

高強度鋼用の複半月テーパ充填ボルト接合法の開発

玉井 宏章*・高松 隆夫*・山西 央朗**

(平成22年10月29日受付)

On Fastener using Half Moon Shaped Bolt for High-Strength Steel Member (Part 1 Concept of Half Moon Shaped Bolt)

Hiroyuki TAMAI, Takao TAKAMATSU and Teruaki YAMANISHI

(Received Oct. 29, 2010)

Abstract

The authors have been involved in the research project to develop members of built-up structures using high-strength steel of 780N/mm² that are utilized in buildings which can withstand a severe earthquake (JMA seismic intensity of 7) and enables rapid functional recovery. We propose weld-free built-up structural members that have the cross section of two high-strength steel channels stitched together with bolts. Joints for high-strength members are required a lot of bolts by use of ordinary friction bolts. Joint length of the friction bolts is so longer as to avoid a practical structural design such as high rise buildings.

Hence, the authors present a new fastener for high-strength steel members.

A new fastener is half moon shaped bearing bolt. The fastener has high strength due to bearing bolts. And it has no slip phenomena, so high stiffness of fastener is promised.

This paper shows the concept and capabilities of presented bolts.

Key Words: H-SA700 High strength steel, Bearing, High strength bolt.

1. はじめに

建築構造で利用するための普及型高強度鋼が開発され、その利用技術に関する研究が著者等を含めて行われている。溶接を行わない乾式組立材の接合方法に関する研究が井上、吹田、佐藤等によって行なわれている¹⁾。この研究によれば、超高力摩擦ボルト接合を行っても、かなり多くのボルト本数を必要とすることを示唆している。提案する乾式組立材を普及させるためには、接合方法をより耐力が高くかつ簡便にすることが必要と考えられる。

本検討では、溶接を行わない場合の接合方法、特にボルト接合のせん断力伝達に関して、問題点を整理し、これらを解決する新たな接合形式を提案するとともに、その接合

方法の優位性を例示する。

2. 研究の目的

2.1 接合部のコンパクト化の必要性

文献2には、図1に示す高力ボルト摩擦接合による梁継手とスプリットティ接合部のボルト配置の設計例が示されている。梁継手を例に考えてみる。設計方針として、1) 継手の降伏曲げ耐力は、梁の降伏曲げ耐力以上、2) 継手の最大曲げ耐力は梁の全塑性モーメントの1.15倍以上とすることを採用している。普通鋼においても、フランジには2面せん断で8本ものボルトが必要であることがわかる。梁に高強度鋼(H-SA700)を用いると普通鋼の約2倍の耐力となり、ボルト1本あたりの許容耐力 bq_s や最大耐

* 広島工業大学工学部建築工学科

** 広島工業大学高性能構造システム開発研究センター

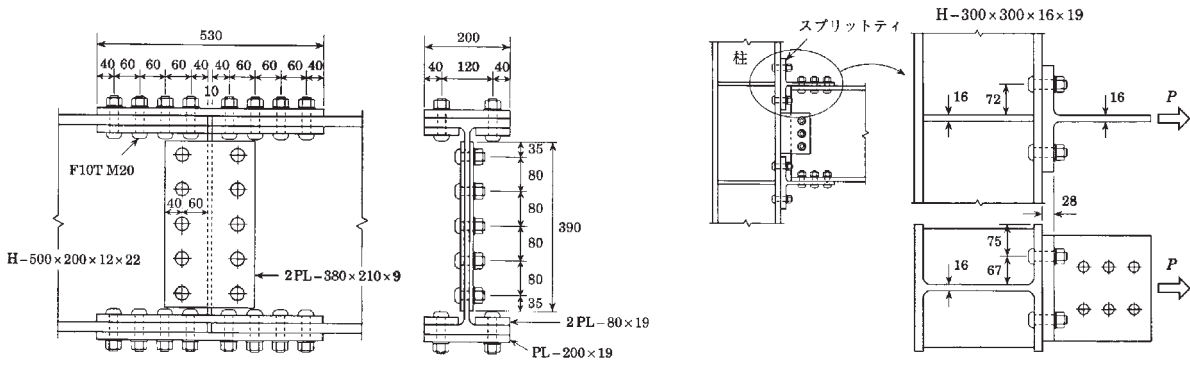
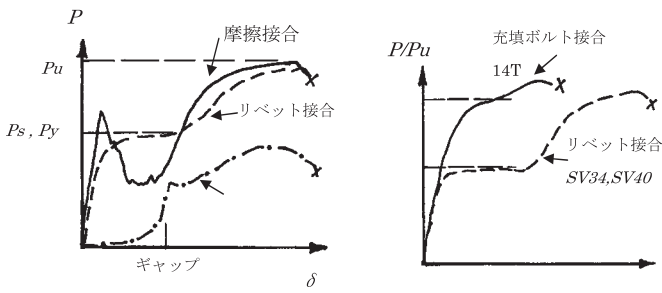


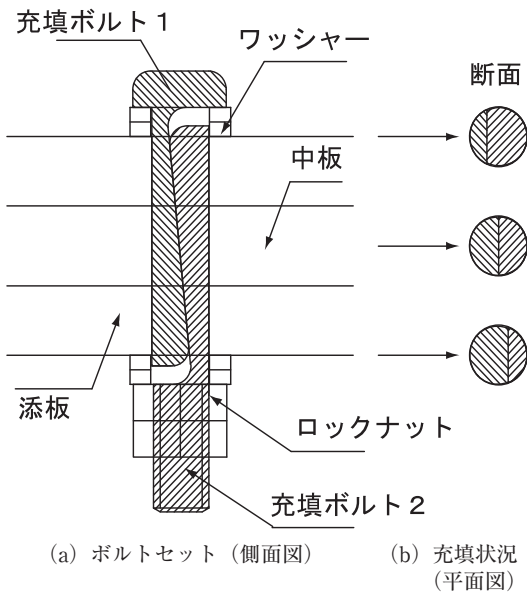
図1 高力ボルト接合部（梁継手とスプリットティ接合部）の例²⁾



(a) 接合形式の特徴

(b) ボルト鋼種の特徴

図2 メカニカルファスナーの荷重-伸び関係の模式図



(a) ボルトセット（側面図）

(b) 充填状況（平面図）

図3 複半月テーパ充填ボルトの模式図

力 q_u を従来と同様の接合方法を利用すると、必要ボルト本数は単純に2倍の16本となりコンパクトなディテールとは言い難くなる。この例から分かるように、普及を考えると設計者が要望するコンパクトなディテールとすることは、必須の研究目的の1つであると考えられる。

