

鋼 I 桁高力ボルト継手部の合理的設計法に関する実験的検討

Slip-strength Tests of Bolted Joints on the Plate Girder Connections with a Filler Plate

水口 和之*, 宮地 真一**, 小枝 芳樹***

Kazuyuki MIZUGUCHI, Shin-ichi MIYACHI and Yoshiki KOEDA

- | | | |
|-----|------------------------|------------------------------|
| * | 日本道路公団名古屋建設局構造技術課 | (〒460-0008 名古屋市中区栄 4-1-1) |
| ** | 工修 川田工業株式会社技術開発本部技術研究室 | (〒550-0014 大阪市西区北堀江 1-22-19) |
| *** | 川田工業株式会社大阪支社橋梁技術部 | (〒550-0014 大阪市西区北堀江 1-22-19) |

This paper deals with the slip strength of friction-type bolted joints on the plate girder connections with a filler plate. Static tests in bending motion using I-section girder models were carried out with painted frictional surfaces. During the experiments, we investigated the gradual slippage-behavior at the critical state just prior to the major-slip and the ultimate slip strength of bolted joints on the plate girder connections. It was found from the test results that the effects of filler plate could be a significant factor for estimating the slip-strength of bolted connections along with the cooperative performance of flange joints and web joints.

Key Words : friction-type joint, slip, filler plate

1. まえがき

現在建設中の鋼少数主桁橋では、極厚フランジへの対応や防錆上・景観上の配慮などから、主桁の現場継手部に全断面溶接を採用する例が増加している。しかし一方で、景観上の制約が比較的少ない山間部等においては、架設工期が短く施工面で有利な高力ボルト継手の採用例も多く、特に大型断面を有する鋼少数主桁橋の現場継手部に対し、高力ボルト本数の低減を実現できる合理的設計法の確立が急務の課題であると思われる。

現行の道路橋示方書¹⁾に規定された鋼 I 桁高力ボルト摩擦接合継手の設計法では、周知のごとく、フランジとウェブの各ボルト列の所要ボルト本数を、母材の応力分布に従って個々に算出するものとしている。一方、寺田ら²⁾や長嶋ら³⁾の研究によれば、鋼 I 桁高力ボルト摩擦接合継手部では、フランジ継手とウェブ継手の協同作用(有機的・相補助な働き)によるすべり耐荷性能を期待できると考えられる。なお、秋山ら⁴⁾は、上記の協同作用を考慮した継手耐荷力の評価法として、母材降伏強度とすべり強度の比⁵⁾を考慮した各ボルト行のすべり強度(すべり係数 $\mu = 0.44 \sim 0.50$)を求め、継手全体のすべり抵抗モーメントに換算する手法を提案している。

協同作用を期待した合理的設計法は、ウェブ継手のス

リム化によるボルト本数の大幅な低減を意図したものであり、特に少数主桁橋のような腹板高の大きな継手形状に対し、比較的顕著なコストメリットを与えるものと考えられる。実際、腹板高が $h = 2.95\text{m}$ なる鋼少数 I 桁橋を対象とした著者らの試算⁶⁾によれば、道路橋示方書の規定と同じく $\mu = 0.40$ なるすべり係数を一律に用いる条件のもと、現行の設計法で定めたフランジ継手のボルト配列をほとんど変更することなく、ウェブ継手のスリム化(2列配置の1枚添接板の使用)によってボルト本数を2~3割程度低減できると考えられる。

以上のような観点から、腹板高の大きな鋼少数 I 桁橋や一般的な鋼 I 桁橋の高力ボルト継手部に対し、上記の協同作用を期待した合理的設計法を適用していくことの意義は大きいと考えられる。ここに、一部材一断面構造でフランジ継手にフィラーを有する場合や摩擦面に防錆塗装を施すケースなど、今後の合理化構造や維持管理等を視野に入れた検討が、上記の合理的設計法を実用化していく上で重要な意味を持つと思われる。そこで、本研究では、既に確認された協同作用の基本特性³⁾をより実橋に近い条件で評価すべく、継手部の摩擦面を無機ジンク塗装とする条件のもと、後述するような比較的大型の鋼 I 桁モデルを用いたすべり耐荷力試験、およびフィラーを有する継手要素モデルの引張試験を実施した。

鋼 I 桁モデルのすべり耐荷力試験では、支間長が $L=12.0\text{m}$ 、腹板高が $h=1.5\text{m}$ なる鋼 I 桁曲げ試験体 (4 体) の中央部に高力ボルト継手部を設け、フィラーを有する場合を含めた 4 種類の継手形状について、すべり挙動や応力性状などの比較検討を行った。また、フィラーを有する継手要素モデルの引張試験では、フィラーの板厚や継手長さを種々変化させた小型試験体を多数用意し、継手部のすべり強度特性などに及ぼすフィラーの影響について調査した。その結果、鋼 I 桁高力ボルト継手部の合理的設計法を議論していく上で考慮すべきと思われる幾つかの特性が認められたことから、ここにその結果を報告する。

2. 実験方法

本実験に使用した、支間長が $L=12.0\text{m}$ 、腹板高が $h=1.5\text{m}$ なる鋼 I 桁曲げ試験体の諸元、および鋼材の材料試験結果を表-1 に示す。試験体の中央部に設けた継手形状は表-2 に示す 4 種類 (モデル A、B-1、B-2 およ

