F_c ：車知栓密度を 0.65 とした時の回帰計算による基準圧縮強度[N/mm²]

$$\text{その時のモーメント} M_{uc} : N_{uc} (x_j - x_{p1}/3C_x) \quad \dots(2.4-13)$$

(5) タイプⅤ：上鎌

終局モーメントは、②' から⑤に加え、⑧鎌のアゴ先部分のせん断破壊のいずれかの最小値を採る。

⑧鎌のアゴ先部分のせん断破壊

$$\text{雇い鎌アゴ先の終局せん断耐力} : N_{us4} = A_{s4} F_s \quad \dots(2.4-14)$$

ここで、 A_{s3} ：車知栓位置から雇い材木口までのせん断面積[mm²]

F_s ：雇い鎌材(ヒノキ)の基準せん断耐力[N/mm²]

$$\text{その時のモーメント} M_{uy2} : N_{us3} (x_j - x_{p1}/3C_x) \quad \dots(2.4-15)$$

(6) 塑性域におけるモーメント抵抗性能の推定値

以上より、具体的な試験仕様の寸法を代入して算定した結果をまとめて表 2.4.1-1 に示す。また、 θ_u は平均をとって一次勾配の 1/8 として、 ΣK_θ を表 2.3.2-1 の値として次式により求めた。

$$\theta_u = \theta_y + (M_u - M_y) / \Sigma K_\theta / 8 \quad \dots(2.4-16)$$

$$\text{塑性率} \mu = \theta_u / \theta_y \quad \dots(2.4-17)$$

表 2.4.1-1 タイプ別の特性値一覧(塑性域) 単位 N [kN]、 M [kNm]

タイプ	I 上下ボルト	II 上ボルト	III 上下ほぞ	IV 上車知	V 上鎌
① N_{us1}	62.21 ※1	62.21 ※1	—	—	—
M_{us}	20.10×2	20.10	—	—	—
② M_{cu}	24.68	18.2(24.68)	18.20	18.20	18.20
③ M_{Bu}	62.61	23.79	23.79	23.79	23.79
④ N_{us2}	—	10.89	10.89	10.89	10.89
M_{uh} ※2	—	3.39×2	3.32×4	3.37×2	3.37×2
⑤ M_{ud}	—	8.86	9.10×2	9.23	9.23
⑥ N_{us3}	—	—	—	28.22	—
M_{uy1}	—	—	—	8.00	—
⑦ N_{uc}	—	—	—	67.39	—
M_{uc}	—	—	—	19.10	—
⑧ N_{us4}	—	—	—	—	52.92
M_{uy2}	—	—	—	—	14.70
M_u 上仕口	20.10	20.10	6.64	8.00	14.70
M_u 下仕口	20.10	6.78	6.64	6.74	6.74
M_u	24.68	21.44 ※3	13.28	14.74	18.20
θ_u	0.0188	0.0548	0.0532	0.0377	0.0461
M_y ※4	22.90	10.55	8.50	9.99	10.53
θ_y ※4	0.0116	0.0079	0.00994	0.00954	0.00854
μ	1.62	6.94	5.35	3.95	5.40
M_u (test)	29.27	24.55	12.45	15.70	13.60
θ_u (test)	0.098	0.115	0.087	0.073	0.026
M_{max} (test)	34.78	28.15	13.86	17.33	14.82

※1 セン断面積は3辺(コの字)のうちの2辺として算定

※2 左右横架材のほぞ穴先面積を合わせて算定

※3 柱欠損の度合いが上下仕口で異なるため上下の平均値として算定

※4 表 2.3.2-1 中の θ_y の最小値とし、その時のモーメントを M_y (算定法は別途記述)とする

終局モーメント M_u は、タイプ I (上下ボルト)、II (上ボルト)では柱の曲げ(②)で、III (上下ほぞ)ではほぞのせん断(④)、IV (上車知)の上仕口はやといほぞのせん断(⑥)、下仕口はほぞのせん断(④)で、V (上鎌)は柱の曲げ(②)で各々決まるという算定結果となった。試験結果と比べタイプ V を除き、 M_u については概ね安全側の推定ができたが、終局変形角 θ_u の推定に関しては課題が残った。 θ_u の推定値と実験値との開きの原因には、I、II、V については柱材の基準強度が下限値により定められていること、III、IV (下仕口)については基準せん断耐力の運用法に、ほぞ穴による拘束効果や複合応力を受ける場合など実態に即した評価が含まれていないことが考えられる。一方めり込みで長く粘るとの仮定に反し脆性破壊したIV、V の上仕口については、雇い材等の寸法設計に問題があったとする方が妥当と考える。すなわち、IV では車知栓素材の吟味、横架材の柱への大入れ寸法の増加、IV と V

に共通で雇い材のせん断面積の十分な確保が求められる。

2.4.2 算定値と試験結果の比較

弾性域を含め、これまでのモーメント抵抗性能推定結果と試験結果とを図 2.4.2-2 に併せて示す。また図 2.4.2-1 は部位別に異なる θ_y 、 K_θ の計算値の扱いについての概説であり、順次降伏した部分の回転剛性を $1/6$ にして足し合わせる方法とした。各部の降伏後の回転剛性を初期の $1/6$ としたのは、使用材料における欠点の少なさ、施工精度の高さ、2.2.1 で触れ、2.3.2②では算入しなかった大入れ部分横架材のめり込み抵抗効果等を勘案して判断したものである。

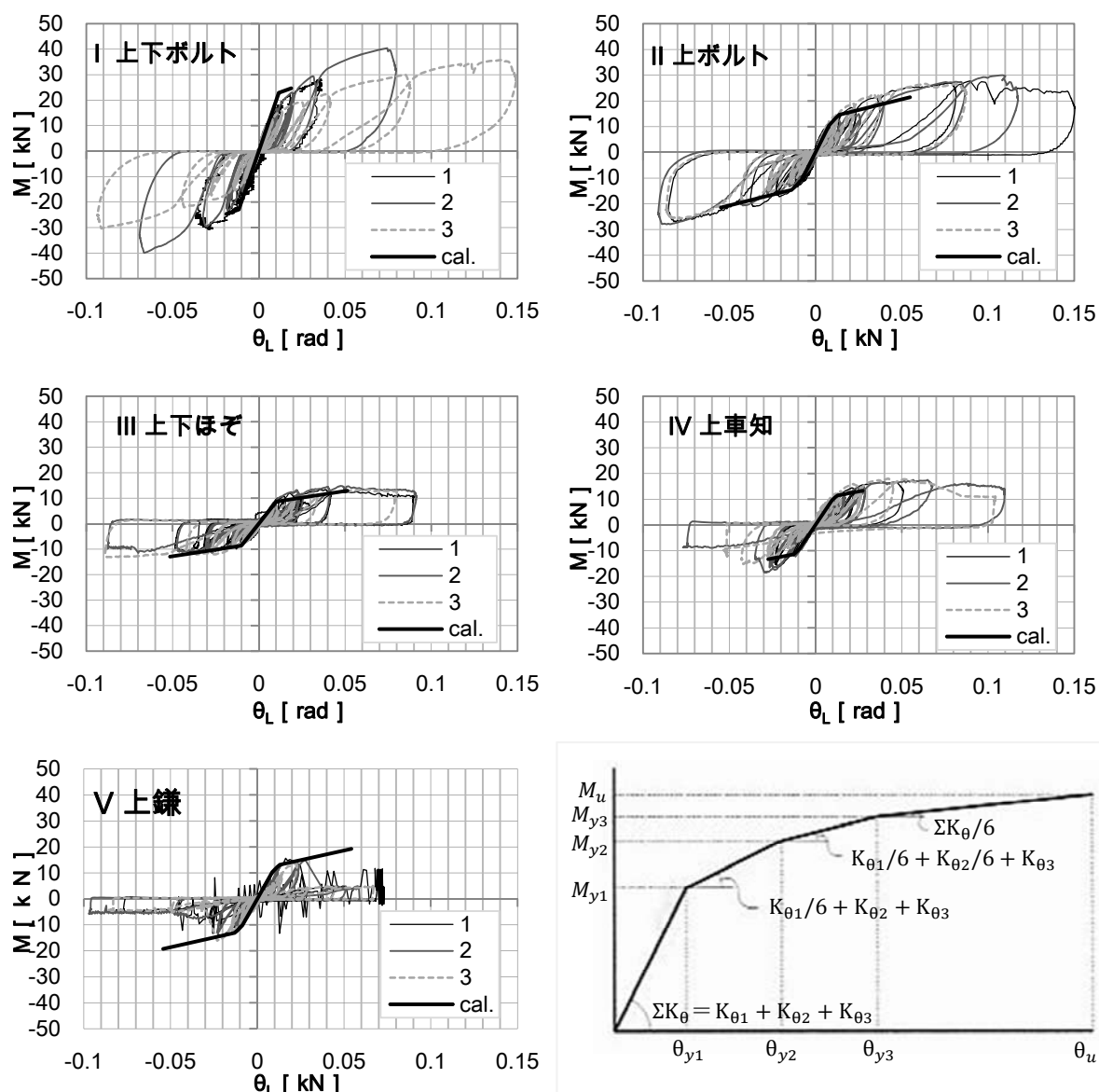


図 2.4.2-2 M- θ_L 関係(実験値と計算値比較)

図 2.4.2-1 計算結果の処理方法

図 2.4.2-2 より、図 2.4.2-1 の M_{y3} までの範囲(弾性域とする)において、片持ち梁モデルによる計算値は実験結果をよく推定できた。また、順次降伏した部分の回転剛性を 1/6 にして足し合わせる方法は、めり込み要素を主とした接合部のモーメント抵抗性能の推定に有効であると考ええる。

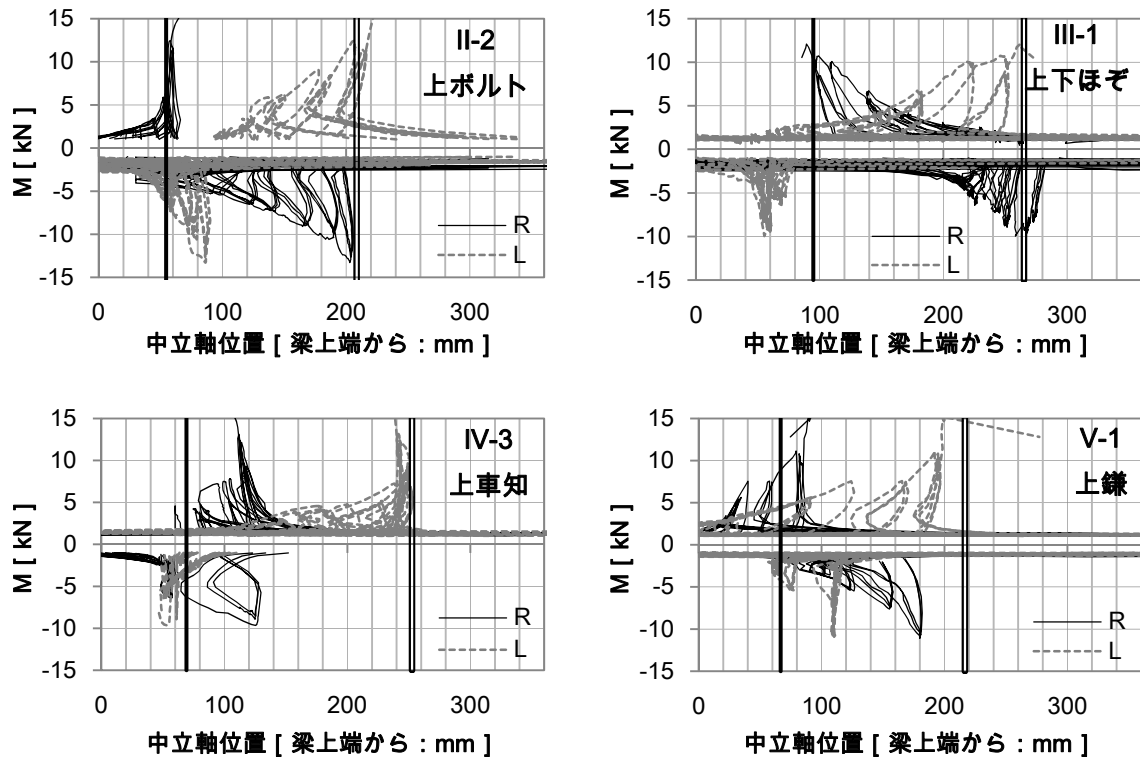


図 2.4.2-3 左右接合部における回転中立軸位置の移動と計算値

※縦線が計算値；2重線： x_{p1} ，太線： x_{p2}

タイプ別に、左右接合部における回転中立軸移動の例について、図 2.4.2-3 に、表 2.3.2-1 中の回転中立軸の算定値(x_{p1}, x_{p2})と併せて示す。縦線のうち2重線は下仕口仕様と上仕口のめり込みで決まる x_{p1} を、太線は上仕口仕様と下仕口のめり込みで決まる x_{p2} を指す。図 2.4.2-3 を概観すると、弾性域では一定との仮定に反し、荷重増大による中立軸位置の移動がみられるが、総じて算定値と接合部の挙動とは符合しており、弾性域における算定法には一定の有効性が示されたと考える。ただし、弾性域での値を示す算定値は塑性域での値に近い結果となった。

2.5 まとめと今後の課題

本章では、伝統的な要素を用いた柱－横架材十字型接合部のモーメント抵抗性能について、接合部試験を行い、片持ち梁モデルをもとに弾性域・塑性域における性能の推定を行った。得られた知見を以下にまとめとして列挙する。

(1) 接合部試験

- ・引きボルトを含む伝統的な柱－横架材接合部のモーメント抵抗性能や、タイプ別・仕口別の特徴や可能性を確認した。
- ・今回の柱－横架材接合部において、降伏変形角 θ_y は $1/60 \sim 1/120\text{rad}$ 、終局変形角 θ_u は $1/10\text{rad}$ 前後、 M_u/M_y は 1.5 前後であった。
- ・上下仕口各々に抵抗要素を配することで、接合部のモーメント抵抗性能の増大と共に、一方が脆性破壊した場合や終局時での接合部全体の崩壊防止効果にも期待できる。
- ・雇いほぞ車知栓仕様において破壊モードの違いによるエネルギー吸収性能の差は顕著である。

(2) 接合部性能の推定・評価

- ・弾性域における十字型接合部のモーメント抵抗性能は、片持ち梁モデルに基づき、既存式の適用により精度よく推定できた。
- ・塑性域での性能を評価するためには、各仕口が脆性破壊しない寸法設計や部材の品質管理が、その前提として不可欠であり、一方、状況に応じた材料強度の適切な評価・運用法も要求される。
- ・長ほぞ差仕口のように、脆性破壊後も安全性を担保できるような場合には、終局時の変形角評価を別途定めてもよいと考える。
- ・タイプ毎に、表 2.3.2-1 における値を用いて降伏モーメントを $M_y[\text{kNm}] = \sum K_\theta \times \theta_{y(\min.)}$ によって算定すると、上下ボルト： $M_y = 22.90$ 、上ボルト： $M_y = 10.55$ 、上下ほぞ： $M_y = 8.50$ 、上車知： $M_y = 9.99$ 、上鎌： $M_y = 10.53$ が得られた。
- ・同様に表 2.4.1-1 における $M_u[\text{kNm}]$ と μ の値を用いて、タイプ毎に $M_u 0.2\sqrt{2\mu - 1}$ を求めると、上下ボルト：7.39、上ボルト：15.39、上下ほぞ：8.27、上車知：7.74、上鎌：13.42 が得られた。ここで上下ボルトの評価が低いのは、 M_y の算定値が高かったことと柱材の曲げ強度によって決定した M_u の値が実験結果よりも低かったことが原因であるが、むしろ、住宅レベルに相応しい材料の断面寸法においては、許容できるモーメントの値には限界があると捉えるべきであると考えられる。

(3) 今後の課題

- ・車知栓を用いた仕口のエネルギー吸収性能、剛性、耐力について、力学モデルにより明らかにする。
- ・より実情に即したタテ圧縮におけるせん断現象や、込栓穴先のほぞの曲げせん断性能評価に関する知見を積み重ねる必要がある。
- ・雇い材と横架材間におけるモーメント伝達効率について、明らかにする必要がある。

各タイプはそれぞれ、通し柱－横架材、土台－柱、柱頭－横架材の仕口としてポピュラーな「ほぞ差し込栓打」、No.4 では柱－足固め仕口として用いられた「ほぞ差し割楔締め」、伝統的な木造建築物の横架材－小屋束に用いられてきた「寄蟻」、現代の木造住宅の梁－桁、大梁－小梁など横架材同士の仕口に多用される蟻仕口の要素を含む「兜蟻」の4タイプである。参考までに No.4 における使用箇所を図 3.1.1-2 の矩計図中に示す。

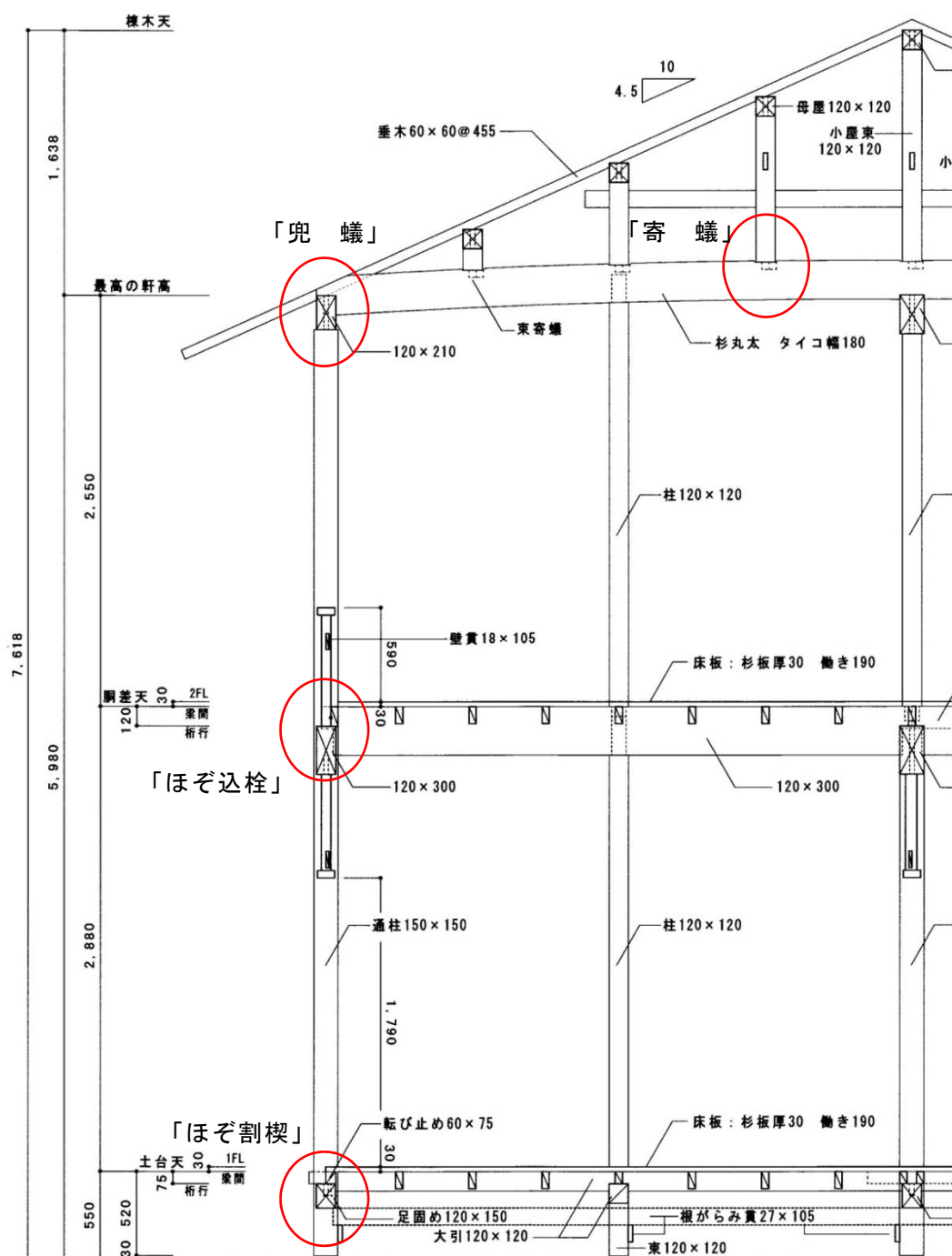


図 3.1.1-2 No.4 における各タイプの使用部位

また4種類の仕口は図3.1.1-3に示すように、標準的といえる寸法で構成されている。各タイプを以下「ほぞ込栓」、「ほぞ割楔」、「寄蟻」、「兜蟻」と略して称する。

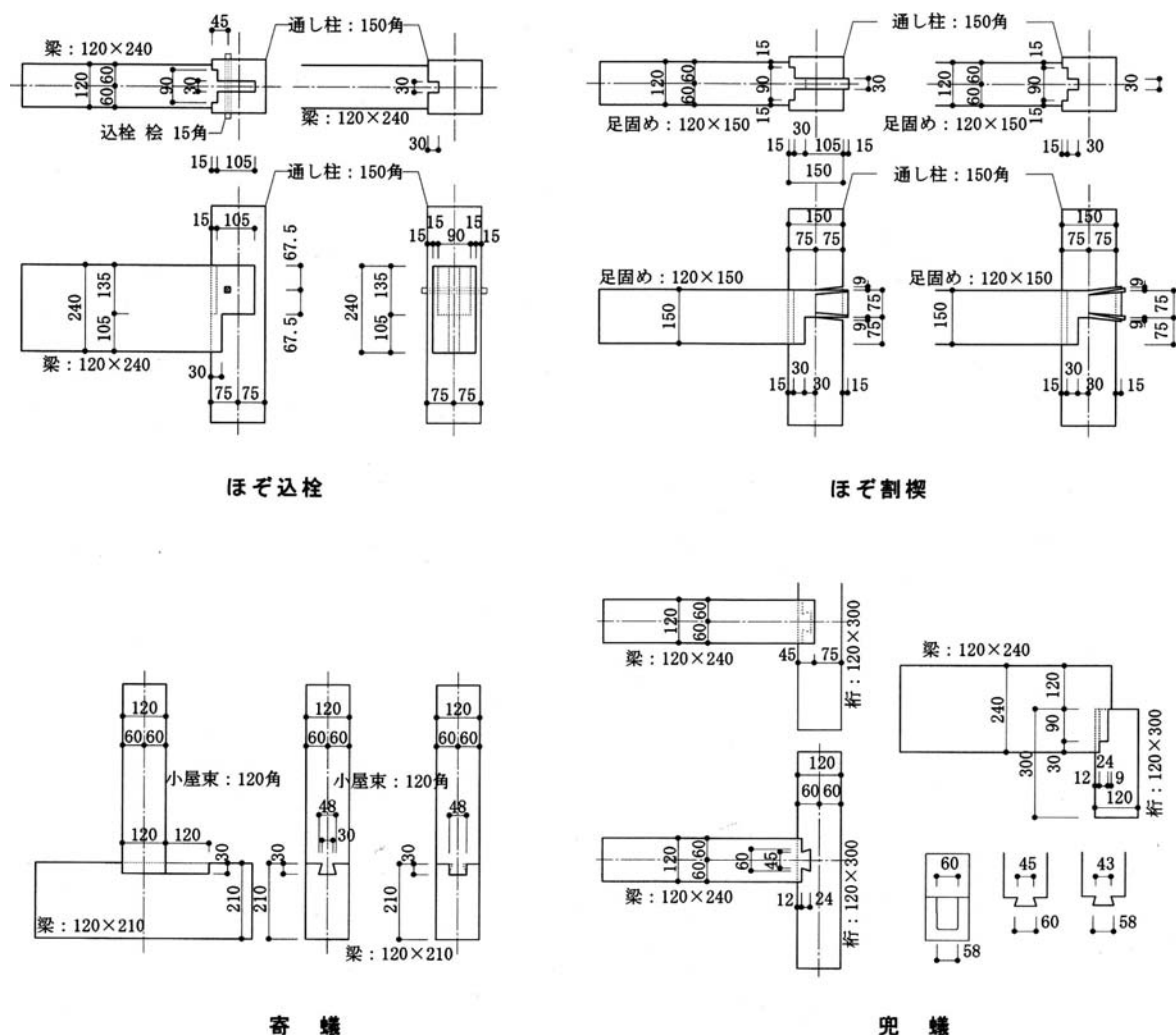


図 3.1.1-3 各タイプの詳細寸法

(3) 既往研究

2章で触れたほぞ込栓は除いて、割楔や蟻を用いた仕口の引張性能に関する研究について概観する。飯塚らは、母材にヒノキとベイツガ用いた和風継手の引張耐力試験において、蟻掛、ほぞ割楔締、地獄ほぞ差、ほぞ差込栓などの引張性能の比較を行っている^{30) 31)}。(仕口の詳細寸法が不明な箇所があるため単純比較はできないが、)母材がヒノキ材の場合、最大耐力(kg)は、ほぞ差込栓(1400)＞地獄ほぞ差(960)＞割楔締め(638)＞蟻掛(533)の順に高く、引張剛性(kg/mm)は、地獄ほぞ差(4150)＞ほぞ差込栓(3920)＞割楔締め(2500)＞蟻掛

(310)という試験結果を示した。また、割楔締めにおけるくさび材をナラと鋼材の2種類として、その比較についても述べている。それによると、くさびが鋼材の場合剛性はほぼ変わらないが最大耐力はナラくさびの場合の2.2倍であり、最大耐力まで荷重は直線的に増大したという結果が報告されているが、くさびしろは3mm程度しかなく、埋め込み深さは40mm程度と浅い。

北守らは、柱-貫接合部のモーメント抵抗におけるくさび材の最適打ち込み深さの算出方法の提案³²⁾³³⁾を行っている。楔に作用する平均面圧応力が、比例限度力になるような打ち込み量が最適値である、という仮説に基づいたもので、初期支圧力が大きいとめり込み降伏が早まること、比較的勾配の緩い(5°～10°)くさびを用いると、くさび-貫-柱間の嵌合を安定させ、塑性変形能力を発揮させるという結論を示した。

蟻仕口の性能に関する最近の研究例には、塚崎らによる一連の報告^{34)～40)}がある。それらはプレカットシステムを用いた腰掛け蟻仕口を対象としたものであり、伝統的な仕口形状とは多少異なるが、仕口の寸法形状を変化させた場合の引張などの性能の変化について、蟻幅・腰幅を増大させても引張性能にはあまり変化が見られないこと(ただし鉛直方向のせん断には有効)、蟻成と腰成の寸法における最適な関係についての考察、仕口長さに対して腰掛長さの割合が小さい方が引張強度特性が優れることなどを示した。

田島は、引き独鋤と寄蟻T字型接合部の引張試験から、それぞれの P - δ 関係の特徴や破壊モード、引張耐力の検証などを行った⁴¹⁾。

3.1.2 試験概要

(1) 材料と物性

各タイプとも、接合部を構成する男木と女木材にはスギE70程度の天然乾燥材を、接合具は、込栓にはヒノキ15mm角を、楔(クサビ)にはシラカシ厚0～13.5×巾30×長さ100mmを用いた。試験体はタイプ毎に3体とした。

(2) 試験方法

万能試験機(AG-IS/島津)により、2mm/minの速度で単調引張加力した。なお、試験概要等を図3.1.2-1に示すように、接合部に曲げが生じないように加力芯位置と女木固定位置を適宜調整した。加力は相対変位30mmまで、または耐力を失うまでを目安に行ったが、「兜蟻」については女木の割裂が固定用アンカー位置に達する手前で加力終了とした。各タイプとも男木は厚さ10mmの鉄板で両側からはさみ込み、接合金物用ビス(TBA-65D/タナカ：許容耐力3kN)を片側5本ずつ計10本打込んで固定した。女木はボルトM16、

座金 80×80×t9mm で鉄骨治具に固定した。変位計は SDP-200 を加力点位置をはさんで対称になるよう配し、その平均値を男木と女木の相対変位とした。図 3.1.2-2 にタイプ毎の試験状況を示す。ただし「兜蟻」については 1 体目の試験結果（女木上端の割裂の影響）を踏まえ、2 体目から変位計の設置位置と本数を変更した。

