

薄肉H形短柱の耐荷力挙動に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY ON THE ULTIMATE STRENGTH BEHAVIOR OF THIN-WALLED H-SECTION STUB-COLUMNS

山尾敏孝*・崎元達郎**

By Toshitaka YAMAO and Tatsuro SAKIMOTO

Ultimate strength behavior of elasto-plastic thin-walled H-section stub-columns are studied experimentally and theoretically. Seven specimens with various width-to-thickness ratio of the component plates of the cross section are tested under uni-axial compression. The test results are compared with the results of nonlinear analysis by a finite element method with the consideration of the in-plane flexural component of the plate. Validity and efficiency of the present method are shown. Based on the test results, an interaction formula for predicting the ultimate strength of H-section stub-column under axial compression is proposed.

Keywords: experimental study, ultimate strength, finite element method, H-section stub-column, thin-walled

1. ま え が き

現道路橋示方書¹⁾では、圧縮部材の設計において、局部座屈を考慮した許容応力度を定め、比較的幅厚比の大きい板要素の使用を認めている。しかし、幅厚比の大きい薄板要素で構成される薄肉構造物が、圧縮や圧縮と曲げを受ける場合の板要素の局部座屈と部材の全体座屈の連成座屈挙動は非常に複雑であり、未解決な問題も多い。特に、板要素の初期たわみや部材としての初期曲がりおよび溶接集成による残留応力が存在する場合を考慮して、厳密に解析することは容易ではない。

著者らは、薄肉開断面を有する鋼構造物の連成座屈挙動の一解析法として板要素とはり要素を結合一体化して解析する手法を開発し、解析法の妥当性や有効性について検討を行う²⁾一方、種々の幅厚比を有するH形断面鋼柱が一樣圧縮を受ける場合の連成座屈実験を行って、その耐荷力特性や座屈挙動を調べ、連成座屈強度を合理的に算定する方法について検討してきた^{3),4)}。

しかしながら、比較的幅厚比が大きい部材の連成座屈強度を求めるには、局部座屈強度を求めておく必要があ

るが、板要素で構成された部材の構成板相互の連成挙動や初期不整を考慮した局部座屈強度を求める方法は少なく、短柱実験による場合がほとんどである。これらの、理論的・実験的研究としては、宇佐美ら^{5),6)}、Klöppel⁷⁾ら、および中井ら⁸⁾が行っているが、対象は箱形断面である。H形断面については、吉田ら⁹⁾および鈴木ら^{10),11)}の研究があるが、構成板要素の幅厚比や残留応力および初期たわみが、局部座屈強度やその変形挙動に及ぼす影響についてはまだ十分に明らかにされていないように思われる。

そこで本研究では、板要素相互の連成挙動や局部座屈強度（耐荷力）特性を明らかにするため、溶接集成によるH形断面短柱を供試体を選び、ウェブとフランジの幅厚比を変化させて一樣圧縮の耐荷力実験を行い、短柱の耐荷力の推定法について検討したものである。さらに、文献2)で用いた面内回転剛性^{10),11)}を考慮した一節点6自由度を有する三角形平板要素による有限変位弾塑性解析法の妥当性について、実験との比較により検証も行った。

2. 実験概要

(1) 供試体の設計

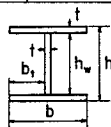
供試体は次の点を考慮して決定した。

* 正会員 工修 熊本大学助手 工学部土木工学科
(〒860 熊本市黒髪 2-39-1)

** 正会員 工博 熊本大学教授 工学部土木工学科 (同上)

表一 供試体の寸法諸元

Specimens	b(mm)	h(mm)	t(mm)	A(cm ²)	L(cm)	r(mm)	h _w /t	b _f /t	R _w	R _f	R _{tw}
SH-1	180.0	189.4	4.37	23.6	70.0	42.40	41.4	20.6	0.761	1.143	0.975
SH-2	150.0	135.3	4.37	23.0	60.1	32.80	51.9	17.2	0.955	0.941	0.951
SH-3	185.2	233.9	4.39	26.1	70.0	42.17	51.3	21.2	0.944	1.163	1.031
SH-4	80.0	166.7	3.14	10.1	30.1	16.33	51.1	12.7	0.912	0.670	0.881
SH-5	105.1	166.3	3.12	11.6	42.0	22.87	51.3	16.8	0.916	0.895	0.910
SH-6	129.9	165.8	3.15	13.3	54.0	29.52	50.1	20.4	0.895	1.091	0.960
SH-7	130.8	198.1	3.11	14.1	53.0	28.69	61.7	21.0	1.101	1.124	1.057



A : cross sectional area
 L : member length
 r : weak axis radius of gyration
 R_w : see Eq.(2) , R_f : see Eq.(3)
 R_{tw} : see Eq.(4)

- 1) 溶接集成による残留応力が切断法により測定可能な程度に十分大きい寸法のH形断面である。
- 2) 部材の最高圧縮荷重は試験機の載荷能力 (100 t) 以内である。
- 3) 板要素 (フランジとウェブ) の相互の連成座屈挙動が生じるような幅厚比を有する短柱である。

