
耐力点検出法による高力ボルト軸力のばらつき－国宝東大寺大仏殿須屋根新築工事－
Scattering of High-strength Bolt Pretension Clamped by Slope Detection Method -
Construction of Steel Scaffolds of the Great Buddha Hall, Todai-ji -

西村 昭(Akira Nishimura) 盛岡 純一(Jun-ichi Morioka) 小森 正義(Masayoshi Komori) 菊川 春三(Shunso Kikukawa) 川田 忠司(Tadashi Kawada)

要旨：

最近開発された耐力点検出法は、ボルト軸力が耐力点を越えると締付けを自動的に停止させる方法である。このたび、締付け機器の性能ならびに川鉄 F10T ボルトの締付け特性の確認を経て、本法を東大寺大仏殿須屋根新築工事の主要継手における高力ボルト締付けに適用した結果、下記の諸点が明らかになった。1)F10T ボルトは、本法に適した十分な変形能および耐遅れ破壊性を有する。2)従来一般的なトルクコントロール法に比べて導入ボルト軸力のばらつきが非常に小さい。また、導入軸力がかなり高くリラクセーションは問題にならない。3)実大継手の静的・動的試験の結果、継手は最大設計応力に対して十分な安全性を有する。4)締付け検査の省略が可能であり、作業性がすぐれている。

Synopsis：

In the steel scaffolds for the special repair of the Great Buddha Hall in the Todai-ji Temple, the field clamping of high-strength bolts, Kawasaki's F10T, was performed by a newly developed bolt clamping method, namely, a so-called "slope detection" method, in which the differential change of clamping electric current is detected to control the electric wrench automatically. In connection with this project such extensive experimental works as the field measurement of the bolt pretension and the experiments on the joint specimens were performed. Main conclusions are summarized as follows: (1) F10T bolt has sufficient deformability and resistance to delayed fracture. (2) The scattering of pretension of bolts clamped by this method is considerably small compared with that by the conventional calibrated wrench method. (3) Bolt pretension attainable by this method is high enough to ensure the effective pretension against the expected decrease by relaxation. (4) Through the static and repeated load tests of full-scale structural joint specimens, the joints showed a sufficient strength superior to the maximum design stress. (5) By checking the recorded electric current supplied to the electric wrench, the inspection of the clamped bolt can be eliminated.

本文は次のページから閲覧できます。

耐力点検出法による高力ボルト軸力のばらつき

— 国宝東大寺大仏殿須屋根新築工事 —

Scattering of High-strength Bolt Pretension Clamped
by Slope Detection Method— Construction of Steel Scaffolds of the Great
Buddha Hall, Todai-ji —

西 村 昭*

Akira Nishimura

盛 岡 純 一**

Jun-ichi Morioka

小 森 正 義***

Masayoshi Komori

菊 川 春 三****

Shunso Kikukawa

川 田 忠 司*****

Tadashi Kawata

Synopsis:

In the steel scaffolds for the special repair of the Great Buddha Hall in the Todai-ji Temple, the field clamping of high-strength bolts, Kawasaki's F10T, was performed by a newly developed bolt clamping method, namely, a so-called "slope detection" method, in which the differential change of clamping electric current is detected to control the electric wrench automatically.

In connection with this project such extensive experimental works as the field measurement of the bolt pretension and the experiments on the joint specimens were performed. Main conclusions are summarized as follows:

- (1) F10T bolt has sufficient deformability and resistance to delayed fracture.
- (2) The scattering of pretension of bolts clamped by this method is considerably small compared with that by the conventional calibrated wrench method.
- (3) Bolt pretension attainable by this method is high enough to ensure the effective pretension against the expected decrease by relaxation.
- (4) Through the static and repeated load tests of full-scale structural joint specimens, the joints showed a sufficient strength superior to the maximum design stress.
- (5) By checking the recorded electric current supplied to the electric wrench, the inspection of the clamped bolt can be eliminated.

1. ま え が き

高力ボルト摩擦接合が鋼構造部材の現場継手工

法として用いられるようになってから、すでに10数年を経過した。その間、接合に関する理論的実験的研究が数多く行われるとともに、使用鋼材の材質・寸法精度、ボルト材質の向上および締付け

* 神戸大学工学部・土木工学科教授・工博

*** 技術本部鋼材技術部大阪鋼材技術室課長

***** エンジニアリングセンター建設開発部大阪建設開発室

** エンジニアリングセンター開発企画室副部長

**** エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所

機器の開発などがあって、高力ボルト摩擦接合に対する信頼性・安全性は著しく高まってきた。

ところで、使用するボルトの規格が同一条件であれば、高力ボルト摩擦接合の耐力を左右する要因は、

- (1) 摩擦接合面の状態
- (2) 継手の形状・寸法の精度
- (3) ボルト軸力（締付け力）

の3つである。このうち(1), (2)については適切な設計施工規準を定め、鋼材の生産管理、鉄骨の工場加工および現場施工管理を徹底すれば、期待の目標値を達成することが可能である。また、別に施工試験を行って設計値を満足するかどうかを確認する方法もある。これらに対し、(3)は摩擦接合を左右する最も重要な要因であるため、ボルト軸力と継手摩擦耐力との関係など室内的な実験が多数なされ、一方、わずかではあるが現場でのボルト軸力のばらつきの実験も報告されている^{1~5)}。

一般に、現場での軸力検査は、トルクコントロール法（以下トルク法という）での締付けトルク値のチェック、あるいはナット回転法での所定のナット回転角の確認などの間接的な方法によっているが、いずれも真の軸力を管理するまでには至っていない。

これに対し、最近開発された耐力点検出法と称する新しいボルト軸力制御法によれば、ボルトの耐力点を電氣的に検出して電気レンチを停止させるため、ボルト締付けの初期条件にかかわらず、ほぼ一定の軸力を導入できることが室内実験により確認されている⁶⁾。

今回、国宝東大寺金堂（大仏殿）昭和火修理の第1期工事において、鉄骨部材現場継手の高力ボルト約23万本の締付けにこの方法が採用されたのを機に、柱部材現場継手の一部のボルトについてボルト軸力の測定を行い、他の締付け法による軸力とも比較検討を行った。その結果、本法は従来法と比べボルト軸力のばらつきが少なく、きわめて優秀な締付け法であることが実証されたのでここに報告する。

2. 耐力点検出法と高力ボルト

2.1 耐力点検出法

高力ボルト締付け法として、わが国ではトルク法が従来主として使用されてきたが、欧米特に米国において一般的なナット回転法が、わが国でも漸次使用される機運にある。今回採用した耐力点検出法は、軸力の面から、軸力とトルクが比例関係にある耐力点以下で締付けるトルク法と、耐力点と最高軸力の間の軸力で締付けるナット回転法との中間にあるものである。

すなわち、本法では **Fig. 1** に示す高力ボルトの特性曲線において、ボルト軸力が耐力点 N_2 を越えると N_1-N_2 間の直線関係が失われるという

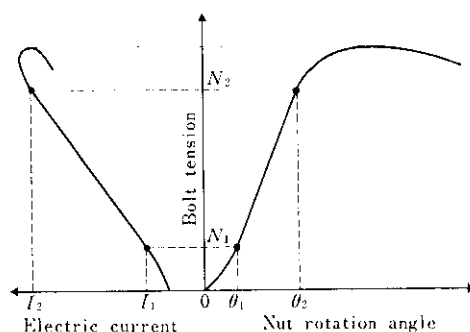


Fig. 1 Schematic relations among nut rotation angle, bolt tension and electric current

