

長締めボルト引張接合のボルト軸力

BOLT AXIAL FORCE OF TENSION-TYPE CONNECTION BY LONG BOLTS

西脇威夫\* 増田陳紀\*\* 皆川 勝\*\*\* 黒田充紀\*\*\*\* 鈴木康弘\*\*\*\*\*

By Takeo NISHIWAKI, Nobutoshi MASUDA, Masaru MINAGAWA, Mitsutoshi KURODA and Yasuhiro SUZUKI

Tension-type connections by long bolts are not commonly used for bridge constructions in Japan now, and the behaviours of these type connections had not systematically been studied. The purpose of this paper is to provide fundamental behaviours of this type connection by experimental study, especially about the bolt axial force. The relation between the bolt axial force and contact surface conditions were studied. And, cyclic loading tests whose maximum cyclic number was two millions and relaxation tests were carried out.

1. まえがき

ボルト軸方向に外力が作用する引張接合は、わが国では吊橋や斜張橋の主塔と下部構造との接合など用いられているが、他の構造部分にまれに用いられることはあっても、実施例は多いとは言いがたい。現行の道路橋示方書には、若干の検討項目が示されてはいるが、その結果の設計への適用などについては明瞭に示されていないこともあり、この形式の継手は、上述のように各種の接合部に用いられているとは言いがたい。しかし、海外における実施例<sup>1)2)</sup>に見られるように、この形式が適当である構造部分に用いられれば、構造の簡易化、施工期間の短縮などの長所を発揮しうる。吊橋や斜張橋の主塔の接合に用いられれば、摩擦接合に比べて美観上および施工期間の短縮において優れており、現場溶接と比べれば施工期間は短縮され、現場溶接のための設備が不用となるとともに施工が容易であることにおいて大いに優れている。

従来この形式の接合に関しては、施工に先だってその構造の安全性を確認するための多くの実験的研究<sup>3)</sup>が行なわれてきた。一方、著者らはこの継手の基本的な挙動を系統的に検討してきた<sup>4)5)6)7)8)9)10)</sup>

本論においては、これらの研究のうち、Fig.1に示す構造を持つ試験体を用いて行なった実験的研究結果のうち、特にボルトに生ずる軸力について報告する。

---

*	工博 武蔵工業大学教授	工学部土木工学科	(〒158 東京都世田谷区玉堤1-28-1)
**	工博 武蔵工業大学助教授	工学部土木工学科	(〒158 東京都世田谷区玉堤1-28-1)
***	工博 武蔵工業大学助手	工学部土木工学科	(〒158 東京都世田谷区玉堤1-28-1)
****	武蔵工業大学大学院学生	土木工学専攻	(〒158 東京都世田谷区玉堤1-28-1)
*****	工博 桜田機械工業(株)取締役市川工場長		(〒272 千葉県市川市二俣新町21)

## 2. バネモデルによる付加軸力の計算と問題点

Fig.1に示す継手のボルトに外力により付加される軸力は、Fig.2に示すバネモデルに置換して求められることが示されている<sup>3)</sup>。すなわち引張荷重  $F$  が継手に作用するとき生ずるボルト付加軸力  $B_a$  は

$$B_a = \alpha F \quad (1)$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{K_{RIB}}{K_{BOLT}} + \frac{K_{RIB}}{K_{ANC}}} \quad (2)$$

上式において  $K_{BOLT}$  の数値は継手の諸寸法が決まれば容易に計算できる。一方、 $K_{ANC}$  は板厚が支間長に比べて大きく、板のリブプレート上での支持条件が明確でないため数値計算を明らかにし難い。また、 $K_{RIB}$  は継手寸法から容易にその数値を算出することができるが、リブプレートおよび母材の断面積をそのまま用いて良いかは、リブプレート内のひずみ分布などから疑義が持たれる。このようなことから(2)式より求めた  $\alpha$  の値は必ずしも実験値と一致しない<sup>1,2)</sup>。阿部らは実験値に基づき、母材およびリブプレートの有効断面積を推定する方法を示すとともに、 $K_{ANC}$  についての上記の問題の解決策としてボルト伸剛性修正係数  $\gamma$  を導入した<sup>3)</sup>。

