

フランジ継手の断面構成が高力ボルト摩擦接合鋼桁連結部のすべり後の孔変形量に及ぼす影響

大阪公立大学大学院 学生会員 ○佐倉 亮
阪神高速道路（株） 正会員 谷口 祥基

大阪公立大学大学院 正会員 山口 隆司
阪神高速道路（株） 正会員 西村 美紀

1. はじめに

著者らは、高力ボルト摩擦接合鋼桁連結部(以下、桁接合部)の設計終局限界状態を設定するため、ボルト孔の変形量に着目してすべり後挙動を実験的に把握してきた¹⁾。文献 1)では、Compact 断面桁および Semi-Compact 断面桁を対象に、全塑性耐力時の孔変形量がボルト軸径の 10%以下になることを示した。一方で、桁接合部においても、要素引張継手と同様に²⁾一定の孔変形量に到達する時の耐力はボルト配置や断面構成によって変化すると考えられる。

本研究では FEM 解析より、フランジ継手の板厚と板幅、ボルト配置を変化させ、フランジ継手の孔変形量について調べた。

2. 解析概要

表-1, 2 に対象とした桁接合部の構造諸元と継手各部のボルト本数と導入軸力を示す。パラメータは、表-1, 2 に示すように、フランジの板厚 t_f と板幅 b_f である。 $b_f=200, 250$ においては、フランジ継手のボルト本数を増加させたケース $b_f200-r4$ と $b_f250-4\times3$ も設定した。端しあき距離 e_1 は 24mm、ピッチ間隔 p は 48mm、縁りあき距離 e_2 は 35mm、 $b_f200-4\times3$ のゲージ間隔 g は 48mm である。

解析ソルバーは Abaqus / standard2018 を用いた。解析モデルは、図-1 のように橋軸方向の対称性を考慮した 1/2 モデルとした。遊間部中央から 405mm までの範囲を 8 節点低減積分ソリッド要素、その他の範囲を 4 節点シェル要素でモデル化した。メッシュサイズはそれぞれ 1 辺 3mm, 50mm とした。支点から載荷点までのアーム長は $L_a = 1,500\text{mm}$ とし、支点反力を載荷荷重として算出した。

接触条件には、等方性クーロン摩擦を用いた。母材-連結板間の静止摩擦係数は、文献 1)の実験結果の再現性を考慮して 0.85 を採用し、連結板-座金間と座金-ボルト頭部間、ボルト軸部-ボルト孔壁間の静止摩擦係数は 0.01 とした。導入した材料特性については、主桁と連結板は文献 1)の材料試験結果を用い、高力ボルトセットは規格公称値を用いてひずみ硬化を考慮したトリリニ

表-1 主桁接合部の構造諸元と全塑性耐力

解析ケース	フランジ(mm)		ウェブ(mm)		鋼種	全塑性耐力	フランジ継手
	板幅 b_f	板厚 t_f	板幅 b_w	板厚 t_w		P_p (kN)	設計破断モード
t_f19	170	19	800	9	SM490Y	2,185	純断面破断
t_f16		16				1,952	外抜け破断
t_f13		13				1,720	
b_f200	200	19				2,442	
$b_f200-r4$	200					2,872	
b_f250	250						
$b_f250-4\times3$	250						

表-2 継手各部のボルト本数と導入軸力

解析ケース	フランジ継手		ウェブ継手		使用ボルト	導入ボルト軸力 $N_d(\text{kN})$
	行数	列数	行数	列数		
t_f19	2	3	8	2	M16 F10T	106
t_f16						
t_f13						
b_f200						
b_f250						
$b_f200-r4$	2	4	4	3		
$b_f250-4\times3$	4	3				

