鉛直スチフナを用いたコンクリート充てん円形鋼管柱・鉄骨はり接合部の研究

—接合部局部の弾塑性性状—

CONNECTION BETWEEN CONCRETE-FILLED TUBULAR STEEL COLUMN
AND STEEL BEAM WITH VERTICAL STIFFENER

—Elasto-plastic behavior of local connection—

福元敏之*, 山谷博愛**

Toshiyuki FUKUMOTO and Hiroyoshi YAMAYA

In this paper, analytical and experimental investigations are conducted on the tensile elasto-plastic behavior of new vertical-stiffener-type local connections between steel beams and concrete-filled tubular steel columns. The beam-to-column connection requires no curvature to be formed for welding and shearing steel plates, and it simplifies the steelwork. This paper proposes a new analytical method for predicting the load-displacement relation of such local connections. This method is developed by superposing the load-displacement relations for a tube and a stiffener. The tube is modeled as a grid beam with a tetra-linear load-displacement relation, while the stiffener is modeled as tensile members with a tri-linear load-displacement relation. These analytical methods are found to agree with experimental results up to large deformations.

Keywords : beam-to-column connection, concrete-filled tubular steel column, steel beam, load-displacement relation

柱はり接合部、コンクリート充てん円形鋼管柱、鉄骨はり、荷重—変形関係

1 序 論

コンクリート充てん円形鋼管柱（以下円形CFT柱と呼ぶ）はコンファインド効果等によって、高耐力、高靱性が期待できる構造性能の優れた柱部材である。しかし、その柱はり接合部は、鋼管が円形断面を成すため、ダイアフラム等の補強材に、曲線の鋼板切断や溶接等の加工が生じ、製作が複雑になっている。本研究では、曲線加工をなくし、接合部の加工を従来より容易にした図1に示す鉛直スチフナ形式による円形CFT柱と鉄骨はりの接合部を提案する。本柱はり接合部は、はりフランジの両側に鉛直スチフナを溶接し、そのスチフナ端部を鋼管材軸方向に溶接して、曲線加工をなくしたものである。この柱はり接合部の把握すべき主な構造挙動として、鉛直スチフナを介しての鉄骨はりフランジから接合部パネルへの応力伝達に関する接合部局部の性状と、上下に鉛直スチフナを設置した接合部パネルの性状が挙げられる。特に、鋼管内にコンクリートが充てんされているCFT柱の場合、接合部局部の性状としては、はりの曲げ応力による圧縮力に比べ、引張力による性状の把握が重要となる。

ところで、鉛直スチフナ形式のCFT柱・鉄骨はり接合部に関する研究は、角形CFT柱の場合、松井等¹⁾および著者等^{2),3)}の研究があり、角形中空鋼管柱の場合、田中等⁴⁾の研究が見られる。本論文が対象としている円形CFT柱を用いた鉛直スチフナ形式柱はり接合部の研究は見られない。既往の角形柱に関する研究に依拠して、円形鋼管柱はり接合部の性状を推定することは難しいため、その弾塑性性状を予測する解析法の確立が必要である。

そこで、本研究では、提案する鉛直スチフナ形式の円形CFT柱・

図1 鉛直スチフナを用いた円形CFT柱・鉄骨はり接合部

鉄骨はり接合部局部について弾塑性性状を推定するための荷重—変形関係解析モデルを提案する。本研究の解析モデルは、引張力を受ける線材に置換した鉛直スチフナの荷重—変形関係モデルと、面外抵抗性状を簡易に解析するため、鋼管を格子はりに置換した鋼管の荷重—変形関係モデルによって、接合部局部の荷重—変形関係を求めるものである。また、本研究では、提案の柱はり接合部局部の弾塑性性状を把握するとともに、上述の解析手法の妥当性を検討するため、接合部局部の引張実験を行った。本論では、提案の荷重—変形関係解析法、柱はり接合部局部の引張実験結果、および解析結果と実験結果との比較検討結果について論述する。

2 荷重—変形関係解析法

2.1 解析モデル概要

本解析法は、提案の鉛直スチフナ形式による円形CFT柱・鉄骨は

* 鹿島技術研究所 主管研究員・工博

** 鹿島建設総事業本部横浜支店 課長代理

Chief Research Engineer, Kajima Technical Research Institute, Dr. Eng.
Deputy Manager, Yokohama Branch, Construction Group, Kajima Corporation

図3 鉛直スチフナの荷重-変形関係

図4 鋼材の応力度-ひずみ度関係

り接合部局部を対象に、鉛直スチフナを引張の線材に置換し、スチフナが取り付け鋼管部分の面外抵抗性状を簡易に取り扱うため、鋼管を格子はりに置換して、スチフナ、鋼管、各々の荷重-変形関係モデルを案出し、それらの荷重-変形関係モデルより、接合部局部の荷重-変形関係を求めるものである。なお、本解析では、鉛直スチフナと鋼管接合部の破断形式も考慮している。以下に、各要素の荷重-変形関係モデルについて論述する。

2.2 鉛直スチフナ

鉛直スチフナの解析モデルは、図2に示すように、はりフランジ端部からスチフナと鋼管との接合部までのスチフナ単体で抵抗する部分を引張材に置換し、図3に示す降伏耐力点(P_y, δ_y)、塑性剛性低下点(P_r, δ_r)および最大耐力点(P_m, δ_m)のtri-linear型にモデル化する。この荷重-変形関係は、鋼材の応力度-ひずみ度関係を図4に示す降伏点、塑性剛性低下点、引張強さのtri-linear型モデルに基づきモデル化したもので、図4の塑性剛性低下点は種々の材料試験結果を基に応力度-ひずみ度曲線を良く近似できる第二折れ点として設定したものである。鉛直スチフナの荷重-変形関係における各点は(1)式~(3)式となる。

