

冷間成形円形鋼管部材の耐力と変形能の統計的評価

正 会 員 越 智 健 之*

正 会 員 黒 羽 啓 明**

1. まえがき

限界状態設計法では、部材あるいは構造物の耐力の確率分布性状を明らかにしておく必要がある。鋼管部材を含む各種部材の耐力や変形状状に対して確率分布性状、設計法が論じられている。しかし、冷間成形鋼管部材に関しては、素材の機械的性質の特性が十分に考慮されていない。

国内で多用されている冷間成形鋼管は、製造過程において様々な塑性加工を受けている。塑性加工により素材の機械的性質は大きく変化し、複雑な残留応力が生じる。JSSC¹⁾、加藤²⁾は種々の製造方法で作られた鋼管から引張りおよび圧縮試験を行い、その特性を明らかにした。加藤、青木³⁾は電縫鋼管の制作過程を分析し、塑性加工を数理的な塑性論に当てはめ、その結果を実験値と比較している。青木、福本⁴⁾は同一ロットの電縫鋼管から多数本の引張りと圧縮試験および残留応力の測定を行い、残留応力の影響と材料強度の不規則性について考察している。それらの研究は、冷間成形鋼管の材料特性の評価に一般性を持たせるまでに至っておらず、残留応力の評価方法も複雑である。一方、部材の実験も数多く行われ局部座屈、曲げ座屈等の特性が明らかになっている。しかし、部材に関する研究は個々の実験結果について考察されているのみであり、設計に必要な考察が不十分である。

本論では、限界状態設計法を念頭におき、冷間成形鋼管の材料特性を統計的に評価し、その応用と実験資料から確率・統計論に基づいた部材耐力あるいは変形能の評価を行う。

2. 冷間成形完成品の応力—ひずみ関係の定式化

加工後の平均的な応力—ひずみ関係を用いると、部材の耐力および変形状状が推定できる^{5), 6), 7)}。すなわち、加工後の素材の機械的性質を把握することで複雑な加工や残留応力の影響を評価することができる。

ここでは、素材の機械的性質を代表する値である引張

試験から得られる降伏応力、引張強さ、降伏比および短柱圧縮試験から得られる降伏応力に対して統計的評価を行う。また、降伏応力と引張強さから応力—ひずみ関係の定式化を行い、応力—ひずみ関係のモデル化に必要な係数の確率分布を誘導する。

2.1 降伏応力と引張強さの統計量

青木らは多くの実験資料に基づき引張降伏応力、引張強さの統計量を与えている⁸⁾。また、著者らも同様の統計量を与えている⁹⁾。その後、多くの実験資料が公表されておりそれらの統計量を与え直す。実験資料は、ロール成形鋼管 (STK 41 材) である。

回帰モデルは、これまでのモデル⁹⁾と同一である。なお、回帰モデルは対数をとって線形式として回帰している。実験資料と回帰の結果および平均値から変動係数の 2 倍離れた数値とした 95 % 信頼限界を Fig. 1 および Fig. 2 に示す。

$$\sigma_y = 4.69 \cdot M_1 \left(\frac{D}{t} \right)^{-0.0622} \quad \text{cov} = 0.109 \cdots (1)$$

$$\sigma_u = 4.78 \cdot M_2 \left(\frac{D}{t} \right)^{-0.0034} \quad \text{cov} = 0.078 \cdots (2)$$

$$\frac{\sigma_y}{\sigma_u} = 0.983 \cdot M_3 \left(\frac{D}{t} \right)^{-0.0588} \quad \text{cov} = 0.081 \cdots (3)$$

ただし σ_y : 降伏応力 (t/cm²)

σ_u : 引張強さ (t/cm²), サンプル数: 320

各特性値を (1)~(3) 式に示す。変動係数 (cov) は近似的に実験値と実験式の比の対数値の標準偏差と

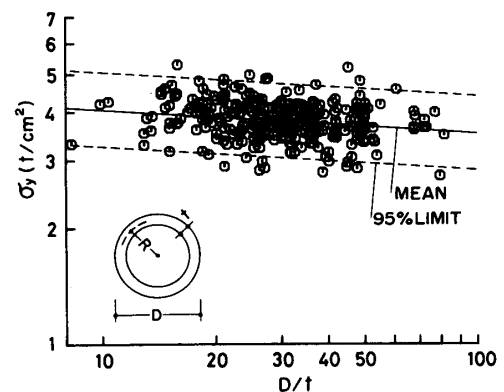


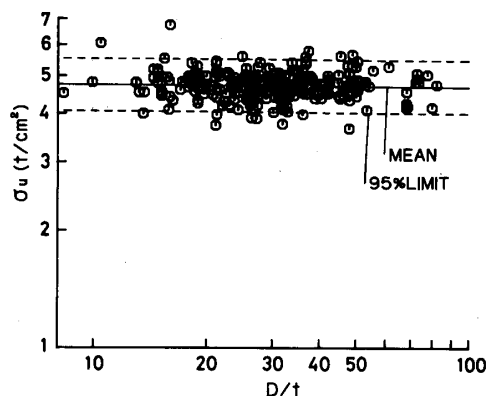
Fig. 1 Yield stresses in tension showing effect of D/t

本論文の一部は、文献 18) に発表したものである。

* 熊本大学 助手

** 熊本大学 教授・工博

(昭和 63 年 1 月 8 日原稿受理)

Fig. 2 Ultimate strengths showing effect of D/t

し、自由度を考慮している。(1) 式中の M_1 は平均値が 1.0 であり $\ln M_1$ の標準偏差が式中の変動係数と等しい確率変数である。また、 M で表す確率変数は M_1 と同じ定義である。

短柱圧縮試験から得られる圧縮降伏応力の実験資料 (STK 41 材) と回帰の結果を Fig. 3 に示す。圧縮降伏応力を (4) 式で表す。

$$\sigma_y = 4.56 \cdot M_1 \left(\frac{D}{t} \right)^{-0.0803} \quad \text{cov} = 0.121 \quad \dots (4)$$

サンプル数: 68

圧縮降伏応力の変動係数は引張降伏応力の変動係数よりも若干大きい。平均値は引張試験の 9 割程度であり、引張試験よりも径厚比の影響が強い。

回帰の結果と変動係数で標準化した実験資料を Fig. 4 に示す。対数軸上の実験値から得た相関係数 ρ を図中に示す。なお、Fig. 4 中の添字 i は各実験値、添字 m は平均値、添字 t は引張試験、添字 c は圧縮試験を表す。 ζ は変動係数であり、その添字は各確率変数に対応している。

2.2 応力—ひずみ関係の定式化

実験値の近似に Ramberg-Osgood の実験式を用いる。徐々に降伏し明確な降伏棚の表れない応力—ひずみ関係においては、通常 0.2% 残留ひずみを与える応力が降伏応力として用いられている。この降伏応力を σ_y とす

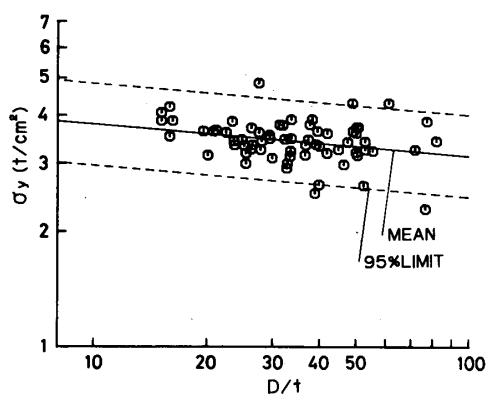
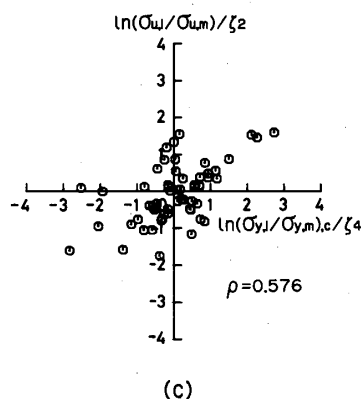
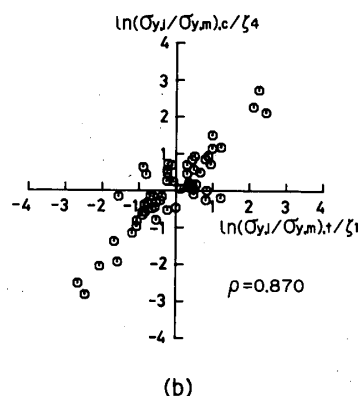
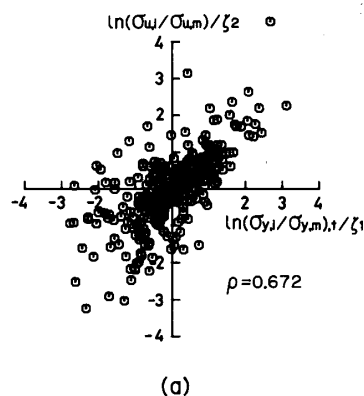
Fig. 3 Yield stresses in compression showing effect of D/t 

