

# 鋼 I 桁の高力ボルト継手設計法の合理化の提案

秋山 寿行<sup>1)</sup>

鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合継手に関し、現行設計法では曲げ作用力に対してフランジ継手と腹板継手は個別に設計している。引張フランジの継手については、ボルト孔を控除した純断面積を有効断面積としている。しかし、I 桁の高力ボルト継手の曲げ実験の結果より、フランジ継手と腹板継手はすべりに対して協同的に抵抗していることが考えられる。また、引張フランジで純断面積を有効断面積とする評価法は過大な安全性を有しているといえる。

本文では、鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化を図ることを目的とし、I 桁の高力ボルト継手の曲げ実験の結果を基にして、継手設計法の検討を行った。そして、フランジと腹板の協同作業を考慮したすべり強度の評価法を提案した。また、引張フランジのボルト孔を考慮した有効断面積については、純断面積に対する有効断面積の比として1.1を提案した。さらに、これらの提案に基づいて継手の試設計を行い、鋼 I 桁の高力ボルト継手の設計を合理的に行うことができることを示した。

## はじめに

鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合継手に関して現行の設計法<sup>1)</sup>では、曲げによる作用力に対してフランジ継手と腹板継手は個別に設計している。そして、腹板の継手については、各ボルト行に作用する軸方向力を各行ごとのボルトで負担させることとしている。引張フランジの継手については、ボルト孔を控除した純断面積を有効断面積としている。現行設計法の安全性については経験的に実証されているが、高力ボルト継手の設計法と実際の挙動との整合性については、従来よりその不備な点が指摘されている。たとえば、I 桁の継手の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のではなく、両者が協同的に作用していることなどである。このため、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同作用に着目した実験的研究<sup>2)~5)</sup>はあるが、すべり限界

状態について詳細に検討したものは少ない。また、ボルト孔を有する引張フランジの有効断面積について検討したのも少ない。

本研究では、鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合継手を対象とし、継手の限界状態と変形能に着目して曲げ実験を行った<sup>6),7)</sup>。また、継手の引張実験により、継手のすべり強度および降伏強度に対して、すべり強度・降伏強度比  $\beta (= [\text{すべり強度の公称値 } N_{\text{sl}}^*] / [\text{母材の純断面積降伏強度の公称値 } N_{\text{st}}^*])$  が重要なパラメータであることを明らかにした<sup>8),9)</sup>。ここでは、鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化を図ることを目的とし、曲げ実験のデータより、すべりに対するフランジ継手と腹板継手の協同作用および、すべり強度・降伏強度比  $\beta$  を考慮して、

- ① I 桁の高力ボルト継手のすべり強度の評価法
- ② 引張フランジの有効断面積の評価法

を提案するものである。そして、この提案に基づいて I 桁の高力ボルト継手の試設計を行い、現行設計法と比較した場合の優位性について述べる。

1) 橋梁技術部次長

### 1. 実験データ

#### (1) 供試体および実験要領

実験供試体は支間中央に高力ボルト継手を含む鋼 I 桁である(図-1)。高力ボルト継手については、道路橋示方書の規定に基づき、作用荷重が断面の局部座屈強度に達する前に、継手部においてすべり、または、引張フランジの降伏が生じるように計画し、ボルトの本数および配置を決定した。すべりとフランジの降伏について、以下の2タイプとした。

##### ① MBS タイプ：

継手部において引張フランジの降伏が発生する前に、すべりが生じる。

##### ② MFY タイプ

継手部においてすべりと引張フランジの降伏がほぼ同時に発生する。

それぞれのタイプについて、フランジ部のボルト配置を4本(MBS1, MFY1)と6本(MBS2, MFY2)の2種類とし、合計4体の供試体とした。供試体の形状および断面諸元、実験要領などの詳細については参考文献6) および7) に示してあり、本文では省略する。

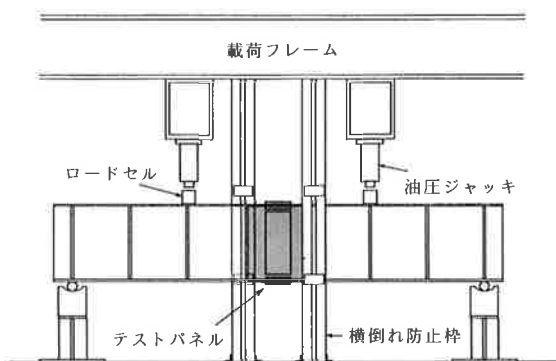


図-1 曲げ実験要領

#### (2) 実験結果

実験より得られた各種限界状態荷重を表-1に、引張フランジのすべり係数を表-2に示す。表-2におけるC6の値は、高力ボルト摩擦接合継手の引張実験<sup>9)</sup>のうち、継手部の母材の純断面降伏強度とすべり強度を設計上等しくした継手タイプの結果を表わしている。その他の実験データは参考文献6) および7) に示してあり、本文では省略する。

表-1 各種限界状態荷重

(単位：tfm)

