

小口径電縫鋼管柱の中心軸圧縮強度分布

STRENGTH DISTRIBUTION OF CENTRALLY COMPRESSED COLD-FORMED-
WELDED STEEL TUBULAR COLUMNS WITH SMALL DIAMETER

青木 徹彦*・福本 晴士**

By Tetsuhiko AOKI and Yushi FUKUMOTO

1. 序 言

鋼圧縮部材の抵抗強度に関する研究はこの十数年の間比較的多く行われてきた。特にヨーロッパ鋼構造連合 (ECCS) では、域内各国の協力のもとに系統的、かつ組織的な実験を行い、そこで得られた多数の実験結果と理論解析結果とから実用的な設計式を提案^{1), 11), 12)}している。

近年では EC 各国内の新しい設計基準として同提案式が採用されつつある。

ECCS 提案式では部材をその強度に応じて 3 グループに分け、おのおのに基準耐力曲線を与えている。このような複数曲線を用いれば圧縮部材の設計作業は幾分煩雑になるものの、各グループごとの強度評価が正確になることによって使用部材間の安全性のバランスと経済性とをもちとすることができる。また、アメリカでも SSRC ガイド¹³⁾の中で柱の種類を ECCS と同様 3 つのグループに分類し、それぞれに基準強度を定める試みがみられ、いくつかの議論の余地は残しているものの、将来複数耐力曲線を採用する可能性を示唆している。

複数曲線の妥当性を検討する場合はもちろん、近年の限界状態設計法にみられるように確率論的概念を設計式に導入するためには異なった部材製法、あるいは種々の断面形のそれぞれに対して可能な限り詳しい強度分布特性を把握し、基礎的データを準備しておくことが望まれる。

鋼構造部材のうち、パイプ材に対する ECCS 基準耐力曲線は複数曲線のうちの最上部に位置しており、これを設計に用いた場合、従来の単一耐力曲線によるよりもパイプ材に対する経済的利点は明白である。しかしながら、同曲線の設定の基礎となった実験用鋼管柱は比較

的小口径 (外径 $\phi=88.9\sim 121$ mm) の継目なし (Seamless) 管、および熱間加工溶接 (Hot-finished) 管であり、わが国で経済的に製作され、中小口径の構造用鋼管材として広く用いられている電縫鋼管は含まれていない。また、実験は 5 種の細長比に対してそれぞれ 10~12 本の柱が用いられているに過ぎない。その後追加された同規模の圧縮柱実験データ¹⁴⁾は前実験値よりやや高い強度分布を与えているが供試体はすべて熱間加工管である。

電縫鋼管の製造過程は冷間塑性加工が主体であり²⁾、熱間加工された管とは強度特性が異なるものと思われる。両者の強度の比較については加藤の報告¹⁵⁾があり、電縫鋼管の中心軸圧縮強度に関して若林らにより行われた実験的研究³⁾によるデータと ECCS データを用いて耐力方式を与えている。電縫鋼管に対するわが国の研究にはこのほかに短柱実験^{4), 5)}を行ったものがみられるが、柱の中心軸圧縮強度分布について統計的見地から行われた実験的、理論的研究はみることができない。

本研究はわが国で一般に使用される電縫鋼管部材の中心軸圧縮強度に関する統計データを実験的に得ることを主目的とし、また、先に求めた短柱実験、および残留応力の測定結果⁶⁾を利用して数値解析を行い、座屈強度の分布特性を明らかにするとともに、強度変動に及ぼす要因について調べる。さらに、本実験結果とパイプ柱に対する既存の基準耐力曲線について比較検討を加えるものである。

なお、ここで用いた電縫鋼管の原材は製鉄所にて連続的に製造された同一ロットとみなされる材料であり、本研究で得られた統計的諸量が市販されている電縫鋼管全般の統計的諸量に関する母集団を表わすものではない。母集団のよい推定値を得るには、今後、大規模かつ組織的な実験が必要となろう。今回の実験データはその一部として利用できよう。

本論文の実験結果と基準耐力曲線との比較や、得られた結論は、限られた統計データの範囲内でのもので

* 正会員 工博 愛知工業大学助教授

** 正会員 Ph.D. 工博 名古屋大学教授

あることをあらかじめ述べておきたい。ただ、本研究で得られた実験結果も母集団から抽出された一つの標本であり、これから全体的傾向を知るうえでいくつかの手がかりを得ることができるものと思われる。

また、ここに述べた実験的、解析的手法が今後の同様の研究の基礎として利用されることを期するものである。

2. 実験計画および方法

(1) 実験計画

実験に用いる電縫鋼管は外径 $D=114.3\text{ mm}$ 、肉厚 $t=4.5\text{ mm}$ 、 $D/t=25.4$ の STK 41 材 (SS 41 相当) である。断面諸元を Table 1 に示す。中心軸座屈試験柱の細長比は 40, 60, 80 および 92.5 とする。試験体本数ははじめの 3 種の細長比に対して各 30 本、また細長比 92.5 では 23 本の合計 113 本を用いる。実験計画の詳細を Table 2 に示す。

Table 1 Cross Sectional Properties (Nominal).

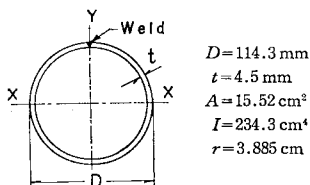


Table 2 Test Program.