〔降伏耐力点〕

$$P_y = 2s_h s_t s_s \sigma_y \cos \theta, \delta_y = \frac{s \ell_s \epsilon_y}{\cos \theta} \quad (1)$$

〔塑性剛性低下点〕

$$P_r = 2s_h s_t s_s \sigma_r \cos \theta, \delta_r = \frac{s \ell_s \epsilon_r}{\cos \theta} \quad (2)$$

〔最大耐力点〕

$$P_m = 2s_h s_t s_s \sigma_B \cos \theta, \delta_m = \frac{s \ell_s \epsilon_B}{\cos \theta} \quad (3)$$

s_h : はりフランジ端鉛直スチフナ高さ(図2参照)、 $s \ell$: 鉛直スチフナ変形部長さ(図2参照)、 $s t$: 鉛直スチフナ板厚、 $s \epsilon_y, s \epsilon_r, s \epsilon_B$: 鉛直スチフナの降伏点、塑性剛性低下点、引張強さに対するひずみ度、 θ : 鉛直スチフナ取付け角度(図2参照)、 $s \sigma_y, s \sigma_r, s \sigma_B$: 鉛直スチフナの降伏点、塑性剛性低下点、引張強さ

2.3 鋼管

(1) 格子はりモデル

鉛直スチフナより面外の引張力を受ける鋼管の面外抵抗の解析モデルは、図5に示すように、鋼管材軸方向のはりと周方向のはりによる簡易な格子はりに置換するもので、スチフナで囲まれる鋼管中央部は変形しないものとし、斯かる中央部に面外に引張荷重が作用するものとする。なお、鋼管内にコンクリートが充てんされていることより、鋼管内に面外変形しないものとする。材軸方向のはりは、

平面的に角度 $2\beta_1$ の扇形断面でスパン($c_y \ell$)のはりに置換し、面外荷重に対して逆対称変形すると仮定する。他方、周方向のはりは、曲面版を長方形断面の角度 ϕ_0 の円弧に対応したスパンを持つはりに置換し、曲げモーメントを考慮した引張力を受けるはりとして取り扱う。これら両方向のはりは、図6に示すように、降伏耐力点、全塑性耐力点、塑性剛性低下点および最大耐力点のtetra-linear型荷重-変形関係にモデル化し、鋼管の荷重-変形関係は、同一変形時における両方向はりの耐力を累加して求める。

以下に、曲面版を取り扱いが簡易な線材に置換する周方向はりのモデル化、材軸方向はりのスパン算出方法および材軸、周方向はりの各々荷重-変形関係について論述する。

(2) 周方向はりのモデル化

周方向はりは、曲面版を線材置換したもので、はり形状が円弧状となっていることより、図7に示すように、早期の段階の降伏耐力点、全塑性耐力点では曲げと引張力の複合応力下に抵抗し、大変形時の塑性剛性低下点および最大耐力点では引張のみで抵抗すると仮定する。

降伏耐力、全塑性耐力は複合応力下となり、円弧状の曲線材では取り扱いが複雑になるため、図7(a)に示す円弧に近い二折れ線のモデルに近似する。斯かる二折れ線モデルの形状に関する角度、材長は幾何学的な関係から(4)式が誘導できる。

$$\phi_0 = \frac{\pi}{2} - \beta_1, \gamma_1 = \frac{\phi_0}{2}, \gamma_2 = \frac{\phi_0}{4}, b = (D - t) \sin \gamma_2 \quad (4)$$

b : 線材長さ(図7参照)、 D : 鋼管径、 t : 鋼管板厚、 $\beta_1, \phi_0, \gamma_1, \gamma_2$: 角度(図5、図7参照)

周方向はりは不静定構造の曲線はりとなり、その降伏、全塑性耐力は、不静定構造解析より耐力を求めると、耐力式が複雑になるため、本論では、実用性を鑑み、以下に示す簡易なモデルで耐力を求める。簡易モデルは、円弧のはりを2折れ線に置換し、折れ線の各々直線部分の応力状態は、図7(a)に示すように、逆対称の曲げモーメントと軸力を想定し、これらの応力と折れ線の弦方向の引張力($\alpha T_{y,p}$)とが釣り合うと考える。この引張力($\alpha T_{y,p}$)は次の成分に分解され、荷重方向の成分($\alpha P_{y,p}$)が耐力となり、これと直交する成分 R_x は鉛直スチフナが左右対象に取り付いているので、左右で釣り合うと考える。B点で引張力($\alpha T_{y,p}$)の成分 R_x はコンクリートの反力で、 R_y は反対側の鋼管の引張力と釣り合っていると考える。降伏耐力時の応力条件は、(5)式となり、鋼管材軸方向単位幅(dx)の荷重方向(P , 図5参照)の単位幅当たりの降伏耐力(αP_y)は(5)式より、(6)式として得られる。

$$\frac{M}{Z} + \frac{N}{A} = \frac{\alpha T_y \cdot \sin \gamma_2 \cdot b}{Z} + \frac{\alpha T_y \cdot \cos \gamma_2}{A} = \sigma_y \quad (5)$$