Fig. 4 Correlations between material properties

ると Ramberg-Osgood 式は

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^m \quad \dots (5)$$

弾性係数 E を確定値とすれば、未知な係数は硬化に関する係数 m のみである (以後硬化係数と略す)。引張強さ時のひずみと硬化係数との関係は、既に明らかになっている¹⁰⁾。その応用で引張強さと硬化係数の関係を求める。

(5) 式と以後の記述では、 σ と ϵ を真応力と対数ひずみとする。引張試験における荷重 P とその増分は

$$P = \sigma A, \quad dP = \sigma dA + A d\sigma$$

体積保存則に従うとして

$$A \cdot l = \text{一定}, \quad dA/A + dl/l = 0, \quad d\epsilon = dl/l$$

ただし A : 断面積 l : 標点距離

以上の条件式と引張強さ時の条件 $dP=0$ から

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \sigma \dots\dots\dots (6)$$

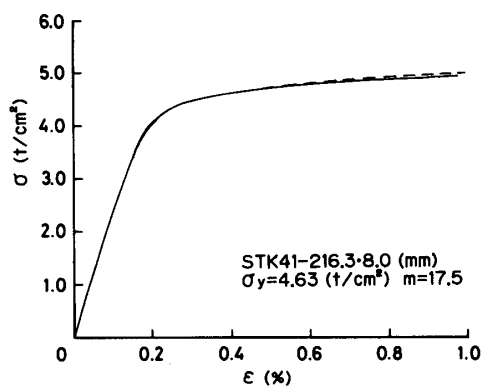
また、(5) 式における接線係数は (7) 式となる。引張強さに達するまでは局所的なひずみの集中を生じないとして、引張強さ σ_u 時の真応力 σ_e と対数ひずみ ε_e の関係は体積保存則と (5) 式から (8) 式となる。

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \left[\frac{1}{E} + 0.002 \cdot \frac{m}{\sigma_y} \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^{m-1} \right]^{-1} \dots\dots\dots (7)$$

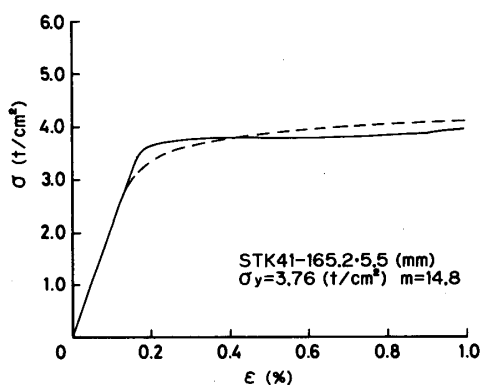
$$\varepsilon_e = \ln \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_u} \right), \quad \varepsilon_e = \frac{\sigma_e}{E} + 0.002 \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_y} \right)^m \dots\dots\dots (8)$$

引張強さ時の条件として (6), (7) 式の応力 σ は σ_e となる。また、引張強さの統計量から引張強さは塑性加工の影響が小さいことが分かる。そこで、圧縮試験の真応力—対数ひずみ関係において (6) 式の条件を満たす真応力は、同一素材の引張試験における引張強さ時の真応力に等しいと仮定する。この仮定から (6)~(8) 式の条件式に圧縮の降伏応力と引張強さを用いて硬化係数を定める。本論では、 ε_e と硬化係数に初期値を与え、収束計算で各条件式を満足する硬化係数を求めている。

文献 11) に公表した短柱圧縮試験結果に対して上記の方法で近似を行った。Fig. 5 に近似結果の例を示す。



(a)



(b)

Fig. 5 Test results compared with stress-strain models for stub-columns

Fig. 5 中の実線が実験結果であり、破線は近似結果である。Fig. 5(a) のように降伏棚が表れない応力—ひずみ関係に対しての近似結果は良く実験値を表し得た。Fig. 5(b) のように降伏棚を有する材料には、近似結果と実験値は差を生じた。しかし、この近似方法で得た応力—ひずみ関係を、局部座屈および座屈強度算定に用いた場合には、降伏棚の有無による近似度の違いが問題にならないことを次節で明らかにする。なお、実験値は公称応力—公称ひずみ関係であり、得られる関係は真応力—対数ひずみ関係である。公称応力—公称ひずみ関係と真応力—対数ひずみ関係を比較すると、Fig. 5 のひずみ範囲では両者に大した差を生じない。したがって、本論では真応力と公称応力および対数ひずみと公称ひずみを区別しない。

つぎに、圧縮の降伏応力と引張強さの統計量から硬化係数の確率分布を誘導する。硬化係数は降伏応力と引張強さを変数とする (6)~(8) 式の関数である。つまり、硬化係数を確率変数とするとその密度関数は、降伏応力と引張強さの平均値および確率変数 M_2, M_4 の 2 変量密度関数から得ることができる。 M_2, M_4 は対数正規分布に従うと仮定し、実験資料の相関係数と等しくなる 2 変量密度関数を定め、数値積分法を用いて硬化係数の確率密度を求めた。硬化係数の確率密度分布と平均値および 95 % 信頼限界の算定結果を Fig. 6 に示す。なお、弾性係数は確定値 (2100 t/cm²) としている。また、95 % 信頼限界は確率密度を積分して上下 2.5 % の確率になる値としている。

ところで、硬化係数と降伏応力、引張強さには関数関係があるとしており、降伏応力と硬化係数に高い相関を生じる。したがって、応力—ひずみ関係の不確実性を考慮した解析には、降伏応力と硬化係数の条件つき確率密度関数が必要である。条件つき密度関数自体は図示していないが、数値積分法で算定し後の項で使用している。

3. 短柱圧縮試験による局部座屈および座屈後挙動の評価

ここでは、前節で求めた降伏応力と硬化係数の確率分

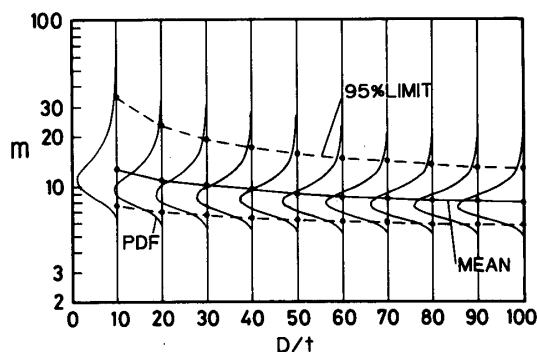


Fig. 6 Probability distributions of hardening coefficients showing effect of D/t

布から局部座屈強度の確率分布を求める。また、局部座屈後の変形状について考察を行う。

3.1 局部座屈強度

短柱圧縮試験の応力—ひずみ関係を用いた(9)式の理論値は、非弾性域における局部座屈耐力と良く一致する^{13),14)}。

$$\sigma_t = \frac{2}{3} \sqrt{E_t \cdot E_s} \cdot \frac{t}{R} \dots\dots\dots (9)$$

ただし E_t : 接線係数 E_s : 割線係数

引張強さと圧縮降伏応力が公表されている短柱圧縮試験の資料^{11),11),14)~19)}について、前述の方法で応力—ひずみ関係を近似した。応力—ひずみ関係の近似結果に基づいた(9)式の理論値 σ_t と実験値 σ_m との比較結果を Fig. 7 に示す。理論値は無次元化径厚比 $(\sigma_y/E \cdot D/t)$ の広い領域で実験値と良く一致している。ここで引用した実験資料には、前節の応力—ひずみ関係の定式化において問題となった応力—ひずみ関係に降伏棚を持つ材料も含まれている。

最大耐力と降伏応力の比率である応力上昇率は、応力—ひずみ関係と(9)式から求めることができる。しかし、応力—ひずみ関係の近似と(9)式の算定には数値演算が必要であり、応用性に欠けることから実験式を与えておく。

