

論文 H 型鉄骨内蔵 CES 柱の構造実験と変形能力評価

石 鈞吉^{*1}・Juan Jose CASTRO^{*2}・松井 智哉^{*3}・倉本 洋^{*4}

要旨： H 型鉄骨を内蔵した CES 柱における軸力比の影響およびバンドプレートによる内蔵鉄骨の局部座屈の抑制効果を把握することを目的とし、軸力比およびバンドプレート幅の異なる試験体を用いた静的載荷実験を実施した。本論では、CES 柱の破壊性状、耐力および変形性能について考察するとともに、2008 年度に実施した CES 柱実験の結果を総合し、軸力比、鉄骨量およびシアスパン比などの主要パラメーターが変形能力へ及ぼす影響を検討する。さらに、それらの影響を同時に考慮できる CES 柱の変形性能評価式を提案し、実験結果との比較によりその精度を検証する。

キーワード：CES 柱、繊維補強コンクリート、バンドプレート、静的載荷実験、変形能力評価

1. はじめに

筆者らは、鉄骨鉄筋コンクリート構造から鉄筋を省略した鉄骨コンクリート合成構造 (Concrete Encased Steel : 以下、CES 構造) に関する研究を継続的に行ってきている^{1)~6)}。これまでの研究により、CES 構造柱は従来の SRC 構造柱と同等以上の復元力特性および損傷軽減効果が得られることを明らかにした。しかしながら既往の研究において、CES 構造柱では軸力比が大きくなると最大耐力以降、軸変形の増大とともに鉄骨が局部座屈を生じ、軸力保持能力を失うという問題が残されている。

そこで本研究では、H 型鉄骨を内蔵した CES 柱における軸力比の影響およびバンドプレートによる内蔵鉄骨の局部座屈の抑制効果を把握することを目的とし、軸力比およびバンドプレート幅の異なる試験体を用いた静的載荷実験を実施した。

本論では、CES 柱の破壊性状、耐力および変形性能について考察するとともに、本実験結果と 2008 年度に実施した CES 柱実験^{4)~5)}の結果を総合し、軸力比、内蔵鉄

骨量およびせん断スパン比等の主要パラメーターが CES 柱の変形能力に及ぼす影響を検証する。

2. 実験計画

2.1 試験体概要

表-1 に試験体一覧を、図-1 に試験体形状をそれぞれ示す。実験に用いた試験体は 5 体であり、すべて柱断面を 300mm×300mm とした。柱内法高さは 1,200mm (せん断スパン比 : $a/D=2.0$) であり、内蔵鉄骨は H-200×150×6×9 を用いている。試験体 B30-a 以外の試験体には鉄骨フランジ両側面に 5 枚ずつバンドプレートを取り付けている。試験体 B30-b および試験体 B25-b ではバンドプレート幅はすべて 50mm であり、試験体 B30-c および試験体 B25-c では柱頭部・柱脚部のみ 100mm のものを用いた。また、軸力比 (N/N_0) は、0.25 および 0.3 とした。軸耐力 N_0 は SRC 規準⁷⁾に準じて次式より算定した。

表-1 試験体一覧

specimen		B30-a	B30-b	B30-c	B25-b	B25-c
混入繊維	種類	ビニロンファイバー RF4000				
	混入量(%)	1.00%				
柱断面	幅	300				
	せい	300				
内法長さ		1200				
せん断スパン比		2.0				
鉄骨	形状	H型鉄骨				
	断面	200×150×6×9				
	バンドプレート幅	なし	50mm	50mm*	50mm	50mm*
載荷方法		一定				
鉄骨比	A_g/bD	0.042				
載荷軸力	$N(\text{kN})$	1200		1000		
軸力比	N/N_0	0.300		0.250		

(*B30-c および B25-c のバンドプレート幅は、両端のみ 100mm とする。)

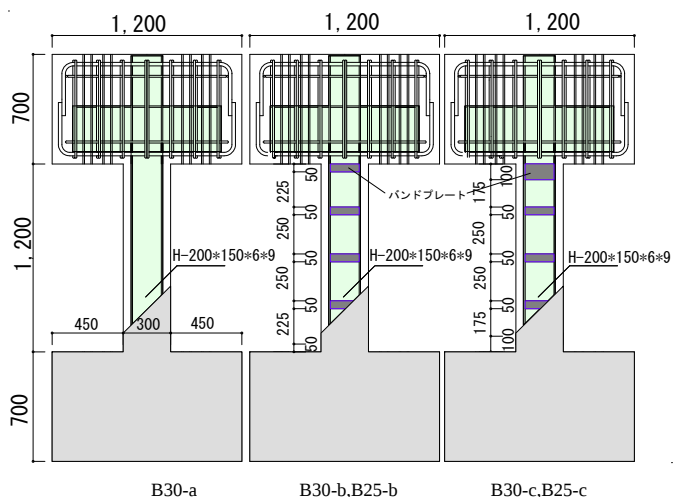


図-1 試験体形状

*1 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻 修士 (工学) (正会員)

