

(47) 定着板付き内蔵鉄筋を接合材とした角形 CFT 柱継手部の曲げせん断性状

才木 祐磨¹・松尾 真太郎²

¹ 正会員 九州大学大学院人間環境学府 修士課程 (〒 812-8581 福岡県福岡市東区箱崎 6-10-1)
E-mail : 1te12026k@gmail.com

² 正会員 九州大学大学院人間環境学研究院 准教授 (〒 812-8581 福岡県福岡市東区箱崎 6-10-1)
E-mail : matsuo@arch.kyushu-u.ac.jp

本研究では、定着板付き内蔵鉄筋を接合材とした角形 CFT 柱継手に曲げせん断力が作用する場合の定着部における耐力算定法について検討している。本構法は、CFT 鋼管継手部に接合材として鉄筋を内蔵することで鉄筋による応力伝達を可能とし、かつ鋼管同士の溶接を不要とするので、高強度鋼の活用も容易になる。ただし、鉄筋の定着長さが短いと鉄筋や鋼管が耐力を発揮する以前に鉄筋の引抜き破壊が生じてしまう。そこで、本構法の設計手法を確立するために柱継手の曲げせん断実験を行った。引抜き破壊が発生するように設計された試験体により、定着長さ・鋼管幅厚比・鋼管幅等の影響を検討した。実験により引抜き破壊が生じる過程（コーン状破壊、支圧破壊、付着破壊とその組合せ）を確認し、本継手部の力学的挙動を明らかにした。さらに、曲げせん断下でのコーン状破壊耐力および付着強度の算定式を導出した。

Keywords : Column joint, CFT, Built-in reinforcing bar, Anchorage plate, Cone-type failure

1. 研究背景および研究目的

本研究は、建築構造用高強度 780N/mm² 鋼材「H-SA700」（以下、超高強度鋼）を利用した鋼構造建築物の普及に貢献することを目的としたものである。一般に超高強度鋼では溶接部の品質確保と施工に関して普通鋼より高度な技術を要する。特に CFT 造柱梁接合部においては、柱と梁あるいは接合材の接合には基本的に溶接が避けられないため、超高強度鋼を活用した構造形式を普及させるためには新たな構法の開発が望まれる。

溶接を用いない CFT 部材の接合方法として、内蔵鉄筋を接合材として用いた CFT 接合構法（以下、鉄筋内蔵 CFT 接合構法）が挙げられる。この構法は、コンクリートを介して鋼管と内蔵鉄筋間で応力伝達を行うものであり、柱継手では鋼管を溶接せず接合部耐力が確保できること、また鋼管が無溶接のため、溶材強度を超えるような超高強度鋼管 CFT にも適用可能であることが既往の研究により明らかにされている^{1)~3)}。

そこで本研究では、鉄筋内蔵 CFT 接合構法を柱梁接合部に適用し、柱梁接合部に普通鋼を、柱に高強度鋼を用いた構造形式（図 1）を提案しており、既往の研究に

よりその力学性状が確認され、力学性能評価方法が提案されている⁴⁾。

しかし、本構法では内蔵鉄筋の定着長さが短いと鉄筋や鋼管が耐力を発揮する前に引抜き破壊が生じてしまう⁴⁾。そこで、鉄筋内蔵 CFT 接合構法における定着部の引抜き破壊耐力算定方法を確立するために、鉄筋内蔵 CFT 柱継手部の曲げせん断実験を実施し、曲げせん断力を受ける内蔵鉄筋の引抜き性状の確認および引抜き耐力評価法の検討を行う。

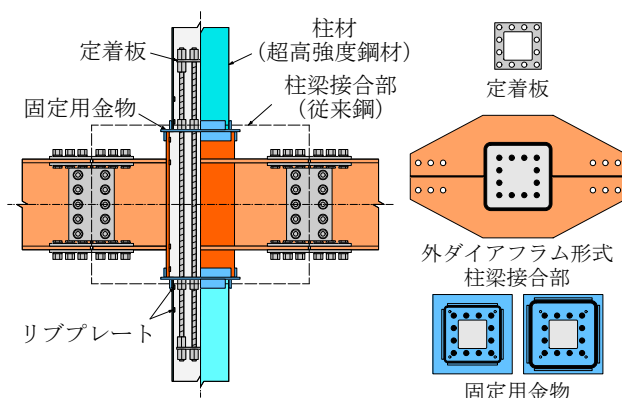


図 1 本構法の概要

2. 実験概要

(1) 試験体概要

表 1 に試験体一覧を、図 2 に試験体形状を示す。表 2 に試験体に用いた鋼材の機械的性質を示す。図 3 に各試験体のリブプレート位置および寸法を示し、継手側のリブプレートを一段目とする。既往の研究より、本試験体は継手部の降伏に先行して、継手より上側で内蔵鉄筋の引抜き破壊が生じるよう設計されている。また、試験体下部のエンドプレートには、ねじ鉄筋用のロックナットが溶接されており、内蔵鉄筋の下部を固定することで、継手より下側で引抜き破壊が生じないようにしている。さらに柱内部にリブプレートを設けることで、鉄筋端部の定着板との間に形成される圧縮ストラットを利用し、曲げ引張力を内蔵鉄筋に伝達する。なお定着長さは固定用金物から定着板までの長さとする。本接合構法は、超高強度 CFT 柱を想定したものであるが、鉄筋内蔵 CFT 接合部の力学性状を把握するうえでは普通鋼で問題ないと考え、本実験では柱に BCR 材を用いることとしている。実験変数は、内蔵鉄筋の定着長さ、柱材の幅厚比、柱材の幅および鉄筋本数、中段筋（最外縁引張鉄筋以外の鉄筋）の有無の計 7 体である。

