

圧縮を受ける薄肉箱形短柱の終局強度特性と終局強度算定法に関する研究

A Study on Ultimate Strength and its Calculation Methods
of Thin-Walled Box Stub-Columns Subjected to Compression

中井 博*、北田俊行**、酒造敏廣***

Hiroshi NAKAI, Toshiyuki KITADA and Toshihiro MIKI

This paper deals with the ultimate strength of the thin-walled box stub-columns subjected to compression by altering the plate slendernesses of flange and web plates. Firstly, the experimental studies on nine short box column specimens with various plate slendernesses are carried out. Secondly, the box stub-columns with initial imperfections are analyzed on the basis of the finite displacements and elasto-plastic theories. From these results, coupled behaviors between flange and web plates, which constitute the stub column and corresponding properties of the ultimate strength of the stub-columns, are clarified in details. Finally, two simplified design methods for determining the ultimate strength of the stub columns are proposed, which lead to the exact estimations of the ultimate strength under considerations of the interactions between flange and web plates.

1. まえがき

鋼製ラーメン橋脚の柱、斜張橋や吊橋のタワー、あるいは、トラスおよびアーチ橋の弦材に対して、わが国の道路橋示方書¹⁾(以下、JSHBとよぶ)をはじめ、BS5400 Part 3²⁾ DAST-R1012³⁾ならびにAASHTO⁴⁾などの諸外国の設計示方書では、幅厚比が比較的大きい板要素の使用を認めている。ここ十数年来、この種の部材を構成する圧縮板(無補剛圧縮板および圧縮補剛板)の終局強度に関しては多くの研究が行われ^{5)~7)}初期不整なども考慮した信頼性の高い各種の終局強度算定法が提案されている。

しかしながら、板要素を集成した箱形短柱については、圧縮を受けて終局状態に至るまでの各構成板要素間の連成挙動が明らかにされていないため、圧縮強度の最も低い板要素によって箱形短柱の終局強度を評価している。そのため、現在のところ、幅厚比の大きな板要素を用いた箱形断面部材の設計法の合理性が十分に活用されていないように思われる。

これまで、上述の点に着目した理論的・実験的研究は、福本・宇佐美・青木⁸⁾、Klöppel・Schmied・Schubert⁹⁾、Frieze¹⁰⁾および三上・森沢¹¹⁾らによって行われてきた。しかしながら、構成板要素の幅厚比の差異が、箱形短柱の崩壊挙動および終局強度におよぼす影響については、まだ十分に把握されるに至っていない。

そこで、本文では、無補剛板で構成され、一様圧縮を受ける箱形短柱の終局強度に関する実験と弾塑性

- | | | | | |
|-----|----|-----------|----------|-----------------------------|
| * | 工博 | 大阪市立大学教授 | 工学部土木工学科 | (〒558 大阪市住吉区杉本 3丁目 3番 138号) |
| ** | 工博 | 大阪市立大学助教授 | 工学部土木工学科 | (〒558 大阪市住吉区杉本 3丁目 3番 138号) |
| *** | 工修 | 大阪市立大学助手 | 工学部土木工学科 | (〒558 大阪市住吉区杉本 3丁目 3番 138号) |

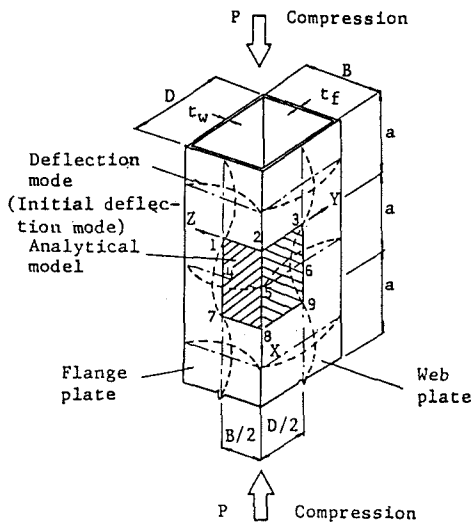


Fig. 1 Thin-walled stub-column

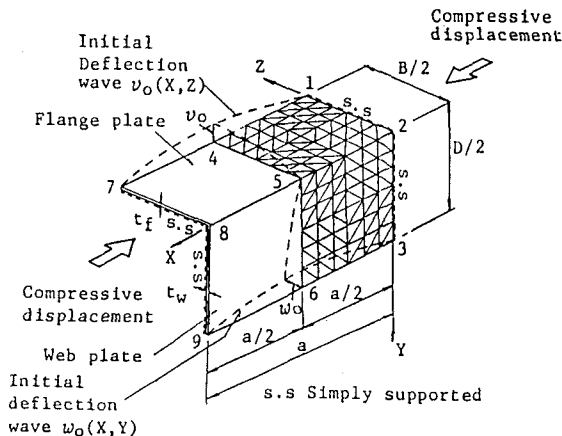


Fig. 2 Analytical model for stub-column

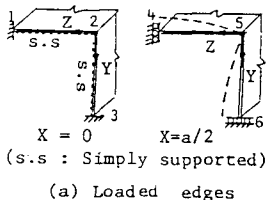


Fig. 3 Boundary conditions in analytical model

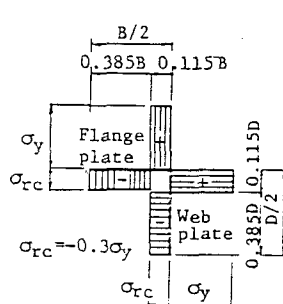


Fig. 4 Assumed residual stress distribution

有限変位解析とを行い、構成板要素の幅厚比に差異がある箱形短柱の①終局強度特性、および②終局強度の合理的算定法について、種々な検討を加えるものである。

2. 圧縮を受ける箱形短柱の弾塑性有限変位解析

(1) 解析モデル

本文では、Fig.1 に示すように、圧縮を受ける2軸対称な箱形短柱を解析対象とし、これに文献12) の有限要素法による圧縮板の弾塑性有限変位解析法を適用した。

その際、構成板要素のたわみ波形としては、Fig.1 に示したように、横断面方向(幅 B または D) に半波形のたわみが生じ、また長手方向に半波形長 a のたわみ波形が連続して生ずるものと仮定した。そして、箱形短柱の一部を切り出して、Fig.2 のように一節点5自由度の三角形平板要素の集合体としてモデル化し、これを解析モデルとした。

なお、以下では、幅 B および D の板要素を、それぞれフランジ・プレートおよびウェブ・プレートとよぶことにする。

解析モデルの載荷辺および非載荷辺の境界条件をFig.3 に示すが、フランジ・プレートとウェブ・プレートとは、それらの接合辺上で互いに直角を保つものとしている。また、圧縮荷重は、Fig. 2 ~ 3 に示すように、圧縮変位として与えた。

(2) 初期たわみと残留応力

解析に用いた初期たわみ波形は、Fig.2 中に示すとおりとした。ここに、図中の V_0 および W_0 の値には、JSHB の製作規定の上限値を用い、それぞれ $B/150$ および $D/150$ とした。

