

# リベットと高力ボルトを併用した継手の 力学的挙動と耐力評価

判治 剛<sup>1</sup>・鷺見 俊哉<sup>2</sup>・舘石 和雄<sup>3</sup>・清水 優<sup>4</sup>・  
長坂 康史<sup>5</sup>・竹渕 敏郎<sup>6</sup>

<sup>1</sup>正会員 名古屋大学大学院准教授 工学研究科土木工学専攻 (〒464-8603 愛知県名古屋市千種区不老町)  
E-mail: hanji@civil.nagoya-u.ac.jp (Corresponding Author)

<sup>2</sup>学生会員 名古屋大学大学院 工学研究科土木工学専攻 博士前期課程 (同上)  
E-mail: sumi.shunya@b.mbox.nagoya-u.ac.jp

<sup>3</sup>フェロー会員 名古屋大学大学院教授 工学研究科土木工学専攻 (同上)  
E-mail: tateishi@civil.nagoya-u.ac.jp

<sup>4</sup>正会員 名古屋大学大学院助教 工学研究科土木工学専攻 (同上)  
E-mail: shimizu@civil.nagoya-u.ac.jp

<sup>5</sup>正会員 川田工業株式会社 (〒764-8520 香川県仲多度郡多度津町西港町 17)  
E-mail: yasushi.nagasaka@kawada.co.jp

<sup>6</sup>正会員 MK エンジニアリング株式会社 (〒154-0012 東京都世田谷区駒沢 2-16-1 サンドー駒沢ビル 6F)  
E-mail: takebuchi@mkeng.co.jp

損傷したリベット継手を補修する場合、リベットを摩擦接合用高力ボルトに取り替える方法が用いられることが多い。一部のリベットを高力ボルトに取り替えた継手では、荷重伝達機構の異なる支圧接合と摩擦接合が共存することになるが、リベットと高力ボルトを併用した継手の力学的挙動は十分に明らかにされていない。そこで本研究では、リベットと高力ボルトの配置パターンの異なる併用継手を用いた引張試験により、併用継手の力学的挙動や限界状態を明らかにした。また、引張試験を再現した有限要素解析により、併用継手内の荷重分担割合や限界状態に至るメカニズムを示した。さらに、併用継手の耐力評価法を示し、得られた結果を基に、その妥当性を検証した。

**Key Words:** riveted joints, friction-type high-strength bolted joints, combination joints, limit states

## 1. はじめに

鋼橋における主な接合方法には、リベット接合、溶接接合、高力ボルト接合があり、昭和 30 年代前半まではリベット継手が主流であった<sup>1,2)</sup>。リベット継手は、施工時に騒音や危険を伴うことや、リベットを取り扱うことができる技術者がほとんどいないことなどから、現代の橋梁に用いられることはない。しかし、リベット継手が使われている古い橋は現在も多数存在する<sup>3,4)</sup>。

リベットにゆるみや腐食などの損傷が生じた場合、損傷したリベットを抜き取り、新しいリベットや高力ボルトに置き替えて補修される<sup>3,5)</sup>。新しいリベットに取り替える方法では、リベットが腐食による母材の凹凸に追従し、かつ、リベット孔に隙間なく充填されるため、腐

食部の補修には適しているといわれている<sup>6)</sup>。また、取替え補修後の鉄道橋の腐食状況調査<sup>7)</sup>によると、リベットは高力ボルトに比べて腐食しているものが少なく、腐食に対してはリベットの方が優位であると報告されている。一方で、施工に要する時間や騒音の観点からは、リベットによる補修は摩擦接合用高力ボルトによるそれに劣ることが示されている<sup>8)</sup>。また、リベット施工は技術者の経験によるところが大きいが、人材の確保や技能の伝承がままならず、施工管理や品質管理の面においても課題が多い。打込み式高力ボルトを用いた場合にも、リベット孔の径とボルト径の調整が難しいなどの施工上の問題が指摘されている<sup>9)</sup>。

このような施工上の理由から、リベット継手の補修では、損傷したリベットを摩擦接合用高力ボルトに置き替

えることが多い。この場合、リベット継手ではそもそも接合面の摩擦を期待しておらず、接合面に塗布されている鉛丹錆止め塗料等の影響により、十分なすべり係数を確保できないことが指摘されている<sup>9)</sup>。また、継手内の一部のリベットを摩擦接合用高力ボルトに替えた場合には、支圧接合と摩擦接合が混在する状態、つまり荷重伝達機構の異なる接合が同一継手内に共存することになる。よって、取替え補修後の継手性能を評価する際には、これらの点を考慮することが重要となる。

荷重伝達機構の異なるリベットと高力ボルトを併用した継手（以下、併用継手と呼ぶ）に関しては、建築分野において過去に実験的な検討が行われている<sup>8)9)</sup>。併用継手を用いた引張試験により、高力ボルトの割合やリベットの施工状況、リベットと高力ボルトの施工順序などにより変形状が若干変化することや、継手耐力の評価においてはリベットと高力ボルトの各設計耐力の累加が成り立つ可能性が示唆されている。一方で、併用継手内の荷重分担割合や限界状態に至るメカニズムまでは十分に検討されていない。また、接合面の状態のよい継手が対象であり、接合面に十分な摩擦力を期待できないような既設橋のリベット継手に対しても同様の考え方が適用できるかは不明である。

橋梁分野では、1980（昭和55）年の道路橋示方書<sup>10)</sup>や鋼構造物設計指針<sup>11)</sup>において、力の伝達機構の違いからリベット接合と摩擦接合を併用してはならないと明記されていることなどから、これまで併用継手の使用はほとんどなく、関連する研究もあまりみられなかった<sup>2)</sup>。しかし近年、古いリベット橋の補修補強の必要性が高まっており、腐食したリベット継手そのものの力学性能に関する研究<sup>12)</sup>だけでなく、リベットを高力ボルトに置き替えた継手の性能評価<sup>13)14)</sup>やリベットの取替え順序に関する実験的検討<sup>15)</sup>、リベットを部分的に高力ボルトに置き替えた併用継手に関する検討<sup>16)17)</sup>が行われ始めている。併用継手に関する研究では、例えば、有限要素解析により、高力ボルトへの取替え本数によって耐荷力が異なることが示唆されている<sup>16)</sup>。また、リベット橋梁から採取した継手に対して、高力ボルトによる取替えパターンを変えて引張試験が行われており、ボルト取替えによって耐力が向上する可能性が示されている<sup>17)</sup>。しかし、試験条件や試験体数が限られており、汎用的な継手耐力の評価法には結びついていないのが現状である。

今後ますます進む橋梁の高齢化を考えると、リベットと高力ボルトの併用継手の力学的挙動を明らかにし、その耐力評価法を構築することは有益であると考えられる。そこで本研究では、リベットを摩擦接合用高力ボルトにより補修することを想定し、取り替える位置や本数が併用継手の力学的挙動や限界状態に与える影響を明らかにするとともに、継手耐力の評価法を検討することを目的

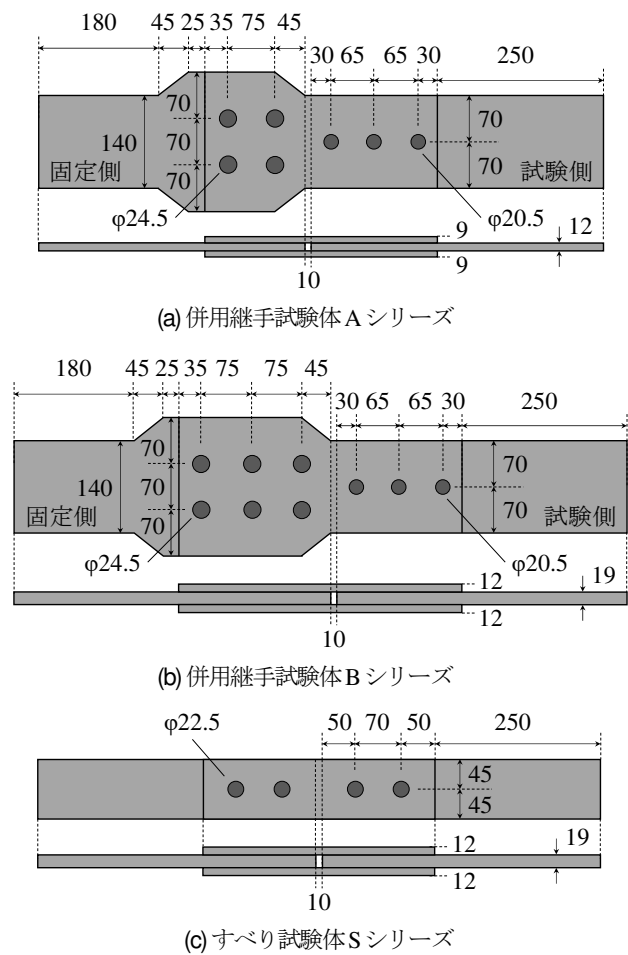


図-1 試験体（単位：mm）

とする。具体的にはまず、リベットと高力ボルトの配置パターンを変えた試験体を新たに製作し、引張試験により併用継手の力学的挙動や限界状態を明らかにした。また、引張試験を再現した有限要素解析により、併用継手の荷重分担割合と取替え位置の関係を整理した。さらに、併用継手の耐力を簡単に予測する方法を示し、得られた結果を基に、その妥当性を検討した。なお以下では、摩擦接合用高力ボルトを単に高力ボルトと称する。

## 2. 併用継手試験体の製作

本研究では、リベットの取替え位置や本数の影響のみを検討しやすくするために、接合面の状態や施工条件をできるだけ揃えた併用継手を新たに製作した。以下に試験体の詳細を述べる。

### (1) 試験体の概要

試験体の形状および寸法を図-1に、供試材料の機械的性質を表-1に示す。なお、図-1(c)は次節で述べるすべり試験体（Sシリーズ）である。併用継手試験体の母材（板厚 12, 19 mm の鋼板）とリベットの機械的性質は、

表-1 供試材料の機械的性質

材料	規格	降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	弾性係数 (N/mm <sup>2</sup> )
鋼板	1 SM490Y (9mm)	488	542	N/A
	2 SM490Y (12mm)	397	510	212,282
	3 SM490Y (19mm)	444	543	200,690
リベット	SS400相当	376	494	199,739
高力ボルト	1 F10T, M20×65	1000	1043	N/A
	2 F10T, M20×80	1012	1048	N/A
	3 F10T, M22×70	1009	1070	N/A
	4 F10T, M22×85	1026	1083	N/A

表-2 各試験体の鋼板と高力ボルトの組合せ

試験体	鋼板		高力ボルト	
	母材	連結板	試験側	固定側
Aシリーズ	2	1	1	3
Bシリーズ	3	2	2	4
Sシリーズ	3	2	2 (区別なし)	

試験体と同条件で製作したリベット継手から切り出した丸棒試験片による材料試験から求めたものである。試験片形状は JIS Z 2241 の比例試験片とし、平行部の径は、母材に対しては 6mm、リベットに対しては 3mm とした。試験片は、母材の板厚中央およびリベット軸中央からそれぞれ採取した。なお、連結板に用いた板厚 9mm の鋼板および高力ボルトについてはミルシートによる降伏強度と引張強度のみを示している。

図-1(a), (b)に示すとおり、併用継手試験体は 2 面せん断継手とした。試験対象は図中の右側 (以下、試験側と呼ぶ) の継手部であり、リベットと高力ボルトをあわせて 3 本用いた 1 行 3 列配置とした。過去の検討<sup>16)</sup>を参考にし、リベットの降伏が生じる前に母材の降伏が生じないように試験側の寸法を決定した。また、図中の左側 (以下、固定側と呼ぶ) はボルト継手とし、試験側が破断するまで母材やボルトが降伏しないようにした。試験側には呼び径 19mm のリベットと F10T, M20 の高力ボルトを、固定側には F10T, M22 の高力ボルトをそれぞれ用いた。試験側の孔径は、文献 18)を参考に、リベットの呼び径に 1.5mm を加えた 20.5mm とし、固定側の孔径は 24.5mm とした<sup>19)</sup>。また、縁端距離 (はしあき、へりあき)、リベット孔やボルト孔のピッチ、ゲージについても指針類<sup>18), 19)</sup>に準拠している。試験体に用いた鋼板と高力ボルトの組合せは表-2 に示すとおりである。なお、表中の値は表-1 に示す材料番号に対応している。

リベット継手に働く力には、リベット働長に作用する支圧力とリベット断面に作用するせん断力がある。それらの力に対するリベット 1 本あたりの支圧耐力  $P_{rby}$  とせん断降伏耐力  $P_{rsy}$  はそれぞれ次式により計算できる。