Fig. 8 に応力上昇率に対する加藤の実験式²⁾と実験資料を比較する。実験資料に基づいた回帰の結果と変動係数および相関係数 r を図中に示す。なお、回帰モデルは、対数を取り線形式としている。また、実験値と無次元化径厚比の対数値から相関係数を求めている。Fig. 8 によると無次元化径厚比の変化に伴う応力上昇率の変化自体が小さいので、実験値の分散は相対的に大きいと言える。Fig. 7 と Fig. 8 との比較から、無次元化径厚比のみを説明変数とした実験式は、(9)式の性質を十分に表さなくて応力上昇率を説明し得ないと言える。

(9)式は径厚比と応力—ひずみ関係の係数との関数であるから、応力上昇率の説明変数として硬化係数が考えられる。説明変数として硬化係数の代わりに、より物理的な意味が分かりやすい圧縮降伏応力と引張強さの比

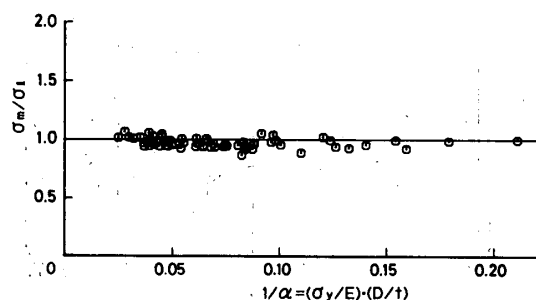


Fig. 7 Predicted local buckling stresses compared with test results

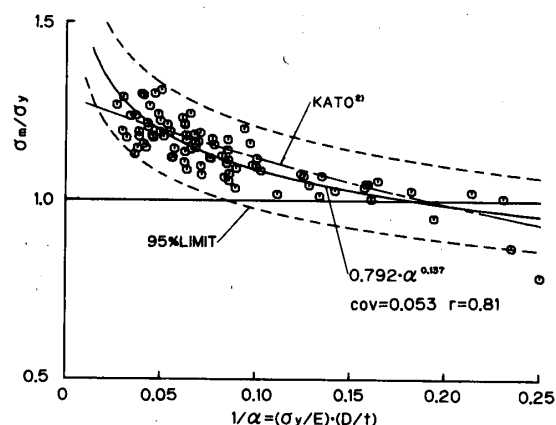


Fig. 8 Maximum to yield strength ratios for stub-columns showing effect of α

である降伏比を採用し、確率論的な応用が簡単である(10)式と同形のモデルで回帰を試みた。無次元化径厚比と降伏比を説明変数に用いた回帰結果は、無次元化径厚比のみで回帰した結果と比較して、重相関係数が5%高くなり変動係数は8%低下した。しかし、径厚比と降伏比を用いた(10)式がさらに優れた結果であった。

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_y} = 1.80 \cdot M_s \left(\frac{D}{t} \right)^{-0.160} \cdot \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_u} \right)^{-0.433} \dots\dots\dots (10)$$

COV=0.034 $r=0.90$ サンプル数: 64

(10)式と実験値の関係を Fig. 9 に示す。

径厚比の制限値を大幅に超え、弾性座屈を生ずるようなきわめて径厚比の大きなロール成形鋼管が部材に使用されることは考えられない。したがって、(10)式は弾性座屈曲線との連続性を考慮していない。

つぎに、(9)式あるいは(10)式から STK 41 材の局部座屈強度の確率分布を求める。

(9)式の理論式は径厚比と接線係数および割線係数の関数である。前述の降伏応力と硬化係数の確率分布に基づいて接線係数および割線係数の算定を行い、数値積分法を用いて(9)式から局部座屈強度の確率分布を求

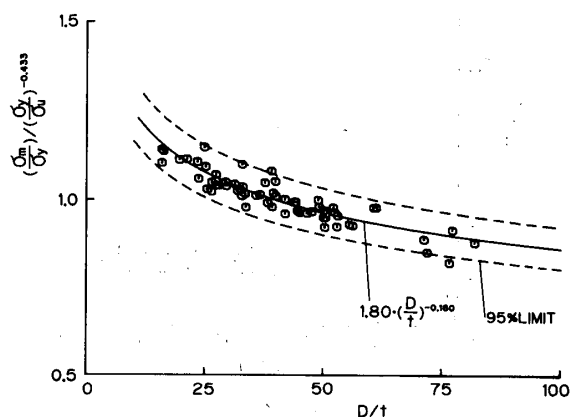


Fig. 9 Maximum to yield strength ratios for stub-columns showing effect of D/t

めた。公称の降伏応力 F 値（本論中では $\sigma_{y,n}$ ）で無次元化した演算結果と実験資料を Fig. 10 に示す。日本建築学会鋼構造設計規準²²⁾（以下鋼構造規準と略す）の径厚比制限値 ($1/\alpha_n=240/2100$) における Fig. 10 の確率分布から、径厚比制限値上の鋼管材では局部座屈強度が公称の降伏応力 F 値を下回る確率がほとんどないことが分る。Fig. 10 に局部座屈強度の変動係数を併せて示す。変動係数は公称の無次元化径厚比に対して若干変化している。

(10) 式に基づいた場合には、(2), (4) 式を (10) 式に代入した (11) 式で局部座屈強度が与えられる。 M_2 と M_4 , M_5 が対数正規分布に従うと仮定し、 M_2 と M_4 の相関を考慮した M_6 の変動係数を求めると

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{y,n}} = 3.50 \cdot M_6 \left(\frac{D}{t} \right)^{-0.207} \quad \text{cov} = 0.098 \quad \cdots (11)$$

M_6 の変動係数は (9) 式に基づいて求めた Fig. 10 の変動係数の最大値とほぼ同じ値であり、極厚肉の領域を除いて平均値は若干低い。つまり、(10) 式に基づいた強度の確率分布は (9) 式に基づいた場合と比較して若干安全側であるといえる。なお、(10) 式は対数をとると線形式であるから、確率変数 M_6 も対数正規分布に従う。

(10) 式の応用として STK 41 材の局部座屈耐力が降伏応力に達さない確率を求める。条件としては

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_y} < 1.0 \quad \cdots (12)$$

(10) 式に (2), (4) 式を代入し、変動係数の算定には M_2 と M_4 の相関を考慮して

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_y} = 1.84 \cdot M_7 \left(\frac{D}{t} \right)^{-0.127} \quad \text{cov} = 0.055 \quad \cdots (13)$$

確率変数 M_7 は M_6 と同様に対数正規分布に従う。Fig. 11 に (12) 式の条件を満たす (13) 式の確率を示す。

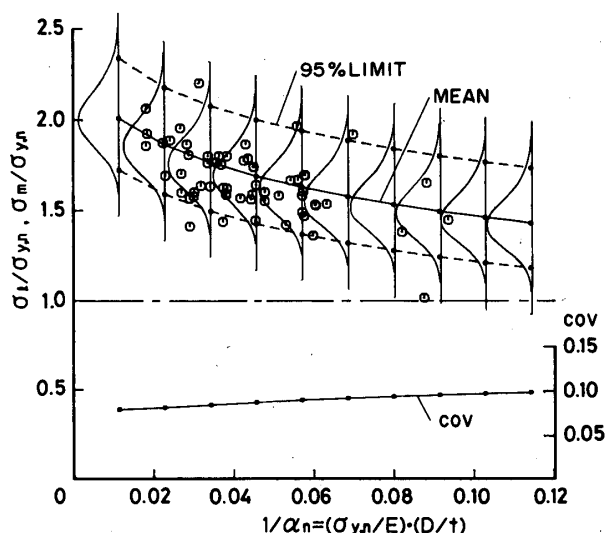


Fig. 10 Probability distributions of stub-column strengths

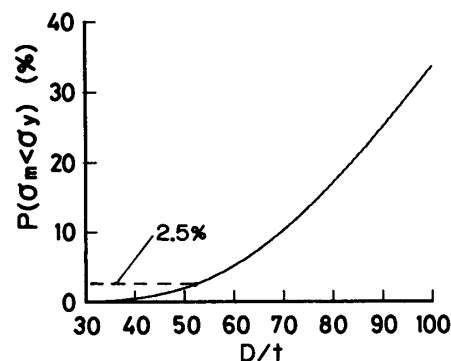


Fig. 11 Probability of event " $\sigma_m < \sigma_y$ " (STK 41)

局部座屈強度が降伏応力を上回らない確率が 2.5 % となる径厚比は 52 程度であり、鋼構造規準の径厚比制限値上 ($D/t=100$) ではその確率が 30 % 以上ある。

以上から、鋼構造規準の径厚比制限値上にある冷間成形鋼管材の短柱圧縮耐力は、公称の降伏応力を十分に發揮できるが、0.2 % 残留ひずみを与える応力、つまり実際の降伏応力に達しないとみなしてよい。

