

高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分

秋山 寿行¹⁾

わが国において鋼構造物の設計に対し限界状態設計法を導入する際には、高力ボルト摩擦接合継手に関しても、すべり限界や終局限界など各種限界状態の評価法を明確にする必要がある。本研究は、高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に着目して行った実験のデータより、高力ボルト継手の限界状態の区分を検討したものである。本研究において、高力ボルト継手のすべり強度および母材降伏強度に着目し両者の比率をパラメータとして、継手のすべり限界および降伏限界の区分、各区分の限界強度の評価法を提案した。さらに、本提案の限界強度の評価法に基づき引張材における継手の試設計を行い、現行設計法と比較した。その結果、本提案設計法により高力ボルト摩擦接合引張継手の設計および製作の合理化を図ることができることを示した。

まえがき

鋼構造物の継手にはボルト継手や溶接継手などがあり、ボルト継手としては一般的に高力ボルト摩擦接合継手が用いられている。高力ボルト摩擦接合継手に対して、すでに限界状態設計法に移行している諸外国の鋼構造設計規準では、すべり限界および終局限界に関する条項を設けている。わが国において鋼構造物の設計に対し限界状態設計法を導入する際には、高力ボルト摩擦接合継手に関しても、各種限界状態の評価法を明確にする必要がある。そして、継手部の設計の合理化を図ることが重要であると考えられる。

高力ボルト摩擦接合継手の設計に関連する規定について、諸外国の鋼構造設計規準とわが国の現行設計規準たとえば道路橋示方書¹⁾とを比較すると、限界状態設計法と許容応力度設計法との違いもあるが、すべり係数やすべりに対する安全率が異なっている。また、引張材におけるボルト孔による断面控除の影響について、道路橋示方書では諸外国に比べて過大評価されている。このような規定の差異が高力ボルト継手部に関する工事費に及ぼす影響を試算した結果、諸外国の規準に基づく場合は道路橋示方書に基づく場合の55～66%と

なることが明らかとなっている²⁾。

本研究では高力ボルト摩擦接合引張継手について、

- ①摩擦伝達力
- ②引張材におけるボルト孔による断面控除の影響
- ③摩擦接合引張継手の限界状態の区分

などに着目して引張実験を行った³⁾。本論文ではこの実験データより、すべり強度と母材降伏強度との比をパラメータとした高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分と、各区分における限界強度の評価法を提案するものである。さらに、本提案の限界強度の評価法に基づき引張材における高力ボルト継手の試設計を行い、現行設計法と比較した結果について述べる。

1. 実験データ

(1) 実験供試体

実験供試体は、すべり限界状態および終局限界状態の発現を考慮した継手形式とし、以下の3タイプとした。

1) 橋梁技術部技術課課長

- ①Aタイプ：母材および添接板の弾性状態においてすべりが発生し、ボルトのせん断破断で終局状態に達する。
- ②Bタイプ：すべりが発生する前に母材または添接板が降伏状態になり、その破断により終局状態に達する。
- ③Cタイプ：母材および添接板の降伏とすべりが同時に発生する。

実験供試体の形状の一例(Bf6タイプ)を図-1に示す。その他の供試体の形状および実験要領については参考文献3)に詳述しており、本文では割愛する。

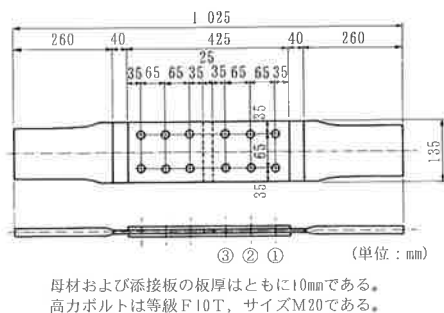


図-1 実験供試体の形状(Bf6タイプ)

本論文において高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分および限界強度を評価する際、式(1)に示す継手のすべり強度・降伏強度比 β をパラメータとしている。

$$\beta = \frac{N_{SL}^*}{N_{Yn}^*} \quad (1)$$

ここに、

N_{SL}^* : すべり強度の公称値(すべり係数 0.4)

N_{Yn}^* : 母材(または添接板)の降伏強度の公称値
($= A_n^* \times \sigma_Y^*$)

A_n^* : 母材(または添接板)の純断面積の設計値

σ_Y^* : 母材(または添接板)材料の基準降伏点

各実験供試体のすべり強度・降伏強度比 β を表-1に示す。表-1において、Aタイプのボルト本数については継手の片側を一次すべり側として4本および6本、他方を二次すべり側としてそれぞれ1列増しの6本および8本を示す。

