コンクリート充填角形鋼管柱・鉄骨梁接合部局部の弾塑性性状に関する研究 －内ダイアフラム形式及び通しダイアフラム形式の簡易荷重－変形関係モデル－

LOCAL ELASTO-PLASTIC BEHAVIOR OF STEEL BEAM TO CONCRETE-FILLED SQUARE STEEL TUBE COLUMN MOMENT CONNECTIONS

－ Simple model of load-deformation relations for connection details using internal diaphragms
or internal diaphragms with extended flanges －

福元 敏之*

Toshiyuki FUKUMOTO

This paper proposes a new simple model for a load-displacement relation for predicting the local tensile elasto-plastic behavior of concrete filled square steel tube (CFT) column to steel beam moment connections using internal diaphragms or internal diaphragms with extended flanges. This model is developed by superposing the load-deformation relations of a tube flange and web. The tube flange is modeled as a grid beam with a tetra-linear load-deformation relation, while the tube web is modeled as a tensile member with a tetra-linear load-deformation relation. The strength of the internal diaphragm is superposed to the strength of these tube load-deformation models. The analytical results agree approximately with the experimental results up to large deformations.

Keywords : Beam-to-column connection, Concrete-filled square steel tube column, Steel beam, Internal diaphragm (with extended flange), Load-displacement relation

柱梁接合部、コンクリート充填角形鋼管柱、鉄骨梁、内(通し)ダイアフラム、荷重-変形関係

1 序 論

コンクリート充填角形鋼管柱(以下角形CFT柱と呼ぶ)と鉄骨梁とを組み合わせた混合構造が、現状、事務所ビル等多用されている。斯かる柱梁接合部には、図1に示す鋼管内部に補強材を設置した内部補強形式として、内ダイアフラム形式と通しダイアフラム形式がある。柱梁接合部の把握すべき主な構造的性状としては、接合部パネルの性状と、鉄骨梁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が挙げられる。これらの接合部局部の耐力評価は、「鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」¹⁾の解説に提示されているが、今後の構造的規定型設計法の導入を鑑みると、耐力評価のみならず、接合部の弾塑性性状を予測する荷重-変形関係モデルの構築が肝要である。著者等^{2),3)}は、これ迄、上述の内部補強形式接合部局部に関する荷重-変形関係モデルを提案している。提案のモデルは、鋼管フランジを格子梁に、鋼管ウェブを引張材に置換すると共に、ダイアフラムを斜めの引張材に置換し、荷重-変形関係を求めるもので、梁幅と柱幅の比(以下、梁柱幅比と呼ぶ)を考慮して、二種類の耐荷機構を考えている。しかし、斯かるモデルは、二種類の耐荷機構について、各抵抗要素の荷重-変形曲線を累加し、柱梁接合部局部の荷重-変形関係を求める為、計算が煩雑であり、実用に資するには、簡易化された荷重-変形関係モデルの案出が必要である。他面、河野等⁴⁾は、内ダイアフラム形式及び通しダイアフラム形式を対象に、接合部局部引張実験結果及び弾塑性有限要素法解析結果を基に、統計的に求めた簡便な荷重-変形関係モデルを提案しているが、モデル構築に於いて、梁幅が柱幅に近い場合のデータは含まれていない。

そこで、本研究では、内部補強形式の角形CFT柱梁接合部局部の

図1 角形CFT柱・鉄骨梁接合部

簡易な荷重-変形関係モデルを構築することを目的に、一つの耐荷機構モデルで広範囲な梁柱幅比に対応すると共に、モデルの計算に於ける簡易化を図った荷重-変形関係モデルを提案する。本論文では、提案の荷重-変形関係モデル及び既往の実験資料と本モデルとの比較検討について論及する。

2 荷重-変形関係モデル

2.1 モデル概要

本モデルは、内部補強形式角形CFT柱・鉄骨梁接合部局部を対象に、鋼管を図2及び図3に示す如く、フランジを格子梁に、ウェブを引張材に、他方、内ダイアフラム及び通しダイアフラムを、図4に示す如く、斜め引張材に置換している。ダイアフラムは、A部分とB部分に分けて考え、A部分は、梁フランジから直接に力を受ける部分

* 鹿島技術研究所 建築構造グループ長・工博

General Manager, Building Structure Group, Kajima Technical Research Institute, Dr. Eng.

