

ナット回転法による高力ボルト軸力のばらつきについて

川崎製鉄 ○ 盛 岡 純 一
同 石 渡 正 夫

1. まなび

高力ボルト摩擦接合のにり耐力を左右する要因には、同一状態、条件のボルトを使用する場合 (a) 継手の形状、寸法の精度、(b) 摩擦接合面の状態、および(c) 締付けによりボルトに導入される軸力(締付け力)がある。(a)(b)については、現行の設計施工規準などにより、施工管理を厳しく適切に行なえば、実用上問題がない程度におさえることができ、また各種の施工実験によりその実態が解明されている。しかし(c)のボルト軸力に対しては、トルク法が一般的であるわが国およびドイツでは、ボルトセットのトルク係数値を一定範囲内におさめ、一定のトルクでボルトを締付けるなどボルトの製造・施工の両面からいろいろと努力がなされ、また特殊のボルトが製造されたりしているが、周辺環境によるトルク係数値の変動、締付け機番の煩雑な調整、締付けトルクの検査など、施工および管理上いくつかの問題点が残されている。一方、イギリス、アメリカなどにおいて採用されているナット回転法(以下回転法と略称)は、ボルトを締付けるとき、ボルトの塑性域でのナット回転角に対するボルト軸力の変化が鈍感になるというボルト特性を用いたもので、適切なナット回転角を与えることにより、ばらつきの少ないボルト軸力が得られるとする簡易な締付け法である。その場合の締付け検査は、ナットとボルトにつけた目印のずれを確認するだけでよく、現場の施工管理は、極めて容易である。現在イギリス、アメリカでは、この回転法を全面的に取り入れることにより、施工および管理の簡易化の上で良好な実績を残している。わが国では、現在のところ回転法に関する実験、および実物への適用例は少ないが、道路橋示方書では、F8Tボルトに回転法を認めている。近い将来、同法が高力ボルト締付け法として、より一般化することが予想される。

本研究は、土木建築分野で現在最も使用実績が多く、遅れ破壊の不安のない JIS B 1186 (1970) に規定される摩擦接合用高力六角ボルトに回転法を適用し、締付け時のボルトの力学的挙動を実験室的に解明したうえ、実際の鋼鉄道橋の現場継手高力ボルトの全数を同法で締付けて、一部軸力の測定を行ない、そのばらつきの性状を知り、高力ボルト摩擦接合の設計・施工の合理化のための資料を得ようとするものである。

2. 供試ボルトおよび素材試験

本研究で使用したボルト(F8T, F10T; M22)の化学成分、熱処理履歴、ボルトセットの諸元をTable 1~3に、素材の機械的性質をTable 4に示す。いずれもJIS B 1186 (1970)の規格値を満たすものである。回転法では降伏点を越える高い軸力を与えるので、ボルトがそれ²⁾に耐え得るものであるとともに、ボルトセットの十分な変形能が要求される。基礎的研究によれば、ボルトの変形能は、ボルトの首下長さ、遊びねじ長さ、グリップ長さ、ボルトセットの機械的性質、ボルトとナットの硬度、ねじ形状などに左右されるが、本実験では、Table 3に示す代表的なサイズにしぼった。ISO試験における一様伸び率 ϵ_u (%)、局部伸び量 δ_u (mm)は、破断部を中心とするゲージ長さ(50, 70 mm)の引張試験前の長さ l_{50} , l_{70} , および伸び量 δ_{50} , δ_{70} から、

Barba の式: $\epsilon_u = (\delta_{70} - \delta_{50}) / (l_{70} - l_{50})$; $\delta_N = (\delta_{50} l_{70} - \delta_{70} l_{50}) / (l_{70} - l_{50})$ から求めた。さらに同一形状の試験片の平行部にひずみゲージを貼付し、ヤング率および加工硬化率を求めた。局部伸び量は、F10T材がやり上回るが、一様伸び率および全体の伸びは、逆にF8T材が大きくなった。これは、回転法で締付けるボルトの塑性域での変形を決定する重要な性質である。

Table 1 Chemical Composition of Bolts, Nuts and Washers. (wt. %)

Bolt	C x100	Si x100	Mn x100	P x1000	S x1000	Cr x100	B x1000	Ti x1000
F8T	25	28	151	19	24	3		
F10T	23	35	83	10	11	61	21	20
Nut	34	25	66	26	22			
Washer	48	30	83	18	22			

Table 3 Dimensions of Bolt Sets. (mm)

Bolt	Lo	l	Δl	D
F8T 60	60.20	45.20	3.50	21.80
65	65.35	44.45	3.40	21.80
70	70.00	45.00	2.800	21.80
95	94.65	44.70	3.20	21.80
F10T 60	60.90	45.80	3.40	21.90
65	65.60	45.80	3.20	21.80
70	69.70	43.10	4.10	21.80
75	75.00	44.60	3.55	21.80
80	79.80	45.00	3.00	21.80
95	95.35	45.60	3.45	21.80
135	134.30	43.95	3.25	21.80
145	145.20	44.65	2.95	21.80
Nut	Thickness		22.10	
Washer	Height		5.75	

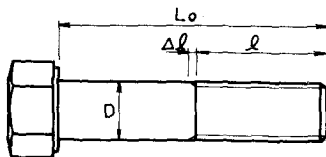


Table 2 Heating History.

