コンクリート充填円形鋼管柱・鉄骨梁接合部局部の弾塑性性状に関する研究

—梁幅が広い外ダイアフラム形式接合部—

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

—External diaphragm connection type of column to wide flange beam connection—

福元敏之*, 瀧 正哉**

Toshiyuki FUKUMOTO and Masaya TAKI

In this paper, analytical and experimental investigations are conducted on the tensile elasto-plastic behavior of local connections in concrete filled circular steel tube (CFT) column to wide flange beam connection using external diaphragm. This paper proposes a new analytical method for predicting the load-displacement relation of such local connections. The method is developed by modeling a part of tube wall with external diaphragm as a grid beam with a tetra-linear load-deformation relation. This research verifies the analytical model by comparison with experiment results of column-to-wide flange beam connections. The analytical results agree approximately with the experimental results up to a large deformation.

Keywords : Beam-to-column connection, Concrete-filled circular steel tube column, Steel beam, Load-displacement relation
柱梁接合部、コンクリート充填円形鋼管柱、鉄骨梁、荷重-変形関係

1 序 論

コンクリート充填円形鋼管柱（以下円形CFT柱と呼ぶ）と鉄骨梁との接合形式は、図1の如く平面的に多角形や円形の外ダイアフラムで補強した形式が現状多用されている。斯かる柱梁接合部に於ける鉄骨梁フランジから接合部パネルへ応力伝達する接合部局部に関して、弾塑性性状を予測するため、著者等¹⁾は、鋼管とダイアフラムを格子梁に置換した荷重-変形関係モデルを提案している。しかし、提案のモデルは梁幅(B)と柱幅(D)の比(B/D 、以下梁柱幅比と呼ぶ)が小さい場合を対象としたものである。また、上記接合形式の荷重-変形関係モデルの提案は、著者等の研究に見られる程度であり、梁柱幅比の大きい $B/D=2/3$ 以上の接合部局部実験資料は、井上等²⁾及び中村等³⁾の研究に幾分見られるが試験体数は僅少である。

そこで、本研究は、外ダイアフラム形式の円形CFT柱・鉄骨梁接合部に関して、大きな梁柱幅比を有する柱梁接合部局部の弾塑性性状を予測する荷重-変形関係モデルを案出する。又、本モデルを実験資料を用いて検証するため、梁柱幅比 $B/D=3/4$ 以上の大きな梁柱幅比の柱梁接合部局部の引張実験を実施した。本論文では、提案の荷重-変形関係解析法、柱梁接合部局部の引張実験結果及び解析結果と実験結果との比較検討について論及する。

2 荷重-変形関係解析法

2.1 解析モデル概要

本解析法は、図2に示す如く、外ダイアフラム形式の円形CFT柱梁接合部局部に梁フランジからの引張力が作用した場合を対象に、梁柱幅比が小さい場合の解析モデルAと、梁柱幅比が大きい場合の

図1 外ダイアフラム形式の円形CFT柱・鉄骨梁接合部

解析モデルBを基に荷重-変形関係を求め、同一変形時の耐力が小さい方を接合部局部の荷重-変形関係とするものである。

解析モデルA(図2(a)参照)は、文献1)で提案しているモデルで、梁柱幅比が小さいものを対象にしており、平面的に梁フランジの取り付く90度部分(鋼管フランジ部分)の範囲で局部が挙動すると考え、90度部分の鋼管材軸方向梁と鋼管周方向・ダイアフラムによる梁で構成される格子梁モデルである。なお、解析モデルAの荷重-変形関係を求める算定式は付録に記した。解析モデルBは、本論文に於いて提案するモデルで、図2(b)に示す様に、梁柱幅比が大きくなるため、解析モデルAより局部の挙動が広範囲になり、鋼管フランジ部分及びその両側部分(鋼管ウェブ部分)で抵抗する格子梁モデルである。以下の節では、本論提案の耐荷機構Bによる荷重-変形関係モデルについて言及する。

* 鹿島技術研究所 上席研究員・工博
** 鹿島・建築設計エンジニアリング本部 チーフ・工修

Supervisory Research Engineer, Kajima Technical Research Institute, Dr. Eng.
Chief Engineer, Architectural and Engineering Design Divison, Kajima Corporation,
M. Eng.

図2 柱梁接合部局所解析モデル

2.2 解析モデル B の荷重－変形関係モデル

(1) 格子梁モデル

著者等⁴⁾は、鉛直スチフナ形式の円形CFT柱梁接合部局所に関して、鋼管のみの面外抵抗による荷重－変形関係モデルを提案している。斯かるモデルは、鋼管フランジ部の面外曲げ抵抗と鋼管ウェブの引張抵抗による格子梁モデルである。本論文で提案する解析モデル B の荷重－変形関係モデルは、文献 4) のモデルの考えに依拠し、ダイアフラムも含めて抵抗機構を考えたものである。

解析モデル B(図 2(b)参照)は、鋼管フランジ部分が曲げ抵抗する材軸方向梁と鋼管ウェブ部分及びダイアフラムの引張抵抗による周方向梁から成る格子梁によって、梁フランジの引張力に抵抗する。材軸方向梁の領域は、基本的に、梁フランジの取り付け 90 度部分の鋼管フランジ部分を考える。しかし、梁柱幅比が大きくなり、梁端の延長線が鋼管中心からの 45 度線と鋼管外径と交差する点より外側となる場合、材軸方向梁の領域が広がると考え、梁端の延長線と鋼管中心からの 45 度線の交点 a における角度 ψ (図 2(b)参照)の二等分線を境界とし、材軸方向梁と周方向梁の領域になると考えている。よって、材軸方向梁($2\beta_1$)及び周方向梁(ϕ_0)の領域を示す角度は(1)式で与えられる。

$$\frac{D}{\sqrt{2}} \geq B \text{ の場合 } \beta_1 = \frac{\pi}{4}, \frac{D}{\sqrt{2}} < B \text{ の場合 } \beta_1 = \frac{\pi}{4} + \beta_a \dots (1a)$$

$$\beta_a = \sin^{-1} \left(\sqrt{2} \frac{B}{D} \sin \frac{\pi}{8} \right) - \frac{\pi}{8}, \phi_0 = \frac{\pi}{2} - \beta_1 \dots (1b)$$

