

## 招待論文

## 高力ボルト摩擦接合継手に関する最近の研究動向

TREND OF STUDIES ON HIGH-STRENGTH FRICTION GRIP BOLT JOINT

西村宣男<sup>1</sup>・秋山寿行<sup>2</sup>・亀井義典<sup>3</sup>

Nobuo NISHIMURA, Hisayuki AKIYAMA and Yoshinori KAMEI

<sup>1</sup>フェロー会員 工博 大阪大学大学院教授 工学研究科土木工学専攻  
(〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)<sup>2</sup>正会員 博(工) 駒井鉄工株式会社 橋梁設計部  
(〒555-0041 大阪市西淀川区中島 2-5-1)<sup>3</sup>正会員 博(工) 大阪大学大学院助手 工学研究科土木工学専攻  
(〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)**Key Words :** *high-strength friction grip bolted joint, rationalized girder, slip strength, design method, research trends*

高力ボルト摩擦接合継手の設計法・施工法に関する種々の検討は、実務施工に関連してその都度実施されてきたが、道路橋示方書の規定を満たすことの確認に止まり、合理化に向けての系統的な検討は行われてこなかった。最近、鋼橋の合理化設計に関連して、高力ボルト摩擦接合継手の設計の良否が鋼橋の経済性に大きな影響を与えることが認識され、継手の設計法の見なおしを目的とした研究が行われるようになってきた。本稿では最近10年間における高力ボルト摩擦接合継手に関する研究動向を概観し、設計法の合理化に向けての方向性を提言する。

## 1. まえがき

我が国において、鋼構造部材の接合材として高力ボルトが導入されておよそ45年が経過した。最初の10年間、高力ボルト摩擦接合継手の設計と施工法に関する技術的検討が行われ、高力ボルトのJIS規格<sup>1)</sup>(1964)、日本建築学会の規準<sup>2)</sup>(1965)、田島博士による集大成<sup>3)</sup>(1966)、日本道路協会の指針<sup>4)</sup>(1966)に見られるように、この時期に高力ボルト摩擦接合継手の設計法が確立したと言える。これを契機として、現場接合材としての主役は、リベットから高力ボルトに替わり、設計施工に関する調査研究の広がりを踏まえて、日本鋼構造協会接合小委員会では鋼構造接合資料集成<sup>5)</sup>(1977)をまとめた。

それ以降、高力ボルト摩擦接合継手の使用法の多様化に対して、実務的観点から、種々の実験的検討が加えられてきたが、上記の2つの集大成、文献3)、5)のようなまとめは行われていないし、検討結果が規準の改訂に反映されることはほとんどなかった。

道路橋関係では、1990年頃からコスト縮減を強く要求されるようになってきた。製作・施工上最もコストがかかる部材接合部の合理化検討が行われるようになった。さらに、建設省の鋼道橋設計ガイドライン<sup>6)</sup>(1995)により、鋼桁の断面変化が継手位置で行われるようになり、ボルト継手の設計法が鋼桁断面の寸法に直接影響するようになった。すなわち、合理化

設計を達成するにはボルト継手の設計法の合理化が求められるようになった。

実験的検討が中心であった高力ボルト摩擦接合継手の研究に対して、計算機の大容量化と数値解析技法の発達により、数値シミュレーションによる解析的検討が用いられるようになり、実験的に測定不可能であった継手の局部的挙動の解明が進められた。

本稿は最近の10年間における高力ボルト摩擦接合継手に関する研究の動向を調査するとともに、接合部の合理的設計法の導入に向けての方向性を論ずる。

## 2. 設計規準の国際比較と実験データ

## (1) 接触面の処理状態とすべり係数

高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度の基本的なパラメータとしてすべり係数が挙げられる。このすべり係数について、諸外国および我が国の設計規準における規定値を表-1に示す。ここで対象とする設計規準は、我が国については道路橋示方書<sup>7)</sup>および鋼構造設計規準<sup>8)</sup>、諸外国ではEurocode<sup>9)</sup>、ISO<sup>10)</sup>、アメリカのAASHTO<sup>11),12)</sup>、イギリスのBS 5400<sup>13)</sup>、スイスのSIA 161<sup>14)</sup>、ドイツのDIN 18800<sup>15)</sup>である。なお、諸外国においては表-1以外の接触面処理状態についての規定値もあるが、ここでは接触面を塗装しない場合、ジंकリッチペイントを塗装する場合および亜鉛

表-1 すべり係数の国際比較

めっき処理する場合について示している。

すべり係数の値は接触面の処理状態によって大きく異なることが知られている。表-1 に示されるように、諸外国の設計規準においても、すべり係数は接触面処理状態の細分化に応じて0.20~0.50の値が規定されている。

道路橋示方書では、黒皮を除去して粗面とする場合および接触面に厚膜型無機ジンクリッチペイントを塗装する場合に対し、0.4の値が規定されている。また、鋼構造設計規準では、黒皮を除去した後、屋外での自然放置により赤錆状態とした場合として0.45が規定されている。黒皮を除去する方法にグラインダ処理やブラスト処理（ショットブラスト、グリットブラスト）があるが、ブラスト処理が一般的である。いずれの処理による接触面に対しても、設計上は同様のすべり係数を採用している。

一方、諸外国の設計規準では、黒皮を除去して屋外曝露した接触面（ブラスト処理していない場合）に対してEurocode、ISOおよびBSではそれぞれ0.30、0.40および0.45が規定されている。また、ブラスト処理の接触面に対しては0.50が規定されている。清浄な黒皮状態の接触面に対するすべり係数も規定されており、ISOおよびAASHTOでは0.33、SIAで0.30である。さらに、接触面を塗装する場合についても規定されており、無機ジンクリッチペイントに対してほとんどの設計規準で0.50である。有機ジンクリッチペイントに対しては0.30~0.45のすべり係数が規定されている。

このように、接触面のすべり係数については、諸外国の設計規準では接触面の処理状態に応じて種々の値が規定されており、また、すべり試験によって決定することもできる。それに対して我が国の設計規準では、すべり係数は接触面の処理状態にかかわらず一律であり、その値は諸外国に比べて相対的に小さめであるといえる。

(2) 引張部材の断面設計法

引張部材の高力ボルト継手部では、作用外力による引張応力が降伏応力に近づくにつれて、ボルト孔を通る断面においてポアソン効果により板厚が減少する。これに伴ってボルト軸力が減少する。その結果、見かけの摩擦伝達力が減少し、すべり強度が低下する可能性がある。そして、すべり発生後は、高力ボルトと母材または連結板のボルト孔とが支圧状態になる。したがって、母材および連結板が降伏に対して余裕のある場合、継手部の最大耐力は高力ボルトのせん断強度または支圧強度、あるいは母材や連結板の支圧強度または引張強度によって決定される。継手部の最大耐力が

すべり係数	接触面の処理または状態
道路橋示方書 <sup>7)</sup> (1996年)	
0.4	・黒皮を除去した粗面状態
0.4	・厚膜型無機 Zinc 塗装
鋼構造設計規準 <sup>8)</sup> (1988年)	
0.45	・黒皮を除去した後、屋外に自然放置して発生させた赤錆状態
Eurocode <sup>9)</sup> (1997年)	
0.50	・ショットまたはグリットブラスト処理
0.50	・ショットまたはグリットブラスト処理後、少なくとも0.5のすべり係数を保証する亜鉛系金属溶射
0.30	・ワイヤブラシまたはフレームクリーニングによりきれいにし、浮き錆を除去した面
0.20	・無処理
ISO <sup>10)</sup> (1997年)	
0.33	・清浄な黒皮状態
0.40	・黒皮および浮き錆を除去し、屋外曝露したもの
0.50	・ショットまたはグリットブラスト処理
0.50	・厚さが60μmより薄い無機 Zinc
0.35	・厚さが60μmより薄い有機 Zinc
0.40	・厚さが50μmより厚い亜鉛めっきに軽微なブラスト処理
AASHTO <sup>11)</sup> (1994年)	
0.33	・清浄な黒皮状態
0.33	・ブラストの後、Class Aのコーティング
0.50	・ブラスト処理
0.50	・ブラストの後、Class Bのコーティング
0.40	・亜鉛めっきされた粗な面
AASHTO <sup>12)</sup> (1983年)	
0.33	・清浄な黒皮状態
0.50	・ブラスト処理
0.50	・ブラスト処理後、無機 Zinc 塗装
0.40	・ブラスト処理後、有機 Zinc 塗装
0.40	・亜鉛めっきされた粗な面
BS <sup>13)</sup> (1982年)	
0.45	・黒皮を除去した後、屋外曝露
0.50	・ショットまたはグリットブラスト処理
0.35	・無機 Zinc 塗装
SIA <sup>14)</sup> (1979年)	
0.30	・清浄な黒皮状態
0.50	・サンドブラストあるいはフレームクリーニング処理
0.4~0.50*	・サンドブラストの後、亜鉛系金属塗装
0.3~0.45*	・サンドブラストの後、亜鉛系有機塗装
0.35	・亜鉛めっきされた粗な面
注) *の数値は塗装手順に依存する。	
DIN <sup>15)</sup> (1990年)	
0.50	・ショットまたはグリットブラスト処理
0.50	・フレームクリーニング処理 2回
0.50	・アルカリシリカー亜鉛粉末塗料塗装