び C) である。それらはフランジ継手のボルト列数やウェブ継手の形状がそれぞれ異なっている。まず、モデル A については、表-2 に示すように、上下フランジ継手のボルト本数がそれぞれ 4 行 $\times$ 5 列 = 20 本、モーメントプレートに有するウェブ継手は高さ方向に 14 行配置となっており、引張側フランジ継手部のすべり強度と降伏強度の公称値比 $\beta^4)$ は $\beta=0.98$ ($\mu=0.40$ なる条件で算出したすべり強度が規格降伏点より算出した母材純断面の降伏強度にほぼ一致) となっている。

モデル B-1 は協同作用を期待した合理化設計の試案として、フランジ部のボルト列数をモデル A より 1 列減じた 4 列 (すべり強度・降伏強度比 $\beta=0.79$) とし、ウェブ継手には合理化構造として 2 列ボルト配置の 1 枚添接板を用いたものである。また、モデル B-2 はフランジとウェブのボルト配列がモデル B-1 と同じで、フランジ継手のすべり側に板厚 $t=25\text{mm}$ なるフィラーを挿入したものである。一方、モデル C はモデル B-1 よりもフランジのボルト列数を 1 列多くした継手形状となっている。

表-1 試験体諸元と材料試験結果

鋼 I 桁支間長		$L = 12.0\text{m}$ (両支点: ゴム支承)		
鋼 I 桁断面	フランジ	幅 390mm $\times$ 板厚 25mm (SM490Y)		
	ウェブ	高さ 1500mm $\times$ 板厚 10mm (SM490Y)		
添接板 (SM490Y)		フランジ板厚 16mm, ウェブ板厚 9mm		
フィラー (モデル B-2)		フランジ部: 板厚 25mm (SM400)		
材料試験結果:		板厚 (mm)	降伏点 σ_y (kgf/cm ²)	弾性係数 E_s (kgf/cm ²)
部位	材質			
フランジ	SM490Y	25	4080	2.13×10^6
ウェブ	々	10	4440	2.08×10^6
添接板	々	16	4090	2.11×10^6
々	々	9	4100	2.09×10^6
フィラー	SM400	25	2630	2.07×10^6

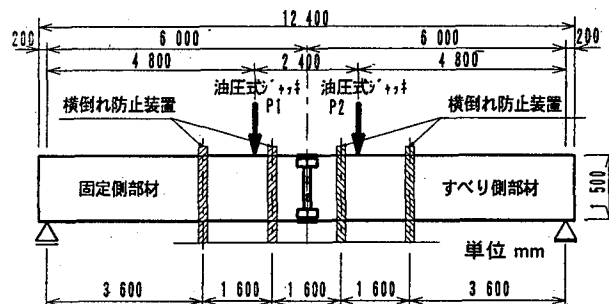


図-1 載荷試験 (4 点曲げ方式)

表-2 試験の対象とした高力ボルト継手形状

(寸法単位 mm)

	モデル A	モデル B-1	モデル B-2	モデル C
継手形状				

注) $\blacktriangle$ 印: M20, $+$ 印: M22 左側は固定側, 右側はすべり側

表-3 すべり抵抗モーメントの実験結果

		モデル A	モデル B-1	モデル B-2	モデル C	備考
高力ボルト列数 (列)	フランジ (4本/列)	5	4	4	5	すべり側 高力ボルト : M20 (F10T) 設計ボルト軸力は $N = 16.5 \text{ tf/本}$ すべり抵抗モーメントの計算値の算出 には、左記の軸力測定値を使用
	ウェブ最遠行	3	2	2	2	
	上フランジ (平均)	14.0	13.6	15.7	14.4	
	ウェブ (上2行の平均)	13.5	12.5	13.9	13.7	
高力ボルト導入軸力 の測定値 (試験直前) (tf/本)	ウェブ (下2行の平均)	14.2	13.6	14.6	13.7	フランジ又はウェブ最遠ボルトが個々に すべり耐力に達する作用モーメント 各ボルトのすべり抵抗モーメントの総和 $MT = \sum (\rho_i \times y_i)$
	下フランジ (平均)	14.9	14.0	15.5	14.3	
	道路橋示方書 MF $\mu = 0.4$	446	334	371	427	
	の規定 MW $\mu = 0.4$	461	294	317	297	
すべり抵抗 モーメント (tf・m)	総すべり モーメント MT1 $\mu = 0.4$	489	373	415	456	試験時の載荷荷重値より算出
	MT2 $\mu = 0.6$	733	559	623	684	
	実験値 MSL	652 以上	606	357	442	

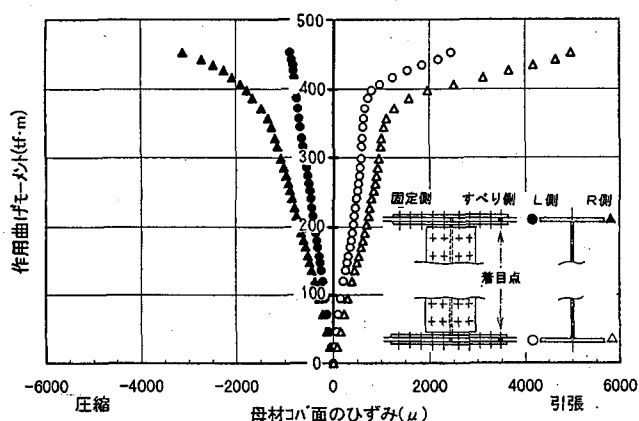


図-2 母材コバ面の発生ひずみ (モデルC)

