

博士論文

(2017 年 11 月 14 日 提出)

論文題目

接合部詳細の違いが引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響

指導教員 宮内 靖昌 ㊦

大学院 工学研究科
博士後期課程 建築学 専攻

申請者氏名 巽 信彦 ㊦

大阪工業大学大学院

目次

第1章 序論	1-1
1.1. 研究背景	1-1
1.2. 既往の研究	1-3
1.3. 研究目的	1-7
1.4. 論文の構成	1-8
参考文献	1-9
第2章 山形鋼ブレースの接合部耐力と繰返し変形性能	2-1
2.1. はじめに	2-1
2.2. 実験計画	2-2
2.2.1. 試験体の概要	2-2
2.2.2. 実験パラメータ	2-4
2.2.3. 載荷計画	2-6
2.3. 単調引張時の挙動	2-7
2.3.1. 荷重-変形関係	2-7
2.3.2. 接合部の降伏耐力	2-10
2.3.3. 接合部の最大耐力	2-12
2.3.4. 接合形式の違いが接合部耐力に及ぼす影響	2-14
2.4. 部材実験における繰返し変形時の挙動	2-15
2.4.1. 荷重-変形関係	2-15
2.4.2. 繰返し変形性能	2-17
2.4.3. 接合形式の違いが部材の繰返し変形性能に及ぼす影響	2-19
2.5. まとめ	2-20
参考文献	2-21
第3章 圧縮軸力を伝達する梁端ピン接合部の回転性能	3-1
3.1. はじめに	3-1
3.2. 実験計画	3-2
3.2.1. 載荷装置	3-2
3.2.2. 実験パラメータ	3-3
3.2.3. 載荷プログラム	3-5
3.2.4. 計測計画	3-6
3.3. 履歴挙動と最終破壊状態	3-7
3.3.1. 基本的な挙動と破壊性状	3-7
3.3.2. ボルトピッチの影響	3-10
3.3.3. ウェブ板厚の影響	3-11
3.3.4. ボルト径の影響	3-12

3.3.5. ボルト本数の影響	3-13
3.3.6. 軸力履歴の影響	3-14
3.4. 回転剛性	3-15
3.5. 最大曲げ耐力	3-17
3.6. 実験における回転性能と回転性能を確保するための条件	3-19
3.6.1. 回転性能に及ぼす各パラメータの影響	3-19
3.6.2. 回転性能確保の条件	3-20
3.7. まとめ	3-22
参考文献	3-23
第4章 接合部詳細の違いが引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響	4-1
4.1. はじめに	4-1
4.2. 実験計画	4-2
4.2.1. 試験体概要	4-2
4.2.2. 载荷装置	4-3
4.2.2. 計測計画	4-4
4.2.3. 試験体と実験パラメータ	4-5
4.3. 実験結果の概要	4-8
4.3.1. 全体挙動と実験結果の概要	4-8
4.3.2. 中間ガセットの影響	4-11
4.3.3. 梁端接合部における曲げ負担の影響	4-13
4.3.4. ブレースの偏心の影響	4-16
4.4. ブレース架構全体の水平剛性と水平耐力の評価	4-18
4.5. 梁端接合部の接合部詳細がブレース架構全体の变形性能に及ぼす影響	4-20
4.6. まとめ	4-21
参考文献	4-23
第5章 結論	5-1

論文リスト

第 1 章

序論

1.1 研究背景

我が国では地震災害時における避難施設として、大空間を有する屋内運動場などの低層鉄骨造建物が使用されることが多い。この種の建物は避難施設の他に、救援物資の備蓄倉庫としての機能も担うことがあり、市民の安全確保と被災地の早期復興のために重要な防災拠点である。

しかしながら、2011年に発生した東北地方太平洋沖地震では、地震被害に見舞われた低層鉄骨造建物において、建物の被害状況から余震に対する耐震安全性を確保できないと判断されたことにより、防災拠点としての機能を果たすことができなかった事例が報告されている^{1,1)}。このような事態は、被災地における都市機能の復旧が遅延する遠因となっていると考えられ、近い将来に次なる大地震の発生が危惧されている昨今においては、この種の建物の地震被害を極力軽減するための耐震設計法の構築が急務であると言える。

低層鉄骨造建物では、梁間方向はH形断面柱を強軸方向に用いてラーメン構造とし、桁行方向は柱を弱軸方向に用いて引張ブレース構造とすることが多い(図1.1(a))。いずれの構面においても梁は、H形断面を強軸方向に用いられることが多く、主にフランジが曲げモーメントを、ウェブがせん断力を負担する。ラーメン構造は、柱梁接合部を剛接合とし、柱梁が曲げモーメントを負担することにより、水平力に抵抗する構造形式である。一般的にラーメン構造では、柱よりも梁を弱く設計することで、梁端接合部近傍において塑性ヒンジを形成させ、ヒンジ領域の塑性変形によって地震エネルギーを吸収する。一方、引張ブレース構造とは、細長比が大きな等辺山形鋼(以後、山形鋼)やターンバックルを用いた、圧縮抵抗を期待しない引張ブレースにより、水平力に抵抗する構造形式である。引張ブレース構造では、梁端接合部はH形断面梁のウェブのみを高力ボルト摩擦接合したピンディテールとすることで、柱梁における曲げ負担を極力少なくし、引張ブレースの軸部降伏を保証することにより耐震性能を確保している(図1.1(b))。したがって、引張ブレース構造の耐震性能については、柱梁架構による寄与が小さく、ブレースによる寄与が支配的であることから、ブレースの保有性能を十分に発揮させることが重要となる。しかしながら、低層鉄骨造建物のブレースに多用される山形鋼では、接合部における有効断面破断や、ブレース軸部における破断が未だ地震の度に報告されている^{1,1)}。

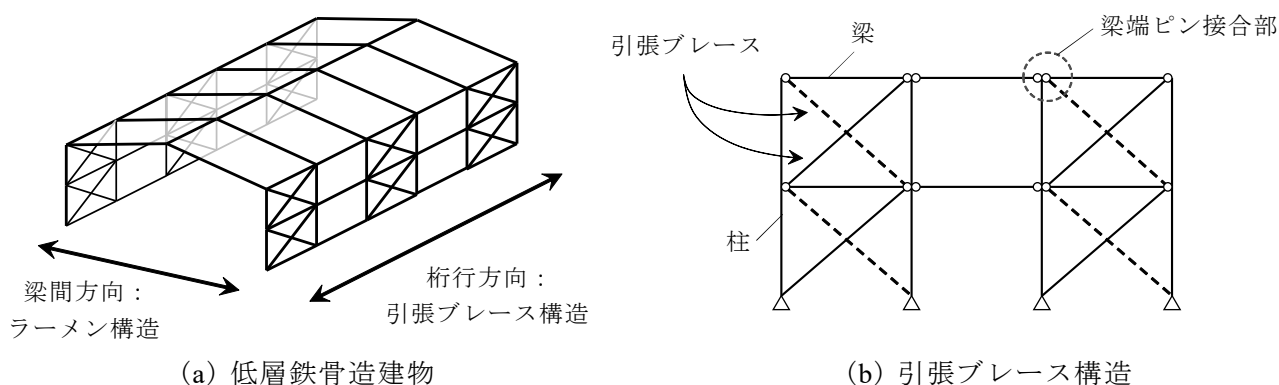


図1.1 低層鉄骨造建物と引張ブレース構造

ブレースの保有性能を十分に発揮させるための接合部設計は、接合部における高力ボルトの本数やボルトピッチ、はしあきなど(以後、接合部詳細)をパラメータとした数多くの研究成果^{1.2)~1.6)}などにより構築されており、保有耐力接合の考え方が1981年の新耐震設計法に盛り込まれて以降、その効果は近年の地震被害調査において実証されつつある^{1.1)}など。一方、引張ブレース構造で多用される山形鋼ブレースは、1本の山形鋼をガセットプレートの片面のみに接合する、単一山形鋼(以後、1丁使い)として用いると不可避な偏心が生じるため、接合部耐力を確保する観点から、2本の山形鋼を使用してガセットプレートの両面に接合すること(以後、2丁使い)が望ましいとされている^{1.7)}。しかしながら、山形鋼ブレースにおける1丁使いや2丁使いといった違い(以後、接合形式)が、接合部耐力や部材全体としての性能に及ぼす影響については、必ずしも明確になっていない。

梁端接合部については、一般的な引張ブレース構造における接合部詳細であれば実際には完全なピンとはなり得ず、軸力やせん断力の伝達のために最低限必要な高力ボルトを配せば接合部詳細に応じた曲げ抵抗が生じる。また、引張ブレース構造の地震時応力を考えると、梁端接合部には圧縮軸力を伝達しながら回転追従できる能力が要求される場合もある。しかしながら、圧縮軸力下におけるピン接合部の力学挙動を検討した研究^{1.8)}は少なく、特に圧縮軸力を受けながら回転性能を確保するための接合部設計は確立されていないのが現状である。

一方、引張ブレース構造におけるブレース端の接合部は、地震力を負担しないと考える同一構面の柱と梁の接合部、さらに構面直交方向の梁の接合部を兼ねる場合もあるために立体的に複雑な形状となり、現状では工場製作や現場での施工性を優先としたディテールが採用されることが多い。これは、柱梁との接合部分を含めた架構としての実験^{1.9)~1.12)}などが少なく、接合部詳細の違いが架構全体の力学挙動に及ぼす影響が明らかでないことが遠因となっていると考えられる。例えば柱と梁の部材断面、柱梁部材心交点に対するブレースの偏心、ピンとして扱う梁端接合部における曲げ負担などが架構全体の力学挙動に及ぼす影響を定量的に評価できれば、高い耐震性能を確保するための接合部詳細を合理的に決定できる可能性がある。

以上より、引張ブレース構造における接合部詳細の違いがその耐震性能に及ぼす影響については、未だ不明確な点が多く残されていると言える。すなわち、低層鉄骨造建物の地震被害を軽減しうる耐震設計法を構築するためには、まずは引張ブレース構造を構成する部材要素や接合部における剛性や耐力、変形性能(以後、力学挙動)を実験的に把握した上で、それらが引張ブレース構造全体としての力学挙動に及ぼす影響を評価し、合理的な接合部詳細の決定方法を検討する必要があると考える。

1.2 既往の研究

本節では、本論文の位置付けを明確にするため、引張ブレース構造に関連する既往の研究の知見を整理する。次の4つの観点から既往の研究について概説するとともに、引張ブレース構造に関して残された課題点を抽出する。

- (1) ブレースの履歴挙動に関する研究
- (2) 山形鋼ブレース接合部に関する研究
- (3) ピン接合部に関する研究
- (4) ブレース架構に関する研究

【ブレースの履歴挙動に関する研究】

ブレースの履歴挙動に関する研究として、柴田・若林ら^{1.13), 1.14)}、野中ら^{1.15)~1.17)}の研究などが挙げられる。

柴田・若林ら^{1.13), 1.14)}は、多数の実験結果と数値解析結果に基づいて、繰り返し軸方向力を受ける単一ブレースの剛性・耐力の劣化を合理的に評価しうる履歴特性の定式化を試みている。定式化された履歴特性は、ブレースの復元力が任意の変位履歴の陽な関数として表現され、履歴曲線を決定する各パラメータは細長比の関数として与えられている。定式化された履歴曲線は、実験結果と精度よく一致し、特に繰り返しに伴う耐力の劣化を正確に評価することができている。一方、同一振幅の繰り返しにおける剛性低下は過大評価する傾向がある。

野中^{1.15)~1.17)}は、ブレース部材を両端単純支持の一樣断面棒とみなし、曲げモーメントと軸力の相互干渉を考慮した完全弾塑性解析により、任意の繰り返し軸方向変位を受けるブレースの履歴挙動を表現している。この解析法では、塑性変形による材長の伸びが大きい場合、座屈耐力が大きく低下する傾向がある。また、繰り返し荷重下では、塑性ヒンジにおける伸び変形が残留するため、耐力劣化が生じる可能性を明らかにしている。

これらの研究の成果により、ブレースの複雑な履歴挙動を解析によって概ね再現することが可能となった。しかしながら、これらの解析結果として得られるようなブレースの保有性能を発揮するためには、ブレース端接合部が保有耐力接合の条件を満足している必要があり、また、ブレースの繰り返し変形性能についても考慮する必要があると言える。一方、ブレース架構全体としても、ブレースの保有性能を効果的に発揮するためには、ブレースからの応力を円滑に伝達可能な柱、梁との接合部の設計が重要であると言える。したがって、引張ブレース構造の力学挙動を評価するためには、ブレース部材としての履歴挙動を評価するだけでなく、ブレース架構を構成する部材要素や接合部詳細の影響も実験的に把握する必要がある。

本論文では、接合部詳細の違いが引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響について検討する。

【山形鋼ブレース接合部に関する研究】

山形鋼ブレース接合部の耐力と変形性能に関する研究として、田沼・加藤ら^{1.3)}、藤本ら^{1.18)}、難波^{1.19), 1.20)}、山下ら^{1.11)}の研究などが挙げられる。

田沼・加藤ら^{1.3)}は、ガセットプレートに高力ボルト摩擦接合した山形鋼ブレースを対象として、ボルト本数、ボルトピッチ、継手長さなどの接合部詳細を実験パラメータとした構造実験を実施し、有効断面破断耐力に及ぼす影響因子を確認している。実験結果から得られた有効断面積を目的変数、接合部詳細を説明変数とした重回帰分析を行うことで、有効断面積の回帰式を提示している。また、

その回帰式を用いて、大地震時にブレースが軸部降伏するために接合部最大耐力が満足すべき条件式を求めている。この条件式では、断面積と鋼材強度のばらつきを考慮し、基準強度の1.2倍の安全率で設計すればよいことを示している。

藤本ら^{1.18)}は、山形鋼と溝形鋼を用いたブレースを対象として、実大ブレース実験を実施し、接合部詳細が有効断面破断耐力に及ぼす影響を明らかにしている。田沼・加藤らの研究から求められた有効断面積の回帰式は、複数の影響因子を組み合わせた説明変数を用いる複雑な式となっていたことから、藤本らは影響因子を独立変数として回帰式の単純化を図り、その有効性を示している。また、田沼・加藤らが提示した保有耐力接合の条件は、断面積と鋼材強度のばらつきのみを考慮していたが、藤本らはさらにひずみ速度の降伏比に対する影響も考慮に入れた条件式を提案している。

また、難波^{1.19), 1.20)}は、組立材としての山形鋼ブレースの構造性能に着目し、ガセットプレートの両面に山形鋼2本を接合した山形鋼ブレースを対象とした構造実験を実施している。これらの実験では、2丁使いブレースだけでなく、2丁使いの一方を上下反転させたZ形使いも対象としており、両者の結果を比較している。実験より、Z形使いとした場合の耐力は2丁使いよりも若干大きく、破断までの変形性能も大きく上回ることを明らかにしており、接合部の面内偏心を解消することの優位性を示している。

さらに、山下ら^{1.11)}は、山形鋼を1丁使い、2丁使いとした実大X型ブレース架構の繰り返し載荷実験を行い、その構造性能を明らかにしている。実験結果から、繰り返し変形下における山形鋼を2丁使いとしたブレースは、材中央において局部座屈が生じることで、早期に破断に至ることが確認されている。また、実験結果の履歴曲線から得られた履歴吸収エネルギーの考察から、2丁使いとした場合のブレースの繰り返し変形性能は、1丁使いと比べて著しく低下することが指摘されている。

これらの研究により、ブレース端接合部における保有耐力接合の条件が示され、ブレースの軸部降伏を保証するための接合部詳細の設計法が確立された。一方、山形鋼ブレースの接合形式を1丁使いから2丁使いにすると、接合部の有効断面破断耐力は上昇するが、部材としての繰り返し変形性能は低下することが明らかにされた。引張ブレース構造において、ブレースの保有性能を十分に発揮するためには、軸部降伏を保証しながら繰り返し変形性能も確保する必要がある。しかしながら、山形鋼ブレースにおける接合形式が接合部の降伏耐力に及ぼす影響については明らかにされておらず、また、有効断面破断耐力も含む接合部耐力および部材としての繰り返し変形性能について、定量的かつ総合的に確認した実験的研究は未だない。

本論文の第2章では、山形鋼ブレースにおける接合部詳細の違いが、接合部耐力および部材としての繰り返し変形性能に及ぼす影響を実験的に検討する。

【ピン接合部に関する研究】

ピン接合部の力学挙動に関する研究として、小松・福島ら^{1.8), 1.21)}、遠山ら^{1.22)}、成原ら^{1.23)}の研究などが挙げられる。

小松・福島ら^{1.8), 1.21)}は、ダイアフラムを有しない無補剛の角形鋼管にガセットプレートを接合したピン接合部を想定して、梁からの軸方向力やせん断力を受けるピン接合部を対象とした実験を実施し、ピン接合部の力学挙動を把握している。また、有限要素解析による検討により、実験結果と解析結果の整合性を確認している。

遠山ら^{1.22)}は、梁ウェブのみを高力ボルト摩擦接合とした柱梁接合部を対象に曲げを付加する実験を行い、変形性状や固定度を検討している。実験では、接合部ボルトのすべりによる変形が全変形

の大半を占めることを確認している。また、柱梁接合部を剛接合とした試験体との比較では、回転剛性が数十分の一以下となっていることから、ピン接合に近い性状を示すことを示している。

成原ら^{1.23)}は、小梁端接合部を想定したピン接合部の曲げ実験を実施し、ピン接合部の回転剛性とすべり耐力について検討している。実験結果から得られた初期剛性より接合部周辺の局所変形をばねモデル化し、ばねモデルによる回転剛性の評価式を提示している。また、評価式の回転剛性を用いた線材置換モデルの数値解析や有限要素解析を通じて、回転剛性を妥当に評価できていることを確認している。

これらの研究成果により、ピン接合部の基本的な力学挙動が明らかにされ、回転剛性の評価法が示された。しかしながら、引張ブレース構造における梁端ピン接合部は、ブレースからの応力を圧縮軸力として伝達しながら回転変形する必要があるため、このような応力状態でのピン接合部の回転剛性や曲げ耐力、さらに回転性能について検討した実験的研究は皆無である。

本論文の第3章では、圧縮軸力下における梁端ピン接合部の実験を行い、回転剛性や曲げ耐力といった基本的な力学挙動の評価法を検討するとともに、引張ブレース構造の梁端ピン接合部に要求される回転性能を満足するための接合部詳細の設計法を示す。

【ブレース架構に関する研究】

ブレース架構に関する研究として、難波ら^{1.9)}、加藤ら^{1.10)}、山下ら^{1.11)}、吉敷ら^{1.12)}の研究などが挙げられる。

難波ら^{1.9)}は、ターンバックルブレースをX型配置としたブレース架構を対象として、ブレース断面や柱梁架構の剛性、ターンバックルブレースに導入する初期張力の大きさを変化させた繰り返し載荷実験を実施し、ブレース架構全体の復元力特性を確認している。実験から得られたブレース架構の初期剛性は、ターンバックルの公称断面積を用いた理論値と概ね対応することが示されている。また、ブレース降伏後においても柱梁架構の剛性による耐力上昇が見られ、ブレース降伏後の架構全体の挙動が柱梁架構の剛性に依存することが明らかにされている。

加藤ら^{1.10)}は、1層1スパンの1丁使い山形鋼ブレース付きラーメン架構を対象に実験を行い、ブレース接合部の存在がブレース架構の力学挙動に与える影響を検討している。実験では、ほぼすべての試験体において、山形鋼ブレース接合部の有効断面破断が生じる結果が示されている。また、面外補剛を施したガセットプレートを用いた場合、面外補剛なしの場合と比べて変形性能が大きく向上することが確認されている。

山下ら^{1.11)}は、山形鋼を1丁使い、2丁使いとして用いた実大X型ブレース架構を対象として、単調載荷実験および繰り返し載荷実験を実施している。単調載荷実験では、いずれの接合形式においても、層間変形角が約1/20に達しても耐力低下や破断が生じず、変形性能は良好であることが確認されている。一方、繰り返し載荷実験では、山形鋼を1丁使いとしたブレース架構における繰り返し変形性能については良好な結果が示されているが、2丁使いとしたブレース架構では、山形鋼ブレースの材中央において局部座屈が生じ、層間変形がわずかに1/100程度で破断に至ることが確認されている。また、実験結果の履歴曲線から得られた履歴吸収エネルギーの考察から、2丁使いとした場合のブレースの繰り返し変形性能は、1丁使いと比べて著しく低下することが指摘されている。

吉敷ら^{1.12)}は、ブレース端における接合部詳細の違いに着目し、梁端接合部をピンディテールとしたブレース付きL字形部分架構の実験を行うことで、片持ち梁状のガセットプレートや、ブレースの基線を柱梁部材心から柱側に偏心(以後、ブレースの偏心)させた際に生じる付加曲げによる影響

を検討している。ブレース端接合部に片持ち梁状のガセットプレートを用いた場合、ガセットプレートに付加的な応力が生じるため、ブレース架構全体の耐力がブレースの軸部降伏ではなく、片持ち梁状ガセットプレートの全塑性曲げ耐力によって決定してしまう可能性が指摘されている。また、ブレースの偏心が存在する場合、柱に付加曲げが生じるため、ブレース架構全体としての弾性剛性が低下することが明らかにされており、その評価法も示されている。

これらの研究により、柱梁ラーメン架構やブレース端接合部といった構成要素がブレース架構の力学挙動に与える影響が確認された。しかしながら、柱梁架構における梁端接合部を剛接合とした実験が多く、梁端接合部をピンディテールとしたブレース架構における柱梁架構が負担する応力については、不明確な点が残されていると言える。また、引張ブレース構造における接合部詳細について検討している吉敷ら^{1,12)}による実験では、試験体を部分架構としているため柱梁の反曲点が固定されており、より現実的な境界条件での実験が必要と考えられる。

本論文の第4章では、2層1スパンの実大ブレース架構の実験を行い、引張ブレース構造における梁端ピン接合部やブレースの偏心などといった接合部詳細の違いが、ブレース架構全体の力学挙動に及ぼす影響について検討する。

1.3 研究目的

前節までで述べたように、引張ブレース構造における接合部詳細の違いがその力学挙動に与える影響については、不明確な部分が多く、現状の耐震設計では、引張ブレース構造に高い耐震性能を確保するための接合部詳細の設計が合理的になされているとは言えない。本研究の目的は、引張ブレース構造を構成する各部材要素における接合部の力学挙動を実験的に把握した上で、それらの接合部詳細がブレース架構全体としての力学挙動に及ぼす影響について検討し、引張ブレース構造における接合部詳細の合理的な設計法を構築することである。

ブレース端接合部については、引張ブレース構造に多用される山形鋼ブレースを対象として、山形鋼の接合形式を含む接合部詳細に着目した実験を行う。山形鋼ブレース接合部の降伏耐力や有効断面破断耐力、さらにブレース部材としての繰り返し変形性能に対する影響を明らかにすることで、ブレースの軸部降伏を保証し、かつ十分な繰り返し変形性能を確保するための知見を得る。

また、梁端接合部については、ブレースからの応力を圧縮軸力として伝達しながら回転変形する梁端ピン接合部の繰り返し載荷実験を実施する。梁端ピン接合部の基本的な力学挙動を評価した上で、引張ブレース構造の梁端接合部に要求される回転性能を確保するための条件について検討する。

さらに、2層1スパンの実大ブレース架構の実験を通じて、梁端接合部やブレースの偏心などの接合部詳細の違いが、ブレース架構全体の力学挙動に及ぼす影響について確認する。梁端接合部における接合部詳細が柱梁架構の負担する応力に与える影響や、ブレースの偏心に伴う付加曲げの影響を評価し、これらの接合部詳細の影響を考慮した数値解析によりブレース架構の全体挙動を再現することを試みる。また、梁端ピン接合部の要素実験で検討する回転性能確保の条件について、ブレース架構における梁端ピン接合部でも適用できるかを検証し、ブレース架構の変形性能を確保するための知見を得る。

1.4 論文の構成

前節までの内容を踏まえて、本論文の構成は以下のようになる。

第1章では、研究背景を述べ、本研究に関連する既往の研究について整理した上で、引張ブレース構造に関して残された課題点を指摘し、研究目的と本論文の構成を示す。

第2章では、山形鋼ブレースの接合形式に着目した実験を実施し、降伏耐力を含めた接合部耐力、および部材としての繰り返し変形性能に及ぼす接合形式の影響について検討する。本章では、山形鋼ブレースの接合形式として1丁使い、2丁使い、Z形使いの3種類を検討対象とし、比較的材長の短いブレースを試験体とした接合部実験と、材長の長いブレースを試験体とした部材実験の2種類の実験を行う。接合部実験では、①接合形式、②山形鋼断面、③ガセットプレートの板厚、④接合部ボルトの本数を実験パラメータとし、接合部詳細の違いが接合部の降伏耐力と有効断面破断耐力に及ぼす影響を確認する。一方、部材実験では、①接合形式、②山形鋼断面、③ガセットプレートの板厚、④載荷履歴を実験パラメータとし、接合部詳細の違いが部材としての繰り返し変形性能に及ぼす影響を明らかにする。

第3章では、引張ブレース構造における梁端ピン接合部を想定して、圧縮軸力を受けながら回転変形するピン接合部の基本的な力学挙動を確認し、回転性能を確保するための条件について検討する。本章では、を対象とした構造実験を実施する。本実験では、①梁断面を含めた接合部詳細、②圧縮軸力の大きさ、③圧縮軸力の与え方を実験パラメータとし、接合部詳細の違いがピン接合部の回転剛性や最大曲げ耐力などの基本的な力学挙動に及ぼす影響を明らかにするとともに、ブレース構造の梁端ピン接合部に求められる回転性能を確保するための条件を検討する。

第4章では、2層1スパンの実大ブレース架構を対象として、主としてブレースの偏心や梁端ピン接合部詳細の違いに着目した構造実験を実施する。本実験では、①ブレースの偏心、②梁端ピン接合部の詳細、③中間ガセットの有無、④部材断面を実験パラメータとし、接合部詳細の違いが架構全体の力学挙動に及ぼす影響を把握する。また、それらの実験結果から架構全体の剛性と耐力に及ぼす各構成部材の影響を評価する。さらに、第3章で構築した梁端ピン接合部の回転性能確保の条件について、架構における適用可能性を検証する。

第5章では、第1章～第4章についてまとめ、本論文で得られた知見と今後の課題を示す。

【参考文献】

- 1.1) 伊山 潤, 山田 哲, 松本由香, 吉敷祥一, 小山 毅, 島田侑子: 東北地方太平洋沖地震等による鉄骨造文教施設鉛直ブレースの震動被害, 日本建築学会技術報告集, 第19巻, 第41号, pp.147-152, 2013.2
- 1.2) 羽倉弘人, 平野道勝, 佐藤 誠, 難波恒夫: ターンバックル付筋違に関する研究 その1~4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.485-492, 1971.11
- 1.3) 田沼吉伸, 加藤 勉, 森田耕次: 山形鋼筋違接合部の耐力に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第325号, pp.32-39, 1983.3
- 1.4) 加藤 勉, 田中淳夫, 榎本憲正: H形鋼軸組筋かい材端接合部に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1317-1318, 1983.9
- 1.5) 田中淳夫, 榎本憲正, 加藤 勉: H形鋼軸組筋かい材端接合部に関する実験的研究 その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1555-1556, 1984.10
- 1.6) 田中淳夫, 榎本憲正, 加藤 勉: H形鋼軸組筋かい材端接合部に関する実験的研究 その3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造II, pp.947-948, 1985.10
- 1.7) 建築物の構造関係技術基準解説書編集委員会: 2015年版 建築物の構造関係技術基準解説書, p.615, 2015.6
- 1.8) 小松 博, 福島暁男, 高橋俊憲, 畔見達也: ピン接合とした角形鋼管柱一はり仕口の力学性状 その1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.821-824, 2001.9
- 1.9) 難波恒夫, 高橋雅充: ターンバックル付きブレースを有する鉄骨フレーム実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1417-1418, 1978.9
- 1.10) 加藤 勉, 森田耕次, 田沼吉伸, 高橋良明: 筋違付骨組の挙動に与える筋違接合部の影響に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1293-1294, 1980.9
- 1.11) 尾澤 聡, 小澤亮公, 山下哲郎: 山形鋼を用いたX型ブレースの耐震性能に関する実験的研究 その1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, 構造III, pp.801-804, 2009.8
- 1.12) 吉敷祥一, 近藤直弥, 山田 哲, 長谷川隆: 接合部詳細の違いに着目した引張ブレース付き柱梁部分架構の実験, 日本建築学会構造系論文集, 第80巻, 第711号, pp.779-788, 2015.5
- 1.13) 柴田道生, 中村 武, 若林 實: 鉄骨筋違の履歴特性の定式化 その1 定式化関数の誘導, 日本建築学会論文報告集, 第316号, pp.18-24, 1982.6
- 1.14) 柴田道生, 若林 實: 鉄骨筋違の履歴特性の定式化 その2 応答解析への適用, 日本建築学会論文報告集, 第320号, pp.29-35, 1982.10
- 1.15) 野中泰二郎: 繰り返し軸方向載荷を受ける部材の履歴挙動に関する閉解 第1部 基礎式の誘導, 第334号, pp.1-8, 1983.12
- 1.16) 野中泰二郎: 繰り返し軸方向載荷を受ける部材の履歴挙動に関する閉解 第2部 解析例, 第338号, pp.29-35, 1984.4
- 1.17) 野中泰二郎: 繰り返し軸方向載荷を受ける部材の履歴挙動に関する閉解 第3部 塑性履歴性状, 第343号, pp.42-50, 1984.9
- 1.18) 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 西山隆志, 下川弘海, 久保田一男: 鋼構造筋かい接合部の耐震安全性評価に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第445号, pp.127-137, 1993.3
- 1.19) 難波恒夫: 2山形鋼筋かいに関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系,

pp.1549-1550, 1984.10

- 1.20) 難波恒夫：2山形鋼筋かいに関する実験的研究 Z形式について，日本建築学会大会学術講演梗概集，C分冊，構造Ⅱ，pp.945-946，1985.10
- 1.21) 小松 博，福島暁男：ピン接合とした角形鋼管柱－はり仕口のせん断耐力，日本建築学会学術講演梗概集，C-1分冊，構造Ⅲ，pp.943-944，2003.9
- 1.22) 遠山幸三，佐伯俊夫，小山友義，渡辺茂雄：鉄骨柱はりピン接合部に関する実験的研究，日本建築学会学術講演梗概集，構造系，pp.1109-1110，1973.10
- 1.23) 西本信哉，安田 聡，成原弘之，関 清豪，佐藤英佑：鉄骨小梁端高力ボルト接合部の回転剛性とすべり耐力 その1～2，日本建築学会学術講演梗概集，C-1分冊，構造Ⅲ，pp.703-706，2010.9

第2章

山形鋼ブレースの接合部耐力と繰返し変形性能

2.1. はじめに

引張ブレース構造において、ブレースの保有性能を十分に発揮することは、耐震性能を確保する上で最も重要である。ブレースの保有性能を確保するためには、ブレースの軸部降伏を保証しながら繰り返し変形性能も確保する必要がある。本章では、山形鋼ブレースの接合形式を含む接合部詳細が、接合部耐力と部材としての繰り返し変形性能に与える影響について検討を行う。

山形鋼の有効断面における無効突出脚は、単一山形鋼を対象とした多数の実験結果に対する統計的分析^{2.1), 2.2)}などからボルト本数の影響を大きく受けることがわかっており、例えば、「鋼構造接合部設計指針」^{2.3)}では、ボルト本数に応じた無効突出脚が提示されている。これに対し、「建築物の構造関係技術基準解説書」^{2.4)}では、単一山形鋼(以後、1丁使い(図2.1(a)))の接合部における不可避な偏心をできるだけ解消するため、山形鋼を2本使用してガセットプレートの両側に接続する、いわゆる2丁使い(図2.1(b))の使用を推奨している。しかし、接合部耐力については、前述の指針においても接合形式の違いによる面外・面内偏心の影響は明記されていない。また一方で、地震時を想定した繰り返し変形に対しては、2丁使いの山形鋼ブレースは、1丁使いに比べて著しく低い変形性能を示す結果が報告されている^{2.5)}。したがって、1丁使い、2丁使いといった接合形式の違いが、接合部耐力と部材の繰り返し変形性能の両面において、どの程度の影響があるかを総合的、かつ定量的に把握しておくことは、重要な課題の一つである。

本章では、上記の接合形式に加え、2丁使いの一方を上下反転させることで面内偏心も解消したZ形使い^{2.6), 2.7)}(図2.1(c))も検討対象とし、降伏耐力を含めた接合部耐力、および部材としての繰り返し変形性能に及ぼす接合形式の影響を実験的に把握する。

