(24) コンクリート充填円形鋼管柱に取り付くH形鋼梁ウェブ接合部の曲げ耐力

城戸 將江1・鮫島 由佳2・津田 惠吾3

□正会員 北九州市立大学 講師 国際環境工学部建築デザイン学科(〒808-0135 北九州市若松区ひびきの1-1)

E-mail:kido@env.kitakyu-u.ac.jp

²正会員 北九州市立大学大学院 大学院生 環境工学専攻 建築デザインコース E-mail: m08e0401@hibikino.ne.jp ³正会員 北九州市立大学 教授 国際環境工学部建築デザイン学科 E-mail:tsuda@env.kitakyu-u.ac.jp

コンクリート充填円形鋼管柱に取り付くH形梁ウェブの曲げ耐力を塑性崩壊機構を仮定した機構法によ り算定した.すでに提案されている中空円形鋼管に取り付くH形梁ウェブの曲げ耐力算定式による値と比 較すると、円形CFT柱に取り付く場合のほうが曲げ耐力が大きい.また、機構法により得られた式を簡略 化した梁ウェブの曲げ耐力算定式を提案した.

Key Words : beam-column connection, steel-concrete composite column, plastic analysis, mechanism method

1. はじめに

鋼構造の梁端接合部の曲げ耐力は、梁フランジと梁ウ ェブの各々の曲げ耐力の和として評価できる.ただし、 柱が中空鋼管の場合には、梁ウェブの取り付く部分の柱 スキンプレートが面外変形を生じて、柱に伝達されるべ き梁ウェブの曲げモーメントが小さくなり、その結果、 梁端接合部の曲げ耐力が低下する.

柱がコンクリート充填角形鋼管(以下角形 CFT 柱)の場 合には、梁ウェブが圧縮側となる位置ではコンクリート の存在により、柱スキンプレートの面外変形は抑えられ ると考えられるが、引張側となる位置では、コンクリー トの存在による面外変形の拘束は期待できない¹⁾.

この事から、コンクリート充填円形鋼管柱(以下円形 CFT 柱)の場合も全く同様のことが起こると考えられる. 従って、梁ウェブの曲げ耐力を求めるためには、梁ウェ ブが引張側となる位置での円形鋼管柱スキンプレートの 面外変形を考慮する必要がある.

角形鋼管柱,中空円形鋼管柱に接合される梁ウェブ接 合部の曲げ耐力に関しては,既に耐力評価法がいくつか 提案されており²,6,鋼管の幅厚比,径厚比に応じてウ ェブ接合部の曲げ耐力を評価出来る状況にある.しかし, 円形 CFT 柱に接合される梁ウェブ接合部の曲げ耐力に 関する研究はない.

以上より本論文では,円形 CFT 柱に取り付く H 形鋼 梁ウェブ接合部の曲げ耐力を算定し,さらに曲げ耐力の 簡略評価式の提案を行う.

2. 解析

(1) 崩壊機構

文献2)では、中空角形鋼管柱とH形断面梁の梁端接合 部を対象に、柱フランジと梁ウェブにおいて図-1(a)に示 す崩壊機構が提案されている.文献3)は、上界定理より この崩壊機構に対して崩壊荷重を求め、梁ウェブ接合部 の曲げ耐力評価式を与えている.また、文献1)では、角 形CFT柱とH形断面梁の梁端接合部を対象に、柱フラン ジと梁ウェブに対して、図-1(b)に示す崩壊機構を仮定し、 曲げ耐力を算定している.

中空円形鋼管柱については図-1(c)に示す,高さDj,幅 $D_n \sin\alpha$ の領域で降伏線による崩壊機構が提案されている⁹. また,梁ウェブは図-1(c)に示すp-qからp'-q'に θ だけ 回転し、中立軸を挟んで梁せい方向に $2(H-H_n)$ の範囲 は弾性に留まり、ハッチで示した上下縁端から H_n の部 分が梁軸方向に降伏する.図-1(c)では、鋼管外径を D_c 、



図-1 柱梁接合部における崩壊機構

鋼管半径を R, 鋼管の板厚を t_c , 梁せいを D_b , 梁フラン ジの板厚を t_f , 梁ウェブの板厚を t_w , ダイアフラムの板 厚を t_d とし, $D_j=2H=D_b-2t_d$, $D_m=2R=D_c-t_c$ としている. ここでは, 梁フランジ厚とダイアフラム厚は等しいもの として計算を進める.

