

箱型断面柱の局部座屈強度

LOCAL BUCKLING STRENGTH OF BOX SECTION COLUMNS

奥村 敏恵*・西野 文雄**・長谷川 彰夫***

By Toshie Okumura, Fumio Nishino and Akio Hasegawa

1. ま え が き

圧縮または圧縮と曲げを受ける柱を設計する場合には、座屈（安定）に対して安全であることが必要である。その場合、柱（柱一はり）全体の安定に対しては、主として柱の細長比を適切に定めることにより、オイラー座屈、横倒れ座屈を防止している。しかし、そのような柱全体の安定のほか、柱断面を構成する板要素が外荷重によって局部的に座屈することを防止しなければならない。本研究は、その種の局部的な不安定について両端拘束の板要素の局部座屈問題を箱型断面柱の局部座屈を考えることにより検討しているものである。

もとより、鋼橋の設計基準^{23), 24), 25)}においては、そのような局部座屈を防止するために、板要素の幅厚比制限を定めているわけであるが、種々の初期不整（残留応力、初期たわみ、外力不整）を考えた場合の局部座屈による終局耐力は必ずしも明らかにされておらず、したがって幅厚比規定の安全率は十分な技術的根拠があるものとはいえない。特に圧縮のほか曲げやせん断があったり、あるいはスチフナー付板要素の耐荷力等に関しては不明な問題が数多い。従来、局部座屈防止の種々の制限に関しては DIN 4114²⁶⁾ の規定が非常に大きな影響を与えているが、DIN 4114 の数値的根拠は主として弾性座屈計算によるものであり、最近のように終局耐力が大きく注目されている現在、その規定の考え方に大きな疑問を感じる向きも少なくない。局部座屈に関する塑性域まで含めた研究は、純圧縮柱を中心に、リーハイ大学などにより、先進的に進められ^{4), 5)}、わが国でも、東京大学⁶⁾、名古屋大学⁷⁾などにおいて、自由突出脚の局部座屈に関しての研究が行なわれた。

本研究においては、純圧縮、および圧縮と曲げを受ける柱の両端拘束の板要素の局部座屈に関して、箱型断面柱を考えることにより、理論的および実験的にその局部座屈挙動を明らかにすることを目的としている。ここでは特に残留応力が局部座屈強度に与える影響⁸⁾に注目し、すでに求められている純圧縮柱の局部座屈曲線^{4), 5)}の計算とともに、圧縮と曲げを受ける柱の局部座屈曲線の計算を新たに行なった。そして箱型断面柱の局部座屈実験を、軟鋼 (SM 41)、高張力鋼 (HT 80) を使用して行ない、軟鋼および高張力鋼の局部座屈特性を明らかにして、特に今後、急速に橋梁などの構造に使用されてゆくであろうと思われる高張力鋼の幅厚比制限に関し、基礎的な資料を提供しようと思うものである。

2. 解 析

(1) 緒 論

解析の対象として考えたものは Fig. 1 に示すような溶接残留応力を有する箱型断面柱が純圧縮、または圧縮と曲げを受ける場合の局部座屈挙動である。

解析上の取り扱いにおいて、純圧縮の場合と、圧縮と曲げを受ける場合は、局部座屈のとらえ方が異なることに注意しなければならない。すなわち、純圧縮の場合には正方形箱型断面を対象として考えるために、断面を構成する各板要素は同一の力学的および幾何学的条件となり、局部座屈もしたがって同時に発生すると考えられる。それで、解析的には周辺が単純支持の残留応力を有する板要素の座屈問題に還元できる（ただし、純圧縮の場合でも長方形断面の場合には次に述べるように板要素の連成座屈と考えなければならない^{2), 3), 9)}）。

圧縮と曲げを受ける箱型断面柱を考える場合には、各板要素が独立して座屈することなく、板要素相互が連成して座屈する。したがって解析する場合にも、断面の連

* 正会員 工博 東京大学教授 工学部土木工学科

** 正会員 工博 東京大学助教授 工学部総合試験所

*** 学生員 工修 東京大学大学院

成局部座屈として取り扱う必要がある。また、本研究においては塑性域における局部座屈も含めて考えるために、圧縮と曲げを受ける柱の場合には当然その外力の負荷径路を問題にする必要がある。すなわち、Fig. 2 に示すように圧縮と曲げに関して ①, ②, ③ の代表的負荷径路が考えられ、そのどの負荷径路を経るかにより挙動は異なってくる。③ の負荷径路は圧縮と曲げの比例負荷を示すものでたとえばこれは偏心圧縮により実現される。本研究においては、実験を偏心圧縮によ

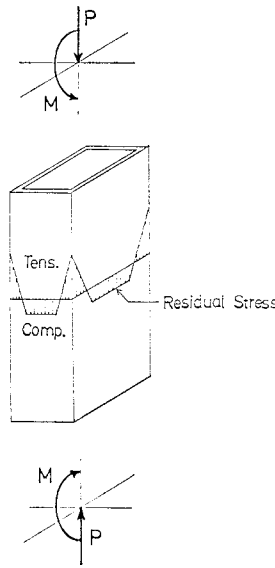


Fig. 1 Box Section Column under Bending and Compression

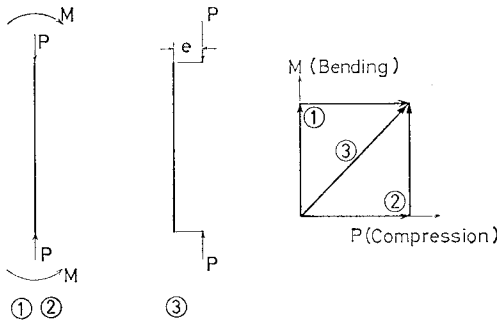


Fig. 2 External Force Path acting on Column

り行なったことも考え、解析計算は比例負荷として行なった。なお、溶接による残留応力は過去の多くの実験結果^{10), 11)}、および本研究における実験測定結果から考えてもほぼ Fig. 1 に示したように溶接部で引張降伏応力、板要素中央部で一定圧縮応力が発生するものとして近似できるので、数値計算においては、すべてそのような分布形で取り扱い、残留応力の大きさについては板要素中央部の圧縮応力をその材料の降伏応力で無次元化した残留圧縮応力比で表現することにする。

(2) 解析と計算

解析計算の目的は、(1) で述べたような問題に対して、残留応力を考慮した場合の座屈曲線がどのようになるかを求めることにある。座屈曲線を計算で求める場合には本研究では、初期たわみなどは考慮せず、座屈値(固有値)で取り扱うものとする。一般に板の座屈問題

に対する基礎方程式(固有値方程式)は次のように与えられる¹⁾。

$$\frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} - 2 \frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} = N_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + N_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2 N_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \dots (2.1)$$

ここで M_x, M_y, M_{xy} は次のように板曲げによる付加応力によって次のように求められる。

$$\left. \begin{aligned} M_x &= \int_{-t/2}^{t/2} \Delta \sigma_x z dz, & M_y &= \int_{-t/2}^{t/2} \Delta \sigma_y z dz \\ M_{xy} &= -M_{yx} = - \int_{-t/2}^{t/2} \Delta \tau_{xy} z dz \end{aligned} \right\} \dots (2.2)$$

曲げ応力 $\Delta \sigma_x, \Delta \sigma_y, \Delta \tau_{xy}$ は一般に次式により表現される。

$$\begin{Bmatrix} \Delta \sigma_x \\ \Delta \sigma_y \\ \Delta \tau_{xy} \end{Bmatrix} = E \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ D_{21} & D_{22} & D_{23} \\ D_{31} & D_{32} & D_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \epsilon_x \\ \Delta \epsilon_y \\ \Delta \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \dots (2.3)$$

$$\begin{Bmatrix} \Delta \epsilon_x \\ \Delta \epsilon_y \\ \Delta \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} z \kappa_x \\ z \kappa_y \\ z \kappa_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ -z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\ 2z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{Bmatrix} \dots (2.4)$$

式 (2.3), (2.4) を式 (2.2) に代入することにより式 (2.3) の面内問題の応力一ひずみ関係に対応するモーメント一曲率関係が一般に次式のように表現できる。

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{Et^3}{12} \begin{bmatrix} \bar{D}_{11} & \bar{D}_{12} & \bar{D}_{13} \\ \bar{D}_{21} & \bar{D}_{22} & \bar{D}_{23} \\ \bar{D}_{31} & \bar{D}_{32} & \bar{D}_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\ 2 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{Bmatrix} \dots (2.5)$$

