

# (20) 単純圧縮力を受けるSRC柱部材の強度と変形性能に関する研究

立崎 稔仁<sup>1</sup>・尹 航<sup>2</sup>・土井 希祐<sup>3</sup>

<sup>1</sup>正会員 新潟大学大学院 自然科学研究科 (〒950-2181 新潟市西区五十嵐二の町8050番地)  
E-mail:f10e052a@mail.cc.niigata-u.ac.jp

<sup>2</sup>正会員 新潟大学大学院 自然科学研究科 (〒950-2181 新潟市西区五十嵐二の町8050番地)  
E-mail:f06m501e@mail.cc.niigata-u.ac.jp

<sup>3</sup>正会員 新潟大学教授 工学部建設学科 (〒950-2181 新潟市西区五十嵐二の町8050番地)  
E-mail:mare@cc.niigata-u.ac.jp

SRC 柱部材の構造性能を適切に評価する上で、内蔵鉄骨によるコンクリート拘束効果を考慮することは重要である。しかし、鉄骨によるコンクリート拘束効果の適切な評価法は明確にされていない。そこで、本研究においては、鉄骨によるコンクリート拘束効果を、鉄骨ウェブの寄与率  $\alpha$  を指標として評価することにより、単純圧縮力を受ける SRC 柱部材の軸力-軸歪関係をモデル化し、その最大耐力、初期剛性、および変形性能について検討した。最大耐力については計算値と実験値がほぼ一致した。初期剛性については計算値が実験値を下回った。変形性能については、その指標である限界歪の計算値が実験値と概ね一致した。

**Key Words :** steel encased reinforced concrete column, centrally loaded compression test, confinement effect for concrete by encased steel, full plastic moment, maximum strength, deformation capacity, initial rigidity, limit strain

## 1. はじめに

SRC 柱部材の構造性能を適切に評価する上で、内蔵鉄骨によるコンクリート拘束効果を考慮することは重要である<sup>1)</sup>。しかし、鉄骨によるコンクリート拘束効果の適切な評価法は明確にされていない。そこで本研究では、コンクリートの拘束効果を考慮した単純圧縮力を受ける SRC 柱部材の軸力-軸歪関係モデルを提案し、その最大耐力、初期剛性、および変形性能について検討した。

## 2. 検討対象試験体

本研究では、表-1に示す十字形鉄骨または H 形鋼を内蔵した SRC 短柱試験体計28体を研究対象として用いた<sup>1)4)</sup>。いずれも中心圧縮試験を行ったものである。各試験体の使用材料の力学的特性を表-2、表-3に示す。また、試験体断面は表-4の通りである。

表-1 試験体諸元

	試験体名	内蔵鉄骨寸法	横補強筋
第1 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-1	2-H100×50×5×7	φ4@50
	SRC-H-1	H100×90×6×8	φ4@50
第2 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-2	2-H100×50×4.5×4.5	φ4@50
	SRC-H-2	H100×90×4.5×4.5	φ4@50
文献 <sup>2)</sup>	C1-50	2-H140×50×4.5×6	D6@50
	C1-100		D6@100
	C2-50	2-H140×50×2.3×6	D6@50
	C2-100		D6@100
	C3-50	2-H140×50×4.5×2.3	D6@50
	C3-100		D6@100
	M1-50		D6@50
文献 <sup>3)</sup>	18SRC(計3体)	H216×216×6×6	φ6@150
	24SRC(計3体)	H288×288×6×6	φ6@150
文献 <sup>4)</sup>	#40-#42(計3体)	H200×150×4.5×6	D6@50
	#45		D6@100
	#46, #47	H200×150×6×9	D6@50
	#48, #49		D6@35
	#52-#54(計3体)	H200×150×9×12	D6@50

表-2 鋼材の力学的性質

		鋼種	$\sigma_y$	$E_s$
第1 <sup>1)</sup> シリーズ	十字形	PL- 5 / 7	336 / 352	2.13 / 2.10
	H形	PL- 6 / 8	274 / 264	2.10 / 2.14
	主筋	D10	365	1.94
		D6	332	1.68
帯筋	$\phi 4$	523	1.93	
第2 <sup>1)</sup> シリーズ	鉄骨	PL- 4.5	274	2.04
	主筋	D10	352	1.80
		D6	320	1.74
	帯筋	$\phi 4$	472	1.91
文献 <sup>2)</sup>	鉄骨	PL- 2.3 - 6	322 - 407	2.08
	主筋	$\phi 4$	382	2.05
	帯筋	D6	215	2.05
文献 <sup>3)</sup>	鉄骨	PL-6	573	2.05
	主筋	D16	453	2.05
	帯筋	$\phi 6$	451	2.05
文献 <sup>4)</sup>	鉄骨	PL- 4.5 - 12	291 - 842	2.05
	主筋	D16	380	2.05
	帯筋	D6	342	2.05

$\sigma_y$  : 鋼材降伏点[N/mm<sup>2</sup>]  $E_s$  : 鋼材ヤング係数[ $\times 10^5$ N/mm<sup>2</sup>]

表-3 コンクリートの力学的性質

	$c\sigma_B$	$E_c$
第1シリーズ <sup>1)</sup>	22.6	2.01
第2シリーズ <sup>1)</sup>	26.8	2.37
文献 <sup>2)</sup>	30.8	2.68
文献 <sup>3)</sup>	25.6	1.30
文献 <sup>4)</sup>	35.7	2.75

$c\sigma_B$  : コンクリート圧縮強度[N/mm<sup>2</sup>]  
 $E_c$  : コンクリートヤング係数[ $\times 10^4$ N/mm<sup>2</sup>]

の寄与率  $\alpha$  を次式により算定する (図-1参照) .

