

せん断と引張を受ける高力ボルト接合部の引張試験

岩手大学 理工学部システム創成工学科 社会基盤・環境コース 助教 杉本悠真

1. 緒言

鋼構造物には図-1 のようにせん断と引張が複合的に作用する高力ボルト接合部が多く存在している。特に近年では、柱や梁に設置されるブレース材の接合部や、橋梁の落橋防止装置の接合部など、耐震改修で後付けされる部材に本接合構造が多く採用されている。特に耐震改修では既存部材によるサイズ制約を受けることから、接合部はなるべくコンパクトになることが好ましい。

引張を受ける接合部には基本的に接合面間にてこの反力が発生する。このてこ反力はボルト軸力の増加に寄与することから、ボルトを早期に降伏させる原因となる反面、引張とせん断が作用する接合部においてすべり耐力を維持する効果があると考えられる。しかし、このてこ反力がすべり耐力に寄与する効果があることについて考察された既往文献は少なく、道路橋示方書をはじめ現行すべり耐力式にはこのてこ反力の効果が考慮されていない。申請者は接合部のコンパクト化に向けて改良の余地が残されていると考え、せん断と引張が複合的に作用する接合部のコンパクト化を試みる研究を実施した。

まず、継手諸元をいくつか変化させた試設計を行い、このてこ反力の考慮により、どれほどすべり耐力が向上するかを明らかにするとともに、このてこ反力の考慮によるすべり耐力の向上が特に期待できる継手諸元の特徴を明らかにする。次に FEM 解析により、試設計から得られた結果の妥当性について検証を行う。さらに、せん断と引張を受ける高力ボルト接合部の引張試験を実施し、試設計や FEM 解析で得るすべり耐力の向上効果の妥当性について検証を行う。

2. てこ反力を考慮した試設計

2.1 試設計で対象とする接合部

橋梁用高力ボルト引張接合設計指針（以下、JSSC 指針）[1]の接合部形状を参考に、8 本の高力ボルトで構成された図-2 の接合部を本研究で対象とする。Y 軸方向の縁端距離  $a$  と継手ウェブ面からボルト中心



図-1 せん断と引張を受ける高力ボルト接合部の事例  
(落橋防止構造の接合部)

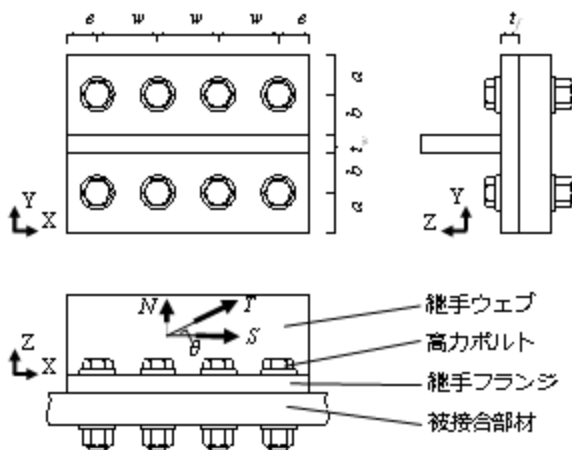


図-2 本研究で対象とする接合部

までの距離  $b$  (以下、 $a$  寸法、 $b$  寸法) は JSSC 指針を参考にいずれも 50mm で一定とした。継手フランジ板厚  $t_f$  とボルト径  $d$  は試設計でパラメトリックに変化させており、継手フランジ板厚  $t_f$  は 16, 19, 22, 25, 28, 32, 35, 38, 40, 45, 50mm の 8 パターンを、ボルト径  $d$  は 20, 22, 24 の 3 パターンを考慮する。X 軸方向のボルトピッチ  $w$  は道路橋示方書[2]のボルトの最小中心間隔 (M20: 65mm, M22: 75mm, M24: 85mm), 最大中心間隔 (M20: 130mm, M22: 150mm, M24: 170mm) を適用し、X 軸方向の縁端距離  $e$  はボルトピッチ  $w$  の 1/2 倍に設定した。継手ウェブ板厚  $t_w$  は 22mm としている。これは継手ウェブ材質を SM490Y とし、本研究で考慮する中で最も降伏ボルト軸力の高い M24F10T (降伏ボルト軸力の規格値: 317.7kN) を使用した場合にも継手ウェブが降伏しない板厚で

表-1 試設計で使用する鋼種と降伏強度の特性値

鋼種	鋼材の板厚	鋼材の降伏強度の特性値 $\sigma_{yk}$ (N/mm <sup>2</sup> )
SM400	16mm 以下	245
	16mm を超え 40mm 以下	235
	40mm を超え 75mm 以下	215
SM490	16mm 以下	325
	16mm を超え 40mm 以下	315
	40mm を超え 75mm 以下	295
SM490Y	16mm 以下	365
	16mm を超え 40mm 以下	355
	40mm を超え 75mm 以下	335
SM570	16mm 以下	460
	16mm を超え 40mm 以下	450
	40mm を超え 75mm 以下	430
F10T	-	900

決定した。また、継手ウェブと継手フランジ間の溶接余盛部またはコーナーR 部は本接合部では考慮していない。

継手ウェブと高力ボルトの鋼種はそれぞれ SM490Y と F10T で統一し、継手フランジの鋼種は道路橋示方書で規定されている SM400, SM490, SM490Y, SM570 の計 4 種で変化させた。試設計で使用するそれぞれの鋼種の降伏点または耐力を表-1 に示す。また、接合面には無機ジンクリッチペイント(すべり係数 0.45) を塗装するものと仮定する。

