十字鉄骨とコンクリートで構成された
鋼・コンクリート合成柱材の弾塑性変形性状ELASTIC-PLASTIC BEHAVIOR OF STEEL AND
CONCRETE COMPOSITE COLUMNS WITH CRUCIFORM STEEL倉 富 洋^{*1}, 田 中 照 久^{*1}, 堺 純 一^{*2}

Yo KURATOMI, Teruhisa TANAKA and Junichi SAKAI

The authors have designed and developed steel-concrete (SC) columns without reinforcement bars. The SC columns are composed of only cruciform steel and concrete. In this study, four large-scale SC specimens were tested to investigate the scale effect of the concrete. The comparisons of the experimental results suggest that the scale effect of the concrete has little effect on the structural performance. An analysis on the elastic-plastic behavior of the SC columns was also conducted using the method that takes into account the concrete confined by the cruciform steel. The analytical results pursued well with the experimental results.

Keywords: Scale effect, Short-term allowable strength, Superposed strength, Loading test, Elastic-plastic analysis

寸法効果, 短期許容曲げモーメント, 累加強度, 載荷実験, 弾塑性解析

1. 序

鋼とコンクリートを使用した合成構造は両材料の特徴を足し合わせた相乗効果が期待でき、鉄骨鉄筋コンクリート（以下、SRCと略記）構造をはじめとして、優れた耐震性能を有することが知られている。一方、SRC構造は鉄筋の配筋作業や、コンクリートの型枠工事が必要となり、柱梁接合部も鉄骨と主筋およびせん断補強筋が交差して収まりが複雑となるなど解決すべき課題が多い。鉄筋を省略した鋼・コンクリート合成構造には、コンクリート充填鋼管（以下、CFTと略記）構造をはじめとして、形鋼とコンクリートを使用した合成柱材の研究^{1), 2)}や、繊維補強コンクリートに鉄骨を内蔵したCES (Concrete Encased Steel) 合成構造^{3), 4)}などの研究が盛んである。

筆者らは省人化および省力化を目指しつつ優れた耐震性能を有する柱材を開発すべく、十字鉄骨とコンクリートからなる八角形断面を有する合成柱材（以下、本SC柱材と略記）を提案している。本SC柱材 (Fig.1 参照) は、既往の研究で実施した中心圧縮実験および曲げせん断実験より、十字鉄骨によるコンクリートの拘束効果が優れることおよび、弱軸鉄骨の存在により軸縮みを抑制できることを明らかにしている⁵⁾⁻⁷⁾。角形鋼管を用いたCFTは、コンクリートを圧入することによる側圧に対して安全側になるように板厚が厚くされており、期待する構造性能以上の板厚になっている。本構法は、コンクリートの落とし込みで打設することを想定しているため、設計上必要な構造性能を発揮するための鋼材があればよく、また高価な高性能コンクリートを必要としない点に特徴がある。構造利点では、断面の中心にあるウェブが軸方向剛性および耐力に寄与するとともに、

フランジと直交しているウェブでコンクリートを横拘束するためにコンクリートの拘束効果が期待できることおよび、コンクリートがウェブの座屈を補剛することなどが挙げられる。また、CES構造に対して繊維補強していない普通コンクリートを使用し、鉄骨フランジを断面の最外縁に配置することで曲げ剛性を大きくできることを意図している。更に、鉄骨梁が取り付けことを想定した本SC柱材の柱梁接合部を検討しており、柱ウェブが柱梁接合部に存在する特徴を活かし、外ダイアフラムとバンドプレートを使用することで柱梁接合部ディテールの簡素化ができる⁸⁾利点もあり、通しダイアフラムに比べて地球環境負荷の軽減につながるものと考えられる。

一般的に、コンクリートは断面寸法が大きくなるほどコンクリート強度が発揮され難い傾向にあることが知られている⁹⁾。本SC柱材における既往の実験的研究は試験機の性能上、断面せい190mm程度の寸法での実験が主であり、実大断面としたときに懸念されるコンクリートの寸法効果による影響が検討できていなかった。そこで、断面せい500mmを有する実大寸法に近い試験体を製作し、一定軸力下におけるせん断曲げ実験を実施した¹⁰⁾。筆者らは十字鉄骨によるコンクリートの拘束効果を調べ、この構成則を用いて一定軸力下で繰返し水平力を受ける柱材の弾塑性解析を実施すると、文献6)と同様の解析手法で実大試験体の実験挙動を追跡できることを明らかにした¹⁰⁾。本論文では、まず文献7)で詳述できていなかったフランジ幅厚比の部材種別の観点から考察を加えた。次いで、本SC柱材の降伏時および終局時における耐力と変形を評価するため、降伏時を十字鉄骨とコンクリートの短期許容曲げモーメントの単純累加強度

^{*1} 福岡大学工学部建築学科 助教・博士(工学)

^{*2} 福岡大学工学部建築学科 教授・博士(工学)

Assist. Prof., Faculty of Engineering, Fukuoka Univ., Dr.Eng.

Prof., Faculty of Engineering, Fukuoka Univ., Dr.Eng.

によって、終局時を鋼材とコンクリートの材料強度を用いた一般化累加強度によって、それぞれ算定した。実験耐力と比較することでこれらによる評価の妥当性を示すとともに、各種耐力発揮時の変形量について詳述する。さらに、解析結果との比較に際し、エネルギー吸収量に対する検討を加え、適用範囲について考察した。本論文は、文献7)、10)に本SC柱材の許容曲げモーメントおよび終局曲げ耐力の評価法と変形性能について加筆している。

2. 実験概要

2.1 試験体

Fig.1に試験体詳細を、Table 1に試験体一覧^{7),10)}を、それぞれ示す。本実験では、本SC柱材の弾塑性変形性状および、寸法効果による影響を検討するために、断面せい190mm (Fig.1(a) 参照)と断面せい500mm (Fig.1(b) 参照)の試験体を製作した^{7),10)}。後述する載荷装置の都合上、試験体の形状は異なっている。本論文において、断面せい