残留応力については、Fig.4 に示すように、圧縮残留応力度が降伏点の 0.3 倍となる分布形状を採用した。

(3) 幅厚比パラメーター R_f 、 R_w

および R_{fw}

箱形短柱のフランジとウェブ・プレートの幅厚比パラメーター R_f および R_w (総称して、 R と表わす) は、それぞれ以下の式で与えられる。

$$R_f = \frac{B}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{12(1-\mu^2)}{k\pi^2}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{fy}}{E}} \dots (1)$$

$$R_w = \frac{D}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{12(1-\mu^2)}{k\pi^2}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{wy}}{E}} \dots (2)$$

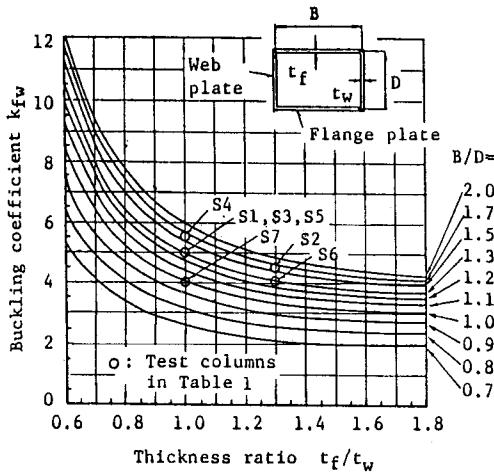


Fig. 5 Buckling coefficient k_{fw} of stub-columns

ここに、 B ：フランジ・プレートの幅（ウェブ・プレートの板厚中心間距離）、 D ：ウェブ・プレートの幅（フランジ・プレートの板厚中心間距離）、 t_f 、 t_w ：それぞれフランジおよびウェブ・プレートの板厚、 σ_{fy} 、 σ_{wy} ：それぞれフランジおよびウェブ・プレートの降伏点（総称して σ_y と表わす）、 μ ：ポアソン比（ $=0.3$ ）、 E ：ヤング係数（ $=2.06 \times 10^5$ MPa）、 k ：座屈係数（ $=4.0$ ）。

式(1) および式(2) によると、箱形短柱には二つの幅厚比パラメーターが存在して煩雑である。そこで、本文では、構成板要素間の連成を考慮した箱形短柱の弾性座屈解析を行い、その幅厚比パラメーター R_{fw} を別途求めた（付録参照）。すなわち、

$$R_{fw} = \frac{B}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{12(1-\mu^2)}{k_{fw}\pi^2}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_Y^*}{E}} \quad \dots (3)$$

ここに、 σ_Y^* は箱形短柱を構成する部材の断面積比に応じて換算した降伏点であり、

$$\sigma_Y^* = \frac{A_f \cdot \sigma_{fy} + A_w \cdot \sigma_{wy}}{A} \quad \dots (4)$$

で与えられる。ただし、 A_f ：フランジ・プレートの断面積（ $=B \cdot t_f$ ）、 A_w ：ウェブ・プレートの断面積（ $=D \cdot t_w$ ）、 A ：箱形短柱の断面積の半分（ $=A_f + A_w$ ）である。また、 k_{fw} は、箱形短柱の座屈係数であり、断面寸法比 t_f/t_w および B/D をパラメーターとして図化すると、Fig.5 のようになる（付録の式(A.2) 参照）。

(4) 解析法と計算精度の検討

等厚の正方形箱形短柱の弾塑性有限変位解析を行い、終局状態に至るまでのフランジおよびウェブ・プレートの変形挙動が等しくなること、また終局強度が文献 5) に示される周辺単純支持の圧縮板の終局強度と一致することを通じて、解析法と計算精度の妥当性を確かめた。

なお、本文の解析では、フランジおよびウェブ・プレートともにメッシュ分割は、圧縮軸方向に 6 分割、横断面方向に 8 分割としている。演算には、大阪市立大学計算機センター設置の FACOM-M180 を用いたが、CPU-Time は 1 ケース約 150 秒～ 200 秒であった。

3. 箱形短柱の耐荷力実験

(1) 供試体

供試体（合計 9 体、うち S1 ～ S7 は耐荷力実験用、RS1 ～ RS2 は残留応力測定用）の詳細図を Fig.6 に示す。また、Table 1 は、供試体寸法、断面諸量および幅厚比パラメーターをまとめたものである。供試体の材質としては、いずれも SS41 を使用し、式(3) の幅厚比パラメーター R_{fw} が 0.45 ～ 1.0 の範囲に入るように、板厚 4.5, 6, 9 mm のもの三種類を選定した。

(2) 供試体の機械的性質

供試体製作用の鋼板から、計 15 本（板厚 4.5, 6 mm：各 6 本、9 mm：3 本）の JIS 5 号試験片を切り出し、引張試験を行った。ヤング係数 E 、ポアソン比 μ の平均値、ならびに下降伏点 σ_y の板厚別の平均値を Table 2 に示す。

Table 1 Dimensions, cross-sectional properties and plate slenderness of test columns

Items Test columns	Dimensions and cross-sectional properties								Plate slenderness		
	B(B') (mm)	D(D') (mm)	t _f (mm)	t _w (mm)	2·A (mm ²)	L (mm)	r _y (mm)	$\frac{L}{r_y}$	R _f	R _w	R _{fw}
S1	145(160)	111(105)	5.85	5.85	3,092	500	47.1	10.6	0.549	0.360	0.446
S2	154(170)	95(89)	5.85	4.49	2,382	420	42.4	9.9	0.583	0.391	0.490
S3	185(199)	141(135)	5.85	5.85	3,917	500	59.7	8.4	0.686	0.466	0.569
S4	162(178)	99(94)	4.49	4.49	2,442	420	42.9	9.8	0.783	0.416	0.593
S5	245(260)	185(179)	5.85	5.85	5,135	580	78.4	7.4	0.893	0.617	0.751
S6	244(260)	185(179)	5.85	4.49	6,649	580	80.7	7.2	0.894	0.790	0.819
S7	447(476)	447(438)	9.06	9.06	16,551	1,440	183.5	7.8	1.007	0.991	1.007
RS1	154(170)	94(89)	5.85	4.49	2,382	500	42.4	—	0.583	0.391	0.490
RS2	162(178)	99(94)	4.49	4.49	2,442	500	42.4	—	0.783	0.416	0.593

Notes: 2·A:Cross-sectional area, r_y:Radius of gyration, R_f and R_w:Eqs.(1) and (2)
R_{fw}:Eq.(3)

Table 2 Test results of mechanical properties

(SS41)				
Young's modulus E (MPa)	Poisson's ratio μ	Yield stress σ_y (MPa)		
		t=4.5mm	t=6mm	t=9mm
2.1×10^5	0.3	292	302	313