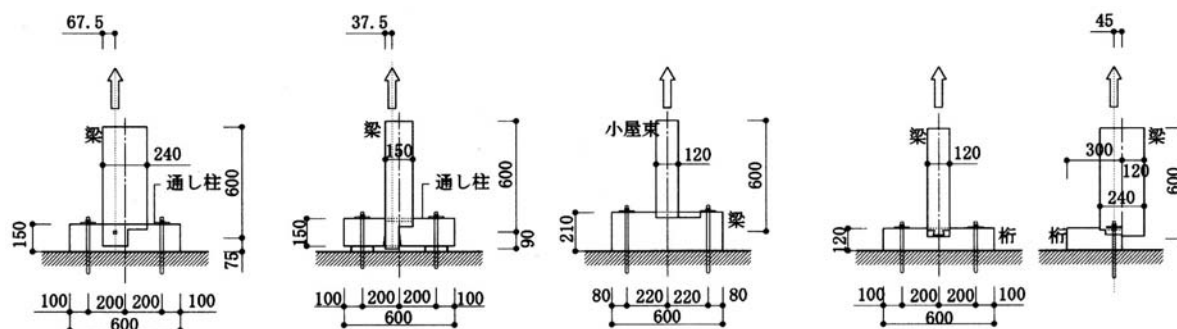


図 3.1.2-1 タイプ毎の女木の固定位置と加力芯位置

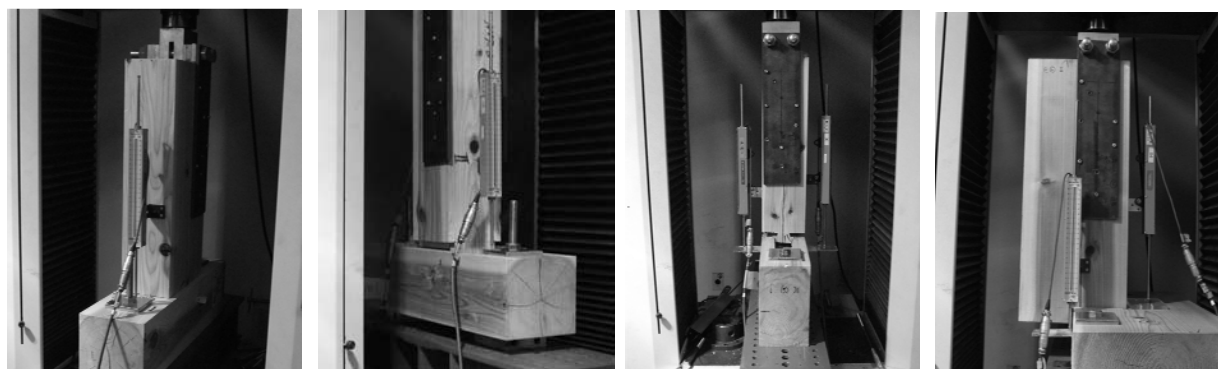


図 3.1.2-2 各タイプの試験状況（左から ほぞ込栓、ほぞ割楔、寄蟻、兜蟻）

3.2 試験結果と考察

3.2.1 タイプ別の挙動と破壊モード

(1) 試験体タイプ毎の特徴－損傷過程と破壊モード－

写真 3.1.2-3～3.1.2-6 にタイプ毎の損傷過程と破壊性状、解体後の状況などを示す。タイプ毎の各 3 体ともに同様の傾向が観察された。

「ほぞ込栓」は、ほぞのせん断と込栓の曲げせん断性能に開きがあるため、3 体とも込栓の曲げせん断破壊により破壊したが、栓の曲げが起こった後も粘り強い挙動を示した。

「ほぞ割楔」では変位 60mm 以上まで加力を行ったが、一気に耐力低下を引き起こすよ

うな脆性破壊は見られなかった。代表的な破壊性状は、男木両端部の女木木口面との摩擦による引張圧縮破壊であるが、3体のうち1体では男木にあった節周りの目切れが原因で、男木が圧縮破壊した。

「寄蟻」では女木の段階的な圧壊により、女木に対し相対的につぶれにくかった男木の引き抜けが順次進行し、また男木の引き抜けに伴う摩擦力により女木の割裂も併発した。ただ耐力は低いものの、 $0.8P_{max}$ に至るまでには20mm程度の変位を要するように、粘り強い仕口であるともいえる。

「兜蟻」では、女木木口面が男木にめり込み、その摩擦力により女木仕口隅角部からの亀裂が進行したが、亀裂の進行にもかかわらず耐力は漸増した。ただし引張性能に関していえば、兜蟻は腰掛蟻・大入れ蟻仕口と区別する必要はないと思われる

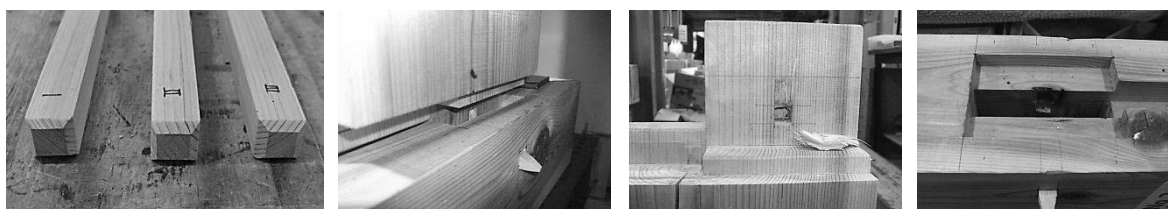


図 3.2.1-3 ほぞ込栓

(左より、打込み前の込栓、男木の抜けと込栓の破断、解体後の男木とちぎれた込栓)

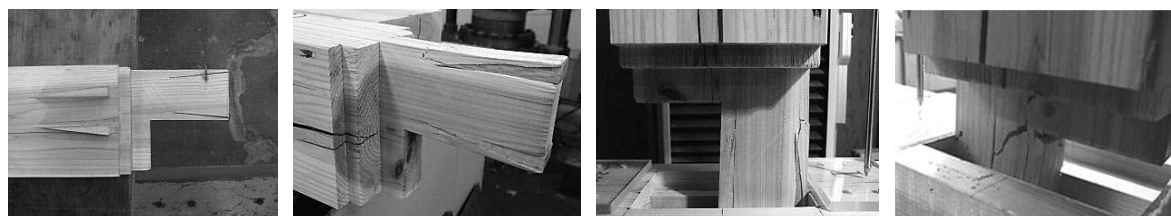


図 3.2.1-4 ほぞ割楔

(左より、打込み前の楔、解体後の男木、男木端部の圧縮・引張破壊、節まわりの割れ)



図 3.2.1-5 寄蟻

(左より、女木の圧壊と割裂、女木上端の割裂、解体後の女木、解体後の男木：健全？)



図 3.2.1-6 兜蟻

(左より、女木側面の割れ、女木上端の割れ、解体後の女木、解体後の男木)

(2) $P-\delta$ 関係

試験結果の $P-\delta$ 関係をタイプ毎に図 3.2.1-7 に示す。以下グラフをもとにタイプ毎に考察を加える。明確な破壊を判断しにくい「ほぞ割楔」では引抜き変位 δ が 70mm を越えるまで加力した。

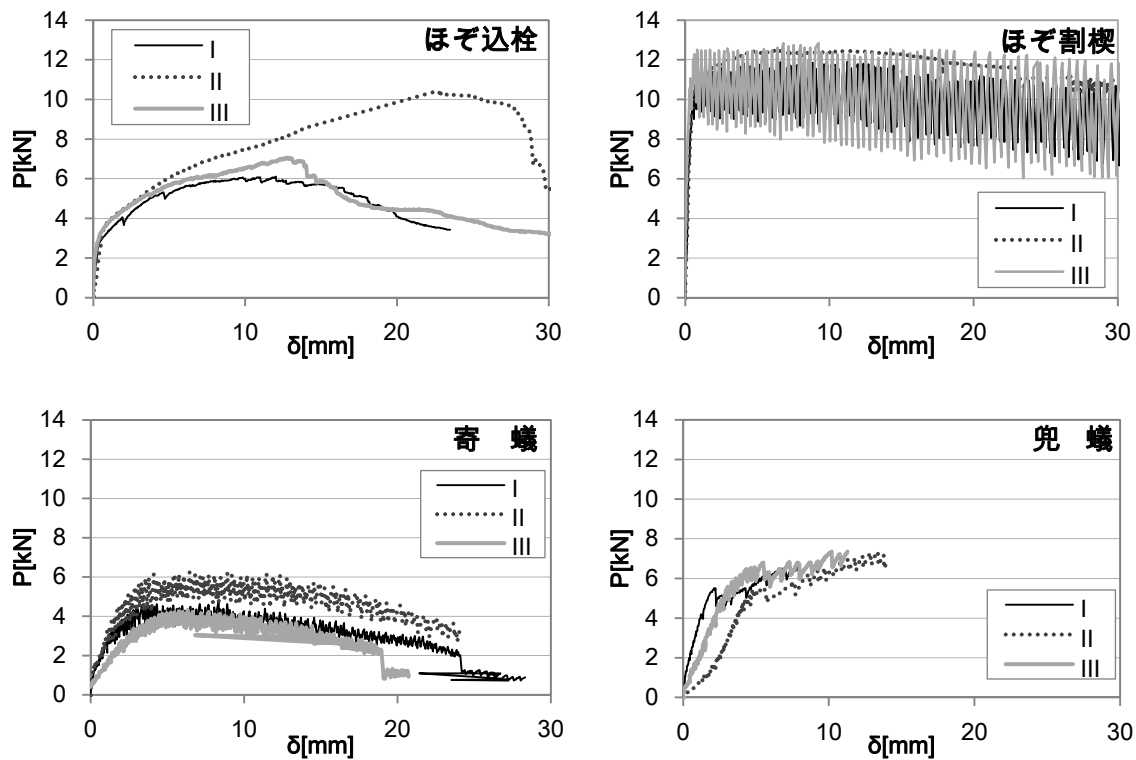


図 3.2.1-7 各タイプの $P-\delta$ 曲線

「ほぞ込栓」は 3 体とも荷重 3 kN 付近から込栓の曲りが目視確認できるようになり、5 kN 過ぎぐらいから込栓のめり込みに伴う音が観察された。3 kN 付近に込栓の曲げ降伏時期が、5 kN 付近に込栓のせん断破壊の開始時期があると推察される。変位が 15mm を越えとほぞの込栓穴が見えるようになるが、そこに至っても込栓が完全に破断することではなく、試験体 II を除き、ゆるやかに荷重低下しながら変位が増大した。試験体 II のみ変

位が 20mm を越えるまで荷重が増大し続けたが、ほぞや込栓の材質には他の試験体との目立った違いは確認できず、理由の特定はできなかった。

「ほぞ割楔」は 3 体ともほとんど男木が女木から抜け出すことなく、10kN 付近まで荷重が直線的に増大した。降伏は、男木側面テーパ部のめり込みによって決まると思われるが、降伏後は少し抜け出しては音を立てて止まるということを繰り返して緩やかに荷重低下した。試験体Ⅱの降伏後の挙動が他と異なるのは、ほぞ部にある節の影響でほぞ内部が圧縮破壊したと関係があると考えられる(図 3.2.1-4)。なお加力前、くさびをほぞ部からの突出がないくらい打込んだ際、ほぞが割れ裂けるような音がした。荷重と変位の関係や、試験後解体時の観察結果から、負の影響はなかったものと考えたが、文献⁴⁰⁾によれば、打込み方などクサビの施工管理の仕方によっては、破壊モードや塑性域の挙動に影響を及ぼす場合があることが述べられている。すなわちくさび打込みの際のダメージによって、男木端部が曲げ破壊しやすくなり、塑性域における荷重の増大が見込めなくなる恐れについて。

「寄蟻」は蟻の首長さが 30mm しかないため、変位が 3mm 程度までしか荷重は増加しなかった。荷重 1kN 程度、変位 0.2mm 程度に剛性が変化するポイントがあるが、その時の男木のめり込み量は 0.06mm 程度であり、めり込み降伏には早すぎると思われるため、女木が開き始め、男木と女木の接触面積が減少し出す時期に相当するものと思われる。

「兜蟻」は荷重 1kN ぐらいから音が観察され、3kN すぎから女木の割裂が目立ち始めた。その後 5kN あたりで降伏を迎え、割裂が進展しながらも耐力は低下しない。降伏は男木のめり込みによって決まる可能性があるが、グラフから割裂の開始時期を推定することは困難である。なお試験体ⅡとⅢについては変位計を 3 か所に設置したが、それらの平均値が試験体の挙動をうまく反映できなかったため、1 か所の変位計の値を用いてグラフ化を行っている。

「全体」を通してみると、今回の仕様にはほぞ込栓を除き、仕口を構成する男木が台形状の断面を持ち、男木のテーパ部(=接触面)におけるめり込みと接触面直交方向の摩擦力によって、引抜きに抵抗するという共通した機構があると考えられる。図 3.2.1-7 における降伏後のグラフからも荷重が上下に振れるギザギザとした独特の挙動が読み取れ、その荷重振幅の大きさは、寄蟻と兜蟻に比べほぞ割楔が極端に大きい。

(3) 付着－すべり現象と摩擦係数

そのギザギザとした挙動はクーロンの摩擦の第 3 法則、「静摩擦力は動摩擦力より大きい」ことに起因し、文献⁴²⁾では付着(stick)とすべり(slip)を繰り返す間欠運動として述べ

られている。そこでは図 3.2.1-8 に示すように、間欠運動における摩擦係数に関し、その極大値が静摩擦係数に、極大値と極小値の中央点が動摩擦係数に相当するという、解析結果が紹介されている。

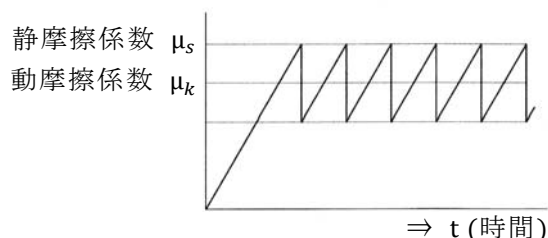


図 3.2.1-8 スティックスリップ現象と摩擦係数

また和泉らは、木材間等の摩擦係数に関する実験結果を報告し⁴³⁾、木材相互の静止摩擦係数は 0.31～0.85、同動摩擦係数は 0.30～0.68 であったこと、摩擦面における木目の違いによる摩擦係数の差異は顕著ではなかったことを示した。付された表から読み取ると、ヒノキ材相互の静摩擦係数と動摩擦係数の比は 1.17:1 程度である。

3.2.2 タイプ別の特徴と仕口の改良案

(1) 引張における特性値

P - δ 曲線を完全弾塑性置換して得られた各種特性値をタイプ別に表 3.2.2-1 に示す。表 3.2.2-1・図 3.2.1-7 をもとに特性値等の比較を行う。全体に、降伏耐力 P_y に比べ降伏変位 δ_y のバラツキが大きい傾向があるが、それは初期ガタの影響と思われる。終局耐力と降伏耐力の比： P_u/P_y を平均値で比較すると、ほぞ込栓が 1.67、他は 1.2～1.35 程度。 P_y と $2/3P_{max}$ の関係は、ほぞ割楔と寄蟻は同程度、ほぞ込栓は $2/3P_{max}$ の方が、兜蟻は P_y の方が高い。塑性率 μ は割裂の影響で早期に加力を終了した兜蟻を除きすべて 7 以上であり、中でもほぞ割楔の靱性には特筆すべきものがある。また、初期剛性 K は群を抜いて高いほぞ割楔を除き 1～4kN/mm 程度と低い、ほぞ込栓の場合には、込栓の樹種・引き勝手の有無等で剛性を高くできる可能性がある。

表 3.2.2-1 完全弾塑性モデルに基づく特性値

タイプ	番号等	P_y [kN]	δ_y [mm]	P_{max} [kN]	$2/3P_{max}$ [kN]	P_u [kN]	δ_u [mm]	K [kN/mm]	μ
ほぞ込栓	- I	3.20	0.82	6.11	4.07	5.49	18.06	3.91	12.87
	- II	5.14	3.19	10.36	6.91	8.89	28.78	1.61	5.21
	- III	3.94	1.18	7.06	4.71	6.13	15.52	3.32	8.42
	Ave.	4.09	1.73	7.84	5.23	6.83	20.78	2.95	8.83
	S.D.	0.98	1.28	2.23	1.49	1.81	7.04	1.20	3.85
	CV	0.24	0.74	0.29	0.29	0.26	0.34	0.41	0.44
ほぞ割楔	- I	7.59	0.32	11.98	7.99	10.21	58.43	23.29	133.8
	- II	9.34	0.45	12.47	8.32	11.78	32.08	20.87	56.84
	- III	8.07	0.17	12.84	8.56	10.46	53.82	47.38	243.8
	Ave.	8.33	0.31	12.43	8.29	10.82	48.11	30.55	144.8
	S.D.	0.91	0.14	0.43	0.29	0.84	14.07	14.63	93.97
	CV	0.11	0.44	0.04	0.04	0.08	0.29	0.48	0.65
寄蟻	- I	2.82	1.11	4.72	3.15	4.03	14.97	2.55	9.45
	- II	4.17	1.68	6.24	4.16	5.59	17.93	2.48	7.95
	- III	2.86	2.37	4.32	2.88	3.77	14.44	1.21	4.62
	Ave.	3.29	1.72	5.09	3.40	4.47	15.78	2.08	7.34
	S.D.	0.77	0.63	1.01	0.67	0.98	1.88	0.76	2.47
	CV	0.23	0.37	0.20	0.20	0.22	0.12	0.36	0.34
兜蟻	- I	4.96	1.69	6.57	4.38	5.84	8.03	2.94	4.03
	- II	5.79	7.61	7.36	4.91	7.34	13.89	0.76	1.44
	- III	5.68	3.32	7.36	4.91	6.59	11.28	1.71	2.93
	Ave.	5.48	4.20	7.10	4.73	6.59	11.07	1.80	2.80
	S.D.	0.45	3.06	0.46	0.31	0.75	2.94	1.09	1.30
	CV	0.08	0.73	0.06	0.06	0.11	0.27	0.61	0.46

(2) 特性値のバラツキについての考察

図 3.2.1-7 と表 3.2.2-1 より、各タイプで 1 体ずつ P - δ 関係における挙動や、剛性・耐力が異なる試験体が見られた。「ほぞ込栓」ではⅡの塑性域の耐力上昇と粘り、「ほぞ割楔」ではⅡの塑性域のグラフ形状がギザギザではないこと、「寄蟻」ではⅢの剛性・耐力が低いこと、「兜蟻」ではⅡの初期すべりの多さによる剛性の低さである。以下、試験後の試験体材料の観察から原因の推測を行う。

「ほぞ込栓」－ⅡがⅠ・Ⅲと異なるのは強いて挙げれば込栓の年輪傾角ぐらいで、Ⅱ・Ⅲがめり込み性能の最も劣る 45° (表 2.2.3-2 参照)であったのに対し、Ⅱでは 35° ぐらいであった。降伏点の増大については説明がつくが、靱性増加の原因にはならないように思われる。「ほぞ割楔」－Ⅱの塑性域の挙動は図 3.2.1-4 に示したようにほぞ内部の節まわりの割れによる男木ほぞテーパ一部の摩擦力の低下によるものと考ええる。「寄蟻」－Ⅲについては、女木にある節まわり目切れの影響で剛性・耐力が低かったものと考えられる。「兜蟻」－Ⅱは、男木に節があることで女木のめり込みや割裂が早まった、あるいは加工精度の微妙な違いにより相対的に遊びが多かったことが、その原因として考えられる。

(3) 台形断面男木 ー共通点と相違点ー

ほぞ込栓を除き、今回の試験体タイプには男木の断面が台形状をしているという共通点がある。ただし割楔と兜蟻の女木接触面は繊維方向加圧、一方寄蟻の女木接触面は繊維直交方向加圧であり、また接触面積は割楔と兜蟻が 4500mm^2 程度、寄蟻は 7500mm^2 程度という違いがある（図 3.2.2-1）。図 3.2.1-7・表 3.2.1-1 と併せると、接触面積の大小がそのまま引張性能の大小には直結しないことが明らかであり、接触面における繊維の方向別摩擦係数の違いや女木のめり込み、かつ男木テーパの角度も考慮すべきであると思われる。

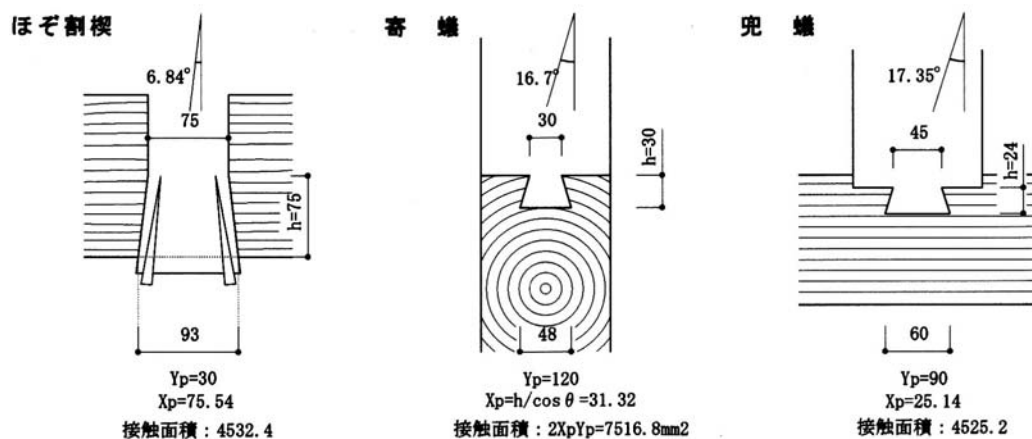


図 3.2.2-1 台形断面男木の詳細寸法

3.3 T字型接合部の引張性能の推定

本節では、前節で行った4タイプのT字型接合部のうち、既往研究が多く、提案されている木ダボ接合の剛性・耐力算定式¹⁵⁾²⁹⁾が運用できる「ほぞ込栓」を除き、台形断面男木を有する「ぼぞ割楔」、「寄蟻」、「兜蟻」接合部について、力学モデルをもとに引張性能の推定を試みる。

3.3.1 接合部の力学モデル

(1) 割楔の引抜き抵抗(女木剛体・男木等変位めり込み仮定)モデル

相馬らは、①女木の繊維方向変形やクサビ材の圧縮変形は男木の繊維直交方向のめり込みに比べて十分に小さく(女木剛体仮定)、②男木の繊維直交方向のめり込みは等分布荷重による等変位めり込みとする(男木等変位めり込み仮定)、という2つの仮定のもとでの割楔接合の引抜き抵抗モデルに基づいて、既存のめり込み算定式²⁵⁾を用いた割楔接合の引張性能の算定式を提案している⁴⁴⁾。

a) 弾性域の $P-\delta$ 関係

ここではそのモデル(図 3.3.1-1)にしたがって、前節の試験仕様による「ほぞ割楔」の引張性能を算定する。ただし文献⁴⁴⁾で想定する仕様は片側の余長 $x_2 = 0$ であり、試験仕様とは男木ほぞが女木から突出しているという(突出長さ：15mm)点で異なる。

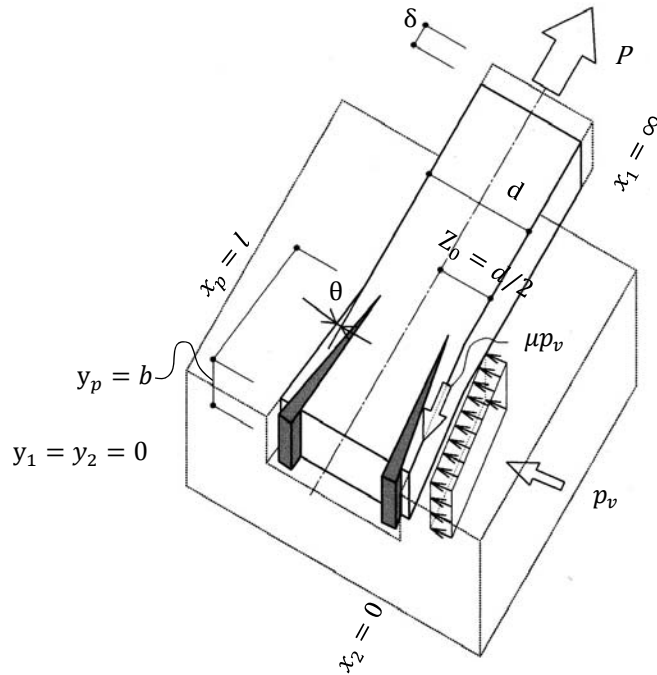


図 3.3.1-1 割楔接合の力学モデル 各部寸法とめり込み式との対応

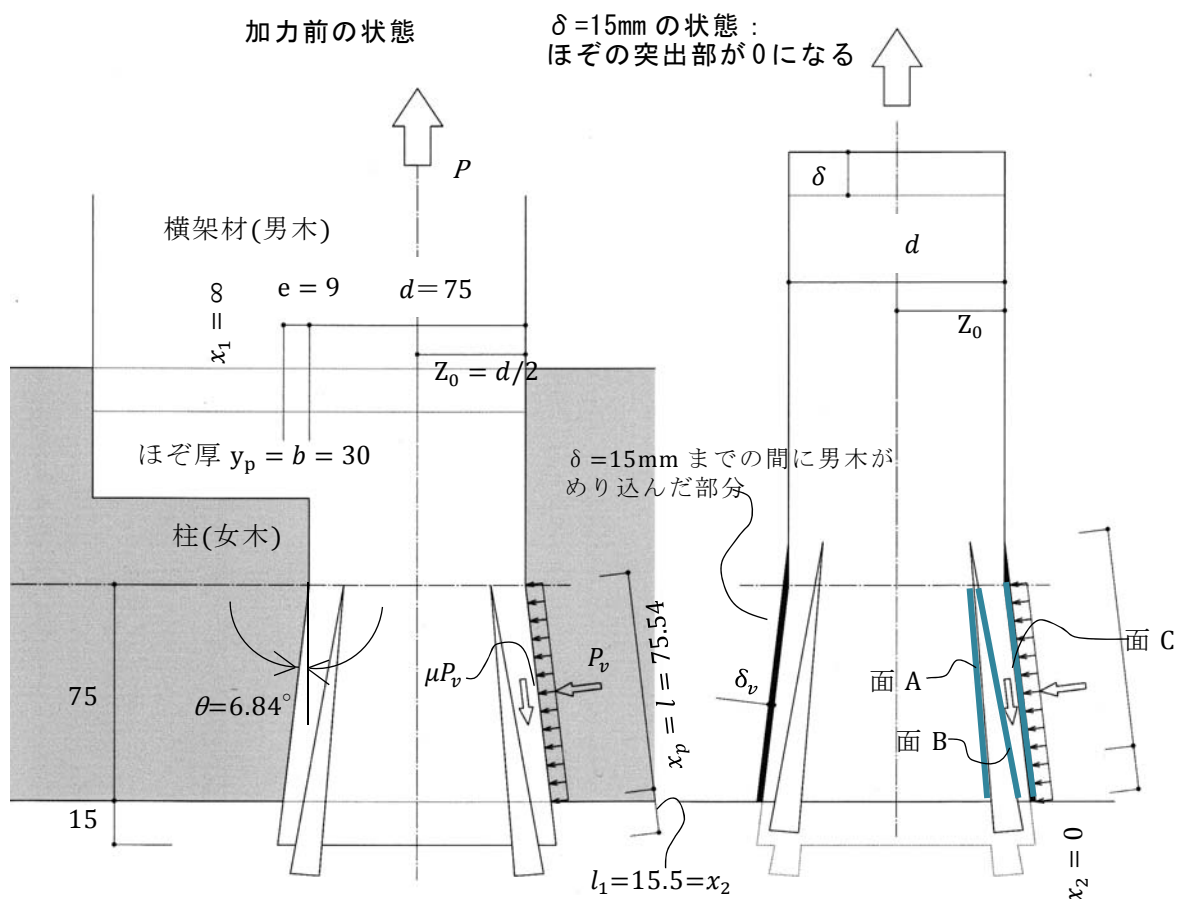


図 3.3.1-2 のように割楔接合された男木(横架材)が上方に引張力 P を受ける場合を想定する。なお男木と女木の関係は左右対称であるため、ほぞ巾の中心線から片側で考える。この時台形状のほぞ側面と女木(柱)接触面の垂直方向に圧縮力 P_v が、 P と反対方向に摩擦力 μP_v が生じてつり合うとすると、鉛直方向の力のつり合いより、

$$\frac{P}{2} = P_v \sin \theta + \mu P_v \cos \theta \quad [\text{N}] \quad \cdots (3.3-1)$$

男木側面の繊維直交方向のめり込み量 δ_v による鉛直方向の男木の抜け出し量 δ は、幾何学的関係より、

$$\delta = \frac{\delta_v}{\sin \theta} \quad [\text{mm}] \quad \cdots (3.3-2)$$

等変位めり込み基準式²⁵⁾より、

$$P_v = \frac{x_p y_p c_x c_y E_{90}}{Z_0} \delta_v \quad [\text{N}] \quad \dots (3.3-3)$$

また、男木ほぞには余長 $l_1 = x_2 = 15.5\text{mm}$ があるため、まずは $0 \leq \delta \leq 15\text{mm}$ の範囲で考える。それを男木のめり込み量に置き換えると、式(3.3-2)より $0 \leq \delta_p \leq 1.79\text{mm}$ となる。

ここで定数は、 $x_p = l [\text{mm}]$, $y_p = b [\text{mm}]$, $Z_0 = d/2 [\text{mm}]$, $C_y = 1$, $E_{90} = E_0/50 [\text{N/mm}^2]$,

一方端距離(ほぞ余長)は抜け出し量によって変化するので、 C_x は定数とはならない。

$$C_x = 1 + \frac{2Z_0}{3x_p} \left\{ 2 - \exp\left(-\frac{3x_1}{2Z_0}\right) - \exp\left(-\frac{3x_2}{2Z_0}\right) \right\} \quad \cdots(3.3-4)$$

式(3.3-5)に式(3.3.4)と、 $x_1 = \infty$, $x_2 = l_1 - \delta / \cos\theta$ を代入して書き換えると、

$$C_x = 1 + \frac{d}{3l} \left\{ 2 - \exp\left(\frac{3\delta / \cos\theta - 3l_1}{d}\right) \right\} \quad \cdots(3.3-5)$$

式(3.3-4), (3.3-5)を式(3.3-3)に代入し、さらに式(3.3-1), (3.3-2)から以下のように展開でき、下式は弾性範囲における P - δ 関係を表す。

$$P = \frac{4lbE_{90}\sin\theta(\sin\theta + \mu\cos\theta)\left[1 + \frac{d}{3l}\left\{2 - \exp\left(\frac{3\delta / \cos\theta - 3l_1}{d}\right)\right\}\right]}{d} \delta \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-6)$$

b) 塑性域の P - δ 関係 (※ $\delta \leq 15\text{mm}$)