図5 鋼管の解析モデル

$$Z = \frac{dx_c \cdot t^2}{6}, A = dx_c \cdot t$$

$$\alpha P_y = \alpha T_y \cdot \cos \gamma_1 = c_y \cdot dx_c \cdot t_c \cdot \sigma_y \cdot \cos \gamma_1 \quad (6)$$

$$c_y = \frac{t}{t \cdot \cos \gamma_2 + 3b \cdot \sin \gamma_2} \quad (7)$$

A: 鋼管材軸方向単位幅の断面積、 dx : 鋼管材軸方向単位幅、 M : 鋼管材軸方向単位幅の曲げモーメント、 N : 鋼管材軸方向単位幅の軸方向力、 αT_y : 図7参照、 Z : 鋼管材軸方向単位幅の断面係数、 σ_y : 鋼管の降伏点

また、全塑性耐力時の応力条件は、(8)式となり、荷重方向の単位幅当たりの全塑性耐力(αP_p)は(8)式より、(9)式として得られる。

$$\frac{M}{Z_p \cdot \sigma_y} + \left(\frac{N}{A \cdot \sigma_y} \right)^2 = \frac{\alpha T_p \cdot \sin \gamma_2 \cdot b}{2 \cdot Z_p \cdot \sigma_y} + \left(\frac{\alpha T_p \cdot \cos \gamma_2}{A \cdot \sigma_y} \right)^2 = 1 \quad (8)$$

$$Z_p = \frac{dx_c \cdot t^2}{4}$$

$$\alpha P_p = \alpha T_p \cdot \cos \gamma_1 = c_p \cdot dx_c \cdot t_c \cdot \sigma_y \cdot \cos \gamma_1 \quad (9)$$

$$c_p = \frac{\sqrt{t^2 \cdot \cos^2 \gamma_2 + b^2 \cdot \sin^2 \gamma_2} - b \cdot \sin \gamma_2}{t \cdot \cos^2 \gamma_2} \quad (10)$$

αT_p : 図7(a)参照、 Z_p : 鋼管材軸方向単位幅の塑性断面係数

他方、荷重方向の単位幅当たりの塑性剛性低下点耐力(αP_r)および最大耐力(αP_m)は、円弧状の曲線材が一様な引張力を受けると仮定し、各々(11)式、(12)式となる。

$$\alpha P_r = dx_c \cdot t_c \cdot \sigma_r \cdot \cos \phi_0 \quad (11)$$

$$\alpha P_m = dx_c \cdot t_c \cdot \sigma_B \cdot \cos \phi_0 \quad (12)$$

σ_r, σ_B : 鋼管の塑性剛性低下点、引張強さ

(3) 材軸方向はりのスパン

材軸方向はりのスパン($c_y \ell$)を求めるため、材軸方向はりは、図5に示す曲げモーメント分布に対して、はり両端が全塑性状態に達す

(a) 鋼管材軸方向

(b) 鋼管周方向

図6 鋼管の荷重-変形関係

(a) 引張・曲げ抵抗機構

(b) 引張抵抗機構

図7 鋼管周方向の変形

るとし、他方、周方向はりは、はり幅が $2c_y \ell + h_r$ で、図7(a)のはり材長の応力および図8(c)の鋼管材軸方向の応力分布を考える。これら格子はりが面外に作用する荷重 $c_p P_p (= c_p P_p + c_y P_p, c_x P_p, c_y P_p)$ ：各々周方向、材軸方向はりの全塑性耐力力)によって、面外に δ 変形すると仮定し、仮想仕事の原理により、外部仕事と格子はりによる内部仕事を同一とすると(13)式となり、荷重 P が最小となる条件よりスパン($c_y \ell$)が(14)式と求まる。なお、材軸方向はりの塑性断面係数は薄肉の扇形断面として取り扱っている。

$$c_p \cdot \delta = 4 \cdot c_y \cdot M_p \cdot \theta + 2 \left(c_x P_{ap} \cdot \delta + 2 c_y P_{bp} \cdot \frac{\delta}{2} \right) \quad (13)$$

$$c_y M_p = c_y Z_p \cdot \sigma_y, c_y Z_p = 4(D - t)^2 \cdot t \cdot \cos \frac{\beta_l}{4} \cdot \sin^3 \frac{\beta_l}{4}, \theta = \frac{\delta}{c_y \ell}$$

$$\alpha P_{ap} = c_p \cdot h_r \cdot t_c \cdot \sigma_y \cdot \cos \gamma_1, \alpha P_{bp} = c_p \cdot c_y \ell_c \cdot t_c \cdot \sigma_y \cdot \cos \gamma_1$$

h_r : 溶接余盛を含めたスチフナ高さ(図5参照)、 $c_y M_p$: 鋼管材軸方向はりの塑性モーメント、 $c_y Z_p$: 鋼管材軸方向はりの塑性断面係数

$$c_y \ell = \sqrt{\frac{2 c_y Z_p}{c_p \cdot t_c \cdot \cos \gamma_1}} \quad (14)$$

(4) 材軸方向はりの荷重-変形関係

材軸方向はりは、面外荷重に対して、図5の逆対称の曲げモーメント分布が生じ、図6(a)に示す降伏耐力点($c_y P_y, c_y \delta_y$)、全塑性耐力点($c_y P_p, c_y \delta_p$)、塑性剛性低下点($c_y P_r, c_y \delta_r$)および最大耐力点($c_y P_m, c_y \delta_m$)のtetra-linear型荷重-変形関係にモデル化する。各点の耐力、変形は、(15)式~(18)式となる。なお、(19)式の降伏耐力点に対する各点の変形倍率は、薄肉の扇形断面のはりが逆対称曲げを受ける応力状態を対象としたもので、文献5)による。

[降伏耐力点]