B: 梁フランジ幅、D: 鋼管径、 β_1 , β_2 , β_a , ϕ_0 : 角度(図 2(b)参照)
材軸方向梁は、平面的に角度 $2\beta_1$ の扇形断面でスパン(ℓ)の梁に置換し、面外荷重に対して逆対称変形すると仮定する。他方、周方向梁は、曲面を角度 ϕ_0 の円弧に対応したスパンを持つ梁に置換し、引張力に抵抗する梁として取り扱う。なお、鋼管内にコンクリートが

充填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。これらの梁は、図 3 に示す如く、降伏耐力点、全塑性耐力点、塑性剛性低下点及び最大耐力点の tetra-linear 型荷重－変形関係にモデル化する。このモデルは、文献 5) に依る図 4 に示す tri-linear 型にモデル化した鋼材の軸応力度－歪度関係に依拠している。以下に、周方向梁のモデル化、材軸方向梁のスパン算出方法及び材軸、周方向梁の各々荷重－変形関係について論述する。

(2) 周方向梁のモデル化

周方向梁は、図 5 に示す如く曲面を簡易な線材に置換し、梁形状が円弧状となっていることより、早期の段階の降伏耐力点、全塑性耐力点では引張力と曲げの複合応力に抵抗し、大変形時の塑性剛性低下点乃至最大耐力点では引張のみで抵抗すると仮定する。また、周方向梁は、図 6 に示す如く、直接引張力を受ける a 部分と材軸方向梁スパンに相当する b 部分に分けて考える。文献 4) では a 部分、b 部分共に鋼管のみであったが、本論の外ダイアフラム形式では、a 部分で鋼管とダイアフラムの両者を考える必要がある。多角形ダイアフラムの場合、ダイアフラム成が任意の角度で異なり、取り扱いを簡易にするため、(2)式による平均ダイアフラム成(a_h)を用いて以下の算定を行う。なお、円形外ダイアフラムに関しては、 a_{h1} , a_{h2} 及び a_{h3} (図 2(b)参照)の値にダイアフラム成を代入して求める。また、a 部分では鋼管とダイアフラムの T 形断面となるが、長方形断面に近い形状なので、(3)式によって面積が等価な長方形断面に置換する。斯かる断面の諸係数及び材料強度は、各々(4)式、(5)式で与えられる。

$\beta_a = 0$ の場合

$$a_h = \left\{ \frac{a_{h2} + a_{h3}}{2} \beta_2 + \frac{a_{h3} + a_{h4}}{2} \left(\frac{\pi}{4} - \beta_2 \right) \right\} / \frac{\pi}{4} \dots (2a)$$

$0 < \beta_a \leq \beta_2$ の場合

$$a_h = \left\{ \frac{a_{h2} + a_{h3}}{2} (\beta_2 - \beta_a) + \frac{a_{h3} + a_{h4}}{2} \left(\frac{\pi}{4} - \beta_2 \right) \right\} / \phi_0 \dots (2b)$$

$$\beta_2 \leq \beta_a \text{ の場合} \quad d h_a = \frac{d h_\beta + d h_4}{2} \quad (2c)$$

$$d h = c t + d h_a, \quad d b = \frac{c t + d h_a \cdot d t}{d h} \quad (3)$$

$$d A = d b \cdot d h, \quad d Z = \frac{d b \cdot d h^2}{6}, \quad d Z_p = \frac{d b \cdot d h^2}{4}, \quad d I = \frac{d b \cdot d h^3}{12} \quad (4)$$

$$d \sigma_i = \frac{c t \cdot t_r \cdot c \sigma_i + d h_a \cdot d t \cdot d \sigma_i}{d A} \quad (5)$$

$d A, d I, d Z, d Z_p$: 長方形断面に変換した a 部分の断面積、断面二次モーメント、断面係数及び塑性断面係数、 $d b, d h$: 長方形断面に変換した a 部分の幅及び高さ、 $d h_0, d h_1, d h_2, d h_3, d h_4, d h_\beta$: ダイアフラム成(図2(b)参照)、 t : 鋼管板厚、 $d t$: ダイアフラム板厚、 t_r : 溶接余盛とダイアフラム板厚の和(図6(a)参照)、 β_2 : ダイアフラム部の角度(図2(b)参照)、 $d \sigma_{i(y, r, B)}$: a 部分の降伏点、塑性剛性低下点及び引張強さ、 $c \sigma_{i(y, r, B)}$: 鋼管の降伏点、塑性剛性低下点及び引張強さ、 $d \sigma_{i(y, r, B)}$: ダイアフラムの降伏点、塑性剛性低下点及び引張強さ

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5(a)に示す円弧に近い二折れ線のモデルに置換する。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(6)式が誘導できる。

$$\gamma_1 = \frac{\phi_0}{2}, \quad \gamma_2 = \frac{\phi_0}{4}, \quad a l = (D + d h_a - c t) \sin \gamma_2, \quad b l = (D - c t) \sin \gamma_2 \quad (6)$$

$a l, b l$: 線材長さ(図5(a)参照)、 γ_1, γ_2 : 角度(図5(a)参照)

周方向梁 a 部分(図6(a)参照)は、上記長方形断面に対して、文献4)の考えを適用する。降伏耐力、全塑性耐力を求める二折れ線のモ

デルに関して、図5(a)に示す様に各々直線部分の応力状態は、軸力と逆対称曲げの複合応力を想定すると(7)式の降伏条件となる。降伏耐力($a P_y$)は(7)式及び図5(a)より(8)式となる。また、全塑性耐力($a P_p$)は、降伏耐力と同様な考えで、軸力と曲げの複合応力下に於ける全塑性状態を想定した(9)式及び図5(a)から(10)式が得られる。他方、塑性剛性低下点耐力($a P_r$)及び最大耐力($a P_m$)は、図5(b)に示す如く、円弧状の曲線材が一樣な引張力を受けると仮定すると、各々(11)式、(12)式となる。

$$\frac{a M}{a Z} + \frac{a N}{a A} = \frac{\frac{a T_y \cdot \sin \gamma_2 \cdot l}{2}}{a Z} + \frac{a T_y \cdot \cos \gamma_2}{a A} = a \sigma_y \quad (7)$$

$$a P_y = a T_y \cdot \cos \gamma_1 = a C_y \cdot a \sigma_y \cdot \cos \gamma_1 \quad (8)$$