作用力について、ボルト 1 本あたりのせん断力  $F_S$  と引張力  $F_N$  をそれぞれ以下の式で定義する。

$$F_S = S/n \quad (1)$$

$$F_N = N/n \quad (2)$$

$$F_T = T/n = \sqrt{F_N^2 + F_S^2} \quad (3)$$

ここで、

- $F_N$  : ボルト 1 本あたりの引張力 (N)
- $F_S$  : ボルト 1 本あたりのせん断力 (N)
- $F_T$  : ボルト 1 本あたりに作用する外力 (N)
- $n$  : 接合部のボルト本数
- $N$  : 図の接合部に作用する引張力 (N)
- $S$  : 図の接合部に作用するせん断力 (N)
- $T$  : 図の接合部で  $\theta$  方向に作用する作用力 (N)
- $\theta$  : 図の接合部で作用力  $T$  の作用方向 (°)

図-2 の接合部は落橋防止構造の接合部とし、道路橋示方書の作用の組み合わせは「変動作用による影響が支配的な状況」の D+EQ として考える。これを

もとに、以降の試設計における調査・解析係数を決定した。

## 2.2 引張とせん断を受ける高力ボルト接合部のすべり耐力式

道路橋示方書を参考に、引張とせん断を受ける高力ボルト接合部のすべり耐力式を式(3)に示す。

$$P_{slip\_I} = \frac{V_{fyd}(nB_0 - N)}{nB_0} \quad (3)$$

ここで、

$B_0$  : ボルトの初期導入軸力 (N)

M20: 165kN, M22: 205kN, M24: 238kN

$P_{slip\_I}$  : てこ反力を考慮しないすべり耐力 (N)

$V_{fyd}$  : ボルト 1 本あたりの摩擦接合としてのすべりに対するせん断力の制限値 (N)

なお、 $V_{fyd}$  は式(4)から求められる。

$$V_{fyd} = \xi_1 \cdot \Phi \cdot V_{fk} \cdot m \quad (4)$$

ここで、

$m$  : 摩擦接合面数、本報告では 1 とする。

$V_{fk}$  : 1 ボルト 1 摩擦面あたりのすべり強度の特性値 (N) (M20: 74kN, M22: 92kN, M24: 107kN)

$\Phi$  : 抵抗係数、本報告では 1.0 とする。

$\xi_1$  : 調査・解析係数、本報告では 0.9 とする。

## 2.3 てこ反力係数とてこ反力の算定式

任意荷重に対するてこ反力係数を求めることができる点、てこ反力を精度よく算出できる点などから JSSC 指針のてこ反力係数  $p$  の算出式を参考にする。JSSC 指針のてこ反力係数  $p$  の算出式は FEM 解析の回帰式から求められており、ボルト径  $d$ 、継手フランジ板厚  $t_f$ 、継手長  $w$  (本報告ではボルトピッチと同じ)、ボルト 1 本あたりの引張力  $F_N$ 、初期ボルト軸力  $B_0$  を変数にもつ。なお、てこ反力係数  $p$  の算定式は紙面の都合により本報告では記載しないため、算定式の詳細については JSSC 指針を参照されたい。JSSC 指針のてこ反力係数  $p$  とてこ反力  $R$  の関係は式(4)、(5)の通りである。

$B_0 > F_T$  のとき

$$R = pB_0 \quad (5)$$

$B_0 \leq F_T$  のとき

$$R = pF_N \quad (6)$$

ここで、

$p$  : てこ反力係数

$R$  : ボルト 1 本あたりのてこ反力 (N)

また、引張力の影響でボルト軸力  $B$  は増加するが、このボルト軸力  $B$  はてこ反力係数  $p$  を用いて以下の式で表すことができる。

$B_0 > F_N$  のとき

$$B = B_0(1+p) \quad (7)$$

$B_0 \leq F_N$  のとき

$$B = F_N(1+p) \quad (8)$$

ここで、

$B$  : ボルト軸力 (N)

## 2.4 てこ反力の効果を考慮した引張とせん断を受ける高力ボルト接合部のすべり耐力式

式(3)のすべり耐力式に式(4)または式(5)から算出されるてこ反力  $R$  を加え、てこ反力の効果を考慮できる式(9), (10)のようなすべり耐力式を定義する。

$B_0 > F_N$  のとき

$$P_{slip\_II} = \frac{V_{fyd} nR}{nB_0} \quad (9)$$

$B_0 \leq F_N$  のとき

$$P_{slip\_II} = \frac{V_{fyd}(nB_0 - N + nR)}{nB_0} \quad (10)$$

図-3 にボルト軸力—荷重関係の一例を示す。図-3 の青着色部は  $nB - N$  の領域で接触力の大きさを表している。式(3)では考慮できていなかった接触力成分が  $nR$  であり、これを考慮することで、すべり耐力に寄与する接触力を従来式よりも大きく見積もることが可能となる。また、従来式は  $N \geq nB_0$  の範囲では、 $nB_0 - N$  が負となるためすべり耐力は期待できない。対して、 $nR$  を考慮することで、 $N \geq nB_0$  の範囲でもすべり耐力を期待することができる。

