

高強度鋼用の複半月充填ボルト接合に関する基礎的研究 その5 支圧による降伏耐力評価式

玉井 宏章*・山下 祥平**・桐山尚大**

On New Fastener Using Half-Moon shaped Bolt for High-Strength Members Part 5 Yield Strength Evaluation Expression

by

Hiroyuki TAMAI*, Shohei YAMASHITA** and Takahiro KIRIYAMA**

The authors have presented the half-moon shaped bearing bolt joint for the weld-free built-up member made of H-SA700 high-strength steel. It is desired that the design formula for new fastener using the bearing bolt is established to build the innovative structures made of H-SA700 high-strength steel. In this paper, we focused the yield strength evaluation expression of the joint. To judge the yield strength of the joint, precise load vs deformation relation is required. Hence non-linear properties due to large plastic deformation caused by bearing must be solved. The Non-linear finite element analyses were performed on bearing joints with various bolt hole size, grade of steel and end distance of plate. Influence of bolt hole size, grade of steel and end distance of plate on yield strength of the joint was clarified.

Key words : Bearing Bolt, Built-up Member, H-SA700A, High-Strength Steel.

1 はじめに

建築構造で利用するための普及型高強度鋼 H-SA700 が開発され、その利用技術に関する研究が多くの研究者によって行われている¹⁾。高強度鋼部材の接合では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が既往の研究で明らかとなっている²⁾。この鋼材を用いた乾式組立材¹⁾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。

著者らは、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、この問題を解決する新たな接合形式として、複半月テーパ充填ボルト接合法を提案している²⁾。

支圧接合を高強度鋼板の接合に用いるためには、ボルト接合部の支圧による最大耐力や降伏耐力の評価式等の設計式を作る必要がある。特に降伏耐力を定めるには精度の高い荷重-変位関係が必要となること、支圧降伏以降の大きな変形下における耐力上昇性状を追跡する必要性から、本研究では、高力ボルト接合継手について有限要素法解析を行い、ボルト孔径、鋼種

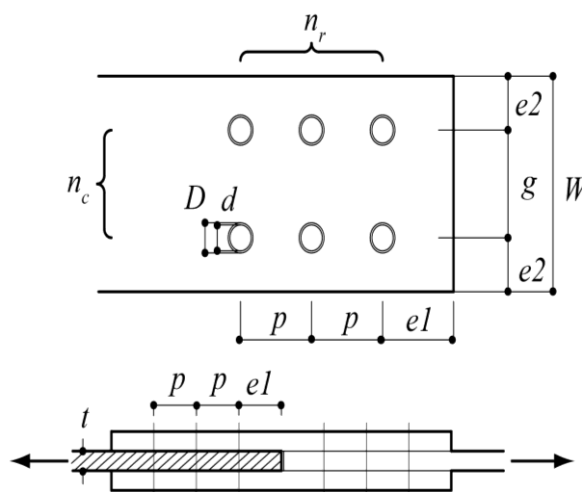


図1 接合部の形状寸法

及び中板のはしあき距離の中板の支圧降伏耐力に及ぼす影響を示し、当該設計式について考察する。

2 耐力評価式

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, 文献 2~6 を参考に設計に利用する, 支圧接合部の降伏耐力評価式を示す.

代表的接合部の形状を図 1 に示す. ボルト配列, 接合部形状, 母材の材料特性は, 板幅, W , ボルトの行・列数, $n_c \cdot n_r$, ボルト孔径, D , ピッチ, はしあき距離, ゲージ間隔, へりあき距離 p , e_1 , g , e_2 , 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, ${}_b A_s$, ボルトの降伏応力, 引張強さ, ${}_b \sigma_y$, ${}_b \sigma_u$ で表す.

この接合部の降伏耐力 P_y の算定式を以下に示す.

○降伏耐力の評価式

$$P_y = \min({}_b P_{y1}, P_{y1}, P_{y2}, P_{y3}) \quad (1)$$

$${}_b P_y = n \cdot m \cdot {}_b A_s \cdot {}_b \sigma_y / \sqrt{3} \quad (2.a)$$

$$P_{y1} = A_m \cdot \sigma_y \quad (2.b)$$

$$P_{y2} = n \cdot d \cdot t \cdot (\alpha \cdot F_y) \quad (2.c)$$

$$P_{y3} = 2 \cdot n_r \cdot A_{ns} \cdot \frac{\sigma_y}{2} \quad (2.d)$$

ここで, 各式中の諸量は次式のように与えられる.

$$A_m = (W - n_c \cdot D) \cdot t, \quad n = n_c \cdot n_r, \quad {}_b A_s = \frac{\pi \cdot d^2}{4},$$

$$F_y = \min(\sigma_y, 0.7 \cdot \sigma_u), \quad A_{ns} = [(n_r - 1) \cdot p + e_1] \cdot t$$

3 解析手法と解析シリーズ

接合部の支圧降伏耐力を規定するには, 初期の荷重-変形関係と最大耐力を把握する必要がある.