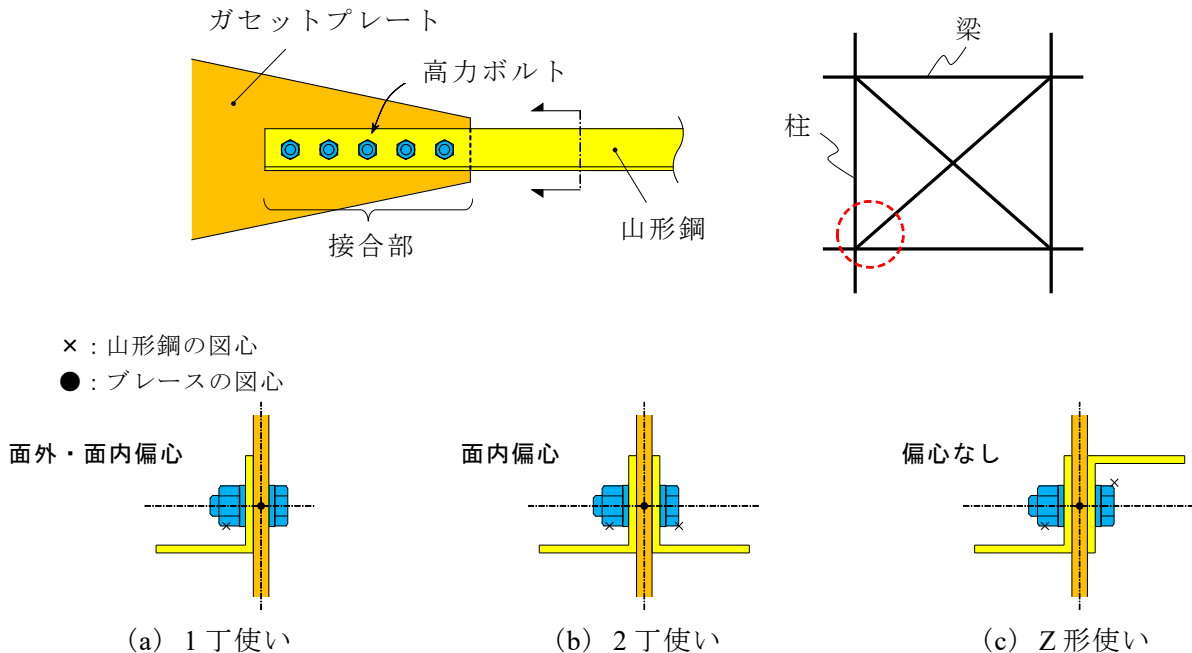


図2.1 山形鋼ブレースの接合形式

2.2. 実験計画

2.2.1. 試験体の概要

ここでは、山形鋼ブレースの接合形式が、接合部耐力や部材としての繰り返し変形性能に及ぼす影響を把握するための実験計画について示す。実験は接合部実験と部材実験に大別でき、それぞれの試験体概要を図2.2、図2.3に示す。試験体は、いずれも両端をガセットプレートに高力ボルト摩擦接合した山形鋼ブレースである。接合部実験は、ブレースの材長を短くすることで接合部の破壊に至らしめ、部材実験は、スパン・階高が2.5m～3.0mの構面に配置されたブレースを想定し、材長を約4mとして繰り返し変形により破壊に至らしめる。接合部の高力ボルトはトルクコントロール法にて締め付け、摩擦面はグラインダにより黒皮を除去し、発錆剤により赤さび面を生成させている。

接合部実験では、接合部の有効断面破断に至らしめるため、高力ボルトは山形鋼の断面とボルト本数の組み合わせから、ボルト破断に至らない呼び径(M16, M20, M22)を選定した。また、ガセットプレートの拡がりは片側20°とし、ガセットプレートにおける有効断面積を確保している。ボルトピッチ p とはしあき距離 e は、使用する高力ボルトの呼び径に応じた標準ピッチと最小縁端距離^{2,8)}を採用し、接合部における局所的な破壊を生じさせないようにした。一方、部材実験では、部材としての繰り返し変形性能を把握するため、接合部は保有耐力接合の条件を満足させ、部材の軸部降伏を保証できるよう設計した。山形鋼に用いた鋼材のJIS-1A号試験片による素材試験結果を表1にまとめる。なお、接合部実験と部材実験のうち、L65x6については両実験に共通して同一ロットの鋼材を使用しており、鋼材強度のばらつきを考慮せずに両者の結果を考察することが可能である。

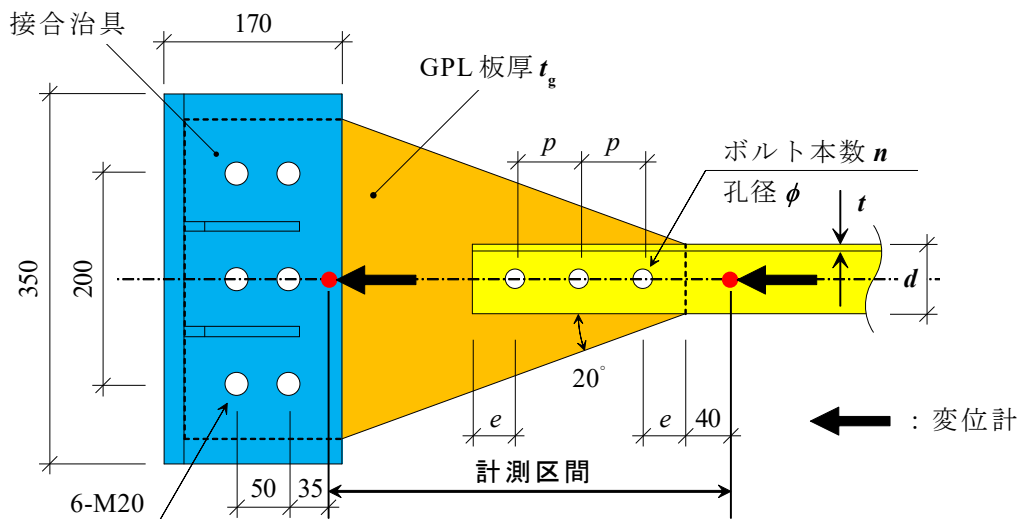


図2.2 接合部実験の試験体概要

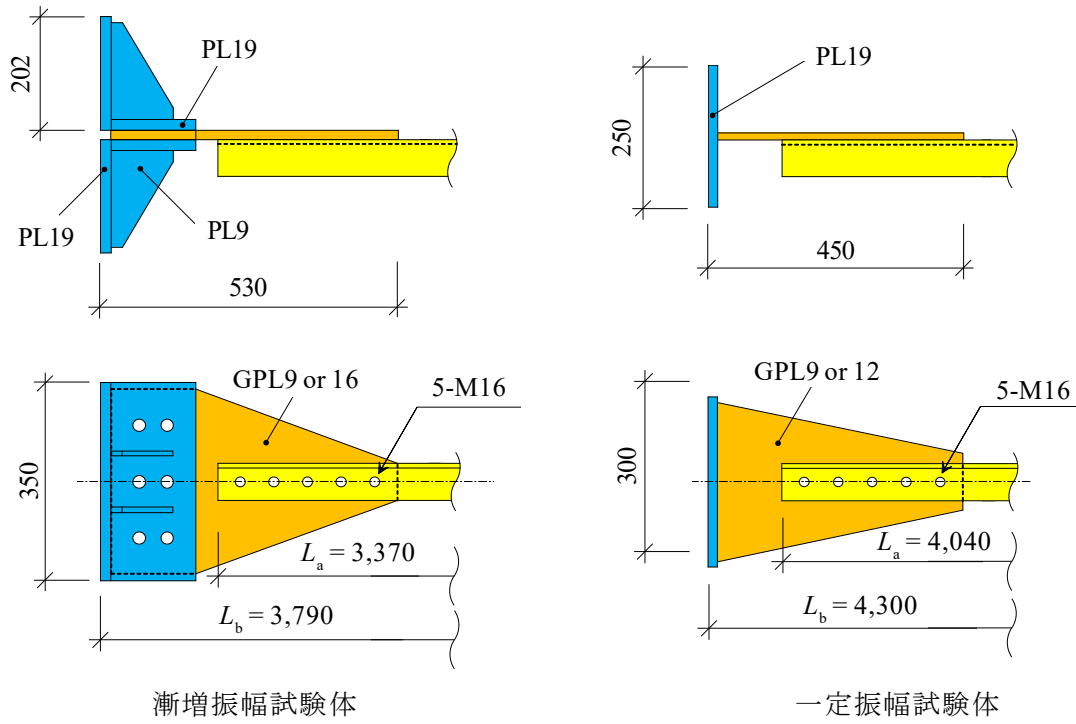


図 2.3 部材実験の試験体概要

表 2.1 素材試験結果

鋼材断面	ロット	鋼種	降伏強さ σ_y [N/mm ²]	引張強さ σ_u [N/mm ²]	降伏比 Y.R. [%]	破断伸び ϵ_u [%]
L-65x6	I	SS400	320	440	73	28
	II		311	460	68	25
	III		306	453	68	27
L-75x6	I		317	442	72	29
	II		303	452	72	25
L-75x9	I		302	461	72	27
L-90x7	I		312	446	72	29
	II		352	482	73	24
	III		312	453	69	24
L-100x7	I		326	464	70	26
	II		317	460	69	26

2.2.2. 実験パラメータ

接合部実験における試験体一覧を表2.2に、接合部の詳細を図2.4に示す。実験パラメータは、山形鋼の断面：L65x6, L75x6, L90x7, ガセットプレートの板厚：PL9(SS400), PL16, PL19(SM490), 接合形式：1丁使い, 2丁使い, Z形使い, ボルト本数：2本～5本とし, 全23体の試験体を用意した。

次いで、部材実験における試験体一覧を表2.3に示す。これらの実験パラメータは、接合部実験と同様に山形鋼の断面：L65x6, L75x6, L75x9, L90x7, L100x7, ガセットプレートの板厚：PL9, PL12, PL16(SM490), 接合形式：1丁使い, 2丁使い, Z形使いとし, さらに載荷履歴：漸増変位振幅, 一定変位振幅も加え, 全19体の試験体を用意した。

表 2.2 接合部実験の試験体一覧

試験体名	実験パラメータ				はしあき e [mm]	ボルトピッチ p [mm]	ボルト軸径	ボルト孔径 ϕ [mm]	ロット
	断面 $d \times t$	GPL板厚 t_g [mm]	接合形式	ボルト本数 n [本]					
L65x6 G9 1-5	65x6	9	1丁	5	40	60	M16	18	I
L65x6 G9 2-5			2丁						
L65x6 G9 Z-5			Z形						
L65x6 G16 1-2		16	1丁	2					
L65x6 G16 1-3				3					
L65x6 G16 1-4				4					
L65x6 G16 1-5				5					
L65x6 G16 2-2				2丁					
L65x6 G16 2-3			3						
L65x6 G16 2-4			4						
L65x6 G16 2-5			5						
L65x6 G16 Z-2			Z形	2					
L65x6 G16 Z-3		3							
L65x6 G16 Z-4		4							
L65x6 G16 Z-5		5							
L75x6 G19 Z-2	75x6	19	Z形	2	50	70	M20	22	I
L75x6 G19 Z-3				3	40	60	M16	18	
L75x6 G19 Z-4				4					
L75x6 G19 Z-5				5					
L90x7 G19 Z-2	90x7	19	Z形	2	55	80	M22	24	I
L90x7 G19 Z-3				3	40	60	M16	18	
L90x7 G19 Z-4				4					
L90x7 G19 Z-5				5					

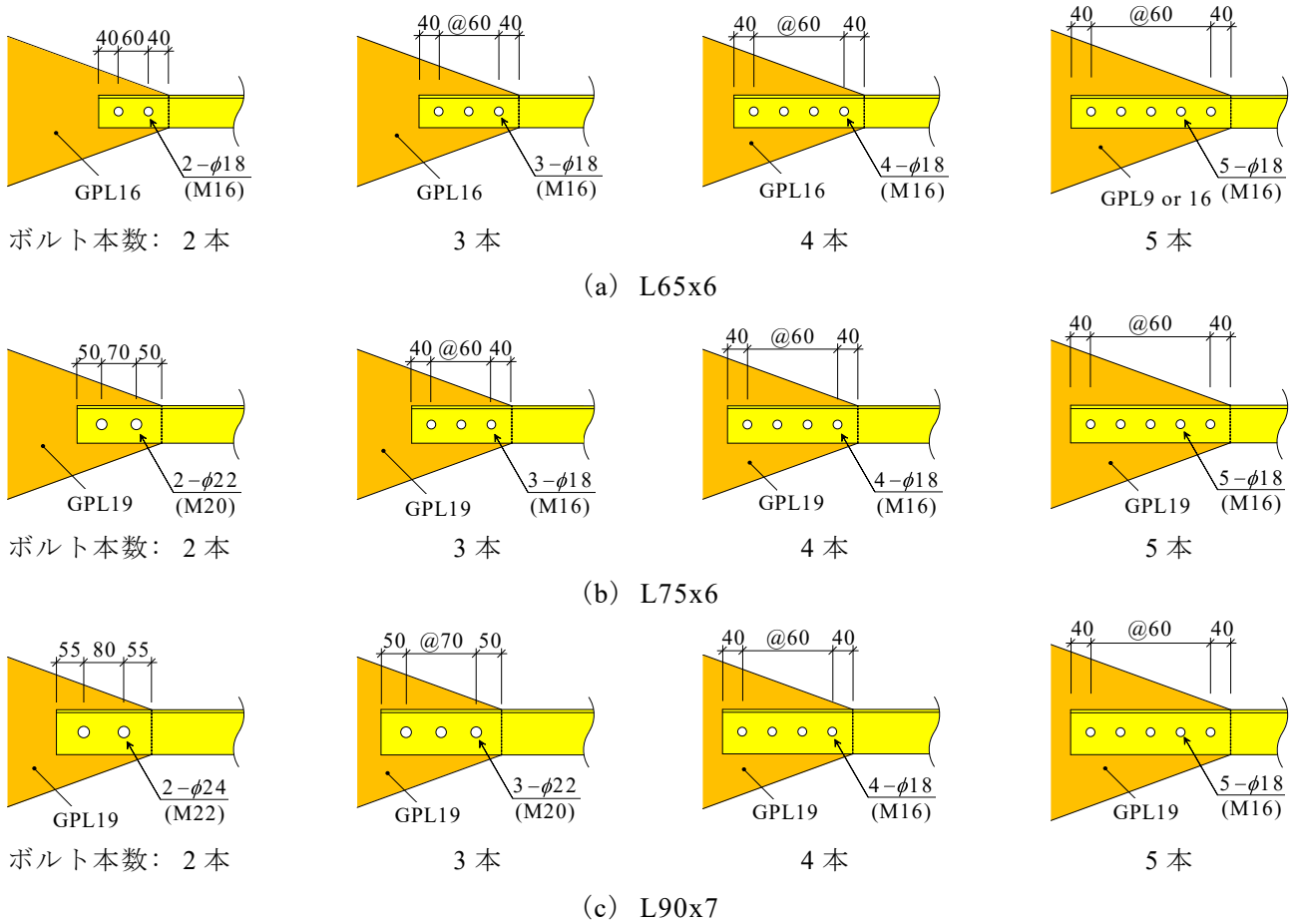


図 2.4 接合部実験の試験体詳細

表 2.3 部材実験の試験体一覧

試験体名	実験パラメータ				材長 L_b [mm]	細長比 λ	ロット
	断面 $d \times t$	GPL板厚 t_g [mm]	接合形式	载荷履歴			
L65x6 G9 10-1	65x6	9	1丁	10mm 漸増	3790	192	I
L65x6 G9 10-2			2丁			122	
L65x6 G9 10-Z			Z形			192	
L65x6 G16 5-1		16	5mm 漸増	1丁		122	
L65x6 G16 5-2				2丁		192	
L65x6 G16 5-Z				Z形		122	
L65x6 G16 10-1			10mm 漸増	1丁		192	
L65x6 G16 10-2				2丁		122	
L65x6 G16 10-Z				Z形		122	
L65x6 G9 C-1	65x6	9	1丁	平均ひずみ 1.0% 一定振幅	218	II	
L65x6 G12 C-2		12	2丁		138	III	
L75x6 G9 C-1	75x6	9	1丁		187	II	
L75x6 G12 C-2		12	2丁		123		
L75x9 G9 C-1	75x9	9	1丁		192	I	
L75x9 G12 C-2		12	2丁		121	II	
L90x7 G9 C-1	90x7	9	1丁		156	II	
L90x7 G12 C-2		12	2丁		105	III	
L100x7 G9 C-1	100x7	9	1丁		140	I	
L100x7 G12 C-2		12	2丁		95	II	

2.2.3. 載荷計画

接合部実験と部材実験における載荷装置を図2.5, 図2.6に示す. 実験は, 一端のガセットプレートを反力治具に固定し, 他端のガセットプレートに接続したアクチュエータにより, 試験体に軸方向の強制変位を与えることで行う.

接合部実験における載荷履歴は単調引張とし, 有効断面に亀裂が発生し, 耐力が十分に低下するまで行った. 一方, 部材実験における載荷履歴は漸増変位振幅もしくは一定変位振幅とし, 載荷は引張側から開始し, アクチュエータのストロークを制御することで, 山形鋼ブレースの断面が完全に破断するまで繰り返し変形を与えた. 漸増変位振幅載荷では, 10サイクルごとに5mmまたは10mmずつ変位振幅を大きくしていき, アクチュエータのストローク限界である100mmに到達した後は100mm振幅を繰り返した. なお, 増分変位は, ガセットプレートを含むブレース材長 L_b (図2.3)で除した平均ひずみとしてそれぞれ0.13%, 0.26%に相当する. 一定変位振幅載荷では, 平均ひずみが1.0%に相当する変位振幅を繰り返した. 載荷速度は, 初期降伏を含む第1サイクルは0.005~0.02Hzとし, その後は0.02~0.1Hzとした. なお, 一定変位振幅については既往の研究^{2.9), 2.10)}では広範囲のひずみ振幅に対して実験を行っているが, 本論文では降伏耐力が明瞭に表れている1.0%を採用して比較することとした.

実験中は, アクチュエータに内蔵されたロードセルにより軸方向力を計測する. また, 図2.2, 図2.6中に示す計測区間の両端に設置した変位計の差分により接合部変形 δ , あるいはブレースの部材としての軸変形 Δ を得る.

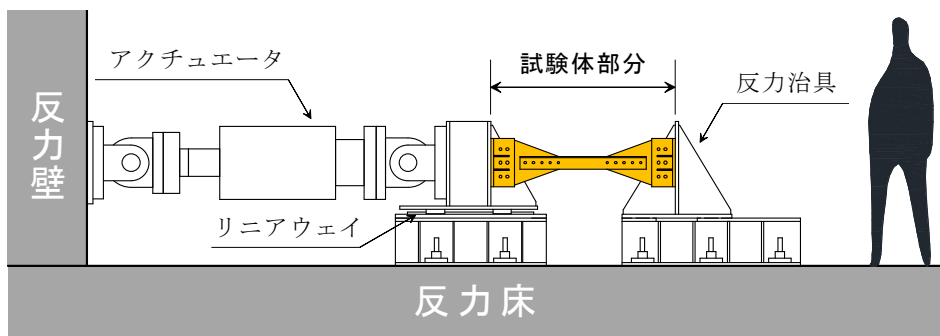


図2.5 接合部実験のセットアップ

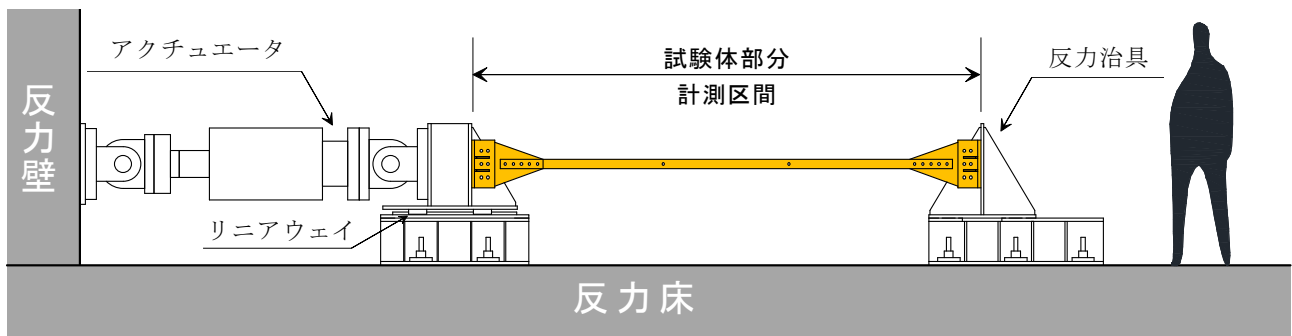


図2.6 部材実験のセットアップ

2.3. 単調引張時の挙動

2.3.1. 荷重－変形関係

【接合部実験】

接合部実験および部材実験の結果から単調引張時の挙動を考察し、主として接合部の降伏耐力と最大耐力について検討する。まず、実験結果の概要を述べる。接合部実験から得られた荷重－変形関係をボルト本数ごとに図2.7に例示する。縦軸はブレース1本あたりの軸方向力 P を、横軸は接合部の軸変形 δ を表す。図(a)では接合形式のみが異なる試験体を比較しており、1丁使い、2丁使い、Z形使いの結果を線種の違いにより区別する。また、図(b)ではZ形使いで断面が異なる試験体を比較しており、L65x6、L75x6、L90x7の結果を線種の違いにより区別する。なお、荷重－変形関係は、高力ボルト接合部のすべりによる挙動を除去している。

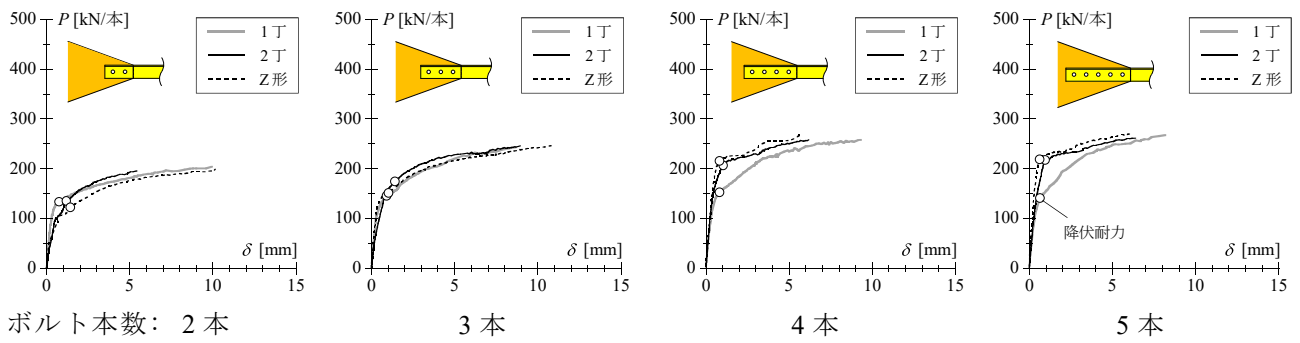
接合部は、いずれの試験体においても、後述する部材実験と比較して高い初期剛性を発揮しており、すべりを伴いながら徐々に剛性が低下し、最終的には有効断面において亀裂が発生して急激に耐力が低下した。弾性限に達した後は、ボルト本数が4本または5本では、1丁使いは剛性低下が緩やかであるのに対し、2丁使いとZ形使いは剛性低下が急激である。また、断面が大きいほど剛性低下は緩やかである。

次いで最大耐力についてみると、接合形式や断面によらずボルト本数が多くなるにしたがって上昇していることが確認できる。ただし、2本～4本の間ではボルト本数の増加による最大耐力の増大が顕著であるが、4本と5本の間では最大耐力の増加は微増に留まっている。接合形式の違い(図2.7(a))を比較すると、ボルト本数によらず、Z形使いの最大耐力が最も大きくなっている。一方、本実験では、最大耐力の点で1丁使いに対する2丁使いの優位性はあまり表れていないことがわかる。

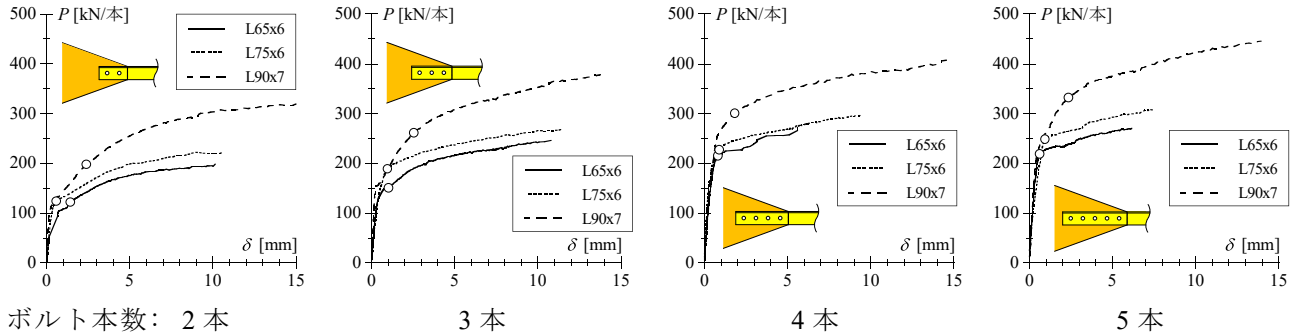
【部材実験】

接合部実験と比較するため、部材実験から得られた荷重－変形関係における骨格曲線を図2.8に例示する。図2.8(a)は漸増変位振幅、図2.8(b)は一定変位振幅の結果である。図中の横軸はブレースの軸変形 Δ を表す。また、表2.1中の素材試験結果から算出したブレースの軸部降伏耐力を破線にて併せて示している。

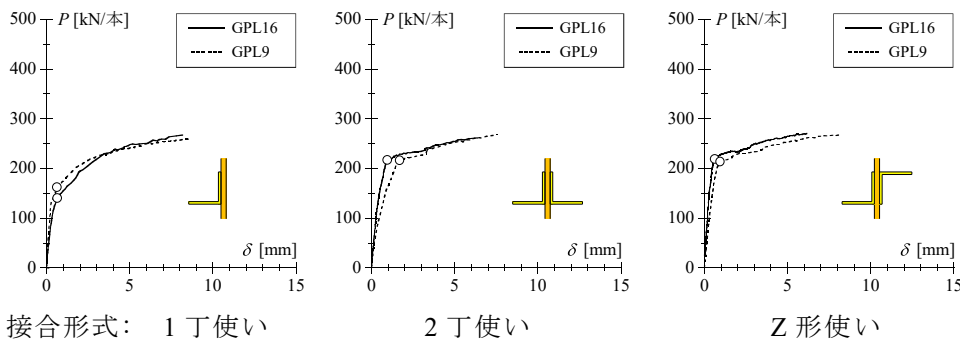
1丁使いの最大耐力はブレースの軸部降伏耐力とよく対応している。一方、同一ロットの山形鋼を用いた漸増変位振幅下の骨格曲線をみると、2丁使い、Z形使いの最大耐力は軸部降伏耐力に到達せず、1丁使いを下回っていることがわかる。これは、次節で詳述するように、繰り返し変形により材中央部に局部座屈が生じ、2丁使いとZ形使いでは1丁使いよりも早期に破断に至ったこと、および載荷履歴における増分変位が小さいことから、ブレースが十分に降伏しなかったためであると考えられる。



(a) 接合形式の違いによる比較 (L65x6 GPL16)

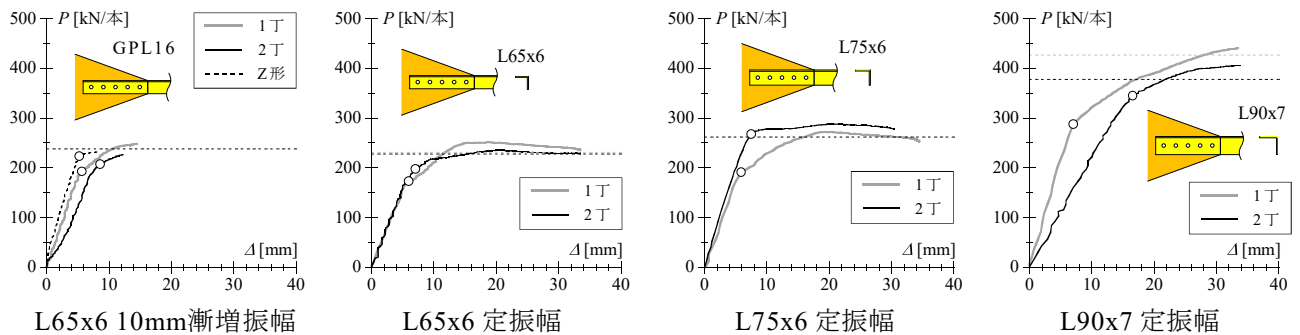


(b) Z形使いにおける山形断面の違いによる比較 (L65x6, L75x6, L90x7)



(c) GPL板厚の違いによる比較 (L65x6 GPL9, L65x6 GPL16)

図2.7 接合部実験における荷重－変形関係



(a) 骨格曲線

(b) 荷重－変形関係の第1サイクル

図2.8 部材実験における引張時の挙動

表 2.4 接合部実験の実験結果一覧

試験体名	実験パラメータ				実験結果				
	断面 $d \times t$	GPL板厚 t_g [mm]	接合形式	使用ボルト	ブレース1本あたり		突出脚 降伏率 γ_y	突出脚 有効率 γ	
					降伏耐力 P_y [kN/本]	最大耐力 P_u [kN/本]			
L65x6 G9 1-5	65x6	9	1丁	5-M16	162	260	0.67	0.87	
L65x6 G9 2-5			2丁		216	268	1.10	0.91	
L65x6 G9 Z-5			Z形		213	269	1.08	0.92	
L65x6 G16 1-2		16	1丁	2-M16	133	204	0.44	0.55	
L65x6 G16 1-3				3-M16	145	243	0.53	0.77	
L65x6 G16 1-4				4-M16	152	258	0.59	0.86	
L65x6 G16 1-5				5-M16	141	267	0.50	0.91	
L65x6 G16 2-2				2丁	2-M16	135	195	0.45	0.50
L65x6 G16 2-3					3-M16	174	246	0.77	0.79
L65x6 G16 2-4			4-M16		207	258	1.02	0.86	
L65x6 G16 2-5			Z形	5-M16	217	261	1.11	0.88	
L65x6 G16 Z-2				2-M16	122	199	0.35	0.52	
L65x6 G16 Z-3		3-M16		151	246	0.58	0.79		
L65x6 G16 Z-4		75x6	19	Z形	4-M16	215	270	1.10	0.93
L65x6 G16 Z-5					5-M16	218	270	1.12	0.93
L75x6 G19 Z-2	2-M20				124	223	0.24	0.49	
L75x6 G19 Z-3	19	Z形	3-M16	189	269	0.64	0.67		
L75x6 G19 Z-4			4-M16	227	297	0.91	0.81		
L75x6 G19 Z-5			5-M16	248	308	1.06	0.87		
L90x7 G19 Z-2	90x7	19	Z形	2-M22	198	320	0.35	0.48	
L90x7 G19 Z-3				3-M20	261	383	0.65	0.68	
L90x7 G19 Z-4				4-M16	300	408	0.81	0.73	
L90x7 G19 Z-5				5-M16	332	445	0.97	0.86	

表 2.5 部材実験の実験結果一覧

試験体名	実験パラメータ				計算値		実験結果							
	断面 $d \times t$	GPL板厚 [mm]	荷役履歴	接合形式	軸部降伏耐力 P_y [kN]	降伏変形 Δ_y [mm]	降伏耐力 P_y [kN/本]	最大耐力 P_{max} [kN/本]	破断サイクル N_f [cycle]		履歴吸収エネルギー ΣW [kN-m/本]		累積塑性変形倍率 η [-]	
									1本目	2本目	1本目	2本目	1本目	2本目
L65x6 G9 10-1	65x6	9	10mmピッチ 漸増	1丁	238	5.26	170	244	80	-	132	-	105	-
L65x6 G9 10-2				2丁			214	217	21	105	19	127	15	101
L65x6 G9 10-Z				Z形			218	240	41	80	46	97	37	77
L65x6 G16 5-1		16	5mmピッチ 漸増	1丁			196	235	108	-	165	-	131	-
L65x6 G16 5-2				2丁			221	222	41	44	38	41	30	32
L65x6 G16 5-Z				Z形			228	229	61	91	56	88	44	71
L65x6 G16 10-1			10mmピッチ 漸増	1丁			193	248	71	-	137	-	109	-
L65x6 G16 10-2				2丁			207	226	21	61	13	76	11	61
L65x6 G16 10-Z				Z形			223	232	31	56	40	74	32	59
L65x6 G9 C-1		65x6	9	平均ひずみ 1.0% 定振幅			1丁	231	6.11	173	251	576	-	451
L65x6 G12 C-2	2丁				228	6.02	198	235	26	589	34	330	25	241
L75x6 G9 C-1	75x6	9	平均ひずみ 1.0% 定振幅	1丁	262	5.96	191	272	333	-	240	-	154	-
L75x6 G12 C-2				2丁	268	288	24	-	35	303	22	194		
L75x9 G9 C-1	75x9	9	平均ひずみ 1.0% 定振幅	1丁	383	5.94	251	407	724	-	771	-	339	-
L75x9 G12 C-2				2丁	204	417	46	1219	114	634	50	279		
L90x7 G9 C-1	90x7	9	平均ひずみ 1.0% 定振幅	1丁	426	6.92	288	440	227	-	310	-	105	-
L90x7 G12 C-2				2丁	378	6.13	345	405	15	464	42	431	18	186
L100x7 G9 C-1	100x7	9	平均ひずみ 1.0% 定振幅	1丁	440	6.41	298	438	259	-	264	-	94	-
L100x7 G12 C-2				2丁	428	6.23	338	429	32	454	85	526	32	197