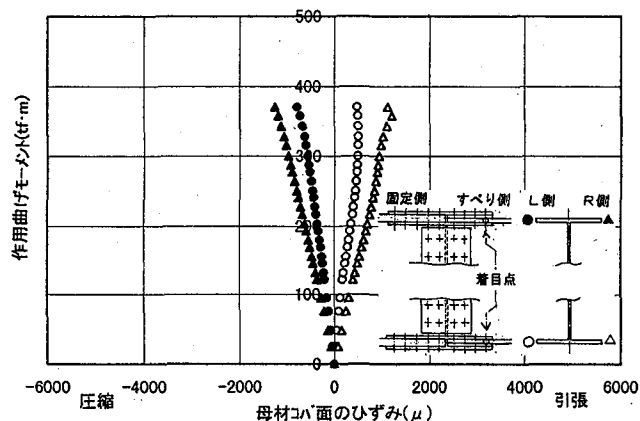
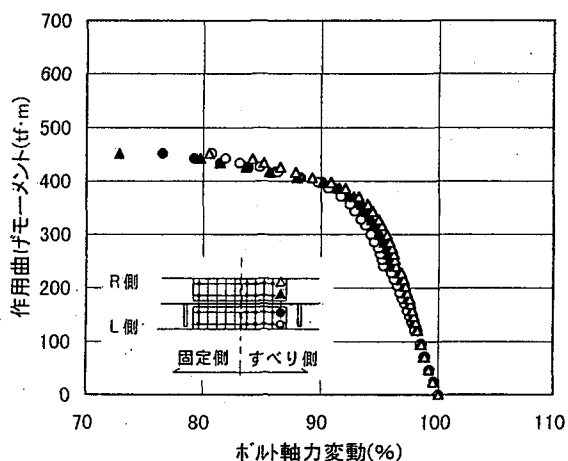
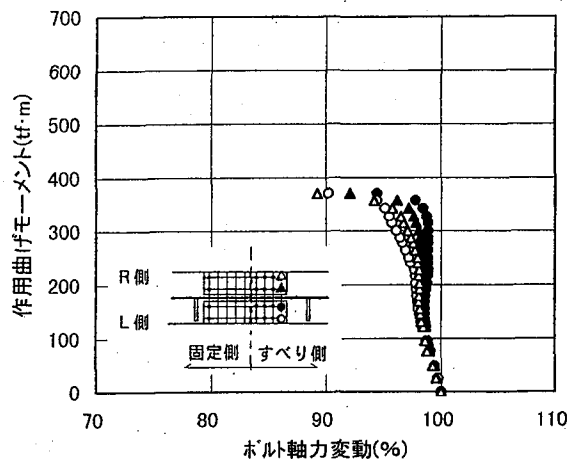


図-3 母材コバ面の発生ひずみ (モデルB-2)



(a) モデルC



(b) モデルB-2 (フランジ継手にフィラーを設置)

図-4 下フランジ添接部の高力ボルト軸力変動

なお、上記の4タイプの全ての試験体に対し、高力ボルト継手部の摩擦面には防錆材として厚膜型ジンクリッチペイント (目標膜厚 $75 \mu\text{m}$) を塗布している。

試験を実施するにあたっては、桁の横倒れによる面外変形を極力防止すべく、支間中央部を中心に 1.6m ピッチで横倒れ防止装置 (横支持ローラーによって、水平方向の変位を制限し、鉛直方向の変位についてはフリーとしたもの) を設置した。荷重の載荷は図-1に示すような4点曲げ方式で行い、支間中央部に設けた高力ボルト継手部の作用曲げモーメントは、図中のP1とP2の荷重

載荷点に設置したロードセルで管理することとした。

実験では、まず継手部の作用モーメントが $M=100\text{tf}\cdot\text{m}$ 程度となるような予備載荷を行い、その荷重をいったん除荷した後に、所定の本載荷を行った。なお、載荷試験時の測定項目は桁の鉛直たわみ、高力ボルト軸力、継手端における母材と添接板の相対ずれ量、および継手部の発生応力とした。ここに、高力ボルト軸力は軸部に貼付したひずみゲージで測定し、母材と添接板の相対ずれ量はパイ型変位計を用いて検出することとした。

3. 実験結果と考察

(1) すべり耐荷力特性

試験時の載荷荷重値より算出した継手部のすべり抵抗モーメントの実験結果をまとめて表-3に示す。

表-3中のモデルAの実験結果は、 $M=652\text{tf}\cdot\text{m}$ なる作用曲げモーメント ($\mu=0.40$ なるすべり係数で算出した総すべりモーメント $MT1=489\text{tf}\cdot\text{m}$ の1.33倍) に対し、継手部にすべりが発生せず、装置の都合で試験を中断したことを表している。次に、モデルB-1に着目すれば、すべり抵抗モーメントの実験値 ($MSL=606\text{tf}\cdot\text{m}$) は、 $\mu=0.4$ なる条件でウェブ最遠ボルトが個別にすべり耐力に達する曲げモーメント ($MW=294\text{tf}\cdot\text{m}$) の2倍以上と非常に大きく、すべり係数を $\mu=0.6$ とした総すべりモーメント ($MT2=559\text{tf}\cdot\text{m}$) をも上回る結果となっている。すなわち、すべり先行型でフィラーの無い一般的な高力ボルト継手については、フランジとウェブの協同作用を十分に期待でき、継手部のすべり強度を総すべりモーメントで評価できるものと判断される。

