軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の構造性能評価
STRUCTURAL PERFORMANCE EVALUATION OF SQUARE STEEL TUBULAR COLUMN
UNDER COMPRESSIVE AXIAL FORCE WITH BENDING MOMENT佐藤 篤司^{*1}, 位田 健太^{*2}, 三井 和也^{*3}
Atsushi SATO, Kenta INDEN and Kazuya MITSUI

Recommendation for Limit State Design of Steel Structures and Recommendation for Plastic Design of Steel Structures specifies the requirements for the column to guarantee sufficient strength and ductility. The test results, where the square steel tubular columns are under compressive axial force with different moment distribution, were reported in the previous papers. In this paper, structural performance evaluation of square steel tubular column is conducted based on the existing test results. Collapse mode, maximum bending moment, plastic deformation capacity, and moment amplification factor are evaluated; comparison study between the current design recommendations is also shown.

Keywords : Square steel tubular column, End bending moment ratio, Maximum bending moment, Moment amplification factor, Plastic deformation capacity

角形鋼管柱, 材端曲げモーメント比, 最大曲げモーメント, モーメント拡大係数, 塑性変形能力

1. はじめに

箱形断面部材や角形鋼管部材といった矩形中空断面部材は, 直交する2方向に対し耐力・剛性が等しいという断面特性上の利点を有していることから, 建築構造物の柱材として広く使用されている。建築物として一般的なラーメン架構に水平力が作用すると, 柱には軸方向力とともに水平力に抵抗するせん断力が生じ, 複曲率曲げモーメントが作用する。柱の応力状態(軸方向力と曲げモーメントの組合せ応力)の変化は柱の耐力や弾塑性挙動に影響を及ぼすことから, 我が国ではこれらの影響を考慮した軸方向力と曲げモーメントの設計耐力式が各指針・規準に示されている^{1)~4)}。

鋼構造限界状態設計指針・同解説¹⁾(以後, LSD指針と称す)や鋼構造塑性設計指針²⁾(以後, 塑性指針と称す)では, 軸方向力と曲げモーメントを受ける柱に対して耐力相関式や細長比および軸力比による制限式を示している。軸力比と細長比の制限について, LSD指針および塑性指針では, 塑性ヒンジを形成する柱に対して以下の条件を満たすこととしている。

$$n_y \leq 0.75 \quad (1)$$

$$n_y \cdot \lambda_{c0}^2 \leq 0.10(1 + \kappa) \quad (-0.5 < \kappa \leq 1.0) \quad (2)$$

n_y は柱の降伏軸力 $N_y (=A \cdot \sigma_y)$ に対する作用軸方向圧縮力 N の比率(= N/N_y), λ_{c0} は材長 L を座屈長さとする柱の曲げ面内の曲げ座屈細長比

(以後, 曲げ面内細長比と称す)である。 λ_{c0} の算定式を(3)式に示す。

$$\lambda_{c0} = \sqrt{N_y / N_0} \quad (3)$$

N_0 は柱の曲げ面内のオイラー座屈耐力(= $\pi^2 EI / L^2$)である。 κ は柱の材端曲げモーメント比(= M_2 / M_1 , $|M_1| \geq |M_2|$)であり, 複曲率曲げのときを正とする。 A は断面積, σ_y は降伏応力度, E はヤング係数, I は曲げ面内での断面二次モーメント, L は材長である。制限式(1)は軸方向圧縮力が極めて大きくなったとき, 柱のたわみに伴う付加曲げモーメントによる不安定現象を防ぐ制限である。制限式(2)は, 材端に塑性ヒンジを形成する柱に対し, 軸方向力を保持した状態で塑性変形能力を確保するための制限である。

上述の制限式は主としてH形鋼柱の実験結果⁵⁾に基づいて構築されているという背景から, 筆者はこれまでに角形鋼管柱を対象とし, 軸方向圧縮力と一端単調曲げ($\kappa = 0.0$)/単調複曲率曲げ($\kappa = 0.5$)/単調逆対称曲げ($\kappa = 1.0$)を受ける場合の部材実験を行い, 最大曲げモーメントや塑性変形能力, 変形状態について指針式との関係を考察した^{6), 7), 8)}。しかし, これらの報告はいずれも単一の材端曲げモーメント比によるものであることから, 一連の実験結果をまとめ構造的な性能に関して材端曲げモーメント比の影響を考慮した考察を行う必要がある。

軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の構造性能に

^{*1} 名古屋工業大学大学院工学研究科 准教授・博士(工学)／情報科学フロンティア研究院

^{*2} 元 名古屋工業大学大学院 大学院生・修士(工学)
(現 トヨタホーム(株))

^{*3} 元 名古屋工業大学大学院 博士(工学)
(現 新日鐵住金(株)鋼構造物研究部)

Assoc. Prof., Graduate School of Engineering, Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng./Frontier Research Institute for Information Science (FRIIS)

Former Grad. Student, Nagoya Institute of Technology, M.Eng.
(Present Toyota Housing Co.)

Former Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.
(Present Steel Structures Research Lab., Nippon Steel & Sumitomo Metal Co.)

ついて、既往研究では最大曲げモーメントや塑性変形能力、モーメント拡大係数に着目した考察が行われている^{9)~11)}。佐藤⁹⁾は幅厚比、辺長比、曲げモーメント勾配、加力角度等に応じた新規幅厚比尺度 S_H を用い、曲げせん断力と軸圧縮力を受け局部座屈を生じる正方形中空断面柱部材の最大曲げモーメントや塑性変形能力を評価している。津田・城戸ら^{10),11)}は軸力と曲げを受ける柱に対して、材端曲げモーメント比や軸力比、細長比を変数としてモーメント拡大係数を解析的検討により示している。こうした研究により軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の構造性能は明らかになりつつあるが、実部材実験結果に基づいて評価を行った研究は少ない。

そこで本研究では、軸方向圧縮力と材端曲げモーメント比($\kappa = 0.0, 0.5, 1.0$)の異なる3種類の曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の実験データベースを作成し、材端曲げモーメント比の影響を考慮した崩壊形式/最大曲げモーメント/塑性変形能力について、LSD 指針・塑性指針との比較検討を行い、現行指針の妥当性や改善点を示すことを目的とする。

