

鋼管短柱の圧縮および曲げ耐荷力実験

FAILURE TESTS OF TUBULAR STEEL STUB-COLUMNS IN COMPRESSION AND IN BENDING

宇佐美勉*・青木徹彦**・加藤正宏***・和田匡央***

By Tsutomu USAMI, Tetsuhiko AOKI, Masahiro KATO and Masao WADA

Because of their excellent characteristics against wind and fluid loading and because of their appearance, steel tubular members are frequently used in a variety of structures including offshore oil drilling platforms, bridge piers and so on. There exist large discrepancies among currently available design recommendations for the design of such members against local buckling. This is mainly due to the wide scatter of experimental data. This paper is to present a series of carefully conducted failure tests on fabricated short cylindrical tubes in compression and in bending. Based on the test results, a design formula is proposed for local buckling strength of cylindrical pipes. Furthermore, a study on the interaction strength between local and overall buckling is also presented

Keywords : tubular member, local buckling, test, compression, bending, design

1. 結 言

鋼管部材はその優れた流体力学特性および美観などの点から、橋脚、海洋構造物等に広く使用されている。鋼管部材は、力学的には円筒シェルであるが、その座屈耐荷力特性はきわめて複雑であり、設計式はいくつか提言されているが、いずれも経験的要素が強く、座屈耐荷力特性に及ぼす初期変形や残留応力の影響は、必ずしも明らかにされていない^{1),2)}。土木構造物に使われる鋼管部材は一般に、局部座屈（短い円筒シェルとしての座屈）と全体座屈（長柱としてのオイラー座屈）が連成して生ずるような領域にある。このことは、実構造物の鋼管圧縮部材の挙動をより複雑なものにしている。

著者らは、これまでに、箱形断面圧縮部材および骨組の連成座屈強度に関する一連の研究を行い、設計基準式の提案を行ってきた^{3),4)}。本研究は、対象を箱形断面から鋼管に変え、鋼管部材の連成座屈強度に関する研究の一環として行われたものであり、短柱の局部座屈強度に関

する実験的研究および短柱の強度に基づく長柱の強度推定法について触れたものである。先の箱形断面部材に関する研究で明らかになったように、長柱の強度を推定するためには、短柱の強度を知ることが重要である。

この論文で対象としている鋼管は、大型土木構造物に多用されている製作管である。製作管の短柱としての圧縮耐荷力に関する実験的研究は古くは1950年以前にイリノイ大学などで行われ²⁾、最近では海洋構造物との関連で、1976年以降、アメリカ^{5)~7)}およびイギリス^{8),9)}などで盛んに行われている。文献²⁾に指摘されているように、1976年以降に行われた実験より得られた耐荷力は、1950年以前に行われた実験の耐荷力より一般に大きな値を示している。これは、鋼管部材の製作技術および実験技術の向上などが主要因と考えられるが、設計基準の中には、古い実験結果をもとに定められた¹⁰⁾過度に安全なものも多く、再検討が迫られているのは事実である²⁾。

そこで、この研究では鋼管短柱を13体制作し、純圧縮試験、純曲げ試験、および残留応力の測定を行い、設計基準式の再検討を行った。また、圧縮耐荷力実験より得られた耐荷力から回帰分析により鋼管短柱の圧縮強度推定式を導き、このように導かれた短柱強度式をもとに、長柱の連成座屈強度を推定し、さらに、鋼管部材と箱形断面部材それぞれの強度特性を調べることにより鋼管部材の有利性を明らかにしている。

*正会員 工博, D.Sc. 名古屋大学教授 工学部土木工学科 (〒464 名古屋市千種区不老町)

**正会員 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)

***正会員 工修 愛知県土木部

****学生会員 名古屋大学大学院博士課程 (前期課程)

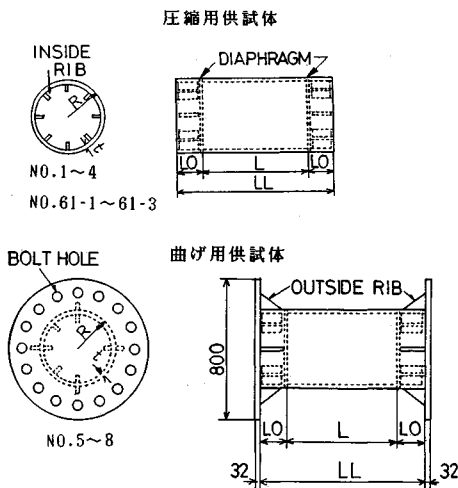
2. 実験の概要

(1) 供試体

供試体は、厚さ 6 mm (昭和 61 年度実験) または 4.5 mm (昭和 62 年度実験) の鋼板をローラー曲げによって冷間加工し、母線方向に溶接して作られる製作管で、材質は SM 58 Q (公称降伏点応力 = 4 600 kgf/cm²) である。測定した供試体寸法を表一に、供試体概要図を図一に示す。供試体のうち、No. 1 ~ 8 は 62 年度、No. 61-1 ~ 61-5 は 61 年度に行った実験であることを示す。No. 61-1 ~ 61-3 および No. 1 ~ 4 は圧縮実験用、No. 5 ~ 8 は曲げ実験用、No. 61-4, 61-5 は残留応力測定用で、合計 13 体製作した。鋼管短柱の局部座屈強度を支配する最も大きなパラメーターである径厚比 R/t (R : 半径, t : 板厚) は、今回の実験では 32 から 65 になるように変化させており、これは道路橋示方書¹⁾をもとに、局部座屈が全断面降伏荷重以前に発生するように定めた。供試体端部には、その部分で局部座屈が発生しないように縦リブおよびダイヤフラムを隅肉溶接で取り付け補剛し