以上の設計条件を満たすために、細長比 L/r は 16~19 とし、ウェブの幅厚比 h_w/t は 40, 50, 60 の 3 種類を、フランジの幅厚比 b_f/t は 12, 16, 20 の 3 種類で、板厚は 3.2 mm と 4.5 mm を使用した。以上により製作した供試体は 7 体で SH-1~SH-7 とし、その寸法諸元を表一に示す。細長比パラメーター $\bar{\lambda}$ および表中の幅厚比パラメーター R はそれぞれ次式で表わされる。なお、 $\bar{\lambda}$ は全供試体とも 0.09~0.1 であり、 R の添字 w, f は、それぞれウェブ、フランジを表わす。

$$\bar{\lambda} = \frac{L}{2r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{E}} \dots\dots\dots (1)$$

$$R_w = \frac{h_w}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k}} \quad (k=4.0) \dots\dots\dots (2)$$

$$R_f = \frac{b_f}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k}} \quad (k=0.425) \dots\dots\dots (3)$$

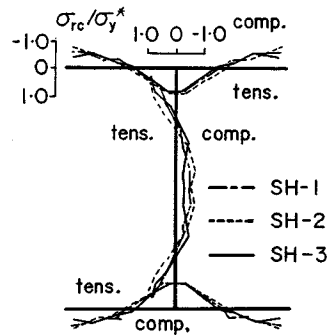
$$\left. \begin{aligned} R_{fw} &= \frac{h_w}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_{ws}}} \quad (h_w t_f / b_f t_w > 3.07) \\ &= \frac{b_f}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_{fs}}} \quad (h_w t_f / b_f t_w \leq 3.07) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

$$\sigma_y^* = \sigma_{yf}(2A_f/A) + \sigma_{yw}(A_w/A) \dots\dots\dots (5)$$

なお、 σ_{yw} および σ_{yf} はそれぞれウェブおよびフランジの降伏応力度 (今回の実験では $\sigma_{yw} = \sigma_{yf} = \sigma_y^*$, $t_w = t_f = t$)、 E はヤング係数、 ν はポアソン比であり、表一に示す引張試験の結果を用いた。 k は座屈係数で、ウェブの場合は両縁単純支持とし、フランジの場合は 3 辺単純支持、1 辺は自由の圧縮板と考えて用いたものである。また、 R_{fw} は幅厚比パラメーターが R_w, R_f と 2 つ存在するので、ここでは板要素が弾性座屈する場合、

表二 材料の機械的性質

Thickness t(mm)	Young's Modulus E(KN/mm ²)	Yield Stress σ_y (N/mm ²)	Max. Stress σ_m (N/mm ²)	Elongation % %	Poisson's Ratio ν
3.2	195	221	331	45.0	0.28
4.5	204	250	336	45.0	0.30



図一 修正後の残留応力分布図

フランジとウェブは連成作用により変形すると考え、その影響を考慮したものである。式 (4) の誘導と式 (4) 中の k_{ws}, k_{fs} については付録に示す。

(2) 予備試験

実験供試体を製作した鋼材 3.2 mm と 4.5 mm について JIS 5 号試験片を各 6 本作り引張試験を行った。表二はこれらの平均値を示したものである。材質は SS 41 相当と考えられたが 3.2 mm の場合、ヤング係数、降伏応力度が規格値よりも少し小さくなった。

溶接残留応力の測定には、実験供試体と同一断面、同一溶接条件の残留応力測定用供試体を 7 体製作した。なお、この供試体の長さは、後に行った鋼柱実験で使用する関係上すべて 900 mm とした。測定は機械切断による応力解放法により、フランジは 7~17, ウェブで 11~15 分割して行った。測定値は自己平衡条件と二軸対称補正により修正した。修正後の残留応力分布の一例 (SH 1~3) を図一に示すが、全供試体ともフランジ両端部

表-3 最大初期たわみと圧縮残留応力

Specimens	Max. Initial Deflection		Residual Stress σ_{rc}/σ_y^*	
	δ_w/h_w	δ_f/b	web	flange
SH-1	1/860	1/105	0.32	0.56
SH-2	1/660	1/72	0.57	0.71
SH-3	1/680	1/110	0.36	0.55
SH-4	1/640	-	0.53	0.43
SH-5	1/700	1/76	0.40	0.57
SH-6	1/460	1/108	0.38	0.52
SH-7	1/180	1/83	0.36	0.41

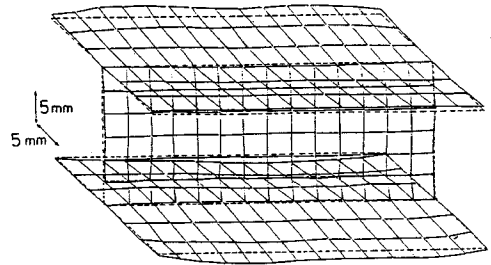


図-2 初期たわみ形状 (SH-1)

およびウェブ中央部分が圧縮となり、フランジとウェブの溶接部に引張が生じた。表-3には修正後のフランジ部の最大圧縮残留応力とウェブ中央部分の平均圧縮残留応力を示すが、ウェブの中央部分で約 $0.3\sim 0.6\sigma_y^*$ 、フランジでは約 $0.4\sim 0.7\sigma_y^*$ とばらついている。なお、短柱の供試体 SH-4, 5 は部材長が残留応力測定用供試体の長さ比べ半分以下になっており、表-3に示す値より小さめの残留応力が存在したと考えられる。

