

径厚比の小さい高強度円形鋼管の短柱圧縮挙動

STUB COLUMN TEST OF HIGH-STRENGTH CHS STEEL COLUMN WITH SMALL DIAMETER-TO-THICKNESS RATIO

上場輝康*
Teruyasu KAMBA

To obtain some fundamental informations about elastic-plastic behaviour of CHS steel columns with small diameter-to-thickness ratio, stub columns of high strength CHS steel columns with parameters of diameter to thickness ratio and yield ratio of material were tested and analyzed numerically. Evaluations of the tests and the FEM analyses showed as follows: (1) members of $D/t < 20$ have some excellent characteristics compared with others ($D/t \geq 20$). It is due to the larger actual stress than the nominal tensile one at the maximum strength and the increase in the cross sectional area after the yield strength, (2) the compressive strength of high strength materials can be estimated considering the parameters of the diameter to thickness ratio and the yield ratio of the CHS columns.

Keywords : CHS column, stub column, compressive strength, deformation capacity, diameter-to-thickness ratio, yield ratio

円形鋼管柱, 短柱圧縮, 圧縮強度, 変形能力, 径厚比, 降伏比

1. はじめに

近年, 超々高層あるいは海洋建築物等, 在来スケールを遙かに超える巨大規模の鋼構造物の計画が検討されつつある. そのような構造物では, 極厚 (径厚比 $D/t=10$ 前後) で高強度 (590~780 N/mm²級) の円形鋼管が利用される可能性が高く, 一部では実際に使用されている. しかしこの種の鋼管を実用に供するに当たっての一般化された耐力・変形能に関する資料は少ない.

薄肉円形鋼管の耐力については種々の実験的, 解析的研究がなされてきている. 近年では, 加藤等^{1),2)}は継目無し, 遠心铸造および冷間成形円形鋼管部材 ($D/t=19\sim 106$) の圧縮強度と曲げ強度, およびその変形能力についての実験結果から, 変形理論による理論解に対応させて耐力・変形能力についての実験式を誘導し, 局部座屈するまでの応力指標 ($S_c=S_{uc}/S_{yc}$), 耐力時の歪みが妥当な精度で推定できることを報告している.

鈴木³⁾は, 高張力鋼板を用いた板巻鋼管 (790 N/mm²級), 冷間成形円形鋼管およびそれを熱焼鈍したもの ($D/t=27\sim 72$) を用いた短柱圧縮実験を行い, その塑性局部座屈耐力, 変形能力が文献1)の実験式により推定できること, 弾塑性大変形解析からその挙動が良く追跡できることを報告している.

都井等^{4),5)}は, 降伏比の低い高温配管用炭素鋼鋼管 ($s_y/s_u = 0.56$) および棒鋼から切削加工した鋼管 ($s_y/s_u = 0.62$) を用いた径厚比が10から360に変化する短柱圧縮実験結果から, 既存の塑性座屈荷重

理論解およびFEM弾塑性解析結果が実験値と良く対応することを報告している.

越智等⁶⁾は, 公表されている実験資料から冷間成形鋼管の応力-歪み関係をモデル化し, 確率・統計論に基づいた部材耐力あるいは変形能力の評価を行っている.

しかし, 鈴木の研究を除いていずれも素材は370~490 N/mm²級で, 都井等の一部の供試体を除いて径厚比が20以上のものである. 本研究は, 径厚比の小さい高強度円形鋼管柱の性能を実験的・解析的に調査し, 実用に供しうる基礎資料を得ようとするものである. ここでは, 590 N/mm²の円形鋼管の短柱圧縮実験の結果と弾塑性有限要素法による数値解析を含めた検討結果を報告する. さらに, 高強度鋼では大きな影響因子となる降伏比と径厚比をパラメータとしてFEM数値解析により紙上実験を行い, それら因子が短柱圧縮挙動に与える影響を検討した結果についても合わせて報告する.

2. 実験

供試体は内外面とも切削加工により所定の寸法にした遠心铸造鋼管で, そのパラメータは径厚比 ($D/t=13, 17, 25, 33$ の4種類) と降伏比の違い ($D/t=13$ のみ) で, それぞれ3体の計15体である. 以下の機械的性質は3体の実験結果の平均値を示す.

供試体 (鋼管長さ: $L=3D$) の実測寸法と素材の引張試験 (JIS Z 2201-14A号試験片) から得た機械的性質 (s_y ; 降伏公称応力度,

本論文の一部は, 文献9), 10) で発表している.

* 神戸大学工学部建設学科 助教授・工博

Assoc. Prof., Dept. of Architectural and Civil Engineering, Kobe University, Dr. Eng.

s_u ; 最大公称応力度)をTable 1に示す。降伏点は明瞭に観察されている。実験は油圧式圧縮試験機(容量4.9MNと9.8MN)で供試体上下端に準静的に圧縮力を加えることにより行った。

2.1 実験結果

供試体は材端近傍で局部座屈が起り、座屈波形はいわゆる提灯形の軸対称モードになっている。Table 1に圧縮実験より得た降伏公称応力度(s_{yc}), 最大公称応力度(s_{uc}), 応力指標(S_c), および歪みの実験結果を示す。Figure 1に縦軸に公称応力, 横軸に公称歪みの無次元量をとった応力(s/s_y) - 歪み(e/e_y) 関係を示す。図中に○で示すCS-13Hは降伏比 Y が0.87と他の鋼管の降伏比の値($Y=0.73 \sim 0.81$)に比べて高いものである。

2.2 考察

周知のように、径厚比がある程度小さい短柱圧縮実験では素材が降伏後、塑性歪みの進展とともに断面が増加して最終的に局部座屈により荷重が低下する。一方引張試験では、径厚比に関わらず降伏後の塑性歪みの進展とともに断面が減少し、最終的に破断する。ここでは、圧縮および引張実験での測定が容易な素材断面の減少を考慮しない公称応力と公称歪みで両者の結果を単純比較する。

短柱実験の s_{yc} および s_{uc} と素材の引張試験結果の s_y および s_u の比はそれぞれ0.90 ~ 1.09と0.89 ~ 1.13である。径厚比が小さい供試体では ($D/t \leq 17$), 圧縮の最大公称応力度 s_{uc} は素材の引張強度 s_u を上回り、CS-13では s_u の13%増になる (Table 1参照)。

s_{uc}/s_u と D/t の関係をFig. 2に示す。図中の○は後述の数値解析結果を示す。図から明らかなように、実験から得た s_{uc}/s_u は径厚比が小さくなるにつれて大きくなり、径厚比が22より小さくなると圧縮実験の最大応力度は引張実験のそれを上回る。