$$a C_y = \frac{2 a Z \cdot a A}{2 a Z \cdot \cos \gamma_2 + a A \cdot l \cdot \sin \gamma_2}$$

$$\frac{a M}{a Z_p \cdot a \sigma_y} + \left(\frac{a N}{a A \cdot a \sigma_y} \right)^2 = \frac{\frac{a T_p \cdot \sin \gamma_2 \cdot l}{2}}{a Z_p \cdot a \sigma_y} + \left(\frac{a T_p \cdot \cos \gamma_2}{a A \cdot a \sigma_y} \right)^2 = 1 \quad (9)$$

$$a P_p = a T_p \cdot \cos \gamma_1 = a C_p \cdot a \sigma_y \cdot \cos \gamma_1 \quad (10)$$

$$a C_p = \frac{\sqrt{16 a Z_p^2 \cdot \cos^2 \gamma_2 + a A^2 \cdot l^2 \cdot \sin^2 \gamma_2} - a A \cdot l \cdot \sin \gamma_2}{4 a Z_p \cdot \cos^2 \gamma_2} a A$$

$$a P_r = a A \cdot a \sigma_r \cdot \cos \phi_0 \quad (11)$$

$$a P_m = a A \cdot a \sigma_B \cdot \cos \phi_0 \quad (12)$$

$a M, a N$: a 部分に作用する曲げモーメント及び軸方向力、 $a T_y, a T_p$: 図5(a)参照

他方、周方向梁 b 部分は、鋼管のみであり文献4)と同様で、上述

図4 鋼材の応力度—歪度関係

(a) 降伏耐力点、全塑性耐力点

(b) 塑性剛性低下点、最大耐力点

図5 周方向梁の応力と変形

図6 鋼管周方向の応力状態

のa部分の考えに基づき以下の式が導出される。軸力と逆対称曲げを想定する材軸方向単位幅当りの降伏耐力(bP_y)及び全塑性耐力(aP_p)は、各々(13)式、(14)式となる。円弧状の曲線材が一樣な引張力を受ける単位幅当りの塑性剛性低下点耐力(bP_r)及び最大耐力(bP_m)は、各々(15)式、(16)式となる。

$$bP_y = bT_y \cdot \cos \gamma_l = bC_y \cdot dx_c \cdot \sigma_y \cdot \cos \gamma_l \quad (13)$$

$$C_y = \frac{ct^2}{ct \cdot \cos \gamma_2 + 3b_l \cdot \sin \gamma_2}$$

$$bP_p = bT_p \cdot \cos \gamma_l = bC_p \cdot dx_c \cdot \sigma_y \cdot \cos \gamma_l \quad (14)$$

$$bC_p = \frac{\sqrt{ct^2 \cdot \cos^2 \gamma_2 + b_l^2 \cdot \sin^2 \gamma_2} - b_l \cdot \sin \gamma_2}{\cos^2 \gamma_2}$$

$$bP_r = dx_c \cdot t_c \cdot \sigma_r \cdot \cos \phi_0 \quad (15)$$

$$bP_m = dx_c \cdot t_c \cdot \sigma_B \cdot \cos \phi_0 \quad (16)$$

dx : b 部分単位幅、 bT_y , bT_p : 図 5(a)参照

(3) 材軸方向梁のスパン

材軸方向梁スパン(y_l)の算出に於いて、材軸方向梁が逆対称の曲げモーメント分布に対して、梁両端が全塑性状態に達するとし、周方向梁は、全塑性耐力に対応する図 5(a)の梁材長の応力及び図 6(c)の鋼管材軸方向の応力分布を仮定する。仮想仕事の原理により、面外荷重(P_p)によって δ 変形すると仮定し、外部仕事と各梁による内部仕事を同一とする(17)式に於いて、荷重 P_p が最小となる条件よりスパン(y_l)が(18)式と求まる。

$$P_p \cdot \delta = 4yM_p \cdot \theta + 2 \left(aP_p \cdot \delta + 2bP_p \cdot \frac{\delta}{2} \right) \quad (17)$$

$$yM_p = yZ_p \cdot c \sigma_y, yZ_p = 4(D - ct)^2 c t \cdot \cos \frac{\beta_l}{4} \cdot \sin^3 \frac{\beta_l}{4}, \theta = \frac{\delta}{y_l}$$

$$aP_p = aC_p \cdot a \sigma_y \cdot \cos \gamma_l, bP_p = bC_p \cdot y_l \cdot c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l$$

$$y_l = \sqrt{\frac{2yZ_p}{bC_p \cdot \cos \gamma_l}} \quad (18)$$

yM_p, yZ_p : 材軸方向梁の全塑性モーメント及び塑性断面係数

(4) 材軸方向梁の荷重-変形関係

材軸方向梁の荷重-変形関係は、図 3(a)に示す tetra-linear 型とし、逆対称曲げを想定すると、降伏耐力点($yP_y, y\delta_y$)、全塑性耐力点($yP_p, y\delta_p$)、塑性剛性低下点($yP_r, y\delta_r$)及び最大耐力点($yP_m, y\delta_m$)は、文献 4)より(19)式~(22)式となる。

[降伏耐力点]

$$yP_y = \frac{4yZ_c \sigma_y}{y_l}, y\delta_y = \frac{yZ_c \sigma_y \cdot y_l^2}{6sE_y I} \quad (19)$$

$$y_l = \frac{(D - ct)^3}{16} c t \left(2\beta_l - \frac{4\sin^2 \beta_l}{\beta_l} + \sin 2\beta_l \right), yZ = \frac{2y_l \beta_l}{(D - ct)(\sin \beta_l - \beta_l \cdot \cos \beta_l)}$$

[全塑性耐力点]

$$yP_p = \frac{4yZ_p \cdot c \sigma_y}{y_l}, y\delta_p = y_a P_y \cdot \delta_y \quad (20)$$

[塑性剛性低下点]

$$yP_r = \frac{4yZ_p \cdot c \sigma_r}{y_l}, y\delta_r = y_a P_y \cdot \delta_y \quad (21)$$

[最大耐力点]

$$yP_m = \frac{4yZ_p \cdot c \sigma_B}{y_l}, y\delta_m = y_a P_y \cdot \delta_y \quad (22)$$