*2 大阪大学 国際教育交流センター 特任准教授 博士 (工学) (正会員)

*3 豊橋技術科学大学大学院 工学研究科建築・都市システム学系 助教 博士 (工学) (正会員)

*4 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻 教授 博士 (工学) (正会員)

$$N_0 = c_r \cdot \sigma_B \cdot A + s \cdot \sigma_y \cdot A \quad (1)$$

$$c_r = 0.85 - 2.5 \cdot p_c \quad (2)$$

ここで、 σ_B ：コンクリートの圧縮強度、 cA ：コンクリート部分の断面積、 $s p_c$ ：圧縮側鉄骨比である。

2.2 使用材料

表－２に鉄骨の材料特性を、表－３に繊維補強コンクリート（FRC）の材料特性を示す。鉄骨の鋼種は SS400 を用いた。FRC に使用した繊維は、直径 0.66mm、長さ 30mm のビニロンファイバー（RF4000）であり、体積混入量を 1.0%とした。

2.3 荷重方法

荷重は図－２に示す荷重装置を用いて行った。荷重は、試験体 B30-a、B30-b および B30-c では 1,200kN、試験体 B25-b および B25-c では 1,000kN の一定軸力の下で、正負逆対称曲げせん断加力を行った。水平荷重は変形制御とし、柱上下端の水平変位 δ と柱内法長さ h で与えられる相対部材角 ($R=\delta/h$) で、 $R=0.0025, 0.005, 0.01, 0.015, 0.02, 0.03, 0.04$ および 0.05rad. の加力サイクル（図－３）により行った。

3. 実験結果

3.1 破壊性状および復元力特性

試験体の $R=0.01\text{rad.}$ におけるひび割れ状況を図－４に、最終破壊状況を写真－１にそれぞれ示す。なお、図－４には太線で示されるひび割れ位置における最大ひび割れ幅 (mm) を併せて示す。また、実験結果一覧を表－４に、水平荷重－水平変形関係を図－５にそれぞれ示す。図－５中の破線は累加強度理論により算定した終局曲げ強度であり、荷重装置の特性による $P-\delta$ 効果の影響を考慮したものを示している。また、▼印は最大耐力を、▽印は鉄骨フランジが降伏した点をそれぞれ示している。

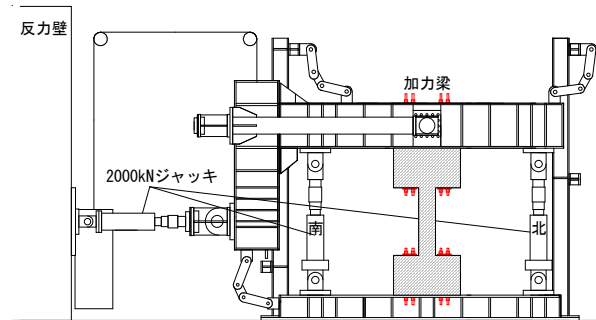
試験体 B30-a では、 $R=0.0025\text{rad.}$ で柱頭・柱脚部のスタブと柱の境界部にひび割れが発生し、柱脚部付近に曲げ

表－２ 鉄骨材料特性

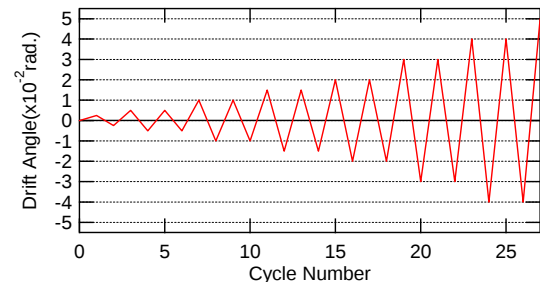
種類		降伏点 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)
フランジ	PL-9	322	473	38
ウェブ	PL-6	354	481	35
バンドプレート	PL-6	341	460	37