2.2 接合形式の特徴の分析

せん断力を受け、ボルト軸部でせん断破断するような場合のボルト・リベット接合部の荷重と変形の間を関係を考える。

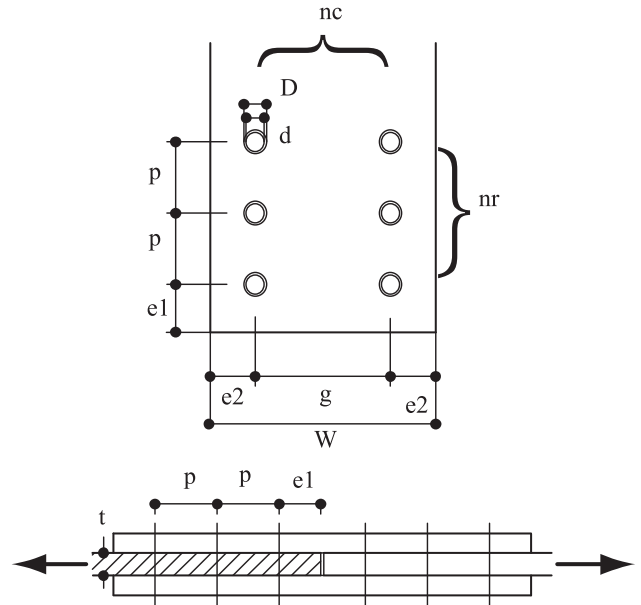


図4 継手の形状寸法



写真1 複半月テーパ充填ボルト

図2 (a)に、摩擦接合、リベット接合、普通ボルト接合の荷重 P と変形 δ の関係を示す^{3), 4)}。

A) 摩擦接合は、すべり荷重 P_s までは、非常に剛性が高く、それ以後はすべりが生じて P_s 以下となり、スティックスリップ現象が生じ、ボルト軸とボルト孔のギャップ2 mm まですべった後、ボルト軸が支圧されて塑性化し、

表1 ボルトの素材特性

ボルトの鋼種	0.20%耐力 N/mm ²	引張強さ N/mm ²
10T	900	1000
14T	1260	1400
20T	1800	2000

表2 摩擦接合ボルトの設計張力

摩擦ボルトの鋼種	設計ボルト張力 No (kN)		
	M16	M20	M22
10T	106	165	205
14T	155	242	299
20T	208	325	393

表3 母材の素材特性

母材の鋼種	降伏点 0.2%耐力 N/mm ²	引張強さ N/mm ²
H-SA700	700	780
SN400	235	400

表4 設計に用いた継手形状

継手の形状 mm	ボルト呼び径		
	M16	M20	M22
d	16	20	22
p	50	60	70
D	16.5	20.5	22.5

nc=2, W=200mm, e1=e2=40mm, g=W-2・e2
t=9,12,18,20,22mm, m=2

最大せん断荷重 P_u に達して破断する。

B) リベット接合は、熱間圧縮加工するため、ボルト軸とボルト孔のギャップは0.2mm以下でほとんどない。複数配置される場合は、初期剛性も確保される。ボルト軸が支圧されて塑性化し、降伏荷重 P_y を経て、最大せん断荷重 P_u に達して破断する。

C) 普通ボルト接合は、文献4によると、ボルト軸とボルト孔のギャップは通例1mmあり、初期導入張力はないため、初期ギャップまでは耐力はなく、ギャップがなくなるまですべった後、ボルト軸が支圧されて塑性化し、降伏荷重 P_y を経て、最大せん断荷重に達して破断する。(鋼構造設計規準⁵⁾では、ギャップは0.5mm以下と規定されている。)

摩擦接合のすべり荷重が、リベット接合の降伏荷重に対応することがこの図から理解できる。

普通ボルトは、繰り返しの荷重を受けると緩みが生じることが危惧され、繰り返し荷重を受ける部位での使用は制限されている⁶⁾。この緩みに対する対策も重要である。

2.3 接合形式の高耐力化

次に、リベット接合のように、ボルト軸とボルト孔のギャップが解消されたとして、ボルト鋼種をSV33, SV40から14Tと高強度の超高力ボルトに変更したときの荷重と変形の関係を図10.2(b)に示す⁴⁾。縦軸は荷重 P を最大せん断荷重 P_u で無次元化している。14Tは降伏比が高いので、最大せん断荷重で無次元化した降伏荷重 P_y/P_u は大きくなる。

接合形式として、1) 支圧によってボルト接合し、2) ボルト軸とボルト孔のギャップを解消し、3) ボルトに強度の高い超高力ボルトを用いれば、遅れ破壊の心配もなく、ボルト1本あたりの許容耐力と最大耐力は、通常の摩擦ボルト接合と比べて高くできる可能性があるため、ボルト単

体の性能を向上でき、結果として、コンパクトな接合部が期待できる。

3. 充填ボルト接合法の提案

提案する支圧ボルトの接合法を図3に示す。鋼種が14Tの強力ボルトの軸部を、テーパをつけて2つに分割している(充填ボルト1, 2)。ボルトヘッドとねじを有する部分は、ボルト軸が引張されると軸径が膨らむように、テーパがつけてある。ナット、ワッシャーともダブルで用い、特にナットは緩みが生じないようにロックナットを使用する。ボルト孔の形状は、円形で初期軸径に0.5mmだけ大きくする。テーパ角度は、ワッシャー1枚の厚み分の充填ボルト2の移動に対して、0.5mmだけ充填ボルトの長径が大きくなるように設定する。初期張力は、充填ボルト1の最小断面の降伏軸力の4割程度与える。充填ボルト1, 2の接触面は、荷重作用方向と直交するようにセットする必要がある。

3.1 複半月テーパ充填ボルトの機能

この接合法は、半月形断面のボルトが、ボルト孔を荷重方向にギャップをなくすように充填するので、以降では、複半月テーパ充填ボルトと呼ぶことにする。

4枚のワッシャーはボルトの締め付け力によって軸方向に弾性変形で縮んでいる。繰り返し荷重に対して、ボルトねじとナットには緩みは生じず、ずれが生じてボルト孔が拡径されても、ワッシャーの弾性変形が復元され、充填ボルト2が入り込むため、せん断方向にボルトの緩みは生じない。この自己充填機能を複半月充填ボルトは有している。

上述のように、複半月テーパ充填ボルト接合は、リベット接合と同等程度(0.2mm以内)にギャップは解消されるため、従来の強力ボルト支圧接合の問題点⁶⁾を解決でき、かつ、ボルト鋼種を14Tとした高強度性能をボルトせん