(2) 載荷・測定計画

載荷装置を図 4 に示す。加力方法は反力フレームに下側柱材を固定し、試験体頂部を載荷用治具を介して 500kN 油圧ジャッキにより水平方向載荷を行った。載荷は継手回転角 θ_j （継手部の近傍に取り付けた変位計により測定した継手の開閉により生じる角度）による変位制御とし、最大耐力を迎えた後、十分に耐力が低下するまで載荷した。継手回転角は図 5 に示すように各部の変位を計測し算出した。以下に算定式を示す。

$$\theta_j = \theta_{jt} + \theta_{jb} = \frac{j\delta_{ut} + j\delta_{ct}}{j d_t} + \frac{j\delta_{tb} + j\delta_{cb}}{j d_b} \quad (1)$$

θ_j : 継手回転角 [rad] θ_{jt}, θ_{jb} : 上下継手回転角 [rad]
 $j\delta_{ut}, j\delta_{ct}, j\delta_{tb}, j\delta_{cb}$: 継手変位 $j d_t, j d_b$: 変位計間距離

各変形成分を各部に固定した変位計で、内蔵鉄筋と鋼管の歪を所定の位置に貼付した歪ゲージにより測定する。

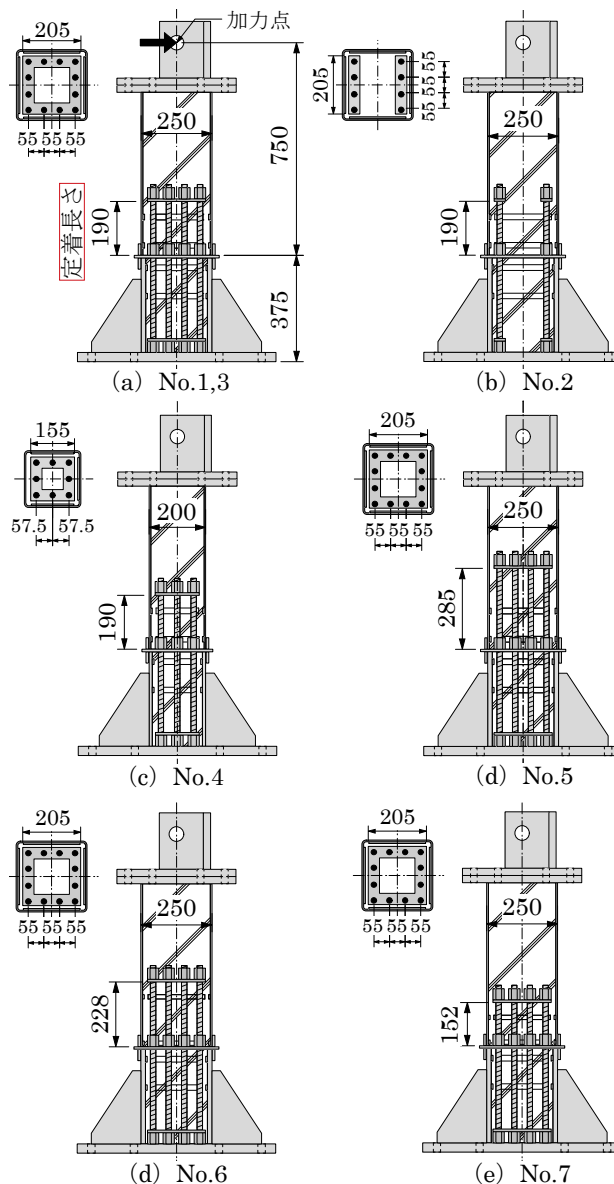


図 2 試験体形状

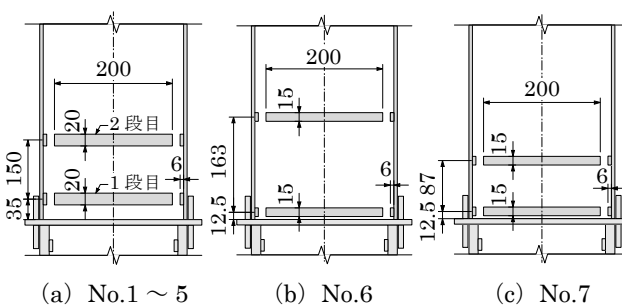


図 3 リブプレート位置および寸法

表 1 試験体一覧

試験体 No.	上側柱材 (BCR295)		下側柱材 (BCR295)	内蔵鉄筋			コンクリート 圧縮強度 [N/mm ²]	実験変数	
	サイズ [mm]	幅厚比	サイズ [mm]	鋼種	配筋	定着長さ			
1	□-250 × 6	42	□-250 × 12	USD685	12-D19	190mm (10D)	34.4	－	
2					8-D19		33.3	中段筋の有無	
3		□-250 × 9			28		12-D19	32.8	幅厚比
4	□-200 × 6	33	8-D19		36.2		鋼管幅, 鉄筋本数		
5	□-250 × 6	42	□-250 × 12		SD490	12-D19	285mm (15D)	35.7	定着長さ
6							228mm (12D)	37.5	
7				152mm (8D)			38.7		