表－３ FRC 圧縮強度

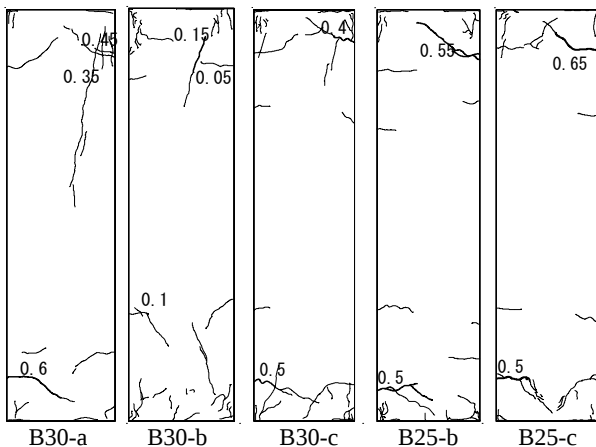
specimen	圧縮強度 (N/mm ²)	材齢 (日)
B30-a	40.92	39
B30-b	43.01	44
B30-c	45.09	48
B25-b	46.21	57
B25-c	45.11	51



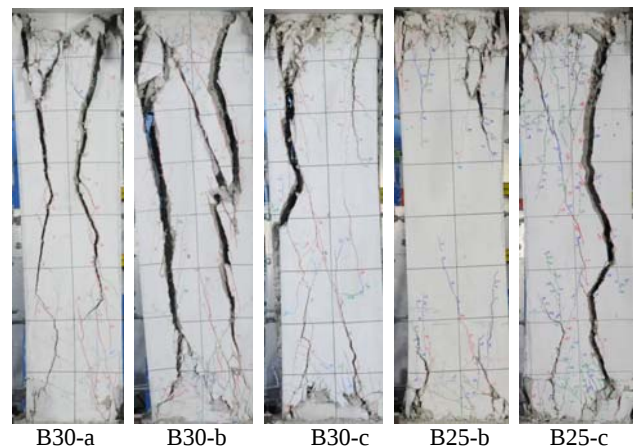
図－２ 荷重装置



図－３ 加力サイクル



図－４ $R=0.01\text{rad.}$ におけるひび割れ状況



写真－１ 最終破壊状況

ひび割れが発生した。R=0.0091rad.の鉄骨の降伏とほぼ同時に最大耐力 354.0kN に達した後、柱頭部付近にせん断ひび割れが発生し、R=0.03rad.の載荷サイクルで急激な耐力低下がみられた。

試験体 B30-b では、R=0.0091rad.で鉄骨が降伏し、R=0.0101rad.で最大耐力 362.3kN に達した後、新たな曲げひび割れの発生に加えて、柱頭・柱脚部付近でせん断ひび割れが発生し、変形角の増大に伴い耐力は低下し、R=0.003rad.の 2 サイクル目に急激な耐力低下を確認した。バンドプレートにより変形能力の改善がわずかではあるが認められた。しかし、急激な耐力低下への抑制効果はほとんど認められなかった。

試験体 B30-c は、ひび割れの発生時期と履歴特性は試験体 B30-b とほぼ同様であったが、試験体 B30-b ほどせん断ひび割れは拡大せず、柱頭部における圧壊がより顕著であった。また、試験体 B30-b と比較するとバンドプレートによる最終変形能力の改善は認められなかった。

試験体 B25-b は、安定した履歴ループを描いており、R=0.0083rad.で鉄骨が降伏し、R=0.0134rad.で最大耐力 361.5kN を記録した後、変形角の増加に伴い柱頭部の圧壊が進行していき、耐力は緩やかに低下していったが、軸力比 0.3 の試験体にみられるような急激な耐力低下は R=0.05rad.に至るまで確認されなかった。

試験体 B25-c は、試験体 B25-b とほぼ同様の履歴特性を示したが、R=0.04rad.の 2 サイクル目に耐力低下が確認された。R=0.0082rad.で鉄骨が降伏し、試験体 B25-b と比較すると、バンドプレートによる柱の変形能力改善効果は認められなかった。

3.2 軸ひずみ推移状況

軸ひずみ－水平変形の関係を図－6 に示す。また、▼印は最大耐力を、▽印は鉄骨フランジが降伏した点をそれぞれ示している。試験体 B30-a では、最大耐力を記録した R=0.010rad.までは一様な軸変形を繰り返し、急激な耐力低下がみられた R=0.030rad.で軸ひずみも大きく進行している。