断耐力として発揮できるので、板厚が厚く、高強度の鋼材に対して効率のよい接合が期待できる。

4. ボルト接合継手の評価式

複半月テーパ充填ボルトによる接合は、抵抗形式としては、支圧ボルト接合に分類される。

本節では、設計に利用する、支圧ボルト接合継手の降伏耐力ならびに最大耐力の評価式を示す。

代表的継手の形状を図4に示す。ボルト配列、継手形状、母材の材料特性は、板幅、 W 、ボルトの行・列数、 n_c 、 n_r 、ボルト孔径、 D 、ピッチ、はしあき、ゲージ間隔、へりあき距離、 p 、 e_1 、 g 、 e_2 、母材の板厚、降伏応力、引張強さ、 t 、 σ_y 、 σ_u 、で表す。ボルトに関するデータは、ボルト軸径、 d 、軸断面積、 A_s 、設計ボルト張力、すべり係数、 N_o 、 μ_s 、ボルトの降伏応力、引張強さ、 ${}_b\sigma_y$ 、 ${}_b\sigma_u$ で表す。

この継手の降伏耐力 P_y 、最大耐力 P_u の算定式を、摩擦接合ボルト、支圧接合ボルト、それぞれの場合について以下に示す。

4.1 降伏耐力の算定式

○摩擦接合ボルトの場合

$$P_y = \min(P_s, P_{y1}) \dots\dots\dots (1.a)$$

$$P_s = n \cdot m \cdot \mu_s \cdot N_o \dots\dots\dots (1.b)$$

$$P_{y1} = A_{nt} \cdot \sigma_y \dots\dots\dots (1.c)$$

○支圧接合ボルトの場合

$$P_y = \min({}_bP_y, P_{y1}, P_{y2}) \dots\dots\dots (2.a)$$

$${}_bP_y = n \cdot m \cdot {}_bA_s \cdot \frac{{}_b\sigma_y}{\sqrt{3}} \dots\dots\dots (2.b)$$

$$P_{y2} = n \cdot d \cdot t \cdot (1.25 \times 1.5 \cdot \sigma_y) = n \cdot d \cdot t \cdot (1.88 \cdot \sigma_y) \dots\dots (2.c)$$

ここで、各式中の諸量は、次式のように与えられる。

$$A_{nt} = (W - n_c \cdot D) \cdot t, \quad n = n_c \cdot n_r, \quad {}_bA_s = \frac{\pi \cdot d^2}{4}$$

((2.b), (2.c) 式の設定理由については、付録 A を参照されたい。)

4.2 最大耐力の算定式

継手の最大耐力 P_u は、摩擦接合ボルト、支圧接合ボルトの場合とも下式で与えられる。

$$P_u = \min(P_u, P_{u1}, P_{u2}, P_{u3}, P_{u4}) \dots\dots\dots (3.a)$$

$${}_bP_u = n \cdot m \cdot {}_bA_s \cdot \frac{{}_b\sigma_u}{\sqrt{3}} \dots\dots\dots (3.b)$$

$$P_{u1} = A_{nt} \cdot \sigma_u \dots\dots\dots (3.c)$$

$$P_{u2} = 2 \cdot n_c \cdot A_{ns} \cdot \frac{\sigma_u}{2} \dots\dots\dots (3.d)$$

$$P_{u3} = A_{nt}^* \cdot \sigma_u + 2 \cdot A_{ns} \cdot \frac{\sigma_u}{2} \dots\dots\dots (3.e)$$

$$P_{u4} = \gamma \cdot P_{u4}^* \dots\dots\dots (3.f)$$

$$P_{u4}^* = (n - n_c) \cdot \sigma_u \cdot t \cdot \min(p, 3 \cdot d) + n_c \cdot \sigma_u \cdot t \cdot \min(e_1, 3 \cdot d) \dots\dots\dots (3.g)$$

$n_r > 2$ かつの $e_1 \leq 3 \cdot d$ とき、

$$\gamma = a \cdot \frac{e_1}{(n_r - 1) \cdot p} + b \leq 1 \dots\dots\dots (3.h)$$

$n_r = 1$ または $e_1 > 3 \cdot d$ のとき、

$$\gamma = 1 \dots\dots\dots (3.i)$$

ここに、各式中の諸量は、次式のように与えられる。

$$A_{ns} = [(n_r - 1) \cdot p + e_1] \cdot t, \quad A_{nt}^* = \min(g - D, 2 \cdot e_2 - D) \cdot t$$

また、 a 、 b は、実験定数で、 $a = 0.240$ 、 $b = 0.699$ である (この数値の設定については付録 B を参照されたい)。

5. 充填支圧ボルト接合の有効性

前節で示した耐力算定法を用いて、梁継手のフランジを想定したボルト接合部の設計を考える。

今回取り扱う梁フランジ材は、H-SA700 鋼材であり、降伏比が 0.98 と高いため、ボルト孔の欠損で有効断面が全断面の 0.85 程度まで減少するフランジでは、保有耐力接合による設計は、不可能である。梁を弾性材として機能させることを前提に、梁材の接合設計として、弾性接合設計を採用する。これは梁のフランジ継手を例にすると、継手降伏耐力がボルト孔の断面欠損を考慮した母材断面の全塑性軸力を上回るように設計することを意味する。

摩擦接合ボルト、支圧接合ボルトを用いた場合の弾性接合に要するボルト本数は、(1)、(2) 式から、次式で求められる。

○摩擦接合ボルトの必要本数 n_s (すべり)

$$n_s = \frac{P_{y1}}{{}_bq_s}, \quad {}_bq_s = m \cdot \mu_s \cdot N_o \dots\dots\dots (4.a)$$

○支圧接合ボルトの必要本数 n_b (軸せん断)、 n_l (母材支圧) のいずれか大きい値

$$n_b = \frac{P_{y1}}{{}_bq_y}, \quad {}_bq_y = m \cdot {}_bA_s \cdot \frac{{}_b\sigma_y}{\sqrt{3}} \dots\dots\dots (4.b)$$

$$n_l = \frac{P_{y1}}{\ell q_y}, \quad \ell q_y = d \cdot t \cdot (1.88 \cdot \sigma_y) \dots\dots\dots (4.c)$$