表 2 鋼材の機械的性質

鋼種	サイズ・径 [mm]	使用した 試験体	ヤング係数 [N/mm ²]	降伏歪 [%]	降伏点 [N/mm ²]	引張強さ [N/mm ²]
BCR295	□-200 × 6	No.4	190,951	29.9	379	458
	□-250 × 6	No.1,2,5	193,315	27.9	383	456
		No.6,7	198,925	26.0	391	461
	□-250 × 9	No.3	189,603	26.4	415	458
USD685	D19	No.1~5	197,775	39.5	734	－
		No.6	192,248	38.7	712	891
SD490		No.7	182,440	28.7	526	710

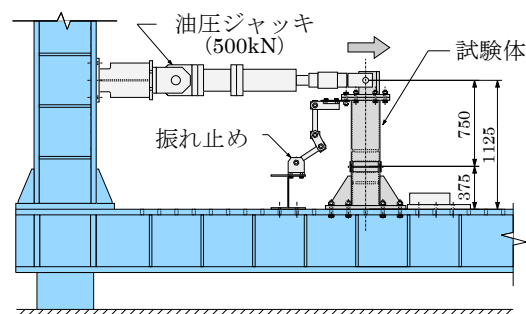


図 4 荷重装置

3. 実験結果

(1) 破壊性状

充填コンクリートの破壊状況を図 6 に示す。表 3 に各試験体の破壊形式を示す。鋼管の加力方向と平行な面をウェブ面、その他の面をフランジ面とする。いずれの試験体も引張側最外縁鉄筋において、鉄筋ねじ節部でコンクリートがせん断破壊しており、付着破壊の発生を確認できた。さらに、定着部付近でコンクリートがくさび状のせん断すべりを生じており、定着板による支圧破壊が確認された。No.5 では定着板支圧破壊発生後の鉄筋抜け出しに伴い、引張フランジ側の鋼管およびかぶりコンクリートが定着部付近で面外にはらみだしているのが確認された。No.1 では引張側最外縁鉄筋の定着部を起点としたコーン状破壊面が形成されていたことから、耐力低下の一因としてコーン状破壊が考えられる。なお、定着長さの長い No.5 では、このような破壊が確認されなかったことから、支圧破壊によって耐力が決定したと考えられる。このことから、定着長さによって破壊性状が異なることが確認できた。

(2) 継手モーメント-継手回転角関係

継手モーメント-継手回転角関係を図 7 に示す。継手モーメントは、柱せん断力から求められる継手位置での曲げモーメントである。いずれの試験体も、最大耐力に達した後、急激な耐力低下はなく安定した挙動を示した。図 6 より No.4 を除くいずれの試験体でも初期剛性は同程度であった。また、No.4 は CFT 断面が小さいことと内蔵鉄筋の本数が少ないことにより初期剛性が小さくなっている。No.2 が基本試験体に比べて耐力が低いのは鉄筋本数が少ないことによるが、剛性は他の試験体と顕著な違いは見られないことから、中段筋が初期剛性に及ぼす影響は小さいと考えられる。幅厚比の小さな No.3 では基本試験体と比較して耐力が大きいたことが確認された。支圧破壊が生じた No.5,6 は他の試験体よりも高い耐力を示した。