3.2 最大耐力時の変形量と耐力の低下性状

(9) 式の強度理論式から分岐ひずみは (14) 式で与えられる²³⁾。強度算定と同様に各実験資料について分岐ひずみ ϵ_b の算定を行った。

$$\epsilon_b = \frac{2}{3} \sqrt{\frac{E_t}{E_s}} \cdot \frac{t}{R} \quad \cdots (14)$$

分岐ひずみ ϵ_b を短柱圧縮試験における最大耐力時のひずみ ϵ_m と比較した結果を Fig. 12 に示す。Fig. 12 によると ϵ_b は ϵ_m の下限に近いことが分かる。ただし、無次元化径厚比の大きな領域では (14) 式の ϵ_b に達しない実験資料が多くある。十分に塑性化し得る径厚比の領域では、 ϵ_b から ϵ_m までのひずみ量は大きい。

分岐ひずみに達した後の挙動について降伏線理論^{24), 25)}に基づいて考察する。冷間成形鋼管材ではひずみが十分に塑性域まで進展すると、その後の応力上昇の割合は小さいことから、短柱の最大耐力後の応力上昇を無視する。降伏条件式にミーゼスの降伏関数を用いて、降伏応力の代わりに短柱の最大耐力 σ_m を用いる。つまり、

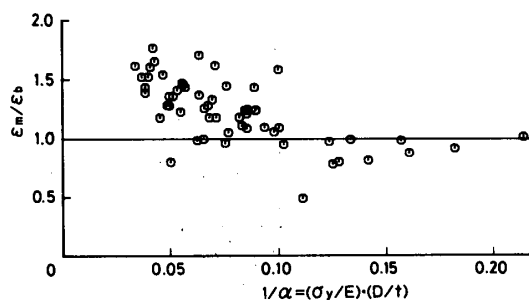


Fig. 12 Local buckling strains compared with strains at maximum loads for stub-columns

$$\sigma_m^2 = \sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2$$

ただし σ_1 : 軸方向応力 σ_2 : 周方向応力

耐力低下時に局部座屈は一波のみが成長するとして、軸対称形の局部座屈波形を Fig. 13 のように簡略化する。

i) ヒンジ線部のエネルギー散逸率

耐力低下時には①①' で囲まれた部位以外では除荷しているとする。つまり、①と①' の塑性ヒンジ線は弾性体で拘束されていることになる。したがって、管周方向のひずみ $\varepsilon_2 = 0$ とし、塑性流れ論を用いて

$$\frac{\dot{\varepsilon}_1}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_1}} = \frac{\dot{\varepsilon}_2}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_2}} = \lambda_c$$

ただし $f = \sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2 - \sigma_m^2$

したがって

$$\sigma_1 = \pm \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_m$$

板厚方向の応力分布形状が長方形であるとして、単位長さ当たりの最大曲げモーメント M_m は

$$M_m = \frac{1}{2\sqrt{3}} \cdot t^2 \cdot \sigma_m \left(1 - \frac{3}{4} n^2\right)$$

n : σ_m に対する存在軸力の比

②線は塑性域に囲まれているからエネルギーの散逸を行わないとすれば、塑性ヒンジ線のエネルギー散逸率は

$$D_i = 2 \cdot M_m \cdot \pi (D-t) \cdot \dot{\theta}$$

ii) 面内塑性ひずみ域のエネルギー散逸率

塑性領域におけるエネルギー散逸率は、板厚方向に応力が生じないとして下式となる²⁵⁾。

$$D_{ai} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_m \sqrt{\dot{\varepsilon}_1^2 + \dot{\varepsilon}_2^2 + \dot{\varepsilon}_1 \cdot \dot{\varepsilon}_2}$$

①①' 間を塑性領域とし、管軸方向のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_1 = 0$ とする。また、管壁が管の外側に変形するとし、曲率変化を無視すれば ε_2 は管径の増加量で与えられる。つまり、①②間の管周方向のひずみ速度は

$$\dot{\varepsilon}_2 = \frac{2 \cdot x \cdot \cos \theta \cdot \dot{\theta}}{D-t}$$

上式から D_{ai} を積分して①①' 間の塑性域のエネルギー散逸率は

$$D_a = \frac{\pi}{\sqrt{3}} \cdot t \cdot l_c^2 \cdot \sigma_m \cdot \cos \theta \cdot \dot{\theta}$$

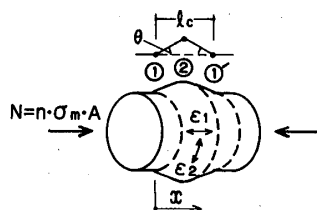


Fig. 13 Deformation model of local buckling

iii) 外力のエネルギー散逸率

Fig. 13 を参照して外力の散逸率は

$$D_n = n \cdot \sigma_m \cdot \pi \cdot (D-t) \cdot t \cdot l_c \cdot \sin \theta \cdot \dot{\theta}$$

以上の算定には①①' 間の長さ l_c が必要である。文献 26) を参考に (9) 式における座屈波長から、 l_c は一波長分であると仮定して

$$\frac{\pi}{l_c} = \frac{1}{[t \cdot R (\xi + 3 \Psi)]^{1/2}} (9 \cdot \Psi \cdot \xi)^{1/4} \dots \dots \dots (15)$$

ただし $\xi = E/E_t$ $\Psi = E/E_s$

$\Psi = \xi = 1$ とすると

$$l_c = \frac{\pi \sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot \sqrt{t(D-t)} \doteq 2.57 \sqrt{t(D-t)} \dots \dots (15)'$$

応力—ひずみ関係に実験資料の近似結果を用いて (15) 式から求めた値と (15)' 式の差は最大 3 % 程度であった。(15)' 式は文献 12) 中の実験式とほぼ一致するから、(15)' 式を用いて外力と内力のエネルギー散逸率を等しいとすると

$$\frac{\sqrt{3}}{4} n^2 + \frac{\sqrt{2} \cdot \pi}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{D-t}{t}} \cdot \sin \theta \cdot n - \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\cos \theta \cdot \frac{2}{3} \pi^2 - 1 \right) = 0 \dots \dots \dots (16)$$

また、一波長分の変形 Δ とその区間の平均ひずみ ε_d は

$$\Delta = l_c \cdot (1 - \cos \theta), \quad \varepsilon_d = 1 - \cos \theta$$

分岐ひずみまでは座屈変形を生じなくて、分岐ひずみに達した後に面外の変形を生じるとする。(16) 式において最大耐力時の条件である $n=1$ を満たすひずみを ε_{d1} とする。それらの仮定から最大耐力時のひずみを

$$\varepsilon_c = \varepsilon_b + \varepsilon_{d1} \dots \dots \dots (17)$$

Fig. 14 に (17) 式と実験資料を比較する。Fig. 12 と Fig. 14 を比較すると Fig. 14 中の実験値の分散は小さい。また、Fig. 14 によれば無次元化径厚比の小さな領域で実験値は (17) 式と平均的に一致している。しかし、分岐ひずみの理論値と降伏線理論式を数式モデルとして統計的処理を行うのは応用が複雑であり、その理論値と実験値の誤差が大きいため実験式を与える。

既往の実験式^{2), 14), 21)}に用いられている無次元化径厚比は最大耐力時のひずみの説明変数として有効である。無

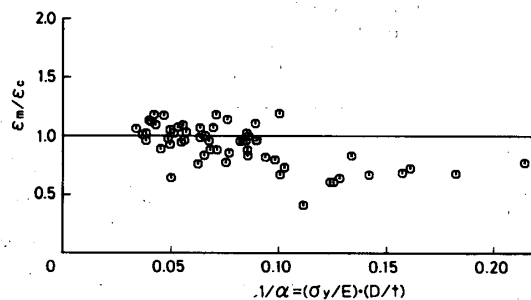


Fig. 14 Predicted strains for stub-columns at maximum loads compared with test results

次元化径厚比を用いて強度の実験式と同様に回帰を行うと

$$\frac{\epsilon_m}{\epsilon_y} = 0.205 \cdot M_8 \left(\frac{\sigma_y}{E} \cdot \frac{D}{t} \right)^{-1.39}$$

$$\text{COV} = 0.167 \quad r = 0.97 \dots \dots \dots (18)$$

ただし $\epsilon_y = \sigma_y / E$ サンプル数: 76

強度の実験式と同様に種々の回帰モデルで回帰を行った。しかし、相関係数あるいは標準偏差の比較において (18) 式よりも格段に優れた回帰モデルはない。(18) 式と実験値の関係を Fig. 15 に示す。

