

3. 高力ボルト摩擦接合

3.1 概説

3.1.1 限界状態の区分

高力ボルト摩擦接合は図 3.1 に示すように高力ボルトに導入した軸力によって鋼板どうしを締め付け、鋼板の接触面の摩擦力により応力を伝達する継手形式である。このような継手の荷重-変形曲線は、すべり強度と母材あるいは連結板の降伏強度との関係により異なってくる。図 3.2 に高力ボルト摩擦接合継手の引張実験結果より、荷重-継手伸びの関係の一例を示す。ここに、図中の記号は以下のとおりである。

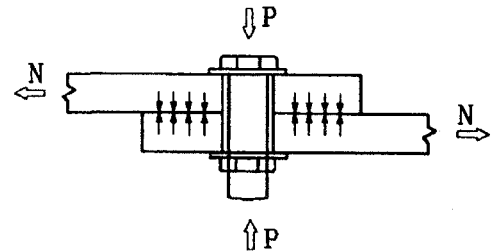


図 3.1 高力ボルト摩擦接合

- ：母材および連結板の降伏強度がすべり強度に比べて非常に大きい継手（A タイプ）
- ▲：すべり強度に比べて母材の降伏強度が非常に小さい継手（Bf タイプ）
- ：すべり強度に比べて連結板の降伏強度が小さい継手。（Bs タイプ）
- ◇：すべり強度と母材の降伏強度がほぼ等しい継手（C タイプ）

A タイプの場合、荷重が大きくなると急に主すべりが発生している。この実験では継手の一方が 6 本のボルトで、他方が 8 本のボルトであるため、主すべりが 2 回発生している。そして、継手の破壊形式はボルトのせん断破壊である。

Bf および Bs タイプは、荷重が大きくなるにつれて母材および連結板の板厚が減少し、ボルトの軸力抜けが生じる。Bs タイプの場合、連結板が降伏状態に達した後ボルトの軸力抜けが顕著になり、すべりが発生している。Bf タイプの場合、母材が降伏状態に達した後もすべりは発生していない。そして、継手の破壊形式は、Bf タイプは最外ボルト列位置の母材の延性破壊であり、Bs タイプは最内ボルト列位置での連結板の延性破壊である。

C タイプは母材の降伏現象とすべり現象がほぼ同時に発生している。継手の破壊形式は、Bf タイプと同様に最外ボルト列位置の母材の延性破壊である。

以上のように、すべり現象、母材あるいは連結板の降伏現象の発生状況は、すべり強度と降伏強度との相対関係により異なっている。そして、高力ボルト摩擦接合継手の限界状態は表 3.1 のように区分できると考えられる。

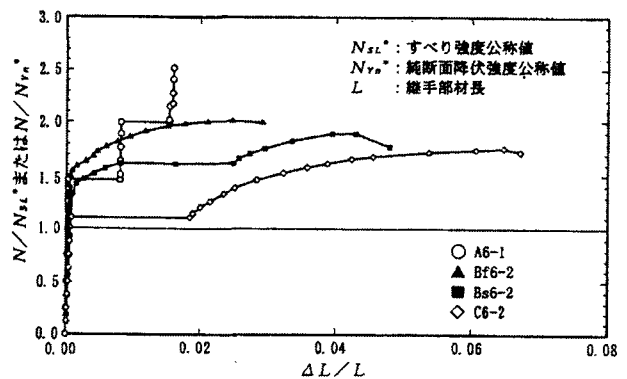


図 3.2 高力ボルト摩擦接合継手の荷重(N) - 全伸び(ΔL/L)¹⁾

表 3.1 高力ボルト摩擦接合継手の限界状態の区分

	すべり強度 ≤ 降伏強度	すべり強度 ≥ 降伏強度
線形限界	すべり限界	降伏限界
終局状態	ボルトのせん断破壊 支圧による母材(連結板)の降伏	母材(連結板)の降伏

3.1.2 各種基準の比較

(1) 接触面の処理状態とすべり係数

高力ボルトの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基準における規定^{3)~11)}を表3.2に示す。すべり係数の値は接触面の処理状態によって異なることが知られている。表3.2に示されるように、我が国において、道路橋示方書、鋼構造設計基準では、接触面の表面処理の状態に関わらずすべり係数を一律の値0.40または0.45としている。一方、諸外国の設計基準においては、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の値を規定している。

このように、接触面のすべり係数については、諸外国の設計基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、それに対してわが国の設計基準では、すべり係数の接触面の処理状態に関わらず一律であり、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し、すべり強度が減少する。その結果、見かけの摩擦伝達力が減少する。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がある場合、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引張強度によって決定される。継手部の最大耐力が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ある。

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

表3.2 すべり係数の国際比較²⁾

すべり係数	接触面の処理または状況
道路橋示方書 ³⁾ (2002年)	
0.4	・黒皮を除去した粗面状態
0.4	・厚膜型無機Zinc塗装
鋼構造設計基準 ⁴⁾ (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 ⁵⁾ (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 ⁶⁾ (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、屋外曝露した面
0.50	・ショットまたはグリットブラスト処理
0.50	・厚さが60 μ mより薄い無機Zinc
0.35	・厚さが60 μ mより薄い有機Zinc
0.40	・厚さが50 μ mより厚い亜鉛めっきに軽微なブラスト処理
AASHTO ⁷⁾ (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 ⁸⁾ (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 ⁹⁾ (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 ¹⁰⁾ (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 ¹¹⁾ (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。

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。この引張部材の断面控除に関する影響²⁾について、表 3.3 に諸外国およびわが国の設計基準における規定を示す。

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、許容応力度法に準拠する道路橋示方書および鋼構造設計基準では、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強度の許容値はそれぞれの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。

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基準について、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、我が国の設計基準は控えめに規定されているといえる。道路橋示方書においては、平成 14 年 3 月版では高力ボルトの有効断面積の評価方法が、純断面積の 1 割増を有効とするように改訂された。高力ボルト継手の応力度照査方法を今後見直す必要があると思われる。

表 3.3 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²⁾

設計基準	引張部材のボルト孔位置の断面設計法
道路橋示方書 ³⁾ (2002 年)	総断面積からボルト孔の幅を控除した純断面積に 1.1 を乗じた値を有効断面積とする。 純断面×1.1 における引張応力度 ≤ 許容引張応力度 (=降伏強度/ν) ここに、ν:安全率 (=1.7) $A_n \times 1.1 \leq A_g$ A_g :総断面積, A_n :純断面積
鋼構造設計基準 ⁴⁾ (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 ≤ 許容引張応力度 (=降伏強度/ν) ここに、ν:安全率 (長期荷重の場合は 1.5, 短期荷重の場合は 1.0)
Eurocode ⁵⁾ (1997 年)	終局限界状態の照査 総断面における引張応力度 ≤ 降伏強度/γ _{M0} 純断面における引張応力度 ≤ 0.90×引張強度/γ _{M2} 純断面における引張応力度 ≤ 降伏強度/γ _{M0} (すべりを終局限界状態とする場合) ここに、γ _{M0} :降伏に対する部分安全係数(=1.0), γ _{M2} :破断に対する部分安全係数(=1.25)
ISO ⁶⁾ (1997 年)	終局限界状態の照査 総断面における引張応力度 ≤ 降伏強度/γ _{cr} 純断面における引張応力度 ≤ 引張強度/γ _{tr} ここに、γ _{cr} :降伏に対する部分安全係数, γ _{tr} :破断に対する部分安全係数
AASHTO ⁷⁾ (1994 年)	強度限界状態の照査 総断面における引張応力度 ≤ φ _v ・降伏強度 純断面における引張応力度 ≤ φ _v ・U・引張強度 ここに、φ _v :降伏に対する抵抗係数(=0.95), φ _v :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 ⁸⁾ (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 ¹⁰⁾ (1979 年)	耐荷力の照査 総断面における引張応力度 ≤ 降伏強度 純断面における引張応力度 ≤ 0.80×引張強度
DIN ¹¹⁾ (1990 年)	耐荷安全性の照査 純断面における引張応力度 ≤ 引張強度/(1.25γ _M):限界状態に対し、応力度の形で照査を行う。 ここに、γ _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

3.2 高力ボルト摩擦接合設計法の問題点

3.2.1 すべり係数

高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数に関して、これまでに継手接触面の各種処理状態について実験的研究がなされている。西村ら²⁾はこれらすべり係数の実験データの調査結果を報告している。以下に、西村ら²⁾の報告内容について述べる。

実験データにおける接触面状態は次の3種類である。

- ①ブラスト処理の後、無塗装のまま
- ②ブラスト処理の後、無機ジンクリッチペイント塗装
- ③ブラスト処理の後、有機ジンクリッチペイント塗装

これら実験データのすべり係数 μ を各種接触面状態ごとに整理したものが図3.3および図3.4である。これらの図において、横軸は継手のすべり強度・降伏強度比 ($\beta = \text{すべり強度} / \text{母材純断面降伏強度}$) を示す。これらの実験データより次のとおり報告されている。

①無塗装接合面のすべり係数 μ

- ・母材降伏の影響を受けない範囲 ($\beta \leq 0.7$) では μ と β との相関性があまりなく、 μ は平均値0.592の一定値と見なせる。
- ・母材降伏の影響を受ける範囲 ($\beta > 0.7$) では、見かけの μ の低下が見られ、 μ と β との間に線形関係が認められる。

②無機ジンクリッチペイント塗装接合面のすべり係数 μ

- ・無塗装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し、 μ の平均値は0.616である。
- ・ μ は無塗装接合面の場合と同等あるいは大きくなっている。

③有機ジンクリッチペイント塗装接合面のすべり係数 μ

- ・母材降伏の影響を受けない範囲 ($\beta \leq 0.7$) での μ の平均値は0.497である。
- ・ μ は無塗装接合面の場合より小さくなっている。

