

コンクリートの圧縮破壊を考慮した角形コンクリート充填鋼管柱の
繰り返し曲げせん断挙動の有限要素解析FINITE ELEMENT ANALYSIS OF SQUARE CONCRETE-FILLED-TUBE COLUMN
UNDER CYCLIC SHEAR-BENDING CONSIDERING COMPRESSIVE DAMAGE OF CONCRETE藤原 淳^{*1}, 大崎 純^{*2}, 田川浩之^{*3}, 宮村倫司^{*4}, 山下拓三^{*5}Jun FUJIWARA, Makoto OHSAKI, Hiroyuki TAGAWA,
Tomoshi MIYAMURA and Takuzo YAMASHITA

A finite element analysis of a square concrete-filled-tube (CFT) column under cyclic shear-bending loading is conducted. The concrete constitutive model proposed by the authors, which has extended Drucker-Prager yield surface and a simple damage criterion for representing softening behavior in compression, is updated. A reproducing analysis of a static cyclic bending experiment of a CFT column is performed. The load-deformation relations obtained from the experimental and numerical results are compared. From the numerical result, the damage progress of the filled concrete and the steel-concrete interaction are visually illustrated and discussed.

Keywords: Square concrete-filled-tube, Cyclic shear-bending loading, Damage model, Extended Drucker-Prager model, Local buckling, Solid finite element

角形コンクリート充填鋼管, 繰り返し曲げせん断荷重, 損傷モデル, 拡張 Drucker-Prager モデル, 局部座屈, ソリッド要素

1. はじめに

コンクリート充填鋼管 (CFT) は, 鋼管がコンクリートに拘束効果を与え, コンクリートが鋼管の局部座屈を抑制することから, 耐力と靱性に優れた合成構造である。CFT に関する実験研究はこれまで数多く実施・報告されている。しかし, 鋼管と充填コンクリート相互の力のやり取りや, コンクリートの損傷の進行等は実験での確認が難しい。したがって, 詳細な解析によって CFT の挙動を再現し, 解析結果を分析することには意義がある。修行, 李¹⁾は, ファイバー要素を用いた CFT の弾塑性大変形解析法を提案した。しかし, 鋼管とコンクリートが境界面で一体化されており, 両者の相互作用が十分に考慮されていない。藤井ら²⁾は, シェル要素とソリッド要素, 付着要素を用いて CFT をモデル化し, 一定軸力を受ける CFT 柱の繰り返し水平載荷試験の再現解析を行った。しかし, コンクリートを完全弾塑性体としてモデル化しているため, 部材耐力の劣化を再現できていない。柴田, 橘³⁾は, コンクリートの軟化挙動とダイラタンシー, 鋼管の局部座屈を考慮して圧縮破壊の解析を行った。しかし, 単調軸圧縮のみを対象としている。松村, 水野⁴⁾は, 一定軸力の下で単調曲げ変形を受ける CFT 柱を対象として, 鋼材とコンクリートの構成モデルと弾性係数比をパラメータとするセンシティビリティ解析を行った。コンクリートの軟化挙動と鋼管の製

造過程での塑性変形による降伏棚の消失を考慮し, コンクリートの剛性を材料試験の割線剛性に比べて低く設定することで, 解析結果が実験結果に近づくことを示している。しかし, 繰り返し荷重下の挙動は対象としていない。後藤ら⁵⁾は, 塑性損傷モデルによりコンクリートの軟化挙動を考慮して, 円形 CFT 柱の繰り返し曲げ解析を行った。しかし, 大きな損傷が予測される箇所の充填コンクリートに, ひび割れを模擬した有限要素のモデル化を予め施しており, 繰り返し荷重による充填コンクリートの損傷の進行を再現した解析にはなっていない。中原ら⁶⁾は, 繰り返しせん断荷重を受ける CFT 短柱を, 詳細な有限要素を用いて解析した。単調水平載荷解析により実験の初期剛性と耐力の包絡線を再現したが, 繰り返し荷重に対する解析は行われていない。以上のように, 鋼管と充填コンクリートの相互作用, コンクリートの圧縮軟化挙動および鋼管の局部座屈の全てを考慮した上で, 繰り返し曲げを受ける CFT の挙動を再現した解析は, 著者らの知る限り報告されていない。

防災科学技術研究所では, 建築・土木構造物, 地盤構造物の破壊・崩壊に至るまでの過程を高い精度で再現することを目的に, 詳細有限要素解析システム (数値震動台, E-Simulator) の開発を行っている⁷⁾。数値震動台では, 並列汎用有限要素構造解析コードである ADVENTUREcluster⁸⁾をプラットフォームとして, 建築・土木・

*1 防災科学技術研究所 主幹研究員・博士(工学)

*2 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 教授・博士(工学)

*3 武庫川女子大学環境生活学部建築学科 准教授・Ph.D.

*4 日本大学工学部情報工学科 准教授・博士(工学)

*5 防災科学技術研究所 主任研究員・博士(工学)

Research Fellow, NIED, Dr.Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Mukogawa Women's Univ., Ph.D.

Assoc. Prof., Dept. of Computer Science, Nihon Univ., Dr.Eng.

Chief Researcher, NIED, Dr.Eng.

地盤材料の構成則を開発、実装し、E-ディフェンス実験等の再現解析を通じて妥当性の確認を行っている。これまでに、合成梁の静的繰返し載荷実験の再現解析⁹⁾、4層鉄骨造建物の動的完全崩壊実験の再現解析^{10),11)}等を実施している。数値震動台の特徴の一つは、塑性ヒンジモデルのようなマクロモデルによることなく、材料構成則と詳細な有限要素モデルのみで部材や構造全体の挙動を再現する点である。本論文では、数値震動台を用いて、鋼管とコンクリートの相互作用、コンクリートの圧縮軟化挙動および鋼管の局部座屈を考慮した、CFT柱の繰返し曲げ解析を実施する。

解析には、拡張 Drucker-Prager (DP) モデル¹²⁾に損傷モデルを導入したコンクリート構成則¹³⁾を用いる。ただし、損傷変数が圧縮状態でのみ進行するよう改良する。鋼材構成則は移動硬化 von Mises モデルとし、硬化曲線は区分線形（マルチニア）型とする。

文献 14) で実施された CFT 柱の繰返し曲げ試験（試験体 M-4）を対象とする再現解析を行う。ソリッド要素を用いて、スタブも含めて CFT 柱の試験体をモデル化する。解析により得られた荷重－変位関係を実験結果と比較し、提案構成則と有限要素を組み合わせた解析で CFT 柱の弾塑性繰返し曲げ挙動を再現する。また、実験による観察が困難な、コンクリートの損傷の進行や分布、鋼管とコンクリートの接触等を解析結果から分析する。

本論文は、文献 21)・23) で報告したコンクリート構成則を改良した上で、文献 22), 23) の例題に対してパラメータと解析条件を再設定し、新たな結果と考察を加えたものである。

2. 圧縮破壊を考慮したコンクリート構成則

本研究では、拡張 DP モデル¹²⁾に損傷モデルを加えた構成則¹³⁾でコンクリートをモデル化する。その概要をここに記すとともに、本論文で CFT の解析に適用する際に加えた改良点について述べる。