表一 供試体寸法

供試体 No.	LL (mm)	Lo (mm)	L (mm)	R (mm)	t (mm)	R/t	備考
1	661	144	373	179.79	4.80	37.5	圧縮試験 (昭和62年度)
2	842	145	552	269.64	4.84	55.7	
3	841	144	553	270.03	4.77	56.6	
4	932	145	642	315.28	4.84	65.1	
5	664	145	374	179.95	4.80	37.5	曲げ試験 (昭和62年度)
6	843	146	551	270.16	4.81	56.2	
7	843	145	553	269.60	4.81	56.0	
8	932	145	642	315.17	4.84	65.1	
61-1	1052	204	645	210	6.45	32.4	圧縮試験 (昭和61年度)
61-2	702	133	437	210	6.51	32.3	
61-3	349	62	225	210	6.42	32.7	
61-4	1000	—	—	300	6.35	47.2	残留応力測定
61-5	1000	—	—	210	6.35	33.0	



図一 供試体概要図

た。また、曲げ実験用供試体には後述のように実験時に載荷用箱桁と接合させるため、その両端に、ボルト穴を開けた厚さ 32 mm の鋼板 (以後、継手板とよぶ) を溶接し、さらに、継手板の変形防止と継手板の溶接部の破断防止のために、リブを溶接し補剛した。また、曲げ実験用供試体の板厚 t は測定できなかったため、圧縮供試体の板厚と等しいものとした。

(2) 素材試験

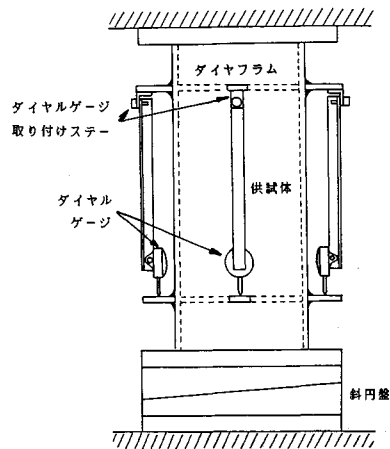
供試体の材料定数を求めるために、各年度に 3 本ずつの JIS 5 号試験片を製作し、引張試験を行い、弾性係数、降伏応力、ポアソン比などを測定した。

(3) 初期たわみおよび残留応力の測定

供試体壁面の初期たわみ、および真円の半径の測定方法は特別に固定した装置によって行った。詳細は文献¹²⁾に述べたのでここでは省略する。残留応力は、1 軸ひずみゲージを供試体の外壁体 (No. 61-4) および内、外壁面 (No. 61-5) の母線方向に貼付し、切断法によって行った。

(4) 圧縮実験

実験は愛知工業大学所有の 600 t 試験機を用いて行った。実験装置の様子を図二に示す。実験条件は中心軸圧縮、両端固定の平押しとした。ダイヤフラム間の軸方向変位は、ダイヤフラム上の周方向 90 度ごとに上下各 4 個のステーを溶接して、ダイヤルゲージを取り付けて測定した。また供試体表面の軸方向ひずみを測定するために、塑性ゲージを円周方向に 60 度間隔で軸方向に 7 ~ 9 列貼付した。またダイヤフラムから端部側へ 50 mm のところに、円周方向に 45 度間隔で上下各 8 枚の弾性ゲージを貼付した。また、試験機の下部載荷板と供試体底面との間に斜円盤を設置した。弾性域の 5 ~ 20% の荷重をかけたとき供試体端面に均等な応力が生じる (供試体両



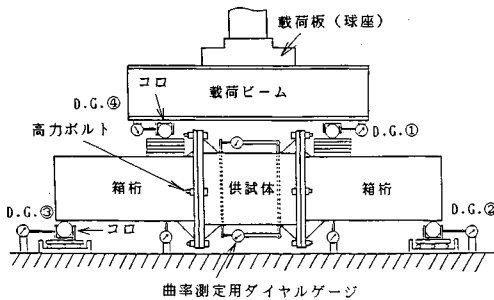
図二 圧縮実験概要図

端部に貼付した16枚の弾性ゲージの値のばらつきがその平均値の10%以内になる)ように、図の斜円盤を適当に操作して供試体のセットを行った。載荷は荷重と軸方向変位が線形のうちは荷重制御、それ以後は変位制御による。

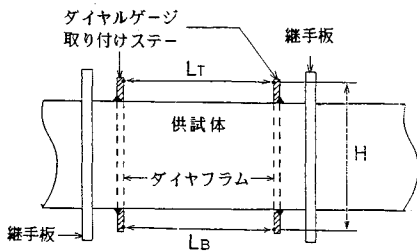
(5) 曲げ実験

曲げ実験の様子を図一3に示す。実験は愛知工業大学所有の300t長柱試験機を用いて行った。供試体は継手板を介して、片側16本の高力ボルト(F10T M24)で、箱桁と接合し、ローラーベアリングを備えた台座上にセットした下部コロ(φ85)によって支えた。荷重は試験機の載荷板にボルトで固定された載荷ビーム、上部コロおよび支圧板を介して、箱桁に2分されて伝わる。上部コロおよび台座のローラーベアリングは水平方向に可動で、軸力を除去することができる。また、各支点となるコロには、それぞれダイヤルゲージがセットされその移動量を検知することができる。供試体のダイヤフラム上には、引張側と圧縮側のそれぞれ2か所に、軸方向変位測定用ダイヤルゲージを取り付けるためのステーを溶接し、ダイヤルゲージをセットした。供試体表面の軸方向ひずみを測定するために、種々の点に塑性ゲージを貼付した。また溶接線の位置は最大圧縮側(供試体No.5, 6, 8)または最大引張側(供試体No.7)になるように供試体をセットした。載荷は弾性域では荷重制御、非弾性域では変位制御で行った。