表-1 実験供試体のすべり強度・降伏強度比 β

供試体タイプ	ボルト数(本)	N_{SL}^* (tf)	N_{Yn}^* (tf)	β
A4(4)	4	52.8	212.4	0.249
A4(6)	6	79.2	212.4	0.373
A6(6)	6	79.2	212.4	0.373
A6(8)	8	105.6	212.4	0.497
Bf4	4	52.8	21.36	2.472
Bf6	6	79.2	21.36	3.708
Bs4	4	52.8	42.72	1.236
Bs6	6	79.2	42.72	1.854
C6	6	79.2	79.20	1.000

(2) 実験結果

実験の結果より引張荷重 N と継手の全伸び ΔL との関係を図-2に、荷重 N とボルト軸力 T との関係を図-3に示す。また、線形限界の実験値 N_{PL} および公称値 N_{PL}^* を表-2に、終局限界の実験値 N_{UL} および公称値 N_{UL}^* を表-3に、さらに線形限界と終局限界の比較を表-4に示す。ここに、公称値 N_{PL}^* は N_{SL}^* または N_{Yn}^* のいずれか小さい方の値である。また、公称値 N_{UL}^* はボルトのせん断強度または母材(添接板)の純断面破断強度のいずれか小さい方の値である。表中の実験値は各タイプごとの平均値である。これらについて以下に述べる。

1) 線形限界

Aタイプではすべり現象が線形限界である。線形限界の実験値は、すべり強度に基づく公称値 N_{SL}^* と比較すると、A6タイプで40%以上の余裕を確保している。

Bfタイプは母材の降伏によって線形限界に達するタイプである。線形限界の実験値は、道路橋示方書に準拠してボルト孔を控除した純断面を有効断面として算出した公称値 N_{Yn}^* と比較すると、50%以上の余裕があり、過大な安全性を有している。

Bsタイプは添接板の降伏によって線形限界に達するタイプである。線形限界の実験値は、Bfタイプと同様に公称値 N_{Yn}^* と比較すると、40%

表-2 線形限界

供試体タイプ	実験値 N_{PL} (tf)	公称値 N_{PL}^* (tf)	$\frac{N_{PL}}{N_{PL}^*}$
A4	56.67	52.8	1.073
A6	112.76	79.2	1.424
Bf4	32.64	21.36	1.528
Bf6	32.55	21.36	1.524
Bs4	59.27	42.72	1.387
Bs6	61.10	42.72	1.430
C6	88.11	79.20	1.113

程度の余裕を有している。

Cタイプは、母材や添接板の降伏あるいはすべりによって線形限界に達するタイプであり、設計上は母材および添接板の降伏荷重とすべり荷重はほぼ等しい。しかし、実験では、母材や添接板が降伏に近づくにつれてボルトの軸力抜けが生じ、すべりが先行した。線形限界の実験値は、公称値 N_{SL}^* ($= N_{Vn}^*$) と比較すると11%程度の余裕を有している。

2) 終局限界

各タイプの終局限界における破壊形式は、Aタイプではボルトの破断である。BfタイプおよびCタイプでは最も外側のボルト列位置での母材の延性破壊である。また、Bsタイプでは最も内側のボルト列位置での添接板の延性破壊である。

Aタイプの終局強度の実験値は、ボルトのせん断強度に基づく公称値 N_{UL}^* に対して約20%の余裕がある。また、表-4よりすべり強度の公称値 N_{SL}^* ($= N_{PL}^*$) と比較すると約3倍であり、すべり限界以降の終局強度の余裕は非常に大きい。これは、高力ボルトの支圧強度の有効利用により、継手の終局強度を大きく確保できることを示している。

BタイプおよびCタイプの終局強度について、それぞれの公称値 N_{UL}^* に対する実験値の比率はBfタイプで1.18、Bsタイプで1.11、Cタイプで1.27である。また、これらのタイプでは、表-4

表-3 終局限界

供試体タイプ	実験値 N_{UL} (tf)	公称値 N_{UL}^* (tf)	$\frac{N_{UL}}{N_{UL}^*}$
A4	158.55	130.96	1.211
A6	—	196.44	—
Bf4	42.99	36.49	1.178
Bf6	42.78	36.49	1.172
Bs4	81.01	72.98	1.110
Bs6	80.56	72.98	1.104
C6	139.40	110.00	1.267

表-4 線形限界と終局限界との比較

供試体タイプ	実験値 N_{UL}/N_{PL}	公称値 N_{UL}^*/N_{PL}^*	備考 σ_U/σ_V
A4	2.80	2.48	
A6	—	2.48	
Bf4	1.32	1.71	1.62
Bf6	1.31	1.71	1.62
Bs4	1.37	1.71	1.62
Bs6	1.32	1.71	1.62
C6	1.58	1.39	1.43