弾性状態での応力－ひずみ関係は線形とする。オリジナルの DP モデルを双曲線型に拡張した以下の式を、降伏関数 F とする。

$$F = \sqrt{l_F^2 + q^2} - p \tan \phi_F - d' \quad (1)$$

$$l_F = \varepsilon_F \sigma_0^y \tan \phi_F \quad (2)$$

ここで、 q は相当応力、 p は静水圧である。 ϕ_F 、 ε_F 、 σ_0^y は材料パラメータであり、それぞれ内部摩擦角、双曲線パラメータ、初期降伏応力を表す。 d' は σ_0^y の定義と降伏応力 σ^y から以下のように定める。

$$d' = \begin{cases} \sqrt{l_F^2 + (\sigma^y)^2} - \frac{\sigma^y}{3} \tan \phi_F & \sigma_0^y \text{ を圧縮強度で与えるとき} \\ \sqrt{l_F^2 + (\sigma^y)^2} + \frac{\sigma^y}{3} \tan \phi_F & \sigma_0^y \text{ を引張強度で与えるとき} \\ \sqrt{l_F^2 + (\sigma^y)^2} & \sigma_0^y \text{ をせん断強度で与えるとき} \end{cases} \quad (3)$$

塑性ポテンシャル G は以下のように表され（ ϕ_G 、 ε_G は材料パラメータ）、硬化則は等方硬化とする。

$$G = \sqrt{l_G^2 + q^2} - p \tan \phi_G \quad (4)$$

$$l_G = \varepsilon_G \sigma_0^y \tan \phi_G \quad (5)$$

圧縮耐力後の軟化挙動を表すため、損傷変数 f_{cave} を導入する。無損傷状態を $f_{cave} = 0$ 、損傷により荷重を支える能力を完全に失った状態を $f_{cave} = 1$ として、弾性係数 E を初期弾性係数 E_0 と f_{cave} から

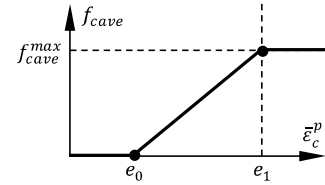


Fig. 1 Relationship between f_{cave} and ε_c^p

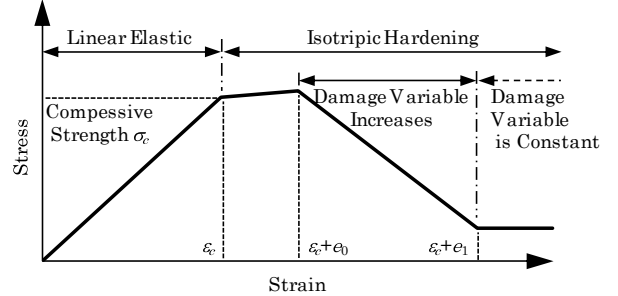


Fig. 2 Schematic stress-strain diagram of the concrete constitutive law (compression: positive)

$$E = (1 - f_{cave})E_0 \quad (6)$$

とする。文献 13) では、 f_{cave} を相当塑性ひずみ ε^p の関数としていたのに対し、ここでは新たに定義した累積圧縮塑性ひずみ ε_c^p の関数とする。 ε_c^p は、各荷重増分ステップで得られた相当塑性ひずみ増分を、静水圧 p が圧縮状態（正）のときのみに累加したものである。 f_{cave} の定義を、式(7)および Fig. 1 に示す。

$$f_{cave} = \begin{cases} 0 & \varepsilon_c^p \leq e_0 \\ \frac{f_{cave}^{\max} \varepsilon_c^p - e_0}{e_1 - e_0} & e_0 < \varepsilon_c^p \leq e_1 \\ f_{cave}^{\max} & e_1 < \varepsilon_c^p \end{cases} \quad (7)$$

ここに、 $f_{cave}^{\max}$ は f_{cave} の最大値を表すパラメータ、 e_0 と e_1 はそれぞれ損傷の開始時と f_{cave} が $f_{cave}^{\max}$ に達した時の ε_c^p を表すパラメータである。圧縮側の応力－ひずみ関係の模式図を Fig. 2 に示す。

一方、引張りび割れについては、引張主応力が設定した閾値を下回った際に主応力を 0.001 にすることで簡易的に表す。

3. 角形 CFT 柱の繰返し曲げせん断実験¹⁴⁾の再現解析

3.1 試験体概要と詳細有限要素モデル

文献 14) で実施された角形 CFT 柱の曲げせん断試験の、試験体 M-4 の再現解析を行う。試験体の概要を Fig. 3 に示す。CFT 柱の全長は 2600 mm で、上下端 580 mm がそれぞれスタブに埋め込まれており、内法高さは 1440 mm である。鋼管は 1 辺 240 mm の正方形断面を有する溶接組立による角型鋼管で、厚さは 8 mm である。鋼管には呼び強度 780 N/mm² の高強度鋼が用いられている。鋼管の内部には、全長にわたって呼び強度 150 N/mm² の超高強度コンクリートが充填されている。スタブは、フランジ (SM490A)、ウェブ (SM490A) およびスチフナ (SS400) により構成されている。

鋼管とスタブには非適合モードを加えた 6 面体 1 次ソリッド要素、充填コンクリートには 6 面体 1 次ソリッド要素を用いてメッシュ分割する。文献 15) を参考に、鋼管の厚さ方向の分割数を 2、幅方向の

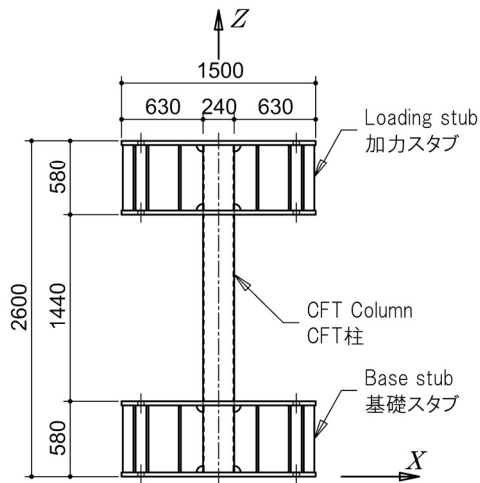


Fig. 3 Front view of specimen

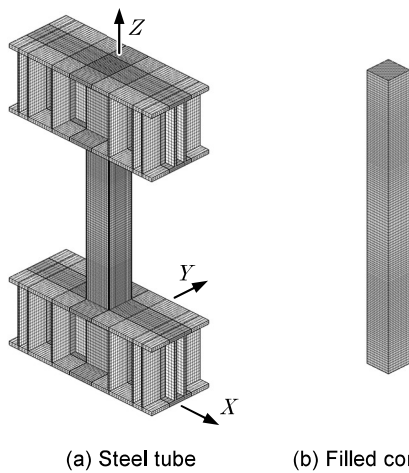


Fig. 4 Finite element model of square CFT column

分割数を約 20 として、幅方向と長さ方向の要素辺長の比がおおよそ 1 となるように長さ方向の分割数を設定する。充填コンクリートの要素は、一辺 15mm 程度とする。鋼管柱と充填コンクリートの有限要素モデルを、それぞれ Fig. 4 (a)と(b)に示す。節点数は 173,783, 要素数は 127,296 である。