No.	Object	l/r	Length (mm)	Number
E	Buckling Test	40	1554	30
F		60	2331	30
G		80	3108	30
H		92.5	3595	23
Total : 113				

全試験柱に対し断面の溶接方向とその直角方向に対し初期たわみの測定を行う。本電縫鋼管の素材引張り試験、短柱実験などの材料強度分布特性と残留応力分布については文献 (6) に詳述されており、その材料試験体とここで用いる試験柱とは同一全体計画のもとで、1 本 6 m の原材 60 本に不規則に割付けられたものである。

(2) 実験方法

パイプ部材は本来、断面に方向性はないが、柱の圧縮耐力に大きな影響を及ぼす初期たわみや最大圧縮残留応力の生ずる方向には必ずしも方向性がないとはいえない。そこで本実験では支持器の回転軸方向に対し、柱断面の溶接線の方向を Fig. 5 に示した四分円上を 4 等分した 5 方向 (図中○印を付した番号の方向) にセットし、

強度の違いを調べる。各細長比ともこれらの方向にそれぞれ 6 体 ($l/r=92.5$ の柱のみ 2~6 体) の試験柱を実験に供する。

柱の中心軸状態への整置方法は材端の断面中心を支持器の回転中心に一致させる材端 (幾何学) 中心軸セット⁹⁾ とする。載荷方法、および回転支持器は文献 (7) と同様である。

柱の初期たわみは柱長の 8 等分点上にダイヤルゲージを当てて測定⁷⁾ した。パイプ材の場合、初期たわみは断面上任意の方向に存在し得るので、溶接線方向のたわみ f_y とその直角方向のたわみ f_x との 2 方向について測定した。

3. 実験結果とその考察

(1) 初期たわみの測定結果

初期たわみの測定値 f_x, f_y は互いに直角方向にあるので、これをベクトル合成すれば式 (1), (2) により柱の初期たわみの大きさ f_0 とその溶接位置からの方向 θ_f が求められる。

$$f_0 = \sqrt{f_x^2 + f_y^2} \dots\dots\dots (1)$$

$$\theta_f = \tan^{-1}|f_x/f_y| \dots\dots\dots (2)$$

今回の電縫鋼管の初期たわみ量 f_0 の平均値は柱長の $1/10\,000 \sim 1/4\,000$ 程度の小さい量であり、また、最大値は各細長比とも柱長の $1/2\,500$ 程度であった。 f_0 のヒストグラムは Fig. 1 のようになった。この分布形には細長比間に共通した一定の傾向はみられない。 f_0 の統計量を Table 3 にまとめる。

柱の 8 等分点上で得られた初期たわみ測定値に対し、式 (3) を用いて最小自乗フーリエ近似を行い、係数 a_1, a_2, a_3 を求めた。

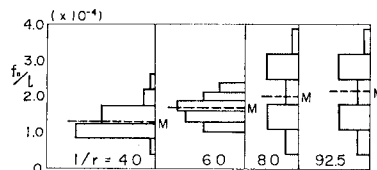


Fig. 1 Histogram of Initial Out-of-Straightness.

Table 3 Initial Out-of-Straightness.

l/r	40	60	80	92.5
M	1.26	1.69	2.02	2.25
S	0.39	0.33	0.80	0.80
V	0.31	0.19	0.40	0.36

M =Mean
 S =Sample Standard Deviation
 V =Coefficient of Variation

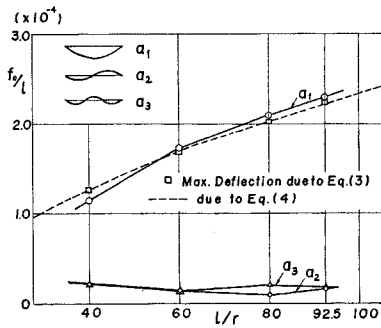


Fig. 2 Fourier Coefficients for Initial Out-of-Straightness.

$$y_i = a_1 \sin(\pi x_i / l) + a_2 \sin(2\pi x_i / l) + a_3 \sin(3\pi x_i / l) \dots (3)$$

ここに、 y_i = 測定量、 $i=1\sim7$ 測定番号、 l = 柱長、 x_i = 柱長の第 i 8 等分点。

上式の係数 a_1, a_2, a_3 の平均値を細長比ごとに求め図示すると Fig. 2 を得る。図からわかるように a_1 の値、すなわち \sin 半波形の振幅値が他項に卓越して現われている。また、 f_0 の平均値は柱長で無次元化してあるにもかかわらず柱長に伴って増加している。のちの数値計算の便のため、 f_0 の平均値と細長比 l/r との関係を最小乗法により次のように定めた。

$$l/r = 10 \{ (f_0/l) \cdot 1/10\,000 \}^2 + 19 (f_0/l) \cdot 1/10\,000 \dots (4)$$

式 (2) で求めた初期たわみの方向を円管断面上にヒストグラムで表わすと Fig. 3 を得る。同図では対称性を考慮し、1/4 円上に図示した。たわみの生じやすい方向は当初予想したような溶接線方向ではなく、同図で示

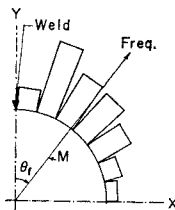


Fig. 3 Histogram of Direction of Initial Out-of-Straightness.

たように、やや右にずれた方向であり、また、そのばらつきは大きい。このような分布の様子は本供試体の圧縮残留応力の最大値の生ずる方向 (文献 6) Fig. 15 参照) とよく似た傾向を示しており、電縫鋼管では初期たわみもまた残留応力と同様、溶接時の熱応力によるものではなく、管の製造過程における塑性加工が主原因であると思われる。

(2) 座屈実験結果

a) 最高荷重

実験で得られた最高荷重を公称断面積 $A_n=15.52\text{ cm}^2$ 、保障降伏応力 $F_y=2\,400\text{ kg/cm}^2$ (235.2 MPa) で無次元

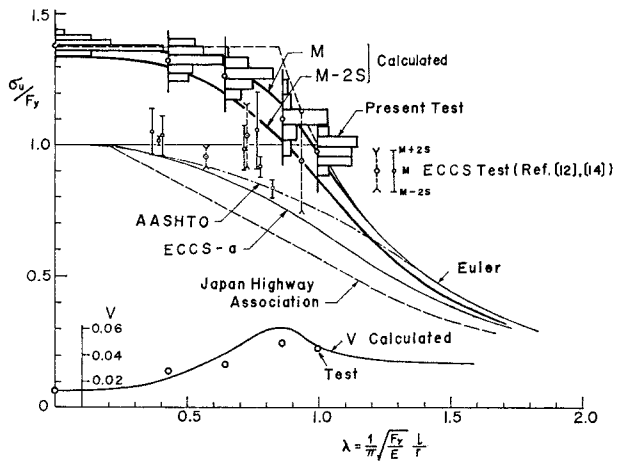


Fig. 4 Histogram of Maximum Strength of Columns and Column Strength Curve.

