

併用継手のすべり耐力に及ぼす ウェブ先締めの影響に関する実験的研究

紫桃 孝一郎¹・上東 泰¹・長谷 俊彦¹・一宮 充²

¹正会員 日本道路公団 試験研究所 橋梁研究室 (〒194-8508 東京都町田市忠生 1-4-1)

²正会員 工修 株式会社横河ブリッジ 技術本部研究所 (〒273-0026 千葉県船橋市山野町 27 番地)

鋼橋の合理化構造の代表例である少数主桁橋においては主桁の大断面化が著しいため、全断面高力ボルト継手は添接部が大型化するとともに高力ボルト本数が増加する、一方、全断面溶接継手には施工能率が低いという課題があり、現場継手の合理化が望まれている。著者らは、フランジを溶接接合、ウェブを高力ボルト接合という併用継手により合理化が図れると考えたが、合理的な施工を考慮した設計法が確立されている訳ではない。本報告は、フランジ溶接時のウェブ高力ボルトの先締めがすべり耐力に及ぼす影響に着目して、模型試験体を用いた静的載荷実験とFEM解析を実施し、併用継手の設計・施工法について検討したものである。

Key Words : hybrid joint, welded joints, high strength bolted joints, welding shrinkage, total sliding moment

1. はじめに

近年、公共事業における建設費の縮減を目的として、鋼橋の分野では様々な合理化構造の開発に取り組まれてきた¹⁾。中でも少数主桁橋は、合理化・省力化構造の代表的なものであり、第二東名神高速道路などで建設が進められている²⁾。

少数主桁橋はPC床版を用いて床版空間を広くすることにより主桁本数の低減を図っているが、主桁の大断面化と部材の厚板化が著しいため、一般的な現場接合方式である全断面高力ボルト継手を採用する場合、以下のような課題が挙げられていた。

- 1) 高力ボルト本数の増大により孔あけ加工工数が増大する。
- 2) 孔引き断面控除により引張フランジは厚板化され、鋼重増となる。
- 3) 添接板の厚板化により現場での作業性が低下する。
- 4) 高力ボルトの締付け長さの制限により現場継手位置でのフランジの板厚が制約を受ける。

このような厚板化に伴う課題に対して、高力ボルト継手に替えて全断面溶接継手を採用する橋梁も建設されている^{3,4)}。全断面溶接継手は床版との取合いが簡素化されることに加え、景観や維持管理の点で高力ボルト継手に比べて有利であるため、特に都市部に近い区間で採用される傾向にある。しかし、全断面溶接継手には以下のよ

うな課題がある。

- 1) 高い開先精度が要求されるため、架設時の形状管理に時間を要する。
- 2) 全断面高力ボルト接合に比べて施工速度が遅いことから、工期が長くなる。
- 3) 大断面の厚板を能率的に溶接施工するために、予熱温度低減対策や大入熱溶接対策を施した高機能鋼材が必要になり、コストアップとなる場合がある。

このように、従来、鋼I桁のフランジ・ウェブの継手は同じ接合方法が採用されるのが一般的であったが、著者らはこれを見直すことにより合理化が可能であると考えた。すなわち、フランジを溶接接合、ウェブを高力ボルト接合とした併用継手の適用である。この形式の採用により、①全断面高力ボルト継手で特に大きな問題である孔引きによるフランジの厚板化を回避できる、②ウェブの高力ボルト継手をフランジ溶接時のエレクトロシールドピースとして利用でき、フランジ溶接時の開先精度確保の機能も期待できる、などのメリットが多い。ただし、ウェブの高力ボルトをフランジ溶接に先だって締付けておくと添接板にすべりが生じ、全体の耐力に影響を及ぼす可能性も考えられる。

ところで、併用継手はこれまでも数多く採用されている。代表的なものとして、鋼床版(デッキプレートは溶接接合し、縦リブ、横リブや主桁ウェブは高力ボルト接合する)が挙げられる。この場合、デッキプレート溶接時は

表-1 実験ケース

継手形式	全断面高力ボルト継手						併用継手							
フランジ形式	高力ボルト			無し			母材			溶接				
ウェブ ボルト配置	3×2 2×6 3×2	2×10			2×10			2×10	2×8	2×1 2×8 2×1	2×10		3×2 2×6 3×2	
設計法	道示		協同作用考慮				ウェブのみ同左							
添接板														
締付順序	外側1行													
供試体番号	溶接前締 溶接後締 溶接後締 外側2行													
接触面塗料	①	②	②M	③	③M	④	④M	⑤	⑥	⑦	⑦M	⑧		
模式図と 継手塗装	有機ジンク	有機ジンク	無機ジンク	有機ジンク	無機ジンク	有機ジンク	有機ジンク	有機ジンク	有機ジンク	有機ジンク	無機ジンク	有機ジンク		
○溶接前締付 ●溶接後締付														
目的	現行設計 法確認		総すべりモーメント法確認 塗料差			ウェブ耐力調査 塗料差			併用継手(Fig1枚板) 基本耐力調査			併用継手(フランジ溶接) ウェブ3Spl-締付法 ウェブ1Spl-塗料 ウェブ耐力		