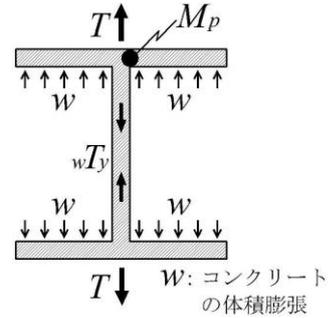
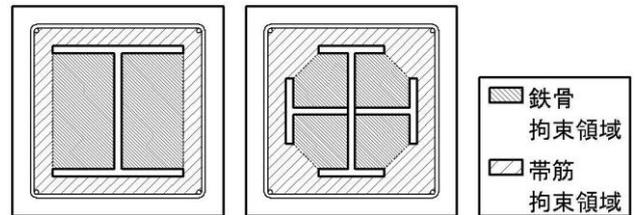


図-1 ウェブ寄与率

$$\alpha = \frac{wT}{wT_y} \quad (1)$$

ただし,  $wT = \frac{8 \cdot M_p}{b_f}$ ,  $wT_y = t_w \cdot \sigma_y$ ,  $M_p = \frac{t_f^2 \cdot \sigma_y}{4}$

ここに,  $b_f$  : フランジ断面幅,  $t_w$  : ウェブ厚,  $t_f$  : フランジ厚,  $\sigma_y$  : 鉄骨降伏応力度. ただし,  $wT$ ,  $wT_y$ ,  $M_p$  は材軸方向の単位幅あたりの値である.



(a) H形鋼 (b) 十字形鉄骨

図-2 コンクリート拘束領域区分

### 3. 検討方法

鉄骨フランジ部分の全塑性モーメント  $M_p$  に着目し, コンクリートの拘束効果に影響を及ぼす鉄骨ウェブ断面

(1) 式による寄与率  $\alpha$  に応じて算定されるウェブ断面の一部が鉄骨拘束領域 (図-2 参照) において横拘束材として働くと仮定し, NewRC式<sup>5)</sup>における横補強筋体積比  $\rho_h$  を, 帯筋拘束領域 (図-2 参照) においては (2) 式, 鉄骨拘束領域においては (3) 式によりそれぞれ算定し,

表-4 試験体断面

	第一, 第二シリーズ <sup>1)</sup>		文献 <sup>2)</sup>		文献 <sup>3)</sup>		文献 <sup>4)</sup>
	H形鋼	十字形鋼	H形鋼	十字形鋼	H形鋼( <sub>18</sub> SRC)	H形鋼( <sub>24</sub> SRC)	H形鋼
試験体断面							
試験体寸法 (かぶり厚さ) 単位: mm	150 × 150 (11)	150 × 150 (13)	200 × 200 (0)	200 × 200 (0)	288 × 288 (0) 308 × 308 (20) 318 × 318 (30)	360 × 360 (0) 380 × 380 (20) 390 × 390 (30)	300 × 300 (30)

帯筋および鉄骨によるコンクリート拘束効果を評価した。

$$N_s = \sigma_y \cdot A_f + \sigma_y \cdot A_w (1 - \alpha) \quad (4)$$

$$\rho_h = \frac{V_r}{r V_c} \quad (2)$$

$$\rho_h = \frac{V_s}{s V_c} \quad (3)$$

ここに、 $\rho_h$ :横補強筋体積比、 $N_s$ :鉄骨負担軸力、 $V_r$ :帯筋体積、 $V_s$ :鉄骨体積 ( $\alpha \times s V_w$ )、 $s V_w$ :ウェブ体積 (試験体長さあたりの体積)、 $A_f$ :フランジ断面積、 $A_w$ :ウェブ断面積、 $V_c$ :帯筋拘束領域コンクリート体積 (帯筋間隔あたりの体積)、 $s V_c$ :鉄骨拘束領域コンクリート体積 (試験体長さあたりの体積)

コンクリートの応力度-歪度関係を NewRC 式<sup>5)</sup>によりモデル化し、鉄骨および主筋の応力度-歪度関係は完全弾塑性モデルとして、平面保持の仮定により、コンクリート、鉄骨、および主筋の各負担軸力を累加することにより SRC 柱部材の軸力-軸歪関係を求めた。この際、(4) 式に示すように横拘束に寄与したウェブ断面積を鉄骨断面積から差し引いて鉄骨の負担軸力  $N_s$  を算定した。

以上により求めた SRC 柱部材の軸力-軸歪関係に基づいて、表-1 に示す各試験体について、最大耐力、初期剛性、および変形性能の検討を行った。

#### 4. 結果および考察

図-3 に、本研究において提案した SRC 柱部材の軸力-軸歪関係 (以下 NewRC モデルと表記) と実験結果の比較の例を示す。図-3 (a) ~ (c) は、最大耐力および初期剛性を比較しやすいよう  $\epsilon = 0.005$  までの範囲とし、初期剛性の値を求めた  $N_{max}$  (最大耐力) / 3 の点を丸印で示した。図-3 (d) ~ (f) は、変形性能の指標である限界歪について比較しやすいよう、それぞれ  $\epsilon = 0.03$ 、 $\epsilon = 0.05$ 、 $\epsilon = 0.06$  までの範囲とし、限界歪の値を求めた  $0.85 N_{max}$  の点を三角印で示した。なお、図中のマークは、NewRC モデルによる計算値を赤で、実験値を青でそれぞれ着色している。

