

高力ボルト摩擦接合継手におけるすべり以後の支圧耐力に関する実験的研究

駒井鉄工(株) (研究当時大阪市立大学大学院) 正会員 ○吉岡夏樹 大阪市立大学大学院工学研究科 正会員 山口隆司
大阪市立大学大学院 学生員 戸田圭彦

1. 研究背景

近年、さらなるコスト縮減を目的とし、鋼材の塑性域を考慮した設計に向けた様々な研究が行われている。現時点では、桁断面に限界状態設計法を用いても、高力ボルト摩擦接合継手はすべり限界を終局限界とした道路橋示方書¹⁾の許容応力度設計法によるしかなく、桁断面が高力ボルト摩擦接合継手部で決定される。一方、塑性強度に達する桁断面の継手としてボルト接合を用いる場合の研究事例は少ない。そこで、本研究では、高力ボルト摩擦接合の限界状態設計法を確立するため、すべり以後の支圧耐力に着目し、1行2列のボルト配置の高力ボルト摩擦接合継手を用いた載荷試験を行い、すべり以後の挙動および支圧強度について検討した。

2. 実験供試体概要

図-1 に、供試体の形状および諸元を示す。材質は SM400A 材、使用ボルトは M20(F10T)、ボルト孔径は 22.5mm としている。接合面処理は一般的な処理法であるショットブラストとし、2 度打ちしている。実験供試体は、文献 2)および 3)を参考に母板厚が異なる Type-1 (すべり先行型, $\beta=0.71$) と Type-2(降伏先行型, $\beta=1.06$)を用意した。表-1 に供試体の内訳と各耐力の設計値を示す。すべり降伏耐力比 β を変化させるため、板厚の異なる 2 種類、各 3 体の供試体を用意し実験を行っている。表-1 における、各耐力の設計値はあらかじめ行った材料試験結果(表-2)から式 (1) ～式 (7) を用いて算出している。

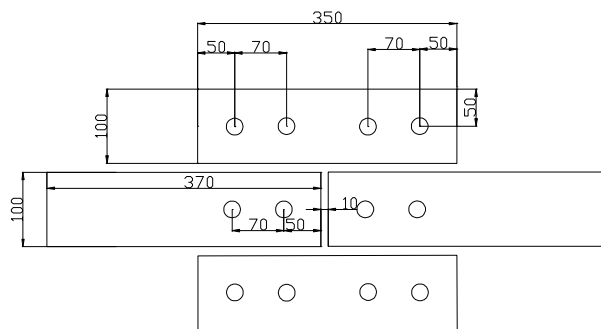


図-1 実験供試体の形状 (単位 : mm)

表-1 供試体の内訳と耐力の設計値

	母板厚 (mm)	連結板厚 (mm)	β	γ	耐力(kN)				
					降伏	すべり	引張	支圧	ボルトせん断
Type-1	22	14	0.71	1.27	467	330	729	406	509
Type-2	16	12	1.06	1.50	310	330	491	270	509

表-2 材料試験結果

板厚 (mm)	鋼種	降伏点	引張強度	ヤング係数	ポアソン比
		(N/mm ²)		(N/mm ²)	
22	SM400	274	427	204×10 ³	0.285
16		250	422	197×10 ³	0.278

すべり/降伏耐力比 : $\beta = P_{SL} / P_{FYn}$ (1)

連結板/母板降伏耐力比 : $\gamma = P_{SYn} / P_{FYn}$ (2)

すべり耐力 : $P_{SL} = \mu \cdot m \cdot n \cdot N_d$ (3)

母板降伏耐力 : $P_{FYn} = A_n \cdot \sigma_y$ (4)

引張耐力 : $P_{FUn} = A_n \cdot \sigma_u$ (5)

支圧耐力 : $P_{FB} = \alpha \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y \cdot n$ (6)

ボルトせん断耐力 : $P_{bS} = \sigma_{by} / \sqrt{3} \cdot A_{be} \cdot m \cdot n$ (7)