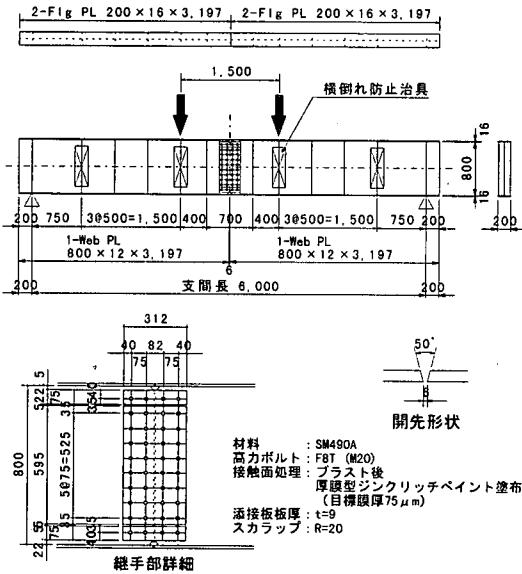


図-1 I桁モデル供試体の基本形状と載荷方法

仮ボルトを用い、高力ボルトは全数フランジ溶接後に施工されるのが一般的である。また、併用継手は建築分野では柱梁接合部に多用されている。この場合橋梁に比べて断面が小さいが、梁フランジ溶接に先立って梁ウェブ高力ボルトが全数先締めされるのが一般的であり、耐荷力に問題ないとされている⁹⁾⁷⁾。

本報告は、併用継手の合理化を目的にウェブ高力ボルトの設計あるいは先締めがすべり耐力に及ぼす影響に着目して、模型試験体を用いた継手の耐荷力実験とFEM解析を行い、併用継手の設計・施工方法について検討したものである。

2. 実験方法

(1) 供試体

耐荷力実験は、図-1に示す支間 6.0m、ウェブ高さ

表-2 I桁モデル供試体の機械的性質

供試体	部位	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び(%)
JIS SM490A	規格	≥325	490~610	≥17
①,②,③,④	フランジ	353	535	27
④,⑤,⑥,⑧	ウェブ	371	528	24
②M,⑦,⑦M	フランジ	359	532	29
	ウェブ	396	523	29

800mmの上下等断面のI桁モデル供試体を用いた。この供試体を4点曲げて載荷し、支間中央に設けた継手部に純曲げモーメントを作用させた。

実験ケースは表-1に示す全断面高力ボルト継手を含む計12ケースである。高力ボルト継手の接触面は、設計すべり係数($\mu=0.4$)に近いすべり係数が得られる厚膜型有機ジンクリッチペイントの塗布を基本としたが、一部の供試体では厚膜型無機ジンクリッチペイントを塗布し、すべり係数の影響についても比較した。膜厚は両塗装材料とも75 μ m(目標値)とし、スプレー塗布した。以後、接触面の処理は有機ジンク塗布、あるいは無機ジンク塗布と表記する。また、無機ジンク塗布の供試体はその供試体番号末尾にMをつけた。高力ボルトは、F8T(M20)とした。表-2に供試体の機械的性質を示す。以下にI桁モデル供試体の特徴を概説する。

1) 全断面高力ボルト継手

併用継手の耐荷性状を評価するためには、全断面高力ボルト継手と比較するのがよいと考え、実験を行った。供試体は、母材の許容応力度を満足するように現行の道路橋示方書⁸⁾に従って設計した①(設計荷重470kN相当)と、参考文献9),10)に示されるフランジ・ウェブの協同作用を考慮した合理化設計法(以後、総すべりモーメント法と記す)を用いて①と同じ設計荷重で設計した②と②M、更にウェブの高力ボルト配置は、②の協同作用を考慮した継手と同じでウェブのみを接合しフランジを接合しない③と③Mとした。

2) 併用継手

ウェブの高力ボルト継手は②で設計したフランジとウェブの協同作用を考慮した高力ボルト配置を基本とし

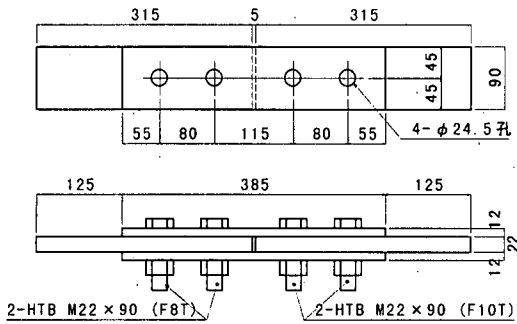


図-2 クーポン試験体

て、フランジ溶接時のウェブの高力ボルト締付け方法などを変化させた。

基本的な併用継手の挙動は、フランジを連続した一枚板として溶接収縮の影響を除いた④と④'で調査した。この2つは、ウェブ継手の添接板面積が異なり、④'はウェブ添接板の上下最外縁ボルト1行分ずつがない。これらにより、ウェブ継手のすべり耐力の差が全体挙動に及ぼす影響について調査した。

フランジを実際に溶接した場合の併用継手の挙動は、⑤～⑧で調査した。フランジ溶接に先立って締付けられているウェブ高力ボルト継手には内部応力が導入されるが、その程度は先締めボルト本数によって変化する。そこで、溶接による内部応力導入による影響を、先締めボルト本数とウェブ高力ボルト継手部のすべり耐力に着目して変化させた。

