

1700MPa 級超高力ボルトの量産試作およびそれを用いた 摩擦接合継手のすべり耐力

MASS PRODUCTION TRIAL OF 1700 MPA CLASS ULTRA-HIGH-STRENGTH BOLTS AND SLIP RESISTANCE OF FRICTION TYPE BOLTED JOINTS WITH THEM

森山 仁志^{*1} 木村 勇次^{*2} 山口 隆司^{*3} 津崎 兼彰^{*4}
増田 浩志^{*5} 長崎 英二^{*6} 秦 子策^{*7}

Hitoshi MORIYAMA ^{*1} Yuji KIMURA ^{*2} Takashi YAMAGUCHI ^{*3} Kaneaki TSUZAKI ^{*4}
Hiroshi MASUDA ^{*5} Eiji NAGASAKI ^{*6} ZICE QIN ^{*7}

ABSTRACT Our research group has been developing 1,700 MPa class ultra-high-strength bolts and will try to rationalize bolted connections with the bolts. This study conducted mass production of 1,700 MPa class bolts and confirmed the tensile resistance experimentally. The slip behaviour of friction type bolted joints with them was also investigated. The mass-produced bolts demonstrated the stable tensile resistance derived from the used material. Slip test results of double-lap joints coated with inorganic zinc-rich paint found that the slip coefficient evaluated by the bolt tension before the test was larger than 0.45, and the bolt tension reduction through the slippage became less than about 3 percent.

Keywords: 超高力ボルト, 摩擦接合継手, すべり係数, 引張耐力

Ultra-high-strength bolts, friction type bolted joints, slip coefficient, tensile resistance

1. はじめに

土木・建築分野における鋼構造のボルト接合部には、引張強度 1,000MPa 級の高力ボルト (F10T・S10T) が一般に用いられている。近年では、1,400MPa 級高力ボルト (SHTB) も実用化され、適用構造が限定されているものの、技術基準に掲載され始めた[1~3]。

近年の鋼構造物は経済性・構造合理性を追求した結果、部材の大型化が進んでいる。断面積確保の観点から太径ボルトの使用は難しい場合が多く、ボルト本数の増加により接合部の要求性能を満足しているのが現状である。ボルト本数増大の結果、接合部の大型化や施工能率の低下が生じている。

^{*1} 第2種正会員

博士 (工学) 徳島大学大学院 講師

(〒770-8506 徳島市南常三島町 2-1)

^{*2} 博士 (工学) 国立研究開発法人物質・材料研究機構 構造材料研究拠点 主席研究員

(〒305-0047 茨城県つくば市千現 1-2-1)

^{*3} 第2種正会員 博士 (工学) 大阪公立大学大学院 工学研究科 教授 (〒558-8585 大阪府大阪市住吉区杉本 3-3-138)

^{*4} 博士 (工学) 国立研究開発法人物質・材料研究機構 構造材料研究拠点, フェロー

^{*5} 第2種正会員 博士 (工学) 宇都宮大学 地域デザイン科学部 教授 (〒321-8585 栃木県宇都宮市陽東 7-1-2)

^{*6} 第2種正会員 研究当時 大阪市立大学大学院 工学研究科 客員教授 (同上)

^{*7} 準会員 (留学生) 大阪公立大学大学院 工学研究科 博士後期課程

この問題の解決策として、摩擦接合・支圧接合・引張接合のいずれの接合方法にも有効であるのは、高力ボルトの高強度化である。高力ボルトの高強度化を達成するためには、ねじ部など形状に起因する応力集中部での水素の集積による遅れ破壊を防止することが課題となる[4]。

文献[5, 6]では、(国研) 物質・材料研究機構 (以下、NIMS) が開発した水素感受性の低い 1,700MPa 級鋼材を用いた JIS 並目ねじ[7] (以下、JIS ねじ) を有する高力ボルトを試作し、大気暴露試験と摩擦接合継手のすべり試験を実施した。そして、超高力ボルトを実現するためには、応力集中を緩和するための新たなねじ形状の開発、素材の冷間成形性と強度の両立、高力ボルトの引張変形能の改善が必要であることが示された。

表 1 40ton アーク溶解材の化学成分 (mass %)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Al	Ni	Cu	N	O
0.48	1.98	0.19	0.004	0.001	1.06	0.98	0.023	0.05	0.04	0.0060	0.0009

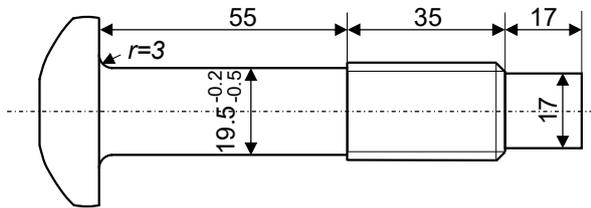
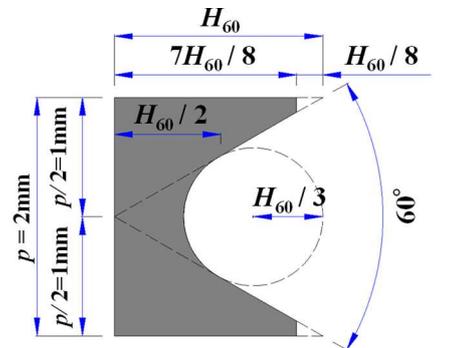


図 1 現状の 1,700MPa ボルトの形状寸法 (単位: mm)

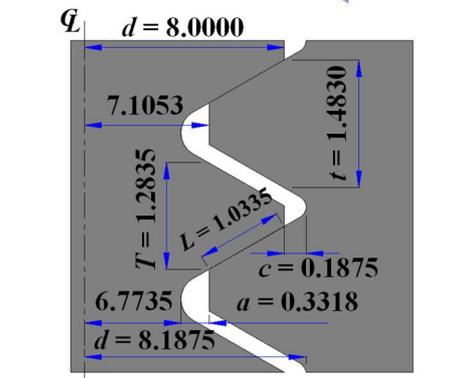
これらの成果を踏まえ文献[8]では、ねじ転造工具への負荷を考慮しつつ、ねじ部の応力集中を緩和した新たなねじ形状 (以下、NEW ねじ) を FEM 解析により開発した。そして、ねじ形状 (JIS ねじ、NEW ねじ) をパラメータとする 1,800MPa 級超高力ボルトの製品引張試験を行い、NEW ねじの場合の最大荷重が JIS ねじの場合のそれに対して約 20% 大きいことを示した。この理由は、NEW ねじが JIS ねじよりも応力集中を緩和しかつ有効断面積を増加させたことにある。破断位置は掛かりねじ部の第一山であり、雄ねじと雌ねじのねじ山せん断破壊は防止できていた。一方、開発鋼材である 0.5%C-2%Si-1%Cr-1%Mo 鋼 (以下、開発鋼) そのものの伸び・絞りが高いことから、NEW ねじを有する場合でもボルト製品としての引張変形能は不足しており、材料の改善が課題として残った。開発鋼の 4 号材料試験片[9]の伸び・絞りは F10T 級高力ボルトの伸び 14% 以上、絞り 40% 以上[10]を満足することはなかった。

文献[11]では、開発鋼を用いてボルト軸部の降伏がねじ部の降伏より先行する寸法形状を提案している。軸先行降伏ボルトでは、上記 NEW ねじ形状[8]に加えて、軸平行部径を 19.5 mm 以下とすることでボルトの引張変形能は大幅に改善された。またここでは、1 面摩擦接合の赤錆面継手によるリラクセーション試験を行い、ねじ形状が継手のリラクセーション特性に及ぼす影響はほとんどないことを明らかにしている。加えて、ボルトの強度に合わせて調質処理をしていた特注ナットに代わり、SCM435 等を用いて既存設備で製造可能なナットの仕様 (硬さ: HV350~450, ナット高: 26.4mm) を明らかにした。

1,700MPa 級高力ボルトセットの開発およびそれを用いた継手構造の合理化に向けた次なる課題には、実環境での遅れ破壊耐性の評価、製品化を実現するための冷間ねじ転造の効率化およびピンテール加工



(a) JIS ねじ



(b) NEW ねじ (採用)

図 2 1,700MPa 級ボルトのねじ形状 (単位: mm)

方法の確立, 継手構造の性能評価などが挙げられる. 本論文では, 製品化に向けた品質評価および継手構造の性能評価の一環として, 1,700MPa 級軸先行降伏型超高力ボルトの量産試作を行い, ボルト単体の寸法形状および引張耐荷特性, およびこのボルトを用いた摩擦接合継手のすべり挙動を実験的に調査した.