2. 軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の実験結果

2.1. 試験体条件

軸方向圧縮力と単調曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の実験条件および実験結果を、既報研究^{6)~8)}から収集する。ここで材端曲げモーメント比 $\kappa = 1.0$ の実験については、既報⁸⁾と同様の載荷手法により追加実験を行ったことから実験結果に加えることとする。鋼材は冷間成形角形鋼管の STKR400 であり、断面形状は□-150×150×9、□-125×125×6 である。この断面形状における公称幅厚比はそれぞれ 16.7, 20.8 であり、これは LSD 指針における P-I-1 区分の条件を満たす値である。試験体パラメータは軸力比および曲げ面内細長比である。Table 1 に JIS 5 号試験片による鋼材の機械的性質を、Table 2 に実験で使用した角形鋼管の断面諸性能を示す。表中の「Add」は追加実験に用いた部材の特性値を示している。素材試験片は角形鋼管のシーム溶接部を除く3面の平板部から各1本ずつ採取し、その平均値を Table 1 に示している。降伏応力度 σ_y はいずれも 0.2% オフセット耐力を用いている。

本研究で対象とする試験体の一覧を Table 3 に示す。Table 3 中の試験体 No. 36 ~ 38 の3体が追加実験の試験体である。表中の曲げ面内細長比 λ_{c0} は素材引張試験より得た降伏応力度 σ_y に基づいて算定した。Table 3 中の M_{pc} は軸方向力を考慮した全塑性モーメント^{1),2)}であり、以下の式で算定される。

$$n_y \leq \frac{A_1}{A} \text{ のとき } M_{pc} = \left\{ 1 - \frac{A^2}{(4 \cdot A_2 + A_1) \cdot A_1} \cdot n_y^2 \right\} M_p \quad (4.a)$$

$$n_y > \frac{A_1}{A} \text{ のとき } M_{pc} = \left\{ \frac{2 \cdot A}{4 \cdot A_2 + A_1} \cdot (1 - n_y) \right\} M_p \quad (4.b)$$

(4) 式は塑性指針が定める算定式に則っており、 A_1 は板要素 1 の断面面積 ($= 2 \cdot t \cdot (B - 2t)$)、 A_2 は板要素 2 の断面面積 ($= B \cdot t$) である。

θ_{pc} は軸方向力を考慮した全塑性モーメント M_{pc} に対応する弾性回転角であり、座屈たわみ角法に基づいて算定される¹²⁾。 θ_{pc} の算定式は以下の通りである。

$$\theta_{pc} = M_{pc} \cdot \frac{L}{EI} \cdot \frac{1 - c\kappa}{s(1+c)(1-c)} \quad (5.a)$$

ただし、

$$c = \frac{\alpha - \sin \alpha}{\sin \alpha - \alpha \cos \alpha} \quad (5.b)$$

Table 1 Material properties from coupon test

Ref.	t_b	E	σ_y	σ_u	E_{long}	$Y.R.$
6)	6.0	201800	405.2	454.0	28.8	89.3
	9.0	211200	386.7	459.1	35.2	84.2
7)	6.0	213900	367.2	438.7	36.7	83.7
8)		211700	411.6	443.1	34.5	92.9
Add		211200	394.9	448.3	31.0	88.1

t_b : Nominal thickness [mm], E : Young's modulus [N/mm²], σ_y : Yield stress [N/mm²], σ_u : Ultimate stress [N/mm²], E_{long} : Elongation [%], $Y.R.$: Yield ratio[%]

Table 2 Geometrical dimensions of cross section

Ref.	Cross section	B	t	B/t	R_{out}/t	A	I	Z_p	M_p
6)	□-125×125×6	125.0	5.83	21.5	1.72	2707	632.4	119.9	48.58
	□-150×150×9	150.2	8.67	17.3	1.81	4713	1540	246.5	95.32
7)	□-125×125×6	125.1	5.58	22.4	2.50	2561	595.3	113.0	41.49
8)		125.0	5.76	21.7	1.79	2674	624.8	118.4	48.75
Add		125.1	5.63	22.2	2.14	2602	607.9	115.2	45.47

B : Width [mm], t : Thickness [mm], R_{out} : Outer radius [mm], A : Area [mm²], I : Moment of inertia [$\times 10^4$ mm⁴], Z_p : Plastic section modulus [$\times 10^3$ mm³], M_p : Full plastic bending moment [kN·m]

Table 3 List of specimens

Name	No.	κ	L	n_y	λ_{c0}	N_t	M_{pc}	θ_{pc}
B125bt21k00ny030L1800	1	0.0	1800	0.30	0.520	329.0	42.54	0.0203
B125bt21k00ny040L1800	2			0.40		438.7	37.86	0.0184
B125bt21k00ny050L1800	3			0.50		548.4	31.87	0.0158
B125bt21k00ny060L1800	4			0.60		658.1	25.49	0.0129
B125bt21k00ny020L2100	5		2100	0.20	0.606	219.4	45.90	0.0254
B125bt21k00ny030L2100	6			0.30		329.0	42.54	0.0242
B125bt21k00ny040L2100	7			0.40		438.7	37.86	0.0221
B125bt21k00ny050L2100	8			0.50		548.4	31.87	0.0192
B125bt21k00ny020L2400	9		2400	0.20	0.693	219.4	45.90	0.0295
B125bt21k00ny030L2400	10			0.30		329.0	52.54	0.0283
B125bt21k00ny040L2400	11			0.40		438.7	37.86	0.0262
B150bt17k00ny030L2400	12			0.30	0.571	549.6	83.39	0.0219
B150bt17k00ny040L2400	13			0.40		732.8	74.65	0.0200
B150bt17k00ny020L2900	14		2900	0.20	0.690	366.4	90.02	0.0286
B150bt17k00ny030L2900	15			0.30		549.6	83.39	0.0274
B125bt21k05ny020L2700	16	0.5	2700	0.20	0.739	188.1	39.21	0.0220
B125bt21k05ny030L2700	17			0.30		282.1	36.35	0.0211
B125bt21k05ny040L2700	18			0.40		376.1	32.35	0.0194
B125bt21k05ny020L3000	19		3000	0.20	0.821	188.1	39.21	0.0248
B125bt21k05ny030L3000	20			0.30		282.1	36.35	0.0240
B125bt21k05ny040L3000	21			0.40		376.1	32.35	0.0224
B125bt21k05ny020L3300	22		3300	0.20	0.903	188.1	39.21	0.0278
B125bt21k05ny030L3300	23			0.30		282.1	36.35	0.0272
B125bt21k05ny040L3300	24			0.40		376.1	32.35	0.0257
B125bt21k10ny020L2800	25		2800	0.20	0.813	220.2	46.06	0.0166
B125bt21k10ny030L2800	26			0.30		330.2	42.70	0.0156
B125bt21k10ny040L2800	27			0.40		440.3	37.99	0.0140
B125bt21k10ny050L2800	28			0.50		550.4	31.98	0.0120
B125bt21k10ny020L3200	29		3200	0.20	0.929	220.2	46.06	0.0191
B125bt21k10ny030L3200	30			0.30		330.2	42.70	0.0180
B125bt21k10ny040L3200	31			0.40		440.3	37.99	0.0163
B125bt21k10ny030L3600	32	1.0	3600	0.30	1.045	330.2	42.70	0.0205
B125bt21k10ny040L3600	33			0.40		440.3	37.99	0.0186
B125bt21k10ny030L4200	34		4200	0.30	1.219	330.2	42.70	0.0245
B125bt21k10ny040L4200	35			0.40		440.3	37.99	0.0224
B125bt21k10ny030L2800	36		2800	0.30	0.797	308.2	39.84	0.0150
B125bt21k10ny050L2800	37			0.50		513.7	29.85	0.0115
B125bt21k10ny030L4200	38			0.30	1.196	308.2	39.84	0.0234