表5 ボルト鋼種のボルト必要本数に及ぼす影響

呼び径 鋼種	M20									
	10T			14T			20T			
H-SA700 母材 板厚 t(mm)	摩擦 ボルト		支圧ボルト		摩擦 ボルト		支圧ボルト		摩擦 ボルト	
	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)
9	6.7	3.1	4.2	4.6	2.2	4.2	3.4	1.5	4.2	4.2
12	9.0	4.1	4.2	6.1	2.9	4.2	4.6	2.0	4.2	4.2
18	13.5	6.1	4.2	9.2	4.4	4.2	6.8	3.1	4.2	4.2
20	15.0	6.8	4.2	10.2	4.9	4.2	7.6	3.4	4.2	4.2
22	16.5	7.5	4.2	11.2	5.4	4.2	8.4	3.7	4.2	4.2

p=60mm, e1=e2=40mm, D=d+0.5mm, W=200mm, nc=2, m=2

表6 ボルト呼び径のボルト必要本数に及ぼす影響

鋼種 呼び径	14T									
	M16			M20			M22			
H-SA700 母材 板厚 t(mm)	摩擦 ボルト		支圧ボルト		摩擦 ボルト		支圧ボルト		摩擦 ボルト	
	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)
9	7.5	3.6	5.6	4.6	2.2	4.2	3.6	1.8	3.7	3.7
12	10.1	4.8	5.6	6.1	2.9	4.2	4.8	2.4	3.7	3.7
18	15.1	7.2	5.6	9.2	4.4	4.2	7.3	3.5	3.7	3.7
20	16.8	8.0	5.6	10.2	4.9	4.2	8.1	3.9	3.7	3.7
22	18.4	8.8	5.6	11.2	5.4	4.2	8.9	4.3	3.7	3.7

p=50mm p=60mm p=70mm
e1=e2=40mm, D=d+0.5mm, W=200mm, nc=2, m=2

図4に示す形状の2面せん断継手について、ボルトの接合形式、鋼種、径と被接合材の板厚と鋼種を変えて、弾性接合を満足するボルト配置を検討した。用いたボルト素材特性、設計ボルト張力、母材の素材特性を表1～3に示す。

検討したシリーズは、母材板厚を9mm～22mmと変化させた表4の継手形状を基本として、以下の3シリーズを用意し、充填支圧ボルト接合、摩擦ボルト接合の比較を行った。

- 1) 母材をH-SA700、ボルトの呼び径をM20としてボルトの鋼種を10T、14T、20Tと変化させるシリーズ(シリーズI)
- 2) 母材をH-SA700、ボルトの鋼種を14Tとしてボルトの呼び径をM16、M20、M22と変化させるシリーズ(シリーズII)
- 3) 母材をSN400、ボルトの鋼種を14Tとしてボルトの呼び径をM16、M20、M22と変化させるシリーズ(シリーズIII)

シリーズI、II、IIIの結果を表10.5、10.6、10.7に、それぞれ示す。

また、シリーズIIで示した必要ボルト本数を採用した充填支圧ボルト接合継手の終局耐力と破壊モードを表8に示す。

表5、6、7には、摩擦ボルト、支圧ボルトについて、弾性接合に必要な、すべり、ボルト軸せん断、母材支圧でそれぞれ決定される必要ボルト本数、 n_s 、 n_b 、 n_l を、また、支圧ボルトに関する n_b 、 n_l のうち、小さい値で決定要因とならない値は網掛けで示している。表8には、支圧ボルト接合での必要本数を満たした継手のボルト本数、母材全塑性軸力対する継手最大耐力の比(継手耐力比と呼ぶ)と破壊モード(Tは有効断面引張破壊を示す。)を示す。

これらの結果から、以下のことが分かる。

表7 被接合鋼材の鋼種のボルト必要本数に及ぼす影響

鋼種 呼び径	14T									
	M16			M20			M22			
SN400 母材 板厚 t(mm)	摩擦 ボルト		支圧ボルト		摩擦 ボルト		支圧ボルト		摩擦 ボルト	
	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)	軸せん断 nb(本)	母材支圧 nl(本)	すべり ns(本)
9	2.5	1.2	5.6	1.5	0.7	4.2	1.2	0.6	3.7	3.7
12	3.4	1.6	5.6	2.1	1.0	4.2	1.6	0.8	3.7	3.7
18	5.1	2.4	5.6	3.1	1.5	4.2	2.4	1.2	3.7	3.7
20	5.6	2.7	5.6	3.4	1.6	4.2	2.7	1.3	3.7	3.7
22	6.2	3.0	5.6	3.8	1.8	4.2	2.0	1.4	3.7	3.7

p=50mm p=60mm p=70mm
e1=e2=40mm, D=d+0.5mm, W=200mm, nc=2, m=2

表8 充填支圧ボルト接合継手の終局耐力と破壊モード

鋼種 呼び径	14T								
	M16			M20			M22		
H-SA700 板厚 t(mm)	必要 本数(本)	継手 耐力比	破壊 モード	必要 本数(本)	継手 耐力比	破壊 モード	必要 本数(本)	継手 耐力比	破壊 モード
	9	6	0.93	T	6	0.89	T	4	0.86
12	6	0.93	T	6	0.89	T	4	0.86	T
18	8	0.93	T	6	0.89	T	4	0.86	T
20	8	0.93	T	6	0.89	T	4	0.86	T
22	10	0.93	T	6	0.89	T	6	0.86	T

p=50mm p=60mm p=70mm
e1=e2=40mm, D=d+0.5mm, W=200mm, nc=2, m=2

表5、6から、H-SA700の母材でも、ボルト鋼種が20Tの場合は、支圧ボルトでは、母材支圧で必要本数が決定しており、摩擦ボルトと必要本数が変わらないこと、14Tは、板厚が18mm以降ではボルト軸せん断で必要本数が決まり、このとき、摩擦ボルトと比べて約半分の本数で済むことが分かる。また、10Tと14Tの支圧ボルトの必要本数を比べると、14Tが効果的であることが分かる。

表6、7から、耐力の大きなH-SA700材の接合は、SN400材の接合の3倍程度のボルト本数が必要であり設計の支障となる。また、SN400材では、支圧ボルトの必要本数は、すべて母材支圧で決まるので、摩擦ボルト接合が効果的である。

表6、8から、H-SA700の母材、ボルト鋼種が14Tの場合で弾性設計した継手は、いずれのボルト呼び径でも、継手終局耐力は、有効断面で破壊し、ボルト孔欠損分だけ継手最大耐力は低下する。そのため、継手終局耐力を確保するためには、ボルトの呼び径をM16と小さなものを採用するのがよい。

