

高力ボルト摩擦接合による構造部材継手耐力の経年変化

Secular Changes of Slip Resistance of Friction-type Bolted Joints in Structural Members

菊 川 春 三*
Shunzo Kikukawa

村 田 勝 弘**
Katsuhiko Murata

西 村 昭***
Akira Nishimura

Synopsis:

Four years have passed since erection of the steel scaffolds for the repair of the Great Buddha Hall in Todaiji Temple. In this report, stochastic considerations are made on the load carrying capacity of friction-type structural joints fastened by high-strength bolts used in the scaffolds. Main conclusions are as follows:

- (1) Decrease of bolt tension in 4 years was about 15% of pretension.
- (2) Slip load was up 17% because of a 37% increase of slip coefficient influenced by secular change of faying surfaces. Therefore, on general joints which have rusted faying surfaces, it is considered that slip load is constant and not affected by relaxation of bolt tension.
- (3) If faying surfaces of joints are coated for anti-corrosion, slip probability under the design load of joints fastened by "Slope Detecting Method" is much smaller than in the case of "Calibrated Wrench Method". When "Calibrated Wrench Method" is used to surface coated joints, safety factor to the design load must be decided larger than in the case of general joints because of relaxation of bolt tension.

1. まえがき

鋼構造物の経済寿命は建築物で数十年、橋梁で百年程度であるが、構造物の使用期間がこのような長期にわたる場合、構造物耐力に与える部材性質の経年変化の影響は無視できない。特に、高力ボルト摩擦継手においては、ボルトに降伏点近傍の高応力を導入するためこの影響は顕著である。本研究は、構造物の経済寿命からすれば比較的短期間ではあるが、継手すべり耐力の経年変化を実構造物について調査し、安全性を実証したものである。

高力ボルト摩擦接合は、ボルトねじ部有効断面積について、JIS B 1186に規定する最小降伏点の

82.5%もの高応力を導入することを一大特徴としている。このため、ボルトやナットねじ部のクリープ、ボルトのレラクセーション等に基づくボルト軸力の減少が考えられる。事実、締付けてある期間経過後にすべり試験を行い、すべり荷重から軸力低下量を推定した例では、初期導入軸力が降伏点に等しい場合、締付け後11箇月の軸力が締付け直後の82%に低下したと報告されている¹⁾。また、日本鋼構造協会において、8年8箇月間暴露したボルトを対象に、軸力解放によるボルト縮み量から残存軸力を推定したところ、F 10 T級のボルトで導入値に対し平均15%の軸力低下が得られた²⁾。このほか、溶融亜鉛メッキ板継手の場合³⁾、あるいは過大孔または長円孔継手⁴⁾など特殊ケースの研究成果もある。

* エンジニアリング事業部構造技術研究所主任研究員
(掛長待遇)

*** 神戸大学工学部土木工学科教授
〔昭和54年10月4日原稿受付〕

** エンジニアリング事業部大阪建設技術部主査(課長待遇)

上記の実験は、いずれも、外力が作用しない状態で放置した試験用継手を対象としている。これに反して、筆者らは、完成後3年を経過した実構造物解体の機会に、ボルトの降伏点近傍で締付け制御する「耐力点検法」^{5,6)}により施工したボルトの残存軸力の測定と、実部材から切り出した供試体のすべり試験による継手耐力の確認とを行う機会を得た。その結果は、既往の軸力低下に関するデータと似通った数値を示した。また、継手の安全性に関する知見をも得た。以下に報告するこれらの結果は、高力ボルト継手の安全性、信頼性を判定するうえできわめて重要な資料の一部となるものと考えられる。

2. 実験概要

2.1 対象構造物

対象とした構造物は、別報⁷⁾に述べたように現場継手ボルトの導入軸力を調査した東大寺大仏殿改修用須屋根鉄骨である。本構造物は、Fig. 1に示すように建築面積7000m²、高さ55mという巨大な規模を有しており、昭和50年6月の竣工以来大仏殿改修期間3年を経た後、53年5月より逐次解体工事に入ったものである。

今回、残存軸力測定と継手耐力確認に用いた継手はFig. 1中に▶印で示す柱材のラチス材継手10箇所である。部材は材質SMA 50 AのH形鋼150×150×7×10よりなり、高力ボルトはF 10 T, M20×55を使用しているが、これらはいずれも数ロットに分けて製造されているので、機械的性質はロット間の平均値とばらつきの形でTable 1に示す。