$y_a P_y, y_a P_r, y_a P_m$: 材軸方向梁の降伏耐力点に対する各々全塑性耐力点、塑性剛性低下点及び最大耐力点の変形倍率、(23)式による、

E : 鋼材のヤング率、 J, Z : 材軸方向梁の断面二次モーメント及び断面係数

$$y_a P_y = \frac{y\delta_p}{y\delta_y} = \frac{1}{f^2} + \frac{f}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{3}{2C} (C - 1) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) \quad (23a)$$

$$y_a P_r = \frac{y\delta_r}{y\delta_y} = \left(\frac{cY}{f} \right)^2 + \frac{f \cdot cY^2}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{3cY^2}{2} \left(1 - \frac{1}{C} \right) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right)$$

$$+ \frac{f}{c\alpha_1 \cdot cY} \left(1 - cY^3 \right) + \frac{3}{2} \left(n - \frac{f}{c\alpha_1} \right) \left(1 - cY^2 \right) \quad (23b)$$

$$y_a P_m = \frac{y\delta_m}{y\delta_y} = \left(\frac{cY}{f} \right)^2 + f \left\{ \frac{cY^2}{C} \left(1 - \frac{1}{f^3} \right) + \frac{cY^2}{c\alpha_1} \left(\frac{1}{cY^3} - 1 \right) \right.$$

$$+ \frac{1}{c\alpha_2 \cdot cY} \left(1 - \frac{cY^3}{cY^3} \right) \left. \right\} + \frac{3}{2} \left\{ cY^2 (C - 1) \left(1 - \frac{1}{f^2} \right) \right.$$

$$+ cY^2 \left(n - \frac{f}{c\alpha_1} \right) \left(\frac{1}{cY^2} - 1 \right) + \left(n_r - \frac{f}{c\alpha_2 \cdot cY} \right) \left(1 - \frac{cY^2}{cY^2} \right) \left. \right\} \quad (23c)$$

$$C = \frac{f - 1.0}{n - 1.0}, f = \frac{yZ_p}{yZ}, n_r = \frac{f}{c\alpha_1} \left(\frac{1}{cY} - 1 \right) + n$$

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

n : 降伏耐力点に対する全塑性耐力点の曲率の倍率($n=5$)

$c\alpha_1, c\alpha_2$: 鋼管材料の剛性低下率(図 4 の α_1, α_2 参照)

(5) 周方向梁の荷重-変形関係

周方向梁は、図 3(b)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 型の荷重-変形関係モデルとする。降伏耐力点の応力分布は、図 6(b)に示す如く a 部分が降伏点($c\sigma_y$)に達し、b 部分は a 部分に接する部分が降伏点($c\sigma_y$)に達する三角形分布とする。面外荷重(P_p)に対して δ 変形すると仮定し、(8)式及び(13)式を用いて仮想仕事の原理を準用すると(24)式となり、降伏耐力は(25)式と得られる。全塑性耐力点では、図 6(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、仮想仕事の原理より(27)式から、全塑性耐力は(28)式と得られる。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一樣に引張られるとし、(11)式及び(15)式を用いて仮想仕事の原理を準用すると(31)式となり、塑性剛性低下点耐力は(32)式と得られる。最大耐力点の耐力は、塑性剛性低下点と同様に、(34)式と求められる。

また、変形に関しては、直接引張力を受ける a 部分の変形を考え、降伏耐力点及び全塑性耐力点に関しては折れ線モデルの軸変形と曲げ変形を考え、塑性剛性低下点及び最大耐力点では円弧状の梁が引張力によって軸変形する考えに基づく文献 4)より、降伏耐力点、全塑性耐力点、塑性剛性低下点及び最大耐力点の変形は、各々(26)式、(29)式、(33)式及び(35)式となる。

$$xP_y \cdot \delta = 2 \left(aP_y \cdot \delta + 2bP_y \cdot \frac{2\delta}{3} \right) \quad (24)$$

$$aP_y = aC_y \cdot a \sigma_y \cdot \cos \gamma_l, bP_y = \frac{1}{2} bC_y \cdot y_l \cdot c \sigma_y \cdot \cos \gamma_l$$

[降伏耐力点]

$$xP_y = 2 \left(aC_y \cdot a \sigma_y + \frac{2}{3} bC_y \cdot y_l \cdot c \sigma_y \right) \cos \gamma_l \quad (25)$$

$${}_x\delta_y = \frac{\delta_N + \delta_M}{\cos\gamma_1} = \frac{aC_y \cdot a \cdot l \cdot \sigma_y}{sE \cdot \cos\gamma_1} \left\{ \frac{2}{aA} + \frac{(a \cdot l \cdot \sin\gamma_2)^2}{6aI} \right\} \quad (26)$$

$$\delta_N = \frac{2aT_y \cdot a \cdot l \cdot \cos\gamma_2}{sE \cdot A \cdot \cos\gamma_2} = \frac{2aC_y \cdot a \cdot l \cdot \sigma_y}{sE \cdot A} \quad , \delta_M = \frac{aC_y \cdot a \cdot l^3 \cdot \sigma_y}{6sE \cdot I} \sin^2\gamma_2$$

$${}_xP_p \cdot \delta = 2 \left({}_aP_p \cdot \delta + 2{}_bP_p \cdot \frac{\delta}{2} \right) \quad (27)$$

$${}_aP_p = {}_aC_p \cdot {}_a\sigma_y \cdot \cos\gamma_1 \quad , {}_bP_p = {}_bC_p \cdot {}_b\sigma_y \cdot \cos\gamma_1$$

[全塑性耐力点]

$${}_xP_p = 2 \left({}_aC_p \cdot {}_a\sigma_y + {}_bC_p \cdot {}_b\sigma_y \right) \cos\gamma_1 \quad (28)$$

$${}_x\delta_p = \frac{aC_y \cdot a \cdot l \cdot \sigma_y}{sE \cdot \cos\gamma_1} \left\{ \frac{2}{aA} + \frac{{}_x a_p}{6aI} (a \cdot l \cdot \sin\gamma_2)^2 \right\} \quad (29)$$

$${}_x a_p = \frac{8n+15}{18} \quad , n=10 \quad (30)$$

$${}_xP_r \cdot \delta = 2 \left({}_aP_r \cdot \delta + 2{}_bP_r \cdot \frac{\delta}{2} \right) \quad (31)$$

$${}_aP_r = {}_aA \cdot {}_a\sigma_r \cdot \cos\phi_0 \quad , {}_bP_r = {}_bA \cdot {}_b\sigma_r \cdot \cos\phi_0$$

