

角形鋼管柱の中心軸圧縮強度に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY ON BUCKLING STRENGTH OF CENTRALLY COMPRESSED COLD-FORMED SQUARE AND RECTANGULAR STEEL COLUMNS

長谷川 桂*, 青木 徹彦**

Katsura HASEGAWA and Tetsuhiko AOKI

* 愛知工業大学大学院 工学研究科修士課程 建設システム工学専攻 (〒470-03 豊田市八草町)

** 工博 愛知工業大学教授 工学部土木工学科 (〒470-03 豊田市八草町)

An experimental study on buckling strength of centrally compressed cold-formed square and rectangular steel columns is described. The centrally compression tests are conducted using twenty-six columns having different twelve cross sectional profiles and two or three slenderness ratios for each cross section. Before testing, measurement of tensile strength of material, initial out-of-straightness, residual stresses and strength of stub columns are performed. Cold-formed square or rectangular steel columns are expected high buckling strength, because of the tempered and high quality steel strength irrespective of the normal steel grade, but the local buckling of the component plates are caused for the columns with the large width-thickness ratio of the plate. In this study, the material properties, local buckling strength and column buckling strength are discussed and the design methods are suggested.

Key Words : cold-formed square and rectangular steel columns, local buckling, residual stress, column buckling

1. まえがき

角形鋼管部材ははじめに製鉄所内でコイル状の帯板から電縫鋼管を作り、さらにこれをローラーで連続的に角形に成形して製作する (Fig. 1 参照)。この部材は閉断面であるため、H形鋼に比べて外表面積が小さく耐久性に優れていること、ねじり抵抗力が大きいこと、コーナー部分が曲げ加工により円弧になっているため美観が優れていることなどの利点がある。また、繰り返し圧延成形過程での素材の強度特性の著しい向上のほか、圧縮部材として用いるときに強度の低下要因となる残留応力が溶接組立柱と比べて小さいことにより、座屈強度の増大が期待できる。

このような多くの利点があるにもかかわらず、角形鋼管部材は、我が国では建築構造物において広く使用されているものの、土木構造物では円形鋼管ほど多くは用いられていない。角形鋼管は電縫鋼管からつくられるため、素材強度や残留応力分布特性などの基礎的情報は電縫鋼管に関する従来の研究^{1)~3)}により得ることができる。角形鋼管自体に対してもいくつかの研究^{4)~6)}があり、残留応力の発生過程と短柱局部座屈についての実験が述べられている。しかし、中心軸圧縮強度に関する研究およびこれに基本的に関わる素材強度、短柱強度などを系統的にまとめた論文は少ない。角形鋼管は断面を構成する板の幅厚比が比較的大きく、局部座屈を生じる恐れがあり、また、複雑な製作過程のために、母材強度の著しい上昇、

残留応力分布の板厚方向の変化があると考えられるが、トラス主構部材や2次部材のうち主として圧縮力を受ける部材としての強度特性が十分に把握されていないようである。

本研究では、100 mm~250 mm までの正方形および長方形断面を有する多種の断面寸法、細長比の角形鋼管を試験体を選び、圧縮強度に最も大きな影響を及ぼす残留応力分布および初期変形の測定を行うとともに、角形鋼管柱を圧縮部材として設計するときに必要な部材抵抗強度に関する基礎データを収集することを主な目的として、短柱局部座屈強度および中心軸座屈強度特性を明らかにする。また、これらの強度特性を考慮した設計式を検討する。

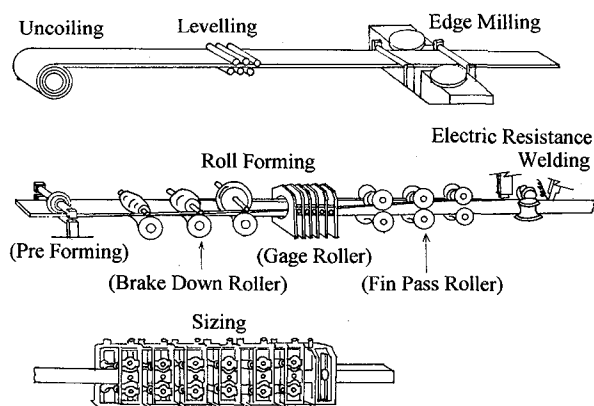


Fig. 1 Forming Process of the Cold-Formed Steel Column

2. 実験計画および実験方法

2.1 実験計画

実験に使用する角形鋼管柱の材質は STK400 (SS400 相当) とする。供試体の断面形は 12 種類とし、公称寸法による断面諸元を Table 1 に、断面形を Fig. 2 に示す。実験の種類は、(1)素材引張試験、(2)初期たわみ測定、(3)残留応力測定、(4)短柱圧縮実験、(5)中心軸圧縮実験からなる。短柱圧縮実験で使用する供試体の細長比 (L/r) は 10 とする。中心軸圧縮柱の細長比は Table 1 に示すように、37~107 まで変化させ、各 A~F の断面形タイプごとにこのうちの 2, 3 種類を用いる。

Table 1 Cross Sectional Properties (Nominal)