最大耐力、初期剛性、および限界歪の全てにおいて、良好な評価をすることができた試験体が存在する一方で、

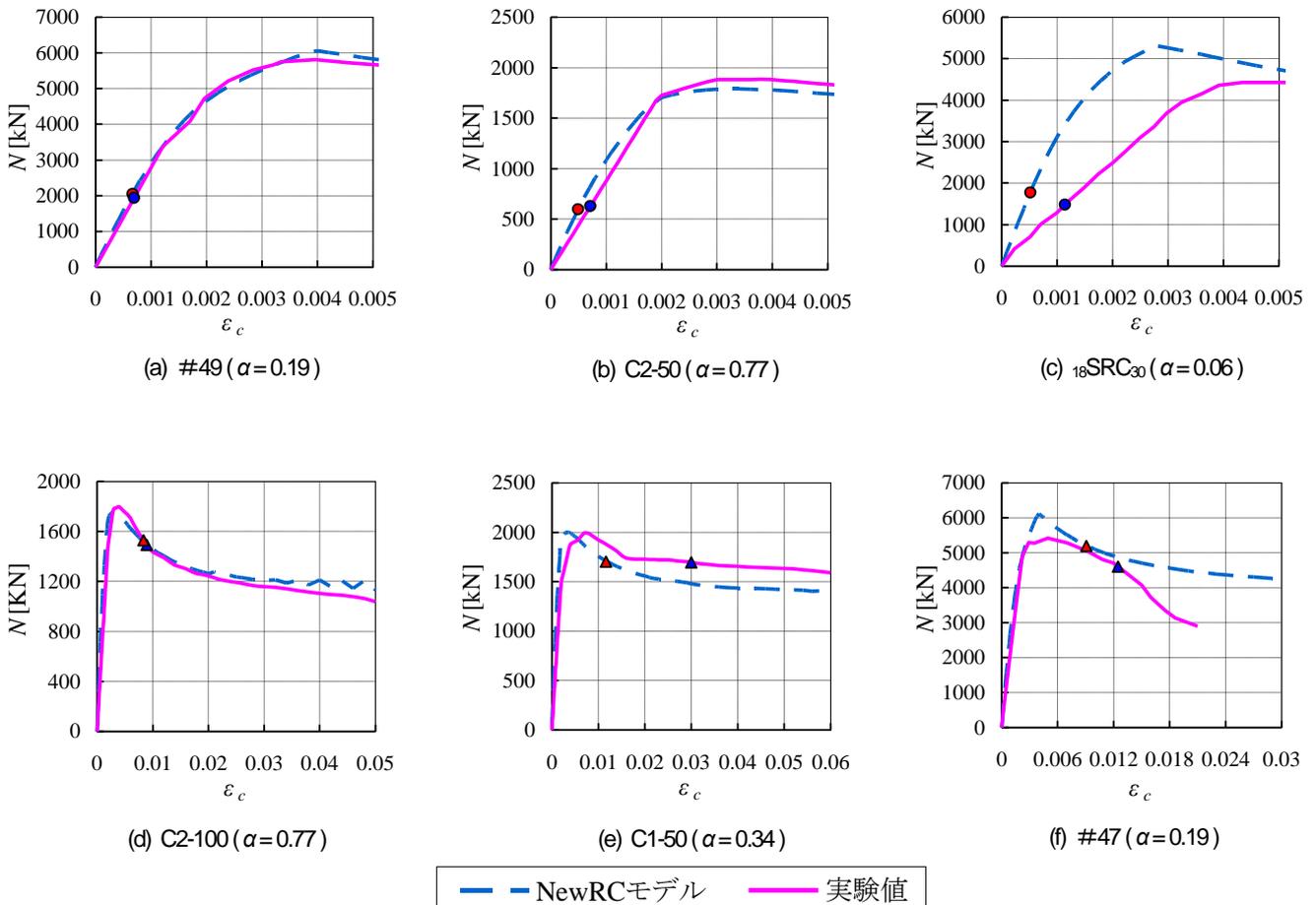


図-3 軸力-歪の関係

表-5 ウェブ寄与率 $\alpha$

試験体名	$\alpha$	試験体名	$\alpha$		
第1 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-1	0.41	文献 <sup>3)</sup>	24SRC <sub>0</sub>	0.04
	SRC-H-1	0.23		24SRC <sub>20</sub>	
第2 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-2	0.18		24SRC <sub>30</sub>	
文献 <sup>2)</sup>	C1-50	0.34	文献 <sup>4)</sup>	#40	0.11
	C1-100			#41	0.09
	C2-50	#42		0.12	
	C2-100	0.77		#45	0.16
	C3-50	0.04		#46	0.16
	C3-100			#47	0.19
	M1-50	0.34		#48	0.16
文献 <sup>3)</sup>	18SRC <sub>0</sub>	0.06	#49	0.19	
	18SRC <sub>20</sub>		#52	0.21	
	18SRC <sub>30</sub>		#53	0.22	
			#54	0.21	

表-6 最大耐力

試験体名	$N_{max}$	$N_{umax}$	$N_{max}/N_{umax}$	
第1 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-1	1218	1299	0.937
	SRC-H-1	1050	1092	0.961
第2 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-2	1144	1024	1.117
	SRC-H-2	1035	954	1.084
文献 <sup>2)</sup>	C1-50	1995	2001	0.997
	C1-100	1796	1967	0.913
	C2-50	1884	1789	1.053
	C2-100	1798	1755	1.024
	C3-50	1898	1702	1.115
	C3-100	1717	1685	1.019
	M1-50	2217	1578	1.405
文献 <sup>3)</sup>	18SRC <sub>0</sub>	5488	6182	0.888
	18SRC <sub>20</sub>	4234	4973	0.851
	18SRC <sub>30</sub>	4430	5305	0.835
	24SRC <sub>0</sub>	5488	6182	0.888
	24SRC <sub>20</sub>	5978	6929	0.863
	24SRC <sub>30</sub>	6272	7331	0.856
文献 <sup>4)</sup>	#40	4002	4041	0.990
	#41	4369	4586	0.953
	#42	4590	4701	0.976
	#45	4831	5243	0.921
	#46	5017	5272	0.951
	#47	5414	6114	0.886
	#48	4918	5288	0.930
	#49	5810	6154	0.944
	#52	5308	5511	0.963
	#53	5635	6084	0.926
#54	6545	7331	0.893	
平均値	-	-	0.969	
変動係数	-	-	0.118	

