

博士論文

伝統的構法による木造建築物の荷重-変形関係推定に関する研究

河原 大

目次

1. 序章	
1.1 研究の背景	- 1
1.2 研究の目的と研究の位置づけ	- 3
1.3 対象とする構造	- 4
1.4 論文の構成	- 5
2. 仕口接合部のモーメント-回転角関係	
2.1 概要	- 7
2.2 十字型曲げ実験	
2.2.1 試験体概要	- 8
2.2.2 実験方法	- 12
2.2.3 実験結果の復元力特性	- 14
2.2.4 主な損傷状況	- 30
2.3 モーメント-回転角関係評価式の検討	
2.3.1 評価方法の方針と基本式の誘導	- 37
2.3.2 通し貫 (CJ-1) の評価式と実験結果の比較	- 39
2.3.3 略鎌継ぎ通し貫 (CJ-2) の評価式と実験結果の比較	- 42
2.3.4 相欠 (CJ-3) の評価式と実験結果の比較	- 46
2.3.5 渡り腮 (CJ-4) の評価式と実験結果の比較	- 49
2.4 CJ 試験体の実験結果およびの評価式の検証に関するまとめ	- 54
2.5 柱-足固め接合部および柱-梁接合部	- 55

3. 継ぎ手接合部のモーメント-回転角関係	
3.1 概要	- 60
3.2 追掛け大栓継ぎ手 (PJ-1)	
3.2.1 弾性剛性の算定式	- 62
3.2.2 降伏モーメントの算定式	- 66
3.2.2.1 胴付き上部の割裂発生モーメント	- 66
3.2.2.2 腮下部のせん断破壊発生モーメント	- 68
3.2.2.3 腮下部の面圧降伏モーメント	- 70
3.2.2.4 大栓の一面せん断による降伏モーメント	- 71
3.2.3 終局変形角と設計式のモーメント-回転角関係モデル	- 72
3.2.4 追掛け大栓継ぎを有する梁の4点曲げ試験	
3.2.4.1 試験体概要と実験方法	- 73
3.2.4.2 PJ-1の主な損傷	- 74
3.2.5 設計式における定数の設定および実験結果との比較	
3.2.5.1 大栓の一面せん断試験	- 77
3.2.5.2 設計式による算出値と実験結果の比較	- 80
3.3 金輪継ぎ手 (PJ-2)	
3.3.1 弾性剛性の算定式	- 89
3.3.2 降伏モーメントの算定式	- 92
3.3.2.1 胴付き上部、へそ下端での割裂発生モーメント	- 92
3.3.2.2 腮下部のせん断破壊発生モーメント	- 95
3.3.2.3 腮下部の面圧降伏モーメント	- 97
3.3.3 終局変形角と設計式のモーメント-回転角関係モデル	- 98
3.3.4 金輪継ぎを有する梁の4点曲げ試験	
3.3.4.1 試験体概要と実験方法	- 99
3.3.4.2 PJ-2の主な損傷	- 100
3.3.5 設計式における定数の設定および実験結果との比較	
3.3.5.1 へそ部分のめり込み剛性	- 101
3.3.5.2 設計式による算出値と実験結果の比較	- 103
3.4 まとめ	- 107

4. 土塗り壁を含む有開口鉛直構面の荷重-変形角関係推定	
4.1 概要	- 109
4.2 有開口土塗り壁の面内せん断実験	
4.2.1 試験体概要	- 110
4.2.2 実験方法	- 116
4.2.3 実験結果	- 129
4.3 柱の曲げを考慮した構面の荷重-変形角曲線の推定	
4.3.1 推定法の概要	- 142
4.3.2 垂れ壁・腰壁・袖壁の荷重-変形角関係	- 144
4.3.3. MWA6～12 試験体の荷重-変形角曲線の推定	- 146
5. 通り方向に連続した鉛直構面の荷重-変形角関係の推定	
5.1 推定の概要と推定した荷重-変形角曲線	- 153
5.2 弾塑性増分解析による荷重-変形角曲線	- 161
5.3 各結果の比較による推定精度の検証	- 168
6. 結章	- 173
参考文献	- 177
謝辞	

1. 序論

1.1 研究の背景

木造建築の構法は、軸組構法、桝組壁構法、丸太組構法、ラーメン構法に大別され、その中でも我が国の木造建築は、軸組構法を主としている。社寺仏閣等に代表されるような古来建築されてきた構法も主には軸組構法であり、在来工法と区別して伝統構法もしくは伝統的構法と呼ばれる。基本的な構造は同様であるが、一般的に伝統構法は、金物を用いずに木組みのみで構成される、壁要素に筋交い壁をあまり用いない等の特徴を有している。また、在来工法が建築基準法仕様規定に則っているのに対して、伝統構法は地域によって材料や構法が異なること、構造が必ずしも科学技術の中で発展していなく未解明であることなどから、同仕様規定の桝組みの中に収まらない場合が多々ある。そのため新築においては構造設計が容易ではなく、大規模木造建築物並の煩雑な計算等が求められる。こういった理由もあり(その他にも手間やコストの面もあるが)、現在では木造建築のほとんどが、いわゆる四号建築程度の規模の在来工法によるものである。

しかしながら、伝統構法による木造建築物が見直される側面もある。その大きな部分は文化的価値である。古くから各地域の気候・風土と共にあり、職人の技術を以て建築された木造の住宅・店舗などは、地域独特の意匠を持ち、時代の文化の体現している。こういった伝統技術は地域文化の残存を担っており、観光的な意味合いからも地域の発展に貢献していると考えられる。また、流通が発達していない時分より周辺地域で入手できる材料を用いて構成されていることから、各地で使用材料やそれに伴った構成方法が異なっている。これは全国一律の構法として統一できずに体系化しづらいこととは裏腹に、地域の循環型社会や気候に合わせた省エネルギーのメリットを有していることに他ならない。さらに、職人による伝統的木組み技術の継承、長寿命建築などにおいてもその価値は多大なものである。

伝統構法による木造建築の残存および新築においては、その耐震性能を正確に把握し、耐震安全性を確保することが最も重要である。近年頻発している大地震に対して、社会的な経験値に応じて安全基準も改正されており、建築物全体の安全性は高まってきていると言える。このような状況下で、小規模な在来工法木造に対しては仕様規定的桝組みの中で壁量およびそのバランスを検討すれば良いが、住宅程度の規模であっても伝統構法木造についてはこの限りではない。伝統構法はそもそも壁のみで水平力に耐えるという考え方で構築されておらず、柱・横架材の仕口接合部のモーメント抵抗を主として、土壁や板壁の板要素のせん断抵抗要素との足し合わせで耐震性能を担保している。こういった耐震要素は前述したように地域毎に異なっている場合が多く、一律に仕様毎の性能を明示しておくことが難しい。また地盤との境界についても、特にコンクリート基礎を設けずに柱を礎石建てとしている場合もある。そのような理由から、仕様規定的のみでは安全性を確認する手段が整備されておらず、工学的判断によって構造設計を行わなければならない。既存建築物の耐震診断においても同様である。

したがって在来工法に対して伝統構法では、新築や耐震診断における手間に対するコストが嵩むため、その数は減少傾向にある。このような状況下で、伝統構法建築が持つ価値を守るために

は、伝統構法に適した基準や仕様毎の性能を明示したデータベース等を整備し、工学的判断や莫大な労力を不必要とする耐震安全対策の環境を整える必要がある。

伝統構法を工学的に解明するための研究は古くは 1940 年代から行われている¹⁻¹⁾ものの、社寺建築を対象にしたものである。町家などの民家を対象にしたものは、その価値が見直されるようになった¹⁻²⁾1990 年頃から徐々に増えつつある^{1-3) 1-4)}。近年では、実大建物の振動大実験による実験¹⁻⁵⁾および応答解析による検証¹⁻⁶⁾、構造要素の耐震性能の定式化、耐震性能評価法の構築¹⁻⁷⁾などが多様に行われるようになってきている。分野ごとの既往研究については以後の各章で分析を行うが、そのような状況下で伝統構法の耐震性能はデータの蓄積とともに解明されつつある。しかし、種々の接合部の構造性能解明、地域毎に異なる構法、地震時の全体挙動など全ての問題点が解明されている訳ではなく、コストや構造計算の難易度などから、一般に広く普及するまでには至っていない。

1.2 研究の目的と研究の位置づけ

本研究では伝統構法による木造建築物が、社会一般に普及することで文化的価値を存続させることに一助するため、その耐震性能評価方法に関する一部を検討し、評価の精度向上や定式化による一般化を目指すこととする。

一般的に建築物の耐震性能の多くは鉛直構面が担っている。伝統構法による木造の鉛直構面は柱・横架材および土壁もしくは板壁で構成されており、その耐震性能のほとんどは、柱・梁接合部などの仕口によるモーメント抵抗と、土壁あるいは板壁の面内せん断抵抗によっている。その大小は間取りや建築物の規模によって違いがあるが、基本的には木組みのみの軸組の性能がベースとなっている。金物を用いずに木組みのみで構成された嵌合系の仕口接合部は剛性や小変形領域における耐力は比較的小さいものの、脆性的に破壊することが少なく、大変形領域までの変形性能を有している。土壁や板壁においても基本的には同様であり、大変形領域においても崩壊に至らないというのが、伝統構法の耐震性能に関する特徴である。

従って耐震性能を評価する計算法もこれに合った方法を用いることが求められる。例えば保有水平耐力計算や限界耐力計算などの大変形領域までを考慮した計算法を用いて、個々の耐震要素の終局までを考慮し、建物全体の耐震性能を評価することが望ましい。こういった意味では、時刻歴応答解析等の動的計算法でも良いが、履歴特性を考慮しなければならないことや、専用のソフトウェアが計算に必要となることから、普及という観点からは一般的ではないと考えられる。

本研究では、上記したような計算法による静的な耐震性能評価法に必要となる、建物の耐震性能の多くを占める鉛直構面の荷重-変形関係を精度良く、尚且つ手計算程度で簡便に評価する手法を確立することを目的とする。対象とする構造の詳細は次節に示すが、住宅程度の規模の伝統的構法による木造の通り鉛直構面を想定し、地震力を想定した頂部水平荷重が加わった際の荷重-変形角曲線を推定するため、主に土壁・接合部の個々の耐震性能を実験的に明らかにする。特に木組み接合部については、寸法をパラメータとして数種の実験を行い、寸法変化に対応するような性能評価式の構築と検証を行うこととする。また、軸組の曲げ変形等を含めた個々の耐震要素の組み合わせによって通り鉛直構面の荷重-変形角関係を推定する方法についても提案と検証を行う。これらの検討から、大変形領域（構造性能を担保できるとする最大変形角であり、この具体的な領域についても本論で検討するもの）までの通り鉛直構面の荷重-変形関係の推定方法について考察し、精度向上における今後の課題、適用範囲、留意すべき点をまとめる。

これらの検討の中で、対象は基本的には既存の伝統構法による木造建築物である。当然ながら新築にも適用可能な部分を検討する内容ではあるが、伝統的でありながら現代に適合するように進化していく構法は未知であるため、現在までに存在するような構造を対象に、実験および検証を行うこととする。

1.3 対象とする構造

前節で記したように、対象とする構造は伝統的な軸組構法による住宅程度の規模の木造建築の、通り鉛直構面である。礎石建て構法の一層部分を想定するもので、足固めを含んだ柱・梁のフレームが連成されており、土塗り壁の小壁および全面壁と共に成っている。具体的な間取りを想定するものではないが、軸組の曲げを誘発する形で小壁が配置されており、比較的極端な構成となっている。図 1-1 に具体的な構造を示す。同図下部に示すように、木組みのみで接合される、柱・梁接合部、柱・足固め接合部、柱・貫接合部の仕口接合部を含んでおり、地震時の構面のせん断変形に追従して回転変形が発生する構造である。また、梁・梁の継ぎ手接合部が含まれており、土台に緊結されていない場合の地震時の浮き上がり挙動に際して、同部に曲げモーメントの入力が予想されることや、鉛直荷重を考慮する際の安全の検討などの面から、継ぎ手の曲げについても検討を行うこととする。

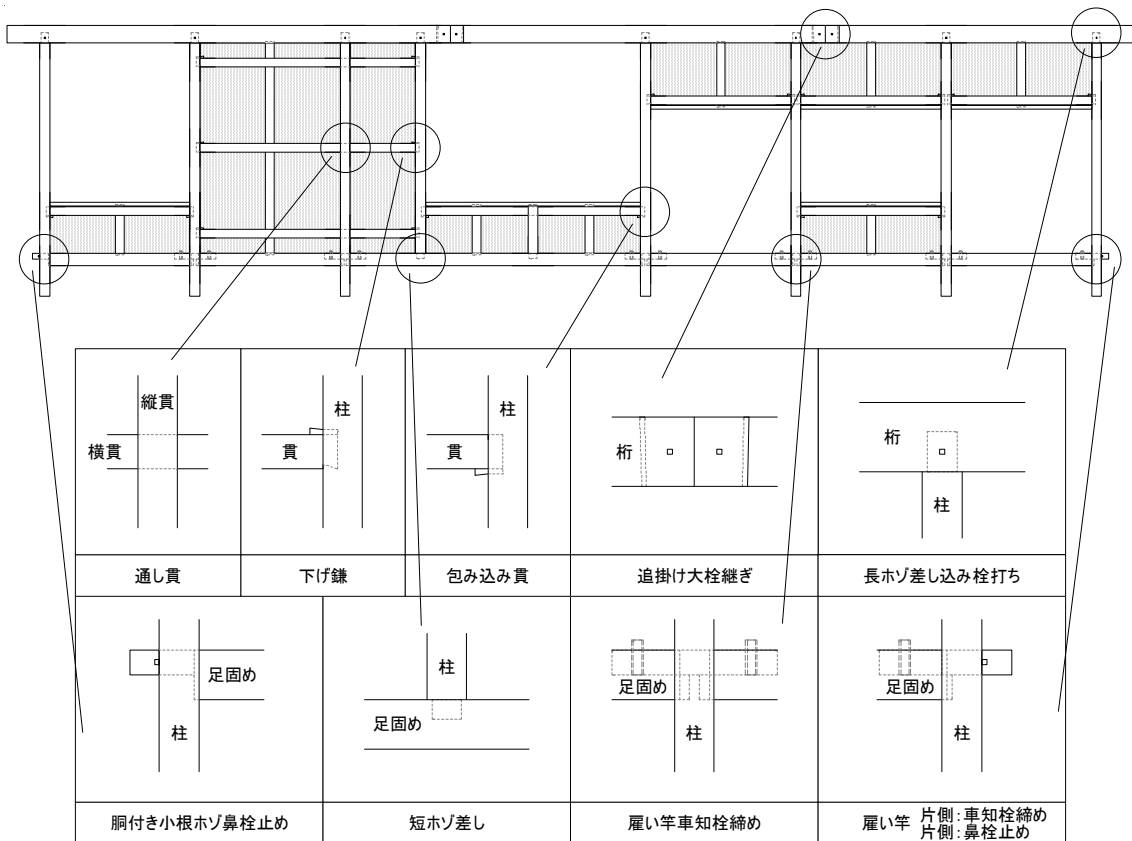


図 1-1 対象とする構造および各部接合部の詳細

1.4 論文の構成

研究の基本的な流れとしては、継ぎ手・仕口接合部のモーメント-回転角関係の把握および定式化、土塗り小壁のせん断力-変形関係の把握を行い、軸組の曲げ変形を考慮して個々の性能を足し合わせ、通り鉛直構面の荷重-変形角曲線を推定するものである。さらに、対象とする構造の弾塑性荷重増分解析を行い、推定した荷重-変形角曲線との比較・検討を行う。以下で各章での検討内容を簡潔に記述する。

第 1 章序章は本章であり、伝統構法による木造建築をとりまく社会的背景と、これに応じた問題解決に繋がる研究目的を述べている。また、対象とする構造を提示し、次章以降でのターゲットを明確にしている。

第 2 章では仕口接合部を対象に、十字型曲げ試験によってそのモーメント-回転角関係を把握している。図 1-1 に示す仕口を基本としてそれに類するものについても検討を行っている。さらに、寸法変更に対応できるモーメント-回転角関係評価式を提案し、実験結果との比較検討を行っている。また、実験における損傷観察などから、評価式の適用条件を確認し、終局変形の確認と、接合部の施工等における留意点についても考察を行っている。

第 3 章では継ぎ手接合部を対象に、第 2 章と同様に、継ぎ手を有する梁の 4 点曲げ試験にそのモーメント-回転角関係を明らかにしている。また、完全弾塑性型のモーメント-回転角関係の評価式を提案し、実験結果との比較検討を行っている。特に降伏・終局条件の算定式については実験時の状況と併せて、適用条件を確認している。

第 4 章では土塗り壁の小壁の耐震性能を把握するため、小壁配置をパラメータにした実大静的加力実験を行っている。実験結果の分析から、通り鉛直構面に連成された構面の荷重-変形角曲線を推定に考慮すべき部分を挙げ、推定方法の提案と、実験結果に対しての検証を行っている。また、実験結果の荷重-変形角曲線と損傷観察より限界変形を考察している。

第 5 章では、第 4 章の考え方を元に図 1-1 の対象とする構造について、その荷重-変形角曲線を推定している。さらに、各耐震要素を弾塑性バネに置換して、図 1-1 のフレームモデルを構築し、その荷重増分解析の結果と、推定結果の比較を行っている。

第 6 章結章では、前章までに得られた知見を元に、推定方法について考察し、精度向上における今後の課題と展望、適用範囲、留意すべき点などをまとめている。

2. 仕口接合部のモーメント-回転角関係推定

2.1 概要

伝統的な軸組構法による木造建築物の耐震性能は、主に柱・横架材の仕口接合部の回転抵抗と壁要素のせん断抵抗によって決まっている。特に開放的な間取りを有する建物においては、仕口接合部による軸組架構の地震抵抗性能を正確に把握しておかなければ、建物の耐震性能を正当に評価することはできない。

伝統的構法の仕口接合部は、基本的には金物を用いずに、木組みのみで構成されるものである。地震時に仕口接合部は回転抵抗を期待されるものであり、その抵抗要素は、木材のめり込みによる抵抗、木材間の摩擦による抵抗、込栓による抵抗に分類できる²⁻¹⁾が、その中でもめり込みに依存する部分は多い。また、仕口接合部は、使用される部位や作られた時代などの様々な理由から多種多様なものであり、多く検討がなされている基本的な種もあれば、特殊で全く検討が行われていない種も存在する。伝統的な仕口接合部に代表される柱・貫接合部を例としてあげれば、古くからその力学的性能の解明^{2-2),2-3)}が行われている。また通し貫接合部で一般的な貫材上に楔を併用するような場合について、その形状や初期支圧力が回転抵抗性能に与える影響についても検討がされており^{2-4),2-5),2-6)}、その回転抵抗性能は、貫に切り欠きを有する場合を含めて、大変形領域までを評価する手法がいくつか提案されている^{2-7),2-8),2-9)}。

本章では、柱・貫の通し貫接合と同様に、めり込みのみで仕口接合部の回転抵抗を担うような4種のタイプについて、十字型曲げ実験によって、モーメント-回転角関係に及ぼす各部寸法の影響を実験的に明らかにする。また、既存のめり込み理論式²⁻¹⁰⁾のみによって力のつり合い式から、モーメント-回転角関係の評価式を導出し、寸法効果による影響を追従できるかを確認する。

対象とする仕口接合部種は通し貫、略鎌継ぎ通し貫、相欠、渡り腮仕口である。これらの接合部種は伝統的構法の木造において一般的な種類であり、込み栓等のせん断抵抗が発生せず、めり込み抵抗およびこれに伴った摩擦抵抗のみで、接合部の回転抵抗性能を担う種である。単純な通し貫については前記したように多種の検討が行われており、相欠についても格子壁として成る場合の性能^{2-11),2-12)}や嵌めあわせ部分の影響の検討²⁻¹³⁾などが行われているが、双方と類似した略鎌継ぎ通し貫、渡り顎接合部についての研究報告²⁻¹⁴⁾などはあまり行われていない。そこで本論文では、一連の実験および評価法の検討から、なるべく簡便であることを念頭に、検討が行われている種と同様の手法でその性能を評価できるかを明らかにすることを目的とする。また、その適用範囲や留意点をまとめ適用可能な条件を整理する。

2.2 十字型曲げ実験

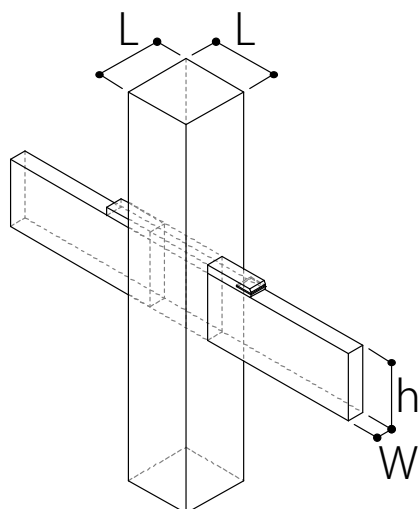
2.2.1 試験体概要

対象とした試験体は、伝統的構法で一般的に用いられるような、通し貫（CJ-1）、略鎌継ぎ通し貫（CJ-2）、相欠（CJ-3）、渡り腮仕口（CJ-4）の4種類である。前述したが、基本的にめり込みのみでその回転抵抗性能を担うものであり、十字型試験体の縦材切り欠き部分が横材の繊維直交方向にめり込むことは全種で共通である。それぞれの種について寸法効果による回転抵抗性能への影響を確認するため、各部寸法をパラメータとした試験体について実験を行う。対象とした接合部種類の試験体模式図および寸法の仮定を図2-1に、それぞれの種における寸法パラメータを表2-1に示す。

試験体は柱・横架材からなっており、材はいずれもE70のスギ材であり、平均含水率は19%である。

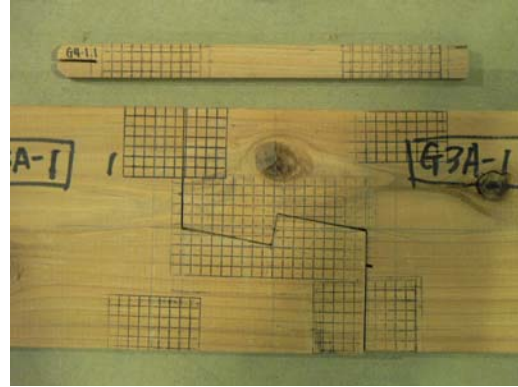
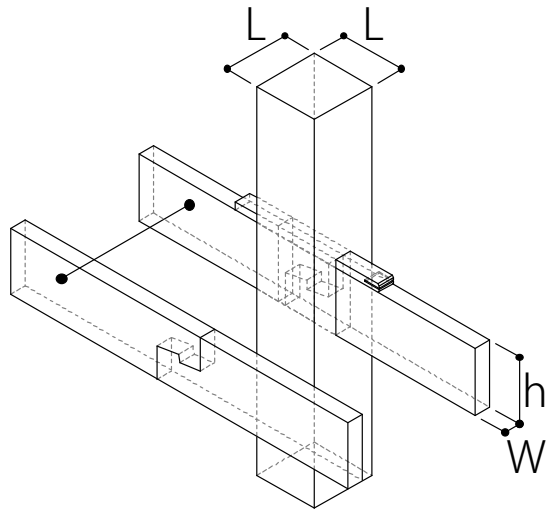
CJ-1、CJ-2にの通し貫仕口においては、貫材に切り欠きはもうけない形状であり、楔を用いるが、初期支圧力を与えない程度の嵌合度とする。楔の形状は通常、テーパのついた楔を貫穴両側から打ち込み、テーパの分力によってある程度の初期支圧を与えるものであるが、今回は人の手による初期支圧力のコントロールという不確定要素をなくすため、貫の長さ方向に一樣な断面の楔を用いることとする。また材種は堅木を用いることが多いが、今回は貫材上下のめり込み応力に違いを持たせないため、共木とする。

CJ-3、CJ-4については楔等による締めは無いが、なるべく乾燥収縮等による隙間によって、モーメント-回転角関係に初期スリップを持たせないため、いずれの試験体についても、軽くハンマーで叩いて嵌め合わせられる程度の嵌合度とする。



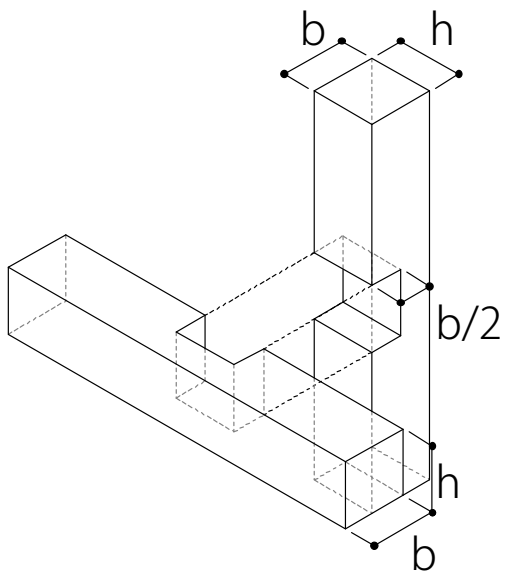
L : 柱径、 h : 貫せい、 W : 貫幅

(1) 通し貫仕口 (CJ-1)



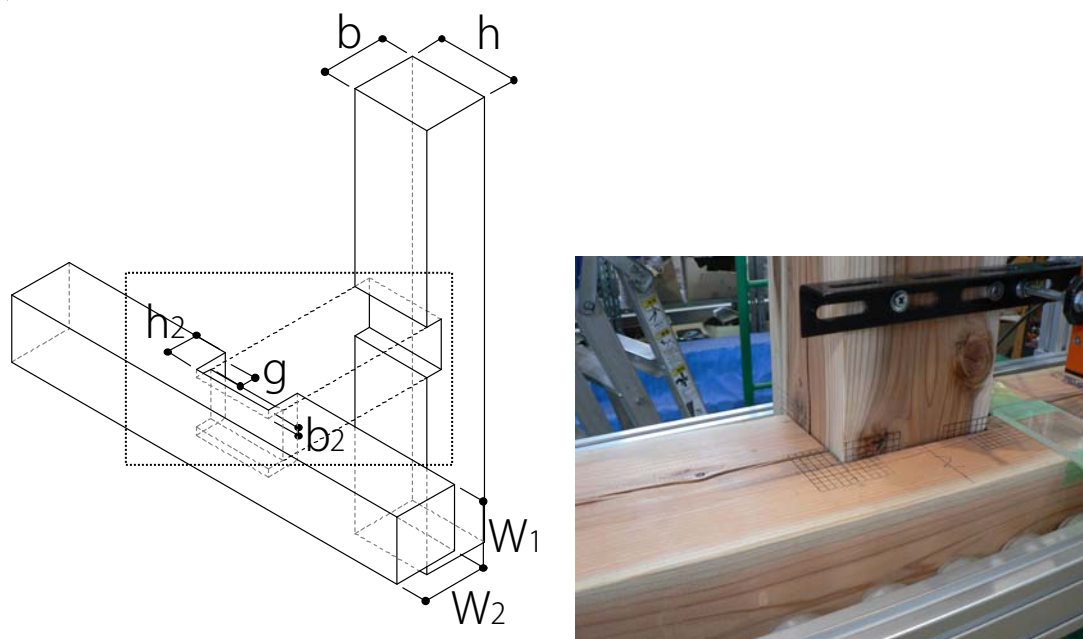
L : 柱径、 h : 貫せい、 W : 貫幅

(2) 略鎌継ぎ通し貫仕口 (CJ-2)



b : 柱・横架材幅 (面外方向)、 h : 柱・横架材せい (面内方向)

(3) 相欠仕口 (CJ-3)



b : 柱せい (面外方向)、 h : 柱幅 (面内方向)、 W_1 : 梁せい、 W_2 : 梁幅
 h_2 : 梁切り欠き深さ、 g : 腮高さ、 b_2 : 梁せい・腮幅の半分

(4) 渡り腮仕口 (CJ-4)

図 2-1 試験体の模式図

表 2-1 試験体一覧

(1) 通し貫仕口 (CJ-1)

No.	W	h	L
CJ-1-1	15	105	120
CJ-1-2	30	120	120
CJ-1-3	45	120	120
CJ-1-4	60	120	120
CJ-1-5	30	120	150
CJ-1-6	30	120	180

(2) 略鎌継ぎ通し貫仕口 (CJ-2)

No.	W	h	L
CJ-2-1	15	120	120
CJ-2-2	30	120	120
CJ-2-3	45	120	120
CJ-2-4	60	120	120
CJ-2-5	30	105	120
CJ-2-6	30	120	150
CJ-2-7	30	120	180

(3) 相欠仕口 (CJ-3)

No.	b	h
CJ-3-1	30	30
CJ-3-2	45	45
CJ-3-3	60	60
CJ-3-4	90	90

(4) 渡り腮仕口 (CJ-4)

No.	W ₁	W ₂	g	h ₂	b	h	b ₂
CJ-4-1	120	150	15	30	120	120	15
CJ-4-2	120	150	30	60	120	120	15
CJ-4-3	120	150	45	90	120	120	15
CJ-4-4	120	150	15	90	120	120	15
CJ-4-5	120	150	30	90	120	120	15
CJ-4-6	150	150	15	90	120	120	15
CJ-4-7	180	180	15	90	120	120	15

2.2.2 実験方法

実験は十字型試験体を対象にした繰り返し曲げ実験である。加力は、試験体柱頂部で変位制御水平繰り返し加力として行っている。繰り返しスケジュールにおける目標変形角は頂部変位の計測値を用い、 $1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50, 1/30, 1/20, 1/15, 1/10, 1/7$ rad で正負交番各1回繰り返しである。加力速度は各変形角によって適宜調整しているが、基本的には1mm/sec程度である。試験体の設置例を図2-2に、計測器設置位置を図2-3に示す。また、チャンネルリストを表2-2に示す。

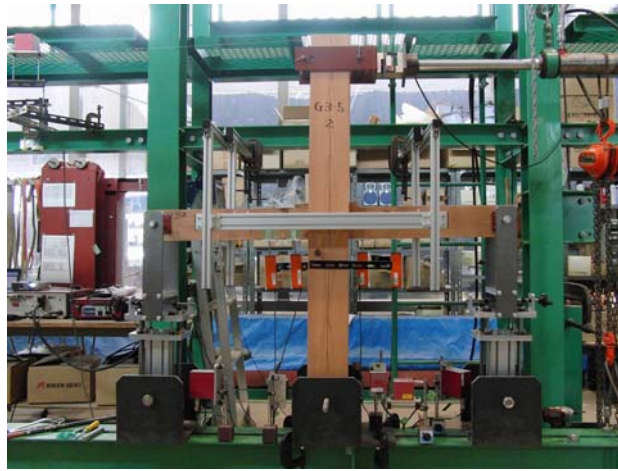


図 2-2 試験体設置例 (CJ-1-5-2)

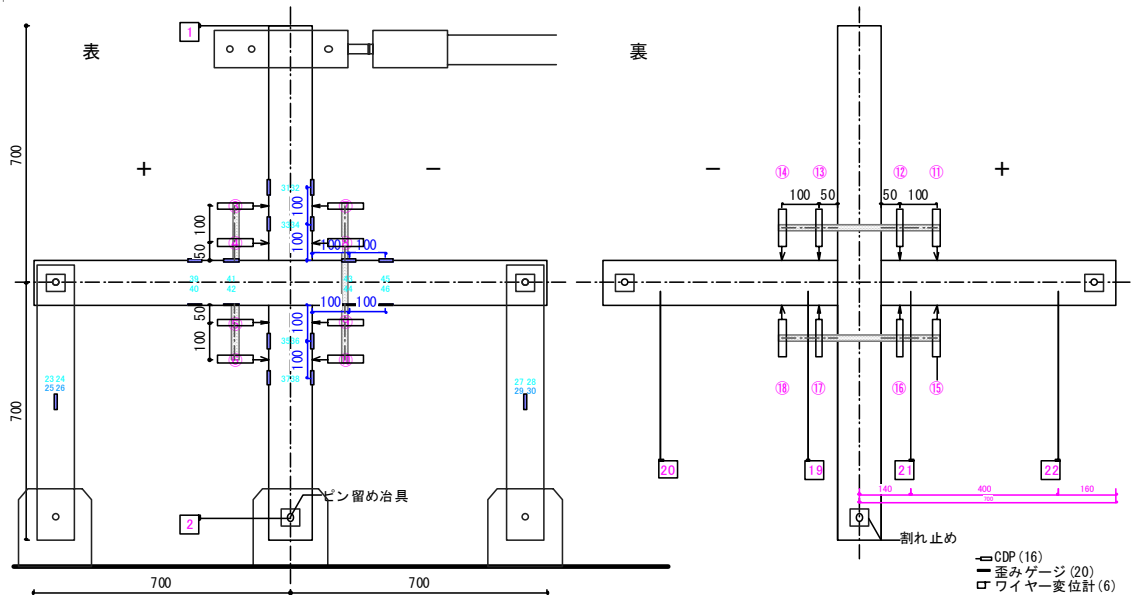


図 2-3 計測器設置位置

2.2.3 実験結果の復元力特性

頂部変位より算出される試験体の回転角 θ_a には、仕口のパネルゾーンでの回転角 θ_j と部材の余長部分の曲げ変形による回転角 θ_f と考えれば、各変形各は式(2-1)～(2-3)のように表される。

また、仕口のパネルゾーンにおけるフェースモーメントを M とすれば、式(2-4)として算出可能である。式(2-1)～(2-4)に従って求めた、CJ-1～CJ-4の全試験体の $M-\theta_j$ 関係の復元力特性を図2-5～図2-8に示す。

さらに実験結果の復元力特性から文献²⁻¹⁵⁾に従った方法で得られた、剛性・降伏モーメント・最大モーメント・終局モーメント・塑性率の特性値を表2-3～6に一覧として示す。

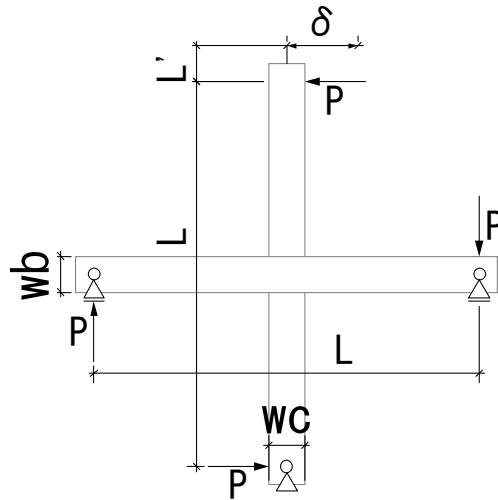


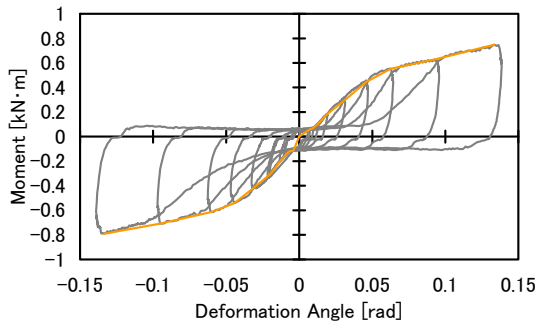
図 2-4 M-θ 関係算出のための各部寸法、変位、荷重の仮定

$$\theta_j = \theta_a - \theta_f \quad - (2-1)$$

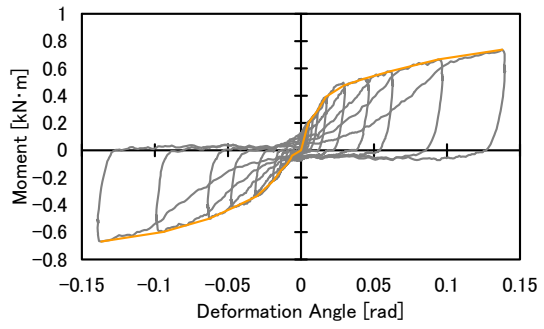
$$\theta_a = \frac{\delta}{L + L'} \quad - (2-2)$$

$$\theta_f = \frac{P}{3L} \cdot \left(\frac{(L - wb)^3}{E_c \cdot I_c} + \frac{(L - wc)^3}{E_b \cdot I_b} \right) \quad - (2-3)$$

