

1. はじめに

コンクリート充填鋼管(CFT)柱の変形能力評価式は、既に多くの提案がなされている¹⁾。しかしながらこれら提案式は、せん断スパン比(a/D , a : せん断スパン, D : 断面径)で $a/D \leq 5$, 座屈長さ径比(L_k/D , L_k : 座屈長さ)で $L_k/D \leq 10$ 程度の比較的短い柱の実験データを基に構築されている。また, $L_k/D > 10$ ($a/D > 5$) 程度の細長い柱(長柱)に関する実験研究は少なく, その変形能力については明らかになっていない。

本研究では, 既往の実験データと解析に基づき, CFT 長柱の変形能力について考察する。

2. CFT 柱の変形能力

2.1 変形能力の定義

CFT 柱の変形能力(限界部材角)は, 実験における復元力特性の包絡線のせん断力 Q と部材角 R の関係を用いて, せん断力が最大耐力以降で最大耐力より 5%低下した点を限界部材角 R_u として定義し, 評価が行われている(図 1)。よって, CFT 柱の変形能力は, 軸力 N と水平変形 δ により生じる付加曲げモーメント(以下, N - δ 効果)によるせん断力の低下を含んだ形で評価されている。

2.2 既往の変形能力評価式

現在, $L_k/D \leq 10$ ($a/D \leq 5$) 程度の柱に対しては, 一般的に以下の限界部材角 R_u の評価式が用いられている^{2)~4)}。

・円形断面 CFT 柱

$$R_u = 8.8 - 6.7 \frac{N}{N_o} - 0.04 \frac{D}{t} - 0.012 \sigma_B \quad (1)$$

ここで, D , t : 鋼管の断面径及び板厚, N : 作用軸力, N_o : 柱の終局圧縮耐力, σ_B : 充填コンクリートの圧縮強度

・角形断面 CFT 柱

$$R_u = \frac{100}{0.15 + 3.79 \frac{N}{N_o}} \cdot \frac{t}{B} \cdot \beta \quad (2)$$

$$\beta = 1.0 - \frac{\sigma_B - 40.3}{566} \leq 1.0$$

ここで, B : 鋼管の断面せい

上記の式では, 限界部材角の影響因子に柱長さは考慮されていない。

これらの式と既往の実験データとの関係を図 2 に示す⁵⁾。 $L_k/D \leq 10$ ($a/D \leq 5$) の試験体については, 評価式による計算値 $R_{u(cal.)}$ に対する実験値 $R_{u(test)}$ の比の平均値は, 円形断面が 1.03, 角形断面が 1.21 であり, ばらつきはあるものの限界部材角をほぼ評価できている。一方で, $L_k/D > 10$ ($a/D > 5$) の試験体の平均値は, 円形断面が 0.66, 角形断面が 0.85 であり, 評価式は柱の変形能力を過大(危険側)に

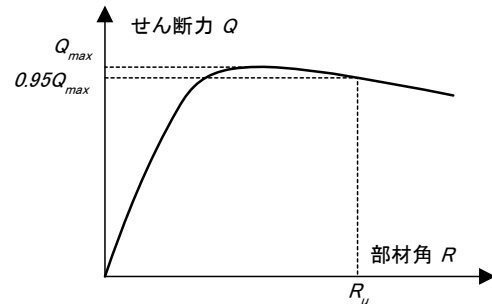


図 1 限界部材角 R_u の定義

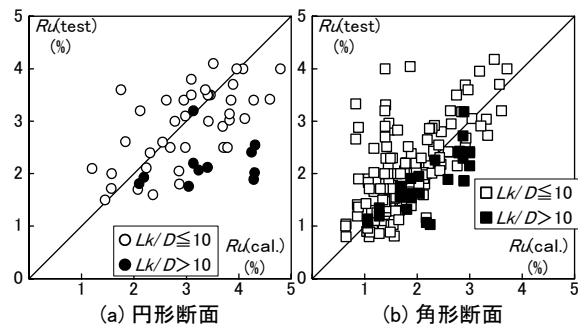


図 2 限界部材角の評価結果

評価する傾向があり、特に円形断面ではその傾向が強い。

3. CDC 解析による CFT 柱の変形能力評価

3.1 解析方法

2.1 節で述べたように、CFT 柱の限界部材角 R_u は、局部座屈等により決定される材端ヒンジ部の回転能力だけではなく、 N - δ 効果によるせん断力の低下によって決定される部材の変形能力を表している。