## 3. 試設計の結果

### 3.1 引張とせん断の相関耐荷力曲線

引張とせん断の相関耐荷力曲線の例を図-4 に示す。縦軸はそれぞれ継手にはたらく引張力とせん断力である。図中の黒線が従来すべり耐力式の耐力曲線、赤

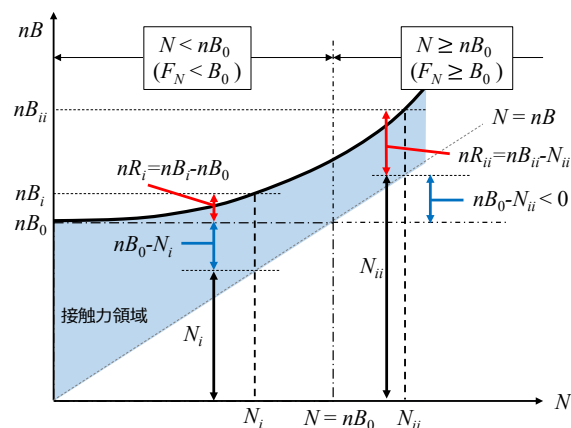


図-3 てこ反力考慮による接触力成分の増加

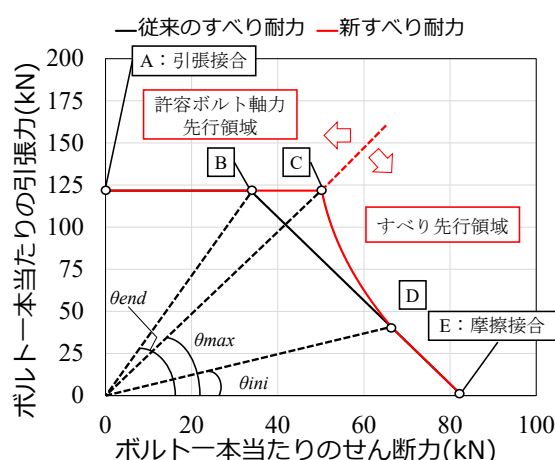


図-4 引張とせん断の相関耐力曲線の一例

線がてこ反力を考慮したすべり耐力式の耐力曲線である。継手の耐力は継手フランジの曲げ降伏を除いて、すべりとボルトの降伏の2つのモードで決まる。

黒線と赤線が重なっていないBCD領域は、すべり耐力式にてこ反力を考慮することで耐力が向上する領域である。DE区間は、引張力を受けても継手間に離間が生じず、接合面間にてこ反力が発生していない。このため、DE区間で  $P_{slip\_I}$  と  $P_{slip\_II}$  は同じ耐力となる。引張力成分が増加し、継手間に離間が生じ始めるとてこ反力が発生し、 $P_{slip\_I}$  が  $P_{slip\_II}$  よりも大きくなる。引張力成分が増加し、てこ反力が発生し始めるところがD点であり、D点と原点とを結ぶ直線の傾きを  $\theta_{ini}$  とする。CD区間では、引張力成分の増加によりてこ反力が増加する。このため、引張力成分の増加に伴い  $P_{slip\_I}$  と  $P_{slip\_II}$  の差が大きくなり、C点では  $P_{slip\_I}$  と  $P_{slip\_II}$  の差が最も大きくなる。このC点と原点とを通る直線の傾きを  $\theta_{max}$  とする。赤の耐力曲

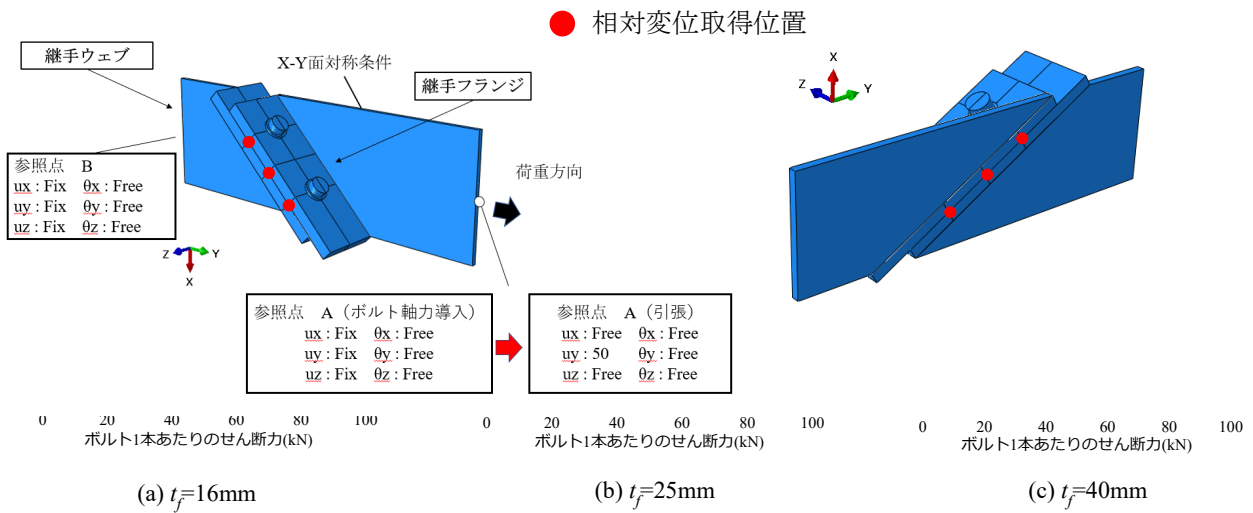


図-5 引張とせん断の相関耐力曲線

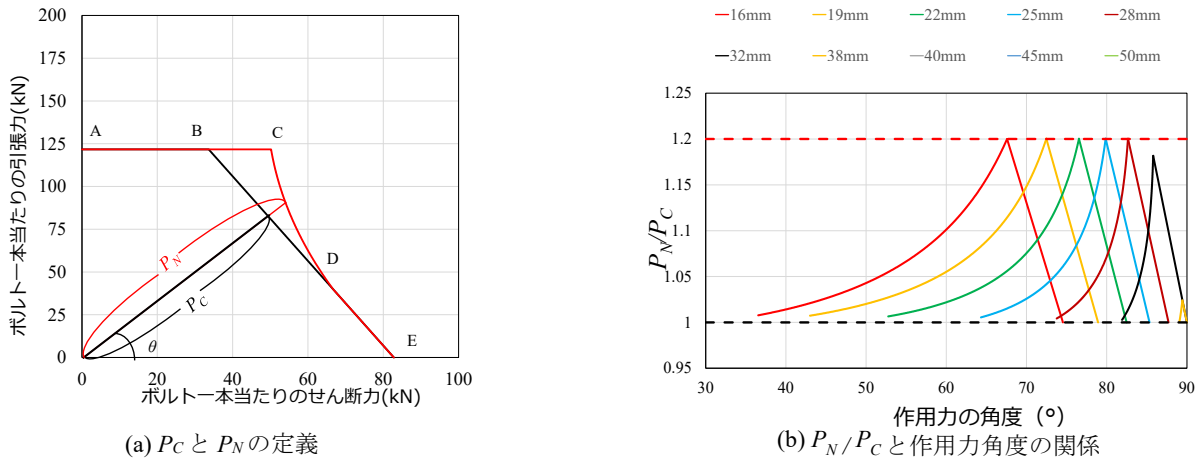


図-6 すべり耐力比と作用力角度の相関曲線

線は C 点でモードが変化し、AC 区間でボルトの許容耐力が継手のすべりよりも先行する。対して、黒い耐力曲線は B 点でモードが変化し、AB 区間でボルトの許容耐力が継手のすべりよりも先行する。B 点と原点を通過する直線の傾きを  $\theta_{end}$  とする。 $\theta_{ini}$ ,  $\theta_{max}$ ,  $\theta_{end}$  は図 2 の  $T$  の作用角度  $\theta$  に相当する。