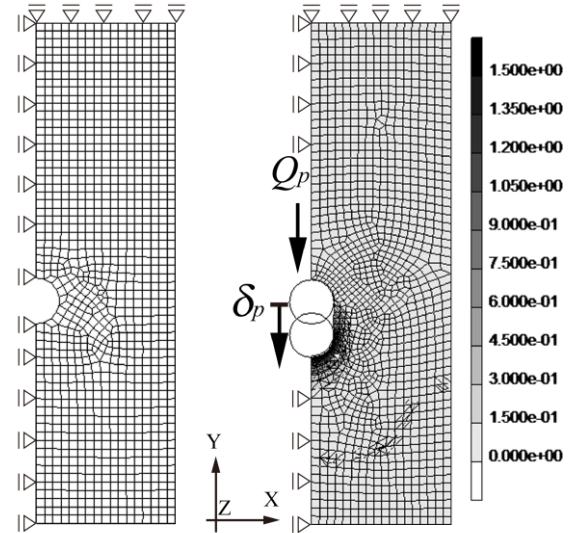
予備接合部引張試験結果²⁾から 1) 充填支圧ボルトが中板のボルト孔側面に接触し剛性が変化する挙動と, 2) 中板のボルト孔が大変形して拡がりつつ耐力が上昇する挙動が, 解析的に追跡すべき挙動と考えられる.

そこで, 解析モデルでは以下の点に工夫を施した.

- 1) 鋼素材特性に真応力-対数塑性歪関係を用いる.
- 2) ボルトと中板との接触・離間を取扱う.
- 3) 中板のボルト孔の大変形に伴う形状変化を取扱うためにリゾーニングを行う.
- 4) 体積ロッキングを回避する要素を用いる.

○解析モデル

解析対象の対称性を考慮して, 図 2 に示す中板の半領域を解析する. 中板はボルト孔から 100mm と十分離れた位置を荷重方向に固定した. ボルトは剛体とし, 中板とボルトは, 摩擦接触する. ボルトを強制変位 δ_p させて, 加力 Q_p を作用させる. 中板は, 平面応力状態の 4 節点 2 次元四辺形要素を用いる場合と, 支圧部の



(a) 初期メッシュ (b) リゾーニング後のメッシュ

図 2 中板の解析モデル

増厚の効果を見るため, 3 次元応力状態の 4 節点 3 次元四面体要素(Herrmann 要素⁷⁾)を用いる場合を用意した.

○真応力-対数塑性歪関係

降伏棚を除く歪効果領域における真応力-対数塑性歪関係は, 次式のべき乗硬化則が成立することが知られている.

$$\varepsilon_p^* \geq \varepsilon_{pst}^* \text{ のとき,}$$

$$\sigma^* = \sigma_y^* \cdot C \cdot (\varepsilon_p^* - \varepsilon_0^*)^n \quad (3.a)$$

ここに, σ_y^* は降伏応力, ε_p^* は塑性ひずみ, ε_0^* は修正ひずみ, ε_{pst}^* は加工硬化開始ひずみの塑性成分, C , n は実験定数である. 降伏棚の領域は次式で表せる.

$$0 \leq \varepsilon_p^* \leq \varepsilon_{pst}^* \text{ のとき,}$$

$$\sigma^* = \sigma_y^* \quad (3.b)$$

塑性歪の定義から,

$$\varepsilon^* = \varepsilon_e^* + \varepsilon_p^* = \frac{\sigma^*}{E} + \varepsilon_p^* \quad (4)$$

ここに, ε_e^* : 弾性対数歪である.

真応力と公称応力, 対数歪と公称歪とは以下の変換則が成立する.

$$\varepsilon = \exp(\varepsilon^*) - 1, \quad \varepsilon^* = \ln(1 + \varepsilon) \quad (5.a,b)$$

$$\sigma = \sigma^* / \exp(\varepsilon^*), \quad \sigma^* = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (5.c,d)$$

ε_p^* を定めれば, (3.a,b)式より真応力 σ^* が決定され, 対応する対数歪は(4)式で得られる. (5.a), (5.c)式を用いて, 対応する公称応力-公称ひずみ関係が弾性範囲を除いて得られることになる.

素材試験で公称の降伏応力 σ_y , 引張強さ σ_u , 一様伸び ε_1 が求めれば, べき乗硬化則の材料定数 n , C は以下のように決定できる.

$$n = \ln(1 + \varepsilon_1^*) - \varepsilon_0^* \quad (6.a)$$

表 1 素材試験結果

Grade of Steel	Test Series	σ_y	σ_u	ε_{st}	ε_u	ε_i	Remark
		N/mm ²	N/mm ²	%	%	%	
SS400 ⁵⁾	N1,N2	271	414	1.50*	30.0	19.6*	JIS 1-A
SM490 ²⁾	OM, HM	382	546	1.63	20.1	18.0	JIS 1-A
SA440 ⁹⁾	-	469	636	1.10	16.0	12.9	JIS 1-A
H-SA700 ¹²⁾	HA	795	862	-	11.7	6.6	JIS 1-A

*assumed values, $\varepsilon_i = 0.53 - 0.51 \cdot \sigma_y / \sigma_u$ ^{10), 11)}

$$C = \frac{\exp(n + \varepsilon_0^*)}{\frac{\sigma_u}{\sigma_y} \cdot n^n} \quad (6.b)$$

修正ひずみ ε_0^* は、実験素材試験と適合するように次式で与える。

$$\varepsilon_0^* = \varepsilon_{0st}^* - m \cdot \frac{\sigma_y}{E} \quad (6.c)$$

ここに、 m は定数で、降伏棚の影響を適切に考慮するように注意する。

○接触・離間の解法とリゾーニング手法

中板は、ボルト孔が拡大して初期形状から大きく変化する。初期メッシュのままだと、要素のゆがみが甚大となり解の誤差が大きくなるため、200 ステップ解析過程において10 ステップごとに、リゾーニングを計20 回行った。リゾーニングには2次元アドバンシングフロント法⁸⁾を用いた。