κ : End bending moment ratio, L : Length[mm], n_y : Compressive axial force ratio, λ_{c0} : Flexural slenderness ratio, N_t : Target compressive axial force [kN], M_{pc} : Full plastic bending moment considering the effect of compressive axial force [kN·m], θ_{pc} : Elastic rotation corresponding to M_{pc} [rad]

Fig.1 Comparison between specimens and LSD limitations

$$s = \frac{\sin \alpha - \alpha \cos \alpha}{2(1 - \cos \alpha) - \alpha \sin \alpha} \cdot \alpha \quad (5.c)$$

$$\alpha = \pi \sqrt{\frac{N_y \cdot n_y}{N_0}} \quad (5.d)$$

本実験において導入軸方向圧縮力 N_i は、Table 1 に示す素材引張試験より得た降伏応力度 σ_y に Table 2 に示す断面の実測寸法に基づく断面積 A を乗じることで求めた降伏軸力 $N_y (= A \cdot \sigma_y)$ に基づいて算出した、その値を Table 3 に示している。試験体名は記号「B」に続く数字が断面せいを、「bt」に続く数字が公称幅厚比を、「ny」に続く数字が軸力比を、「L」に続く数字が材長をそれぞれ意味しており、既報⁽⁶⁾⁻⁽⁸⁾に加え新たに材端曲げモーメント比を示す「k」を示している。

Table 3 に示す全試験体について、LSD 指針および塑性指針の定める軸力比・細長比による制限式との対応関係を材端曲げモーメント比別で Fig. 1 に示す。図中の番号は Table 3 に示す試験体番号である。また Fig. 1 には、軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける柱の材端に塑性ヒンジを形成する柱が塑性変形能力を確保するための制限式 (2) と、材端に初期降伏が生じる条件式 (6)^{(1),(2)} を同時に示している。

$$n_y \cdot \lambda_{c0}^2 \leq 0.25(1 + \kappa) \quad (6)$$

LSD 指針・塑性指針に示される制限式 (2) は条件式 (6) 中の数値 0.25 を 0.10 と小さく設定することで定められたものである³⁾。さらに LSD 指針・塑性指針では、終局状態において塑性ヒンジが形成される骨組、特に高軸方向圧縮力が作用する骨組および高層骨組における「フレームスタビリティ」を確保するために、(1) 式に加え (7) 式を設けている。LSD 指針では、これらの制限を満たす柱を C-1 区分としている。Fig. 1 に示すように、C-1 区分となる軸力比と細長比の組合せは灰色で塗られた領域である。

$$n_y \cdot f \lambda_c^2 \leq 0.25 \quad (7)$$

ここで、(7) 式中の $f \lambda_c$ は構面内の柱の曲げ座屈細長比であり、本実験においては先述の λ_{c0} に等しい。

2.2. 実験結果

Table 4 に実験結果一覧を示す。Table 4 中における有効数字は既報⁽⁶⁾⁻⁽⁸⁾と同一としている。 M_i は試験体に設けた各変位計測位置における付加曲げを考慮した曲げモーメントの最大値である。付加曲げモーメントは面内変位量 δ_i (i は変位計測位置) に作用軸方向圧縮力 N を乗じて求められる。ここで追加実験試験体 (No.36-No.38) は、面内変位量 δ_i の測定を簡易的に行ったことから参考値として取り扱う。 R は塑性変形能力を意味しており、次式で算出される。