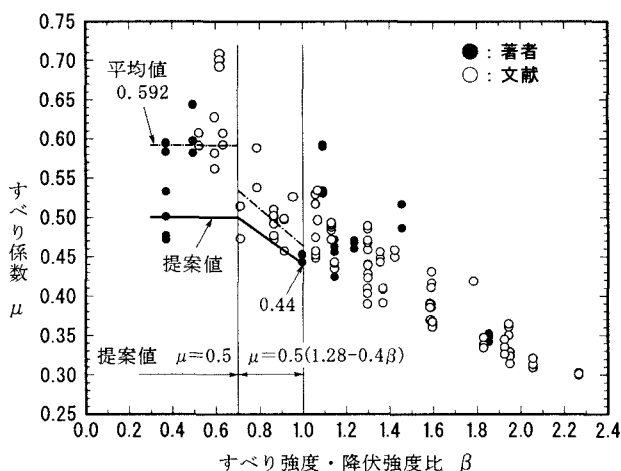


図 3.3 無塗装接合面のすべり係数²⁾

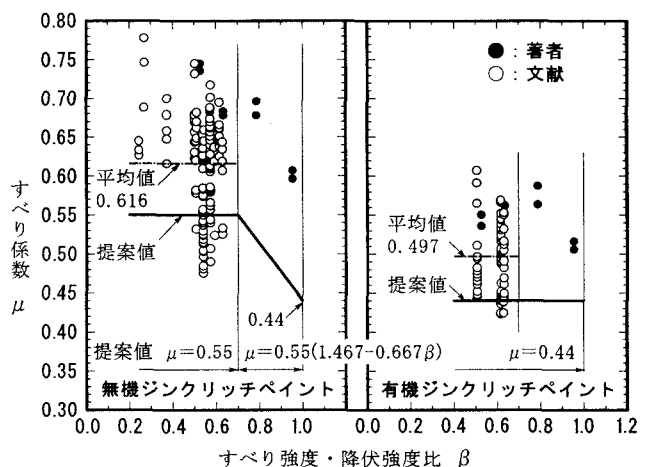


図 3.4 ジンクリッチペイント塗装接合面のすべり係数²⁾

母材降伏の影響を受けない範囲 ($\beta \leq 0.7$) でのすべり係数の平均値 m および標準偏差 σ は表 3.4 のとおりである。また、母材降伏の影響を受ける範囲 ($\beta > 0.7$) においては、すべり係数は β の値に応じて低減されるものとし、図 3.3 および図 3.4 に示されるすべり係数の値を提案している。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。

表 3.4 各種処理状態に対するすべり係数²⁾

接合面処理状態	平均値 m	標準偏差 σ	$m - \sigma$
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「ジンクリッチペイント」を意味する。

近年は、少数主桁橋などにおいて極厚の高張力鋼板が用いられるようになってきている。この場合の高力ボルト摩擦接合継手は、従来の設計法では必要ボルト本数が過多になり、設計・施工の対応ができないケースが現れてきている。これに対応する方法として、①ボルトの強度やサイズを大きくして導入軸力を大きくする、②すべり係数を大きくするなどが挙げられる。文献 12)~15)では、すべり係数の向上を目的とした研究報告がなされている。宇野ら¹²⁾は、連結板の表面を頂角 90° の波形に加工し、熱処理を施して表面硬さを上げることにより 1.0 以上のすべり係数を確保するなど、すべり係数向上のための表面処理法について明らかにしている。また、伊藤ら¹⁴⁾は、母材と連結板との間に高摩擦フィラーを挟むことにより 0.76 のすべり係数を確保することも可能であることを示している。このようにすべり係数を現行の 2 倍以上に向上させることが可能になれば、少数主桁橋における極厚高張力鋼板の高力ボルト摩擦接合継手でもボルト本数が低減され、継手をコンパクトにすることが可能になる。

3.2.2 I 桁断面の曲げ継手強度（フランジと腹板の協働作用）

曲げを受ける I 桁断面の高力ボルト摩擦接合継手に関して、現行の設計法では曲げ作用力に対してフランジおよび腹板の継手はそれぞれ個別に設計している。しかし、I 桁断面の継手において曲げに対するすべり挙動は、フランジと腹板とが独立した挙動ではなく、両者の協働的なものである。このため、I 桁の高力ボルト摩擦接合継手について、設計法と実際の挙動との整合性を確保し、さらに、その力学的特性を活かした合理的な設計法が求められている。これに対し、I 桁の高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の研究において、フランジ継手と腹板継手の協働作用に着目した実験的研究^{16)~20)}がなされている。

西村ら¹⁶⁾は鋼 I 桁の載荷試験を行い、腹板連結板のひずみ分布、各ボルト行の合計軸方向力、すべり発生荷重などを計算により求めている。そして、腹板添接部の性状について計算結果と実験結果との比較による検証を行っている。寺田ら¹⁷⁾は鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合継手を対象として桁の曲げ試験を行い、継手すべり強度の実験的検証を行っている。そして、I 桁の継手のすべり耐力は、腹板あるいはフランジの継手強度によって決まるのではなく、両者の協働作用による抵抗力を有することを報告している。長嶋ら¹⁸⁾は I 桁の継手のすべり強度特性を実験また解析の両面から明らかにし、シミュレーション解析により実験結果を確認している。金治ら¹⁹⁾は箱桁供試体による 2 軸曲げ載荷試験を行い、実験結果の妥当性を解析的に検討している。そして、鋼製橋脚に対応する箱断面の場合、腹板最外縁部のボルト列が分担するものとしている腹板クリアランス部の曲げ応力は、実際はその一部がフランジに流れていることを報告している。秋山ら²⁰⁾は鋼 I 桁の継手の曲げ試験のデータより、すべりに対するフランジと腹板の協働作用およびすべり強度・降伏強度比 β を考慮した I 桁の継手のすべり強度評価法を提案している。以下に、秋山ら²⁰⁾の I 桁継手のすべり強度評価法について述べる。

I 桁の継手のすべり現象について、フランジと腹板が協働的に作用力に抵抗するものと見なし、I 桁の継手のすべり強度評価法として式 (3.1) のすべり強度 M_R ²⁰⁾ を考える。

$$M_R = n_{fu} \cdot \rho_{fu} \cdot h_{fu} + n_{fl} \cdot \rho_{fl} \cdot h_{fl} + \sum_i (n_{wi} \cdot \rho_{wi} \cdot h_{wi}) \quad (3.1)$$

ここに、 M_R : I 桁継手のすべり強度(kN・m)

n_{fu} (n_{fl}) : 上(下)フランジのボルト本数(本)

n_{wi} : 腹板において第 i 行目のボルト本数(本)

ρ_{fu} (ρ_{fl}) : 上(下)フランジのボルト 1 本当たりのすべり抵抗係数(kN/本)

ρ_{wi} : 腹板において第 i 行目のボルト 1 本当たりのすべり抵抗係数(tf/本)

h_{fu} (h_{fl}) : 上(下)フランジ板厚中心の I 形断面中立軸からの距離(m)

h_{wi} : 腹板において第 i 行目ボルト行の中立軸からの距離(m)

ただし、 h_{fu} 、 h_{fl} 、 h_{wi} の符号はすべて正である (図 3.5 参照)。

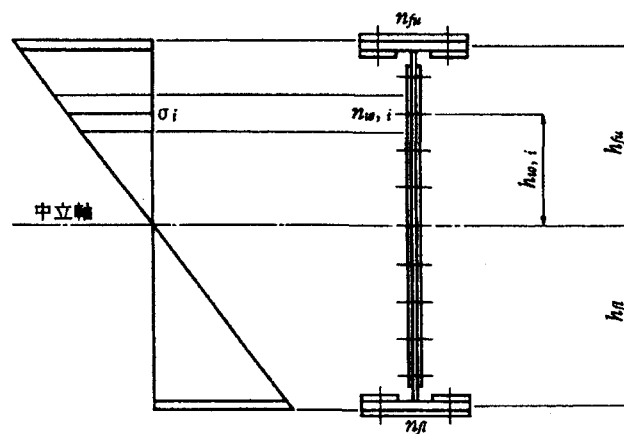


図 3.5 I 形断面桁の曲げ継手のすべり強度の算定

式 (3.1) におけるボルト 1 本当たりのすべり抵抗係数については、母材の引張領域に対してはすべり強度・降伏強度比 β に基づくすべり係数を、圧縮領域のすべり係数については最大値を適用することとしている。

鋼 I 桁の継手の曲げ試験の結果を対象にして、この評価法によるすべり強度の推定値と実験値とを比較すると、その差が 5% 以下であり、ほぼ等しくなっている。したがって、I 桁の継手のすべり強度評価法として式 (3.1) は有効であるということが報告されている。

3.2.3 孔引き有効断面積

引張材の高力ボルト摩擦接合継手では、ボルト群最外列のボルト孔を通る母材あるいは連結板の断面位置が強度上の弱点になると考えられている。従来の道路橋示方書においては、継手部の引張材断面に対しボルト孔を控除した純断面積を有効断面積とすると規定されている。しかし、ボルト群最外列のボルト孔を通る純断面位置においては、摩擦によって母材から連結板へあるいは連結板から母材への応力伝達が期待できる。そのため、ボルト孔を控除した純断面積を有効断面積とする場合、継手の降伏強度はかなり安全側に評価されることが高力ボルト摩擦接合継手の引張実験²⁰⁾より明らかにされている。限界状態設計法に準拠している諸外国の規準においても、純断面積よりも大きい有効断面積、または、摩擦伝達力による母材の作用力の低減が考慮されている。

秋山ら²⁰⁾は、I 形断面桁の継手を対象とした曲げ強度実験のデータを基に、継手部引張フランジの

有効断面積比（純断面積 A_n に対する有効断面積 A_e の比： A_e/A_n ）の評価法を提案している。この曲げ強度実験のデータでは、引張フランジの降伏が継手強度にかかわる継手タイプの場合の有効断面積比は1.18前後であり、AASHTOの規定に基づいて算出した値とほぼ同じである。この実験結果をもとにして、実験データのばらつきを考慮し、有効断面積比は1.18より低減した1.1を提案している。ただし、有効断面積は総断面積を超えないものとする。以上より、引張材の有効断面積(A_e)の評価法として式(3.2)を提案している。

$$\begin{aligned} A_n/A_g \geq 1/1.1 \text{ の場合} & \quad A_e = A_g \\ A_n/A_g < 1/1.1 \text{ の場合} & \quad A_e = 1.1A_n \end{aligned} \quad (3.2)$$

ここに、 A_e ：有効断面積， A_g ：総断面積， A_n ：純断面積

3.2.4 ボルト孔（拡大孔，長孔）の影響

近年、維持補修および補強工事の増加に伴い、現場の施工的条件等により拡大孔または長孔を用いた高力ボルト継手が要求されるケースが増加してきている。ボルト孔に関する性能規定の参考資料として、拡大孔または長孔を用いた高力ボルト継手のすべり耐力評価法に関する海外基準の比較、国内における実験および研究報告を紹介する。