文献²⁵⁾によるとスギ材のめり込みにおいて、弾性域における見かけのヤング係数 E_1 と降伏点以降の見かけのヤング係数 E_2 の関係は次のようになる。

$$E_2 = 0.13(E_1 - E_{90}) \quad [\text{N/mm}^2] \quad \cdots(3.3-7)$$

式(3.3-8)を式(3.3-3)に代入すると、塑性域の等変位めり込みにおける荷重 P_{vp} と変位 δ_{vp} の関係式が次式のように得られる。

$$P_{vp} = \frac{x_p y_p E_{90} \times 0.13 (C_x C_y - 1)}{Z_0} \delta_{vp} \quad \cdots(3.3-8)$$

式(3.3-4)～(3.3-6)を式(3.3-9)に代入し次のように書き換える。

$$P_{vp} = \frac{2lbE_{90} \times 0.13 \left[\left\{ 1 + \frac{d}{3l} (2 - \exp\left(\frac{3\delta / \cos\theta - 3l_1}{d}\right)) \right\} - 1 \right]}{d} \delta_{vp} \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-8')$$

式(3.3-1), (3.3-4)～(3.3-6)を式(3.3-9)に代入し、塑性域の引抜き荷重 P_p と抜け出し量 δ_p の関係式を得る。

$$P_p = \frac{0.52lbE_{90} \left[\left\{ 1 + \frac{d}{3l} (2 - \exp\left(\frac{3\delta / \cos\theta - 3l_1}{d}\right)) \right\} - 1 \right]}{d} \sin\theta (\sin\theta + \mu\cos\theta) \delta_p \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-9)$$

c) 引き抜き降伏変位

等変位めり込み式より、男木のめり込み降伏変位 δ_{vy} は、

$$\delta_{vy} = \frac{Z_0 F_m}{E_{90} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad [\text{mm}] \quad \cdots(3.3-10)$$

ここで、 $C_{xm} = 1 + \frac{4Z_0}{3x_p}$, $C_{ym} = 1 + \frac{4Z_0}{3ny_p}$,

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応力度: $F_m = 2.4/3F_{cv}$

F_{cv} : めり込み基準強度[N/mm²]

式(3.3-11)に式(3.3-4)等を代入して書き換えると、

$$\delta_{vy} = \frac{dF_m}{2E_{90} \sqrt{\left\{1 + \frac{d}{3l} \left(2 - \exp\left(\frac{3\delta/\cos\theta - 3l_1}{d}\right)\right)\right\} \left(1 + \frac{2d}{3l}\right) \left(1 + \frac{2d}{3nb}\right)}} \quad [\text{mm}] \quad \cdots(3.3-10 \text{ 〓})$$

式(3.3-11 〓)を式(3.3-2)に代入し δ_y に関する方程式を得る。

$$\delta_y \sin\theta = \delta_{vy} = \frac{dF_m}{2E_{90} \sqrt{\left\{1 + \frac{d}{3l} \left(2 - \exp\left(\frac{3\delta_y/\cos\theta - 3l_1}{d}\right)\right)\right\} \left(1 + \frac{2d}{3l}\right) \left(1 + \frac{2d}{3nb}\right)}} \quad \cdots(3.3-11)$$

式(3.3-12)の両辺を 2 乗し以下のように整理する。

$$\begin{aligned} \delta_y^2 &= \frac{d^2 F_m^2}{4E_{90}^2 \sin^2\theta \left\{1 + \frac{d}{3l} \left(2 - \exp\left(\frac{3\delta_y/\cos\theta - 3l_1}{d}\right)\right)\right\} \left(1 + \frac{2d}{3l}\right) \left(1 + \frac{2d}{3nb}\right)} \\ d^2 F_m^2 &= \left[4E_{90}^2 \sin^2\theta \left\{1 + \frac{d}{3l} \left(2 - \exp\left(\frac{3\delta_y/\cos\theta - 3l_1}{d}\right)\right)\right\} \left(1 + \frac{2d}{3l}\right) \left(1 + \frac{2d}{3nb}\right)\right] \delta_y^2 \\ \left[4E_{90}^2 \sin^2\theta \left\{1 + \frac{d}{3l} \left(2 - \exp\left(\frac{3\delta_y/\cos\theta - 3l_1}{d}\right)\right)\right\} \left(1 + \frac{2d}{3l}\right) \left(1 + \frac{2d}{3nb}\right)\right] \delta_y^2 - d^2 F_m^2 &= 0 \quad \cdots(3.3-12) \end{aligned}$$

(2) 兜蟻の引抜き抵抗(女木剛体・男木等変位めり込み仮定)モデル

繊維の向きから見た場合の男木と女木の関係がほぼ割楔に同じと考えられるので、ほぼ割楔同様に、女木剛体仮定、男木等変位めり込み仮定により「兜蟻」の引張性能を算定する。ただし実際に上記の仮定が成り立つのは、変形の初期の段階までであると推察され、その後は試験で観察されたように、女木割裂の影響を考慮したモデルとする必要がある。

a) 弾性域の $P-\delta$ 関係

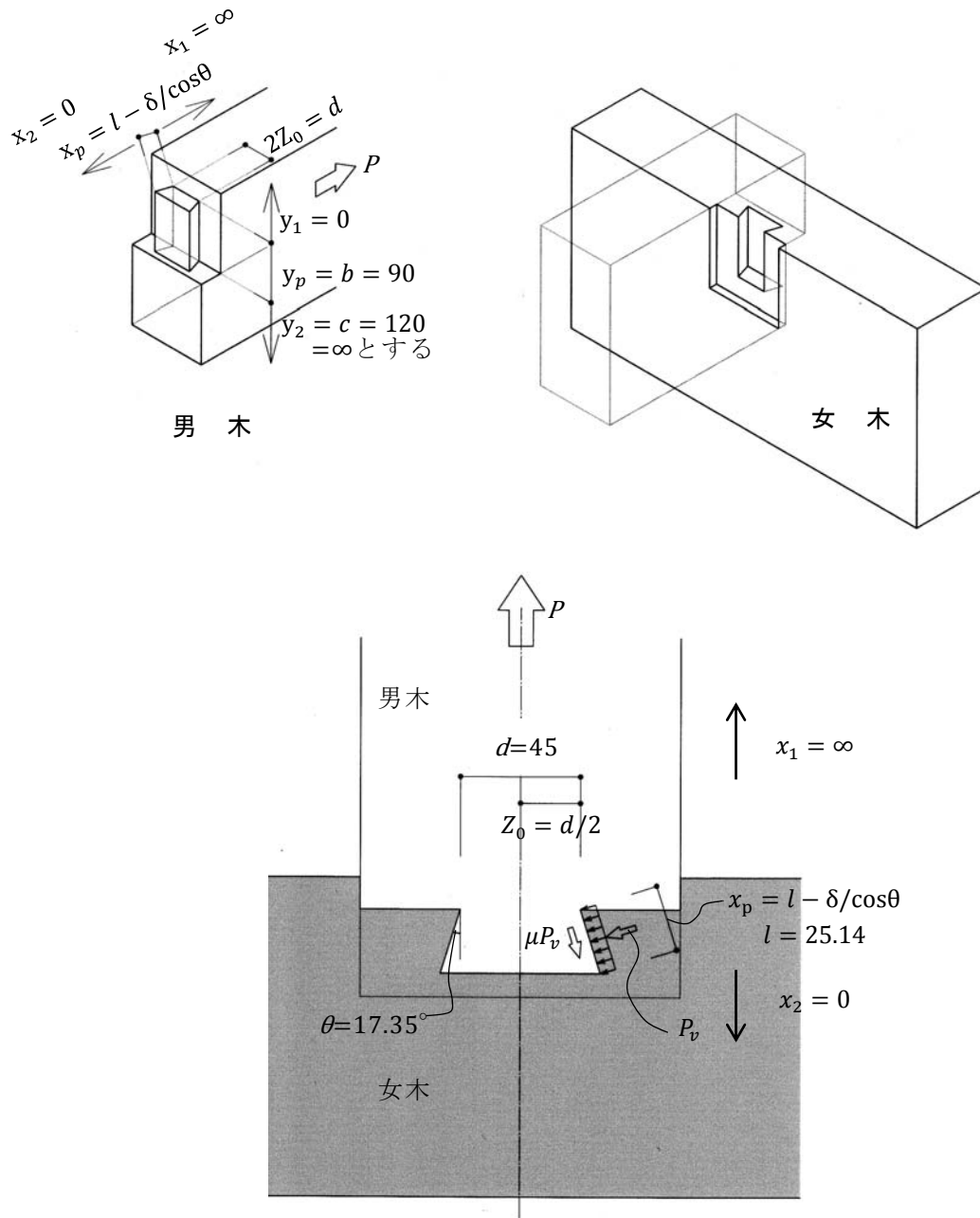


図 3.3.1-3 兜蟻の試験仕様

図 3.3.1-3 をもとに「割楔」と同様に算定を行う。前出のものは式のみを示す。

$$\frac{P}{2} = P_v \sin\theta + \mu P_v \cos\theta \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-1)$$

$$\delta = \frac{\delta_v}{\sin\theta} \quad [\text{mm}] \quad \cdots(3.3-2)$$

$$P_v = \frac{x_p y_p C_x C_y E_{90}}{Z_0} \delta_v \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-3)$$

$$\text{ここで定数は、} y_p = b, \quad Z_0 = d/2, \quad C_x = 1 + \frac{2Z_0}{3x_p}, \quad C_y = 1 + \frac{2Z_0}{3ny_p}, \quad E_{90} = E_0/50 \quad \cdots(3.3-14)$$

$$x_p \text{ は最初は } l \text{ であるが男木の抜出しによって減少するため、} x_p = l - \delta/\cos\theta \quad \cdots(3.3-15)$$

以上より、「兜蟻」の弾性範囲における荷重 P と抜け出し量 δ の関係は、下式で表せる。

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

b) 塑性域の $P-\delta$ 関係

「割楔」と同様の手順で塑性域の $P-\delta$ 関係を求める。

$$P_{vp} = \frac{x_p y_p E_{90} \times 0.13 (C_x C_y - 1)}{Z_0} \delta_{vp} \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-9)$$

式(3.3-9)に式(3.3-14)、(3.3-15)の各定数等を代入し、塑性域の等変位めり込みにおける荷重 P_{vp} と変位 δ_{vp} の関係式を得る。

$$P_{vp} = \frac{2(l-\delta/\cos\theta)bE_{90} \times 0.13 \left[\left\{ \left(1 + \frac{d}{3l-3\delta/\cos\theta} \right) \left(1 + \frac{d}{3nb} \right) \right\} - 1 \right]}{d} \delta_{vp} \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-17)$$

式(3.3-17)と(3.3-1)より、塑性域の引抜き荷重 P_p と抜け出し量 δ_p は下式のようにになる。

$$P_p = \frac{4(l-\delta/\cos\theta)bE_{90} \times 0.13 \left[\left\{ \left(1 + \frac{d}{3l-3\delta/\cos\theta} \right) \left(1 + \frac{d}{3nb} \right) \right\} - 1 \right]}{d} \sin\theta(\sin\theta+\mu\cos\theta) \delta_p \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-18)$$

c) 引き抜き降伏変位

式(3.3-11)に各定数等を代入し書き換えると、男木のめり込み降伏変位 δ_{vy} は、

$$\delta_{vy} = \frac{dF_m}{2E_{90}\sqrt{\left\{ \left(1 + \frac{d}{3(l-\delta/\cos\theta)} \right) \left\{ \left(1 + \frac{2d}{3(l-\delta/\cos\theta)} \right) \left(1 + \frac{2d}{3nb} \right) \left(1 + \frac{d}{3nb} \right) \right\} \right\}}}$$

$$\delta_{vy} = \frac{9nbdF_m(l-\delta/\cos\theta)}{2E_{90}\sqrt{\{3(l-\delta/\cos\theta)+d\}\{3(l-\delta/\cos\theta)+2d\}(3nb+2d)(3nb+d)}} \quad [\text{mm}] \quad \cdots(3.3-19)$$

式(3.3-19)を式(3.3-2)に代入し δ_y に関する方程式を得る。

$$\delta_y \sin\theta = \delta_{vy} = \frac{9nbdF_m(l-\delta/\cos\theta)}{2E_{90}\sqrt{\{3(l-\delta/\cos\theta)+d\}\{3(l-\delta/\cos\theta)+2d\}(3nb+2d)(3nb+d)}}$$

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

(3) 寄蟻の引抜き抵抗(女木・男木等変位めり込み・均等負担仮定)モデル

ほぞ割楔・兜蟻とは異なり、男木・女木ともに繊維直交方向めり込みとなるので、男木と女木が引張力を均等に負担する、男木と女木はともに等分布荷重による等変位めり込みをする、という2つの仮定による力学モデルをもとに「寄蟻」の引張性能を算定する。ただし実際には試験で観察されたように、女木の開きや割裂の影響を考慮したモデルとする必要があると考える。

a) 弾性域の $P-\delta$ 関係

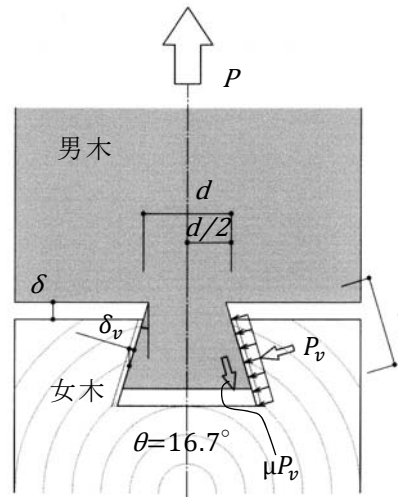


図 3.3.1-4 寄蟻詳細

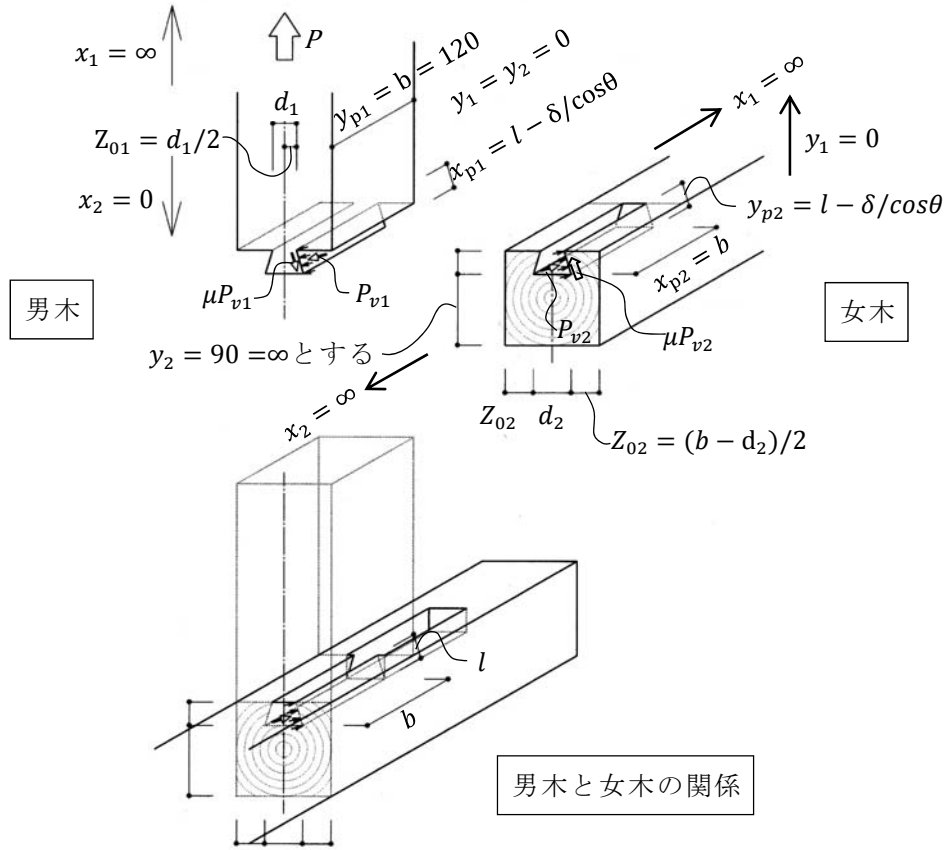


図 3.3.1-5 「寄蟻」 男木と女木の各部寸法とめり込み式との対応

図 3.3.1-4, 3.3.1-5 を参照し、弾性域における「寄蟻」の荷重と変位の関係について考える。男木における鉛直方向の力のつり合いより、

$$\frac{P}{4} = P_{v1} \sin \theta + \mu P_{v1} \cos \theta \quad \cdots (3.3-21)$$

女木における力のつり合いより、

$$\frac{P}{4} = P_{v2} \sin \theta + \mu P_{v2} \cos \theta \quad \cdots (3.3-22)$$

男木と女木が同じだけ力を負担するから、

$$P_{v1} = P_{v2} \quad \cdots (3.3-23)$$

$$\text{男木の女木からの抜け出し量 } \delta = \frac{\delta_{v1} + \delta_{v2}}{\sin \theta} \quad \cdots (3.3-24)$$

等変位めり込み式より、男木接触面における荷重とめり込み変位との関係は、

$$P_{v1} = \frac{x_{p1} y_{p1} C_{x1} C_{y1} E_{90}}{Z_{01}} \delta_{v1} \quad \cdots (3.3-25)$$

同様に、女木接触面における荷重とめり込み変位との関係は、

$$P_{v2} = \frac{x_{p2} y_{p2} C_{x2} C_{y2} E_{90}}{Z_{02}} \delta_{v2} \quad \cdots (3.3-26)$$

$$\text{ここで、} x_{p1} = l - \delta / \cos \theta, y_{p1} = b, Z_{01} = \frac{d_1}{2}, C_{x1} = 1 + \frac{2Z_{01}}{3x_{p1}}, C_{y1} = 1 \quad \cdots (3.3-27)$$

$$x_{p2} = b, \quad y_{p2} = l - \delta / \cos \theta, \quad Z_{02} = \frac{b-d_2}{2}, \quad C_{x2} = 1 + \frac{4Z_{02}}{3x_{p2}}, \quad C_{y2} = 1 + \frac{2Z_{02}}{3ny_{p2}} \quad \cdots (3.3-28)$$

そのうち、 x_{p1} 、 y_{p2} 、 C_{x1} 、 C_{y2} が男木の抜け出しによって変化する量となる。

式(3.3-25)に(3.3-27)を代入し、あわせて(3.3.21)より、

$$P_{v1} = \frac{2b(3x_{p1}+d_1)E_{90}}{3d_1} \delta_{v1} = \frac{2b\{3(l-\frac{\delta}{\cos \theta})+d_1\}E_{90}}{3d_1} \delta_{v1} = K_1 \delta_{v1} \quad \cdots (3.3-29)$$

同様に(3.3-26)に(3.3-28)を代入し、あわせて(3.3.22)より、

$$P_{v2} = \frac{2b\{\frac{3b+2(b-d_2)}{3b}\}\{\frac{3ny_{p2}+(b-d_2)}{3n}\}E_{90}}{(b-d_2)} \delta_{v2} = \frac{2\{3b+2(b-d_2)\}\{3n(l-\frac{\delta}{\cos \theta})+b-d_2\}E_{90}}{9n(b-d_2)} \delta_{v2} = K_2 \delta_{v2} \quad \cdots (3.3-30)$$

式(3.3-23)、(3.3-29)、(3.3-30)より、

$$\frac{2b\{3(l-\frac{\delta}{\cos \theta})+d_1\}}{3d_1} \delta_{v1} = \frac{(10b-4d_2)\{3n(l-\frac{\delta}{\cos \theta})+b-d_2\}}{9n(b-d_2)} \delta_{v2} \quad \cdots (3.3-31)$$

ここで、 $l - \delta / \cos \theta = A$ とおいて式(3.3-31)を書き換えると、

$$\frac{2b(3A+d_1)}{3d_1} \delta_{v1} = \frac{(10b-4d_2)(3nA+b-d_2)}{9n(b-d_2)} \delta_{v2} \quad \cdots (3.3-31')$$

∴ 男木のめり込み量 δ_{v1} と女木のめり込み量 δ_{v2} の比は、

$$\frac{\delta_{v1}}{\delta_{v2}} = \frac{18nb(3A+d_1)(b-d_2)}{(10b-4d_2)(3nA+b-d_2)3d_1} \quad \cdots (3.3-32)$$

$$\text{男木と女木のめり込み剛性の比は、} \quad \frac{K_2}{K_1} = \frac{\delta_{v1}}{\delta_{v2}} = \frac{(10b-4d_2)(3nA+b-d_2)d_1}{6nb(3A+d_1)(b-d_2)} \quad \cdots (3.3-33)$$

式(3.3-14)、(3.3.11)より、 P と δ の関係が下式のように得られる。

$$P = \frac{4K_1K_2 \sin \theta (\sin \theta + \mu \cos \theta)}{K_1 + K_2} \delta \quad \cdots (3.3-34)$$

ここで、式(3.3-29)、(3.3-30)より

$$K_1 = \frac{2b\{3(l-\frac{\delta}{\cos \theta})+d_1\}E_{90}}{3d_1}, \quad K_2 = \frac{(10b-4d_2)\{3n(l-\frac{\delta}{\cos \theta})+b-d_2\}E_{90}}{9n(b-d_2)} \quad \cdots (3.3-35)$$

b) 塑性域の $P-\delta$ 関係

「寄蟻」の場合、男木と女木のめり込みにおいて「割楔」、「兜蟻」のように相対的なめり込み強度の差がなく、どちらが先に降伏するかがわかりにくいため、まずは男木と女木それぞれについて、個別にめり込み降伏変位 δ_{vy} と降伏荷重 P_{vy} の目安を見つける。すなわち男木が剛体で女木のめり込みによって男木の引き抜けが進行する場合と、女木が剛体で、男木がつぶれながら引き抜けていく場合について、等変位めり込み式により δ_{vy} と P_{vy} を算定する。

男木のめり込み

式(3.3-1)より、

$$P_{v1} = \frac{P}{2(\sin\theta + \mu\cos\theta)} \quad [\text{N}] \quad \cdots(3.3-21')$$

式(3.3-2)、(3.3-3)より、

$$\delta_{v1} = \delta\sin\theta \quad [\text{mm}] \quad \cdots(3.3-2)$$

$$P_{v1} = \frac{x_{p1}y_{p1}c_{x1}c_{y1}E_{90}}{Z_{01}}\delta_{v1} = \frac{2b\{3(l-\frac{\delta}{\cos\theta})+d_1\}E_{90}}{3d_1}\delta_{v1} \quad \cdots(3.3-29)$$

以上 3 式より、弾性域の男木の P - δ 関係は、

$$P = 2\sin\theta(\sin\theta + \mu\cos\theta)\frac{2b\{3(l-\frac{\delta}{\cos\theta})+d_1\}E_{90}}{3d_1}\delta \quad \cdots(3.3-36)$$

式(3.3-11)に各定数等を代入すると男木のめり込み降伏変位は下式となる。

$$\delta_{vy1} = \frac{3(l-\delta/\cos\theta)d_1F_m}{2E_{90}\sqrt{\{3(l-\frac{\delta}{\cos\theta})+d_1\}\{3(l-\frac{\delta}{\cos\theta})+2d_1\}(1+\frac{2d_1}{3nb})}} \quad \cdots(3.3-37)$$

式(3.3-37)と(3.3-2)より、 δ_y に関する方程式を得る。

$$\begin{aligned} \delta_y\sin\theta &= \frac{3(l-\delta/\cos\theta)d_1F_m}{2E_{90}\sqrt{\{3(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+d_1\}\{3(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+2d_1\}(1+\frac{2d_1}{3nb})}} \\ \frac{d_1^2F_m^2}{4E_{90}^2\{3(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+d_1\}\{3(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+2d_1\}(1+\frac{2d_1}{3nb})} - \delta_y^2\sin^2\theta &= 0 \end{aligned} \quad \cdots(3.3-38)$$

女木のめり込み

男木と同様に求める。女木のめり込み降伏荷重 P_{vy2} は、

$$P_{vy2} = \frac{2\{3b+2(b-d_2)\}\{3n(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+b-d_2\}E_{90}}{9n(b-d_2)}\delta_{vy2} \quad \cdots(3.3-39)$$

女木のめり込み降伏変位 δ_{vy2} は、

$$\begin{aligned} \delta_{vy2} &= \frac{(b-d_2)F_m}{2E_{90}\sqrt{\{1+\frac{2(b-d_2)}{3b}\}\{1+\frac{2(b-d_2)}{3b}\}\{1+\frac{(b-d_2)}{3n(l-\delta/\cos\theta)}\}\{1+\frac{2(b-d_2)}{3n(l-\delta/\cos\theta)}\}}} \\ &= \frac{9nb(l-\delta/\cos\theta)(b-d_2)F_m}{2E_{90}(5b-2d_2)\sqrt{\{3n(l-\frac{\delta}{\cos\theta})+(b-d_2)\}\{3n(l-\frac{\delta}{\cos\theta})+2(b-d_2)\}}} \end{aligned} \quad \cdots(3.3-39)$$

下式(3.3-40)を δ_y について解き、女木めり込み降伏時の抜け出し量を求める。

$$\delta_y\sin\theta = \frac{9nb(l-\delta_y/\cos\theta)(b-d_2)F_m}{2E_{90}(5b-2d_2)\sqrt{\{3n(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+(b-d_2)\}\{3n(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+2(b-d_2)\}}}$$

$$\frac{81n^2b^2(l-\delta_y/\cos\theta)^2(b-d_2)^2F_m^2}{4E_{90}^2(5b-2d_2)^2\{3n(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+(b-d_2)\}\{3n(l-\frac{\delta_y}{\cos\theta})+2(b-d_2)\}}-\delta_y^2\sin^2\theta=0 \quad \cdots(3.3-40)$$

(4) 算定値と試験結果との比較

(1)～(3)での式に試験仕様における寸法を代入し、「ほぞ割楔」、「兜蟻」、「寄蟻」の引張に関する特性値を求めた。なお算定に際し、文献²⁹⁾と組立て具合から、摩擦係数 μ は「ほぞ割楔」では0.7、「兜蟻」では0.4、「寄蟻」では0.3と仮定した。結果を表3.3.1-1に示す。

表 3.3.1-1 引き抜き抵抗モデルに基づく算定値 ※()内はその時の δ_y を示す

	接合部 δ_y [mm]	接合部 P_y [kN]	接合部 K [kN/mm]	男木 δ_{vy} [mm]	男木 P_{vy} (※片側) [kN]	女木 δ_{vy} [mm]	女木 P_{vy} (※片側) [kN]
「ほぞ割楔」	6.06	14.25	2.35	0.72			
「兜蟻」	1.28	11.31	8.84	0.38			
「寄蟻」				0.34(1.18)	15.60	0.71(2.46)	16.41

男木と女木を別に求めた「寄蟻」では、男木の方が降伏が早い、めり込み降伏耐力は同程度となった。前掲の図3.2.1-7に算定結果を併せて記し、図3.3.1-6として以下に示す。

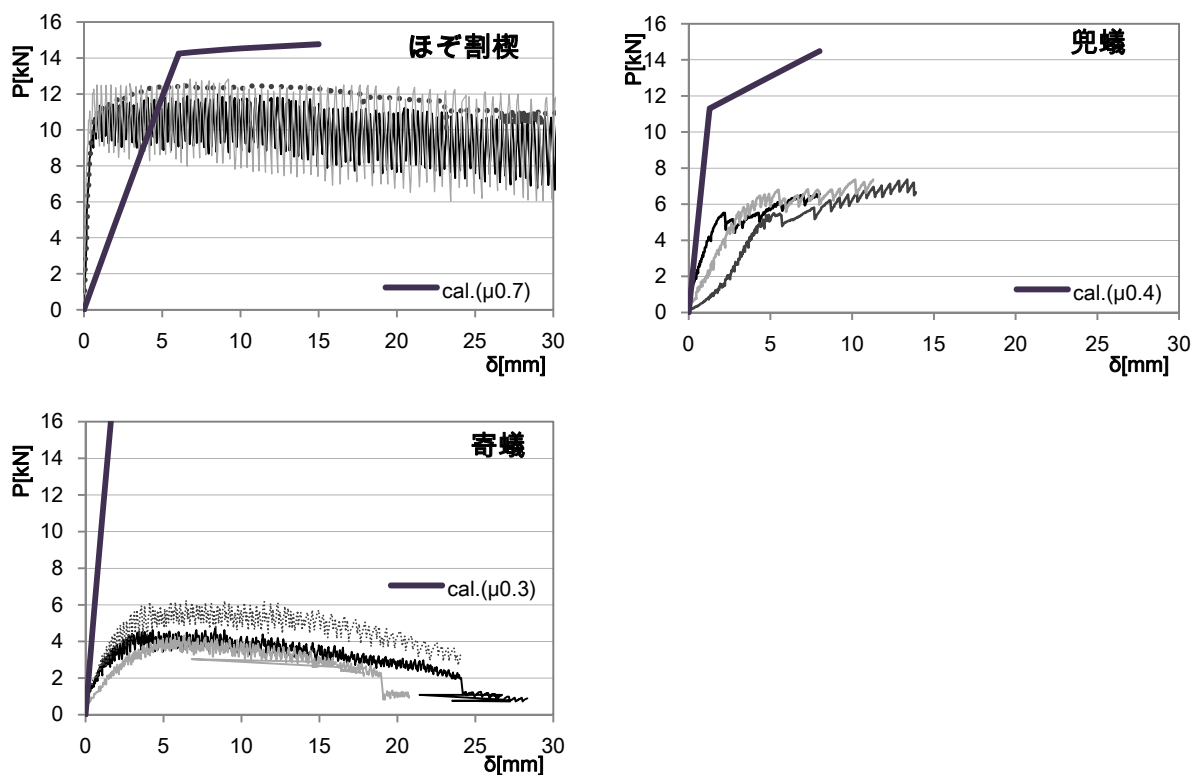


図 3.3.1-6 実験値と算定値の比較

図 3.3.1-6 において算定値と実験値を比較する。「ほぞ割楔」の算定値は男木ほぞの突出部が 0 となる $\delta=15\text{mm}$ までを図示し、「兜蟻」では $\delta=10\text{mm}$ までを仮に示した。「寄蟻」は男木のめり込みと女木のめり込みの直列バネによる剛性のみを示した。