6. 載荷試験

複半月充填ボルト接合の可能性を検討するために、複半月ボルトを試作し端抜け破壊を生じるように設計されたボルト1本の載荷試験を行った。

6.1 試験方法

支圧ボルト接合部の載荷装置を図5に示す。

上部接合治具と添板は、十分な強度を持つようSN490で作られている。

上部治具は板厚9mmの鋼板の両面に9mmの鋼板を隅肉溶接して、つかみ部を増厚している。

この上部接合治具と2枚の添板は、F10T M22 高力摩

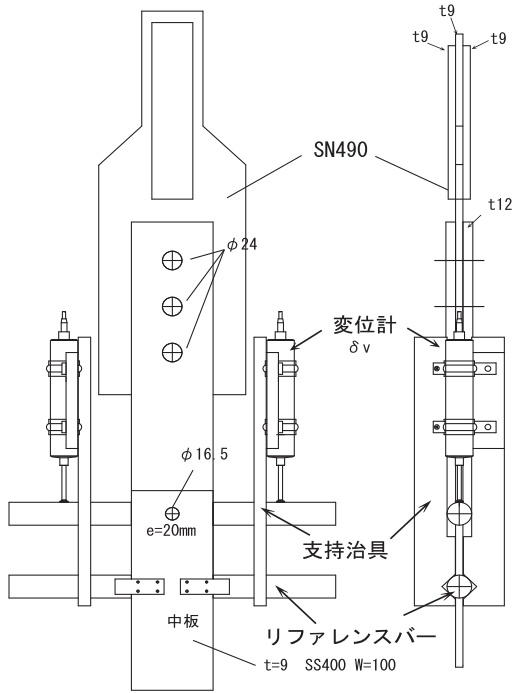


図5 充填ボルト接合部の荷重装置

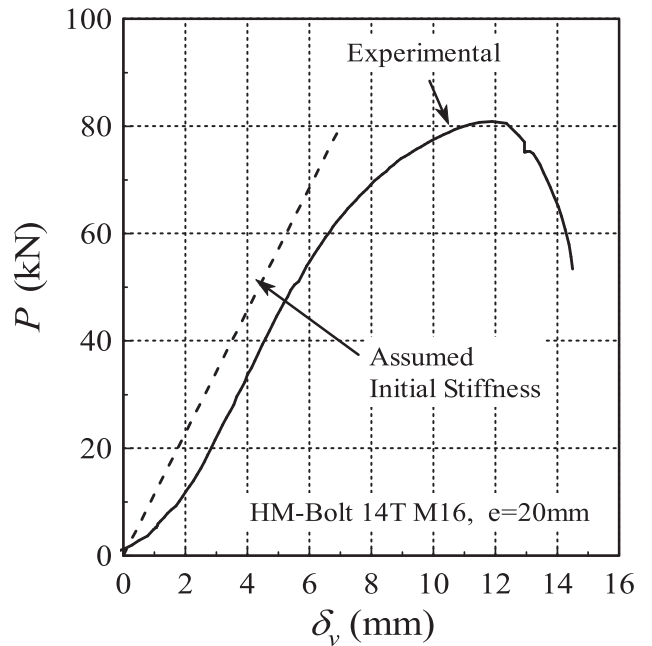


図6 荷重ずれ変形関係

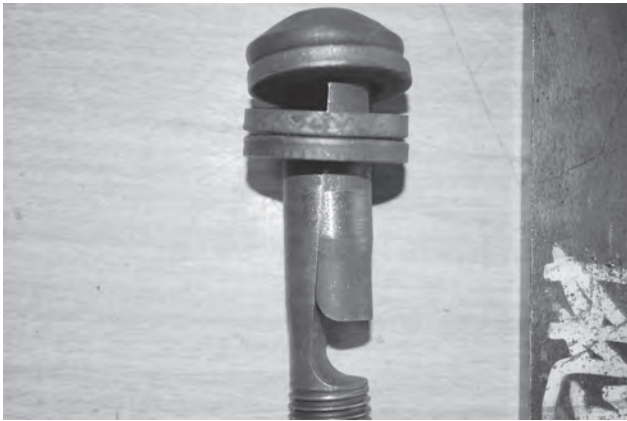


写真2 試験後の複半月充填ボルト
(板との擦り傷があるものの変形はしていない)



写真3 端抜け破断した中板

擦ボルト3本で接合されている中板には、 $\phi 16.5\text{mm}$ の孔があけられており幅 $W = 100\text{mm}$ 、板厚 9mm 、端あき距離 $e = 20\text{mm}$ で鋼種はSN400とした。この中板を添板に挿入し複半月充填ボルト(写真1)を差し込んで締付力を導入した。裁荷は1000kN容量のアムスラー試験機で行う。

計測方法は、荷重はアムスラー試験機から荷重 P を変位は添板と中板との50mm区間のずれ変位 δv を図5に示す変位計測治具で、試験体左右位置で計測して平均して求めた。

荷重プログラムは、静的単調荷重とした。

6.2 試験結果

試験結果を図6は引張荷重 P とずれ変形 δv との関係を仮定初期剛性とともを示す。

写真2には、試験後に取り外した、複半月充填ボルトの軸部詳細を写真3には、端抜け破断をした中板の状況を示す。これらの結果から以下のことがわかる。

- 1) 複半月充填ボルト接合部は、初期にはやや剛性は低いが、すぐに剛性が回復して高い耐力を示す。
- 2) 大きな支圧力に対して、複半月充填ボルト軸部は十分な耐力を有しており、局部的な変形は生じていない。
- 3) 契状切欠部も R を取っているため、初期付力によっても損傷は生じず、荷重中、その機能を維持した。

以上のことから、本ボルト接合部は、支圧ボルトの高い耐力を有しつつ、かつ初期の剛性を十分に確保しうる可能性があることがわかる。

7. まとめ

高強度鋼材の接合法として複半月テーパ充填支圧ボルトによる接合を提案し、支圧ボルト接合継手の降伏耐力、最大耐力算定式を示し、弾性接合設計の考え方にに基づき、梁継手の設計を行って、摩擦ボルト接合と比較して、提案する充填支圧ボルト接合法の優位性を検討した。

得られた知見は以下のように要約できる。

- 1) 弾性接合設計の場合、耐力の大きな H-SA700 材の接合は、摩擦ボルト接合では、通常の 3 倍程度のボルト本数が必要であり設計の支障となる。
- 2) 充填支圧ボルト接合では、板厚と母材強度が大きく、ボルト軸せん断で必要ボルト本数が決定される場合、摩擦ボルト接合と比べて約半分のボルト本数で弾性接合設計ができる。
- 3) 支圧ボルト接合では、H-SA700 母材との組み合わせは、ボルトの鋼種は、14T が効果的である。
- 4) 支圧ボルト接合で、弾性接合設計を行うと、継手終局耐力は、有効断面で破壊する。そのため、継手終局耐力を確保するためには、ボルトの呼び径を M16 と小さなものとするのがよい。
- 5) 試作結果から、精度の良い締付が行われれば、充填ボルト接合部に初期スリップは生じず、初期剛性が確保できることがわかる。

今後、充填支圧ボルト接合の以下の特性について実験的に調べる必要がある。

- 1) 充填ボルト接合で、初期スリップが抑えられ、初期剛性が確保できるか？
- 2) ボルトの曲げ変形によって、楔状切り欠き部から早期破断が起きないか？
- 2) 繰り返し加力時におけるスリップ現象が、充填支圧ボルトの自己充填性能によって軽減できるかどうか？

参考文献

- 1) 佐藤篤司, 木村 慧, 吹田啓一郎, 井上一朗, 建築構造用高強度鋼材 H-SA700A を用いた柱梁材を弾性に留める乾式接合法の開発, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 646 号, pp.2355-2363, 2009. 12.
- 2) 井上一朗, 吹田啓一郎, 建築鋼構造 - その理論と設計 -, 鹿島出版会, 2007 年.
- 3) 椋代仁朗, 黒羽啓明, 鋼構造 第 3 版, 森北出版, 1985 年.
- 4) 日本鋼構造協会, わかりやすい鉄骨の構造設計 第 4 版, 技報堂, 2009 年.
- 5) 日本建築学会, 鋼構造設計規準 - 許容応力度設計法

-, 技報堂, 2005 年.