2. 1,700MPa 超高力ボルトの引張特性

2.1 試作ボルトの製造および寸法形状

先行研究[5, 6, 8, 11]の知見を基に, 開発鋼の 40ton アーク溶解材を用い 1,700MPa 級超高力ボルトを製造した. 表1にこのアーク溶解材の化学成分(質量%)を示す. Lot 1 として 200 本, Lot 2 として 100 本をそれぞれ製造した.

図1にはボルトの寸法形状を, 図2にはねじ形状をそれぞれ示す. 1章で前述の通り, 超高力ボルトは, 遅れ破壊対策の1つとして, JIS ねじよりも応力集中係数が小さい NEW ねじ[8]を採用している. NEW ねじはもう一つの特徴として有効断面積 A_e が 320mm^2 であり, JIS ねじの 303mm^2 よりも大きいことが挙げられる. さらに首下での破断を防ぐため首下アール部の曲率半径を前報[11]の 2.5mm から 3mm へと大きくした.

図1に示した 1,700MPa 級超高力ボルトは, 軸平行部径がねじ部の有効径よりも小さい軸先行降伏ボルトであり, 軸平行部径の製作精度が重要となる. そこで, Lot 1, 2 で製造した 300 本のボルトに対し, 軸平行部径の計測を行った. 計測位置は図3に示す Section 1~3 であり, マイクロメータを用いて各断面 2 回の計測を行った. 図4は計測値の度数分布である. 図4からわかるように, 計測値は図1に示す設計公差の範囲に概ね収まっており, 最頻値は 19.25 であった. 標本平均は 19.26 と最頻値に近く, 変動係数も小さいことから, 母集団は正規分布や対数正規分布と見做し, 品質管理ができるものと考えられる.

2.2 機械的性質

2.2.1 ビッカース硬さ

Lot 1, 2 から 1 本ずつ選び, 図3に示す Section 2, 4 の横断面のビッカース硬さを調べた. 図5に示す硬さ分布からわかるように, Lot 番号と断面位置によらず, 硬さは表面ほど大きく軸心周辺で小さくなる分布であった. 硬さ自体は, 軸部・ねじ部いずれも同程度であった.

2.2.2 公称応力—公称ひずみ関係

Lot 1, 2 から 3 本ずつ選び, JIS4 号試験片(平行部長さ: 38.3mm ; 直径: 8mm)を切出し, 金属材料試験を常温環境で実施した[9]. 試験対象部の公称ひず

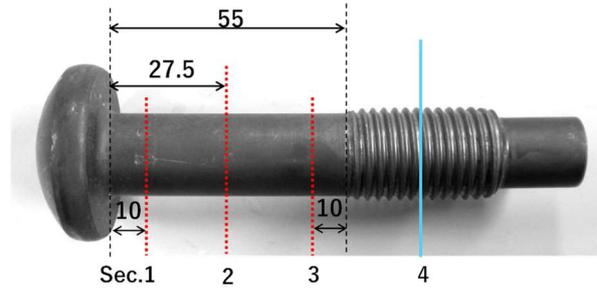


図3 軸平行部径と硬さの計測断面

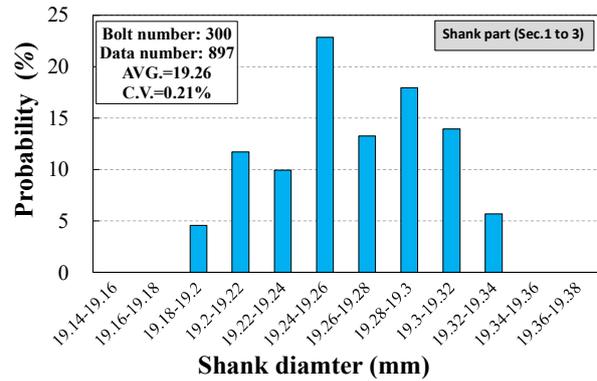
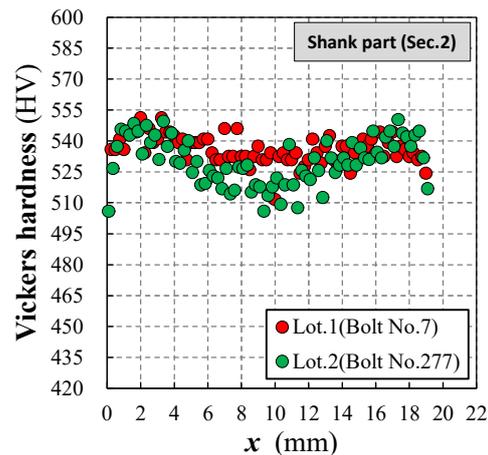
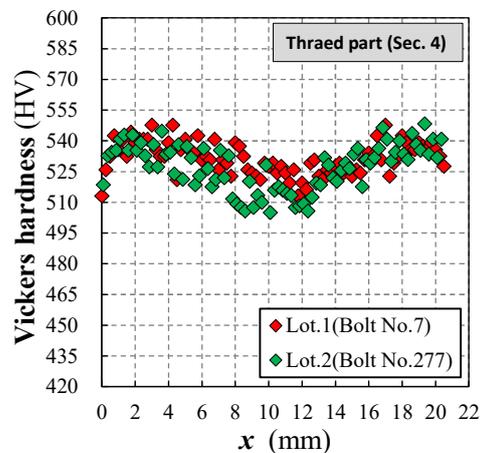


図4 軸平行部径の計測結果



(a) 軸平行部断面



(b) ねじ部断面

図5 ビッカース硬さ分布

表2 JIS4号切出し試験片を用いた材料試験結果

Lot No.	Bolt No.	Dia. before Test d (mm)	Young's Modulus E (MPa)	0.2% Offset Y. Stress $\sigma_{y0.2}$ (MPa)	Tensile Strength σ_t (MPa)	Uniform P. Strain ϵ_{up} (%)	P. Strain at Fracture ϵ_{fp} (%)	Local P. Strain ϵ_{lp} (%)	Avg. F. Stress σ_f (MPa)	Dia. after Fracture d_f (mm)	Reduction Area after Fracture (%)	Yield Ratio $YR = \sigma_{y0.2} / \sigma_t$
1	B1	8.00	195,600	1,565	1,775	4.2	12.0	7.8	2,278	6.47	34.8	0.881
	B56	7.98	195,500	1,487	1,767	4.4	13.7	9.2	2,327	6.28	38.1	0.841
	B195	8.01	188,000	1,570	1,785	4.2	12.9	8.7	2,256	6.56	32.8	0.879
	AVG.	8.00	193,100	1,540	1,776	4.3	12.9	8.6	2,287	6.43	35.2	0.867
2	B236	8.02	193,500	1,503	1,672	3.3	10.2	6.9	2,167	6.45	35.4	0.899
	B250	8.02	186,700	1,537	1,699	3.6	10.1	6.5	2,198	6.52	34.5	0.905
	B297	8.03	200,300	1,509	1,680	3.5	9.9	6.4	2,079	6.71	35.0	0.898
	AVG.	8.02	193,500	1,516	1,684	3.5	10.0	6.6	2,148	6.56	35.0	0.901

みは標点間距離を $3.54d (=28.3\text{mm})$ とし、ビデオ式非接触伸び計 (株式会社島津製作所製 DVE-201) を用いて計測した。荷重は変位制御で行い、変位速度は 0.85mm/min とした。相当する初期ひずみ速度は $3.70 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ である。

材料試験結果のまとめを表2に、公称応力 σ - 公称ひずみ ϵ 関係を図6にそれぞれ示す。局所伸びの塑性成分 ϵ_{lp} と破断時の真応力 σ_f は、式(1), (2)により計算した。

$$\epsilon_{lp} = \epsilon_{fp} - \epsilon_{up} \quad (1)$$

$$\sigma_f = \frac{P_f}{A_f} = P_f \times \frac{4}{\pi d_f^2} \quad (2)$$

ここに、 ϵ_{fp} : 破断伸びの塑性成分、 ϵ_{up} : 一様伸び (引張強度 σ_t 到達時の全伸び) の塑性成分、 P_f : 破断荷重、 d_f : 破断後のくびれ部の直径である。