図8 鋼管周方向の応力状態

$$c_y P_y = \frac{4 c_y Z_c \sigma_y}{c_y \ell}, c_y \delta_y = \frac{c_y Z_c \sigma_y \ell^2}{6 s E c_y I} \quad (15)$$

$$c_y I = \frac{(D - t)^3}{16} c t \left(2 \beta_l - \frac{4 \sin^2 \beta_l}{\beta_l} + \sin 2 \beta_l \right)$$

$$c_y Z = \frac{2 c_y I \beta_l}{(D - t) (\sin \beta_l - \beta_l \cos \beta_l)}$$

[全塑性耐力点]

$$c_y P_p = \frac{4 c_y Z_p \sigma_y}{c_y \ell}, c_y \delta_p = c_y a_p \delta_y \quad (16)$$

[塑性剛性低下点]

$$c_y P_r = \frac{4 c_y Z_p \sigma_r}{c_y \ell}, c_y \delta_r = c_y a_r \delta_y \quad (17)$$

[最大耐力点]

$$c_y P_m = \frac{4 c_y Z_p \sigma_B}{c_y \ell}, c_y \delta_m = c_y a_m \delta_y \quad (18)$$

$c_y a_p, c_y a_r, c_y a_m$: 鋼管材軸方向はりの降伏耐力点に対する各々全塑性耐力点、塑性剛性低下点および最大耐力点の変形倍率、(19)式による、 $c_y I$: 鋼管材軸方向はりの断面2次モーメント、 $c_y Z$: 鋼管材軸方向はりの断面係数

$$c_y a_p = \frac{c_y \delta_p}{c_y \delta_y} = \frac{1}{f^2} + \frac{f}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{3}{2C} (C - 1) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) \quad (19a)$$

$$c_y a_r = \frac{c_y \delta_r}{c_y \delta_y} = \left(\frac{cY}{f} \right)^2 + \frac{f}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{3Y^2}{2} \left(1 - \frac{1}{C} \right) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) + \frac{f}{c \alpha_l Y} (1 - cY^3) + \frac{3}{2} \left(n - \frac{f}{c \alpha_l} \right) (1 - cY^2) \quad (19b)$$

$$c_y a_m = \frac{c_y \delta_m}{c_y \delta_y} = \left(\frac{cY}{f} \right)^2 + f \left\{ \frac{Y^2}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{Y^2}{c \alpha_l} \left(\frac{1}{cY^3} - 1 \right) + \frac{1}{c \alpha_2 c Y} \left(1 - \frac{cY^3}{cY^3} \right) \right\} + \frac{3}{2} \left\{ cY^2 (C - 1) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) + cY^2 \left(n - \frac{f}{c \alpha_l} \right) \left(\frac{1}{cY^2} - 1 \right) + \left(n_r - \frac{f}{c \alpha_2 c Y} \right) \left(1 - \frac{cY^2}{cY^2} \right) \right\} \quad (19c)$$

$$C = \frac{f - 1.0}{n - 1.0}, f = \frac{cY}{cY}, n_r = \frac{f}{c \alpha_l} \left(\frac{1}{cY} - 1 \right) + n, n = 5$$

$$cY = \frac{c \sigma_y}{c \sigma_B}, cY = \frac{c \sigma_y}{c \sigma_r}$$

(5) 周方向はりの荷重-変形関係

周方向はりは、図6(b)に示す降伏耐力点($c_y P_y, c_y \delta_y$)、全塑性耐力点($c_y P_p, c_y \delta_p$)、塑性剛性低下点($c_y P_r, c_y \delta_r$)および最大耐力点($c_y P_m, c_y \delta_m$)のtetra-linear型荷重-変形関係モデルとする。2.3(2)項では単位幅の周方向はりの諸耐力に関して示したが、周方向全幅($2 c_y \ell + h_r$)

については、図8の鋼管材軸方向の応力分布を仮定し、そこに、2.3(2)項の単位幅はりの耐荷機構を適用して荷重-変形関係を求める。

降伏耐力点は、図8(b)に示す鋼管材軸方向の応力分布に関して、鉛直スチフナから直接引張られるa部分が降伏点に達し、b部分を三角分布とする。面外荷重($c_y P_y$)に対して δ 変形すると仮定し、(6)式を用いて仮想仕事の原理を準用すると(20)式となる。降伏耐力は(21)式と得られる。また、降伏耐力点の変形は、図7(a)に示す簡易な折れ線モデルにおいて、各々直線部分に引張力($c_y T_y$)に対して曲げと軸変形を考え、折れ線弦方向の変形を求める。この変形より荷重方向の変形を求める際、簡易な取り扱いとするため、折れ線モデル両端の境界条件は実際と異なるが、両端ピンとして折れ線モデル全体の変形を求めると(22)式となる。

$$c_y P_y \cdot \delta = 2 \left(c_y P_{ay} \cdot \delta + 2 c_y P_{by} \frac{2\delta}{3} \right) \quad (20)$$

$$c_y P_{ay} = c_y \cdot h_r \cdot c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l, c_y P_{by} = \frac{1}{2} c_y \cdot c \ell \cdot c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l$$

[降伏耐力点]

$$c_y P_y = 2 c_y \left(h_r + \frac{2 c_y \ell}{3} \right) c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l \quad (21)$$

$$c_y \delta_y = \frac{2(\delta_N + \delta_M)}{\cos \gamma_l} = \frac{2 c_y \cdot b \cdot c \sigma_y}{s E \cdot \cos \gamma_l} \left\{ 1 + \left(\frac{b \cdot \sin \gamma_2}{c t} \right)^2 \right\} \quad (22)$$

$$\delta_N = \frac{c_y T_y \cdot \cos \gamma_2 \cdot b}{s E \cdot A \cdot \cos \gamma_2} = \frac{c_y \cdot b \cdot c \sigma_y}{s E}, \delta_M = \frac{c_y \cdot b^3 \cdot c \sigma_y \sin^2 \gamma_2}{s E c t^2}$$