- 6) 日本鋼構造協会接合小委員会編, 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, 1977 年.
- 7) 本元 充, 土屋智之, 中野達也, 増田浩志, ボルト接合部の降伏耐力に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 C, pp.975-976, 2009 年 8 月.
- 8) 東 清三郎, 藤澤一善, 一戸康生, 800N/mm² 級高張力鋼と 2000N/mm² 級高強度ボルトを用いた支圧せん断接合部の要素引張実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 C, pp.641-642, 2008 年 8 月.
- 9) 多田裕一, 佐藤篤司, 吹田啓一郎, 支圧破壊を考慮した高力ボルト接合部の最大耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 C, pp.977-978, 2009 年 8 月.
- 10) 杉浦勝晃, 田中淳夫, 増田浩志, 高力ボルト接合部のはしぬけ破断による最大耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 C, pp.359-360, 1995 年 8 月.
- 11) R. ヒル, 塑性学, 培風館, pp.252 - 257, 1978.
- 12) 田沼吉伸, 橋本健一, 宍戸唯一, ガセットプレートの引張耐力に関する実験的研究 (その 1 実験計画及び実験結果) (その 2 実験結果の考察), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造 C, pp.1515-1518, 1990 年 10 月.
- 13) 宇田川 邦明, 山田隆夫, 高力ボルト接合された鋼板の破断形式と破断耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 505 号, pp.115-122, 1998.3.

付録 A 支圧ボルト接合の降伏耐力算定式について

Hill によって、平面問題について半無限体のブロック押し込みに要する崩壊荷重 P_y が与えられている¹⁾。この解は、ブロック近傍にすべり線場が形成され、押し込み方向の領域の大きさにかかわらず、崩壊荷重で変形が発散するものである。この解を n 本のボルトに対して適用すると次式が得られる。これは、支圧崩壊荷重の理論値に相当する。

$$P_{y2} = 2 \cdot n \cdot \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) \cdot d \cdot t \cdot \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} = n \cdot d \cdot t \cdot (2.97 \cdot \sigma_y) \dots \quad (\text{A.1})$$

また、井上は、はしぬけ破壊機構についてボルト孔形状を考慮した応力仕事式から、以下のはしぬけ崩壊荷重を導出している²⁾。これは、はしぬけ崩壊荷重の理論値である。

$$P_{y3} = 2 \cdot n_c \cdot A_{ns} \cdot \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \dots \dots \dots \quad (\text{A.2})$$

$$A_{ns} = \left[(n_r - 1) \left\{ p - (\sqrt{2} - 1) \cdot d \right\} + \left(e_1 - \frac{\sqrt{2} - 1}{2} \cdot d \right) \right] \cdot t \dots \dots \dots \quad (\text{A.3})$$

(A.1), (A.2) 式を、ボルト 1 本の場合について整理すると、次式となる。

$$P_{y2} = \frac{1}{\sqrt{3}} (2 + \pi) \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y \dots \dots \dots \quad (\text{A.4})$$

表9. A-1 単一ボルト接合の場合の、はしぬけ降伏から支圧降伏までの継手降伏耐力実験値（文献7）

Paper No	Name	nc	nr	W	p	e1	e2	g	d	D	t	σy	σu	b0y	b0u	Experimental			Analytical				Py / ePy	Pu / ePu
																ePy	ePu	Failure Mode	Py	Yield Mode	Pu	Failure Mode		
7	T9-e30-w130	-	-	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	kN/mm2	kN/mm2	kN/mm2	kN/mm2	kN	kN	-	kN	-	kN	-	-	-
7	T9-e50-w130	1	1	130	0	30	65	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	77	118	S	112	B	114	S	1.45	0.97
7	T9-e60-w130	1	1	130	0	60	65	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	127	227	S	112	B	227	S	0.88	1.00
7	T9-e75-w130	1	1	130	0	75	65	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	163	292	S	112	B	250	B	0.69	0.86
7	T9-e90-w130	1	1	130	0	90	65	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	163	336	S	112	B	250	B	0.69	0.74
7	T9-e120-w130	1	1	130	0	120	65	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	167	386	T	112	B	250	B	0.67	0.65
7	T4.5-e50-w130	1	1	130	0	50	65	0	22	22.5	4.5	0.431	0.519	0.900	1.000	79	123	S	80	B	117	S	1.01	0.95
7	T6-e50-w130	1	1	130	0	50	65	0	22	22.5	6	0.315	0.431	0.900	1.000	80	133	S	78	B	129	S	0.98	0.97
7	T9-e50-w110	1	1	110	0	50	55	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	117	193	S	112	B	189	S	0.96	0.98
7	T9-e50-w90	1	1	90	0	50	45	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	116	175	S	112	B	189	S	0.97	1.08
7	T9-e50-w70	1	1	70	0	50	35	0	22	22.5	9	0.302	0.421	0.900	1.000	118	175	T	112	B	180	T	0.95	1.03