図5 鋼管フランジ・ウェブの荷重-変形関係

図6 柱梁接合部局所の荷重-変形関係

図7 鋼材の応力度-歪度モデル

$$f = \frac{Z_p}{Z}$$

$$k = \frac{\left(r, t + \frac{2, l}{3} \right) c, t \cdot c, \sigma_y}{\frac{D \cdot c, \sigma_y}{2, s, E}} \cdot \frac{1}{2} = \frac{\left(r, t + \frac{2, l}{3} \right) c, t \cdot s, E}{D} \quad (5)$$

$$l = \frac{D - c, t - B}{2} \quad (6)$$

$$l = \sqrt{\frac{(D - c, t)(95, l^3 + 81D \cdot c, t^2)}{190, l^2 + 108D \cdot c, t}} \quad (7)$$

a_p : 格子梁の降伏耐力点変形に対する各々全塑性耐力点の変形の倍率((16a)式参照)、 B : 梁幅(図3参照)、 D : 鋼管径、 s, E : 鋼材のヤング率、 f : 形状係数、 k, w, k : 周方向梁及びウェブの割線剛性、 x, l, y, l : 鋼管フランジ格子梁スパン(図3参照)、 x, M_p : 周方向梁の全塑性モーメント、 y, M_p : 材軸方向梁の全塑性モーメント、 c, t : 鋼管板厚、 d, t : ダイアフラム板厚、 d, t : 溶接余盛を含む梁フランジ板厚(図3参照)、 d, W_A, d, W_A : ダイアフラム斜め引張材の有効幅(図4, (30)式参照)、 Z : 断面係数、 Z_p : 塑性断面係数、 x, Z_p : 周方向梁の塑性断面係数、 y, Z_p : 材軸方向梁の塑性断面係数、 x, θ, y, θ : 周方向梁及びウェブの変形、 x, θ, y, θ : 格子梁の変形角、 c, σ_y : 鋼管材料の降伏点、 d, σ_y : ダイアフラムの降伏点

2.3 鋼管の荷重-変形関係

(1) フランジ材軸方向

鋼管フランジ材軸方向梁(図3(a)参照)の荷重(y, P)-変形(y, δ)関係は、梁の曲げ変形のみ考え、文献2)に於ける図7の鋼材の応力度-歪度関係に基づく梁の曲げモーメント-曲率関係から、図5に示す降伏耐力点(y, P_y, y, δ_y)、全塑性耐力点(y, P_p, y, δ_p)、塑性剛性低下点(y, P_r, y, δ_r)及び最大耐力点(y, P_m, y, δ_m)のtetra-linear型にモデル化したものである^{2), 3)}。材軸方向梁のスパンは(7)式で、各点の耐力と変形は(8)式~(11)式で得られる。

前報^{2), 3)}では、全塑性耐力点、塑性剛性低下点及び最大耐力点に於ける降伏耐力時に対する変形倍率(各々 a_p, a_r, a_m)は、曲げ変形に基づき(13)式に依って求めているが、格子梁が長方形断面であり、形状係数 $f=3/2$ 、降伏時に対する全塑性時曲率倍率 $n=10$ (全塑性耐力にほぼ達する倍率)を(13)式に代入すると、全塑性耐力点及び塑性剛性低下点の変形倍率式は簡便になるが、最大耐力点の変形倍率式は複雑であり、実用性に乏しいことから、表2の各因子データに依る(13c)式の計算値を各因子に基づき回帰式を(15)式の如く作成した。最大

表1 鋼材剛性低下率式の係数

鋼種	第1剛性低下率 α_1		第2剛性低下率 α_2	
	C_{11}	C_{10}	C_{21}	C_{20}
400N/mm ² 鋼	-0.0102	0.0147	-0.00164	0.00239
500N/mm ² 鋼	-0.0262	0.0281	-0.00757	0.00772
600N/mm ² 鋼	-0.0473	0.0502	-0.00292	0.00429
800N/mm ² 鋼	-0.2170	0.2120	-0.02220	0.02290

耐力点(a_m)に関して、(13c)式の精算値と(15)式の略算値の比較を図8に示す。精算値/略算値の値は、0.73~1.18(平均値0.98、変動係数0.013)と、略算値は精算値をほぼ推定していると言える。依って、形状係数 $f=3/2$ 、降伏時に対する全塑性時曲率倍率 $n=10$ を(13a)式、(13b)式及び(15)式に代入すると、(16)式となる。尚、鋼材の剛性低下率は、文献2)により(14)式となる。

[降伏耐力点]

$$y, P_y = \frac{2(D - c, t) c, t^2}{3, l} c, \sigma_y, \quad y, \delta_y = \frac{c, \sigma_y \cdot y, l^2}{3, c, t \cdot s, E} \quad (8)$$

[全塑性耐力点]

$$y, P_p = \frac{(D - c, t) c, t^2}{l} c, \sigma_y = \frac{3}{2} y, P_y, \quad y, \delta_p = a_p \cdot y, \delta_y \quad (9)$$

[塑性剛性低下点]

$$y, P_r = \frac{(D - c, t) c, t^2}{y, l} c, \sigma_r = \frac{y, P_p}{Y'}, \quad y, \delta_r = a_r \cdot y, \delta_y \quad (10)$$