(1) 海外における拡大孔に関する規定

拡大孔によるすべり耐力低減率の比較を表3.5に、AASHTOにおけるボルト孔サイズの規定を表3.6に示す。

表 3.5 ボルト孔によるすべり耐力低減率の比較

規 定	孔の種類	ボルト孔の大きさ (mm)	すべり耐力低減率
ECCS	標準孔	d+2 (d≤24)	1.00
		d+3 (d>24)	1.00
	拡大孔	d+4 (d<24)	0.85
		d+6 (d=24)	
		d+8 (d>24)	
	短スロット孔	標準孔径×(拡大孔+2(以内))	0.85
長スロット孔	標準孔径×2.5d(以内)	0.75	
Eurocode3	拡大孔		0.85
	長孔		0.70
AASHTO	拡大孔と短長孔		0.85
	力の方向と直角な長孔を有する長長孔		0.70
	力の方向と平行な長孔を有する長長孔		0.60

d：ボルトの公称軸径 (mm)
スロット孔＝長孔

表 3.6 AASHTO のボルト孔サイズ

ボルト径 (d)	標準孔 (径)	拡大孔 (径)	短長孔 (幅×長さ)	長長孔 (幅×長さ)
5/8	11/16	13/16	11/16 × 7/8	11/16 × 1-9/16
3/4	13/16	15/16	13/16 × 1	13/16 × 1-7/8
7/8	15/16	1-1/16	15/16 × 1-1/8	15/16 × 2-3/16
1	1-1/16	1-1/4	1-1/16 × 1-5/16	1-1/16 × 2-1/2

(インチ, 1インチ=25.4mm)

(2) 国内における検討報告

国内における報告では、1970年頃よりボルト孔に関する実験報告^{22)・23)}がなされているが、拡大孔および長孔についての研究報告は過去、あまり報告されていない。ここでは、件数は少ないが、近年報告されている実験および研究報告を紹介し、拡大孔および長孔の性能規定のための参考資料としての基本データの蓄積を主目的とする。

1990年に阪神高速道路公団の3径間連続鋼床版箱桁で実施された長孔、拡大孔を有する継手のすべり試験の報告²⁴⁾では、継手母材に $\phi 26.5 \times 55$ mmの長孔、添接板に $\phi 26.5$ mmの拡大孔を設けた試験体で摩擦接合のすべり試験が実施されている。結果として、接合面の処理を赤錆とした場合のすべり係数は0.6以上、塗膜厚の目標値を $75 \mu\text{m}$ とした厚膜形無機質ジンクリッチペイントを塗布した場合には0.5以上が得られ、十分なすべり係数値が得られたことが報告されている。1994年に報告されている付属物(吸音材、外装材)の取り付け継手の研究報告²⁵⁾では、呼び径M16の高力ボルトの孔を $\phi 20$ mmの丸孔にした場合と $\phi 20 \times 42$ mmの長孔にした場合について、丸孔は締め付けボルト軸力を導入できるが、長孔にした場合は所定のボルト軸力の導入が不可能となり、107.8kNに対して49kNであったと報告されている。そのため、長孔を用いる場合は剛な四角座金の使用を推奨している。これは、締め付けボルト軸力に達するまでに座金が長孔を設けたことにより接触面積が減少し、部材が局部降伏により陥没し、ボルト軸力の導入が不可能であったと思われるためである。

近年の報告として、田中ら²⁶⁾は下記のことを報告している。

- ① 2面摩擦については純拡大孔 $d+4$ mmでは標準孔に比べ2~3%、 $d+6$ mmでは5%程度、さらにスロット孔 $((d+2) \times 2.5d$ mm、応力方向の長孔)では7%程度すべり係数が低下し、15%程度の低下まで起こり得る。
- ② ボルト孔径とすべり係数平均値との関係は、ボルト径がM16、20、22と大きくなるにつれてすべり係数平均値は若干ではあるが低下する。
- ③ 高力六角ボルト接合時の拡大孔に対するすべり係数は、トルシア形高力ボルトを用いた場合の平均値0.581~0.654に対して、0.481~0.526と20%程度低い値になる。
- ④ リラクゼーションの検討では、標準孔($d+2$ mm)、純拡大孔($d+4$ mm)、スロット孔 $((d+2) \times 2.5d$ mm)の順でボルト軸歪の低下率が大きくなるが、最終的に見ると1年間で2~6%の低下である。
- ⑤ 最大耐力については、最大耐力実験値で概ね計算値の1.0~1.1倍の値となっており、拡大孔を用いた場合においても通常の最大耐力評価式で安全側の評価が可能である。

以上、3件の実験検討報告を紹介したが、標準孔から拡大孔、長孔(スロット孔)を用いることによりすべり係数が低減することはいずれの報告書でも記述されている。ただ、その低減の程度および低減後のすべり係数に関して、耐力的な問題の有無については各報告を比較しても一致していない部分があり、現時点では、拡大孔および長孔を摩擦接合継手で用いても問題無いとは断言できない。

一方、西村ら²⁷⁾は、拡大孔を有する高力ボルト摩擦接合継手の限界強度について解析的検討を行っている。この解析的検討では、サイズM22の高力ボルトに対して孔径24.5 mm(標準孔)、26.5 mm(ボルト径+4.5 mm)および28.5 mm(ボルト径+6.5 mm)の拡大孔を対象としている。そして、下記のことを報告している。

- ① 継手断面(幅および板厚)が等しい場合、継手の限界強度について拡大孔の場合は標準孔の場合に比較して最大で5.3%程度低下する。
- ② 限界強度がすべりに支配される拡大孔の継手モデルにおいて、すべり荷重はすべり強度設計値を1割以上上回っている。

③限界強度が母材の降伏に支配される拡大孔の継手モデルにおいて、母材純断面降伏荷重は母材純断面降伏強度設計値を1割以上上回っており、安全性は確保されている。

以上より必要上、拡大孔あるいは長孔を用いなければならない場合は、現状として実験報告の件数が少ないため、十分な検討を行い、拡大孔および長孔の力学的性状を明確にした上で使用するべきである。最後に拡大孔および長孔についての検討が早期に進むことを期待したい。

3.3 合理化桁の継手の課題

3.3.1 フィラーを有する継手

鋼道路橋設計ガイドライン(案)²⁸⁾では、鋼桁製作の省力化の一手法として、主桁ブロックを一定断面とし、現場接合部においてフィラーを用いることにより断面変化させる考えが普及している。

フィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手では、鋼板間の摩擦によって作用力の伝達が適切に行われれば、十分なすべり耐力を確保することができ、また、フィラーの板厚はすべり挙動に有意な影響を及ぼさないというのが一般的な見方である。一方、道路橋示方書においては「フィラーの板厚は厚い側の母材板厚の1/2程度を限度とするのが望ましい。」と述べられている。近年、鋼板の板厚制限が緩和されたこともあり、接合部において母材の断面変化量が大きい高力ボルト摩擦接合継手となり、薄い側の母材と同厚程度のフィラーを用いることも考えられる。しかし、フィラーの板厚によっては、母材から連結板へ伝達される作用力が不均等になり、このことがすべり耐力に影響を及ぼすことも危惧される。

また、鋼道路橋設計ガイドライン(案)では、現場継手部で母材と同材質以上のフィラーを使用することにより断面変化させることを原則としている。しかしながら、断面変化の程度によっては、フィラーの板厚が薄くなり、母材が高強度鋼の場合には母材と同材質以上の薄板の入手が困難となる。高力ボルトの摩擦接合は、応力の流れが円滑で継手の剛性が高く疲労に強い優れた現場接合であることが広く知られている。しかし、母材および連結板の材質とフィラーの材質が大きく異なる場合、フィラーの早期降伏によりボルトの軸力抜けが促進され、継手のすべり耐荷力が低下する恐れや、フィラーの存在によって、接合される母材間の板厚差が継手部の局部応力などに悪影響を及ぼすことが懸念される。

したがって、フィラーを有する高力ボルト摩擦接合に関して合理的な設計法を確立するために、ここではボルト継手の強度や荷重伝達機構に及ぼすフィラーの影響を明確にすると共に、フィラーの板厚および材質に関する継手強度の実験・検討結果について紹介する。

(1) 継手部の荷重伝達機構

a) 継手部の挙動

宮地ら²⁹⁾は、継手部のフィラー板厚 t_f と母材板厚 t_b との合計38mmを一定とし、 t_f と t_b との組み合わせ(t_f/t_b)について0mm/38mm(=0)、6/32(=0.188)、13/25(=0.52)および19/19(=1.0)の4タイプを対象にして、要素実験供試体の引張試験を行っている。以下に、ボルト継手部の挙動について宮地ら²⁹⁾の研究成果より説明する。

継手コバ面のひずみに関し、代表例としてフィラーがないタイプと、フィラーと母材が19mmの同厚(板厚比 $t_f/t_b=1$)であるタイプについて図3.6²⁹⁾に示す。この図3.6よりフィラーがない場合は、

主すべりが発生するまで、母材と連結板のひずみは直線的に増加している。また、2枚の連結板のひずみはほぼ同じであり、母材から2枚の連結板へ伝達される作用力はほぼ均等であることがわかる。一方、フィラーを有する場合は、母材から2枚の連結板へ伝達される作用力が不均等であることがわかる。また、フィラーを有する継手における母材、連結板およびフィラーの挙動については次のような特性が現れている。

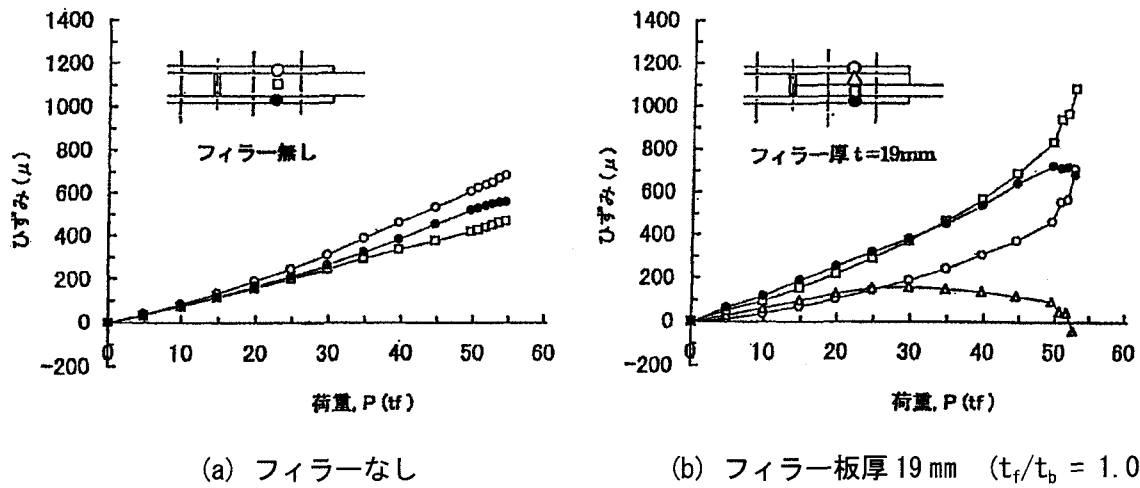


図 3.6 継手コバ面のひずみ²⁹⁾ (注: 1tf = 9.8kN)