図-5 には図-4 の耐力曲線に加えて継手フランジ降伏についての耐力曲線も載せている。図-5(a)は最も継手フランジ板厚が小さい  $t_f=16\text{mm}$ 、図-5(b)は  $t_f=25\text{mm}$ 、図-5(c)は  $t_f=40\text{mm}$  のケースを示している。これら 3 つのグラフでは、ボルト径とボルトピッチはそれぞれ、 $d=22\text{mm}$ 、 $w=150\text{mm}$  で統一している。

実際に継手を使用できるのは相関耐力曲線と継手フランジの強度曲線とが重なる領域である。図-5(a)の耐荷力曲線で、従来式と新しい式ですべり耐力差が生じる領域内と重なる継手フランジの強度曲線は

存在しなかった。つまり、継手フランジ板厚 16mm において、試設計で考慮する鋼種では新耐力式のメリットを出すことができない。図-5(b)では継手フランジ板厚を大きくしたことにより、継手フランジが降伏しづらくなり、SM570 で新耐力式のメリットを出せる可能性があることがわかった。しかし、図-5(c)のように継手フランジ板厚を大きくしすぎると従来式と新耐力式とでのすべり耐力の差が生じなくなる。これは引張接合では継手フランジ板厚が大きすぎるとフランジの曲げ剛性が大きくなり、曲げ変形を生じることなくフランジ端部まで完全に離間することによりてこ反力が発生しないことが原因である。

### 3.2 新旧耐力式の継手耐力比率

図-6 に新旧すべり耐力式から得られた継手耐力の比と作用力角度の関係を示す。任意の作用力角度に

表-3 解析で考慮する構造パラメータ

継手フランジ板厚 (mm)	材質	継手フランジ板厚 (mm)	材質
25	SM570	16	SM570
ケースNo	角度 (°)	ケースNo	角度 (°)
1	75	1	35
2	45	2	40
3	80	3	45
4	30	4	50
5	50	5	60
6	60		
7	65		
8	70		
9	90		

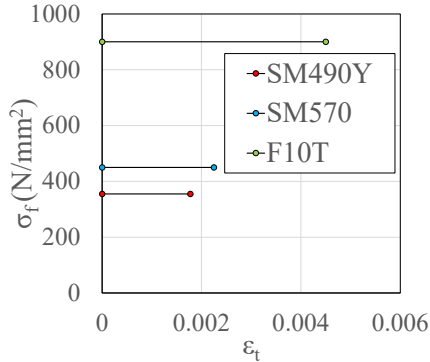


図-8 解析に使用した応力-ひずみ曲線

おける継手耐力  $P_C, P_N$  の定義を図-6(a)に示す.  $P_C, P_N$  はそれぞれ従来すべり耐力式と新すべり耐力式から得られた継手耐力であり, 図-6(b)の縦軸は継手耐力比  $P_N/P_C$  としている. 図-6(b)はそれぞれ最大ボルトピッチ 150mm の軸径 20mm で, 継手フランジ板厚を 16mm から 50mm まで変化させた結果を示している.

図-6(b)の継手耐力比の上限値は 1.2 であり, この値はボルト径や継手長によらず一定であった. 式(3)で使用しているボルト軸力  $B_0$  は降伏軸力  $B_y$  の 0.75 倍で設定されている. また, 式(9),(10)で算出されるボルト軸力の制限値は降伏ボルト軸力の 0.9 倍となる. 継手耐力比の 1.2 はこのボルト軸力の制限値 ( $0.9B_y$ ) と初期ボルト軸力 ( $0.75B_y$ ) の比によって決まっている. 以上より, 新すべり耐力式で期待できる継手耐力の向上量は従来すべり耐力式から得られた継手耐力の 1.2 倍が上限値となる.

また, 作用力角度が小さい領域では, 継手フランジが小さいほうが継手耐力の向上に有利であることがわかる. このため, 従来すべり耐力向上には, ボルト本数を増やすなどの継手の大型化が基本であったが, 新すべり耐力式を適用することで, あえて継手フランジを小さくしてすべり耐力を向上させる方法も設

表-2 使用する鋼材の機械的性質

	鋼種	ポアソン比	ヤング率 Es (N/mm <sup>2</sup> )	降伏点 $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )
継手ウェブ	SM490Y	0.3	200000	355
継手フランジ	SM570	0.3	200000	450
高力ボルト	F10T	0.3	200000	900

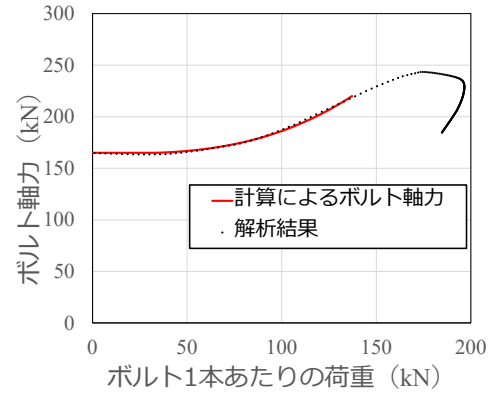


図-9 荷重-ボルト軸力関係の解析値と設計値の比較  
計手段として考え得ることがわかる.