化し、各細長比ごとにヒストグラムを描くと Fig. 4 を得る。横軸の無次元化に用いたヤング係数値は $E=2.1 \times 10^6\text{ kg/cm}^2$ (205.8 GPa) とした。図中 $l/r=0$ の位置に示したヒストグラムは短柱実験による降伏応力⁶⁾である。本電縫鋼管の材質は STK 41 (SS 41 クラス) であるが、短柱による降伏強度の平均値は $\bar{\sigma}_y=3\,308\text{ kg/cm}^2$ (324.2 MPa) と公称降伏応力に比べ約 1.4 倍も高くなっているため、最高荷重の平均値は細長比が約 90 までの柱で公称降伏応力を上まわっている。同様な結果は図中の $M \pm 2S$ の強度幅を表わした ECCS による鋼管柱実験値^{11), 14)}によっても示されているが本結果ほど顕著ではない。ここで M は平均値、 S は標準偏差を表わす。

電縫鋼管部材のこのような圧縮降伏強度の上昇は D/t (管径板厚比) の減少とともに生ずることが調べられており⁴⁾、一般的な性質であると考えられる。

電縫鋼管の経済的使用を考えるなら、その公称降伏強度をたとえば D/t の値によって増加させるような処置をとるのも一方法であろう。

Fig. 4 の横軸近くに描いた実験点 (○印) は最高荷重の変動係数の値を示している。これらは細長比とともに緩やかな山形を描く傾向を示し、公称値による無次元化細長比 $\lambda=1.0$ ($l/r=80$) 付近で最大値 0.05 を有している。最高荷重の統計量を Table 4 に示す。Fig. 4 の実験値を短柱降伏強度の平均値⁶⁾で無次元化すれば Fig. 11 のようになるが、これについては基準耐力曲線の

Table 4 Maximum Strength of Columns.

l/r	40	60	80	92.5
M	0.960	0.919	0.798	0.706
S	0.027	0.030	0.039	0.032
V	0.028	0.033	0.049	0.045
Number	30	30	30	23

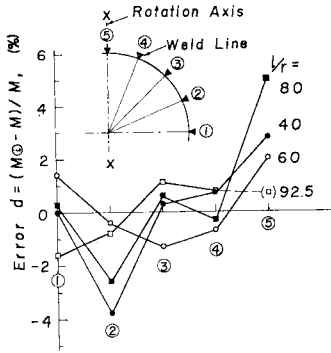


Fig. 5 Variation of Mean Maximum Column Strength in each Direction of Weld Line against Rotation Axis of Support.

比較検討とともに 5. で考察する。

b) 柱の材端回転支持方向と耐荷力の変動との関係

回転軸に対する柱断面の溶接線方向別の耐荷力の変動結果を Fig. 5 に示す。同図は各方向別 ① ($i=1\sim 5$) の強度平均値 M ② をその細長比の全強度平均値 M からの偏りで示している。試験柱全体の傾向として、耐荷力が ② の方向で最も低く、⑤ の方向で最も高くなっている。これは柱の耐力を低下させる初期たわみと最大圧縮残留応力の方向が溶接線の方向からややずれた位置にあり、これらの初期不整の方向が支持器回転軸と直角の方向に生ずる頻度が溶接位置 ② の方向で最大となるためと思われる。また溶接線 ⑤ の位置では、初期不整の方向の平均値は回転支持軸方向に最も近くなる。② 方向の柱の耐力平均値と ⑤ 方向のそれとの差は $l/r=80$ の柱では 8% にもなっている。また、溶接線の方向が ③ の位置にセットされた柱では、Fig. 3 および残留応力の測定結果⁹⁾からわかるように初期不整方向が ① の方向か、あるいは ⑤ の方向付近に現われやすい。初期不整の方向が ① の方向にあるとき、柱の強度は最も小さく、⑤ の方向、すなわち、回転軸方向にあるときには最大となる。したがって、Fig. 5 には示されていないが、柱の溶接線が ③ 方向にセットされた場合、どの細長比の柱でも耐力変動は最も大きくなり、最大値と最小値の間には 15~17% の差がみられた。

以上の実験結果から、本電縫管部材の耐力の変動は回転支持軸に対する初期不整の方向に大きく影響されていると考えることができる。このことはパイプ部材を 1 軸回転支持のもとで圧縮実験するとき注意する必要があるように思われる。後述の数値解析によっても同様の結果が確かめられている。なお、前項で述べた最高荷重データはこれら方向別の強度を加え合わせたものである。

4. 数値解析

(1) 近似残留応力分布

電縫鋼管内の残留応力分布状態はH形断面、箱形断面部材などに比べてきわめて複雑であり²⁾、本供試体における分布特性とその評価法については文献 6) で詳述されている。そこで誘導された等価残留応力を用いて数値短柱実験を行い、その応力-ひずみ (σ - ϵ) 関係を実際の短柱実験結果と比較すると見かけの残留応力量で後者の方が約 2 倍大きい値を示した。

本節では柱の中心軸圧縮強度を数値解析により精度よく求めるために、等価残留応力分布は定性的な参考にとどめ、短柱実験による σ - ϵ 関係を利用し、それをできるだけ忠実に再現するような残留応力量を定量的に求めることを試みる。すなわち、鋼管の材料は断面内で一様に理想弾塑性体であると仮定し、短柱実験で求められる σ - ϵ 関係に現われる応力低下をすべて残留応力によるものとみなす。また残留応力は軸方向のみの効果を考える。すなわち、電縫鋼管内の残留応力は一般に軸方向と円周方向とに存在し、またそのおのおのが管内、外で異なった値を有しているが、文献 6) で述べたように、これらの複雑な残留応力を 2 軸応力状態の降伏条件を考慮し、軸方向のみに存在する等価な残留応力に置き換えることができる。その結果、本電縫鋼管部材では、管の内外の等価残留応力は元の値より小さく、かつ相互に近い値となった (Fig. 7 の 2 本の破線、および文献 6) Fig. 12, 13 参照)。そこで、ここでは簡単のため板厚方向の分布を一定と仮定し、円周方向の分布形のみ考慮することにする。

ところで、短柱実験による σ - ϵ 関係からひずみ-接線係数 ($\epsilon/\epsilon_y - E_t/E$) 図を求めると、それは断面形のいかんにかかわらず部材断面内の残留ひずみ分布を

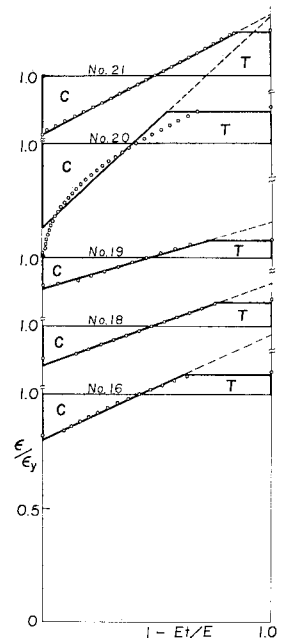


Fig. 6 Linear Approximation for Strain-Tangent Modulus Relations and Residual Strain Distribution.