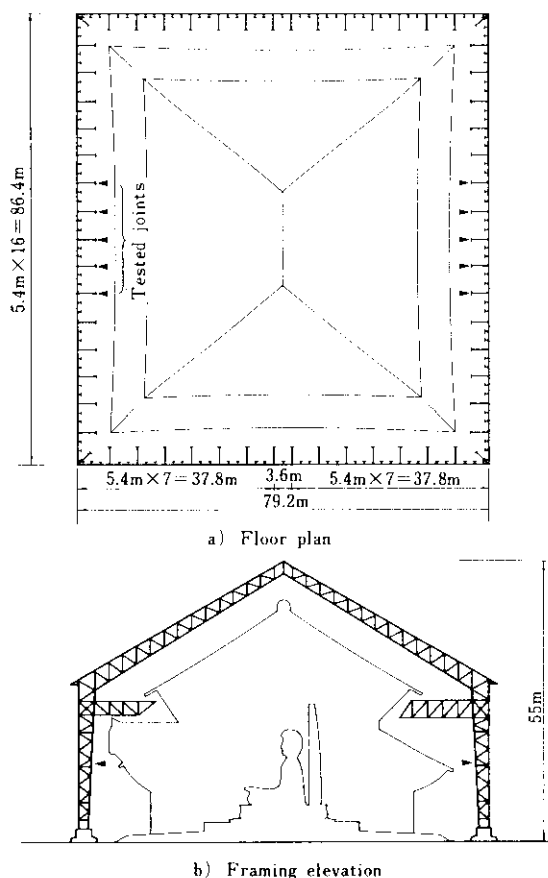


Fig. 1 Location of tested joints

2.2 残存軸力調査

Fig. 1(b)の山形架構から切出した10体のラチス材突合せ継手のいずれか片側の全ボルト10本（フランジ8本、ウェブ2本）づつ合計100本の残存軸力を以下の方法により調査した。

- (1) ボルト頭頂部中央に3軸ロゼット型ひずみゲージを貼付し、ナットをゆるめて軸力を解放した

Table 1 Mechanical properties of specimens in terms of mean value and standard deviation

Specimen	σ_Y (kg/mm ²)	σ_B (kg/mm ²)	El. (%)	R.A. (%)	Torque coefficient
Bolt (JIS Z 2201 No. 4)	103.6 ± 1.48	110.3 + 1.49	17.9 ± 0.95	63.2 + 9.46	0.131 ± 0.003
H shape (JIS Z 2201 No. 1A)	46.3 ± 2.5	56.3 ± 0.58	23.5 ± 1.7	—	—

ときのひずみ変化量を計測する (Fig. 2 参照)。

(2) 材料試験機と引張治具とを用いて、ボルト軸力と頭頂部ひずみの相関関係をボルト全数について求める (Photo. 1 参照)。

(3) 得られた相関関係を最小 2 乗法によって 1 次式で近似し、それと測定ひずみ値から残存軸力を推定する。

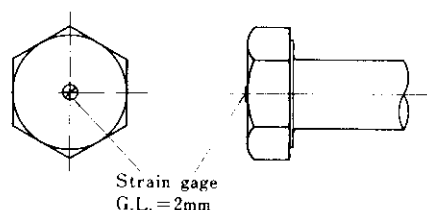


Fig. 2 Strain measurement for detecting bolt tension

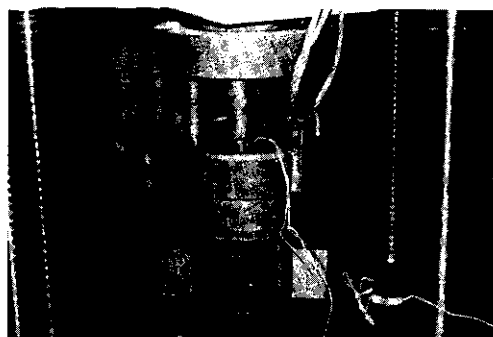


Photo. 1 Calibration of bolts

2・3 すべり試験

残存軸力調査後の継手を Fig. 3 に示す形状に加工し、軸力未調査側の継手部にすべりが生ずるようにボルト半数をゆるめ (Fig. 3 中の。で示す) す

べり試験に供した。このとき軸力測定側は新しくボルトを入替え、半数のボルト (Fig. 3 の・印) を耐力点検出法で締付けた。継手の試験には 1000t 大型構造物試験機を用い、荷重は破断に至るまで単調増加させた。また継手のすべりは上下フランジと添接板の相対ずれで定義し、クリップゲージ (800 μ /mm) で変換して XY レコーダーに自記させ、荷重-すべり曲線の急変点ですべり荷重を求めた。