Table 1に示すように変形能力 e_{uc}/e_{yc} ($e_{yc}=s_{yc}/E$; E =ヤング係数)は、CS-13では $e_{uc}/e_{yc} = 36.0$, CS-33では $e_{uc}/e_{yc} = 6.6$ で、 D/t が13から33と大きくなると、変形能力はほぼ1/5となる。

径厚比が小さい場合($D/t=13$), 降伏比の変化が応力指標(s_{uc}/s_{yc})に与える影響は余りない (CS-13H ($Y=0.87$); $s_{uc}/s_{yc}=1.36$, CS-13 ($Y=0.79$); $s_{yc}/s_{uc}=1.42$)。変形能力は降伏比が高くなると、20%低下するが (CS-13H ($Y=0.87$); $e_{uc}/e_{yc}=36.0$, CS-13($Y=0.79$); $e_{uc}/e_{yc}=29.2$), それでも $D/t=17$ のものに比べて1.6倍ある。

3. FEM数値解析

3.1 数値解析方法

数値解析は汎用有限要素プログラムABAQUS/Standard/Ver.5.5^{7),8)}を用いる。塑性モデルは Von Misesの降伏曲面を連合塑性流れ則とともに用いたものである。硬化則は単調荷重であることから等方硬化とし、非線形の釣り合い方程式を解くにはNewton法を用いている。ここで取扱う応力はCauchy応力、すなわち真応力である。幾何

学的非線形解析では応力の場合の真応力と異なり、真歪みというものは存在しない。本解析の有限歪みが考慮されている要素のデフォルトの出力歪みは、下式に示すような歪み速度を物質内で数値積分して求めた「積分された全歪み」である。

$$\epsilon^{n+1} = \Delta R \cdot \epsilon^n \cdot \Delta R^T + \Delta \epsilon \tag{1}$$

ここで、 ϵ^{n+1} と ϵ^n は時刻歴 $n+1$ と n における全歪み、 ΔR は増分回転テンソル、 $\Delta \epsilon$ は変形速度を時間増分にわたって積分して得られる時刻歴 n から $n+1$ の全歪み増分である。もし、変形の主軸が物質の軸に固定されている場合は、この歪みは対数歪みと同じものとなる。塑性歪みも同じ積分法で求められているため、弾性歪みが小さい場合、全歪みと塑性歪みが同等の大きさとなる。ここで取扱う材料である鋼は、弾性係数に比べて1/1000程度の低い応力レベルで大きな非弾性歪みを示して降伏する。従って、ここでは解析要素の歪みを比較する場合には対数歪みを用いるのが適切であると考えられる。但し、全体的な挙動を比較する場合には、公称歪みを用いている。供試体の形状から軸対称問題として取扱い、解析モデルの素材の応力-歪み関係、要素分割、境界条件は以下に示すとおりである：

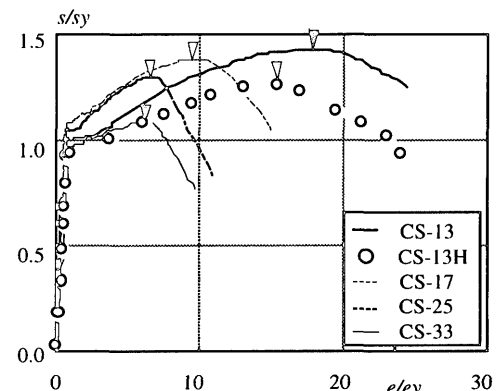


Figure 1 Relationships between s/s_y and e/e_y

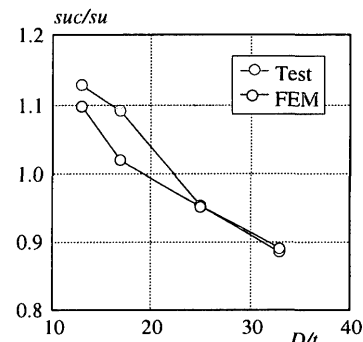


Figure 2 Relationships between s_{uc}/s_u and D/t

Table 1 Specimens and test results

Specimen	D (mm)	t (mm)	D/t	s_y (N/mm ²)	s_u (N/mm ²)	s_y/s_u	s_{yc} (N/mm ²)	s_{uc} (N/mm ²)	s_{uc}/s_{yc}	s_{yc}/s_y	s_{uc}/s_u	$S_c(6)$	$S_c/S_c(6)$	e_{uc} (%)	e_{uc}/e_{yc}
CS-13	199	16.2	13	477	603	0.79	478	680	1.42	1.00	1.13	1.45	0.98	8.19	35.3
CS-13H	199	15.9	13	554	639	0.87	501	683	1.36	0.90	1.07	1.34	1.01	6.96	28.6
CS-17	199	12.1	17	511	646	0.79	557	703	1.26	1.09	1.09	1.36	0.93	4.92	18.2
CS-25	199	8.2	25	475	652	0.73	503	622	1.24	1.06	0.95	1.33	0.93	3.17	13.0
CS-33	199	6.1	33	561	692	0.81	557	613	1.10	0.99	0.89	1.16	0.99	1.75	6.8

s_y, s_u : Yield and Tensile strength obtained from tensile coupon test (JIS Z 2201 14A)
 $S_c(6)$ = calculated value by eqn. (6)

1) 材料は等方性の弾塑性体とし、ヤング係数とポアソン比はそれぞれ 205.9 kN/mm² と 0.3 とした。本解析での硬化挙動を定義する応力と歪みはそれぞれ真応力 σ と塑性歪み (対数歪み) ϵ_p であるので、最も容易に得ることができる素材の引張試験の公称応力-公称歪み関係を用いて下式による変換を行い、 σu まで基本的に7直線で近似する。ただし、 σu を超える直線の剛性はヤング係数の 1/10000 とする。

$$\sigma = s(1+e) \tag{2}$$

$$\epsilon_p = \ln(1+e) - \sigma/E \tag{3}$$

2) 要素は Fig. 3 のモデル図に示すような軸対称固体要素(CAX4)を用い、管軸方向には50分割とし、管厚方向には4分割する。

3) 材端部分の境界条件は摩擦係数 $\mu=0.2$ とし、滑線要素を用いる (μ の値を 0.0 から 0.8 に変化させても解析結果に大きな差はないことが確かめられており、ここでは摩擦は比較的小さいと考えてこの値を用いた)。

3.2 数値解析結果

数値解析結果と実験値を比較した結果を Table 2 に、変形時の概形を Fig. 3 に示す。公称応力 (s)-公称歪み (e) 関係の代表例を Fig. 4 に示す。最大荷重後の圧縮変形は、鋼管壁が直線的な部分の圧縮変形と局部座屈の進行とによるものであるから、公称歪みは供試体全長 ($L=3D$) に対する圧縮変形を求めて算定している。すなわち、実験では局部座屈は供試体の一端のみに発生したことから、局部座屈発生側では数値解析から得た圧縮変形を用い、局部座屈が発生しない鋼管壁が直線的な側では、鋼管が面外変形していない供試体中央部の要素の公称歪み (数値解析から得られる) に 1.5D を乗じたものを用いている。 $FEMs_{uc}/s_u$ と径厚比の関係を図.2 中に○印でプロットしている。

