研究報告 令和2年度 土木分野 No.4

45年間供用された実橋を用いた健全および

損傷時のリベット接合部の性能評価

Performance Evaluation of Riveted Connections in sound and damaged conditions

with existing bridges in service for 45 years

熊本大学 大学院先端科学研究部防災建築技術分野 助教 森山 仁志

(研究計画ないし研究手法の概略)

1.背景と目的

本研究は、リベット接合により架設された高齢橋梁 の維持管理における、損傷程度と残存耐力の関係をな どの補修・補強要否の判断資料を提供することを目的 として、既設リベット橋から切出した要素継手の引張 試験を行った.

<u>2. 対象橋梁</u>

約 45 年間供用されていた鋼ランガー桁橋のウェブ 継手(図-1)を対象とした.部材の連結には高力ボル トとリベットが使用されており,高力ボルトセットが 1964年に初めて JIS に規定された背景を考えると,リ ベットが使用された橋梁の中では新しい部類に属する ¹⁾.使用鋼材は化学成分が管理された構造用鋼 SMA490AP である.本橋の撤去・解体は 2020年に実 施された.

実験供試体は、図-2に示すように、西側に位置する 主桁(以下,W桁)ウェブパネルを現場でガス切断し、 切出しパネルのシアープレートを、ウォータージェッ トにより短冊状に切断して製作した.

3. 要素リベット継手の引張実験

(1) 供試体形状および実験ケース

供試体の形状寸法を図-3に示す.供試体の板幅はウ エブ継手のゲージ間隔とし,板幅中央にリベットが位 置するようにした.母板厚と連結板厚はともに 10 mm であり,供試体は板厚方向にも対称性を有する.実験 パラメータは図-4に示すように,リベット頭部の腐食 程度と腐食位置とした.腐食損傷は機械切削により模 擬し,目標切削高さ h_dはリベット頭部の初期高さ h₀ に対して, h_d/h₀ = 10,100,120%とした.腐食位置は図 -4 に示したように,パネル両側が腐食している場合 (E010-I010, E100-I100, E120-I120)と片側のみが大き



(a) 視点 1



(b) 視点 2図-1 対象橋梁(1973年に完成)



(b) ウォータージェット切断した 要素継手

図-2 供試体製作に使用したウェブ継手





く腐食している場合(E120-I010)の2パターン とした. E120-I120のリベット軸部の目標損傷 量は連結板厚10mmの約30%(=3.1mm)である. なお, $h_d/h_0 = 10$ %が腐食損傷の無い健全状態で あり,健全状態においても頭部を僅かに切削し ているのは,各リベットの荷重分担量を考察す ることを目的として,2軸ゲージを貼付するた めである.表-1には,機械切削後の実寸法を用 いて計算した h/h_0 を示している.

(2) 設計終局耐力と想定破壊モード

各ケースの設計耐力を表-2 に示す. 最小の設 計耐力を与えるものを灰色セルの赤い太文字で 表示している. 耐力の算出にあたっては,降伏 点と引張強度は材料試験の結果を,母板幅 w, 母板厚 t_m,端しあき距離 e₁,ピッチ p は実寸法

表-3 実切削高さ *h* と初期高さ *h*₀の関係 (E側, I側頭部の平均値(%)として示す)

Test	Speci-	Ob-	Inner	Outer	Avg.	
Case	men No.	ject	Rivet	Rivet		
E010- I010	1	A1	11.6	10.3	11.0	
	1	P1	9.9	8.9	9.4	
	2	A1	6.4	8.2	7.3	
	2	P1	6.0	5.9	6.0	
	2	A1	9.4	9.2	9.3	
	3	P1	10.5	9.4	10.0	
E120- I120	1	A1	119.4	119.7	119.5	
	1	P1	120.8	120.8	120.8	
	2	A1	121.5	122.9	122.2	
		P1	121.3	122.2	121.8	
E120- I010	1	A1	64.7	65.2	64.9	
	1	P1	64.6	65.5	65.1	
	2	A1	64.7	65.3	65.0	
	Z	P1	64.6	64.8	64.7	

を,リベットの孔径 d₀と軸平行部径 d は JIS B 1214¹³⁾の基準寸法をそれぞれ用いた.ここでは,連結板総厚が母板厚より大きいことから,母板に関する耐力評価式のみを代表して示す.