注) 「Zinc」は「ジンクリッチペイント」を意味する。

表-2 引張部材のボルト孔による断面控除の影響に関する国際比較

設計規準	引張部材のボルト孔位置の断面設計法
道路橋示方書 <sup>7)</sup> (1996年)	総断面積からボルト孔の幅を控除した純断面積を有効断面積とする。 純断面における引張応力度 $\leq$ 許容引張応力度 (=降伏強度/ $\nu$ ) ここに、 $\nu$ :安全率 (=1.7)
鋼構造設計規準 <sup>8)</sup> (1988年)	総断面積からボルト孔の幅を控除した純断面積を有効断面積とする。 純断面における引張応力度 $\leq$ 許容引張応力度 (=降伏強度/ $\nu$ ) ここに、 $\nu$ :安全率 (長期荷重の場合は1.5, 短期荷重の場合は1.0)
Eurocode <sup>9)</sup> (1997年)	終局限界状態の照査 総断面における引張応力度 $\leq$ 降伏強度/ $\gamma_{M0}$ 純断面における引張応力度 $\leq 0.90 \times$ 引張強度/ $\gamma_{M2}$ 純断面における引張応力度 $\leq$ 降伏強度/ $\gamma_{M0}$ (すべりを終局限界状態とする場合) ここに、 $\gamma_{M0}$ :降伏に対する部分安全係数(=1.0), $\gamma_{M2}$ :破断に対する部分安全係数(=1.25)
ISO <sup>10)</sup> (1997年)	終局限界状態の照査 総断面における引張応力度 $\leq$ 降伏強度/ $\gamma_{T}$ 純断面における引張応力度 $\leq$ 引張強度/ $\gamma_{R}$ ここに、 $\gamma_{T}$ :降伏に対する部分安全係数, $\gamma_{R}$ :破断に対する部分安全係数
AASHTO <sup>11)</sup> (1994年)	強度限界状態の照査 総断面における引張応力度 $\leq \phi_y \cdot$ 降伏強度 純断面における引張応力度 $\leq \phi_u \cdot U \cdot$ 引張強度 ここに、 $\phi_y$ :降伏に対する抵抗係数(=0.95), $\phi_u$ :破断に対する抵抗係数(=0.80), $U$ :せん断遅れを考慮する低減係数 ・曲げを受けるI形断面部材におけるフランジの純断面について、ボルト孔を控除した純断面積が総断面積の85%以上ならば、総断面積を有効断面積とする。また、15%を超える孔引き分については総断面積から減じる。
BS <sup>12)</sup> (1982年)	有効断面積 $A_e = k_1 \cdot k_2 \cdot A_t \leq A$ $k_1$ :ピン孔の場合は0.65, その他は1.0 $k_2$ :鋼材の材質による係数(等級43は1.2, 等級50は1.1, 等級55は1.0) $A_t$ :ボルト孔を控除した純断面積 $A$ :総断面積
SIA <sup>14)</sup> (1979年)	耐荷力の照査 総断面における引張応力度 $\leq$ 降伏強度 純断面における引張応力度 $\leq 0.80 \times$ 引張強度
DIN <sup>13)</sup> (1990年)	耐荷安全性の照査 純断面における引張応力度 $\leq$ 引張強度/ $(1.25 \gamma_M)$ ここに、 $\gamma_M$ :部分安全係数(=1.1) ・下記の条件が満たされた場合、引張応力を受ける断面要素において、孔控除を省略することができる。 $A_{Brutto} / A_{Netto} \leq 1.2$ (鋼種 St37), あるいは, 1.1 (鋼種 St52) ここに、 $A_{Brutto}$ :総断面積, $A_{Netto}$ :純断面積

母材や連結板の引張強度によって決まる場合、部材の有効断面についてはボルト孔による断面控除を考慮する必要がない。

一方、圧縮部材の場合、圧縮応力により部材の板厚が増大し、これに伴ってボルト軸力が増加する。このため、見かけの摩擦伝達力が増加する。すべり発生後は、ボルト孔による断面控除に対してボルト軸が補うものとし、部材の有効断面についてはボルト孔による断面控除を考慮する必要がない。

引張部材のボルト孔による断面控除の考え方について、各国の設計規準における規定を表-2に示す。ここで注目すべき点は、引張部材の有効断面積の考え方およびボルト孔を控除した純断面における引張応力度の許容値の考え方である。

引張部材の有効断面積の考え方について、道路橋示方書および鋼構造設計規準では純断面積を有効断面積としている。一方、AASHTOおよびDINではボルト孔による断面控除率を考慮しており、有効断面積は純断面積より大きいものとなっている。場合によって

は、断面控除を考慮しないケースもある。BSでは鋼材の材質に応じて有効断面積を規定しており、この有効断面積は純断面積と等しいあるいはそれより大きいものとなっている。このように、道路橋示方書における有効断面積は、AASHTO、DINやBSなどに比べ控え目に規定されている。

一般に、孔のあいた引張部材の純断面における引張応力度の許容値の考え方について、許容応力度設計法に準拠する道路橋示方書および鋼構造設計規準では、純断面における引張応力度の許容値は降伏強度を基準としている。すなわち、ボルト継手の純断面の降伏を、すべりと同等の限界状態としている。一方、限界状態設計法に準拠するEurocodeおよびISOでは、すべりを使用限界状態とし、部材断面の降伏または破断を終局限界状態としている。そして、純断面および総断面における引張応力度の許容値はそれぞれ引張強度および降伏強度を基準としている。また、AASHTO、SIAおよびDINも同様に、純断面における引張応力度の許容値は引張強度を基準としている。

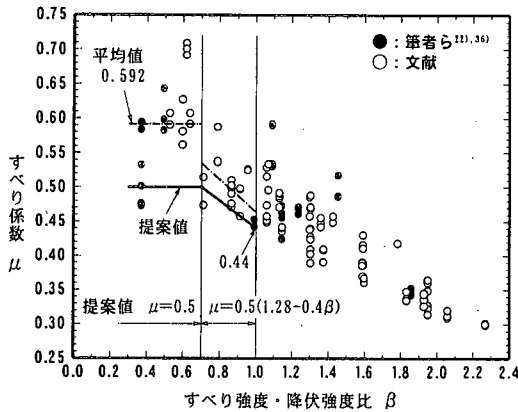


図-1 無塗装接合面のすべり係数

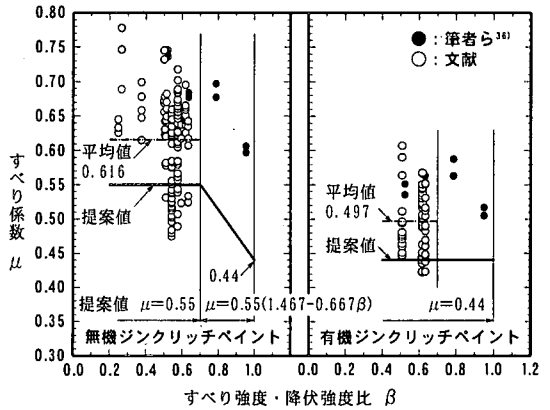


図-2 ジंकリッチペイント塗装接合面のすべり係数

表-3 各種処理状態に対するすべり係数

接合面処理状態	平均値 $m$	標準偏差 $\sigma$	$m - \sigma$
無塗装	0.592	0.067	0.525
無機 Zinc 塗装	0.616	0.065	0.551
有機 Zinc 塗装	0.497	0.043	0.454

注) 「Zinc」は「ジंकリッチペイント」を意味する。

このように、引張部材の高力ボルト継手部の断面設計法に関する設計規準について、我が国と諸外国とを比較すると、許容応力度設計法と限界状態設計法との違いがあるものの、我が国の設計規準は控え目に規定されているといえる。したがって、高力ボルト継手の有効断面積の評価法および応力度照査法を見直す必要があると思われる。このことに関連して、筆者らは高力ボルト継手の有効断面積の評価法として、純断面積の1割増しを有効断面積とすることを提案している<sup>16)</sup>。