初期たわみは写真-1に示すように定盤上に供試体を載せ、電気抵抗式変位計 (1/100 mm 精度) をスライドさせて、上、下フランジ、ウェブとも幅方向に6等分の7点、部材の長さ方向には5 cm 間隔で測定した。ウェブ、フランジの最大値を表-3に示す。表中の δ_w 、 δ_f はそれぞれウェブの板としての初期曲がりおよびフランジの直角度を表わしている。各供試体ともウェブ板は道路橋示方書の製作精度の制限値 ($h_w/250$) にほぼ入っているが、フランジ部では制限値 ($b/200$) より大きな値が測定された。なお、供試体 SH-4 のフランジ部は測定値が欠損しているので示していない。図-2は、初期たわみの分布形状の一例を立体的に表わしたものである。

(3) 短柱実験

荷重は図-3、写真-2に示すように油圧式 100 t 試験

機による中心圧縮の平押しで、供試体端部には 11 mm 厚の鋼板を溶接し、荷重辺が固定の条件となるようにした。供試体の下部には荷重が均一に載荷できるように斜円板を用いた。軸ひずみとたわみの測定位置は、図-4、写真-2に示す。ひずみは中央断面のフランジ4隅とウェブ中央点の裏・表および上下端部付近のフランジ4隅に一軸ゲージを配して測定した。たわみは、フランジ4隅とウェブ中央点および中央点の上下 10 cm の位置の変形状態と軸方向の縮み量を上端部にて、それぞれ電気抵抗式変位計 (1/100 mm 精度) にて測定を行った。本荷重は供試体をセットした後、予想座屈荷重の 1/5 程度の荷重を載荷し、両端部付近の4隅にはった4枚のひずみゲージの読みをばらつきが、4枚の平均値の5%以内に収まるよう調整した後行った。荷重増分は変位状態をみながら徐々に小さくしていった。

3. 実験および解析結果と考察

(1) 解析方法

解析対象はH形断面短柱の全体とし、初期たわみの測定点と有限要素分割節点に対応するよう、フランジ、ウェブとも幅方向に6分割、軸方向には10~14分割した。図-5には、その解析モデルの要素分割の一例を示す。解析方法は文献2)で誘導した板要素の有限変位弾塑性



写真-1 初期たわみの測定

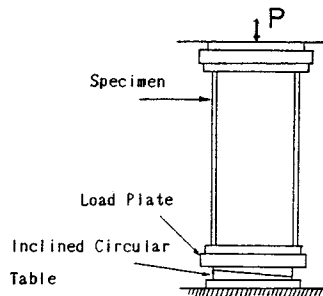


図-3 荷荷装置



写真-2 実験中の供試体

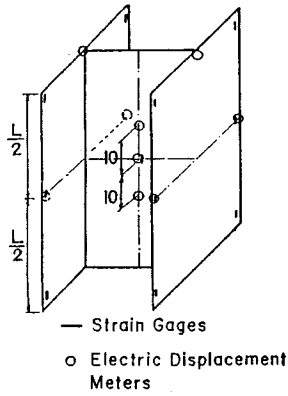


図-4 軸ひずみとたわみの測定位置

解析法を用いており、計算方法も文献2) に示す方法を使用した。材料特性は表-2 に示す引張試験の結果を用いたが、応力-ひずみ関係は bi-linear 形とし、降伏後の接線係数 E_{st} として 3.2 mm 材で 0.765 kN/mm^2 、4.5 mm 材で 0.967 kN/mm^2 が得られたのでこの値を使用した。また残留応力は図-1 に示すような修正した測定値を用いた。なお、圧縮荷重は一樣変位の変位制御により与えた。

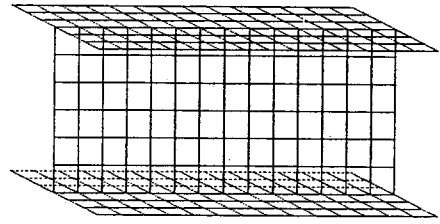


図-5 解析モデルの要素分割例

(2) 荷重-変形特性

図-6, 7 に示すのは、供試体 SH-1 および SH-3 の荷重-変位関係であり、縦軸に平均軸応力 $\sigma = P/A$ 、横軸に変位 w を板厚 t で無次元化したものである。変位は、両供試体とも部材中央断面のウェブ中央点およびフランジ両端部について示したもので、実線が解析値であり点線が実験値を示している。また、変位には初期たわみを含んでなく、変位の符号は図中に示す矢印の方向に変位する場合が正であり、逆を負とした。

図-6, 7 の SH-1 および SH-3 の実験結果と解析結果を比較すると、実験値の場合、荷重の初期の段階から変位に多少乱れを生じており、変位量も大きくなっているが、荷重の増加につれて残留応力の存在により変形が

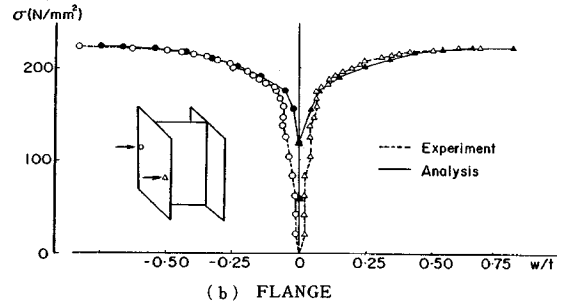
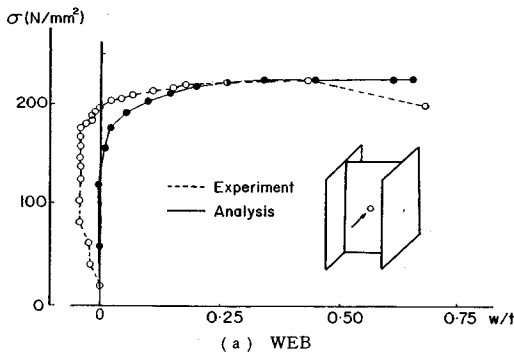