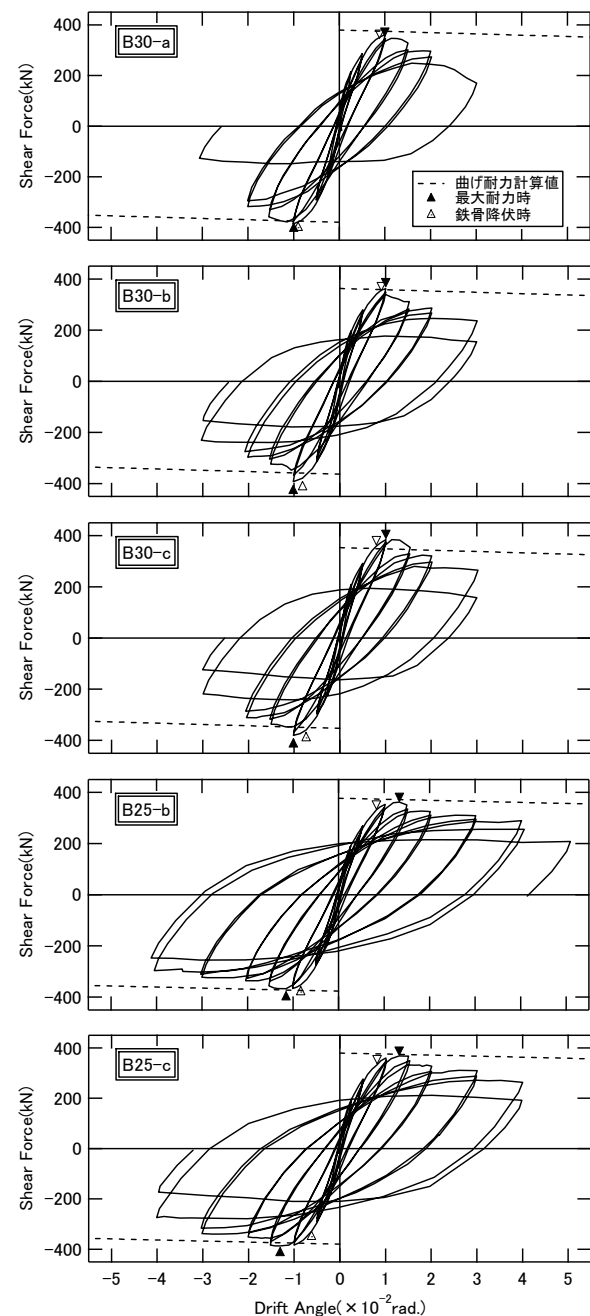
試験体 B30-b および試験体 B30-c はほぼ同様に軸ひずみが推移している。最大耐力を迎えた R=0.010rad.まで一様な軸方向変形を繰り返した後、R=0.020rad.までは軸ひずみは穏やかに推移しているが、R=0.030rad.以降急激に軸ひずみが増大している。

試験体 B25-b および B25-c についてもほぼ同じように推移しており、R=0.015rad.まで一様な変形を繰り返した後、R=0.030rad.まで穏やかに軸ひずみが増大し、R=0.040rad.で大きく軸ひずみが増大していることが確認できる。

以上のように、軸ひずみに関してもバンドプレートの影響を確認することはできなかった。

表－4 実験結果一覧

specimen	載荷方向	フランジ降伏時		最大耐力時	
		R($\times 10^{-2}$ rad.)	Q(kN)	R($\times 10^{-2}$ rad.)	Q(kN)
B30-a	正	0.9100	354.0	1.0008	361.5
	負	-1.0100	-386.3	-1.0133	-386.3
B30-b	正	0.9075	356.3	1.0075	362.3
	負	-0.8140	-378.8	-1.0208	-392.3
B30-c	正	0.8000	358.5	1.0100	384.0
	負	-0.7380	-359.3	-1.0160	-380.3
B25-b	正	0.8316	331.5	1.3350	361.5
	負	-0.8310	-352.5	-1.1560	-367.5
B25-c	正	0.8170	333.0	1.3000	368.3
	負	-0.6230	-328.5	-1.3070	-387.0