次に、表-3中のモデルCに着目すれば、上記のモデルAやモデルB-1と比較して、すべり抵抗モーメントの実験結果が幾分小さめの値を示していることがわかる。なお、このモデルCでは、図-2中の△印と▲印が示すように、R側に発生ひずみが偏る性状が現れている。ここに、 $400\text{tf}\cdot\text{m}$ 程度の作用曲げモーメントを境として、

下フランジの特にR側(△印)で母材孔引き断面の引張ひずみが急増している。また、図-4(a)からわかるように、同じく $400\text{tf}\cdot\text{m}$ 程度の作用曲げモーメントを境として、最外列ボルト(特に内側ボルト行)に著しい軸力低下が現れている。すなわち、モデルCについては、発生ひずみの偏りの影響で、母材の引張降伏およびボルトの軸力低下が先行して現れたことが、すべり強度低下の支配的要因になっていると考えられる。

ところで、フランジ継手部にフィラー(板厚 $t=25\text{mm}$) を挿入したモデルB-2では、フィラーの無いモデルB-1と比較して、すべり抵抗モーメントの実験値(表-3中のMSL)が少なからず低下する結果となっている。なお、このモデルB-2では、図-3に示すように母材孔引断面の発生ひずみがR側に偏る性状が現れており、モデルCと同様に継手部には若干の偏心作用が働いたものと推測される。ただし、このモデルB-2については、図-3からわかるように、母材孔引断面で発生ひずみの増加割合が最大荷重に至るまでほぼ一定である。加えて、図-4(b)に示すように、最外列ボルトの軸力低下率も最大荷重時で1割以下と小さく、モデルCに見られたような母材降伏を顕す性状は認められない。すなわち、モデルB-2の母材コバ面で確認された発生ひずみの偏りは、すべり強度低下の支配的要因とはなっていないものと考えられる。

(2) フィラーの影響について

ところで、フランジ継手部にフィラーを挿入したモデルB-2では、後述するようにフランジ添接板と母材の相対ずれやボルト軸力変動について、フィラーの無いモデルB-1とは明らかに異なる性状が確認されている。加えて、モデルB-2では、フィラーのコバ面において、図-5に示すように継手中間部のひずみ(記号△、□)に著しい特性変化⁷⁾が確認されており、すべり抵抗モーメントの低下に何らかの影響を及ぼしているものと推察される。そこで、モデルB-1とモデルB-2の代表的な試験結果を比較して図-6～図-10に示し、フィラーが継手部のすべり挙動特性や応力性状に及ぼす影響について考察することとした。なお、以下に比較するモデルB-1とモデルB-2のボルト配列は同一であり、継手形状の違いはフランジ部のフィラーの有無のみとなっている。

図-6からわかるように、支間中央の鉛直たわみ測定値は、最大作用モーメントの近傍を除き、両者とも腹板のせん断変形の影響を考慮した計算値にほぼ一致している。一方、すべり耐荷力の絶対値に着目すれば、前述したように、モデルB-1のすべり抵抗モーメントは表-3に示した道示MWの2倍以上と大きく、 $\mu=0.60$ なる総すべりモーメント計算値をも若干上回っている。これに対し、モデルB-2の実験結果は表-3に示した道示MWを幾分上回る程度であり、フィラーの有無による継手強度