(1)および(2)式は、 $B_a$  が  $F$  に関して線形であることを示しているが、3 (5) に示すように、それらは非線形関係を示す。これの一因としては、接触面における荷重の伝達状況がある。(1)および(2)式による限り接触面での力の伝達状況をボルトに生ずる付加軸力に考慮することはできない。接合面での力の伝達は接触面の接触状態によって支配され、それは面の状態(平面度・表面あらさなど)および引張荷重の増加によって生ずるエンドプレートの変形状態などにも関係する。

## 3. 実験概要

### (1) 試験体と測定項目

試験体はすべてSM41を用いて製作され、ボルトはF10T, M20を用いた。ボルトの初期導入軸力は、143KNであり、現在摩擦接合でF8T, M20で用いられている数値である。試験体の分類をTable 1に示す。C-NS-87およびD-NS-87は接合面を持たない試験体であり、面タッチ率100%の接合部をモデル化したものであり、2.において述べた接触面の状態から生ずる現象を消去

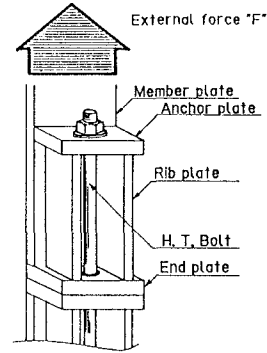


Fig.1 Connection detail

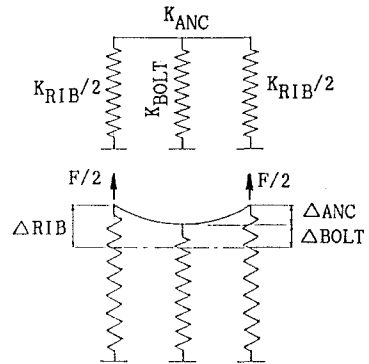


Fig.2 Spring model

Table 1 Designation and characteristics of test specimens

Specimens	$t_{RIB}$ (mm)	$B_0$ (KN)	Roughness ( $R_{max}$ , $\mu m$ )	Flatness ( $\mu m$ )	Contact surface conditions
C-NS-87	10	143.0	-	-	No-contactface
D-NS-87	25	143.0	-	-	No-contactface
C-60-87	10	143.0	59	64	Finished
C-45-85	10	143.0	46	87	Finished
C-20-85	10	143.0	22	33	Finished
D-65-87	25	143.0	66	76	Finished
D-30-85	25	143.0	28	76	Finished
D-20-85	25	143.0	20	35	Finished
C-NF-87	10	143.0	-	778	Not-finished
D-NF-87	25	143.0	-	547	Not-finished

することを目的とした試験体である。試験体の寸法形状をFig.3に示す。

測定項目は、ボルトのひずみ・エンドプレートの離間量および接触面積とした。ボルトひずみはFig.4(a)に示すように、ボルト軸部に4枚の1軸ひずみゲージを貼付し、デジタルひずみ計（TDS-301、精度0.05%、分解能 $1 \times 10^{-6}$ ）で測定した。エンドプレート間の離間量はクリップ型変位計をFig.4(b)に示すように配置してデジタルひずみ計を用いて測定した。

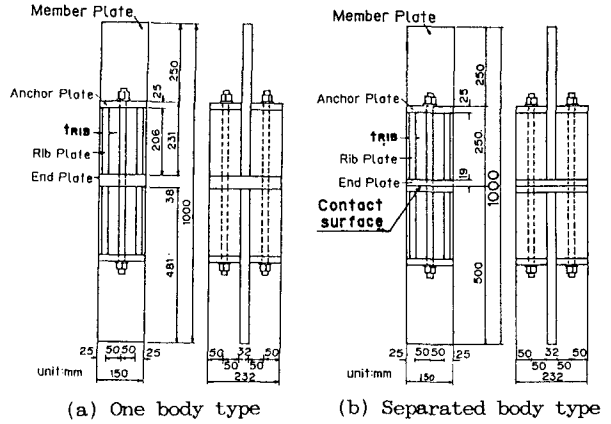


Fig.3 Configurations of test specimens

### (2) 載荷実験

載荷のパターンは Fig.5に示すように、静的に繰返す「パターン1」と周波数300~330r.p.mで 200万回繰返す「パターン2」の2種類であり、何れも載荷の上限は初期導入ボルト軸力との90%に相当する荷重とした。「パターン2」における実験では、測定時には試験機を停止して諸測定を行った。試験機は武蔵工業大学構造実験棟に設置されているバルセータ型±50ton万能疲労試験機を用いた。