図－5 水平荷重－水平変形関係

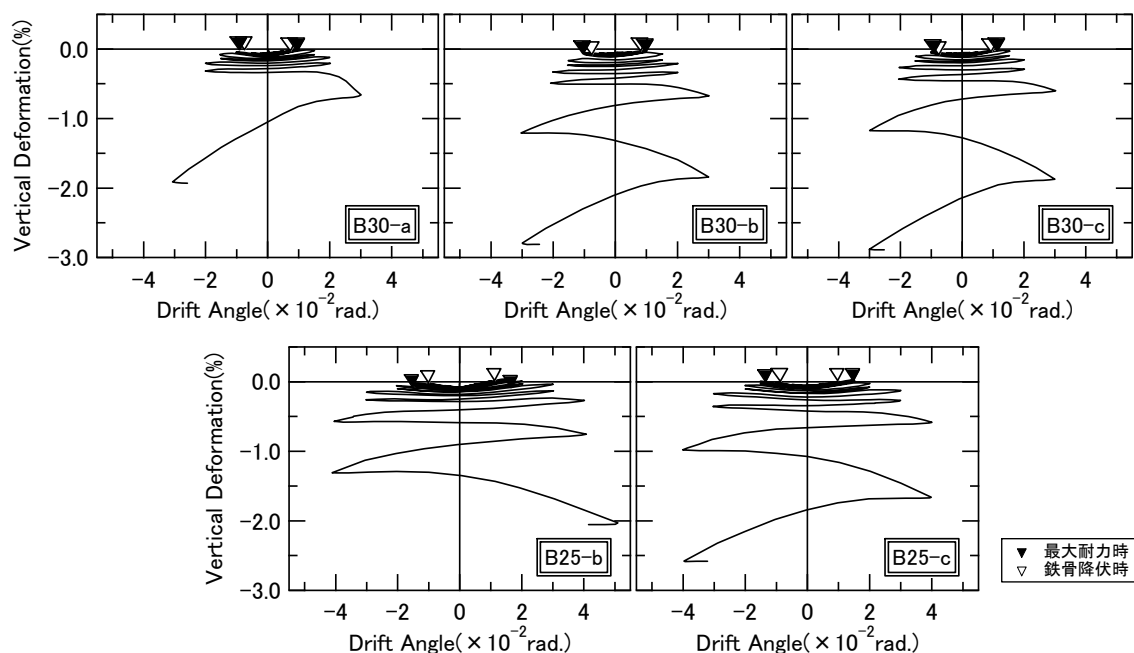


図-6 軸ひずみ-水平変形関係

4. 試験体の変形能力評価

4.1 各パラメーターについての検討

以上に示したように、バンドプレートの拘束によるCES柱の変形能力改善は確認できなかった。一方で、軸力比に関しては僅かな変化であっても変形能力に大きな影響を及ぼすことが確認されている。また、2008年度の実験においては、内蔵鉄骨量およびせん断スパン比も変形性能に影響を及ぼすことが示されている。そこで、本論では軸力比、内蔵鉄骨量およびせん断スパン比をパラメーターとし、それぞれの変形性能へ与える影響を考察する。

表-5に過去の試験体一覧を、軸力比、内蔵鉄骨量およびせん断スパン比の三つのパラメーターと各試験体の限界変形角 R_{80} , R_{85} , R_{90} の値を表-6に示す。限界変形角 R_{80} , R_{85} , R_{90} はそれぞれ最大耐力の80%, 85%および90%まで耐力が低下した時の層間変形角である。以下では、これらの限界変形角と、主要パラメーターである軸力比、内蔵鉄骨量およびせん断スパン比の関係について考察する。

図-7に $R_{80 \text{ exp}}-N/N_0$ 関係を示す。軸力比 N/N_0 のみを

パラメーターとする試験体 B1, B2, B3, B25-c および B3-a について比較する。軸力比はそれぞれ 0.1, 0.2, 0.3, 0.25 および 0.3 であり、内蔵鉄骨量 A_s/BD は 0.042, せん断スパン比は 2.0 である。限界変形角 $R_{80 \text{ exp}}$ と軸力比 N/N_0 の関係はほぼ直線の分布として現れることがわかる。

図-8に $R_{80 \text{ exp}}-A_s/BD$ 相関関係を示す。内蔵鉄骨量 A_s/BD のみをパラメーターとする試験体 B3L, B3, B30-a および B3H について比較する。内蔵鉄骨量 A_s/BD はそれぞれ 0.029, 0.042 および 0.070 であり、軸力比は 0.3, せん断スパン比は 2.0 である。限界変形角 R_{80} と内蔵鉄骨量 A_s/BD の関係もほぼ直線の分布として現れることがわかる。

図-9に $R_{80 \text{ exp}}-a/D$ 関係を示す。せん断スパン比 a/D のみをパラメーターとする試験体 A2, B2, C2 および D2 について比較する。せん断スパン比 a/D はそれぞれ 2.5, 2.0, 1.5 および 1.0 であり、軸力比は 0.2, 内蔵鉄骨量 A_s/BD は 0.042 である。限界変形角 $R_{80 \text{ exp}}$ とせん断スパン比 a/D の関係にも直線的な分布がみられた。

以上に示したように、軸力比、内蔵鉄骨量およびせん断スパン比の各主要パラメーターと柱の限界変形角 R_{80}

表-5 2008年度の試験体一覧

specimen	A2	B1	B2	B3	B3H	B3L	C2	D2
混入繊維	ビニロンファイバーRF4000							
種類	1.00%							
混入量(%)	300							
幅	300							
せい	300							
内法長さ	h(mm)	1500		1200			900	600
せん断スパン比	a/D	2.5		2.0			1.5	1.0
鉄骨	形状	H型鉄骨						
	断面	200×150×6×9		200×150×9×16		150×150×6×6		200×150×6×9
載荷方法		一定						
鉄骨比	A_s/BD	0.042			0.070	0.029	0.042	
載荷軸力	N(kN)	800	400	800	1200	1365	1130	800
軸力比	N/N_0	0.2	0.1	0.2		0.3		0.2