σ_U : 材料の引張強度の試験値
 σ_V : 材料の降伏強度の試験値

より線形限界以降の終局限界に達するまでの強度の余裕は線形限界 N_{PL} の約30~60%であり、Aタイプほど大きくはない。そして、Bタイプでは、線形限界 N_{PL} に対する終局限界 N_{UL} の比は、材料の降伏強度に対する引張強度の比に比べて小さい。

2. 限界状態の区分

高力ボルト摩擦接合継手の現行の設計法では、2つの限界状態すなわちすべり限界および母材または添接板の降伏限界について、それぞれ独立に照査している。しかし、図-2および図-3に示すように、母材および添接板に引張力が作用すると、これらの板厚減少によりボルトの軸力抜けが生じる。そして、母材および添接板が降伏状態に近づくにつれてボルトの軸力抜けが顕著になり、すべりが発生する。つまり、すべり現象と降伏現象は独立したものではなく、少なくとも降伏現象がすべりに対して影響を及ぼしている。したがって、高力ボルト継手の設計においては、このことを考慮した上で、すべり限界と降伏限界の区分を明確にする必要がある。ここでは、高力ボルト継手引張実験の本データ、辻岡・脇山⁴⁾ および建設省土

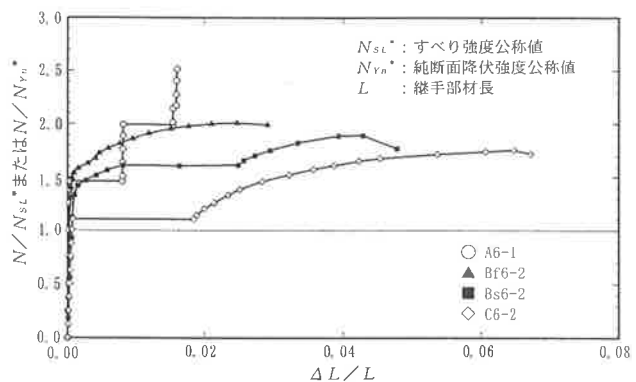


図-2 荷重(N) - 全伸び(ΔL)

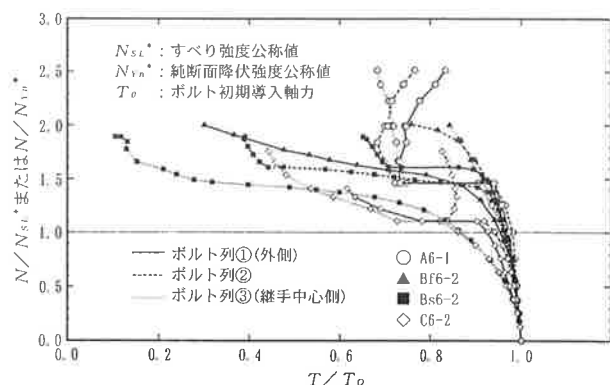


図-3 荷重(N) - ボルト軸力(T)

木研究所⁵⁾の実験データより、すべり強度・降伏強度比 β に着目し、これらの限界状態の区分を検討する。

(1) すべり限界

すべり係数 μ の本実験データ、参考文献4)および5)のデータを図-4に示す。ここにすべり係数は、すべり荷重の実験値 N_{SL} およびボルトの初期導入軸力の実験値 T_0 によって評価したものである。

供試体Aタイプのようにすべり強度が母材の純断面降伏強度よりかなり小さい場合、継手の両側または片側の全ボルト位置でほぼ同時にすべりが発生している(主すべり)。図-4より、 $\beta \leq 0.7$ の範囲においては、すべり係数は β との相関性があまりなく、その平均値は0.52の一定値と見なせる。次に、 $0.7 < \beta$ の範囲では、すべりと母材の降伏は独立したものにはなっていない。つまり、母材および添接板の引張応力によって板厚が減少し、そのため、ボルトの軸力抜けが進み、すべりが発生する。そして、見かけのすべり係数が低下したように見える。また、すべり係数と β との間に線形関係が認められる。すべりが先行する $0.7 < \beta \leq 1.0$ の範囲において、すべり係数の平均値は図-4において β に応じて低減される直線で表される。しかし、データ数が少ないため、このすべり係数は安全側として平均値より標準偏差の1倍程度マイナス側の値とする。以上より、 $\beta \leq 1.0$ の範囲においては、すべり限界を線形限界とし、すべり係数を以下のように考える。