2.3.2. 接合部の降伏耐力

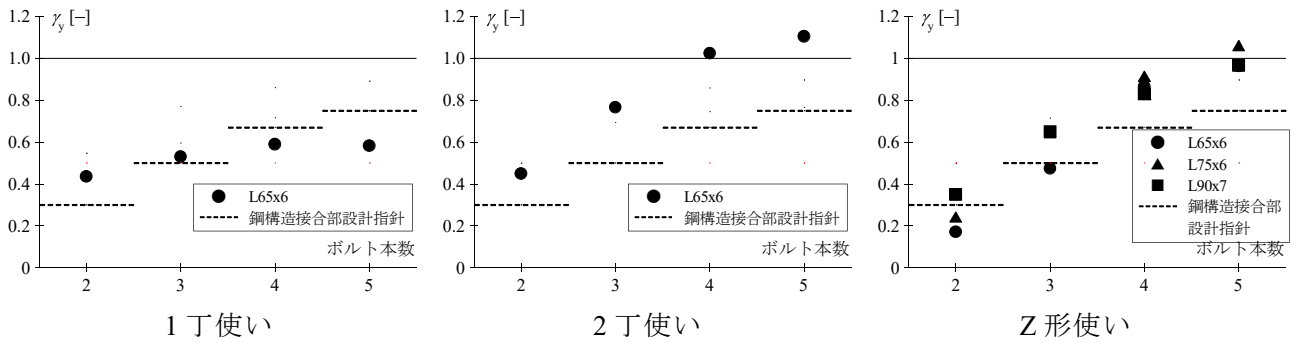
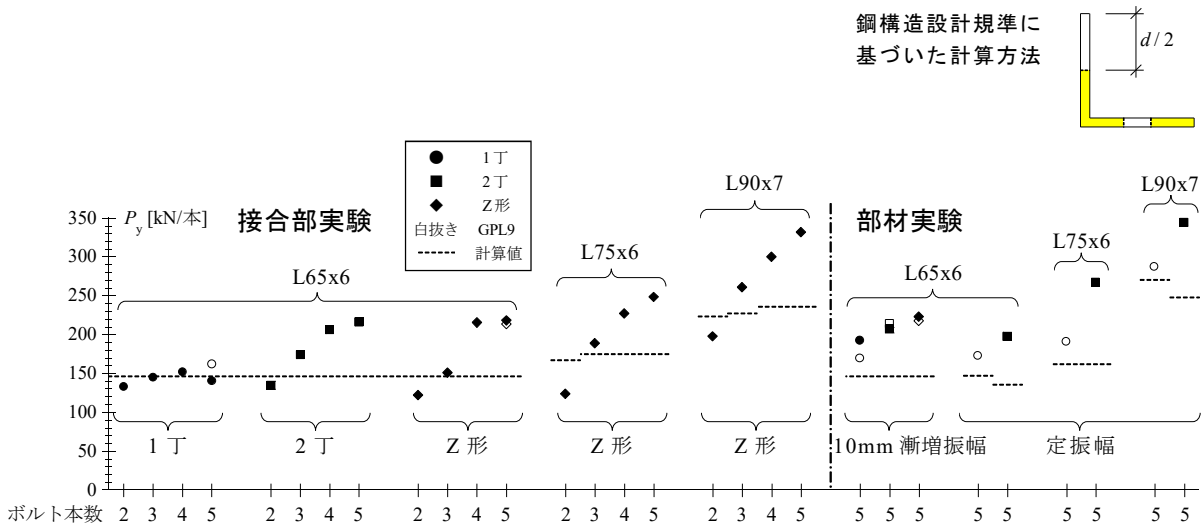
本項では、接合部の降伏耐力について整理する。ここで、降伏耐力は荷重－変形関係における弾性限時の耐力であるとして、接合部実験では接線剛性が初期剛性の1/20～1/10程度まで低下した時点、部材実験では引張時の挙動において接線剛性が初期剛性の1/3程度まで低下した時点の耐力と定義した。図2.7、図2.8の荷重－変形関係には降伏耐力の実験値を白塗りプロットにて併せて示し、表2.4、表2.5の実験結果一覧には具体的な数値を示している。また、これら降伏耐力の結果を、試験体のパラメータごとに並べて図2.9中にプロットにて示す。図中には、「鋼構造設計規準」^{2.8)}における、ボルト孔欠損部と突出脚の半分を無効部分とした降伏耐力の計算値を試験体ごとに破線にて示している。

1丁使いの場合、ボルト本数の違いによる降伏耐力の差は小さく、計算値との対応も良好である。また、図2.7、図2.8の荷重－変形関係における降伏耐力のプロットを見ると、降伏耐力がほぼ弾性限あたりに位置している。したがって、「鋼構造設計規準」の計算方法は、許容応力度計算における1丁使いの山形鋼ブレース接合部の降伏耐力を略算的に評価する方法として妥当であると言える。

一方、面外偏心のない2丁使いとZ形使いでは、ボルト本数の増加による降伏耐力の上昇が大きい結果が得られており、計算値を大きく上回っている。ここで、文献2.11)で示した突出脚有効率 γ_u の、降伏耐力時に相当する突出脚降伏率 γ_y を次式で定義する。なお、 t は山形断面の板厚、 d は山形断面の辺の長さ、 ϕ はボルト孔径を表す。

$$\gamma_y = \left\{ \frac{P_y}{\sigma_y \cdot t} - (d - \phi - t) \right\} \cdot \frac{1}{d} \quad \dots (2.1)$$

接合部実験から得られた降伏耐力を用いて突出脚降伏率を縦軸に、ボルト本数を横軸として、接合形式ごとに図2.10に示す。ここでは、全ての接合形式について実験を行ったL65x6を中心にまとめており、試験体ごとの突出脚降伏率は表2.4中に示している。1丁使いの突出脚降伏率は、ボルト本数2本～5本では0.44～0.67の範囲にあり、「鋼構造設計規準」で規定されている0.5に概ね近い数値である。一方、2丁使いとZ形使いの突出脚降伏率は、ボルト本数に応じて大きくなり、その範囲は0.24～1.12と、特にボルト本数が4本、5本では0.5を大幅に上回っている。図中の破線は「鋼構造接合部設計指針」における突出脚有効率 γ_u であり、2丁使いおよびZ形使いにおける突出脚降伏率と比較すると、やや過小評価の傾向はあるものの、ボルト本数に応じて増加する傾向は概ね対応している。したがって、2丁使いとZ形使いにおける降伏耐力については、「鋼構造接合部設計指針」の突出脚有効率を用いても十分安全側に評価できると言える。



2.3.3. 接合部の最大耐力

次に、接合部を含むブレースの最大耐力について考察する。実験より得られた最大耐力を、パラメータごとに並べて図2.11に示す。また、図中の接合部実験の結果には「鋼構造接合部設計指針」に基づく有効断面破断耐力の計算値を、部材実験の結果には軸部降伏耐力の計算値を、それぞれ破線にて示している。

2.3.1項でも述べたとおり、接合部実験より得られた最大耐力は、ボルト本数が多くなるほど大きくなっている。これに対して計算値は、全ての試験体に対してボルト本数の増加による最大耐力の上昇の傾向をよく捉えている。また、本実験では、接合形式の違いによる最大耐力の差は顕著でないことがわかる。

ここで、山形鋼ブレースの既往の実験結果も含め、接合形式が接合部耐力に与える影響について整理する。検討対象は、実大の山形鋼ブレースを用いた実験結果^{2.1), 2.6), 2.7), 2.12)~2.19)}のうち、接合部において有効断面破断に至った試験体である。使用した実験結果は342体分であり、その内訳は、1丁使いが199体、2丁使いが128体、Z形使いが15体である。ここで、鋼材強度や山形断面の大きさ、さらにボルト孔欠損の影響を受けない指標として、実験結果から得られる有効断面破断耐力 P_u を用いた突出脚有効率 γ_u を次式で定義する。

$$\gamma_u = \left\{ \frac{P_u}{\sigma_u \cdot t} - (d - \phi - t) \right\} \cdot \frac{1}{d} \quad \dots (2.2)$$

(2.2)式より算出した突出脚有効率 γ_u を縦軸に、ボルト本数を横軸として、接合形式ごとに実験結果を図2.12に整理する。図中の●プロットは突出脚有効率の平均値を表し、実線により標準偏差 $\pm 1\sigma$ の範囲を併せて表している。

突出脚有効率の平均値をボルト本数で比較すると、いずれの接合形式においても、ボルト本数が増加するにしたがい、突出脚有効率が上昇している。このことから、接合形式によらず、ボルト本数は有効断面積を決定する重要なパラメータであると言える。また、図中には、「鋼構造接合部設計指針」^{2.3)}における有効断面の突出脚有効率を破線にて併せて示している。破線の突出脚有効率は、接合形式によらず、実験結果における突出脚有効率を概ね安全側に評価できていると言える。

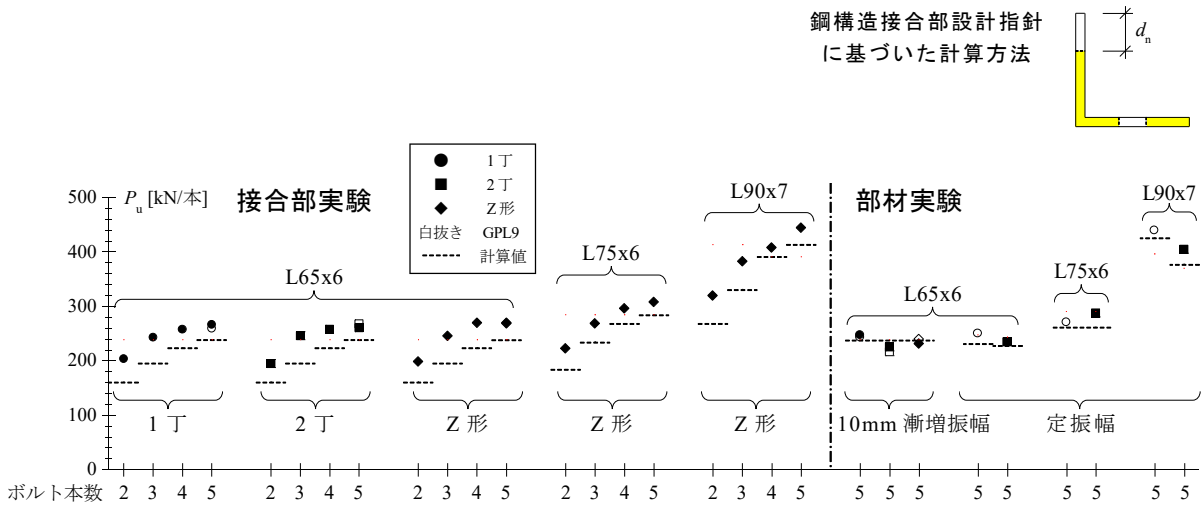


図 2.11 最大耐力

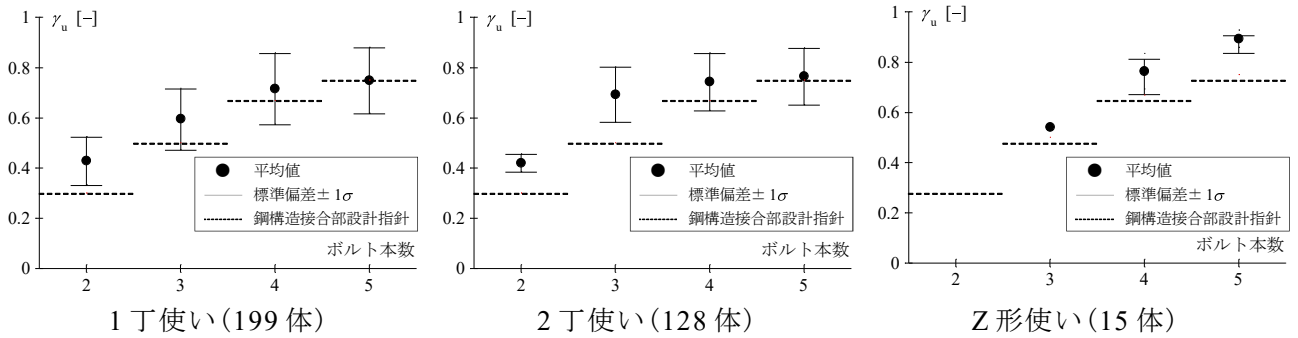


図 2.12 既往の実験結果を含む突出脚有効率

2.3.4. 接合形式の違いが接合部耐力に及ぼす影響

本項では、接合形式の違いが接合部の降伏耐力と最大耐力に及ぼす影響をまとめる。1丁使いにおける降伏耐力、最大耐力に対する、2丁使いまたはZ形使いの降伏耐力、最大耐力の比率を図2.13に示す。なお、図に示す結果はL65x6の実験結果のみを用いており、ボルト本数が4本と5本のそれぞれの比率をプロットの種類により区別している。また、有効断面破断耐力(図2.13(b))については、既往の実験結果(2.2), 2.7), 2.8), 2.13)~2.20)の平均値を用いた比率も併せて示す。

まず、降伏耐力についてみると、ボルト本数が4本以上であれば、いずれの接合形式も1丁使いに対する比率が1.0を上回っていることがわかる。しかしながら、2丁使いとZ形使いでは、ほとんど降伏耐力に違いがみられない。したがって、降伏耐力に及ぼす面外偏心の影響は大きいですが、面内偏心の影響は小さいと言える。

一方、最大耐力についてみると、降伏耐力ほどの高い比率ではないものの、2丁使いの実験結果は1.0を超えており、面外偏心を解消することによる最大耐力の上昇が確認できる。さらに、2丁使いの比率よりも、Z形使いの比率の方が高い傾向にあることから、面内偏心を解消することによる最大耐力への影響も見て取れる。既往の実験も含め、いずれも120%程度まで上昇しており、山形鋼ブレースの接合形式を2丁使いまたはZ形使いとし、1丁使いの面外・面内偏心を解消することは、接合部における降伏耐力、最大耐力を確保する上では有効であると言える。

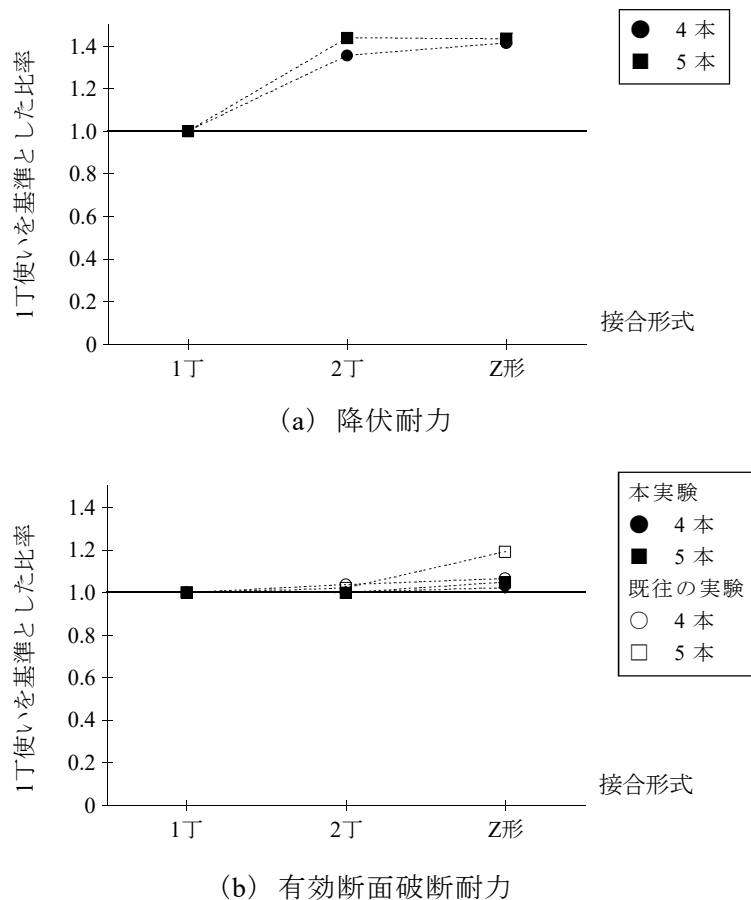


図2.13 降伏耐力と有効断面破断耐力の1丁使いに対する比率

2.4. 部材実験における繰り返し変形時の挙動

2.4.1. 荷重－変形関係

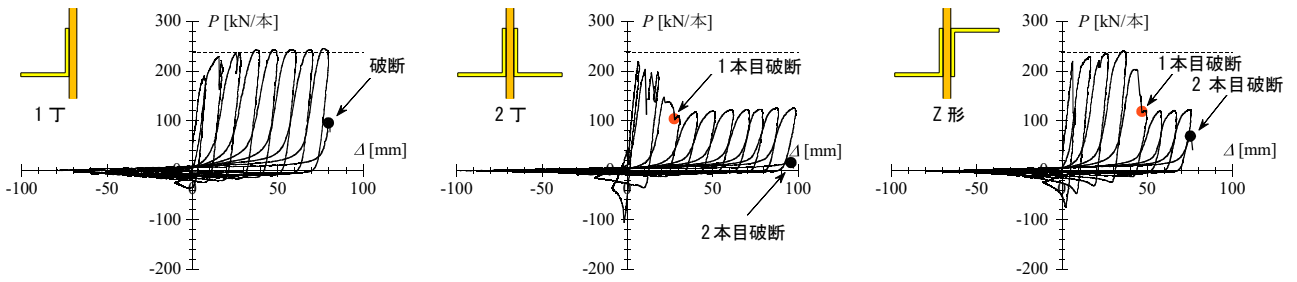
部材実験の結果から繰り返し変形時の挙動を考察し、部材としての繰り返し変形性能に及ぼす接合形式の影響を検討する。まず、部材実験より得られた荷重－変形関係の、各変位振幅における第1サイクルと最終サイクルを抽出して図2.14に例示する。縦軸はブレース1本あたりの軸方向力 P 、横軸はブレースの軸変形 Δ を表す。図中には、ブレースの軸部降伏耐力の計算値を破線で併せて示している。

いずれの試験体においても、初期引張時には高い剛性と耐力を発揮し、続く初期圧縮時には比較的小さな荷重で全体座屈に至り、耐力が低下している。ブレースの全体座屈による変形は、2丁使いを5mm漸増載荷した試験体のみ、ガセットプレートの面内方向に生じたが、それ以外の試験体ではガセットプレートの面外方向に生じた。その後のサイクルでは座屈による面外変形に伴うスリップ挙動を呈し、同一変位振幅の範囲では、2サイクル目以降の引張最大変形時における耐力は徐々に低下している。さらに繰り返し変形を与えると、材中央部に局部座屈が見られ、局部座屈の発生位置において突出脚の先端に亀裂が発生し、最終的にはこの亀裂が進展して破断に至った。

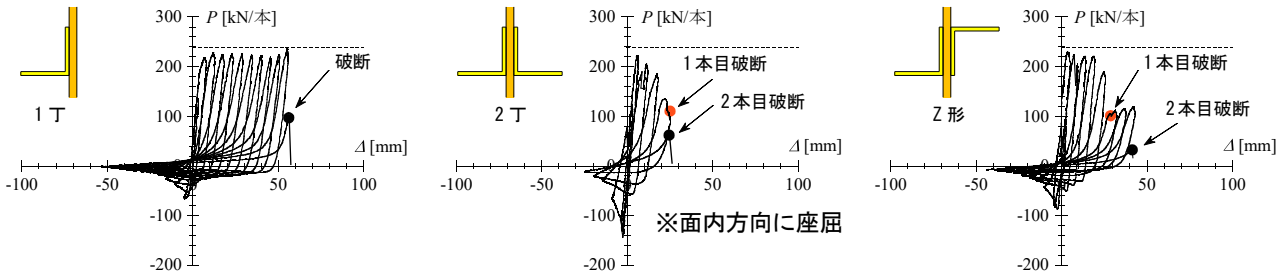
接合形式が2丁使いとZ形使いの場合には、ガセットプレートの面外方向に全体座屈が生じた試験体は、座屈変形の内側になるブレースが先に破断に至り、その後に座屈変形の外側になるブレースが破断に至った。図2.14中にはブレースが破断した時点を示しており、1本目に破断するブレースと2本目に破断するブレースで、破断の時期が大きく異なっている。さらに、1丁使いと比べると、1本目のブレースの繰り返し変形性能は著しく低いことがわかる。一方、面内方向に全体座屈が生じた試験体では、2本のブレースの破断の時期はほぼ同時であり、2本目のブレースが破断するまでの繰り返し変形性能としては最も低くなっている。

次いで、ガセットプレートの板厚の違い(図2.14(a) vs (c))を比較すると、板厚が厚い試験体では、初期剛性が上昇しており、圧縮側の耐力が全体的に大きくなっている。また、繰り返し変形性能はいずれの接合形式でも低くなっていることがわかる。これは、板厚の厚いガセットプレートでは、接合部の面外剛性が大きく、ブレースの座屈長さが相対的に短くなることで、材中央部の局部座屈変形が大きくなったためであると考えられる。

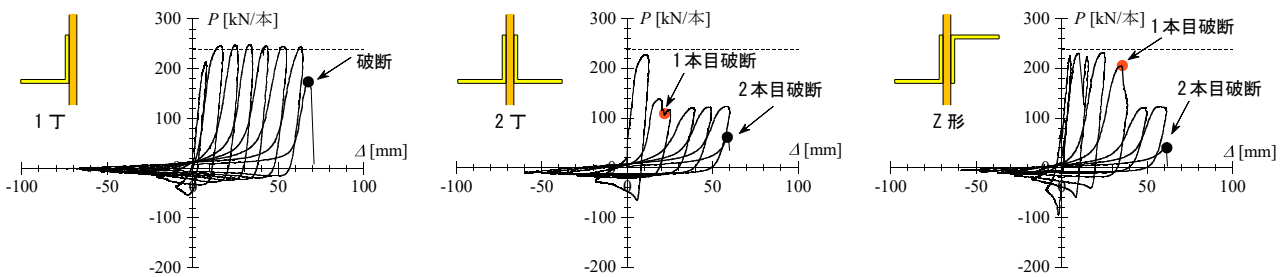
最後に、荷重履歴の影響(図2.14(b) vs (c))をみると、5mm漸増載荷を行った試験体は、10mm漸増載荷と比べて、引張側の耐力が低くなる傾向がある。5mm漸増載荷の耐力低下の原因としては、スリップ挙動によって新たな変形領域における耐力の立ち上がりが遅れ、5mmずつの比較的小さな変位増分では耐力が上昇しきらなかったことが考えられる。また、図2.13(b)の荷重履歴では接合形式によらず最大変位振幅は他の条件と比べて小さくなっているが、10mm漸増載荷よりもサイクル数が多くなるため、表2.5中に示す1本目のブレースが破断するまでの履歴吸収エネルギーとしてはむしろ大きくなっている。



(a) L65x6 GPL9 (10mm 漸増振幅)



(b) L65x6 GPL16 (5mm 漸増振幅)



(c) L65x6 GPL16 (10mm 漸増振幅)

図 2.14 各振幅の第1サイクル目における荷重－変形関係

2.4.2. 繰り返し変形性能

【低サイクル疲労性能】

本項では、山形鋼ブレースの繰り返し変形性能について、部材実験と既往の実験結果を用いて考察する。まず、1丁使いと2丁使いの山形鋼ブレースを対象に一定変位振幅载荷を行った既往の実験結果^{2.8), 2.9)}を含め、低サイクル疲労性能を図2.15に示す。図の縦軸はブレースが破断に至るまでのサイクル数を表し、横軸は変位振幅をブレースの材長 L_b で除した平均ひずみを表す。なお、比較のために図2.15(a), (b)の両方に1丁使いの結果を示している。

いずれの接合形式においても、山形断面の幅厚比が小さいほど、また変位振幅が小さいほど破断までのサイクル数が多くなっている。これは、幅厚比が小さい、あるいはブレースに与える変位振幅が小さいほど、材中央部における局部座屈変形が生じにくくなるためである。また、1本目に破断に至ったブレースの低サイクル疲労性能を接合形式ごとに比較すると、1丁使いに対し、2丁使いの低サイクル疲労性能は著しく低下していることがわかる。

山形鋼の極低サイクル疲労実験^{2.19)}では、本実験における2丁使いの1本目、2本目に破断したブレースの座屈変形に相当する正負たわみモードの比較を行っている。その中で、正たわみモードの場合は山形鋼が最終的に破断しているが、負たわみモードでは破断には至らず、本実験と同様に、正たわみモードの疲労性能が低い結果が得られている。このような結果が得られる原因について、材中央部のひずみに着目して考察する。2丁使いの圧縮時における変形の様子を図2.16に示す。1丁使いでは、接合部における面外偏心の影響により、すべての試験体において負たわみモードとなる。これに対し、2丁使いでは、正負のたわみモードが生じる。圧縮時には低い荷重で全体座屈に至るため、材中央では塑性ヒンジを形成することによる曲げひずみが支配的となり、突出脚先端は正たわみモードでは圧縮ひずみ、負たわみモードでは引張ひずみとなり、繰り返し変形下では正たわみモードの方がひずみ振幅が大きくなる。したがって、局所的なひずみ振幅の違いにより、2丁使いの正たわみモード側が先に破断に至り、かつ1丁使いよりも早期に破断に至ったものと考えられる。

【累積塑性変形倍率】

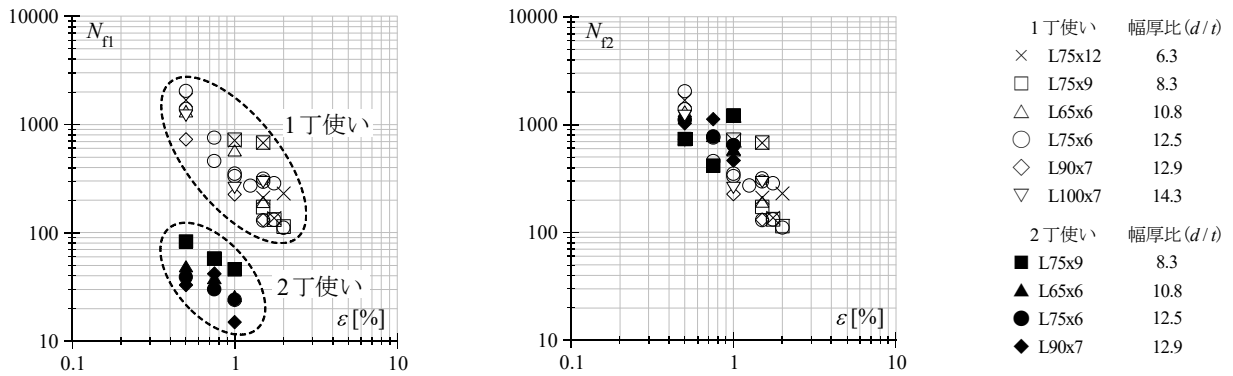
次いで、部材実験より得られる繰り返し変形性能の指標として、ブレースの累積塑性変形倍率に着目して考察する。累積塑性変形倍率 η は、表2.5中の軸部降伏耐力 ${}_bP_y$ 、降伏変形 Δ_y 、履歴吸収エネルギー ΣW を用いて、次式より求める。なお、ここで用いた軸部降伏耐力 ${}_bP_y$ および降伏変形 Δ_y は計算値であり、弾性剛性を求める際に必要な材長には L_a (図2.3)を用いた。

$$\eta = \frac{\Sigma W}{{}_bP_y \cdot \Delta_y} \quad \dots (2.3)$$

累積塑性変形倍率を縦軸にとり、試験体のパラメータごとに並べて図2.17に示す。図中には、1丁使い、および2丁使いとZ形使いの1本目に破断したブレースの結果を黒塗りプロットで、2丁使いとZ形使いの2本目に破断したブレースの結果を白抜きプロットで示している。

1丁使い、および2丁使いとZ形使いの1本目に破断したブレースについてみると、载荷履歴やガセットプレートの板厚、山形断面によらず、2丁使いとZ形使いの1本目に破断したブレースの累積塑性変形倍率は、1丁使いよりも著しく低いことがわかる。また、2丁使いとZ形使いでは、Z形使いの方がわずかに累積塑性変形倍率が高い傾向にある。これは、2丁使いでは全体座屈した後に面外のみに変形が進むのに対して、1丁使いとZ形使いでは断面の弱軸方向が斜め方向となるため、わずかな捻れを伴うことで、材中央部の局部座屈変形が緩和されたためであると考えられる。なお、2丁使いを5mm漸増振幅载荷した試験体では、面内方向に全体座屈が生じたため、圧縮側の耐力が

大幅に上昇し、結果的に履歴吸収エネルギーも大きくなったことで、同じ2丁使いの1本目に破断したブレースの間では最も累積塑性変形倍率が高くなっている。しかしながら、1本目と2本目で破断の時期がほぼ同じであったため、反対に、2本目の累積塑性変形倍率は最も低くなる結果となった。



(a) 1本目に破断に至ったブレース (b) 2本目に破断に至ったブレース

図 2.15 低サイクル疲労性能

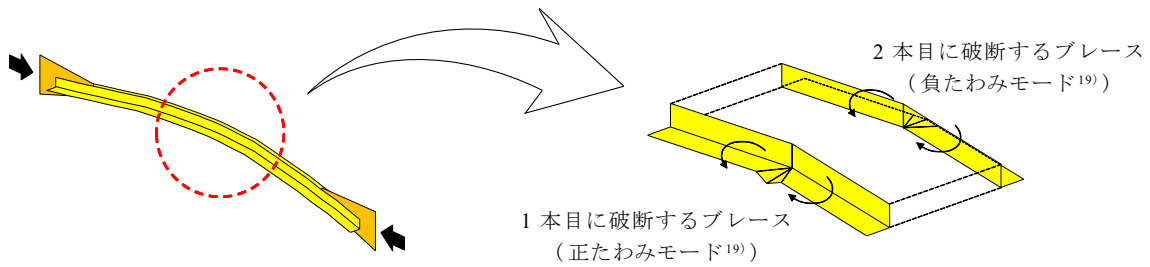


図 2.16 2丁使いブレースにおける圧縮時の変形状態

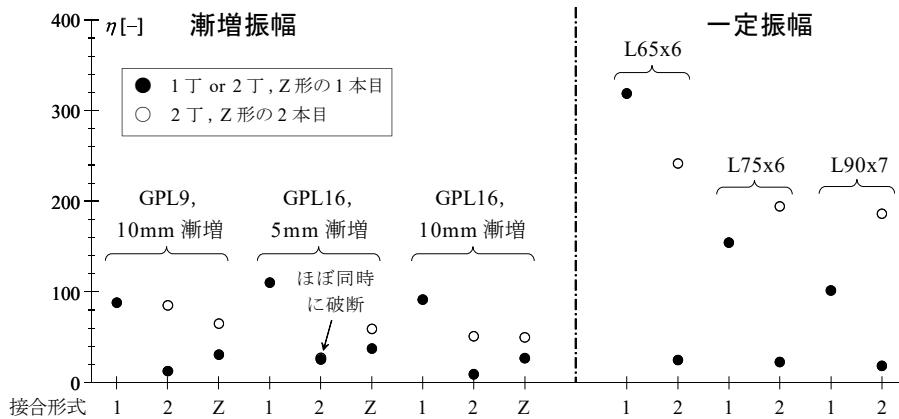


図 2.17 累積塑性変形倍率

2.4.3. 接合形式の違いが部材の繰り返し変形性能に及ぼす影響

本項では、接合形式の違いが部材の繰り返し変形性能に及ぼす影響をまとめる。2丁使いまたはZ形使いの累積塑性変形倍率の1丁使いに対する比率を図2.18に示す。なお、図に示す結果はL65x6の1本目に破断にしたブレースの実験結果を用いており、パラメータごとに求めた比率をプロットの種類により区別している。

まず、累積塑性変形倍率の1丁使いに対する2丁使いの比率をみると、2丁使いの中で累積塑性変形倍率が最も高い結果が得られた面内座屈を生じた試験体においても、1丁使いの25%以下となっている。さらに、一定変位振幅下では、1丁使いの約5%にまで低下しており、著しく繰り返し変形性能が低いことがわかる。次いで、Z形使いの比率をみると、いずれの試験体でも1丁使いの約30%程度となっており、2丁使いと比較すると繰り返し変形性能はいずれも高いが、2丁使いとZ形使いの繰り返し変形性能は1丁使いと比べて著しく低い。

ここで、細長比の影響についても考察する。部材実験で得られた累積塑性変形倍率を細長比の関係として図2.19にまとめる。なお、図中には接合形式の違いをプロットの種類により区別している。

接合形式によらず、細長比が大きくなるにつれて累積塑性変形倍率が大きくなる傾向が見て取れる。異なる接合形式で細長比が140程度でほぼ同じである2つの試験体(L100x7の1丁使いとL65x6の2丁使い)で累積塑性変形倍率を比較すると、L100x7の1丁使いの累積塑性変形倍率が94であるのに対し、L65x6の2丁使いでは25となっている。すなわち、細長比の影響をなくした比較でも、接合形式を1丁使いから2丁使いとすることで繰り返し変形性能が低下していることが確認できる。

したがって、山形鋼ブレースの接合形式を2丁使いまたはZ形使いとすることは、部材における繰り返し変形性能の観点からは不利であると言える。

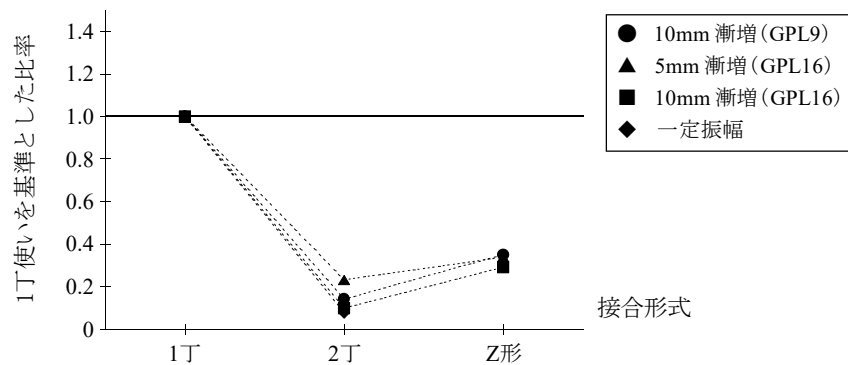


図 2.18 累積塑性変形倍率の1丁使いに対する比率

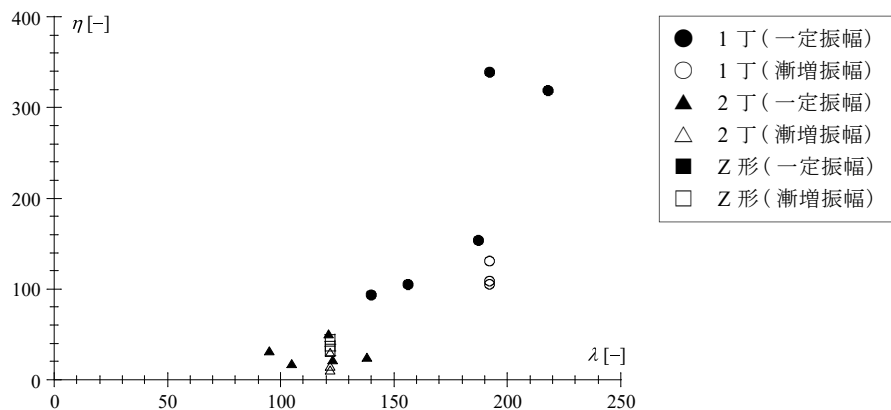


図 2.19 細長比と累積塑性変形倍率の関係

2.5. まとめ

本章では、ガセットプレートを含む山形鋼ブレースに対して接合形式に着目した実験を行い、接合形式の違いが山形鋼ブレースの接合部耐力と部材としての繰り返し変形性能に及ぼす影響について検討した。以下に得られた結果をまとめる。

