

第 I 部門

緊急仮設橋主桁引張連結部における JSSC てこ反力係数算定式の適用性

大阪市立大学工学部 学生員 ○杉本 悠真
株式会社駒井ハルテック 正会員 江頭 慶三

大阪市立大学大学院 正会員 山口 隆司
国土交通省近畿地方整備局 非会員 今井 祐三

1. 研究背景及び研究目的

既往の研究¹⁾では、緊急仮設橋主桁連結部に図-1 (b) に示す高力ボルト引張接合を使用した連結構造が提案されている。これは、高力ボルト摩擦接合と比較すると、引張接合ではボルト一本あたりの伝達できる作用力が大きく、必要ボルト本数を低減でき、施工時間を大幅に短縮できるためである。

引張ボルトの軸力照査で用いられるてこ反力係数算定式は一般に、「橋梁用高力ボルト引張接合設計指針」(以下、JSSC) が実験結果を概ねよく再現できているとされ用いられることが多い。しかしながら、限られた構造寸法の T 継手のみを対象としており、その適用範囲は明確に示されているとは言い難い。したがって、本研究では緊急仮設橋の引張連結部における JSSC のてこ反力係数算定式の適用性について検討する。



(a) 緊急仮設橋全景



(b) 緊急仮設橋連結部

図-1 緊急仮設橋全景及びその連結部

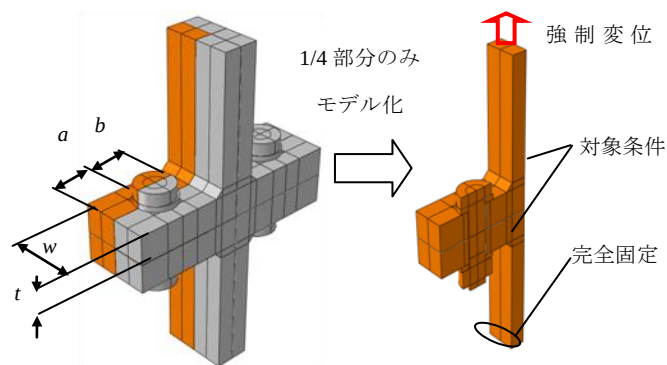
2. JSSC てこ反力係数算定式²⁾

JSSC のてこ反力係数算定式は、2次元 FEM 解析の結果を基に導出されている。この解析モデルは T フランジ先端からボルト軸中心までの距離 a 及びボルト軸中心から T ウェブと T フランジの結合点までの距離 b は 50mm で一定としている。これは、① a が 50mm を超えてもてこ反力係数 p は大きく変化しないこと、② $b > 50\text{mm}$ の継手は、てこ反力が大きくなるため、設計で採用されることが少ないためである。しかし、緊急仮設橋のように多列配置高力ボルト引張継手では施工上の観点から、 b が大きくなる場合があり、このときの JSSC てこ反力係数算定式の適用性は明らかではない。

3. 解析ケース及び解析モデル

本研究では、図-2 に示す 1/4 スプリットティーの解析を行う。解析ケースを表-1 に示す。case1 は JSSC てこ反力係数算定式を適用できる $a=b=50\text{mm}$ の継手形状で、 a, b を変化させることにより case2~4 を作成した。ここで case4 は緊急仮設橋の連結部形状に対応させた継手形状である。なお、全ての解析ケースにおいて継手長 w は 95mm で一定としている。

解析には汎用有限解析コード ABAQUS を用い、高力ボルト、T フランジ、T ウェブをソリッド要素、ワッシャーは剛体ソリッド要素で、要素分割は T フランジ板厚方向に 19 分割、板幅(継手長)方向に 24 分割している。高力ボルトはねじ部の断面積を軸平行部の断面積に一致させた簡易モデル³⁾を採用した。T フランジ、T ウェブは SM570 材とし、真降伏応力を用いた完全弾塑性体とした。引張荷重は T ウェブ最上面の全節点に等しい強制変位を与えることにより载荷した。なお、本研究で用いた解析モデルから得られる解析結果は実験結果⁴⁾を良好に再現できることが確認されている。



(a) スプリットティーモデル (b) 1/4 解析モデル

図-2 解析モデル

表-1 解析ケース

解析ケース	w (mm)	t (mm)	a (mm)	b (mm)
case1	95	38	50	50
case2	95	38	50	60
case3	95	38	40	60
case4	95	38	40	81

4. 解析結果及び考察

図-3は荷重-離間関係のグラフである。グラフより、最も b が大きい case4 が最も剛性が低い結果となり、 a のみが変化した case2,3 の初期剛性はほぼ同じである。なお、これらの継手の耐力は全てボルト降伏時の荷重によって決まっている。また、図-4 は荷重-ボルト軸力曲線である。曲線には JSSC てこ反力係数算定式から導出した荷重-ボルト軸力曲線も記入している。全ての解析ケースにて、てこ反力が発生しないと仮定した場合の直線($P=B_0$)を下回っており、解析対象とした継手には、てこ反力が発生していると予想される。case4 が最も低い荷重で降伏し、その次に case3,2 が降伏する。 b が大きくなるとボルト軸力の増分が大きくなり、 a の大きさは軸力増分に寄与しないことがわかった。また、式(1)に引張ボルト軸力照査式を示す。

$$0.9B_y \geq B = \begin{cases} B_0(1+p) & (P \leq B_0) \\ P(1+p) & (P > B_0) \end{cases} \quad (1)$$