表-6 各パラメーターと限界変形角 R の値

Specimen	N/N_0	A_s/BD	a/D	$R_{80 \text{ exp}}$	$R_{85 \text{ exp}}$	$R_{90 \text{ exp}}$
B1	0.100	0.042	2.00	0.0650	0.0550	0.0480
A2	0.200	0.042	2.50	0.0447	0.0360	0.0278
B2	0.200	0.042	2.00	0.0428	0.0360	0.0296
C2	0.200	0.042	1.50	0.0271	0.0215	0.0183
D2	0.200	0.042	1.00	0.0236	0.0205	0.0180
B25-c	0.250	0.042	2.00	0.0330	0.0281	0.0195
B3	0.300	0.042	2.00	0.0170	0.0155	0.0144
B3L	0.300	0.029	2.00	0.0150	0.0140	0.0127
B3H	0.300	0.070	2.00	0.0220	0.0180	0.0150
B30-a	0.300	0.042	2.00	0.0205	0.0183	0.0155

には比例的な関係が認められる。また、これらの関係は限界変形角 R_{85} , R_{90} についても同様に確認された。

そこで、次節ではこれらの影響を総合的に評価できる変形能力評価式の提案を試みる。

4.2 変形能力評価式の提案

図－7～9 で得られた軸力比、鉄骨量およびせん断スパン比の三つのパラメーターと限界変形角 R_{80} の関係を以下に示す。

$$R_{80 \text{ exp}} = -0.253 \cdot N/N_0 + 0.09 \quad (3)$$

$$R_{80 \text{ exp}} = 0.165 \cdot A_s/BD + 0.011 \quad (4)$$

$$R_{80 \text{ exp}} = 0.016 \cdot a/D + 0.007 \quad (5)$$

ここで、

$$R_{80 \text{ cal}} = x_1 \cdot N/N_0 + x_2 \cdot A_s/BD + x_3 \cdot a/D + x_4 \quad (6)$$

を仮定し、式(3)、(4)および(5)とそれぞれ連立させることにより以下の式を得る。

$$(x_1 + 0.253) \cdot N/N_0 + x_2 \cdot A_s/BD + x_3 \cdot a/D + x_4 - 0.09 = 0 \quad (7)$$

$$x_1 \cdot N/N_0 + (x_2 - 0.165) \cdot A_s/BD + x_3 \cdot a/D + x_4 - 0.011 = 0 \quad (8)$$

$$x_1 \cdot N/N_0 + x_2 \cdot A_s/BD + (x_3 - 0.016) \cdot a/D + x_4 - 0.007 = 0 \quad (9)$$

ここで、式(7)、(8)および(9)に関して、各パラメーター N/N_0 , A_s/BD , a/D がそれぞれ変化するので、方程式を立てられなくなる。したがって、各パラメーター (N/N_0 , A_s/BD , a/D) の影響を無視するため、 $x_1 + 0.2523 = 0$, $x_2 - 0.1647 = 0$, $x_3 - 0.016 = 0$ とし、式(7)、(8)および(9)より x_4 の値を求める。その結果 x_4 の値はそれぞれ 0.0509, 0.0544, 0.05034 となった。これらの平均値は 0.053 であり、これを x_4 の値とすると、限界変形角 R_{80} を用いた変形能力の評価式は以下になる。

$$R_{80 \text{ cal}} = -0.253 \cdot N/N_0 + 0.165 \cdot A_s/BD + 0.016 \cdot a/D + 0.053 \quad (10)$$

同様の方法で R_{85} , R_{90} についても検討した結果、次式を得た。

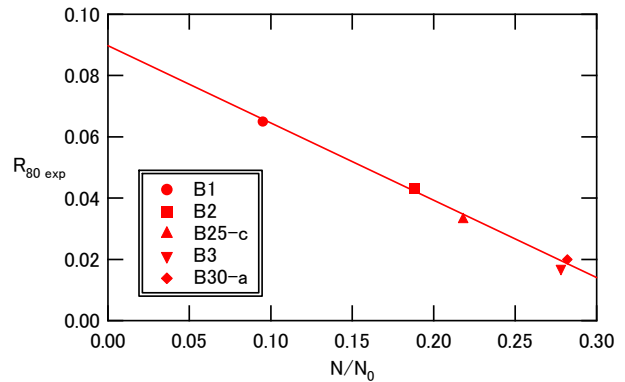
$$R_{85 \text{ cal}} = -0.207 \cdot N/N_0 + 0.097 \cdot A_s/BD + 0.012 \cdot a/D + 0.042 \quad (11)$$

$$R_{90 \text{ cal}} = -0.198 \cdot N/N_0 + 0.051 \cdot A_s/BD + 0.0071 \cdot a/D + 0.052 \quad (12)$$

