

研 究 報 告

令和 8 年 4 月 30 日

公益財団法人 前田記念工学振興財団

理 事 長 岸 利 治 殿

研究代表者

所 属 : 大阪公立大学大学院 工学研究科

氏 名 : 山口 隆司

研究課題名 : ダブルスピンドルファスナーを用いたフルフラットな現場ボルト接合部の開発

助成金額 : 100 万円

研究実施期間 : 自 令和 7 年 4 月 1 日 ~ 至 令和 8 年 3 月 3 1 日

ダブルスピンドルファスナーを用いた

フルフラットな現場ボルト接合部の開発

Development of non-projected in-situ bolted connections with double spindle fastener

大阪公立大学大学院工学研究科 教授 代表者 山口 隆司

大阪公立大学大学院工学研究科 准教授 分担者 森山 仁志

(研究計画ないし研究手法の概略)

1. 研究の背景と目的

我が国のインフラ構造物の多くは高度経済成長期に建設されており，建設後 50 年以上を経過する構造物の割合が急速に増加している．特に道路橋ではその傾向が顕著であり，2040 年には約 75%に達するとされる．鋼道路橋の架替理由の約 60%は腐食であり，腐食箇所の多くは高力ボルト接合部である．これは，既存の高力ボルトセットでは突出部や角部に滞水や塗膜劣化が生じやすいためである．したがって，ボルト接合部の腐食発生や進行を抑制できれば，鋼構造物の LCC 低減や予防保全型メンテナンスの実現に繋がると考えられる．

著者らは，突出のない防食性に優れた接合部の実現を目指し，砂時計状高力ボルトセット（DSF: Double Spindle Fastener）を開発している．DSF 自体の寸法形状は定まり，現在は製造方法の検討段階にある．これまでの検討では，DSF にスナッグタイト軸力を導入した 2 面せん断継手を対象に，低軸力下の挙動を調査していた．一方，DSF を用いた摩擦接合継手（以下，DSF 継手）の力学挙動は未解明なままであった．実用化には，軸力導入下での耐荷性評価が必須である．また，DSF の締付管理方法についても検討する必要がある．

そこで本研究では，DSF の締付実験および DSF 継手の引張実験を実施し，摩擦接合継手としての力学挙動を明らかにするとともに，設計に必要な各種耐力（すべり，降伏，終局）の算定方法を検討することを目的とした．

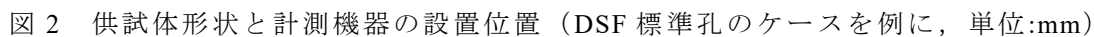
2. 継手の引張実験

2.1 供試体形状

供試体形状を図 2 に示す．すべり側母板および連結板は SM400 材で製作している．表 1 に金属材料試験により得た母板と連結板の機械的性質を示す．DSF の 0.2%オフセット耐力，引張強度，伸びについては，ミルシート値を表内に記入している．固定側母板は高強度鋼の HT780 材で製作しており，すべり側の継手部が最大荷重に至るまでに純断面降伏が生じない



図 1 Double Spindle Fastener



Objects	Young's modulus E (MPa)	Poisson's ratio ν	Upper yield stress σ_y (MPa)	0.2% offset yield stress $\sigma_{y0.2}$ (MPa)	Tensile strength σ_t (kN)	Yield strain $\varepsilon_y = \sigma_y / E$	Yield ratio $\gamma = \sigma_y / \sigma_t$	Elongation after fracture (%)
Connected pl.	194,772	0.29	303	N/A *	482	1,556	0.63	27.2
Splice pl.	195,611	0.30	289	N/A *	469	1,475	0.62	41.5
HEX	N/A **	N/A **	N/A *	N/A **	1,072	N/A *	N/A *	N/A *
DSF	N/A **	N/A **	N/A *	1,346	1,443	N/A *	0.93	16.0