弾性座屈の問題では式 (2.3) の D マトリックスは弾性学により知られるフックの法則で与えられ、当然、定数マトリックスであるから式 (2.5) のマトリックスを \bar{D} とすると、 $D = \bar{D}$ となる。塑性座屈の問題を取り扱う場合には、弾性座屈のように簡単ではなく、基本的には2つの大きな問題点がある。それは第一に塑性域での応力一ひずみ関係に流理論 (Prandtl-Reuss の式) を用いるか、変形理論 (Hencky の式) を用いるかの問題¹²⁾、第二に座屈時にひずみの逆転が生じるか、生じないかという問題である。しかしいずれの理論を用いるにせよ、最終的には応力一ひずみ関係を定める D マトリックス、モーメント一曲率関係を定める \bar{D} マトリックスをどのように評価するかの問題である。ひずみの逆転を考えない場合には D マトリックスは板厚方向の積分に無関係であるので、その結果 $D = \bar{D}$ となる。したがってこの場合は平面応力場の塑性域での応力一ひずみ関係をそのまま適用できることになり、それらの関係は塑性論に関する文献に詳しく述べられている^{12), 13)}。しかし塑性座屈に関

してはこのようなマトリックスによる表現が盛んになる以前から種々の理論的研究, 実験的研究が行なわれ, モーメント-曲率関係の表現には多くの古典的ともいえる論文, 報告がある¹⁴⁾。塑性変形理論による座屈理論では, ひずみの逆転を考慮した時の理論が Ilyushin¹⁵⁾ により発表され, ひずみの逆転がないものとした時の理論が, Stowell¹⁶⁾, Bijlaard¹⁷⁾ により示されている。また, 流理論による座屈理論では, ひずみの逆転を考慮した時の理論に Handelman-Prager¹⁸⁾ の理論があり, ひずみの逆転がない場合の理論に Pearson¹⁹⁾ の理論がある。流理論による座屈理論がより現象に忠実であることは事実であるが, 実験によれば一般に実験値は変形理論による座屈値に近い値を示し, 流理論による座屈値は高目の値を与える。この原因についてはいろいろな考え方があがあるが, 初期たわみの影響とする考え方が支配的である山本は Shanley モデル²⁰⁾ に似た板のモデルを設定してこの現象を説明している²¹⁾。また, ひずみの逆転に関しては, 柱の場合の Shanley モデルで明らかのように, ひずみの逆転の有無によって異なる理論値は現実の座屈荷重の上下限を与えるという考え方が板の場合にも適用され, 特に鋼のように接線係数 E_t が非常に小さくなる場合にはひずみの逆転はないものとする接線係数理論が実験値をよく説明できると考えられる。したがって鋼部材の局部座屈の計算には, 実験値と良好な一致を示す変形理論, ひずみの逆転なし (Deformation Theory, No Strain Reversal) を仮定した Stowell, Bijlaard らの理論が理論式の簡便さも手伝って工学的には, 最もよく用いられる。

本研究において純圧縮, または圧縮と曲げの場合においても, 座屈時の面内応力場は一方方向に直応力が働いている状態を考えるわけであるから \bar{D} マトリックスは次のように制限できる。

$$\begin{bmatrix} \bar{D}_{11} & \bar{D}_{12} & \bar{D}_{13} \\ \bar{D}_{21} & \bar{D}_{22} & \bar{D}_{23} \\ \bar{D}_{31} & \bar{D}_{32} & \bar{D}_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_1 & k_2 & 0 \\ k_2 & k_3 & 0 \\ 0 & 0 & k_4 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (2.6)$$

種々の理論の k マトリックス, 座屈係数の表示式を Table 1 に, それらによる座屈曲線と実験結果との比較を Fig. 3 に示しておいた (Fig. 3 における実験値は後に述べる本研究により得られたものである)。

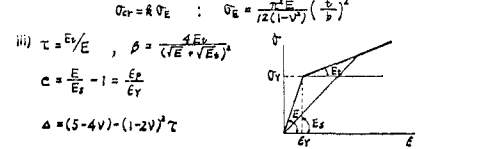
次に残留応力を有する箱型断面の局部座屈計算であるが, これは解析的に解くことができず, 数値計算にたよらざるを得ないので, ここでは差分法を適用してその計算を行なった⁹⁾。いま, 一方方向直応力状態を考え式(2.6)の k マトリックスを用いて, 式(2.1)の基礎方程式を求めると次のようになる。

$$\frac{\partial}{\partial x^2} \left(D_0 k_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + D_0 k_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + 4 \frac{\partial^2}{\partial x \partial y}$$

Table 1 Moment-Curvature Relation and Buckling Coefficient in Uniaxial Compression

	Theory	k_1	k_2	k_3	k_4	k
Elastic	Hooke	$\frac{1}{1-\nu^2}$	$\frac{\nu}{1-\nu^2}$	$\frac{1}{1-\nu^2}$	$\frac{1}{2(1+\nu)}$	4
	Theory analogous to Elasticity					
Elastic	Eleich	Anisotropic, Tangent Modulus				$4\sqrt{\tau}$
		$\frac{\tau}{1-\nu^2}$	$\frac{\nu\sqrt{\tau}}{1-\nu^2}$	$\frac{1}{1-\nu^2}$	$\frac{\sqrt{\tau}}{2(1+\nu)}$	
	Chwalla	Isotropic, Reduced Modulus				4β
$\frac{\beta}{1-\nu^2}$		$\frac{\nu\beta}{1-\nu^2}$	$\frac{\beta}{1-\nu^2}$	$\frac{\beta}{2(1+\nu)}$		
Elastic	Deformation Th. (No Strain Reversal)					
	Stowell	$\frac{1}{3} \frac{E_s \nu_s E_y}{E}$	$\frac{2}{3} \frac{E_s}{E}$	$\frac{4}{3} \frac{E_s}{E}$	$\frac{1}{3} \frac{E_s}{E}$	$4 \frac{E_s \nu_s}{E} \sqrt{\frac{1}{2} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{3}{2} \frac{E_s}{E} \right)^2 \right]}$
	Bijlaard	$\frac{1+3(1+\nu)\tau}{\Delta+3c}$	$\frac{2-(2+4\nu)\tau}{\Delta+3c}$	$\frac{4}{\Delta+3c}$	$\frac{1}{2+2\nu+3c}$	$\frac{2(1-\nu^2)}{\sqrt{(k_1 k_2 k_3 k_4 + 2k_4 k_2)}}$
	Flow Th. (No Strain Reversal)					
Pearson	$\frac{1+3\tau}{\Delta}$	$\frac{2-(2+4\nu)\tau}{\Delta}$	$\frac{4}{\Delta}$	$\frac{1}{2+2\nu}$	$2 \left[1 + \frac{1}{2} (1+\nu)^2 \right]$	

i) $\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E_s \nu_s}{12} \begin{bmatrix} k_1 & k_2 & 0 \\ k_2 & k_3 & 0 \\ 0 & 0 & k_4 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix}$, $\begin{Bmatrix} K_x \\ K_y \\ K_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\ -2\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{bmatrix}$
 ii) k : Buckling Coefficient in the case of simply supported plate under uniform compression.
 $G_{cr} = k G_E$: $G_E = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{b}{l} \right)^2$



$$\begin{aligned} & \cdot \left(D_0 k_4 \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y^2} \left(D_0 k_2 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right. \\ & \left. + D_0 k_3 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + N_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \dots\dots\dots (2.7) \end{aligned}$$

ただし $D_0 = \frac{Et^3}{12}$

この式をそのまま差分化してもよいが計算上の労力を少なくするために一方方向 (圧縮方向) のたわみ波形を \sin に仮定 ($w = Y(y) \sin \cdot \pi/L \cdot x$) して常微分方程式に変換した後, 実際の差分計算を行なった。面内ひずみは Fig. 4 に示すように残留ひずみ, 圧縮ひずみ, 曲げひずみの3種にパターン化し, それらを重ね合わせることで種々の計算を実行した。すなわち, ひずみ分布を与えることにより, 各部分の応力, 剛性, および全断面の断面力を決定し, 板幅板厚比相当量を固有値として求める計算手法である。