- [1] 山形鋼ブレース接合部における降伏耐力については、接合形式を1丁使いとした場合、接合部に配置された高力ボルトの本数によらず、突出脚降伏率が0.5程度でほぼ一定となっており、「鋼構造設計規準」における計算方法が概ね妥当であることを確認した。一方、接合形式を2丁使いまたはZ形使いとした場合、突出脚降伏率は、接合部に配置された高力ボルトの本数に応じて上昇した。ただし、2丁使いとZ形使いの間にはほとんど違いが見られなかったことから、降伏耐力に対する面外偏心の影響は大きい、面内偏心の影響は小さいことが分かった。
- [2] 有効断面破断耐力については、いずれの接合形式においても、接合部に配置された高力ボルトの本数が増加するにしたがって突出脚有効率が大きくなることを明らかにした。また、接合形式ごとの突出脚有効率を同一ボルト本数で比較すると、1丁、2丁、Z形使いの順に大きくなる傾向が見られ、面外偏心および面内偏心を解消することの有効性が確認できた。ただし、接合形式を2丁使いまたはZ形使いとした場合の、1丁使いの有効断面破断耐力に対する比率は、最大でも120%程度であったことから、接合形式が有効断面破断耐力に及ぼす影響は小さいことが分かった。
- [3] 軸部降伏を保証した山形鋼ブレースの繰り返し変形性能については、接合形式を2丁使いまたはZ形使いとした場合、材中央における局所的なひずみ振幅が大きくなることで早期に破断に至り、ほぼ同一細長比の1丁使いと比較しても累積塑性変形倍率が著しく低くなることを確認した。L65x6の断面を用いた場合、1丁使いの累積塑性変形倍率に対する比率は、2丁使いで5～25%程度、Z形使いで30%程度にまで低下した。

以上の検討より、保有耐力接合にかかわる有効断面破断耐力については、接合部に配置したボルト本数が4本以上の場合、接合形式の違いによる影響は小さいことが明らかになった。一方、軸部降伏を保証した山形鋼ブレースの部材としての繰り返し変形性能については、接合形式の影響が大きく、2丁使いとZ形使いの性能は1丁使いの5～25%程度にまで低下することを確認した。したがって、山形鋼ブレース接合部のボルト本数を少なくとも4本以上配置して保有耐力接合の条件を満足することができれば、部材としての繰り返し変形性能が高い1丁使いとして設計するのが望ましいと言える。ただし、1丁使いの山形鋼ブレースを用いたブレース架構実験では、H形断面柱にねじれ変形が生じたため、架構全体の安定性確保の観点からは、面外偏心を解消した2丁使いまたはZ形使いの方が優位であると言える。しかしながら、具体的なねじりモーメントと架構の安定性との関係は明らかになっておらず、この点については現状では評価し難い。また、2丁使いまたはZ形使いとした場合の低い繰り返し変形性能が、ブレース構造に要求される繰り返し変形性能に対して不足するか否かは、本研究の範囲では判断することができず、さらなる実験データの蓄積が必要であると言える。

【参考文献】

- 2.1) 田沼吉伸, 加藤 勉, 森田耕次: 山形鋼筋連接合部の耐力に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第325号 pp.32-39, 1983.3
- 2.2) 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 西山隆志, 下川弘海, 久保田一男: 鋼構造筋かい接合部の耐震安全性評価に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第445号, pp.127-137, 1993.3
- 2.3) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 第3版, 2012.3
建築物の構造関係技術基準解説書編集委員会: 2015年版 建築物の構造関係技術基準解説書, p.615, 2015.6
- 2.4) 尾澤 聡, 小澤亮公, 山下哲郎: 山形鋼を用いたX型ブレースの耐震性能に関する実験的研究 その1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, 構造Ⅲ, pp.801-804, 2009.8
- 2.5) 難波恒夫: 2山形鋼筋かいに関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1549-1550, 1984.10
- 2.6) 難波恒夫: 2山形鋼筋かいに関する実験的研究 Z形式について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造Ⅱ, pp.945-946, 1985.10
- 2.7) 日本建築学会: 鋼構造設計規準—許容応力度設計法—, 第4版, 2005.9
- 2.8) 吉敷祥一, 巽 信彦: 単一山形鋼ブレースの残留たわみと両脚の開きに基づく損傷評価 —“見える損傷”の定量化に基づく鋼構造骨組の即時損傷評価法 その2—, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第719号, pp.143-153, 2016.1
- 2.9) 巽 信彦, 吉敷祥一: 2丁使い山形鋼ブレースの損傷評価, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第56号, pp.417-420, 2016.6
- 2.10) 吉敷祥一, 河野由佳: 山形鋼高力ボルト接合部に対する隅肉溶接の付加による補強, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第719号, pp.111-121, 2016.1
- 2.11) 藤本盛久, 難波恒夫, 大熊武司, 和田 章, 中込忠男, 荏本孝久, 丸川比佐夫, 佐々木聡: 衝撃的過荷重による鋼筋かいの破断に関する実験的研究 その1~3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造Ⅱ, pp.835-840, 1986.8
- 2.12) 藤本盛久, 難波恒夫, 大熊武司, 和田 章, 中込忠男, 佐々木聡, 小野潤一郎: 衝撃的過荷重による鋼構造筋かいの破断と変形能力に関する実験的研究 その1, 2, 4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造Ⅱ, pp.791-794, pp.797-798, 1987.10
- 2.13) 難波恒夫, 藤本盛久, 中込忠男, 村井正敏, 西山隆志: 地震力を受ける鋼構造筋かいの高速載荷試験 その1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造Ⅱ, pp.1351-1354, 1989.10
- 2.14) 川原昭弘, 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 村井正敏, 西山隆志, 中野 剛: 地震力を受ける鋼構造筋かいの耐震安全性評価に関する実験的研究 その1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造Ⅱ, pp.1503-1504, 1990.10
- 2.15) 堂菌哲史, 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 村井正敏, 西山隆志, 下川弘海: 鋼構造筋かいの耐震安全性評価に関する研究 その1 単一山形鋼筋かい・みぞ形鋼筋かいの実大実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造Ⅱ, pp.1439-1440, 1991.9
- 2.16) 村井正敏, 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 下川弘海, 久保田一男, 中野 剛: 衝撃力を受ける鋼構造筋かいの耐震安全性評価に関する研究 その1 二丁掛け山形鋼筋かいの実大実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造Ⅱ, pp.1479-1480, 1992.8

- 2.17) 中野達也，土屋智之，増田浩志：山形鋼ブレース接合部の耐力に関する研究 その1 現行設計式による耐力評価および実験概要，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1分冊，構造III，pp.959-960，2009.8
- 2.18) 浅田勇人，田仲秀典，田中 剛：ガセットプレートの面外剛性に着目した山形鋼ブレース載荷実験，鋼構造年次論文報告集，第22巻，pp.34-41，2014.11
- 2.19) 岩井 哲，朴 鍊洙，野中泰二郎，亀田弘行：山形鋼部材の極低サイクル疲労破壊実験，日本建築学会構造系論文報告集，第445号，pp.139-149，1993.3

第3章

圧縮軸力を伝達する梁端ピン接合部の回転性能

3.1. はじめに

第2章では、引張ブレース構造の耐震性能に大きな影響を与えるブレースの保有性能を確保するための接合部詳細について検討した。本章では、ブレースからの応力を圧縮軸力として伝達しながら回転変形する必要がある梁端ピン接合部の回転性能について検討し、引張ブレース構造の変形性能確保のための条件を構築する。

H形断面材のウェブのみを高力ボルト摩擦接合した接合部は、構造計算では曲げモーメントを伝達しないピンとして扱われる。このようなピンディテールは、小梁の端部接合部をはじめ、低層のブレース構造の梁端接合部、トラス構造の部材端接合部などに採用されている。しかし、実際のH形鋼(JIS細幅系列)におけるウェブ断面は、断面二次モーメントでは14～22%、塑性断面係数では20～30%の割合を占め、軸力やせん断力の伝達に必要な高力ボルトを配せば、接合部ディテールに応じた曲げ抵抗が生じる。

ピンディテールを採用した接合部(以後、ピン接合部)に関連する研究としては、過去には小梁としての剛性不足に起因する床スラブのひび割れ被害^{3.1)}や大梁の横倒れを誘発した豪雪時の建物倒壊^{3.2)～3.4)}も報告されているが、研究の多くは軸力^{3.5)}、せん断力^{3.6)}、曲げせん断^{3.7)～3.9)}のそれぞれに対する力学挙動の把握、および小梁端部の補強^{3.4)}やスチフナの簡略化^{3.10)}の検討である。また、高力ボルトの本数を増やして積極的に曲げ抵抗を期待した接合部^{3.11)～3.14)}なども関連研究に含まれる。一方、実際に屋内運動場の桁行方向などに用いられるブレース構造の地震時応力(図3.1)を考えると、ピン接合部には圧縮軸力を伝達しながら回転追従できる能力(以後、回転性能)が要求される場合もある。例えば構造計算適合性判定での議論を踏まえた文献^{3.15)}でもブレース付帯梁の軸力に対する耐力確保の検討に関して注意を喚起しているが、これまでに圧縮軸力下におけるピン接合部の力学挙動を検討した研究^{3.5)}は少なく、特に圧縮軸力を受けながら回転性能を確保するための接合部設計は確立されていない。

本章では、圧縮軸力を受けるピン接合部を対象とした構造実験を実施し、無軸力下を含めたピン接合部の基本的な力学挙動を把握するとともに、圧縮軸力下で回転性能を確保するための条件を検討する。

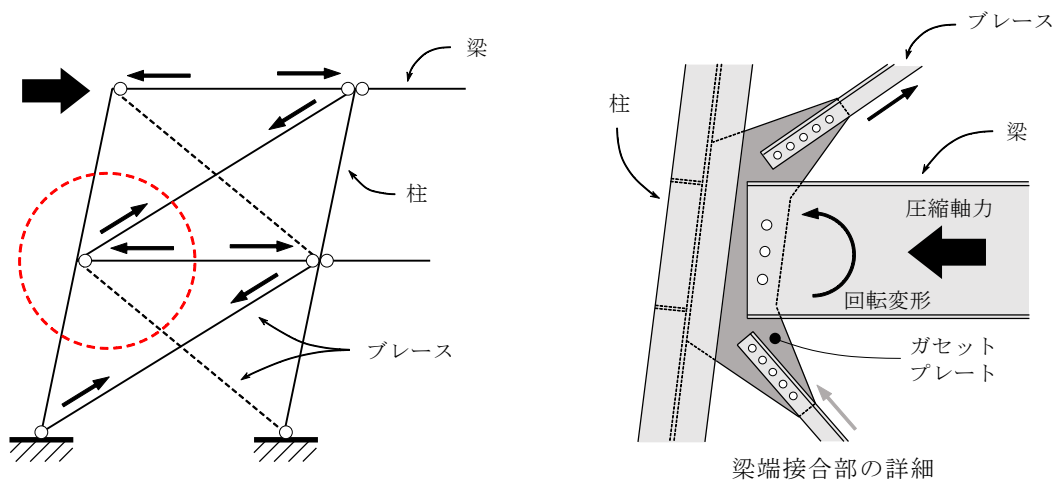


図3.1 ブレース構造の応力と梁端接合部における変形状態

3.2. 実験計画

3.2.1. 载荷装置

実験のセットアップを、試験体の概要を兼ねて図3.2に示す。試験体は、H形鋼梁とガセットプレートからなる材長約0.8mの片持ち梁であり、梁端部はウェブのみをガセットプレートに高力ボルト摩擦接合したピン接合部となっている。接合部の摩擦面はショットブラスト加工とし、高力ボルトは軸部に貼付した歪ゲージの計測値により導入軸力を管理して締め付けている。なお、鋼材の組み合わせごとに実施したすべり係数評価試験^{3.17)}の結果、すべり係数は0.41～0.64であった。実験では、試験体を90°回転させてガセットプレートを自己釣合型反力フレームに固定し、梁自由端部に接続した水平ジャッキによりピン接合部に回転変形を与える。なお、試験体のガセットプレートは、両面隅肉溶接にて取り付けしたエンドプレートを介して4本の高力ボルトM24(F10T)にて固定している。また、载荷中は同調リンクと接合部近傍の横補剛により面外変位を補剛している。軸力については、上下の接続治具を介して試験体の前後に並立させた2台の鉛直ジャッキを用いて与える。鉛直ジャッキは、上下ピン間距離を試験体の材長(载荷点からピン接合部の高力ボルトまで)とほぼ等しくし、ピン接合部の回転に伴う梁の傾斜と同調して傾かせることにより、 $P-\Delta$ 効果による付加曲げの影響を極力小さくしてピン接合部に圧縮軸力を作用させることができる。

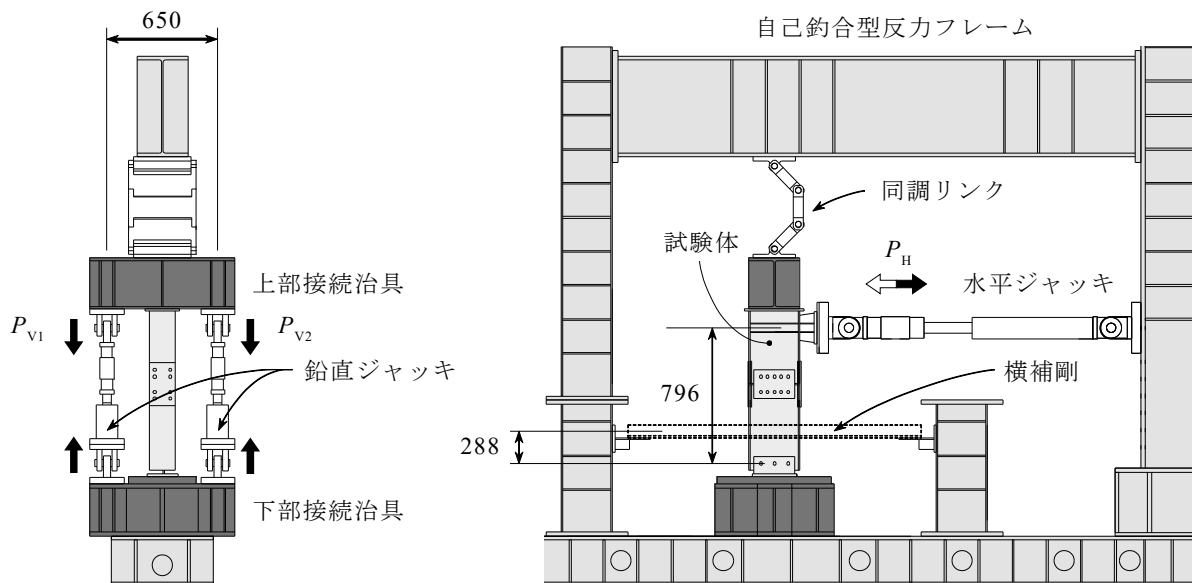


図3.2 セットアップ

3.2.2. 実験パラメータ

本実験におけるパラメータは、梁断面を含めたピン接合部のディテール、および圧縮軸力の大きさとその与え方である。ピン接合部のディテールとパラメータを図3.3、図3.4に示す。基本的なパラメータは、梁のせい D [mm] とウェブ板厚 t_w [mm]、および高力ボルトの本数 n [本]、径 [mm]、ピッチ p [mm] である(図3.3)。なお、本論文ではボルトピッチを梁せい方向のボルト間距離の意味で用いる。また、ボルト孔径はすべてボルト径 $\phi+2\text{mm}$ としている。ガセットプレートについては図3.3に示す標準的な形状に加え、材軸方向にボルトを2列に配置した形状(図3.4(a))、および梁端フランジの一部を切り欠いてガセットプレートの幅を広くした形状とこれにスチフナ補強を施した形状を用意した(図3.4(b))。これら異なるピン接合部のディテールに対して、圧縮軸力の大きさ(0~300kN)とその与え方を組み合わせ、合計107体の試験体を用意した。接合部詳細一覧を表3.1に示すとともに、縦軸を軸力の大きさ、横軸を接合部詳細とした試験体一覧を図3.5に示す。また、図3.5中の横軸左からの並びは、表3.1中の接合部詳細の番号と対応させている。なお、試験体は製作時期が4期にわたるため、材料試験結果の詳細は省略するが、材質は全てSS400であり、降伏応力度は梁ウェブが287~351N/mm²、ガセットプレートが271~319N/mm²であった。ここで試験体をブレース付帯梁のピン接合部として、保有耐力接合^{3.15)}について整理しておく。実験の最小本数・径(3本, M16(F10T))のピン接合部は、高力ボルトのせん断破断(以後、ボルト破断)にて決まる最大軸方向耐力が363kN(1本の最大せん断耐力 q_{bu} は121kN^{3.17)})となる。接合部係数を1.2^{3.18)}とすれば、この接合部は本実験の最大圧縮軸力に対して保有耐力接合の条件を満足することになる。

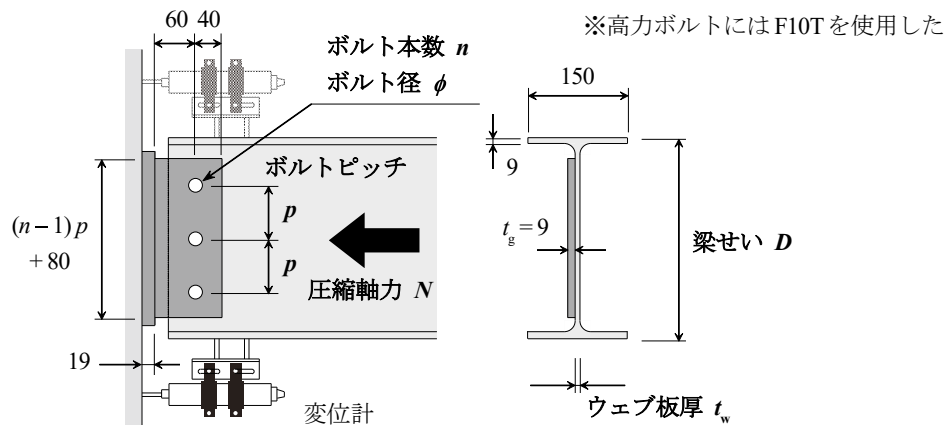
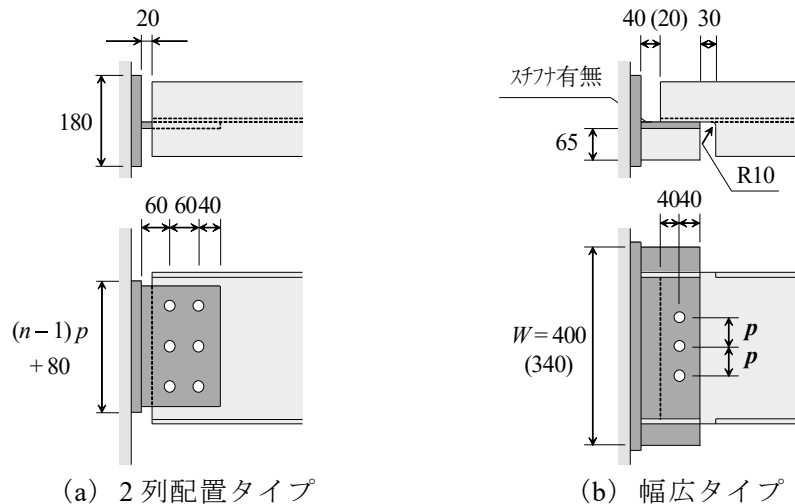


図3.3 標準的なガセットプレートを用いたピン接合部



(a) 2列配置タイプ (b) 幅広タイプ
図3.4 その他のガセットプレートを用いたピン接合部

表 3.1 接合部詳細の一覧

	梁断面 [mm]		高力ボルト			ガセットプレート		
	せい	ウェブ板厚	本数 [本]	径 [mm]	ピッチ [mm]			
1	300	6.5	3	16	40	標準		
2					60			
3					80			
4					20		60	
5							80	
6		4.5		16	40			
7					60			
8					80			
9				20	60			
10					80			
11					5		16	40
12	400	6	3	16	40	標準		
13		4.5			60			
14							100	
15								120
16					4			
17							5	
18					2 x 3			40
19		60						
20							80	
21	3		16	60	W340			
22		4						
23					3	W400		
24	300	6.5	3	16		60	W400 + スチフナ	
25								

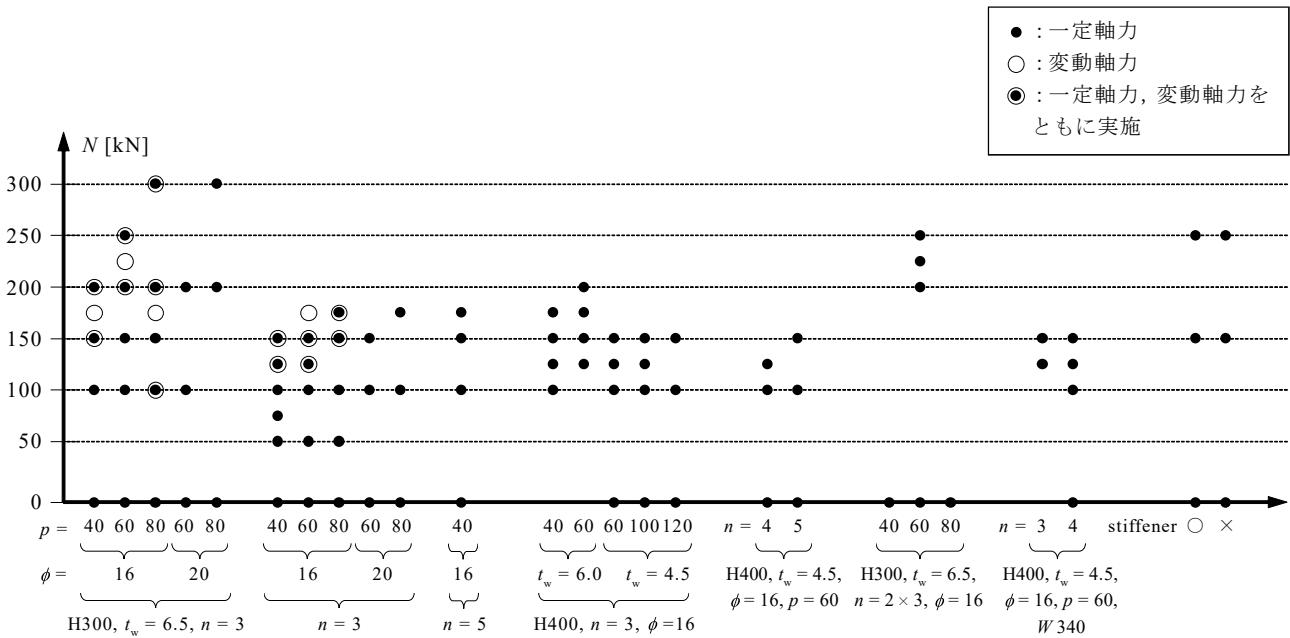


図 3.5 試験体一覧(接合部詳細と圧縮軸力の組み合わせ)

3.2.3. 载荷プログラム

载荷は、まず2台の鉛直ジャッキを荷重制御して目標となる圧縮軸力を与えて維持し、次いで水平ジャッキを変位制御してピン接合部に回転変形(以後、梁端回転角)を与えて行った。圧縮軸力については一定軸力に加え、正負それぞれについて新しい変形領域のみ一定の圧縮軸力を与える変動軸力も行った(図3.6)。この剛塑性のスリップ挙動は、X形配置されたブレースによって梁端接合部に作用する軸力変動^{3.16)}などを模したものである。载荷履歴は、梁端回転角 ± 0.005 , 0.01 , 0.02 , 0.03rad. を2サイクルずつ行った後、増分変位を $\pm 0.01\text{rad.}$ として各振幅で1サイクルずつ繰り返す漸増変位振幅载荷を採用した。実験は梁端回転角が $\pm 0.10\text{rad.}$ (1/10)に到達するか、ボルト破断による急激な耐力喪失、あるいは後述する梁ウェブの局部座屈が著しく進行した時点(鉛直変位10mm)まで行った。

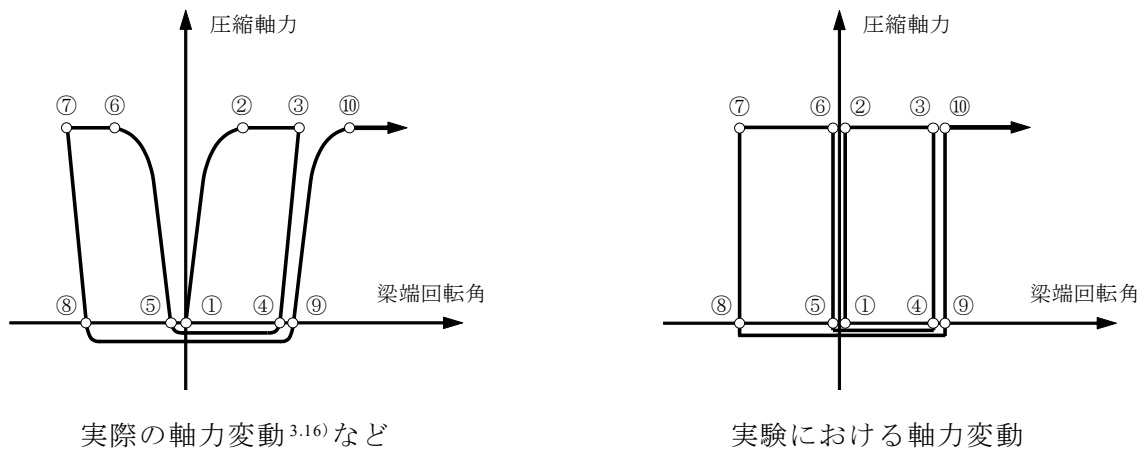


図 3.6 変動軸力(剛塑性スリップ型)の与え方

3.2.4. 計測計画

実験中は、油圧ジャッキに取り付けたロードセルにより、水平力 P_H 、鉛直力 P_{V1} 、 P_{V2} を計測した。ピン接合部に作用する曲げモーメント M は、水平力 P_H に載荷点からピン接合部までの距離(0.796m)を乗じることで得る。また、ピン接合部に作用する圧縮軸力は、引張力として計測される鉛直力 P_{V1} と P_{V2} の和とする。一方、梁端回転角 θ は、ガセットプレート先端付近を基点として梁フランジの下部接続治具に対する相対変位を上下フランジそれぞれで計測し(図3.3)、両者の計測値の差分を変位計間距離で除すことで求める。また、ピン接合部における鉛直変位 δ_V は、同じ変位計の計測値を用い、両者の平均値として得る。

3.3. 履歴挙動と最終破壊状態

3.3.1. 基本的な挙動と破壊性状

実験より得られた履歴挙動として、ピン接合部に作用する曲げモーメント M と梁端回転角 θ の関係を、一定軸力の場合を図3.7に、変動軸力の場合を図3.8に例示する。図の表現は、全ての試験体に共通して縦軸は $\pm 40\text{kN}\cdot\text{m}$ 、横軸は1目盛を 0.01rad としている。また、ボルト破断に至った時点を \blacktriangledown 、局部座屈により鉛直変位が 10mm に達した時点を ∇ で示し、それまでに経験した正負の最大変形を両矢印で示している。さらに、両矢印には、正負の最大変形差である最大全振幅 (= $\max - \min$) を併せて示している。

基本的な挙動と破壊性状について、ボルトピッチのみが異なる試験体(図3.7(a)~(c))を例に述べる。まず無軸力下の試験体を見ると、荷重初期は高力ボルト接合部のすべり(以後、ボルトのすべり)により耐力をほぼ一定に保持したまま変形し、ある変形に到達すると再び耐力上昇が見られる。これは高力ボルトがボルト孔と接触することにより抵抗機構がすべりから支圧へと移行するためである。また、支圧抵抗への移行後に再び同じ変形領域に達した際の耐力上昇は、ボルト孔周辺の塑性変形が進行するために緩やかとなり、除荷点を指向する履歴曲線を描いている。なお、これらの履歴挙動は既往の研究^{3.13)}などにおいても確認されている。

ボルトのすべり時に保持する耐力の参考として、高力ボルトの応力負担を上下対称の直線分布と仮定し、最外縁の高力ボルトがすべり耐力 q_{by} ^{3.17)}(すべり係数は試験結果)に達した時の曲げ耐力の計算値を図中に破線と塗り潰し範囲で示す。ここで、すべり耐力を比較的初期の荷重サイクルにおいて 0.005rad の間、耐力を一定 ($\pm 0.5\text{kN}\cdot\text{m}$) に保持した際の平均値とすれば、実験値は計算値の $80 \sim 160\%$ 程度となる。一方、抵抗機構がすべりから支圧に移行する変形領域について考えると、孔径のボルト径に対するクリアランスは 2mm ($\pm 1\text{mm}$) であり、ボルトのすべりによる可動域はガセットプレートと梁ウェブを合わせて $\pm 2\text{mm}$ となる。これを図心から最外縁の高力ボルトまでの距離で除した回転角がボルトのすべりによって回転可能な変形量となり、例えばボルトピッチ $40, 60, 80\text{mm}$ ではそれぞれ $\pm 0.05, \pm 0.03, \pm 0.025\text{rad}$ となる。すべり可動域の計算値を図中に示すと、耐力が再上昇し始める変形領域とほぼ対応する。

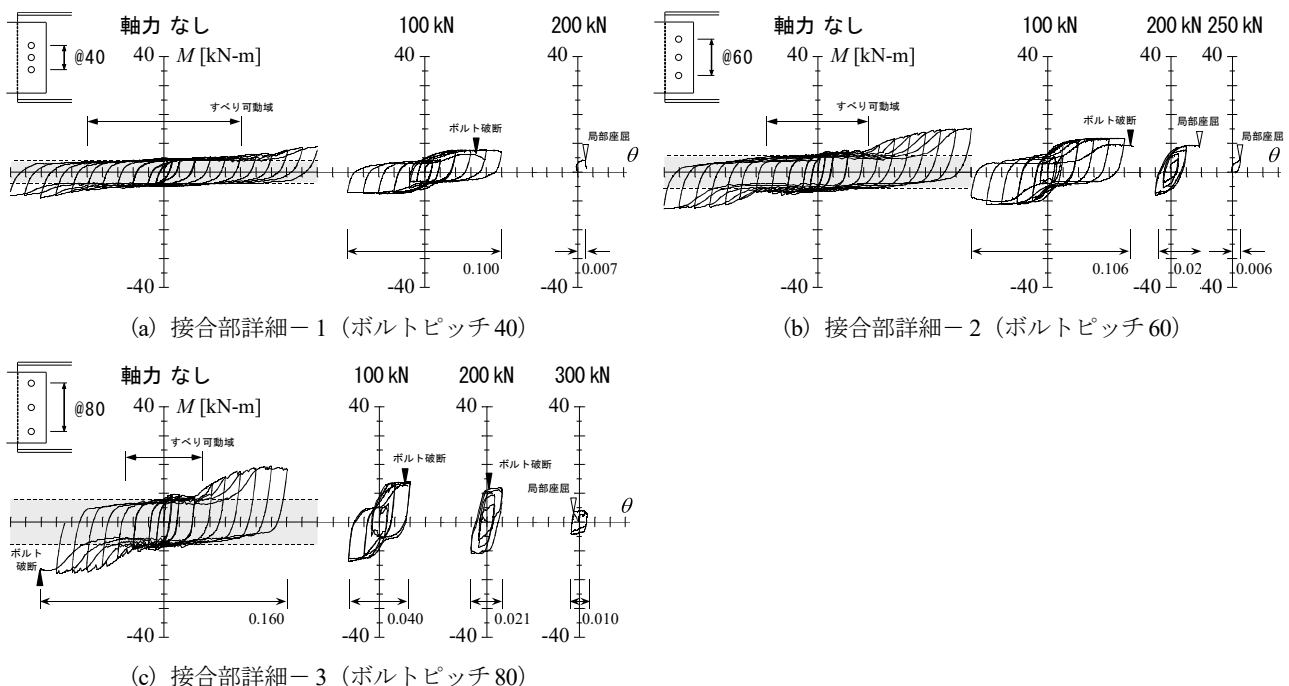
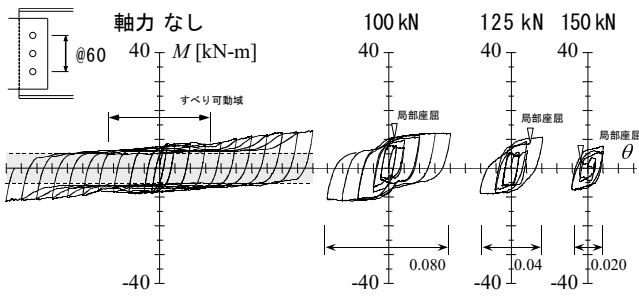
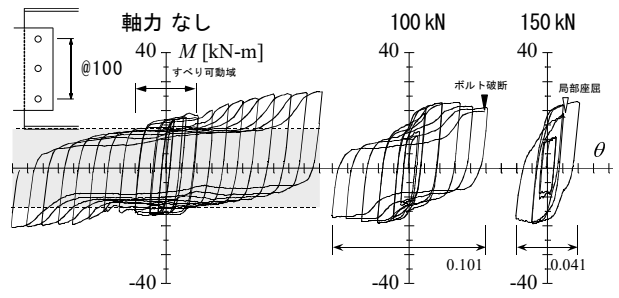