$$R = \theta_u / \theta_{pc} - 1 \quad (8)$$

式中の θ_u は材端での曲げモーメントが全塑性モーメント M_{pc} を超え

Table 4 Test results

Name	No.	$M_{\max}$	$M_i/M_{\max}$	$\theta_{\max}$	θ_u	R	C.M.
B125bt21k00ny030L1800	1	52.73	0.937	0.0891	0.107	4.26	L
B125bt21k00ny040L1800	2	45.41	0.997	0.0750	0.132	6.17	Pδ+L
B125bt21k00ny050L1800	3	36.88	1.007	0.0522	0.092	4.82	Pδ
B125bt21k00ny060L1800	4	28.29	1.025	0.0402	0.063	3.86	Pδ
B125bt21k00ny020L2100	5	56.58	0.940	0.1133	0.136	4.35	L
B125bt21k00ny030L2100	6	50.87	0.991	0.0935	0.151	5.27	Pδ+L
B125bt21k00ny040L2100	7	42.92	1.016	0.0724	0.119	4.37	Pδ
B125bt21k00ny050L2100	8	33.73	1.047	0.0511	0.068	2.57	Pδ
B125bt21k00ny020L2400	9	54.20	0.977	0.1198	0.169	4.73	L
B125bt21k00ny030L2400	10	46.96	0.991	0.0867	0.149	4.25	Pδ
B125bt21k00ny040L2400	11	39.87	1.016	0.0651	0.087	2.31	Pδ
B150bt17k00ny030L2400	12	100.3	0.997	0.1032	0.174	6.95	Pδ
B150bt17k00ny040L2400	13	80.88	1.027	0.0701	0.108	4.42	Pδ
B150bt17k00ny020L2900	14	102.3	1.043	0.1210	0.225	6.87	Pδ+L
B150bt17k00ny030L2900	15	87.42	1.127	0.0906	0.122	3.45	Pδ
B125bt21k05ny020L2700	16	47.41	0.900	0.0843	0.1079	3.90	L
B125bt21k05ny030L2700	17	42.73	0.967	0.0901	0.1155	4.48	L
B125bt21k05ny040L2700	18	35.10	0.980	0.0626	0.1033	4.32	Pδ
B125bt21k05ny020L3000	19	47.22	0.932	0.1018	0.1206	3.86	L
B125bt21k05ny030L3000	20	41.29	0.992	0.0872	0.1497	5.23	Pδ
B125bt21k05ny040L3000	21	34.80	1.017	0.0609	0.0873	2.90	Pδ
B125bt21k05ny020L3300	22	46.69	0.968	0.1160	0.1381	3.97	L
B125bt21k05ny030L3300	23	38.51	1.003	0.0785	0.1188	3.37	Pδ
B125bt21k05ny040L3300	24	30.81	1.067	0.0626	-	-	Pδ
B125bt21k10ny020L2800	25	54.15	0.831	0.0583	0.0769	3.63	L
B125bt21k10ny030L2800	26	49.59	0.860	0.0652	0.0813	4.22	L
B125bt21k10ny040L2800	27	42.50	0.931	0.0738	0.0965	5.88	Pδ+L
B125bt21k10ny050L2800	28	34.65	0.958	0.0536	0.0830	5.95	Pδ
B125bt21k10ny020L3200	29	53.54	0.872	0.0669	0.0865	3.52	L
B125bt21k10ny030L3200	30	47.71	0.904	0.0707	0.0847	3.71	L
B125bt21k10ny040L3200	31	41.08	0.948	0.0651	0.1126	5.93	Pδ
B125bt21k10ny030L3600	32	52.60	0.946	0.1013	0.1234	5.02	Pδ+L
B125bt21k10ny040L3600	33	42.58	0.975	0.0683	0.1155	5.21	Pδ
B125bt21k10ny030L4200	34	45.17	0.988	0.0750	0.1204	3.92	Pδ
B125bt21k10ny040L4200	35	34.92	1.034	0.0586	-	-	Pδ
B125bt21k10ny030L2800	36	51.22	0.845*	0.0622	0.0790	4.28	L
B125bt21k10ny050L2800	37	43.37	0.883*	0.0703	0.1177	9.27	Pδ
B125bt21k10ny030L4200	38	49.61	0.965*	0.0877	0.1634	5.98	Pδ

$M_{\max}$: Maximum bending moment[kN·m], M_i : Maximum combined bending moment at measurement point[kN·m], $\theta_{\max}$: Rotation at the maximum bending moment [rad], θ_u : Ultimate rotation [rad], R : Plastic deformation capacity, C.M.: Collapse mode, *: Reference value

最大曲げモーメント $M_{\max}$ に至り、変形を伴い耐力劣化をはじめ、(9) 式に到達した時の材端回転角である。

$$M_u = \min(0.90M_{\max}, M_{pc}) \quad (9)$$

また、C.M. は実験で確認された崩壊形式を示しており、L は曲げモー

Fig. 2 Comparison between collapse mode and Eq. 2

メント載荷点付近に発生した局部座屈により載荷点の最大曲げモーメントおよび塑性変形能力が決定された試験体、 $P\delta$ は曲げ面内変形の増大に伴う $P\delta$ 効果によって載荷点での最大曲げモーメントおよび塑性変形能力が決定された試験体、 $P\delta+L$ は $P\delta$ モーメントによる変形で載荷点での最大曲げモーメントが決定され、その後曲げ面内の最大変形位置付近に局部座屈変形が生じ、耐力が低下した試験体を示している。なお崩壊形式の分類は、載荷中に観察された試験体の挙動、試験体に貼付した歪ゲージから得た材長方向の分布、曲げ面内の変位履歴、 $P\delta$ モーメントに対する考察から総合的に判断されている。

3. 軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の構造性能

本章では Table 4 に示す実験結果に対して、LSD 指針・塑性指針が定める制限式との比較を行う。LSD 指針旧版¹³⁾との比較も行う。

3. 1. 崩壊形式と材端塑性ヒンジ形成条件式の関係

先述の通り LSD 指針と塑性指針では、軸方向圧縮力と $\kappa = 0.0$ の曲げモーメントを受ける柱に対して (2) 式を設けることで材端に塑性ヒンジを形成し、塑性変形能力 $R = 3 \sim 5$ 程度が確保できるとしている。

Fig. 2 に (2) 式、(6) 式の項である $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ と材端曲げモーメント比 κ の関係を示す。ここで、(2) 式を図中に実線で示している。また本論文においては、材端に塑性ヒンジを形成する柱と実験により得られる崩壊機構 C.M.:L を同義として考察を行う。Fig. 2 より、軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける角形鋼管柱に対し、(2) 式は崩壊形式を確保するという点で一端曲げから逆対称曲げとなるにつれてやや安全側となるが、塑性変形能力 3 以上という結果も満たしていることから、概ね妥当な評価をしているといえる。また本実験結果の範囲において、(2) 式との連続性を考慮する形で材端に塑性ヒンジを形成し塑性変形能力 3 以上を確保する制限式として、次式が提案できる。

$$n_y \cdot \lambda_{c0}^2 \leq \frac{0.4}{4 - \kappa} (1 + \kappa) \quad (10)$$

(10) 式は Fig. 2 中に破線で示している。

3. 2. 塑性ヒンジ形成条件式を満たさない場合の耐力評価

筆者らは文献 6)~8) において、LSD 指針が定める C-I 区分 (7) 式を満たす柱は以下に示す全塑性限界耐力式を上回ることを報告した。

$$\frac{N}{\phi_p N_y} \leq 0.15 \text{ のとき} \quad \frac{M}{\phi_p M_p} = 1.0 \quad (11.a)$$

$$\frac{N}{\phi_p N_y} > 0.15 \text{ のとき} \quad \frac{N}{\phi_p N_y} + 0.85 \frac{M}{\phi_p M_p} = 1.0 \quad (11.b)$$

ϕ_p は全塑性モーメントに関わる耐力係数であり、文献 6)~8) では ϕ_p を 1.0 として考察を行った。本節では (11) 式が適用されない柱も含め、

(a-1) $\kappa = 0.0$, $B/t = 20.8$

(a-2) $\kappa = 0.0$, $B/t = 16.7$

(b) $\kappa = 0.5$

(c-1) $\kappa = 1.0$, (Ref. 8)