剛性について、「ほぞ割楔」では算定値の方が低く、「兜蟻」と「寄蟻」では算定値の方が大幅に高い。降伏荷重では、「ほぞ割楔」、「兜蟻」とともに算定値の方が高く、「兜蟻」では倍以上の開きがある。算定値が実験結果と符合しない原因として、「ほぞ割楔」では楔の打ち込み過ぎと、それに伴う男木ほぞ端部の割れや曲げによる試験前のダメージの影響があるためと考える。一方「兜蟻」や「寄蟻」では女木の割裂を考慮していないためと思われる、次項でモデルの見直しを行う。

3.3.2 力学モデルの見直し

(1) ほぞ割楔

a) 引張耐力と摩擦係数

図 3.2.1-4 の中央 2 枚に示したように、めり込みに伴う摩擦力 μP_v によって、3 体のうち 2 体では男木ほぞ端部が引張破壊した。男木ほぞはくさび(打込み用のこ目)によって、幅方向が端部と中央部の 3 枚に分かれている。引張破壊した部分のほぞ両端部の幅は 12mm であり、ここではまず、ほぞ両端付け根部分の引張耐力を確認する。

スギ E70 の引張基準強度 $F_t=17.4(\text{N}/\text{mm}^2)$ であり、付け根部の断面寸法は幅 12×厚 30mm であるから、両端部のうち一か所あたりの引張破壊強度は、

$$F_t \times 12 \times 30 = (P/2 = P_v \sin\theta + \mu P_v \cos\theta) = 6264\text{N} = 6.264\text{kN} \text{ となる。}$$

その時の接合部の引き抜き荷重を P_{yt} とすると、 $P_{yt}=12.528\text{kN}$ となる。

すなわち図 3.3.1-6 で示した降伏点は実際にはほぞ端部の引張強度で決まった可能性がある。ただし、破壊後もほぞ端部はほぞ穴内に留まってめり込み力を伝達すると思われ、また脆性的な挙動を示してはいないため、ほぞ端部の引張強度を終局ではなく降伏とみなしても良いと考える。

実際の現場において、くさびの打込み具合の管理はなかなか困難である。打ち込み過ぎなどによってほぞ両端部付け根部が事前に損傷を受けると、今回の試験でのように引張破壊を誘発する恐れがあるなど、特に降伏点の前から塑性域に至る範囲における接合部の引張性能に影響が大きい。反対に、文献⁴⁴⁾では $\mu=0.7$ として試験結果と良い対照を示した摩擦係数は、今回の試験ではさらに大きく、 $\mu=1.0$ 程度ではなかったかと推測される。

b) めり込みににおける加圧方向材厚

文献ではくさびの打ち込み箇所がほぞ幅の中央部であり、ほぞ両端部の引張破壊については触れられていない。また、図 3.2.1-6 では、ほぞ割楔の降伏変位は 1mm 程度しかなく他の試験仕様と比較して極端に剛性が高いこと、さらに図 3.3.1-2 の試験体寸法図を見直してみると、女木ほぞ穴木口とカシのくさびに挟まれた部分はやはり独立させて扱った方がよいのではないかと。つまり、特にめり込み降伏の前においては、接合部の引張耐力のほとんどを、めり込み方向の材厚(Z_0)が 3~12mm(平均:7.5mm)しかないほぞ両端部が負担するのではないかとということであり、したがって、式 3.3-16~20 における $d(=2Z_0)$ を 15mm として再び算定を行うものとする。

c) くさびの打ち込み具合と初期応力

今回の試験でほぞからの突出がないくらいくさびを打ち込んだが、その際のほぞのめり込み量 δ_{v0} は、ほぞとくさびが密着した状態からの打ち込み深さを $\delta_0(=9\text{mm})$ とすると、 $\delta_0 \sin \theta$ で表され、 δ_{v0} は 1mm 程度となる。図 3.3.1-2 右下部の A・B・C の 3 面が主に、そして均等にめり込むとすれば、すでに試験開始の前に、ほぞの端部が 0.3mm 程めり込んでいたことになる。先に見たようにほぞ両端部は厚さが薄く、その部分はすでにめり込み降伏していた可能性があるため、今後の課題として、打ち込み具合が及ぼす試験への影響、例えば降伏耐力が上昇するのか、靱性が増すのか等について、明らかにする必要がある。

参考までに図 3.3.1-2 の A~C 面がそれぞれ 0.3mm めり込んだ場合の荷重 P_p を等変位めり込み基準式によって概算する。A 面では $x_{p1} = 90\text{mm}$, $y_p = 30\text{mm}$, $Z_{01} = 25.5\text{mm}$, $C_{x1} = 1.188$, $\delta_1 = 0.3\text{mm}$ として、B・C 面では $x_{p2} = 75\text{mm}$, $y_p = 30\text{mm}$, $Z_{02} = 7.5\text{mm}$, $C_{x2} = 1.133$, $\delta_2 = 0.6\text{mm}$ とすると、 $P_{v1} = 5.28\text{kN}$ 、 $P_{v2} = 28.55\text{kN}$ となり、加圧方向の材厚をどう判断するかが、初期のめり込みによる応力評価の鍵になることがわかる。ただし、A・B・C 面が均等にめり込むかどうかを検証する必要がある。

他方、ほぞとくさびが密着するまでの打ち込みに伴う初期応力について、男木部分を取り出した図 3.3.2-1 をもとに概算する。くさび打ち込みの初期はほぞ端部(点)にほぞを押し広げようとするくさびへの反力が働くが、ほぞのめり込みを伴いながらくさびの挿入が進むと、反力の働く場所は線状に広がりを見せ、やがてほぞとくさびが密着すると密着部の全面に渡る反力となる。その反力を、くさびを挿入するためにほぞ端部の先端を 10.8mm 分押し下げるのに必要な等分布荷重と同じと仮定する。

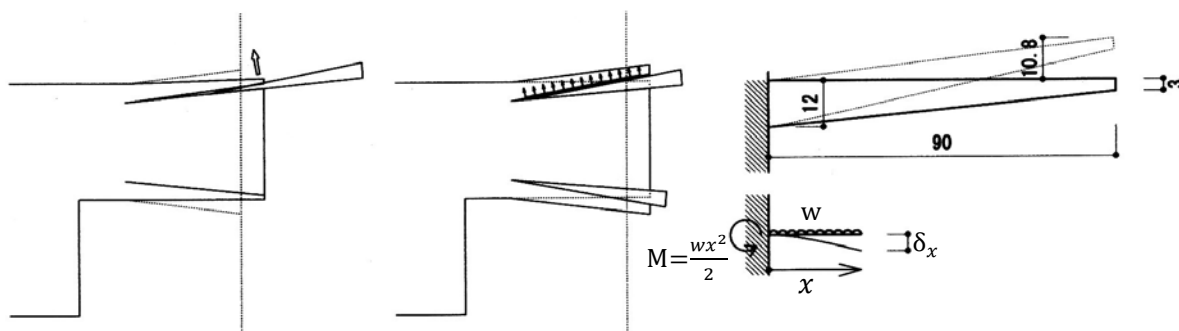


図 3.3.2-1 くさびの打ち込みとほぞ端部の曲げ

$M_x = \frac{wx^2}{2}$, 梁高 h は先端に行くほど細くなり、 $h = 12 - 0.1x$ で表されるから、たわみ曲線の微分方程式より、

$$\frac{d^2y}{dx^2} = -\frac{M_x}{EI} = \frac{12wx^2}{2Eb h^3} = \frac{6wx^2}{Eb(-0.1x+12)^3} \quad \cdots (3.3.2-1)$$

ここで、 $h = ax + c$ とおく。距離 x の点におけるたわみ θ_x は、

$$\begin{aligned} \theta_x &= \frac{dy}{dx} = \frac{6w}{Eb} \int \frac{x^2}{(ax+c)^3} dx \\ &= \frac{6w}{Eba^3} \left[\frac{2c}{ax+c} - \frac{c^2}{2(ax+c)^2} + \log_e |ax+c| \right] + C_1 \quad \cdots (3.3.2-2) \end{aligned}$$

境界条件： $x = 0$ の時、たわみ角 $\theta = 0$ より、

$$C_1 = -\frac{6w}{Eba^3} \left(\frac{3}{2} + \log_e |c| \right)$$

$$\theta_x = \frac{6w}{Eba^3} \left[\frac{2c}{ax+c} - \frac{c^2}{2(ax+c)^2} + \log_e |ax+c| - \left(\frac{3}{2} + \log_e |c| \right) \right] \quad \cdots (3.3.2-2')$$

距離 x の点におけるたわみ δ_x は、

$$\begin{aligned} \delta_x = y &= \frac{6w}{Eba^3} \left[\frac{2c}{a} \log_e |ax+c| + \frac{c^2}{2a(ax+c)} + \frac{ax+c}{a} (\log_e |ax+c| - 1) - \left(\frac{3}{2} + \log_e |c| \right) x \right] + C_2 \\ &\quad \cdots (3.3.2-3) \end{aligned}$$

境界条件： $x = 0$ の時、たわみ $\delta = 0$ より、

$$C_2 = -\frac{6w}{Eba^3} \times \frac{c}{a} (3 \log_e |c|)$$

$$\delta_x =$$

$$\begin{aligned} &\frac{6w}{Eba^3} \left[\frac{2c}{a} \log_e |ax+c| + \frac{c^2}{2a(ax+c)} + \frac{ax+c}{a} (\log_e |ax+c| - 1) - \left(\frac{3}{2} + \log_e |c| \right) x - \frac{c}{a} (3 \log_e |c| - \frac{1}{2}) \right] \\ &\quad \cdots (3.3.2-3') \end{aligned}$$

(3.3.2-3') に、 $E=7000\text{N/mm}^2$, $b=30\text{mm}$, $x=90\text{mm}$, $\delta_{90} = 10.8\text{mm}$, $a=-0.1$, $c=12$ を代入

して、ほぞの曲げ戻しによるくさび等に作用する等分布荷重 w [N/mm]を求めると、
 $w=12.17\text{N/mm}$ となり、くさび全体に作用する圧縮力は $12.17 \times 90=1.1\text{kN}$ 程度となる。

一方、ほぞ端部の先端に集中荷重 P として作用するとした場合における、たわみ曲線の微分方程式は、下式のようになり、ほぞ先端を 10.8mm 持ち上げるのに必要な力は、
 $P=387\text{N}$ 程度であった。

$$\frac{d^2y}{dx^2} = -\frac{M_x}{EI} = -\frac{12Px}{Eb h^3} = \frac{12Px}{Eb(-0.1x+12)^3} = \frac{12Px}{Eb(ax+b)^3} \quad \cdots(3.3.2-4)$$

ほぞ割楔仕口においては、くさび打ち込みによるほぞのめり込みによるものとほぞ両端部の曲げ戻しによる初期応力の評価をどうするかが、今後の課題として挙げられる。

d) 引張における挙動

図 3.2.1-7 において割楔のみ降伏前には付着—すべり現象がみられない。つまり、男木が滑り出す前にくさび打ち込みに伴う摩擦による剛域が存在するものと推察される。以下、図 3.3.2-2 に割楔の引張における挙動を推定して示す。

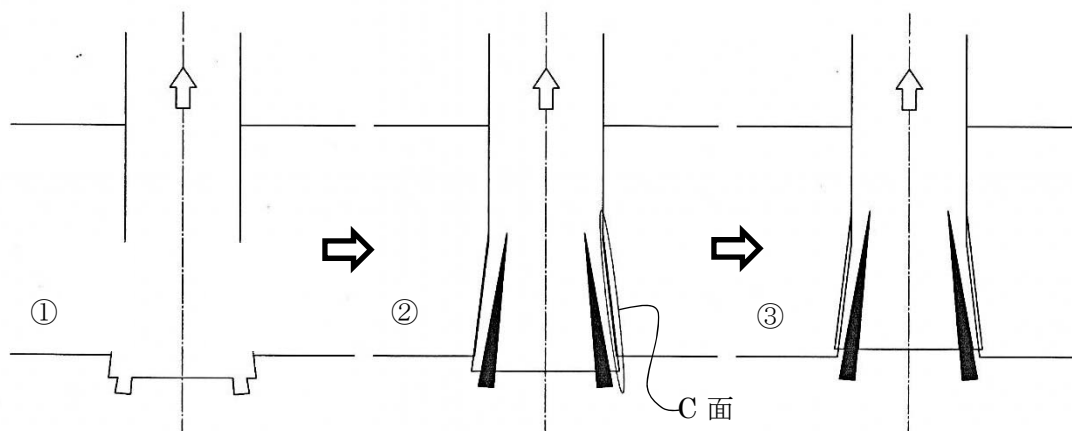


図 3.3.2-2 割楔の引張における挙動

図 3.3.2-2 の①では、男木と女木接触面(図 3.3.1-2 の C 面)が密着し男木と女木はほぼ一体と見なせるため、変形のほとんどはせん断変形となる。②は C 面が滑り出した状態を示し、そこではめり込み抵抗が支配的になると考えるが、A・B 面が滑るかどうかはくさびの角度、くさびと男木との相対的なめり込み性能等との関係によると推測する。そしてめり込み降伏後を接合部の引張における塑性域③とする。したがってくさびを打込み過ぎると、①の段階ですでにめり込み降伏に近い状態となり、②の領域が少なくなると思われる。

(2) 兜蟻

a) 引張における兜蟻の挙動

試験の観察から兜蟻では、3体とも男木の先端に相当する女木の隅角部から割裂が発生し、亀裂が進行した。割裂箇所を図 3.3.2-3 に示す。図の着色部が男木テーパ部との接触部分であり、隅角部からの割裂は男木蟻の付け根にあたる場所に伝播し、その後女木材の側面に及ぶという順序で進んだ。

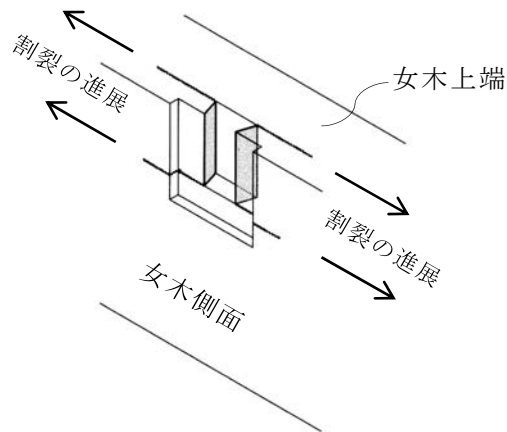


図 3.3.2-3 女木の割裂

兜蟻の引張試験では女木の割裂の開始点を $P-\delta$ グラフの中で特定できなかったが、観察の結果から、引張力の増大に伴う「兜蟻」の挙動について次のように想定する。すなわち、まず男木がめり込み降伏し、その後女木の割裂が発生する。割裂後は男木のめり込みによる女木からの抜け出しはほとんど見られなくなり、割裂の進行による変位の増大が支配的になる(図 3.3.2-4)。そしてその場合の $P-\delta$ 関係は図 3.3.2-5 のようなかたちになると予想できる。

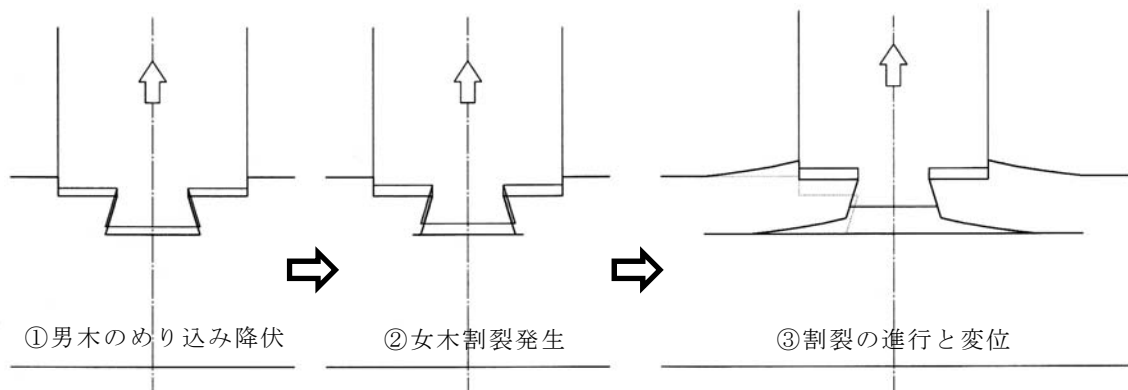


図 3.3.2-4 引張における兜蟻の挙動

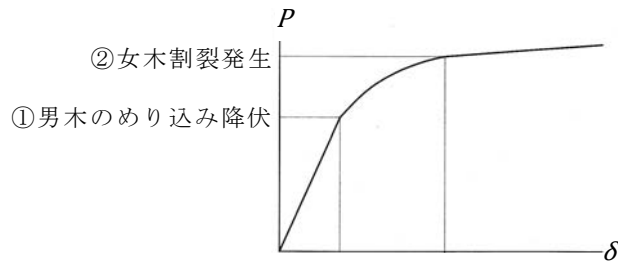


図 3.3.2-5 兜蟻 P - δ 関係の予測

b) 割裂強度と引張剛性

割裂強度

飯塚らはスギ材の単位長さ当たりの割裂強度について 19.02kg/cm と報告している⁴⁵⁾。ここではまずその値を参考に、兜蟻と寄蟻女木における割裂荷重について、両者まとめて検討を行う。図 3.3.2-6 に各々の女木が最初に割裂を起こす部分を示す。兜蟻では繊維方向に割裂が進展する前に、図の A と B に亀裂が入り、寄蟻では女木隅角部(C)の一部に亀裂が入りそれが繊維に沿って伸びていく。

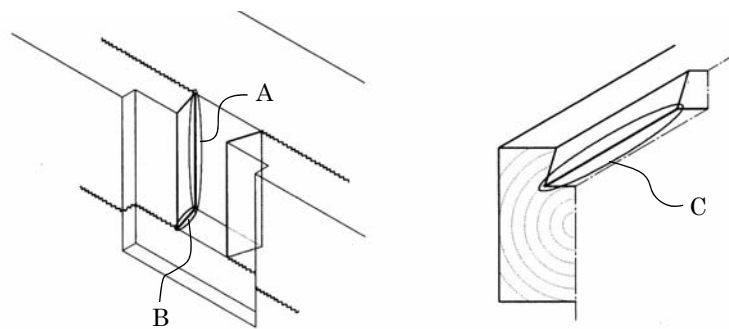


図 3.3.2-6 兜蟻(左)と寄蟻(右)女木における割裂長さ

図 3.3.2-6 をもとに、各々の場合の女木片側における具体的な割裂荷重 P_{crack} を求めると、

- ・ 兜蟻の場合： $P_{crack} = (9 + 2.51) \times 19.02 \times 9.8 = 2146\text{N}$
- ・ 寄蟻の場合： $P_{crack} = 12 \times 19.02 \times 9.8 = 2237\text{N}$ となる。

続いて、割裂は女木のどこに作用する力が原因となるのかを図 3.3.2-7 をもとに検討する。引き抜き方向の力のつり合いによる式(3.3-1)、 $\frac{P}{2} = P_v(\sin\theta + \mu\cos\theta)$ [N] を前提とする。

まず兜蟻について、試験での観察から、男木と女木の接触面が(下図の右方向に)持ち上げられるようにして割裂が起こったことから、 $P_{crack1} = P_v\sin\theta + \mu P_v\cos\theta = \frac{P}{2}$ 、もしくは割裂面が拘束されていることを考慮すると、 $P_{crack2} = \mu P_v$ でも良いと考える。具体的なその時の引き抜き荷重を P_{yc} とすると、それぞれ、 $P_{yc1} = 4292\text{N}$ 、 $P_{yc2} = 7296\text{N}$ となる。

寄蟻については、後に示す図 3.3.2-10 のように女木が水平方向に押し広げられるよ

うな変形を呈したことから、 $P_{crack1} = P_v(\cos\theta - \mu\sin\theta)$ 、もしくは $P_{crack2} = P_v$ と判断する。その時の引き抜き荷重はそれぞれ、 $P_{yc1} = 2955\text{N}$ 、 $P_{yc2} = 4474\text{N}$ となる。

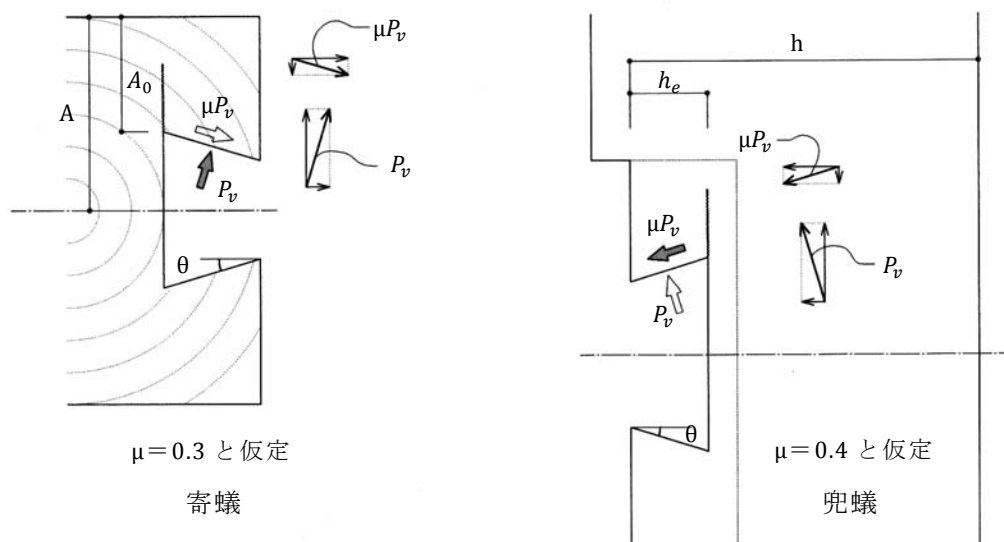


図 3.3.2-7 女木に作用する力 左：寄蟻 右：兜蟻

次に、兜蟻の場合には vander Put による割裂による終局耐力算定式 75)によって割裂耐力 $P_{uw\perp}$ を求め、寄蟻の場合には図 3.3.2-7 の A_0 部分におけるせん断耐力 Q の検定を行い、基本的には、先に求めた 2 通りの P_{crack} と比して小さい方を割裂強度とみなす。

$$\text{兜蟻における割裂による終局耐力：} P_{uw\perp} = 2C_r l \sqrt{\frac{h_e}{1-\frac{h_e}{h}}} \quad [\text{N}] \cdots (3.3.2-5)$$

ここで、 C_r ：破壊パラメータ $[\text{N}/\text{mm}^{1.5}]$ スギ材(樹種 J1)の場合:10.0

l ：蟻部の高さ $[\text{mm}]$

各定数を代入すると、 $P_{uw\perp} = 11988\text{N}$ となる。

$P_{uw\perp}$ は割裂荷重時における接合部の引き抜き荷重と見なすべきであるが、先に求めた 2 通りの引き抜き荷重の内の大きい方 P_{yc2} と比べて開きがあることから、ここでは参考値と判断する。

寄蟻では下式によってせん断耐力 Q を求める。

$$1.5Q/A_e \leq F_s \quad \cdots (3.3.2-6)$$

$$A_e = A_0^2 / A$$

ここで、 A_e ：有効な断面積(mm²), A_0 ：正味の断面積(mm²), A ：全断面積(mm²)
 具体的な値を代入して求めると、片側当たり、 $Q = P_v(\cos\theta - \mu\sin\theta) \leq 2160N$ となり、その時の $P_{yc3} = 2916.5N$ であり、先に求めた P_{yc1} と同程度だがより小さい値となる。

引張剛性

a) 図 3.3.2-4 のような順番で降伏や変形が進むとすると、割裂開始までは男木のめり込みのみが抜け出しの要因となるので、前述のように図 3.3.1-6 における剛性の不整合(実験値は算定値の半分程度)の原因は依然として説明ができない。図 3.3.2-8 に示すように女木が、加えて男木もせん断変形するためではないかと推察するが、算定が困難であるため、ここではその推察までに留める。

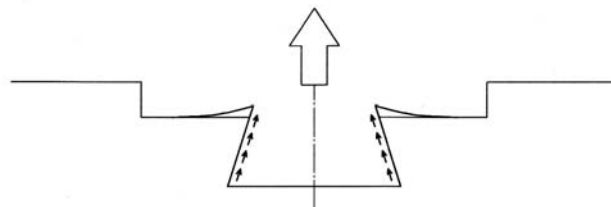


図 3.3.2-8 女木のせん断変形

(3) 寄蟻

「寄蟻」の引張試験では、荷重増大に伴い女木が変形することで、男木との接触面積が減少する様子が観察され、加えて試験後の男木にはめり込み痕等の損傷はみられなかった。以上より、相対的な男木の剛体仮定が成り立つ可能性があると考えられる。

a) 力学モデルの検討

ここではまず、観察された女木の変形の仕方についてモデル化を試みる。図 3.3.2-9 は、女木の穴を上から見た場合の女木の変形性状で、男木との接触面直交方向に生ずる圧縮力 P_v による女木の開きとの関係を表す。ただし実際には、図 3.3.2-10 の C-C' 面の上下が割裂等により分断されている場合に成り立つモデルであり、女木の蟻ほぞ穴先端に近い部分だけが図のような変形をすると思われる。

図 3.3.2-10 も圧縮力 P_v と女木の開きとの関係を表す。女木蟻ほぞ穴両側の残りの部分を片持ち梁と見立てた場合のモデルであるが、実際には図 3.3.2-9 における B-B' 面が繊維方向に連続しているため単純な片持ち梁とはならない。

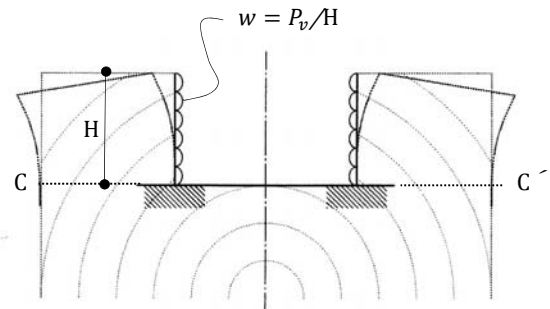
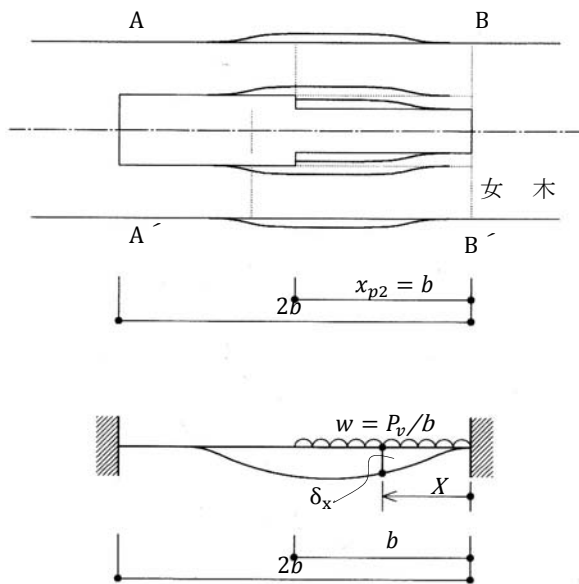


図 3.3.2-9 女木の開き(女木穴を上からみた場合) 図 3.3.2-10 女木の開き(女木断面)

男木によって圧縮力を受ける女木接触面の断面構成は早材と晩材が交互に連続する。図 3.2.1-5 左にも示したように、女木の破壊には早材部のつぶれや早材部からの割裂が見られることから、女木早材部の性能が「寄蟻」の引張性能に大きく影響するのではないかと推察した。図 3.3.2-11 は、「寄蟻」の引張における挙動を模式化したもので、左から順に、加力開始時、女木のめり込み降伏時、女木の曲げせん断変形の進行時の様子を表す。

桑村はスギの早材と晩材部各々のヤング係数を測定し、晩材部のヤング係数は早材部の 6.1 倍であり、全体の中でそれぞれが占める割合を勘案すると、スギ材のヤング係数として妥当な値になると報告している⁴⁷⁾。仮に今回の試験体材料の晩材率を 10%、スギ材のヤング係数を 7000N/mm^2 とすると、早材部のヤング係数 X は、 $7000 = 6.1X \times 0.9 + 0.1X$ で表され、 $X \approx 1250\text{N/mm}^2$ となる。少々乱暴であるが、スギ全体の $F_m = 4.8\text{N/mm}^2$ として、めり込み強度についても同様に考えると早材部の $F_m = 0.85\text{N/mm}^2$ となる。