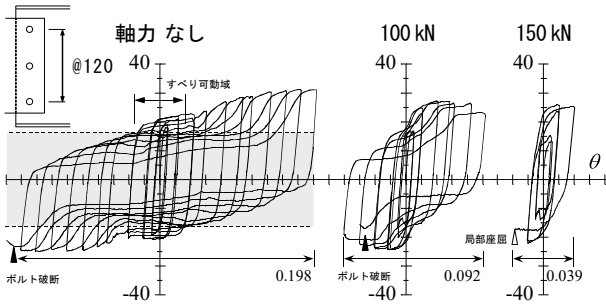
図 3.7 一定軸力を受けるピン接合部の履歴挙動(曲げモーメント-梁端回転角関係) (1)



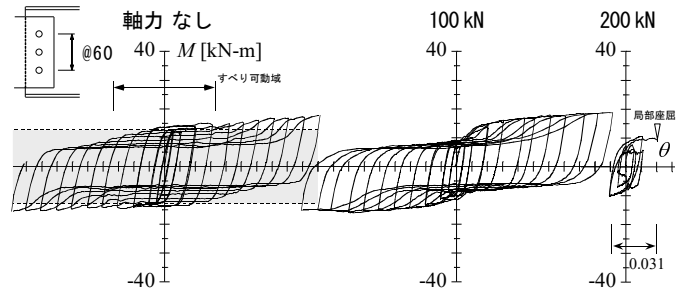
(d) 接合部詳細-7 (tw4.5, ボルトピッチ 60)



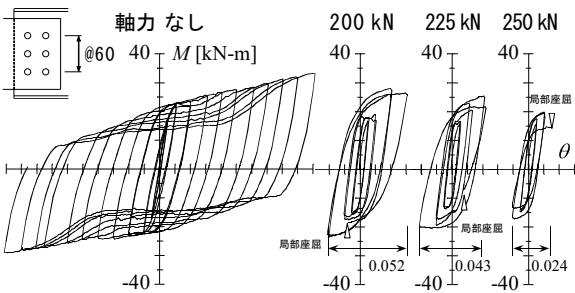
(e) 接合部詳細-15 (H400, tw4.5, ボルトピッチ 100)



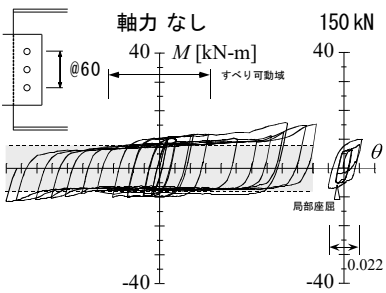
(f) 接合部詳細-16 (H400, tw4.5, ボルトピッチ 120)



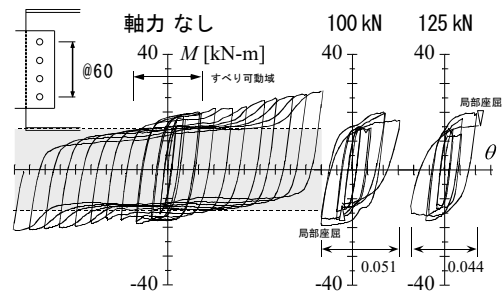
(g) 接合部詳細-4 (ボルト径 20, ボルトピッチ 60)



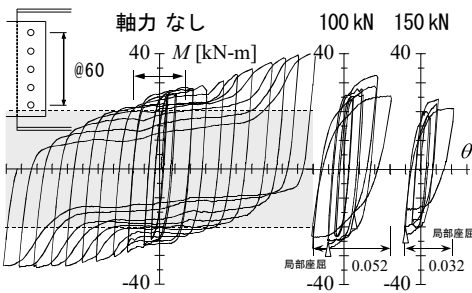
(h) 接合部詳細-22 (2列配置, ボルトピッチ 60)



(i) 接合部詳細-14 (H400, tw4.5, ボルト本数: 3)



(j) 接合部詳細-17 (H400, tw4.5, ボルト本数: 4)



(k) 接合部詳細-18 (H400, tw4.5, ボルト本数: 5)

図 3.7 一定軸力を受けるピン接合部の履歴挙動(曲げモーメント-梁端回転角関係) (2)

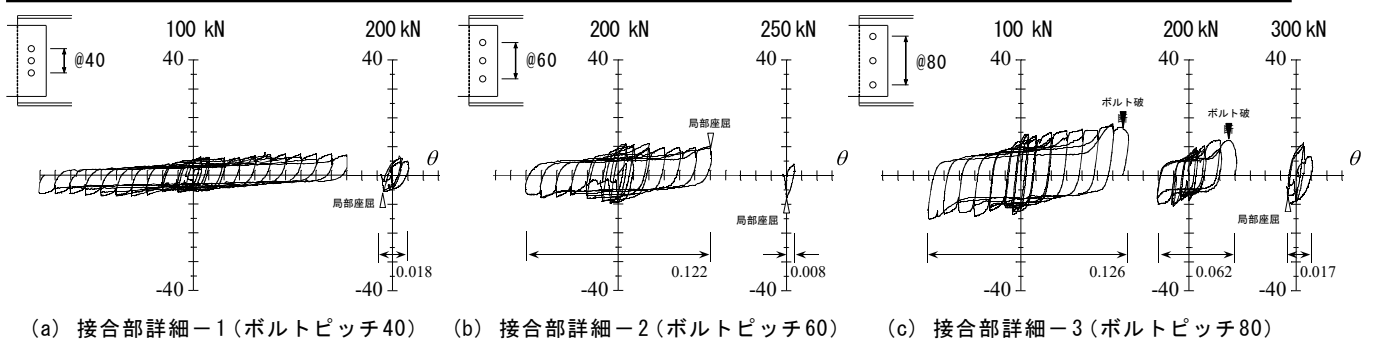


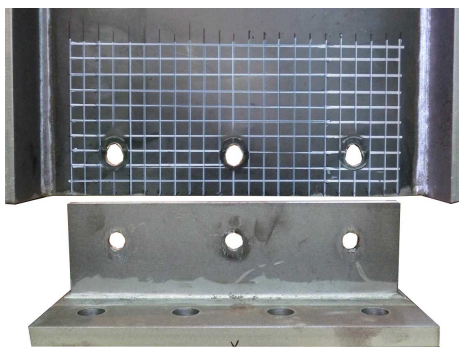
図3.8 変動軸力を受けるピン接合部の履歴挙動(曲げモーメント-梁端回転角関係)

3.3.2. ボルトピッチの影響

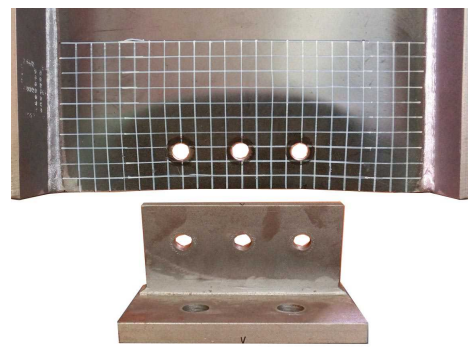
次いで、接合部詳細-1～3の変形性能についてみると、もっともボルトピッチが広い接合部詳細-3(図3.7(c))でのみ無軸力下でボルト破断が生じた(図3.9(a))。これは上記の計算からも明らかのように、ボルトピッチが広いほど早期に高力ボルトが支圧状態となるためである。つまり、無軸力下においてボルト破断で決まるピン接合部の回転性能は、ボルトピッチが広いほど低いと言える。ただし、いずれも±0.08rad.を超える回転性能を発揮しており、無軸力下におけるピン接合部は十分な回転性能を有していると言える。

圧縮軸力下の試験体についてみると、高力ボルトがすべり耐力 q_{by} に達する時の軸方向耐力(136kN)より低い軸力100kNでは、第1, 第3象限は支圧抵抗, 第2, 第4象限はすべり抵抗と推察される履歴挙動を示している。しかし、それ以上の軸力になると、すべりと支圧の抵抗機構の差が明瞭に現れない、紡錘型に近い履歴挙動を示しており、その挙動は複雑である。

回転性能については、100kNの軸力が作用するといずれのボルトピッチでもボルト破断が生じ、無軸力下より低下している。さらに高い軸力下では、接合部近傍の梁ウェブにガセットプレートを含めた部分的な面外変形(図3.9(b))が生じ、軸変形が進行して軸力を維持できなくなる現象(以後、局部座屈と呼ぶ)が現れ、最大全振幅は軸力が高いほど小さく、回転性能が低下している。ただし、それと同時に局部座屈によって決まる回転性能は、ボルトピッチが広いほど向上していることも分かる。これは、梁ウェブからガセットプレートへの応力伝達が高力ボルト周辺に集中することにより局部座屈が引き起こされており、ボルトピッチが広いと応力伝達の集中が緩和され、梁ウェブの応力伝達に有効な断面が大きくなったものと解釈できる。また、具体的な回転性能は、標準ボルトピッチを採用した接合部詳細-2(図3.7(b))では軸力250kNに対してわずか0.006rad.であり、ブレース付帯梁の接合部では局部座屈に対する検討も重要であることが分かる。



(a) ボルト破断



(b) ウェブの局部座屈

図3.9 ピン接合部の最終破壊状況

3.3.3. ウェブ板厚の影響

ウェブ板厚の違い(図3.7(b) vs (d))について考察する。無軸力下の試験体では、基本的な履歴挙動はウェブ板厚によらずほぼ等しいが、ウェブ板厚が薄いと支圧によるボルト孔周辺の塑性変形が大きくなるため、耐力上昇がやや緩やかになっている。

次いで、圧縮軸力下の試験体をみると、同じ軸力100kNであってもウェブ板厚が薄いと局部座屈が生じ、回転性能が低下している。また、例えばボルトピッチ60mmの、ウェブ板厚6.5mmに対する軸力200kNとウェブ板厚4.5mmに対する軸力150kNの履歴挙動は類似しており、回転性能も同程度である。この軸力差はウェブ板厚差と比率がほぼ対応しており、局部座屈の発生には梁ウェブの応力伝達に有効な断面が影響している。また、梁ウェブのみを考えると、軸力を無視した面外方向の全塑性曲げ耐力はウェブ板厚の2乗に比例し、軸力がウェブ板厚と同じ比率で変化すると面外方向の偏心曲げモーメントと曲げ耐力の比率は変わらないため、局部座屈と称した現象には梁ウェブの面外曲げ降伏が影響していると言える。

ウェブ板厚の薄い場合にボルトピッチが3.3.1項より広い試験体(図3.7(d) vs (e), (f))を比較すると、先と同様にボルトピッチを広げることで、局部座屈によって決まる回転性能の向上が見られる。しかしながら、ボルトピッチ100mmと120mm(図3.7(e) vs (f))では、同じ軸力下でほぼ同様の履歴挙動を示しており、回転性能の差は小さい。したがって、ボルトピッチを広げることによる回転性能の向上効果には上限があると言える。

3.3.4. ボルト径の影響

ボルト径の違い(図 3.7(b) vs (g))についてみると、ボルト径を太くすることで全体的に耐力が上昇し、軸力 100kN においてもボルト破断が生じず、 $\pm 0.1\text{rad.}$ まで変形した。これはボルト径が大きくなることで支圧によるボルト孔周辺の塑性変形が大きくなったためである。一方、軸力 200kN ではボルト径によらず局部座屈が発生し、ほぼ同程度の回転性能を示している。これは他のボルトピッチ、ウェブ板厚においても同様であり、局部座屈によって決まる回転性能にボルト径の違いが及ぼす影響は小さいと言える。

3.3.5. ボルト本数の影響

次いで、同じボルトピッチでボルト本数の違い(図3.7(i) vs (j) vs (k))を比較すると、軸力の有無によらず、ボルト本数が多いほど全体的に耐力が上昇している。回転性能については、軸力100kNではボルト本数による差は小さいが、軸力150kNではボルト本数が多いほどわずかに向上する傾向を確認できる。しかし、ボルト5本の試験体(図3.7(i)右端)と図心から最外縁ボルトまでの距離が等しいボルト3本、ボルトピッチ120mmの試験体(図3.7(f))を比べると、ボルト本数が少ない方が回転性能が高いことが分かる。高力ボルトの増設は軸力に対する高力ボルト1本あたりの応力負担を軽減するが、梁せい方向に高力ボルトを増設すると回転変形時に生じる梁ウェブの曲げ応力分布が密となるため、これが局部座屈を誘発し、高力ボルトの増設による回転性能の向上は微増に留まったものと考えられる。

一方、材軸方向の列数の違い(図3.7(b) vs (h))をみると、ボルトを2列としてボルト本数を倍増した試験体の方が回転性能が著しく向上していることが分かる。これは材軸方向に応力伝達経路を増やしたことにより、梁自由端側の高力ボルトへの応力伝達の集中が緩和されたためであると考えられる。したがって、多数のボルトが必要となる場合には、梁せい方向より材軸方向にボルト本数を増やした方がピン接合部の回転性能確保には有効であると言える。

その他、ガセットプレート形状については、履歴挙動には影響が見られなかったが、ガセットプレートの面外曲げ剛性を確保することにより回転性能が向上することが確認できている。

3.3.6. 軸力履歴の影響

最後に軸力履歴の違い(図3.7(a)～(c) vs 図3.8)について考察する. 変動軸力(図3.8)では, 軸力を作用させる際にのみ支圧抵抗への移行に伴う耐力上昇が見られ, 架構実験の接合部^{3.16)}と類似する履歴挙動を示している. また, 回転性能は, 一定軸力に比べて著しく高くなる結果が得られた. 変動軸力下の最大全振幅 θ は, 初期サイクルに局部座屈が生じなければ, 同じ大きさの一定軸力に比べて2倍以上の値を示しており, その差は軸力が低いほど大きい. 変動軸力では荷重-変形関係の第1, 第3象限の新たな変形領域でのみ軸力が作用するのに対して, 一定軸力では第2, 第4象限でも軸力が作用し続けるため, 同じ振幅の繰り返し変形に対して変動軸力下で軸力が作用する変形領域は, 一定軸力の1/2以下となる. したがって, 軸力履歴の違いによる回転性能の差は, 軸力作用下で回転する変形量の差によって生じたものと考えられる.

3.4. 回転剛性

本節では、ピン接合部の初期剛性に相当する回転剛性を考察する。回転剛性を検討した文献3.9)では、ピン接合部の回転変形がボルト孔周辺のガセットプレートと梁ウェブの局所変形により生じると仮定している(図3.10)。ここで、局所ばね剛性 k はガセットプレートと梁ウェブの板厚の和 $t_d (= t_g + t_w)$ に比例するものとし、単位厚さ当たりの局所ばね剛性 $k^* (= k / t_d)$ [kN/m/m]を導入する。以上より、接合部の回転剛性 K [kN-m/rad.]は、局所ばね剛性 k^* と図心から各々の高力ボルトまでの距離 r_i [m]を用いて次式で表せる。なお、文献3.9)では、 k^* を一律 $22.2 [\times 10^6 \text{ kN/m/m}]$ としている。

$$K_{\theta} = k^* \cdot t_d \cdot \sum r_i^2 \quad \dots (3.1)$$

回転剛性を、 $\pm 0.005\text{rad.}$ 載荷サイクルにおける除荷時の勾配にて評価し、ボルト本数が3本の、無軸力下の試験体を対象に、ボルトピッチとの関係として図3.11に示す。本実験の結果は、文献3.9)の k^* を用いた(3.1)式の計算値より、若干大きめの回転剛性となっている。これは、回転剛性の定義や計測計画の違いによるものであると考えられる。ここでは、文献3.9)の k^* より15%程度大きめの k^* を用いた(3.1)式の t_d ごとに計算した結果を破線にて示している。(3.1)式が表すように、回転剛性はボルトピッチの2乗に比例して増加し、同じボルトピッチでもウェブ板厚の差によって決まる t_d が厚いほど大きいことが分かる。また、ボルトピッチ60, 80mmにはボルト径が異なる試験体も含まれるが、その影響は見られない。すなわち、M16とM20であれば、局所ばね剛性にボルト径の違いを考慮する必要はないと言える。

次いで、(3.1)式による評価と実験結果を比較すると、ボルトピッチに応じた回転剛性の増加傾向は概ね対応するが、ボルトピッチが狭い範囲では過小評価となっていることが分かる。そこで実験で得られた回転剛性 K より(3.1)式を用いて逆算的に k^* を求め、ボルトピッチとの関係として図3.12に示す。局所ばね剛性 k^* は、ボルト本数が偶数本の場合(▲, ▲, △プロット)にはボルトピッチによらずほぼ一定値となるが、奇数本の場合(●, ●, ○プロット)にはボルトピッチが狭いほど大きくなる傾向が見て取れる。これは、ボルト本数が奇数本の場合には図心位置に高力ボルトを配すことになり、この高力ボルトの曲げ抵抗は、ボルトピッチが狭いほど全体の回転剛性に相対的に大きく影響するためであると考えられる。本論文では、単位厚さ当たりの局所ばね剛性 k^* [kN/m/m]として、ボルト本数が奇数の場合にピッチ p [m]を変数に加えた次式を提案する。

$$k^* = \begin{cases} 8.67 \times 10^6 \times p^{-0.5} & (n = 2i + 1 (i = 1, 2)) \\ 25.6 \times 10^6 & (n = 2i (i = 1, 2)) \end{cases} \quad \dots (3.2)$$

これを(3.1)式に代入することで、部材端部に挿入する回転ばねの剛性を設定できる。一方、軸力が作用する場合には、ピン接合部のすべり軸方向耐力($n \cdot q_{by}$)を超えた範囲で軸力が高くなるほど回転剛性が上昇する傾向にあり、最大で無軸力下の1.4倍程度にまで至る結果が得られている。しかし、実験結果はばらつきが大きいので、圧縮軸力下での回転剛性の評価は今後の課題としたい。

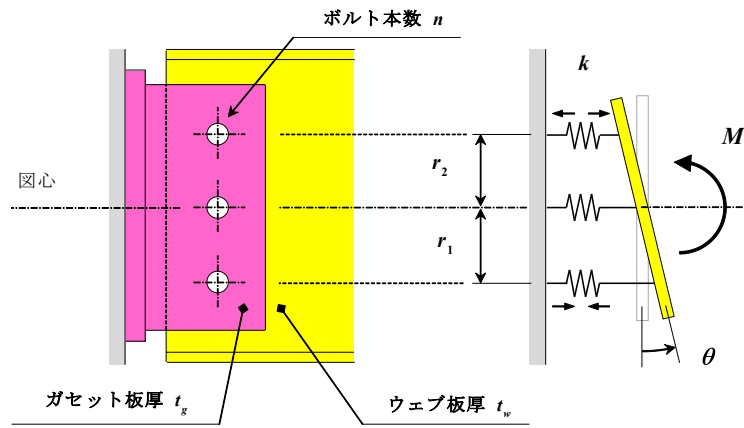


図 3.10 局所ばねによる梁端接合部の力学モデル

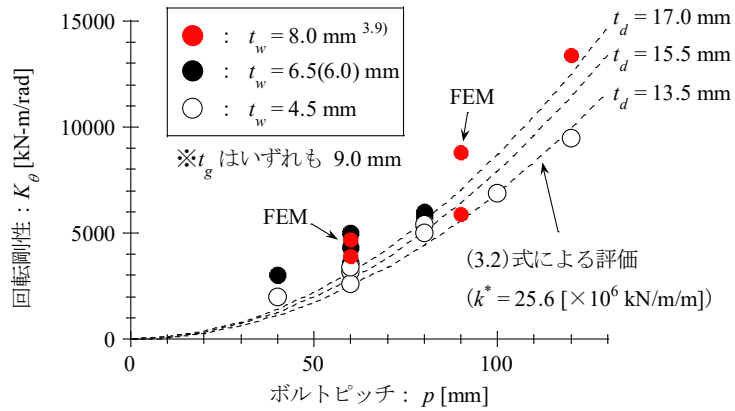


図 3.11 回転剛性とボルトピッチの関係 (ボルト本数が 3 本の場合)

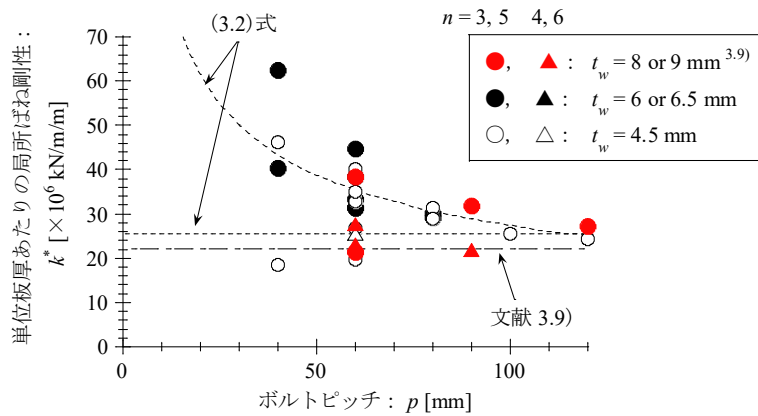


図 3.12 単位板厚あたりの局所ばね剛性とボルトピッチの関係

3.5. 最大曲げ耐力

本節ではピン接合部の最大曲げ耐力について検討する。実験より得られた最大曲げ耐力 M_{\max} を軸力 N との関係として図3.13に示す。図ではウェブ板厚やボルト径の違いをプロットの種類によって区別し、さらに局部座屈が発生した試験体はプロットを白塗りにして表している。また、図中にはボルト破断によって決まる最大曲げ耐力の評価(図3.14)を破線にて併せて示している。圧縮軸力を受けるピン接合部の最大曲げ耐力の評価については、各ボルトの応力負担が直線分布であると仮定し、下界定理に基づいて最外縁の高力ボルト1本が最大せん断耐力 q_{bu} に達した時点を最大曲げ耐力とする方法(図3.14(I))、および上界定理に基づいて1本を除く全て、あるいは全ての高力ボルトが最大せん断耐力 q_{bu} に達した時点を崩壊形として最大曲げ耐力を得る方法(図3.14(II))を考えた。なお、計算における最大せん断耐力には規格値を用いている。

実験における最大曲げ耐力は、軸力が高くなるほど低下している。M16の高力ボルトを用いてボルト破断に至った試験体(黒塗り)の最大曲げ耐力は、無軸力下では評価法(I)と対応し、圧縮軸力下では評価法(I)と(II)の間に分布している。これに対し、ウェブ板厚が薄く、同一の軸力下で局部座屈に至った試験体(白塗り)は、ボルト破断と比べて著しい耐力低下は見られないが、高力ボルトを梁せい方向に4本以上の場合には評価法(I)と対応している。また、ボルト径にM20を用いた場合、最大曲げ耐力はM16を用いた場合と同程度にまで低下している。したがって、少なくともウェブ板厚が4.5mmと薄い場合には、曲げ圧縮側でM16(F10T)の最大せん断耐力 q_{bu} に達するような応力状態において局部座屈が引き起こされており、このことが圧縮軸力下において回転性能や最大曲げ耐力にボルト径の違いによる差が生じなかった要因であると考えられる。

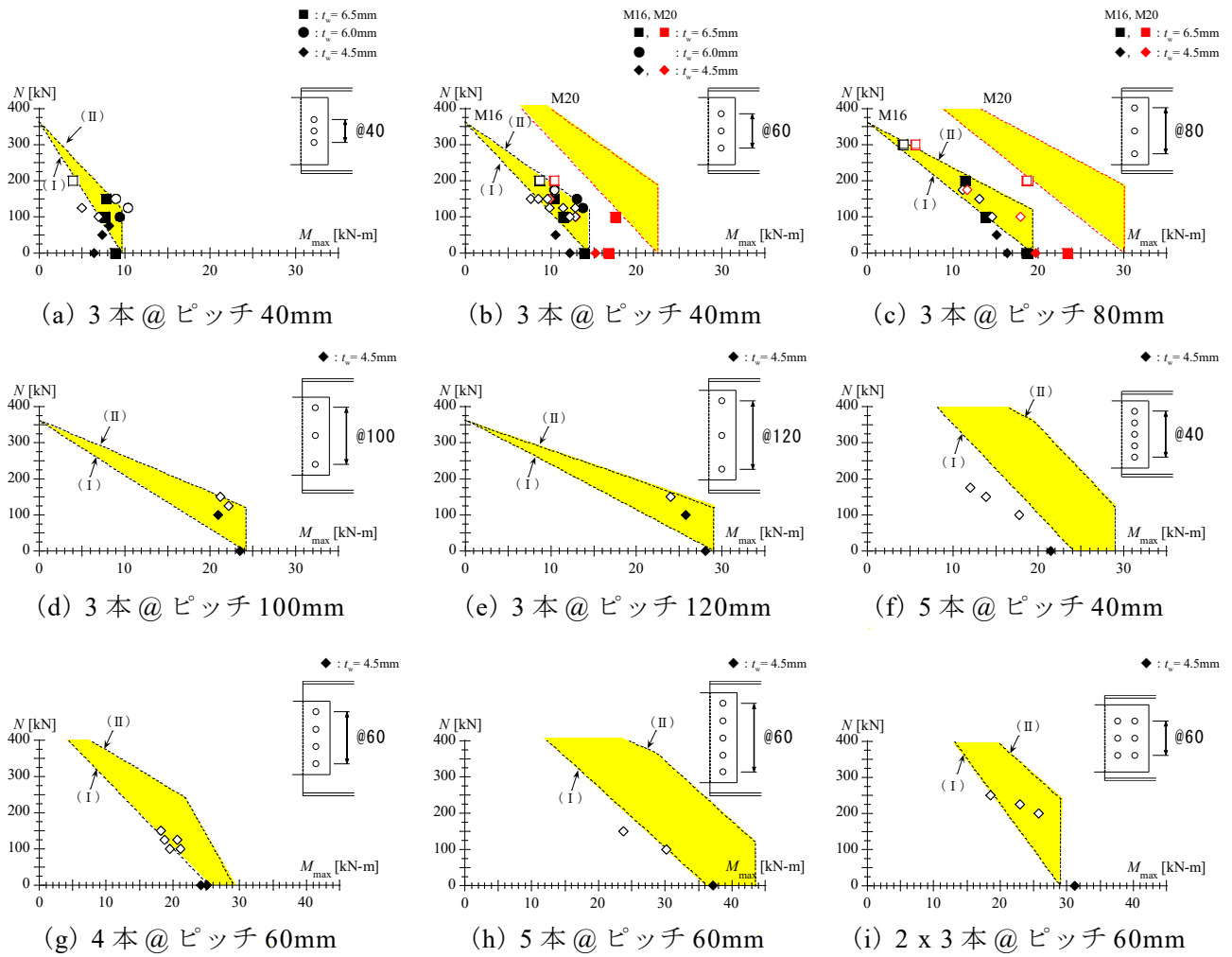


図 3.13 圧縮軸力を受けるピン接合部の最大曲げ耐力(軸力-最大曲げ耐力関係)

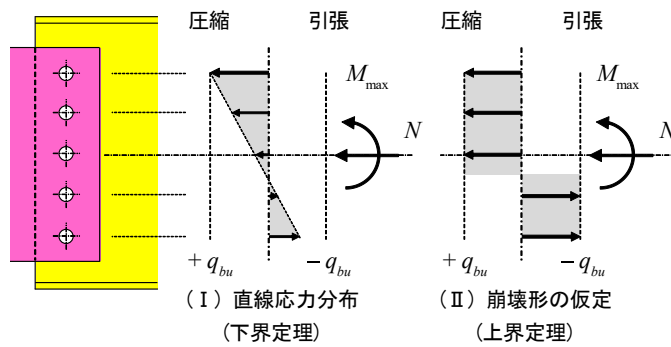


図 3.14 ボルト破断によって決まるピン接合部の最大曲げ耐力

3.6. 実験における回転性能と回転性能を確保するための条件

3.6.1. 回転性能に及ぼす各パラメータの影響

ここでは接合部実験における回転性能を整理し、回転性能確保の条件を検討する。接合部詳細ごとに最終破壊状態とその回転性能を図3.15に示す。図中ではボルト破断に至った場合を△、▲プロットにて、また局部座屈に至った場合を○、●プロットにて表し、このうち最大全振幅 θ が3%を下回った場合を黒色のプロットとして θ の値を添えて示している。

図3.15では、3.3節にて説明したピン接合部の回転性能に及ぼす各パラメータの影響がより明瞭に表れている。すなわち、ボルトピッチが広いほど、またウェブ板厚が厚いほど、同じ軸力下での回転性能が向上している。また、ボルト本数を増やすことで回転性能は向上するが、梁せい方向より材軸方向に2列として増設した方がその効果は大きい。さらに、拡幅やスチフナ補強によるガセットプレートの面外剛性の確保は、回転性能の向上に寄与している。

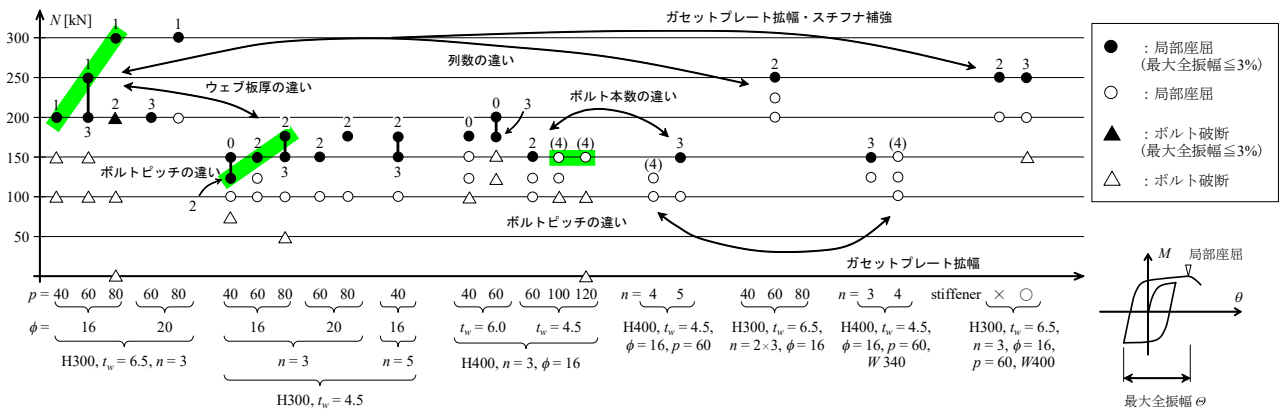


図 3.15 最終破壊状態とその回転性能

3.6.2. 回転性能確保の条件

以上の結果より、ピン接合部では梁ウェブからガセットプレートへの応力伝達がボルト孔周辺に集中するため、梁ウェブにはボルト配置などに支配される有効断面が存在し、この断面に作用する応力度が限界値に達することで局部座屈を誘発したものと考えられる。ここでボルト孔から片側45°の拡がりをもつ図3.16に示す応力伝達を仮定する。これはボルトピッチを広げると局部座屈の発生が遅れ、100mm以上ではその効果が小さくなるという実験結果に基づくものである。さらにガセットプレートと梁ウェブが一体性を保っているとすれば、梁ウェブにおける最小断面はガセットプレート先端の位置となり、この断面の有効せい d_e は、ガセットプレートのはしあき距離 e_g 、高力ボルトの本数 n とピッチ p を用いて次式で表せる。なお、材軸方向に2列とした場合は梁端側の高力ボルトからガセットプレート先端までの距離を e_g とする。

$$d_e = \begin{cases} 2 \cdot e_g + (n-1) \cdot p & (p \leq 2e_g) \\ 2 \cdot n \cdot e_g & (2e_g < p) \end{cases} \quad \dots (3.3)$$

圧縮軸力 N が作用している時を考えれば、梁ウェブ有効断面における軸応力度 ${}_N\sigma_c$ は、次式で表せる。

$${}_N\sigma_c = \frac{N}{t_w \cdot d_e} \quad \dots (3.4)$$

実際にはガセットプレートと梁ウェブの偏心に伴う面外曲げ降伏、回転変形に伴う曲げ応力分布も影響するが、本論文では作用軸力の制限として回転性能確保の条件を考える。実験より得られた最大全振幅 Θ を、梁ウェブ有効断面における軸応力度 ${}_N\sigma_c$ との関係として図3.17に示す。一定軸力の場合(図3.17上段)をみると、有効断面の軸応力度 ${}_N\sigma_c$ が小さくなるにつれて最大全振幅 Θ が大きくなっており、 ${}_N\sigma_c$ は回転性能に及ぼす各パラメータの影響を大局的に表現できていると言える。また、これは実条件に近い変動軸力の場合(図3.17下段)についても同様である。

ここで地震時にブレース構造のピン接合部に要求される回転変形を仮に $\pm 3\%$ (=6%)と定める。3.3.6項で述べたように、実験より得られた一定軸力下の最大全振幅 Θ は、変動軸力下の1/2程度以下となる。したがって、一定軸力下の実験結果に対して要求される回転変形を $\pm 1.5\%$ (=3%)とし、これらの要求性能を図3.17に破線にて示すと、軸力のみによって生じる有効断面の軸応力度 ${}_N\sigma_c$ を155N/mm²程度以下に抑えれば、地震時に要求される回転性能をおおよそ確保できていることが分かる。したがって、地震時にブレース付帯梁のピン接合部に $\pm 0.03\text{rad}$.の回転性能を付与するためには、軸力によって生じる梁ウェブ有効断面の軸応力度を155N/mm²程度(SS400の場合)以下に抑える必要があり、これを本論文における圧縮軸力下でピン接合部に回転性能を確保するための条件とする。