圧縮と曲げを受ける箱型断面柱の連成座屈計算では, 断面のコーナーの変位が0であるという仮定を用いて計算した。また, 圧縮と曲げの大きさについては, その比が常に一定, すなわち偏心载荷と考えて $M = P \cdot e$ とするとき, 偏心量 e が常に一定となるように圧縮ひずみまたは曲げひずみを反復計算により定めて計算を実行した。実際の計算では後に述べる計算例に示すように偏心量 e を箱型断面のウェブ高 d で割った偏心比 e/d で圧縮に対する曲げの大きさを規定している。なお, 以上に述べた数値計算上の仮定をまとめると次のようになる。

i) 材料は完全弾塑性体である。

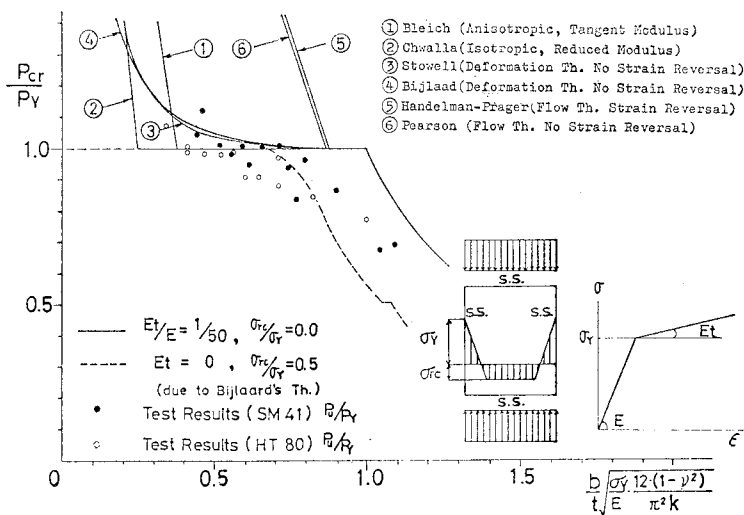


Fig. 3 Comparison of Various Theories with Test Results
--Pure Compression--

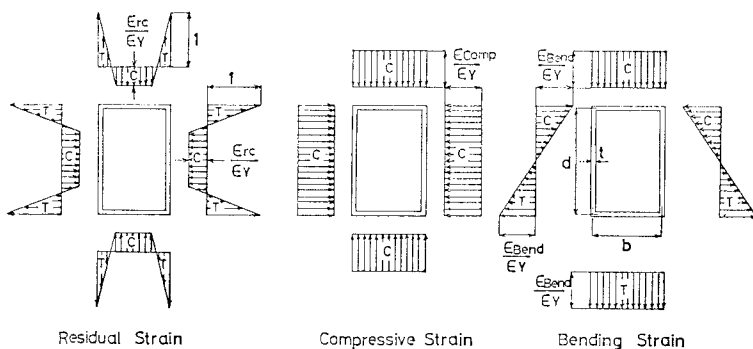


Fig. 4 Residual and External Strain Pattern for Box Section

- ii) 塑性理論は変形理論によるものとし、座屈時のひずみの逆転を考えない Bijlaard の式を適用する。
- iii) 圧縮方向のたわみ波形は sin で仮定する。
- iv) 残留ひずみと外力ひずみは重ね合わせが成立する。
- v) 圧縮と曲げは比例負荷により与える。すなわち塑性域においても応力とひずみは 1 対 1 に対応する。
- vi) 連成座屈計算においては箱型断面の 4 端の相対変位はないものとし、フランジ、ウェブともに等しい残留圧縮応力を有するものとする。

屈実験について Table 2 に示すような実験計画をたて

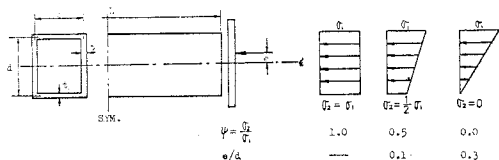
Table 2 Test Plan

Parameter	ψ	1.0	0.5	0.0	Residual Stress Measurement	
	b/d	1.0	0.8	0.6		
Material	Name of Series	41-6	41-10	41-A	41-B	11 Plates
	Number of Specimens	10	4	5	5	
HT 80	Name of Series	80-6	80-9	80-A	80-B	7 Plates
	Number of Specimens	8	4	5	5	

3. 実験概要

(1) 局部座屈実験

純圧縮および圧縮と曲げを受ける箱型試験体の局部座



た。すなわち、軟鋼 (SM 41), および高張力鋼 (HT 80) について、純圧縮と2種類の偏心圧縮実験を行なった。

a) 純圧縮局部座屈実験

純圧縮を受ける板要素の局部座屈強度を調べる目的で箱型断面の4面が同一の条件となるように正方形箱型試験体を準備した。SM 41 鋼については 6 mm 板厚の試験体 10 体, 10 mm 板厚の試験体 4 体, HT 80 鋼については 6 mm 板厚の試験体 8 体, 9 mm 板厚の試験体 4 体である。試験体の寸法は **Table 3.1, 3.2** に示すとおりである。試験体の高さは試験体が柱として座屈しない程度に短く、端部不整が残留応力や無限板としての座屈に影響を与えない程度に長くとってある。試験体端面は載荷板を介して直接、荷重を載荷するのでその仕上げには十分注意した。溶接はこの程度の断面、鋼種に対して、通常採用されている方法によるが施工には十分注意を払い、溶接ひずみが最小、均一になるようにした。なお、残留応力による影響を調べるために全試験体について応力焼鈍は行っていない。圧縮する際の端部支承は平押しとし、試験機ヘッドと載荷板の間にテーパのついたデスクを介して、その調整により均一な圧縮状態が実現されるようにした。載荷時の測定は試験機ヘッドの低下 (試験体の縮み), 試験体要素の面外相対たわみをダイヤルゲージにより測定し、試験体の圧縮ひずみをストレーンゲージにより測定した。純圧縮の場合であるから試験体の4面は全く同一の条件となるが、載荷調整と測定上の信頼度を上げるために2面について以上の測定を行なった。測定はすべて荷重増加係数経た静的と想定される読みで考えた。載荷にあたっては座屈荷重の1/4~1/5 で零調零読を行ない、それから初期は荷重制御、座屈時付近ではたわみ制御で荷重を増加させてゆく方法をとった。座屈荷重の決定は荷重-たわみ曲線より $P-\delta^2$ 法¹⁸⁾を用いて行なった。しかし必ずしも明確な座屈荷重は決定しえずまた鋼の塑性座屈の性質上、座屈荷重と最高荷重の差は一般に小さいので、計算結果との比較、検討においては実験より得られた静的最高荷重を実験値として用いることにする。以上の純圧縮局部座屈実験結果を **Table 4.1, 4.2** に示す。なお、純圧縮局部座屈実験の状況を **Photo 1** に示す。

Table 3.1 Dimension of Specimens—Pure Compression (SM 41 Series)—

Specimen No.	Length (mm)	b (mm)	t (mm)	A (cm ²)	L/b	b/t
41-6-26	639.5	153.2	6.79	40.61	4.17	22.60
41-6-30	739.5	178.9	6.78	48.45	4.13	26.40
41-6-32	799.5	192.2	6.78	52.06	4.16	28.45
41-6-34	839.5	203.3	6.72	54.66	4.13	30.25
41-6-38	939.5	229.4	6.87	63.03	4.10	33.39
41-6-40	995.0	241.0	6.67	64.32	4.13	36.13
41-6-42	1040.0	253.5	6.73	68.20	4.10	37.70
41-6-46	1139.0	279.3	6.88	76.83	4.08	40.63
41-6-52	1279.5	314.5	6.88	86.49	4.07	45.75
41-6-60	1480.0	364.2	6.84	99.56	4.06	53.26
41-10-26	1040.0	249.5	10.40	103.78	4.17	24.00
41-10-34	1359.5	329.8	10.26	135.36	4.12	32.14
41-10-42	1678.5	409.8	10.22	167.60	4.10	40.08
41-10-60	2399.5	590.6	10.38	245.39	4.06	56.86

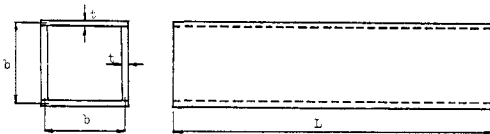
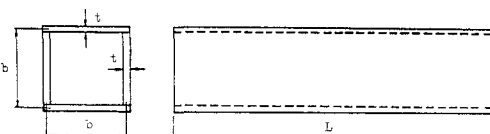


Table 3.2 Dimension of Specimens—Pure Compression (HT 80 Series)—

Specimen No.	Length (mm)	b (mm)	t (mm)	A (cm ²)	L/b	b/t
80-6-15	360.0	83.2	7.23	24.05	4.33	11.51
80-6-17.5	420.0	97.5	7.03	27.41	4.31	13.87
80-6-20	479.5	113.6	7.20	32.72	4.22	15.78
80-6-22.5	540.0	128.0	7.27	37.23	4.22	17.61
80-6-25	600.5	143.5	7.06	40.54	4.18	20.33
80-6-28	680.5	161.0	7.38	47.53	4.23	21.82
80-6-31	749.8	178.3	7.41	52.85	4.21	24.06
80-6-35	846.0	202.5	7.28	58.97	4.18	27.82
80-9-15	539.5	126.0	9.06	45.68	4.28	13.91
80-9-20	720.0	171.0	9.00	61.56	4.21	19.00
80-9-25	900.0	215.6	8.97	77.36	4.17	24.03
80-9-35	1260.5	305.6	9.03	110.38	4.12	33.84