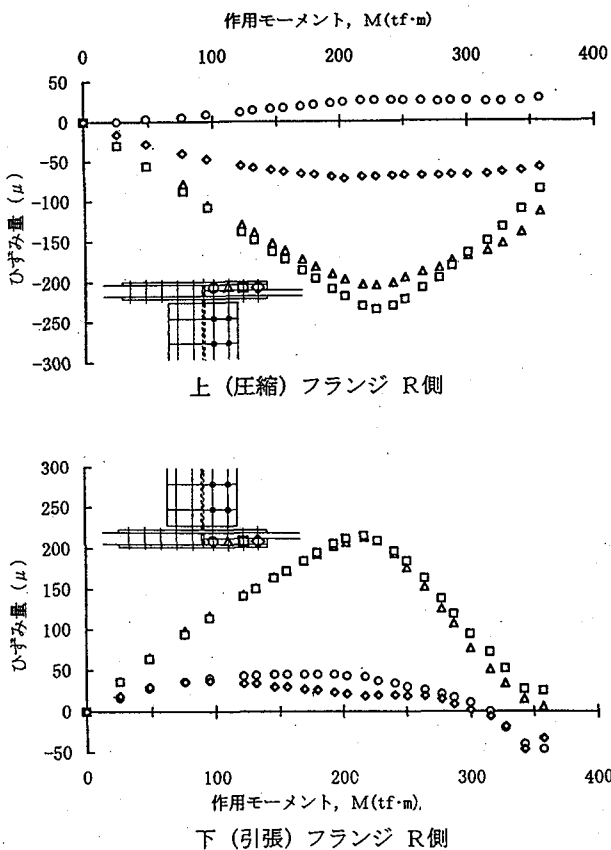
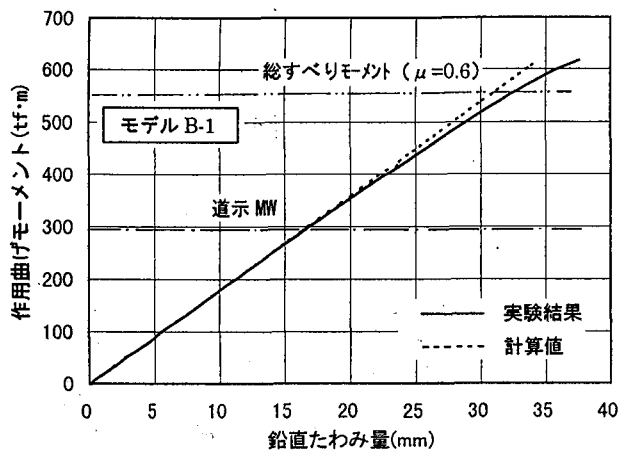
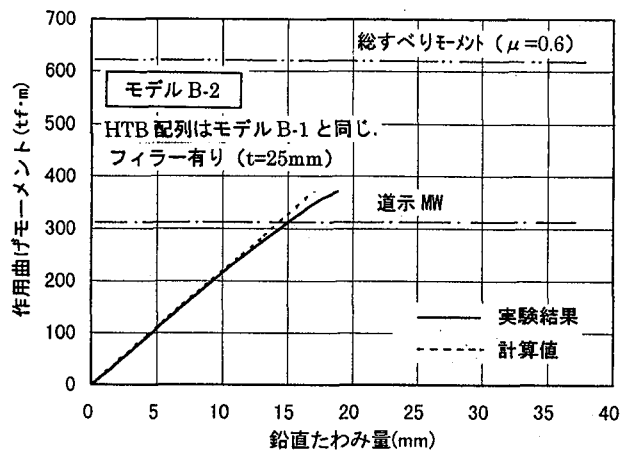


図-5 フィラーのコバ面の発生ひずみ (モデルB-2)

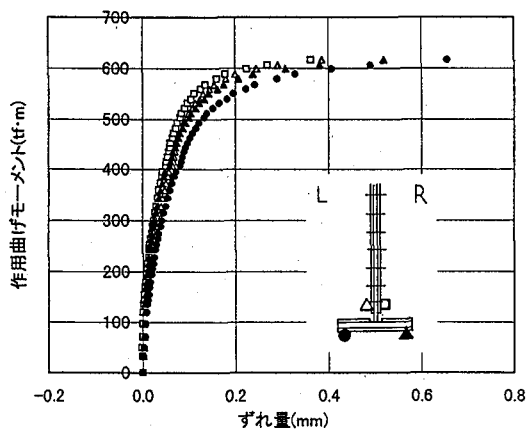


(a) モデル B-1 (フィラー無し)

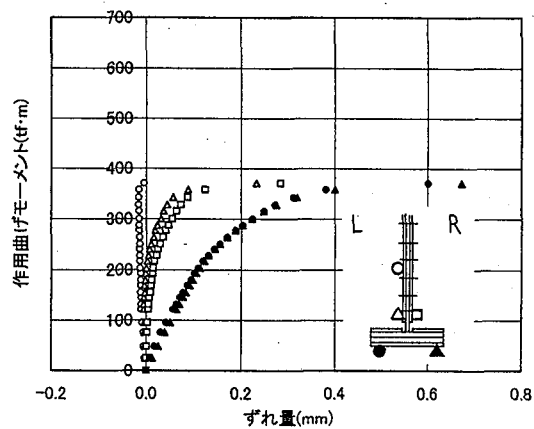


(b) モデル B-2 (フランジ継手にフィラーを設置)

図-6 支間中央部の鉛直たわみ

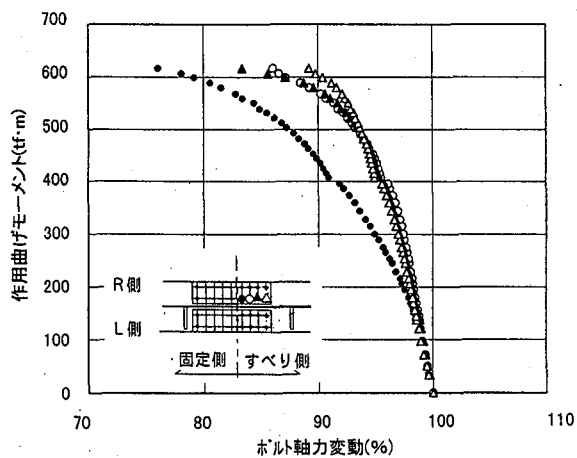


(a) モデル B-1 (フィラー無し)