ボルトの一般的な性質を利用し、この際の電流変化率の急変を検出して自動的に電気レンチを停止させる⁶⁾。

この方法によると、高力ボルト自身の耐力点を検出し制御するので、外部条件などにかかわらず、軸力が一定にそろって締付けられるという特徴が生れる。

本法用レンチの制御回路を **Fig. 2** に示す。電気レンチの電流を変流器 CT で電圧変換して時定数の異なる2つの積分回路 $F_H \cdot F_L$ の入力とし、積分回路の出力差を差動増幅器 DA で増幅後比較器（シュミットトリガ回路）でレベル判定し、出力差がある設定値以下になると主回路のスイッチング回路を開にして電気レンチを停止させる方

Table 1 Specification of wrench and accessories

Model	Mitsubishi electric wrench TW-22A	Wrench controller WC 22A	Bolt tightening recorder WR-22A
Power source	Single phase alternative current 100V 50~60Hz		
Allowable voltage regulation	-15%~+10% of rated voltage		
Bolt class & size	F8T, F10T; M16, M20, M22		
Weight (kg)	10 (excl. cord)	12	9

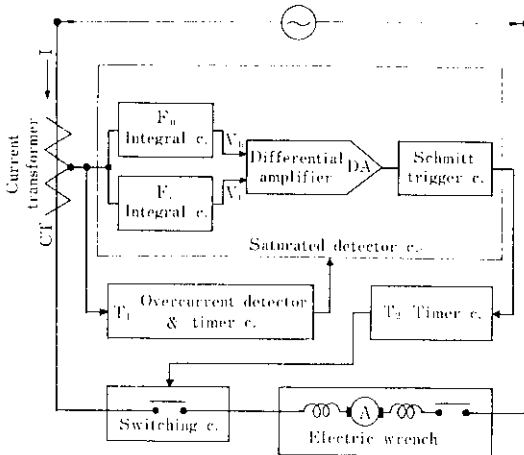


Fig. 2 Schematic circuits for the slope detection method

式となっている。この場合の電気レンチの停止時間は、タイマ回路 T_2 で制御する。また、 T_1 は始動時の突入電流によるトラブルを防止する過電流検出のタイマ回路である。

電気レンチ、制御器、記録計の仕様を Table 1 に示す。

また、締付け機器の性能を以下に示す。

- (1) 締付け時間 3~6 sec/本
- (2) 締付け時の騒音 約86dB(A) (無負荷時暗騒音 54~58dB(A) の周囲 1 m の位置で測定)
- (3) 周囲温度範囲 $0^{\circ}\sim 40^{\circ}\text{C}$
- (4) 耐電圧 1000V (1min)
- (5) 絶縁抵抗 $2\text{ M}\Omega$ 以上 (500V Megger)

2.2 高力ボルト

上述したように、本法によって締付けられたボルトには、従来一般的なトルク法に比し、より高い軸力が導入されることになる。したがって、こ

のような高締付け力に対して、ボルト自体には次のような力学的諸特性が要求される。

- (1) 本法は耐力点付近の軸力を直接とらえるので、機械的性質のばらつきが少ないこと。
- (2) 安全性の面から、伸び特性が良好であること。
- (3) 耐遅れ破壊性がすぐれていること。

以上の諸要素を満足する高力ボルトの素材は当社水島製鉄所で開発され、一方、ボルトについては“川鉄ハイテンションボルト”として日本ファスナー工業㈱で製造されているが、このボルトは以下に述べる特性を有している。

(a) 機械的性質のばらつき

素材線材 (1t コイル) をボルト製品の 1 ロットとして製造工程に流し、鋼番別の“ためし焼き”により焼入れ・焼もどし温度を設定しているので、製品の耐力、引張強さならびにトルク係数の変動係数はそれぞれ 1% および 2% 程度と、機械的性質のばらつきが僅少である。

(b) 伸び特性

当社技術研究所が他社に先がけいち早く開発した Mn, Cr, B, Ti 系の低炭素鋼を素材に使用し、かつ十分な焼入れ・焼もどしをしたボルトは、破断に至るまでに 900° 前後のナット回転角を示し⁷⁾、従来の他鋼種でのナット回転角⁸⁾ 約 600° をはるかに上回る十分な伸び特性を有し、安全性が高いといえる。

(c) 耐遅れ破壊性

高軸力での耐遅れ破壊性については、鉄鋼各社の共同実験での長年月にわたる屋外暴露テストの結果、F10T で締付け角度 420° の場合にも破壊しないという良好な結果が報告されている⁹⁾。

Table 2 Mechanical properties of bolt set (F10T, JIS B 1186-1970)

Bolt size		Bolt (JIS Z 2201 No. 4 test piece)				Bolt set		Nut	Washer
		YP (kg/mm ²)	TS (kg/mm ²)	El (%)	RA (%)	P_T (t)	k	H (HRC)	H (HRC)
M16 $n=22$	X	105.2	111.8	18.5	68.0	17.64	0.170	25.6	39.9
	σ	1.26	1.51	0.86	0.93	0.35	0.0039	1.14	0.99
	v	1.19	1.35	4.66	1.37	1.98	2.29	4.45	2.48
M20 $n=62$	X	103.7	110.4	18.4	66.8	26.42	0.132	25.4	40.4
	σ	1.28	1.14	0.71	0.95	0.39	0.0027	0.89	1.00
	v	1.24	1.03	3.86	1.42	1.47	2.04	3.50	2.47
M22 $n=52$	X	104.4	111.0	18.3	66.3	32.23	0.131	25.6	40.4
	σ	1.27	1.08	0.70	1.20	0.36	0.0027	0.79	0.89
	v	1.22	0.97	3.83	1.81	1.11	2.06	3.09	2.21

 n : Number of lots

X : Mean value

 σ : Standard deviation v : Coefficient of variation

YP : Yield point

(0.2% offset strength)

TS : Tensile strength

El : Elongation

RA : Reduction of area

 P_T : Bolt tension (wedge test) k : Torque coefficient

H : Hardness

また、当社としても本工事に使用したF10Tはもちろん、F11TのM30などについても、低・高両軸力での長期間の屋外暴露試験を実施したが、現在に至るまで破断例は皆無である¹⁰⁾。

したがって、本法に使用されたボルトは遅れ破壊に対してなら危険はないと判断される。

なお、ボルトの素材であるB系鋼種の耐遅れ破壊性に関するBの効果は、Bが粒界に偏析し水素透過抵抗を増すものとされている¹¹⁾。

本工事に使用される高力ボルトの試験は、136の各ロット別に実施した。これらの諸特性の平均値、標準偏差、変動係数をTable 2に示すが、ボルトセットの引張試験結果で代表されるように、きわめてばらつきが少なく、川鉄ハイテンションボルトは本締付け法に好適といえる。

3. 現場実験

3.1 実験概要

実験の対象とした須屋根新築工事の工事・建築概要を以下に示す (Photo. 1, Fig. 3 参照)。

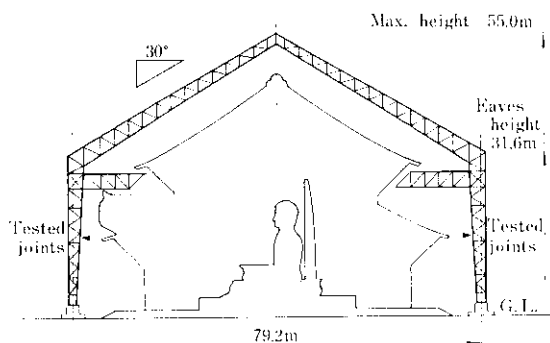


Fig. 3 Steel frame section



Photo. 1 Front view of construction site

工事概要:

工事名 国宝東大寺金堂(大仏殿)須屋
根新築工事
建築主 宗教法人東大寺
設計監理 奈良県教育委員会
財団法人建築研究協会
施工 清水建設㈱
鉄骨業者 ㈱片山鉄工所, 川崎重工業㈱
工期 着工 昭和49年3月
竣工 昭和50年6月

外壁 単管組シート貼の上に
養生網張り
作業床 仕上げ用鋼製足場板
使用鋼材 当社製 RIVER TEN 50A(JIS
SMA50A相当の耐候性鋼), 約
2 280 t

建築概要:

建築面積 約 7 000m²
延床面積 約 11 000m²
柱スパン 梁間 79.2m, 桁行 86.4m
軒高さ 約32m, 最高高さ約55m
基礎構造 鉄筋コンクリート造
上部構造 鉄骨造平家建 2 鉸式山形架構剛
接トラス構造
仕上げ 屋根 大波カラー鉄板貼

上述したように, 本鉄骨架構は巨大なスケールのものであるため, 建方時の本締め用高力ボルトの締付けおよび検査は高所作業となり, 著しい困難が予想された。そのうえ総数約23万本, 重量約90 t という大量の高力ボルトを現場でしかも短期間に本締めしなければならぬといった特殊な工事のため, 従来よりはるかに高能率でしかも信頼性の高い高力ボルト締付け法が要求された。そこで, 設計・施工面より慎重な検討の結果, 前述のように上記の苛酷な要求を満たす締付け法として, 本法が採用されたわけである。

現場実験は鉄骨地組み時を選び, 代表的な鉄骨柱主材およびラチス材の現場継手おのおの4カ所(Fig. 3▶印)を対象とし, 接合面の状態の調

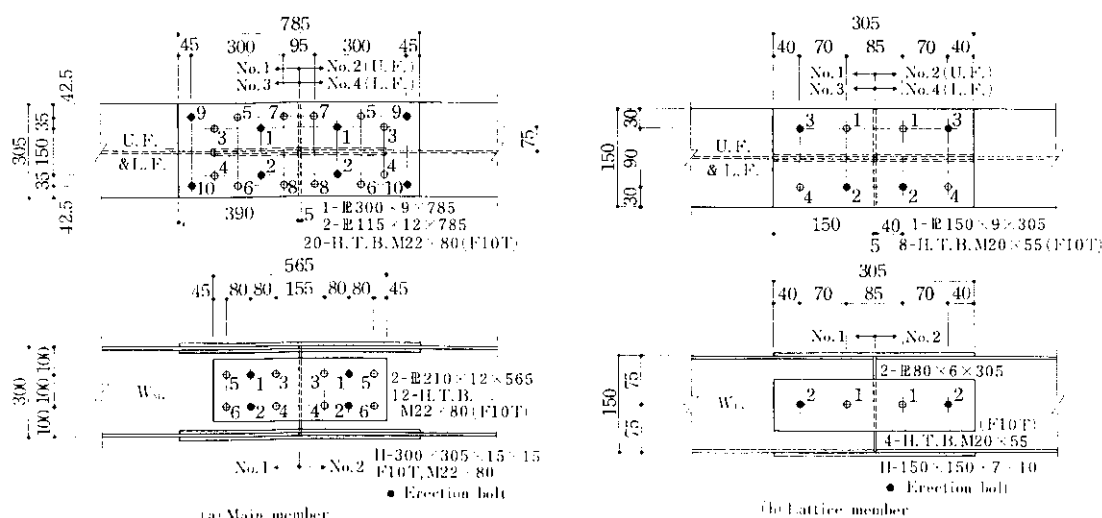


Fig. 4 Joints of column members

Table 3 Chemical composition of bolts

Bolt designation	(wt%)						
	C × 100	Si × 100	Mn × 100	P × 1 000	S × 1 000	Cr × 100	Ti × 1 000
F10T M20 × 55	22	26	77	13	18	64	17
F10T M22 × 80	23	25	78	14	14	61	13

査, ボルト軸力の測定などを実施した。

供試柱の継手詳細図を Fig. 4 に示す。図中●印は仮締めボルトの位置を, 数字は締付け順序を表わす。

3.2 供試ボルト

供試ボルトは, F10T M22×80 (柱主材継手用) 208 本と, F10T M20×55 (柱ラチス材継手用) 80 本で, 素材の化学成分, 熱処理履歴, ボルトセットの寸法諸元を Table 3, 4, 5 に, 機械的性質および純引張試験の結果を Table 6 に示すが, いずれも JIS B 1186 (1970) の規格値を十分満たしている。

3.2.1 ボルトの特性試験

Table 4 Heat-treatment history of bolts

Bolt designation	Quenching	Tempering
F10T M20×55	860°C, 60min	440°C, 90min
F10T M22×80	860°C, 60min	445°C, 90min

Table 5 Dimensions of bolts

Bolt designation	d_1	H	B	D_1	l	x	s
F10T M20×55	19.85	12.80	31.50	30.20	55.30	3.10	38.30
F10T M22×80	21.83	14.00	35.70	34.40	80.20	3.00	43.40

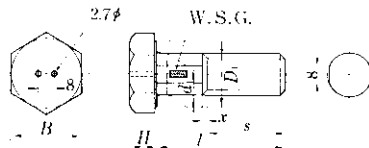


Table 6 Mechanical properties of materials and test results of F10T bolt sets by bolt testing machine

Bolt	YP (kg/mm ²)	TS (kg/mm ²)	El (%)	RA (%)	H (HRC)	k	L_1 (mm)	P_t (t)	P_{max} (t)	θ_{max} (deg)	P_{max}/P_t (%)
M20×55	102.9	109.6	19.0	68.0	32.5	0.125	29	27.9	24.9	245	89.2
M22×80	105.5	112.0	17.1	64.2	32.0	0.137	45	32.8	30.9	239	94.2

L_1 : Grip length

P_t : Max. strength (direct tension)

P_{max} : Max. torsional strength

θ_{max} : Angle of nut rotation at P_{max}

ボルト試験機 (川鉄計量器機製 容量50 t) によるボルト締付け試験からえたボルトの特性を Table 6, Fig. 5 に示す。これらの諸数値は, すべて初期変形部分の影響を除去するため, 弾性域での直線部分の延長線と横軸との交点を原点にして求めた。また, 軸力とナット回転角の関係においても, ボルト試験機のロードセルのばね定数 ($K_1=1.01\text{t/deg}$) を補正することにより, 被締付

