

応力度分布に基づく山形鋼ブレース接合部の接合部耐力の評価方法

生産・建設工学専攻

木藤一輝

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 研究の目的 | 1-8 |
| 1.4 論文の構成 | 1-9 |
| 参考文献 | 1-10 |
| 第 2 章 面外および面内偏心距離に着目した山形鋼ブリース接合部の載荷実験 | 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 試験体のパラメータ | 2-3 |
| 2.2.3 試験体のセットアップと計測計画 | 2-5 |
| 2.3 実験結果における降伏耐力 | 2-7 |
| 2.3.1 各種パラメータの荷重変形関係 | 2-7 |
| 2.3.2 各種パラメータが降伏耐力時の突出脚降伏率に与える影響 | 2-10 |
| 2.3.3 降伏耐力時における突出脚のひずみ分布の推移 | 2-13 |
| 2.4 実験結果における最大耐力 | 2-14 |
| 2.4.1 各種パラメータの荷重変形関係 | 2-14 |
| 2.4.2 各種パラメータが最大耐力時の突出脚無効率に与える影響 | 2-16 |
| 2.4.3 最大耐力時における突出脚のひずみ分布の推移 | 2-18 |
| 2.4.4 実験結果と各種評価式との比較 | 2-19 |
| 2.5 まとめ | 2-21 |
| 参考文献 | 2-22 |
| 第 3 章 応力度分布に基づく山形鋼ブリース接合部の降伏耐力の評価 | 3-1 |
| 3.1 はじめに | 3-1 |
| 3.2 数値解析の概要 | 3-2 |
| 3.2.1 解析モデルの概要 | 3-2 |
| 3.2.2 解析モデルの妥当性 | 3-4 |
| 3.3 応力度分布に基づいた一軸偏心時の降伏耐力の推定式の導出 | 3-5 |
| 3.3.1 降伏耐力時における一軸偏心の解析結果と応力度分布 | 3-5 |
| 3.3.2 降伏耐力時における一軸偏心の力学モデル | 3-7 |
| 3.3.3 解析結果と一軸偏心時の評価式の比較 | 3-9 |
| 3.4 応力度分布に基づいた一軸偏心時の降伏耐力の推定式の導出 | 3-10 |
| 3.4.1 降伏耐力時における二軸偏心の解析結果と応力度分布 | 3-10 |

| | |
|---------------------------------------|------|
| 3.4.2 降伏耐力時における二軸偏心の力学モデル | 3-13 |
| 3.4.3 解析結果と二軸偏心時の評価式の比較 | 3-15 |
| 3.5 まとめ | 3-17 |
| 参考文献 | 3-18 |
| 第 4 章 応力度分布に基づく山形鋼プレース接合部の最大耐力の評価 | 4-1 |
| 4.1 はじめに | 4-1 |
| 4.2 数値解析の概要 | 4-2 |
| 4.2.1 解析モデルの概要 | 4-2 |
| 4.2.2 解析パラメータ | 4-3 |
| 4.3 応力度分布に基づいた一軸偏心時の最大耐力の推定式の導出 | 4-4 |
| 4.3.1 最大耐力時における一軸偏心の解析結果 | 4-4 |
| 4.3.2 一軸偏心時における最大耐力の推定 | 4-7 |
| 4.4 応力度分布に基づいた二軸偏心時の降伏耐力の推定式の導出 | 4-10 |
| 4.4.1 最大耐力時における二軸偏心の解析結果と応力度分布 | 4-10 |
| 4.4.2 応力度分布に基づく二軸偏心時における最大耐力の推定 | 4-13 |
| 4.5 まとめ | 4-16 |
| 参考文献 | 4-17 |
| 第 5 章 結論 | 5-1 |
| 謝辞 | |
| 論文リスト | |

第1章

序章

1.1 研究背景

大空間を構成する屋内運動場などの低層の鉄骨造建築物では、人や物資などの収容力が高いことから災害時に避難所として利用され、防災拠点としての機能を発揮するためには高い耐震性能が要求される。このような建築物では、図1-1(a)に示すように梁間方向をラーメン構造とし、桁行方向に引張プレース構造することが一般的である。引張プレース構造とは、プレース材にターンバックルや等辺山形鋼を用いた圧縮力の負担を期待しない引張プレースによって、地震力(水平力)に抵抗する構造形式である(図1-1(b))。したがって、プレース構造ではプレース材が主要な耐震要素のため、プレースの性能を十分に発揮できるような接合部とする必要がある。よって、弾性限耐力に相当するプレース接合部の降伏耐力、および保有耐力接合の条件を満たすための最大耐力を正確かつ簡便に評価できることが望ましい。

この種の構造形式では、プレース材に山形鋼断面が一般的に使用され、図1-1のようにガセットプレートの片面のみに高力ボルトを用いて摩擦接合される。山形鋼のような左右非対称断面を単一部材として使用した場合に、面外および面内に偏心が発生し、これらの偏心に伴う二軸曲げが発生する(図1-2)。したがって、山形鋼の接合部の第一ボルト断面の応力度分布は、面外および面内偏心によって生ずるモーメント(以下:偏心モーメント)の影響により不均一となる。

現在の設計指針である鋼構造接合部設計指針では、プレース接合部の最大耐力の算定について、突出脚を有する断面を使用する場合に偏心曲げを伴う引張材として計算するのが煩雑であるため、ボルト列数に応じた無効長さを決定する簡易的な手法が採用されている^{1.1)}。一方、山形鋼プレース接合部を対象とした接合部耐力に関する既往の研究では、応力方向のボルト列数に加えて、面外偏心距離、面内偏心距離、継手長さ(第一ボルトから最終ボルトまでの接合部の長さ)などが接合部耐力に影響することが明らかにされている^{1.2)}。文献1.3)では、文献1.2)の評価因子を継手長さ、面外偏心距離、面内偏心距離の3因子に厳選した評価式を提案している。山形鋼をガセットプレートの片面のみに接合する単一部材として用いると面内および面外に不可避な偏心距離が発生する。そこで文献1.4)では、山形鋼をガセットプレートの両面に接合する2丁使いやZ形使いのように接合形式を変化させて、面外および面内偏心距離の有無が降伏耐力と最大耐力に与える影響を検討した。また、国外の設計指針においても、継手長さや接合部の面外偏心距離を考慮した接合部耐力の設計式が提示されている。

これまでに提案された接合部の耐力評価式は、実験結果と実験変数の統計的な分析に基づいて導出されている。その理由として、載荷実験ではボルトの締付けなどによる制約から面外・面内偏心距離の影響を個別に検討できないことや、実験におけるひずみ計測では断片的な情報しか得ることができず、接合部の応力度分布を捉えることが困難なためであると考えられる。

以上より、面外および面内偏心距離、継手長さが山形鋼プレース接合部の降伏耐力と最大耐力に与える影響について検討した研究はない。また、応力度分布を把握することで、既往の研究よりも接合部耐力を精度良く評価することができると考えられる。

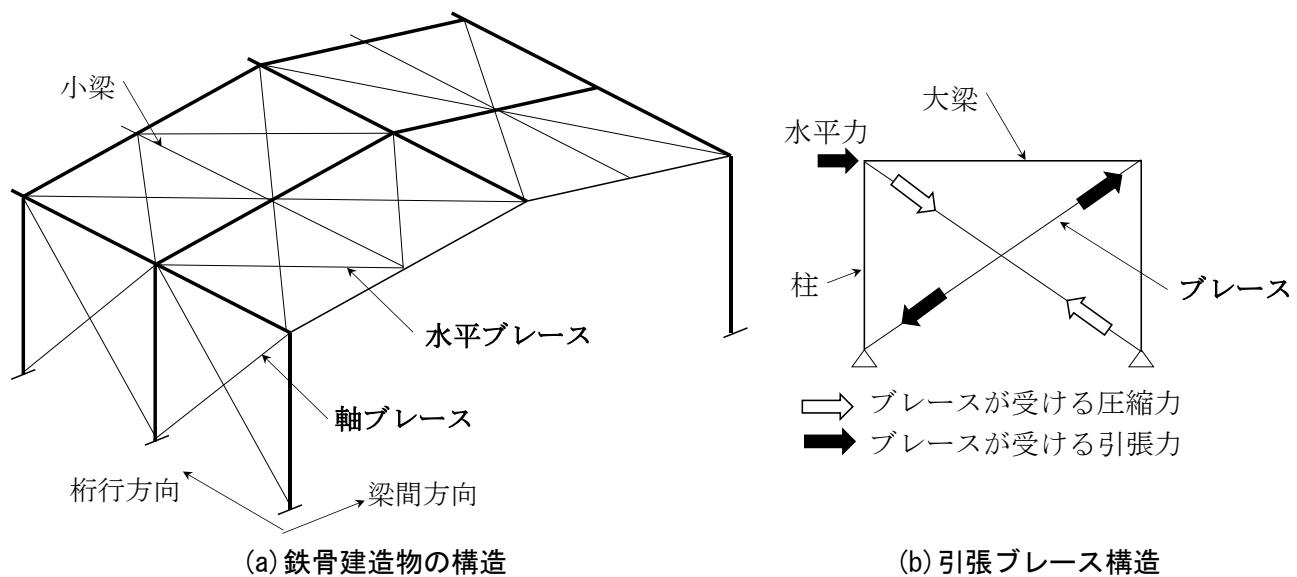
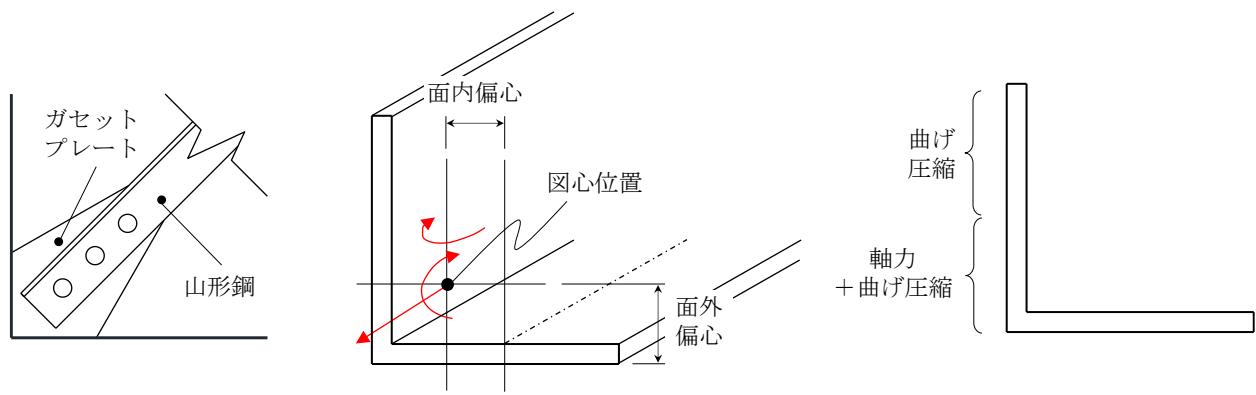


図 1-1 鉄骨構造におけるブレース構造



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に、山形鋼プレースに関する現行の設計基準、既往の研究の知見を整理する。また、国外における既往研究と設計基準についても整理した。

【鋼構造接合部設計指針】

図1-3に現在の鋼構造接合部設計指針に提示されている最大耐力の設計方法を示す^{1,1)}。式(1-1)は本指針による最大耐力の算出式である。ボルト列数5列を上限にして、ボルト列数に応じた突出脚の無効長さを決定する方法を採用している。降伏耐力の算定については、ボルト列数によらず突出脚の半分を無効長さとして評価する。本設計手法の特筆すべき点は、平板部が引張強さに到達すると仮定し、突出脚における応力の不均一な分布を無効長さとして評価することである。

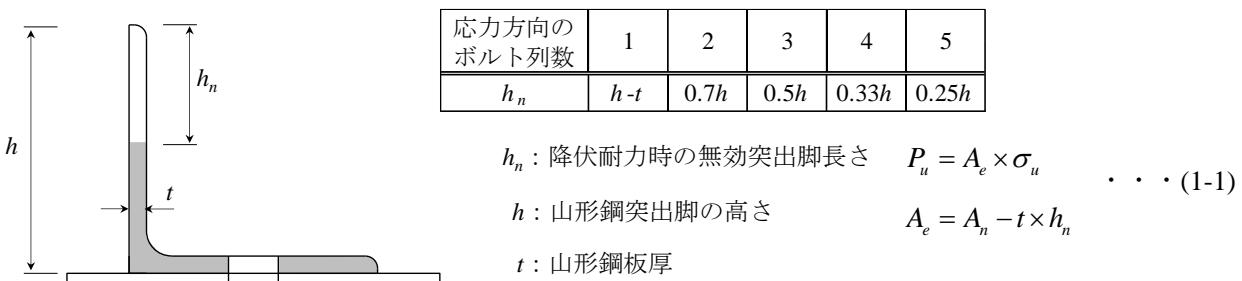


図1-3 現行の指針におけるボルト列数に応じた突出脚の無効長さ

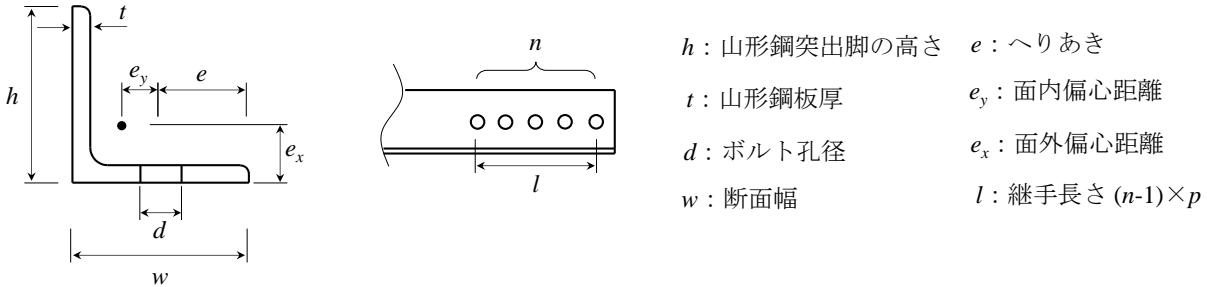
【高力ボルト設計施工ガイドブック】

高力ボルト設計施工ガイドブックでは、プレース構造に十分なエネルギー吸収能力を付与させ、耐震性能を確保するためには、プレース接合部の最大耐力を正しく評価をし、最大耐力がプレース材の全断面降伏耐力を上回るように設計する必要があることを指摘している^{1,5)}。そこで、文献1.2)ではガセットプレートに高力ボルト摩擦接合したプレース接合部について、単調引張試験を行い、有効断面における接合部の最大耐力について検討している。地震発生時には、繰り返し荷重により、プレース材は引張降伏と圧縮座屈を共に受けることが予測されるが、本文献では、座屈変形が最大耐力に影響を与えないと仮定して検討している。

載荷実験の結果により、山形鋼とガセットプレートをボルト列数が2列の場合において、ボルトピッチ p を大きくして、継手長さ l を長くすることで最大耐力が上昇するが、プレース接合部の最大耐力がプレース材の全断面降伏耐力を上回ることが困難であることを明らかにした。プレース接合部の最大耐力の評価式を検討するうえで、ボルト列数が3列以上の場合に破壊形式の同一性から統一的な評価が可能であるとし、多数の実験結果の統計的分析に基づいて評価式(1-2)を提案している。本評価式では、ボルト列数に加えて、継手長さ、面外偏心距離、面内偏心距離などが最大耐力に影響があることを明らかにしている。本論文では、プレース材が全断面降伏するような接合部の最大耐力について、鋼材の降伏比と断面積のばらつきを考慮して、公称断面積と基準強度を用いて1.2倍の安全率を採用して設計すれば良いことを示した。

$$A_e = 3.14 A_n \left(1 - \frac{0.24}{n}\right) \left(1 - 0.64 \frac{w-d}{w}\right) \left(1 - \frac{0.24e_x}{l}\right) \left(1 - \frac{0.76e_y}{l}\right) \left(1 - \frac{0.12w}{e}\right) \left(1 - \frac{0.23h}{w}\right) \quad \dots \quad (1-2)$$

$$P_u = A_e \times \sigma_u$$



【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】

既往の研究では、プレース接合部の強度、接合方法について研究が進められ、山形鋼をガセットプレートの片側に取り付けた一面摩擦接合は、継手長さが最大耐力に影響があることが報告されている^{1,3)}。文献○)では、ボルト以外にも多数の評価因子を含んだプレース接合部の最大耐力の評価式を提案している。

本論文では、文献○)における最大耐力の評価式の評価因子について、重回帰分析の結果に基づいて、継手長さ、面外偏心距離、面内偏心距離の3変数に厳選した評価式を提案している。本論文では、有効断面積および公称断面積の実測値に対するばらつき、使用する鋼材の降伏比のばらつき、ひずみ速度の影響を考慮した保有耐力接合の条件についても導出した。式(1-3)に本論文における最大耐力の評価式を示す。本評価式では、 $1/l$ 、面外偏心距離、面内偏心距離の3変数に係数を乗じることで考慮している。

$$A_e = A_n \left(1.04 - \frac{2.15}{l} - 0.006e_x - 0.10e_y \right) \quad \dots \quad (1-3)$$

$$P_u = A_e \times \sigma_u$$

【引張力を受ける偏心接合された薄板鋼構造部材のボルト接合部耐力】

既往の研究では、山形鋼の板厚が 6.0mm 以上的一般形鋼を用いたプレース材の接合部の載荷実験により統計的分析により最大耐力の評価式を導出している^{1,6)}。一方、板厚 6.0mm 以下の薄板や不等辺山形鋼については十分に議論がされていないことを文献○)で指摘している。近年の鋼構造建築物では、部材断面の効率化と軽量化を図り、薄板部材が構造部材として使用されている背景を踏まえ、薄板部材のプレース接合部の挙動を検証することが重要であると提言している。

そこで文献 1,6)の研究では、載荷実験と有限要素法を用いた数値解析により、プレース接合部の最大耐力に与える影響因子を明らかにした。また、薄板部材から一般形鋼を含めた厚板部材の統一的なプレース接合部の耐力評価式を提案している。

載荷実験と数値解析による検討から、有効断面による接合部の耐力には板厚、突出脚長さ、接合部長さ、断面形状が最大耐力に影響を及ぼすことを明らかにした。これらの影響因子のうち、板厚と突出脚長さ、および断面形状の影響は、面外偏心距離によるものであるとしている。薄板部材から厚板部材を含めた統一的なプレース接合部の最大耐力の評価式(1-5)を提案している。

$$U = \beta \left(1 - 1.2 \frac{\sqrt{e_x^2 + e_y^2}}{l} \right)$$

$$\beta = \begin{cases} 0.6 + 1.2 d/w & (0 \leq d/w \leq 0.33) \\ 1.0 & (0.33 \leq d/w) \end{cases}$$

$$P_u = U \times A_n \times \sigma_u$$
• • • (1-4)

【American Institute of Steel Construction (AISC)】

上記では、国内におけるプレース接合部の最大耐力の既往研究について確認した。以下では、海外におけるプレース接合部の最大耐力の評価方法に検証する。

AISC では、ボルト孔を控除した山形鋼の正味断面積 A_e に対して、低減率を乗じる方法を採用している^{1.7)}。式(1-5)は AISC における最大耐力の評価式を示している。低減率 U は、接合部の第一ボルト断面の応力度分布が shear lag の影響により不均一となると定めている。低減率 U は継手長さに対する面外偏心距離の比率 e_x/l を用いて算出しており、継手長さが長くなるほど面外偏心距離の影響を受けないような評価式となっている。

$$A_e = A_n \left(1 - \frac{e_x}{l} \right)$$

$$P_u = A_e \times \sigma_u$$
• • • (1-5)

【EUROPEAN STANDARD (Eurocode3)】

Eurocode3 におけるプレース接合部の最大耐力の評価方法を式(1-6)と表 1-1 に示す。Eurocode3 では、ボルト列数 1 列の場合、へりあき e_2 、ボルト孔径 d 、板厚 t を考慮している^{1.8)}。ボルト列数が 2 列以上の場合では、ピッチ p とボルト孔径 d の関係より算出される低減係数を山形鋼の正味断面積 A_n に対して乗じることで算出する。

| | |
|-----------------------------|---------------------------------------|
| ボルト列数 1 列 | $A_e = \frac{2.0(e_2 - 0.5d)t}{1.25}$ |
| ボルト列数 2 列 | $A_e = \frac{\beta_2 A_n}{1.25}$ |
| ボルト列数 3 列以上 | $A_e = \frac{\beta_3 A_n}{1.25}$ |
| $P_u = A_e \times \sigma_u$ | |

• • • (1-6)

表 1-1 Eurocode3 における係数 β の算出方法

| ボルトイッヂ p | 2.5d 以下 | 2.5d < p < 5.0d | 5.0d 以上 |
|-------------------|---------|-------------------|---------|
| ボルト2本 β_2 | 0.4 | 線形補間 | 0.7 |
| ボルト3本以上 β_3 | 0.5 | 線形補間 | 0.7 |

【高力ボルト接合部強さの統一的評価、形鋼継手の場合】

文献 1.9)では、高力ボルトによって接合された形鋼を対象に最大耐力の力学モデルを用いた統一的評価の方法を検討している。評価方法は形鋼を展開した仮想平板を用いるものである、形鋼プレースにおける偏心距離の影響を考慮した評価式を構築している。評価式の妥当性については、これまでに著者らが実施した多数の実験結果との比較によって検証している。

本論文における山形鋼断面の仮想平板への置換方法を図 1-4 に示す。山形鋼断面のフィレット部を考慮しない矩形断面と置き換えて、突出脚と平板部の交差部を展開することで仮想平板している。偏心距離の影響については、山形鋼断面の重心 G から図 1-5 に示す主軸 $u-u$ に垂線をたて、山形鋼の接合面との交点 P をボルトの位置と仮定する。幾何学的な関係から、主軸 $u-u$ まわりの偏心距離を決定し、面外および面内偏心距離の影響を考慮している。

図 1-6 は最大耐力発揮時点における断面の応力状態を示している。山形鋼断面は引張力と主軸 $u-u$ まわりの曲げモーメントを受けて全断面が引張強さに到達したと仮定して力学モデルを構築した。本論文で提案した力学モデルに基づく耐力評価式は、実験結果を安全側に評価できる結果が得られている。

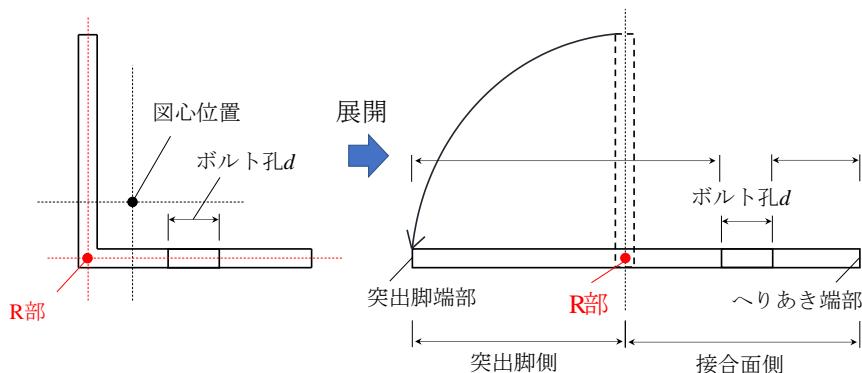


図 1-4 山形鋼の仮想平板への置換方法を

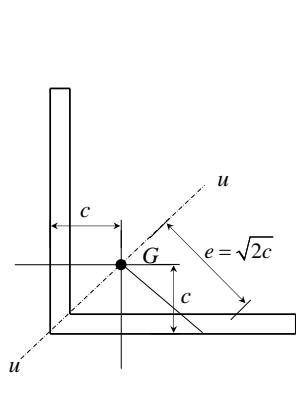


図 1-5 山形鋼のへりあきと偏心モーメント

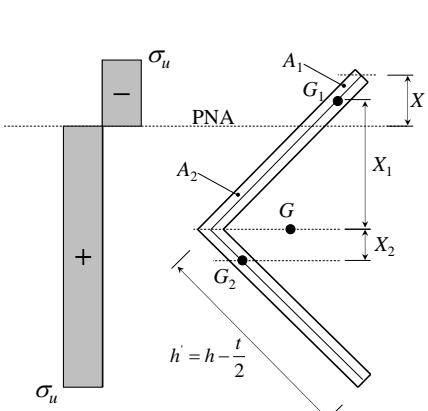
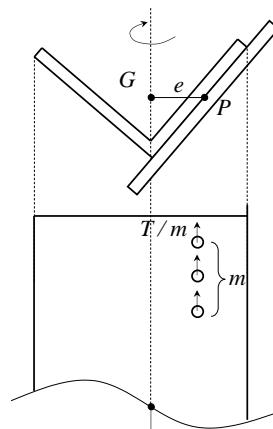


図 1-6 最大耐力時の応力度分布

【接合形式の異なる山形鋼プレースの接合部耐力と繰り返し変形性能】

本論文では、山形鋼プレース接合部の接合形式に変化させることで、面外および面内偏心距離の影響について載荷実験により検討している^{1,4)}。山形鋼断面では、ガセットプレートの片側に接合した1丁使いの場合(図1-7(a))に、接合部に面外および面内の不可避な偏心が発生する。一方で、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2丁使い(図1-7(b))とすることで面外偏心距離を解消している。また本論文では、図(b)の接合形式に加えて、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形使いも検討している。

載荷実験の結果より、1丁使いに比べて2丁使いとZ形使いにすることで降伏耐力が増加する。2丁使いとZ形使いを比較すると、降伏耐力の差はほとんどないことが明らかにされた。接合部の最大耐力について、1丁、2丁、Z形使いの順に大きくなることが確認された。

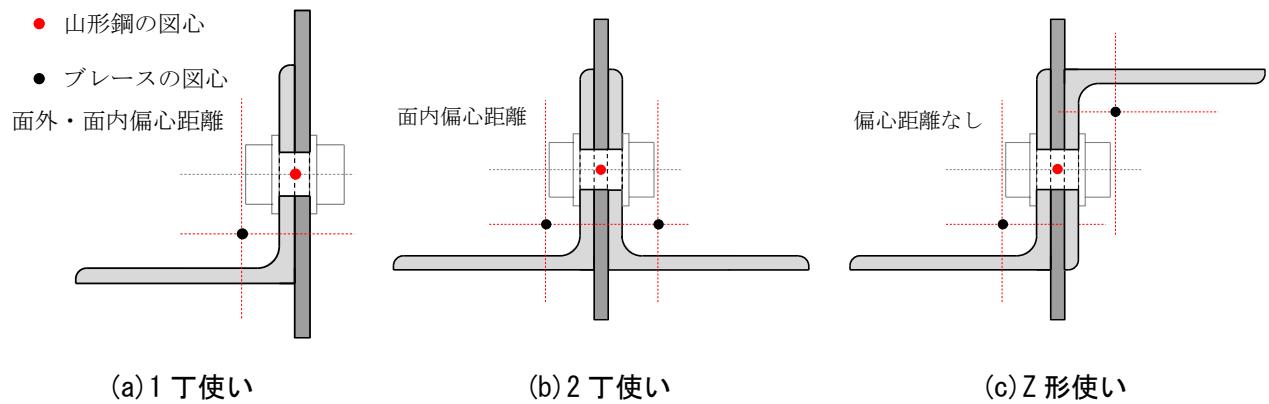


図1-7 山形鋼プレースの接合形式

1.3 研究目的

前節までに述べたように、山形鋼プレース接合部の接合部耐力に関する検討は国内外で多く行われており、様々な設計式・評価式が提案されてきた。これまでに提案してきたプレース接合部の設計式および評価式を継手長さと面外および面内偏心距離に着目して整理する。

日本国内で現在使用されている鋼構造接合部設計指針^{1.1)}では、ボルト列数5列を上限にして、ボルト列数に応じた無効長さを突出脚から除く方法を採用している。本指針の特徴は、接合面すべてが引張強さに到達すると仮定し、面外および面内偏心モーメントの影響により不均一となる突出脚の応力状態を考慮していることである。さらに、現行の設計方法では、設計式が簡便で利用しやすいことも特徴である。本指針の継手長さに対する考え方については、指針においてボルトの呼び径に応じた最小ピッチと標準ピッチが定められており、継手長さはボルト列数とボルトピッチによって決定されることから、明記はされていないものの十分に考慮されていると考えられる。

高力ボルト接合設計施工ガイドブック^{1.5)}では、山形鋼プレース接合部の多数の実験結果に基づいて、多くの評価因子を採用した耐力評価式を提案している。本評価式では、継手長さ、面外偏心距離、面内偏心距離、突出脚の高さ、板厚、断面幅、ボルト孔径を組み合わせることで、面外および面内偏心モーメントの影響を考慮している。評価式の特徴として、面外および面内偏心距離の影響を別々で捉え、偏心距離の影響を継手長さに対する比率として評価することで継手長さの増大に伴う最大耐力の増加を表現している点である。しかし、本設計式は、文献1.1)の評価式と比較して、全6項を乗じて計算する煩雑な形式となっており、現状では利用されにくい。

文献1.3)では、文献1.2)の評価因子を継手長さ、面外偏心距離、面内偏心距離の3変数に厳選した評価式を提案している。文献1.2)の評価式と共通する点は、面外および面内偏心モーメントの影響を別々で捉えていることである。また、面外偏心距離と面内偏心距離に乘じられている係数をみると、面内偏心距離に乘じられている係数のほうが大きいことから、面内偏心距離の方が最大耐力に与える影響が大きいと考えていることが共通する。また、文献1.6)においても項の形式が少し異なるものの面外および面内偏心距離の影響を別々で考慮している。さらに、プレース接合部の接合形式に着目して、山形鋼を2本組み合わせることで、面外および面内偏心距離の影響を検討している研究も実施されている^{1.4)}。よって、山形鋼プレース接合部では、接合部耐力を精度良く評価するためには、面外偏心と面内偏心の影響を個別で検討することが重要であると考えられる。

次に国外における設計式について確認する。Eurocode3では、ボルト列数、ピッチ、ボルト孔径の3変数を用いることで評価している^{1.8)}。国内における指針と同様に、ボルトピッチの変化に伴う継手長さの増大を評価している。AISCでは、継手長さと面外偏心距離のみでプレース接合部の最大耐力を評価しており、山形鋼断面における二軸偏心モーメントの影響を面外偏心距離のみで評価していることとなる^{1.7)}。本指針の結論となる論文には到達できていないが、試験機の成約や断面が小さいことによる面内偏心距離の影響を検討することが困難であったと予想される。