3.2 コンクリート材料とパラメータ

充填コンクリートは、呼び強度 150 N/mm² の超高強度コンクリートである。現場封かん養生された試験体の圧縮試験の結果から、圧縮強度とポアソン比をそれぞれ 160 N/mm²と 0.25 とする。超高強度コンクリートの応力-ひずみ関係は、応力が圧縮強度に達するまでほぼ線形であると考えられる。よって、圧縮試験の最大荷重とその際の軸ひずみから得られる割線剛性をコンクリートの初期弾性係数 E_0 として与える。

圧縮強度を式(1)-(3)の初期降伏応力 σ_0^y とする。藤田ら¹⁶⁾および吉田ら¹⁷⁾の検討から、内部摩擦角 ϕ_F を 50 度とする。野口、友澤¹⁸⁾の提案する圧縮強度と割裂引張強度の関係式から引張強度を求め、1 軸引張時の降伏応力が引張強度に一致するように双曲線パラメータ ε_F を定める。 $p-q$ 平面上に描いた降伏曲面を Fig. 5 に実線で示す。

Table 1 Material parameters of concrete

Initial Elastic Modulus E_0 N/mm ²	Poisson's Ratio	Compressive Strength N/mm ²	Tensile Strength N/mm ²	ϕ_F deg
37,500	0.25	160	8	50
ε_F	Hardening Coefficient N/mm ²	f_{cave}^{max}	e_0	e_1
0.8273	37.5	0.9	0.0001	0.0025

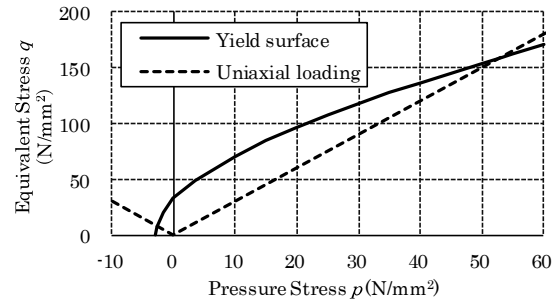


Fig. 5 Yield surface in $p-q$ plane

(positive direction of horizontal axis indicates compression)

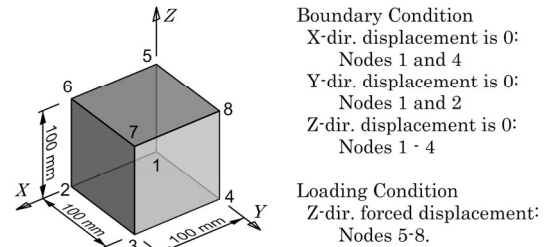


Fig. 6 1 element model

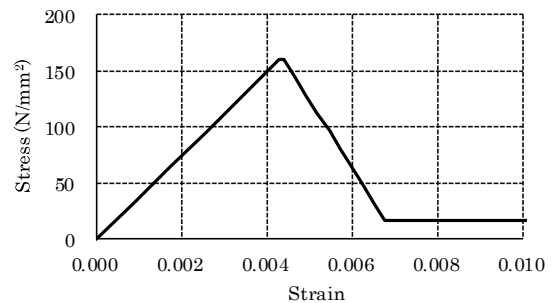


Fig. 7 Uniaxial stress-strain relationship of unconfined concrete

また、1 軸載荷における p と q の関係を、Fig. 5 に点線でプロットする。降伏曲面（実線）と点線の交点が、圧縮強度と引張強度（それぞれ 160, 8 N/mm²）に一致していることが分かる。塑性ポテンシャル G のパラメータは、 $\phi_G = \phi_F$, $\varepsilon_G = \varepsilon_F$ とする。降伏後の硬化係数は弾性係数の 1/1000 で与える。

$f_{cave}^{max} = 0.9$ と仮定する。文献 19) に示された、目標強度 150 N/mm² のプレーンコンクリートのシリンダー試験体の 1 軸圧縮時の軟化曲線から、 $e_0 = 0.0001$, $e_1 = 0.0025$ と定める。材料パラメータを Table 1 に列挙する。Table 1 のパラメータを、6 面体 1 次要素を用いた 1 要素解析に適用する（要素形状と解析条件は Fig. 6 参照）。1 要素解析で得られた、 Z 軸方向の応力-ひずみ関係を Fig. 7 に示す。

Table 2 Material parameters of steels

Type	Elastic Modulus N/mm ²	Poisson's Ratio	Yield Stress N/mm ²	Hardening Coefficient N/mm ²	
High Ten. Strength Steel	212,000	0.3	744	2,300 ^{*1}	212 ^{*2}
SM490A	205,000	0.3	325	1450	
SS400	205,000	0.3	235	1350	

※1 $0 \leq \bar{\epsilon}^p \leq 0.0735$, ※2 $0.0735 < \bar{\epsilon}^p$

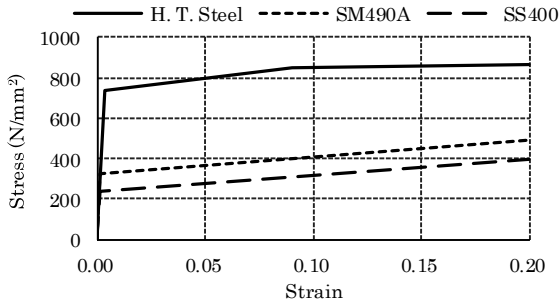


Fig. 8 Uniaxial true stress-strain relationship of steels

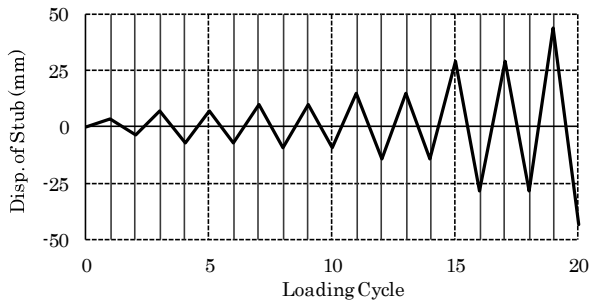


Fig. 9 Loading pattern

3.3 鋼材とパラメータ

鋼管に用いられる高強度鋼の構成則は、トリリニア型の応力-ひずみ曲線を有する、移動硬化則を用いた Von Mises モデルとする。1 軸引張試験で得られた公称降伏応力 (741 N/mm²) を真応力に変換した値を初期降伏応力とする。引張強度 (845 N/mm², 公称応力) とその際の公称ひずみ (0.08) から、引張強度に達するまでの硬化係数を定める。引張強度後の硬化係数は弾性係数の 1/1000 とする。SM490A と SS400 は、応力-ひずみ曲線はバイリニア型、降伏曲面は Von Mises モデル、硬化は移動硬化とする。初期降伏応力は呼びの降伏応力と与え、公称ひずみが 20% となった時に公称降伏応力が呼び強度に一致するように硬化係数を定める。鋼材のパラメータを Table 2 に示す。ここで、公称応力と公称ひずみを、真応力と対数ひずみにそれぞれ変換したうえで硬化係数を求めた。変換に際しては、体積が一定と仮定した。Table 2 のパラメータを 1 要素解析に適用する。要素形状と解析条件はコンクリートと同様とする (Fig. 6 参照)。Z 軸方向の真応力-対数ひずみ関係を Fig. 8 に示す。

3.4 解析条件

基礎スタブ底面の全節点の X, Y, Z 軸方向変位を拘束する。加力スタブ上面の全ての節点を剛体梁要素で接続して一体的に変位させ、かつ回転を拘束し平行移動のみを許容する。CFT 柱に 4000 kN