Bolt	Quenching		Tempering	
	Temp.($^{\circ}$ C)	Time (min)	Temp.($^{\circ}$ C)	Time (min)
F8T, M22 x 60	860	60	495	90
65	860	60	495	90
70	860	60	495	90
95	860	60	495	90
F10T, M22 x 60	860	60	442.5	90
65	860	60	442.5	90
70	860	60	445	90
75	860	60	445	90
80	860	60	440	90
95	860	60	440	90
135	860	60	450	90
145	860	60	450	90

Table 4 Mechanical Properties of Materials.

Bolt	Y.P.* kg/mm ²	T.S. kg/mm ²	ϵ_u %	δ_N mm	R.A. %	$E \times 10^3$ t/cm ²	α * ²
F8T 60	85.5	94.9	6.9	7.7	62.5	2.10	0.02
65	83.0	92.2	6.9	8.0	62.8	2.08	0.00
70	81.7	91.8	7.8	7.7	61.7	2.10	0.00
95	83.1	91.9	8.0	7.7	63.7	2.12	0.00
F10T 60	104.1	111.0	3.4	8.1	67.8	2.11	0.05
65	105.9	112.5	4.2	7.8	66.7	2.11	0.03
70	101.6	109.0	5.4	7.9	70.0	2.10	0.03
75	102.2	109.2	4.4	7.9	67.9	2.10	0.05
80	106.1	114.3	3.9	7.7	64.3	2.11	0.06
95	104.5	112.1	4.1	7.8	67.4	2.10	0.04
135	101.2	109.4	4.3	8.2	67.2	2.10	0.06
145	99.5	107.4	3.7	8.3	68.6	2.10	0.05

where:

Y.P. = yield point

T.S. = tensile strength

ϵ_u = uniform strain

δ_N = local elongation

*¹ 0.2% offset strength

*² $E' = \alpha E$

α = hardening modulus

3. ボルトの特性試験

引張治具によるボルト純引張試験、ボルトセットの引張試験、および高力ボルト試験機によるボルト締付け試験から得たボルトの特性を、Fig.1, Table 5に示す。締付け試験では、ボルト軸力とナット回転角、伸び、および締付けトルクの関係を、X-Y記録計に自動記録させ関係曲線を求めた。軸力とナット回転角の関係において、高力ボルト試験機ロードセルのキャリブレーションから、ばね常数 $K_L = 145.2$ t/mm, $K'_L = 1.01$ t/degree を求め、ボルト軸力の縦軸を K'_L だけ傾けることにより、被締付け材が完全剛な場合のボルトの変形特性を求めることができる。締付け試験では、純引張試験と同様ボルトのねじ部で破断しており、その最大耐力は、純引張試験の結果と比べて7~11%低下している。これは、ナット回転時の捩りモーメントによりボルト断面に剪断応力が付加され、多軸応力状態になることによるものと考えられる。従つてある程度締付けたボルトを軸方向に引張ると、その変形曲線は、純引張試験の曲線とほぼ一致する。最大軸力時のナット回転角は、F10Tボルト

で $240^{\circ} \sim 300^{\circ}$, F8T ボルトで $290^{\circ} \sim 320^{\circ}$ といずれにしても, 最大軸力までにナットは $\frac{1}{2}$ 回転以上進まなければならない。破断までには3回転以上が必要であり, F8T および F10T ボルトは, 回転法に適する十分な耐力と変形能を有していると言える。回転法による締付けは, 一次締め (Snug position) と二次締めよりなるが, 一次締めの状態をアメリカでは, スパナーでカー杯締付けた状態, またはインパクトレンチで数回の打撃を与えた状態と規定しているが, 既往の研究によれば, A種 M22 ボルトで, トルクは $1000 \sim 2000 \text{ kg}\cdot\text{cm}$, 軸力は $3.5 \sim 7.0 \text{ t}$ に相当し, 本実験結果ともよく一致する。一次締め軸力は, かなりばらついているが, 一次締めとして 5 t および 10 t の軸力を導入し, ナットを $\frac{1}{2}$ 回転した場合のボルト軸力 $P_{\theta 5+180}$, $P_{\theta 10+180}$ は, Table 5 に示す通り, 締付け試験でのボルト最大耐力 P_{max} に対してそれぞれ $96 \sim 100\%$ および $97 \sim 100\%$ となる。