い程度に短く、端部不整が残留応力や無限板としての座屈に影響を与えない程度に長くとってある。試験体端面は載荷板を介して直接、荷重を載荷するのでその仕上げには十分注意した。溶接はこの程度の断面、鋼種に対して、通常採用されている方法によるが施工には十分注意を払い、溶接ひずみが最小、均一になるようにした。なお、残留応力による影響を調べるために全試験体について応力焼鈍は行っていない。圧縮する際の端部支承は平押しとし、試験機ヘッドと載荷板の間にテーパのついたデスクを介して、その調整により均一な圧縮状態が実現されるようにした。載荷時の測定は試験機ヘッドの低下 (試験体の縮み), 試験体要素の面外相対たわみをダイヤルゲージにより測定し、試験体の圧縮ひずみをストレーンゲージにより測定した。純圧縮の場合であるから試験体の4面は全く同一の条件となるが、載荷調整と測定上の信頼度を上げるために2面について以上の測定を行なった。測定はすべて荷重増加係数経た静的と想定される読みで考えた。載荷にあたっては座屈荷重の1/4~1/5 で零調零読を行ない、それから初期は荷重制御、座屈時付近ではたわみ制御で荷重を増加させてゆく方法をとった。座屈荷重の決定は荷重-たわみ曲線より $P-\delta^2$ 法¹⁸⁾を用いて行なった。しかし必ずしも明確な座屈荷重は決定しえずまた鋼の塑性座屈の性質上、座屈荷重と最高荷重の差は一般に小さいので、計算結果との比較、検討においては実験より得られた静的最高荷重を実験値として用いることにする。以上の純圧縮局部座屈実験結果を **Table 4.1, 4.2** に示す。なお、純圧縮局部座屈実験の状況を **Photo 1** に示す。

Table 4.1 Buckling Test Results—Pure Compression (SM 41 Series)—

Specimen No.	b/t	A	σ_{cr} (kg/cm ²)	σ_u (kg/cm ²)	σ_{cr}/σ_r	σ_u/σ_r
41-6-26	22.60	0.444	2940	2940	1.046	1.046
41-6-30	26.40	0.518	2840	2840	1.011	1.011
41-6-32	28.45	0.558	2780	2780	0.989	0.989
41-6-34	30.25	0.594	2820	2820	1.004	1.004
41-6-38	33.39	0.655	2800	2800	0.996	1.004
41-6-40	36.13	0.709	2780	2840	0.989	1.011
41-6-42	37.70	0.740	2580	2640	0.918	0.940
41-6-46	40.63	0.798	2650	2710	0.943	0.964
41-6-52	45.75	0.898	2360	2440	0.840	0.868
41-6-60	53.26	1.045	1820	1900	0.648	0.676
41-10-26	24.00	0.461	3020	3020	1.124	1.124
41-10-34	32.14	0.617	2540	2550	0.945	0.949
41-10-42	40.08	0.770	2220	2250	0.826	0.837
41-10-60	56.86	1.092	1730	1870	0.644	0.696

Note

i) Buckling Parameter, A, is calculated from the following formula

$$A = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E} \frac{12 \cdot (1-\nu^2)}{\pi^2 k}}, \quad k=4.0$$

ii) σ_{YST} , which was obtained from Tensile Coupon Test, is adopted for σ_Y in the upper Table.

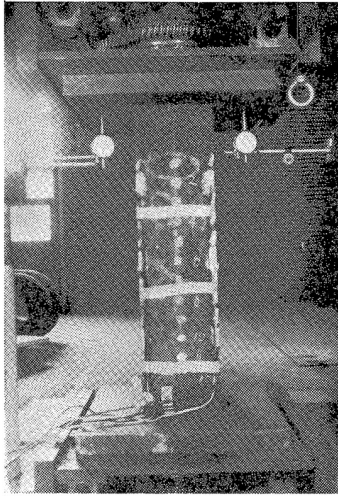


Photo 1 Test Set Up—Uniform Compression—
(Beginning of Test)

Table 4.2 Buckling Test Results—Pure
Compression (HT 80 Series)—

Specimen No.	b/t	A	σ_{cr} (kg/cm ²)	σ_u (kg/cm ²)	σ_{cr}/σ_Y	σ_u/σ_Y
80-6-15	11.51	0.341	7 006	7 568	0.998	1.078
80-6-17.5	13.87	0.411	6 859	6 968	0.977	0.933
80-6-20	15.78	0.467	6 815	6 907	0.971	0.984
80-6-22.5	17.61	0.521	6 688	6 903	0.953	0.983
80-6-25	20.33	0.602	6 167	6 389	0.878	0.910
80-6-28	21.82	0.646	6 333	6 364	0.902	0.907
80-6-31	24.06	0.712	6 055	6 165	0.862	0.878
80-6-35	27.82	0.824	5 901	5 930	0.841	0.845
80-9-15	13.91	0.412	7 290	7 443	0.988	1.009
80-9-20	19.00	0.563	7 113	7 294	0.964	0.988
80-9-25	24.03	0.712	7 017	7 148	0.951	0.969
80-9-35	33.84	1.002	5 505	5 698	0.746	0.772

Note

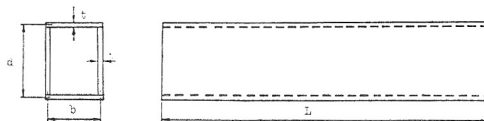
i) Buckling Parameter, A , is calculated from the following formula

$$A = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E} \frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi^2 k}}, \quad k = 4.0$$

ii) σ_{Yst} , which was obtained from Tensile Coupon Test, is adopted for σ_Y in the upper Table.

Table 5.1 Dimension of Specimens—Bending and Compression (SM 41 Series)—

Specimen No.	Flange Width b (mm)	Web Width d (mm)	Thickness t (mm)	Column Length L (mm)	Eccentricity e (mm)	Section Area A (cm ²)	b/d	d/t	e/d
41-A-35	180.8	219.3	5.83	669.0	22	46.65	0.824	37.6	0.100
41-A-40	205.4	248.0	5.92	758.0	25	53.68	0.828	41.9	0.101
41-A-45	230.0	280.0	5.95	849.0	28	60.69	0.821	47.1	0.100
41-A-50	255.6	309.0	5.83	940.0	31	65.83	0.827	53.0	0.100
41-A-55	280.6	339.7	5.96	1 029.0	34	73.94	0.826	57.0	0.100
41-B-45	155.3	274.3	5.71	838.8	82	49.06	0.566	48.0	0.299
41-B-52	180.1	319.5	5.87	978.8	96	58.65	0.564	54.4	0.300
41-B-59	205.6	364.4	5.78	1 109.0	109	65.89	0.564	63.0	0.299
41-B-66	230.2	410.0	5.82	1 239.8	123	74.52	0.561	70.4	0.300
41-B-73	255.1	454.7	5.86	1 369.5	136	83.19	0.561	77.6	0.299



b) 偏心圧縮局部座屈実験

圧縮と曲げを受ける板要素の局部座屈強度を調べる目的も含め、フランジ幅をウェブ高より小さくとした長方形箱型試験体について偏心圧縮局部座屈実験を行なった。圧縮と曲げの大きさについては Table 2 に示すようにウェブの引張側圧縮縁応力度 σ_2 が圧縮側圧縮縁圧力度 σ_1 の 1/2 になる場合と、引張側圧縮縁圧力度 σ_2 が 0 になる場合、すなわち $\psi = \sigma_2/\sigma_1$ でパラメーター ψ を定義すると $\psi = 0.5, 0.0$ (純圧縮の場合は 1.0) の 2 通りについて実験を行なった。試験体のフランジとウェブの辺比 b/d は圧縮側フランジが先行座屈しないように $\psi = 0.5$ の場合には b/d を約 0.8, $\psi = 0.0$ の場合には約 0.6 としたが、その場合弾性計算で所定の応力分布となるための偏心量は $\psi = 0.5$ に対しては $e/d = 0.1$, $\psi = 0.0$ に対しては $e/d = 0.3$ である。試験体は $\psi = 0.5, 0.0$ の場合に対して板厚 6 mm の SM 41 鋼, および HT 80 鋼を使用したものをおのおの 5 体ずつ合計 20 体準備した。試験体の寸法を Table 5.1, 5.2 に示す。試験体の製作に関しては、ほぼ純圧縮柱の場合と同様の注意を払った。ただし試験体の端面には本実験の場合、偏心を与える関係から、支承に固定するためのボルト穴を有する端板を溶接により取付けた。なお、本試験体に関しても応力焼鈍は全試験体について行っていない。圧縮する際の端部支承はテーパのついたデスクを有する一方方向半シリンダー状のローラー支承を用いた。これは偏心を与えるためと偏心による曲げモーメント以外の拘束モーメントが発生するのを防ぐために必要である。偏心を与える方法は始めに中心圧縮状態を実現し、それから所定の偏心量を与えた。載荷および測定方法は純圧縮柱の場合と同様である。ただし、この場合は試験体板要素の 3 面が異なる荷重状態となるので測定は 4 面についてすべて行なった。また、この局部座屈実験においては曲げによる柱の全体たわみは柱中央部の曲げ