表2に示すように、破断伸び ϵ_{fp} は 10~14%、絞りは約 35%であった。文献[11]と同様、F10T 級高力ボルトの伸びと絞りの下限値 14%、40%を下回る結果となった。 $\sigma - \epsilon$ 関係は Lot によらずほとんど一致しており、Lot 間での機械的性質のばらつきは小さい。Lot 2 の引張強度 σ_t が Lot 1 のそれより小さいのは、図5の硬さ分布において、4号試験片を切出した軸心部の硬さが Lot 1 より Lot 2 のほうが小さいためである。

また、降伏比 $YR = \sigma_{y0.2} / \sigma_t$ が 0.84 ~ 0.90 と高力ボルトの使用材料としては小さいことが開発鋼の特徴の1つといえる。S10T-M22 ボルトの実績調査[12]によれば、降伏比 YR の平均値は 0.957 (標本数: 1,171) である。したがって、軸先行降伏形状を採用した 1,700MPa 級超高力ボルトは、終局限界状態においてボルト自体の降伏および引張変形が想定される、斜め力を受ける落橋防止接合部の摩擦接合継手、仕口接合部や緊急架設橋の引張接合継手に用いることで、その性能を有効に発揮できると考えられる。

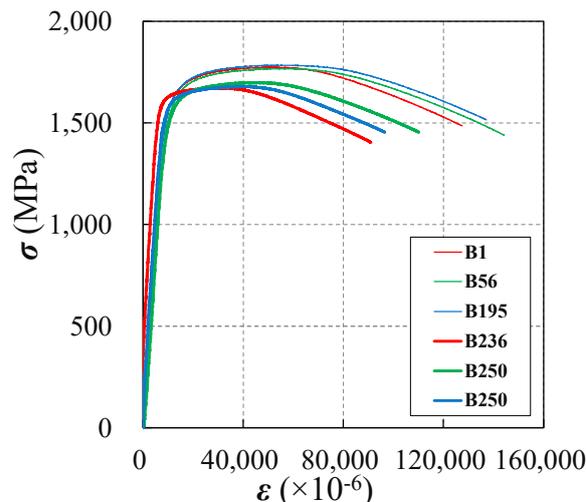


図6 公称応力 σ - 公称ひずみ ϵ 関係

2.2.3 ボルト軸力-軸ひずみ関係

次に、ボルトの純引張耐荷特性を引張試験で確認した。供試体数は、Lot 1 は 8 本、Lot 2 は 8 本とした。Lot 1 の 8 本のうち、Bolt No. 9, 43, 71, 151, 189 は機関 A、141, 146, 149 は機関 B において試験を行った。Lot 2 の全試験は機関 B で行った。供試体には軸平行部中央に 5mm の弾塑性ひずみゲージ (YEFLA-5) を貼付け、実験中には試験機の引張荷重と軸平行部のひずみ (以下、軸ひずみ) を計測した。

表3には引張試験の結果一覧を、図7にはボルト軸力 N - 軸ひずみ ϵ_{axi} 関係を、図8には無次元化軸力 N/N_{max} - 軸ひずみ ϵ_{axi} 関係を、図9には Lot 1 の供試体 (Bolt No. 189) の試験後の様子をそれぞれ示す。表3に示す軸剛性 K は $N - \epsilon_{axi}$ 関係の傾きであり、完全に線形性を示す範囲 ($0.2N_{max} < N < 0.6N_{max}$) において、最小二乗法により算出した。

図7, 8 からわかるように、いずれのボルトについてもほぼ同じ挙動を示している。最大荷重 N_{max} については、JIS4 号切出し材料試験の結果 (表2) から Lot 2 のほうが小さいと想定されたが、ロットによら

表3 1,700MPa 級超高力ボルトの純引張試験の結果

Lot No.	Bolt No.	Shank Area A_s (mm ²)	Max. Load P_{max} (kN)	Axial Stiffness K (N)	Young's Modulus $E = K/A_s$ (MPa)	0.2% Offset Y. Stress $\sigma_{y0.2} = P_{y0.2}/A_s$ (MPa)	Tensile Strength $\sigma_t = P_{max}/A_s$ (MPa)	Yield Ratio $YR = \sigma_{y0.2}/\sigma_t$	Reduction Area after Fracture (%)	Fracture Location	Note
1	9	292.3	523.6	59.3	202,700	1,558	1,791	0.870	34.0	Shank	
	43	291.9	514.9	59.2	202,600	1,535	1,764	0.870	32.0		
	71	292.0	523.2	59.3	203,000	1,562	1,792	0.872	26.0		
	141	292.0	515.5	-	-	-	1,765	-	35.7		The strain gauge was broken
	146	292.5	523.6	55.4	189,300	1,542	1,790	0.862	32.5		
	149	292.1	528.6	55.2	189,000	1,560	1,810	0.862	32.3		
	151	292.3	522.9	59.3	202,800	1,562	1,789	0.873	30.0		
	189	292.3	527.1	59.1	202,300	1,571	1,803	0.871	33.0		
	AVG.	292.2	522.4	58.1	198,800	1,556	1,788	0.869	31.9		
	2	201	290.2	523.0	58.8	202,700	1,596	1,802	0.885		29.9
205		289.9	515.8	59.5	205,300	1,580	1,779	0.888	25.8		
208		291.2	522.5	59.3	203,500	1,585	1,794	0.883	27.6		
209		289.7	513.9	58.9	203,400	1,564	1,774	0.882	28.4		
221		290.1	512.7	55.9	192,600	1,540	1,767	0.872	N/A		
222		290.4	514.9	56.8	195,400	1,548	1,772	0.874	N/A		
223		290.2	513.2	55.9	192,400	1,540	1,767	0.871	N/A		
231		290.3	506.9	59.9	206,300	1,551	1,746	0.888	26.0		
AVG.		290.3	515.4	58.1	200,200	1,563	1,775	0.880	27.5		

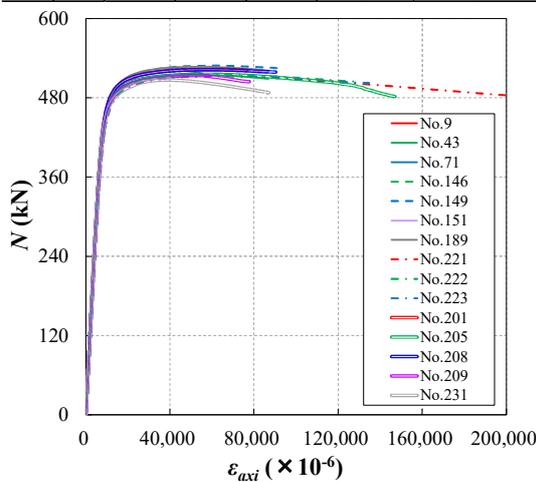


図7 ボルト軸力 N - 軸ひずみ ϵ_{axi} 関係

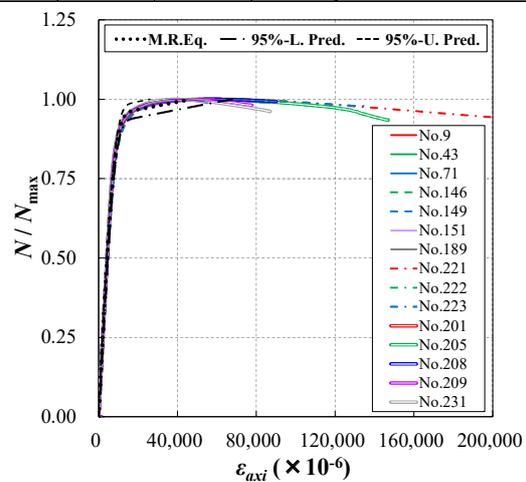


図8 N/N_{max} - 軸ひずみ ϵ_{axi} 関係

ずばほぼ同程度となった。これは、図5に示すように、軸心部以外の硬さは Lot 1, 2 のいずれも同程度であったことから、断面全体で抵抗している引張試験では、軸心部の硬さの影響が小さくなったためである。

軸部に貼付したひずみゲージより決定した 0.2% オフセット荷重 $N_{y0.2}$ から計算した 0.2% オフセット耐力 $\sigma_{y0.2}$ は表2に示す材料試験結果の値よりも大きい。降伏比 YR は JIS4 号試験片の結果よりもわずかに小さく、Lot 1, 2 の全平均は 0.875 である。

図9に示す引張試験後のボルト外観写真とマクロ破面からわかるように、軸部でくびれが生じ、カップ&コーン型の破壊に至っている。軸部の絞りは JIS4 号試験片と概ね一致し、ボルト製品に加工しても素材自体の延性を発揮できることがわかった。一方、Lot1 のボルト No. 71 のように、絞りが 26.0% と小さいものもあった。