実験値が NewRC モデルによる値を大幅に下回る結果となった試験体も存在している。以下に、NewRC モデルによる最大耐力、初期剛性、および限界歪の評価精度について検討を行った結果を示す。

(1) 最大耐力

表-5 にウェブ寄与率 $\alpha$ の計算結果を、表-6 および図-4 に、NewRC モデルより求めた最大耐力の計算値  $N_{umax}$  と実験値  $N_{max}$  の比較を示す。図-5 (a)~(d) に、最大耐力の計算値と実験値の比  $N_{max}/N_{umax}$  と、鉄骨ウェブのコンクリート拘束への寄与率  $\alpha$ 、鉄骨の軸力負担率  $N_t/N_{umax}$ 、鉄骨フランジ幅厚比、および鉄骨ウェブ幅厚比

$N_{max}$ : 実験値[kN]     $N_{umax}$ : NewRCモデル[kN]

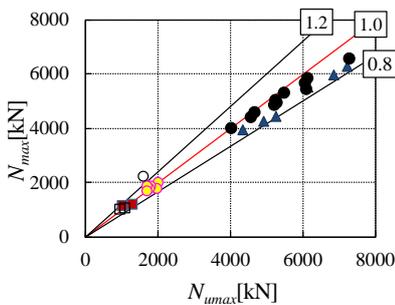
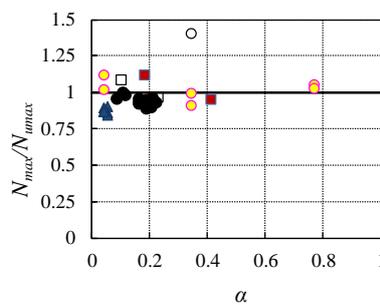
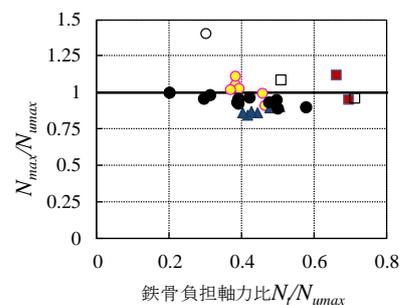


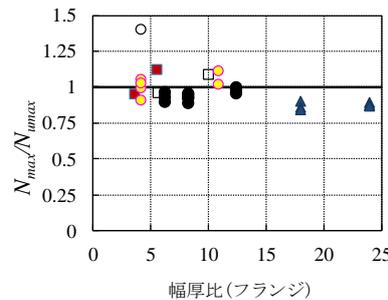
図-4  $N_{max}$  と  $N_{umax}$  との関係



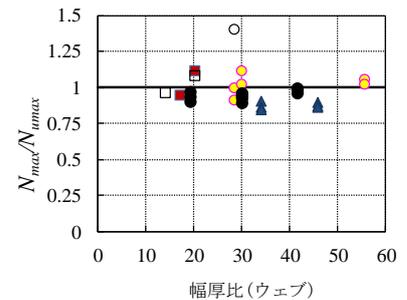
(a)  $\alpha$



(b) 鉄骨負担軸力比  $N_t/N_{umax}$



(c) 幅厚比(ウェブ)



(d) 幅厚比(フランジ)

図-5  $N_{max}/N_{umax}$  と各種パラメータとの関係

との関係をそれぞれ示す。なお、図-4の四角囲みの0.8～1.2の数値は、 $N_{max}/N_{lmax}$ の等値線を表す。

表-6より、 $N_{max}/N_{lmax}$ の平均値0.969、変動係数0.118となっており、全体的に良い評価が出来ていると言える。表-6および図-4を見ると、ほぼ全ての試験体の $N_{max}/N_{lmax}$ が0.8～1.2の間に収まっていることが分かる。図-5(a)～(d)を見ると、 $N_{max}/N_{lmax}$ に対する $\alpha$ 、ウェブ幅厚比の影響はあまり大きくないと言える。フランジ幅厚比に関しては、その値が大きくなるにつれて $N_{max}/N_{lmax}$ は小さくなる傾向にあることが分かる。鉄骨断面形状の影響について見ると、H形断面と十字形断面において大きな差異は見られない。

## (2) 初期剛性

初期剛性は、図-6に示す $N_{max}/3$ の点における割線剛性とした。表-7および図-7に、NewRCモデルにより求めた初期剛性と実験値との比較を、図-8(a)～(d)に、

