H形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の力学的性能に関する研究

STRUCTURAL PERFORMANCE OF FLANGE PLATE OF H-SECTION MEMBER-TO-SPLIT-T TENSILE CONNECTION WITH HIGH-STRENGTH BOLTS

原田 幸博*, 江波戸 和正**, 野本 篤史***, 森田 耕次****

Yukihiro HARADA, Kazumasa EBATO, Atsushi NOMOTO
and Koji MORITA

In order to design H-section column-to-H-section beam connection with split-T stubs, out-of-plane deformation of flange plate of H-section column should be considered, which causes semi-rigidity of the connection, especially in the connection detail without transverse stiffener. Estimation of yield and ultimate strengths of the connection is derived from plastic analysis by assuming yield and ultimate mechanisms concerning out-of-plane deformation of the flange plate of H-section column and stretch of high-strength bolts. The assumed mechanisms and analytical estimation of strength of the connection are verified by comparing with the results of experimental studies by tensile tests of the connection.

Keywords : H-section member, high-strength bolt connection, plastic analysis, out-of-plane behavior

H形断面材、高力ボルト接合、塑性解析、面外変形挙動

1. 序

既往の大地震時に、数多くの中低層鋼構造物において溶接接合部の破断による被害が観察されている。このことは、溶接施工はこれまで考えられてきた以上に材料選定や施工管理に注意が必要なことを意味する。溶接施工に関わるそのような問題を回避する方法の一つとして、接合部を管理の容易な高力ボルト接合とすることが考えられる。高力ボルト接合のみで中低層鋼構造物を構成することを考える場合、大きな応力が発生する柱梁接合部をどのような形式とするかは重要な課題である。本研究では、スプリットティ形式高力ボルト接合部によりH形鋼梁とH形柱が接続される柱梁接合部を対象として、同接合部局所の力学的挙動を明らかにすることを目的とする。

本研究では溶接接合を全く用いないでH形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部を構成することを目指し、溶接によりスチフナなどを取り付けないディテールを対象とする。このような接合部の力学的性能を主に支配するのはH形鋼フランジの面外変形挙動だが、アングルなどの補強材を用いて面外剛性と耐力を補強することも可能である^{1, 2)}。このような接合部では、H形鋼フランジの面外変形を拘束するためのスチフナが溶接接合により取り付けられる³⁾のが通例だが、本研究ではそのようなディテールは対象としない。

本研究では、始めに塑性解析の手法によりH形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の全塑性耐力及び最大耐力評価

式を導き、同接合部の詳細が同接合部の耐力に及ぼす影響を解析的に明らかにする。本論文における耐力評価方法は、既往の角形鋼管柱-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部における角形鋼管管壁の面外変形に関する研究⁴⁾において用いた手法と同様の方法である。水平スチフナによる補強を行わないH形鋼フランジの面外変形挙動に関する既往の研究^{1, 2)}でも本研究と同様の論考が行われているが、それらでは接合部の降伏耐力(全塑性耐力)に言及するに留まっている。本研究では、H形鋼フランジに取り付ける補強アングル材(以下、単にアングルと呼ぶ)に発生する降伏機構及び最大耐力に至る時の終局機構についても詳細な考察を行い、接合部の最大耐力も導出している点が既往の研究と異なる。耐力評価式の導出の際に仮定した降伏機構及び終局機構(すなわちH形鋼フランジの面外曲げ変形挙動及び高力ボルト周辺部の局所変形挙動)の妥当性と耐力評価式の精度は、接合部局所の引張実験結果と比較することで検証する。

2. 降伏線理論によるH形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の耐力評価

本研究で対象とするH形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部を図1に示す。ここでは、スプリットティのフランジは十分に厚く、同接合部の局所変形においてH形鋼フランジ(及びアングル)の面外変形または高力ボルト周辺部の局所変形が卓越する場合

本論文の一部は、2002年度日本建築学会大会⁵⁾で発表している。

* 千葉大学大学院自然科学研究科 助教授・博士(工学)

** 千葉大学工学部デザイン工学科建築系 技官

*** 千葉大学大学院自然科学研究科 博士前期課程

**** 千葉大学工学部デザイン工学科建築系 教授・工博

Assoc. Prof., Graduate School of Science and Technology, Chiba Univ., Dr. Eng. Technician, Dept. of Design and Architecture, Faculty of Eng., Chiba Univ.
Graduate Student, Graduate School of Science and Technology, Chiba Univ.
Prof., Dept. of Design and Architecture, Faculty of Eng., Chiba Univ., Dr. Eng.

のみを想定する。本研究では、角形鋼管に関して行った同様の研究である文献4)の提案を基に、降伏線理論により接合部の全塑性耐力と最大耐力を導出し、耐力評価を行った。

アングルを取り付けた接合部の耐力は、(アングルを取り付けない) H形鋼フランジの局部変形挙動による耐力とアングルの局部変形挙動による耐力の和として得られるとする。つまり、接合部の全塑性耐力 P_y 及び最大耐力 P_u は、H形鋼フランジの全塑性耐力 P_{fy} 及び最大耐力 P_{fu} とアングルの全塑性耐力 P_{fy} 及び最大耐力 P_{fu} から以下のように得られるとする。

$$(\text{補強材のない場合}) \quad P_y = P_{fy}, \quad P_u = P_{fu}$$

$$(\text{補強材のある場合}) \quad P_y = P_{fy} + P_{fy}, \quad P_u = P_{fu} + P_{fu}$$

本研究では、H形鋼フランジ及びアングルに生じる降伏及び終局機構は、相互の幾何学的な適合性を満たしてさえいればそれぞれに任意の機構を取り得ると考える。つまり、本研究ではH形鋼フランジとアングルフランジとで異なる形状の機構が生じることを許容しており、この点が既往の同様の研究¹⁾と異なる。ここで、H形鋼フランジの耐力とアングルの耐力は、両者に発生する機構の幾何学的な適合性に関わる条件のため、独立には決定され得ないことに留意する必要がある。