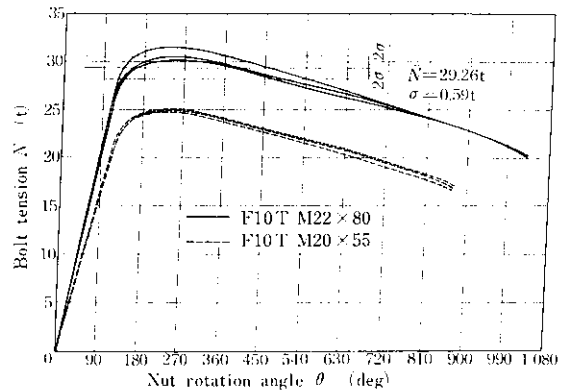


Fig. 5 Relation between nut rotation angle and bolt tension

け材が完全剛な場合のボルトの変形特性を求めたものである。なお、ボルトの純引張試験は JIS B 1186 (1970) に準じて行った。

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たが、最大軸力は純引張試験の結果と比べて 6~11% 低下した。これはナットを回転させてボルトに軸力を導入するとき、ナット回転時のねじりモーメントによりボルト断面にせん断応力が付加され、多軸応力状態になることによるものと考えられる⁷⁾。

F10T ボルトは、Fig. 5 より最大軸力時のナット回転角が 240° 前後であり、また破断時のナット回転角が 900° 前後であることから、耐力点検出法にはもちろん、それよりやや大きな回転角で制御するナット回転法にも適した良好な変形能を有すると判断される。

3.2.2 ボルト軸力の測定

ボルト軸力は、Table 5 の図に示すようにボルト軸外周部の対称な位置に貼付した 2 枚のひずみゲージ (W.S.G.) の平均値から算出する方法を採用した。ボルト軸力とひずみ値との検定は、万能試験機 (容量 50 t) によりボルトに純引張力を加えて行い、得られた検定曲線をすべてのボルトについて X-Y レコーダーに自記させたが、これらのうちで履歴特性ループの大きいものは除外し、良

好なもののみ 288 セットを現場実験に使用した。なお、現場実験で測定したひずみ値よりボルト軸力への換算は、すべてボルトごとの履歴特性曲線を用いて行った。

3.3 実験要領

供試柱の現場継手は仮締めボルト、ドリフトピンで正常に仮締め、孔合せしたのち、供試ボルトを継手内の各グループごとに継手の中心から周辺へ Fig. 4 に示す順序で締付けた。なお、締付けは 1 次締めと 2 次締めよりなるが、1 次締めはすべてアーム長さ 30cm のスパッドレンチを用い、2 次締めに本法用レンチを使用した (Photo. 2 参照)。したがって、ボルト軸力の測定順序もまた上記ボルトの締付け順序のとおりとし、特に 2 次締め時には隣接するボルト軸力の変動量を把握する



Photo. 2 Bolt tightening by electric wrench

Table 7 Changes in bolt tension during successive tightening (H-300×305×15×15, F10T M22×80)

		Bolt number									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Tightening order	1	29.4									
	2	29.4	30.1								
	3	29.3	29.9	29.4							
	4	29.1	29.7	29.2	28.7						
	5	29.3	29.8	29.1	28.5	29.9					
	6	29.2	29.7	29.1	28.3	29.7	30.2				
	7	29.1	29.8	29.1	28.4	29.8	30.0	30.1			
	8	29.1	29.6	29.1	28.3	29.7	30.0	29.9	29.0		
	9	29.1	29.6	29.0	28.3	29.6	29.9	29.8	28.8	28.4	
N_0	10	29.0	29.5	29.0	28.3	29.7	29.9	29.9	28.8	28.3	27.7
N_1		8.4	11.7	9.7	8.4	9.0	10.8	10.1	10.4	9.1	10.7
θ		110	100	110	120	110	105	105	100	105	90
N_0, N_1		21.0	18.4	19.7	20.3	20.9	19.4	20.0	18.6	19.3	17.0

N_0 : Final tension after second tightening of all bolts in the same block (t)

N_1 : First tightening tension (t)

θ : Nut rotation angle from first to second tightening (deg)

ため、当該ボルトだけでなく、継手部 1 ブロックのボルト全数について同時に軸力を測定し、ボルト施工に際しての問題（隣接するボルトを締付けたことにより生ずる軸力のゆるみ、リラクセーション等）の解明を図った。なお、仮締めボルトはそのブロックにおいて、それ以外の供試ボルトを 1 次締めしたのち、番号順に順次供試ボルトに取替えた。

3.4 結果と考察

ボルト軸力の測定結果の一部を **Table 7** に示す。また 1 次締め軸力、2 次締め軸力およびナット

回転角等の関係を **Fig. 6** に例示する。本実験の範囲では周辺ボルトの 2 次締めによるボルト軸力の変動は無視しうる。また、ボルトには 1 次締め軸力の大きさによらず、2 次締め時、すなわち最終ボルト締付け時にはほぼ一定の軸力が導入される。一方、1 次締めから 2 次締めに至るナット回転角は、ほぼ 100° であるが、これは **Fig. 5** でも明らかなように、ボルトの耐力点（ボルトの遊びねじ長さの 1% オフセット¹²⁾）にほぼ相当する回転角であり、この耐力点の近傍ですべてレンチの制御機構が正確に作動したことを示すものである。

さらに、軸力の分布状態を調べるため、その累積頻度を正規確率紙へプロットすれば、**Fig. 7** に示すように直線状となり、本実験結果より得られた軸力は正規分布に従うことがわかる。したがって、すべての実験結果から締付け位置、締付け姿勢ごとにボルト軸力全数の平均値、標準偏差および変動係数（標準偏差/平均軸力）を求めると、**Table 8** のようになる。

本実験結果によれば、締付け位置や締付け姿勢が 2 次締め軸力に与える影響は皆無である。むしろ重要なことは、1 次締め軸力と 2 次締め軸力のばらつきの違いである。すなわち、**Table 8** より、本法は 1 次締め軸力のばらつきが変動係数に

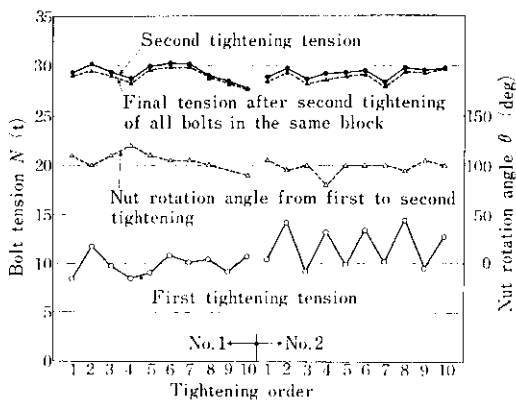


Fig. 6 Change in bolt tension during tightening

Table 8 Bolt tension obtained from field test

Bolt	Splice	Tightening position	First tightening			Final tightening			Number of pieces
			N	σ	v_N	N	σ	v_N	
F10T M22×80	UF	Downward	9.25	1.92	20.75	29.38	0.58	1.97	70
	LF	Upward	9.13	1.67	18.29	29.26	0.57	1.95	59
	W _M	Horizontal	5.02	0.92	18.32	29.09	0.59	2.03	47
	Total	—	8.08	2.46	30.44	29.26*	0.59*	2.02	176
F10T M20×55	F	Horizontal	8.55	1.72	20.11	23.39	0.84	3.59	44
	W _L	Downward	6.27	1.46	23.32	23.60	0.71	3.01	12
	Total	—	8.06	1.91	23.69	23.44	0.82	3.50	56

UF : Upper flange

LF : Lower flange

F : Flange

W_{M,L} : Web of main member, lattice member

$\bar{N}$: Mean value of bolt tension

σ : Standard deviation of bolt tension

v_N : Coefficient of variation (%)