図-6 荷重-変位曲線 (SH-1)

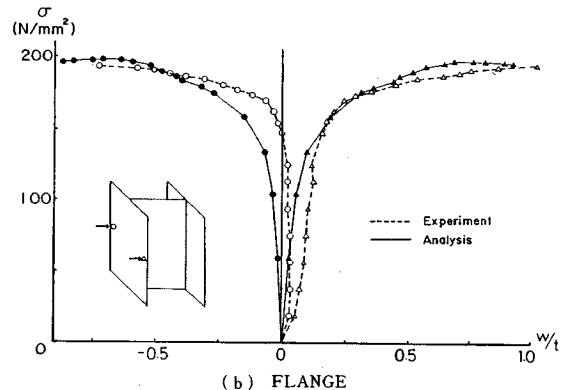
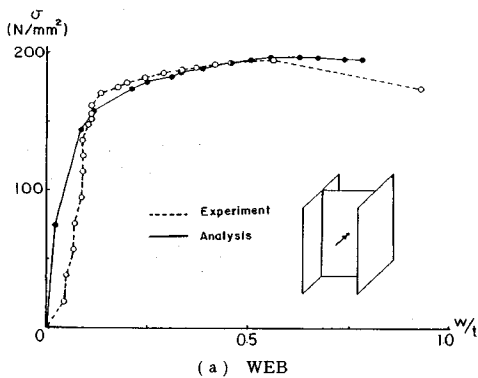


図-7 荷重-変位曲線 (SH-3)

大きくなっていることがわかる。また、変位の進行に伴って変形方向が逆転する様子や、フランジが一端は外側へ他端は内側へ変形する様子などは両者がよく対応しているし、最大強度もよく一致していると思われる。

図-8は、供試体 SH-1 および SH-3 の荷重-平均軸ひずみ関係であり、縦軸に平均応力度 σ 、横軸には軸縮み量 ΔL を長さ L で無次元化したものである。実験値は解析値に比べ多少大きな縮み量を示しているが、両者は非常によく対応していることがわかる。また、両者の最大強度に差が生じているが、これは初期たわみや残留応力の初期不整は両供試体とも同程度であることから、この相違はウェブの幅厚比 h_w/t によるものと考えられる。

図-9は、供試体 SH-3 の中央断面でのフランジとウェブの変形性状を示したものである。荷重は、実験値、解析値ともそれぞれの最大荷重で無次元化してある。実験では、ウェブの中央点および両フランジの両端部の計5点しか測定していないので図では記号 (○, △, □等) で示した。変位量に差が多少あるものの、解析結果は実験結果とよく対応しており、フランジ、ウェブの変形性状をこの程度の分割でよく追跡できていると思われる。実験においては、フランジとウェブの接合辺はほぼ直角

を保ちながら変形するのが観察されたが、解析結果はこのこともよく説明している。

図-10は、供試体 SH-3 の変形後の形状を示したもので、実験は、最大荷重を過ぎかなり変形が進んだ状態のものであり、解析は最大荷重時における変形状態をプロットしたものである。実験では局部変形の位置が中央より多少ずれておりかつ変形量も大きいですが、解析結果は実験結果とよく対応していると思われる。なお、写真-3は供試体 SH-1, 6の載荷後の変形状態であり、局部変形の状況がよく示されている。

このように、解析結果は実験結果とよく対応しており、短柱の最大強度や弾塑性状態での変形挙動をよく追跡できることがわかった。また、短柱全体の解析結果の変形状態をみると面内回転剛性を考慮した本法の妥当性が示されていると思われる。解析において断面幅方向の分割数は、板要素のみを使用した文献2)の解析結果を参考にして6分割で行った。

(3) 耐 荷 力

表-4は実験で得られた最大荷重 P_{max} 、最大平均応力 σ_{max} 、 σ_{max}/σ_y^* をまとめて示したものである。図-11~13は、表-1に示す幅厚比パラメーター R_w 、 R_f 、

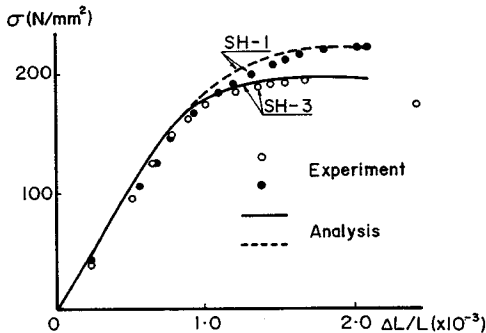


図-8 荷重-平均軸ひずみ曲線

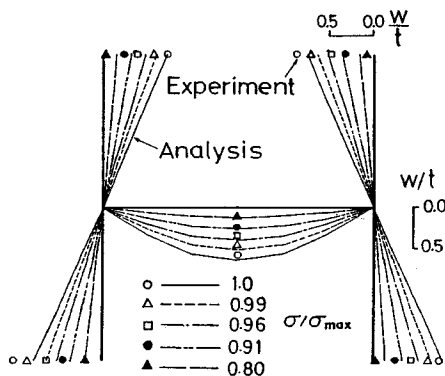


図-9 中央断面の変形状態 (SH-3)