		MBS1	MBS2	MFY1	MFY2
フランジ	計算値1	86.1	122.5	69.1	105.1
	総断面計算値2	93.1	136.1	78.8	112.1
	降伏荷重実験値①	82.6	117.4	66.2	102.6
フランジ	計算値1	71.1	103.7	55.5	88.1
	純断面計算値2	77.0	115.2	63.4	94.0
	降伏荷重実験値②	77.6	111.2	62.5	102.3
すべり荷重	計算値1③	52.2	86.1	54.9	88.6
	実験値④	87.6	127.4	73.6	130.9
最大荷重	実験値	105.5	140.4	76.1	132.5
	②/①	0.939	0.947	0.944	0.997
	④/③	1.68	1.48	1.34	1.48

注) 計算値1：公称材料強度と設計断面による計算値  
計算値2：材料試験強度と実測断面による計算値

表-2 引張フランジのすべり係数

	初期導入軸力 (実測値)で評価	すべり発生時軸力 (実測値)で評価
MBS1	0.629	0.784
MBS2	0.596	0.690
MFY1	0.476	0.620
MFY2	0.545	0.768
C6 <sup>9)</sup>	0.412	0.472

### 2. 継手のすべり強度

#### 2.1 すべり強度

表-1において、すべり荷重の実験値は計算値を34%ないし68%上回っている。すべりがフランジの降伏に先行するように計画したMBSタイプでも、すべり荷重に達する以前にフランジが降伏している。また、MFYタイプではすべりに先行してフランジの降伏が生じ、ボルトの軸力抜けが大きいにもかかわらず、すべり荷重は計算値を34%ないし48%上回っている。

表-2において、初期導入軸力で評価したすべり係数は、引張実験のC6が0.41、C6に対応するMFY2が0.55である。また、初期導入軸力で評価したすべり係数とすべり発生時軸力で評価したすべり係数とを比較すると、C6よりも本実験の供試体の方が差が大きい。これは実験開始からすべり発生までのボルトの軸力抜けが大きいことを示している。

I 桁の継手について、引張継手(C6)に比べてフランジのボルトの軸力抜けが大きいにもかかわらず、すべり強度が大きいということは、フランジでのすべり抵抗が限界に達しても直ちにすべりが生じるのではなく、フランジおよび腹板でのす

べり抵抗がともに限界に達した時に、フランジと腹板が同時にすべるものと考えられる。つまり、フランジと腹板の継手はすべりに対して協同的に抵抗するものと思われる。そこで、フランジと腹板のすべり強度を個別に評価するのではなく、両者が一体的に作用力に抵抗するものとする必要がある。このことをふまえ、I桁の継手のすべり強度の評価法として式(1)のすべり抵抗モーメント  $M_R$  (単位: tf·m) を提案する。

$$M_R = n_{fu} \rho_{fu} h_{fu} + n_{fl} \rho_{fl} h_{fl} + \sum n_{w,i} \rho_{w,i} h_{w,i} \quad (1)$$

ここに、

- $M_R$  : すべり抵抗モーメント (tf·m)
- $n_{fu}$  ( $n_{fl}$ ) : 上(下)フランジのボルト本数 (本)
- $n_{w,i}$  : 腹板において第  $i$  行目のボルト本数 (本)
- $\rho_{fu}$  ( $\rho_{fl}$ ) : 上(下)フランジのボルトの 1 本当たりのすべり抵抗力 (tf/本)
- $\rho_{w,i}$  : 腹板において第  $i$  行目のボルトの 1 本当たりのすべり抵抗力 (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)
- $h_{w,i}$  : 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、 $h_{fu}$ 、 $h_{fl}$ 、 $h_{w,i}$  の符号はすべて正である(図-2を参照)。

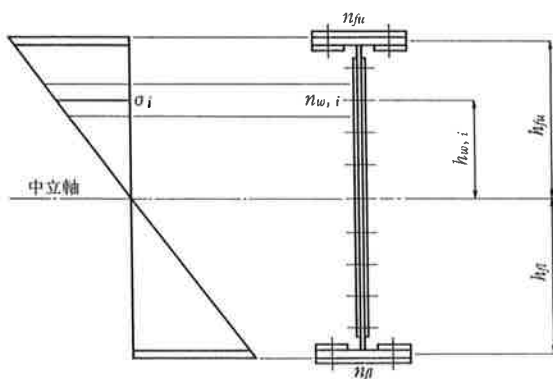


図-2 すべり強度の算定

式(1)において、ボルト 1 本当たりのすべり抵抗力について引張領域に対しては、参考文献(8)で提案したすべり強度・降伏強度比  $\beta$  に基づくすべり係数を用いて算出する。このすべり係数  $\mu$  を式(2)に示す。

$$\left. \begin{aligned} \beta \leq 0.7 : \mu = 0.5 \\ \beta > 0.7 : \mu = 0.5 \times (1.28 - 0.4 \times \beta) \end{aligned} \right\} (2)$$