[最大耐力点]

$$y, P_m = \frac{(D - c, t) c, t^2}{y, l} c, \sigma_B = \frac{y, P_p}{Y}, \quad y, \delta_m = a_m \cdot y, \delta_y \quad (11)$$

$$Y = \frac{\sigma_y}{\sigma_B}, \quad Y' = \frac{\sigma_y}{\sigma_r} \quad (12)$$

$$a_p = \frac{\delta_p}{\delta_y} = \frac{1}{f^2} + \frac{f}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{3}{2C} (C - 1) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) \quad (13a)$$

$$a_r = \frac{\delta_r}{\delta_y} = \left(\frac{Y'}{f} \right)^2 + \frac{f \cdot Y'^2}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{3Y'^2}{2} \left(1 - \frac{1}{C} \right) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) + \frac{f}{\alpha_1 \cdot Y'} (1 - Y'^3) + \frac{3}{2} \left(n - \frac{f}{\alpha_1} \right) (1 - Y'^2) \quad (13b)$$

$$a_m = \frac{\delta_m}{\delta_y} = \left(\frac{Y}{f} \right)^2 + f \left[\frac{Y^2}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{Y^2}{\alpha_1} \left(\frac{1}{Y'^3} - 1 \right) + \frac{1}{\alpha_2 \cdot Y} \left(1 - \frac{Y^3}{Y'^3} \right) \right] + \frac{3}{2} \left[Y^2 \left(1 - \frac{1}{C} \right) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) + Y^2 \left(n - \frac{f}{\alpha_1} \right) \left(\frac{1}{Y'^2} - 1 \right) + \left(n_r - \frac{f}{\alpha_2 \cdot Y'} \right) \left(1 - \frac{Y^2}{Y'^2} \right) \right] \quad (13c)$$

$$C = \frac{f - 1.0}{n - 1.0}, \quad n_r = \frac{f}{\alpha_1} \left(\frac{1}{Y'} - 1 \right) + n$$

表2 簡易変形倍率式作成に
用いたデータ範囲

因 子	範 囲
形状係数(f)	1.1~2.0
降伏時に対する全塑性 時の曲率倍率(n)	5~19
鋼材降伏比(Y)	0.50~0.97
塑性剛性低下点に関す る降伏比(Y')	0.56~0.98
第1剛性低下率(α_1)	0.00151~0.04274
第2剛性低下率(α_2)	0.000996~0.005584

図8 最大耐力点の変形倍率
精算値と略算値の比較

$$\alpha_1 = c_{11} \frac{\sigma_y}{\sigma_B} + c_{10}, \quad \alpha_2 = c_{21} \frac{\sigma_y}{\sigma_B} + c_{20} \quad (14)$$

$$a_m = \frac{0.8 f^{1.73}}{\alpha_2^{0.5} \cdot Y^{4.34}} \{ f(Y-0.79)(Y-0.26) - 2.9(Y-0.95)(Y-0.29) \} \quad (15)$$

$$a_p = \frac{95}{18} \quad (16a)$$

$$a_r = \frac{3(Y^{13} - 3Y^4 + 2)}{4\alpha_1 \cdot Y^4} - \frac{175Y^{12}}{18} + 15 \quad (16b)$$

$$a_m = \frac{2.28}{\alpha_2^{0.5} \cdot Y^{4.34}} (1.14 - Y)(Y - 0.31) \quad (16c)$$

a_p, a_r, a_m : 格子梁の降伏耐力点の変形に対する各々全塑性耐力点、塑性剛性低下点及び最大耐力点の変形の倍率、 $C_{11}, C_{10}, C_{21}, C_{20}$: 表1参照、 $n=10$: 降伏時に対する全塑性時曲率倍率、 Y : 降伏比(降伏点/引張強さ)、 Y' : 塑性剛性低下点応力度(図7参照)に対する降伏点(降伏点/塑性剛性低下点応力度)、 α_1, α_2 : 鋼材の第1、第2剛性低下率(図7、(14)式参照)、 σ_y, σ_B : 鋼材の降伏点、引張強さ、 $c_{\sigma_y}, c_{\sigma_r}, c_{\sigma_B}$: 鋼管材料の降伏点、塑性剛性低下点応力度(図7参照)、引張強さ

(2) フランジ周方向

鋼管フランジ周方向梁の梁スパン(l)は(6)式で与えられる。荷重(xP) - 変形($x\delta$)関係は、材軸方向と同様に、図5に示す降伏耐力点($xP_y, x\delta_y$)、全塑性耐力点($xP_p, x\delta_p$)、塑性剛性低下点($xP_r, x\delta_r$)及び最大耐力点($xP_m, x\delta_m$)のtetra-linear型モデルである。各点の耐力と変形は(17)式~(20)式となる。

【降伏耐力点】

$$xP_y = \frac{2(2_y l + r t) c t^2}{3_y l} c_{\sigma_y}, \quad x\delta_y = \frac{c_{\sigma_y} \cdot x l^2}{3 c t \cdot s E} \quad (17)$$

【全塑性耐力点】

$$xP_p = \frac{(2_y l + r t) c t^2}{x l} c_{\sigma_y} = \frac{3}{2} xP_y, \quad x\delta_p = a_p \cdot x\delta_y \quad (18)$$

【塑性剛性低下点】

$$xP_r = \frac{(2_y l + r t) c t^2}{x l} c_{\sigma_r} = \frac{xP_p}{Y'}, \quad x\delta_r = a_r \cdot x\delta_y \quad (19)$$