ここで、 μ : すべり係数 (=0.5), n : ボルト本数, N_d : 設計ボルト軸力 (=165kN), m : 接合面数, A_n : 純断面積, σ_y : 降伏応力, σ_u : 引張強度, P_{SYn} : 連結板降伏耐力, d : ボルト孔径, t : 母板厚, σ_{by} : 高力ボルト降伏応力, A_{be} : 高力ボルト有効断面積, α : 1.5

3. 実験結果と考察

図-2 に荷重と継手中央部での離間変位との関係を示す。表-3 に各ケースでのすべり荷重、降伏荷重および最大荷重を示す。ここで、すべり荷重は最初のすべり発生時の荷重、降伏荷重は母板において降伏ひずみ(Type-1 : 1345 μ , Type-2 : 1268 μ)に至った荷重と定義した。設計値に対して、すべり荷重が上昇したことはすべり係数を設計で、0.5 としているのに対し、実験では約 0.6~0.7 と大きく異なったためである。また、表-1 の降伏荷重および引張荷重は純断面積で計算した値であり、実験結果ではこれら値の約 1.1 倍となっており、道路橋示方書¹⁾における有効断面積の算定法と同じ結果になっている。なお、Type-1-1 および Type-2-1 は載荷試験機の故障により、破断まで載荷していない。

図-3 に、Type-1 および Type-2 の荷重-連結板ボルト孔近傍におけるひずみの関係をそれぞれ示す。Type-1 および Type-2 ともに軸力導入段階では内側ボルト孔に比べ、外側ボルト孔のひずみが大きくなっており、最大荷重時も Type-1 では約 2 倍、Type-2 で約 1.5 倍となっている。また、Type-1-3 では 670kN あたりで連結板が支圧により降伏に至っている。Type-2-2 では、降伏に

は至っていないが、380kN あたりからひずみが増加しはじめています。

そこで、本研究では、支圧限界をボルト孔近傍のひずみが降伏ひずみに達した時点とし、その時の強度を支圧限界強度と定義する(図-3 中赤丸)。各実験で得られた支圧限界強度を表-3.3 にまとめる。なお、Type-2-1 および Type-2-3 測定に問題があったとして除外している。表-4 で、Type-1 および Type-2 とともに支圧限界強度は設計値の 1.3 倍以上となっている。

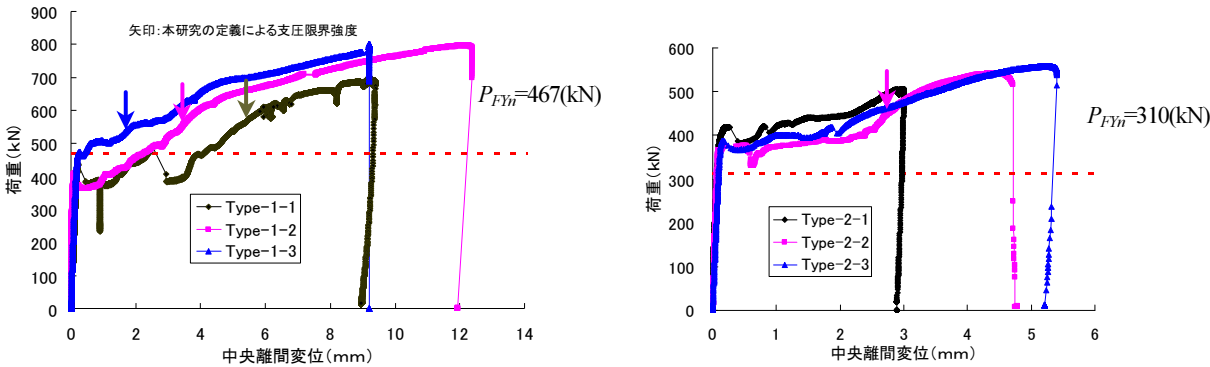


図-2 荷重-中央離間変位の関係 (左: Type-1, 右: Type-2)

表-3 実験結果のまとめ (kN)