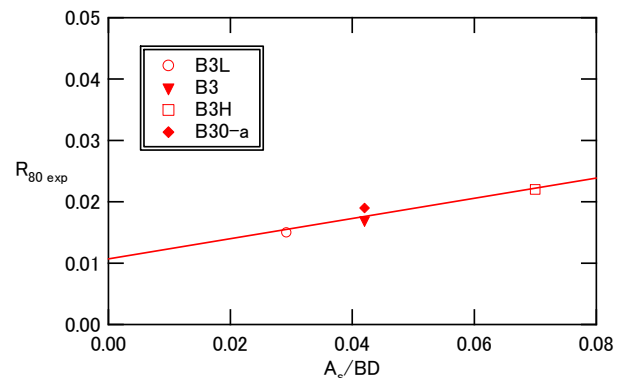
4.3 変形能力評価式の妥当性の検証

表－7 に式(10)、(11)および(12)より求めた R_{80} , R_{85} および R_{90} の計算結果を示す。式(10)、(11)および(12)に着目してみると、軸力比の増加に伴い急激に耐力が低下し CES 柱の変形能力が劣化することがわかる。一方、鉄骨量とせん断スパン比の増加に伴って、柱の変形能力は向上する傾向が現れた。

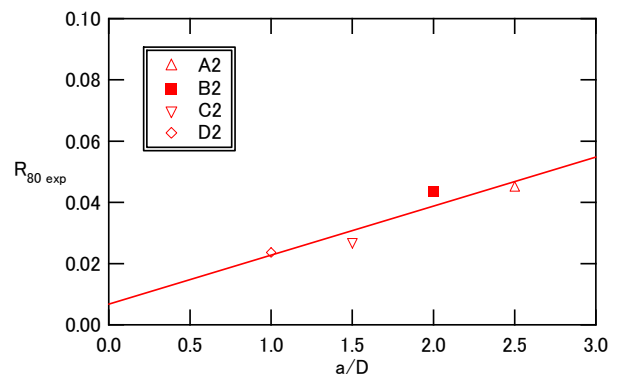
図－10、図－11 および図－12 に計算結果 R_{cal} と実験結果 R_{exp} の関係を示す。限界変形角 R_{80} , R_{85} , R_{90} の計算値と実験値の比 ($n = R_{\text{cal}}/R_{\text{exp}}$) の平均値はそれぞれ 0.95, 0.97 および 1.03、標準偏差は 0.12, 0.16 および 0.17 であり試験体の変形能力を精度よく評価できていると言える。



図－7 R_{80} - N/N_0 関係



図－8 R_{80} - A_s/BD 関係



図－9 R_{80} - a/D 関係

表－7 R_{80} , R_{85} , R_{90} の計算結果

Specimen	$R_{80 \text{ cal}}$	$R_{85 \text{ cal}}$	$R_{90 \text{ cal}}$	n_{80}	n_{85}	n_{90}
B1	0.0657	0.0547	0.0485	1.01	1.00	1.01
A2	0.0485	0.0396	0.0322	1.08	1.10	1.16
B2	0.0405	0.0340	0.0287	0.95	0.94	0.97
C2	0.0325	0.0284	0.0251	1.20	1.32	1.38
D2	0.0245	0.0228	0.0216	1.04	1.11	1.20
B25-c	0.0278	0.0237	0.0188	0.84	0.84	0.96
B3	0.0152	0.0133	0.0129	0.90	0.86	0.89
B3L	0.0131	0.0121	0.0122	0.87	0.86	0.96
B3H	0.0198	0.0160	0.0143	0.90	0.89	0.95
B30-a	0.0152	0.0133	0.0129	0.74	0.73	0.83
平均値	n			0.95	0.97	1.03
標準偏差	σ			0.12	0.16	0.17

(* $n = R_{\text{cal}}/R_{\text{exp}}$)

5. まとめ

CES 柱における軸力比の影響およびバンドプレートによる局部座屈の抑制効果を把握することを目的とした静的載荷実験を行った。また、変形能力評価式を提案し、軸力比、鉄骨量およびせん断スパン比の3つの主要パラメーターが変形能力へ与える影響について検討した。