Type	$a \times b \times t$ (mm)	A (cm ²)	I_x (cm ⁴)	r_x (cm)	L/r
A1	100 x 100 x 4.5	16.67	249	3.87	42,73
A2	100 x 100 x 6.0	21.63	311	3.79	42,73
B1	150 x 150 x 4.5	25.67	896	5.91	39,67
B2	150 x 150 x 6.0	33.63	1150	5.84	39,67
C1	200 x 200 x 4.5	34.67	2190	7.95	37,70
C2	200 x 200 x 6.0	45.63	2830	7.88	37,70
C3	200 x 200 x 9.0	66.67	3990	7.73	37,70
D1	100 x 150 x 4.5	21.17	352	4.08	76,107
D2	100 x 150 x 6.0	27.63	444	4.01	45,76,107
E1	150 x 200 x 4.5	30.17	1130	6.13	65
E2	150 x 200 x 6.0	39.63	1460	6.06	41,65,90
F1	150 x 250 x 6.0	45.63	1770	6.23	37,62

A : Cross Sectional Area
 I_x : Geometrical Moment of Inertia
 r_x : Radius of Gyration of Area

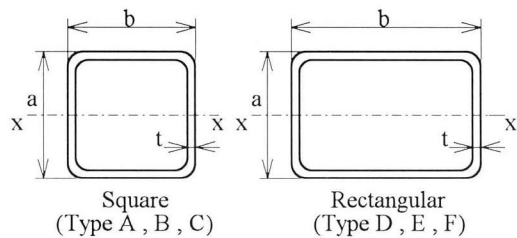


Fig. 2 Profiles of Cross Section

2.2 実験方法

(1) 素材引張試験

試験片は、角形鋼管の平坦部から取り出した板材を、JIS 1 号 1A に加工したものを使用する。

(2) 初期たわみ測定

全座屈試験体に対して初期変形量の測定を行う。はじめに変位計の基準直線を求めるために、基準棒の変形量を測定する。試験体の初期たわみの測定位置は部材長の 1/8 間隔で等間隔に取り、変位計でたわみ量を測定する。初期たわみは、たわみ量から基準直線の値を引き、両端の値が 0 となるように補正して求める。

(3) 残留応力測定

残留応力の測定は、2 軸ひずみゲージを用い応力緩和

法により行う。ゲージの貼付け位置は角形鋼管の内、外側とも周囲に沿って、管軸方向および周方向ともに表 20 枚、裏 20 枚とする (Fig. 3 参照)。供試体は、各断面形について細長比 $L/r = 20$ 相当の長さの供試体を用意する。切断前のひずみゲージの値を測定し、帯ノコでひずみゲージを含む 2 cm x 4 cm 程度の金属片に切り出し、切断後のひずみゲージの値を測定し、切断前と切断後とのひずみゲージの値の差より残留ひずみを求める。

(4) 短柱圧縮実験

試験機は 600 ton 耐圧機を使用し、上下固定端として載荷する。供試体をセットした後、整置のため予想最大荷重の 20 % 程度の荷重を加え、供試体の両部材端付近に貼り付けた整置用ひずみゲージの値を計測し、上下の斜円盤を操作して一様な圧縮状態になるように繰り返し微調整を行った後、本載荷実験を行う。

(5) 中心軸圧縮実験

試験機は 300 ton 耐圧機を使用する。供試体の一様な圧縮を行うために、ローラーベアリングを組み込んだピン支持装置を用いる。この装置には、1 組の斜円盤および 2 軸方向微動装置が備えられている。供試体の整置は、短柱圧縮実験と同様、柱の上下端に貼り付けたひずみゲージにより一様応力状態 (ひずみのばらつきが平均の 5% 以内、曲げ軸方向のひずみの差が 1% 以内) とする。試験の様子を Fig. 4 に示す。

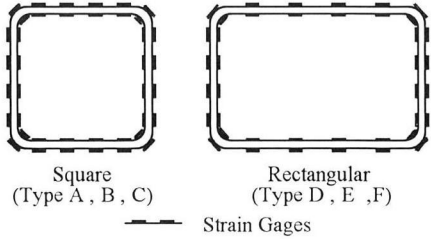


Fig. 3 Position of Strain Gages

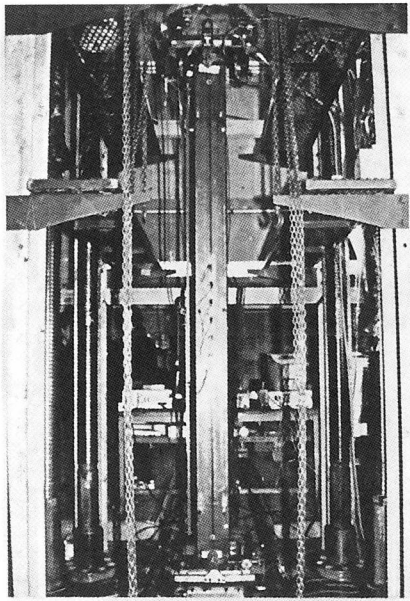


Fig. 4 Test Setup

3. 実験結果および考察

(1) 素材引張試験結果

角管部材から取り出された引張試験片には大きなそりが見られた。これは後述の板厚方向に大きく変化する残留応力のためと思われる。すべての試験片において、応力-ひずみ曲線は、非鉄金属や高張力鋼などの鋼材にみられるような、降伏点が明瞭でない曲線になり、残留ひずみが0.2%になる応力度をもって耐力（降伏点強度相当、0.2% Offset）とした。平均降伏応力は $\sigma_{0.2T} = 4226 \text{ kgf/cm}^2$ となり、公称降伏応力 $\sigma_F = 2400 \text{ kgf/cm}^2$ の約1.8倍となった。また、変動係数は $V = 8.8\%$ とばらつきが比較的大きく現れたが、板厚による変化は見られなかった。また文献6)では、 $\sigma_{0.2T}$ が幅厚比によって変化する結果が示されているが、本試験体ではこのような相関が見られなかった。降伏応力が公称値を大きく上回った理由は、角形鋼管の製作過程において鋼材が鍛錬され、加工硬化したためと考えられる。各タイプごとに降伏応力のばらつきが生じたのも角形鋼管材の複雑な製作過程によるものと考えられる。素材引張試験より得られた降伏応力 $\sigma_{0.2T}$ 、最大応力 σ_{UT} 、公称値 ($\sigma_F = 2400 \text{ kgf/cm}^2$) との比 $\sigma_{0.2T} / \sigma_F$ を Table 2 にまとめる。

