

2019年度阪神高速研究助成(若手研究者助成) 研究概要書

申請者	所属 熊本大学大学院 職名 助教	フリガナ モリヤマ ヒトシ 氏名 森山 仁志
共同研究者	所属 九州工業大学 職名 助教	フリガナ タカイ トシカズ 氏名 高井 俊和
連絡先	所属 熊本大学大学院 職名 助教	フリガナ モリヤマ ヒトシ 氏名 森山 仁志
	住所 〒860-8555 熊本市中央区黒髪 2-39-1 工学部 1 号館 A320 号室 電話 096-342-3532	
研究課題名	高力ワンスайдボルトを用いた摩擦接合継手および当て板補修部材の終局挙動の解明	
研究結果	<p>1. 研究の背景および目的</p> <p>狹隘空間あるいは閉断面構造を有する腐食・疲労損傷部を補修・補強する場合、片側施工が可能な高力ワンスайдボルトを使用する事例が増加している。特に、時間的・空間的に制約の多い都市内高架橋の補修では有効なファスナーの一つであるといえるが、それを用いた継手や当て板補修部のすべり後挙動には未解明な点が多い。本研究では、高力ワンスайдボルトを用いた摩擦接合継手および当て板補修部のすべり後から破断に至るまでの力学的挙動、特に降伏挙動と支圧挙動を対象として、引張試験と数値解析により検討した。</p> <p>2. 高力ワンスайдボルトを用いた摩擦接合継手と当て板補修部の載荷実験</p> <p>供試体の構造諸元を表-1、形状・寸法を図-1 にそれぞれ示す。実験結果より、高力ワンスайдボルトを用いた摩擦接合継手の使用限界の性能は、高力六角ボルトを用いた場合のそれと同等であった。試験前軸力で評価した場合のすべり係数は、H29年版道路橋示方書¹⁾が定める無機ジンクリッチペイント面の設計すべり係数 0.45 を上回った。載荷中のボルト軸力の挙動も高力六角ボルトを用いた場合と同様の傾向を示した。当て板補修部の摩擦による荷重分担量は、弾性範囲においては、高力六角ボルトを用いた場合と同程度であった。純断面降伏荷重 P_{ym} は、継手・当て板補修部の接合形式に因らず、設計値の±5%に留まった。</p> <p>高力ワンスайдボルトのケースはいずれも、設計耐力から予想した破壊モードとは異なるものが確認された。t32-OJ は端部端抜け+ボルトのせん断の連成破断が設計式で予想された破壊モードであったが、実際には端抜け破断が確認された。最大荷重 P_{max} は文献²⁾に基づいた端抜け破断耐力 P_{esd} より 60%程小さくなった。t72-OJ はボルト破断の予想であったが、実際には端部端抜け+ボルト破断となった。その最大荷重 P_{max} は製品カタログ³⁾記載のボルトのせん断耐力 P_{bod} より 2 倍大きい。この傾向は、パラメトリック解析で検討した高力ワンスайдボルトのせん断降伏挙動でも確認された。</p>	

表-1 供試体の構造諸元

試験ケース	F10T:首下長さ(mm) MUTF: グリップ 番号	試験 体数	Constant Configurations				Considered Parameters							
			板幅 w (mm)	端しあき 距離 e_1 (mm)	ピッチ p (mm)	ボルト 列数 n	ボルト 種類	軸平行 部径 d (mm)	母板 ボルト 孔径 d_{0m} (mm)	連結板 ボルト 孔径 d_{0spl} (mm)	設計 ボルト 軸力 N_d (kN)	母板 板厚 t_m (mm)	連結板 板厚 t_{spl} (mm)	締付け 総厚 Σt (mm)
t32-HP	75 mm	3	150	40	75	2	F10T -M22	22	24.5	24.5	205	14	9	32
t72-HJ	115 mm											28	22	72
t32-OJ	35											14	9	32
t32-OP	75											28	22	72
t72-OJ	75											28	22	72