Test Case	Designed /Initial	ed I Spe- cimen No.	Ob- ject	Net Cross -section	Rivet Shear	Net Cross -section	Shear Falure	Mixed Failure	Expected Failure Mode	Net Cross -section	First	Maxi -mum Load Fa N	
	Hight			Yield	Resistance <i>P_{rid}</i> (kN)	Failure	Resistance	Resistance		Yield	Detected		Failure Mode
	Ratio			Resistance		Resistance				Load	at S. G.		
	h_d / h_0			P_{ynd}		P_{tnd}	P_{esd}	P _{mixd}		P_{yn}	Loacation	P_{max}	
	(%)			(kN)		(kN)	(kN)	(kN)		(kN)	Loueution	(kN)	
E010- I010 I		E side 1	A1	454		573	1,388	733		393	U2	-	Mixed Failure
	E side		P1	397		557	1,373	737		380	U2	485	
	: 10	2	A1	443		560	1,354	722		415	L2	-	
	I side	2	P1	392		551	1,348	743		382	U2	487	
	:10 2	A1	451		569	1,382	734		437	L2	-		
		3	P1	391	506	549	1,339	718	Rivet Shear Failure	396	U2	473	
E100- I100	E side	1	A1	450		568	1,374	742		374	U2	480	Mixed Failure
	: 100		P1	409		574	1,416	745		343	U2	-	
	I side	I side :100 2	A1	452		571	1,362	737		386	L2	482	
	:100		P1	389		547	1,306	711		346	U2	-	
E120- I120	E side	side 1 120 1	A1	439		555	1,343	715		316	U2	-	Rivet Shear Falure
	: 120		P1	395		555	1,343	719		419	L2	443	
	I side	I side :120 2	A1	450		568	1,384	743		372	U2	-	
	:120		P1	400		562	1,373	742		406	L2	443	
E120- I010	E side	1	A1	460		581	1,405	738		384	U2	476	Mixed
	: 120		P1	404		567	1,398	724		374	U2	-	
	I side	A1	451		569	1,380	752		373	U2	484	Failure	
	:10	10 2	P1	397		558	1,360	715		435	U1	-	

表-2 各ケースの設計耐力および実験結果

母板の純断面降伏耐力 P_{ynnd} と純断面破断耐力 P_{tnd} は式(1)と式(2)によって計算した.端 抜け破断耐力 P_{esd} は文献 3)の式(3)で計算した.リベットのせん断耐力 P_{rid} は,純せん断状 態を仮定した式(4)で計算した.1行2列の高力ボルト摩擦接合継手では,縁端部の端抜け 破断とボルトのせん断が連成した破壊モードが報告されている⁴⁾.リベット継手において も同様のモード(端部端抜け+リベットのせん断)が生じるものと考え,式(5)によりせん 断耐力を計算した.

$$P_{ynd} = (w - d_0)t_m \times \sigma_y \quad (1), \qquad P_{tnd} = (w - d_0)t_m \times \sigma_t \quad (2), \quad P_{esd} = 2 \times \{e_1 + (n-1)p\}t_m \times \frac{\sigma_t}{2} \quad (3)$$

$$P_{rid} = n \times 2A_{r-sh}\tau_{tr} = n \times 2 \times \frac{\pi d^2}{4} \times \frac{\sigma_{tr}}{\sqrt{3}} = \frac{\pi}{2\sqrt{3}} n d^2 \sigma_{tr} \qquad (4), \qquad P_{mixd} = 2 \times e_1 t_m \times \frac{\sigma_t}{2} + 2 \times A_{r-sh}\tau_{tr} = e_1 t_m \sigma_t + \frac{\pi d^2}{2\sqrt{3}} \sigma_{tr} \qquad (5)$$

ここに、w:母板幅、 d_0 (=23.5 mm):リベット孔径、 t_m :母板厚、 σ_y :母板の降伏点、 σ_t : 母板の引張強度、 e_1 :端しあき距離、n (=2):リベット本数、p:ピッチ、d (= d_0 = 23.5 mm): リベットの軸平行部径、 σ_{tr} :リベットの引張強度である.