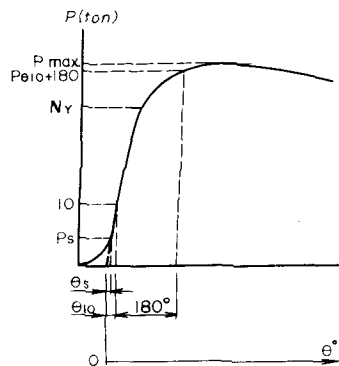
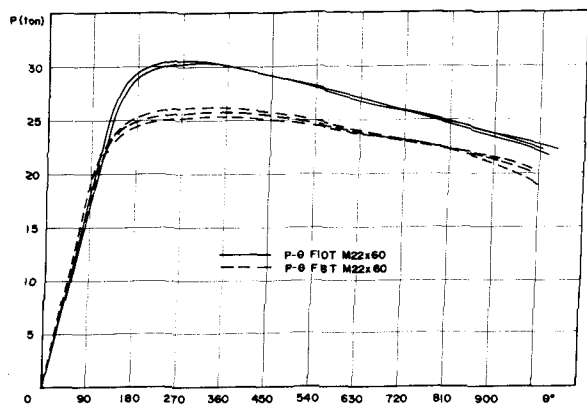


Fig. 1 Loads vs. Nut Rotation Curves.

Table 5 Tightening Test Results by Bolt Testing Machine.

Class	Lo (mm)	Li (mm)	k	P _T (ton)	P _{max} (ton)	θ _{max} (°)	δ _{max} (mm)	P _s (ton)	θ _s (°)	θ ₅ (P=5t)	θ ₁₀ (P=10t)	P _{θ5+180} (ton)	P _{θ10+180} (ton)	P _{θ5+180} P _{max}	P _{θ10+180} P _{max}
F10T	60	36	0.146	33.0	30.5 (8.19)	296.4	0.89	5.1	25.7	24.8	48.3	29.9	30.2	0.98	0.99
	65	36	0.136	32.5	30.3 (7.26)	267.4	0.79	4.8	24.4	23.7	46.5	29.4	29.7	0.97	0.98
	70	41	0.139	32.6	30.5 (6.88)	236.6	0.69	5.7	23.5	19.3	39.1	29.9	30.3	0.98	0.99
	75	46	0.139	32.8	30.4 (7.84)	239.3	0.69	8.0	28.3	21.6	39.7	30.0	30.2	0.99	0.99
	80	51	0.144	33.2	30.9 (7.44)	250.2	0.69	3.3	15.9	21.7	43.3	30.6	30.8	0.99	1.00
	95	61	0.137	33.1	31.0 (6.77)	236.8	0.69	4.2	18.2	19.9	39.7	31.0	31.0	1.00	1.00
	135	106	0.136	31.6	29.7 (6.39)	256.5	0.99	2.6	15.8	24.1	44.8	29.4	29.7	0.99	1.00
F8T	145	116	0.134	32.2	29.0 (11.03)	269.6	0.99	3.1	14.5	27.6	53.7	28.5	28.8	0.98	0.99
	60	36	0.143	28.1	26.2 (7.25)	317.6	1.24	6.6	32.0	22.7	45.1	25.2	25.4	0.96	0.97
	65	36	0.137	28.5	26.3 (8.36)	300.1	1.12	6.6	24.8	24.5	48.7	25.7	26.0	0.98	0.99
	70	41	0.140	27.6	25.6 (7.81)	300.0	1.12	5.8	24.5	20.1	40.0	25.3	25.4	0.99	0.99
	95	61	0.141	27.9	26.0 (7.30)	286.9	1.02	4.6	20.2	22.0	43.6	25.5	25.6	0.98	0.99

where:

Lo = bolt length

Li = grip length

k = torque Coefficient

P_T = max. strength at pure tension

P_{max} = max. torsion strength

θ_{max} = angle at P_{max}.

δ_{max} = elongation at P_{max}.