上記に上げたように山形鋼プレースの最大耐力の設計式および評価式が多く存在しており、これまでに提案してきた評価式は実験結果と実験変数に基づいて導出されている。その理由は、載荷実験ではボルトの締め付けなどの制約から同一断面における面外および面内偏心距離の影響を個別に検討できないことや、実験におけるひずみ計測では断片的な情報しか得ることができず、接合部の応力度分布を捉えることが困難なためである。数値解析では、実験で検討できない条件もモデル化でき、また応力度分布

を把握することができるため、既往の研究よりも精度良く評価できる可能性がある。

以上を踏まえて本研究では、高力ボルトの締め付けや相互間の接触によって実際には再現不可能な条件も含めて数値解析モデルを構築し、面外および面内偏心距離が接合部の降伏耐力と最大耐力に及ぼす影響を応力度分布に基づいて検討する。そして、得られた応力度分布の検討に基づいた接合部の降伏耐力と最大耐力の評価式の導出も実施する。まず、山形鋼プレース接合部の単調引張試験により、継手長さ、面外および面内偏心距離の違いによる降伏耐力と最大耐力を確認する。次に、有限要素法を用いた数値解析により、山形鋼断面内の応力度分布について詳細に分析を行う。最後に断面内の応力度分布に基づく接合部の降伏耐力と最大耐力の評価式を提案する。

1.4 本論文の構成

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、本研究の背景を述べて、本研究に関する既往の研究について整理する。そのうえで、プレース接合部に関する課題点を挙げて、本研究の目的と論文の構成を示す。

第2章では、山形鋼プレース接合部の偏心距離と継手長さに着目した単調引張試験を実施して、降伏耐力と最大耐力に与える影響について確認する。本章では、断面サイズ、継手長さ、面外および面内偏心距離をパラメータとした載荷実験を行い、各種パラメータが及ぼす影響について検討した。さらに、得られた実験結果とこれまでに既往研究で提案された評価式との比較検討も実施する。

第3章では、数値解析を実施して得られた応力度分布に基づく山形鋼プレース接合部の降伏耐力の評価式を提案する。載荷実験と同様に、継手長さ、面外および面内偏心距離が降伏耐力時の応力度分布に与える影響について確認した。応力度分布に基づいた力学モデルを構築し、降伏耐力時の評価式を提案している。

第4章では、数値解析を実施して得られた応力度分布に基づく山形鋼プレース接合部の最大耐力の評価式の構築を実施する。3章と同様に、継手長さと面外および面内偏心距離をパラメータとして、最大耐力時における応力度分布を確認する。応力度分布に基づく最大耐力の評価式を提案する。

第5章では、各章で得られた研究成果についてまとめる。

参考文献

- 1.1) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，第4版，pp.703-706，2021.7
- 1.2) 田沼吉伸，加藤勉，森田耕次：山形鋼筋違接合部耐力に関する研究，日本建築学会論文報告集，第325号，pp.32-39，1983.3
- 1.3) 藤本盛久，難波恒夫，中込忠男，西山隆志，下川弘海：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集，第445号，pp.127-137，1993.3
- 1.4) 翼信彦，吉敷祥一：接合形式の異なるプレース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卷，第736号，pp.909-919，2017.6
- 1.5) 日本建築学会：高力ボルト接合設計施工ガイドブック，第2版，pp.41-46，2016.5
- 1.6) 永里和真，五十嵐規矩夫，三井和也：引張力を受ける偏心接合された薄板鋼構造部材のボルト接合部耐力，日本建築学会構造系論文集，第86卷，第789号，pp.1570-1580，2021.11
- 1.7) AISI : Errata to North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2012 Edition, 2013.7
- 1.8) EUROPEAN STANDARD, Eurocode3 : Design of Steel Structures-Part1-8, Design of Joint, 2005.3
- 1.9) 加藤勉：高力ボルト接合部強さの統一的評価，形鋼継手の場合，日本建築学会構造系論文集，第556号，pp.175-180，2002.6

第 2 章

面外および面内偏心距離に着目した
山形鋼ブリース接合部の載荷実験

2.1 はじめに

ブレース構造において、ブレースの耐震性能を確保することは極めて重要である。特に屋内運動場のような低層の鉄骨建築物では、災害発生時に避難所として利用されることから、中小規模地震に対しては、ブレースが弾性範囲内に留まり、建物の継続使用が可能であることが求められる。一方、大地震時には、ブレース軸部が降伏するまで接合部が破断しない保有耐力接合とすることが必要である。したがって、ブレース接合部の降伏耐力を正確かつ簡便に評価できることが望ましい。

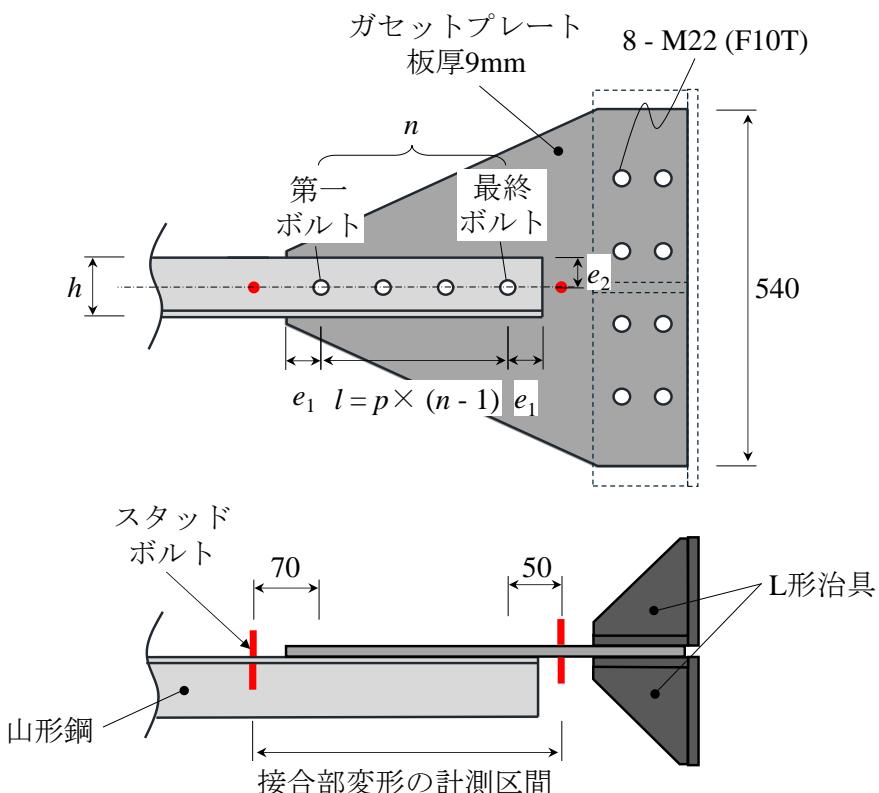
鋼構造接合部設計指針^{2.1)}では、ブレース接合部の降伏耐力の算定について、突出脚の半分を無効部分と評価する手法が採用されている。最大耐力に関しては、ボルト列数に応じた無効長さを突出脚から除く方法を採用している。一方、山形鋼ブレース接合部を対象とした接合部耐力に関する研究では、多数の実験結果の統計的な分析から、接合部の最大耐力は応力方向のボルト列数に加えて、面内偏心距離、面外偏心距離、継手長さ(第一ボルトから最終ボルトまでの接合部の長さ)が影響することが明らかにされている^{2.2)~2.6)}。これらの文献において、山形鋼ブレース接合部の偏心距離に着目して検討した研究は少ない。対象とする山形鋼は断面が比較的小さく、面内偏心距離をパラメータとするには困難な断面サイズが多い。また、試験機の性能の関係から、L100×7のような比較的断面の大きな山形鋼の実験データは少ない。断面幅の大きな山形鋼では、面内偏心距離の検討が幅広く行うことができる。

そこで本章では、比較的断面幅の大きな断面も含めた山形鋼ブレース接合部を対象とした単調引張試験を行い、継手長さや面外および面内偏心距離が接合部の降伏耐力に与える影響について検討する。また、現在の設計指針と比較検討についても行う。

2.2 実験計画

2.2.1 試験体の概要

本項では、継手長さ、面外および面内偏心距離が山形鋼ブレース接合部の降伏耐力に与える影響を把握するための実験計画について説明する。図2-1に本実験における試験体の概要を示す。試験体は山形鋼ブレース接合部であり、山形鋼と両端に取り付くガセットプレートにより構成される。山形鋼の材質はSS400である。ガセットプレートの板厚は9mmとし、ガセットプレートの破断が生じないように板幅を540mmとした。ガセットプレートの材質はSS400またはSM490とする。山形鋼とガセットプレートは、高力ボルト(F10T)(以下：ボルト)により摩擦接合され、ボルトの破断が生じないよう、ボルトの呼び径はM16, M20, M22を使用し、孔径は文献2.1)に準じて呼び径+2mmとする。本実験では、山形鋼とガセットプレートの接合面は、摩擦力が試験体の降伏耐力に影響を与えないように、摩擦係数が赤さびよりも低い黒皮のままとしている。ガセットプレートと治具に取り付く部分(部中の破線の箇所)の接合面はグラインダーにより黒皮を除去し、発錆材により赤錆を発生させている。山形鋼とガセットプレートの締め付けは、山形鋼、座金、ナットおよびボルトにマーキングをしてナットを120度回転させて締め付けるナット回転法により行った。両端の第一ボルト間の長さは660mmとし、はしあきはM16の場合40mm, M20とM22の場合に50mmとする。



p : ボルトピッチ l : 継手長さ e_1 : へりあき

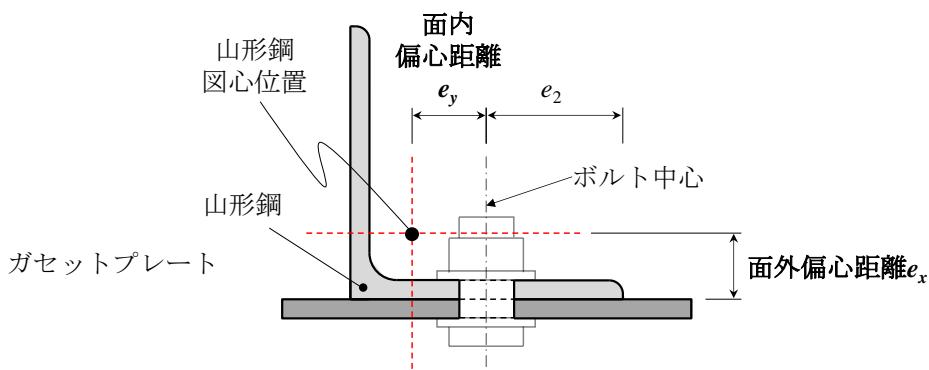
n : ボルト列数 h : 断面幅 e_2 : はしあき

図2-1 試験体概要

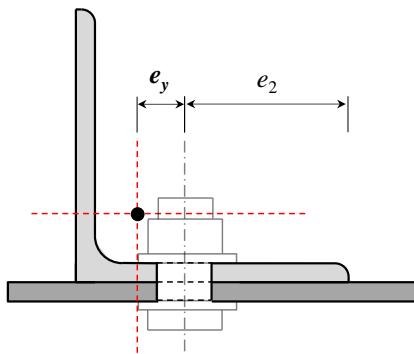
2.2.2 試験体のパラメータ

表2-1に試験体一覧および実験パラメータを示す。実験パラメータは山形鋼断面、接合部の継手長さ、面内偏心距離、面外偏心距離である。山形鋼の断面には等辺山形鋼を使用し、L100×7, L90×7, L75×6, L65×6の4種類を用意した。本論文ではこれ以降、山形鋼の断面をL100のように板厚を省略して呼ぶこととする。継手長さは第一ボルトから最終ボルトまで長さ(図2-1中の*l*)と定義する。継手長さは応力方向のボルト列数とボルトピッチ(以下:ピッチ)を変化させることで40mmから600mmまでの範囲で幅広く設定した。ボルトの列数は2列から6列まで用意し、ピッチは文献2.1)における呼び径応じた最小ピッチから標準ピッチの2倍までの範囲で設定した。

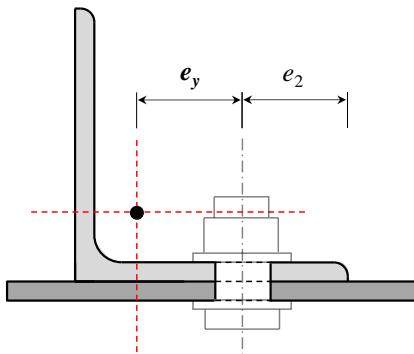
図2-2に接合部の面外偏心距離と面内偏心距離の定義を示す。面外偏心距離 e_x は山形鋼の図心位置とガセットプレートの接合面の距離である。面内偏心距離は山形鋼の図心位置とボルト中心との距離と定義する。面外偏心距離は山形鋼の断面に応じて決定され、各断面における面外偏心距離はL65で18.5mm, L75で21.0mm, L90で25.1mm, L100で27.6mmである。面内偏心距離は図2-2(b)(c)に示すように接合部におけるへりあきを変化させることにより、10.0mmから32.4mmの間で選定した。具体的には、山形鋼の接合面幅の中央にボルト孔を設けた試験体を基準として、ボルトの座金が山形鋼のフィレットに干渉しないよう、極力突出脚側に近づけた試験体を用意した。なお、L100では突出脚から離した面内偏心距離も用意した。本実験では、以上のパラメータを組み合わせることで、合計70体の試験体を用意した。実験は2期に分けて実施し、1回目をI期、2回目をII期とする。



(a) ボルトを接合面の中央に設けた場合



(b) ボルトを突出脚に近づけた場合



(c) ボルトを突出脚に遠ざけた場合

図2-2 山形鋼断面の面外・面内偏心距離の定義

第2章 面外および面内偏心距離に着目した山形鋼ブレース接合部の載荷実験

表 2-1 試験体一覧と実験パラメータ

| 試験体名称 | 山形鋼断面 $d \times t$ | 継手長さ l [mm] | ボルト本数 n [本] | ボルトピッチ p [mm] | 面外偏心量 e_x [mm] | 面内偏心量 e_y [mm] | ロット |
|-------|-----------------------|------------------|------------------|--------------------|---------------------|---------------------|-----|
| No.1 | L65×6 | 40 | 2 | 40 | 18.46 | 14.04 | 2 |
| No.2 | | 60 | 2 | 60 | | | |
| No.3 | | 80 | 2 | 80 | | | |
| No.4 | | 80 | 3 | 40 | | | 1 |
| No.5 | | 120 | 3 | 60 | | | |
| No.6 | | 120 | 4 | 40 | | | 2 |
| No.7 | | 180 | 4 | 60 | | | |
| No.8 | | 240 | 4 | 80 | | | 1 |
| No.9 | | 160 | 5 | 40 | | | |
| No.10 | | 240 | 5 | 60 | | | |
| No.11 | L75×6 | 40 | 2 | 40 | 20.97 | 16.53 | 2 |
| No.12 | | 60 | 2 | 60 | | | |
| No.13 | | 120 | 2 | 120 | | | 1 |
| No.14 | | 80 | 3 | 40 | | | |
| No.15 | | 120 | 3 | 60 | | | 2 |
| No.16 | | 240 | 3 | 120 | | | |
| No.17 | | 180 | 4 | 60 | | | 1 |
| No.18 | | 240 | 4 | 80 | | | |
| No.19 | | 360 | 4 | 120 | | | 1 |
| No.20 | | 160 | 5 | 40 | | | |
| No.21 | | 240 | 5 | 60 | | | |
| No.22 | | 480 | 5 | 120 | | | |
| No.23 | L75×6 | 40 | 2 | 40 | 20.97 | 10.03 | 2 |
| No.24 | | 60 | 2 | 60 | | | |
| No.25 | | 80 | 3 | 40 | | | 1 |
| No.26 | | 120 | 3 | 60 | | | |
| No.27 | | 240 | 3 | 120 | | | 2 |
| No.28 | | 180 | 4 | 60 | | | |
| No.29 | | 240 | 4 | 80 | | | 1 |
| No.30 | | 160 | 5 | 40 | | | |
| No.31 | | 240 | 5 | 60 | | | 1 |
| No.32 | | 480 | 5 | 120 | | | |
| No.33 | L90×7 | 50 | 2 | 50 | 25.09 | 19.91 | 2 |
| No.34 | | 70 | 2 | 70 | | | |
| No.35 | | 100 | 2 | 100 | | | 1 |
| No.36 | | 100 | 3 | 50 | | | |
| No.37 | | 140 | 3 | 70 | | | 2 |
| No.38 | | 280 | 3 | 140 | | | |
| No.39 | | 150 | 4 | 50 | | | 1 |
| No.40 | | 210 | 4 | 70 | | | |
| No.41 | | 270 | 4 | 90 | | | 1 |
| No.42 | | 420 | 4 | 140 | | | |
| No.43 | | 200 | 5 | 50 | | | 1 |
| No.44 | | 280 | 5 | 70 | | | |
| No.45 | | 560 | 5 | 140 | | | |
| No.46 | L90×7 | 50 | 2 | 50 | 25.09 | 11.91 | 2 |
| No.47 | | 70 | 2 | 70 | | | |
| No.48 | | 100 | 3 | 50 | | | 1 |
| No.49 | | 140 | 3 | 70 | | | |
| No.50 | | 280 | 3 | 140 | | | 2 |
| No.51 | | 150 | 4 | 50 | | | |
| No.52 | | 210 | 4 | 70 | | | 1 |
| No.53 | | 270 | 4 | 90 | | | |
| No.54 | | 200 | 5 | 50 | | | 1 |
| No.55 | | 280 | 5 | 70 | | | |
| No.56 | | 560 | 5 | 140 | | | |
| No.57 | L100×7 | 70 | 2 | 70 | 27.59 | 32.41 | 1 |
| No.58 | | 140 | 3 | 70 | | | |
| No.59 | | 280 | 5 | 70 | | | 2 |
| No.60 | | 400 | 5 | 100 | | | |
| No.61 | | 500 | 6 | 100 | | | 1 |
| No.62 | | 70 | 2 | 70 | | | |
| No.63 | | 140 | 3 | 70 | | | 2 |
| No.64 | | 280 | 5 | 70 | | | |
| No.65 | | 400 | 5 | 100 | | | 1 |
| No.66 | | 500 | 6 | 100 | | | |
| No.67 | | 70 | 2 | 70 | | | 2 |
| No.68 | | 140 | 3 | 70 | | | |
| No.69 | | 280 | 5 | 70 | | | 1 |
| No.70 | | 400 | 5 | 100 | | | |

2.2.3 試験体のセットアップと計測計画

図2-3に本実験のセットアップを示す。試験体は、山形鋼とガセットプレートの組み立てを事前に行つた後、ガセットプレートをL形治具で挟み込んで試験機に固定する。上側のL形治具は試験機と直接接続し、下側は反力床に接続している。試験体のガセットプレートとL形治具は8本の高力ボルトM22にて摩擦接合されており、試験体の破壊前にすべり変形が発せしないようにしている。試験体への載荷は、試験機の上端に強制変形を与える単調引張とし、接合部における破断が生じて十分な耐力低下がみられるまで行う。

実験中は試験機に内蔵されたロードセルにより試験体に作用する軸方向力 P を得る。上下の接合部の変形について、山形鋼の表裏に第一ボルトから試験体の中央側に50mm、ガセットプレートの表裏に最終ボルトから試験体外側に70mmの位置にターゲットを設ける(図2)。変位計を8台用いて、上下表裏の計4か所の計測区間の変位を計測し、上下それぞれについて表裏の平均値の差分として接合部変形 δ_u 、 δ_d を算出する。

図2-4に突出脚のひずみ計測の位置を示す。本実験では、突出脚における応力の負担を確認するためにひずみゲージを用いて、ひずみ計測を行う。ひずみゲージは第一ボルト断面に貼付する。接合面から突出脚を4分割する位置でひずみを計測する。

表2-2に試験体に用いた鋼材のJIS-5号およびJIS-1号試験片による素材試験の結果を示す。山形鋼ではJIS-5号、ガセットプレートではJIS-1号の試験片を用いて素材試験を行った。ロットは実験を実施した期である。L90におけるI期の材料を除いて、降伏点 σ_y 、引張強さ σ_u 、降伏比Y.R.はほぼ同程度となっている。

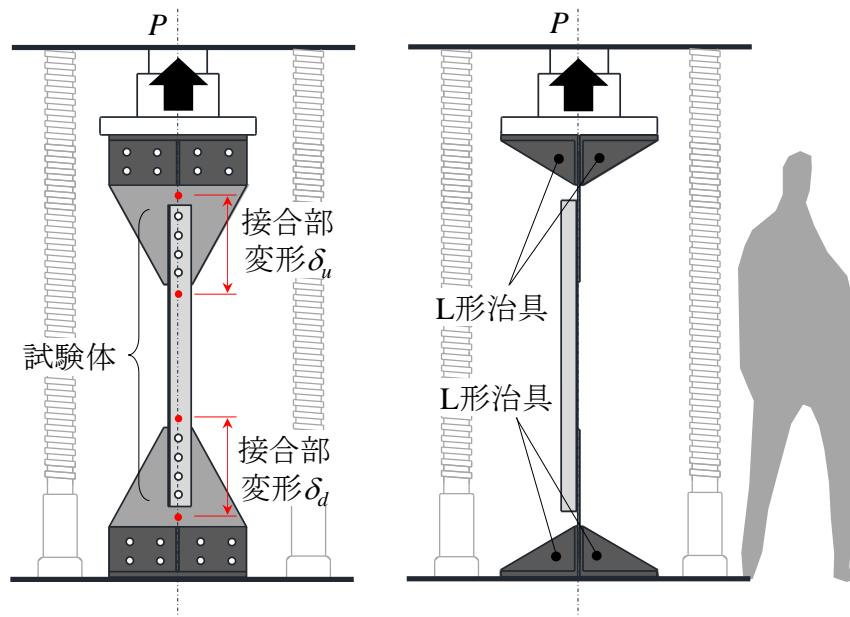


図2-3 セットアップ

第2章 面外および面内偏心距離に着目した山形鋼ブレース接合部の載荷実験



図 2-4 突出脚のひずみ計測の位置

表 2-2 使用鋼材の素材試験の結果一覧

| 部材 | 鋼種 | ロット | 降伏点 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 (%) |
|--------------|-------|-----|--|---|-----------------|-----------------------------|
| L65×6 | SS400 | I | 334 | 462 | 72 | 42 |
| | | II | 313 | 462 | 69 | 34 |
| L75×6 | SS400 | I | 324 | 456 | 70 | 42 |
| | | II | 326 | 446 | 73 | 35 |
| L90×7 | SS400 | I | 379 | 476 | 80 | 42 |
| | | II | 317 | 449 | 71 | 35 |
| L100×7 | SS400 | I | 321 | 461 | 70 | 35 |
| ガセット プレート | | I | 325 | 445 | 73 | 32 |
| ガセット プレート | SM490 | II | 401 | 548 | 73 | 31 |
| ガセット プレート | SS400 | I | 296 | 439 | 67 | 29 |
| ガセット プレート | SM490 | II | 388 | 543 | 72 | 28 |

2.3 実験結果における降伏耐力

2.3.1 荷重変形関係

本項では、載荷実験により得られた荷重変形関係を考察し、山形鋼ブレース接合部の降伏耐力について検討する。図2-5に本実験における降伏耐力の定義を示す。(a)の実験における降伏耐力は、荷重変形関係における初期剛性と2次剛性の交点を降伏耐力とするGeneral yield point法により定義する。なお、2次剛性は、荷重変形関係の5mm変形時の接線剛性と定義している。(b)は正味断面における降伏耐力 nP_y を示している。正味断面における降伏耐力は式(2-1)で求められる。

$$nP_y = \sigma_y \times A_n \quad \cdots (2-1)$$

ここで、 σ_y : 降伏点、 A_n : ボルト孔を控除した正味断面積である。式(2-1)は、山形鋼の正味断面がすべて降伏点に到達した際の降伏耐力である。

図2-6に継手長さが異なる場合の荷重変形関係を示す。実験では接合部における破断が生じて十分な耐力低下がみられるまで加力をしているが、本章では降伏耐力を主な検討対象としているため、荷重変形関係は降伏耐力付近から2次剛性に移行した接合部変形が10mmまでの範囲を示している。図の縦軸は山形鋼に作用する軸方向力 P 、横軸は接合部変形 d である。各パラメータの違いを線種により区別している。なお、接合部変形 d にはブレースの両端のうち、破壊が見られた側の変形を採用している。また、接合部のすべり発生時の挙動は除去している。図中に示す赤色のマーカーは実験による降伏耐力 eP_y である。(a)～(d)はそれぞれ断面がL65、L75、L90、L100の継手長さの違いを比較している。いずれの荷重変形関係においても、比較的大きな荷重まで高い初期剛性を發揮している。初期剛性は継手長さによらずほぼ一定となっている。その後、接合部の有効断面の降伏により剛性が徐々に低下し、最終的に第一ボルト断面の有効断面に破断が生じた。すべての断面において、継手長さが長くなると降伏耐力が増加する。継手長さがある程度長くなると、降伏耐力の上昇度合いが小さくなる傾向となった。よって、降伏耐力は継手長さの影響を受けるとわかった。

図2-7に面内偏心距離を変化させた場合の荷重変形関係を示す。同図の(a)、(b)、(c)はそれぞれ断面がL75、L90、L100の継手長さが60mmまたは70mm、(d)はL100の継手長さが280mmの結果であり、面内偏心距離による違いを比較する。面内偏心距離が異なる場合でも初期剛性はほぼ等しいことから、面内偏心距離による初期剛性への影響はないといえる。降伏耐力については、継手長さによらず面内偏心距離が小さいほど増加する。(c)と(d)のL100の同一断面における継手長さの違いを比較すると、継手長さが短いほど降伏耐力の増加が顕著になる。また、継手長さが長く面内偏心距離が小さい試験体ほど、降伏耐力は明瞭に表れる傾向にある。

図2-8に継手長さと面内偏心距離がほぼ同一で面外偏心距離が異なる試験体の荷重変形関係を示す。縦軸は荷重 P を図2-5(b)に示す nP_y で除した耐力比とした。異なる山形鋼断面を使用する場合、ボルト孔欠損が占める断面積の比率が山形鋼断面の種類ごとに異なり、山形鋼の全断面積を用いた降伏耐力では面外偏心距離の違いによる降伏耐力への影響を考慮できないため、本論文ではボルト孔欠損を除いた正味断面の降伏耐力に対する比率としてその影響を表現する。(a)と(b)はL65とL75の継手長さが60mmと240mmの結果であり、(c)と(d)はL75、L90、L100の継手長さが約70mmと約280mmの結果である。いずれの試験体においても、継手長さが同一の場合でも面外偏心距離が小さくなると降伏耐力が増加する傾向がある。このことから、継手長さが短い接合部であっても、ボルトを突出脚に寄せて面内偏心距離を小さくすることで、接合部の降伏耐力の増加を見込める可能性がある。