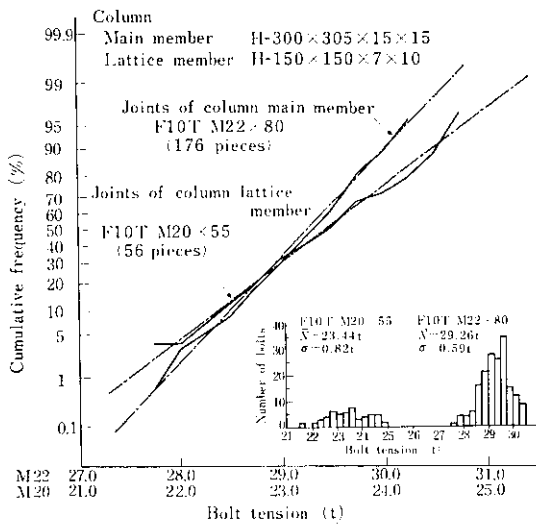


Fig. 7 Frequency distribution of bolt tensions

して 30.44% (M22), 23.69% (M20) とかなり大きいにもかかわらず、2次締め軸力に関してはそれぞれ 2.02% および 3.50% ときわめて小さくなる。在来の一般的なトルク法による 10% 前後のばらつきに比して非常に高精度である。

本法によるボルト軸力の分布は、Fig. 5 の 1 点鎖線で示される範囲にほぼ収まることになるが、この位置はナット回転法による締付けを行った場合、1 次締め (トルク 1500kg・cm) からナット回転角を 125° にしたことと相当するものである。これは現場実験の結果、1 次締めから 2 次締めに至るナット回転角がほぼ 100° であったことから十分裏付けられる。

継手部ボルト全数締付け完了時 (最初のボルト締付けから最大 2 min 後) におけるボルト軸力のゆるみは、締付け直後のボルト軸力の 2% 以下で、導入ボルト軸力が高く標準ボルト軸力をはるかに上回っていることから判断して、ボルト軸力のゆるみに関する問題はないと考えられる。

次に本工事を通じて確認されたその他の特長を示す。

まず、締付け機器については、コンプレッサーを有する在来インパクトレンチに比べて、本法用レンチの重量は電気コードをいれてもかなり軽量で、作業性に富んでいる。しかし、100V 電源の

ため作業安全性は高いが電圧降下の影響を受けやすいので、コードの太さに余裕を見込んでおく必要がある。

次に騒音については、音源から 1 m の距離で本法用レンチの騒音レベルは 86dB(A) であり、油圧レンチの 62dB(A) に比べて高い程度であるが、在来インパクトレンチの 108dB(A) よりは低い⁽¹³⁾。

本工事においては、作業前にレンチのキャリブレーションを行ってその正常な作動をチェックしたうえ、記録計を使って締付け時の電流特性を自動的に記録したので、すべての本締めボルトの締付け完了を確認することができた。したがって、従来行ってきた高所でのトルク検査が省略でき、安全性の向上と同時に管理面のコストダウンが図れた。

また、本工事におけるボルト締付本数は約 1000 本/台・日で、他の 1 度締めの方法と大差なかったが、本工事の特殊性を考慮すれば、通常の鋼構造物の場合は 1500~2000 本の締付けが可能であると考えられる。

3.5 既締付け法との比較

本法による締付け結果を従来法と比較検討するため、Table 9 に種々の締付け法、締付け機器による測定結果¹⁴⁾を併記した。グループ I はいわゆるトルク法、II はナット回転法、III は本法を指すものである。なお、II および III はボルトの耐力点を超えた締付けとなるため、遅れ破壊に対して安全な F10T を締付け対象として選び、その他はすべて F11T を使用している。

上記の各種締付け法による最終締付け時のボルト軸力はほぼ正規分布に従うので、それぞれの締付け法による締付け精度は、変動係数 v_N を比較することで相対的に評価できることになる。ただし、この場合各グループごとに継手の詳細、ボルトの等級および首下長さが異なることによる導入軸力への影響は無視している。グループ I は締付け機器の違いはあるものの、いずれも最終締付け平均ボルト軸力に対して v_N は 6~14% の範囲のばらつきを示した。一方、グループ II では 3~5%、グループ III に至ってはわずか 2% のばらつきしか

Table 9 Measured bolt tension obtained from field test

Group	Member	Tightening equipment	Position	Bolt		Number of pieces	Final tightening (t)		
				Designation	Length (mm)		$\bar{N}$	σ	v_N
I ¹⁾	Girder G ₁	Torque wrench (8 500DBE)	UF	F11T W7/8	70	12	20.1	1.8	8.96
			MU		65	12	21.2	2.0	9.43
			S		65	28	19.5*	1.2*	6.15
			ML		75	12	20.3	1.8	9.23
			LF		85	28	18.9	1.9	10.01
	Girder G _{1'}	Hydraulic wrench (T-120S)	UF	F11T W7/8	80	20	20.3	1.2	5.91
			MU		70, 80	12	20.2	1.9	9.41
			S		70, 80	40	19.1	1.6	8.38
			ML		70, 80	12	19.7	1.5	7.61
			LF		125	56	20.3	1.1	5.42
	Girder G ₂	Impact wrench (5 340TO)	UF	F11T W7/8	75	16	18.1	1.7	9.39
			MU		65	12	17.1	1.6	9.36
			S		65	28	18.0	2.5	13.89
			ML		75	12	17.2	2.4	13.95
			LF		95	32	18.0	1.7	9.44
	Girder G ₃	Impact wrench (K-N type)	UF	F11T W7/8	75	16	20.8	2.4	11.54
			MU		65	12	21.7	2.6	11.98
			S		65	28	20.8	2.2	10.58
			ML		75	12	21.7	1.3	5.99
			LF		95	32	19.6	1.2	6.12
II ²⁾	Girder G _N	Impact wrench (TN-25P)	UF	F10T M22	145	82	28.6	0.80	2.80
			MU		80	12	29.5	0.81	2.75
			S		75	71	30.0*	0.86*	2.87
			ML		80	12	29.2	0.83	2.84
			LF		135	66	27.9	1.39	4.98
III	Column G _N	Electric wrench (TW 22A)	UF	F10T M22	80	70	29.38	0.58	1.97
			W _M		80	47	29.09	0.59	2.03
			LF		80	59	29.26	0.57	1.95