最小値から最大値まで連続的に分布させた図に等しくなる (Appendix 参照)。これを本短柱試験体について数例図示すると Fig. 6 のようになる。全 26 個の測定値のうち、図中の No. 20 の例を除き、他はすべて端点を除くデータ点が直線的関係を示しているのをこれを直線近似し、さらに残留応力の自己つり合いを考慮すると引張り残留ひずみ部が大きくなった。そこで、これを図のように横軸に平行にカットした。

次に、円周方向への分布を考える。本供試体の残留ひずみ分布の測定結果を管の断面上に描くと溶接位置よりやや回転した方向 θ (あるいは $\theta + \pi$) に最大値を有する楕円に近い分布形となっている⁹⁾。そこで Fig. 6 の例に示したような直線近似分布形を位相 θ 、周期 π となるよう円周上に再配置する。その平均的データの分布を図示すると Fig. 7 が得られた。同図には比較のため残留ひずみ測定値から求めた等価残留応力のうち最も平均値に近いデータ (No. D-17) を破線で描いた。同図中、2本の破線は管の内側と外側の等価残留応力であるが両者の差は前述のように大きくない。他の供試体も同様であり、それゆえ、円周方向の分布形のみをここでは考えている。

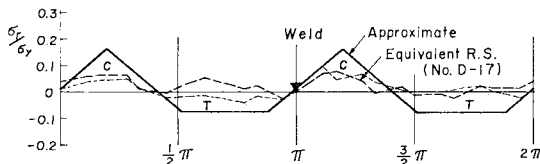


Fig. 7 Approximate and Equivalent Residual Stress Distribution.

両者の比較より、上述のように求めた直線近似残留応力分布は、周期的性質は等価残留応力分布に類似しているが、その圧縮残留応力量は等価残留応力量の約 2 倍程度に増加していることがわかる。近似残留応力分布を用いて数値短柱実験を行ったところ、元の個々の短柱実験による $\sigma-\epsilon$ 関係とよく一致する結果を得た。以後の数値解析にはこのようにして求めた近似残留応力分布を用いる。

(2) 数値モデル柱と最大強度分布

数値解析に用いるモデル柱は初期たわみ形、荷重による付加たわみ形とも \sin 半波形とし、内外力のつり合いを柱の中央点のみ考える。このモデル柱の強度を支配する要因として ① 初期たわみ量 f_0 、② 降伏応力 σ_y 、③ ヤング係数 E 、④ 残留応力 σ_r 、および ⑤ 初期たわみ、最大残留応力の方向と回転支持軸方向とのなす角 θ_{AX} の 5 項目を考える。初期たわみ方向と最大残留応力方向との間には前述のように傾度分布に類似性がみられるので、ここでは同一母集団を有するものと仮定して

いる。その他の各要因の実測値相互の間に独立性があることを検定により確かめた。

各要因の変動データは次のように定める。① f_0 の平均値は式 (4) により求め、変動係数には実測平均値 0.32 を用いて対数正規乱数を発生させる。② σ_y 、 E は実測値のうちの一つをランダム抽出する。③ $0 \sim \pi/2$ までの間の角度を一様乱数により 1 つ選び θ_{AX} とする。④ 直線近似残留応力データに位相 θ_{AX} を与え周期的分布を計算する。⑤ f_0 の値に $\sin \theta_{AX}$ をかけ回転方向の初期たわみ量とする。

曲げ-曲率-軸力 ($M-\phi-P$) 関係は数値短柱実験⁹⁾で行ったと同様の計算を利用して求め、柱の荷重-変形関係より最大強度を決定した。

無次元細長比 $\lambda = 0.2 \sim 2.0$ の間に 13 個の細長比を定めておのおの 32 個の最大強度を計算し、強度の変動を調べた。結果を M 、および $M-2S$ 曲線で Fig. 4 に示す。図中 V は変動係数曲線である。Fig. 11 には $M-2S$ 曲線のみを描いている。

計算値のうち M 、および V 曲線は $l/r = 40 \sim 80$ の実験値よりやや大きな値となったが、結果として $M-2S$ 曲線は実験値の下限をほぼ代表する位置に描かれている。数値計算にあたり、部材内の残留応力のより正確な近似、たとえば板厚方向にも分布を分担させれば、最大残留応力値の低下に伴い計算強度およびその変動の減少が期待できよう。また、本解析では 2 軸方向に分布する初期たわみを回転軸と直角の方向への投影量として与えているが、実際の挙動は柱の中央部で 2 軸載荷状態となっており、数値解析にこの点も考慮すれば強度平均値はより実験値に近くなるであろう。

$l/r = 92.5$ の柱では M 、および $M-2S$ 値とも計算値と実験値はよく一致している。ただ、実験そのものは高い精度で行われたとしても、実験値は母集団からの標本抽出であり、 M および S 値とも、ある幅で信頼区間を有しているので計算値との比較にあたってはこの点を汲み入れた確率統計論的判断が必要と思われる。

なお、本論文では強度分布の幅を $M \pm 2S$ で表わし、特性値、ないし下限値を $M-2S$ で代表させているが、これは ECCS の実験および理論強度、あるいは SSRC ガイドにおける $2\frac{1}{2}\%$ 強度曲線 (正規分布で $2\frac{1}{2}\%$ 点は $M-2S$ 値に相当する) との比較を容易にするためであり、強度の特性値を $M-2S$ 値に固定して考える意図はなく、この問題に関しては別の場で議論されるべきであることを付記しておく。

(3) 最大耐力の変動に及ぼす各要因の影響度

数値モデル柱で考慮した各要因が柱強度の変動に及ぼす影響度を知るために、前記 5 要因のうち、注目する 1

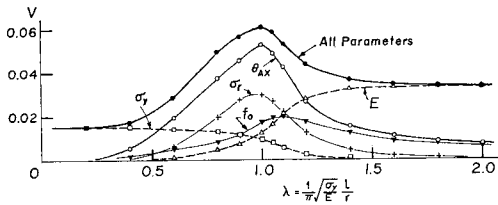


Fig. 8 Effect of each Parameter on Variation of Column Strength.