降伏線理論に基づいた (16) 式は耐力の低下性状を表している。実験資料では、耐力低下領域において最大応力 σ_m の .95 倍から .8 倍の区間は直線とみなせた。また、その領域の低下こう配が最も急であるから、耐力低下域のこう配を (19) 式とする。(Fig. 16 参照)

$$E_d = \frac{d\sigma}{d\epsilon} = -\frac{0.15 \sigma_m}{\epsilon_h} \dots \dots \dots (19)$$

実験資料の E_d を Fig. 17 に示す。また、(10) 式の σ_y と σ_u に (2), (4) 式の平均値を用いて σ_m を求め、その σ_m と (16) 式から E_d を算定し Fig. 17 に実線で示す。Fig. 17 によると (16) 式は実験資料の耐力低下こう配よりも平均的に低い値となるが、径厚比の変化に伴う耐力低下こう配の変化性状を表している。

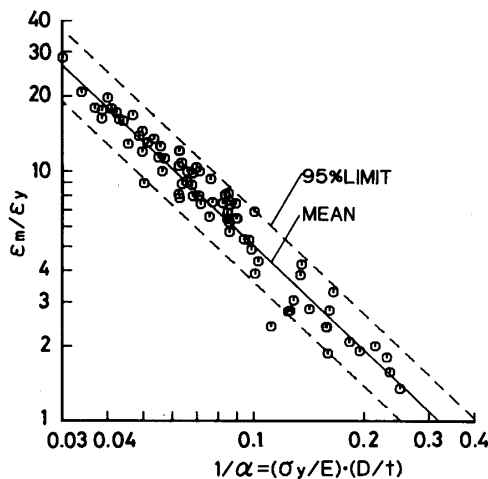


Fig. 15 Strains at maximum loads for stub-columns

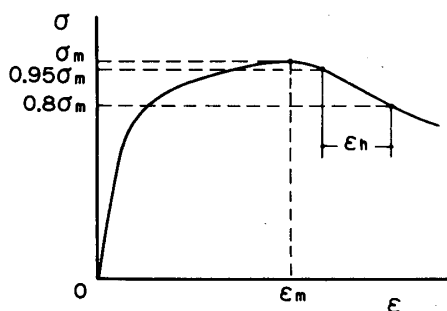


Fig. 16 Stress-strain relationships of stub-columns

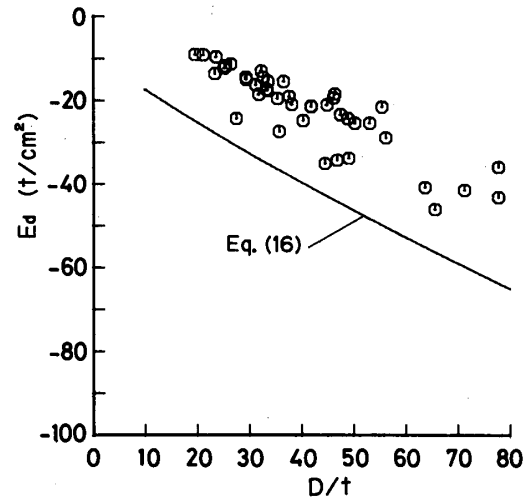


Fig. 17 Post-buckling decaying slopes for stub-columns

4. 中心圧縮柱の耐力

中心圧縮柱の耐力は、短柱の応力—ひずみ関係を用いた (20) 式の値と良く一致している^{7), 27), 28)}。

$$\sigma_c = \frac{\pi^2 \cdot E_t}{\lambda^2} \dots \dots \dots (20)$$

ただし λ : 細長比

圧縮降伏応力と引張強さが公表されている実験資料^{5), 17), 29)~31)}について応力—ひずみ関係を近似し、近似結果に基づいた (20) 式の理論値 σ_c と実験値 σ_m を Fig. 18 に比較する。なお、福本ら³¹⁾は同一ロットから作られた多数本の試験体の実験を行っており、個々の実験値が公表されていないので、福本らの実験資料に関しては、同一細長比の試験体と素材試験の結果に平均値を引用している。

Fig. 18 によると (20) 式の理論値に対する実験値の分散が若干大きくなる無次元化細長比 $\lambda' (1/\pi \cdot \sqrt{\sigma_y/E} \cdot \lambda)$ の領域がある。その分散には初期不整の影響や実験誤差あるいは (20) 式との不適合性が表れていると考えられる。しかし、(20) 式は実験資料を平均的に表している。

(20) 式に基づいて局部座屈強度の算定と同様に数値解析を行い、中心圧縮柱強度の確率分布を求めた。応力

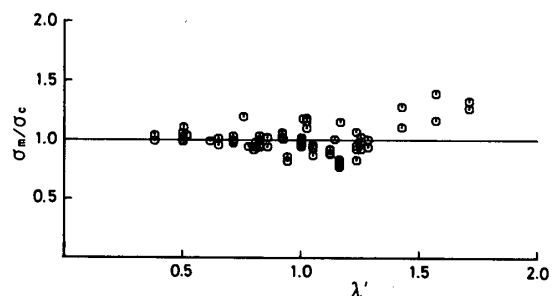


Fig. 18 Predicted buckling strengths compared with test results

一ひずみ関係の近似に使用する降伏応力と引張強さの統計量は径厚比で変化する。したがって、径厚比により中心圧縮柱強度の確率分布も変化する。実験資料は径厚比が様々であるが、径厚比が30程度の資料が多いので $D/t=30$ の演算結果と実験資料を Fig. 19 に比較する。Fig. 19 によれば演算結果は実験資料の変動を良くとらえているといえる。

Fig. 20 に高張力鋼管 (STK 50 材相当) の実験資料を公称降伏応力 (3.3 t/cm^2) で無次元化して、STK 41 材の平均値および 95 % 信頼限界と比較する。高張力鋼管材では STK 41 材の平均値よりも低い実験値が多くあり、Fig. 19 と比較して実験資料と 95 % 信頼限界の関係も良くない。つまり、鋼種により中心圧縮柱強度の確率分布は変化すると言える。それは、Fig. 18 に示した実験資料には多くの高張力鋼管が含まれているから、

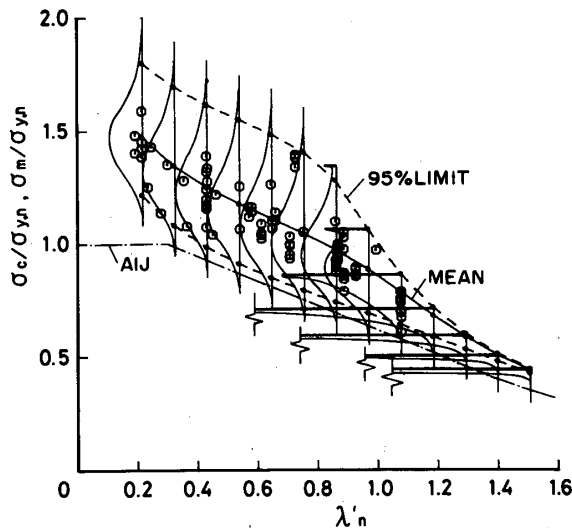


Fig. 19 Probability distributions of column strengths (STK 41)

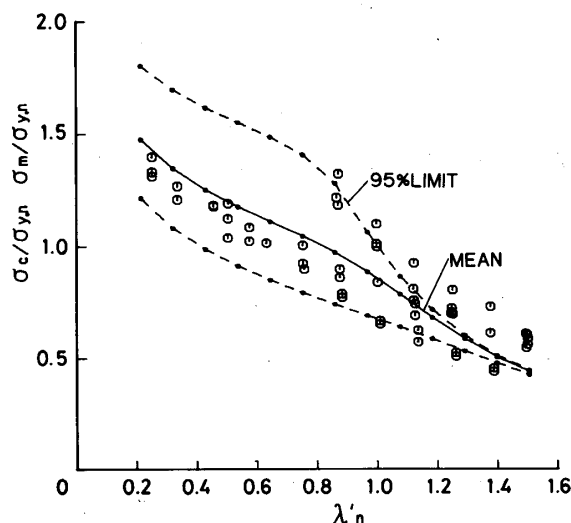
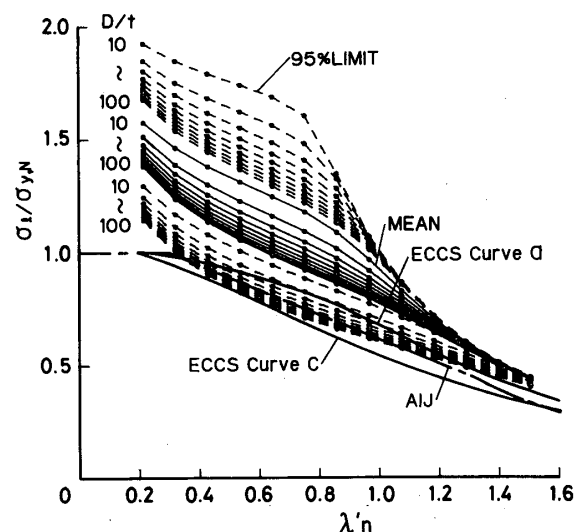