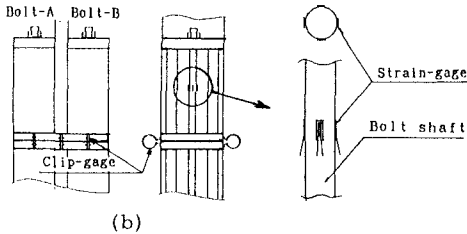


Fig.4 Arrangement of strain-gages and clip-gages

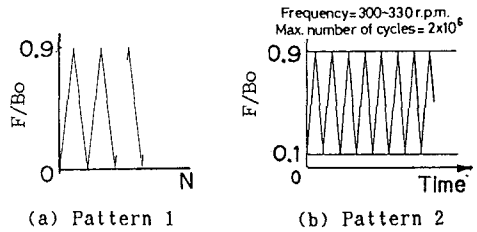


Fig.5 Loading patterns

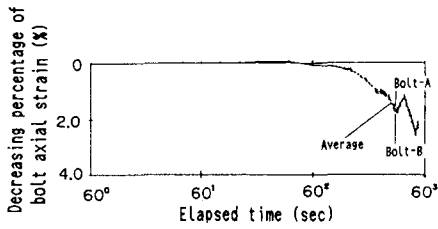
### (3) 時間経過によるボルト初期軸力の減少

初期軸力導入後24時間~48時間にわたってボルトひずみおよび気温を測定した。ボルトは新品を使用した。測定は、締付け作業終了後30秒、1分、2分、4分、8分、25分、1時間、2時間経過時に行い、これ以降は2時間おきに行った。

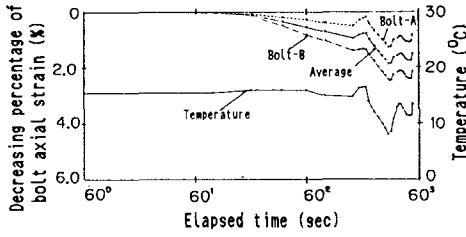
その結果をFig.6に示す。ボルトひずみは接合面の無いD-NS-87が最も減少率が小さく、溶接したままの状態のD-NF-87が最も大きい、この場合でも最大5%程度である。

### (4) 繰返し荷重によるボルト軸力の減少

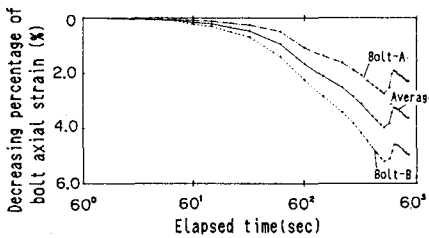
繰返し載荷試験はC-45-85、D-30-85試験体について「パターン2」により行った。ボルトは数回軸力導入と解除を繰り返したものを使用した。これは、(3)で述べたような時間経過によるボルト軸力の減少を可能な限り除去し、繰返し荷重による減少量のみを得るための配慮である。載荷繰返し数~ボルト軸力減少率関係をFig.7に示す。何れも200万回載荷後の減少率は0.5%以下である。



(a) D-NS-87



(b) D-65-87



(c) D-NR-87

Fig.6 Decrease of initial bolt axial strain

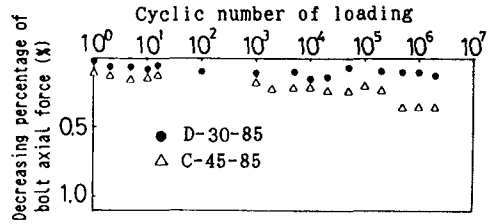
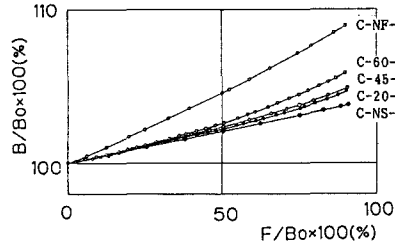
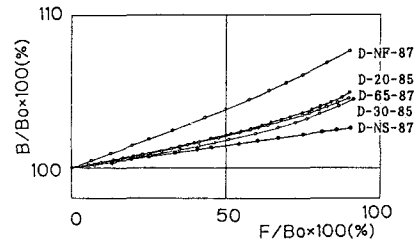


Fig.7 Decrease of initial bolt axial force (loading pattern 2)