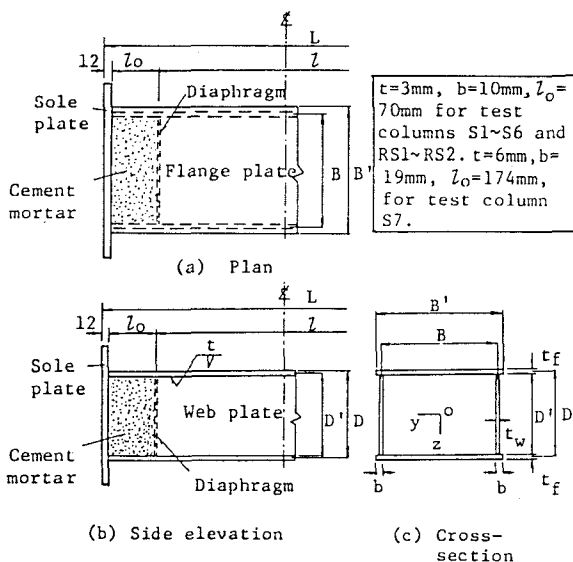


Fig. 6 Details of test columns

のと同様な傾向を呈し、フランジおよびウェブ・プレートにおける圧縮残留応力度 σ_{rc} の最大値は降伏点 σ_y の約 35 %、平均値は約 27 % であった。

b) 荷重と平均圧縮ひずみとの関係

供試体 S1~S6 (S7 はデータ不備のため省略) の圧縮力 P と平均圧縮ひずみ $\Delta L/L$ との関係を Fig. 7 に示す。以下、これらを $P-\Delta L$ 曲線という。ただし、圧縮力 P は、Table 4 中の全塑性軸力 $P_Y (= 2A \cdot \sigma_y^*)$ で割って無次元化し、ゲージ長 L (Fig. 6 参照) に関する $\Delta L/L$ も降伏ひずみ σ_y^*/E で割って表示している。

この図から、供試体 S1~S6 の平均圧縮ひずみ $\Delta L/L$ は、 P/P_Y が 0.75~0.85 の付近で降伏ひずみ σ_y^*/E

(3) 実験方法

耐荷力実験には、200 tonf (1.96 MN) アムスラ一型試験機および 600 tonf (5.88 MN) 横型圧縮試験機¹³⁾ を使用し、供試体にはできるだけ様な圧縮力が伝わるように、端部にセメント・モルタルを注入して実験を行った (Fig. 6 参照)。また、残留応力の測定は、一軸ひずみゲージを貼付した後、切断法 (幅 15~20 mm) により行った。なお、耐荷力実験前には、フランジおよびウェブ・プレートの初期たわみも測定した。

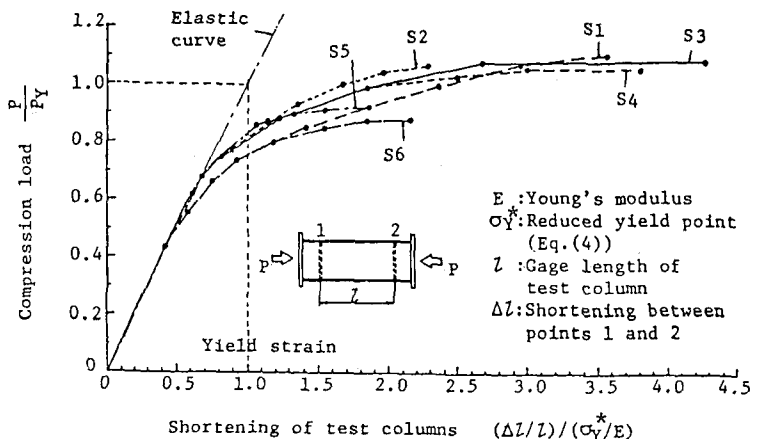
(4) 実験結果

a) 初期不整

供試体 S1 ~ S7 のフランジおよびウェブ・プレートにおける初期たわみの測定値 (横断面方向の絶対最大値) V_{om} および W_{om} は、Table 3 に示すように、JSHB の製作規定の上限値 $B/150$ あるいは $D/150$ の約 16 %~56 % (平均値 29 %) の範囲内にあり、供試体の測定値は比較的小さかった。また、供試体 RS1~RS2 の残留応力を測定した結果、その分布形状は従来報告されているも

Table 3 Absolute maximum initial deflections in test columns

Items Specimens	Flange plate V_{om} (B/150)	Web plate W_{om} (D/150)
S1	0.388	0.236
S2	0.341	0.189
S3	0.324	0.186
S4	0.556	0.379
S5	0.276	0.243
S6	0.246	0.284
S7	0.226	0.166
Average	0.289	



に達していることがわかる。さらに、 P/P_Y が 0.55 ~ 0.65 付近で、 $P-\Delta L$ 曲線は弾性線形解から離れ始めることがわかる。これは、主に板要素に含まれる残留応力に起因しているものと考えられる。

また、幅厚比パラメータ R_{fw} が比較的小さい供試体 S1~S4 では、 P/P_Y が 1.0 を越えても漸増を続けるが、 R_{fw} が 0.7 以上の供試体 S5 および S6 では、断面が全塑性に達するまでに崩壊していることがわかる。

Table 4 Test results of ultimate strength
 P_u and P_u/P_Y

Items Test columns	Plate slenderness R_{fw}	Squash load $P_Y=2A \cdot \sigma_Y^*$ (MN)	Test results	
			P_u (MN)	P_u/P_Y
S1	0.446	0.993	1.109	1.092
S2	0.490	0.832	0.886	1.065
S3	0.569	1.182	1.259	1.066
S4	0.593	0.713	0.742	1.040
S5	0.751	1.550	1.428	0.921
S6	0.819	1.388	1.212	0.874
S7	1.007	5.714	3.938	0.761

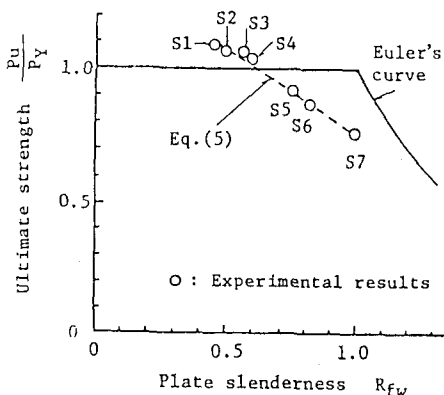


Fig. 8 Relationship between ultimate strength and plate slenderness of test columns

c) 終局強度

実験で得られた最高荷重 P_u の値を、 P_Y および P_u/P_Y の値とともに Table 4 に示す。また、幅厚比パラメータ R_{fw} と P_u/P_Y との関係を Fig. 8 に示す。なお、以下では、 P_u/P_Y 値を終局強度という。