3. 結果と考察

3・1 軸力の経年変化

残存軸力の累積頻度を正規確率紙にプロットして Fig. 4 に示す。図から明らかなように点列は直線状となり、別報⁷⁾の現場締付施工時の導入軸力と同様、残存軸力もまた正規分布に従うことがわかる。

本実験の結果、ひずみゲージの不良や断線等の原因により測定不能であったもの 4 本を除く 96 本のボルトの残存軸力は $20.0 \pm 1.58t$ であった。前回の軸力導入時には、軸力は $23.4 \pm 0.82t$ であったことから、平均値で比較して 4 年間に軸力が 14.5% 低下したことになる。

このような軸力の経年減少が、どの程度継続するかについてはこれだけの資料では不明であるが、締付け後 1 昼夜で 21 日間に生ずる減少量の 90% が生起するとの報告もある⁸⁾。また、締付けて 12.5 年を経過した継手に関する調査結果では、降伏点の 73% (トルク法) および 111% (ナット回転法) の応力で締付けた 90kg/mm² 級のボルトの軸力低下が

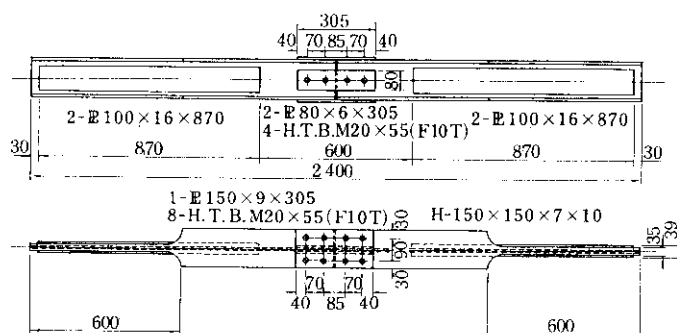


Fig. 3 Slip test specimen

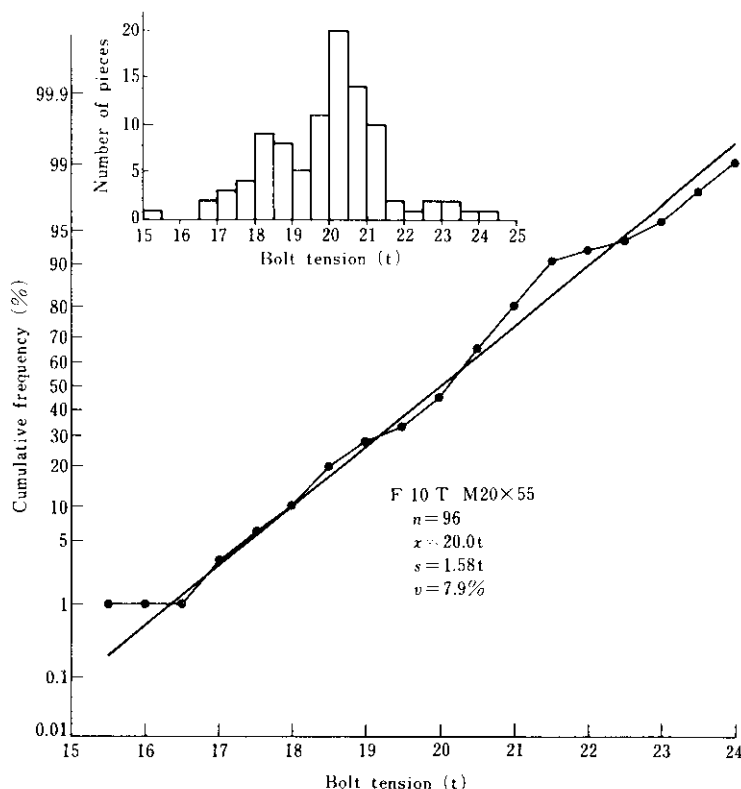


Fig. 4 Frequency distribution of bolt tensions

それぞれ 25.6%, および 28.7% であったと報告されている⁹⁾。ただし、この実験は継手材が SS 41 であり、ナットと座金にも SS 41 を用い、それぞれ冷間引抜き、侵炭焼入加工を施したものであることを考慮する必要がある。すなわち、現行規定¹⁰⁾のナットや座金は焼入れ、焼もどしを行った熱処理材であり、ナットに関しては引抜材よりも強度が 15% 程度高いこと、また、ワッシャーに関しては $H_R C 40$ 程度の均一な断面硬度が得られていること等の理由により、現行規定のボルト、ナット、ワッシャーの組合せにおいては前記組合せよりもクリープが少なく、ボルト軸力低下量も少なくなると考えられる。

