

ウェブ継手の形状とボルト配置間隔が鋼 I 桁摩擦接合部のすべり耐力に及ぼす影響

大阪市立大学大学院 学生会員 ○佐倉 亮

大阪市立大学大学院 正会員 山口 隆司
阪神高速道路(株) 正会員 青木 康素

1. 目的

道路橋示方書(以下、道示)¹⁾では、曲げモーメントを受ける鋼 I 桁摩擦接合継手(以下、桁接合部)を設計する場合、フランジ継手およびウェブ継手のボルト本数は曲げ応力分布に従って個々に算出される。しかし、実際の桁接合部は、フランジ継手とウェブ継手が協働してすべりに抵抗すると考えられており、文献 2)では式(1)の総すべり耐力 M_{SL} が提案されている。

$$\sum M_{fs}, \sum M_{ws} = \sum (\rho_{li} \cdot d_i) \quad (1a)$$

$$M_{SL} = \varphi_s \cdot \sum M_{fs} + \varphi_m \cdot \varphi_s \cdot \sum M_{ws} \quad (1b)$$

ここに、 $\sum M_{fs}, \sum M_{ws}$: フランジ継手, ウェブ継手のすべり抵抗モーメント, ρ_{li} : i 行目すべり耐力, d_i : 中立軸から i 行目までの距離, φ_m : ウェブ継手のすべり耐力補正係数(=0.8), φ_s : すべり耐力補正係数(=1.0)である。

式(1)で用いられているウェブ継手のすべり耐力補正係数 φ_m は、ウェブ継手のボルト一本あたりの伝達摩擦力/すべり耐力がフランジ継手のそれより小さいことを考慮して設定されたものである²⁾。

本研究では FEM 解析より、ウェブ継手の形状とボルト配置が桁接合部のすべり耐力に及ぼす影響を調べた。

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タイプを示す。表-3 に各継手タイプに適用するボルト配置

表-1 主桁接合部の構造諸元

対象	部位	板幅 w (mm)	板厚 t (mm)	鋼種
主桁	上下フランジ	170	19	SM490Y
	ウェブ	800	12	
連結板	フランジ1枚もの	170	12	
	フランジ2枚もの	70	16	
	ウェブ	表-3参照	9	

表-2 継手タイプ

継手タイプ	Type A		Type B		Type C	
	上下フランジ	ウェブ	上下フランジ	ウェブ	上下フランジ	ウェブ
行数	2	8	2	8	2	8
列数	3	3	3	2	3	2
合計本数	6	24	6	16	6	16
使用ボルト	M16 F10T					
導入ボルト軸力 N_s (kN)	106	123.7	106	106	106	106

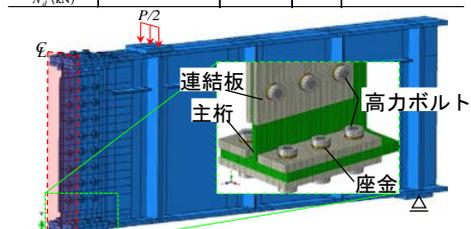


図-1 解析モデル (Type A を例に)

と連結板高さを変化させたウェブ継手形状を示す。継手タイプの Type A は接合部を道示に従って設計したものの、Type B は Type A からウェブ列数を 1 列削減し、フランジボルト軸力をボルト 1 本分増加させたもの、Type C は Type A からウェブ列数を 1 列削減したものである。

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。

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 3)の実験供試体と同じ継手形状である基本ケースの荷重-支間中央鉛直変位関係における初期勾配の変化点が実験結果と一致した 0.85 を採用し、連結板-座金間と座金-ボルト頭部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 3)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た。応力-ひずみ関係はひずみ硬化を考慮したトリリニア型とした。