以上より、既存の高力ボルト生産設備で量産試作した 1,700MPa 級超高力ボルトは、開発鋼の素材性能を十分に発揮し、安定した引張耐力を期待できる。



図9 試験後の供試体 (Bolt No. 189)

図8に示す $N/N_{max} - \epsilon_{axi}$ 関係には、近似曲線の平均値と 95% 予測区間を点線でプロットしている。近似式は Gompertz 曲線を修正した式(3)とし、表4に示す偏回帰係数 a, b, c を決定した。重回帰分析には $0 \leq N/N_{max} \leq 1$ までのデータを用いた。 $N/N_{max} = 1$ のひずみ ϵ_{up} (一様伸び) の最大値は約 $62,000 \times 10^{-6}$ であ

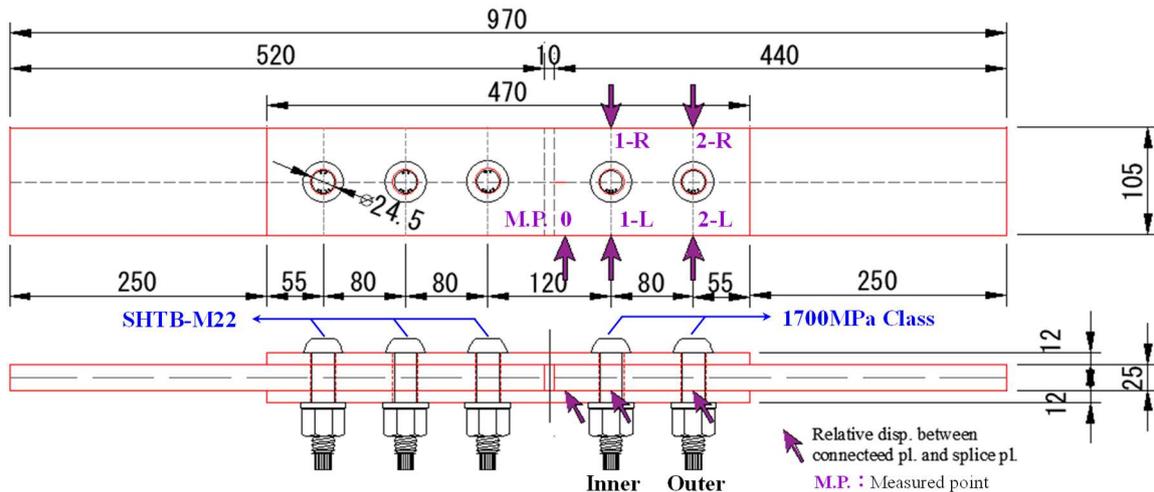


図 10 すべり試験の供試体形状 (単位: mm)

る。重回帰式の $N/N_{max}=1$ のひずみは約 $47,000 \times 10^{-6}$ となった。

$$\frac{N}{N_{max}} = a \left\{ \left(e^{-\frac{\epsilon_{axi}}{b}} - \frac{1}{e} \right) + \left(1 - \frac{1}{e} \right) \left(e^{-\frac{\epsilon_{axi}}{c}} - 1 \right) \right\} \quad (3)$$

ここに、 N : 導入軸力、 a, b, c : 偏重回帰係数である。

重回帰を行った範囲 $0 \leq N/N_{max} \leq 1, 0 \leq \epsilon_{axi} \leq 47,000 \times 10^{-6}$ においては、表4に示す自由度調整済み決定係数 R_{adj}^2 がほとんど1.0であることからわかるように、式(3)は実験結果を精度良く再現している。3章の摩擦接合継手のすべり試験では、供試体のボルト軸力の管理を、表3に示すLot2の最大荷重の平均値 $N_{max-AVG}$ を式(3)の N_{max} に代入することで実施している。

3. すべり試験

摩擦接合継手のすべり試験を行い、すべり耐力、すべり係数などを把握した。

3.1 実験供試体

供試体の形状寸法を図10に示す。試験着目部となるすべり側には、1,700MPa級超強力ボルト2本を用いた。固定側にはSHTB-M22ボルト(1,400MPa級)を3本用いて、固定側の主すべりがすべり側のそれよりも後に発生するようにした。すべり側の2つのボルトは継手中央側から内側ボルト、外側ボルトと定義する。試験パラメータは遅れ破壊の発生因子である目標締付軸力 N_{nd} に着目した。軸力量は389.8kNと438.5kNの2水準を設けた。各ケースの供試体数は3体とした。

母板と連結板は高強度鋼HT780で製作し、ボルト軸力の導入により連結板表面が降伏しないよう、また、母板の純断面降伏に対しすべりが先行するようにした。HT780の機械的性質は5号および1A号試

表4 $N/N_{max} - \epsilon_{axi}$ 関係に対する重回帰分析の結果

R^2_{adj}	Estimate of Partial Regression Coefficients	
		a
0.999	b	-7,817
	c	1,305,409

験片を用いた材料試験で確認した[9]。材料試験結果のまとめを表5に、公称応力 σ - 公称ひずみ ϵ 関係を図11に示す。弾性係数とポアソン比は、試験片平行部に貼付したひずみゲージの出力値を用いて最小二乗法により算出した。

接合面にはブラスト処理後、無機ジンクリッチペイントを塗布した。膜厚管理は道路橋示方書[13]に従い、目標膜厚を75 μm とした。塗布後の無機ジンクリッチペイント膜厚は、接合面を構成する母板両面および連結板片面を対象に、電磁膜厚計(サンコウ電子研究所製SWT-9000)で計測した。計測位置はすべり側ボルト孔周辺4か所とし、各位置にて5回ずつ計測した。

膜厚計測結果の度数分布を図12に示す。標本平均は96.1 μm 、最頻値は約100 μm であった。標本データはすべて道路橋示方書[14]の最小膜厚50 μm を満足している。したがって、無機ジンクリッチペイントを支障なく塗布できていると考え、供試体をすべり試験に供することにした。

3.2 設計耐力

供試体すべり側の設計耐力を表6にまとめる。設計耐力は、表2と表5に示す材料試験結果より得た機械的性質、道路橋示方書の無機ジンクリッチペイント接合面の設計すべり係数 $\mu_d (= 0.45)$ を用いて計算した。連結板の総厚が母板厚とほぼ同じであるた

表5 母板と連結板の機械的性質

Objects	Plate Thk. t (mm)	Specimen No.	Young's Modulus E (MPa)	Poisson's Ratio ν	Upper Y. Stress σ_y (MPa)	0.2% Offset Y. Stress $\sigma_{y,0.2}$ (MPa)	Tensile Strength σ_t (MPa)	Yield Strain $\epsilon_y = \sigma_{y,0.2} / E$ ($\times 10^{-6}$)	Yield Ratio $YR = \sigma_{y,0.2} / \sigma_t$	Elongation after Fracture (%)
Connected Plate	25	1	205,400	-	-	805.2	848.2	3,920	0.949	14.9
		2	207,400	-	-	809.4	851.1	3,903	0.951	15.0
		3	206,500	0.277	-	807.5	848.8	3,910	0.951	14.9
		AVG.	206,400	0.277	-	807.4	849.4	3,911	0.951	14.9
Splice Plate	12	1	206,300	-	785.1	779.3	813.7	3,777	0.958	28.5
		2	205,100	-	781.3	774.9	809.9	3,778	0.957	27.0
		3	204,800	0.279	784.0	776.0	810.8	3,789	0.957	26.2
		AVG.	205,400	0.279	783.5	776.7	811.5	3,782	0.957	27.3