表 2 実験ケースおよび母板と DSF の設計耐力 (想定破壊モードとなるセルに網掛け)

[Note] Dia.: Diameter, Resis.: Resistance, BO: Bolt shear failure

実験パラメータはすべり側のボルト種類(高力六角ボルト(F10T-M22, 以下 HEX), DSF), ボルト本数 n ($=1\sim3$), 母板孔径 d_{h-c} ($=24.5, 26.5, 28.5\text{mm}$)とした. 本報告書では表 2 に示す 3 ケースを代表して示す. 純断面降伏(破断)耐力 $P_{ynd(ind)}$, 端抜け降伏(破断)耐力 $P_{eyd(esd)}$ は表 1 に示す機械的性質を用いて式(1), (2)より計算した. HEX のせん断耐力 P_{bod} はミルシート値から式(3)

The figure consists of two parts: a schematic diagram on the left and a photograph on the right. The schematic diagram illustrates the experimental setup for measuring the torque and rotation of a bolt. It shows a pre-set type torque wrench (yellow) applying a torque T (indicated by a blue curved arrow) to a bolt. A torque and rotation transducer (black) is positioned between the wrench and the bolt, measuring the torque T and rotation θ (indicated by a yellow curved arrow). The transducer is connected to a socket (blue) which is attached to the bolt. The socket is secured by a splice plate (yellow) and a load cell (grey). The entire assembly is mounted on a test jig (grey). The photograph on the right shows the physical experimental setup, with the torque wrench, transducer, socket, splice plate, load cell, and test jig clearly visible. Blue arrows point from the labels in the schematic diagram to the corresponding components in the photograph.

Schematic Diagram Labels:

- Pre-set type torque wrench
- Torque and rotation transducer
- Socket
- Splice plate
- Load cell
- Test jig

Variables:

- T : Torque
- θ : Rotation
- N : Normal force

母板および連結板の接合面は、動力工具（図 3）を用い素地調整程度 1 種相当の処理を施した．表面粗さは、触針式表面粗さを用い、すべり側の孔周り 4 箇所に対して 3 回ずつ計測した．計測条件は、カットオフ値 $\lambda_c = 2.5\text{mm}$ 、評価長さ $l_e = 12.5\text{mm}$ とした．計測結果は表 2 に示す通りである．

表 3 HEX の引張実験の $N - \varepsilon$ 関係の勾配[illegible]