## 4.1 FEM 解析

### 4.1 解析モデル

解析モデルの形状を図-7に示す. 解析ソルバーは Abaqus / Standard 6.16 を使用し, 境界非線形性を考慮した弾塑性有限変位解析を実施した. 解析モデルは継手ウェブ (SM490Y), 継手フランジ (SM570), 高力ボルト (M20F10T), 座金をモデル化しており, 境界面に対称条件を与えることで 1/2 範囲をモデル化した. 高力ボルトのモデル形状は文献[3]を参考にナット, 軸部及びヘッドを全て一体化し, 軸部を呼び径, ねじ部を JIS のねじ部の有効径とした円筒モデルで再現した. 継手ウェブ板厚は 2 章で示したように 22mm としている. 継手ウェブを継手フランジに対して作用力角度  $\theta$  傾けて配置し, 継手ウェブ上部に鉛直方向の荷重を加えることで, 二方向の力を受ける継手を再現した.

本解析では材料非線形を考慮する. 解析で使用する鋼材の応力ひずみ曲線を図-8に, 機械的性質を表-2に示す. SM490Y, SM570 と F10T の応力 - ひずみ関係は, バイリニア-とし, その際の降伏応力は規格値の最小値を与え, ヤング率は  $2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ , ポアソン比は 0.3 とした.

解析ステップはボルト軸力導入段階と引張荷重導

入段階の2段階に分けている。初めに、M20F10Tの設計ボルト軸力(165kN)を「締結力モデル」[4]により導入した。ボルト軸力導入後、図-7の参照点AにY方向の強制変位を与え、引張荷重を再現した。

図-8に純引張が作用する場合の継手で、本解析モデルと試設計より得られた荷重-ボルト軸力関係の比較を示す。ボルト軸力は2本のボルト軸力に着目している。解析のボルト軸力は文献[3]を参考にボルト軸部断面に作用する軸方向断面力(SOF)を計測した。図より解析値と設計結果は比較的一致しており、図-7の解析モデルは妥当なモデル化ができています。

#### 4.2 解析ケース

本解析で対象としたパラメータを表-3に示す。解析ケースは継手フランジ板厚、作用角を変化させた計14ケースである。3章で示した、継手フランジ板厚の減少によるすべり耐力の向上を確認するために、継手フランジ厚22mmと16mmの2つのパラメータを設定した。また、新耐力式の妥当性を検証するために作用力角度を30°から90°の間で変化させた。

#### 4.3 各種荷重の定義

すべり荷重は継手フランジの相対変位が0.2mmに達するまでの最大荷重[5]とした。相対変位の着目位置は図-7に示すように継手フランジ端部、継手フランジ間部のボルト位置、ボルト中央位置の6か所とし、6か所の相対変位取得位置(以下、参照点)のうち、相対変位が最も早く0.2mmに到達したときの荷重からすべり荷重を判定する。

ボルト降伏荷重は、Abaqusの出力変数であるSOFから出力される2本のボルト軸力のうち、最も早く降伏が生じた時点の荷重から判定する。

継手の降伏モードが混在するケースでは参照点またはボルト軸力の中で一つでもすべり荷重、ボルト降伏荷重に到達したときの荷重を耐力としている。

#### 4.4 解析結果

図-10に試設計より得られた結果と解析結果との比較を示す。赤線が新耐力式による耐力曲線、黒線が従来のすべり耐力式による耐力曲線している。解析結果は継手の降伏モードによりプロット形状を変え

ており、ボルト降伏荷重先行の場合は丸、すべり荷重先行の場合は三角とした。

図-10(a)より、継手フランジ板厚22mmの $\theta_{max}$ ,  $\theta_{end}$ における継手降伏ではボルト降伏がすべりよりも先行しており、それ以外のケースではすべりが先行した。継手フランジ板厚16mmでも同様の傾向がみられた。この挙動は試設計の結果と一致する。また、解析結果の耐力が試設計結果の耐力よりも大きい。これはFEM解析で用いる摩擦係数に道路橋示方書のすべり係数0.45を採用したことが要因で、実際にはすべり係数が0.45である場合は摩擦係数はそれよりも低くなるためである。

図-10(c)に継手フランジ板厚22mmと16mmのすべり荷重先行に着目したすべり耐力の比較を示す。継手フランジ板厚22mmの結果を青四角、継手フランジ板厚16mmの結果を赤丸で示している。

図-10(c)より継手フランジ板厚16mmのすべり耐力は継手フランジ板厚22mmのすべり耐力よりも大きな値を示した。この挙動も試設計より得られた結果と一致しており、継手フランジ板厚を小さくしたことによるすべり耐力の向上が解析結果でも確認できた。

### 5 実験

#### 5.1 実験目的

継手フランジ板厚と作用力角度をパラメータとした引張試験を行うことで、2章、3章より明らかとなったこ反力を考慮したことによるすべり耐力の向上、「継手フランジ板厚を小さくしたことによるすべり耐力の向上」を実験的に確認する。また、2章では継手フランジ板厚が小さいケースでは降伏点の高い鋼材の使用が、新耐力式のメリットを出すための条件であった。しかし、現行のJSSC指針では継手フランジの降伏照査式が安全側すぎるということが知られており、継手フランジの降伏荷重の実態についても本実験で着目する。