ここでは、 $L_k/D > 10 (a/D > 5)$ となるような CFT 長柱に関する実験資料が少ないことから、CFT 長柱の挙動をより詳細に把握するため、CDC (Column Deflection Curve) 法により CFT 柱の変形能力を考察する。

解析は材料の応力-ひずみ関係を用いて平面保持の仮定により対象となる柱断面のモーメント-曲率関係を求め、次に柱材を材長方向に線要素に分割し、各要素の釣合を満足させながら数値積分によって材端に作用する水平力と変位を求める方法を用いた(図 3)。

各要素の力の釣合は、(3)式で表される。

$$M_j - M_{j+1} - P \cdot dL - N(y_{j+1} - y_j) = 0 \quad (3)$$

M_j, M_{j+1} : $j, j+1$ 点でのモーメント
 N, P : 軸力, および水平力
 dL : 分割部分の長さ
 y_j, y_{j+1} : $j, j+1$ 点での水平変位

各要素のたわみ角, 曲率の関係は(4)式で表される。

$$\begin{aligned} \theta_{j+1} &= \theta_j + \phi_j \cdot dL \\ y_{j+1} &= y_j + \theta_j \cdot dL + \frac{1}{2} \phi_j \cdot dL^2 \end{aligned} \quad (4)$$

θ_j, θ_{j+1} : $j, j+1$ 点でのたわみ角
 ϕ_j : j 点での曲率

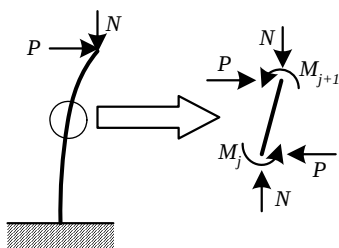


図 3 解析モデル

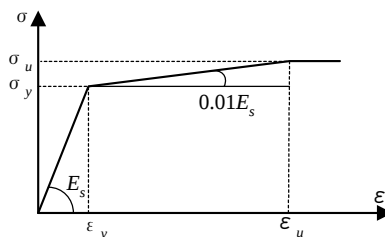


図 4 鋼管

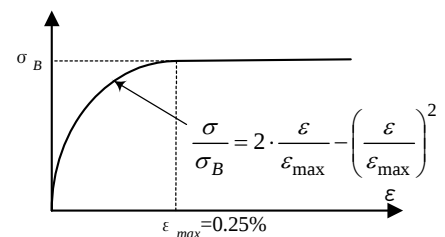


図 5 コンクリート

鋼管の応力-ひずみ関係は、図 4 に示す降伏強度 σ_y , 引張強度 σ_u を折れ点としたトリリニア型にモデル化し、 σ_y 以降の降伏後剛性はヤング率 E_s の 1/100 と仮定した。なおモデルは圧縮引張とも同一とし、圧縮応力下での鋼管の局部座屈は考慮していない。

充填コンクリートの応力-ひずみ関係は、圧縮強度(σ_B)到達時のひずみ ϵ_{max} を 0.25% と仮定し、圧縮強度に達するまでを 2 次曲線で表し、その後圧縮強度を維持するモデルとした(図 5 参照)。なお、コンクリートの引張強度は無視した。