中板と充填ボルトの接触、充填ボルト同士の接触については、節点で接触・離間を判定し、接触面接線方向については、次式のクーロン摩擦力を生じるものとした。

$$f_i \leq -\mu \cdot f_n \cdot t \quad (7.a)$$

ここに、 μ ：摩擦係数、 f_i ：接線方向に作用する力、 f_n ：法線方向の反力、 t ：相対速度方向の接線ベクトル。

$$t = \frac{V_r}{|V_r|}, \quad V_r: \text{相対滑り速度} \quad (7.b)$$

中板と充填ボルトとの間の摩擦係数 μ は加工のままの表面状態であるとして0.250程度となる。

複合非線形解析の解法として、変位増分法とフルニュートン・ラブソン法による反復法を併用した。連立1次方程式のソルバーは非正定値解法を採用した。

○解析シリーズ

解析対象とするボルト接合部試験体を図3 (a)~(c)に、各試験体の素材試験結果を表1に示す。また対応する素材の応力-歪関係数値モデルのパラメータを表2に示す。解析シリーズの概要と解析パラメータを表1に示す。まず n 乗則の硬化係数 n 、及びボルトと中板

表 2 応力・歪関係数値モデル

Grade of Steel	Test Series	σ_y	ε_{p-st}^*	m	C	n
		N/mm ²	%	-	N/mm ²	%
SS400	N1,N2	271	1.37	5.0	2.47	0.171
SM490	OM, HM	397	1.37	5.0	2.31	0.160
H-SA700	HA	808	-	5.0	1.39	0.078
SA440	-	469	0.87	3.0	1.97	0.117

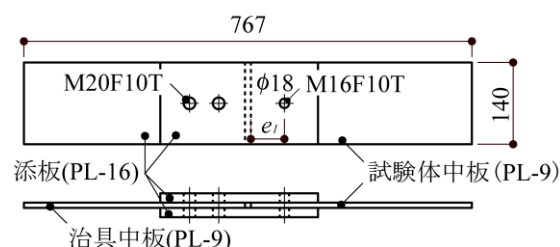
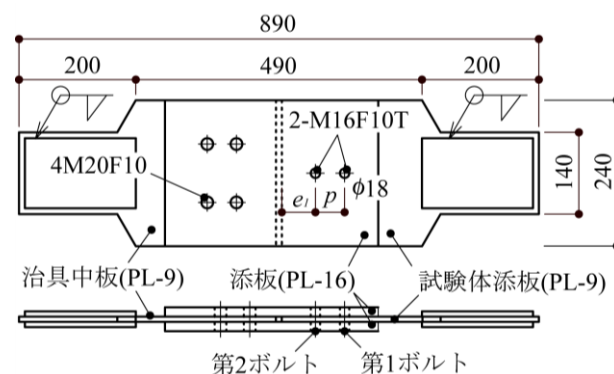
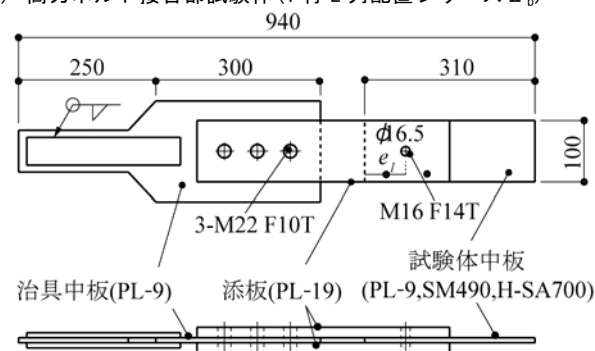
(a) 高力ボルト接合部試験体(1行1列配置シリーズⅡ)⁵⁾(c) 高力ボルト接合部試験体(1行2列配置シリーズⅡ)⁵⁾(b) 充填支圧ボルト接合試験体(1行1列配置シリーズⅢ, Ⅳ)¹²⁾

図 3 支圧ボルト接合部引張試験体

との摩擦係数 μ の中板の支圧荷重 Q_p と支圧変形 δ_p との関係に及ぼす影響を調べるシリーズ(シリーズ I), はしあき距離 e_l を様々に変化させ, ボルト配置を 1 行 1 列としたもの(シリーズ II_a), 1 行 2 列としたもの(シリーズ II_b)について Q_p - δ_p 関係を求め実験値と解析値を比較して, 解析精度を調べるシリーズ(シリーズ II_a, II_b), 中板の鋼種を H-SA700 とし, はしあき距離 e_l を 20,30,40mm としたのものについて Q_p - δ_p 関係を求め実験値と解析値とを比較して, H-SA700 鋼種における解析精度を調べるシリーズ(シリーズ III_a), シリーズ III_a と同様の試験体で $e_l=40$ mm について, 有限要素法モデルを 3 次元四面体要素(Herrmann 要素)として解析し比較して, 2 次元四辺形要素の有効性を示すシリーズ(シリーズ III_b), 中板の鋼種を SS400, SA440 とし, はしあき距離 e_l を 22,25,29,32,40,45,48,51,54,61,70,80mm と様々に変化させて解析し, 鋼種とはしあき距離の中板の支圧荷重 Q_p -支圧変位 δ_p 関係に及ぼす影響を調べるシリーズ(シリーズ IV), 中板の鋼種を H-SA700 とし, ボルト孔径 D を 16.5,17,18,19,20 と変化させ, はしあき距離 e_l を様々に変化させて解析し, ボルト孔径が中板の支圧荷重 Q_p -支圧変位 δ_p 関係に及ぼす影響を調べるシリーズ(シリーズ V)を用意した.

