

# 高力ボルト引張接合・長締め形式の接合部長とボルト配置について

西脇威夫\*・黒田充紀\*\*・増田陳紀\*\*\*

高力ボルト引張接合・長締め形式の接合部長さとボルト配置について、数値解析的に検討した。長締め形式の挙動は、各部の寸法および複数のボルトを配置する場合のボルト間隔によって支配される。代表的な挙動をパラメトリックに有限要素法を用いて解析し、合理的な接合部長さおよびボルト間隔を無次元化された形状パラメータ値によって示した。

**Keywords :** high-strength bolt, length of joint, alignment of bolts, bolt axial force, parametric analysis

## 1. はじめに

土木構造物に高力ボルト引張接合を用いやすくするために引張接合についての設計基準の整備が望まれ、それに関する調査・研究が、いくつかの学協会などで最近行われている。引張接合は、高力ボルトの大きな引張強度を有効に活用することができることから、わが国でも建築分野では用いられてきた<sup>1),2)</sup>が多くは短締め形式であった。引張接合のもう一つの形式である長締め形式は大型構造物の重要接合部に対して利点が多いと考えられるが、それに対する設計規定などは、現行のBS, DIN, AASHTO などにも見あたらない。そのようなことから設計法の基準化が望まれているが、従来長締め形式に関する研究は少なく、規定の基礎となり得る研究成果は乏しかった。

長締め形式に対して著者らは数年来検討を行ってきた。まず引張接合・長締め形式において最も基本的と考えられる接合部構造におけるボルト軸力と継手面状態との関係<sup>3)</sup>、および継手面状態と荷重伝達機構との関係<sup>4)</sup>を実験的に明らかにした。次いで、引張荷重によって生ずる付加ボルト軸力の推定方法をパラメトリックな数値解析的検討を通して提案した<sup>5)</sup>。

これまでの研究で、継手面状態が応答に与える影響を含む接合部の基礎的な挙動は明らかにできたと考えているが、長締め形式接合部の挙動は、接合部の細部構造、寸法にも依存する。適切な接合部長さ、各部の寸法、母材面と平行に複数のボルトを配置する場合のボルト配置間隔など、実際にこの接合形式を使用するために検討すべき点はなお残されている。

本論では、まず、長締め形式の接合部長さについて検討する。次に、複数のボルトを母材面と平行に配置する場合のボルト間隔について検討する。

これらの検討は、著者らの実験結果<sup>3),4),6),7)</sup>を参照しながら数値計算によった。

## 2. 接合部の構造と形状パラメータ

### (1) 対象とした接合部の構造

対象とした接合部の構造を、Fig.1 に示す。(a) 図は、比較的小さい母材幅を持つ接合部で、これを Model-A とする。著者らが行った実験<sup>3),4),6),7)</sup>で用いられた試験体はこの構造である。(b) 図は半無限の幅を持つ母材を等間隔に配置したボルトで接合することを想定した構造であり、これを Model-B とする。

### (2) 形状パラメータ

継手構造各部の寸法 (Fig.2) を無次元化して形状パラメータを次のように定義する。

$$r = t_{RIB}/L, \quad \eta = t_{ANC}/L, \quad \omega = t_{RIB}/L, \quad \phi = t_{RIB}/B_{RIB},$$

$$s = L/B_{RIB} = \phi/\omega, \quad \xi = t_{RIB}/t_{MEM}, \quad g = w/L_{RIB}, \quad f = t_{END}/w$$

ここで、 $L$  はリブプレートの突出幅、 $B_{RIB}$  はリブプレートの純間隔、 $t_{RIB}$  はリブプレートの板厚、 $t_{MEM}$  は母材の板厚、 $t_{ANC}$  はアンカープレートの板厚、 $t_{END}$  はエンドプレートの板厚をそれぞれ表す (Fig.2 (a))。また、Model-B の場合は、Fig.2 (b) に示すように相対するリブプレートの距離を  $2w$  とする。さらに、ボルト径を  $D$  とし、すべてのモデルに対して  $L=5.0D$  と一定とした。 $L/D$  の値は、ナットの大きさと締め付け器具の大きさの関係で制約され、実際上の値はあまり大きく変化しない。ここでは、過去の実施例などを考慮して上記の値とした。

## 3. 有限要素解析

接合部は板構造にモデル化し、線形弾性解析により検

\* 正会員 工博 武蔵工業大学教授 工学部土木工学科  
(〒158 世田谷区玉堤 1-28-1)

\*\* 学生会員 工修 武蔵工業大学大学院博士後期課程

\*\*\* 正会員 工博 武蔵工業大学助教授 工学部土木工学科

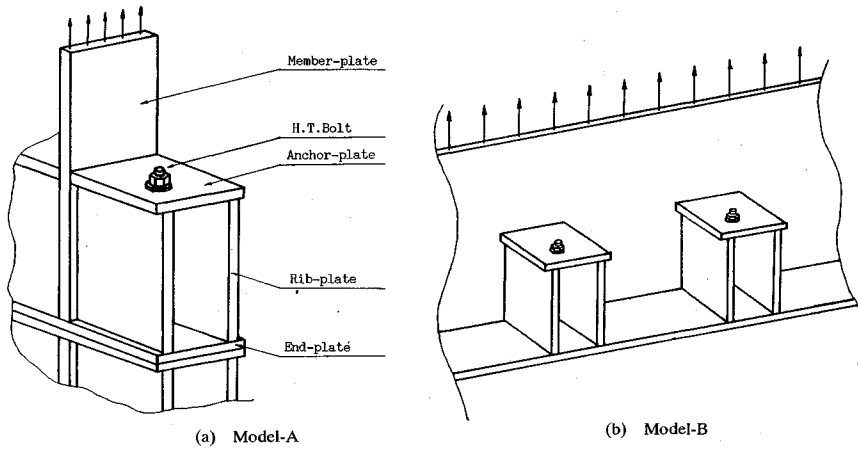


Fig.1 Prototype connections.