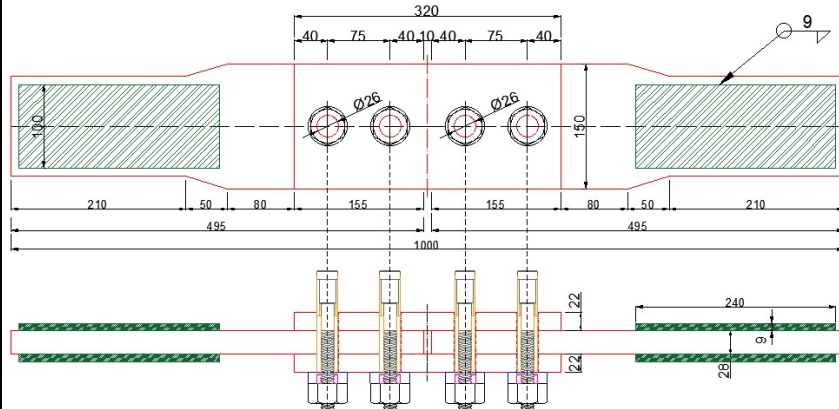


図-1 実験供試体の形状・寸法 (t72-OJ を例に, 単位: mm)

- ◆接合面処理
プラスト+無機ジंक
- ◆軸力管理
コアピン頭部にひずみゲージを貼付けて軸力を管理。
(頭部ゲージ法)
- ◆鋼種
SM490Y

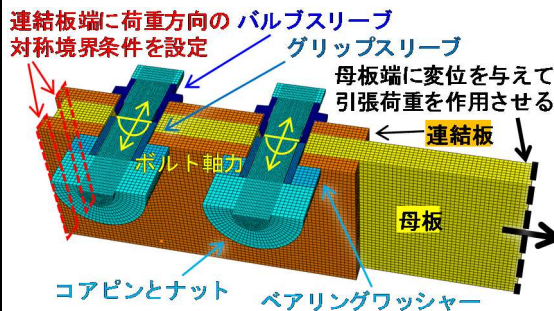


図-2 解析モデルの概要 (t32-OJ-1409-a)

表-2 パラメトリック解析のケース

解析ケース	板幅 w (mm)	ボルト 孔径 d_{0m} (mm)	母板 板厚 t_m (mm)	連結板 板厚 t_{spl} (mm)	締付け 総厚 Σt (mm)
t32-OJ-1209-a	150	26	12	9	30
t32-OJ-1409-a			14	9	32
t32-OJ-1609-a			16	9	34
t72-OJ-1928-a			19	28	75
t72-OJ-2522-a			25	22	69
t72-OJ-2525-a			25	25	75
t72-OJ-2822-a			28	22	72
t72-OJ-3219-a			32	19	70
t72-OJ-3619-a			36	19	74

したがって、高力ワンサイドボルトを用いた継手の終局限界の性能（耐力，変形，それらに関わる破壊モード）を制御するためには，高力ワンサイドボルトのせん断降伏耐力・破断耐力の評価式を修正する必要があることが示唆された．具体的には，コアピンとバルブスリーブ・グリップスリーブの2重構造を加味してせん断断面積を計算することが考えられる．さらに，バルブスリーブ・グリップスリーブの機械的性質を解明し，それらを設計式に反映することで，推定精度が向上すると考えられる．

3. 高力ワンサイドボルトを用いた摩擦接合継手のパラメトリック解析

継手の板厚構成に伴うせん断位置の変化が，ワンサイドボルトを用いた摩擦接合継手の力学的挙動に及ぼす影響を数値解析により検討した．図-2に解析モデルを示す．バルブスリーブが座金状に変形する部分は，解析で初期の円筒形の状態から圧縮力により座屈変形させて所定の形状に変形させることが困難だったため，変形後を模擬した形状でモデル化した．鋼板と高力ワンサイドボルトの応力-ひずみ関係は，降伏点と引張強度は規格下限値，弾性係数 $E = 2.0 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ，ポアソン比 $\nu = 0.3$ ，加工硬化係数 $H = E / 100$ ，引張強度以降の勾配が0のトリリニアとした．