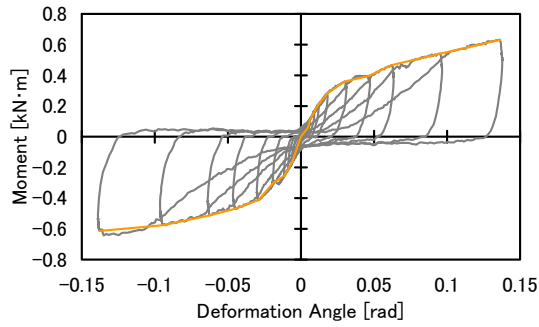
$$M = P \cdot (L - wb) \quad - (2-4)$$



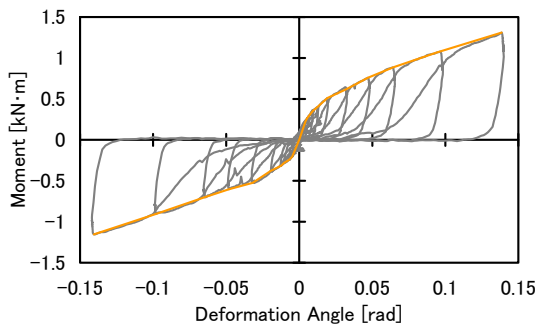
(1-1) CJ-1-1-1



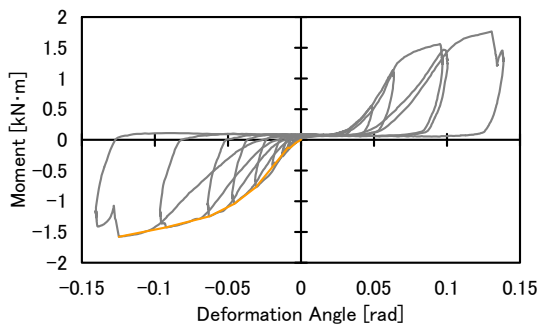
(1-2) CJ-1-1-2



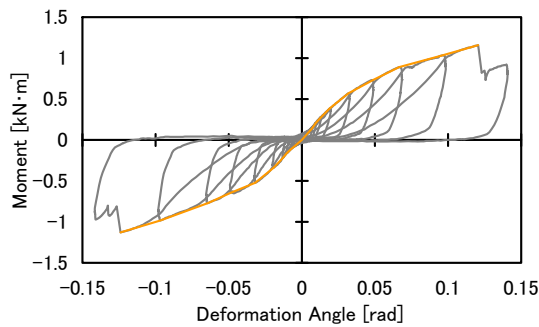
(1-3) CJ-1-1-3



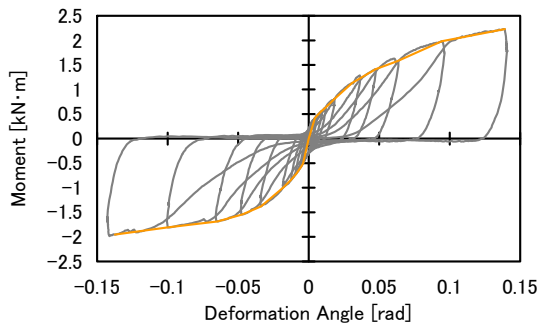
(2-1) CJ-1-2-1



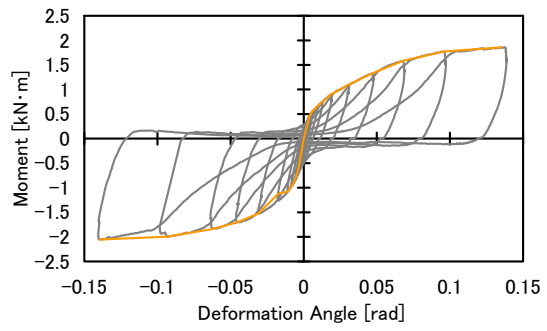
(2-2) CJ-1-2-2



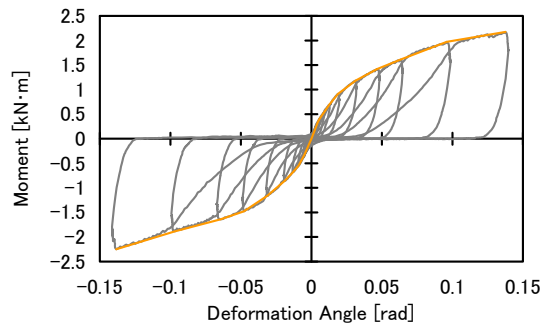
(2-3) CJ-1-2-3



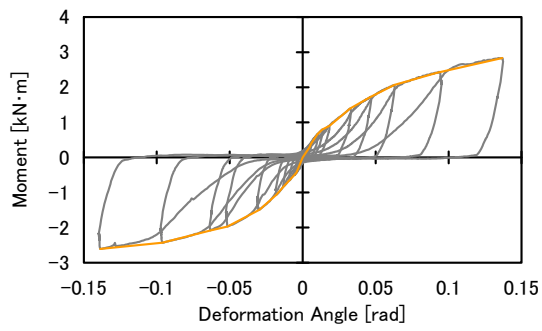
(3-1) CJ-1-3-1



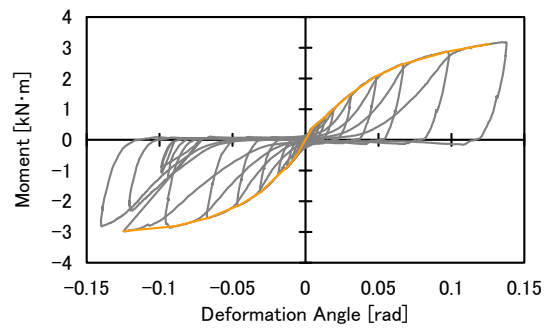
(3-2) CJ-1-3-2



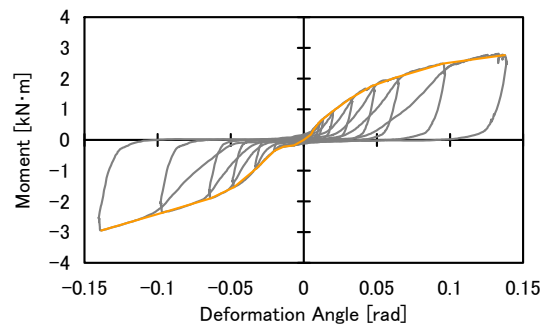
(3-3) CJ-1-3-3



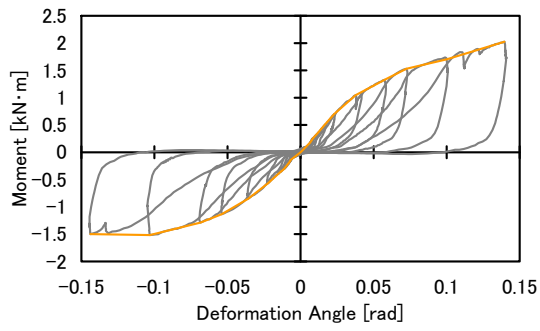
(4-1) CJ-1-4-1



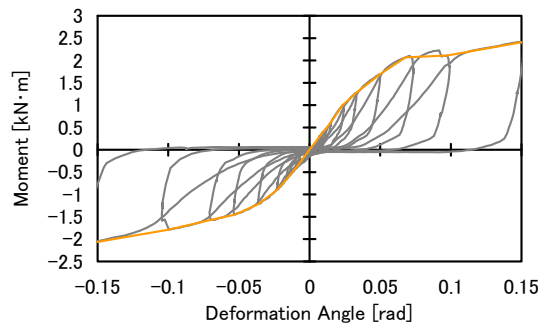
(4-2) CJ-1-4-2



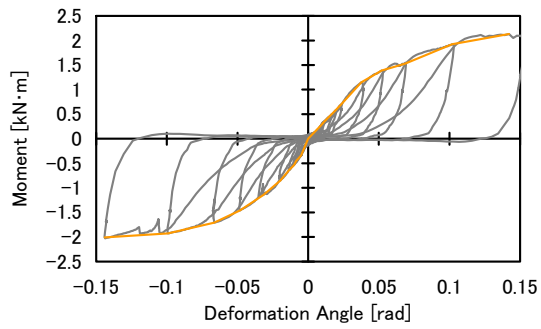
(4-3) CJ-1-4-3



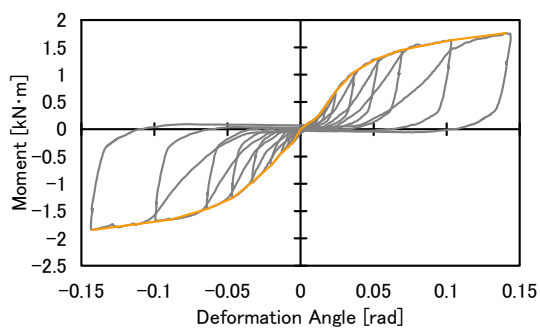
(5-1) CJ-1-5-1



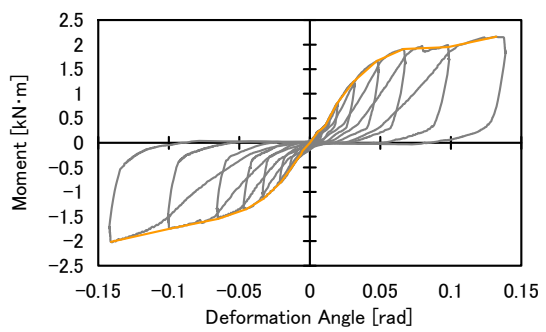
(5-2) CJ-1-5-2



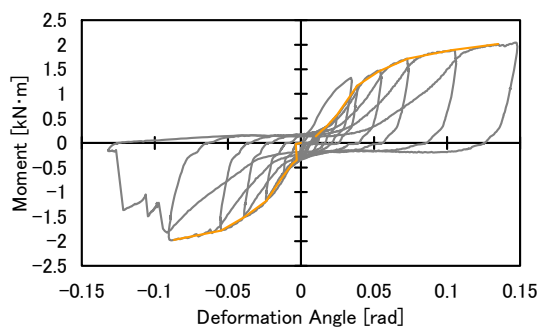
(5-3) CJ-1-5-3



(6-1) CJ-1-6-1

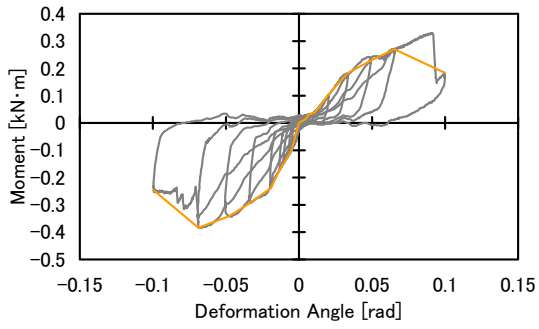


(6-2) CJ-1-6-2

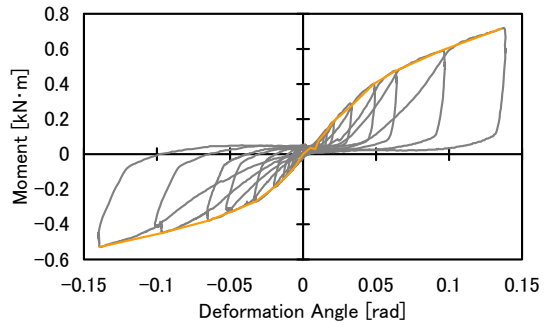


(6-3) CJ-1-6-3

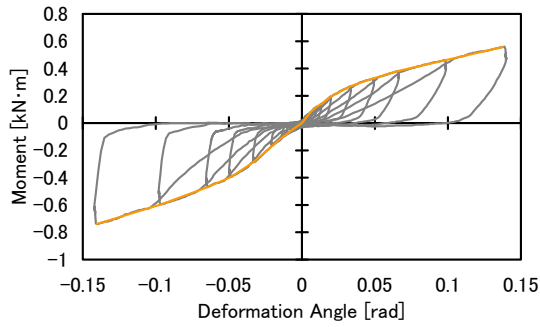
図 2-5 CJ-1 の復元力特性



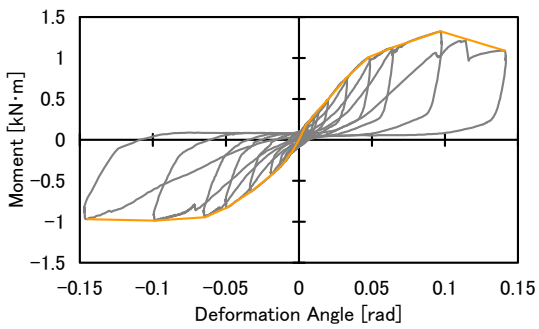
(1-1) CJ-2-1-1



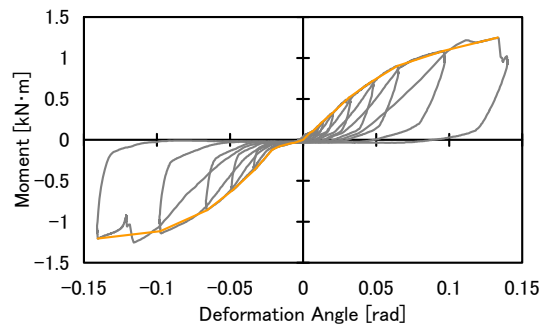
(1-2) CJ-2-1-2



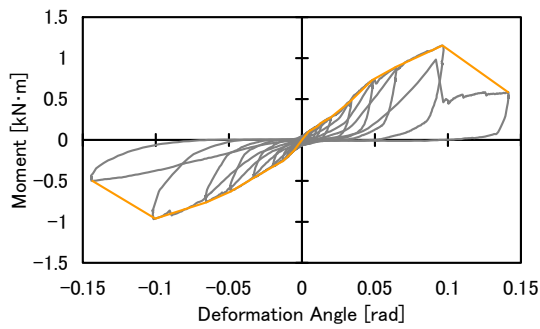
(1-3) CJ-2-1-3



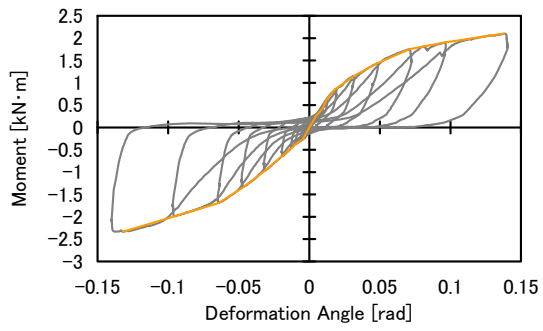
(2-1) CJ-2-2-1



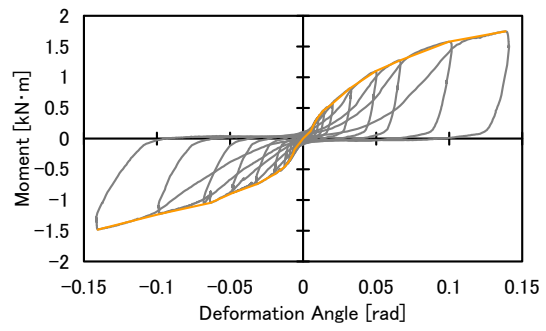
(2-2) CJ-2-2-2



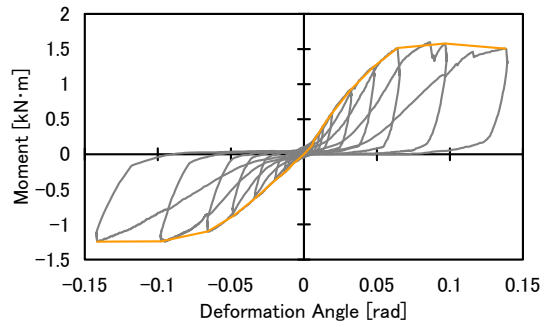
(2-3) CJ-2-2-3



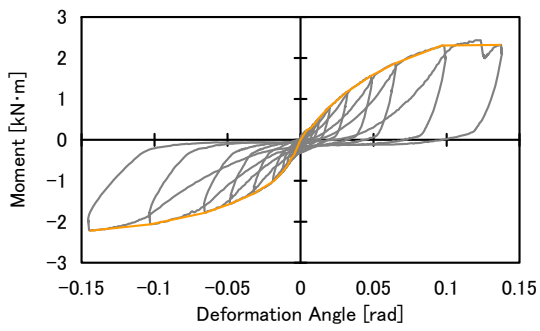
(3-1) CJ-3-3-1



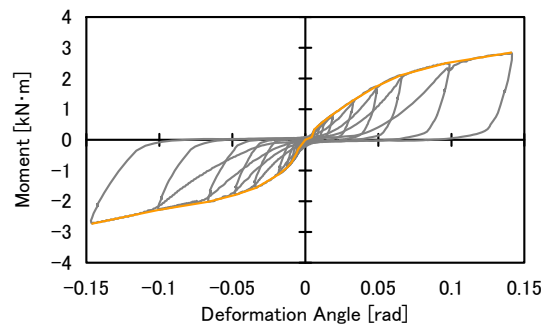
(3-2) CJ-3-3-2



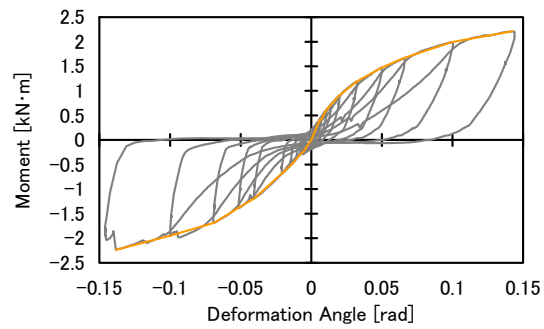
(3-3) CJ-3-3-3



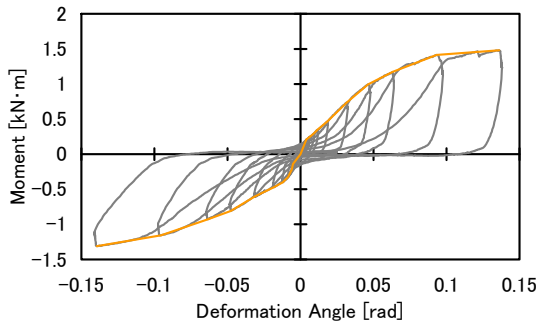
(4-1) CJ-4-4-1



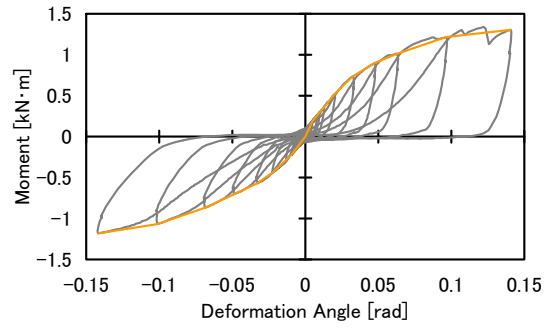
(4-2) CJ-4-4-2



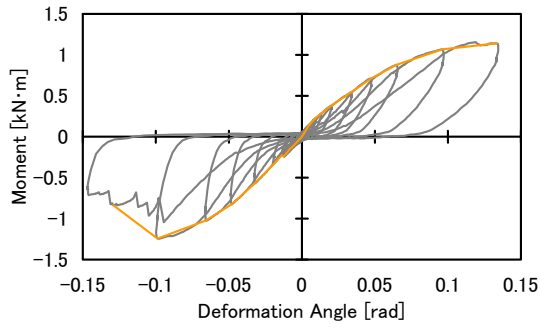
(4-3) CJ-4-4-3



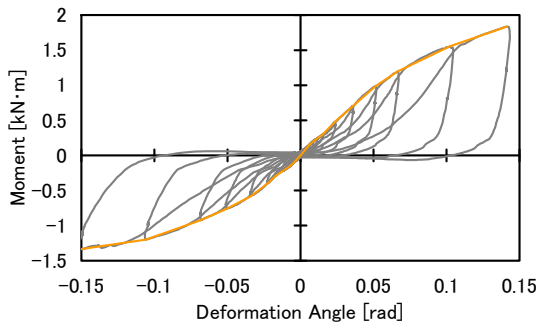
(5-1) CJ-5-5-1



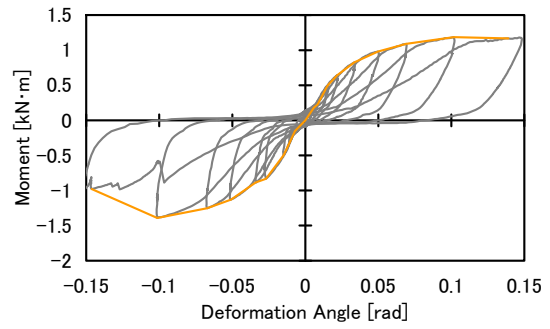
(5-2) CJ-5-5-2



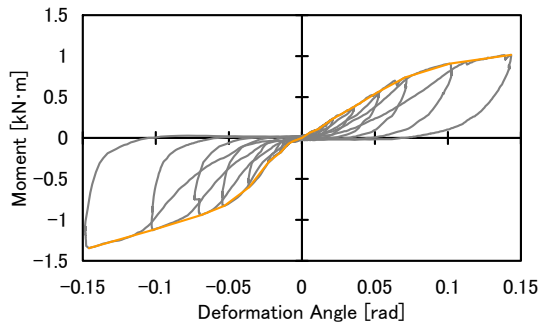
(5-3) CJ-5-5-3



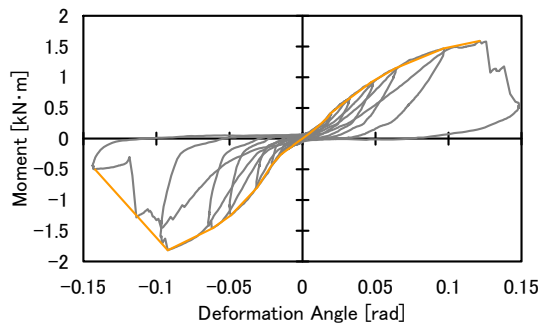
(6-1) CJ-6-6-1



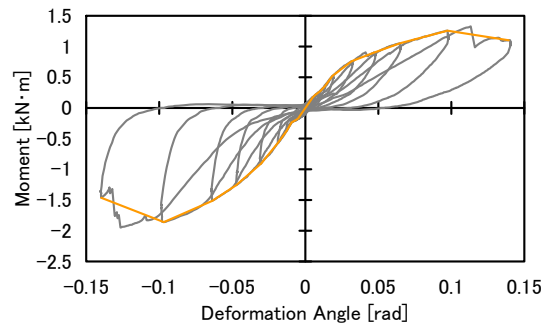
(6-2) CJ-6-6-2



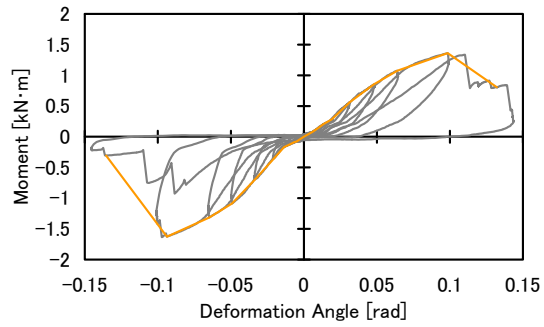
(6-3) CJ-6-6-3



(7-1) CJ-7-6-1

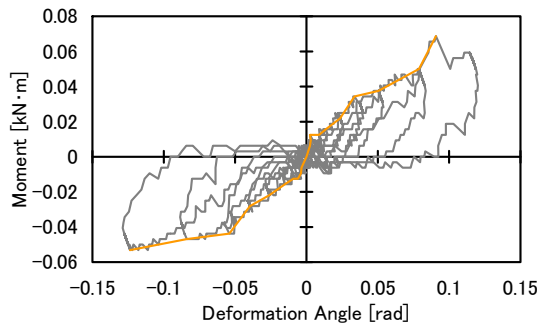


(7-2) CJ-7-6-2

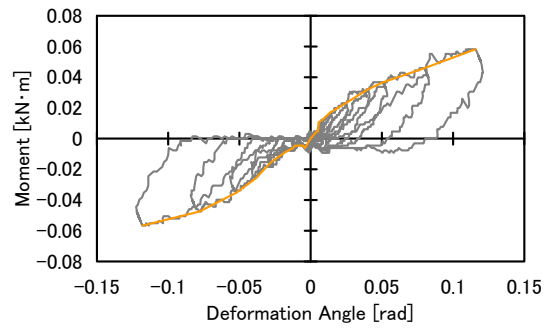


(7-3) CJ-7-6-3

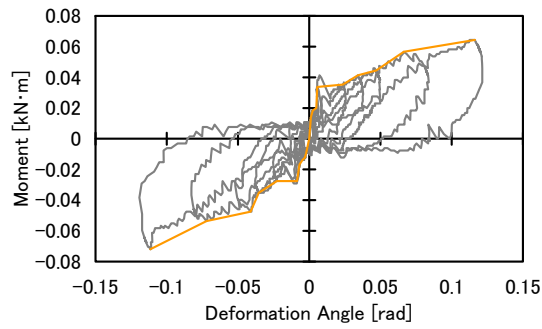
図 2-6 CJ-2 の復元力特性



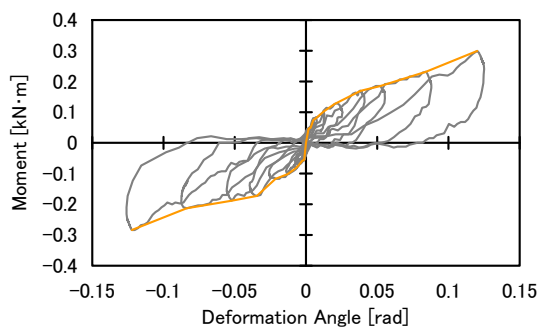
(1-1) CJ-3-1-1



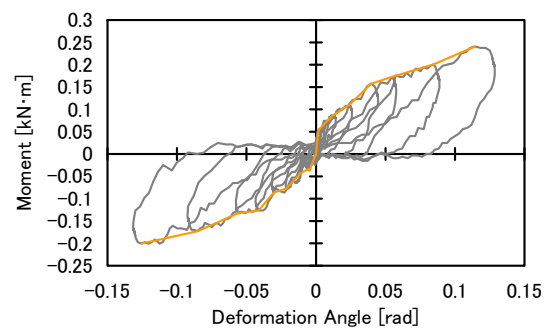
(1-2) CJ-3-1-2



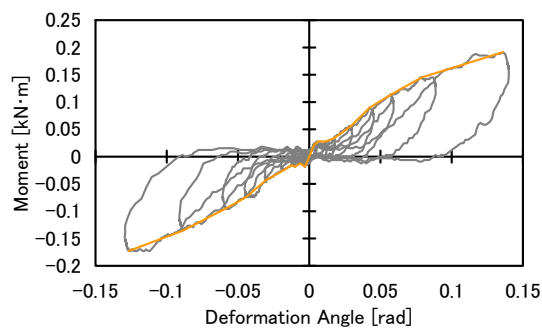
(1-3) CJ-3-1-3



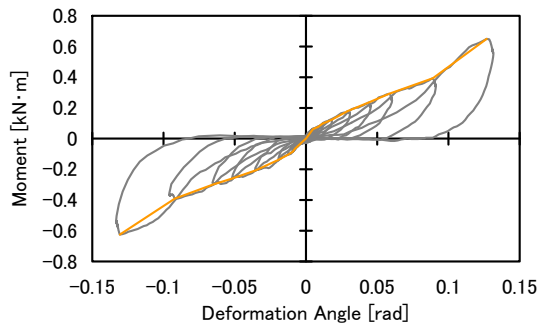
(2-1) CJ-3-2-1



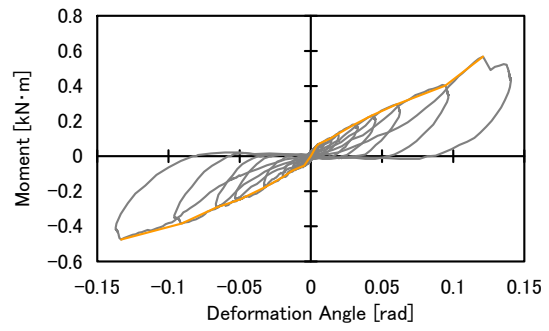
(2-2) CJ-3-2-2



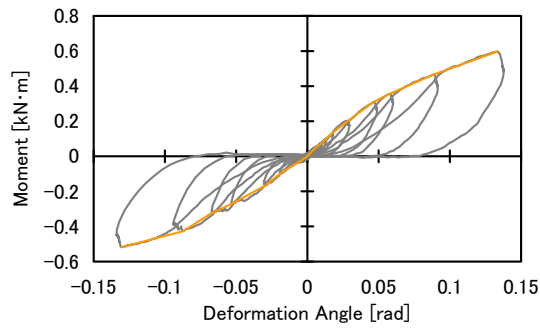
(2-3) CJ-3-2-3



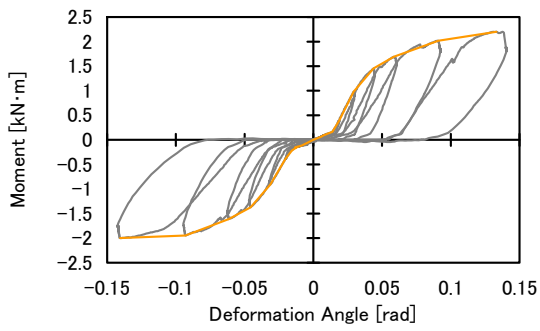
(3-1) CJ-3-3-1



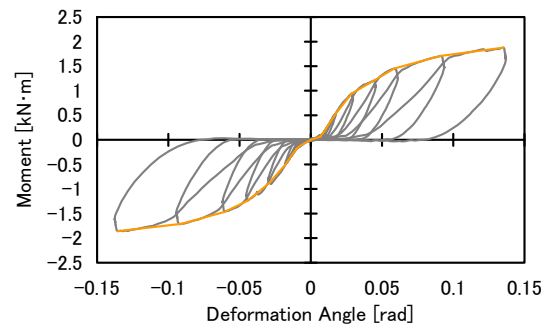
(3-2) CJ-3-3-2



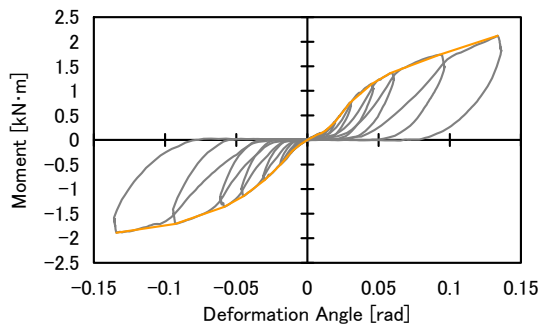
(3-3) CJ-3-3-3



(4-1) CJ-3-4-1

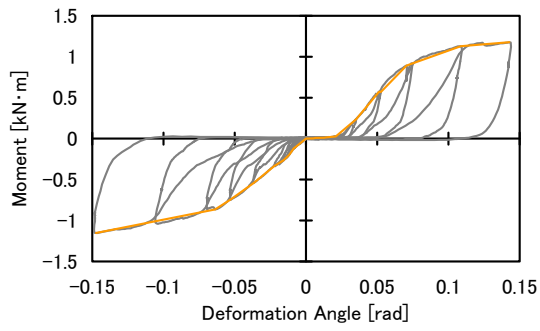


(4-2) CJ-3-4-2

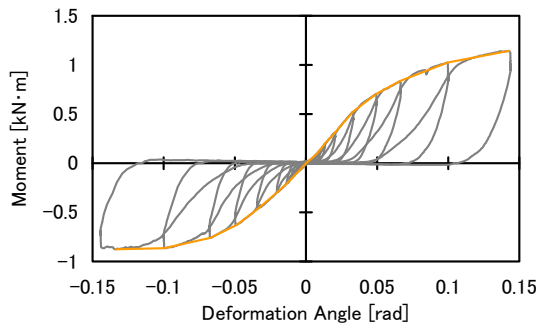


(4-3) CJ-3-4-3

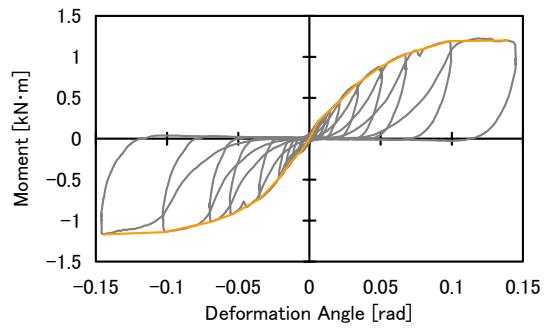
図 2-7 CJ-3 の復元力特性



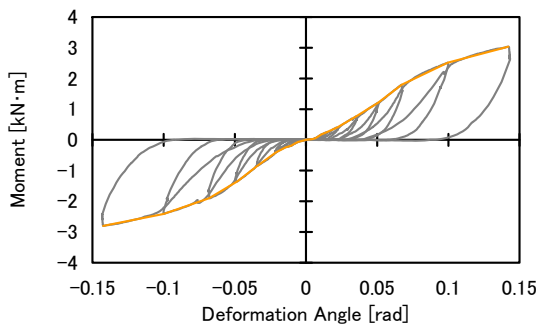
(1-1) CJ-4-1-1



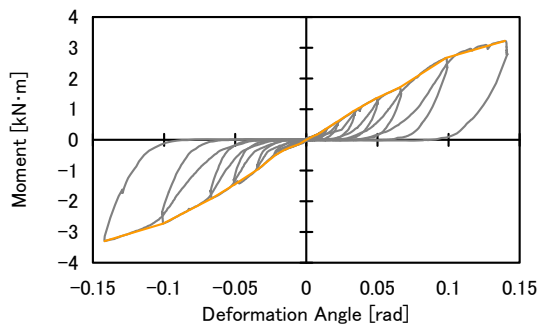
(1-2) CJ-4-1-2



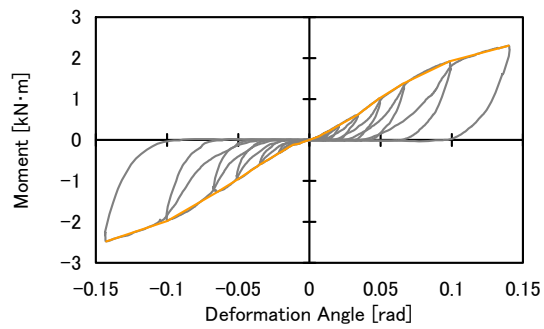
(1-3) CJ-4-1-3



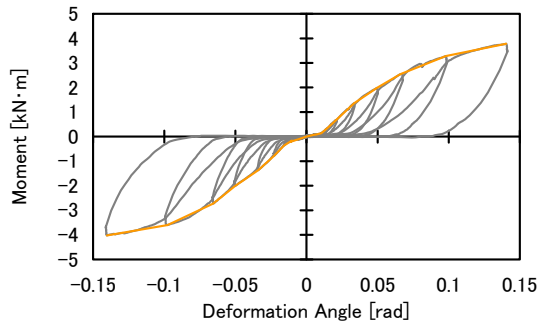
(2-1) CJ-4-2-1



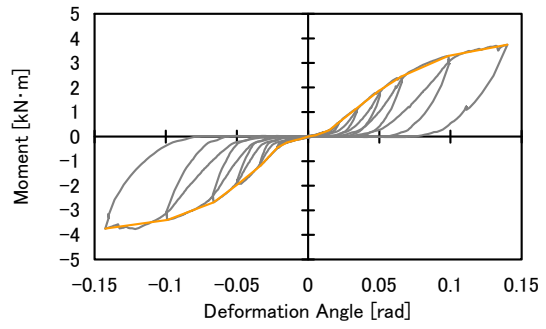
(2-2) CJ-4-2-2



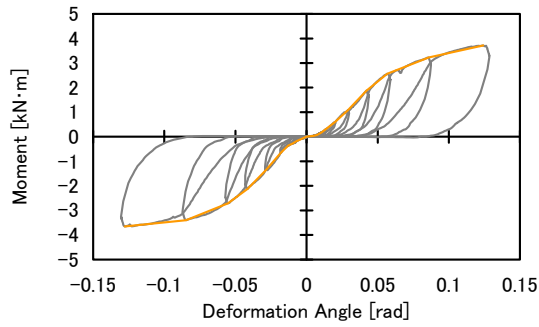
(2-3) CJ-4-2-3



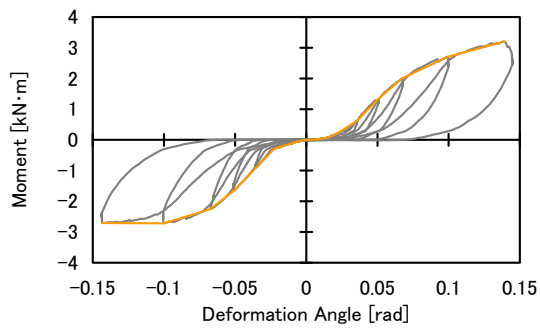
(3-1) CJ-4-3-1



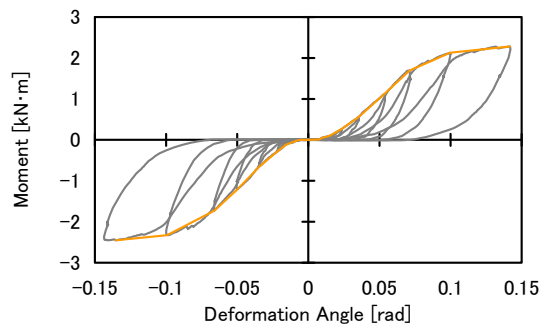
(3-2) CJ-4-3-2



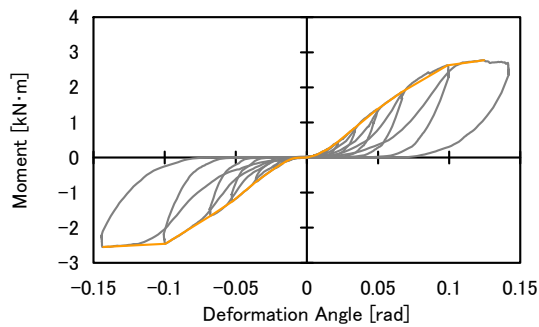
(3-3) CJ-4-3-3



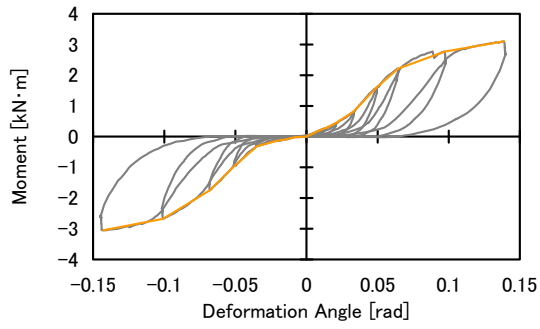
(4-1) CJ-4-4-1



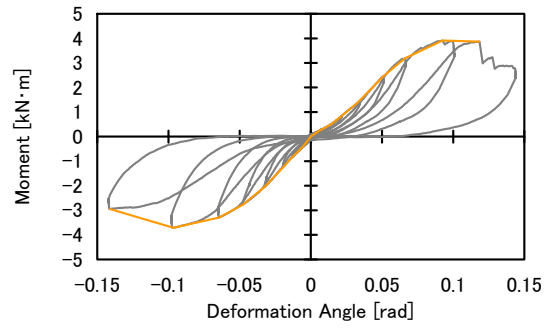
(4-2) CJ-4-4-2



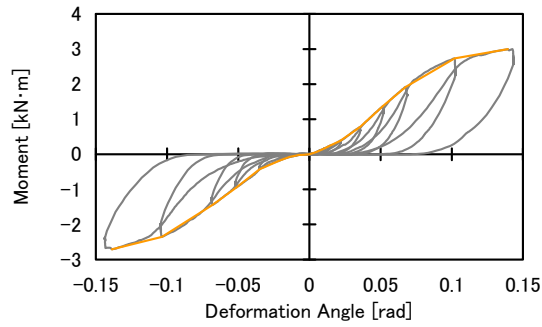
(4-3) CJ-4-4-3



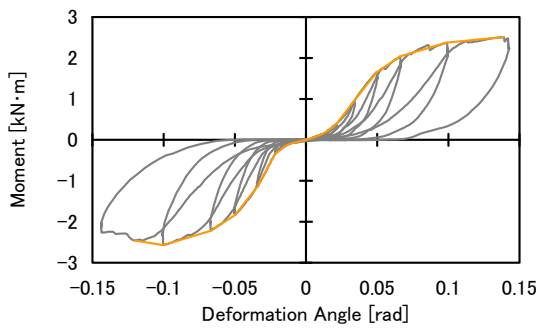
(5-1) CJ-4-5-1



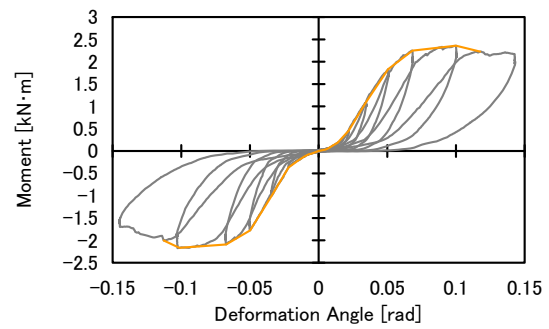
(5-2) CJ-4-5-2



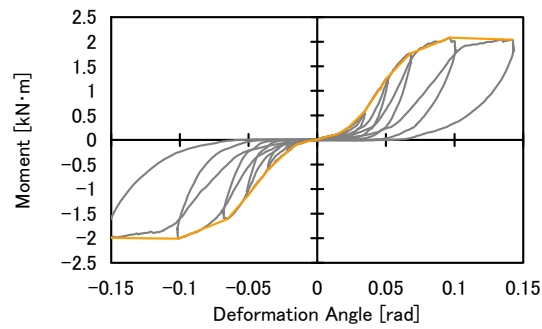
(5-3) CJ-4-5-3



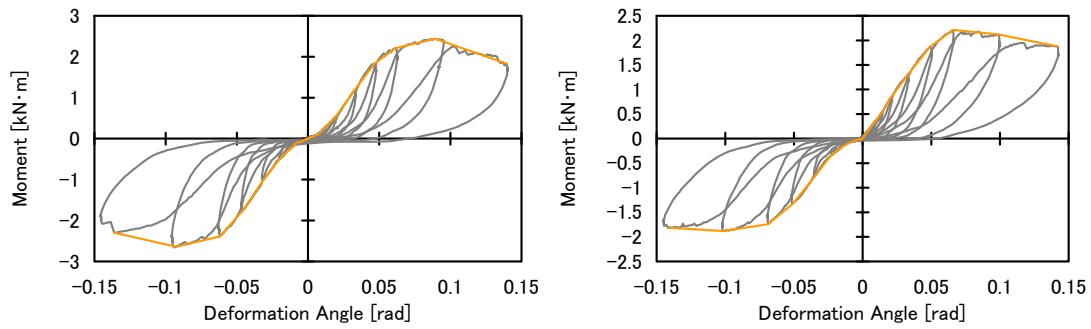
(6-1) CJ-4-6-1



(6-2) CJ-4-6-2

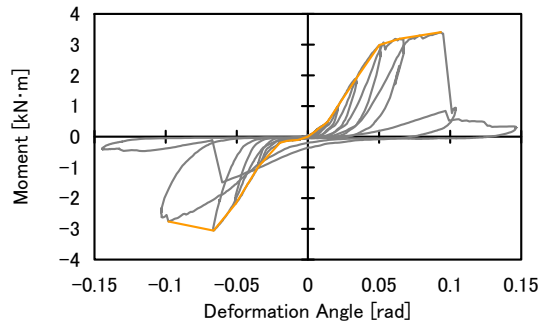


(6-3) CJ-4-6-3



(7-1) CJ-4-7-1

(7-2) CJ-4-7-2



(7-3) CJ-4-7-3

図 2-8 CJ-4 の復元力特性

表 2-3 CJ-1 の実験結果特性値

	K_r kN·m/rad	P_{max} kN·m	P_y kN·m	P_u kN·m	μ
CJ-1-1-1	10.93	0.77	0.49	0.68	2.157
CJ-1-1-2	14.53	0.70	0.37	0.60	3.317
CJ-1-1-3	13.91	0.62	0.35	0.54	3.550
CJ-1-1 ave.	13.12	0.70	0.40	0.61	3.008
CJ-1-2-1	18.37	1.23	0.55	0.98	2.620
CJ-1-2-2	23.51	1.58	0.93	1.38	2.123
CJ-1-2-3	16.24	1.14	0.58	0.95	2.083
CJ-1-2 ave.	19.38	1.32	0.69	1.10	2.275
CJ-1-3-1	40.66	2.09	1.16	1.84	3.051
CJ-1-3-2	56.24	1.96	1.01	1.77	4.365
CJ-1-3-3	37.26	2.21	1.18	1.89	2.719
CJ-1-3 ave.	44.72	2.09	1.12	1.83	3.378
CJ-1-4-1	44.17	2.72	1.52	2.40	2.538
CJ-1-4-2	48.72	3.05	1.78	2.77	2.201
CJ-1-4-3	34.41	2.86	1.68	2.45	1.941
CJ-1-4 ave.	42.43	2.87	1.66	2.54	2.227
CJ-1-5-1	25.05	1.76	0.99	1.57	2.266
CJ-1-5-2	33.31	2.25	1.38	2.01	2.529
CJ-1-5-3	32.15	2.07	1.19	1.85	2.488
CJ-1-5 ave.	30.17	2.03	1.19	1.81	2.427
CJ-1-6-1	27.50	1.80	1.11	1.63	2.392
CJ-1-6-2	34.64	2.09	1.34	1.86	2.548
CJ-1-6-3	34.83	1.84	1.24	1.68	1.656
CJ-1-6 ave.	32.32	1.91	1.23	1.72	2.198

表 2-4 CJ-2 の実験結果特性値

	K_r	P_{max}	P_y	P_u	μ
	kN·m/rad	kN·m	kN·m	kN·m	1.000
CJ-2-1-1	8.75	0.33	0.22	0.29	1.937
CJ-2-1-2	8.14	0.62	0.34	0.52	2.190
CJ-2-1-3	8.12	0.65	0.33	0.53	2.159
CJ-2-1ave.	8.34	0.53	0.29	0.45	2.095
CJ-2-2-1	21.59	1.16	0.69	1.08	2.901
CJ-2-2-2	13.93	1.23	0.72	1.09	1.750
CJ-2-2-3	13.12	1.06	0.91	0.87	1.572
CJ-2-2ave.	16.21	1.15	0.77	1.06	2.175
CJ-2-3-1	32.52	2.22	1.30	1.98	2.266
CJ-2-3-2	23.31	1.61	0.84	1.38	2.378
CJ-2-3-3	23.75	1.41	0.79	1.35	2.418
CJ-2-3ave.	26.53	1.75	0.98	1.57	2.354
CJ-2-4-1	40.51	2.27	1.21	2.06	2.800
CJ-2-4-2	42.36	2.79	1.57	2.41	2.559
CJ-2-4-3	32.67	2.22	1.24	1.96	2.359
CJ-2-4ave.	38.51	2.43	1.34	2.14	2.573
CJ-2-5-1	20.12	1.40	0.79	1.28	2.174
CJ-2-5-2	20.07	1.24	0.65	1.09	2.599
CJ-2-5-3	16.28	1.19	0.72	1.09	1.730
CJ-2-5ave.	18.83	1.28	0.72	1.15	2.168
CJ-2-6-1	17.28	1.59	0.87	1.39	1.843
CJ-2-6-2	29.73	1.29	0.72	1.15	3.097
CJ-2-6-3	13.19	1.18	0.72	1.02	1.848
CJ-2-6ave.	20.06	1.35	0.77	1.19	2.263
CJ-2-7-1	22.59	1.70	1.00	1.48	1.607
CJ-2-7-2	26.46	1.56	0.87	1.37	2.380
CJ-2-7-3	19.92	1.49	0.94	1.26	1.508
CJ-2-7ave.	22.99	1.59	0.94	1.37	1.832

表 2-5 CJ-3 の実験結果特性値

	K_r	P_{max}	P_y	P_u	μ
	kN·m/rad	kN·m	kN·m	kN·m	1.000
CJ-3-1-1	0.79	0.06	0.04	0.05	1.582
CJ-3-1-2	0.71	0.06	0.03	0.05	1.634
CJ-3-1-3	1.62	0.07	0.03	0.06	3.284
CJ-3-1ave.	1.04	0.06	0.03	0.05	2.167
CJ-3-2-1	4.98	0.29	0.15	0.24	2.559
CJ-3-2-2	3.53	0.22	0.13	0.19	2.206
CJ-3-2-3					
CJ-3-2ave.	4.25	0.26	0.14	0.21	2.383
CJ-3-3-1	5.10	0.64	-0.13	0.52	1.265
CJ-3-3-2	5.24	0.52	0.23	0.42	1.569
CJ-3-3-3	5.74	0.56	0.30	0.49	1.543
CJ-3-3ave.	5.36	0.57	0.13	0.48	1.459
CJ-3-4-1	31.54	2.10	1.27	1.87	2.314
CJ-3-4-2	29.30	1.87	1.05	1.66	2.392
CJ-3-4-3	25.38	2.01	1.13	1.71	1.990
CJ-3-4ave.	28.74	1.99	1.15	1.74	2.232

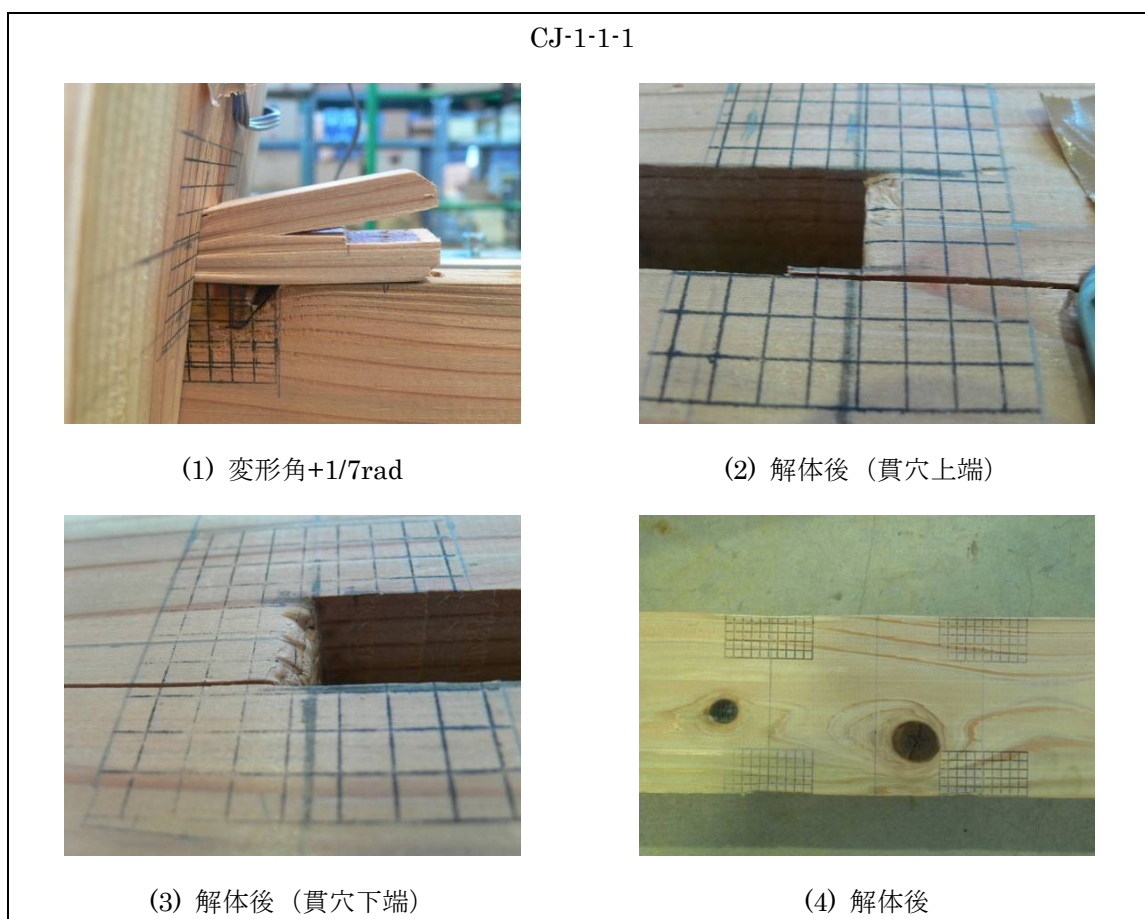
表 2-6 CJ-4 の実験結果特性値

	K_r	P_{max}	P_y	P_u	μ
	kN·m/rad	kN·m	kN·m	kN·m	1.000
CJ-4-1-1	10.56	1.16	1.16	1.28	1.199
CJ-4-1-2	14.01	1.01	0.59	0.92	2.112
CJ-4-1-3	20.61	1.18	0.70	1.10	2.650
CJ-4-1ave.	15.06	1.12	0.82	1.10	1.987
CJ-4-2-1	26.80	2.92	1.94	2.51	1.521
CJ-4-2-2	27.32	3.26	2.01	3.02	1.275
CJ-4-2-3	20.06	2.39	1.50	2.10	1.351
CJ-4-2ave.	24.72	2.86	1.82	2.54	1.382
CJ-4-3-1	40.04	3.90	2.21	3.45	1.631
CJ-4-3-2	38.66	3.74	2.28	3.25	1.678
CJ-4-3-3	41.74	3.78	2.30	3.31	1.714
CJ-4-3ave.	40.15	3.81	2.26	3.34	1.674
CJ-4-4-1	31.39	2.96	2.06	2.48	1.787
CJ-4-4-2	22.90	2.37	2.10	2.16	1.471
CJ-4-4-3	26.21	2.66	1.76	2.39	1.467
CJ-4-4ave.	26.83	2.66	1.97	2.34	1.575
CJ-4-5-1	27.55	3.08	2.70	2.71	1.434
CJ-4-5-2	51.77	3.81	2.80	3.58	1.879
CJ-4-5-3	24.35	2.85	3.09	2.46	1.374
CJ-4-5ave.	34.56	3.25	2.86	2.92	1.562
CJ-4-6-1	34.80	2.49	1.68	2.22	2.033
CJ-4-6-2	33.16	2.26	4.05	2.09	1.830
CJ-4-6-3	22.84	2.05	2.57	1.93	1.735
CJ-4-6ave.	30.26	2.27	2.77	2.08	1.866
CJ-4-7-1	37.26	2.54	10.67	2.29	2.244
CJ-4-7-2	29.13	2.00		1.98	2.075
CJ-4-7-3	39.94	3.13			
CJ-4-7ave.	35.45	2.56	10.67	2.14	2.160

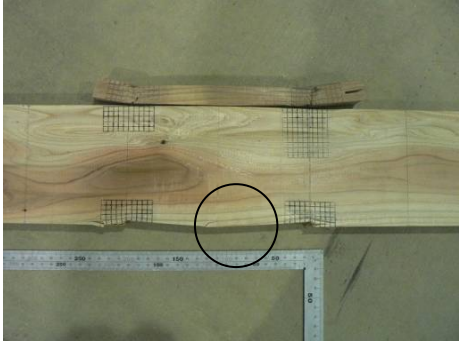
2.2.4 主な損傷状況

すべての試験体について、実験中の観察より得られた損傷の一例を図 2-9～12 に示す。

CJ-1 では変形角 $1/50\text{rad}$ あたりから、接合部の回転に併せて楔の移動が確認された。また、大変形角時に楔の切り込みからの割裂が見られた(1)。貫穴上端および貫上端は楔の移動の影響により、下端に比較的顕著なめり込みは見られなかった(2),(3)。貫断面が大きくなるにつれ、耐力の増加傾向が見られるが、柱断面の増加による同様の効果は確認できなかった。これは柱内部での貫の曲げ変形によるものと考えられるが、柱断面が大きい CJ-1-6 の解体後の観察において貫の破損が顕著であり、仕口中央付近に曲げによる割れが見られた(6)。



CJ-1-6-1



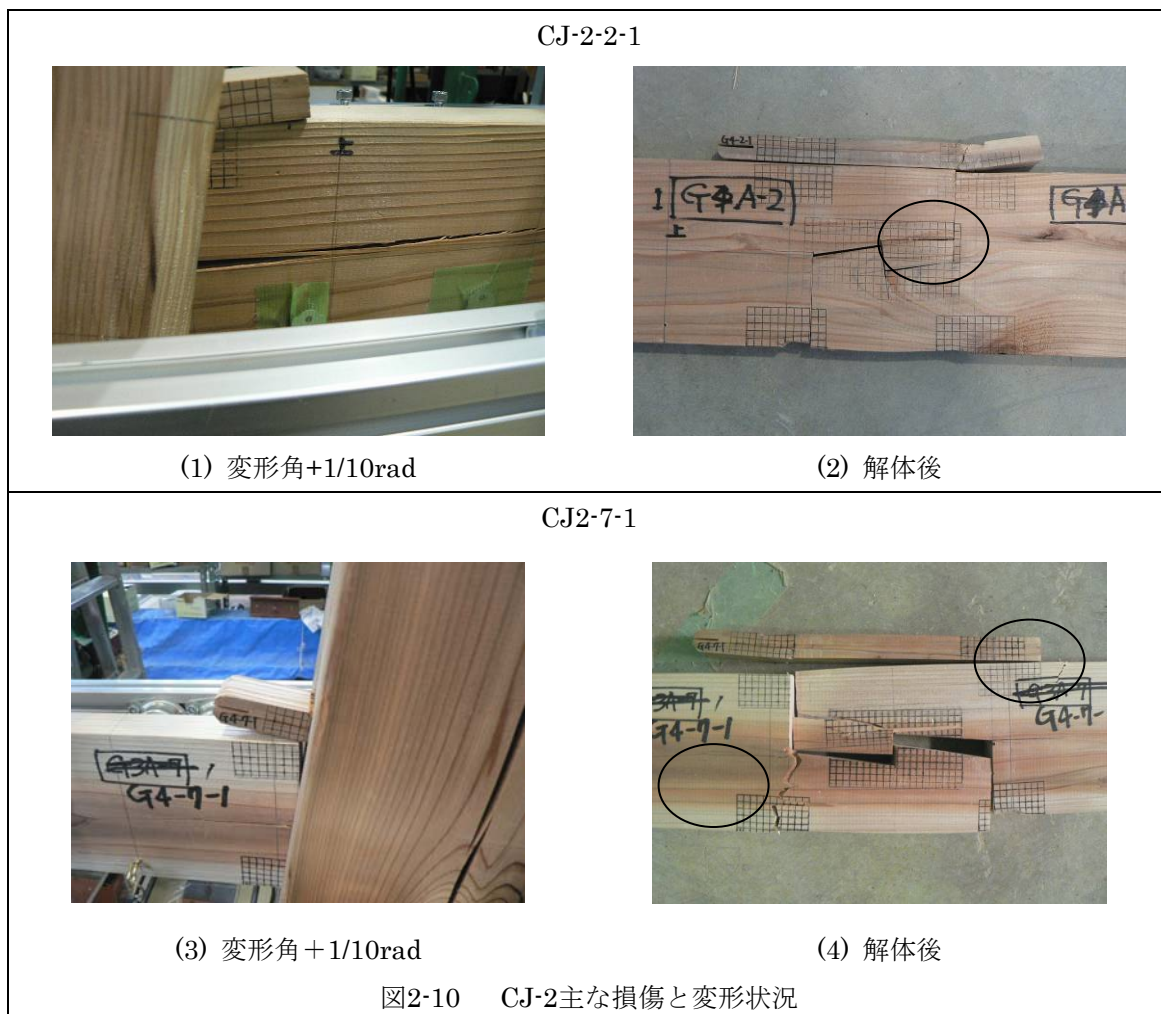
(5) 解体後



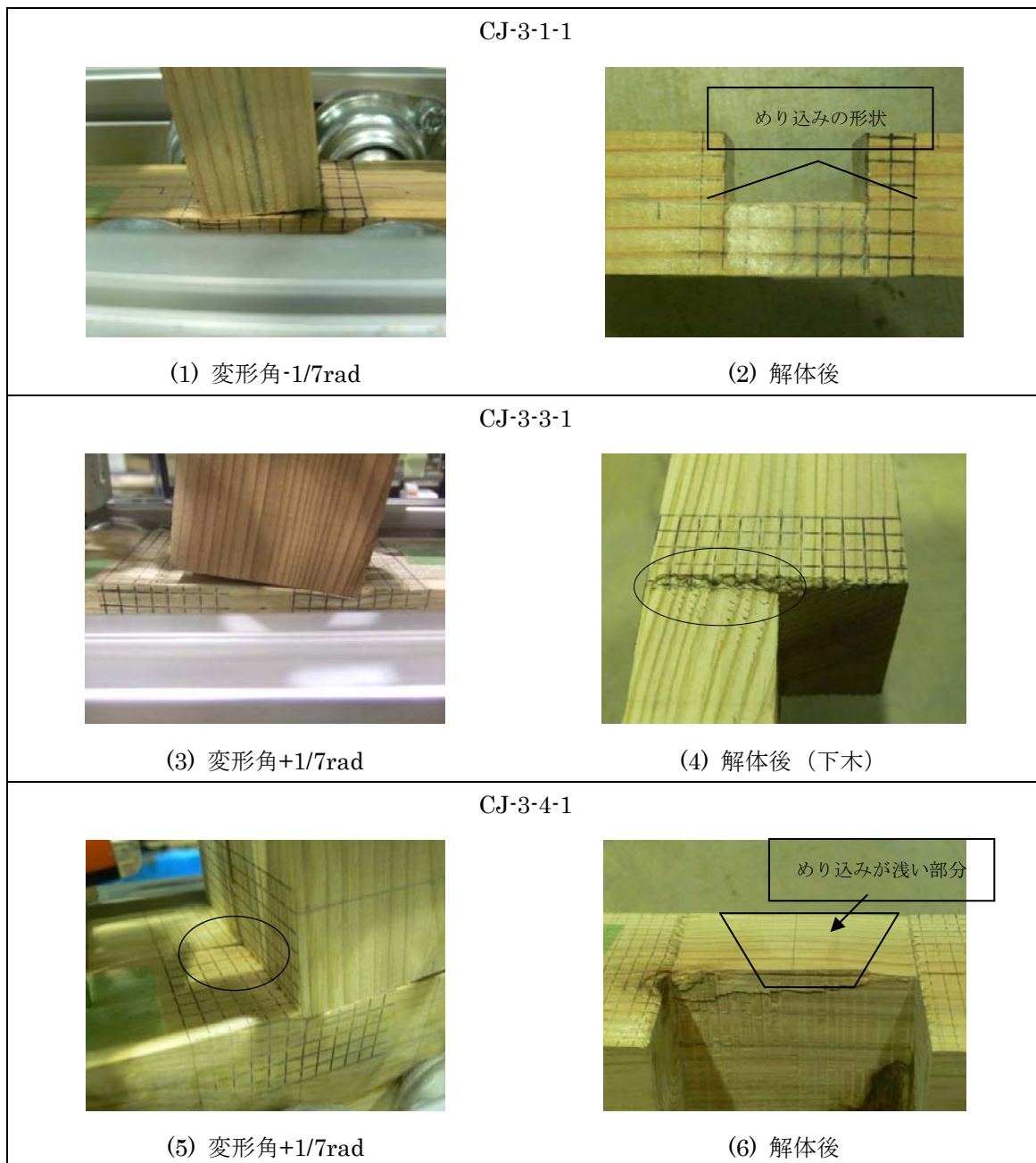
(6) 拡大

図 2-9 CJ-1 主な損傷と変形状況

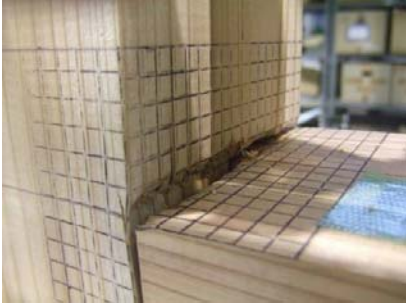
CJ-2の損傷の特徴として、貫中央の割裂が見られる(1)。1/30から1/20rad前後で発生したが、同時点ではCJ-2-1を除いて耐力低下は認められなかった。また、解体後、鎌の先部分へ向かっての剪断破壊を多く確認した(2)。CJ-1と同様に貫断面が大きくなるにつれ、耐力の増加傾向が見られるが、柱断面の増大によっては同様の傾向は確認されなかった。さらに、鎌根本の折損が見られた(3)。この破壊は、大変形角時の下鎌側に荷重を受ける方向の加力時に見られた。



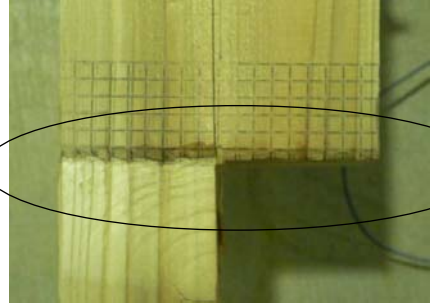
CJ-3-1では部材断面が最も小さいためか顕著な柱曲げが見られたが、そのほかの試験体では目視では確認できなかった。めり込みは、接触断面中心が最も高い山形になるような三角形めり込みの形状が確認できた(2)。解体後、仕口の内側と外側にめり込み量の差が見られた。切り欠き部分の境目付近のめり込みが深くなっていることが分かる(4)。



CJ-3-4-2



(7) 加力後



(8) 解体後（上木）

図 2-11 CJ-3 主な損傷と変形状況

CJ-4 で主な損傷は、柱材（縦材）に集中している。横架材の木口面によって圧縮されたことによる、深いめり込みが確認できる(1)。また、側面に大きな割裂を確認した。これは、横架材からのねじれ力を受けたことによる割裂破壊であると考えられる(5)。横架材の断面寸法の増加と柱の断面欠損の増加に伴い柱の損傷、捩れ、面外方向への反りが著しくなる。

CJ-4-1-1



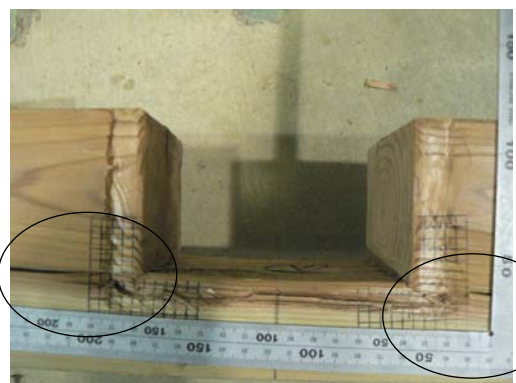
(1) 実験後

CJ-4-4-2

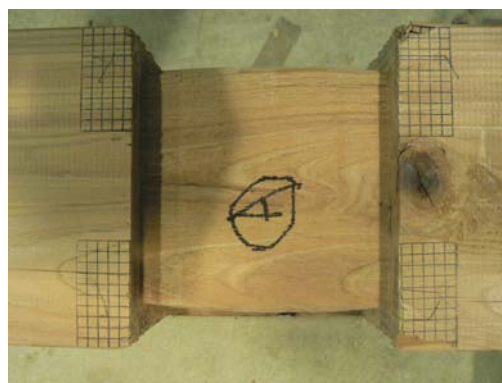


(2) 変形角+1/7rad

CJ-4-6-1



(3) 変形角-1/7rad



(4) 解体後(下木)

CJ-4-7-3



(5) 解体後(上木)柱の損傷



(6) 変形角+1/7rad 柱の変形

図 2-12 CJ-4 主な損傷と変形状況

2.3 モーメント-回転角関係評価式の検討

2.3.1 評価方法の方針と基本式の誘導

前述したように、以上までに取り扱った CJ 試験体はめり込みのみで回転抵抗性能を担う種の仕口接合部である。本節では、稲山による三角形めり込み式²⁻¹⁰⁾のみによって力のつり合い式から、仕口接合部のモーメント-回転角関係の評価式を導出し、すべての種のすべての寸法パラメータに対してその評価が妥当であるかを検討する。また、CJ-2 で見られた貫継ぎ手部分の変形や、CJ-3 での嵌合度による影響を勘案するため、摩擦係数を考慮する項に、嵌合調整係数を乗じる提案を行う。実際には嵌合度等による支圧力を考慮することや、楔-貫境界部での滑りを考慮するモデルによってその力学性能を追従すべきであるが、簡便さの観点から摩擦力を低減することで実現象を捉えられるかを検討する。

文献²⁻¹⁶⁾より、三角形変位めり込みにおける加圧面直下の負担力 N は式(2-5)により、余長部分の負担力 P は式(2-6)による。また、降伏変形角 θ_y は式(2-7)による。また、(2-8),(2-9)式が定義されている。

$$N = \frac{x_p^2 y_p C_y E_{\perp}}{2Z_0} \cdot \theta \quad - (2-5)$$

$$P = \frac{2x_p y_p C_y E_{\perp}}{3} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{3x_1}{2Z_0}\right) \right\} \cdot \theta \quad - (2-6)$$

$$\theta_y = \frac{z_0 F_m}{x_p E_{\perp} \sqrt{C_x C_y C_{xm} C_{ym}}} \quad - (2-7)$$

ここに、

$$C_x = 1 + \frac{2z_0}{3x_p} \left\{ 2 - \exp\left(-\frac{3x_1}{z_0}\right) - \exp\left(-\frac{3x_2}{z_0}\right) \right\}, \quad C_{xm} = 1 + \frac{4z_0}{3x_p} \quad - (2-8)$$

$$C_y = 1 + \frac{2z_0}{3ny_p} \left\{ 2 - \exp\left(-\frac{3ny_1}{z_0}\right) - \exp\left(-\frac{3ny_2}{z_0}\right) \right\}, \quad C_{ym} = 1 + \frac{4z_0}{3ny_p} \quad - (2-9)$$

いずれの接合部種も柱材の木口面が直交材の繊維直交方向へめり込むことを想定し、柱材の中心および直交材の中心が回転中心位置であるとすれば、正面から仕口を見た時の横材のめり込み応力分布は図 2-12 のようになる。尚、奥行き (y) 方向は、加圧面 (木口面) 幅を y_p 、縁距離左右をそれぞれ y_1 、 y_2 と補足しておく。

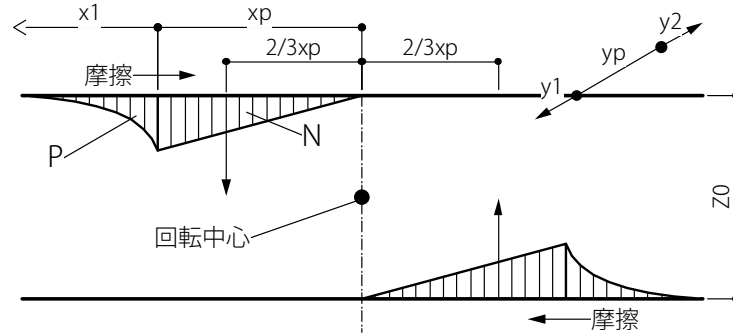


図 2-13 CJ タイプの仕口におけるめり込み応力分布 (正面図)

したがって、図 2-13 の仮定より、幅 x_p 、せい z_0 のパネルゾーンのモーメント M は、回転中心位置より長さ x_p のところに摩擦力 (摩擦係数を μ とする) を発生しているとすれば、

$$M = \frac{4}{3} x_p \cdot N + 2x_p \cdot P + \mu(P + N) \cdot z_0 \quad (2-10)$$

となり、式(2-5)および(2-6)を代入すれば、

$$M = x_p^2 y_p C_y E_{\perp} \left\{ \frac{x_p}{z_0} \left(\frac{2}{3} + \frac{4z_0}{3x_p} \right) + \frac{1}{2} \mu \left(1 + \frac{4z_0}{3x_p} \right) \right\} \cdot \theta \quad (2-11)$$

のようにモーメントが算出される。したがって、回転剛性 K_{θ} は、式(2-8)と(2-11)より、式(2-12)のように導出される。尚、摩擦力を表現する項には嵌合による摩擦力を調整する係数 α_{μ} を付加しており、摩擦力の低減を評価できるものとしている。

$$K_{\theta} = x_p^2 y_p C_y E_{\perp} \left\{ \frac{x_p}{z_0} \left(C_{xm} - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{2} \alpha_{\mu} \mu C_{xm} \right\} \quad (2-12)$$

いずれの試験体種においても、2.2.3 実験結果および 2.2.4 損傷観察より 1/10rad 程度までは、めり込みによる歪み硬化や構造が不安定となるような破壊が生じないものとして、評価式上は終局を設定しないものとする。また、降伏変形角に達したあとの二次剛性は一次剛性の 1/8 倍とする²⁻⁹⁾。

2.3.2 通し貫（CJ-1）の評価式と実験結果の比較

通し貫仕口では図 2-14 のように、柱の貫穴木口面が、貫の繊維直交方向へめり込むものとする。

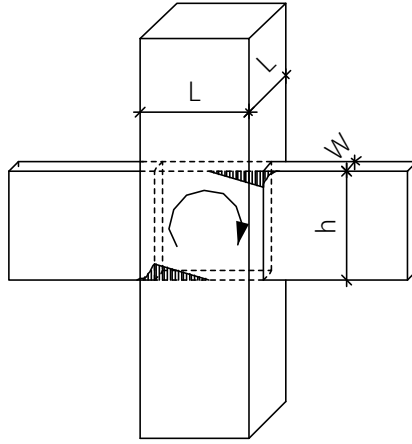


図 2-14 めり込み部分の模式図と寸法の仮定（CJ-1）

図 2-13、14 を照らし合わせ、 $x_p = \frac{L}{2}$ 、 $y_p = W$ 、 $z_0 = h$ であり、 $y_1 = y_2 = 0$ であるとすると、初期剛性 K_θ は式(2-12)より、式(2-13)となる。

$$K_\theta = x_p^2 y_p E_\perp \left\{ \frac{x_p}{z_0} \left(C_{xm} - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{2} \alpha_\mu \mu C_{xm} \right\} \quad (2-13)$$

また、降伏モーメント M_y は式(2-7)より、式(2-14)となる。

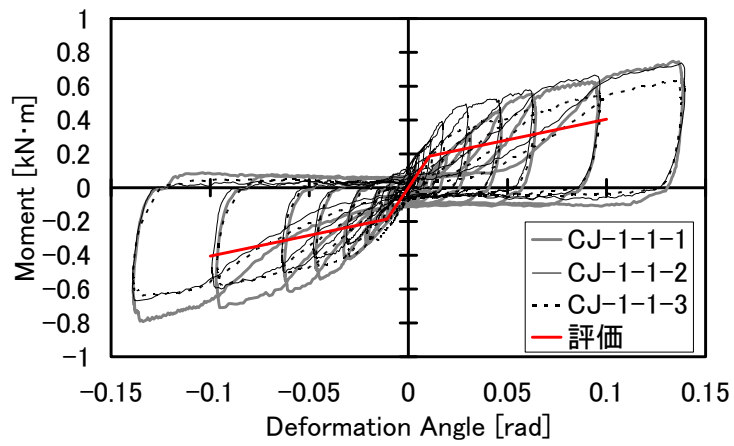
$$M_y = \frac{K_\theta \cdot z_0 \cdot F_m}{x_p E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym}}} \quad (2-14)$$

諸定数を以下のように定め、図 2-15 で実験結果との比較を行う。摩擦力に関して、柱の木口面と貫あるいは楔との接触面では摩擦力が期待できるものの、楔-貫境界部での滑り等の影響が考えられるため、嵌合調整係数により低減を考慮するものとする。

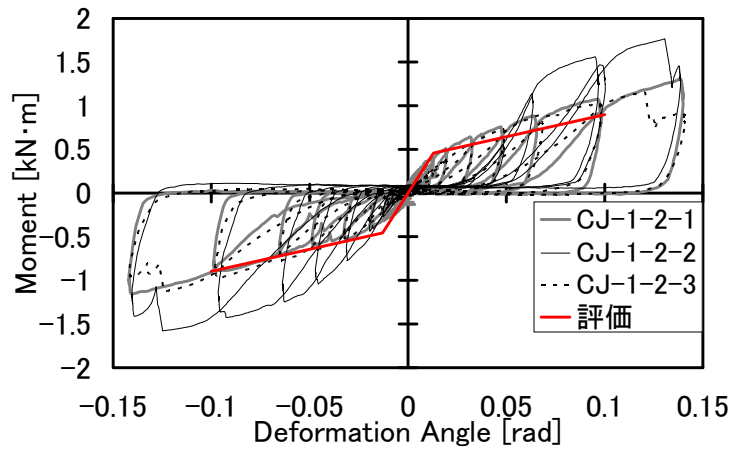
$$\mu = 0.6, \quad \alpha_\mu = 0.6,$$

$$E_\perp = \frac{1}{50} E_0, \quad E_0 = 7000 \text{ [N/mm}^2\text{]},$$

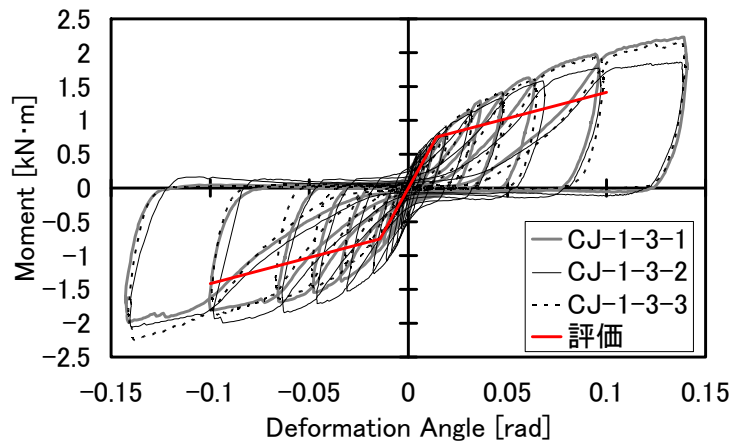
$$F_m = \frac{2.4 F_{cv}}{3}, \quad F_{cv} = 6 \text{ [N/mm}^2\text{]}$$



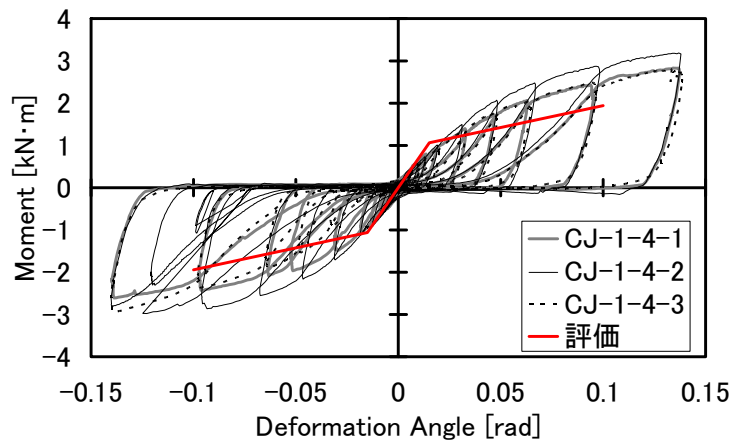
(1) CJ-1-1



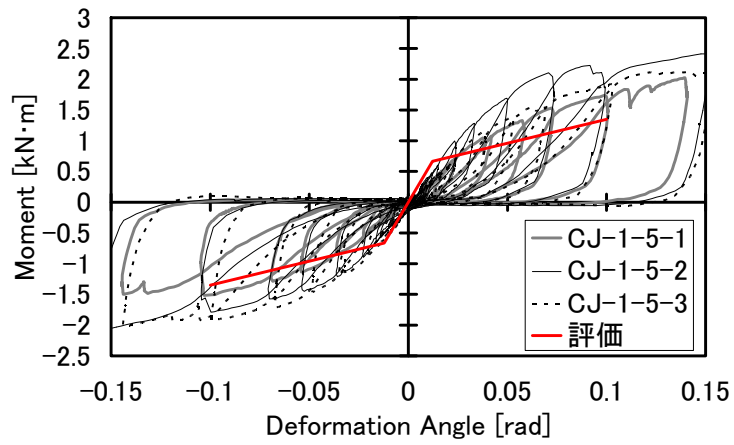
(2) CJ-1-2



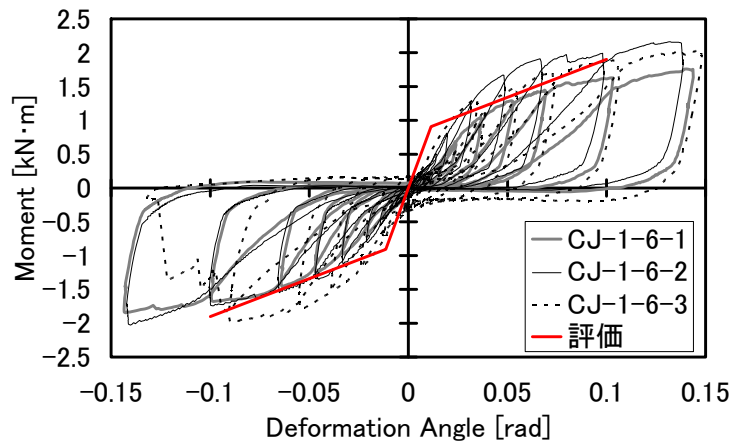
(3) CJ-1-3



(4) CJ-1-4



(5) CJ-1-5



(6) CJ-1-6

図 2-15 CJ-1 の評価結果と実験結果との比較

2.3.3 略鎌継ぎ通し貫（CJ-2）の評価式と実験結果の比較

略鎌継ぎ通し貫仕口では、通し貫仕口と同様に図 2-16 のように、柱の貫穴木口面が、貫の繊維直交方向へめり込むものとする。ただし、柱の貫穴内部では貫に略鎌継ぎ手が設けられており、通常に通し貫より仕口パネルゾーン内での応力伝達に損失が生じるため、剛性は低くなると考えられる。本来であれば継ぎ手内部の応力伝達機構よりこの低減を表現するようなモデルによって力学性能を求めるべきであるが、2.3.1 節に定義した嵌合調整係数によって簡易的に低減を考慮し、力学性能を追従できるかを検討することとする。

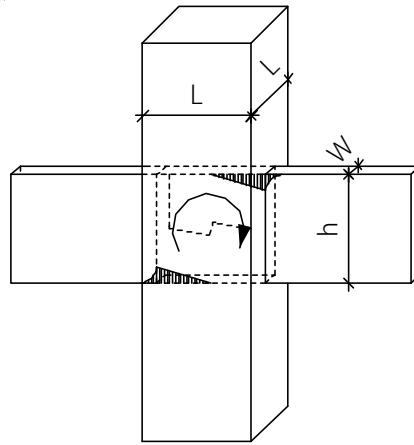


図 2-16 めり込み部分の模式図と寸法の仮定（CJ-2）

$x_p = \frac{L}{2}$ 、 $y_p = W$ 、 $z_0 = h$ であり、 $y_1 = y_2 = 0$ であるため、初期剛性は式(2-13)と同一となる。

$$K_\theta = x_p^2 y_p E_\perp \left\{ \frac{x_p}{z_0} \left(C_{xm} - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{2} \alpha_\mu \mu C_{xm} \right\} \quad (2-13)$$

また、降伏モーメントも式(2-14)と同一となる。

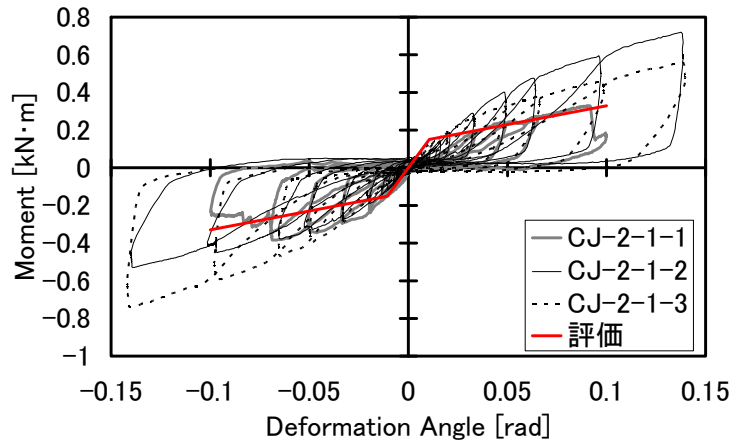
$$M_y = \frac{K_\theta \cdot z_0 \cdot F_m}{x_p E_{90} C_{xm} \sqrt{C_{ym}}} \quad (2-14)$$