T：有効断面引張破壊、B：支圧破壊、S：せん断破壊、F：ボルト破壊

表10. A-2 超高力ボルトのせん断降伏時の継手降伏耐力実験値（文献8）

Paper No	Name	nc	nr	W	p	e1	e2	g	d	D	t	σy	σu	b0y	b0u	Experimental			Analytical				Py / ePy	Pu / ePu
																ePy	ePu	Failure Mode	Py	Yield Mode	Pu	Failure Mode		
8	20T-16/16-02-1	1	2	95	60	40	47.5	0	16	16.2	16	0.777	0.856	1.885	2.094	671	998	1	748	B	972	F	1.11	0.97
8	20T-16/16-02-2	1	2	95	60	40	47.5	0	16	16.2	16	0.777	0.856	1.885	2.094	636	930	1	748	B	972	F	1.18	1.05
8	20T-16/16-10-1	1	2	95	60	40	47.5	0	16	17	16	0.777	0.856	1.885	2.094	732	991	1	748	B	972	F	1.02	0.98
8	20T-16/16-10-2	1	2	95	60	40	47.5	0	16	17	16	0.777	0.856	1.885	2.094	651	942	1	748	B	972	F	1.15	1.03
8	20T-16/16-20-1	1	2	95	60	40	47.5	0	16	18	16	0.777	0.856	1.885	2.094	636	1013	2	748	B	972	F	1.18	0.96
8	20T-16/16-20-2	1	2	95	60	40	47.5	0	16	18	16	0.777	0.856	1.885	2.094	631	1016	2	748	B	972	F	1.19	0.96
8	20T-16/25-02-1	1	2	95	60	40	47.5	0	16	16.2	25	0.760	0.844	1.885	2.094	-	871	3	875	F	972	F	-	1.12
8	20T-16/25-02-2	1	2	95	60	40	47.5	0	16	16.2	25	0.760	0.844	1.885	2.094	767	924	3	875	F	972	F	1.14	1.05
8	20T-16/25-10-1	1	2	95	60	40	47.5	0	16	17	25	0.760	0.844	1.885	2.094	-	901	3	875	F	972	F	-	1.08
8	20T-16/25-10-2	1	2	95	60	40	47.5	0	16	17	25	0.760	0.844	1.885	2.094	-	915	4	875	F	972	F	-	1.06
8	20T-16/25-20-1	1	2	95	60	40	47.5	0	16	18	25	0.760	0.844	1.885	2.094	-	866	4	875	F	972	F	-	1.12
8	20T-16/25-20-2	1	2	95	60	40	47.5	0	16	18	25	0.760	0.844	1.885	2.094	-	823	4	875	F	972	F	-	1.18
8	14T-16/16-20-1	1	2	95	60	40	47.5	0	16	18	25	0.777	0.856	1.328	1.476	638	677	5	617	F	685	F	0.97	1.01
8	14T-16/16-20-2	1	2	95	60	40	47.5	0	16	18	25	0.777	0.856	1.328	1.476	648	717	5	617	F	685	F	0.95	0.96

T：有効断面引張降伏／破壊、B：支圧降伏／破壊、S：せん断降伏／破壊、F：ボルト降伏／破壊

1：ボルト破壊（支圧変形あり）、2：はしぬけ破断（支圧変形あり）、3：ボルト破断（曲げあり）、4：ボルト曲げ破壊、5：ボルト破壊

$$P_{y3} = \frac{1}{\sqrt{3}} (2 \cdot \frac{e_1}{d} - \sqrt{2} + 1) \cdot d \cdot t \cdot \sigma_y \dots\dots\dots (A.5)$$

ボルト1本について、はしぬけ降伏から支圧降伏までの継手降伏耐力を求めた実験（文献7）が、中野、増田らによって行われているので、(A.4)、(A.5)式と比較した。実験結果を表A.1に、比較結果を図A.1に示す。

同図には、鋼構造限界状態設計指針・同解説に示されている、次式の支圧降伏耐力算定式もあわせて示している。

$$P_{y2} = n \cdot d \cdot t \cdot (1.25 \times 1.5 \cdot \sigma_y) = n \cdot d \cdot t \cdot (1.88 \cdot \sigma_y) \dots (2c)$$

図A.1には、降伏耐力実験値を□で、最大耐力実験値を○、●で示し、○ははしぬけ破壊を、●は支圧破壊で終局に到っていることを示している。継手の降伏耐力は降伏応力で、最大耐力は引張強さで無次元化している。この図から、以下のことが分かる。

- 1) はしあき距離が大きくなるにつれて、せん断降伏（はしぬけ降伏）(A.4)式から支圧降伏(A.5)式へと推移する傾向が見受けられる。
- 2) (2c)式は、現実的なはしあき距離(e1/d>2)であれば、降伏耐力を安全側に評価する。
- 3) はしぬけ降伏しないe1/dは、理論式(A.4)、(A.5)式の交点から、2.78(約3)以上である。
- 4) 最大耐力は、e1/d<6程度まで、せん断耐力式で表現できるが、それ以降では、支圧耐力式を考慮すべきである。

5) 実験最大耐力値は、Hillの解の1.56倍を示している。Hillの解は、安全側の評価を与える。

実験最大耐力値が理論解を上回る現象は、ダンパーとして用いられるせん断パネルにおいても観察されている。仮定したすべり線場では、引張素材試験のように、ネッキングは生じない（塑性変形にともなう体積変化がない）ため、終局時のせん断応力は、真応力で評価すべきであることがあげられる。ちなみに素材の絞りφが得られれば、真応力は、(1+φ)σuで求めることができる。

支圧ボルト接合の設計式を簡単化するため、(A.5)式、(A.6)式を用いず（降伏機構を細分化せず）、2)の知見により、(2c)式のみを用いることとした。

また、3)、5)の知見より、支圧最大耐力式、(3g)式の一部として、次式を採用した。

$$P_{u4} = 2 \cdot (1 + \frac{\pi}{2}) \cdot d \cdot t \cdot \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}} = 2.97 \cdot d \cdot t \cdot \sigma_u \approx 3 \cdot d \cdot t \cdot \sigma_u$$

次に、超高力ボルト(14T、20T)とH-SA700母材の実験結果(文献8)を参考に、ボルトがせん断降伏する場合の継手降伏耐力式 P_y を検討する。

$$P_y = n \cdot m \cdot b \cdot A_s \cdot \frac{b \cdot \sigma_y}{\sqrt{3}} \dots\dots\dots (2b)$$

東、藤澤、一戸ら⁸⁾、超高力ボルトのせん断降伏時の継手降伏耐力実験値を表A.2に示す。

支圧が生じず、ボルトがせん断破壊したケース（実験の

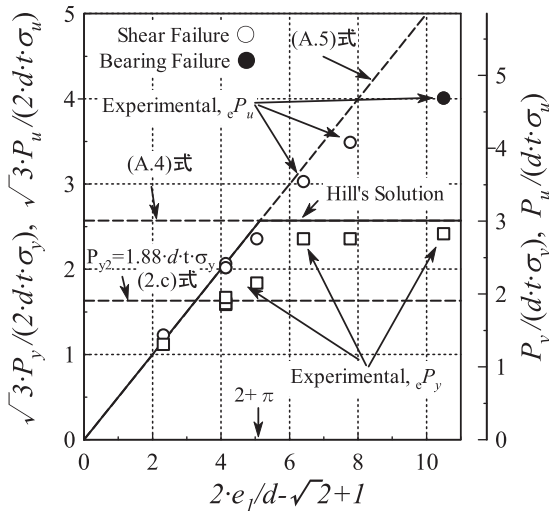


図 A.1 継手の降伏・終局耐力と破壊モード

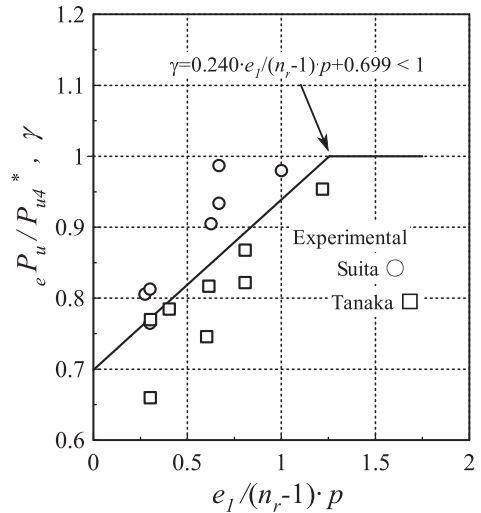


図 B.1 はしあき距離の短い場合の耐力低減係数

表 B.1 はしあき距離が短い場合の実験結果と補正評価結果 (文献9)