(3) 計測項目および載荷条件

荷重 P,母板と連結板の相対変位 δ_r ,母板コバ面ひずみ ε_{side} ,遊間位置の連結板表面ひずみ ε_{spl} ,リベット頭部のひずみ ε_{riv} を計測した.各項目の計測位置は図-3に示している.

引張実験は熊本大学が所有する万能試験機(載荷能力;2,000 kN)を用いて実施した. 載荷速度は油圧バルブを手動で調整し,2 kN/s となるように調整した.最大荷重 Pmaxの確 認後は約 0.5Pmax まで除荷を行い,計測機器を取外した後に,母板あるいはリベットが破断 するまで再載荷を行った.

(実験調査によって得られた新しい知見)

実験結果のまとめを表-2に、載荷後の供試体の様子を図-4にそれぞれ示す.表-2中の純断面降伏荷重 P_{yn} はコバ面ひずみ ε_{side} のいずれかが材料試験結果より計算した各母板の降伏ひずみ ε_{y} (= σ_{y} / E)に初めて到達したときの荷重と定義している.

(1) 純断面降伏荷重,最大荷重および破壊モード

両側のリベット頭部が腐食損傷している E100-I100 と E120-I120 の純断面降伏荷重 *Pyn*は,健全状態である E010-I010 のそれに対して両者ともに 10 %程度低下した.最大荷重 *Pmax*は, E100-I100 と E010-I010 はほぼ一致し, E120-I120 は E010-I010 より 8%程度低下した. 腐食損傷に偏りのある E120-I010 場合は, *Pyn*, *Pmax* とも E010-I010 のそれらとほぼ一致した.

破壊モードについては、図-4 に示すように、E120-I120 を除いて縁端の端抜け破断とリベットのせん断破断が連成して発生した.一方、E120-I120 はリベットのせん断破断が発生した.最大荷重 *P*max が E120-I120 のみ健全状態から低下したことを踏まえると、連結板内部のリベット軸部に腐食損傷が生じていない場合は、リベット継手のせん断耐力は低下しないと考えられる.

(2) 既存の設計終局耐力の推定精度

各ケースの最大荷重 P_{max} と表-2 に示した設 計終局耐力の比率を図-5 にまとめた.設計終局 耐力には,想定破壊モードと実破壊モードの違 いを考慮して,式(4)のリベットのせん断耐力 P_{rid} ,式(5)の端部端抜けとリベットのせん断の 連成破断耐力 P_{mixd} の2つを選定した.図-5の とおり,いずれの設計式も実験結果を危険側に 評価し,連成破断耐力 P_{mixd} は過小評価となり推 定精度は低い.一方,せん断耐力 P_{rid} は E120-I120の場合を除き推定誤差が10%未満と なっているものの,破壊モードが実際と異なる.

別途実施した材料試験において、母板とリベ ットの引張強度のばらつきが小さかったことを 踏まえると、式(5)の推定精度は材料強度に起因 したものではないと考えられる.したがって、 リベット継手の連成破断耐力 *P_{mixd}* は、式(5)を そのまま使用することはできず、評価式の見直 しが必要であることを示唆している.



(a) E010-I010-3 (P1 側) (b) E100-I100-2 (A1 側)





(c) E120-I120-1 (P1 側) (d) E120-I010-1 (A1 側)





図-6 荷重 P と母板-連結板相対変位 δr の関係



(3) 腐食程度・位置が力学挙動に及ぼす影響

荷重 P と母板 - 連結板の相対変位 δr の関係を図-6 に示す.荷重 P と相対変位 δr の関係 は、腐食程度に比例して変位が増加する傾向にあり、非線形性が現れる荷重も小さくなっ ている. E010-I010 と E120-I010 の最大荷重 Pmax は、上述のとおり差異が確認されなかっ たが、Pmax に至るまでの相対変位は E120-I010 が大きく、特に母板縁端部から 10 mm 離れ た位置においてその傾向が明瞭に見られた. これは、E120-I010 は腐食位置に偏りがある ことで、相対変位を計測した健全側(I 側)の連結板の分担力が増加したためと考えられ る. しかしながら、両ケースの最大荷重はほぼ一致しており、この荷重分担率の変化が耐 荷性能に及ぼす影響は小さいといえる.