2.1 全塑性耐力

H形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の全塑性耐力は、H形鋼フランジ及びアングルフランジの面外変形により発生する降伏機構に応じて定まる。

2.1.1 H形鋼フランジに想定される降伏機構(Y-F)

H形鋼フランジに想定される降伏機構を図2に示す(文献2¹⁾, 4²⁾)。図2に示した降伏機構においてH形鋼フランジがなす内部仕事 E_{in} とスプリットティに作用する引張力 P のなす外部仕事 E_{ex} は、接合部局部の変形 δ_{ex} を用いてそれぞれ以下のように表される。

$$E_{in} = 4(h_b + F X_y) F M_p \cdot F \theta_1 + 4(D_F - d_F) F M_p \cdot F \theta_2 + 4\sqrt{F X_y^2 + d_F^2} F M_p \cdot F \theta_3 \quad (1)$$

$$E_{ex} = P \cdot \delta_{ex} \quad (2)$$

ここで

B_F : H形鋼フランジの幅

t_F, t_w : H形鋼フランジ, ウェブの板厚

r_F : H形鋼ウェブフィレットの半径

D_F : H形鋼のウェブフィレット中心からフランジ端までの幅の2倍
($= B_F - t_w - r_F$)

h_b : H形鋼材軸方向のボルト間隔

d_F : H形鋼ウェブフィレット中心からボルト孔中心までの距離

$$F \theta_1 = \frac{\delta_{ex}}{d_F}, \quad F \theta_2 = \frac{\delta_{ex}}{F X_y}, \quad F \theta_3 = \frac{\delta_{ex}}{\sqrt{F X_y^2 + d_F^2}} \left(\frac{d_F}{F X_y} + \frac{F X_y}{d_F} \right)$$

$F M_p$: H形鋼フランジの単位長さ当たりの全塑性モーメント
($= F \sigma_y \cdot t_F^2 / 4$)

$F \sigma_y$: H形鋼フランジにおける鋼材の降伏応力度

である。内部仕事と外部仕事を等値することにより、図2の降伏機構による全塑性耐力 P_y を以下のように得る。

$$F P_y = 4 F M_p \left\{ \frac{D_F}{F X_y} + \frac{2 F X_y + h_b}{d_F} \right\} \quad (3)$$

上界定理より、降伏機構の形状に関する変数 $F X_y$ は P_y の最小値を与えるときの値として得られる。したがって、全塑性耐力を与える変数 $F X_y$

図1 本研究で対象とするH形鋼-スプリットティ形式引張接合部

図2 H形鋼フランジに想定される降伏機構(Y-F)

は $d_F P_y / d_F X_y = 0$ を $F X_y$ について解くことにより以下のように求まる。

$$F X_y = \sqrt{D_F d_F / 2} \quad (4)$$

すなわち、アングルを取り付けない接合部の全塑性耐力 P_y は、(4)式の $F X_y$ を(3)式に代入することにより得られる。

2.1.2 アングルに想定される降伏機構

本研究で対象とするH形鋼フランジ補強方法は、H形鋼フランジの内側にアングルを取り付ける方法である(図3, 4)。このアングルのH形鋼フランジと接合されない側のフランジは、H形鋼ウェブと高力ボルト摩擦接合される。その際、アングルがH形鋼フィレットにかかるのを避けるために、アングルフランジとH形鋼ウェブの間に鋼板を挿入している。

アングルに生じる降伏機構はH形鋼フランジの面外変形に伴い形成されると考えると、アングルフランジに生じる降伏機構は図3に示すような二つの降伏機構Y-R, Y-RSが想定される。これらは、H形鋼材軸に垂直な降伏線の位置と補強材の全長 L_R との相互の大小関係によって定まり、それぞれの機構について降伏機構の形状に関わる変数 $F X_y$

は以下の条件を満たさなければならない。

$$(Y-R) \quad L_R \geq 2R X_y + h_b \quad (5)$$

$$(Y-RS) \quad L_R < 2R X_y + h_b \quad (6)$$

さらに、変数 $R X_y$ は H 形鋼フランジと補強材の面外変形が相互に幾何学的に矛盾がないという条件、つまり

$$0 \leq R X_y \leq F X_y \quad (7)$$

という条件を満たさなければならない。また、アングルは H 形鋼ウェブに摩擦接合されているため、両者のフィレット部における塑性回転量は異なっており、アングルのフィレット部における塑性回転量の方が大きいことにも留意する必要がある (図4)。