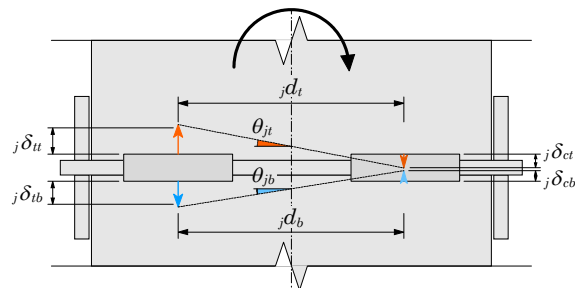


図 5 継手回転角の測定

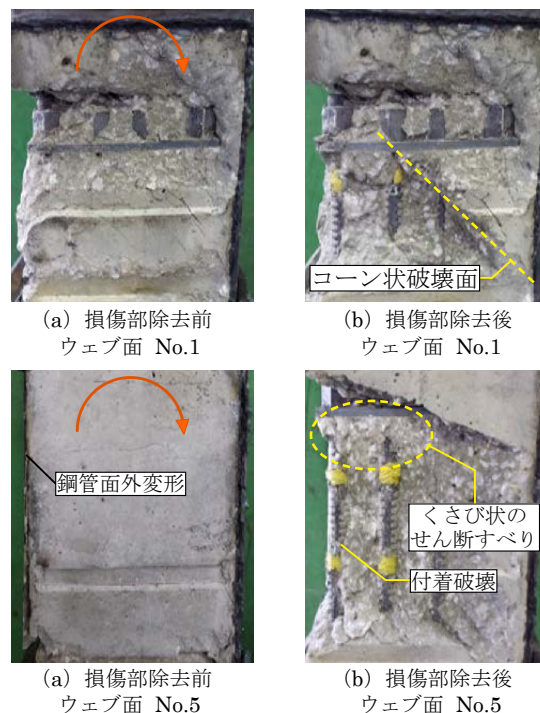


図 6 充填コンクリート破壊状況

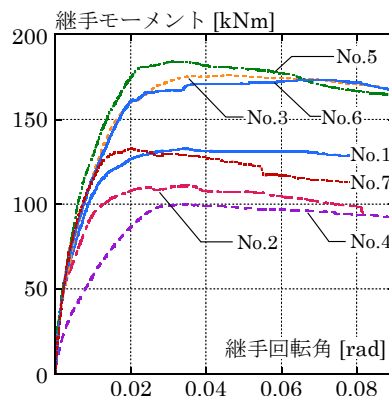


図 7 荷重-変形関係

表 3 各試験体の破壊形式

No.	破壊形式
1	B ₀ → B _e → C
2	
3	
4	B ₀ → B _e
5	
6	B ₀ → B _e → C
7	

B₀: 付着破壊

B_e: 定着板支圧破壊

C: コーン状破壊

(3) 内蔵鉄筋に生じる応力分布

図8に鋼管および鉄筋に貼付したひずみゲージ位置を示す。図9に内蔵鉄筋に生じる引張力（鉄筋に生じる引抜き力）、支圧力（定着部に生じる力）および付着力（付着により生じる力）—継手回転角関係を示す。引張力は曲げモーメントが最も大きくなる継手下部のF断面の歪ゲージから、支圧力は定着板直近の断面の歪ゲージから、また、付着力は引張力から支圧力を差し引くことで算出している。いずれの試験体も図9に示すように最大耐力を迎えるまでに鉄筋は降伏しておらず、 $\theta_j=0.005 \sim 0.015\text{rad}$ で最大付着力を迎え、その後緩やかに付着力が低下していることを確認した。このことから、全ての試験体で引抜き破壊が生じ、付着破壊が生じていることが分かる。No.1,5では最大付着力が生じた時期に引張力の剛性が低下しており、鉄筋の抜け出しが生じ始めていると考えられる。試験体No.5では0.02rad付近で引張力および支圧力の剛性が低下しており、図7に示す継手モーメント—継手回転角関係をみると、同時期に剛性がほぼゼロになっていることから、支圧破壊が生じたと考えられる。