Table 2 Results of Tensile Test

Specimen	Thickness (mm)	$\sigma_{0.2T}$ (kgf/cm ²)	σ_{UT} (kgf/cm ²)	$\sigma_{0.2T} / \sigma_F$
A1-1	4.18	3779	4324	1.575
A1-2	4.20	3836	4393	1.598
A2-1	5.60	4404	4760	1.835
A2-2	5.64	4424	4748	1.844
B1-1	4.31	4744	5539	1.977
B1-2	4.25	5066	5775	2.111
B2-1	5.58	3569	4605	1.487
B2-2	5.58	4378	5165	1.824
C1-1	4.21	3818	4701	1.591
C1-2	4.21	4357	5400	1.815
C2-1	5.62	4234	5145	1.764
C2-2	5.61	4360	5178	1.817
C3-1	8.53	4251	4891	1.771
C3-2	8.58	4360	4963	1.817
D1-1	4.16	4269	5140	1.779
D1-2	4.35	4059	4874	1.691
D2-1	5.63	4173	5225	1.739
D2-2	5.72	5036	6406	2.098
E1-1	4.22	4273	5303	1.780
E1-2	4.22	4262	5380	1.776
E2-1	5.65	4144	5559	1.726
E2-2	5.67	4033	5210	1.680
F1-1	5.59	3910	4853	1.629
F1-2	5.57	3688	4853	1.537
M		4226	5100	1.761
S		373	457	0.155
N		24	24	24
V (%)		8.8	9.0	8.8

(2) 初期たわみ測定結果

各タイプの部材長 L に対する最大初期たわみ量は $L / 2500 \sim L / 15000$ であり、示方書の最大許容値 $L / 1000$ に比べて十分小さい値であった。各部材の初期たわみの最大値 f_0 を柱長 L で無次元化し、ヒストグラムで表すと Fig. 5 を得る。この図より、断面寸法が小さい A タイプ (100 mm × 100 mm) の最大たわみはすべて平均値より大きいことがわかる。

初期たわみの形状を第5項までフーリエ級数展開したところ、全体的に見た場合、フーリエ級数の係数の大きさの割合は、第1項 a_1 (sin 半波) が約7割、第2項 a_2 が約1割を占め、以降割合は小さくなった。

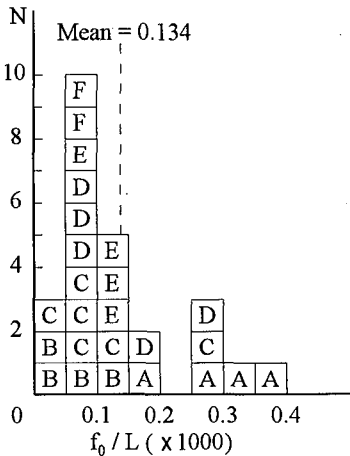


Fig. 5 Histogram of Initial Out-of-Straightness

(3) 残留応力測定結果

電縫鋼管の残留応力は、主として管の製造過程における塑性加工や、製品の形状を整える工程 (Straightening) や、寸法を規準値におさめる工程 (Sizing) などにより導入されたものであると考えられる¹⁷⁾。

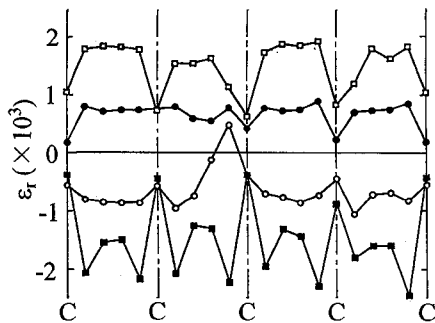
残留ひずみ分布の例を正方形断面 (B1 タイプ) と長方形断面 (F1 タイプ) について周方向に展開して描くと Fig. 6 に示すようになる。残留ひずみの分布形状は、コーナー部を除き管の周方向にほぼ一定であった。すべての試験体において、軸方向残留ひずみ $\epsilon_{\parallel}$ は、外側に引張ひずみ、内側に圧縮ひずみが生じ、周方向残留ひずみ ϵ_{θ} は、外側に圧縮ひずみ、内側に引張ひずみが生じた。またそれらの絶対値は内外でほぼ等しく、板を曲げるような残留応力状態であった。最大残留ひずみの生ずる位置は、溶接線とは無関係であった。これらの特徴は、円形断面の電縫鋼管と同じである¹²⁾⁸⁾。ほとんどの供試体で、残留ひずみの平均値は、軸方向の値の方が周方向の値よりも大きく、全供試体の平均値は、 $\epsilon_{\parallel} = 1120 \mu$ 、 $\epsilon_{\theta} = 370 \mu$ であった。

曲げ残留ひずみと幅厚比との関係を Fig. 7 に示す。この図より、幅厚比が大きくなる、すなわち薄肉断面になると、軸方向残留ひずみは小さくなり、周方向残留ひずみは大きくなる傾向が明らかになった。これらの実測