[塑性剛性低下点]

$${}_xP_r = 2 \left({}_aA \cdot {}_a\sigma_r + {}_bA \cdot {}_b\sigma_r \right) \cos\phi_0 \quad (32)$$

$$n_r = \frac{{}_c\sigma_y + {}_c\sigma_r}{2{}_c\sigma_r}$$

$${}_x\delta_r = d_r - d_0 = {}_x r_r \cdot \sin\phi_r - {}_x r_0 \cdot \sin\phi_0 \quad (33)$$

$${}_x r_0 = \frac{D + {}_a h_a - {}_c t}{2} \quad , {}_x l_r = {}_x r_0 \cdot \phi_0 (1 + {}_a \varepsilon_r) \quad ,$$

$${}_x r_r = 0.396 \frac{{}_x l_r^{2.18}}{s^{1.18}} \quad , s = {}_x r_0 (1 - \cos\phi_0) \quad , \phi_r = \frac{{}_x l_r}{{}_x r_r}$$

[最大耐力点]

$${}_xP_m = 2 \left({}_aA \cdot {}_a\sigma_B + {}_bA \cdot {}_b\sigma_B \right) \cos\phi_0 \quad (34)$$

$$n_B = \frac{{}_c\sigma_y + {}_c\sigma_B}{2{}_c\sigma_B}$$

$${}_x\delta_m = {}_x r_m \cdot \sin\phi_m - {}_x r_0 \cdot \sin\phi_0 \quad (35)$$

$${}_x l_m = {}_x r_0 \cdot \phi_0 (1 + {}_a \varepsilon_B) \quad , {}_x r_m = 0.396 \frac{{}_x l_m^{2.18}}{s^{1.18}} \quad , \phi_m = \frac{{}_x l_m}{{}_x r_m}$$

${}_x l_r, {}_x l_m$: 塑性剛性低下点及び最大耐力点の変形に対するa部分芯の周長(図5(b)参照)、 ${}_x r_0, d_0, \phi_0$: 変形前のa部分芯の半径、距離、角度(図5(b)参照)、 ${}_x r_r, d_r, \phi_r$: 塑性剛性低下点の変形に対するa部分芯の半径、変形後の距離、角度、 ${}_x r_m, d_m, \phi_m$: 最大耐力点の変形に対するa部分芯の半径、変形後の距離、角度(図5(b)参照)、 s : 距離(図5(b)参照)、 ${}_a \varepsilon_r, {}_a \varepsilon_B$: a部分の塑性剛性低下点及び引張強さに対する歪度

(6) モデルBの荷重-変形関係

モデルBの荷重-変形関係は、計算の簡略化を図り、材軸方向スパンの算定に於ける(17)式が材軸、周方向梁の単純累加の形となっているので、耐力に関しては両方向梁の単純累加とし、また、変形に関しては、何れかの方向の梁も耐力を発揮されている変形として、何れかの大きい値をその点の変形とした下式(36)式~(39)式によって求める。なお、ダイアフラムと鋼管の溶接が隅肉溶接の場合、(39)式の最大耐力と(付10)式の溶接部の最大耐力を比較し、何れか小さい値を最大耐力とする。

[降伏耐力点]

$$P_y = {}_x P_y + {}_y P_y \quad , \delta_y = \max({}_x \delta_y, {}_y \delta_y) \quad (36)$$

[全塑性耐力点]

$$P_p = {}_x P_p + {}_y P_p \quad , \delta_p = \max({}_x \delta_p, {}_y \delta_p) \quad (37)$$

[塑性剛性低下点]

$$P_r = {}_x P_r + {}_y P_r \quad , \delta_r = \max({}_x \delta_r, {}_y \delta_r) \quad (38)$$

[最大耐力点]

$$P_m = {}_x P_m + {}_y P_m \quad , \delta_m = \max({}_x \delta_m, {}_y \delta_m) \quad (39)$$

3 幅広梁の接合部局所実験

3.1 実験概要

本実験は、既往の研究に於いて実験資料が僅少である梁柱幅比の大きい外ダイアフラム形式円形CFT柱梁接合部局所に関する引張実験である。試験体形状、試験体一覧を各々表1及び図7に示す。実験パラメータは梁柱幅比(B/D)、ダイアフラム成と鋼管径の比(h_0/D)及び鋼管の鋼種、径厚比(D/t)である。試験体は円形CFT柱に外ダイアフラムを介して両側に梁フランジを取り付けた形状とし、接合部局所の挙動を把握するため、梁フランジが降伏しない様に設計した。加力は梁フランジを単調で両引きした。使用材料の機械的性質を表

表1 試験体・実験結果一覧

試験体名 ¹⁾	パラメーター				実験結果			
	梁幅/ 柱幅	ダイヤフラム 成/鋼管径	鋼 管		降伏耐力 (kN)	最大耐力 (kN)	破 壊 形 式	
			鋼種	径厚比 ²⁾				
B1-D1/10-5C	1	1/10	SM490	50(FC)	704	1165	側面ダイヤ破断	
B3/4-D1/10-5C					503	968	隅肉溶接部破断	
B3/4-D1/20-5C					462	866	隅肉溶接部破断	
B3/4-D1/10-6C		3/4	1/20	SA440	44(FC)	594	1072	隅肉溶接部破断
B3/4-D1/10-5A				SM490	33(FA)	560	907	隅肉溶接部破断
B1/2-D1/10-5C	1/2			50(FC)	340	581	隅肉溶接部破断	

注1): 試験体名 B□-□□□□□

□: 梁幅B/柱幅D

□: ダイアフラム成dh0/鋼管径D

□: 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

注2): 柱鋼管の径厚比によるクラス分けは一般化径厚比(ζ)により、従来鋼のクラス分けに従った $\zeta = (D/t) \cdot (c \cdot \sigma_y / sE)$ FAクラス: $\zeta \geq 0.056$ FCクラス: $0.080 < \zeta < 0.114$