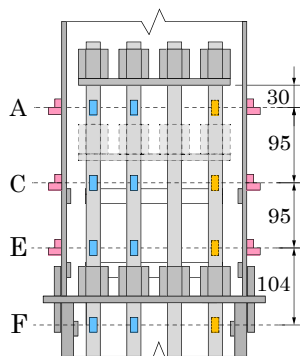


図8 歪ゲージ貼付位置

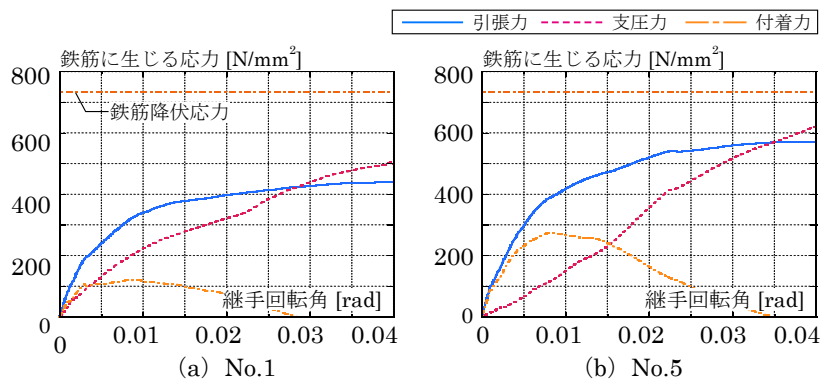


図9 鉄筋に生じる応力—継手回転角関係

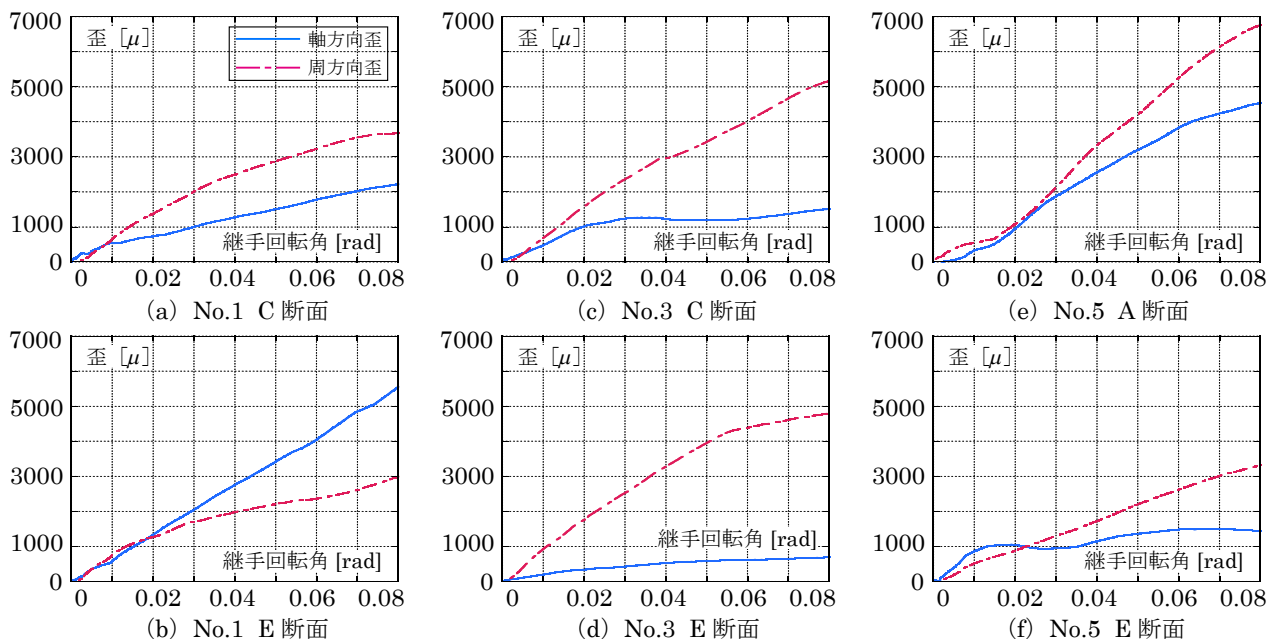


図10 引張側鋼管フランジのひずみ—継手回転角関係

(4) 鋼管のひずみ性状

図10に引張側鋼管のひずみ性状を示す。引張ひずみを正とする。定着部付近の断面ではいずれの試験体でも0.02rad以降で軸方向ひずみに比べ、周方向ひずみが大きくなっていることが確認できた。これは定着部付近のコンクリートが定着部の引抜き力により膨らむためだと考えられる。また、コーン状破壊が生じたNo.1では継手付近のE断面における鋼管ひずみは周方向に比べ、軸方向が大きくなっており、鉄筋と鋼管間に生じる圧縮ストラットにより鉄筋から鋼管へ引張力が伝達されるため軸方向のひずみが大きくなっていると考えられる。しかし、幅厚比の小さなNo.3ではコーン状破壊が生じているが、周方向ひずみが大きくなっていることから、支圧破壊の影響を受けていると考えられる。支圧破壊の生じたNo.5ではE断面に比べA断面のひずみが大きくなっており、支圧破壊の影響であると考えられる。No.5のE断面における軸方向ひずみは0.01rad付近で低下しているが、付着切れにより鉄筋と鋼管の応力伝達が行われなくなったためだと考えられる。

4. 耐力評価

実験において破壊性状からコーン状破壊、支圧破壊、付着破壊の3つの引抜き破壊が確認された。本構法の鉄筋内蔵CFT継手部では、これらの引抜き破壊が複合的に形成されているものと考えられる。本継手部において降伏曲げ耐力または全塑性曲げ耐力⁴⁾を発揮させるためには、それぞれの破壊形式に対する耐力を算定し、各引抜き破壊が鉄筋や鋼管の降伏に先行して発生しないように設計する必要がある。本稿では、コーン状破壊および付着破壊における耐力評価法を提案し、検討を行う。

(1) コーン状破壊耐力算定式の提案

コーン状破壊時の曲げ耐力算定式の提案を行う。破壊性状から示されるように、充填コンクリートの破壊は最外縁引張鉄筋およびその周辺の定着板を起点として発生していることから、最外縁引張鉄筋以外の鉄筋および定着板を無視し、図11のような最外縁の鉄筋および定着板を起点とした単純引抜きのコーン状破壊機構を考える。この破壊機構からコーン状破壊が発生するときの最外縁引張鉄筋の引張力 cP_u を算出する。

算定式の導出には、文献5)で使用されている拘束効果を受けるコーン状破壊耐力式を応用して求める。Chen⁶⁾等を参照すると、単位体積当たりの内力仕事 w の一般形は次式で与えられる。

$$w = f'_c \cdot \sum |\varepsilon^-| \quad (2)$$

ここで、 $\sum |\varepsilon^-|$ は圧縮歪の絶対値の総和である。 f'_c はコンクリートの有効圧縮強度であり、本稿では次式で与えられるCEB式⁷⁾を使用した。