の一定の圧縮軸力を作用させ、加力スタブの上面に X 軸方向の繰返し強制変位を与える。強制変位の振幅を 3.6, 7.2, 9.6, 14.4, 28.8, 43.6 mm と漸増させる (CFT 柱の変形角 1/400 から 1/33 に相当)。载荷パターンを Fig. 9 に示す。変位増分は、初期値を 1 mm として、各増分ステップでの非線形反復の収束状況に応じて自動調整する (最大値 1 mm)。鋼管とコンクリートの境界面では、面外方向には接触、面内方向には滑り条件を設定する。解析は静的解析とし、幾何学的非線形性を考慮する。ソルバとして、ADVENTURECluster Solver ver. 2014²⁰⁾をベースとした数値震動台を用いる。

3.5 解析結果

実験と解析で得られた荷重-水平変位関係を Fig. 10 にプロットする。Fig. 11 から Fig. 13 に、1-14, 15-18, 19-20 サイクルの荷重-水平変位関係をそれぞれ図示する。各サイクルの载荷終了時点 (Fig. 9 の強制変位のピーク) での荷重を Table 3 に示す。

Fig. 11 にみられるように、14 サイクル (CFT 柱の変形角 1/100) までは、解析と実験の荷重-変位関係はほぼ線形であり、両者の剛性はほぼ一致している。14 サイクルの载荷終了時点での充填コンクリートの損傷変数と鋼管の相当塑性ひずみの分布をそれぞれ Fig. 14 と Fig. 15 に、損傷変数の合計値の推移を Fig. 16 に示す。Fig. 14 - Fig. 16 から、14 サイクルまでは鋼材の塑性化やコンクリートの損傷はほとんどみられない。Table 3 から、解析では载荷方向によらずに強制変位の絶対値が同じであれば荷重の絶対値もほぼ同じである。一方実験では、X 軸正側载荷時の荷重の絶対値は、X 軸負側载荷時の荷重の絶対値に比べて小さい。これにより、X 軸正側载荷時は解析結果が実験結果を、X 軸負側载荷時は実験結果が解析結果を上回る傾向がある。実験結果に対する解析結果の比率は、X 軸正側载荷時で 0.979~1.142, X 軸負側载荷時で 0.715~1.004 である。

15 サイクル以降では剛性と耐力の低下がみられる (Fig. 12 参照)。15 サイクルの強制変位が 15 mm を超えると鋼管の圧縮側フランジに局部座屈が現れ始め、局部座屈による変形により鋼管が塑性化する。Fig. 17 に、15 サイクルの強制変位が 18.6 mm のときの柱脚の変形状態と相当塑性ひずみ分布を示す。実験¹⁴⁾でも 15 サイクルで鋼管に局部座屈が生じている。コンクリートの損傷も局部座屈発生とはほぼ同じ時期に進行しており (Fig. 16), 15 サイクルの剛性と耐力の低下は鋼管の局部座屈とコンクリートの損傷が原因であると考えられる。15 サイクルの载荷終了時点でのコンクリートの f_{cave} と鋼管の相当塑性ひずみ分布を、それぞれ Fig. 18 と Fig. 19 に示す。解析での剛性低下の始まりは実験に比べて遅いが (Fig. 12 および Fig. 13), 19 サイクルまでは耐力劣化等の荷重-変位関係の特徴は定性的にはとらえられている。Fig. 20 と Fig. 21 に、19 サイクルのコンクリートの f_{cave} と鋼管の相当塑性ひずみの分布をそれぞれ示す。19 サイクル終了時点で、コンクリートの X 軸方向正負両側側面から幅の約 1/3 の範囲で f_{cave} が f_{cave}^{max} に達し、鋼管は局部座屈で大きく変形している。Table 3 から、15~19 サイクルでの载荷終了時の荷重は、強制変位の増加に伴い解析と実験の差が大きくなる。19 サイクル終了時で差が最大となり 15.3% である (Fig. 13 の Point A)。

20 サイクルでは、解析と実験との差が非常に大きい。これは、実験では鋼材の破断が生じているが、今回用いた鋼材構成則では破断を表現していないためである。

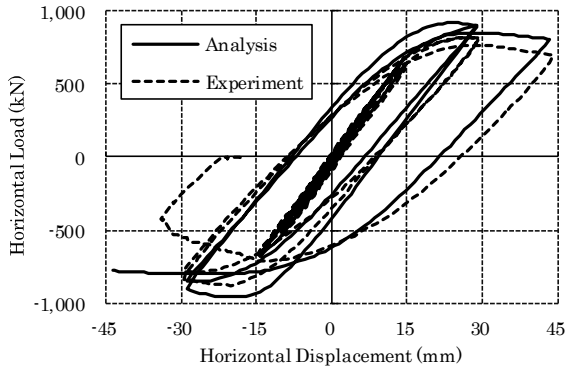


Fig. 10 Horizontal load-displacement relationship (All cycles)

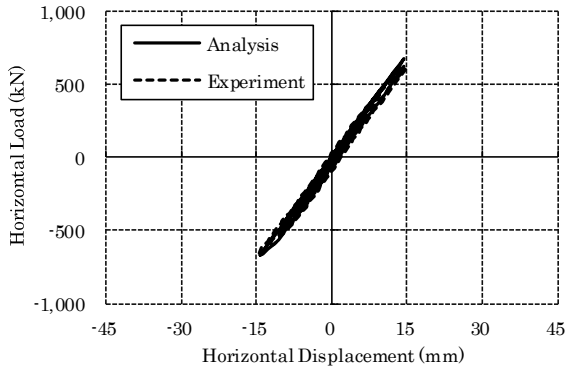


Fig. 11 Horizontal load-displacement relationship (Cycles 1-14)

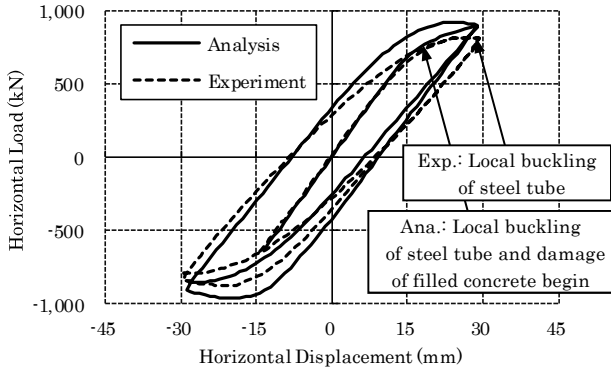


Fig. 12 Horizontal load-displacement relationship (Cycles 15-18)

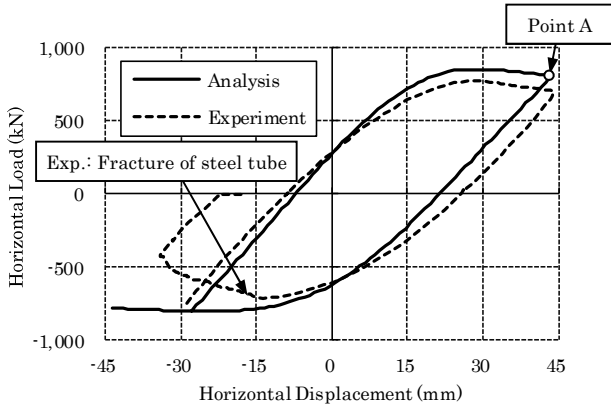


Fig. 13 Horizontal load-displacement relationship (Cycles 19-20)