ここで、 B_y ：降伏ボルト軸力、 B ：ボルト軸力、 B_0 ：初期ボルト軸力、 P ：ボルト一本あたりに作用する作用力（以下、設計荷重）、 p ：てこ反力係数である。緊急仮設橋の設計にて導出された設計荷重は $P=170.7\text{kN}$ で、設計荷重時の各解析ケースのてこ反力係数、ボルト軸力、軸力誤差を表-2 に示す。表-2 より case1 は設計荷重時に JSSC と良く整合している。一方、case2~4 の設計荷重時の軸力誤差はそれぞれ 5%,6%,19%程度大きく、特に設計荷重時の case4 ではボルト軸力が許容軸力 $0.9B_y(285.6\text{kN})$ を超過する結果となったため、case4 の形状に対し JSSC てこ反力係数算定式をそのまま用いることは難しいと判断した。図-5 はボルト降伏時の T フランジ接触面の接触圧分布で、全てのケースで縁端部に接触圧が作用しており、継手形状の変化による接触圧分布の違いは大きくは見られない。よって、ボルト軸力増分は接触圧分布ではなく、 b の増加に伴うモーメントが影響していると考えられる。

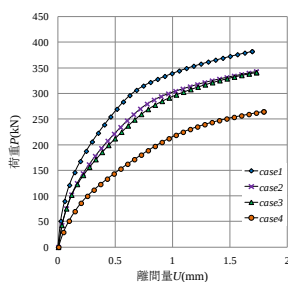


図-3 荷重-離間関係

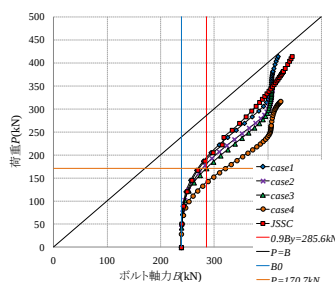
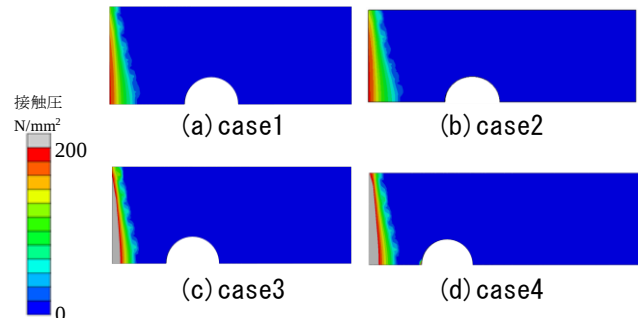


図-4 荷重-ボルト軸力関係

表-2 設計荷重時のてこ反力係数、ボルト軸力及びボルト軸力の誤差

解析ケース	case1	case2	case3	case4	JSSC
設計荷重時のてこ反力係数 p	0.106	0.175	0.186	0.333	0.129
設計荷重時のボルト軸力 $B(\text{kN})$	266.87	282.70	285.50	320.46	269.03
許容値判定	<0.9 B_y	<0.9 B_y	<0.9 B_y	>0.9 B_y	<0.9 B_y
設計荷重時のJSSCとのボルト軸力誤差 $(B/B_{\text{JSSC}}-1) \times 100(\%)$	-0.80	5.08	6.12	19.12	-

図-5 ボルト降伏時のティーフランジ間の接触圧分布
(左：端部側，右：ティーウェブ側)

5. まとめ

- 1) ボルト軸中心から T ウェブと T フランジの結合点までの距離が 50mm を超える継手形状にて JSSC てこ反力係数算定式で設計を行うと、てこ反力を低く見積もり、危険側となる。
- 2) 緊急仮設橋の連結部構造に対応させたスプリットティーの解析を行うことで、緊急仮設橋の引張連結部にて JSSC てこ反力係数算定式をそのまま用いることは難しいことがわかった。

参考文献

- 1) 鈴木勝，玉越隆史，沢田道彦：緊急仮設橋の開発について，橋梁と基礎，pp.46-51,2015.11.
- 2) 日本鋼構造協会：橋梁用高力ボルト引張接合設計指針，2004.5.
- 3) 藤谷健二，渡邊英一，杉浦邦征，山口隆司，葛西俊一郎：ねじ部を考慮した高力ボルトの有効応力-ひずみ関係に関する考察，鋼構造年次論文報告集，第3巻，日本鋼構造協会，pp.281-288，1995.11.
- 4) 柏木将幸，鈴木康夫，中島章典：可撓性フィラーによるスプリットティー継手のてこ反力低減効果に関する研究，第37回土木学会関東支部技術研究発表会梗概集，土木学会関東支部，I-2，2010.