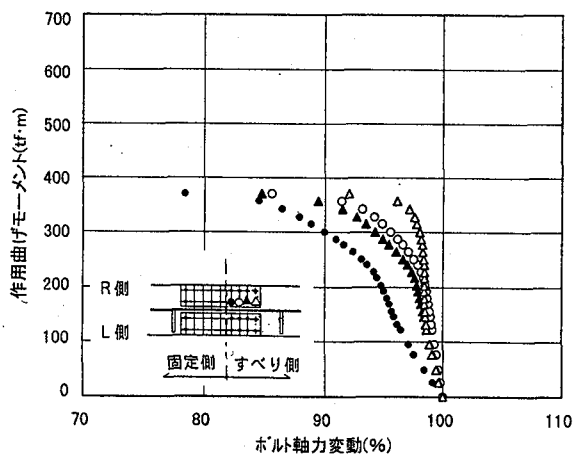


(b) モデル B-2 (フランジ継手にフィラーを設置)

図-7 母材と添接板の相対ずれ性状

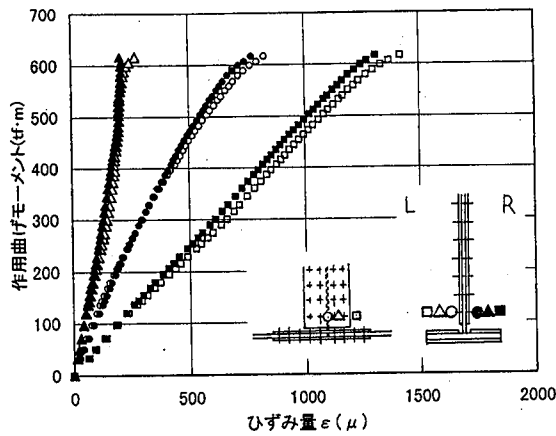


(a) モデル B-1 (フィラー無し)

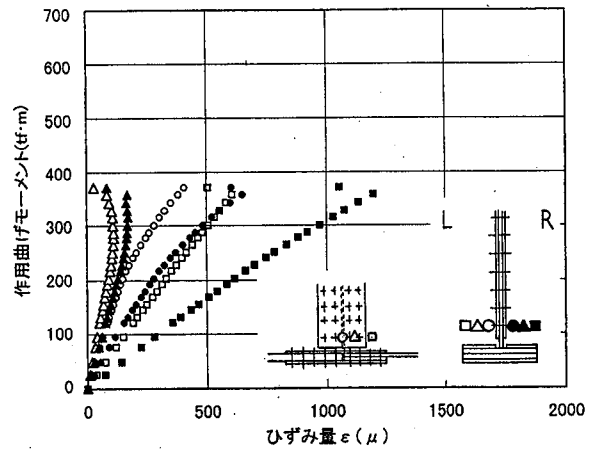


(b) モデル B-2 (フランジ継手にフィラーを設置)

図-8 下フランジボルトの軸力変動特性

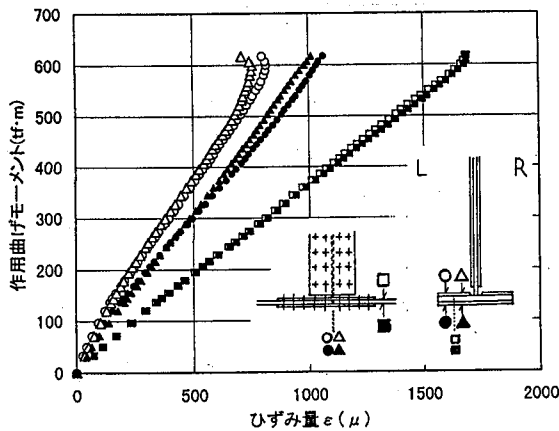


(a) モデルB-1 (フィラー無し)

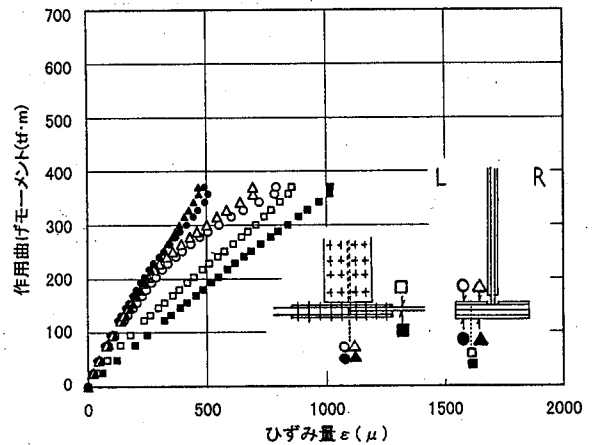


(b) モデルB-2 (フランジ継手にフィラーを設置)

図-9 引張側ウェブ添接板のひずみ性状



(a) モデルB-1 (フィラー無し)



(b) モデルB-2 (フランジ継手にフィラーを設置)

図-10 下フランジ添接板のひずみ性状

の差異が明確に現れている。

母材と添接板の相対ずれ性状については、現象が比較的顕著に現れた下 (引張) フランジ側の結果に着目して考察する。図-7 に示すように、フランジ継手にフィラーを有するモデルB-2において、下フランジ添接板と母材の相対ずれがウェブに先行して大きく現れる特性が認められる。また、作用モーメント $M=220\text{tf}\cdot\text{m}$ 程度を境として、ウェブ添接板端部の相対ずれが顕在化するとともに、フランジ継手の相対ずれ量の増加割合が幾分大きくなるような挙動が現れており、これらの特性はフィラーの無いモデルB-1の性状と明らかに相違している。ここに、相対ずれは標点距離が 100mm のパイ型変位計で測定したものであり、標点間に生じる母材のひずみについては作用応力の計算値をもとに補正している。