諸定数を以下のように定め、図 2-17 で実験結果との比較を行う。尚、CJ-1 との対応から継ぎ手による摩擦力の低減を嵌合調整係数によって考慮する。

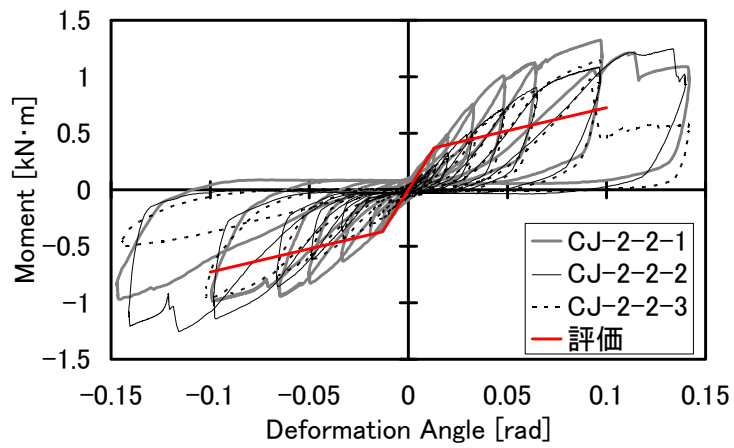
$$\mu = 0.6, \quad \alpha_\mu = 0.2,$$

$$E_\perp = \frac{1}{50} E_0, \quad E_0 = 7000 \text{ [N/mm}^2\text{]},$$

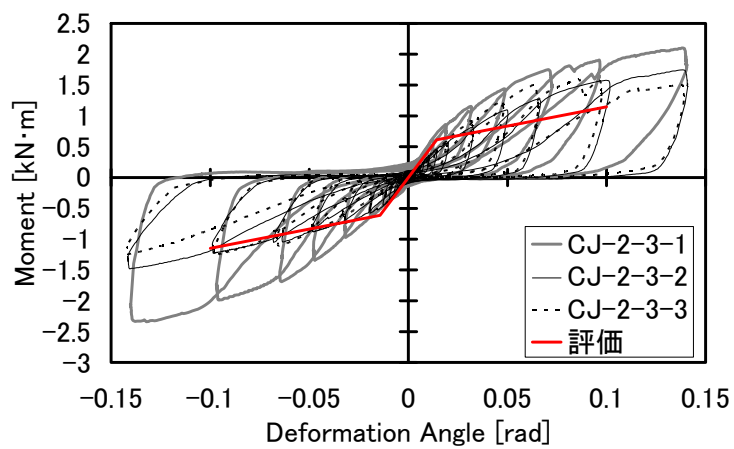
$$F_m = \frac{2.4F_{cv}}{3}, \quad F_{cv} = 6 \text{ [N/mm}^2\text{]}$$



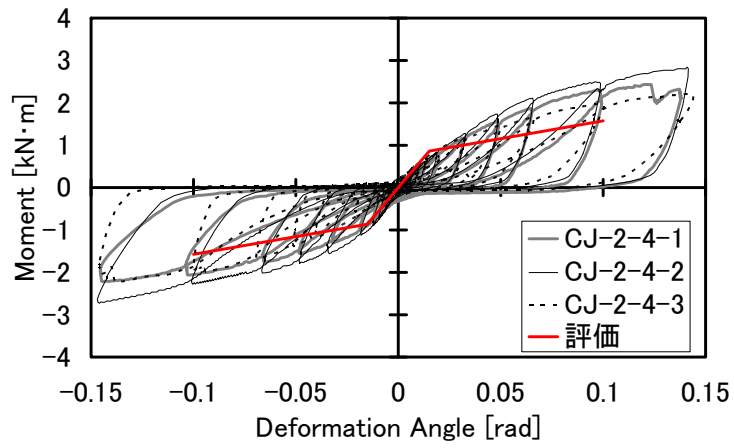
(1) CJ-2-1



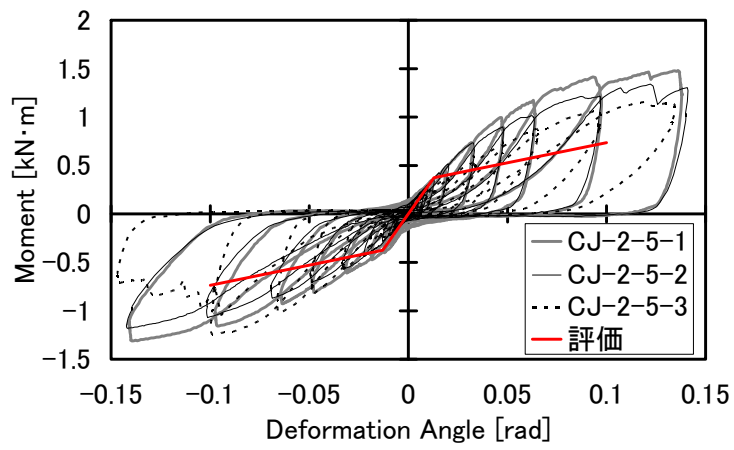
(2) CJ-2-2



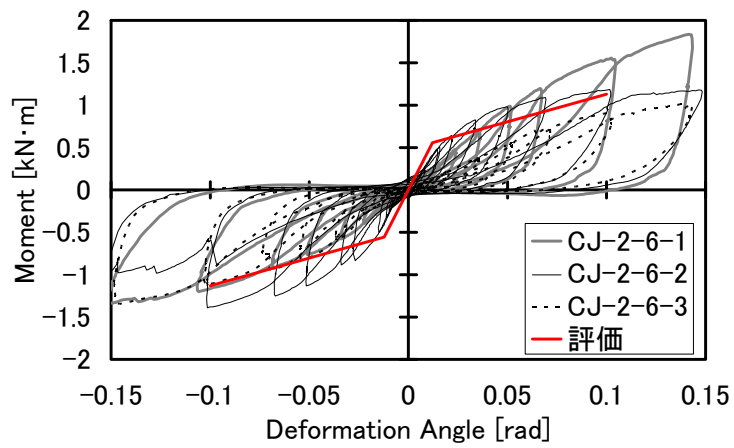
(3) CJ-2-3



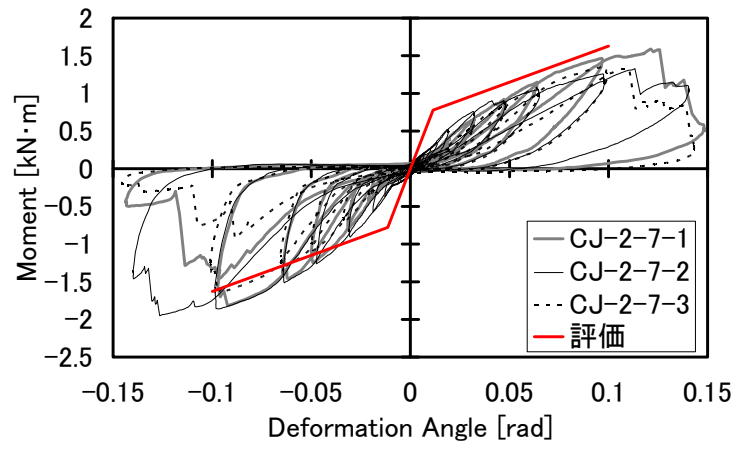
(4) CJ-2-4



(5) CJ-2-5



(6) CJ-2-6



(7) CJ-2-7

図 2-17 CJ-2 の評価結果と実験結果との比較

2.3.3 相欠 (CJ-3) の評価式と実験結果の比較

相欠仕口は通し貫接合部とは異なり、図 2-18 のように柱材および直交材の切り欠き木口面が、それぞれの繊維直交方向にめり込むことで、仕口の回転抵抗を担うものとする。よって、回転剛性および降伏モーメントは柱材（縦材）、横架材（横材）についてそれぞれ求め、それらの足し合わせによって求められる。

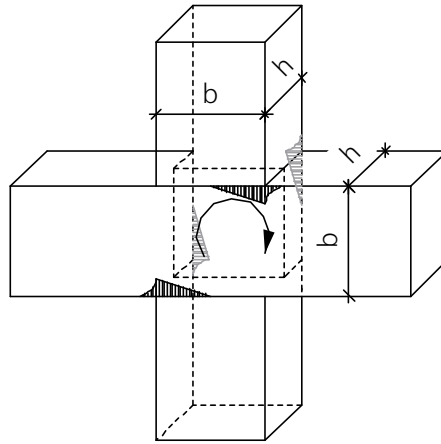


図 2-18 めり込み部分の模式図と寸法の仮定 (CJ-3)

縦材、横材とも同一寸法の断面、切り欠きであるため、片側の材のめり込みについて式を誘導し、これを 2 倍することで評価式とする。図 2-13、18 を照らし合わせ、 $x_p = \frac{b}{2}$ 、 $z_0 = b$ 、 $y_p = \frac{h}{2}$ であり、 $y_1 = 0$ 、 $y_2 = 0$ であるとする、初期剛性 K_θ は式(2-12)より、式(2-15)となる。

$$K_\theta = 2x_p^2 y_p E_\perp \left\{ \frac{x_p}{z_0} \left(C_{xm} - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{2} \alpha_\mu \mu C_{xm} \right\} \quad - (2-15)$$

また、降伏モーメントは、式(2-14)と同一となる。

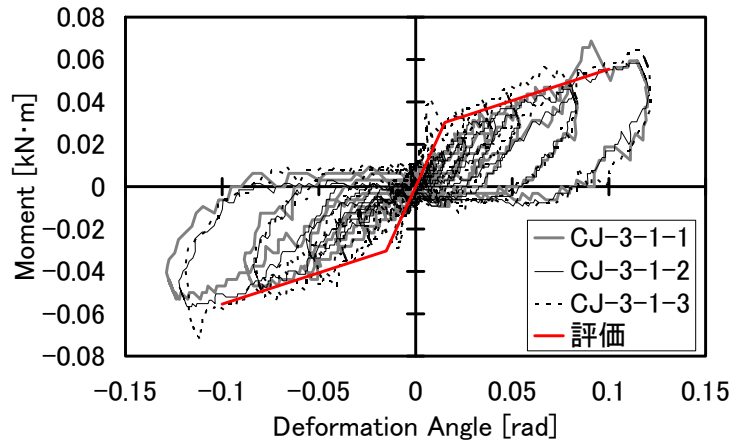
$$M_y = \frac{K_\theta \cdot z_0 \cdot F_m}{x_p E_{90} C_{xm} \sqrt{C_y C_{ym}}} \quad - (2-14)$$

諸定数を以下のように定め、図 2-19 で実験結果との比較を行う。尚、摩擦係数に関しては材中心では食い込み摩擦が期待できるものの、材の縁ではすべりが考えられることから以下とする。さらに、相欠き接合部では通し貫接合部のような楔の要素が無く、製作や乾燥による嵌合度に性能が左右されるため、嵌合調整係数を以下のように定める。

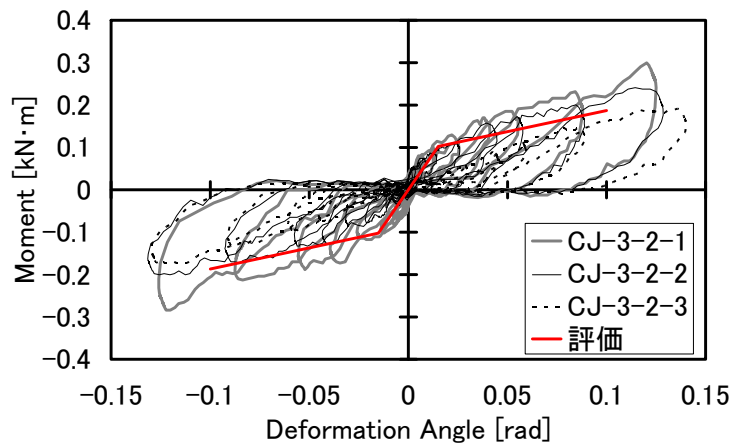
$$\mu = 0.5, \quad \alpha_\mu = 0.5,$$

$$E_\perp = \frac{1}{50} E_0, \quad E_0 = 7000 \text{ [N/mm}^2\text{]},$$

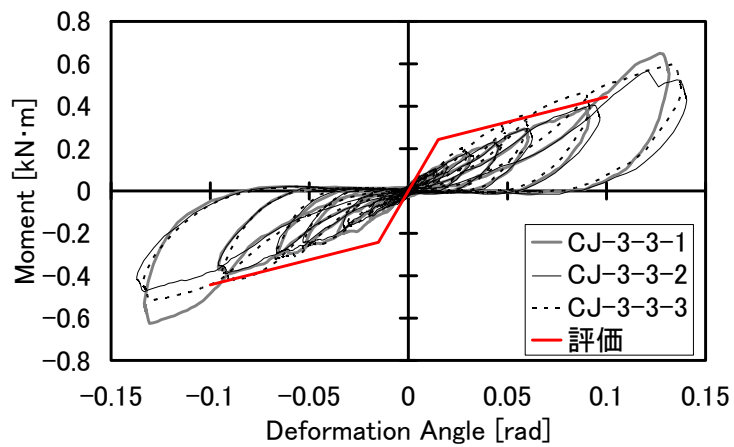
$$F_m = \frac{2.4F_{cv}}{3}, \quad F_{cv} = 6 \text{ [N/mm}^2\text{]}$$



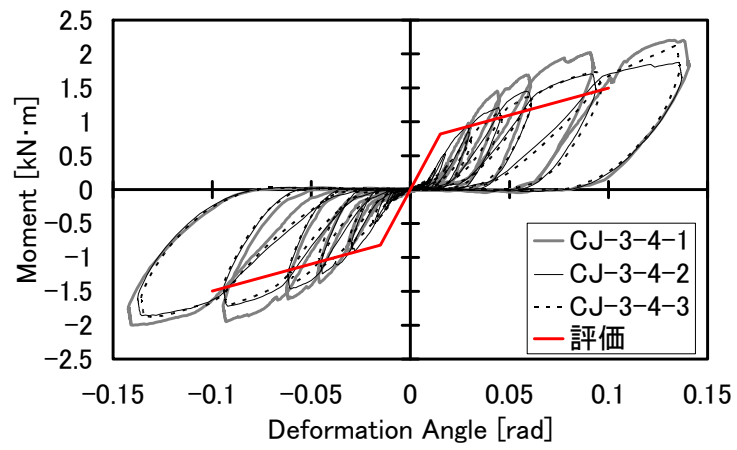
(1) CJ-3-1



(2) CJ-3-2



(3) CJ-3-3



(4) CJ-3-4

図 2-19 CJ-3 の評価結果と実験結果との比較

2.3.4 渡り腮（CJ-4）の評価式と実験結果の比較

渡り腮接合部は基本的な抵抗機構は相欠仕口と同様であり、縦材および横材の切り欠き木口面が相互材の繊維直交方向にめり込むことで抵抗力を担うものである。したがって、図 2-20 のように、相互材の繊維直交方向へのめり込みによる剛性および降伏モーメントはそれらの足し合わせによって求められる。また、基本的には材心レベルが同一でないため、特に C 材の切り欠きによる残り部分の厚が小さくなる場合、同材のねじれによって、幅方向にめり込み深さが一様でなくなることが予想される。錘型のめり込み形状を追従するようにめり込み体積を求めることで、より精度良く評価できることが予想される²⁻¹⁷⁾が、簡便さの点から低減係数を乗じることによって評価可能かを検討することとする。

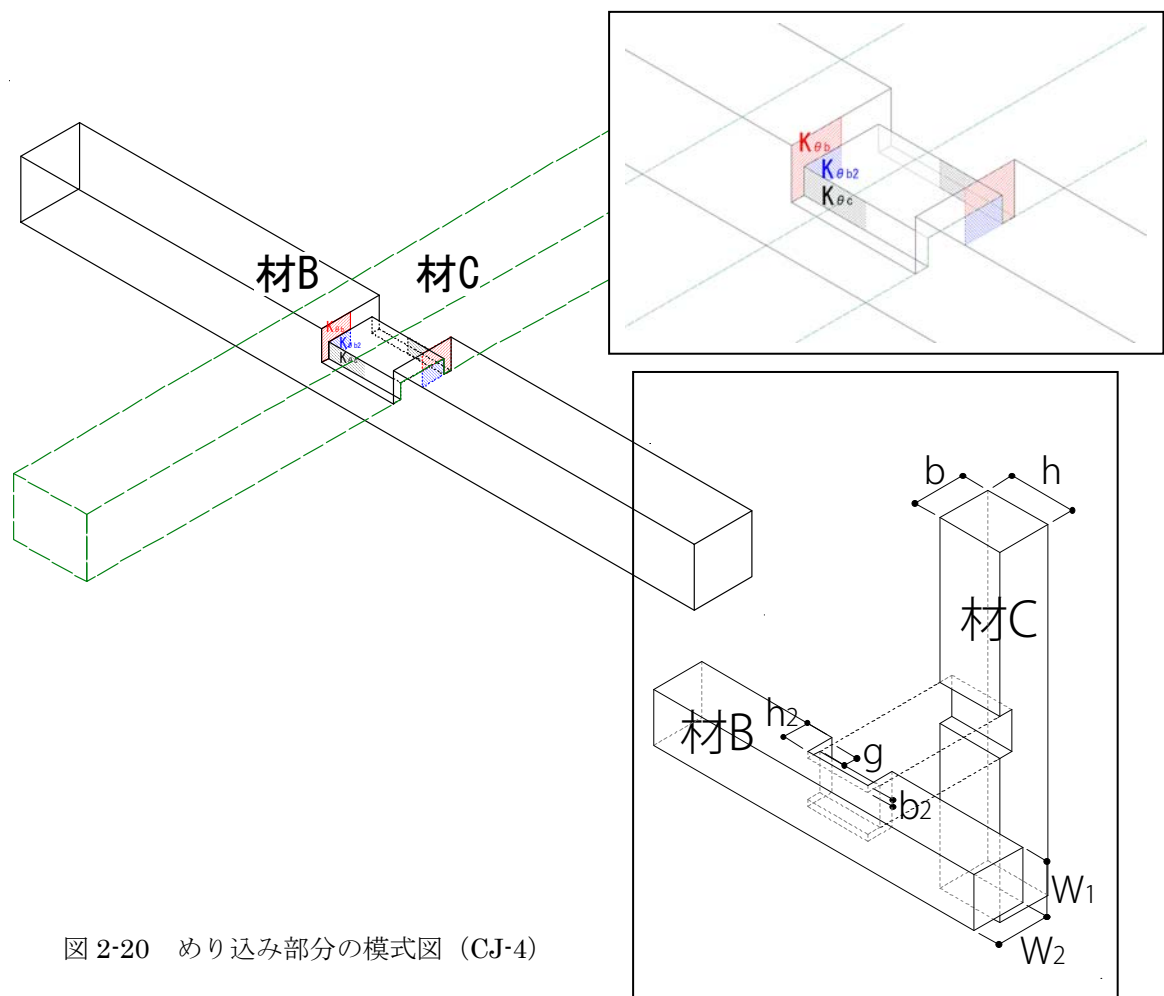


図 2-20 めり込み部分の模式図 (CJ-4)

剛性および降伏モーメントとも、B 材による C 材へのめり込みに関しては減算によって求める。剛性の計算を式(2-18)のようにし、式(2-19)のように定義すれば、

$$K_{\theta b} = (K_{\theta b} + K_{\theta b2}) - K_{\theta b2} \quad - (2-18)$$

$$(K_{\theta b} + K_{\theta b2}) = K_{\theta b1} \quad - (2-19)$$

各部の寸法は、

$$x_{pb1} = \frac{W_1}{2}, \quad z_{0b} = h, \quad y_{pb1} = h_2, \quad y_{1b} = 0, \quad y_{2b} = b - h_2,$$

$$x_{pb2} = \frac{W_1}{2} - b_2, \quad z_{0b} = h, \quad y_{pb2} = h_2 - g, \quad y_{1b} = 0, \quad y_{2b} = b - h_2,$$

$$x_{pc} = \frac{h}{2}, \quad z_{0c} = W_1 - 2b_2, \quad y_{pc} = h_2 - g, \quad y_{1c} = 0, \quad y_{2c} = 0,$$

と定義できる。各剛性は、

$$K_{\theta b1} = x_{pb1}^2 y_{pb1} C_{yb} E_{\perp} \left\{ \frac{x_{pb1}}{z_{0b}} \left(C_{xmb1} - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{2} \alpha_{\mu} \mu C_{xmb1} \right\} \quad - (2-20)$$

$$\text{ここに、 } C_{xmb1} = 1 + \frac{4z_{0b}}{3x_{pb1}}, \quad C_{yb} = 1 + \frac{2z_{0b}}{3ny_{pb}} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{3ny_{2b}}{z_{0b}}\right) \right\},$$

$$K_{\theta b2} = x_{pb2}^2 y_{pb2} C_{yb} E_{\perp} \left\{ \frac{x_{pb2}}{z_{0b}} \left(C_{xmb2} - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{2} \alpha_{\mu} \mu C_{xmb2} \right\} \quad - (2-21)$$

$$\text{ここに、 } C_{xmb2} = 1 + \frac{4z_{0b}}{3x_{pb2}},$$

$$K_{\theta c} = x_{pc}^2 y_{pc} E_{\perp} \left\{ \frac{x_{pc}}{z_{0c}} \left(C_{xmc} - \frac{1}{3} \right) + \frac{1}{2} \alpha_{\mu} \mu C_{xmc} \right\} \quad - (2-22)$$

$$\text{ここに、 } C_{xmc} = 1 + \frac{4z_{0c}}{3x_{pc}},$$

となる。前述したように剛性の低減を考慮して、式(2-23)のように剛性を求める。

$$K_{\theta} = \frac{K_{\theta c} + K_{\theta b}}{3} \quad - (2-23)$$

また、降伏モーメントも同様の取り扱いとすれば、

$$M_{yb1} = \frac{K_{\theta} \cdot z_{0b} \cdot F_m}{x_{pb1} E_{90} C_{xmb1} \sqrt{C_{yb} C_{ymb1}}} \quad - (2-24)$$

$$\text{ここに、 } C_{ymb1} = 1 + \frac{4z_{0b}}{3ny_{pb1}},$$

$$M_{yb2} = \frac{K_{\theta} \cdot z_{0b} \cdot F_m}{x_{pb2} E_{90} C_{xmb2} \sqrt{C_{yb} C_{ymb2}}} \quad - (2-25)$$

$$\text{ここに、 } C_{ymb2} = 1 + \frac{4z_{0b}}{3ny_{pb2}},$$

$$M_{yc} = \frac{K_{\theta} \cdot z_{0c} \cdot F_m}{x_{pc} E_{90} C_{xmc} \sqrt{C_{ymc}}} \quad - (2-26)$$

$$\text{ここに、 } C_{ymc} = 1 + \frac{4z_{0c}}{3ny_{pc}},$$

となる。ただし、降伏モーメントは、木材が蓄えることが出来る歪みエネルギーが一定であるとし、低減を考慮せず、式(2-27)のように求める。

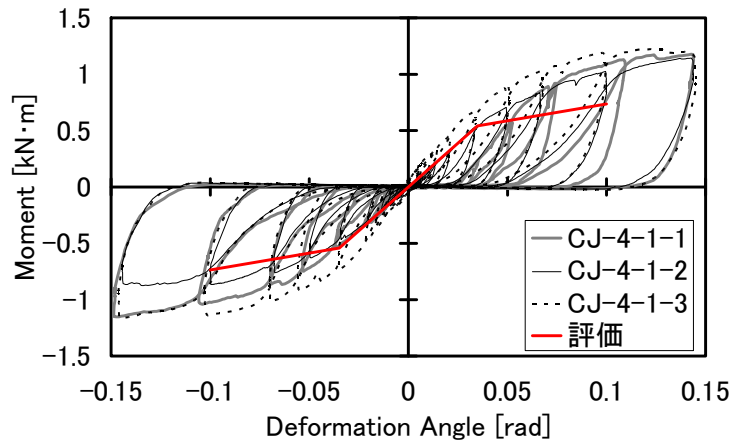
$$M_y = M_{yc} + (M_{yb1} - M_{yb2}) \quad - (2-27)$$

諸定数を以下のように定め、図 2-21 で実験結果との比較を行う。尚、摩擦力を考慮する定数に関しては相欠と同様の仕口という面から以下のように設定する。

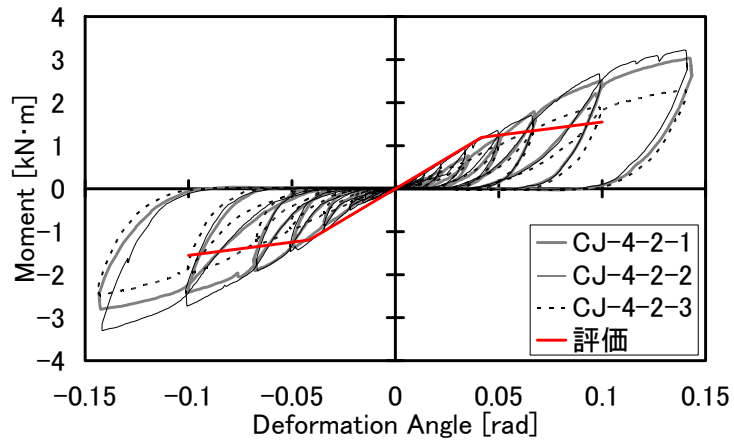
$$\mu = 0.5, \quad \alpha_{\mu} = 0.5,$$

$$E_{\perp} = \frac{1}{50} E_0, \quad E_0 = 7000 \text{ [N/mm}^2\text{]},$$

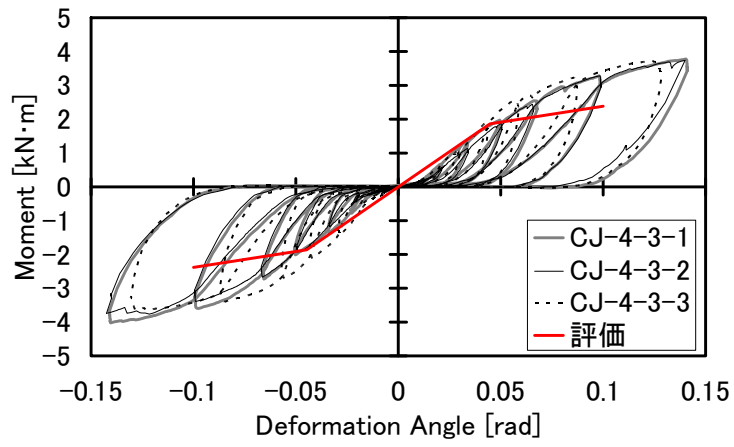
$$F_m = \frac{2.4F_{cv}}{3}, \quad F_{cv} = 6 \text{ [N/mm}^2\text{]}$$



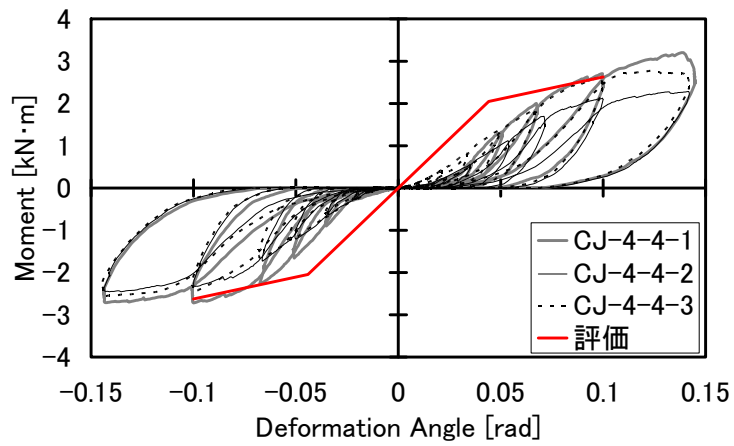
(1) CJ-4-1



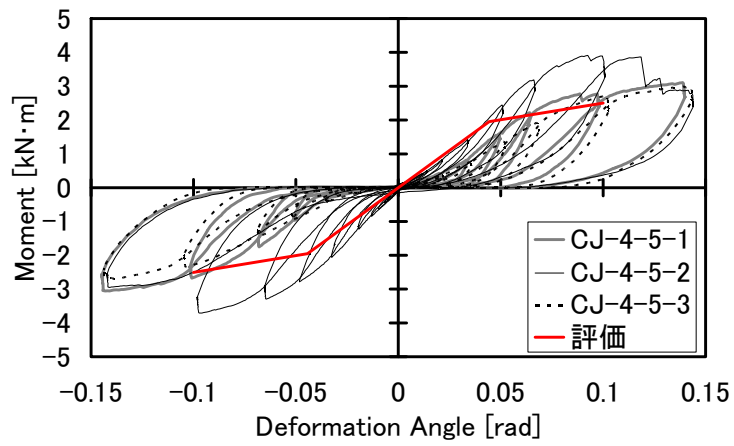
(2) CJ-4-2



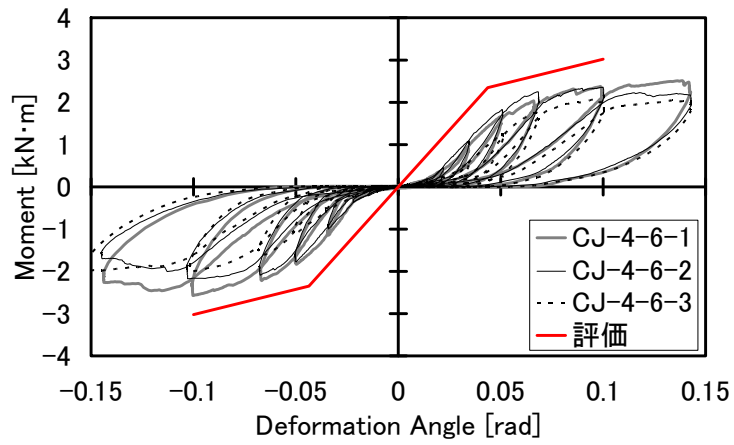
(3) CJ-4-3



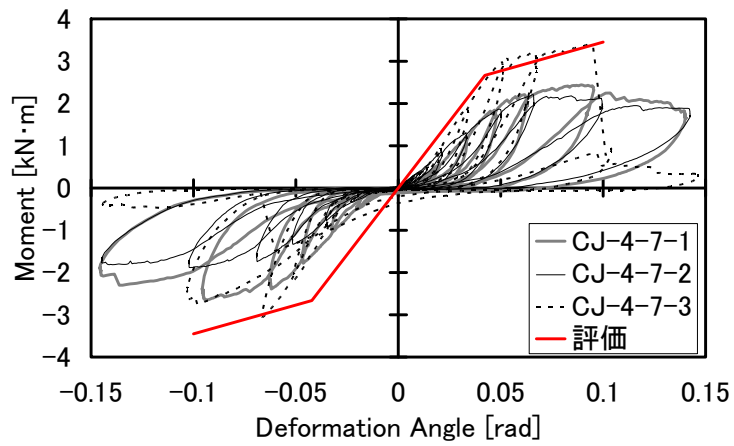
(4) CJ-4-4



(5) CJ-4-5



(6) CJ-4-6



(7) CJ-4-7

図 2-21 CJ-2 の評価結果と実験結果との比較

2.4 CJ 試験体の実験結果およびの評価式の検証に関するまとめ

本節以前では、めり込みのみで回転抵抗性能を担うような、伝統的構法の仕口接合部について、十字型曲げ試験によってその性能を確認した。また、これらの接合部に関して、既存のめり込み式のみよって、力の釣り合い式からそのモーメント・回転角関係の評価できるかを検討した。

本論で重要視している大変形領域までの変形性能については、実験結果の復元力特性および損傷観察より、いずれの試験体種でも $1/10\text{rad}$ までは構造性能に影響するような脆性破壊は生じず、十分な変形性能を有していることが確認された。ただし、略鎌継ぎを有する通し貫の場合、貫厚が極端に小さい場合、鎌の根本からの割裂破壊が見られたため、留意する必要がある。

通し貫仕口である CJ-1、CJ-2 とも楔の移動によって、貫上部のめり込みが貫下部に比較的小さいことが確認されたが、実験と評価比較より、摩擦力を考慮する項に嵌合調整係数を乗じて摩擦力の低減を考慮することで、従来の通し貫仕口的设计式²⁻¹⁸⁾と同様に評価可能である。継ぎ手を有する通し貫の場合、通直の場合に対して嵌合調整係数を $1/3$ 程度とすれば、継ぎ手内部の変形モデルを考慮せずとも、通直の場合と同程度の精度で評価可能である。実際には正負加力の違いによっても継ぎ手の形状の違いで回転抵抗性能が異なっていると考えられるが、今回対象としたような継ぎ手形状であれば、正負方向には大きく差は認められない。また、柱断面が大きくなり、めり込み長さが長くなる場合、パネルゾーン内における貫の曲げ変形が大きくなるため、柱断面が小さい場合に比べて剛性を過大評価することを確認した。このことから、耐震設計時に通し貫を用いる場合、貫厚は柱径の $1/4\sim 1/2$ 程度までとするか、貫の曲げをめり込み剛性と直列的に考慮する必要があると考えられる。

柱材および横架材の切り欠き木口面が、相互材の繊維直交方向へそれぞれめり込むタイプの CJ-3 相欠仕口、CJ-4 渡り腮仕口については、回転中心軸に直交した方向（三角形めり込みの幅方向）で、一様にめり込まないことが確認された。特に渡り腮仕口は材心が揃っていないことからこの現象がより顕著であり、これに伴った柱材のねじれが確認された。評価にあたっては、CJ-3 に関しては特に低減等を考慮する必要は無いが、CJ-4 に関しては剛性の低減を行う必要がある。その上でも材の切り欠きが断面の半分を超えると、過大評価することになるため、適用条件として、切り欠きの深さを材せいの半分以下とする必要がある。また、これらの仕口は楔等による締めが無い場合、嵌合度に回転抵抗性能、特に初期スリップが大きく影響する。このことに関しては評価の低減ではなく、材料の乾燥等の施工上の留意点としておくべきだと考えられる。

2.5 柱-足固め接合部および柱-梁接合部

本節における接合部の検討については、CJ 試験体のように個々の実験とその結果に基づいた定式化とは異なった対応となる。第 1 章の対象とする構造には、主要軸組（柱・梁・足固め）の接合部として、雇い竿車知栓締め仕口・鼻栓留め仕口および長ほぞ差し仕口が含まれている。本論においてはこれらの回転抵抗性能は、後述する土壁を含む有開口鉛直構面の荷重-変形角曲線の推定方法の検討において取り扱うものであり、個々を組み合わせたフレームとして本節で実験的に準備するという位置づけである。また、既往研究²⁻¹⁹⁾において長ほぞ差し込み栓打ち接合部の実験が行われていることから、フレームの実験結果からこの性能を差し引くことで、フレーム内に複数個存在する足固め接合部の回転抵抗性能を求めることとする。

本節で対象とする Frame 試験体を図 2-22 に、接合部の詳細図を図 2-23 に示す。軸組はいずれも天然乾燥のスギ無等級材で、車知および栓類は樫で、雇いはヒノキである。桁は 120mm×210mm、足固めは 120mm×150mm、柱は 120mm×120mm である。

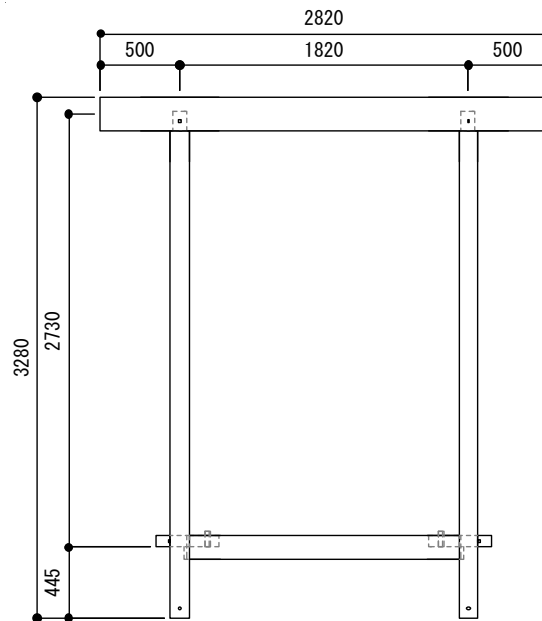
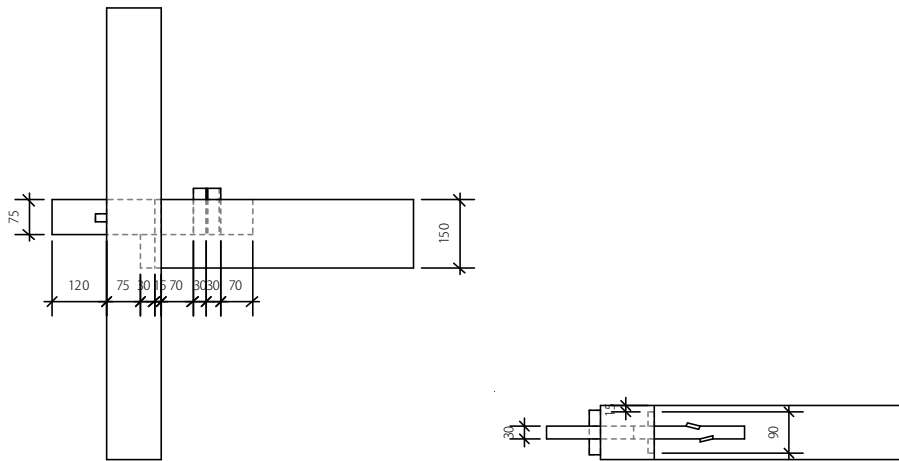
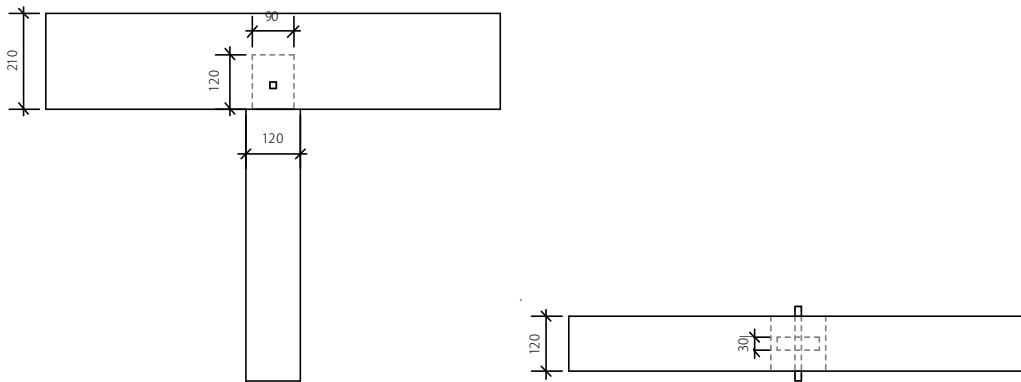


図 2-22 試験体 Frame



(1) 柱-足固め接合部



(2) 柱-梁接合部

図 2-23 フレーム試験体の接合部詳細

実験方法は載荷式とし、試験体仕様にかかわらず、鉛直載荷治具で外側柱それぞれに鉛直方向荷重 10kN、計 20kN を加えた。柱脚部は水平方向の移動のみを拘束し、浮き上がりを許容する仕様とした。ただし、浮き上がりが先行し、構面のせん断変形が生じない場合は、柱脚にピン治具を設け、初期状態から再度実験を行った。また、軸組の折損や土塗り部全体の崩落など実験続行不能と判断される破壊が起こった際は、その時点で初期変位に戻り、実験終了とした。水平力の荷重スケジュールは、見かけの変形角がおおよそ 1/480、12-60、1/120、1/90、1/60、1/45、1/30、1/20、1/15、1/10、1/7rad にて、各変形角で正負交番三回繰り返した。

計測箇所は、頂部水平変位、柱脚の浮き上がり量、柱の曲げ歪みである。計測器設置位置を図 24 に、計測器一覧を表 2-2 に示す。

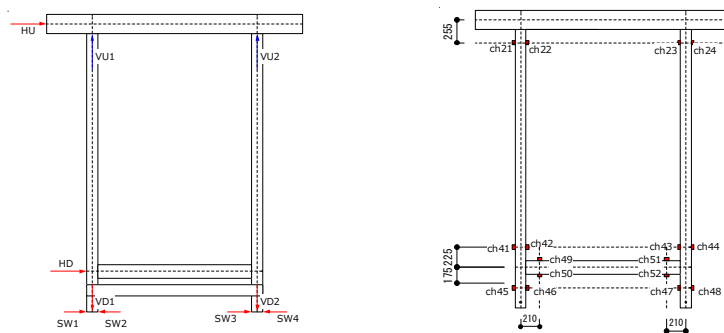


図 2-24 MWA2 計測器設置位置

表 2-2 MWA2 計測器リスト

ch番号	名称	種別	計測対象
ch0	LoadU	ロードセル	水平荷重
ch1	LoadD	変位計	ジャッキ変位
ch2	HU	変位計	頂部水平変位
ch3	HD(DP-500)	変位計	足固め高さ水平
ch4	VU1	変位計	左柱頭抜け
ch5	VU2	変位計	右柱頭抜け
ch6	VD1	変位計	左柱脚浮上り
ch7	VD2	変位計	右柱脚浮上り
ch8	SW1	変位計	左柱脚水平移動 (左)
ch9	SW2	変位計	左柱脚水平移動 (右)
ch10	SW3	変位計	右柱脚水平移動 (左)
ch11	SW4	変位計	右柱脚水平移動 (右)
ch12	strain01	歪ゲージ	左柱頭部の曲げ応力
ch13	strain02	歪ゲージ	
ch14	strain03	歪ゲージ	左柱脚部足固め上の曲げ応力
ch15	strain04	歪ゲージ	
ch16	strain05	歪ゲージ	足固め左部の曲げ応力
ch17	strain06	歪ゲージ	
ch18	strain07	歪ゲージ	左柱脚部足固め下の曲げ応力
ch19	strain08	歪ゲージ	
ch20	strain09	歪ゲージ	右柱頭部の曲げ応力
ch21	strain10	歪ゲージ	
ch22	strain11	歪ゲージ	右柱脚部足固め上の曲げ応力
ch23	strain12	歪ゲージ	
ch24	strain13	歪ゲージ	足固め右部の曲げ応力
ch25	strain14	歪ゲージ	
ch26	strain15	歪ゲージ	右柱脚部足固め下の曲げ応力
ch27	strain16	歪ゲージ	

真のせん断変形角は、「頂部水平変位／試験体高さ」から「外側柱脚の鉛直変位／計測間距離」を差し引いて求めた。構面のせん断耐力には、鉛直荷重の影響による $P-\delta$ 効果と柱傾斜復元力の影響が含まれるが、鉛直荷重による柱傾斜復元力の影響については、柱断面が小さいこと、柱の曲げなどによって大変形時まで一律に柱傾斜復元力を評価できないことから無視することとし、式(2-6-1)によって 効果のみを除去した試験体のせん断耐力を算出した。実験におけるロードセルの計測荷重を P 、鉛直載荷治具による鉛直荷重を W 、頂部水平変位を δ 、柱脚-桁上端距離を h とすると、試験体の負担せん断耐力 Q は下式となる。

$$Q = P - \frac{W \cdot \delta}{h} \quad - (2-28)$$

実験より得られた真のせん断変形角と式(2-6-1)によるせん断耐力との関係を図 2-25 に示す。

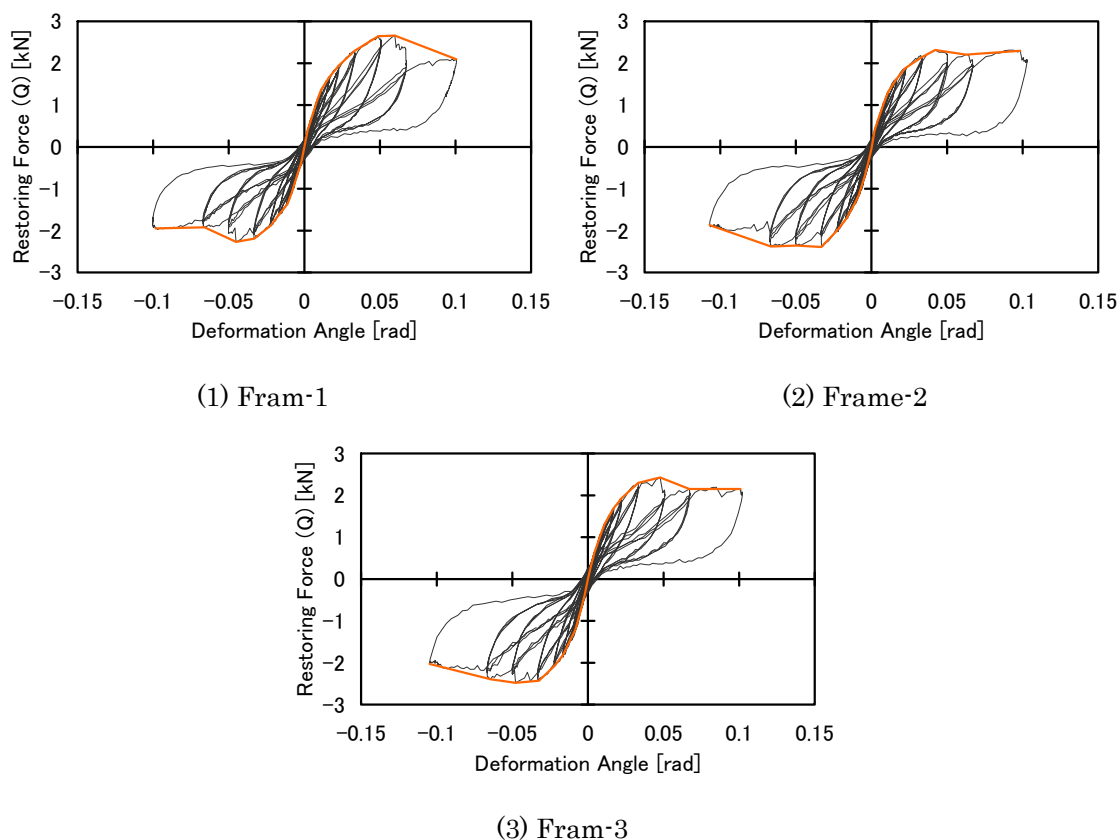


図 2-25 実験結果の荷重-変形角曲線

図 2-25 の実験結果および、既往研究の長ほぞ込み栓打ちの実験結果を用いて、足固め接合部および長ほぞ込み栓打ち接合部 1 箇所当たりのモーメント-回転角曲線を図 2-26 に示す。

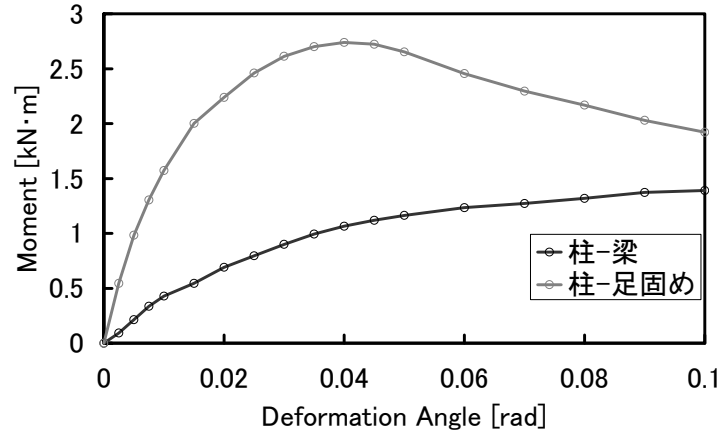


図 2-26 フレーム内に存在する接合部一箇所当たりの性能

3. 継ぎ手接合部のモーメント-回転角関係推定

3.1 概要

本章では、梁-梁の継ぎ手接合部の回転抵抗性能に対して検討を行う。水平加力による構面のせん断変形対しての影響は大きくないが、対象の構造が礎石建て構法であることから、柱脚の浮き上がり挙動予測等にも必要であり、少なからず耐震性能に影響すると考えられる。また、鉛直荷重に対しても許容応力度等を確認すべきであり、継ぎ手の曲げ性能を定量評価して整備しておくことが重要だと考えられる。本節では略鎌系の継ぎ手接合部である、追掛け大栓継ぎと、これに類似した金輪継ぎを対象として検討を行う。それぞれの継ぎ手の模式図を図 3-1-1 に示す。

日本の木造建築構法の中に古くから存在する追掛け大栓継ぎは、現在でも特に長い梁を設ける場合などに多用される。そのような部位は継ぎ手を設けない場合に比べて部材性能が低いことが自明であるため、構造設計においては各応力度に対する検討が必要であり、安全な建築物の設計のためには、部材性能を終局まで評価する手法を確立しておくことが重要である。

追掛け大栓継ぎに関する性能評価手法は、材軸方向の引張りにおいては既に確立されている³⁻¹⁾。しかし一方で曲げに対しては、いくつかの研究が行われつつあるものの、現状では未確立である。最大耐力の発現機構や破壊挙動に関しては、松窪ら³⁻²⁾や瀧野ら³⁻³⁾によって実験的検討が行われ、腮上部の割裂、腮下部のせん断破壊の危険性が指摘されているものの、理論式の構築には至っていない。弾性域の回転剛性に関しては、小林ら³⁻⁴⁾や北田ら³⁻⁵⁾によって研究が行われているが、前者は大栓のない継ぎ手を対象としており、後者は過大評価という課題を自ら論じているなど、いずれも汎用性の高い理論式には至っていない。また、金輪継ぎの曲げに関しては、古くから実験的検討は行われており^{3-6),3-7)}、剛性や耐力の予測に関する研究^{3-8),3-9)}が若干行われているものの、終局条件を考慮した汎用的なモーメント-回転角関係の予測には至っていない。

本章では追掛け大栓継ぎおよび金輪継ぎについて、完全弾塑性タイプのモーメント-回転角関係の評価式を提案し、実験結果に対して安全側に算定可能であることを確認する。弾性域の回転剛性については、既往の研究³⁻⁴⁾を基に追掛け大栓継ぎでは大栓の抵抗力を含めた算定式、金輪継ぎではへその等変位めり込みを含めた算定式を示す。降伏と終局については、予測される破壊挙動と降伏現象を表現する算定式を提案する。また、継ぎ手を有する梁の曲げ実験の結果より、評価式の妥当性を検証する。

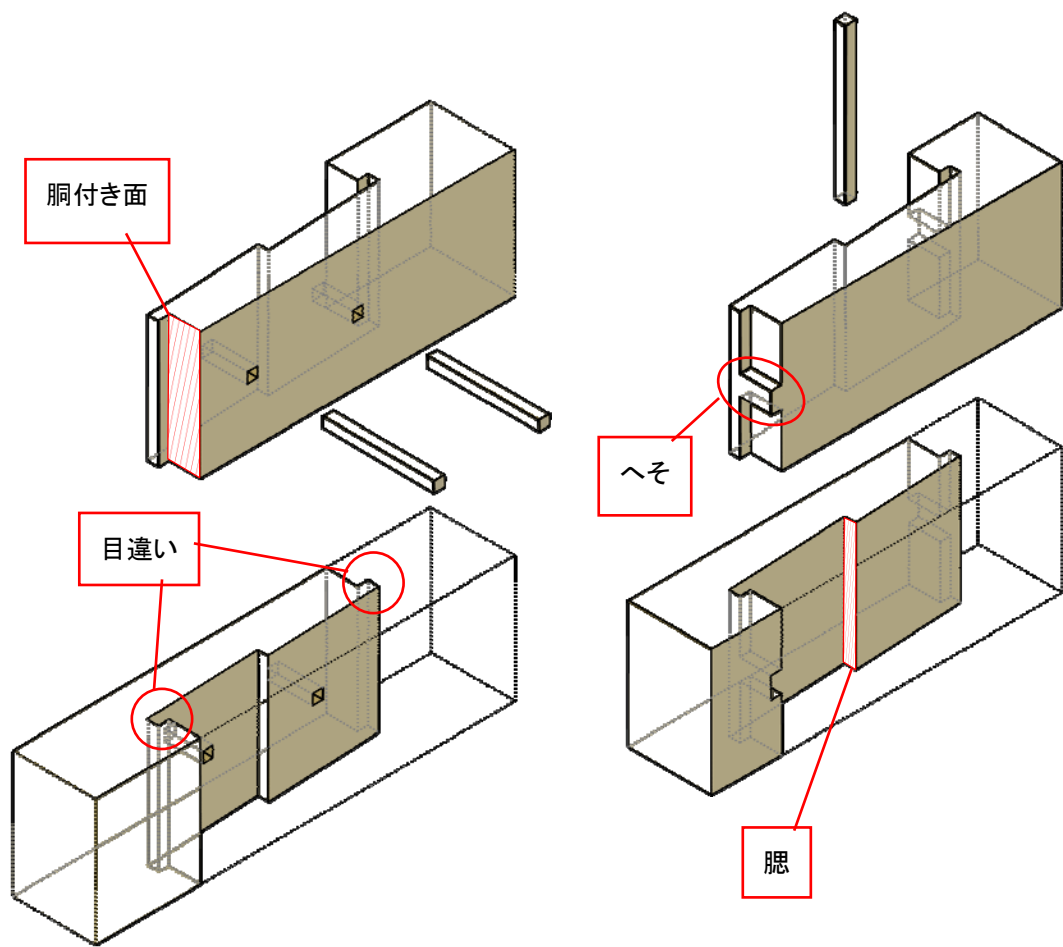


図 3-1-1 追掛け大栓継ぎ（左）と金輪継ぎ（右）の模式図

3.2 追掛け大栓継ぎ手 (PJ-1)

3.2.1 弾性剛性の算定式

前述したように、本研究では大栓が無い場合の追掛け継ぎを対象とした既往研究³⁻⁴⁾による回転剛性算定式を基にする。ただし、腮部分と胴付き部分における繊維方向圧縮の考え方について、より実状に即した算出方法とするため、ここに再度誘導の過程を示すこととする。接合部の模式図と各部寸法の仮定を図3-2-1に示す。

継ぎ手内の曲げ変形が卓越しない形式の接合部を対象とし、曲げ変形の影響は算定式上には考慮しないものとする。また詳細は算出結果と共に後述するが、中立軸位置が大栓位置近傍となり、大栓の母材繊維方向一面せん断による中立軸位置への影響は微少となることが予想されるため、その影響は無視することとする。接合部下端から中立軸位置までの距離を y_p 、中立軸位置から上側への単位距離あたりの圧縮応力度を $\Delta\sigma_{p1}$ とし、三角形圧縮応力分布の面積を求めれば、中立軸上側の合力 N_U は(3-2-1)式となる。同様に、中立軸位置から下側への単位距離あたりの圧縮応力度を $\Delta\sigma_{p2}$ と定義すれば、中立軸下側の合力は(3-2-2)式となる。

$$N_U = \Delta\sigma_{p1} \times (H - y_p) \times (H - y_p) \times \frac{1}{2} \times \frac{W}{2} \times 2 \quad (3-2-1)$$

$$N_D = \Delta\sigma_{p2} \times y_p \times y_p \times \frac{1}{2} \times e \quad (3-2-2)$$

したがって、中立軸上下の圧縮力の釣り合いは、

$$\frac{1}{2} \Delta\sigma_{p1} W (H - y_p)^2 = \frac{1}{2} \Delta\sigma_{p2} e y_p^2 \quad (3-2-3)$$

となる。胴付き部分、腮部分ともに接合部両側の部材が双方に繊維方向に圧縮されるため、材の面圧剛性による変形は2倍になる。腮部分を例として図3-2-2のように考えると、腮の下部分の繊維方向面圧剛性を ${}_E k_2$ とすれば、中立軸位置より x の位置の圧縮応力 σ_{p2} と変位 δ との関係は、

$$\sigma_{p2} = {}_E k_2 \cdot \frac{\delta}{2} \quad (3-2-4)$$

となる。したがって、

$$\theta_p = \frac{\delta}{x} = \frac{2\sigma_{p2}}{x \cdot {}_E k_2} = \frac{2\Delta\sigma_{p2} \cdot x}{x \cdot {}_E k_2} = \frac{2\Delta\sigma_{p2}}{{}_E k_2}, \quad \Delta\sigma_{p2} = \frac{{}_E k_2 \cdot \theta_p}{2} \quad (3-2-5)$$

が定義される。同様に、胴付きの上部分の繊維方向面圧剛性を ${}_E k_1$ とすれば、(3-2-6)式が得られる。

$$\Delta\sigma_{p1} = \frac{{}_E k_1 \cdot \theta_p}{2} \quad (3-2-6)$$

よって、(3-2-5),(3-2-6)式を(3-2-3)式に代入すると、

$$\frac{1}{4} {}_E k_1 \theta_p W (H - y_p)^2 = \frac{1}{4} {}_E k_2 \theta_p e y_p^2 \quad (3-2-7)$$

となり、 y_p が(3-2-8)式のように算出される。

$$y_p = \frac{H \pm H \sqrt{\frac{E k_2}{E k_1} \cdot \frac{e}{W}}}{1 - \frac{E k_2}{E k_1} \cdot \frac{e}{W}} \quad - (3-2-8)$$

ここで、 $\frac{E k_2}{E k_1} = \alpha$ とし、 $0 < y_p < H$ を考慮すると、(3-2-9)式のように中立軸位置が定まる。

$$y_p = \frac{\sqrt{W} (\sqrt{W} - \sqrt{\alpha e})}{W - \alpha e} \cdot H \quad - (3-2-9)$$

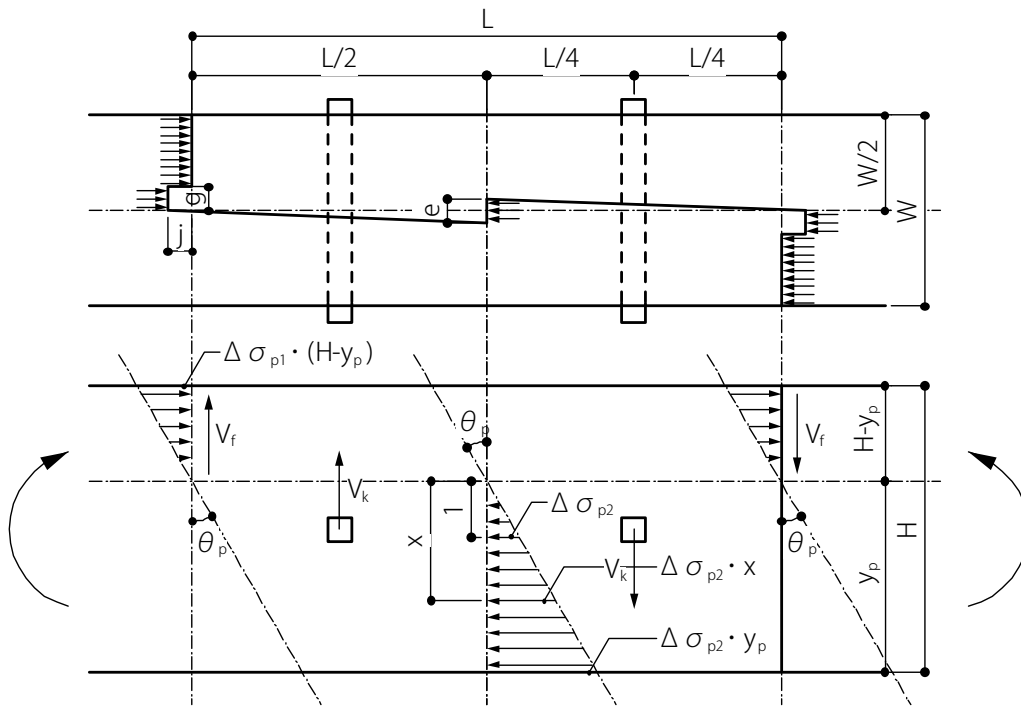


図 3-2-1 接合部の模式図(力学モデル)

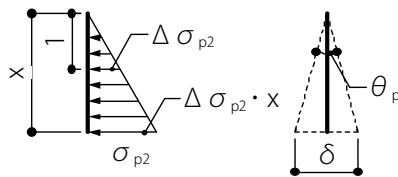


図 3-2-2 腮の下部の圧縮応力と変形

接合部の抵抗モーメントは、中立軸より上側の胴付き部分の圧縮応力の合力によるモーメント M_U (式(3-2-10))、中立軸より下側の腮部分の圧縮応力の合力によるモーメント M_D (式(3-2-11))、胴付き部分の摩擦力 V_f の偶力によるモーメント $V_f \cdot L$ (式(3-2-12))、大栓の母材繊維直交方向の一面せん断抵抗によるモーメント M_k (式(3-2-13)) の総和と考える。実際には大栓の母材繊維方向のせん断抵抗が接合部の抵抗モーメントの一部となると考えられるが、中立軸位置算出での仮定と同様に、中立軸位置が大栓位置近傍であるため、大栓のせん断抵抗の影響が微少であるという仮定のもと、本研究における提案では同部の影響を無視することとする。尚、式(3-2-13)における算出の考え方を図 3-2-3 に示す。

$$M_U = 2 \cdot \int_0^{H-y_p} \frac{W}{2} \cdot \Delta\sigma_{p1} x \cdot x dx = 2 \cdot \int_0^{H-y_p} \frac{W}{2} \cdot \frac{{}_E k_1 \theta_p}{2} \cdot x^2 dx \quad - (3-2-10)$$

$$M_D = \int_0^{y_p} e \cdot \Delta\sigma_{p2} x \cdot x dx = \int_0^{y_p} e \cdot \frac{{}_E k_2 \theta_p}{2} \cdot x^2 dx \quad - (3-2-11)$$

$$V_f \cdot L = \mu \frac{1}{2} N_U \cdot L = \mu \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{4} {}_E k_1 \theta_p W (H - y_p)^2 \cdot L \quad - (3-2-12)$$

$$M_k = 2V_k \cdot \frac{L}{4} = 2k_s \delta_k \cdot \frac{L}{4} = 2k_s \theta_p \cdot \frac{L}{4} \cdot \frac{L}{4} \quad - (3-2-13)$$