円形 CFT柱では、図-1(d)に示す高さ B,幅 $D_m \sin \alpha$ で囲まれた範囲はコンクリートの存在により変形せず、それ以外の範囲、つまり高さ 2H-B,幅 $D_m \sin \alpha$ で囲まれた

範囲については、図-1(d)に示す塑性ヒンジラインが形成 され、ヒンジラインが回転することで面外変形するもの とする.この領域で面外変位が最大となる点の位置を梁 上フランジ下端より *A* とする.柱フランジ部分では、*A*、 *B* およびα が塑性崩壊機構を規定するパラメータとなる.

(2) 薄肉円筒殻の降伏条件と単位長さ当りの内力仕事

円形鋼管を薄肉円筒殻にモデル化する.薄肉円筒殻の 降伏条件には、①理想サンドイッチ断面殻、②Misesの 降伏条件、の仮定に基づいて、文献7)が提示したものを 用いる.この降伏条件では降伏曲面は二つの曲面で構成 され、降伏条件は図-1(e)に示す断面力を用いて次式で 表される.

$$F_{1} = (n_{x} + m_{x})^{2} - (n_{x} + m_{x})(n_{y} + m_{y}) + (n_{y} + m_{y})^{2} + 3(n_{xy} + m_{xy})^{2} = 1$$

$$F_{2} = (n_{x} - m_{x})^{2} - (n_{x} - m_{x})(n_{y} - m_{y}) + (n_{y} - m_{y})^{2} + 3(n_{xy} - m_{xy})^{2} = 1$$
(1)

ただし、 $n_x=N_x/N_0$, $n_{xy}=N_{xy}/N_0$, $n_y=N_y/N_0$, $m_x=M_x/M_0$, $m_{xy}=M_{xy}/M_0$, $m_y=M_y/M_0$ であり, $N_0=\sigma_y\times t$, $M_0=\sigma_y\times t^2/4$, (σ_y は材料の降伏点, tは殻の板厚)である.

これより,降伏線上の不連続な速度場に対応する単位 長さ当りの内力仕事は次式で表すことが出来る.

$$E_{i} = \frac{N_{0} \cdot R}{\sqrt{3}} \left\{ \sqrt{\left(\tilde{u}\right] - \omega \cdot \frac{\partial w}{\partial \xi}} \right]^{2} + \left(\frac{\tilde{v}\right]}{2}^{2} + \sqrt{\left(\tilde{u}\right] + \omega \cdot \frac{\partial w}{\partial \xi}} + \sqrt{\left(\tilde{u}\right] + \omega \cdot \frac{\partial w}{\partial \xi}} \right]^{2} + \left(\frac{\tilde{v}\right]}{2}^{2} \right\}$$
(2)

ここで \tilde{u} および \tilde{v} は、それぞれ、降伏線上のある一点 を含む殻の接平面において、局所座標系(ξ , η)をとった 場合の ξ 方向(降伏線の法線方向)および η 方向(降伏線の 接線方向)の速度成分を表す.また、wは殻中央面に対す る法線方向の速度線分であり、 $\partial w/\partial \xi$ は ξ 方向の速度勾 配を表す.記号]は、 \tilde{u} 、 \tilde{v} および $\partial w/\partial \xi$ の降伏線を横 切る不連続量を表す.ただし、各速度成分は、半径Rに より無次元化したものであり、また、*ω*は殻の径厚比に 依存する殻変数で、次式で定義される.

$$\omega = \frac{M_0}{N_0 \cdot R} = \frac{t}{4R} \tag{3}$$

(3) 不連続量

図-2 に示すように x-ø座標をとり、半径 R で無次元化 した座標系の円筒殻中央面の母線方向、円周方向および 法線方向の変位速度を u, v および w で表す. 無次元化 した寸法を次式で定義する.

$$h = H/R$$
, $a = A/R$, $b = B/R$ (4)



図-2 円筒殻の降伏線

図-2中の領域 I は AB 軸を回転中心として剛体回転 しており、領域IIIも同様である.また、領域 II は、降伏 線②(PR 軸)を回転中心として剛体回転する.ここで、円 筒殻の面外曲げ変形が最大となる位置(Q 点)における殻 の法線方向の仮想速度を δ とする.