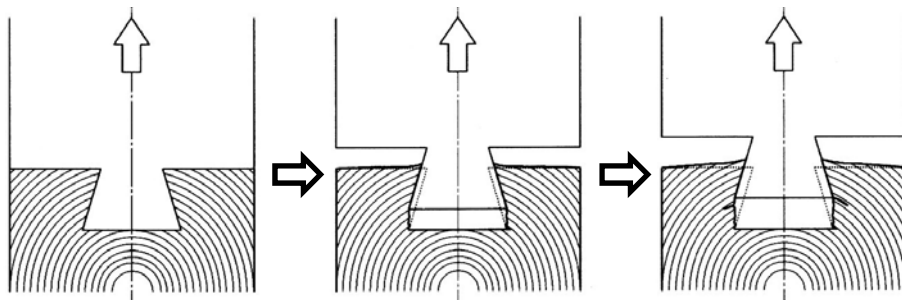


図 3.3.2-11 女木破壊の進行模式図

b) P - δ 関係の推定

男木を剛体と、最初の降伏は女木早材部のめり込みで決まると仮定し、「寄蟻」の P - δ 関係を推定する。すなわち図 3.3.2-12 左に示すように、年輪幅から決まる n 層の女木の早材部がめり込み力を負担し女木が最初に降伏する。降伏後は女木のめり込み剛性を $1/8$ に低減したものと、同図右に示すような女木材側面を固定端とする片持ち梁の曲げ・せん断変形との直列バネによって剛性を求める。さらに「兜蟻」と同様に、接触面長さ当たりの女木の割裂強度等から降伏・終局耐力を求める。

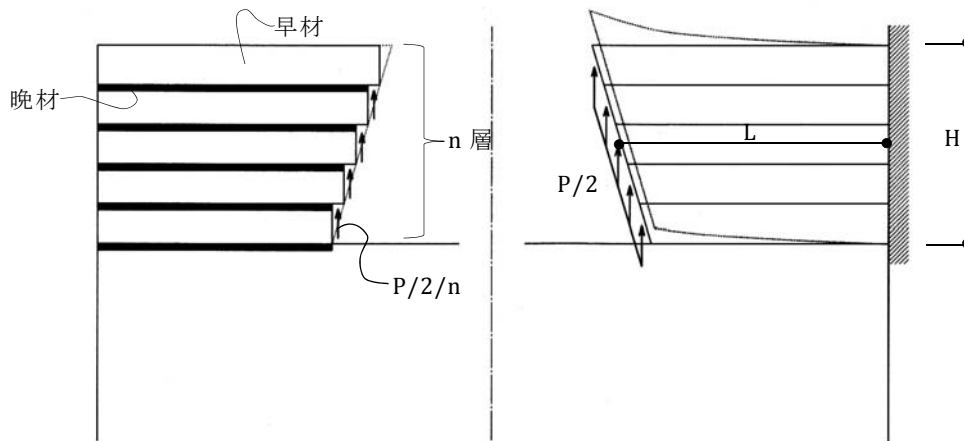


図 3.3.2-12 女木めり込みのモデル (左：早材のめり込み、右：割裂後の曲げせん断変形)

注：図 3.3.2-9 における B-B' 面が図 3.3.2-10 と同様に繊維方向につながっているが、図 3.2.1-5 中央 2 枚の写真から B-B' 面を越えて女木の割裂が進展していることと、女木の繊維(年輪層)の向きを考えると、図 3.3.2-12 右のようなモデルがよりふさわしいと判断した。

女木における等変位めり込み式より、 $P/2 = \frac{x_p y_p C_x C_y E_{90}}{Z_0} \delta$, $\delta = \frac{Z_0 F_m}{E_{90} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}}$

$$C_x = C_{xm} , C_y = C_{ym} \text{より、} P = x_p y_p F_m$$

上式に a) で求めた早材の $F_m = 0.85 \text{ N/mm}^2$, 早材の $E_{90} = \frac{E_0}{50} = 25 \text{ N/mm}^2$, 各定数を代入し、引張における特性値を求める。なお Z_0 には平均年輪幅 $\approx 3 \text{ mm}$ と仮定して用いた。

$$P_y = 1.836 \text{ kN}, \delta_y = 0.1 \text{ mm}, K_m = 18360 \text{ N/mm} \text{ となる。}$$

つづいて女木のめり込み降伏後について、女木のめり込み剛性： $K_1 = \frac{K_m}{8} = 2295 \text{ N/mm}$, 女木蟻ほぞ残り両端部片側の曲げせん断による先端部のたわみ δ_T は下式で求められる。

$$\delta_T = \frac{P/2 \times L^3}{3EI} + \frac{kP/2 \times L}{GA}$$

ここで、 G ：せん断弾性係数($E_0/15$) , A ：部材断面積($x_p \times H = bH$)

長方形断面のため $k=1.5$

ゆえに曲げせん断による剛性 K_2 は、

$$K_2 = 1 / \left(\frac{L^3}{3EI} + \frac{k \times L}{GA} \right) \times 2$$

上式に、 $L=40.5\text{mm}$, $I=\frac{bH^3}{12}=270000 \text{ mm}^4$, $E=7000\text{N/mm}^2$, $G=466.7\text{N/mm}^2$, $A=30 \times 120=3600\text{mm}^2$, を代入すると、 $K_2 = 1 / \left(\frac{L^3}{3EI} + \frac{k \times L}{GA} \right) \times 2 = 41776\text{N/mm}$

よって女木めり込み降伏後の引張剛性： $K=\frac{K_1 K_2}{K_1 + K_2} = 2175\text{N/mm}$ となる。

3.3.3 計算値と試験結果との対照

前項での検討結果を踏まえ、再度計算値と試験結果とを比較する。前掲の図 3.2.1-7 に算定結果を併せて記し、図 3.3.3-1 として以下に示す。算定値の図示に際し、引張・割裂強度に達した(降伏)後は変位だけが增大するものと仮定した。

剛性の算定値を実線で示したが、「兜蟻」については、暫定的に、男木のめり込み降伏変位における女木の割裂強度をそれぞれ(δ_y, P_y)として図示した。

耐力については、材料強度から求めた前項の値を点線で示した。兜蟻と寄蟻では、大きい方の割裂強度(P_{crack2})から求まる引き抜き荷重 P_{yc2} と、 P_{yc1} と P_{yc3} の内の小さい方の 2 通りの値を示し、他方ほぞ割楔では前項における P_{yt} の値を示した。

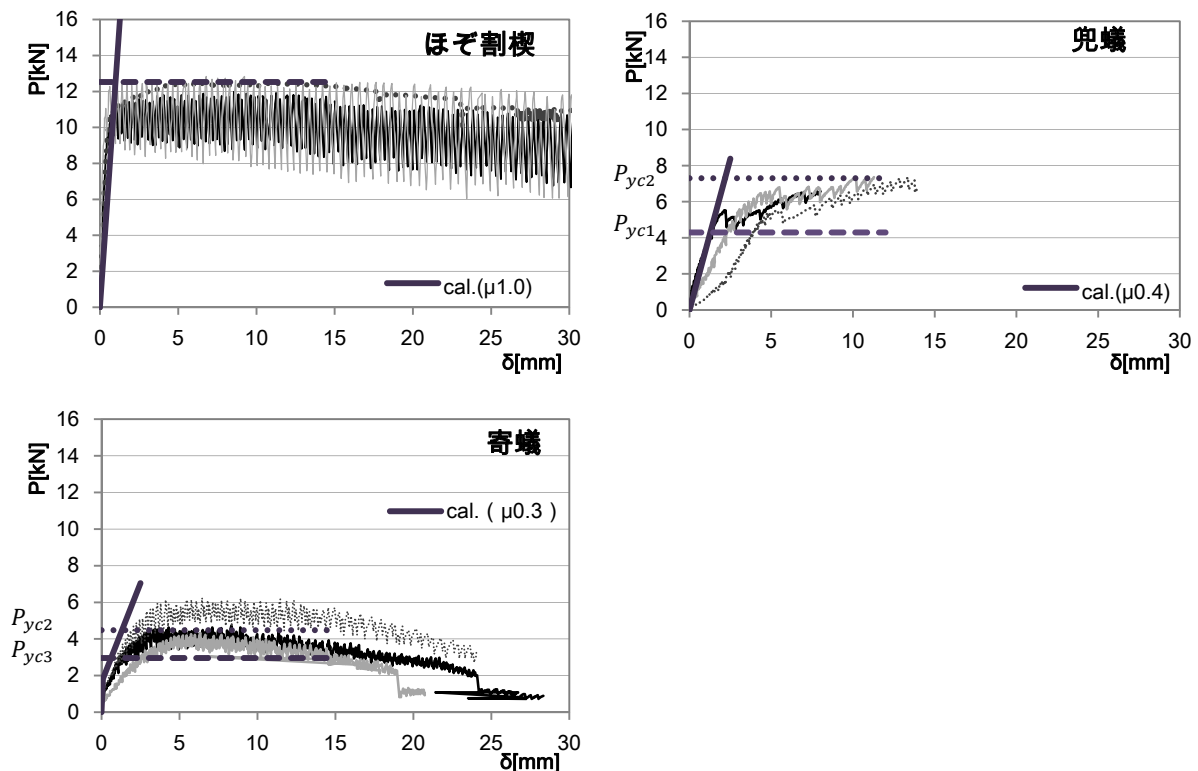


図 3.3.3-1 実験値と算定値の比較②

図 3.3.3-1 より、各仕口の引張における最大耐力は、最もクリティカルな部分における材料強度によって概ね推定可能であるといえる。すなわち「ほぞ割楔」ではほぞ両端部、くさび外側部の引張耐力で、「兜蟻」と「寄蟻」では女木の蟻ほぞ穴高さに応じた割裂荷重で決まる可能性が示唆された。したがって最大耐力を上げるためには「ほぞ割楔」においてはくさび打込み時の男木ほぞへのダメージを避けること、「兜蟻」と「寄蟻」では女木の割裂防止対策がそのカギになると考えられる。

一方各仕口の引張剛性の推定は、力学モデルの設定の仕方とその精度に負うところが大きいと考える。厚さ 3~12mm のほぞ両端部が初期のめり込み応力を負担するものとし、打ち込み具合からその摩擦係数を 1.0 とした「ほぞ割楔」では、計算値は実験結果と概ね符合した。一方「兜蟻」と「寄蟻」では再考したモデルによっても剛性の算定値が試験結果を上回り、危険側の評価となった。「兜蟻」と「寄蟻」では女木の変形に伴う接触面積の変化のより正確な把握が、剛性の推定には重要であると考えられる。

総じて、剛体仮定の可否、降伏の順番、割裂の発生時期、めり込みにおける接触面積、さらに摩擦係数をどう評価するか等、各仕口の実情により近いモデルの構築が望まれる。そのためにまずは実態の正確な把握が先決である。

また、台形断面男木ほぞの角度は剛性・耐力や摩擦係数、破壊のしやすさへ与える影響が大きいと考えられる。今後、他の寸法パラメータを変化させた場合の影響も含め、台形断面男木を有する仕口の引張性能についての更なる考察が必要である。

2.2.3(8)で見たように、針葉樹材のめり込み性能においては、45° 方向加力の場合が最も剛性・耐力が劣ることはよく知られている。その原因が早材部細胞の横座屈であるとすれば、今回の台形断面男木ほぞを有する接合部のように、ある程度年輪と角度を伴って横圧縮が生じる場合、その剛性・耐力の評価には、年輪傾角のパラメータも必要となる可能性がある(図 3.3.3-2)。

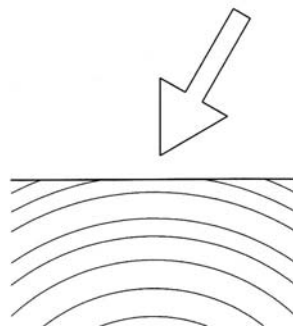


図 3.3.3-2 台形断面男木の横圧縮モデル

3.4 まとめと今後の課題

本章では、伝統的な仕様による柱－横架材、横架材－横架材等に用いる、「ほぞ込栓」、「ほぞ割楔」、「寄蟻」、「兜蟻」、それら 4 種の T 字型接合部の引張試験を行い、力学モデルをもとに引張性能の推定を試みた。得られた知見等を以下に示し、本章のまとめとする。

(1) 接合部試験

- ・引張降伏耐力 P_y の平均値は「ほぞ込栓」 4.09kN、「ほぞ割楔」 8.33kN、「兜蟻」 5.48kN、「寄蟻」 3.29kN であり、引張剛性 K の平均値は「ほぞ込栓」 2.95kN/mm、「ほぞ割楔」 30.55kN/mm、「兜蟻」 1.80kN/mm、「寄蟻」 2.08kN/mm という結果となった。塑性率 μ の平均値は、割裂の影響で早期に試験を終了した「兜蟻」を除いて 7 以上であり、総じて剛性・耐力は低い粘り強い接合部であると判断できる。
- ・「ほぞ込栓」は既往研究も数多くなされており、寸法仕様を吟味することによって、引張性能を改善することは十分に可能であると考ええる。
- ・「ほぞ割楔」は剛性・耐力・靱性に優れ、羽子板ボルトによる接合(短期許容引張耐力 $T_d=7.5\text{kN}$ とする)と同程度の耐力が期待できる。ただしくさびの打込み具合が、最大耐力等に影響を及ぼす可能性があるため、くさびの打込み方に留意する必要がある。さらに、くさび外側のほぞ両端部が早期に引張破壊しないような寸法設計が肝要になる。
- ・「(兜)蟻」は女木の割裂を誘発し靱性に欠けるが、見え掛かりとはならない大入れ部に割れ止め防止のビス等を打つことが容易にできると思われ、割裂防止策の実施によっては靱性の向上が期待できる可能性がある。現在の木造住宅等において最もポピュラーな仕口であると考えられるため、各部寸法を変化させた場合の引張性能や破壊モード、靱性についての更なる考察が必要と考える。
- ・「寄蟻」の男木蟻ほぞの長さは、今回の試験仕様である 30mm 程度が一般的であると思われ、込栓等を打てる程度にまではほぞを伸長すると、女木の断面欠損が大きくなり現実的な寸法の仕口ではなくなる。加えて今回のほぞ巾 120mm はほぼ最大寸法と考えられるため、さらなる引張性能の改善には、男木と女木の樹種の組み合わせを変える等の工夫をし、女木の割裂を防ぎ、その耐力を上げることが肝要となる。

(2) 接合部性能の推定・評価

- ・台形断面男木を有する接合部の引張における力学モデルを検討した。

「兜蟻」の P - δ 関係では、男木がめり込み降伏し若干のめり込み塑性域の後女木が割

裂すると推察した。ただし実験値と計算値に 2 倍程度の開きがあることから、初期剛性は男木のめり込みだけでは決まらない可能性があり、男木と女木のせん断変形を考慮したモデルとする必要があると考える。なお最大耐力は女木の割裂で決定したと推察した。

「ほぞ割楔」では、初期剛性は、厚さの薄い男木ほぞ両端部くさび外側部のめり込みで決定し、最大耐力もその部分の引張強度で決まる可能性が示唆された。ただしくさび打ち込みに生ずる初期応力の大小が $P-\delta$ 関係に及ぼす影響について明らかにする必要がある。

女木・男木とも繊維直交方向めり込みとなる「寄蟻」は当初女木と男木双方が同様にめり込むものと仮定したが、試験での観察から、女木の損傷が相対的に大きかったため、女木を(めり込み性能の大きく異なる)早材と晩材の層から成るモデルとして検討した。算定値は $P-\delta$ 関係の傾向を捉えることができたが、剛性・耐力の推定等に課題が残った。

- ・以上から、台形断面男木を有する接合部の引張性能を推定するためには、男木や女木の剛体仮定の可否、降伏の順番、割裂の発生時期とその強度、めり込みにおける接触面積、さらに摩擦係数とその変化をどう評価するか等が課題であると思われる。接合部引張性能の推定のためには、各仕口の実情により近いモデルを構築する必要がある。そのためには、女木の割裂を抑えた試験も実施すべきであると考ええる。

第4章 T字型接合部の曲げ性能

4.1 接合部試験

4.1.1 試験の目的と背景、接合部の設計

(1) 試験の背景と目的

a) 小径材によるラーメン架構

小径材を、断面が 120mm 角以下、長さが 6m 以下の流通材と定義すると、国産の小径材としては、スギ、ヒノキ、カラマツがそれに該当する。構造躯体を小径木の単一部材で、あらわしで構成することは、架構の再考を促すという意義があるのではないかと考える。柱梁の断面をそろえることで特権的な部材がなくなり、大黒柱や差鴨居、丸太梁が持つ独特の意味(象徴性など)、あるいは大断面や中断面の集成材の持つ存在感の代わりに、柱が梁であってもよく、反対に梁が柱であってもよいようなユニヴァーサルな架構による緊張感のある空間が出現するように思えるからである(図 4.1.1-1)。



図 4.1.1-1 小径材のみによる架構の例(設計・撮影：筆者)

加えて、木造住宅を取り巻く社会において、川下側から国産小径木材の特徴や性能を生かした構法の開発がなされれば、国産材の需要の拡大はもとより、性能が安定せず構造用としては不向きといわれる間伐材利用の糸口ともなる可能性があり、川上（山）の新陳代

謝に寄与するところが大きいのではないかと、とも考える。

b) 国産小径木材の概要と物性

共通した小径木材の寸法についての定義はなく、それらを利用する場合によって異なるような印象を持つ。例えば木材市場では、慣例的に末口直径 16 cm 以下の原木丸太を小径材、径 18~28 cm を中目材、径 30 cm 以上を尺上材と分けることが多い。小径材はさらに、径 14~16 cm の柱用丸太と、径 13 cm 以下の小丸太とに分けられる。末口直径 16 cm 以下の丸太を分類する意味とは、10.5 cm 角程度の芯持ちの柱がとれるかどうかにあると思われる。一方、エコマークにおける定義では、小径材とは末口直径 14 cm 未満の丸太を指し、建築用材として利用されることの少ない大きさを示すと思われる。本論では小径木材の断面を仕上り寸法で 120mm 角以下としているが、120mm 角の材がとれる原木丸太の直径は末口 16~18 cm 程度であり、それは木材市場の分類において小径材と中目材との境界線上に位置することになる。

したがって木造住宅の現場が木材市場に直結しているとするなら、仕上り寸法 120mm 角以下の材を小径木とすることにはそれほど無理がないのではないかと考える。

流通量の大小を加味すれば、国産小径木材を代表するのはスギとヒノキということができ、それらは戦後政策により植林が推し進められたことにより、現在我が国の人工林において相当程度の蓄積があり、主伐材の樹齢によっては間伐材の中からとれる可能性もある。

c) ほぞ差し

1.2.1 で述べた継手仕口の基本形を行為によって分類した場合、「挿入する」、「貫く」に相当し、垂直材(柱・束)ー水平材(横架材)仕口を構成する最も基本的な要素といえる「ほぞ」の曲げ性能に、本章では焦点をあてる。特に、ほぞを厚く・長くした場合の曲げ性能について、またほぞ穴の間隔を狭くする(柱などを細かく並べる)ことの可能性について考察する。

曲げ剛性に限界のある小径木材の弱さを合板や金物などによって補剛し隠ぺいする方向ではなく、一本の弱さをそのままあらわにして足し合わせ、全体を成立させる方法について考えることは、小径木材による空間の可能性を問い直すことにつながるのではないと思う。モーメントを負担する量の多くはない接合部を持った弱い柱だけがあって、それを何本立てれば住宅が成り立つのか、という立場からの考察でもある⁵³⁾。

c) 目的

本章での目的は、伝統的な要素を用いた、柱ー横架材に代表される T 字型(長ほぞ差)接合部の破壊性状を含む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を提案することである。

(2) 試験体寸法の設計

試験仕様の決定に際し、ほぞを厚くして、めり込みや摩擦の面積を増やし、さらに横架材等からほぞを突出させる、つまり柱等のほぞを厚く、長くすることでモーメント抵抗を増大させることを考えた。ほぞを厚くしていけば柱の全断面を埋め込む掘立柱接合部に、長く伸ばしていけば柱一通し貫接合部に近いモデルになる。

具体的なほぞの寸法については 120mm 角材を前提に決定した。材幅は 120mm であり、そこに設けるほぞ穴の残り寸法を考慮すると、最大のほぞ厚は 90mm 程度と思われるが、加工や建て方における取扱いの安全性を加味し、厚さを 75mm 以下とした。一方材の高さも 120mm であり、土台パッキンの高さを 30mm と仮定し、ほぞの横架材等からの突出を 24mm、ほぞ全長を 144mm とした。また、ほぞ幅は材幅と同じ 120mm とした。

ほぞ穴間隔については、部材と隙間が交互に連続するデザイン性を考慮に入れ、120mm と決定した。

図 4.1.1-2 に接合部とフレーム試験体のイメージについて示す。試験体の全巾を 1P 程度としたのは、柱を並べた場合の壁倍率の目安を得るためと、デザインの可能性を確認するためである。

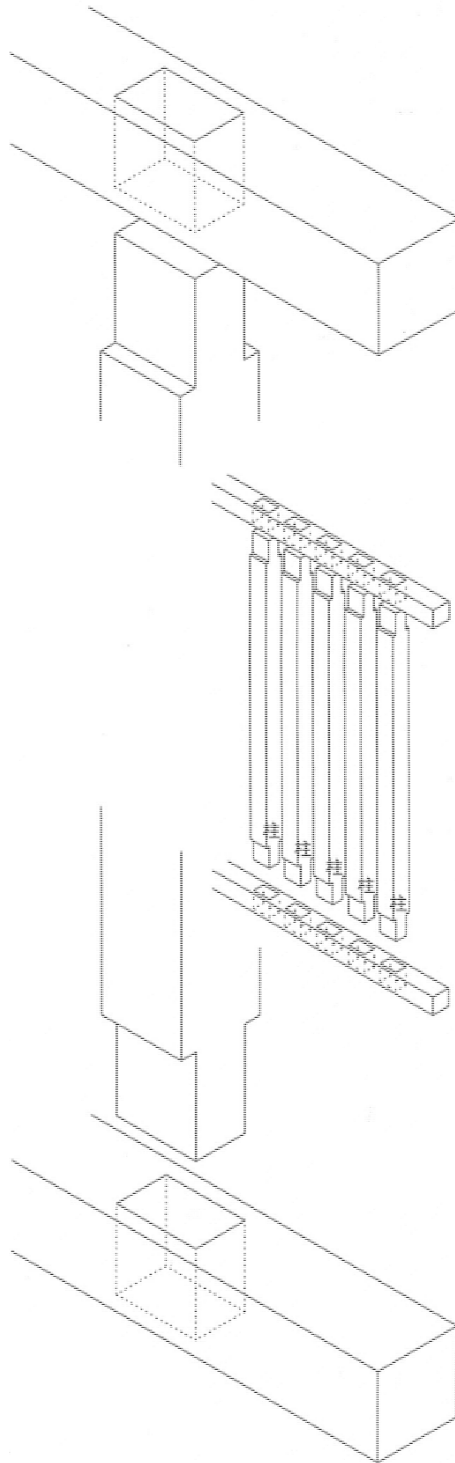


図 4.1.1-2 接合部と試験体のイメージ

4.1.2 既往研究

ここで、柱や束と横架材の仕口に設けるほぞ差(込栓打ち)接合部や、柱一貫接合部の曲げ抵抗性能に関する最近の研究について概観しておく。

後藤、春山らにより、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^{48), 49)}が行われており、めり込み特性をバネ置換した接合部の解析モデルが提案されている。摩擦を考慮しない場合、荷重－変位関係における2次剛性は初期剛性の $1/20$ 程度であること、ほぞ差接合部に打たれた込栓が柱の引き抜けを抑え土台でのめり込みを発生させていることなども述べられている。

春山らはさらに束－横架材接合部の解析モデルの提案を目的とし、ほぞ厚、ほぞ幅、ほぞ長さをパラメータとしたほぞ差込栓打接合部の実験を行い、めり込みのみを考慮したモデルとそれに摩擦を加えて評価したモデルによる解析結果と実験結果との比較を行っている⁵⁰⁾。そこでモデル化の際に仮定した摩擦係数はほぞ上部が 1.0 、ほぞ下部が 0.5 であり、また解析モデルの妥当性について、ほぞ幅、ほぞ長さが変化した場合や大変形時にはモデルの再検討が必要であると述べている。

岩本らにより、柱一貫接合部における入り込みめり込み(本論では食い込み摩擦と呼ぶ)の摩擦係数についての報告⁵¹⁾があり、実験における食い込み摩擦の摩擦係数が 0.95 であったこと、貫構造のモーメント抵抗メカニズムをめり込みと摩擦の和と考えた場合の、回転に伴いめり込みと摩擦の割合が変化する様子が述べられ、接合部回転の初期には少ない全モーメント抵抗に占める摩擦の割合が、回転角 $1/16.7\text{rad}$ 以降はほぼ一定に近づき、 $1/10\text{rad}$ 時では 45% 程度になるとした。

老藤らによる長ほぞ差込栓打接合部のめり込みと摩擦性状に関する報告⁵²⁾では、摩擦抵抗の影響は全耐力の $10\sim 20\%$ 程度であり、回転角 0.02rad 付近では 10% であると述べられている。

以上の研究は、2006年以降に報告されたものであり、岩本らによるものを除き、T字型接合部による要素実験の結果に基づいたものである。一般的な仕口である長ほぞ差(込栓打ち)接合部の曲げ性能について、モデル化の試みや、めり込みや摩擦を主とした抵抗要素に関する分析など、接合部性能を明らかにしようという近年の流れを知ることができる。それらの報告の中で、柱(束)のほぞは長くて横架材の下端までで、横架材から飛び出した形状のタイプについて検討したものはみられなかった。

4.1.3 試験の概要と試験体の材料物性

(1) 試験の概要と変位計

フレーム試験の試験体と試験方法を図 4.1.3-1 に示す。試験は、制御変形角を①－②／H、繰り返し履歴を 1/450、1/300、1/150、1/100、1/50、1/30rad、では各 1 回の正負交番加力とし、その後破壊に至るまで引ききることとした。ほぞの厚さをパラメータとし、ほぞ厚 75mm とほぞ厚 60mm の 2 種類の試験を各 3 体ずつ行った。最初にほぞ厚 75mm の試験を行い、その結果を踏まえ試験体仕様の微調整を行った上でほぞ厚 60mm の試験を行う順番とした。

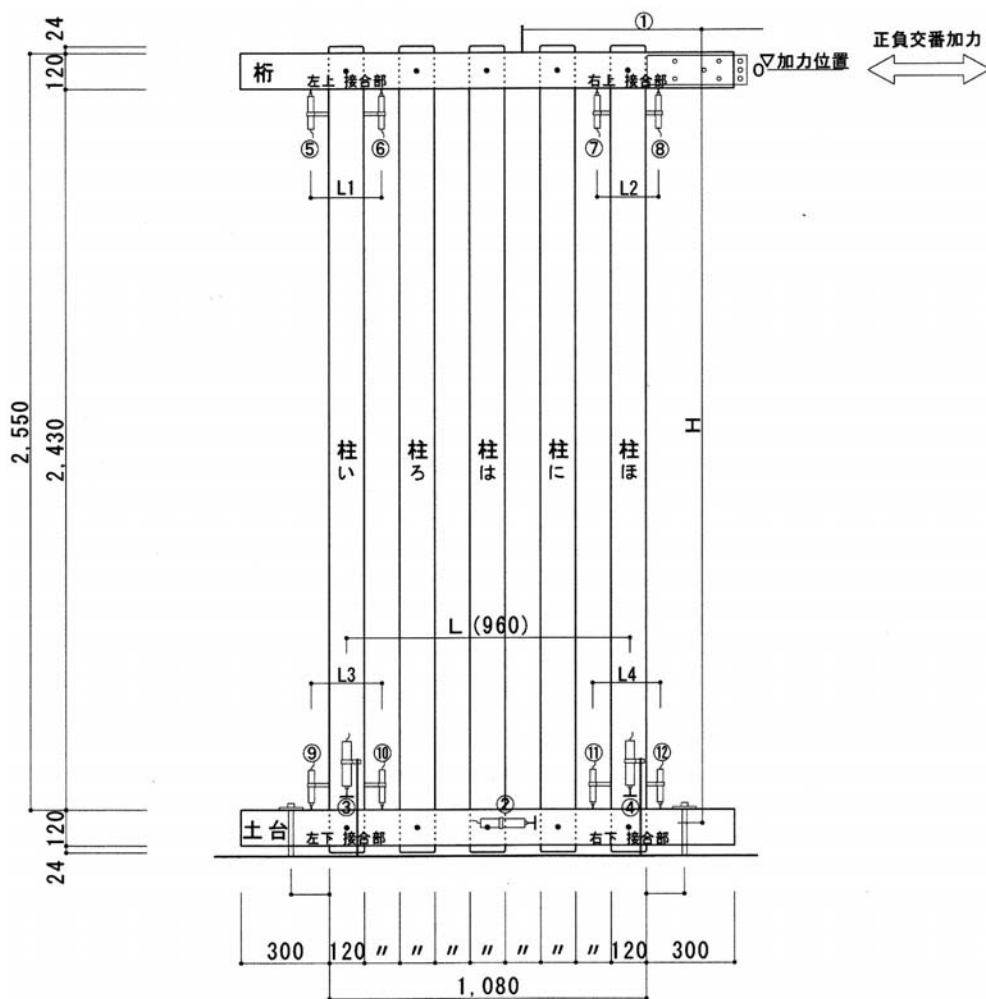


図 4.1.3-1 ほぞ厚 75mm の試験体 寸法と変位計

変位計は 1～4ch ではフレームの絶対変位を、5～12ch では、左上、右上、左下、右下、各接合部の変形角を測定した。

(2) 材料物性

各試験体は5本の柱と土台、桁で構成されており、材はすべてヒノキ 120mm 角、E110のKD材を用いた。試験終了後に材料物性を調べた。含水率は高周波水分計(ケツト社製 HM-520)を用いて、繊維方向のヤング係数は縦振動法によって求めた。柱材の測定結果を表 4.1.3-1 に示す。