Fig.1 Details of test specimens

Table 1 List of test specimens^{7),10)}

No.	Specimen	Cruciform steel	B/t_f	Member classification**		sP (%)	n^*	N (kN)	$c\sigma_B$ (N/mm ²)	α
				Flange	Web					
1	SC(8.3)30-0.30S	CH-190×100×4.5×6	8.3	FB	FA	12.4	0.3	647	26.7	2.1
2	SC(8.3)30-0.60S	CH-190×100×4.5×6	8.3	FB	FA	12.4	0.6	1308	27.6	2.1
3	SC(5.0)30-0.30S	CH-190×60×4.5×6	5.0	FA	FA	10.9	0.3	522	27.6	2.1
4	SC(5.0)30-0.60S	CH-190×60×4.5×6	5.0	FA	FA	10.9	0.6	1058	28.5	2.1
5	SC(21.7)30-0.30S	CH-190×100×2.3×2.3	21.7	FD	FA	5.51	0.3	391	27.4	2.1
6	SC(8.3)75-0.30S	CH-190×100×4.5×6	8.3	FB	FA	12.4	0.3	1065	76.4	2.1
7	SC(8.3)75-0.50S	CH-190×100×4.5×6	8.3	FB	FA	12.4	0.5	1744	74.2	2.1
8	SC(5.0)75-0.30S	CH-190×60×4.5×6	5.0	FA	FA	10.9	0.3	889	77.2	2.1
9	SC(5.0)75-0.50S	CH-190×60×4.5×6	5.0	FA	FA	10.9	0.5	1455	75.1	2.1
10	SC(21.7)75-0.30S	CH-190×100×2.3×2.3	21.7	FD	FA	5.51	0.3	810	73.5	2.1
11	SC(12.8)36-0.30L	CH-500×230×9×9	12.8	FC	FA	7.9	0.3	3631	36.0	3.0
12	SC(9.6)36-0.30L	CH-500×230×9×12	9.6	FB	FA	9.1	0.3	3977	36.5	3.0
13	SC(7.2)36-0.30L	CH-500×230×9×16	7.2	FA	FA	10.8	0.3	4390	36.3	3.0
14	SC(5.0)36-0.30L	CH-500×120×9×12	5.0	FA	FA	8.0	0.3	3111	36.3	3.0

B : Half of breadth of flange, t_f : Thickness of flange, sP : Steel area ratio, α : Shear span ratio

* Axial load ratio $n = N/N_u$, N : Axial load, N_u : Compressive strength of total cross section, $N_u = A_c \times c\sigma_B + A_s \times s\sigma_y$, A_c : Area of concrete section, $c\sigma_B$: Compressive strength of concrete, A_s : Area of cruciform steel section, $s\sigma_y$: Yield stress of steel

** Flange: $FA = 0.322(E/s_f\sigma_y)^{1/2}$, $FB = 0.406(E/s_f\sigma_y)^{1/2}$, $FC = 0.525(E/s_f\sigma_y)^{1/2}$, Web: $FA = 1.46(E/s_w\sigma_y)^{1/2}$, E : Elastic modulus of steel, $s_f\sigma_y$, $s_w\sigma_y$: Yield stress of flange and web, respectively

190mm の試験体を縮小試験体 (SC30S, SC75S シリーズ)、断面せい 500mm 試験体を実大試験体 (SC36L シリーズ) と呼称する。複曲率曲げを受ける縮小試験体の試験区間長は 800mm (せん断スパン比 2.1)、単曲率曲げを受ける実大試験体の同長は 1500mm (せん断スパン比 3.0) である。実験変数は十字鉄骨の寸法、コンクリート強度および軸力比とし、縮小試験体を 10 体、実大試験体を 4 体製作した。試験体名は、SC (フランジ幅厚比) [コンクリート強度] - [軸力比] [S: 縮小試験体, L: 実大試験体] で区別している。

十字鉄骨は SS400 材の鋼板を溶接して製作した。使用した鋼材の機械的性質を Table 2 に示す^{7),10)}。製作した十字鉄骨は、縮小試験体として 3 種類、実大試験体として 4 種類である。Table 1 に、建築物の構造関係技術基準解説書¹¹⁾ に基づいて計算したフランジおよびウェブの部材種別を示す。フランジの部材種別による違いを検討するため、縮小試験体では、SC(8.3)S の FB ランクを基準とし、SC(5.0)S では FA ランクとするためにフランジ幅を変化させ、SC(21.7)S では FD ランクとするために板厚を変化させて鉄骨を製作した。また、実大試験体では SC(9.6)L の FB ランクを基準とし、フランジ幅を同一として厚さを変化させた FC ランクとなる SC(12.8)L, FA ランクとなる SC(7.2)L を用意した。また、寸法効果による影響を調べるために、縮小試験体 SC(5.0)S に対応する試験体として SC(5.0)L を製作した。コンクリートは呼び強度 30N/mm² と 75N/mm² の 2 種類とした。

試験体型枠は、溶接した十字鉄骨を直立させた状態で、試験区間部の十字鉄骨部外周フランジ間を木製パネルで覆い、断面が八角形になるように製作した。型枠は一定間隔を番線で拘束し、隙間を

シーリング材で充填している。加えて、実大試験体は孕み防止のために単管を取り付けた。いずれの試験体もコンクリートは縦打ちで打設している。縮小試験体では普通ポルトランドセメントと最大寸法 13mm の骨材を、実大試験体では早強ポルトランドセメントと最大寸法 20mm の骨材を、それぞれ使用した。実験実施日におけるコンクリートの圧縮強度を Table 1 中に示す。コンクリート用テストピースは、縮小試験体および実大試験体とも直径 100mm、高さ 200mm の円柱体を、各試験体で 3 本ずつ製作した。