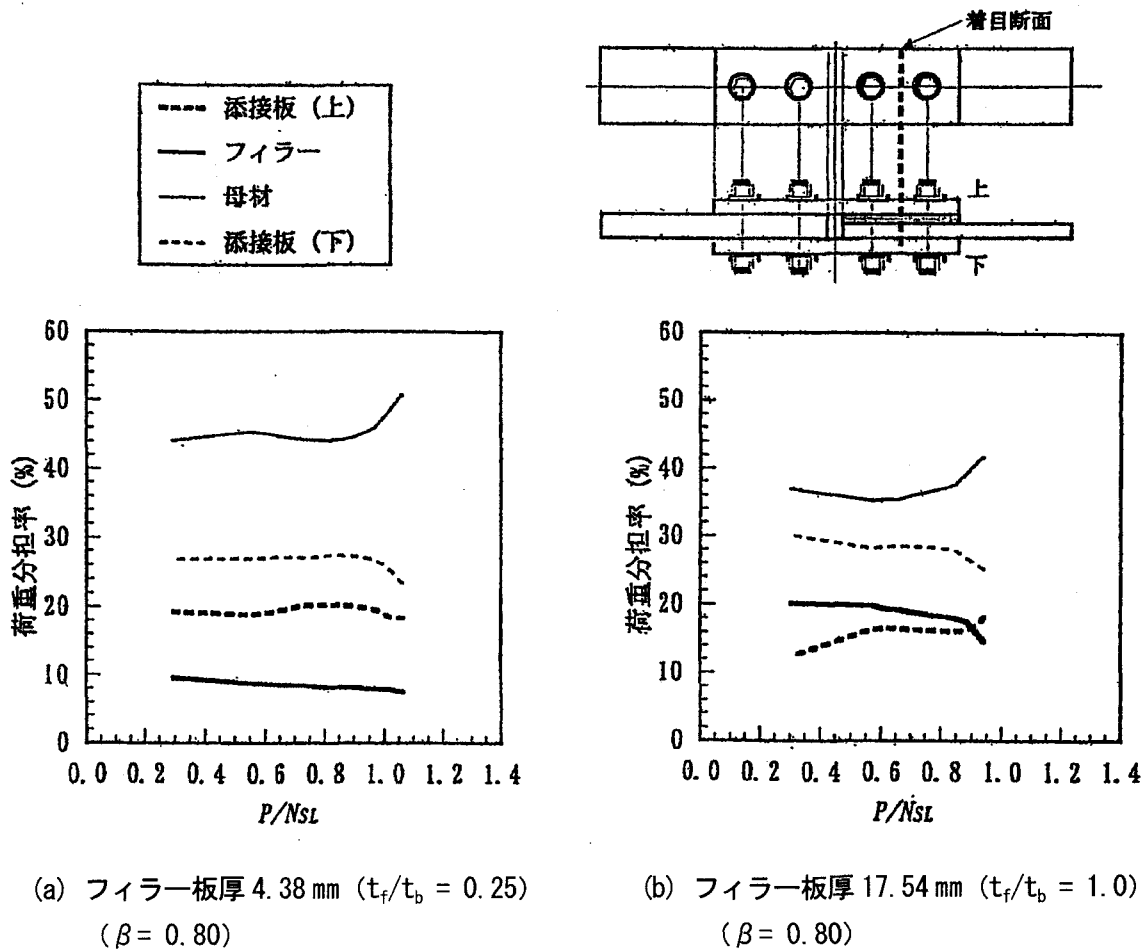


図 3.7 継手部の荷重分担率³⁰⁾

- ① フィラーのひずみは、荷重が 300kN 前後で最大になり、その後は減少している。そして、主すべりが発生する少し前に、急激に減少している。
- ② フィラー側の連結板では、主すべりが発生する少し前にひずみが母材と同様に急増している。
- ③ フィラーがない側の連結板では、主すべりが発生直前に母材とのひずみ差が急増している。

b) 継手部の荷重分担率

継手部のフィラー板厚と母材板厚との合計を一定とした場合、および母材板厚を一定とした場合について、フィラー板厚が継手の強度および荷重伝達機構に及ぼす影響に関して解析的検討が行われている³⁰⁾。ここでは、母材板厚 t_b を 17.54 mm の一定とし、フィラー板厚 t_f を 0 mm ($t_f/t_b=0$)、4.38 mm ($t_f/t_b=0.25$)、8.77 mm ($t_f/t_b=0.5$)、13.16 mm ($t_f/t_b=0.75$)、17.54 mm ($t_f/t_b=1.0$) とした場合のケースを対象として、荷重-継手コバ面のひずみ関係より継手内の荷重分担が検討されている。母材、フィラーおよび連結版の荷重分担率に関して、代表的なものとしてフィラー板厚が 4.38 mm ($t_f/t_b=0.25$) と 17.54 mm ($t_f/t_b=1.0$) のタイプについて図 3.7³⁰⁾ に示す。図中のフィラーの荷重分担率は、フィラーが厚い場合に比較的大きくなっている。また、フィラーが厚い場合、主すべりが発生する少し前に、母材およびフィラー側連結板の荷重分担率が減少しており、これは前述の継手部の挙動²⁹⁾ とほぼ同じ傾向である。一方、フィラーが薄い場合、荷重レベルが小さい範囲においては荷重分担率には大きな変化が見られていない。

c) フィラーを有する継手部の荷重伝達機構

宮地らの実験結果²⁹⁾ と文献³⁰⁾ の解析結果より、フィラーを有するボルト継手部の荷重伝達機構の概念的なモデルを図 3.8³⁰⁾ に示す。

モデル①：各接触面に十分な固着領域がある場合であり、母材、フィラーおよび連結板が一体となって、作用力が伝達される。

モデル②：接触面の固着領域が減少し、フィラー側の連結板と母材の引張作用力により、フィラーに圧縮が作用し、フィラーの引張作用力が緩和される。

モデル②は、母材の降伏よりすべりが先行するタイプであり、フィラー板厚比(フィラー板厚 t_f と母材板厚 t_b の比: t_f/t_b) が大きくなるほどフィラーの影響が大きくなり、すべり強度が低下する可能性が考えられる。

このようにフィラーを有する場合、フィラーがボルト継手部のすべり挙動や作用力伝達に及ぼす影響についての注意が必要と思われる。

(2) フィラーの板厚

母材板厚を一定とし、フィラー板厚 t_f を変化させた場合のすべり係数の変化³⁰⁾⁻³²⁾ を図 3.9³⁰⁾ に示す。ここに縦軸はフィラーがない場合のすべり係数に対

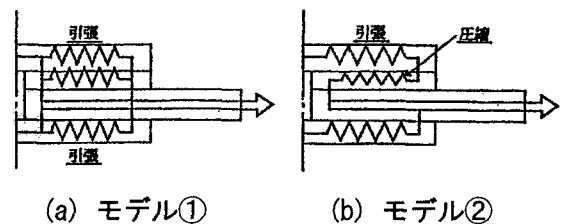


図 3.8 継手部の荷重伝達機構³⁰⁾

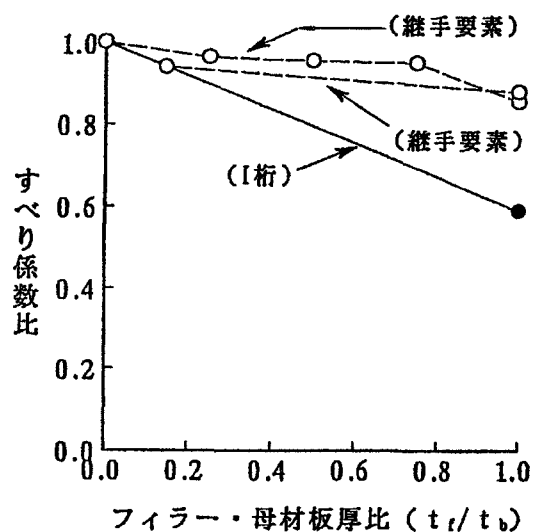


図 3.9 フィラー板厚とすべり係数³⁰⁾

する比である。また、白丸のデータは継手要素を、黒丸のデータはI桁の継手を対象にしたものである。図 3.9 より、母材板厚に対するフィラー板厚比 (t_f/t_b) が小さい場合はすべり係数の低下率は小さいが、板厚比が大きくなるとその低下率は大きくなる。特に母材板厚とフィラー板厚が同厚の場合、すべり係数は継手要素のケースで 15%前後、I桁のケースで 40%程低下している。したがって、母材板厚に近い厚板のフィラーを用いる場合は、すべり強度を算出する際に注意が必要と思われる。

(3) 低材質フィラーを用いた摩擦接合継手

亀井ら³³⁾は、低材質フィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手の強度を明らかにするため弾塑性有限変位解析を行い、荷重-変位関係、ボルトの軸抜け、応力状態について考察を行うとともに、母材、連結板およびフィラーの相互作用、すべり限界状態および降伏限界状態について検討を行い、低材質フィラーの利用の可能性について報告している。解析パラメータはフィラーの材質および板厚(母材の断面変化率)であり、フィラーの板厚は6mmまでの比較的薄手のものが対象となっている。主な解析結果を以下に示す。

- ①フィラーが母材および連結板に比べて低材質の継手では、初期ボルト軸力の導入の際に、フィラーには局部的に降伏応力の8割以上の応力が生じるが、降伏に達することはなく、継手の初期剛性への影響は少ない。
- ②フィラーが母材および連結板と同材質の継手では、フィラーの応力は降伏応力の5割にも達しない結果となっている。
- ③荷重載荷に伴うボルト軸力の低下傾向は、フィラーの板厚や材質などによって若干異なるが、全モデルを通じて線形限界におけるボルト軸力の低下率は10%以内であり、ボルト軸力の著しい低下は認められていない。
- ④フィラー板厚が4mm以下の継手は、母材の純断面が全面降伏に到る前に主すべりが発生した。フィラー板厚が6mmの継手では、フィラーの材質に関わらず母材降伏先行型の典型的な継手となり、フィラー板厚の増加に伴い線形限界における性状はすべり先行型から母材先行型へ移行する。母材板厚とフィラー板厚の合計を一定とした本解析では、母材の断面変化率が30%を超えるあたりに上記2ケースの境界が存在する結果となっている。
- ⑤すべり先行型の継手となるフィラー板厚4mm以下の継手の主すべり発生時における各鋼板間の接触状況は、全てのモデルで母材-フィラー間での固着領域が確認でき、主すべりは、連結板(上)-フィラーおよび母材-連結板(下)間の接触面で発生する結果となっている。
- ⑥母材降伏先行型の継手では、フィラーの材質や板厚に関わらず、母材の外側ボルト孔周辺における全断面塑性化により強度は決まる。フィラー板厚6mm、フィラー材質が低強度なモデルに対してもほぼ等しい値となっている。