内力仕事を求めるために、以下の計算を行う.

a) 各領域の速度成分

以下に,各領域の速度成分を表す. [領域 I]

$$u = \frac{1}{a} (\cos\phi - \cos\frac{\alpha}{2}) \cdot \delta, \qquad v = -\frac{h - x}{a} \sin\phi \cdot \delta$$

$$w = -\frac{h - x}{a} \cos\phi \cdot \delta$$
(5)

[領域Ⅱ]

$$u = 0, \qquad v = \frac{\sin^2 \{(\alpha - \phi)/2\}}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)} \cdot \delta$$

$$w = -\frac{\sin \{(\alpha - \phi)/2\} \cdot \cos \{(\alpha - \phi)/2\}}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)} \cdot \delta$$
(6)

[領域Ⅲ]

$$u = \frac{\cos\phi - \cos(\alpha/2)}{2h - (a+b)} \cdot \delta, \quad v = -\frac{x + (b-h)}{2h - (a+b)} \sin\phi \cdot \delta$$

$$w = -\frac{x + (b-h)}{2h - (a+b)} \cos\phi \cdot \delta$$
(7)

ここで、wは降伏線上において連続でなければならないので、降伏線③および降伏線④は、以下の式で表され

る.

(降伏線③)

$$h - x = \frac{a}{\cos\phi} \cdot \frac{\sin\{(\alpha - \phi)/2\} \cdot \cos\{(\alpha - \phi)/2\}}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)}$$
(8)

(降伏線④)

$$x + (b-h) = \frac{2h - (a+b)}{\cos\phi} \times \frac{\sin\{(\alpha - \phi)/2\} \cdot \cos\{(\alpha - \phi)/2\}}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)}$$
(9)

b)各領域の不連続量

各降伏線における不連続量は, a)節の各領域の速度成 分を用い,以下の式で表される.

[降伏線①]

$$\tilde{u} = -\frac{1}{a} (\cos \phi - \cos \frac{\alpha}{2}) \cdot \delta, \quad \tilde{v} = 0$$

$$\frac{\partial w}{\partial \xi} = \frac{1}{a} \cos \phi \cdot \delta$$

$$(10)$$

[降伏線2]

$$\tilde{u} = 0, \quad \tilde{v} = 0 \frac{\partial w}{\partial \xi} = \frac{1}{2\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)} \cdot \delta$$
(11)

[降伏線③]

$$\tilde{u} = \frac{1}{a} (\cos \phi - \cos \frac{\alpha}{2}) \frac{d\phi}{ds} \cdot \delta$$

$$+ \frac{\sin(\frac{\alpha - \phi}{2}) \cdot \cos(\frac{\alpha - \phi}{2}) \cdot \tan \phi + \sin^{2}(\frac{\alpha - \phi}{2})}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)} \cdot \frac{dx}{ds} \cdot \delta$$

$$\tilde{v} = \frac{1}{a} (\cos \phi - \cos \frac{\alpha}{2}) \frac{dx}{ds} \cdot \delta$$

$$- \frac{\sin(\frac{\alpha - \phi}{2}) \cdot \cos(\frac{\alpha - \phi}{2}) \cdot \tan \phi + \sin^{2}(\frac{\alpha - \phi}{2})}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)} \cdot \frac{d\phi}{ds} \cdot \delta$$

$$(12)$$

$$\frac{\partial w}{\partial \xi} = -\frac{1}{a} \cos \phi \cdot \frac{d\phi}{ds} \cdot \delta + \frac{1}{\sin(\alpha/2) \cos(\alpha/2)}$$

$$\times \left\{ \sin\left(\frac{\alpha - \phi}{2}\right) \cos\left(\frac{\alpha - \phi}{2}\right) \tan \phi + \frac{1}{2} \sin^{2}\left(\frac{\alpha - \phi}{2}\right) - \frac{1}{2} \cos^{2}\left(\frac{\alpha - \phi}{2}\right) \right\} \cdot \frac{dx}{ds} \cdot \delta$$

[降伏線④]