*¹ reduction of max. strength by tightening of nut

*² bolt tension on which the curve of nut rotation angle change up

一方、道路橋の示方書(1972,3)の規定に準じ、締付け角度の許容値を $180^{\circ} \pm 30^{\circ}$ 、一次締め軸力を5tとした時、締付け軸力の上限値は P_{max} を越えず、下限値もボルト遊びねじ長さの1%耐力 N_T を下回らず、この程度の誤差であれば十分安定した軸力が得られる。しかし一次締め軸力を10tとした時、 P_{max} を越えて締付けられる危険性があり、現場での施工条件を考慮すれば、締付け条件としてことさら厳しい値を採用する必要はない。これは、あくまでボルト自身のものであり、被締付け材の縮みあるいは局部変形を考慮すると、ボルトに保証される軸力は N_T よりも低くとらなければならぬ。以上のことから、一次締めトルク1500 kg・cm(軸力約5tに相当)、二次締めとしてナット1/2回転でボルトを締付ければ、安定した軸力を導入できるものと判断される。

4. 現場実験

4-1 実験概要

上述の基礎実験から得たボルトセットの耐力、変形能、および適正締付け条件に基づき、川鉄引込線に架設される不寝見川橋梁の現場継手の高力ボルトに回転法を適用し、その際のボルト軸力を測定した。本橋は下路式単純プレートガーダー橋で、スパン37.3m×2連、桁間隔4.3mである。(Photo.1) 主要な現場継手部の形状、ボルトの配置は、Fig.2の通りである。供試ボルトセットはF8TおよびF10T; M22で、首下長さは、被締付け材厚により60mmから145mmにあたる12種類で、使用鋼種は、SM50A, SM50B, SM50Cである。Fig.2-a, b)に示す主桁継手4箇所、主桁-横桁継手8箇所につき、ボルト軸円筒部にひずみゲージを2枚貼付して、締付け時ボルト平均軸ひずみを測定するとともに、締付け時間、ナット回転角の測定などを行なった。なお、軸ひずみの測定は、一次締め、二次締めとも隣接するボルトの影響を見るため、該当するボルトの締付け直後と、その継手のすべてのボルトの締付け終了後5分経過して行なった。

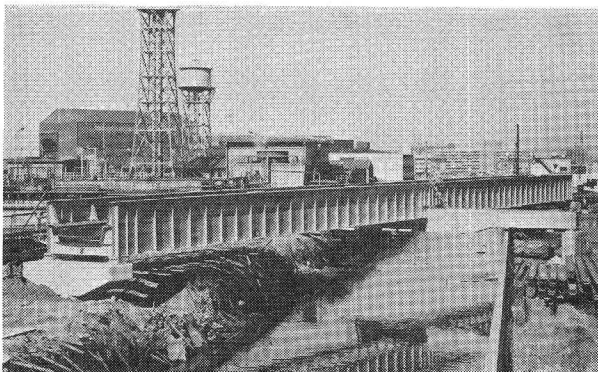


Photo. 1 General View of Tested Bridge

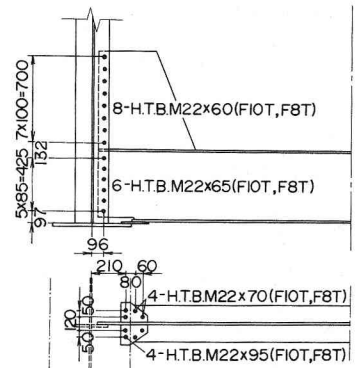


Fig. 2-b Joints between Main Girder and Floor Beam.

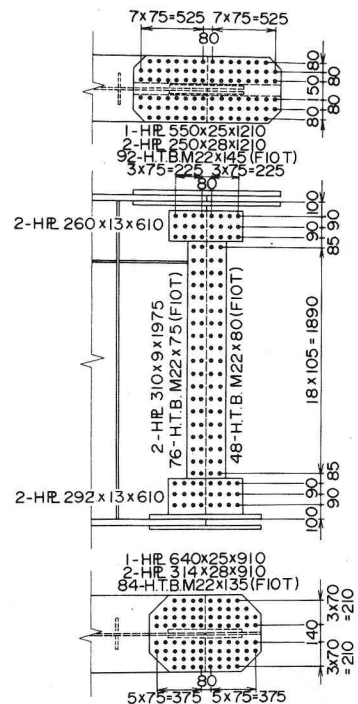


Fig. 2-a Joints of Main Girder.

4-2 実験要領

ボルトの締付け要領は、下記の通りである。(a)一次締め 1500 kg・cmのトルクをラチェット式トルクレンチで与える。(b)マーキング ボルトテール、ナット、座金、接合面に印線をつける。(c)二次締め 回転角制御式のトルクシャット(TN-25P、最大締付けトルク12000 kg・cm、回転角制御範囲0~300°、5°目盛)で、ナットを1/2回転させる。(d)軸ひずみの測定 (e)ナット回転角の測定 鋼製定規(円板; 目盛5°)により、ボルトとナットの相対角度を測定する。(f)締付け角度の許容誤差 180°±30° (g)締付け後のチエック 全数鋼製定規により締付け角度を測定し、締付け不足は追ひ締め、締付け過多はとりかえ再締付けを行ない、回転角を許容誤差範囲内におさめる。(h)その他 鋼鉄道橋設計標準、鋼道路橋高力ボルト摩擦接合設計施工指針による。

4-3 実験結果およびその考察

測定したボルト軸ひずみおよび素材試験から得られたヤング率とボルト軸断面積から計算した軸力、ナット回転角をTable 6に、計算軸力の頻度分布をFig. 3に示す。計算軸力には、ボルト試験機より求めた軸力を越えるものもあつたが、これは、締付け時に生ずる捩り力の軸方向ひずみに与える影響および曲げによるボルト軸部断面での部分的降伏によるものと推察される。

Table 6 Bolt Tension and Nut Rotation.