3.3.2 多列ボルト継手

鋼橋の設計や製作・施工の合理化による主桁の一部材一断面化すなわち断面変化位置が現場継手位置となることや、鋼材の使用板厚の上限の緩和などにより、高力ボルト摩擦接合継手において母材が厚板となることが多くなっている。それに伴って、現行のボルト等級・サイズを用いる場合、従来に比べて必要ボルト本数が多くなり、ボルト列数が増加する傾向にある。ボルト列数が多いすなわち連結長の長い高力ボルト摩擦接合継手では、各ボルト列に作用する力が著しく不均等になり、このためすべり強度が低下すると考えられる。現行の道路橋示方書では、すべり強度が低下しないボルト列数

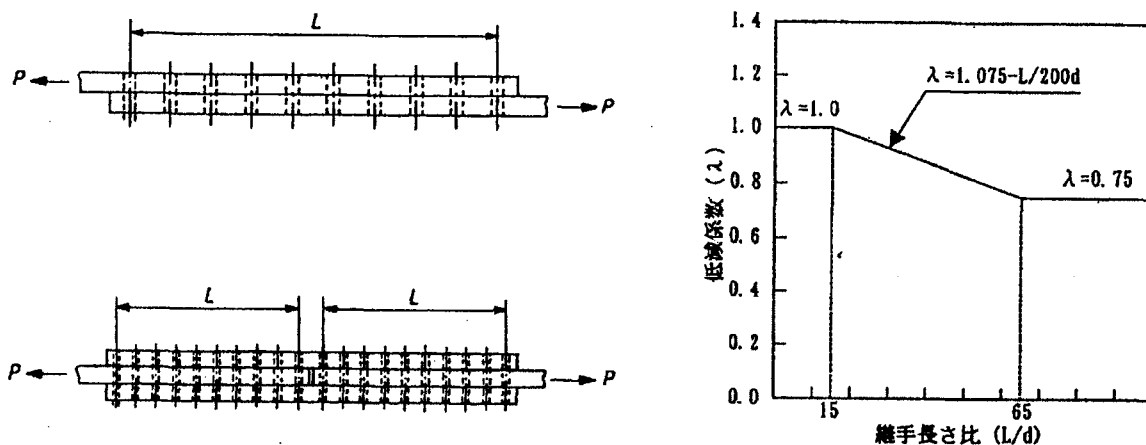


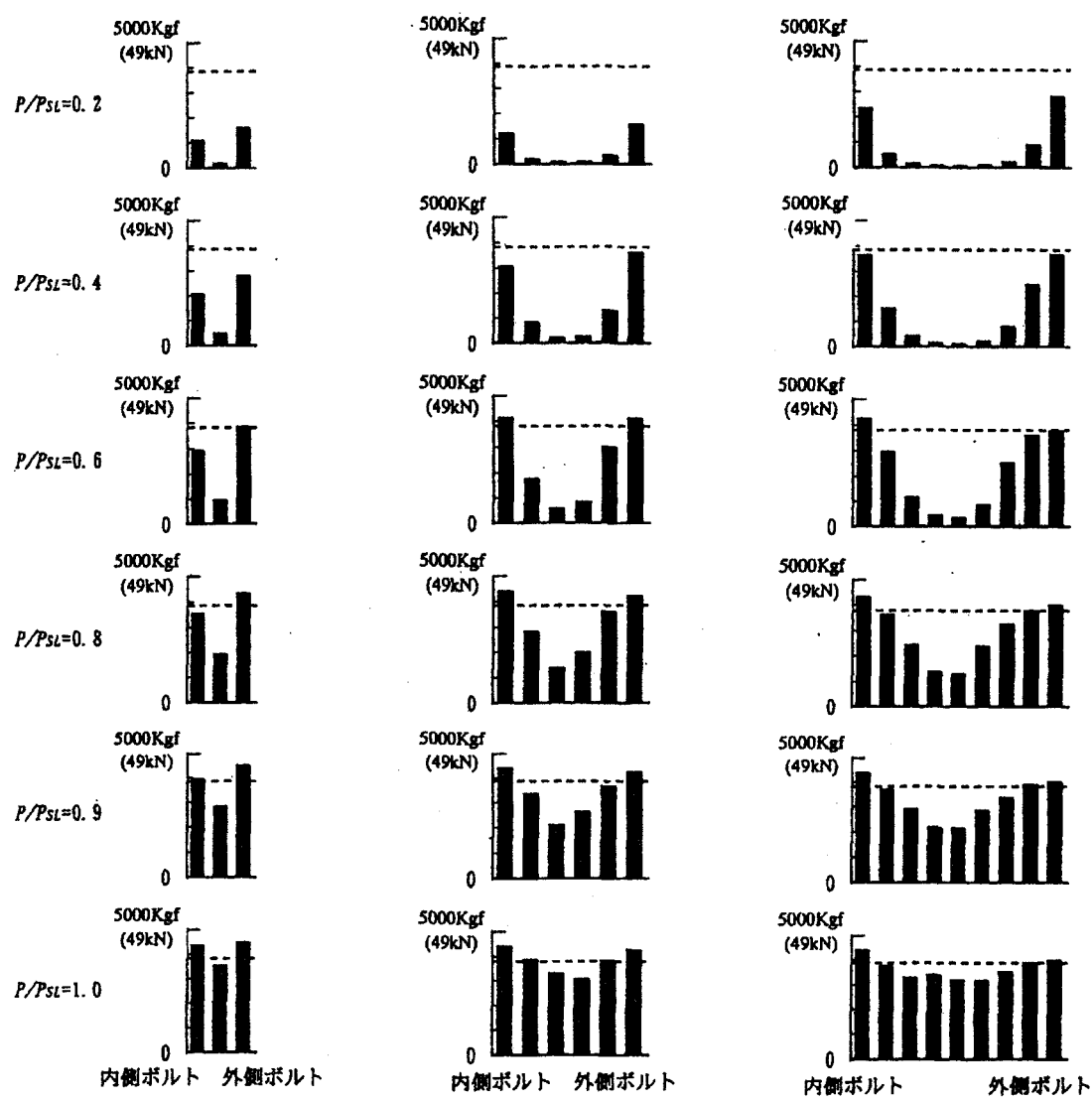
図 3.10 ISOにおけるすべり強度低減係数 λ

の範囲として8列程度以下とするのがよいとされている。しかし、それ以上の列数すなわち多列ボルト継手については特に規定されていない。一方、外国規準 ISO³⁴⁾では、長い継手に対して、継手長さ比（最外ボルト列～最内ボルト列間の距離 L とボルト径 d との比： L/d ）によってすべり強度の低減係数 λ を規定している（図 3.10 参照）。

国内においてもこれまでに多列ボルト継手のすべり強度についての研究が行われている^{35)~38)}。文献 35)では、長い継手のすべり性状に対して、継手長さよりもボルト列数の影響がより支配的であると示されている。また、10列以上の継手では部分的なすべりが生じ得ることを確認している。馬場ら³⁶⁾は、ボルト列数によるすべり係数の実験結果は3列で0.551、6列で0.537、12列で0.515、18列で0.544であり、多列になるとすべり係数が低下するとは一概にいえないと報告している。しかし、3列から12列のまでの範囲では多列になるほどすべり係数が低下していると思われる。辻岡ら³⁷⁾は、母材および連結板の板厚を一定にし、ボルト列数を増加させた場合の実験結果を報告している。この場合、ボルト列数が多くなるほどすべり強度・降伏強度比 β が大きくなり、すべり係数も低下している。すべり強度・降伏強度比を一定にした条件での多列化に伴うすべり強度の低下については報告されていない。亀井ら³⁸⁾は、ISOの規定のすべり強度低減係数について、ボルトのピッチおよび列数、すべり強度・降伏強度比 β 、連結板・母材降伏強度比 γ などをパラメータとして解析的研究を行っている。以下に亀井ら³⁸⁾の解析結果およびすべり強度低減係数に関する提案について述べる。

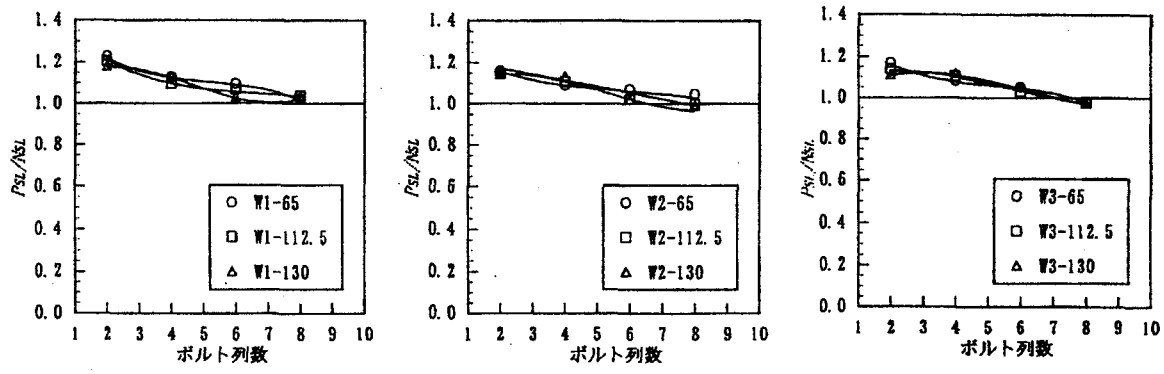
ボルト継手の接合面におけるボルト1本当たりの伝達力分布状態について、ボルト列数が3列、6列、9列の違いを図 3.11³⁸⁾に示す。載荷荷重 P が小さい段階では、内側および外側ボルト列の伝達力が大きく、その傾向は荷重増加と共に顕著になっている。載荷荷重 P がすべり強度 P_{SL} の0.8倍程度を超えると、内側および外側ボルト列の伝達力がボルト1本のすべり強度公称値 N_{SL} （図中の点線）を上回るようになる。そして、荷重分担が徐々に中央ボルト列へ移行している。しかし、主すべり発生時における内側および外側ボルト列の伝達力は列数増加とともに小さくなる傾向にある。以上より、多列化に伴うすべり強度の低下は列数が増すほど顕著になっている。ボルトの摩擦伝達力の不均一な分布がすべり強度低下の大きな要因の一つであると考えられる。