第一に、ウェブ最外縁の上下1行を溶接後に締付ける方法を考えた。まず、⑤と⑥ではウェブの添接板を3分割し全てを溶接前に締付ける⑤と、上下2枚の添接板の締付けを溶接後に行う⑥を行った。ウェブの添接板は1枚板とした方が合理化の観点からは好ましいと考えられた¹¹⁾ので、上下1行の締付けを溶接後に行うという⑥と同様の方法でウェブの添接板を1枚板とした⑦も用意した。

第二に、高力ボルト継手部のすべり係数の影響については、接触面の処理方法を変化させた⑦と⑦Mで比較した。

第三に、⑧では溶接後に本締めする高力ボルト行数を上下2行ずつとし、3分割した添接板の最外縁ボルト列数も左右1列ずつ増やして、溶接による内部応力導入に伴う耐力の低下分を補うケースを実施した。この供試体は①とウェブの高力ボルト本数が一致する。

なお、フランジを溶接する供試体のみ溶接収縮により高力ボルトが孔縁に接することがないように、添接板の高力ボルト孔を拡大孔(呼び径+4.5mm)とした。

(2) 実験方法

併用継手供試体の組立は、無応力状態でウェブの高力ボルト継手部を仮接合し、所定の部位の高力ボルトをトルクレンチで締付けた。締付け方法は道路橋示方書⁸⁾に

表-3 溶接条件

ルートギャップ	上フランジ 6.9mm, 下フランジ 8.0mm					
全供試体平均	炭酸ガスシールドアーク溶接					
溶接方法	SF-1(1.2φ) JIS Z3313 YFW-C50DR					
溶接ワイヤ	SF-1(1.2φ) JIS Z3313 YFW-C50DR					
裏当材	SB-41GL					
シールドガス	CO ₂					
溶接条件	層	パス	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (c.p.m)	入熱量 (kJ/cm)
下フランジ	4~5	4~6	210~245	30~35	7~60	7~69
上フランジ	5~6	5~6	220~260	30~35	9~80	5~58

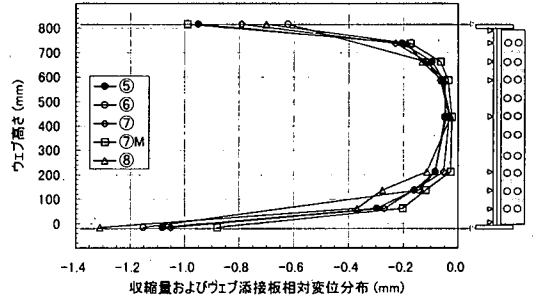


図-3 フランジ収縮量およびウェブ添接板相対変位分布

従って、中央の高力ボルトから順次端部高力ボルトに向かって2度締めて締付けた。その後、下フランジ、上フランジの順に下向き姿勢の炭酸ガスシールドアーク溶接により片面裏波溶接を行い、残りの高力ボルトを締付け、試験に供した。

載荷試験は、供試体を単純支持し能力 980kN の油圧ジャッキ2台を用いて段階的に荷重を載荷した。この際、桁の横倒れ、横座屈を防止するために載荷点部と支点部近傍に 1.5m 間隔で横倒れ防止措置を設けた。載荷試験での計測項目は、載荷荷重、支間中央における供試体の鉛直変位、主桁と添接板の相対変位などである。

本実験ではウェブ高力ボルト継手部のずれに着目しているために、すべり係数の評価が重要な意味を持つ。そこで、I桁モデル供試体と同時期に塗装、組立(高力ボルトの締付け)及び載荷試験を行う小型単純引張試験(以下、クーポン試験と記す)を実施した。クーポン試験体の諸元は図-2に示すとおりで、一方をF8T相当、もう一方をF10T相当の軸力をトルクレンチで締付けた。すなわち、すべり荷重を変えることにより、1つの供試体から2つのすべり係数を測定した。クーポン試験体数は、I桁モデル供試体1体につき2体とした。

3. 実験結果

(1) 溶接収縮量測定結果

載荷試験に先立ち、フランジを溶接する併用継手については溶接条件と溶接収縮量を測定した。溶接条件を表-3に、溶接収縮量分布を表-4に示す。ウェブの溶接収縮量については高力ボルト位置における主桁ウェブと添接板の相対変位をクリップゲージで計測し、フランジの

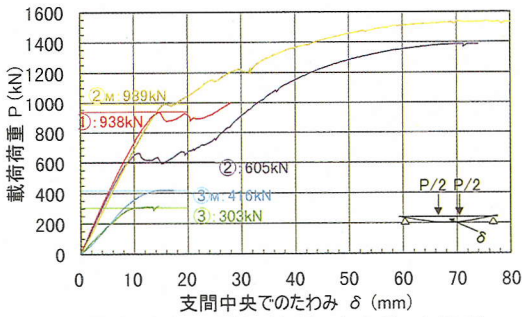


図-4 荷重-たわみ関係 (全断面高力ボルト継手)

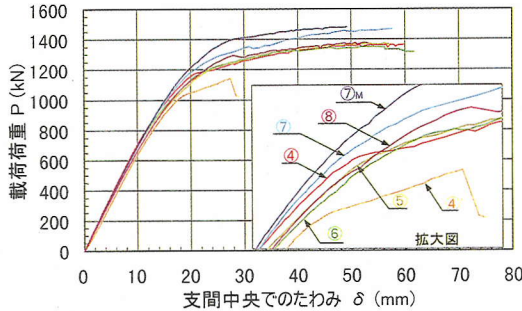


図-5 荷重-たわみ関係 (併用継手)