### (3) 実験データの統計処理

高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度に関する既往の実験データ<sup>17)~36)</sup>より、すべり係数の実績調査を行った。実験データにおける継手の接触面は下記の3種類のものである。

- ①ブラスト処理の後、無塗装のままである。
- ②ブラスト処理の後、無機ジंकリッチペイントを塗装する。
- ③ブラスト処理の後、有機ジंकリッチペイントを塗装する。

これら実験データのすべり係数を各種接触面状態ごとに整理し、上記①の接触面に関して図-1に、②および③の接触面に関して図-2に示す。図-1および図-2において、横軸は継手のすべり強度・降伏強度比 ( $\beta = \text{すべり強度} / \text{母材純断面降伏強度}$ )<sup>37)</sup>を示す。

ブラスト処理の後、無塗装の接触面の場合(図-1)について、母材降伏の影響を受けない範囲 ( $\beta \leq 0.7$ ) ではすべり係数  $\mu$  と  $\beta$  との相関性があまりなく、 $\mu$  の平均値は0.592の一定値と見なせる。次に、母材降伏の影響を受ける範囲 ( $\beta > 0.7$ ) では、見かけのすべり係数  $\mu$  の低下が見られ、 $\mu$  と  $\beta$  との間に線形関係が認められる。これらのすべり係数の平均値を図-1

に一点鎖線で示す。

ブラスト処理の後、ジंकリッチペイントを塗装した接触面の場合(図-2)についても、無塗装の接触面の場合と同様に、 $\beta \leq 0.7$  の範囲を母材降伏の影響を受けない範囲と見なす。この場合、 $\mu$  の平均値は無機ジंकリッチペイントで0.616、有機ジंकリッチペイントで0.497である。すなわち、無機ジंकリッチペイントの場合のすべり係数は無塗装の場合と同等あるいは大きく、有機ジंकリッチペイントの場合は無塗装の場合より小さくなっている。ところで、図-2の無機ジंकリッチペイントのデータについて、 $\beta = 0.543$  および  $0.575$  におけるすべり係数の値が幅広く分布している。これらの実験は4社ないし5社の塗料メーカーの塗料を用いており、 $\beta = 0.543$  については高力ボルトを締め付けて6カ月間経過後に引張実験を行ったものである。したがって、各塗料メーカーの塗料特性や高力ボルトの軸力抜けに及ぼす影響の違いにより、このようにすべり係数の値が幅広く分布している。

これらのすべり係数について、範囲  $\beta \leq 0.7$  のデータの平均値  $m$  および標準偏差  $\sigma$  を表-3に示す。この結果より、すべり係数  $\mu$  は平均値より標準偏差の1倍程度マイナス側の値を目安として、図-1および図-2の中に提案値を示す。この提案では、 $\beta = 1.0$  においてはいずれの接触面状態についても  $\mu = 0.44$  としている。

### 3. 高力ボルト摩擦接合継手の限界強度の数値シミュレーション

実験的検討が中心であった高力ボルト摩擦接合継手の研究において、近年の計算機および数値解析技法の発達により、解析的検討が可能となったことは前述したが、継手を構成する高力ボルトやボルト孔などの複雑な幾何学形状のモデル化や母材-連結板間の摩擦面、高力ボルトとボルト孔の支圧の取り扱いなどが困難であることもあり、現在のところ摩擦接合を対象とした解析的研究は、あまり多くは報告されていない。支圧力を受ける鋼板の弾塑性挙動や変形特性については、古くは理論的あるいは解析的な研究が、例えば Fisher などによって行われており<sup>38)-41)</sup>、藤本・橋本<sup>42)</sup>や山田・江澤<sup>43)</sup>によって板のパネ常数設定に関する研究など解析的に有効摩擦面を評価するうえで現在でも有益な検討が成されている。高力ボルト摩擦接合継手を対象とした検討としては、田島<sup>3)</sup>の研究が著名であるが、90年代以降では脇山ら<sup>44),45)</sup>や森ら<sup>46),47)</sup>が応力集中や疲労の観点からも検討を行っている。継手の離散化において、ボルト軸力の変動や部分すべり現象など高力ボルト摩擦接合継手に特有の挙動を解析手法に反映させた研究としては、長嶋ら<sup>48)-52)</sup>および筆者ら<sup>53)-56)</sup>の研究があげられる。

長嶋らの研究では、離散化において剛体-ばねモデル(RBSM)を基本とし、複数の半剛体とこれらを連結する伸びばねおよびせん断ばねにより、継手を端部境界とボルト軸を含む仮想垂直面で板厚方向に分割した「継手ユニット」という継手の最小単位概念を導入し、主すべりが生じるまでの挙動を解析している。また、2次の8節点アイソパラメトリック要素を母材および連結板に見たて、せん断ばねで結合したモデル(PIFESM)を用い、継手の複雑な平面問題に対処している。この手法では、母材、連結板の板厚や高力ボルト、ボルト孔などが幾何学的に考慮されていない。しかし、継手自体のモデル化が簡素であるため、プレートガーダーの継手部など比較的大きな解析対象に対して全体的な挙動の評価が可能となる。

筆者らの開発した離散化モデルでは、母材や連結板、高力ボルト、座金を20節点のアイソパラメトリック立体要素で忠実に表現するため、ポアソン効果による板厚の減少や、それに伴うボルトの軸力抜けなどの挙動が追跡可能となっている。摩擦接合継手特有の摩擦面のすべり現象や高力ボルトとボルト孔の支圧現象については、各々その非線形な力学特性を考慮した3自由度の節点ばね型要素を適用する。例えば、ジョイント要素と称する母材-連結板間などの接触面に挿入する要素では、結合するアイソパラメトリック要素

の応力状態から接触面の作用力を算出し、力の向きおよび座標により剥離状態か否かを判定する。剥離の場合は当然のことながら力の伝達は行われぬが、接触している場合、Coulombの法則に従いすべり状態を判断し、すべりの発生が認められた要素には、すべり係数に相当する剛性を与える。すべり発生以前の固着状態においては、接触面に作用する板厚方向の力(垂直圧力)の大きさに応じて接触面の剛性を評価する手順を踏み摩擦の挙動を表現する。

この手法では、解析対象のモデル化が複雑で、解析に要する時間や計算機の容量が大きくなる点で長嶋らの方法に比べて不利ではあるが、既往の理論的および解析的研究との比較を含めて、実現象との整合性は確認されており、摩擦接合継手の挙動を解析的に表現するうえで、現在のところ最も有効な方法であると考えられる。扱える解析対象の規模についても現在の計算機の能力を鑑みて、合理化橋梁のI桁継手部程度までは可能であると思われる。

### 4. 引張力を受ける摩擦接合継手の挙動

#### (1) 線形限界状態

高力ボルト摩擦接合継手は、使用実績、研究実績ともに相当あり、実験的研究成果についても数多く報告されている。しかし、摩擦接合継手に関する既往の実験的研究<sup>17)-36)</sup>では、母材-連結板間の接触面においてすべりが生じると、その継手を有する部材の連続性が損なわれることを理由にすべりを継手部の耐荷力とみなす考えもあり、すべりが発生した後の継手部の挙動やすべり以外の限界状態に着目した研究は僅かしか報告されていない。我が国の道路橋示方書<sup>7)</sup>もそういった研究背景からすべり耐力を中心とした実験データに基づいて規定されており、それとは別途、ボルト孔による孔引き断面について降伏耐力に対する照査が規定されているが、すべり強度と降伏強度の相関性については、全く考慮されていない。

図-3に既往の実験<sup>57)</sup>から得られた継手供試体の荷重-全伸び関係の典型的な例を示す。図上には2体の実験結果が記載されているが、双方とも高力ボルト(F10 T, M20)1行2列配置の供試体であり、公称のすべり強度は等しい。両供試体の相違は、継手を構成する鋼板にあり、降伏先行型と称するものは母材、連結板ともに板厚9mmのSS400材、すべり先行型と称するものは、板厚12mmのSM490Y材で構成されている。極端な例ではあるが、図からも明らかのように摩擦接合継手では、継手部が有するすべり強度と降伏強度の大小関係によっては、主すべりが発生す