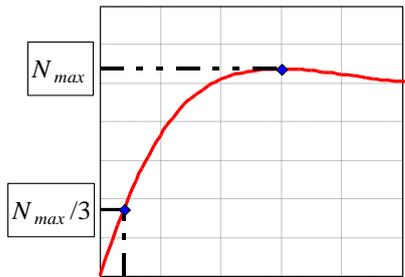


図-6 初期剛性の定義

表-7 初期剛性

	試験体名	$K_{exp}$	$K_{cal}$ 修正前	$K_{exp}/K_{cal}$ 修正前
第1 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-1	21.1	20.4	1.039
	SRC-H-1	20.2	20.7	0.979
第2 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-2	9.8	23.8	0.414
	SRC-H-2	23.5	24.0	0.980
文献 <sup>2)</sup>	C1-50	13.0	22.3	0.584
	C1-100	12.3	22.5	0.548
	C2-50	16.3	22.3	0.732
	C2-100	14.1	22.5	0.626
	C3-50	15.3	23.5	0.651
	C3-100	13.8	23.7	0.582
文献 <sup>3)</sup>	M1-50	27.0	21.1	1.282
	<sub>18</sub> SRC <sub>0</sub>	8.2	17.5	0.467
	<sub>18</sub> SRC <sub>20</sub>	8.5	18.3	0.464
	<sub>18</sub> SRC <sub>30</sub>	7.1	18.7	0.379
	<sub>24</sub> SRC <sub>0</sub>	10.9	18.2	0.600
	<sub>24</sub> SRC <sub>20</sub>	9.5	18.8	0.505
文献 <sup>4)</sup>	<sub>24</sub> SRC <sub>30</sub>	8.3	19.1	0.433
	#40	22.5	28.1	0.799
	#41	20.5	28.6	0.715
	#42	22.2	27.8	0.797
	#45	19.9	28.3	0.705
	#46	20.6	27.5	0.749
	#47	21.3	27.6	0.770
	#48	20.6	27.4	0.752
	#49	25.1	27.5	0.910
	#52	18.6	27.2	0.684
#53	20.1	27.5	0.732	
#54	24.2	26.4	0.917	
平均値		-	-	0.707
変動係数		-	-	0.299

$K_{exp}$  : 初期剛性実験値  $K_{cal}$  : 初期剛性計算値

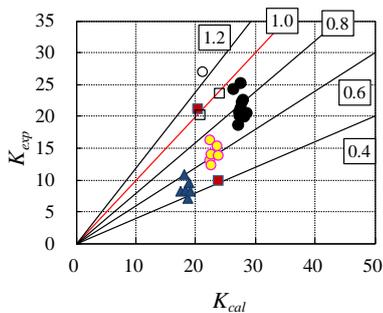
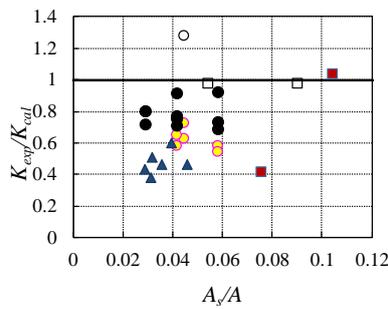
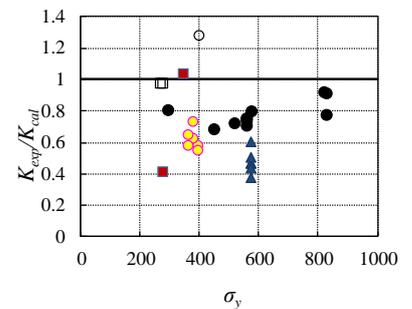


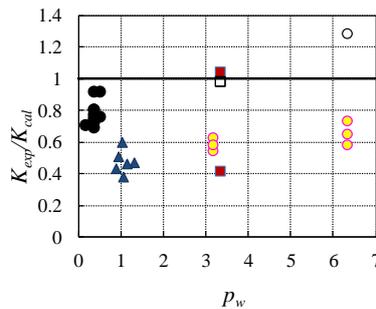
図-7  $K_{exp}$  と  $K_{cal}$  との関係



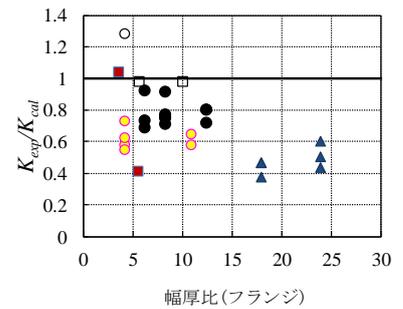
(a)  $A_s/A$



(b)  $\sigma_y$



(c)  $\rho_w$



(d) 幅厚比(フランジ)

図-8  $K_{exp}/K_{cal}$  と各種パラメータとの関係

初期剛性の計算値と実験値の比  $K_{exp}/K_{cal}$  と、鉄骨断面積比  $A_s/A$ 、鉄骨降伏応力度  $\sigma_y$ 、フランジ幅厚比、および帯筋比  $p_w$  との関係それぞれを示す。なお、図-7の四角囲みの 0.4~1.2の数値は、 $K_{exp}/K_{cal}$  の等値線を示す。

表-7 より、 $K_{exp}/K_{cal}$  の平均値は 0.707、変動係数は 0.299 となっており、全体的に低い値となり、ばらつきが大きいという結果となった。図-7 を見ると、初期剛性に関しては、多くの試験体において、計算値が実験値を大きく上回っていることが分かる。これについては、第1シリーズ<sup>1)</sup> および第2シリーズ<sup>1)</sup> では試験体に変位計を直接取り付け軸歪を測定しているのに対して、文献<sup>3)</sup> および文献<sup>4)</sup> では試験機の加力治具間の変位測定値から軸歪を求めており、試験体端部の局所変形の影響を受けていることが考えられる。図-8(d) を見ると、

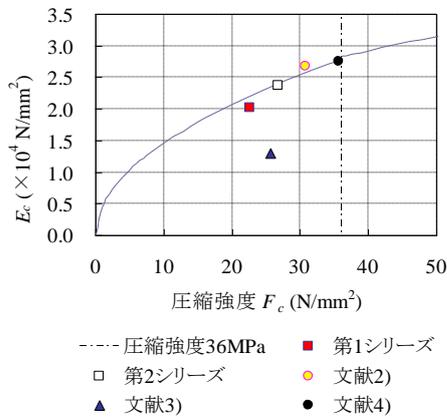


図-9 ヤング係数  $E_c$  と圧縮強度  $F_c$  との関係

表-8 初期剛性(修正後)