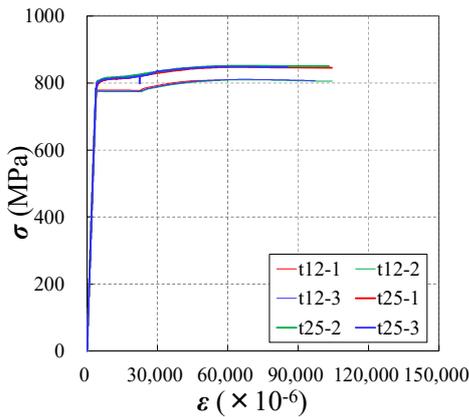


図11 母板・連結板の公称応力 σ - 公称ひずみ ϵ 関係

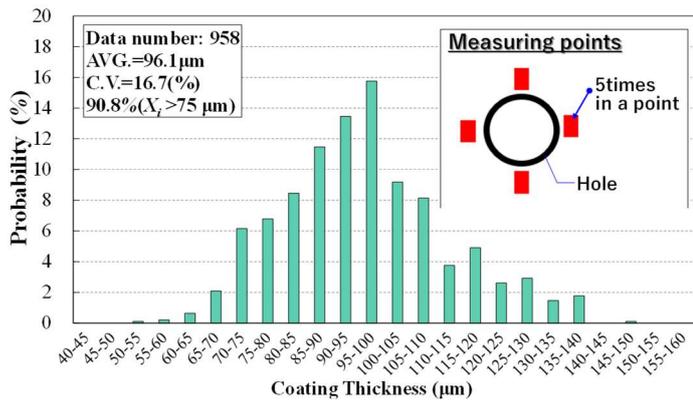


図12 無機ジンクリッチペイントの膜厚度数分布

め、ここでの耐力計算は母板を対象とする。

すべり耐力 P_{sd} および純断面降伏耐力 P_{ynd} 、すべり/降伏耐力比の設計値 β_d は以下の式(4)~(6)で計算した。 P_{ynd} については、ボルト軸力による摩擦抵抗の荷重分担効果を加味しないで計算している。

$$P_{sd} = nm\mu_d N_d \quad (4)$$

$$P_{ynd} = A_n \sigma_y = (w - d_0) t_m \times \sigma_y \quad (5)$$

$$\beta_d = \frac{P_{sd}}{P_{ynd}} = \frac{nm\mu_d N_d}{A_n \sigma_y} \quad (6)$$

ここに、 n : ボルト本数、 m ($=2$): 接合面数、 μ_d ($=0.45$): 設計すべり係数、 N_d : 設計ボルト軸力、 A_n : 母板の純断面積、 w : 母板幅、 d_0 ($=24.5$ mm): ボルト孔径、 t_m : 母板厚、 σ_y : 母板の降伏点である。

3.3 設計軸力、目標縮付軸力

目標縮付軸力 N_{ind} は式(7)に示すように、降伏軸力 N_y に対する比率 α から決定している。遅れ破壊に対する導入応力の余裕を考え、設計軸力 N_d ではなく目標縮付軸力 N_{ind} を基準とし、 α を 0.80, 0.90 と変化させた。降伏軸力 N_y を計算する断面は、最小面積となる軸平行部とした。軸平行部径は図4に示す平均値

表6 供試体の設計耐力

Experimental Case	Designed Slip Coeff. μ_d	Designed Tensions N_d (kN)	Slip Resis. P_{sd} (kN)	Net Cross-sec. Y. Resis. P_{ynd} (kN)	Slip/Yield Resis. Ratio β_d
$\alpha 0.8$	0.45	354.6	638	1,625	0.393
$\alpha 0.9$		396.2	713		0.439

19.26mm とした。ボルトの降伏点 σ_{yb} には、表2の0.2%オフセット耐力 $\sigma_{y,0.2}$ を用いた。

$$N_{ind} = \alpha N_y = \alpha \times A_s \sigma_{yb} \quad (7)$$

$\alpha = 0.80$ の場合は $N_{ind} = 389.8$ kN、 $\alpha = 0.90$ の場合は $N_{ind} = 435.8$ kN である。設計軸力 N_d と目標縮付軸力 N_{ind} の関係は、文献[3, 13]など現行の技術基準では $N_d = N_{ind} 1.1$ の関係にあり、この関係を用いると $N_d = 354.6$ kN ($\alpha = 0.727$), 396.2 kN ($\alpha = 0.818$) となる。

3.4 計測項目

荷重 P 、母板と連結板の相対変位 δ_r 、ボルト軸力 N を計測した。相対変位 δ_r の計測位置は図10に示す通りであり、母板縁端部から 10mm 離れた位置 (MP0)、内側・外側ボルト孔中心位置 (MP1, MP2) とした。相対変位 δ_r の計測は、図13に示すように、母板とナット側連結板のコバ面に接着剤で貼付けした治具に

クリップ式変位計（東京測器研究所製 RA-5, UB-5）を設置することで行った。

締付時および荷重時の軸力 N は、ボルト軸平行部に貼付けたひずみゲージの出力値を、式(3)の $N/N_{max} - \varepsilon_{axi}$ 関係に代入することで評価した。ゲージ貼付面は、すべり時の孔壁との接触でゲージが破損しないよう、荷重直角方向に配置した。ボルト締付けから荷重までの時間はリラクゼーションによる軸力低下を考慮して 1 週間以上とした。固定側には SHTB M22 ボルトを用いた。

すべり試験はテックモ（株）が所有する万能試験機（荷重能力：2,000 kN）を用いて実施した。荷重速度はすべりが生じるまでは 0.5 kN/s となるよう荷重制御で行った。すべりが生じたあと荷重が再び増加した時点で除荷した。

3.5 リラクゼーション特性

図 14 には、締付け直後（導入軸力のピーク値を確認した時点）を起点とした軸力低下率を示している。締付け時の軸ひずみ ε のサンプリングタイムは毎秒とし、緩やかに締付けを行い、ピークを計測できるように努めた。締付からすべり試験開始までは約 10 日であり、図中の最終プロットがすべり試験前のデータである。

図 14 の軸力低下率 η は式(8)で計算している。

$$\eta = \left| \frac{N(t) - N_{in}}{N_{in}} \right| = 1 - \frac{N(t)}{N_{in}} \quad (8)$$

ここに、 t ：締付け直後からの経過時間、 $N(t)$ ：経過時間 t のときの残存軸力、 N_{in} ：締付軸力である。

無機ジंकリッチペイントを塗布した 2 面摩擦接合継手の軸力低下率 η は、塗料材料や乾燥時間等の影響を受けて変動するものの、要素実験の実績調査では 1 ヶ月で約 10%（平均単回帰直線による推定値）と報告されている[14]。また、文献[14]が示す各プロットデータを見ると、締付け開始から約 1 週間で 10%に到達している場合も多いことが確認できる。

他方、図 14 からわかるように、1,700MPa 級超高力ボルトを用いた摩擦接合継手の軸力低下率 η は、接合面処理が無機ジंकリッチペイントの場合でも小さく、最大で約 4%であった。また、 η は、導入軸力量に影響され、 $\alpha=0.80$ のケースよりも $\alpha=0.90$ のケースで小さい。これらの結果は、ボルトの導入軸力が大きいことで無機ジंकリッチペイント層が締付け時で十分に圧縮されたことが理由と考えられる。

ボルト軸力による圧密で生じたクリープひずみが小さくなることは、1,700MPa 級超高力ボルトのメリットの 1 つといえ、無機ジंकリッチペイントや金

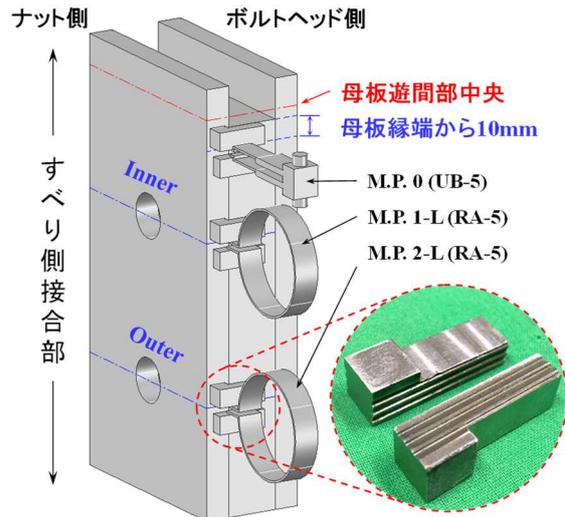
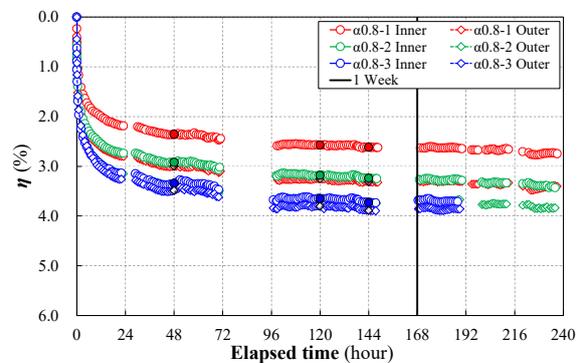
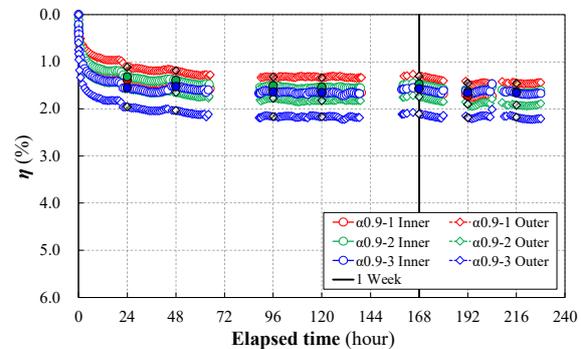