ここに、 k_s : 大栓の母材繊維直交方向一面せん断すべり係数、

V_k 、 δ_k : 大栓の一面せん断における力と変形 (図 3 参照)、

μ : 摩擦係数

接合部全体の回転抵抗モーメントは上記のモーメントの足し合わせで(3-2-14)式となり、(3-2-10)~(3-2-13)式を代入すると、(3-2-15)式が得られる。

$$M_p = M_U + M_D + V_f \cdot L + M_k \quad - (3-2-14)$$

$$M_p = \left\{ \frac{{}_E k_1 W (H - y_p)}{6} + \frac{{}_E k_2 e y_p^3}{6} + \frac{{}_E k_1 \mu L W (H - y_p)}{8} + \frac{k_s L^2}{8} \right\} \cdot \theta_p \quad - (3-2-15)$$

従って、弾性域の回転剛性 K_R は下式で表される。

$$K_R = \frac{{}_E k_1 \left\{ 4\alpha e y_p^3 + 4W (H - y_p)^3 + 3\mu L W (H - y_p)^2 \right\} + 3k_s L^2}{24} \quad - (3-2-16)$$

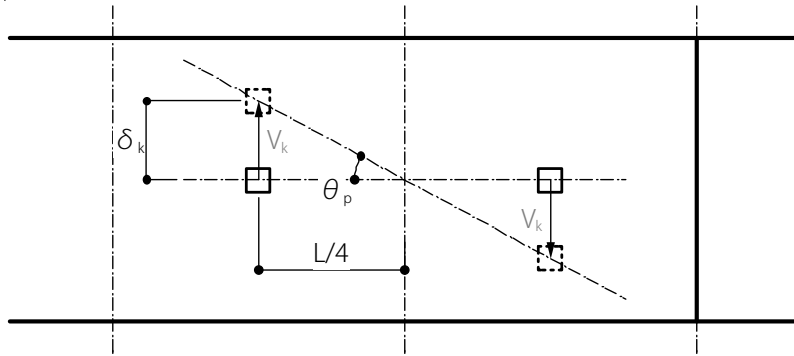


図 3-2-3 込み栓の一面せん断すべりによる接合部の変形

3.2.2 降伏モーメントの算定式

本論における追掛け大栓継ぎの曲げに対する設計式は完全弾塑性タイプのモーメント-回転角関係を示すものとし、弾性剛性、降伏モーメント、終局変形角から成るものとする。降伏モーメントを扱うにあたっては、冒頭に示した破壊挙動である、①胴付きの上部分の摩擦力による割裂および、②腮の下部分の圧縮力によるせん断破壊を対象とする。また、③腮の下部分では面圧降伏が、④大栓では一面せん断による降伏が予想されるため、これらの現象も対象とする。それらが発現するモーメントをそれぞれ算出し、その最小値を降伏モーメントとする。以下 3.2.2.1～3.2.2.4 でそれぞれの算定式を導出する。

3.2.2.1 胴付き上部の割裂発生モーメント

割裂発生モーメントは文献^{3-5),3-10)}で検討されているものの、実験によって定数を決定する部分があり、理論式としては未完成である。そこで、割裂発生位置を中立軸位置にとり、安全側を考慮して割裂発生モーメントの算定式を求める既往研究³⁻¹¹⁾を参考とする。既往研究では文献³⁻⁴⁾による弾性剛性算定式を引用しているため、寸法仮定の修正を含め、以下で導出過程を示す。割裂発生時の変形モデルを図 3-2-4 に示す。

ポテンシャルエネルギーの損失は割裂を生じるエネルギーに等しく、割裂発生時のモーメントを M_f とし、接合部の抵抗モーメント M が M_f に達した時に回転角 θ だけ変形が進むとして、既往研究⁴⁻¹¹⁾により(3-2-17)式が定義されている。

$$M_f = \sqrt{\frac{2G_f b}{\frac{\partial(\theta/M)}{\partial x}}} \quad - (3-2-17)$$

ここに、 G_f : 割裂の表面積に対する破壊エネルギーの比、

b : 割裂面積の幅

割裂発生後は割裂の上側部分にのみせん断力(摩擦力)がかかるとし、割裂発生位置を中立軸の位置であると仮定する。せん断弾性係数を G 、曲げヤング係数を E とすると、割裂によって起こる図 3-2-4 中の変位 $\Delta\delta$ は、

$$\Delta\delta = \left\{ \frac{1.2\Delta x}{Gb} \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right) + \frac{\Delta x^3}{3E} \left(\frac{12}{b(H-y_p)^3} - \frac{12}{WH^3} \right) \right\} \cdot V_f \quad - (3-2-18)$$

となる⁴⁻¹¹⁾。(3-2-18)式は曲げに関する項を含んでいるが、前章冒頭にて曲げ変形の無視を仮定していることと、割裂発生時の現象を対象としていることから割裂長さ $\Delta x = 0$ となるため、同項は無視することとする。(3-2-18)式左辺を $L/2$ で除して回転角に変換し、(3-2-12)式より V_f を代入すると、

$$\Delta\theta = \frac{6\Delta x}{5Gb} \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right) \cdot \frac{\mu_E k_1 \theta_p}{4L} W (H-y_p)^2 \quad (3-2-19)$$

となる。(3-2-17)式の平方根内の分母は、(3-2-15),(3-2-19)式より、 M を M_p と書き換えれば、

$$\frac{\partial(\theta/M_p)}{\partial x} = \frac{\frac{12\mu_E k_1 (H-y_p)^2}{L} \cdot \frac{3}{5G} \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right)}{E k_1 \left\{ 4\alpha e y_p^3 + 4W(H-y_p)^3 + 3\mu LW(H-y_p)^2 \right\} + 3k_s L^2} \quad - (3-2-20)$$

ただし、 $b = W/2$

と求まるので、割裂発生モーメント M_f は、(3-2-17),(3-2-20)式から、

$$M_f = \sqrt{\frac{5G_f GWL \left[E k_1 \left\{ 4\alpha e y_p^3 + 4W(H-y_p)^3 + 3\mu LW(H-y_p)^2 \right\} + 3k_s L^2 \right]}{72\mu_E k_1 (H-y_p)^2 \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right)}} \quad - (3-2-21)$$

のように算出される。

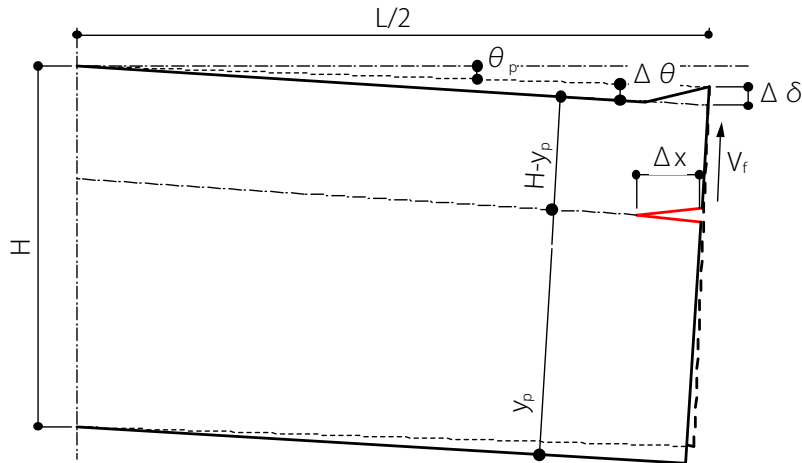


図 3-2-4 割裂発生時の変形モデル

3.2.2.2 腮下部のせん断破壊発生モーメント

変形が進むと、腮下部に働く繊維方向の圧縮力によって腮から目違いにかけてせん断破壊が発生することが予測される。本節ではせん断面積の算出と材のせん断強度から、腮下部のせん断破壊発生モーメントの算定式を導出する。大栓の形状等によって大栓穴がせん断破壊を誘発することも考えられるが、後述するように本研究で対象とする継ぎ手形状においては、ここで算出するせん断縁高さが大栓の挿入高さ以上にならない。そこで、本節で誘導するせん断破壊発生モーメントを取り扱うこととする。

せん断破壊発生時の力学モデルを図 3-2-5 に示す。梁下端からせん断縁までの距離を x_s とすると、この部分に働くせん断力の総和は、図 3-2-5 上の圧縮応力分布の台形面積の算出から、

$$\sum N = \left\{ \Delta\sigma_{p2}y_p + \Delta\sigma_{p2}(y_p - x_s) \right\} \times x_s \times \frac{1}{2} \times e \quad (3-2-22)$$

であり、図 3-2-5 下の斜線のせん断力を受ける部分の面積は、

$$A_s = \frac{L}{2}x_s + (e+g) \times \left(\frac{L}{2} + j \right) \times \frac{1}{2} \quad (3-2-23)$$

となる。よってせん断応力度 τ は、(3-2-5),(3-2-22),(3-2-23)式から、

$$\tau(x_s) = \frac{\sum N}{A_s} = \frac{{}_E k_2 e x_s (2y_p - x_s)}{L(2x_s + e + g) + 2j(e + g)} \cdot \theta_p \quad (3-2-24)$$

となり、 x_s の関数となる。せん断応力度の極大値を考えると、

$$\tau'(x_s) = \frac{2{}_E k_2 e \theta \left[(y_p - x_s) \{ L(2x_s + e + g) + 2j(e + g) \} - x_s L(2y_p - x_s) \right]}{\{ L(2x_s + e + g) + 2j(e + g) \}^2} = 0 \quad (3-2-25)$$

であり、 $0 < x_s$ より、

$$x_s = \frac{(e+g)(2j+L)}{2L} \left\{ -1 + \sqrt{1 + \frac{4Ly_p}{(e+g)(2j+L)}} \right\} \quad (3-2-26)$$

のようにせん断縁高さ x_s が求められる。したがって、材のせん断強度を F_s とすると、せん断破壊が発生するときの回転角 θ_s は、(3-2-24),(3-2-26)式から、

$$\theta_s = \frac{\sqrt{1+\beta}}{{}_E k_2 e \frac{y_p}{L\beta} \left\{ -1 + \sqrt{1+\beta} \right\} \left\{ \beta + 1 - \sqrt{1+\beta} \right\}} \cdot F_s \quad (3-2-27)$$

$$\text{ただし、} \beta = \frac{4Ly_p}{(e+g)(2j+L)} \quad (3-2-28)$$

となる。また、せん断破壊発生モーメント M_s は(3-2-29)式のように表すことができる。

$$M_s = K_R \cdot \theta_s \quad (3-2-29)$$

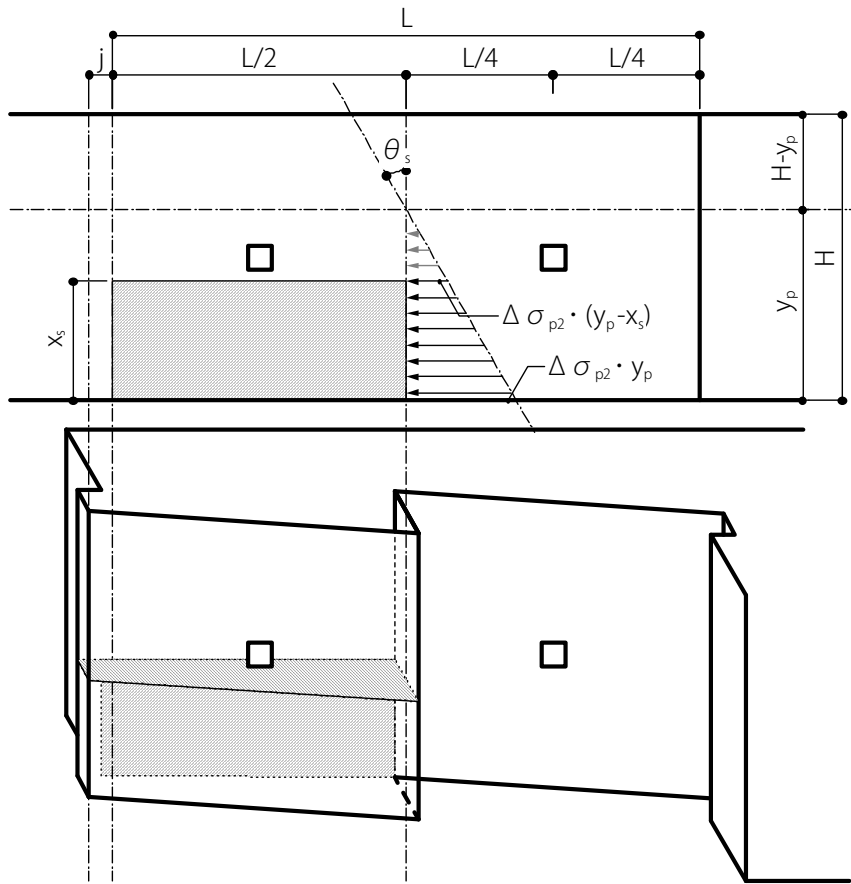


図 3-2-5 セン断破壊発生時の力学モデル

3.2.2.3 腮下部の面圧降伏モーメント

変形の増大とともに中立軸下の圧縮力が支圧強度に達する場合、そのときの腮下端の変位を δ_{ye} 、材の支圧強度を F_e とすれば、同部分の変形は(3-2-5)式のように、

$$\frac{\delta_{ye}}{2} = \frac{F_e}{E k_2} \quad - (3-2-30)$$

の等式で表される。よって、

$$\delta_{ye} = \theta_{ye} \cdot y_p \quad - (3-2-31)$$

であることから、腮下部の面圧降伏変形角を θ_{ye} とすると、

$$\theta_{ye} = \frac{2F_e}{E k_2 \cdot y_p} \quad - (3-2-32)$$

となり、そのときのモーメント M_{ye} は、

$$M_{ye} = K_R \cdot \theta_{ye} \quad - (3-2-33)$$

で表すことができる。

3.2.2.4 大栓の一面せん断による降伏モーメント

3.2.1 節に示したように追掛け継ぎ部分と大栓は、接合部のモーメント-回転角関係において並列的に抵抗すると仮定している。大栓の寸法形状によっては大栓が先行して降伏する現象が考えられるため、大栓の繊維直交方向一面せん断すべり剛性とその降伏耐力から、その時の接合部全体のモーメントを算出する式を示すこととする。大栓の一面せん断に関する剛性・耐力は文献³⁻¹²⁾などによって確立されており、本論では要素実験により求めることから、大栓の一面せん断に関する剛性・耐力の算定方法については割愛する。

大栓の繊維直交方向一面せん断すべり係数を k_s 、降伏耐力を P_{ys} とすると、大栓位置が継ぎ手中心から $L/4$ の位置にあることから、大栓降伏時の継ぎ手変形角 θ_{ys} は、

$$\theta_{ys} = \frac{4P_{ys}}{k_s \cdot L} \quad \text{-(3-2-34)}$$

となり、そのときのモーメントは前節までと同様に、

$$M_{ys} = K_R \cdot \theta_{ys} \quad \text{-(3-2-35)}$$

として求められる。

3.2.3 終局変形角と設計式のモーメント-回転角関係モデル

本論における追掛け大栓継ぎの曲げに対する設計式は完全弾塑性タイプのモーメント-回転角関係を示すものとしている。したがって、降伏モーメントは(3-2-21),(3-2-29),(3-2-33),(3-2-35)式から求められる最小値であるが、(3-2-33),(3-2-35)式による算定値が、(3-2-21),(3-2-29)式の算定値を上回る場合、降伏点と終局点は同義となる。逆の場合、完全塑性域を有したタイプのモーメント-回転角関係となる。降伏モーメントを M_y 、終局変形角を θ_u として、この関係を(3-2-36),(3-2-37)式に示す。また、それぞれの場合の設計式によるモーメント-回転角の例を図3-2-6に示す。

$$M_y = \min. \{M_f, M_s, M_{ye}, M_{ys}\} \quad - (3-2-36)$$

$$\theta_u = \min. \{M_f / K_R, \theta_s\} \quad - (3-2-37)$$

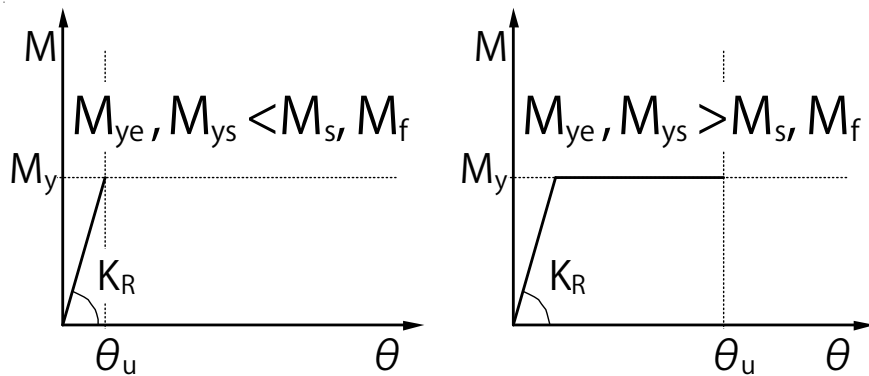


図 3-2-6 設計式によるモーメント-回転角の例

3.2.4 追掛け大栓継ぎを有する梁の4点曲げ試験

3.2.4.1 試験体概要と実験方法

設計式の妥当性検証の対象として、追掛け大栓継ぎを有する梁の4点曲げ試験を行った。試験体は各部寸法および大栓の形状・有無をパラメータとした7種類、各3体計21体である。また、既往の研究³⁻¹⁰⁾における大栓が無いタイプの追掛け継ぎに関する実験結果も、後述の比較の対象とするため、一連の試験体として取り扱うこととする。パラメータは腮幅、梁背、継ぎ手長さ、大栓の形状および寸法である。試験体図を図3-2-7に、試験体一覧を表3-1-1に示す。PJ-1-1～9が既往研究³⁻¹⁰⁾による試験体である。本研究で実験を行ったPJ-1-10～16の試験体の母材は天然乾燥のスギ無等級材で、平均曲げヤング係数は7900[N/mm²]、平均含水率は14[%]であり、大栓の材種はシラカシである。また、PJ-1-1～9の試験体の母材は人工乾燥のグレーディング材で、平均曲げヤング係数は7900[N/mm²]、平均含水率は15[%]である³⁻¹⁰⁾。

表 3-1-1 試験体一覧 (単位: mm)

No.	e	H	L	大栓	試験体数
PJ-1-1	15	120	300	無	6
PJ-1-2	15	180	300	無	6
PJ-1-3	15	240	300	無	6
PJ-1-4	15	300	300	無	6
PJ-1-5	30	180	300	無	6
PJ-1-6	45	180	300	無	6
PJ-1-7	60	180	300	無	6
PJ-1-8	15	180	180	無	6
PJ-1-9	15	180	450	無	6
PJ-1-10	30	300	600	無	3
PJ-1-11	15	180	300	□15	3
PJ-1-12	15	180	300	□24	3
PJ-1-13	15	180	300	φ15	3
PJ-1-14	15	180	300	φ24	3
PJ-1-15	15	180	450	□15	3
PJ-1-16	15	180	180	□15	3

注) PJ-1-1～9は文献3-10)より引用

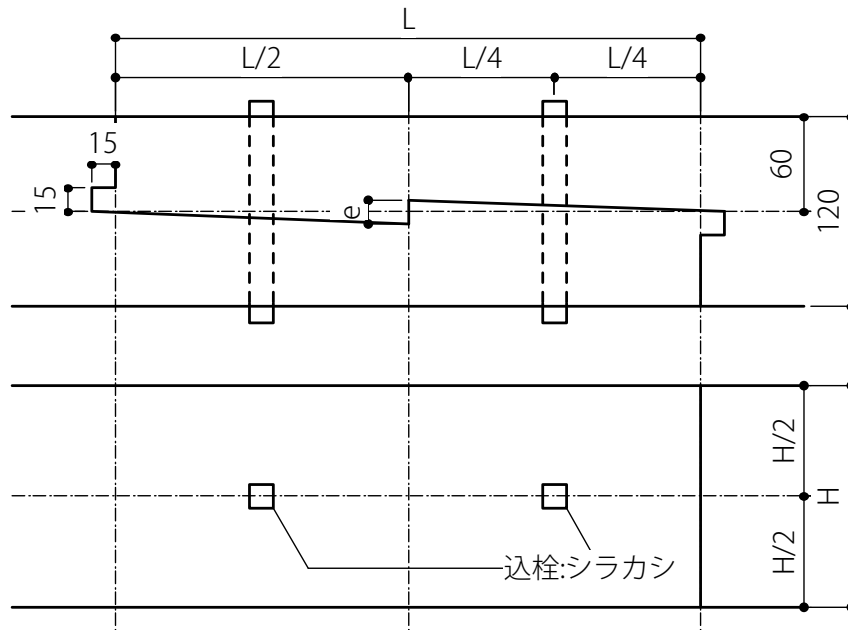


図 3-2-7 試験体図 (単位 : mm)

実験は 4 点曲げ試験とし、継ぎ手ゾーンに一樣なモーメントが加わるようにしている。支点間距離は 2500[mm]、加力点間距離を 850[mm]とし、変位計は主に加力点および継ぎ手中心のたわみ、腮部分と胴付きの部分の上下に設置した。実験概要と計測器設置位置を図 3-2-8 に、実験の様子を図 3-2-9 に示す。加力速度は 5[mm/min.]程度とし、単調载荷とした。顕著な破壊が起きるか、中心部のたわみが 50[mm]程度に至るまでをもつて、試験終了とした。M・θ 関係は次式によって算出した。

$$M = \frac{P}{2} \cdot \frac{(2.5 - 0.85)}{2} \text{ [kN} \cdot \text{m]} \quad - (3-2-38)$$

$$\theta = \frac{\left\{ \frac{((4) + (8))}{2} + (7) \right\}}{\text{(計測点間距離)}} \text{ [rad]} \quad - (3-2-39)$$

ただし、 P : ロードセルの荷重、

④,⑦,⑧ : 各計測点での出力変位

実験結果は、設計式による M・θ 関係との比較において後述することとする。

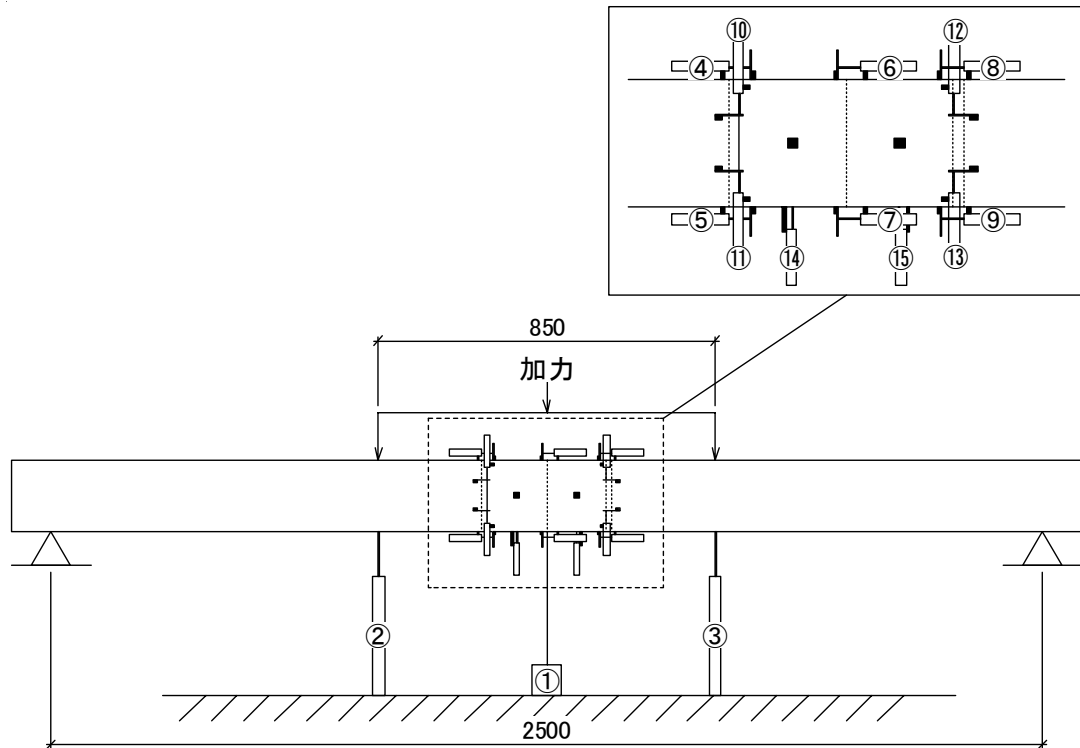


図 3-2-8 実験概要 (単位 : mm)

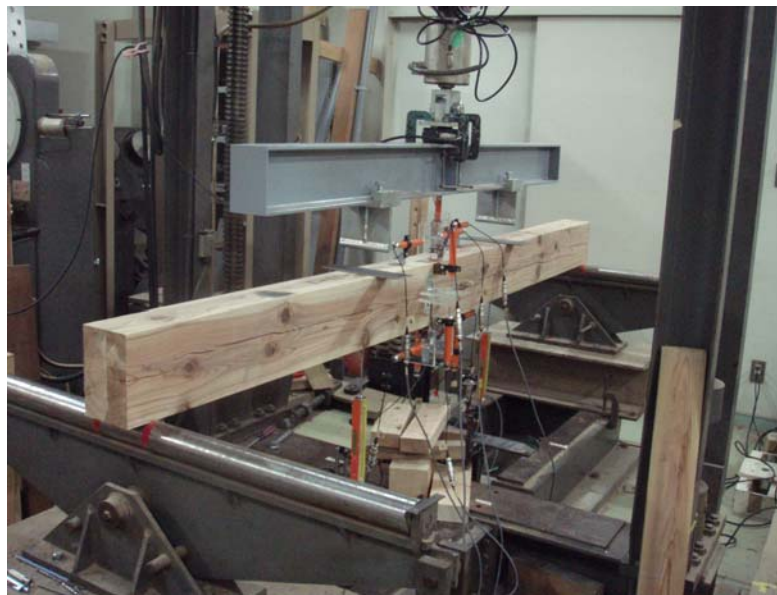


図 3-2-9 実験時の様子

3.2.4.2 PJ-1 の主な損傷

PJ-1-10～16 の実験後の損傷観察で見られた主な破壊を図 3-2-10 に示す。当初予想したように、主な損傷は胴付き上部の割裂破壊と腮下部の目違いにかけたのせん断破壊であった。これは、大栓の有無にかかわらずほぼ全ての試験体で発生する現象であった。割裂破壊に関しては、割裂発生高さも均一でなく、発生しない試験体も存在した(1),(2)。干割れの顕著な試験体では、胴付き上部に入った割裂と干割れの双方が広がるような現象も確認することが出来た(3)。

せん断破壊に関しては、基本的には腮から目違いにかけて発生した(4)。せん断縁の高さは、大栓付きの試験体では大栓高さに発生するものが多く存在した(5)。せん断破壊が発生すると同時に込み栓高さに大きく割裂が入り破壊した試験体も確認された(6)。



(1) D1-10-1 胴付き上部の割裂



(2) D1-14-1 実験終了後



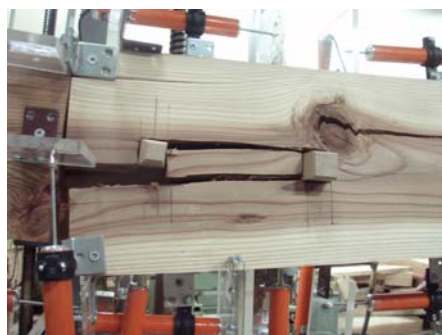
(3) D1-10-2 胴付き上部の割裂



(4) D1-10-1 せん断破壊



(5) D1-15-3 解体後



(6) D1-12-2 込み栓位置での割裂

図 3-2-10 PJ-1 主な損傷

3.2.5 設計式における定数の設定および実験結果との比較

3.2.5.1 大栓の一面せん断試験

次節の設計式と実験値の比較においては、大栓部分の一面せん断剛性および降伏耐力は要素試験による値を採用する。ここではその要素試験の概要と結果について報告する。

要素試験は、一面せん断抵抗部分を 2 カ所設けた偏心のない試験体として、単調載荷 (3[mm/min.]、目標 30[mm]程度) により実施した。試験体は前章の 4 点曲げ試験体と同じロットの材を用いて製作されている。表 3-1-1 に示した大栓の形状・寸法全てについて行っており、4 種類各 6 体の計 24 体である。試験体一覧を表 3-1-2 に、試験体概要を図 3-2-11 に、実験概要と計測器設置位置を図 3-2-12 に示す。

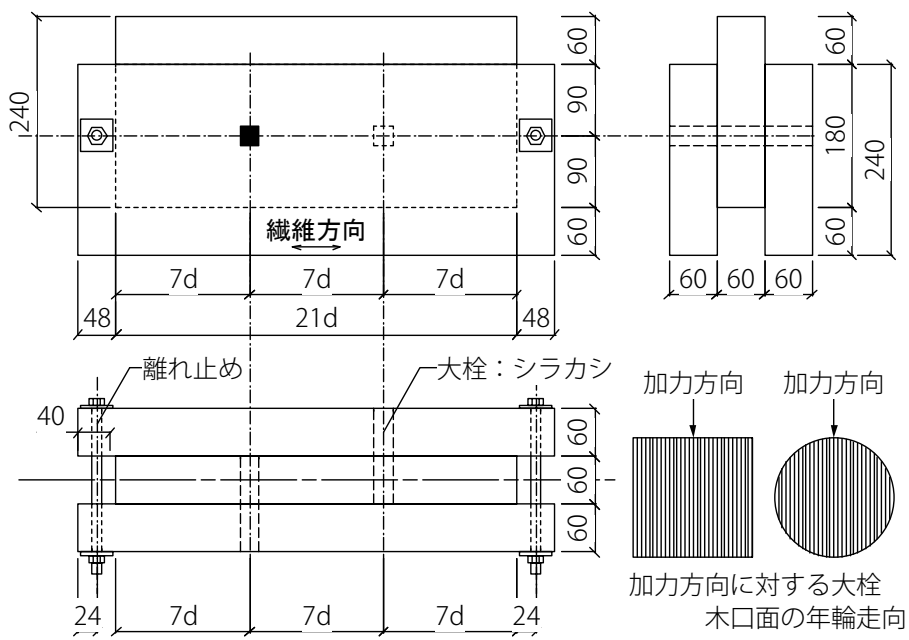


図 3-2-11 要素試験体概要 (単位 : mm)

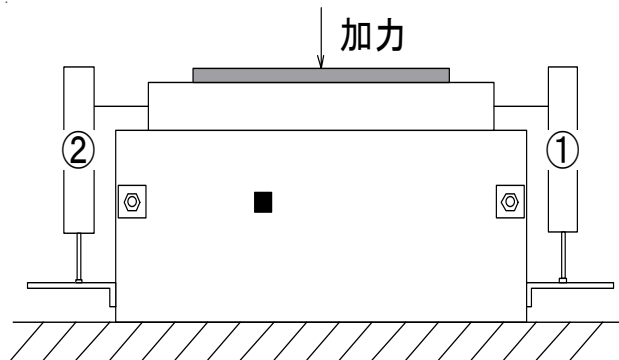


図 3-2-12 要素試験概要

表 3-1-2 要素試験体一覧

No.	形状	栓径d
e1	四角	15
e2	四角	24
e3	丸	15
e4	丸	24

計測変位の平均を横軸に、計測荷重を縦軸にした荷重-変形関係の実験結果を図 3-2-12 に、文献³⁻¹³⁾に従って求めた特性値を表 3-1-3,3-1-4 に示す。尚、図 3-2-13 および表 3-1-3,4 は荷重値を半分として、込み栓一本当たりの数値に換算して表されている。

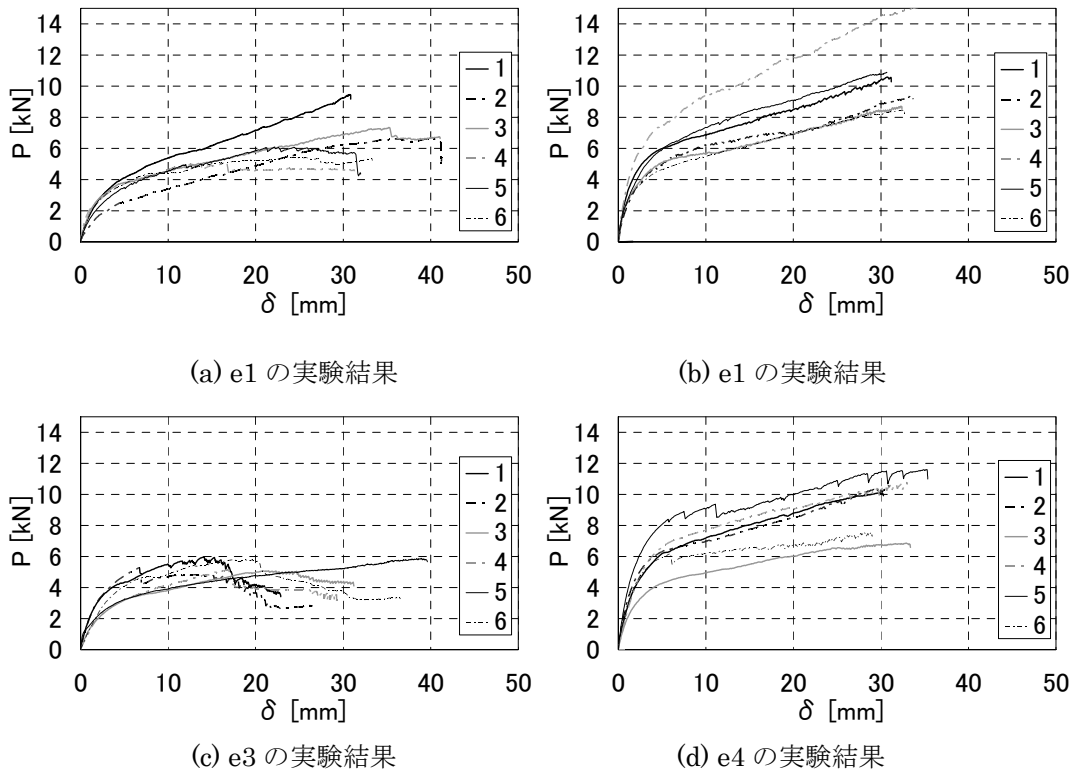


図 3-2-13 要素試験の荷重-変形関係

表 3-1-3 要素試験の剛性 (単位 : kN/mm)

	e1	e2	e3	e4
1	0.76	1.42	1.44	1.43
2	0.41	0.98	1.75	1.65
3	0.91	1.18	0.74	1.05
4	1.31	1.54	0.84	1.44
5	0.75	1.27	0.61	1.84
6	0.94	1.16	0.94	1.47
Average	0.85	1.26	1.05	1.48
S.D.	0.27	0.18	0.41	0.24
C.V.	0.315	0.144	0.385	0.163

表 3-1-4 要素試験の降伏耐力 (単位 : kN)

	e1	e2	e3	e4
1	4.30	5.42	3.35	5.63
2	2.89	5.07	2.84	5.74
3	3.56	4.79	2.84	3.88
4	2.68	7.49	2.68	6.29
5	3.33	5.73	3.29	7.58
6	3.25	4.74	3.57	5.48
Average	3.34	5.54	3.09	5.76
S.D.	0.52	0.94	0.32	1.10
C.V.	0.156	0.169	0.105	0.190

3.2.5.2 設計式による算出値と実験結果の比較

本節では、3.2.1～3.2.3 節の設計式に基づいて求めた値と、3.2.4 節の実験によるモーメント-回転角関係とを比較し、妥当性を検討する。設計式中の材料定数の設定を以下に示し、算出値と実験結果の比較を図 3-2-14 に示す。また、実験結果の特性値の平均値および、設計式に従った各算出値を表 3-1-5 に示す。なお、表中の値はモーメント-回転角関係の曲線形状によって算出できない値を除いたものであり、空欄部分は同種の全ての試験体で算出できなかったものである。

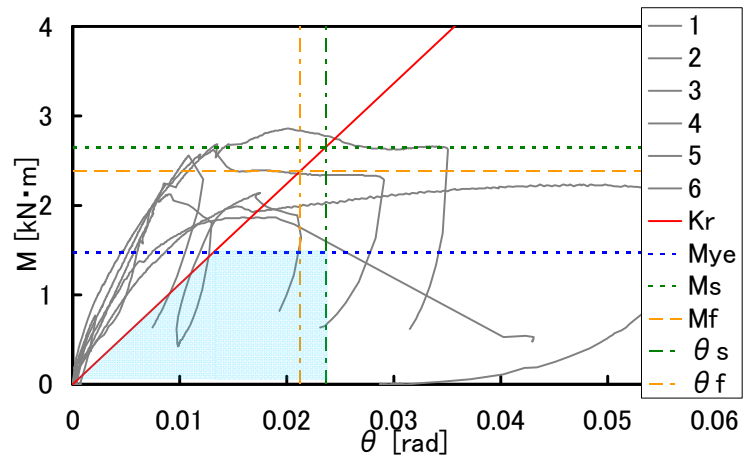
$${}_E k_1 = E / \{31.6 + 10.9(W/2)\}^{3-14), \quad {}_E k_2 = E / \{31.6 + 10.9e\}^{3-14)}$$

$$\mu = 0.4$$

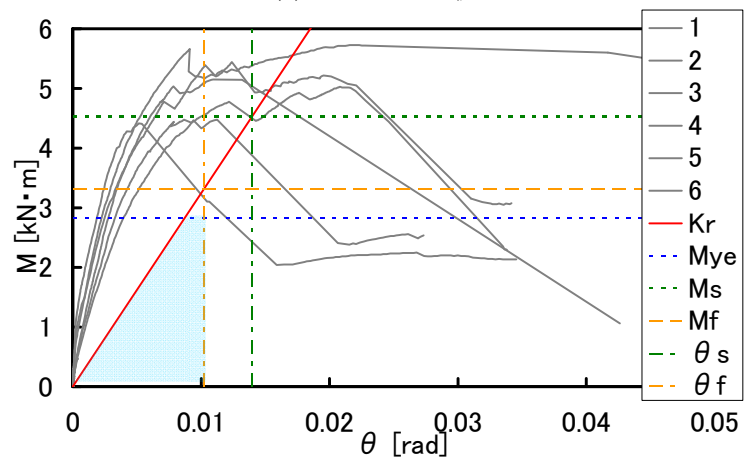
$$G_f = -162 + 1.07\rho_c^{3-15), \quad \rho_c = 380 [\text{kg/m}^3]^{3-16)}$$

$$G = E/15, \quad E = 7900 [\text{N/mm}^2]$$

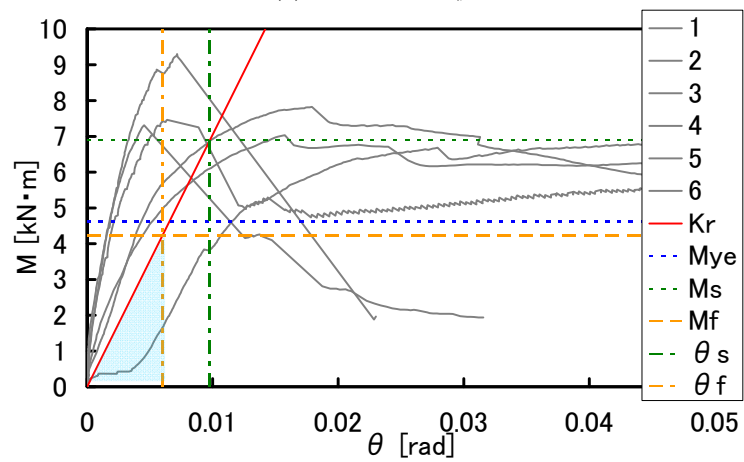
$$F_s = 1.8 [\text{N/mm}^2]^{3-17), \quad F_e = 19.4 [\text{N/mm}^2]^{3-18)}$$



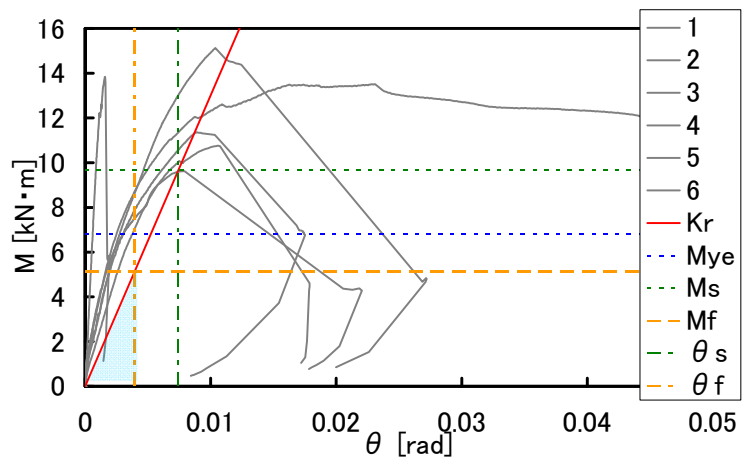
(1) PJ-1-1 の比較



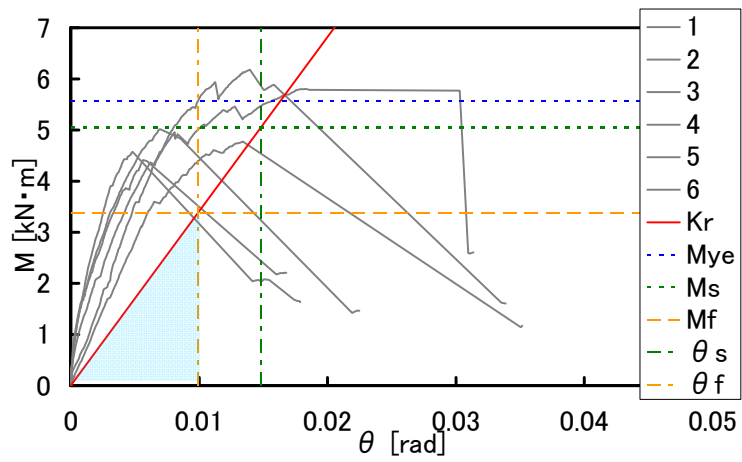
(2) PJ-1-2 の比較



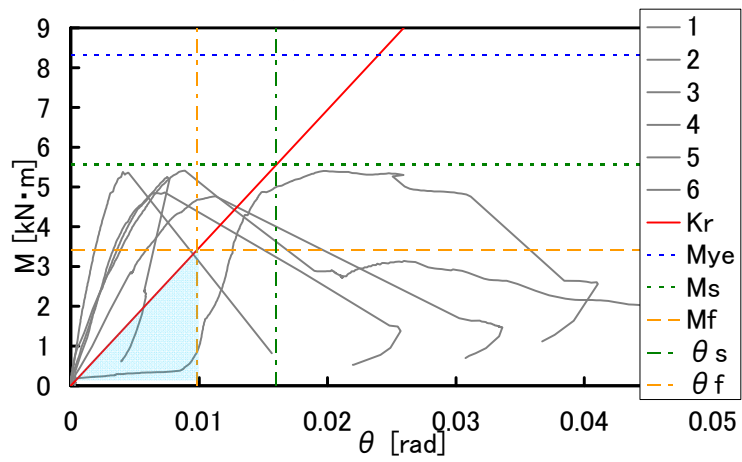
(3) PJ-1-3 の比較



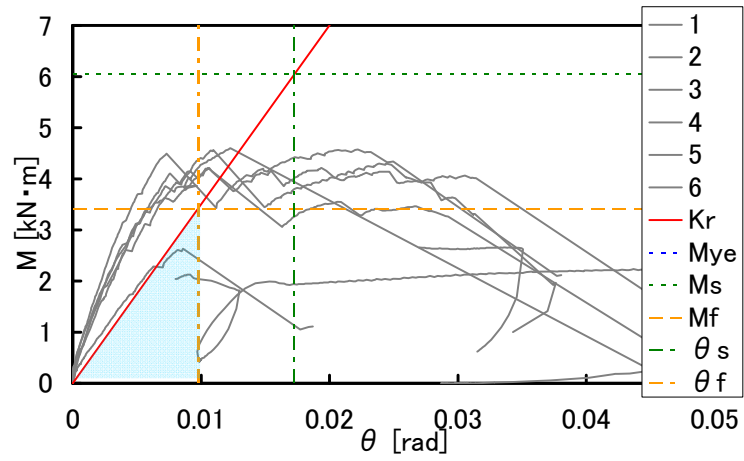
(4) PJ-1-4 の比較



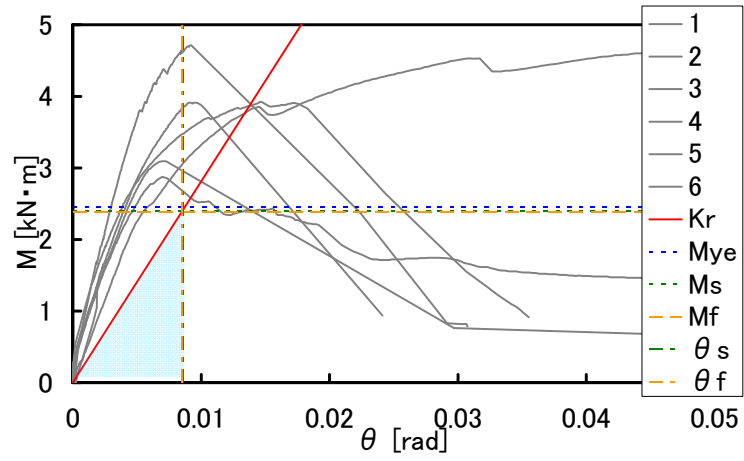
(5) PJ-1-5 の比較



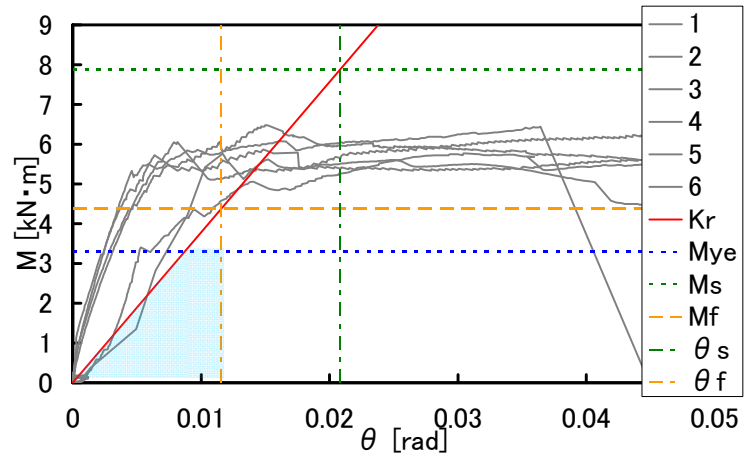
(6) PJ-1-6 の比較



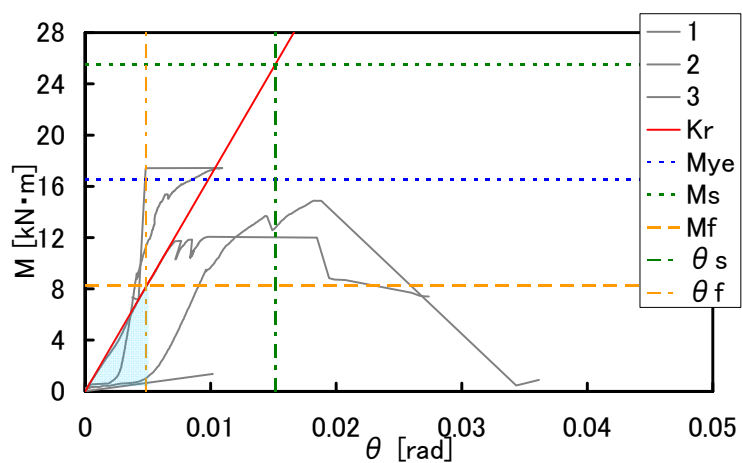
(7) PJ-1-7 の比較



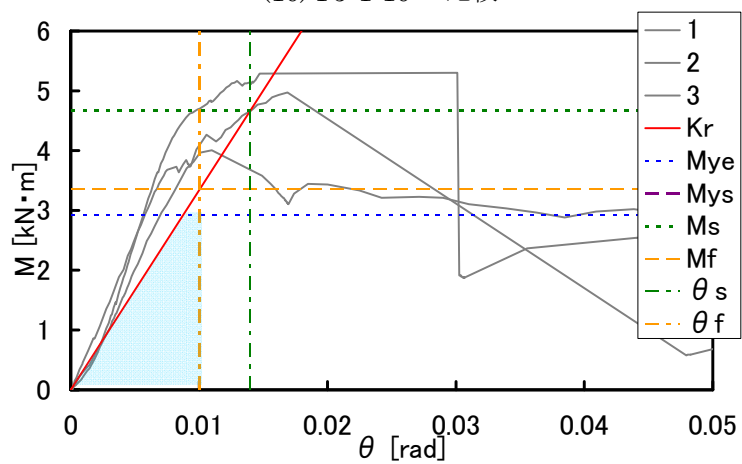
(8) PJ-1-8 の比較



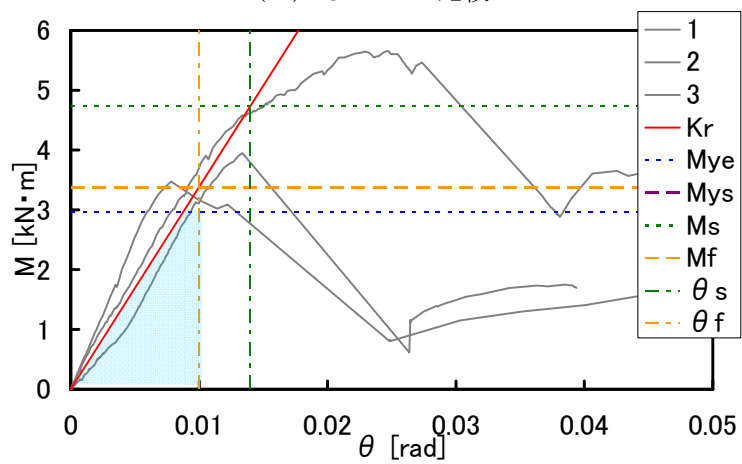
(9) PJ-1-9 の比較



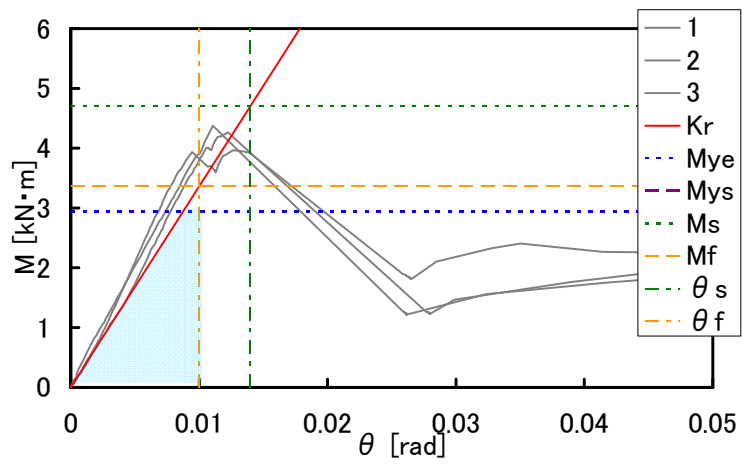
(10) PJ-1-10 の比較



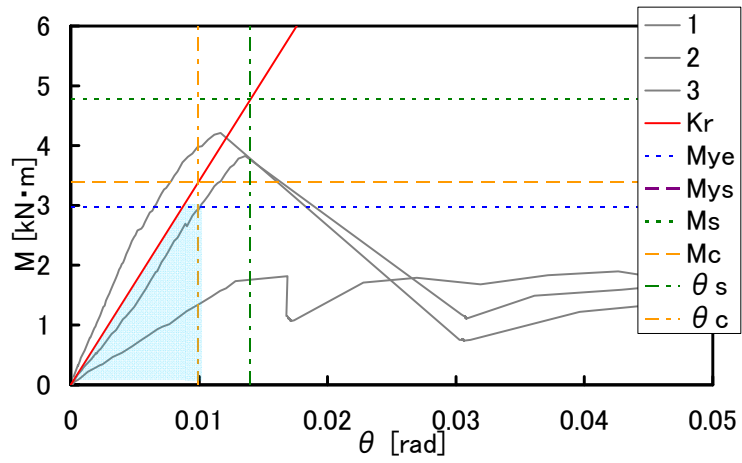
(11) PJ-1-11 の比較



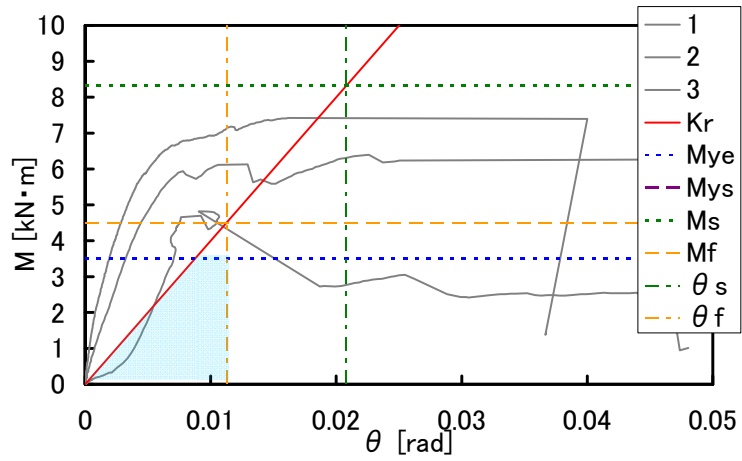
(12) PJ-1-12 の比較



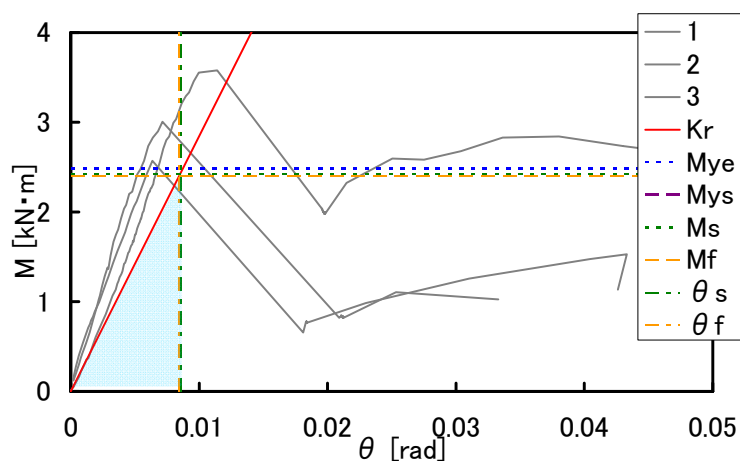
(13) PJ-1-13 の比較



(14) PJ-1-14 の比較



(15) PJ-1-15 の比較



(16) PJ-1-16 の比較

図 3-2-14 全パラメータの設計式と実験結果の比較

表 3-1-5 実験結果における特性値と設計式における各算出値

No.	実験値			算出値						
	剛性 kN·m/rad	降伏モーメント kN·m	最大モーメント kN·m	y_p mm	K_R kN·m/rad	M_f kN·m	M_s kN·m	x_s mm	M_{ve} kN·m	M_{ys} kN·m
PJ-1-1	256	1.47	2.38	72.2	112	2.38	2.65	35.0	1.47	-
PJ-1-2	1129	2.84	5.04	108.3	324	3.31	4.54	45.5	2.84	-
PJ-1-3	1965	4.34	7.66	144.3	705	4.22	6.88	54.5	4.62	-
PJ-1-4	3913	7.11	12.37	180.4	1301	5.13	9.68	62.4	6.83	-
PJ-1-5	1058	3.06	5.13	106.4	341	3.38	5.05	51.9	5.57	-
PJ-1-6	1100	2.96	5.13	105.8	347	3.41	5.56	56.8	8.31	-
PJ-1-7	644	2.53	4.13	105.4	350	3.42	6.04	60.7	11.05	-
PJ-1-8	631	2.19	3.86	108.3	281	2.39	2.40	46.5	2.46	-
PJ-1-9	1046	3.85	6.22	108.3	378	4.38	7.88	45.0	3.31	-
PJ-1-10	1561		14.79	177.4	1684	8.23	25.54	70.9	16.52	-
PJ-1-11	471	4.07	4.76	108.3	334	3.36	4.67	45.5	2.92	35.02
PJ-1-12	374	4.38	4.36	108.3	339	3.38	4.74	45.5	2.96	39.71
PJ-1-13	382	3.20	4.20	108.3	336	3.37	4.70	45.5	2.94	26.36
PJ-1-14	298	2.19	3.33	108.3	341	3.39	4.77	45.5	2.98	35.43
PJ-1-15	1325	4.20	6.91	108.3	400	4.50	8.32	45.0	3.50	27.96
PJ-1-16	405	2.25	3.05	108.3	285	2.40	2.43	46.5	2.49	49.73

全体的な傾向として、3.2.3 節に示した設計式によるモーメント-回転角関係（図 3-2-14 中では、薄青網掛けの領域）は実験結果に対して安全側となっている。特に、PJ-1-5,6,7,10 の腮幅の大きい試験体では、3.3 節に従って算出する M_{ye} が大きく算出されており、モーメント-回転角関係が完全塑性域のないものとなっている。破壊性状については後述するが、その他の試験体では M_{ye} が降伏モーメントの中の最小値（あるいは最小値付近）に算出されており、若干ながらも完全塑性域を有するようなモーメント-回転角関係となっている。実験結果から腮部分の面圧降伏の先行は読み取れないものの、完全塑性域が長くなるようなモーメント-回転角関係を算出した PJ-1-1,9,15 では、実験結果も脆性的な曲線となっていないことから、安全側でありつつも実験結果の傾向を捉えられる算定式となっていると考えられる。

剛性に関しては、PJ-1-1~9 の既往研究による大栓無しのタイプでは過小な算出値となっており、PJ-1-10~16 の本研究で実験を実施したタイプでは若干過小ながら精度良く一致している。これらの差の大きな理由としては嵌合度によるものと予想される。PJ-1-1~9 の実験結果では初期剛性が $x=0$ の y 軸に沿って立ち上がっている部分があり、初期支圧による摩擦力の影響から算出結果との差が生じていると考えられる。しかし、PJ-1-1~9 の実験結果と算出結果の差が傾向として一致しており寸法効果を表現できていることと、煩雑さの面から、算定式上では初期支圧力による影響を考慮せずに安全側であるとするのが妥当であると考えられる。また、本論冒頭の弾性剛性の算出において大栓の母材繊維方向の一面せん断抵抗を微少であるとして無視したが、実際にはこの影響を考慮することによって剛性が多少増加するため、より実験値に近くなることが予想される。微少とした根拠である中立軸位置が大栓位置近傍となしたこと、表 5 の y_p の算出値がいずれの試験体でも梁せい H の半分より若干だけ大きいものとなっていることから、本研究で取り扱った材料定数の条件下では、仮定が成立していると考えられる。

腮下部分のせん断破壊に関して、実験結果において最大耐力以後急激に耐力低下していてせん断破壊が発生していると考えられる試験体（梁せい H に対する継ぎ手長さ L が大きく、せん断応力を受ける面が大きい PJ-1-1,9,15 以外のもの）においては、同部分の変形角を比較的良く算出出来ている。ただし、腮幅 e が大きい PJ-1-5,6,7,10 試験体、特に腮幅が 45[mm] を超えるものについては若干過大評価をしていることから、偏心による割裂を伴ったせん断となることが考えられ、材幅に対する腮幅を適用範囲として示すべきだと考えられる。PJ-1-1,9,15 に関しては、実験結果で塑性率の大きいような曲線を描いており、実験結果の曲線において終局現象となるような耐力低下の以前に、算定式によるせん断破壊発生変形角 θ_s が示されていることから現象を評価出来ていると言える。また、大栓位置でのせん断破壊の誘発について、実験の結果大栓位置からせん断破壊が生じるものとそうでないものが混在したが、これらを明確に区別することが困難であり、表 3-1-5 のせん断破壊発生位置 x_s の算出結果が全てのパラメータで大栓位置より下側であることから、大栓位置がせん断面と同一になる場合の検討は必要無いと考えられる。

割裂モーメントに関しては、全ての試験体パラメータについて算出されたモーメントが実験結果の最大耐力以下となっている。実験時の損傷観察では、割裂発生の有無や位置にばらつきが大きく、発生段階の記録が極めて困難であったため、これらの詳細な算出値との比較は行っていない

い。しかし全てのパラメータで良く評価できていることから本研究の算定式は、安全側を考慮した降伏および終局の要因として適用可能と考えられる。本来割裂発生から脆性的な耐力低下までの間には割裂の進展の現象が予想されるため、割裂破壊現象をより綿密に評価することによって、評価の性能を向上させられる可能性がある。