試験体名	$K_{exp}$	$K_{cal}$ 修正後	$K_{exp}/K_{cal}$ 修正後	
第1 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-1	21.1	18.7	1.132
	SRC-H-1	20.2	19.1	1.057
第2 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-2	9.8	22.6	0.436
	SRC-H-2	23.5	22.9	1.031
文献 <sup>2)</sup>	C1-50	13.0	21.7	0.601
	C1-100	12.3	22.0	0.562
	C2-50	16.3	21.5	0.757
	C2-100	14.1	21.8	0.645
	C3-50	15.3	23.0	0.665
	C3-100	13.8	23.3	0.592
文献 <sup>3)</sup>	M1-50	27.0	20.5	1.319
	18SRC <sub>0</sub>	8.2	14.6	0.560
	18SRC <sub>20</sub>	8.5	14.8	0.574
	18SRC <sub>30</sub>	7.1	14.9	0.475
	24SRC <sub>0</sub>	10.9	14.8	0.736
	24SRC <sub>20</sub>	9.5	15.0	0.634
文献 <sup>4)</sup>	24SRC <sub>30</sub>	8.3	15.1	0.551
	#40	22.5	27.2	0.826
	#41	20.5	27.7	0.738
	#42	22.2	27.0	0.822
	#45	19.9	27.5	0.725
	#46	20.6	26.7	0.771
	#47	21.3	26.9	0.792
	#48	20.6	26.6	0.776
	#49	25.1	26.7	0.938
	#52	18.6	26.4	0.705
#53	20.1	26.7	0.755	
#54	24.2	25.6	0.944	
平均値	-	-	0.754	
変動係数	-	-	0.271	

$K_{exp}$  : 初期剛性実験値  $K_{cal}$  : 初期剛性計算値

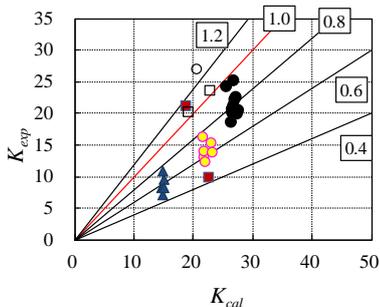
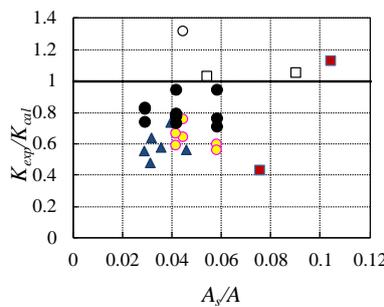
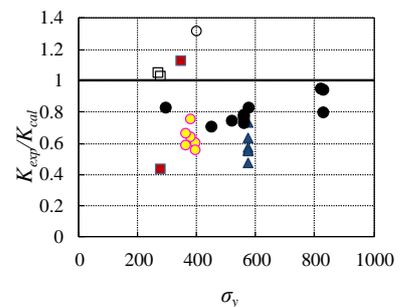


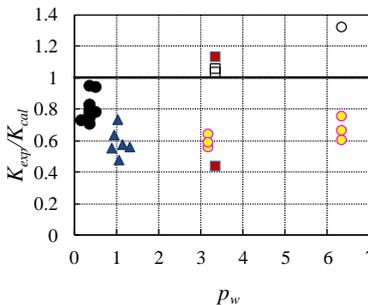
図-10  $K_{exp}$  と  $K_{cal}$  との関係(修正後)



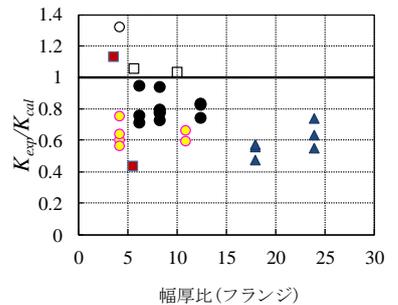
(a)  $A_s/A$



(b)  $\sigma_y$



(c)  $p_w$



(d) 幅厚比(フランジ)

図-11  $K_{exp}/K_{cal}$  と各種パラメータとの関係(修正後)

フランジ幅厚比が大きくなるにつれて  $K_{exp} / K_{cal}$  の値が小さくなる傾向が見られる。鉄骨断面形状の影響について見ると、H形断面と十字形断面において大きな差異は見られない。

次に、図-9に、コンクリートのヤング係数  $E_c$  と圧縮強度  $F_c$  との関係を表す。図中には、文献<sup>1)~4)</sup>の各試験体の  $E_c$  と  $F_c$  の関係をプロットしている。また、図中には、日本建築学会 RC 構造計算規準 ( $F_c < 36 \text{ MPa}$ )、および NewRC 式 ( $F_c \geq 36 \text{ MPa}$ ) における  $E_c - F_c$  関係を併せて示している。文献<sup>3)</sup>では軽量コンクリートを使用しており、素材試験による  $E_c$  が他の試験体と比較してかなり小さいことが分かる(表-3, 図-9 参照)。そこで、NewRC 式において圧縮強度  $F_c$  から計算により求めているヤング係数  $E_c$  を素材試験による値に修正し、修正前と修正後の初期剛性の計算値について比較・検討を行った。