2.2.1 高力六角ボルトの引張実験

2.2.2 DSF の締付実験

2.3 すべり荷重およびすべり係数、降伏荷重の定義

すべり荷重 P_s は主すべりが生じた際のピーク荷重とする. すべり係数 μ_1 は式(4)で算出し

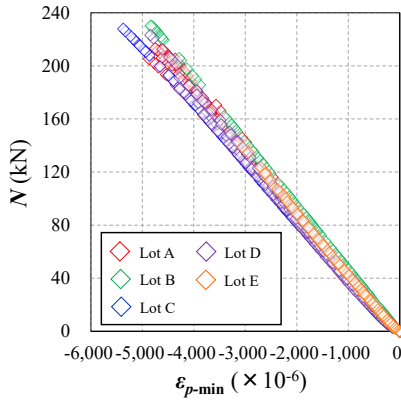


図 5 $N - \varepsilon_{p-\min}$ 関係

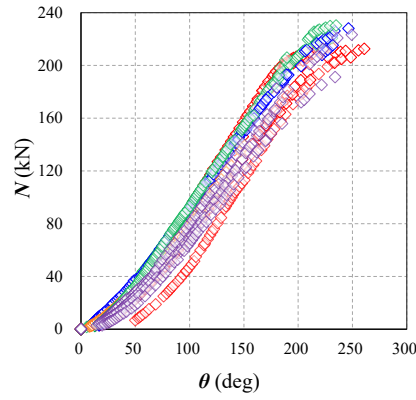


図 6 $N - \theta$ 関係

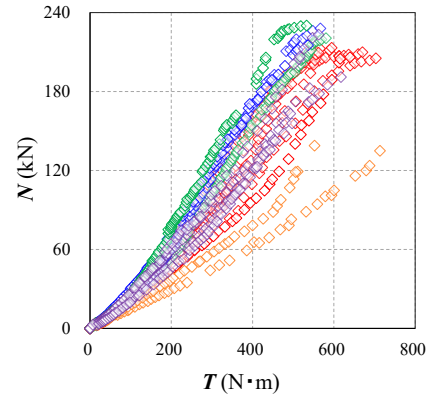


図 7 $N - T$ 関係



(a) DSF-φ245-2

図 8 実験後の供試体の様子

(b) DSF-φ285-2

た．縁端降伏荷重 P_{ey} および純断面降伏荷重 P_{yn} は，母板の縁端とコバ面のひずみ ε_{end} , ε_{edge} (図 2) が降伏ひずみ ε_y (表 1) に到達した時点と定義する．

$$\mu_1 = \frac{P_s}{nmN_1} \quad (4)$$

ここに， n ($= 1$) : 締結材の本数， m ($= 2$) : 接合面数， N_1 : 試験前ボルト軸力である．

(実験調査によって得られた新しい知見)

3. 締付実験の結果

軸力 N - 最小主ひずみ $\varepsilon_{p-\min}$ 関係を図 5 に，軸力 N - 回転角 θ 関係を図 6 に，軸力 N - トルク T 関係を図 7 にそれぞれ示す． $N - \varepsilon_{p-\min}$ 関係は全ロットで線形応答を示しており，DSF や締結板の寸法や両者の接触状況，DSF 自体の弾性係数等によりグラフの傾きが大きく変化することはなかった．したがって，室内実験の範囲においては，皿型ボルト頭部に貼付したひずみゲージを用いて軸力管理をすることができると判断する． $N - \theta$ 関係に着目すると，潤滑剤の影響は少なく，供試体のばらつきが支配的となっていた．また，グラフの概形は供試

表 4 継手引張実験の結果一覧

Case name	Bolt tension before the test N_1 (kN)	Slip load P_s (kN)	Slip coeffi- -cient μ_1	Shear yield load P_{ey} (kN)	Net cross-section yield load P_{yn} (kN)	P_{ey} / P_{eyd}	P_{yn} / P_{ynd}	Max. load P_{max} (kN)	Actual failure mode	P_{max} / P_{bod}
HEX- ϕ 245	161.7 / 163.0 / 164.1	126.8 / 210.7 / 206.6	0.392 / 0.646 / 0.630	248.3 / 295.2 / 264.5	445.0 / 434.0 / 439.0	0.68 / 0.75 / 0.67	0.82 / 0.80 / 0.81	496.9 / 522.9 / 513.7	BO	1.09
DSF- ϕ 245	161.9 / 161.0 / 161.9	154.1 / 148.6 / 178.1	0.476 / 0.462 / 0.550	239.2 / 241.2 / 249.6	N/A*	0.61 / 0.61 / 0.63	N/A*	320.6 / 307.7 / 322.2	BO	0.77
DSF- ϕ 285	161.9 / 161.8 / 161.9	169.7 / 157.8 / 162.8	0.524 / 0.488 / 0.503	242.5 / 261.4 / 220.7	N/A*	0.61 / 0.66 / 0.56	N/A*	341.3 / 338.0 / 341.9	BO	0.83

[Note] N/A*: Not applicable, BO: Bolt shear failure, The results of each case are shown as "Specimen1 / Specimen2 / Specimen3".