図 13 相対変位および治具の取付けイメージ



(a) ケース $\alpha 0.8$



(b) ケース $\alpha 0.9$

図 14 締付けから荷重開始までの軸力低下率

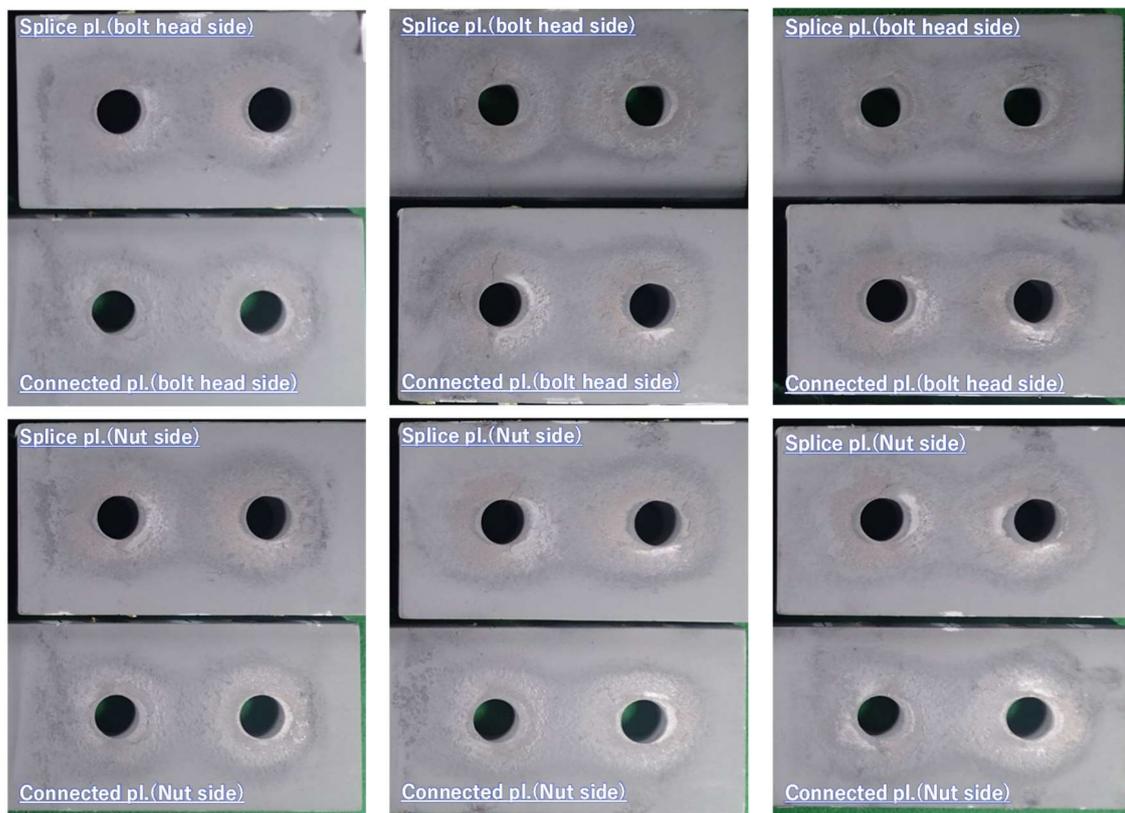
属溶射など軸力低下率 η が大きくなる接合面においてそのメリットを期待できる。

3.6 試験結果およびその考察

試験結果のまとめを表 7 に、試験後の接合面の様子を図 15 にそれぞれ示す。表 7 中にはすべり荷重 $P_{slip}, P_{s0.2}$ 、締付軸力 N_{in} 、試験前軸力 N_1 、すべり時軸力 N_2 、すべり時の軸力低下率 η 、すべり係数 μ_0, μ_1, μ_2 を記載している。締付軸力 N_{in} 、試験前軸力 N_1 およ

表7 すべり試験の結果

Experimental case	Specimen No.	Bolt No.	Slip load (Peak) P_{slip} (kN)	Slip load ($\delta_r=0.2\text{mm}$) $P_{s,0.2}$ (kN)	Tightening bolt tension N_{in} (kN)		Bolt tension before test N_1 (kN)		Bolt tension at slip state N_2 (kN)		Bolt tension reduction η (%)	Slip coefficients evaluated with			
												Tightening bolt tension μ_0	Bolt tension before test μ_1	Bolt tension at slip state μ_2	
$\alpha 0.8$	1	Inner	820.4	819.8	385.5	385.3	375.1	373.7	365.1	364.7	2.62	2.34	0.532	0.549	0.562
		Outer			385.1		372.2		364.3		2.06				
	2	Inner	826.3	817.8	384.4	384.1	371.5	370.4	358.8	359.0	3.35	3.01	0.538	0.558	0.575
		Outer			383.7		369.3		359.2		2.68				
	3	Inner	776.5	775.2	383.1	383.9	369.2	369.6	358.6	360.6	2.80	2.38	0.506	0.525	0.538
		Outer			384.7		370.1		362.6		1.97				
$\alpha 0.9$	1	Inner	799.1	792.9	436.5	436.5	429.4	430.0	423.6	424.9	1.25	1.10	0.458	0.465	0.470
		Outer			436.5		430.6		426.2		0.94				
	2	Inner	860.5	860.4	436.5	436.5	429.8	429.3	423.8	423.8	1.33	1.17	0.493	0.501	0.508
		Outer			436.5		428.7		423.9		1.02				
	3	Inner	871.8	871.8	436.9	437.9	430.0	429.8	421.9	422.7	1.81	1.57	0.498	0.507	0.516
		Outer			438.9		429.6		423.5		1.33				



(a) $\alpha 0.80-1$ (b) $\alpha 0.80-2$ (c) $\alpha 0.80-3$

図15 試験後の接合面の様子 (続く)

びすべり時軸力 N_2 は、継手内の2本ボルトの平均値を記載した。すべり係数 μ_0, μ_1, μ_2 は式(9)に示すように、それぞれ、締付軸力 N_{in} 、試験前軸力 N_1 、すべり時軸力 N_2 で評価したものである。

$$\mu_0 = \frac{P_{slip}}{nmN_{in}} \quad (9a)$$

$$\mu_1 = \frac{P_{slip}}{nmN_1} \quad (9b)$$

$$\mu_2 = \frac{P_{slip}}{nmN_2} \quad (9c)$$

すべり荷重 P_{slip} は主すべりにより荷重低下が発生したときのピーク荷重、 $P_{s,0.2}$ は母板縁端部から 10mm 離れた位置の相対変位 δ_r が 0.2mm に初めて到達したときの荷重としている。