大栓の一面せん断降伏による接合部の降伏に関しては表 3-1-5 からわかる通り、かなり大きく算出されていることから、本研究で取り扱っているような接合部の寸法・形状においては考慮する必要が無いと考えられる。

3.3 金輪継ぎ手 (PJ-2)

3.3.1 弾性剛性の算定式

金輪継ぎは追掛け大栓継ぎと同様に、所謂略鎌系の継ぎ手である。その回転抵抗機構も類似しており、胴付き部および腮部分での繊維方向圧縮を主としている。前節までに示した追掛け大栓継ぎの一部を差し替えれば金輪継ぎのモーメント-回転角関係評価式が作成できるが、本節以降ではその誘導を当初から行うこととする。

接合部の模式図と各部寸法の仮定を図 3-3-1 に示す。継ぎ手内の曲げ変形を無視できる形式の接合部を対象とする。接合部下端から中立軸位置までの距離を y_p 、中立軸位置から上側への単位距離あたりの圧縮応力度を $\Delta\sigma_{p1}$ とし、三角形圧縮応力分布の面積を求めれば、中立軸上側の合力 N_U は(3-3-1)式となる。同様に、中立軸位置から下側への単位距離あたりの圧縮応力度を $\Delta\sigma_{p2}$ と定義すれば、中立軸下側の合力は(3-3-2)式となる。

$$N_U = \Delta\sigma_{p1} \times (H - y_p) \times (H - y_p) \times \frac{1}{2} \times \frac{W}{2} \times 2 \quad - (3-3-1)$$

$$N_D = \Delta\sigma_{p2} \times y_p \times y_p \times \frac{1}{2} \times e \quad - (3-3-2)$$

したがって、中立軸上下の圧縮力の釣り合いは、

$$\frac{1}{2} \Delta\sigma_{p1} W (H - y_p)^2 = \frac{1}{2} \Delta\sigma_{p2} e y_p^2 \quad - (3-3-3)$$

となる。胴付き部分、腮部分ともに接合部両側の部材が双方に繊維方向に圧縮されるため、材の面圧剛性による変形は 2 倍になる。胴付き部分を例として図 3-3-2 のように考えると、胴付き部分の母材の繊維方向面圧剛性を ${}_E k_1$ とすれば、中立軸位置より x の位置の圧縮応力 σ_{p1} と変位 δ との関係は、

$$\sigma_{p1} = {}_E k_1 \cdot \frac{\delta}{2} \quad - (3-3-4)$$

となる。したがって、

$$\theta_p = \frac{\delta}{x} = \frac{2\sigma_{p1}}{x \cdot {}_E k_1} = \frac{2\Delta\sigma_{p1} \cdot x}{x \cdot {}_E k_1} = \frac{2\Delta\sigma_{p1}}{{}_E k_1}, \quad \Delta\sigma_{p1} = \frac{{}_E k_1 \cdot \theta_p}{2} \quad - (3-3-5)$$

が定義される。腮部分ではさらに込み栓の全面横圧縮剛性が直列的に加わる。腮部分の合成面圧剛性を k_2 、母材の繊維方向面圧剛性を ${}_E k_2$ 、込み栓の全面横圧縮剛性を ${}_E k_3$ とすれば、(3-3-5)式と同様に(3-3-6)式が得られる。

$$\Delta\sigma_{p2} = k_2 \cdot \theta_p = \frac{1}{\frac{2}{{}_E k_2} + \frac{1}{{}_E k_3}} \cdot \theta_p \quad - (3-3-6)$$

よって、(3-3-5),(3-3-6)式を(3-3-3)式に代入すると、

$$\frac{1}{4} {}_E k_1 \theta_p W (H - y_p)^2 = \frac{1}{2} k_2 \theta_p e y_p^2 \quad - (3-3-7)$$

となり、 y_p が(3-3-8)式のように算出される。

$$y_p = \frac{H \pm H \sqrt{2 \cdot \frac{k_2}{E k_1} \cdot \frac{e}{W}}}{1 - 2 \cdot \frac{k_2}{E k_1} \cdot \frac{e}{W}} \quad - (3-3-8)$$

ここで、 $\frac{k_2}{E k_1} = \alpha$ とし、 $0 < y_p < H$ を考慮すると、(3-3-9)式のように中立軸位置が定まる。

$$y_p = \frac{\sqrt{W} (\sqrt{W} - \sqrt{2\alpha e})}{W - 2\alpha e} \cdot H \quad - (3-3-9)$$

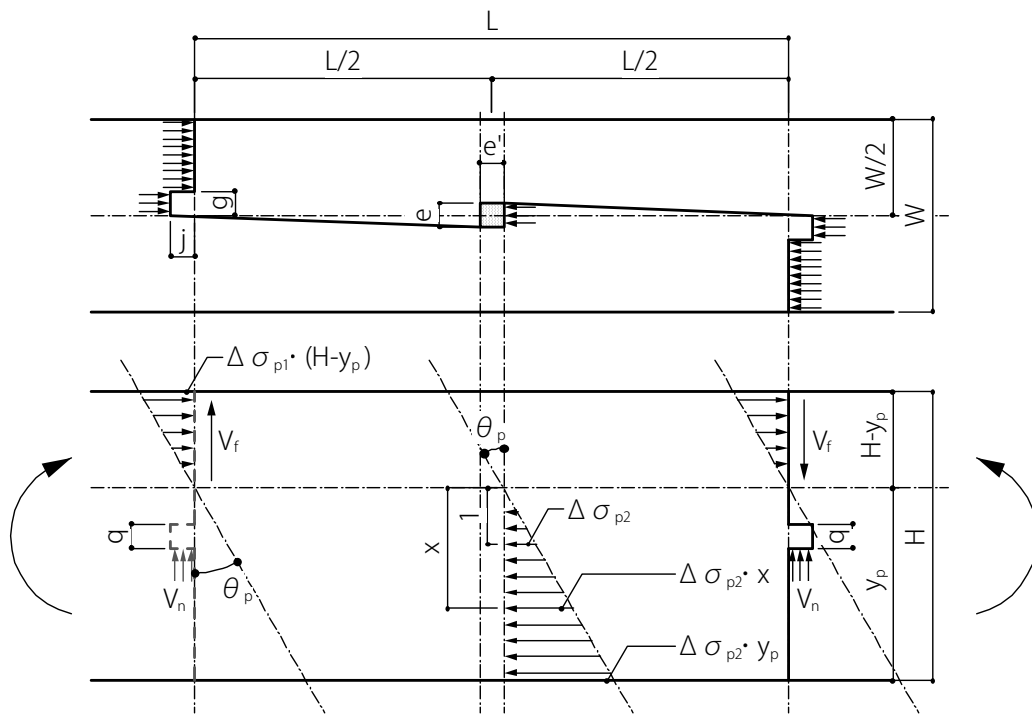


図 3-3-1 接合部の模式図 (力学モデル)

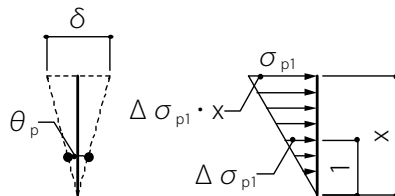


図 3-3-2 腮の下部の圧縮応力と変形

接合部の抵抗モーメントは、中立軸より上側の胴付き部分の圧縮応力の合力によるモーメント M_U (式(3-3-10))、中立軸より下側の腮部分の圧縮応力の合力によるモーメント M_D (式(3-3-11))、胴付き部分の摩擦力 V_f の偶力によるモーメント $V_f \cdot L$ (式(3-3-12))、へその等変位めり込みの抵抗力によるモーメント M_n (式(3-3-13)) の総和と考えられる。

$$M_U = 2 \cdot \int_0^{H-y_p} \frac{W}{2} \cdot \Delta\sigma_{p1} x \cdot x dx = 2 \cdot \int_0^{H-y_p} \frac{W}{2} \cdot \frac{{}_E k_1 \theta_p}{2} \cdot x^2 dx \quad - (3-3-10)$$

$$M_D = \int_0^{y_p} e \cdot \Delta\sigma_{p2} x \cdot x dx = \int_0^{y_p} e \cdot k_2 \theta_p \cdot x^2 dx \quad - (3-3-11)$$

$$V_f \cdot L = \mu \frac{1}{2} N_U \cdot L = \mu \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{4} {}_E k_1 \theta_p W (H - y_p)^2 \cdot L \quad - (3-3-12)$$

$$M_n = 2 \times V_n \times \frac{L}{2} = 2 \times K_n \cdot \frac{L}{2} \cdot \theta_p \times \frac{L}{2} = 2 \cdot K_n \cdot \frac{L^2}{4} \cdot \theta_p \quad - (3-3-13)$$

ここに、 K_n : へそとその受け側の合成めり込み剛性、

μ : 摩擦係数

従って、接合部全体の回転抵抗モーメントは (3-3-14)式となり、(3-3-10)～(3-3-13)式を代入すると、(3-3-15)式が得られる。

$$M_p = M_U + M_D + V_f \cdot L + M_n \quad - (3-3-14)$$

$$M_p = \left\{ \frac{{}_E k_1 W (H - y_p)^3}{6} + \frac{k_2 e y_p^3}{3} + \frac{{}_E k_1 \mu L W (H - y_p)^2}{8} + \frac{K_n L^2}{2} \right\} \cdot \theta_p \quad - (3-3-15)$$

従って、弾性域の回転剛性は下式で表される。

$$K_R = \frac{{}_E k_1 \left\{ 8\alpha e y_p^3 + 4W (H - y_p)^3 + 3\mu L W (H - y_p)^2 \right\} + 12K_n L^2}{24} \quad - (3-3-16)$$

3.3.2 降伏モーメントの算定式

本論における金輪継ぎの曲げに対する設計式は完全弾塑性タイプのモーメント-回転角関係を示すものとし、弾性剛性、降伏モーメント、終局変形角から成るものとする。降伏モーメントを扱うにあたっては、①男木における、胴付きの上部分の摩擦力による割裂もしくはへそ下端に沿った割裂、②腮の下部分の圧縮力によるせん断破壊の破壊挙動を対象とする。また、③腮の下部分では母材あるいは込み栓の面圧降伏が予想されるため、この現象も対象とする。それらが発現するモーメントをそれぞれ算出し、その最小値を降伏モーメントとする。以下 3.3.2.1～3.3.2.3 でそれぞれの算定式を導出する。

3.3.2.1 胴付き上部、へそ下端での割裂発生モーメント

追掛け大栓継ぎの場合、割裂発生位置は胴付き部分の中立軸位置以上の部分に限られるが、金輪継ぎにおいては、へそによる割裂破壊の誘発も予想される。まず、割裂発生位置を中立軸高さとした時の割裂発生時のモーメント M_{f1} を以下で算出し、同様の現象として寸法や割裂に関する入力荷重を差し替えることで、へそ下端での割裂発生モーメント M_{f2} を明示することとする。割裂発生位置を追掛け大栓継ぎと同じく、中立軸位置とした時の、割裂発生時の変形モデルを図 3-3-3 に示す。

ポテンシャルエネルギーの損失は割裂を生じるエネルギーに等しく、割裂発生時のモーメントを M_f とし、接合部の抵抗モーメント M が M_f に達した時に回転角 θ だけ変形が進むとして、既往研究⁴⁻¹¹⁾により(3-3-17)式が定義されている。

$$M_f = \sqrt{\frac{2G_f b}{\frac{\partial(\theta/M)}{\partial x}}} \quad \text{-(3-3-17)}$$

ここに、 G_f : 割裂の表面積に対する破壊エネルギーの比、

b : 割裂面積の幅

割裂発生後は割裂の上側部分にのみせん断力(摩擦力)がかかるとし、割裂発生位置を中立軸の位置であると仮定する。せん断弾性係数を G 、曲げヤング係数を E とすると、割裂によって起こる図 3-3-4 中の変位 $\Delta\delta$ は、

$$\Delta\delta = \left\{ \frac{1.2\Delta x}{Gb} \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right) + \frac{\Delta x^3}{3E} \left(\frac{12}{b(H-y_p)^3} - \frac{12}{WH^3} \right) \right\} \cdot V_f \quad \text{-(3-3-18)}$$

となる⁴⁻¹¹⁾。(3-3-18)式は曲げに関する項を含んでいるが、前章冒頭にて曲げ変形の無視を仮定していることと、割裂発生時の現象を対象としていることから割裂長さ $\Delta x = 0$ となるため、同項は無視することとする。(3-3-18)式左辺を $L/2$ で除して回転角に変換し、(3-3-12)式より V_f を代入すると、

$$\Delta\theta = \frac{6\Delta x}{5Gb} \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right) \cdot \frac{\mu_E k_1 \theta_p}{4L} W (H-y_p)^2 \quad \text{-(3-3-19)}$$

となる。(3-3-17)式の平方根内の分母は、(3-3-15),(3-3-19)式より、 M を M_p と書き換えれば、

$$\frac{\partial(\theta/M_p)}{\partial x} = \frac{\frac{12\mu_E k_1 (H-y_p)^2}{L} \cdot \frac{3}{5G} \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right)}{E k_1 \left\{ 8\alpha e y_p^3 + 4W(H-y_p)^3 + 3\mu LW(H-y_p)^2 \right\} + 12K_n L^2} \quad - (3-3-20)$$

ただし、 $b = W/2$

と求まるので、胴付き上部分での割裂発生モーメント M_{f1} は、(3-3-17),(3-3-20)式から、

$$M_{f1} = \sqrt{\frac{5G_f GWL \left[E k_1 \left\{ 8\alpha e y_p^3 + 4W(H-y_p)^3 + 3\mu LW(H-y_p)^2 \right\} + 12K_n L^2 \right]}{72\mu_E k_1 (H-y_p)^2 \left(\frac{1}{H-y_p} - \frac{1}{H} \right)}} \quad - (3-3-21)$$

のように算出される。

また、へそ下端高さで割裂が発生する場合 (図 3-3-4)、割裂を誘発する荷重は胴付き上部の摩擦力とへそのめり込み抵抗力の合算であるとし、割裂発生位置を $(H-q)/2$ とすれば、(3-3-18)式と同様に変位 $\Delta\delta$ は、

$$\Delta\delta = \left\{ \frac{1.2\Delta x}{Gb} \left(\frac{2}{H+q} - \frac{1}{H} \right) + \frac{\Delta x^3}{3E} \left(\frac{12}{b \left(\frac{H+q}{2} \right)^3} - \frac{12}{WH^3} \right) \right\} \cdot (V_f + V_n) \quad - (3-3-22)$$

となる。(3-3-22)式は曲げに関する項を含んでいるが、前章冒頭にて曲げ変形の無視を仮定していることと、割裂発生時の現象を対象としていることから割裂長さ $\Delta x = 0$ となるため、同項は無視することとする。(3-3-22)式左辺を $L/2$ で除して回転角に変換し、(3-3-12)式より V_f を、(3-3-13)式より V_n を代入すると、

$$\Delta\theta = \frac{6\Delta x}{5Gb} \left(\frac{2}{H+q} - \frac{1}{H} \right) \cdot \left\{ \frac{\mu_E k_1 \theta_p}{8} W(H-y_p)^2 + \frac{1}{2} K_n L \theta_p \right\} \cdot \frac{2}{L} \quad - (3-3-23)$$

となる。(3-3-17)式の平方根内の分母は、(3-3-15),(3-3-23)式より、 M を M_p と書き換えれば、

$$\frac{\partial(\theta/M_p)}{\partial x} = \frac{24 \left\{ \frac{\mu_E k_1 W(H-y_p)^2}{4} + K_n \cdot L \right\} \cdot \frac{12}{5GWL} \left(\frac{2}{H+q} - \frac{1}{H} \right)}{E k_1 \left\{ 8\alpha e y_p^3 + 4W(H-y_p)^3 + 3\mu LW(H-y_p)^2 \right\} + 12K_n L^2} \quad - (3-3-24)$$

ただし、 $b = W/2$

と求まるので、へそ下端位置での割裂発生モーメント M_{f2} は、(3-3-17),(3-3-24)式から、

$$M_{f2} = \sqrt{\frac{5G_f GW^2 L \left[{}_E k_1 \left\{ 8\alpha e y_p^3 + 4W(H - y_p)^3 + 3\mu LW(H - y_p)^2 \right\} + 12K_m L^2 \right]}{288 \left\{ K_n L + \frac{1}{4} {}_E k_1 \mu W(H - y_p)^2 \right\} \left(\frac{2}{H+q} - \frac{1}{H} \right)}}$$

- (3-3-25)

と算出される。割裂発生による降伏モーメント M_f は、胴付き上部あるいはへそ下端位置での割裂発生うち先行するものを採用するため、下式で表される。

$$M_f = \min. \{ M_{f1}, M_{f2} \}$$

- (3-3-26)

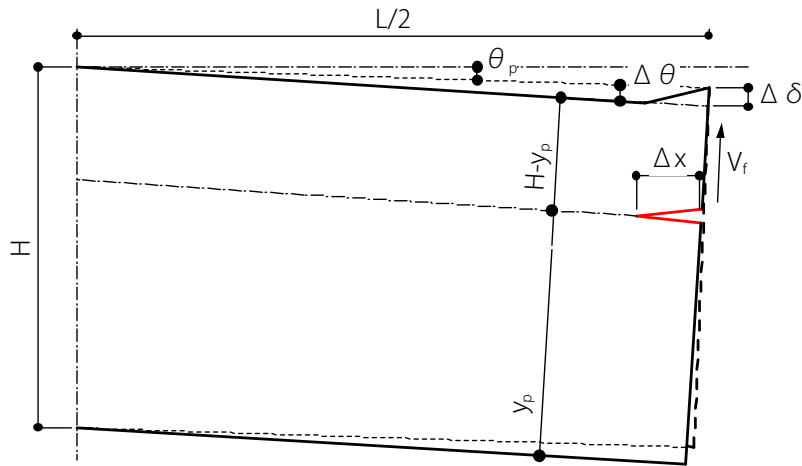


図 3-3-3 胴付き上部から割裂が発生する時の変形モデル

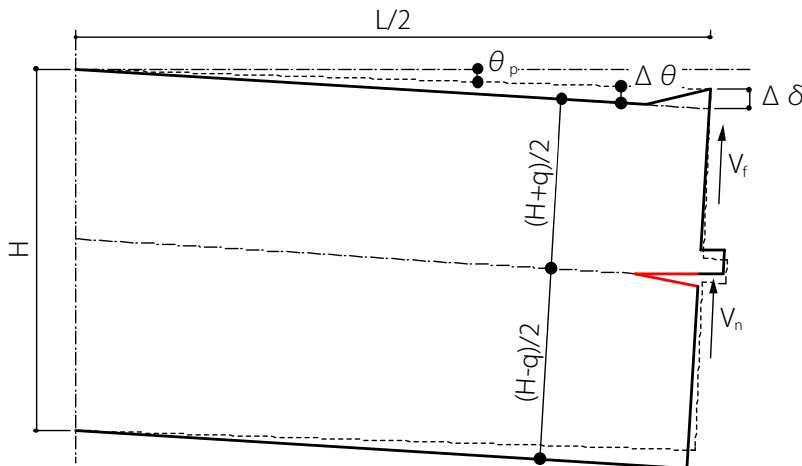


図 3-3-4 へそ下端から割裂が発生する時の変形モデル

3.3.2.2 腮下部のせん断破壊発生モーメント

変形が進むと、腮下部に働く母材繊維方向の圧縮力によって腮から目違いにかけてせん断破壊が発生することが予測される。本節ではせん断面積の算出と材のせん断強度から、腮下部のせん断破壊発生モーメントの算定式を導出する。せん断破壊発生時の力学モデルを図 3-3-5 に示す。梁下端からせん断縁までの距離を x_s とすると、この部分に働くせん断力の総和は、図 3-3-5 上の圧縮応力分布の台形面積の算出から、

$$\sum N = \left\{ \Delta\sigma_{p2}y_p + \Delta\sigma_{p2}(y_p - x_s) \right\} \times x_s \times \frac{1}{2} \times e \quad - (3-3-27)$$

であり、図 3-3-5 下の斜線のせん断力を受ける部分の面積は、

$$A_s = \left(\frac{L}{2} - \frac{e'}{2} \right) x_s + (e + g) \times \left(\frac{L}{2} - \frac{e'}{2} + j \right) \times \frac{1}{2} \quad - (3-3-28)$$

となる。よってせん断応力度 τ は、(3-3-6),(3-3-27),(3-3-28)式から、

$$\tau(x_s) = \frac{\sum N}{A_s} = \frac{2k_2ex_s(2y_p - x_s)}{2(L - e')x_s + (e + g)(L - e' + 2j)} \cdot \theta_p \quad - (3-3-29)$$

となり、 x_s の関数となる。せん断応力度の極大値を考えると、

$$\tau'(x_s) = \frac{4k_2e \left[(y_p - x) \{ 2(L - e')x_s + (e + g)(L - e' + 2j) \} - x_s(2y_p - x_s)(L - e') \right]}{\{ 2(L - e')x_s + (e + g)(L - e' + 2j) \}^2} \cdot \theta_p = 0 \quad - (3-3-30)$$

であり、 $0 < x_s$ より、

$$x_s = \frac{(e + g)(L - e' + 2j)}{2(L - e')} \left\{ -1 + \sqrt{1 + \frac{4(L - e')y_p}{(e + g)(L - e' + 2j)}} \right\} \quad - (3-3-31)$$

のようにせん断縁高さ x_s が求められる。したがって、材のせん断強度を F_s とすると、せん断破壊が発生するときの回転角 θ_s は、

$$\theta_s = \frac{(L - e')x_s + 2\beta}{k_2ex_s(2y_p - x_s)} \cdot F_s \quad - (3-3-32)$$

$$\text{ただし、} \beta = (e + g)(L - e' + 2j) \quad - (3-3-33)$$

となる。また、せん断破壊発生モーメント M_s は(3-3-34)式のように表すことができる。

$$M_s = K_R \cdot \theta_s \quad - (3-3-34)$$

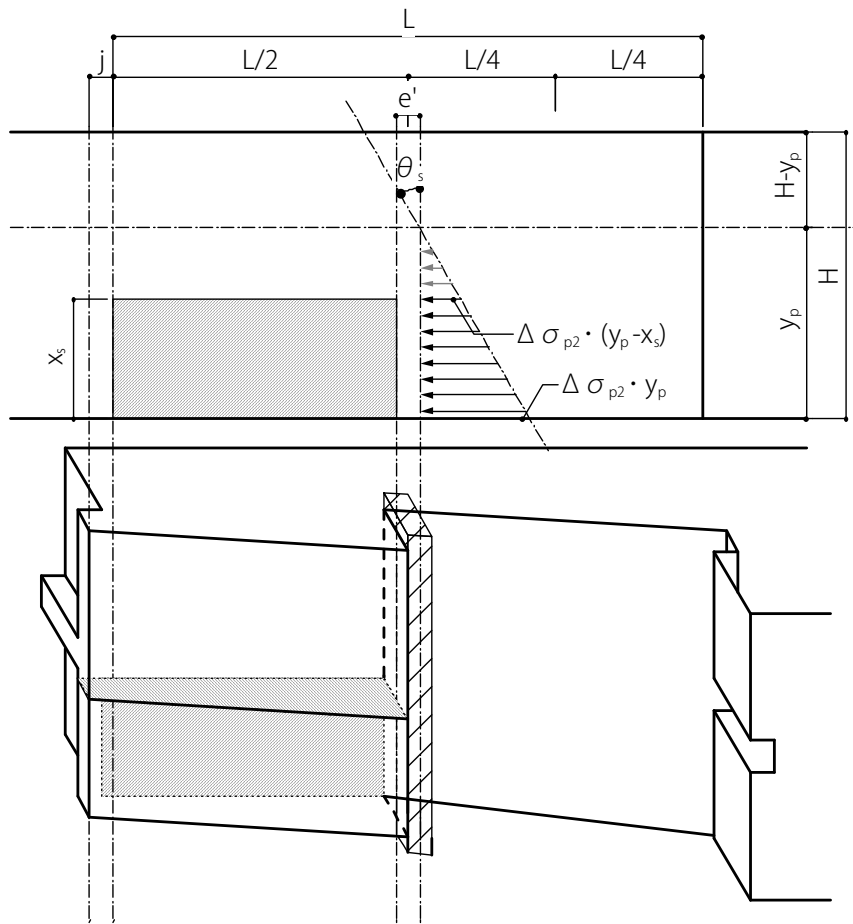


図 3-3-5 セン断破壊発生時の力学モデル

3.3.2.3 腮下部の面圧降伏モーメント

変形の増大とともに中立軸下の圧縮力が支圧強度に達する場合、そのときの腮下端の変位を δ_{ye} 、材の支圧強度を F_e とすれば、同部分の変形は(3-3-6)式のように、

$$\delta_{ye} = \frac{F_e}{k_2} \quad - (3-3-35)$$

の等式で表される。よって、

$$\delta_{ye} = \theta_{ye} \cdot y_p \quad - (3-3-36)$$

であることから、腮下部の面圧降伏変形角を θ_{ye} とすると、

$$\theta_{ye} = \frac{F_e}{k_2 \cdot y_p} \quad - (3-3-37)$$

となる。ただし、同部分では母材の繊維方向面圧と栓の全面横圧縮が合成されているため、母材の繊維方向支圧強度を F_{em} 、込み栓の全面横圧縮強度を F_{es} とし、式(3-3-38)のように最小値を考慮する必要がある。

$$\theta_{ye} = \min. \left\{ \frac{F_{em}}{k_2 \cdot y_p}, \frac{F_{es}}{k_2 \cdot y_p} \right\} \quad - (3-3-38)$$

また、この時のモーメントは

$$M_{ye} = K_R \cdot \theta_{ye} \quad - (3-3-39)$$

で表すことができる。

3.3.3 終局変形角と設計式のモーメント-回転角関係モデル

本論における金輪継ぎの曲げに対する設計式は完全弾塑性タイプのモーメント-回転角関係を示すものとしている。したがって、降伏モーメントは(3-3-26),(3-3-34),(3-3-39)式から求められる最小値であるが、(3-3-39)式による算定値が、(3-3-26),(3-3-34)式の算定値を上回る場合、降伏点と終局点は同義となる。逆の場合、完全塑性域を有したタイプのモーメント-回転角関係となる。降伏モーメントを M_y 、終局変形角を θ_u として、この関係を(3-3-40),(3-3-41)式に示す。また、それぞれの場合の設計式によるモーメント-回転角の例を図3-3-6に示す。

$$M_y = \min. \{M_f, M_s, M_{ye}\} \quad - (3-3-40)$$

$$\theta_u = \min. \{M_f / K_R, \theta_s\} \quad - (3-3-41)$$

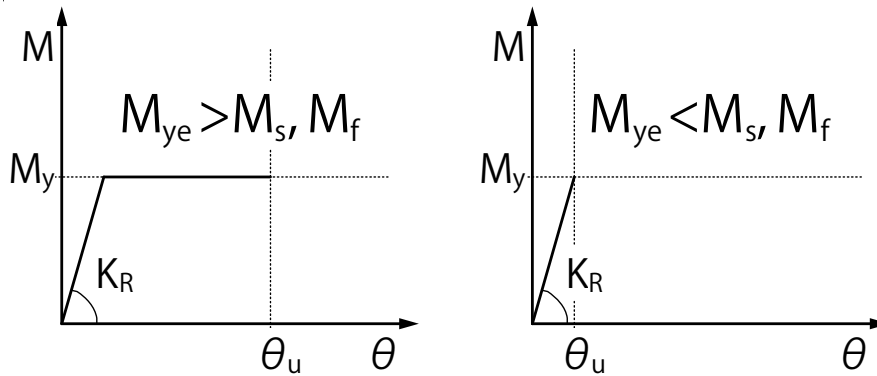


図 3-3-6 設計式によるモーメント-回転角の例

3.3.4 金輪継ぎを有する梁の4点曲げ試験

3.3.4.1 試験体概要と実験方法

設計式の妥当性検証の対象として、金輪継ぎを有する梁の4点曲げ試験を行った。試験体は各部寸法をパラメータとした5種類、各3体計15体である。パラメータは腮(栓)幅、梁背、継ぎ手長さである。試験体図を図3-3-7に、試験体一覧を表3-2-1に示す。試験体の母材は天然乾燥のスギ無等級材で、平均曲げヤング係数は7900[N/mm²]、平均含水率は14[%]であり、栓の材種はシラカシである。

表 3-2-1 試験体一覧 (単位: mm)

No.	e	H	L	大栓	試験体数
PJ-2-1	15	180	300	無	6
PJ-2-2	30	180	300	無	6
PJ-2-3	45	180	300	無	6
PJ-2-4	30	300	300	無	6
PJ-2-5	30	180	450	無	6

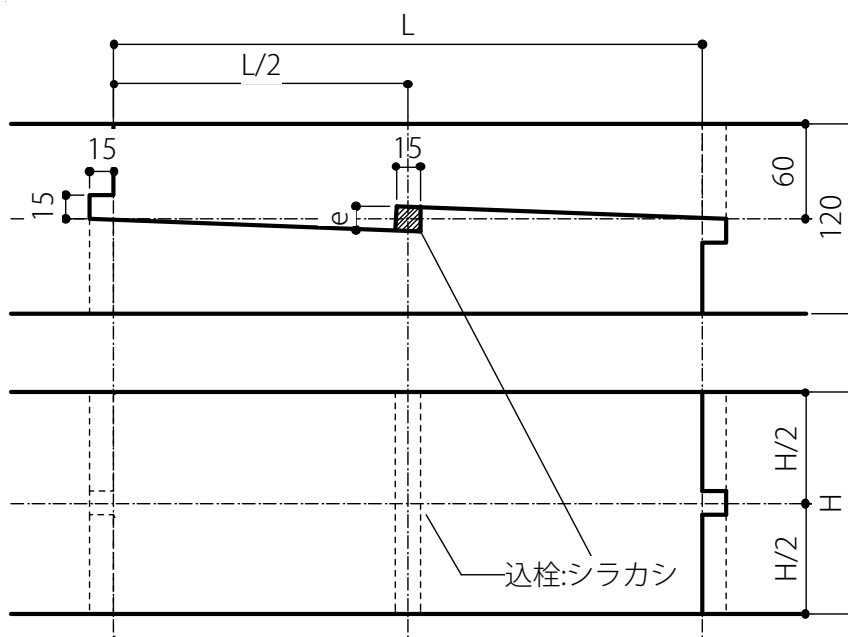


図 3-3-7 試験体図 (単位: mm)

実験方法に関しては3.2.4節と同一のため、本節では割愛する。また実験結果は、設計式によるM-θ関係との比較において後述することとする。

3.3.4.2 PJ-2 の主な損傷

PJ-2-1～5 の実験後の損傷観察で見られた主な破壊を図 3-3-8 に示す。主な損傷は追掛け大栓継ぎで見られた胴付き上部の割裂破壊と腮下部の目違いにかけてのせん断破壊に加えて、へそ下端からの割裂であった(1)。追掛け大栓と同様に割裂高さは均一でなく、双方共発生しない試験体は存在せず、最終変形では双方の割裂が確認できるものが多かった(2)。また、干割れの影響があり、へそ下端位置ではない材せい中心付近に干割れを進展させるような割裂を発生するものも存在した(3)。

せん断破壊に関しても追掛け大栓継ぎと同様で、基本的に腮から目違いにかけて発生した。せん断縁の高さは、大栓等の形状的な誘発する要素が無いにもかかわらず、材せいの中心付近で発生するものが存在した(4)。追掛け大栓継ぎでもこれが見られたことから、心材と辺材の境界部分や干割れの影響が作用していると考えられる。



(1) D2-1-1 へそ下端からの割裂



(2) D2-3-3 実験終了後



(3) D2-3-2 へそ上部の割裂



(4) D2-1-2 せん断破壊

図 3-3-8 PJ-2 主な損傷

3.3.5 設計式における定数の設定および実験結果との比較

3.3.5.1 ヘそ部分のめり込み剛性

次節の設計式と実験値の比較においては、ヘそ部分のめり込み剛性は、本節で算出するものを採用する。本節では、稲山による等変位めり込み式³⁻¹⁹)を用いてめり込み剛性を算出する。ヘそ部分のめり込みを表す、金輪継ぎの胴付き部分の模式図を図 3-3-9 に示す。

等変位めり込みにおける諸変数を図 3-3-9 のように仮定すれば、図 3-3-1 の各部寸法と合わせて、

$$x_{p1} = x_{p2} = j, \quad x_{11} = x_{12} = \infty, \quad x_{21} = x_{22} = 0$$

$$y_{p1} = y_{p2} = \frac{W}{2} - g, \quad y_{11} = y_{12} = 0, \quad y_{21} = g, \quad y_{22} = 0$$

$$z_{01} = q, \quad z_{02} = \frac{H - q}{2}$$

となる。ヘそ部分のめり込み剛性 K_n は、ヘそ雄側のめり込み剛性 K_{n1} 、ヘそ雌側のめり込み剛性 K_{n2} との直列的に合成したものとして考えると、それぞれの剛性は等変位めり込みの基本式³⁻¹⁹)より下式によって表される。

$$K_{n1} = \frac{x_{p1} y_{p1} C_{x1} C_{y1} E_{\perp}}{z_{01}} \quad - (3-3-42)$$

$$K_{n2} = \frac{x_{p2} y_{p2} C_{x2} C_{y2} E_{\perp}}{z_{02}} \quad - (3-3-43)$$

ただし、

$$C_{x1} = 1 + \frac{2z_{01}}{3x_{p1}} \left\{ 2 - \exp\left(\frac{-3x_{11}}{2z_{01}}\right) - \exp\left(\frac{-3x_{21}}{2z_{01}}\right) \right\} \quad - (3-3-44)$$

$$C_{y1} = 1 + \frac{2z_{01}}{3ny_{p1}} \left\{ 2 - \exp\left(\frac{-3ny_{11}}{2z_{01}}\right) - \exp\left(\frac{-3ny_{21}}{2z_{01}}\right) \right\} \quad - (3-3-45)$$

$$C_{x2} = 1 + \frac{2z_{02}}{3x_{p2}} \left\{ 2 - \exp\left(\frac{-3x_{12}}{2z_{02}}\right) - \exp\left(\frac{-3x_{22}}{2z_{02}}\right) \right\} \quad - (3-3-46)$$

$$C_{y2} = 1 + \frac{2z_{02}}{3ny_{p2}} \left\{ 2 - \exp\left(\frac{-3ny_{12}}{2z_{02}}\right) - \exp\left(\frac{-3ny_{22}}{2z_{02}}\right) \right\} \quad - (3-3-47)$$

よってこれらを直列的に剛性すると、ヘそのめり込み剛性 K_n が下式として求まる。

$$K_n = \frac{1}{\frac{1}{K_{n1}} + \frac{1}{K_{n2}}} \quad - (3-3-48)$$

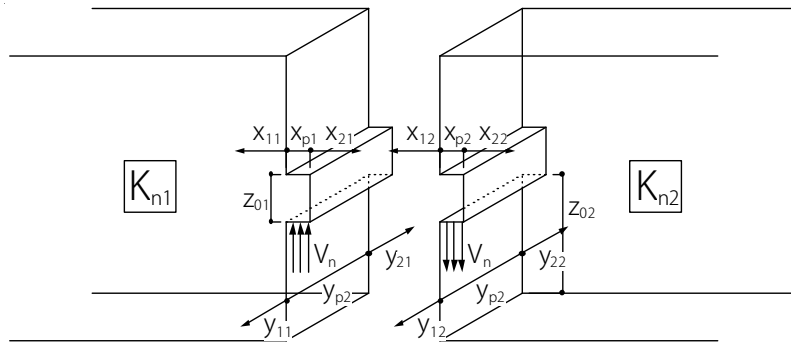


図 3-3-9 ヘソ部分のめり込み模式図

3.3.5.2 設計式による算出値と実験結果の比較

3.3.1～3節の設計式に基づいて求めた値と、3.3.4節の実験によるモーメント-回転角関係とを比較し、妥当性を検討する。設計式中の材料定数の設定を以下に示し、算出値と実験結果の比較を図3-3-10に示す。また、実験結果の特性値の平均値および、設計式に従った各算出値を表3-2-2に示す。

$${}_E k_1 = E / \{31.6 + 10.9(W/2)\}^{3-14}, \quad {}_E k_2 = E / \{31.6 + 10.9e\}^{3-14},$$

$${}_E k_3 = E_{0k} / 25e^{3-20}, \quad E_{0k} = 2100 + 13700\rho_o \text{ [N/mm}^2\text{]}^{3-21}, \quad \rho_o = 830 \text{ [kg/m}^3\text{]}^{3-22}$$

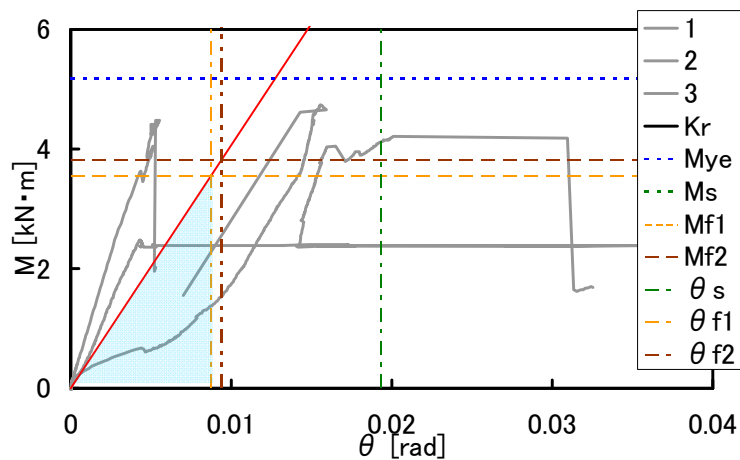
$$\mu = 0.4$$

$$G_f = -162 + 1.07\rho_c^{3-15}, \quad \rho_c = 380 \text{ [kg/m}^3\text{]}^{3-16}$$

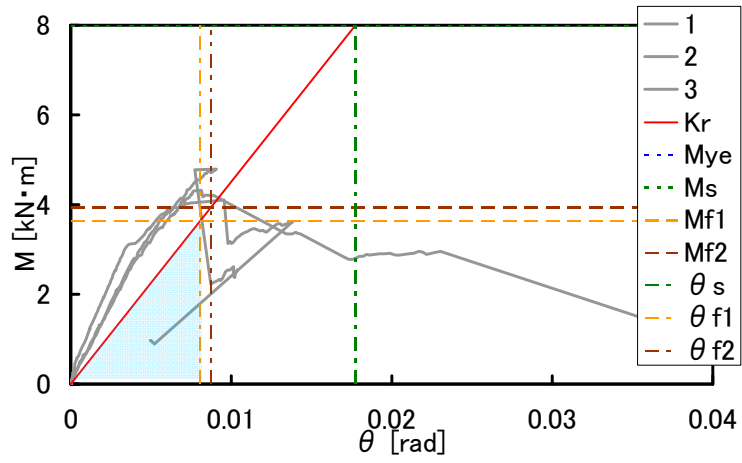
$$G = E/15, \quad E = 7900 \text{ [N/mm}^2\text{]}$$

$$F_s = 1.8 \text{ [N/mm}^2\text{]}^{3-17}, \quad F_{em} = 19.4 \text{ [N/mm}^2\text{]}^{3-18},$$

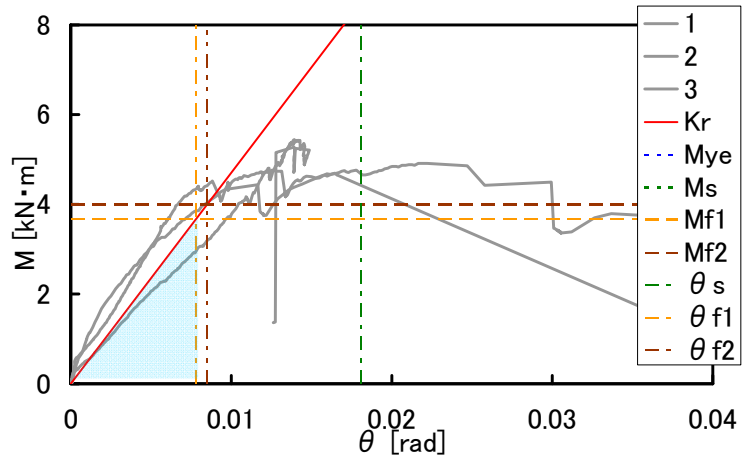
$$F_{es} = -8.2 + 35.4\rho_o \text{ [N/mm}^2\text{]}^{3-20}$$



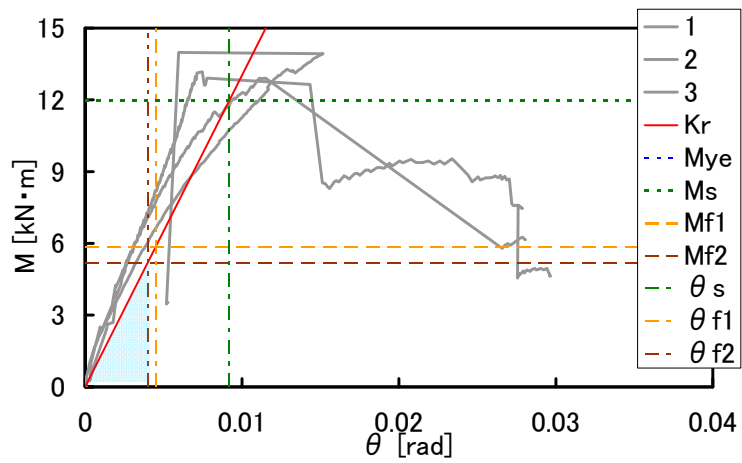
(1) PJ-2-1 の比較



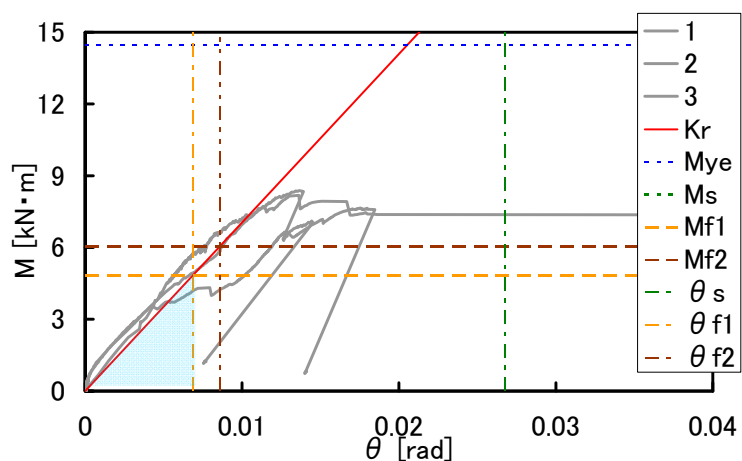
(2) PJ-2-2 の比較



(3) PJ-2-3 の比較



(4) PJ-2-4 の比較



(5) PJ-2-5 の比較

図 3-3-10 全パラメータの設計式と実験結果の比較

表 3-2-2 実験結果における特性値と設計式における各算出値

No.	実験値			算出値						
	剛性 kN·m/rad	降伏モーメント kN·m	最大モーメント kN·m	y_p mm	K_R kN·m/rad	M_{f1} kN·m	M_{f2} kN·m	M_s kN·m	x_s mm	M_{ve} kN·m
PJ-2-1	517	3.42	4.48	117.6	407	3.55	3.81	7.85	36.6	5.18
PJ-2-2	747	2.89	4.40	112.2	451	3.63	3.94	7.99	41.8	9.25
PJ-2-3	544	4.37	5.04	109.9	470	3.67	4.00	8.50	46.0	13.29
PJ-2-4	1704	6.90	13.36	186.9	1303	5.87	5.19	11.98	56.9	16.04
PJ-2-5	789	4.62	8.07	112.2	705	4.85	6.04	18.86	41.3	14.46

図 3-3-10 および表 3-2-2 から、全体的に剛性は精度良く追従していることがわかる。実験結果の曲線からも見られるように、接合部の形式上、余り変形性能として粘りが無く、脆性的に破壊しているものが多いように見受けられる。このことと、設計式における腮部の面圧降伏が実験結果の曲線に一致しないことは関連すると考えられ、実際の設計には破壊を考慮すべきと考えられる。

基本的に脆性破壊を示すような曲線を描く場合は、腮下部のせん断破壊が発生していると考えられる。図 3-3-10 および表 3-2-2 では M_s の算出値は PJ-2-4 を除く全ての試験体で実験値を上回っている。実際の破壊観察においてせん断縁位置を、パラメータごとの傾向としてまとめることはできなかったが、基本的には材せいを中心付近で破壊が発生している。これは中止位置付近での乾燥割れや、へそ下端からの割れがせん断破壊を誘発させる原因となったためと考えられる。実際には、割れ発生位置が高くなる場合には算出されるせん断強度も大きくなるはずであるが、誘発する原因となった部分に割れが入っていたため、実際の破壊荷重を算出値が過小評価したものと考えられる。

また、割れ発生モーメントの評価においては実験結果の曲線上、全パラメータでかなり精度良く乗っている。割れ発生位置は、せん断縁よりさらに傾向が確認できなかったが、上端から 50～100[mm]付近に分布しており、表 3-2-2 の算出値とは大きくは外れていないと考えられる。本来、割れ発生後も有る程度の割れ進展までは継ぎ手の曲げ性能を保っていると考えられるが、せん断破壊を過大評価している面からも、割れ現象を終局の破壊とすれば安全側に金輪継ぎの構造性能を評価できると考えられる。

追掛け大栓時に栓のせん断降伏を検討したが、計算上加味する必要のないものとなっていた。金輪継ぎ手においてもへそのめり込み降伏より先に割れが発生するのは明白であるため、追掛け大栓時に栓のせん断降伏と同様に設計式上は取り扱う必要がないものと考えられる。

3.4 まとめ

本章では、略鎌系の継ぎ手が曲げを受ける際のモーメント・回転角関係について、完全弾塑性タイプの剛性および降伏モーメント、終局変形角を求める算定式を提案した。算定式による剛性、降伏モーメント、終局変形角それぞれの最小値から求められるモーメント・回転角関係は、ほぼ全ての実験結果の曲線に対して内側にあり、安全側に算定可能であることが確認された。

剛性の算出に関しては、ほぼ全ての試験体で精度良く実験結果と一致していたが、大栓の無い追掛け継ぎの実験結果に対しては過小評価する結果となった。しかし、寸法効果の傾向は追従できている結果となっているため、設計式としては安全側に算定することができると言える。本研究で提案した算定式に考慮していない初期応力の影響と（影響が小さいとして無視した）込み栓の母材の繊維方向一面せん断抵抗を加味することでより実験結果を平均的に表現すると考えられる。

胴付きの上部分・へそ下端からの割裂や、腮の下部分のせん断破壊などの挙動に対して、実験での発生時期や発生位置を詳細には算出値と比較できなかったが、割裂に関しては実験結果の曲線を大きくはずれておらず、せん断破壊に関しては脆性的な破壊と判断できる曲線の折れ点近傍を算出できている。金輪継ぎでは材せいに対して継ぎ手長さが長い試験体では過大評価するものが存在したが、双方の継ぎ手においても、腮下部分の面圧降伏と併せてこれらの最小値を降伏モーメントとすることで、実験結果を安全側に評価することが出来ていると考えられる。ただし、追掛け大栓継ぎでは腮幅の大きな試験体では特にせん断破壊の発生モーメントを過大に評価する傾向があるため、算定式の適用条件として腮幅が梁幅の 1/3 程度とする等の適用条件を設定する必要がある。金輪継ぎのせん断破壊に関しては、更なる検討を要すると考えられる。

本研究で示した算定式は、各材料定数や抵抗要素の剛性・降伏耐力等を差し替えられる形で与えている。特に木材の表面効果である面圧剛性や、せん断強度、割裂における破壊エネルギーなどを今後詳細に検討することで、より精度の良い算定結果を得ることができると考えられる。

4. 土塗り壁を含む有開口鉛直構面の荷重-変形角関係推定

4.1 概要

本論で対象とする構造の耐震要素とし多くを占めるのが土塗り壁である。一般的にも伝統的な軸組構法による木造建築物の鉛直構面の多くには土塗り壁が用いられており、建物全体の耐震設計や耐震性能評価を考える場合には、土塗り壁単体の構造性能を正確に把握しておくことが重要である。土塗り壁単体の構造性能に関しては、材料試験による塗り土の材料特性と実大実験による土塗り部のせん断耐力の比較検討⁴⁻¹⁾や、構成要素毎の耐力負担率やそれぞれの抵抗機構の解明による構面単体の剛性と耐力の予測^{4-2,3,4)}などの土塗り構面の水平せん断力に対する抵抗メカニズムの解明を目的とした研究が行われている。また、地域毎に異なった仕様を有する土塗り壁の構造性能に関する実験報告^{4-5,6,7)}や、仕様の違いによる構造性能への影響⁴⁻⁸⁾など、地方の特色を考慮したデータの蓄積も多く行われており、その性能は徐々に明らかにされつつある。

実際の建物における鉛直構面は単位構面が面内方向に連続しており、開口による垂れ壁・腰壁の構面や通路等による土塗り部分を持たない軸組のみの構面などの組み合わせから、通り毎の耐震性能が決定づけられる。垂れ壁・腰壁などの小壁部分にせん断変形を強制するような全面壁が隣接していない場合、小壁部分の変形は通り全体の変形に比べて小さくなる場合があり⁴⁻⁹⁾、小壁に取り付く柱に比較的大きな曲げモーメントの入力が予測される。既往の研究や文献ではこのようなラーメン効果的要素を含んだ部分は、小壁の変形と柱の曲げによる変形とを合わせて考えることで、軸組の弾性変形の範囲で構面の荷重-変形関係を予測できるとしている^{4-10,11)}。

これらの研究では垂れ壁を含む構面を対象として、柱一本と、せん断力を負担する垂れ壁を柱一本当たりが負担する長さに分割したものとを組み合わせたものの荷重-変形関係を予測するモデルを示している。しかし実際の建物においては、柱断面の違いや差しもの端部の組み方によって負担せん断力の差が生じるなど、直接的に前述の考え方を適用するのが難しい場合がある。特に小壁の上下に取り付く差しものについて、社寺仏閣等に用いられるような大断面構造材の場合には、込み栓打ちなどにより部材の端部に引張り抵抗が加わる組み方をしている場合があるが、住宅規模の建物ではせん断力には抵抗するものの、引張り力には抵抗しない簡易な組み方をしている場合が多い。こういった場合に対応するためには、既往のモデルを発展させ、差しもの端部の引っ張り抵抗と、曲げ変形が予想される各柱の断面性能を加味できる方法を確立しておく必要がある。

本章では、一般的な伝統的な軸組構法による木造住宅の仕様に基づいて作成した、礎石建て構法による土塗り壁の鉛直構面の実大試験体に対して水平繰り返し加力実験を行い、その構造性能および各部の変形、破壊性状を確認すると共に、実験結果に基づいた垂れ壁・腰壁・袖壁の荷重-変形角関係および柱の弾性曲げを組み合わせ、実験を行った有開口土塗り壁の荷重-変形角曲線の推定を行うことを目的とする。前述したような小壁上下の差しもの端部の引張り抵抗の有無による影響を加味した場合も含め、実験結果と比較することで推定方法を検討するものとする。

4.2 有開口土塗り壁の面内せん断実験

4.2.1 試験体概要

対象とする試験体は雑壁の構成をパラメータとした足固め仕様の湿式土塗り壁試験体(以下MWA)12種類である。特定の既存建築に基づく仕様ではないが、一般的と考えられる仕様を歴史の見地から決定した⁴⁻¹²⁾。試験体一覧を表4-1に、試験体の簡略図を図4-1に示す。MWA1,2,4,5,6の2P試験体は各3体、MWA3,7,8,9,10,11,12の4P試験体は各1体である(1P=910[mm])。

各部寸法を、MWA11を例として図4-2に示す。足固めと桁の芯々間距離は全ての試験体で2730[mm]であり、柱芯々間距離は910[mm]の整数倍とした。軸組はいずれも天然乾燥のスギ無等級材で、平均曲げヤング係数は8055[N/mm²]、平均含水率は27.4[%]である。桁は120[mm]×210[mm]、足固めは120[mm]×150[mm]、柱は120[mm]×120[mm]であり、窓台と鴨居は105[mm]×45[mm]で、端部は柱に短ほぞ差し、N65釘2本で斜め打ちされている。貫の断面は18[mm]×105[mm]であり、全面壁の場合の段数は3段である。横貫の端部は通し貫とせず柱内に納めている。主要軸組部材の材料情報を表4-2に示す。

壁土には京都の土を用い、塗り厚は60[mm](荒壁36[mm]、中塗り表裏12[mm])とした。間渡し竹の幅は30[mm]程度とし、小舞竹の幅は20[mm]程度で小舞内法間隔は45[mm]程度を基準としている。壁土を塗った後、壁の厚さ方向の芯が柱の芯になるように製作されている。

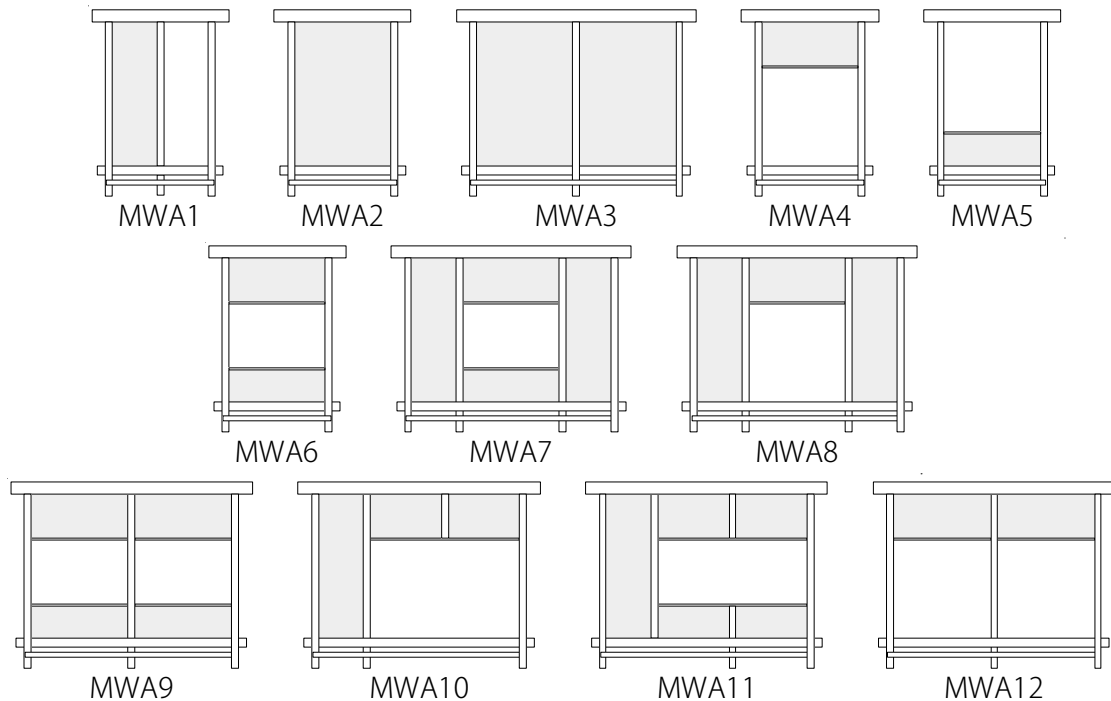
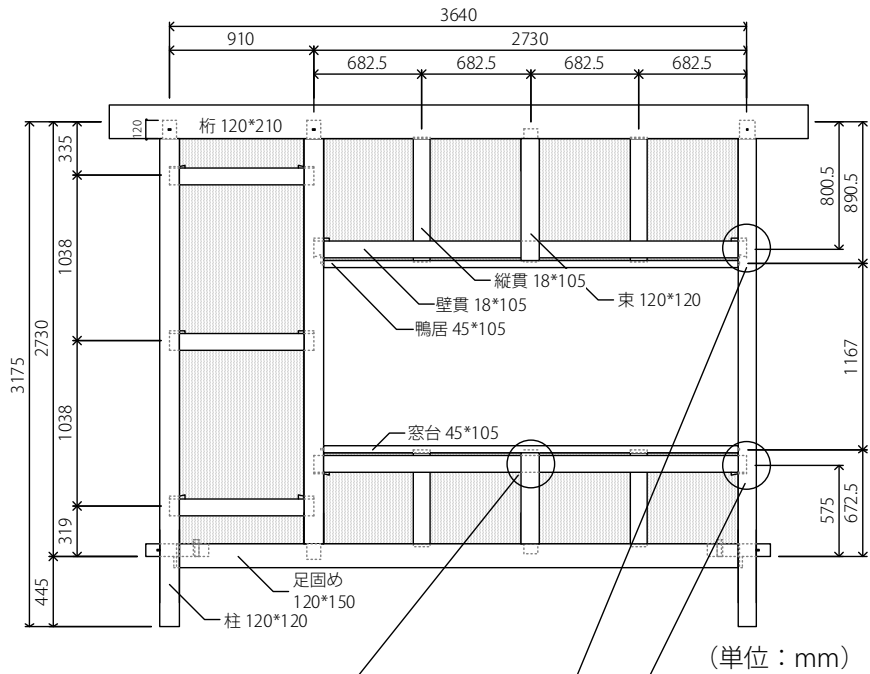


図4-1 試験体概略

表 4-1 試験体一覧

試験体名	試験体幅	土塗り部分の構成	試験体数	平均重量(kg)
MWA1	2P	1P全面壁	3	266
MWA2	2P	2P全面壁	3	436
MWA3	4P	4P全面壁	1	866
MWA4	2P	2P垂れ壁	3	219
MWA5	2P	2P腰壁	3	168
MWA6	2P	(2P垂れ壁+2P腰壁)	3	280
MWA7	4P	1P全面壁+(2P垂れ壁+2P腰壁)+1P全面壁	1	700
MWA8	4P	1P全面壁+2P垂れ壁+1P全面壁	1	633
MWA9	4P	(2P垂れ壁+2P腰壁)+(2P垂れ壁+2P腰壁)	1	440
MWA10	4P	1P全面壁+3P垂れ壁	1	380
MWA11	4P	1P全面壁+(3P垂れ壁+3P腰壁)	1	613
MWA12	4P	2P垂れ壁+2P垂れ壁	1	382



(単位：mm)

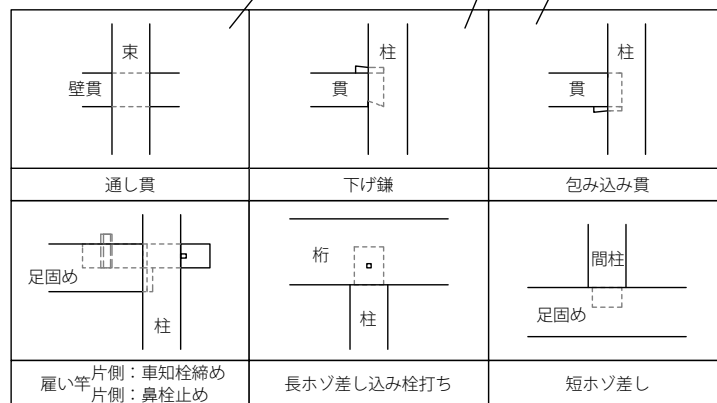


図 4-2 試験体詳細 (MWA11)