$$f'_c = \nu \cdot f_c, \quad \nu = 1.698 \cdot f_c^{-0.333} \quad (3)$$

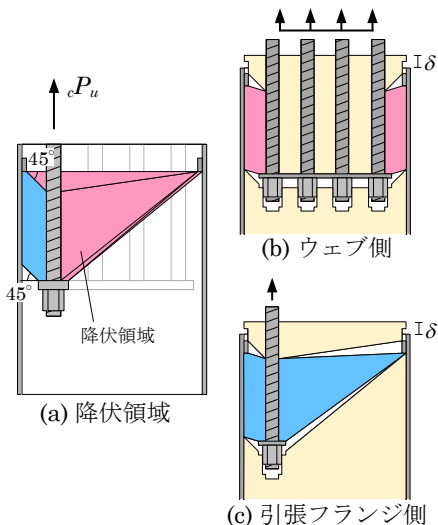


図11 コーン状破壊機構

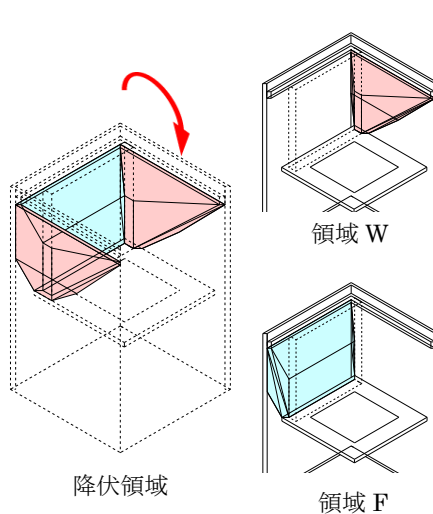


図12 降伏領域透視図

仮定するモデルにおいて、考慮するリブプレートは1段目のみとし、鋼管内部全周にわたって溶接されているものとする。また、図11(a)に示すように定着板から支圧力を受ける領域を定着板から上方に45°のコーン状に、リブプレートから支圧力を受ける領域をリブプレートから下方に45°のコーン状にそれぞれ仮定し、2つの破壊面で挟まれる部分が圧縮領域になると考えて降伏領域とした。なお鉄筋に囲まれたコンクリートについては、周囲の鉄筋と一体的に挙動するものと考え、内力仕事を無視する。

耐力式は、図11に示す降伏機構に対して極限解析法を適用し導出する。図12に示すように降伏領域を引張フランジ側(領域F)とウェブ側(領域W)に設定し、図13に示すように領域Wを領域a～dに、領域Fを領域e～hに分割する。分割した各領域には線形の変位場を仮定する。次に各領域ごとに歪場を求め、(2)式を適用して内力仕事を計算する。各領域の内力仕事の合計と外力仕事との釣り合いにより、破壊耐力は次式で与えられる。

$$cP_u \cdot \delta = \sum W = \sum |\varepsilon^-| \cdot V \quad (4)$$

本稿では図14に示す領域aを対象に、内力仕事の計算過程の概要を示す。図14に示すように x, y, z 軸を取る。図15は降伏領域に鉄筋拔出量 δ を与えた時の $z=D'+d/2$ で切った断面図である。対応する変位を u, v, w と定義すると、変位場は以下のように表される。

$$(u, v, w) = (0, \delta - x\delta/(D' - t_r), 0) \quad (5)$$

各記号については図16に示す通りである。対応する歪場を定義し、主歪を求めると圧縮主歪は以下ようになる。

$$\varepsilon^- = \varepsilon_3 = -\delta/2(D' - t_r) \quad (6)$$

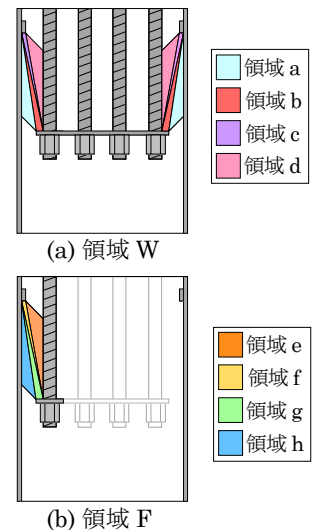


図13 降伏領域

(6) 式を (2) 式に代入し、領域 a の全積を乗ずることにより、領域 a の内力仕事 W_a は (7) 式で与えられる。他の領域の内力仕事についても同様に求められる。

$$W_a = \frac{1}{6} \cdot f'_c \cdot H' \cdot (2D'_e + 3d - 2t_r) \cdot \delta \quad (7)$$

(7) 式およびその他の領域の内力仕事を (4) 式に代入して、曲げせん断力を受けるときのコーン状破壊耐力 ${}_cP_u$ を得る。すなわち、

$${}_cP_u = {}_cP_u^F + {}_cP_u^W \quad (8a)$$

$${}_cP_u^F = \frac{1}{12} f'_c \{ H' (2D'_e + 3d_f - 2t_r) + (r_f - d_f) (2D''_e + 2r_f + d_f - 2t_r) + 2t_r (4D''_e + 3r_f - 2t_r) + (H - D'' - h_r) (4D''_e + 3r_f) \} \quad (8b)$$

$${}_cP_u^W = \frac{1}{6} f'_c \{ H' (2D'_e + 3d - 2t_r) + (r_w - d) (2D''_e + 2r_w + d - 2t_r) + 2t_r (4D''_e + 3r_w - 2t_r) + (H - D'' - h_r) (2D''_e + 2D''_e + 3r_w) \} \quad (8c)$$

$$H' = H - h_r - D' - t_r \quad D'_e = \frac{1}{2} (D - d - 2t_s) \\ D''_e = \frac{1}{2} (D - r_w - 2t_s) \quad (9a \sim 9c)$$