2.2 載荷方法

載荷装置を Fig.2 に示す。試験機の性能上、縮小試験体は柱頭柱脚の両端固定形式 (Fig.2(a) 参照)⁷⁾、実大試験体は柱脚のみ固定の片持ち梁形式 (Fig.2(b) 参照)¹⁰⁾ とした。載荷は、鉛直ジャッキによって所定の軸力を作用させて一定に保持した状態で、水平ジャッキで正負交番繰返し水平力を与えた。縮小試験体では、部材角 3.0% まで 0.5% ずつ漸増させ、その後部材角 4.0%, 6.0% まで漸増させる載荷プログラムとした。実大試験体の載荷プログラムは、部材角 2.0% まで 0.5% ずつ漸増させ、その後部材角 4.0% まで 1.0% ずつ漸増させるものとした。全試験体とも各変位振幅において 2 サイクルずつ繰返している。縮小試験体では、載荷フレームと試験体は PC 鋼棒で締め上げて一体化しており、変形は柱頭及び柱脚のスタブ部分に変位計フレームを設置し、柱材の水平変位及び中心軸縮みを測定した。実大試験体の変形は、柱脚のスタブ部分に変位計フレームを設置し、柱材の水平変位および軸縮みを測定した。ひずみゲージは強軸方向の鉄骨フランジに貼付し、ひずみを計測した (Fig.1 参照)。

Table 2 Material properties of steel^{7),10)}

Notation	Grade	t (mm)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	E (N/mm ²)	$E_{\text{eng.}}$ (%)	$Y.R.$	ε_y (μ)
Flange, web	SS400	2.3	267	372	2.10×10^5	46.0	0.72	1271
Web		4.5	344	458	2.14×10^5	38.0	0.75	1433
Flange, web		6	359	455	2.02×10^5	34.5	0.79	1777
Flange, web		9	261	428	2.08×10^5	43.4	0.61	1253
Flange		12	293	469	2.07×10^5	45.5	0.63	1415
Flange		16	317	463	2.17×10^5	45.1	0.68	1462

t : Thickness, σ_y : Yield stress, σ_u : Ultimate tensile stress, E : Elastic modulus, $E_{\text{eng.}}$: Elongation, $Y.R.$: Yield ratio, ε_y : Yield strain

Fig.2 Loading apparatus

3. 実験結果

3.1 弾塑性変形性状

実験で得られた水平力 Q - 部材角 R 関係を Fig.3 に示す。同図は文献 7), 10) の水平力-部材角関係に後述する記号○と□を追記したものである。同図中の破線は鋼材およびコンクリートの材料強度を用いて計算した一般化累加強度 M_{pc} (Fig.3 中 M_{pc1} と表記) を柱頭、柱脚部 (実大試験体は柱脚部のみ) でそれぞれ発揮するとして式 (1) で求めた塑性崩壊機構形成時の耐力である。また、同図中の実線は SRC 計算規準・同解説¹²⁾ による式 (2), 式 (3) で算出されるコンクリートの低減係数 r_U を用いて計算した一般化累加強度 (Fig.3 中 M_{pc2} と表記) で求めたものである。

$$Q = \frac{M_{pc}}{L} - N \cdot R \quad (1)$$

$$r_U = 0.85 - 2.5 p_c \quad (2)$$

$$p_c = s a_c / s_c A \quad (3)$$

ここで、 L : スタブフェイスから反曲点までの距離、 N : 柱軸力、 R : 部材角、 p_c : 圧縮側鉄骨比、 $s a_c$: 圧縮側強軸フランジの断面積、 $s_c A$: 本 SC 柱材の断面積である。

Fig.3 より、軸力比 0.3 の試験体では、十字鉄骨寸法、コンクリート強度に拘わらず、安定した履歴性状を示していることがわかる。フランジの部材種別 FB ランク以上の十字鉄骨を使用した試験体はコンクリートの拘束効果により、部材角 4.0% の大変形まで急激な耐力低下は見られなかった。一方、FD ランクとした試験体 SC(21.7)75-0.30S のみ、部材角 4.0% で軸力保持能力を損失した (Fig.3(j) 参照)。コンクリートが鉄骨の局部座屈を抑制し、また鉄骨がコンクリートの拘束効果に寄与するには、75N/mm² 程度の高強度コンクリートを用いる場合、FC ランク以上のフランジ厚を使用する必要があるものと推察される。

本 SC 柱材は、Fig.3(b), Fig.3(d) に示すように、コンクリート強度 30N/mm² 程度を軸力比 0.6 のような高軸力下で使用しても、部材角 3.0% といった比較的大きな変形時でも安定した挙動を示すことが特徴である。これは、SRC 柱材のように被りコンクリートがないことに加え、フランジが局部座屈しても鉄骨ウェブが局部座屈しにくいために軸歪を抑え、コンクリートの拘束に寄与しているためだと考えられる。一方、試験体 SC(8.3)75-0.50S や試験体 SC(5.0)75-0.50S のように (Fig.3(g), Fig.3(i) 参照)、高強度コンクリートを高軸力下で使用すると、FA ランクのフランジを使用しても部材角 $R=3.0\%$ 程度で軸力保持能力の損失が確認された。柱材の軸力保持能力の損失は層崩壊につながる恐れもあるために避けるべき壊れ方である。断面せいを大きくした実大試験体では、いずれの試験体もコンクリートのシリンダー強度を使用した計算耐力を発揮した (Fig.3(k) ~ (n) 参照)。また、フランジの部材種別として、FA, FB, FC ランクを用意したが、いずれの試験体でも安定した履歴性状を示した。

Fig.4 に部材角 $R=4.0\%$ までの繰返しに伴う曲げ耐力の推移を示す。縦軸には定常ループとなる二サイクル目における各除荷点における $P\Delta$ 効果を考慮した柱脚位置での抵抗モーメントを各試験体の一般化累加強度 M_{pc2} で除した値を、横軸には各除荷点の部材角を計算弾性