解析シリーズ I では摩擦係数 μ を 0.25 とし, n 乗硬化則を 0.131, 0.190, 0.247 と変化させたもの及び n を 0.190 とし摩擦係数 μ を 0, 0.14, 0.25, 0.45 と変化させて解析を行った. その他の解析では, 鋼種に応じた表 2 に示す数値素材特性パラメータ及びボルトと中板との摩擦係数 μ は 0.25 を採用した. 中板の要素は解析シリーズ III_b では 3 次元四面体要素を, それ以外の解析シリーズでは, 平面応力状態を仮定した 2 次元四辺形要素を用いている.

○降伏耐力の算定法

実験及び解析から得られた荷重-変形関係を基本データとして, 以下に示すスロープファクター法を用いて降伏耐力を求めた(図 4 参照).

まず, 最大耐力と支圧基準耐力($3d \cdot t \cdot \sigma_u$)のいずれか小さい P_u の 1/5 以下の初期荷重-変位関係データから最小 2 乗法によって初期剛性 K を求める.

荷重-変位関係の勾配が $1/5K$ となる荷重値を降伏荷重 P_y とする. P_y を求めるアルゴリズムは, $1/5K$ の勾配を持ち実験の荷重-変位関係の点を通る直線の y 切片が最大となる点の荷重値が P_y となる.

4 結果とその考察

図 5 に種々の鋼種の素材実験結果と本解析で採用した n 乗硬化則の数値解析モデルの公称応力-公称歪関係を示す. 解析シリーズ I の結果を図 6(a), (b)に, 解

表 3 解析シリーズの概要

Series	n_r (-)	n_c (-)	e_l (mm)	D (mm)	p (mm)	W (mm)	Plate (Grade)	Bolt (Type)
I	1	1	48	18	-	140	SS400	F10T M16
IIa	1	1	22 32 48 80	18	-	140		
IIb	2	1	20 40 61	18	40	240		
IIIa	1	1	20 30 40	16.5	-	100	H-SA700	HM14T M16
IIIb	1	1	40	16.5	-	100	H-SA700	HM14T M16
IV	1	1	20~80	16.5	-	100	SS400 SM490 H-SA700 SA440	-
V	1	1	20~80	16.5 17 18 19 20	-	100	H-SA700	-

n_r :列数, n_c :行数, e_l :はしあき距離, p :ピッチ, W :板幅, Grade:鋼種, HM:複半月充填ボルト, F:通常摩擦ボルト, $n_c = 1, t = 9$ mm