 E : 鋼材のヤング率

全塑性耐力点は、図8(c)に示す応力分布をa部分とb部分が一樣に降伏点に達し、降伏耐力点と同様に、(23)式の仮想仕事の原理より、全塑性耐力は(24)式と得られる。また、全塑性耐力点の変形は、降伏耐力点と同様に曲げと軸変形を考え、軸変形は、降伏耐力点で、折れ線モデルの直線部分の両端部で曲げと軸力によって降伏するが、スパン(b)全長の大部分は弾性状態にあるため、全塑性まで弾性とし、降伏耐力に対する全塑性耐力の比(c_p/c_y)で求める。曲げ変形は、文献6)による長方形断面のはりが逆対称曲げを受ける場合の降伏耐力時に対する全塑性時変形倍率((26)式)を用いて算定する。これらより、全塑性耐力点の変形は、(25)式と得られる。

$$c_y P_p \cdot \delta = 2 \left(c_y P_{ap} \cdot \delta + 2 c_y P_{bp} \frac{\delta}{2} \right) \quad (23)$$

$$c_y P_{ap} = c_p \cdot h_r \cdot c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l, c_y P_{bp} = c_p \cdot c \ell \cdot c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l$$

[全塑性耐力点]

$$c_y P_p = 2 c_p \left(h_r + c \ell \right) c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l \quad (24)$$

$${}_{cx}\delta_p = \frac{2c_y \cdot b \cdot c \sigma_y}{s E \cdot \cos \gamma_l} \left\{ \frac{c_p}{c_y} + {}_{cx}a_p \left(\frac{b \cdot \sin \gamma_l}{c \cdot t} \right)^2 \right\} \dots (25)$$

$${}_{cx}a_p = \frac{8n+15}{18} \dots (26)$$

n : 降伏耐力点に対する全塑性耐力点の曲率の倍率($n=10$)

塑性剛性低下点は、純引張の状態を考え、鋼管材軸方向の応力分布をa部分が塑性剛性低下点に達し、b部分が降伏点と塑性剛性低下点の平均値で様に引張られるとし、(11)式を用いて仮想仕事の原理を準用すると(27)式となり、塑性剛性低下点耐力は(30)式と得られる。また、塑性剛性低下点の変形は、図7(b)に示す円弧状のはりが引張力によって軸変形し、変形後も円弧となると仮定し、荷重方向の変形を求める。変形後の円弧の半径を求めるため、図7(b)に示す鋼管端部からスチフナが取り付け付くまでのx方向距離(s)、変形後の半径(${}_{cx}r_r$)および変形後の円弧の周長(${}_{cx}\ell_r$)の幾何学的関係は(28)式となり、(28)式より実用範囲のデータ(角度 $\phi_r=30$ 度から80度)を作成し、指数表示の回帰式を求めると(29)式(相関係数0.99)が得られる。これらより、塑性剛性低下点の変形は、(31)式となる。

$${}_{cx}P_r \cdot \delta = 2 \left({}_{cx}P_{ar} \cdot \delta + 2 {}_{cx}P_{br} \frac{\delta}{2} \right) \dots (27)$$

$${}_{cx}P_{ar} = h_r \cdot c \cdot \sigma_r \cdot \cos \phi_0, {}_{cx}P_{br} = c_y \cdot \ell_r \cdot n_r \cdot c \cdot \sigma_r \cdot \cos \phi_0, n_r = \frac{c \sigma_y + c \sigma_r}{2 c \sigma_r}$$

$$\frac{s}{{}_{cx}r_r} = 1 - \cos \frac{{}_{cx}\ell_r}{{}_{cx}r_r} \dots (28)$$

$$\frac{s}{{}_{cx}r_r} = 0.455 \left(\frac{{}_{cx}\ell_r}{{}_{cx}r_r} \right)^{1.18}, {}_{cx}r_r = 0.396 \frac{{}_{cx}\ell_r^{2.18}}{s^{1.18}} \dots (29)$$

[塑性剛性低下点]

$${}_{cx}P_r = 2(h_r + n_r \cdot c_y \ell_r) c \cdot \sigma_r \cdot \cos \phi_0 \dots (30)$$

$${}_{cx}\delta_r = d_r - d_0 = {}_{cx}r_r \cdot \sin \phi_r - {}_{cx}r_0 \cdot \sin \phi_0 \dots (31)$$

$${}_{cx}\ell_r = {}_{cx}r_0 \cdot \phi_0 (1 + c \epsilon_r), {}_{cx}r_r = 0.396 \frac{{}_{cx}\ell_r^{2.18}}{s^{1.18}}, \phi_r = \frac{{}_{cx}\ell_r}{{}_{cx}r_r} \dots (32)$$

$${}_{cx}r_0 = \frac{D - c \cdot t}{2}$$

${}_{cx}\ell_r$: 塑性剛性低下点の変形に対する鋼管の周長(図7(b)参照)

${}_{cx}r_0, d_0, \phi_0$: 変形前の鋼管半径、スチフナ取付部までのy方向距離、角度(図7(b)参照)、 ${}_{cx}r_r, d_r, \phi_r$: 塑性剛性低下点の変形に対する鋼管半径、スチフナ取付部までのy方向距離、角度(図7(b)参照)