Table 5.2 Dimension of Specimens—Bending and Compression (HT 80 Series)—

Specimen No.	Flange Width b (mm)	Web Width d (mm)	Thickness t (mm)	Column Length L (cm)	Eccentricity e (mm)	Section Area A (cm ²)	b/d	d/t	e/d
80-A-21	99.9	118.8	6.39	380.6	12	27.95	0.841	18.6	0.101
80-A-24	114.2	139.4	6.29	430.6	14	31.90	0.819	22.2	0.100
80-A-27	129.4	160.3	6.53	479.8	16	37.83	0.807	24.5	0.100
80-A-30	145.1	179.4	6.44	538.6	18	41.80	0.809	27.9	0.100
80-A-33	159.2	198.9	6.36	600.0	20	45.55	0.800	31.3	0.101
80-B-26	84.0	153.1	6.76	479.5	46	32.06	0.549	22.6	0.300
80-B-30	98.5	178.2	6.73	559.3	54	37.24	0.553	26.5	0.303
80-B-34	114.2	203.8	6.44	629.2	61	40.95	0.560	31.6	0.299
80-B-38	129.0	227.6	6.42	710.1	69	45.79	0.567	35.5	0.303
80-B-42	143.2	257.3	6.59	789.9	78	52.79	0.557	39.0	0.303

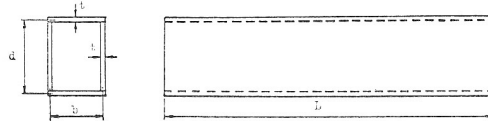


Table 6.1 Buckling Test Results—Bending and Compression (SM 41 Series)—

Specimen No.	d/t $\cdot\sqrt{\sigma_Y/E}$	b/t $\cdot\sqrt{\sigma_Y/E}$	P_Y (t)	Pcr (t)	Pust (t)	Pudy (t)	Pcr/ P_Y	Pust/ P_Y
41-A-35	1.315	1.084	123.8	101.5	102.8	107.6	0.820	0.831
41-A-40	1.465	1.213	142.4	115.0	116.3	118.7	0.808	0.817
41-A-45	1.647	1.352	161.0	119.0	122.0	129.0	0.739	0.758
41-A-50	1.853	1.533	174.6	110.0	112.8	114.0	0.630	0.646
41-A-55	1.993	1.646	196.2	114.0	119.5	122.0	0.581	0.609
41-B-45	1.643	0.931	130.4	76.1	76.4	79.5	0.584	0.586
41-B-52	1.862	1.051	155.9	91.8	92.0	94.9	0.589	0.590
41-B-59	2.156	1.218	175.1	85.1	86.3	90.5	0.486	0.493
41-B-66	2.409	1.355	198.1	88.5	90.3	94.0	0.447	0.456
41-B-73	2.655	1.489	211.1	88.2	90.4	94.2	0.418	0.428

Note

- i) σ_{Yst} , which was obtained from Tensile Coupon Test, is adopted for σ_Y , P_Y in the upper Table
- ii) Pust : Static Ultimate Load, Pudy : Dynamic Ultimate Load

Table 6.2 Buckling Test Results—Bending and Compression (HT 80 Series)—

Specimen No.	d/t $\cdot\sqrt{\sigma_Y/E}$	b/t $\cdot\sqrt{\sigma_Y/E}$	P_Y (t)	Pcr (t)	Pust (t)	Pudy (t)	Pcr/ P_Y	Pust/ P_Y
80-A-21	1.133	0.951	227.5	192.0	195.5	200.0	0.844	0.859
80-A-24	1.353	1.109	259.7	215.0	221.6	225.0	0.828	0.853
80-A-27	1.493	1.206	307.9	242.0	247.2	251.0	0.786	0.803
80-A-30	1.700	1.371	340.3	258.0	266.2	270.8	0.758	0.782
80-A-33	1.907	1.523	370.8	274.0	287.2	289.5	0.739	0.775
80-B-26	1.377	0.756	261.0	152.0	156.0	160.5	0.582	0.598
80-B-30	1.615	0.890	303.1	174.5	179.5	182.2	0.576	0.592
80-B-34	1.925	1.078	333.3	179.0	185.8	188.0	0.537	0.557
80-B-38	2.163	1.225	372.7	191.0	194.0	196.0	0.512	0.521
80-B-42	2.376	1.322	429.7	205.0	210.1	213.5	0.477	0.489

Note

- i) σ_{Yst} , which was obtained from Tensile Coupon Test, is adopted for σ_Y , P_Y in the upper Table
- ii) Pust : Static Ultimate Load, Pudy : Dynamic Ultimate Load

モーメントを助長するのでその発生は許されない。それで柱中央点の全体たわみをレベルでチェックしたがその結果によると試験体の細長化を非常に小さくとってあるため、偏心量に対して無視し得る程度のためは認め

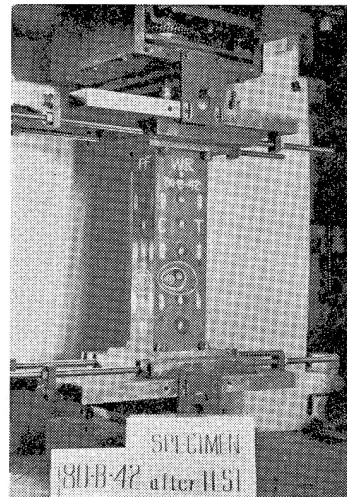


Photo 2 Test Set Up—Eccentric Loading—(End of Test)

られなかった。実験結果の整理もほぼ純圧縮の場合と同様である。以上の偏心圧縮局部座屈実験結果を Table 6.1, 6.2 に示す。なお、偏心圧縮局部座屈実験の状況を Photo 2 に示す。

(2) 素材試験および残留応力測定

局部座屈実験に使用した試験体についての材料定数を得るために素材試験を JIS 1 号引張試験片により行なったが、その結果を Table 7 に示す。また、軟鋼 SM 41, 高張力鋼 HT 80 の代表的荷重—ひずみ曲線を Fig. 5.1, 5.2 に示しておく。なお、これらの実験とともに残留応力の測定を行なった。残留応力の測定には、箱型試験体に使用したと同じ鋼板より切り出した板片の両端に試験体と同じ条件で溶接ビードを盛ったものを準備した。測定法は機械的の切断による応力弛緩法を採用した。この方法は残留応力を測定したい箇所にあらかじめスト

Table 7 Tensile Coupon Test Results (Average of Several Coupon)

Series Name	E ($\times 10$ kg/cm ²)	σ_{yst} (kg/cm ²)
41-6	2.04	2810
41-10	2.04	2688
80-6	2.22	7020
80-9	2.33	7379
41-A	2.17	2653
41-B	2.27	2658
80-A	2.18	7862
80-B	2.19	8140

Note: Notation, σ_{yst} , means Static Yield Stress

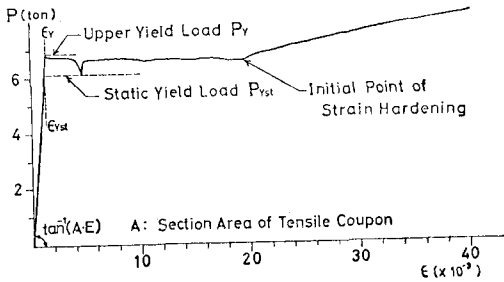


Fig. 5.1 Load-Strain Curve of Tensile Coupon Test (SM 41)

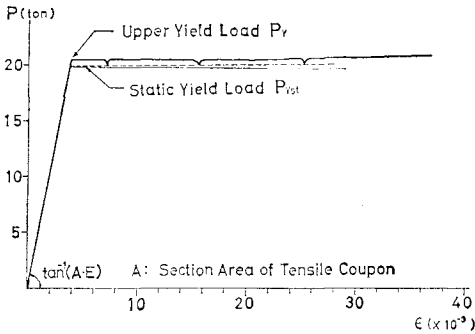


Fig. 5.2 Load-Strain Curve of Tensile Coupon Test (HT 80)

レインゲージを貼っておき、その後カッターを用いて鋼板を分割し、応力解放による弾性変形を求めて、残留ひずみ（残留応力）を測定するものである。残留応力測定の結果は測定された残留応力分布から板片中央部の圧縮圧力の平均を読み取って、材料の降伏応力で無次元化した残留圧縮応力比でまとめた。測定結果を **Table 8** に示す。

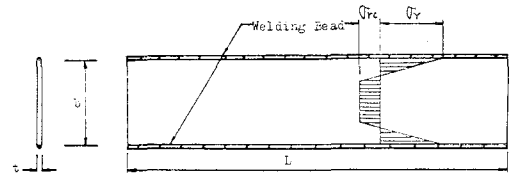
4. 実験結果の検討と計算結果との比較

(1) 残留応力測定結果について

実験結果によればバラツキは多少避けられないもののいままでの多くの測定例により指摘されている^{10),11)}ように溶接部付近において降伏引張応力、中央部において