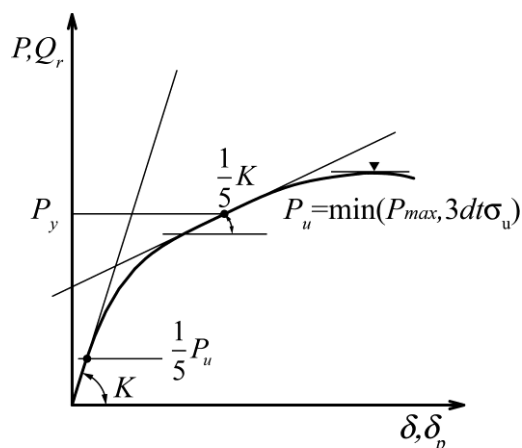


図 4 降伏耐力の算定法

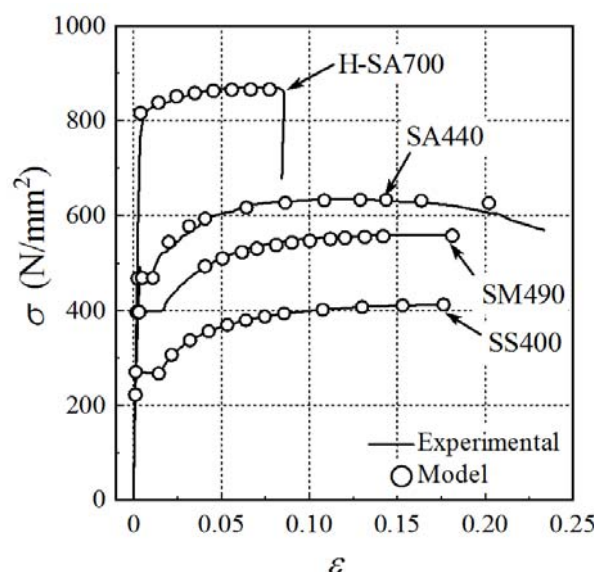


図 5 公称応力-公称ひずみ関係の実験値と数値モデル

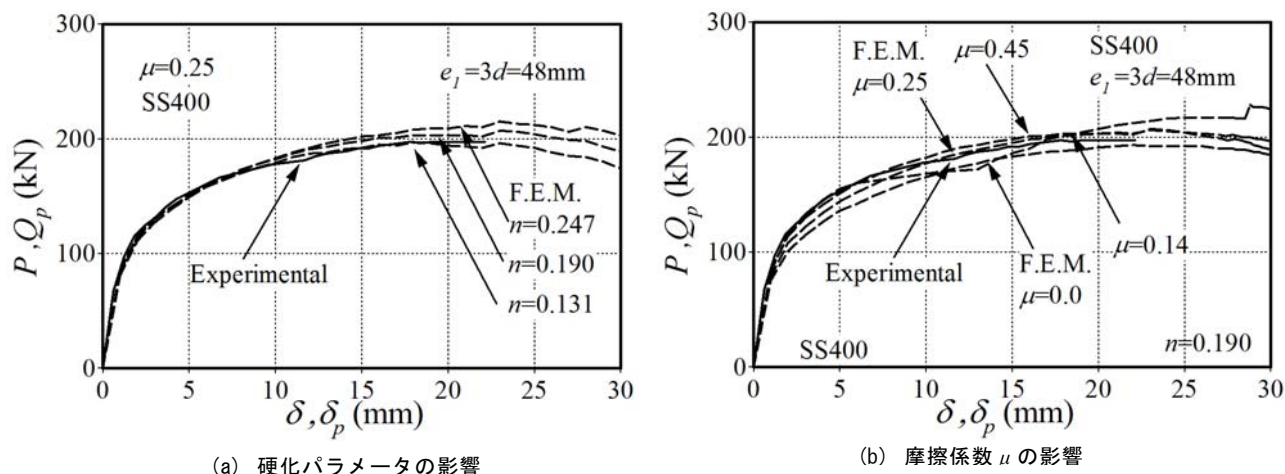


図6 中板の支圧荷重—支圧変位関係に及ぼす硬化パラメータの影響

(シリーズI, 通常ボルト, 中板 SS400, 1行1列配置)

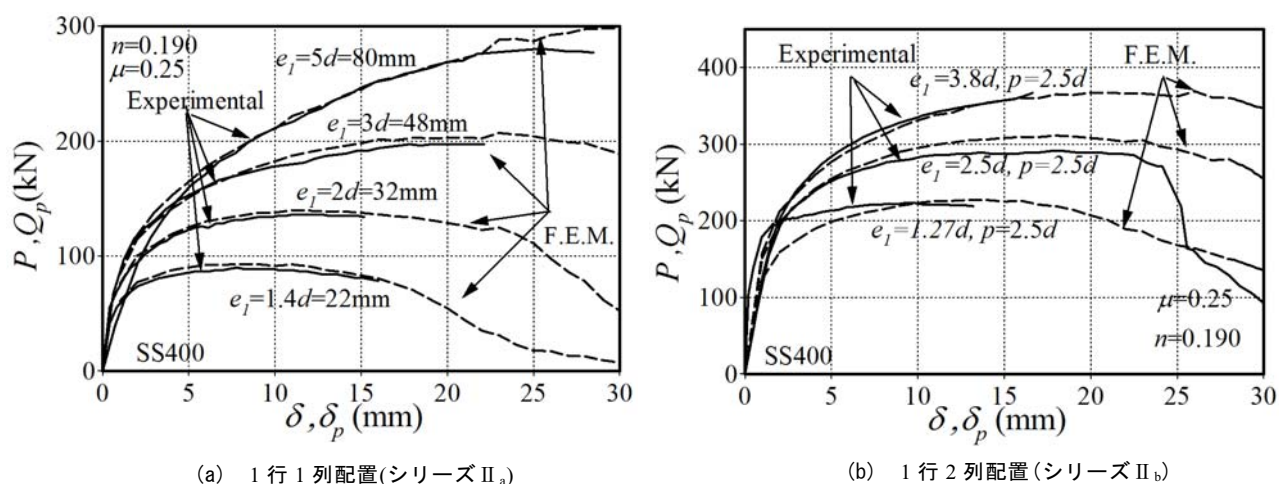
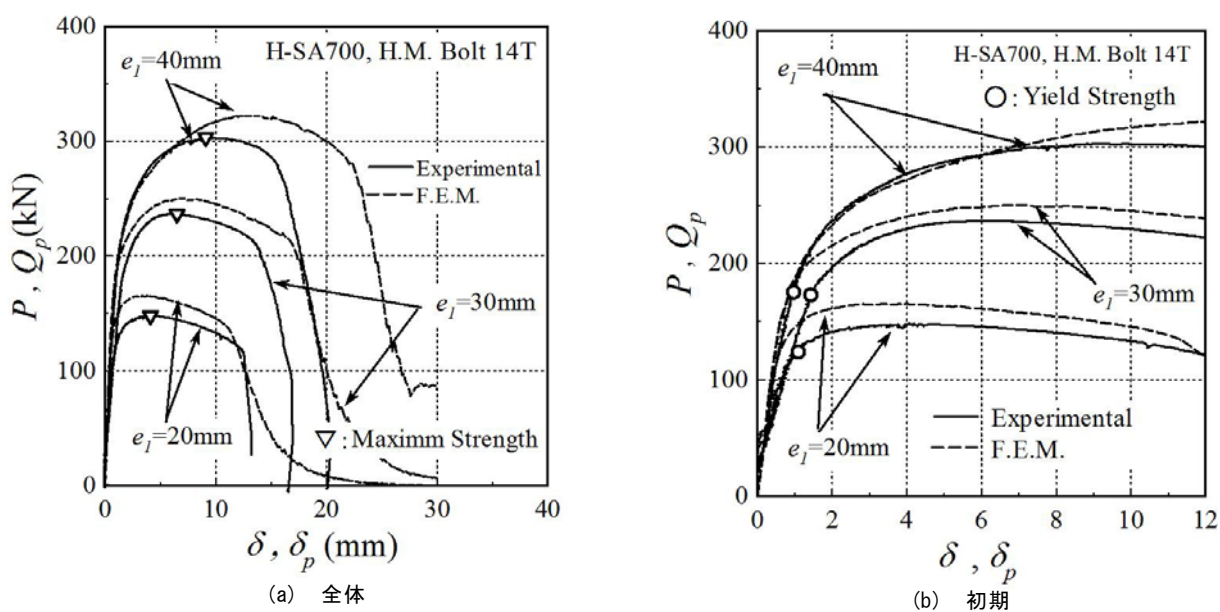


図7 はしあき距離の中板の支圧荷重—支圧変位関係に及ぼす影響

(シリーズII_a 1行1列, シリーズII_b 1行2列, 通常ボルト, 中板 SS400)図8 充填ボルトとH-SA700中板の場合の荷重—相対変位関係(シリーズIII_a, H-SA700中板, 1行1列配置)

析シリーズⅡ_a, Ⅱ_bの結果を図7(a), (b)及び表4に, 解析シリーズⅢ_aの結果を図8(a), (b)及び表5に, 解析シリーズⅢ_bの結果を図9, 10に, 解析シリーズⅣ, Ⅴの結果を図11, 12及び表6に, それぞれ, 示す.