Bolt	Lo (mm)	$\bar{B}_1$ (ton)	σ_{B1} (ton)	$\bar{B}_2$ (ton)	σ_{B2} (ton)	$\bar{\theta}$ (°)	σ_{θ} (°)	n (Piece)
F8T, M22	60	3.2	0.62	26.2	—	171	32	32
	65	3.3	0.73	26.1	0.51	170	24	24
	70	3.2	0.77	24.9	1.12	183	16	16
	95	3.4	0.56	24.8	0.58	183	16	16
FIOT, M22	60	3.4	0.85	30.3	0.80	170	7.4	32
	65	3.2	0.37	30.1	0.59	169	5.5	24
	70	3.5	0.50	30.0	0.86	184	11.5	16
	75	3.4	0.93	30.0	0.86	172	6.4	71
	80	2.9	0.51	29.5	0.72	168	9.6	24
	95	3.3	0.33	30.6	0.65	174	11.7	16
	135	3.0	1.15	27.9	1.39	185	9.6	66
	145	4.3	0.69	28.6	0.80	173	12.3	82

where:
 $\bar{B}_1$ = mean bolt tension at first tightening σ_{B1} = standard deviation at first tightening
 $\bar{B}_2$ = mean bolt tension at second tightening σ_{B2} = standard deviation at second tightening
 θ = nut rotation angle at second tightening σ_{θ} = standard deviation at second rotation angle