(a)  $t_{RIB}=10\text{mm}$



(b)  $t_{RIB}=25\text{mm}$

Fig.8 Relationship between external force and bolt axial force

(5) ボルト付加軸力

Fig.8(a)(b)にボルトひずみを軸力に換算し、ボルト初期軸力に対するボルト軸力の百分率と荷重との関係を示す。

(6) 接触面の状態

接触面の状態はJISに定められる表面あらさ<sup>11)</sup>および平面度<sup>12)</sup>によって示した。表面あらさは表面あらさ測定器(surftest201)により、平面度は3次元座標測定器(F-1006, 精度1 $\mu\text{m}$ )によった。Fig.9に示す48点の座標を測定し、最小2乗法によって求められた回歸平面に対する面外方向へのずれの最大値と最小値の差を平面度として示した。また、表面あらさは、接触面に切削加工を施した試験体について、10点平均あらさ(Rz)と最大あらさ(Rmax)を測定した。いずれも測定長さは8mmとした。Table 1に示された表面あらさと平面度の値は2接触面の平均値である。接触面の面外方向への凹凸に関する測定例をFig.10(a)(b)に示す。

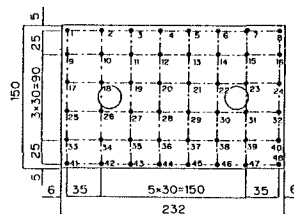


Fig.9 Measurement points for flatness

接触面の接触領域は、圧力測定用紙（プレスケル）を用いて、初期ボルト軸力導入時に測定した。接触領域の測定結果も併せて Fig.10(a)(b)に示した。

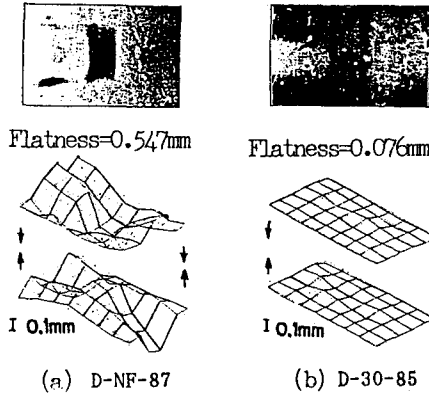


Fig.10 Contact surface conditions

#### 4. 数値解析概要

##### (1) 有限要素解析

要素分割を Fig.11に示す。ボルト部は実際のそれと伸剛性を合致させた円筒でモデル化して座金外周位置に配置した。リブ

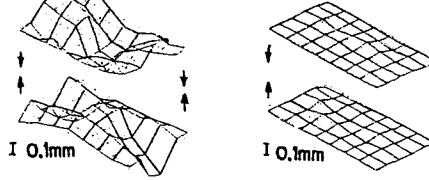


Fig.11 Element Division for FEM analysis

プレートおよび母材の端部の境界条件は全自由度拘束であり、これは試験体C-NS-87およびD-NS-87と等価である。対称条件を考慮して、接合部の1/8を対象とした。ボルト付加軸力は円筒の固定端に生じる反力  $B_R$  として得られる。ボルト付加軸力係数  $\alpha$  は  $\alpha = B_R / F$  で求められる。解析は、文献[13]で誘導された面内回転変位を節点変位として導入した、1節点6自由度で計18自由度を持つ応力仮定のハイブリッド法によって誘導された3角形板殻要素を基礎とする手法を用いた。

Table 2 Stiffness values for spring-model and values of  $\alpha$

Specimens	$K_{BOLT}$ (MN/m)	$K_{RIB}$ (GN/m)	$K_{ANC}$ (GN/m)	$\alpha$
C-NS-87	517	8.05	6.13	0.056
D-NS-87	517	13.5	7.70	0.035

##### (2) バネモデル解析

(1)式および(2)式により、ボルト付加軸力係数  $\alpha$  を推定した。対象とした試験体であるC-NS-87およびD-NS-87の各部剛性およびそれらより求められる  $\alpha$  の値を Table 2に示す。

#### 5. 実験結果とその考察

##### (1) 接触面の表面あらさ、平面度および接触面積

3(6)による表面あらさと平面度を示すものが Fig.12 である。表面あらさは接触面上の代表的な点で測定した JIS に定められる 10 点平均あらさ  $R_z$  を平均した数値である。図中の点線は測定値を最小 2 乗法により直線近似したものである。使用した表面あらさ測定器は小型で測定方法も簡単であるが、一方、平面度を測定するためには一般的に器械は大型になり、測定方法も簡単とはいえない。しかし、本測定結果によれば本研究に用いられた試験体の接触面の面積と面の状態に限れば、表面あらさより平面度を推定することが Fig.12 に示す式により可能である。