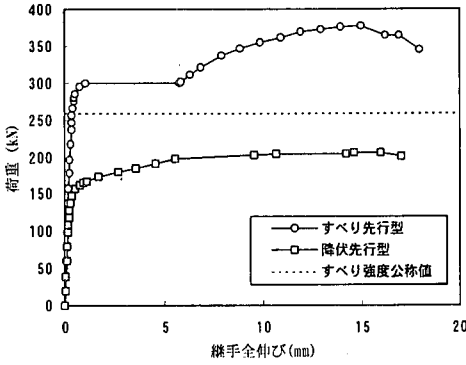


図-3 荷重-継手全伸び関係<sup>57)</sup>

ることなく鋼板の降伏によって限界状態に達する継手や、すべり強度と降伏強度が近接する場合には鋼板の降伏が関与することによってすべり強度が低減する継手が存在する。

図-4は、文献55)より引用したものである。横軸 $\beta$ 、縦軸 $\gamma$ については、 $\beta$ 値がすべり強度 $N_{Sl}$ と母材降伏強度 $N_{Fyn}$ の設計強度の比( $N_{Sl}/N_{Fyn}$ )、 $\gamma$ 値が連結板 $N_{Syn}$ と母材の降伏強度比( $N_{Syn}/N_{Fyn}$ )で定義されている。実績調査の結果を見ると、 $\beta$ 値がおおよそ0.6~1.5、 $\gamma$ 値が0.8~1.8の範囲に分布しており、例えば $\beta$ 値が1.5の継手では、すべり強度が降伏強度の1.5倍にも達するため、線形限界において鋼板の降伏の影響は免れないものと考えられる。そういった考えに基づき、継手の線形限界状態を $\beta$ 値および $\gamma$ 値で区分したものが図-5である。図-5では、継手の限界状態をすべり先行領域、降伏先行領域、その中間に位置する遷移領域の3つに大別している。すべり先行領域とは、いわゆる主すべりが、継手を構成する鋼板の降伏に先行して発生する継手であり、図-3のすべり先行型継手の挙動や図-6の限界強度を評価した図からも判断できるが、主すべり発生時において母材および連結板の応力に比較的余裕があるため、すべり発生後の支圧強度に期待することも可能である。降伏先行領域とは、母材ないしは連結板の降伏がすべりに先行する継手である。このタイプの継手では、降伏にともなう母材および連結板の板厚減少により、局所的にすべり耐力が損なわれ部分すべりの発生が認められるが、線形限界以降も主すべりが発生することはない。遷移領域の継手とは、すべり・降伏複合型の継手を指す。線形限界において母材もしくは連結板の降伏が関与するため高力ボルトの軸力抜けが助長され、部分すべりの発生が認められるとともに主すべり発生時の荷重が低下する。このタイプの継手では、すべり荷重と継手純断面における全断面降伏荷重が近接しているため、すべり限界以上の強度は期待することができな

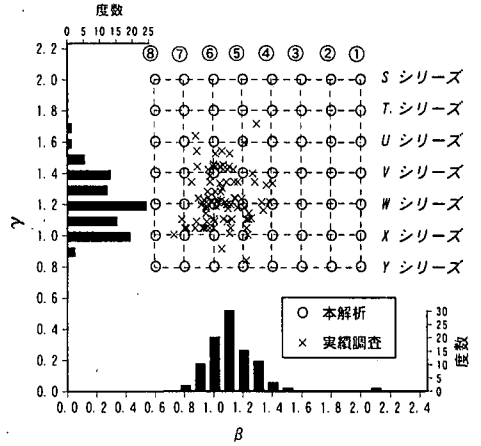


図-4 鋼1桁フランジ継手の $\beta$ 、 $\gamma$ の実績調査<sup>55)</sup>

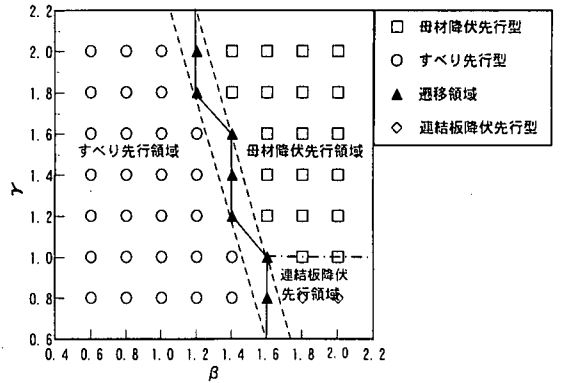


図-5 限界状態区分<sup>55)</sup>

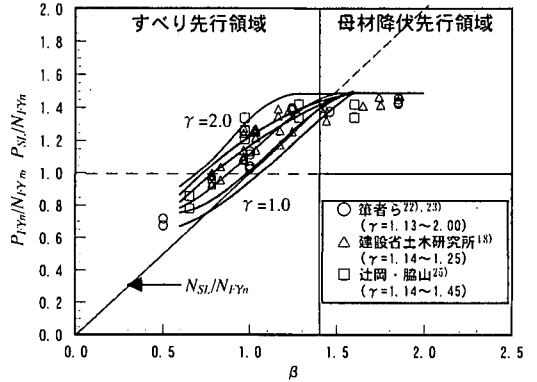


図-6 限界強度の評価<sup>55)</sup>

い。

## (2) 終局限界状態

現行の道路橋示方書では、継手強度の許容値をすべり限界、降伏限界を基準として規定している。しかし

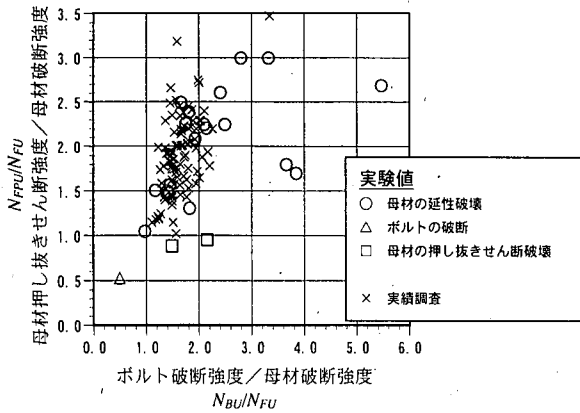


図-7 実績調査による終局限界<sup>56)</sup>

ながら、前述のすべり先行型継手では、すべり強度に対して降伏強度に大きな余裕が存在する場合など、その強度比によってはすべり発生以後も大きな余剰耐力を確保することができる。また、主すべりによって生じる変位は、ボルトの呼び径とボルト孔径の差に支配されるため、通常の施工範囲では、構造物において極めて局所的な現象である継手部のすべり現象が、必ずしも構造物に致命的な損傷を与えるとは考え難い。さらに、現状の許容応力度設計法に即した考えでは、主すべりや降伏以降に存在する母材の破断や押し抜きせん断破断などの終局限界状態を全く念頭においておらず、限界状態設計法、性能照査型設計法の導入に向けて、また接合部の合理化設計の観点からも望ましいとは言えない。

図-7は、摩擦接合継手の終局限界に関する実績調査結果である。図中の×印が、鋼I桁の引張フランジにおける実績で、その他の印○、△、□については文献(18)、(22)、(23)、(25)の実験結果を破壊形態別に示している。各軸の無次元量を構成する記号は、 $N_{FU}$ ：母材破断強度、 $N_{FPU}$ ：母材押し抜きせん断強度、 $N_{BU}$ ：ボルトの破断強度の各々設計値を表す。実験結果を見ると、ほとんどの供試体が母材ボルト孔位置でのコバ面の破断により終局状態に達している。ボルトの破断で終局に至った供試体は $N_{BU}/N_{FU}$ が1.0以下、母材の押し抜きせん断破断で終局に至った供試体は $N_{FPU}/N_{FU}$ が1.0以下となっており、設計段階で想定した破壊形態が比較的忠実に再現できていることがわかる。実績調査は、すべてのケースで両無次元量ともに1.0を越えており、終局状態として母材の破断を想定したものであると考えられる。

図-8では、母材の破断強度に着目して、継手の終局限界を図示している。図中の黒印が実験結果、白印は解析結果で実線は解析結果をスプライン補間している。解析結果に比べて実験では、若干ばらつきが大きい

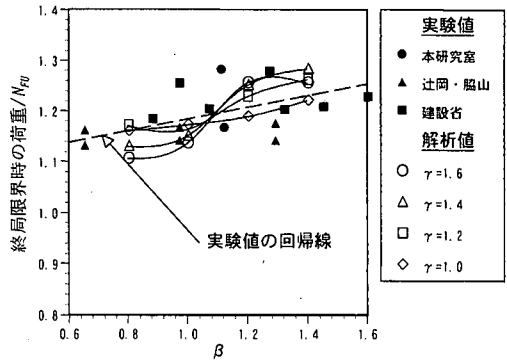
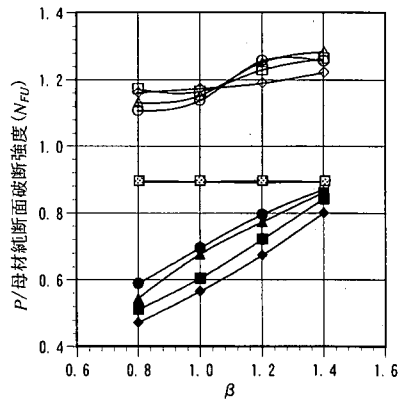