(c-2) $\kappa = 1.0$, (Add)

Fig. 3 Comparison between maximum bending moment and strength formula per recommendations

実験結果と LSD 指針および塑性指針が定める耐力式との関係を考察する。まず各指針における耐力式について概要を述べる。

現行の LSD 指針 (第三版) (Fig. 3 では「LSD」と表記する)

LSD 指針において C-I 区分外となる角形鋼管柱は、(11) 式に示す全塑性限界耐力と次式に示す曲げ圧縮限界耐力のうち小さい方で算出する。

$$\frac{N}{\phi_c N_c} + 0.85 \cdot \phi_c \cdot \frac{M}{\phi_p M_p} = 1.0 \quad (12)$$

ϕ_c は曲げ座屈限界耐力に関わる耐力係数であり、本論文においては ϕ_c を 1.0 とする。 N_c は曲げ座屈限界耐力であり、次式により求められる。

$$\lambda_c \leq \rho \lambda_c \text{ のとき} \quad N_c = N_y \quad (13.a)$$

$$\rho \lambda_c < \lambda_c \leq e \lambda_c \text{ のとき} \quad N_c = \left(1.0 - 0.5 \frac{\lambda_c - \rho \lambda_c}{e \lambda_c - \rho \lambda_c} \right) \cdot N_y \quad (13.b)$$

$$e \lambda_c < \lambda_c \text{ のとき} \quad N_c = \frac{1}{1.2 \lambda_c^2} \cdot N_y \quad (13.c)$$

λ_c は曲げ座屈細長比であり、 λ_{c0} の算出における L を曲げ座屈長さ $k_c L$ としたものに等しい。一連の実験においては強軸まわりの曲げ座屈長さ係数 k_c は 1.0 となることから、本研究では $\lambda_c = \lambda_{c0}$ となる。また、 $\rho \lambda_c$ は塑性限界細長比 ($= 0.15$)、 $e \lambda_c$ は弾性限界細長比 ($= 1/\sqrt{0.6}$) である。

また (12) 式中における φ は圧縮軸力による二次モーメントを考慮した補正係数であり、塑性指針においてはモーメント拡大係数と定められているものである。 φ の算出式を以下に示す。

$$n_y \cdot \lambda_{c0}^2 \leq 0.25(1+\kappa) \text{ のとき } \varphi = 1.0 \quad (14.a)$$

$$n_y \cdot \lambda_{c0}^2 > 0.25(1+\kappa) \text{ のとき } \varphi = \frac{1-0.5(1+\kappa)\sqrt{N/N_0}}{1-N/N_0} \quad (14.b)$$

ここに示す算定式は、非弾性状態での最大耐力時の曲げモーメントを算定する評価式として坂本らによって提案されたものである¹⁴⁾。なお、式中の N/N_0 は $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ と等しい。

旧版の LSD 指針 (第二版) (Fig. 3 では「OLD LSD」と表記する)

LSD 指針第二版では、C-I 区分に属する角形鋼管柱の耐力式として (11) 式、C-I 区分外の角形鋼管柱に対して (11) 式と次式の小さい方で評価するとされていた。

$$\frac{N}{\phi_c N_{cX}} \leq 1.0 \quad (15.a)$$

$$\frac{N}{\phi_c N_{cY}} \leq 1.0 \quad (15.b)$$

$$\frac{N}{\phi_p N_y} + 0.85 \cdot \varphi \cdot \frac{M}{\phi_p M_p} = 1.0 \quad (15.c)$$

N_{cX} は曲げ面内の座屈限界耐力、 N_{cY} は曲げ面外の座屈限界耐力であり、材長 L を用いて (13) 式により算出する。なお本論文における考察では、 ϕ_p および ϕ_c はいずれも 1.0 とした。

現行の塑性指針 (Fig. 3 では「PD」と表記する)

現行の塑性指針をみると、材端に塑性ヒンジを形成する柱の制限である (2) 式を満たす柱に対して (4) 式に示す全塑性相関式を設けている。また (2) 式を満たさない柱は、(16) 式で算出するとしている。なお、式中の N_{cr} は (13) 式での N_c と同義である。

$$\frac{N}{N_{cr}} + \varphi \cdot \frac{4A_2 + A_1}{2A} \cdot \frac{M}{M_p} = 1.0 \quad (16.a)$$

$$\frac{M}{M_{pc}} \leq 1.0 \quad (16.b)$$

Table. 4 に示す実験結果のうち (2) 式を満たさない試験体の最大曲げモーメントと各指針が定める耐力式の関係を Fig. 3 に示す。なお、ここでは軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける柱に関して最新の耐力式を定めた塑性指針 (2017 年改定) に倣い、参照する耐力式を変更した。そのため、一部の試験体は LSD 指針における C-I 区分に属する柱であっても図中に示されているものが存在する。(2) 式を満たす柱については、既報⁶⁻⁸⁾において全塑性限界耐力式 ((11) 式) および全塑性相関式 ((4) 式) を上回ることが確認されていることから図示していない。

Fig. 3 より、(2) 式を満たさない柱の最大曲げモーメントと現行 LSD 指針・塑性指針 (Fig. 3 では「LSD/PD」と表記) の対応をみると、軸力比の大きい試験体の一部で耐力式が実験結果を過剰に安全側で評価していることがわかる。現行の塑性指針に則り (2) 式を満たさない柱に対して耐力評価を行う場合、本実験結果の範囲では、高軸力比であっても耐力低下の小さい LSD 指針第二版 (Fig. 3 では「OLD LSD」と表記) の定める耐力式が最も適切であるといえることができる。

3.3. モーメント拡大係数の評価

前節で言及したように LSD 指針・塑性指針では、(2) 式を満たさず材端に塑性ヒンジを形成しない柱に対して、部材中間に最大曲げモーメントが生じる場合の最大曲げモーメントを材端曲げモーメントか

Fig. 4 Comparison between $M_i/M_{\max}$ and Eqs. 14, 17, 18

Fig. 5 Comparison between R and Eq. 19

Fig. 6 R - $n_y \lambda_{c0}^2$ relationship ($B=125\text{mm}$, $t=6\text{mm}$)

ら算定する係数 (モーメント拡大係数) として、(14) 式を定めている。塑性指針では追加条件として $\varphi \geq 1.0$ ¹⁰⁾ を定めている。