それについては標点間距離 100mm でノギスを用いて計測した値を示している。

下フランジ溶接後の収縮量は、上フランジを溶接後もほとんど変化がなかった。ウェブ先締め範囲の端部(ウェブ最外縁ボルト近傍)における添接板のずれ量は上下フランジとも 0.2~0.3mm 程度であり、締付け方法による有意差は顕著ではない。また、フランジの溶接収縮量は下フランジ側が僅かに大きい、上下の平均は約 1mm であった。溶接条件が各供試体で異なるので定量的評価が難しいが、ウェブ高力ボルトの先締め範囲の違いがフランジの溶接収縮量に及ぼす影響は小さいと考えられる。これらの結果は過去の実験結果^{12)~16)}と同様の傾向であった。

(2) 荷重-たわみ関係

載荷試験によって得られた、載荷荷重と支間中央におけるたわみの関係を図-4~5に示す。

図-4 は①~③の全断面高力ボルト継手の結果である。①, ③, ③M の3体についてはすべりが発生した時点で実験を終了した。その他の供試体は高力ボルト継手部がすべり後に支圧状態となった後も載荷したが、いずれの供試体も載荷点付近の上フランジが座屈破壊を起こした時点で実験を終了した。図-4 よりフランジとウェブともに高力ボルト継手とした①, ②, ②M は明瞭な変曲点が見られる。ウェブのみを高力ボルト継手とした③と③M はフランジが接合されていないために剛性が低くなっている。また、②と③に対する②M と③M を比較した場合、すべり荷重は供試体記号末尾に M を付記した無

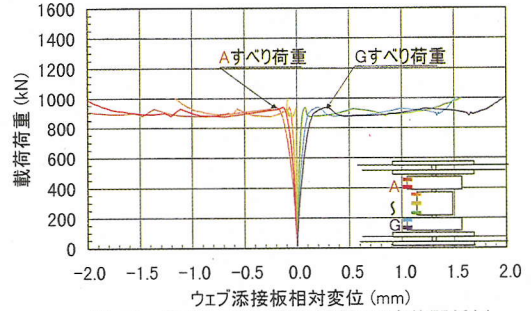


図-6 荷重-ウェブ添接板相対変位関係例 (全断面高力ボルト継手①)

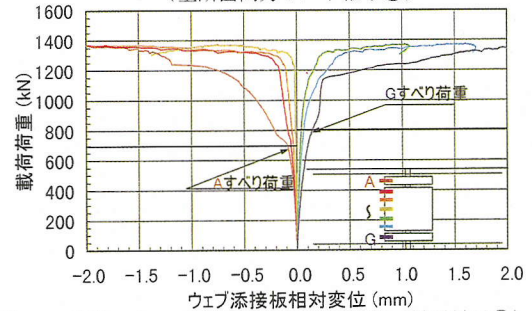


図-7 荷重-ウェブ添接板相対変位関係例(併用継手⑤)

機ジंक塗布供試体の方が高い。すべり荷重は接触面が有機ジंक塗布よりも無機ジंक塗布の方が高い結果となっている。なお、②と②M の最大耐力の違いは供試体材料の機械的性質の違いによるものである。

図-5 は併用継手の載荷試験結果である。④はフランジを連続させた併用継手であるが、ウェブに高力ボルト継手間相当の隙間を設けてフランジとウェブのすみ肉溶接を連続して行ったことに加えて、ウェブ最外縁ボルト部の添接板がなかったため、隙間の溶接部に応力集中が生じて下フランジが降伏後に脆性破壊した(表-1 模式図④参照)。⑦と⑦M において他の供試体に比べて最終耐力に差が生じているのは供試体材料の機械的性質の違いによる。図-5 よりいずれのケースも荷重-たわみ曲線にはウェブのすべりがわかる明瞭な変曲点は見られない。

(3) すべり荷重

前記のとおり、併用継手については荷重-たわみ曲線に明瞭な変曲点が見られなかったことから、すべり荷重は、クリップゲージを用いて計測したウェブ添接板とウェブの相対変位から求めることとした。

載荷荷重とクリップゲージを用いて計測したウェブ添接板と主桁の相対変位の関係を図-6~7に例示する。各図中の曲線群はウェブ添接板のずれ量を計測したクリップゲージ7カ所(取付位置が異なる)の計測結果である。