(a) 降伏機構 Y-R

降伏機構 Y-R は、2.1.1 節に示した H 形鋼フランジに生じる降伏機構と同様の形状である。したがって、この降伏機構に対応するアングルの全塑性耐力も 2.1.1 節と同様に得ることができる。以下、その結果のみを示す。降伏機構 Y-R によるアングルの全塑性耐力は、(9) 式の $R X_y$ を (8) 式の右辺に代入することにより得られる。

$$R P_y = 4 R M_p \left\{ \frac{D_R}{R X_y} + \frac{2 R X_y + h_b}{d_R} \right\} \quad (8)$$

$$R X_y = \sqrt{D_R d_R / 2} \quad (9)$$

ここで、

D_R : アングルフィレット中心からアングル端までの幅の2倍

d_R : アングルフィレット中心からボルト孔中心までの距離

$R M_p$: アングルフランジの単位長さ当たりの全塑性モーメント
($= R \sigma_y \cdot t_R^2 / 4$)

$R \sigma_y$: アングルフランジにおける鋼材の降伏応力度

t_R : アングルフランジの板厚

r_R : アングルフィレットの半径

である。なお、(9) 式により得られる $R X_y$ は、一般的な接合部詳細による寸法に対しては (5)、(7) 式を満足する。

(b) 降伏機構 Y-RS

降伏機構 Y-RS においてアングルがなす内部仕事 E_{in} は以下のよう

$$E_{in} = 2(L_R + h_b) R M_p \cdot R \theta_1 + 2(D_R - 2d_R) R M_p \cdot R \theta_2 + 4 R S l_3 \cdot R M_p \cdot R \theta_3 \quad (10)$$

ここで

$$R l_3 = \sqrt{d_R^2 + R X_y^2}, \quad R S l_3 = R l_3 \cdot (L_R - h_b) / 2 / R X_y$$

$$R \theta_1 = \delta_{ex} / d_R, \quad R \theta_2 = \delta_{ex} / R X_y, \quad R \theta_3 = \delta_{ex} / R l_3 \cdot (d_R / R X_y + R X_y / d_R)$$

である。内部仕事と外部仕事を等値することにより、降伏機構 Y-RS による降伏荷重 $R S P_y$ を以下のように得る。

$$R S P_y = 2 R M_p \left\{ \frac{2 L_R}{d_R} + \frac{D_R - 2 d_R}{R X_y} + \frac{d_R (L_R - h_b)}{R X_y^2} \right\} \quad (11)$$

上界定理より、降伏機構に関する変数 $R X_y$ は $R S P_y$ の最小値を与えるときの値として得られる。ここで、 $R S P_y$ の変数 $R X_y$ に関する微分は

$$d R S P_y / d R X_y = 2 R M_p \left\{ (D_R - 2 d_R) / R X_y^2 - 2 d_R (L_R - h_b) / R X_y^3 \right\} \quad (12)$$

となり、 $D_R - 2 d_R > 0$ 、 $L_R - h_b > 0$ なのでこの式の右辺は負となる。したがって、 $R S P_y$ は $R X_y$ に関する減少関数となり、 $R S P_y$ は $R X_y$ のとりうる範囲 $0 \leq R X_y \leq F X_y$ において極値をもたない。したがって、降伏機構 Y-RS によるアングルの全塑性耐力は、 $R X_y = F X_y$ とすることで得られる。

図3 アングルフランジに想定される降伏機構

図4 アングルに想定される降伏機構の変形に関する諸条件

2.2 最大耐力

H 形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の最大耐力は、H 形鋼フランジ及びアングルの面外変形などにより発生する機構 (文献4) (なお文献4)では崩壊機構と記述したが、降伏機構との相違を明確にするため、以下では終局機構と記述する) に応じて定まる。ここで、終局機構においては、最大耐力線は最大曲げ耐力に達すると仮定する。

2.2.1 H 形鋼フランジに想定される終局機構 (U-F)

H 形鋼フランジに想定される終局機構を図5に示す。この機構では、ボルト孔周りの (H 形鋼フランジの曲げ変形でない) 局所変形挙動としてボルトの伸び変形またはボルト孔外周のパンチングシヤーによる変形を考慮している。

図5に示した終局機構において、H 形鋼フランジがなす内部仕事 E_{in} は以下のように表される。

$$E_{in} = 2(2 F X_u + h_b) F M_u \cdot F \theta_1 + 4(D_F - x_F) F M_u \cdot F \theta_2 + 4 \cdot \alpha_F \cdot F l_3 \cdot F M_u \cdot F \theta_3 + 4 B_u \cdot F \cdot b \cdot \delta_F \quad (13)$$

ここで、

$$F X_u = \frac{d_F \cdot h_b}{2(x_F - d_F)}, \quad F l_3 = \sqrt{\left\{ \frac{h_b \cdot x_F}{2(x_F - d_F)} \right\}^2 + x_F^2}$$

α_F : ボルト孔欠損分の低減係数 ($= 1 - b D / F l_3$, $b D$: ボルト孔径)

$$F \theta_1 = \frac{\delta_{ex}}{x_F}, \quad F \theta_2 = \frac{2(x_F - d_F)}{x_F \cdot h_b} \cdot \delta_{ex}, \quad F \theta_3 = \frac{\delta_{ex}}{F l_3} \left\{ \frac{h_b}{2(x_F - d_F)} + \frac{2(x_F - d_F)}{h_b} \right\}$$