ここで、各記号については以下の通りである。

H : 定着長さ δ : 仮想変位 D : 鋼管幅
 D' : 鉄筋かぶり厚さ D'' : 定着板かぶり厚さ d : 鉄筋の径
 t_s : 鋼管板厚 t_r : リブプレート板厚
 d_f : 最外縁鉄筋同士の外面の距離
 h_r : 鋼管上面から 1 段目リブプレート下端までの距離
 r_f : フランジ側における定着板の支圧領域の幅
 r_w : ウェブ側における定着板の支圧領域の幅

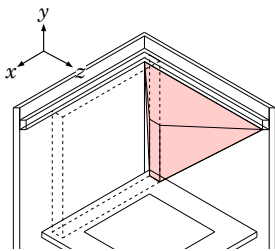


図 14 領域 a

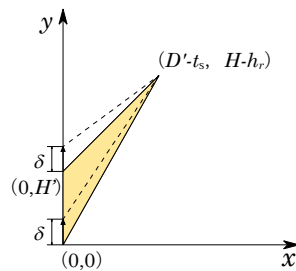


図 15 変形図

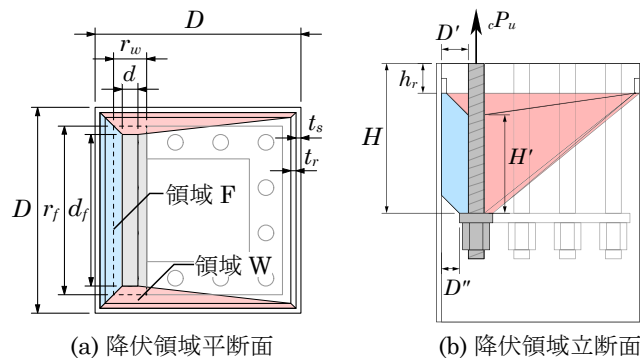


図 16 記号の定義

(2) 最大付着耐力算定式の提案

曲げせん断力を受ける内蔵鉄筋の付着耐力算定式の提案を行う。破壊性状から示されるように、鉄筋はコアコンクリートと一体となって付着破壊が生じていることが確認できる。また、最外縁引張鉄筋から先行して付着破壊が発生していることから、最外縁引張鉄筋以外の鉄筋および定着板を無視し、最外縁引張鉄筋を起点とした単純引抜きの付着破壊機構を考える。この破壊機構から付着破壊が発生する時における最外縁引張鉄筋の付着力 ${}_{bo}P_u$ を算出する。

評価式の導出には、文献 8) で提案されている鉄筋がコンクリートと一体となって引き抜ける付着強度評価方法を応用して求める。藤井等⁹⁾を参照すると、付着強度は鉄筋のせん断面積係数 SA で除したふし間コンクリートの直接せん断強度として評価されており、本研究においてもこれに従う。なお、 SA はコンクリートのせん断面積の公称付着面積に対する比で定義される、付着性能に関する特性値である。図 17 にコアコンクリート部分のせん断面積係数 SA を示す。また、 σ_B については高強度コンクリートまでを対象とした藤井ら式⁹⁾に則り $\sigma_B^{0.85}$ を用いて評価している。

付着強度の評価においては、コンクリートの直接せん断強度がモール・クーロンの破壊基準によるものと仮定し、拘束力がない場合の直接せん断強度と鋼管の拘束力によるその増分の和として、評価式を定数 α, β を用いて $\bar{\tau}_{p, \max} / SA = \alpha \cdot \sigma_B^{0.85} + \beta \cdot \sigma_n$ (10) とする。

■せん断面積係数 SA

複数鉄筋 [D19 - 8]

$$SA = \frac{\psi' \cdot c - 6\pi d_{\max} \cdot (\omega / 2\pi) \cdot c}{\psi' \cdot c}$$

複数鉄筋 [D19 - 12]

$$SA = \frac{\psi' \cdot c - 8\pi d_{\max} \cdot (\omega / 2\pi) \cdot c}{\psi' \cdot c}$$

$$\omega = 2 \arcsin \left(\frac{T + e}{d_{\max} - e} \right)$$

$d_{\max}$: 最外径 a : ふし頂部の幅
 T : ふしの隙間 e : ふしの高さ
 c : ふし間隔 ϕ : ふし傾斜角
 ψ : 公称周長 ψ' : コアコンクリート部分周長