Table 3 Loads at ends of each cycles (kN)

Cycle	1	2	3	4	5	6	7
Analysis	172.8	-172.9	341.6	-343.2	342.8	-342.9	447.2
Experiment	151.3	-241.6	334.0	-407.1	350.0	-406.1	420.0
Ana. / Exp.	1.142	0.715	1.023	0.843	0.979	0.844	1.065

Cycle	8	9	10	11	12	13	14
Analysis	-454.6	453.7	-454.2	615.1	-674.6	671.8	-672.7
Experiment	-503.1	451.0	-499.1	607.0	-672.2	628.0	-670.3
Ana. / Exp.	0.904	1.006	0.910	1.013	1.004	1.070	1.004

Cycle	15	16	17	18	19
Analysis	890.6	-900.1	895.3	-844.2	800.6
Experiment	802.2	-836.7	811.1	-776.7	694.1
Ana. / Exp.	1.110	1.076	1.104	1.087	1.153

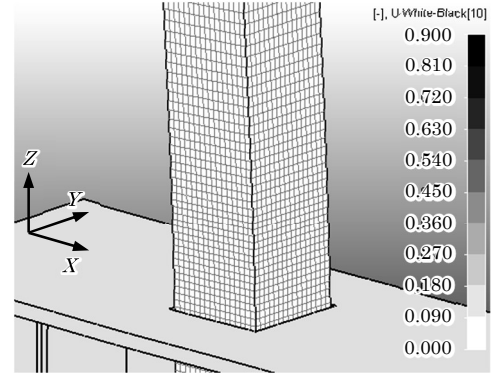


Fig. 14 Damage variable of concrete (Cycle 14, displacements are scaled 5 times)

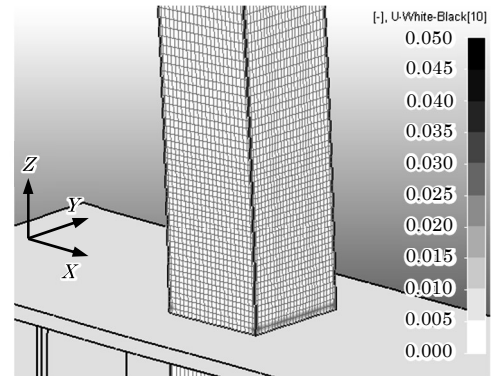


Fig. 15 Equivalent plastic strain of steel tube (Cycle 14, displacements are scaled 5 times)

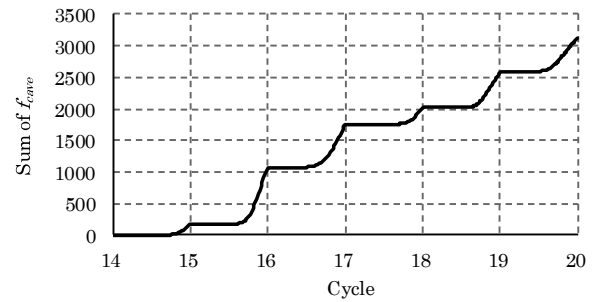


Fig. 16 Transition of sum of damage variables f_{cave}

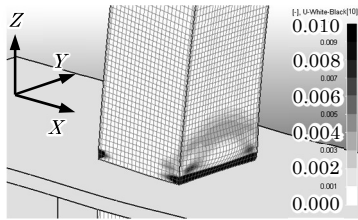


Fig. 17 Equivalent plastic strain and local buckling of steel tube
(Cycle 15, loading stub displacement: 18.6 mm,
displacements. are scaled 10 times)

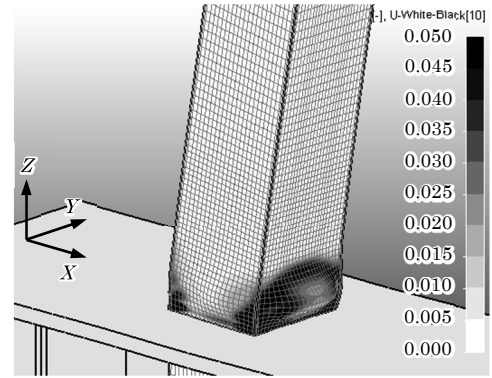


Fig. 21 Equivalent plastic strain of steel tube
(Cycle 19, displacements. are scaled 5 times)

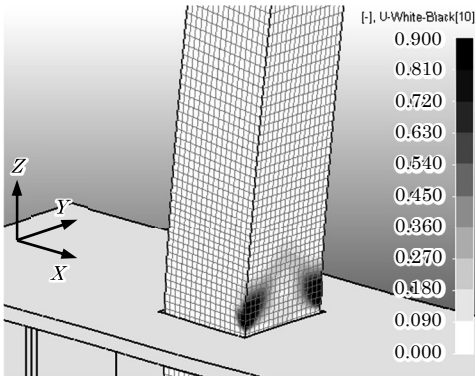


Fig. 18 Damage variable of concrete
(Cycle 15, displacements. are scaled 5 times)

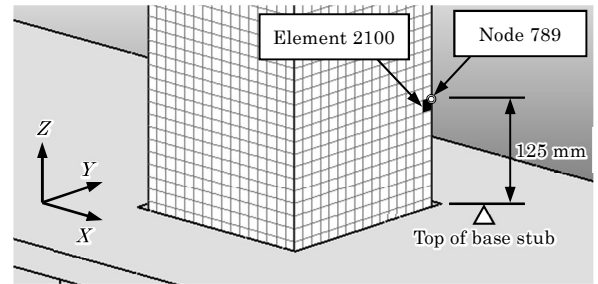


Fig. 22 Position of node 789 and element 2100

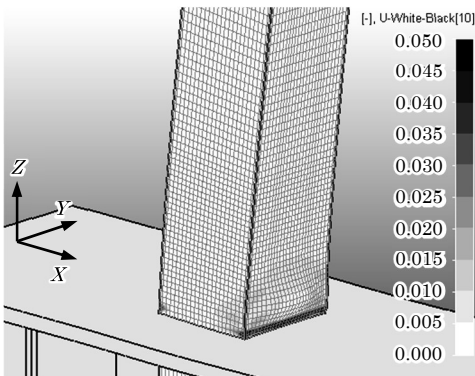


Fig. 19 Equivalent plastic strain of steel tube
(Cycle 15, displacements. are scaled 5 times)