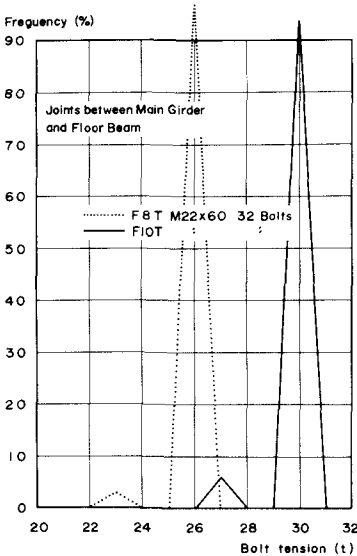


Fig. 3-a

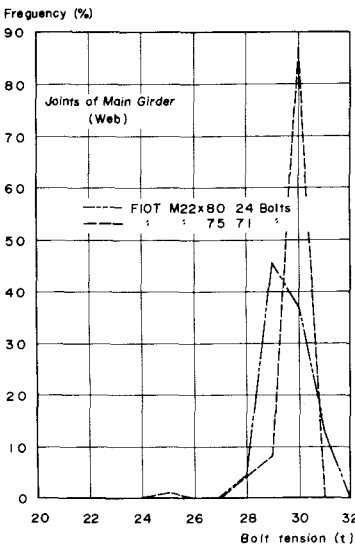


Fig. 3-b

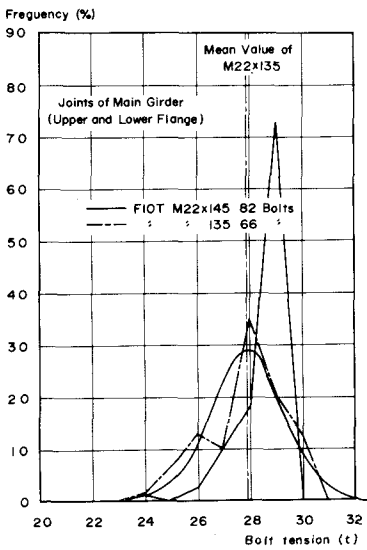


Fig. 3-c

Fig. 3 Frequency Distribution of Bolt Tension

(a) ボルト軸力のばらつき

Table 6 および Fig.3 によれば、軸力のばらつきは非常に小さく、すべてのボルトが F11T; M22 の標準ボルト軸力 23.27 以上となる好結果を得た。さらに多くの現場実験および施工報告による裏付けを待たなければならぬが、少なくとも回転法による F10T ボルトは、トルク法による F11T ボルトと同等以上の軸力を見込めるものと思われる。実験は、首下長さ 60mm から 145mm までかなり長さに差のあるボルトを、同じ施工条件で締付けたが、この範囲では軸力に関して顕著な差は表わせず、僅かにグリツプ長さが短くなるほど軸力のばらつきが、小さくなる傾向がある。ナット回転角とボルト軸ひずみの相関は、かなりばらついたものとなった。これは、測定法の他に被締付け材間の不整によるボルトのゆるみと考えられる。首下長さが、135mm, 145mm のボルトのように、被締付け材の剛性が大きい場合、施工にはかなり注意する必要がある。この対策として、あらかじめ被締付け材を十分密着させるため、十分な仮締めボルトをとらなければならぬ。仮締めを、締付けボルト本数の約 50% とした施工例もある。

(b) 設計ボルト軸力の算定

本実験の結果が示すように、回転法によるボルトには、トルク法による場合に比べ、はるかに高い軸力が導入され、当然設計軸力₉₎としても現行より大きな値を見込みうる。一般に、摩擦接合の許容にり荷重 P_a は、次式で示される。

$$P_a = f \cdot n \cdot \mu \cdot N / \nu \quad (1)$$

ここに、 f : 摩擦面の数; n : 継手構成ボルト数; μ : じり係数; N : 軸力; および ν : 安全率である。そこで、主要な継手(主桁下フランジ)に用いられ、かつ軸力のばらつきの比較的大きな F10T, M22x135 のボルトに着目し、回転法による場合の設計ボルト軸力を算定してみる。

(1) ま、軸力 N の分布は、正規分布とし (Fig.3-C), じり係数 μ は一継手内では一定、継手間での変動は正規分布に従うものとする。以上の仮定により、軸力を N ; $N(m_N, \sigma_N^2)$, じり係数を μ ; $\mu(m_\mu, \sigma_\mu^2)$ とおき、さらにボルトのリラクゼーション、部材の目違い等によるボルト軸力の低下を考慮すれば、(1)式は次のようになる。

$$P_a = f \cdot n \cdot m_\mu \cdot \frac{1}{\alpha} \cdot m_N / \nu \quad (2)$$

ここに、 α : 設計ボルト軸力に対する安全率; m_μ : じり係数の平均値; m_N : ボルト軸力の平均値である。実際の継手のにり荷重は、次の分布に従う。

$$P_s; N(m_{ps}, \sigma_{ps}^2) \quad (3)$$

ここに、 $m_{ps} = f \cdot n \cdot m_\mu \cdot m_N$: 継手のにり荷重の平均値

$\sigma_{ps} = f \cdot \{n(m_\mu^2 \sigma_N^2 + n m_N^2 \sigma_\mu^2 + \sigma_\mu^2 \sigma_N^2)\}^{\frac{1}{2}}$: 継手にり荷重の標準偏差である。

ゆえに、継手のにり荷重 P_s が P_a を下回る確率 $1-p$ は、次のようになる。

$$1-p = 1 - \int_{t_a}^{\infty} \phi(t) dt, \quad \phi(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{t^2}{2} \right] \quad (4)$$

ここに、 $t_a = \frac{P_a - m_{ps}}{\sigma_{ps}} = \frac{1}{\nu_{ps}} \left(\frac{1}{\alpha \nu} - 1 \right)$; ν_{ps} : 継手にり荷重の変動係数である。

ν_{ps} は、ほぼじり係数の変動係数 ν_μ に等しい。現行示方書に従い、 $\alpha = 1.1$, $\nu = 1.7$, $\nu_{ps} = 0.1$ とすれば、 $t_a = -4.65$ となり、このときの $(1-p)$ はほぼ 2×10^{-6} となる。トルク法により施工することを前提としている現行示方書に従えば、上記の結果が示すように、継手は極めて安全であると言える。従って回転法による継手のにり荷重が、設計にり荷重を下回る確率がトルク法による場合と同様となるよう設計することが肝要で、設計ボルト軸力を決定する際、 $1-p \leq 2 \times 10^{-6}$ を判定規

準とすれば、 $m_N = 27.9t$, $\sigma_N = 1.39$
 t より、設計ボルト軸力は $25.3t$
 となり、次式で示すボルト降伏軸力
 の 93% に相当する。

$$N = \beta \cdot \sigma_y \cdot A_e$$

σ_y : JISで規定する最小降伏点応
 力; A_e : ボルトの有効断面積である。

β はボルトの材料・施工の両面か
 らの一種の安全率であり、現行では
 F8Tボルトに対し 0.85 、F10T
 およびF11Tボルトに対しては 0.75
 の値をとっているが、回転法による
 施工の場合は $\beta = 0.9$ をとることが
 示された。