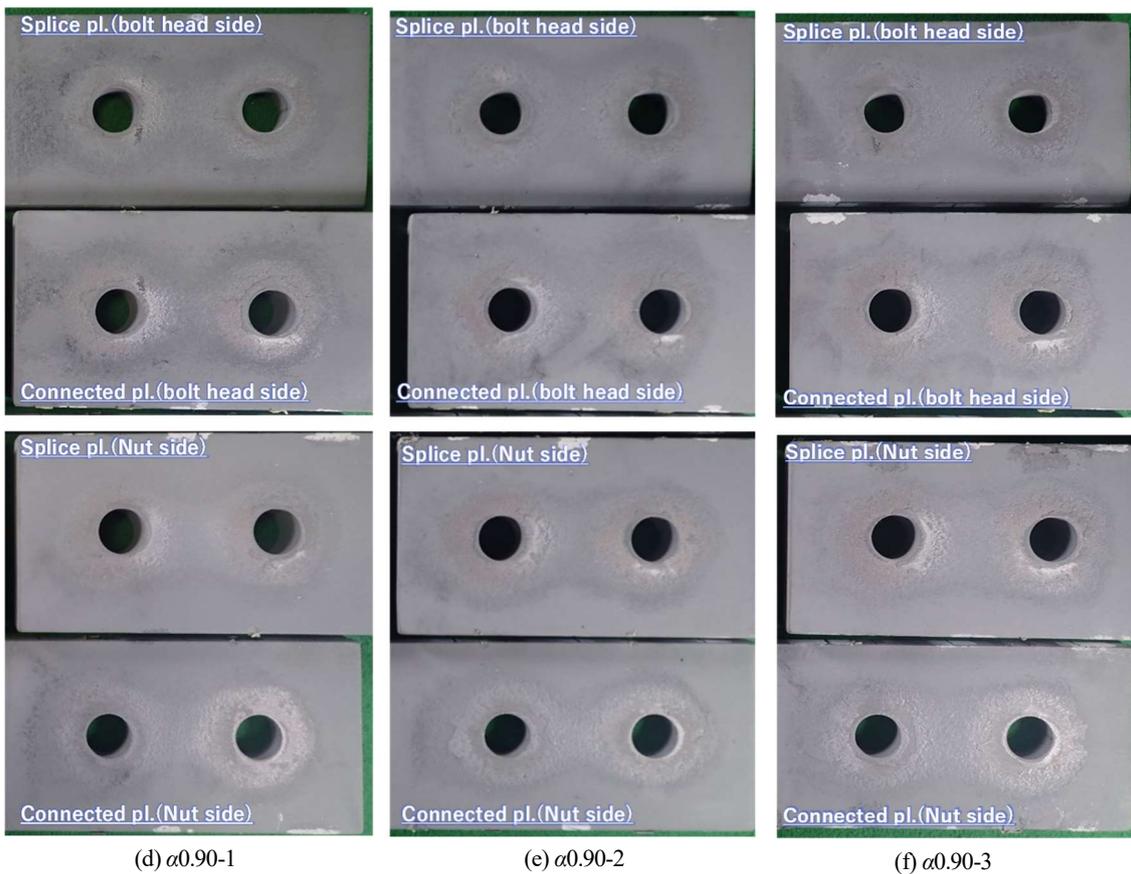


図15 試験後の接合面の様子 (続き)

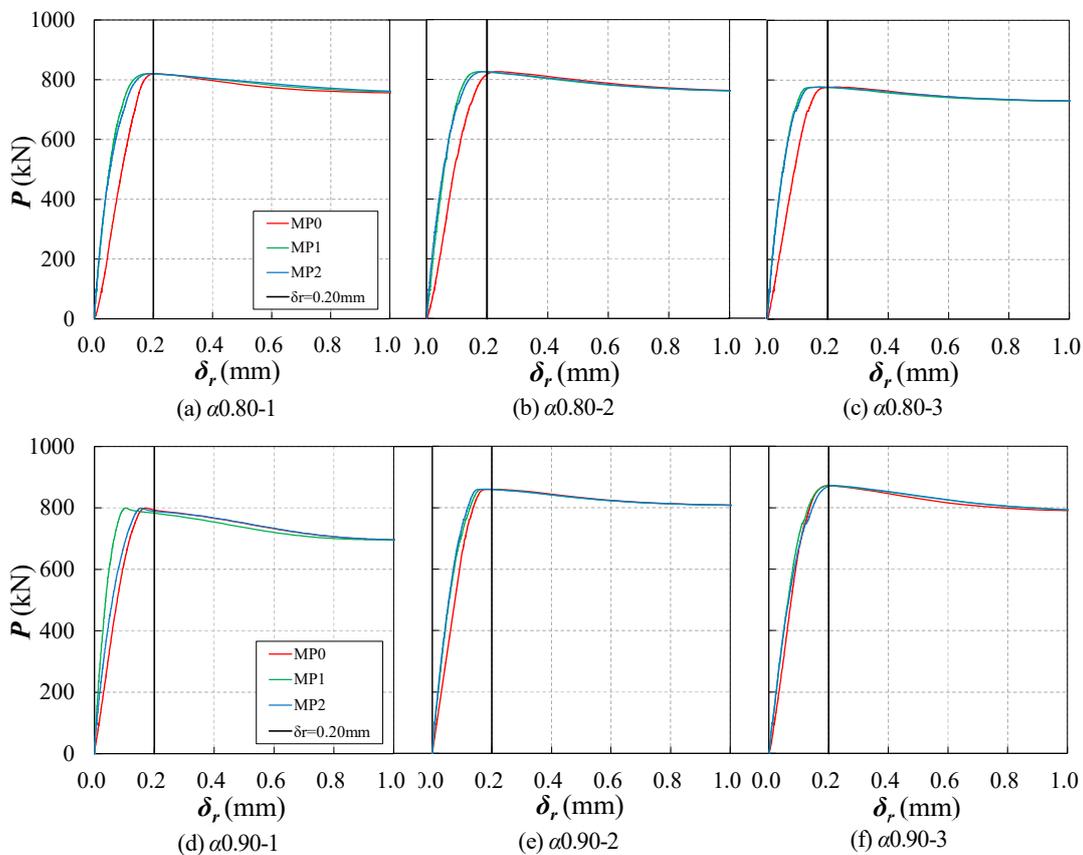


図16 荷重 P と母板・連結板間の相対変位 δ_r の関係

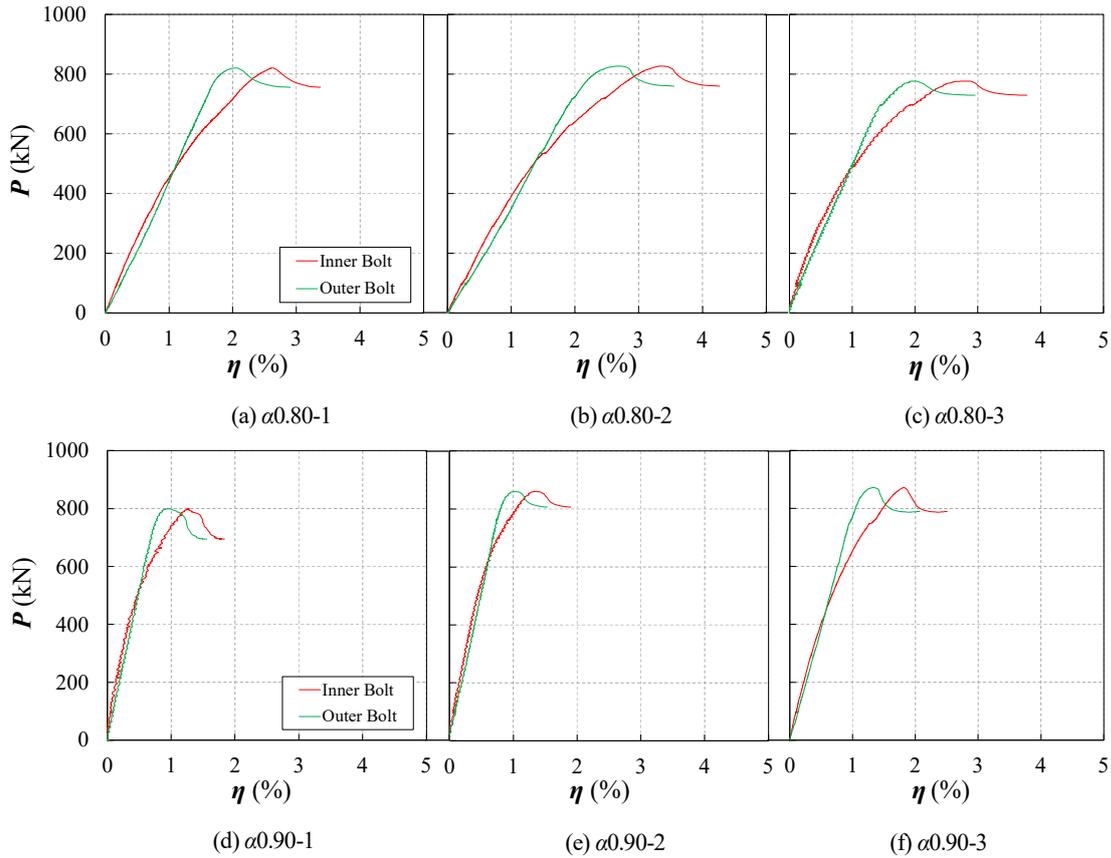


図17 荷重 P とボルト軸力低下率 η の関係

すべり係数 μ_1 は、 $\alpha = 0.80, 0.90$ のいずれも、道路橋示方書[13]の無機ジンクリッチペイント接合面の設計すべり係数 $\mu_d (= 0.45)$ を満足した。 $\alpha = 0.80$ の μ_1 については、土木学会の高力ボルト摩擦接合継手の技術指針[15]が定める設計すべり係数 $\mu_d = 0.50$ (片面あたりの塗膜厚 $\leq 65\mu\text{m}$)を満足している。