これらの図表からわかるように、供試体 S1 ~ S4 の P_u/P_Y 値は 1.0 を上まわった。これは、Table 3 に示したように、フランジとウェブ・プレートともに初期たわみが小さかったこと、圧縮の降伏点が引張りの降伏点よりも一般に高いこと、および、ひずみ硬化の影響などによるものと考えられる。

一方、供試体 S5~S7 の P_u/P_Y 値は、すべて 1.0 を下まわっており、幅厚比パラメータ R_{fw} との相関が顕著であることがわかる。ちなみに、S1~S7 の実験結果が直線式で表わされると仮定し、最小自乗法で整理すると、つぎの近似式が得られる。

$$P_u/P_Y = 1.384 - 0.614 \cdot R_{fw} \quad \dots (5)$$

4. 箱形短柱の終局強度に関するパラメトリック解析

(1) 初期たわみ波形の影響

まず、フランジおよびウェブ・プレートの初期たわみ波形の半波形長 a と終局強度との関係について述べる。

Table 5 Analytical results of $\frac{P_u}{P_Y}$

α_f R_{fw}	0.5	0.6	0.8	1.0
0.616 ¹⁾	0.868	0.867	0.877	0.917
1.0 ²⁾	0.677	0.676	0.689	0.724

Notes: B=480mm, D=360mm, $\sigma_Y=314$ MPa

1) $t_f=12.1$ mm, $t_w=15.8$ mm, 2) $t_f=7.5$ mm, $t_w=9.7$ mm

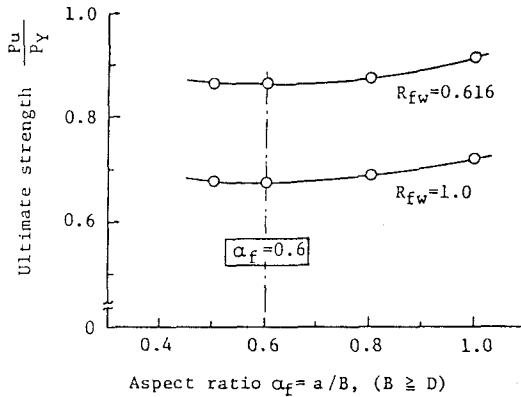


Fig. 9 Variation of ultimate strength with aspect ratio

これらの解析結果を Table 6 および Fig.10 ~11 に示す。これらの図表において、 P_f および P_w は、箱形短柱に作用する圧縮力のうち、それぞれフランジおよびウェブ・プレートの分担する圧縮力であり、各板要素の载荷辺上の軸方向接点力の合計として求めたものである。 P_{fu} および P_{wu} は、それぞれ $P = P_u$ のときの P_f および P_w を意味する。また、 P_{fu}^u/P_{fy} および P_{wu}^u/P_{wy} は、フランジおよびウェブ・プレートをそれぞれ単一圧縮板 (Uncoupled plate) と考えたときの終局強度であり、文献 5) に示されているつぎの耐荷力曲線

$$\left. \begin{aligned} P_u^u/P_Y &= 1.0 & , & (R \leq 0.3) \\ &= 0.542 \cdot R^3 - 1.249 \cdot R^2 + 0.412 \cdot R + 0.968 & , & (0.3 < R \leq 1.3) \end{aligned} \right\} \dots (6)_{a,b}$$

を用いて求めたものである。すなわち、

Table 6 Ultimate strength of stub-columns

R_{fw}	F.E.M.			Ref. 5)		Results by Eq.(10)			Ratios		
	Flange plate	Web plate	Stub-column	Flange plate	Web plate	Flange plate	Web plate	Stub-column	Flange plate	Web plate	Stub-column
	(1) $\frac{P_{fu}}{P_{fy}}$	(2) $\frac{P_{wu}}{P_{wy}}$	(3) $\frac{P_u}{P_Y}$	(4) $\frac{P_{fu}^u}{P_{fy}}$	(5) $\frac{P_{wu}^u}{P_{wy}}$	$\frac{P_f Y}{P_Y}$	$\frac{P_w Y}{P_Y}$	(6) $\frac{P_u}{P_Y}$	$\frac{(1)-(4)}{(1)}$	$\frac{(2)-(5)}{(2)}$	$\frac{(3)-(6)}{(3)}$
0.3	0.671	0.989	0.896	0.580	0.994	0.291	0.709	0.874	0.136	-0.005	0.025
0.6	0.628	0.855	0.753	0.580	0.883	0.451	0.549	0.746	0.076	-0.033	0.009

Notes: $t_w=24.63$ mm, $R_{fw}=0.388$ for $R_w=0.3$, $t_w=12.32$ mm, $R_{fw}=0.820$ for $R_{fw}=0.6$, B=480 mm,

D=360 mm, $t_f=7.58$ mm, $R_f=1.3$, $\sigma_Y=314$ MPa.

箱形短柱においては、フランジ・プレートとウェブ・プレートとが剛結されて、隅部角が直角を保ちながら変形するため、その座屈波形に類似した初期たわみ波形を導入したときに、最も終局強度が低下すると推測できる。

そこで、箱形短柱のフランジ幅 $B(B \geq D)$ を基準にして D/B を 0.75 に固定し、幅厚比パラメーター R_{fw} を 0.616, 1.0 と変化させて解析を行い、フランジ・プレートの縦横比 $\alpha_f (=a/B)$ と終局強度 P_u/P_Y との関係を調べてみた。その結果を、Table 5 および Fig.9 に示すが、 P_u/P_Y 値は、 R_{fw} が 0.616 および 1.0 のどちらの場合においても、 $\alpha_f = 0.5 \sim 0.8$ の間で最小になっていることがわかる。

この結果から、以下では、 $a=0.6 \cdot B(B \geq D)$ としてパラメトリック解析を行った。

(2) 終局状態に至るまでの板要素の挙動

箱形短柱が終局状態に至るまでの各板要素の挙動を明らかにするために、フランジ・プレートの幅厚比パラメーター R_f を 1.3 に固定し、ウェブ・プレートの幅厚比パラメーター R_w を 0.3, 0.6 と変化させて解析を行った。

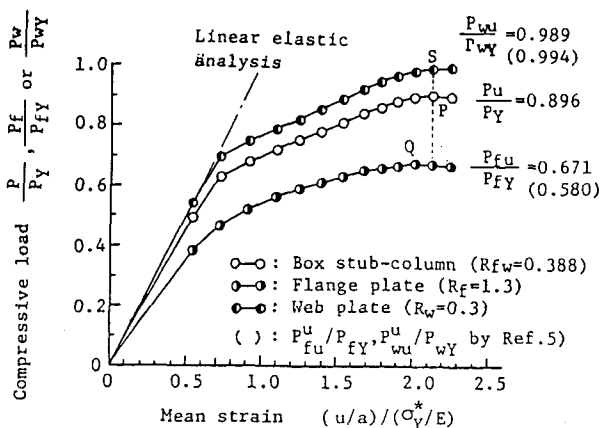


Fig. 10 Compressive load - mean strain curve ($R_w=0.3$)