Table 8 Results of Residual Stress Measurements

Material	Specimen No.	Plate Size $b \times t \times L$ (mm)	σ_{rc}/σ_Y
SM 41	41-6-26R	154 × 6 × 640	0.23
	41-6-34R	204 × 6 × 840	0.23
	41-6-42R	254 × 6 × 1040	0.23
	41-6-60R	364 × 6 × 1480	0.19
	41-10-26R	250 × 10 × 1040	0.23
	41-10-34R	330 × 10 × 1360	0.23
	41-10-42R	410 × 10 × 1680	0.15
	41-10-60R	590 × 10 × 2400	0.12
	41-A-26R	160 × 6 × 640	0.37
	41-A-34R	260 × 6 × 840	0.24
	41-A-60R	460 × 6 × 1480	0.14
	HT 80	80-6-20R	114 × 6 × 480
80-6-25R		144 × 6 × 600	0.095
80-6-35R		204 × 6 × 840	0.079
80-9-15R		140 × 9 × 600	0.16
80-9-20R		190 × 9 × 800	0.14
80-9-25R		240 × 9 × 1000	0.095
80-9-35R		340 × 9 × 1400	0.079



一定圧縮応力が作用していることがわかった。ただし高張力鋼 HT 80 は溶接部において、降伏引張応力には達していなかった。しかし理論計算において溶接部で降伏引張応力、板要素中央部で一定圧縮応力として近似し得ることが SM 41, HT 80 とも可能であることがわかった。残留応力の大きさを示すパラメーターとして前に定義した中央部の残留圧縮応力比を用いると、実験によれば同一形状の板においては残留圧縮力の大きさの絶対量が SM 41, HT 80 でほぼ同程度であるのでその結果、降伏応力度の大きい HT 80 が SM 41 に対し一般に小さな残留圧縮応力比を有することがわかった。すなわち、HT 80 の降伏応力度 (70 kg/mm²) は、SM 41 のそれ (24 kg/mm²) の約 3 倍であるから、HT 80 の残

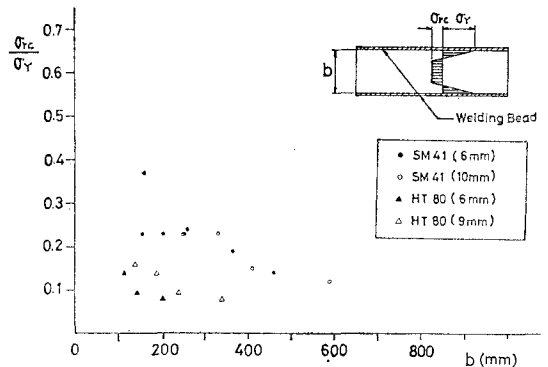


Fig. 6 Relation between Residual Compressive Stress and Plate Width

留圧縮応力比は SM 41 のそれの約 1/3 程度と考えることができる。また、残留圧縮応力比は材質のほか、同一溶接条件のもとにおいては板幅の絶対量により変化すると思われる。いまそれらの様子を残留圧縮応力比と板幅との関係として SM 41, HT 80 の測定結果を Fig. 6 に示した。それによれば板幅が大きくなれば残留圧縮応力比が小さくなることが明らかで、以上により、同一溶接条件のもとにおいては鋼材の降伏応力が高く、そして板幅が大きくなるに従って残留圧縮応力比が小さくなるのがわかる。

(2) 座屈実験結果と計算結果の検討

局部座屈実験より得られた各試験体の静的最高荷重を Fig. 7.1~7.3 に示し、そのおのおの場合の計算により求められた座屈曲線と比較する。Fig. 7.1 は純圧縮箱型断面柱の場合の結果を比較したものである。ここでたて軸は無次元化した座屈荷重 P_{cr}/P_Y (実験値は静的最高荷重 P_u/P_Y)、横軸は幅厚比を標準化した座屈パラメーター A である。それによれば、実験値のパラツキは問題の性質上避けられないとしても、ほぼ計算曲線に合致していることがわかる。ここで注目されることは残留応力を考慮してもある一定幅厚比以下になると全塑性耐力を保持し、その限界幅厚比は実験値と計算曲線が比較的よく一致していることである。本研究によればその限界幅厚比は材質によらない座屈パラメーター A で考えて約 0.7(幅厚比相当量 $b/t\sqrt{\sigma_Y/E}$) で考えると約 1.3) である。また、それより幅厚比が小さい場合には P_{cr}/P_Y が 1.0 を越える実験値が得られている場合がある。これは降伏応力度のパラツキに原因を求めることもできるが幅厚比が非常に小さい場合の実験値のみ大きく出ていることより考えて軟鋼の場合はひずみ硬化、高張力鋼の場合は降伏後の接線係数がある勾配を持っていることによる耐力上昇と考えることが妥当である。これは Fig. 3 の計算結果との比較からもある程度裏付けられる。

幅厚比が限界幅厚比より大きく弾塑性域または弾性域

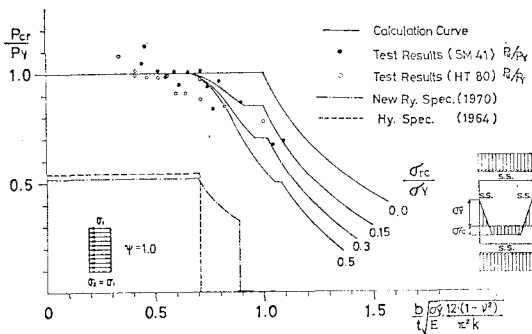


Fig. 7.1 Comparison of Tests and Calculation Results with Spec. in Japan ($\psi=1.0$)

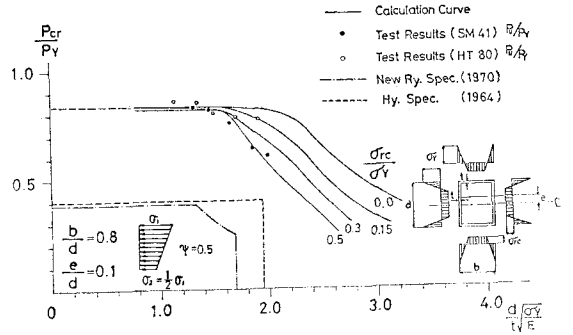


Fig. 7.2 Comparison of Tests and Calculation Results with Spec. in Japan ($\psi=0.5$)

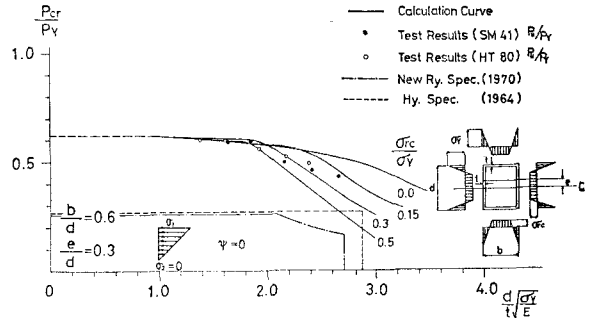


Fig. 7.3 Comparison of Tests and Calculation Results with Spec. in Japan ($\psi=0.0$)

で座屈する場合には計算の上でもあるいは実験値においても残留応力による座屈耐力の低下が明確に現われている。特に SM 41 の場合についてそれが著しいのは前節で述べたように残留圧縮応力比が SM 41 の場合、HT 80 よりも大きいことに起因すると思われる。ただし残留応力測定結果ほど座屈耐力の低下の差異ははっきり現われないのは実験値のパラツキのほかに試験体の大きさがそれぞれ異なり、一概に残留圧縮応力比を規定できないことに起因していると思われる。

Fig. 7.2, 7.3 は偏心圧縮箱型断面柱の場合の実験値と計算結果を比較したものである。ここでたて軸は無次元化した座屈荷重 P_{cr}/P_Y (実験値は静的偏心最高荷重 P_u/P_Y)、横軸はウェブの幅厚比相当量 $d/t\sqrt{\sigma_Y/E}$ である (ここでは座屈パラメーター A を用いていないことに注意)。この場合にも純圧縮柱の場合と同様の傾向が、より明確に表われている。すなわち、ある一定幅厚比以下では断面の全塑性耐力を保持し、そこには残留応力の影響は現われない。ただしこの場合の全塑性耐力は曲げによって純圧縮の場合に比較して大きく低下する。その一定幅厚比以上の幅厚比では残留応力による座屈耐力低下が著しい。この傾向は実験値に明確に実証されており、特に全塑性耐力を保持し得る限界幅厚比に関しては実験値と計算結果は良く一致している。本研究によればその限界幅厚比は材質によらないウェブの幅厚比相当量