MU : Upper moment plate S : Shear plate ML : Lower moment plate

示さず、締付け精度は本法、ナット回転法、トルク法の順になる。本法レンチによる締付けでは、

平均ボルト軸力はナット回転法と同程度に高く、しかも標準偏差はこんなに非常に小さい。

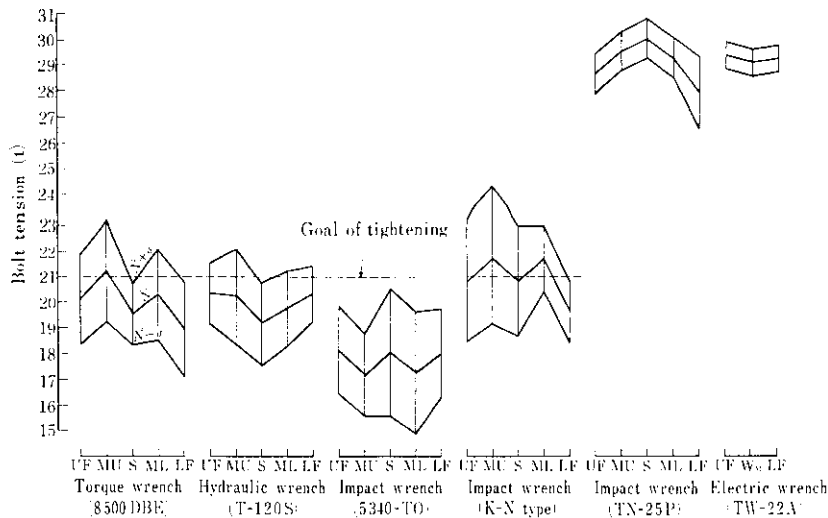


Fig. 8 Scattering of bolt tension by different tightening methods

なお、以上の標本値に基づき、各部材継手の測定位置ごとのばらつきの程度を平均軸力±標準偏差で視覚的に比較すれば、Fig. 8 となる。

これらの結果は、各締付け法に対する適正な設計ボルト軸力の算定に利用できるが、これについては後述する。

4. 実大継手の引張試験

4.1 静的強度

4.1.1 供試体と試験要領

上記現場実験を行った鉄骨柱の現場継手と同一スケールの供試体を製作し、すべり荷重、破断荷重を求め、設計応力と比較することにより継手の安全性について検討を加えた。

供試体は柱主材継手（Aタイプ）および柱ラチス材継手（Bタイプ）の2種類おのおの3体で、その詳細を Fig. 9 に示す。継手の高力ボルトはトルク法、耐力点検出法およびナット回転法により締付けた。実際の現場継手のすべり耐力は、摩擦面の処理が完全であれば継手純断面の引張耐力より大となることが予想されたので、継手ボルトをAタイプについては14本、Bタイプについては5本に減らした供試体ですべり試験を実施した。試験精度を高めるため、継手の左右部分の高力ボルトを別々の方法で締付け、導入ボルト軸力の大小を利用して、同一供試体で種々の締付け法によ

るすべり荷重を各2ケースずつ求め得るよう配慮した。また、すべり試験終了後、ボルト全数を再度本法で締付け破断荷重を求めたが、これらの試験は当社鋼構造研究所におけるオイルカプセル式1000 t 構造物試験機（東京都衡機製造所製）を用いて実施した。

なお、供試体継手摩擦面の処理は、Aタイプについてはショットブラストのあと自然発錆、Bタイプについてはサンダーがけのあと自然発錆とした。

4.1.2 結果と考察

実大継手静的すべり試験の結果を Table 10 に示すが、すべり係数はA・Bタイプ間での相違はあるものの、締付け法の相違の影響を受けずほぼ一定の値となった。A・Bタイプ間ですべり係数に差を生じた原因は種々考えられるが、そのうち最大のものは、A・B両タイプ間で摩擦面の状態が異なることである。

Aタイプ供試体は、フランジ・ウェブのスプライスプレートが破断したが、Bタイプ供試体では、フランジのスプライスプレートが破断し、同時にH形鋼のウェブがせん断破壊した。いずれのタイプともすべてのボルトが破断に対して安全であった（Photo. 3, 4 参照）。

次に、安全性に関する検討結果を Table 11 に示す。表中 P_a は次式で求める¹⁴⁾。

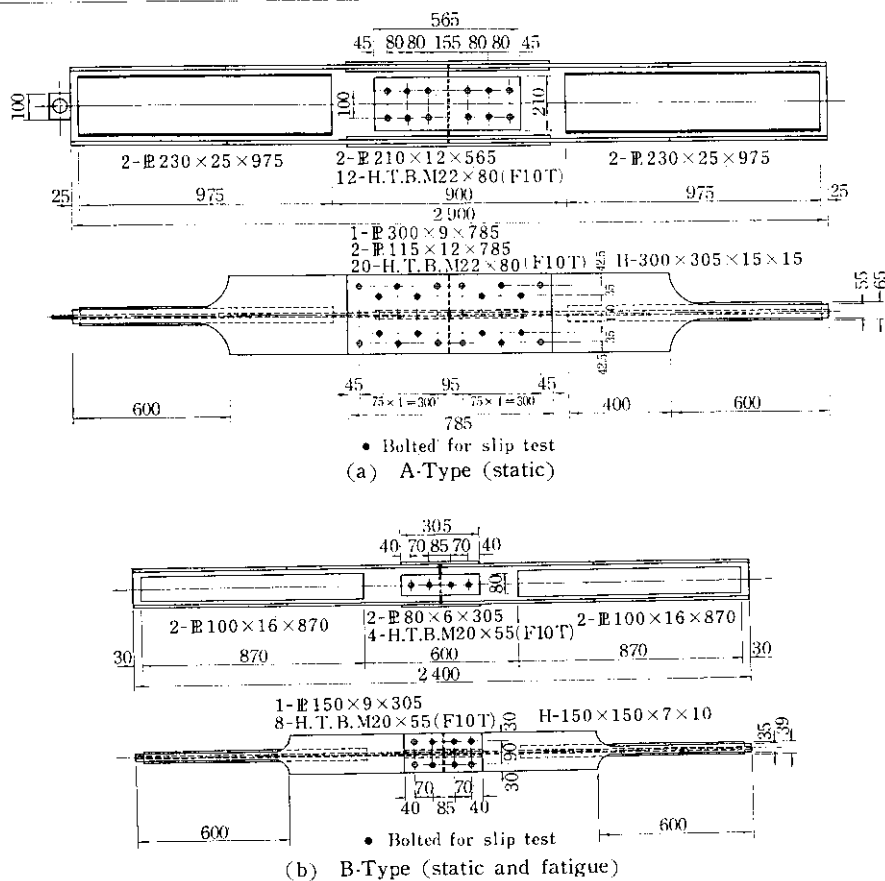


Fig. 9 Test specimens

Table 10 Slip test results with full-scale specimens

Test specimen	Tightening method	Number of faying surfaces	Bolt tension (t)	Slip load (t)	Slip coefficient
H-300 $\times 300 \times 15 \times 15$ F10T M22 $\times 80$					
A-1	Calibrated wrench	28	22.6	341.5	0.54
A-2	Slope detection	28	29.3	427.8	0.52
A-3	Turn-of-nut	28	29.5	439.0	0.53
H-150 $\times 150 \times 7 \times 10$ F10T M22 $\times 55$					
B-1	Calibrated wrench	6	18.2	47.8	0.44
B-2	Slope detection	6	23.4	64.8	0.46
B-3	Turn-of-nut	6	25.0	70.4	0.47

$$P_a = \frac{1}{\nu} f n \mu N_0 \quad (1)$$

ここに、

P_a : 許容すべり荷重 (t)

ν : 安全率 (長期 : 1.5, 短期 : 1.0)

f : ボルトのせん断面数

(単せん = 1, 複せん = 2)

n : 継手のボルト本数

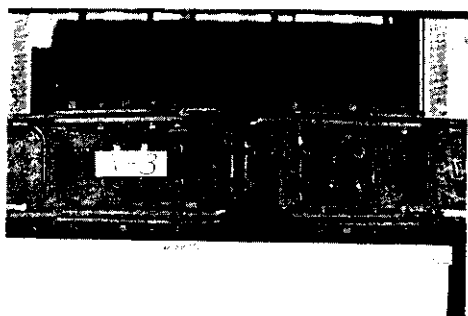


Photo. 3 A-type test specimen after fracture



Photo. 4 B-type test specimen after fracture

μ : すべり係数

N_0 : 設計ボルト軸力

(F10T M22 : 20.5t, M20 : 16.5t)

