

大阪市立大学工学部

学生員 ○竹本秀平

大阪市立大学大学院

正会員 山口隆司

大阪市立大学大学院

正会員 森山仁志

1. 研究背景および目的

鋼構造物では、経済性、施工性の観点から現場継手である高力ボルト摩擦接合継手のコンパクト化が求められており、その方法として、高すべり係数化によるボルト本数の削減がある。高力ボルト摩擦接合継手の接合面にアルミ溶射を施した場合、0.7 以上の高いすべり係数を得られることを明らかにしている¹⁾。また、接合面にアルミ溶射を施した高力ボルト摩擦接合継手は、連結板厚が小さくなるほどすべり係数が低下する傾向があることを明らかにしている²⁾。

平成 29 年度に道路橋示方書³⁾(以下、「H29 道示」という)が大幅に改定され、高力ボルト摩擦接合継手の照査項目では、これまでのすべりおよび降伏に対する照査のみから、すべり後の継手耐力に関連する照査が追加されている。これにより、終局挙動を把握することが重要となった。

そこで、本研究では高いすべり係数と連結板厚が高力ボルト摩擦接合継手の終局挙動、特にすべり後の破断耐力に与える影響を明らかにすることを目的とし、接合面にアルミ溶射を施した高力ボルト摩擦接合継手の引張載荷試験を行う。

2. 試験方法

本研究では、すべりが先行する場合と純断面の降伏が先行する場合の双方を検討するために断面構成を変化させることとし、すべり/降伏耐力比 β_d と連結板厚 t_2 をパラメータとする。なお、ここでは、 $\beta_d > 1.0$ を降伏先行型、 $\beta_d \leq 1.0$ をすべり先行型と分類する。

試験体の形状および寸法を図-1 に、設計耐力および想定破断形式を表-1 にそれぞれ示す。試験体は降伏先行型(Y)、すべり先行型(S)それぞれに対して連結板厚を 9mm, 12mm, 16mm(標準)と変化させた。母板および連結板は SM490 を、高力ボルトは M16(F10T)ボルトを使用した。連結板の接合面は、文献 1)を参考にブラスト処理後にアーク溶射法によるアルミ溶射(皮膜厚 400 μ m

以上)を施した。母板は、ブラスト処理(表面粗さ 50 μ mRz 以上)とした。設計耐力の算出には、鋼構造物接合部設計指針⁴⁾の耐力評価式を用いた。締め付け目標軸力は、設計軸力 106kN の 1.1 倍とし、リラクゼーション期間を 1 週間以上とした。载荷は試験体が破断するまで行った。

3. 試験結果

試験結果を表-2 に、試験体の破断状況の一例を図-2 に示す。破断形式は、降伏先行型のケースで純断面破断、すべり先行型のケースでボルト破断となり、文献 4)による想定破断形式と一致した。

連結板厚が小さくなるとすべり先行型においてすべり係数が約 14%低下し、文献 3)と同じ傾向が見られた。

最大荷重は設計耐力に対して、連結板厚 16mm の場合は純断面破断のケースで 1.14 倍、ボルト破断のケースで 1.03 倍となった。終局限界状態である高力ボルト摩擦接合継手の最大耐力はすべり係数の影響を受けず、部材の耐力によって決定されることが確認できた。

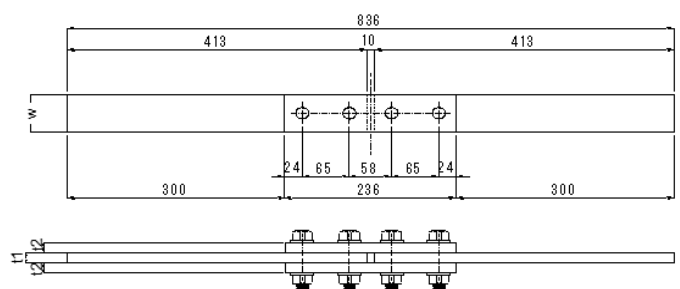


図-1 試験体形状および寸法(単位: mm)

表-1 試験体の設計耐力(材料試験結果に基づく)

試験ケース	母板厚 t_1 (mm)	板幅 w (mm)	連結板厚 t_2 (mm)	すべり耐力 P_{sl} (kN)	純断面降伏耐力 P_{psd} (kN)	すべり/降伏耐力比 β_d	ボルトせん断耐力 P_{bsd} (kN)	純断面破断耐力 P_{psd} (kN)	想定破断形式
Y-t9	12	65	9	297	198	1.50	498	298	純断面破断
Y-t12	14	60	12	297	223	1.33	531	317	純断面破断
Y-t16	16	54	16	297	201	1.48	545	300	純断面破断
S-t9	16	100	9	297	457	0.65	516	684	ボルト破断
S-t12	18	100	12	297	498	0.60	536	778	ボルト破断
S-t16	20	90	16	297	574	0.52	544	780	ボルト破断