供試体に作用する曲げモーメントは、図一3のダイヤルゲージD.G.①~④で変形につれての支点位置および



図一3 曲げ実験概要図



図一4 平均曲率測定装置

載荷位置を測定することにより、アームの長さを補正して求めた。また、供試体の変形を示す1つの尺度として平均曲率φを供試体に取り付け曲率測定装置(図一3, 図一4参照)によって測定した。平均曲率φは、ダイヤフラム上の2方向に溶接されたダイヤルゲージ取付け用ステーの、ステー間距離L_T, L_Bの変化量ΔL_T, ΔL_Bのダイヤルゲージで測定することによって次式から求めた。

$$\phi = (\Delta L_T / L_T - \Delta L_B / L_B) / H \dots\dots\dots (1)$$

ここで、Hは上、下のダイヤルゲージ取付け位置の距離である。

3. 実験結果と考察

(1) 素材実験

素材実験の結果の、各年度における平均値を表一2に示す。

表一2 素材試験結果(平均値)

年度	降伏応力σ _v (kgf/mm ²)	弾性係数E (×10 ⁵ kgf/mm ²)	ポアソン比ν	備考
62	54.8	2.12	0.273	供試体No.1~8
61	60.9	2.16	0.299	供試体No.61-1~61-5

(2) 初期たわみ

初期たわみの測定結果は文献¹²⁾で詳しく述べたので、ここではその概要についてのみ述べる。文献¹²⁾では、各供試体ダイヤフラム間の7~9断面の測定結果より求められた平均的な半径よりなる理想的な円筒シェルを考え、それからの供試体壁面のずれをOOPC (Out-of-perfect cylinder) と定義し、このOOPCをフーリエ級数展開して初期たわみ波形を求めている。それによれば、母線方向には半波長の波形が卓越しているものの、円周方向には半波長から10波長までの複数の波形が合成された複雑な波形を呈していることがわかった。表一3は、ECCS¹³⁾およびAPI¹⁴⁾の規定に採択されている方法によって測定された供試体No.1~8の初期不整量である。ここで、OOS (Out-of-straightness) はECCSの規定によるもので、次式で示された長さl_rの直線定規を供試体表面に当てたときの隙間の大きさを表わす。

$$l_r = 4\sqrt{R_c \cdot t} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、R_cは肉厚中心半径である。一方、OORはAPIの規定によるもので、次式で表わされる。

$$OOR = (D_{max} - D_{min}) / D_{ave} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、D_{max}は外径の最大値、D_{min}は外径の最小値、D_{ave}は外径の平均値である。規定によれば、OOSおよびOORの制限値はそれぞれ、0.02 l_rおよび0.01である。表一3からわかるように、供試体の初期不整量は上記規定の制限値に比べるとはるかに小さい。

表-3 最大初期たわみ量

Specimen No.	OOS (mm)	Limiting Value of OOS (mm)	OOR (mm)	Limiting Value of OOR (mm)
1	0.10	2.26	0.00642	0.01
2	0.17	2.78	0.00519	0.01
3	0.30	2.78	0.00465	0.01
4	0.20	3.02	0.00603	0.01
5	0.24	2.26	0.00686	0.01
6	0.29	2.78	0.00690	0.01
7	0.32	2.78	0.00790	0.01
8	0.25	3.02	0.00601	0.01

Note: OOS=Out-of-straightness(ECCS)
 OOR=Out-of-roundness(API)
 * : According to ECCS
 ** : According to API

表-4 圧縮および曲げ試験結果

Specimen No.	Maximum Axial Load P_{max} (tonf)	Maximum Moment M_{max} (tonf-m)	$\frac{\sigma_{max}}{\sigma_y}$	Radius-Thickness Parameter R/t
1	260	-	0.885	0.160
2	405	-	0.911	0.237
3	382	-	0.869	0.242
4	455	-	0.872	0.278
5	-	28.1	1.092	0.160
6	-	64.1	1.088	0.239
7	-	63.9	1.085	0.239
8	-	82.0	1.015	0.278
61-1	501	-	0.978	0.151
61-2	506	-	0.983	0.150
61-3	510	-	0.987	0.152

* $\sigma_{max} = P_{max}/A$ for Compression Test
 $= M_{max}/W$ for Bending Test (W=Section Modulus)

(3) 残留応力

図-5は残留応力測定結果を示す。供試体 No.61-5 については内、外表面の測定値の平均を示す。両供試体の測定値は似た分布形を示し、最大圧縮残留応力は降伏応力の約20%であり、圧縮残留応力が生ずる領域は狭い領域に限られている。図の点線はChenら¹⁹⁾が構造用炭素鋼 (ASTM A 36) について測定したものであるが、降伏応力が今回の定数の約半分であることを考えると、残留応力の大きさはほぼ等しくなる。今回得られた実験結果を区分的直線式で近似したものが図の実線で、折れ曲がり点の残留応力の値は、図に示すとおりである。

(4) 圧縮実験

圧縮実験より得られた最大荷重 P_{max} および最大平均応力 $\sigma_{max} = P_{max}/A$ (A: 供試体実測断面面積) を表-4に、平均応力を降伏応力で除した σ/σ_y (σ_y : 降伏応力) と4個のダイヤルゲージの測定値より求めた4か所の軸方向ひずみを平均した平均ひずみを降伏ひずみで除した ϵ/ϵ_y の関係を供試体 No.1~4 について図-6に示す。残留応力を考慮した局部座屈のない断面の応力-ひずみ関

係もあわせて図中に記した。ただし、残留応力は図-5の実線の近似分布を用いた。各供試体とも最大応力までは一定の経路をたどっているが、最大応力到達後の挙動については、径厚比 R/t の違いで異なってくる。径厚比の最も小さい No.1 ($R/t=37.5$) は最大応力到達後の耐荷力の低下は比較のおだやかであったが、No.2 ($R/t=55.6$) は载荷速度が多少速すぎたためか、供試体の変形が一瞬に進行し、耐荷力が急激に低下してしまった。No.4 ($R/t=65.1$) は最大応力到達後、供試体下部が変形すると同時に耐荷力が低下し、次に供試体の中下部が変形し、さらに耐荷力が低下した。No.3 ($R/t=56.6$) は No.4 とほぼ同じような平均応力-平均ひずみ関係を示しているが、変形は主として供試体中上部に生じた。4供試体とも最高荷重はあまり変わらないものの、最高荷重後の耐荷力の低下は R/t が大きいほど激しいことがわかる。