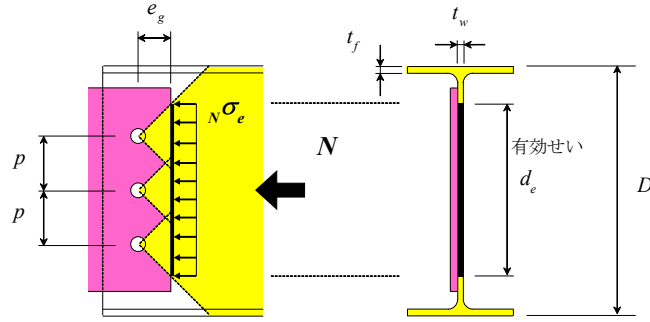


図 3.16 ボルト孔周辺の応力伝達と梁ウェブ有効断面

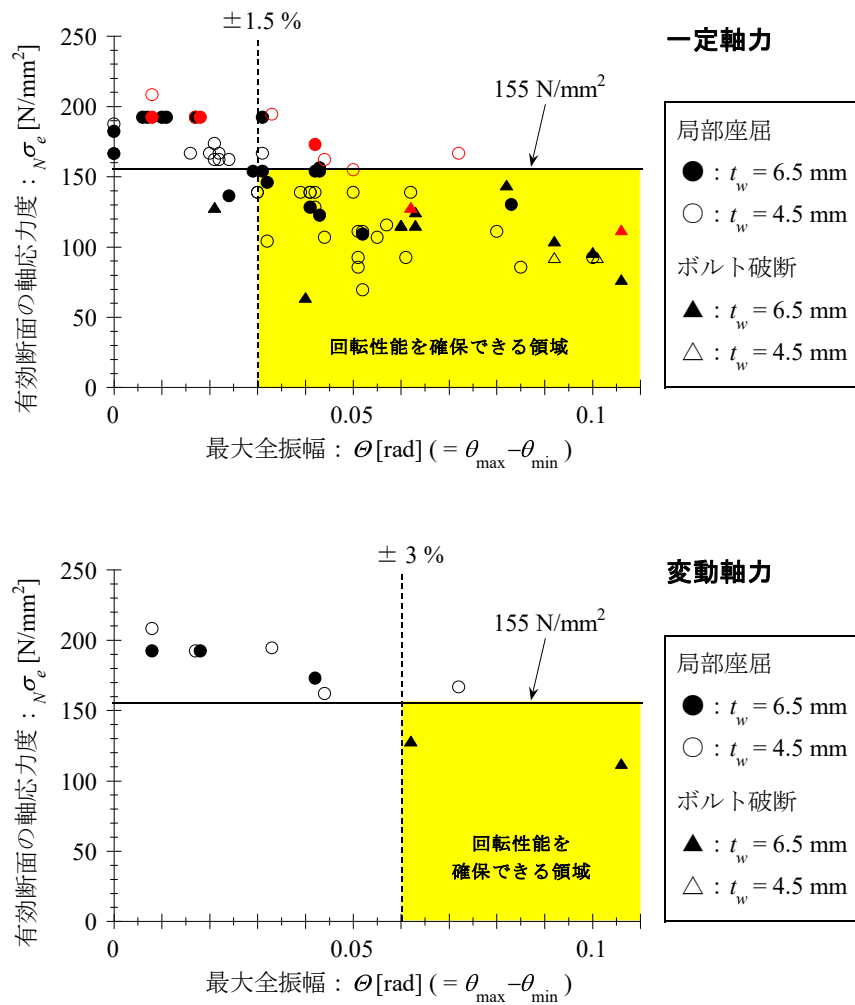


図 3.17 梁ウェブ有効断面における軸応力度と最大全振幅

3.7. まとめ

本章ではブレース付帯梁のピン接合部を想定し、圧縮軸力を受けるピン接合部の構造実験を行い、基本的な力学挙動を把握するとともに、回転性能確保のための条件を検討した。以下に得られた結果をまとめる。

- [1] 無軸力下におけるピン接合部の回転剛性については、ピン接合部の回転変形がボルト孔周辺のガセットプレートと梁ウェブの局所変形により生じていると仮定し、局所ばね剛性がガセットプレートと梁ウェブの板厚の和に比例するものとして、単位厚さあたりの局所ばね剛性を導入することで、概ね評価できることを確認した。
- [2] ピン接合部における高力ボルトがすべり時に保持する曲げすべり耐力については、高力ボルトの応力負担を上下対称の直線分布と仮定し、最外縁の高力ボルトがすべり耐力に達したときの曲げ耐力と概ね対応することが分かった。
- [3] 圧縮軸力を受けるピン接合部の最大曲げ耐力については、圧縮軸力が大きくなるほど低下することが明らかになった。最大曲げ耐力の評価は、各ボルトにおける応力負担が直線分布であると仮定して下界定理に基づいて最外縁の高力ボルト1本が最大せん断耐力に達した時点を最大曲げ耐力とする方法と、上界定理に基づいて1本を除く全て、あるいは全ての高力ボルトが最大せん断耐力に達した時点を崩壊型として最大曲げ耐力を得る方法を提案し、実験結果の最大曲げ耐力と概ね対応することを確認した。
- [4] 圧縮軸力を受けるピン接合部では、接合部近傍の梁ウェブで局部座屈が生じると回転性能が著しく低下するため、ブレースからの応力を伝達するピン接合部では軸力の影響を考慮した局部座屈に対する検討も重要である。
- [5] 局部座屈によって決まるピン接合部の回転性能の向上には、ウェブ板厚を厚くすること、ボルトピッチを広くすること、ボルト本数を増やすこと、およびガセットプレートの面外曲げ剛性を確保することが有効であった。また、ボルト本数は梁せい方向より材軸方向に増やす方が効果が大きい結果が得られた。
- [6] ピン接合部では梁ウェブからガセットプレートへの応力伝達がボルト孔周辺に集中することから、ボルト配置によって支配される梁ウェブ有効断面の設定方法を提案した。実験結果より、変動軸力下で $\pm 0.03\text{rad}$ の回転性能を確保するためには、圧縮軸力のみによって有効断面に生ずる軸応力度を 155N/mm^2 程度以下(SS400材の場合)に抑えれば良いことを示した。

以上の検討より、多様な接合部詳細に対する実験結果の考察から、ボルト配置に支配される梁ウェブ有効断面を設定方法を提示し、圧縮軸力のみによって有効断面に生じる軸応力度を 155N/mm^2 程度以下に抑えることができれば、引張ブレース構造の梁端ピン接合部に要求される回転性能 $\pm 0.03\text{rad}$ を確保できることを示した。ただし、本研究で検証した回転性能確保の条件は、本実験で検討した部材寸法、材料強度、軸力の大きさ、および設定した目標回転性能が適用範囲となるため、今後、数値解析等を活用して詳細なパラメータ分析を行い、より汎用性の高い指標を定める必要がある。

【参考文献】

- 3.1) 杉野目章, 井野 智, 土橋由造: 鉄骨小梁付き床スラブの応力性状とひびわれ被害例, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1371-1372, 1982.10
- 3.2) 日本建築学会: 昭和 56 年豪雪被害調査報告, 1981.12
- 3.3) 田沼吉伸, 草苺敏夫, 前田憲太郎, 串山 繁, 千葉隆弘, 堤 拓哉: 平成 23 年度の大雪による建築物の積雪被害について, その 2 国道 275 号線沿線を中心として, 日本建築学会北海道支部研究報告集, pp.187-192, 2013.6
- 3.4) 田沼吉伸, 前田憲太郎: 小梁端接合部の両フランジを接合する補強方法に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 22 巻, pp.773-780, 2014.11
- 3.5) 小松 博, 福島暁男, 高橋俊憲, 畔見達也: ピン接合とした角形鋼管柱-はり仕口の力学性状, その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.821-824, 2001.9
- 3.6) 小松 博, 福島暁男: ピン接合とした角形鋼管柱-はり仕口のせん断耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.943-944, 2003.9
- 3.7) 鷲尾健三, 黒羽啓明, 東郷 武, 三井宜之, 長尾直治: 鋼管ガセットプレート継手の耐力に関する実験的研究, その 1 実験概要と結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.455-456, 1971.11
- 3.8) 遠山幸三, 佐伯俊夫, 小山友義, 渡辺茂雄: 鉄骨柱はりピン接合部に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1109-1110, 1973.10
- 3.9) 西本信哉, 安田 聡, 成原弘之, 関 清豪, 佐藤英佑: 鉄骨小梁端高力ボルト接合部の回転剛性とすべり耐力, その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.703-704, 2010.9
- 3.10) 村山長十, 清水 淳, 松本由香, 的場 耕: ガセットプレート・スチフナを簡略化した大梁-小梁仕口の力学的性能, その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.691-694, 2013.8
- 3.11) 江見卓郎, 田淵基嗣, 田中 剛, 難波 尚, 長谷洋司: 高力ボルト摩擦接合部の弾塑性挙動に関する研究, 鋼構造論文集, 第 10 巻, 第 39 巻, pp.11-22, 2003.9
- 3.12) 赤上真人, 中野達也, 増田浩志: 曲げモーメントとせん断力を受ける高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.527-528, 2004.8
- 3.13) Atsushi Sato and Chia-Ming Uang FSeismic Performance Factor for Cold-Formed Steel Special Bolted Moment Frames, Journal of Structure Engineering, Vol.136, No.8, pp.961-967, 2010.1
- 3.14) 佐藤篤司, 吹田啓一郎, 多田裕一: 支圧を考慮した高力ボルト接合部の最大耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻, 第 662 号, pp.845-853, 2011.4
- 3.15) 日本建築センター: 構造計算適合性判定を踏まえた建築物の構造設計実務のポイント, pp.139-140, 2016.2
- 3.16) 巽 信彦, 吉敷祥一, 長谷川隆, 山田 哲: 接合部詳細の違いに着目した 2 層 1 スパン実大ブレース架構の実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 722 号, pp.779-789, 2016.4
- 3.17) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, pp.26-27, 2012.3
- 3.18) 国土技術政策総合研究所, 建築研究所: 2015 年版 建築物の構造関係技術基準解説書, pp.612-617, 2015.6

第4章

接合部詳細の違いが引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響

4.1. はじめに

第2章では、引張ブレース構造の耐震性能に大きな影響を与えるブレースの保有性能を確保するための接合部詳細について検討した。第3章では、ブレースからの応力を圧縮軸力として伝達しながら回転変形する必要がある梁端ピン接合部の回転性能について検討し、引張ブレース構造の変形性能確保のための条件を構築した。本章では、引張ブレース構造における様々な接合部詳細がその力学挙動に与える影響を検討する。また、第3章で構築した梁端ピン接合部の回転性能確保の条件が、ブレース架構においても適用できるかを検証する。

災害時に防災拠点としての機能が期待される屋内運動場などは、高い耐震性能が要求される建物であり、広い空間を有する低層の鉄骨造で構成される。この種の建物は柱にH形断面材を用い、桁行き方向は柱を弱軸使いとし、梁との接合部を構造計算上ピンとして扱った純ブレース構造とすることが多く、その耐震性能はブレースの軸部降伏を保証することにより確保される。ブレースの保有性能を十分に発揮させるための接合部設計は、数多くの研究成果^{4.1)~4.3)}などにより構築され、その効果は近年の地震被害調査において実証されつつある^{4.4)}など。一方、このブレース端の接合部は、地震力を負担しないと考える同一構面の柱と梁の接合部、さらに構面直交方向の梁の接合部を兼ねる場合もあるために立体的に複雑な形状となり、現状では工場製作や現場での施工性を優先としたディテールが採用されることが多い。これは、柱梁との接合部分を含めた架構としての実験^{4.5)~4.8)}などが少なく、接合部詳細の違いが架構全体の力学挙動に及ぼす影響が明らかでないことが遠因となっていると考える。例えば柱と梁の部材断面、柱梁部材心交点に対するブレースの偏心、ピンとして扱う梁端接合部における曲げ負担などが架構全体の力学挙動に及ぼす影響を定量的に評価できれば、高い耐震性能を確保するための接合部詳細を合理的に決定できる可能性がある。

これまでに接合部詳細の違いに着目したブレース付きL字形部分架構の実験^{4.8)}が行われ、片持ち梁状のガセットプレートの最大耐力やブレースの偏心による影響を検討されたが、柱梁の反曲点位置を固定していたため、より現実的な条件下での検討が課題として残されていた。本章では2層1スパンの実大ブレース架構を試験体として用意し、主としてブレースの偏心や梁端接合部の違いに着目した構造実験を行い、接合部詳細の違いが架構全体の力学挙動に及ぼす影響を把握する。また、それらの実験結果から架構全体の剛性と耐力に及ぼす各構成部材の影響を評価する。

4.2. 実験計画

4.2.1. 試験体概要

試験体概要を図4.1に示す。試験体は、柱、梁、ブレースからなるスパン4.0m、階高2.5mの2層1スパン実大ブレース架構である。試験体の柱と梁はH形鋼をそれぞれ弱軸使いと強軸使いで用い、柱には梁とブレースを接合するためのガセットプレート(PL9)を両面隅肉溶接にて取り付けている。梁端接合部は、梁ウェブを3本の高力ボルトで摩擦接合するピンディテールである。なお、端あき距離は40mmとし、梁フランジの端部にはガセットプレートとの干渉を避けるための切り欠きを施している。ブレースは等辺山形鋼あるいは平鋼をX形に配し、一部の試験体ではブレースの交差部にガセットプレート(以後、中間ガセット)を設ける。なお、中間ガセットを設ける場合には負荷荷時に引張となるブレースを中間ガセットで2分割する。ブレース端接合部は、M16(F10T)の高力ボルト5本を標準ボルトピッチ(60mm)、端あき距離40mmにて配置し、保有耐力接合^{4,9)}の条件を満たしている。

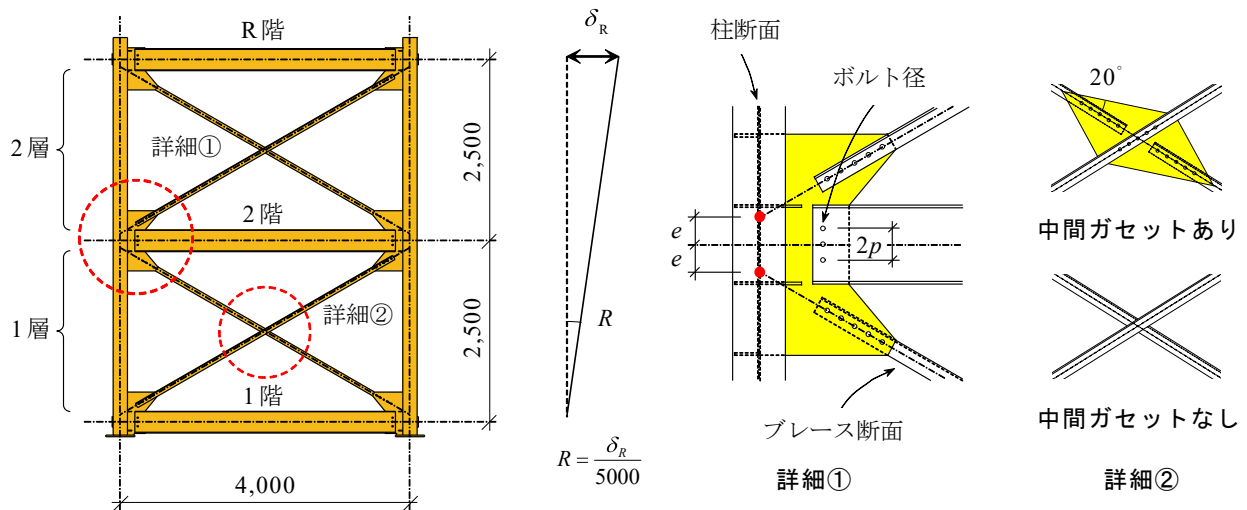
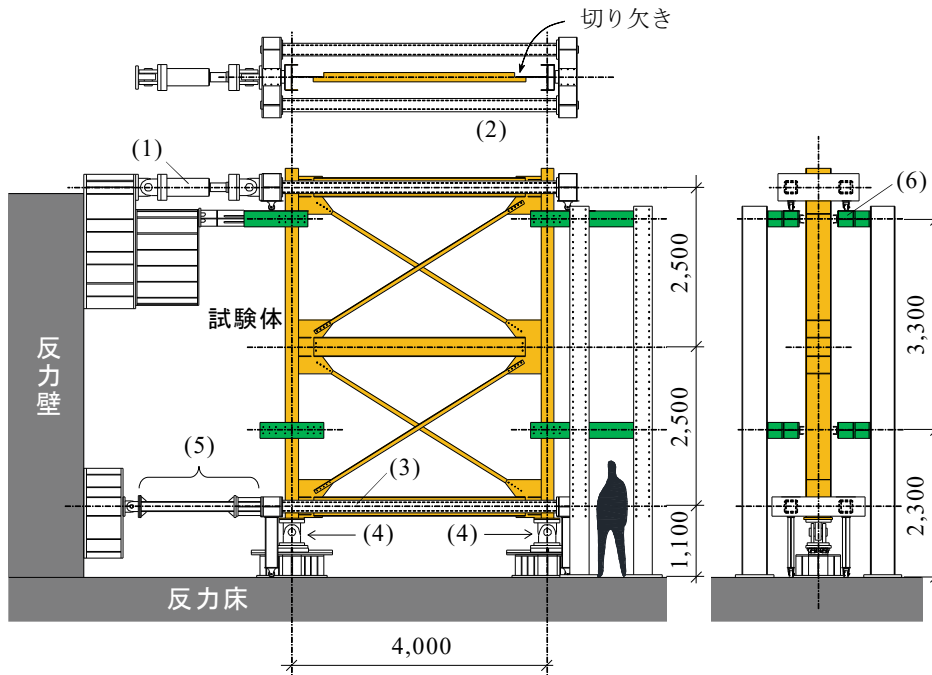


図4.1 試験体の概要

4.2.2. 載荷装置

セットアップを図4.2に、載荷方法の概要を図4.3に示す。試験体は柱脚下部を水平方向に自由なピンローラー治具を介して反力床に固定し、さらにR階、1階の梁は左右に隙間を設けて加力梁、反力梁に接続する。加力梁と反力梁は試験体を囲うロ字形とし、その下部を水平方向に自由なローラーで支持するとともに、両端ピンの油圧ジャッキと水平反力治具によって反力壁に固定する。油圧ジャッキの荷重は、加力梁を介して試験体に伝達され、その後に反力梁、水平反力治具を介して反力壁に伝達される(図4.3)。一方、鉛直方向の反力は柱脚部のピンローラー治具によって確保する。試験体と加力梁、および試験体と反力梁の間には隙間を設けたため、水平力は接触によって試験体に伝達され、正負載荷時ともにすべての階の梁にほぼ同等の圧縮軸力が作用する状況を実現し、圧縮軸力下における梁端接合部の挙動を把握する。

載荷は、平均層間変形角 R によって制御して行い、 $\pm 1/200$, $\pm 1/100$, $\pm 1/50$, $\pm 1/33\text{rad.}$ の各振幅をそれぞれ2サイクルずつ繰り返す、正負交番漸増変位振幅載荷を行った。ここで、平均層間変形角 R は、 R 階梁と1階梁の相対水平変形を2層分の階高で除して求める。なお、相対水平変形は柱脚部の鉛直変位による回転、および加力梁、反力梁と試験体の相対変位を除去して得ている。



(1):1000kN油圧ジャッキ (2):加力梁(2x □ -200x200x9) (3):反力梁(2x □ -200x200x9)
 (4):ピンローラー治具 (5):水平反力治具(2x □ -150x150x6) (6):横補剛

図4.2 セットアップ

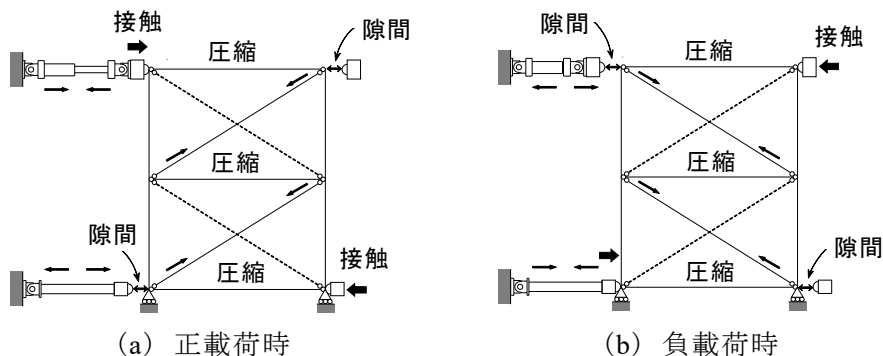


図4.3 載荷方法の概要

4.2.3. 計測計画

実験では層せん断力 Q を油圧ジャッキに組み込んだロードセルで計測するとともに、制御に用いる平均層間変形角 R を算出する変位計を配置している。これらに加え、各接合部において図4.4に示す計測を行った。接合部の変位計は、梁端接合部(高力ボルト位置)から220~310mm離れた位置の上下フランジを基点として取り付け、ガセットプレートまでの相対変形を計測することで梁端接合部の回転変形 θ を算出する。また梁端接合部から400mm離れた位置の断面にひずみゲージを貼付し、梁に作用する軸方向力、せん断力を算出し、さらに梁端接合部に作用する曲げモーメント M を得る。一方、柱については、ガセットプレートの縁端から150mm離れた位置の断面にひずみゲージを貼付し、梁と同様に柱に作用する軸方向力、せん断力を算出する。さらにガセットプレートが取り付け断面を含め、柱の曲げモーメント分布を得る。

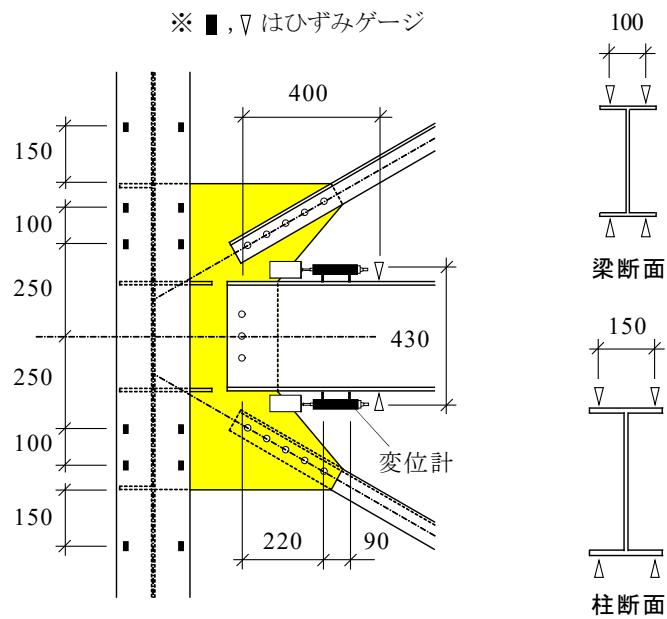


図4.4 計測計画

4.2.4. 試験体と実験パラメータ

実験パラメータの定義を図4.1の詳細①, ②に示す. 実験パラメータは梁端接合部のボルトピッチ p とボルト径, ブレースの偏心距離 e , 柱断面, ブレース断面, 中間ガセットの有無である. ここで, ボルトピッチ p は, 梁せい方向のボルト間距離である. また, ブレースの偏心距離 e は柱梁部材心交点からブレースと柱の部材心交点までの距離とする. 試験体は, 梁端接合部の高力ボルトを M16(F10T)として標準ボルトピッチ(60mm)で配置したブレースの偏心がない Le-0 を基準とし, ブレースの偏心距離と柱断面を変化させた8体(Le, Se シリーズ)と, 梁端接合部のボルトピッチとブレース断面を変化させた2体(Lp シリーズ)の計10体を用意した. このうち, Se シリーズでは柱に幅厚比の大きな断面を用いており, フランジとウェブの幅厚比はそれぞれ 14.2, 45.5 である. 試験体一覧を表4.1に示す. 表中には素材試験にて得られたブレースの降伏点を併せて示している. また, 引張側ブレースのみを考え, 節点間距離を材長としたブレースの軸剛性に基づく水平剛性 ${}_bK$, および公称断面と素材試験結果を用いたブレースの軸部降伏耐力時の水平耐力 ${}_bQ_y$ (以後, 軸部降伏時の水平耐力)の計算値も示している.

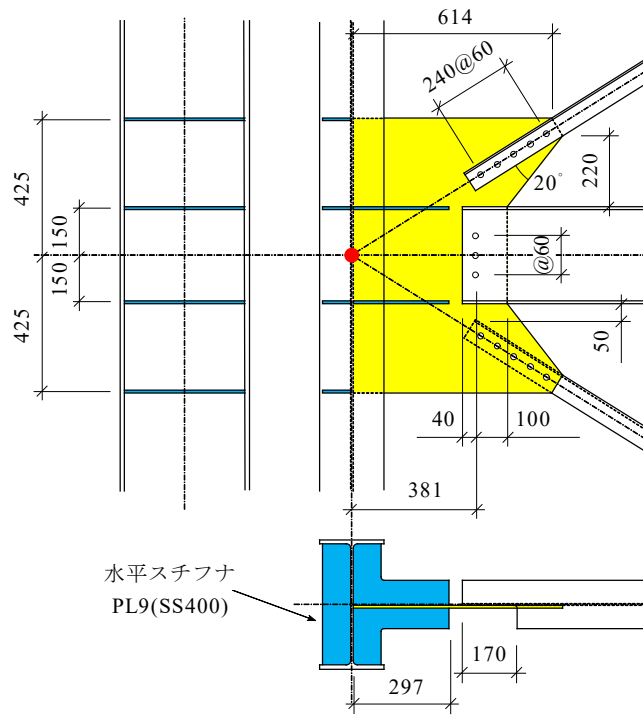
Le シリーズの接合部詳細を図4.5に例示する. 全試験体の接合部詳細に関する共通のルールとして, ガセットプレートの形状は, ブレースの基線に対する梁側への拡がりを 20° とし, ガセットプレートの有効断面を確保するように決定した. また, ブレースの端部は, ブレースの座屈に伴う面外変形や梁端接合部の回転変形によって梁フランジと接触しないよう, 50mm以上のクリアランスを設けることとした. さらに, 柱には, 応力伝達を円滑にするためにガセットプレートの縁端と梁フランジ位置に水平スチフナを取り付けた.

次いで, 試験体に使用する柱と梁の部材耐力, 梁端接合部の耐力を表4.2に示す. 部材耐力の計算には, 鋼材の基準強度 F 値^{4.10)}を用い, 高力ボルトのすべり耐力と破断耐力には, それぞれ短期許容せん断力^{4.10)}と最大せん断耐力^{4.11)}を用いている. 表中の曲げすべり耐力は, 梁端接合部の高力ボルトのうち, 上下の2本がすべり耐力を発揮したときの曲げ耐力である. また, 軸方向すべり耐力と軸方向破断耐力は, それぞれ高力ボルト3本のすべり耐力, 破断耐力の和である. 梁端接合部の曲げすべり耐力は, いずれも梁の降伏モーメントの約3~10%と小さいことが分かる.

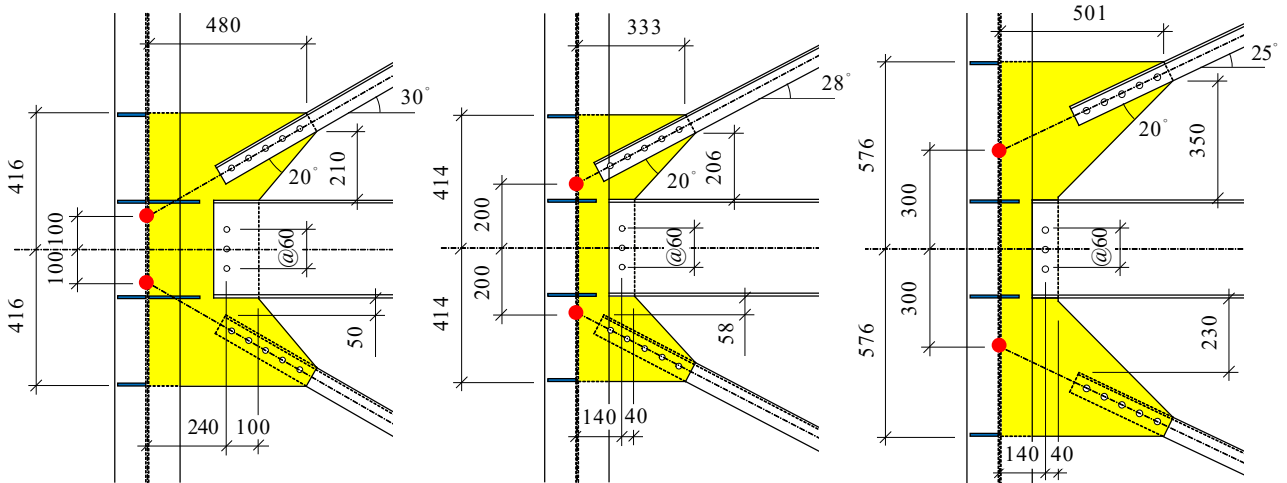
ここで, 梁端接合部の軸方向力に対する性能を図4.6に示す. 縦軸は梁に作用する軸方向力 N であり, 横軸は梁端接合部のボルト径である. 図中には軸部降伏時の水平耐力 ${}_bQ_y$ を破線にて示している. 軸方向すべり耐力は ${}_bQ_y$ 以下であり, 実験中に梁端接合部の高力ボルト接合部にすべりが生じると予想される. 一方, 軸方向破断耐力は ${}_bQ_y$ の 1.2~2.8 倍の範囲にあり, 梁端接合部はいずれも軸方向力に対しては保有耐力接合^{5.9)}の条件を満たしていると考えられる.