【最大耐力点】

$$xP_m = \frac{(2_y l + r t) c t^2}{x l} c_{\sigma_B} = \frac{xP_p}{Y}, \quad x\delta_m = a_m \cdot x\delta_y \quad (20)$$

(3) 鋼管ウェブの荷重-変形関係

前報^{2),3)}では、鋼管ウェブの荷重-変形関係をtri-linear型モデルとしたが、本論では、鋼管フランジ周方向と連結することを考慮する為、

鋼管ウェブの荷重(wP) - 変形($w\delta$)関係は、図5に示す降伏耐力点($wP_y, w\delta_y$)、全塑性耐力点($wP_p, w\delta_p$)、塑性剛性低下点($wP_r, w\delta_r$)及び最大耐力点($wP_m, w\delta_m$)のtetra-linear型の引張抵抗モデルとする。これらの各点での引張抵抗(図3(b)参照)は、変形状態を鑑みて、変形が微小である降伏耐力点ではa部分のみ抵抗して、鋼材の降伏点に達した時とし、以降はa部分とb部分の抵抗を考える。全塑性耐力点では、b部分が抵抗し始める変形レベルと考え、b部分を三角形の応力分布とし、a点で応力が無く、b点で鋼材の降伏点に達する応力状態を想定する。塑性剛性低下点及び最大耐力点では、b点が各々鋼材の塑性剛性低下点(図7参照)及び引張強さに達した時とし、塑性剛性低下点及び最大耐力点では変形が可成り大きいことを鑑みて、a点を鋼材の降伏点とし、計算の簡便化を図り、b部分はこれらの応力度の平均による矩形分布とする。

降伏耐力点($wP_y, w\delta_y$)は、a部分のみ抵抗し、鋼材の降伏点に達した時で、変形は鋼管ウェブが一様に変形するとし、(21)式となる。

【降伏耐力点】

$$wP_y = 2 \left(r \cdot c t \cdot c_{\sigma_y} + d h \cdot d t \cdot d_{\sigma_y} \right), \quad w\delta_y = \frac{D}{2} c_{\epsilon_y} = \frac{D \cdot c_{\sigma_y}}{2 s E} \quad (21)$$

dh : 通しダイアフラムの鋼管よりの出寸法(図4参照)、 c_{ϵ_y} : 鋼管材料の降伏点の歪度

全塑性耐力は、a部分と三角形分布のb部分の応力状態を仮定し、仮想仕事の原理を準用して外部仕事とa部分及びb部分による内部仕事を同一とすると(22)式となり、(23)式的全塑性耐力(wP_p)が求まる。又、変形($w\delta_p$)は、降伏耐力点以降、更にb部分が降伏に達する時として、降伏変形の2倍とした。

$$wP_p \cdot \delta = 2 \left\{ \left(r \cdot t \cdot \delta + 2 \frac{1}{2} y l \cdot \frac{2\delta}{3} \right) c t \cdot c_{\sigma_y} + d h \cdot d t \cdot d_{\sigma_y} \cdot \delta \right\} \quad (22)$$

【全塑性耐力点】

$$wP_p = 2 \left\{ \left(r \cdot t + \frac{2}{3} y l \right) c t \cdot c_{\sigma_y} + d h \cdot d t \cdot d_{\sigma_y} \right\}, \quad w\delta_p = 2 \cdot \delta_y \quad (23)$$

塑性剛性低下点耐力は、図3(b)の応力状態を仮定し、仮想仕事の原理を用いて、外部仕事とa部分及びb部分による内部仕事を同一とすると(24)式となり、(25)式の塑性剛性低下点耐力(wP_r)が求まる。他方、変形は、塑性剛性低下点では塑性化が進み、梁フランジ近傍の変形が集中すると考え、梁フランジ側で塑性剛性低下点歪度に達し、徐々に歪度が減少し、後述のダイアフラムA部分の支点までの距離(w , 図4参照)の点で歪度が無くなる三角形の歪度分布を仮定して、変形を求めると(25)式の塑性剛性低下点耐力($w\delta_r$)となる。

$$wP_r \cdot \delta = 2 \left\{ \left(r \cdot t \cdot \delta + 2 \beta_r \cdot y l \cdot \frac{\delta}{2} \right) c t \cdot c_{\sigma_r} + d h \cdot d t \cdot d_{\sigma_r} \cdot \delta \right\} \quad (24)$$

$$\beta_r = \frac{c_{\sigma_r} + c_{\sigma_y}}{2 c_{\sigma_r}} = \frac{1 + Y'}{2}$$

d_{σ_r} : ダイアフラムの塑性剛性低下点の応力度(図7参照)