- ・ $\beta \leq 0.7$ の場合 :
すべり係数 $\mu = 0.5$
(基本すべり係数)
- ・ $0.7 < \beta \leq 1.0$ の場合 :
すべり係数 $\mu = 0.5(1.28 - 0.4\beta)$
(すべり係数の低減)

(2) 降伏限界

供試体Bタイプのように母材の降伏がすべりより先行する場合、すなわち $1.0 < \beta$ の場合、母材の降伏により板厚の減少が加速され、ボルトの軸力抜けが進む。すべり現象は最初に最外列のボルト位置で部分的に発生し(部分すべり)、その後

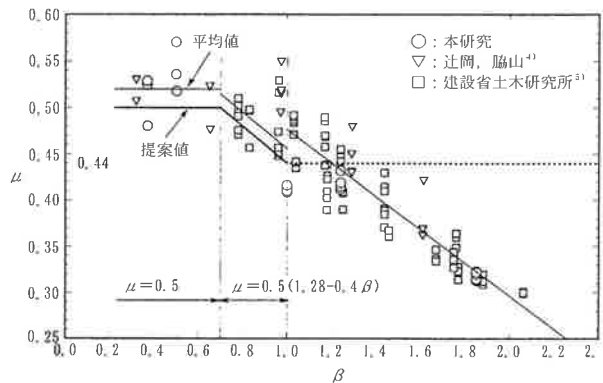


図-4 すべり係数(μ)- β

主すべりが発生する。そして、 β が大きくなるほど部分すべりが顕著になり、供試体Bタイプのように主すべりが発生することなく母材の終局状態に達している。ここで、線形限界の実験値 N_{PL} と母材純断面降伏強度 $N_{Yn}(=A_n \cdot \sigma_Y)$ および母材総断面降伏強度 $N_{Yg}(=A_g \cdot \sigma_Y)$ との比を図-5に示す。ここに A_n および A_g は実測値、 σ_Y は試験値である。図-5より、線形限界 N_{PL} は $\beta = 1.0$ の近傍では N_{Yn} よりわずかに大きくなるが、 β が大きい場合は N_{Yg} に近くなる。この両ケースの境界は $\beta = 1.2$ 付近と考えられる。以上より、 $1.0 < \beta$ の範囲においては、母材の降伏限界を線形限界とし、以下のように区分する。

- ・ $1.0 < \beta \leq 1.2$ の場合 :
線形限界は母材の純断面降伏強度に基づく。
- ・ $1.2 < \beta$ の場合 :
線形限界は母材の総断面降伏強度に基づく。

(3) 終局限界

供試体Aタイプのようにすべりが先行し、母材の降伏までの余裕がある場合、終局状態はボルト孔部におけるボルトまたは母材の支圧による降伏、あるいはボルトの破断である。表-4より、この終

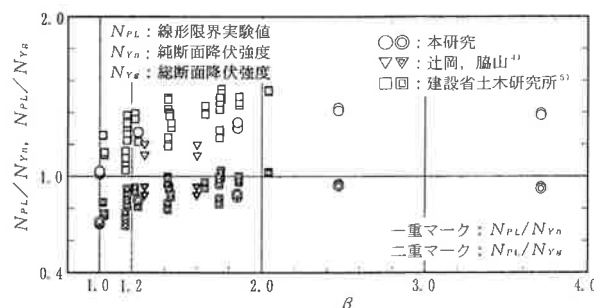


図-5 線形限界実験値/純(総)断面降伏強度- β

局強度はすべり強度に比べて非常に大きく、ボルト前面における母材の支圧強度またはボルトの破断強度を終局限界と考えることができる。しかし、実橋においてこのようなケースはまれである。そのため、ここでは線形限界(すべり限界)を終局限界と考える。

供試体Bタイプのように母材の降伏がすべりより先行する場合、終局状態はボルト列位置の母材の破断である。しかし、この終局強度の線形限界に対する余裕は、すべりが先行するAタイプほど大きくはない。したがって、Aタイプと同様に線形限界(この場合は降伏限界)を終局限界と考える。

3. 抵抗強度の評価

(1) 抵抗強度の書式

実験データより継手のすべり強度や降伏強度など抵抗強度を評価する方法として、

- ①データの平均値とそのばらつきを考慮して評価する。
- ②データの直観的な下限値により評価する。

の2通りがあるが、ここでは①の方法によって抵抗強度を評価する。この場合、SGST-Format⁶⁾に従うものとし、その書式は以下のとおりである。

SGST-Formatによる抵抗強度

$$\phi R_n = \phi_1 (1 - k_R \cdot V_R) R_m \quad (3)$$

ここに、 R_n :示方書で定める抵抗強度

ϕ :抵抗係数

ϕ_1 :較正係数(設計、施工時の二次的要因あるいは重要度などを考慮する係数)