現行規定にはほぼ合致するボルトセットで 8 年 8 箇月後の残存軸力を調査した例では、調査数は 20 本前後と少ないものの、F 8 T ~ 13 T 級ボルトと SM 50 材継手との組合せにおいて、筆者らの場合と大差ない 11 ~ 15% の軸力低下結果を得ている²⁾。したがって、一般にクリープ現象は時間とともに緩和される傾向にあること、および、4 年後と 8

年 8 箇月後の測定結果が大差ないこと、の 2 事象を考慮すれば、継手の信頼性を考えるうえでボルト軸力の低減量は 20% 程度を見込めばよいと判断される。

一方、本実験で得られた残存軸力のばらつきは、変動係数にして 7.9% ($=\delta_0$) と、導入軸力調査時の 3.5% ($=\delta_c$) に比して 2 倍以上の値を示したが、その間の差は、クリープ・レラクセーションに及ぼすボルト強度のばらつき δ_B や、継手の肌すき、目違い、孔ずれ等の被締付材に関するばらつき δ_P によるものと考えられる。一般的に、ある変量のばらつきは関係独立因子のばらつきの和で表されるため、上記残存軸力のばらつきについて次式の関係が成り立つ。

$$\delta_0^2 = \delta_c^2 + \delta_B^2 + \delta_P^2$$

ここで、 $\delta_0=7.9\%$ 、 $\delta_c=3.5\%^{1)}$ 、 $\delta_B=1.4\%$ (Table 1 参照) とおくと、 δ_P は約 7% となる。

3.2 すべり荷重の経年変化

Table 2 にすべり試験の結果を示す。すべり荷

Table 2 Test results

Specimen	Clamping force			Slip load (t)	Fracture load (t)
	B_m^* (t)	s^{**} (t)	v^{***} (%)		
X-7 1	19.6	0.94	4.8	82.8	154.0
2	20.6	1.44	7.0	74.6	151.2
X-8-1	21.4	1.56	7.3	66.8	152.0
2	20.7	1.73	8.4	83.4	151.2
X-9 1	19.7	1.21	6.1	81.2	151.4
2	20.6	1.38	6.6	76.6	132.0
X-10 1	19.9	1.83	9.2	67.0	152.6
2	18.8	1.46	7.8	72.6	152.4
X-11 1	19.5	1.42	7.3	79.4	155.2
2	19.2	1.54	8.0	74.8	150.8
Total	20.0	1.58	7.9	75.9±5.97**	150.3±6.57**

*: Mean value

**: Standard deviation

***: Coefficient of variation

重は $75.9 \pm 5.97 \text{ t}$ であったが、導入軸力調査時⁷⁾に得られたすべり荷重 64.8 t (2体の平均値) に比して、平均値は 17% の上昇を見た。この原因は、継手摩擦面が赤錆面の場合、錆が経年変化して安定した皮膜を形成し、摩擦抵抗が増大するためと考えられる。同様の現象は他の実験においても確認されている^{1,9)} が、軸力低下量の実測結果を考えあわせると、継手摩擦面の摩擦抵抗増加率は軸力低下率をはるかに上回ることが明らかである。したがって、この種高力ボルト摩擦接合の構造性能は実用上、何ら経年劣化せず安定しているといえる。

ところで、すべり荷重と残存ボルト軸力の実測値から、継手すべり係数の推定を以下の方法により試みる。

まず、次の仮定を設ける。

- (1) ボルト軸力の分布は Fig. 4 に示したとおり、正規分布と考えられるが、すべり荷重、したがって、すべり係数もまた正規分布するものと仮定する。

すなわち、それぞれの平均値、標準偏差は、

$$\text{残存軸力 } B : N(m_B, \sigma_B^2)$$

$$\text{すべり荷重 } P_S : N(m_{P_S}, \sigma_{P_S}^2)$$

$$\text{すべり係数 } \mu : N(m_\mu, \sigma_\mu^2)$$

- (2) すべり係数は 1 継手内 (本実験の場合、2 フランジ、1 ウェブ) では一定である。

- (3) すべり荷重は継手構成ボルトの軸力和に比例する。

上記仮定に基づけば、 P_S は次式で表される。

$$P_S = \sum_{i=1}^2 f_i \sum_{j=1}^{n_i} B_{ij} \cdot \mu$$

ここに、 i : フランジ、ウェブの識別番号 ($i=1 \cdots$ フランジ, $i=2 \cdots$ ウェブ)

f_i : 継手せん断面数

n_i : フランジ、ウェブ別継手構成ボルト数

B_{ij} : j 番目のボルト軸力

また、 P_S の平均値と標準偏差はそれぞれ

$$m_{P_S} = (4f_1 + f_2) m_B \cdot m_\mu$$

$$= 6 m_B \cdot m_\mu$$

$$\begin{aligned} \sigma_{P_S}^2 &= f_1^2 \{ 4 \{ \sigma_\mu^2 (4m_B^2 + \sigma_B^2) + \sigma_B^2 m_B^2 \} \\ &\quad + f_2^2 \{ \sigma_\mu^2 (m_B^2 + \sigma_B^2) + \sigma_B^2 m_B^2 \} \\ &= 4 \{ \sigma_\mu^2 (2\sigma_B^2 + 5m_B^2) + 2\sigma_B^2 m_B^2 \} \end{aligned}$$