図-8 終局限界<sup>56)</sup>



	すべり限界	降伏限界	終局限界
$\gamma=1.6$	●	⊙	○
$\gamma=1.4$	▲	△	△
$\gamma=1.2$	■	⊠	□
$\gamma=1.0$	◆	◇	◇

図-9 各種限界強度の評価<sup>56)</sup>

くなるが、実験値の回帰線および解析値ともに $\beta$ 値が大きくなるほど終局限界が上昇する傾向が認められる。全てのケースにおいて終局限界は母材の破断強度の設計値を1割以上上回っている。同様に母材の破断強度を基準として、各種限界強度を解析的に評価したものが図-9である。母材純断面破断強度の設計値を基準にとると、継手の降伏限界は、図中のマークの重なり具合からも判断できるが、継手タイプの影響は僅少で、破断強度の設計値に対して約1割減。すべり限界については継手のタイプに大きく依存して約1~5割減の強度となる。強度の比率から見ると、降伏強度は公称の母材純断面降伏強度の1.5倍、総断面降伏強度の1.02倍であり、摩擦接合継手は、主すべりが発生した後であっても、降伏限界に対してはボルト孔による断面控除の影響が小さいことがわかる。

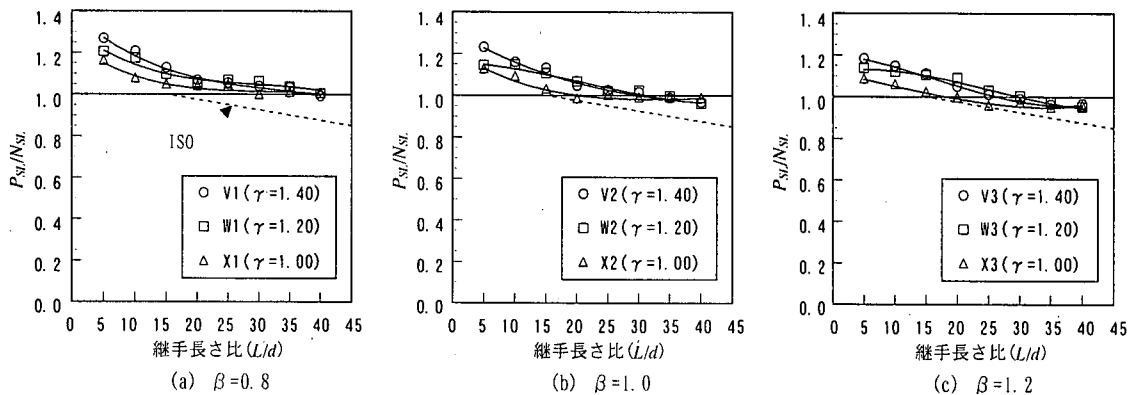


図-10 多列ボルト継手のすべり強度低減係数（継手長さ比に着目）<sup>59)</sup>

## 5. 合理化桁の高力ボルト摩擦接合継手

高力ボルト摩擦接合継手は、1960年代中頃からそれまでのリベット接合に替わって鋼部材の連結に多用されるようになった。我が国の高力ボルト継手の設計法はリベット継手のそれを踏襲しており、最初に規準化されてから30年以上も改定されないで来たので、欧米の規準と比べるとかなり安全側になっている。1995年10月に建設省より鋼橋設計ガイドライン(案)<sup>6)</sup>が発表されたが、継手設計の合理化は、鋼桁橋の合理化を進める上で重要な課題となっており、現在、以下の項目について鋭意検討が進められている。

### (1) すべり係数と引張材の有効断面の見直し

高力ボルト摩擦接合継手の限界強度はすべり限界と母材ないしは連結板の降伏である<sup>37)</sup>。ボルト継手のボルト1本1摩擦面あたりのすべり限界  $P_{sl}$  は、ボルト軸力  $N$  とすべり係数  $\mu$  の積で与えられるが、道路橋示方書では  $\mu=0.4$  の一定値を定めている。前述のように諸外国の設計規準では接触面の処理状態に応じて適切な係数を規定しており、道路橋示方書と同等の処理状態であれば  $\mu=0.5$  が標準となっている。我が国における最近の接触面の処理状態については、表-3に示すよう、各々の処理状態に対応したすべり係数について統計処理ができるほどの数多くの実験データが蓄積されてきており、我が国の設計規準の中に接触面の処理状態ごとのすべり係数が示されるのも遠くないと考えている。

一方、母材あるいは連結板の降伏については、ボルト孔を控除した純断面について照査している。欧米の設計規準では、ボルト継手の最外列（連結板では最内列）の純断面位置に至る前に、摩擦により部材軸力の一部が母材から連結板に伝達されることが考慮されて

おり、純断面を係数倍した有効断面を用いるか、純断面に作用する軸力を軽減する方法が採られている。有効断面の係数はすべり限界と連動しておりかなり変動するが、実験データによると最低でも純断面の1.1倍を下回ることはない<sup>16)</sup>。

### (2) 多列ボルト継手におけるすべり係数の低減

合理化鋼桁橋の主桁フランジを高力ボルト連結する場合は一般に多列ボルト継手となる。ボルト列数が増加すると中間のボルト群の軸力による摩擦抵抗の効率が悪くなるため、見かけすべり係数が低下することが知られている。多列ボルト継手を対象とした実験的な検討としては文献25)、58)があげられる。また、文献59)では高力ボルト摩擦接合継手のすべりと降伏を解析できる有限要素プログラムを用いて、多列ボルト継手のすべり係数とボルト列数の関係について解析的な検討が行われており、図-10に示すように、ISO<sup>10)</sup>の規定している低減係数が下限値を与えることが明らかにされている。

### (3) フィラープレートを用いた継手のすべり係数

合理化鋼桁橋の主桁フランジの板厚変化は、フィラープレートを用いて継手位置で行われる<sup>60)</sup>。作用モーメントの変化が著しい場合、薄部側のフランジ板厚と同程度の厚いフィラープレートが用いられることもある。このような厚いフィラープレートを用いたボルト継手のすべり係数は、すべりのメカニズムが等厚の継手のそれと異なることにより若干低下することが実験的に明らかにされており<sup>28),61),62)</sup>、解析的な検討も行われている<sup>63)</sup>。

### (4) LP鋼板の高力ボルト継手の限界強度

建設省が鋼桁橋の合理化に向けて提示した鋼道路橋設計ガイドラインによると、部材は板継ぎ溶接を用い



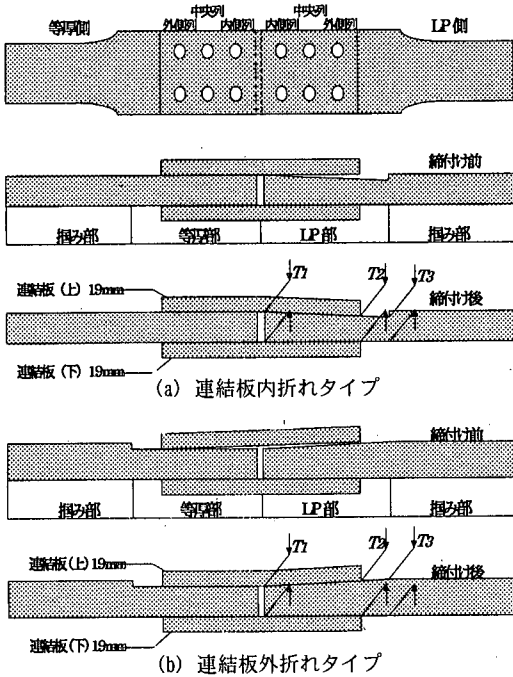


図-11 LP鋼板継手実験供試体<sup>64)</sup>

ることなく等断面とすることによって、製作上の簡素化を図ることになっている。このことにより板継ぎ溶接を用いてフランジの板厚、幅を変化させていた従来の鋼桁より重量が増えることは避けられない。これに対して、欧州で開発された鋼材であるLP鋼板 (Longitudinally Profiled Steel Plate) は、圧延方向に板厚を連続的に変化させることができるため、桁のフランジに使用すれば、曲げモーメントの変化に対応してフランジ厚を連続的に変化させ、鋼重の増加を避けることができる。

最初にLP鋼板を鋼桁橋のフランジに用いた頃は、ボルト継手のためにLP鋼板の両端に等厚部を設けていた。そのためフランジとウェブの間に肌隙が生じるため溶接時にフランジをウェブ側に押し付ける必要があった。