高力ワンサイドボルトの導入軸力は、設計軸力である177 kNとした。接合面の摩擦係数は無機ジンクリッチペイント面を仮定し0.5, それ以外の接触面の摩擦係数は0.005とした。解析ステップは、ボルトの締結、引張载荷の2つで構成した。

解析結果より、高力ワンサイドボルトを用いた摩擦接合継手では、図-3に示すように、母板と連結板の板厚構成に伴いせん断面の位置が移動し、グリップスリーブの抵抗範囲が変化することで、コアピンのせん断降伏挙動が変化することが明らかとなった。したがって、板厚構成、施工姿勢や供用下でのボルトの向きによって、継手の終局耐力（特に高力ワンサイドボルトのせん断耐力）が変動するといえる。

図-4に示すように、グリップスリーブとバルブスリーブの間に隙間がある場合、スリーブと孔縁の支圧により母板ボルト孔縁がめり込むことで最大荷重が決定する変形モードが確認された。これは、両スリーブの隙間により支圧面積が小さいことで支圧応力が上昇するため発生したものと考えられる。この結果より、高力ワンサイドボルトを用いた継手では、破壊モードの一つとして支圧破壊が存在することが示唆された。

4. まとめ

本研究で得られた主な知見は文中の下線で示している。今後は、せん断面の位置をパラメータとした载荷実験を行い、せん断面、グリップスリーブとバルブスリーブの境界の位置関係が高力ワンサイドボルトのせん断降伏耐力・せん断破断耐力、また継手全体の終局耐力に及ぼす影響を検討したいと考えている。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，II鋼橋・鋼部材編，2017。
- 2) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，第3版，2012。
- 3) 株式会社フセラシ，株式会社ロボステックファスニングシステム：ハック高力ワンサイドボルト，製品カタログ，2017。

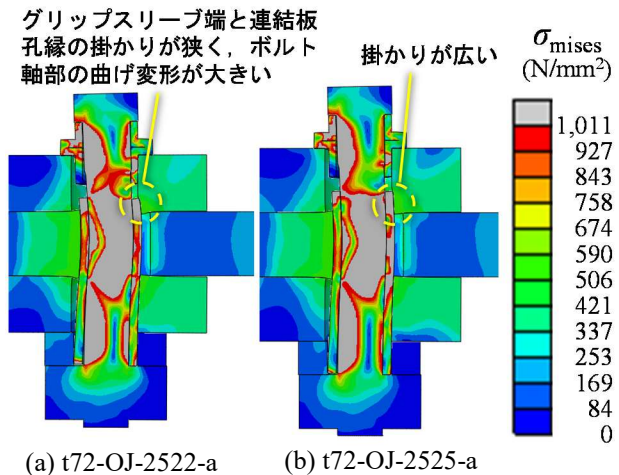


図-3 ボルトのせん断降伏荷重時の変形状況 (ミーゼス応力分布)

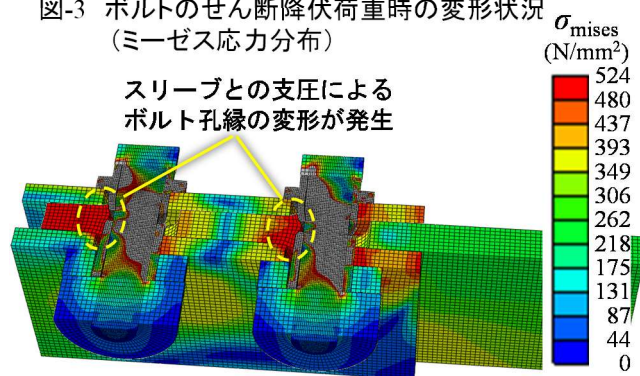


図-4 最大荷重時のボルト孔縁の変形状況 (ミーゼス応力分布, t32-OJ-1409-a)