図-7は、供試体の破壊モードをスケッチに示したものである。破壊モードは、No.1 ($R/t=37.5$) が軸対称型で、No.3 ($R/t=56.6$) が一周5半波長のダイヤモンド型、No.2はNo.3のダイヤモンド型に準ずるものであるが試験機の球座が固定されていなかったため供試体の弱点方向に破壊が進み偏心圧縮を行ったような破壊をした。No.4は一周5半波長のダイヤモンド型であるが、No.3と異なり同一円周上で破壊が起こっていない。ま

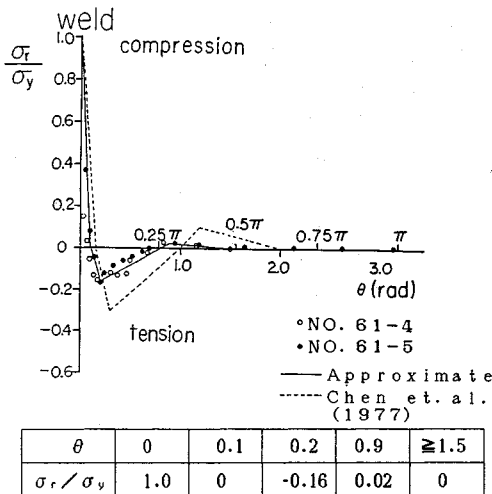


図-5 残留応力測定結果と近似モデル

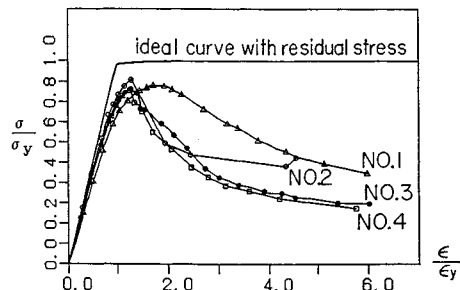


図-6 圧縮供試体の平均応力-平均ひずみ関係

た、供試体 61-1~61-3 ($R/t \cong 32$) はいずれも軸対称型の破壊モードで崩壊した。圧縮供試体のいずれについても、初期変形モードと破壊モードとの相関は薄く、径厚比 R/t に支配されるようである。この実験でみるかぎり、 $R/t < 40$ 程度では軸対称型、 $R/t > 55$ ではダイヤモンド型の破壊モードが生ずると考えてよいと思われる。 $R/t > 55$ のシェルは、円周方向に複雑な座屈波形が生ずるため、有限要素解析には、このことを十分配慮する必要がある。

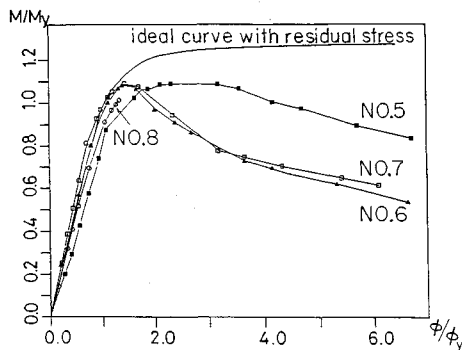
(5) 曲げ実験

曲げ実験より得られた最大曲げモーメント M_{max} を降伏曲げモーメント M_y で無次元化した $M_{max}/M_y = \sigma_{max}/\sigma_y$ を表一4に、また、 M/M_y と平均曲率を降伏曲率 ϕ_y で除した ϕ/ϕ_y の関係を図一8に示す。残留応力を考慮して局部座屈のない断面のモーメント-曲率関係もあわせて図中に記した。No. 8 は最大曲げモーメントが生じる前に、供試体と継手板を接合している溶接部が破断してしまい、正確な M_{max} を求めることはできなかった。

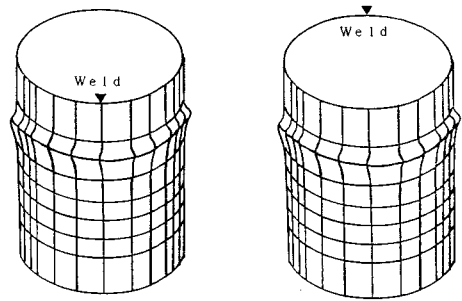
実験から、圧縮と比べて曲げは最大曲げモーメント後の耐力の低下が比較のおだやかであるが、圧縮の場合と同様、径厚比が大きいくほど、最高荷重後の耐力の低下が激しいことがわかる。また、曲げを受けるパイプの座屈応力は軸力を受ける場合の座屈強度よりも3割程度高いといわれる¹¹⁾が、曲げと圧縮供試体の寸法が同じものに関して、 σ_{max}/σ_y の比を求めると、No. 5 と No. 1 ($R/t = 37.5$) で1.23、No. 6 と No. 3 ($R/t = 56.1$) で1.25、No. 7 と No. 3 ($R/t = 56.1$) で1.25になり、平均25%程度の強度上昇がみられることがわかる。

供試体 No. 6 と No. 7 は、同一寸法で溶接線の位置をそれぞれ最大圧縮側と最大引張側にセットして実験を行ったもので、荷重-変形曲線の差はほとんどみられないことがわかる。

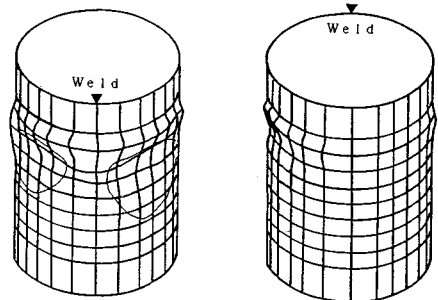
供試体 No. 5、6 の変形の様子のスケッチを図一9に示す。No. 5 の変形した部分は No. 1 の軸対称型に準ずるものであり、No. 6 の変形した部分は No. 3 のダイヤ