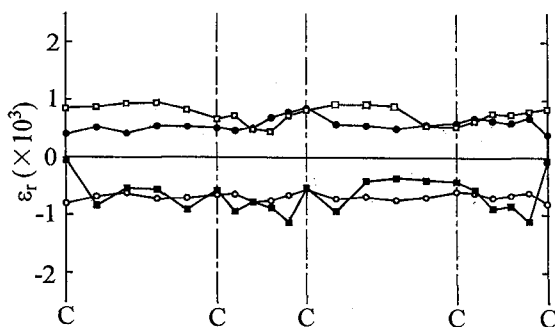
データに対し、次の近似式を得た。

$$\frac{\varepsilon_{rl}}{\varepsilon_{0.2T}} = -0.01 \frac{b}{t} + 1.02 \quad (\text{Longitudinal}) \quad \dots(1)$$

$$\frac{\varepsilon_{rc}}{\varepsilon_{0.2T}} = 0.01 \frac{b}{t} - 0.13 \quad (\text{Circumferential}) \quad \dots(2)$$



(a) Type B1 150×150×4.5(mm)



(b) Type F1 150×250×6.0(mm)

□ : Longitudinal , Outside ○ : Circumferential , Outside
■ : Longitudinal , Inside ● : Circumferential , Inside
C : Corner

Fig. 6 Distribution of Residual Stress

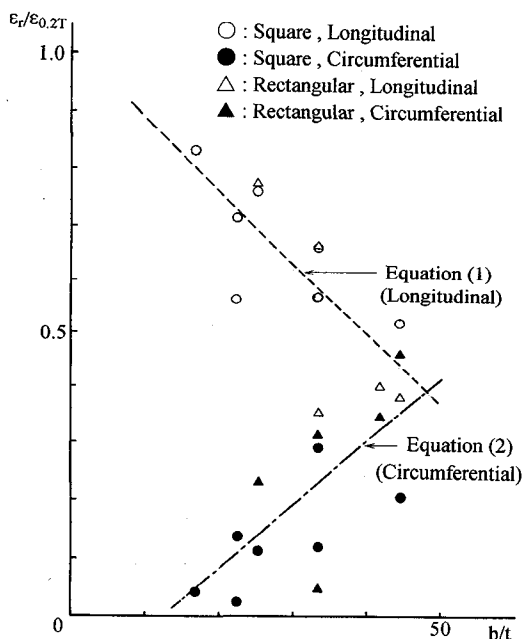


Fig. 7 Relation between Residual Strain and Width-Thickness Ratio

(4) 短柱圧縮実験結果

短柱圧縮実験結果を Table 3 に示す。応力とひずみとの関係を C タイプ (200mm×200mm) を例に Fig. 8 に示す。この図より幅厚比の大きい供試体 C1-1 ($t=4.5$ mm, $R=1.10$) は降伏応力 $\sigma_{0.2S}$ に到る前に板に局部座屈が生じ、降伏応力まで達していない。また供試体 C2-1 ($t=6.0$ mm, $R=0.84$) も降伏応力 $\sigma_{0.2S}$ の直後に局部座屈を生じている。一般に、短柱実験によって降伏応力が求められるが、降伏応力以前に局部座屈を生じる部材ではこれが不可能であった。これらを Table 3 中の * 印で示す。

Table 3 Results of Stub Column Test

Specimen	b / t	R	σ_{US} (kgf / cm ²)	$\sigma_{0.2S}$ (kgf / cm ²)	$\sigma_{US} / \sigma_{0.2T}$
A1-1	23.5	0.521	4963	4489	1.303
A2-1	17.7	0.425	5969	5208	1.352
B1-1	34.8	0.881	4927	*	1.005
B2-1	26.4	0.600	4619	4290	1.162
C1-1	47.3	1.097	3370	*	0.824
C2-1	35.2	0.839	4406	*	1.025
C3-1	23.3	0.550	5064	4585	1.176
D1-1	35.8	0.853	4100	3926	0.985
D2-1	26.5	0.648	5030	4583	1.092
E1-1	47.6	1.108	3446	*	0.808
E2-1	35.5	0.815	4398	4295	1.076
F1-1	44.1	0.990	3387	*	0.891
M			4473	4482	1.058
S			796	641	0.173
N			12	7	12
V (%)			17.8	14.3	16.3

短柱実験による最大応力 σ_{US} と幅厚比パラメータ R との関係を Fig. 9 に示す。同図で最大応力 σ_{US} は素材引張試験による降伏応力 $\sigma_{0.2T}$ により無次元化し、横軸は式 (3) による幅厚比パラメータ R を表す (座屈係数 $k=4$)。

$$R = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_{0.2T} 12(1-\nu^2)}{E \pi^2 k}} \quad \dots(3)$$

この図より、幅厚比が大きいと明らかに最大応力は直線的に低くなり、最小自乗法により直線近似を行ったところ、次式 (4) が得られた。

$$\frac{\sigma_{US}}{\sigma_{0.2T}} = -0.74R + 1.63 \quad \dots(4)$$

短柱圧縮実験で得られた降伏応力 $\sigma_{0.2S}$ とその部材に対応する素材引張試験の結果 $\sigma_{0.2T}$ との比較を Fig. 10 に示す。この図より、個々にはばらつきがあるが、圧縮降伏応力と引張降伏応力の平均値はそれぞれ $\sigma_{0.2S}=4482$ kgf / cm², $\sigma_{0.2T}=4194$ kgf / cm² で、短柱強度が約 7% 大きい結果となった。短柱では断面 4 隅の塑性曲げ加工によるひずみ硬化により耐力は上昇するため、平均値では素材引張試験結果よりやや大きい値になったものと考えられる。短柱圧縮実験結果のばらつきは素材引張試験の約 2 倍生じている。その原因は、短柱圧縮実験供試体の強度は、残留応力、コーナー部の曲げ加工、幅厚比などさまざまな要因が含まれているからと考えられる。