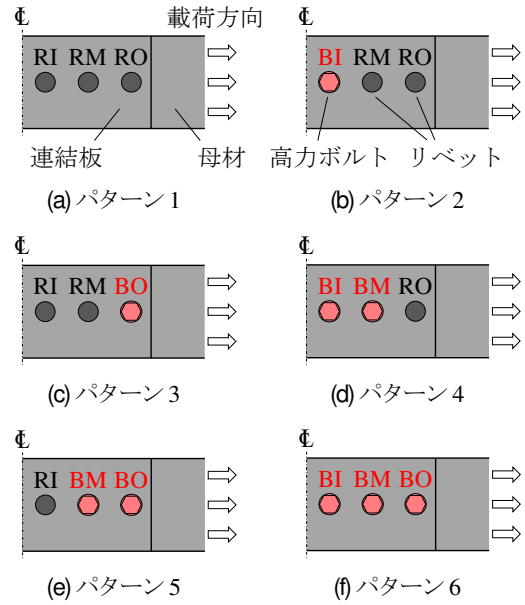


図-2 リベットと高力ボルトの配置パターン

$$P_{rby} = \sigma_b t d_r \tag{1a}$$

$$P_{rsy} = m \tau_y \pi d_r^2 / 4 \tag{1b}$$

ここで、 $\sigma_b$  はリベットの支圧強度、 $\tau_y$  はリベットのせん断降伏強度、 $t$  は母材の板厚または連結板 2 枚の総厚、 $d_r$  はリベット径、 $m$  は接合面数である。なお、リベット径にはリベットの呼び径を用いる。式(1)により求められる支圧耐力とせん断降伏耐力のうち小さい方がリベットの降伏耐力  $P_{ry}$  となる。

$$P_{ry} = \min \{ P_{rby}, P_{rsy} \} \tag{2}$$

リベットの支圧強度  $\sigma_b$  とせん断降伏強度  $\tau_y$  について考える。例えば文献 20)では、多くの実験結果から、せん断降伏強度  $\tau_y$  はリベットの引張降伏強度の 0.7 ~ 0.9 倍になると述べられている。各種設計指針をみると、1970 (昭和 45) 年の鋼構造設計規準<sup>20)</sup>や 1980 (昭和 55) 年の塔状鋼構造設計指針<sup>21)</sup>では、リベットを SS41 相当とすると、リベットの許容引張応力度に対する許容支圧応力度と許容せん断応力度の比を、それぞれ 1.88 と 0.75 としている。また、1980 (昭和 55) 年の道路橋示方書<sup>10)</sup>では、リベットと母材が同じ降伏強度を有する材料であるとき、母材の許容引張応力度に対するリベットの許容支圧応力度と許容せん断応力度の比は、それぞれ 1.7 と 0.8 を基準としている。これは 1974 (昭和 49) 年の鋼鉄道橋設計標準解説<sup>23)</sup>でも同じである。このように考え方にはばらつきがみられるが、本研究では、リベットの支圧

強度  $\sigma_b$  は引張降伏強度の 1.7 倍, せん断降伏強度  $\tau_y$  は引張降伏強度の 0.75 倍と仮定した。

上記に基づき, 表-1 中の値と式(1), (2)から求めたリベット 1 本あたりの降伏耐力は, A シリーズで 146 kN, B シリーズで 160kN である。

リベットと高力ボルトの配置パターンは図-2 に示す 6 パターンとした。図中の R はリベットを, B は高力ボルトを意味し, 続く LM, O が孔位置を示している。例えば, RI, RM, RO は, それぞれ内側, 中間, 外側に位置するリベットを表している。試験体 A1, B1 はすべてリベットの, 試験体 A6, B6 はすべて高力ボルトのケースであり, その他はリベットと高力ボルトを併用したケースである。リベットを 1 本取り替えるケースでは, 過去の解析的な検討<sup>16)</sup>により, 内側と中間のリベットの取替えにおいては耐力にほとんど差がないことが示されていることから, 内側または外側を取り替える 2 種類 (パターン 2 と 3) のみとした。試験体 A6, B6 は 1 体ずつ, それ以外は 2 体ずつ製作した。

(2) 製作手順

試験体の製作は以下の手順で行った。まず鋼板の素地調整を行い, 継手の接合面における表面粗さ計測を行った。その後, 固定側のボルト締付け, 試験側のリベット締め, 試験側のボルト締付けの手順で継手を製作した。実橋での補修を考えると, 取り替えるリベットを抜き取る作業も必要になるが, 時間と費用の制約から本研究ではリベット除去作業は省略した。各製作段階について以下に詳述する。

a) 素地調整

試験体に用いた鋼板にはショットブラストによる処理を施し, 塗装を施さない粗面状態とした。ブラストの研掃材にはスチールグリッド GL-14 を用い, 除錆度は ISO Sa2.5 相当とし, 1 分間程度の処理を 2 回施した。

鋼板間での表面状態のばらつきを確認するために, 既往の研究<sup>24)</sup>を参考に表面粗さを計測した。着目した粗さパラメータは, 算術平均粗さ  $R_a$ , 十点平均粗さ  $R_{Zns}$ , 最大高さ粗さ  $R_z$ , 二乗平均平方根高さ  $R_q$  である。計測には触針式粗さ測定器を用いた。計測位置は, 母材と連結板の接合面の各孔から長手方向に 5 mm 離れた位置とし, 測定基準長さは幅方向に 15mm とした。なお, 表面粗さ計測は後述するすべり試験体用の鋼板でも行った。

試験体ごとの各パラメータの平均値と変動係数を表-3 にまとめる。試験体間で大きな差はなく, 表面状態がほぼ同程度の試験体であるといえる。

b) リベット締め

リベット施工時の状況を図-3 に示す。リベット締めは熟練工が行い, 内側のリベットから施工した。赤外線サーモグラフィにより施工中のリベットの温度を測定した

表-3 表面粗さ計測結果 (上段: 平均値, 下段: 変動係数)

試験体	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{Zns}$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_z$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_q$ ( $\mu\text{m}$ )
A シリーズ	7.1	24.9	36.0	8.7
	0.047	0.051	0.042	0.045
B シリーズ	7.0	25.1	36.2	8.7
	0.058	0.064	0.061	0.062
S シリーズ	7.3	25.3	36.9	9.0
	0.075	0.081	0.078	0.073

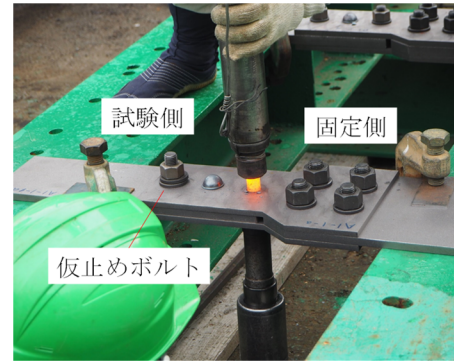


図-3 リベット締め状況

結果, リベット締め直前の温度は 1000 °C 程度であった。なお前述のとおり, リベットの抜き取り作業を省略したため, 高力ボルトを入れる孔にはリベット締めを行っていない。図中の試験側にある高力ボルトは母材の位置を固定するための仮止め用であり, 手で軽く締める程度としている。

c) 試験側の導入ボルト軸力の調整

過去の実験<sup>5), 13), 17)</sup>において, 古いリベット継手を高力ボルト摩擦接合に置き替えた場合, 鋼材の接合面に塗布されている鉛丹錆止め塗料等の影響により, すべり係数が 0.25 程度になることが示されている。リベットを部分的に取り替える場合, 接合面に新たに処理を施すことは難しい。そこで, すべり係数が 0.25 程度しか期待できない状態を考慮するために, 導入ボルト軸力を調整して継手のすべり荷重を低減させ, みかけ上, すべり係数が小さい試験体を製作することとした。具体的には, 導入ボルト軸力を変化させた高力ボルト摩擦接合継手を別途製作し, すべり試験により得られたすべり荷重と導入軸力の関係から, すべり係数を 0.25, ボルト軸力を設計軸力として次式により算出したすべり耐力と等しくするときの導入軸力を求めた。

$$F_{slip} = n_b P_{slip} \tag{3a}$$

$$P_{slip} = m \mu N_b \tag{3b}$$

ここで,  $F_{slip}$  は継手のすべり耐力,  $n_b$  はボルト本数,  $P_{slip}$

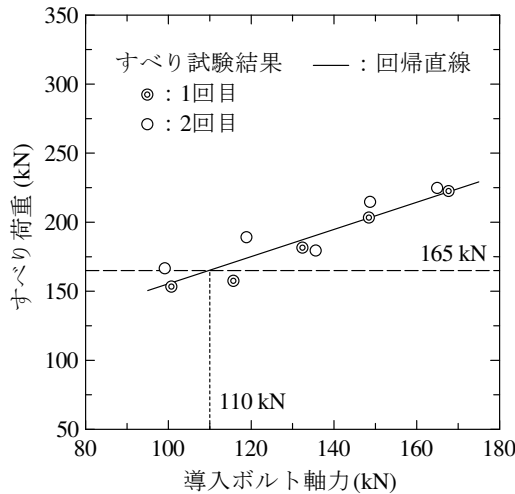


図4 継手のすべり荷重と導入ボルト軸力の関係

はボルト 1 本あたりのすべり耐力,  $m$  は接合面数,  $\mu$  はすべり係数,  $N_b$  はボルト軸力である.

すべり試験体の形状および寸法は図-1(c)に示すとおりである. 試験体 B シリーズと同様の板構成であり, 表-1 に示す板厚 19 mm の鋼板を母材に, 12 mm の鋼板を連結板に用いた. 試験体は, 鋼構造接合部設計指針<sup>25)</sup>を参考に, 片側に 2 本のボルトを用いた 2 面せん断の摩擦接合継手とし, すべり先行型となるよう設計している. 参考として, すべり係数を 0.45 とすると, すべり試験体のすべり耐力/降伏耐力比 $\beta$ <sup>19)</sup>は 0.52 である. なお, 鋼板には併用継手と同様の表面処理を施しており, 表-3 に示すように, 表面粗さが同程度であることは確認している.

導入ボルト軸力は, ボルト頭部に貼り付けた 2 軸のひずみゲージの値を制御する方法で管理し<sup>26)</sup>, 設定したボルト軸力までトルクレンチで締め付けた. 締め付け時の軸力をモニタリングし, そのピーク値を導入軸力とした. 設定した軸力は, 設計軸力の 60, 70, 80, 90, 100% の 5 種類とし, 各 1 体ずつ用意した. なお, ボルト軸力を変えることにより鋼板間の接触状態が変化する可能性が考えられたが, 後述する解析手法を用いて, 導入ボルト軸力によらず接触圧が分布する範囲がほぼ同じであり, 導入軸力の減少によりすべり荷重が線形的に低下することを確認している.

高力ボルト締め付け後のリラクゼーションによる軸力低下を考慮して, ボルト締め付けの約 7 日後に引張試験を行った. 载荷直前の残存軸力は締め付け時の 97.5~99.5% 程度であり, 軸力の低下はおおむね収束していた. この残存軸力率は, ブラスト処理された粗面状態の接合面に対するリラクゼーション試験結果<sup>27)</sup>とほぼ一致している. 試験中は, 各ボルト位置の板側面において相対変位を計測し, 鋼構造接合部設計指針<sup>25)</sup>におけるすべり係数評価試験法に従ってすべりの発生を判断した. 試験側と固定側の区別はせず, どちらも同じ軸力を導入して締め付けた

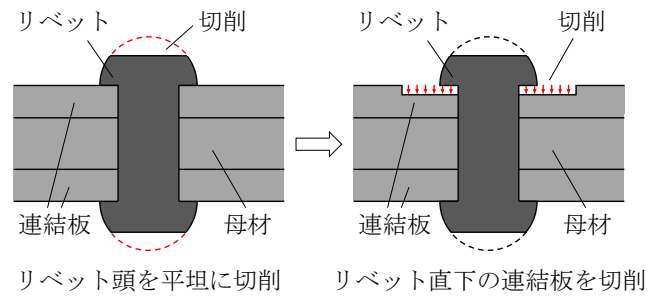


図5 リベット継手の加工手順

ため, 試験体 1 体につき 2 回のすべりが発生した. ここでは, 鋼構造接合部設計指針<sup>25)</sup>を参考に, 2 回の各すべり時の荷重を用いて結果を整理している. 試験には静的能力 2000 kN の万能試験機を用い, 変位制御で载荷した.

実験により得られたすべり荷重と導入ボルト軸力の関係を図-4 に示す. 図中には, すべり係数を 0.25 とし, ボルト軸力を設計軸力として式(3)により求めたすべり耐力 (=165 kN) も併記している. また, 1 回目と 2 回目のすべりで得られた結果を区別して示している. 図より, すべり荷重に若干のばらつきがみられるが, 導入軸力とすべり荷重はおおむね線形関係にあることがわかる. この両者の関係から, すべり荷重が 165 kN となるとき導入軸力は 110 kN と求められる. そこで, 併用継手の試験側の高力ボルトには 110 kN の軸力を導入して締め付けることとした. なお, 得られたすべり荷重と導入ボルト軸力から求めた各試験体のすべり係数は 0.38 程度であった.