表 4.1 試験体一覧

試験体	柱断面	梁断面	ブレース断面	ブレースの使用鋼材		中間ガセットの有無	梁端ボルトピッチ p [mm]	梁端ボルト径	ブレース偏心距離 e [mm]	引張側ブレースに基づく	
				ロット	降伏点 σ_y [N/mm ²]					水平剛性 ${}_bK$ [kN/rad.]	水平耐力 ${}_bQ_y$ [kN]
Le- 0	RH-400x200x8x13	RH-300x150x6.5x9	L-65x65x6	I	323	なし	60	M16	0	58800	206
Le-100									100	62800	211
Le-200									200	66900	215
Le-300									300	71100	220
Se- 0	BH-285x170x6x6		L-65x65x6	II	320	あり	80	M20	0	58800	204
Se-100									100	62800	209
Se-200									200	66900	213
Se-300									300	71100	218
Lp- 40	RH-400x200x8x13	BH-300x150x4.5x6	FB-80x16	I	287	あり	80	M16	0	58800	206
Lp- 80			I	287	あり	80	100000			312	
Bp- 40			L-65x65x6	III	312	なし	40			58800	199
Bp- 80							80			58800	199



(a) 基準試験体 Le-0 (偏心なし)



(b) 試験体 Le-100 (偏心 100mm)

(c) 試験体 Le-200 (偏心 200mm)

(d) 試験体 Le-300 (偏心 300mm)

図 4.5 接合部詳細

表 4.2 柱梁の部材耐力一覧

部材	断面	降伏モーメント M_y [kN-m]	全塑性モーメント M_p [kN-m]	降伏軸力 N_y [kN]
柱 (弱軸)	RH-400x200x8x13	41	63	1925
	BH-285x170x6x6	14	21	864
梁	RH-300x150x6.5x9	109	123	1065

ボルト径	ボルトピッチ p [mm]	曲げすべり耐力 M_{slip} [kN-m]	軸方向すべり耐力 N_{slip} [kN]	軸方向破断耐力 N_f [kN]
M16	40	3.6	136	363
	60	5.4		
	80	7.2		
M20	80	11.3	212	564

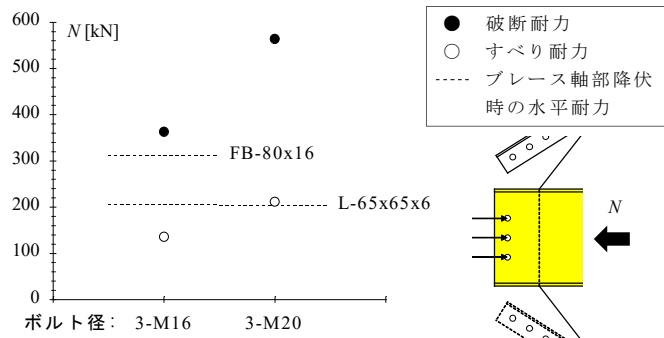


図 4.6 梁端接合部の軸方向耐力

4.3. 実験結果の概要

4.3.1. 全体挙動と実験結果の概要

実験より得られた全体挙動として層せん断力-平均層間変形角関係を図4.7～図4.10に、実験結果の一覧を表4.3に示す。図の縦軸は層せん断力 Q であり、横軸は平均層間変形角 R である。図中の破線はブレースの偏心がない **Le-0** と **Se-0** の軸部降伏時の水平耐力 ${}_bQ_y$ であり、太実線は履歴挙動の包絡線である。また、表中の弾性剛性は $\pm 1/200\text{rad}$. サイクルにおける除荷剛性とした。

いずれの試験体も $\pm 1/200\text{rad}$. サイクルではほぼ弾性範囲に留まっており、高い剛性を維持している。ブレースの偏心がない試験体における水平剛性は、節点間距離を材長とした引張側ブレースの軸剛性に基づく計算値(表4.1)とほぼ一致する。続く $\pm 1/100\text{rad}$. サイクルでは、引張側ブレースが軸部降伏に至り、軸部降伏時の水平耐力 ${}_bQ_y$ を上回る最大耐力を発揮し、その後はほぼ一定の耐力を維持している。繰り返し変形に対してはスリップ挙動を呈し、同一振幅の範囲では2サイクル目の耐力が低くなっている。なお、**Le-0**～**200**, **Lp-40**は、载荷中に柱のねじれ変形が著しくなったため、 $\pm 1/50\text{rad}$. にて载荷を終了した。

Le, **Se**シリーズでは、ブレースの偏心距離が大きくなるほど水平剛性、最大耐力が低下しており、偏心距離が **200**, **300mm** の試験体では最大耐力が軸部降伏時の水平耐力 ${}_bQ_y$ を下回る結果となっている。**Le**シリーズと**Se**シリーズを比較すると、同じブレースの偏心距離であっても**Se**シリーズの方が全体的に耐力が高いことがわかる。これは、梁端接合部のボルトピッチを広くとり (**60** → **80mm**)、ボルト径を太くした (**M16** → **M20**) ことにより柱梁架構の負担水平力が増加したこと、さらにブレース交差部の中間ガセットの存在により圧縮側ブレースの負担水平力が大きくなったことが原因である。一方、**Se**シリーズでは柱に幅厚比の大きな断面を用いており、ブレースの偏心距離が大きな**Se-200**, **Se-300**では柱に局所的な降伏が確認されたものの、履歴曲線は**Le**シリーズと類似しており、その影響は見られない。したがって、偏心に伴う付加応力を含めてブレースからの応力に対して柱をほぼ弾性範囲内に留められれば、幅厚比が大きな断面を用いても架構全体の履歴挙動には大きな影響を及ぼさないとと言える。

基準試験体**Le-0**から梁端接合部のボルトピッチを**M16**の**40mm**と狭くした**Lp-40**では、基準試験体よりわずかに最大耐力が小さいものの、ほぼ同様の挙動を示した。一方、基準試験体から梁端接合部のボルトピッチを**80mm**と広くし、さらにブレース断面を大きくした**Lp-80**では、 $\pm 1/100\text{rad}$. まではブレース端接合部のすべりを伴いながら変形が進み、 $+1/50\text{rad}$. で軸部降伏時の水平耐力に達している。その後は $-1/33\text{rad}$. サイクルで1階梁の左端の梁端接合部において高力ボルトが破断し、耐力を喪失した。**Lp-80**の梁端接合部はブレースの軸部降伏時に作用するであろう軸方向力に対して1.2倍の安全率を確保しているが、実際には回転変形に伴う曲げ応力が付加されたため、曲げ圧縮側の高力ボルトが破断したものと考えられる。したがって、軸方向力下で回転性能を要求されるピンディテールの梁端接合部では、軸方向力に対する耐力の確保だけでなく、回転変形に伴う付加応力も考慮した耐力の確保が必要であると言える。

また、梁ウェブの板厚を薄く (**6.5mm** → **4.5mm**) した**Bp-40**, **Bp-80**では、最終的に梁ウェブにおいて局部座屈が生じて架構全体の耐力を喪失した。両者の変形性能については、**Bp-40**では $+1/200\text{rad}$. に到達する前に局部座屈が生じたのに対し、**Bp-80**では $+1/50\text{rad}$. に向かう途中で局部座屈が発生しており、梁端接合部のボルトピッチを広げることで変形性能が改善される結果が得られた。したがって、架構においても梁端ピン接合部の有効断面はボルトピッチや梁ウェブ板厚に左右されると考えられ、第3章で提示した回転性能確保の条件が適用できる可能性があると言える。

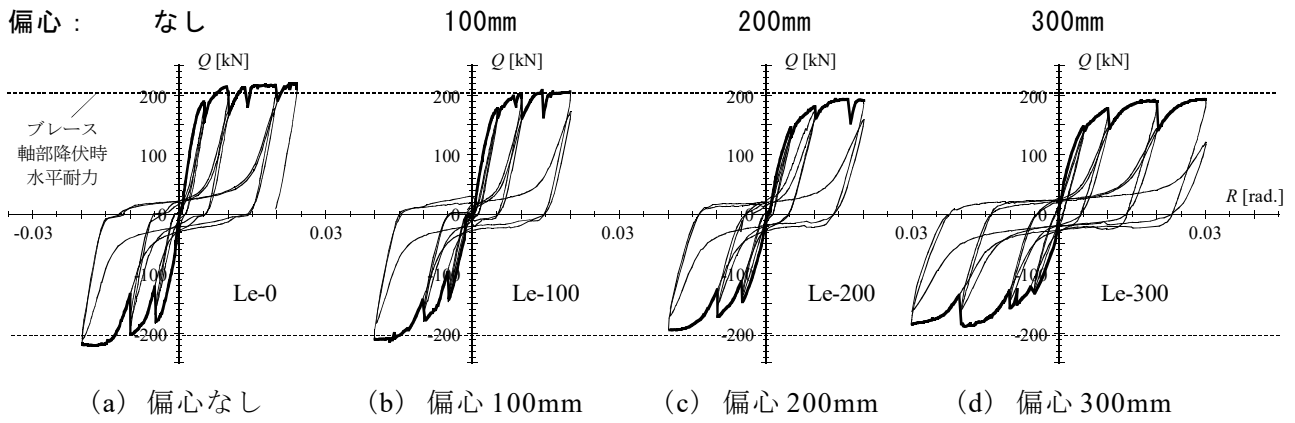


図 4.7 Le シリーズの全体挙動

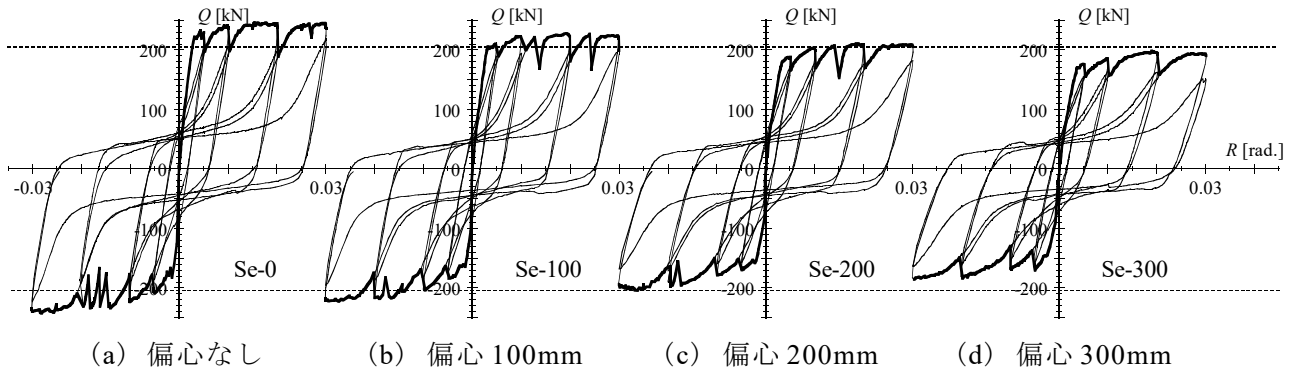


図 4.8 Se シリーズの全体挙動

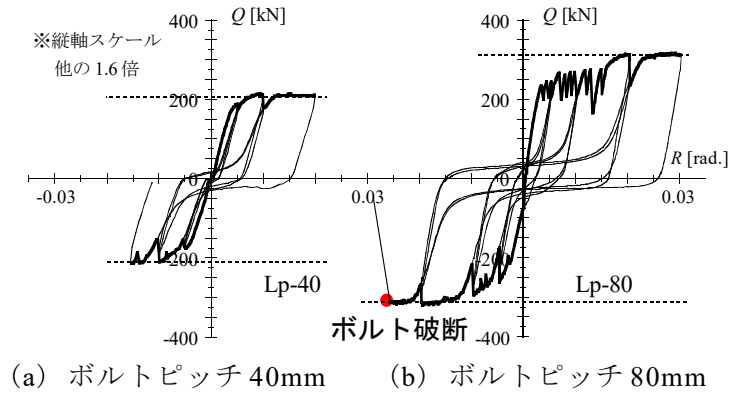


図 4.9 Lp シリーズの全体挙動

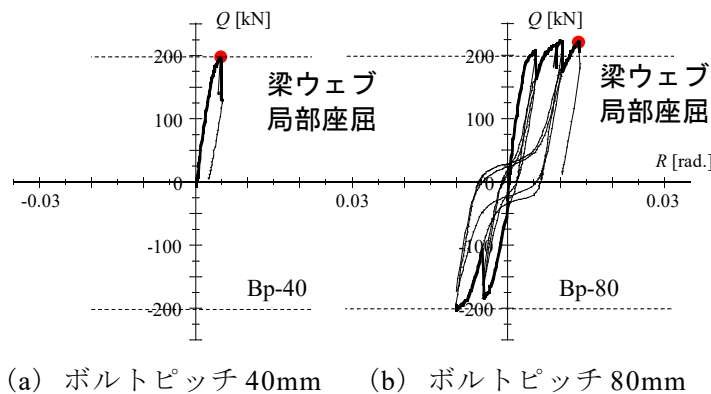


図 4.10 Bp シリーズの全体挙動

表 4.3 実験結果一覧

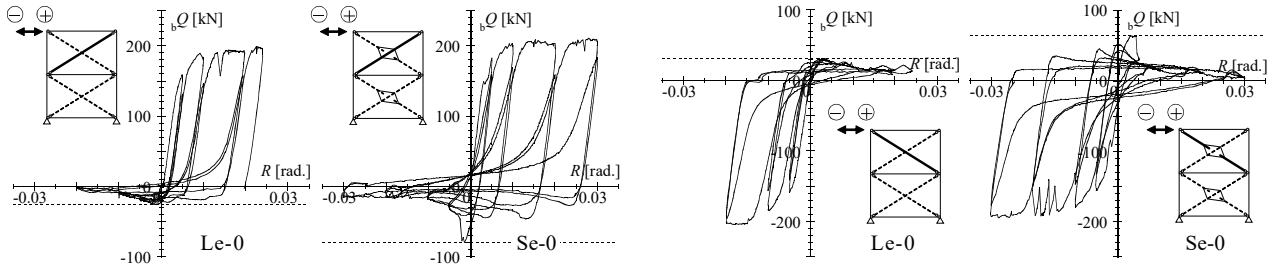
試験体	最大耐力 [kN]		水平剛性 [kN/rad.]		最終破壊形式
	正側	負側	正側	負側	
Le- 0	220	-219	57000	50000	ブレース軸部降伏
Le-100	214	-214	48500	43000	
Le-200	194	-194	39500	36500	
Le-300	194	-188	34000	33000	
Se- 0	246	-240	66000	59000	
Se-100	229	-222	57500	50500	
Se-200	210	-203	50500	42000	
Se-300	198	-184	44000	40500	
Lp- 40	216	-211	55500	45000	
Bp- 40	199	-	55000	-	
Bp- 80	223	-199	56000	50000	
Lp- 80	319	-319	85000	82500	梁端ボルト破断

4.3.2. 中間ガセットの影響

本項以降では、中間ガセット、梁端接合部における曲げ負担、およびブレースの偏心が全体挙動に及ぼす影響を考察する。ここではまず、中間ガセットが圧縮側ブレースの耐力に及ぼす影響について考察する。ブレースの偏心がない試験体を対象とし、Le-0とSe-0におけるブレースの負担水平力を平均層間変形角 R との関係として図4.11に示す。ブレースの負担水平力 ${}_bQ$ は、層せん断力から柱の負担せん断力を減じ、さらに節点における力の釣合から引張側と圧縮側の負担割合を梁の軸方向力に応じて定めた。

いずれの試験体も、圧縮側では $\pm 1/200\text{rad}$. サイクル時に最大耐力を発揮し、全体座屈が生じることで急激に耐力が低下している。それ以降は引張側で新しい変形を経験する毎に圧縮側で再び全体座屈を生じるが、初期サイクルに比べて耐力は小さくなっている。また、圧縮側の変形が進んだ領域ではほぼ一定値に耐力が漸近している。中間ガセットの有無を比較すると、中間ガセットがあるSe-0では、中間ガセットがないLe-0に比べて圧縮側最大耐力が高く、またスリップ挙動時の履歴曲線の膨らみ(例えば変形ゼロ時点)も大きくなっていることが分かる。これは、中間ガセットの存在によりブレースの座屈長さが短くなったためであると考えられる。

ここで、圧縮側最大耐力をブレースの断面積で除した最大圧縮応力度 σ_{cr} として表し、細長比 λ との関係として図4.12に示す。図には短期許容圧縮応力度 $f_c^{4.10}$ を実線で、オイラー座屈応力度を破線にて併せて示している。中間ガセットがない場合、座屈長さ L_k は、ブレース基線とガセットプレートとの補剛スチフナとの交点を端部とし、その境界条件をピンとして算出した(図4.13)。一方、中間ガセットがある場合、ブレース交差部では引張側ブレースによって面外変形が拘束されていると考え、座屈長さ L_k は中間ガセットのない場合の半分とした。なお、断面二次半径については構面外方向の軸に関する i_y を用いた^{4.12), 4.13)}など。実験結果は短期許容圧縮応力度とよく対応しており、中間ガセットがある場合の圧縮側最大耐力の上昇は交差部において面外変形が拘束されているとの仮定で十分に説明できる。また、先に述べた圧縮側の変形が進んだ領域において漸近する耐力は、座屈後安定耐力^{4.14)}として圧縮側最大耐力を0.4倍した値ともほぼ一致する。したがって、中間ガセットによって引張側と圧縮側のブレースが連結されている場合には、圧縮側ブレースは座屈長さが半分の部材として挙動すると言える。



(a) 先に引張を受けるブレースの負担水平力 (b) 先に圧縮を受けるブレースの負担水平力

図 4.11 ブレースの負担水平力の履歴(第2層)

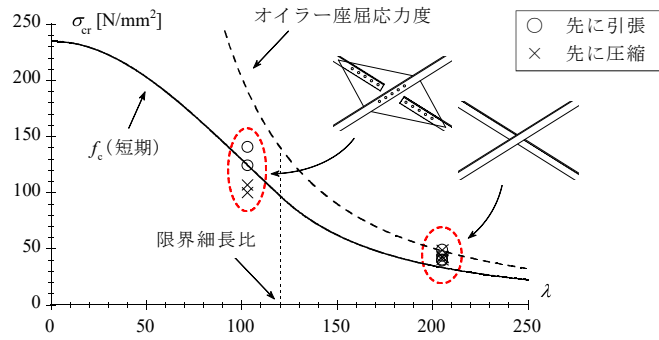


図 4.12 最大圧縮応力度と細長比の関係

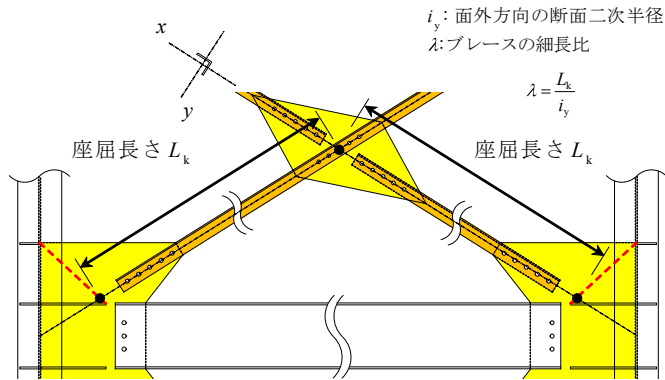


図 4.13 細長比の定義

4.3.3. 梁端接合部における曲げ負担の影響

本項では、梁端接合部におけるボルト径とボルトピッチが全体挙動に及ぼす影響を考察する。ここではまず、ボルト径とボルトピッチが異なる Lp-40, Le-0, Lp-80, Se-0 の梁端接合部の履歴挙動を比較する。梁端接合部における軸方向力-回転角関係、および曲げモーメント-回転角関係の一例(2階梁の右端)を図4.14, 図4.15に示す。図中には、表4.2に示した接合部耐力の計算値を破線で、また全体挙動の包絡線に対応する履歴を太実線で示している。

梁端接合部に作用する軸方向力(図4.14)については、架構全体と同様のスリップ挙動を伴いながら主に圧縮軸力が作用し、梁端接合部がブレースからの応力を圧縮軸力として伝達していることと対応している。一方、梁端接合部に作用する曲げモーメント(図4.15)は、いずれも曲げすべり耐力付近で頭打ちとなり、新しい変形領域では緩やかな耐力上昇が見られる。また、繰り返し変形に対しては、曲げすべり耐力程度を維持して安定した履歴挙動を示している。高力ボルト接合部のすべりはボルト孔クリアランスに応じた変形まで生じ、その間はほぼ一定の耐力を維持する^{4.11), 4.15), 4.16)}など。本実験では新しい変形領域においてのみブレースからの応力が圧縮軸力として作用し、この変形領域では梁端接合部の曲げ圧縮側の高力ボルト接合部が早期に摩擦から支圧へと抵抗機構が移行するため、耐力上昇が生じたものと考えられる。

次いで曲げ耐力についてみると、ボルト径が太く、ボルトピッチが広いほど耐力が上昇していることが分かる。これはボルト径が太くなることでボルト1本あたりのすべり耐力が上昇すること、またボルトピッチが広くなるとモーメントアームが長くなることから理解できる。一方、回転剛性については、既往の研究^{4.17)}においてペンディテールの梁端接合部における回転変形がボルト孔周辺の局所変形により生じるものと仮定して評価を行っている。すなわち、回転剛性 K_{r1} は、ボルト1本あたりの局所剛性 k とボルトピッチ p を用いて次式で表される。

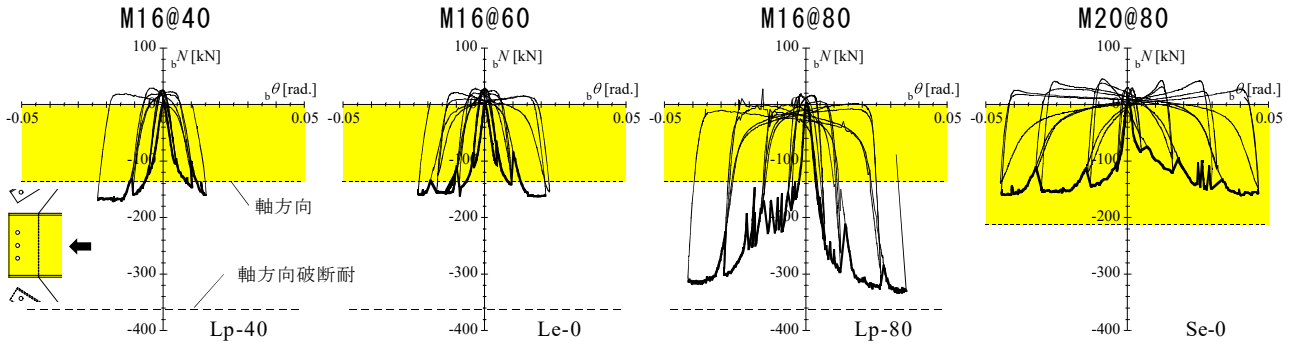
$$K_{r1} = k \cdot 2p^2 \quad \dots (4.1)$$

ここでM16@60の回転剛性の実験値を基準として、ボルトピッチによる回転剛性の差を(4.1)式に基づき求め、実験より得られた回転剛性と比較して図4.16に示す。なお、回転剛性 K_{r1} は正負の初期サイクルにおける除荷剛性の平均値として求めた。M16@80の回転剛性はやや低い、ボルト径が太いM20@80は、M16を用いた他のボルトピッチの回転剛性との差が(4.1)式により十分に説明できるものとなっている。すなわち、本実験結果においては、ボルト径の違いが局所剛性、および回転剛性に及ぼす影響は小さいと言える。これは局所剛性は高力ボルト周辺における摩擦抵抗によってもたらされるものであり、その抵抗範囲にボルト径の違いが及ぼす影響は小さいためであると考えられる。

次に曲げすべり耐力に達して以降の耐力上昇、すなわち二次剛性 K_{r2} について検討する。二次剛性についてもボルトピッチが広いほど高くなるが、ボルト径の影響も見られる。これは、二次剛性は主として高力ボルト接合部が支圧抵抗に移行することでもたらされ、支圧抵抗には高力ボルトの軸部断面積の大きさが影響するためであると考えられる。

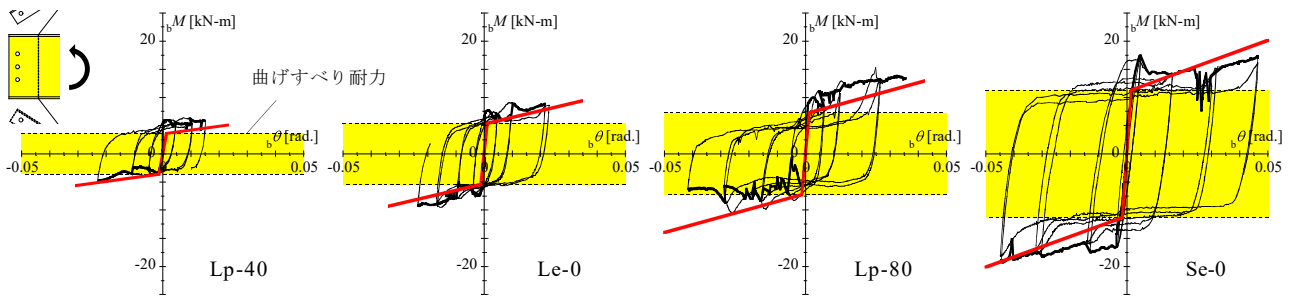
以上の検討結果より、梁端接合部の履歴挙動を、図4.16に示した回転剛性を有し、軸力を考慮していない曲げすべり耐力(表4.2)を折れ曲がり点とするバイリニア型モデルで表す(図4.15中のグレーの太実線)。なお、二次剛性についてはM16では一律に初期回転剛性の2.5%とし、M20では軸部断面積の比から2.5%の1.56倍である3.9%としている。ここで、両側柱のせん断力より求まる柱梁架構の履歴挙動を図4.17に示す。また、梁端接合部のバイリニア型モデルを回転ばねとして考慮した骨組解析の結果をグレーの太実線として併せて示して比較する。梁端接合部のボルト径をM16

とした試験体(図4.17(a)~(c))では, 計算値と実験結果は良く対応している. 一方, ボルト径M20とした試験体(図4.17(d))についても, 実験の方がやや折れ曲がり点が高いが, 二次剛性はほぼ一致している. したがって, ピンディテールの梁端接合部の挙動を把握できれば, 柱梁架構の挙動を十分に追跡可能であると言える.



(a) 3-M16, 40mm ピッチ (b) 3-M16, 60mm ピッチ (c) 3-M16, 80mm ピッチ (d) 3-M20, 80mm ピッチ

図 4.14 梁端接合部における軸方向力-回転角関係(2階梁の右端)



(a) 3-M16, 40mm ピッチ (b) 3-M16, 60mm ピッチ (c) 3-M16, 80mm ピッチ (d) 3-M20, 80mm ピッチ

図 4.15 梁端接合部における曲げモーメント-回転角関係(2階梁の右端)

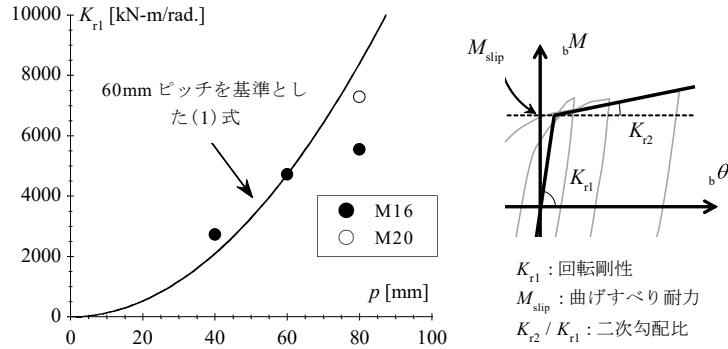


図 4.16 梁端接合部の回転剛性と履歴モデル

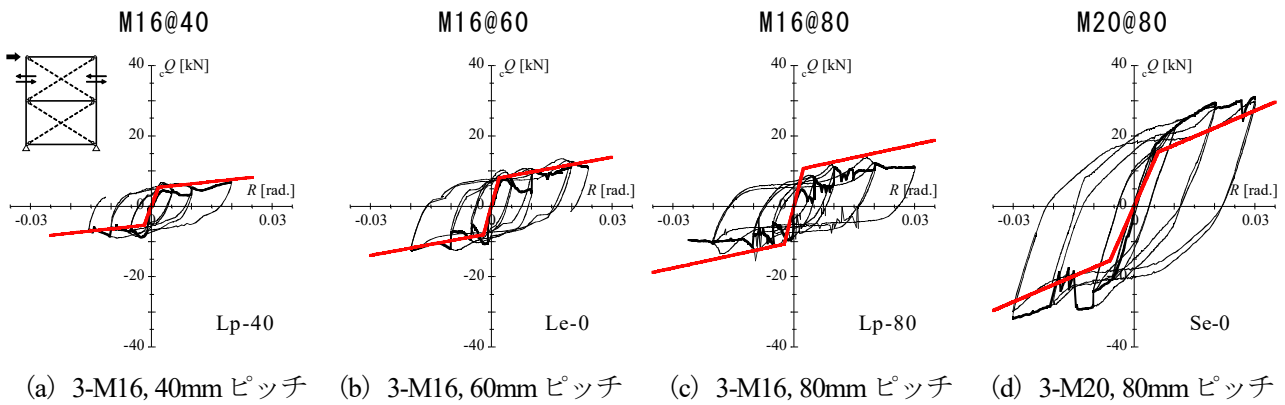


図 4.17 柱梁架構の負担水平力(第2層)

4.3.4. ブレースの偏心の影響

本項では、ブレースの偏心が全体挙動に及ぼす影響について検討する。本実験の試験体は梁端接合部の曲げ抵抗が小さいため、ブレースの偏心に伴う付加曲げモーメントは主に柱に生じるものと考えられる。ここでまず、ブレースの偏心に伴う柱の曲げモーメント分布の変化を考察する。ブレースの偏心距離のみを変化させた Le-100, Le-200, Le-300 の +1/50rad. 時における柱の曲げモーメント分布を●プロットにて図4.18に示す。ブレースの偏心距離が大きくなるにつれて柱に作用する曲げモーメントは増大し、その勾配が反転していく様子が確認できる。ブレースの偏心距離が大きい Le-200, Le-300 では、柱の負担せん断力は逆せん断状態となっており、外力に加担する方向にせん断力が働いている。これは柱断面を小さくした Se シリーズにおいても同様であった。このようにブレースの偏心に伴う付加曲げモーメントにより柱の逆せん断状態が引き起こされたため、全体挙動(図4.7, 図4.8)においてブレースの偏心距離に応じて水平剛性と最大耐力が低下したものと考えられる。

次にブレースの偏心距離に応じて柱に生じる付加曲げモーメントと逆せん断力の算出方法を検討する。全体座屈後における圧縮側ブレースの負担水平力は軸部降伏時の水平耐力と比べて小さい(図4.11)ことから、ここでは引張側ブレースの負担水平力のみを考える。また、梁端接合部における曲げ負担を無視し、梁の軸方向の伸縮がないと仮定すれば、1本の柱は各階の梁端部をピンもしくはピンローラーとする1次不静定構造と考えることができる(図4.19)。さらに各層における引張側ブレースの負担水平力が等しい状態(${}_bQ$)を考えれば、各節点における付加曲げモーメントは、柱の右側が引張となる時を正として次式で与えられる。

$${}_cM_1 = -\frac{(H-e)(4H-3e)}{4H^2} \cdot {}_bQ \cdot e \quad \dots (4.2)$$

$${}_cM_2 = \frac{3(H-e)}{4H} \cdot {}_bQ \cdot e \quad \dots (4.3)$$

$${}_cM_3 = -\frac{(H-e)(H+3e)}{4H^2} \cdot {}_bQ \cdot e \quad \dots (4.4)$$

また、付加曲げモーメントによって各層の柱に生じるせん断力は、次式のように求まる。

$${}_cQ_1 = -\frac{e(7H-3e)}{4H^2} \cdot {}_bQ \quad \dots (4.5)$$

$${}_cQ_2 = -\frac{e(H+3e)}{4H^2} \cdot {}_bQ \quad \dots (4.6)$$

柱の曲げモーメント分布は、左右の柱で点対称となるため、両側柱のせん断力 ${}_cQ_n$ は、 ${}_cQ_1$ と ${}_cQ_2$ の和となる。

$${}_cQ_n = {}_cQ_1 + {}_cQ_2 = -\frac{2e}{H} \cdot {}_bQ \quad \dots (4.7)$$

以上の仮定から得られた曲げモーメント分布((4.2)~(4.4)式)を実験結果と比較する。ここで実際の柱の曲げモーメント分布は、梁端接合部の曲げ負担を考える必要がある。(4.2)~(4.4)式中の ${}_bQ$ を軸部降伏耐力時の水平耐力 ${}_bQ_y$ として求めた曲げモーメント分布と、前項より得られる柱梁架構における+1/50rad. 時の曲げモーメント分布を単純に足し合わせ、実線と塗りつぶしで図4.18中に示す。曲げモーメント分布の計算値は実験結果とよく対応しており、ブレースの偏心に起因する柱の付加曲げモーメントは柱を1次不静定構造として得た応力分布により十分に評価できると言える。

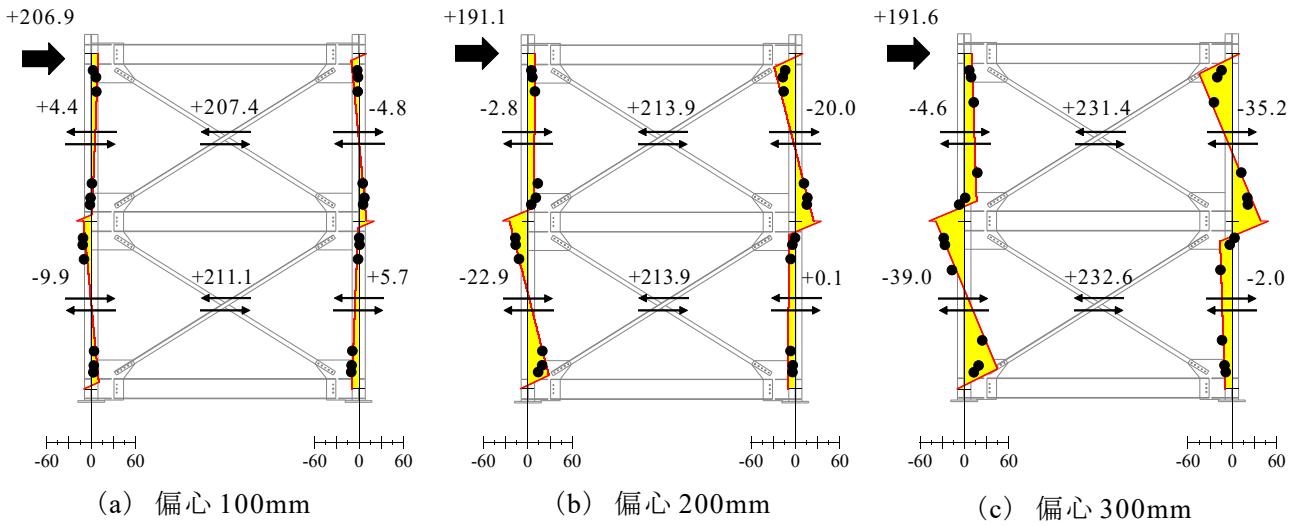


図 4.18 +1/50rad. 時の柱の曲げモーメント分布 (● : 実験値, — : 評価値)

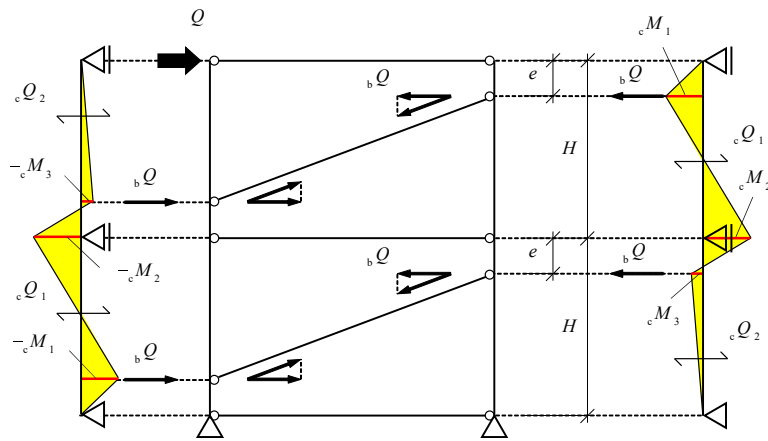
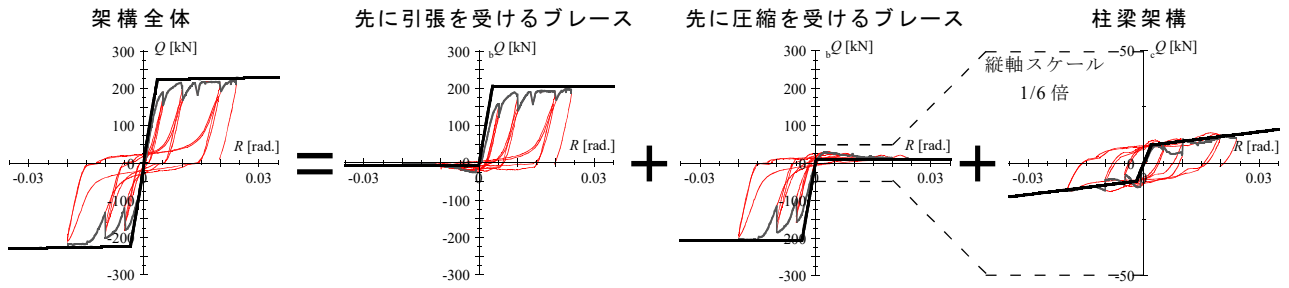