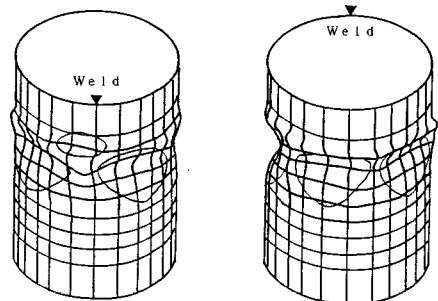
図一8 曲げ供試体のモーメント-曲率関係



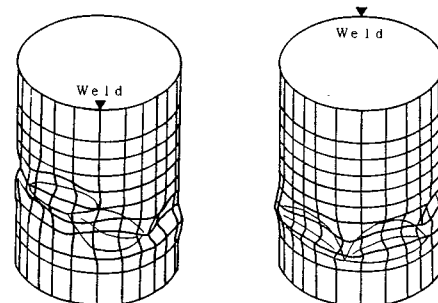
(a) Specimen No.1



(b) Specimen No.2



(c) Specimen No.3



(d) Specimen No.4

図一7 圧縮供試体破壊モード

モンド型に準ずるものであり、曲げの場合も R/t によって破壊モードが変わることがわかる。

4. 耐力式式の提案

本実験および他機関で行われた実験をもとに耐力式式の提案を行う。緒言でも述べたように、古い年代の実験は信頼性に劣ると考えられるため、他機関の実験結果として、比較的最近行われ、数もまとまっている Lehigh 大学での一連の研究⁹⁻¹¹⁾を取り上げる。Lehigh 大学の試験は 14 体の大型供試体による圧縮試験よりなり、 R/t は 30~124 (ただし材質は ASTM A 572 または A 36 であり、後述の径厚比パラメーターで表わすと、 $R_t = 0.081 \sim 0.591$) という広範囲にわたっている。

図-10 は、本実験の圧縮耐力および Lehigh 大学の試験の耐力を次式で定義される径厚比パラメーター¹⁶⁾ R_t に対しプロットしたものである。

$$R_t = \frac{\sigma_y}{\sigma_E} = 1.65 \frac{\sigma_y}{E} \frac{R}{t} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 σ_E は理想円筒シェルの弾性圧縮座屈応力¹⁾である。この図から、本実験結果と Lehigh 大学の試験結果とは強い相関があることがわかり、本実験の信頼性を裏付けるものと考えられる。これらの試験結果より、最小二乗法を用いて同図中に示す次の耐力式提案式を求めた。

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = 0.80 + \frac{0.025}{R_t} \leq 1.0 \dots\dots\dots (5)$$

上式は鋼構造物設計指針¹⁶⁾の耐力式のもとになった AISI の強度式¹⁷⁾と係数の値が異なるのみである。同図中には、道路橋示方書¹¹⁾(JSHB)の SM 58 材に対する強度式、鋼構造物設計指針 (DCSS) の強度式、および ECCS の強度式¹⁸⁾もプロットしてある。いずれの強度式も実験結果に比べ安全側になっており、特に、ECCS の式は古い年代に行われた試験結果を含めた実験値の下界曲線として定められた¹⁰⁾ため、かなり安全側の式となっていることがわかる。

次に曲げ耐力式について考える。鋼構造設計指針では、式(4)の板厚 t に応力勾配の影響を考えた次式の係数 f を乗じ、耐力の上昇を考慮している。

$$f = 1 + \frac{\psi}{10} \dots\dots\dots (6)$$

$$\psi = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_1} \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 σ_1, σ_2 は、縁応力である。現行の道示も同じ考えに基づいている。純曲げのとき $\psi = 2.0$ で $f = 1.2$ となるから、径厚比 R/t または径厚比パラメーター R_t は純圧縮の場合より 20% 小さくなる。文献^{11), 16)}の解説ではこの操作により曲げ耐力は圧縮耐力より 20% 強度が上昇し、実験結果と合致すると説明しているが、径厚比が 20% 小さくなくても耐力の上昇は、数% 上昇するに過ぎない。これは、式(5)または道示の耐力式から明らかである。本実験および過去に行われた実験より曲げ

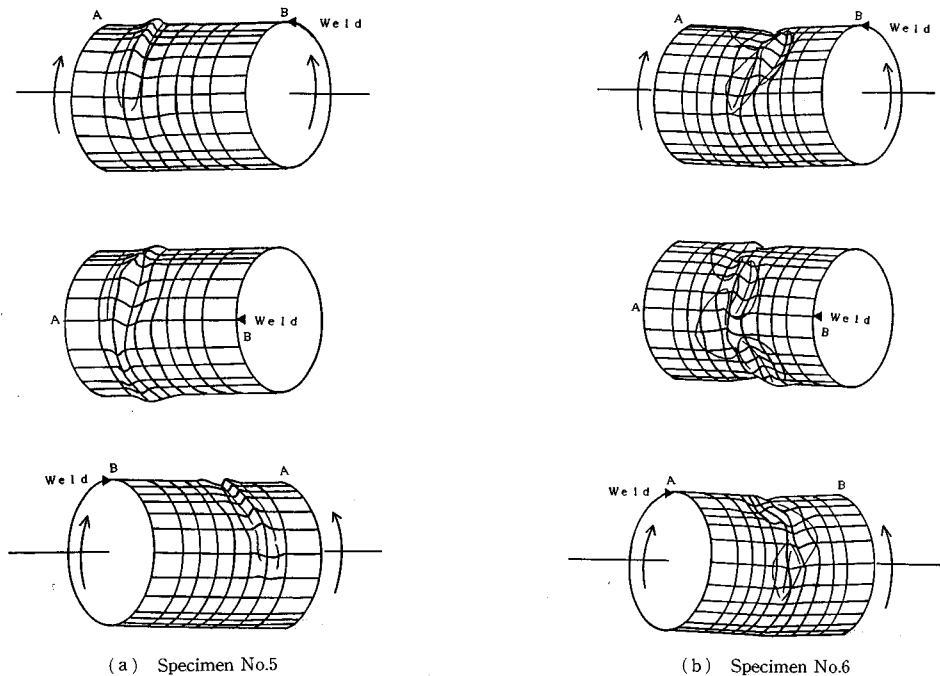


図-9 曲げ供試体破壊モード

強度は圧縮強度より20%高い事実を反映させ、圧縮と曲げを受ける場合の強度を純圧縮から純曲げへと直線的に上昇させるためには、式(5)の耐力式を次のように修正する必要がある。