剛性上で M_{pc2} を発揮するときの部材角で除した値 r をとっている。弾性剛性の計算では、鋼材のヤング係数は Table 2 の値を、コンクリートのヤング係数は後述する式 (4) の値を使用している。同図 (a) より、軸力比が大きくなるほど、 M_{pc2} に対して 1.25 倍以上の余力があることがわかる。部材角の進行とともに耐力低下は見られるものの、大きな変形能力を有している。同図 (b) に示すように高強度コンクリートを使用すると、 M_{pc2} に対する余力と変形能力ともに 30N/mm² 級のコンクリート強度と比較して劣るため、如上したように過度な変形能力を期待することはできない。いずれの条件においても、フランジの部材種別のランクが上がるほど耐力発揮度および変形性能が向上している。同図 (c) には同程度のフランジ幅厚比を有する縮小試験体と実大試験体の比較を示す。いずれも同様な挙動を示しており、同図からも耐力および変形能力の低下や拘束効果が発揮されにくくなるといった寸法効果による影響はほとんど見られないことがわかる。SC36 シリーズに対して SC30 シリーズの方がやや大きな耐力を発揮しているのは、コンクリート強度が高くなっていることにより、拘束コンクリートのシリンダー強度に対する強度上昇率が SC30 シリーズの方が大きいためだと考えられる (Table 4 参照)。鋼コンクリート合成柱材における寸法効果に関して、例えば文献 13), 14) では中心圧縮実験において一定の影響が見られることが示されている。本 SC 柱材は強軸方向および弱軸方向にウェブが存在し、コンクリートを分割して拘束することから、本実験のようなせん断曲げの加力では寸法効果の影響が発現しにくい性質を有するものと推察される。

Fig.5 に軸歪 ϵ_x - 部材角 R 関係の一例を示す。縦軸の軸歪は実験で得られた軸縮みを試験区間長で除した値である。縮小試験体および実大試験体とも、軸力比 0.3 の試験体では軸歪 1.0% 以内に抑えられており、急激な軸歪の発散は見られなかった。

Photo 1 に柱脚部を拡大した実験後の試験体を示す。試験体 SC(21.7)30-0.30S を除いた軸力比 0.3 の試験体において、試験体の損傷順序 (以下、括弧内は発生確認時の部材角) は、コンクリートのひび割れ ($R=0.5\% \sim 1.0\%$)、鉄骨フランジ間のコンクリートの剥落 ($R=2.0\%$)、鉄骨フランジの局部座屈 ($R=3.0\%$) であった。その後、部材角の漸増に伴い、コンクリートの剥落および局部座屈の進展が見られた。これらの破壊性状は、縮小試験体および実大試験体に明瞭な違いは見られなかった。

3.2 短期許容曲げモーメントと終局曲げ耐力の評価法

Table 3 に主要な実験結果を示す。Fig.3 中の○印は、強軸鉄骨フランジが降伏ひずみに達した点であり、Table 3 中 Q_y , R_y で記載している。引張側あるいは圧縮側のどちらか早期で決定した方を示しており、本実験条件下では全て圧縮側で降伏が確認された。軸力比 0.5 や 0.6 のような高軸力下では早期に圧縮側フランジの降伏が確認できる。変形の増大に伴い引張側フランジの応力が圧縮側から引張側に移行していき、軸力一定の条件になるために圧縮側コンクリートの圧縮軸力が増えることになるため、圧縮側フランジ降伏後も耐力は上昇している (Fig.3(b), (d), (g), (i) 参照)。一方、軸力比 0.3 の試験体では、部材角 0.5% 前後で降伏ひずみに達しており、その後緩やかに部材剛性が低下するようになる。

Fig.6 に、短期許容曲げモーメントの N - M 相関関係を示す。同図中の Superposed strength (f_c) は、鉄骨 (同図中、Steel で記載) およびコンクリート (同図中、Concrete で記載) の断面の応力分布を三角形分

Fig.3 Relations of horizontal load and rotation angle^{7),10)}

布で仮定した短期許容曲げモーメントを単純累加したものである。鉄骨のヤング係数はTable 2の値を、コンクリートのヤング係数 E_c は式(4)で算定した値を、それぞれ用いている。

$$E_c = 3.35 \cdot 10^4 \cdot (\gamma/24)^2 \cdot (\sigma_B/60)^{1/3} \quad (4)$$

ここで、 γ : コンクリートの気乾単位容積質量である。

なお、同図には、SRC 計算規準・同解説¹²⁾に基づいて式(5)にて低減したコンクリート強度 f'_c を用いて算定した単純累加強度 **Superposed strength**(f'_c) も併せて描いている。

$$f'_c = f_c(1-15_s p_c) \quad (5)$$

ここで、 f_c : コンクリートの圧縮強度である。

また、Fig.6中のLinear dist. of stainは、本SC断面に対して平面保持の仮定に基づき、圧縮縁がコンクリートあるいは鉄骨の短期許容圧縮応力度に達するとき、または引張縁が鉄骨の短期許容引張応力度に達するときの短期許容曲げモーメントである。なお、応力分布の仮定および鉄骨とコンクリートのヤング係数値は、累加強度の算定と同様である。Fig.6中のプロット●印はフランジが降伏したときの実験値である。Fig.3中の□印は、実験において **Superposed**

strength(f_c)を発揮するときの点であり、Table 3中に cQ_{AS} 、 cR_{AS} で記載している。

Fig.6(a)より、鉄骨とコンクリートの強度バランスの差が大きいと、平面保持の仮定に基づく耐力線は鉄骨のみの耐力線を下回り、実験結果を過度に安全側に評価することになる。一方、**Superposed strength**(f_c)による耐力線では、全ての試験体において概ね安全側に評価し、計算値に対する実験値の比は、0.96～1.59であった。耐力発揮時の部材角 cR_{AS} も概ね0.5%以内に収まっていることから、本SC柱材の短期許容曲げモーメントの評価手法として適切であるものと考えられる。