図 4.19 ブレース偏心時の柱の応力分布

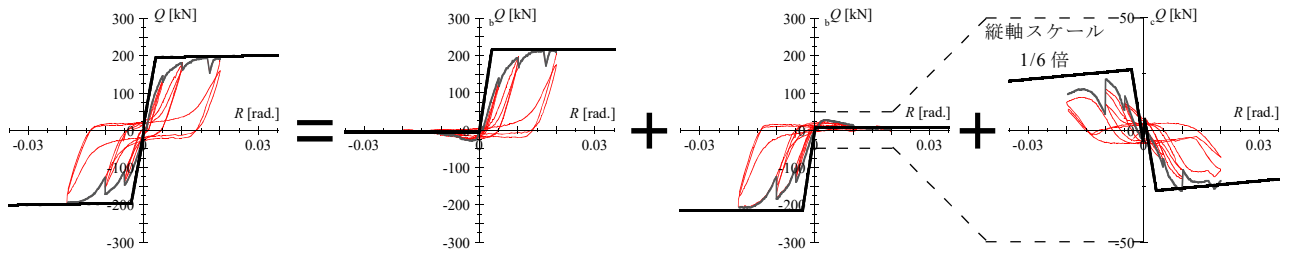
4.4. ブレース架構全体の水平剛性と水平耐力の評価

前節までの検討結果を踏まえ、架構全体の水平剛性、水平耐力の評価を行う。まずLeシリーズのブレースの偏心がないLe-0と偏心があるLe-200を対象とし、引張側ブレース、圧縮側ブレース、柱梁架構の負担水平力、および架構全体における層せん断力を図4.20に示し、評価結果との比較を行う。ブレースは、節点間距離を材長とした軸部剛性に基づく水平剛性を有し、引張側は軸部降伏時の水平耐力 Q_y を、圧縮側は座屈後安定耐力に相当する最大圧縮耐力の0.4倍を折れ点とし、いずれも二次剛性を0とした完全弾塑性型とする。一方、柱梁架構は4.3.3項にてバイリニア型にモデル化した梁端接合部の曲げ負担を基本とし、ブレースの偏心がある場合には4.3.4項にて導出した付加曲げモーメントを考慮する。偏心がないLe-0では、前節までの検討に基づく評価結果は、架構全体を構成するブレースと柱梁架構のそれぞれの履歴挙動をよく再現できており、全体挙動との対応も良好である。一方、偏心があるLe-200では、水平剛性についてはブレースと柱梁架構のそれぞれとの対応はやや悪くなるが、負担水平力については柱梁架構におけるブレースの偏心に伴う付加曲げモーメントによる耐力低下をよく反映できており、架構全体の最大耐力との対応も良好である。

さらに、Le、Seシリーズの試験体について、架構全体の水平剛性と+1/50rad.時の最大耐力をプロットとして表し、ブレースの偏心距離 e を1層分の階高 H で除した偏心率 e/H を横軸にとりて図4.21、図4.22に示す。また、図の左側には架構全体の計算値における内訳、つまりブレースと柱梁架構の水平剛性と最大耐力の負担割合を棒グラフにて表し、ブレースの偏心距離に応じた耐力低下を考慮した評価結果を破線にて示す。水平剛性については、評価結果では柱梁架構の寄与が小さく、架構全体の水平剛性は引張側ブレースによって決まっていることが分かる。実験結果は評価結果に対して最大で23%の誤差があるが、これはブレースの材長を一律に節点間距離として評価しており、実際には試験体ごとに山形鋼の実長とガセットプレートの形状が異なることを考慮していないためであると考えられる。しかしながら、ブレースの偏心距離に応じた水平剛性の低下はほぼ評価できていることが分かる。一方、最大耐力についてみると、評価結果では圧縮側ブレースの寄与が9, 32kN程度、柱梁架構の寄与が12, 22kN程度となる。Le-300を除くLeシリーズとSeシリーズの最大耐力の差は、圧縮側ブレースの負担水平力の差(21kN)とほぼ一致しているが、全体的に実験値は評価結果よりやや小さめである。これは梁端接合部の曲げ負担とブレースの偏心に伴う付加応力を独立に扱ったことが原因の一つであると考えられる。しかしながら、水平剛性と同様、ブレースの偏心距離に応じた最大耐力の低下はよく対応しており、少なくともブレースの偏心による影響は十分に評価可能であると言える。



(1) 偏心なし (Le-0)



(2) 偏心 200mm (Le-200)

図 4.20 各構造要素の負担水平力と履歴モデル (第2層)

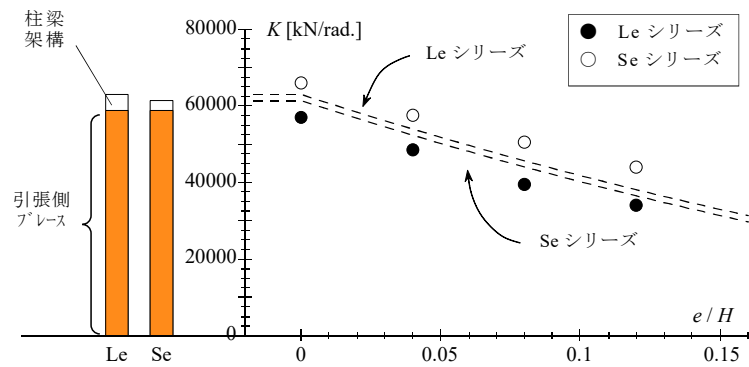


図 4.21 ブレースの偏心距離と水平剛性

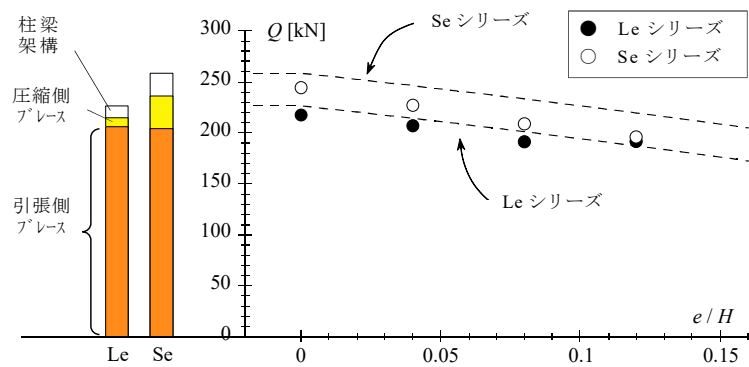


図 4.22 ブレースの偏心距離と最大耐力

4.5. 梁端接合部の接合部詳細がブレース架構全体の变形性能に及ぼす影響

最後に、第3章にて構築した圧縮軸力下におけるピン接合部の回転性能確保の条件が、架構試験体においても有効であることを確認する。架構試験体における最大全振幅 θ を、梁ウェブ有効断面における軸応力度 $N \sigma_e$ との関係として図4.23に示す。最大全振幅 θ は正負の最大平均層間変形角の差 ($= R_{\max} - R_{\min}$) として求め、軸応力度は最大層せん断力 Q_{\max} を軸力 N として求めた。

架構試験体のピン接合部においても有効断面の軸応力度が 155 N/mm^2 を下回る試験体は、 $\pm 1/50 \text{ rad}$. までに接合部の破壊が確認されていないことが分かる。したがって、ほぼ同程度の軸応力度であった試験体 Se-0 と同様、目標変形である $\pm 1/33 \text{ rad}$. まで変形できた可能性が高い。これに対して、 $\pm 1/50 \text{ rad}$. 以前に局部座屈が生じた試験体 Bp-40, Bp-80 では、ピン接合部における有効断面の軸応力度が 155 N/mm^2 を上回っている。したがって、第3章にて構築した回転性能確保の条件は、2層1スパン実大ブレース架構におけるピン接合部に対しても有効であると言える。ただし、局部座屈に至った試験体の軸応力度の差は、必ずしも両者の回転性能の差を説明できるものとはなっていない。また、ここで検証した回転性能確保の条件は、本実験で検討した部材寸法、材料強度、軸力の大きさ、および設定した目標回転性能が適用範囲となるため、今後、数値解析等を活用して詳細なパラメータ分析を行い、より汎用性の高い指標を定める必要がある。

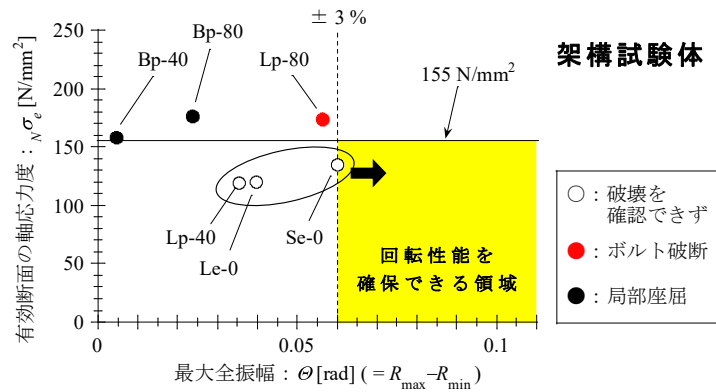


図4.23 梁ウェブ有効断面の軸応力度と架構試験体の最大全振幅

4.6. まとめ

本研究では、2層1スパンの実大ブレース架構実験を行い、接合部詳細の違いが架構全体の力学挙動に及ぼす影響について検討した。以下に得られた結果をまとめる。

- [1] 梁端接合部をピンディテールとしたブレース架構では、梁端接合部の曲げ負担やブレースの偏心に起因する付加曲げモーメントを含めた柱の応力がほぼ弾性範囲内であれば、柱に幅厚比の大きな断面を使用しても全体挙動にはほとんど影響は見られなかった。
- [2] ピンディテールとした梁端接合部は、ブレースの軸部降伏時に作用するであろう軸方向力に対して保有耐力接合の条件を満たしても、ボルトピッチが広い試験体では高力ボルトの破断に至った。したがって、軸力を伝達しながら回転する必要がある梁端接合部では、回転変形に伴う付加応力を考慮した設計が必要であると言える。
- [3] 保有耐力接合の条件を満足するブレース端接合部とした場合、ブレース架構においてもブレースが軸部降伏耐力を発揮することを確認した。梁端ピン接合部に高力ボルトM16(F10T)を用い、かつ中間ガセットやブレースの偏心がない場合は、ブレース軸部降伏耐力の水平成分としてブレース架構全体の耐力を概ね評価できることを示した。
- [4] X形に配置したブレースの交差部を中間ガセットで連結する場合、交差部の面外変形が引張側ブレースにより拘束されるため、圧縮側ブレースの座屈長さを半分と仮定した圧縮耐力を発揮することが分かった。
- [5] ブレース架構における梁端ピン接合部の履歴挙動は、第3章にて示したピン接合部の回転剛性や曲げすべり耐力の評価法を用いることで概ね再現可能であることを明らかにした上で、梁端ピン接合部の履歴モデルを示した。また、梁端ピン接合部を回転ばねとしてモデル化した骨組解析により、柱梁架構の履歴挙動を追跡可能であることを確認した。
- [6] ブレースの偏心を有するブレース架構では、偏心距離が大きいくほど柱に生じる付加曲げモーメントが増大するとともに、柱が逆せん断状態になることにより、架構全体の水平剛性と最大耐力が低下した。また、ブレースの偏心に伴う柱の付加曲げモーメントを、柱を1次不静定構造としてモデル化することにより評価する方法を示した。
- [7] ブレース架構全体の水平剛性と最大耐力は、圧縮側・引張側ブレースの負担水平力、梁端接合部の曲げ負担、およびブレースの偏心による付加応力を考慮することで概ね評価できることを示した。
- [8] ブレース架構においても、梁ウェブ板厚が薄い試験体では梁端ピン接合部における局部座屈が生じることで架構全体としての耐力を喪失し、変形性能が著しく低下した。また、梁端接合部におけるボルトピッチを広くし、梁ウェブ板厚を厚くすることで、局部座屈によって決まる変形性能が改善された。±1/50rad.以前に局部座屈が生じる場合には、第3章で定義した梁ウェブ有効断面における軸応力度が155N/mm²を上回っていることから、第3章にて提案した圧縮軸力を受ける梁端ピン接合部の回転性能確保の条件が、2層1スパンの実大ブレース架構においても適用可能であることを示した。

以上の検討より、X形配置としたブレース交差部における中間ガセットの存在、梁端ピン接合部の曲げ負担、ブレースの偏心、部材断面の影響を明らかにし、これらの接合部詳細の影響を考慮したブレース架構全体の力学挙動を評価可能であることを示した。中間ガセットの存在する場合につ

いては、圧縮側ブレースの全体座屈変形が引張側ブレースに拘束されることから、座屈長さをブレース材長の半分として圧縮耐力を評価できる。梁端ピン接合部の曲げ負担については、実験結果に基づいた回転剛性の評価法を示し、提案する力学モデルにより曲げすべり耐力と最大曲げ耐力が概ね評価可能であることを確認した。また、ブレース架構における梁端ピン接合部の曲げ負担に起因する柱梁の履歴挙動については、梁端ピン接合部の力学挙動の評価に基づいて柱梁の応力負担を評価することにより、概ね再現できる。ブレースの偏心については、ブレース架構全体の弾性剛性と最大耐力が低下するため、極力避けることが望ましいが、ブレース軸部降伏耐力の水平成分が偏心位置に作用する不静定モデルを考え、柱に作用する付加曲げを算出することにより、その影響を評価できる。なお、本論文ではガセットプレートを含むブレースの軸部剛性や梁端ピン接合部の履歴挙動は実験値に基づいて定めたため、梁端接合部の曲げ負担に対する接合部詳細や圧縮軸力の大きさの影響については更なる検討が必要であり、今後の検討課題であると考えている。

【参考文献】

- 4.1) 羽倉弘人, 平野道勝, 佐藤 誠, 難波恒夫: ターンバックル付筋違に関する研究 その1~4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.485-492, 1971.11
- 4.2) 田沼吉伸, 加藤 勉, 森田耕次: 山形鋼筋接合部の耐力に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第325号, pp.32-39, 1983.3
- 4.3) 加藤 勉, 田中淳夫, 榎本憲正: H形鋼軸組筋かい材端接合部に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1317-1318, 1983.9 / 同 その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1555-1556, 1984.10 / 同 その3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C分冊, 構造II, pp.947-948, 1985.10
- 4.4) 伊山 潤, 山田 哲, 松本由香, 吉敷祥一, 小山 毅, 島田侑子: 東北地方太平洋沖地震等による鉄骨造文教施設鉛直ブレースの震動被害, 日本建築学会技術報告集, 第19巻, 第41号, pp.147-152, 2013.2
- 4.5) 難波恒夫, 高橋雅充: ターンバックル付きブレースを有する鉄骨フレーム実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1417-1418, 1978.9
- 4.6) 加藤 勉, 森田耕次, 田沼吉伸, 高橋良明: 筋違付骨組の挙動に与える筋違接合部の影響に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.1293-1294, 1980.9
- 4.7) 尾澤 聡, 小澤亮公, 山下哲郎: 山形鋼を用いたX型ブレースの耐震性能に関する実験的研究 その1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, 構造III, pp.801-804, 2009.8
- 4.8) 吉敷祥一, 近藤直弥, 山田 哲, 長谷川隆: 接合部詳細の違いに着目した引張ブレース付き柱梁部分架構の実験, 日本建築学会構造系論文集, 第80巻, 第711号, pp.779-788, 2015.5
- 4.9) 建築物の構造関係技術基準解説書編集委員会: 2015年版 建築物の構造関係技術基準解説書, pp.600-602, 2015.6
- 4.10) 日本建築学会: 鋼構造設計基準—許容応力度設計法—, 第4版, 2005.9
- 4.11) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 第3版, 2012.3
- 4.12) 増田真也, 山下哲郎: 両端ガセットプレート接合された山形鋼ブレースの座屈耐力に関する実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, 構造III, pp.979-980, 2010.9
- 4.13) 吉敷祥一, 巽 信彦: 単一山形鋼ブレースの残留たわみと両脚の開きに基づく損傷評価 —“見える損傷”の定量化に基づく鋼構造骨組の即時損傷評価法 その2—, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第719号, pp.143-153, 2016.1
- 4.14) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 第3版, pp.134-145, 2010.2
- 4.15) 佐藤篤司, 小野徹郎: 偏心荷重を受けるボルト接合部のモデル化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, 構造III, pp.1039-1040, 2008.9
- 4.16) 佐藤篤司, 吹田啓一郎, 多田裕一: 支圧を考慮した高力ボルト接合部の最大耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, 第76巻, 第662号, pp.845-853, 2011.4
- 4.17) 西本信哉, 安田 聡, 成原弘之, 関 清豪, 佐藤英佑: 鉄骨小梁端高力ボルト接合部の回転剛性とすべり耐力 その1 実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, 構造III, pp.703-704, 2010.9

第5章

結論

5. 結論

本論文では、引張ブレース構造を構成する各部材要素における接合部の力学挙動を実験的に把握した上で、それらの接合部詳細がブレース架構全体としての力学挙動に及ぼす影響について検討した。

以下に、第2章～第4章で得られた知見をまとめる。

第2章では、山形鋼ブレースを対象に、接合形式を含む接合部詳細に着目した実験を行い、接合形式の違いが山形鋼ブレースの接合部における降伏耐力および有効断面破断耐力、部材としての繰り返し変形性能に及ぼす影響について検討した。以下に得られた知見をまとめる。

- [1] 山形鋼ブレース接合部における降伏耐力については、接合形式を1丁使いとした場合、接合部に配置された高力ボルトの本数によらず、突出脚降伏率が0.5程度でほぼ一定となっており、「鋼構造設計規準」における計算方法が概ね妥当であることを確認した。一方、接合形式を2丁使いまたはZ形使いとした場合、突出脚降伏率は、接合部に配置された高力ボルトの本数に応じて上昇した。ただし、2丁使いとZ形使いの間にはほとんど違いが見られなかったことから、降伏耐力に対する面外偏心の影響は大きい、面内偏心の影響は小さいことが分かった。
- [2] 有効断面破断耐力については、いずれの接合形式においても、接合部に配置された高力ボルトの本数が増加するにしたがって突出脚有効率が大きくなることを明らかにした。また、接合形式ごとの突出脚有効率を同一ボルト本数で比較すると、1丁、2丁、Z形使いの順に大きくなる傾向が見られ、面外偏心および面内偏心を解消することの有効性が確認できた。ただし、接合形式を2丁使いまたはZ形使いとした場合の、1丁使いの有効断面破断耐力に対する比率は、最大でも120%程度であったことから、接合形式が有効断面破断耐力に及ぼす影響は小さいことが分かった。
- [3] 軸部降伏を保証した山形鋼ブレースの繰り返し変形性能については、接合形式を2丁使いまたはZ形使いとした場合、材中央における局所的なひずみ振幅が大きくなることで早期に破断に至り、ほぼ同一細長比の1丁使いと比較しても累積塑性変形倍率が著しく低くなることを確認した。L65x6の断面を用いた場合、1丁使いの累積塑性変形倍率に対する比率は、2丁使いで5～25%程度、Z形使いで30%程度にまで低下した。

第3章では、引張ブレース構造における梁端ピン接合部を対象に、圧縮軸力下での繰り返し載荷実験を行い、基本的な力学挙動を把握するとともに、回転性能確保のための条件を検討した。以下に得られた知見をまとめる。

- [1] 無軸力下におけるピン接合部の回転剛性については、ピン接合部の回転変形がボルト孔周辺のガセットプレートと梁ウェブの局所変形により生じていると仮定し、局所ばね剛性がガセットプレートと梁ウェブの板厚の和に比例するものとして、単位厚さあたりの局所ばね剛性を導入することで、概ね評価できることを確認した。
- [2] ピン接合部における高力ボルトがすべり時に保持する曲げすべり耐力については、高力ボルトの応力負担を上下対称の直線分布と仮定し、最外縁の高力ボルトがすべり耐力に達したときの曲げ耐力と概ね対応することが分かった。

- [3] 圧縮軸力を受けるピン接合部の最大曲げ耐力については、圧縮軸力が大きくなるほど低下することが明らかになった。最大曲げ耐力の評価は、各ボルトにおける応力負担が直線分布であると仮定して下界定理に基づいて最外縁の高力ボルト1本が最大せん断耐力に達した時点を最大曲げ耐力とする方法と、上界定理に基づいて1本を除く全て、あるいは全ての高力ボルトが最大せん断耐力に達した時点を崩壊型として最大曲げ耐力を得る方法を提案し、実験結果の最大曲げ耐力と概ね対応することを確認した。
- [4] 圧縮軸力を受けるピン接合部では、接合部近傍の梁ウェブで局部座屈が生じると回転性能が著しく低下するため、ブレースからの応力を伝達するピン接合部では軸力の影響を考慮した局部座屈に対する検討も重要である。
- [5] 局部座屈によって決まるピン接合部の回転性能の向上には、ウェブ板厚を厚くすること、ボルトピッチを広くすること、ボルト本数を増やすこと、およびガセットプレートの面外曲げ剛性を確保することが有効であった。また、ボルト本数は梁せい方向より材軸方向に増やす方が効果が大きい結果が得られた。
- [6] ピン接合部では梁ウェブからガセットプレートへの応力伝達がボルト孔周辺に集中することから、ボルト配置によって支配される梁ウェブ有効断面の設定方法を提案した。実験結果より、変動軸力下で $\pm 0.03\text{rad}$ の回転性能を確保するためには、圧縮軸力のみによって有効断面に生ずる軸応力度を 155N/mm^2 程度以下(SS400材の場合)に抑えれば良いことを示した。

第4章では、2層1スパンの実大ブレース架構実験を行い、接合部詳細の違いが架構全体の力学挙動に及ぼす影響について検討した。以下に得られた知見をまとめる。

- [1] 梁端接合部をピンディテールとしたブレース架構では、梁端接合部の曲げ負担やブレースの偏心に起因する付加曲げモーメントを含めた柱の応力がほぼ弾性範囲内であれば、柱に幅厚比の大きな断面を使用しても全体挙動にはほとんど影響は見られなかった。
- [2] ピンディテールとした梁端接合部は、ブレースの軸部降伏時に作用するであろう軸方向力に対して保有耐力接合の条件を満たしても、ボルトピッチが広い試験体では高力ボルトの破断に至った。したがって、軸力を伝達しながら回転する必要がある梁端接合部では、回転変形に伴う付加応力を考慮した設計が必要であると言える。
- [3] 保有耐力接合の条件を満足するブレース端接合部とした場合、ブレース架構においてもブレースが軸部降伏耐力を発揮することを確認した。梁端ピン接合部に高力ボルトM16(F10T)を用い、かつ中間ガセットやブレースの偏心がない場合は、ブレース軸部降伏耐力の水平成分としてブレース架構全体の耐力を概ね評価できることを示した。
- [4] X形に配置したブレースの交差部を中間ガセットで連結する場合、交差部の面外変形が引張側ブレースにより拘束されるため、圧縮側ブレースの座屈長さを半分と仮定した圧縮耐力を発揮することが分かった。
- [5] ブレース架構における梁端ピン接合部の履歴挙動は、第3章にて示したピン接合部の回転剛性や曲げすべり耐力の評価法を用いることで概ね再現可能であることを明らかにした上で、梁端ピン接合部の履歴モデルを示した。また、梁端ピン接合部を回転ばねとしてモデル化した骨組解析により、柱梁架構の履歴挙動を追跡可能であることを確認した。
- [6] ブレースの偏心を有するブレース架構では、偏心距離が大きいほど柱に生じる付加曲げモーメ

ントが増大するとともに、柱が逆せん断状態になることにより、架構全体の水平剛性と最大耐力が低下した。また、ブレースの偏心に伴う柱の付加曲げモーメントを、柱を1次不静定構造としてモデル化することにより評価する方法を示した。

- [7] ブレース架構全体の水平剛性と最大耐力は、圧縮側・引張側ブレースの負担水平力、梁端接合部の曲げ負担、およびブレースの偏心による付加応力を考慮することで概ね評価できることを示した。
- [8] ブレース架構においても、梁ウェブ板厚が薄い試験体では梁端ピン接合部における局部座屈が生じることで架構全体としての耐力を喪失し、変形性能が著しく低下した。また、梁端接合部におけるボルトピッチを広くし、梁ウェブ板厚を厚くすることで、局部座屈によって決まる変形性能が改善された。±1/50rad.以前に局部座屈が生じる場合には、第3章で定義した梁ウェブ有効断面における軸応力度が155N/mm²を上回っていることから、第3章にて提案した圧縮軸力を受ける梁端ピン接合部の回転性能確保の条件が、2層1スパンの実大ブレース架構においても適用可能であることを示した。

以上の知見より、本論文における研究の総括を行う。

山形鋼ブレースの接合部詳細に着目した研究より、保有耐力接合にかかわる有効断面破断耐力については、接合部に配置したボルト本数が4本以上の場合、接合形式の違いによる影響は小さいことが明らかになった。一方、軸部降伏を保証した山形鋼ブレースの部材としての繰り返し変形性能については、接合形式の影響が大きく、2丁使いとZ形使いの性能は1丁使いの5～25%程度にまで低下することを確認した。したがって、山形鋼ブレース接合部のボルト本数を少なくとも4本以上配置して保有耐力接合の条件を満足することができれば、部材としての繰り返し変形性能が高い1丁使いとして設計するのが望ましいと言える。ただし、1丁使いの山形鋼ブレースを用いたブレース架構実験では、H形断面柱にねじれ変形が生じたため、架構全体の安定性確保の観点からは、面外偏心を解消した2丁使いまたはZ形使いの方が優位であると言える。しかしながら、具体的なねじりモーメントと架構の安定性との関係は明らかになっておらず、この点については現状では評価し難い。また、2丁使いまたはZ形使いとした場合の低い繰り返し変形性能が、ブレース構造に要求される繰り返し変形性能に対して不足するか否かは、本研究の範囲では判断することができず、さらなる実験データの蓄積が必要であると言える。

引張ブレース構造において、ブレースからの応力を圧縮軸力として伝達する梁端ピン接合部の回転性能に関する検討では、多様な接合部詳細に対する実験結果の考察から、ボルト配置に支配される梁ウェブ有効断面を設定方法を提示し、圧縮軸力のみによって有効断面に生じる軸応力度を155N/mm²程度以下に抑えることができれば、引張ブレース構造の梁端ピン接合部に要求される回転性能±0.03rad.を確保できることを示した。また、この回転性能確保の条件は、ブレース架構においても適用可能であることを確認した。したがって、梁端ピン接合部における破壊に対して、引張ブレース構造の変形性能を確保する場合には、ブレース軸部降伏耐力の水平成分が梁端ピン接合部に作用する最大圧縮軸力とである考え、この最大圧縮軸力に対する軸応力度が155N/mm²を下回るように梁端ピン接合部の接合部詳細を設計すれば良い。ただし、本研究で検証した回転性能確保の条件は、本実験で検討した部材寸法、材料強度、軸力の大きさ、および設定した目標回転性能が適用範囲となるため、今後、数値解析等を活用して詳細なパラメータ分析を行い、より汎用性の高い指標を定める必要がある。

引張ブレース構造を構成する接合部詳細が架構全体の力学挙動に及ぼす影響についての検討では、X形配置としたブレース交差部における中間ガセットの存在、梁端ピン接合部の曲げ負担、ブレースの偏心、部材断面の影響を明らかにし、これらの接合部詳細の影響を考慮したブレース架構全体の力学挙動を評価可能であることを示した。中間ガセットの存在する場合については、圧縮側ブレースの全体座屈変形が引張側ブレースに拘束されることから、座屈長さをブレース材長の半分として圧縮耐力を評価できる。梁端ピン接合部の曲げ負担については、実験結果に基づいた回転剛性の評価法を示し、提案する力学モデルにより曲げすべり耐力と最大曲げ耐力が概ね評価可能であることを確認した。また、ブレース架構における梁端ピン接合部の曲げ負担に起因する柱梁の履歴挙動については、梁端ピン接合部の力学挙動の評価に基づいて柱梁の応力負担を評価することにより、概ね再現できる。ブレースの偏心については、ブレース架構全体の弾性剛性と最大耐力が低下するため、極力避けることが望ましいが、ブレース軸部降伏耐力の水平成分が偏心位置に作用する不静定モデルを考え、柱に作用する付加曲げを算出することにより、その影響を評価できる。なお、本論文ではガセットプレートを含むブレースの軸部剛性や梁端ピン接合部の履歴挙動は実験値に基づいて定めたため、梁端接合部の曲げ負担に対する接合部詳細や圧縮軸力の大きさの影響については更なる検討が必要であり、今後の検討課題であると考えている。

論文リスト

【学術論文】

- 1) 吉敷祥一, 巽 信彦: 単一山形鋼ブレースの残留たわみと両脚の開きに基づく損傷評価 “見える損傷” の定量化に基づく鋼構造骨組の即時損傷評価法 その2, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第719号, pp.143-153, 2016.1
- 2) 巽 信彦, 吉敷祥一, 長谷川隆, 山田 哲: 接合部詳細の違いに着目した2層1スパン実大ブレース架構の実験, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第722号, 2016年4月, pp.779-789
- 3) 吉敷祥一, 巽 信彦, 佐藤亮太, 長谷川隆, 山田 哲: 圧縮軸力を伝達する梁端ピン接合部の回転性能に関する実験, 日本建築学会構造系論文集, 第81巻, 第730号, pp.2101-2111, 2016.12
- 4) 巽 信彦, 吉敷祥一: 接合形式の異なる山形鋼ブレースの接合部耐力と繰り返し変形性能, 日本建築学会構造系論文集, 第82巻, 第736号, pp.909-919, 2017.6

【会議論文】

- 1) Shoichi Kishiki and Nobuhiko Tatsumi: Damage Index of Tension Brace Based on Residual Deformation, 7th International Symposium on Steel Structures, pp.110-111, 2013.11
- 2) 巽 信彦, 吉敷祥一: 構面外変形と断面形状変化に着目した山形鋼筋かいの損傷指標, 鋼構造年次論文報告集, 第21巻, pp.321-326, 2013.11
- 3) Nobuhiko Tatsumi and Shoichi Kishiki: Damage Index of Angle Brace Based on Residual Deformation, 10th U.S. National Conference on Earthquake Engineering, 2014.7
- 4) 巽 信彦, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造における梁端ピンディテール接合部の力学挙動, 鋼構造年次論文報告集, 第22巻, pp.5-12, 2014.11
- 5) 巽 信彦, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 接合部詳細が引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響, 鋼構造年次論文報告集, 第23巻, pp.21-28, 2015.11
- 6) 巽 信彦, 吉敷祥一: 残留変形に基づいた2丁使い山形鋼ブレースの損傷評価, 鋼構造年次論文報告集, 第24巻, pp.859-865, 2016.11
- 7) 巽 信彦, 吉敷祥一: 山形鋼ブレースの接合形式が耐力と変形性能に及ぼす影響, 鋼構造年次論文報告集, 第25巻, pp.833-840, 2017.11
- 8) Nobuhiko Tatsumi, Shoichi Kishiki, Takashi Hasegawa and Satoshi Yamada: Effects of Connection Detail on Structural Behavior of Steel Braced Frames, 16th World Conference on Earthquake Engineering, 2017.1
- 9) Nobuhiko Tatsumi and Shoichi Kishiki: Experimental Study Focused on Connection Detail of Angle Brace, 9th International Symposium on Steel Structures, pp.231-234, 2017.11

【口頭発表】

- 1) 形状変化に着目した山形鋼筋かいの損傷指標: 巽 信彦, 吉敷祥一, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.533-536, 2013.5
- 2) 河合裕貴, 巽 信彦, 吉敷祥一: 形状変化に着目した山形鋼筋かいの損傷指標 その1 実験計画と実験結果の概要, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造 III, pp.1301-1302, 2013.8
- 3) 巽 信彦, 河合裕貴, 吉敷祥一: 形状変化に着目した山形鋼筋かいの損傷指標 その2 実験結果と考察, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造 III, pp.1303-1304, 2013.8

- 4) 吉敷祥一, **巽 信彦**: 単一山形鋼筋かいの力学挙動と断面形状変化 その1 実験計画と実験結果の概要, 日本地震工学会年次大会梗概集, pp.115-116, 2013.11
- 5) **巽 信彦**, 吉敷祥一: 単一山形鋼筋かいの力学挙動と断面形状変化 その2 実験結果と考察, 日本地震工学会年次大会梗概集, pp.117-118, 2013.11
- 6) **巽 信彦**, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造における梁端ピン接合部の耐力と変形能力, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.533-536, 2014.5
- 7) 吉敷祥一, 深谷桂恵, **巽 信彦**, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造に関する研究 その1 梁端ピンディテール接合部の実験(1), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.1175-1176, 2014.9
- 8) 深谷桂恵, **巽 信彦**, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造に関する研究 その2 梁端ピンディテール接合部の実験(2), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.1177-1178, 2014.9
- 9) 佐藤亮太, **巽 信彦**, 河野由佳, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造に関する研究 その3 引張ブレース付き柱梁架構の実験(1), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.1179-1180, 2014.9
- 10) **巽 信彦**, 佐藤亮太, 河野由佳, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造に関する研究 その4 引張ブレース付き柱梁架構の実験(2), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.1181-1182, 2014.9
- 11) 深谷桂恵, 佐藤亮太, **巽 信彦**, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 接合部詳細が引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響 その1 梁端ピン接合部における変形性能確保の条件, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.373-376, 2015.5
- 12) **巽 信彦**, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 接合部詳細が引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響 その2 引張ブレース架構の実験, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.377-380, 2015.5
- 13) 深谷桂恵, 佐藤亮太, **巽 信彦**, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 接合部詳細が引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響 その5 梁端ピン接合部における変形性能確保の条件, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.1061-1062, 2015.9
- 14) **巽 信彦**, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造に関する研究 その6 接合部詳細が引張ブレース構造の力学挙動に及ぼす影響, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.1063-1064, 2015.9
- 15) **巽 信彦**, 吉敷祥一: 2丁使い山形鋼ブレースの損傷評価, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.417-420, 2016.6
- 16) **巽 信彦**, 吉敷祥一, 山田 哲, 長谷川隆: 引張ブレース構造に関する研究 その7 床スラブ付きブレース架構の実験, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.751-752, 2016.8
- 17) **巽 信彦**, 吉敷祥一: 接合形式に着目した山形鋼ブレースの実験, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.253-256, 2017.6
- 18) **巽 信彦**, 吉敷祥一: 接合形式に着目した山形鋼ブレースの耐力と繰り返し変形性能, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造III, pp.1159-1160, 2017.9