また、鋼管ならびにコンクリートの応力-ひずみ関係のモデル化に関しては、2 軸応力(軸方向, 円周方向), 歪履歴の影響は考慮していない。

なお解析は一方向単調載荷とした。

3.2 解析パラメータ

解析対象は、円形, 角形断面とし、鋼管の降伏強度は $\sigma_y = 325 \text{ N/mm}^2$, 充填コンクリートの圧縮強度は $\sigma_B = 45 \text{ N/mm}^2$ とした。解析変数は、径厚比(幅厚比), 柱の座屈長さ径比(L_k/D)および軸力比(N/N_0)とし、円形鋼管の径厚比は $D/t = 30, 50, 67$, 角形鋼管の幅厚比は $B/t = 30, 35, 44$, $L_k/D = 6 \sim 30 (@6)$, $N/N_0 = 0.1 \sim 0.7 (@0.2)$ に変化させた。

本解析では、材料モデルに強度低下を考慮していないため、解析結果から求まる耐力低下および限界部材角 R_u は、全て軸力による N - δ 効果により生じることとなる。

3.3 解析結果

解析結果の一例を図 6 に示す。軸力比 N/N_0 が高くなるほど、 L_k/D が大きくなるほど、限界部材角 R_u は小さくなることがわかる。特に L_k/D が 6 ~ 12 の間で R_u が大きく変化し、 $L_k/D > 12$ では、座屈長さによる R_u の差はわずかになる。

図中には、前出の評価式による限界部材角も併せて示しているが、円形断面では、 $L_k/D=6$ の解析結果との対応が良い。一方角形断面では、 $L_k/D=6$ の解析結果が評価式を大きく上回っている。なおこれらの傾向は、径厚比(幅厚比)が異なる場合も同様であった。

3.4 $L_k/D \leq 10$ の CFT 柱の変形能力

図7に比較的標準的な材料強度と断面を有する $L_k/D=6$ の CFT 柱のスケルトンカーブを示す。図では、せん断力 Q と部材角 R の関係(Q - R 関係)と、材端モーメント M (付加曲げ考慮)と部材角 R の関係(M - R 関係)を併せて表示している。

円形断面の場合、せん断力が最大値 Q_{max} に達した後も材端モーメントは低下していない。せん断力の低下は N - δ 効果によるものであり、限界部材角 R_u は断面の耐力低下ではなく、 N - δ の影響により決定している。一方角形断面は、 Q_{max} 以降、せん断力の低下とほぼ同時期に材端モーメントも低下している。せん断力低下時の傾きは、 N - δ の線の傾きよりも勾配が急であり、局部座屈による断面耐力の低下により R_u が決定しているものと考えられる。なおこれらの傾向は、既往の $L_k/D=6$ の実験データを概観しても、ほぼ同様であった。

3.3 節に示した CDC 解析では、局部座屈やコンクリートの強度低下を考慮していないため、解析から求まる R_u は、 N - δ 効果により決定される値である。よって円形断面では解析結果と前出の評価式との対応が良かったが、角形断面では解析結果が評価式を大きく上回る結果となったものと考えられる。