図6, 7には, 接合部試験体の荷重 P と中板と添板との相対変位 δ の実験値を実線で, 解析の中板の支圧荷重 $Q_p(=P)$ と支圧変形 δ_p (ボルトと添板に塑性変形がなければほぼ δ の値となる)との関係を破線で示す.

図8には, 接合部試験体の荷重 P と添板とボルトから100mm離れた中板との相対変位 δ の実験値を実線で, 解析値の Q_p - δ_p 関係を破線で, 荷重-変位関係の全体を(a)に初期段階を(b)に示す.

図9には, 図8と同様の関係を, 実験値は実線で, 2次元四辺形要素の解析値を破線で, 3次元四面体要素で体積ロッキングを回避しうる要素(Herrmann要素⁷⁾)を用いた解析値を点線で, 通常の3次元四面体要素の解析値を一点鎖線で示す.

図10には, 解析シリーズⅢ_bについて, (a)中板の最終状況($\delta=30\text{mm}$)の実験結果, (b) $\delta_p=20\text{mm}$ の2次元四辺形要素の解析結果, (c)3次元四面体要素(Herrmann要素)の解析結果を示す. 解析値は, 板厚方向変位のコンター図も併せ示している.

図11, 12には, ボルトの基準支圧降伏耐力で基準化した降伏耐力 $P_y/(d \cdot t \cdot F_y)$ と, ボルト軸径で無次元化したはしあき距離 e_1/d との関係を示す. 図12には, 支圧降伏耐力算定式(2.c)式($\alpha=1.875$)とはし抜け降伏耐力算定式(2.d)式を太線で示す.

表4は, シリーズⅡ_a, Ⅱ_bについて接合部の最大耐力 P_u の実験値と解析値及び実験値に対する解析値の比を, 表5にはシリーズⅢ_aについて, 接合部の降伏耐力 P_y と最大耐力 P_u の実験値と解析値及びそれらの実験値に対する解析値の比を示す.

表6には, シリーズⅣ, Ⅴについてボルト軸径で無次元化したはしあき距離 e_1/d が2.5以上のデータについて, ボルトの基準支圧降伏耐力で無次元化した降伏耐力 $P_y/(d \cdot t \cdot F_y)$ の平均値 α を示す.

これらの結果から以下のことがわかる.

4.1 解析予測の精度

○応力-歪関係の適合性

図5から, 素材の応力-歪関係は, 単調荷重時には, 一様伸びの範囲まで n 乗硬化則の数値解析モデルで表現できることがわかる. また, 図6(a)より数値解析モデルの応力-歪関係における硬化パラメータ n の初期支圧荷重-支圧変形関係に及ぼす影響は小さい.

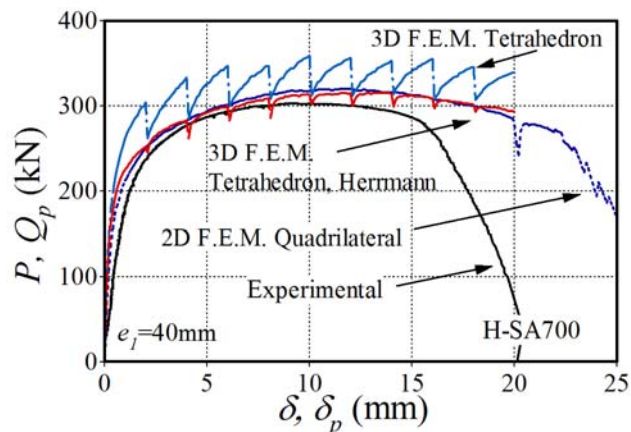


図9 中板の支圧面増厚による影響
(シリーズⅢ_b, H-SA700 中板, 1行1列配置)