ボルト間隔 65 mm, 112.5 mm および 130 mm の場合のボルト列数とすべり強度比 (P_{SL}/N_{SL}) との関係についての解析結果を図 3.12³⁸⁾に示す。ボルト列数の増加に伴うすべり強度の低減は、ボルト間隔が異なっても同程度であり、すべり強度の低減は継手長さ比よりもボルト列数との相関性が高いと考えられる。



(a) 3列 ($\beta=0.8, \gamma=1.2$) (b) 6列 ($\beta=1.0, \gamma=1.2$) (c) 9列 ($\beta=1.2, \gamma=1.2$)

図 3.11 接合面におけるボルト 1 本当たりの荷重伝達力分布³⁸⁾



(a) $\beta=0.8, \gamma=1.2$ (b) $\beta=1.0, \gamma=1.2$ (c) $\beta=1.2, \gamma=1.2$

図 3.12 すべり強度低減係数 (ボルト列数に着目)³⁸⁾

すべり強度・降伏強度比 β が 0.8, 1.0, 1.2 について、ボルト列数とすべり強度 P_{SL} ・基本すべり強度 P_{BSL} 比（すべり強度の低減率： P_{SL}/P_{BSL} ）との関係についての解析結果を図 3.13³⁸⁾に示す。 β が 0.8~1.2 の範囲において、ボルト列数の増加に伴うすべり強度の低減率は、 β 値にかかわらずほぼ一定の割合となることが確認できる。

以上の結果より、多列ボルト継手におけるすべり強度については、式 (3.3) のボルト列数 n_r によるすべり強度低減係数 η が提案されている³⁸⁾。ただし、ボルト列数 n_r は 5 列以上としている。

$$\eta = 0.003(n_r - 2)^2 - 0.045(n_r - 2) + 1 \quad (3.3)$$

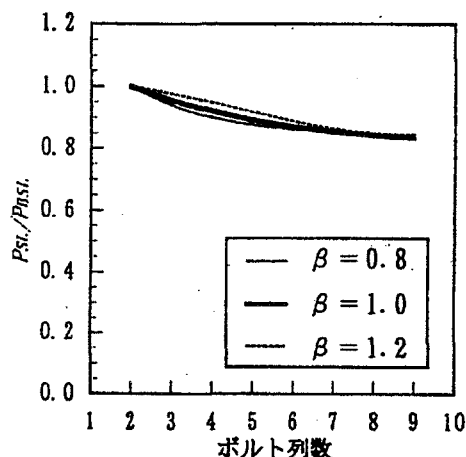


図 3.13 すべり強度低減係数³⁸⁾

さらに図 3.13 より、ボルト列数が 10 列以上においてはすべり強度低減係数 η は 0.83 の一定値と思われる。

今後さらに鋼橋の設計や製作・施工の合理化が推進され、厚板鋼板の使用が多くなると思われる。これに対して、高力ボルトの強度や形状が現状のままでは、高力ボルト継手においてボルトの多列化は避けられない問題である。したがって、多列ボルト継手の設計法の確立が望まれる。

3.3.3 LP 鋼板の継手

近年、鋼橋の設計法の合理化や製作・施工の省力化を目的として、LP 鋼板 (Longitudinally Profiled Steel Plate) を鋼桁のフランジに適用する例 (日本道路公団 深沢川橋など) が見られる。これまでフランジに LP 鋼板の接合に高力ボルト摩擦接合継手を用いる場合、継手部での母材と連結板の肌すきをなくするため、LP 鋼板の両端部に等厚部を設けることが行われてきた。しかし、合理化桁のフランジに LP 鋼板を用い、上フランジ上面あるいは下フランジ下面を同一面に統一する場合、桁製作において腹板の上下縁は LP 鋼板のテーパ勾配に合わせて切断する必要があり、LP 鋼板の両端部に等厚部を設けることは必ずしも効率的であるとはいえない。フランジの両端に等厚部を設けずに、LP 鋼板を直接接合することができれば、製作の省力化が図られる。

LP 鋼板を高力ボルト摩擦接合する場合、その形式は図 3.14 の 2 タイプがある。連結板内折れタイプは、接合中心位置から離れるにつれて母材厚が減少するタイプであり、連結板外折れタイプは、接合中心位置から離れるにつれて母材厚が増加するタイプである。テーパ勾配が異なる LP 鋼板を高

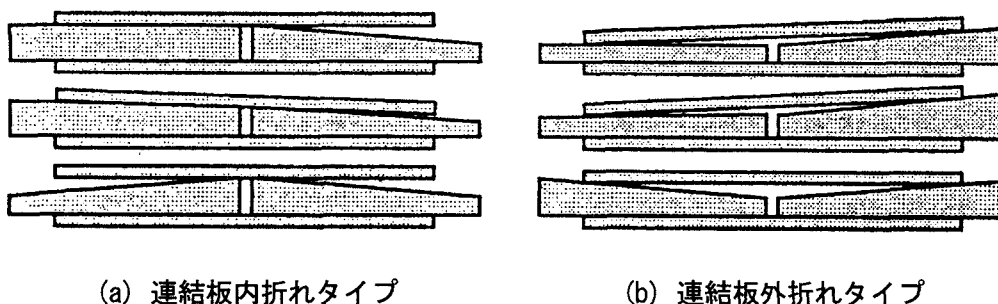


図 3.14 LP 鋼板摩擦接合継手の形式

力ボルト摩擦接合する場合、通常の等厚鋼板の接合する場合に比べて、以下の問題点が考えられる。

- ①接合される母材どうしのテーパ勾配が異なるため、連結板を曲げ変形させることになる。このことにより、母材の突き合わせ部での連結板に変形が生じ、継手の強度に影響を与える可能性がある。
- ②連結板の表面がボルト軸線に対して傾斜するため、座金とボルト間および座金とナット間において完全に密着せず、有効摩擦面積が減少する可能性がある。
- ③連結板の表面が傾斜するため高力ボルトを締め付けた際に、ボルトが偏心引張状態となり曲げ応力により降伏する可能性がある。

LP 鋼板の高力ボルト摩擦接合継手に関する研究としては文献 39)～42)がある。鳴沢ら³⁹⁾は、連結板内折れタイプの LP 鋼板継手（一方の母材は等厚鋼板で、他方の母材はテーパ勾配 0～0.65%の LP 鋼板である）を対象にした試験結果を報告している。それによると、連結板の厚さが 22 mm 程度までのものであれば、LP 鋼板の高力ボルト摩擦接合部は、接合面の処理方法および高力ボルト施工管理について通常の等厚鋼板の場合と同様の施工管理を行うことで、摩擦接合としての機能が確保されていると報告している。中村ら⁴⁰⁾は、連結板内折れタイプの LP 鋼板高力ボルト摩擦接合継手を対象に弾塑性有限変位解析を行い、ボルト軸力導入段階でテーパ勾配の影響によりボルト軸力が変動することを報告している。

中村・亀井ら^{41) 42)}は、等厚部を省略した LP 鋼板高力ボルト摩擦接合継手（連結板外折れタイプおよび内折れタイプ）を対象に引張試験を行い、テーパ勾配がすべり強度に与える影響についての検討を行っている。その結果は下記のとおりであり、等厚部を省略した LP 鋼板高力ボルト摩擦接合継手についてテーパ勾配が 0.48% の範囲では、等厚の継手と同様の摩擦接合の機能を有していると報告している。

- ①テーパ勾配 0.48% までの範囲では、ボルト軸力導入時において連結板の曲げによる降伏は発生していない。
- ②ボルト締め付け時の圧着試験により、母材と連結板との間の有効摩擦面積は充分確保されている。
- ③初期軸力導入時において高力ボルトが降伏する可能性について、曲げによる軸力の応力上昇は 147N/mm^2 程度であり、ボルトの降伏 (900N/mm^2) には達しない。
- ④連結板外折れタイプでは連結板の弾性変形に伴うスプリング効果により、母材と連結板との接触面においてボルト軸力以上の力が作用しており、すべり強度の低下は見られない。
- ⑤連結板内折れタイプでは連結板のくさび効果により、すべり強度の低下は見られない。
- ⑥すべり係数が公称値 0.4 を大幅に上回っており、LP 鋼板の影響によるすべり強度の低下は見られない。

鋼道路橋設計ガイドライン(案)に基づいて鋼桁を一部材一断面とする場合、LP 鋼板の引張フランジでは継手位置の両側フランジとも継手母材の必要断面積により板厚が決定される。すなわち、LP フランジの板厚は継手を設けない場合に比べて厚くなる。したがって、継手母材の有効断面積の評価法の見直しが重要になる。

3.3.4 極厚板の継手

鋼橋の設計・施工の合理化のための一部材一断面化、厚肉少補剛化に歩調を合わせ、平成 8 年 12 月の道路橋示方書の改訂の際には、鋼材の板厚の上限値が従来 50 mm であったものが 100 mm に緩和さ

れた。継手部の板厚が大きくなると母材-連結板の接触面においてボルト軸力による支圧力の作用面積が変化することとなり、継手の挙動や強度に何らかの影響を与えることが懸念される。

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、関連した文献がわずかに存在するのみである。ここでは、長尺高力ボルト摩擦接合継手を対象とした過去の実験・検討結果と合わせて、解析的研究結果について紹介する。

(1) 長尺ボルト

母材厚を 75 mm 程度とした場合、ボルトの首下長さは母材厚 (75 mm) + 連結板厚 (75 mm 程度) + 余長 = 200 mm 以上となる。首下長さが 200 mm を超えるような長尺ボルトの使用実績は文献 (43), (44) に見られ、長尺多列ボルト継手のすべり試験 (45) も実施されている。

谷平ら (43) および原ら (44) は、締め付け厚の大きい高力ボルト摩擦接合のすべり試験、ならびに締め付け方法の検討結果について報告している。これによれば、首下長さが 200 mm 程度の長尺ボルトにおいても、すべり係数は所定の値を十分に確保できること、軸力抜けの少ない軸力導入方法を選定することで十分なすべり耐力が得られことが示されている。