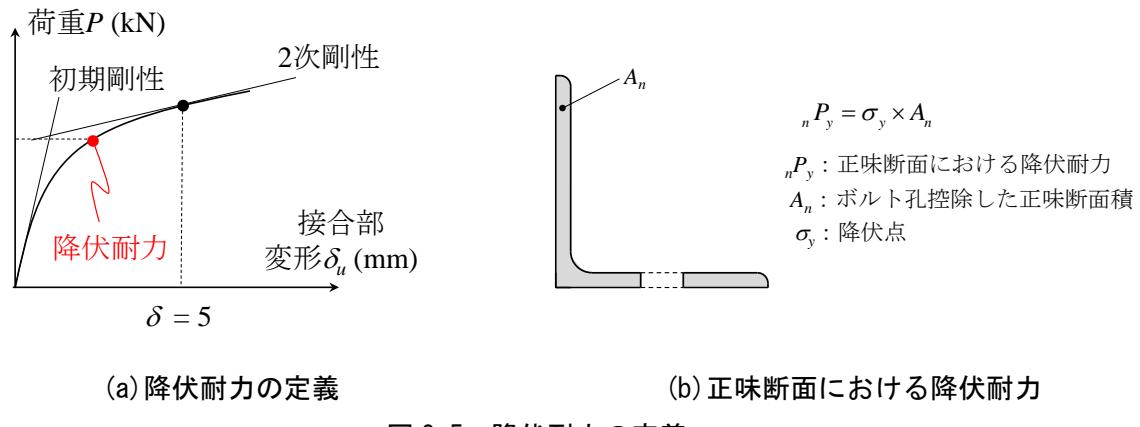


図 2-5 降伏耐力の定義

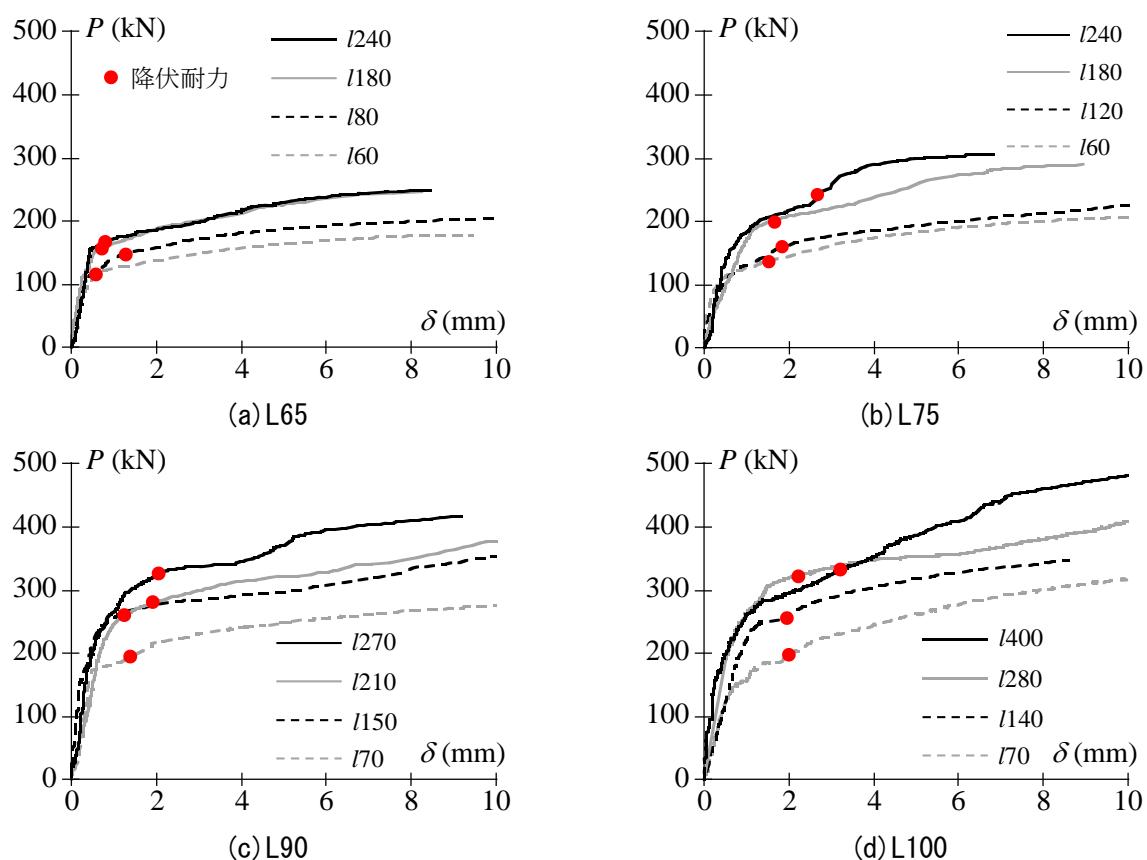


図 2-6 繰手長さを変化させた場合の荷重変形関係

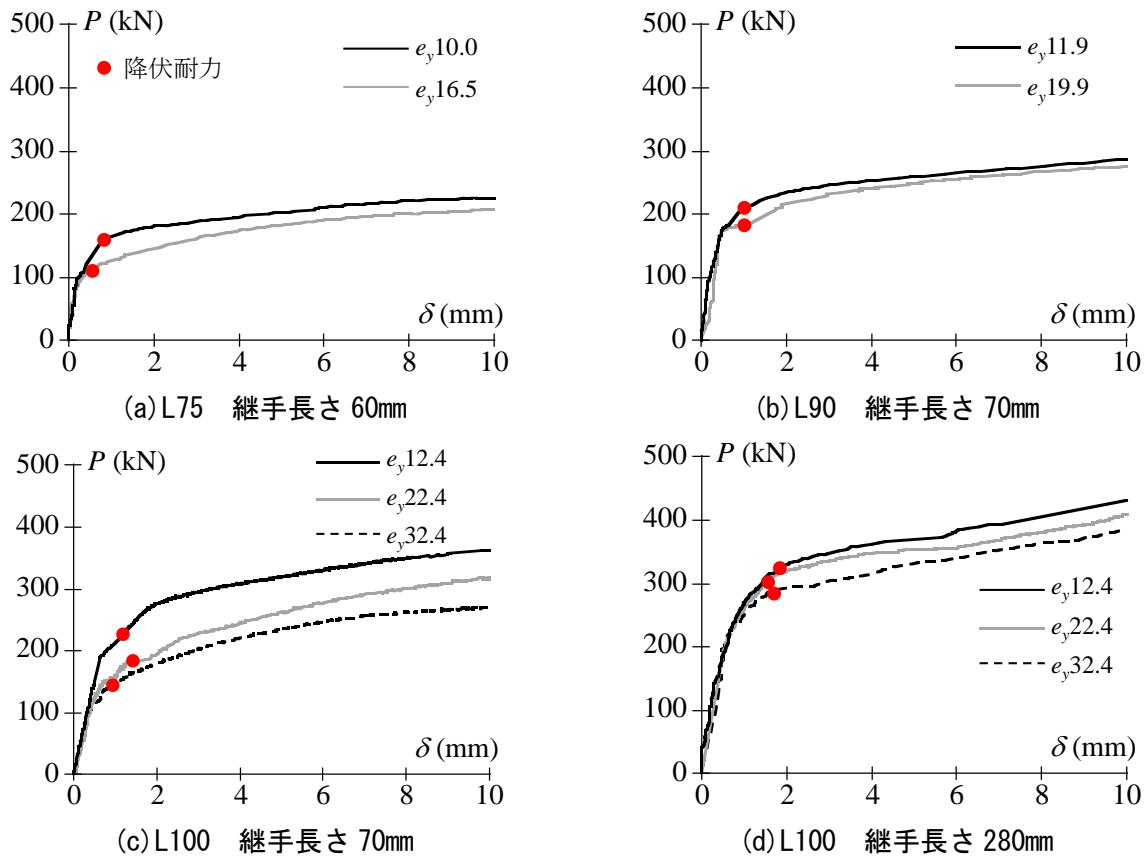


図2-7 面内偏心距離を変化させた場合の荷重変形関係

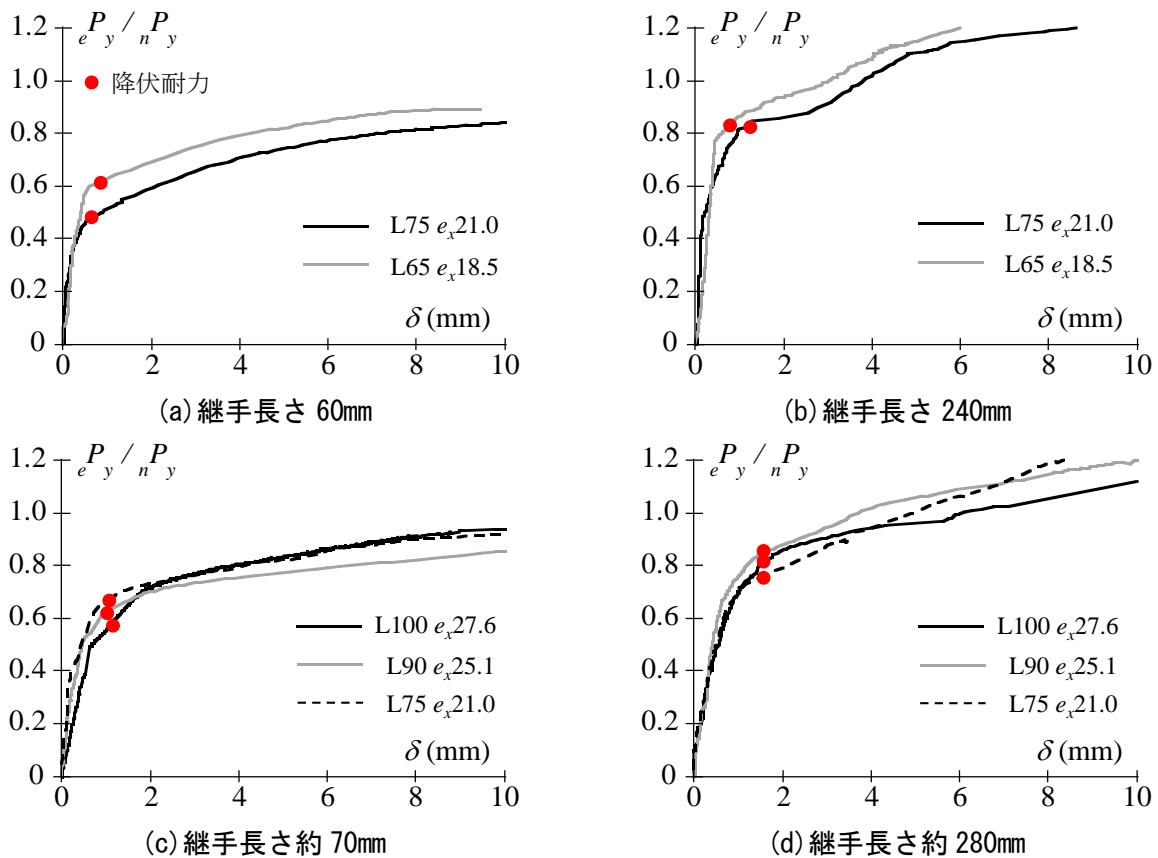


図2-8 面外偏心距離を変化させた場合の荷重変形関係

2.3.2 各種パラメータが降伏耐力時における突出脚降伏率に与える影響

本項では、載荷実験により得られた山形鋼プレース接合部の降伏耐力について整理する。降伏耐力については、既往の研究^{2,6)}において、材料の降伏点や断面の大きさ、ボルト孔欠損部の影響を受けない無次元の評価指標として突出脚降伏率 γ_y を導入している。

ここで、実験結果の降伏耐力を用いた突出脚降伏率 γ_y の算出方法を示す。突出脚降伏率 γ_y は実験より得られた降伏耐力 eP_y と公称断面積 A を用いて(2-2)式のように表現できる。

$$\gamma_y = 1 - \left(A - \frac{eP_y}{\sigma_y} - \phi \cdot t \right) \times \frac{1}{h \cdot t} \quad \cdots (2-2)$$

ここで、 ϕ : ボルト孔径、 t : 山形鋼板厚、 h : 山形鋼の突出脚高さである。なお、フィレット部を考慮した山形鋼断面では、断面積の算出が煩雑であるため、図2-9に示すような矩形で構成される断面で簡略化して突出脚降伏率 γ_y を求める。

まず、継手長さの違いによる突出脚降伏率を確認する。図2-10に各断面における降伏耐力に対する突出脚降伏率と継手長さの関係を示す。鋼構造接合部設計指針^{2,1)}において、降伏耐力時の突出脚降伏率は、応力方向のボルト列数によらず突出脚長さの半分として扱われている。各図の縦軸は実験結果の突出脚降伏率、横軸は継手長さである。図中には降伏耐力時の突出脚降伏率0.5を上回る領域を黄色で示している。(a)から(d)は各断面における実験結果の突出脚降伏率を示し、マーカーの違いにより面内偏心距離の違いを区別している。

いずれの断面においても、継手長さが150mm、面内偏心距離20mm程度の試験体では、突出脚降伏率0.5を下回る。一方、継手長さの長い試験体では、継手長さの増大に伴い突出脚降伏率が増加し、突出脚降伏率0.5を上回る。継手長さがある程度長くなると、突出脚降伏率は概ね一定となり、継手長さによる上昇効果は小さくなる。面内偏心距離による違いを比較すると、面内偏心距離が小さい試験体の突出脚降伏率が大きく、継手長さが長い領域においても突出脚降伏率は一致しない。

次に、面外偏心距離 e_x の違いによる突出脚降伏率を確認する。面外偏心距離と突出脚降伏率の関係を図2-11に示す。継手長さによる違いをマーカーにより区別する。図中には面内偏心距離が10.0mm, 11.9mm, 12.4mmでほぼ同一のL75, L90, L100の結果が示されており、継手長さが約70mm, 約150mm, 約280mmをマーカーの違いにより区別している。継手長さごとの突出脚降伏率の上昇度合いをみると、継手長さの短い試験体ほど面外偏心距離の影響が大きい。突出脚降伏率0.5以上とするには、継手長さを150mm以上にする必要があることがわかる。

最後に、面内偏心距離 e_y の違いによる突出脚降伏率を確認する。面内偏心距離と突出脚降伏率の関係を図2-12に示す。(a)から(c)はL75, L90, L100の結果を示しており、面内偏心距離の違いによる突出脚降伏率を比較している。継手長さによる違いをマーカーにより区別する。標準ピッチでボルト列数3列相当の継手長さが150mm程度の場合、突出脚降伏率はほとんどの試験体で0.5を下回る。面内偏心距離を15mm以下にした場合に、継手長さが150mm程度でも突出脚降伏率0.5を超える。よって、継手長さが短い試験体では、鋼構造接合部設計指針¹⁾に提示される突出脚降伏率を適用できない接合部も存在するといえる。換言すれば、突出脚降伏率0.5を超えるには、標準ピッチでボルト列数4列相当の継手長さが必要である。以上より、継手長さが短い試験体ほど、面内偏心距離の影響が大きい。また、継手長さが短い試験体でも、面内偏心距離を小さくすることで突出脚降伏率0.5を上回る。したがって、接合部の降伏耐力は継手長さに加えて面内偏心距離の影響も受けるといえる。

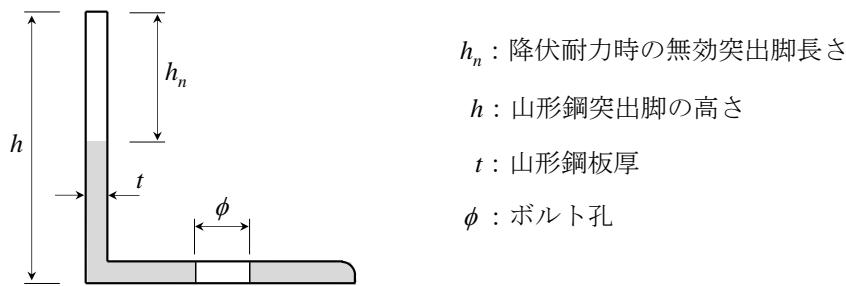


図 2-9 降伏耐力に関する突出脚降伏率－継手長さ関係

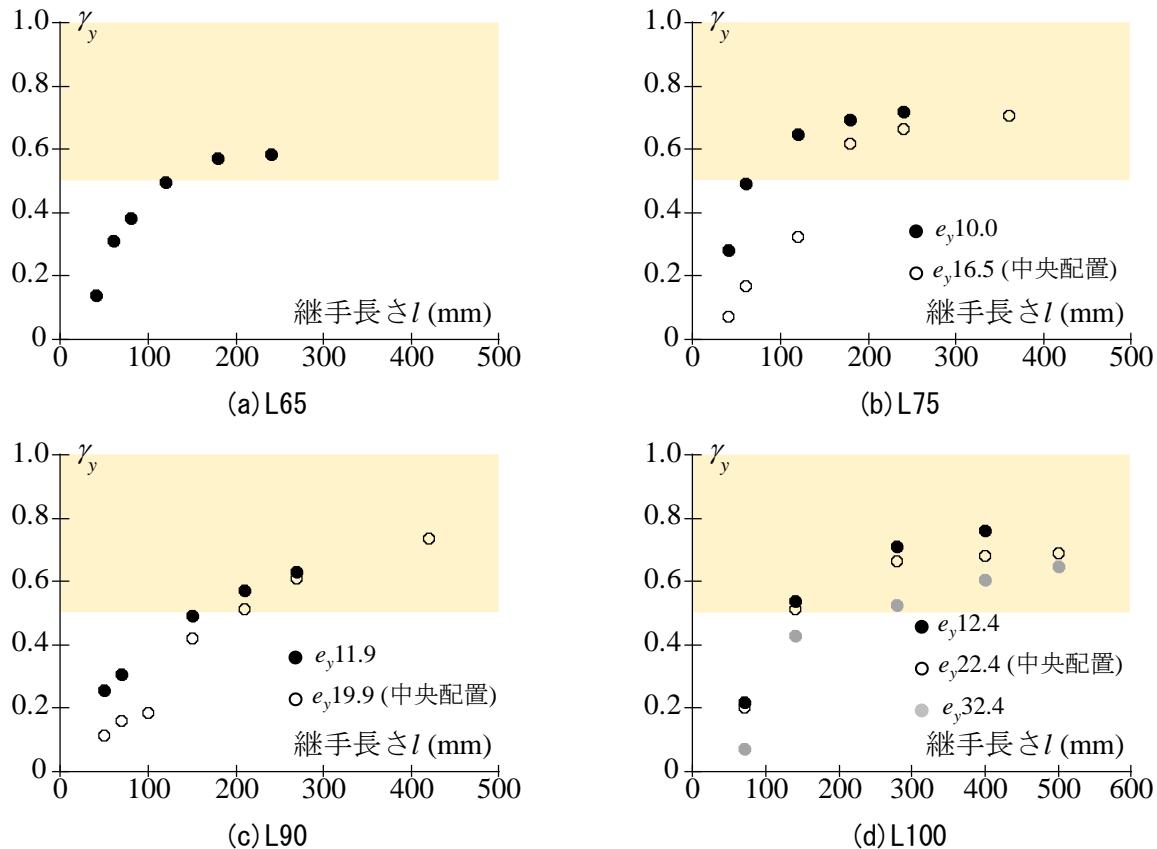


図 2-10 降伏耐力に関する突出脚降伏率－継手長さ関係

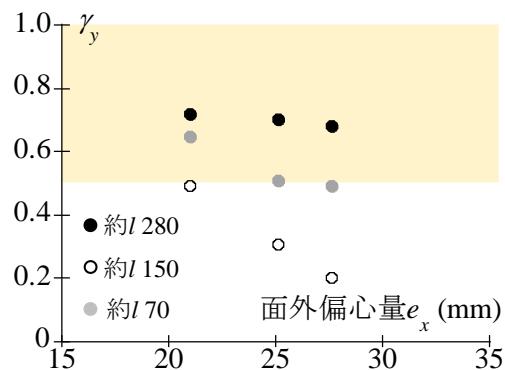


図 2-11 降伏耐力時の突出脚降伏率－面外偏心距離関係

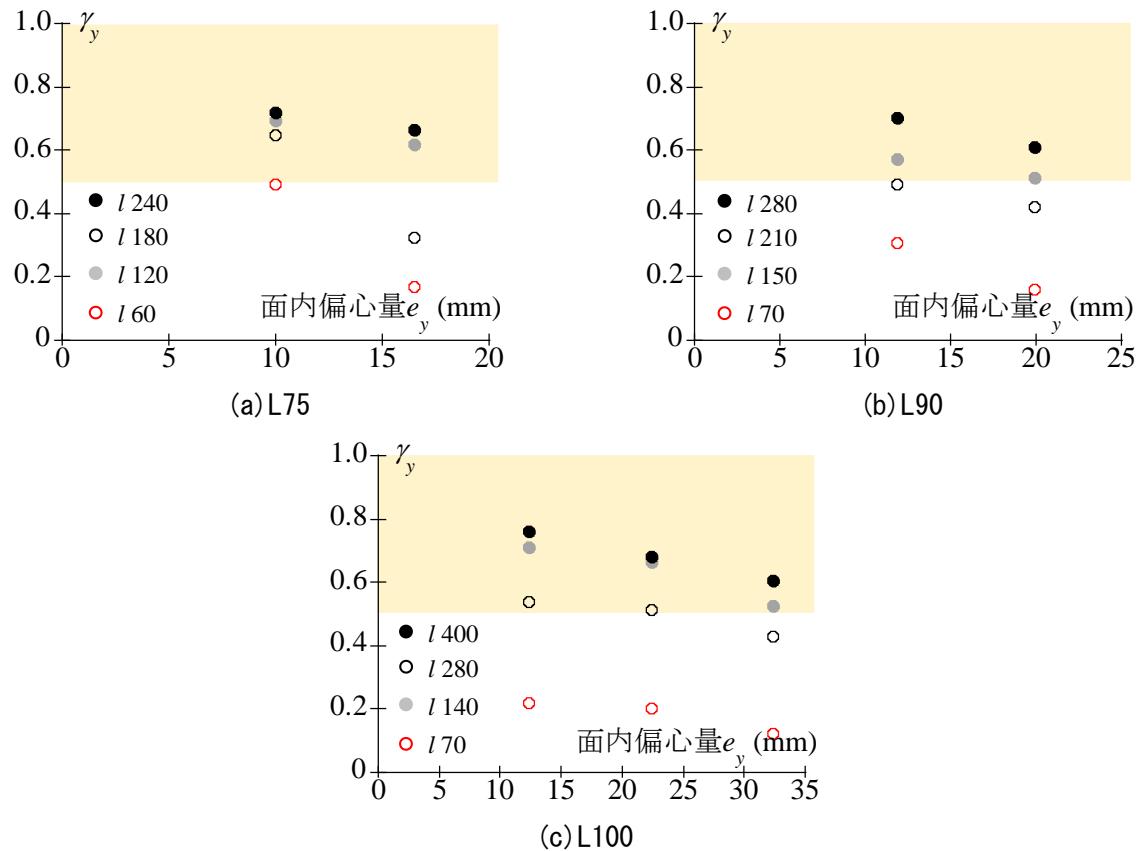


図 2-12 降伏耐力時の突出脚降伏率－継手長さ関係

2.3.3 降伏耐力時における突出脚のひずみ分布の推移

本項では、第一ボルト断面における応力度の負担をひずみ度分布により確認する。L100 の突出脚のひずみ分布を図 2-13 に示す。同図(a)は継手長さ 70mm、(b)は継手長さ 280mm の試験体の結果であり、面内偏心距離の違いをマーカーにより区別している。また、荷重変形関係の図中に示す弾性範囲と弾性限以降の 2 つの時点を対象とし、左側に弾性範囲、右側に弾性限以降のひずみ分布を示している。まず(a)の継手長さが短い 70mm の結果をみると、突出脚上端が圧縮ひずみで下端が引張ひずみとなる分布であり、弾性範囲のひずみ分布は面内偏心距離による違いがない。一方、降伏耐力付近のひずみ分布をみると、最も面内偏心距離の大きな試験体では突出脚の先端から下端にかけて圧縮ひずみが生ずる。面内偏心距離が 12.4mm と 22.4mm の試験体では、ひずみ分布の勾配が大きくなるが、分布は弾性範囲時と変わらない。

続いて、(b)の継手長さが長い 280mm の結果をみると、弾性範囲のひずみ分布は、先と同様に面内偏心距離による違いがない。よって、面内偏心距離は弾性範囲における突出脚のひずみ分布にはほとんど影響しないといえる。一方、降伏耐力付近のひずみ分布をみると、最も面内偏心距離の大きな試験体では降伏ひずみに到達しないのに対し、面内偏心距離の小さな試験体では突出脚の先端と下端が概ね降伏ひずみに到達している。降伏耐力付近では、面内偏心距離が小さくなると、突出脚先端まで降伏ひずみまで到達しており、偏心モーメントを負担している。以上のひずみ分布の考察から、継手長さを長くするまたは面内偏心距離を小さくすると突出脚の先端と下端は降伏ひずみまで到達する。その結果、突出脚における引張領域が拡大することで、降伏耐力が増加するものと考えられる。

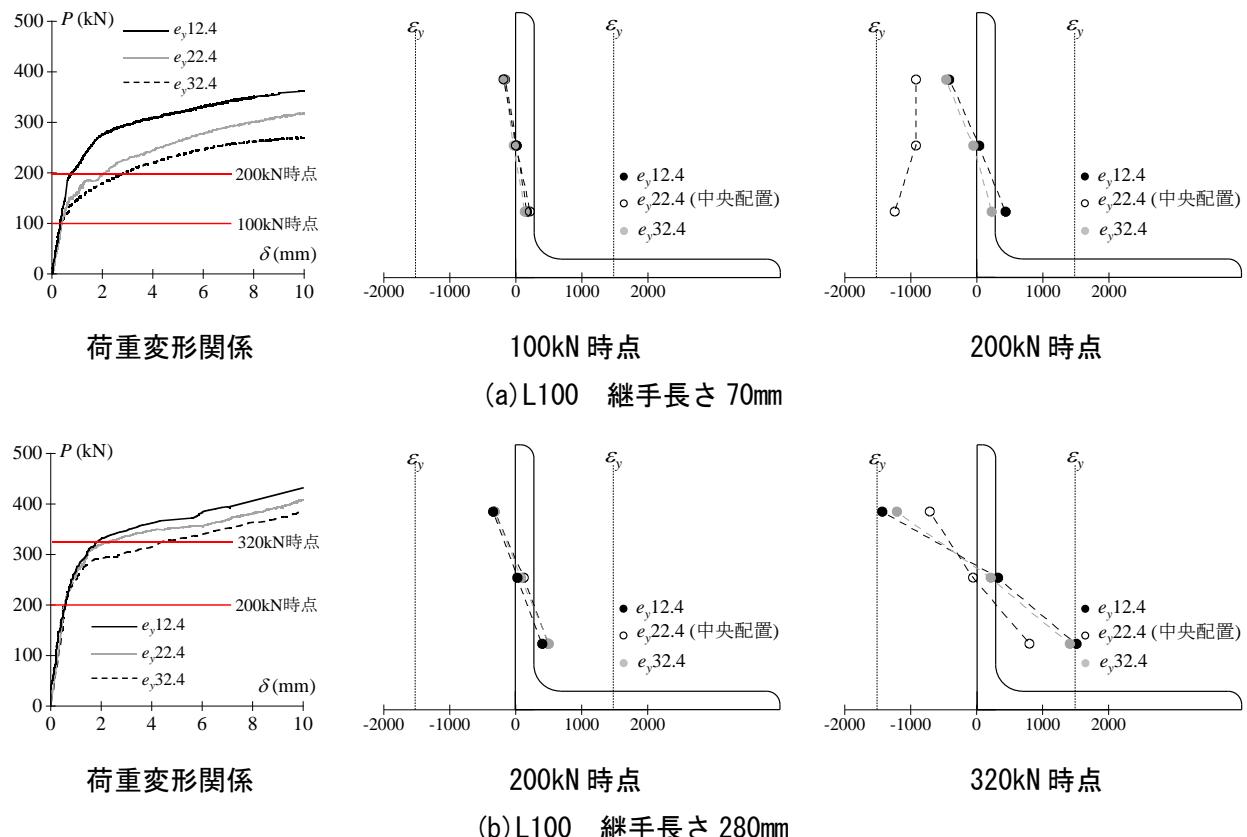


図 2-13 降伏耐力付近の突出脚のひずみ度分布

2.4 実験結果における最大耐力

2.4.1 荷重変形関係

本項では、山形鋼ブレース接合部の最大耐力について整理する。図2-14に継手長さ変化させた場合の荷重変形関係を示す。図の縦軸は山形鋼に作用する軸方向力 P 、横軸は接合部変形 δ である。各パラメータの違いを線種により区別している。なお、接合部変形 δ にはブレースの両端のうち、破壊が見られた側の変形を採用している。また、接合部のすべり発生時の挙動は除去している。図中に示す赤色のマーカーは実験による最大耐力 ϵP_u である。(a)～(d)はそれぞれ断面が L65, L75, L90, L100 の継手長さの違いを比較している。いずれの断面においても、継手長さが長くなると最大耐力が増加する。また、継手長さが長くなるにつれて、最大耐力到達における接合部の変形小さくなる。ある一定の継手長さになると、最大耐力はほぼ同程度となる。よって、ブレース接合部の最大耐力は、継手長さの影響を受けるとわかった。

図2-15に面内偏心距離を変化させた場合の荷重変形関係を示す。同図の(a)と(b)は断面 L100 の継手長さ 70mm、と 280mm の結果であり、面内偏心距離による違いを比較する。継手長さによらず面内偏心距離が小さいほど最大耐力が増加する。継手長さの違いを比較すると、継手長さが短いほど最大耐力の増加が顕著になる。

図2-16に継手長さと面内偏心距離がほぼ同一で面外偏心距離が異なる試験体の荷重変形関係を示す。降伏耐力と同様に、山形鋼の全断面積を用いた最大耐力では面外偏心距離の違いによる降伏耐力への影響を考慮できないため、本論文ではボルト孔欠損を除いた正味断面の最大耐力に対する比率としてその影響を表現する。正味断面における最大耐力 nP_u は式(2-3)によって算出する。

$$nP_u = \sigma_u \times A_n \quad \cdots (2-3)$$

ここで、 σ_u ：引張強さ、 A_n ：ボルト孔を控除した正味断面積である。式(2-1)は、山形鋼の正味断面がすべて引張強さに到達した際の降伏耐力である。

(c)と(d)は L75, L90, L100 の継手長さが約 70mm と約 280mm の結果である。いずれの試験体においても、継手長さが同一の場合でも面外偏心距離が小さくなると最大耐力が増加する傾向がある。図2-15との最大耐力の上昇度合いを比較すると、いずれの継手長さにおいても面内偏心距離の違いによる上昇度合いのほうが大きい結果となった。

以上の結果から、山形鋼ブレース接合部の最大耐力は、継手長さに加えて面内偏心距離と面外偏心距離の影響を受けることがわかった。面外偏心距離よりも面内偏心距離のほうが最大耐力に与える影響が大きいことが確認できた。