これらの結果から以下のことが指摘できる。

1) 実験とFEM数値解析結果を比較すると、 $s_{uc}/FEMs_{uc}$ は 0.97~1.06 の範囲で、 $e_{uc}/FEMe_{uc}$ は 0.95~1.18 の範囲にあり、数値解析結果は実験結果と良く対応している。

2) $FEMs_{uc}/s_u$ 比は実験結果に比べ若干小さいが、径厚比との関係はほぼ対応している。解析結果 ($D/t=13$) でも圧縮最大応力度 ($FEMs_{uc}$) は引張強度 (s_u) を 1 割程度超える。

以上のことから、ここで行ったFEM数値解析により圧縮を受ける短柱の弾塑性挙動をほぼ追跡できると言える。

3.3 数値解析結果についての考察

供試体CS-13の数値解析から得た鋼管要素内の真応力-対数歪み関係を Figure 5 に示す。図中、elm-47とelm-50は局部座屈点の最内縁と最外縁の要素を、elm-Cは短柱中央部の4つの要素の平均値をそれぞれ示している (Figure 3 参照)。また、比較のため素材の公称応力-公称歪み関係 (図中にnominalで表示) と真応力-対数歪み関係 (図中にtrueで表示) も合わせて示している。最内縁 (elm-47) と最

外縁 (elm-50) の要素の挙動は鋼管素材の歪み硬化開始点近傍から異なり、最内縁要素では圧縮真応力が素材の真応力-対数歪み関係を若干上回る結果となる。これは、局部座屈発生部では大きな円周方向真応力 σ_ϕ が発生して多軸応力状態となっているため、因みに、最内縁要素elm-47では、 $FEMs_{uc}$ 時の軸方向真応力は $47\sigma_z = 751 \text{ N/mm}^2$ 、円周方向応力は圧縮で $47\sigma_\phi = 130 \text{ N/mm}^2$ となっている。一方、最外縁要素elm-50では面外変形による曲げ引張応力のため圧縮応力は大きくは増加しないにも関わらず、対数歪みのみ増加する。これは、引張の円周方向応力 (符号をマイナスで表記) のため、 $s = 583 \text{ N/mm}^2$ ($50\sigma_z = 494 \text{ N/mm}^2$, $50\sigma_\phi = -117 \text{ N/mm}^2$) で軸方向圧縮

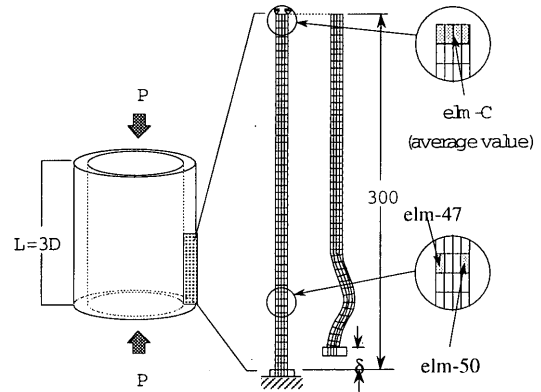


Figure 3 FEM model and deformed shape

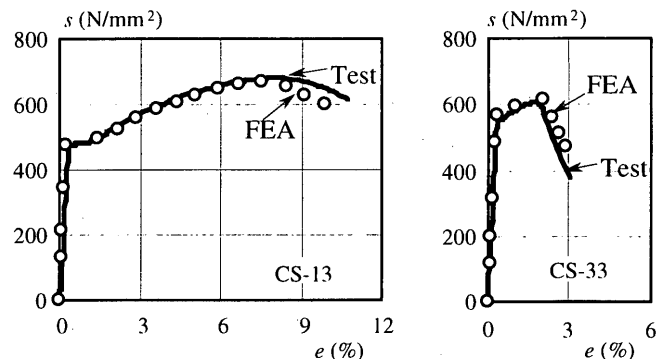


Figure 4 Stress-strain curves

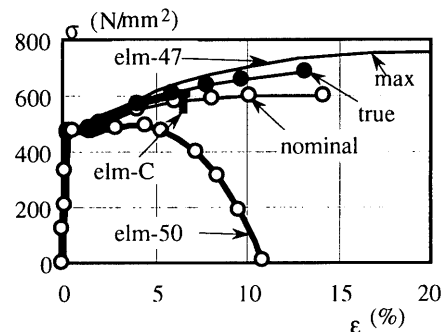


Figure 5 True stress vs. log-strain relationships of elements (CS-13)

Table 2 FEM numerical results

Specimen	$FEMs_{uc}$ (N/mm ²)		$\frac{s_{uc}}{FEMs_{uc}}$		$\frac{FEMe_{uc}}{s_u}$		$\frac{FEM\sigma_{uc}}{s_u}$ (N/mm ²)			$\frac{A_{max}}{A^*}$	$\frac{A^*}{A^*}$	$\frac{A_{max}}{A^*}$	
	s_u	e_{uc}	s_u	e_{uc}	s_u	σ_u	$FEM\sigma_{uc}$						
CS-13	477	666	1.02	1.10	6.94	1.18	603	672	623	1.03	1.07	1.09	0.98
CS-13H	554	706	0.97	1.09	7.33	0.95	639	712	662	1.04	1.07	1.07	1.00
CS-17	512	661	1.06	1.02	4.66	1.06	646	726	632	0.98	1.04	1.05	0.99
CS-25	483	616	1.01	0.95	3.28	0.97	652	715	589	0.90	1.02	1.03	0.99
CS-33	565	617	0.99	0.89	1.75	1.00	692	768	608	0.88	1.01	1.02	0.99

真応力が低下し始め、 $FEM\sigma_{uc}$ 時には円周方向引張真応力 $s_0\sigma_\phi = -438 \text{ N/mm}^2$ は圧縮真応力 $s_0\sigma_z = 311 \text{ N/mm}^2$ より大きくなっている。以後も圧縮真応力は低下し、最終的には局部座屈部の最外縁要素の軸方向真応力は引張応力となる。

短柱中央部の要素elm-Cの真応力 ($c\sigma_z$) -対数歪み ($c\epsilon$) 関係は素材とはほぼ同じで、 $FEM\sigma_{uc}$ 時には対数歪みは $c\epsilon=6.7\%$ まで進み、軸方向真応力は $c\sigma_z = 623 \text{ N/mm}^2$ で素材の $s_u = 603 \text{ N/mm}^2$ を3.5%上回る。