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = f \cdot \left(0.80 + \frac{0.025}{R_t} \right) \leq 1.0 \quad (8)$$

ただし、曲げ強度は降伏モーメントを越えないものと考えている。上式中、 R_t は式(4)、 f は式(6)で与えられている。

5. 中心軸圧縮柱の連成座屈強度の近似的解法

ここでは、鋼管長柱の連成座屈強度をAISC¹⁸⁾の考えに基づいて近似的解法により求めてみる。この方法は溶接箱形断面柱に対し、工学的に十分な精度をもっていることが確かめられているが³⁾、これを鋼管柱に対しても適用しようとするものである。

いま、局部座屈を考慮しない中心軸圧縮柱の耐力曲線として、鋼管に適用できるECCSの曲線aを採用し、これを精度良く近似するPerry-Robertson¹¹⁾の式を用いると、中心軸圧縮柱の連成座屈強度 σ_u は次式で近似的に求められる³⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_u}{Q \sigma_y} &= 1.0 & (\bar{\lambda} \leq 0.2) \\ &= \frac{1}{2 \bar{\lambda}^2} \left[1 + \bar{\lambda}^2 + \eta - \sqrt{(1 + \bar{\lambda}^2 + \eta)^2 - 4 \bar{\lambda}^2} \right] & (\bar{\lambda} \geq 0.2) \dots (9) \end{aligned}$$

ここで、

$$\eta = 0.206(\bar{\lambda} - 0.2) \dots (10)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{Q} \bar{\lambda} \dots (11)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{L}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \dots (12)$$

Q : 短柱の局部座屈強度, L : 柱の長さ, r : 断面2次半径である。 Q としては実験値より求めた式(5)を用いる。いま、鋼管の半径を R 、板厚を t とすると、 $A \approx 2\pi R t$, $r \approx R/\sqrt{2}$ であるから、

$$\frac{L}{r} = 2\sqrt{\pi} \frac{L}{\sqrt{A}} \frac{1}{\sqrt{R/t}} \dots (13)$$

となる。上式右辺の R/t を径厚比パラメーター R_t に直し、左辺の L/r を細長比パラメーター $\bar{\lambda}$ に直すことにより次式を得る。

$$\bar{\lambda} = \beta \frac{1}{\sqrt{R_t}} \dots (14)$$

ここに、

$$\beta = 1.449 \frac{L}{\sqrt{A}} \frac{\sigma_y}{E} \dots (15)$$

式(9)、式(11)、式(14)より、柱の長さおよび断面積が一定(β =一定)すなわち、柱の重量が一定のときに、径厚比の変化による柱の強度の変化が求められる。図-11の結果は数値計算結果を示したもので、縦軸に連成強度、横軸に径厚比をとっている。図中の一点鎖線は、柱が局部座屈を起こさない限界値 $R_t=0.125$ を表わし、二点鎖線は鋼構造物設計指針¹⁶⁾による径厚比の使用限界 $R_t=0.355$ を表わしている。また、図中の丸印は、 β =一定のときのピークを表わしており、破線はピークを結んだものである。短柱の耐力 Q は式(5)より $R_t=\infty$ で0.80になるので、式(14)より $\bar{\lambda}=0$ となり、実線はすべて縦軸が0.80の水平線に漸近することとなる。また、各

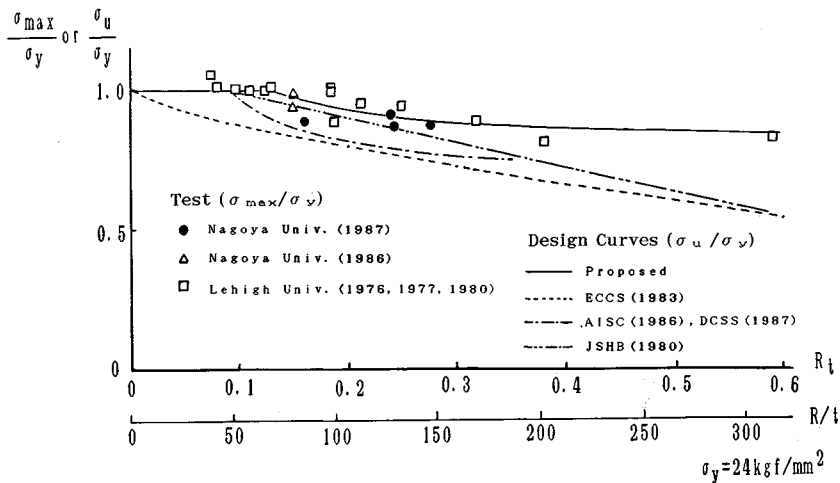


図-10 短柱の圧縮強度と設計式の比較

曲線のピークの値も R_t が大きくなるにつれ、 $Q=0.80$ の水平線に漸近する。この結果より、 β の値が 0.235 より小さいときには柱の強度のピークは $R_t=0.125$ ，すなわち局部座屈の影響のない場合に生じ，この場合が最適設計となる。しかし、 β の値が 0.235 以上になると，強度のピークは $R_t > 0.125$ の領域にずれ，局部座屈の発生を許した設計の方が経済的な設計となり得る。この場合の細長比パラメーター $\bar{\lambda}$ は，図中に示すとおり 0.665 以下にあり，十分実用的な領域となる。図-11 は，箱形断面の場合⁹⁾と曲線の形は類似しているが，次の点で相違がある。すなわち，箱形の場合には，連成座屈が経済的になる細長比の領域は $\bar{\lambda} \geq 1.0$ にあり，幅厚比が増大するにつれ，その細長比は大きくなる。しかし，パイプの場合は，連成座屈が経済的になる領域は $\bar{\lambda} \leq 0.665$ にあり，径厚比が増大するにつれ，細長比は逆に小さくなっていく。これは局部座屈強度式の相違によるものである。すなわち，局部座屈強度 Q とそれを支配するパラメーター（パイプの場合は R_t ，箱形断面のときは幅厚比パラメーター）の関係は，箱形断面の方がパラメーターの変化に対し Q がより急に変化するからである。これについては，後節でより詳しく考察する。