ケース	すべり荷重	降伏荷重	最大荷重	ケース	すべり荷重	降伏荷重	最大荷重
Type-1-1	436.5	527.8	-	Type-2-1	419.5	385.2	-
Type-1-2	410.3	529.2	795.7	Type-2-2	367.7	363.3	542.7
Type-1-3	474.6	551.6	800.9	Type-2-3	387.5	353.4	558.1
平均	440.5	536.2	798.3	平均	391.6	367.3	550.4

表-4 支圧限界強度のまとめ (kN)

ケース	支圧限界強度	ケース	支圧限界強度
Type-1-1	534	Type-2-1	—
Type-1-2	552	Type-2-2	449
Type-1-3	564	Type-2-3	—
平均	550	参考値	449
実験値/設計値	1.35	実験値/設計値	1.66

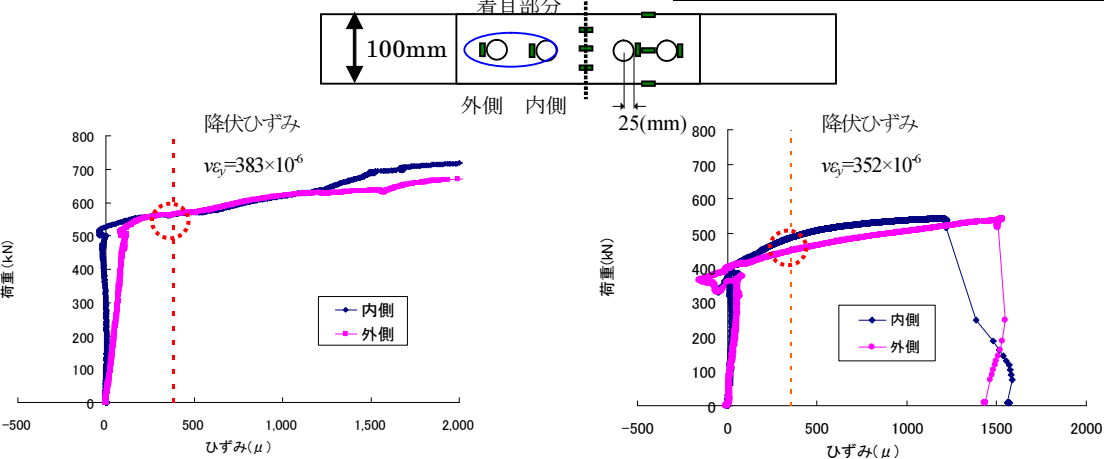


図-3 荷重-ボルト孔近傍のひずみの関係 (左: Type-1-3, 右: Type-2-2)

5. まとめ

本研究では高力ボルト摩擦接合継手のすべり以後の挙動および支圧強度算定のため、母板厚の異なる 2 種の供試体を用いて載荷実験を行った。以下に、得られた知見をまとめる。

- (1) すべり先行型および降伏先行型ともに、実験結果の降伏荷重および最大荷重は設計値に対して約 1.1 倍となった。これは、道路橋示方書で示される有効断面積を純断面積の 1.1 倍とする算定法と一致している。
- (2) 本章で定義した手法による支圧限界強度は、一般的な設計基準で示される値に対してすべり先行型で約 1.4 倍、降伏先行型で約 1.7 倍となった。今後は FEM 解析を行い、合理的な支圧強度評価について検討する必要がある。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅰ共通編 Ⅱ鋼橋編，2000.3.
- 2) 吉岡夏樹，山口隆司，長井正嗣，宮下剛，松岡徹：曲げを受ける合成桁高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力評価に関する 2,3 の考察，土木学会第 64 回年次学術講演会，I-539，pp. 1077-1078，2009.9.
- 3) 松岡徹，長井正嗣，宮下剛，山口隆司，吉岡夏樹：合成桁高力ボルト摩擦接合部の曲げ強度解明に関する実験的研究，土木学会第 64 回年次学術講演会，I-540，pp. 1079-1080，2009.9.