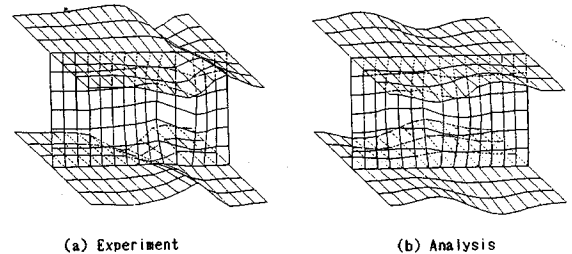


図-10 変形状態の比較 (SH-3)

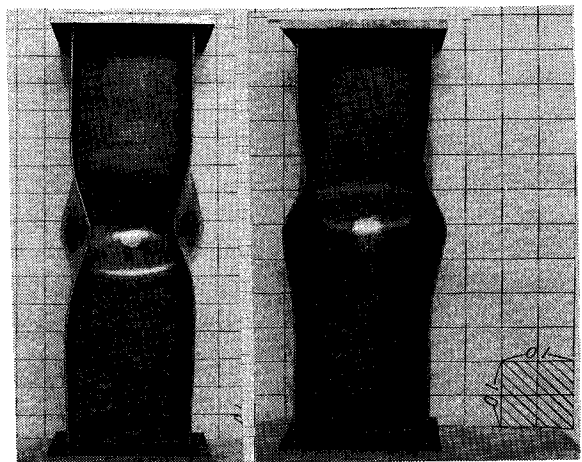
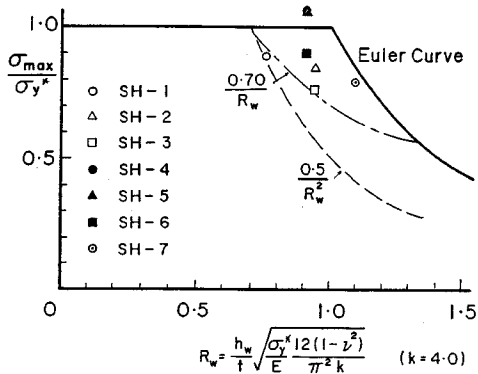


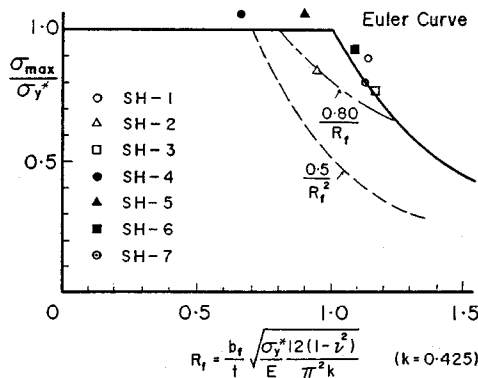
写真-3 載荷後の変形状態

表—4 実験結果

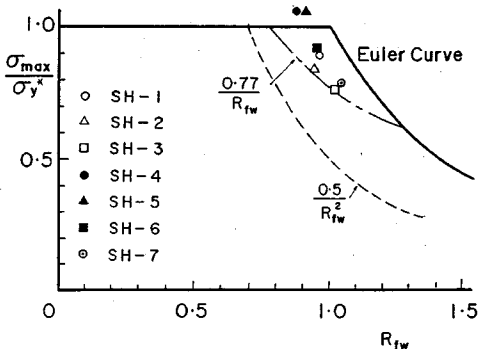
Specimens	P_{max} (KN)	σ_{max} (N/mm ²)	$(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_y^*})_{exp}$	$(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_y^*})_{approx.}$
SH-1	524	222	0.89	0.79
SH-2	480	209	0.84	0.81
SH-3	505	193	0.77	0.76
SH-4	235	233	1.06	0.88
SH-5	270	228	1.06	0.85
SH-6	270	203	0.92	0.80
SH-7	245	174	0.79	0.72



図—11 R_w で整理した最大平均応力



図—12 R_f で整理した最大平均応力



図—13 R_{fw} で整理した最大平均応力

R_{fw} に対応して σ_{max}/σ_y^* をプロットしたもので、道路橋示方書の基準耐力曲線も図示してある。

図—11 は、ウェブの幅厚比パラメーター R_w で整理した結果であるが、ウェブの幅厚比が一定でフランジの幅厚比が変化する場合、フランジの幅厚比の変化がウェブに及ぼす影響が考慮できていないので、耐力にかなりのばらつきが生じている。また、図—12 はフランジの幅厚比パラメーター R_f で整理した結果であるが、この場合は逆にウェブの要素の幅厚比の変化の影響が考慮できていない。そこで、フランジとウェブのそれぞれの拘束の影響を考慮した幅厚比パラメーター R_{fw} で整理した結果が図—13 である。この結果をみると、耐力は R_w , R_f に比べて R_{fw} に関係が深いことがわかる。また、同程度の R_{fw} でありながら板厚が 3.2 mm の供試体の耐力は多少大きく、特に SH-3, 4 は σ_{max}/σ_y^* が 1 を超えている。これは、引張試験により得られた降伏応力度に多少ばらつきがあり、その影響が表われたと考えられる。