#### d) 試験側の高力ボルト締め付け

併用継手の試験側の高力ボルトは, 前項のすべり試験と同様に, 頭部ひずみゲージ法<sup>26)</sup>により軸力をモニタリングしながらトルクレンチで締め付けた. 導入ボルト軸力は 110 kN とし, 試験側に複数本の高力ボルトを配置する場合には, 高力ボルト継手における一般的な施工手順にならない, 内側のボルトから締め付けた<sup>19)</sup>. ボルト位置のばらつきを小さくするために, ボルトが孔中央に挿入されるよう位置決めをして締め付けを行った. 締め付けてから約 7 日経過後に载荷を行ったが, リラクゼーションによる軸力低下割合はすべり試験体と同程度であり, 载荷直前の残存軸力は締め付け時の 96.5~99.5% 程度であった.

### 3. リベットに生じた軸力の計測

リベットには, 熱せられて常温に戻る過程で, 熱収縮による軸力が導入される. 過去の研究<sup>28)</sup>によると, リベットには降伏軸力の 70% 程度の軸力が導入されるといわれているが, これはリベットを打ち込んだ状況によっても変化する可能性がある. そこで, 過去の計測方法<sup>28)</sup>を

表4 リベット軸力測定結果

リベット働長(mm)	42.621	42.620	42.612	42.623
リベット働長 変化量(mm)	0.059	0.060	0.068	0.057
リベット径(mm)	22.14	22.07	21.96	21.91
降伏軸力(kN)	144.8	143.8	142.4	141.8
導入軸力(kN)	106.4	107.6	120.7	100.7
導入軸力/降伏軸力	0.73	0.75	0.85	0.71

参考に、試験体のリベットに対する軸力計測を試みた。

(1) 計測方法

リベットの軸力は、リベットの熱収縮が連結板や母材によって拘束されることにより生じる。そこで、連結板を板厚方向に徐々に削ることにより、リベット内の導入軸力を解放し、そのときのリベット働長の変化から軸力を逆算した。具体的には、図5および以下に示す手順で軸力を測定した。

まず、リベット頭部を2~3mmほど削って平坦にし、リベット頭間の距離を測定した(Step 1)。なお、頭部をわずかに削っても軸力の変化が小さいことは後述の解析モデルにより確認しており、頭部の要素を削除することによる軸力変化量は2%程度であった。次に、フライス盤を用いてリベット頭の直下に位置する連結板を徐々に削り、リベット内の軸力を解放した(Step 2)。その後、Step 1と同じ方法により軸力解放後のリベット頭間の距離を測定した(Step 3)。Step 1とStep 3の差分から、次式によりリベットに導入された軸力を求めた。

$$N_r = EA \frac{\Delta L}{L} \tag{4}$$

ここで、 $N_r$ はリベットに導入された軸力、 $\Delta L$ は軸力解放前後でのリベット働長の変化量、 $E$ はリベットの弾性係数、 $A, L$ はそれぞれ軸力解放後のリベット断面積とリベット働長である。なお、軸力解放によるリベット頭部の変形量は微小であると考え、ここではリベット頭間の距離の変化量をリベット働長の変化量  $\Delta L$  としている。弾性係数はリベットの材料試験の結果から  $199,739 \text{ N/mm}^2$  とし、その他の値には以下の方法により求めた実測値を用いた。なお、温度変化の影響が含まれないよう、試験体を一定温度に保った恒温室に24時間以上保管し、リベット表面の温度がほぼ均一であることを確認した後、恒温室内で計測を行っている。

軸力解放前のリベット働長は母材と連結板2枚の板厚の和に等しいと考え、デジタルノギス(分解能  $0.01 \text{ mm}$ )を用いてリベット周辺の5箇所で見合部の厚さを測定した。その値から後述する軸力解放による長さの変化量

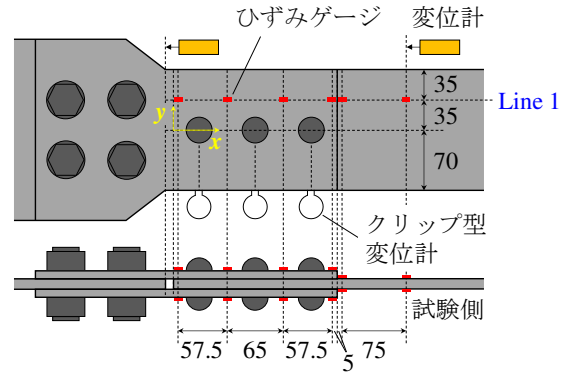


図6 計測装置の設置状況(単位: mm)

$\Delta L$ を差し引くことにより、軸力解放後のリベット働長  $L$ を求めた。

リベット頭間の距離の変化量は分解能  $0.001 \text{ mm}$ のマイクロメータを用いて測定した。測定点は、リベット頭を中心と、そこから放射状に  $5 \text{ mm}$ 離れた8点の計9箇所とした。測定点にはポンチで痕を付け、そのポンチ痕にマイクロメータの針を合わせて測定した。各測定点で3回ずつ測定し、その平均値を用いてリベット働長の変化量  $\Delta L$ を求めた。

その後、リベット頭部を切断して継手からリベットを取り出し、軸径を計測した。デジタルノギス(分解能  $0.01 \text{ mm}$ )を用いて5箇所で見合部の厚さを測定し、その平均値からリベットの断面積  $A$ を求めた。

リベットの軸力計測には、併用継手と同じ方法で製作した、試験体Bシリーズと同じ板構成のリベット継手を用いた。軸力は4本のリベットに対して求めた。

(2) 測定結果

測定結果を表4に示す。表中には、表1の降伏強度と実測した断面積から算出したリベットの降伏軸力、および降伏軸力に対するリベット導入軸力の比も示している。過去の結果<sup>28)</sup>と同様に、いずれのリベットも降伏軸力の70%以上の軸力が導入されており、平均値は約76%であった。

4. 併用継手の引張試験

(1) 試験方法

2章で製作した併用継手試験体を用いて引張試験を行った。試験中の計測項目は、荷重、試験体の変位、母材と連結板間の相対変位、母材および連結板上のひずみである。計測装置は図6に示すように設置した。固定側の母材端部と試験側の母材側面に取り付けた変位計により求めた変位の差分を試験体の変位とした。母材と連結板

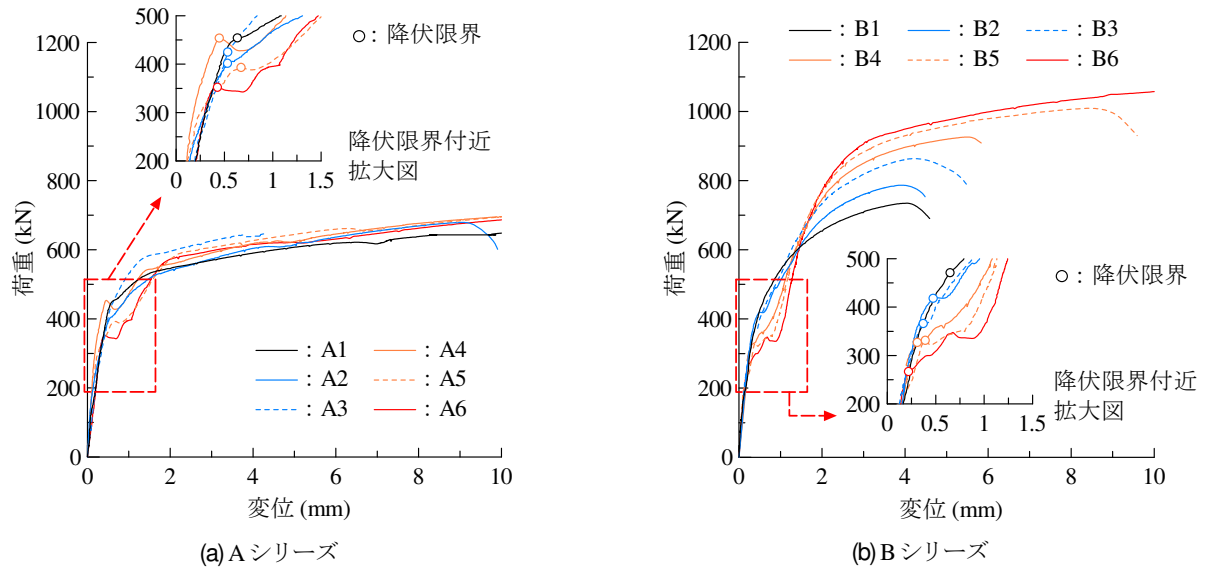


図-7 荷重と変位の関係

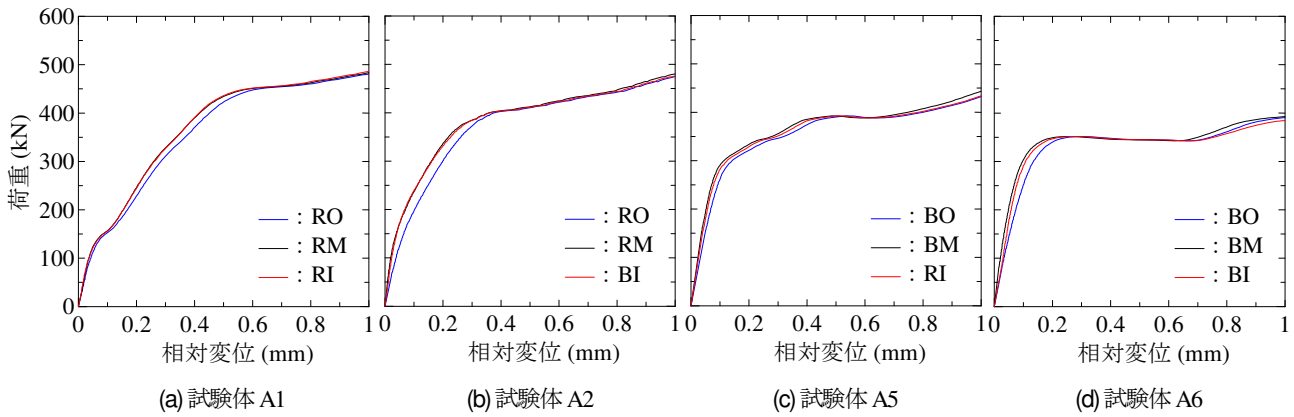


図-8 荷重と相対変位の関係

間の相対変位は、試験側の孔位置において、板側面にクリップ型変位計を設置して求めた。ひずみゲージは、試験側の母材と連結板の表面に貼付し、長手方向のひずみを計測した。本論文では、試験体の変位を単に変位と称し、相対変位と区別する。

引張試験は、2章のすべり試験と同様に、万能試験機による変位制御で行い、試験体が破断するまで载荷した。载荷速度は約  $5.0 \times 10^{-3} \text{ mm/s}$  とした。

## (2) 対象とした限界状態

リベット継手<sup>2)</sup>や高力ボルト摩擦接合継手<sup>2,29)</sup>では、リベットや母材、連結板の降伏、ボルトのすべりによって、荷重-変位関係が線形性を著しく失う限界の状態と、最大荷重を経て破断に至る限界の状態の2つの限界状態が想定される。併用継手においても、これら2つの限界状態に着目して結果を整理した。ここでは、前者を降伏限界、後者を終局限界と呼ぶこととする。なお、終局限界としては最大荷重時に着目する。

## (3) 荷重と変位の関係

実験により得られた荷重と変位の関係を図-7に示す。図-7(a)は試験体Aシリーズの、図-7(b)は試験体Bシリーズの結果である。図中には赤破線で囲んだ降伏限界付近の拡大図も示している。

リベットのみの試験体A1,B1では、降伏限界に達した後も、変位の増加に伴って荷重も緩やかに増加している。一方、高力ボルトのみの試験体A6,B6では、すべりの発生とともに変位が急増しており、荷重の低下も生じている。ボルトが支圧状態に移行した後は荷重が再び増加し始めている。この高力ボルト試験体A6,B6の結果から得られたすべり係数は、試験体A6で0.54、試験体B6で0.40であった。過去の研究<sup>30)</sup>によると、連結板と母材の降伏耐力比 $\gamma$ が高くなるとすべり荷重が上昇するといわれている。降伏耐力比 $\gamma$ は、試験体Bシリーズでは約1.13であるのに対し、Aシリーズでは約1.85である。この降伏耐力比の差により、Aシリーズのすべり荷重が大きくなった、つまり、すべり係数が高くなったものと推