D: 鋼管径, sE: ヤング率, ct: 鋼管板厚, cσy: 鋼管降伏点

試験体	鋼管		ダイアフラム				梁フランジ		
	ct (mm)	鋼種	dh0, dh4 (mm)	dh2 (mm)	tr	鋼種	B (mm)	Bn (mm)	鋼種
B1-D1/10-5C			20	56	2.7	SM490	200		
B3/4-D1/10-5C	4	SM490		38	3.0	SM490		120	SA440
B3/4-D1/20-5C			10	31	3.1				
B3/4-D1/10-6C	4.5	SA440		38	2.9	SA440	150		SHY685
B3/4-D1/10-5A	6	SM490		27	2.7	SM490			SA440
B1/2-D1/10-5C	4		20	28	2.8		100	100	

図7 試験体形状

2及び表3に示す。

3.2 実験結果

試験体の終局状態を写真1に、荷重-変形関係、実験結果一覧を各々図8、表1に示す。なお、図8中、変形 δ は荷重方向の変形で、変形計測検長内の変形に1/2を乗じている。降伏耐力は荷重-変形関係の接線剛性が初期剛性の1/3になる点の耐力より求めるSlope Factor法によった。破壊形式は側面のダイアフラムが破断する形式(写真1(a)参照)及び鋼管とダイアフラムの溶接部が破断する形式(写真1(b)参照)に大別される。各試験体の接合部局部は、溶接部破断形式でも顕著に変形していることが観察され、塑性率(最大耐力時変形/降伏時変形)は約10~30となり、十分に接合部局部が変形している。

梁柱幅比(B/D)が1/2、3/4、1と大きくなる程、耐力は高くなり、前述の周方向梁の抵抗幅が広がるためと考えられる(図8(a)参照)。ダイアフラム成に関して、 $h_0/D=1/10$ と $1/20$ の違いでは荷重-変形関係の差異は殆ど見られない(図8(b)参照)。一方、鋼管に関して(図8(c)参照)、径厚比が小さい程又、材料強度が高い程、耐力は高くなる傾向であるが、鋼管部分の耐力が高く変形しないため、最大耐

力時の変形は小さくなっている。

4 解析結果

4.1 実験資料

本検討に用いた梁柱幅比の大きな実験資料は、本実験結果の多角形ダイアフラム形式及び文献2)による円形外ダイアフラム形式の実験結果である。解析結果と実験結果の比較を図9、図10に示す。図中の荷重 P は接合部局部引張荷重、変形 δ は接合部局部の変形で、局部変形計測検長内に梁フランジの変形が含まれている場合は、図4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。また、図中モデルA、Bは各々解析モデルA、Bの結果に対応している。

4.2 多角形ダイアフラム形式

本実験結果である多角形ダイアフラム形式の解析結果(図9参照)は、梁柱幅比 $B/D=1/2$ (B1/2-D1/10-5C)が解析モデルBに比較してモデルAの耐力が小さくなったが、梁柱幅比の大きな他の試験体はモデルBの耐力が小さい結果になった。解析結果は、何れの試験体も、劈頭、鋼管・ダイアフラムが降伏し、剛性低下が見られ、次いで鋼管・ダイアフラムの全塑性耐力点が第二折れ点となり、爾後、大きく剛性低下し、溶接部の破断又は鋼管・ダイアフラムの最大耐力で接合部局部の最大耐力に達する。なお、モデルBの耐力が小さい試験体に於けるモデルAの終点は、モデルBの最大耐力と同一の溶接部の破断又は鋼管・ダイアフラムの最大耐力で決まっており、終点までに鋼管・ダイアフラムが降伏がみられた。解析と実験の荷重-変形関係の適合性を把握するため、実験結果の降伏変形(ϵ_y)を基本にした塑性率 $\mu=(\epsilon_y/\delta_y)$ (δ_y :実験結果の変形)に基づき、同一変形時の耐力比(実験値/解析値)を比較すると、 $\mu=1$ 、5及び10に対して、これらの試験体の耐力比は、0.90~1.17(平均値1.02)、0.99~1.18(平均値1.08)及び0.93~1.12(平均値1.03)と解析結果に比較し実験結果が平均値で見ると幾分大きな値となっているが両者の対応は良好である。これらの試験体に対して、本解析法は、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と言える。

各パラメータ毎に着目すると、梁柱幅比(B/D)の異なる試験体(図9(a)、(b)、(f)参照)B1-D1/10-5C($B/D=1$)、B3/4-D1/10-5C($B/D=3/4$)及びB1/2-D1/10-5C($B/D=1/2$)について、試験体毎に塑性率 $\mu=1$ 、5及び10の耐力比(実験値/解析値)の平均値(m)を算出すると、 $B/D=1$ 、 $B/D=3/4$ 及び $B/D=1/2$ 試験体に対して、各々 $m=1.06$ 、1.03及び1.06となり、梁柱幅比による実験と解析結果の差異は見られない。ダイアフラム成・鋼管径比 $h_0/D=1/10$ (B3/4-D1/10-5C)の上述による耐力比の平均値(m)は $m=1.03$ 、 $h_0/D=1/20$ (B3/4-D1/10-5C)が $m=1.16$ とな

表2 鋼材の機械的性質

部 位	鋼 種	板厚 (mm)	降 伏 点 σ_y (N/mm ²)	引 張 強 さ σ_B (N/mm ²)	伸 び (%)	塑性剛性低下点 ¹⁾ σ_{s1} (N/mm ²)	剛性低下率 ²⁾ $s\alpha_1$	$s\alpha_2$
柱	SM490	4.0 3)	399 6)	552	29.5	521	0.01140	0.00185
		6.0 3)	405 6)	553	30.8	523	0.01188	0.00180
	SA440	4.5 3)	451 6)	632	25.1	596	0.02463	0.00236
ダイアフラム	SM490	16.0 4)	415	542	27.5	517	0.00670	0.00149
ダイアフラム 梁フランジ	SA440	16.0 5)	495	640	40.5	611	0.01281	0.00215
梁フランジ	SHY685	16.0 5)	783 6)	836	29.8	825	0.00545	0.00200

注 1): $\sigma_{s1}=0.8(\sigma_B-\sigma_y)+\sigma_y$ 2): 図4参照 3): JIS Z2201 12B号試験片使用

4): JIS Z2201 1A号試験片使用 5): JIS Z2201 5号試験片使用 6): 0.2%オフセットによる値

表3 コンクリートの機械的性質

強 度	材 令 (日)	圧縮強度 σ_c (N/mm ²)	割裂強度 σ_t (N/mm ²)	ヤング率 E (kN/mm ²)
30(N/mm ²)	37	31.7	2.60	23.4