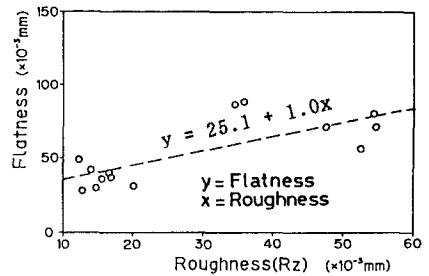


Fig.12 Relationship between Roughness and Flatness

エンドプレートの表面の平面度が良好であれば、接触面積の増大が期待され、さらに力の伝達が偏りなく行なわれるものと考えられる。この点から、Fig.13に平面度 - ( $A_{meas.} / A_{assum.}$ ) の関係を示す。  $A_{meas.}$  はプレスケ

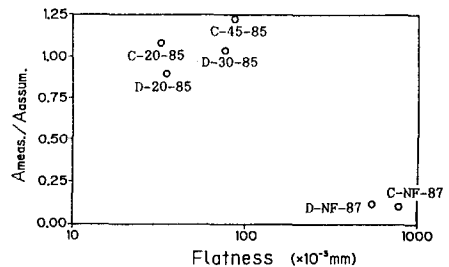


Fig.13 Relationship between Flatness and ( $A_{meas.} / A_{assum.}$ )

ールによる測定から得られた接触面の接触面積である。  $A_{assum.}$  は接触面積の仮定値であり、 Fig.14(b) に示す応力伝達の仮定によって得られた Fig.14(a) の縦線部の面積である。 Fig.13 から NF 試験体の場合は  $A_{meas.} / A_{assum.}$  はおよそ 0.1 程度であり、 切削加工した試験体の  $A_{meas.} / A_{assum.}$  の値はほぼ 1.0 付近にある。 切削加工を施すと、 ボルト初期軸力導入時には  $A_{meas.}$  はほぼ  $A_{assum.}$  と一致し、 ボルト初期軸力はほぼ Fig.14(a) に示す縦線部に分布しているものと見ることができる。

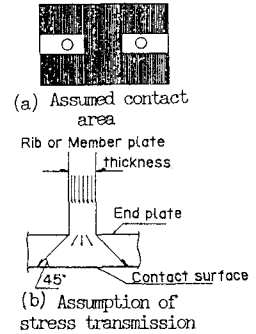


Fig.14 Assumed contact area

(2) ボルト付加軸力と接触面の状態

a) 接触面の仕上げとボルト付加軸力

$F = 0.9 B_0$  の場合の各試験体の  $B_A / B_0 \times 100 (\%)$  の測定値を Table 3 の第 2 列に示す。 接合面を仕上げた試験体では初期軸力の数パーセント以内に  $B_A / B_0$  がある。 荷重載荷によるボルト軸力の変動は軸力減少の一因となると考えられるが、 これらの試験体の 200 万回におよぶ繰返し荷重によるボルト軸力の減少がほとんど問題にならない量であることは Fig.7 に示したとおりである。 現在わが国のボルト継手の軸力導入にあたって見越している誤差の範囲の一例は  $\pm 4\% \sim \pm 7\%$  であるので、 荷重によるボルト付加軸力および繰返し荷重によるボルト軸力の減少はボルト軸力の誤差程度と考えることができる。 また、 この程度の応力範囲では疲労破壊の可能性は極めて低い。 一方、 NF 試験体では誤差の範囲を超えている。 また、 Fig.8 および Table 3 より、 表面あらさを良くしても、 ボルト付加軸力は必ずしも低減しないことがわかる。 Fig.13 も参照すれば、 本試験体の大きさに限れば接触面の仕上げは  $R_{max} = 60 \mu m$  程度で差し支えないと考えられる。  $R_{max} = 60 \mu m$  は、 図面における仕上げの▽記号が 1 つの状態<sup>11)14)</sup>であり、 比較的あらい状態である。