短柱圧縮実験から得られた最大強度 σ_{US} は、幅厚比が

大きいものには降伏強度以下での局部座屈強度を与える。一方、幅厚比が小さいものではひずみ硬化域での強度を与え、一般の部材の降伏点以上の引張最大応力 σ_{UT} に近い値を与える恐れもある。したがって、角形鋼管のような部材の強度を複雑な要因を含んだ短柱圧縮強度で無次元化するときには注意が必要である。角形鋼管部材は明瞭な降伏棚が現れない応力-ひずみ関係を示すので、一般には引張試験によって得られた $\sigma_{0.2T}$ (0.2% 耐力) を基準とすればよいと考えられる。

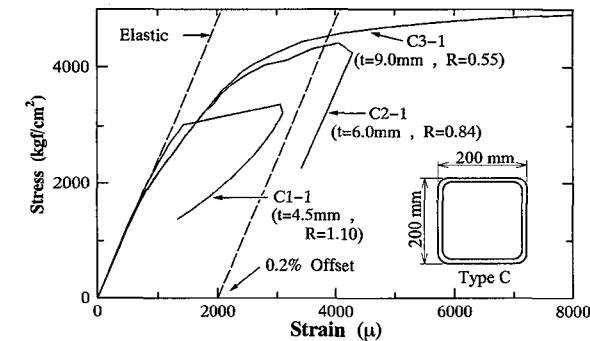


Fig. 8 Stress-Strain Curves obtained from Stub Columns (Type C)

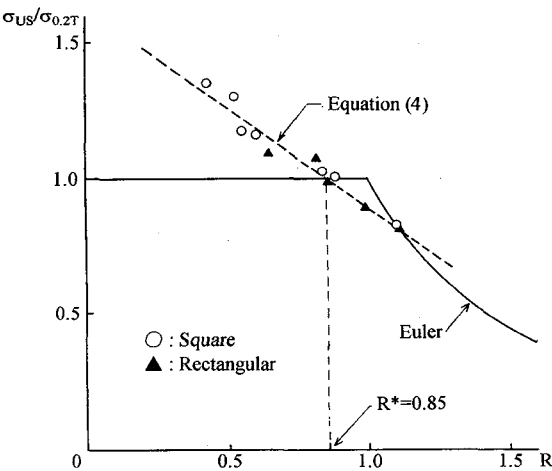


Fig. 9 Relation between Maximum Stress and Width-Thickness Ratio obtained from Stub Column Test

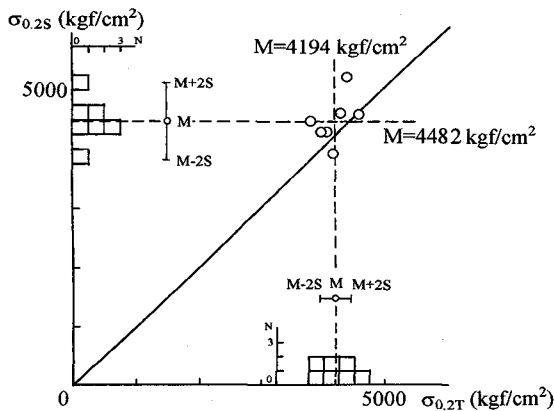


Fig. 10 Comparison of Yield Stress obtained from Compression and Tension Test

(5) 中心軸圧縮実験結果

(a) 基準耐荷力曲線

中心軸圧縮実験の結果を Table 4 に示す。実験で得られた最大強度を公称降伏応力 ($\sigma_F=2400 \text{ kgf/cm}^2$) で無次元化し、図示すると Fig. 11 になる。この図より実験値は基準耐荷力曲線よりもかなり高い値となった。基準耐荷力曲線は本来実測強度の下限值として設定されているが、本実験結果の下限値はそれより約 1.5 倍も高い結果を示している。これは、材料の有効利用、安全性のバランス、経済性という観点から見ると不合理であるといえる。

Table 4 Results of Column Buckling Test

Specimen	L / r	σ_U (kgf / cm ²)	σ_U / σ_F	$\sigma_U / \sigma_{0.2T}$	σ_U / σ_{US}
A1-2	41.6	4460	1.858	1.171	0.899
A1-3	73.0	3352	1.397	0.880	0.675
A2-2	42.2	4712	1.963	1.067	0.789
A2-3	73.8	3315	1.381	0.751	0.555
B1-2	39.0	4496	1.873	0.917	0.911
B1-3	66.6	3192	1.330	0.651	0.647
B2-2	39.4	4249	1.770	1.069	0.920
B2-3	67.4	3152	1.313	0.793	0.682
C1-2	37.2	3345	1.394	0.818	0.993
C1-3	70.1	3031	1.263	0.741	0.899
C2-2	37.3	4197	1.749	0.977	0.953
C2-3	70.3	3013	1.256	0.701	0.684
C3-2	37.6	3941	1.642	0.915	0.778
C3-3	71.0	3095	1.290	0.719	0.611
D1-3	76.0	2731	1.138	0.656	0.666
D1-4	106.7	2178	0.908	0.523	0.531
D2-2	45.0	4014	1.672	0.872	0.798
D2-3	75.7	3209	1.337	0.697	0.638
D2-4	106.3	2113	0.880	0.459	0.420
E1-3	65.2	3000	1.250	0.703	0.870
E2-2	41.0	3754	1.564	0.918	0.853
E2-3	65.6	3375	1.406	0.826	0.767
E2-4	90.3	2253	0.939	0.551	0.512
F1-2	36.7	3258	1.358	0.858	0.962
F1-3	61.9	2956	1.232	0.778	0.873