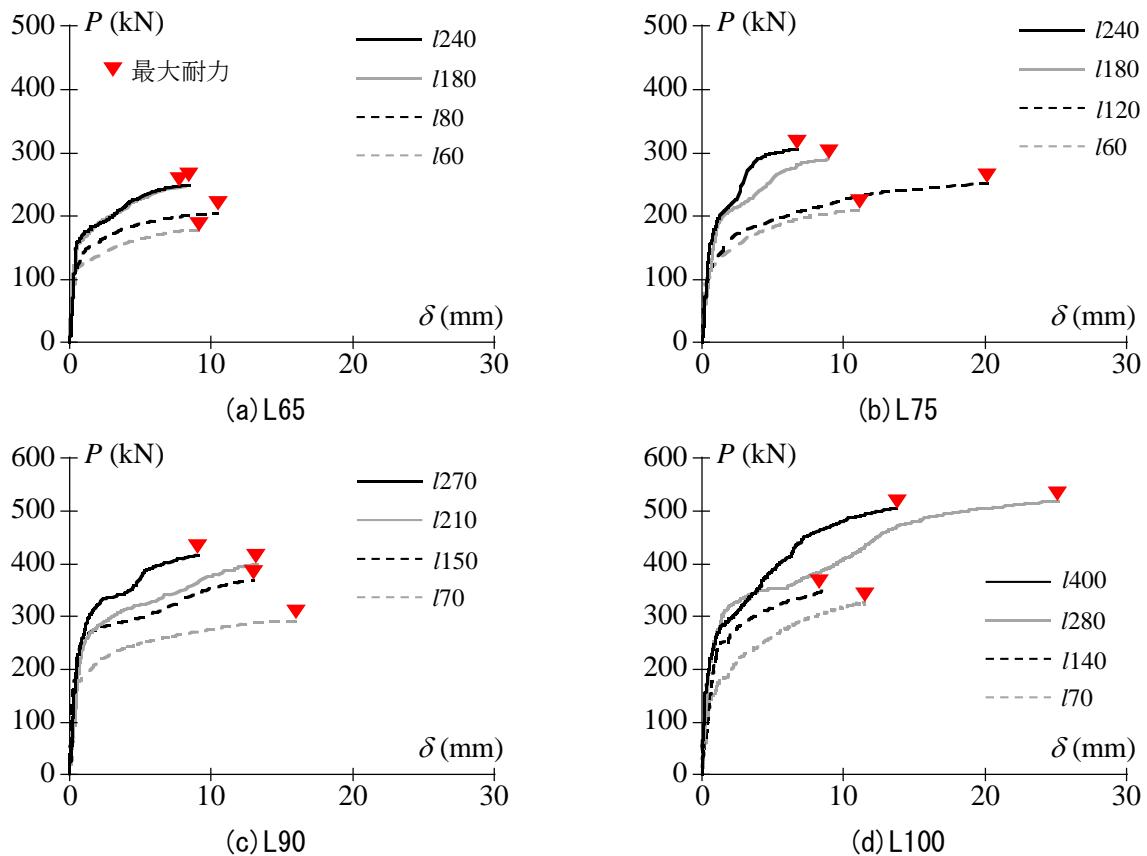


図 2-14 繰手長さを変化させた場合の荷重変形関係

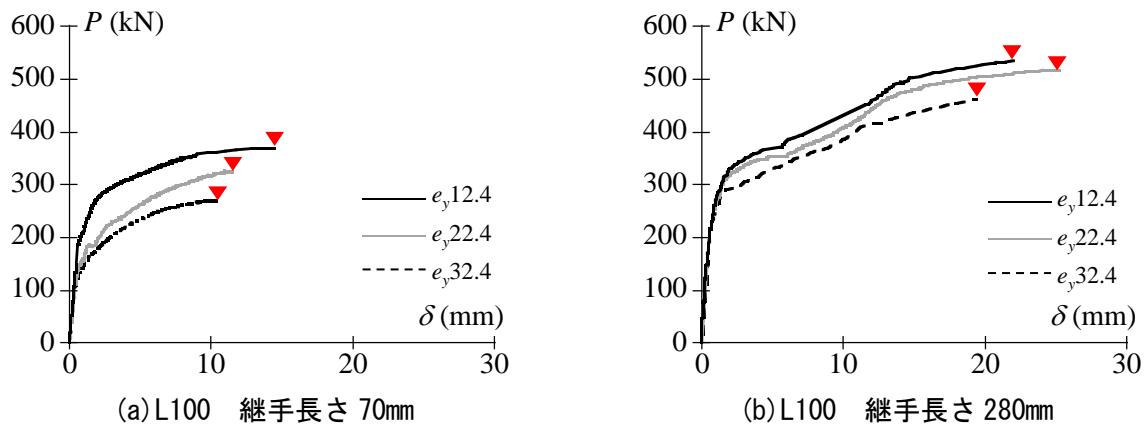


図 2-15 面内偏心距離を変化させた場合の荷重変形関係

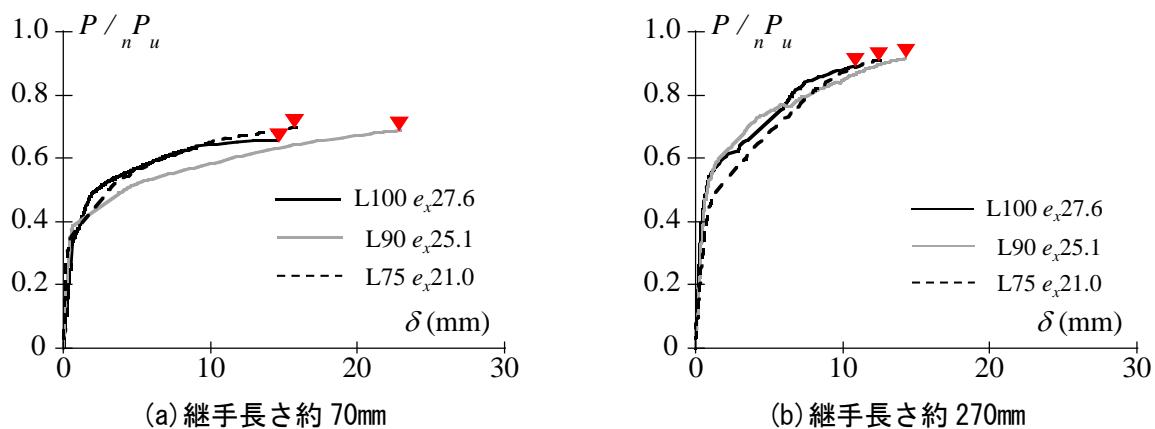


図 2-16 面外偏心距離を変化させた場合の荷重変形関係

2.4.2 各種パラメータが最大耐力時の突出脚無効率に与える影響

本項では、載荷実験により得られた山形鋼プレース接合部の降伏耐力について整理する。降伏耐力については、既往の研究^{2,6)}において、材料の降伏点や断面の大きさ、ボルト孔欠損部の影響を受けない無次元の評価指標として突出脚無効率 γ_u を導入している。

ここで、実験結果の降伏耐力を用いた突出脚無効率 γ_u の算出方法を示す。突出脚無効率 γ_u は実験より得られた最大耐力 eP_u と公称断面積 A を用いて(2-2)式のように表現できる。

$$\gamma_u = 1 - \left(A - \frac{eP_u}{\sigma_y} - \phi \cdot t \right) \times \frac{1}{h \cdot t} \quad \cdots (2-4)$$

ここで、 ϕ : ボルト孔径、 t : 山形鋼板厚、 h : 山形鋼の突出脚高さである。なお、フィレット部を考慮した山形鋼断面では、断面積の算出が煩雑であるため、降伏耐力時と同様に図2-9に示すような矩形で構成される断面で簡略化して突出脚無効率 g_u を求める。

まず、継手長さの違いによる突出脚無効率を確認する。図2-17に各断面における最大耐力に対する突出脚無効率と継手長さの関係を示す。図2-17に各断面における最大耐力に対する突出脚無効率と継手長さの関係を示す。各図の縦軸は突出脚無効率、横軸は継手長さである。図中にはマーカーの違いにより面内偏心距離の違いを区別している。図中には最大耐力時におけるボルト列数に応じた突出脚の無効率である。文献における無効率よりも小さい範囲を黄色で示している。継手長さに範囲については、文献2.1)に規定されている最小ピッチから標準ピッチで接合した範囲としている。いずれの断面に継手長さ増大に伴い、無効長さが短くなっていることがわかった。継手長さがある一定以上長くなると、突出脚無効率が一定となり、継手長さによる耐力上昇効果が小さくなる。面内偏心距離による違いを比較すると、面内偏心距離が小さい試験体の突出脚無効率が大きく、継手長さが長い領域においても突出脚無効率は一致しない。面内偏心距離が大きな試験体では、文献の無効長さを大きくこえる試験体も存在する。

次に、面外偏心距離 e_x の違いによる突出脚降伏率を確認する。面外偏心距離と突出脚無効率の関係を図2-18に示す。図中には面内偏心距離が10.0mm, 11.9mm, 12.4mmでほぼ同一のL75, L90, L100の結果が示されており、継手長さが約70mm, 約150mm, 約280mmをマーカーの違いにより区別している。継手長さが長い試験体では、面外偏心距離 e_x の違いによる無効率変化が小さい。一方、継手長さが短くなるにつれて、無効長さが増大する傾向となり、継手長さ70mmの場合では、面外偏心距離の増大とともに無効率が顕著に増大することがわかった。

最後に、面内偏心距離 e_y の違いによる突出脚無効率を確認する。面内偏心距離と突出脚無効率の関係を図2-19に示す。同図はL100の結果を示しており、面内偏心距離の違いによる突出脚無効率を比較している。継手長さが400mmと280mmの長い試験体では、面内偏心距離の増大に伴い、無効長さが約0.1から0.2程度まで増加している。一方、継手長さが最も短い70mmの試験体では、0.6から0.9程度まで無効率が増加する。よって、継手長さが短い試験体ほど、面内偏心距離の影響を大きく受けるといえる。また、今回検討した断面の範囲内ではあるが、継手長さがボルト列数5列相当になると、いずれの面内偏心距離でも突出脚無効率はほぼ一定となる。

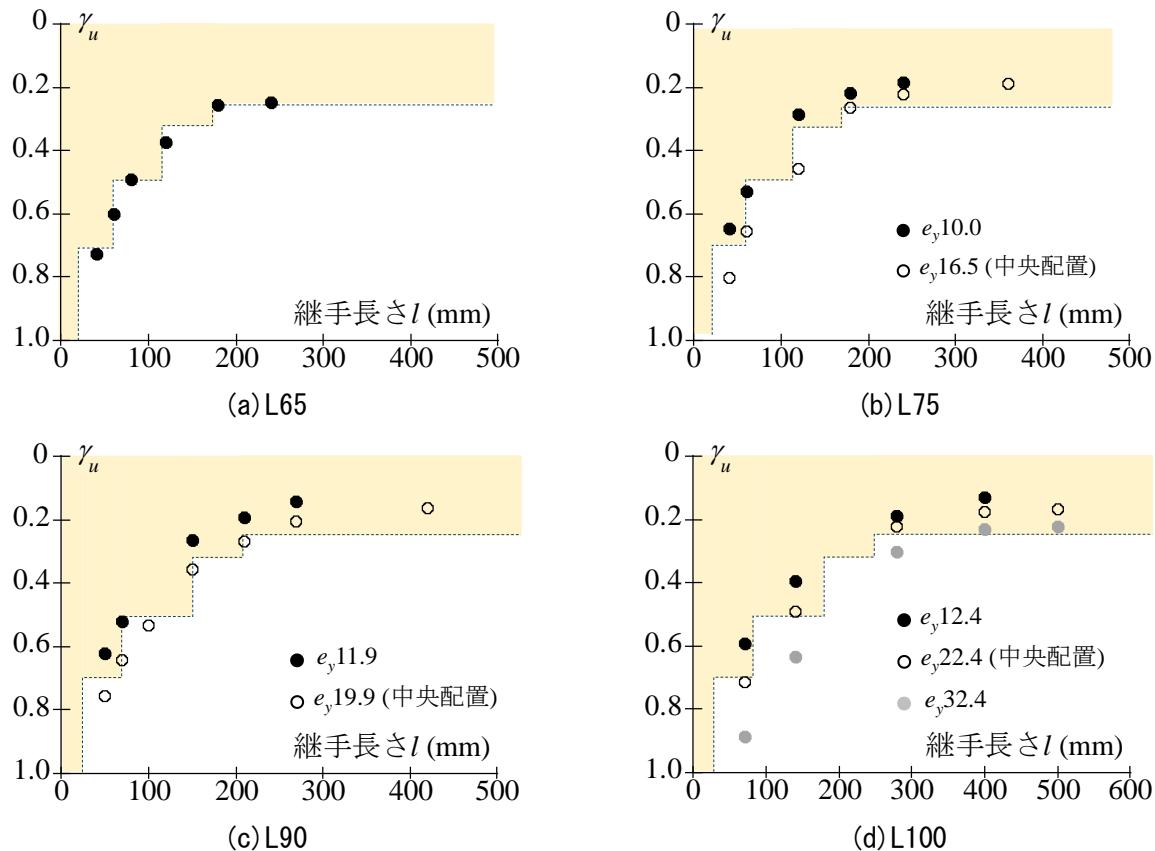


図 2-17 最大耐力時の突出脚無効率－継手長さ関係

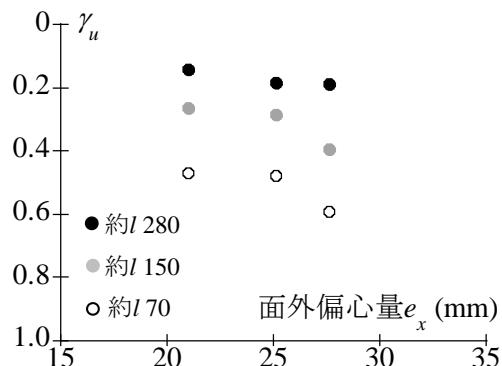


図 2-18 最大耐力時の突出脚無効率－面外偏心距離関係

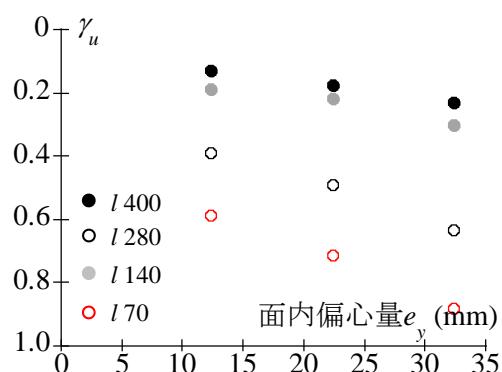


図 2-19 最大耐力時の突出脚無効率－面外偏心距離関係

2.4.3 最大耐力時におけるひずみ度分布

本項では、最大耐力時の第一ボルト断面における応力度の負担をひずみ度分布により確認する。図2-20にL100の突出脚の最大耐力時のひずみ度分布を示す。同図(a)は継手長さ70mm、(b)は継手長さ280mmの試験体の結果であり、面内偏心距離の違いをマーカーにより区別している。まず(a)の継手長さが70mmの結果をみると、最も面内偏心距離が大きな試験体では突出脚が圧縮ひずみとなっている。一方、面内偏心距離が大きくなると、下端から中央にかけて引張ひずみになり、ひずみ度分布の勾配が大きくなっている。

(b)の継手長さが長い280mmの結果をみると、最も面内偏心距離の大きな試験体では突出脚の先端のひずみが圧縮ひずみになっている。一方、面内偏心距離が小さくなると突出脚の先端のひずみが引張ひずみとなり、引張領域が拡大する。面内偏心距離が小さくなるにつれて、ひずみ度分布の勾配が顕著に大きくなる。よって、継手長さを長くするまたは面内偏心距離が小さくなると、突出脚における引張領域が拡大することで最大耐力が上昇する。

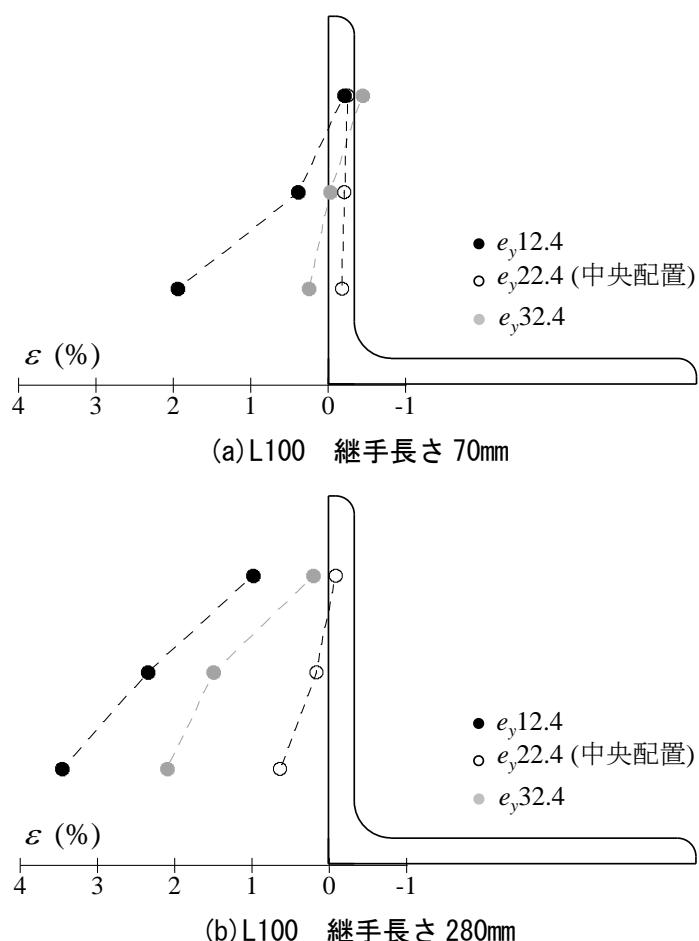


図2-20 最大耐力時の突出脚のひずみ度分布

2.4.4 実験結果と各種評価式との比較

本項では、既往の研究により提案されている山形鋼ブレース接合部の最大耐力の評価式と本実験で得られた最大耐力を比較する。図2-21(a)に文献2.3)における評価式と実験結果の比較を示す。図中に示す実線は評価式、マーカーはL100の面内偏心距離22.4mmに実験結果である。縦軸は実験結果と評価値を正味断面の最大耐力で除した値、横軸は継手長さである。文献2.3)における評価式は式(2-5)である。

$$A_e = 3.14 A_n \left(1 - \frac{0.24}{n}\right) \left(1 - 0.64 \frac{w-d}{w}\right) \left(1 - \frac{0.24e_x}{l}\right) \left(1 - \frac{0.76e_y}{l}\right) \left(1 - \frac{0.12w}{e}\right) \left(1 - \frac{0.23h}{w}\right)$$

$$_n P_u = \sigma_u \times A_e \quad \cdots (2-5)$$

本評価式はボルト列数を評価因子に採用しているため、図中にはボルト列数が2~5列までの評価値を表示している。いずれの実験結果も評価値を上回っている結果となった。また継手長さが長くなつても最大耐力はほぼ同程度となる傾向をよく捉えており、実験値を安全側に評価できているとわかった。山形鋼の面内偏心と面外偏心の影響を継手長さの割合で捉えており、精度良く実験結果を評価することができている。

$$A_e = A_n \left(1.04 - \frac{2.15}{l} - 0.006e_x - 0.10e_y\right)$$

$$_n P_u = \sigma_u \times A_e \quad \cdots (2-6)$$

同図(b)に文献2.4)における評価式と実験結果の比較を示す。文献2.4)の評価式は式(2-6)である。

いずれの実験結果においても評価値よりも上回っており、評価式は実験結果を安全側に評価できている。(a)と比較すると、(b)の方が実験結果との差が大きい結果となった。式(2-6)の評価式は、面外偏心および面内偏心の影響を継手長さの割合で捉えていないため、評価値と実験結果との差が大きくなつたと考えられる。

同図(c)に文献2.7)のAISCにおける評価式と実験結果の比較を示す。文献2.7)の評価式は式(2-7)である。

$$A_e = A_n \left(1 - \frac{e_x}{l}\right)$$

$$_n P_u = \sigma_u \times A_e \quad \cdots (2-7)$$

いずれの実験結果においても、継手長さの変化に伴う耐力上昇の傾向を捉えているが、評価値が実験結果をやや下回っている結果となった。下回る要因として、山形鋼の二軸偏心の影響を面外偏心のみで評価しているためであると考えられる。

よって、山形鋼ブレース接合部の耐力を精度良く評価するためには、面外偏心に加えて面内偏心の影響も考慮する必要がある。さらに、面外偏心と面内偏心の影響は、継手長さの割合捉えるとよいとわかる。

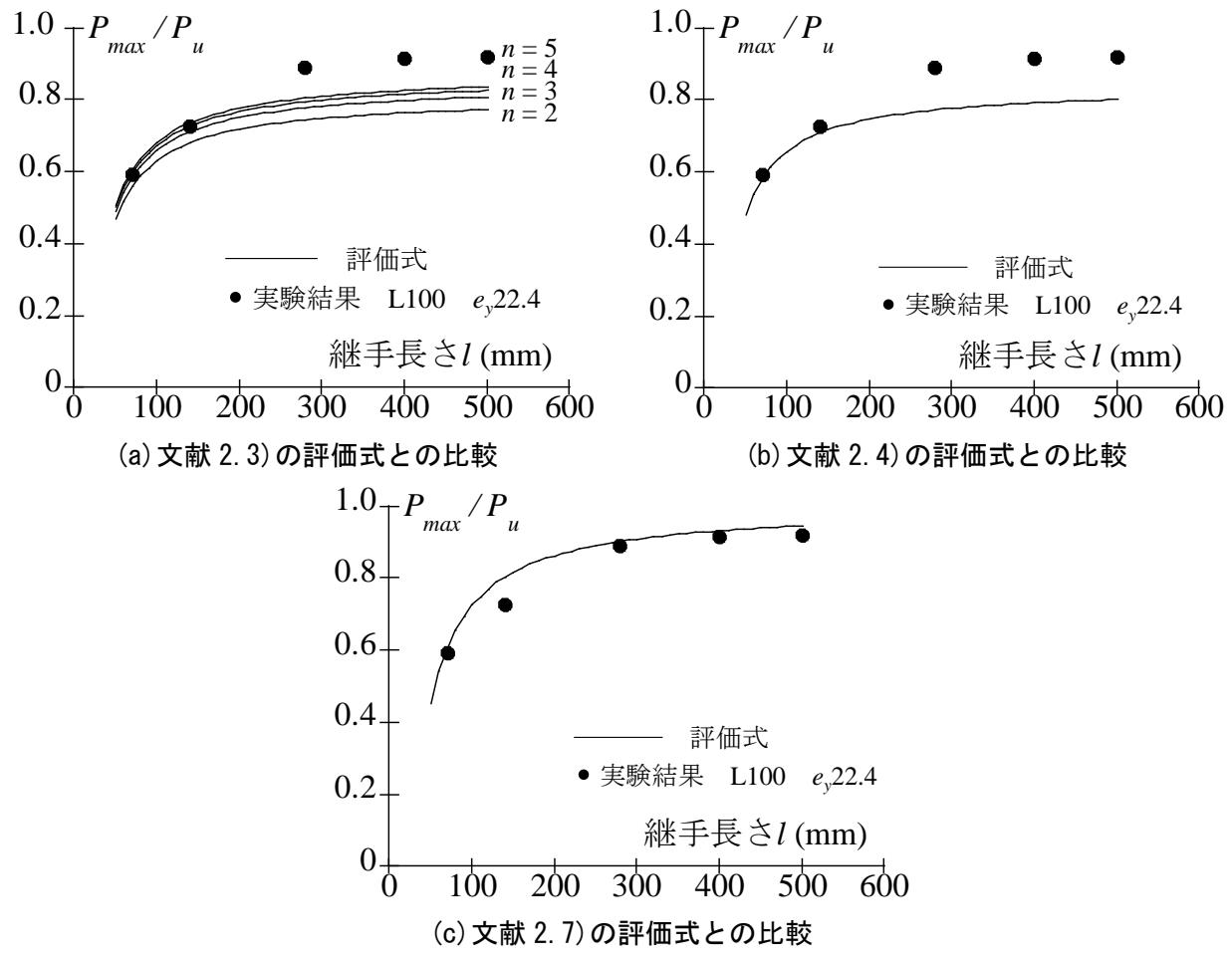


図 2-21 文献における評価式と実験結果の比較

2.5 まとめ

本章では、ガセットプレートに片面接合された山形鋼ブレース接合部を対象に、継手長さと面外偏心および面内偏心距離をパラメータとした単調引張載荷実験を実施して、接合部の降伏耐力と最大耐力について検討した。得られた知見を以下に示す。

- [1] 降伏耐力について、継手長さに加えて面外偏心および面内偏心距離の影響があるとわかった。継手長さの短い試験体ほど、面内偏心距離が降伏耐力に与える影響が大きいことが確認できた。面内偏心距離を小さくすることで、突出脚への応力伝達が円滑となり、接合部の降伏耐力が増加することがわかった。
- [2] 鋼構造接合部設計指針における降伏耐力時の突出脚無効率 0.5 よりも小さくするためには、ボルトピッチを標準ピッチとした場合、応力方向のボルト列数が 4 列以上とする必要がある。また、面内偏心距離を小さくすると、ボルト列数が 4 列より小さくても突出脚無効率が 0.5 より小さくすることができる。
- [3] 最大耐力について、降伏耐力と同様に継手長さ、面外偏心および面内偏心距離の影響を受けていることが確認できた。面外偏心距離よりも面内偏心距離が最大耐力に与える影響が大きいことが明らかとなった。
- [4] 面内偏心距離が比較的大きくかつ継手長さが短い試験体では、鋼構造接合部設計指針に規定されるボルト列数に応じた突出脚の無効長さよりも大きくなる場合がある。
- [5] 既往研究で提案された最大耐力の評価式と本実験結果の比較から、面外偏心距離と面内偏心距離の両方の影響を考慮すると実験結果を精度良く評価できることが確認できた。

参考文献

- 2.1) 日本建築学会 : 鋼構造接合部設計指針, 第4版, pp.703-706, 2021.7
- 2.2) 田沼吉伸, 加藤勉, 森田耕次 : 山形鋼筋違接合部耐力に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第325号, pp.32-39, 1983.3
- 2.3) 日本建築学会 : 高力ボルト接合設計施工ガイドブック, 第2版, pp.41-46, 2016.5
- 2.4) 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 西山隆志, 下川弘海 : 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集, 第445号, pp.127-137, 1993.3
- 2.5) 永里和真, 五十嵐規矩夫, 三井和也 : 引張力を受ける偏心接合された薄板鋼構造部材のボルト接合部耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第86卷, 第789号, pp.1570-1580, 2021.11
- 2.6) 異信彦, 裴舜, 黒澤未來, 吉敷祥一, 長谷川隆 : 様々な断面形状のプレースにおける接合部耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第88卷, 第804号, pp.300-310, 2023.2
- 2.7) AISI : Errata to North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2012 Edition, 2013.7

本章に関連する論文

1. 木藤一輝, 異信彦, 薩川恵一, 神谷勇成, 吉敷祥一 : 応力度分布に基づく山形鋼プレース接合部の降伏耐力の評価, 日本建築学会構造系論文集, 第90卷, 第831号, pp.612-623, 2025年5月
2. 神谷勇成, 木藤一輝, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 繙手長さの異なる山形鋼筋かい接合部に関する研究, 鋼構造年次論文集, 第29卷, pp.673-681, 2021年11月
3. 神谷勇成, 木藤一輝, 異信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 応力状態を考慮した山形鋼プレース接合部の降伏耐力の算定 その1: 載荷実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1025-1026, 2024年7月
4. 谷中駿介, 木藤一輝, 神谷勇成, 異信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 山形鋼プレース接合部における応力度分布に基づく有効断面破断耐力の推定 その1: 接合部の偏心距離に着目した載荷実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 関西, pp.965-966, 2023年7月

第3章

応力度分布に基づく山形鋼ブリース接合部の降伏耐力の評価

3.1 はじめに

第2章では、山形鋼プレース接合部の載荷実験により、継手長さ、面外および面内偏心距離が降伏耐力と最大耐力に与える影響について検討を行った。本章では、載荷実験で検討することのできないモデルも含めて構築を行い、継手長さと面外および面内偏心距離が降伏耐力に与える影響について検証する。また、数値解析により得られる応力度分布の詳細な分析を行い、応力度分布に基づく山形鋼プレース接合部の降伏耐力の評価式を構築する。

屋内運動場などの低層の鉄骨造建築物では、耐震部材としてプレースが圧縮力を負担しない引張プレースとして使用する。中規模程度の地震発生時において、継続使用できるようにプレースを弾性範囲内留めておくことが重要である。よって、弾性限耐力に相当するプレースの接合部の降伏耐力を正確かつ簡便に評価する必要がある。現行の設計指針である鋼構造接合部設計指針では、プレース接合部の降伏耐力の算定について、突出脚の半分を無効部分と評価する手法が採用されている^{3.1)}。

既往の研究^{3.2)~3.7)}において提案されている評価式は、主に載荷実験に基づいて構築されており、ボルトの締付条件などによる制約から、面外および面内偏心距離の影響を個別に検討することが困難であった。また、ひずみゲージによる実験計測では断片的な情報しか得られず、接合部全体の応力度分布を把握することができない。一方、数値解析では、実験では検討できない条件もモデル化でき、また応力度分布も把握することができるため、既往の研究よりも精度良く降伏耐力を評価できる可能性がある。

そこで本章では、有限要素法を用いた数値解析の優位性を活かして、実際には再現できないモデルを構築して、面外偏心距離と面内偏心距離が降伏耐力に与える影響を別々で検討する。さらに、載荷実験では検証できない応力度分布について確認をする。最後に、応力度分布に基づいた降伏耐力の評価式を提案する。

3.2 数値解析の概要

3.2.1 解析モデルの概要

本章では2章の載荷実験における山形鋼プレース接合部の詳細な応力度分布の分析を目的に、汎用有限要素法プログラムABAQUSver.6.23を用いた数値解析を実施する。面外および面内偏心距離をパラメータとした数値解析より得られる応力度分布から、山形鋼プレース接合部の降伏耐力の評価式を導出する。

図3-1に解析モデルの概要を示す。解析モデルは試験体の対称性を考慮し、試験体全長の半分をモデル化したハーフモデルとする。解析モデルは、(a)山形鋼、(b)ガセットプレート、(c)ナットおよび座金を一体化したボルトの3パートで構成される。解析モデルは6面体要素を使用し、各パートの相互作用は剛接触とし、摩擦は考慮しない。ボルトの軸力については、文献3.8)を参考にpretension機能を用いて文献3.1)の設計ボルト張力を導入した。ボルトの位置は初期状態から支圧状態となるように配置した。ガセットプレートの端部は固定端とし、山形鋼の先端はボルト孔の中心線上に代表点(図中のA点)を設けて、剛体表面とした。A点の境界条件は、 x 方向、 y 方向、 z 方向のすべての変位を自由とし、回転は拘束した解析はA点に x 方向の強制変形を与えることで実施している。

図3-2に本解析に使用した材料特性を示す。材料モデル(a)と(b)は、実験に使用したL75の素材試験結果をそれぞれマルチリニア型とバイリニア型にモデル化したものである。(a)の材料モデルは、実験結果と解析結果の妥当性の検討するために使用する。(b)の材料モデルは、単純な材料モデルで検討するために使用する。バイリニア型の材料モデルの第1折れ点から第2折れ点までは降伏点と引張強さの2点を結んだ直線とした。材料モデルは真応力度一対数ひずみ度に置換したものを使用する。

表3-1に本解析のパラメータを示す。解析パラメータは山形鋼断面、面外偏心距離、面内偏心距離、継手長さとした。対象とする山形鋼断面は載荷実験と同様にL65、L75、L90、L100の4種類とした。面外偏心距離は山形鋼断面に応じて決定され、18.5mmから27.6mmとしている。面内偏心距離は鋼構造接合部設計指針^{3.1)}に規定されている最小縁端距離を確保できる範囲で決定し、0mmから最大で37.4mmまでの範囲で選定した。