ここに、

$$\beta = \frac{N_{sl}^*}{N_{fn}^*}$$

$N_{sl}^*$  : すべり強度の公称値

$N_{fn}^*$  : 母材の純断面降伏強度の公称値

腹板に対しては、すべり発生時において腹板の曲げ応力度はフランジの曲げ応力度以下であり、降伏応力度より小さい。つまり、すべり発生時には腹板は降伏していない。したがって、パラメータ  $\beta$  については、純断面降伏強度の公称値  $N_{fn}^*$  を腹板の各ボルト行ごとに補正する必要がある。ここで  $\beta$  を式(3)のように補正し、式(2)の  $\beta$  に対してこの  $\beta_i'$  を適用する。

$$\beta_i' = \frac{N_{sl,i}^*}{N_{fn,i}^* \times (\sigma_Y / \sigma_i)} = \beta_i \times \frac{\sigma_i}{\sigma_Y}$$

ここに、

- $\beta_i'$  : 腹板の第  $i$  行目ボルトのすべり強度・降伏強度比の補正值
- $\beta_i$  : 腹板の第  $i$  行目ボルトのすべり強度・降伏強度比
- $\sigma_i$  : 腹板の第  $i$  行目ボルトが負担する範囲の腹板断面の平均曲げ応力度 (kgf/cm<sup>2</sup>)
- $\sigma_Y$  : 腹板の降伏応力度 (kgf/cm<sup>2</sup>)
- $N_{sl,i}^*$  : 腹板の第  $i$  行目ボルトのすべり強度の公称値 (tf)
- $N_{fn,i}^*$  : 腹板の第  $i$  行目ボルトが負担する範囲の腹板断面の純断面降伏強度の公称値 (tf)

圧縮領域のすべり係数については最大値の 0.5 とする。

ここですべり強度としては、圧縮側と引張側のどちらかのすべりが先行する場合のすべり抵抗モーメントを評価する。すべり抵抗モーメントの算出手順を以下に示す。

(1) フランジのすべり抵抗モーメント

1) 引張フランジ部 ( $M_R^+$ )

①すべり強度・降伏強度比  $\beta$  の算出

・すべり強度  $N_{sl}^*$  (公称値)

$$N_{sl}^* = n \times m \times \mu^* \times N^*$$

ここに,

$n$  : フランジのボルト本数

$m$  : すべり面数 (= 2)

$\mu^*$  : すべり係数 (公称値=0.4)

$N^*$  : ボルト軸力 (公称値)

・純断面降伏強度  $N_{Yn}^*$  (公称値)

$$N_{Yn}^* = A_n \times \sigma_Y$$

ここに,

$A_n$  : フランジの純断面積

$\sigma_Y$  : 母材の降伏応力度

・すべり強度・降伏強度比  $\beta$

$$\beta = N_{SL}^* / N_{Yn}^*$$

②提案すべり係数  $\mu$  の算出

$$\begin{cases} \beta \leq 0.7 : \mu = 0.5 \\ \beta > 0.7 : \mu = 0.5(1.28 - 0.4\beta) \end{cases}$$

③すべり強度  $N_{Rf}^+$  の算出

$$N_{Rf}^+ = n \times m \times \mu \times N^*$$

④すべり抵抗モーメント  $M_{Rf}^+$  の算出

$$M_{Rf}^+ = N_{Rf}^+ \times h_f^+$$

ここに,

$h_f^+$  : 中立軸から引張フランジ中心までの距離

2) 圧縮フランジ部 ( $M_{Rf}^-$ )

提案すべり係数  $\mu = 0.5$  として, 引張フランジ部と同様にすべり強度  $N_{Rf}^+$ , すべり抵抗モーメント  $M_{Rf}^+$  を算出する。

(2) 腹板のすべり抵抗モーメント

1) 引張領域部 ( $M_{Rw}^+$ )

第  $i$  行目のボルト行について

①すべり強度・降伏強度比  $\beta_i'$  の算出

・すべり強度  $N_{SL,i}^*$  (公称値)

$$N_{SL,i}^* = n_i \times m \times \mu^* \times N^*$$

ここに,

$n_i$  : 腹板の第  $i$  行目のボルト本数

・純断面降伏強度  $N_{Yn,i}^*$  (公称値)

$$N_{Yn,i}^* = A_{n,i} \times \sigma_Y$$

ここに,

$A_{n,i}$  : 第  $i$  行目の純断面積 (公称値)

・すべり強度・降伏強度比  $\beta_i$

$$\beta_i = N_{SL,i}^* / N_{Yn,i}^*$$

・すべり強度・降伏強度比の補正值  $\beta_i'$

$$\beta_i' = \beta_i \times \sigma_i / \sigma_Y$$

ここに,

$\sigma_i$  : 腹板の第  $i$  行目断面での曲げ応

力度の平均値

②提案すべり係数  $\mu_i$  の算出

$$\begin{cases} \beta' \leq 0.7 : \mu_i = 0.5 \\ \beta' > 0.7 : \mu_i = 0.5(1.28 - 0.4\beta') \end{cases}$$

③すべり強度  $N_{Rw,i}^+$  の算出

$$N_{Rw,i}^+ = n_i \times \{ (m \times \mu_i \times N^*)^2 - (S / n_w)^2 \}^{1/2}$$