表-2 試験結果のまとめ

試験体ケース	すべり荷重 P_{sl} (kN)	すべり係数 μ_{sl}	純断面 降伏荷重 P_{ys} (kN)	ボルト孔 変形量(内) δ_1 (mm)	ボルト孔 変形量(外) δ_2 (mm)	最大荷重 P_{max} (kN)	破断形式	最大荷重/ 設計耐力 P_{max}/P_d
YP-t9- β 1.50	1	0.65	267	0.65	17.0	331	純断面 破断	1.11
	2	0.69	262	1.01	14.1	330		
	3	0.64	260	0.42	13.5	330		
YP-t12- β 1.33	1	0.70	276	0.26	12.9	353	純断面 破断	1.11
	2	0.67	272	0.55	12.2	350		
	3	0.69	274	0.60	12.8	353		
YP-t16- β 1.48	1	0.68	262	0.00	12.3	338	純断面 破断	1.14
	2	0.68	261	0.46	12.6	344		
	3	0.68	263	0.29	12.4	342		
SV-t9- β 0.65	1	0.80	418	9.20	3.18	469	ボルト 破断	0.91
	2	0.82	446	8.51	2.90	469		
	3	0.78	445	8.59	2.82	468		
SV-t12- β 0.60	1	0.80	474	5.28	2.72	530	ボルト 破断	1.00
	2	0.88	478	4.87	2.25	533		
	3	0.89	478	4.91	2.37	537		
SV-t16- β 0.52	1	0.91	-	3.31	1.19	563	ボルト 破断	1.03
	2	0.88	-	3.14	0.52	554		
	3	0.99	-	3.33	1.45	562		

※ハイフン：実験で確認されなかったもの



(a) 純断面破断



(b) ボルト破断

図-2 試験体の破断状況の一例

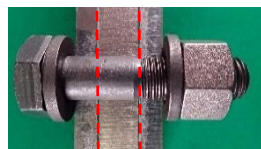
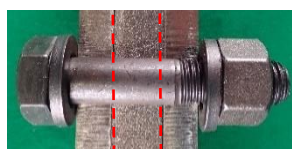
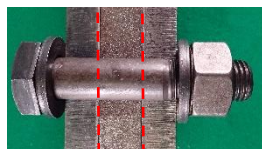
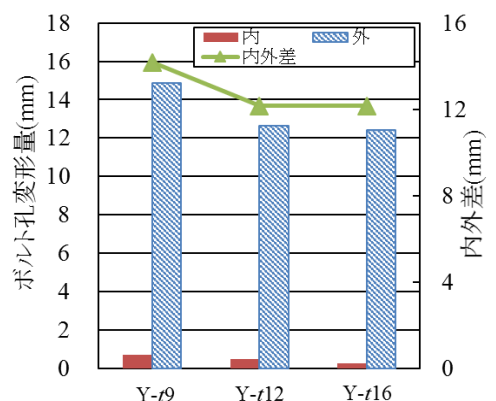
(a) $t_2=9\text{mm}$ (b) $t_2=12\text{mm}$ (c) $t_2=16\text{mm}$

図-4 せん断面位置(点線)

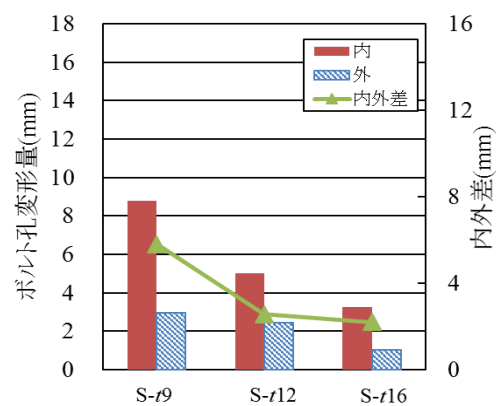
連結板厚が最大耐力に与える影響は、純断面破断のケースでは小さい。ボルト破断のケースではボルトのせん断耐力によって最大耐力が決定すると考えられるが、連結板厚 12mm, 9mm のケースの最大荷重は 16mm のケースと比べてそれぞれ約 5%, 16%低下した。

破断側のボルト孔変形量(荷重前後における荷重方向のボルト孔径の差)を図-3 に示す。ここで、内側は母板縁端側のボルト孔、外側は載荷側のボルト孔である。純断面破断のケースは純断面での降伏が進展し、外側ボルト孔変形量が大きくなった。ボルト破断のケースは内側ボルト孔変形量が大きくなった。これは、純断面降伏により外側ボルトの支圧力が低下し、その結果、内側ボルトの荷重分担が増加することで、内側ボルト孔の変形量が増加したためと考えられる。高力ボルト摩擦接合継手ではすべり後、支圧状態となり各ボルトが均等に荷重を分担して応力を伝達すると考えられているが、連結板厚に関係した母板の変形の影響により必ずしもそうではないことがわかる。

表-2 より連結板厚 9mm では 12mm, 16mm の場合に比べて、最大荷重の低下が大きい。これは、図-4 に示



(a) 純断面破断



(b) ボルト破断

図-3 ボルト孔変形量

すように断面積が小さくなるねじ部にせん断面が位置したためと考えられる。

4. まとめ

本研究は、接合面にアルミ溶射を施した高力ボルト摩擦接合継手を対象に連結板厚をパラメータに引張載荷試験を行った。得られた結果を以下に示す。

- (1)高力ボルト摩擦接合継手の最大耐力はすべり係数の影響を受けず、部材の耐力によって決定され、鋼構造接合部設計指針における耐力評価式が適用できる。
- (2)ボルト破断ケースの場合、連結板厚を小さくするとボルトの荷重分担が不均等となり最大耐力が低下した。また、最大耐力の低下を防ぐためには、せん断面がねじ部に位置しないようにする必要がある。

<参考文献>

- 1)高田遼大, 東清三郎, 松尾真太郎, 井上一郎: 添板にアルミ溶射を施した高力ボルト接合部のすべり試験, 日本建築学会近畿支部研究報告集・構造系, pp.409-412, 2008.5.
- 2)東清三郎, 富永知徳, 本間宏二, 高木優仁, 安藤隆一: 連結板摩擦面にアルミ溶射を適用した高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力試験, 土木学会第 69 回年次学術講演会, 2014.9.
- 3)日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋・鋼部材, 2017.11.
- 4)日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針 第 3 版, 2012.3.