Paper No	Name	nc	nr	W	p	e1	e2	g	d	D	t	σy	σu	b0y	b0u	Experimental		Analytical			e1/3d	e1 / ((nr-1) * p)	Pu4* / ePy	Pu / ePu
																ePu	Failure Mode	Pu4*	Pu	Failure Mode				
9	12d	1	2	200	60	40	100	0	16	18	9	0.298	0.440	0.900	1.000	325	BS2	348	311	BS2	0.83	0.67	1.07	0.96
9	13d	1	3	200	55	30	100	0	16	18	9	0.298	0.440	0.900	1.000	402	BS2	499	414	BS2	0.63	0.27	1.24	1.03
9	22d	2	2	300	60	40	75	150	16	18	9	0.298	0.440	0.900	1.000	688	BS2	697	621	BS2	0.83	0.67	1.01	0.90
9	22f	2	2	300	50	50	75	150	16	18	9	0.298	0.440	0.900	1.000	745	BB	760	717	BB	1.04	1.00	1.02	0.96
9	23b	2	3	270	50	30	85	100	16	18	9	0.298	0.440	0.900	1.000	763	BS2	998	833	BS2	0.63	0.30	1.31	1.09
9	23d	2	3	320	50	30	80	160	16	18	9	0.298	0.440	0.900	1.000	811	BS2	998	833	BS2	0.63	0.30	1.23	1.03
9	32d	3	2	320	40	25	70	85	16	18	9	0.298	0.440	0.900	1.000	699	BS2	772	683	SS	0.52	0.63	1.10	0.98

BS2: はしぬけ・支圧複合破壊, BB: 支圧破壊, SS: せん断破壊

表 B.2 はしあき距離が短い場合の実験結果と補正評価結果 (文献10)

Paper No	Name	nc	nr	W	p	e1	e2	g	d	D	t	σy	σu	b0y	b0u	Experimental		Analytical			e1/3d	e1 / ((nr-1) * p)	Pu4* / ePy	Pu / ePu
																ePu	Failure Mode	Pu4*	Pu	Failure Mode				
10	A-08-15-0	2	2	300	50.1	40.4	74.9	150	20	22	17.6	0.337	0.461	0.900	1.000	1207	2	1469	1310	SS	0.67	0.81	1.22	1.09
10	A-12-15-0	2	2	300	50	60.9	75.2	150	20	22	17.8	0.337	0.461	1.260	1.400	1723	1	1805	1805	BS1	1.02	1.22	1.05	1.05
10	A-08-15	2	2	300	50.1	40.4	74.8	150	20	22	17.8	0.337	0.461	1.260	1.400	1289	2	1485	1325	SS	0.67	0.81	1.15	1.03
10	B-06-15	2	3	300	50	30.3	74.8	151	20	22	17.8	0.337	0.461	0.900	1.000	1646	1	2138	1649	SS	0.51	0.30	1.30	1.00
10	B-06-15-P3	2	3	300	60	36.1	74.8	150	20	22	17.8	0.337	0.461	0.900	1.000	1691	3	2562	1975	SS	0.60	0.30	1.52	1.17
10	B-08-15	2	3	300	49.8	40	74.9	150	20	22	17.8	0.337	0.461	0.900	1.000	1798	3	2291	1821	SS	0.67	0.40	1.27	1.01
10	C-06-10	3	2	300	54.8	33.6	49.9	100	22	24	17.8	0.337	0.461	0.900	1.000	1777	1	2176	1841	SS	0.51	0.61	1.22	1.04
10	C-06-10-T11	3	2	300	55	33.1	50	100	22	24	15.9	0.290	0.437	0.900	1.000	1370	3	1836	1548	SS	0.52	0.60	1.34	1.13

BS1: 支圧, せん断複合破壊, SS: せん断破壊

1: 2: 3: いずれも, はしぬけ破壊

破壊モード, 3, 5) について, 0.2% オフセット耐力を $\sigma_{0.2}$ として (2.b) 式で評価した結果は, 良好に一致していることが分かる。

付録 B はしあき距離の短い場合の継手終局耐力算定式について

文献9で吹田らは, 複数列のボルト接合部において, 早期にはしぬけが生じる試験体は, $Pu4^*$ で評価すると 30% 程度, 過大評価してしまうことを指摘している。また, 文献10で, 田中, 増田らも, 同様な指摘をして, 設計式の補正方法を提案している。そこで, 本研究における検討に用いた, 継手最大耐力算定式 $Pu4$ は, 実験値から低減係数を決定して補正を行うことにした。

この過大評価の原因は, 支圧破壊するボルトと, はしぬけ破壊するボルトの最大荷重時の変形量が異なるため最大耐力が各ボルトの最大耐力の線形和で表せなくなっている

ためと考えられる。

この耐力低下に関するパラメータとして, 支圧ボルトの寄与に対するはしぬけボルトの寄与の比を次式のように表すこととする。

$$\frac{e_1}{(n_r - 1) \cdot p} \dots\dots\dots (B.1)$$

簡単のため, 低減率 γ は, 線形関数で表現し, 上記の理由から 1 を上回らないので, 次式で提案した。

$$\gamma = a \cdot \frac{e_1}{(n_r - 1) \cdot p} + b \leq 1 \dots\dots\dots (3.h)$$

文献9, 文献10の実験データのうち, はしぬけ破断を生じたかそれを起こす可能性の高い試験体について, $Pu4^*$ に対する実験最大耐力 ePu を求め, 最小2乗近似法で (3.h) 式の係数 a, b を求めた結果を図 B.1 に示す。

この補正を施して求めた最大耐力算定値 Pu を実験値と比較して, 表 B.1, 表 B.2 に示す。17% 程度の過大評価は

残るものの、おおむね補正ができていることが分かる。