図-6 は全断面高力ボルト継手であり、各測定位置ともに急激な変曲点が見られることから、すべりが明瞭に発生していることがわかる。一方、図-7 の併用継手では

表-4 静的載荷試験結果

供試体	計算値			実験値							
	総すべり荷重 P_{s1} (kN)	母材降伏荷重 P_{s2} (kN)	総すべり/降伏 P_{s1}/P_{s2}	最小すべり荷重 P_e (kN)		計算値との比 P_e/P_{s1}		見かけのすべり係数 μ_g		クーポンすべり係数 μ_c	桁/クーポン比 μ_g/μ_c
				圧縮側	引張側	圧縮側	引張側	圧縮側	引張側		
①	867	1232	0.70	938	938	1.08	1.08	0.433	0.433	0.468	0.93
②	660	1232	0.54	666	605	1.01	0.92	0.403	0.367	0.455	0.85
②M	875	1277	0.69	989	989	1.13	1.13	0.452	0.452	0.560	0.81
③	283	—	—	303	303	1.07	1.07	0.428	0.428	0.451	0.95
③M	324	—	—	416	416	1.28	1.28	0.514	0.514	0.496	1.04
④	1167	1232	0.95	1175	1175	1.01	1.01	0.403	0.403	0.468	0.86
④'	1050	1232	0.85	1038	1018	0.99	0.97	0.395	0.388	0.460	0.85
⑤	1167	1232	0.95	696	811	0.60	0.70	0.239	0.278	0.460	0.56
⑥	1167	1232	0.95	1184	882	1.02	0.76	0.406	0.303	0.446	0.79
⑦	1249	1277	0.98	1236	1158	0.99	0.93	0.396	0.371	0.514	0.75
⑦M	1249	1277	0.98	1381	1274	1.11	1.02	0.442	0.408	0.571	0.74
⑧	1270	1232	1.03	1286	1089	1.01	0.86	0.405	0.343	0.483	0.77
備考	$\mu = 0.4$ ・実導入軸力 ・実降伏点 で算出	実降伏点で算出		荷重-ウェブ添接板相対変位関係より判定				$P_e \times 0.4 / P_{s1}$		2箇所×2体の平均値	μ_g は平均値を採用

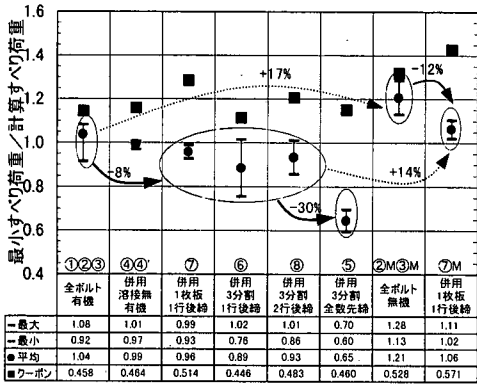


図-8 併用継手・すべり荷重

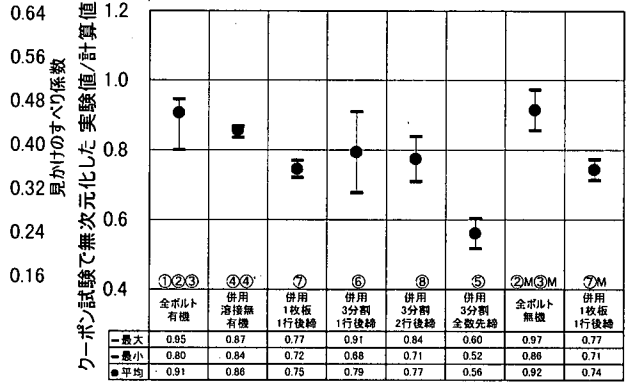


図-9 併用継手・実験値と計算値の比較

変曲点が不明瞭となっている。そこで併用継手のすべり荷重として、ウェブの高力ボルト継手部の荷重-ウェブ添接板相対変位関係において傾きが急変し、線形関係の失われた最も低い荷重と判断した。

ところで鋼I桁の高力ボルト継手のすべり耐力を、フランジとウェブの協同作用を考慮して式(1)で示す中立軸からの各高力ボルト行の距離と各高力ボルト行のすべり耐力の積 M_{SL} で評価する“総すべりモーメント法”という考え方がある^{9),10)}。ここでは併用継手のすべり荷重の計算値を算出するために、この考え方を踏襲した、すなわち、フランジ継手のすべり限界状態である高力ボルト群のすべりを、フランジの降伏と置換えた式(2)により総すべりモーメントを算出し、実験結果と比較することとした。

$$M_{SL} = \sum (r_i \times \rho) \quad (1)$$

フランジの高力ボルト継手: $\rho_{FB} = (\mu \times N \times 2)$

ウェブの高力ボルト継手: $\rho_{WB} = ((\mu \times N \times 2)^2 - (S/n)^2)^{1/2}$

M_{SL} : 総すべりモーメント

r_i : 中立軸から高力ボルト位置あるいはフランジ断面までの距離

ρ_{FB}, ρ_{WB} : 各高力ボルト継手のすべり耐力

μ : すべり係数

N : 高力ボルト設計軸力

S : 継手に作用するせん断力

n : ウェブ高力ボルトの本数

$$\rho_{FY} = (\sigma_{Fleg} \times A_{Fleg}) \quad (2)$$

ρ_{FY} : フランジの降伏耐力

σ_{Fleg} : フランジの降伏強度

A_{Fleg} : フランジの断面積

このようにして各供試体について求めた計算値と実験値をまとめて表-4に示す。左に示す「総すべり荷重 P_{s1} 」とは、すべり係数 $\mu = 0.4$ として、式(1)で算出した総すべりモーメント、供試体の断面2次モーメント、高力ボルトの導入軸力と供試体材料の降伏点を用いて求めた荷重である。実験値の「最小すべり荷重 P_e 」とは、図-7に例示したように求めたウェブ添接板最外縁4カ所(左右×表裏)のうち、最も低いすべり荷重である。また「見かけのすべり係数 μ_g 」は、すべり係数を0.4として算出した総すべり荷重から実験値の最小すべり荷重を用いて逆算して求めたものである。「計算値との比」はすべり係数 μ