【塑性剛性低下点】

$$wP_r = 2 \left\{ \left(r \cdot t + \beta_r \cdot y l \right) c t \cdot c_{\sigma_r} + d h \cdot d t \cdot d_{\sigma_r} \right\}, \quad w\delta_r = \int_0^l c_{\epsilon_r} \frac{x}{w l} dx = \frac{d l_A}{2 \sqrt{2}} c_{\epsilon_r} \quad (25)$$

$${}_w l = \frac{d l_A}{\sqrt{2}} \quad \dots\dots\dots (26)$$

$d l_A$: ダイアフラム引張ブレースAの長さ(図4参照)、 ${}_w l$: 図4参照、 $c \epsilon_r$: 鋼管材料の塑性剛性低下点の歪度

最大耐力点は、塑性剛性低下点と同様に、耐力、変形を求めると(27)式となる。

【最大耐力点】

$${}_w P_m = 2 \left\{ ({}_r t + \beta_B \cdot {}_y l) {}_c t \cdot {}_c \sigma_B + {}_d h \cdot {}_d t \cdot {}_d \sigma_B \right\},$$

$${}_w \delta_m = \frac{d l_A}{2\sqrt{2}} c \epsilon_B \quad \dots\dots\dots (27)$$

$$\beta_B = \frac{c \sigma_B + c \sigma_y}{2 c \sigma_B} = \frac{1+Y}{2}$$

$c \epsilon_B$: 鋼管材料の引張強さの歪度、 $d \sigma_B$: ダイアフラムの引張強さ

2.4 ダイアフラムの耐力

前報^{2),3)}では、ダイアフラムの荷重-変形関係を tri-linear 型モデルとしたが、本論では、鋼管の荷重-変形関係に於ける各点に対応した耐力とする為、降伏耐力($d P_y$)、全塑性耐力($d P_p$)、塑性剛性低下点耐力($d P_r$)及び最大耐力($d P_m$)を求める。ダイアフラムは、前述の如く、A部分とB部分に分けて考える(図4参照)。尚、45度方向の引張材の梁材軸と直交方向の分力に関して、鋼管フランジ側では左右対称となる引張材の分力が釣り合い、鋼管ウェブ側では内部コンクリートによって抵抗すると考える。ダイアフラムの耐力は、降伏耐力時には、変形が小さく、A部分のみ耐力を発揮すると考えると、降伏耐力は(28)式となる。他方、全塑性耐力、塑性剛性低下点耐力及び最大耐力は、A部分とB部分の耐力が各々発揮されると想定する。全塑性時に於いて、梁フランジの荷重 $d P_p$ に対して、梁材軸方向にダイアフラムが δ 変形すると仮定し、仮想仕事の原理を用いて外部仕事とダイアフラムによる内部仕事を同一とすると(29)式となり、これより全塑性耐力が(31)式と得られる。同様に、塑性剛性低下点耐力及び最大耐力を求めると、各々(32)式、(33)式を得る。

【降伏耐力】

$$d P_y = \sqrt{2} {}_d W_A \cdot {}_d t \cdot {}_d \sigma_y \quad \dots\dots\dots (28)$$

$$d P_p \cdot \delta = 2 \left(\frac{1}{\sqrt{2}} {}_d W_A \cdot \delta + \frac{1}{\sqrt{2}} {}_d W_B \cdot \delta \right) {}_d t \cdot {}_d \sigma_y \quad \dots\dots\dots (29)$$

$${}_d W_A = \min({}_w'_A, {}_w''_A, {}_w'''_A), \quad {}_d W_B = {}_w''_B - {}_d W_A \quad \dots\dots\dots (30)$$

$${}_w'_A = \frac{1}{2\sqrt{2}} (D + B + 2{}_d h - \sqrt{2} {}_d D), \quad {}_w''_A = \frac{1}{2} \{ \sqrt{2} (D - 2{}_c t) - {}_d D \}$$

$${}_w'''_A = \sqrt{2} \left(\frac{B}{2} + {}_c t + {}_d h \right)$$

$d D$: ダイアフラムの孔(図4参照)、 ${}_d W_A, {}_d W_B$: ダイアフラム引張ブレースA及びBの有効幅(図4参照)

【全塑性耐力】

$$d P_p = \sqrt{2} \left({}_d W_A + \frac{{}_d W_B}{2} \right) {}_d t \cdot {}_d \sigma_y \quad \dots\dots\dots (31)$$

【塑性剛性低下点耐力】

$$d P_r = \sqrt{2} \left({}_d W_A + \frac{{}_d W_B}{2} \right) {}_d t \cdot {}_d \sigma_r = \frac{d P_p}{Y'} \quad \dots\dots\dots (32)$$

【最大耐力】

$$d P_m = \sqrt{2} \left({}_d W_A + \frac{{}_d W_B}{2} \right) {}_d t \cdot {}_d \sigma_B = \frac{d P_p}{Y} \quad \dots\dots\dots (33)$$