Table 4 に示した実験結果から、材端における最大曲げモーメント $M_{\max}$ と変位計測位置における $P\delta$ 効果による付加曲げを考慮した曲げモーメントの最大値 M_i の比率 ($M_i/M_{\max}$) を φ とし、その結果と (14) 式 ($\varphi \geq 1.0$ の追加条件を含む) との対応を Fig. 4 に示す。図中には、柱に元たわみがない場合の弾性解析より導出されるモーメント拡大係数

((17) 式)^{2),3)}と城戸・津田らによって提案された元たわみのない弾性柱のモーメント拡大係数評価式 ((18) 式)¹⁾も示している。また、Fig. 4 中には材端塑性ヒンジを形成する柱の制限である (2) 式 (灰色で塗られた領域)、モーメント拡大係数を求める (14) 式、(17) 式、(18) 式それぞれの評価式の分岐位置 ((14) 式の分岐位置は材端初期降伏の条件である (6) 式となる) も示している。なお、参考値である試験体 (No. 36~38) については M_i/M_{max} のプロットを行っていない。

$$\kappa \geq -\cos\left(\pi\sqrt{N/N_0}\right) \text{ のとき} \\ e\phi = 1.0 \quad (17.a)$$

$$\kappa < -\cos\left(\pi\sqrt{N/N_0}\right) \text{ のとき} \\ e\phi = \frac{\sqrt{1+\kappa^2+2\kappa\cos\left(\pi\sqrt{N/N_0}\right)}}{\sin\left(\pi\sqrt{N/N_0}\right)} \quad (17.b)$$

$$n_y \cdot \lambda_{c0}^2 \leq 0.25(1+\kappa)^2 \text{ のとき} \\ e\phi = 1.0 \quad (18.a)$$

$$n_y \cdot \lambda_{c0}^2 > 0.25(1+\kappa)^2 \text{ のとき} \\ e\phi = \frac{1+0.3(N/N_0)-0.65(1+\kappa)\sqrt{N/N_0}}{1-N/N_0} \quad (18.b)$$

LSD 指針・塑性指針が定める (14) 式に従えば、材端曲げモーメント比 κ が 0.0 あるいは 0.5 の場合では (6) 式を満たすことで $\phi = 1.0$ となり、 $\kappa = 1.0$ の場合では $\phi \geq 1.0$ ^{2),10)} という追加条件により $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ の値に関わらず $\phi = 1.0$ となることがわかる。しかし Fig. 4 をみると、実験より得られる M_i/M_{max} は (14) 式を上回る場合がある。Table 4 に示したように、試験体 No.24, No.35 以外では材端曲げモーメントが断面の性能である全塑性モーメント M_{pc} に到達していることから、材端での曲げモーメントが最大曲げモーメント時に M_i/M_{max} が 1.0 を超えても問題はないといえる。一方で、試験体 No.24, No.35 は材端曲げモーメントが全塑性モーメント M_{pc} に到達せず、 M_i/M_{max} が 1.0 を超える結果となったが、モーメント拡大係数は $\phi = 1.0$ と算定されていることから部材中の最大曲げモーメントを適切に評価できておらず、危険側の評価となっている。元たわみのない弾性柱から導出されたモーメント拡大係数評価式 ((17) 式、(18) 式) は、非弾性状態の柱から提案された (14) 式とおおよそ同じ傾向となった。

本研究では、材端曲げモーメントが全塑性モーメント M_{pc} に到達しない柱が 2 体のみであることから、非弾性状態の柱の最大曲げモーメントを算定する評価式と適用する評価式の分岐位置については、更なる実験データ収集ののち、再度考察する必要があるといえる。

3.4. 塑性変形能力の評価

塑性指針では、H 形鋼柱を対象とした実験結果に基づく塑性変形能力評価式⁵⁾として次式を示している。

$$R = \frac{0.15 \cdot (3.7 + \kappa)}{\sqrt{N/N_y}} \cdot \left(\frac{1}{\lambda_{c0}^2} + 1.5 \right) - 1 \quad (19)$$

Fig. 5 に (19) 式と一連の実験結果との対応を示す。なおここでは M_{pc} に到達しなかった試験体はプロットを行っていない。Fig. 5 より、角形鋼管柱を対象とした場合の実験結果と評価式の対応は $\kappa = 0.0$ の場合が最も良く、複曲率曲げとなるにつれて評価式が安全側となる傾向がみられる。

一連の実験における塑性変形能力の評価について、既報⁶⁾⁻⁸⁾では C.M.:P δ となった試験体で $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ と塑性変形能力 R の間に負の線形相関がみられることを報告している。Table 4 に示した $B = 125\text{mm}$, $t =$

Fig. 7 Relationship between coefficients A, B and κ

6mm の試験体について、C.M.:P δ となった試験体の R - $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ 関係および線形回帰により得られる直線式を Fig. 6 (a) に示す。図中の直線式は以下の通りとなる。

$$\kappa = 0.0 \text{ のとき} \quad R_{C.M.:P\delta} = -44.2 \cdot (n_y \cdot \lambda_{c0}^2) + 10.8 \quad (20.a)$$

$$\kappa = 0.5 \text{ のとき} \quad R_{C.M.:P\delta} = -34.8 \cdot (n_y \cdot \lambda_{c0}^2) + 12.1 \quad (20.b)$$

$$\kappa = 1.0 \text{ のとき} \quad R_{C.M.:P\delta} = -22.0 \cdot (n_y \cdot \lambda_{c0}^2) + 14.5 \quad (20.c)$$

なお、(20.c) 式は既報⁸⁾から M_{pc} 未到達の 1 試験体を除き、追加実験の結果を含めて再評価している。これらの式の相関係数はそれぞれ (20.a) 式:-0.990, (20.b) 式:-0.976, (20.c) 式:-0.733 である。線形回帰に用いた関数 $y=Ax+B$ の係数 A, B と材端曲げモーメント比 κ の関係を Fig. 7 に示す。図中には線形回帰より得られた直線式も示している。図中の直線式は以下の通りとなる。

$$A = 22.2\kappa - 44.8 \quad (21)$$

$$B = 3.7\kappa + 10.6 \quad (22)$$

これらの式の相関係数はそれぞれ (21) 式:0.996, (22) 式:0.986 である。したがって、材端曲げモーメント比 κ を陽に反映した C.M.:P δ の塑性変形能力は次式で表現できる。ただし、補間された材端曲げモーメント比 κ については実験等での確認が必要である。

$$R_{C.M.:P\delta} = (22.2\kappa - 44.8)(n_y \cdot \lambda_{c0}^2) + (3.7\kappa + 10.6) \quad (23)$$