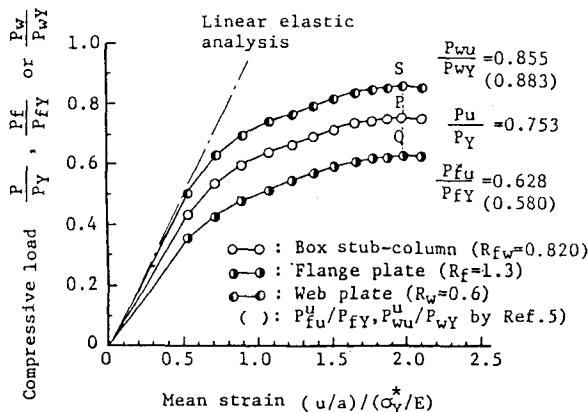


Fig. 11 Compressive load - mean strain curve ($R_w=0.6$)

た Fig.10 から、以下のことがわかる。すなわち、箱形短柱が終局状態（点P）に至る一段階前の荷重状態で、フランジ・プレートは終局荷重（点Q）に達し、その後わずかではあるが強度低下の現象を示している。一方、ウェブ・プレートでは箱形短柱が終局状態に達した後も、強度低下がみられないことがわかる。

また、Fig.11から、 $R_w=0.6$ の場合、上記の結果（ $R_w=0.3$ ）と異なり、箱形短柱が終局状態（点P）に達すると同時に、フランジおよびウェブ・プレートともに、終局状態（点QとS）に至っていることがわかる。

箱形短柱を構成する板要素の幅厚比パラメータ R に大きな差異がある場合、Fig.10のフランジ・プレートにみられるような構成板要素の強度低下現象は、局部座屈を許した設計法において考慮に入れるべき現象であると考えられる。しかしながら、無補剛の板要素で構成された実際の箱形断面では、構成板要素の R が1.3以上となることはないので、この現象が終局強度に及ぼす影響は小さく、ほとんど問題にならないと考える。

次に、終局強度について考察すると、以下のとおりである。まず、Table 6 および Fig.10 ~11において、幅厚比パラメータ R の大きいフランジ・プレートに着目すると、終局強度 P_{fu}/P_{fy} は、 $R_w=0.3, 0.6$ に対して、それぞれ0.671, 0.628と変動していることがわかる。これらの値を単一圧縮板としての終局強度 P_{fu}^u/P_{fy} （=0.580）と比較すれば、 $R_w=0.3$ および0.6に対して、それぞれ約14%および8%高くなっており、 R の小さなウェブ・プレートによってフランジ・プレートの終局強度が引き上げられていることがわかる。

フランジ・プレートに対して；

$$P_{fu}^u/P_{fy} = P_{fu}^u/P_y \quad \dots (7)a$$

（ただし、上式で $R=R_f$ とおくこと）

ウェブ・プレートに対して；

$$P_{wu}^u/P_{wy} = P_{wu}^u/P_y \quad \dots (7)b$$

（ただし、上式で $R=R_w$ とおくこと）

式(6)は、周辺単純支持された圧縮板を、非載荷辺が圧縮軸直角方向に平行に変位するという条件（面内平行横変位）と初期たわみ $W_0=B/150$ あるいは $D/150$ 、ならびに圧縮残留応力度 $\sigma_{rc}=0.4\cdot\sigma_y$ の条件のもとで、弾塑性有限変位解析して求められたものである。

さらに、式(7)およびTable 6において、

P_{fy} と P_{wy} は、

$$\left. \begin{aligned} P_{fy} &= A_f \cdot \sigma_{fy} = B \cdot t \cdot \sigma_{fy} \\ P_{wy} &= A_w \cdot \sigma_{wy} = D \cdot t_w \cdot \sigma_{wy} \end{aligned} \right\} \dots (8)a, b$$

Fig.10 ~11は、圧縮力 P/P_y , P_f/P_{fy} あるいは P_w/P_{wy} と平均圧縮ひずみ $(u/a)/(\sigma_y^*/E)$ との関係を示している。

まず、フランジおよびウェブ・プレートの幅厚比パラメータの差異が大きい $R_f=1.3$ および $R_w=0.3$ の箱形短柱の解析結果を示し

一方、幅厚比パラメーターR の小さなウェブ・プレートの終局強度 P_{wu}/P_{wy} は、単一圧縮板としての終局強度 P_{wu}^u/P_{wy} より約1~3%低くなっており、R の大きなフランジ・プレートがウェブ・プレートの終局強度を若干引き下げていることがわかる。

ここで、 P_{fu} および P_{wu} の定義から明らかなように、箱形短柱の終局強度は、

$$P_u/P_y = (P_{fy}/P_y) \cdot (P_{fu}/P_{fy}) + (P_{wy}/P_y) \cdot (P_{wu}/P_{wy}) \quad \dots (9)$$

によって与えられる。しかしながら、幅厚比パラメーターR の大きな板要素の終局強度は引き上げられ、R の小さい板要素の終局強度は引き下げられるという上記の結果を反映させると、単一圧縮板の終局強度を用いて箱形短柱の終局強度を平均的に、

Table 7 Dimensions of analytical models (Unit:mm)

Items R _f /R _w	R _{fw} =0.411		R _{fw} =0.616		R _{fw} =0.822		R _{fw} = 1.0	
	t _f	t _w	t _f	t _w	t _f	t _w	t _f	t _w
1	18.0*	18.0*	12.0*	12.0*	9.0*	9.0*	9.8	7.3
√2	20.7	22.0	13.8	14.7	10.4	11.0	8.5	9.1
√3	18.2	23.6	12.1	15.8	9.1	11.8	7.5	9.7
2	16.3	24.4	10.9	16.3	8.1	12.2	6.7	10.0

Notes: B=480mm, D=360mm, B/D=360mm for super script *, $\sigma_y = 314\text{MPa}$

Table 8 Analytical results of ultimate strength P_u/P_y

R _f /R _w	0.411	0.616	0.822	1.0
1	0.977 (0.964)	0.880 (0.875)	0.749 (0.764)	0.667 (0.669)
√2	0.977 (0.960)	0.876 (0.870)	0.752 (0.763)	0.675 (0.682)
√3	0.971 (0.951)	0.867 (0.855)	0.754 (0.752)	0.676 (0.688)
2	0.962 (0.940)	0.859 (0.845)	0.753 (0.747)	0.676 (—)

Notes: Values in parenthesis are calculated by Eq.(10)