同供試体の $FEM\sigma_{uc}$ 時における数値解析から得た鋼管内の軸方向 (σ_z)、板厚方向 (σ_r) および円周方向 (σ_ϕ) の鋼管板厚断面の平均応力度 (4要素の平均値) と面外変位をFigure 6 に示す。 $h=0 \text{ mm}$ の材端部では σ_ϕ は σ_z の2/3程度まで上昇し、接触による管端拘束のため多軸応力状態になっている。面外変形の最大値は6.6mmで板厚16mmの40%程度である。

$FEM\sigma_{uc}$ 時のelm-Cの真応力度 $FEM\sigma_{uc}$ をTable 2中に示す。径厚比が小さい $D/t=13$ では $FEM\sigma_{uc}/s_u=1.03$ で、数値解析における真応力度 $FEM\sigma_{uc}$ は s_u を上回る。

縦軸に s/s_{yc} 、横軸に鋼管断面の増加率 A/A_0 (A_0 : 負荷前の断面積)をとったものをFig. 7に示す。応力度が降伏応力度を上回り、断面が塑性化するとともに鋼管の断面積は増加し始める。数値解析から得られた最大荷重時の面積比 A_{max}/A_0 をTable 2に示す。 A_{max}/A_0

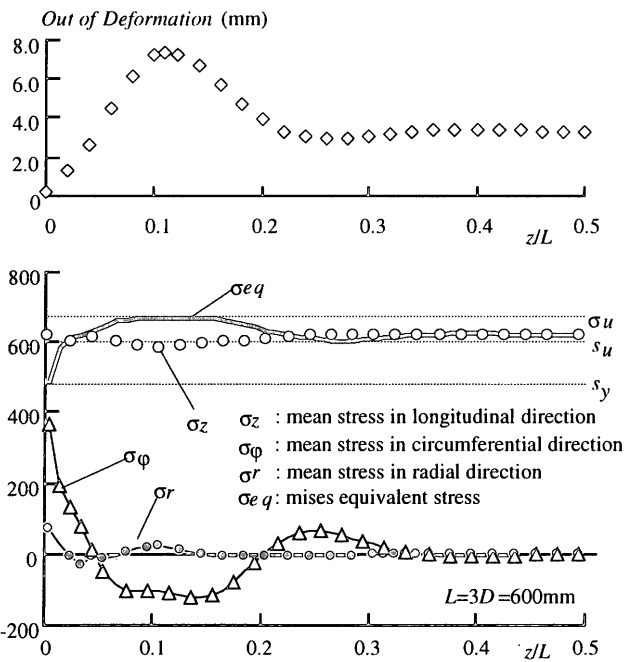


Figure 6 Mean stress and out of plane deformation (CS-13)

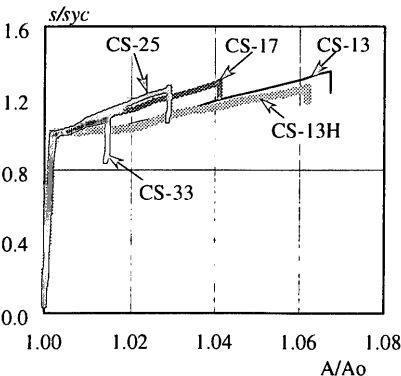


Figure 7 Relationships between the s/s_{yc} ratio and the A/A_0 ratio

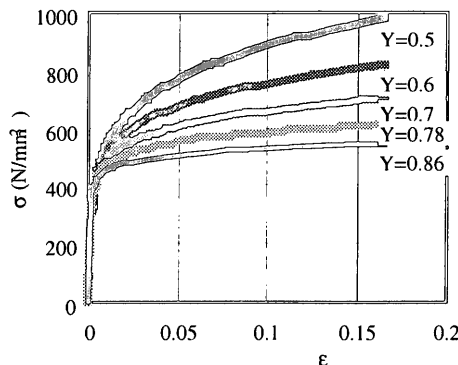


Figure 8(a) True stress-log strain model curves of FEM

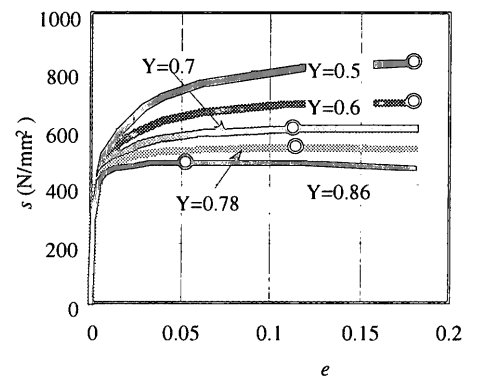


Figure 8(b) Nominal stress-nominal strain model curves of FEM

は変形能が大きい径厚比が小なものほど当然大きく、径厚比が最小の $D/t=13$ では A_{max} は A_0 の1.07倍程度まで面積が増加する。さらに、文献5)から引用した $D/t=10.8$ の供試体について数値解析を行った結果では、最大荷重時で A_0 の1.15倍程度まで面積が増加することがわかっている。

短柱圧縮実験から得た応力-歪み関係を用いて、塑性域における体積保存則 (ポアソン比=0.5) をもとに計算した断面積を A^* とし、 A_0 に対する比をTable 2中の A^*/A_0 の欄に示す。 A_{max}/A^* の比は0.98~1.0で両者は一致している。

以上のことから、径厚比が小さい場合 ($D/t=13$)、鋼管の真応力度が最大公称応力度を上回ること ($FEM\sigma_{uc}/s_u=1.04$) と断面積の増加 ($A_{max}/A_0=1.07$) により、円形鋼管の圧縮強度は素材の引張試験から得られた公称応力を上回ることになる。

4. 径厚比と降伏比の影響

前述のようにFEM数値解析が実験結果を精度よく追跡することが分かった。ここでは、降伏比の影響を定量的に調べるため、数値解析により行った鋼管の径厚比と降伏比をパラメータとした短柱圧縮の紙上実験結果について述べる。

文献6)には、一般に降伏棚が表れない冷間成形鋼管の応力-歪み関係の近似として次のRamberg-Osgood型の実験式が示されている (降伏棚の影響についてはAppendixを参照)。下式は素材の降伏応力度と降伏比を与えると硬化指数が決定され、素材の真応力-対数歪み関係を精度よく追跡できることが報告されている。

$$\epsilon = (\sigma/E) + 0.002 \cdot (\sigma/\sigma_y)^m \quad (4)$$

ここで、 ϵ , σ , E と m はそれぞれ対数歪み、真応力、ヤング係数そして硬化指数を表す。

紙上実験の供試体は、圧縮実験と同じ寸法をもつ鋼管 ($D=200 \text{ mm}$, $L=600 \text{ mm}$) で、鋼管径厚比; 5種類 ($D/t=10, 20, 30, 40$ として 50) と降伏比; 5種類 ($Y=0.5, 0.6, 0.7, 0.8$ として 0.9) をパラメータとした 25 体である。要素の分割は前述のものと同じである。