$F M_u$: H 形鋼フランジの単位長さ当たりの終局モーメント

$$(= F \sigma_t \cdot t_F^2 / 4)$$

σ_t : H形鋼フランジにおける鋼材の引張強さ

$b \delta_F$: ボルト孔まわりの局部変形量 $(= (1 - d_F/x_F) \cdot \delta_{ex})$

B_u^F : H形鋼フランジにおけるボルト孔まわりの局部耐力
 $(= \min\{b \cdot A \cdot \sigma_t, B_{su}\})$

B_{su} : パンチングシヤー変形による局部耐力

(アングルのない場合 $B_{su} = \pi D_h t_F \cdot \sigma_t / \sqrt{3}$, アングルのある場合 $B_{su} = \pi D_h (t_F \cdot \sigma_t + t_R \cdot \sigma_t) / \sqrt{3}$)

A : 高力ボルトねじ部の有効断面積

σ_t : 高力ボルト素材の引張強さ

σ_t : アングルフランジにおける鋼材の引張強さ

D_h : トルシア型高力ボルト頭部の直径

である。ここで、 B_u^F はH形鋼フランジにおけるボルト孔周辺の局所的な変形に関わる耐力を意味し、ボルトの伸び変形またはボルト孔周辺の鋼板のパンチングシヤー変形による耐力のうち小さい方として定まる。内部仕事と外部仕事を等値することにより、図5の終局機構による最大耐力 P_u を以下のように得る。

$$P_u = 2 \cdot F \cdot M_u \cdot \frac{h_b}{x_F - d_F} + 8 \cdot F \cdot M_u \cdot (D_F - x_F) \cdot \frac{x_F - d_F}{h_b \cdot x_F} + 4 \cdot \alpha_F \cdot F \cdot M_u \cdot \left\{ \frac{h_b}{2(x_F - d_F)} + \frac{2(x_F - d_F)}{h_b} \right\} + 4 B_u^F \cdot \left(1 - \frac{d_F}{x_F} \right) \quad (14)$$

上界定理より、接合部の最大耐力は P_u の最小値として与えられ、終局機構に関する変数 x_F は P_u の最小値を与えるときの値として得られる。最大耐力を与える変数 x_F の値は $d_F P_u / dx_F = 0$ を x_F について解くことにより得られるが、陽な形では得られないため数値計算により求める必要がある。

2.2.2 アングルに想定される終局機構

アングルに想定される終局機構は、終局機構の形状とアングルの寸法との関係(図6)に応じて、図7に示す4通りの終局機構(U-R1, U-R1S, U-R2, U-R2S)が考えられる。それぞれが成立するためのアングルの寸法に関わる条件は、図6を参照することにより次式のように表される。

$$(U-R1) \quad \frac{D_R}{2} \geq x_F - (d_F - d_R), L_R \geq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-1)$$

$$(U-R1S) \quad \frac{D_R}{2} \geq x_F - (d_F - d_R), L_R \leq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-2)$$

$$(U-R2) \quad \frac{D_R}{2} \leq x_F - (d_F - d_R), L_R \geq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-3)$$

$$(U-R2S) \quad \frac{D_R}{2} \leq x_F - (d_F - d_R), L_R \leq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-4)$$

終局機構U-R1, U-R1Sにおいては、アングルの終局機構の形状を支配する変数 x_R は次式を満足しなければならない。

$$x_F - (d_F - d_R) \leq x_R \leq \frac{D_R}{2} \quad (15-5)$$

ただし、終局機構U-R2, U-R2Sにおいては、図6-(B)に示すようにアングルのフランジ端がH形鋼フランジ面上になければ幾何学的に成立しない(アングルフランジ端D'が図6中の面ABC上に存在しなければならない)ため、変数 x_R の値は以下のように x_F に対して一意に定まる。

$$x_R = x_F - \frac{(d_F - d_R) \cdot x_F}{(d_F - d_R) + D_R/2} \quad (15-6)$$

アングルフランジにおける高力ボルト周辺部の局部耐力 B_u^R は、H形鋼フランジとアングルとの終局機構の整合性を考えて、H形鋼

図5 H形鋼フランジに想定される終局機構(U-F)

図6 H形鋼フランジに生じる終局機構とアングルの寸法の関係

フランジの局部耐力 B_u^F に応じて以下のように定まる。

$$B_u^R = \begin{cases} \min\{b \cdot A \cdot \sigma_t, \pi D_h t_R \cdot \sigma_t / \sqrt{3}\} & (B_u^F = b \cdot A \cdot \sigma_t) \\ \min\{b \cdot A \cdot \sigma_t, \pi D_h t_R \cdot \sigma_t / \sqrt{3}\} & (B_u^F = B_{su}) \end{cases} \quad (16)$$

これは、 B_u^R がアングルフランジのパンチングシヤー変形による耐力となるならば、 B_u^F がH形鋼フランジのパンチングシヤー最大耐力となる場合にはそれに伴い B_u^R がアングルフランジのパンチングシヤー最大耐力となり、 B_u^F がボルトの引張最大耐力となる場合は(降伏線が形成されるための最小の耐力として) B_u^R がアングルフランジのパンチングシヤー降伏耐力となることを意味する。

(a) 終局機構 U-R1 (図7(a))

アングルのなす内部仕事 E_{in} は、ボルト孔まわりの局部変形による塑性変形も考慮して、以下のように表される。

$$E_{in} = 2(2R X_u + h_b) R M_u \cdot R \theta_1 + 4(D_R - x_R) R M_u \cdot R \theta_2 + 4 \cdot \alpha_R \cdot R l_3 \cdot R M_u \cdot R \theta_3 + 4 \cdot B_u^R \cdot (b \delta_F^B - b \delta_R^B) \quad (17)$$