表-5 併用継手解析ケース

解析モデルウェブ模式図 (○: 溶接前締付 ●: 溶接後締付)				
全数先締め	8行先締め	6行先締め	4行先締め	全数後締め

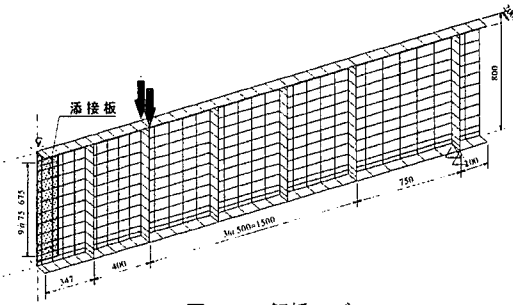


図-10 解析モデル

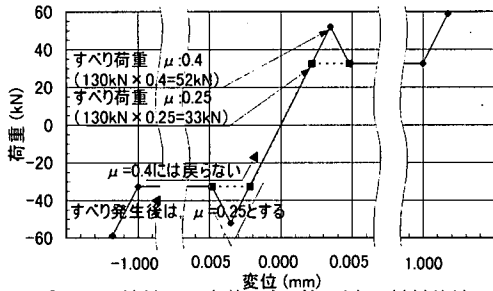


図-11 接触面に定義したばね要素の材料特性

$\mu=0.4$ を用いた計算値 P_{s1} と実験値 P_e を比較しているため、この比が 1.0 であれば実験でのすべり係数が 0.4 に相当することになる。「クーポンすべり係数」とは各供試体と同時期に引張試験に供したクーポン試験のすべり係数の平均値である。まず、見かけのすべり係数を継手形式別にまとめた結果を図-8 に示す。これより以下のことがわかる。

- 1) 全断面高力ボルト継手(①~③)における計算値と実験値との比は、有機ジンク塗布の場合は 0.92~1.08、無機ジンク塗布の場合は 1.13~1.28 であり、無機ジンク塗布は有機ジンク塗布に比べて平均値で約 17% 高い。
- 2) フランジを 1 枚板とした併用継手モデル(④, ④')の比は 0.97~1.01 であり、全断面高力ボルト継手の結果にほぼ一致している。
- 3) フランジを溶接した有機ジンク塗布の併用継手(⑤~⑧)の比は、0.60~0.93 に低下している。

このように全断面高力ボルト継手に比べて併用継手における見かけのすべり係数が低い結果となっているが、実際にはすべり係数が低下しているのではない。ウェブ先締め範囲に溶接による内部応力が導入されていることにより桁のすべり荷重が低下したこと、併用継手のすべり荷重を最外縁ボルトのすべり限界状態としていることによると考えられる。

なお、すべり係数は必ずしも一定ではなく、各試験体でばらつきがあるものと考えられる。そこで、各供試体と同時に実施したクーポン試験で得られたすべり係数の平均値で各供試体のすべり係数を無次元化し、再評価した結果を図-9 に示す。これより以下のことがわかる。

- 1) 全断面高力ボルト継手は、有機ジンク塗布の供試体(①, ②, ③, ④, ④')で 0.80~0.95、無機ジンク塗布の供試体(②M, ③M)で 0.86~0.97 といういずれもクーポン試験に比べて約 0.1 程度低い結果となった。クーポン試験体と I 桁モデルは塗装施工条件が違うことが一因と考えられるが、異なる継手寸法の実験により更なる検討が必要である。
- 2) 溶接前にウェブ添接板の最外縁ボルトを 1 行から 2 行先締めとした併用継手(⑥, ⑦, ⑦M, ⑧)は、0.68~0.91、平均で約 0.8 となった。
- 3) 溶接前にウェブを全数先締めした供試体(⑤)は、0.60~0.52、平均で約 0.6 となった。

以上より、I 桁モデルのすべり荷重を総すべりモーメント法により評価する場合、クーポン試験片で得られたよるすべり係数に比べて、全断面高力ボルト継手では約 10%、溶接収縮を考慮してウェブを一部溶接後に締付けた併用継手では約 20% の低下することが明らかになった。前者は塗装施工条件等、一方、後者はフランジ溶接による内部応力導入の影響によると考えられる。

4. FEM 解析

(1) 解析モデル

実験では併用継手のウェブ継手部のすべりが不明瞭で、フランジ溶接前に締付ける高力ボルト本数の影響を明確に区分できなかった。そこで、併用継手における高力ボルト先締め本数の影響を比較するために FEM 解析を実施した。解析対象は I 桁モデル供試体であり、対称性から 1/4 モデルとし、4 節点シェル要素で構成した。解析モデルは節点数 680、要素数 612 であり図-10 に示す。解析の簡便化を図るため、添接板と主桁の摩擦力は図-11 に示す材料特性を持つばね要素で代表させ、これを高力ボルト 1 本につきばね要素 1 つで定義した。すなわち、すべり係数 $\mu=0.4$ 相当のすべり荷重までは高力ボルトのせん断剛性に従い、いったんすべりが生じた後はすべり係数 $\mu=0.25$ 相当に低下し、ずれ量がボルト孔のクリアランス(2mm)に到達した後は再び剛性を回復させることにより支圧状態を模擬した。すべり後のすべり係数に