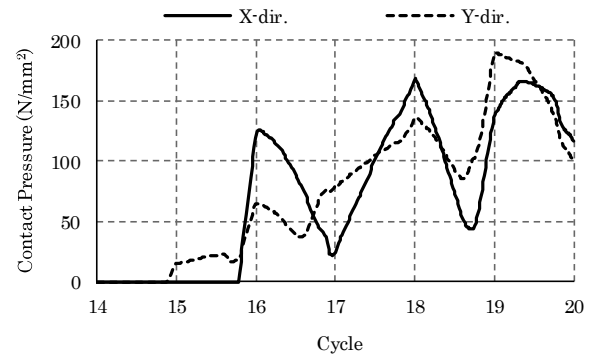


Fig. 23 Contact pressure of steel tube to filled concrete
at node 789

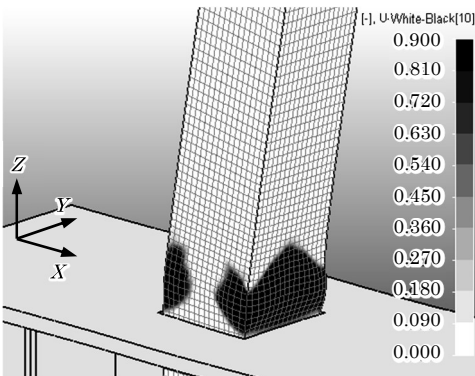


Fig. 20 Damage variable of concrete
(Cycle 19, displacements. are scaled 5 times)

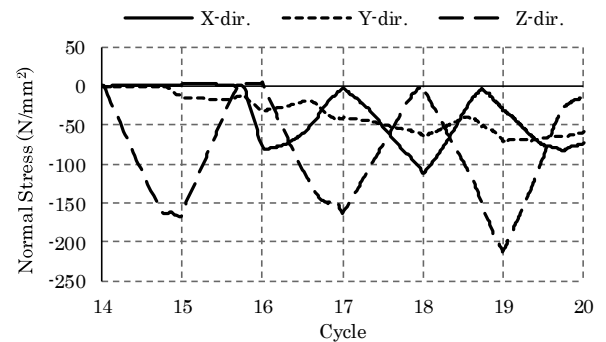


Fig. 24 X-, Y- and Z-directional stresses of element 2100
(positive stress indicates tensile stress)

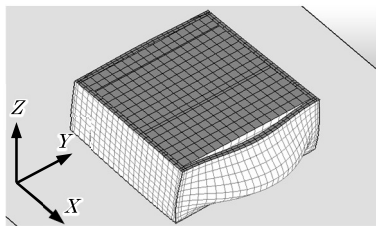


Fig. 25 Contact between steel tube and filled concrete
(Cycle 15, displacements, are scaled 10 times)

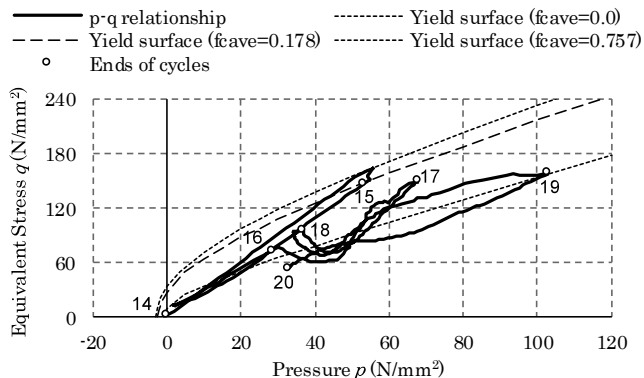


Fig. 26 p - q diagram of element 2100 for cycles 15-20
(positive direction of horizontal axis indicates compression
numbers beside blanked circles indicate cycle numbers)

次に、鋼管と充填コンクリートの接触について分析、考察する。

19 サイクル終了時点での鋼管と充填コンクリートの接触応力が最大となる節点（節点 789, Fig. 22 参照）の接触応力の推移を Fig. 23 に示す。また Fig. 24 に、節点 789 に隣接する要素（要素 2100, Fig. 22 参照）の、 X 、 Y 、 Z 軸方向応力（引張を正とする）の推移を示す。15 サイクルでは、 X 、 Y 軸方向応力は Z 軸方向応力に比べて非常に小さい。応力状態が降伏曲面に達したことで損傷の進行によって、載荷終了前に Z 軸方向応力の増加が止まっている。また、15 サイクル終了前から、 Y 軸方向の接触応力がみられる。これは、鋼管の局部座屈に伴い、鋼管側面と充填コンクリートの間に接触が生じたためである。サイクル 15 終了時点での、節点 789 を通る断面を Fig. 25 に示す。16 サイクルでは、 Z 軸方向応力の除荷が進んだ後、 X 軸方向の圧縮応力が上昇している。これは、柱頭の X 軸負方向の変位に伴う鋼管の曲げによって、 X 軸正側の鋼管フランジと充填コンクリートの間に接触が生じたためである。以後のサイクルでは、 X および Y 軸方向の接触応力が常に確認される。Fig. 26 に、15-20 サイクルの要素 2100 の p と q をプロットする。各サイクルの載荷終了時の p と q （白丸、サイクル番号を付記）、および $f_{cave} = 0.0$, 0.178（15 サイクル終了時）、0.757（19 サイクル終了時）のときの降伏曲面も、Fig. 26 に併せて図示する。15 サイクル終了まではほぼ 1 軸圧縮応力状態であるが（ $q \cong 3p$ ）、以降は鋼管とコンクリートの接触に伴い p が上昇している。19 サイクル終了時点で $q = 157.5 \text{ N/mm}^2$ であり、損傷を考慮した 1 軸圧縮応力 38.9 N/mm^2 を大きく上回っている。これは、接触による拘束効果である。以上から、詳細なソリッドメッシュモデルと数値震動台を用いた解析により、鋼管と充填コンクリートの相互作用を表現可能であることが示された。

4. まとめ

著者らの研究グループが提案した圧縮軟化挙動を考慮したコンクリート構成則¹³⁾を、損傷が圧縮状態でのみ進行するように改良した。そして、改良した構成則を用いて、鋼管の局部座屈、コンクリートの圧縮軟化挙動、鋼管と充填コンクリートの相互作用を考慮した、角形コンクリート充填鋼管柱（CFT 柱）の繰返し曲げせん断試験¹⁴⁾の試験体 M-4 の再現解析を行った。解析結果の要旨を以下に記す。

1. 柱の変形角が 1/100 までは、解析、実験ともに荷重-変位関係はほぼ線形弾性であり、両者の剛性はよく一致した。実験で計測された荷重は強制変位の絶対値が同じであっても正側載荷の値が負側載荷に比べて小さく、正側載荷時は解析結果が実験結果を、負側載荷時は実験結果が解析結果を上回る傾向がみられた。実験結果に対する解析結果の比率は、正側載荷時で 0.979~1.142, 負側載荷時で 0.715~1.004 である。
2. 柱の変形角が 1/100 を超えると、鋼管の局部座屈とコンクリートの損傷が進行し、剛性の低下がみられた。鋼管に局部座屈が生じる載荷サイクルは、実験と解析で一致した。実験に比べて、解析では剛性低下の始まりが遅い傾向があるが、荷重-変位関係の特徴は定性的にはとらえられている。実験での荷重に対する解析値の差の最大値は 15.3% であった。
3. CFT 柱全体の曲げ変形に伴う鋼管と充填コンクリートの接触（加力方向）と、鋼管の局部座屈に伴う接触（加力方向に直交する方向）が確認された。接触が生じた箇所のコンクリートの相当応力は、拘束効果によって損傷後の圧縮強度を大きく上回った。このことから、詳細なソリッドメッシュと数値震動台を用いた解析により、付加荷重等の特別なモデル化によることなく鋼管とコンクリートの相互作用を表現可能であることが示された。