R_m :強度の平均値

V_R :強度の変動係数

k_R :下界の程度を示す定数

(2) 抵抗係数

すべり強度および降伏強度のそれぞれの抵抗係数は以下のように表される。

①すべり強度の抵抗係数

$$\phi = \phi_1 (1 - k_R \cdot V_R) S_m \cdot N_m \quad (4)$$

$$V_R = \sqrt{V_S^2 + V_N^2}$$

ここに、 S_m :すべり係数の係数

N_m :ボルト軸力の係数

V_S :すべり係数の変動係数

V_N :ボルト軸力の変動係数

②降伏強度の抵抗係数

$$\phi = \phi_1 (1 - k_R \cdot V_R) M_m \cdot F_m \cdot P_m \quad (5)$$

$$V_R = \sqrt{V_M^2 + V_F^2 + V_P^2}$$

ここに、 M_m :材料の係数

F_m :製作の係数

P_m :線形限界の係数

V_M :材料の変動係数

V_F :製作の変動係数

V_P :線形限界の変動係数

すべり限界に対して $\beta \leq 1.0$ の範囲の実験データより、すべり強度実験値 N_{SL} と公称抵抗強度 R_n (式(2)のすべり係数に基づくすべり強度)との比を図-6に示す。降伏限界に対して $\beta \geq 1.0$ の範囲の実験データより、線形限界実験値 N_{PL} と公称抵抗強度 R_n (純断面降伏強度公称値 N_{Vn}^* または総断面降伏強度公称値 N_{Vn}^*)との比を図-7に示す。これらの実験データに基づくすべり係数の係数 S_m および変動係数 V_S 、ボルト軸力の係数 N_m および

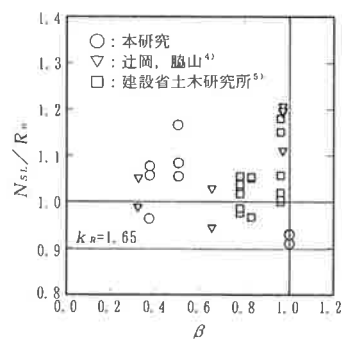


図-6 すべり強度実験値/公称抵抗強度 - β

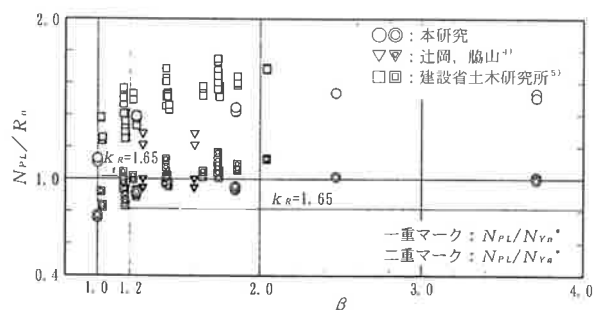


図-7 線形限界実験値/公称抵抗強度 - β

表-5 抵抗係数 ϕ

すべり強度 ($\beta \leq 1.00$)	純断面降伏強度 ($1.0 < \beta \leq 1.2$)	総断面降伏強度 ($1.2 < \beta$)
$\phi_1 = 1.00$	$\phi_1 = 1.00$	$\phi_1 = 1.00$
$S_m = 1.04$ $N_m = 1.00$	$M_m = 1.15$ $F_m = 1.00$ $P_m = 1.18$	$M_m = 1.15$ $F_m = 1.00$ $P_m = 0.92$
$V_s = 0.07$ $V_N = 0.03$	$V_M = 0.11$ $V_F = 0.05$ $V_P = 0.09$	$V_M = 0.11$ $V_F = 0.05$ $V_P = 0.07$
$V_R = 0.08$	$V_R = 0.15$	$V_R = 0.14$
$k_R = 1.65$	$k_R = 1.65$	$k_R = 1.65$
$\phi = 0.90$	$\phi = 1.02$ (1.1)*	$\phi = 0.81$

注) M_m, F_m, V_M, V_F は参考文献6)による。
* : データの不足, 偏りなどを考慮し, データの下限値より1.1とする。

変動係数 V_N , また, 線形限界の係数 P_m および変動係数 V_P を用いて, 式(4)および式(5)の抵抗係数を算出する。その結果を表-5に示す。この場合, 材料の係数 M_m および変動係数 V_M , 製作の係数 F_m および変動係数 V_F は参考文献6)より引用する。較正係数 ϕ_1 は1.00とする。また, 下界の程度を示す定数 k_R は1.65(非超過確率5%)とする。表-5の結果を実験データ(図-6および図-7)に照らし合わせると以下のとおりである。