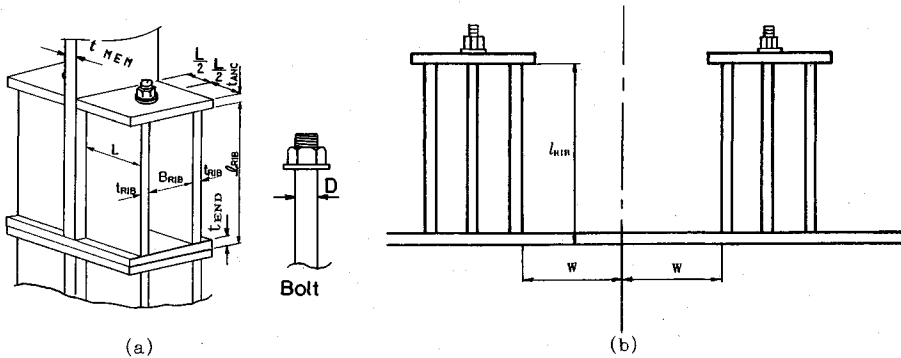


Fig.2 Nomenclature of details.

討した。解析プログラムは文献5) で用いたものを基本とした。Model-Bの解析にあたっては、継手面間の離間の影響を考慮できるようにプログラムの機能を追加した。解析モデルは接合部の対称性を考慮して Fig.3 に示すとおりとした。荷重ケースは、i) 初期ボルト軸力 ( $B = B_0$ ,  $p$ の部分に強制変位で与える) のみが作用した場合、ii) 初期ボルト軸力 (同) および引張荷重  $F = 0.9 B_0$  が載荷される場合、の2つとした。ここに、 $B$ はボルト軸力、 $B_0$ は初期ボルト軸力、 $F$ は荷重を表す。著者らの研究<sup>6)</sup>によれば、 $F = 0.9 B_0$ を越えるとボルト軸力と荷重との関係は非線形が顕著になり急激なボルト軸力増加が始まる。すなわち、 $0.9 B_0$ に相当する荷重は、引張接合部が高力ボルトの締め付けによる本来の性能を発揮できるほぼ最大の荷重であり、それを越える引張荷重による挙動はボルトの引張挙動に過ぎないので、それを検討するには及ばないと考えた。

接合部各部の変位は微小変位の仮定をみたまオーダーであることを実験結果<sup>3), 4)</sup>が示していることも考慮して、本解析では増分形解法は用いず、反復修正法のみで解いた。継手面内にある節点は一回目の反復計算開始時

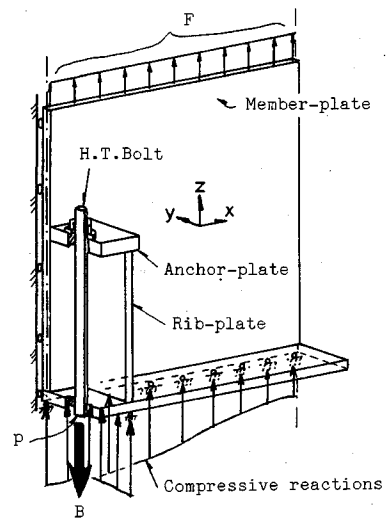


Fig.3 Modeling of the connection Model-B.

には  $z$  方向 (Fig.3 参照) の変位を拘束しておく。2 回目の反復以降は  $z$  方向の節点反力が正 (面に対して圧縮の反力) の場合は  $z$  方向変位を拘束し、負の場合には自

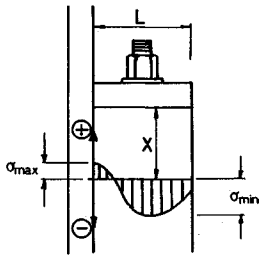
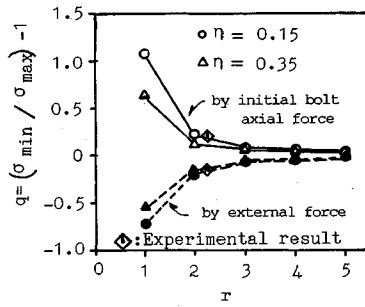
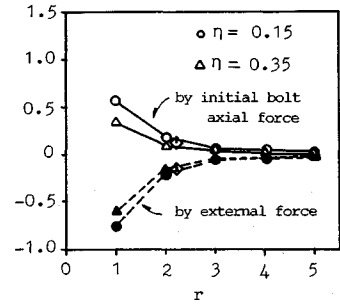


Fig. 4 Definition of  $\sigma_{min}$  and  $\sigma_{max}$ .



(a)  $\omega = 0.1, \phi = 1/9$



(b)  $\omega = 0.25, \phi = 1/3$

Fig. 5 Axial stress distribution at the section near the faying surface in Rib-plate due to the variation of joint length "r".

Table 1 Parameter values.