Fig.13 によれば、 NF 試験体の場合は  $A_{meas.} / A_{assum.}$  はおよそ 0.1 程度であり、 接触面で荷重伝達に期待される面積の 1 割程度が働いているにすぎない。 (1)式および(2)式によれば NF 試験体の  $K_{rib}$  は接触面積が小さいことから NS 試験体のそれより小さく、 NF 試験体ではボルト付加軸力  $B_A$  の増大が予想できる。 一方、 切削加工を施した試験体の  $A_{meas.} / A_{assum.}$  の値はほぼ 1.0 付近にあるが、  $F / B_0 = 90\%$  におけるボルト付加軸力は、 NS 試験体に比べて約 1.3 ~ 1.9 倍程度大であることが Table 3 よりわかる。 Fig.15 にエンドプレート端部の離間量を示す。 同図はエンドプレートの接触状況がボルト初期軸力導入時から荷重載荷によって変化してゆく状況を示しており、 これが(2)式の  $K_{rib}$  を変化させていると同時に離間がボルトの伸びを増大させていると考えられる。  $K_{rib}$  を求めるにあたり母材とリブプレートの断面積の和が、 荷重の大きさによらず全て有効とすることが必ずしも妥当でないことを示す測定結果の 1 つである。

b) ボルト付加軸力の非線形性と接触面の仕上げ

(2)式によれば、 荷重とボルト付加軸力の関係は直線になるが、 Fig.8 では、 加工済み試験体および NF 試験体のボルト付加軸力には荷重に対して非線形性が認められる。 Table 4 に、 これらの実験結果を最小 2 乗法によって(3)式の 2 次式に近似した場合の各係数の値を、  $F / B_0 = 0 \sim 50\%$  および  $0 \sim 90\%$  とした場合について示す。

Table 3  $B_A / B_0$  due to  $0.9 B_0$ -load

Specimens	$B_A / B_0 (\%)$	Ratio
C-NS-87	3.8	1.00
C-20-85	4.8	1.26
C-45-85	4.9	1.29
C-60-87	5.9	1.55
C-NF-87	9.0	2.36
D-NS-87	2.6	1.00
D-20-85	5.0	1.92
D-30-85	4.5	1.73
D-65-87	4.6	1.77
D-NF-87	7.6	2.92

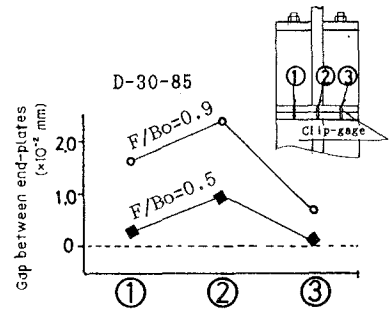


Fig.15 Gap between end-plates

$$y = a + bx + cx^2 \quad (3)$$

ここで、 $y = B/B_0$ 、 $x = F/B_0$

Table 4の、最右欄  $\{cx^2/(bx+cx^2)\}$  (%)は、近似されたボルト付加軸力曲線の2次項が全ボルト付加軸力に占めるパーセンテージを示している。この値が大きくなるにつれて非線形性が大きいと定義すれば、面タッチ率100%の接合部をモデル化したNS試験体は線形を示し、切削加工した試験体およびNF試験体は共に非線形性を示し、その程度は前者のほうが大きいといえる。Fig.16は荷重-ボルトひずみ・離間量関係の一例である。離間の進行とボルト軸力の非線形性との間に関係があることがわかる。

切削加工した試験体の係数bの値はNS試験体のそれとかなり近くなっている。これは、荷重の伝達様式が加工したことによってNS試験体のそれに近づいたものと思われる。NF試験体のb値は $F/B_0 = 0 \sim 50\%$ でもNS試験体に比べて2倍以上となっており、NS試験体と荷重の伝達様式が異なっていると考えられる。

荷重载荷によって接触状態が変化することをa)で示したが、 $F/B_0$ が $0 \sim 50\%$ の場合のc値に比べ、 $0 \sim 90\%$ の場合のそれが大きくなることに、それが現われているものと思われる。

### c) ボルト付加軸力係数

Table 5の第2列に $F/B_0 = 0 \sim 50\%$ における係数bの値、第3列にTable 4のそれぞれの係数を用いた各xの値における割線係数、第4列にバネモデルによる $\alpha$ の値、そして第5列に4(1)で述べた有限要素

解析による $\alpha$ の値を示す。有限要素解析による $\alpha$ は、解析対象とした試験体C-NS-87およびD-NS-87のbの値にほぼ一致している。しかしバネモデルによる $\alpha$ は、2.で述べたように接触面の影響を含まず、2つの試験体のbの値より1.2~1.3倍程度大きな値となっている。また、第3列に示す割線係数の値はC系列試験体を切削加工した場合にはバネモデルによる値に近いが、D系列試験体では1.3~1.5倍である。これは、(2)式によってボルト付加軸力を求めるためには $K_{RIB}$ などの評価方法にリブプレート内のひずみ分布や接触面における力の伝達状況を考慮しなければならないことを示している。