#### 5.2 実験供試体

図-11に45°ケースの実験供試体の図面、表-4に使用した鋼材の材料物性値を示す。降伏点、引張強さ、伸びのミルシート値を示す。継手ウェブ、継手フ

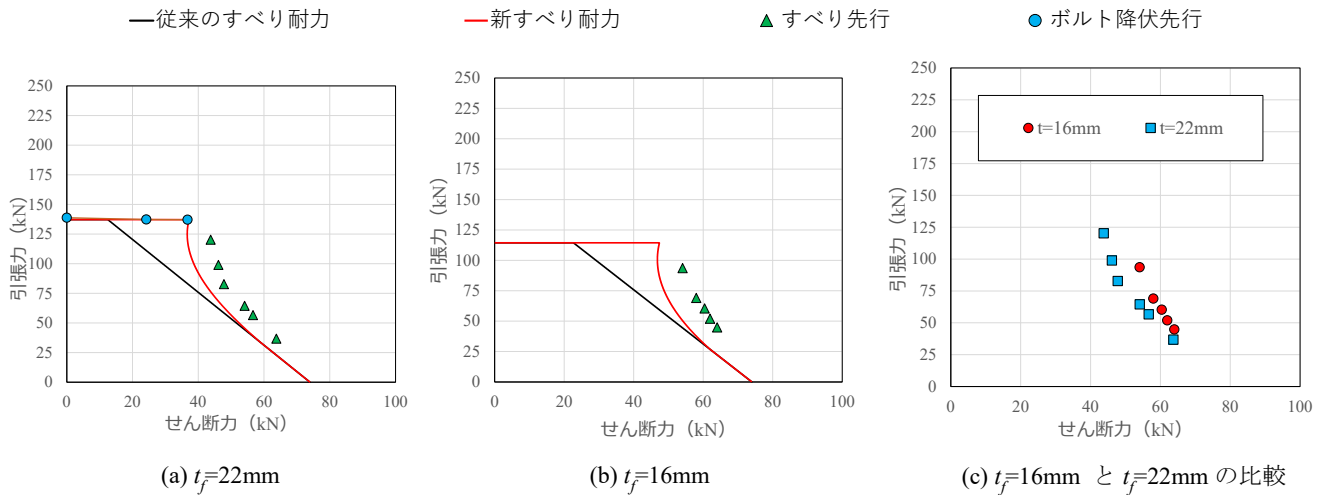


図-10 解析結果

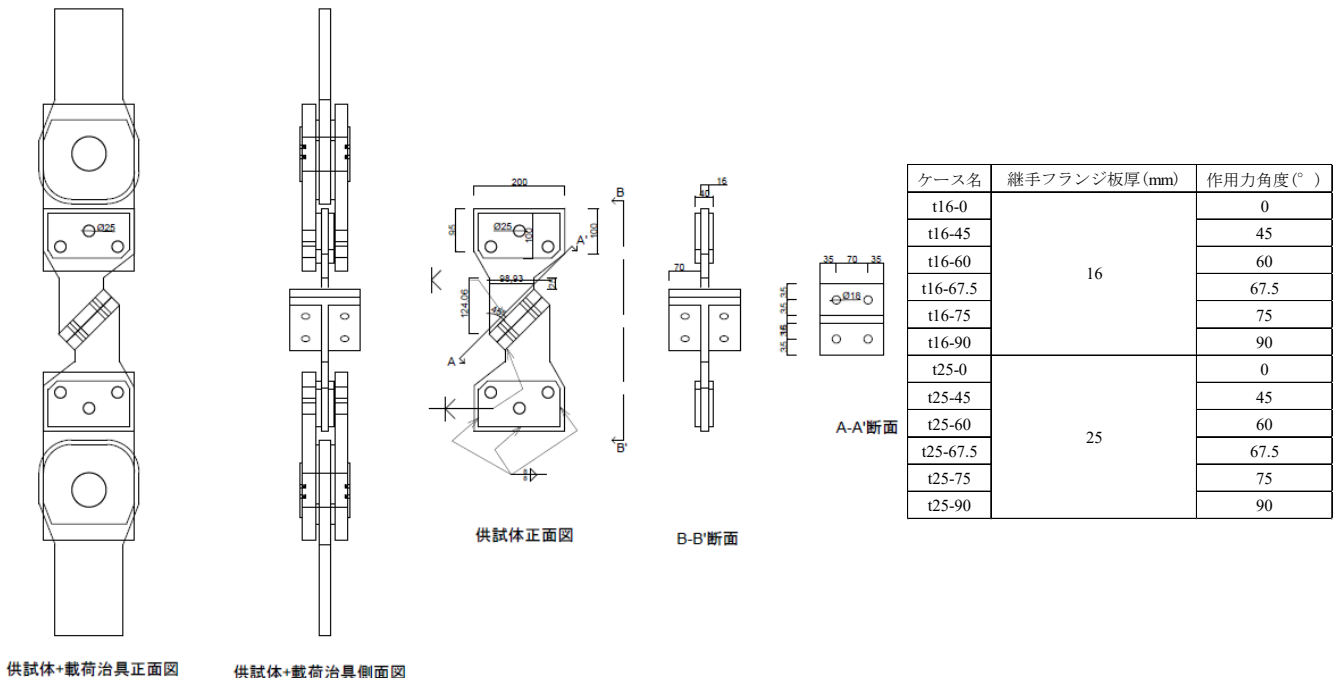


図-11 実験供試体図面 (t16-45) と実験ケース

レンジは SM490Y, 高力ボルトは万能試験機の載荷容量で終局状態まで載荷できるように M16 (F10T) を使用し, ボルトの配置は試験機に配置可能な 2 行 2 列配置とした. 継手フランジの板厚は 16mm, 25mm とした.

本供試体は作用力角度に応じて継手フランジを傾けて継手ウェブに溶接した. 継手ウェブと継手フランジ溶接部は完全溶け込み溶接とした. また, 試験機に偏心荷重が作用しないように, 試験機と供試体の間にはピン治具を設け, 上下の継手ウェブ端部の中心線を一致させている. 載荷前の供試体の状況を写

真-1 に示す.