ここに,

$S$  : 作用せん断力

$n_w$  : 腹板の総ボルト本数

④すべり抵抗モーメント  $M_{Rw,i}^+$  の算出

$$M_{Rw,i}^+ = N_{Rw,i}^+ \times h_{w,i}^+$$

ここに,

$h_{w,i}^+$  : 中立軸から第  $i$  行目のボルト行までの距離

腹板の全ボルト行について, ①~④によりすべり抵抗モーメント  $M_{Rw,i}^+$  を算出する。

⑤すべり抵抗モーメントの合計  $M_{Rw}^+$

$$M_{Rw}^+ = \Sigma M_{Rw,i}^+$$

2) 圧縮領域部 ( $M_{Rw}^-$ )

提案すべり係数  $\mu = 0.5$  として, 引張領域部と同様にすべり強度  $N_{Rw,i}^+$ , すべり抵抗モーメント  $M_{Rw,i}^+$  を算出し,  $M_{Rw}^-$  を算出する。

(3) I 桁のすべり抵抗モーメント

すべり抵抗モーメント  $M_R$  は次のうちのいずれか小さい方である。

$$\begin{cases} M_R = M \times (M_R^+ / M^+) \\ M_R = M \times (M_R^- / M^-) \end{cases}$$

ここに,

$M$  : 作用曲げモーメント

$$= M^+ + M^-$$

$M^+$  : 引張領域部作用曲げモーメント

$M^-$  : 圧縮領域部作用曲げモーメント

$$M_R^{\pm} = M_{Rf}^{\pm} + M_{Rw}^{\pm}$$

(上付の複号は同順である。)

このすべり強度の評価法により, 実験供試体を対象にしてすべり抵抗モーメントの試算を行った。試算の結果を表-3に示す。本供試体の継手部断面は2軸対称である。また, 引張領域のすべり抵抗モーメントが圧縮領域より小さい。したがって, 表-3において, 現行法による値および推定値は, それぞれの引張フランジ部と引張側の腹板部との

表-3 すべり抵抗モーメントの推定

	MBS1	MBS2	MFY1	MFY2
実験値 (tf-m)	87.6	127.4	73.6	130.9
現行法による値 (tf-m)	56.1	87.2	62.2	97.2
引張フランジ部	23.4	36.8	24.6	40.1
引張側の腹板部	4.6	6.8	6.5	8.5
推定値 (tf-m)	92.0	131.3	73.9	131.2
引張フランジ部	29.1	44.0	19.1	44.4
引張側の腹板部	16.9	21.7	17.9	21.2
推定値/実験値	1.05	1.03	1.00	1.00
本提案によるすべり係数				
引張フランジ部	0.497	0.478	—	0.443
腹板の最縁ボルト位置	0.382	0.373	0.360	0.352

注) 現行法による値は、設計すべり荷重時にフランジおよび腹板に作用する荷重である。

合計値の2倍である。表-3より、すべり抵抗モーメントの推定値と実験値はその差が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の評価法として、本提案法は有効であると思われる。本提案では、すべり強度に対してすべり係数および、フランジと腹板との協同作用が影響を及ぼすとしている。MBSタイプの場合、引張フランジのすべり係数が道路橋示方書の規定値に比べて20%前後大きく、MFY2の場合は10%程大きい。また、腹板の引張部のすべり係数はMFY2の場合10%程小さい。一方、すべり強度の実験値は道路橋示方書に基づく計算値をMBSタイプで50%前後、MFY2で35%上回っている。したがって、すべり係数の増大よりもフランジと腹板との協同作用の効果の方が、すべり強度に対して支配的といえる。

## 2.2 引張フランジの有効断面積

高力ボルト摩擦接合継手では、引張材において母材または添接板のボルト孔を通る断面が強度上の弱点になると考えられている。道路橋示方書においては、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、高力ボルト摩擦接合継手の引張実験<sup>8),9)</sup>より、摩擦による母材から添接板への応力の伝達が期待できるため、純断面積を有効断面積とした場合、継手の降伏強度はかなり安全側に評価されることが明らかである。限界状態設計法に準拠している諸外国の規準では、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作用力の低減を考慮している。

MFYタイプについて表-1より、フランジ純断

面の降伏荷重(実験値)は道路橋示方書の規定に基づく降伏荷重(計算値1)を上回り、フランジ総断面の降伏荷重(実験値)に近づいている。本実験によっても、純断面積を有効断面積とした場合、降伏強度はかなり安全側に評価されることが明らかである。