図-11に示すように、端部に等厚部を設けないLP鋼板の高力ボルト摩擦接合継手は、接合中心位置から遠ざかるほど母材板厚が減少する連結板内折れタイプと逆に母材板厚が増加する連結板外折れタイプがある。連結板内折れタイプのLP部はくさび効果によりすべり係数は等厚板の継手より若干大きくなる。連結板外折れタイプでは内折れとは逆の効果が予想されるため実験的な検討が行われたが、連結板外折れのLP部では連結板の弾性変形にともなうスプリングバック効果により、母材-連結板間の接触面に摩擦抗力を助長する板厚方向の力が作用することが明らかとなり、

LP鋼板の端部に等厚部を設けなくて板厚勾配の異なる鋼板を直接ボルト接合しても、等厚の場合とすべり係数は変わらないことが確認されている<sup>64)</sup>。最近では、等厚部を設けないLP鋼板の使用が増えてきている。

#### (5) 長尺ボルト継手のすべり係数

前回の道路橋示方書の改訂で鋼板の板厚制限が大幅に緩和されたことにより、鋼桁のフランジに厚板が使用されるようになった<sup>7)</sup>。50 mm以上の厚板については溶接接合が用いられるが、40~50 mmの厚板は長尺ボルトで接合される。長尺ボルトを主眼とした研究は実験的にもほとんど報告されておらず、関連した文献<sup>24), 58)</sup>が僅かに存在するのみである。解析的には、このような厚板の摩擦接合継手のすべり係数は、数多くの実験データが蓄積されている母材厚10~40 mmの鋼板継手と同等なすべり係数を確保していることが確認されている<sup>65)</sup>。

#### (6) 曲げ継手のすべり機構と限界強度

曲げを受ける鋼桁継手部のすべり挙動は、少なくともフランジの継手がすべり先行型であれば、フランジとウェブが単独ですべることはない<sup>6)</sup>。曲げ継手におけるフランジとウェブのボルト群の協働作用を考慮することによって、ウェブのボルト列数を削減できることが実験的に確認されている<sup>65)</sup>。

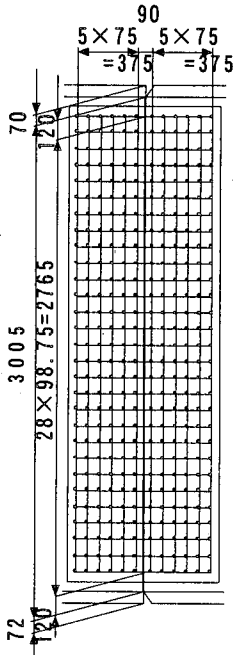
#### (7) 溶接・高力ボルト併用継手の施工要領と限界強度

フランジ板厚が50 mmを越える場合は、ボルト接合の効率が悪くなるため、現場溶接が用いられる。日本道路公団の東海・大府高架橋などで用いられた全断面現場溶接は、景観性の向上、コンクリート床版との取り合い構造の簡素化、塗膜が劣化しにくいなどの長所があるが、工期の長期化、防風対策やウェブに大入熱溶接を行う場合の対策を必要とするなどの短所もある。そのため、最近では溶接と高力ボルトの併用継手が検討されている。

併用継手は、比較的薄いウェブにはボルト接合、厚板フランジには溶接接合が適用されるのが基本である。フランジの溶接前にウェブのボルト全数を締め付けると、溶収縮のためフランジには引張残留応力が発生し、またフランジ近傍のウェブボルト数行にすべりが発生する。これを回避するにはフランジ近傍のボルト数行を仮締めし、フランジの溶接後に本締め<sup>67)</sup>するか、ウェブボルトを取り替える方法<sup>68)</sup>が採用される。合理化の観点からは前者の方法が推奨される。日本道路公団四国支社の宿茂高架橋では、図-12に示す解析的検討により、両側フランジからウェブ高さの

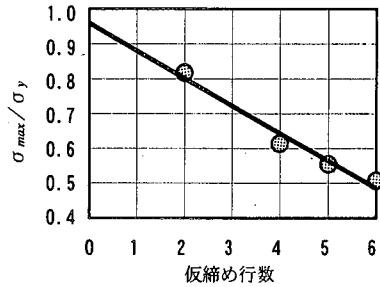
表-4 LP 鋼板継手のすべり係数実測値<sup>(64)</sup>

タイプ	すべり荷重 (tf)	初期すべり	公称軸力	公称軸力 1 割増	引張試験開始時 測定軸力
			20.5tf (201kN)	22.55tf (221kN)	
LPJ2IN 平均	137.08 (1344.3kN)	等厚側 (3 本)	0.557	0.507	0.525
LPJ4IN 平均	160.15 (1570.5kN)	等厚側 (2 本)	0.651	0.592	0.601
		同時 (1 体)			
LPJ2OUT 平均	152.82 (1498.7kN)	同時 (2 体)	0.621	0.565	0.605
		LP 側 (1 体)			
LPJ4OUT 平均	167.48 (1642.4kN)	同時 (1 体)	0.681	0.619	0.638
		LP 側 (2 体)			

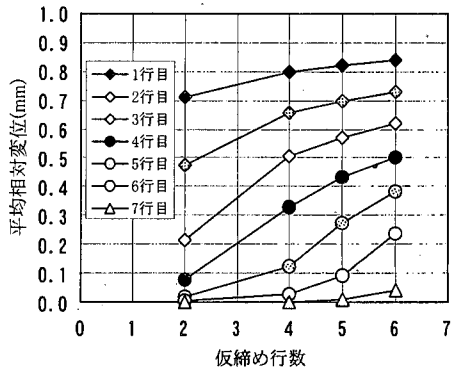


フランジ 板厚 70mm (上)  
72mm (下)  
板幅 100mm (上下)  
ウェブ 板厚 28mm  
連結板 板厚 13mm  
高力ボルト F10T M22  
29 行 6 列

(a) 解析モデル



(b) フランジの最大残留引張応力



(c) ウェブと連結板の相対変位

図-12 併用継手のフランジ溶接時の挙動<sup>(67)</sup>

それぞれ1/6の間にあるウェブボルトを仮締めとし、フランジ溶接が完了した後に本締めする施工要領が採用された<sup>(69)</sup>。

このタイプの併用継手は、上部構造が支保工で支えられ、継手位置に鋼重による断面力が作用しない場合に限定される。張出し架設のように継手位置に曲げモーメントやせん断力が作用する場合、ウェブと共に片側フランジもボルト接合する併用継手の採用が検討されている。

プレキャスト床版を使用する鋼桁橋では、上フランジを溶接接合、ウェブと下フランジをボルト接合する。場所打ちコンクリート床版の場合は上フランジとウェブをボルト接合、景観に配慮して下フランジを溶

接接合する併用継手も検討されている。いずれの場合も基本的に併用継手の施工要領に準じれば良いが、片側フランジの溶接收縮を考慮した出来形管理に気を付ける必要がある。

高力ボルト摩擦接合継手について、上述の項目(1)～(7)について検討が行われているが、ボルト継手の設計規準の見直しを行う際には、それぞれの項目の関連性に配慮する必要がある。

## 6. 施工および維持管理

高力ボルト摩擦接合継手の強度に対しては、継手の

施工による影響も考えられる。その一つとして、継手部材の板厚差による肌すきの影響がある。また、ボルトの残存軸力の経年変化により、継手強度の経年変化も考えられる。したがって、ボルトの軸力抜けと継手強度の関係を明確にすることが望まれる。さらに、継手部の腐食や塗装塗膜の劣化がボルト軸力および継手強度に影響を及ぼすことが考えられる。これらの項目について以下のような調査研究が鋭意進められている。

### (1) 肌すき

高力ボルト摩擦接合継手の施工について、現行の道路橋示方書<sup>7)</sup>では「部材と連結板とは、締付けにより密着するようにしなければならない。」とある。しかし、現実には、鋼板には板厚公差があり、また、設計上あるいは鋼板材料の制約によって、接合される部材相互間に材片の板厚差が生じることがある。この板厚公差や板厚差からくる接合表面の食い違いにより肌すきが生じる。特に、板厚差が6mm未満の場合、1mmきざみの板厚のフィラープレートを用いることができないため、わずかな食い違いが生じる。この食い違いによる肌すきの処理が容易でないこともある。

高力ボルト摩擦接合継手は、高力ボルトにより材片同士を締付け、材片の接触面に作用する摩擦によって応力を伝達する継手形式である。したがって、接触面に肌すきがある場合、その量によっては所要の継手耐力を確保できなくなることも考えられる。したがって、その肌すき量の許容値について明確にする必要がある。