表-5 降伏限界および終局限界時の荷重と破断モード

試験体	降伏限界荷重 (kN)				終局限界荷重 (kN)			実験における破断モード
	実験値 (右:平均)		計算値	解析値	実験値 (右:平均)		計算値	
A1-1	458	456 (1.00)	438 (1.00)	478 (1.00)	702	686 (1.00)	604 (1.00)	RO, RM 破断+母材はし抜け
A1-2	454				669			RO, RM 破断+母材はし抜け
A2-1	486	444 (0.97)	411 (0.94)	437 (0.91)	702	691 (1.01)	604 (1.00)	RO, RM 破断+母材はし抜け
A2-2	401				679			RO, RM 破断+母材はし抜け
A3-1	448	436 (0.96)	411 (0.94)	432 (0.90)	725	730 (1.06)	686 (1.14)	母材純断面破断
A3-2	424				735			RM 破断+ 母材・連結板はし抜け
A4-1	453	453 (0.99)	384 (0.88)	393 (0.82)	714	714 (1.04)	731 (1.21)	母材純断面破断
A4-2	-				-			母材純断面破断
A5-1	375	384 (0.84)	384 (0.88)	390 (0.82)	742	741 (1.08)	731 (1.21)	母材純断面破断
A5-2	392				739			母材純断面破断
A6	357	357 (0.78)	357 (0.82)	348 (0.73)	722	722 (1.05)	731 (1.21)	母材純断面破断
B1-1	485	478 (1.00)	480 (1.00)	470 (1.00)	730	733 (1.00)	630 (1.00)	RO, RM, RI 破断
B1-2	470				735			RO, RM, RI 破断
B2-1	382	400 (0.84)	408 (0.85)	395 (0.84)	832	810 (1.11)	730 (1.16)	RO, RM 破断+母材はし抜け
B2-2	417				787			RO, RM 破断+母材はし抜け
B3-1	403	384 (0.80)	408 (0.85)	394 (0.84)	872	868 (1.18)	815 (1.29)	BO, RM, RI 破断
B3-2	365				864			BO, RM, RI 破断
B4-1	378	352 (0.74)	336 (0.70)	322 (0.69)	957	942 (1.29)	915 (1.45)	RO, BM 破断+母材はし抜け
B4-2	326				926			RO, BM 破断+母材はし抜け
B5-1	417	374 (0.78)	336 (0.70)	321 (0.68)	1064	1037 (1.41)	1000 (1.59)	BO, BM, RI 破断
B5-2	331				1009			BO, BM, RI 破断
B6	264	264 (0.55)	264 (0.55)	248 (0.53)	1090	1090 (1.49)	1072 (1.70)	BM 破断+ 母材・連結板はし抜け

\*: 括弧内の数値は各シリーズのリベットのみの結果 (A1, B1) に対する比率を表す

察される。なお、このすべり係数と導入ボルト軸力 110 kN から式(3)により求めたボルト 1 本あたりのすべり耐力は、試験体 A シリーズで 119 kN、B シリーズで 88 kN であり、いずれもリベット 1 本あたりの降伏耐力 (A シリーズ: 146 kN、B シリーズ: 160 kN) よりも小さい。また、すべり係数を 0.25、ボルト軸力を設計軸力と仮定したときのボルト 1 本あたりのすべり耐力は約 83 kN であり、B シリーズのすべり耐力はほぼ想定どおりであった。その一方で、A シリーズでは差がみられたが、これは、B シリーズと同じ板構成であるすべり試験体 S シリーズを用いて導入ボルト軸力 110kN を決定したためであり、上述のとおり、試験体シリーズ間での降伏耐力比  $\gamma$  の違いの影響によるものであると考えられる。

リベットと高力ボルトを併用した試験体では、ボルト本数によって挙動に違いがみられ、ボルトが 1 本の場合 (A2, A3, B2, B3) はリベットのみ試験体と比較的に近い挙動を示している。一方で、ボルトが 2 本の場合 (A4, A5, B4, B5) は、降伏限界時に変位が急増するとともに、その際に荷重の低下がみられる試験体もあり、リベット

のみの試験体とは明らかに挙動が異なっている。このような挙動は高力ボルト摩擦接合継手のすべりに近いものであり、リベットを高力ボルトに置き替えたことに起因するものである。また、ボルト本数の増加に伴い、降伏限界時の荷重が低下する傾向を確認できる。これは、ボルト 1 本あたりのすべり耐力がリベット 1 本あたりの降伏耐力よりも小さいためである。ボルト本数が同じ試験体と比較すると、ボルト配置の影響はボルト本数のそれに比べて小さい。なお、上記の傾向は試験体 B シリーズにおいてより明確に確認できるが、これは A シリーズではリベットの降伏耐力と高力ボルトのすべり耐力が比較的近い値であったためであると考えられる。

荷重と各孔位置における相対変位の関係を図-8 に示す。図-8(a)はリベットのみ試験体 A1 の、図-8(d)は高力ボルトのみ試験体 A6 の結果であり、図-8(b), (c)はそれぞれ高力ボルトを 1 本または 2 本用いた併用継手試験体 (A2, A5) の結果である。

図より、ボルト本数の増加に伴い、リベット継手から高力ボルト摩擦接合継手の挙動に推移する様子を確認で



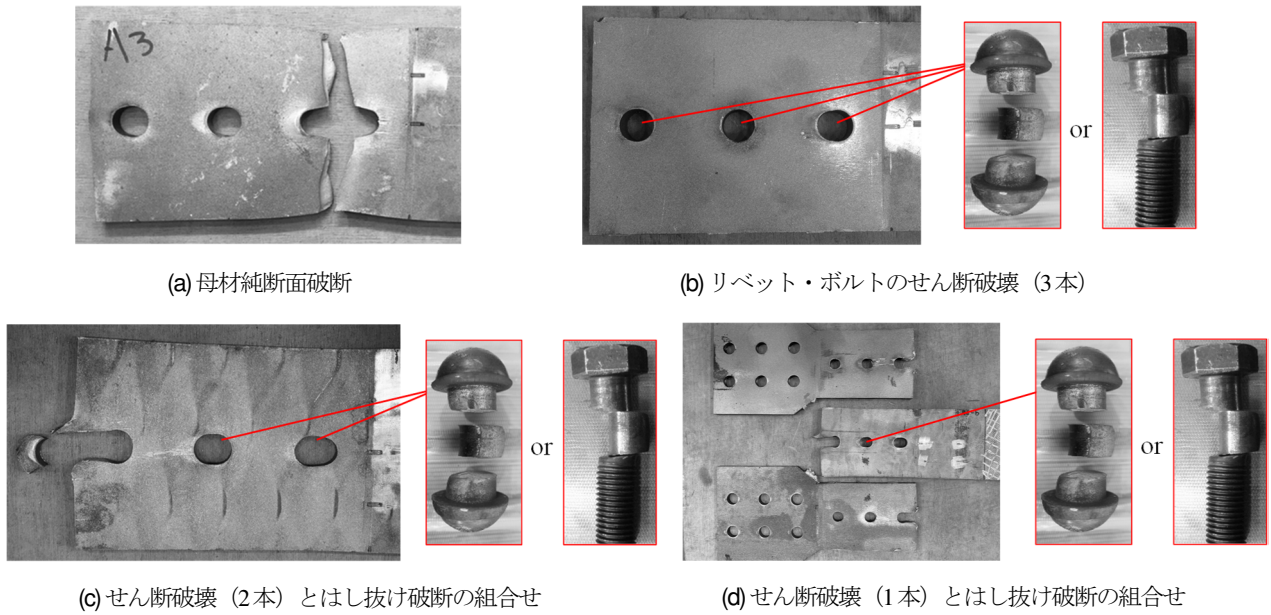


図-9 試験体の破断状況

きる。また、いずれの試験体においても外側の孔位置 (RO, BO) の相対変位が中間や内側のそれに比べて大きいことがわかる。これは次章にて示すとおり、リベットとボルトの配置によらず、外側の孔位置での荷重分担が他よりも大きいためであると考えられる。

#### (4) 降伏限界荷重

実験により得られた各試験体の降伏限界時の荷重 (以下、降伏限界荷重と呼ぶ) を表-5に示す。実験では、荷重-変位の曲線において、変位が急激に増大する点や荷重の低下が生じる点がある場合にはそのときの荷重を、そのような点がない場合には剛性低下が明瞭に現れ始めたときの荷重を降伏限界荷重とした<sup>8),9),31)</sup>。試験体 A6, B6 以外は各 2 体ずつ試験を行ったため、試験体名の末尾に数字 (○-1, ○-2) を付けて区別している。なお、試験体 A42 の荷重は計測装置の不具合のため欠測している。また、表中には次章の解析結果も併記している。

降伏限界時の継手の耐力 (以下、降伏耐力と呼ぶ) を簡単な計算により予想することを試みる。ここで、リベットの降伏耐力と高力ボルトのすべり耐力の累加が継手の降伏耐力に相当する、つまり、併用継手の降伏耐力に対して次式の累加が成り立つと仮定する。

$$F_y = n_r P_{ry} + n_b P_{slip} \quad (5)$$

ここで、 $F_y$  は継手の降伏耐力、 $n_r$  はリベット本数、 $n_b$  はボルト本数であり、リベット 1 本あたりの降伏耐力  $P_{ry}$  は式(1),(2)より、高力ボルト 1 本あたりのすべり耐力  $P_{slip}$  は式(3b)より求める。各シリーズのすべり係数にはボルトのみの試験体 A6, B6 から得られた値 (A シリーズ : 0.54,

B シリーズ : 0.40) を用いる。

式(5)の累加の考えに基づき計算した継手の降伏耐力を表-5中に示している。試験体 A シリーズ、B シリーズともに、ボルト 1 本あたりのすべり耐力よりもリベット 1 本あたりの降伏耐力が大きいため、式(5)より求めた計算値は継手内のボルト本数の増加に伴い小さくなるが、実験値においても同様の傾向を確認できる。計算値と実験値は比較的よく一致しているが、両者の差が大きい試験体や、同一試験体間での差が大きい試験体も一部で見られる。これは、リベットの降伏耐力やボルトのすべり耐力のばらつき、計算では考慮されないリベットの導入軸力の影響、リベットの充填度合やボルト挿入位置のばらつきによるものであると推察される。なお、同一試験体間で降伏限界荷重に差がある場合でも、降伏限界付近での荷重-変位の挙動には大きな違いはみられなかった。

以上より、併用継手の降伏耐力は、リベット 1 本あたりの降伏耐力と高力ボルト 1 本あたりのすべり耐力の累加が成立するとして評価できるといえる。

#### (5) 破断モードと終局限界荷重

実験でみられた破断状況 (以下、破断モードと呼ぶ) を図-9に示す。また、各試験体の破断モードと最大荷重 (以下、終局限界荷重と呼ぶ) を表-5中に示している。

試験体 A3-1, A4, A5, A6 は、図-9(a)に示す外側の孔位置における母材純断面の破断により、試験体 B1, B3, B5 は、図-9(b)に示す継手内のすべてのリベットと高力ボルトのせん断破壊によりそれぞれ終局状態に達した。試験体 A1, A2, B2, B4 では、図-9(c)に示すように、外側と中間に位置するリベットまたは高力ボルトがせん断破壊するとともに、母材のはし抜け破断が生じた。試験体 A3-2, B6

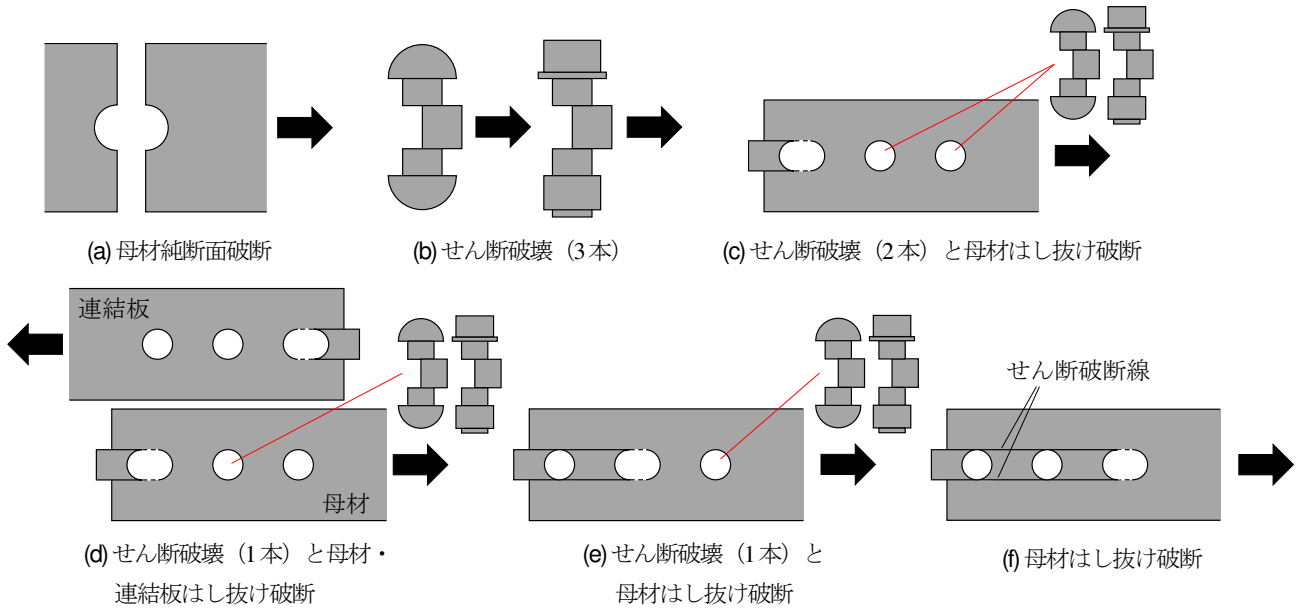


図-10 想定した破断モード

では、図-9(d)に示すように、中間に位置するリベットまたは高力ボルトのせん断破壊と、母材と連結板のはし抜け破断により破壊した。このように、リベットと高力ボルトの配置パターンによって異なる破断モードがみられた。なお終局限界荷重は、リベットを高力ボルトに置き替えることにより、ほとんどすべての試験体において増加している。これは、リベットよりも高力ボルトのせん断破壊に対する耐力が高いためである。