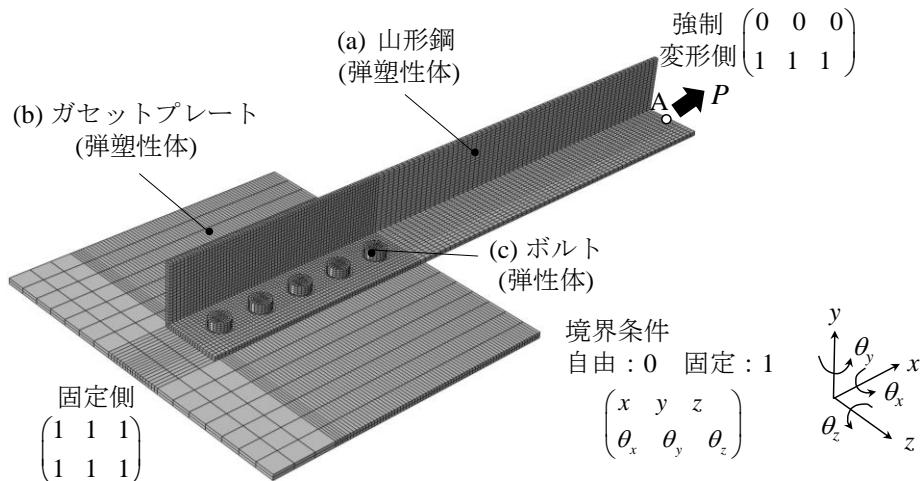


図3-1 解析モデル概要

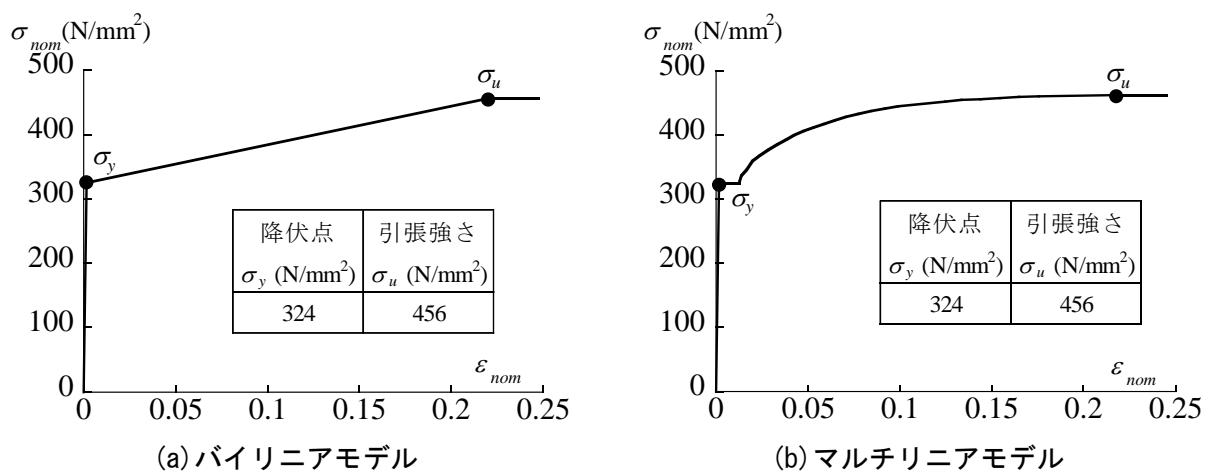


図3-2 材料特性

表3-1 解析パラメータ

| | ボルト本数 <i>n</i> | 継手長さ <i>l</i> (mm) | 面内偏心量 <i>e_y</i> (mm) | 面外偏心量 <i>e_x</i> (mm) | はしあき <i>ed</i> (mm) | ボルト径 |
|--------|-------------------|-----------------------|--------------------------|--------------------------|------------------------|------|
| L65×6 | 2~5 | 40 ~ 300 | 0 ~ 18.5 | 18.5 | 40 | M16 |
| L75×6 | | | 0 ~ 26.1 | 21.0 | | |
| L90×7 | | 50 ~ 400 | 0 ~ 29.9 | 25.1 | 50 | |
| L100×7 | | 50 ~ 500 | 0 ~ 37.4 | 27.6 | M20 | |

3.2.2 解析モデルの妥当性

数値解析モデルの妥当性について検討する。図3-3に解析における接合部耐力の定義方法を示す。(a)に降伏耐力、(b)に最大耐力を示している。(a)の降伏耐力について、載荷実験と同様に荷重変形関係における初期剛性と2次剛性の交点を降伏耐力とするGeneral yield point法により定義する。なお、2次剛性は、荷重変形関係の5mm変形時の接線剛性と定義している。(b)の最大耐力については、へりあきのMises応力度が材料の引張強さに到達した時点と定義する。

図3-4に解析より得られた荷重変形関係と同条件における載荷実験との荷重変形関係の比較を示す。L75の継手長さ240mm、面内偏心距離16.5mmとL90の継手長さ280mm、面内偏心距離19.9mmの結果であり、図中の実線は解析結果、破線は実験結果を示している。図中の示す解析結果は図3-2(a)のマルチリニア型の材料モデルを使用した結果である。実験結果と解析結果は、初期剛性から最大耐力まで良好に対応している。よって、解析モデルの妥当性が確認されたといえる。

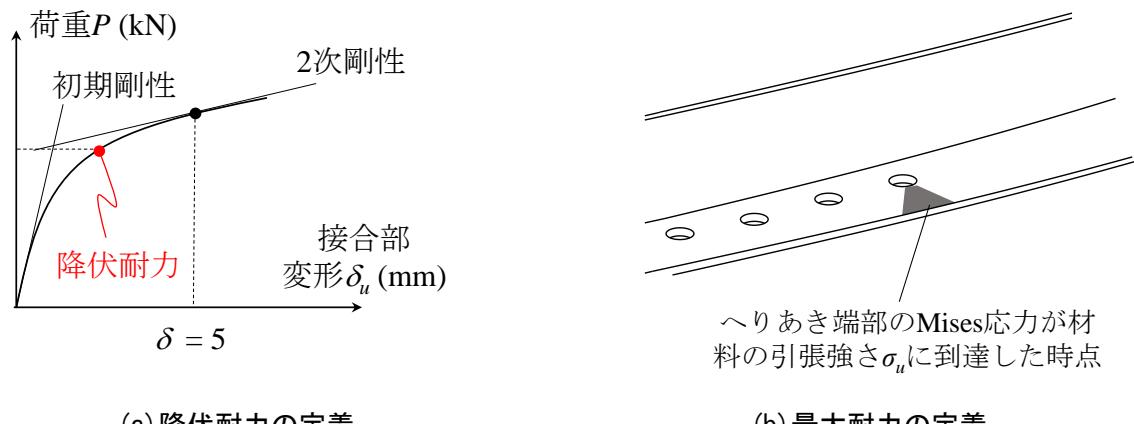


図3-3 解析における接合部耐力の定義方法

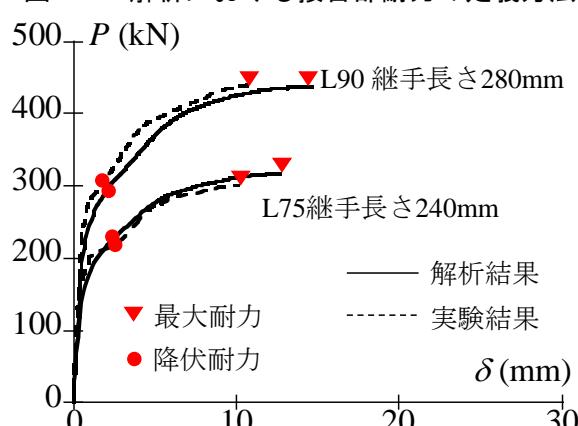


図3-4 解析結果と実験結果の比較

3.3 応力度分布に基づいた一軸偏心時の降伏耐力の評価式の導出

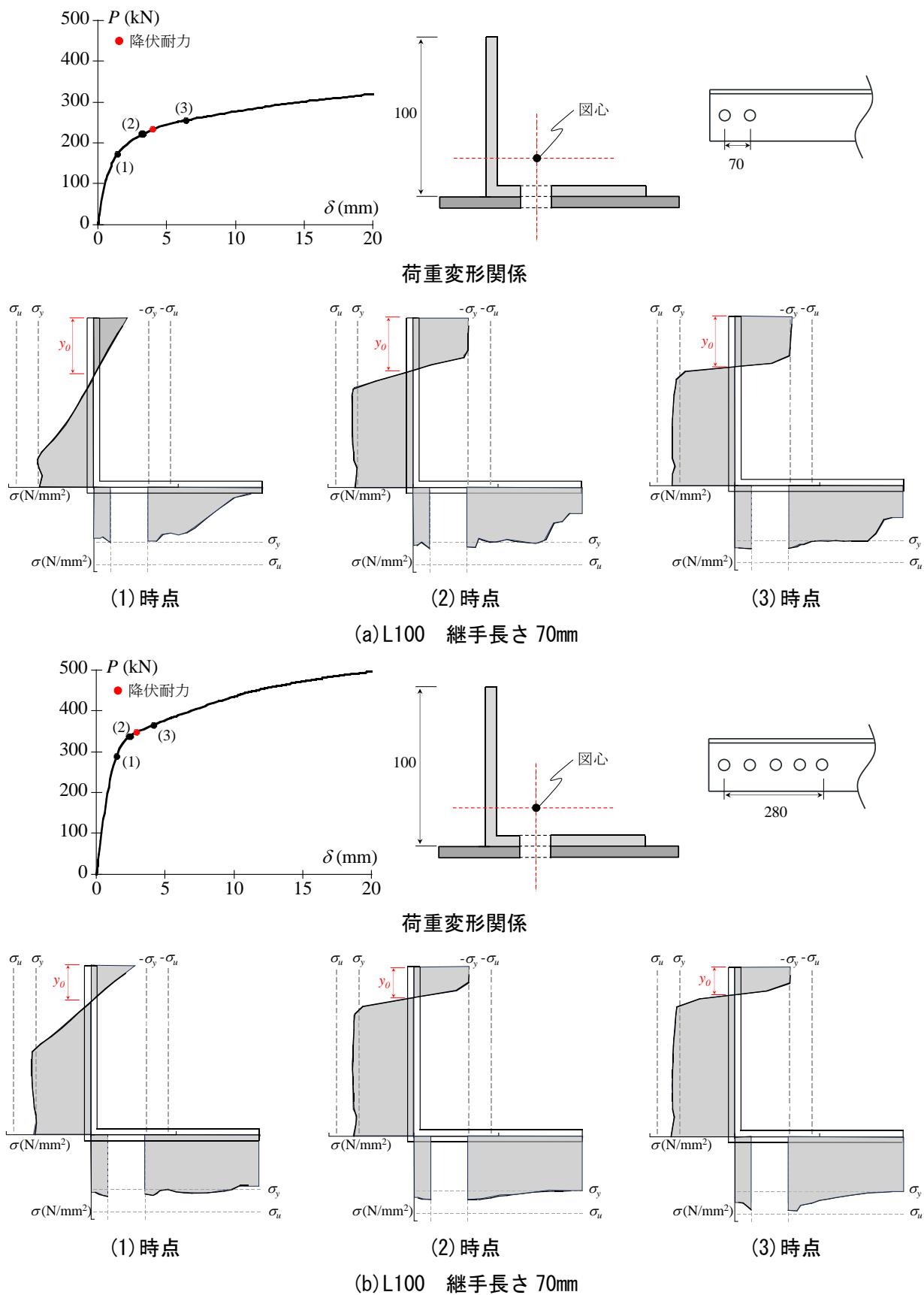
3.3.1 降伏耐力時における一軸偏心の解析結果と応力度分布

本項では前節で設定した解析モデルを用いて、載荷実験では実施できない面外偏心のみを有する(以下:一軸偏心)山形鋼プレース接合部の数値解析を行い、継手長さと面外偏心が接合部の降伏耐力に与える影響について検討する。載荷実験で山形鋼の突出脚とボルトヘッドが干渉することで実施できないが、一軸偏心のモデルでは突出脚とボルトヘッドの相互作用を無視することで数値解析上での実施を可能にしている。

一軸偏心時における山形鋼の断面内の応力度分布について詳細に検討する。図3-5にL100断面の一軸偏心時における応力度分布の推移を示す。同図(a)と(b)は継手長さ70mmと280mmの結果であり、それぞれの図中の上側は荷重変形関係、下側には(1)から(3)時点の応力度分布を示している。図の突出脚について、縦軸は要素位置であり、横軸は突出脚に対して左側を正、右側を負として応力度を示している。また、接合面については、横軸を要素位置、縦軸を応力度としている。図中には破線で降伏点と引張強さを表示している。また、応力度は表裏の部材方向の応力度を平均して抽出した。応力度分布は、(1)弹性範囲、(2)降伏耐力付近、(3)降伏耐力以降である。

荷重変形関係について、継手長さが長くなると、降伏耐力が増加する。応力度分布をみると、(1)の弹性限付近ではボルト孔周辺が引張降伏し、突出脚上端に向かって圧縮応力が増加している。続いて(2)の降伏耐力付近では、断面全体が引張降伏もしくは圧縮降伏している。最後に(3)の降伏耐力以降では、ボルト孔周辺からへりあき端部にかけてひずみ硬化が生ずる。弹性範囲から降伏耐力以降にかけて、圧縮領域と引張領域の境界(以下:中立軸位置 y_0)は移動していない。一方で、継手長さの違いによる比較では、継手長さが長くなることで中立軸位置が突出脚の上端側へ移動していることが確認できる。よって、中立軸位置が突出脚の先端に移動し、引張領域が拡大した結果、降伏耐力が増加したものと考えられる。

以上の(1)から(3)時点の応力度分布の進展より、一軸偏心時における降伏耐力を全断面が概ね降伏点に到達する(2)時点の耐力と定義し、(2)時点における応力度分布に基づく降伏耐力の評価モデルを考える。



3.3.2 降伏耐力時における一軸偏心の力学モデル

図3-6に一軸偏心時における降伏耐力の力学モデルを示す。一軸偏心の降伏耐力では、文献3.9)を準用し、図中の左側に示すように軸力 T と面外偏心モーメント M_x が同時に作用し、全断面が降伏点に到達した場合を考える。(a)は一軸偏心時における降伏耐力時の応力度分布を示しており、全断面が降伏点に到達する応力度分布である。(b)の軸力 T による応力度分布は、全断面に σ_t が一律に生ずると仮定すると、面外偏心モーメントによる応力度分布は、(c)のような応力度分布となる。(c)の面外偏心モーメントによる応力度分布から、圧縮側の合力 P_1 と引張側の合力 P_2 を(3.1)式と(3.2)式のように求められる。

$$P_1 = y_0 \times t \times (\sigma_y + \sigma_t) \quad \cdots \cdots (3-1)$$

$$P_2 = (2h - t - \phi) \times t \times \sigma_b \quad \cdots \cdots (3-2)$$

$$\sigma_b + \sigma_t = \sigma_y \quad \cdots \cdots (3-3)$$

ここで、 σ_y : 降伏点、 σ_t : 軸力による引張応力度、 σ_b : 面外偏心モーメントによる曲げ応力度、 h : 山形鋼突出脚の高さ、 t : 山形鋼の板厚、 ϕ : ボルト孔径である。 P_1 と P_2 における軸方向の力のつり合いから、(3-4)式を用いて σ_b を算出する。

$$\sigma_b = \frac{2y_0}{2h - t - \phi} \times \sigma_y \quad \cdots \cdots (3-4)$$

よって、面外偏心モーメントによる曲げ応力度 σ_b は、中立軸位置 y_0 を用いることで算出できる。

図3-5の(2)の降伏耐力付近の応力度分布から、継手長さが長くなると中立軸位置 y_0 は変化していた。そこで、図3-7に解析結果より得られた中立軸位置と継手長さに対する面外偏心距離の比率 e_x/l の関係を示す。縦軸の中立軸位置は、山形鋼断面とボルト孔欠損による影響を排除し、断面によらず決定できる無次元の値とするために α を定義した。(3-5)式に α の定義を示す。

$$\alpha = \frac{y_0}{2h - t - \phi} \quad \cdots \cdots (3-5)$$

図中のマーカーは断面による違いを示している。 α は 0 から 0.5 までの範囲で e_x/l と線形的な関係があることから、安全側に評価するためにバイリニアのような直線式で、下限を捉える直線で近似した(3-6a)式と(3-6b)式を考える。

$$0 \leq \frac{e_x}{l} \leq 0.2 \quad \text{のとき} \quad \alpha = 0.75 \frac{e_x}{l} \quad \cdots \cdots (3-6a)$$

$$0.2 < \frac{e_x}{l} \leq 0.5 \quad \text{のとき} \quad \alpha = 0.167 \frac{e_x}{l} + 0.12 \quad \cdots \cdots (3-6b)$$

以上の結果より、一軸偏心の山形鋼プレース接合部の降伏耐力 $c_1 P_y$ の評価式は(3-7a)と(3-7b)式により導出できる。

$$0 \leq \frac{e_x}{l} \leq 0.2 \quad \text{のとき} \quad c_1 P_y = A_n \times \left(1 - 1.5 \frac{e_x}{l} \right) \sigma_y \quad \cdots \cdots (3-7a)$$

$$0.2 < \frac{e_x}{l} \leq 0.5 \quad \text{のとき} \quad c_1 P_y = A_n \times \left(0.76 - 0.33 \frac{e_x}{l} \right) \sigma_y \quad \cdots \cdots (3-7b)$$

一方、面外偏心モーメント M_x は応力度分布から(3-8)～(3-10)式により求めることができる。

$$M_x = P_1 x_1 + P_2 x_2 \quad \cdots \cdots (3-8)$$

$$P_1 x_1 = P_2 x_2 \quad \cdots \cdots (3-9)$$

$$M_x = 2P_1 x_1 = 2 \times \left(y_0 \times t \times \sigma_y \right) \times \left(h - e_x - \frac{y_0}{2} \right) \quad \cdots \cdots (3-10)$$

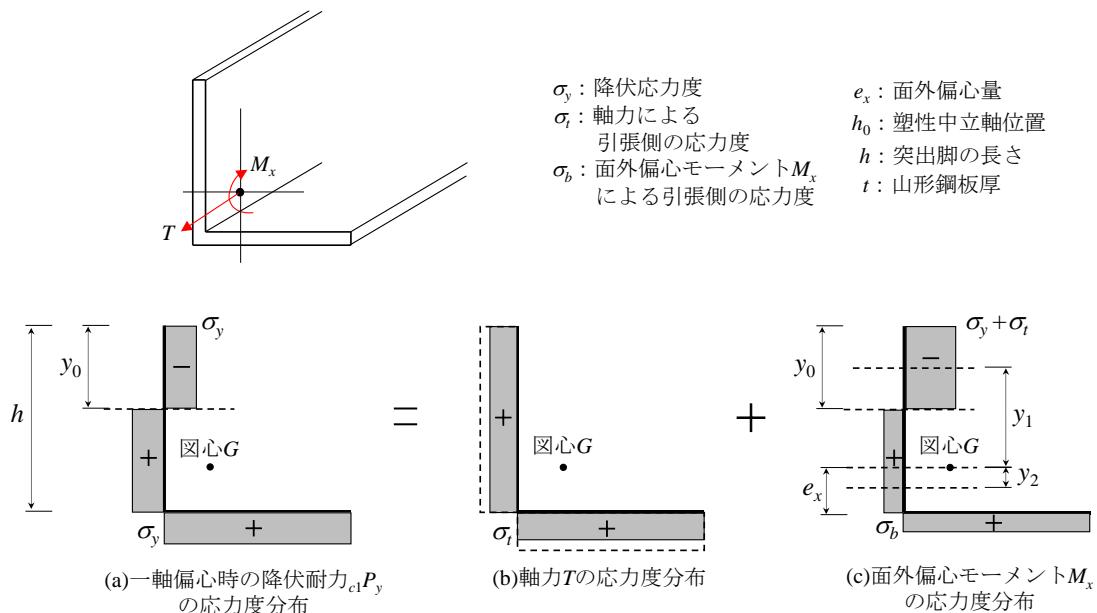


図3-6 降伏耐力時における一軸偏心の力学モデル

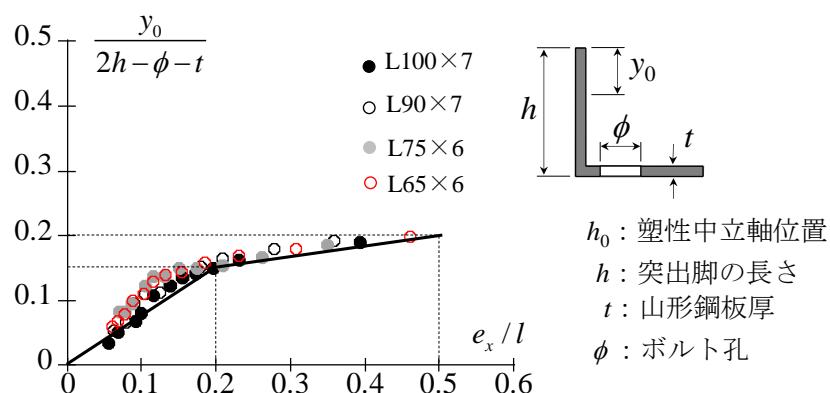


図3-7 中立軸位置-継手長さ関係

3.3.3 解析結果と一軸偏心時の評価式の比較

図3-8に(3-7)式による評価値と解析結果による降伏耐力の比較を示す。図の縦軸は(3-7)式による評価値、横軸は解析結果の降伏耐力 aP_y であり、断面の違いによる影響を排除するために両軸の値とともに正味断面における降伏耐力 nP_y で除している。断面による違いをマーカーにより区別している。評価値と解析値は概ね良い対応を示しており、評価式の妥当性について確認できる。よって、一軸偏心時の降伏耐力は、全断面が降伏点に到達すると仮定した力学モデルを用いることで評価できる。

図3-9に(3-7)式による降伏耐力 $c_1 P_y$ と(3-10)式より算出した面外偏心モーメントとの関係を示す。縦軸は降伏耐力 $c_1 P_y$ を正味断面における降伏耐力 nP_y で除したものである。横軸の面外偏心モーメント M_x はボルト孔を控除した正味断面における全塑性モーメント M_p で除したものである。 $c_1 P_y$ と M_x には軸力一曲げモーメント相関曲線のような関係があり、継手長さが短くなることで面外偏心モーメントが大きくなっているとわかる。

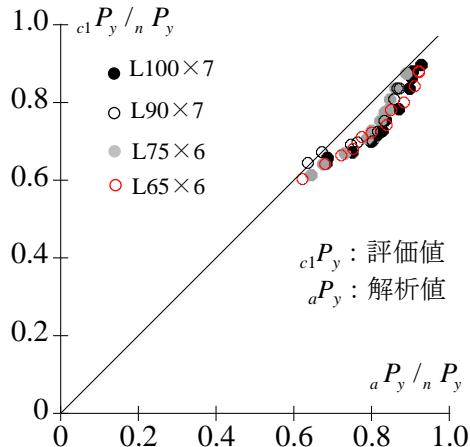


図3-8 降伏耐力の解析値と
式(3-7)による評価値との比較

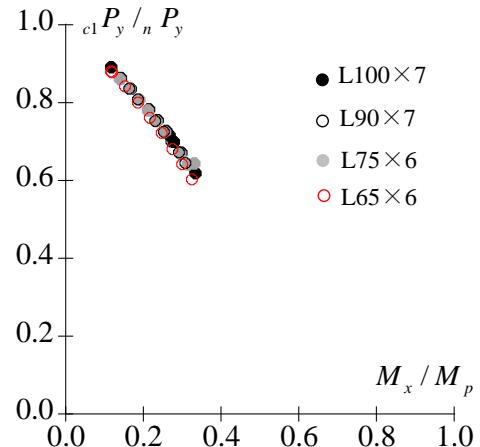


図3-9 降伏耐力と面外偏心モーメント関係

3.4 応力度分布に基づいた一軸偏心時の降伏耐力の推定式の導出

3.4.1 降伏耐力における二軸偏心の解析結果と応力度分布

本項では、面外偏心 e_x に加えて面内偏心 e_y を有する(以下：二軸偏心)山形鋼プレース接合部の数値解析を行い、継手長さと面内偏心が接合部の降伏耐力に与える影響について検討する。

図 3-10 に面内偏心距離 e_y が同一で 22.4mm の継手長さが 140mm, 210mm, 280mm の荷重変形関係を示す。縦軸は荷重、横軸は接合部の変形である。同図は、二軸偏心時における継手長さが接合部挙動に与える影響について比較する。初期剛性は継手長さによらず同一となり、継手長さが長くなると初期剛性から剛性が低下し始める耐力は増加している。継手長さの短いモデルほど、降伏以降の耐力上昇が緩やかである。

次に、面内偏心距離 e_y の違いが接合部挙動に与える影響について比較する。図 3-11 に継手長さが同一で 140mm の面内偏心距離が異なる荷重変形関係を示す。図中には山形鋼断面が L100 の面内偏心距離が 0mm から 32.4mm の 4 種類の結果を示している。初期剛性は面内偏心の有無に関わらず同じとなるが、面内偏心距離が大きいモデルほど早期に初期剛性から 2 次剛性に移行する。以上のことから、面内偏心が大きいモデルほど初期剛性から剛性が早期に低下し、継手長さが短いあるいは面内偏心が大きいモデルほど 2 次剛性以降の耐力上昇が緩やかとなる傾向がある。すなわち、数値解析においても、継手長さと面内偏心距離の影響は、載荷実験と同様の傾向が得られている。

図 3-12 に二軸偏心における応力度分布の推移を示す。(a), (b), (c)は継手長さが同一の 140mm で面内偏心距離 e_y が 12.4mm, 22.4mm, 32.4mm の結果であり、図中の左側に荷重変形関係、右側以降に(1)から(3)時点の山形鋼の応力度分布を示している。応力度分布は図 3-5 と同様に、(1)弾性範囲、(2)降伏耐力付近、(3)降伏耐力以降を抽出し、面内偏心距離 e_y の違いによる応力度分布を比較する。

(a)の最も面内偏心距離 e_y が小さいモデルの応力度分布をみると、(1)の弾性範囲から(2)の降伏耐力付近にかけて、突出脚の先端まで降伏点に到達する。(3)の降伏耐力以降では、突出脚の応力度の勾配が(2)時点よりも大きくなる。次に、(b)の面内偏心距離 e_y が 2 番目に小さいモデル(ボルト配置が接合面の中央のモデル)の応力度分布をみると、(1)の弾性範囲から(2)の降伏耐力付近の応力度分布は、(a)の面内偏心距離の小さいモデルの応力度分布と比較して、降伏点に到達する範囲が狭くなる。(3)の降伏耐力以降では、(a)の面内偏心距離の小さいモデルと同様に突出脚の応力度の勾配が小さくなり、ほぼ同じ応力度分布となる。最後に(c)の最も面内偏心距離が大きなモデルの応力度分布をみると、(1)の弾性範囲から(2)の降伏耐力付近にかけて突出脚が降伏点に到達することなく、ボルト孔端部からへりあき端部にかけて降伏点を超える。(3)の降伏耐力以降では、突出脚側にあまり変化がなく、他に比べてもへりあき側の応力度が著しく増加する。またいずれのモデルでも、弾性範囲から降伏耐力以降に至るまで、面内偏心距離が変化しても突出脚の中立軸位置 y_0 は移動していない。したがって、面内偏心距離が異なるモデルにおいても継手長さが同一の場合には、降伏耐力の前後で中立軸位置は変化しないといえる。以上より、面内偏心距離が小さいモデルであっても、突出脚の応力度分布に勾配が生ずる。一方、面内偏心距離が大きくなると、突出脚が降伏点に到達することなく、へりあき側の応力が著しく増加し、降伏点を超え、突出脚で応力を負担しないといえる。

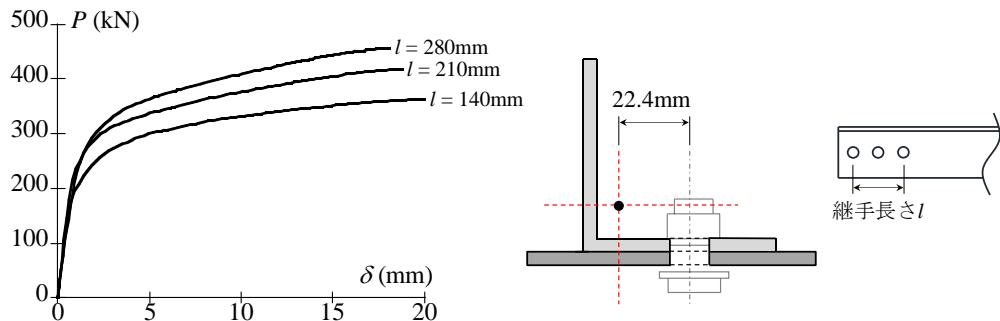


図 3-10 二軸偏心時における継手長さによる挙動の違い

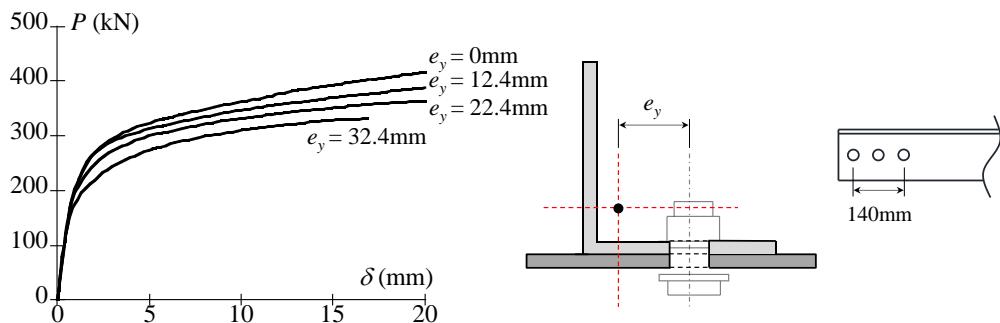
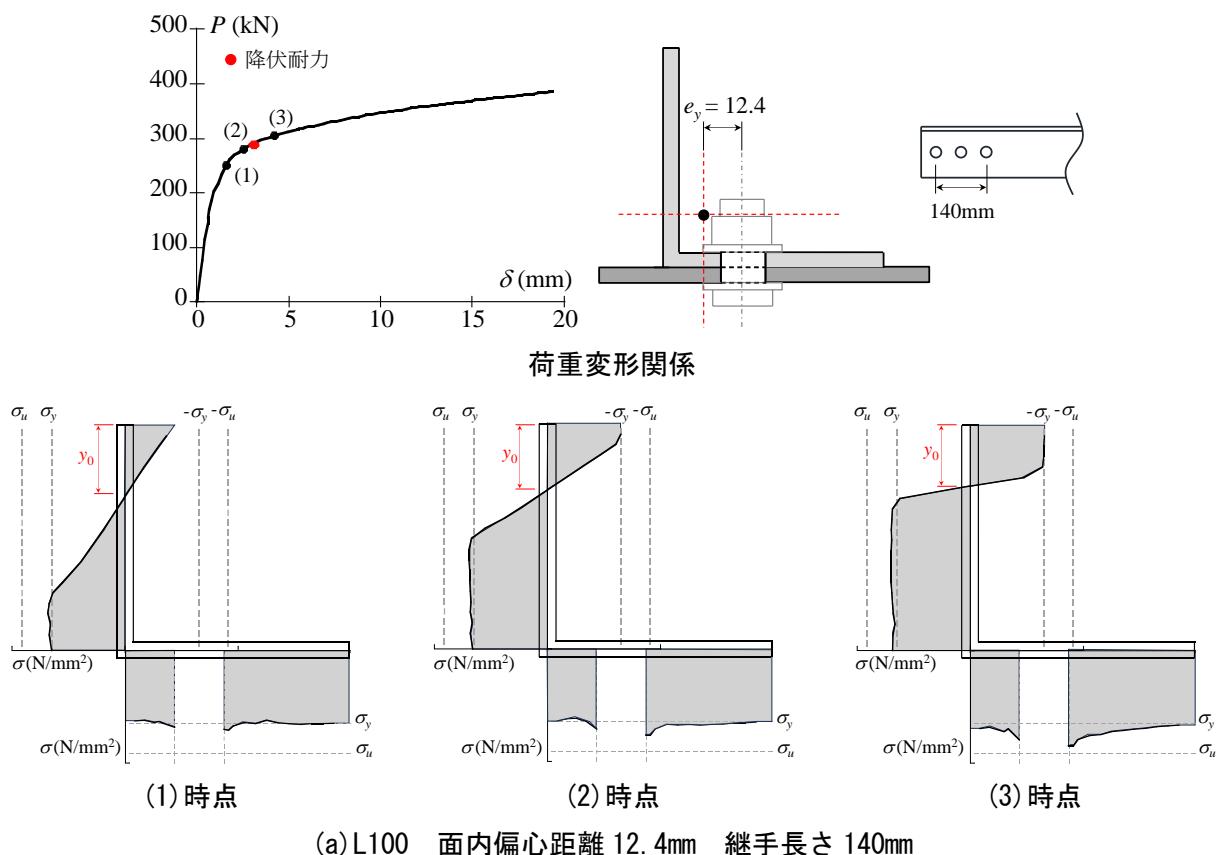
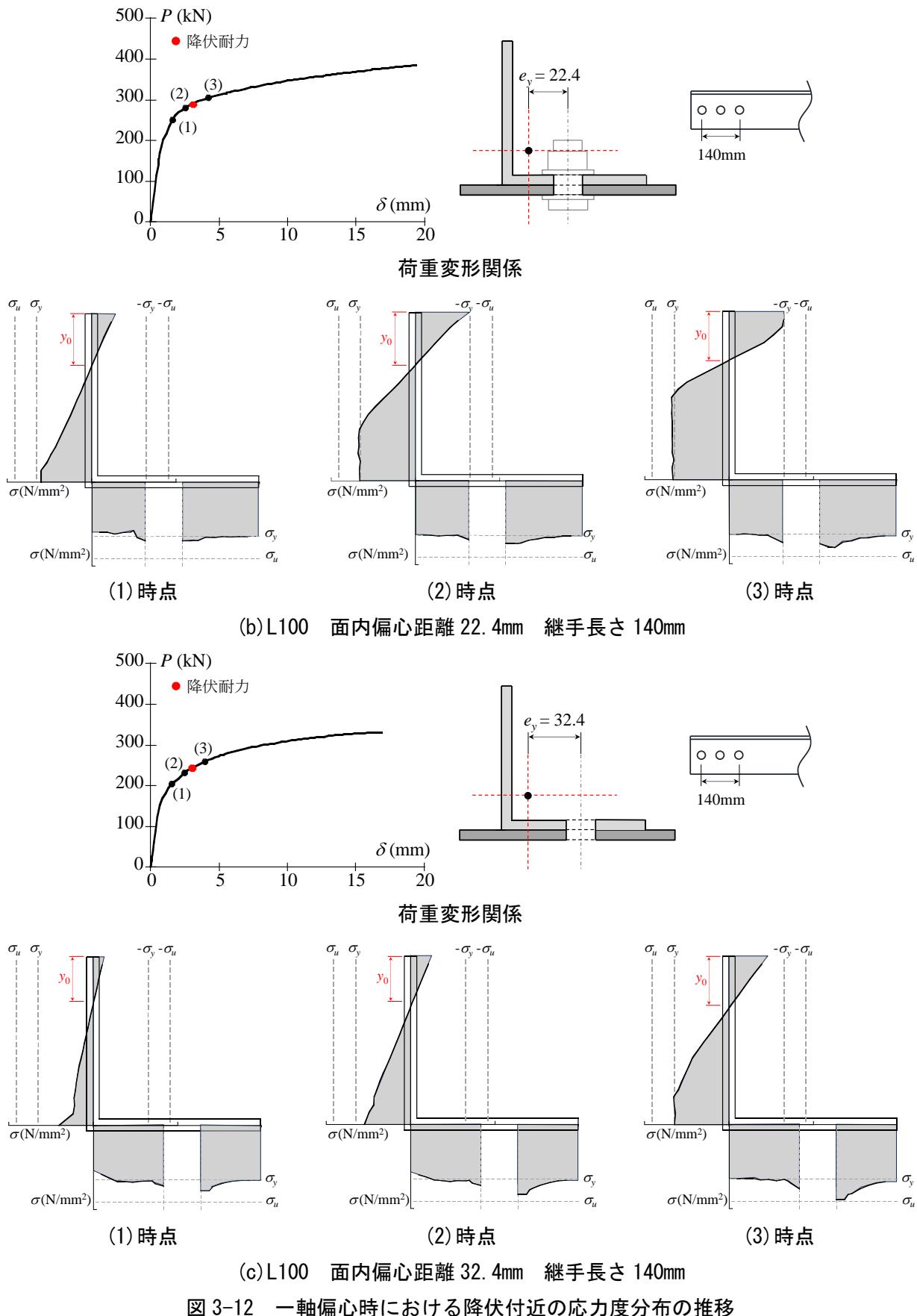