Parameters	Value
r	1.0 ~ 5.0
$\eta$	0.15 ~ 0.35
$\omega$	0.10 ~ 0.25
s	1.10 ~ 1.30
$\phi$	0.11 ~ 0.33
$\xi$	0.31 ~ 0.78

由とする。また、自由となった節点の z 方向の変位が負となった場合には、再び拘束節点とする。なお、摩擦は考慮せず、摩擦なしの条件で解析した。全節点変位のノルムの漸近度（一回前の反復時に得られた変位ノルムと新たに得られた変位ノルムの差を後者で除したものの絶対値）が  $1.0 \times 10^{-7}$  以下となることを収束の条件とした。

#### 4. 接合部長さの検討

##### (1) 寸法パラメータの範囲

検討対象とした寸法パラメータの範囲を Table 1 に示す。  $D=20 \sim 80$  mm,  $L=100 \sim 400$  mm, 使用する鋼材の板厚を 10 mm 以上として、使用することができそうなプロポーシオンからパラメータの範囲を定めた。したがって極端なパラメータの組合せから得られる構造寸法の接合部が実用的な接合部構造と見なし難い場合もあり得る。リブプレートはボルト締付けによって圧縮応力を受けるので、リブプレート板厚と幅の比で定義された  $\omega$  は道路橋示方書<sup>9)</sup>の圧縮を受ける自由突出板の規定により  $1/16$  ( $=0.0625$ ) まで小さくすることが許容されることになる。しかし、リブプレートはボルト締付けによってアンカープレートから軸圧縮力だけではなく曲げをも受けることを考慮して、ここでは、0.1 を下限としている。

##### (2) リブプレート長さとの継手面応力分布

短縮め形式の場合には、いわゆる“てこ作用”が接合部に生じ、大きな付加ボルト軸力により接合部の見かけ上の耐力が低下する。この現象が短縮め形式を設計する際の重要な問題点である。

長縮め形式では、初期ボルト軸力および荷重は接合部

に対してそれぞれほぼ集中荷重および線荷重として作用するが、リブプレートの長さを大きくすれば、接合部の応力は等分布に近づき、接触圧力は継手面に等分布することが期待できる。継手面における接触圧力が、初期ボルト軸力および荷重の何れによっても一様に分布し、荷重の増加が継手面の接触圧力の減少と釣合う場合には“てこ作用”は現れない。すなわち、接触圧力が一様分布するために必要な長さを持っている接合部は、短縮め形式の最大の短所ともいえるべき“てこ作用”が生じないという長縮め形式の長所を最大限に発揮する。

このような見地から、本論では、接触圧力分布の“一様さ”を接合部長さを決める指標の一つと考え、継手面にごく近い接合部断面の応力分布が工学的に一様であると見なすことができる接合部長さについて、数値計算結果および実験結果にもとづいて検討する。

応力分布の一様さを表現するための変数として次式で示される  $q$  を導入する。

$$q = \left( \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \right) - 1 \dots\dots\dots (1)$$

$\sigma_{min}$  および  $\sigma_{max}$  は Fig. 4 に示すようにリブプレートのアンカープレート側の端部から距離  $x$  の位置のリブプレート断面に生じているボルト軸方向の応力の最小値と最大値を表し、引張を正、圧縮を負とする。ここでの応力とは、板厚内に分布する垂直応力の平均値である。(1) で述べたようにリブプレートはアンカープレートより曲げも受けるが、曲げモーメントは  $x/L \approx 1$  でほぼ消滅するので、“一様さ”の検討は垂直応力の平均値で行ってよいと考える。さらに、

$$q = 0 \dots\dots\dots (2)$$

ならボルト軸方向の応力分布は一様であると見なす。

Fig. 5 (a) (b) に、Model-A の接合部について  $r$  を 1~5 の範囲で変化させた場合のリブプレートのエンドプレート側の端部における  $q$  値を示す。この場合の数値計算では、リブプレート端部の節点は全自由度を拘束し離間の影響は考慮していない。両図にアンカープレート

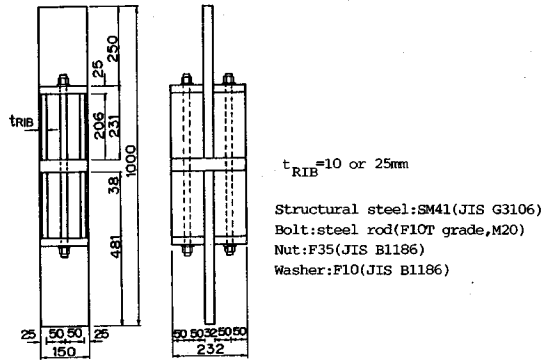


Fig. 6 Test specimen.

厚に関するパラメータ  $\eta$  が 0.15 と 0.35 の場合を示し、リブプレート厚に関するパラメータは、(a) 図においては  $\phi=1/9$ ,  $\omega=0.1$ , (b) 図においては  $\phi=1/3$ ,  $\omega=0.25$  である。

Fig. 6 に示す試験体<sup>3),4)</sup> による実測値も  $\diamond$  印で Fig. 5 中に示した。それらの  $\phi$  および  $\omega$  は各図に示される値と一致しており、 $\eta=0.25$ ,  $r=2.25$  である。リブプレートの継手面近傍の断面で、リブプレート 1 枚当り 3 ないし 5 測点でのひずみを測定 (1 測点は表裏 2 枚一組のゲージからなる) し、それらを面内応力に換算して ( $\sigma_{min}/\sigma_{max}$ ) を求めた。図中に示したプロットは各試験体での 4 枚のリブプレートの ( $\sigma_{min}/\sigma_{max}$ ) の平均値から求めた  $q$  である。

$r$  を 2 より大きくし、接合部長さを大きくすると、0.2 程度であった  $q$  は 0 に漸近的に近づき、継手面近傍での応力分布の一様性は好ましいと思われる方向に収束する。著者らが実施した実験的研究<sup>3),4)</sup> では、上述の  $r$  が 2 に近い試験体を用いた。少なくとも著者らの実験<sup>3)</sup> では、 $r=2$  である試験体 (Fig. 6) は、荷重  $F=0.9B_0$  を 200 万回载荷しても損傷は認められなかった。

一方、 $r$  を 2 より小さくすると  $q$  は急激に大きくなる。 $r$  を小さくしてゆくことは、いわゆる短締め形式へ近づけることを意味し、てこ作用に起因する問題が現れてくることが予測され、長締め形式の持つ大きな長所の一つが失われることとなる。このような観点から、長締め形式の長所を生かすためには  $r \geq 2$  とすることが好ましい。

(3) 接合部長さの変化にともなう付加ボルト軸力

母材幅が比較的狭く、また母材に対して対称にボルトが配置された長締め形式の付加ボルト軸力係数  $\alpha$  (荷重—ボルト軸力関係におけるボルト軸力の勾配) は、次式で求め得ることは既に示した<sup>5)</sup>。

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{C_R \cdot K_{RIB}}{K_{BOLT}}} \dots \dots \dots (3)$$

ここに、 $C_R$  は接合部伸剛性修正係数で、パラメータ  $r$

Table 2  $\alpha$  obtained by calculations.