(6) 終局限界の予測

本実験では試験体によって異なる破断モードが確認され、それに伴い終局限界荷重も変化した。ここでは、併用継手の破断モードおよび終局限界時の耐力（以下、最大耐力と呼ぶ）を簡易な計算により予測する方法について考察する。

a) 最大耐力の算出方法

想定した破断モードを図-10に示す。1行配列の高力ボルト継手の破断モードとしては、母材の純断面破断（図-10(a)）やはし抜け破断（図-10(f)）、高力ボルトのせん断破壊（図-10(b)）が想定される<sup>29)</sup>。加えて、本実験では、図-9(c), (d)に示すように、リベットや高力ボルトのせん断破壊と母材や連結板のはし抜け破断が組み合わさった破断モードも確認されたことから、図-10(c) ~ (e)に示す複合的な破断も考慮した。以下に、想定した各破断モードに対する最大耐力の算出方法を示す。

まず、図-10(a)に示す母材純断面の引張破断に対する最大耐力  $F_{nu}$  は次式により算出する<sup>25)</sup>。

$$F_{nu} = A_n \sigma_{pu} \quad (6)$$

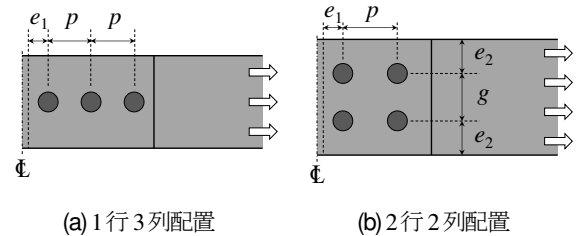


図-11 記号の定義

ここで、 $A_n$  は母材の純断面積、 $\sigma_{pu}$  は母材の引張強度である。

また、図-10(b)に示すように、すべてのリベットおよび高力ボルトがせん断破壊するときの最大耐力  $F_{rbu}$  は、リベット1本あたりの最大耐力  $P_{ru}$ <sup>33)</sup> と高力ボルト1本あたりの最大耐力  $P_{bu}$ <sup>25)</sup> の累加により求められると考える。

$$F_{rbu} = n_r P_{ru} + n_b P_{bu} \quad (7a)$$

$$P_{ru} = 0.75 m \sigma_{ru} \pi d_r^2 / 4 \quad (7b)$$

$$P_{bu} = 0.6 m \sigma_{bu} \pi d_b^2 / 4 \quad (7c)$$

ここで、 $n_r$  はリベット本数、 $n_b$  はボルト本数、 $m$  は接合面数、 $\sigma_{ru}$  はリベットの引張強度、 $d_r$  はリベット径、 $\sigma_{bu}$  はボルトの引張強度、 $d_b$  はボルト径である。なお、リベット径にはリベットの呼び径を用いる。

図-10(f)に示す母材のはし抜け破断に対する最大耐力  $P_{eu}$  は次式により算出する<sup>25)</sup>。

$$P_{eu} = 0.5 A_{ns} \sigma_{pu} \quad (8)$$

表-6 実験結果と計算結果の比較

試験体	実験結果		計算値 (kN)					
	破断モード	荷重 (kN)	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
A1-1	(c)	702	731	630	604	686	791	979
A1-2		669			686	791	979	
A2-1		702	731	813	604	686	791	979
A2-2		679						
A3-1	(a)	725	731	813	787	686	975	979
A3-2	(d)	735				975	979	
A4-1	(a)	714	731	996	787	869	791	979
A4-2		-						
A5-1		742	731	996	970	869	975	979
A5-2		739						
A6		722	731	1180	970	869	975	979
B1-1	(b)	730	1233	630	730	887	1190	1651
B1-2		735						
B2-1	(c)	832	1233	815	730	887	1190	1651
B2-2		787						
B3-1	(b)	872	1233	815	915	887	1375	1651
B3-2		864						
B4-1	(c)	957	1233	1000	915	1072	1190	1651
B4-2		926						
B5-1	(b)	1064	1233	1000	1100	1072	1375	1651
B5-2		1009						
B6	(d)	1090	1233	1185	1100	1072	1375	1651

ここで、 $A_{ns}$ は有効せん断断面積であり、鋼構造接合部設計指針<sup>29)</sup>を参考に、次のように計算する。

$$A_{ns} = 2\{e_1 + (n_u - 1)p\}t \quad (9)$$

ここで、 $e_1$ は縁端距離(はしあき)、 $p$ はリベット孔のピッチ(図-11参照)、 $n_u$ は想定するせん断破断線上にあるリベット孔の数である。図-10(f)に示す破断モード(f)の場合は $n_u=3$ となる。

最後に、図-10(c)~(e)に示す複合的な破断の場合は、式(7)~(9)で求められる各最大耐力の累加が成り立つと仮定し、複合破断に対する最大耐力 $F_{cu}$ は次式により求める。

$$F_{cu} = \sum P_{ru} + \sum P_{bu} + \sum P_{eu} \quad (10)$$

ここで、 $\Sigma$ は想定した各破断に対して計算した耐力の和をとることを意味する。なお、式(9)の有効せん断断面積 $A_{ns}$ の算出にあたり、図-10(c)~(e)に示す破断モード(c)、(e)の場合はそれぞれ $n_u=1, 2$ 、破断モード(d)の場合は母材、連結板それぞれに対して $n_u=1$ と考える。

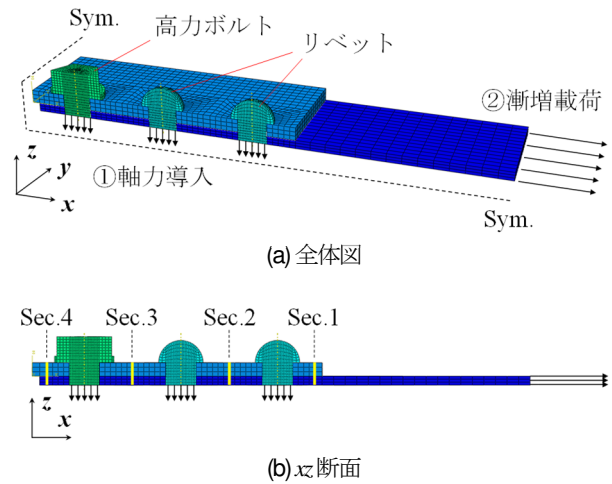


図-12 解析モデル(試験体A2)

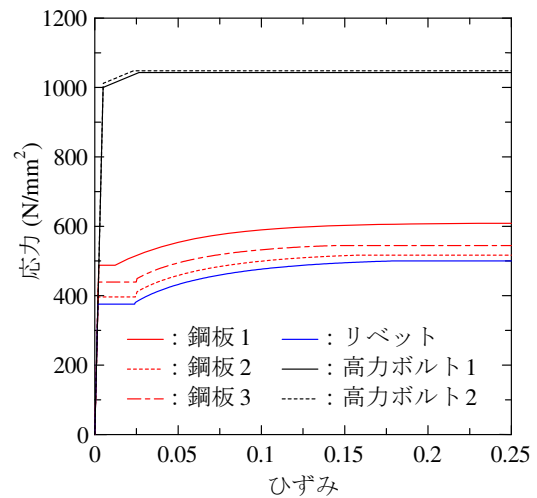


図-13 各材料の応力-ひずみ関係

b) 実験結果との比較

表-6に各試験体の破断モードと終局限界荷重、および想定した各破断モードに対して式(6)~(10)により求めた最大耐力を示す。なお、計算値のうち最小のものを灰色で示している。ほぼすべての試験体において計算値が最小となった破断モードと実験結果が対応している。また、計算値と実験による終局限界荷重は、リベット本数が多いとずれる傾向にあるが、両者はおおむね一致している。試験体 A3-1のみ計算による破断モードと実験結果が異なっているが、破断モード(a)と(d)の最大耐力は近い値であり、リベットの材料強度のばらつきによっては大小関係が逆転する可能性が考えられる。

以上より、併用継手においても、想定した破断モードに対して計算した最大耐力を比較することにより、破断モードと終局限界荷重を予測できると考えられる。また、継手の最大耐力の算出においては、リベットや高力ボルトの最大耐力や母材や連結板のはし抜け破断に対する最大耐力の累加が成り立つといえる。

### 5. 有限要素解析による引張試験の再現

4章の引張試験を有限要素解析により再現し、リベットと高力ボルトを併用することによる荷重分担の変化や併用継手の変形挙動を確認する。さらに、実験結果と比較することにより、解析による併用継手の降伏耐力や破断モードの予測の妥当性を検証する。

#### (1) 解析方法

解析モデルの一例を図-12に示す。これは試験体A2に対するモデルである。解析にはABAQUS Ver.6.14を用いた。解析対象は試験体の試験側のみとし、対称性を考慮して1/4モデルとした。対称面には対称条件を設定している。要素には8節点6面体の低減積分要素を用いた。要素寸法は、孔周辺で3mm程度、リベットやボルトの軸部で2mm程度とした。

解析に用いた各材料の応力-ひずみ関係を図-13に示す。板厚12, 19mmの鋼板およびリベットの構成則は材料試験結果を基に、板厚9mmの鋼板はミルシートの降伏強度と文献(34)を参考にして、それぞれマルチリニア型で与えた。また、高力ボルトはミルシートの降伏強度を基にトリリニア型とした<sup>35)</sup>。各材料の弾性係数は、材料試験を行ったものはその結果を基に与え、材料試験結果がないものは200kN/mm<sup>2</sup>とした。ポアソン比はすべての材料で0.3とした。

母材と連結板、リベット、高力ボルトは別々にモデル化し、それぞれの境界面にはクーロン摩擦を考慮した接触条件を設定した。リベットはリベット孔の中心に配置

し、後述する軸力の導入によりリベット軸と孔の間に隙間が生じないように、軸径の初期値を孔径よりも大きく設定した。軸力導入後のリベット軸と孔壁との距離ができるだけ小さくなるように試行を重ねた結果、本解析では、軸力導入後の両者の距離は平均で $5.7 \times 10^{-5}$  mm程度であり、リベットの軸径が孔径よりもわずかに大きくなるようにした。なお、この状態で継手に引張荷重を与えると、載荷後すぐにリベット軸と孔壁には接触圧が生じることを確認している。また、高力ボルトはリベット孔の中心位置に挿入されたと考え、ボルト軸と孔の間には0.5mmの隙間を設けた。なお、ボルトと座金は一体としてモデル化している。

母材と連結板の接触面の摩擦係数は、試験体Aシリーズでは0.55、Bシリーズでは0.385とした。これは、高力ボルトのみの試験体A6, B6により得られたすべり荷重を基に同定したものである。また、他の接触面では、母材と連結板間のすべり挙動に影響を与えないよう摩擦係数を0.001としている<sup>36)</sup>。

リベットおよび高力ボルトの軸力は、軸部の下端に強制変位を与えることで導入した。リベットの導入軸力は、3章の結果を基に降伏軸力の約75%である90kNとした。また、ボルトの導入軸力は併用継手試験体と同じ110kNとした。解析では、まずリベットおよび高力ボルトに軸力を導入し、次に、継手の最大荷重が得られるまで、母材端部に漸増の強制変位を与えた。なお、以降の解析結果はすべて軸力導入直後をゼロとして整理している。