上式はいずれも母集団に対するものであるが、これらを使って Table 2 に示したすべり荷重とボルト軸力の標本値とからすべり係数の平均値 $\bar{x}_\mu$ および標準偏差 s_μ を計算すると、

$$\bar{x}_\mu = 0.63, s_\mu = 0.059$$

を得る。 $\bar{x}_\mu$ は導入軸力調査時のすべり試験で得られたすべり係数 0.46 に比して 37% の上昇を示している。したがって、経年変化した継手のすべり荷重変化率 ΔP_S は、軸力低下を 14.5% (3.1 参照) とすると、

$$\Delta P_S = 1.37 (\text{すべり係数変化の影響}) \times 0.855$$

(軸力変化の影響)

$$\approx 1.17$$

と計算される。

なお、すべり係数の変動係数は本実験の結果、9.3% であったが、他の研究¹⁰⁾ においても同様の値が報告されている。このようなことから、摩擦面を赤錆面とする継手のすべり荷重の算定に際して、すべり係数の変動係数は 10% として支障ないと考ええる。

3.3 継手の破断強度

継手は構成ボルトの半数を本締めし、残りをボルト孔に挿入するとどめた状態で引張り、破断に至らしめたが、破断は Photo. 2 の代表例のように、フランジ部添接板の引張、およびウェブの支

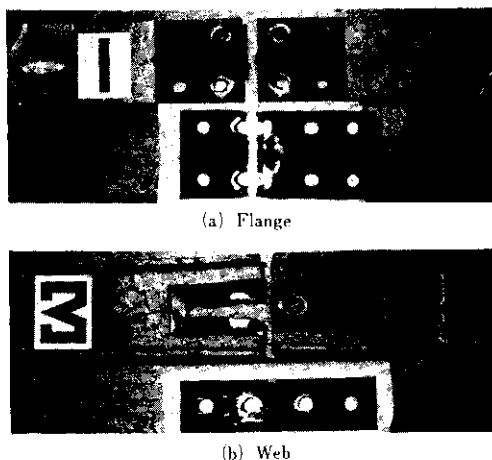


Photo. 2 Specimen after fracture (X 7-2)

圧で生じた。継手強度がフランジ部とウェブ部の累加強度で決定すると仮定し、これらの強度分担を考えると次のようになる。

フランジ部強度： $P_{uf} = 2\sigma_{fmax} \cdot A_{nf}$

ここに、 σ_{fmax} ：フランジ部添接板引張強さ
(ブリネル硬度試験で推定)

A_{nf} ：添接板の純断面積

ウェブ部強度：支圧強度に関する佐藤の提案式¹²⁾を準用して、

$$P_{uw} = (e_1 + e_2) t_w \cdot \sigma_{wmax}$$

ここに、 e_1, e_2 ：ボルトの端あきおよびボルト間距離

t_w ：ウェブ厚

σ_{wmax} ：素材試験で求められた H 形鋼の引張強さ

以上の 2 式を用いると、継手破断強度 P_u は、

$$\begin{aligned} P_u &= P_{uf} + P_{uw} \\ &= 2 \times 5.6 \times 9.7 + (4.0 + 7.0) \times 0.7 \times 5.6 \\ &\doteq 152 \text{ t} \end{aligned}$$

となり、Table 2 の実験結果と良く一致する。したがって、H 形断面材継手のように、フランジとウェブという別個の部分から成る継手においても、累加強度を考えることで継手強度をかなり正確に推定できると判断される。