つの要因にのみ変動データを与え、残る要因のデータはすべてそれぞれの平均値に固定して前節と同様の数値計算を行う。このような計算により、耐力の平均値近傍において、あるパラメーターの耐力変動に及ぼす影響を調べることができる。

各要因ごとの変動係数の計算結果を Fig. 8 に示す。図中の各曲線に付した記号は注目する要因であり、この要因に対してのみ変動データを与えたことを意味している。同図より、柱強度の変動に最も支配的的要因は $\lambda=0.5\sim 1.2$ の間では θ_{AX} であり、これに続くのは θ_{AX} と同様 $\lambda=1.0$ 付近で最大効果を生ずる σ_y の変動である。おもにこの二つが実用柱の細長比領域で最大変動に寄与していると考えられる。

この原因は θ_{AX} が一様分布であり、それ自身の変動係数が大きいことに加え、近似的に残留応力分布の板厚方向の分布を一定とし、円周方向にのみ分布させているので最大残留応力の大きさが最大値を生ずる方向に強調されているためと考えられる。このように柱の支持軸方向に対する柱断面の方向が耐力変動に大きな影響を与えるということは 3. (2) b) で述べた実験結果にも現われている。

λ が 0.5 以下ではおもに σ_y により、また、 $\lambda=1.2$ 以上では予想に反して f_0 ではなく、おもに E により耐力変動が生じている。 f_0 の影響は本供試体では σ_y 、 E 、あるいはそれらの自乗平均値以下であった。以上の特徴は断面方向のはっきりしたH形断面柱ではみられないものであり、電縫鋼管に特有のものと考えられる。

(4) 2 軸回転支持柱の強度分布

電縫鋼管部材が立体トラスなどに用いられるとき、部材端部が径の小さいロッド等を介して球形 Joint に連結される場合がある。このような支持状態の圧縮部材は任意の方向に面外変形を生じ得るので、パイプ断面には方向性がないというものの、その基本強度を正確に調べるには 2 軸回転支持柱によらねばならない。一般に、圧縮部材の基準耐荷力式は部材断面の強軸または弱軸まわりの 1 軸回転支持柱の実験データを基礎に定められるので、2 軸回転支持柱（以後 2 軸柱と略す）の強度分布を別に調べておく必要がある。本節では数値解析により

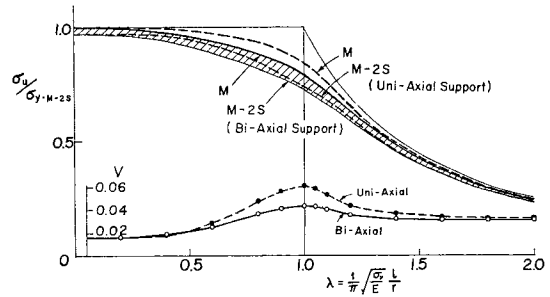


Fig. 9 Comparison of Strength Variation of Columns between Bi-Axial and Uni-Axial Supported.

これを行う。

前述のモデル柱には柱の初期たわみ方向と最大圧縮残留応力の方向は同じと仮定している。ここでさらに、2 軸柱の載荷中の付加たわみがこれらと同じ方向に増大すると考えると、柱の初期不整の方向を 1 軸回転支持軸に対して直角方向に定めれば 2 軸柱強度を 1 軸柱モデルで計算できる。

数値計算は前項と同様の細長比に対して最大耐力を求め、 M 、 $M-2S$ 曲線、および V 曲線を描いた。結果は Fig. 9 のようである。図中の破線は 4. (2) 節で求めた 1 軸柱の強度である。両者の比較より、柱の強度は M 曲線では $\lambda=0.9$ 付近で 1 軸柱より約 6% 低下しているが、 $M-2S$ 曲線では約 3% に減少している。これは V 曲線を比較してもわかるように、2 軸柱では初期たわみ量と残留応力量では不利になるものの、強度変動に主要な影響を与える θ_{AX} の要因が入らず、強度の標準偏差 S が約 30% も減少しているためと考えられる。しかしながら、2 軸柱では 1 軸柱に比べ若干の強度低下が生じていることに注意しなければならない。

(5) 初期たわみ量 $l/1000$ を有する柱の強度

ECCS における柱強度の理論計算では避けられない偏心の効果をも考慮し、柱の初期たわみに一定値 $l/1000$ を与えている¹⁶⁾が統計量としての取扱いをしていない。SSRC でも数値解析にこれと同一の値を用いているが、より小さい値を使用する可能性を今後の検討事項として挙げている¹⁷⁾。

本電縫鋼管では初期たわみ測定値の平均は $l/4000$ 以下、 $M+2S$ 値、最大値でも $l/2500$ 程度と比較的小さく、また要因分析でも明らかになったように初期たわみの変動が柱強度の変動に及ぼす影響は大きいとはいえない。他の電縫鋼管でも同様の傾向があるとすれば、初期たわみ量を一定値 $l/1000$ に固定した場合と実測統計量を用いた場合の柱の耐力変動の差を明らかにしておくことは後の参考になる。

強度計算には前述の数値モデル柱を用い、初期たわみ

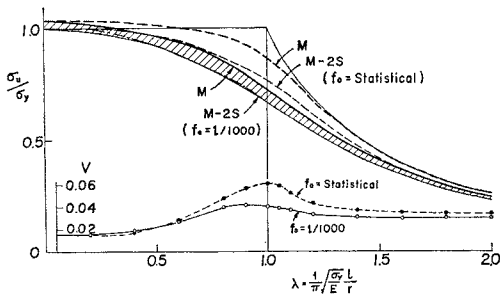


Fig. 10 Comparison of Strength Variation of Columns with $f_0=l/1000$ and $f_0=$ Statistical Data.