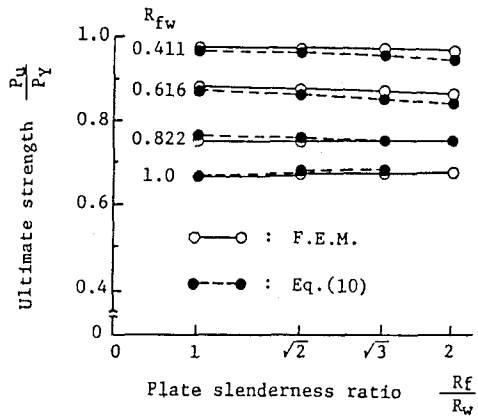


Fig. 12 Variations of ultimate strength $\frac{P_u}{P_y}$ with R_f/R_w

$$P_u/P_y = (P_{fy}/P_y) \cdot (P_{fu}^u/P_{fy}) + (P_{wy}/P_y) \cdot (P_{wu}^u/P_{wy}) \quad \dots (10)$$

なる形の累加式によって推定する方法が考えられる。

比較のため、解析結果と上式による P_u/P_y 値も Table 6 に示し

であるが、上式による P_u/P_y 値と解析値との誤差は3%程度であり、両者はよく一致していることがわかる。このことは、上述したフランジおよびウェブ・プレートの終局強度の増減量は上式を用いればうまく平均されるということを示唆おり、箱形短柱の終局強度を推定する方法の一つとして、式(10)が有効であると思われる。

(3) 幅厚比パラメーター R_{fw} と終局強度との相関関係

箱形短柱の幅厚比パラメーター R_{fw} と終局強度 P_u/P_y との関係を調べるため、Table 7 に示すように、フランジ・プレートとウェブ・プレートとの幅厚比パラメーター比 R_f/R_w を $1, \sqrt{2}, \sqrt{3}, 2$ と変化させて解析を行った。

解析結果を式(10)による計算値 (() 内に示す) とともに、Table 8 に示す。Fig.12 は、 P_u/P_y の R_f/R_w による変動を示すものであるが、 R_{fw} 値が一定であれば、 P_u/P_y の解析値は $\pm 1 \sim 2\%$ の変動しかなく、ほぼ一定の値を保持していることがわかる。このことから、構成板要素の幅厚比パラメーター比 R_f/R_w 値が $0.5 \sim 2$ の範囲内にある箱形短柱の終局強度を表わすパラメーターとして、 R_{fw} は適切であることがわかる。

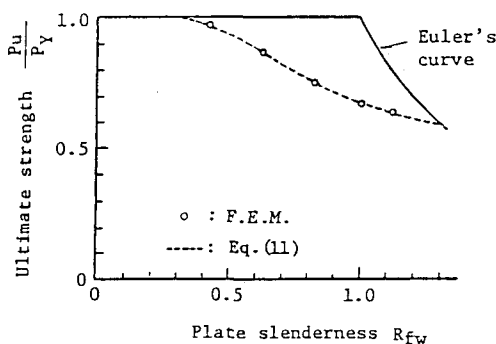


Fig. 13 Ultimate strength curve of thin-walled stub-column

縮板の終局強度曲線において、 R を R_{fw} に置き換えた曲線、

$$\left. \begin{aligned} Pu/P_Y &= 1.0, & (R_{fw} \leq 0.3) \\ &= 0.542 \cdot R_{fw}^3 - 1.249 \cdot R_{fw}^2 + 0.412 \cdot R_{fw} + 0.968, & (0.3 < R_{fw} \leq 1.3) \end{aligned} \right\} \cdots (11)_{a,b}$$

も図中に示す。

この図から、解析曲線は上式とほぼ一致しており、箱形短柱の終局強度 Pu/P_Y を決めるもう一つの方法として、式(11)を利用できることがわかる。

(5) 終局強度算定法

以上の結果をまとめれば、つぎの二つの終局強度算定法を提案できる。

a) Method 1 (累加式を用いる方法)

構成板要素の幅厚比パラメーター R_f および R_w を求め、式(6) と式(7) とを用いて、それぞれの終局強度を別々に算定する。さらに、式(10)の累加式を適用して箱形短柱の終局強度を算定する。ただし、適用範囲は、 $R_f \leq 1.3$ および $R_w \leq 1.3$ で、かつ $0.5 \leq R_f/R_w \leq 2$ である。

この方法では、式(6) と式(10)とから終局強度が求められ、簡単でしかも良好な結果が得られる。しかし、箱形短柱の終局強度を表わすのに、二つのパラメーター R_f および R_w が必要である。

b) Method 2 (幅厚比パラメーター R_{fw} を用いる方法)

箱形短柱の断面寸法比 B/D および t_f/t_w を用いて、Fig. 5 あるいは付録の式(A.2) より座屈係数 k_{fw} を求める。そして、式(3) より幅厚比パラメーター R_{fw} を求めれば、式(11)より終局強度 Pu/P_Y を算定することができる。ただし、適用範囲は $0.5 \leq R_f/R_w \leq 2$ で、かつ $R_{fw} \leq 1.3$ である。

この方法は、Method 1 と比較して若干複雑である

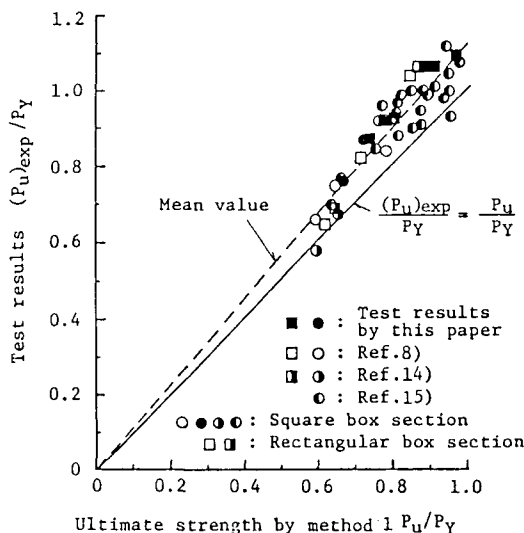


Fig. 14 Comparison of test results $\frac{(P_u)_{exp}}{P_Y}$ with ultimate strength $\frac{P_u}{P_Y}$ by Method 1

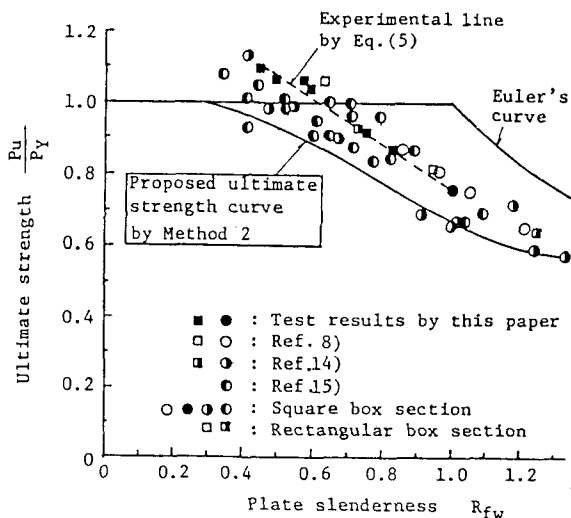


Fig. 15 Comparison of test results with proposed ultimate strength curve for Method 2