Model	r	$\alpha_{FEM}$ ①	$\alpha_{MS}$ ②	②/①	$C_R$
i) $\phi=1/9$ $\omega=0.1$ $\eta=0.25$	2	0.043	0.041	0.95	1.37
	3	0.049	0.047	0.96	1.25
	4	0.052	0.051	0.98	1.18
	5	0.055	0.054	0.98	1.15
ii) $\phi=1/3$ $\omega=0.25$ $\eta=0.25$	2	0.026	0.025	0.96	1.37
	3	0.030	0.029	0.97	1.25
	4	0.032	0.031	0.97	1.18
	5	0.034	0.033	0.97	1.15

と  $\eta$  の関数であり<sup>5)</sup>,  $K_{RIB}$  および  $K_{BOLT}$  はそれぞれ接合部伸剛性とボルト伸剛性である<sup>5)</sup>。

Table 2 は、i)  $\phi=1/9$ ,  $\omega=0.1$ ,  $\eta=0.25$ , ii)  $\phi=1/3$ ,  $\omega=0.25$ ,  $\eta=0.25$  の 2 種類の接合部について  $r$  を 2~5 とし、付加ボルト軸力係数を FEM 解析および式 (3) によって算出した結果である。FEM 解析による付加ボルト軸力係数を  $\alpha_{FEM}$  (ここではこれを真の値と仮定する)、式 (3) によるそれを  $\alpha_{MS}$  とする。

この範囲では数 % 以内の精度で付加ボルト軸力を簡明な式 (3) で推定することができる。付加ボルト軸力は  $r$  が大きくなると僅かではあるが増加する傾向にある。

5. ボルト間隔の検討

(1) 解析モデル

解析に用いたモデルの形状パラメータ値を Table 3 に示す。また、要素分割を Fig. 7 に示す。ボルトは円筒でモデル化した。

(2) 接合部の変形

a) 接合部の伸変形

荷重  $F=0.9B_0$  の载荷による Fig. 8 に示す a 点、b 点の変位量 ( $u_c$ ) を、Fig. 9 (a) (b) に示す。縦軸は、母材と同じ板厚の一枚板の変位量 ( $u_p$ ) で無次元化した変位であり、横軸はパラメータ  $g$  である。a 点と b 点において、 $u_c/u_p$  が 1 よりも小さい場合にはその接合部は一枚板よりも高い剛性を持つと見なすことができる。

a 点における  $u_c/u_p$  は、 $g$  がほぼ 1 以下では全モデルにおいて 1 より小さく、接合部のこの点における伸剛性は、一枚板のそれよりも大きい。a 点では、 $g$  以外のパラメータは  $g-u_c/u_p$  関係に大きな影響を与えない。

b 点における  $u_c/u_p$  は、 $g$  が 0.5 の場合はパラメータ値の組合せによらず 0.8~0.9 程度であるが、 $g$  の増加にともなって漸増する。 $g=0.75$  で  $u_c/u_p$  はパラメータ値の組合せによらずほぼ 1 であるとみなすことができ、 $g \leq 0.75$  であれば、接合部の b 点における伸剛性は、接合部の無い一枚板のそれと同程度以上になる。すなわち、 $g \leq 0.75$  であれば、このような構造の接合部の伸剛性は母材のそれよりも大であると見なすことができる。 $g$  が

Table 3 Designation of the models by dimension parameters.

Names	Analysis models						
	$\omega$	$\phi$	$r$	$\eta$	$F$	$g$	$f$
B-①-50	0.1	0.111	2.0	0.25	0.3125	0.50	0.250
-75						0.75	0.167
-100						1.00	0.125
-125						1.25	0.100
B-②-50	0.1	0.250	2.0	0.25	0.3125	0.50	0.250
-75						0.75	0.167
-100						1.00	0.125
-125						1.25	0.100
B-③-50	0.1	0.111	2.0	0.35	0.3125	0.50	0.250
-75						0.75	0.167
-100						1.00	0.125
-125						1.25	0.100
B-④-50	0.2	0.222	2.0	0.25	0.6250	0.50	0.250
-75						0.75	0.167
-100						1.00	0.125
-125						1.25	0.100
B-⑤-50	0.0625	0.0694	2.0	0.25	0.1953	0.50	0.250
-75						0.75	0.167
-100						1.00	0.125
-125						1.25	0.100
B-⑥-50	0.1	0.111	3.0	0.25	0.3125	0.50	0.167
-75						0.75	0.111
-100						1.00	0.083
-125						1.25	0.067
B-⑦-50	0.1	0.111	4.0	0.25	0.3125	0.50	0.125
-75						0.75	0.083
-100						1.00	0.063
-125						1.25	0.050
B-⑧-50	0.1	0.111	6.0	0.25	0.3125	0.50	0.083
-75						0.75	0.056
-100						1.00	0.042
-125						1.25	0.033
B-⑨-75	0.1	0.111	2.0	0.25	0.3125	0.75	0.083
-100						1.00	0.063
-125						1.25	0.050
B-⑩-75	0.1	0.111	2.0	0.25	0.3125	0.75	0.333
-100						1.00	0.250

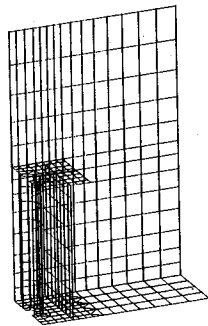


Fig.7 Element division for analyses of Model-B.