に対してのみ $l/1000$ を与えた。M, M-2S, および V 曲線を求めると Fig. 10 の実線で示す結果となった。図中の破線は 4. (2) で述べた全パラメーター変動の柱強度を示す。これらの強度曲線は図中に一点鎖線で描いた ECCS-a 曲線との比較を容易にするため、短柱実験による降伏強度の M-2S 値 (=0.968) で無次元化してある。図より、初期たわみ $l/1000$ を有する電縫鋼管柱の強度の M-2S 値と ECCS-a 曲線はすべての細長比でほとんど一致しており、2 本の曲線は大部分重なっている。しかしながら、これらの曲線は初期たわみに実測推定統計量を用いた場合の M-2S 値(破線)より $\lambda=1.0 \sim 1.2$ 付近で 12~15% 程度も低くなっており、初期たわみの考え方によって耐力に大きな差が生ずることがわかる。

鋼柱の初期たわみ量については残留応力に関するものほど多くの研究がなされておらず、現在のところどの種類の柱にも同一の下限値が用いられているようである。この面の研究が進めば、たとえば電縫鋼管や圧延 H 形鋼柱の強軸まわり等に関してはより小さい初期たわみ量を設定してよいかもしれない。

また、初期たわみ量を柱長の $1/1000$ に置く考え方は前述のように実構造物中の不可避の偏心を含ませている

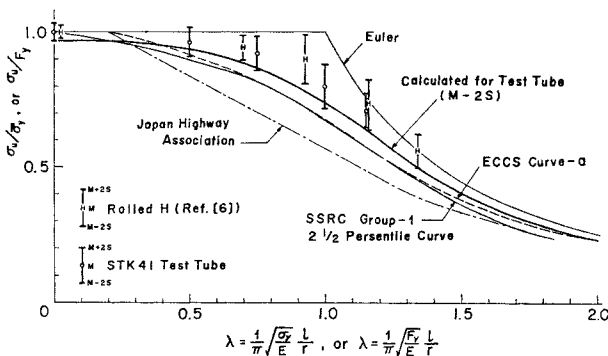


Fig. 11 Comparison between Nondimensionalized Maximum Column Strength Scatterness of Experiments (Rolled H and Present Pipes) and Column Strength Curves.

とみなされるが、偏心量の把握は初期たわみ量の測定ほど簡単ではなく、不確実性ははるかに大きい。限界状態設計法等の新しい設計法では構造物全体の安全度を評価する際、材料強度、部材強度のばらつき、あるいは部材を構造物全体に組み立てる際導入される不確実性、その他の各部分ごとに安全係数を設けている¹⁰⁾。このうち、部材強度は主として単純な境界条件のもとでの単一部材強度であり、構造物に組み立てられる際生ずる不可避の偏心をこの中に含めるべきかどうかは、今後十分議論の必要などころであろう。

5. 基準耐力曲線との比較検討

Fig. 11 は本電縫鋼管の実験結果に加えて圧延 H 形鋼柱(幅×高さ=100×100 mm)の実験結果⁷⁾をおのおのの短柱実験による σ_y の平均値で無次元化して示した図である。横軸の無次元化パラメーターもそれぞれの実測平均値を用いた。図中に示した 4 本の曲線は上から順に本電縫鋼管に対する M-2S 計算値, ECCS-a 曲線, SSRC-1 (2 1/2%) 曲線, およびわが国の現行道路橋示方書(以下 JHA と略す)の各基準耐力曲線である。これらの曲線に対する無次元化パラメーター σ_y , E には公称値が用いられている。

同図に示した実験値, および基準耐力曲線の相互の比較には次に述べるような注意が必要である。すなわち, ECCS 曲線¹¹⁾は本来, Fig. 4 に示したように実験データも公称降伏強度 F_y で無次元化表示したうえで耐力曲線との直接的な比較が行われており, その意味では Fig. 11 の実験値も F_y で無次元化すべきであろう。

一方, アメリカでは CRC 曲線に代表されるように, いくつかの実験データをそのおのおのの材料降伏強度で無次元化表示したのち, データ点の平均的位置を耐力力の基準にとる考えに立っている。SSRC 曲線のグループ 1 の平均値曲線¹²⁾も 2 1/2% 曲線も $\lambda=0$ で縦軸の 1.0 に収束している。また計算にあたり, ECCS では残留応力に一定の最大圧縮 $0.5\sigma_y$ を, SSRC では変動する実測値を用いているが両計算曲線は Fig. 11 にみられるように $\lambda=0.6 \sim 1.2$ の間でほとんど一致した結果となっている。

以上のような無次元化の基準の相違を認識したうえで, あえてここに示した実験値と基準耐力力曲線との比較を行うと, 以下の点が考察される。

- ① 圧延 H 形柱の強度の M-2S 値は本電縫鋼管の値と同程度かやや高い値となっている。
- ② JHA 曲線は ECCS-a, SSRC-1(2 1/2%) 両曲線, および実験強度分布より明らかに下方に設定されており, パイプ, およびそれと同一グループを成す

部材に対しては安全過ぎるように思われる。③ ECCS- α 、および SSRC-1(2 $\frac{1}{2}$ %) 曲線は本電縫鋼管柱に対する $M-2S$ 計算値より $\lambda=1$ 付近で約 12~15% 下方に位置しており、なお過分の安全性が確保されているようである。両者の差は前述のように避けられない偏心を考慮した初期たわみ量の仮定に起因しているものと思われる。

6. 結 論

本研究で得られた結果および検討事項は以下のように要約される。

(1) 初期たわみの実測平均値 M は柱長 l の約 1/10 000~1/4 000 であり、最大値および $M-2S$ 値も柱長の 1/2 500 程度の小さい値であった。初期たわみ形状はほぼ \sin 半波形とみなすことができる。また初期たわみの方向は圧縮残留応力の最大値の方向と類似した分布傾向を示した。