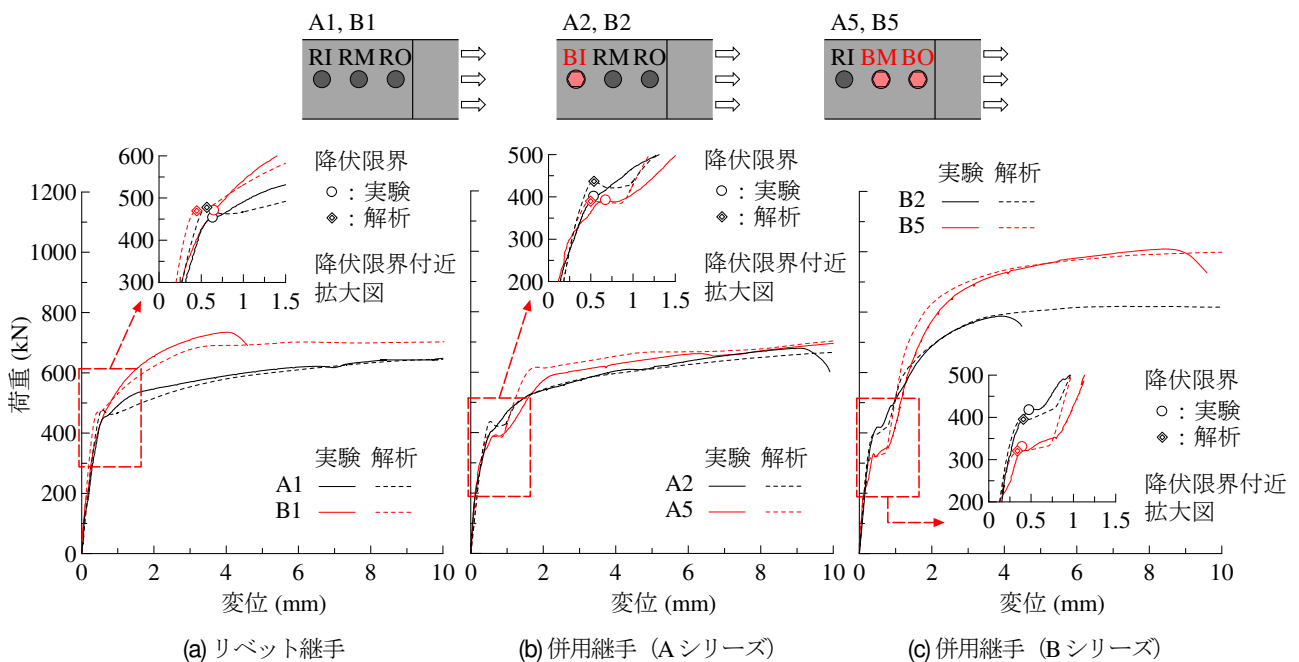


図-14 荷重-変位関係の比較

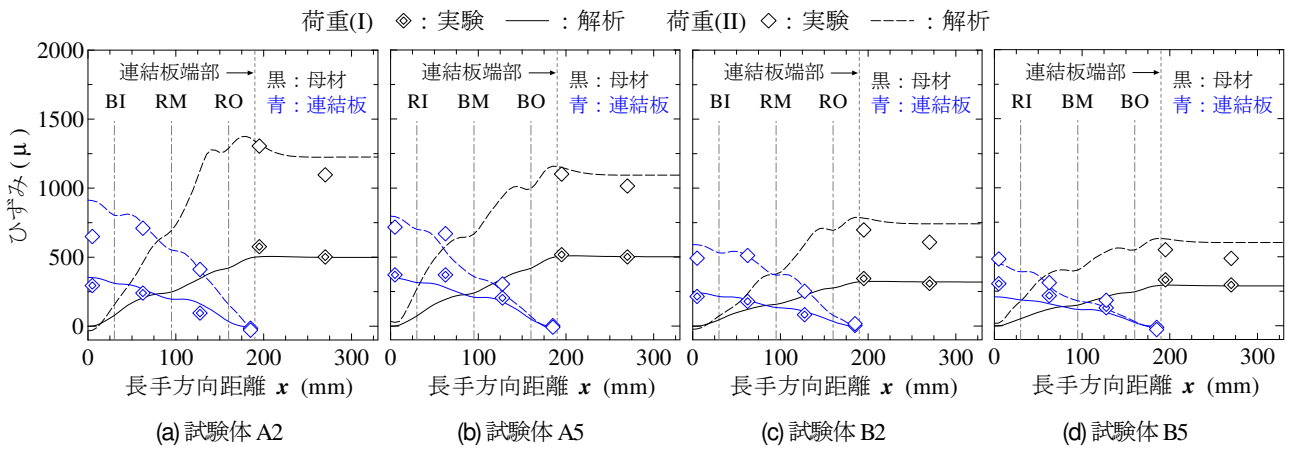


図-15 長手方向のひずみ分布の比較

(2) 解析の妥当性の検証

a) 荷重と変位の関係

解析より求めた荷重と変位の関係を図-14 に例示する。図中には、リベット継手である試験体 A1, B1 の結果と、併用継手のうち、リベット 2 本と高力ボルト 1 本を用いた試験体 A2, B2 と、リベット 1 本と高力ボルト 2 本を用いた試験体 A5, B5 の結果を示している。なお解析では、実験における試験側の変位計取付け位置での断面内の平均変位を試験体変位とした。また、解析における降伏限界の定義は実験のそれと同じである。

リベット継手の解析結果では、降伏限界付近の挙動において試験結果と若干の差異がみられるが、降伏限界荷重や荷重-変位の全体的な挙動はおおむね一致している。解析と実験における降伏限界荷重の差は、試験体 A1 で約 4.8%、試験体 B1 で約 2.1%であった。比較のため、リベット軸と孔の間に隙間を設けず、リベットに軸力を導入しない解析も実施したところ、軸力を入れない場合は降伏限界荷重が減少し、実験値との差は試験体 A1 で約 7.7%、試験体 B1 で約 9.6%であった。また、リベットの軸力の有無により荷重-変位曲線の初期剛性も大きく異なり、軸力がある場合の実験値との差は試験体 A1 で約 3.4%、試験体 B1 で約 5.1%であるのに対し、軸力がない場合の差はそれぞれ 29%と 23%程度であった。つまり、軸力を導入しないと試験体の初期剛性を再現できないと考えられる。これらの結果から、リベットに軸力を導入した本解析により試験結果に近い値が得られるといえる。

併用継手の解析結果では、実験でみられた降伏限界時に変位が急増する挙動や降伏限界以降の荷重の上昇挙動を確認できる。また、次項で示すとおり、降伏限界荷重も実験値と比較的によく一致しており、解析により試験体の荷重-変位の挙動をおおむね再現できると考えられる。

b) 降伏限界荷重

解析により求めた各試験体の降伏限界荷重を表-5 中に示している。解析値は実験値と比較的によく一致しており、

ボルト本数が多くなると降伏限界荷重が小さくなる傾向を再現できている。また、すべての試験体に対してリベットに軸力を導入しない解析を行った結果、軸力がある場合に比べて降伏限界荷重は 4.3~12%程度低下し、実験値との差が大きくなった。以上より、降伏限界を考える際にはリベットに軸力を導入した方がよいといえ、本解析により併用継手の降伏耐力を推定できると考えられる。

c) ひずみ分布

解析より得られたひずみ分布の例として、試験体 A2, B2 および試験体 A5, B5 の結果を図-15 に示す。これは、図-6 に示す Line 1 における母材および連結板表面の分布であり、横軸は母材端部からの距離である。図中にはひずみゲージによる計測値も併記しており、ここでは降伏限界に至る前の荷重が約 200kN のとき (図中の荷重(I)の凡例) と、降伏限界に達したとき (図中の荷重(II)の凡例) の比較を示している。いずれの試験体においても、解析結果は試験体の長手方向のひずみ分布の傾向をおおむね再現できていることがわかる。

以上より、解析より求めた継手の荷重-変位曲線や降伏限界荷重、板表面のひずみ分布は実験結果と比較的によく一致しており、解析の妥当性が示されたといえる。

(3) 各孔位置における荷重伝達割合

リベットを高力ボルトに置き替えた際の荷重伝達割合の変化を解析により求めた。ここでは、載荷開始後から継手が降伏限界に達するまでに着目する。なお、荷重伝達割合とは、各孔位置でリベットやボルトによって母材から連結板に伝達された荷重 (以下、分担荷重と呼ぶ) を継手に作用する荷重で除したものである。分担荷重は、図-12(b)に示す Sec.1~4 の断面のうち、各孔をまたぐ 2 つの断面の母材に生じる軸力の差分から求めた。例えば、中間にあるリベット孔に対しては、Sec.2 と Sec.3 における母材の軸力の差分が連結板に伝達されたと考えられる。ここで軸力は、各断面に生じる長手方向の応力を積分する

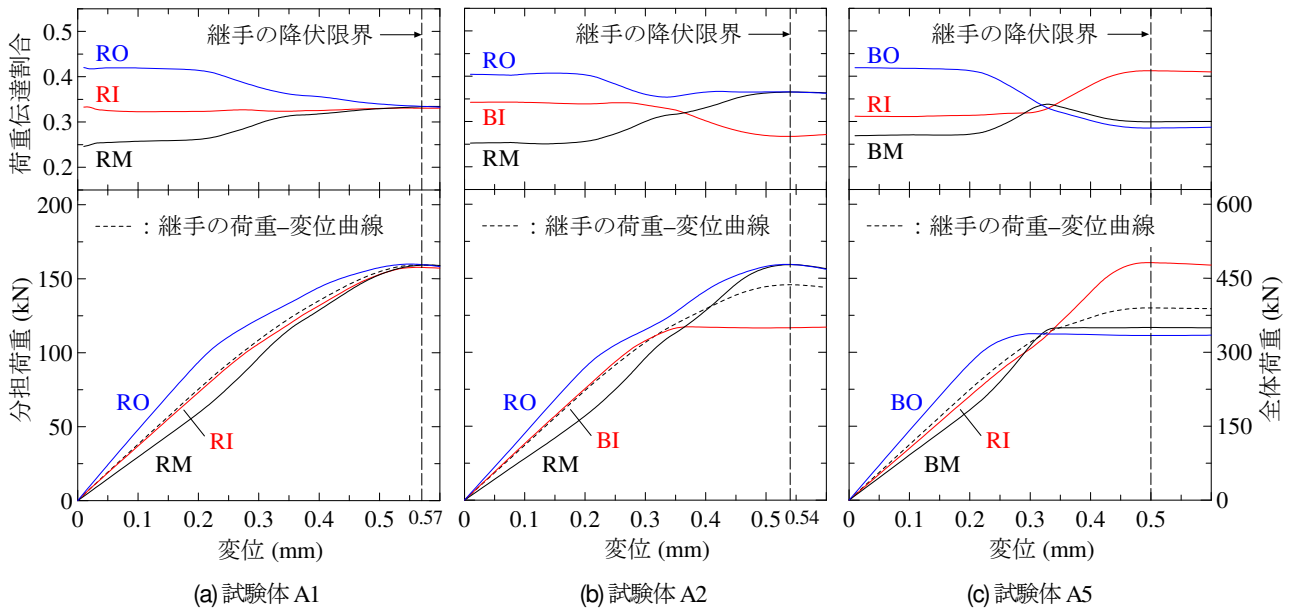


図-16 各孔位置での荷重伝達割合と分担荷重

ことにより算出した。

荷重伝達割合の変化を、各分担荷重の変化とともに図-16に示す。これは試験体 A シリーズのうち、リベットのみ試験体 A1 (図-16(a)) と、リベットと高力ボルトを併用した試験体 A2, A5 (図-16(b), (c)) の結果である。試験体 A2 では内側に高力ボルト (BI) が、試験体 A5 では外側と中間に高力ボルト (BO, BM) がそれぞれ配置されている。図の上段が荷重伝達割合と変位の関係、下段が分担荷重と変位の関係であり、黒色の縦破線は継手が降伏限界に達したときの変位を示している。また、下段のグラフには、右軸に継手に作用する全体荷重をとった、継手の荷重-変位曲線も点線で併記している。

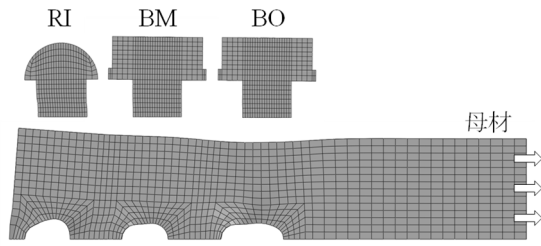
高力ボルトの有無や位置に関わらず、いずれの試験体においても、載荷開始後しばらくは荷重伝達割合がほぼ一定であることがわかる。このときの各孔位置での伝達割合を比較すると、いずれも外側が最も大きく、内側、中間の順に小さくなる。この大小関係の傾向は、リベット継手や高力ボルト継手の孔位置による荷重伝達割合の傾向<sup>1),30),37)</sup>と一致している。この荷重伝達割合の違いは、分担荷重-変位関係の初期段階の傾きの差からも理解できる。

すべての試験体における載荷初期段階 (荷重が約 200 kN のとき) の荷重伝達割合を表-7 にまとめる。リベットのみ (A1, B1) や高力ボルトのみ (A6, B6) の継手と併用継手を比較すると、リベットと高力ボルトの配置パターンによらず荷重伝達割合はほぼ同程度であることがわかる。つまり、荷重伝達機構の異なる支圧接合と摩擦接合が混在した状態でも、載荷初期段階での分担荷重はリベット継手や高力ボルト継手と同じと考えてよいといえる。

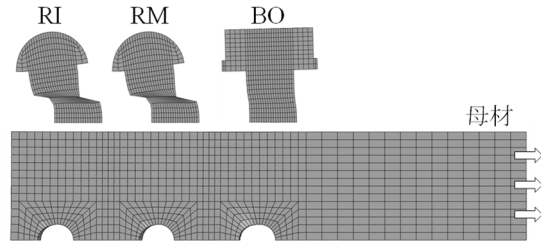
表-7 各孔位置の荷重伝達割合 (%)