より大きい領域では、パラメータ値の組合せによって  $u_c/u_p$  に差が見られる。特に、 $r$  が大きくなる (B-⑥~⑧) と  $u_c/u_p$  が小さくなる傾向が見られる。Fig.10 に、b点における  $r$  と  $u_c/u_p$  の関係を整理した。同図から、 $g$  が大きくなると  $r$  の増加につれて  $u_c/u_p$  が減少する傾向が見られる。しかし、 $r$  が6に達しても、 $g$  が1.0および1.25の場合には  $u_c/u_p$  はそれぞれ1.14, 1.45であり、 $r$  を増大させても  $u_c/u_p$  を減少させることはできない。

Fig.11 は a点および b点における  $f$  と  $u_c/u_p$  の関係である。解析モデル B-①, ⑨, ⑩より得られた結果を

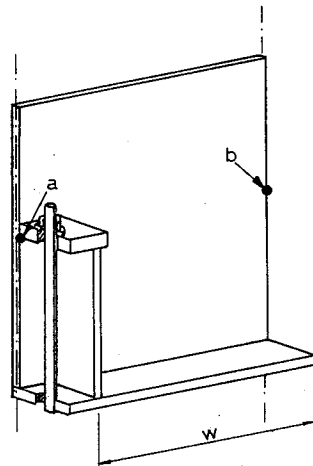
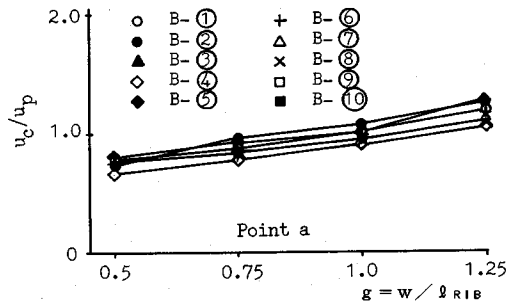
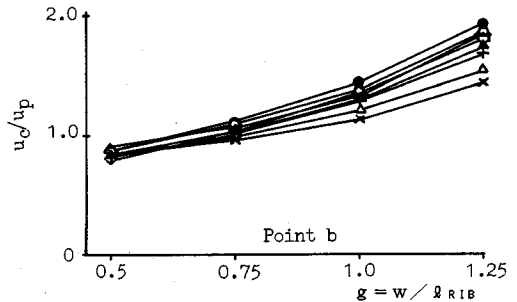


Fig.8 Designation of the point "a" and "b".



(a) Point "a"



(b) Point "b"

Fig.9 Nondimensionalized axial elongation of Member-plate " $u_c/u_p$ " due to external force  $F=0.9B_0$ .

整理した。エンドプレート厚を大きくしても  $u_c/u_p$  を大幅に減少させることはできない。

b) 母材およびエンドプレートの変形

初期ボルト軸力導入時の母材の変形状態の一例 (B-①-100) を Fig.12 (a) に示す。Fig.12 (b) は初期ボルト軸力および荷重 ( $F=0.9B_0$ ) による変形状態である。アンカープレートおよびリブプレートとの接合部は太線で示した。この場合では、 $F=0.9B_0$  が載荷されてもボ

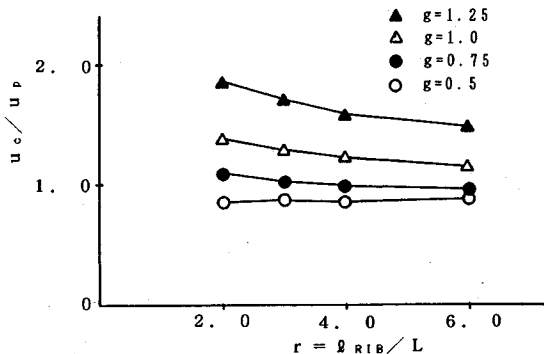


Fig.10 Relationships between parameter "r" and " $u_c/u_p$ " at point "b".

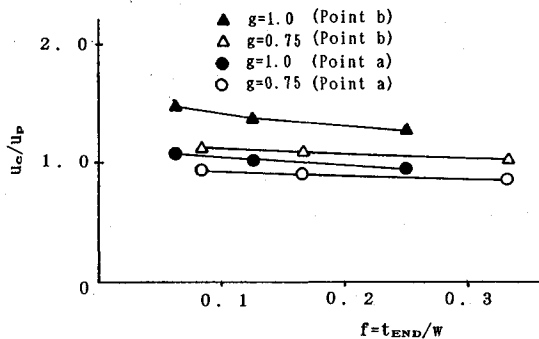
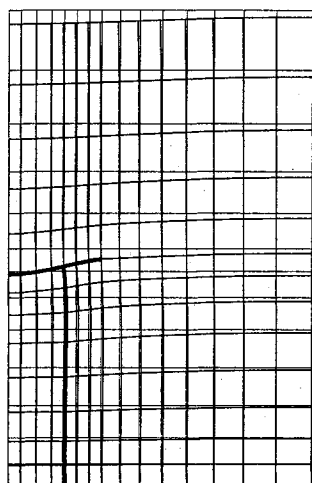
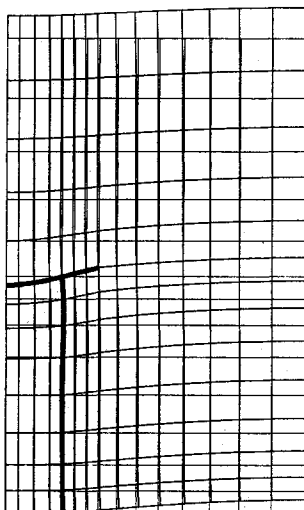


Fig.11 Relationships between parameter "f" and " $u_c/u_p$ ".