4. レラクセーションを考慮した継手すべり荷重の信頼性に関する考察

本実験の結果、継手摩擦面を赤錆面とする場合、

すべり係数の経年増加率がボルト軸力の経年低下率を大幅に上回るため、すべり荷重は経年的に増加することが明らかになった。ところが、本州四国連絡橋のような長大橋梁では、長期にわたる架設期間中の防錆や将来の補修費用の低減を目的として、ボルトや継手摩擦面にも防錆処理することを規定しており、このような継手ではもはや錆の安定的生長は期待できず、すべり係数が経年減少するおそれがある。Fig. 5 は防錆処理した SM 50 材継手をナット回転法で締付け、締付け直後のボルト軸力を基準とした見掛け上のすべり係数変化を 1 年間にわたって測定した結果であるが¹³⁾、この例でも明かなように、摩擦面の防錆処理方法によってはすべり耐力が低下する場合のあることがわかる。したがって、防錆処理を施した継手においては、すべり係数の変化ならびに軸力低下の影響を把握することが現場摩擦継手の信頼性を考えるうえで重要である。

以上の見地から、締付け法が異なる場合について、経年変化した摩擦継手のすべりに対する安全性を考察する。締付け法は、耐力点検出法とトルクコントロール法の 2 種類とした。

まず、耐力点検出法による締付けであるが、F 10 T M20 と M22 に関する前回の導入軸力調査⁷⁾

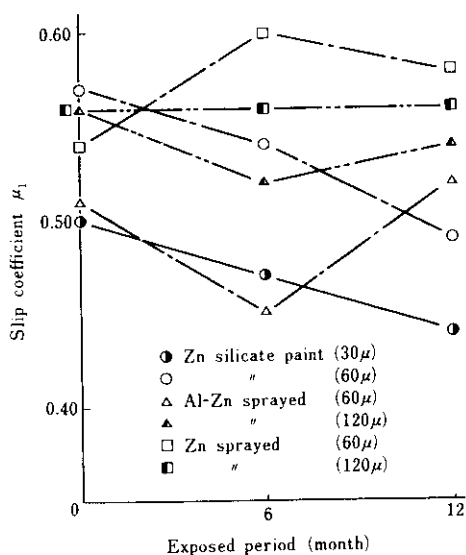


Fig. 5 Effect of exposed period upon slip coefficient

の結果、導入軸力は規定¹⁰⁾ 最小降伏点応力 $\sigma_{y \min}$ の 1.07 倍であったことから、導入軸力 B_{0S} は次式で表せる。

$$B_{0S} = 1.07 \sigma_{y \min} A_e$$

ここに、 A_e : ボルト有効断面積

また、軸力のばらつきは変動係数で 3.5% と仮定する。

一方、F 10 T をトルク法で締付ける場合、導入軸力 B_{0T} は次式で表せる。

$$B_{0T} = 0.75 \sigma_{y \min} A_e \times 1.1 = 0.83 \sigma_{y \min} A_e$$

この場合、軸力のばらつきは既往の研究結果から変動係数を 10% と仮定する¹⁴⁾。

次に、本実験結果と既往の研究結果^{1, 2, 9)} とを考慮して、経年変化により、導入軸力が耐力点検出法では 29%、トルク法では 26% 低下する一方、変動係数は不変と仮定する。

Fig. 6 は上記の仮定に基づいて算出した耐力点検出法とトルク法の軸力分布で、実線が軸力導入直後、破線が軸力安定後の分布を示す。これより明らかなように、トルク法によってボルトの締付けを行うと、軸力の経年低下のため、軸力が設計値を下回る確率が 98.7% となる。これに対して、

耐力点検出法では経年変化によって軸力が低下しても設計軸力を下回る確率は 35.4% であり、トルク法に比してすべりに対する安全性は高いといえる。

継手の暴露期間や塗料メーカーをパラメータとした厚膜型無機ジンの継手に関する実験結果では、すべり係数は 0~12 箇月の暴露期間に関係なく、平均値 0.47、変動係数 10% を得ている¹⁵⁾。この数値と上記締付け法の軸力とをもちに、経年変化した継手のすべり荷重が設計値 P_a を下回る確率 p を次式に従って計算すると Fig. 7 を得る。

$$p = 1 - \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{t_a}^{\infty} \exp\left(-\frac{t^2}{2}\right) dt$$

$$t_a = \frac{P_a - m_{ps}}{\sigma_{ps}}$$

$$P_a = 0.45 \times 0.75 f \cdot n \cdot \sigma_{y \min} \cdot A_e / 1.5$$

ここに、

P_a : 鋼構造設計規準¹⁶⁾に定める許容すべり荷重

$$m_{ps} = \begin{cases} 0.47 \times 1.07 \times 0.71 f \cdot n \cdot \sigma_{y \min} \cdot A_e & \dots\dots\dots \text{耐力点検出法} \\ 0.47 \times 0.83 \times 0.74 f \cdot n \cdot \sigma_{y \min} \cdot A_e & \dots\dots\dots \text{トルク法} \end{cases}$$