試験体	孔位置		
	内側	中間	外側
A1	32	26	42
A2	34	25	41
A3	32	25	43
A4	33	27	40
A5	31	27	42
A6	33	26	41
B1	33	28	39
B2	35	28	37
B3	32	27	41
B4	33	30	37
B5	31	29	40
B6	33	28	39

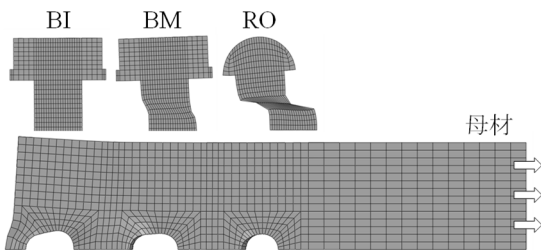
図-16において、変位が 0.2~0.3 mm あたりで伝達割合が変化し始めるが、これは継手の外側に位置するリベットまたはボルト (RO, BO) において、摩擦により伝達できる荷重の上限に達し、外側の孔位置での伝達割合が他の孔位置に比べて相対的に小さくなるためであると考えられる。リベットと高力ボルトそれぞれの導入軸力と A シリーズに対するすべり係数 0.54 から、リベットにも式(3b)が適用できると仮定して各 1 本あたりのすべり耐力を求めると、リベットは 97 kN、高力ボルトは 119 kN となる。高力ボルト (BO) では分担荷重の上限値とほぼ一致するが、リベット (RO) では、摩擦に加えて支圧によっても荷重が伝達されるため、解析結果は計算値よりも大きい。摩擦による荷重伝達が上限に達した後、リベット (RO) では引き続き支圧による荷重の伝達が



(a) 試験体 A5 (母材純断面破断)



(b) 試験体 B3 (リベット・ボルトの破断)



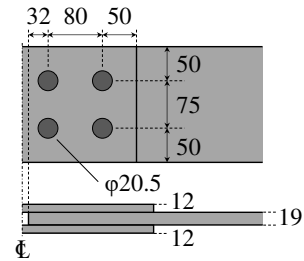
(c) 試験体 B4 (複合的な破断)

図-17 最大荷重付近での変形図 (変形倍率: 1倍)

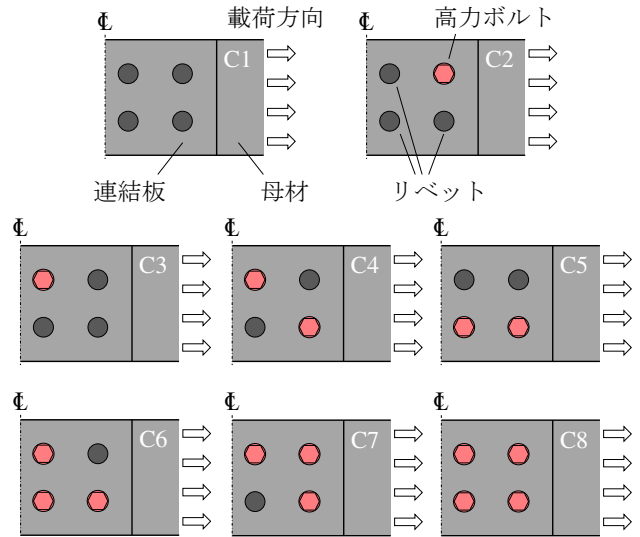
可能なため、図-16(a), (b)に示すように分担荷重は増加している。一方、図-16(c)に示すように、高力ボルト (BO) では分担荷重が頭打ちになるが、他の孔位置での荷重伝達により、継手の全体荷重は引き続き増加している。

最終的には、リベットの分担荷重が約 160kN のときに継手全体の変位が急増している。このときのリベット応力分布をみると、リベット断面全体にわたって降伏領域が広がっていることから、併用継手では、高力ボルトが摩擦限界に達し、かつ、リベットが降伏することにより継手としての降伏限界に至る。なお、式(1), (2)により求められるリベット 1 本あたりの降伏耐力は約 146kN であり、降伏限界時のリベットの分担荷重と比較的近い値である。計算値が若干小さいのは、リベット径を呼び径として計算していることや、計算ではリベット軸力の影響を考慮していないためであると考えられる。

このように併用継手では、高力ボルトの配置によらず、ボルトの分担荷重がすべり耐力に達し、かつ、リベットの分担荷重が降伏耐力に達したときに継手としての降伏限界に至ると考えられる。つまり、4 章の実験において、降伏限界荷重はリベットおよび高力ボルト 1 本あたりの降伏耐力とすべり耐力の累加により算出できる可能性を



(a) 継手の形状および寸法 (単位: mm)



(b) 配置パターン (ケース C1~C8)

図-18 対象とした 2 行 2 列配置の併用継手

示したが、これらの結果はそれを裏付けるものであるといえる。

#### (4) 破断モードの推定

解析において最大荷重に至る過程での変形の様子から、併用継手の破断モードの推定を試みた。解析における最大荷重時の変形図を図-17に示す。図-17(a)には母材純断面の引張破断の例として試験体 A5 の結果を、図-17(b)にはすべてのリベットおよび高力ボルトがせん断破壊した例として試験体 B3 の結果を、図-17(c)には図-9(c)に示す複合的な破断の例として試験体 B4 の結果をそれぞれ示している。変形の倍率はすべて 1 倍である。

図-17(a)をみると、外側の孔位置での母材純断面に絞りが見られ、内側と中間の孔位置周辺に局所的な変形を確認できる。一方で、リベットおよびボルトの変形は小さい。この試験体では母材純断面で破断しており、変形状況と破断モードはおおむね対応している。また図-17(b)では、母材の変形は小さい一方で、リベットや高力ボルトのせん断変形が比較的大きいことがわかる。この結果も試験体の破断モードと一致している。図-17(c)からは、外側のリベットと中間の高力ボルトのせん断変形が大きく、内側のボルトにはほとんど変形が生じてい

表-8 2行2列配置の継手に対する計算結果と解析結果の比較

配置	降伏限界荷重 (kN)		終局限界荷重 (kN)														解析による 推定破断 モード
	計算値	解析値	計算値														
			(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)	(g)	(h)	(i)	(j)	(k)	(l)	(m)	(n)	
C1	640 (1.00)	619 (1.00)	1382	840	1718	1313	1976	1773	1408	1571	1205	2311	1696	1576	1080	960	(b)
C2	568 (0.89)	541 (0.87)	1382	1023	1718	1496	1976	1773	1408	1754	1389	2311	1696	1576	1264	1144	(b)
C3	568 (0.89)	550 (0.89)	1382	1023	1718	1313	1976	1773	1408	1571	1205	2311	1696	1576	1080	960	(n)
C4	496 (0.78)	476 (0.77)	1382	1207	1718	1496	1976	1773	1591	1754	1389	2311	1696	1759	1264	1144	(n)
C5	496 (0.78)	476 (0.77)	1382	1207	1718	1496	1976	1773	1408	1754	1389	2311	1696	1576	1264	1144	(n)
C6	424 (0.66)	402 (0.65)	1382	1390	1718	1496	1976	1773	1591	1754	1572	2311	1696	1759	1264	1327	(m)
C7	424 (0.66)	401 (0.65)	1382	1390	1718	1679	1976	1956	1591	1937	1572	2311	1879	1759	1447	1327	(n)
C8	352 (0.55)	332 (0.54)	1382	1573	1718	1679	1976	1956	1774	1937	1755	2311	1879	1942	1447	1510	(a) or (m)

\*: 括弧内の数値はリベットのみの結果 (C1) に対する比率を表す

ないこと、また、母材のはしあき部においても比較的大きな変形が生じていることを確認できる。この結果においても、変形が集中した領域と図-9(c)に示す破断モードは対応している。なお、いずれの場合も、局所的に変形が集中した領域では0.2~0.3程度のひずみが生じていた。これらの結果から、最大荷重に至る過程での変形状況から併用継手の破断モードを解析的に推定できると考えられる。

以上より、本研究で設定したモデルおよび解析条件において、併用継手を再現した有限要素解析により、高力ボルトへの取替えによる降伏耐力の変化や破断モードを予測できるといえる。そこで次章において、複数行配置の継手に対して解析的な検討を加えた。

## 6. 複数行配置の併用継手に対する解析的検討

これまで1行3列配置の併用継手の各限界状態に対して検討してきたが、実橋ではリベットが複数行配置されている場合も多く、そのような継手に対する検討も必要である。そこで、複数行配置の簡単な例として、2行2列配置の継手をCシリーズとして設定し、5章の解析方法により降伏耐力や破断モードの予測を試みた。

### (1) 対象とした継手

対象とした継手の形状および寸法を図-18に示す。図中にはリベットと高力ボルトの配置パターンも示している。継手寸法は、縁端距離や中心間隔などの規定<sup>18),19)</sup>を満たしつつ、予想される計算上の破断モードができるだけ多岐にわたるよう設定した。板構成は試験体Bシリー

ズと同様であり、母材に19mmの、連結板に12mmの鋼板をそれぞれ用いた。また、母材の降伏がリベットの降伏よりも先行しないように設計し、4章の試験体と同様に、高力ボルト1本あたりのすべり耐力がリベット1本あたりの降伏耐力よりも小さい状態を想定した。配置パターンは、リベットまたは高力ボルトのみであるケースC1とC8、両者を併用したケースC2~C7の計8種類とし、併用継手には幅方向に非対称な配置を考慮した。

### (2) 解析方法

解析方法は5章と同様である。幅方向の配置パターンは非対称なものがほとんどであるため継手の全幅をモデル化している。それにあわせて、モデルが剛体移動しないように幅方向の変位の拘束を追加している。材料構成則や摩擦係数については、試験体Bシリーズの再現解析と同じものを用いた。

### (3) 降伏限界荷重

解析により得られた降伏限界荷重を表-8に示す。表中には式(5)より計算した降伏耐力も示している。計算値と解析結果はおおむね傾向が一致しており、複数行配置の場合も、配置パターンによらず、リベットの降伏耐力と高力ボルトのすべり耐力の累加が成り立つとして継手の降伏耐力を予測できると考えられる。

### (4) 終局限界における変形状況

最大荷重時の変形図の例を図-19に示す。図中には母材のみ示しており、その向きは図-18と同様である。図-19(a)は1列目に高力ボルトを1本配置したケースC2の、図-19(b)は1列目と2列目にボルトを1本ずつ配置したケ



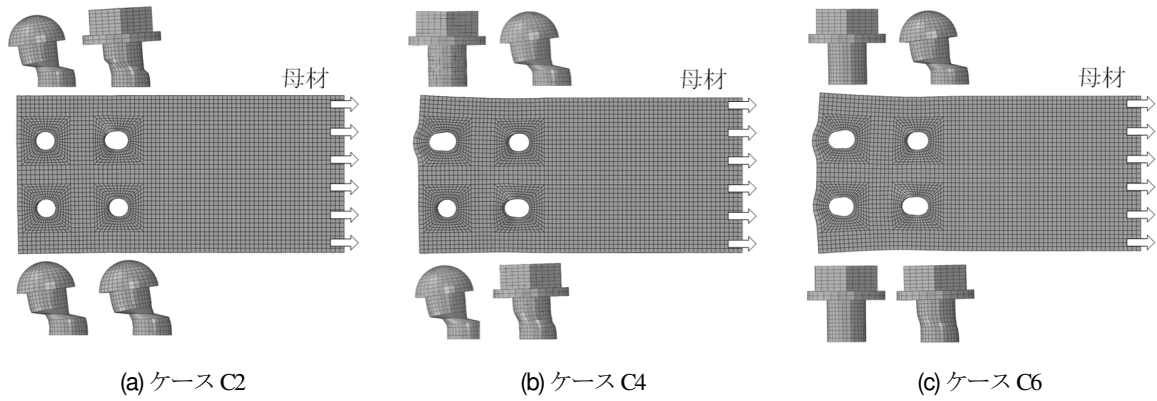


図-19 2行2列配置の併用継手における最大荷重付近での変形図 (変形倍率: 1倍)

模式図					 ×印はリベット・ボルトのせん断破壊を表す
破断モード	(a) 母材純断面破断	(b) リベット・ボルトのせん断破壊	(c)~(d) 中抜け破断とリベット・ボルトのせん断破壊の組合せ		
模式図					
破断モード	(e)~(i) 外抜け破断とリベット・ボルトのせん断破壊の組合せ				
模式図					
破断モード	(j)~(n) はし抜け破断とリベット・ボルトのせん断破壊の組合せ				