また、松野ら (46) は、次のような数値解析の結果を報告している。

- ①板厚の増加とともに、ボルト軸力による接触面での作用面積が増加し、ボルト孔周辺での作用応力が小さくなる傾向が認められる。
- ②ボルト軸力による接触面での作用面積が個々に独立した分布を示す継手よりも、作用面積が重なり合う継手ですべり強度が増加する傾向を示し、作用面積が接触面の全域に広がるような継手では強度増加が顕著となる。

さらに、亀井ら (47) は、実橋梁を想定したモデルを試設計により設定し、極厚継手の特徴を生かした合理的な設計法について解析的検討を行っている。

以上より、厚板で長尺ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合継手について、基本的にはすべり強度の低下は無いものと考えられる。しかし一方で、継手部の板厚が厚くなると板の面外剛性が大きくなり、すべり強度に及ぼす継手部の肌すきの影響が比較的顕著に現れる可能性がある。そこで、すべり係数の低下要因と考えられる板厚差の影響に着目し、研究報告の一例を紹介する。

(2) 板厚差の影響

鋼板の板厚は、JIS G 3193 の厚さの許容差内でマイナス側の許容差は公称板厚の 5% 以内と規定されており、板厚が厚くなるほど許容値が大きくなるため、母材間の板厚差により、継手部に隙間が生じる可能性がある。このような継手部の肌すきは、高力ボルト摩擦接合継手におけるすべり係数に影響を及ぼす可能性があると考えられる (48)。

宮崎ら (49)・(50) は、母材厚 24 mm、連結板厚 12 mm、肌すき 1 ~ 4 mm の条件で、供試体実験および数値解析を行っており、その結果が次のように報告されている。

- ①ボルト列、材質、連結板板厚、縁端距離および摩擦面処理状態などにより、そのすべり耐力は大きく異なる。
- ②すべり係数の確保の改善策として、フィラーを挿入する、薄板側のボルト縁端距離を大きくする、厚い方の母材にテーパを設けるなどの方法が有効である。

特に、厚板を用いた高力ボルト摩擦接合継手の場合では、基本的には母材に板厚差が生じないように同一ロールの鋼材を母材に用いるなど鋼材を選定することが、重要な対策の一つと考えられる。こ

のような鋼材の選定が不可能な場合や製作・架設時の誤差に対応するためには、たとえば強度計算で継手中央部のボルトを無視するなど、設計上の配慮も必要となる場合があると思われる。

3.3.5 太径、高強度ボルトを用いた継手

近年、少数主桁合理化橋梁の設計が行われるようになり、母材の板厚が 50 mm以上の部位で現場継手設計を行うケースが増加している。従来のボルト径 (M22) で設計した場合、必然的にボルト本数が増加し、多列ボルト継手を避けることは不可能である。しかし、高力ボルト摩擦接合継手の規定として、道路橋示方書においても、ボルト列数は 8 列程度以下が望ましいと記述されており、この規定を満たすためにも、ボルトの太径化や高強度化等によりボルト列数を低減させ、ボルト継手のコンパクト化を図る必要がある。

ボルトの太径化に関しては、M30 以上の太径ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合継手について耐力的な問題の有無を確認する検討が行われている。ここでは、現在までに報告されている太径ボルトの検討に関する報告書の概要を紹介し、今後、作成される性能規定の参考資料としての基本データの蓄積を主目的とする。ただ、太径ボルトの施工実績は本州四国連絡橋においてのみしか実績がなく、太径ボルトの試験や検討に関してもほとんど報告されていない状態である。

数少ない報告書にて報告されている内容の概要として、M30 の高力ボルトを用いたすべり試験の報告³⁰⁾では、ボルト列数 18 列をもつ M24 と M30 のボルト継手のすべり係数はそれぞれ 0.529 と 0.544 であり、また、ほぼ等価な許容すべり耐力 P_{sa} をもつ M24 の 18 列と M30 の 12 列のすべり係数はそれぞれ 0.529 と 0.515 であると報告され、両者にはそれぞれ明らかな差はないと記述されている。また、M30 の太径高力ボルト摩擦接合継手に関する実験的研究⁵¹⁾によれば、M30 (ボルト長さ $L=100$ mm) の単一ボルト供試体におけるすべり試験では、等級 F10T の高力ボルトを用いた場合の各摩擦面のすべり係数の平均値は 0.51~0.64 で、ボルトの太径化の影響は小さいものと推察されると報告されている。

近年の報告において文献⁵²⁾では、トルク法と耐力点法による施工方法の違いによるリラクゼーションおよびすべり係数への影響が検討されている。実験結果 (図 3.15 参照) によると、耐力点法による締め付け法の方が、リラクゼーションおよびすべり係数共にトルク法より高い結果となっている。M30 の太径ボルト継手のすべり係数に関しては、長尺になるに従って低下する傾向があるが、すべり係数 0.4 は確保されている。

現在、報告されている文献によれば、太径ボルト継手におけるすべり強度の変化は少ないと報告さ

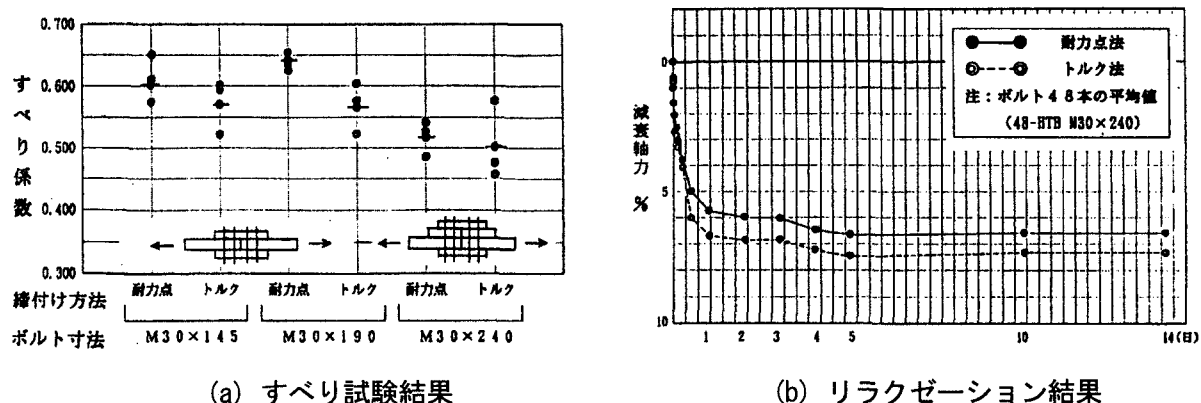


図 3.15 トルク法と耐力点法の比較⁵²⁾

れているが、文献数が非常に少なく、現状の検討のみで問題がないことを明記するには、まだデータ不足であると思われる。特に、実施工においては、太径ボルトの多列配置、太径の長尺ボルトが採用されることが多いと思われるため、それらを併用した実験や検討等が今後早期に求められる。また、報告されている文献では、供試体として等級 F10T の高力ボルトを用いた試験のみであるが、施工性により近年に多く使用されているトルシアタイプ S10T の高力ボルトにおいても、F10T と差異のない結果が得られるのかどうか今後、確認が必要である。施工上の問題点としても、太径ドリフトピンなどの施工機材が簡単に入手可能であるかどうか、ボルトサイズ M22 に比較して作業工数的に問題がないかどうかについても検討する必要がある。

次に、ボルトの高強度化に関しては、高強度化において問題になるボルトの遅れ破壊について、鋼材中に侵入した拡散性水素による水素脆化が主原因であることから、許容できる拡散性水素量を高めた鋼材を用い、かつ応力集中を避けるため、ねじ部形状を改良したボルトの検討⁵⁴⁾が主に建築分野で進められているところである。

既に建築分野では、F14T クラスのトルシア形高力ボルト (M16, 20, 22, 24) について監督官庁の一般認定を取得し、遅れ破壊に対して限界拡散性水素量と侵入水素量による遅れ破壊評価法、促進暴露試験や国内数箇所での 6 年以上にわたる数千本の屋外暴露試験の結果に基づき問題ないことが確認されていると報告されている⁵⁵⁾。

一方、西村ら⁵⁶⁾は超高強度ボルトを鋼桁橋の高力ボルト摩擦接合継手に適用することによる効果、および超高強度ボルトを適用する際の基本的な問題点について解析的検討を行っている。この解析的検討では、F15T クラスの高力ボルト (サイズ M22)、鋼種 SM490Y および SM570 の鋼板を対象としている。そして、下記のことを報告している。

- ①超高強度ボルトを用いた継手において、鋼種 SM570 材は連結板として問題なく使用することができる。
- ②SM490Y 材を連結板として使用した場合、連結板の降伏の影響ですべり強度が若干低下する。しかし、すべり強度・降伏強度比 (β 値) の適用範囲を制限することにより、SM490Y 材も使用可能となる。
- ③一般の高力ボルト (F10T) と超高強度ボルトを用いた継手を比較すると、超高強度ボルトを用いた場合、ボルトの行数減および列数減により強度低減が緩和されるため、一般の高力ボルト (F10T) を用いた場合よりもすべり強度が上昇する。

以上、橋梁における太径ボルトや高強度ボルトの施工実績、検討報告は件数的にまだ非常に少ない。土木分野と建築分野における太径ボルトおよび高強度ボルトに関するそれぞれの研究成果の情報交換や資料提供を行い、橋梁における太径ボルトおよび高強度ボルトの施工実績の向上に向けて検討を進めて行く必要がある。

3.3.6 ボルトと溶接を併用した継手

鋼橋の合理化に伴い、近年、少数主桁合理化橋梁の設計が実施されるようになり、同時に許容される部材の最大板厚が 50 mm から 100 mm に緩和されることになった。合理化設計により従来の設計法では通常、問題にならなかった継手部の設計、特にフランジの継手計算において、孔引き控除により引張フランジが増厚になる、ボルト列数が 8 列以上になる、板厚が極厚になりボルトの締め付け長が長尺になる等の新たな問題が生じるようになった。これらの問題に対して、新たな継手部の設計手法および構造の検討を行うことが合理化設計を行う上で重要な検討項目になってきた。

新たな継手部構造としてフランジを現場溶接，ウェブを高力ボルト接合で施工する併用継手が近年注目されている．このような併用継手構造の問題点として下記の事項が挙げられる．