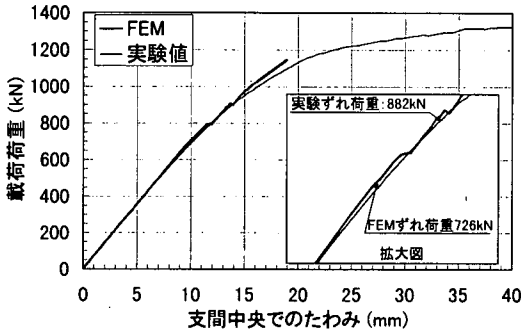


図-12 供試体⑥の載荷荷重-たわみ関係

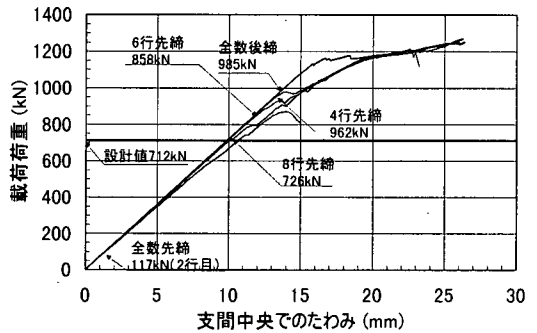


図-14 荷重-たわみ関係

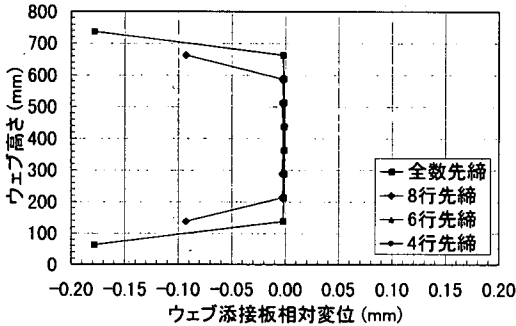


図-13 溶接直後のボルト位置におけるウェブ添接板相対変位分布

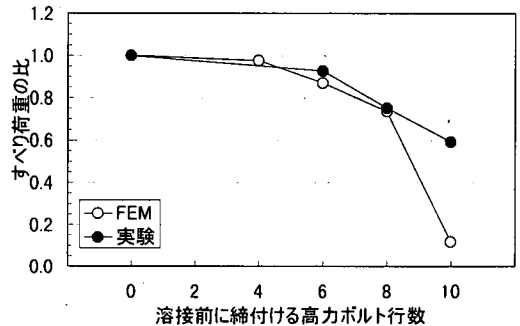


図-15 ウェブのすべりとフランジ溶接前に締付ける高力ボルト本数の関係

については文献 17)を参考にした。弾性係数、降伏点は⑥供試体に合わせ、 206kN/mm^2 、 353N/mm^2 とした。フランジの溶接は溶接部に 0.5mm の強制変位を与えることにより模擬した。解析ケースは表-5に示す5ケースである。

(2) 解析結果

ウェブ最外縁上下1行ずつを溶接後に本締めとした解析結果を、⑥の実験結果と共に図-12に示す。図中には実験と同様の方法で求めたすべり荷重も併記した。実験値と解析値は、荷重-たわみ関係に関しては良好な一致を見せているが、すべり荷重は約18%ほど解析値が低くなった。これは、FEM解析において高力ボルト継手のすべりを高力ボルト1本毎のばね要素で簡単に模擬したためと考えられる。概ね全体挙動の傾向はとらえられていると考えられる。

解析結果を図-13~14に示す。図-13は溶接直後のウェブ添接板のずれ分布である。全数先締めと1行後締めのみ、上下最外縁ボルト位置でのずれが認められる。本モデルの高力ボルト行数(10行)の場合、溶接によるずれの発生を防止するためには外側2行ずつを溶接前に締付けないのがよいといえる。

図-14は載荷荷重と支間中央におけるたわみの関係であり、ウェブ添接板のすべり荷重も併記した。溶接時に締付けておく高力ボルト行数が多いほどすべり荷重は低下するが、載荷荷重とたわみの関係にはその影響がそ

れほど表れていない。これは図-5に示した実験での関係と似ており、局部的なずれは全体挙動への影響が小さいことが解析的にも明らかとなった。すなわち併用継手の場合、ウェブ添接板のずれをフランジが拘束する結果、全断面高力ボルト継手で見られたような継手全体のすべりは生じないものと推定される。

5. 施工を考慮した併用継手の設計

図-14中の設計値(712kN)とは、総すべりモーメント法で算出した解析モデルのすべり荷重を安全率1.7で除したものである。全数後締めにおける解析値のすべり荷重と設計値の比は $1.4(=985/712)$ と低い。これは図-12で示したとおり、本解析ではもともとすべり荷重が実験値よりも低めに評価されるためと考えられる。

そこで併用継手のすべり荷重の評価は、溶接による内部応力の影響がない、全数後締めモデルを基準とするのがよいと考え、表-2(供試体④、⑤、⑥、⑧)と図-14に記した各ケースのすべり荷重をそれぞれのモデルの総すべり荷重で無次元化し、溶接前に締付ける高力ボルト行数がすべり荷重の低下に及ぼす影響を図-15にまとめた。すべり荷重の低下は、6行先締めの場合で約90%、8行先締めの場合で約75%である。

ところで、実験結果でも明らかのように1桁モデルのすべり係数はクーパー試験で得られたそれより約10%低

下している。したがって、併用継手の設計においては施工法(接触面の処理法と先締めボルト本数)を考慮する必要がある。例えば、高力ボルト行数10行の本実験の場合、無機ジンク塗布で6行先締めであれば、すべり係数 $\mu = 0.45$ の全断面高力ボルト継手(有機ジンク塗布相当)と同じすべり荷重を有することになる。有機ジンクを用いたり、先締め高力ボルト本数を増加する場合、すべり係数を低下させて設計するなどの対策が必要になる。