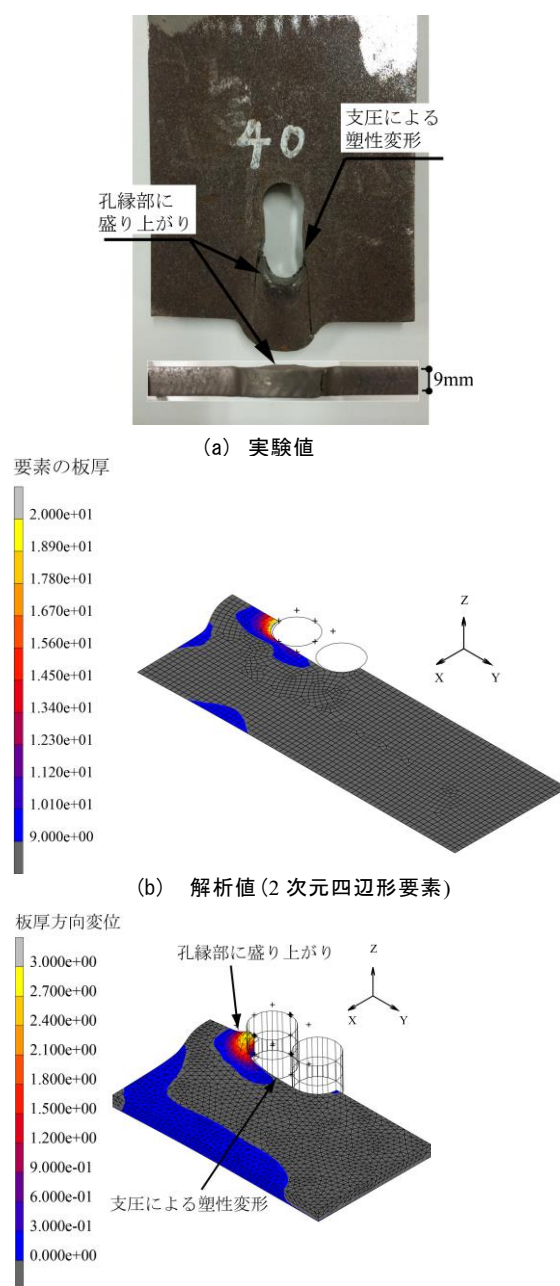


図10 中板の最終状況
(HA40 試験体)シリーズⅢ_a, H-SA700, 1行1列配置)

表4 シリーズII_a, II_bの結果

Specimen	e_1	p	EXP.	F.E.M	F.E.M/EXP.
	mm	mm	P_u kN	P_u kN	P_u -
N1	22	-	89	93.2	1.05
	32		136	140	1.03
	48		199	208.7	1.05
	80		281	309.4	1.10
N2	20	40	207	227	1.10
	40	40	290	310	1.07
	61	40	372	371	0.98

$t=9.1\text{mm}$

表5 シリーズIII_aの結果

Specimen	e_1 mm	Exp.		F.E.M		F.E.M/Exp.	
		P_y kN	P_u kN	P_y kN	P_u kN	P_y -	P_u -
HA	20	111	148	144	156	1.30	1.05
	30	184	236	155	233	0.84	0.99
	40	195	303	155	311	0.80	1.03

$t=8.99\text{mm}$

表6 シリーズIV Vの結果

(a) 中板鋼種

Series	Grade of plates	α
IV	SN400	1.71
	SM490	1.77
	SA440	1.90
	H-SA700	2.01

(b) ボルト孔径

Series	D	α
	mm	
V	16.5	2.01
	17	2.09
	18	2.21
	19	2.30
	20	2.38

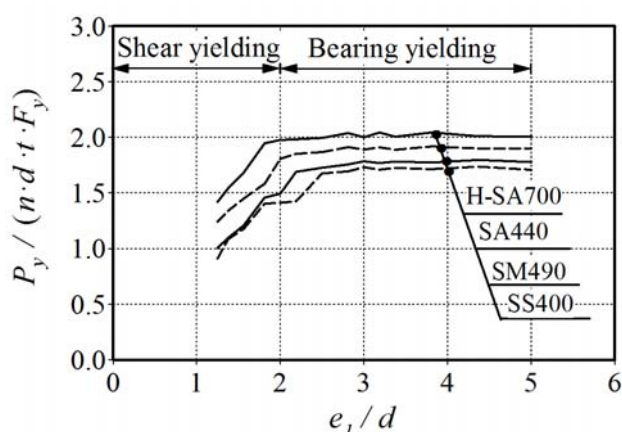


図11 鋼種の支圧降伏耐力に及ぼす影響
(解析シリーズIV, 1行1列配置)

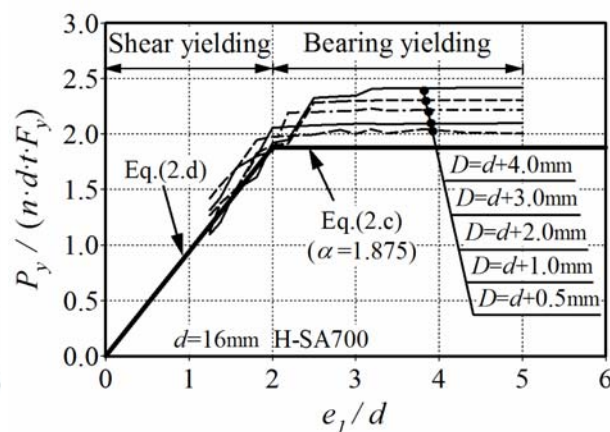


図12 ボルト孔径の支圧降伏耐力に及ぼす影響
(解析シリーズV, 1行1列配置)

○ボルト孔面摩擦係数の影響

図6(b)より、支圧変形が大きくなる場合には、中板の最大耐力はボルトの中板との摩擦係数の影響を受けるので、崩壊荷重理論値と比較検討する際には注意が必要であること、中板の孔あけ加工のままの表面状態ならば、 $\mu=0.25$ 程度とすれば実験値と解析値の $Q_p-\delta_p$

関係の対応は良いことがわかる。

○はしあき距離の影響

図6(a),(b), 表4より、SS400中板で1行1列ボルト配置について、はしあき距離 e_1 を $1.4d-5.0d$ (d はボルト径16mm)と変化させた場合においても、最大耐力までの $Q_p-\delta_p$ 関係は解析値は実験値に良好に一致する。

これは SS400 中板で、1 行 2 列ボルト配置についても同様の精度である。

○支圧面増厚の影響

図 9, 10(a), (c)からわかるように中板の支圧面では、大きな支圧変形に伴って表裏に 0.16mm 程度の板厚が増す。図 9 からわかるように、通常の 3 次元四面体要素では、解析途中の収斂計算前に体積ロッキングのため荷重が高めとなる一方、Herrman 要素を用いることにより、初期化から最大荷重までの荷重-変位関係は、3 次元解析と実験値が良好に一致する。また、2 次元四辺形要素における解もこれら両者と同様に一致することから、支圧面の変形に伴う増厚の中板最大耐力に及ぼす影響は小さく、従ってより簡易な 2 次元四辺形要素を用いた解析手法により H-SA700 後半を含む中板の支圧降伏現象を良好な精度で追跡しうることがわかる。