継手の母材あるいは添接板に対する応力計算のもとになる有効断面積のとり方については、継手の降伏に対して重要になってくる。ここで、引張フランジの有効断面積に関して式(4)および(5)とする。

$$A_e / A_g = M_{yn} / M_{yg} \quad (4)$$

$$A_e / A_g = (A_e / A_n) \times (A_n / A_g) \quad (5)$$

ここに、

$A_e$  : 引張フランジの有効断面積

$A_g$  : 引張フランジの総断面積

$A_n$  : 引張フランジの純断面積

$M_{yg}$  : 母材の総断面降伏強度

$M_{yn}$  : 母材の純断面降伏強度

式(4)および(5)より、純断面積に対する有効断面積比 ( $A_e / A_n$ ) は式(6)となる。

$$A_e / A_n = (M_{yn} / M_{yg}) \times (A_g / A_n) \quad (6)$$

引張フランジの降伏が継手の強度に関係するMFYタイプを対象にして、有効断面積比を計算した結果を表-4に示す。表-4より実験供試体の有効断面積比は1.18前後であり、AASHTOの規定に基づく値とほぼ同じである。しかし、データ数が少ないため、有効断面積比としてこのまま1.18を採用することはできない。したがって、データのばらつきを考慮し、データの下界側を評価するものとして、有効断面積比は1.18より低減して1.1とするのが適切であると思われる。すなわち、引張フランジの有効断面積比 ( $A_e / A_n$ ) の評価法を式(7)のように提案する。

表-4 引張フランジの有効断面積比

	MFY1	MFY2
$A_n / A_g$	0.804	0.839
$M_{yn} / M_{yg}$	0.944	0.997
$A_e / A_n$	1.17	1.19
備考注)	1.19	1.18

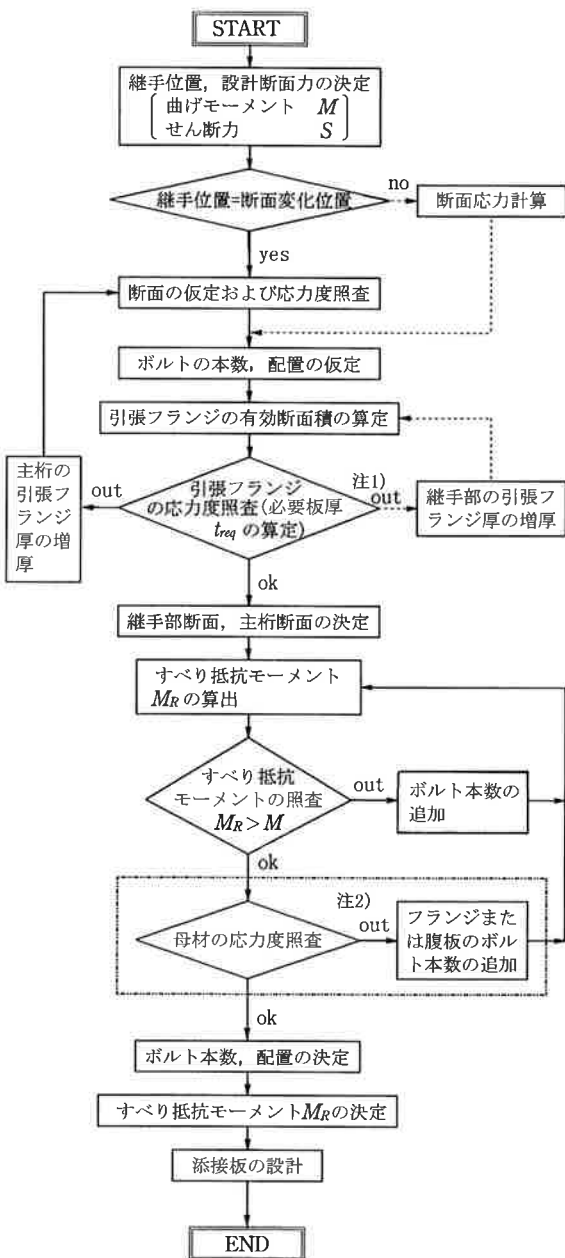
注) 備考欄は、AASHTOの規定に基づいて算出した有効断面積比の値を示す。

$$\left. \begin{aligned} A_n/A_g \geq 1/1.1 \text{ の場合: } A_e = A_g \\ A_n/A_g < 1/1.1 \text{ の場合: } A_e = 1.1A_n \end{aligned} \right\} (7)$$

### 3. 本提案設計法と現行設計法との比較

#### (1) 本提案の設計フロー

I桁の高力ボルト摩擦接合継手の設計について、本提案の設計フローを図-3に示す。



注1) ----- は継手位置 ≠ 断面変化位置の場合を示す。

注2) [ ] 部は腹板(またはフランジ)のすべり抵抗の不足分をフランジ(または腹板)が補う場合のフランジ(または腹板)の応力度照査である。

図-3 本提案設計法の設計フロー

#### (2) 本提案設計法に基づくI桁の継手の試設計

I桁の高力ボルト継手について、本提案設計法による継手断面と現行設計法による継手断面とを比較するため、既設の非合成I桁を対象にして試設計を行う。対象とするI桁の継手は、パラメータβによってすべり係数が異なることからβに着目して、実績データのβ=0.930(A桁), 1.014(B桁), 1.104(C桁)および1.274(D桁)の4種類とする。これらのI桁の継手について、鋼板は鋼種SM490Yで推奨板厚を適用しており、高力ボルトは等級F10TでサイズM22である。C桁の継手を例として、現行設計法による継手形状を図-4に示し、本提案設計法に基づく設計計算を以下に示す。