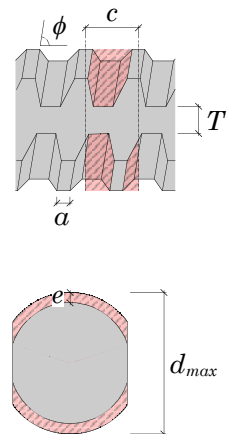


図 17 せん断面積係数 SA

5. まとめ

本研究では、曲げせん断力を受ける定着板付き内蔵鉄筋の引抜き性状の確認および引抜き耐力算定法の検討を行い、以下の知見を得た。

- ・実験ではいずれの試験体でも引抜き破壊を確認でき、定着長さによって破壊性状が異なることが分かった。
- ・鉄筋の応力分布から、最大付着力を迎えた後、付着力が低下していることから、付着破壊が生じていることが分かった。
- ・鋼管のひずみ性状より、定着部付近の断面では支圧破壊の影響により軸方向に比べ、周方向のひずみが大きくなることが分かった。
- ・コーン状破壊耐力算定法については、コーン状破壊が起こった幅厚比の小さな試験体で過小評価となっており、更にコーン状破壊耐力算定法の検討を進めていく必要がある。
- ・付着破壊耐力算定法では、いずれの試験体も良い対応を示していたが、本稿で用いた算定式は鋼管幅やかぶり厚さを実験変数に持たない実験をもとに提案されたものであるため、本提案式の妥当性については今後検証していく必要がある。
- ・本継手の設計を行う上で、定着部における破壊耐力の評価は、鉄筋に生じる引張力を用いる。しかし、引張力を算出するためには付着力だけでなく、支圧耐力を算出する必要があるため、支圧耐力式の提案が今後の課題として挙げられる。

【参考文献】

- 1) 福元敏之, 岡安隆史, 瀧正哉, 荻原行正: 鉄筋を用いたコンクリート充填鋼管柱接合部の応力伝達機構に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻, 第 668 号, pp.1873 - 1880, 2110.10.
- 2) S. Matsuo, Q. Qiao, T. Ninakawa, A. Kawano: Experimental Study on Mechanical Behavior of Exposed-type Square CFT Column Base with Built-in Reinforcing Bars, STESSA2012, pp.645-651, 2012, 1.
- 3) 河口弘光, 野津手崇瑛, 上岡幸太郎, 松尾真太郎, 蛭川利彦, 河野昭彦: 高強度鉄筋内蔵コンクリート充填鋼管柱継手の曲げ性状に関する実験的研究, 第 10 回復合・合成構造の活用に関するシンポジウム, CD-ROM No.44, 2013.11.
- 4) 戸川太吾, 柏木健太郎, 松尾真太郎, 河野昭彦: 内蔵鉄筋を接合材として用いた CFT 柱-仕口接合部の力学挙動, 鋼構造年次論文報告集, 第 23 巻, pp.763-770, 2015.11.
- 5) 李瑞東, 戸川太吾, 上岡幸太郎: コンクリート充填鋼管に内蔵した高強度鉄筋の定着部引抜き性状, 鋼構造年次論文報告, 第 22 巻, pp.553-560, 2015.3.
- 6) Chen, W.F. and Han, D.J.: Plasticity for structural engineers, Springer-Verlag, pp.189-192, 1988.
- 7) COMMIT EURO-INTERNATIONAL DU BETON: CEB-FIP MODEL CODE FOR CONCRETE STRUCTURE, 1978.
- 8) 鶴田茉莉, 蛭川利彦: 内蔵接合鋼材を用いたコンクリート充填鋼管部材継手の引張実験 - 耐力評価方法の確立と高強度化のための追加実験 -, 日本建築学会研究報告九州支部第 52 号, pp.617-620, 2013.3.
- 9) 赤司二郎, 藤井栄, 森田司郎: コンクリート強度と鉄筋のふし形状が付着特性に与える影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.2, pp.127-132, 1991.

謝辞: 本研究は、「科学研究補助金基盤研究(C) (一般) (H27 ~ H29) (番号: 15K06298)」により行われた。岡部(株)からねじ鉄筋用ナットを提供して頂いた。研究の実施に当たり、九州大学名誉教授 河野昭彦先生よりご助言を頂いた。また、実験の実施にあたり、九州大学技術職員技術職員 窪寺弘顕氏、武田良太氏、川添浩史氏、九州大学松尾研究室の学生諸兄にご協力頂いた。ここに記して謝意を表す。

Bending Shear Behavior of Concrete Filled Steel Tubular Column Joint connected by Built-in Reinforcing Bars with an Anchorage Plate

Yuma SAIKI and Shintaro MATSUO

This paper presents an experimental study on bending shear behavior of concrete filled steel tubular (CFT) column joint connected by built-in reinforcing bars with an anchorage plate. This joint makes it easy to use super high-strength steel, since the joint need not be welded. However, when the fixing length of reinforcing bars is short, pull-out failure occurs before reinforcing bars or steel tubes reach yield strength. The objectives of this paper are to investigate pull-out behavior of reinforcing bars in the joint and to evaluate the pull-out strength of cone-type failure or bond failure. The bending shear loading experiments were performed with some parameters such as the fixing length, the width-thickness ratio of the column, the column width. As a result, it revealed that the failure modes differed depending on the fixing length. Furthermore, the calculation method of the pull-out strength was proposed, and its validity was verified by comparison of calculation results with experimental ones.