ここで、

$$R \theta_1 = \frac{\delta_{ex}}{x_R}, R \theta_2 = \frac{2(x_R - d_R)}{x_R \cdot h_b} \cdot \delta_{ex}, R \theta_3 = \frac{\delta_{ex}}{R l_3} \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\}$$

$$R X_u = \frac{d_R \cdot h_b}{2(x_R - d_R)}, R l_3 = \sqrt{\left\{ \frac{h_b \cdot x_R}{2(x_R - d_R)} \right\}^2 + x_R^2}, \alpha_R = 1 - b D / R l_3$$

$R M_u$: アングルフランジの単位長さ当たりの終局モーメント

$$(= R \sigma_t \cdot t_F^2 / 4)$$

$b \delta_F^B$: H形鋼フランジボルト孔近傍の局所変形量 $(= d_F / x_F \cdot \delta_{ex})$

$b \delta_R^B$: アングルフランジボルト孔近傍の局所変形量 $(= d_R / x_R \cdot \delta_{ex})$

である。ここで、ボルト孔周辺の局部変形量は終局機構U-Fと異なり、H形鋼フランジとアングルの面外変形量の差 $\delta_F^a - \delta_R^a$ であることに留意する(図8)。(13)式右辺第4項と(17)式右辺第4項が異なるのは、そのためである。(17)式の内部仕事と外部仕事を等値することにより、終局機構U-R1による最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{h_b}{x_R - d_R} + 8 \cdot {}_R M_u \cdot (D_R - x_R) \cdot \frac{x_R - d_R}{h_b \cdot x_R} + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_R M_u \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\} + 4 B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) \quad (18)$$

終局機構U-R1によるアングルの最大耐力は、(15-5)式を満たすような変数 x_R の範囲における(18)式右辺の最小値として得られる。

(b) 終局機構U-R1S (図7(b))

アングルのなす内部仕事 E_{in} は以下のように表される。

$$E_{in} = 2 \cdot L_R \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_1 + 4 \cdot \left(\frac{D_R}{2} - x_R \right) \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_2 + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_{RS} l_3 \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_3 + 4 \cdot B_u^R ({}_b \delta_F^B - {}_b \delta_R^B) \quad (19)$$

ここで、 ${}_{RS} l_3 = \frac{L_R}{2 R X_u + h_b} \cdot {}_R l_3$ である。内部仕事と外部仕事を等値することにより、終局機構U-R1Sによる最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{L_R}{x_R} + 4 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{(D_R - 2x_R)(x_R - d_R)}{h_b \cdot x_R} + 4 \cdot \alpha_R \cdot L_R \cdot {}_R M_u \left\{ \frac{1}{2x} + \frac{2x \cdot (x_R - d_R)^2}{h_b^2 \cdot x^2} \right\} + 4 \cdot B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) \quad (20)$$

終局機構U-R1Sによる最大耐力は、(a)の場合と同様に、(15-5)式を満たすような変数 x_R の範囲における(20)式の最小値として得られる。

(c) 終局機構 U-R2 (図7(c))

アングルのなす内部仕事 E_{in} は以下のように表される。

$$E_{in} = 2 \cdot (2 R X_u + h_b) \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_1 + 2 \cdot D_R \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_2 + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_{RS} l_3 \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_3 + 4 \cdot B_u^R ({}_b \delta_F^B - {}_b \delta_R^B) \quad (21)$$

ここで ${}_{RS} l_3 = \frac{D_R}{2 x_R} \cdot {}_R l_3$ である。内部仕事と外部仕事を等値して、終局

機構U-R2による最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{h_b}{x_R - d_R} + 4 \cdot {}_R M_u \cdot D_R \cdot \frac{x_R - d_R}{h_b \cdot x_R} + 2 \cdot \alpha_R \cdot {}_R M_u \cdot \frac{D_R}{x_R} \cdot \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\} + 4 \cdot B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) \quad (22)$$

(15-6)式より変数 x_R の値が定まるため、終局機構U-R2による最大耐力は(22)式右辺の値として得られる。

(d) 終局機構 U-R2S (図7(d))

アングルのなす内部仕事 E_{in} は以下のように表される。

$$E_{in} = 2 \cdot L_{RS} \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_1 + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_{RS} l_3 \cdot {}_R M_u \cdot {}_R \theta_3 + 4 \cdot B_u^R ({}_b \delta_F^B - {}_b \delta_R^B) \quad (23)$$

ここで、 ${}_{RS} l_3 = {}_R l_3 \cdot \left(\frac{L_R}{2 R X_u + h_b} + \frac{D_R}{2 x_R} - 1 \right)$ である。内部仕事と外部仕事を等値して、終局機構U-R2Sによる最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{L_R}{x_R} + 4 \cdot B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_R M_u \left\{ \frac{L_R(x_R - d_R)}{h_b \cdot x_R} + \frac{D_R}{2 x_R} - 1 \right\} \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\} \quad (24)$$

(15-6)式より変数 x_R の値が定まるため、終局機構U-R2Sによる最大耐力は(24)式右辺の値として得られる。

図7 アングルフランジに想定される終局機構

図8 ボルトの伸び変形とH形鋼フランジ及びアングルの面外変形量の関係

3. 接合部局部引張実験による局部変形挙動の検証

本章では、スチフナを有しないH形鋼フランジスプリットタイプ高力ボルト引張接合部の局部変形挙動を明らかにするために行った接合部局部引張実験の結果を述べる。そして、その実験結果を用いて2章に示した耐力評価式の妥当性を検証する。