Table 3には、 M_{pc2} 発揮時の水平力 Q_{pc2} と R_{p2} も記載している。終局曲げ耐力はコンクリート強度を低減した一般化累加強度で評価しているが、これは本SC柱材の十字鉄骨が全塑性状態に達しにくいことを考慮してのことである。 M_{pc2} 発揮時の部材角 R_{p2} は概ね1.0%前後であり、その後耐力の上昇を伴って最大水平力を発揮する。ただし、高強度コンクリートを使用すると部材角 R_{p2} の発揮が遅くなる傾向にある。終局曲げ耐力において、計算値に対する実験値の比は、1.02～1.28であり、安全側に評価している。巨大地震時の層間変形角を1/100rad.に留める設計をすることを考慮すると、本SC柱材の終局曲げ

Fig.4 Behavior of column base moment^{7),10)}

Fig.5 Behavior of axial strain^{7),10)}

Photo 1 Final failure of specimens^{7),10)}

耐力を M_{pc2} で評価することは妥当であると云える。

3.3 構造特性係数

本 SC 柱材の変形性能を評価するため、柱材単独の構造特性係数 D_s 値について検討した結果を Table 3 に示す。また、Fig.7 には D_s 値とフランジ幅厚比の関係を示す。 D_s 値は式 (6)、式 (7) にて塑性率 μ から換算した。

$$\mu = \frac{R_y}{R_u} \quad (6)$$

$$D_s = \frac{1}{(2\mu - 1)^{0.5}} \quad (7)$$

ここで、 μ : 塑性率、 R_u : 限界変形時の部材角である。

Fig.6 N-M interaction

Table 3 Test results

Specimen	Short-term allowable strength					Ultimate strength					Deformation capacity	
	Q_y (kN)	R_y (%)	cQ_{AS} (kN)	cR_{AS} (%)	Q_y / cQ_{AS}	Q_{pc2} (kN)	R_{p2} (%)	Q_{max} (kN)	R_{max} (%)	Q_{max} / Q_{pc2}	R_{u90} (%)	D_s
SC(8.3)30-0.30S	141	0.83	114	0.58	1.24	185	1.35	199	2.51	1.08	6.00	0.27
SC(8.3)30-0.60S	76	0.51	59	0.26	1.29	148	0.90	179	1.91	1.21	3.38	0.29
SC(5.0)30-0.30S	106	0.72	74	0.37	1.43	126	0.99	148	2.50	1.18	6.00	0.25
SC(5.0)30-0.60S	62	0.32	39	0.16	1.59	108	0.70	138	1.38	1.28	4.00	0.20
SC(21.7)30-0.30S	71	0.40	52	0.30	1.36	87	0.63	102	1.50	1.17	2.77	0.28
SC(8.3)75-0.30S	164	0.60	158	0.57	1.04	238	2.39	242	1.98	1.02	6.00	0.23
SC(8.3)75-0.50S	101	0.23	106	0.25	0.96	241	1.16	254	1.49	1.05	2.32	0.23
SC(5.0)75-0.30S	122	0.50	108	0.40	1.14	177	1.24	183	1.99	1.03	5.50	0.22
SC(5.0)75-0.50S	84	0.22	72	0.17	1.17	173	0.84	187	1.50	1.08	2.67	0.21
SC(21.7)75-0.30S	110	0.42	88	0.23	1.24	149	0.88	154	0.97	1.03	2.26	0.32
SC(12.8)36-0.30L	355	0.28	298	0.26	1.19	532	0.64	578	1.36	1.09	4.00	0.19
SC(9.6)36-0.30L	374	0.38	379	0.39	0.99	620	1.06	659	1.88	1.06	4.00	0.22
SC(7.2)36-0.30L	460	0.38	476	0.42	0.97	746	1.19	776	2.58	1.04	4.00	0.22
SC(5.0)36-0.30L	260	0.35	233	0.29	1.12	407	0.74	467	1.37	1.15	4.00	0.21

本論文では、限界変形時の部材角として、最大曲げモーメント発揮時 R_{max} 、最大曲げモーメント発揮後に95%および90%まで曲げモーメントが低下したときの部材角 R_{u95} および R_{u90} をとっている。なお、90%まで耐力が低下しなかった場合には実験終了時の部材角を限界変形時の部材角とした。SRC 規準では、かぶりコンクリートの剥落による耐力低下を見込んで限界変形時の曲げモーメントの耐力低下を85%としている。一方、本SC柱材はかぶりコンクリートの存在がないために耐力低下を誘発する要因が少ないこと、また、実験においてコンクリートの圧壊およびフランジの局部座屈によって耐力低下は見られるものの最大曲げモーメントの90%の耐力低下時点では急激な耐力低下につながっていないことから、90%までの耐力低下を許容してよいものと考えた。Fig.7より、全体の傾向として幅厚比が大きくなるほど、また軸力比が大きくなるほど D_s 値は大きくなることわかる。限界変形時の耐力低下を90%まで許容すると、 D_s 値は0.19～0.32の範囲内になる。また、試験体SC(8.3)30-0.30Sでは他の試験体と比較して R_y が大きくなったため D_s 値は0.27となったが、水平力一部材角関係では部材角6.0%まで最大耐力の90%まで耐力が低下しなかった (Fig.3(a) 参照)。実大試験体SC(12.8)36-0.30Lでは、FCランクの鉄骨を使用しても D_s 値は0.19であった。軸力比0.3の試験体では、FDランクの試験体SC(21.7)を除いて、部材角4.0%まで90%

の耐力低下が見られず、FCランク以上の鉄骨で D_s 値0.25相当の変形能力を有しているものと考えられる。

4. 解析的検討

4.1 解析方法の概要

一定軸力と曲げせん断を受ける本SC柱材の弾塑性解析を行うため、解析モデルをFig.8に示すような弾塑性ヒンジ部と剛体からなるものと考えた。柱材の変形を弾塑性ヒンジ部に集中させ、その点での断面のモーメントー曲率関係を求め、力の釣合を満足させることにより柱材の挙動を解析した。本解析では鉄骨の局部座屈は考慮していない。鋼材およびコンクリートの応力度ーひずみ度関係はFig.9(a)およびFig.9(b)に示すモデルを、それぞれ用いた。解析方法の詳細は文献6)を参照されたい。なお、本解析では十字鉄骨によるコンクリートの拘束効果を考慮している。コンクリートの応力度ーひずみ度関係の基本式には崎野・孫式¹⁵⁾を使用し、十字鉄骨によるコンクリートの拘束効果は文献16)で実施した縮小試験体の中心圧縮実験により得られた構成則を用いた。Fig.9(b)にはコンクリートの繰返し則を示しているが、渡辺らの提案モデル¹⁷⁾を使用している。