6. 箱形断面中心軸圧縮柱との強度比較

次に，断面形状の違いによる強度特性を調べるため，局部座屈強度 Q ，断面積 A ，および体積 AL を同一として，パイプ柱と正方形箱形断面柱の強度比較を行う。ここで，材質および材料定数は今回の実験と同じ SM 58 Q， $\sigma_y=54.8 \text{ kgf/mm}^2$ ， $E=2.12 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$ とし，パイプの板厚 t は 20 mm に固定する。局部座屈強度 Q としては，パイプ柱で局部座屈が発生しない限度点 ($R_t=0.125$)，径厚比の適用限界¹⁰⁾ ($R_t=0.355$)，およびその中間の値 ($R_t=0.25$) を選んだ。すなわち， $Q=1.0$ ，

0.87，0.9 である。なお，記号の右下の添字 B は箱形断面に関する量であることを表わす。

中心軸圧縮を受ける箱形断面柱の耐荷力曲線として，ECCS の曲線 b を採用し，パイプの場合と同様，Perry-Robertson 式で近似すれば，連成座屈強度はやはり式 (9) で表わされる。ただし，式中の η は，

$$\eta = 0.339(\bar{\lambda}_B - 0.2) \dots\dots\dots (16)$$

$$\bar{\lambda}_B = \frac{L}{r_B} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \dots\dots\dots (17)$$

であり， $\bar{\lambda}_B$ は式 (11) で $\bar{\lambda} = \bar{\lambda}_B$ とおいた式で与えられる。ここで，箱形断面の局部座屈強度 Q は，文献⁹⁾により

$$Q = \frac{0.7}{R_B} \leq 1.0 \dots\dots\dots (18)$$

であり， R_B は幅厚比パラメーターで，幅を b_B ，板厚 t_B とすると次式で表わされる。

$$R_B = \frac{b_B}{t_B} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{4\pi^2}} \dots\dots\dots (19)$$

いま， $A_B \approx 4b_B t_B$ ， $r_B \approx b_B/\sqrt{6}$ なので，鋼管の板厚 t と径厚比パラメーター R_t が与えられたとき，箱形断面の幅 b_B と板厚 t_B は，断面積および体積が鋼管柱と箱形柱で同一という条件より以下のように求まる。

$$b_B = 1.61 \left(\frac{E}{\sigma_y}\right)^{0.75} \frac{0.7R_t}{\sqrt{0.82R_t + 0.224}} t \dots\dots\dots (20)$$

$$t_B = 0.845 \left(\frac{E}{\sigma_y}\right)^{0.25} \sqrt{0.82R_t + 0.224} t \dots\dots\dots (21)$$

また，

$$\frac{L}{r_B} = 2\sqrt{6} \frac{L}{\sqrt{A_B}} \frac{1}{\sqrt{b_B/t_B}} \dots\dots\dots (22)$$

であるので，上式右辺の b_B/t_B を R_B に直し，左辺を $\bar{\lambda}_B$ に直すことにより次式を得る。

$$\bar{\lambda}_B = \beta_B \frac{1}{\sqrt{R_t}} \dots\dots\dots (23)$$

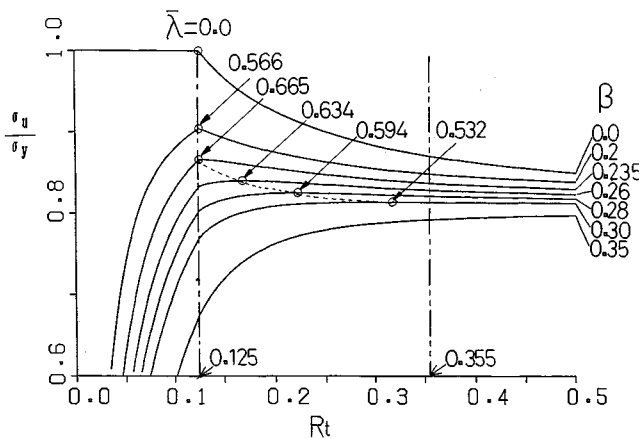


図-11 連成座屈強度曲線

ここに、

$$\beta_B = 1.131 \frac{L}{\sqrt{A_B}} \left(\frac{\sigma_y}{E} \right)^{0.75} \dots\dots\dots (24)$$

図-12は Q が一定のときの数値計算結果を示したものであり、縦軸に達成強度をとり、横軸は箱形断面柱の細長比パラメーター $\bar{\lambda}_B$ 、パイプ断面柱の細長比パラメーター $\bar{\lambda}$ をとっている。これらの図より、柱の長さが大きくなるとパイプ断面柱と箱形断面柱の強度の差が顕著に現われてくる。また、局部座屈強度 Q が小さいほど、同一 $\bar{\lambda}$ の値に対する両者の差は広がる傾向にある。これは次の理由による。一般にパイプ断面柱は局部座屈強度および断面積を一定としたとき、箱形断面柱よりも薄肉ですむため、断面を大きくできる。そのため、同じ柱の長さに対して細長比が小さくなり全体座屈の影響が出にくくなるため、柱の長さが長くなっても、強度の低下が小さくてすみ、箱形断面柱よりも強度が大きくなる。また、パイプ断面柱は R_t の増加に対する局部座屈強度の低下が小さいので局部座屈強度を小さくした場合、箱形断面柱よりも効率的に径を大きく、もしくはより薄肉にできるため、局部座屈強度が小さいほど、両者の強度差は広がる。