本論文では軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける柱の塑性変形能力 R を $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ との関係で整理するため、C.M.:L となった試験体についても R - $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ の関係を Fig. 6(b) に示す。柱の材端に塑性ヒンジを形成し、軸方向力を保持した状態で塑性変形能力を確保するための制限である (2) 式によれば、 κ の値が大きくなる程 C.M.:L となる $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ の上限値が大きくなる。Fig. 6(b) より、本実験結果は κ の増加に伴う $n_y \cdot \lambda_{c0}^2$ の拡張に対応して広く分布しており、 κ の値によらず非線形の相関が考えられる。そこで Fig. 6(b) に示すように C.M.:L となった全試験体に対して非線形回帰を行い、次式を得た。

$$R_{C.M.:L} = (n_y \cdot \lambda_{c0}^2)^{-0.243} + 2.45 \quad (24)$$

統計解析の結果、モデル関数 $y=x^a+b$ について得られる係数の p 値はそれぞれ a: 0.0575, b: 7.79×10^{-5} となった。

(20) 式あるいは (23) 式、(24) 式を用いて軸方向圧縮力と曲げモーメントを受ける柱の塑性変形能力を評価する場合、各式が回帰分析により得られたものであることから、実験値のばらつきを考慮して補正を行ったのち、各式から求まる値の小さい方を評価値とするといった方法が考えられる。また、一連の実験において C.M.:L となった試験体はいずれも公称幅厚比が 20.8 であり、幅厚比の増減に伴い評価式 ((24) 式) も補正されることが必要となる。これに関しては今後の課題といえる。

4. まとめ

本論文では既報⁽⁹⁻⁸⁾の結果を用い、材端曲げモーメント比の影響を考慮した崩壊形式/最大曲げモーメント/塑性変形能力について、LSD 指針・塑性指針との比較検討を行った。以下に結論をまとめる。

- 1) LSD 指針・塑性指針が材端に塑性ヒンジを形成する柱に対して定める軸力比・細長比の組合せ制限と一連の実験における試験体の崩壊形式との対応を見ると、各指針の制限は崩壊形式および塑性変形能力確保の観点から安全側の評価となる。本論文では一連の実験結果に基づき、指針の定める制限式に沿う形で、崩壊形式および塑性変形能力 3 以上を確保する制限として (10) 式を示した。
- 2) 一連の実験から得られる最大曲げモーメントと各指針の定める耐力式との比較を行い、材端に塑性ヒンジを形成する制限を満たさない柱の最大曲げモーメントが低く見積もられている点に言及した。本論文では一連の実験結果に基づき、材端に塑性ヒンジを形成する制限を満たさない角形鋼管柱の耐力を見積もる際に LSD 指針第二版の定める耐力式 ((15) 式) が最も妥当であることを示した。
- 3) 一連の実験から得られた材端の最大曲げモーメント $M_{\max}$ と変位計測位置における付加曲げを考慮した曲げモーメントの最大値 M_l の比率 $M_l/M_{\max}$ をモーメント拡大係数 φ と定め、LSD 指針・塑性指針が定めるモーメント拡大係数算定式 ((14) 式、追加条件 $\varphi \geq 1.0$ を含む) との比較を行った。その結果、実験値が計算値を上回る場合があることを示した。材端曲げモーメントが全塑性モーメント M_{pc} に到達しなかった柱であっても、現行指針ではモーメント拡大係数が 1.0 と危険側の評価となったため、部材の最大曲げモーメントを算定する評価式と適用する評価式の分岐位置については更なるデータの構築ののち、再度考察する必要がある。
- 4) 一連の実験から得られた塑性変形能力 R と λ_{c0} の関係から、塑性指針に示されている評価式は複曲率曲げを受ける場合に実験値と乖離する傾向がみられた。本研究では制限式の項として用いられる $n_s \lambda_{c0}^2$ を用い、実験結果に基づき崩壊形式毎の塑性変形能力評価式を示した。本評価式は実験結果の回帰分析より得たものであることから、実験値のばらつきを考慮して適切な補正を行う必要がある。また、幅厚比の変化に対する補正項の導入等が今後の課題といえる。