以上のことから、 $L_k/D \leq 10$ 程度の比較的短い CFT 柱の限界部材角 R_u は、主に円形断面では N -

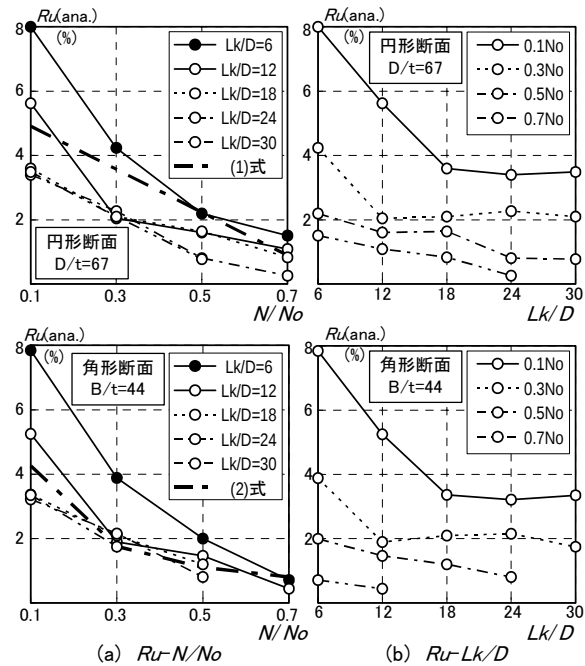


図6 解析による限界部材角の比較

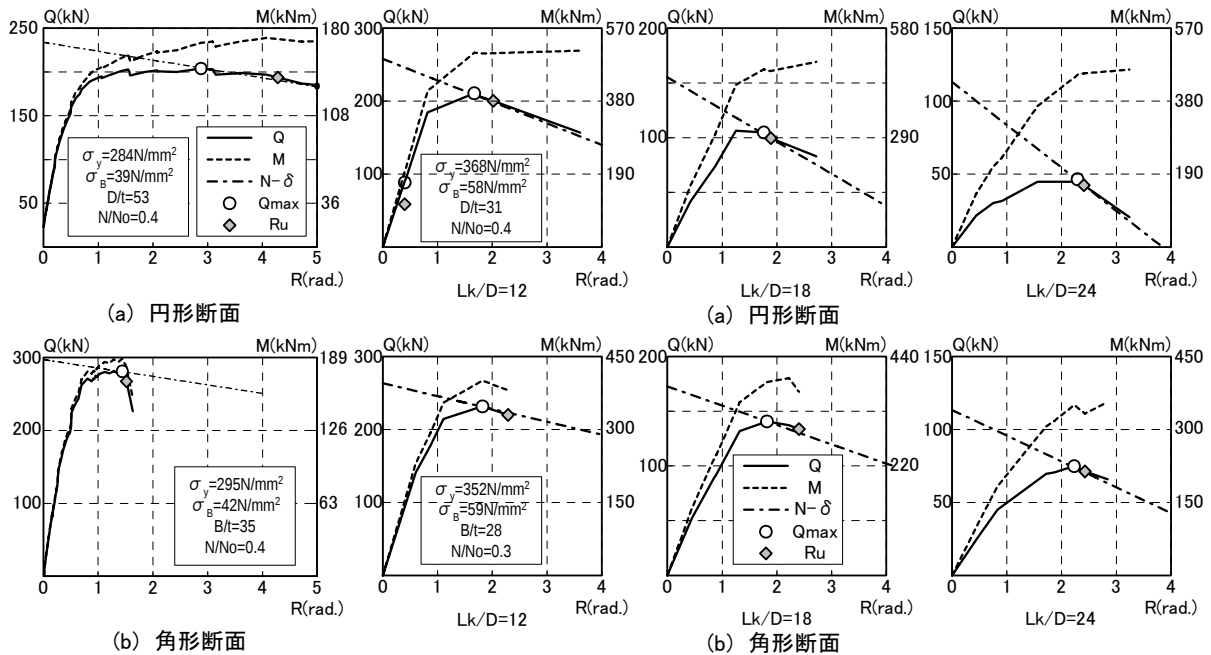


図7 Q-R, M-R 関係($L_k/D=6$)

図8 長柱の Q-R, M-R 関係

δ による部材の変形能力を、角形断面では局部座屈による断面の変形能力を表しており、よって前出の評価式に関してもそのような CFT 柱の変形能力を評価している式であるといえる。

3.5 $L_k/D > 10$ の CFT 柱の変形能力

文献 6)に示された $L_k/D=12 \sim 24$ の CFT 長柱の実験から得られたせん断力-部材角関係(Q-R 関係)と材端モーメント-部材角関係(M-R 関係)のスケルトンカーブを図 8 に示す。円形断面では、材端モーメントの低下はなく、せん断力の低下勾配が $N-\delta$ 効果による傾きより緩やかであり、短柱と同様に長柱も限界部材角 R_u は $N-\delta$ 効果で決定されている。一方で角形断面は、せん断力の低下とほぼ同時に材端モーメントも低下しているが、せん断力の低下勾配は $N-\delta$ の勾配より緩やかになり、長柱になると限界部材角に及ぼす $N-\delta$ の影響が大きくなっている。