3. 結果と考察

図-2 に載荷荷重 P と支間中央鉛直変位 δ_v の関係を示す。図中の初期すべり荷重 P^*_{slip} と総すべり荷重 P^*_{mstip}

表-3 ウェブ継手形状 (Type A を例に) と継手各部のすべり抵抗モーメント

ケース名	$h/d41.25 - e_2/d 3.65$			$h/d41.25 - e_2/d 2.25$			$h/d46.5$			$h/d46.5 - e_2/d 3.65$			$h/d46.5 - e_2/d 2.25$			
	基本ケース			基本ケースから $\sum M_{ws}$ のみ増加			基本ケースから δ_v のみ増加			基本ケースから $\sum M_{ws}$ のみ増加			基本ケースから δ_v のみ増加			
説明	基本ケース			基本ケースから $\sum M_{ws}$ のみ増加			基本ケースから δ_v のみ増加			基本ケースから $\sum M_{ws}$ のみ増加			基本ケースから δ_v のみ増加			
ウェブ継手形状 (寸法: mm)																
すべり抵抗モーメント	継手タイプ	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C	A	B	C
	ウェブ継手 $\sum M_{ws}$ (kN·m)	675	450	450	727	484	484	675	450	450	778	519	519	830	554	554
	フランジ継手 $\sum M_{fs}$ (kN·m)	886	1033	886	886	1033	886	886	1033	886	886	1033	886	886	1033	886
	$\sum M_{fs} / \sum M_{ws}$	1.31	2.30	1.97	1.22	2.13	1.83	1.31	2.30	1.97	1.14	1.99	1.71	1.07	1.87	1.60
総すべりモーメント M_{SL} (kN·m)	1425	1393	1245	1467	1421	1273	1425	1393	1245	1508	1448	1301	1550	1476	1328	

キーワード 高力ボルト摩擦接合, すべり耐力, 協働作用, ウェブ継手

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

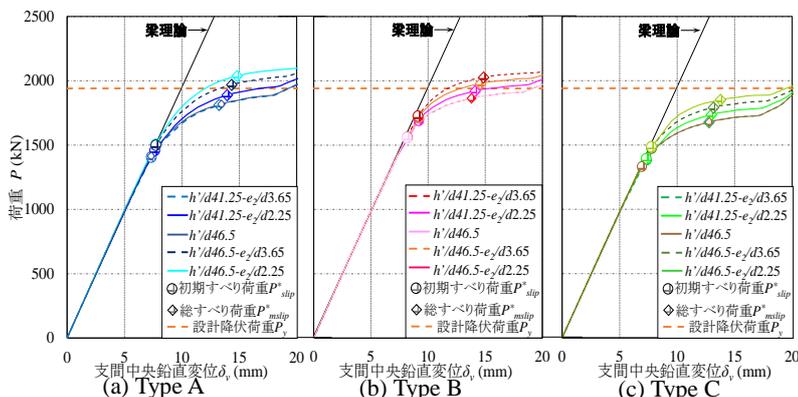


図-2 荷重と支間中央鉛直変位の関係
表-4 すべり荷重

継手タイプ	ケース名	初期すべり荷重 P^*_{slip} (kN)	総すべり荷重 P^*_{mslip} (kN)	式(1) P_{SL} との比率 P^*_{mslip} / P_{SL}	基本ケースとの比率		
					解析結果 P^*_{slip}	設計値 P^*_{mslip}	ΣM_{ws}
Type A	$h/d41.25-e_2/d3.65$	1393	1814	0.95	-	-	-
	$h/d41.25-e_2/d2.25$	1458	1887	0.97	1.05	1.04	1.08
	$h/d46.5$	1393	1814	0.96	1.00	1.00	1.00
	$h/d46.5-e_2/d3.65$	1499	1968	0.98	1.08	1.08	1.15
Type B	$h/d46.5-e_2/d2.25$	1505	2037	0.99	1.08	1.12	1.23
	$h/d41.25-e_2/d3.65$	1561	1889	1.02	-	-	-
	$h/d41.25-e_2/d2.25$	1694	1920	1.01	1.09	1.02	1.08
	$h/d46.5$	1558	1863	1.00	1.00	0.99	1.00
Type C	$h/d46.5-e_2/d3.65$	1714	1978	1.02	1.10	1.05	1.15
	$h/d46.5-e_2/d2.25$	1726	2026	1.03	1.11	1.07	1.23
	$h/d41.25-e_2/d3.65$	1387	1677	1.01	-	-	-
	$h/d41.25-e_2/d2.25$	1393	1735	1.02	1.00	1.03	1.08
Type C	$h/d46.5$	1333	1678	1.01	0.96	1.00	1.00
	$h/d46.5-e_2/d3.65$	1476	1791	1.03	1.06	1.07	1.15
	$h/d46.5-e_2/d2.25$	1487	1851	1.05	1.07	1.10	1.23