数値解析で用いた(4)式による真応力-対数歪み関係をFig. 8 (a)に示す。ここでは、降伏応力度 $s_y=415 \text{ N/mm}^2$ (公称強度の7割に対応) と一様伸びの限界値 ($e_u=0.18$) を一定と仮定した。硬化指数 m は、 $Y=0.5\sim 0.9$ と大きくなるにつれて、 $m=5.1, 6.5, 8.4, 11.3$, そして16.2となる。なお、降伏比 Y が0.7以上のものは、仮定した一様伸びの限界値 ($e_u=0.18$) に達する前に公称応力が低下し始める。したがっ

て、実際の降伏比 Y は 0.8 が 0.78 に、 0.9 が 0.86 と小さくなる。公称応力-公称歪み関係を Fig. 8 (b) に示す。図中の \circ は一様伸びの限界値を示す、

数値解析結果を Table 3 に、最大公称応力度と一様伸びの限界値を同表中の最左欄に示す。代表的な応力-歪み関係 ($D/t=10$ と 50) を Fig. 9 に示す。 $D/t=10$ では、降伏比にかかわらず、最大応力度 s_{uc} は s_u を 18% 上回っている ($s_{uc}/s_u = 1.18$)。

前項で、 $D/t=13$ では数値解析における鋼管中央部の真応力度 $FEM\sigma_{uc}$ は s_u を上回ることを述べた。 $D/t=10$ の供試体についても同様で、その結果を Table-4 に示す。降伏比が 0.86 のものを除いて、 6 ないし 7% $FEM\sigma_{uc}$ が s_u を上回っている。式(1)の関係から、歪みが大きくなるほど真応力は公称応力に比べて大となる。ここで、仮定した真応力-対数歪み関係(3)式から鋼管中央部の真応力 $FEM\sigma$ が最大公称応力 s_u に達するときの対数歪み e^* と公称歪み e^* を Table 4 に示す。 $D/t=10$ で Y が 0.78 以下のものでは、 $FEM\epsilon_{uc}$ は e^* を上回っていることから、以後の歪みの進展とともに真応力は s_u を上回ることになる。

径厚比と $FEMs_{uc}/s_u$ の関係を Fig. 10 に示す。径厚比が大きくなると $FEMs_{uc}/s_u$ の比は当然小さくなるが、降伏比の大小によりその低下率は異なる。降伏比が小さいものほど低下率は大きくなり、 $D/t=15$ 前後でカーブがクロスする。従って、 $D/t \geq 20$ では降伏比が小さいものほど、同じ径厚比では $FEMs_{uc}/s_u$ の比は小さくなる。一方、 $D/t < 20$ では降伏比が小さいものほど変形能が大きくなるため、同じ径厚比では $FEMs_{uc}/s_u$ の比は大となる。実験結果を Fig. 10 中に示しているが、 $Y=0.6$ と 0.7 の間に分布しており、実験値 ($Y=0.73 \sim 0.81$) より降伏比の小さい方へプロットされるが、径厚比が大きくなると $FEMs_{uc}/s_u$ が小さくなる傾向は解析結果と対応していると言える。

以上の結果から、円形鋼管の圧縮強度を推定するためには降伏比の影響を考慮する必要があることが分かる。

降伏比と強度および変形能との関係を Fig. 11(a) と Fig. 11(b) にそれぞれ示す。図の縦軸はそれぞれ圧縮応力度と圧縮歪みの無次元量、 $FEMs_{uc}/s_y$ と $FEM\epsilon_{uc}/\epsilon_y$ で横軸は降伏比 Y である。同図から、

- $FEMs_{uc}/s_y$ の比は、径厚比が大きくなるほど、また降伏比が大きくなるほど小さくなる。そして、径厚比が小さいものほど降伏比の影響は大きい。
- $FEM\epsilon_{uc}/\epsilon_y$ の比は、応力度と同様に径厚比が大きくなるほど、また降伏比が大きくなるほど小さくなる。特に、 $D/t=10$ の供試体は局部座屈による荷重低下時の歪みが 7% から 12% となっており、他のもの ($D/t=20$) に比べて極めて変形能は大きい。

Table 4 中の δ_{od}/t の欄は、最大応力度時の鋼管壁の面外変形量 δ_{od} を

Table 3 Calculated results of FEM

Y	D/t	$FEMs_{uc}$ (N/mm^2)	$FEMs_{uc}/s_u$	S_c	$S_c(6)$	$S_c/S_c(6)$	$FEM\epsilon_{uc}$ (%)	$FEM\epsilon_{uc}/\epsilon_y$	$(\epsilon_{uc}/\epsilon_y)^{(7)}$	δ_{od}/t
0.5 su=830 eu=0.18	10	980	1.18	2.36	2.14	1.10	10.85	54.6	60.6	0.54
	20	778	0.94	1.87	1.85	1.01	4.75	23.8	25.0	0.54
	30	690	0.83	1.66	1.70	0.98	2.87	14.4	14.8	0.47
	40	635	0.77	1.53	1.60	0.96	2.11	10.6	10.3	0.52
	50	600	0.72	1.45	1.53	0.95	1.59	7.9	7.7	0.43
0.6 su=692 eu=0.18	10	814	1.18	1.96	1.86	1.05	9.83	49.8	49.6	0.54
	20	665	0.96	1.60	1.61	1.00	3.87	19.6	20.4	0.55
	30	606	0.88	1.46	1.48	0.99	2.50	12.6	12.1	0.43
	40	569	0.82	1.37	1.39	0.98	1.82	9.2	8.4	0.47
	50	545	0.79	1.31	1.33	0.99	1.44	7.1	6.3	0.37
0.7 su=596 eu=0.11	10	698	1.18	1.68	1.66	1.01	9.24	47.1	42.1	0.47
	20	589	0.99	1.42	1.44	0.99	3.38	17.1	17.3	0.34
	30	547	0.92	1.32	1.32	1.00	2.18	11.0	10.3	0.33
	40	517	0.87	1.25	1.24	1.00	1.48	7.5	7.1	0.30
	50	501	0.85	1.21	1.19	1.02	1.20	6.1	5.4	0.31
0.78 su=529 eu=0.11	10	611	1.18	1.47	1.52	0.97	8.55	43.7	36.9	0.47
	20	532	1.03	1.28	1.31	0.98	2.96	15.1	15.2	0.33
	30	501	0.97	1.21	1.21	1.00	1.79	9.1	9.0	0.24
	40	481	0.93	1.16	1.14	1.02	1.28	6.5	6.3	0.31
	50	468	0.90	1.13	1.08	1.04	0.98	4.9	4.7	0.23
0.86 su=480 eu=0.05	10	544	1.18	1.31	1.41	0.93	7.37	37.8	33.2	0.39
	20	489	1.06	1.18	1.22	0.97	2.41	12.3	13.7	0.25
	30	461	1.00	1.11	1.12	0.99	1.38	7.0	8.1	0.33
	40	456	0.99	1.10	1.06	1.04	1.10	5.6	5.6	0.21
	50	444	0.96	1.07	1.01	1.06	0.76	3.8	4.2	0.14