図 3-11 二軸偏心時における面内偏心距離による挙動の違い





3.4.2 降伏耐力時における二軸偏心の力学モデル

面内偏心距離が降伏耐力時の応力度分布に与える影響について比較する。図3-13に面内偏心距離の有無の違いにおける同一の荷重時点の応力度分布を示す。継手長さが同じで140mmの荷重が同一時点の応力度分布を示している。(a)は面内偏心距離が22.4mmの(1)時点の応力度分布であり、降伏耐力時である。(b)は面内偏心距離 e_y が0mmの(2)時点と(3)時点の応力度分布である。(b)の灰色は(a)と同一の荷重時点、黄色は降伏耐力時点である。(2)時点と(3)時点の比較から、二軸偏心の降伏耐力と同一の荷重下において、一軸偏心の応力度分布は類似している。また、面内偏心の有無によって中立軸位置 y_0 は変化しないことがわかる。よって、一軸偏心の降伏耐力から面内偏心によって低下した耐力((3)の耐力-(1)の耐力)は、面内偏心によって減少した応力度分布の面積((3)の応力度分布の面積-(2)の応力度分布の面積)に基づく耐力と捉えることができる。二軸偏心の降伏耐力の応力度分布は、一軸偏心の降伏耐力時の面外偏心モーメントによる応力度分布に、面内偏心によって変化した応力度((3)の応力度分布の面積-(2)の応力度分布の面積)を足し合わせたような分布形状となっている。

二軸偏心時における突出脚の応力度分布の分類を図3-14に示す。面内偏心距離と継手長さの違いによる応力度分布の変化は、(a)から(d)までの4種類に定義した。(a)は全断面が降伏点に到達した時の応力度分布であり、面内偏心距離が0mmの一軸偏心時のモデルの応力度分布に相当する。(b)は(a)の状態から面内偏心距離によって応力度分布に勾配を有する長さ(図中の y_n)が発生するものと考える。(c)はさらに y_n が突出脚の先端で降伏点に到達し、そこから応力度分布の勾配が生ずる応力度分布である。(d)は突出脚全体が降伏点に到達することのない弾性状態である。なお、本研究で提案する二軸偏心時の降伏耐力の力学モデルは(b)と(c)の状態を対象とし、(d)の状態は適用範囲外とする。以上を踏まえて、応力度分布の進展より、二軸偏心時の降伏耐力を突出脚先端が降伏点に到達する図3-12の(2)時点の耐力と定義し、(2)時点における応力度分布に基づく降伏耐力の評価モデルを考える。

図3-15に二軸偏心における降伏耐力時の力学モデルを示す。二軸偏心の降伏耐力時の応力度分布は、図3-6のような一軸偏心時から面内偏心モーメントが作用することで、(a)のようになる。(d)の応力度分布は、面内偏心モーメントの影響により降伏点4に到達しない部分((a)の黄色部分)である。図3-13の考察から、面内偏心距離の影響は、突出脚部分にのみ発生し、面内偏心を有するモデルにおいても応力度分布における中立軸位置 y_0 は移動しない。同一の荷重時点における二軸偏心のモデルの応力度分布は一軸偏心のモデルの応力度分布と一致している。よって、面内偏心モーメントの影響により生じた応力度だけ軸力による応力度が低減されると考え、面内偏心の影響は減少した面積を(c)の面外偏心モーメントの分布に累加することで考慮する。面内偏心距離によって累加されるモーメント M_a (以下:累加偏心モーメント)は図心まわりのモーメントのつり合いから(3-11a)と(3-11b)式より求められる。

$$\Delta P = \frac{1}{2} \times \frac{y_n}{2} \times t \times \sigma_y = \frac{ty_n}{4} \sigma_y \quad \cdots \cdots (3-11a)$$

$$M_a = \Delta P \times (y_3 - y_4) = \frac{ty_n^2}{12} \sigma_y \quad \cdots \cdots (3-11b)$$

ここで、 ΔP : 面内偏心距離の影響による合力、 y_n : 面内偏心によって突出脚の応力度分布に勾配が生ずる長さ、 t : 山形鋼板厚、 y_3 、 y_4 : 図心から ΔP までの距離である。

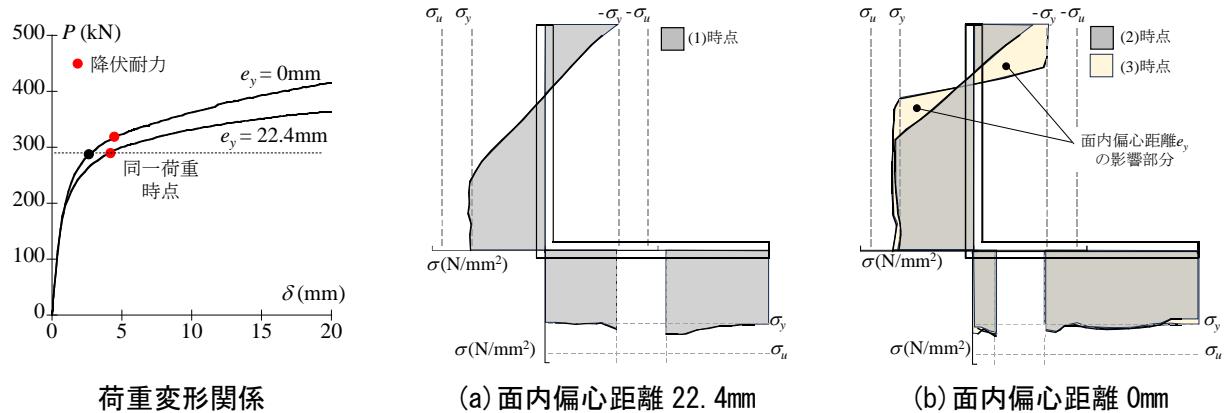


図 3-13 面内偏心距離が降伏耐力時の応力度分布に与える影響

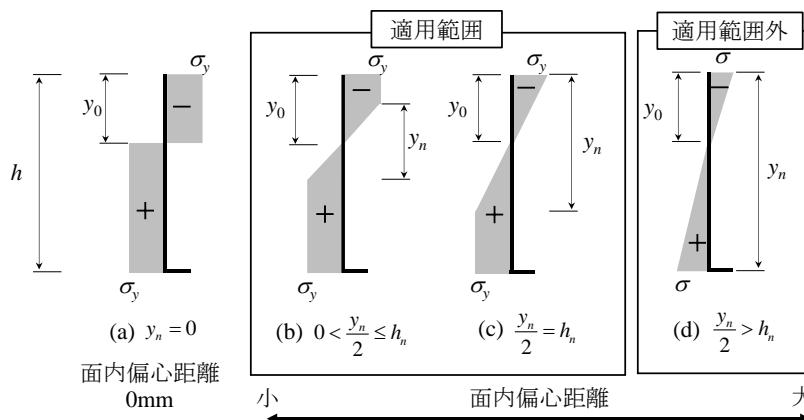


図 3-14 二軸偏心時の応力度分布の分類と適用範囲

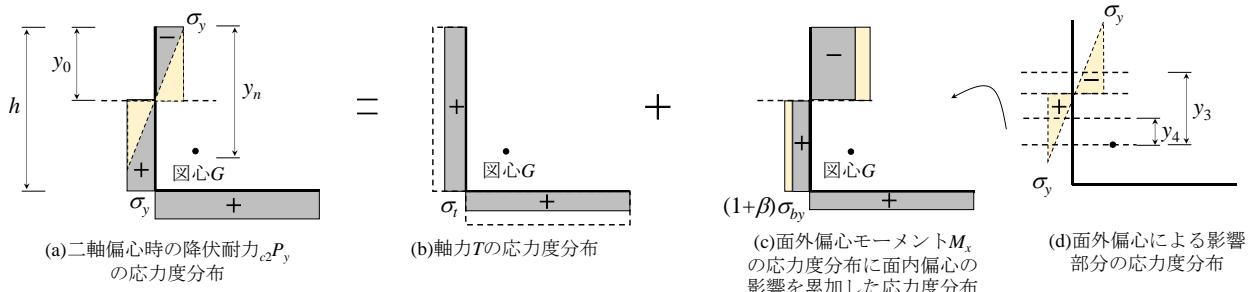


図 3-15 降伏耐力時における二軸偏心の力学モデル

3.4.3 解析結果と二軸偏心時の評価式の比較

図3-16に累加偏心モーメント M_a と継手長さ l に対する面内偏心距離 e_y の比率 e_y/l の関係を示す。縦軸は M_a/M_p であり、横軸は e_y/l である。マーカーの違いにより断面の違いを区別している。 e_y/l が 0.18 までの範囲において、直線近似をすることで(3-12)式が得られる。

$$0 \leq \frac{e_y}{l} \leq 0.18 \quad \text{のとき} \quad \frac{M_a}{M_p} = 0.33 \frac{e_y}{l} \quad \cdots \quad (3-12)$$

図3-17に累加偏心モーメントによる荷重の減少分 P_a と累加偏心モーメントの関係を示す。一軸偏心時の降伏耐力から面内偏心によって減少した降伏耐力の差分を P_a と定義する。縦軸は P_a を正味断面における降伏耐力 nP_y で除したものである。横軸は M_y/M_p であり、正味断面における全塑性モーメントで除した。 M_a/M_p が 0.05 の範囲では線形的な関係があり、安全側に評価するために上限を捉えるような直線で近似をすることで(3-13)式を導出できる。

$$0 < \frac{M_a}{M_p} \leq 0.05 \quad \text{のとき} \quad \frac{P_a}{P_y} = 0.4 \frac{M_a}{M_p} \quad \cdots \quad (3-13)$$

二軸偏心時の曲げ応力度 σ_{by} は(4)式に対して、面内偏心距離による増加率 β を加えることで(3-14)式を定義する。面内偏心距離による低減率 β は、(3-12)式と(3-13)式を用いることで(3-15)式を得る。

$$\sigma_{by} = (1 + \beta)(1 - 2\alpha)\sigma_b = \left(1 + 0.13 \frac{e_y}{l}\right) \left(1 - \frac{2y_0}{2h-t-\phi}\right) \sigma_y \quad \cdots \quad (3-14)$$

$$\beta = \frac{P_a}{P_y} = 0.13 \frac{e_y}{l} \quad \cdots \quad (3-15)$$

以上より、二軸偏心の降伏耐力 $a_2 P_y$ は(3-16a)式に(3-15)式を代入することで、(3-16b)と(3-16c)式を導出できる。

$$a_2 P_y = A_n \times \{1 - 2\alpha(1 + \beta)\} \sigma_y \quad \cdots \quad (3-16a)$$

$$0 \leq \frac{e_x}{l} \leq 0.2 \quad \text{かつ} \quad 0 \leq \frac{e_y}{l} \leq 0.18 \quad \text{のとき} \\ a_2 P_y = A_n \times \left\{ 1 - \left(1 + 0.13 \frac{e_y}{l} \right) \left(1 - 1.5 \frac{e_x}{l} \right) \right\} \sigma_y \quad \cdots \quad (3-16b)$$

$$0.2 < \frac{e_x}{l} \leq 0.5 \quad \text{かつ} \quad 0 \leq \frac{e_y}{l} \leq 0.18 \quad \text{のとき} \\ a_2 P_y = A_n \times \left\{ 1 - \left(1 + 0.13 \frac{e_y}{l} \right) \left(0.76 - 0.33 \frac{e_x}{l} \right) \right\} \sigma_y \quad \cdots \quad (3-16c)$$

図3-18に実験による降伏耐力 eP_y と(3-16)式による評価値との比較を示す。縦軸は実験による降伏耐力、横軸は評価値である。マーカーの違いにより山形鋼の断面を区別している。評価値は実験結果を概ね安全側に評価できていることが確認できる。

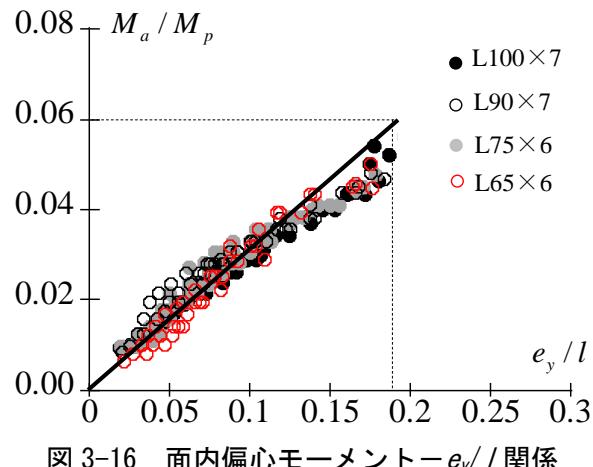


図 3-16 面内偏心モーメント- e_y/l / 関係

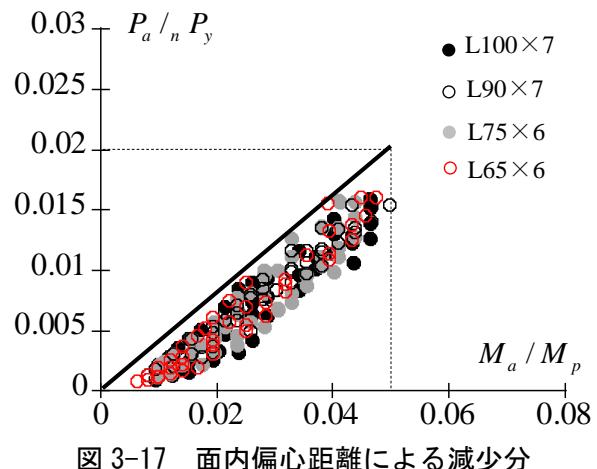


図 3-17 面内偏心距離による減少分

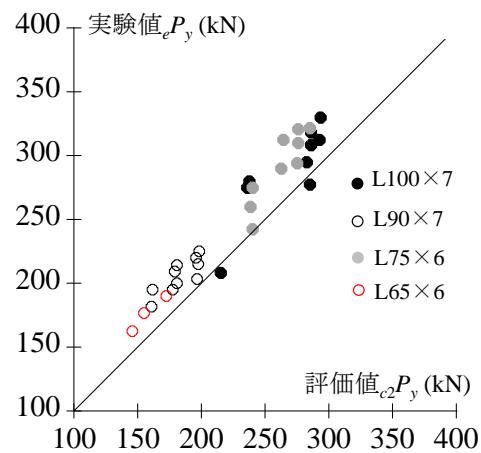


図 3-18 (3-16) 式による評価値と実験値の比較

3.5 まとめ

本章では、山形鋼プレース接合部を対象に、面外偏心および面内偏心距離が降伏耐力に与える影響について検討した。また、応力度分布に基づいた降伏耐力の評価式の構築を行った。以下に得られた知見を示す。

- [1] 一軸偏心時の数値解析では、降伏耐力発揮時点で全断面が降伏点に到達するような応力度分布になる。中立軸位置は弾性範囲から降伏耐力耐力以降にかけて移動しない。継手長さが長くなると、中立軸位置が突出脚の先端に移動する。その結果、継手長さが長い場合には、降伏耐力時の引張領域が拡大することで降伏耐力が増加することがわかった。
- [2] 一軸偏心時の数値解析の結果から、応力度分布に基づいた力学モデルを提案した。一軸偏心時の降伏耐力を全断面が降伏点に到達すると仮定した力学モデルは、解析結果と良好に対応することを確認した。
- [3] 二軸偏心時の応力度分布は、一軸偏心のように全断面が降伏点に到達することなく、突出脚の応力度分布に勾配が生ずる。面内偏心距離が大きくなると、突出脚の応力度分布の勾配が小さくなり、へりあき側が著しく降伏点を超える。その結果、突出脚の応力負担が小さくなることで、降伏耐力が減少する。
- [4] 二軸偏心時の応力度分布に基づいた力学モデルを提案した。二軸偏心の力学モデルは、面内偏心の影響を面外偏心モーメントに累加することで考慮した。本研究で提案した力学モデルは、実験結果を概ね安全側に評価できることを示している。

参考文献

- 3.1) 日本建築学会 : 鋼構造接合部設計指針, 第4版, pp.703-706, 2021.7
- 3.2) 沼吉伸, 加藤勉, 森田耕次 : 山形鋼筋違接合部耐力に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第325号, pp.32-39, 1983.3
- 3.3) 日本建築学会 : 高力ボルト接合設計施工ガイドブック, 第2版, pp.41-46, 2016.5
- 3.4) 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 西山隆志, 下川弘海 : 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集, 第445号, pp.127-137, 1993.3
- 3.5) 永里和真, 五十嵐規矩夫, 三井和也 : 引張力を受ける偏心接合された薄板鋼構造部材のボルト接合部耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第86卷, 第789号, pp.1570-1580, 2021.11
- 3.6) 異信彦, 裴舜, 黒澤未來, 吉敷祥一, 長谷川隆 : 様々な断面形状のプレースにおける接合部耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第88卷, 第804号, pp.300-310, 2023.2
- 3.7) AISI : Errata to North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2012 Edition, 2013.7
- 3.8) 石崎紳悟, 鈴木壯, 吉敷祥一, 梶間夏美, 薩川恵一 : 山形鋼筋かい端接合部に対する乾式補強法, その4 有限要素法による検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.669-670, 2018.7
- 3.9) 加藤勉 : 高力ボルト接合部強さの統一的評価, 形鋼継手の場合, 日本建築学会構造系論文集, 第556号, pp.175-180, 2002.6

本章に関連する論文

1. 木藤一輝, 異信彦, 薩川恵一, 神谷勇成, 吉敷祥一 : 応力度分布に基づく山形鋼プレース接合部の降伏耐力の評価, 日本建築学会構造系論文集, 第90卷, 第831号, pp.612-623, 2025年5月
2. 堤大悟, 木藤一輝, 異信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 応力状態を考慮した山形鋼プレース接合部の降伏耐力の算定 その2: 一軸偏心の場合, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1027-1028, 2024年7月
3. 木藤一輝, 堤大悟, 異信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 応力状態を考慮した山形鋼プレース接合部の降伏耐力の算定 その3: 二軸偏心の場合, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1029-1030, 2024年7月

第4章

応力度分布に基づく山形鋼ブレース接合部の最大耐力の評価

4.1 はじめに

第2章では、山形鋼プレース接合部を対象とした載荷実験を行い、継手長さ、面外および面内偏心距離が接合部耐力に与える影響を確認した。第3章では、載荷実験では検討できない面外偏心距離のみを有するモデルも含めて、接合部の降伏耐力について検討した。また、降伏付近の応力度分布の分析から、接合部の降伏耐力の評価式を提案した。

これらの検討により、応力度分布に基づいて降伏耐力の評価式の導出を行ったが、プレース構造における耐震性能を確保するためには、接合部の最大耐力の把握が不可欠である。特に、プレースの性能を十分に発揮させるためには、プレース材が軸部降伏に至るまで接合部を破断させない保有耐力接合の条件を満足させるために、最大耐力を正確に評価することが重要である。

これまでにプレース接合部の最大耐力に関する研究は多く実施されており、様々な評価式が提案されてきた^{4.1)~4.6)}。これらの研究では、載荷実験による結果に基づいて評価因子を厳選することで評価式が検討してきた。しかしながら、数値解析を用いて山形鋼の断面の応力度分布を検討した研究はほとんどなく、応力度分布に基づいて評価式を提案した研究はない。さらに、数値解析では、載荷実験による検討では実施できないモデルを構築でき、面外偏心距離と面内偏心距離の影響を分けて検討することも可能である。よって、数値解析による応力度分布に基づいた評価式を構築することで、既往の研究よりも精度良く接合部の最大耐力を評価できると考えられる。

そこで本章では、有限要素法を用いた数値解析の優位性を活かして、実際には再現できないモデルを構築して、面外偏心距離と面内偏心距離が最大耐力に与える影響を別々で検討する。さらに、載荷実験では検証できない応力度分布について確認をする。最後に、応力度分布に基づいた最大耐力の評価式を提案する。

4.2 数値解析の概要

4.2.1 解析モデルの概要

図4-1に解析モデルの概要を示す。解析モデルは試験体の対称性を考慮し、試験体全長の半分をモデル化したハーフモデルとする。解析モデルは、(a)山形鋼、(b)ガセットプレート、(c)ナットおよび座金を一体化したボルトの3パートで構成される。解析モデルは6面体要素を使用し、各パートの相互作用は剛接触とし、摩擦は考慮しない。ボルトの軸力については、文献4.7)を参考に pretension 機能を用いて文献4.8)の設計ボルト張力を導入した。ボルトの位置は初期状態から支圧状態となるように配置した。ガセットプレートの端部は固定端とし、山形鋼の先端はボルト孔の中心線上に代表点(図中のA点)を設けて、剛体表面とした。A点の境界条件は、 x 方向、 y 方向、 z 方向のすべての変位を自由とし、回転は拘束した解析はA点に x 方向の強制変形を与えることで実施している。

図4-2に本解析に使用した材料特性を示す。実験に使用したL75の素材試験結果をそれぞれマルチニア型にモデル化した。バイリニア型の材料モデルの第1折れ点から第2折れ点までは降伏点と引張強さの2点を結んだ直線とした。材料モデルは真応力度一対数ひずみ度に置換したものを使用する。

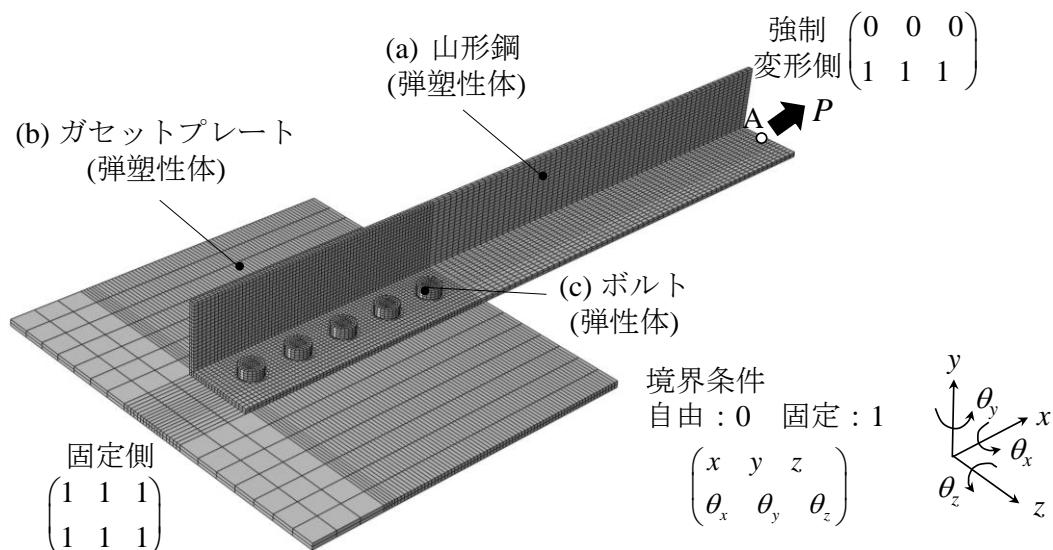


図4-1 解析モデル概要

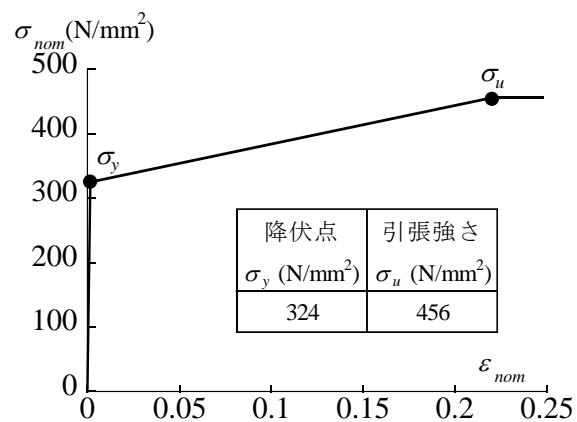


図4-2 材料特性

4.2.2 解析パラメータ

表4-1に本解析のパラメータを示す。解析パラメータは山形鋼断面、面外偏心距離、面内偏心距、継手長さとした。対象とする山形鋼断面は載荷実験と同様にL65, L75, L90, L100の4種類とした。面外偏心距離は山形鋼断面に応じて決定され、18.5mmから27.6mmとしている。面内偏心距離は鋼構造接合部設計指針4.8)に規定されている最小縁端距離を確保できる範囲で決定し、0mmから最大で37.4mmまでの範囲で選定した。

表4-1 解析パラメータ

| | ボルト本数 <i>n</i> | 継手長さ <i>l</i> (mm) | 面内偏心量 <i>e_y</i> (mm) | 面外偏心量 <i>e_x</i> (mm) | はしあき <i>ed</i> (mm) | ボルト径 |
|--------|-------------------|-----------------------|------------------------------------|------------------------------------|------------------------|------|
| L65×6 | 2~5 | 40 ~ 300 | 0 ~ 18.5 | 18.5 | 40 | M16 |
| L75×6 | | | 0 ~ 26.1 | 21.0 | | |
| L90×7 | | 50 ~ 400 | 0 ~ 29.9 | 25.1 | 50 | M20 |
| L100×7 | | 50 ~ 500 | 0 ~ 37.4 | 27.6 | | |

4.3 応力度分布に基づいた一軸偏心時の降伏耐力の評価式の導出

4.3.1 最大耐力時における一軸偏心の解析結果

本項では、載荷実験では実施できない載荷実験では実施できない面外偏心のみを有する(以下：一軸偏心)山形鋼プレース接合部の数値解析を行い、継手長さと面外偏心距離が最大耐力に与える影響について検討する。載荷実験では、山形鋼の突出脚とボルトヘッドが干渉するため一軸偏心モデルの実施が困難であるが、数値解析ではこの相互作用を無視することで解析が可能となる。

図4-3にL100の一軸偏心時における最大耐力と継手長さの関係を示す。図の縦軸は解析の最大耐力 P_{max} を正味断面における最大耐力 $_nP_u$ で除した耐力比、横軸は継手長さである。ここで、正味断面における最大耐力は以下の式(4-1)で算出する。

$$_nP_u = \sigma_u \times A_n \quad \cdots (4-1)$$

ここで、 σ_u :引張強さ、 A_n :ボルト孔を控除した正味断面積である。式(2-1)は、断面全体が引張強さに到達したと仮定した最大耐力である。図中のマーカーは解析結果を示しており、継手長さが最も短いモデルでは耐力比は約0.8程度、継手長さが長くなるにつれて約0.9程度で一定となる。図中の黄色の範囲は、鋼構造接合部設計指針に基づく無効長さを考慮した耐力比である。継手長さが短い領域においても、ボルト列数5列と同程度の耐力が確認され、面内偏心の影響がない一軸偏心では、現行指針よりも大きな耐力が得られることが分かった。