以上、統計的な手法を用いて、回
 転法によるボルト軸力を算定し、継
 手のとりに対する安全性について検
 計を加えたが、これは、継手の構成
 ボルトがすべて有効に働く場合であ
 って、もし締め忘れなどがあつた場
 合にはあてはまらないため、無効ボ
 ルトがある場合の検計を行なう。

いま、無効ボルトが k 本ある場合
 の継手のとり荷重 $P_{s,n-k}$ は、

$$\gamma = k/n \leq 1 : \text{無効率とおいて、}$$

(3)式と同様にして

$$P_{s,n-k} : N(m_{P_{s,n-k}}; \sigma^2_{P_{s,n-k}})$$

$$m_{P_{s,n-k}} = f(n-k) m_\mu m_N$$

$$\sigma^2_{P_{s,n-k}} = f^2(n-k) \{ m_\mu^2 \sigma_N^2 + (n-k) m_N^2 \sigma_\mu^2 + \sigma_\mu^2 \sigma_N^2 \} \quad (5)$$

が成立する。この場合も P_a は(2)式
 で表わせるから、 $P_{s,n-k}$ が P_a 以下
 となる確率 $1-p$ は、次のようにな

$$1-p = 1 - \int_{t_a}^{\infty} \phi(t) dt$$

$$\phi(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{t^2}{2} \right]$$

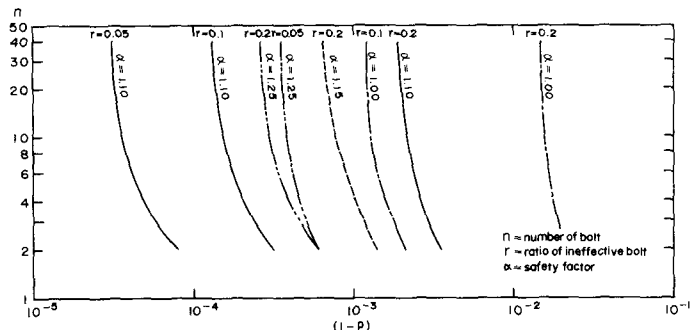


Fig. 4 n vs. $(1-p)$ Relations.

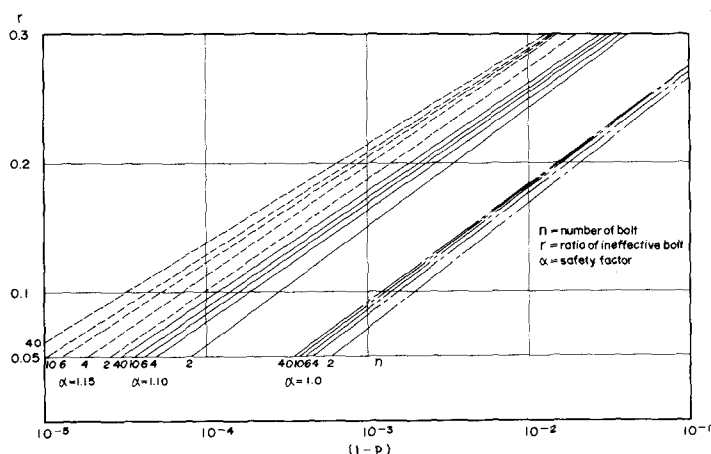


Fig. 5 r vs. $(1-p)$ Relations.

Table 7 Allowable Number of Ineffective Bolts.

Probability Proof Load	$1-p=10^{-3}$				$1-p=10^{-2}$			
	n	r	nr	n^*	r	nr	n^*	
27.9 t $\alpha=1.00$	40	0.092	3.6	3	0.184	7.3	7	
	10	0.090	0.9	0	0.182	1.8	1	
	6	0.086	0.5	0	0.180	1.0	1	
	4	0.082	0.3	0	0.176	0.7	0	
	2	0.072	0.1	0	0.169	0.3	0	
25.3 t $\alpha=1.10$	40	0.177	7.0	7	0.261	10.8	10	
	10	0.172	1.7	1	0.256	2.5	2	
	6	0.168	0.9	0	0.254	1.5	1	
	4	0.163	0.6	0	0.249	0.9	0	
	2	0.150	0.3	0	0.242	0.8	0	
24.2 t $\alpha=1.15$	40	0.214	8.5	8	0.291	11.6	11	
	10	0.208	2.0	2	0.288	2.8	2	
	6	0.204	1.2	1	0.286	1.7	1	
	4	0.198	0.7	0	0.283	1.1	1	
	2	0.187	0.3	0	0.274	0.5	0	

where:

n = number of bolts which composed the joints

n^* = number of ineffective bolt

r = ineffective ratio

$1-p$ = allowable number of effective bolt

α = safety factor

$$\begin{aligned} \text{ここに、} \quad t_a &= \frac{P_a - m P_{s, n-k}}{\sigma P_{s, n-k}} = \frac{f n m \mu m_N / \nu - f(n-k) m \mu \alpha m_N}{f \alpha \sqrt{(n-k) \{ m \mu^2 \sigma_N^2 + (n-k) m N^2 \sigma \mu^2 + \sigma_N^2 \sigma \mu^2 \}}} \\ &= \frac{\frac{\alpha \nu}{(1-\gamma)} - (1-\gamma)}{(1-\gamma) \sqrt{\frac{1}{n(1-\gamma)} \nu_N^2 + \nu \mu^2 + \frac{1}{n(1-\gamma)} \nu \mu^2 \nu_N^2}} \div \frac{\frac{\alpha \nu}{(1-\gamma)} - (1-\gamma)}{(1-\gamma) \nu \mu \sqrt{\frac{1}{n(1-\gamma)} \left(\frac{\nu_N}{\nu \mu} \right)^2 + 1}} \quad \text{である。} \end{aligned}$$

$\nu \mu = 0.1$, 実験結果より $\nu_N = 0.05$ を代入して, 種々の γ に対する n と $(1-p)$ の関係を求めれば,

Fig. 4 を得る。さらに n をパラメーターとして整理すると, 継手構成ボルト本数による継手のにりに対する安全率と無効ボルト率の関係を得る (Fig. 5)。Fig. 5 より $(1-p)$ が 10^{-3} および 10^{-2} となる場合の γ を求め、さらに種々の α , n に対する無効ボルト許容本数を求めると, Table 7 のようになる。これらの図表より次の諸点が明らかである。i) 継手構成ボルト本数 n が増大するほど, 継手のにり荷重が許容にり荷重を下回る確率 $1-p$ は減少する。(Fig. 4) ii) 無効率 γ と $\text{Log.}(1-p)$ は, ほぼ直線関係にある。(Fig. 5) iii) $\nu \mu \nu_N = 0.5$ のように, 軸力管理が徹底して行なわれている場合でも $(1-p) = 10^{-3}$ におさえると, $\alpha = 1.0$ の場合, 構成ボルト 10 本以下では, 1 本の無効ボルトも許されない。しかし, これは α の増大とともに緩和され, $\alpha = 1.15$ の場合, 構成ボルト 4 本以下では, 無効ボルトが許されないことになる。提案したボルト軸力 $N = 0.9 \sigma_y A_e$ に対して, $(1-p) = 10^{-3}$ のとき, 継手構成ボルトが 6 本以下であれば, 厳密な施工管理が必要になってくると結論づけられる (Table 7) 5. ますび

ナット回転法により締付けた高力ボルトの力学的挙動, 同法を適用した鋼鉄道橋におけるボルト軸力のばらつきを解明した。本実験の結果, F10T ボルトを回転法で締付けることにより, 極めてばらつきの少ない軸力を導入しうることが確認された。さらに回転法で締付けたボルトには, トルク法による場合よりも, 高い軸力が確実に導入されるため, 継手のにりに関する確率的な検討の結果, 同法を対象とした設計ボルト軸力, 継手のリライアビリティを勘案した設計法等について, 再検討する必要があるとの所見を得た。なお, 本研究を進めるにあたり 神戸大学工学部 西村教授, 本州四国連絡橋公団設計第一部 田島部長, ならびに国鉄構造物設計事務所 阿部次長には, 種々御指導を賜わった。また, 川崎重工業(株), 日本ファスナー工業(株)の関係各位には, 実験の際, 多くの御協力を頂いた。ここに, 深く感謝の意を表する次第である。

6. 参考文献

- 1) 北岡敏郎他: 高力ボルトのトルク値の温度による変動, 橋梁と基礎, Vol. 5, No. 5, 1971
- 2) 鷲尾健三他: 高力ボルトの締付けとゆるみ, 製鉄研究, No. 260, 1967
- 3) 橋本篤秀他: ナット回転法に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1973・10
- 4) 田島二郎他: 高力ボルト接合: ナット回転法の提案, JSSC, Vol. 9, No. 89, 1973
- 5) 日本道路公団工事報告: 天草五橋施工編, 土木学会
- 6) 日本鋼構造協会: 高力ボルト曝露試験のその後の経過, JSSC, Vol. 7, No. 72, 1971
- 7) 船橋功男他: 高張力ボルトのナット回転法に関する実験, 日本建築学会論文報告集, No. 69, 1963
- 8) 西村昭他: 高力ボルト締付け力の測定方法について, 土木学会第 22 回年次学術講演会梗概集, I-83, 1977
- 9) 西村昭他: 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, No. 188, 1971
- 10) 土木学会: 鋼鉄道橋設計規準解説, 1974・3