3.1 試験体

接合部局部引張試験体の形状を図9に、試験体の一覧を表1に、使用した鋼材の機械的性質を表2、3に示す。実験パラメータはH形鋼の断面寸法、鋼種、ボルト径、ボルト強度及び補強法であり、試験体は全9体である。なお、H形鋼フランジの面外変形を卓越させるため、

スプリットティのフランジは十分厚いものを用いる。H形鋼フランジに取り付けるスプリットティの向きは、細幅系列のH形鋼を用いた試験体(試験体名がHBで始まるもの、以下HBシリーズと呼ぶ)と広幅系列のH形鋼を用いた試験体(試験体名がHCで始まるもの、以下HCシリーズと呼ぶ)とで異なる。これは、それぞれのシリーズで想定するスプリットティの用途が異なるからであり、HBシリーズではH形鋼梁に水平力抵抗要素を取り付けるための補助材として用いることを、HCシリーズではH形鋼柱-H形鋼梁接合部でH形鋼梁フランジをH形鋼柱に接合する際に用いることを想定している。

全試験体について、接合部の詳細を図10に示す。H形鋼フランジにアングルが取り付けられた試験体では、そのアングルはH形鋼ウェブにも高力ボルト接合により接合されている。この高力ボルト接合部では、H形鋼のフィレットを避ける目的でアングルとH形鋼ウェブの間に鋼板を挿入している。このアングルと挿入された鋼板がH形鋼ウェブの補強の役割をすることも期待できると考えられるため、挿入される鋼板がH形鋼ウェブを覆う面積がより大きくなるような試験体も製作した(試験体HBR-S22(W))。

接合部局部の変形を計測するための変位計は、2つのスプリットティ間の距離の変化量を計測するよう2台設置した(図9)。接合部局部の変形量としては、変位計を試験体の上下に取り付け、H形鋼フランジの面外変形を測定している。

3.2 耐力評価式の妥当性の検証

各試験体の荷重-変形関係を図11に、表4に耐力の実験値と耐力評価式による解析値を示す。図中に実験値および計算値それぞれの全塑性耐力及び最大耐力を示す。なお、全塑性耐力の実験値は、文献6)より、荷重-変形関係曲線における最大耐力の1/3の接線と最大耐力時の変形の1/2の変形における接線の交点で示される荷重を全塑性耐力とするGeneral Yield Point法により求めた。また、表4に示す初期剛性は、初期荷重ステップより非線形性が表れているので、載荷開始より最大耐力の1/3の荷重に達するまでの計測データより得られる回帰直線の傾きとしている。

3.2.1 全塑性耐力

表4に示した初期剛性の実験値によると、アングルを有する試験体すべてにおいて初期剛性が上昇している。このことから、アングルは接合部の剛性を上昇させる効果があることが確認できる。

全塑性耐力の実験値 P_u と全塑性耐力の計算値 P_p を比較すると(表4)、試験体の種類に関わらず全塑性耐力の実験値と計算値は良い対応を示していることがわかる($P_p/P_u=0.93\sim1.23$)。HBシリーズでは計算値 P_p が実験値 P_u をやや過小に評価しているが($P_p/P_u=1.21\sim1.23$)、この場合でも全塑性耐力の計算値は荷重-変形曲線上において極端に剛性が低下する点を捉えており十分妥当と言える。 P_p/P_u が1より大きくなる場合があることの原因として、解析値を求める際に素材の歪硬化を考慮していないこと、及び高力ボルトの締付け効果の影響を考慮していないことなどが考えられる。アングルによる補強を行った試験体と補強を行わない試験体とで全塑性耐力を比較すると、いずれも補強を行った試験体の方が全塑性耐力が大きい。このことより、アングルが接合部の全塑性耐力の向上に有効であることが確かめられた。

アングルの降伏機構を見ると、試験体HCR-T27のみY-RSでその他の試験体はいずれもY-Rである。H形鋼の断面が同じだがアングル

図9 H形鋼フランジスプリットティ形式高力ボルト引張接合部局部引張試験体

表1 試験体の諸元

試験体	H形鋼	ボルト	アングル	鋼板	高力ボルト	
					フランジ	ウェブ
HB-T20	H-400×200×8×13	SN400B	なし	なし	S10T-M20	なし
HB-S22					SHTB-M22	
HC-S22					S10T-M27	
HC-T27	H-350×350×12×19	SN490B	なし	なし	なし	なし
HC-T27(M)	H-350×350×12×19					
HBR-S22	H-400×200×8×13					
HBR-S22(W)	H-400×200×8×13	SN400B	L-90×75×9	PL-16×75	SHTB-M22	SHTB-M22
HCR-S22	H-350×350×12×19		L-125×90×10	PL-16×150	SHTB-M22	
HCR-T27	H-350×350×12×19		L-125×90×10	PL-12×110	S10T-M27	