6. まとめ

併用継手のすべり耐力性状を、模型試験体を用いた実験と簡易なFEM解析により検討した。得られた結果をまとめると以下のとおりである。

- (1) 塗装材料に係わらず、I桁モデルのすべり係数はクーパー試験で得られたそれより約10%低下する。原因として、塗装施工条件の違いと継手寸法の影響が考えられる。
- (2) 併用継手では、ウェブ高力ボルト継手のずれをフランジが拘束するため、全断面高力ボルト継手で見られたような全体すべりは明瞭に見られない。
- (3) 実験でのすべり荷重は、全断面高力ボルト継手では総すべりモーメント法による計算値とほぼ一致するが、フランジを溶接した併用継手では溶接による内部応力が導入されるため計算値より低下する。例えば、本実験の場合でウェブ中央4行を先締めした場合、約10%低下する。
- (4) 併用継手のウェブ添接板を3分割したものと1枚板としたものの有意差は小さい。
- (5) 併用継手の設計においては施工法(高力ボルト継手接触面の処理方法と先締めボルト本数)を考慮する必要があるが、本実験結果からはウェブ中央4行、すなわち40%を先締めするのが望ましい。

謝辞:本実験を遂行するに際しては、大阪大学の堀川浩甫教授、明星大学の鈴木博之助教授には有益な助言を頂いた。ここに記し、感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本橋梁建設協会:新しい鋼橋の誕生 公共工事のコスト縮減をめざして、1998.4.
- 2) 日本道路公団技術部構造技術課監修、高速道路技術センター編集:設計概要 第二集 橋梁建設編(改正概要)、1998.4.
- 3) 大久保政治、竹内清、佐藤将志:名和高架橋東(鋼上土工)工事における溶接施工、川重工事技報、Vol.2, pp.34-38, 1998.6.
- 4) 鈴木博、吉田昭仁、光田浩、伊藤寛親:大府高架橋工事報告、横河ブリッジグループ技報、No.27, pp.137-146, 1998.1.
- 5) 田中敦夫、増田浩志、高木大、久田哲彰:鋼構造梁端混用接合部の力学的性状に関する研究、日本建築学会鋼造系論文集、第484号、pp.121-130, 1996.6.
- 6) 山下英明、甲津功夫、佐野直樹:鋼構造混用接合を用いた柱梁接合部の力学的特性、鋼構造年次論文報告集、第4巻、pp.81-88, 1996.11.
- 7) 夏目光尋:高力ボルトと溶接の併用継手に関する実験的研究、横河橋梁技報、No.7, pp.36-43, 1977.11.
- 8) 日本道路協会:道路橋示方書・同解説Ⅱ鋼橋編、1996.12.
- 9) 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強度の評価、鋼構造年次論文報告集、第4巻、pp.287-294, 1996.11.
- 10) 鈴木裕二、水口和之、高田嘉秀、望月秀之、宮地真一: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回年次学術講演会講演概要集、I-A156, 1998.10.
- 11) 建設省:鋼橋設計ガイドライン(案)、1995.10.
- 12) 平野博幸、山内桂良、村田眞司、品田邦彦:少数主桁橋梁の溶接施工開発、石川島播磨技報、vol.37, No.1, pp.18-26, 1997.
- 13) 上野康雄、宇井崇、藤平正一郎:少数主桁橋梁(I桁)を対象とした実物大・溶接施工実験報告、片山技報 17, pp.71-75, 1997.
- 14) 鴫浩、青木尚夫、和田俊雄、高岡昌亮:極厚版の現場溶接施工技術の開発「モル筋による溶接施工試験結果」、トビ—鉄構技報 No.13, pp.30-35, 1997.7.
- 15) 美濃武志、江端末春、藤木修:I断面大型橋梁の現場溶接に関する実験、日本橋梁技報、pp.18-26, 1997.5.
- 16) 北目剛、大野崇、岩崎雅紀:大断面I桁の現場溶接の合理化に関する実験的研究、横河ブリッジ技報、No.25, pp.73-86, 1996.1.
- 17) 長嶋文雄、山田稔、長島和男、成田信之:プレートガーダ継手のすべり強度試験および解析、構造工学論文集、Vol.37A, pp.1223-1234, 1991.3.

(2000.4.7受付)

EXPERIMENTAL STUDY OF HYBRID JOINTS LOAD CAPACITY CONSIDERING THE SEQUENCE OF TIGHTENING HIGH STRENGTH BOLTS IN WEB JOINT

Koichiro SHITO, Yasushi KAMIHIGASHI, Toshihiko NAGATANI
and Mitsuru ICHIMIYA

For the purpose of reduction of construction cost, the minority plate girder bridges with large section main girder have been constructed in recent years. In those bridges, the rationalization of field joints shall be required. We have proposed the hybrid field joint system which were made welded flanges and high strength bolted web. To investigate those joints load capacity, we have introduced a series of load capacity experiments and FEM analysis using I-section girder model. As those research results, the load capacity of hybrid joints considering the execution sequence that web bolts near flange were tightened after flange welding have as same as that of all bolted joints.