表 4-2 主要部材の材料情報

試験体	使用箇所	断面寸法		機械等級	打撃による [N/mm ²]	ヤング係数 4点曲げ試験による [N/mm ²]			製材時 [%]	含水率 実験時 [%]			
		[mm ²]				1	2	平均		上左	中心	右下	平均
MWA1-1	桁	210*120	E70	7010				22.0	11.0	11.0	10.5	10.8	
	足固め	150*120	E90	8980				26.8	15.5	14.0	13.0	14.2	
	左柱	120*120	E70	6860				21.0	10.5	10.5	11.0	10.7	
	中柱	120*120	E90	8290				25.0	12.5	14.0	15.0	13.8	
	右柱	120*120	E90	8470				25.0	11.0	11.0	12.0	11.3	
MWA1-2	桁	210*120	E90	9110				26.0	11.0	11.5	11.0	11.2	
	足固め	150*120	E90	8960				26.8	12.0	13.0	11.5	12.2	
	左柱	120*120	E70	7340				22.0	10.0	10.5	10.5	10.3	
	中柱	120*120	E70	7500				27.0	10.5	11.5	11.5	11.2	
MWA1-3	右柱	120*120	E90	8540				25.0	11.0	11.0	12.0	11.3	
	桁	210*120	E90	8010				25.0	10.5	10.5	11.0	10.7	
	足固め	150*120	E70	7080				23.1	10.0	11.5	11.5	11.0	
	左柱	120*120	E70	7390				19.0	10.5	10.0	10.0	10.2	
MWA2-1	中柱	120*120	E90	8060				18.0	10.0	10.5	10.5	10.3	
	右柱	120*120	E90	9050				27.0	11.5	12.5	12.0	12.0	
	桁	210*120	E70	6650				48.8	10.0	10.5	10.0	10.2	
	足固め	150*120	E70	7300				26.2	11.0	11.0	10.5	10.8	
MWA2-2	左柱	120*120	E70	7950				22.0	11.0	11.0	11.0	11.0	
	右柱	120*120	E70	6990				27.0	10.0	10.0	10.5	10.2	
	桁	210*120	E90	8280				43.2	19.5	19.5	18.5	19.2	
	足固め	150*120	E70	7080				23.1	11.0	14.0	12.0	12.3	
MWA2-3	左柱	120*120	E90	9330				26.0	11.0	11.0	11.0	11.0	
	右柱	120*120	E90	8930				25.0	12.5	13.5	12.5	12.8	
	桁	210*120	E110	9830				44.5	14.0	17.5	16.0	15.8	
	足固め	150*120	E70	7300				26.2	13.0	14.0	12.0	13.0	
MWA3	左柱	120*120	E90	8690				25.0	12.0	11.0	16.0	13.0	
	右柱	120*120	E90	9020				24.0	13.0	13.5	16.0	14.2	
	桁	210*120	E90	7820				46.0	13.0	13.5	12.5	13.0	
	足固め	150*120	E70	7640				27.8	11.5	12.0	11.0	11.5	
MWA4-1	左柱	120*120	E90	8940				25.0	11.5	12.0	11.0	11.8	
	中柱	120*120	E90	9150				24.0	10.5	10.0	11.0	10.5	
	右柱	120*120	E90	8180				22.0	10.5	10.0	11.0	10.5	
	桁	210*120	E70	6950				44.3	10.5	12.0	11.0	11.2	
MWA4-2	足固め	150*120	E70	7780				25.5	12.5	12.0	11.0	11.8	
	左柱	120*120	E90	8950	9901	10648	10274	23.0	13.0	11.5	13.0	12.5	
	右柱	120*120	E90	8670	9926	9354	9640	26.0	13.5	12.5	13.0	13.0	
	桁	210*120	E90	9130				42.7	34.6	33.5	48.5	38.9	
MWA4-3	足固め	150*120	E70	6220				23.0	12.0	13.0	13.5	12.8	
	左柱	120*120	E70	7760	7970	8146	8058	25.0	14.0	15.0	14.0	14.3	
	右柱	120*120	E70	7680	9080	8839	8959	26.0	14.5	14.0	13.0	13.8	
	桁	210*120	E70	6870				46.4	15.5	16.5	15.5	15.8	
MWA5-1	足固め	150*120	E90	9440				26.0	14.0	13.0	14.0	13.7	
	左柱	120*120	E90	8390	8404	9223	8814	25.0	11.0	11.0	11.0	11.0	
	右柱	120*120	E90	8740	10620	10683	10652	26.0	12.0	11.0	13.0	12.0	
	桁	210*120	E70	6700				46.7	11.0	11.0	11.0	11.0	
MWA5-2	足固め	150*120	E70	7250				23.0	13.5	13.0	13.0	13.2	
	左柱	120*120	E70	7410	9615	8664	9139	24.0	11.0	11.0	11.0	11.0	
	右柱	120*120	E90	8190	8875	9452	9164	22.0	14.5	12.0	14.5	13.7	
	桁	210*120	E90	9560				45.0	12.0	14.0	14.0	13.3	
MWA5-3	足固め	150*120	E90	8200				27.4	15.5	15.5	16.0	15.7	
	左柱	120*120	E70	7230	8018	8335	8177	24.0	11.5	12.5	15.5	13.2	
	右柱	120*120	E90	8360	9309	9424	9367	26.0	11.0	11.0	11.0	11.0	
	桁	210*120	E90	8250				45.2	12.5	12.5	13.5	12.8	
MWA6-1	足固め	150*120	E90	8700				28.3	13.0	13.5	14.0	13.5	
	左柱	120*120	E90	9040	9898	10985	10441	22.0	11.0	11.0	11.0	11.0	
	右柱	120*120	E90	8570	9435	9416	9425	23.0	14.0	14.0	13.0	13.7	
	桁	210*120	E90	9090				44.9	14.5	14.5	14.0	14.3	
MWA6-2	足固め	150*120	E70	7780				22.0	12.5	12.0	11.0	11.8	
	左柱	120*120	E70	6060	7791	8219	8005	23.0	10.0	10.0	10.5	10.2	
	右柱	120*120	E90	9140	10736	11467	11102	22.0	10.5	12.5	14.5	12.5	
	桁	210*120	E70	7340				24.0	12.5	12.5	12.0	12.3	
MWA6-3	足固め	150*120	E90	8350				28.0	13.5	13.5	14.5	13.8	
	左柱	120*120	E90	8540	8381	8391	8386	25.0	12.5	12.5	13.0	12.7	
	右柱	120*120	E70	7530	8569	9120	8844	20.0	10.5	11.0	11.0	10.8	
	桁	210*120	E90	7800				44.3	21.0	20.0	18.5	19.8	
MWA6-3	足固め	150*120	E90	8580				24.0	14.0	14.5	15.5	14.7	
	左柱	120*120	E90	8020	9179	8990	9084	23.0	10.5	11.0	11.0	10.8	
	右柱	120*120	E70	7920	8924	8650	8787	24.0	10.5	11.0	11.0	10.8	

試験体	使用箇所	断面寸法 [mm ²]	機械等級	打撃による [N/mm ²]	ヤング係数			製材時 [%]	含水率			
					4点曲げ試験による				実験時			
					1	2	平均		上左	中心	右下	平均
MWA7	桁	210*120	E70	7070				45.4	11.0	11.5	11.5	11.3
	足固め	150*120	E70	6830				23.3	11.5	11.5	11.5	11.5
	左柱	120*120	E70	7650				22.6	11.5	13.5	12.5	12.5
	中柱(左)	120*120	E70	7120				18.0	11.5	11.5	13.0	12.0
	中柱(右)	120*120	E70	6450				26.2	17.0	17.5	22.0	18.8
	右柱	120*120	E70	7710				16.4	11.0	12.0	11.5	11.5
MWA8	桁	210*120	E90	7940				44.5	15.0	18.0	16.0	16.3
	足固め	150*120	E70	7740				29.2	14.0	15.0	15.5	14.8
	左柱	120*120	E90	7850				26.1	14.5	18.0	19.0	17.2
	中柱(左)	120*120	E70	7530				18.4	14.0	12.0	12.0	12.7
	中柱(右)	120*120	E90	8730				27.7	16.0	16.0	15.5	15.8
	右柱	120*120	E70	7560				23.9	14.5	15.0	17.0	15.5
MWA9	桁	210*120	E70	6250				44.3	13.5	14.5	13.5	13.8
	足固め	150*120	E90	8710				22.1	11.0	13.5	13.0	12.5
	左柱	120*120	E70	7360	8647	8410	8529	25.0	16.0	13.0	11.0	13.3
	中柱	120*120	E70	7510	7717	8902	8310	23.0	10.5	11.5	12.0	11.3
	右柱	120*120	E70	7240	9613	9543	9578	20.0	10.5	11.0	12.0	11.2
	桁	210*120	E70	6250				44.3	14.0	14.0	12.0	13.3
MWA10	足固め	150*120	E110	10500				15.0	14.5	14.0	14.0	14.2
	左柱	120*120	E90	9270				25.0	12.0	12.0	11.0	11.7
	中柱	120*120	E70	7500				27.0	12.0	14.0	15.0	13.7
	右柱	120*120	E90	9850	10406	9961	10184	26.0	11.0	11.0	11.0	11.0
	桁	210*120	E70	6870				45.8	18.0	17.0	16.5	17.2
MWA11	足固め	150*120	E90	9450				27.5	20.0	21.0	18.5	19.8
	左柱	120*120	E90	8320				15.4	11.0	13.5	14.5	13.0
	中柱(左)	120*120	E90	8900				16.6	11.5	14.0	15.5	13.7
	右柱	120*120	E70	8610	8952	8820	8886	22.3	14.0	15.0	15.5	14.8
	桁	210*120	E90	9250				44.5	15.5	15.0	15.5	15.3
MWA12	足固め	150*120	E130	12280				15.0	18.0	15.0	17.0	16.7
	左柱	120*120	E70	7240	9923	9274	9599	17.1	12.5	14.0	11.0	12.5
	中柱	120*120	E70	7060	11518	13510	12514	21.0	11.0	12.0	14.0	12.3
	右柱	120*120	E70	7020	10473	11007	10740	16.7	14.5	11.0	11.0	12.2

また、試験体の作製工程を以下に記述する。

1. 軸組の組み立て(1)
2. 間渡し竹の取り付け(2)
3. 小舞搔き(3),(4)
4. 荒壁塗り（裏返しまでの養生期間無し）(5)-(7)
5. 貫伏せ、中塗り(8),(9)
6. 中塗り 2(10)
7. 完成(11)



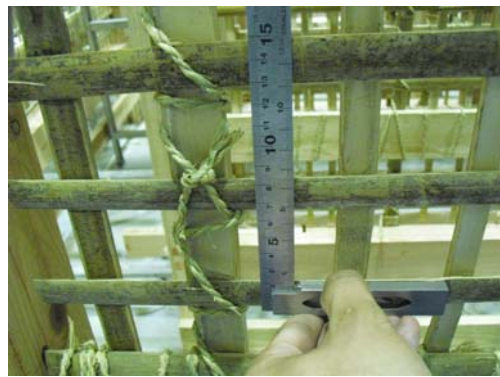
(1) 軸組の組み立て



(2) 間渡し組み付け



(3) 小舞掻き完了



(4) 縄の周し方



(5) 荒壁土とスサ



(6) 荒壁塗り完了



(7) 片側荒壁塗り完了後の裏側



(8) 中塗り 1



(9) 中塗りと貫伏せ同時施工



(10) 中塗り 2 度目



(11) 完成

図 4-3 試験体の作製工程

4.2.2 実験方法

実験方法は載荷式とし、試験体仕様にかかわらず、鉛直載荷治具で外側柱それぞれに鉛直方向荷重 10kN、計 20kN を加えた。柱脚部は水平方向の移動のみを拘束し、浮き上がりを許容する仕様とした。ただし、浮き上がりが先行し、構面のせん断変形が生じない場合は、柱脚にピン治具を設け、初期状態から再度実験を行った。また、軸組の折損や土塗り部全体の崩落など実験続行不能と判断される破壊が起こった際は、その時点で初期変位に戻り、実験終了とした。水平力の荷重スケジュールは、見かけの変形角がおおよそ 1/480、1/240、1/120、1/90、1/60、1/45、1/30、1/20、1/15、1/10、1/7rad にて、各変形角で正負交番三回繰り返した。実験概要を図 4-4、図 4-5 に示す。

計測箇所は、頂部水平変位、柱脚の浮き上がり量、雑壁のせん断変形や接合部の引き抜き量、柱の曲げ歪み等である。図 4-6～17 に計測器設置位置を、表 4-3～14 に計測器一覧を試験体毎に示す。

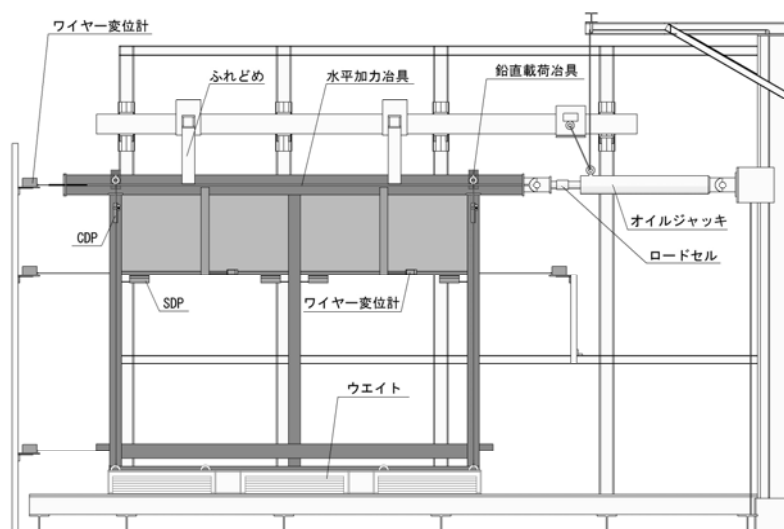


図 4-4 実験概要



図 4-5 設置写真

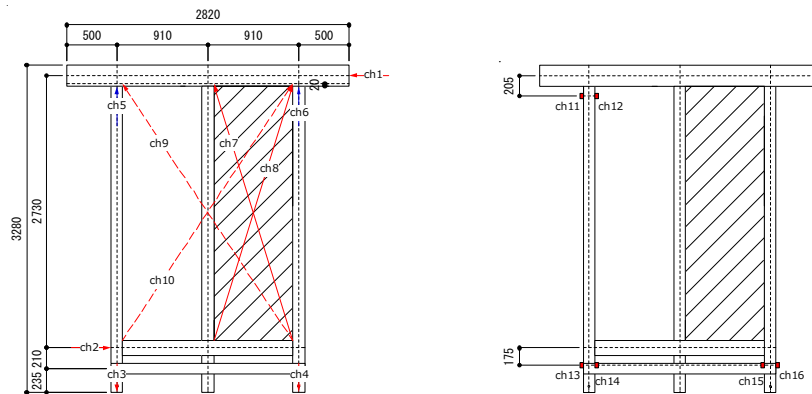


図 4-6 MWA1 計測器設置位置

表 4-3 MWA1 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-500C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-500C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-500E	巻取式変位計	左壁面のせん断変形
ch8	DP-1000C	巻取式変位計	左壁面のせん断変形
ch9	DP-2000C	巻取式変位計	壁全体のせん断変形
ch10	DP-2000C	巻取式変位計	壁全体のせん断変形
ch11	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱頭部の曲げ応力
ch12	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱頭部の曲げ応力
ch13	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch14	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch15	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch16	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

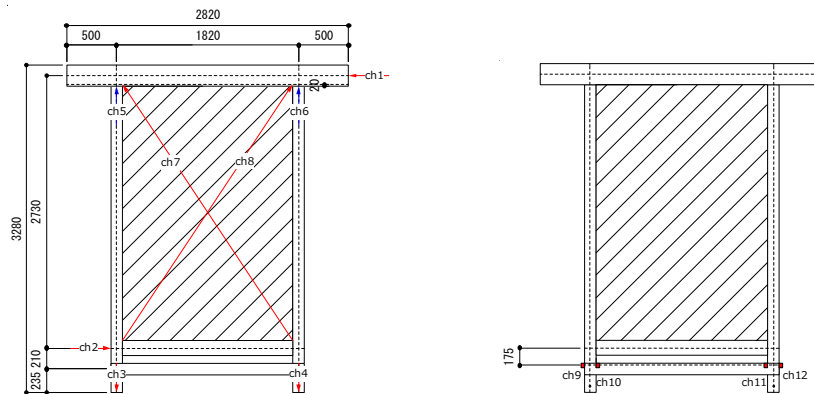


図 4-7 MWA2 計測器設置位置

表 4-4 MWA2 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-500C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-500C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	壁面全体のせん断変形
ch8	DP-2000C	巻取式変位計	壁面全体のせん断変形
ch9	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch10	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch11	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch12	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

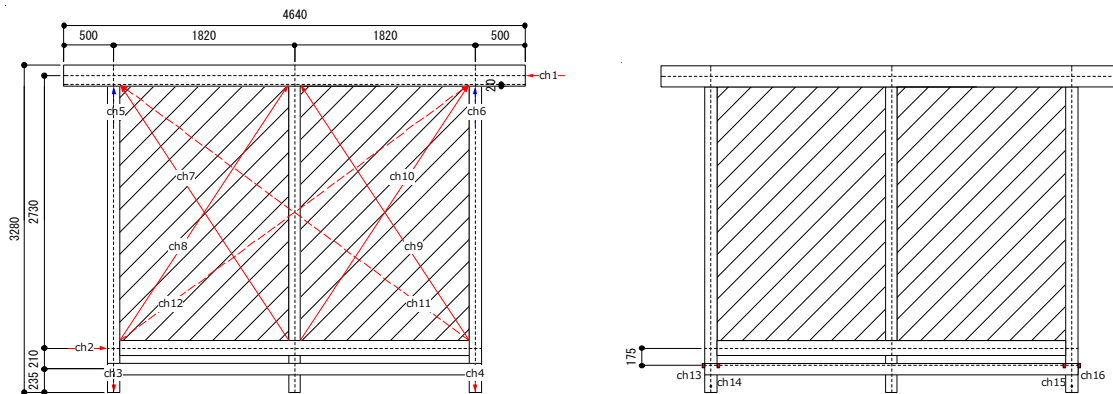


図 4-8 MWA3 計測器設置位置

表 4-5 MWA3 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-500E	巻取式変位計	左壁面のせん断変形
ch8	DP-500E	巻取式変位計	左壁面のせん断変形
ch9	DP-500C	巻取式変位計	右壁面のせん断変形
ch10	DP-1000C	巻取式変位計	右壁面のせん断変形
ch11	DP-2000C	巻取式変位計	壁面全体のせん断変形
ch12	DP-2000C	巻取式変位計	壁面全体のせん断変形
ch13	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch14	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch15	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch16	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

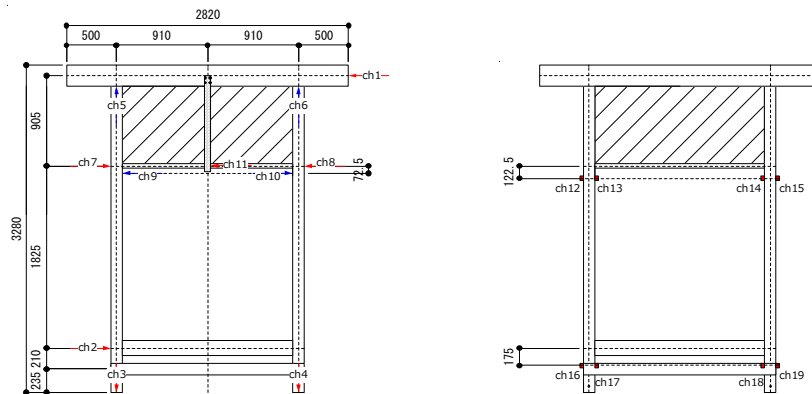


図 4-9 MWA4 計測器設置位置

表 4-6 MWA4 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch8	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch9	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch10	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch11	DP-500E	巻取式変位計	垂壁のせん断変形
ch12	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch13	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch14	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch15	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch16	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch17	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch18	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch19	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

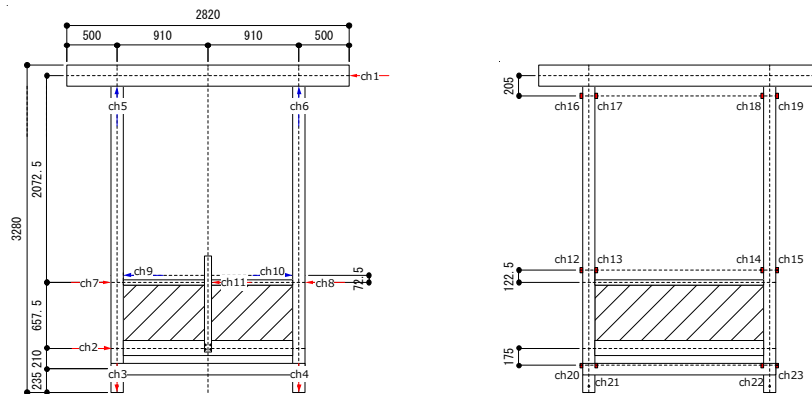


図 4-10 MWA5 計測器設置位置

表 4-7 MWA5 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch8	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch9	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch10	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch11	DP-500E	巻取式変位計	腰壁のせん断変形
ch12	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱腰部の曲げ応力
ch13	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱腰部の曲げ応力
ch14	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch15	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch16	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱頭部の曲げ応力
ch17	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱頭部の曲げ応力
ch18	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱頭部の曲げ応力
ch19	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱頭部の曲げ応力
ch20	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch21	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch22	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch23	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

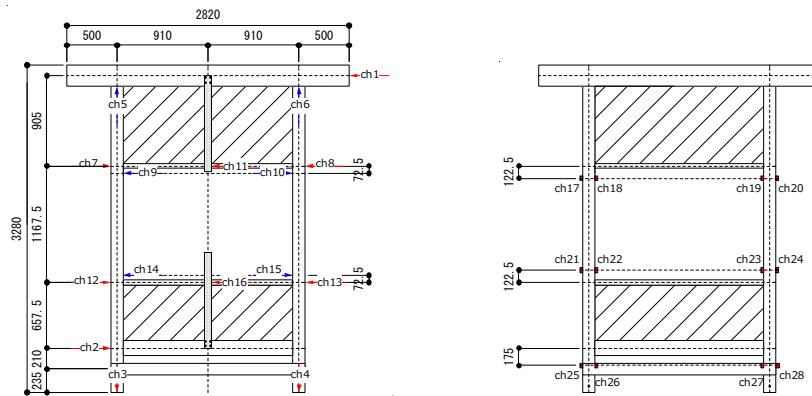


図 4-11 MWA6 計測器設置位置

表 4-8 MWA6 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch8	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch9	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch10	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch11	DP-500E	巻取式変位計	垂壁のせん断変形
ch12	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch13	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch14	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch15	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch16	DP-500E	巻取式変位計	腰壁のせん断変形
ch17	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch18	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch19	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch20	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch21	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱腰部の曲げ応力
ch22	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱腰部の曲げ応力
ch23	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch24	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch25	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch26	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch27	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch28	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

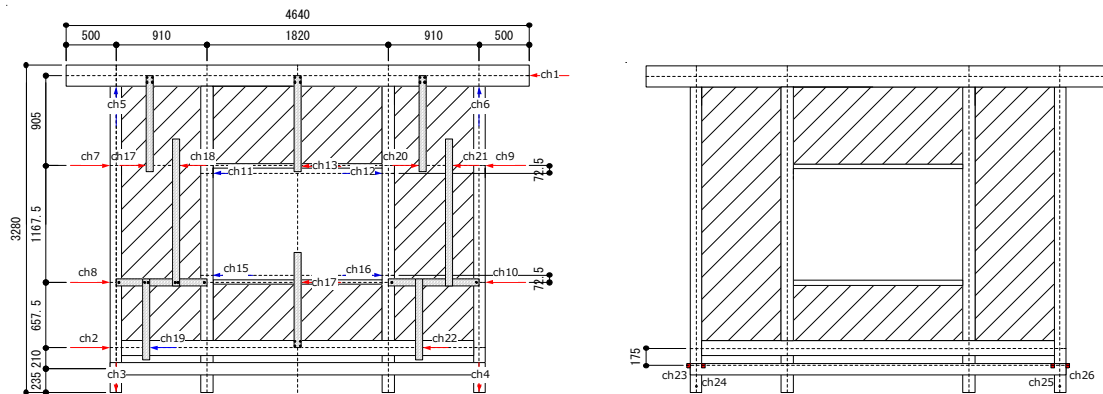


図 4-12 MWA7 計測器設置位置

表 4-9 MWA7 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch8	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch9	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch10	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch11	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch12	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch13	DP-500E	巻取式変位計	垂壁のせん断変形
ch14	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch15	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch16	DP-500E	巻取式変位計	腰壁のせん断変形
ch17	DP-500C	巻取式変位計	左袖壁の垂壁高さ分のせん断変形
ch18	DP-500C	巻取式変位計	左袖壁の開口高さ分のせん断変形
ch19	SDP-200D	高感度変位計	左袖壁の腰壁高さ分のせん断変形
ch20	DP-500C	巻取式変位計	右袖壁の垂壁高さ分のせん断変形
ch21	DP-500C	巻取式変位計	右袖壁の開口高さ分のせん断変形
ch22	DP-500E	高感度変位計	右袖壁の腰壁高さ分のせん断変形
ch23	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch24	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch25	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch26	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

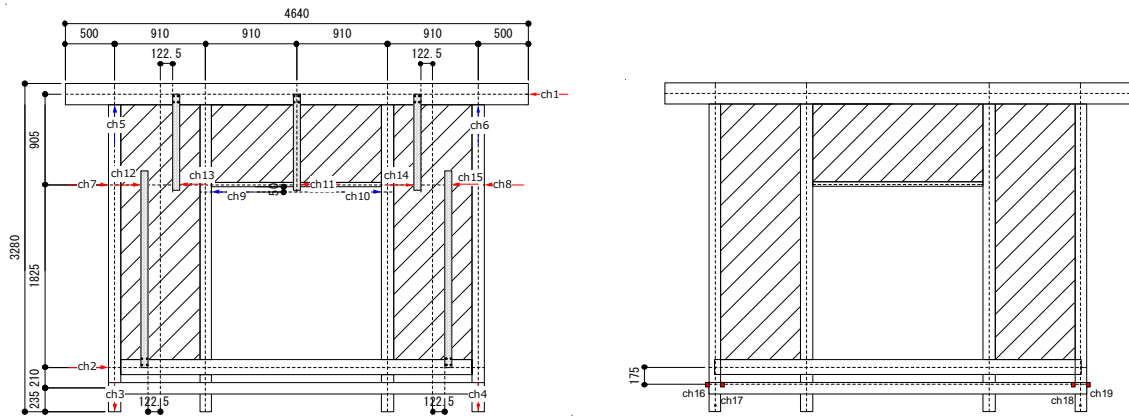


図 4-13 MWA8 計測器設置位置

表 4-10 MWA8 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch8	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch9	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch10	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch11	DP-500E	巻取式変位計	垂壁のせん断変形
ch12	DP-1000C	巻取式変位計	左袖壁の開口高さ分のせん断変形
ch13	DP-1000C	巻取式変位計	左袖壁の垂壁高さ分のせん断変形
ch14	DP-500C	巻取式変位計	右袖壁の垂壁高さ分のせん断変形
ch15	DP-500C	巻取式変位計	右袖壁の開口高さ分のせん断変形
ch16	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	最左柱脚部の曲げ応力
ch17	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	最左柱脚部の曲げ応力
ch18	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	最右柱脚部の曲げ応力
ch19	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	最右柱脚部の曲げ応力

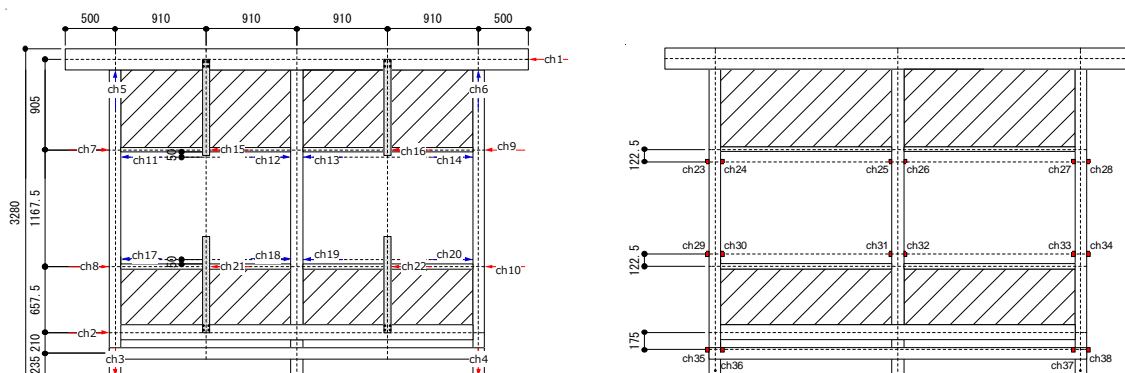


図 4-14 MWA9 計測器設置位置

表 4-11 MWA9 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-2000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch8	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch9	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch10	DP-1000C	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch11	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch12	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch13	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch14	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch15	DP-500E	巻取式変位計	左垂壁のせん断変形
ch16	DP-500E	巻取式変位計	右垂壁のせん断変形
ch17	SDP-200D	高感度変位計	窓台の抜け
ch18	DP-500C	巻取式変位計	窓台の抜け
ch19	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch20	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch21	DP-500C	巻取式変位計	左腰壁のせん断変形
ch22	DP-500C	巻取式変位計	右腰壁のせん断変形
ch23	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch24	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch25	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	中柱鴨居部の曲げ応力
ch26	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	中柱鴨居部の曲げ応力
ch27	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch28	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch29	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱腰部の曲げ応力
ch30	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱腰部の曲げ応力
ch31	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	中柱腰部の曲げ応力
ch32	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	中柱腰部の曲げ応力
ch33	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch34	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch35	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch36	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch37	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch38	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

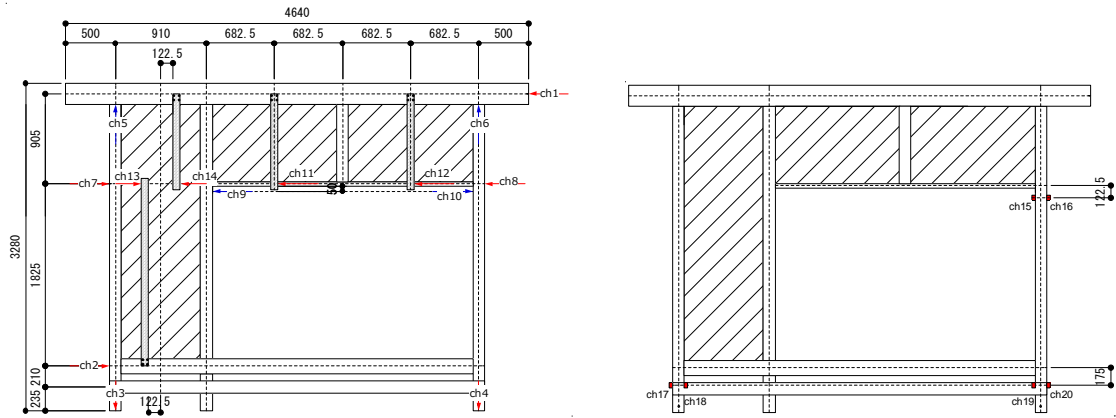


図 4-15 MWA10 計測器設置位置

表 4-12 MWA10 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-1000C	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch8	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch9	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch10	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch11	DP-500E	巻取式変位計	左垂壁のせん断変形
ch12	DP-500E	巻取式変位計	右垂壁のせん断変形
ch13	DP-1000C	巻取式変位計	袖壁の垂壁高さ分のせん断変形
ch14	DP-2000C	巻取式変位計	袖壁の開口高さ分のせん断変形
ch15	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch16	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch17	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch18	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch19	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch20	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

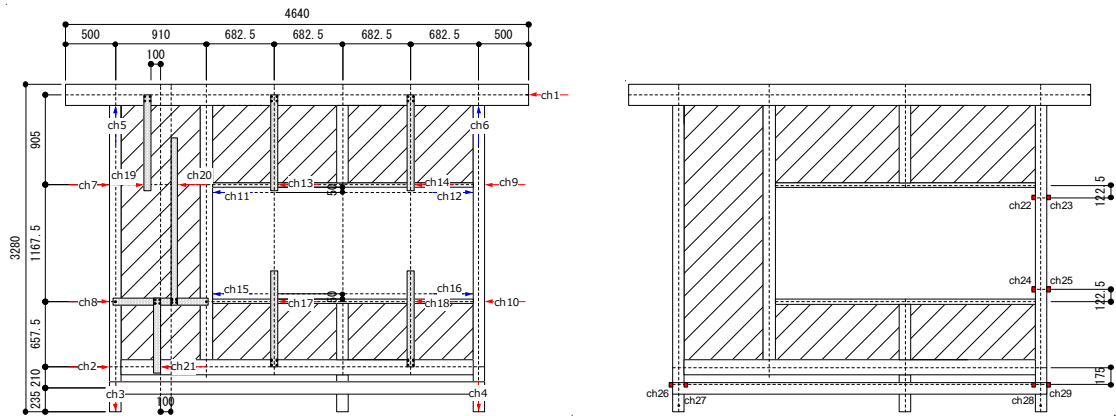


図 4-16 MWA11 計測器設置位置

表 4-13 MWA11 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-1000DS	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch8	DP-1000DS	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch9	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch10	DP-1000DS	巻取式変位計	窓台高さ水平変位
ch11	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch12	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch13	DP-500E	巻取式変位計	垂壁のせん断変形
ch14	DP-500E	巻取式変位計	垂壁のせん断変形
ch15	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch16	SDP-100C	高感度変位計	窓台の抜け
ch17	DP-500C	巻取式変位計	腰壁のせん断変形
ch18	DP-500C	巻取式変位計	腰壁のせん断変形
ch19	DP-1000C	巻取式変位計	袖壁の垂壁高さ分のせん断変形
ch20	DP-1000C	巻取式変位計	袖壁の開口高さ分のせん断変形
ch21	DP-2000C	巻取式変位計	袖壁の腰壁高さ分のせん断変形
ch22	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch23	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch24	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch25	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱腰部の曲げ応力
ch26	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch27	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch28	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch29	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

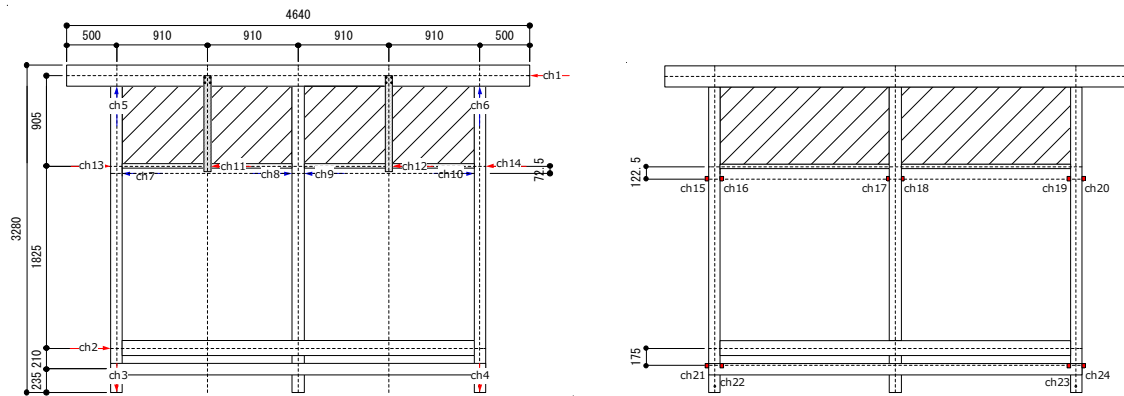


図 4-17 MWA12 計測器設置位置

表 4-14 MWA12 計測器リスト

ch番号	機器名称	計測器種別	計測対象
ch0	TCLU-100KNA	ロードセル	水平荷重
ch1	DP-2000C	巻取式変位計	頂部水平変位
ch2	DP-1000DS	巻取式変位計	足固め水平変位
ch3	DP-1000C	巻取式変位計	左柱脚部鉛直変位
ch4	DP-1000C	巻取式変位計	右柱脚部鉛直変位
ch5	CDP-50	高感度変位計	左柱頭部浮上り
ch6	CDP-50	高感度変位計	右柱頭部浮上り
ch7	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch8	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch9	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch10	SDP-100C	高感度変位計	鴨居の抜け
ch11	DP-500E	巻取式変位計	左垂壁のせん断変形
ch12	DP-500E	巻取式変位計	右垂壁のせん断変形
ch13	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch14	DP-2000C	巻取式変位計	鴨居高さ水平変位
ch15	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch16	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱鴨居部の曲げ応力
ch17	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	中柱鴨居部の曲げ応力
ch18	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	中柱鴨居部の曲げ応力
ch19	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch20	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱鴨居部の曲げ応力
ch21	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch22	PFL-10-11-10LT	歪ゲージ	左柱脚部の曲げ応力
ch23	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力
ch24	PFL-10-11-5LT	歪ゲージ	右柱脚部の曲げ応力

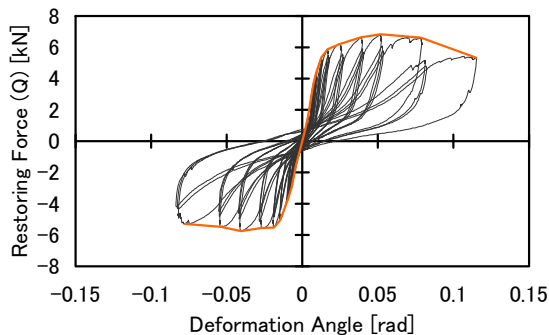
4.2.3 実験結果

真のせん断変形角は、「頂部水平変位／試験体高さ」から「外側柱脚の鉛直変位／計測間距離」を差し引いて求めた。構面のせん断耐力には、鉛直荷重の影響による $P-\delta$ 効果と柱傾斜復元力の影響が含まれるが、鉛直荷重による柱傾斜復元力の影響については、柱断面が小さいこと、柱の曲げなどによって大変形時まで一律に柱傾斜復元力を評価できないことから無視することとし、式(4-1)によって 効果のみを除去した試験体のせん断耐力を算出した。実験におけるロードセルの計測荷重を P 、鉛直載荷治具による鉛直荷重を W 、頂部水平変位を δ 、柱脚-桁上端距離を h とすると、試験体の負担せん断耐力 Q は下式となる。

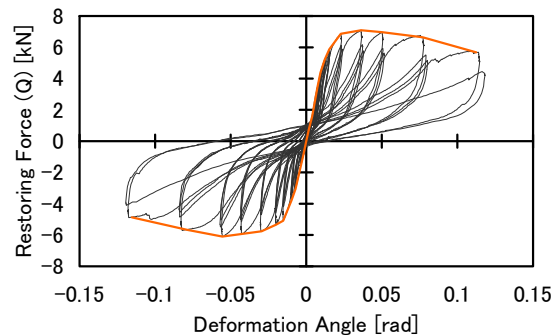
$$Q = P - \frac{W \cdot \delta}{h} \quad - (4-1)$$

実験により得られた真のせん断変形角と式(4-1)によるせん断耐力との関係を図 4-18 に示す。

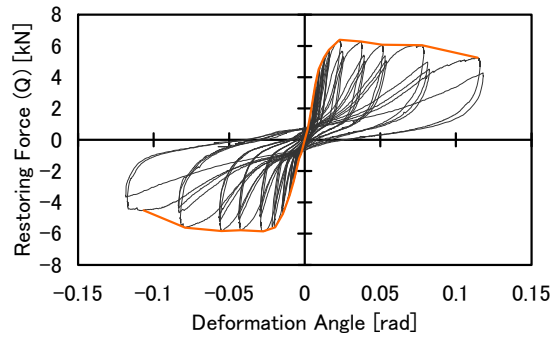
最大耐力は、2P 試験体は 1/30rad~1/20rad 時、4P 試験体は 1/20rad~1/10rad 時で発揮した。全面壁である MWA2、MWA3 ではそれぞれ 1/120rad、1/60rad で最大値となった。MWA2 において浮き上がりを拘束した時は 1/45rad で最大値となった。最大値を発揮した変形角に変化が見られたのは、浮き上がりが 4P より 2P 試験体で早い変形角で発生したことが挙げられる。また、全面壁試験体以外の 2P 試験体における最大耐力は垂れ壁のみの MWA4 は 3.6kN、腰壁のみの MWA-5 は 2.7kN、垂れ壁・腰壁の MWA-6 は 4.9kN であった。垂れ壁・腰壁試験体の実験結果は垂れ壁のみ、腰壁のみの実験結果を加算した値の約 8 割程度になる。実験時の損傷として、土壁部に目立った損傷は見られず、柱の曲げ変形が起因していることが考えられる。柱の曲げ変形に着目して MWA2,3 以外を分類すると、柱に大きな曲げ変形の発生が予想されない試験体 MWA1,7,8 では立ち上がりの剛性は大きいですが、1/30rad 程度で最大耐力を発揮し、その後は徐々に耐力低下を起こしている。一方、MWA4,5,6,12 のような試験体では、軸組の曲げ変形による剛性の支配率が大きくなるため、変形角 1/10rad 程度まで耐力が上昇する傾向を示した。



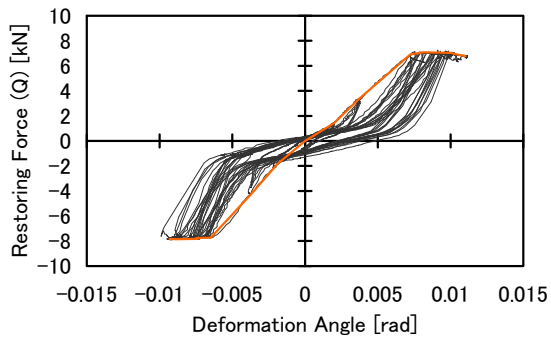
(1) MWA1-1



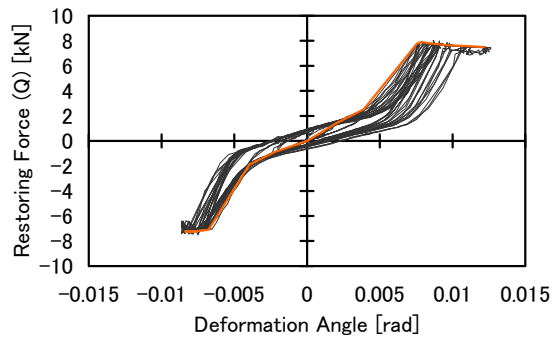
(2) MWA1-2



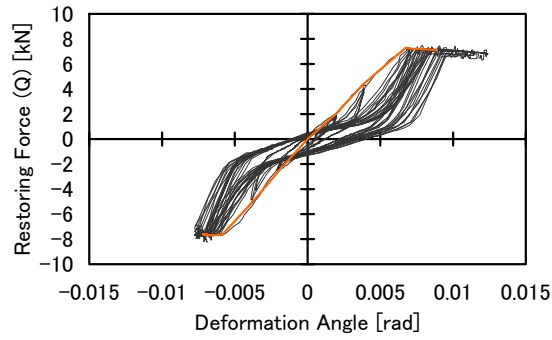
(3) MWA1-3



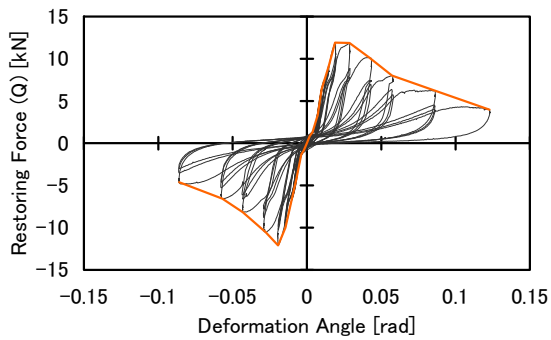
(4) MWA2-1



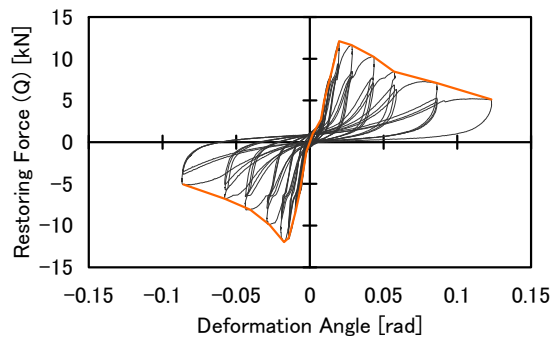
(5) MWA2-2



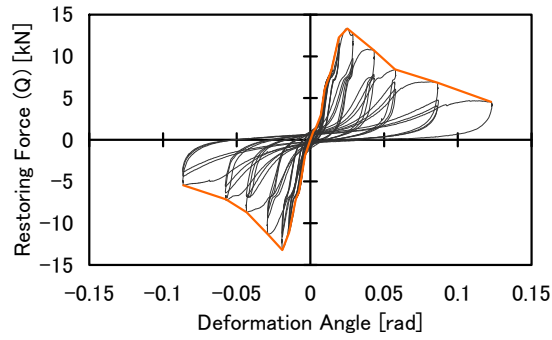
(6) MWA2-3



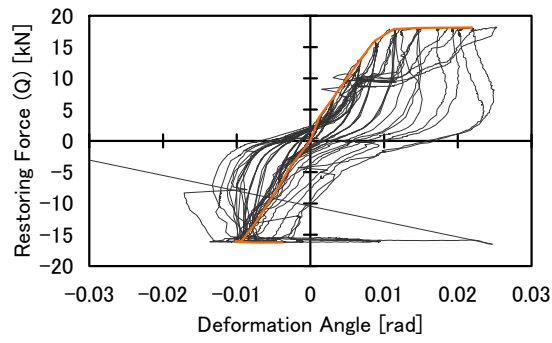
(7) MWA2-1_fix



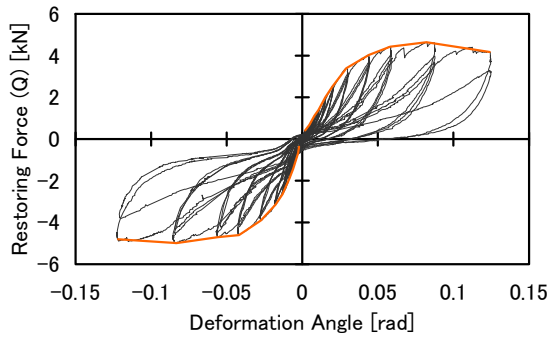
(8) MWA2-2_fix



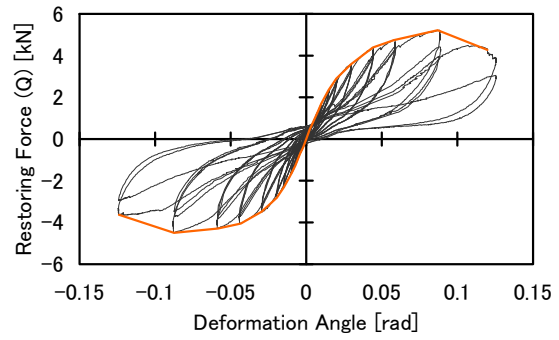
(9) MWA2-3_fix



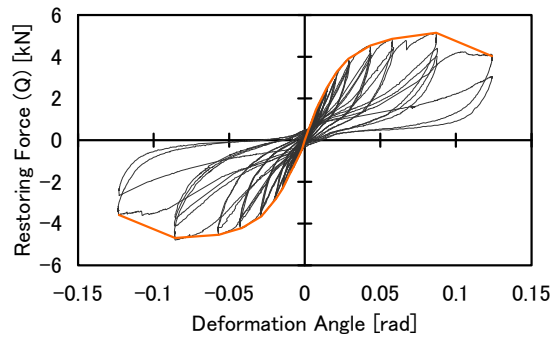
(10) MWA3



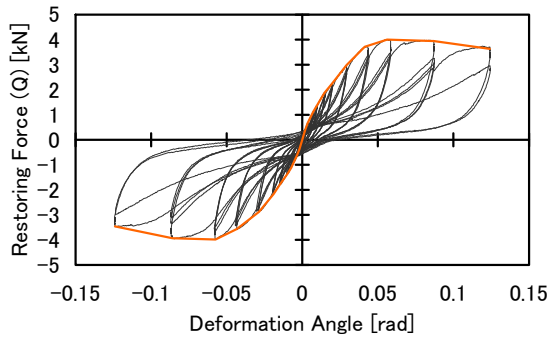
(11) MWA4-1



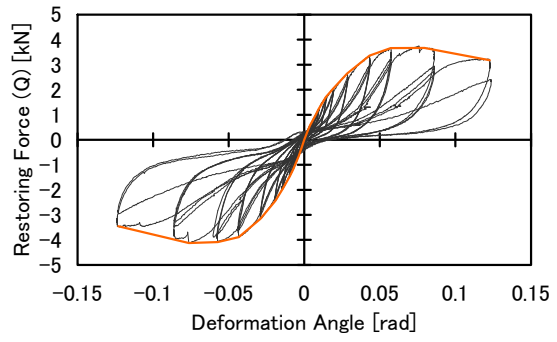
(12) MWA4-2



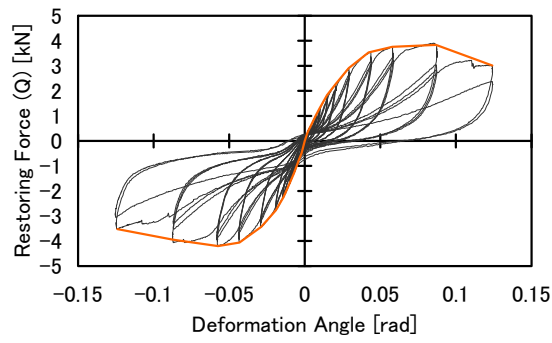
(13) MWA4-3



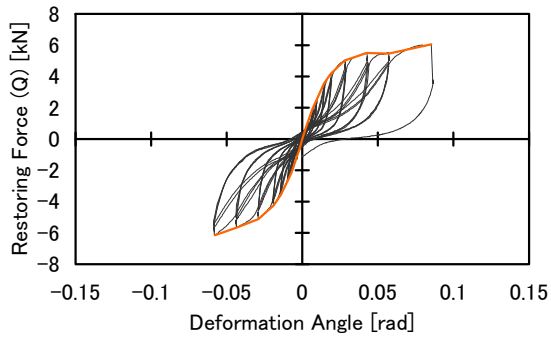
(14) MWA5-1



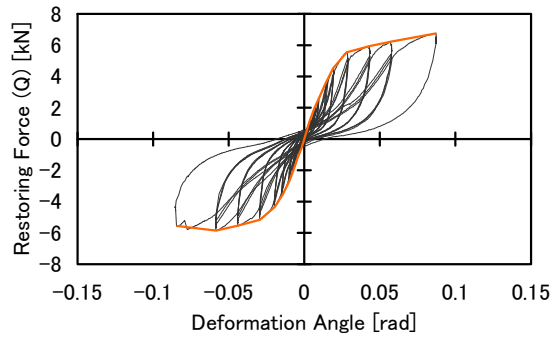
(15) MWA5-2



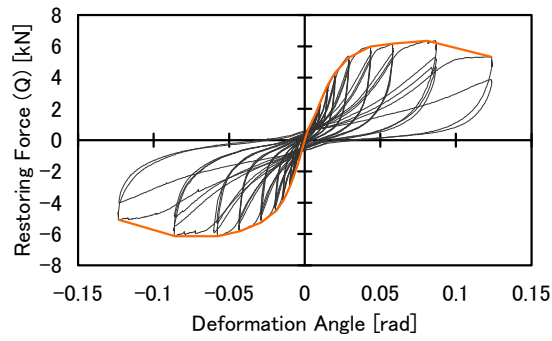
(16) MWA5-3



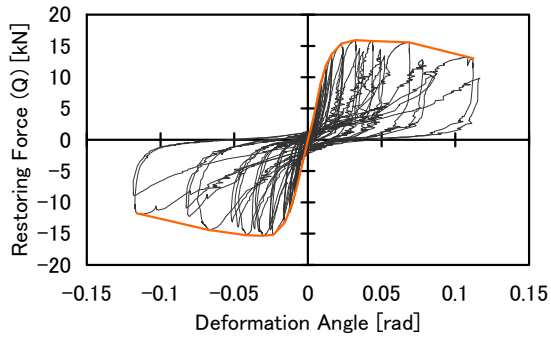
(17) MWA6-1



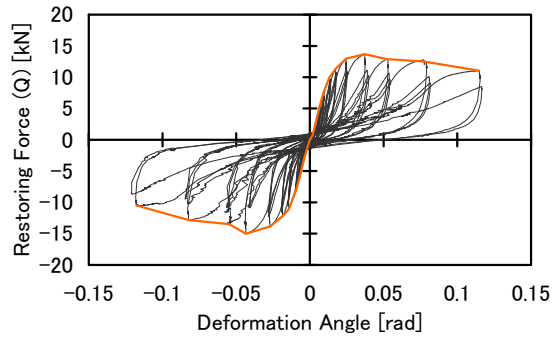
(18) MWA6-2



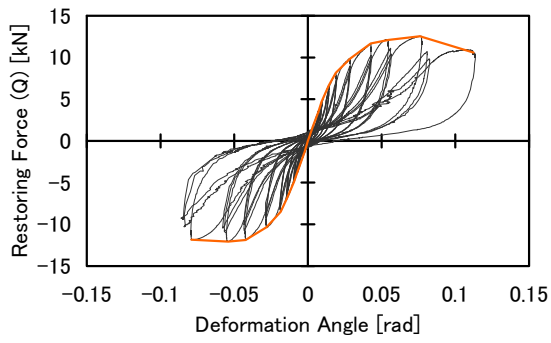
(17) MWA6-3



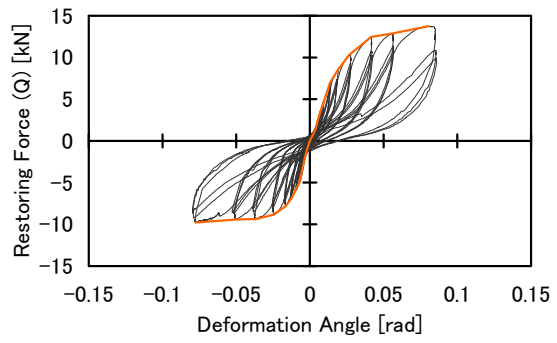
(18) MWA7



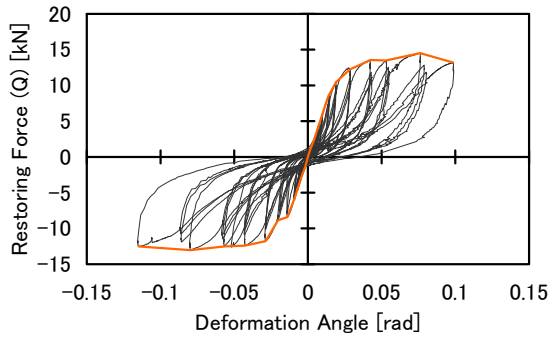
(19) MWA8



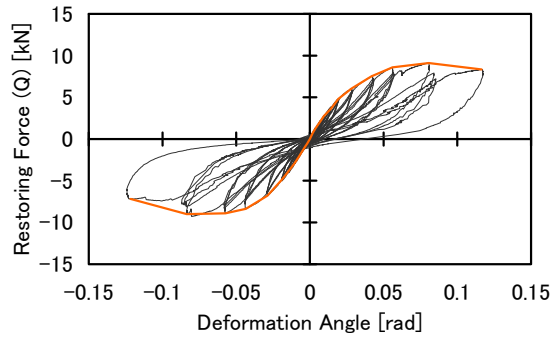
(20) MWA9



(21) MWA10



(22) MWA11



(23) MWA12

図 4-18 実験結果の荷重・変形角曲線

加力中に見られた代表的な損傷および変形の様子を図 4-19 に示す。

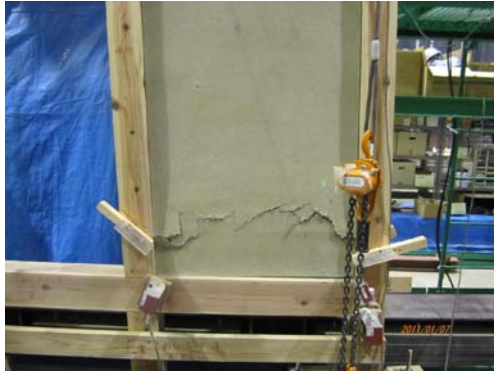
1P 全面壁試験体の MWA1 では、 $1/60\text{rad}$ で土壁に小さなひびが発生し、 $1/30\text{rad}$ 辺りではっきりとしたひび割れとなった(1)。また、柱脚の浮き上がりは $1/60\text{rad}$ から始まり、 $1/7\text{rad}$ では $20[\text{mm}]$ 程度の浮き上がりが生じていた。2P 全面壁の MWA2 においては、浮き上がりを許容した時の全面壁試験体は特に目立った損傷は見られなかった。柱脚固定後の土壁の損傷状態は主にせん断変形による破壊であり、上下のひび割れ、縦の貫に沿ったひび割れの順に発生した(2)。4P 全面壁の MWA3 では、 $1/60\text{rad}$ で柱脚の浮上りが発生したため、土壁に目立った損傷はみられず、小さなひび割れが発生した程度だった。柱脚の浮き上がりは、 $1/20\text{rad}$ では+方向加力時に右柱が約 $50[\text{mm}]$ 、一方向加力時に左柱が約 $100[\text{mm}]$ 浮き上がった。2 回目の一方向加力中 $133[\text{mm}]$ の時に右柱脚が折れたため実験を終了した(3)。

2P 垂れ壁を有する MWA4 では、土壁部の損傷は隅部が圧縮によるひび割れが発生した以外目立った損傷は見られず、柱脚の浮き上がりも微量であった。主な損傷は鴨居の引き抜けが顕著に見られたことである。 $1/60\text{rad}$ ～ $1/45\text{rad}$ にかけて引き抜けが始まり、 $1/30\text{rad}$ になると目視で確認できるほどの引き抜けとなった(4)。2P 腰壁を有する MWA5 でも、土壁部に目立った損傷は見られず、隅部の圧縮が目立った(5)。窓台の抜けは $1/60\text{rad}$ から見られ始めた。2P 垂れ壁と腰壁を有する MWA6 では、鴨居、窓台の引き抜けは MWA4 および MWA5 と同じ $1/60\text{rad}$ ～ $1/45\text{rad}$ で発生した(6)。1 体目と 2 体目は $1/10\text{rad}$ 加力時に柱が折損した(7)。

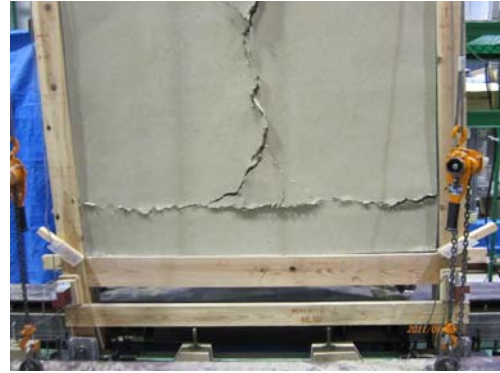
4P 試験体で、2P の垂れ壁・腰壁の両側に 1P 全面壁を有する MWA7 では、 $1/45\text{rad}$ ～ $1/30\text{rad}$ にかけて 1P 全壁部に小さなひび割れが発生し、変形角が大きくなるにつれてそれが拡大する傾向だった(8)。柱脚の浮き上がりも微量であり、鴨居、窓台の抜けも最大で $10[\text{mm}]$ 程度であった。MWA7 から腰壁を取り去った MWA8 では、MWA7 試験体と同様に、土壁部のせん断変形による損傷が顕著だった(9)。損傷状態も類似している箇所が多く見られ、最大耐力時の変形角も同じで、耐力に 2 割ほどの差が見られた。4P の垂れ壁・腰壁のみで構成される MWA9 では、2P の垂れ壁・腰壁の MWA6 と同様、土壁のせん断変形による損傷よりも軸組の曲げ変形が顕著に見られた(10)。 $1/15\text{rad}$ で最大耐力となり、その後は緩やかな耐力低下となっていた。また、鴨居、窓台の引き抜けも同様にみられ、 $1/7\text{rad}$ の一方向加力中に中柱が折れた(11)。1P 全面壁と 3P 垂れ壁で構成される MWA10 では、1P 全面壁部分はせん断変形による損傷、垂れ壁部分は鴨居の引き抜けが主な損傷だった(12)。浮き上がりも微量であり、最大耐力は $1/10\text{rad}$ だったが、 $1/20\text{rad}$ 以降ほぼ一定となっていた。 $1/7\text{rad}$ 一方向加力中 $314[\text{mm}]$ で右柱が割裂した。1P 全面壁と 3P 垂れ壁・腰壁で構成される MWA11 では、1P 全面壁部分のせん断変形による損傷が顕著に見られた。 $1/15\text{rad}$ を超えたあたりで垂れ壁・腰壁の隅部に圧縮による損傷が見られた(13)。4P 垂れ壁のみである MWA12 では、2P 垂れ壁の MWA4 と同様に、 $1/60\text{rad}$ ～ $1/45\text{rad}$ で始まった鴨居の引き抜けが主な損傷だった。しかし、中柱においては鴨居の引き抜けが見られず、 $1/7\text{rad}$ 一方向加力途中で中柱鴨居高さにひび割れが生じたため実験を終了した(14)。

全体的に、桁から足固め高さまでの土塗り壁(袖壁)を有する試験体では同部分のせん断破壊が顕著であった。この破壊性状は見かけの変形角が $1/30\text{rad}$ になる辺りで発生し、その後徐々

に進行していった。MWA4,5,6,12 などの柱の独立部分が長い試験体では大変形角での柱の曲げが顕著で、破壊性状としては小壁部分の隅角部の圧壊が主であり、同部のせん断破壊は微少であった。



(1) MWA1(1/30rad)