①すべり強度 ($\beta \leq 1.0$)

抵抗係数 ϕ は0.9であり, 実験データのほぼ下限値である。

②純断面降伏強度 ($1.0 < \beta \leq 1.2$)

抵抗係数 ϕ は1.02である。しかし, この場合データ数が少なく, また偏っているため, 実験データの下限値より $\phi = 1.1$ と考える。

③総断面降伏強度 ($1.2 < \beta$)

抵抗係数 ϕ は0.81であり, 実験データの下限値より少し小さい。

(3) 限界状態の区分および抵抗強度

前述の結果より, 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分および各区分の抵抗強度は, すべり強度・降伏強度比 β をパラメータとして表-6のように提案できる。

4. 本提案と現行設計法との比較

(1) 本提案に基づく試設計

引張材における高力ボルト継手について, 以下の設計条件のもとで本提案に基づいて試設計を行う。

- ①ほぼ同一の設計作用力に対して, 母材の総断面応力度が降伏応力度の90, 80, 75%となるように母材の板厚を設定する。さらに純断面応力度が降伏応力度の75%になるケースも比較する。ただし, 降伏応力度に対する安全率を1.0とする。
- ②母材の鋼種はSM490Y(公称降伏応力度 $\sigma_Y = 3600 \text{kgf/cm}^2$)とする。
- ③ボルトの配置は n_1 行 \times n_2 列の格子状とする。
($n_1 = 3, 5$ 図-8を参照のこと)
- ④高力ボルトは等級F10T, サイズM22とする。

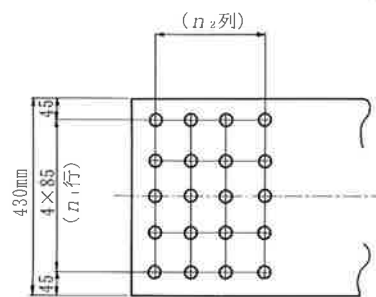


図-8 試設計での継手形状 ($n_1 = 5$ 行)

表-6 高力ボルト継手の限界状態の区分

β	0.7	1.0	1.2	
	すべり限界		降伏限界	
線形限界	基本すべり係数 $\mu = 0.5$	低減すべり係数 $\mu = 0.5 \sim 0.44$	母材純断面降伏強度の割増	母材総断面降伏強度の低減
抵抗強度	$\phi R_n = 0.9 R_n$		$\phi R_n = 1.1 N_{Vn}^*$	$\phi R_n = 0.81 N_{Vn}^*$
終局状態	ボルト破断, 支圧による母材降伏		母材降伏	

低減すべり係数 $\mu = 0.5 (1.28 - 0.4 \beta)$

本提案に基づく試設計の例を以下に示す。

試設計 1

設計作用力/母材降伏応力度=0.80

ボルト行数： $n_1=5$ 行

母材総幅： $b=430$ mm

ボルト孔を考慮した純幅：

$$b_n = 430 - 5 \times 25 = 305 \text{mm}$$

母材板厚： $t=26$ mm

$$\begin{aligned} \text{設計作用力：} N &= 43.0 \times 2.6 \times 3.600 \times 0.8 \\ &= 322.0 \text{tf} \end{aligned}$$

設計ボルト軸力： $T_o=20.5$ tf/本

$\beta=1.0$ ，すべり係数 $\mu=0.44$ と仮定すると，

ボルト 1 本当たりのすべり強度： ρ

$$\rho = 20.5 \times 0.44 \times 2 = 18.04 \text{tf} \quad (\text{2面摩擦})$$

必要ボルト本数： n_{req}

$$n_{req} = \frac{N}{0.9\rho} = \frac{322.0}{0.9 \times 18.04} = 19.8 \rightarrow 20 \text{本}$$

母材必要板厚： t_{req}

$$\begin{aligned} t_{req} &= \frac{N}{1.1 \times b_n \times \sigma_Y} = \frac{322.0}{1.1 \times 30.5 \times 3.600} \\ &= 2.67 \text{cm} \rightarrow 27 \text{mm} \end{aligned}$$

すべり強度・降伏強度比 β の照査

$$\begin{aligned} \beta &= \frac{N_{SL}^*}{N_{Yn}^*} = \frac{20.5 \times 0.4 \times 2 \times 20}{30.5 \times 2.7 \times 3.600} \\ &= 1.11 > 1.0, < 1.2 \quad \text{OK} \end{aligned}$$