最大耐力点の耐力、変形は、塑性剛性低下点と同様に、各々(33)式、(34)式として求められる。

[最大耐力点]

$${}_{cx}P_m = 2(h_r + n_m \cdot c_y \ell_m) c \cdot \sigma_B \cdot \cos \phi_0 \dots (33)$$

$$n_m = \frac{c \sigma_y + c \sigma_B}{2 c \sigma_B}$$

$${}_{cx}\delta_m = {}_{cx}r_m \cdot \sin \phi_m - {}_{cx}r_0 \cdot \sin \phi_0 \dots (34)$$

$${}_{cx}\ell_m = {}_{cx}r_0 \cdot \phi_0 (1 + c \epsilon_B), {}_{cx}r_m = 0.396 \frac{{}_{cx}\ell_m^{2.18}}{s^{1.18}}, \phi_m = \frac{{}_{cx}\ell_m}{{}_{cx}r_m} \dots (35)$$

${}_{cx}r_m, \phi_m$: 最大耐力点の変形に対する鋼管半径、角度、 ${}_{cx}\ell_m$: 最大耐力点の変形に対する鋼管の周長

2.4 鋼管とスチフナの接合部

本解析では、鉛直スチフナと鋼管の接合部では、鋼管のパンチング破壊を考慮する。図9において、破断線1では、せん断と引

図9 鋼管・鉛直スチフナ接合部の破断耐力

張の複合応力を考え、破断線2では、破断線1で全引張力に抵抗するとし、せん断のみ考える。破断線1の引張応力とせん断応力は(36)式となり、ミーゼスの降伏条件を破断時に拡張((37)式参照)して用いると破断線1の破断耐力は(38)式と得られる。また、破断線2の耐力は(39)式と、破断線1から破断線2の間(角度 $\beta_1 \sim \beta_2$)の鉛直スチフナ溶接接合部上下の鋼管パンチングシヤ破壊耐力は(40)式となる。よって、鉛直スチフナと鋼管のパンチングシヤ破壊耐力は(41)式と得られる。

$$\sigma = \frac{j P_t}{h_r \cdot c \cdot t} \sin(\beta_1 + s \theta), \tau = \frac{j P_t}{h_r \cdot c \cdot t} \cos(\beta_1 + s \theta) \dots (36)$$

$$c \sigma_B = \sqrt{\sigma^2 + 3 \tau^2} \dots (37)$$

$$j P_1 = \frac{h_r \cdot c \cdot t \cdot c \sigma_B}{\sqrt{1 + 2 \cos^2(\beta_1 + s \theta)}} \dots (38)$$

$$j P_2 = \frac{h_r \cdot c \cdot t \cdot c \sigma_B}{\sqrt{3}} \cos(\beta_2 + s \theta) \dots (39)$$

$$j P_3 = \frac{(D - c \cdot t) c \cdot t \cdot c \sigma_B}{\sqrt{3}} (\beta_1 - \beta_2) \dots (40)$$

$$j P_B = 2(j P_1 + j P_2 + j P_3) \cos s \theta$$

$$= 2 c \cdot t \cdot c \sigma_B \left[h_r \left\{ \frac{1}{\sqrt{1 + 2 \cos^2(\beta_1 + s \theta)}} + \frac{\cos(\beta_2 + s \theta)}{\sqrt{3}} \right\} + \frac{(D - c \cdot t)(\beta_1 - \beta_2)}{\sqrt{3}} \right] \cos s \theta \dots (41)$$

2.5 接合部局部の荷重-変形関係

本解析による接合部局部の荷重-変形関係は、同一荷重時の鋼管および鉛直スチフナの変形を累加して求め、最大耐力は、鉛直スチフナ、鋼管および鉛直スチフナと鋼管の接合部の最大耐力の最小値とする。また、鋼管の荷重-変形関係において、前述のように材軸、周方向はりの同一変形時における耐力を累加しmulti-linear型としたものを解析法Aとし、簡略化を図るため、下式(42)~式(45)式によって、耐力は材軸、周方向はりの単純累加、変形はいずれかの大きい値をその点の変形としたtetra-linear型モデルによるものを解析法Bとする。以下の4章では両解析法の検討を行う。

[降伏耐力点]

$$c P_y = {}_{cx}P_y + {}_{cy}P_y, c \delta_y = \max({}_{cx}\delta_y, {}_{cy}\delta_y) \dots (42)$$

[全塑性耐力点]

$$c P_p = {}_{cx}P_p + {}_{cy}P_p, c \delta_p = \max({}_{cx}\delta_p, {}_{cy}\delta_p) \dots (43)$$

[塑性剛性低下点]

$$c P_r = {}_{cx}P_r + {}_{cy}P_r, c \delta_r = \max({}_{cx}\delta_r, {}_{cy}\delta_r) \dots (44)$$

[最大耐力点]

$$c P_m = {}_{cx}P_m + {}_{cy}P_m, c \delta_m = \max({}_{cx}\delta_m, {}_{cy}\delta_m) \dots (45)$$