次に短柱の耐力を文献 12) の考え方に基づいて検討してみる。これは、最大強度を幅厚比パラメーター R を使って次式で推定する方法である。

$$\frac{\sigma_{max}}{\sigma_y} = \frac{C}{R} \leq 1.0 \dots \dots \dots (6)$$

この定数 C を実験結果より R_w , R_f および R_{fw} について求めると、図—11~13 に示すような関係が得られ、 R_{fw} については $C=0.77$ となった。これらの式は、全供試体の下限値つまり安全側の値となっている。この 0.77 は文献 12) の両縁支持板に対する既存の全データから求められた値 0.7 より多少大きくなっている。また、式 (6) で $C=0.77$ として近似式を用いた最大強度の推定値 $(\sigma_{max}/\sigma_y^*)_{approx.}$ を表—4 に示す。実験より得られた各定数 C を用いて、AISC¹³⁾ の考え方を基本にした方法により鋼柱の連成座屈強度を整理した結果、文献 4) に示すように式 (6) で $C=0.77$ を用いた結果が強度を一番よく推定できることが明らかになった。

4. 短柱のパラメーター解析

解析には、フランジとウェブの幅厚比をそれぞれ 3 種類考え、それらを組み合わせて連成を考慮した幅厚比パラメーター R_{fw} を計算した。フランジの幅厚比は 10, 16, 22 およびウェブの幅厚比は 30, 50, 70 と両者ともかなり大きい値をとった。表—5 には解析に用いた材料定数、板厚および 4 種類の R_{fw} を示す。表の R_{fw} の (,) 内の数値は、左側がウェブの幅厚比で、右側がフランジの幅厚比である。また、板の初期たわみ形状は図—14 (a) に示すように仮定し、フランジとウェブの交線部分は直角を保つようにフランジ部分のたわみを仮定している。

表-5 解析パラメーター

Young's Modulus	E	206 (KN/mm ²)
Yield Stress	σ_y	245 (N/mm ²)
Plate Thickness	t_f, t_w	3.2, 4.5 mm
Poisson's Ratio	ν	0.3
Slenderness Ratio ($h_w/t_w, b_f/t_f$)	R_{fw}	0.772 (35,10) 0.903 (50,16) 1.068 (50,22) 1.259 (70,22)
Residual Stress	σ_{rc} / σ_y	0.3
Initial Plate Deflection	$\Delta w / h_w$	1/150

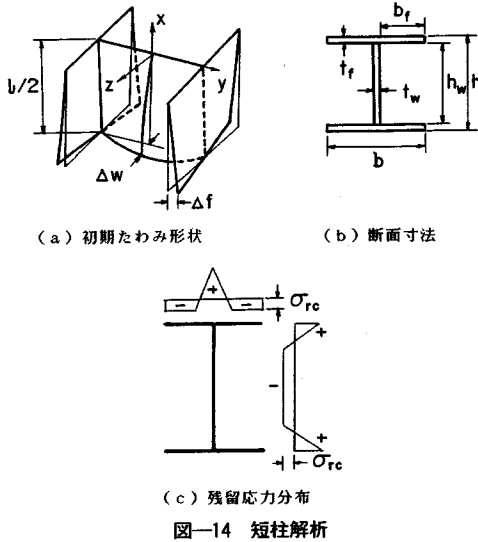


図-14 短柱解析

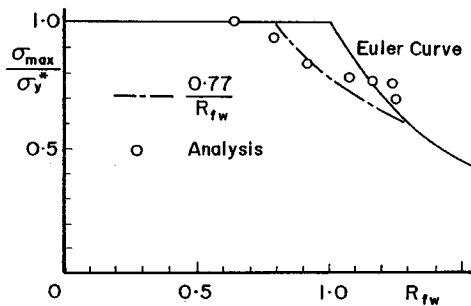


図-15 短柱の最大圧縮応力

ウェブの最大初期たわみ量 Δw は道路橋示方書の制限値を与えた。残留応力は図-14 (c) に示す分布形を与え、圧縮残留応力の最大値は $0.3 \sigma_y$ とした。また、短柱の長さ l は付録の式 (A.5) と式 (A.13) より最小座屈モードの長さを計算し定めた。解析対象は $l/2$ 部分とし、分割方法はフランジおよびウェブの幅方向に6分割、長さ方向に6分割とした。なお、荷重は x 軸方向の荷重載荷点に一様変位の変位制御により与えた。

図-15 は解析結果を示している。計算結果から得ら

れた短柱強度を低減係数 Q を用いて整理し、式 (6) と計算結果を比較したものである。なお、図にはフランジとウェブの幅厚比の組合せを変化させた、他の幅厚比パラメーター R_{fw} の計算結果も示してある。幅厚比パラメーターが1.0以上では、解析結果は式 (6) より強度は大きく計算されており、この式を用いれば短柱強度をよく推定できることがわかる。実験で得られた強度の推定式がほぼ妥当であることが確かめられた。