文献70)および71)では接合部材相互間に材片の板厚差(0~4mm)を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数について実験的に検討を行なっている。これによると、継手の材質や表面処理状態に関わらず、板厚差に比例してすべり耐力は大きく低下するとある。また、ボルト列数が2~4列の範囲において、列数が増すに当たって板厚差によるすべり係数の低下はわずかとなるとある。

### (2) 軸力抜け

高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度に関して、ボルト軸力およびすべり係数は基本的なパラメータである。しかし、これらのパラメータは時間の経過とともに変化することが知られている。したがって、すべり強度の経年変化も考えられる。一般的に、ボルトの残存軸力はボルト自体あるいは接触面でのクリープやレラクセーションにより低減するが、その低減率は15~20%程度に近づいていくといわれている。しかし、接触面のさびや塗膜の凝着効果などのためすべり

係数が上昇し、結果的にボルト継手のすべり強度は極端に変化することはないといわれている。

文献72)~77)では、既存の橋梁の高力ボルト継手についてボルトの残存軸力の調査や部分試験片でのすべり耐荷力試験が行われている。たとえば経過年数14~17年の橋梁におけるボルトの残存軸力の調査結果では設計軸力の約20~40%の低減があったと報告されている。一方、残存軸力が0に近い値であるにもかかわらず、すべり係数が0.9であるという実験結果もある。これについては部分的にボルト軸とボルト孔とが支圧状態になっていることも考えられる。したがって、すべり強度の経年変化はボルトの残存軸力の経年変化による影響だけでは評価しきれないものと思われる。つまり、ボルトの残存軸力が一定でも、接触面の状態の経年変化によりすべり係数が変化するものと思われる。今後は、ボルトの残存軸力のみならず、接触面の状態の変化を考慮したすべり係数の経年変化についても解明することが望まれる。

既存の橋梁について残存軸力が0に近い値であったという調査結果があるが、これはボルト締め付け時において所定の軸力が導入されていなかったということも考えられる。ボルト継手の導入軸力の管理を確実にすることが重要である。また、すべり係数に関し継手の接触面処理状態の管理について入念に行うことも重要である。

### (3) 腐食

高力ボルト継手部においてボルト・ナットや鋼板が腐食により減肉した場合、継手の強度が低下することが考えられる。この腐食による継手強度への影響の調査が必要である。

大野ら<sup>78)</sup>は、耐候性鋼材(裸使用)曝露試験体の継手部を対象にして、高力ボルトのボルト頭部やナットの腐食による減肉がボルト軸力に及ぼす影響について検討を行っている。これによると、減肉量(ボルト頭部あるいはナットの幅の減少量)が2mm程度までは軸力低下はほとんどきたさないが、減肉量が8mm程度(所定寸法の20%)になると初期軸力の75%程度まで低下する結果となっている。また、ナット側の減肉による影響はボルト頭側よりも大きいいため、ナット側の腐食については維持管理上の注意がより必要であると報告されている。

一方、塗装されたボルト継手部においては、塗膜の劣化が継手強度に影響をおよぼすことも考えられる。大西ら<sup>79)</sup>はボルトの余長部の有無やナットの面取りなどの改良を加えた高力ボルトとナットを用いて、高力ボルト継手部の塗装の劣化特性について環境促進実験により検討を行っている。これによると、改良を加

えることにより塗膜の劣化に関して良好な結果が得られることが報告されている。今後はボルト、ナットの実用的な改良法の考案、さらには塗装塗膜の劣化が継手の強度に及ぼす影響の検証が望まれる。

## 7. あとがき

本稿では、高力ボルト摩擦接合継手を対象として、(1)設計規準におけるすべり強度と降伏強度に関する条項の国際比較、(2)継手の接触面の処理状態とすべり係数の関係についての実績調査、(3)継手の限界強度の数値シミュレーションに関する研究の現状、(4)引張力を受ける摩擦接合継手の挙動、(5)合理化桁における高力ボルト摩擦接合継手に関する課題と研究の成果、(6)継手の施工および維持管理に関する課題と研究の成果について述べた。

鋼橋の合理化の推進に関して、継手の設計は重要な項目であり、施工性や耐久性についても十分な配慮をしたうえで、設計法の合理化を進めることが望まれる。すべり係数、降伏限界、多列の影響、フィラーの有無、曲げ継手におけるフランジ継手とウェブ継手の協働作用などはお互いに関連性を有しており、継手の設計法を改善する際には総合的、系統的な検討が必要であることは言うまでもない。その際、本稿が参考になれば幸いである。

## 参考文献

- 1) JIS B 1186-1964 摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット, 1964.
- 2) 日本建築学会: 高力ボルト摩擦接合設計規準, 高力ボルト摩擦接合施工規準, 1965.
- 3) 田島二郎: 高力ボルト摩擦接合概説, 技報堂, 1966.
- 4) 日本道路協会: 鋼道路橋の高力ボルト摩擦接合設計施工指針, 1966.
- 5) 日本鋼構造協会: 鋼構造接合資料集成—リベット接合・高力ボルト接合, 技報堂, 1977.
- 6) 建設省: 鋼橋設計ガイドライン(案), 1995.10.
- 7) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II鋼橋編, 1996.12.
- 8) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, 1988.
- 9) prENV 1993-1: (Eurocode 3: Design of steel structures-Part 1: General rules and rules for buildings).
- 10) ISO: ISO 10721-1, Steel structures-Part 1: Materials and design, 1997.
- 11) AASHTO: Standard Specifications for Highway Bridges, 1994.
- 12) AASHTO: Standard Specifications for Highway Bridges, Thirteenth edition, 1983.
- 13) BSI: BS 5400, Part 3, Code of practice for design of steel bridges, 1982.
- 14) SSEA: SIA 161, Steel Structures, 1979.
- 15) DIN: DIN 18800 Teil 1, Stahlbauten; Bemessung und Konstruktion, 1990.11.
- 16) 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, Vol. 4, pp. 287-294, 1996.11.
- 17) 城島保茂: 接合面にジンクリッチペイントをもつ高力ボルト継手のすべり試験, 東骨技報, No. 8, pp. 38-43, 1979.9.
- 18) 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, No. 1871, 1982.9.
- 19) 藤原稔, 村越潤, 田中良樹: 高力ボルト摩擦接合継手に関する試験調査, 土木研究所資料, No. 2796, 1989.8.
- 20) 加藤昭夫, 曾我直惇, 堀正樹: いろいろの条件で無機ジンクリッチペイントを塗布した高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力試験, 技報たきがみ, Vol. 8, pp. 82-90, 1990.7.
- 21) 岩田良平, 山上貴弘: 厚膜型無機ジンクリッチペイントを塗布した高力ボルト摩擦接合部の基礎的研究, 技報まつお, No. 23, pp. 70-83, 1992.4.
- 22) 駒井鉄工, 大阪大学: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究 研究成果報告書, OUCS 9301, 1993.2.
- 23) 秋山寿行, 橋本章一: 高力ボルト摩擦接合引張継手の強度に関する実験, 駒井技報, Vol. 12, pp. 9-22, 1993.3.
- 24) 谷平勉, 石原靖弘, 指吸政男: 締め付け厚の大きい高力ボルト継手の耐力特性調査と長期挙動の予測, 構造工学論文集, Vol. 39 A, pp. 1035-1042, 1993.3.
- 25) 辻岡静雄, 脇山広三: 多列高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 40 B, pp. 495-500, 1994.3.
- 26) 日本道路公団試験研究所, 日本橋梁建設協会: 高力ボルト摩擦接合継手すべり試験—機能性プライマーの上に無機ジンクリッチペイントを塗布した高力ボルト3面摩擦すべり試験—報告書, 1996.8.
- 27) 大阪市, 常吉連絡橋架設工事駒井・川田・日橋・栗本特定建設共同企業体: 防錆ボルト試験報告, 1998.3.
- 28) 宮地真一, 小枝芳樹, 望月秀之: 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, 構造工学論文集, Vol. 44 A, pp. 55-60, 1998.3.
- 29) 日本道路公団試験研究所, 日本橋梁建設協会: 防錆処理トルシア形高力ボルト性能試験報告書, 1998.3.
- 30) 日本道路公団, 日本橋梁建設協会: 鋼橋の重防食塗装における有機ジンクリッチペイントの適用検討—高摩擦力を有する有機ジンクリッチペイントの性能試験—すべり試験報告書, 1998.3.
- 31) 日本橋梁建設協会 高力ボルト小委員会: 拡大孔を有する高力ボルト継手のすべり試験報告書, 1998.6.
- 32) 水口和之, 宮本健次, 望月秀之, 小枝芳樹, 宮地真一: 高力ボルト継手設計法の合理化に関する実験的研究, 土木学会第53回年次学術講演会講演概要集, I-A 155, 1998.10.
- 33) 水口和之, 宮地真一, 小枝芳樹: 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, 構造工学論文集, Vol. 45 A, pp. 43-50, 1999.3.
- 34) 日本道路公団: 鋼橋の継手構造に関する試験検討報告書, 1999.3.