図-20 2行2列配置の併用継手に対して想定した破断モード

ースC4の、図-19(c)は1列目に1本、2列目に2本のボルトを配置したケースC6の結果である。変形倍率は1倍である。

ケースC2の場合、リベットおよび高力ボルトのせん断変形が大きく、母材の変形は比較的小さい。ケースC4では、2列目に配置した高力ボルト以外で、リベットとボルトのせん断変形が大きく、母材ではボルトを配置した孔のはしきき部に変形が集中している。ケースC6では、1列目のリベットと高力ボルトのせん断変形および母材はしきき部の変形が比較的大きい。

このように、2行2列配置の併用継手の場合も、ボルトの位置や本数によって最大荷重に至る過程での変形状況が異なる。つまり、リベットの取替え位置によって破断モードが変化すると推察される。そこで、1行3列配置の場合と同様に、簡単な最大耐力の計算により破断モードを推定し、解析による予測結果との比較を試みた。

(5) 破断モードの推定

a) 最大耐力の算出方法

想定した破断モードには、1行3列の併用継手と同様に、複数行継手にみられる中抜け、外抜け、はし抜けのそれぞれの破断<sup>29)</sup>とリベットおよび高力ボルトのせん断破壊を組み合わせた複合的な破断形式も考慮し、図-20に示す14パターンを設定した。それぞれの最大耐力の算出方法を以下に述べる。

母材純断面の引張破断に対する最大耐力  $F_{tu}$  (破断モード(a)) と、すべてのリベットおよび高力ボルトがせん断破壊するときの最大耐力  $F_{tu}$  (破断モード(b)) は、それぞれ式(6),(7)により算出する。

破断モード(c)~(n)の中抜け、外抜け、はし抜けのそれぞれの破断と、リベットおよび高力ボルトのせん断破壊が複合的に生じる場合の最大耐力は、各破断の累加が成り立つとして次のように求める。まず、中抜け、外抜け、はし抜けの各破断に対する最大耐力  $P_{nu}$  は、鋼構造接合

部設計指針<sup>25)</sup>を参考に、次式により算出する。

$$P_{pu} = (A_{nt} + 0.5A_{ns})\sigma_{pu} \quad (11)$$

ここで、 $A_{nt}$ は有効引張断面積、 $A_{ns}$ は有効せん断断面積であり<sup>25)</sup>、中抜け破断の場合は式(12)を、外抜け破断の場合は式(13)を、はし抜け破断の場合は式(14)をそれぞれ用いることとする。

$$A_{nt} = (g - D)t \quad (12a)$$

$$A_{ns} = \sum_i \{e_1 + (n_{u,i} - 1)p\}t \quad (12b)$$

$$A_{nt} = n_e \left( e_2 - \frac{D}{2} \right) t \quad (13a)$$

$$A_{ns} = \sum_i \{e_1 + (n_{u,i} - 1)p\}t \quad (13b)$$

$$A_{nt} = 0 \quad (14a)$$

$$A_{ns} = \sum_i 2\{e_1 + (n_{u,i} - 1)p\}t \quad (14b)$$

ここで、 $e_1$ ははしあき、 $e_2$ はへりあき、 $p, g, D$ はそれぞれリベット孔のピッチ、ゲージ、径であり、 $t$ は母材の板厚である(図-11参照)。また、 $n_{u,i}$ は想定するせん断破断線上にあるリベット孔の数であり、添え字の $i$ は行番号(図-20中の上から $i=1, 2$ とする)を表している。式(12b)、(13b)、(14b)における $\Sigma$ は、各行においてせん断断面積を計算し、それを足し合わせることを意味する。式(13a)の $n_e$ は破断するへりあき部の数である。例えば、破断モード(f)では、 $n_{u1}=2, n_{u2}=1, n_e=2$ となる。

破断モード(c)~(n)の複合破断に対する最大耐力 $F_{cu}$ は、式(11)~(14)による中抜け、外抜け、はし抜けに対する最大耐力と、式(7)によるリベットおよび高力ボルトの最大耐力の累加が成り立つとして、次式により求める。

$$F_{cu} = \Sigma P_{ru} + \Sigma P_{bu} + \Sigma P_{pu} \quad (15)$$

ここで、 $\Sigma$ は各最大耐力の和をとることを表す。

## b) 推定結果と解析結果の比較

想定した各破断モードに対して計算した最大耐力を表-8中に示している。なお、各最大耐力のうち最小値を灰色で塗りつぶしている。また表中には、解析により得られた変形状況から推定される破断モードもあわせて示している。

いずれの配置パターンにおいても、計算により推定した破断モードは解析による変形状況とおおむね一致している。このことから、実験による検証が不可欠ではあるものの、1行配置に対して得られた破断モードや最大耐

力の予測方法を複数行配置にもそのまま適用できると考えられる。

## 7. まとめ

本研究では、リベットと高力ボルトを併用した継手に対する引張試験と、それを再現した有限要素解析を行い、併用継手の力学的挙動や限界状態、および継手耐力の評価法について検討した。得られた主な結果を以下に示す。

- ・リベットに導入された軸力を計測した結果、降伏軸力の70%以上の軸力がリベットに導入されることを示した。これは、過去の計測結果と同程度であった。
- ・リベットと高力ボルトの配置パターンによらず、リベット1本あたりの降伏耐力とボルト1本あたりのすべり耐力を累加することにより、併用継手の降伏耐力を予測できることを示した。
- ・リベットの取替え位置によって破断状況(破断モード)が変化することを明らかにした。
- ・併用継手に対して想定される各破断モードに対して計算した最大耐力を比較することにより、併用継手の破断モードを推定できることを示した。
- ・併用継手の引張試験を再現した有限要素解析により、リベット継手や高力ボルト継手と同様に、併用継手の分担荷重は外側の孔位置で大きくなることを示した。
- ・載荷初期段階での各孔位置における荷重伝達割合は、継手内に支圧接合と摩擦接合が共存した状態でも、リベット継手のそれと同程度であることを明らかにした。
- ・本研究で設定したモデルおよび解析条件において、有限要素解析により得られた最大荷重に至る過程での変形状況から、併用継手の破断モードを推定できることを示した。
- ・複数行配置の併用継手に対しても、1行配置の継手に対して得られた予測方法をそのまま適用できると考えられるが、この点に関しては実験による検証が不可欠である。

本研究により、リベットを部分的に高力ボルトに置き替えた併用継手の降伏耐力は、リベットの降伏と高力ボルトのすべりによって降伏限界に至る場合、接合面の状態によっては健全なリベット継手のそれを下回る可能性があることが示された。このような場合にはリベットによる補修が有効であると考えられる。しかし、現場でのリベット施工においては、安全性の確保や効率化、品質管理の面で課題があり、それらを解決するためのリベットの加熱や締結に関する技術革新が望まれる。

## 参考文献

- 1) 小西一郎：鋼橋 基礎編I, 丸善, 1977.

- 2) 日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集成ーリベット接合・高力ボルト接合ー，技報堂出版，1977.
- 3) 土木学会：歴史的鋼橋の補修・補強マニュアル，丸善，2006.
- 4) 山田健太郎，館石和雄：鋼橋の維持管理，コロナ社，2015.
- 5) 鉄道総合技術研究所：鋼構造物補修・補強・改造の手引き，2007.
- 6) 中山太士，飯塚友博，細井幹生，松井繁之：鋼鉄道継手部のリベットによる補修方法の検討，鋼構造年次論文報告集，Vol.21，pp.224-231，2013.
- 7) 飯塚友博，中山太士，大島宙真，石倉敏幸，岡本陽介：腐食環境の厳しい橋梁で補修されたリベット接合の腐食状況調査，土木学会第73回年次学術講演会講演概要集，I-056，pp.111-112，2018.
- 8) 併用継手小委員会：各種ファスナーの併用継手に関する実験的研究（その1），日本建築学会論文報告集，Vol.161，pp.75-91，1969.
- 9) 併用継手小委員会：各種ファスナーの併用継手に関する実験的研究（その2），日本建築学会論文報告集，Vol.168，pp.95-111，1970.
- 10) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編 II 鋼橋編，丸善，1980.
- 11) 土木学会：鋼構造物設計指針 Part A 一般構造物（平成9年版），丸善，1997.
- 12) 橋本国太郎，山口隆司，三ツ木幸子，杉浦邦征：腐食損傷を受けたリベット継手の力学的挙動に関する検討，構造工学論文集，Vol.56A，pp.756-765，2010.
- 13) 内藤繁，高橋和也，斉藤行雄，所真吾：35年間使用したリベット継手の基本性能調査，土木学会第62回年次学術講演会講演概要集，I-248，pp.491-492，2007.
- 14) 木村元哉，中山太士，松井繁之：腐食桁におけるリベットの継手強度と高力ボルト置換に関する基礎的研究，構造工学論文集，Vol.55A，pp.880-888，2009.
- 15) 柿本祥子，藤井堅，皆田理，勝野壽男，梶本勝也，田中雅人：腐食したリベットのHTボルト取替え補修における継手の力学挙動，土木学会第57回年次学術講演会講演概要集，I-274，pp.547-548，2002.
- 16) 橋本国太郎，山口隆司，北田俊行：高力ボルト摩擦接合とする既設リベット継手の部分取替え補修に関する解析的検討，構造工学論文集，Vol.54A，pp.555-562，2008.
- 17) 小松靖朋，中上貴裕，柚本真介，小林茂，松本崇志，山口隆司：リベット継手の高力ボルト置き換えによる補修・補強工法に関する実験的研究，鋼構造論文集，Vol.22，No.85，pp.1-14，2015.
- 18) 日本道路協会：鋼道路橋設計・製作示方書解説，丸善，1964.
- 19) 土木学会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案）丸善，2011.
- 20) 島田静雄：鋼構造物設計アーカイブ，リベット構造，2001.
- 21) 日本建築学会：鋼構造設計規準，丸善，1970.
- 22) 日本建築学会：塔状鋼構造設計指針・同解説，丸善，1980.
- 23) 土木学会：鋼鉄道橋設計標準解説 1974年改訂版，1974.
- 24) 森猛，田坂康介，一宮充，小笠原照夫：鋼材の表面粗さパラメータと高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数，土木学会論文集 A1，Vol.67，No.2，pp.446-453，2011.
- 25) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，丸善，2012.
- 26) 潘超，山口隆司，鈴木康夫：ひずみゲージを用いた高力ボルト軸力の測定法に関する検討，土木学会第65回年次学術講演会講演概要集，I-477，pp.953-954，2010.
- 27) 南邦明：厚膜型無機ジンクリッチペイントを施した摩擦面で15%増し締めした高力ボルト継手試験，土木学会論文集 A1，Vol.73，No.1，pp.32-39，2017.
- 28) Wilson, W. M. and Oliver, W. A.: Tension tests of rivets, University of Illinois Engineering Experiment Station, No.210, 1930.
- 29) 日本建築学会：高力ボルト接合設計施工指針，丸善，1973.
- 30) 亀井義典，松野正見，西村宣男：多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度に関する解析的研究，土木学会論文集，No.640/I-50，pp.49-60，2000.
- 31) 森山仁志，杉山裕樹，山口隆司，郎宇：板幅及び板厚が高力ボルト摩擦接合継手の支圧限界状態に与える影響，土木学会論文集 A1，Vol.74，No.1，pp.28-43，2018.
- 32) 日本建築学会：高力ボルト接合設計施工ガイドブック，丸善，2018.
- 33) Kulak, G. L., Fisher, J. W. and Struik, J. H.: Guide to design criteria for bolted and riveted joints, Second edition, American Institute of Steel Construction, 2001.
- 34) 宇佐美勉：鋼橋の耐震・制震設計ガイドライン，技報堂出版，2006.
- 35) 高井俊和，森山仁志：連結板の外に延長したフィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべりおよびすべり後挙動に関する解析的研究，構造工学論文集，Vol.66A，pp.521-528，2020.
- 36) 清川昇悟，館石和雄，判治剛，清水優：ボルト間隔および縁端距離が小さい高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数とすべり後耐力に関する検討，鋼構造論文集，Vol.24，No.95，pp.25-40，2017.
- 37) 倉西茂：鋼構造（第四版），技報堂出版，2000.

(Received April 2, 2021)

(Accepted September 24, 2021)

## MECHANICAL BEHAVIOR AND STRENGTH EVALUATION OF COMBINATION JOINTS USING RIVETS AND HIGH-STRENGTH BOLTS

Takeshi HANJI, Shunya SUMI, Kazuo TATEISHI, Masaru SHIMIZU,  
Yasushi NAGASAKA and Toshio TAKEBUCHI

In riveted bridges, generally, rivets deteriorated with loosening and corrosion are replaced with high-strength friction-type bolts. In this case, both riveted and bolted connections which have different load transfer mechanism coexist in the same joint, however, the mechanical behavior and limit states of the rivet-and-bolt combination joints have not been well investigated yet. In this study, in order to investigate the mechanical behavior and limit states of the combination joints using rivets and bolts, static tensile tests were performed on specimens with different arrangement of rivets and bolts. Moreover, finite element analysis was performed to investigate load transfer mechanism in the combination joints. Based on the experiment and analysis, the evaluation method for the strength of the combination joints was indicated.