Table 4 Calculated results of FEM

Y	s_u	m	ϵ^*	e^*	$FEM\sigma_{uc}$	$FEM\sigma_{uc}/s_u$
0.50	830	5.1	0.0726	0.0753	884	1.06
0.60	692	6.5	0.0589	0.0606	741	1.07
0.70	596	8.4	0.0447	0.0457	639	1.07
0.78	529	11.3	0.0336	0.0342	565	1.07
0.86	480	16.2	0.0235	0.0237	482	1.00

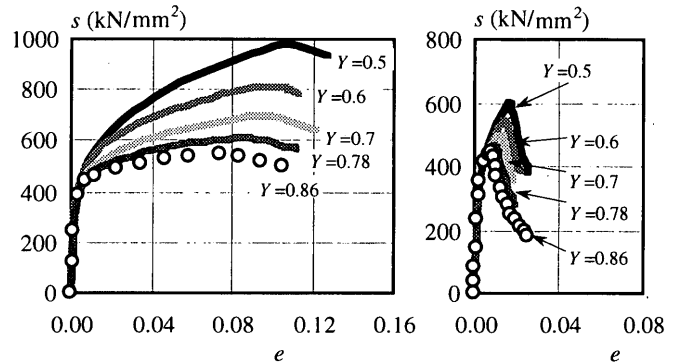


Figure 9 Stress-strain curves ($D/t=10$ and 50)

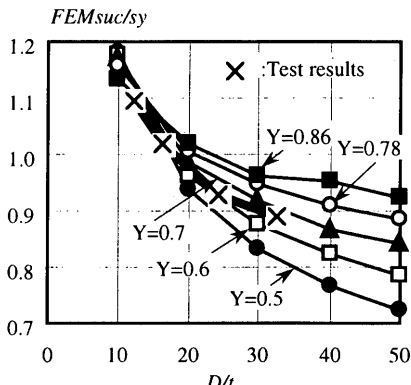


Figure 10 Relationships between $FEMs_{uc}/s_u$ ratio and Y

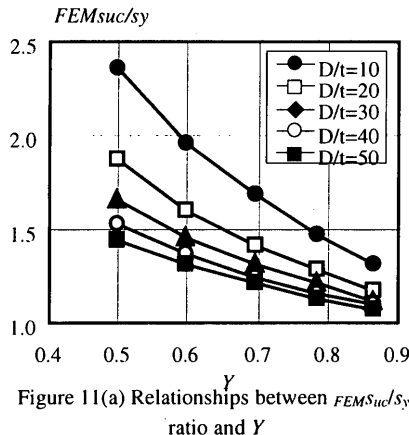


Figure 11(a) Relationships between $FEMs_{uc}/s_y$ ratio and Y

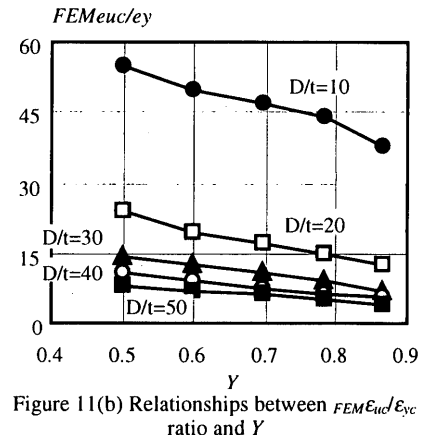


Figure 11(b) Relationships between $FEM\epsilon_{uc}/\epsilon_y$ ratio and Y

鋼管厚 t で除したものを示している。同表から、 δ_{out} は、径厚比、降伏比とも小さいものでは鋼管厚の半分程度、径厚比、降伏比とも大きいものでは鋼管厚の14%であることが分かる。

5. 強度と変形能力の推定式

文献(6)では、以下に示す冷間成形円形鋼管の応力指標(s_{uc}/s_{yc})と変形能力についての推定式が報告されている。

$$S_{c(4)} = s_{uc}/s_{yc} = 1.80 \cdot (D/t)^{-0.16} Y^{0.433} \quad (5)$$

$$(e_{uc}/e_{yc})_{c(5)} = 0.205 \cdot \{(D/t) \cdot (s_{yc}/E)\}^{-1.60} \quad (6)$$

ここでは、前述の数値解析結果を用いて、新たに応力指標についての推定式を求める。以下の検討では、本実験結果から s_{yc} と s_y の差が10%程度であること、参考文献には s_{yc} が明記されていないことから s_{yc} の代わりに s_y を用いる。

供試体数は合わせて25体で、そのパラメータは、径厚比： $10 \leq D/t \leq 50$ 、降伏比： $0.5 \leq Y \leq 0.9$ である。最大圧縮応力度は、数値解析では 480 N/mm^2 から 830 N/mm^2 の範囲にある。

回帰分析の結果、下式が求められた。

$$S_{c(6)} = s_{uc}/s_y = 2.05 \cdot (D/t)^{-0.21} Y^{0.76} \quad (7)$$

25体についての応力指標の数値解析結果 $S_c = s_{uc}/s_y$ と推定値 $S_{c(6)}$ との比は0.93から1.10の範囲にあり、その変動係数は $\text{COV} = 0.038$ である。なお、前述の実験(5体)および製法の異なる材を用いた参考文献(4), (5), (6)から引用した実験結果(40体：実験での最大圧縮応力度は 313 N/mm^2 から 692 N/mm^2 の範囲)を含めて比較すると、数値解析結果 $S_c = s_{uc}/s_y$ と推定値 $S_{c(6)}$ との比は0.84から1.12の範囲にあり、その変動係数は $\text{COV} = 0.055$ である。