- 35) 関西ペイント：高摩擦有機ジンクペイント (SD ジンク 500 HF) のすべり耐力試験, 1999.9.
- 36) 山田崇史, 亀井義典, 西村宣男, 秋山寿行：ジンクリッチペイントを塗布した高力ボルト摩擦接合継手の引張試験, 土木学会平成 12 年度関西支部年次学術講演会講演概要集, I-109, 2000.6.
- 37) 秋山寿行, 西村宣男, 亀井義典, 池端文哉：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 3, pp. 289-296, 1995.11.
- 38) Fisher, J. W. and Rumpf, J. L.: Analysis of bolted butt joints, Proc. of the ASCE ST div., ST 5 pp.181-203, 1965.
- 39) Fisher, J. W.: Behavior of fasteners and plates with holes, Proc. of the ASCE ST div., ST 6 pp.265-286, 1965.
- 40) Zienkiewicz, O. C., Valliappan, S. and King I. P.: Elasto-plastic solutions of engineering problems 'initial stress', finite element approach, Int. Jour. for Num. Meth. in Engineering, Vol. 1, pp. 75-100, 1969.
- 41) Rahman, M. U. and Wilkinson, T. L.: An iterative procedure for finite-element stress analysis of frictional contact problems, Computers and Structures, Vol. 18, No. 6, pp. 947-954, 1984.
- 42) 藤本盛久, 橋本篤秀：高力ボルト引張接合に関する研究：第 I 部・板のバネ常数設定の為の軸対称三次元弾性理論解析, その 1, 日本建築学会論文報告集, No. 164, 1969, 10., その 2, 日本建築学会論文報告集, No. 165, 1969.11.
- 43) 山田嘉昭, 江澤良孝：接合要素とその有限要素解析における応用, 生産研究, 31 巻, 6 号, 1979.6.
- 44) 脇山広三, 金振鋸, 多田元英, 桑原進, 宇野暢芳：高力ボルトのねじ形状に関する解析的研究—ねじ谷底の応力集中の緩和, 日本建築学会構造系論文集, No. 452, pp. 121-127, 1993.10.
- 45) 脇山広三, 金振鋸, 多田元英：高力ボルトはめあい部での荷重分担および応力集中に関する解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 459, pp. 163-169, 1994.5.
- 46) 森猛：ボルト締めした円孔の応力集中と疲労強度, 土木学会論文集, No. 543, pp. 123-137, 1996.7.
- 47) 宮崎晴之, 黒田充紀, 田中雅人, 森猛：母材に板厚差がある高力ボルト摩擦接合の実験および解析, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, I-A 350, 1996.9.
- 48) 長嶋文雄, 伊藤文人：剛体—ばねモデルを用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動解析, 土木学会論文集, No. 350, pp. 341-350, 1984.10.
- 49) Nagashima, F.: Analytical study on shape effect of friction-type bolted joints, Proc. of JSCE, No. 374/I-6, pp. 227-237, 1986.10.
- 50) 長嶋文雄, 野木伊佐男：面内純曲げモーメント作用下の摩擦接合継手のすべり強度解析, 構造工学論文集, Vol. 35 A, pp. 1001-1010, 1989.3.
- 51) 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, 構造工学論文集, Vol. 37 A, pp. 1223-1234, 1991.3.
- 52) 長嶋文雄：摩擦接合継手のすべり問題および設計への適用, 東京都立大学学位論文, 1992.
- 53) Nishimura, N., Kamei, Y. and Ikehata, B.: Elasto-Plastic Analysis of HSFG Bolted Joints Considering Local Slip, Technology Reports of The Osaka University, Vol. 46, No. 2257, pp. 227-236, 1996.10.
- 54) 亀井義典, 池端文哉, 西村宣男：低材質フィラープレートを用いた高力ボルト摩擦接合継手の限界状態, 構造工学論文集, Vol. 43 A, pp. 65-72, 1997.3.
- 55) 亀井義典, 池端文哉, 西村宣男：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態区分に関する解析的研究, 土木学会論文集, No. 584/I-42, pp. 243-253, 1998.1.
- 56) 亀井義典, 西村宣男：高力ボルト摩擦接合継手のすべり以降の挙動, 鋼構造論文集, 投稿中.
- 57) 秋山寿行：高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究, 大阪大学学位論文, 1996.1.
- 58) 馬場賢三, 平野茂, 田島二郎：太径多列高力ボルト摩擦継手試験, 橋梁と基礎, Vol. 19, No. 10, pp. 8-14, 1985.
- 59) 亀井義典, 松野正見, 西村宣男：多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度に関する解析的研究, 土木学会論文集, No. 640/I-50, pp. 49-60, 2000.1.
- 60) 西川和廣, 村越剛, 佐々木靖雄：省力化鋼 I 桁橋のフランジ現場継手大型試験体の引張試験, 土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集, I-111, 1994.9.
- 61) 寺尾圭史, 名取暢：フィラーを用いた高力ボルト摩擦接合継手に関する検討, 横河ブリッジ技報, No. 26, pp. 66-72, 1997.1.
- 62) 滝澤伸二, 黒田岩男, 沢田寛幸, 阿部幸長：鋼道路橋設計ガイドラインに基づく高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験, 橋梁と基礎, Vol. 33, No. 9, pp. 25-28, 1999.
- 63) 松野正見, 亀井義典, 西村宣男, 宮地真一：フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手の強度および荷重伝達機構に関する解析的研究, 土木学会第 53 回年次学術講演会講演概要集, I-A 151, 1998.10.
- 64) 亀井義典, 中村貴史, 秋山寿行, 高木優任, 西村宣男：等厚部を省略した LP 鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度試験, 構造工学論文集, Vol. 46 A, pp. 1241-150, 2000.3.
- 65) 亀井義典, 松野正見, 西村宣男：長尺高力ボルト摩擦接合引張継手に関する解析的研究, 土木学会平成 11 年度関西支部年次学術講演会講演概要集, I-73, 1999.5.
- 66) 西村宣男, 秋山寿行, 亀井義典, 高木優任：鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合曲げ継手部の限界状態に関する実験, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 1, pp. 23-30, 1993.7.
- 67) 紫桃孝一郎, 上東泰, 長谷俊彦, 一宮充：併用継手のすべり耐力に及ぼすウェーブ先締めの影響に関する実験的研究, 土木学会論文集, 印刷中.
- 68) 小日向謙寿, 小森武, 広瀬剛, 葛西真一：在家塚第 3 高架橋における併用継手の施工要領, 土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集, I-A 053, 2000.9.
- 69) 中村貴史, 西村宣男, 亀井義典, 雨森慶一, 新井正樹：高力ボルト・溶接併用継手における高力ボルト施工法に関する検討, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 7, pp. 351-356, 1999.11.
- 70) 宮崎晴之, 黒田充紀, 田中雅人, 森猛：板厚の異なる材片を接合した高力ボルト摩擦接合の滑り耐力, 構造工学論文集, Vol. 44 A, pp. 61-70, 1998.3.

- 71) 鋼橋技術研究会：板厚差のある摩擦接合継手の研究，施工部会報告書 I，1998.12.
- 72) 関西道路研究会道路橋調査研究委員会：鋼橋の接合に関する調査研究，接合小委員会報告書，1989.3.
- 73) 関西道路研究会道路橋調査研究委員会：1. 高力ボルト摩擦接合継手の耐久性，耐久性小委員会報告書，1994.3.
- 74) 亀井正博，谷平勉，石原靖弘，畑中清，亀井正雄：高力ボルト軸力の経年変化に関する一考察，土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集，I-102，1994.9.
- 75) 関西道路研究会道路橋調査研究委員会：橋を診る・見る，耐久性小委員会報告書，1998.3.
- 76) 石原靖弘，狩野正人，亀井正博，谷平勉，丹羽量久，小林剛：高力ボルト摩擦接合の耐久性評価用データベースの構築と分析例，土木学会第 53 回年次学術講演会講演概要集，I-A 153，1998.10.
- 77) 小林剛，谷平勉，石原靖弘，中津留幸紀，亀井正博：実橋における残存ボルト軸力測定と測定方法の比較，土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集，I-A 63，2000.9.
- 78) 大野崇，名取暢，村越潤：腐食減肉した高力ボルトの残存軸力測定，土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集，I-260，1994.9.
- 79) 大西弘志，松井繁之，正岡孝，福本啓士：ボルト添接部の腐食特性とその改良に関する研究，土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集，I-261，1994.9.

(2001.2.13 受付)