Table 4 Regression analysis of relationship between F/Bo and B/Bo by quadratic equation

Load Range	Specimens	F/Bo(%) (x)	a	b	c	$\{cx^2/(bx+cx^2)\}$ (%)
F/Bo=0~50%	C-NS-87	50.1	99.9	0.042	0.0000	0
	C-20-85	50.3	100.0	0.043	0.0001	10
	C-45-85	50.2	100.0	0.046	0.0000	0
	C-60-87	50.7	100.0	0.043	0.0002	19
	C-NF-87	50.2	100.0	0.086	0.0001	6
	D-NS-87	50.4	100.0	0.028	0.0000	0
	D-20-85	50.0	100.0	0.036	0.0001	12
	D-30-85	51.0	100.0	0.029	0.0001	15
	D-65-87	49.9	100.0	0.032	0.0002	24
	D-NF-87	50.2	100.0	0.069	0.0001	7
0~90%	C-NS-87	90.5	100.0	0.042	0.0000	0
	C-20-85	89.9	100.0	0.037	0.0002	33
	C-45-85	90.3	100.1	0.039	0.0002	32
	C-60-87	90.0	100.1	0.035	0.0003	44
	C-NF-87	90.1	100.0	0.082	0.0002	18
	D-NS-87	90.8	100.0	0.029	0.0000	0
	D-20-85	90.6	100.1	0.027	0.0003	50
	D-30-85	91.4	100.1	0.017	0.0003	62
	D-65-87	89.6	100.0	0.028	0.0002	39
	D-NF-87	90.1	100.0	0.066	0.0002	21

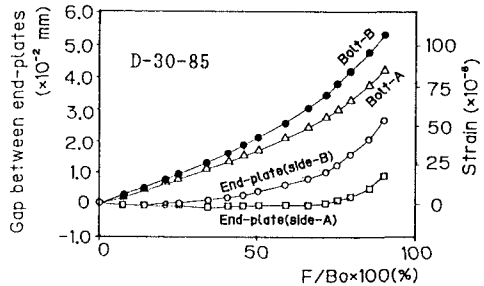


Fig.16 Relationship of external force versus bolt strain and gap between end-plates

Table 5 Coefficient 'b' from Table 4 and  $\alpha$  by analyses

Specimens	Experiment		$\alpha$ by analyses	
	'b' in Table 4	Secant at x=90% in Table 4	Spring M.	FEM
C-NS-87	0.042	0.042	0.056	0.043
C-20-85	0.043	0.055		
C-45-85	0.046	0.056		
C-60-87	0.043	0.062	0.035	0.026
C-NF-87	0.086	0.100		
D-NS-87	0.028	0.029		
D-20-85	0.036	0.054		
D-30-85	0.029	0.045		
D-65-87	0.032	0.046	0.069	0.078
D-NF-87	0.069	0.078		

## 6. まとめ

長締めボルト引張接合のボルト軸力挙動およびそれと接触状態との関係を検討した。得られた主な結論は次のとおりである。

- (1) ボルト付加軸力と荷重の関係は、必ずしも線形にはならず、(2)式の $K_{RIB}$ は定数ではない。したがって(2)式によってボルト付加軸力を推定する場合には、リブプレート内のひずみ分布などを評価する必要がある。
- (2) 本論で用いた試験体のうち切削加工を施し表面あらしを $R_{max} = 60 \mu m$ 以下に仕上げたものの場合、ボルト付加軸力の大きさは現場でのボルト軸力の管理精度内である。
- (3) 表面あらしは $R_{max} = 60 \mu m$ でも、 $20 \mu m$ でもボルト付加軸力の大きさにはほとんど影響しない。
- (4) 繰返し荷重によるボルト初期軸力の減少は、接触面に切削加工が施されている場合には0.5%以内である。
- (5) ボルト初期軸力導入後に時間経過とともに減少するボルト軸力は、初期軸力の数%以内である。
- (6) 接触面に切削加工が施されている場合には、ボルト初期軸力は接触面にほぼ一様に伝達される。
- (7) 本論で行なった切削加工の範囲では、表面あらしで平面度を推定することが可能である。