注 1): JIS A 1132の供試体使用

(a) 側面ダイアフラム破断 (b) 溶接部破断
写真1 試験体の終局状態

(a) 梁柱幅比の変化

(b) ダイアフラム成の変化

(c) 鋼種、径厚比の変化

図8 実験結果

図9 多角形ダイヤフラム形式・本論文実験結果と解析結果の比較

図10 円形ダイヤフラム形式・文献2)実験結果 ($B/D=0.66$, 400N/mm² 鋼)と解析結果の比較

り、ダイヤフラム成・鋼管径の比が大きいく程、解析結果は実験結果に比較して、耐力が幾分か大きくなる傾向にある。また、鋼管の鋼種及び径厚比に着目すると、490N/mm² 鋼・FCクラス(B3/4-D1/10-5C)、590N/mm² 鋼・FCクラス(B3/4-D1/10-6C)及び490N/mm² 鋼・FAクラス(B3/4-D1/10-5A)の耐力比の平均値は、各々 $m=1.03$ 、 0.95 及び 0.99 と、鋼管材料強度が高い程又径厚比が小さい程、解析結果は実験結果に比較して、耐力を幾分か高く評価する傾向を示している。

4.3 円形ダイヤフラム形式

文献4)による円形外ダイヤフラム形式の試験体は、鋼管径厚比(B/D)及びダイヤフラム成鋼管径比(h/D)を変化させ、接合部局部と梁耐力がほぼ同一に設計されたものであり、梁の弾塑性性状が含まれた実験結果である。これらの試験体の破壊形式は、3er0.66-50試験体が梁破断、他2体が接合部局部破壊となっている。梁破断の3er0.66-50試験体ではそれ程顕著ではないが、何れの試験体もモデルAに比較してモデルBの耐力が小さい結果になった。これらの試験体の解析結果は、劈頭、鋼管・ダイヤフラムが降伏し、幾分剛性低下が見られ、次いで梁降伏が第二折れ点となりその後大きく剛性低下し梁の全塑性耐力点に達し、梁最大耐力点或いは接合部局部溶接部破断

で最大耐力に達している。なお、これらの試験体に於けるモデルAの終点は、モデルBの最大耐力と同一の梁の最大耐力又は溶接部破断で決まっている。これらの試験体の同一変形時の解析結果と実験結果の耐力比(実験値/解析値)を比較すると、 $\mu=1$ 、5及び10に対して、各々、 $0.85 \sim 0.96$ (平均値0.89)、 $0.94 \sim 0.97$ (平均値0.96)及び $0.92 \sim 1.00$ (平均値0.96)と両者の対応は比較的良好である。

4.3 諸耐力の検討

ここでは、単に降伏耐力及び最大耐力に関して、多角形ダイヤフラム形式の本実験及び文献2)による円形外ダイヤフラム形式の実験結果と解析結果を比較する。Slope Factor法による降伏耐力実験値が初期剛性より剛性低下した後の耐力であることを鑑みて、解析の降伏耐力は鋼管・ダイヤフラム降伏耐力(P_y)と全塑性耐力(P_p)の間値($(P_y+P_p)/2$)又は梁降伏耐力の小さい方の耐力として比較すると、実験値/解析値 $=0.98 \sim 1.23$ (平均値1.08、変動計数0.010)と、解析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、最大耐力に関して、鋼管・ダイヤフラム最大耐力(P_m)、溶接部破断耐力及び梁最大耐力の内小さい値を解析値とすると、実験値/解析値 $=0.92 \sim 1.10$ (平均値1.02、変動計数0.003)と、実験値と解析値の

対応は良好である。

5 結 論

本研究は、梁柱幅比の大きな外ダイアフラム形式の円形CFT柱・鉄骨梁接合部局所の弾塑性性状を予測するため、鋼管材軸方向の曲げ抵抗による梁と鋼管周方向及びダイアフラムの引張抵抗による梁から成る格子梁モデルに基づき、tetra-linear型の荷重-変形関係解析モデルを案出した。又、既往の実験資料では僅少である梁柱幅比の大きな柱梁接合部局所の実験を実施し、解析モデルの妥当性を検証するため、解析結果と実験結果の比較検討を行った。

解析結果と実験結果を比較すると、梁柱幅比による実験と解析結果の差異は見られず、ダイアフラム成と鋼管径の比が大きい程、鋼管材料強度が高い程、又径厚比が小さい程、解析結果は実験結果に比較して、耐力を幾分高く評価する傾向を示しているが、塑性率 $\mu=1\sim10$ の同一変形時の解析と実験の耐力を比較すると両者の耐力は比較的良好に対応しており、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ことが分かった。

・付録 解析モデルAの荷重-変形関係

文献1)に依る梁柱幅比が小さい場合の接合部局所荷重-変形関係は、同一荷重時の鋼管・ダイアフラム及び前面ダイアフラムの変形を累加して求め、これらの最大耐力と隅肉溶接破断形式の最大耐力の最小値を局所の最大耐力とする。

鋼管・ダイアフラムの荷重-変形関係は、降伏耐力点(cP_y , $c\delta_y$)、全塑性耐力点(cP_p , $c\delta_p$)、塑性剛性低下点(cP_r , $c\delta_r$)及び最大耐力点(cP_m , $c\delta_m$)のtetra-linear型荷重-変形関係モデルとし、各点は(付1)式～(付6)式となり、 cP_r , cP_m は(付3)式の降伏点を各々塑性剛性低下点及び引張強さに置き換えて算定する。