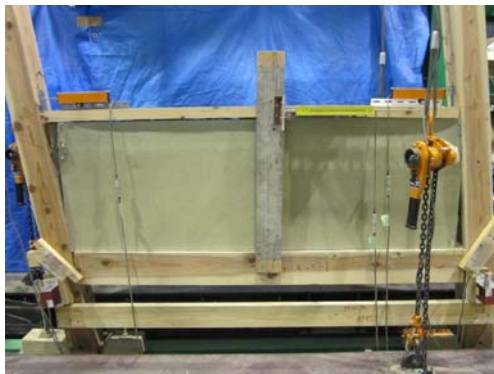
(2) MWA2_fix(1/15rad)



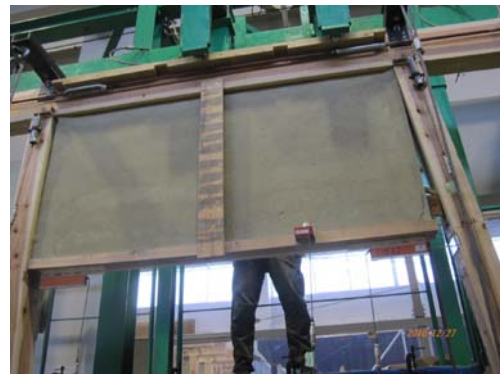
(3) MWA3(1/20rad)



(4) MWA2(1/20rad)



(5) MWA5(1/15rad)



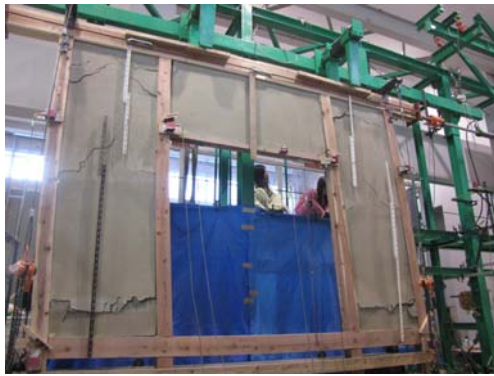
(6) MWA6(1/30rad)



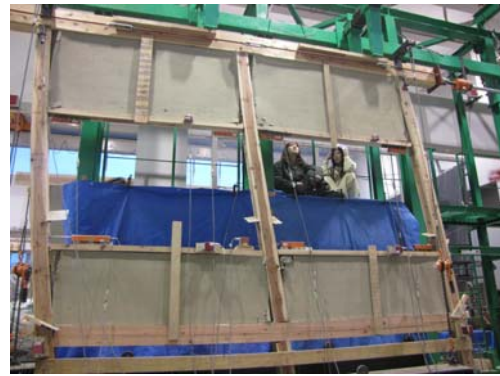
(7) MWA6(1/10rad)



(8) MWA7(1/15rad)



(9) MWA8(1/15rad)



(10) MWA9(1/15rad)



(11) MWA9(1/7rad)



(12) MWA10(1/10rad)



(13) MWA11(1/15rad)



(14) MWA12(1/7rad)

図 4-19 MWA1～12 の加力中に見られた主な損傷

以上は、主な損傷を拡大して写真としたものであるが、全体の損傷と構造としての限界変形性能を確認するため、図 4-20～30 に各試験体の 1/20,1/15,1/10rad 変形時の全体写真を示す。



(1) 1/20rad

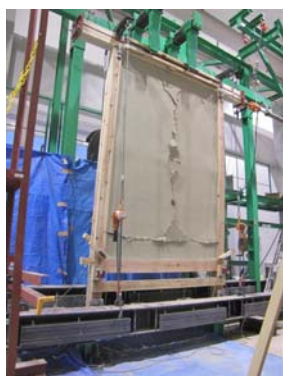


(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

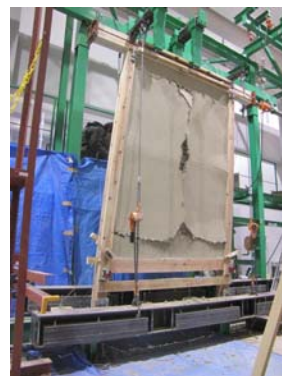
図 4-20 MWA1 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-21 MWA2 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-22 MWA4 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-23 MWA5 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-24 MWA6 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-25 MWA7 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-26 MWA8 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-27 MWA9 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-28 MWA10 の全体写真



(1) 1/20rad

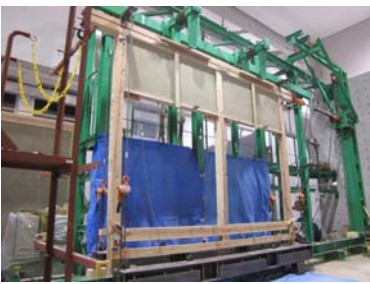


(2) 1/15rad

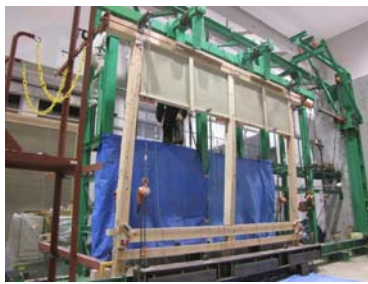


(3) 1/10rad

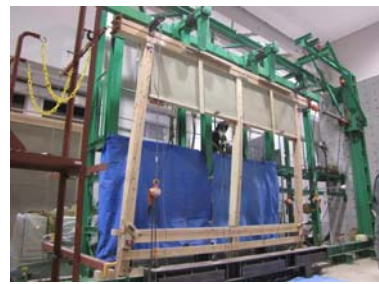
図 4-29 MWA11 の全体写真



(1) 1/20rad



(2) 1/15rad



(3) 1/10rad

図 4-30 MWA12 の全体写真

4.3 柱の曲げを考慮した構面の荷重-変形角曲線の推定

4.3.1 推定法の概要

前節の実験結果と実験時の経過観察より、MWA4~6,9~12のように、柱の高さ方向に壁の取り付かない独立した部分がある場合、同部の顕著な曲げ変形が確認された。この現象を含んだ鉛直構面の変形では、土塗り部分のせん断耐力が同じであっても、柱の曲げ変形が発生しない場合（柱の高さ方向の全てにせん断変形を拘束する全面壁が隣接する場合）に比べて、対象とする構面の変形量が増大するだけでなく、柱の曲げモーメントが最大となる部分に折損を生じる場合がある。また、本論で取り扱う試験体のように、小壁の上下に取り付いている差しもの端部の接合が引張り抵抗を担保するようなものでない場合、前章に示したように構面の変形時に柱からの引き抜けを生じる。小壁がせん断力を負担することで柱に作用する曲げモーメントは、差しもの端部の接合仕様によって異なる。したがってそのような構面の耐震性能評価には、その影響を考慮したモデルによって、荷重-変形角関係の推定、柱の折損の有無を評価する必要がある。そこで本論では、柱の曲げおよび差しもの端部の接合方法が荷重-変形角関係に与える影響を確認するため、前章にて実験を行った MWA6~12 の構面に対して、3種のモデルに基づき、荷重-変形角曲線の推定方法を検討する。検討したモデルは、柱の曲げ変形と差しもの端部の引き抜けの両方を考慮する場合を Case1、柱の曲げ変形のみを考慮する場合を Case2（文献 11 による考え方と同様）、どちらも考慮せずに構面の全体が一様にせん断変形する場合を Case3 とした 3種である。MWA6 を例として、各ケースにおける各部の変形の模式図を図 4-31 に示す。

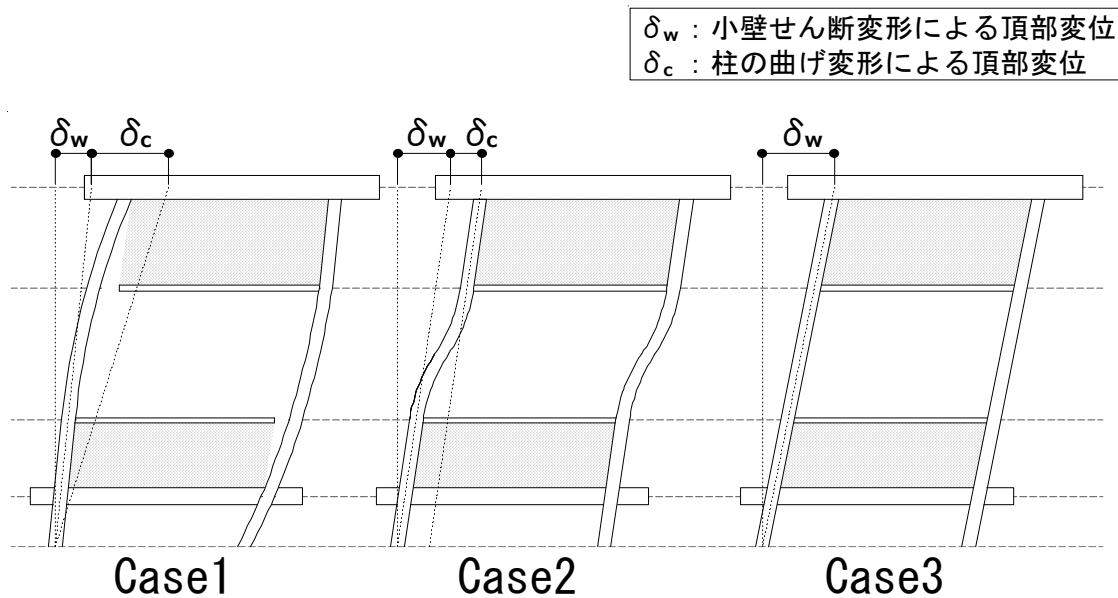


図 4-31 各検討モデルにおける変形の概略 (MWA6)

荷重-変形角曲線の推定において、袖壁・垂れ壁・腰壁単体の荷重-変形角関係は、本来文献 4-4) のように要素試験と抵抗機構理論に基づいて推算、これを組み込んだ方法によるべきであるが、本論では柱の負担応力と曲げ変形形状の違いに基づく差異に注目するため、MWA1,4,5 試験体

の実験結果より抽出することとする。抽出の概要は後述するが、袖壁・垂れ壁・腰壁の荷重-変形角関係および各ケースでの柱の曲げ変形形状を考慮した構面の変形モデルによって、実験を行った単位有開口構面（MWA6～12）の荷重-変形角曲線を推定する。

本節以降で MWA 試験体の実験結果を取り扱う際には、回転剛性を有する接合部による影響を除去しておくため、2章4節に示した接合部の回転剛性を差し引くこととする。ただし、各試験体が有する接合部の種類・数は試験体毎に異なるため、それぞれの試験体に対応する接合部を含んだ軸組のみの構面の荷重-変形角関係を設定することとする。2章4節で実験対象とした Frame 試験体は柱-足固め接合部2つと長ほぞ差し込み栓打ち接合部2つから構成されているが、特に4Pの試験体ではそれ以上のほぞ差し接合部を有しているため、各試験体に合わせた Frame A～C、3種類の荷重-変形角関係を仮定する。Frame A に関しては、Frame 試験体の実験結果と同義である。表4-15に、Frame の種類とそれに含まれる接合部の種類・数の関係、およびそれぞれの対象となる MWA 試験体を示す。表4-15中の接合部種は図4-2下の拡大図に対応している。図4-32にそれぞれの種類の Frame の荷重-変形角関係を示す。

表 4-15 Frame の種類

	FrameA	FrameB	FrameC
柱-足固め接合	2個	2個	2個
中間柱-足固め	0個	1個	2個
柱-桁接合部	2個	3個	4個
対象MWA	4,5,6	1,9～12	7,8

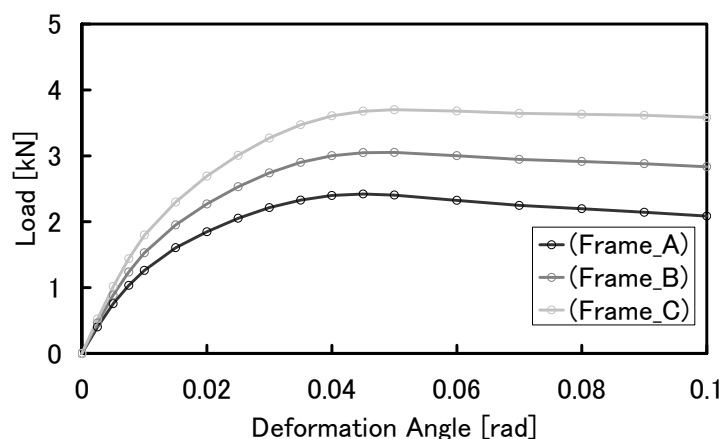


図 4-32 各フレームの荷重-変形角関係

複数体の実験を行っている 2P の試験体では、特定変形角における耐力を平均し、これらを結んだ曲線をその種の荷重-変形角関係としているが、4.2 節にて柱の折損が確認された試験体については、折損が生じるまでの実験結果のみを対象としている。

4.3.2 垂れ壁・腰壁・袖壁の荷重・変形角関係

垂れ壁・腰壁・袖壁の荷重・変形角関係は、4.2.3 節に示した MWA1,4,5 の実験結果から、4.3.1 節に示した接合部の回転剛性による構面の荷重・変形角関係を差し引き、図 4-33 のモデルに従った以下に示すような考え方に従って抽出する。図 4-33 左のように MWA4 型の垂れ壁のみを含む構面の各部寸法、変位、応力を仮定すると、頂部の力の釣り合いは、

$$Q_4 = Q_h + Q_{c4l} + Q_{c4r} \quad - (4-2)$$

となる。横架材端部の軸方向剛性が左右同一であるとして、材中央に集約した形で N_k 、 N_{a4} のように仮定すると左右柱上部のせん断力は、

$$Q_{c4r} = -\frac{(Q_h - N_k)(\ell_c + \ell_w + \ell_f) - N_{a4} \cdot \ell_f}{h} \quad - (4-3)$$

$$Q_{c4l} = -\frac{N_k(\ell_c + \ell_w + \ell_f) + N_{a4} \cdot \ell_f}{h} \quad - (4-4)$$

となり、(4-3)・(4-4)式を(4-2)式に代入して整理すると、頂部荷重および垂れ壁の負担せん断力の関係は下式となる。

$$Q_4 = Q_h \cdot \frac{\ell_h}{h} \quad - (4-5)$$

また、垂れ壁の変形角は実験時に計測した頂部水平変位と鴨居レベルでの水平変位より(4-6)式のように算出する。

$$\gamma_h = (\delta_{4t} - \delta_{4m}) / \ell_h \quad - (4-6)$$

MWA5 型の腰壁を含む構面についても図 4-33 右のように仮定すると、

$$Q_5 = Q_{c5l} + Q_{c5r} \quad - (4-7)$$

$$Q_{c5r} = -\frac{-N_s(\ell_w + \ell_f) + (Q_w - N_{a5})\ell_f}{h} \quad - (4-8)$$

$$Q_{c5l} = -\frac{-(Q_w - N_s)(\ell_w + \ell_f) + N_{a5} \cdot \ell_f}{h} \quad - (4-9)$$

以上より、

$$Q_5 = Q_w \cdot \frac{\ell_w}{h} \quad - (4-10)$$

$$\gamma_w = (\delta_{5m} - \delta_{5b}) / \ell_w \quad - (4-11)$$

となる。式(4-5)・(4-10)より、本論で課題としている小壁上下の差しものの引っ張り剛性に関わらず、小壁の負担せん断力を頂部水平荷重と高さ寸法のみで算出できることがわかる。

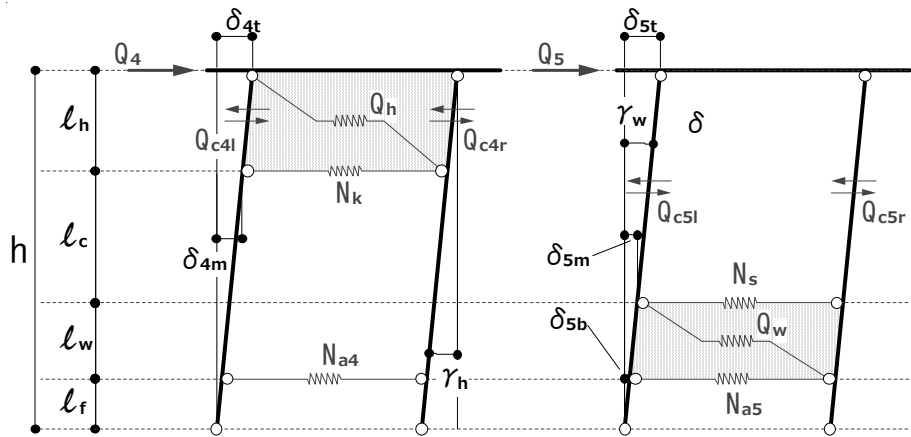


図 4-33 垂れ壁・腰壁の負担せん断力の抽出モデル

同様に、袖壁として取り扱う 1P 全面壁を含んだ MWA1 から土塗り壁部分の荷重-変形角関係を抽出し、得られた袖壁・垂れ壁・腰壁の 3 つの曲線を図 4-34 に示す。

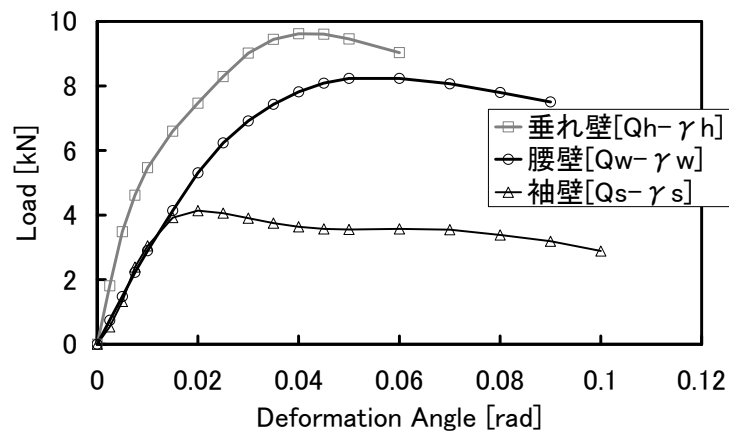


図 4-34 袖壁・垂れ壁・腰壁の荷重-変形角関係

4.3.3. MWA6~12 試験体の荷重-変形角曲線の推定

図 4-20 に示した荷重-変形角関係および柱の弾性曲げを組み合わせ、図 4-31 に示す 3 種類のモデルのように、実験を行った MWA6~12 試験体の荷重-変形角曲線を推定し、実験結果との比較を行う。これらのモデル設定において、柱の弾性曲げ変位の算出を簡便にするため、柱の、小壁と一体となっている高さ部分の曲げ剛性を無限大とする。また袖壁に隣接する柱についても同様の取り扱いとし、曲げ変形を生じないものとする。

図 4-35 に MWA6 を例として Case1 および Case2 に基づいたモデル、それぞれのモデルでの寸法、変位、応力の仮定を示す。Case1 の場合、垂れ壁下の鴨居および腰壁上の窓台の端部の引張り剛性が 0 であり、小壁は片側のみの柱を押すように変形することとしている。また、足固め接合部高さにおいて腰壁が右側柱に与える影響は微少で無視できるとし、垂れ壁と右側柱、腰壁と左側柱それぞれの荷重-変形角関係が並列的に足しあわされ则认为(図 4-35 左参照)、前節の式(4-5)・(4-10)の考え方を基に式(4-12)のように構面のせん断耐力を算出する。また、前述したように桁-鴨居間、窓台-足固め間の柱の曲げ剛性を無限大として、柱の曲げ変形を片持ち梁型の曲げ変形として捉えれば、腰壁上下の柱と垂れ壁以下の柱の曲げ変位は式(4-13)~(4-15)のように算出される。これらの柱の弾性曲げと小壁のせん断変形を足し合わせ、式(4-16)のように構面の変形角を算出する。これらの式に図 4-34 の荷重-変形角関係を代入することで、MWA6 の Case1 における荷重-変形角関係が得られる。

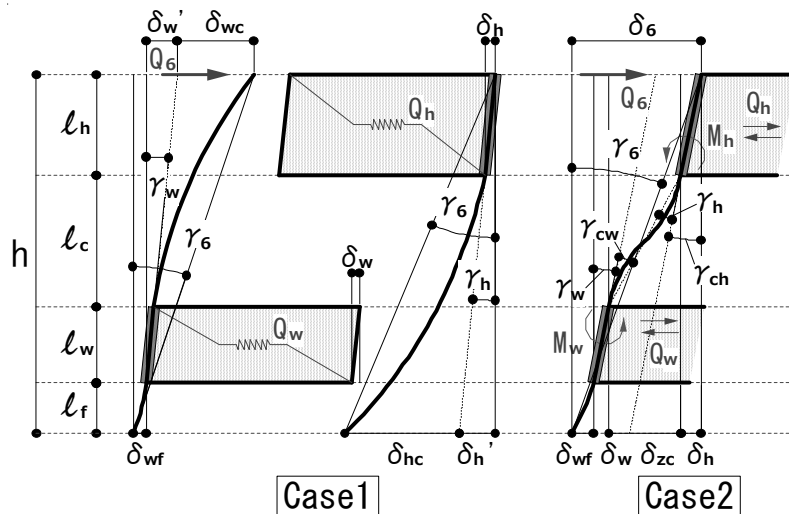


図 4-35 Case1・Case2 における荷重-変形角曲線推定モデル(MWA6)

$$Q_6 = \frac{Q_h \cdot l_h + Q_w \cdot l_w}{h} \quad (4-12)$$

$$\delta_{wc} = \frac{Q_w \cdot l_w \cdot (l_h + l_c)^3}{3EIh} \quad (4-13)$$

$$\delta_{wf} = \frac{Q_w \cdot l_w \cdot l_f^3}{3EIh} \quad (4-14)$$

$$\delta_{hc} = \frac{Q_h \cdot l_h \cdot (\ell_c + l_w + l_f)^3}{3EIh} \quad - (4-15)$$

$$\gamma_6 = \frac{\delta_{hc}}{h} + \gamma_h = \frac{\delta_{wc} + \delta_{wf}}{h} + \gamma_w \quad - (4-16)$$

(E : 材のヤング係数、 I : 柱材の断面二次モーメント)

Case2 の場合、小壁上下の差しもの端部の引張り剛性を無限大としているため、垂れ壁と腰壁の間の柱の独立部分が S 字型に曲げられる形状となる。図 4-35 では片側の柱のみの変形を表しているが、実際には左右柱とも同一の変形をすると仮定しているため、図 4-35 右のモデルによって荷重-変形関係を考える場合、柱の曲げ剛性を 2 倍する必要がある。モデルに従って等式をたてると、S 字型となる部分の変形は、

$$\gamma_h + \gamma_{ch} = \gamma_w + \gamma_{cw} \quad - (4-17)$$

となる。

同部分のモーメント回転角関係はたわみ角法の基本公式より、

$$M_h = 2 \cdot (2E) \cdot \frac{I}{\ell_c} \cdot (2\gamma_{ch} + \gamma_{cw}) \quad - (4-18)$$

$$M_w = 2 \cdot (2E) \cdot \frac{I}{\ell_c} \cdot (2\gamma_{cw} + \gamma_{ch}) \quad - (4-19)$$

となり、式(4-17)・(4-18)・(4-19)より、

$$M_w + \frac{4EI}{\ell_c} \cdot \gamma_w = M_h + \frac{4EI}{\ell_c} \cdot \gamma_h \quad - (4-20)$$

が得られる。また、 M_h および M_w は柱に加わるせん断力の釣り合いより下式によって与えられる。

$$M_h = \frac{Q_h(\ell_c + l_w + l_f) - Q_w \cdot l_w}{h} \cdot l_h \quad - (4-21)$$

$$M_w = Q_w \cdot \frac{l_w(l_h + l_c)}{h} - Q_h \cdot \frac{l_h(l_w + l_f)}{h} \quad - (4-22)$$

式(4-20)～(4-22)より、

$$Q_w = -\frac{4EIh}{\ell_c \cdot l_w (2l_h + l_c)} \cdot \gamma_w + \frac{4EIh}{\ell_c \cdot l_w (2l_h + l_c)} \cdot \gamma_h + Q_h \cdot \frac{l_h(\ell_c + 2l_w + 2l_f)}{l_w(2l_h + l_c)} \quad - (4-23)$$

となり、任意の Q_h と γ_h を与えた場合に Q_w と γ_w に関する一次式となることがわかる。よって、図 4-34 における垂れ壁の荷重-変形角曲線に基づいて任意の Q_h と γ_h を与えた時の(4-23)式と、同図の腰壁の荷重-変形角曲線が公差する点の Q_w と γ_w を求めることで (図 4-36)、垂れ壁・腰

壁の荷重-変形角の相互関係が明らかとなる。荷重については式(4-12)で算出し、変形角については以上までに求めた値を変形モデルに従って式(4-24)に代入することで、MWA6 の Case2 の場合の荷重-変形角関係が得られる。

$$\gamma_6 = \frac{\delta_h + \delta_{zc} + \delta_w + \delta_{wf}}{h} \quad - (4-24)$$

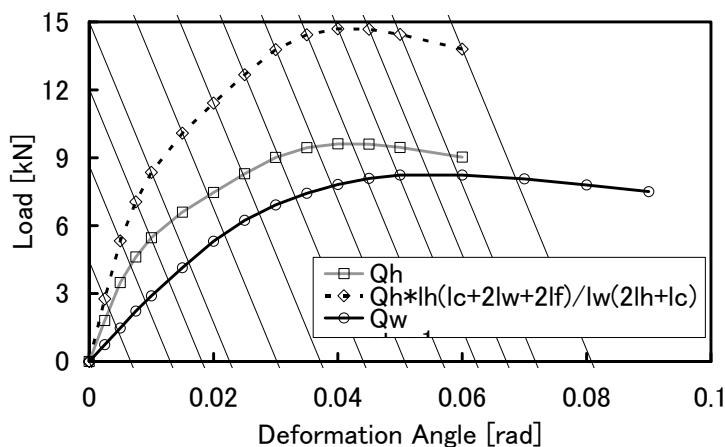


図 4-36 任意の垂れ壁耐力とその時の腰壁耐力との関係 (MWA6 Case2)

Case3 の場合、柱の曲げ変形を考慮しないため、垂れ壁・腰壁および構面全体が常に同じ変形角となる。Case1 における式(4-16)より、式(4-25)のように柱の曲げによる変位を表す項を除去することで構面の変形角を表現することができる。荷重を式(4-12)によって算出することで、MWA6 の Case3 の場合の荷重-変形角関係が得られる。

$$\gamma_6 = \gamma_h = \gamma_w \quad - (4-25)$$

式(4-12)～(4-25)に基づいて推定を行った MWA6 各モデルによる荷重-変形角曲線と、実験結果の荷重-変形角曲線を比較して図 4-37 に示す。尚、推定における柱の曲げヤング係数については、試験体に用いられた柱の製材時の実測値が $E = 7000$ [N/mm²] に分布していたことから、 $E = 7000$ [N/mm²] としている。図 4-37 では、実験結果に対して Case1 の推定結果が、大変形時の耐力で若干上回るものの、全体では Case2,3 より比較的よく追従できている。

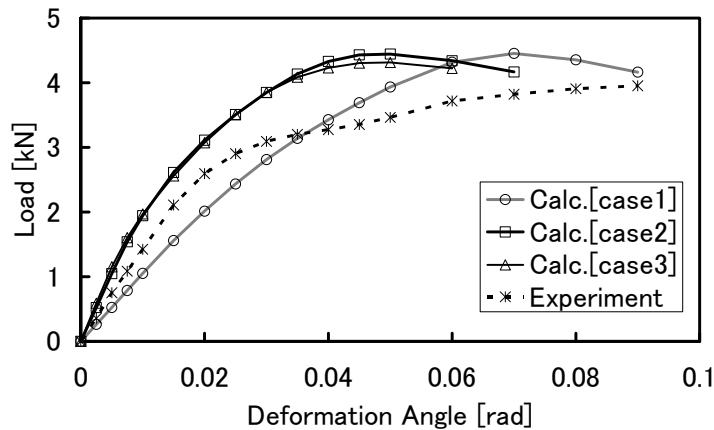


図 4-37 推定した荷重-変形角曲線と実験結果の比較 (MWA6)

Case1~3のモデルにより MWA7~12を推定した結果と実験結果の比較を図 4-38~43に示す。ただし、MWA7,8では構面の左右にせん断変形を拘束する袖壁が存在し、差しものの抜けが予想されないことから Case1は対象としない。また、MWA7,8,10,11では、Case2とCase3の違いは足固め以下の柱の曲げ変形による変形角の差だけであり、両モデルの計算結果がほぼ同一であることから、Case3の計算結果は割愛している。さらに、MWA10,11については正負変形で Case1によるモデルが異なるため、実験結果も正負に分けて表している。MWA10の負(左方向)変形では、Case1とCase2が同一になるため、Case1の負変形の推定結果も割愛している。なお、図 4-24~29上の変形模式図は Case1の場合 (Case1を割愛している場合は Case2)の変形状態を表している。

図 4-38~43では Case1が Case2,3に比べ実験結果と比較的良好一致を示している。見かけ上 Case2,3が曲線を良く追従しているものもあるが、これらは立ち上がりの剛性を実験結果に比べて危険側に評価している。実験結果の初期剛性に対する推定結果の初期剛性の大きさの割合を図 4-44(a)に示す。また降伏耐力についても同様に図 4-44(b)に示す。尚、それぞれの特性値の算出方法は、文献⁴⁻¹³⁾による。図 4-44では、Case1のほとんどが 100[%]を超えておらず、安全側且つ Case2,3より 100[%]に近い推定結果である。

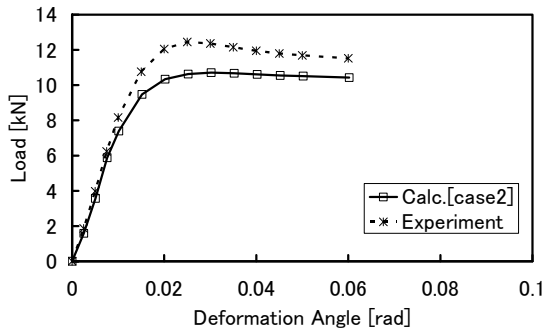
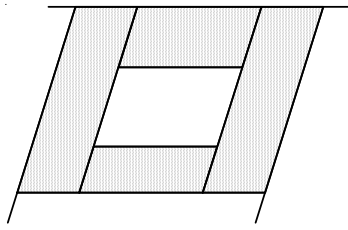


図 4-38 MWA7 の推定結果

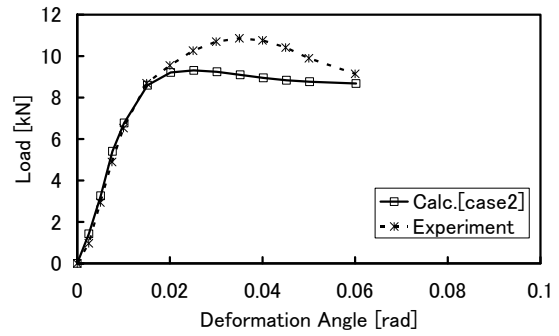
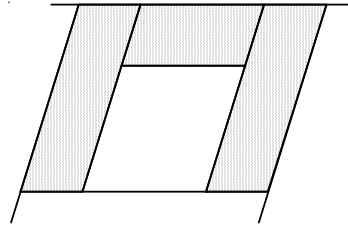


図 4-39 MWA8 の推定結果

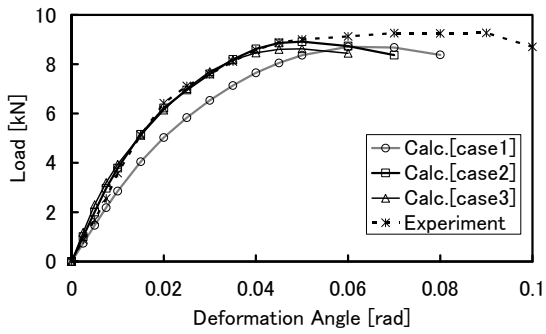
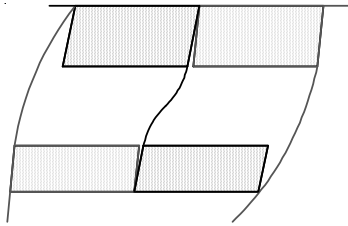


図 4-40 MWA9 の推定結果

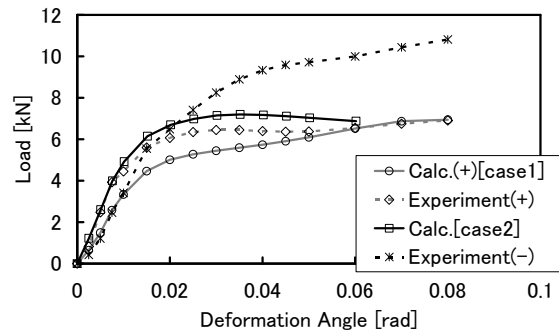
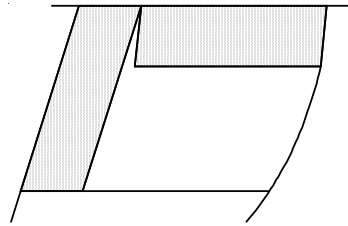


図 4-41 MWA10 の推定結果

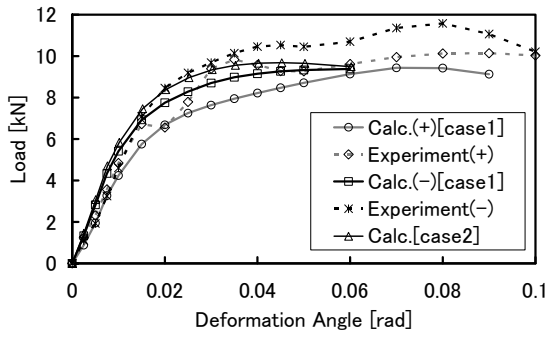
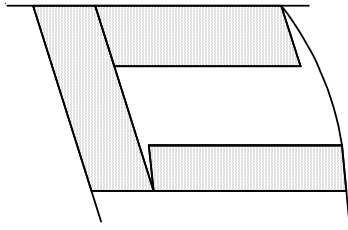


図 4-42 MWA11 の推定結果

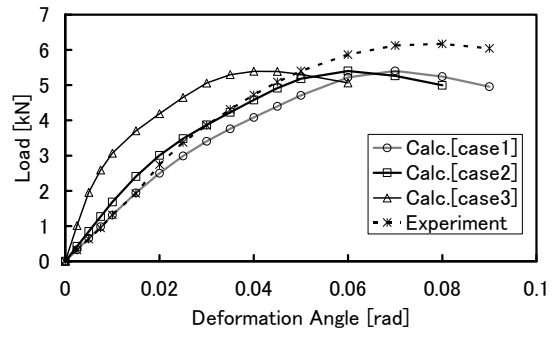
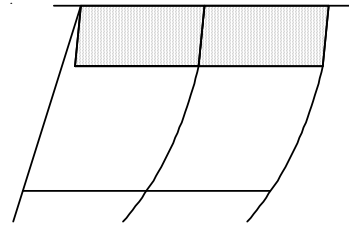
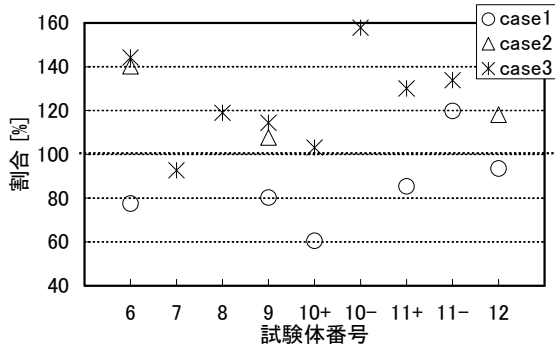
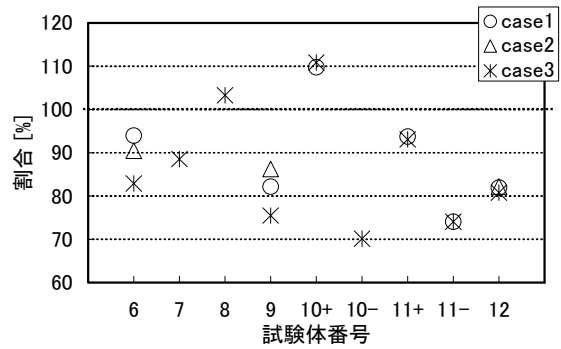


図 4-43 MWA12 の推定結果



(1) 初期剛性



(2) 降伏耐力

図 4-44 実験結果に対する推定値の割合

初期剛性・降伏耐力において、当初の問題提起に対応する Case1 のモデル（小壁の上下に存在する差しものの引き抜けと、柱の曲げ変形を考慮するモデル）による荷重-変形角曲線の推定結果が比較的良い一致を示し、且つほとんどが安全側に評価された。Case1 の初期剛性についてはほぼ安全側に評価しているため、柱のヤング係数に実測値を用いることで、より実験結果に近づくことが考えられるが、実際の設計・耐震性能評価では現実的でないため、 $E = 7000$ [N/mm²]という値を用いた推定結果が安全側を示していることが有用であると考えている。

本論では、柱の曲げ破壊が起こらない場合までの荷重-変形角関係を取り出して検討を行っているため、柱の最大曲げ応力と材の曲げ強度との比較は割愛しているが、提案したモデル毎に、柱に入力される曲げ応力の予想は可能である。また実際の耐震設計・性能評価での適用条件として、差しものの端部接合が柱より脱落しないことを適宜確認する必要がある。

また、柱の曲げ折損と合わせて構造の限界変形性能という観点で見ると、1/10rad に近い時点で柱の折損を生じた一部の試験体、柱に顕著な浮き上がりを生じた MWA3 を除いた他の試験体は、1/10rad 程度の変形までは、土壁の剥落以外の構造的に不安定となるような破壊は見られなかった。従って、本研究で対象とした試験体仕様であれば、1/15rad までは十分に変形性能を持っているとして良いと考えられる。

5. 通り方向に連続した鉛直構面の荷重-変形角関係の推定

5.1 推定の概要と推定した荷重-変形角曲線

第4章で提案した単位有開口鉛直構面の荷重-変形角曲線の推定方法 Case1 を基に、第1章に示した対象の構造である通り鉛直構面の荷重-変形角曲線を推定する。

以下では具体的な手順とともにその推定結果を示すこととする。

初めに、対象の構造全体の抵抗要素をバネに置換する。置換する際は、特に土塗り部分の抵抗について、頂部右側加力（構面が右側にせん断変形する方向）を想定する。バネ置換したフレームモデルを図5-1に示す。尚、図5-1に示すモデルは後述する解析モデルと同義である。さらに、柱の曲げ変形形状に差異が無いような形で、構面を分割する。図5-2のように分割された構面では、接合部の回転抵抗が含まれているため、分割した構面それぞれの回転抵抗バネを除去する。図5-3に示す分割した構面それぞれに対して第4章のように荷重-変形角曲線を作成し並列的に足し合わせたものと、先に除去した図5-4に示す接合部の回転抵抗分をさらに足し合わせ、通り鉛直構面の荷重-変形角曲線推定の結果とする。

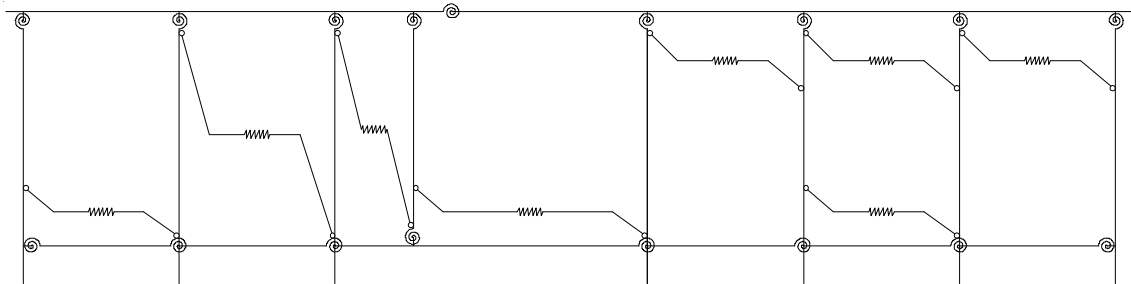


図 5-1 通り構面の抵抗要素バネ置換フレームモデル

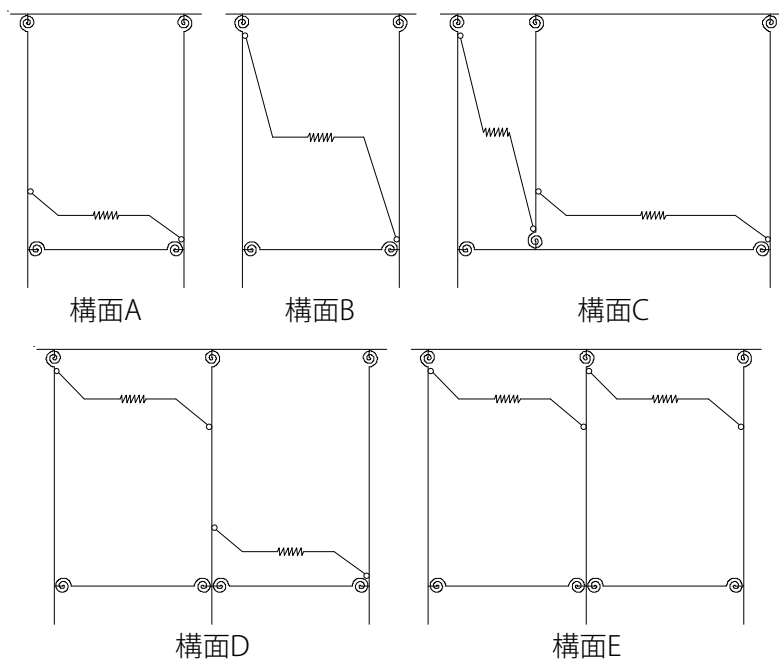


図 5-2 分割した個々の推定モデル

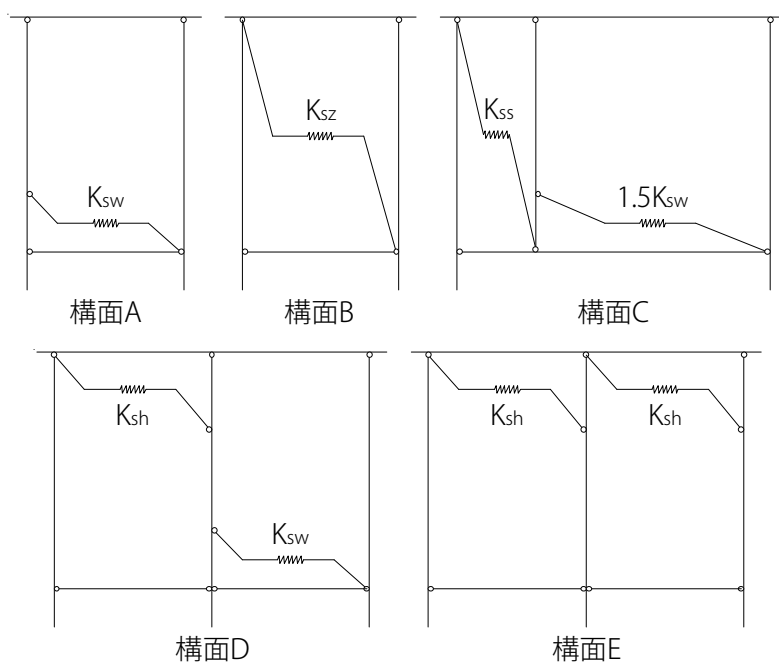


図 5-3 分割した個々の推定モデル (接合部除去)

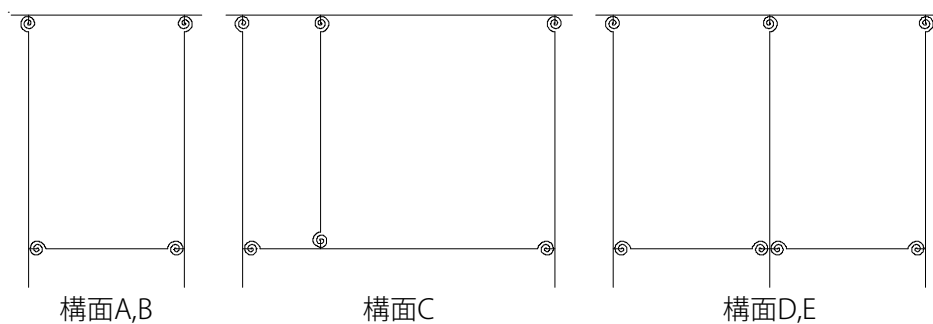


図 5-4 分割した個々の推定モデルの保有接合部

図 5-3 に示す土塗り部分の荷重-変形角関係を図 5-5 に、図 5-4 に示すフレームの荷重-変形角関係を図 5-6 に示す。図 5-5 に示す荷重-変形角関係を用いて、図 5-7~11 に示す構面 A~E の変形モデルおよび式(5-1)~(5-30)に従って、構面 A-E の頂部荷重 P および構面変形角 γ を算出する。

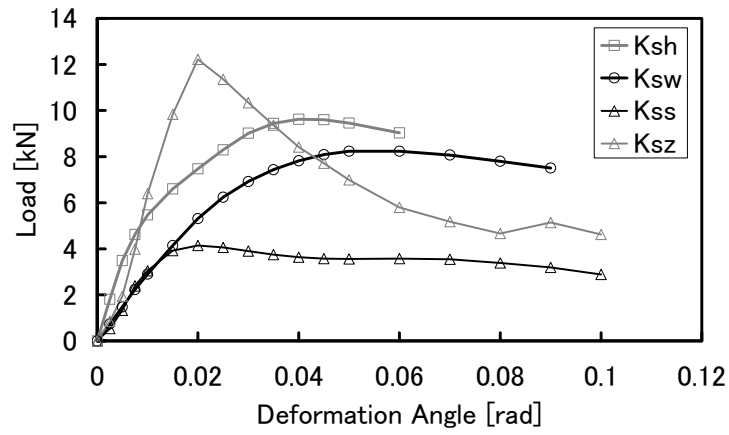


図 5-5 土塗り部分の荷重-変形角関係

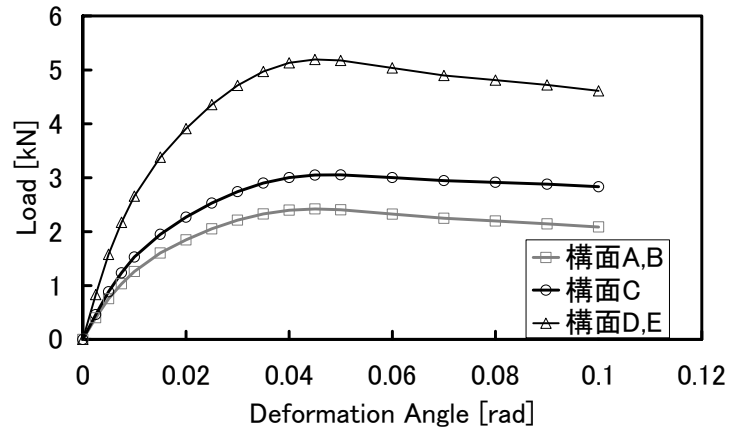


図 5-6 フレームの荷重-変形角関係

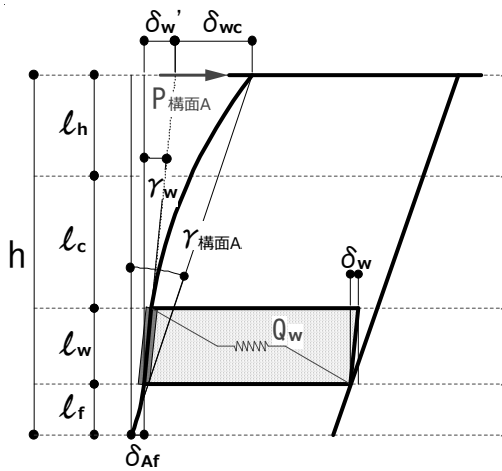


図 5-7 構面 A の変形モデル

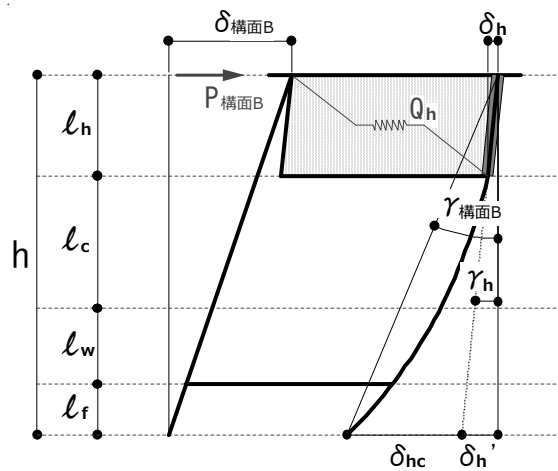


図 5-8 構面 B の変形モデル

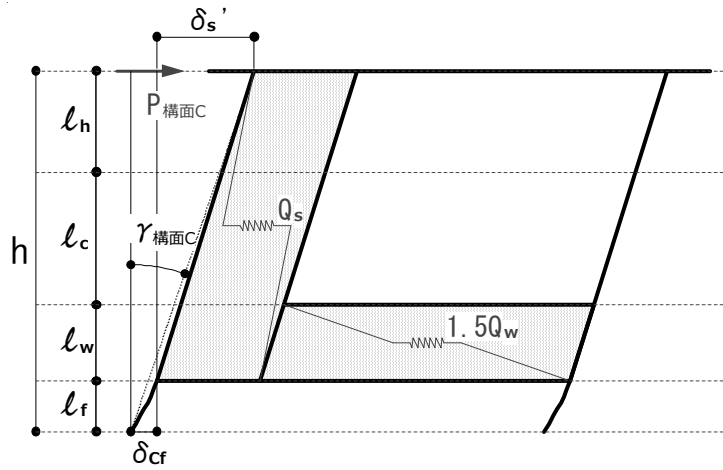


図 5-9 構面 C の変形モデル

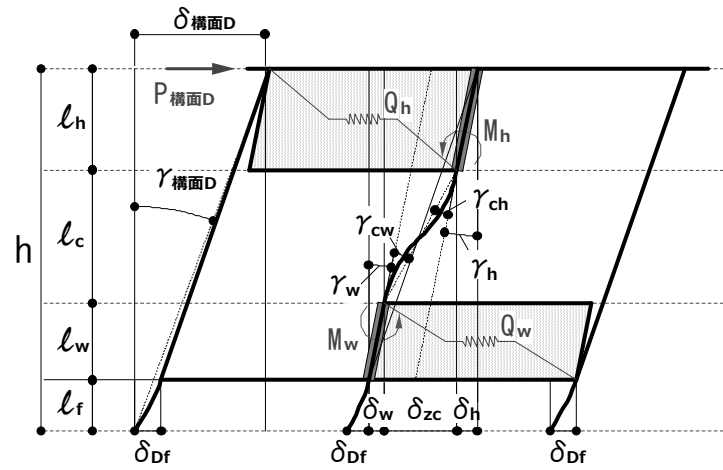


図 5-10 構面 D の変形モデル

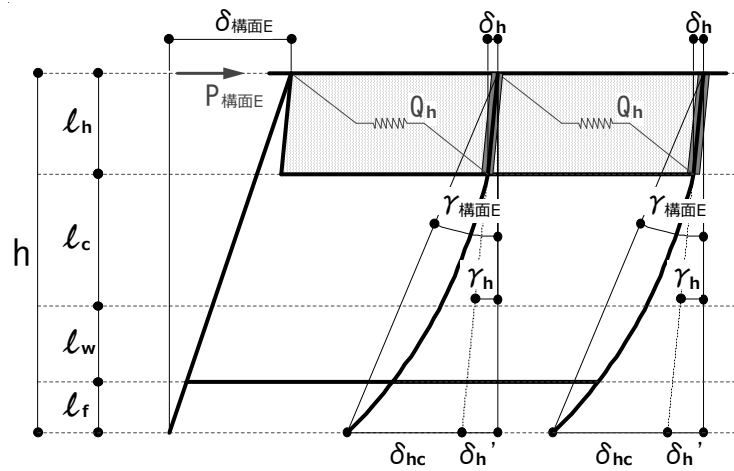


図 5-11 構面 E の変形モデル

[構面 A]

$$P_{\text{構面A}} = \frac{Q_w \cdot l_w}{h} \quad - (5-1)$$

$$\gamma_{\text{構面A}} = \frac{\delta_w' + \delta_{wc} + \delta_{Af}}{h} \quad - (5-2)$$

$$\delta_w' = \frac{\gamma_w \cdot h}{l_w} \quad - (5-3)$$

$$\delta_{wc} = \frac{Q_w \cdot l_w \cdot (l_h + l_c)^3}{3EIh} \quad - (5-4)$$

$$\delta_{Af} = \frac{\gamma_w \cdot l_f}{l_w} + \frac{Q_w \cdot l_w \cdot l_f^3}{3EIh} \quad - (5-5)$$

[構面 B]

$$P_{\text{構面B}} = \frac{Q_h \cdot l_h}{h} \quad - (5-6)$$

$$\gamma_{\text{構面B}} = \frac{\delta_h' + \delta_{hc}}{h} = \gamma_h + \frac{\delta_{hc}}{h} \quad - (5-7)$$

$$\delta_{hc} = \frac{Q_h \cdot l_h \cdot (l_c + l_w + l_f)^3}{3EIh} \quad - (5-8)$$

[構面 C]

$$P_{\text{構面C}} = \frac{Q_s \cdot (l_h + l_c + l_w) + 1.5Q_w \cdot l_w}{h} \quad - (5-9)$$

$$\gamma_{\text{構面C}} = \frac{\delta_s' + \delta_{Cf}}{h} \quad - (5-10)$$

$$\delta_s' = \gamma_s \cdot (l_h + l_c + l_w)$$

$$\delta_{Cf} = \frac{\gamma_s \cdot l_f}{(l_h + l_c + l_w)} + \frac{\{Q_s \cdot (l_h + l_c + l_w) + 1.5Q_w \cdot l_w\} \cdot l_f^3}{3EIh} \quad - (5-11)$$

[構面 D]

$$P_{\text{構面D}} = \frac{Q_h \cdot l_h + Q_w \cdot l_w}{h} \quad (5-12)$$

$$\gamma_{\text{構面D}} = \frac{\delta_h + \delta_{zc} + \delta_w + \delta_{Df}}{h} = \gamma_h + \gamma_w + \frac{\delta_{zc} + \delta_{Df}}{h} \quad (5-13)$$

$$\delta_{Df} = \frac{Q_h \cdot l_h \cdot Q_w \cdot l_w \cdot l_f^3}{3 \cdot 3EIh} \quad (5-114)$$

以下では δ_{zc} を求める。図 5-10 より、以下の等式が成り立つ。

$$\delta_{zc} = (\gamma_h + \gamma_{ch})(l_h + l_c + l_w) = (\gamma_w + \gamma_{cw})(l_h + l_c + l_w) \quad (5-15)$$

$$\gamma_h + \gamma_{ch} = \gamma_w + \gamma_{cw} \quad (5-16)$$

たわみ角法の基本公式より、

$$M_h = \frac{2EI}{l_c} \cdot (2\gamma_{ch} + \gamma_{cw}) \quad (5-17)$$

$$M_w = \frac{2EI}{l_c} \cdot (2\gamma_{cw} + \gamma_{ch}) \quad (5-18)$$

となり、式(5-17),(5-18)を式(5-16)に代入すると、

$$M_w + \frac{2EI}{l_c} \cdot \gamma_w = M_h + \frac{2EI}{l_c} \cdot \gamma_h \quad (5-19)$$

が得られる。また、 M_h および M_w は柱に加わるせん断力の釣り合いより下式によって与えられる。

$$M_h = \frac{Q_h(l_c + l_w + l_f) - Q_w \cdot l_w}{h} \cdot l_h \quad (5-20)$$

$$M_w = Q_w \cdot \frac{l_w(l_h + l_c)}{h} - Q_h \cdot \frac{l_h(l_w + l_f)}{h} \quad (5-21)$$

式(5-20),(5-21)を式(5-19)に代入すると、

$$Q_w = -\frac{4EIh}{l_c \cdot l_w(2l_h + l_c)} \cdot \gamma_w + \frac{4EIh}{l_c \cdot l_w(2l_h + l_c)} \cdot \gamma_h + Q_h \cdot \frac{l_h(l_c + 2l_w + 2l_f)}{l_w(2l_h + l_c)} \quad (5-22)$$

となり、図 5-5 に従って任意の Q_h と γ_h を与えた時に Q_w と γ_w に関する一次式となる。これと図 5-5 の K_{sw} の曲線との交点を求めれば、 Q_w と γ_w が明らかとなる。また、式(5-17),(5-18)から、

$$\theta_{ch} = \frac{l_c(2M_h - M_w)}{6EI} \quad (5-23)$$

が得られるため、式(5-15),(5-20),(5-21),(5-22)から δ_{zc} が求められる。

[構面 E]

$$P_{\text{構面E}} = \frac{2 \cdot Q_h \cdot l_h}{h} \quad (5-24)$$

$$\gamma_{\text{構面E}} = \frac{\delta_h' + \delta_{hc}}{h} = \gamma_h + \frac{\delta_{hc}}{h} \quad (5-25)$$

$$\delta_{hc} = \frac{2 \cdot Q_h \cdot l_h \cdot (\ell_c + \ell_w + \ell_f)^3}{2 \cdot 3EIh} \quad (5-26)$$

以上より、下式によって図 5-12 のように通り鉛直構面の荷重-変形角曲線が得られる。

$$P_{\text{通り構面}} = P_{\text{構面A}} + P_{\text{構面B}} + P_{\text{構面C}} + P_{\text{構面D}} + P_{\text{構面E}} + P_{\text{接合部分}} \quad (5-27)$$

$$\gamma_{\text{通り構面}} = \gamma_{\text{構面A}} = \gamma_{\text{構面B}} = \gamma_{\text{構面C}} = \gamma_{\text{構面D}} = \gamma_{\text{構面E}} = \gamma_{\text{接合部分}} \quad (5-28)$$

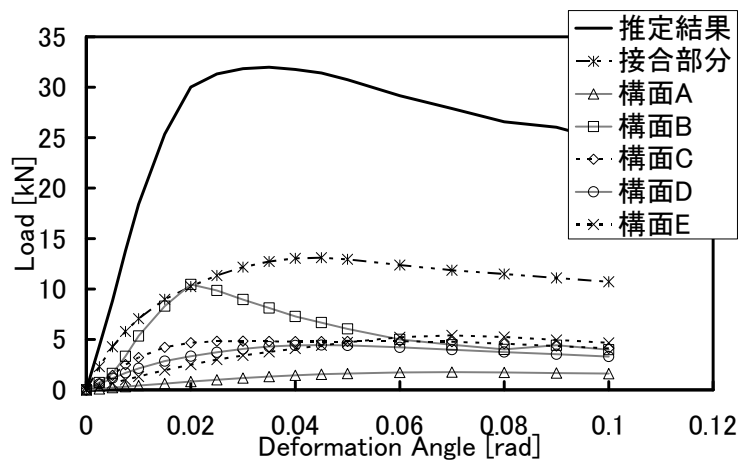


図 5-12 通り鉛直構面の荷重-変形角曲線推定結果

また、後述する手計算による推定結果と弾塑性増分解析結果との比較において、以上取り扱った推定法の有用性検証のため、前章での推定法 Case3 の場合についても以下で算出する。

推定法 Case3 は、柱の曲げ変形を考慮せずに、土塗り壁部分と同等に構面全体が剪断変形すると仮定するものである。例えば構面 A については、(5-29)式のように変形角を取り扱い、荷重については Case1 と同様に(5-1)式のように算出する。

$$\gamma_{\text{構面A}} = \gamma_w \quad (5-29)$$

構面 B~E についても同様に算出し、並列的に足し合わせた結果を図 5-13 に示す。

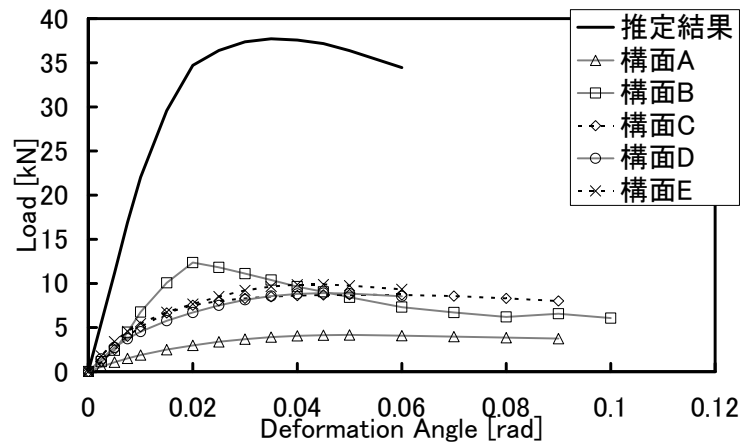


図 5-13 通り鉛直構面の荷重-変形角曲線推定結果（柱の曲げを考慮していない）

さらに、補足的に図 5-12 を変換し、通り構面の荷重-変形角関係の中で、土塗り部分のせん断抵抗が寄与する割合と接合部分の回転抵抗が寄与する割合を、通り構面の変形角の変化との関係にしたグラフを図 5-14 に示す。図 5-14 より、いずれの変形角においても、およそ 7 割程度を土塗り部分のせん断抵抗が占めていることがわかる。