4.2 実験挙動と解析結果の比較

Fig.10に実験結果と解析結果の比較を示す。本解析では鉄骨の局部

Fig.7 Relations of D_s and B/t_f

Fig.8 Analytical model⁶⁾

(a) steel

(b) concrete

Fig.9 Stress strain relation of materials⁶⁾

(a) SC(21.7)30-0.30S

(b) SC(21.7)75-0.30S

(c) SC(9.6)36-0.30L

(d) SC(5.0)36-0.30L

Fig.10 Comparisons between experiments and analyses of SC columns^{6),10)}

座屈を考慮していないが、Fig.10(a)より、FD ランクのフランジを使用しても大変形時まで実験挙動をよく追跡できている。これは、実験ではフランジが局部座屈してもコンクリートの拘束によりウェブが局部座屈していないため、柱材の曲げ耐力が低下しにくい性質を有しているためである。一方、Fig.10(b)のように高強度コンクリートを使用すると鉄骨の負担する圧縮軸力も増加することから、フランジの局部座屈による影響を無視できなくなり、部材角 2.0% 以降で実験挙動との乖離が見られるようになるものと考えられる。本解析は縮小試験体の中心圧縮実験により得られたコンクリートの構成則を適用しているが、Fig.10(c), Fig.10(d)に示すように実大試験体の方はいずれも実験終了時まで紡錘形の膨らみおよび除荷剛性含め、実験挙動を再現できていると考えられる。Table 4 に各試験体の実験結果と解析結果の最大曲げ耐力とエネルギー吸収量を示す。同表中の σ_{cB} は、文献 6) より求めた十字鉄骨で拘束されたコンクリートの圧縮強度である。拘束コンクリート σ_{cB} のシリンダー強度 σ_B に対する強度上昇率は、コンクリート強度およびフランジ幅厚比が小さいほど大きな値を示し、最大曲げモーメント比と比較すると同様な傾向を示している。最大曲げモーメントにおける実験値と解析値を比較すると、試験体 SC(8.3)75-0.50S および SC(5.0)75-0.50S はやや危険側に評価している。また、同表中に限界変形部材角 R_{u90} までにおけるエネルギー吸収量の比較を示すとともに、Fig.11 に軸力比 0.3 の SC30S シリーズと SC36L シリーズの試験体の、実験と解析のエネルギー吸収量の比較を示す。やや危険側となる試験体も見られるが、概ね良好な対応を示しているものと考えられる。鉄骨比とコンクリート強度の組み合わせによっては鋼材のパウシंगाー部を解析が過大評価することがある。本解析では鉄骨の座屈による影響を考慮していないことを踏まえ、コンクリート強度 75N/mm² 級以上およびフランジ幅厚比 FD

ランクは適用外とし、今後詳細に検討するものとする。

5. 結論

十字鉄骨とコンクリートからなる鋼・コンクリート合成柱材の弾塑性変形性状および寸法効果について検討した結果、以下の知見を得た。

- 1) コンクリート強度 30N/mm² 程度で軸力比 0.3 を載荷した試験体は、フランジの部材種別に拘わらず優れた変形性能を有する。一方、高強度コンクリートと高軸力比の組み合わせは FA ランクのフランジを使用しても変形能力に乏しくなる傾向にある。
- 2) 鉄骨部分およびコンクリート部分の短期許容曲げモーメントを用いて算定した単純累加強度 Superposed strength(f_s) による耐力線では、全ての試験体において概ね安全側に評価し、計算値に対する実験値の比は、0.96 ~ 1.59 であり、耐力発揮時の部材角 ϵ_{AS} は概ね 0.5% 以内であった。本 SC 柱材の短期許容曲げモーメントの評価手法として適切であるものと考えられる。
- 3) 終局曲げ耐力を十字鉄骨部分と強度低減したコンクリート部分の

Fig.11 Energy dissipation capacity

Table 4 Comparisons of experimental results and analytical results

Specimen	σ_{cB}/σ_B	Maximum strength M_{max}			Energy dissipation E (Until R_{u90})		
		$exp M_{max}$ (kNm)	$ana M_{max}$ (kNm)	$exp M_{max}/ana M_{max}$	$exp E$ (kNm%)	$ana E$ (kNm%)	$exp E/ana E$
SC(8.3)30-0.30S	1.12	88	88	1.00	3960	4304	0.92
SC(8.3)30-0.60S	1.12	83	75	1.11	2958	1484	1.99
SC(5.0)30-0.30S	1.18	66	63	1.05	2747	2927	0.94
SC(5.0)30-0.60S	1.17	73	58	1.25	1885	1983	0.95
SC(21.7)30-0.30S	1.05	43	41	1.06	894	835	1.07
SC(8.3)75-0.30S	1.04	107	117	0.92	4842	4600	1.05
SC(8.3)75-0.50S	1.04	113	104	1.09	1714	1518	1.13
SC(5.0)75-0.30S	1.06	80	82	0.97	3875	3126	1.24
SC(5.0)75-0.50S	1.06	84	73	1.15	1999	1640	1.22
SC(21.7)75-0.30S	1.02	65	62	1.04	835	657	1.27
SC(12.8)36-0.30L	1.06	942	879	1.07	37699	32299	1.17
SC(9.6)36-0.30L	1.08	1143	1053	1.09	43890	40336	1.09
SC(7.2)36-0.30L	1.10	1360	1268	1.07	54841	50653	1.08
SC(5.0)36-0.30L	1.12	775	691	1.12	29166	25396	1.15