表 4.1.3-1 材料の物性値(平均値±S.D.) ※柱材：各 15 本

試験	部材	密度[g/cm ³]	含水率[%]	ヤング係数： E_0
ほぞ厚 75mm	柱(ヒノキ):120×120	0.52±0.036	16.08±1.90	12348±1082
ほぞ厚 60mm	柱(ヒノキ):120×120	0.50±0.031	18.46±1.16	12807±767

4.2 試験結果と考察

4.2.1 全体の挙動と破壊モード

(1) フレームの P - δ 関係

図 4.2.1-1 に、ほぞ厚 75mm の試験とほぞ厚 60mm の試験における P - δ 関係を示す。

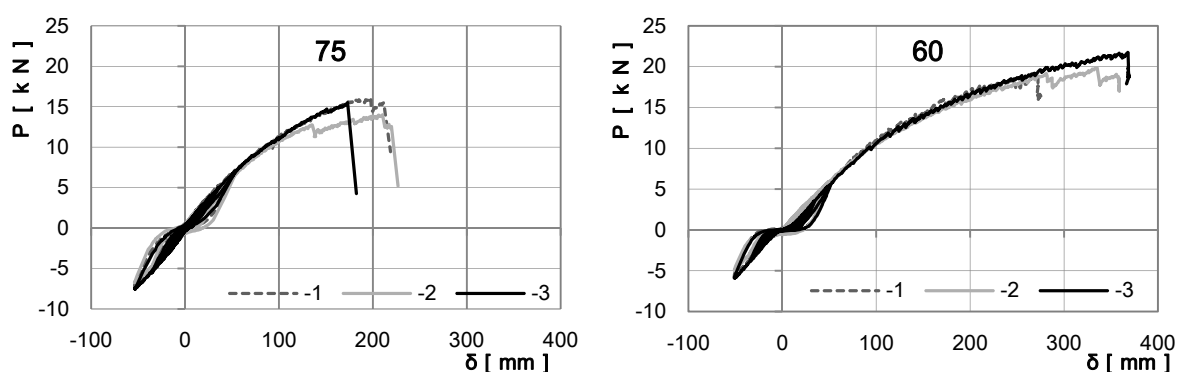


図 4.2.1-1 フレームの P - δ 関係 (ほぞ厚 75mm : 左 ほぞ厚 60mm : 右)

図 4.2.1-1 より、どちらの試験体も3体とも同様の、降伏点の判断の難しい滑らかなループを描いたといえる。1/20rad($\delta=127.5$ mm)程度までは、ほぞ厚 75mm 試験体の方が剛性・耐力ともにやや高い傾向にあるが、75mm 試験体は荷重 P が 15kN 前後で急激な耐力低下を起こした。一方ほぞ厚 60mm 試験体は 1/10rad($\delta=255$ mm)を越えても耐力は上昇し続け、粘り強い挙動を示した。なお後述するが、60mm 試験体の結果には、独立柱の影響も含まれている。

(2) ほぞ厚 75mm 試験(試験 75)の破壊モード等

a) 破壊モード

ほぞ厚 75mm が境界条件になると思われたので、最初に試験を行うことにした。回転剛性を優先すればほぞ厚 90mm もあり得るし、一方で土台や桁の脆性的な破壊を考慮すればほぞ厚 60mm がより安全側の仕様となる。ただ実際には、120mm 角の土台にほぞ厚 75mm の柱を 240mm ピッチで差す場合、土台ほぞ穴の両側に残るのはそれぞれ 22.5mm ずつ、その穴間隔は 120mm である。試験前の加工や組み立ての段階においてさえ、ほぞ穴間に亀裂の生じる恐れがあるくらい微妙な施工精度、同時に慎重な取り扱いが要求されること、他方、材料の欠点がダイレクトに試験結果に影響してしまうことを、ほぞ厚 75mm の試験において痛感した。

各接合部は、柱における引抜き力の発生が予想されることと、仕上がり具合への寄与(引き勝手:図 2.1.1-3 参照)の観点から、込栓(=カシ $\Phi 15\text{mm}$)打ち仕様としたが、1 体目の試験(75-1)で込栓穴から土台が割裂する脆性的な破壊を生じた(図 4.2.1-1)ため、2 体目(75-2)の試験は土台-柱接合部の込栓をすべてはずした仕様で、3 体目の試験(75-3)は両端接合部の込栓のみをはずした仕様で行い、込栓の回転剛性等への影響を確認しようと考えた。75-2 における破壊性状は、まず乾燥過程で生じたと思われる内部割れ(図 4.2.1-2)の影響で土台の上端がせん断で壊れ、その後(最終的な)引張り側柱脚付近の大きな節と込栓穴とを結ぶかたちで土台の側面が割裂破壊した(4.2.1-3)。75-3 は、図 4.2.1-4~6 のように、ほぞ穴間のねじりせん断、込栓部からの割裂、土台の曲げ剛性不足、材料の目切れ等複数の要因が重なって突然破壊したものと思われる。

柱の引き抜きに抵抗する込栓は、ほぞ穴両側の薄い土台側面の割裂を誘発したといえ、接合部(柱ほぞ)の回転によるねじりモーメントが仮に土台の長さ方向と少しでも角度を伴って起こるとすれば、土台上面のせん断破壊や側面の割裂はより生じやすくなると思われる。一方で、節や内部割れなど材料の欠点があるまま脆性破壊の誘因となった。また、試験体フレームの幅がほぼ 1P であったため、加力装置自体の重さが桁の装置側に加わり、反対側柱脚の引抜き力となって作用しているような印象を受けた。

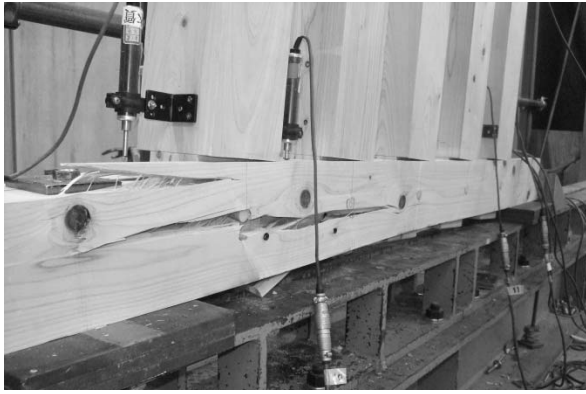


図 4.2.1-1 75-1 込栓穴を結ぶ割裂

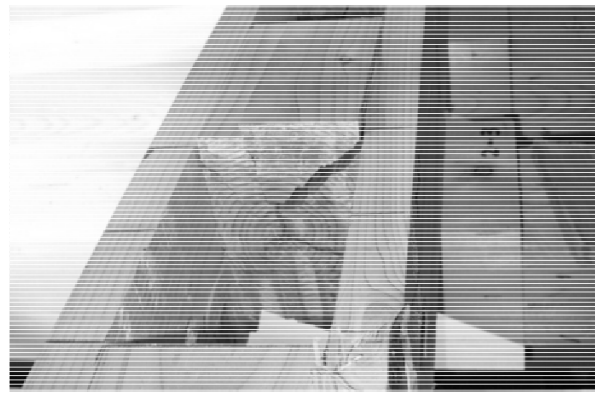


図 4.2.1-2 75-2 内部割れからのせん断(解体後)



図 4.2.1-3 75-2 引張側柱脚の節(目切れ)



図 4.2.1-4 75-3 ほぞのこじりによる土台上端せん断



図 4.2.1-5 75-3 土台の曲げせん断破壊

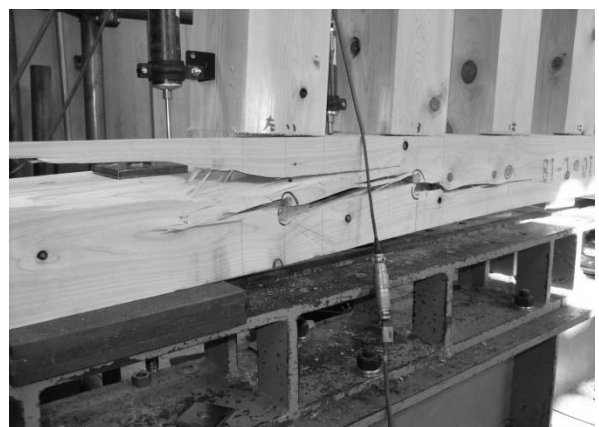


図 4.2.1-6 75-3 込栓部からの割裂と目切れ

b) 解体後の状況

以下に試験 75 解体後の状況について示す (図 4.2.1-7～図 4.2.1-12)。



図 4.2.1-7 75-2 終局時引張側の柱脚詳細

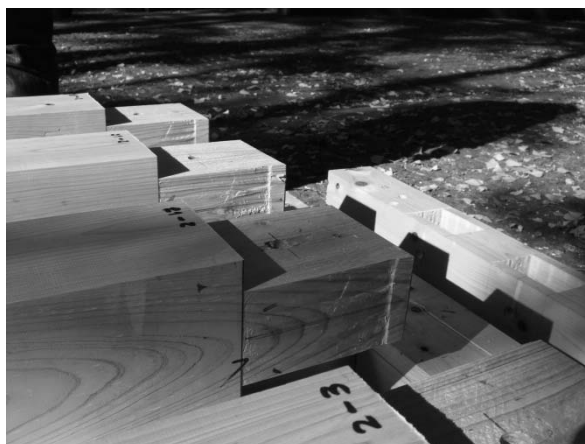


図 4.2.1-8 ほぞ突出部の食い込み摩擦痕



図 4.2.1-9 75-1 解体後の込栓

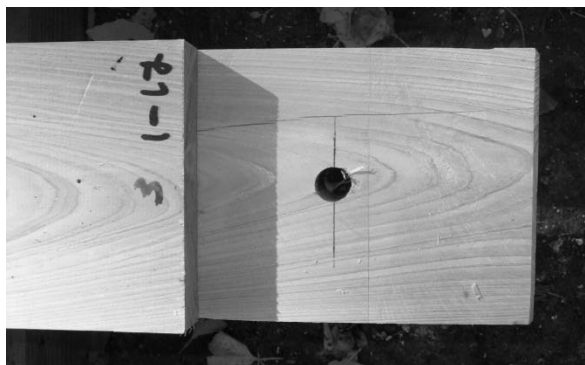


図 4.2.1-10 75-1 柱ほぞ側面のめり込み痕



図 4.2.1-11 75-2 土台下端のせん断破壊



図 4.2.1-12 75-2 土台上端のめり込み痕

図 4.2.1-7,8 からは、 $1/30\text{rad}$ までの正負交番加力以後、最終的に引張側となった柱ほぞの横架材からの突出部において食い込み摩擦が起きていることが確認できる。図 4.2.1-9

から、込栓の変形の仕方が中央部から左右対称であることがわかり、図 4.2.1-10 からは、込栓の打たれた接合部の回転中心は、込栓位置付近にあることが推測できる。図 4.2-1-11 のような破壊性状より、試験 75 は、ほぞ厚とほぞ穴間隔のバランスの良い仕様であるとは言えず、図 4.2.1-12 では、土台の上端における柱木口(隅角部)のめり込み痕が見られるが、75-2 では込栓を打っていないためか、その痕はわずかであった。

c) 試験仕様の見直し

以上ほぞ厚 75mm の試験の結果を受けて、ほぞ厚 60mm の試験(試験 60)では、以下のような変更と配慮を行うことにした。

- ・フレームのロードセル側に独立柱を設け、2P 幅の試験体とする。
- ・接合部は込栓打ちとせず、めり込みと摩擦をより純粹に評価しやすい仕様とし、同時に土台の割裂を誘発しにくくする。
- ・1/30rad までの正負交番加力以降、最終的な引張り側となる柱脚付近の土台の品質に留意する。

(3) ほぞ厚 60mm 試験(試験 60)の破壊モード等

a) 試験仕様と破壊モード

ほぞ厚 60mm の試験体を図 4.2.1-13 に示す。加力装置側に独立柱を設け、総幅を 2P とした。なお、接合部はほぞ差しのみで込栓打ち仕様ではなく、接合部回転の中立軸を求めべく、60-2、60-3 では変位計 13~16ch を追加した。

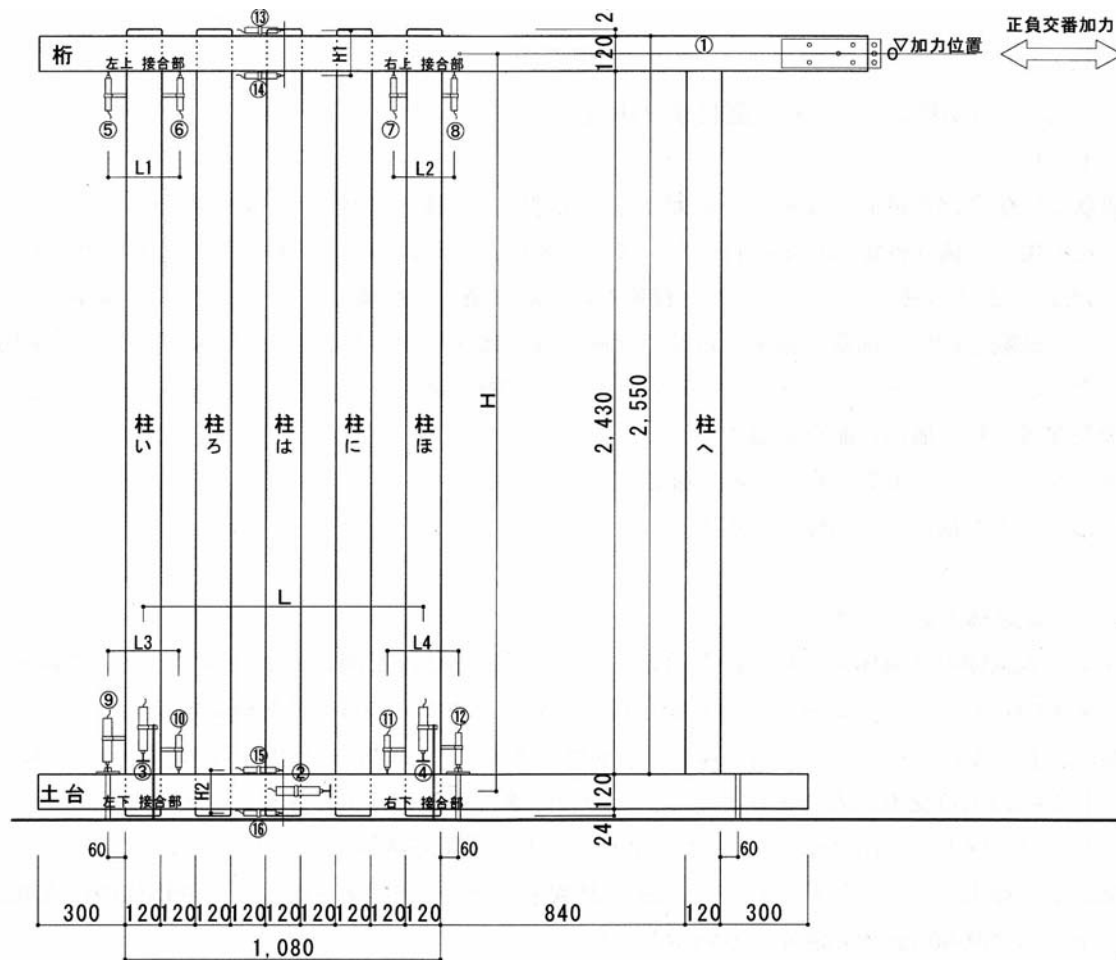


図 4.2.1-13 ほぞ厚 60mm の試験体 寸法と変位計

試験 60 の場合の破壊について以下に述べる。引張り側の最終的な変位は、ジャッキストロークの関係で、試験体 60-1 については(桁の水平変位が)270mm($1/9.4\text{rad}$)、試験体 60-2 と 60-3 については 360 mm($1/7\text{rad}$)であった。60-1 は土台に裂け目が入った(図 4.2.1-14)直後に試験終了となり、60-2 は柱頭のほぞが変位 280mm と 340mm 付近で相次いで曲げ破壊(図 4.2.1-15)を起こし、60-3 は最後まで明確な破壊には至らなかった。ただし、60-3 の独立柱の柱頭は曲げ破壊していた。

ほぞ厚 75mm に比べて靱性が増した原因は、加工前に目視によって土台の品質を吟味したこと、横架材ほぞ穴欠損の残り幅が増えたこと、込栓がないことで土台割裂の誘因が減ったことなどが考えられる。つまりは接合部の要所における材質と、接合部の寸法バランスによるところが大きいといえる。

図 4.2.1-16 には 60-2 の $1/7\text{rad}$ 付近における柱の曲げ変形の様子を示したが、接合部がその変形に追随できないか、あるいはほぞ部断面寸法による短期許容曲げ応力度に達した時点で、ほぞ部の曲げ破壊に至ると考えられる。図 4.2.1-17 には、柱－土台接合部におけ

る土台上端のめり込みの様子を示すが、この場合の回転の中立軸(x_p)は 30mm 程度と思われる。その一方で引き抜けを伴いながら回転し、終局時における土台上端のめり込みの少ない接合部も見られた。試験の観察から、柱の曲げ変形が支配的な試験体であると考えられるため、図 4.2.1-18,19 に示すように、横架材の曲げ変形は少なかった。



図 4.2.1-14 60-1 ほぞのこじりによる土台の割れ 図 4.2.1-15 60-2 柱ほぞの曲げ破壊

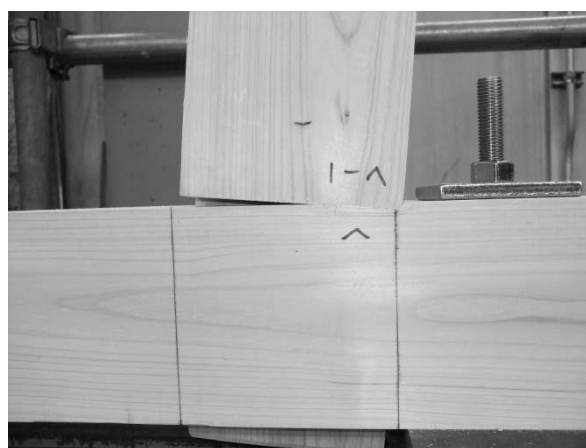
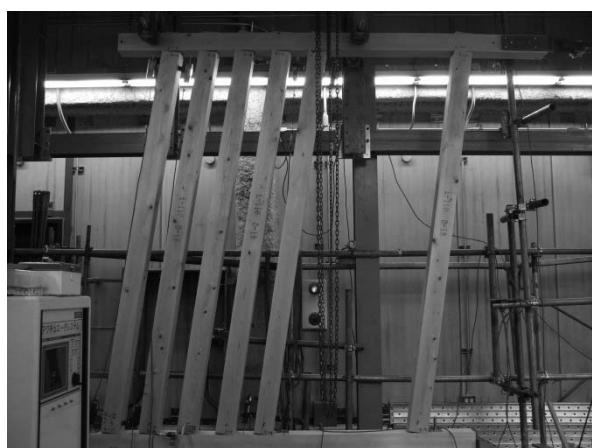


図 4.2.1-16 60-2 終局時柱の S 字変形

図 4.2.1-17 60-1 土台上端のめり込み



図 4.2.1-18 60-3 桁の曲げ変形

図 4.2.1-19 60-3 終局時の土台

b) 解体後の状況

以下に試験 60 解体後の状況について示す (図 4.2.1-20～図 4.2.1-23)。ほぞ厚 60mm の試験では、試験 75 同様、ほぞ端部の食い込み摩擦(図 4.2.1-21)や土台上端のめり込み(図 4.2.1-22)がみられたが、土台の割裂等の破壊例は図 4.2.1-21 に示したぐらいであり、終局耐力は柱ほぞの曲げ性能で決定した(図 4.2.1-23)。



図 4.2.1-20 60-2 ほぞ付け根めり込み破壊 図 4.2.1-21 ほぞの曲げ破壊と食い込み摩擦



図 4.2.1-22 60-2 土台上端のめり込み痕 図 4.2.1-23 60-1 柱の回転による土台の割れ

(4) フレームのせん断性能評価

フレームのせん断性能評価

フレーム試験の結果を5本柱の耐力壁とみた場合の壁倍率算定の結果を表4.2.1-1に示す。ほぞ60mmの試験体の結果には独立柱の影響も含まれている。

表 4.2.1-1 壁倍率算定表

試験体記号		ホソ厚75mm試験体			平均値	標準偏差	変動係数	ばらつき係数	50%下限値	Po	壁倍率
構造評価	(単位)	75-①	75-②	75-③	(KN)		CV		(KN)	(KN)	
1) Py : 降伏耐力	(KN)	8.56	8.27	8.06	8.30	0.25	0.030	0.986	8.18	3.54	1.81
2) Pu・0.2・√2μ-1: 終局耐力に(0.2/構造特性係 数)に乗じた値	(KN)	4.73	4.60	6.29	5.21	0.94	0.180	0.915	4.76		
3) 2/3・Pmax: 最大耐力の2/3値	(KN)	10.56	9.33	10.33	10.07	0.65	0.065	0.969	9.77		
4) P120: 見掛けのせん断変形角1/120rad時 における荷重	(KN)	3.55	3.48	4.00	3.68	0.28	0.077	0.964	3.54		
Pmax:最大耐力	(KN)	15.85	14.00	15.50	○破壊状況ノート:						
Pu:終局耐力	(KN)	14.50	12.71	14.69							
K:初期剛性	(×10 ³ KN/rad)	0.34	0.34	0.43							
μ:塑性率		1.83	2.14	2.79							
1/√2μ-1:構造特性係数Ds		0.61	0.55	0.47							
δy:降伏変形角	(×10 ⁻³ rad)	25.51	24.01	18.81							
δv:モデル降伏点変形角	(×10 ⁻³ rad)	43.23	36.89	34.30							
δu:終局変形角	(×10 ⁻³ rad)	79.14	78.80	95.55							

試験体記号		ホソ厚60mm試験体			平均値	標準偏差	変動係数	ばらつき係数	50%下限値	Po	壁倍率
構造評価	(単位)	60-①	60-②	60-③	(KN)		CV		(KN)	(KN)	
1) Py : 降伏耐力	(KN)	10.90	10.75	11.84	11.16	0.59	0.053	0.975	10.88	2.24	1.14
2) Pu・0.2・√2μ-1: 終局耐力に(0.2/構造特性係 数)に乗じた値	(KN)	5.40	6.37	6.62	6.13	0.65	0.106	0.950	5.83		
3) 2/3・Pmax: 最大耐力の2/3値	(KN)	12.53	13.23	14.60	13.42	1.00	0.074	0.965	12.95		
4) P120: 見掛けのせん断変形角1/120rad時 における荷重	(KN)	2.50	2.90	1.98	2.46	0.46	0.188	0.911	2.24		
Pmax:最大耐力	(KN)	18.80	19.85	21.75	○破壊状況ノート:						
Pu:終局耐力	(KN)	16.73	17.53	18.54							
K:初期剛性	(×10 ³ KN/rad)	0.30	0.27	0.28							
μ:塑性率		1.79	2.17	2.10							
1/√2μ-1:構造特性係数Ds		0.62	0.55	0.56							
δy:降伏変形角	(×10 ⁻³ rad)	36.42	39.12	41.81							
δv:モデル降伏点変形角	(×10 ⁻³ rad)	55.19	63.83	65.47							
δu:終局変形角	(×10 ⁻³ rad)	98.84	138.64	137.29							

表4.2.1-1において短期基準せん断耐力 P_o (壁倍率)を比較すると、試験体75の方が試験体60の1.5倍以上の耐力を有している。しかし短期基準せん断耐力の評価の指標となる1)～4)の各項目で比較した場合、4)の特定変形角における荷重以外の項目では試験体60の方がより性能が高い。

4.2.2 モーメント-回転角関係

(1) フレームの $M-\theta$ 関係

柱5本セットでの、フレームのモーメントと真のせん断変形角 γ_0 の関係を図 4.2.2-1,2 に示す。モーメント $M=PH$ として求めた。図より、 $1/30\text{rad}$ 付近から付着-すべり現象が確認できる。

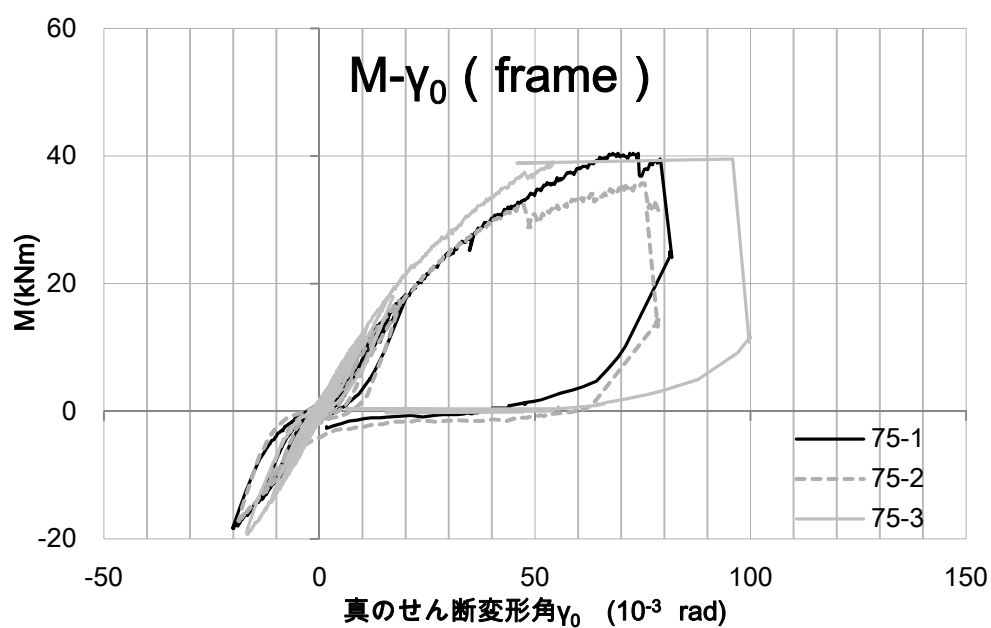


図 4.2.2-1 試験 75 のモーメント-回転角関係

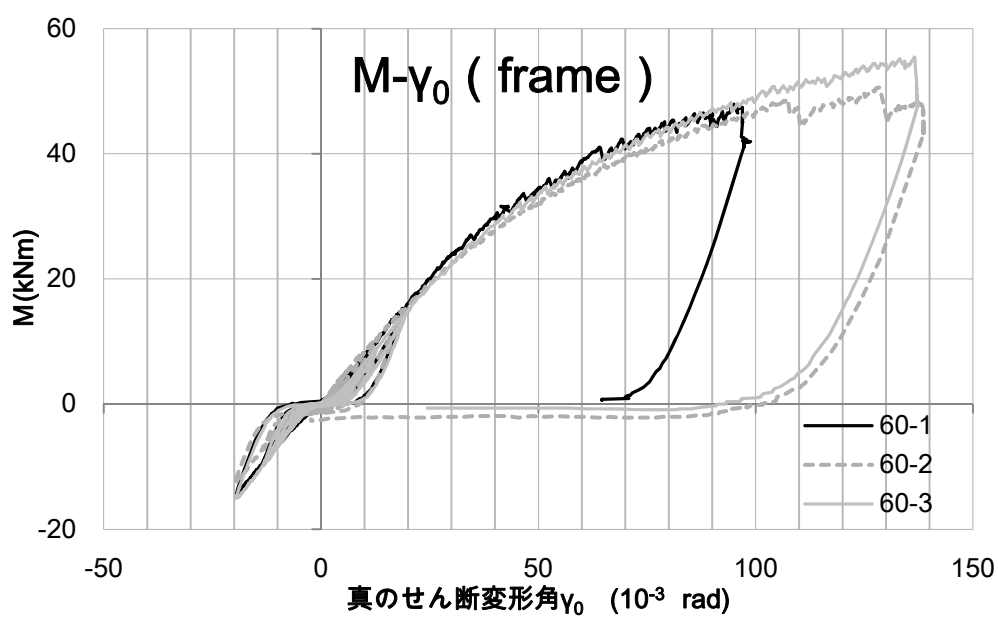


図 4.2.2-2 試験 60 のモーメント-回転角関係

※独立柱含む

(2) 接合部の $M-\theta$ 関係

接合部 1 か所あたりの $M-\theta$ 関係を図 4.2.2-3,4 に示す。回転角 θ はフレーム試験における 10 か所の接合部のうち、フレームの 4 隅に 2 本セットで設置した 5~12ch の結果から、接合部のモーメントは $M=PH/10$ (75)、 $M=PH/12$ (60) により求めた。