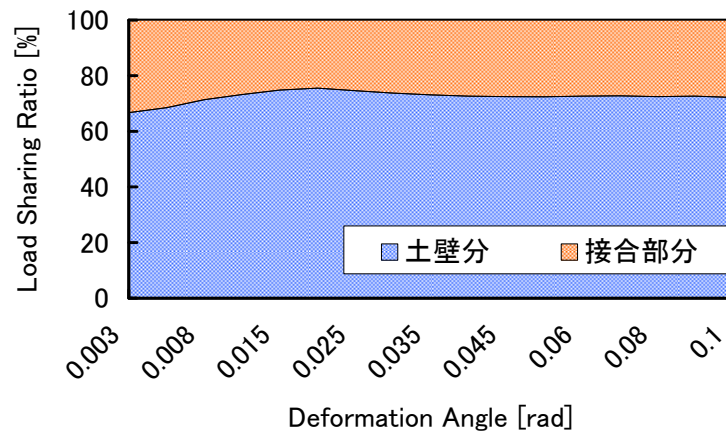


図 5-14 通り構面の荷重-変形角関係における土壁と接合部の荷重負担割合

5.2 弾塑性増分解析による荷重-変形角曲線

前節での、通り鉛直構面の荷重-変形角関係の推定精度の検証対象として、フレームモデルに対する増分解析の結果を示す。

解析は通り鉛直構面の抵抗要素をバネに置換した図 5-15 に示す二次元フレームモデルに対して、弾塑性増分解析として行う。解析ツールには（株）構造システムの SNAP-LE を用いる。各抵抗要素のバネ特性は、図 5-5,5-6 のデータを基に、ソフトウェアに適合する形で入力する。ソフトウェア上の解析モデルを図 5-16 に、各バネの入力した荷重-変形角関係を図 5-17,18 に示す。壁要素のバネに関して、図 5-5 にある曲線の二次剛性が一次剛性に比べて大きい、ソフトウェア上ではこの剛性増大率が 1 を超えて定義できないため、最大値の 1 を採用してバネの荷重-変形角関係として定義する。

フレームの各部材の断面寸法は以下の通りである。

- 柱 : 120×120 [mm]
- 梁 : 210×120 [mm]
- 足固め : 150×120 [mm]

材料定数はスギを想定して、以下の通りに定める。尚、繊維方向の曲げに着目しているため、異方性は考慮していない。

- 密度 : $\rho = 0.38$ [g/cm³]
- ヤング係数 : $E = 7000$ [N/mm²]
- ポアソン比 : $\nu = 0.65$ [1]

柱脚部の境界条件はピンとして変位のみを拘束する。また、鉛直荷重に関して、フレームの自重はソフトウェア上で自動的に考慮され、土塗り部分の自重は実験時に計測した値を合計し、桁上部に長さ方向に平均化したものを等分布荷重として作用させる。増分は変位制御とし、1step0.01mm とする。

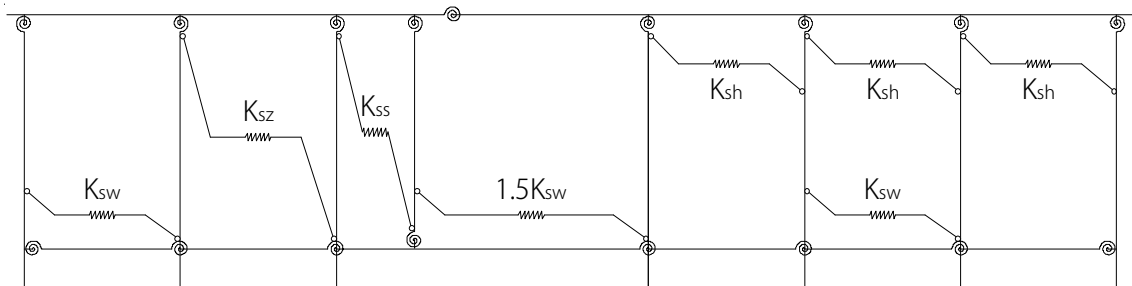


図 5-15 解析対象の二次元フレームモデル

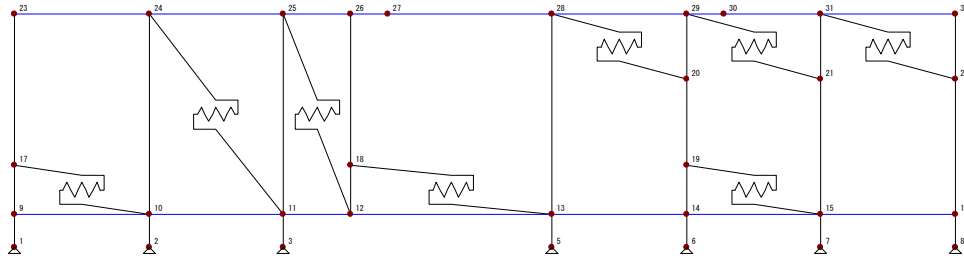


図 5-16 ソフトウェア上の解析モデル

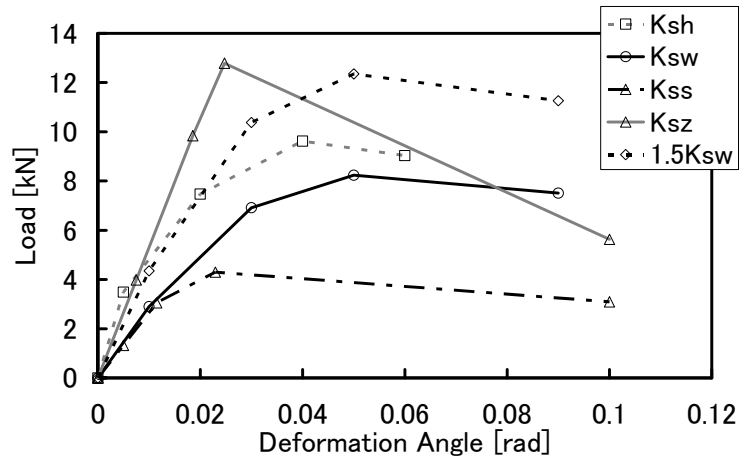


図 5-17 壁要素のバネ特性

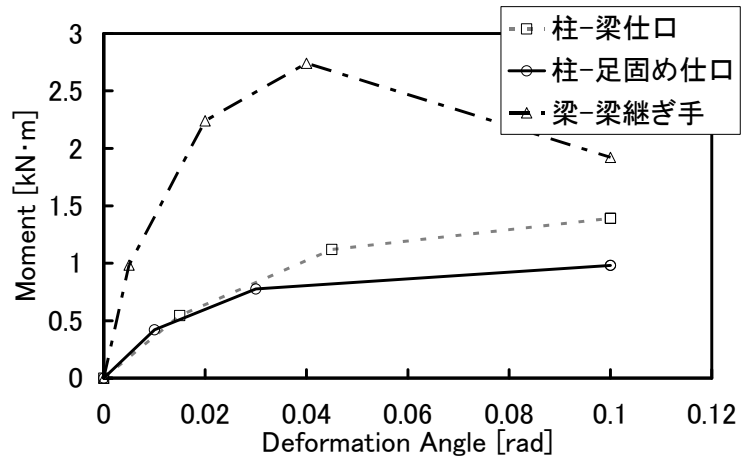


図 5-18 接合部要素のバネ特性

解析結果の荷重-変形角曲線を図 5-19 に示す。また曲線上の①1/50[rad]-37.93[kN]時、②1/20[rad]-37.9[kN]時、③1/15[rad]-37.0[kN]時の変形図を図 5-20 に、モーメント図を図 5-21 に示す。尚、モーメント図中の仕口接合部位置の色付けは、無色→黄色→赤色→青色が、初期剛性領域→二次剛性領域→三次剛性領域→最大耐力以降の領域と対応するように、それぞれの接合部のバネの状態を表している。

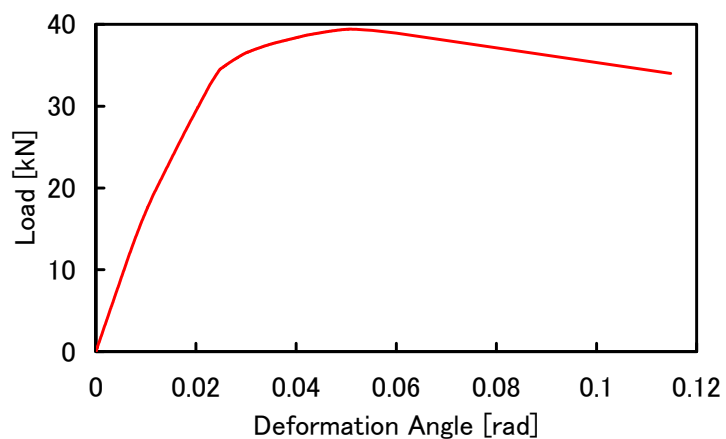
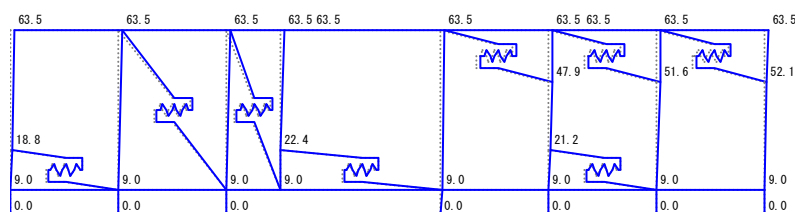
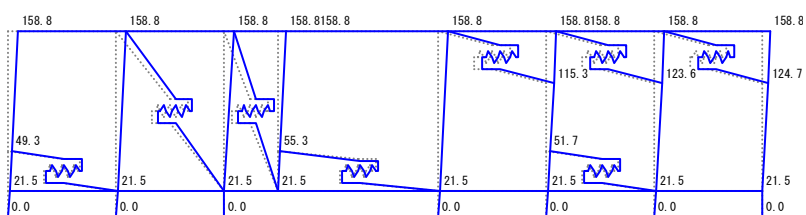


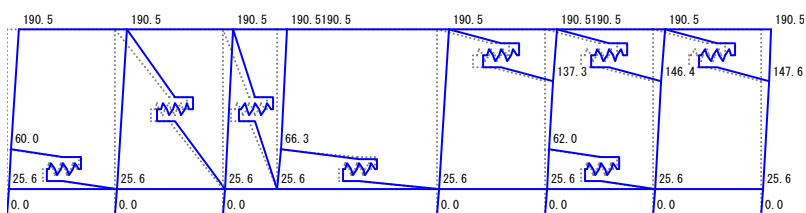
図 5-19 解析結果の荷重-変形角曲線



(a) 1/50[rad]時

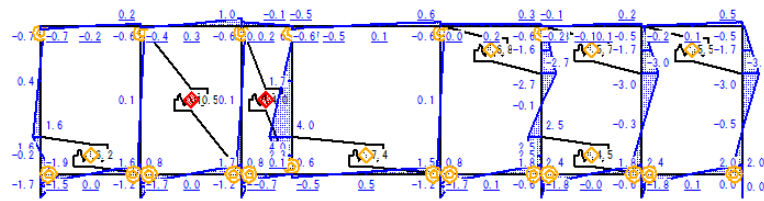


(b) 1/20[rad]時

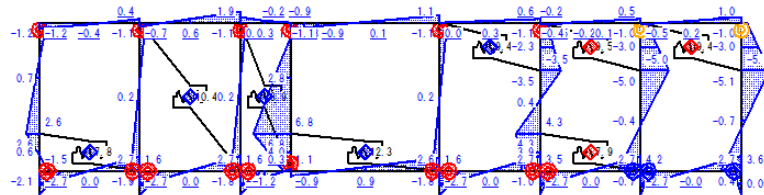


(c) 1/15[rad]時

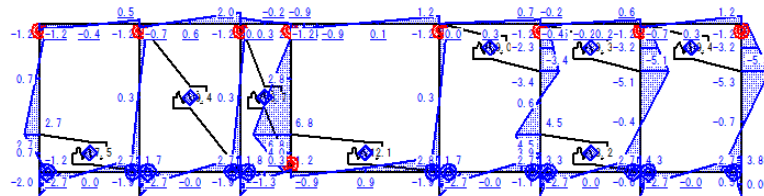
図 5-20 変形図 (単位 : mm)



(a) 1/50[rad]時



(b) 1/20[rad]時



(c) 1/15[rad]時

図 5-21 モーメント図 (単位 : kN・m)

また次節で、手計算による推定結果と解析結果の比較を行うに当たり、通り方向への連成の効果があるかどうかを確認する。図 5-3 に示した単位構面の推定結果と解析結果の比較によって検討を行うため、本節においてそれぞれの単位構面の解析による荷重-変形角関係を準備しておく。

解析条件は通り鉛直構面と同様であるが、梁の継ぎ手が無いものとしてモデル化を行う。諸条件は割愛し、図 5-22～26 に解析結果の荷重-変形角関係を、図 5-27～31 に特定変形時の変形図を、図 5-32～36 に特定変形時のモーメント図を示す。

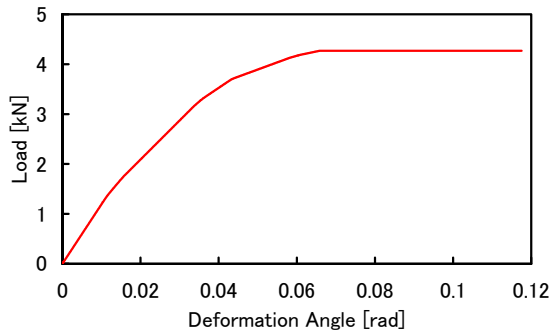


図 5-22 構面 A の解析結果

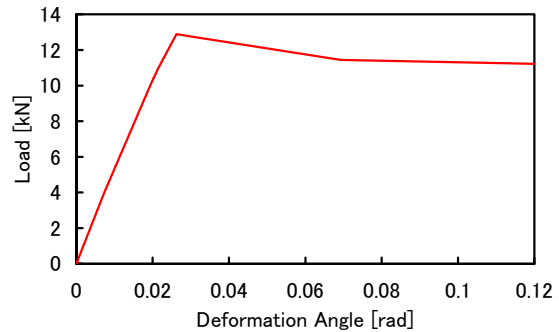


図 5-23 構面 B の解析結果

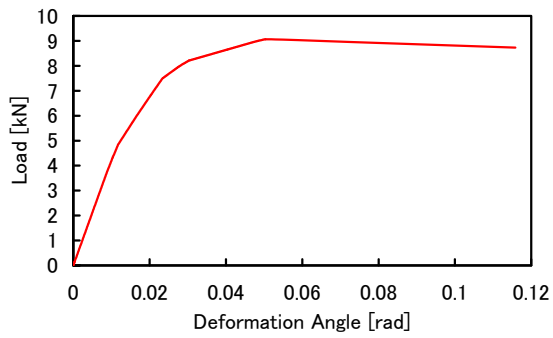


図 5-24 構面 C の解析結果

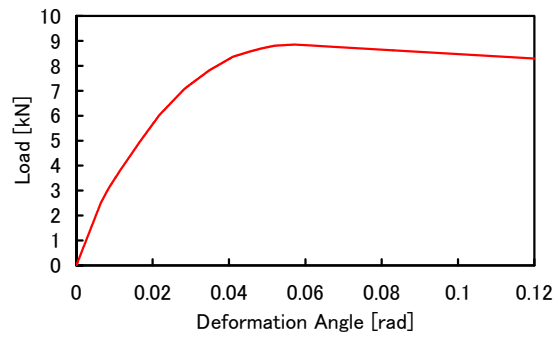


図 5-25 構面 D の解析結果

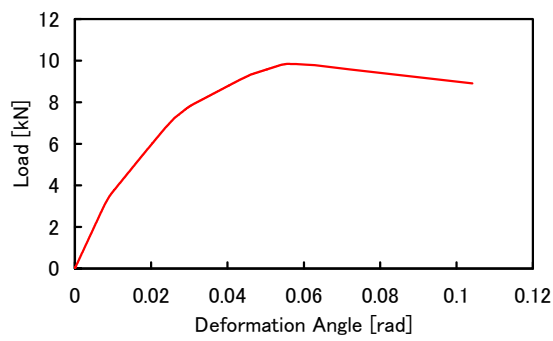
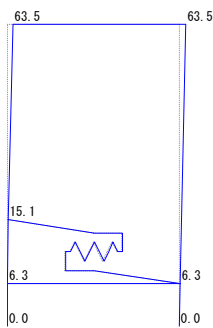
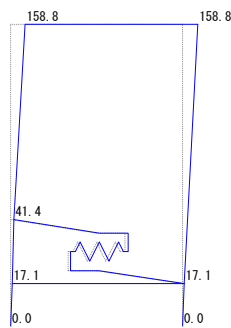


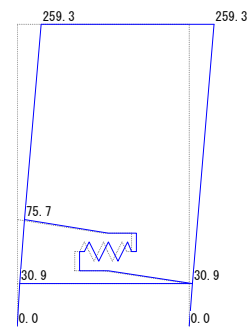
図 5-26 構面 E の解析結果



(a) 1/50[rad]時

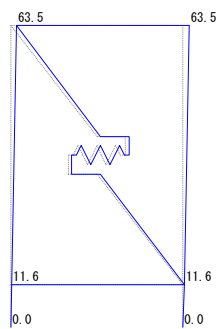


(b) 1/20[rad]時

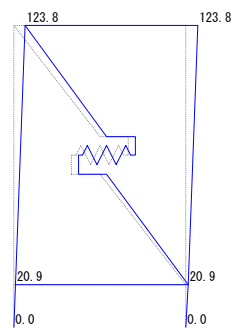


(c) 1/15[rad]時

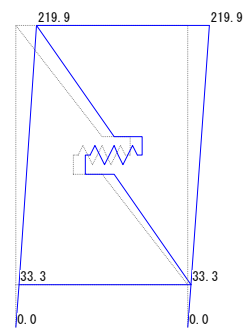
図 5-27 構面 A の変形図



(a) 1/50[rad]時



(b) 1/25[rad]時



(c) 1/15[rad]時

図 5-28 構面 B の変形図

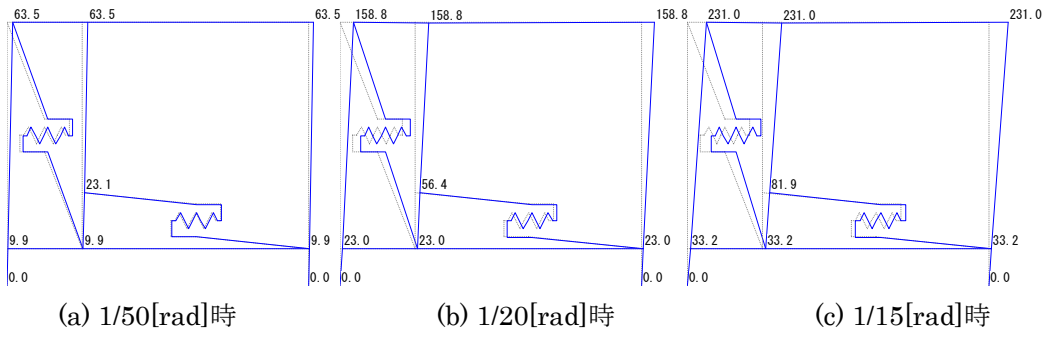


図 5-29 構面 C の変形図

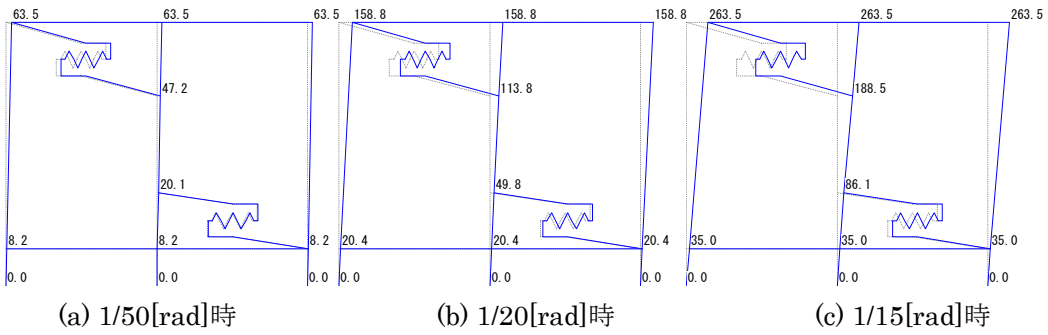


図 5-30 構面 D の変形図

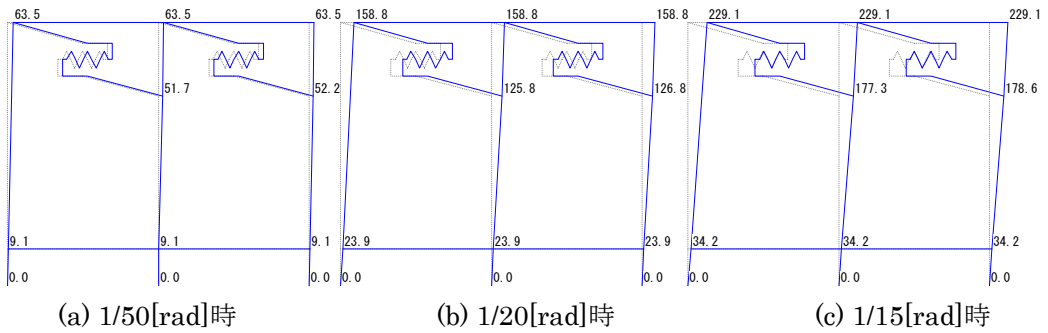


図 5-31 構面 E の変形図

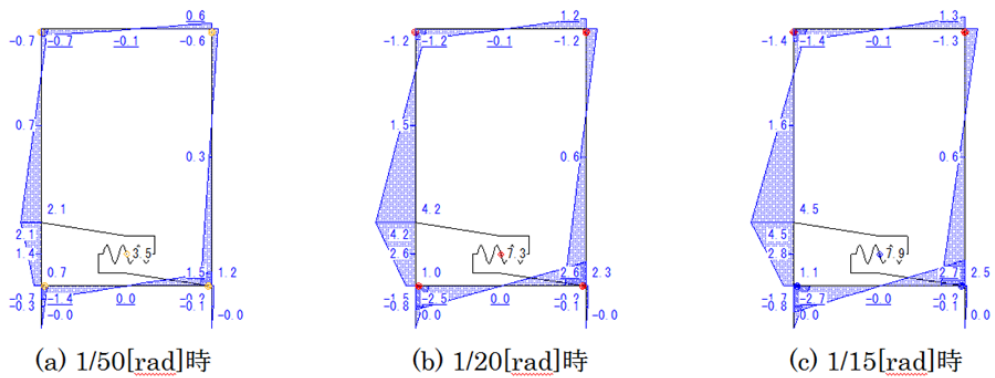


図 5-32 構面 A のモーメント図

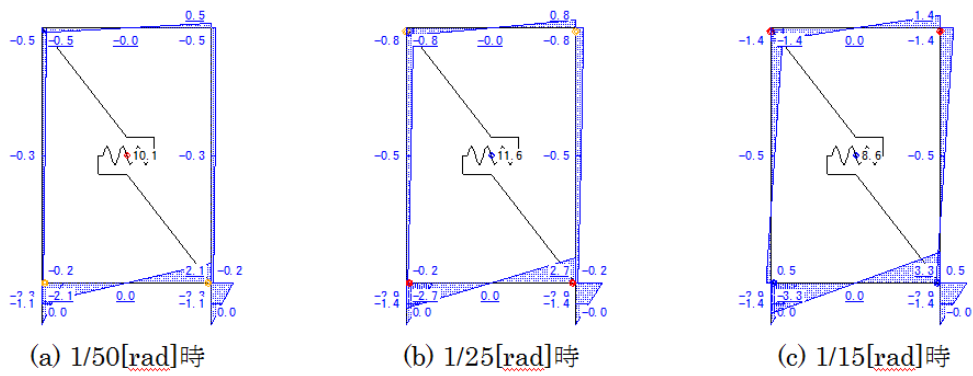


図 5-33 構面 B のモーメント図

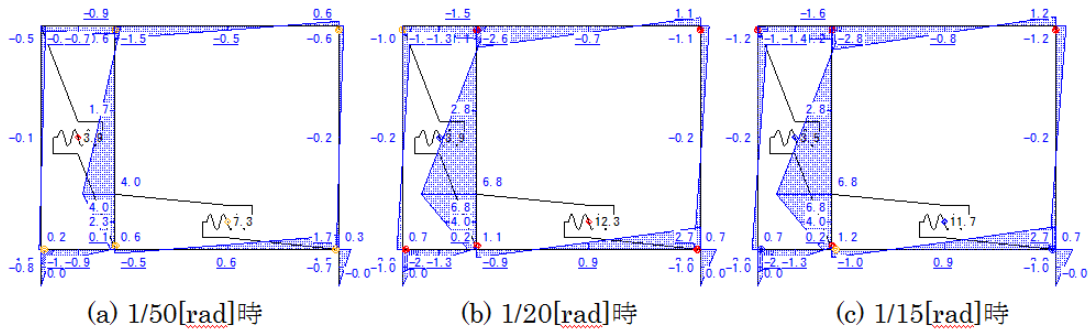


図 5-34 構面 C のモーメント図

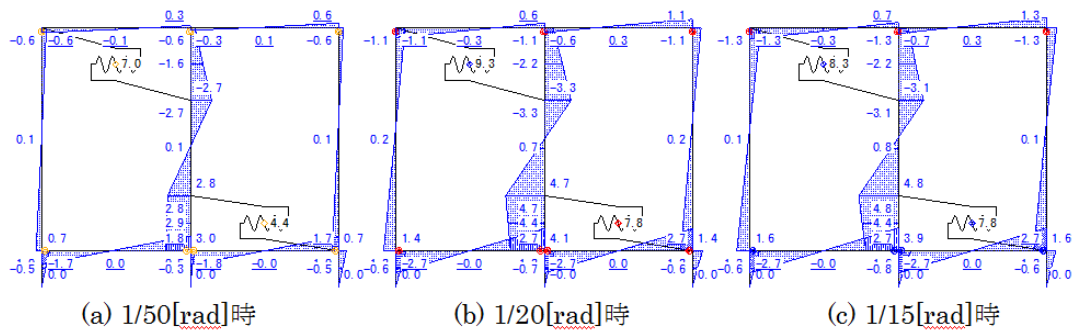


図 5-35 構面 D のモーメント図

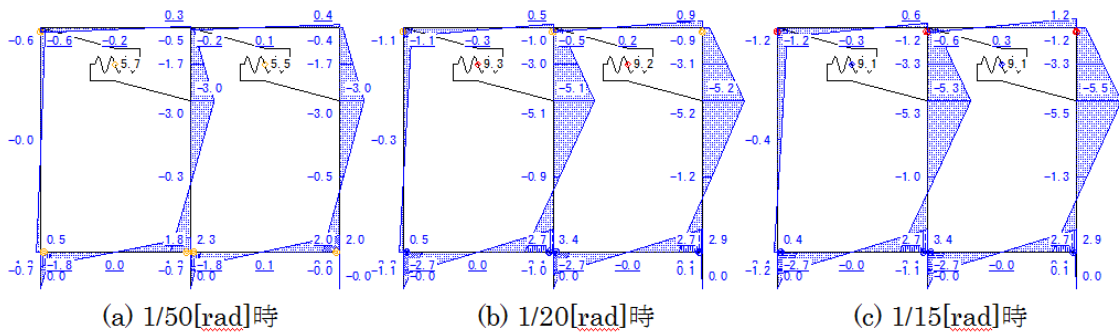


図 5-36 構面 E のモーメント図

5.3 各結果の比較による推定精度の検証

5.1 節で示した手計算の推定（柱の曲げおよび差しものの抜けを考慮している）による荷重-変形角曲線と、5.2 節に示した解析による荷重-変形角曲線とを比較する。比較したグラフを図 5-37 に示す。また、柱の曲げを考慮しない場合の推定結果を含めたグラフを図 5-38 に示す。凡例の Case1 は図 5-37 中の推定結果であり、本論で提案する柱の曲げおよび差しものの抜けを考慮している推定法によるものである。Case3 は柱の曲げを考慮していない場合の推定結果である。

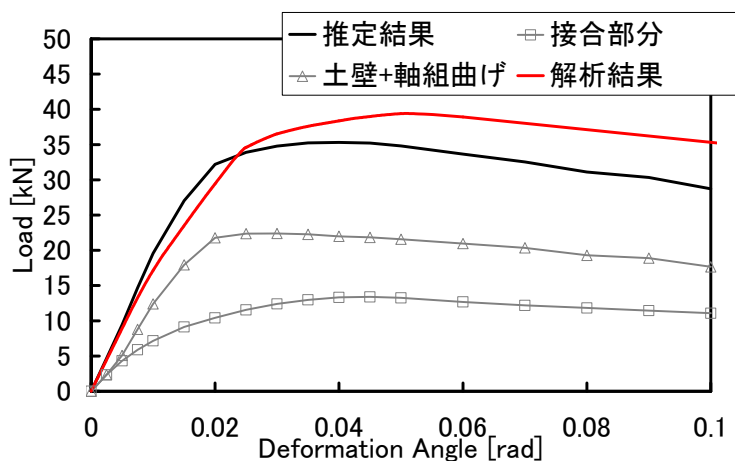


図 5-37 推定結果と解析結果の比較

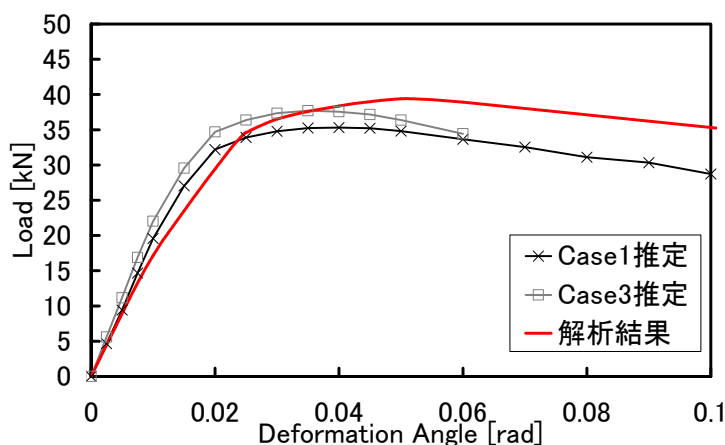


図 5-38 柱の曲げを考慮しない推定結果と解析結果の比較

図 5-37 より、推定結果の剛性が若干高くなっているものの、全体傾向としては比較的良く追従している。剛性が高くなっている理由として、壁要素入力バネの二次剛性を一次剛性の 1 倍として解析を行ったため、推定結果との差が生じているものと考えられる。また、およそ $1/30[\text{rad}]$ 以降の大変形領域において解析結果が推定結果を上回っているが、解析においてはおよそ $1/15[\text{rad}]$ 程度で接合部が終局状態となっており（図 5-21(c)）、 $1/15[\text{rad}]$ を超える変形角に

では、妥当な検証となっているかは定かではない。接合部の荷重-変形角関係は、手計算による推定方法に適用するため、フレームの実験結果から接合部に入力されるとするモーメントと、フレームの変形角との関係を抽出して用いている。そのためフレーム効果の要素も含んでいることが予測され、解析においてはこの効果が重複されていることが考えられる。

図 5-38 では Case1 が Case3 に比べて剛性が高く算出されていることがわかる。Case1 でも解析より剛性が高いが、柱の曲げを考慮しないことによって、より危険側に現象を評価していると考えられる。

上記したような事象および単位構面が連成された場合の影響を考察するため、以下では図 5-22～26 に示した単位構面の解析結果と、図 5-12 に示した単位構面の推定結果とを比較する。構面 A～E に対して、柱の曲げと差しもの抜けを考慮した Case1 による推定および柱の曲げを考慮しない Case3 による推定、さらに増分解析の結果との比較を行い、図 5-39～43 に示す。

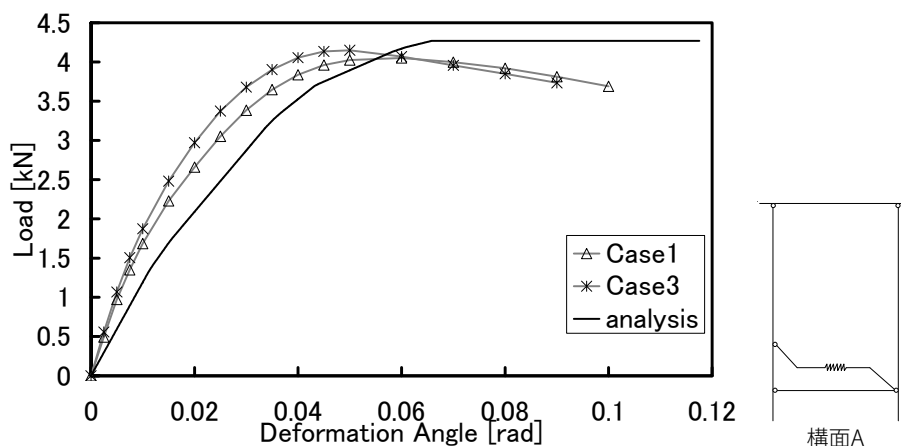


図 5-39 構面 A の解析結果と推定結果の比較

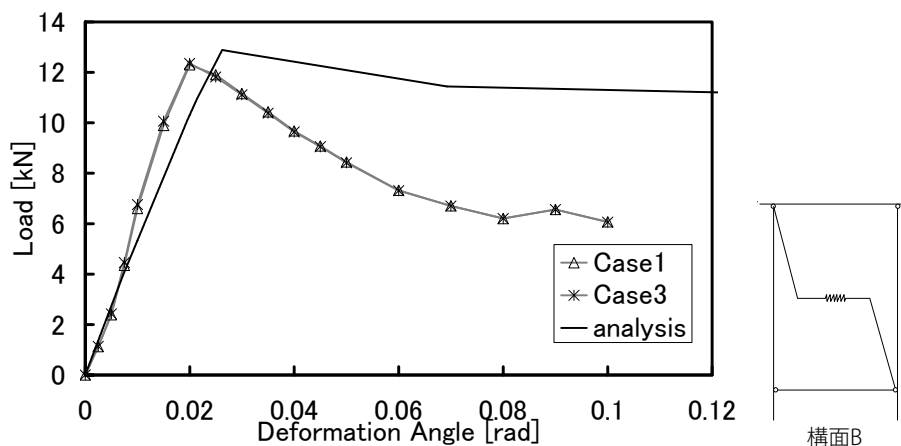


図 5-40 構面 B の解析結果と推定結果の比較

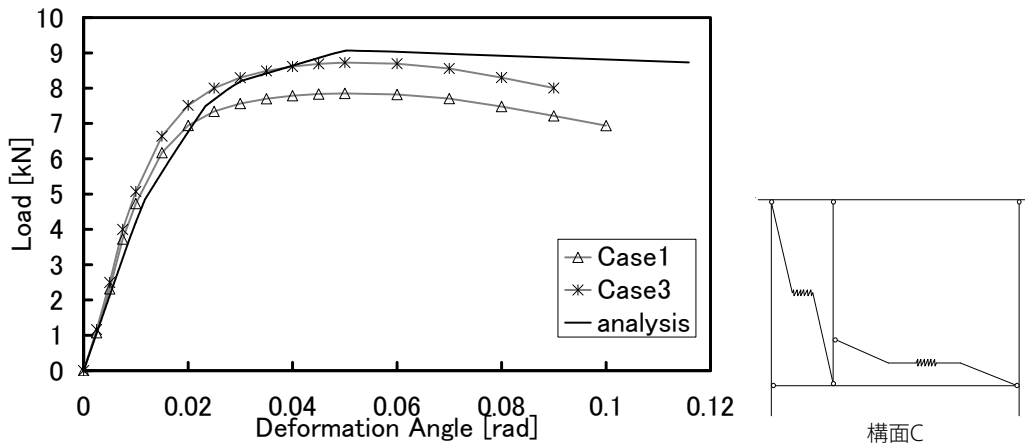


図 5-41 構面 C の解析結果と推定結果の比較

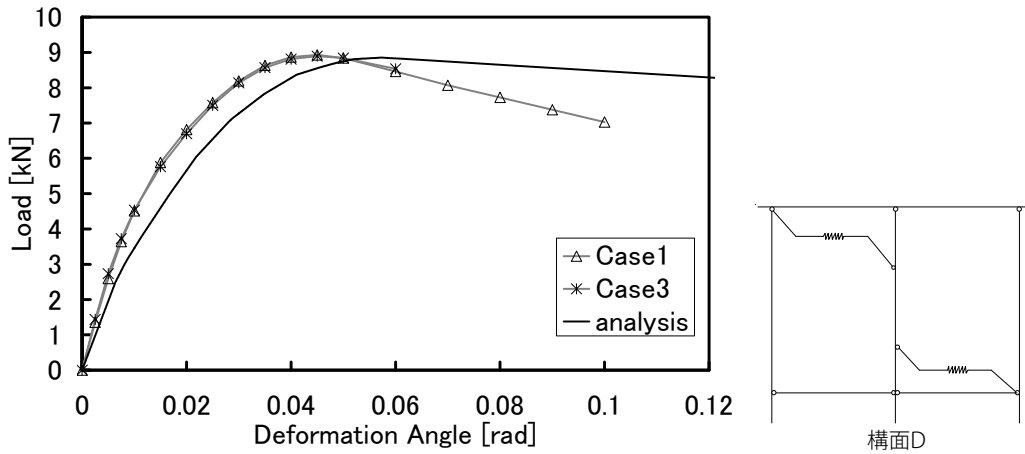


図 5-42 構面 D の解析結果と推定結果の比較

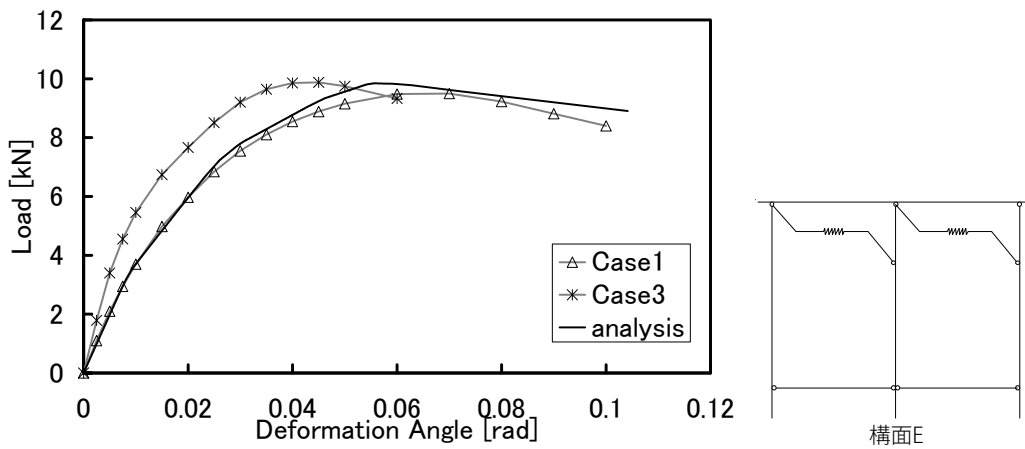


図 5-43 構面 E の解析結果と推定結果の比較

図 5-39～43 より、全体的な傾向としては通り鉛直構面の比較の結果と相違ないように見受けられる。従って基本的には連成による効果は考慮せずとも良く、単位構面を並列的に足し合わせれば、通り鉛直構面の荷重-変形角関係が算出できると考えられる。推定結果と解析結果の誤差については、前述したようなフレーム効果の重複および壁要素のモデル化に起因すると考えられ、柱-足固め接合部のモーメント-回転角関係の評価によって、より一致する精度が高くなると予想される。

ただし本論での通り鉛直構面の荷重-変形角関係の推定は、安全側に終局までを評価するという目的で行っている。先述したように $1/15[\text{rad}]$ を超える変形角での検証においては検討の余地があるが、Case3 と Case1 および解析結果の比較より、それ以前の変形角においては同様の曲線を描いている。従って手計算程度の簡易な推定法による結果の有用性は解析による結果に対して確認できており、さらに従来の荷重-変形角関係の推定法 (Case3) に対して提案した推定法 (Case1) が、より精度良く耐震性能を評価できていると言える。

6. 結章

本章では本論を通して得られた知見を列挙し、今後の課題等を示す。これらの考察による、目的に対する達成度評価を以て本論の結びとする。

第 2 章仕口接合部の回転抵抗性能評価においては、既存のめり込み理論式のみで評価可能なタイプについて性能評価式を提案した。通し貫接合部（楔が共木であり、貫の長さ方向に断面が一樣であるもの）については既存の評価式によって評価可能であることを確認し、柱内に略鎌継ぎを持ったタイプの性能に関しても既存の評価式の摩擦係数項に嵌合調整係数を考慮することによって十分対応可能であることを示唆した。ただし、柱径が大きく、柱内部で曲げ変形が生じると予測されるものに関しては、特に初期剛性を過大評価する傾向にあり、曲げ変形を考慮する必要があることを指摘した。相欠仕口についても同様に、嵌合度を勘案しためり込み理論式のみで評価可能であるが、通し貫接合部にあるような楔による締めが無く、適用条件として乾燥収縮による嵌合度低下に関して留意する必要がある。渡り顎仕口に関しては、材軸同士のずれの影響があるためか、めり込み理論を適用するのみでは過大評価することが指摘された。特に上木の切り欠きが大きくねじれが予想される断面が小さくなるにつれ、評価値とのずれが大きくなることから、材のねじれによる錘型のめり込みが予測され、評価値を簡易的に 1/3 倍することで、材の半分程度の切り欠きであれば評価可能であることを示した。上記した 4 種の仕口接合部の限界変形性能としては、実験を通して、基本的に 1/10[rad]までは構造性能に影響するような破壊が無いことを確認した。また、柱・足固め接合部の雇い竿車知、鼻栓留め仕口については、フレーム内にこれを含んだものに対して荷重-変形角曲線を予測した。しかし、比較的重要な構造要素で回転抵抗を期待できるタイプの仕口であるため、個の性能として、雇い竿車知、鼻栓留めそれぞれの引っ張り抵抗性能評価より、接合部のモーメント-回転角関係評価式を整備しておくことが急務と考えられる。

第 3 章継ぎ手接合部の回転抵抗性能評価式の提案においては、追掛け継ぎ、金輪継ぎともに回転剛性は精度良く実験結果を追従することが出来た。本論で提案した設計式においては、噛み合わせのテーパーによって締まることまでは表現しておらず、この初期支圧の大小によっては剛性を過小評価する場合もある。完全弾塑性型のモーメント-回転角関係の評価するような提案式において、降伏・終局現象とも、腮の面圧降伏、腮から目違いにかけてのせん断破壊および胴付き部のもしくはへそ部分の割裂破壊の最小値を用いることで、耐力・変形性能の面で安全側に評価可能であることを示した。金輪継ぎに関しては、実験の結果から靱性能が余り大きくないことがわかった。性能評価式でもこの現象は評価できてはいるものの、構造性能という観点で使用部位に留意する必要がある。今後の評価式の精度向上においては、各材料定数の決定、特に面圧剛性値算定式や割裂エネルギー評価値についての検討が必要であり、本論で提案した評価式の定数を変更することでより精度良く評価できる可能性がある。

第 4 章土塗り壁を含む鉛直構面の荷重-変形角曲線の推定において、単位有開口鉛直構面の面内せん断実験の結果および損傷観察から、柱の独立部分が大きい場合、小壁の取り付け方によっては柱に過大な甘げモーメントの入力が予測されることを示した。このような柱曲げを考慮する

場合の推定法に関して、構面の変形形状に関するパラメータスタディによってその有用性を示した。住宅程度の規模の建物である場合、柱間の簡易な横架材である差しもの端部の引っ張り抵抗の有無によって、柱の曲げを含んだ変形モードが異なるため、それぞれのモードとなる小壁配置のパラメータを一般化し、提案した推定法を用いて、建物の耐震性能の主たる部分である鉛直構面の荷重-変形角曲線を設定する必要がある。適用条件としては、土塗り小壁上下の差しものが脱落せずに大変形領域（実験で変形性能を確認した $1/15[\text{rad}]$ 程度）まで変形を追従できる仕様である必要がある。他種の土壁を用いる場合に関しては、基本的な構法が同一であれば、異なった材種を用いた場合でも、今回検討した小壁の耐力を上回らないものであれば、推定法は適用できると考えられる。また、実際の耐震設計および耐震性能評価においては柱の曲げによる折損を確認する必要がある。

第5章通り鉛直構面の荷重-変形角曲線の推定において、連成された土塗り壁を含む有開口鉛直構面の荷重-変形角曲線の推定法を示した。また、同様の対象構造について各地震力抵抗要素をバネ置換し、弾塑性増分解析を行った。これらの結果の比較より、推定結果の剛性が若干解析結果を上回るものの、 $1/15[\text{rad}]$ までは全体的に比較的良く追従する結果となった。剛性の過大評価については解析上のバネモデルの修正、柱-足固め接合部のモーメント-回転角関係の再検討によってより精度良く一致すると考えられる。また、併せて行った単位構面毎の推定結果と解析結果との比較・検討より、全体的な傾向は通り鉛直構面における比較と相違無かったため、通り方向に単位構面が連成することによる曲げ戻しなどの効果は特に大きく無く、単純に単位構面の並列としても安全側に評価可能であると考えられる。本論で提案した荷重-変形角曲線の推定方法の適用条件は、以下の条件に該当するものとする。

- ・壁面（全面壁、垂れ壁、腰壁）が土塗り壁で構成される。
- ・軸組の継ぎ手・仕口が、略釜系継ぎ手・通し貫などの、木材同士の嵌合による接合であり、主にめり込み抵抗によって応力が伝達される形式である。
- ・柱脚部は石場立て構法によるものであり、柱勝ち土台無しの仕様であるが、モデル化においては境界条件をピン支持として扱い得るものである。

また、異なった仕様の土塗り壁を用いた場合の影響、柱脚部の浮き上がりの影響（上階を有する場合も含む）、については今後明らかにする必要があるが、本論文で提案した手法は、これらの要素を個別に検討する事により適用範囲を拡げることが可能と考えられる。

本論では当初の問題提起に対して、通り構面の荷重-変形角曲線を、限界変形性能を加味した大変形領域まで、精度良く尚且つ手計算で評価可能である手法の確立を目的とした。それに対して、危険側の評価となり得るような柱の曲げ形状等を指摘し、これに即した評価手法を、個々の耐震要素およびこれらを含んだ単位構面が連成された通り鉛直構面を対象に、提案し検証を行った。一部精度向上が望まれる箇所が挙げられたが、基本的には提案した手法が安全側に評価可能であることを確認したことで、現時点での目的を達成したと考えられる。

参考文献

- 1-1) 坂静雄：寺社骨組みの力学的研究（第二部貫の耐力），建築学会論文集（大会号），日本建築学会、pp.259-268, 1941.
- 1-2) 上杉啓：伝統構法の研究：その現代的視点（木造建築の魅力）（木造建築技術），建築雑誌 Vol.100, 一般社団法人日本建築学会, pp.22-23, 1985.6
- 1-3) 坂本功，河合直人，山下伸夫，大橋好光，安達文男：伝統木造住宅の水平加力ならびに振動実験その1～3，日本建築学会学術講演梗概集（東海），pp.1227-1232, 1985.10
- 1-4) 杉山英男，安藤直人：文化財建造物の構造力学的研究，文部科学省科学研究費特定研究，古文化財に関する保存科学と人文・自然科学，「古文化財」総括班 pp.34-49, 1984.
- 1-5) 鈴木祥之，斎藤幸雄，後藤正美，山田耕司，中村いずみ，清水秀丸，須田達，新居藍子，三谷隆之，小笠原昌敏，奥田辰雄，杉山亮太，林秀春，鈴木三四郎，下西智也，川上沢馬，小嶋伸仁，具典淑，向坊恭介，鎌田輝男，森井雄史，白山敦子，佐藤ほか：京町家の E ーディフェンス震動台による実大振動実験その1～7，日本建築学会学術講演梗概集（関東），pp.397-410, 2006.7
- 1-6) 小林佑奈，石川浩一郎，鈴木祥之，鈴木三四郎，山田耕司，向井洋一，松本慎也：伝統軸組構法木造建物の E ーディフェンス震動台実験のシミュレーション（その4）立体弾性時刻歴解析による地震力伝達機構の解明，日本建築学会学術講演梗概集（九州），pp.537-538, 2007.8
- 1-7) 須田達，鈴木祥之，奥田辰雄，小笠原昌敏：京町家の耐震性能評価と耐震補強設計法，日本建築学会構造系論文集，第616号，pp.149-155, 2007.6
- 2-1) 後藤正美ほか，木造軸組の振動及び静的加力実験による耐震性能評価法，第11回日本地震工学シンポジウム，11(2002)，pp.1511-1516.
- 2-2) 坂静雄：寺社骨組みの力学的研究（第二部貫の耐力），建築学会論文集（大会号），日本建築学会、pp.259-268, 1941.
- 2-3) 後藤一雄：貫通仕口による木造ラーメン（大黒柱）構造の研究—その1：仕口の挙動に関する実験的研究—，日本建築学会構造系論文集、No.366, pp.119-125, 1986.
- 2-4) 加藤泰世，小松幸平，北守顕久：木構造柱—貫接合部の剛性・耐力に及ぼす楔の役割、木材学会誌、Vol.48, No.2, 84-91, 2003.
- 2-5) 北守顕久，加藤泰世，片岡晴夫，小松幸平：伝統木造における貫接合部の耐力発現モデルの提案と実験的検証，木材学会誌、Vol.49, No.3, pp.179-186, 2003.
- 2-6) 大岡優，棚橋秀光，伊津野和行，鈴木祥之：伝統的構法の各種楔をもつ仕口の実験的研究（その3 復元力特性と楔の効果），日本建築学会学術講演梗概集（北海道），pp.445-446, 2013.

- 2-7) 李東潤, 荒木慶一, 遠藤俊貴, 吉田亘利, 上谷宏二: めり込み実験に基づく伝統木造柱一貫半剛接合特性の推定, 日本建築学会構造系論文集, 第 631 号, pp.1577-1584, 2008.
- 2-8) 棚橋秀光, 鈴木祥之: 伝統木造仕口の回転めり込み弾塑性特性と十字型通し貫仕口の定式化, 日本建築学会構造系論文集, 第 667 号, pp.1675-1684, 2011.
- 2-9) 一般社団法人日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, pp.258-259, 2009.11.
- 2-10) 稲山正弘: “木材のめり込み理論とその応用—靱性に期待した木質ラーメン接合部の設計法に関する研究—”, 東京大学学位論文, 1991.
- 2-11) 北守顕久, 鄭基浩, 南宗和, 小松幸平: 相欠き格子耐力壁の剛性算定に係わる隙間の影響評価-長期的試験における検証, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.55B, pp.109-1116, 2009.3
- 2-12) 廣石秀造, 岡田章, 宮里直也, 佐藤公紀, 斎藤公男: 木造面格子壁の格子間隔が剛性と耐力に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 694 号, pp.2183-2190, 2013.3.
- 2-13) 北守顕, 鄭基浩, 南宗和, 小松幸平: 卿相欠き仕口の隙間の評価とその改良, 日本建築学会学術講演梗概集 (中国), pp.363-364, 2008.9.
- 2-14) 戸田正彦: 渡り腮接合部のモーメント抵抗性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.495-496, 2012.9
- 2-15) 一般社団法人日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, p317, 2009.11.
- 2-16) 日本住宅・木材技術センター: 木造軸組工法住宅の限界耐力計算による設計の手引き, 木造軸組工法住宅の限界耐力計算法解説書編集委員会, pp.55-56, 2005.3
- 2-17) 河原大, 稲山正弘, 後藤正美: 渡り腮仕口のモーメント抵抗試験とその評価式に関する研究, 日本建築学会学術講演梗概集 (関東), pp.167-168, 2015.9
- 2-18) 一般社団法人日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, p255, 2009.11.
- 2-19) 春山聡子, 佐久間譲, 後藤正美, 西村督, 稲山正弘, 鈴木祥之: 木造軸組のほぞ差し接合部解析モデルの提案(その 1)実験結果と考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.371-372, 2008.7
- 3-1) 一般社団法人日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, pp.164-168, 2009.11
- 3-2) 松窪直人, 松本渡, 甲津功夫: 追掛大栓継ぎ手の力学性能に関する実験的研究-継手各部の歪み挙動と破壊状況-, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.29-32, 2008
- 3-3) 瀧野敦夫, 向出静司: 追掛大栓継ぎ手の最大曲げ耐力評価に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北), pp.149-150, 2009.8
- 3-4) 小林良洋, 蒲池健, 稲山正弘: 追掛継ぎ手の曲げ性能-一方向鉛直荷重による弾性域の回転剛性評価式の提案-, 日本建築学会構造系論文集第 76 巻第 669 号, pp.1943-1950, 2001.11

- 3-5) 北田祐一, 隈澤文俊、大和田義正：追掛大栓継の曲げ特性に関する実験的研究, 日本建築学会学術講演梗概集 (東北), pp.147-148, 2009.8
- 3-6) 河合直人, 藤井毅, 内田祥哉, 坂本功, 源愛日児：伝統的木造継手の実験的研究 (曲げ試験), 日本建築学会学術講演梗概集 (北陸), pp.2201-2202, 1983.9
- 3-7) 嘉戸通幸, 村橋久昭：金輪継手の曲げ耐力に関する実験的研究, 日本建築学会学術講演梗概集 (中国), pp.103-104, 1990.10
- 3-8) 北守顕久, 鄭基浩, 鳥羽真, 小松幸平：金輪継ぎ手の曲げ性能評価-表面効果に注目した検討, 日本建築学会学術講演梗概集 (東北), pp.157-158, 2009.8
- 3-9) 高遠暁子, 甲津功夫, 瀧野敦夫：金輪継手の力学性能に関する実験的研究, 日本建築学会学術講演梗概集 (中国), pp.505-506, 2008.9
- 3-10) 小林良洋：追掛継の回転剛性と曲げ耐力に関する研究, 東京大学大学院博士論文, 2012.3
- 3-11) 中村昇, 小林良洋：追掛継ぎの曲げにおける割裂耐力の推定, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), pp.237-238, 2014.9
- 3-12) 一般社団法人日本建築学会：木質構造接合部設計マニュアル, pp.94-112, 2009.11
- 3-13) 一般社団法人日本建築学会：木質構造接合部設計マニュアル, p317, 2009.11
- 3-14) 一般社団法人日本建築学会：木質構造設計規準-同解説-許容応力度・許容耐力設計法-, p233, 2006.12
- 3-15) Larsen H.J. and Gustafsson P.J.H.(1990), The fracture energy of wood intension perpendicular to the grain results from a joint testing projects , PaperCIB-W18A/23-19-2, Lisbon, Portugal, pp.499-501.
- 3-16) 一般社団法人日本建築学会：木質構造設計規準-同解説-許容応力度・許容耐力設計法-, p211, 2006.12
- 3-17) 一般社団法人日本建築学会：木質構造設計規準-同解説-許容応力度・許容耐力設計法-, p399, 2006.12
- 3-18) 一般社団法人日本建築学会：木質構造設計規準-同解説-許容応力度・許容耐力設計法-, p223, 2006.12
- 3-19) 一般社団法人日本建築学会：木質構造接合部設計マニュアル, p278, 2009.11
- 3-20) 一般社団法人日本建築学会：木質構造接合部設計マニュアル, p106, 2009.11
- 3-21) 一般社団法人日本建築学会：木質構造接合部設計マニュアル, p105, 2009.11
- 3-22) 独立行政法人森林総合研究所：改訂4版木材工業ハンドブック, p192, 2004.3.

- 4-1) 中尾方人, 山崎裕, 田中純: 土塗り壁のせん断耐力の評価に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.49B, pp.573-578, 2003.3
- 4-2) 村上雅英, 景山誠, 鈴木有, 稲山正弘: 静的水平加力実験に基づく土壁の耐荷機構の解明-せん断破壊が先行しない土壁の力学挙動-, 日本建築学会構造系論文集, 第 582 号, pp.103-108, 2004.8
- 4-3) 村上雅英, 景山誠, 岡本滋史, 鈴木有, 稲山正弘: 水平力の耐荷機構に基づく土壁の剛性と耐力の算定法に関する提案と検証, 日本建築学会構造系論文集, 第 605 号, pp.119-126, 2006.7
- 4-4) 澤田圭, 岡本滋史, 村上雅英, 川鍋亜衣子, 鈴木有: 耐荷機構に基づく有開口土壁の剛性と耐力の算定, 日本建築学会構造系論文集, 第 620 号, pp.93-100, 2007.10
- 4-5) 中治弘行, 山田耕司, 鈴木祥之: 鳥取県倉吉地方の伝統的な土塗り壁の耐震性能評価実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.345-346, 2010.7
- 4-6) 森迫清貴, 嶋瀬裕之, 青野弘和, 佐藤ひろゆき: 京土壁の荷重変形関係モデルの検討, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.55B, pp.101-108, 2009.3
- 4-7) 河原大, 三宅健太郎, 後藤正美, 須田達, 鈴木祥之: 金沢市域の伝統木造建物の土塗小壁の耐震性能評価に関する検討, 第 13 回日本地震工学シンポジウム論文集, pp.2162-2166, 2010.11
- 4-8) 岡本滋史, 村上雅英, 稲山正弘: 仕様の相違が土壁の構造性能に及ぼす影響に関する実験的調査, 日本建築学会構造系論文集, 第 641 号, pp.1275-1283, 2009.7
- 4-9) 清水秀丸, 細入夏加, 鈴木祥之: 土塗り小壁を持つ木造軸組の耐震性能評価に関する実験的研究-小壁高さをパラメータとした動的实验-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.367-368, 2005.7
- 4-10) 河合直人, 桂川晋, 五十田博, 岡部実, 中川貴文, 和田幸子, 御子柴正: 伝統的木造住宅の垂れ壁付き構面振動大実験(その 5)荷重変形関係の実験と計算の比較, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.565-566, 2009.8
- 4-11) 文化庁文化財部: 重要文化財(建造物)耐震診断指針, 2001
- 4-12) 伝統的構法の設計法作成及び性能検証実験検討委員会: 平成 22 年度事業報告書, pp.2-1~2-4.2011.3.
- 4-13) 財団法人日本住宅・木材技術センター: 木造軸組工法住宅の許容応力度設計(2008 年版), pp.571-572, 2008

謝辞

本研究を遂行するにあたり、お世話になりました多くの方々に、多大なる感謝を申し上げます。

東京大学大学院農学生命科学研究科 稲山正弘教授には、博士課程進学の前より多くのご指導を頂きました。課程前半に遠地のために通学頻度が少なかった時分にも、理論の詳細から論文の全体構成までご指導頂いたため、博士論文を完成させることが出来ました。同研究科 青木謙二講師には、上京した後に研究室内でご指導を頂きました。投稿論文の執筆や日頃の研究に対する姿勢などに関しても多くのご助言を頂いたため、課程修了要件を満たすことが出来ました。また、同研究科 蒲池健特任助教（当時）には継ぎ手の実験および設計式の構築において研究の進め方の大半をご教示頂きました。

金沢工業大学大学院工学研究科 後藤正美教授には、学士・修士課程より多くのことを学ばせて頂きました。後藤教授のお口添えで全国規模のプロジェクトへも参加させて頂き、その中で多くの実験をさせて頂いたことが本論文の核となっております。実験実施や論文執筆に関しても多大なご指導、ご鞭撻を頂きました。

先述のプロジェクト「伝統的構法の設計法作成および性能検証実験検討委員会」委員長である立命館大学衣笠研究機構 鈴木祥之教授には、プロジェクト参加以前より叱咤激励を頂き、英文の校正等、研究の御指南を頂きました。プロジェクトにおいても多くご指導頂き、研究内容を充実させることが出来ました。また、同検討委員会では、本論文中に記した多くの実験を行わせて頂きました。委員会構成委員、関係各位に感謝致します。

ここに記させて頂いて居ない多くの方にも大変お世話になりました。研究生生活を共にした金沢工業大学後藤研究室の皆様、東京大学木質材料学研究室の皆様、試験体を製作して頂いた工務店の方々、日常生活を支えて下さった友人の皆様、また、長きに渡る学生生活において金銭面だけでなくアカデミックな面からもご支援頂いた両親には、多大な謝意を表します。

博士論文を提出させて頂いたここに、皆様方へ厚く御礼申し上げます。

2016年3月15日

河原 大