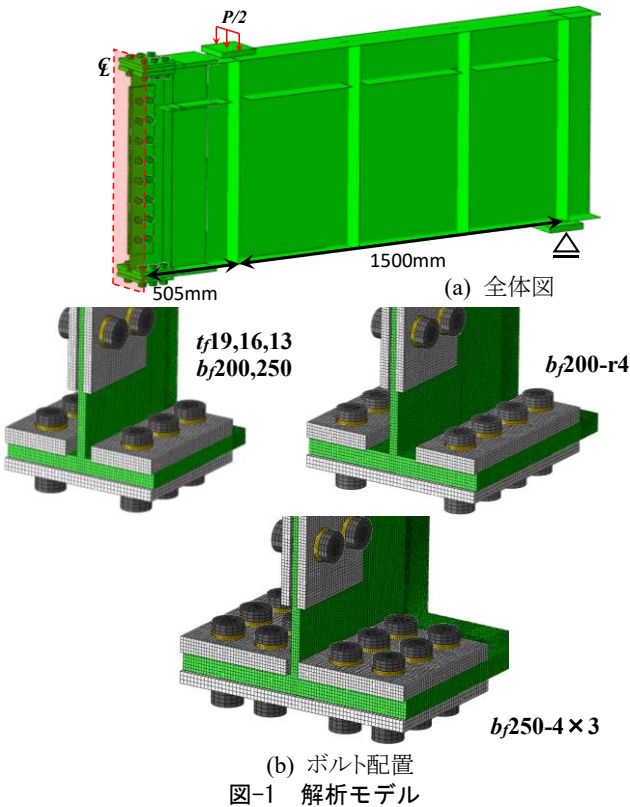


図-1 解析モデル

ア型として再現した。また、フランジ継手の材料特性は板厚および板幅に応じて変更していない。

3. 結果と考察

図-2 に作用モーメント M/M_p と平均曲率 φ^*/φ_y の関係を示す。作用モーメントは主桁の全塑性降伏モーメ

キーワード 高力ボルト摩擦接合、すべり後支圧挙動、ボルト孔変形量

連絡先 〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138 大阪公立大学大学院 工学研究科 都市系専攻 Tel&Fax06-6605-2765