ここで、再び図-5に着目すれば、前述の $M=220\text{tf}\cdot\text{m}$

程度の作用モーメントで、上下フランジ継手の中間部におけるフィラーのコバ面で発生ひずみが極大値を示し、その後、作用モーメントの増加とともにほぼ直線的に減少している。また、図-8に着目すれば、フィラーを有するモデルB-2では、同じく $M=220\text{tf}\cdot\text{m}$ 程度の作用モーメントを境として、下フランジ継手の中間部ボルトで軸力の抜けが顕著に現れる結果となっている。フィラーの無いモデルB-1においても、最大荷重付近で類似の性状が現れており、中間部ボルトの軸力抜けとすべり強度の関連性についてはなお一層の考察が必要と思われる。

さらに、図-9、-10に示す引張側添接部のひずみ性状に着目すれば、上記の相対ずれ性状やフィラーのひずみ性状などで注目した $M=220\text{tf}\cdot\text{m}$ 程度の作用モーメント境として、フィラーを有するモデルB-2に次のような特性が現れており、フィラーの無いモデルB-1の性状と明

表-4 フィラーを有する高力ボルト継手要素モデルの引張試験結果

モデル	2-S			2-25S			4-25			4-18			4-12			6-25			6-18			6-12			6-6		
No.	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
板厚(mm)	—			25			25			18			12			25			18			12			6		
母材	50			25			25			32			38			25			32			38			44		
添接板	16			16			16			16			16			16			16			16			16		
ボルト列数	2列			2列			4列			4列			4列			6列			6列			6列			6列		
試験体形状																											
	0.75	0.69	0.75	0.74	0.70	0.74	0.65	0.64	0.72	0.68	0.70	0.69	0.67	0.69	0.63	0.54	0.53	0.55	0.64	0.64	0.62	0.64	0.62	0.63	0.62	0.64	0.61
すべり係数 μ																											
	0.73			0.73			0.67			0.69			0.66			0.54			0.64			0.63			0.62		
平均値	0.73			0.73			0.67			0.69			0.66			0.54			0.64			0.63			0.62		

らかに相違している。

- ウェブ添接板において、最遠ボルトの中間部の引張りずみ（図中の△と▲）が増大しなくなり、最大作用モーメントの近傍で著しく減少する。
- 下フランジ継手において、ウェブ側の内添接板の発生ひずみ（図中の○と△）が外添接板のひずみ（図中の●と▲）を上回る。なお、その現象は、発生ひずみが中立軸からの距離に比例するとした平面保持の仮定に矛盾するものである。

上記の引張側添接部のひずみ性状は、前述したモデルB-2の相対ずれ挙動（ $M=220\text{tf}\cdot\text{m}$ 程度を境に、ウェブ継手端部の相対ずれが顕在化するとともに、フランジ継手の相対ずれの増加割合が幾分増大した現象）と密接に関連していると思われる。

なお、結果の詳細は省略するが、上（圧縮）フランジ側においても、下（引張）フランジ側ほど顕著ではないものの、母材と添接板の相対ずれ性状や添接板のひずみ性状において、ほぼ類似の傾向が認められている。

以上の結果を総合すれば、モデルB-2ではフィラーを有するフランジ継手に比較的大きな部分すべりが発生し、その影響がウェブ継手の相対ずれとなって現れた段階で、継手挙動の一体性が部分的に損なわれ、フランジとウェブの協同作用を十分に期待できない状態となったことが考えられる。また、添接板のひずみ測定結果より、相対ずれが発生したウェブ継手の一部で摩擦面の軸力伝達が継手中心側に集中し、同時に、部分すべりが進行したフランジ継手ではフィラーが無い側の摩擦面に

表-5 継手要素モデルの材料試験結果

材料試験結果：		板厚 (mm)	降伏点 σ_y (kgf/cm ²)	弾性係数 E_s (kgf/cm ²)
部位	材質			
母材	SM490	50	3360	2.05×10^6
	々	44	3220	2.03×10^6
	SM490Y	38	4010	2.01×10^6
	々	32	4170	1.96×10^6
	々	25	3930	2.00×10^6
添接板	々	16	4010	2.15×10^6
フィラー	SM400	25	2700	2.05×10^6
	SS400	18	3050	2.06×10^6
	々	12	2770	2.12×10^6
	々	6	3270	2.13×10^6

軸力伝達が偏る形となったことが、継手全体としてのすべり耐荷力特性に少なからず影響を及ぼしたものと推察された。

(3) 高力ボルト継手要素モデルの引張試験結果

前述の鋼I桁モデルのすべり耐荷力試験結果より、フランジ継手に設けたフィラーが継手全体としてのすべり耐荷力特性に対し、少なからず影響を及ぼしていることが考えられる。そこで、ここでは、フィラーの板厚や継手長さがすべり強度に及ぼす影響を調査すべく実施した、継手要素モデル引張試験の結果について述べる。

試験の諸元と得られた結果をまとめて表-4に示す。また、使用した鋼材の材料試験結果を表-5に示す。試験の対象としたフィラーの板厚は $t=25\text{mm}$ 、 18mm 、 12mm 、および 6mm の4種類であり、ボルト列数は2、4、6列の3種類である。なお、すべり強度・降伏強度比 β^4 が