[降伏耐力点]

$$cP_y = 2 \frac{c\alpha_1 M_y + c\alpha_2 M_y}{c l \cos_c \theta} + \frac{4 c_y Z_p \cdot c \sigma_y}{c_y l} \quad (\text{付 1})$$

$$c_y l = \sqrt{\frac{2 c_y Z_p \cdot c \ell \cos_c \theta}{c t^2} - \left(\frac{d h_i \cdot d t \cdot d \sigma_y}{2 c t \cdot c \sigma_y} \right)^2}, \quad c l = (D - c t) \sin \left(\frac{\pi}{8} - \frac{\beta}{2} \right),$$

$$c\alpha M_y = \min \left[\frac{l}{6 \left\{ (2 c_y l + t_r) c t^2 + (2 c t + d h_i) d h_i \cdot d t \right\}} c \sigma_y, \frac{l}{6 \left\{ d h_i^2 \cdot d t + (2 c_y l + t_r) (2 d h_i + c t) c t \right\}} d \sigma_y \right]$$

$$l = d h_i^4 \cdot d t^2 + 2 c t \cdot d h_i \cdot d t (2 c t^2 + 3 c t \cdot d h_i + 2 d h_i^2) (2 c_y l + t_r) + (2 c_y l + t_r)^2 c t^4$$

$$c_y Z = \frac{\pi^2 + 2\pi - 16}{8\sqrt{2}(4 - \pi)} (D - c t)^2 c t = 0.01573 (D - c t)^2 c t$$

$$c\theta = \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{2} \cos \beta - 1}{1 - \sqrt{2} \sin \beta} \right)$$

$$c\delta_y = \max(c\alpha \delta_y, c_y \delta_y) \quad (\text{付 2})$$

$$c\alpha \delta_y = \frac{c\alpha_1 M_y + c\alpha_2 M_y}{12 E_s E_c l} c l^2 \cos_c \theta, \quad c_y \delta_y = \frac{c_y Z_p \cdot c \sigma_y \cdot c l^2}{6 E_s E_c l}$$

$$c\alpha l = \frac{\left\{ d h_i^4 \cdot d t^2 + 2 c t \cdot d h_i \cdot d t (2 c t^2 + 3 c t \cdot d h_i + 2 d h_i^2) (2 c_y l + t_r) + (2 c_y l + t_r)^2 c t^4 \right\}}{12 \left\{ (2 c_y l + t_r) c t + d h_i \cdot d t \right\}}$$

$$c_y l = \left(2 - \frac{16}{\pi} + \pi \right) \frac{(D - c t)^3 c t}{32}$$

[全塑性耐力点]

$$cP_p = 2 \frac{c\alpha_1 M_p + c\alpha_2 M_p}{c l \cos_c \theta} + \frac{4 c_y Z_p \cdot c \sigma_y}{c_y l} \quad (\text{付 3})$$

$$c\alpha M_p = \frac{1}{4} \left[(2 c_y l + t_r) c t^2 c \sigma_y + \left\{ 2 c t + 2 d h_i - \frac{d h_i \cdot d t \cdot d \sigma_y}{(2 c_y l + t_r) c \sigma_y} \right\} d h_i \cdot d t \cdot d \sigma_y \right]$$

$$c_y Z_p = \frac{1}{4} \left(4 \sin \frac{\pi}{8} - \sqrt{2} \right) (D - c t)^2 c t = 0.02913 (D - c t)^2 c t$$

$$c\delta_p = \max(c\alpha \delta_p, c_y \delta_p) \quad (\text{付 4})$$

[塑性剛性低下点]

$$c\delta_r = \max(c\alpha \delta_r, c_y \delta_r) \quad (\text{付 5})$$

[最大耐力点]

$$c\delta_m = \max(c\alpha \delta_m, c_y \delta_m) \quad (\text{付 6})$$

a_p, a_r, a_m : (23)式の $y a_p, y a_r, y a_m$ と同様、 $d h_1, d h_2$: ダイアフラム成(図2(a)参照)、 $d h_i$: $d h_{1(i=1)}, d h_{2(i=2)}$ に対応、 $d h$: ダイアフラム平均成($d h_1, d h_2$ の平均)、 β : 角度(図2(a)参照)

前面ダイアフラムは、降伏耐力点($dP_y, d\delta_y$)、塑性剛性低下点($dP_r, d\delta_r$)及び最大耐力点($dP_m, d\delta_m$)のtri-linear型モデルで、各点は(付7)式～(付9)式となる。

[降伏耐力点]

$$dP_y = dW \cdot d t \cdot d \sigma_y, \quad d\delta_y = d h_0 \cdot d \varepsilon_y \quad (\text{付 7})$$

$$dW = (D + 2 d h_0) \tan \beta$$

[塑性剛性低下点]

$$dP_r = dW \cdot d t \cdot d \sigma_r, \quad d\delta_r = d h_0 \cdot d \varepsilon_r \quad (\text{付 8})$$

[最大耐力点]

$$dP_m = dW \cdot d t \cdot d \sigma_B, \quad d\delta_B = d h_0 \cdot d \varepsilon_B \quad (\text{付 9})$$

$d h_0$: ダイアフラム成(図2(a)参照)、 $d\varepsilon_y, d\varepsilon_r, d\varepsilon_B$: ダイアフラムの降伏点、塑性剛性低下点及び引張強さに対する歪度

また、隅肉溶接破断形式の最大耐力は(付10)式で得られる。

$$w_d P_B = 2 D \cdot a (\beta + 0.46 \sin \beta) \frac{w \sigma_B + \frac{2 d h_i \cdot d t \cdot d \sigma_B}{\sqrt{2 + \cos(2\beta)}}}{\sqrt{3}} \quad (\text{付 10})$$

a : すみ肉溶接のど厚、 $w \sigma_B$: 溶接部引張強さ($= (m \sigma_B + c \sigma_B)/2$)、 $m \sigma_B$: 溶接材料の引張強さ

参考文献

- 1) 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 ―接合部局所の弾塑性性状―、日本建築学会構造系論文集、No.535, pp.163～170, 2000. 9
- 2) 井上智哉、中田幸造、河野昭彦、: コンクリート充填円形鋼管柱とH形鋼梁接合部の耐力と変形に関する実験的研究 その1～その3、日本建築学会大会学術講演梗概集・構造Ⅲ、pp.1147～1150, 2001年9月、pp.1121～1122, 2002. 8
- 3) 中村信行、杉山武彦、宮尾俊明、伊藤均、高木潤一、難波隆行: リングダイアフラム円形鋼管柱のリングサイド直線切の影響その1 引張実験、日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)・構造Ⅲ、pp.521～522, 1999. 9
- 4) 福元敏之、山谷博愛: 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 ―接合部局所の弾塑性性状―、日本建築学会構造系論文集、No.541, pp.197～204, 2001. 3
- 5) 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仕口に関する研究 ―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

(2003年9月2日原稿受理, 2003年11月21日採用決定)