## 謝 辞

武蔵工業大学構造実験棟の仲宗根茂技士補には実験の実施にあたり、また、飯田満、小泉勝則、関口紀隆、三浦昭一郎、村上範行ならびに吉松徹各氏には卒業研究として協力を得た。ここに記して感謝の意を表する。

## 本論で用いた記号

- F : 荷重 (引張が正)
- B : ボルト軸力  $B = B_0 + B_R$
- $B_0$  : ボルト初期軸力
- $B_R$  : 荷重載荷によるボルト付加軸力
- $\alpha$  : ボルト付加軸力係数  $\alpha = B_R / F$
- $K_{BOLT}$  : ボルトの伸剛性  $K_{BOLT} = E \cdot A_{BOLT} / l_{BOLT}$
- $K_{RIB}$  : リブプレートおよび母材の伸剛性  $K_{RIB} = E \cdot A_{RIB} / l_{RIB}$
- $K_{RNC}$  : リブプレートのたわみ剛性
- E : ヤング係数
- $A_{BOLT}$  : ボルトの断面積の和
- $A_{RIB}$  : リブプレートおよび母材の断面積の和
- $l_{BOLT}$  : ボルトの有効長 (ナット内側長)
- $l_{RIB}$  : リブプレート長
- $\gamma$  : ボルト伸剛性修正係数
- $t_{RIB}$  : リブプレートの板厚
- $R_z$  : JIS B 0601 に定められている10点平均あらし
- $R_{max}$  : JIS B 0601 に定められている最大あらし
- $A_{assum.}$  : 接触面の接触面積の仮定値 (Fig.14(b)に示す仮定によって計算されたFig.14(a)に示される縦線部の面積)
- $A_{meas.}$  : フレスケル測定によって得られた接触面の接触面積



## 試験体の記号

C : $t_{RIB} = 10\text{mm}$	- NS : 接触面がなく一体式	- 87 : 1987年度製作
D : $t_{RIB} = 25\text{mm}$	- NF : 接触面未加工	- 85 : 1985年度製作
	- 60 : $R_{max} = \text{約}60\mu\text{m}$	

## 参考文献

- 1) Hyatt, K. E. : Severn Bridge, Fabrication and erection, Proc. Instn. Civil Engineers, 60, pp.503-530,1976.
- 2) 住友重工(株) : アゲミヤ橋, 橋梁と基礎, Vol.18, No.3, pp.1-9, 1984.
- 3) 日本鋼構造協会接合小委員会 : 鋼構造接合資料集成—リベット接合・高力ボルト接合—, 技報堂出版(株), 1977.
- 4) 堀江, 西脇, 増田 : 高力ボルト引張接合・長締め形式に関する研究, 土木学会第39回年次学術講演会 I 部門, pp.309-310,1984.
- 5) 堀江, 西脇, 増田 : 高力ボルト引張接合・長締め形式に関する研究(その2), 土木学会第40回年次学術講演会 I 部門, pp.929-930,1985.
- 6) 西脇, 増田, 皆川 : 高力ボルト引張接合・長締め形式に関する研究(その3), 土木学会第41回年次学術講演会 I 部門, pp.563-564,1986.
- 7) 西脇, 増田, 皆川 : 高力ボルト引張接合・長締め形式に関する研究(その4), 土木学会第42回年次学術講演会 I 部門, pp.514-515,1987.
- 8) Nishiwaki, T., Masuda, N., Minagawa, M., and Suzuki, Y., : High strength bolt joints subjected to cyclic tensile loading, The first east asian conference on structural engineering and construction, Vol.2., pp.1219-1230,1986.
- 9) 西脇, 増田, 皆川, 鈴木 : 高力ボルト引張接合・長締め形式に関する研究, 第17回日本道路会議一般論文集, pp.814-815,1987.
- 10) 黒田, 西脇, 増田 : 長締めボルト引張接合の応力挙動, 土木学会第43回年次学術講演会 I 部門, pp.560-561,1988.
- 11) JIS B 0601「表面あらさの定義と表示」, 1982,1987確認
- 12) JIS B 0621「幾何偏差の定義及び表示」, 1984.
- 13) 吉田, 雨宮, 増田 : 立体構造解析のための薄板有限要素, 土木学会論文報告集, 第211号, pp.19-29, 1973.
- 14) 土木製図基準, 土木学会, pp34, 1976.

(1988年10月12日受付)