表-8および図-10に、素材試験によるヤング係数  $E_c$  に修正した後の初期剛性の計算値、および計算値と実験値の比を示す。また、図-11(a)~(d)に、計算値と実験値の比と各種パラメータとの関係を示す。表-7の値と比較すると、全試験体において計算値と実験値との比が1に近くなり、そのばらつきも小さくなっていることが分かる。特に、ヤング係数  $E_c$  の値が低い文献<sup>3)</sup>の試験体では、修正前と比較して20%以上上昇している。NewRC 式において、コンクリート圧縮強度  $F_c$  から計算したヤング係数  $E_c$  を用いた場合、初期剛性を過大評価していることが分かる。また、図-11(d)を見ると、素材試験に

よるヤング係数  $E_c$  に修正した後も、フランジ幅厚比による影響が見られる。

### (3) 限界歪

変形性能の指標である限界歪は、曲げせん断を受ける SRC 部材に依り、図-12に示す(1)の軸力-軸歪関係において、 $N_{max}$ 以降に  $0.85 N_{max}$  まで強度が低下した点の軸歪とした。(2)の軸力-軸歪関係のように  $0.85 N_{max}$  まで強度が低下する前に実験を終了している試験体や、(3)の軸力-軸歪関係のように終了時においても  $0.85 N_{max}$  まで強度が低下しない試験体については、実験終了時の軸歪を限界歪とした。

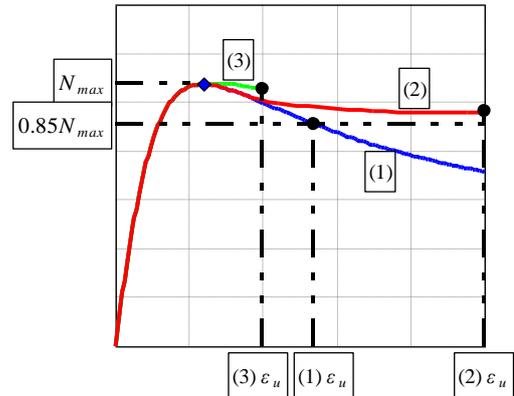


図-12 限界歪の定義

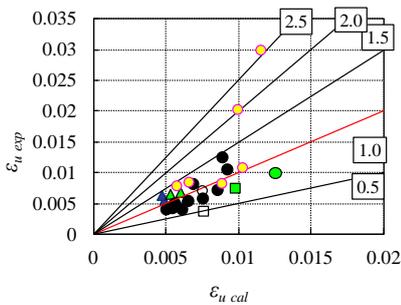
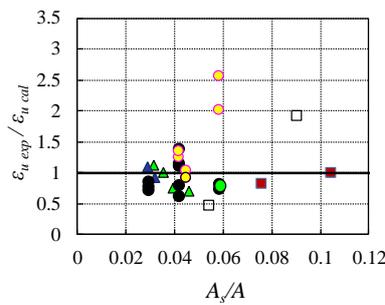
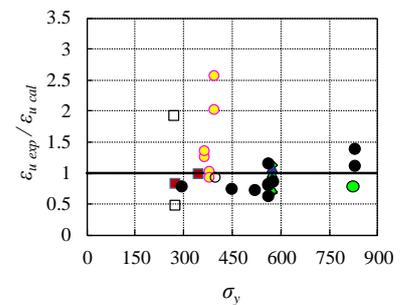


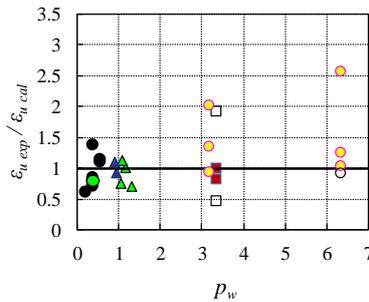
図-13  $\epsilon_{u,exp}$  と  $\epsilon_{u,cal}$  との関係



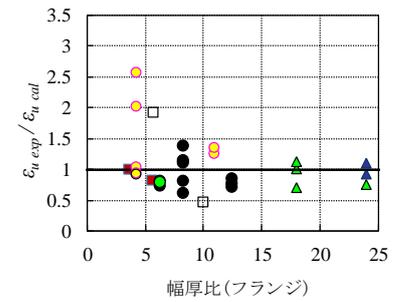
(a)  $A_s/A$



(b)  $\sigma_y$



(c)  $\rho_w$



(d) 幅厚比 (フランジ)

図-14  $\epsilon_{u,exp} / \epsilon_{u,cal}$  と各種パラメータとの関係

表-9 および図-13 に、NewRC モデルにより求めた限界歪の計算値と実験値との比較をそれぞれ示す。また、図-14 に 限界歪の計算値と実験値の比  $\epsilon_{u\text{exp}}/\epsilon_{u\text{cal}}$  と、鉄骨断面積比  $A_s/A$ 、鉄骨降伏応力度  $\sigma_y$ 、フランジ幅厚比、および帯筋比  $p_w$  との関係を示す。なお、図-13 の四角囲みの 0.5 ~ 2.5 の数値は、 $\epsilon_{u\text{exp}}/\epsilon_{u\text{cal}}$  の等値を示す。また、図-13 および図-14 において、 $0.85 N_{\text{max}}$  まで強度が低下する前に実験を終了している試験体 (図-12 参照) のマークを緑色で着色している。

表-9 より、 $\epsilon_{u\text{exp}}/\epsilon_{u\text{cal}}$  の平均値は 1.060、変動係数は 0.431 となっており、全体的に比較的良好な評価ができていると言える。図-13 を見ると、多くの試験体において、限界歪の実験値が NewRC モデルによる計算値を上回っており、全体的に比較的良好な評価ができていると言える。また、鉄骨断面形状の影響について見ると、十字形鉄骨を用いた試験体は  $\epsilon_{u\text{exp}}/\epsilon_{u\text{cal}}$  が大きく、H形鋼を用いた試験体は  $\epsilon_{u\text{exp}}/\epsilon_{u\text{cal}}$  が小さくなっていることが分かる。図-14 (d) を見ると、フランジ幅厚比が小さい場合、計算値は安全側の評価となる場合が多い。図-14 (c) を見ると、 $p_w$  の値が大きい場合  $\epsilon_{u\text{exp}}/\epsilon_{u\text{cal}}$  のばらつきが大きくなることが分かる。