したがって，降伏限界(母材純断面降伏強度の割増)が抵抗強度となる。

抵抗強度： ϕR_n

$$\begin{aligned} \phi R_n &= 1.1 N_{Yn}^* = 1.1 \times 30.5 \times 2.7 \times 3.600 \\ &= 326.1 \text{tf} > 322.0 \text{tf} \end{aligned}$$

さらにボルト列を 1 列増しとした場合 ($n=25$ 本)

$$\begin{aligned} \beta &= \frac{N_{SL}^*}{N_{Yn}^*} = \frac{20.5 \times 0.4 \times 2 \times 25}{30.5 \times 2.7 \times 3.600} \\ &= 1.38 > 1.2 \end{aligned}$$

母材必要板厚： t_{req}

$$\begin{aligned} t_{req} &= \frac{N}{0.81 \times b \times \sigma_Y} = \frac{322.0}{0.81 \times 43.0 \times 3.600} \\ &= 2.57 \text{cm} < 26 \text{mm} \end{aligned}$$

すべり強度・降伏強度比 β の照査

$$\beta = \frac{20.5 \times 0.4 \times 2 \times 25}{30.5 \times 2.6 \times 3.600} = 1.44 > 1.2 \quad \text{OK}$$

したがって，降伏限界(母材総断面降伏強度の低減)が抵抗強度となる。

抵抗強度： ϕR_n

$$\begin{aligned} \phi R_n &= 0.81 N_{Yg}^* = 0.81 \times 43.0 \times 2.6 \times 3.600 \\ &= 326.0 \text{tf} > 322.0 \text{tf} \end{aligned}$$

試設計 2

設計作用力/母材降伏応力度=0.53

(設計作用力/母材純断面降伏応力度=0.75)

ボルト行数： $n_1=5$ 行

母材総幅： $b=430$ mm

ボルト孔を考慮した純幅：

$$b_n = 430 - 5 \times 25 = 305 \text{mm}$$

母材板厚： $t=39$ mm

$$\begin{aligned} \text{設計作用力：} N &= 30.5 \times 3.9 \times 3.600 \times 0.75 \\ &= 321.2 \text{tf} \end{aligned}$$

設計ボルト軸力： $T_o=20.5$ tf/本

$\beta=1.0$ ，すべり係数 $\mu=0.44$ と仮定すると，

ボルト 1 本当たりのすべり強度： ρ

$$\rho = 20.5 \times 0.44 \times 2 = 18.04 \text{tf} \quad (\text{2面摩擦})$$

必要ボルト本数： n_{req}

$$n_{req} = \frac{N}{0.9\rho} = \frac{321.2}{0.9 \times 18.04} = 19.8 \rightarrow 20 \text{本}$$

母材必要板厚： t_{req}

$$\begin{aligned} t_{req} &= \frac{N}{1.1 \times b_n \times \sigma_Y} = \frac{321.2}{1.1 \times 30.5 \times 3.600} \\ &= 2.66 \text{cm} < 39 \text{mm} \end{aligned}$$

すべり強度・降伏強度比 β の照査

$$\begin{aligned} \beta &= \frac{N_{SL}^*}{N_{Yn}^*} = \frac{20.5 \times 0.4 \times 2 \times 20}{30.5 \times 3.9 \times 3.600} \\ &= 0.766 < 1.0 \quad \text{OK} \end{aligned}$$

表-7 試設計の結果

ボルト行数		$n_1 = 3$ 行				$n_1 = 5$ 行			
母材総幅 (mm)		250				430			
母材純幅 (mm)		175				305			
設計作用力/母材降伏応力度		0.90	0.80	0.75	0.53	0.90	0.80	0.75	0.53
母材板厚 (mm)		24	27	28	41	23	26	27	39
設計作用力 (tf)		194.4	194.4	189.0	193.7	320.4	322.0	313.5	321.2
現設計法	必要ボルト本数 (本)	11.9	11.9	11.5	11.8	19.5	19.6	19.1	19.6
	設計ボルト列数 (列)	4	4	4	4	4	4	4	4
	継手部母材必要板厚 (mm)	30.9	30.9	30.0	30.8	29.2	29.3	28.6	29.3
本提案設計法	継手部母材板厚 (mm)	31	31	30	41	30	30	29	39
	必要ボルト本数 (本)	11.9	11.9	11.6	10.8	19.8	19.8	19.3	17.9
	設計ボルト列数 (列)	4	4 (5)	4	4	4	4 (5)	4	4
	継手部母材必要板厚 (mm)	28.1	28.1 (26.7)	27.3	27.9	26.5	26.7 (25.7)	25.9	26.6
	継手部母材板厚 (mm)	29	29 (27)	28	41	27	27 (26)	27	39
	$\beta = N_{SL}^* / N_{Tn}^*$	1.08	1.08 (1.45)	1.12	0.76	1.11	1.11 (1.44)	1.11	0.77
	抵抗強度 (tf)	201.0	201.0 (196.8)	194.0	215.9	326.1	326.1 (326.0)	326.1	359.3
	すべり係数				0.488				0.487