(a) subjected to  $B_0$ .



(b) subjected to  $B_0$  and  $F=0.9B_0$ .

Fig.12 Displacement of Member plate (B-1-100).

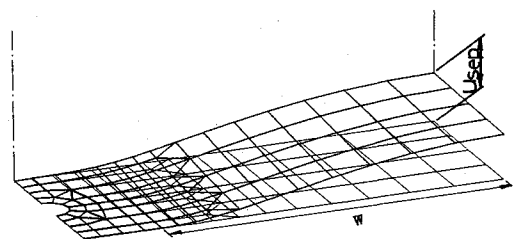


Fig.13 Displacement of End-plate (B-1-100).

ルト軸上付近の領域に未だ離間は生じていないが、ボルト軸から離れるにしたがって離間量が大きくなっている。Fig.9でb点における変位の方がa点におけるそれに比べて大きくなっているが、ここに示した継手面間の離間はその重要な原因である。Fig.13は、Fig.12(b)の荷重載荷状態におけるエンドプレートの変形状況であり、ボルト軸上での離間は  $F=0.9B_0$  の状態では生じて

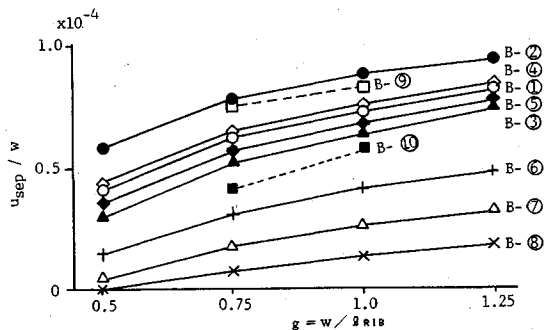


Fig.14 Relationships between "g" and " $u_{sep}/w$ ".

いない。

(3) 継手面の離間

Fig.14は、 $u_{sep}$ をwで無次元化した  $u_{sep}/w$ を縦軸にとり、横軸にgをとって示したものである。ここに、

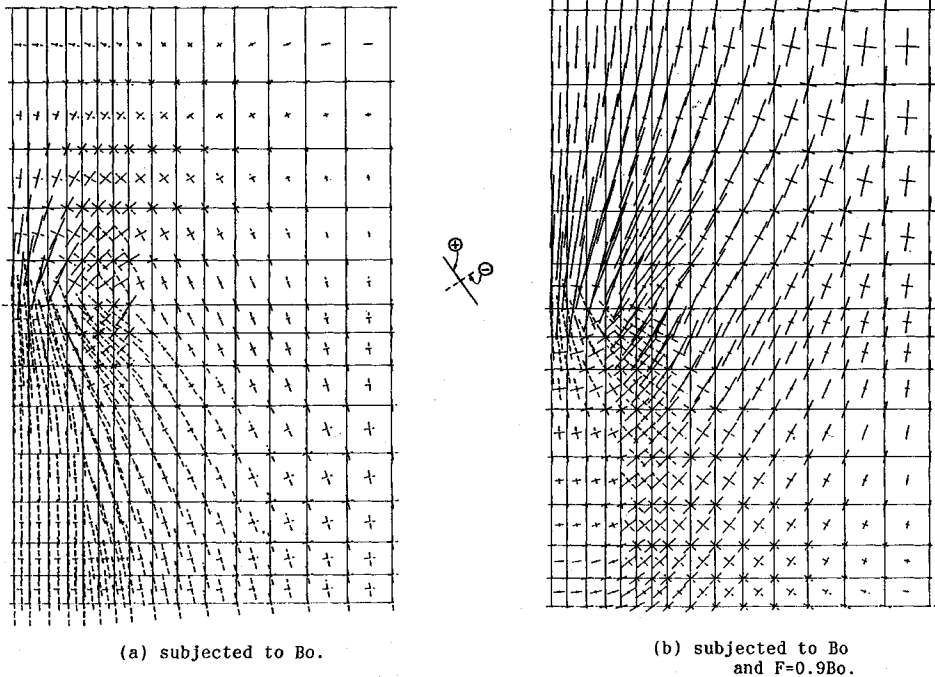


Fig.15 Principal stress in Member-plate (B-①-100).

$u_{sep}$  は Fig.13 に定義されるボルト間隔の中央部分の  $F = 0.9 B_0$  時の離間量である。ただし、ここに示した  $u_{sep}$  の計算値は  $L=100 \text{ mm}$ ,  $L/D=5$ ,  $B_0=178 \text{ kN}$  の場合である。178 kN は道路橋示方書<sup>8)</sup> に示される F 10 T, M 20 の設計ボルト軸力の 1 割増しの数値であり, F 10 T の降伏軸力 (F 10 T の素材の公称降伏応力<sup>9)</sup> × ねじ部の有効断面積<sup>9)</sup>) の 0.825 ( $=0.75 \times 1.1$ ) に相当する。