### 5.3 実験ケース

図-11 に実験ケースを示す. 継手フランジ板厚と作用力角度をパラメータとしている. 作用力角度は図-4 の耐力曲線より設定した. 一つは図-4 中の A 点となる 90° である. 純粋な引張を受ける場合のてこ反力の大きさを確認する. もう一つは図-4 中の E 点となる 0° である. 一面摩擦接合継手のすべり試験 (以下, すべり試験) を実施することで, 純粋なせん断を受ける場合の接合面のすべり係数を同定する. また, 図-4 で示されるてこ反力を考慮することによ

表-4 使用した鋼材の材料物性値

板厚(mm)	降伏点(MPa)	降伏ひずみ	引張強さ時のひずみ	伸び(%)	ヤング率(MPa)	ポアソン比
16	360	1801	1801	27	200029	0.28
25	360	1854	1854	31	194402	0.27

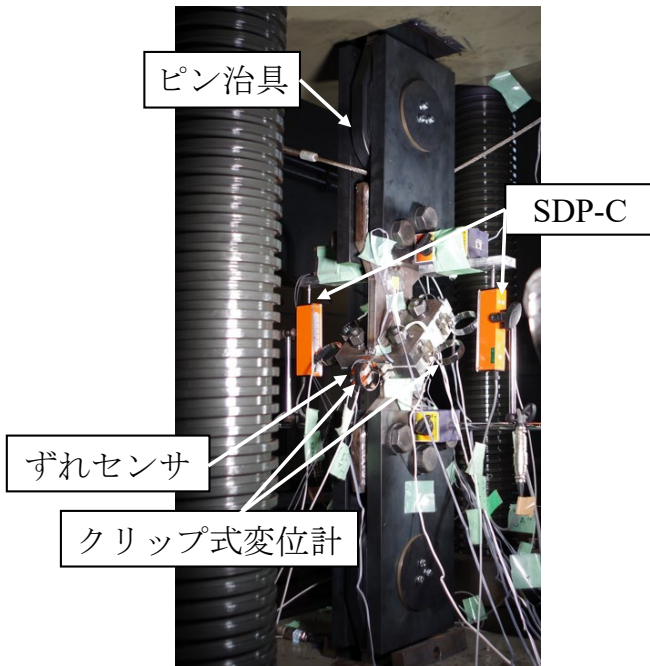


写真-1 供試体の荷重状況

るすべり耐力が向上する領域内では、図-12 から設定した。図-12 から軸径が小さくなるほど  $\theta_{ini}$  は大きくなり、最も  $\theta_{ini}$  が大きくなるのは M20 で  $38^\circ$  と示された。また、継手長が大きくなるほどそれは小さくなる。さらに、 $\theta_{end}$  は軸径、ボルト径によらず一定した値をとる。本試験では M16 を用いるため、すべり耐力の向上を確認するために作用力角度は  $45^\circ$ 、 $60^\circ$ 、 $67.5^\circ$ 、 $75^\circ$  の4ケース設定し、実験ケースは計12ケースとした。

#### 5.4 計測項目

計測項目は万能試験機の荷重、鉛直方向変位 (SDP-C)、ボルト軸力 (ひずみゲージ)、継手フランジ間の離間量、すべり量 (クリップ式変位計、ずれセンサ)、上フランジの軸方向単軸ひずみ、継手ウェブの3軸ひずみを計測した。ボルト軸力は4本すべてで軸力を計測している。また、写真-1にSDPとクリップ式変位計、マグネット式変位計の設置位置を示している。上フランジの単軸ひずみゲージは継手フランジの降伏荷重の判定のために設置し、継手ウェブの3軸ひずみは最大主ひずみの方向を計測するために設置した。

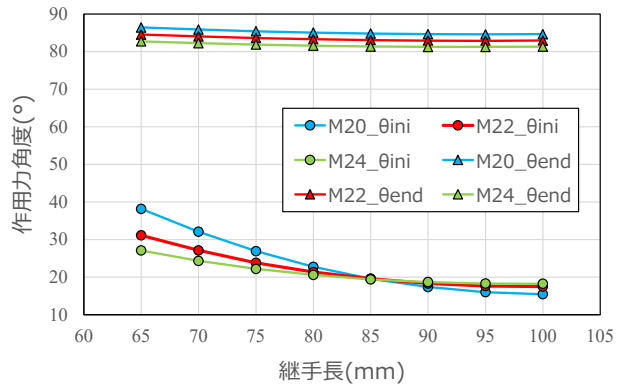


図-12 継手長と作用力角度関係

#### 5.5 荷重方法と計測方法

荷重は岩手大学が保有する 2000kN 万能試験機により毎秒 1kN で荷重を増加させる単調漸増荷重を行った。また、荷重終了のタイミングは二方向の力を受ける継手の実験が過去にほとんど実施されていないため、終局モードの備蓄を目的に終局状態 (高力ボルト、継手フランジの破断) まで荷重を行う。

#### 5.6 実験結果

図-13 に実験結果と従来のすべり耐力を比較した引張とせん断の相関耐力曲線を示す。縦軸、横軸はそれぞれ万能試験機荷重をボルト本数4本で除した荷重の鉛直成分と水平成分である。接合部にはたらくボルト1本あたりの引張力が鉛直成分に相当し、せん断力が水平成分に相当している。継手フランジ板厚 16mm と 25mm のグラフをそれぞれ図-13(a),(b)に示している。

従来のすべり耐力は、式(3)にすべり試験より得られたすべり係数を用いて求めた値を示している。継手耐力は3章同様、継手2つのモード (すべり、ボルトの降伏) から決めている。すべり耐力はクリップ式変位計から計測した継手フランジ間の相対変位が 0.2mm に達するまでの最大荷重とし、ボルトの降伏はボルト軸力が JSSC 指針の降伏ボルト軸力 (141kN) に到達するまでの最大荷重としている。