したがって、すべり限界が抵抗強度となる。

$$\text{すべり係数 } \mu = 0.5 (1.28 - 0.4 \times 0.766) = 0.487$$

必要ボルト本数の照査

$$n_{req} = \frac{321.2}{0.9 \times 20.5 \times 0.487 \times 2} = 17.9 \text{本} < 20 \text{本}$$

抵抗強度： ϕR_n

$$\begin{aligned} \phi R_n &= 0.9 \times 20.5 \times 0.487 \times 2 \times 20 \\ &= 359.3 \text{tf} > 321.2 \text{tf} \end{aligned}$$

本提案設計法および現行設計法による試設計の結果を表-7に示す。表中の設計作用力/母材降伏強度=0.53のケースは、設計作用力が母材純断面降伏強度の75%に相当するものである。

(2) 比較検討

本提案に基づいて設計した継手は、高力ボルトの本数については現行設計法によるものとあまり差がない。継手部の母材板厚については、設計作用力/母材降伏強度=0.80の場合、わずかに増厚の必要がある。しかし、ボルト列を1列増しすることにより、継手の抵抗強度が母材の総断面降伏強度に基づくものとなり、母材板厚の増厚が不要となる。一方、現行設計法による場合は、母材板厚の増厚が必要になる。また、設計作用力/母材降伏強度=0.75の場合、現行設計法では増厚が必要であるが、本提案では増厚が不要になる。

以上のことから、本提案設計法と現行設計法とを比較すると、ボルト本数についてはあまり差がないが、母材の板厚については本提案設計法の場

合、増厚が不要となるケースが現行設計法に比べて多い。このことは、ボルト継手の製作において母材の板厚変化がないため、鋼材重量減の効果に加え、鋼板の切断、板継ぎ溶接、仕上げなどの加工工数が減るなど経済的効果が大きい。また、ボルト列を増やして母材板厚の増厚を不要とする場合についても、ボルト本数が増えるデメリットよりも母材の増厚が不要となるメリットの方が大きい。したがって、本提案によってボルト継手の設計をより合理的、経済的に行うことができるものとする。

5. 結論

本研究では、高力ボルト摩擦接合引張継手の引張実験データをもとに、高力ボルト継手のすべり強度・降伏強度比 β をパラメータとして、高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分と各区分における限界強度の評価法を提案した。本提案では、すべり限界に対しては実際のすべり現象を考慮したすべり係数としている。また、継手の限界強度については実験データのばらつきを考慮した設計書式としている。この場合、継手の母材純断面降伏強度がすべり強度に比べて小さい場合、継手の降伏限界は母材純断面降伏強度を割増す形式、または、総断面降伏強度を低減する形式になる。この結果、ボルト孔控除の影響による母材板厚の増厚が不要になるケースが、現行設計法に比べて多くなる。したがって、本提案により、高力ボルト摩擦接合引張継手の設計および製作の合理化を図ることができるものとする。

あとがき

本研究は、高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究の一環として行ったものである。次号では、鋼 I 桁を対象とした高力ボルト摩擦接合曲げ継手部のすべり機構について発表する予定である。本研究の成果が、鋼構造物の高力ボルト継手を対象とした限界状態設計法の導入に際しての参考資料になれば幸いである。

最後に、終始懇切なご助言、ご指導をいただいた西村宣男 大阪大学教授をはじめ、お世話になった亀井義典 大阪大学助手、池端文哉君（大阪大学大学院生）、そして、関係各位に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説（I 共通編，II 鋼橋編），1994. 2.
- 2) 秋山寿行・播本章一：高力ボルト摩擦接合継手に関する設計規準の国際比較，駒井技報，Vol. 11，1992. 3.
- 3) 秋山寿行・播本章一：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. 12，1993. 3.
- 4) 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，pp. 495-500，1994. 3.
- 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，土木研究所資料第1871号，1982. 9.
- 6) 東海鋼構造研究グループ(代表 福本昉士)：鋼構造部材の抵抗強度の評価と信頼性設計への適用，橋梁と基礎，Vol. 14，No. 11~12，1980.
- 7) 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，第3巻，pp. 289-296，1995. 11.