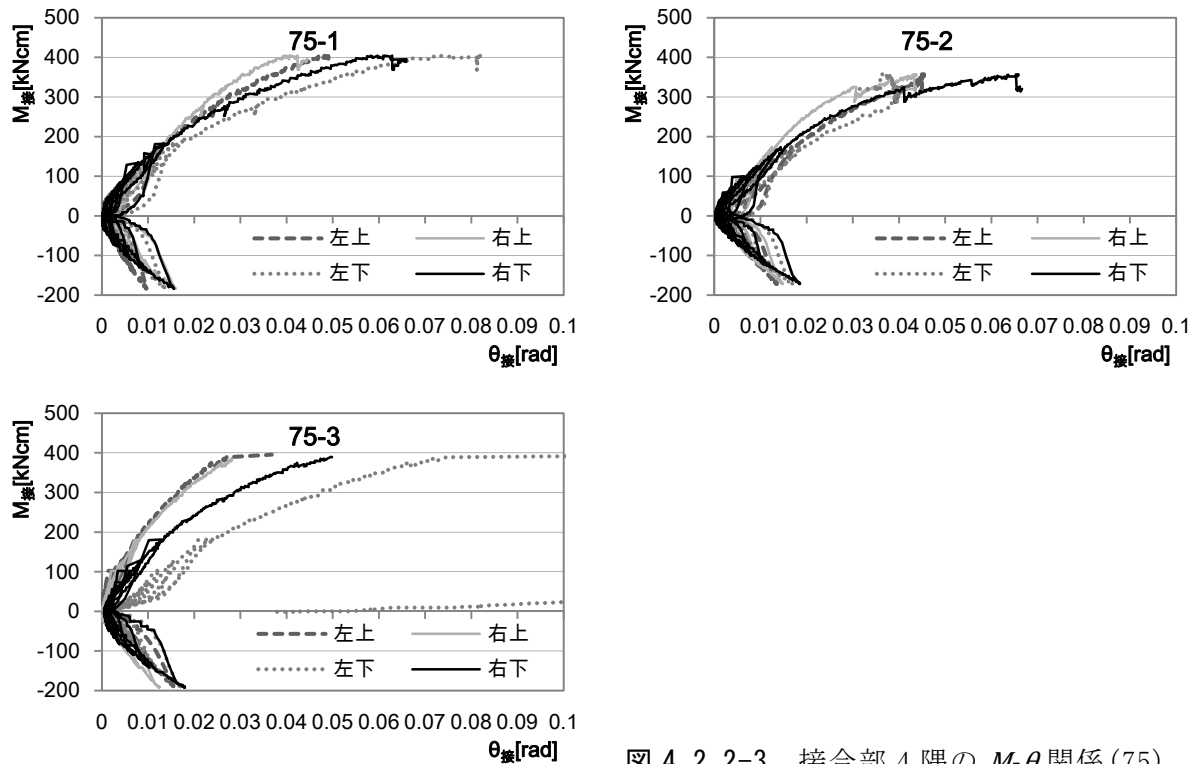


図 4.2.2-3 接合部 4 隅の $M-\theta$ 関係 (75)

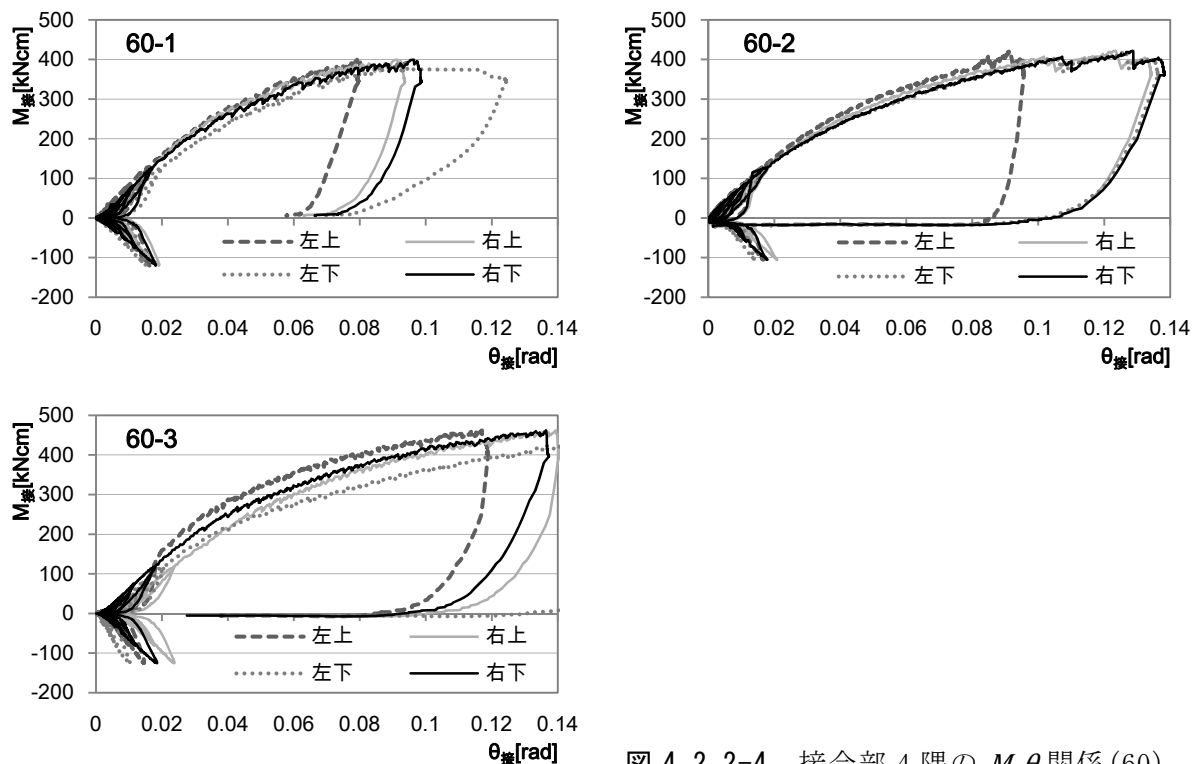


図 4.2.2-4 接合部 4 隅の $M-\theta$ 関係 (60)

図 4.2.2-3 に示すように、ほぞ厚 75mm の試験では、接合部当たりのモーメントは 400kNcm 程度で頭打ちとなった。75-1 のみ込栓打仕様であるが、剛性・耐力への込栓の影響は見られない結果となった。ただし 75-3 における 4 隅接合部のばらつきの少なさから、込栓には接合部のモーメント抵抗性能を安定させる働きがあると思われる。

図 4.2.2-4 より、ほぞ厚 60mm の試験では、接合部当たりのモーメントは 400kNcm 程度まで上昇し、各接合部ごとのばらつきも小さく、大変形領域まで安定した挙動を示した。

4.3 T 字型接合部のモーメント抵抗性能の推定

本節では通し厚ほぞ差し接合部の力学モデルから、接合部のモーメント抵抗性能の推定を試みる。

4.3.1 接合部の力学モデルとモーメント抵抗性能の推定

(1) 掘立柱モデルと通し貫モデル

通し厚ほぞ差し接合部に似た伝統的な接合部として、掘立柱の柱脚接合部と、柱一通し貫接合部が挙げられる。つまりどんどんほぞを厚くしていけば掘立柱(接合部)に、ほぞをさらに伸ばしていけば通し貫に近づく。掘立柱と通し貫接合部の力学モデルを図 4.3.1-1 に示す。それぞれのモデルは文献²⁹⁾に示されている。

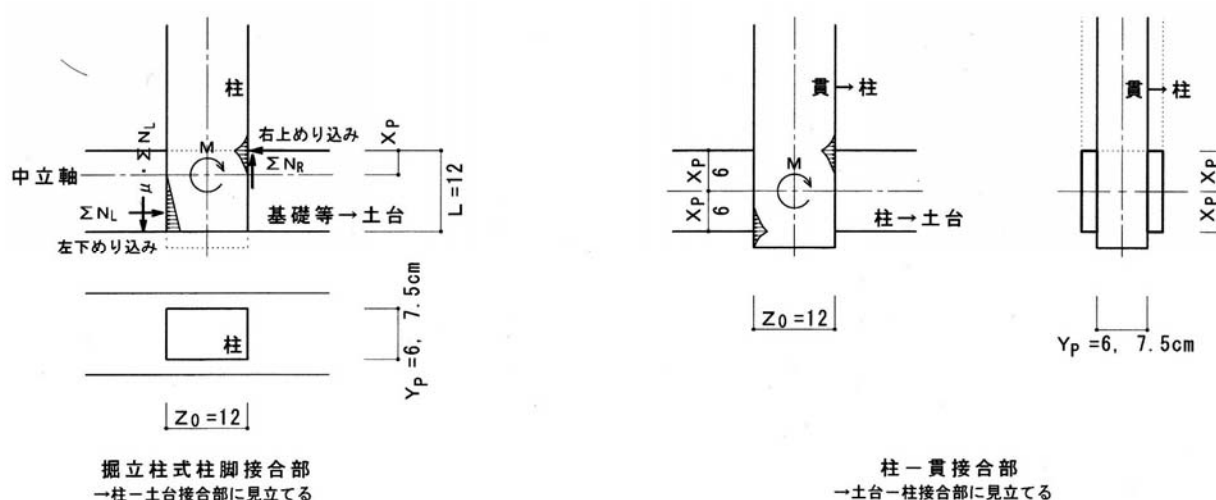


図 4.3.1-1 掘立柱モデルと通し貫モデル

図 4.3.1-1 における掘立柱モデルでは、ほぞの突出部の評価が含まれないこと、通し貫モデルでは回転中立軸位置 x_p が横架材芯にあることが、通し厚ほぞ差し接合部の力学モデル

としてそのまま適用できない理由である。

ただし、試験 75-1 と 75-2 における横架材のほぞ穴中央部に込栓を打った接合部については x_p が横架材芯にあると仮定して、通し貫モデルを適用できると見なし、また試験 60 における各接合部と、75 における込栓のない接合部については、掘立柱モデルを基本にほぞの突出を考慮したモデルとして、以下検討を行う。

(2) 通し厚ほぞ差しモデル

図 4.3.1-2 に通し厚ほぞ差し接合部の力学モデルを示す。

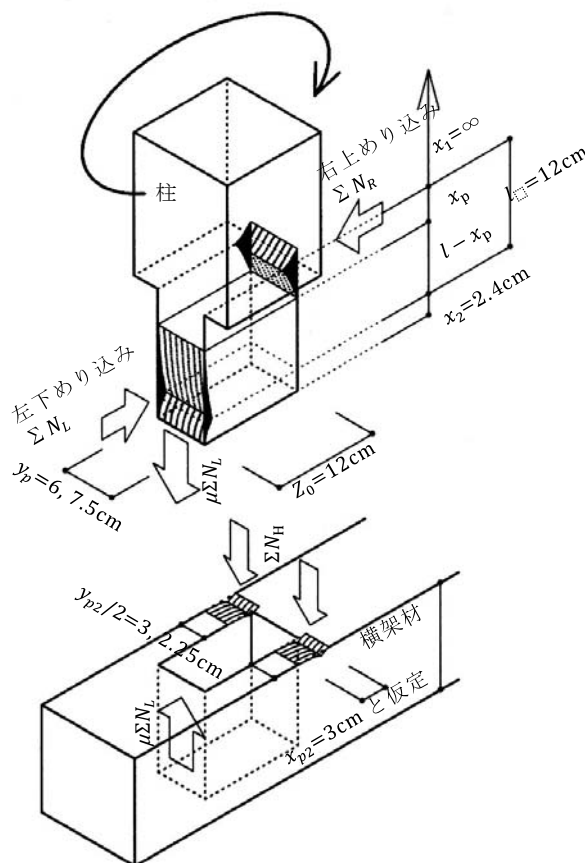


図 4.3.1-2 通し厚ほぞ差し接合部の力学モデル

$$X \text{ 方向、柱における力のつり合いより、} \Sigma N_R = \Sigma N_R \quad \cdots (4.3.1-1)$$

$$Y \text{ 方向、横架材における力のつり合いより、} \Sigma N_H = \mu \Sigma N_L \quad \cdots (4.3.1-2)$$

$$\text{モーメントのつり合いより、} \Sigma M = \Sigma M_R + \Sigma M_L + \Sigma N_H \times Z_0 = M \quad \cdots (4.3.1-3)$$

ここで、三角形変位めり込み基準式²⁵⁾より、

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

$$\Sigma M_R = \frac{x_p^3 y_p C_y E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{3} + \frac{2Z_0}{3x_p} \right) \theta \quad \cdots (4.3.1-5)$$

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

$$\Sigma M_L = \frac{(l-x_p)^3 y_p C_y E_{90}}{Z_0} \left\{ \frac{1}{3} + \frac{2Z_0}{3(l-x_p)} (1 - \exp^{-\frac{3x_2}{2Z_0}}) \right\} \theta \quad \cdots (4.3.1-7)$$

$$\Sigma N_H = \frac{x_{p2}^2 y_{p2} C_{y2} E_{90}}{l} \left(\frac{1}{2} + \frac{2l}{3x_{p2}} \right) \theta \times 2 \quad \cdots (4.3.1-8)$$

$$\Sigma M_H = \frac{x_{p2}^3 y_{p2} C_{y2} E_{90}}{l} \left(\frac{1}{3} + \frac{2l}{3x_{p2}} \right) \theta \times 2 \quad \cdots (4.3.1-9)$$

式(4.3.1-1), (4.3.1-4), (4.3.1-6)より、

$$\frac{x_p^2 y_p C_y E_{90}}{Z_0} \left(\frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3x_p} \right) \theta = \frac{(l-x_p)^2 y_p C_y E_{90}}{Z_0} \left\{ \frac{1}{2} + \frac{2Z_0}{3(l-x_p)} (1 - \exp^{-\frac{3x_2}{2Z_0}}) \right\} \theta$$

上式を整理し x_p に関する方程式(下式)を x_p について解き、回転の中立軸位置を求める。

$$3x_p^2 + 4x_p Z_0 - 3(l-x_p)^2 - 4(l-x_p)Z_0 \left\{ 1 - \exp^{-\frac{3x_2}{2Z_0}} \right\} = 0 \quad \cdots (4.3.1-10)$$

摩擦係数 μ は、式(4.3.1-2), (4.3.1-6), (4.3.1-8)から、式(4.3.1-8)における x_{p2} を 3cm と仮定して求める。

式(4.3.1-10)に図 4.3.1-2 における各寸法を代入して求めると、 $x_p = 4.39\text{cm}$ となる。

降伏変形角 θ_y は端距離が大きいほど小さいため、接合部右上のめり込み部で決まる。この部分の端距離 x_1 は、柱が上方に十分な距離を有するので、 $C_x = C_{xm}$ 、一方ほぞ部における縁距離は 0 であるため、 $C_y = 1$ である。

$$\theta_y = \frac{Z_0 F_m}{x_p E_{90} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} = \frac{Z_0 F_m}{x_p E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym}}} \quad \cdots (4.3.1-11)$$

$M = K \times \theta$ より、初期回転剛性 K_θ は、式(4.3.1-4)～(4.3.1-10)を代入した式(4.3.1-3)と式(4.3.1-11)から求める。

本項における式に各定数を代入し、各部の特性値を求めた結果を、表 4.3.1-1 に示す。なお、全面横圧縮ヤング係数 $E_{90} = E_0/50$ とし、表 4.1.3-1 より、繊維方向ヤング係数 E_0 を 12000N/mm^2 として算定した。材料の基準強度は機械等級区分 E110 として算定した。

参考までに、通し貫モデル(貫厚=60mm の場合)で算定した場合と、一般的な寸法(ほぞ

厚=30mm、ほぞ長さ=120mm：突出なし)による場合の算定値を併せて示した。

表 4.3.1-1 より、今回の試験仕様は一般的な寸法のほぞ差接合部に比べて、モーメント抵抗性能が 3 倍以上期待できることがわかる。ほぞ厚 60mm と 75mm で比較すると、回転剛性と降伏モーメントに大きな差は見られない結果となったが、摩擦係数(μ)の値に差があるためである。ほぞ部のめり込み部における降伏回転角 θ_y は 60、75 とともに 1/75rad 程度である。

表 4.3.1-1 接合部の曲げに関する特性値(算定値)

力学モデル 試験仕様	通し厚ほぞ差(掘立) 60	通し厚ほぞ差(掘立) 75	通し貫 75(参考)	※ほぞ差(掘立) 30(参考)
ΣN_R (kN)	537.070	671.340		2560
ΣM_R (kNcm)	2188.540	2735.670		938.670
ΣM_L (kNcm)	3203.770	4004.710		1365.330
ΣN_H (kN)	3420	256.50		
μ	0.64	0.38	(0.7)	(0.4)
ΣM_H (kNcm)	9720	7290		
$M=\Sigma M$ (式 4.3.1-3)	9496.310	9801.700		3225.6
θ_{yR} (rad)	0.0128	0.0132	0.0118	0.0113
θ_{yL} (rad)	0.0128	0.0132	0.0118	
θ_{yH} (rad)	0.012	0.0111		
$K_{\theta R}$ (kNcm/rad)	9496.31	9801.70	15289.86	3225.6
$K_{\theta H}$ (kNcm/rad)	972	729		
M_y (kNcm)	121.55	129.38	180.46	36.55

※通し厚ほぞ差モデル(75)の欄には()内に回転の中立軸 $x_p=6\text{cm}$ とした場合の算定値の主なものを示した。厳密には異なる可能性があるが、込栓打ち接合部では込栓中心を回転中心とみなせるためである。

表 4.3.1-1 の算定結果では、試験 60、75 とともに横架材上(下)端のめり込み降伏が先行するという結果となったが、接合部全体におけるモーメント抵抗性能に占める割合が少なく、また繊維方向のめり込み幅は試験の観察により仮定したものであるため、接合部の降伏点とはみなさないことにする。

(3) 塑性域におけるモーメント抵抗性能の推定

めり込み(部分圧縮)における 2 次(塑性域)勾配は 1 次(弾性域)の 1/6～1/12 程度とされる²⁹⁾が、2 次勾配を決定するデータの採択範囲によってもそれは変化すると思われる。等変位めり込みの場合、弾性域から塑性域への移行は比較的急ではっきりしているため、めり込み挙動の推定には弾塑性置換が適用できるが、三角形変位めり込みの場合には徐々に剛性が低下していくため、バイリニア置換はめり込み挙動の推定には不向きと考える。ここでは、三角形変位めり込みにおけるめり込み降伏後の挙動を簡便に推定する方法についても検討を行う。

a) 終局モーメントと靱性の算定

込栓の影響をないものとする、接合部の終局モーメントは、①ほぞ穴間のせん断破壊、②柱ほぞの曲げ破壊、③横架材の曲げ破壊、いずれかの最小値で決まると考え、以下それぞれの終局モーメントを求める。

①柱の回転による横架材への影響に対する検討

土台・桁にほぞ差しとする柱の間隔は、最少と思われるほぞ穴間隔で試験をしておけば柱ピッチを広げる場合には安全側となることから決定している。しかし、柱や接合部の性能を引き出し靱性を高めるためには、土台の割裂などの脆性的な破壊を防ぐ必要がある。以下、柱の回転に伴いねじりせん断の影響を受けると思われる、土台・桁におけるほぞ穴間のせん断性能について検討を行う。力学モデルを図 4.3.2-3 に示す。

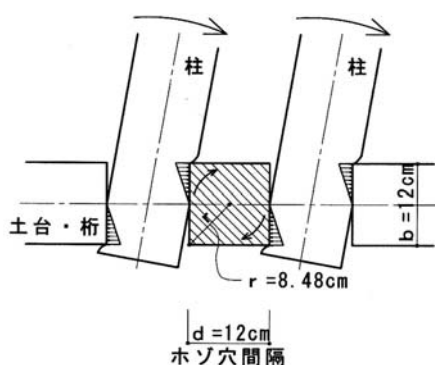


図 4.3.2-3 柱の回転による横架材のねじりせん断検討図

水平構面に水平力が作用する時、根太が軸方向にねじられるように回転力を受けることがある。ここではサンプナンねじり定数の式を用い、土台・桁のほぞ穴間に作用する繊維方向のねじりモーメント $M_{\text{間}}$ を算定し、前節で求めた接合部の降伏モーメント M_y との比較を行う。

$$I_p(\text{サンプナンねじり定数}) = \left\{ \frac{1}{3} - 0.21 \frac{b}{d} \left(1 - \frac{b^4}{12d^4} \right) \right\} db^3 \quad \dots(4.3.2-5)$$

※ b と d のうち、 b は短辺方向の値

$$\begin{aligned} &= \left\{ \frac{1}{3} - 0.21 \times \frac{12}{12} \left(1 - \frac{12^4}{12 \times 12^4} \right) \right\} 12 \cdot 12^3 \\ &= \left\{ \frac{1}{3} - 0.21 \times \left(1 - \frac{1}{12} \right) \right\} 12^4 = 2920.32 (\text{cm}^4) \end{aligned}$$

$$\sigma_{\text{ねじり}} = \frac{M_{\text{間}}}{I_p} \times r \leq F_s \times 2 \quad \text{より} \quad M_{\text{間}} \leq \frac{F_s}{r} \times I_p \times 2 = 144.64 (\text{kNcm}) \quad \dots(4.3.2-6)$$

$M_{\text{間}}$: ほぞ穴間に作用するねじりモーメント

木材の基準強度を求める際の低減係数などから考え、実際のせん断強度は F_s の2～3倍は期待できるとすると、 $M_{\text{間}} = 144.64 \times 2 (\sim 3) = 289.28 (\sim 433.92)$ となる。

この値を表4.3.1-1のほぞ厚60と70の M_y の平均値125.5(kNcm)と比較した場合、 $\mu = 2.3$ から3.5程度の靱性となる。

参考までに、柱ピッチを300mm(ほぞ穴間隔を180mm)とした場合について試算しておく。

$$I_p = \left\{ \frac{1}{3} - 0.21 \times \frac{12}{18} \left(1 - \frac{18^4}{12 \times 12^4} \right) \right\} 12 \cdot 18^3 = 17663.67 (\text{cm}^4)$$

$$M_{\text{間}} \leq \frac{F_s}{r} \times I_p \times 2 = 0.21 \times 17663.67 \times 2 / 10.82 = 685.84 (\text{kNcm}) \text{となる。}$$

試験75ではほぞ穴間のせん断が顕著に見られたが、一方試験60ではほとんど観察されなかったことから、実際のねじりモーメントはほぞ穴間の寸法だけではなく、ほぞの厚さ(横架材の残り寸法)によって影響されと考えられる。以下4.3.1で求めた ΣN_L と ΣN_R によって発生する(ねじり)モーメントを求める。

表4.3.1-1より ΣN_L と ΣN_R は θ の関数で、降伏までは

$$\Sigma N_L = \Sigma N_R = 537.07\theta(60)、671.34\theta(75) \text{ で表せる。}$$

既往文献²⁷⁾より、圧縮側縁から三角形変位めり込み合力までの距離 $x_a = x_p / 3C_x$ であることから、右上めり込み部の場合 x_{aR} と左下めり込み部の場合 x_{aL} について求める。

ほぞ左右のめり込み合力によるねじりモーメントは下式で表される。

$$M_{\text{ねじり}} = \Sigma N_L (l - x_{aR} - x_{aL}) \quad \cdots (4.3.2-7)$$

具体的な数値を代入して求めると、めり込み降伏時のモーメントは次のようになる。

$$M_{\text{ねじり}}(60) = 537.07\theta \times 10.04 = 5392.2\theta = 69.02 (\text{kNcm})$$

$$M_{\text{ねじり}}(75) = 671.34\theta \times 10.04 = 6740.3\theta = 88.97 (\text{kNcm})$$

②柱(ほぞ)の曲げ破壊

柱ほぞ部分の終局曲げモーメント： $M_{cu} = Z_c F_{bc}$

ここで、 Z_c ：柱ほぞ部の断面係数[cm³]

F_{bc} ：柱材の基準曲げ強度(E110)[kN/cm²]

具体的な数値を代入して求めると、 $M_{cu}(60) = 553 \text{ kNcm}$ 、 $M_{cu}(75) = 691.2 \text{ kNcm}$ となる。

③横架材(ほぞ穴部)の曲げ破壊

横架材ほぞ穴部分の終局曲げモーメント： $M_{bu} = Z_b F_{bb}$

ここで、 Z_b ：横架材ほぞ穴部の断面係数[cm³]

F_{bb} ：横架材の基準曲げ強度(E110)[kN/cm²]

具体的な数値を代入して求めると、 $M_{bu}(60)=553\text{kNcm}$ 、 $M_{bu}(75)=414.7\text{kNcm}$ となる。

b) めり込み降伏後の摩擦係数

図 4.2.2-1,2 より、真のせん断変形角が $1/30\text{rad}$ 程度以降の $P-\theta$ グラフの挙動から、そのあたりを境に、摩擦の影響が増すことが読み取れる。長ほぞ差接合部に関する既往研究においても、モーメント抵抗における摩擦要素の割合が、変形角の増大と共に増加することが述べられている⁵¹⁾。降伏後はめり込み部が負担するモーメントが低下する一方、食い込み部形状の明確化に伴う摩擦抵抗によるモーメントが、相対的に増大することは想像することができる。摩擦係数自体の変化もあるものとするが、それがどの程度であるか、現状では明確に示すことができない。

c) 初期剛性の $1/n$ として求める方法

2.4.2 では各要素に関し、降伏後の剛性を初期の $1/6$ とし、降伏した要素から順次低減していく方法を採用した。ひとつの接合部等に複数の要素があり、並列バネとして加算できる場合には、その方法によって接合部のモーメント抵抗性能を概ね簡便に推定することができた。ただし本章で対象とするのは、ほぞ単体の曲げ性能であり、摩擦係数をどうみるかという問題はあるものの、抵抗要素は三角形変位めり込みのみであるといえるので、以下三角形変位めり込みのメカニズムについて考える。まず部分的なめり込み降伏が起こり、その後回転の増大に伴い塑性化する範囲が徐々に拡大していくが、加圧部分(x_p)に引きずり込まれる余長部が拡大するなど、降伏後も弾性域に相当する部分が急激に減ることはなく²⁵⁾(図 4.3.1-3)、したがって降伏後の剛性も徐々に低下していくと考えられ、判断が難しいのはむしろ、剛性がゼロになる時のめり込み変位の特定であると考えられる。

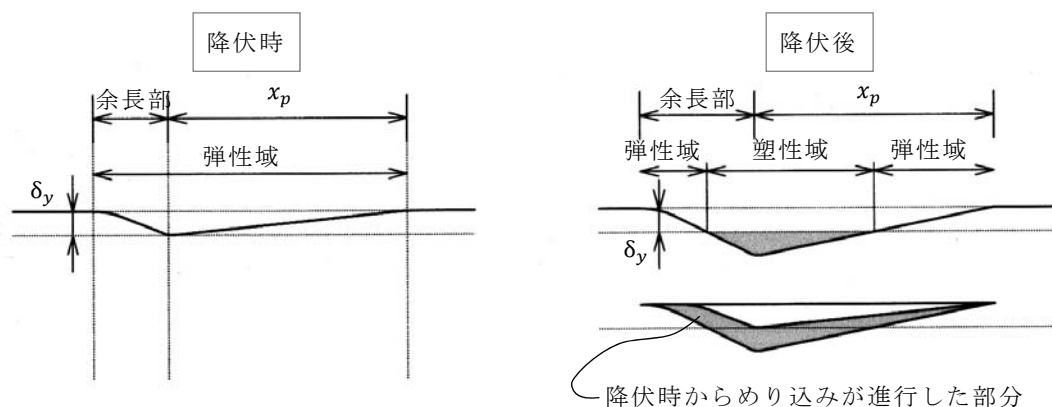


図 4.3.1-3 三角形変位めり込みにおける弾性域と塑性域

塑性域の $M-\theta$ 関係については第 2 章同様簡便な推定法が利用できる。すなわち降伏点 (θ_y, M_y) を算出し、破壊の可能性のあるいくつかの部位の最小値として終局モーメント M_u を決定する。そして降伏後の回転剛性を仮に初期 K_θ の $1/6 \sim 8$ として与え、次式により終局変形角 θ_u と塑性率 μ を求める。

$$\theta_u = \theta_y + (M_u - M_y)/K_\theta/8 \quad \dots(2.4-16)$$

$$\text{塑性率} \mu = \theta_u / \theta_y \quad \dots(2.4-17)$$

ただし回転剛性が徐々に低下していく三角形変位めり込みの場合、降伏後の剛性をいきなり初期の $1/6 \sim 8$ にする方法では、塑性域の $M-\theta$ 関係におけるエネルギー吸収性能を正當に判断できるとは思えない。

降伏後における降伏点からの $M-\theta$ 関係を大まかに求める簡便な案として、次のような方法が考えられる。

- ①終局モーメント M_u を求め、降伏点から弾性回転剛性の $1/8(6)$ とした直線と M_u の交点を終局点とし、降伏－終局間を分割し、順次回転剛性を低減していく方法。
- ②例えば M_u と M_y に 2 倍を超えるような開きがある場合や、終局強度が割裂の影響を含む等求めにくい場合には、予想される 0.1rad 程度で終局変形角を固定し、降伏変形角との間をいくつかに分け、その間の剛性を、 $K_\theta/2$ 、 \dots 、 $K_\theta/8$ と順に低減する。なぜなら 2 章で見たように、伝統的な要素による接合部で、一気に耐力低下を引き起こすような仕様ではない場合、終局変形角を 0.1rad 程度とみなすことは可能であると判断するからである。 θ_y と θ_u の間を 4 等分とした場合の算定例を図 4.3.1-4 に示す。

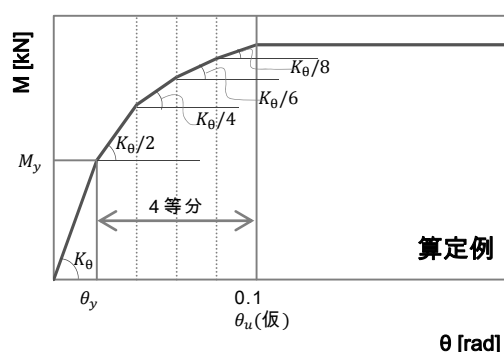


図 4.3.1-4 塑性域の $M-\theta$ 関係の簡便な推定法

今回の試験の場合、ほぞ穴間隔が極限といえるほど狭く、また実際の試験ではねじりモーメントによるせん断破壊は、基準強度の 3 倍でも起こらなかったといえるため判断が難しいが、(ほぞ穴間隔が先に検討した 180mm よりも広い) 一般的な場合には、 M_u は柱や横