すべり係数 μ_0, μ_1, μ_2 は導入軸力量の影響を受けており、 $\alpha = 0.90$ の場合よりも $\alpha = 0.80$ の場合の方が大きい。これは、接合面の摩擦係数と接触圧の関係が実際にはアモントン・クーロンの摩擦則に従わないためと考えられる。接合面の摩擦係数は接触圧に対し負の相関を示し、特に無機ジンクリッチペイントはブラスト粗面よりその傾向が顕著にあることが確認されている[16, 17]。

図-16には荷重 P と母板一連結板間の相対変位 δ_r の関係、図-17には荷重 P とボルト軸力低下率 η の関係をそれぞれ示す。内側・外側ボルト孔中心位置(MP1, MP2)の δ_r は、図10に示すL側とR側で計測した変位の平均値である。

図-16からわかるように、明瞭な主すべりが確認された。相対変位 δ_r が 0.20mm 到達したのは、供試体 $\alpha 0.90-3$ を除き、いずれの計測位置においても主すべ

り以降であった。供試体 $\alpha 0.90-3$ は δ_r が 0.20mm 到達した際に主すべりが生じている。

ピーク荷重 P_{slip} と 0.2mm に達したときの荷重 $P_{s0.2}$ は概ね一致している。ピーク荷重 P_{slip} 時点の軸力低下率 η は、 $\alpha = 0.80$ のケースで $2.34 \sim 3.01\%$ 、 $\alpha = 0.90$ のケースで $1.10 \sim 1.57\%$ であり、载荷中においても導入軸力量の影響を受けていた。

主すべりによる無機ジンクリッチペイント層の破壊形態は、図-15に示すように凝集破壊であり、 $1,700\text{MPa}$ 超高力ボルトによる高い接触圧によって特殊な破壊形態が発生することはなかった。

これらの結果より、 $1,700\text{MPa}$ 級超高力ボルトを用いた摩擦接合継手のすべり挙動は、F10T, S10Tボルトを用いた場合のそれと差異はないと考えられる。

4. まとめ

本研究では、 $1,700\text{MPa}$ 級超高力ボルトの量産試作を行い、ボルト単体の引張耐荷特性およびこのボルトを用いた摩擦接合継手のすべり挙動を実験的に調査した。得られた結果を以下にまとめる。

- 1) 開発鋼(0.5% C -2% Si -1% Cr -1% Mo 鋼)の40tonアーケ溶解材を用いた既存の高力ボルト生産設備で

量産試作した 1,700MPa 級超高力ボルトは、軸平行部径のばらつきは小さく、軸先行降伏ボルトとなるための十分な製作精度を有していた。また、開発鋼の素材性能を十分に発揮し、安定した引張耐力を期待できる。

- 2) 本研究の実施範囲においては、1,700MPa 級超高力ボルトを用いた摩擦接合継手のすべり挙動は、F10T, S10T ボルトを用いた場合のそれと差異はないものと考えられた。試験前軸力 N_1 で評価したすべり係数 μ_1 は、道路橋示方書[13]の無機ジンクリッチペイント接合面の設計すべり係数 μ_d ($=0.45$) を満足した。 $\alpha = 0.80$ の μ_1 は 0.50 以上を確保している。
- 3) 1,700MPa 級超高力ボルトを用いた摩擦接合継手のリラクゼーションによる軸力低下率 η は、接合面処理が無機ジンクリッチペイントの場合でも小さく、10 日間では最大で約 4% であった。また、 η は導入軸力量が大きいほど小さくなった。
- 4) 3) の結果は、ボルトの導入軸力が大きいことで無機ジンクリッチペイント層が締付け時で十分に圧縮されたことが理由と考えられる。軸力導入による圧密で生じたクリープひずみが小さくなることは、1,700MPa 級超高力ボルトのメリットの 1 つといえ、無機ジンクリッチペイントや金属溶射など軸力低下率 η が大きくなる接合面においてそのメリットを期待できる。
- 5) 1,700MPa 級超高力ボルトは、降伏比 $YR = \sigma_{y0.2} / \sigma_t$ が 0.84 ~ 0.90 と高力ボルトの使用材料としては小さい開発鋼の特徴を生かし、終局限界状態においてボルト自体の引張変形能を要求する接合部への適用が有効と考えられる。また、必要ボルト本数が多く、肌すきや目違いの対応に軸力量が必要な厚板継手への適用が期待できる。厚板継手は、1,700MPa 級超高力ボルトによって接合面の接触圧が過大とならず、ボルト高強度化によるすべり耐力の向上が十分に見込まれる。

謝辞

ボルト単体およびこのボルトを用いた摩擦接合継手の引張実験の実施にあたっては大阪市立大学大学院橋梁工学研究室の学生諸氏にご協力いただいた。ここに記して謝意を表する。

ボルトの試作・評価では櫻谷和之博士から貴重な助言および協力を頂いた。40 トンアーク溶解材およびボルトの試作は 2012~2015 年度に NIMS で実施された社会インフラの復旧、再生に向けた構造材料

技術の開発プロジェクトの一環として行われた。また、ボルトの機械的性能評価に関する研究の一部は、科学研究補助金基盤研究 A (課題番号 20246105)、科学研究補助金基盤研究 B (課題番号 19H02468) で行われた。ここに謝意を表する。

参考文献

- [1] 宇野暢芳, 久保田学, 永田匡宏, 樽井敏三, 蟹澤秀雄, 山崎真吾, 東清三郎, 宮川敏夫: 超高力ボルト SHTB®, 新日鉄技法, No.387, pp.85-93, 2007.
- [2] 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋・鋼部材編 付録 2-2 摩擦接合用トルシア形超高力ボルト(S14T)・六角ナット・平座金のセット, 2017.
- [3] 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2021.
- [4] 高力ボルト接合技術の現状と課題, JSSC テクニカルレポート, 日本鋼構造協会, No.96, 2013.
- [5] 木村勇次, 秋山英二, 津崎兼彰: 超高力ボルトの創製と機械的性質, 鋼構造論文集, Vol.14, No.54, pp.121-127, 2007.
- [6] 山口隆司, 増田浩志, 木村勇次: 超鉄鋼高力ボルトを用いた摩擦接合パイロット試験, 鋼構造論文集, Vol.15, No.59, pp.99-107, 2008.
- [7] 日本産業規格: 一般用メートルねじ 第 1 部: 基準山形, JIS B 0205-1, 2001.
- [8] 山口隆司, 長崎英二, 潘超, 木村勇次: 1,800 N/mm² 級超高力ボルトに使用するねじ形状の開発および性能確認試験, 土木学会論文集 A1, Vol.70, No.3, pp.409-417, 2014.
- [9] 日本産業規格: 金属材料引張試験方法, JIS Z 2241, 2011.
- [10] 日本産業規格: 摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット, JIS B 1186, 1964.
- [11] 木村勇次, 増田浩志, 山口隆司, 長崎英二, 森山仁志, 津崎兼彰: 1700MPa 級超高力ボルトの力学性能に及ぼすボルト形状寸法の影響, 鋼構造論文集, Vol. 27, No.105, pp.41-50, 2020.
- [12] 南邦明, 遠藤輝好, 小峰翔一, 吉岡夏樹, 宮井大輔, 澁谷敦, 内田大介: トルシア形ボルト S10T (M22) の導入軸力および機械的性質の統計調査, 土木学会論文集 A1, Vol. 74, No.2, pp.280-289, 2018.
- [13] 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋・鋼部材編, 2017.
- [14] 南邦明, 筒井康平, 田村洋: 高力ボルト摩擦接合継手のリラクゼーションによるボルト軸力低下特性に関する比較検討, 土木学会論文集 A1, Vol. 78, No. 1, pp.180-189, 2022.

- [15] 土木学会鋼構造委員会：鋼構造シリーズ 高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案），2006.
- [16] 森山仁志，高井俊和，山口隆司：小型鋼板すべり試験による高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動に対する接触圧の影響の検討，土木学会第75回年次学術講演会講演概要集，I-79，2020.9.
- [17] 森猛，網谷岳夫，内田大介：高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数に対するボルト軸力の影響，土木学会論文集 A1，Vol. 75, No.1, pp.58-66, 2019.

(2023年4月22日原稿受理)