A・B両タイプのすべりに対する安全率は、締付け法にかかわらず1.0を超えており、継手の安全性は確保されている。さらに、最大設計応力に対しても一段と高い安全率を有する。締付け法の違いによる安全率の相違は明らかにボルト軸力に比例しており、本法により締付けた継手の安全率は従来一般的なトルク法に比して25~35%向上する。

同様に破断に対する安全性も十分であることが Table 11 より明らかである。

4.1.3 耐力点検出法による摩擦接合の リアビリティ

トルク法、ナット回転法および耐力点検出法による摩擦接合のリアビリティを、主すべり発生を基準にして検討する。構造物継手のリアビリティは作用する荷重と継手が保有する強度の両者によって判定されるが、ここでは、まず強度面のみに着目するものとする。すなわち、設計上の許容すべり荷重に対して、実際のすべり荷重がそれ以上となる確率を求める。

従来研究成果^{15,16)}に基づき、次の仮定を設ける。

- (1) ボルト軸力のばらつきは、正規分布に従う (Fig. 7 参照)。

Table 11 Comparison between experimental and calculated loads

Test specimen	Tightening method	P_c (t)	n	N (t)	μ	P_s (t)	P_a (t)	P_f (t)	$SF_{(s)}$	$SF_{(D)}$	$SF_{(1)}$	$SF_{(2)}$
H 300×305×15×15 F10T M22×80												
A-1	Calibrated wrench	334.8	52	22.6	0.54		634.6		1.32	1.90		
A-2	Slope detection	334.8	52	29.3	0.52	479.7	792.3	715.3	1.65	2.37	1.49	2.14
A-3	Turn-of-nut	334.8	52	29.5	0.53		813.0		1.71	2.45		
H 150×150×7×10 F10T M20×55												
B-1	Calibrated wrench	51.9	12	18.2	0.44		96.1		1.07	1.85		
B-2	Slope detection	51.9	12	23.4	0.46	89.10	129.2	145.4	1.45	2.49	1.63	2.80
B-3	Turn-of-nut	51.9	12	25.0	0.47		141.0		1.58	2.72		

P_c : Max. design load for compression

N : Design bolt tension

P_a : Slip load calculated by standard specification¹⁰⁾

P_s : Slip load calculated from test results

P_f : Fracture load (test results)

$SF_{(s)}$: Safety factor, P_s/P_a

$SF_{(D)}$: Safety factor, P_s/P_c

$SF_{(1)}$: Safety factor, P_f/P_a

$SF_{(2)}$: Safety factor, P_f/P_c

- (2) 継手のすべり荷重は、継手構成ボルトの軸力之和に比例する。
- (3) 摩擦面のすべり係数は、1 継手内では一定とし、継手間での変動は正規分布に従う。
- (4) すべり係数の変動係数を10%とする。

以上の仮定に基づけば、実際のすべり荷重 P_s も正規分布に従い、その平均値および標準偏差は次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} m_{Ps} &= f n m_{\mu} m_N \\ \sigma_{Ps} &= f \{ n(m_{\mu}^2 \sigma_N^2 + n m_N^2 \sigma_{\mu}^2) \\ &\quad + \sigma_{\mu}^2 \sigma_N^2 \}^{1/2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここに m_N , σ_N および m_{μ} , σ_{μ} はそれぞれボルト軸力およびすべり係数の平均値、標準偏差を示す。

一方、各締付け法による許容すべり荷重 P_a' を実験的に決定するため、現行規準指針¹⁴⁾に準じて次のように定義する。

$$P_a' = m_{Ps} / \nu \alpha \dots\dots\dots (3)$$

上式において、 ν は1.5(長期)または1.0(短期)、 α は導入ボルト軸力のリラクセーションに対する一種の安全率であって1.1とする。したがって、 P_s が P_a' を上回る確率 p は(2)(3)式を用い、次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} p &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{t_n}^{\infty} \exp\left(-\frac{t^2}{2}\right) dt \\ t_n &= \frac{P_a' - m_{Ps}}{\sigma_{Ps}} = \frac{10n\left(\frac{1}{\nu\alpha} - 1\right)m_N}{(101n\sigma_N^2 + n^2 m_N^2)^{1/2}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

本実験結果および従来の研究結果 (Table 8, 9 中※印) による下記の値

	m_N (t)	σ_N (t)
トルク法	19.5	1.20
ナット回転法	30.0	0.86
耐力点検出法	29.3	0.59

を(4)式に代入して、各締付け法によるすべり荷重が許容すべり荷重を下回る危険率 $1-p$ を比較すると Fig. 10 のようになる。

すなわち、危険率はボルト本数 n の増加につれて、 4.1×10^{-5} (長期) または 1.8×10^{-1} (短期) に漸近する。いずれの n に対しても、安全率は本法が最も高く、ナット回転法、トルク法の順に低

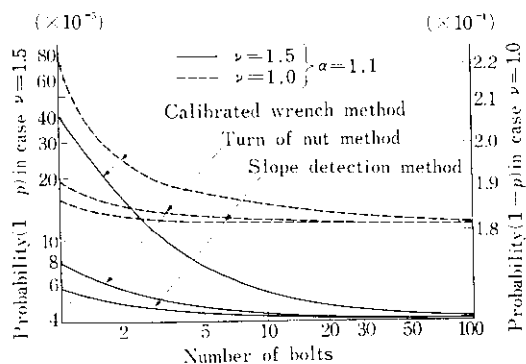


Fig. 10 Influence of the number of bolts in the tested joint on the undergoing probability below the allowable slip load

下する。

さらに、JIS で規定する設計ボルト軸力の算定式 $N = \gamma \min \sigma_y A_n$ に、耐力点検出法による設計ボルト軸力 $N = 29.3 / 1.1 = 26.6$ t, JIS で規定する最小降伏点応力 $\min \sigma_y = 90 \text{ kg/mm}^2$, ボルトの有効断面積 $A_n = 3.03 \text{ cm}^2$ (F10T M22) の諸値を代入すると材料の安全率 $\gamma = 0.98$ を得る。したがって、本法によれば、現行規定値 (トルク法) $\gamma = 0.75$ より許容値を30%以上割増することが可能となる。また、本法によるF10Tの設計ボルト軸力と現行トルク法によるF11Tのそれとを比較すれば、 $0.98 \times 90 : 0.75 \times 95 (= \gamma \cdot \min \sigma_y ; \text{F11T}) \doteq 1 : 0.8$ となることから現行F11Tで設計されている摩擦接合継手を本法によるF10Tで置き替えても何ら問題を生ぜず、かえって継手の安全性が高まると考えられる。

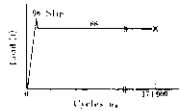
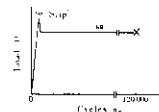
同様の考え方に基づき、米国においてもナット回転法に対して高い許容応力を与えようとする提案がなされている⁵⁾。今後耐力点検出法あるいはナット回転法によるF10Tを積極的に採用する方向で検討することが望まれる。

4.2 動的強度

4.2.1 供試体と試験要領

上記現場実験を行った鉄骨柱ラチス材継手と同一スケールのBタイプ供試体3体を製作し、継手のボルト全数を耐力点検出法により締付けた。この供試体を当社鋼構造研究所の移動型電気油圧式