(2) 中心軸圧縮実験による最大強度を材料の保証降伏強度 F_y で無次元化して図示すると強度平均値は細長比 l/r が 0 から 90 ($\lambda \neq 0.9$) までの範囲で F_y を上まわる結果となった。短柱の降伏強度は F_y の 1.4 倍にも達しており、電縫鋼管の経済的使用を考えるなら、その公称降伏強度をたとえば D/t によって変えるような処置を与えるという方法も考えられる。

(3) 中心軸圧縮試験柱の強度の変動係数は $l/r=80$ の柱で最大値 5% を有し、ばらつきはあるものの細長比に対して緩やかな山形を描いている。

(4) パイプ部材の利点の一つは断面に関して方向性がないことであるが、本電縫鋼管の初期不整の方向にはある偏りがみられた。このような方向性が柱強度の変動に及ぼす影響を調べるために溶接線方向を回転軸方向に対して 5 方向に変えて実験したところ、方向ごとの強度平均値に差が現われ、 $l/r=80$ の柱では最大 8% の差がみられた。また、ある方向では強度変動の大きなものがあつた。

(5) 短柱実験による応力-ひずみ関係曲線をできるだけ忠実に再現するような直線近似残留応力分布を算定し、柱強度の数値解析の残留応力データとした。また、これを用いて数値短柱実験を行ったところ、元の応力-ひずみ関係とよく一致する結果を得た。短柱実験によるひずみ-接線係数関係が断面内の残留ひずみ分布を表わすことを示した (Appendix 参照)。

(6) 柱のたわみ形を \sin 半波形と仮定した数値解析モデル柱に強度変動に影響を及ぼす 5 要因を考えて強度分布を計算した。計算結果は平均値 M 、変動係数 V とも実験値よりやや大きくなったが、 $M-2S$ 曲線は実験

強度の下限値のよい推定値となっている。

(7) 最大耐力の変動に及ぼす諸要因の影響を調べたところ、 λ が 0.5 以下ではおもに降伏応力 σ_y により、また λ が 1.2 以上では主にヤング係数 E により、さらに $\lambda=0.5\sim 1.2$ の間では柱の初期不整 (残留応力と初期たわみ) の方向と回転軸支持軸方向とのなす角 θ_{AX} が、また同区間ではそれについて残留応力 σ_r がそれぞれ柱の強度変動に最も大きな影響を及ぼしていることがわかつた。初期たわみ量 f_0 の影響は本電縫鋼管では小さいものであつた。

(8) 本電縫鋼管が 2 軸回転支持されたときの強度分布を数値解析的に求めたところ、平均値では 1 軸回転支持柱に比べ $\lambda=0.9$ あたりで最大約 6% の強度低下がみられたが $M-2S$ の下限値では 3% の低下にとどまっている。これは 2 軸支持柱では初期たわみ量と残留応力量の面では不利になるものの、前項に述べた θ_{AX} の影響を受けないためと思われる。2 軸支持柱の強度低下には注意する必要がある。

(9) 数値モデル柱に ECCS で用いられている一定の初期たわみ量 $l/1 000$ を与えた場合の強度分布を求め、実測推定統計データを与えた柱の強度特性値 $M-2S$ と比較した。前者の $M-2S$ 曲線は ECCS- α 曲線とほとんど一致する結果となったが、 $\lambda=1.0\sim 1.2$ 付近で後者に比べ約 10~14% 低い値となっている。実構造物中の不可避の偏心および初期たわみ量の設定については限界状態設計法等の設計フォーマットとも関連づけて今後検討すべき事項と思われる。

(10) 本電縫鋼管の実験結果に圧延 H 形鋼柱の中心軸圧縮実験結果を加え、ECCS- α 曲線、SSRC-1 の 2 $\frac{1}{2}$ %) 曲線、現行道路橋示方書の各基準耐荷力曲線の相互の比較を行った。これらの比較に際して、無次元化の基準の相違を認めれば以下の点を考察することができる。① 圧延 H 形鋼柱の強度分布は電縫鋼管柱と同程度かやや高い値である。② 道路橋示方書の基準曲線は他の 2 曲線で分類されたパイプを含む部材に対して明らかに安全過ぎる位置に設定されている。③ ECCS- α 曲線も SSRC-1(2 $\frac{1}{2}$ %) 曲線も初期たわみ量を比較的大きな値 $l/1 000$ に固定しているため、本実験柱に対する $M-2S$ 計算値より最大 12~15% 下方に設定されている。以上の考察は製作法や断面寸法の異なる多くの鋼管のうちの一つ種類の供試体から得られた結果に基づくものであり、より一般的な結論を得るには今後さらに多種類の鋼管についての研究成果を積み重ねる必要があるように思われる。

謝 辞：本実験に使用した多量の実験供試体は川崎製鉄 (K.K.) のご好意により提供を受けたものである。また、中心軸圧縮の載荷には名古屋大学建築工学科所有

の 300 t 長柱試験機を借用し、研究費の一部は昭和 51 年度文部省科学研究費補助金を使用した。長期間にわたる実験には当研究室の柳瀬 博、京坂昌明君ほか、多くの学生諸氏の協力を得た。数値計算には愛知工業大学計算センターの IBM 370/138, UNIVAC 1100/10 を使用した。以上の関係者の方々に対し、ここに改めて、深く感謝の意を表します。

Appendix 残留応力分布形状と短柱実験によるひずみ-接線曲線との関係¹⁾

一様圧縮を受ける部材のある応力での接線係数 E_t と弾性係数 E との比は部材断面内の弾性核の面積 A_E と全断面積 A との比に等しい^{18), 19)}。すなわち、

$$E_t/E = \tau = A_E/A \dots\dots\dots (A.1)$$

ここでは別の観点から同様の関係を求め、部材内の残留応力分布が単一板内の単調増加分布に変換された後にひずみ-接線係数 ($\epsilon-E_t$) 曲線図に等しくなることを示す。

いま、柱の断面は幅 b 、厚さ t の一枚の板から成るとし、断面内の残留応力は板厚方向には一定で残留応力の最小値から最大値まで板幅方向に沿って連続的に分布しているものとする。この残留応力を E で除して残留ひずみ分布とし、**Fig. A**

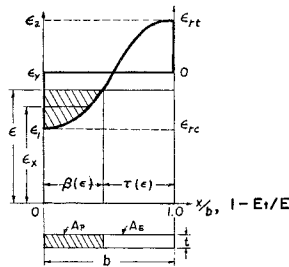


Fig. A Stress-Tangent Modulus Relations and Residual Stress Distribution.