実測値が高くなった原因の一つは、素材引張試験結果および短柱圧縮実験結果より明らかなように、公称値と比較した母材強度の著しい増加にあると考えられる ($\sigma_{0.2T}=4226 \text{ kgf/cm}^2=1.76\sigma_F$)。そこで、無次元化に用いる降伏点の値を検討して、公称降伏応力の代わりに素材引張試験で得られた降伏応力 $\sigma_{0.2T}$ を用いて無次元化を行う。この結果を Fig. 12 に示す。この図より実験データは基準耐荷力曲線付近に近づいてはいるものの、基準耐荷力曲線よりも低い値が多く、見かけ上の安全性が失われる。特に幅厚比の大きい板要素を持つ長方形断面部材の強度低下が著しく、適切な値で無次元化しているとは言いがたい。そこで、実験値が基準耐荷力曲線の上に位置するような降伏応力を逆算し、安全性と経済性とがバランスをとれるような値を調べたところ、公称降伏応力の 1.3 倍の $\sigma_F^*=3150 \text{ kgf/cm}^2$ が求められた。これにより

無次元化した結果を Fig. 13 に示す。同図より、角形鋼管部材の中心軸圧縮強度に対しては、降伏強度の公称値を 30 % 割り増しして設計してもよいものと考えられる。

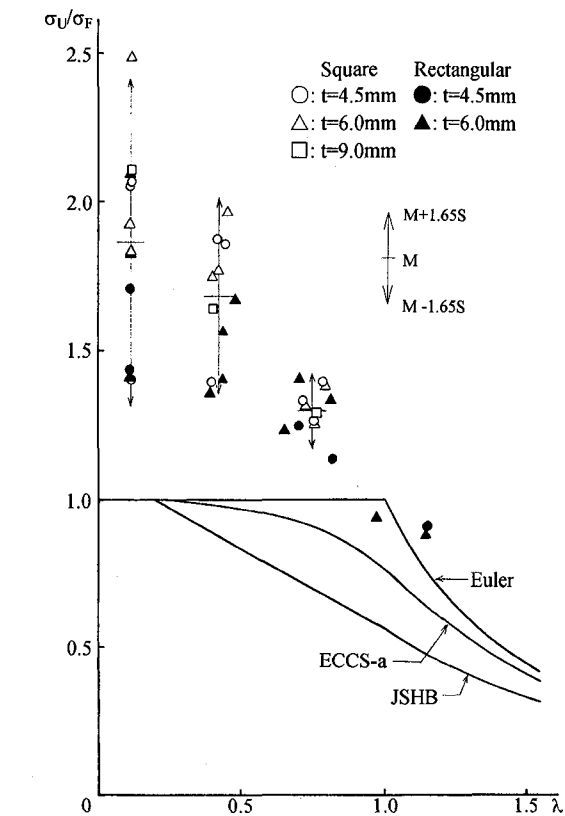


Fig. 11 Maximum Buckling Stress Nondimensionalized by Nominal Yield Stress

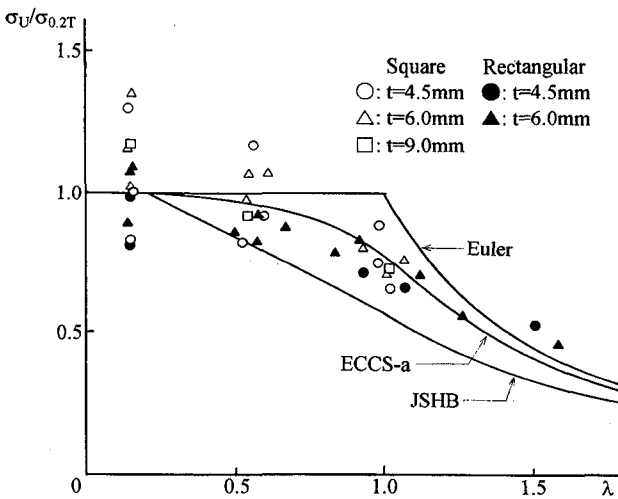


Fig. 12 Maximum Buckling Stress Nondimensionalized by Tension Yield Stress (0.2% Offset)

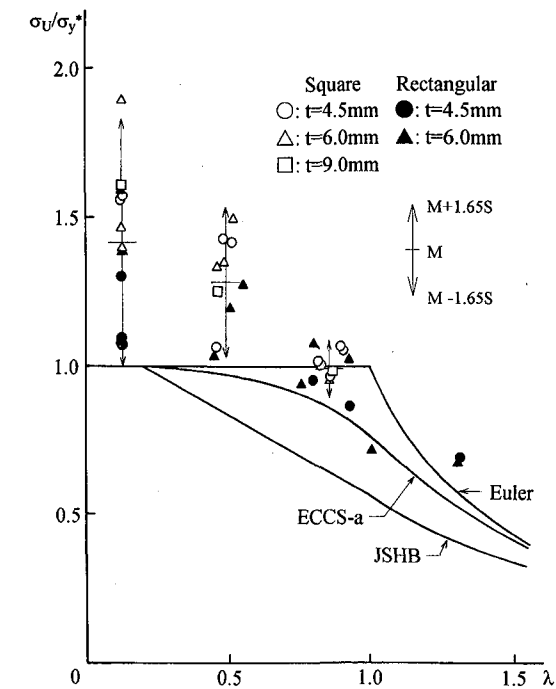


Fig. 13 Maximum Buckling Stress Nondimensionalized by Increased Nominal Yield Stress