1.14 (1.0以上)となるタイプ6-25を除けば、全ての試験体について、基本的にすべり先行型の設定条件となっている。また、前述のI桁モデル試験と同様、摩擦面には防錆材として厚膜型無機ジンクリッチペイント(目標膜厚 75 μ m)を塗布している。すべり係数 μ は、主すべりに至るまでの最大荷重とボルト軸力(試験直前)の実測結果をそれぞれ用いて算出した。

表-4からわかるように、母材の引張降伏が先行したと思われるタイプ6-25を除き、フィラーの板厚やボルト列数によらず、すべり係数 μ が0.6程度以上確保される結果となっている。すなわち、継手要素単独のすべり強度において、フィラーの板厚や継手長さの影響は微小であると思われる。しかし一方で、前述の鋼I桁モデル試験の結果より、フランジとウェブの協同作用や継手全体としてのすべり耐荷力特性に対するフィラーの影響については、より詳細な検討が必要と判断される。

4. まとめ

本論文は、鋼I桁モデルを用いて実施したすべり耐荷力試験の結果をもとに、高力ボルト継手部のすべり耐荷力特性、およびフランジ継手とウェブ継手の協同作用に及ぼすフィラーの影響に着目して、2,3の考察を行ったものである。得られた主要な結果を以下にまとめる。

- (1) すべり先行型でフィラーの無い一般的な高力ボルト継手については、フランジとウェブの協同作用を十分に期待でき、総すべりモーメントで継手部のすべり強度を評価できるものと判断される。
- (2) フィラーが無いフランジ継手でも母材孔引き断面の引張降伏が先行するような場合、フランジとウェブの協同作用の効果が十分に発揮されず、すべり抵抗モーメントが少なからず低下する結果となる。
- (3) フランジ継手にフィラーを有するケースにおいて、母材孔引き断面の引張降伏を生じない状況のもと、すべり耐荷力が比較的小さく現れる特性が認められた。ここに、フィラーを有するフランジ継手では比較的大きな部分すべりが発生し、その影響がウェブ継手の相対ずれとなって現れた段階で、継手挙動の一体性が部分的に損なわれ、フランジとウェブの協同作用を十分に期待できない状態となったことが考えられる。
- (4) フィラーを有する継手部のひずみ測定結果より、相対ずれが発生したウェブ継手の一部で摩擦面の軸力伝達が継手中心側に集中し、同時に、部分すべりが進行したフランジ継手ではフィラーが無い側の摩擦面に軸力伝達が偏る形となったことが、継手全体としてのすべり耐荷力特性に少なからず影響を及ぼしたものと推察された。
- (5) フィラーを有する高力ボルト継手要素モデルの引張試験結果より、継手要素単独のすべり強度において、フィラーの板厚や継手長さの影響は微小であると思

われる。しかし一方で、上述したように鋼I桁モデル試験では、フィラーの摩擦面に発生した部分すべりの影響で、継手部のすべり挙動や応力性状などに特徴的な変化が現れている。すなわち、継手要素の引張試験ではフィラーの影響は微小と判断されたものの、フランジとウェブの協同作用や継手全体としてのすべり耐荷力特性に対するフィラーの影響については、より詳細な検討が必要と考えられる。

5. あとがき

本論文で述べた実験結果より、フランジとウェブの協同作用や継手全体のすべり耐荷力特性に及ぼすフィラーの影響など、鋼I桁高力ボルト継手部の合理的設計法を議論していく上で考慮すべきと思われる幾つかの特性が認められた。なお、鋼I桁モデル試験で確認されたフィラーを有する高力ボルト継手部のすべり挙動やひずみ性状については、フィラーの板厚や継手長さの条件、あるいは摩擦面の塗装によっても少なからず変化することが考えられる。今後も、鋼少数主桁橋や一般の鋼I桁橋を対象に、高力ボルト継手構造および設計法の合理化に向けて、より一層の検討を行っていく所存である。

最後に、試験の実施に際して貴重なご助言等をいただきました西村宣男教授、秋山寿行氏、ならびに、終始的確なるご指導をいただいた鈴木裕二氏に対し、心から感謝の意を表します。

参考文献

- 1) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説 鋼橋編，平成8年12月。
- 2) 寺田博昌，名取 暢：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合部の力学的特性，土木学会第37回年次学術講演会概要集，pp.195～196，1982年10月。
- 3) 長嶋文雄，山田 稔，長島和男，成田信之：プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析，土木学会構造工学論文集 Vol.37A，pp.1223～1234，1991年3月。
- 4) 秋山寿行，西村宣男：曲げを受ける鋼I桁高力ボルト継手のすべり機構と限界状態の評価，鋼構造年次論文報告集第4巻，pp.287～294，1996年11月。
- 5) 建設省土木研究所：高力ボルト摩擦接合継手に関する試験調査 (1)引張荷重を受ける継手のすべり耐力，土木研究所資料第1871号，1982年9月。
- 6) 鈴木裕二，水口和之 他：高力ボルト継手設計法の合理化に関する検討—協同作用を考慮した合理化設計法の提案と試設計—，土木学会第53回年講概要集 第1部(A)，pp.312～313，1998年10月。
- 7) 宮地 真一，小枝芳樹 他：フィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動について，土木学会構造工学論文集 Vol.44A，pp.55～60，1998年3月。

(1998年9月18日受付)