表2 鋼部材の機械的性質

鋼材				σ_y (N/mm ²)	σ_t (N/mm ²)	Y.R (%)	延伸率 (%)
H形鋼	H-400×200×8×13	SN400B	Flange 13	286	434	65.9	26.4
			Web 8	318	450	70.7	24.9
	H-350×350×12×19	SN490B	Flange 19	286	433	65.9	32.9
			Web 12	310	456	68.1	28.8
			Flange 19	362	546	66.4	29.0
			Web 12	391	575	68.0	26.1
アングル	L-90×75×9	SS400	HBR-S22 HBR-S22(W)	313	442	70.8	28.9
	L-125×90×10		HCR-S22 HCR-T27	308	440	69.9	28.9
鋼板	PL-16×75	SS400	HBR-S22	285	422	67.5	32.7
	PL-16×150		HBR-S22(W)	282	430	65.5	31.9
	PL-12×110		HCR-S22	303	443	68.5	27.3
			HCR-T27				
スプリットティ	H-800×300×16×32	SN490B	Flange 32	386	501	77.1	29.9
			Web 16	420	528	79.4	22.6

表3 トルシア形高力ボルト素材の機械的性質

高力ボルト種類	ねじ部有効断面積 bA (mm ²)	ボルト頭部直径 D_h (mm)	素材引張試験		最大耐力 (kN)
			$b\sigma_y$ (N/mm ²)	$b\sigma_t$ (N/mm ²)	
S10T-M20	245	40(*)	1011	1042	255
SHTB-M22	303	41.5	1327	1448	439
S10T-M27	459	49	1017	1037	476

$b\sigma_y$: 高力ボルト素材の0.2% off-set 耐力

(*)...ボルト頭部がスプリットティ側にきているため、パンチングシア耐力算出の際のワッシャー外円の直径の寸法を使用した。

の降伏機構の異なるHCR-S22とHCR-T27に着目すると、両者の接合ディテールではボルト間隔が異なっており、その違いが降伏機構の違いとして現れていることがわかる。

3.2.2 最大耐力

表4に示す通り、各試験体の最大耐力に関する実験値 P_u と計算値 P_p の比 P_p/P_u は0.89～1.14の範囲の値をとり、2.2節に述べた方法により精度の良い耐力評価ができることがわかる。計算値を小さく評価しているものに関しては、終局時の面外変形が過大になった時

図10 各試験体の接合部詳細

図11 荷重-変形関係

図12 試験体の破壊状況

表4 実験結果と耐力評価値の一覧

試験体	初期剛性 K_i (kN/mm)	jP_y (kN)	eP_y (kN)	$\frac{eP_y}{jP_y}$	FX_y (mm)	RX_y (mm)	降伏機構 (解析) flange angle	jP_u^B (kN)	jP_u^P (kN)	eP_u (kN)	$\frac{eP_u}{jP_u}$	X_F (mm)	X_R (mm)	終局機構 (解析) flange angle	ボルト 周辺部 の破断 モード	備考
HB-T20	1620	431	525	1.22	60.2	-	Y-F	795	931	750	0.94	69.2	-	U-F	(c)	(i)
HB-S22	1090	367	453	1.23	67.9	-	Y-F	965	948	1013	1.07	72.8	-	U-F	(a)	-
HC-S22	1350	981	908	0.93	92.4	-	Y-F	1546	1723	1371	0.89	85.8	-	U-F	(c)	(ii)
HC-T27	895	981	1012	1.03	96.7	-	Y-F	1614	1985	1751	1.08	97.5	-	U-F	(c)	-
HC-T27(M)	1410	1243	1214	0.98	96.7	-	Y-F	1821	2420	1762	0.97	103.8	-	U-F	(c)	-
HBR-S22	1160	620	753	1.21	67.9	42.1	Y-F Y-R	1290	1500	1472	1.14	72.8	50.3	U-F U-R1	(b)+(c)	-
HBR-S22(W)	1300	620	754	1.22	67.9	42.1	Y-F Y-R	1290	1500	1422	1.10	72.8	50.3	U-F U-R1	(b)+(c)	-
HCR-S22	3420	1294	1234	0.95	92.4	49.0	Y-F Y-R	1864	2090	1674	0.90	85.8	65.3	U-F U-R1	(b)+(c)	-
HCR-T27	1760	1250	1265	1.01	96.7	96.7	Y-F Y-RS	1901	2273	1778	0.94	97.5	76.57	U-F U-R2S	(b)+(c)	-

(i)・・・ボルトの曲げ変形が著しい (ii)・・・ボルト1本だけ破断

に生じるH形鋼フランジのメンブレン効果(文献7))を考慮に入れないことが一因であると推測される。同表には、H形鋼フランジボルト孔周りの局部耐力 B_u^F をボルトの伸び変形による耐力とした場合($B_u^F = b A_b \sigma_t$)とパンチングシヤー変形による耐力とした場合($B_u^F = \pi D_H F_F \sigma_t / \sqrt{3}$)の各々に対する最大耐力の計算値 P_u^B 及び P_u^P を示している。2.2.1節及び2.2.2節に示した B_u^F , B_u^R の定義より、 P_u^B と P_u^P のうち小さい方が最大耐力の計算値 P_u となる。これらの結果より、H形鋼フランジのボルト孔外周の局所変形機構がH形鋼フランジのパンチングシヤー変形となる場合は試験体HB-S22のみで、他の試験体ではボルトの伸び変形となることがわかる。なお、各試験体について(16)式の B_u^R の算定をすると、ボルトの伸び耐力($b A_b \sigma_t$)がパンチングシヤー耐力よりも大きいため、アングルの局所変形機構はすべての試験体においてパンチングシヤー変形となる。

アングルの終局機構を見ると、試験体HCR-T27のみU-R2Sでその他の試験体はいずれもU-R1である。このような終局機構の違いは、降伏機構の場合と同様である。

P_u^B/P_u^P の値が0.89~0.94と最大耐力の計算値 P_u が過大評価となった試験体HB-T20, HC-S22, HCR-S22では、終局時の変形が他の試験体よりも著しく小さい(図11)。