2.5 接合部局所の荷重-変形関係

柱梁接合部局所の荷重(P) - 変形(δ) 関係は、図6に示す降伏耐力点(P_y, δ_y)、全塑性耐力点(P_p, δ_p)、塑性剛性低下点(P_r, δ_r)及び最大耐力点(P_m, δ_m)の tetra-linear 型モデルとする。各点の耐力は、鋼管周方向梁とウェブ引張材の連結部材、鋼管材軸方向梁及びダイアフラムの耐力を累加する。他方、各点の変形は、周方向梁とウェブの連結部材及び鋼管材軸方向梁の何れもが耐力を発揮する変形とし、何れか大きい方の変形とする。図9は、鋼管周方向梁とウェブの連結部材(周方向と図示)及び鋼管材軸方向梁の変形比を、一般的に用いられている梁柱幅比 $B/D=0.33 \sim 1.00$ の範囲で示したものである。尚、ここで用いたデータの鋼管の一般化幅厚比は $0.79 \sim 1.99$ である。斯かる図より、降伏耐力点では、鋼管周方向梁とウェブの連結部材(周方向部材)及び鋼管材軸方向梁の何れの変形が大きくなるか定まらないが、全塑性耐力点、塑性剛性低下点及び最大耐力点では、鋼管材軸方向梁の方が変形が大きくなっている。これらを鑑み、降伏耐力点の変形は、鋼管材軸方向梁及び周方向連結部材の変形の大きい方とし、全塑性耐力点、塑性剛性低下点及び最大耐力点の変形は、鋼管材軸方向梁の変形を用いることとした。依って、各点の耐力と変形は、(34)式～(37)式となる。尚、周方向連結部材の降伏変形(${}_s \delta_y$)は、鋼管周方向梁とウェブが連結されているので、各々の弾性剛性を用いて求めている。

【降伏耐力点】

$$P_y = {}_y P_y + \min({}_x P_y, {}_w P_y) + {}_d P_y, \quad \delta_y = \max({}_s \delta_y, {}_d \delta_y) \quad \dots\dots\dots (34)$$

$${}_s \delta_y = \frac{\min({}_x P_y, {}_w P_y)}{K_y} = \frac{\min({}_x P_y, {}_w P_y)}{\left(\frac{1}{{}_x K} + \frac{1}{{}_w K} \right)^{-1}} = \min({}_x P_y, {}_w P_y) \left(\frac{1}{{}_x K} + \frac{1}{{}_w K} \right)$$

$${}_x K = \frac{{}_x P_y}{{}_x \delta_y}, \quad {}_w K = \frac{{}_w P_y}{{}_w \delta_y}$$

${}_x K, {}_w K$: 周方向梁及びウェブの弾性剛性、 ${}_x P_y, {}_x \delta_y$: (17)式に依る、 ${}_w P_y, {}_w \delta_y$: (21)式に依る

【全塑性耐力点】

$$P_p = {}_y P_p + \min({}_x P_p, {}_w P_p) + {}_d P_p, \quad \delta_p = {}_y \delta_p \quad \dots\dots\dots (35)$$

【塑性剛性低下点】

$$P_r = {}_y P_r + \min({}_x P_r, {}_w P_r) + {}_d P_r, \quad \delta_r = {}_y \delta_r \quad \dots\dots\dots (36)$$

【最大耐力点】

$$P_m = {}_y P_m + \min({}_x P_m, {}_w P_m) + {}_d P_m, \quad \delta_m = {}_y \delta_m \quad \dots\dots\dots (37)$$

3 モデルと実験資料の比較検討

3.1 荷重-変形関係

実験結果と本モデルの比較検討に用いた実験資料は、文献3)～文献6)に依る内ダイアフラム形式及び文献3)～文献4)に依る通しダイアフラム形式の角形CFT柱・鉄骨梁接合部局所の引張実験結果の内、荷重-変形関係が記載されている試験体を対象とした。以下の実験結果の降伏耐力は、図10に示す荷重-変形関係の接線剛性が初期剛性の1/3になる時の耐力より求める Slope Factor 法に依った。実験結果と荷重-変形関係モデルの比較を、内ダイアフラム形式について図

図9 周方向と材軸方向の変形比

11～図14に、通しダイアフラム形式について図15～図16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、局所変形計測検長内に梁フランジの梁変形が含まれている場合は、解析結果に図7の応力度－歪度関係に依拠して計算した梁変形も含めている。

これらの図より、内ダイアフラム形式及び通しダイアフラム形式共に、荷重－変形関係モデルは、接合部局所の降伏耐力に達すると剛性低下が顕著に見られることが分かる。実験結果とモデルは、全塑性耐力点まで両者はほぼ対応しており、塑性剛性低下点でのモデル(eP)に対する実験結果(eP)の耐力比は、内ダイアフラム形式が $eP/eP=0.85 \sim 1.20$ (平均値1.08)、通しダイアフラム形式が $eP/eP=0.98 \sim 1.19$ (平均値1.06)と何れの補強形式もモデルと実験結果は比較的良好に対応しており、本モデルで、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。

内ダイアフラム形式の各パラメータ毎に着目すると、文献3)による梁柱幅比(B/D)を変化させた試験体(図11参照)、I-1-C2/3-5C($B/D=1.00$)、I-3/4-C2/3-5C($B/D=0.75$)及びI-1/2-C2/3-5C($B/D=0.50$)の比較