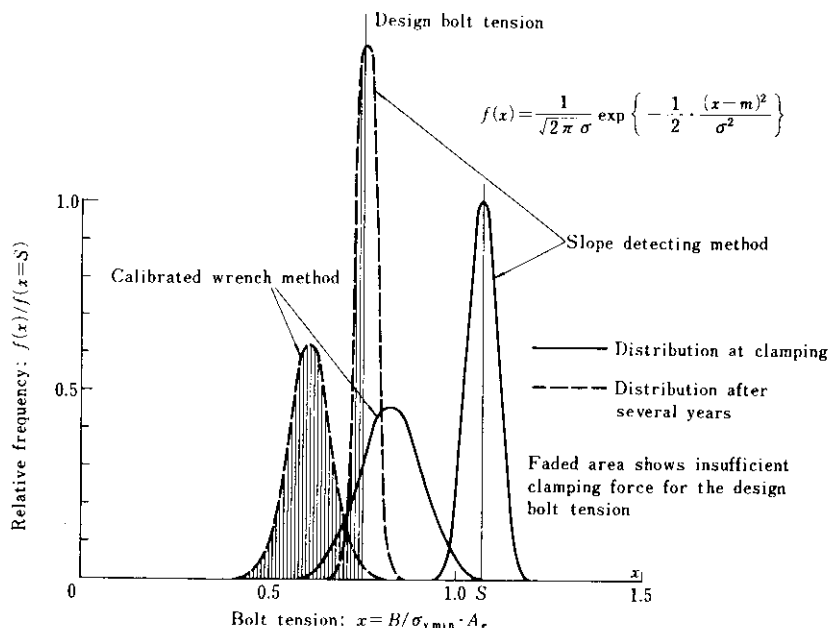


Fig. 6 Comparison of bolt tension distributions clamped by slope detecting method and calibrated wrench method

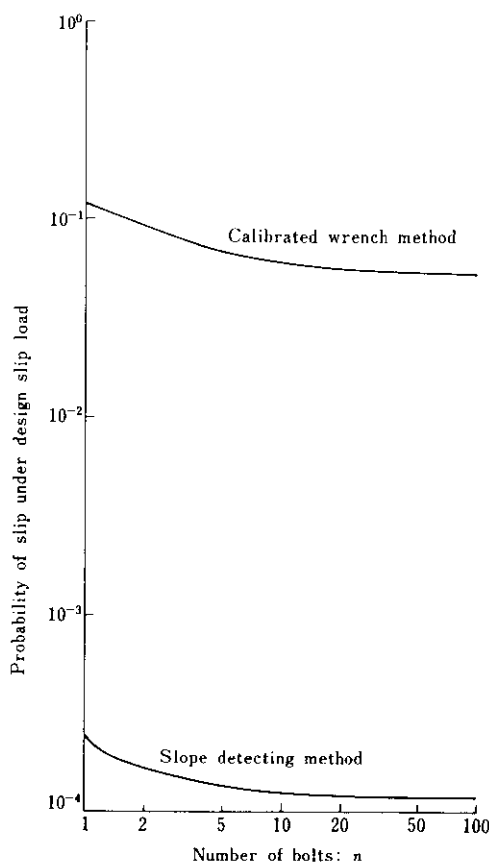


Fig. 7 Effect of bolt tightening method upon slip probability

$$\sigma_{ps} : \begin{cases} 0.47 \times 1.07 \times 0.71 \times 0.1 f \\ \cdot (101 \times 0.035^2 n + n^2)^{1/2} \cdot \sigma_{y \min} \cdot A_e & \dots\dots\dots \text{耐力点検法} \\ 0.47 \times 0.83 \times 0.74 \times 0.1 f \cdot (1.01n + n^2)^{1/2} \\ \cdot \sigma_{y \min} \cdot A_e & \dots\dots\dots \text{トルク法} \end{cases}$$

Fig. 7 から明らかなように、すべり荷重が設計値を下回る確率はボルト本数 n とともに低下し、耐力点検法では 1.2×10^{-4} 、トルク法では 5.2×10^{-2} に収れんする傾向にある。防錆処理を施さず、継手摩擦面を赤錆肌とした場合、すべり係数は経年変化によって大幅に上昇し、実用上、軸力低下の影響を考慮する必要がないことを本実験でも明らかにしたが、既往の研究によればこの種一般的継手のすべり発生確率は 10^{-4} (すべりに対する安全率 1.5, $n=100$) 程度とされている¹⁷⁾。したがって、耐力点検法の場合はすべりに対し問題とすると