謝辞

本研究は国立研究開発法人防災科学技術研究所兵庫耐震工学研究センター・数値震動台研究開発分科会における成果である。本研究で用いた CFT 柱の実験データは、安田聡氏（大成建設株式会社）にご提供頂いた。解析コードとモデル作成に関して、恩田邦蔵氏、大山知信氏、湯山喜芳氏（株式会社アライドエンジニアリング）から助言を頂いた。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) Shugyo, M. and Li, J. P.: A Numerical Method for Nonlinear Analysis of Concrete-Filled Tubular Columns: Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), No. 505, pp. 147-152, 1998.3 (in Japanese)
修行 稔, 李 劍平: コンクリート充填円形鋼管柱の非線形解析法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 505 号, pp. 147-152, 1998.3
- 2) Fujii, K., Fujii, T. and Dai, H.: An Analysis on Concrete Filled Steel Tubular Circular Column under Cyclic Horizontal Loads, Journal of Structural Engineering, Vol. 49A, pp. 1041-1050, 2003.3 (in Japanese)
藤井 堅, 藤井 崇文, 臺 博幸: 繰返し水平力を受けるコンクリート充填円形鋼管柱の有限要素解析, 構造工学論文集, Vol. 49A, pp. 1041-1050, 2003.3
- 3) Shibata, K. and Tachibana, E.: Numerical Simulation for Fracture of Concrete Filled Circular Steel Tube Subjected to the Axial Compression, Journal of Structural and Construction Engineering

- (Transaction of AIJ), No. 601, pp. 167-174, 2006.3 (in Japanese)
- 柴田 景太, 橋 英三郎: 円筒コンクリート充填鋼管の軸圧縮破壊の数値シミュレーション, 日本建築学会構造系論文集, 第 601 号, pp. 167-174, 2006.3
- 4) Matsumura, T. and Mizuno, E.: 3-D FEM Analysis on Internal State Inside the Concrete Filled Steel Tubular Columns Subjected to Flexural Deformation under Axial Loading, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 53A, pp. 1057-1068, 2007.3 (in Japanese)
松村 寿男, 水野 英二: 軸圧縮下で曲げ変形を受けるコンクリート充填鋼管柱の内部性状に関する三次元 FEM 解析, 構造工学論文集, Vol. 53A, pp. 1057-1068, 2007.3
 - 5) Goto, Y., Kumar, G. P. and Kawanishi, N.: FEM Analysis for Hysteretic Behavior of CFT Bridge Piers Considering Interaction between Steel Tube and Infilled Concrete, *Journal of JSCE, Dev. A*, Vol. 65, No. 2, pp. 487-504, 2009.5 (in Japanese)
後藤 芳顕, G. P. Kumar, 川西 直樹: 充填コンクリートとの相互作用を考慮した円形断面鋼製橋脚の繰り返し挙動の FEM 解析, 土木学会論文 A, Vol. 65, No. 2, pp. 487-504, 2009.5
 - 6) Nakahara, H., Uchida, K. and Hinei, R.: Analytical Study on Shearing Behavior of Circular CFT Short Column, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, Vol. 80, No. 717, pp. 1795-1801, 2015.11 (in Japanese)
中原 浩之, 内田 和弘, 日根居 亮佑: コンクリート充填円形鋼管短柱のせん断挙動に関する解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 80 巻, 第 717 号, pp. 1795-1801, 2015.11
 - 7) Hori, M., Noguchi, H. and Ine, T.: Research Plan of Developing E-Simulator as Part of E-Defense Project, *Proc. of the JSCE Earthquake Engineering Symposium*, Vol. 29, pp. 1420-1425, 2007.8
堀 宗朗, 野口 裕久, 井根 達比古: E-Defense と連動させた数値震動台の開発計画, 土木学会地震工学論文集, Vol. 29, pp. 1420-1425, 2007.8
 - 8) Allied Engineering Corp.: ADVENTURECluster, <http://www.alde.co.jp/english/advcl/>, (accessed 2018.5.10)
 - 9) Yamashita, T., Ohsaki, M., Kohiyama, M., Miyamura, T., Zhang, J. and Tagawa, H.: Detailed Finite Element Analysis of Composite Beam under Cyclic Loads, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, Vol. 79, No. 704, pp. 1481-1490, 2014.10 (in Japanese)
山下 拓三, 大崎 純, 小檜山 雅之, 宮村 倫司, 張 景耀, 田川 浩之: 繰り返し載荷を受ける合成梁の詳細有限要素解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 704 号, pp. 1481-1490, 2014.10
 - 10) Miyamura, T., Yamashita, T., Akiba, H. and Ohsaki, M.: Dynamic FE Simulation of Four-Story Steel Frame Modeled by Solid Elements and Its Validation Using Results of Full-Scale Shake-Table Test, *Earthquake Eng. and Struct. Dyn.*, Vol. 44, pp. 1449-1469, 2015
 - 11) Tagawa, H., Miyamura, T., Yamashita, T., Kohiyama M. and Ohsaki, M.: Detailed Finite Element Analysis of Full-Scale Four-Story Steel Frame Structure Subjected to Consecutive Ground Motions, *Int. J. High-Rise Buildings*, Vol. 4, No. 1, pp. 65-73, 2015
 - 12) Hadjigeorgiou, J., Ghanmi, A. and Paraszczak, J.: 3-D Numerical Modelling of Radial-Axial Rock Splitting, *Geotechnical and Geological Engineering*, Vol. 16, Issue 1, pp. 45-57, 1998.3
 - 13) Kumar, M. P., Yamashita, T., Miyamura, T. and Ohsaki, M.: A Comprehensive Numerical Simulation of Steel-Concrete Composite Beam Incorporating Compressive Failure of Concrete, *Int. J. of Comput. Methods*, in press, Kyoto Univ. Research Information Repository, <http://hdl.handle.net/2433/229534>, (accessed 2018.5.10)
 - 14) Matsumoto, S., Sato, E., Narihara, H., Komuro, T. and Yasuda, S.: Structural Performance of CFT Column Using Super High Strength Materials -Part 2 Beam-Column Test-, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, Structures-III*, pp. 1219-1220, 2009.8
松本 修一, 佐藤 英佑, 成原 弘之, 小室 努, 安田 聡: 超高強度材料を用いた CFT 柱の構造性能 その 2 曲げせん断実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造 III, pp. 1219-1220, 2009.8
 - 15) Yamashita, T., Miyamura, T., Akiba, H. and Kajiwar, K.: Verification of Finite Element Elastic-Plastic Buckling Analysis of Square Steel Tube Column Using Solid Element, *Transactions of JSCES*, Vol. 2013, pp. 1-13, 2013.1 (in Japanese)
山下 拓三, 宮村 倫司, 秋葉 博, 梶原 浩一: 角形鋼管のソリッド要素による有限要素弾塑性座屈解析の精度検証, 日本計算工学会論文集, Vol. 2013, pp. 1-13, 2013.1
 - 16) Fujita, Y., Ishimaru, R., Hanai, S. and Suenaga, Y.: Study on Internal Friction Angle and Tensile Strength of Plain Concrete, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, No. 494, pp. 7-14, 1997.4 (in Japanese)
藤田 吉夫, 石丸 麟太郎, 花井 重孝, 末永 保美: Plain Concrete の内部摩擦角と引張強度についての一考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 494 号, pp. 7-14, 1997.4
 - 17) Yoshida, Y., Hatanaka, S. and Mizuno, E.: Compressive Failure 3-D FEM Analysis of Cylindrical Confined Concrete with the Drucker-Prager Model, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, No. 587, pp. 155-162, 2005.1 (in Japanese)
吉田 幸夫, 畑中 重光, 水野 英二: Drucker-Prager 型構成則を用いた円柱コンファインドコンクリート供試体の圧縮破壊 FEM 解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 587 号, pp. 155-162, 2005.1
 - 18) Noguchi, T. and Tomosawa, F.: Relationship between Compressive Strength and Various Mechanical Properties of High Strength Concrete, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, No. 472, pp. 11-16, 1995.6 (in Japanese)
野口 貴文, 友澤 史紀: 高強度コンクリートの圧縮強度と各種力学特性との関係, 日本建築学会構造系論文集, 第 472 号, pp. 11-16, 1995.6
 - 19) Komuro, T., Imai, K., Muramatsu, A., Korenaga, T. and Watanabe, F.: Compressive Properties of Reinforced Concrete Columns Using High Strength Concrete with Compressive Strength of 100-180 N/mm², *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, No. 577, pp. 77-84, 2004.3 (in Japanese)
小室 努, 今井 和正, 村松 晃次, 是永 健好, 渡邊 史夫: 100~180 N/mm² の超高強度コンクリートを用いた鉄筋コンクリート柱の圧縮特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 577 号, pp. 77-84, 2004.3
 - 20) ADVENTURECluster Solver 2014R1.1 Input Data Reference Manual, Allide Engineering Corp., 2014 (in Japanese)
ADVENTURECluster ソルバ 2014R1.1 入力データリファレンスマニュアル, 株式会社アライドエンジニアリング, 2014
 - 21) Tagawa, H., Ohsaki, M., Yamashita, T. and Miyamura, T.: Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Beam by E-Simulator Using Extended Drucker-Prager Constitutive Law, *Proc. of the Conf. on Comput. Eng. and Sci.*, Vol. 19, 2014.6 (in Japanese)
田川 浩之, 大崎 純, 山下 拓三, 宮村 倫司: E-Simulator による鉄筋コンクリート梁部材の拡張 Drucker-Prager 則を用いた有限要素解析, 計算工学講演会論文集, Vol. 19, 2014.6
 - 22) Tagawa, H., Ohsaki, M., Yamashita, T., Miyamura, T. and Kohiyama, M.: Detailed Finite Element Analysis of Concrete-Filled-Tube Columns Using E-Simulator Implemented with Extended Drucker-Prager Constitutive Law Considering Tension Crack and Compressive Damage, *Proc. of the Conf. on Comput. Eng. and Sci.*, Vol. 21, 2016.5 (in Japanese)
田川 浩之, 大崎 純, 山下 拓三, 宮村 倫司, 小檜山 雅之: E-Simulator による引張ひび割れと圧縮破壊を考慮した拡張 DP 材料構成則を用いた CFT 柱の詳細有限要素解析, 計算工学講演会論文集, Vol. 21, 2016.5
 - 23) Tagawa, H., Ohsaki, M., Yamashita, T., Miyamura, T. and Kohiyama, M.: Consideration on Damage Parameters of Extended Drucker-Prager Constitutive Law Considering Compressive Damage, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-IV*, pp. 679-680, 2016.8
田川 浩之, 大崎 純, 山下 拓三, 宮村 倫司, 小檜山 雅之: コンクリート圧縮破壊を考慮した拡張 DP 材料構成則における破壊パラメータに関する検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 IV, pp. 679-680, 2016.8