は、文献3)と同様にボルト軸力の変動より判定した。前者は桁接合部ですべりが最も先行する下フランジ継手の中側ボルトを対象に判定し、ボルト軸力変動 k_i (= (ボルト軸力軸力低下量) / (荷重増分)) を弾性域のそれ k_l で無次元化した k_i / k_l の最初のピーク時とした。後者は、ウェブ継手の引張側中立軸位置の中側ボルトを対象として判定し、初期すべり時のボルト軸力変動 k_{slip} で無次元化した k_i / k_{slip} の最初のピーク時とした。表-4に解析結果の荷重を示す。設計総すべり耐力 P_{SL} は、式(1)の M_{SL} とアーム長 $L_a = 1500\text{mm}$ を用いて載荷荷重に換算したものである。

図-2より、初期勾配はすべてのケースで一致し、初期勾配から曲線の傾きが変化する点と初期すべり荷重 P^*_{slip} は一致する結果となった。総すべり荷重 P^*_{mslip} 時の曲線の傾きは、ほぼ横ばいになっている。また、総すべり荷重 P^*_{mslip} 時の支間中央鉛直変位 δ_v は、ウェブ継手のボルトを広く配置するとわずかに増加した。

表-4より、ウェブ継手のボルトを広く配置すると、 P^*_{slip} と P^*_{mslip} は増加した。これは、ウェブ継手のすべり抵抗モーメント ΣM_{ws} が増加するためであるが、すべり荷重の増分は ΣM_{ws} の増分より小さい。また、ウェブ継手の連結板高さがすべり荷重に及ぼす影響は小さい。

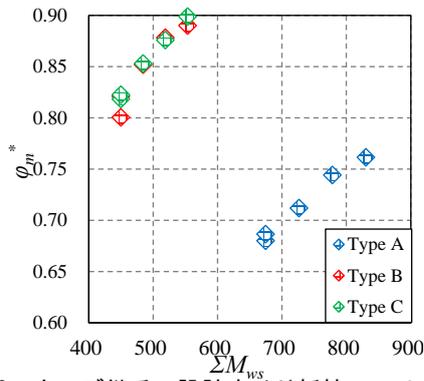


図-3 ウェブ継手の設計すべり抵抗モーメントと伝達摩擦モーメントの比率

式(1)との比較としては、総すべり荷重 P^*_{mslip} と設計総すべり耐力 P_{SL} の差は $\pm 5\%$ となった。

P^*_{mslip} の増分と ΣM_{ws} の増分が一致しなかったことを踏まえ、総すべり荷重時にウェブ継手が伝達する摩擦モーメント ΣM^*_{wfric} とウェブ継手の設計すべり抵抗モーメント ΣM_{ws} を比較する。図-3に ΣM_{ws} に対する ΣM^*_{wfric} の比率 ϕ_m^* を示す。

図-3より、 ΣM_{ws} と ΣM^*_{wfric} は一致せず、全てのケースで ϕ_m^* は 1.0 より小さくなった。また、ウェブ継手のボルトを広く配置すると ϕ_m^* は増加し、Type B, C の ϕ_m^* は Type A のそれより大きくなった。これらの結果は、伝達する摩擦力が小さい中立軸周辺のボルトが減少するためであると考えられる。

4. まとめ

本研究は鋼I桁摩擦接合継手を対象に FEM 解析を行い、ウェブ継手形状とボルト配置が桁接合部のすべり耐力に及ぼす影響を考察した。

- 1) ウェブ継手の高さ方向のボルト配置を広くすると初期すべり荷重 P^*_{slip} と総すべり荷重 P^*_{mslip} は増加した。また、ウェブ継手の連結板高さがすべり荷重に及ぼす影響はほとんどなかった。
- 2) 総すべり時にウェブ継手が伝達する摩擦モーメント ΣM^*_{wfric} はウェブ継手の設計すべり抵抗モーメント ΣM_{ws} より小さく、 $\Sigma M^*_{wfric} / \Sigma M_{ws}$ はウェブ継手のボルト配置を高さ方向に広く配置した場合やウェブ列数を減少させることで増加した。

今後は、主桁断面形状がウェブ継手の伝達する摩擦モーメントに及ぼす影響を把握し、 ϕ_m の設定方法や ΣM_{ws} の算出方法について検討する必要がある。

参考文献

- 1.) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説、I共通編 II鋼橋編、2017.11.
- 2.) 土木学会 鋼構造委員会：高力ボルト摩擦接合継手の設計法に関する調査検討委員会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針(案)、2006.12.
- 3.) 佐倉亮, 山口隆司, 青木康素：鋼I桁高力ボルト摩擦接合継手の協働作用を考慮した設計法に関する基礎的実験, 土木学会第75回年次学術講演会, 2020.9.