ここで、 $B_0$  が一定で寸法が上記の値から相似的に  $m$  倍された場合を考えると  $F=0.9 B_0$  では、 $u_{sep}$  は  $1/m$  倍となり、したがって  $u_{sep}/w$  は  $1/m^2$  倍となる。一方、接合部寸法を一定として  $B_0$  を上に示した 178 kN から  $m^2$  倍した場合を考えると  $u_{sep}/w$  も  $m^2$  倍になる。いま、ボルトの材質を F 10 T 級、初期ボルト軸力  $B_0$  を道路橋示方書<sup>8)</sup> に示される値とし、さらに  $D=L/5$  が保たれているとする。この条件のもとでは、寸法が一律に  $m$  倍されると  $B_0$  は  $m^2$  倍になる。すなわち、上記の条件が満たされている場合、Fig.14 に示される  $u_{sep}/w$  の値は、構造の実寸法の大きさに支配されない。したがって、本論にとり上げたパラメータの組合せで示されるどの接合部の場合も  $u_{sep}/w$  は  $1/10\,000$  以下である。荷重によってエンドプレートが離間することは雨水の侵入などの点から好ましくないが、ここに示す値は実構造に求めることができる加工精度以下であり、離間すると見なすほどの値ではない。 $r$  を大きくすると  $u_{sep}/w$  値は小さくなる傾向がある。

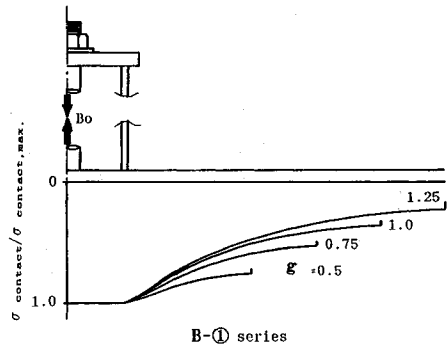


Fig.16 Contact pressure distributions between faying surfaces.

(4) 母材の応力および接触圧力分布

母材の主応力ベクトルの一例 (B-①-100) を Fig.15 に示す。(a) 図は初期ボルト軸力導入時であり、(b) 図は初期ボルト軸力に加えて引張荷重 ( $F=0.9 B_0$ ) が載荷された場合である。初期ボルト軸力導入時に母材の下端部に分布していた圧縮応力は引張荷重によって減少している。

Fig.16 は、初期ボルト軸力導入による母材の下端に生じた軸方向応力 ( $\sigma_{contact}$ ) 分布を最大応力 ( $\sigma_{contact,max}$ ) で無次元化したものの一例であり、B-①系の状態を示す。これらの応力分布は近似的に接触圧力分布と考えることができる。圧力分布は、ボルト軸からリブプレート位置まではほぼ一様であり、リブプレートの外側から

**Table 4** Additional bolt axial force obtained by FEM and by the spring-model.

Analysis Models	(B <sub>A</sub> :F=0.980) / B <sub>0</sub>		FEM / eq. (3)
	FEM	eq. (3)	
B-①- 50	0.024	0.025	0.96
- 75	0.020	0.020	1.00
-100	0.019	0.017	1.12
-125	0.018	0.014	1.29
B-②- 50	0.027	0.028	0.96
- 75	0.023	0.022	1.05
-100	0.021	0.018	1.17
-125	0.021	0.015	1.40
B-③- 50	0.025	0.027	0.93
- 75	0.021	0.022	0.95
-100	0.019	0.018	1.06
-125	0.019	0.016	1.19
B-④- 50	0.019	0.019	1.00
- 75	0.016	0.016	1.00
-100	0.016	0.014	1.14
-125	0.015	0.012	1.25
B-⑤- 50	0.026	0.028	0.93
- 75	0.022	0.022	1.00
-100	0.020	0.018	1.11
-125	0.020	0.015	1.33
B-⑥- 50	0.020	0.021	0.95
- 75	0.016	0.017	0.94
-100	0.015	0.014	1.07
-125	0.014	0.012	1.17
B-⑦- 50	0.017	0.019	0.89
- 75	0.014	0.015	0.93
-100	0.012	0.012	1.00
-125	0.011	0.010	1.10
B-⑧- 50	0.014	0.015	0.93
- 75	0.010	0.011	0.90
-100	0.009	0.009	1.00
-125	0.008	0.007	1.14
B-⑨- 75	0.021	0.020	1.05
-100	0.020	0.017	1.18
⑩- 75	0.019	0.020	0.95
-100	0.017	0.017	1.00

徐々に減少する。継手面から十分に離れた位置に引張荷重が等分布荷重されると、引張荷重は継手面ではほぼ等分布するので、ボルト軸から遠い位置から離間が始まることを Fig.16 は示している。

#### (5) 付加ボルト軸力

有限要素解析、および式 (3) によって母材の全幅が荷重伝達に対して有効であると仮定して得られた付加ボルト軸力 (初期ボルト軸力で無次元化:  $B_A/B_0$ ) を Table 4 に示す。

B-①~⑩の全ケースで  $g \leq 0.75$  の範囲では、Table 4 に示す FEM/eq. (3) がほぼ1以下であり、式 (3) を用いる場合母材の全幅が有効であると仮定して差し支えないことを示している。  $r \geq 4$  の B-⑦~⑧系では、 $g = 1$  の場合も母材の全幅が有効と仮定して式 (3) を用いてよいといえる。しかし、一般に長締め形式における離間前の付加ボルト軸力はスプリット・ティー形式などに比べれば小さいので、 $g > 0.75$  の場合には  $w$  のうちの有効幅を  $w_B = 0.75 l_{RIB}$  として、式 (3) を用いて付加ボルト軸力を安全側に推定することができる。

すでに述べたように長締め形式の優れた点は継手面に分布する接触圧力が等分布に近い場合に発揮される。言い替えば、母材全幅が有効に作用することが望まれ、そのためには、 $g \leq 0.75$  であることが望ましい。