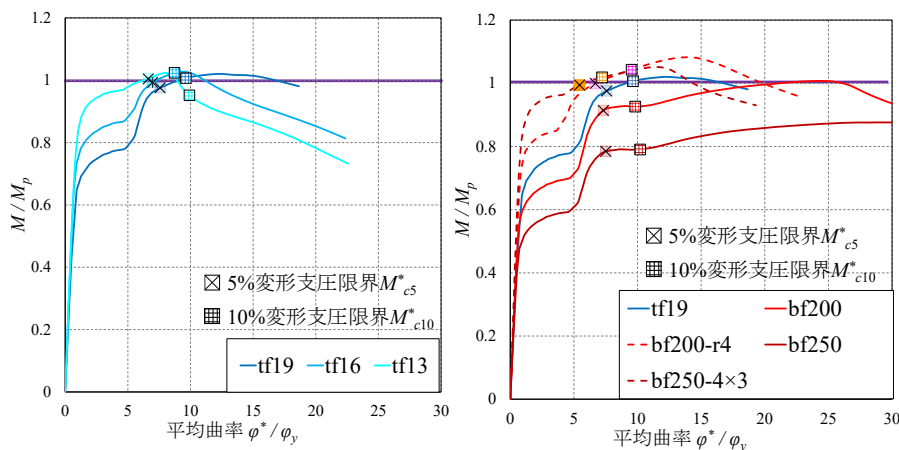


図-2 モーメント-平均曲率の関係

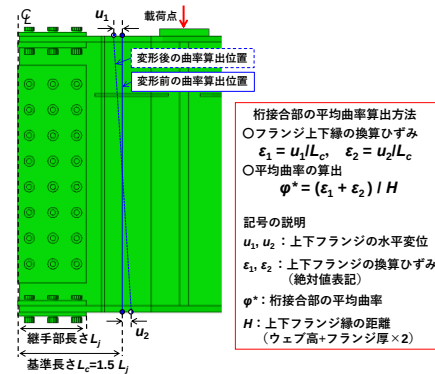


図-3 平均曲率の算出方法

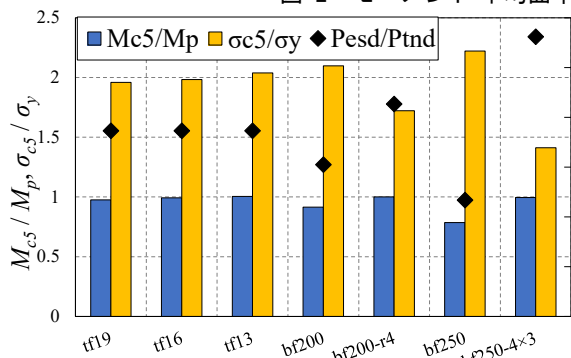


図-4 5%変形支圧限界モーメントと支圧応力

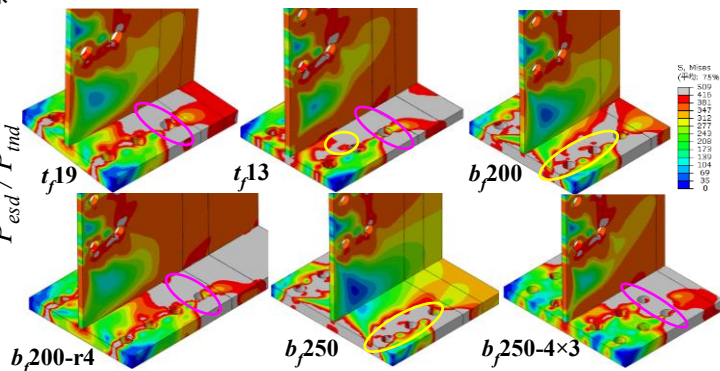


図-5 5%変形支圧限界時の Mises 応力コンター

ント M_p で無次元化し、平均曲率は図-3 に示す方法から算出した ϕ^* を、主桁の降伏モーメント時の曲率 ϕ_y で無次元化したものである。また、5、10%変形支圧限界は、フランジ継手のいずれかのボルト孔の変形量がボルト軸径 d の 5、10%に到達した時である。

図-2 より、 b_f250 以外のケースは最大荷重 $M_{\max}$ が全塑性耐力 M_p を上回った。 b_f250 では、フランジ継手の作用力に対して支圧状態で抵抗するボルト本数が少ないことから、 $M_{\max}$ が M_p を下回ったと考えられる。

図-4 に 5%変形支圧限界モーメント M_{c5}/M_p 、ボルト 1 本当当たりの 5%変形支圧限界応力 σ_{c5}/σ_y を示す。第 2 軸は、フランジ継手の設計端抜け破断耐力と設計純断面破断耐力の比率 P_{esd}/P_{ind} である。図-5 に 5%変形支圧限界時の Mises 応力コンターを示す。

図-4 より、フランジ厚 t_f が小さくなると、 M_{c5}/M_p および σ_{c5}/σ_y が増加した。これは、フランジ継手の作用軸方向力が減少したこと、図-5 に示すように孔周りの塑性域およびひずみ硬化域が増加したことが要因であると考えられる。

フランジ幅 b_f のみを増加させると、純断面積のみが増加するため P_{esd}/P_{ind} は小さくなり、縁端部の降伏領域が増加することで σ_{c5}/σ_y は増加しているが、すべり荷重が小さく支圧力が大きくなるため、 M_{c5}/M_p は低下

している。ボルト本数を増加させた $b_f200-r4$ 、 $b_f250-4 \times 3$ は、純断面位置のみの支圧力と変形が過大となるため、 σ_{c5}/σ_y は低下しているが、 M_{c5} は M_p より大きくなった。

4. まとめ

高力ボルト摩擦接合鋼桁連結部を対象に、フランジの断面構成とすべり後の孔変形量の関係を調べた。

- 1) 桁接合部においても、フランジ継手の設計端抜け破断耐力と設計純断面破断耐力の比率 P_{esd}/P_{ind} が減少すると、縁端降伏の影響が大きくなるためボルト 1 本当当たりの支圧応力 σ_{c5} は増加した。
- 2) フランジ幅を増加させ、 P_{esd}/P_{ind} が低下すると、ボルト 1 本当当たりの支圧応力 σ_{c5}/σ_y は増加する一方、5%変形支圧限界モーメント M_{c5} は全塑性モーメント M_p より小さくなった。ボルト列数とボルト行数を増加させると P_{esd}/P_{ind} が増加するが、 $P_{esd}/P_{ind} = 1.2$ 程度においては、 $\sigma_{c5}/\sigma_y \geq 1.7$ と $M_{c5} \geq M_p$ の両方を満足した。

参考文献

- 1) 佐倉亮, 森山仁志, 山口隆司, 青木康素: 高力ボルト摩擦接合鋼桁連結部の純曲げ荷重実験による孔変形を指標とした支圧限界状態に関する研究, 構造工学論文集, Vol. 68A, pp. 428 - 440, 2022.
- 2) 森山仁志, 高井俊和, 山口隆司, 郎宇: 高力ボルト摩擦接合継手の断面構成およびボルト配置間隔がボルト孔の変形量で規定したすべり後の支圧耐力に及ぼす影響, 構造工学論文集, Vol. 66A, pp. 507-520, 2020.