#### C桁

設計断面力	{ 曲げモーメント M = 369.1 tf·m
	{ せん断力 S = 31.0 tf
断面形状	{ U. Flg 430×22 (SM490Y)
	{ Web 1850×9 (SM490Y)
	{ L. Flg 430×22 (SM490Y)
垂直応力度	{ 下フランジ下面 σ <sub>f</sub> = 1639kgf/cm <sup>2</sup>
	{ 腹板下縁 σ <sub>w</sub> = 1601kgf/cm <sup>2</sup>

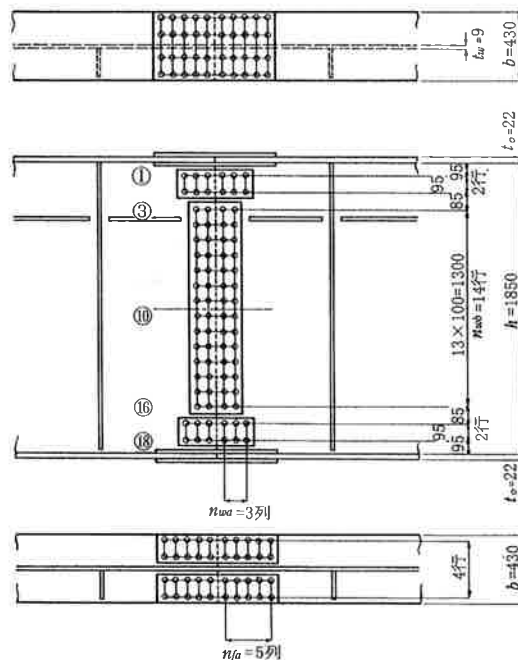


図-4 現行設計法による継手形状 (C桁)

1) ボルトの配列

上下フランジ 4行

腹板 { モーメントプレート部 2行  
シアープレート部 14行

2) 引張フランジの応力度照査

総断面積  $A_g = 43.0 \times t_f$

純断面積  $A_n = (43.0 - 4 \times 2.5) \times t_f = 33.0 \times t_f$

$A_n / A_g = 1/1.30 \leq 1/1.1$

有効断面積  $A_e = 1.1 \times A_n = 36.3 \times t_f$

フランジの必要板厚  $= \frac{1639 \times (43.0 \times 2.2)}{2100 \times 36.3}$   
 $= 2.03\text{cm} \rightarrow 22\text{mm}$

総断面積  $A_g = 43.0 \times 2.2 = 94.6\text{cm}^2$

純断面積  $A_n = 33.0 \times 2.2 = 72.6\text{cm}^2$

3) 引張フランジボルト本数の仮定

すべり係数 0.44 (仮定)

設計ボルト軸力 20.5tf/本

安全率 1.7

$n = \frac{1639 \times 94.6}{0.44 \times 20500 \times 2/1.7} = 14.6 \rightarrow 12\text{本}$   
 ( $n_{fs} = 3\text{列}$ )

4) すべり抵抗モーメント

① 引張フランジ部

・すべり強度・降伏強度比

$\beta = \frac{12 \times 2 \times 0.4 \times 20500}{72.6 \times 3600} = 0.753 > 0.7$

・すべり係数

$\mu = 0.5 \times (1.28 - 0.4 \times 0.753) = 0.489$

・すべり強度

$N_{Rf}^+ = 12 \times 2 \times 0.489 \times 20.5/1.7 = 141.5\text{tf}$

・すべり抵抗モーメント

$M_{Rf}^+ = 141.5 \times 0.936 = 132.6\text{tf}\cdot\text{m}$

② 圧縮フランジ部

すべり係数は0.5で、引張フランジ部と同様のボルト配置とすると、

$M_{Rf}^- = 132.6 \times (0.5/0.489) = 135.6\text{tf}\cdot\text{m}$

③ 腹板の引張領域部

第⑩行目ボルトについて

・すべり強度・降伏強度比

$\beta_{18} = \frac{2 \times 2 \times 0.4 \times 20500}{(9.5 + 9.5/2 - 2.5) \times 0.9 \times 3600}$   
 $= 0.861$

・曲げ応力度の平均値

$\sigma_{18} = 1601 \times \frac{92.5 - (9.5 + 9.5/2)}{92.5}$   
 $= 1478\text{kgf/cm}^2$

・すべり強度・降伏強度比の補正值

$\beta_{18}' = 0.861 \times 1478/2100 = 0.605 \leq 0.7$

・すべり係数

$\mu_{18} = 0.5$

・すべり強度

$N_{Rw,18}^+ = 2 \times \{(2 \times 0.5 \times 20.5/1.7)^2 - (31.0/36)^2\}^{1/2}$   
 $= 24.1\text{tf}$