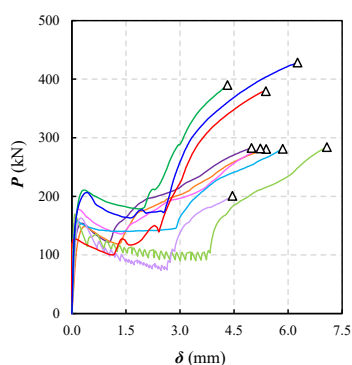


図 9 $P - \delta$ 関係

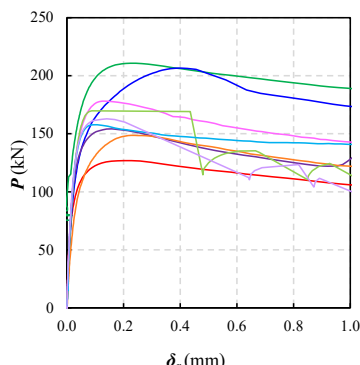


図 10 $P - \delta_r$ 関係

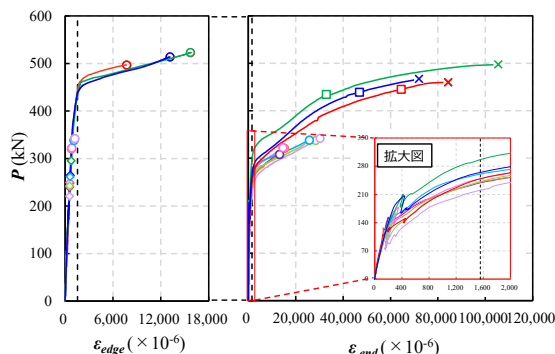


図 11 $P - \varepsilon$ 関係

— HEX- ϕ 245-1	— HEX- ϕ 245-2	— HEX- ϕ 245-3	△ Measuring device detachment point	× Strain gauge's breaking point
— DSF- ϕ 245-1	— DSF- ϕ 245-2	— DSF- ϕ 245-3	○ P_{max}	◇ P_{ey}
— DSF- ϕ 285-1	— DSF- ϕ 285-2	— DSF- ϕ 285-3	□ P_{yn}	-- ε_y

体によらず同一であった。以上より、ひずみゲージを使用しない実施工では、回転角法による締付けが良いと判断できる。

$N - T$ 関係は潤滑剤の種類によって傾きが変わり、供試体間のばらつきも無視できない。したがって、トルク法による軸力管理は、回転角法のための一次トルクに適用するなどの工夫が必要である。加えて、トルク係数を低減させるために、潤滑剤の摩擦係数を小さくする検討も必要である。

4. 継手の引張実験結果

実験後の供試体の様子を図 8 に、引張実験の結果を表 4 にそれぞれ示す。継手の破壊モードは、全ケースにおいて締結材のせん断破壊（BO）であった。最大荷重 P_{max} の 3 体平均値は、高力六角ボルト（HEX）を用いた場合はせん断破壊耐力 P_{bod} の約 1.1 倍、DSF を用いた場合は約 0.8 倍となった。拡大孔を採用した“DSF- ϕ 285”が“DSF- ϕ 245”よりも大きいのは、支圧力を受ける連結板皿孔平行部と母板からの支持条件が変わり、DSF がせん断だけではなく、曲げモーメントによる引張力を受けたことが理由と考えられる。これは、図 8 に示す“DSF- ϕ 285”と“DSF- ϕ 245”の DSF の破断方向が異なることから伺える。その他、連結板の塑性化も P_{max} の増加に寄与したと考えられる。破壊メカニズムの詳細については、今後、FEM 解析を用いて検証する。

すべり荷重 P_s およびすべり係数 μ_1 は、締結材の種類や拡大孔の適用によらず、同程度であった。表 2 に示す表面粗さ R_a , R_z が十分に大きいことも理由であるが、DSF 継手の μ_1 は、粗面を対象とした設計すべり係数 $\mu_d (= 0.4)^{2)}$ を満足していた。したがって、DSF 継手のすべり耐力は、既存の耐力評価式で評価できることが示唆された。