5. 結 論

一様圧縮を受ける溶接H形断面短柱の耐荷力およびウェブとフランジの連成挙動の実験、および有限変位弾塑性解析を行った結果の、主なものを挙げると次のようである。

(1) 幅厚比が比較的大きいH形断面の、構成板要素相互の影響を考慮した幅厚比パラメーター R_{fw} と短柱の耐荷力との相関が大きかった。

(2) 今回の実験での短柱の耐荷力は R_{fw} を使った $\sigma_{max} / \sigma_y^* = 0.77 / R_{fw}$ の形で表わされ、定数は $C = 0.77$ となり、文献12)の両縁支持板に対する値0.7よりも多少大きくなった。

(3) H形断面短柱のフランジとウェブは互いに連成しながら変形し、フランジとウェブの接合辺はほぼ直角を保っていた。

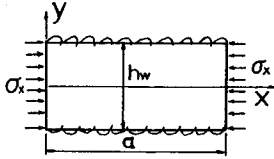
(4) 面内回転剛性を導入した一節点6自由度を有する板要素の有限変位弾塑性解析法は、薄板要素で立体構成したH形短柱をよく解析でき、その妥当性が確認された。

(5) 短柱の有限変位弾塑性解析より得られた結果からも、短柱実験より求めた強度の推定式 $\sigma_{max} / \sigma_y^* = 0.77 / R_{fw}$ の妥当性が確かめられた。

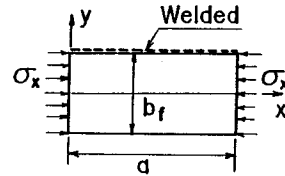
なお、本研究の計算はすべて九州大学大型計算機センターの FACOM M-382, VP-100 を使用した。また、有益なご助言を頂いた名古屋大学の福本啓士教授および宇佐美勉助教授、卒業研究としてご協力を得た荒木栄次 (現・NTT九州)、植野幹博 (現・熊本県) および川森晋治 (現・日興証券(株)) の各氏に記して謝意を表します。

付録-H 形短柱の弾性座屈解析

ここでは、計算を簡単化するためにウェブ、フランジの連成作用を、各板要素が単独に局部座屈する場合、他の板要素の影響をその板の周辺の拘束条件に考慮して取り扱う。また、フランジとウェブ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している。なお、表-1の挿入図に示す断面寸法の記号で表わす。まず、ウェブが局部座屈する場合、図-A.1に示す



図—A・1 ウェブのモデル化



図—A・2 フランジのモデル化

ように載荷辺を単純支持とし、 $y = \pm h_w/2$ で弾性拘束されているとすれば、この拘束度 $\zeta_w^{(5)}$ を用いてたわみ形は次のように表わされる¹⁴⁾。

$$w = \left[\pi \left(\frac{y}{h_w} \right)^2 - \frac{1}{4} \right] + (1 + \zeta_w) \cos \frac{\pi y}{h_w} \sin \frac{\pi x}{a} \dots\dots\dots (A.1)$$

ここに

$$\zeta_w = \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^3 \frac{0.16 + 0.056 \left(\frac{h_w}{b_f} \right)^2}{1 - 9.4 \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^2 \left(\frac{b_f}{h_w} \right)^2} \dots\dots\dots (A.2)$$

ただし $h_w t_f / b_f t_w > 3.07$

なお、 t_f 、 t_w はフランジ、ウェブの板厚である。このときの座屈応力 σ_{cr}^w は、

$$\sigma_{cr}^w = \frac{E \pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_w}{h_w} \right)^2 k_{w\zeta} \dots\dots\dots (A.3)$$

ここに、 $k_{w\zeta}$ はウェブを基準とした座屈係数であり

$$k_{w\zeta} = \frac{1}{\alpha_w^2} + \alpha_w^2 \left(\frac{-\frac{4}{\pi^2} \beta_w + \frac{\beta_w^2}{2}}{\frac{\pi^2}{30} - \frac{8}{\pi^2} \beta_w + \frac{\beta_w^2}{2}} \right) + 2 \frac{\frac{1}{3} - \frac{8}{\pi^2} \beta_w + \frac{\beta_w^2}{2}}{\frac{\pi^2}{30} - \frac{8}{\pi^2} \beta_w + \frac{\beta_w^2}{2}} \dots\dots\dots (A.4)$$

ただし、 $\alpha_w = a/h_w$ 、 $\beta_w = 1 + \zeta_w$ である。また、 a は σ_{cr}^w 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。

$$\frac{a}{h_w} = \sqrt{\frac{\frac{\pi^2}{30} - \frac{8}{\pi^2} \beta_w + \frac{\beta_w^2}{2}}{-\frac{4}{\pi^2} \beta_w + \frac{\beta_w^2}{2}}} \dots\dots\dots (A.5)$$

この結果より幅厚比パラメーター $R_{w\zeta}$ は次式で表わされる。

$$R_{w\zeta} = \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{\sigma_{cr}^w}} = \frac{h_w}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_{w\zeta}}} \dots\dots\dots (A.6)$$

ここに

$$\sigma_y^* = \sigma_{yf} (2 A_f / A) + \sigma_{yw} (A_w / A) \dots\dots\dots (A.7)$$

ただし、 A_f 、 A_w はそれぞれフランジおよびウェブの断面積であり $A = 2 A_f + A_w$ 。また、 σ_{yf} 、 σ_{yw} はフランジおよびウェブの降伏応力度である。