Fig. 20 Buckling test results for columns (STK 50) compared with predictions (STK 41)

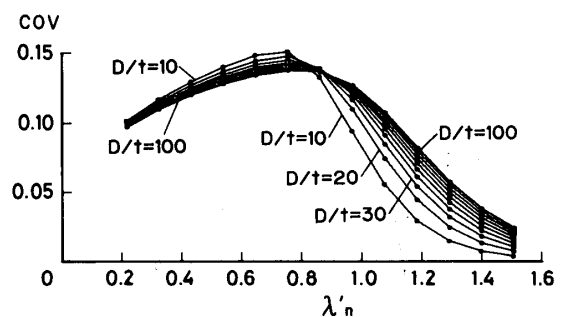
(20) 式および応力一ひずみ関係の近似方法が原因ではなく、公称値に対する素材の性質が鋼種により変化することに起因している。高張力鋼管柱の強度の確率分布を求めるには、素材に関する実験資料の蓄積が必要である。

STK 41 材に対して径厚比を変化させた数値積分結果から得た 95 % 信頼限界と平均値を Fig. 21(a) に示す。また、Fig. 21(b) に変動係数を示す。径厚比と細長比により 95 % 信頼限界、平均値、変動係数は大きく変化している。福本ら^{4), 31)}は同一ロットの鋼管を用いて、初期不整と残留応力の不均一性について詳細な測定を行っている。その測定値に基づいた中心圧縮柱強度の解析値と実験値の変動係数は、無次元化細長比の大きな領域を除けば、Fig. 21(b) に示した変動係数の 3 割程度である。冷間成形鋼管材の中心圧縮柱強度における分散は、降伏応力と平均的な応力一ひずみ関係の分散による影響が主であるといえる。

既往の設計式には、偏心や初期不整の影響が元たわみとして考慮されており、本節ではその影響を考慮していない。しかし、本節で求めた中心圧縮柱強度の確率分布性状が実験値を代表し得るから、Fig. 21(a) に ECCS³⁵⁾ と日本建築学会塑性設計指針³⁶⁾ (AIJ) の設計式を示し



(a)



(b)

Fig. 21 Effect of D/t on variations of column strengths

ておく。Fig. 21(a) によれば設計値と 95 % の下側信頼限界との関係は径厚比と細長比で変化することが分かる。つまり、それらの既往の設計式では、径厚比と細長比により安全性が変化するといえる。柱の強度設計に径厚比の変化による強度の平均値と分散の変化を考慮するのは困難である。しかし、設計値を設定する安全性の照査段階では、その変化を無視することはできない。

設計値を与えるためには、初期不整や偏心あるいは断面寸法等の幾何学的な耐力の変動要因を考慮しなければならない。今後、幾何学的因子が強度の変動に与える影響の考察と評価が必要である。

5. 圧縮と曲げを受ける部材の変形能

加藤³⁷⁾は短柱の応力上昇率の実験式を用いて、部材の変形能力を解析的に求めている。加藤の提案を用いた変形能力の算定結果は薄肉鋼管の実験資料と良く一致するが、厚肉鋼管の実験資料を適切にとらえていないことを後に図示する。

部材の変形能力には、径厚比、軸力比、細長比、耐力の上昇率が複雑に影響していると考えられる。それらの変数に対して実験資料は不足している。そこで、実験式の変数が最小限にとどまり、厚肉領域における実験資料の変形能力を的確に表現できる実験式について考えてみる。

Fig. 22 に示すような载荷条件では、曲げモーメントの最大となる端部の圧縮縁に局部座屈が生じ耐力が低下する。著者らの行った実験¹⁹⁾によれば局部座屈の波長は短柱圧縮試験とほぼ同じであり、圧縮縁に限れば局部座屈している部位以外の変形は小さい。したがって、圧縮側では曲げモーメントの最大となる位置から (15)' 式の部分のみが塑性変形しており、ほかの部分は直線を保つと仮定する。また、Fig. 22 における l_c の部分の変形量が短柱の最大耐力時の変形量に達すると耐力低下をすると仮定する。それらの仮定と曲げ力のみを受ける部材断面の中立軸は断面中心を通るとして中立軸と最外縁までの距離 ($D/2$) を用いれば、部材では最大曲げ耐力時の塑性回転量 θ_m は

$$\theta_m = \frac{\delta_m}{L} = \frac{(\varepsilon_m - \varepsilon_y) l_c}{\frac{D}{2}} \quad (21)$$

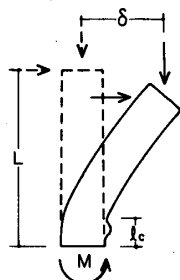


Fig. 22 Test conditions for beam-columns

冷間成形鋼管の部材実験資料^{6), 19), 38) ~ 40)}には、ロール成形鋼管以外の鋼管および鋼種の不明確な鋼管が含まれているが、それらの実験資料における素材の降伏応力は、STK 41 材の降伏応力の統計量と比べてあまり差がない。降伏応力と ε_y の計算に (4) 式を用いて (18) 式から

$$\varepsilon_m = 2.28 \cdot \left(\frac{D}{t}\right)^{-1.36} \quad (22)$$

部材の弾性変形量に対して一波の弾性変形は小さいから (21) 式中の ε_y を無視し、 l_c の算定に (15)' 式を用いて (21), (22) 式から近似的に

$$\theta_m = 11.7 \left(\frac{D}{t}\right)^{-1.86} \quad (23)$$

全塑性状態とした場合の中立軸の移動量で軸力の効果を評価すると

$$\theta_m = \frac{11.7}{[1 + \sin(\pi/2 \cdot p)]} \left(\frac{D}{t}\right)^{-1.86} \quad (24)$$

ただし p : 軸力比

(24) 式と実験資料の関係を Fig. 23 に示す。(24) 式を基にして回帰モデルは

$$\theta_m = \frac{\beta_0}{[1 + \sin(\pi/2 \cdot p)]} \left(\frac{D}{t}\right)^{\beta_1} \quad (25)$$

ただし β_0, β_1 : 実験値から求める定数

実験資料と (24) 式の関係を明らかにするために、 β_1 に (24) の値を用いた (25) 式の平均値と対数正規分布を仮定した 95 % 信頼限界を Fig. 23 に示す。Fig. 23 によれば、局部座屈を生じる部分以外の塑性変形を無視していることから、(24) 式は実験値と比較すると平均的に随分低く、統計的にも下限として良いことが分かる。また、Fig. 23 のたて軸に対して軸力比の大小による実験値の変化が少ないので、(24), (25) 式における軸力の評価は適切であり、Fig. 23 における平均値と実験資料との関係から (25) 式は回帰モデルとして有効であるといえる。

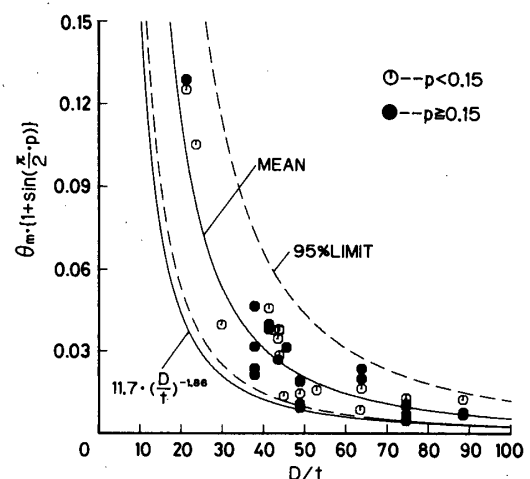


Fig. 23 Ductility of beam-columns showing effect of D/t

ところで、径厚比が 60 以上の実験資料は、最大耐力が全塑性モーメントに達していないものが多い。短柱圧縮柱においても局部座屈耐力が降伏耐力に達しない確率が高いことを明らかにしているから、径厚比が 60 以上の実験資料を除いた実験資料について (25) 式の定数を求めた。その結果に基づいて変形能力を求める。また、現行の構造ランクの寸法制限は実験式の分散を考慮せず、平均値に基づいて規定されている^{12), 41)}。そこで、変形能力は (25) 式から得た平均値を用いて考察する。