本研究で得られた知見を以下に要約する。

- (1) CES 柱において、バンドプレートによる局部座屈の抑制および変形能力の向上などの効果は確認できなかった。
- (2) 各主要パラメーターの中でも、軸力比は、僅かな変化であっても変形能力に与える影響は極めて大きい。
- (3) 軸力比、内蔵鉄骨量およびせん断スパン比の三つの主要パラメーターと各試験体の限界変形角 R_{80} 、 R_{85} および R_{90} の間には線形比例関係がある。
- (4) 各パラメーターと限界変形角の間に得られた関係を用いて、それらを総合的に評価できる変形能力評価式を提案した。
- (5) 提案した変形能力評価式の精度を検証した結果、限界変形角 R_{80} 、 R_{85} 、 R_{90} の計算値と実験値の比 ($n=R_{cal}/R_{exp}$) の平均値は 0.95、0.97 および 1.03、標準偏差は 0.12、0.16 および 0.17 となり、実験結果と極めてよい対応を示した。

なお、今回の変形能力評価式は限られた範囲の実験データに基づくものである。変形能力評価式の妥当性にあたっては、今後、幅広いパラメーターを含む構造実験を実施し、さらなる検討を進める予定である。また、本手法は、パラメーターが増えても同様の検証が可能である。

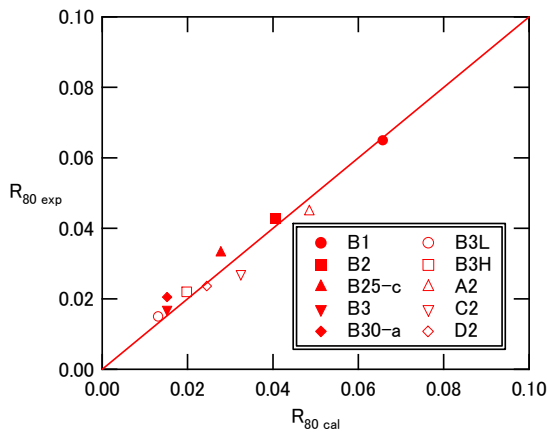


図-10 R_{90} の計算値と実験結果の比較

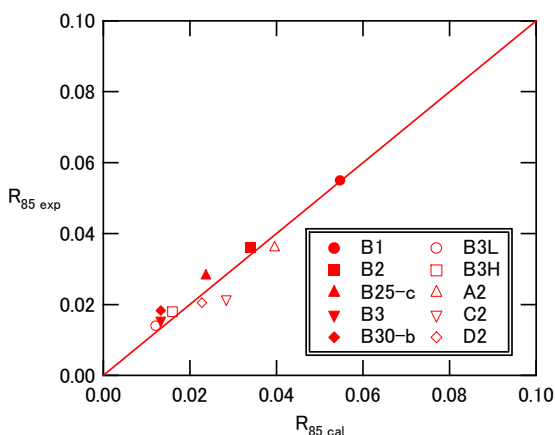


図-11 R_{85} の計算値と実験結果の比較

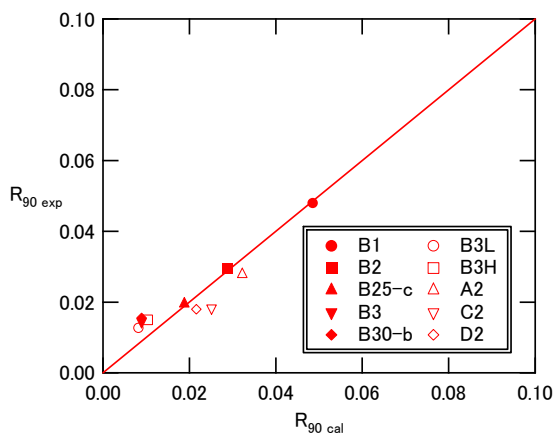


図-12 R_{90} の計算値と実験結果の比較

参考文献

- 1) 柴山 豊, 倉本 洋, 永田 諭, 川崎清彦: 繊維補強コンクリートパネルで被覆した鉄骨コンクリート柱の復元力特性に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.27, No.2, pp.241-246
- 2) 田口 孝, 永田 諭, 松井智哉, 倉本 洋: H 型鉄骨を内蔵した CES 柱の構造特性, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.2, pp.1273-1278, 2006.7
- 3) 永田 諭, 松井智哉, 倉本 洋: 鉄骨コンクリート造柱梁接合部の構造性能に関する基礎研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.2, pp.1267-1272, 2006.7
- 4) 倉本 洋, 松井智哉, 今村岳大, 田口 孝: CES 合成構造平面架構の構造性能, 日本建築学会構造系論文集, No.629, pp.1103-1110, 2008.7
- 5) 松井智哉, 溝淵博己, 倉本 洋: H 型鉄骨内蔵 CES 柱の構造実験と FEM 解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.32, No.2, pp.1171-1176
- 6) 松井智哉, 溝淵博己, 藤本利昭, 倉本 洋: シアスパン比が異なる CES 柱の静的載荷実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.31, No.2, pp.1165-1170
- 7) 日本建築学会: 鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, 2001