FINITE ELEMENT ANALYSIS OF SQUARE CONCRETE-FILLED-TUBE COLUMN UNDER CYCLIC SHEAR-BENDING CONSIDERING COMPRESSIVE DAMAGE OF CONCRETE

*Jun FUJIWARA^{*1}, Makoto OHSAKI^{*2}, Hiroyuki TAGAWA^{*3},
Tomoshi MIYAMURA^{*4} and Takuzo YAMASHITA^{*5}*

^{*1} Research Fellow, NIED, Dr.Eng.

^{*2} Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

^{*3} Assoc. Prof., Dept. of Architecture, Mukogawa Women's Univ., Ph.D.

^{*4} Assoc. Prof., Dept. of Computer Science, Nihon Univ., Dr.Eng.

^{*5} Chief Researcher, NIED, Dr.Eng.

In this paper, we conduct a finite element analysis of a square concrete-filled-tube (CFT) column to replicate cyclic shear-bending behavior under constant axial load. CFTs are used as columns of architectural and civil engineering structures. CFTs usually have large deformation capacity due to lateral constraints from steel tubes providing ductility. There are several existing studies on numerical analysis of CFTs. To the best of authors' knowledge, however, no numerical analysis method for simulating cyclic bending behavior of CFTs, in which interaction between steel tube and filled concrete, softening of concrete and local buckling of steel tube are simultaneously considered, has been proposed.

The authors have been developing a detailed finite element analysis system called E-Simulator. In this research project, we simulate structural behavior only by combining detailed solid finite element model and material constitutive laws, which can represent damages and fractures of materials. By using E-Simulator, we can consider interaction between filled concrete and steel tube without any additional constraint effects.

The concrete constitutive model, which has been proposed by the authors, is updated and applied to the analysis. The concrete model is a combination of extended Drucker-Prager model and a simple damage criterion. Here, we improve the concrete constitutive model so that damage progresses only in compressive stress state.

A cyclic shear-bending loading experiment of a square CFT column is replicated. The height and width of the column are 1440 mm and 240 mm, respectively. A pseudo-static cyclic lateral displacement and a constant vertical load are given at the top of the column. The ratio of lateral displacement amplitude to the column height is increased from 1/400 to 1/33, gradually. The CFT consists of high strength concrete and steel, whose nominal strengths are 150 N/mm² and 780 N/mm², respectively. The material parameters are identified from material tests. The load-deformation relation obtained from the numerical result is compared to the experimental one. The interaction between the filled concrete and the steel tube is also discussed.

The results of the analysis are summarized as follows:

1. The load-displacement relationships of the analysis and experiment have been almost linear and elastic until the distortion angle has reached 1/100. The stiffness of the analysis has agreed well to that of the experiment. The load measured in the experiment is not proportional to the displacement. In positive loading direction, as a result, the load of the analysis is larger than the experimental one. The ratio of load from the analysis to the experimental one is 0.979 – 1.142 in positive loading direction, 0.715 - 1.004 in negative loading direction.
2. When the distortion angle has exceeded 1/100 first, strength deterioration due to local buckling of the tube and damage of the concrete has been seen in the numerical result. In the experiment, local buckling of the steel tube has been observed in the same loading cycle. Although the strength deterioration in the analysis has occurred later than that in the experiment, the load-deformation relation of the experiment after plasticizing has been replicated, qualitatively. The ratio of load from the analysis to the experimental one is 1.076 – 1.154.
3. The contact between the filled concrete and the steel tube due to the local buckling of steel tube has been first observed. After that, the large bending deformation has caused another contact. The contact pressure gave the concrete confinement, which made the equivalent stress higher than the uniaxial compressive strength of the damaged concrete. From this result, it can be concluded that interaction between filled concrete and steel tube can be represented by using detailed solid FE mesh model and E-Simulator.

(2018年5月10日原稿受理, 2018年10月1日採用決定)