

孔中心がずれた直交する長孔を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験

(株)横河ブリッジホールディングス 正会員 ○神野巧矢 笹嶋純司 加藤遼二郎

1. 背景と目的 高力ボルト摩擦接合継手の施工において、既設構造物への孔あけといったボルト孔の精度確保が難しい場合や、施工時間に制約があるため継手の孔合わせに十分な時間を確保できない場合がある。このため、ボルト孔に調整代を持たせた長孔が使用されることもある。長孔を母材は荷重方向、連結板は荷重直角方向とすることで、さらなる調整代を確保できると考えられるが、そのような直交する長孔の継手を検討した事例はほとんど見られない。そこで、著者らの一人は直交する長孔のすべり試験を行い、そのすべり係数が0.45以上であったことを確認した¹⁾。本研究では、直交する長孔の適用に向けて、直交する長孔における孔中心のずれがすべり係数に与える影響を明らかにするため、すべり試験を実施した。

2. すべり試験 試験体形状を図-1に示す。長孔の孔径はφ24.5×49.0 mmとし、ボルトはM22 (F10T)を使用した。また、文献1)と同様に補強座金(直径50.0 mm, 板厚6 mm)を追加した。接合面は、ブラスト処理後は無機ジンクリッチペイントを塗布した。試験パラメータとした孔ずれ形状は、図-2のとおり、孔中心で合わせたType-A、母板を荷重方向(掴み部側)にずらしたType-B、Type-Bから連結板の長孔を荷重直角方向にずらしたType-Cの3種類とした。

試験ケースを表-3に示す。試験体は降伏先行型SH_yとすべり先行型SH_sを用意し、孔ずれ形状は、SH_yがType-A,B,C、SH_sはType-B,Cとした。また、比較のため降伏先行型の標準孔としたケースNH_y-Aも用意した。試験体数は各ケース3体とした。計測項目は、母板および連結板純断面位置(孔中心位置)コバ面のひずみ、母板と連結板の相対変位、ボルト軸力(頭部のひずみ)とした。

ボルトの締付けは、固定側はトルクを管理し、すべり側のボルトはボルト頭部のひずみを計測し、導入軸力が設計ボルト軸力の10%増しとなるよう管理した。ボルト締付け後は1週間以上のリラクセーション期間を設けた。

3. 試験結果 すべり試験結果を表-4に示す。すべり荷重は荷重低下を生じる直前の荷重とし、母板純断面の降伏荷重は、ボルト最外列の純断面位置(図-1 外側)コバ面のひずみが降伏ひずみに達した荷重とした。また、表中のリラクセーションによるボルト軸力低下率ΔN_b、設計ボルト軸力を用いて計算したすべり係数μ₁、試験前ボルト軸力を用いて計算したすべり係数μ₂および母板の純断面降伏耐力P_{nyd}は、式(1)~(4)で計算した。

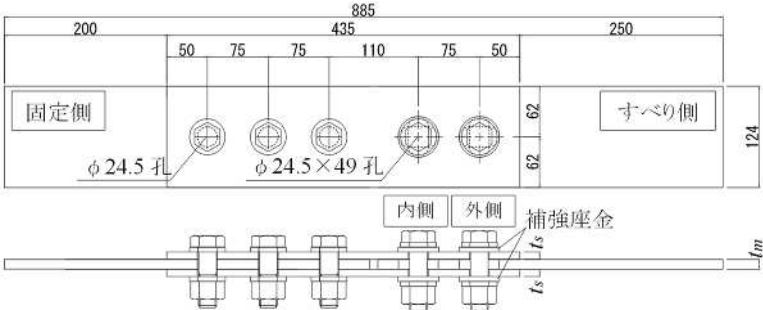


図-1 試験体形状

表-1 母板の機械的性質				表-2 連結板の機械的性質			
t _m (mm)	材質	降伏点 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	t _s (mm)	材質	降伏点 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)
12	SS400	288	457	9	SS400	311	459
25	SM490Y	386	533	12	SM490Y	395	555