#### (6) ボルト間隔および母材有効幅

接合部の伸び変形 (剛性)、継手面の離間および付加ボルト軸力の数値計算結果から以下のことがいえる。

i)  $g$  がほぼ 0.75 以下の場合の伸剛性は接合部のない一枚板の剛性と同程度以上になる。

ii) 引張荷重が初期ボルト軸力の 90% 以内なら、計算による継手面に生ずる離間量は、実際の継手面の加工精度以下である。

iii) 式 (3) により付加ボルト軸力を求める場合、 $g$  がほぼ 0.75 以下の場合には接合部の全断面積を用いて  $K_{RIB}$  を求めることができる。  $g$  が 0.75 よりも大きい場合には  $K_{RIB}$  を求めるための接合部の断面積は  $w$  のうちの  $0.75 l_{RIB}$  に相当する母材幅を有効として求めてよい。

以上より、 $g \leq 0.75$  を基本とすれば、母材の全幅が荷重伝達に有効に働き、また、剛性も一枚板と同程度以上になると考えることができる。

## 6. まとめ

長締め形式を用いた接合部を設計する際の、最も基本的事項である接合部長さとボルト配置について検討した。

(1) 長締め形式に求められる接合部長さは、リブプレート応力の一様さに着目すれば、数値解析および実験的検討の両面から  $r \geq 2$  とすることが望ましい。

(2) ボルト間隔は、母材の全幅が荷重伝達に有効に働き、剛性も一枚板と同程度以上となることに着目すれば、 $g \leq 0.75$  とすることが望ましい。

母材に対して対称にボルトが配置された場合、あるいは接合部に対する偏心荷重の影響を無視できる場合に対し、従来不明確であった高力ボルト引張接合・長締め形式の接合部長さと、ボルト配置を決定する場合の間隔について指標を示した。

数値計算は、武蔵工業大学に設置されたスーパーミニコン TITAN-1500 (2 CPU モデル) を用いて行った。

数値計算およびそのデータ整理の実施は、平成2年度武蔵工業大学工学部土木工学科4年次学生 田垣慎二君 (現在、五洋建設勤務) に卒業研究として協力を得たことを記して謝意を表す。

#### 記号の説明

$F$ : 荷重 (引張を正)

$B_A$ : 付加ボルト軸力,  $B_A = \alpha F$



$B_0$ : 初期ボルト軸力  
 $B$ : ボルト軸力  $B = B_0 + B_A$   
 $\alpha$ : 付加ボルト軸力係数  
 $K_{RIB}$ : 接合部の伸剛性  
 $C_R$ : 接合部伸剛性修正係数  
 $K_{BOLT}$ : ボルトの伸剛性  
 $l_{RIB}$ : リブプレート有効長  
 $L$ : リブプレート幅  
 $B_{RIB}$ : リブプレート内側間隔  
 $t_{ANC}$ : アンカープレート厚  
 $t_{RIB}$ : リブプレートの板厚  
 $t_{MEM}$ : 母材の板厚  
 $t_{END}$ : エンドプレートの板厚  
 $w$ : リブプレート位置からボルト間隔の中央点までの距離。  
 $w_E$ :  $w$  のうち荷重伝達に有効に働くとみなすことができる母材幅。  
 形状パラメータ:  
 $r = t_{RIB}/L$ ,  $\eta = t_{ANC}/L$ ,  $\omega = t_{RIB}/L$ ,  $\phi = t_{RIB}/B_{RIB}$ ,  
 $s = L/B_{RIB} = \phi/\omega$ ,  $\xi = t_{RIB}/t_{MEM}$ ,  $g = w/l_{RIB}$ ,  
 $f = t_{END}/w$

## 参 考 文 献

1) 日本建築学会: 高力ボルト接合設計施工指針, 日本建築

- 学会, 1984.
- 2) 日本鋼構造協会: 鋼構造接合資料集成, pp. 549~642, 技報堂, 1977.
- 3) 西脇威夫・増田陳紀・皆川 勝・黒田充紀・鈴木康弘: 長締めボルト引張接合のボルト軸力, 構造工学論文集, Vol. 35A, pp. 991~999, 1989. 3.
- 4) 西脇威夫・黒田充紀・増田陳紀・鈴木康弘: 継手面状態に依存する高力ボルト引張接合・長締め形式の荷重伝達機構, 土木学会論文集, No. 428/ I -15, pp. 87~96, 1991.
- 5) 西脇威夫・黒田充紀・増田陳紀・鈴木康弘: 高力ボルト引張接合・長締め形式におけるパネモデルによるボルト付加軸力, 土木学会論文集, No. 416/ I -13, pp. 403~410, 1990. 4.
- 6) Nishiwaki, T., Masuda, N., Minagawa, M. and Suzuki, Y.: High strength bolt joints subjected to cyclic tensile loading, The 1st. East Asian Conf. on Structural Engineering and Construction, Vol.2, pp.1219 ~ 1230, 1986.
- 7) Nishiwaki, T., Masuda, N., Minagawa, M., Kuroda, M. and Suzuki, Y.: Stress behaviours of tension type connections by long bolts, Proceedings of the international colloquium "Bolted and Special Structural Connections", Vol.2, pp.63~70, 1989 (Moscow).
- 8) 道路橋示方書・I 共通編・II 鋼橋編, 日本道路協会, 1990.
- 9) JIS B 1186 「摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット」, 日本規格協会, 1979.  
(1991. 3. 26 受付)

## BOLT LENGTH AND HOLE ALIGNMENT IN LONG-BOLT TENSION-TYPE CONNECTIONS

Takeo NISHIWAKI, Mitsutoshi KURODA and Nobutoshi MASUDA

Appropriate length and interval of bolts in the long bolt tension-type connections are investigated by parametric finite element analyses. Both length and interval of bolts do not only significantly affect the connection behaviours, but are very important factors on the design of the connections. The recommendations of the length of the connection and the interval of bolts are provided by the values of nondimensional geometric parameters.