一般化累加強度によって算定すると、実験耐力を1.02～1.28の比で安全側に評価した。また、耐力発揮時の部材角は1.0%前後であった。

- 4) 構造特性係数 D_s 値は、軸力比0.3の試験体では、FDランクの試験体SC(21.7)を除いて、部材角4.0%まで90%の耐力低下が見られず、FCランク以上の鉄骨で D_s 値0.25相当の変形能力を有している。
- 5) 縮小試験体および実大試験体における実験値と解析値を比較すると、最大曲げモーメントで0.92～1.25、エネルギー吸収量で0.92～1.27で比較的良好な対応を示した。
- 6) 本SC柱材の適用範囲は、解析で詳細に検討できていない点も踏まえ、コンクリート強度75N/mm²級以上およびフランジ幅厚比FDランクは適用外とする。

謝辞

本研究に関する試験体の製作および载荷実験実施にあたり、福岡大学教育技術職員の石橋宏一郎氏と大野敦弘氏および、吉村威吹氏（現福岡構造）をはじめとする同大学堺研究室の卒研生の協力を得た。また、平成31年度科学研究費補助金基礎研究(c)、(課題番号18K04452、研究代表者：堺純一)の助成を受けた。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) Fujii, H., Fukuhara, M., Minami, K.: Experimental study on strengthening effects of new type steel-concrete columns, The memories of the Faculty of Engineering, Fukuyama University, No.31, pp.119-124, 2007.12 (in Japanese)
藤井英希, 藤原早苗, 南宏一: 新しい形式の鉄骨コンクリート柱の力学的特性に関する基礎的研究, 福山大学工学部紀要, No.31, pp.119-124, 2007.12
- 2) Sadasue, K. and Kitano, A.: Structural Performance of Interior Beam-Column Connections in Steel Concrete Column-Steel Beam Composite Structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.761, pp.1001-1010, 2019.7 (in Japanese)
貞末和史, 北野敦則: 柱SC梁S構造における内部柱梁接合部の構造性能, 日本建築学会構造系論文集, No.761, pp.1001-1010, 2019.7
- 3) Fujimoto, T. and Osaki, H.: Experimental Study on the Structural Performance of CES Members Having Different Built-in Steels, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.752, pp.1507-1515, 2018.10 (in Japanese)
藤本利昭, 大崎広貴: 内蔵鉄骨形状の異なるCES部材の構造性能に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.752, pp.1507-1515, 2018.10
- 4) Matsui, T.: Study on Ultimate Shear Strength of CES Interior Beam-Column Joints with H-shaped Steel, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.737, pp.1125-1135, 2017.7 (in Japanese)
松井智哉: H形鉄骨を用いたCES内柱梁接合部の終局せん断強度に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.737, pp.1125-1135, 2017.7
- 5) Kawahara, K., Kuratomi, Y., Tanaka, T. and Sakai, J.: An Experimental Study on Elastic-Plastic Behavior of Steel and Concrete Composite Columns with Cruciform Steel, Proceedings of the 13th Symposium on Research and Application of Hybrid and Composite Structures, 2013.11 (in Japanese)
川原健輔, 倉富洋, 田中照久, 堺純一: 十字鉄骨とコンクリートで構成された合成柱材の弾塑性変形性状に関する実験的研究, 日本建築学会複合・合成構造の活用に関するシンポジウム, 第10回, 2013.11
- 6) Kuratomi, Y., Tanaka, T., Sakai, J. and Kawahara, K.: An Analytical Study on Elastic-Plastic Behavior of Steel and Concrete Composite Columns with Cruciform Steel Sections, Proceedings of the Japan Concrete Institute, Vol.36, No.2, pp.1039-1045, 2014.7 (in Japanese)
倉富洋, 堺純一, 田中照久, 川原健輔: 八角形断面を有する鋼・コンクリート合成柱材の弾塑性変形性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, No.2, pp.1039-1045, 2014.7
- 7) Kuratomi, Y., Tanaka, T., Sakai, J. and Kawahara, K.: An Experimental Study on

Elastic-Plastic Behavior of Steel and Concrete Composite Columns with Cruciform Steel Sections, Journal of Structural Engineering, Vol.60B, pp.65-71, 2014.3 (in Japanese)

倉富洋, 堺純一, 田中照久, 川原健輔: 十字鉄骨とコンクリートで構成された合成柱材の弾塑性変形性状に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.60B, pp.65-71, 2014.3