(4) 連結板の荷重分担関係

リベットの腐食程度と腐食位置が継手の荷重分担経路に及ぼす影響を,連結板遊間部に 作用したひずみから考察する. E 側, I 側各連結板の分担力 N_E , N_I は式(6)で計算した. 連 結板の弾性係数は未明なため, $E^* = 2.0 \times 10^5$ N/mm² とした.

$$N_{i} = A_{i} \times \varepsilon_{i} E^{*} \tag{6}$$

ここに, *E*^{*}:弾性係数, ε_i:連結板のひずみ(5 箇所の平均値), *A_j*:連結板の断面積(実 測値)である.

最大荷重 P_{max} に至るまでの,各連結板の荷重分担関 係を図-7 に示す.図中には,表-2 に示した A1, P1 側 母板の純断面降伏荷重 P_{yn}をプロットした.図-7 より, 腐食程度に依らず,I側連結板の荷重分担量が E 側の それより大きいことがわかる.腐食位置に偏りがある E120-I1010 では,載荷初期ではI側の分担量が大きい が,母板の純断面降伏より前に E 側の分担量のほうが 大きくなる.いずれのケースにおいても I 側の分担量 が大きくなるのは,I 側リベットの頭部が工場製作で あるため,母板・連結板の孔中心に対する位置ずれや



図-8 切断面の様子

孔内への未充填などの施工誤差が E 側よりも小さいためと考えられる.連結板の位置ずれ は、充填性確認用の切断供試体の様子(図-8)からも伺える.また、E120-I010の場合に E 側の分担量が相対的に増加しているのは、腐食位置の偏りに伴う偏心曲げモーメントの作 用に起因したものと推察される. (まとめ)

本研究は、リベット接合により架設された高齢橋梁の維持管理における、補修・補強要 否の判断資料を提供することを目的として、リベット頭部に模擬腐食損傷を与えた要素継 手の引張実験を行い、頭部腐食の程度・位置が継手の耐荷性能に及ぼす影響を評価した. 以下に、得られた結果をまとめる.

- リベットの頭部および軸部の腐食が継手の耐荷性能に及ぼす影響は、継手内にリベット 軸部が残存し、軸部の減少量が連結板厚の30%未満であれば、小さいといえる.
- 2) 式(4)のリベットのせん断耐力 P_{rid},式(5)の端部端抜けとリベットのせん断の連成破断耐力 P_{mixd}は最大荷重 P_{max}を危険側に評価し、P_{mixd}は 30%程度の過小評価となり推定精度は低かった.一方、P_{rid}は E120-I120 の場合を除き誤差が 10%未満となっているものの、破壊モードが実際とは異なった.母板とリベットの引張強度のばらつきが小さかったことから、リベット継手の連成破断耐力 P_{mixd}は式(5)をそのまま使用することはできず、評価式の見直しが必要であることが示唆された.
- 3) 両側連結板の荷重分担関係は、充填不良等の施工誤差の影響を受けて不均等であった. 片側のリベット頭部が欠損して腐食位置に偏りがある場合、偏心曲げモーメントの影響 を受けて分担関係に変化が見られ、健全側連結板の分担力が増加した.

今後は、本実験結果を基に再現性を確保した数値モデルによるパラメトリック解析を行い、腐食程度・腐食位置・リベット本数・接合面数(1面/2面)が継手の終局耐力(残存耐力)に及ぼす影響を明らかにする.また、その結果を踏まえて、損傷程度と残存耐力の関係を橋梁点検の区分に関連付け、補修・補強要否を判断するガイドラインを提案したいと考えている.

参考文献

- 1) 日本工業規格:摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット, JIS B 1186, 1964.
- 2) 日本工業規格:熱間形成リベット, JIS B 1214, 1995.
- 3) 日本建築学会:鋼構造接合部設計指針, 2012.
- 4) 舟山耕平,三ツ木幸子,高井俊和,山口隆司:添接板で破断する場合の高力ボルト継手の性能に関する基礎的 研究,構造工学論文集, Vol.63A, pp.704-717, 2017.

(発表論文)

否笠弘実,森山仁志,秦子策,松村政秀:リベットの腐食程度および腐食箇所が継手の耐荷性能に及ぼす影響,令和2年度土木学会西部支部研究発表会講演概要集,I-014, pp.27-28, 2021.