架材の曲げ性能で決まると考えられる。したがって、4.3.3 実験値と計算値の対照においては、上記②の方法によって、終局はほぞ穴間のせん断では決まらないようにする、という条件のもとで降伏後の挙動推定を行う。

4.3.2 ラーメンフレームモデルによる変形性能の推定

(1) フレームの変形性能

本項では柱と横架材から成るフレームの変形性能を推定する。水平力 P を受けた場合、上下の接合部を含む柱一本当たりの変形量は、柱の曲げ変形量 $\delta_{柱}$ と、柱－土台（桁）接合部の回転による変形量 $\delta_{接}$ 、さらに微小ながら横架材（土台・桁）の曲げ変形量 $\delta_{横}$ 、これら3者の合計である（図 4.3.2-1）として、以下具体的な数値を代入しながら算定を行う。

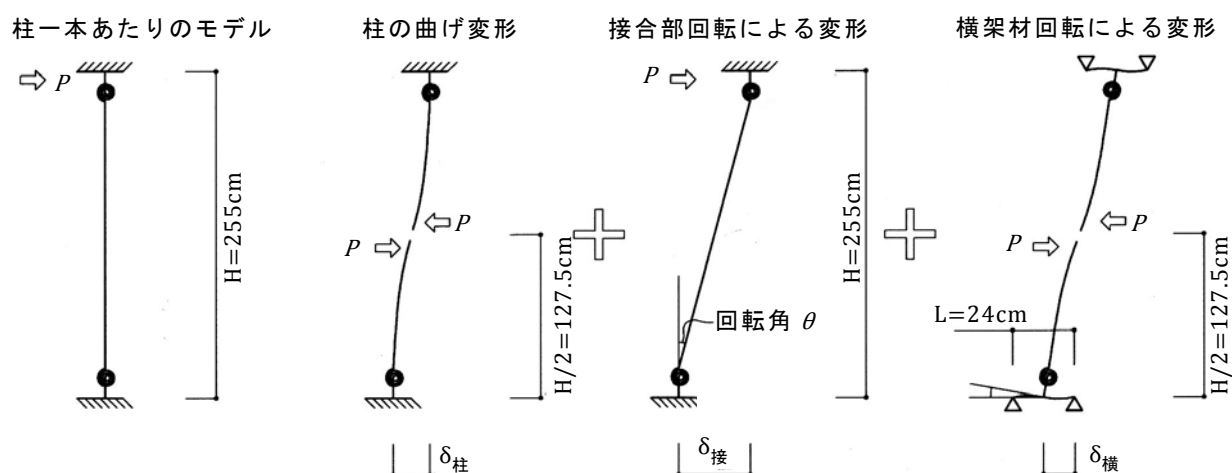


図 4.3.2-1 柱一本当たりの変形モデル

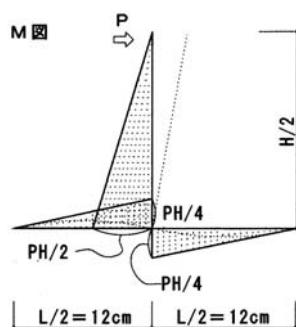


図 4.3.2-2 横架材の変形モデル

①柱の変形

$$\delta_{\text{柱}}(\text{cm}) = \frac{P(H/2)^3}{3EI} \times 2 = \frac{PH^3}{12EI} = P \times 255^3 / (12 \times 1200 \times 1728) = 0.666P \quad \cdots (4.3.2-1)$$

②接合部の変形

接合部の回転剛性を K_{θ} とすると、

$$K_{\theta} = \frac{M_{\text{接}}}{\theta}, \quad \delta_{\text{接}} = \theta \times H, \quad M_{\text{接}} = \frac{PH}{2} \text{より、}$$

$$\delta_{\text{接}}(\text{cm}) = \frac{PH^2}{2K_{\theta}} \quad \cdots (4.3.2-2)$$

③横架材の変形 図 4.3.2-2 を参考に仮想仕事法により概算する。

$$\delta_{\text{横}}(\text{cm}) = \frac{PH}{4} \times \frac{H}{4} \times \frac{L}{2} \times \frac{1}{3EI_b} \times 4 = \frac{PH^2L}{24EI_b} \quad \cdots (4.3.2-3)$$

I_b : 横架材の断面 2 次モーメント

$$I_b(75: \text{ほぞ厚 } 75\text{mm}) = 4.5 \times 12^2 = 648\text{cm}^4 \quad I_b(60: \text{ほぞ厚 } 60\text{mm}) = 6 \times 12^2 = 864\text{cm}^4$$

$$\delta_{\text{横}}(75) = P \times 255^2 \times 24 / (24 \times 1200 \times 648) = 0.0836P$$

$$\delta_{\text{横}}(60) = P \times 255^2 \times 24 / (24 \times 1200 \times 864) = 0.0627P$$

接合部を含む柱一本当たりの荷重と変形の関係は①～③の和:下式となる。弾性域では具体的にカッコ内の値となる。

$$\begin{aligned} \delta(75) &= \delta_{\text{柱}} + \delta_{\text{接}} + \delta_{\text{横}} = \frac{PH^3}{12EI} + \frac{PH^2}{2K_{\theta}} + \frac{PH^2L}{24EI_b} = (0.727 + 32512.5/K_{\theta} + 0.084) P \\ &= (0.727P + 3.317P + 0.084P = 4.128P) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \delta(60) &= \delta_{\text{柱}} + \delta_{\text{接}} + \delta_{\text{横}} = \frac{PH^3}{12EI} + \frac{PH^2}{2K_{\theta}} + \frac{PH^2L}{24EI_b} = (0.727 + 32512.5/K_{\theta} + 0.063) P \\ &= (0.727P + 3.424P + 0.063P = 4.214P) \end{aligned} \quad \cdots (4.3.2-4)$$

フレーム全体の P - δ 関係は上式 \times 柱本数(A)と考え、以下の式で概算する。

$$P(75) = \delta / (0.727 + 32512.5/K_{\theta} + 0.084) \times A \quad \text{ただし } A=5$$

$$P(60) = \delta / (0.727 + 32512.5/K_{\theta} + 0.063) \times A \quad \text{ただし } A=6 \quad \cdots (4.3.2-4')$$

4.3.3 計算値と試験結果との対照

(1) 接合部の $M-\theta$ 関係

接合部の $M-\theta$ 関係についての実験結果と算定値を比較する。試験 75 では込栓打ちのない 75-2 について、3 体の平均的な結果が得られた試験 60-2 の場合について、図 4.3.3-1 に示す。75-2 では、初期剛性と降伏モーメントが試験結果に比べて過小評価となったが、原因は摩擦係数の与え方にあると推察する。降伏後の $M-\theta$ 関係は、0.1rad を終局変位とみなし降伏点との間を 4 等分し、その間の剛性を、 $K_\theta/2$ 、 $K_\theta/4$ 、 $K_\theta/6$ 、 $K_\theta/8$ と順次低減して求めた。初期剛性が実験値に比べ低いことから、塑性域の $M-\theta$ 関係ではさらに、実験結果と算定値の開きが大きくなった。

試験 60-2 では、初期剛性に関し、算定値は試験結果に比べわずかに高く、反対に降伏モーメントは実験値の方が高い結果となった。恣意的な感じは否めないが、塑性域の $M-\theta$ 関係については、簡便な方法によって概ね推定できた。ただし、75-2 と異なり、降伏変位と 0.1rad の範囲を 3 等分し、その間の剛性はそれぞれ、 $K_\theta/2$ 、 $K_\theta/4$ 、 $K_\theta/6$ とした。 $K_\theta/6$ とみなした範囲にあたる試験での接合部の剛性は、それよりも高いが、摩擦によるモーメント負担の割合が増加しているためと考える。

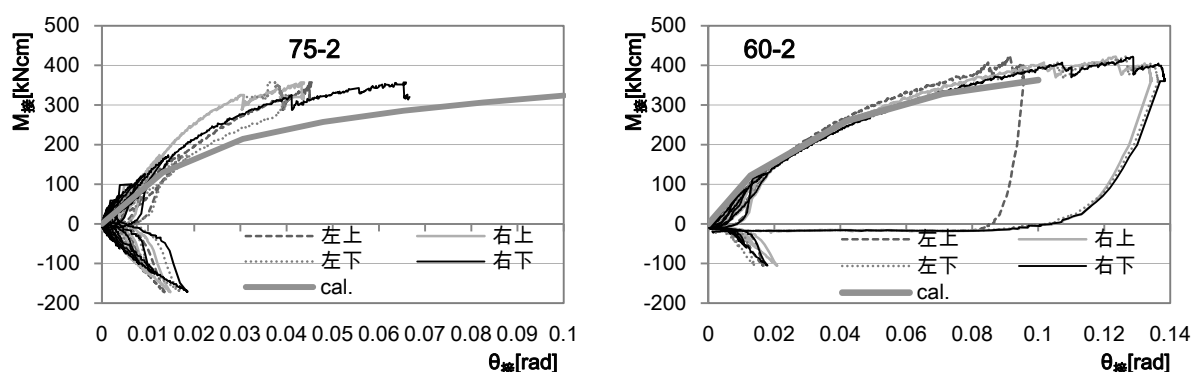


図 4.3.3-1 接合部の $M-\theta$ 関係(実験値と計算値の比較)

(2) フレームの $P-\delta$ 関係

式 (4.3.2-4) で求めたように、フレームの実験値と計算値の比較は $P-\delta$ 関係で確認する。4.3.1(3)c)と同様に、塑性域の $P-\delta$ 関係についても剛性を順次低減する方法で求めた。弾性域においては試験 60、75 とともにフレームの変形に占める接合部の割合は 80% 強であるが、接合部が塑性域に入り(接合部の)剛性が下がると、ほとんどが接合部の変形となるため、塑性域で実験値と計算値の差が大きくなったと考えられる。接合部の $M-\theta$ 関係と同様に、試験 60 においては、降伏後の剛性を $1/n$ とする簡易法によって、塑性域の挙動を概ね推

定できた。

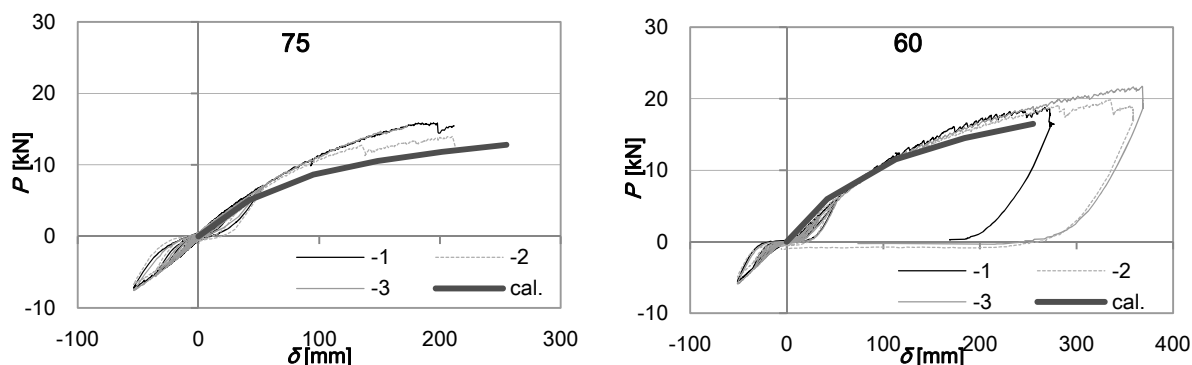


図 4.3.3-2 フレーム全体の P - δ 関係(実験値と計算値の比較)

(3) 接合部回転の中立軸など

試験 60-2 と 60-3 では接合部回転の中立軸 x_p を、5 本セットの中央の柱で測定した。荷重と中立軸位置との関係を図 4.3.3-3 に示す。荷重にはフレーム全体の値を用いた。なお図中の中立軸位置は、柱脚の場合は土台上端からの下がり寸法、柱頭の場合は桁下端からの上がり寸法とする。接合部のめり込み降伏の時期を、図 4.3.3-2 より $P=5\sim6\text{kN}$ とすると、中立軸位置は、柱脚では降伏の前後で土台の上端から $20\sim25\text{mm}$ 下がり付近にあり、その後荷重の増大に伴い、深くなっていく。柱頭では、加力後すぐは桁の上の方にあるが、降伏の前後で桁の芯(60mm 上がり)付近まで下がり、その後一定となる傾向が見られた。また、算定値 $x_p=4.39\text{cm}$ は 2.4.2 同様、塑性域での値に近い結果となった。図 4.3.3-3 において、中立軸位置の初期値をどう判断するかという問題があるが、加力初期の段階では、施工ガタ等の影響で接合部回転の挙動が不安定であり、そこでの中立軸位置を求めることにはあまり意味がなく、むしろ挙動安定後の大まかな値とその推移の把握で良いと考える。

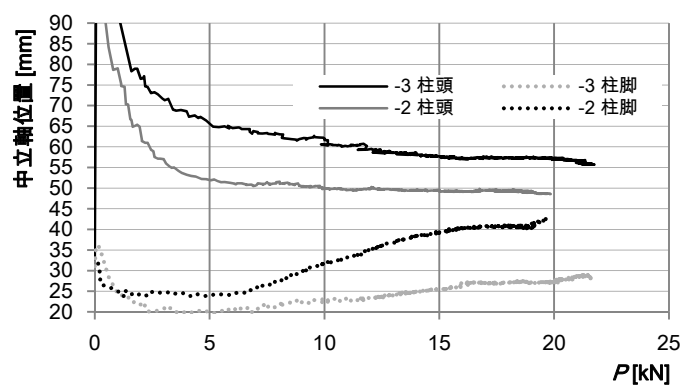


図 4.3.3-3 回転中立軸位置の移動(試験 60)

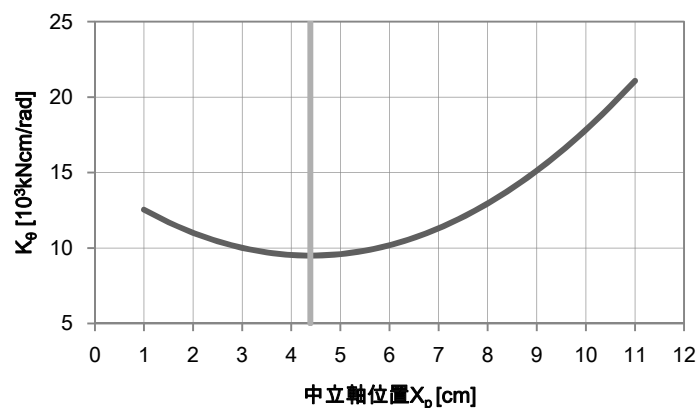


図 4.3.3-4 x_p と K_θ の関係 (試験 60)

4.3.1(2)での算定法をもとに、中立軸位置 x_p と回転剛性 K_θ との関係について図 4.3.3-4 に示す。 x_p がほぞの付け根から 3～6cm 程度では K_θ はあまり変化しないことがわかる。参考までに算定値 $x_p=4.39\text{cm}$ を縦線で示した。図 4.3.3-3 と見比べると特に柱脚において、降伏前の K_θ は、実験結果の方が高くなっていると思われる。

図 4.3.3-5 に荷重の増大に伴う中立軸移動による回転剛性の推移を示す。回転剛性は中立軸の実験値から算出した。60-2 では荷重の増大と共に試験値は算定値に収束するような傾向が見られ、60-3 では、60-2 に比べ K_θ が 500kNcm/rad 程度高い関係を保った。いずれも終局に至るまで、 K_θ の実験結果は算定値を上回り、剛性はほとんど低下しない結果となった。

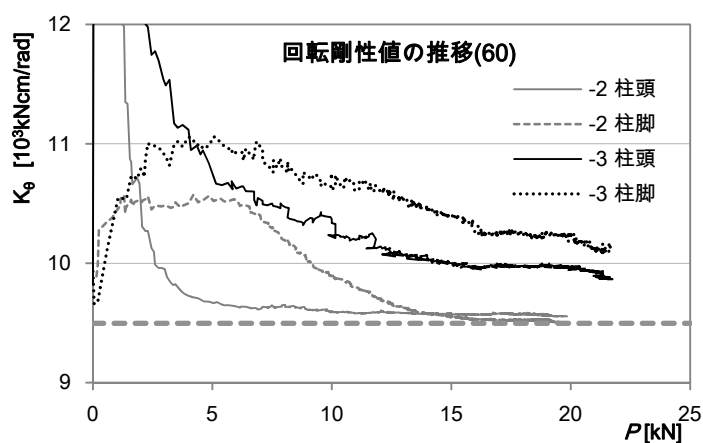


図 4.3.3-5 荷重増大に伴う回転剛性の推移

4.4 まとめと今後の課題

本章では、伝統的な継手仕口の最もポピュラーな要素(基本形)であるT字型ほぞ差し接合部の曲げ性能について、5本セットで用いた面内せん断試験を行い、力学モデルをもとに推定を試みた。得られた知見を以下に示し、本章のまとめとする。

(1) フレーム試験

ほぞを厚く長くすることで、単純なほぞ差し接合部においても曲げ性能の増大が期待できる。今回の仕様によって、一般的な寸法による場合の3倍強のモーメント抵抗性能(降伏モーメント $M_y=1.2\text{kNm}$ 程度：算定値)が得られた。ただし、男木(柱)ほぞを厚くしていくと女木(横架材)の断面欠損が大きくなり、脆性破壊を引き起こす可能性が高くなるため、寸法関係に留意する必要がある。つまり通し厚ほぞ差しの可能性を引き出すためには、メンテナンス性を考慮した上でどこを破壊させた方が良いのかなど、終局時におけるシナリオを明確にすべきであると考える。

5(6)本セットで得られた壁倍率は、ほぞ厚75mmで1.8倍、60mmでは1.1倍程度であるが、すべての試験体で短期基準せん断耐力 P_0 は特定変形角時の耐力で決定した。 P_0 向上のためには初期剛性の低さが課題となる。また、明確な降伏点が判断しにくく、降伏後緩やかに剛性の低下する特徴を有する三角形変位めり込みが主な抵抗要素であるため、弾塑性置換から得られた塑性率 μ は1.8~2.8程度(6体の平均で2.14)となり、靱性の評価が難しい。

(2) 接合部曲げ性能の推定

弾性域における通し厚ほぞ差し接合部の曲げ性能は、掘立柱モデルをベースにしたほぞ突出部の影響を含むモデルによって、初期回転剛性を概ね推定できた。接合部 $M-\theta$ 関係のグラフからは、 M_y は1.8~2.0kNm程度としても良いと思えるが、 M_y の算定値は1.2kNm程度であり安全側の算定結果となった。

ほぞの左下突出部における摩擦係数を、横架材上(下)端のめり込み幅を試験の観察によって仮定し、めり込み合力とのつり合いから求めたが、更なる精度の向上が必要である。また、1/30rad以降では付着—すべり現象が見られた。接合部の曲げ抵抗要素に占める摩擦抵抗の割合が増えたものと推察されるが、摩擦係数自体が増大した可能性もあるため、摩擦係数の推定が今後の課題である。

降伏後の $M-\theta$ 関係を簡便に推定する方法を提案した。①終局モーメント M_u を求め、降伏

点から弾性回転剛性の $1/8(6)$ とした直線と M_u の交点を終局点とし、降伏－終局間を分割し、順次回転剛性を低減していく方法、あるいは② M_y と M_u の差が大きく、または M_u を求めることが困難な場合には、終局変形角 θ_u を 0.1rad と仮定し、 θ_y と θ_u の間を分割し、順次回転剛性を低減していく方法である。②の方法によって求めた降伏後の $M-\theta$ 関係は、ほぞ厚 60 の場合の試験結果と良い対照を示した。その場合、降伏後の $M-\theta$ 関係を精度よく求めるためには、降伏点のより正確な推定は重要な要件となる。ただし、試験結果との符合はみられたものの、上記の簡易法を用いる際にも理論的な裏付けが必要である。めり込み性能を含め異方性材料である木材の材料強度は、樹種はもちろん年輪傾角によっても大きく違うため、めり込みにおける剛性だけとっても、弾性剛性と塑性域の剛性の比は、樹種や年輪傾角によって異なるからである。今回の柱材はヒノキの芯持ち材であり、ほぞ部のめり込みにおける年輪傾角は、(めり込み性能の高い) 0° 方向の場合に最も近いと考えられる。年輪傾角や樹種の違いを考慮しながら更なるデータの蓄積を行い検証することが今後の課題である。さらに(本章では $1/10\text{rad}$ としたが、)終局変形角をどこに設定するかは、接合部等の仕様や材料の断面寸法によっても変化するため、一概に決定することはできないと思われる。現行法規における安全限界の設定は $1/30\text{rad}$ であること、靱性の高さが伝統的な構造要素の特徴であることを考え併せると、現行の 2 倍にあたる $1/15\text{rad}$ 程度が妥当であると考え、以降塑性域の性能評価に際してはその値を用いることとする。

(3) デザインの可能性など

本章の内容は、修士論文⁵³⁾でも扱ったもので、120mm 角断面までの小径材のみを用い、厚く長いほぞだけを耐震要素として 2 階建ての木造住宅(モデルプラン)をつくるためには、何本の柱を立てれば良いか、ということ、耐力壁に依らないデザインの可能性とともに検討したものである。そこではさらに、脆性破壊の防止、保守点検の考慮、柱本数の削減等の観点から改良・展開案の提示も行った。

モデルプランの模型写真を図 4.4-1 に、改良・展開案を図 4.4-3・4 に示し本章の結びとする。



図 4.4-1 通し厚ほぞ差し接合部を用いた住宅モデルプラン

※モデルプランは木造、平面が 7.2m 四方の総 2 階建てであり、ほぞ(厚 60mm)部の曲げ抵抗のみが耐力要素である。柱ほぞには向きがあるため、XY それぞれの方向用に柱を配した。そのために一般の住宅よりも必要な柱の本数が多く、1 階に 90 本、2 階には 42 本以上の柱が必要となった。回転における強軸と弱軸を図 4.4-2 に示す。

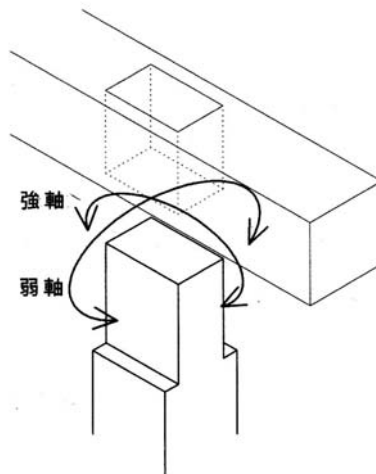


図 4.4-2 ほぞ差し接合部の回転における強軸と弱軸

展開案：通し厚ほぞ差門型ラーメン

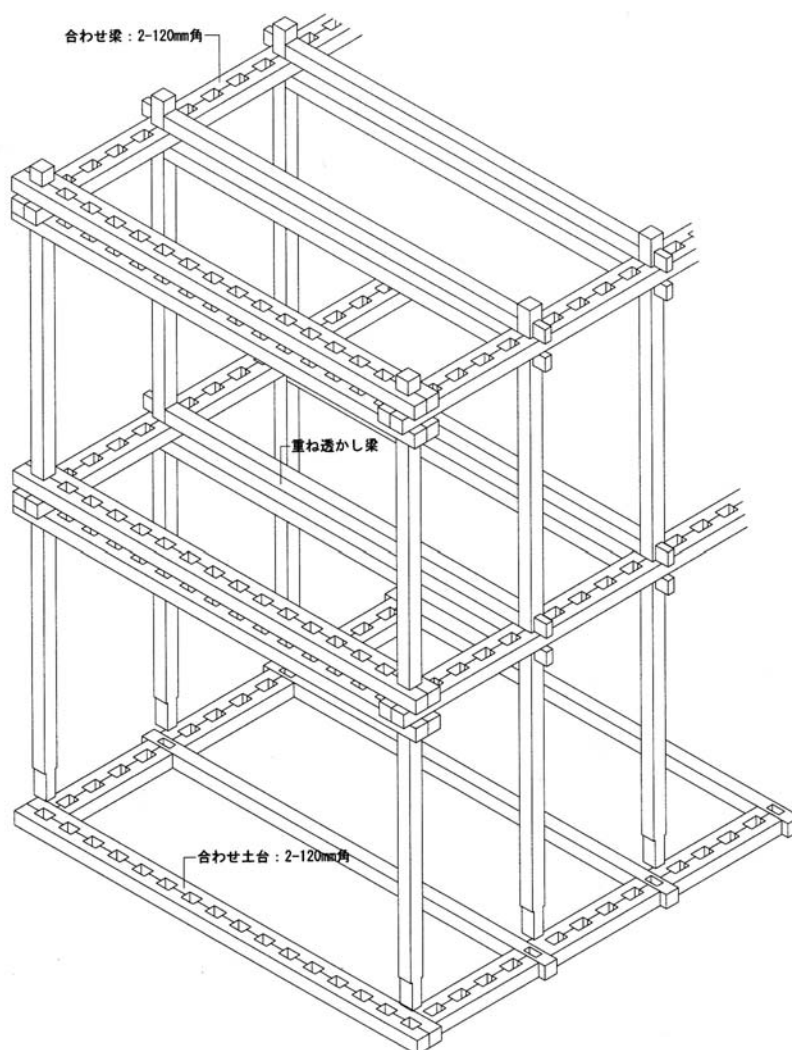


図 4.4-3 外周合わせ土台・合わせ梁タイプ

ほぞ穴部が繊維方向に力を受けた場合における、240mm ピッチで近接する横架材のほぞ穴がつながるような割裂破壊を防止するため、外周部の横架材を2丁抱き合わせ、幅240mmとする案。柱のほぞを厚くしめり込みなどの面積を増やすことが容易になり、ほぞを90mm角、120mmなどの正方形断面とし強軸・弱軸をなくすことができる。また、柱から突出する横架材端部にカーテンウォール式に外壁を設け、柱の乾燥割れや反りの影響を軽減する納まりとすることも考えられる。ほぞが厚くなれば1・2階の柱はほぞを相欠きにして接続するなど、納まりの選択肢も広がる。因みにモデルプランの場合、ほぞの厚さと幅を120mmにすれば1階柱は23本で足りることになる。

展開案：マッシブスラブ／ランダム柱

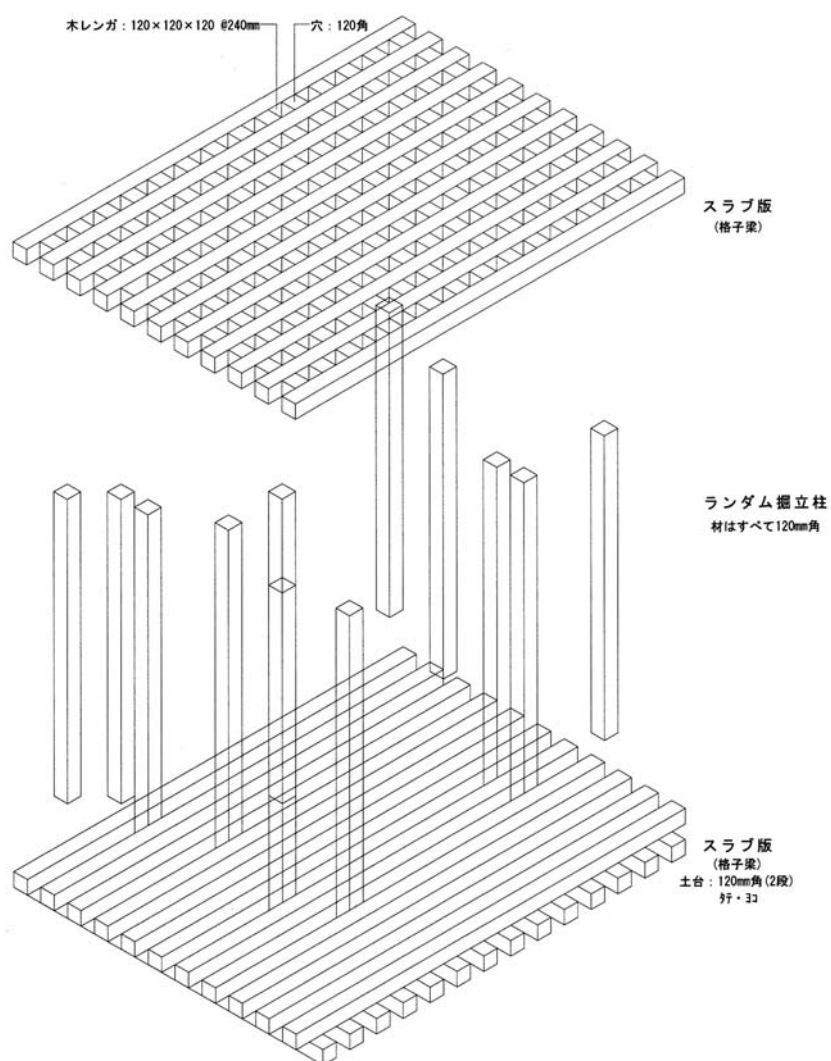


図 4.4-4 マッシブスラブ／ランダム柱案

横架材のヴォリュームをさらに増やしていけばスラブに近づく。一方簡単な加工とはいえ数量が多かった、通し厚ほぞ差仕口で小間返し柱の場合のほぞとほぞ穴の加工を無くすることを考えれば、横架材の間に柱をそのまま差しこむ仕口になっていく。床組を構成する水平部材同士の接続方法に工夫したり、面材を有効利用すれば、かなりの水平剛性が期待できる。ただ、柱が横架材の木口面ではなく繊維直交方向にめり込む場合には、接合部の剛性について見直す必要があり、また鉛直荷重を負担する柱を別途設ける必要がある。材料の乾燥や施工精度に応じた接合部剛性の低減について考慮するなどの問題点もある。