に示すようにその 0 値を縦軸の ϵ_y の位置におき、圧縮量をこの下側に、引張り量を上側に描く。

断面内のある点の残留ひずみ量を ϵ_r とし、圧縮を正とする。この部材断面に、ある作用外力によって一様圧縮ひずみ ϵ が生じているとすれば、これと ϵ_r によって断面の一部は降伏し、降伏ひずみ ϵ_y 以上のひずみ、すなわち塑性ひずみ ϵ_p が次式のように生ずる。

$$\epsilon_p = \epsilon + \epsilon_r - \epsilon_y \dots\dots\dots (A.2)$$

上式の ϵ_p は **Fig. A** の斜線部分を表わす。このとき断面内の平均圧縮応力度 σ は次式で表わされる。

$$\sigma = E/A \cdot \left(\int_A \epsilon dA - \int_{A_p} \epsilon_p dA_p \right) \dots\dots\dots (A.3)$$

ここに、 A_p = 塑性部分の面積。残留ひずみ分布が図の縦軸上のひずみ変数 ϵ_x の関数 $\beta(\epsilon_x)$ で表わされるとき、上式の被積分関数 ϵ_p は $\beta(\epsilon_x)$ で置き換えられて、式 (A.3) は次式となる。

$$\sigma = E \left(\epsilon - \int_{\epsilon_1}^{\epsilon} \beta(\epsilon_x) d\epsilon_x \right) \dots\dots\dots (A.4)$$

ここに、 ϵ_1 は最大圧縮残留ひずみ ϵ_{rc} と ϵ_y との差 (図の左縦軸上の残留ひずみ開始点) を表わす。よって接線係数 E_t は

$$E_t = d\sigma/d\epsilon = E(1 - \beta'(\epsilon)) = E\tau(\epsilon) \dots\dots\dots (A.5)$$

あるいは

$$E_t/E = 1 - \beta'(\epsilon) = \tau(\epsilon) \dots\dots\dots (A.6)$$

上式は式 (A.1) と同じ形であるが、以上の誘導過程からもわかるように、 $\epsilon-E_t/E$ 関係図が求められたとき、それが $\epsilon-\tau(\epsilon)$ 関係、すなわち、 ϵ と $\beta(\epsilon)$ の関係で示された残留ひずみ分布形を表わしていることを意味している。 ϵ を ϵ_y で無次元化して計算しても同様の結果を得る。また、このとき、残留ひずみ分布形は σ_y で無次元化した残留応力分布形に等しくなる。

参考文献

- 1) 成岡昌夫・福本啓士・伊藤敏一：ヨーロッパ鋼構造連合 VIII 委員会の鋼柱座屈曲線について、JSSC, Vol. 6, No. 55, 1970.
- 2) 加藤 勉・青木博文：電気抵抗溶接鋼管のひずみ履歴と残留応力—短柱の圧縮試験における見掛けの応力-ひずみ関係への影響について—、日本建築学会論文報告集、第 230 号、昭和 50 年 4 月。
- 3) 若林 実・野中泰二郎・西川一正：電鍍鋼管の座屈に関する実験的研究、京大防災研究所年報、第 12 号 A, 昭和 44 年 3 月。
- 4) 日本鋼構造協会、標準委員会・鋼管 JIS 小委員会、実験班：塑性加工を受けた鋼材の機械的性質—STK 41 の引張りならびに圧縮に対する機械的性質、JSSC, Vol. 6, No. 53, 1970.
- 5) 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、日本建築学会論文報告集、第 204 号、昭和 48 年 2 月。
- 6) 青木徹彦・福本啓士：小口径電鍍鋼管の統計的材料強度特性と残留応力分布の評価、土木学会論文報告集、第 314 号、1981 年 10 月。
- 7) 青木徹彦・福本啓士：鋼柱の座屈強度に及ぼす残留応力分布の影響について、土木学会論文報告集、第 201 号、1972 年 5 月。
- 8) 青木徹彦・福本啓士：溶接 H 形鋼柱の座屈強度分布について、土木学会論文報告集、第 222 号、1974 年 2 月。
- 9) 青木徹彦：鋼柱座屈強度の変動性に関する基礎的研究、名古屋大学学位論文、p. 47, 昭和 49 年 3 月。
- 10) 東海鋼構造研究グループ (代表福本啓士)：鋼構造部材の抵抗強度の評価と信頼性設計への適用、橋梁と基礎、1980 年 11 月。
- 11) Sfintesco, D.: Experimental Basis of the European Column Curves, Constr. Metal., No. 3, p. 5, 1970.
- 12) Beer, H. and G. Shultz: Theoretical Basis of the European Column Curves, Constr. Metal., No. 3, p. 58, 1970.
- 13) Kato, B.: Column Curve for Cold-formed and Welded Steel Tubular Members, Stability of Steel Structures, Preliminary Report, Second International Colloquium at Liege, ECCS, pp. 53~60, April, 1977.
- 14) Yeomans, N.F.: Investigation of the Buckling Strength of Different Types of Structural Hollow Sections and Comparison with the Non-Dimensional Buckling Curves of the ECCS, Second International Colloquium at Liege, ECCS, pp. 71~75, April, 1977.
- 15) Johnston, B.G. (editor): Guide to Stability Design

- Criteria for Metal Structures, Structural Stability Research Council, 3rd Edition, John Wiley, 1976.
- 16) Sfintesco, D. (chairman) : ECCS Introductory Report, 2nd Edition, ECCS Second International Colloquium on Stability, pp. 22~24, 1976.
- 17) 前出文献 15) p. 72.
- 18) Galambos, T.V. : Structural Members and Frames, Prentice-Hall, p. 205, 1968.
- 19) 前出文献 15) p. 36.

(1982.9.13・受付)