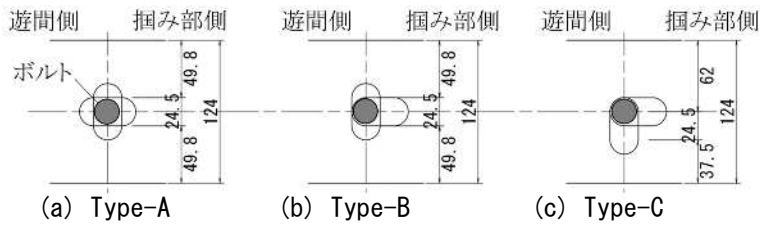


図-2 孔ずれ形状

表－3 試験ケース					
ケース名	孔径 (mm)	孔ずれ 形状	母板厚 t _m (mm)	連結板厚 t _s (mm)	すべり/降伏 耐力比β
NH _y -A	φ 24.5 ×49.0	Type-A	12	9	1.12 (降伏先行)
SH _y -A					
SH _y -B					
SH _y -C		Type-C	25	12	0.54 (すべり先行)
SH _s -B		Type-B			
SH _s -C		Type-C			

備考: βの計算はすべり係数を0.4とし、SS400材の降伏点は245N/mm², SM490Y材の降伏点は365N/mm²とした。

キーワード: 継手, 高力ボルト, 長孔, 孔ずれ, すべり係数

連絡先: 〒261-002 千葉県千葉市美浜区新港 88 Tel 043-247-8411 / Fax 043-247-8412

表-4 すべり試験結果 (平均値)

ケース名	締付けボルト軸力 N_0 (kN)	試験前ボルト軸力 N_b (kN)	リラクによる軸力低下率 ΔN_b (%)	母板純断面降伏荷重 P_y (kN)	すべり荷重 P_s (kN)	P_y/P_{nyd}	すべり係数 μ_1	すべり係数 μ_2
NH _y -A	230.9	199.1	13.7	390.5	394.1	1.14	0.481	0.495
SH _y -A	223.1	183.4	18.0	-	352.3	-	0.426	0.473
SH _y -B	225.9	188.6	16.5	337.8	347.2	0.98	0.423	0.460
SH _y -C	226.6	189.1	16.5	335.3	341.1	0.98	0.416	0.451
SH _s -B	227.2	195.5	13.9	-	425.1	-	0.518	0.543
SH _s -C	227.0	192.4	15.2	-	428.5	-	0.523	0.557