次に、一軸偏心時における山形鋼の断面内の降伏耐力以降から最大耐力時までの応力度分布について詳細に検討する。図4-4に、継手長さ70mmのモデルにおける応力度分布の推移を示す。図中上段は荷重変形関係、下段には各時点(1)から(3)の応力度分布を示している。突出脚の応力度分布は、縦軸を要素位置、横軸を応力度(左を正、右を負)としており、接合面については横軸を要素位置、縦軸を応力度としている。破線で降伏点および引張強さを示し、応力度は部材の表裏の平均である。応力度分布は、(1)降伏耐力付近、(2)最大耐力に対して7割程度の耐力、(3)最大耐力である。(1)の降伏耐力付近では、断面全体が引張降伏もしくは圧縮降伏している。続いて(2)の時点では、ボルト孔周辺からひずみ硬化が生じて、突出脚とへりあきの一部が引張強さまで到達する。最後に(3)の最大耐力時点では、平板部がすべて引張強さに到達する。突出脚では、図心位置 g_y までが引張強さに到達し、図心よりも上端にかけては応力度が低下する。

図4-5に継手長さを変化させた場合の最大耐力時の応力度分布を示している(a)～(d)は、それぞれ継手長さ140mm、210mm、280mm、400mmの結果である。いずれのケースでも平板部は引張強さに到達しており、突出脚では継手長が長くなるにつれて圧縮領域が減少し、引張領域が拡大する傾向が見られる。この結果から、ある一定以上の継手長さになると、応力度分布はほぼ一定となり、突出脚全体が降伏以上の状態となるため、最大耐力が上昇することが分かる。

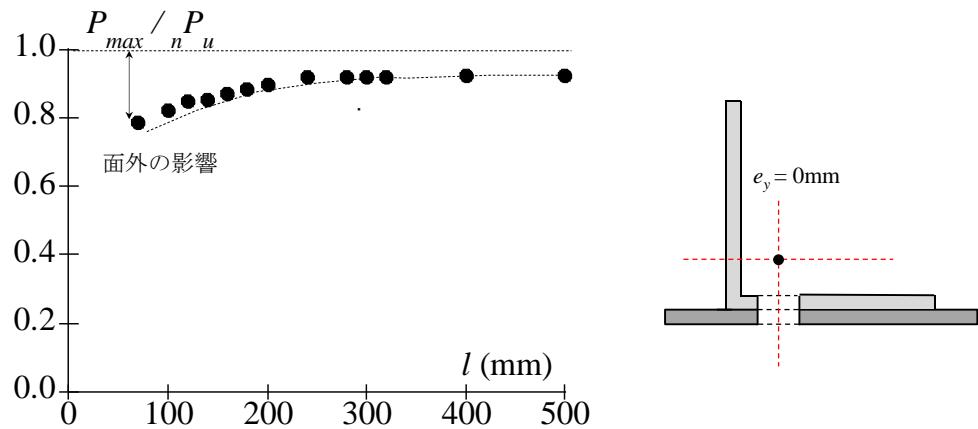


図 4-3 最大耐力一継手長さ関係 L100

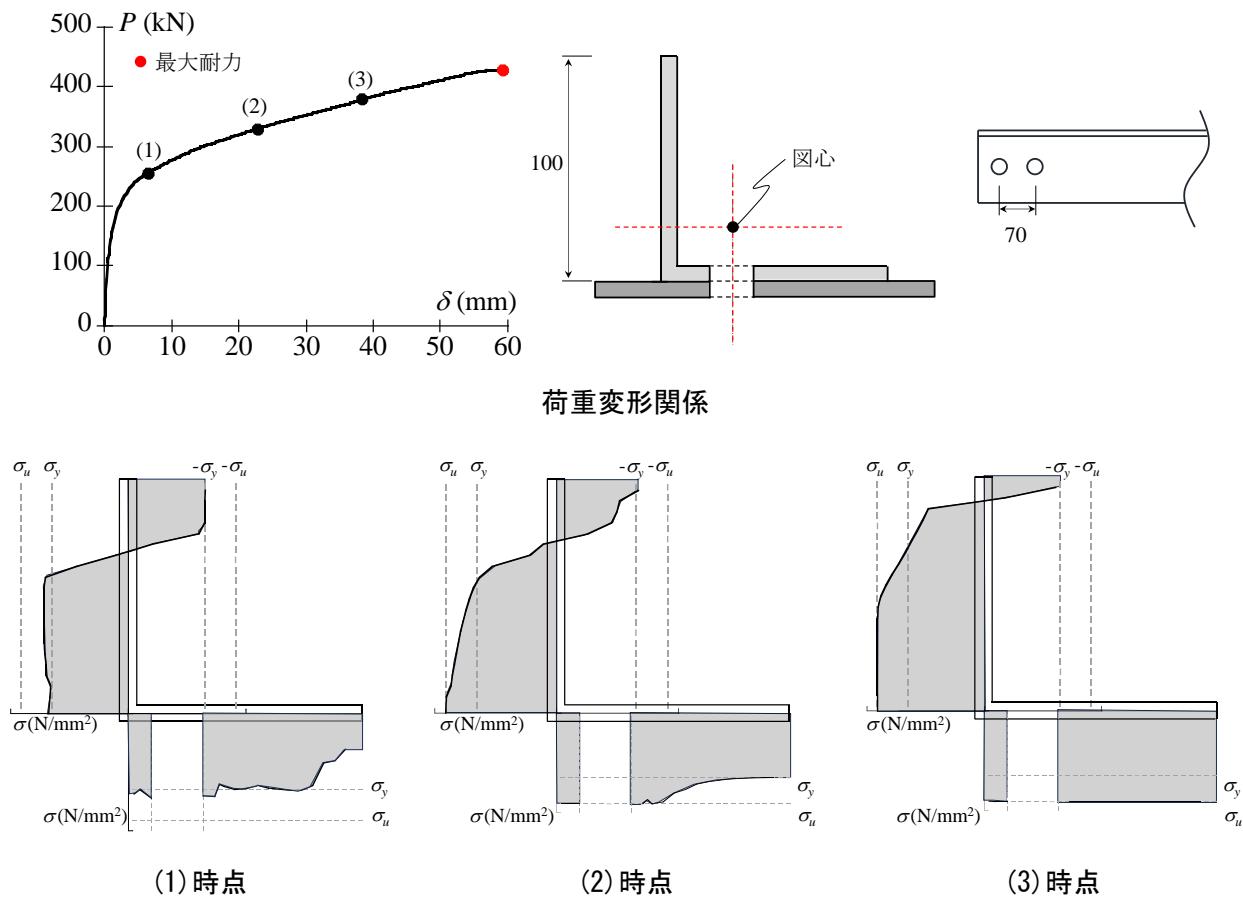


図 4-4 応力度分布の推移(L100 継手長さ 70mm)

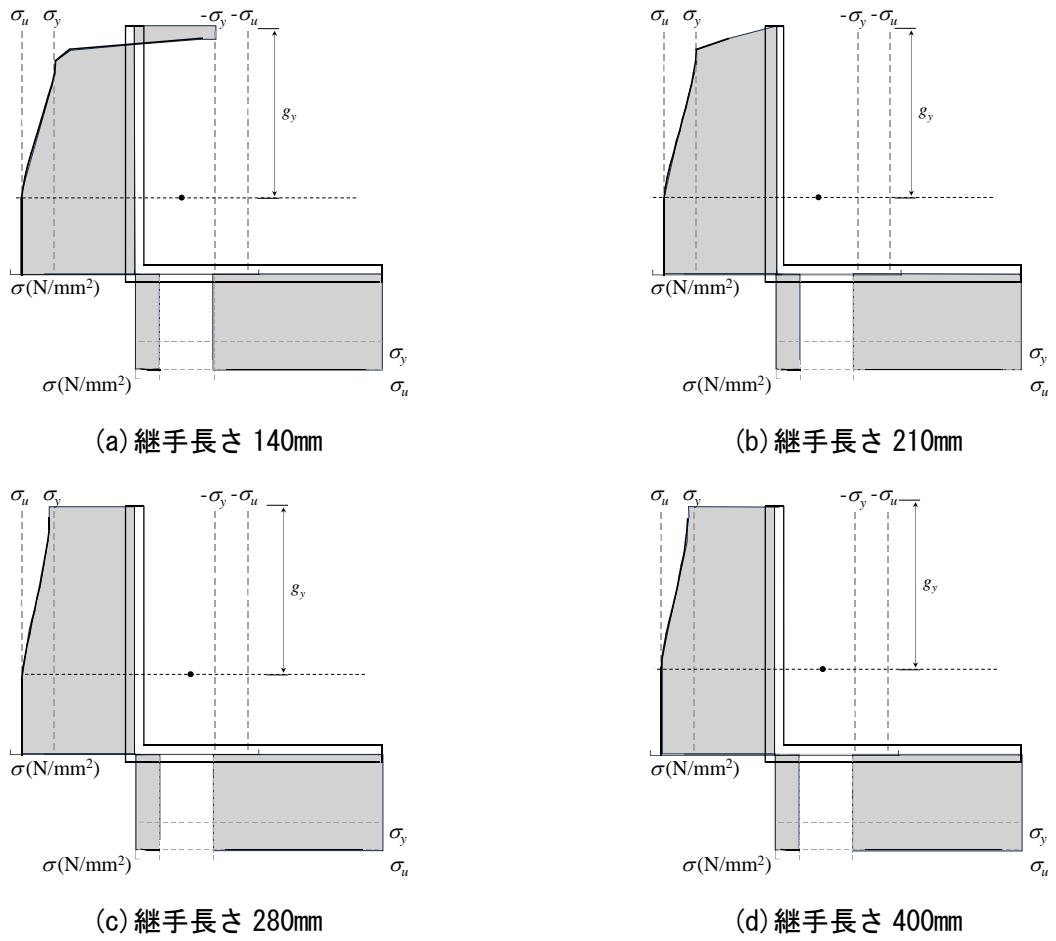


図 4-5 継手長さが異なる場合の最大耐力時の応力度分布 (L100)

4.3.2 一軸偏心時における最大耐力の推定方法

本項では、応力度分布に基づく一軸偏心時における最大耐力の推定方法を検討する。図4-6に一軸偏心時における応力度分布の分類を示す。面外偏心のみを有する場合、継手長さに対する面外偏心距離に対する比率 e_x/l によって、応力度分布を2つに分類する。図中の灰色部分は、応力度が降伏点以上となる領域、緑色部分は降伏点未満の領域を示す。図4-5の結果から、一軸偏心時ではへりあき端部から図心位置 g_y までの範囲で引張強さに到達していたことを受けて、 g_y から突出脚の先端にかけて応力度が低下していく分布を仮定する。面外偏心距離に対する比率 e_x/l によって、突出脚の先端まで降伏点に到達しない場合の(a)と到達する場合の(b)に分類した。

図4-7に一軸偏心時における応力度分布による最大耐力の推定方法を示す。一軸偏心時における最大耐力 $_{c1}P_u$ は正味断面における最大耐力から面外偏心モーメントによる減少分 P_1 を除くことで算出する。面外偏心モーメントによる減少分 P_1 は、応力度分布中の降伏点に到達しない部分の面積として評価する。この考えに基づき、一軸偏心時における最大耐力の評価式(式(4-2))を導出した。

$$_{c1}P_u = {}_n P_u - P_1 \quad \cdots (4-2)$$

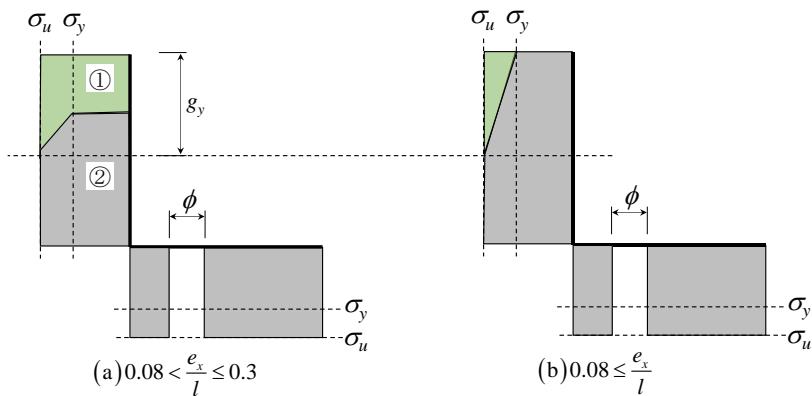
図4-8に面外偏心モーメントによる減少分 P_1 と e_x/l の関係を示す。縦軸は面外偏心モーメントによる減少分を正味断面における最大耐力で除した値、横軸は e_x/l である。図より、 e_x/l が0から0.4までの範囲において線形的な関係がみられ、直線近似をすることで式(4-3)を得た。

$$0 \leq \frac{e_x}{l} \leq 0.4 \quad \text{のとき} \quad \frac{P_1}{{}_n P_u} = 0.5 \times \frac{e_x}{l} + 0.05 \quad \cdots (4-3)$$

式(4-3)を式(4-2)に代入することで、一軸偏心時における最大耐力の評価式である式(4-4)を求めることができる。

$$0 \leq \frac{e_x}{l} \leq 0.4 \quad \text{のとき} \quad \frac{_{c1}P_u}{{}_n P_u} = 1 - \left(0.5 \times \frac{e_x}{l} + 0.05 \right) \quad \cdots (4-5)$$

図4-9に式(4-5)による評価値と解析結果による比較を示す。図の縦軸は(4-5)式による評価値、横軸は解析結果の最大耐力 ${}_a P_u$ であり、断面の違いによる影響を排除するために両軸の値とともに正味断面における最大耐力 ${}_n P_u$ で無次元化している。断面による違いをマーカーにより区別している。評価値と解析値はおむね良好な一致を示し、提案した評価式の妥当性が確認された。以上より、一軸偏心時の最大耐力は、降伏点に達しない領域の面積を考慮して正味断面の最大耐力から差し引くことで、精度良く推定可能であることが明らかとなった。



①：面外偏心モーメントの影響を受ける範囲 P_1 ②：引張力を負担する範囲 $n P_u$

図 4-6 一軸偏心時における応力度分布の分類

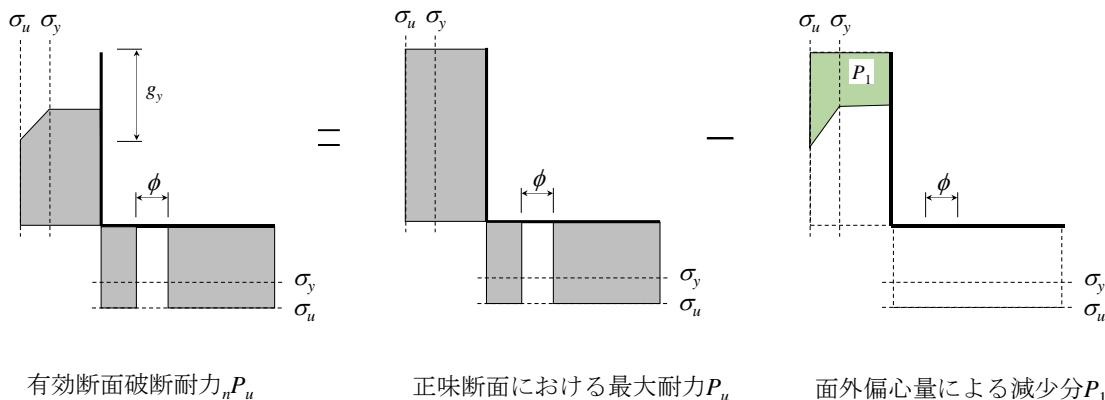


図 4-7 一軸偏心時における最大耐力の推定方法

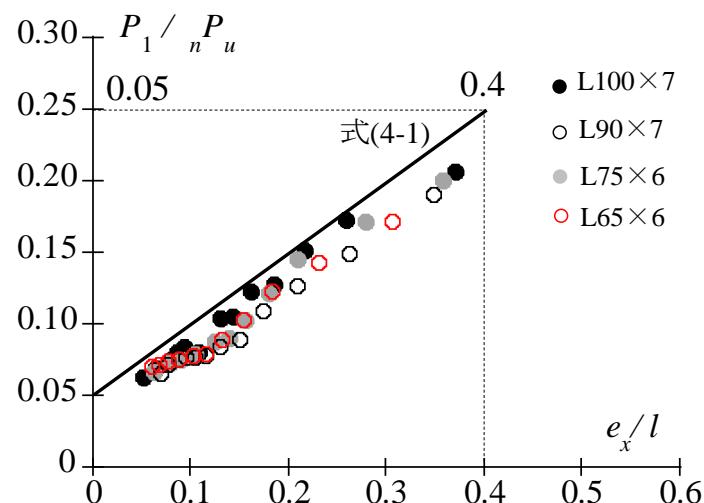


図 4-8 面外偏心距離による減少量 P_1

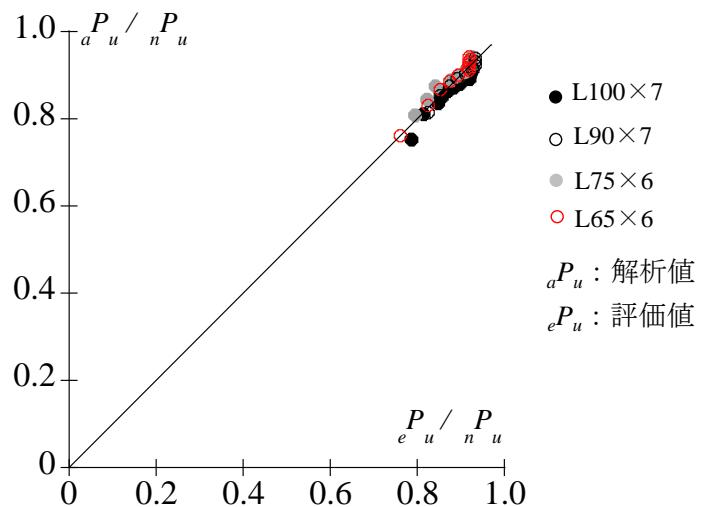


図4-9 一軸偏心時における応力度分布の分類

4.4 応力度分布に基づいた二軸偏心時の降伏耐力の評価式の導出

4.4.1 最大耐力時における二軸偏心の解析結果

本項では、面外偏心距離 e_x に加えて面内偏心距離 e_y を有する(以下：二軸偏心)の山形鋼プレース接合部の数値解析を行い、継手長さと面内偏心が接合部の最大耐力に与える影響について検討する。図 4-10 に L100 の二軸偏心における最大耐力と継手長さの関係を示す。図の縦軸は解析の最大耐力 P_{max} を正味断面における最大耐力 nP_u で除した耐力比、横軸は継手長さであるマーカーの色により面内偏心距離の違いを区別し、一軸偏心の結果も併せて示している。解析の結果、すべての面内偏心距離において、継手長さが長くなても一軸偏心時の耐力比とは一致しないことが確認できる。具体的には、一軸偏心(赤マーカー)では継手長さが 500mm から 70mm へ短くなることで、耐力比は約 0.9 から 0.8 へと低下するに対し、面内偏心距離が最も大きなモデルでは、同じ条件で耐力比が約 0.8 から 0.4 程度に大きく低下している。以上の結果から、最大耐力に対する面内偏心の影響は、面外偏心よりも大きく、かつ両者の影響は独立に評価する必要があることが明らかとなった。

二軸偏心時における最大耐力に至るまでの応力度分布の推移について検討する。図 4-11 に L100 断面の二軸偏心時における応力度分布の推移を示す。継手長さが 140mm で面内偏心距離が 22.4mm のモデルの結果であり、図中の上側は荷重変形関係、下側には(1)から(3)時点の応力度分布を示している。応力度分布は図 4-4 と同様に、(1)降伏耐力付近、(2)最大耐力の 70%程度、(3)最大耐力である。(1)の降伏耐力付近では、突出脚の先端が降伏点に達しており、(2)では突出脚における応力度の勾配が緩やかになっている。さらに平板部では、ボルト孔周辺でひずみ硬化が生じている。(3)の最大耐力時には、突出脚側の応力度に大きな変化は見られず、ボルト孔端部からへりあき端部にかけて引張強さに達している。このことから、面内偏心に伴うモーメントにより、突出脚のボルト孔端部から脚先端にかけて圧縮力が生じ、応力度が低下するため、最大耐力は一軸偏心時に比べて低くなると考えられる。

図 4-12 に面内偏心距離を変化させた場合の応力度分布を示す。継手長さ 140mm で、面内偏心距離が 12.4mm, 22.4mm, 32.4mm の 3 種類の結果を比較している。また、参考として一軸偏心時の応力度分布も示している。色の違いにより偏心の有無を識別している。面内偏心距離が大きくなるにつれて、突出脚側の平板部の応力度が低下し、圧縮領域が拡大することが確認された。また、突出脚内の応力度の勾配も大きくなり、引張領域において降伏点に達しない部分が増加する。したがって、面内偏心距離の大きくなることは、突出脚に作用するモーメントの増大につながり、最大耐力を低下させる要因となる。

図 4-13 に継手長さが異なる場合の最大耐力時の応力度分布を示す。いずれも面内偏心距離は 22.4mm で、継手長さを 70mm から 280mm まで変化させた結果である。継手長さが長くなると、突出脚における圧縮領域が縮小していることが分かる。継手長さが最も短い 70mm のモデルでは、突出脚の応力度がすでに降伏点に達している。一方で、長い継手長さを持つモデルでは、突出脚の応力度が降伏点を超える結果となっている。よって、継手長さが長いほど、面内偏心モーメントによって生じる圧縮応力の影響が緩和され、最大耐力が増加すると結論づけられる。

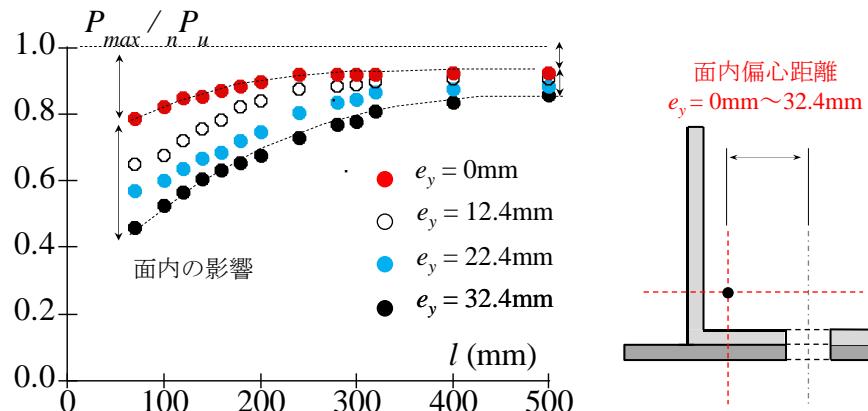
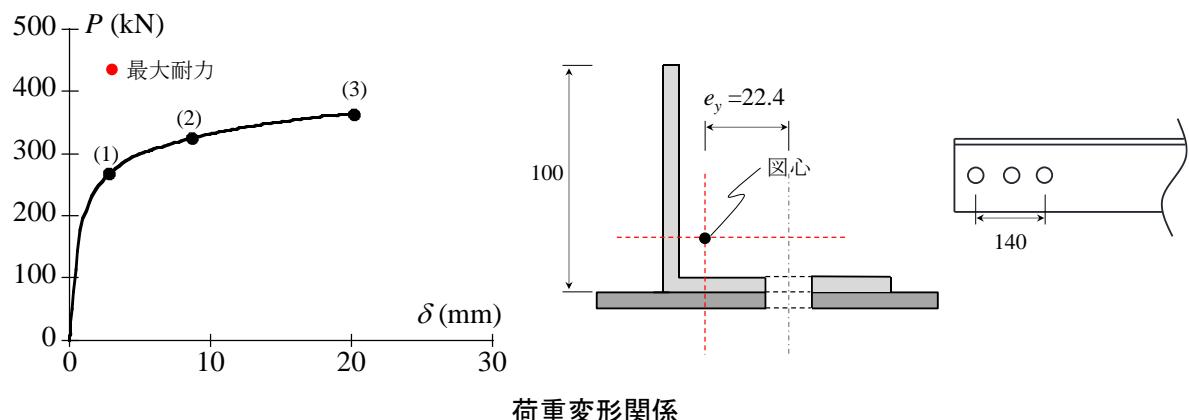


図 4-10 最大耐力一継手長さ関係



荷重変形関係

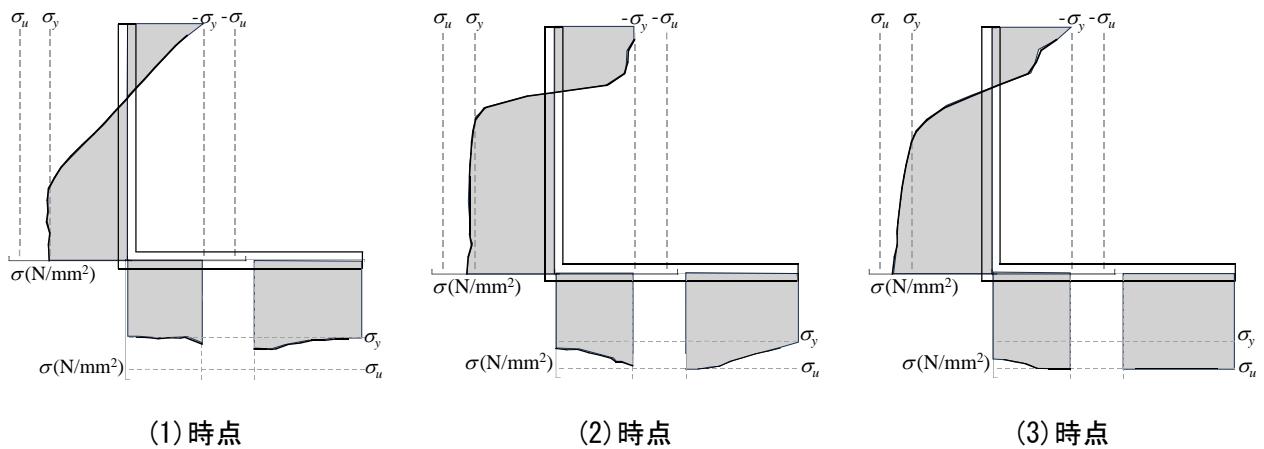


図 4-11 応力度分布の推移 (L100 面内偏心距離 22.4mm 継手長さ 140mm)

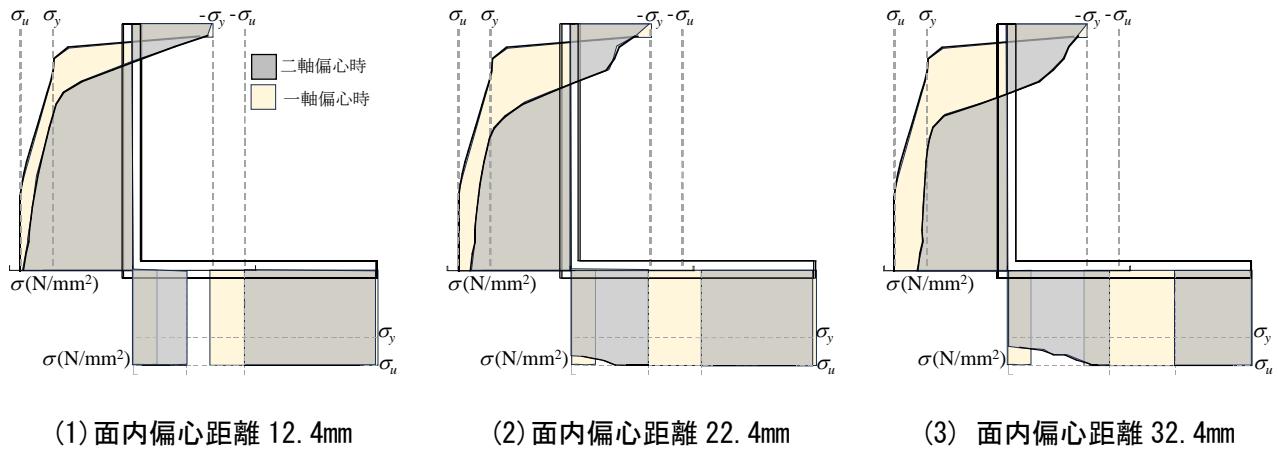


図 4-12 面内偏心距離が異なる場合の最大耐力時の応力度分布 (L100 繰手長さ 140mm)

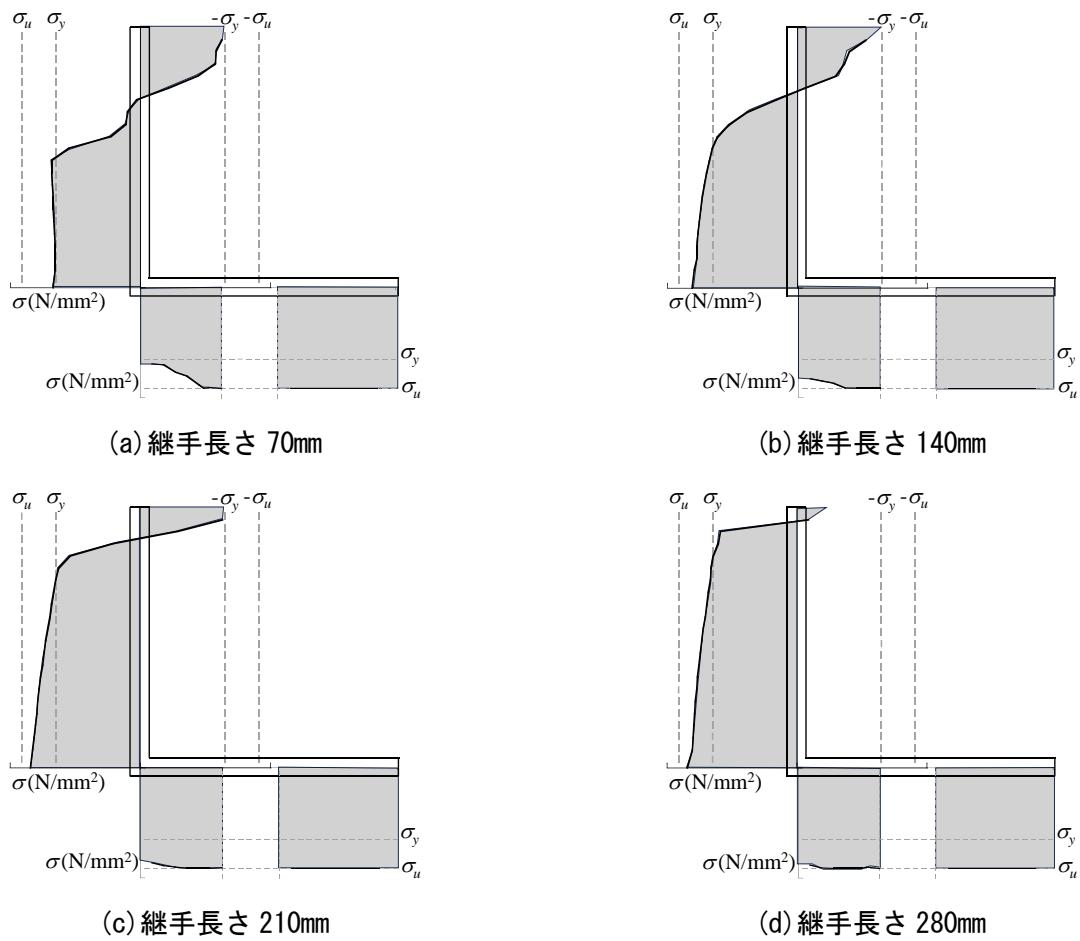


図 4-13 繰手長さが異なる場合の最大耐力時の応力度分布 (L100 面内偏心距離 22.4mm)