これらの結果より、力学的側面から考えればパイプ断面は箱形断面よりも有利であり、その傾向は、局部座屈強度が小さいほど、顕著であるということが出来る。

7. 結 論

13体の鋼管短柱（製作管）の純圧縮、純曲げ、残留応力、および初期変形の測定結果について述べた。材質はSM58Q材で R/t （半径/厚さ）比は38~65であり、式（4）の径厚比パラメーター¹⁶⁾ R_t で示すと0.16から0.28

に変化し、文献¹⁶⁾の適用範囲をほぼカバーしている。得られた結論をまとめると以下のようになる。

- (1) 径厚比 R/t の違いによって最大荷重到達後の挙動に相違がみられ、 R/t が大きいほど局部座屈による強度の低下が著しい。
- (2) R/t の違いによって種々の破壊モードが得られ、 $R/t < 40$ で軸対称型、 $R/t > 55$ で円周方向に5半波長のダイヤモンド型のモードがみられた。
- (3) 同一の径厚比の供試体の曲げ強度は、圧縮強度に比べ約25%程度大きい。
- (4) 実験結果をもとに、圧縮および曲げを受ける鋼管の耐荷力式として式(5)を提案した。
- (5) 提案した局部座屈強度式およびECCSの局部座屈を考えない中心軸圧縮強度式をもとに、長柱の達成座屈強度を推定する方法を示した。これによると、柱の長さおよび断面積が一定のもとで、強度が最大となる径厚比は、局部座屈が生じる領域にあることがわかった。すなわち、局部座屈を許した設計の場合が、許さない場合より経済的な設計ができることがわかった。
- (6) 箱形断面柱とパイプ断面柱の強度比較では、重量一定のもとでほとんどの領域でパイプ断面の方が強度が大きくなることがわかった。

謝 辞：この研究は、昭和61年度文部省科学研究費（一般研究C）および昭和62年度の名古屋高速道路公社からの委託研究によって行われたものである。名古屋大学工学部土木工学科助教授 伊藤義人氏には文献6）、7）の入手に際し、お世話になった。また、実験に際しては、名古屋大学工学部土木工学科 水野英二助手および愛知工業大学の学生諸君のお世話になった。

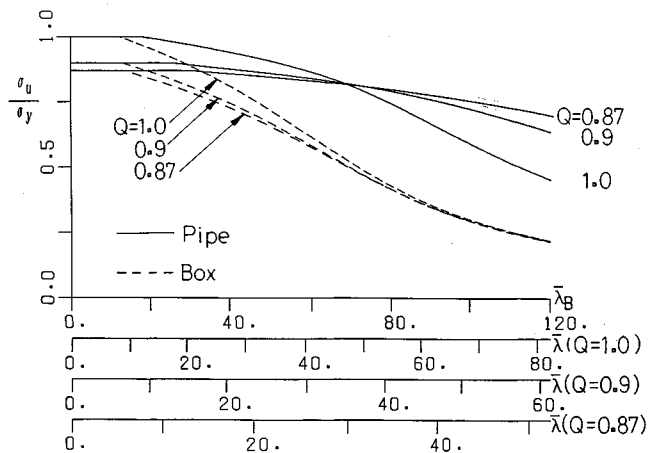


図-12 パイプ断面と箱形断面の強度比較

参 考 文 献

- 1) 福本昉士編：座屈設計ガイドライン，土木学会，1988.
- 2) Galambos, T.V. ed. : Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 4th. ed., John-Wiley & Sons, 1988.
- 3) 宇佐美勉・福本昉士・青木徹彦：溶接箱形断面柱の局部座屈と全体座屈の連成強度に関する実験的研究，土木学会論文報告集，第308号，1981年4月.
- 4) 宇佐美勉・寺尾圭史：局部座屈を考慮した箱形断面鋼骨組構造物の強度，土木学会論文集，第398号/I-10，1988年10月.
- 5) Ostapenko, A. and Gunzelman, S.X. : Local Buckling of Tubular Steel Columns, Methods of Structural Analysis, Vol. II, ASCE, New York, 1976.
- 6) Ostapenko, A. and Gunzelman, S.X. : Local Buckling Tests on Three Steel Large-Diameter Tubular Columns, Fritz Engineering Laboratory Report No. 406.7, Lehigh Univ., 1977.
- 7) Ostapenko, A. and Grim, D.F. : Local Buckling of Cylindrical Tubular Columns made of A-36 Steel, Fritz Engineering Laboratory Report No. 450.7, Lehigh Univ., 1980.
- 8) Dowling, P.J. and Harding, J.E. : Experimental Behaviour of Ring and Stringer Stiffened Shells, Buckling of Shells in Offshore Structures, Granada, 1982.
- 9) Walker, A.C., Andronicou, A. and Sridharan, S. : Experimental Investigation of the Buckling of Stiffened Shells using Small Scale Models, Buckling of Shells in Offshore Structures, Granada, 1982.
- 10) Vandepitte, D. and Rathe, J. : Buckling of Circular Cylindrical Shells under Axial Load in the Elastic-Plastic Region, Der Stahlbau, 12/1980.
- 11) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，丸善，1980年2月.
- 12) 和田匡央・青木徹彦・宇佐美勉・水野英二：鋼管短柱の初期変形の測定方法。（未発表論文）
- 13) ECCS-Technical Committee 8: European Recommendations for Steel Construction: Buckling of Shells, 1983.
- 14) American Petroleum Institute: Specification for Fabricated Structural Steel Pipe, Spec. 2B, 1972.
- 15) Chen, W.F. and Ross, D.A. : Test of Fabricated Tubular Columns, Journal of The Structural Division, Proc. ASCE, Vol. 103, No. ST3, pp.619~623, March, 1977.
- 16) 土木学会：鋼構造物設計指針 PART A 一般構造物，1987.
- 17) American Iron & Steel Institute: Specification for The Design of Cold Formed Steel Structural Members, AISI, 1986.
- 18) American Institute of Steel Construction: Specification for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel for Buildings, AISI, 1978.

(1989.5.8・受付)