次にフランジは、図—A・2 に示すように非載荷辺は一边が自由で、一边が弾性拘束されているとすれば、拘束度 $\zeta_f^{(5)}$ を使ってたわみ形を次式で仮定する¹⁴⁾。

$$w = \left[\zeta_f \left(\frac{y}{b_f} \right) + \left(\frac{y}{b_f} \right) - 1.0076 \left(\frac{y}{b_f} \right)^3 + 0.5076 \left(\frac{y}{b_f} \right)^4 - 0.10227 \left(\frac{y}{b_f} \right)^5 \right] \sin \frac{\pi x}{a} \dots\dots\dots (A.8)$$

ここに

$$\zeta_f = 2 \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^3 \left(\frac{h_w}{b_f} \right) \frac{1}{1 - 0.106 \left(\frac{t_w}{t_f} \right)^2 \left(\frac{h_w}{b_f} \right)^2} \dots\dots\dots (A.9)$$

ただし $h_w t_f / b_f t_w \leq 3.07$

このときの座屈応力 σ_{cr}^f は

$$\sigma_{cr}^f = \frac{E \pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_f}{b_f} \right)^2 k_{f\zeta} \dots\dots\dots (A.10)$$

ここに $k_{f\zeta}$ はフランジを基準とした座屈係数であり

$$k_{f\zeta} = \frac{1}{\alpha_f^2} + \frac{2}{\pi^2 c_1} [c_2 - (c_2 + c_3) \nu] + \frac{\alpha_f^2}{c_1 \pi^4} (2.5821 + \frac{8}{\pi} \zeta_f) \dots\dots\dots (A.11)$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} \alpha_f &= a/b_f, c_1 = \frac{\zeta_f^2}{3} + 0.4036 \zeta_f + 0.1295 \\ c_2 &= \zeta_f^2 - 0.4091 \zeta_f + 1.5817, c_3 = -0.9015 \zeta_f - 0.5775 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (A.12)$$

また、 a は σ_{cr}^f 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。

$$\frac{a}{b_f} = \pi \sqrt{\frac{c_1}{2.5821 + \frac{8}{\pi} \zeta_f}} \dots\dots\dots (A.13)$$

同様に幅厚比パラメーター $R_{f\zeta}$ は次式で表わされる。

$$R_{f\zeta} = \frac{b_f}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y^*}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_{f\zeta}}} \dots\dots\dots (A.14)$$

ただし、 σ_y^* は式 (A.7) と同じである。以上の結果より $h_w t_f / b_f t_w$ が 3.07 より大きいときはウェブの方が先に座屈し、逆に小さくなればフランジが先に座屈すると考えられるので、フランジとウェブが連成する場合の幅厚比パラメーター R_{fw} として $h_w t_f / b_f t_w > 3.07$ では $R_{fw} = R_{w\zeta}$ を、 $h_w t_f / b_f t_w \leq 3.07$ では $R_{fw} = R_{f\zeta}$ を用いると本文の式 (4) となる。

参 考 文 献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1980年2月。
- 2) 山尾敏孝・崎元達郎：板要素とはり要素の結合による薄

- 肉鋼構造物の有限変位弾塑性解析, 構造工学論文集, Vol. 32 A, pp. 291~302, 1986年3月.
- 3) 山尾敏孝・佐藤啓治・荒牧 浩・崎元達郎: H形鋼柱の連成座屈強度に関する実験的研究, 土木学会第40回年次学術講演会概要集, 第I部, 1985年9月.
 - 4) 山尾敏孝・崎元達郎・平井一男・植野幹博・川森晋治: H形鋼柱の連成座屈強度実験, 土木学会第41回年次学術講演会概要集, 第I部, 1986年11月.
 - 5) 宇佐美勉・福本啓士・青木徹彦: 溶接箱形断面柱の局部座屈と全体座屈の連成強度に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第308号, 1981年4月.
 - 6) 宇佐美勉・土屋信洋・大谷恭弘・福本啓士: 薄板集成短柱の弾塑性有限変位解析, 土木学会論文集, 第362号/I-4, pp. 293~302, 1985年10月.
 - 7) Klöppel, K., Schmied, R. and Schubert, J.: Die Traglast mittig und außermittig 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, H.1, H.3, 1969.
 - 8) 中井 博・北田俊行・酒造敏廣: 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, 構造工学論文集, Vol. 31 A, pp. 65~77, 1985年3月.
 - 9) 吉田 裕・増田陳紀・松田 隆: 薄板で構成される立体構造の弾塑性・大変位離散化要素解析法, 土木学会論文報告集, 第288号, pp. 41~45, 1979年8月.
 - 10) 鈴木敏郎・金子洋文: 有限要素法による部材構成板要素の座屈及び座屈後挙動の大変形解析, 日本建築学会論文報告集, 第316号, pp. 9~17, 1982年6月.
 - 11) 鈴木敏郎・金子洋文: 鋼構造部材構成板要素相互の弾塑性連成局部座屈挙動の解析法, 日本建築学会論文報告集, 第323号, pp. 23~31, 1983年1月.
 - 12) 宇佐美勉: 板要素の抵抗強度の評価と信頼性, 土木学会第35回年次学術講演会概要集, 第I部, 1980年9月.
 - 13) AISC: Specifications for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel for Buildings, 1969.
 - 14) 上田幸雄: 残留応力と座屈(局部座屈), JSSC, Vol. 3, No. 16, 1967.
 - 15) Bleich, F.: Buckling Strength of Metal Structures, McGraw-Hill, 1952.

(1986.5.27・受付)