・すべり抵抗モーメント

$M_{Rw,18}^+ = 24.1 \times 0.830 = 20.2\text{tf}\cdot\text{m}$

第⑦～⑩行目ボルトについても、同様にしてすべり抵抗モーメントを算出する。

・すべり抵抗モーメントの合計  $M_{Rw}^+$

$M_{Rw}^+ = 94.2\text{tf}\cdot\text{m}$

④ 腹板の圧縮領域部

すべり係数は0.5で、引張領域部と同様にしてすべり抵抗モーメントを算出する。

$M_{Rw}^- = 96.9\text{tf}\cdot\text{m}$

⑤ I 桁のすべり抵抗モーメント

$M_R^+ = 132.6 + 94.2 = 226.8\text{tf}\cdot\text{m}$

$M_R^- = 135.6 + 96.9 = 232.5\text{tf}\cdot\text{m} > M_R^+$

$M_R = 369.1 \times (226.8/184.5) = 453.6\text{tf}\cdot\text{m}$

曲げモーメント  $M = 453.6\text{tf}\cdot\text{m} (= M_R)$  に対して、腹板のすべり抵抗モーメントを再計算する。

③' 腹板の引張領域部

第⑩行目ボルトについて

・曲げ応力度の平均値

$\sigma_{18} = 1478 \times 453.6/369.1 = 1816\text{kgf/cm}^2$

・すべり強度・降伏強度比の補正值

$\beta_{18}' = 0.861 \times 1816/2100 = 0.745 > 0.7$

・すべり係数

$\mu_{18} = 0.5 \times (1.28 - 0.4 \times 0.745) = 0.491$

・すべり強度

$N_{Rw,18}^+ = 2 \times \{(2 \times 0.491 \times 20.5/1.7)^2 - (31.0/36)^2\}^{1/2}$   
 $= 23.6\text{tf}$

・すべり抵抗モーメント

$M_{Rw,18}^+ = 23.6 \times 0.830 = 19.6\text{tf}\cdot\text{m}$

第⑦～⑩行目ボルトについても、同様にし  
てすべり抵抗モーメントを算出する。

・すべり抵抗モーメントの合計  $M_{Rw}^+$   
 $M_{Rw}^+ = 89.6 \text{tf}\cdot\text{m}$

④' 腹板の圧縮領域部  
 $M_{Rw}^- = 96.6 \text{tf}\cdot\text{m}$

⑤' I 桁のすべり抵抗モーメント  
 $M^+ = 132.6 + 89.6 = 222.2 \text{tf}\cdot\text{m}$   
 $M^- = 232.5 \text{tf}\cdot\text{m} > M^+$   
 $M_R = 369.1 \times (222.2/184.5) = 444.4 \text{tf}\cdot\text{m}$   
 $\geq M = 369.1 \text{tf}\cdot\text{m}$

5) 母材の応力度照査

フランジ部において、作用曲げモーメント  $M$  に対してすべり抵抗モーメントが小さいため、すべり抵抗モーメント以上の作用曲げモーメントに対して、腹板が抵抗するものとする。これに対して、腹板最縁部の応力度照査を行う。この場合、腹板最縁ボルトのすべり抵抗力の1/2はフランジの作用曲げモーメントに抵抗するものとする。

・腹板が分担する作用曲げモーメント  
 $M_w = M - (M_{Rf} + M_{Rw, 18} \times 1/2 \times 2)$   
 $= 369.1 - (132.6 \times 2 + 19.6 \times 1/2 \times 2)$   
 $= 84.3 \text{tf}\cdot\text{m}$

・腹板最縁部の応力度

$$\sigma = \frac{84.3 \times 10^5}{1/6 \times 0.9 \times 185.0^2} = 1642 \text{kgf/cm}^2$$

$$\leq \sigma_s = 2100 \text{kgf/cm}^2$$

6) 添接板の設計

現行設計法と同様とし、ここでは省略する。

C 桁以外の継手についても同様に設計計算を行い、これらの結果を表-5に示す。

(3) 比較検討

表-5において提案断面と実績断面とを比較すると、以下のとおりである。

フランジのボルト本数について、提案断面は実績断面より1列ないし2列少なくできる。フランジの板厚については、C 桁の提案断面で増厚が不要であり、他の桁では増厚が同じかあるいは1サイズ小さくなっている。腹板のボルト本数について、実績断面ではモーメントプレート部とシアプレート部とで列数が異なるが、提案断面では列数が同じであり、モーメントプレート部とシアプレート部が一体化されたものに設計できる。フランジおよび腹板ともに提案断面のボルト本数が実績断面に比べて少ないが、そのことにより  $\beta$  の値が小さくなり、提案断面の方がすべり係数が