24 - 3

$$\tilde{u} = -\frac{1}{2h - (a+b)} (\cos \phi - \cos \frac{\alpha}{2}) \frac{d\phi}{ds} \cdot \delta$$

$$-\frac{\sin(\frac{\alpha-\phi}{2}) \cdot \cos(\frac{\alpha-\phi}{2}) \cdot \tan \phi + \sin^2(\frac{\alpha-\phi}{2})}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)} \cdot \frac{dx}{ds} \cdot \delta$$

$$\tilde{v} = -\frac{1}{2h - (a+b)} (\cos \phi - \cos \frac{\alpha}{2}) \frac{dx}{ds} \cdot \delta$$

$$+\frac{\sin(\frac{\alpha-\phi}{2}) \cdot \cos(\frac{\alpha-\phi}{2}) \cdot \tan \phi + \sin^2(\frac{\alpha-\phi}{2})}{\sin(\alpha/2) \cdot \cos(\alpha/2)} \cdot \frac{d\phi}{ds} \cdot \delta$$

$$\frac{\partial w}{\partial \xi} = -\frac{1}{2h - (a+b)} \cos \phi \cdot \frac{d\phi}{ds} \cdot \delta - \frac{1}{\sin(\alpha/2) \cos(\alpha/2)}$$

$$\times \left\{ \sin\left(\frac{\alpha-\phi}{2}\right) \cos\left(\frac{\alpha-\phi}{2}\right) \tan \phi$$

$$+\frac{1}{2} \sin^2\left(\frac{\alpha-\phi}{2}\right) - \frac{1}{2} \cos^2\left(\frac{\alpha-\phi}{2}\right) \right\} \cdot \frac{dx}{ds} \cdot \delta$$
(13)

[降伏線⑤]

$$\tilde{u}] = \frac{\cos\phi - \cos(\alpha/2)}{2h - (a+b)} \cdot \delta, \quad \tilde{v}] = 0$$

$$\frac{\partial w}{\partial \xi} = \frac{1}{2h - (a+b)} \cos\phi \cdot \delta$$
(14)

ここでdsは、降伏線の微小長さを表す(図-2参照).

(4) 内力仕事と崩壊荷重

式(10)~式(14)で表された不連続量を式(2)に代入し, 降伏線に沿って積分すると,各降伏線でなされる内力仕 事を求めることができ,以下の式で表される.

$$E_{\odot} = \frac{2_{c}N_{y} \cdot R^{2}}{\sqrt{3}} \left(\int_{0}^{\alpha} \left| \tilde{u} \right| + \omega \frac{\partial w}{\partial \xi} \right] + \left| \tilde{u} \right| - \omega \frac{\partial w}{\partial \xi} \right] d\phi \right)$$

$$E_{\odot} = \frac{4_{c}N_{y} \cdot R^{2}}{\sqrt{3}} h \left| \omega \frac{\partial w}{\partial \xi} \right]$$

$$E_{\odot} = \int_{\text{QP}} E_{i} ds$$

$$E_{\odot} = \int_{\text{QR}} E_{i} ds$$

$$E_{\odot} = \frac{2_{c}N_{y} \cdot R^{2}}{\sqrt{3}} \left(\int_{0}^{\alpha} \left| \tilde{u} \right| + \omega \frac{\partial w}{\partial \xi} \right] + \left| \tilde{u} \right| - \omega \frac{\partial w}{\partial \xi} \right] d\phi \right)$$
(15)

ここで、 $_{c}N_{j=c}\sigma_{j} \cdot t_{c}(_{c}\sigma_{j}: 鋼管の降伏点) である.$ 式(15)より、円形 CFT 柱においてなされる内力仕事の総和は、次式となる.

$$E_{c} = E_{\odot} + E_{2} + E_{3} + E_{4} + E_{5}$$
(16)

梁ウェブにおいてなされる内力仕事は,図-1(d)の崩壊 機構を参照して,次式により求めることが出来る.

$$E_{b} = {}_{b}N_{y} \cdot R^{2} \cdot \frac{a(2h-b)+b^{2}}{4h-2(a+b)} \cdot \delta$$
(17)

ここで、 $_bN_y=_b\sigma_y \cdot t_w$ ($_b\sigma_y$:梁の降伏点) である.