4.4.2 二軸偏心時における最大耐力の推定方法

本項では、応力度分布に基づく二軸偏心時における最大耐力の推定方法を検討する。図4-14に二軸偏心時における応力度分布の分類を示す。面内偏心距離と継手長さの変化による応力度分布の変化は、I、IIの2種類に定義した。分類Iは、へりあき端部からボルト孔まで引張強さに到達し、図心位置 g_y までの範囲で降伏点に低下する分布とした。分類IIは、へりあき端部からボルト孔まで引張強さに到達し、 g_y から突出脚の上端の間で降伏点まで低下する分布とした。分類IIにおいて、継手長さがある一定以上長さになると、突出脚の上端まで降伏点に到達した上で、引張強さに到達する範囲がボルト孔から突出脚側へ広がる。

図4-15に前項に示した図4-10を再掲し、図4-14で分類した応力度分布の境界線を併せて示す。図中のマーカーは、L100における面内偏心距離が0mmから32.4mmまでの結果を示している。分類IとIIの境界を破線で区切り、分類IIの範囲を黄色で表示している。Iに分類した応力度分布は、ボルト孔を山形鋼の接合面の中心位置に設けたモデル(図中の $e_y=22.4\text{mm}$)よりも大きな面内偏心距離、またはボルト列数が2列相当の継手長さが短いモデルが属していた。IIに分類した応力度分布は、ほとんどのモデルが属しており、山形鋼プレースに一般的に用いられるボルト孔を接合面の中心位置に設けた場合も含まれていた。継手長さがボルト列数5列相当の300mm程度で面内偏心距離が比較的小さいモデルでは、分類IIの右側に示すような応力度分布となる。

図4-16に二軸偏心時における応力度分布による最大耐力の推定方法を示す。本研究で対象とする応力度分布の分類はIIの範囲とした。二軸偏心時における最大耐力 c_2P_u は正味断面における最大耐力から面外偏心モーメントによる減少分 P_1 と面内偏心モーメントによる減少分 P_2 除くことで算出する。二軸偏心時における最大耐力の評価式は式(4-6)で算定する。

$$c_2P_u = {}_n P_u - P_1 - P_2 \quad \cdots (4-6)$$

図4-17に面内偏心モーメントによる減少分 P_2 と、継手長さに対する面内偏心距離に対する比率 e_y/l の関係を示す。縦軸は P_2 を ${}_n P_u$ で除した比率であり、横軸は e_y/l である。 e_y/l が0から0.25までの範囲において線形的な関係がみられ、直線近似をすることで式(4-7)を導出した。

$$0 \leq \frac{e_y}{l} \leq 0.25 \quad \text{のとき} \quad \frac{P_2}{{}_n P_u} = 1.4 \times \frac{e_y}{l} \quad \cdots (4-7)$$

式(4-7)を式(4-6)に代入することで、一軸偏心時における最大耐力の評価式である式(4-8)を求めることができる。

$$0 \leq \frac{e_x}{l} \leq 0.4 \quad \text{かつ} \quad 0 \leq \frac{e_y}{l} \leq 0.25 \quad \text{のとき} \quad \frac{c_2 P_u}{{}_n P_u} = 1 - \left(0.5 \times \frac{e_x}{l} + 0.05 \right) - \left(1.4 \times \frac{e_y}{l} \right) \quad \cdots (4-8)$$

図4-18に式(4-8)による評価値と実験結果による比較を示す。図の縦軸は(4-8)式による評価値 c_2P_u 、横軸は実験結果の最大耐力 ${}_n P_u$ であり、断面の違いによる影響を排除するために両軸の値とともに正味断面における降伏耐力 ${}_n P_u$ で除している。断面による違いをマーカーにより区別している。評価値と実験値は概ね良い対応を示しており、評価式の妥当性について確認できる。よって、二軸偏心時における最大耐力は、降伏点に到達しない面積を正味断面における最大耐力から差し引くことで推定することができる。

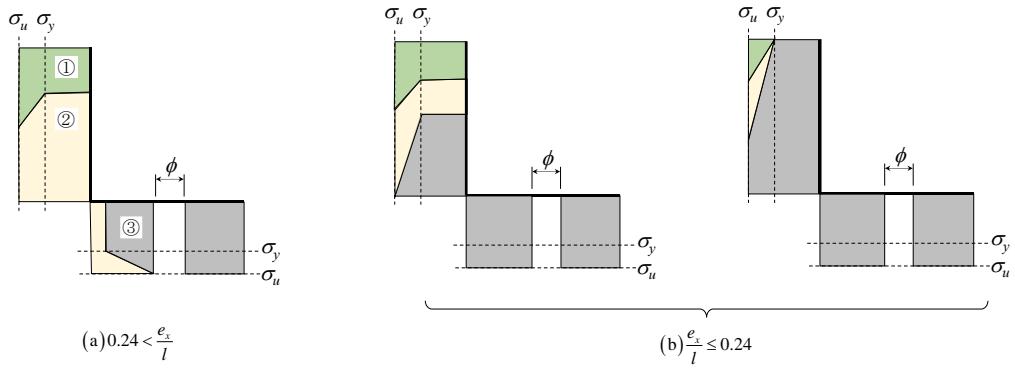


図 4-14 二軸偏心時における応力度分布の分類

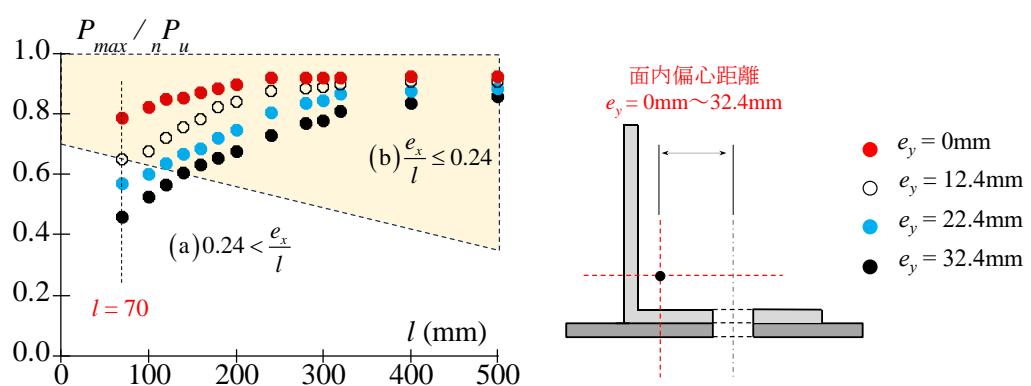


図 4-15 応力度分布の分類範囲(L100)

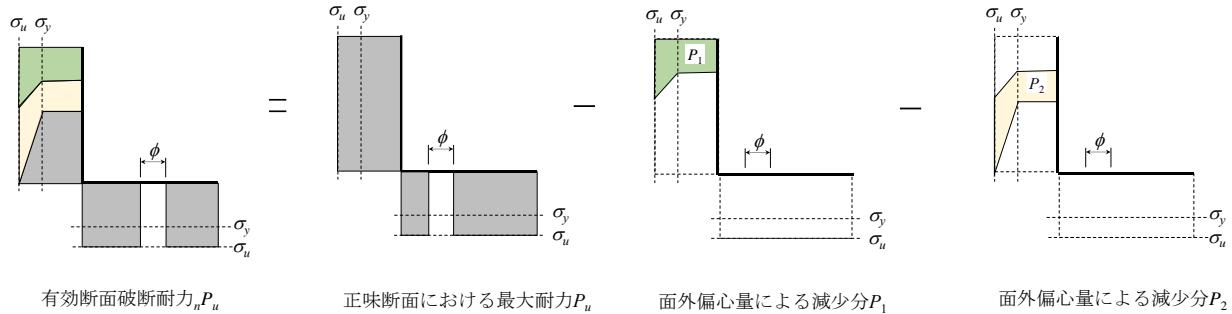


図 4-16 二軸偏心時における最大耐力の推定方法

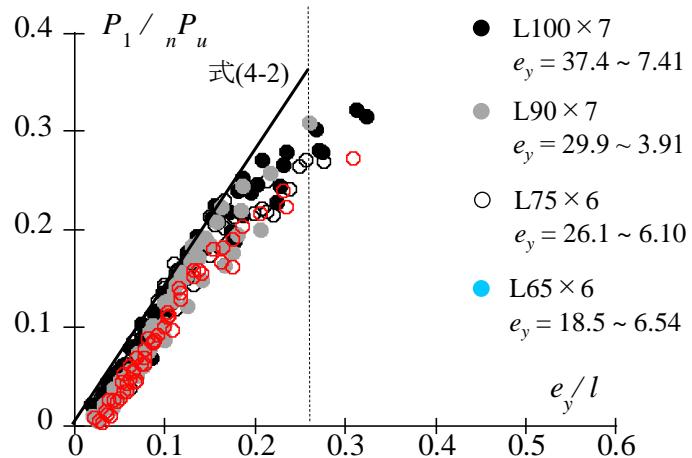


図 4-17 面内偏心距離による減少分 P_2

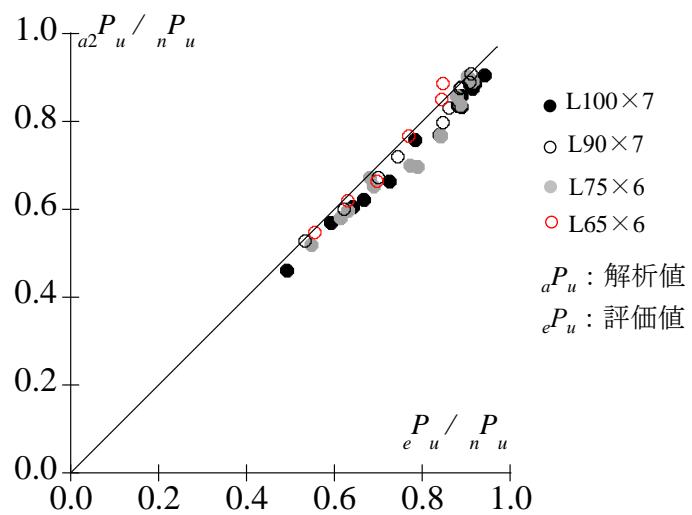


図 4-18 実験結果と式(4-8)の評価値との比較

4.5 まとめ

本章では、山形鋼プレース接合部を対象に、面外偏心および面内偏心距離が最大耐力に与える影響について検討した。また、応力度分布に基づいた最大耐力の評価式の構築を行った。以下に得られた知見を示す。

- [1] 一軸偏心時の数値解析では、へりあき端部から突出脚の図心位置 g_y まで引張強さに到達し、図心位置 g_y から突出脚の先端にかけて応力度が低下する。継手長さが長くなると、突出脚の圧縮領域が無くなり、突出脚の先端まで降伏点以上になることがわかった。その結果、突出脚における引張領域が拡大することで最大耐力が増加する。
- [2] 一軸偏心時の数値解析の結果から、応力度分布に基づいた最大耐力の評価式を提案した。一軸偏心時における最大耐力 $c_1 P_u$ は、正味断面における最大耐力から面外偏心モーメントによる減少分 P_1 を除くことで算出する。提案した評価方法は、解析結果と良好に対応することが確認できた。
- [3] 二軸偏心時の数値解析では、突出脚の図心位置まで引張強さに到達しないことがわかった。面内偏心距離が大きくなる、または継手長さが短い場合では、ボルト孔から突出脚側の接合面側の応力度が引張強さに到達しない。その結果、突出脚の応力負担が小さくなり、一軸偏心よりも最大耐力が減少するとわかった。
- [4] 二軸偏心時の応力度分布に基づく最大耐力の評価式を提案した。二軸偏心時における最大耐力 $c_2 P_u$ は、正味断面における最大耐力から面外偏心モーメントによる減少分 P_1 と面内偏心モーメントによる減少分 P_2 除くことで算出する。本研究で提案した評価式は、実験結果を概ね安全側に評価することができた。

参考文献

- 4.1) 沼吉伸, 加藤勉, 森田耕次 : 山形鋼筋違接合部耐力に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第 325 号, pp.32-39, 1983.3
- 4.2) 日本建築学会 : 高力ボルト接合設計施工ガイドブック, 第 2 版, pp.41-46, 2016.5
- 4.3) 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 西山隆志, 下川弘海 : 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集, 第 445 号, pp.127-137, 1993.3
- 4.4) 永里和真, 五十嵐規矩夫, 三井和也 : 引張力を受ける偏心接合された薄板鋼構造部材のボルト接合部耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 86 卷, 第 789 号, pp.1570-1580, 2021.11
- 4.5) 翼信彦, 裴舜, 黒澤未来, 吉敷祥一, 長谷川隆 : 様々な断面形状のプレースにおける接合部耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 88 卷, 第 804 号, pp.300-310, 2023.2
- 4.6) AISI : Errata to North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2012 Edition, 2013.7
- 4.7) 石崎紳悟, 鈴木壮, 吉敷祥一, 梶間夏美, 薩川恵一 : 山形鋼筋かい端接合部に対する乾式補強法, その 4 有限要素法による検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊, pp.669-670.2018.7
- 4.8) 日本建築学会 : 鋼構造接合部設計指針, 第 4 版, pp.703-706, 2021.7

本章に関連する論文

1. 神谷勇成, 木藤一輝, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 繙手長さの異なる山形鋼筋かい接合部に関する研究, 鋼構造年次論文集, 第 29 卷, pp.673-681, 2021 年 11 月
2. 神谷勇成, 木藤一輝, 谷中駿介, 翼信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 山形鋼プレース接合部における応力度分布に基づく有効断面破断耐力の推定 その 2 : 解析概要と解析結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 関西, pp.967-968, 2023 年 7 月
3. 木藤一輝, 翼信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一 : 山形鋼プレース接合部における応力度分布に基づく有効断面破断耐力の推定 その 3 : 推定式の提案, 日本建築学会学術講演梗概集, 関西, pp.967-968, 2023 年 7 月

第 5 章

結論

5. 結論

本論文では、山形鋼プレース接合部の接合部の降伏耐力と最大耐力について、載荷実験と有限要素法を用いた数値解析により、接合部の評価式の提案を行った。以下に第 2 章から第 4 章までに得られた知見をまとめる。

第 2 章では、山形鋼プレース接合部を対象に載荷実験を行い、継手長さ、面外偏心距離、面内偏心距離が接合部の降伏耐力と最大耐力に与える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] 降伏耐力について、継手長さに加えて面外偏心および面内偏心距離の影響があるとわかった。継手長さの短い試験体ほど、面内偏心距離が降伏耐力に与える影響が大きいことが確認できた。面内偏心距離を小さくすることで、突出脚への応力伝達が円滑となり、接合部の降伏耐力が増加することがわかった。
- [2] 鋼構造接合部設計指針における降伏耐力時の突出脚無効率 0.5 よりも小さくするためには、ボルトピッチを標準ピッチとした場合、応力方向のボルト列数が 4 列以上とする必要がある。また、面内偏心距離を小さくすると、ボルト列数が 4 列より小さくても突出脚無効率が 0.5 より小さくすることができる。
- [3] 最大耐力について、降伏耐力と同様に継手長さ、面外偏心および面内偏心距離の影響を受けていることが確認できた。面外偏心距離よりも面内偏心距離が最大耐力に与える影響が大きいことが明らかとなった。
- [4] 面内偏心距離が比較的大きくかつ継手長さが短い試験体では、鋼構造接合部設計指針に規定されるボルト列数に応じた突出脚の無効長さよりも大きくなる場合がある。
- [5] 既往研究で提案された最大耐力の評価式と本実験結果の比較から、面外偏心距離と面内偏心距離の両方の影響を考慮すると実験結果を精度良く評価できることが確認できた。

第 3 章では、有限要素法を用いた数値解析により、山形鋼プレース接合部の面外偏心および面内偏心距離が降伏耐力に与える影響について検討した。また、応力度分布に基づいた降伏耐力の評価式の構築を行った。以下に得られた知見を示す。

- [1] 一軸偏心時の数値解析では、降伏耐力発揮時点で全断面が降伏点に到達するような応力度分布になる。中立軸位置は弾性範囲から降伏耐力耐力以降にかけて移動しない。継手長さが長くなると、中立軸位置が突出脚の先端に移動する。その結果、継手長さが長い場合には、降伏耐力時の引張領域が拡大することで降伏耐力が増加することがわかった。
- [2] 一軸偏心時の数値解析の結果から、応力度分布に基づいた力学モデルを提案した。一軸偏心時の降伏耐力を全断面が降伏点に到達すると仮定した力学モデルは、解析結果と良好に対応することを確認した。
- [3] 二軸偏心時の応力度分布は、一軸偏心のように全断面が降伏点に到達することなく、突出脚の応力度分布に勾配が生ずる。面内偏心距離が大きくなると、突出脚の応力度分布の勾配が小さくなり、へりあき側が著しく降伏点を超える。その結果、突出脚の応力負担が小さくなることで、降伏耐力が減少

する。

- [4] 二軸偏心時の応力度分布に基づいた力学モデルを提案した。二軸偏心の力学モデルは、面内偏心の影響を面外偏心モーメントに累加することで考慮した。本研究で提案した力学モデルは、実験結果を概ね安全側に評価できることを示している。

第 4 章では、有限要素法を用いた数値解析により、山形鋼プレース接合部の面外偏心および面内偏心距離が最大耐力に与える影響について検討した。また、応力度分布に基づいた最大耐力の評価式の構築を行った。以下に得られた知見を示す。

- [1] 一軸偏心時の数値解析では、へりあき端部から突出脚の団心位置 g_y まで引張強さに到達し、団心位置 g_y から突出脚の先端にかけて応力度が低下する。継手長さが長くなると、突出脚の圧縮領域が無くなり、突出脚の先端まで降伏点以上になることがわかった。その結果、突出脚における引張領域が拡大することで最大耐力が増加する。
- [2] 一軸偏心時の数値解析の結果から、応力度分布に基づいた最大耐力の評価式を提案した。一軸偏心時における最大耐力 $c_1 P_u$ は、正味断面における最大耐力から面外偏心モーメントによる減少分 P_1 を除くことで算出する。提案した評価方法は、解析結果と良好に対応することが確認できた。
- [3] 二軸偏心時の数値解析では、突出脚の団心位置まで引張強さに到達しないことがわかった。面内偏心距離が大きくなる、または継手長さが短い場合では、ボルト孔から突出脚側の接合面側の応力度が引張強さに到達しない。その結果、突出脚の応力負担が小さくなり、一軸偏心よりも最大耐力が減少するとわかった。
- [4] 二軸偏心時の応力度分布に基づく最大耐力の評価式を提案した。二軸偏心時における最大耐力 $c_2 P_u$ は、正味断面における最大耐力から面外偏心モーメントによる減少分 P_1 と面内偏心モーメントによる減少分 P_2 除くことで算出する。本研究で提案した評価式は、実験結果を概ね安全側に評価することができた。

以上の知見より、本論文では、数値解析における応力度分布に基づいて、山形鋼プレース接合部の降伏耐力と最大耐力の評価式を提案した。載荷実験では、ボルトの締め付け等の制約から検討できない面外偏心距離のみを有するモデルを構築し、面外偏心距離と面内偏心距離の影響を分けて検討することができた。その結果に基づき、実験結果を安全側に評価できる評価式を構築できることを示した。今後の課題として、降伏耐力時点における断面内の立軸位置と継手長さの力学的な関係は解明できていない。最大耐力について、応力度分布を用いた評価式を導出したが、最大耐力と偏心モーメントの力学的な関係を明らかにできていない。今後は、上記に挙げた点の力学的な関係について明らかにするとともに様々な形鋼プレースの応力度分布に基づく耐力評価式の検討を行う予定である。

論文リスト

I. 学位申請に関わる論文

- ・査読あり

1. 木藤一輝, 畿信彦, 薩川恵一, 神谷勇成, 吉敷祥一: 応力度分布に基づく山形鋼プレース接合部の降伏耐力の評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 90 卷, 第 831 号, pp.612-623, 2025 年 5 月
2. 神谷勇成, 木藤一輝, 薩川恵一, 吉敷祥一: 継手長さの異なる山形鋼筋かい接合部に関する研究, 鋼構造年次論文集, 第 29 卷, pp.673-681, 2021 年 11 月

- ・口頭発表

国際会議

1. Kito Kazuki, Nobuhiko Tatsumi, Keiichi Satsukawa: Experiments on Wide-Web Channel Braces with Different Bolt Arrangements, 13th International Symposium on Steel Structures and 14th Pacific Steel Structure Conference(6 月に論文投稿済み)

国内会議

1. 神谷勇成, 木藤一輝, 畿信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一: 応力状態を考慮した山形鋼プレース接合部の降伏耐力の算定 その 1 : 載荷実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1025-1026, 2024 年 7 月
2. 堤大悟, 木藤一輝, 畿信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一: 応力状態を考慮した山形鋼プレース接合部の降伏耐力の算定 その 2 : 一軸偏心の場合, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1027-1028, 2024 年 7 月
3. 木藤一輝, 堤大悟, 畿信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一: 応力状態を考慮した山形鋼プレース接合部の降伏耐力の算定 その 3 : 二軸偏心の場合, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1029-1030, 2024 年 7 月
4. 木藤一輝, 畿信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一: 山形鋼プレース接合部における応力度分布に基づく有効断面破断耐力の推定 その 3 : 推定式の提案, 日本建築学会学術講演梗概集, 関西, pp.969-970, 2023 年 7 月
5. 谷中駿介, 木藤一輝, 神谷勇成, 畿信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一: 山形鋼プレース接合部における応力度分布に基づく有効断面破断耐力の推定 その 1 : 接合部の偏心距離に着目した載荷実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 関西, pp.965-966, 2023 年 7 月
6. 神谷勇成, 木藤一輝, 谷中駿介, 畿信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一: 山形鋼プレース接合部における応力度分布に基づく有効断面破断耐力の推定 その 2 : 解析概要と解析結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 関西, pp.967-968, 2023 年 7 月
7. 木藤一輝, 畿信彦, 薩川恵一, 吉敷祥一: 山形鋼プレース接合部における応力度分布に基づく有効断面破断耐力の推定 その 3 : 推定式の提案, 日本建築学会学術講演梗概集, 関西, pp.967-968, 2023 年 7 月

II. その他の論文

・口頭発表

1. 森本陸也, 舟橋達人, 松下夕華, **木藤一輝**, 小川大貴, 異信彦, 薩川恵一: ボルトの配置が異なる断面の大きな溝形鋼プレースの接合部耐力 その 1: 実験計画, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1015-1016, 2024 年 7 月
2. 舟橋達人, 森本陸也, 松下夕華, **木藤一輝**, 小川大貴, 異信彦, 薩川恵一: ボルトの配置が異なる断面の大きな溝形鋼プレースの接合部耐力 その 2: 実験結果と考察, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1017-1018, 2024 年 7 月
3. 松下夕華, 矢田圭楓, **木藤一輝**, 小川大貴, 異信彦, 薩川恵一: ボルトの配置が異なる断面の大きな溝形鋼プレースの接合部耐力 その 3: 並列配置された場合の数値解析, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1019-1020, 2024 年 7 月
4. 玉井良明, 佐藤凱斗, 鈴木壮, 神谷勇成, **木藤一輝**, 鈴木琢也, 薩川恵一: 繰返し捩りを受ける円形鋼管の疲労特性に関する実験的研究, 日本建築学会学術講演梗概集, 東海, pp.1057-1058, 2021 年 7 月
5. 島本崇史, **木藤一輝**, 吉永光寿, 戸張涼太, 山岡賢史, 薩川恵一: 座屈拘束プレースを対象とした準静的非線形解析の適用可能性に関する研究 その 1: 解析概要, 日本建築学会学術講演梗概集, 東海, pp.1009-1010, 2021 年 7 月
6. **木藤一輝**, 島本崇史, 吉永光寿, 戸張涼太, 山岡賢史, 薩川恵一: 座屈拘束プレースを対象とした準静的非線形解析の適用可能性に関する研究 その 2: 解析結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 東海, pp.1011-1012, 2021 年 7 月
7. 辻翔太郎, 飯島海渡, 高木嶺於, 神谷勇成, **木藤一輝**, 薩川恵一, 吉敷祥一: 高力ボルト接合による山形鋼筋かい接合部耐力に関する載荷実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 東海, pp.713-714, 2021 年 7 月
8. 飯島海渡, 高木嶺於, 辻翔太郎, 神谷勇成, **木藤一輝**, 薩川恵一, 吉敷祥一: 繼手長さの違いによる山形鋼筋かい接合部の最大耐力に関する解析的研究, 日本建築学会学術講演梗概集, 東海, pp.715-716, 2021 年 7 月
9. 高木嶺於, 飯島海渡, 辻翔太郎, 神谷勇成, **木藤一輝**, 薩川恵一, 吉敷祥一: 応力と直交方向のへりあきの違いによる山形鋼筋かい接合部の最大耐力に関する研究, 日本建築学会学術講演梗概集, 東海, pp.717-718, 2021 年 7 月
10. 中村有志, 久保田諒, **木藤一輝**, 薩川恵一, 釘宮祐治, 鈴木敏志, 山田和夫: トラス付きデッキプレート型枠機能時の許容長さに関する実験的研究 その 1: トラス付きデッキプレートの概要及び実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1285-1286, 2020 年 9 月
11. 久保田諒, **木藤一輝**, 薩川恵一, 中村有志, 釘宮祐治, 鈴木敏志, 山田和夫: トラス付きデッキプレート型枠機能時の許容長さに関する実験的研究 その 2: トラス付きデッキプレートの弾性剛性評価式, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1287-1288, 2020 年 9 月
12. **木藤一輝**, 佐藤凱斗, 薩川恵一, 鈴木敏郎: 左右非対称断面の溝形断面梁, リップ溝形断面梁の横座屈, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.935-936, 2020 年 9 月
13. 佐藤凱斗, **木藤一輝**, 薩川恵一, 鈴木敏郎: 有限要素法を用いた座屈拘束プレースの拘束効果に関する

る基礎的研究, 日本建築学会学術講演梗概集, 関東, pp.1033-1034, 2020年9月

14. 木藤一輝, 神谷勇成, 薩川恵一, 鈴木敏郎: 立体要素を用いたせん断パネルの非線形解析有限要素解析での要素種別と非線形挙動への影響 1, 日本建築学会学術講演梗概集, 北陸, pp.1309-1310, 2019年9月
15. 神谷勇成, 木藤一輝, 薩川恵一, 鈴木敏郎: 立体要素と平面要素の複合構成によるせん断パネルの非線形解析有限要素解析での要素種別と非線形挙動への影響 2, 日本建築学会学術講演梗概集, 北陸, pp.1311-1312, 2019年9月

謝辞

本研究を遂行するにあたり、愛知工業大学工学部建築学科 教授 薩川恵一先生には、学部3年次から博士課程の本論文に至るまで、非常にご多忙の中、終始丁寧なご指導をいただきました。修士課程では、鋼モルタル板を用いた座屈拘束プレースの拘束材に作用する接触力と崩壊モードの検証に関する解析的研究に取り組む機会を与えていただきました。博士課程では、本研究に加えて、様々な研究に取り組む機会を与えていただきました。さらに、普段では経験することのできない方々との交流、本大学の大規模な実験場を用いた貴重な実験への経験などの機会も与えていただきました。さらに、研究への取り組む姿勢、高等教育機関の研究者としての在り方、私の将来のことなど、公私に渡り多くのご教示をしていただきました。ここに、厚くお礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、愛知工業大学工学部建築学科 講師 翁信彦先生には、学位論文の審査に加えて、論文の基礎的な部分から丁寧にかつ親切にご指導いただきました。大変ご多忙の中、いつも遅い時間まで、ご指導をいただきました。ここに、感謝の意を表します。

本論文の関連した論文を投稿するにあたり、東京科学大学 総合研究院 教授 吉敷祥一先生には、多くの論文で貴重な助言や指導をいただきました。さらに、大変ご多忙の中、議論にも参加していただきました。ここに、深く感謝いたします。

学位論文審査においては、愛知工業大学工学部社会基盤学科 鈴木森晶先生には、大変ご多忙の中、貴重なご意見をいただくとともに、ご指導と今後の検討すべき課題、研究者としても在り方についてもご助言いただきました。ここに、感謝の意を表します。

本研究の実験を実施する上で、愛知工業大学7号館構造材料実験室 技術職員 近藤信彦様には、学部4年時より様々な場面で実験のサポートをいただきました。さらに、同大学耐震実験センター 研究助手 嶋口儀之様にも多大なるご協力をいただきました。ここに、深く感謝いたします。

愛知工業大学薩川研究室の学生の皆様には、本研究を進めるにあたり、多大なご協力をいただきました。ご協力をいただきました神谷勇成氏(令和4年 修士課程修了)、平田博宗氏(平成29年卒業)、飯島海渡氏、高木嶺於氏、辻翔太郎氏(令和2年度卒業)、大藪実由氏、原田真通氏、山本岳人氏、山本拓矢氏(令和3年度卒業)、谷中駿介氏(令和4年度卒業)に感謝申し上げます。

以上の他にも、本研究を進めるにあたり、数多くの皆様のご協力とご意見をいただきました。ご協力いただき、誠にありがとうございました。

最後に、学生生活を送るにあたり、家族には多くの場面で支えていただきました。博士課程在籍時の2024年9月逝去した母にはいつも励ましていただきました。ここに御冥福をお祈りするとともに、心からの感謝をいたします。

2025年9月

木藤一輝