がわかる。なお、実験値 $(Pu)_{exp}/P_y$ と累加式による計算値との差異は、図中の破線に示すように、平均 14.9 %であった。

(2) Method 2

つぎに、幅厚比パラメーター R_{fw} を用いた終局強度曲線 (Fig. 13 と式 (11) 参照) と上述の実験結果とを対比させて Fig. 15 に示す。

この図からわかるように、本終局強度曲線は本文の実験曲線式 (5) をかなり下まわっている。これは、本終局強度曲線では、初期たわみとして JSHB の製作規定の上限値 $B/150$ および $D/150$ とかなり大きいものを採用したのに対し、供試体のもつ初期たわみがかなり小さかったことに起因するものと思われる。また、本終局強度曲線はすべての実験値のほぼ下限値をおさえており、今後、箱形短柱の設計耐荷力曲線として十分利用できるものと考えられる。

6. 本終局強度算定法と各国設計示方書の耐荷力曲線および福本らの方法との比較

JSHB¹⁾、BS5400 Part 3²⁾、DAST-R102³⁾、AASHTO⁴⁾ および福本・宇佐美・青木⁸⁾ の方法を用いて、圧縮を受ける箱形短柱の終局強度を算定し、本論文の

Table 9 Comparison of ultimate strength calculated by various design methods

Items Rf/Rw	Ultimate strength				Ultimate strength ratio γ by Eq. (12)			
	1	$\sqrt{2}$	$\sqrt{3}$	$\frac{P_u}{P_y}$	1	$\sqrt{2}$	$\sqrt{3}$	2
Methods								
JSHB ¹⁾	1.000	0.961	0.740	0.600	0.880	0.912	1.172	1.432
BS5400 ²⁾	0.886	0.793	0.718	0.664	0.993	1.104	1.208	1.294
DAST-R1012 ³⁾	1.0	0.991	0.923	0.862	0.880	0.883	0.939	0.997
AASHTO ⁴⁾	1.0	0.944	0.861	0.793	0.880	0.928	1.007	1.083
Fukumoto ⁸⁾	1.0	1.0	0.960	0.920	0.880	0.876	0.903	0.934
F.E.M.	0.880	0.876	0.867	0.859	1.0	1.0	1.0	1.0
Method 1	0.875	0.870	0.855	0.845	1.006	1.007	1.014	1.017
Method 2	0.875	0.875	0.875	0.875	1.006	1.001	0.991	0.982

Method 1 および Method 2 ならびに弾塑性有限変位解析による終局強度と比較する。

上述の設計示方書においては、単一圧縮板としての幅厚比パラメーター R が最も大きい板要素、すなわち圧縮強度の最も低い板要素の終局強度が箱形短柱の終

が、箱形短柱の終局強度を一つのパラメーター R_{fw} で表現できるという利点がある。

5. 本終局強度算定法と各種実験値との比較

(1) Method 1

先に提案した累加式による箱形短柱の終局強度算定法を、本文で述べた実験 (6 体) のほか、福本・宇佐美・青木⁸⁾ (7 体)、福本・宇佐美 (6 体)¹⁴⁾ および奥村・西野・長谷川¹⁵⁾ (26 体) らの箱形短柱の実験結果と対比して Fig. 14 に示す。縦軸は実験による終局強度 $(Pu)_{exp}/P_y$ を示し、横軸は式 (10) による終局強度 P_u/P_y を示している。

この図から、 P_u/P_y は実験値 $(Pu)_{exp}/P_y$ のほぼ下限値をおさえており、式 (10) の累加式を用いた終局強度算定法は十分実用的なものであること

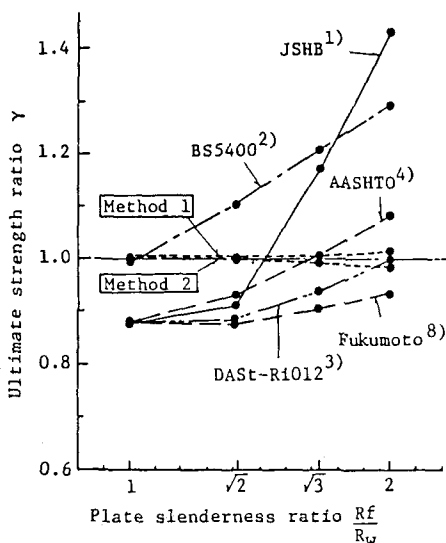


Fig.16 Variation of ultimate strength ratio with R_f/R_w

局強度に等しいとしている。また、福本らは式(10)の累加式を採用しているが、単一圧縮板の終局強度曲線には、式(6)とは相違した曲線を用いている。

Table 7 の $R_{fw}=0.616$ で $R_f/R_w=1\sim 2$ の解析モデルを用いて比較計算を行い、本終局強度算定法、および上述の示方書などの計算法によって求めた終局強度をTable 9 にまとめ示す。なお、同表における γ は、次式で与えられる終局強度の比を表わす。

$$\gamma = \frac{\text{弾塑性有限変位解析による終局強度}}{\text{各種計算法による終局強度}} \dots (12)$$

この γ と R_f/R_w との関係をFig.16に示すが、本文の方法を除くすべての設計法において、 R_f/R_w の値が大きくなるにつれて、 γ 値は大きくなっているが、とくに JSMB に対する γ の変動が最も大きいことがわかる。

また、福本らの計算法による γ の変動は、四つの設計示方書に比べて小さく、 R_f/R_w の影響を比較的小くとらえているが、 γ 値は常に1.0を下まわっている。これは、福本らの提案している単一圧縮板の終局強度曲線が8体の箱形短柱の実験結果に基づいた経験公式であるので、初期不整を厳しくとった本弾塑性有限変位解析の結果と差異が現われたものと思われる。

7. まとめ

本文は、圧縮を受ける箱形短柱の終局強度に関する実験と弾塑性有限変位解析とを行い、その終局強度特性を明らかにし終局強度の合理的算定法を提案したものである。本文の結論を要約すると以下のとおりである。

- (1) 終局強度が最小になるような箱形短柱の長さは、約0.6B (B : 箱形断面の長い辺) となった。
- (2) 幅厚比パラメータ R が相違する板要素で構成された箱形短柱において、 R の大きな板要素の終局強度は見かけ上増加し、逆に R の小さい板要素の終局強度は低下する。
- (3) 上記において、構成板要素の幅厚比パラメータ R に大きな差異がある場合、 R の大きな板要素が分担する荷重は、箱形短柱が終局強度に至るまでに低下する現象を示したが、通常用いられる幅厚比の範囲内 ($R \leq 1.3$) では、この現象が箱形短柱の終局強度に及ぼす影響は小さい。
- (4) 構成板要素の連成を考慮した箱形短柱の幅厚比パラメータ R_{fw} と終局強度との相関性は高く、構成板要素の幅厚比パラメータ比が、 $0.5 \leq R_f/R_w \leq 2$ の範囲内では、 R_{fw} が一定であれば終局強度はほぼ一定となる。
- (5) 単一圧縮板の終局強度を基にした累加式により箱形短柱の終局強度を推定しようとする方法は、上記(2)に述べた構成板要素の分担する終局強度の増減を平均化し、良好な近似値を与える。しかし、この方法では、箱形短柱の終局強度を表わすのに二つのパラメータ R_f と R_w とが必要であり、適用範囲は $R_f \leq 1.3$ および $R_w \leq 1.3$ で、かつ $0.5 \leq R_f/R_w \leq 2$ である(Method 1)。
- (6) 幅厚比パラメータ R の関数として表わされた単一圧縮板の終局強度曲線において、 R を R_{fw} に置き換えると、この曲線は箱形短柱の終局強度曲線として、 $0.3 \leq R_{fw} \leq 1.3$ で、かつ $0.5 \leq R_f/R_w \leq$