備考: 表中の-は、すべりを生じるまでに計測ひずみが降伏ひずみに達しなかったことを示す。



図-3 試験後の接合面 (SH_s-C)
上: 母板, 下: 連結板

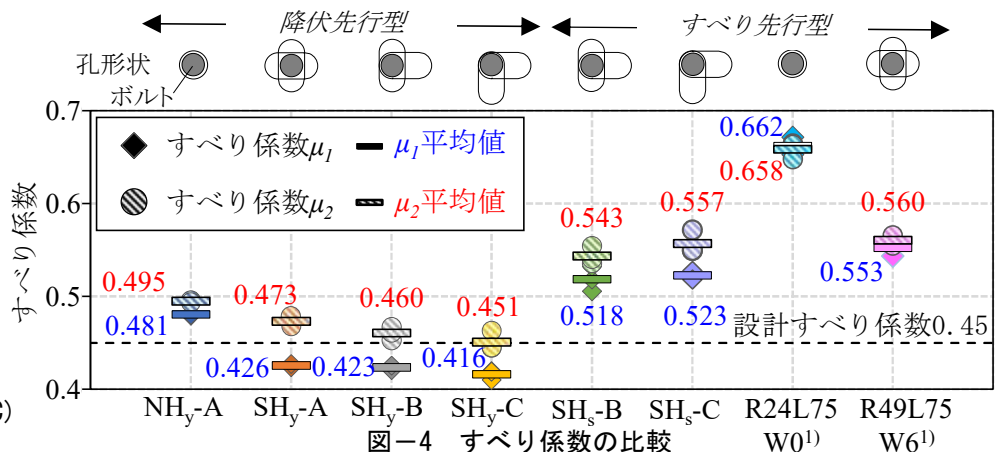


図-4 すべり係数の比較

$$\Delta N_b = (N_0 - N_b)/N_0 \cdots (1)$$

$$\mu_1 = P_s/mnN_d \cdots (2)$$

$$\mu_2 = P_s/mnN_b \cdots (3)$$

$$P_{nyd} = A_n \sigma_y \cdots (4)$$

ここで、 N_b : 試験前ボルト軸力(kN), N_0 : 締付けボルト軸力(kN), P_s : すべり荷重(kN), m : 接合面数(=2), n : ボルト本数(=2), N_d : 設計ボルト軸力(=205kN), A_n : 母板純断面積(mm²), σ_y : 表-1, 2 の降伏点(N/mm²)である。

表-4 より、リラクセーションによるボルト軸力低下率 ΔN_b を見ると、標準孔 NH_y-A が 13.7%であったのに対し、長孔では 13.9%~18.0%であり、低下率は長孔の方がやや大きかった。 P_y/P_{nyd} を見ると、母板を荷重方向にずらした SH_y-B, C は約 1.0 であり、これらの降伏荷重は式(4)の降伏耐力と同程度であった。これは、孔中心に対してボルト位置が偏ることで、ボルト最外列の純断面位置に至るまでの連結板への荷重伝達が十分になされなかったためと考えられる。このため、高力ボルト摩擦接合継手の設計で行われる純断面積の割増し²⁾が、直交する長孔では期待できないと考えられる。なお、SH_y-A はすべり前の純断面降伏が見られなかったが、これは長孔によるすべり係数の低下や、ボルトが孔中心に位置することでボルト最外列の純断面位置に至るまでに連結板へ荷重が伝達されたことに起因すると考えられる。試験後の接合面は、図-3 に示すとおり、ボルト孔周りですべり痕が見られた。

すべり係数の比較を図-4 に示す。図中には、文献 1) のすべり先行型の標準孔 R24L75W0 と長孔 R49L75W6 の結果も併せて示している。 μ_1 と μ_2 を比較すると μ_2 の方が大きい、これはリラクセーションによりボルト軸力が設計軸力を下回ったためである。ここでは、安全側の評価のため μ_1 を用いてすべり係数を評価する。SH_y-A の μ_1 は、NH_y-A のそれと比べて 11.4%低下した。また、SH_y-A, B, C の μ_1 は設計すべり係数 0.45²⁾を下回っており、直交する長孔のすべり係数は、すべり/降伏耐力比 β に応じて低減させる必要があると考えられる。一方、孔中心がずれた場合の μ_1 は、降伏先行型 SH_y-B, C が SH_y-A と比べて最大 2.3%低下し、すべり先行型 SH_s-B, C は R49L75W6 と比べて最大 6.3%低下した。孔中心のずれがすべり係数に与える影響は、降伏先行型では小さく、すべり先行型ではやや見られたものの設計すべり係数を満足したことから、孔中心のずれによる設計すべり係数の低減は必要ないと考えられる。

4. まとめ 直交する長孔を有する摩擦接合継手において、荷重方向の孔中心のずれがある場合は、設計におけるボルト最外列の純断面積の割増しが期待できない。また、すべり/降伏耐力比 β に応じて設計すべり係数を低減させる必要があると考えられる。一方、孔中心のずれを考慮した設計すべり係数の低減は必要ないと考えられる。

参考文献 1) 笹嶋ら: 直交する長孔を組み合わせた摩擦接合継手のすべり試験, 土木学会第 76 回年次学術講演会概要集, I-185, 2021

2) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 II 鋼橋・鋼部材編, 2017