謝辞

本研究は日本鉄鋼連盟・鋼構造研究支援助成金 (代表: 佐藤篤司) を受けて行ったものである。ここに付して感謝の意を表す。

参考文献

- 1) Architectural Institute of Japan: Recommendation for Limit State Design of Steel Structures, 2010.2 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2010.2
- 2) Architectural Institute of Japan: AIJ Recommendations for Plastic Design of Steel Structures, 2017.2 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造塑性設計指針, 2017.2
- 3) Architectural Institute of Japan: Recommendations for Stability Design of Steel Structures, 2018.2 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2018.2
- 4) Architectural Institute of Japan: Design Standard for Steel Structures - Based on Allowable Stress Concept -, 2005.9 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造設計規準 - 許容応力度設計法 -, 2005.9
- 5) Ishida, T., Ono, T. and Nomoto, S.: Study on Design Criteria of Steel Beam-Columns Based on Experimental Data, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C, Structures II, pp. 1287-1288, 1989.10 (in Japanese)
石田交広, 小野徹郎, 野元寛: 実験データに基づく鉄骨曲げ柱の設計規範に関する一考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C, 構造 II, pp. 1287-1288, 1989.10
- 6) Sato, A. and Mitsui, K.: EXPERIMENTAL STUDY ON SQUARE STEEL TUBULAR COLUMNS UNDER COMPRESSIVE AXIAL FORCE WITH ONE END MONOTONIC BENDING MOMENT, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.81, No.729, pp. 1933-1943, 2016.3 (in Japanese)
佐藤篤司, 三井和也: 軸方向圧縮力と一端単調曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 729 号, pp. 1933-1943, 2016.3
- 7) Sato, A., Inden, K. and Mitsui, K.: EXPERIMENTAL STUDY ON SQUARE STEEL TUBULAR COLUMNS UNDER COMPRESSIVE AXIAL FORCE WITH MONOTONIC DOUBLE CURVATURE BENDING MOMENT, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.83, No.747, pp.739-749, 2018.5 (in Japanese)
佐藤篤司, 位田健太, 三井和也: 軸方向圧縮力と単調複曲率曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の実験的研究 材端曲げモーメント比を 0.5 とした場合, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻, 第 747 号, pp. 739-749, 2018.5
- 8) Sato, A. and Mitsui, K.: EXPERIMENTAL STUDY ON SQUARE STEEL TUBULAR COLUMNS UNDER COMPRESSIVE AXIAL FORCE WITH MONOTONIC ANTISYMMETRIC BENDING MOMENT, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.82, No.732, pp. 267-277, 2017.2 (in Japanese)
佐藤篤司, 三井和也: 軸方向圧縮力と単調逆対称曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 82 巻, 第 732 号, pp.267-277, 2017.2
- 9) Sato, K.: EVALUATION METHOD FOR STRUCTURAL PERFORMANCE OF SQUARE HOLLOW SECTION COLUMN MEMBERS BY NEW NORMALIZED WIDTH-THICKNESS RATIO, Proceedings of Constructional Steel, Vol. 25, pp. 233-238, 2017.11 (in Japanese)
佐藤公亮: 正方形中空断面柱部材の新規幅厚比尺度による構造性能評価法, 鋼構造年次論文報告集, 第 25 巻, pp. 233-238, 2017.11
- 10) Tsuda, K. and Kido, M.: ULTIMATE STRENGTH OF SQUARE STEEL TUBULAR BEAM-COLUMNS WITH ELASTIC-PERFECTLY PLASTIC MATERIALS, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.80, No.718, pp. 1981-1990, 2015.12 (in Japanese)
津田恵吾, 城戸将江: 完全弾塑性型の応力 - ひずみ関係よりなる角形鋼管柱の終局耐力評価について, 日本建築学会構造系論文集, 第 80 巻, 第 718 号, pp. 1981-1990, 2015.12
- 11) Haraguchi, M., Kido, M. and Tsuda, K.: PROPOSAL OF EQUATION FOR EVALUATING MOMENT AMPLIFICATION FACTOR OF ELASTIC BEAM-COLUMNS, Proceedings of Constructional Steel, Vol. 25, pp. 774-781, 2017.11 (in Japanese)
原口将行, 城戸将江, 津田恵吾: 弾性柱の曲げモーメント拡大係数評価式の提案, 鋼構造年次論文報告集, 第 25 巻, pp. 774-781, 2017.11
- 12) Inoue, K. and Suita, K.: Kenchikukoukouzou -Sono Riron to Sekkei- (Steel Structure -Theory and Design-), Kajima Institute Publishing, 2013.2 (in Japanese)
井上一朗, 吹田啓一郎: 建築鋼構造 - その理論と設計 -, 鹿島出版, 2013.2
- 13) Architectural Institute of Japan: Recommendation for Limit State Design of Steel Structures, 2002.9 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2002.9
- 14) Sakamoto, J., Miyamura, A. and Watanabe, M.: THE PLASTIC INTERACTION FORMULAE OF THE STEEL BEAM-COLUMNS (Part I), Transactions of the Architectural Institute of Japan, No. 149, pp. 9-15, 1968.7 (in Japanese)
坂本順, 宮本篤典, 渡辺雅生: 鋼構造圧縮材の塑性耐力式に関する考察 その 1, 日本建築学会論文報告集, 第 149 号, pp. 9-15, 1968.7

STRUCTURAL PERFORMANCE EVALUATION OF SQUARE STEEL TUBULAR COLUMN UNDER COMPRESSIVE AXIAL FORCE WITH BENDING MOMENT

Atsushi SATO^{*1}, *Kenta INDEN*^{*2} and *Kazuya MITSUI*^{*3}

^{*1} Assoc. Prof., Graduate School of Engineering, Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng./
Frontier Research Institute for Information Science (FRIIS)

^{*2} Former Grad. Student, Nagoya Institute of Technology, M.Eng.
(Present Toyota Housing Co.)

^{*3} Former Nagoya Institute of Technology, Dr.Eng.
(Present Steel Structures Research Lab., Nippon Steel & Sumitomo Metal Co.)

Square steel tubular columns are widely used in moment resisting frames. The moment resisting frame system will resist the horizontal load action through the flexural manner of the columns. Therefore, the columns will subject the axial force and the bending moment simultaneously. Under the seismic action, the effect of the bending moment that is the result of the shear force subjected to the column will be significant; the structural safety of the column at the ultimate limit state (ULS) shall be guaranteed. *Recommendation for Limit State Design of Steel Structures* and *Recommendation for Plastic Design of Steel Structures* specifies the requirements for the column to guarantee sufficient strength and ductility at the ULS. However, the appropriateness of requirements for square steel tubular column is not verified clearly. The test results, where the square steel tubular columns are under compressive axial force with different moment distribution, were reported in the previous papers. In this paper, structural performance evaluation of square steel tubular column is conducted based on the existing test results. Collapse mode, maximum bending moment, plastic deformation capacity, and moment amplification factor are evaluated; comparison study between the current design recommendation is also shown.

This study revealed the following results.

- 1) The design requirement (Eq. (2)) that is specified for the column expected to form the plastic hinge provided conservative results. The gap between the collapse mode observed from the testing and that is expected in the design requirements gets larger when the moment distribution will get close to antisymmetric bending moment. In this study, Eq. (10) is shown to evaluate the collapse mode reasonably. Moreover, Eq. (10) still fulfill the required minimum plastic deformation capacity that is stipulated in the recommendations.
- 2) Design strength of the column which will not fulfill the requirements for the column to form plastic hinge showed conservative results when it was computed from current recommendations. The design strength computed from the old version of the recommendation provided more reasonable results.
- 3) Moment amplification factor that is used to evaluate the $P\delta$ effects was compared with the test result. It was confirmed that some columns showed unconservative results at the ultimate limit state. The column categorized to have no $P\delta$ effects per Eq. (14) but could not resist full plastic moment (i.e., M_{pc}) during the test showed large second-order effects. In this case, the maximum bending moment through the column cannot be evaluated appropriately. However, this kind of phenomenon was observed in two specimens only. A further study shall be needed for the evaluation.
- 4) Large deviation was observed at the plastic deformation capacity of the column under the double curvature bending when it was compared with the formula that is proposed for one end bending moment condition. From the regression analysis, the formulae that will evaluate the plastic deformation capacity of the column were shown. The derived formulae are not including the parameter of the width-to-thickness ratio; therefore, further study shall be needed for the proposal.

(2018 年 4 月 6 日原稿受理, 2018 年 6 月 6 日採用決定)