梁ウェブ接合部の崩壊荷重 _JM_{mu}の上界は,外力仕事と 内力仕事を等しいとおくことより,次式により求めるこ とが出来る.

$$_{j}M_{wu}\cdot\frac{\delta}{2h-(a+b)} = E_{c} + E_{b}$$
 (18)

崩壊機構における未知数は, *a*, *a* および *b* であり, 最も良い上界は, 次式により得ることが出来る.

$$\frac{\partial_{j}M_{wu}}{\partial\alpha} = 0, \quad \frac{\partial_{j}M_{wu}}{\partial\alpha} = 0, \quad \frac{\partial_{j}M_{wu}}{\partialb} = 0$$
(19)

(5) 無次元化曲げ耐力

式(18)では閉解が得られないため、数値積分すること により、無次元化曲げ耐力 m_c を求めた(付録に解析方 法を示す).ただし、無次元化曲げ耐力 m_c は次式で定 義される.

$$m_c = {}_i M_{ww} / M_{wp} \tag{20}$$

ここで、*M_{wp}*は梁ウェブの全塑性モーメントを表し、 次式で表現される.

$$M_{wp} = h^2 \cdot R^2 \cdot {}_b N_{v} \tag{21}$$

なお, m_cの上限はm_c=1である.

ここで、解析に際しては、 $\beta=_bN_y/_cN_y$ とし⁹、

$$\beta = \frac{{}_{b}N_{y}}{{}_{c}N_{y}} = \frac{{}_{b}\sigma_{y} \cdot t_{w}}{{}_{c}\sigma_{y} \cdot t_{c}} = \frac{{}_{b}\sigma_{y}}{{}_{c}\sigma_{y}} \cdot \frac{t_{w}}{D_{j}} \cdot \frac{D_{m}}{t_{c}} \cdot h$$
(22)

式(22)において ${}_{b}\sigma_{y}={}_{c}\sigma_{y}, D_{j}/t_{w}=40$ として計算した.

3. 解析結果と考察

(1) 中空円形鋼管柱の場合との比較

図-3(a)~(d)に無次元化曲げ耐力 m。ms一径厚比 D_n/t_c 関係を示す.図(a)~(c)はアスペクト比 h がそれぞれ 1, 1.5,2の場合を示し、図(d)は図(a)~(c)をまとめたものを 示す.図中太線は円形 CFT 柱に取り付く梁ウェブの曲 げ耐力 (m_c),細線は文献 6)に示された中空円形鋼管 柱に取り付く梁ウェブの曲げ耐力 (m_s) である.

図-3 より,円形 CFT 柱に取り付く梁ウェブの曲げ耐 力は中空円形鋼管柱に取り付く場合よりも大きいことが 観察される.また,図-1(d)によれば,アスペクト比の増 大に伴い,曲げ耐力は減少していくことがわかる.ある 径厚比を超えると, *h*=1.5 の時の中空円形鋼管柱の場合 曲げ耐力が,*h*=2.0 の時の円形 CFT 柱の場合の曲げ耐力 を下回る.

(2) 角形CFT柱の場合との比較

文献 1)では、角形 CFT 柱に取り付く梁ウェブ接合部の無次元化曲げ耐力(m₀)を、柱スキンプレートについては図-1(b)に、梁ウェブについては図-1(d)右に示す崩壊形を仮定し、塑性解析の上界定理により計算している。その結果得られた曲げ耐力評価式を式(23)に示す¹⁾.

$${}_{j}M_{wu} = m_{0}M_{wp}$$

$$m_{0} = 2\left[\frac{1}{k}(1-b_{s})\left\{\frac{1}{a_{s}\cdot r^{3}} + \frac{4}{r}(1-b_{s}-a_{s})\right\} + (b_{s}-s)^{2} + \frac{1}{a_{s}}(1-b_{s})(a_{s}-s)^{2}\right]$$

$$a_{s} = \frac{\sqrt{kr^{3}s^{2}+1}}{r\sqrt{kr-4}}$$
(23)

$$b_s = \frac{r^2(kr-4)a_s + \frac{1}{a_s}(1+kr^3s^2) + 8r^2}{2r^2(kr+4)}$$

ここで,式(23)中の*a*,*b*,はそれぞれ*A*/*D*,*B*/*D*,*r*は柱 フランジ崩壊機構の縦横比,*s*はスカラップによる欠損 長さ*S*,の梁ウェブせいに対する比(スカラップ比),*k* は梁ウェブ降伏場と柱フランジ降伏場の耐力比指標(降



$$r = D_j / \left(D_m - t_c \right) \tag{24}$$

$$s = S_r / D_j \tag{25}$$

$$k = \left(\frac{D_m - t_c}{t_c}\right)^2 \frac{t_w}{D_j} \cdot \frac{{}_b \sigma_y}{{}_c \sigma_y}$$
(26)

ここでは、スカラップ比を 0、 $b\sigma_{y}=c\sigma_{y}$ 、 $D_{j}/t_{w}=40$ 、式 (24)、(26)において $D_{m}-t_{c} \approx D_{m}$ 、として計算を行ない、 角形 CFT 柱の場合、円形 CFT 柱の場合の無次元化曲げ 耐力の比較を行う.**表-1**に、F=235N/mm²の場合におけ る円形および角形鋼管の径厚比・幅厚比ランクを示して いる.径厚比・幅厚比が同じ場合、ランクが同じ場合に ついて比較を行う.