## 5. 結論

鉄骨ウェブの寄与率を指標とし、鉄骨によるコンクリート拘束効果を考慮した SRC 柱の軸力-軸歪関係モデルを提案し、最大耐力、初期剛性、および変形性能の指標である限界歪について実験値と比較検討した。その結果、以下のことが明らかになった。

- ・最大耐力については、良好な評価ができた。
- ・初期剛性については、素材試験によるヤング係数を用いて計算を行うことにより、より良好な結果となることが分かった。しかし、小歪領域における軸歪測定方法が実験値に及ぼす影響等について、さらに検討が必要である。
- ・限界歪については、全体的に比較的良好な評価ができている。しかし、一部に大きく安全側、あるいは危険側の評価となっている試験体も存在しており、さらに検討する必要がある。
- ・最大耐力、初期剛性、限界歪に共通してフランジ幅厚比の影響が見られるので、フランジ幅厚比の影響も考慮にいれた評価法を検討する必要がある。

表-9 限界歪

	試験体名	$\epsilon_{u\text{exp}}$	$\epsilon_{u\text{cal}}$	$\epsilon_{u\text{exp}}/\epsilon_{u\text{cal}}$
第1 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-1	0.0600	0.0600	1.000
	SRC-H-1	0.0600	0.0312	1.925
第2 <sup>1)</sup> シリーズ	SRC-C-2	0.0075	0.0091	0.828
	SRC-H-2	0.0038	0.0079	0.477
文献 <sup>2)</sup>	C1-50	0.0300	0.0116	2.575
	C1-100	0.0203	0.0100	2.028
	C2-50	0.0108	0.0104	1.040
	C2-100	0.0084	0.0089	0.937
	C3-50	0.0084	0.0067	1.258
	C3-100	0.0079	0.0058	1.353
	M1-50	0.0071	0.0076	0.929
文献 <sup>3)</sup>	<sub>18</sub> SRC <sub>0</sub>	0.0056	0.0079	0.705
	<sub>18</sub> SRC <sub>20</sub>	0.0065	0.0065	1.008
	<sub>18</sub> SRC <sub>30</sub>	0.0068	0.0061	1.124
	<sub>24</sub> SRC <sub>0</sub>	0.0050	0.0066	0.754
	<sub>24</sub> SRC <sub>20</sub>	0.0055	0.0059	0.924
	<sub>24</sub> SRC <sub>30</sub>	0.0062	0.0057	1.100
文献 <sup>4)</sup>	# 40	0.0040	0.0052	0.774
	# 41	0.0041	0.0057	0.718
	# 42	0.0049	0.0058	0.845
	# 45	0.0039	0.0063	0.617
	# 46	0.0054	0.0067	0.801
	# 47	0.0125	0.0091	1.375
	# 48	0.0081	0.0071	1.139
	# 49	0.0105	0.0095	1.104
	# 52	0.0056	0.0078	0.728
	# 53	0.0072	0.0088	0.812
# 54	0.0100	0.0126	0.792	
平均値		-	-	1.060
変動係数		-	-	0.431

$\epsilon_{u\text{exp}}$  : 限界歪実験値     $\epsilon_{u\text{cal}}$  : 限界歪計算値

## 参考文献

- 1) 土井希祐, 尹航: 単純圧縮力を受ける SRC 柱部材の最大耐力および変形性能に及ぼす内蔵鉄骨のコンクリート拘束効果, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.3, pp.1393-1398, 2008.7
- 2) 堺純一, 田中照久: 十字形鉄骨を内蔵した鉄骨鉄筋コンクリート部材のコンクリートの構成則に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (中国), pp.1157-1158, 2008.9
- 3) 仲威雄, 他: 鉄骨コンクリートおよび鉄骨鉄筋コンクリート部材の圧縮耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北), pp.1535-1536, 1973.10
- 4) SRC 造への高張力鋼適用に関する調査研究委員会: 高張力鋼を用いた SRC 構造の開発研究, 社団法人鋼材倶楽部, pp.86-96, 1989
- 5) 国土開発技術センター: コンファインドコンクリートの力学特性に関する資料のとりまとめ, 平成 4 年度 NewRC 研究開発概要報告書, C-7, 1992

## RESEARCH ON STRENGTH AND DEFORMATION CAPACITY OF SRC COLUMNS SUBJECTED TO COMPRESSION

Naruhito TACHIZAKI, Hang YIN and Mareyasu DOI

It is important to consider the confinement effect for concrete by encased steel in appropriately evaluation of the structural performance of SRC columns. However, an appropriate evaluating method of *the confinement effect* is not clarified. In the present study, the confinement effect for concrete by encased steel is evaluated by the value “ $\alpha$ ” as the contribution rate of steel web, and NewRC equation as the stress-strain relationship of confined concrete is modified by the use of  $\alpha$ . The axial force- axial strain relationship of the SRC columns received simply compressive axial force is evaluated by use of *the modified NewRC equation*, and the maximum strength, the initial rigidity, and the deformation capacity are studied. As for the maximum strength, the calculating value and the experimental value were almost corresponding. The calculating value of the initial rigidity overestimates the experimental value. As for the deformation capacity, the calculating value of the limit strain that was the index of deformation capacity was roughly corresponding to the experimental value.