ころはないが、トルク法の場合、経年変化によりボルト軸力が低下すれば、すべり発生確率が一般の摩擦継手より大きくなり、注意を要する。トルク法においてもこのすべり発生確率を 10^{-4} 程度とするには、ボルト 1 本あたりの許容せん断力の低減が必要であり、具体的には、安全率を 1.5 から 2.35 まで高めなければならないことになる。

5. あとがき

本研究の結果、実際に外力を受ける実鋼構造物の継手について、残存軸力調査とすべり試験を行うことにより、継手すべり耐力に与える経年変化の影響を精密に把握できたとともに、軸力弛緩が継手の安全性を損ねないことを実証し得た。また、軸力弛緩が継手組立精度に影響されることやすべり係数のばらつきが 10% 程度であること等、設計ならびに施工に関して興味ある知見が得られた。ただし、本研究に供した継手摩擦面はショットブラストやサンダーがけを行ったあと自然発錆させたもので、最近見受けられるようになった溶融亜鉛メッキ、無機ジंकリッチペイント、金属溶射等の表面処理継手面の場合、すべり係数の経年変化傾向は発錆面の場合とは異なることが予想される。同様に、軸力弛緩に関する経年変化傾向は、継手面を可塑性に富んだ材料で被覆することによって増大することが懸念される。したがって、本研究の計算例に示されるように、表面処理継手では経年変化により継手耐力が大幅に低下するおそれがある。この解決法として、耐力点検法やナット回転法のように高軸力かつ高精度のボルト締付け施工法の採用があるが、摩擦面を表面処理した継手の信頼性を明らかにするには、今後、さらに実験的な検討を進めることが必要であり、この方面での研究成果が待たれるところである。

おわりに、本研究の遂行に際し、貴重な御助言をいただいた京都大学工学部金多潔教授、ならびに、供試体の提供その他で御協力いただいた清水建設(株)、日本ファスナー工業(株)の関係各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 田島二郎: 高力ボルト継手組立後の経過時間と送り荷重, 土木学会第20回年次学術講演会講演集, 1-83 (1965)
- 2) 日本鋼構造協会接合小委員会ボルト強度班: 高力ボルトの遅れ破壊, JSSC, 15 (1979) 158
- 3) W.H. Munse: Structural Behavior of Hot Galvanized Bolted Connections, Proc. 8th Intern. Conf. on Hot Dip Galvanizing, London, (June, 1967)
- 4) R.N. Allan and J.W. Fisher: Bolted Joints with Oversize and Slotted Holes, Journal of the Structural Division, ASCE, 94 (1968) Sept., ST9
- 5) 西村昭, 秋吉俊男, 灰川昭三: 安定した軸力を得る高力ボルト締付け機器について, 土木学会第29回年次学術講演会講演集, I 98 (1974)
- 6) J.W. Fisher, B. Kato, H.M. Woodward, K.H. Frank: Field installation of high-strength bolts in North America and Japan, IABSE, Periodica, (1979) 1
- 7) 西村昭, 盛岡純一, 小森正義, 菊川春三, 川田忠司: 耐力点検出法による高力ボルト軸力のばらつき, 川崎製鉄技報, 8 (1976) 1, 132
- 8) E. Chesson, Jr., and W.H. Munse: Studies of the Behavior of High-Strength Bolts and Bolted Joints, Engineering Experiment Bulletin 469, University of Illinois, Urbana, (1965)
- 9) 田島二郎: 12年半経った高力ボルト継手の試験, 橋梁, (1979) 7
- 10) 日本工業標準調査会: 摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット JIS B 1186 1978 (1978), [日本規格協会]
- 11) 西村昭: 高力ボルト摩擦接合のすべり耐力変動について, 土木学会論文報告集, (1971) 187
- 12) 佐藤亘宏, 平野道勝: 鋼板の支圧強さおよび許容支圧応力度に関する研究(その1), 建築学会論文報告集, (1969) 155
- 13) 菊川春三, 山田元茂, 松尾弘一, 石渡正夫: 表面処理高力ボルト摩擦継手の力学的挙動に関する実験的研究, 川崎製鉄技報, 8 (1976) 4, 33
- 14) 西村昭, 田井戸米好, 瀬良茂, 穂積重臣, 三谷哲夫: 現場締高力ボルト軸力のばらつきについて, 土木学会論文報告集, (1970) 180
- 15) 山本善行, 久保操: 接合面にジंकリッチペイントを塗装した摩擦接合継手のすべり試験, 橋梁と基礎, 12 (1978) 3
- 16) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, (1970), [日本建築学会]
- 17) 西村昭: 高力ボルト摩擦接合のすべり荷重の統計学的考察, 土木学会論文報告集, (1971) 188