に於いて、全塑性耐力点まで、実験結果と本モデルは、比較的良好に対応しているが、以後、塑性剛性低下点でのモデルに対する実験値の耐力比は、 $B/D=1.00$ 、 0.75 及び 0.50 に対して、各々0.98、1.10及び1.18と、梁柱幅比が小さくなる程、実験結果に比較して、モデルの耐力が小さくなる様相を呈している。又、多角形のダイアフラム開口を有する文献5)による梁柱幅比(B/D)及び開口形状を変化させた試験体(図12参照)に於いて、O-9-1/2-FC-H60($B/D=0.50$)及びO-9-1/3-FC-H60($B/D=0.34$)を比較すると、前述の如く梁柱幅比が小さくなる程、実験結果に比較して、モデルの耐力が幾分小さくなる傾向にある。他方、開口形状に関して、O-9-1/2-FC-H60(八角形)及びR-9-1/2-FC-H60(四角形)の比較に於いては、何れも実験結果とモデルの対応は塑性域まで良好に対応している。

文献6)による梁柱幅比(B/D)、鋼管径(D)に対するダイアフラム開口径(d)の比(d/D)及び鋼管壁厚比(D/t)を変化させた試験体(図13参照)に於いて、C5-8I($B/D=0.53$)及びC10-14I($B/D=1.00$)を比較すると、 $B/D=0.53$ 実験結果とモデルは良好に対応しており、 $B/D=1.00$ ではモデルの方が塑性剛性低下点で実験結果より2割程度大きな値を示している。前述の如く梁柱幅比が小さくなる程、モデルの方が耐力を低めに評価することは前述と類似傾向である。他方、C5-8I(d/D)

図10 実験結果の降伏耐力定義

(a) I-1-C2/3-5C 試験体
($B/D=1.00$, $d/D=0.66$, $D/t=35.1$) (b) I-3/4-C2/3-5C 試験体
($B/D=0.75$, $d/D=0.66$, $D/t=35.1$) (c) I-1/2-C2/3-5C 試験体
($B/D=0.50$, $d/D=0.66$, $D/t=33.3$)

図11 文献3)の内ダイアフラム形式実験結果とモデルの比較

(a) O-9-1/2-FC-H60 試験体

(b) O-9-1/3-FC-H60 試験体

(c) R-9-1/2-FC-H60 試験体

(八角形開口、 $B/D=0.50$, $d/D=0.67$, $D/t=34.9$) (八角形開口、 $B/D=0.34$, $d/D=0.67$, $D/t=35.1$) (四角形開口、 $B/D=0.50$, $d/D=0.46$, $D/t=34.9$)

図12 文献5)の内ダイアフラム形式実験結果とモデルの比較

図 13 文献 6) の内ダイアフラム形式実験結果とモデルの比較

図 14 文献 4) の内ダイアフラム形式実験結果とモデルの比較

図 15 文献 3) の通しダイアフラム形式実験結果とモデルの比較

図 16 文献 4) の通しダイアフラム形式実験結果とモデルの比較

$D=0.70$, $D/t=33.3$) と C6-8II($d/D=0.40$, $D/t=50.0$) を比較すると、C6-8II の方が鋼管耐力に対するダイアフラム耐力の比が大きくなるが、実験結果とモデルの対応の差異は見られない。又、文献 4) による鋼管径・ダイアフラム開口径比 (d/D) 及び鋼管幅厚比 (D/t) を変化した試験体 (図 14 参照) に於いて、IC-35-130($d/D=0.74$, $D/t=34.6$)、IC-50-130($d/D=0.64$, $D/t=48.6$) 及び IC-65-130($d/D=0.54$, $D/t=64.8$)

の順に、鋼管耐力に対するダイアフラム耐力の比が大きくなるが、図 13 と同様に、何れも実験結果とモデルの対応は良好であり、鋼管・ダイアフラム耐力比による差異は見られない。

一方、通しダイアフラム形式の各パラメータ毎に着目すると、文献 3) による梁柱幅比 (B/D) を変化した試験体 (図 15 参照)、E-1-C2/3-5C($B/D=1.00$) 及び E-3/4-C2/3-5C($B/D=0.75$) を比較検討すると、内ダ

表 3 実験資料

接合部形式		内ダイアフラム形式	通しダイアフラム形式
試験体数		31	16
鋼管	降伏点(N/mm ²)	244~837	244~399
	引張強さ(N/mm ²)	304~866	304~526
	幅厚比D/t	23.3~64.8	28.7~64.8
	一般化幅厚比 ¹⁾	1.00~2.23	1.26~2.23
	梁フランジ幅B/柱鋼管幅D	0.34~1.00	0.28~1.00
ダイアフラム	降伏点(N/mm ²)	273~573	259~382
	引張強さ(N/mm ²)	432~717	392~531
	開口径d/柱鋼管幅D	0.34~0.74	0.45~0.72
	ダイアフラム板厚t/鋼管板厚ct	0.77~2.85	1.00~2.85

1):一般化幅厚比は $D/t \cdot \sqrt{d\sigma_y/sE}$ によって算定した。D: 鋼管径, ct: 鋼管板厚, σ_y : 降伏点, sE: ヤング率