(b) 最大強度のばらつきと局部座屈強度

Fig. 11～13 に示す結果からわかるように、今回の圧縮強度の実験には変動係数約 20% と大きなばらつきが生じている。このばらつきは、同一細長比の部材でも、供試体により異なった幅厚比パラメータの値を有しているために生じたものと思われる。特に、長方形断面部材では、長辺に大きな幅厚比を有するため局部座屈が生じやすく、強度低下につながる。

そこで、本供試体に対して中心軸圧縮強度と幅厚比パラメータとの関係を調べた。この結果を Fig. 14 に示す。同図より短柱、正方形断面、長方形断面はともに細長比が小さいほど細長比近似直線の傾きが大きいことがわかる。細長比が大きくなると、板としての局部座屈が生じる前に低い荷重で柱としての全体座屈が生じ、幅厚比の影響を受けにくくなるためである。

Fig. 14 に示す応力-幅厚比関係の実験値に対する細長比近似直線の傾き、すなわち幅厚比影響度を細長比に対して図示すると Fig. 15 を得る。この図より、部材の局部座屈限界細長比が 80 以上では幅厚比の影響を受けないが、これより細長比の小さい部材では幅厚比の影響を受けやすいことがわかる。

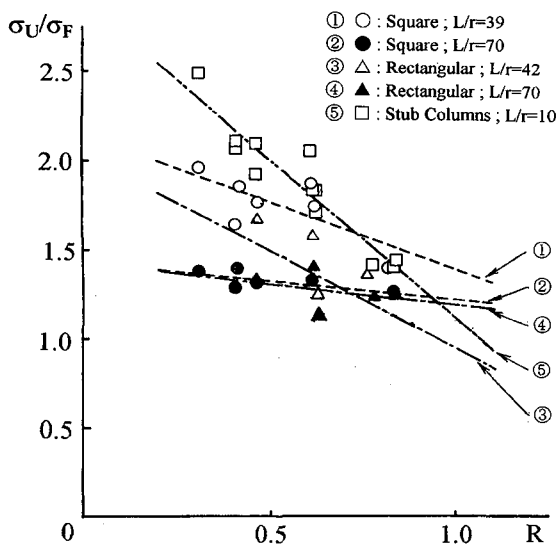


Fig. 14 Relation between Column Buckling Strength and Width-Thickness Ratio

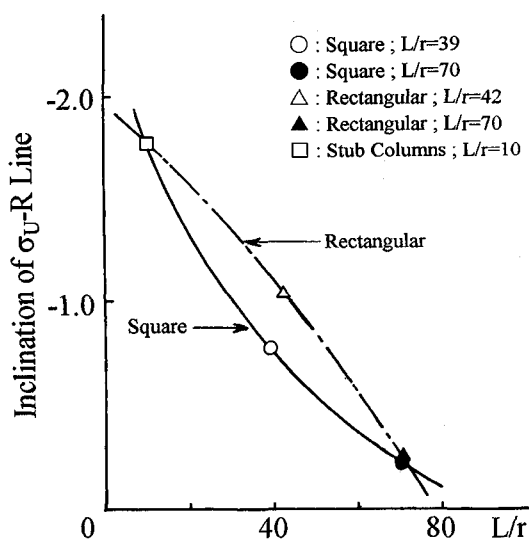


Fig. 15 Relation between Inclination of σ -R Line and L/r

(c) 中心軸座屈強度の無次元化の方法

本実験結果に対して基準耐力曲線を定めるにあたり、以下の3つの無次元化の方法が考えられる。

①従来通り公称値 ($\sigma_F = 2400 \text{ kgf/cm}^2$) を用いて実験値を無次元化する (Fig. 11 参照)。この方法では、従来の鋼部材と同様の手順で設計を行うことができるが、角形鋼管部材の素材の高強度特性を生かすことができない。

②従来通りの基準耐力曲線を用いるが、鋼管部材に対して特別に定めた降伏応力 ($\sigma_F = 2400 \text{ kgf/cm}^2$ の約1.3倍、 $\sigma_F^* = 3150 \text{ kgf/cm}^2$) を用いて無次元化する (Fig. 13 参照)。ちなみに日本建築学会⁹⁾では、 σ_F の1.2倍の値を用いている。これは、簡単である反面、局部座屈、強度のばらつきをカバーできず、なお過度に安全な見積を行う部材も存在する。

③局部座屈を生ずる部材の圧縮強度を無次元化する方法

として短柱圧縮強度を用いることがある (Q-Factor 法)。Table 3 の σ_{US} を用いた結果を Fig. 16 に示す。角形鋼管の素材引張試験の応力-ひずみ関係には SS 鋼材のような塑性流動域 (踊り場) が現れず、比例限の後にひずみ硬化域に入るため、特に幅厚比が小さい部材の短柱最大圧縮強度は一般鋼材の降伏点以上の値を与える恐れがあり、同図でも見かけの無次元化強度が低下しているものがある。よって、無条件に Q-Factor 法を適用して短柱強度を無次元化の基準に用いることは適切ではない。この場合、例えば応力が 0.2% Offset 値を超える値を用いない等の処置が必要となると考えられる。