$d/t\sqrt{\sigma_Y/E}$ で考えて $\psi=0.5$ のときは約 1.6, $\psi=0.0$ のときは約 1.8 である。なお、この数値は箱型断面のフランジとウェブの辺比 b/d が $\psi=0.5$ のとき 0.8, $\psi=0.0$ のとき 0.6 の場合についての結果であることに注意する必要がある。次に限界幅厚比以下の場合の実験値であるが純圧縮の場合と異なって全塑性耐力を上回る実験値は得られなかった。それは圧縮フランジで降伏応力より高い応力となってもウェブにおいて先行的な座屈現象が生じ得るため、純圧縮の場合に比較して、いままじ小さな幅厚比でないとは期待できないのではないかと思われる。なお、SM 41 の実験値において、B シリーズの実験値 ($\psi=0.0$) が A シリーズのそれ ($\psi=0.5$) に比較して、小さな残留圧縮応力比のときの計算曲線に合う傾向を示している。これは主に B シリーズの試験体が A シリーズのそれよりも、シリーズ全体で相対的に大きなウェブ幅を有し、そのために B シリーズの残留圧縮応力比が小さかったためと考えられる。また、HT 80 の実験値の方が SM 41 の実験値に対して、無次元化した座屈曲線上で高く出ているのは純圧縮の場合と同様に残留圧縮応力比の相違によるものでこの傾向は純圧縮柱の場合よりも、より鮮明に表われている。

以上に述べた計算結果のグラフは実験値との比較の関係で曲げと圧縮の大きさの比、すなわち偏心比 e/d を固定して残留応力をパラメータにとって表わしてあるが、逆に残留応力を固定して偏心比をパラメータにとると座屈耐力に対する曲げの影響が明らかになる。いまその例として断面のフランジとウェブの辺比 b/d が 0.8 の場合について残留応力のない場合 ($\sigma_{rc}/\sigma_Y=0$) と残留圧縮応力比 σ_{rc}/σ_Y が 0.5 の場合を Fig. 8 に示す。それらの図によれば座屈耐力に対する曲げの影響においても幅厚比の小さい場合と大きい場合でその特性が異なることがわかる。すなわち、幅厚比が小さく塑性座屈する場合には座屈耐力は全塑性耐力に関する圧縮と曲げの相関曲線により支配されるため、曲げによる座屈耐力の低下は大きい。逆に幅厚比が大きく弾性座屈する場合には

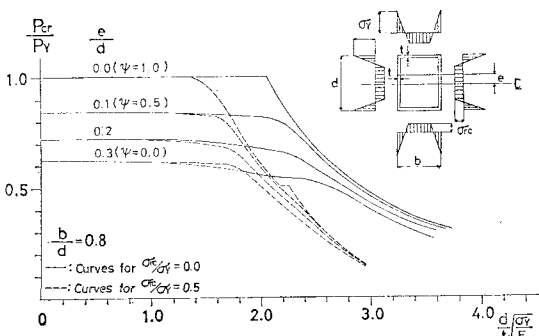


Fig. 8 Local Buckling Curves of Box Section Columns under Eccentric Compression

曲げによる座屈耐力の低下は少なく、ほとんど断面に作用する圧縮力により、座屈耐力が決定される。

(3) 示方書における幅厚比規定との比較

昭和 39 年制定鋼道路橋設計示方書（以下道示-39 と略す）では 50 キロ鋼, 昭和 45 年制定鋼鉄道橋設計標準（以下鉄標と略す）では 53 キロ鋼についてまで局部座屈防止のための幅厚比規定を設けている。以下、本研究において取り扱った場合に関して 41 キロ鋼について上記示方書の規定との比較を行ない、80 キロ鋼の幅厚比規定のとおり方について触れてみたいと思う。なお、道路橋設計示方書は昭和 47 年より新しく改訂されたものが用いられるため、ここでは主に鉄標との比較を行なう。

前節において全塑性耐力を保持し得る限界幅厚比の概念が理論的および実験的に明らかにされた。この限界幅厚比は設計における幅厚比規定の基準として意味あるものと考えられるが本研究で取り扱った荷重状態におけるその限界幅厚比は前節で述べたように Table 10.1 でまとめられる。なおここでは材質に無関係な数値である座屈パラメーター λ , または幅厚比相当量 $d/t\sqrt{\sigma_Y/E}$ で示されている。SM 41, HT 80 のそれぞれの鋼種に対して対応する幅厚比は Table 9 に示された換算スケールにより定められる。その結果を Table 10.2 に示す。

Table 9 $\lambda \sim \frac{b}{t}, \frac{b}{t}\sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \sim \frac{b}{t}$ Scale for SS 41, HT 80

λ	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4		
$\frac{b}{t}$ SS41	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	
HT80	15	20	25	30	35	40	45						
$\frac{b}{t}\sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}}$	0.8	1.0	1.2	1.4	1.6	1.8	2.0	2.2	2.4	2.6	2.8		
$\frac{b}{t}$ SS41	25	30	35	40	45	50	55	60	65	70	75	80	85
HT80	15	20	25	30	35	40	45	50					

Note i) $\lambda = \frac{b}{t}\sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}}$ ($R=4$ for Simply Supported Plate)
 ii) Material Constants are as follows
 SS 41 $\sigma_Y = 2400 \text{ kg/cm}^2$ $E = 2.1 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$ $\nu = 0.3$
 HT 80 $\sigma_Y = 7000 \text{ kg/cm}^2$ $E = 2.1 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$ $\nu = 0.3$

Table 10.1 Critical Width Thickness Ratio

ψ	1.0	0.5	0.0
λ	0.7	—	—
$\frac{b}{t}\sqrt{\sigma_Y/E}$	1.3	1.6	1.8

Table 10.2 Critical Width Thickness Ratio for SM 41, HT 80

ψ	1.0	0.5	0.0
SM 41	39	47.5	53.5
HT 80	23	28	31

Table 10.3 Prescriptions of New Ry. Spec. (1970)
(in case of “Working stress=Allowable stress”)

ψ	1.0	0.5	0.0
SM 41	40	40	62
HT 80	23	23	36.5

Note: SM 41 : Standing rule
HT 80 : Be based upon the Standing rule for SM 41

さて、道示-39、鉄標における SM 41 に対する純圧縮を受ける板要素、圧縮と曲げを受ける板要素の幅厚比規定と許容圧縮応力度（短柱の場合で考えて SM 41 では道示-39 : 1 300 kg/cm²、鉄標 : 1 250 kg/cm²）より定まる許容領域を実験値と計算座屈曲線との比較図、**Fig. 7.1~7.3** に示す。これらの図より判断すると鉄標はすでに残留応力による座屈荷重の低下なども規定の際に考慮されているので、比較的一定に近い安全率で制限が設けられていることが実証されたように考えられる。特に従来、研究成果がほとんどなかった圧縮と曲げを受ける板要素についても比較的適切な規定がなされていることが注目される。道示-39 はその制定時点においては残留応力の座屈耐力におよぼす影響などについて不明な点が多かったため、本研究の結果から判断すると安全側ではあるものの必ずしも安全率が一定に保たれていないことがわかる。したがって、SM 41 に対する幅厚比規定においては道示-39 よりも鉄標の規定の方が比較的合理性を有していると判断される。鉄標において作用応力度が許容応力度となる時の幅厚比制限値を SM 41, HT 80（未規定）の場合について示すと **Table 10.3** のようになる。ただし未規定の HT 80 のこの値は局部座屈に対する許容領域が SM 41 の規定と同じであるとして求めたものである。これは HT 80 の実験値が無次元化した座屈曲線上 (**Fig. 7.1~7.3**) では SM 41 の実験値より高めにしていることから考えて安全側である。しかも、この場合の HT 80 の幅厚比制限値は降伏応力度に対する許容応力度の安全率も SM 41 と同じであるとして求めたものであるが、一般に高張力鋼の許容応力度は軟鋼よりも安全率を高くとる場合が多いことを考えると、この制限値はさらに安全側である。**Table 10.2, 10.3** を比較すると純圧縮を受ける板要素の場合はほぼ一致しているが、圧縮と曲げを受ける板要素については若干の差異がみられる。

Table 10.2 の結果は本研究によって得られた限界幅厚比を示したもので、一定の箱型断面の幅厚比として考える場合には妥当であるが、これを設計規定において両端拘束の板要素の幅厚比として捉える時に一つの問題があることを最後に指摘しておく。現在、設計規定においては両端が拘束された板要素の場合には安全側を考慮して単純支持条件、あるいは準拘束の場合は自由端と単純支