①フランジの現場溶接による溶接收縮変形

②フランジの溶接收縮による継手ウェブのすべり，残留応力

ここでは，特にフランジの溶接收縮による高力ボルトのすべりに対する施工上の留意点として，ウェブの高力ボルトの仮締め付け範囲や施工方法等に注目して，近年行われている実験および解析の検討報告書の概要を紹介する．併用継手における溶接收縮による施工上の検討は建築分野では古くから行われており，高力ボルトの本締めを溶接に先行させた場合，軸力の低下などの弊害が認められると報告⁵⁷⁾されている．しかし，建築構造部材と橋梁構造部材では寸法が異なるなど，条件が異なるため，建築における検討をそのまま橋梁に反映させることには問題があると思われる．

橋梁における併用継手において，ウェブの高力ボルトの先締め範囲の違いがフランジの溶接收縮量に及ぼす影響は小さいが，フランジの溶接前にウェブの締め付け高力ボルト行数がすべり荷重に及ぼす影響に関して下記の報告がある．

①ウェブのボルト行数 10 行の場合，すべり荷重は 6 行先締めで約 90%低下する． 8 行先締めで約 75%低下，全数先締めで 60%程度低下する^{58), 59)}．

②併用継手の実施工例としては，日本道路公団の宿茂高架橋がある．本橋においては弾塑性解析を実施し，解析結果により，高力ボルトのすべりを生じさせない仮止めボルト区間をボルト行数の約 1/6 とする施工方法を実施している⁶⁰⁾．

③フランジの溶接前の状態ではウェブの接合のみで死荷重に対して抵抗することになる．したがって，ベント位置や溶接用エレクションピースの有無を含めて継手部の断面照査を行う必要がある．

今後さらに，施工法や継手設計法に関して検討が進められると思われる．ウェブの高力ボルト継手によりフランジの溶接收縮が拘束され内部応力が導入されるため，この内部応力が桁に及ぼす影響に関しても検討を行う必要があるとともに，実用化に向けての検討を続けて行く必要がある．

参考文献

- 1) 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，日本鋼構造協会，pp.289-296，1995.11.
- 2) 西村宣男，秋山寿行，亀井義典：高力ボルト摩擦接合継手に関する最近の研究動向，土木学会論文集，No.675/I-55，pp.1-14，2001.4.
- 3) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼橋編，2002.3.
- 4) (社)日本建築学会：鋼構造設計規準，1988.
- 5) prENV1993-1: (Eurocode3: Design of steel structures – Part 1: General rules and rules for buildings).
- 6) ISO: ISO 10721-1, Steel structures-Part 1: Materials and design, 1997.
- 7) AASHTO: Standard Specifications for Highway Bridges, 1994.
- 8) AASHTO: Standard Specifications for Highway Bridges, Thirteenth edition, 1983.
- 9) BSI: BS 5400, Part 3, Code of practice for design of steel bridges, 1982.
- 10) SSEA: SIA 161, Steel Structures, 1979.
- 11) DIN: DIN 18800 Teil 1, Stahlbauten; Bemessung und Konstruktion, 1990.11.

- 12) 宇野暢芳, 井上一朗, 志村保美, 脇山広三: 硬さが異なる鋼材間の摩擦係数に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.494, pp.123-128, 1997.4.
- 13) 宇野暢芳, 井上一朗, 竹内一郎, 東清三郎, 北 卓也: 高摩擦係数接合部の耐力に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.502, pp.127-133, 1997.12.
- 14) 伊藤 功, 遠山隆夫, 織田博孝, 安藤浩吉: 高力ボルト接合の高摩擦化に関する基礎実験, 土木学会中部支部研究発表会講演概要集, I-20, pp.49-50, 1998.3.
- 15) 杉山直也, 安井 勤, 伊藤 功, 織田博孝, 近藤明雅, 久保全弘: フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合継手の実験的研究, 土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集, I-A55, pp.110-111, 2000.9.
- 16) 西村 昭, 内田昭太郎, 中谷光夫: プレートガーダー腹板摩擦接合添接部の力学的特性, 土木学会第 36 回年次学術講演会講演概要集, I-100, pp.199-200, 1981.10.
- 17) 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 回年次学術講演会講演概要集, I-98, pp.195-196, 1982.10.
- 18) 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.37A, 土木学会, pp.1223-1234, 1991.3.
- 19) 金治英貞, 石原靖弘, 小林秀恵: 鋼製橋脚摩擦接合部の合理的設計に関する研究, 構造工学論文集, Vol.39A, 土木学会, pp.1025-1034, 1993.3.
- 20) 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, 日本鋼構造協会, pp.287-294, 1996.11.
- 21) 駒井鉄工, 大阪大学: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界強度に関する実験的研究 研究成果報告書, OUCS9301, 大阪大学, 1993.2.
- 22) 田島二郎, 吉田定太郎, 三塚寅雄, 富沢光男: 大きなボルト孔の摩擦継手のすべり耐力, 土木学会第 24 回年次学術講演会講演概要集, I-113, pp.313-314, 1969.9.
- 23) 西村 昭, 山野繁行, 石沢成夫: 過大穴を有する摩擦接合の力学的性状について, 土木学会第 26 回年次学術講演会講演概要集, I-221, pp.655-658, 1971.10.
- 24) 福岡 悟, 山下恵治, 安井 亨: 長孔, 過大孔を有する継手のすべり試験, 橋梁と基礎, Vol.24, No.7, pp.46-50, 1990.7.
- 25) 扇谷 就, 井岡孝司, 梶原一夫, 菅原一昌: 高架橋梁における付属物の取付け継手部の研究—ボルトのゆるみ特性と長孔—, 橋梁と基礎, Vol.28, No.9, pp.39-46, 1994.9.
- 26) 田中淳夫, 増田浩志, 脇山廣三, 辻岡静雄, 平井敬二, 立山英二: 過大孔, スロット孔を有する高力ボルト摩擦接合部の力学性状, 鋼構造論文集, Vol.5, No.20, 日本鋼構造協会, pp.35-44, 1998.12.
- 27) 大阪大学大学院土木構造研究室, (財)災害科学研究所: 高力ボルト摩擦接合継手の限界強度に関する研究, SABOL 研究会研究成果報告書II, pp.16-32, 2002.3.
- 28) 建設省: 鋼道路橋設計ガイドライン(案), 1995.10.
- 29) 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.44A, 土木学会, pp.55-60, 1998.3.
- 30) (社)日本鋼構造協会 次世代土木鋼構造研究特別委員会: 合理化桁の設計法小委員会報告書 合理化桁に関するデザインマニュアル, pp.103-105, 2000.3.
- 31) 滝澤伸二, 黒田充紀, 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.25-28，1999.9.
- 32) 水口和之，宮地真一，小枝芳樹：鋼 I 桁高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.45A，土木学会，pp.43-50，1999.3.
 - 33) 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.43A，土木学会，pp.65-72，1997.7.
 - 34) ISO : ISO/TC167/SC1 Steel Structures, Material and Design, 1991.
 - 35) 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，土木研究所資料，No.1871，1982.9.
 - 36) 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.8-14，1985.10.
 - 37) 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.40B，日本建築学会，pp.495-500，1994.3.
 - 38) 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.
 - 39) 鳴沢明雄，櫻井謙次：テーパ鋼板を用いた高力ボルト摩擦接合試験，宮地技報，No.12，pp.126-131，1997.1.
 - 40) 中村貴史，西村宣男，亀井義典，高木優任：L P プレート高力ボルト摩擦接合に関する解析的研究，土木学会平成 10 年度関西支部年次学術講演会講演概要集，I-141，1998.5.
 - 41) 中村貴史，亀井義典，西村宣男，高木優任，秋山寿行：等厚部を省略した L P 鋼板摩擦接合継手の強度実験，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-76，1999.5.
 - 42) 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 L P 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.46A，土木学会，pp.1241-1250，2000.3.
 - 43) 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予測，構造工学論文集，Vol.39A，土木学会，pp.1035-1042，1993.3.
 - 44) 原 克巳，緑川 功：りんくうゲートタワービルの構造設計，鉄鋼技術，1996.4.
 - 45) 例えば，馬場賢三，平野 茂，田島二郎：太径多列高力ボルト継手摩擦継手試験，橋梁と基礎，Vol.19，No.10，pp.8-14，1985.10.
 - 46) 松野正見，亀井義典，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.
 - 47) 大阪大学大学院土木構造研究室，(財)災害科学研究所：高力ボルト摩擦接合継手の限界強度に関する研究，SABOL 研究会研究成果報告書Ⅱ，pp.145-146，2002.3.
 - 48) 鋼橋技術研究会：板厚差のある摩擦接合継手の研究，鋼橋技術研究会施工部会報告書 I，1998.12.
 - 49) 宮崎晴之，黒田充紀，田中雅人，森 猛：母材に板厚差のある高力ボルト摩擦接合の実験および数値解析，土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集，I-A350，pp.700-701，1996.9.
 - 50) 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継手の滑り耐力，構造工学論文集，Vol.44A，土木学会，pp.61-70，1998.3.
 - 51) 辻岡静雄，脇山広三：M30 太径高力ボルト摩擦接合に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.39B，日本建築学会，pp.439-446，1993.3.

- 52) 保坂鐵矢, 杉山幹男, 山田 稔: 鉄道橋への M30 高力ボルトの適用と施工管理の一手法, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, I-A351, pp.702-703, 1996.9.
- 53) 菊池洋一, 河井章好, 中林正司: HT80 を用いた太径ボルトの大型継手の試験結果について, 土木学会第 27 回年次学術講演会講演概要集, I-231, pp.681-684, 1972.10.
- 54) 脇山広三: 高力ボルト接合 (6) 超高力ボルトの開発, JSSC, No.40, pp.47-51, 2001.4.
- 55) 宇野暢芳: 建築における新しい高力ボルト接合の開発事例, 溶接を超えるボルト接合—その課題と期待, 第 4 回日本鋼構造協会・日本鉄鋼協会合同シンポジウム 鉄鋼材料と鋼構造に関するシンポジウム, 2001.11.
- 56) 大阪大学大学院土木構造研究室, (財)災害科学研究所: 高力ボルト摩擦接合継手の限界強度に関する研究, SABOL 研究会研究成果報告書 II, pp.48-63, 2002.3.
- 57) 坂口義彦, 中村種男, 吉田瀧生: 高力ボルト溶接併用継手における高力ボルト及び摩擦面に対する溶接熱及び溶接応力の影響, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.451-452, 1971.11.
- 58) (財)高速道路調査会 溶接に関する研究会: 溶接, ボルト併用継手構造の実験結果報告, 1999.10.
- 59) 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ブ先締めの影響に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.675/I-55, pp.343-350, 2001.4.
- 60) 中村貴史, 亀井義典, 西村宣男, 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要領, 土木学会第 54 回年次学術講演会講演概要集, I-A196, pp.392-393, 1999.9.