まず、弾性変形量 θ_e は薄肉断面を仮定すると

$$\theta_e = \frac{\delta_e}{L} = \frac{M_{pc} \cdot L}{3 \cdot E \cdot I} = \frac{4 \cdot \sigma_y \cdot L \cdot \cos(\pi/2 \cdot p)}{3 \cdot E \cdot \pi \cdot R}$$

ただし M_{pc} : 軸力を考慮した全塑性モーメント

I : 断面二次モーメント

部材の長さは断面 2 次半径 ($R/\sqrt{2}$) の倍率 C で与えられるとする。塑性変形量 θ_m に回帰の結果を用いると

$$\frac{\theta_m}{\theta_e} = \frac{508.3}{\cos(\pi/2 \cdot p) [1 + \sin(\pi/2 \cdot p)]} \cdot \frac{E}{C \cdot \sigma_y} \cdot \left(\frac{D}{t}\right)^{-2.31} \dots (26)$$

部材の変形能力の算定には、部材耐力の上昇率と耐力低下域のこう配が必要である^{12), 41)}。しかし、耐力低下域の荷重—変形関係が明らかな実験資料は少ない。そこで、最大耐力時までの変形で変形能力 $\eta^{41)}$ を算定する。(Fig. 24 を参照)

$$\eta = \frac{(1 + \tau) \cdot \theta_m}{2 \cdot \theta_e} \dots (27)$$

部材の応力上昇率 τ は短柱の最大耐力 σ_m から求められており¹²⁾、実験資料の裏付け¹⁹⁾もあるから (28) 式を用いる。

$$\tau = \frac{\sigma_m}{\sigma_y} \cdot \frac{Z_p \left(\frac{\sigma_y \cdot p}{\sigma_m} \right)}{Z_p(p)} \dots (28) \text{ 文献 12)}$$

$Z_p(\cdot)$: 軸力を考慮した塑性断面係数 (軸力比の関数)

(28) 式に (2), (4), (10) 式の平均値を用いて τ を求め、その結果と (26) 式とから求めた変形能力の算定結果と実験資料を Fig. 25 に示す。また、短柱の応力

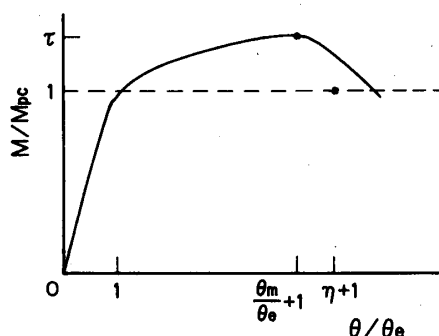


Fig. 24 $M-\theta$ relationships of beam-columns

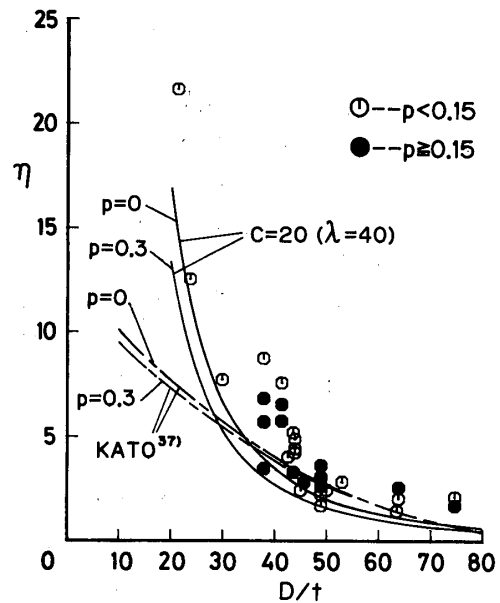


Fig. 25 Ductility factors of beam-columns

上昇率と θ_m/θ_e の算定に加藤の提案³⁷⁾を用いた変形能力の算定結果を Fig. 25 に併せて示す。ただし、(26) 式は C で変化するから、細長比 $\lambda (2 \cdot C)$ に実験資料の最大値よりも大きな値を用いて変形能力を算定している。Fig. 25 によれば、(26) 式に基づいた変形能力の算定結果は実験値の下限値となり、厚肉領域での実験資料を適切に評価している。

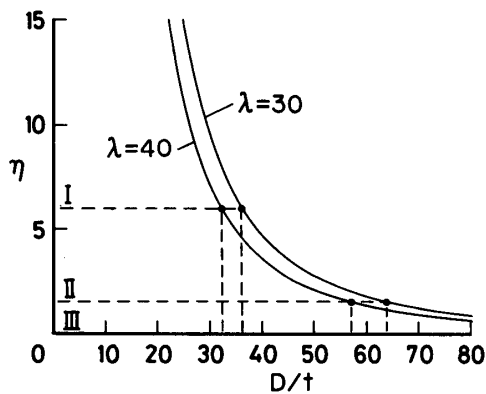
つぎに、各構造ランクの寸法制限⁴¹⁾に対する考察を試みる。Fig. 25 では降伏応力に統計量を用いている。しかし、塑性加工で変化した降伏応力を用いることが部材の変形性状の評価にどのような影響を与えるのか、つまり、繰返し载荷を受ける部材に対して塑性加工の影響をどのように評価するのかは不明である。そこで、文献⁴¹⁾に従って降伏応力に公称の降伏応力の 1.2 倍の値を用いた変形能力の算定結果を Fig. 26 に示す。また、各構造ランクに必要とされる変形能力を図中に示す。Fig. 26 によれば、STK 41 材を柱に使用した場合に必要とされる変形能力を満たす径厚比は、STK 50 材に対する寸法制限値⁴¹⁾に相当していることが分かる。

冷間成形鋼管は素材の性質がほかの型钢と大きく異なっており、部材の耐力と変形性状が素材の性質で変化するから、構造物の変形性状にもその効果を考慮しなければならない。また、構造物の変形性状やエネルギー吸収能力を評価した上で、部材の必要な変形能力を設定しなければならない。本論ではほかの型钢と同一の基準で変形能力を算定しているが、冷間成形鋼管の特殊性を考慮する必要がある。

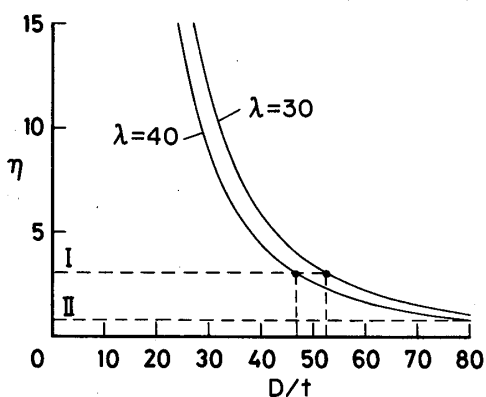
6. 結論

冷間成形鋼管部材に対する統計的評価の結果をまとめる。

(1) 冷間成形鋼管の加工後の応力—ひずみ関係を降



(a) for Beam-Columns
($p=0.3$)



(b) for Beams
($p=0$)

Fig. 26 Required ductility factors

伏応力と引張強さ時の条件から定式化でき、降伏応力と引張強さの統計量から応力—ひずみ関係の確率分布を予測できる。

(2) 応力—ひずみ関係の確率分布から、局部座屈強度と中心圧縮柱の座屈強度の統計量および確率分布が予測できる。その結果は実験資料の変動を良くとらえている。中心圧縮柱の座屈強度は径厚比の影響を強く受け、これを無視できない。

(3) 短柱圧縮試験の耐力低下性状は、簡略化した降伏線理論で説明できる。

(4) 短柱圧縮材と曲げ柱材の変形性状を表す実験式から変形能力を求めた。その結果、現行の寸法制限値では、各構造ランクに必要とされる変形能力を発揮し得ない可能性があることを明らかにした。

以上のことから、冷間成形鋼管の耐力と変形に関して基本的な確率分布性状が明らかになった。特に、応力—ひずみ関係の定式化が成されたことは、一般論として部材あるいは構造物の耐力および変形性状を論じるために有効である。