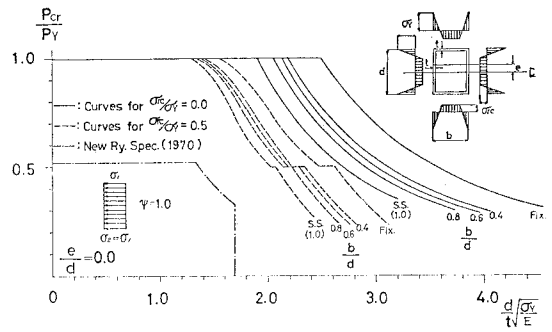


Fig. 9.1 Local Buckling Curves of Box Section COLUMNS with various Flange Widths ($\psi=1.0$)

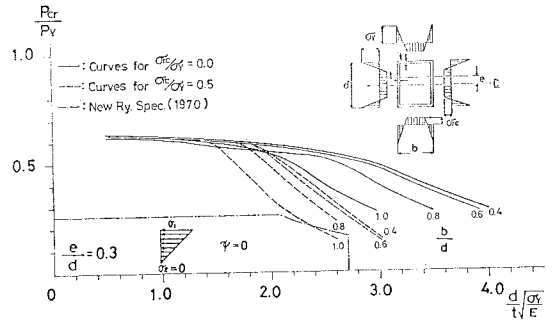


Fig. 9.2 Local Buckling Curves of Box Section COLUMNS with various Flange Widths ($\psi=0.0$)

持の中間程度として考えているが、圧縮と曲げを受ける場合については圧縮フランジの幅厚比のとり方により、そのような考え方は必ずしも十分安全といえない面を持っている。いま、局部座屈曲線の計算結果を箱型断面のフランジとウェブの辺比 b/d をパラメーターとして表わしたものを **Fig. 9.1, 9.2** に示す。すなわち **Fig. 9.1** には純圧縮、**Fig. 9.2** には、偏心比 e/d が 0.3 (ψ の値は辺比 b/d により若干変動するが、本図で示した b/d の範囲では近似的に $\psi=0.0$ とする) の場合について残留圧縮応力比が 0.0, 0.5 の場合の計算曲線が示されている。純圧縮を受ける箱型断面柱の場合には辺比 $b/d=1.0$ の時に両非載荷単純支持と一致し、**Fig. 9.1** で明らかなように座屈耐力は最も低く、この条件で設計規定を考える場合には、安全側の評価をしていることになる。しかしこれに対し圧縮と曲げを受ける箱型断面柱の場合には常に断面が連成して座屈するために単純支持条件が必ずしも明確な意味を持たない。たとえば **Fig. 7.3** の実験値および計算曲線は辺比 b/d が 0.6 の場合の結果であってその限りでは鉄標の規定は妥当であった。しかし、**Fig. 9.2** で明らかなように $b/d=0.8$ または 1.0 のように圧縮フランジの幅厚比をより大きくするとウェブに対する荷重状態がほぼ同じ ($\psi=0.0$) であるにもかかわらず、座屈耐力は低下し、同一の規定では十分な安全率を確保できない危険性がある。現実には圧

縮フランジでそれ自身の幅厚比規定により制限を受けるため、そのようなことはほとんどあり得ないと考えられるが、板要素の拘束度に関して特に2種以上の荷重を受けるような場合には、断面の耐力(極限設計的概念)と断面の構成要素の耐力(許容応力度一縁応力度一設計的概念)の関係の問題とも関連して、今後もっと理論的、実験的に明らかにする必要があると思われる。

5. 結 論

純圧縮, および圧縮と曲げを受ける溶接箱型断面柱の局部座屈挙動に関して研究した結果, 次のような結論を得た。

(1) 板要素の幅厚比が大きく, 弾性座屈する場合には残留応力による座屈耐力の低下が大きく, 曲げによるその低下は少ない。逆に幅厚比が小さく塑性座屈する場合は残留応力による座屈耐力の低下はなく曲げによるその低下は全塑性耐力に関する圧縮と曲げの相関曲線により支配される。

(2) 上述の結論は実験結果にもはっきりあらわれており, 両者についての限界幅厚比は実験値と計算曲線が比較的よく一致した。したがってこれは設計規定において幅厚比を考える際の, 大きな指標を与えるものと思われる。本研究により得られたその限界幅厚比は **Table 10.1, 10.2** に示すとおりである。

(3) 高張力鋼の場合, 軟鋼に比較して残留圧縮応力比が小さく, したがって無次元化した座屈曲線($P_{cr}/P_Y \sim b/t \sqrt{\sigma_r/E}$)で考える場合には軟鋼より安全側である。

(4) 本研究の結果より判断すると鋼鉄道橋設計標準(昭和45年)の当該の幅厚比規定は比較的妥当であることがわかった。

(5) 十分厚肉の板要素の場合にはひずみ硬化, または正の接線係数による耐力上昇も期待できる。

6. あとがき

本研究に使用した試験体は横河橋梁(株)により入念に製作された。数値計算には東京大学大型計算機センターの HITAC 5020 E を用いた。実験は東京大学工学部総合試験所大型構造物試験室の2000トン万能試験機, および同建設系三学科の200トン万能試験機を使用して行なった。本研究に含まれる実験の一部は卒業研究の一環とし, 横塚尚志君(現建設省)と共同して行なったものである。ここに記して感謝する。

参 考 文 献

1) Timoshenko, S. and Gere, J.M.: Theory of Plastic

- Stability, 2nd Ed., McGraw-Hill, New York, 1961
- 2) Bleich, F.: Buckling Strength of Metal Structures, McGraw-Hill, New York, 1952
- 3) Column Research Council: Guide to Design Criteria for Metal Compression Members, 2nd Ed., John-Wiley and Sons, Inc. 1966
- 4) Ueda, Y. and Tall, L.: Inelastic Buckling of Plates with Residual Stresses, Publications of International Association for Bridge and Structural Engineering, Vol. 27, Zurich, 1967.
- 5) Nishino, F. and Tall, L.: Residual Stress and Local Buckling Strength of Steel Columns, Proc. of JSCE, No. 172, December 1969.
- 6) Nishino, F., Tall, L. and Okumura, T.: Residual Stress and Torsional Buckling Strength of H and Cruciform Columns, Trans. of JSCE, No. 160, December 1968.
- 7) 福本晴士・伊藤義則: フランジの局部座屈強度とフランジ中厚比制限, 土木学会論文集, 第160号, 昭43-12
- 8) 吉識雅夫・藤田譲・川井忠彦: 残留応力が板の座屈強度に及ぼす影響, 造船協会論文集, 第107号, 昭35
- 9) Lundquist, E.E.: Local Instability of Symmetrical Rectangular Tubes under Axial Compression, NACA, TN 686, Feb. 1939
- 10) Nagaraja Rao, N.R. and Tall, L.: Residual Stresses in Welded Plates, The Welding Journal, Vol. 40, October 1961.
- 11) Odar, E., Nishino, F. and Tall, L.: Residual Stresses in T-1 Constructional Alloy Steel Plates, Welding Research Council Bulletin No. 121, April 1967.
- 12) たとえば, 山田嘉昭: 塑性力学, 日刊工業新聞社, 昭40
- 13) 山田嘉昭: 弾塑性変形のマトリクス法による解法, 塑性と加工, Vol. 10, No. 104, 1969.9.
- 14) 山本善之: 平板の塑性座屈, 日本機械学会誌, 第60巻, 467号, 昭32-12
- 15) Ilyushin, A.A.: The Elastic-Plastic Stability of Plates, NACA, TM 1188, 1947
- 16) Stowell, E.Z.: A Unified Theory of Plastic Buckling of Columns and Plates, NACA, TN 1556, 1948
- 17) Bijlaard, P.P.: Theory and Tests on Plastic Stability of Plates and Shells, J.A.S., Vol. 16, 1949
- 18) Handelman, C.H. and Prager, W.: Plastic Buckling of a Rectangular Plate under Edge Thrusts, NACA, TN 1530, 1948
- 19) Pearson, C.E.: Bifurcation Criterion and Plastic Buckling of Plates and Shells, J.A.S., Vol. 17, 1950
- 20) Shanley, F.R.: Inelastic Column Theory, J.A.S., Vol. 14, No. 5, May 1947
- 21) 山本善之: 初期撓みを有する柱と板の塑性変形を伴う座屈, 造船協会論文集, 第97号, 昭30-8
- 22) 吉識雅夫: 圧縮力を受ける矩形平板の座屈限界の決定法の一試案, 日本応用力学論文集, 昭23
- 23) 日本道路協会: 鋼道路橋設計製作示方書解説, 昭39
- 24) 土木学会: 鋼鉄道橋設計標準解説, 昭45
- 25) DIN 4114 Blatt 1: Stahlbau, Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung), Berechnungsgrundlagen, Vouschriften, Juli 1952
- DIN 4114 Blatt 2: Stahlbau, Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung), Berechnungsgrundlagen, Richtlinien, Februar 1953

(1971.11.26・受付)

(1972. 4.26・再受付)