$L_k/D=12 \sim 24$ の実験の $R_{u(test)}$ を CDC 解析を用いて評価した結果を図 9 に示す。実験結果と解析との対応は良好である。よって長柱の限界部材角の評価が CDC 解析によって可能と考えられる。

最後に $L_k/D \geq 12$ の CDC 解析結果から得られた限界部材角 $R_{u(ana.)}$ を評価式の算定結果 $R_{u(cal.)}$ と比較して図 10 に示す。図中に示した太線は平均値を表し、円形断面では評価式の 0.6 倍、角形断面では評価式の 0.8 倍であった。同図には、 $L_k/D \geq 12$ の実験結果 $R_{u(test)}$ と評価式の算定結果の関係もプロットしているが、CDC 解析の平均ライン(太線)で実験結果をほぼ評価できそうである。 $L_k/D \geq 12$ の柱では、 L_k/D の違いや径厚比(幅厚比)の違いによる限界部材角への影響が僅かであること

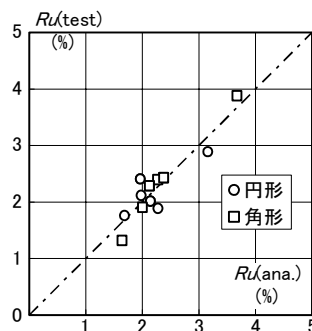


図 9 実験と CDC 解析の比較

から、結果的には前出の R_u 評価式に低減係数を乗じることで対応可能と考えられる。

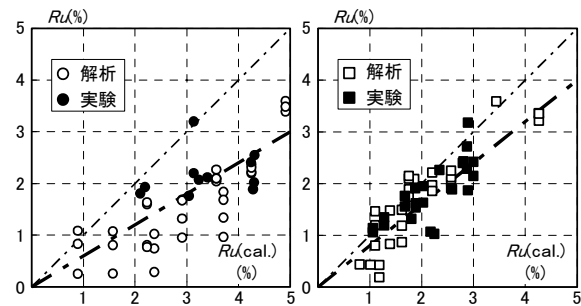


図 10 評価式と実験, CDC 解析の比較

4. まとめ

CFT 柱の変形能力について既往の実験データならびに解析結果を基に考察した。

- $L_k/D \leq 10$ 程度の CFT 柱の変形能力(限界部材角)は、角形断面は局部座屈、円形断面は $N-\delta$ 効果により決定される場合が多い。
- $L_k/D > 10$ 程度の CFT 柱の変形能力(限界部材角)は、円形断面、角形断面共に CDC 解析により評価できる。
- 現行の変形能力(限界部材角)評価式は、 $L_k/D \leq 10$ に対する評価式であり、 $L_k/D > 10$ の柱に適用する場合には、低減係数等を用いて変形能力を低減する必要がある。

参考文献

- 1) 日本建築学会:コンクリート充填鋼管構造設計施工指針, 1997
- 2) 森修, 他:ハイブリッド構造に関する日米共同構造実験研究(CFT-23) コンクリート充填鋼管柱の変形性能 その 1 円形鋼管, 日本建築学会大会梗概集, pp. 929-930, 1997.9
- 3) 野口隆, 他:ハイブリッド構造に関する日米共同構造実験研究(CFT-24) コンクリート充填鋼管柱の変形性能 (その 2) 角形鋼管, 日本建築学会大会梗概集, pp. 931-932, 1997.9
- 4) 森修, 他:ハイブリッド構造に関する日米共同構造実験研究(CFT-33) CFT 柱の復元力特性モデル, 日本建築学会大会梗概集, pp. 1225~1226, 1998. 9
- 5) 藤本利昭, 他:コンクリート充填鋼管柱の構造性能に関する調査研究, 日本建築学会技術報告集, 第 16 号, pp. 129-134, 2002.12
- 6) 山口種美, 他: CFT 長柱の構造性能に関する研究-その 1~4-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III C-1, pp. 1185~1192, 2000.9