- 8) Kuratomi, Y., Tanaka, T., Sakai, J. and Fuchigami, D.: An Experimental Study on Elastic-Plastic Behavior of Mixed Structures Composed of SC Columns and Steel Beams, Proceedings of the Japan Concrete Institute, Vol.40, No.2, pp.1117-1122, 2018.7 (in Japanese)
倉富洋, 堺純一, 田中照久, 淵上大貴: 鋼・コンクリート合成柱材と鉄骨梁で構成された骨組の弾塑性変形性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.40, No.2, pp.1117-1122, 2018.7
- 9) Nakamura, T., et al: Experimental Study of Scale Effect on Compressive Strength of Plain Concrete, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures- III, pp.883-884, 1997.7 (in Japanese)
中村敏治, 田口典生, 勝倉靖, 菊池憲一: プレーンコンクリートの寸法効果に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造- III, pp.883-884, 1997.7
- 10) Kuratomi, Y., Tanaka, T., Sakai, J. and Ikeda, M.: An Experimental Study on Elastic-Plastic Behavior of Steel and Concrete Composite Column Considering Scale Effect, Proceedings of the Japan Concrete Institute, Vol.41, No.2, pp.1069-1074, 2019.7 (in Japanese)
倉富洋, 堺純一, 田中照久, 池田将啓: 寸法効果による影響を考慮した鋼・コンクリート合成柱材の弾塑性変形性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.41, No.2, pp.1069-1074, 2019.7
- 11) Kenchikubutsu no kozokankei gijutsukijun kaisetsusho henshu iinkai: Kenchikubutsu no kozokankei gijutsukijun kaisetsusho 2015 nendoban, Zenkoku kampo hanbai kyodo kumiai, 2015.6
建築物の構造関係技術基準解説書編集委員会: 2015年版建築物の構造技術関係技術基準解説書, 全国官報販売共同組合, 2015.6
- 12) Architectural Institute of Japan: AIJ Standard for Structural Calculation of Steel Reinforced Concrete Structures, 2014.1 (in Japanese)
日本建築学会: 鉄骨鉄筋コンクリート構造計算標準・同解説, 2014.1
- 13) Sakino, K., Yamaguchi, T., Nakahara, H. and Mukai, A.: Axial Compressive Load Capacities of Concrete Filled Circular Steel Tubular Columns, Journal of Structural Engineering, Vol.48B, pp.231-236, 2002.3 (in Japanese)
崎野健治, 山口達也, 中原浩之, 向井昭義: コンクリート充填円形鋼管短柱の中心圧縮耐力, 構造工学論文集, Vol.48B, pp.231-236, 2002.3
- 14) Fujimoto, T., Komatsu, H., Sakurada, T., Morohashi, N. and Mitsuhashi H.: Axial Compressive Behavior of Concrete Encased Steel Composite Column with Steel Jacket, AIJ Journal of Technology and Design, Vol.18, No.39, pp.565-570, 2012.6 (in Japanese)
藤本利昭, 小松博, 櫻田智之, 帥橋憲貴, 三橋博巳: 薄肉鋼管で補強した鉄骨コンクリート合成柱の軸圧縮性状, 日本建築学会技術報告集, Vol.18, No.39, pp.565-570, 2012.6
- 15) Sakino, K., Sun, Y.: Stress-strain Curve of Concrete Confined by Rectilinear Hoop, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.461, pp.95-104, 1994.7 (in Japanese)
崎野健治, 孫玉平: 直線型横補強材により拘束されたコンクリートの応力-ひずみ関係, 日本建築学会構造系論文集, No.461, pp.95-104, 1994.7
- 16) Kawahara, K., Kuratomi, Y., Tanaka, T., Sakai, J.: An Experimental Study on Elastic-plastic Behavior of Steel and Concrete Composite Columns with Cruciform Steel, The 10th Symposium on Research and Application of Hybrid and Composite Structures, Pepar No.13 (CD-ROM), 2013.11 (in Japanese)
川原健輔, 倉富洋, 田中照久, 堺純一: 十字鉄骨とコンクリートで構成された合成柱材の弾塑性性状に関する実験的研究, 第10回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム, 土木学会/日本建築学会, PeparNo.13 (CD-ROM), 2013.11
- 17) Kamada, K., et al: Improvement of Flexural Behavior of Rainforced Concrete Sections by Combined Use of Different Grade Longitudinal Bars, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-II, pp.505-506, 1991.7 (in Japanese)
鎌田圭次郎, 大住和正, 渡辺史夫, 六車照: 各種強度の鉄筋混使用によるRC断面曲げ性能の制御, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造- II, pp.505-506, 1991.7

ELASTIC-PLASTIC BEHAVIOR OF STEEL AND CONCRETE COMPOSITE COLUMNS WITH CRUCIFORM STEEL

Yo KURATOMI^{*1}, Teruhisa TANAKA^{*1} and Junichi SAKAI^{*2}

^{*1} Assist. Prof., Faculty of Engineering, Fukuoka Univ., Dr.Eng.

^{*2} Prof., Faculty of Engineering, Fukuoka Univ., Dr.Eng.

The authors have designed and developed steel-concrete (SC) columns without reinforcement bars. The SC columns are composed of only cruciform steel and concrete, and they had an octagonal cross-section. In a previous work, an experiment was conducted on SC columns (section dimension: 190 mm × 190 mm) under cyclic and horizontal loads to investigate their earthquake-resistant performance. The experiment could not consider the scale effect of the concrete, which makes it difficult to evaluate the compressive strength of the concrete. In this study, four large-scale SC specimens were tested to investigate the scale effect of the concrete. The large-scale SC specimens were of dimensions 500 mm × 500 mm, and the shear span ratio of the SC columns was three. The experimental variables considered include the size of the cruciform steel, compressive strength of the concrete, and axial-load ratio. The small-scale specimens were tested with both ends fixed, whereas, the cantilever type was adopted for the large-scale specimens. The loading device was designed to subject the columns to an axial load N and horizontal load Q . The tests were conducted using a universal testing machine. For all the tests, the specimens were subjected to a constant axial load while the horizontal load was applied. The displacement amplitudes were increased uniformly and repeated two times at each amplitude peak.

All specimens under an axial-load ratio $n = 0.3$ exhibited a very ductile behavior until the end of the test. Contrarily, under a high axial-load ratio of above 0.5, an abrupt degradation in the flexural strength was observed at a rotation angle $R = 2.0\%$. The experimental maximum strength of the large-scale specimens exceeded the plastic-collapse mechanism line obtained by assuming a plastic hinge being formed at the fixed end of the column. The superposed strength was calculated from the yield strength of the steel and the compressive strength of the concrete. For the small- and large-scale specimens, no significant difference was observed in the axial strain and failure mode. The comparisons of the experimental results of the small- and large-scale specimens suggest that the scale effect of the concrete has little effect on the structural performance of SC.

The flexural strength calculated based on the superposed strength or linear distribution of strain was assumed to be the estimated short-term allowable flexural strength of the SC columns. The flexural strength calculated based on the superposed strength was in good agreement with the flexural strength at the yield point of the steel flange in the tests. The rotation angle R at short-term allowable flexural strength was approximately 0.5%.

An analysis on the elastic-plastic behavior of the SC columns was also conducted using the method that takes into account the concrete confined by the cruciform steel. The effect of the concrete confined by the cruciform steel was obtained from the axial compressive-test results of the small-scale specimens. Although the analytical results were somewhat underestimated compared with the experimental results, they pursued well with the experimental results up to a large deformation.

(2020年6月8日原稿受理, 2020年11月2日採用決定)