2 の範囲内で用いることができる。この方法は上記(5)の方法に比して若干複雑であるが、箱形短柱の終局強度をただ一つのパラメーター R_{fw} で表わすことができるという利点がある(Method 2)。

- (7) R_{fw} が 0.45 ～ 1.0 の範囲にある箱形短柱 7 体の実験から得られた終局強度は、供試体のもつ初期たわみが比較的小さかったため、上記(6)の終局強度曲線をかなり上まわった。
- (8) 上記(5)の累加式および(6)の終局強度曲線は、いままで行われた実験結果のほぼ下限値をおさえていた。
- (9) 弾塑性有限変位解析による終局強度と JSHB、BS5400 Part 3、DASt-Ri012、AASHTO、および福本らの方法による終局強度との比を γ とすると、構成要素の幅厚比パラメーター間の差異が大きくなるほど、 γ 値は大きくなる。とくに、JSHB の γ の変動は、他の方法に比して大きい。

謝 辞：本研究を実施するにあたり、阪神高速道路公団の支援を受けたこと、ならびに、実験には、大阪市立大学・工学部 大学院生 阪野雅則君および同・四回生 大垣賀津雄君らの御協力を得たことを付記し、ここに深謝の意を表します。

付録一 圧縮を受ける箱形短柱の弾性座屈解析

本文の Fig.2 におけるフランジおよびウェブ・プレートの横断面方向および長手方向の座屈たわみモードを正弦半波形で近似する。そして、フランジ・プレートとウェブ・プレートとは、接合辺で直角を保持するという条件を用いてエネルギー法を適用すると、箱形短柱の座屈応力度 σ_{cr} は、次のように得られる。

$$\sigma_{cr} = k_{fw} \cdot \frac{E\pi^2}{12(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{t_f}{B}\right)^2 \quad \dots (A.1)$$

ここに、 k_{fw} はフランジ・プレートの Euler の座屈応力度を基準とした箱形短柱の座屈係数であり、

$$k_{fw} = \frac{(\alpha_f + 1/\alpha_f)^2 + (t_w/t_f)^3 \cdot (D/B) \cdot (\alpha_w + 1/\alpha_w)^2}{1 + (D/B)^3 \cdot (t_w/t_f)} \quad \dots (A.2)$$

ただし、 $\alpha_f = a/B$, $\alpha_w = a/D$ である。また、 a は σ_{cr} を最小にする座屈たわみモードの半波形長であり、次式で求められる。

$$a = B \cdot \left\{ \frac{1 + (D/B)^3 \cdot (t_w/t_f)^3}{1 + (B/D) \cdot (t_w/t_f)^3} \right\}^{\frac{1}{4}} \quad \dots (A.3)$$

式(A.1)を用いると、箱形短柱の幅厚比パラメーター R_{fw} は、次式で算定できる。

$$R_{fw} = \sqrt{\frac{\sigma_Y^*}{\sigma_{cr}}} = \frac{B}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{12(1-\mu^2)}{k_{fw} \cdot \pi^2}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_Y^*}{E}} \quad \dots (A.4)$$

ここに、 σ_Y^* は本文の式(4)で与えられる箱形短柱の換算降伏点である。

参 考 文 献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説、II、鋼橋編、丸善、昭和55年 2月。
- 2) British Standards Institution: BS5400, Steel concrete and composite bridges, Part 3 Code of practice for design of steel bridges, April 1982.

- 3) Deutscher Ausschuss für Stahlbau:DAST-R1012,Beulsicherheitsnachweise für Platten, Okt., 1978.
- 4) Federal Highway Administration Office of Research and Development: Proposed design Specifications for Steel Box Girder Bridges, Final Report, No.FHWA-TS-80-205, January, 1980.
- 5) 小松定夫、北田俊行:初期不整を有する圧縮板の極限強度特性に関する研究、土木学会論文報告集、No.270、1978年 2月、pp.1~14.
- 6) 小松定夫編:鋼橋部材の形状初期不整と耐荷力の統計学的研究、JSSC、Vol.16、No.170,1980年 4月 pp.10~43.
- 7) 小松定夫、北田俊行:初期不整をもつ補剛された圧縮板の極限強度の実用計算法、土木学会論文報告集、No.302、1980年10月 pp. 1~13.
- 8) 福本湧士、宇佐美勉、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研究、土木学会論文報告集、No.308, 1981年4 月、pp.47 ~58.
- 9) Klöppel, K., R.Schmied und J.Schubert: Die Traglast mittig und auermittig gedrückter dünnwandiger Stützen mit kastenförmigem Querschnitt im überkritischen Bereich unter Verwendung der nichtlinearen Beultheorie, Teil II :Experimentelle Untersuchungen, Vergleich der experimentellen und theoretischen Ergebnisse, Der Stahlbau, 38.Jahrg., Januar 1969, H.1,s.9 ~19.
- 10) Frieze,P.A.: Elasto-plastic buckling in short thin-walled beams and columns, Proc. of ICE., Part 2, 1978, 65, Dec., pp.857 ~874.
- 11) 三上市蔵、森沢敬文:箱断面圧縮柱の連成局部座屈、関西大学工学会、工学と技術、Vol.7、No.4、1982年 pp.27~33.
- 12) 小松定夫、北田俊行、宮崎清司:残留応力および初期たわみを有する圧縮板の弾塑性解析、土木学会論文報告集、No.244、1975 年12月、pp.1~14.
- 13) Nakai,H., T.Kitada and T.Miki: A Compression Testing Machine with Capacity 600 tons for Experimental Researches on Large-Sized Members in Bridge Structures, Memoirs of the Faculty of Engineering, Osaka City University, Vol.23, Dec.1982, pp.205 ~218.
- 14) 宇佐美勉、福本湧士:鋼圧縮部材の連成座屈強度実験と有効幅理論による解析、土木学会論文報告集、No.326、1982年10月、pp.41 ~50.
- 15) 奥村敏恵、西野文雄、長谷川彰夫:箱形断面柱の局部座屈強度、土木学会論文報告集、No.205、1972年 9月、pp.19 ~30.