表1 試験体・実験結果一覧

試験体名 ¹⁾		H4-T2-A10-5C	H7-T2-A10-5C	H2.5O-T2-A10-5C	H4-T1-A10-5C	H4-T2-A10-5A	H4-T2-A10-6C	H4-T2-A15-5C
パラメータ	高さ h_f /はりフランジ厚 t	4	7	2.5(片側)	4	4	4	4
	板厚 s /鋼管板厚 c_t	2	2	2	1	2	2	2
	取り付け角度 θ (度)	10	10	10	10	10	10	15
	鋼種	SM490	SM490	SM490	SM490	SM490	SA440	SM490
実験結果	径厚比 ²⁾	55(FCクラス)	55(FCクラス)	55(FCクラス)	55(FCクラス)	28(ACクラス)	42(FCクラス)	55(FCクラス)
	降伏耐力 σ_{Py} (kN) ³⁾	304	469	190	240	799	517	316
	全塑性耐力 σ_{Pp} (kN) ⁴⁾	456	715	248	305	1128	607	490
	最大耐力 σ_{Pm} (kN)	720	1060	443	459	1600	920	721
計算結果	破壊形式	スチフナと鋼管接合部 鋼管パンチング破断	スチフナと鋼管接合部 鋼管パンチング破断	スチフナと鋼管接合部 鋼管パンチング破断	スチフナ破断	スチフナと鋼管接合部 鋼管パンチング破断	スチフナと鋼管接合部 鋼管パンチング破断	スチフナと鋼管接合部 鋼管パンチング破断
	降伏耐力 σ_{Py} (kN)	246	295	207	220	784	501	255
	σ_{Py}/σ_{Py}	1.24	1.59	0.92	1.09	1.02	1.03	1.24
	全塑性耐力 σ_{Pp} (kN)	325	386	275	291	1028	662	337
	σ_{Pp}/σ_{Pp}	1.40	1.85	0.90	1.05	1.10	0.92	1.45
	最大耐力 σ_{Pm} (kN)	766	1163	506	446	1579	1175	736
	σ_{Pm}/σ_{Pm}	0.94	0.91	0.88	1.03	1.01	0.78	0.98

注1): 試験体名 □-□-□-□

スチフナ高さ h_f /はりフランジ厚 t h_f は図2参照 H4: $h_f/t=4$, H7: $h_f/t=7$, H2.5O: $h_f/t=2.5$ (片側)

スチフナ板厚 s /鋼管板厚 c_t T2: $s/c_t=2$, T1: $s/c_t=1$

スチフナの取り付け角度 θ θ は図2参照 A10: $\theta=10$ (度), A15: $\theta=15$ (度)

柱鋼管の鋼種 5: SM490, 6: SA440

柱鋼管径厚比のクラス A: FAクラス, C: FCクラス

2): 柱鋼管の径厚比によるクラス分けは一般化径厚比(α)により、従来鋼のクラス分けに従った。 $\alpha=(D/c_t)(\sigma_y/\sigma_E)$
FAクラス: $\alpha \geq 0.056$ FCクラス: $0.080 < \alpha < 0.114$ D: 鋼管径、 σ_y : ヤング率、 c_t : 鋼管板厚、 σ_E : 鋼管降伏点

3): 図13(a)参照 4): 図13(b)参照

(a) スチフナの変化

(b) 鋼管の変化

図12 接合部局所の荷重-変形関係

(a) 降伏耐力

(b) 全塑性耐力

図13 降伏耐力と全塑性耐力

は図13(b)に示す文献7)のGeneral Yield Point法より求めた。

破壊形式は鋼管板厚とスチフナ板厚が同一厚さのH4-T1-A10-5C試験体のみスチフナの引張破断(写真1(b)参照)で、他のスチフナ板厚が鋼管板厚の2倍の試験体は鉛直スチフナが接合された鋼管部分のパンチングシヤ破断(写真1(a)参照)であった。

鉛直スチフナの形状に関して(図12(a)参照)、スチフナ高さをよりフランジ板厚の2.5倍、4倍、7倍と高くすると、剛性、降伏および最大耐力はそれに伴い高くなる傾向にある。スチフナ板厚を鋼管板厚の2倍とした試験体(鋼管パンチング破断)と、同厚の試験体(スチフナ引張破断)を比較すると、両者の破壊形式が異なり、同厚の方が耐力が小さくなっているが、最大耐力時の変形はほぼ同一であった。一方、鋼管に関して(図12(b)参照)、鋼管の径厚比を小さくし板厚を増したり、材料強度を高めると、鋼管のパンチング耐力が増すため、最大耐力は高くなるが、最大耐力時の変形は小さくなっている。また、スチフナと鋼管の取付角度は10度と15度で荷重-変形関係はほぼ同一となった。

4 解析結果

4.1 各実験結果と解析結果の比較

解析結果と実験結果の比較を図14に示す。図中の荷重 P は接合部局所引張荷重、変形 δ は接合部局所の変形である。また、図14中、解析A、解析Bは、2.5節で述べた解析法で、解析Aと解析Bを比較すると、幾分解析Bの方が耐力が低くなっているが、両者の結果はほとんど同一である。なお、図14中の鋼管に関する記述は解析Aにおいて、両方向のはりがその現象に達した時点を示す。

解析結果はいずれの試験体も、劈頭、鋼管が降伏して、剛性低下が見られ、次いで第二折れ点は鋼管が全塑性耐力点となり、爾後、大きく剛性低下しており、接合部局所の弾塑性性状の予測では鋼管の弾塑性性状を考慮することが必要なことが分かる。初期剛性に関して解析値と実験値を比較すると、実験値/解析値=0.71~1.13(平

均値0.89、変動計数0.016)と平均的には幾分解析値の方が初期剛性が大きい傾向にある。

また、解析法Aと実験の荷重-変形関係の適合性を見るため、同一変形時の解析結果と実験結果の耐力の比較を図15に示す。なお、図15において、横軸は実験結果の降伏変形($e\delta_y$)を基本にした塑性率($\mu=e\delta/e\delta_y$, $e\delta$:実験結果の変形)を示す。塑性率 $\mu=1\sim10$ について、全試験体の各塑性率に対する耐力の比の平均値は、実験値/解析値=0.89~1.00と解析値の方が幾分大きい値を示している。