(5)式による65体についての応力指標の実験および数値解析結果と推定値 $S_{c(4)}$ との比は、0.93から1.33の範囲で、その変動係数は $\text{COV} = 0.07$ であり、製法の異なる材も含めて求めた(7)式の方が精度の良いものとなっている。実験及び数値解析結果と(7)式および(5)式による推定値との関係をFig.12に示す。図中、大きな◎はFEA結果と(7)式を比較したもの、○は実験結果と(7)式を比較したもの、小円はFEAおよび実験結果と(5)式を比較したものである。同図から、製法の異なるもの(冷間成形鋼管、遠心铸造管等)、普通鋼及び高張力鋼についても、(7)式によりその応力指標を十分な精度で推定できることが分かる。因みに、 $s_{uc}/s_{yc} = 1.0$ になるときの径厚比は、降伏比 $Y = 0.5, 0.6$ では(7)式のパラメータの範囲の $D/t = 100$ を超える $D/t = 375, 194$ で、降伏比 $Y = 0.7, 0.8, 0.9$ では、それぞれ $D/t = 111, 68, 45$ となり、高降伏比 $Y = 0.9$ では、径厚比が45を超えると圧縮強度が降伏強度を下回ることになる。

実験の境界条件、鋼管の初期不整および実験誤差等により、変形と素材の寸法や機械的性質との関係を定量的に正確に把握することは一般に困難である。ここでは、試みに数値解析結果にのみ基づく径厚比と降伏比の影響を考慮した変形能力 e_{uc}/e_y についての推定式を求める。

回帰分析により得られた推定式(8)式を以下に示す。

$$(e_{uc}/e_{yc})_{c(7)} = 0.191 \cdot \{(D/t) \cdot (s_y/E)\}^{-1.28} Y^{-1.10} \quad (8)$$

数値解析結果25体についての変形能力の実験値 e_{uc}/e_y と推定値

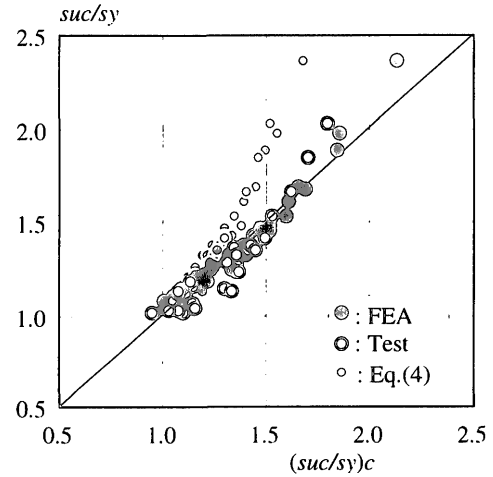


Figure 12 Comparison between s_{uc}/s_y and $(s_{uc}/s_y)_c$

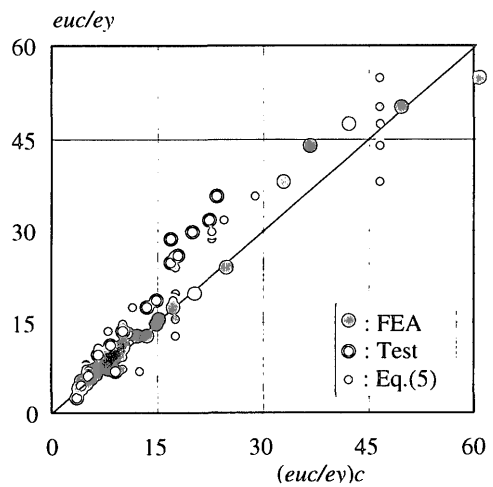


Figure 13 Comparison between e_{uc}/e_y and $(e_{uc}/e_y)_c$

$(e_{uc}/e_y)_c$ との比は0.86から1.18の範囲にあり、その変動係数は $\text{COV} = 0.081$ となっており、応力指標の推定式(6)式に比べて精度は若干悪くなっている。上述の参考文献(4), (5), (6)から得た40体中、変形能力が明記されているもの24体と数値解析結果を合わせた49体についての変形能力と推定値との比は、0.60から1.67の範囲で、その変動係数は $\text{COV} = 0.194$ である。用いた実験結果の資料は素材の降伏比の値が明らかで、 $D/t = 12.3 \sim 105$ 、 $Y = 0.6 \sim 0.93$ 、 $s_{uc}/s_y \geq 1.0$ の範囲に含まれる24体である。なお、(6)式の変動係数は $\text{COV} = 0.26$ で、製法の異なる材も含めて求めた(8)式の方が精度の良いものとなっている。実験及び数値解析結果と(8)式および(6)式による推定値との関係をFig.13に示す。同図から、(8)式が実験で得られた変形能力を安全側で推定していることが分かる。

6. 結論

高強度円形鋼管の短柱圧縮実験の結果ならびに弾塑性FEM数値解析を行った結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) 圧縮強度と引張強度の比 s_{uc}/s_u は径厚比が小さくなるにつれて大きくなり、径厚比が20より小さくなると圧縮強度は引張強度を上回る。
- 2) その理由は、径厚比が小さい場合、鋼管の真応力度が最大公称応力度を上回ることならびに鋼管断面積が増加することによる。

- FEM数値解析結果から、
- 3) FEM数値解析により圧縮を受ける短柱の弾塑性挙動をほぼ追跡できる。
 - 4) 径厚比, 降伏比が大きくなるほど応力指標, 変形能力は小さくなる。
 - 5) 鋼管強度の違いが圧縮強度及び変形能力に与える影響は, 鋼管素材の降伏比を考慮することで評価できる。
 - 6) 本実験結果, FEM数値解析結果, および参考文献の実験結果から, 回帰分析により以下の応力指標と変形能力について以下のような推定式が得られた。

応力指標;

$$S_{c(6)} = s_{uc}/s_{yc} = 2.05 \cdot (D/t)^{-0.21} Y^{0.76} \quad (7)$$

変形能力;

$$(e_{uc}/e_y)_{c(7)} = 0.191 \cdot \{(D/t) \cdot (s_y/E)\}^{-1.28} Y^{1.1} \quad (8)$$

謝辞

本実験に際しては, 大阪大学工学部脇山元教授, 井上助教授, 多田助手に多大のご協力を得ました。特に井上助教授には有益なご助言とご指摘を賜りました。供試体製作に株式会社クボタに多大のご協力を得ました。本論文作成に際しては, 故神戸大学金谷 弘名誉教授に有益な助言を得ました。また神戸大学大学院生清水孝憲, 来田光正君にご協力を得ました。ここに深く感謝致します。