表-5 I 桁の継手の試設計の結果

	A 桁		B 桁		C 桁		D 桁	
	実績断面	提案断面	実績断面	提案断面	実績断面	提案断面	実績断面	提案断面
引張フランジの $\beta$	0.930	0.781	1.014	0.770	1.104	0.735	1.274	0.637
設計曲げモーメント (tf·m)	262.3		502.5		369.1		269.1	
引張フランジ部	105.5		211.6		143.4		98.6	
引張側の腹板部	25.7		39.7		41.1		36.0	
設計せん断力 (tf)	19.3		28.2		31.0		48.5	
フランジ断面 $b \times t_f$ (mm)	380×22		470×28		430×22		360×19	
腹板断面 $h \times t_w$ (mm)	1400×9		1700×9		1850×9		1700×9	
フランジ								
必要ボルト本数 (本)	15.7	—	25.1	—	16.1	—	12.1	—
設計ボルト本数 (本)	16	12	28	20	20	12	16	8
[4× $n_{fa}$ ]	[4×4]	[4×3]	[4×7]	[4×5]	[4×5]	[4×3]	[4×4]	[4×2]
継手部必要板厚 (mm)	25.6	23.3	32.1	29.1	22.4	20.3	21.2	19.3
設計板厚 (mm)	28	25	34	32	25	22	22	22
腹板のボルト本数 (本)	30	26	36	32	40	36	36	32
モーメントプレート部 (本)	6	4	6	4	6	4	6	4
[2× $n_{wa}$ ]	[2×3]	[2×2]	[2×3]	[2×2]	[2×3]	[2×2]	[2×3]	[2×2]
シアプレート部 (本)	18	18	24	24	28	28	24	24
[ $n_{wb} \times 2$ ]	[9×2]	[9×2]	[12×2]	[12×2]	[14×2]	[14×2]	[12×2]	[12×2]
本提案法により算出した値								
すべり係数								
引張フランジ部	0.454	0.484	0.437	0.486	0.419	0.489	0.385	0.500
腹板の最縁ボルト位置	0.406	0.500	0.406	0.500	0.382	0.491	0.406	0.500
すべり抵抗モーメント (tf·m)	352.8	297.2	661.6	553.0	548.2	444.4	402.0	313.6
引張フランジ部 (tf·m)	124.6	99.6	255.1	202.6	189.2	132.6	127.7	82.9
引張側の腹板部 (tf·m)	51.8	49.0	75.7	73.9	84.9	89.6	73.3	73.9



大きくなっている。その結果、提案断面に関し、フランジ部についてはすべり抵抗モーメントが設計曲げモーメントに近くなり、腹板部についてはすべり抵抗モーメントが実績断面にほぼ等しく、また、設計曲げモーメントより大きくなっている。そして、フランジと腹板の協同作用を考慮したすべり抵抗モーメント(A桁の場合、297.2tf・m)は設計曲げモーメント(A桁の場合、262.3tf・m)を確保している。

実績断面の場合、フランジおよび腹板のすべり抵抗モーメントがそれぞれの設計曲げモーメントを確保している。そして、腹板のすべり抵抗モーメントが設計曲げモーメントに対して余裕があるため、継手全体として設計曲げモーメントに対するすべり抵抗モーメントの余裕が、提案断面に比べて過大なものとなっている。

以上の比較より、I桁の継手について本提案設計法は現行設計法に比べて、

- ①ボルト本数の低減
- ②引張フランジの増厚量の低減
- ③腹板におけるモーメントプレート部とシアプレート部の一体化

などの効果をもたらすことが明らかである。これらの効果は鋼I桁橋について鋼材重量の低減、工場での加工工数および架設現場での工数の低減につながる。したがって、本提案によってI桁の高力ボルト継手の設計法の合理化、製作・現場施工の省力化を図ることができるものと考えられる。

#### 4. まとめ

本研究において、鋼I桁の高力ボルト摩擦接合継手の強度実験のデータを基に、I桁の継手のすべり強度について考察した。その結果を以下にまとめる。

- ① I桁の高力ボルト摩擦接合継手において、フランジと腹板の協同作用を考慮することにより、すべり強度をより合理的に評価できる。これに対し、すべり抵抗モーメントの考え方をを用いて、フランジと腹板の協同作用を考慮したすべり強度の評価法を提案した。その際、すべり係数はすべり強度・降伏強度比 $\beta$ を考慮した。そして、実験供試体を対象にしてす

べり強度の試算を行った結果、推定値と実験値との差が5%以下であり、本提案法の妥当性を確認した。

- ② 引張フランジについて、ボルト孔を控除した純断面積を有効断面積とした場合、継手部の降伏強度はかなり安全側に評価される。実験供試体を対象にして、引張フランジの純断面積に対する有効断面積比を計算した結果、1.18前後であった。これに対して、データのばらつきなどを考慮し、有効断面積比として1.1を提案した。
- ③ I桁の高力ボルト継手の設計法に関する本提案により、現行設計法に比べてボルト本数が少なくなる。腹板の継手は、シアプレートの1枚ものにする事ができる。また、引張フランジの増厚が不要になるケースが多くなるなど、鋼I桁の高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化や製作・現場施工の省力化を図ることができるものと考えられる。

#### あとがき

本研究は、本誌前号に引き続き、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。近年、鋼橋の設計法の合理化、製作・現場施工の省力化に関する検討が進められている。これに対して、本研究の成果が参考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、高木優任君（当時大阪大学大学院生）、池端文哉君（当時大阪大学大学院生）および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) 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，第1部，pp. 199-200，1981. 10.
- 3) 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，第1部，

pp. 195-196, 1982. 10.

- 4) 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, pp. 1025-1034, 1991.
- 5) 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, pp. 1223-1234, 1991. 3
- 6) 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.
- 7) 秋山寿行：鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合継手の曲げ強度に関する実験，駒井技報，Vol. 13, pp. 8-15, 1994.
- 8) 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.
- 9) 秋山寿行：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分，駒井技報，Vol. 15, pp. 13-21, 1996.
- 10) 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