各試験体について解析結果と実験結果を比較すると、基本試験体(H4-T2-A10-5C)では、塑性率10まで、各塑性率の耐力比が、実験値/解析値=0.95~1.07と解析と実験結果の対応は良好である(図14(a)、図15(a)参照)。基本試験体に対して、スチフナ高さを大きくしたH7-T2-A10-5C試験体は塑性率4まで耐力比が実験値/解析値=1.19~1.31と実験結果の方が耐力が高く、他方、スチフナ高さを小さくしたH2.5O-T2-A10-5C試験体では、塑性率4まで、実験値/解析値=0.82~0.85と実験結果の方が耐力が低い傾向を示すが、以後の変形では、両試験体とも、実験と解析結果の同一変形の耐力差は1割程度と比較的良好に対応している(図14(b)、図14(c)、図15(a)参照)。また、鉛直スチフナを薄くし、スチフナが引張破断したH4-T1-A10-5C試験体に関しては、塑性率9まで各塑性率の耐力比は実験値/解析値=0.97~1.11と解析と実験結果は比較的良好に対応している(図14(d)、図15(a)参照)。鋼管の径厚比がFAクラスで鋼管板厚が厚いH4-T2-A10-5A試験体では、塑性率1の耐力比が実験値/解析値=0.80と解析の耐力が高いが、その後の変形では、耐力比が実験値/解析値=0.89~0.98と解析結果は実験結果とほぼ一致している(図14(e)、図15(b)参照)。鋼管に590N/mm²鋼を用いたH4-T2-A10-6C試験体では、各塑性率の耐力比は実験値/解析値=0.85~0.89と解析結果は実験に対して幾分大きな耐力評価をしている(図14(f)、図15(b)参照)。また、鋼管とスチフナスの取付角度が15度のH4-T2-A15-5C試験体は基本試験体と同様に解析結果と実験結果の対応は良好である(図14(g)、図15(b)参照)。

これらより、本解析法は、接合部局所の荷重-変形関係を塑性域まで概ね推定できると言える。

4.2 諸耐力の検討

簡略化された解析Bにより諸耐力のみを計算するとき、実験結果の降伏耐力が剛性低下している点を用いているので、降伏耐力は第一折れ点と第二折れ点の耐力の平均値とし、全塑性耐力は、解析結

図14 解析結果と実験結果の比較

図15 各変形時の解析と実験結果の比較

果において大きく剛性低下する第二折れ点とする。最大耐力は各要素の最大耐力の最小値とする。これら諸耐力の計算結果と実験結果の比較を表1に示す。降伏耐力に関して、実験値と計算値を比較すると、実験値/計算値=0.92~1.59 (平均値1.16、変動計数0.37) と、計算値は実験値のほぼ下限値を与える結果となっている。また、全塑性耐力に関しては、実験値/計算値=0.90~1.85 (平均値1.24、変動計数0.083) と、計算値は実験値に対して幾分低い値になっている。さらに、最大耐力に関しては、実験値/計算値=0.78~1.03 (平均値0.93、変動計数0.007) と、実験値と計算値の対応は比較的良好である。

5 結 論

本研究は、提案の曲線加工をなくし、製作を容易にした鉛直スチフナ形式による円形CFT柱と鉄骨はり接合部局部を対象に、その接合部局部の弾塑性性状を予測するための荷重-変形関係解析モデルを案出するとともに、斯かる接合部局部の弾塑性性状を把握するため、鉛直スチフナ形状等をパラメータとした構造実験を行い、実験結果にその解析法を適用し、解析法の妥当性を検証した。

本解析モデルは、鉛直スチフナを引張材に、鋼管を格子はりに置換した荷重-変形関係モデルで、スチフナと鋼管接合部の破断耐力も考慮している。本解析結果と実験結果を比較すると、各塑性率に対する解析と実験結果の耐力比の平均値は、実験値/解析値=0.89~

1.00と解析値の方が幾分大きい値を示しているが、本解析法は、提案の接合部局部の荷重-変形関係を塑性域まで概ね推定できることが分かった。

参考文献

- 1) 松井千秋、河野昭彦、李熾曙：中空およびコンクリート充填角形鋼管柱とH形鋼梁の新接合形式に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、No.486、pp.133~142、1996年8月
- 2) 福元敏之、小林 創：高強度材料を用いたコンクリート充てん角形鋼管柱・鉄骨はりの外部補強形式仕口に関する研究 - 局部の弾塑性性状 -、日本建築学会構造系論文集、No.487、pp.149~159、1996年9月
- 3) 福元敏之、澤本佳和、森田耕次：高強度材料を用いたコンクリート充てん角形鋼管柱・鉄骨はりの外部補強形式仕口に関する研究 - 仕口パネル・部分骨組の弾塑性性状 -、日本建築学会構造系論文集、No.519、pp.119~126、1999年5月
- 4) 田中淳夫、増田浩志、梶谷善之、伊藤昭栄：鉛直スチフナを用いた箱形断面柱とH形梁の接合部の力学性状、鋼構造年次論文報告集、第2巻、pp.331~336、1994年11月
- 5) 福元敏之、山谷博愛、森田耕次：コンクリート充てん円形鋼管柱・鉄骨はりの外ダイアフラム形式接合部の研究 - 接合部局部の弾塑性性状 -、日本建築学会構造系論文集、No.535、pp.163~170、2000年9月
- 6) 福元敏之、小林 創：高強度材料を用いたコンクリート充てん角形鋼管柱・鉄骨はりの内部補強形式仕口に関する研究 - 局部の弾塑性性状 -、日本建築学会構造系論文集、No.479、pp.109~118、1996年1月
- 7) 森田耕次、付 功義、劉 小渝：外ダイアフラム形式のコンクリート充填円形鋼管柱・鉄骨梁フランジ接合部の局部引張耐力に関する研究、鋼構造論文集、第5巻、第18号、pp.81~89、1998年6月

(2000年6月27日原稿受理、2000年11月7日採用決定)