ダイアフラム形式と同様に、梁柱幅比が小さくなる程、実験結果に比較して、モデルの耐力が小さくなる様相を呈している。又、文献4)による鋼管幅厚比(D/t)を変化させた試験体(図15参照)に於いて、TC-35-130($D/t=34.6$)、TC-50-130($D/t=48.6$)及びTC-65-130($D/t=64.8$)の順に、鋼管耐力に対するダイアフラム耐力の比が大きくなるが、内ダイアフラム形式と同様に、何れも実験結果とモデルの対応は良好であり、鋼管・ダイアフラム耐力比による差異は見られない。

3.2 耐力

降伏耐力及び最大耐力に関して、文献3)～文献8)の内ダイアフラム形式試験体及び文献3)、文献8)～文献9)の通しダイアフラム形式試験体に基づき、実験結果と本モデルを比較した結果を、降伏耐力及び最大耐力について、各々図17及び図18に示す。尚、比較検討に用いた試験体の因子の範囲を表3に示す。

降伏耐力に関しては、内ダイアフラム形式が実験値/計算値=0.81～1.11(平均値0.98、変動計数0.08)、通しダイアフラム形式が実験値/計算値=0.97～1.24(平均値1.08、変動計数0.08)と、通しダイアフラム形式では、実験値に対して本モデルの方が低めの値を示しているが、両形式共に、比較的良好に実験値と計算値は対応している。他方、最大耐力については、内ダイアフラム形式が実験値/計算値=0.83～1.29(平均値1.07、変動計数0.12)、通しダイアフラム形式が実験値/計算値=0.88～1.24(平均値1.06、変動計数0.07)となっており、両形式共、実験値に対して本モデルの方が低めの値を示す傾向にあるが、ほぼ良好に対応している。尚、これらの実験値と計算値の対応は、梁柱幅比の変化に依る影響は顕著でない。

4 結論

本研究は、内部補強形式である内ダイアフラム形式及び通しダイアフラム形式の角形CFT柱梁接合部局所の弾塑性性状を簡便に予測す

ると共に、一つのモデルで広範囲な梁柱幅比に対応できる荷重-変形関係モデルの構築を目的とし、鋼管フランジを格子梁に、ウェブを引張抵抗モデルに置換し、荷重-変形関係モデルを求め、その各点に、ダイアフラムの耐力を累加して求める接合部局所の荷重-変形関係モデルを案出した。又、提案モデルの妥当性を検証する為、既往の実験資料と本モデルとの比較検討を行った。

本モデルと実験結果を比較すると、全塑性耐力点まで両者はほぼ対応しており、塑性域でのモデル(eP)に対する実験結果(eP)の耐力比は、内ダイアフラム形式が $eP/eP=0.85 \sim 1.20$ (平均値1.08)、通しダイアフラム形式が $eP/eP=0.98 \sim 1.19$ (平均値1.06)と何れの補強形式も本モデルと実験結果は比較的良好に対応しており、本モデルで、実際に用いられ広範囲な梁柱幅比(梁幅/柱幅=1/3～1)に対して、接合部局所の荷重-変形関係を塑性域迄、概ね推定できることが把握された。又、降伏耐力に関して、実験値と計算値の対応は比較的良好であり、最大耐力について、計算値が幾分実験値に比較し、低い値を示すがほぼ良好に対応する結果であった。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説、第5版、2001.1.10
- 2) 福元敏之、森田耕次：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接合部に関する研究－接合部局所の弾塑性性状－、日本建築学会構造系論文集、No.528、pp.175～182、2000.2
- 3) 福元敏之、瀧正哉：コンクリート充填角形鋼管柱・鉄骨梁接合部局所の弾塑性性状に関する研究－梁幅が広い内部補強形式接合部－、日本建築学会構造系論文集、No.560、pp.213～220、2002.10
- 4) 河野昭彦、松井千秋、村井望：コンクリート充填角形鋼管柱とH形鋼梁のダイアフラム補強型接合部の局所変形に対する荷重-変形関係モデル、鋼構造論文集、第5巻、第93号、pp.93～104、1998.3
- 5) 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－局所の弾塑性性状－、日本建築学会構造系論文集、No.479、pp.109～118、1996.1
- 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集、第422号、pp.85～96、1991.4
- 7) 森田耕次、寺岡勝、鈴木孝彦、藤原敏夫、瀧流馬久明：高張力鋼を用いたコンクリート充てん角形鋼管柱－鉄骨はり接合部の力学的挙動に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第446号、pp.127～136、1993.4
- 8) 渡辺一弘、菊川和俊、鴨下直樹、中嶋和子：コンクリート充填角形鋼管柱梁接合部に関する研究(その1、接合部フランジ引張実験の概要)(その2、接合部フランジ引張実験の結果及びまとめ)、日本建築学会大会学術講演梗概集(九州)・構造Ⅲ、pp.1165～1168、1998.9
- 9) 松井千秋、近藤清：コンクリート充填角形鋼管柱とH形鋼はりの接合部に関する研究(単純引張型試験体を用いた実験)、日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)・構造系、pp.1661～1662、1979.9

(2007年2月5日原稿受理、2007年4月10日採用決定)