継手フランジ板厚 16mm では摩擦接合継手以外の全てのケースで従来のすべり耐力よりも大きな値が



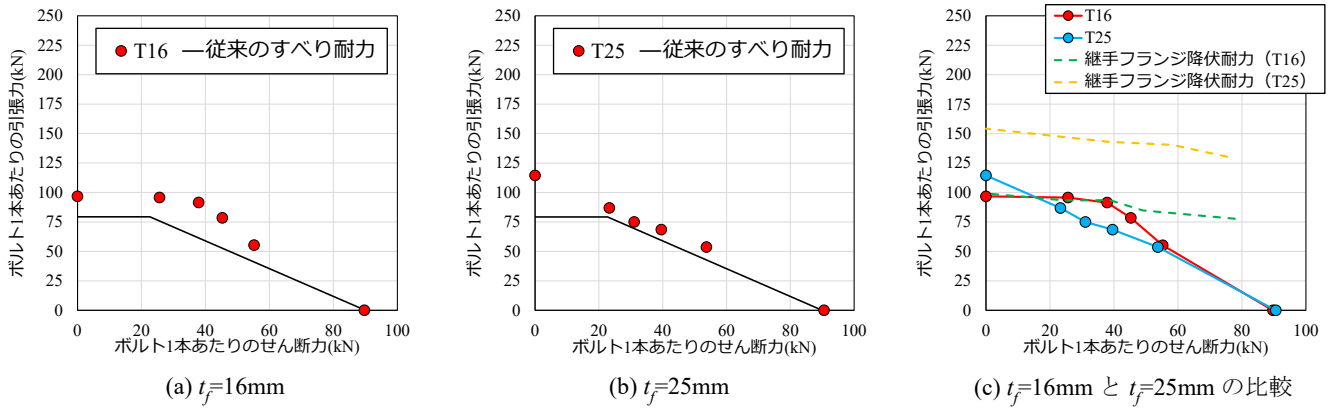


図-13 実験結果

示された。しかし、継手フランジ板厚 25mm では試設計ほどのすべり耐力の上昇がみられなかった。これは継手フランジ板厚 25mm のケースで、接合面の初期不整によりてこ反力が発生しにくい条件であったと考えられる。

図-13(c)に継手フランジ板厚 16mm と 25mm の実験結果の比較と、各ケースの継手フランジの曲げ降伏耐力（以下、継手フランジ降伏耐力）を示す。継手フランジ降伏耐力は上フランジ下部に貼り付けたひずみゲージの軸方向ひずみの値が降伏ひずみに到達するまでの最大荷重とした。

図-13(c)より  $60^\circ \sim 75^\circ$  のケースで継手フランジ 16mm のすべり耐力が 25mm のすべり耐力よりも大きくなっていることがわかる。これは試設計、FEM 解析より得られた結果と一致し、継手フランジ板厚を小さくすることですべり耐力の向上が起こることが実験的に示された。

また、継手フランジの降伏耐力をみると、継手フランジ板厚 16mm の場合  $75^\circ$  以外のケースで継手耐力が先行し、継手フランジ板厚 25mm ではすべて母ケースで、継手の耐力が先行する結果となった。2章の結果より、継手フランジ板厚が小さい場合新耐力式のメリットを出す場合、降伏点の高い鋼材の使用が求められたが、降伏点の低い鋼材を用いても新耐力式のメリットを出すことが示された。

## 6 まとめ

本研究では、FEM と実験的な検討を並行して行い、せん断と引張を受ける高力ボルト接合部のすべり耐力式の改良に取り組んだ。従来式で考慮されていないてこ反力がすべり耐力に寄与すると考え、すべり

耐力式を改良し、従来式との比較を行った。また、FEM 解析を行い、その設計式の妥当性を明らかにした。さらに接合面の角度を変化させた載荷実験を行い、新設計式の効果を実験的に明らかにした。得られた結論を以下に示す。

- 1). 最もすべり耐力が大きくなる作用力の角度 ( $\theta_{max}$ ) における  $P_N$  と  $P_C$  のすべり耐力比 ( $P_N/P_C$ ) の最大値は 1.2 となった。これはボルト軸力の制限値 ( $0.9B_y$ ) と初期ボルト軸力 ( $0.75B_y$ ) の比と一致することがわかった。
- 2). 従来すべり耐力向上には継手を大型化する必要があったが、新耐力式の結果から作用力の角度が小さい領域では、継手フランジ板厚を小さくすることで、すべり耐力の向上がみられた。
- 3). FEM 解析結果から、試設計結果と同様に継手フランジ板厚を小さくしたことによるすべり耐力の向上がみられた。
- 4). 実験結果から継手フランジ板厚 16mm では大きなすべり耐力の向上がみられたが、継手フランジ板厚 25mm では大きな向上効果は確認できなかった。25mm ですべり耐力が向上しなかった要因として、接触面の初期不整の影響が考えられる。今後は、接合面の初期不整を制御することですべり耐力を向上させることができるかを検証する。
- 5). 継手フランジ板厚 16mm のすべり耐力は 25mm のすべり耐力よりも大きな値が示され、継手フランジ板厚を小さくしたことによるすべり耐力の向上が実験的に確認できた。

## 謝辞

本研究は、公益財団法人大畑財団の研究助成を受けて実施されたものです。心より感謝申し上げます。

## 参考文献

- [1] 日本鋼構造協会：橋梁用高力ボルト引張接合設計指針，2004
- [2] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ 鋼橋・鋼部材編，2017
- [3] 杉本悠真，山口隆司：3次元FEM解析を用いた高力ボルトスプリットティー継手に降伏耐力式の提案，鋼構造論文集，第27巻，第108号，pp67-81，2020.12.
- [4] 玉越隆史，石尾真理，横井芳輝，山崎健次郎，水口知樹：高力ボルト摩擦接合のボルト軸力導入に着目した解析モデルに関する研究，鋼構造論文集，第21巻，第84号，日本鋼構造協会，p95-110，2014.12.
- [5] 高井俊和：高力ボルト摩擦接合継手の締付けボルト軸力がすべり後挙動における摩擦荷重伝達に及ぼす影響，構造工学論文集 Vol.68A，土木学会，pp410-427，2022.3.