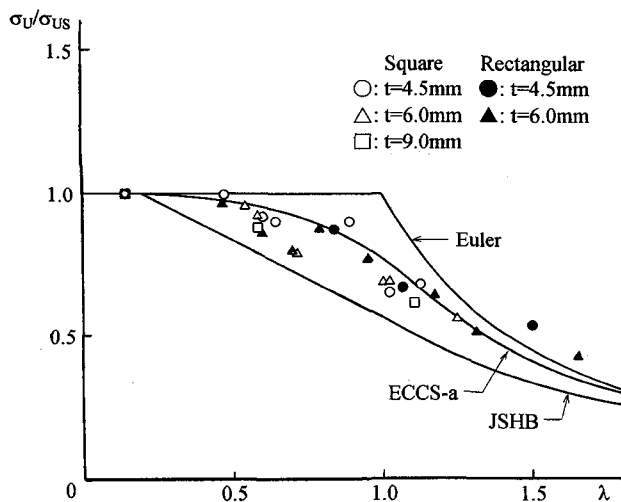


Fig. 16 Maximum Buckling Stress Nondimensionalized by Compression Yield Stress (σ_{US})

4. まとめ

本報告は、耐久性、美観に優れ、力学的に高性能な強度特性を持つと考えられる角形鋼管柱の中心軸圧縮強度を中心に、関連する諸特性を実験的に明らかにしたものである。研究により得られた結論は以下のようにまとめられる。

(1) 素材引張降伏応力の平均値は、SS400 鋼材の公称降伏応力 $\sigma_F = 2400 \text{ kgf/cm}^2$ の約 1.8 倍と非常に大きな値であった。

(2) 残留ひずみは、部材周方向にほぼ一定の分布幅となり、極めて大きな板曲げ残留ひずみが存在した。全試験体における平均値は、軸方向、周方向でそれぞれ $\epsilon_{H1} = 1120 \mu$ 、 $\epsilon_{H2} = 370 \mu$ であった。

(3) 柱長に対する初期たわみ量は $L/2500 \sim L/15000$ であり、示方書¹⁰⁾の最大許容値 $L/1000$ と比較すると十分小さい値を示した。また、初期たわみのフーリエ級数展開によって得られた係数は、第1項 (sin 半波) が約 7 割を占めていた。

(4) 曲げ残留ひずみと幅厚比との関係では、幅厚比が大

きく薄肉断面になると、軸方向残留ひずみは小さくなり、周方向残留ひずみは大きくなる傾向を示した。

(5) 様々な断面形寸法、幅圧比をもつ部材を用いた短柱圧縮実験では、部材の幅厚比 $R=0.9$ 以上で局部座屈を生じた。実験値の最大応力と幅厚比の関係より直線近似式

(4) を求めた。

(6) 短柱の降伏応力 $\sigma_{0.2S}$ の平均値は、引張降伏応力の平均値 $\sigma_{0.2T}$ より約 7% 高い値を示し、個々の降伏応力のばらつきは引張降伏応力の約 2 倍であった。

(7) 一般に細長比の大きい部材では、初期たわみが大きくなれば中心軸座屈強度が低下すると考えられるが、その傾向は見られなかった。

(8) 種々の断面寸法を持つ部材の中心軸圧縮実験を行ったところ、座屈強度は公称降伏応力よりかなり大きく、また大きなばらつきを生じた。この特徴ある強度特性を設計式に反映させる方法として、公称降伏応力 σ_F の 1.3 倍である $\sigma_F^* = 3150 \text{ kgf/cm}^2$ を母材強度とみなして中心軸座屈強度を無次元化する方法を用いることを提案した。

謝辞

本実験に使用した実験供試体は川崎製鉄㈱のご好意により提供を受けたものである。また同社三好弘高氏には供試体およびその製造に関していろいろな御教示を頂いた。ここに感謝の意を表する次第である。

参考文献

1) 加藤 勉、青木博文：電気抵抗溶接管のひずみ履歴と残留応力；日本建築学会論文報告集第 230 号 / 昭和 50 年 4 月。

2) 青木徹彦、福本嘯士：小口径電縫鋼管の統計的材料強度特性と残留応力の分布評価；土木学会論文報告集第 314 号 / 1981 年 10 月。

3) 青木徹彦、福本嘯士：小口径電縫鋼管の中心軸圧縮強度分布；土木学会論文報告集第 337 号 / 1983 年 9 月。

4) 福本嘯士、伊藤義人：座屈実験データベースによる鋼柱の基準強度に関する実証的研究；土木学会論文報告集第 335 号 / 1983 年 7 月。

5) 日本建築学会：鋼管構造設計施工指針・同解説；丸善。

6) 加藤 勉、西山 功：冷間成形角形鋼管の局部座屈強さおよび変形能力；日本建築学会論文報告集第 294 号 / 昭和 55 年 8 月。

7) 加藤 勉、青木博文、黒澤隆志：冷間成形角形鋼管の塑性ひずみ履歴と残留応力；日本建築学会構造系論文報告集第 385 号 / 昭和 63 年 3 月。

8) B.Kato : Cold-formed Welded Steel Tubular Members, Axially Compressed Structures, edited by R.Narayanan, Applied Science Publishers, 1982.

9) 土木学会鋼構造委員会：座屈設計ガイドライン。

10) 社団法人 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編、II 鋼橋編 / 平成 2 年 2 月。

(1994 年 9 月 14 日受付)