図-4 に,円形 CFT 柱の場合と角形 CFT 柱の場合の無 次元化曲げ耐力の比較を示す.太線が円形 CFT 柱の場 合,細線が角形 CFT 柱の場合を示している.図中,FA ランク,FB ランク,FC ランクの最大値となる径厚比 (幅厚比)を円形,角形の場合についてそれぞれ実線お よび点線で示し(円形は FA,FB ランクのみ),h=1,



1.5.2の場合の無次元化曲げ耐力-径厚比,幅厚比関係 の曲線との交点を○,田印で示している.

同じ径厚比(幅厚比)で比較すると、アスペクト比が 同じ場合,円形のほうが無次元化曲げ耐力は大きいが, 同一ランクで比較すると、必ずしも同様の傾向を示して いない. 例えば, FA ランクにおいて比較すると, h=1 の場合,角形のほうが無次元化曲げ耐力は大きいが,h =2の場合,円形のほうが曲げ耐力が大きい(図中点線 の円で囲んだ部分).

(3) 崩壊モード

図-5 に崩壊機構が形成する幅を表す角度αと径厚比お よびアスペクト比との関係を示す.右の軸には左の軸の rad に対応する度(deg)の値を示している. 図中の〇印は アスペクト比がh=1, 1.5, 2の場合に $m_e=1$ となる限界の 径厚比を示す.

図によれば、角度αは、アスペクト比には依存せず、 径厚比の増加に伴い減少する. 径厚比が 20 以上の範囲 では、 α ≤ 0.31rad(≤18°) であり、崩壊機構は円筒殻の 比較的浅い領域に形成される. 図-5 中にα=0.31rad= 18°のときの崩壊機構の模式図を示す.

4. 簡略評価式

図-3 に示した崩壊荷重を求めるには数値計算が必要

ランク FA FC FB 50(235/F)70(235/F)100(235/F)円形 (50)(70)(100) $33\sqrt{235/F}$ $37\sqrt{235/F}$ $48\sqrt{235/F}$ 角形 (33)(37)(48)

表-1 径厚比・幅厚比ランク

F:基準値,()内の数値はF=235N/mm²のときの値を示す



であり、個々の柱梁接合部に対して解を求めるには計算 が繁雑で実用的ではない、本章では、曲げ耐力を陽に表 現することができる簡略評価式を提示する.

(1) 近似と簡略評価式

文献 6に示される近似方法と同様の方法で近似を行な う. 近似の手順は次のようになる.

図-5に示したように崩壊機構は円筒殻の比較的浅い範 囲に形成されるので、降伏線における速度勾配のみに着 目し、内力仕事を表す式(2)中の \tilde{u}]、 \tilde{v}]の項を無視し、 Eiを式(27)で近似する.

$$E_{i} = \frac{2}{\sqrt{3}} N_{0} \cdot R \left[\omega \frac{\partial w}{\partial \xi} \right]$$
(27)

式(6)に示される領域IIの法線方向速度成分 w を式(28) で近似する.ここで、式(6)中の cosø, cosαを1としてい る.

$$w \cong -\left(1 - \frac{\sin\phi}{\sin\alpha}\right) \cdot \delta \tag{28}$$

式(8), (9)で示した降伏線③および④をそれぞれ式(29), 式(30)で近似する.

$$h - x \cong a \left(1 - \frac{\sin \phi}{\sin \alpha} \right) \tag{29}$$

$$x + (b-h) \cong \left\{2h - (a+b)\right\} \left(1 - \frac{\sin\phi}{\sin\alpha}\right)$$
(30)

各降伏線に沿って積分した後、さらに $\sin \alpha \simeq \alpha$, $\cos \alpha \cong 1$ とすると各降伏線のする内力仕事は、式(31)~ 式(35)で表すことができる.