4.2 各種条件の降伏耐力に及ぼす影響

○はしあき距離

図 8(a), (b), 表 5 より、H-SA700 中板が、はし抜け又は支圧降伏する場合は、充填ボルト接合部の降伏耐力の実験値、解析値は概ね一致する。また、はし抜け破断する場合は、最大耐力の実験値、解析値は良好に一致する。はしあき距離が 30mm 以上大きくなると、降伏耐力に限界が生じ、支圧降伏が存在すること。また、充填ボルト接合継手は、大きな変形性能を有することがわかる。

○中板の鋼種

図 11, 表 6(a)より、どの鋼種ともボルト軸径で無次元化したはしあき距離比 e_1/d が 0~2.0 までは、降伏耐力 P_y は e_1/d によって変化することから、はし抜け降伏に対応する降伏耐力式(2.d)式が必要なこと。また、 e_1/d が 2.5 以上となると P_y はほぼ一定となり支圧降伏耐力式(2.c)式が必要なことがわかる。(2.c)式における係数 α (ボルトの基準支圧降伏耐力で無次元化した降伏荷重値)は、鋼が高強度化するに従って高い値を示し、H-SA700 では $\alpha=2.0$ となる。

○ボルト孔径

図 12, 表 6(b)より、H-SA700 中板の場合についてボルト孔径をボルト軸径と比べ 4mm 程度まで増やすと、降伏耐力は 15%程度大きくなる。 α を鋼構造設計基準値の 1.875 とした(2.c)式と(2.d)式を用いれば、H-SA700 中板の降伏荷重を安全側に評価できることがわかる。

ボルト孔径を大きくすると降伏耐力が上昇する現象は、安井の研究結果⁶⁾と逆の結果となっているが、安井は高力ボルトの大きな初期張力による拘束効果を考慮している一方、今回の研究は初期張力のほとんどない支圧接合を対象としているのが原因と考えられる。

5 まとめ

支圧ボルト接合部の実験結果を対象とした中板の接触・複合非線形有限要素法解析を行って、その解析精度を検証した後、支圧ボルト接合部の H-SA700 高強度

中板の降伏耐力評価式について検討を行った。得られた知見は、以下のように要約できる。

- 1) 支圧変形により支圧面近傍が増厚する場合でも平面応力状態を仮定した 2 次元四辺形要素による解析により大変形時の支圧変形による耐力上昇の実験結果を最大荷重値まで良好に追跡できる。
- 2) 中板には、はし抜け降伏と支圧降伏の 2 種の降伏現象が存在する。
- 3) H-SA700 中板では、 α を 1.875 とした(2.c)式と(2.d)式の降伏耐力算定式は、解析値を 10%程安全側に評価できる。また、ボルト孔径が大きくなれば、降伏耐力は上昇することから孔径の精度管理に特殊な配慮は必要ない。

謝辞：本実験で使用した超高力摩擦ボルトは畑中清様(新日鐵住金ボルテン(株))より支給して頂きました。また、本研究の一部は科学研究費助成事業(学術研究助成基金助成金)基盤研究(C)(課題番号 23560687 研究代表者 玉井宏章)で賄われました。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) 佐藤篤司, 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) 玉井宏章, 高松隆夫, 尾川勝彦, 高強度鋼用の複半月テーパ充填ボルト接合法に関する基礎的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 19 巻, pp.201-208, 2011.11.
- 3) 日本建築学会, 鋼構造接合部設計指針, 技報堂, pp.41-61,2006 年.
- 4) American Institute of Steel Construction: Specification for Structural Steel Buildings, 2005.3.
- 5) 佐藤篤司, 吹田啓一郎, 多田裕一, 支圧を考慮した高力ボルト接合部の最大耐力評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻, 第 662 号, pp.845-853,2011.4.
- 6) 安井信行, 高力ボルト支圧接合部の降伏耐力, 鋼構造年次論文報告集, 第 19 巻, pp.193-200,2011.11
- 7) L.R.Herrmann, 'Elasticity equations for incompressible, or nearly incompressible materials by a variational theorem; J.A.I.A.A., 3, 1896, 1965.
- 8) O.C. Zienkiewicz, R.L.Taylor, J.Z.Zhu; 'The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals, -sixth editions, ELSEVIER, pp.383-393, 2010.
- 9) 岩田善裕, 石原直, 向井昭義, 西山功, 青木博文, 鋼材の素材引張試験におえる一様伸びと破断伸びの関係, 日本建築学会構造系論文集, 第 78 巻, 第 683 号, pp223-232, 2013.1.
- 10) 鈴木博之, 構造用鋼材の一様伸びと降伏比の関係の定式化, 福井工業大学研究紀要, 第 24 号, pp189-196,1994 年.
- 11) 青木博文, 鋼材の素材引張試験における試験片形状と破断伸びとの関係, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp993-994, 2010.9.
- 12) 玉井宏章, 桐山尚大, 山下祥平, 高強度鋼用の複半月充填ボルト接合法に関する基礎的研究.その 4 充填ボルト支圧接合継手の載荷実験, 長崎大学大学院工学研究科研究報告, 第 44 巻, 82 号, pp.13-20, 2014.1.