参考文献

- 1) 日本鋼構造協会標準委員会：塑性加工を受けた鋼材の機械的性質—STK 41 の引張ならびに圧縮に対する機械的性質—, JSSC, Vol. 6, No. 53, pp. 2-34, 1970. 3
- 2) Kato, B. : Local Buckling of Steel Circular Tubes in Plastic Region, Proc. of the International Colloquium on Stability of Structures under Static and Dynamic Loads, SSRC/ASCE, Washington D. C., pp. 375-391, 1977. 3
- 3) 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, pp. 43-51, 1975. 4
- 4) 青木徹彦, 福本勝士：小口径電縫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, pp. 39-51, 1981. 10
- 5) 加藤 勉, 李明宰：Column Strength of Cold-Formed Square and Circular Hollow Section Members, 構造工学論文集, Vol. 31 B, pp. 135-142, 1985. 3
- 6) 加藤 勉, 秋山 宏, 鈴木弘之：鋼管梁の曲げ耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1019-1020, 1973. 10
- 7) 若林 実, 石田 昭, 野中泰二郎, 西川一正：電縫鋼管の座屈に関する実験的研究—その 2 座屈実験—, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 971-972, 1968. 10
- 8) 青木博文, 村田耕司：構造用鋼材の降伏点, 引張強さおよび降伏比に関する統計的調査, 日本建築学会論文報告集, 第 335 号, pp. 157-166, 1984. 1
- 9) Kurobane, Y., Makino, Y. and Ochi, K. : Ultimate Resistance of Unstiffened Tubular Joints, ASCE, Journal of Structural Engineering, Vol. 110, No. 2, pp. 385-400, 1984. 2
- 10) 山田嘉昭：塑性・粘弾性, 培風館, pp. 21-24, 1980
- 11) Kurobane, Y., Ogawa, K., Ochi, K. and Makino, Y. : Local Buckling of Braces in Tubular K-Joints, Thin-Walled Structures, Vol. 4, pp. 23-40, 1986
- 12) 社団法人 鋼材倶楽部：中低層鉄骨建物の耐震設計法, pp. 177-182, 1978
- 13) 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, pp. 9-17, 1973. 2
- 14) 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, 日本建築学会論文報告集, 第 321 号, pp. 28-37, 1982. 11
- 15) 三井宜之, 黒羽啓明, 遠藤克彦：管通しガセットプレート継手の耐力と変形能力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 31 B, pp. 143-156, 1985. 3
- 16) Makino, Y., Kurobane, Y., Takizawa, S. and Yamamoto, N. : Behavior of Tubular K-Joints under Combined Loads, Proceedings, Offshore Technology Conference, OTC 5133, 1986. 5
- 17) Matsumoto, T., Yamashita, M., Murase, Y., Harada, H., Hashinaka, I., Sakamoto, S. and Iida, T. : Post-Buckling Behavior of Circular Tube Brace under Cyclic Loadings, Safety Criteria in Design of Tubular Structures, IIW/AIJ, pp. 15-25, 1986. 7

- 18) 越智健之, 黒羽啓明: 冷間成形鋼管の応力-ひずみ関係, 日本建築学会中国・九州支部研究報告, 第7号, pp. 325-328, 1987. 3
- 19) 越智健之, 最相元雄, 黒羽啓明, 大塚孝志: 円形鋼管部材の履歴性状—その1. 耐力, 変形能と径厚比, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 667-668, 1985. 10
- 20) 五十嵐定義, 長尾直治: 電縫鋼管部材の局部座屈挙動, 日本建築学会学術講演梗概集, pp. 829-830, 1975. 10
- 21) Kato, B. and Nishiyama, I.: Inelastic Local Buckling of Cold-Formed Circular-Hollow Section and Square-Hollow Section Members, U.S. Japan Seminar on Inelastic Instability of Steel Structures and Structural Elements, 1981. 5
- 22) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, 1970
- 23) Gerard, G.: Introduction to Structural Stability Theory, McGraw Hill Book Co. Ltd, New York, 1962
- 24) 加藤 勉, 福知保長: 板要素の変形能力について, 日本建築学会論文報告集, 第147号, pp. 19-25, 1968. 5
- 25) 田中 尚: 構造物の極限解析, 建築構造学大系9, 彰国社, 1966
- 26) Batterman, S.C.: Plastic Buckling of Axially Compressed Cylindrical Shells, AIAA Journal, Vol. 3, No. 2, pp. 316-325, 1965. 2
- 27) 仲 威雄, 加藤 勉, 阿部信男: 高張力鋼鋼管の座屈実験, 日本建築学会論文報告集, 第63号, pp. 577-580, 1959. 10
- 28) 野本敏治, 榎沢 誠, 鈴木 隆, 横山 保, 藤田 譲: 圧縮および引張荷重を受ける構造要素の変形挙動—(第2報) 繰返し荷重を受けるパイプの変形挙動, 日本造船学会論文集, 第158号, pp. 413-422, 1985
- 29) 仲 威雄, 加藤 勉, 清山卓郎: 非調質鋼管の座屈実験, 日本建築学会論文報告集, 号外, pp. 299, 1965. 9
- 30) 鈴木敏郎, 小河利行, 加藤征宏, 割沢隆昌, 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 その1. 短柱及び長柱圧縮実験における座屈耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 2089-2090, 1981. 9
- 31) 青木徹彦, 福本嘯士: 小口径電縫鋼管柱の中心軸圧縮強度分布, 土木学会論文報告集, 第337号, pp. 17-26, 1983. 9
- 32) 西田芳弘, 加藤征宏, 久光脩文, 奥戸行一郎, 坂本 傑: 塑性設計法の鋼管構造への応用, 住友金属, Vol. 23, No. 4, pp. 107-117, 1971. 10
- 33) 加藤 勉, 秋山 宏, 井上景彦: 中心圧縮鋼短柱の座屈後の挙動, 日本建築学会論文報告集, 第229号, pp. 67-76, 1975. 3
- 34) 鈴木敏郎, 久保寺勲, 小河利行: 鋼管トラス骨組の復元力特性と耐震性評価方法—トラス構造物の耐震性に関する研究(2)—, 日本建築学会構造系論文報告集, 第365号, pp. 28-39, 1986. 7
- 35) Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, Third Edition, John Wiley & Sons, 1976
- 36) 日本建築学会: 鋼構造塑性設計指針, 1975
- 37) 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, 第378号, pp. 27-36, 1987. 8
- 38) Matsui, C. and Tsuda, K.: Strength and Behavior of Circular Steel Tubular Beam-Columns, International Conference on Steel Structures, Recent Research Advances and Applications, Budva, Yugoslavia, 1986. 9
- 39) Sherman, D., R.: Interpretive Discussion of Tubular Beam-Column Test Data, Department of Civil Engineering, University of Wisconsin-Milwaukee, 1980. 12
- 40) Sherman, D., R.: Tests of Circular Steel Tubes in Bending, ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 102, ST 11, pp. 2181-2195, 1976. 11
- 41) 日本建築学会: 建築耐震設計における保有耐力と変形性能, 1981

SYNOPSIS

UDC : 624.014.2 : 691.714

STATISTICAL EVALUATION OF LOAD-CARRYING AND DEFORMATION CAPACITIES
OF COLD-FORMED CIRCULAR TUBULAR MEMBERS

by KENSHI OCHI, Research Assistant, Kumamoto University, and Dr. YOSHIAKI KUROBANE, Professor, Kumamoto University, Members of A. I. J.

Cold-formed members involve uncertainties that are attributable to factors different from those common in hot-rolled structural members. These uncertainties are not incorporated in current design guides, such as an LRFD proposal.

Efforts have been made by several investigators to evaluate effects of residual stresses and strain hardening due to cold-forming. These results are still insufficient to establish stress-strain models for these sections that are accurate and general enough to evaluate the load-carrying and deformation capacities of the members.

This paper presents results of a probabilistic analysis based on statistical data for mechanical properties of cold-formed circular tubes.

The conclusions drawn are summarized as follows :

- (1) Stress-strain models for circular hollow sections after cold-forming, including effects of residual stresses and strain hardening, are represented by a Ramberg-Osgood stress-strain model using compressive yield stresses and ultimate tensile strengths measured by stub-column and tensile-coupon tests. A probabilistic analysis was carried out to obtain a probabilistic density function for one remaining variable in the model.
- (2) Probabilistic distributions of inelastic local buckling and column buckling stresses for tubular members are derived from numerical analyses of the stress-strain models. The column buckling stress is found to be influenced by a diameter-to-thickness ratio.
- (3) An analysis using a simple yield line theory is found to be useful to interpret behavior of stub-columns after local buckling.
- (4) Prediction equations for deformation capacities of stub-columns and beam-columns are obtained. From these equations, the limiting diameter-to-thickness ratios used in the current design codes are not found to be in accord with the required ductility values.