$$E_{\mathbb{O}} \cong \frac{4}{\sqrt{3}} {}_{c} N_{y} \cdot R^{2} \cdot \omega \frac{\alpha}{a} \cdot \delta$$
(31)

$$E_{\odot} \cong \frac{4}{\sqrt{3}} \, _{c} N_{y} \cdot R^{2} \cdot \omega \frac{2h-b}{\alpha} \cdot \delta \tag{32}$$



24 - 6

$$E_{\odot} \cong \frac{4}{\sqrt{3}} {}_{c} N_{y} \cdot R^{2} \cdot \omega \left(\frac{a}{\alpha} + \frac{\alpha}{a}\right) \cdot \delta$$
(33)

$$E_{\textcircled{0}} \cong \frac{4}{\sqrt{3}} {}_{c}N_{y} \cdot R^{2} \cdot \omega \cdot \left\{ \frac{2h - (a+b)}{\alpha} + \frac{\alpha}{2h - (a+b)} \right\} \cdot \delta$$

$$E_{a} \cong \frac{4}{\sqrt{3}} {}_{c}N_{y} \cdot R^{2} \cdot \omega \cdot \alpha \qquad (34)$$

$$E_{\odot} \cong \frac{4}{\sqrt{3}} {}_{c}N_{y} \cdot R^{2} \cdot \omega \frac{\alpha}{2h - (a+b)} \cdot \delta$$
(35)

したがって、柱スキンプレートの降伏線がなす内力仕 事の総和 *E*_cは、式(36)により近似することができる.

$$E_{c} \cong \frac{4}{\sqrt{3}} {}_{c}N_{y} \cdot R^{2} \cdot \omega \cdot \left\{ \frac{2\alpha}{a} + \frac{2\alpha}{2h - (a + b)} + \frac{2(2h - b)}{\alpha} \right\} \cdot \delta$$
(36)

式(20)より,崩壊荷重 m_c を求めると式(37)が得られる.

$$m_{c} \cong \frac{a(2h-b)+b^{2}}{2h^{2}} + \frac{4\omega}{\sqrt{3}\beta} \left\{ \frac{4\alpha}{ah} - \frac{2b\alpha}{ah^{2}} + \frac{8}{\alpha} - \frac{4(a+2b)}{\alpha h} + \frac{2b(a+b)}{\alpha h^{2}} \right\}$$
(37)

ここで、図-5 に示すように崩壊機構の幅αは主に径厚 比に依存するので、αを式(38)で近似する.

$$\alpha \cong 2\sqrt{\omega} \tag{38}$$

図-6に式(38)で与えられる近似曲線を示す. 式(37)に式(38)を代入すると,崩壊荷重の簡略評価式が式(39)で得られる.

$$m_{c} \cong \frac{a(2h-b)+b^{2}}{2h^{2}} + \frac{4\omega}{\sqrt{3}\beta h} \left\{ \frac{4\sqrt{\omega}(2h-b)}{ah} + \frac{2(2h-a-2b)}{\sqrt{\omega}} + \frac{b(a+b)}{h\sqrt{\omega}} \right\}^{(39)}$$

ただし,式(39)中の a, b は, $\partial_j M_{wu} / \partial a = 0$, $\partial_j M_{wu} / \partial b = 0$ より求めることができ,それぞれ式(40)お よび式(41)で表現される.

$$a = \frac{4\sqrt{\omega}}{\sqrt{\frac{\sqrt{3}\beta}{2\sqrt{\omega}} - 4}} \tag{40}$$

$$b = \frac{32\sqrt{\omega}(\omega + ah) - a^2(8\sqrt{\omega} - \sqrt{3}\beta)}{2a(8\sqrt{\omega} + \sqrt{3}\beta)}$$
(41)

(2) 簡略評価式による無次元化曲げ耐力

図-6 に塑性解析による無次元化曲げ耐力(図中では 精解とする),前節で得られた簡略評価式による無次元 化曲げ耐力(図中では簡略とする)と径厚比 $D_m t_c$ の関 係を,アスペクト比hが1,1.5,2の場合について示す. 図中太線が塑性解析による値,細線が簡略評価式による



値を示す.