Table 12 Fatigue test results of full-scale specimens

Test specimen	Loading patterns	n_c	P_s (t)	δ_y (mm)	σ_y (t/cm ²)
B-1		184 900	110	0.45	3.8
B-2		171 900	98	0.20	3.7
B-3		120 000	98	0.22	3.7

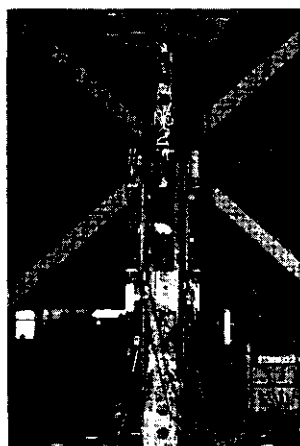
 n_c : Number of cycles to failure P_s : Slip load of fatigue test δ_y : Displacement after slip σ_y : Stress in splice plate after slip

Photo. 5 Fatigue test of B-type specimen

疲労試験機(三菱重工業製 容量 ± 100 t)により, Table 12 に示す 2 種類の荷重パターンで繰返し載荷し, 静的・動的すべり耐力, 各荷重ステップごとのすべり量および部材各部の応力を計測した。すべり量は, フランジ 4 ケ所, ウェブ 2 ケ所に取付けた電気変位計 (G. L. 100mm) により, また部材各部の応力は, フランジに 4 ケ所, ウェブに 2 ケ所貼付した W.S.G. により計測した。

なお, 供試体左右のひずみ値の平均化を図ることにより, 供試体の荷重偏心を避けた (Photo. 5 参照)。

4.2.2 結果と考察

試験結果を Table 12 に示す。すべり荷重は載荷履歴によって異なったが, これは繰返し荷重により摩擦面がなじみ, 結果的に供試体 B-1 のすべり荷重は, B-2, 3 のそれに比べて大きくなったものと推察される。

また, すべり発生後, およそ 120 000~184 000 回の繰返し荷重により, 母材 H 形鋼の溶接補強添板部のフィレット近傍より亀裂が発生し破断したが, 接合部スプライスプレートおよびそのボルトには, 何ら変形, 破断を生じなかった。一方, 継手のすべり量がすべり発生より亀裂発生までほぼ一定であったことから判断して, 継手は摩擦接合の状態からほとんど支圧接合の状態に移行しているものと考えられるが, 本実験の結果より, 継手は支圧接合の状態でも十分な耐疲労特性を有しているといえよう。

5. あ と が き

耐力点検出法に関して明らかになった事項を以下に列挙する。

(1) 施工性

(a) レンチは全体的に軽量なので, 特に高所作

業における安全性が卓越しており移動も容易である。また騒音レベルも低い。

- (b) 締付け能率は約1000本/台・日で従来の他の1度締めの方法と大差なかった。しかし、本工事の特殊性を考慮すれば通常のビル建設の場合は1500~2000本程度の締付けが可能であると考えられる。さらに記録計を併用すると、締付け検査を省略でき、管理面の大幅なコストダウンが図れる。

(2) 締付け精度

- (a) 締付け位置や締付け姿勢が、2次締め軸力に与える影響は皆無である。
- (b) 1次締め軸力のばらつきが大きいにもかかわらず、2次締め軸力のばらつきが非常に小さく、きわめて精度が高い。
- (c) 現行規準・指針¹³⁾によれば、締付け法にかかわらず設計ボルト軸力は、一定であるが、耐力点検出法による場合導入ボルト軸力がトルク法に比べて高く、またそのばらつきも小さいので、設計ボルト軸力を約30%アップしても同等の安全性が保障される。

(3) 実大継手の静的・動的強度

- (a) すべり係数は供試体A・Bタイプ間での相違はあるものの、締付け法によらずほぼ一定の値となった。

- (b) 本法によって施工された継手は、すべりおよび破断に対して十分な安全性を有する。

- (c) 建築の短期荷重に相当する範囲の繰返し荷重に対して、すべり発生後、継手は支圧接合の状態でお十分な耐疲労特性を有する。

(4) その他

- (a) 川鉄ハイテンションボルト (F10T M20, M22) の機械的性質はきわめてばらつきが小さく、かつ変形能に富むので本法に適用してその特性を十分発揮できる。
- (b) 継手部ボルト全数締付け完了時の軸力のリラクセーションは、締付け直後の2%以下で、許容耐力から判断して問題ない。
- (c) 本法による締付けは、1次締めトルク1500kg・cmからナット回転角を125°にしたことに相当し、一般的なナット回転法の回転角180°より小さく、破断に対する安全性が高い。

本研究を実施するにあたり、京都大学工学部建築学科金多潔教授には種々有益なご指導を賜った。また、清水建設㈱、㈱片山鉄工所、川崎重工業㈱、三菱電機㈱、日本ファスナー工業㈱の関係各位ならびに当社プロジェクト営業部大阪土木グループ村田勝弘課長には、実験の際多くのご協力をいただいた。ここに記して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 西村昭, 田井戸米好, 瀬良茂, 穂積重臣, 三谷哲夫: 現場締め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, 1~9
- 2) 長谷川貢, 山崎信之, 明石重雄, 佐々木一彦: 摩擦接合用高力ボルトの締付け管理方式, 土木技術, 20 (1965) 9, 36-44
- 3) 西村昭, 田井戸米好, 瀬良茂, 穂積重臣, 小沢健作: TCボルトの導入軸力の大きさとバラツキについて, 第18回橋梁構造工学研究発表会講演集, (1971), 101~104
- 4) 盛岡純一, 石渡正夫: 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, 第21回構造工学シンポジウム講演集, (1974), 119~126
- 5) John W. Fisher, John H.A. Struik: Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints, (1974), [John Wiley & Sons]
- 6) 西村昭, 秋吉俊男, 灰川昭三: 安定した軸力をうる高力ボルト締付け機器について, 土木学会第29回年次学術講演概要集I-98, (1974), 208~209
- 7) 菊川春三, 盛岡純一, 近島芳夫, 石渡正夫: 高力ボルトナット回転法の鉄道橋への適用, 川崎製鉄技報, 7 (1975) 1, 116~128
- 8) 日本鋼構造協会: 高力ボルト接合, (1972), 279
- 9) 日本鋼構造協会接合小委員会ボルト強度班: 高力ボルト暴露試験その後の経過, JSSC, 7 (1971) 72, 55~57;

- 9 (1973) 87, 40~43; 10 (1974) 105, 34~36; 11 (1975) 120, 11~12
- 10) 佐々木徹, 峰公雄, 倉橋速生, 浅川貞夫: 高力ボルト用鋼 KF11T の材質について, 川崎製鉄技報, 7 (1975) 3, 47~59
- 11) 大野恭秀, 藤井博巳, 関野昌蔵: Bの分布と水素の透過能, 鉄と鋼, 59 (1973) 4, 140
- 12) 日本鋼構造協会: ボルトの変形能に関する研究, JSSC, 6 (1970) 11, 1~29
- 13) 内山茂樹, 中垣光弘: 橋梁工事における騒音・振動, 橋梁と基礎, 8 (1974) 4, 1~8
- 14) 日本建築学会: 高力ボルト接合・設計施工指針, (1972), [日本建築学会]
- 15) 西村昭: 高力ボルト摩擦接合の迂り耐力変動について, 土木学会論文報告集, (1971) 187, 37~47
- 16) 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, 17~22