荷重 P - 継手全体変位 δ 関係を図 9 に示す。図 10 には、母板縁端から 10mm 位置におけ

る母板と連結板の相対変位 δ_r に関する $P - \delta_r$ 関係を示している．また，図 2 に示すゲージ位置で計測した母板のコバ面および縁端のひずみ $\varepsilon_{edge}, \varepsilon_{end}$ の関係を図 11 に示す．降伏荷重 P_{ey} , P_{yn} 時点， P_{max} 時点，ゲージの破損や変位計撤去の時点はシンボルプロットで示している．

$P - \delta$ 関係および $P - \delta_r$ 関係はいずれも，締結材の種類に依らず同様の応答を示した．拡大孔を採用した“DSF-φ285”は，当然ではあるが，支圧開始に至るまでの変位が増加している．

縁端降伏荷重 P_{ey} については，HEX 継手よりも DSF 継手でわずかに高い傾向が確認された．他方で拡大孔の影響は，本実験では明瞭に確認できなかった．純断面降伏については HEX 継手でのみ確認された．これは，DSF 継手の 2 ケースにおいて，純断面降伏が発生する前に DSF がせん断破壊したためである．一方，図 11 に示す $P - \varepsilon_{edge}$ 関係や $P - \varepsilon_{end}$ 関係のひずみ応答は，締結材によって変化していないことがわかる．したがって，少なくとも，DSF 継手の母板の降伏耐力については既存の耐力評価式で照査できると考えられる．

5. まとめ

本研究では，著者らが開発した砂時計状高力ボルトセット（DSF: Double Spindle Fastener）を用いた摩擦接合継手の実用化を目標に，DSF の締付実験と要素継手の引張実験を行い，DSF 継手の力学的挙動を明らかにすることができた．以下に得られた知見をまとめる．

- 1) DSF を構成する皿型高力ボルトの頭部に 3 軸ひずみゲージを貼付けすることで，頭部の最小主ひずみにより，DSF の導入軸力を管理することができる．実用上の締付方法については，回転角法を採用することが有効であることが分かった．
- 2) DSF を用いた 2 面せん断形式の摩擦接合継手に純引張力が作用した場合，その最大荷重 P_{max} は，圧縮せん断実験の P_{max} に対し 20%低下した．また，拡大孔を採用した“DSF-φ285”の P_{max} が“DSF-φ245”よりも大きかった．これは，支圧力を受ける連結板皿孔平行部と母板からの支持条件が変わり，DSF がせん断だけではなく，曲げモーメントによる引張力を受けたことが理由と考えられた．耐力変化や破壊メカニズムは，FEM 解析を用いて解明する必要がある，今後の課題である．
- 3) DSF 継手のすべり荷重 P_s およびすべり係数 μ_1 は，締結材の種類および拡大孔の適用の有無によらず概ね同程度であった．また，DSF 継手の μ_1 は，粗面を対象とした設計すべり係数 $\mu_d = 0.4$ を満足していた．このことから，DSF 継手のすべり耐力は，既存の耐力式評価式で照査できることが示唆された．また，母板の端抜け降伏耐力・純断面降伏耐力いずれについても，既存の耐力評価式で照査できることがわかった．
- 4) 以上の結果より，DSF を用いた摩擦接合継手の力学挙動は，高力六角ボルトを用いた場合と同様であると判断できる．また，継手の耐荷力についても十分に期待することができ，土木鋼構造物への適用も可能であることが分かった．加えて，既存の耐力評価式を前提として，限界状態設計法の部分係数の設定に向けた実験的/解析的検討を加速できることが明らかとなった．

（参考文献）

- 1) Takayama et al.: Shear Resistance of Non-projected and Sandglass-shaped Bolt with High Strength and Durability, Proceedings of the 18th East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering and Construction (EASEC 2024), Vol. 2, LNCE, Vol. 725, pp. 494-501, 2025.
- 2) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼部材・鋼上部構造編，2025.10.