図より, 簡略評価式解は塑性解析解をやや過小評価す るが, 径厚比の増加に対する曲げ耐力の減少傾向は似て おり, 簡略評価式解と塑性解析解の差も10%程度に留ま っている. したがって,式(39)を円形 CFT 柱に取り付く H 形鋼梁ウェブ接合部の曲げ耐力の簡略評価式として提 示する.

5. まとめ

コンクリート充填円形鋼管柱に取り付くH形鋼梁ウェ ブ接合部の曲げ耐力を研究対象とした本論文をまとめる と以下のようになる.

- 1) 塑性崩壊機構を仮定した機構法により、コンクリート充填円形鋼管柱に取り付く H 形鋼梁ウェブ接合部の曲げ耐力を式(20)で算定した.
- 2) 式(20)で計算されるコンクリート充填円形鋼管柱の場合の曲げ耐力と、文献 1)に示された中空円形鋼管柱の場合の曲げ耐力を比較した結果、コンクリート充填円形鋼管柱の場合の曲げ耐力のほうが大きく、両者ともにアスペクト比の増大に伴い、曲げ耐力は減少していく.
- 3) 梁ウェブの無次元化曲げ耐力を円形 CFT 柱に取り付 く場合,角形 CFT 柱に取り付く場合について比較を 行った.
- 4) コンクリート充填円形鋼管柱に取り付く H 形鋼梁ウ ェブ接合部の曲げ耐力の算定式として,機構法によ り求めた式(20)を簡略化した式(39)を簡略評価式とし て提示した.

付録 数値計算の方法

式(19)および(20)については、D_m/t_c, a, b, aをパラメー

タとし反復計算を行なった.各パラメータの範囲および 刻み値を以下に示す.

- *D_m*/*t_c*:1から80まで0.1刻み
- a: 0.01~hまで 50 分割した値
- b: 0.01~hまで 50 分割した値
- α: 0.025~0.35まで 0.025 刻み

上記の範囲で式(20)について繰り返し計算を行い,ある D_m/t_c において,最も m_c が小さくなる a, b, α の組み合わせが,式(19)を満たすものと考え,その場合の m_c を無次元化曲げ耐力とした.

参考文献

- 1) 城戸將江,津田惠吾:コンクリート充填角形鋼管柱に 取り付く梁ウェブ接合部の曲げ耐力,日本建築学会構 造系論文集,第602号, pp.219-226, 2006.4
- 2) 森田耕次,江波戸和正,舟橋明之,里見孝之:箱形断 面柱のかど溶接を部分溶込み溶接とした柱はり接合部

の力学的挙動に関する研究,日本建築学会構造系論文報告集,第397号,pp.48-59,1989.3

- 3) 吹田啓一郎,田中剛:角形鋼管柱に接合される梁ウェ ブ接合部の曲げ耐力,鋼構造論文集,第7巻第26号, pp.51-58,2000.6
- 4) 立山英二,井上一朗,杉本正三,松村弘道:通しダイ ヤフラム形式で角形鋼管柱に接合される H 形断面は りの耐力と変形性能に関する研究,日本建築学会構造 系論文報告集,第 389 号, pp.109-121, 1988.7
- 5)田渕基嗣,坂本真一,金谷弘,藤原勝義,上場輝康: 角形鋼管に接合される H 形鋼はり端部の曲げ耐力の 評価,日本建築学会構造系論文報告集,第 389 号, pp.122-131, 1988.7
- 6)田中剛,田淵基嗣,村上裕通:円形鋼管柱梁仕口にお ける梁ウェブ接合部の曲げ耐力評価,鋼構造年次論文 報告集,第9巻, pp.457-464, 2001.11
- Y. Yokoo, T. Nakamura and T. Matsui : Limit Analysis of Shallow Parabolic Cylindrical Shells, Transactions of AIJ, No.106, pp.10-19, 1964.12

FLEXURAL STRENGTH OF BEAM WEB TO CONCRETE FILLED CIRCULAR STEEL TUBULAR COLUMN JOINTS

Masae KIDO, Yuka SAMESHIMA and Keigo TSUDA

The flexural strength of a beam web joint connected to a concrete filled circular steel tubular column was calculated by the mechanism method assuming plastic collapse of the column skin plate and the beam web. This paper shows the flexural strength of the beam web joint connected to a circular CFT column is greater than that of the beam web joint connected to a hollow circular steel tube. Furthermore, the simplified calculation formula for evaluate the flexural strength of a beam web.