参考文献

- 1) 加藤勉, 秋山宏, 鈴木弘之: 軸圧縮力を受ける鋼管の塑性局部座屈耐力, 日本建築学会構造系論文報告集 No204, pp. 9~17, 1973. 2
- 2) 加藤勉: 閉断面部材の局部座屈と変形能力, 日本建築学会構造系論文報告集 No378, pp. 27~36, 1987. 8
- 3) 鈴木敏郎, 小河利行, 加藤征宏, 栗本照彦: 軸圧縮を受ける高張力鋼管の強度性状に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集No321, pp. 28~37, 1982. 11
- 4) 都井裕, 弓削康平, 小畑和彦: 構造要素の圧壊強度に関する基礎的研究 (その2) 円筒殻の非軸対称圧壊実験と有限要素解析: 日本造船学会論文集 No160, pp. 296~305, 1986. 11
- 5) 都井裕, 井根達比古: 構造要素の圧壊強度に関する基礎的研究 (その5) 軸荷重を受ける円筒鋼管の軸対称圧壊実験と有限要素解析, 日本造船学会論文集 No164, pp. 406~419, 1988. 11
- 6) 越智健之, 黒羽啓明: 冷間成形鋼管部材耐力と変形能の統計的評価, 日本建築学会構造系論文報告集 No391, pp. 59~70, 1988. 6
- 7) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.: ABAQUS/Standard User's Manual, Ver. 5.5
- 8) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.: ABAQUS/Standard Example Problems Manual, Ver. 5.5
- 9) 清水孝憲, 金谷弘, 上場輝康, 脇田孝彦: 高強度円形鋼管の曲げ圧縮実験—その1—実験の概要—, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp. 1303~1304, 1992. 8

- 10) 来田光正, 金谷弘, 上場輝康, 脇田孝彦: 円形鋼管の短柱圧縮挙動—径厚比と降伏比の影響—, 日本建築学会近畿支部研究報告集 No34 構造系, 1994. 6
- 11) 青木博文, 加藤勉, 丁 峰: 高張力鋼板鋼板の機械的性質と応力—歪み関係の数式表示, 日本建築学会構造系論文報告集, 第398号, 1989. 4

Appendix 降伏棚の影響

青木等はMenegotto-Pintoモデルを修正した式を用いて降伏棚をもつ厚板鋼板の応力—歪み関係を定式化している¹¹⁾。文献中に示されている高炉鋼板 (SM490A) の機械的性質の統計的諸量に基づいて求めた降伏棚をもつ公称応力—公称歪み関係を実線で, (3)式から求めたRamberg-Osgood 型のを白丸でそれぞれFigure aに示す。素材の機械的性質の統計量は, 降伏点 s_y が349N/mm², 最大応力度 s_u が518N/mm², ひずみ硬化開始時のひずみ e_{st} が0.018, 最大応力度時のひずみ e_u が0.018である。因みに, Ramberg-Osgood 型の硬化指数 m は7.8である。両者の関係を用いて, $D/t=10, 30, 40$ についてFEM数値解析を行った結果をTable aとFig.bにそれぞれ示す。図および表から, Menegotto-Pinto型とRamberg-Osgood 型のFEM数値解析結果を比べると, 径厚比が小さい場合 ($D/t=10$) は最大応力度の比は1.01, 最大荷重時の歪みの比は1.08で, 降伏棚近傍での挙動に違いがみられるが, 最大応力度近傍では両者の差はほとんどない。一方, 径厚比が大きくなるとMenegotto-Pinto型はRamberg-Osgood 型に比べて最大応力度は低下するが, 最大荷重時の歪みは大きくなる。 $D/t=40$ では, 最大応力度の比は0.87, 最大荷重時の歪みの比は2.21である。なお, $D/t=50$ のものは降伏と同時に多数の座屈波形が発生して強度が低下する。強度と変形能力の推定式と比較すると, Ramberg-Osgood 型では良く一致するのは当然のことである。 $D/t=40$ でMenegotto-Pinto型では強度は13%程度過大評価となり, 変形能力は半分程度の過小評価となることが分かる。以上の検討から, 降伏棚の影響は圧縮強度にはマイナス要因として働き, 変形能力には径厚比が若干大きい場合 ($D/t=30, 40$) にプラス要因として働く。ただし, $D/t=50$ になると, 降伏荷重近傍で座屈波形が多数発生して, 強度が低下するため, 降伏棚の存在は大きなマイナス要因となる。

Table a Calculated results of σ - ϵ curve models

D/t	FEM S_{UC} (MPa)	FEM S_{UC} / s_u	S_c	$S_{c(6)}$	$\frac{S_c}{S_{c(6)}}$	FEM e_{UC} (%)	FEM e_{UC} / e_y	$(\frac{e_{UC}}{e_y})_{c(7)}$	model
10	622	1.20	1.78	1.71	1.05	10.4	61.3	54.5	M
10	616	1.19	1.76	1.71	1.03	9.7	57.0	54.5	R
30	449	0.87	1.29	1.35	0.95	3.7	21.8	13.4	M
30	468	0.90	1.34	1.35	0.99	2.3	13.6	13.4	R
40	389	0.75	1.11	1.28	0.87	3.5	20.5	9.2	M
40	448	0.86	1.28	1.28	1.01	1.6	9.3	9.2	R

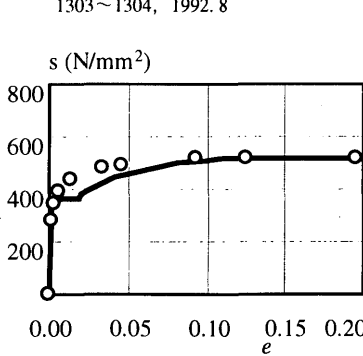


Figure a Stress-strain curves

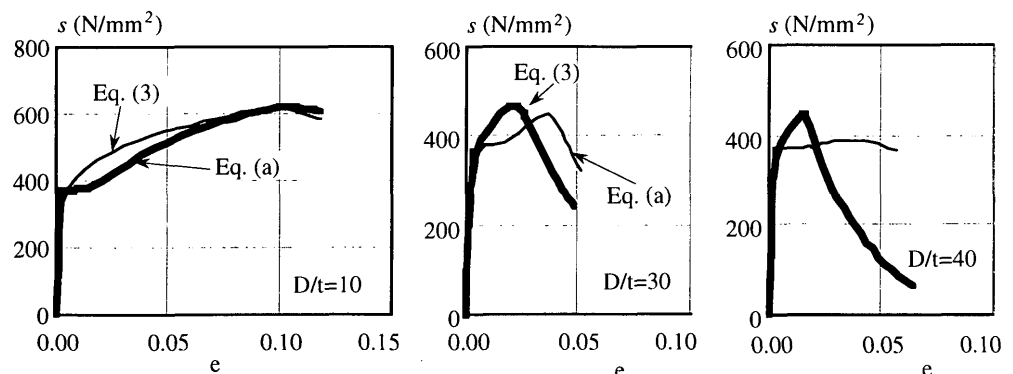


Figure b FEM results of stub column test (CS-13)

(1997年4月10日原稿受理, 1998年1月6日採用決定)