3.3 破壊状況

図12(1)に、代表的な試験体の最終破壊状況を示す。各試験体のH形鋼フランジ及び補強アングルには、それぞれ解析で得られた終局機構に対応する面外変形が観察される。

図12(2)には、ボルト孔周辺部の最終局所変形状況を示す。その結果、H形鋼フランジのパンチングシヤー破壊(図12(2)(a))が観察されたのは試験体HB-S22のみであること、アングルを取り付けた試験体ではいずれもボルト頭部がアングルにめり込み(図12(2)(b))、ボルトの破断(図12(2)(c))が観察された。このことは、H形鋼フランジ-スプリットティ間はボルトの伸び変形(試験体HB-S22のみH形鋼フランジのパンチングシヤー変形)により、アングル-H形鋼フランジ間はアングルフランジがパンチングシヤー変形により終局機構が形成されたことを示している。これらの現象は、3.2.2節で P_u^B と P_u^P を比較しながら行った考察により推定される局所変形の終局機構と符合しており、2章に述べたボルト孔周辺の局部耐力 B_u^F , B_u^R に関する考え方が妥当であることを意味する。

4. まとめ

本研究では、スチフナを有しないH形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部の耐力について解析的かつ実験的な考察を行った。本研究の特徴は、H形鋼フランジに取り付けたアングルが接合部の耐力を増加させる効果についても詳細な検討を行っていることである。本研究により得られた知見は、次のようにまとめられる。

1. スチフナを有しないH形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部におけるH形鋼フランジの局所変形挙動について、その全塑性耐力と最大耐力を評価するための計算式を降伏線理論に基づいて導いた。H形鋼フランジにアングルを取り付ける場合には、H形鋼フランジの局所変形による耐力とアングルの局所変形による耐力との和として接合部の耐力が与えられると仮定した。ただし、H形鋼フランジに発生する機構とアングルに発生する機構とは独立に定まらず、両者が幾何学的に相互に矛盾しないという制約がある。全塑性耐力を求め

る際に仮定した機構(降伏機構)及び最大耐力を求める際に仮定した機構(終局機構)は、H形鋼フランジについてはそれぞれ一種類(Y-F及びU-F)のみ想定するが、アングルについてはH形鋼フランジに生じる機構の形状とアングルの寸法との関係を考えるとそれぞれ2及び4種類(Y-R, Y-RS及びU-R1, U-R1S, U-R2, U-R2S)が想定される。

2. 上記1.に述べたH形鋼フランジの面外変形挙動時における降伏機構及び終局機構について、H形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部を含む接合部局所試験体の引張実験を行い、その妥当性を検証した。その結果、同接合部の全塑性耐力及び最大耐力が、補強アングル材を有する接合部試験体も含めて、想定した降伏及び終局機構により正確に評価できることが確かめられた。また、実験終了後の試験体の破壊状況からも、想定した終局機構が発生していることが確かめられた。

今後は、本研究において対象としたH形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部を含む柱梁接合部から構成された骨組の力学的性能を検証する研究を行う予定である。特に、アングルを取り付るときにH形鋼フランジの補強と同時に進行されるH形鋼ウェブへの補強については、H形鋼ウェブのクリッピングの防止やパネルゾーンの補強の役割を担うことが期待される。そのような効果を部分骨組を用いた載荷実験により実験的に検証する予定である。なお、本論文では、十分に触れていない接合部の剛性評価については、改めて別の機会に述べることにしたい。

謝辞

本研究は文部科学省科学研究費補助金基盤研究(B)(2)(課題番号:133555153、研究代表者:森田耕次)によった。また、本論文における知見の一部は、千葉大学大学院自然科学研究科博士前期課程における坂梨美弥、長谷川秀和の両氏の修士論文における研究成果に基づく。ここに、両氏への謝意を表します。

参考文献

- 1) P. Zoetemeijer: A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections, Helon, Vol. 24, No. 1, 1974
- 2) 松本勉, 河村昌俊, 荒家正之, 上遠野明夫, 大場高秋: 高力ボルト引張接合による柱フランジ耐力に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造系, 1201-1206, 1977. 10
- 3) 狩野直樹, 吹田啓一郎, 井上一朗: 高力ボルト接合を用いたパネル崩壊型のH鋼接合部に関する研究, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 233-236, 2001
- 4) 原田幸博, 中川治彦, 森田耕次: 角形鋼管柱-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部における角形鋼管管壁の面外変形挙動に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第567号, 173-180, 2003. 5
- 5) 長谷川秀和, 照沼美穂, 原田幸博, 坂梨美弥, 江波戸和正, 森田耕次: スプリットティ形式引張接合部を有するH形断面材の局所変形挙動(その1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, 661-664, 2002. 8
- 6) 森田耕次, 横山幸夫, 川又康博, 松村弘道: コンクリート充てん角形鋼管柱-鉄骨はり接合部の内ダイアフラム補強に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 422, pp. 85-96, 1991
- 7) Gwynne Davies, Koji Morita: Three Dimensional Cross Joints Under Combined Axial Branch Loading, TUBULAR STRUCTURES, 4th INTERNATIONAL SYMPOSIUM, DELFT, pp.324-333, 1991

(2003年5月29日原稿受理, 2003年9月12日採用決定)