

軽量圧延H形鋼柱の 局部座屈と全体座屈に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY OF LOCAL AND OVERALL BUCKLING
OF ROLLED THIN WALLED H-COLUMNS

青木徹彦* 篠田和利** 山尾敏孝*** 崎元達郎****

By Tetsuhiko AOKI, Kazutoshi SHINODA, Toshitaka YAMAO, Tatsuro SAKIMOTO

An experimental investigation of local and overall buckling strength of newly developed hot-rolled thin walled H-section members is described. The test is conducted using four different cross sectional profiles and five to six members for centrally loaded, six members for eccentrically loaded for each profile. Before testing, measurement of initial out-of-straightness, residual stresses and stub column test are performed. Behaviour of the local and overall buckling of the different section profiles with various width-thickness ratios of the component plates is observed. A simple method to compare the cost performance or to select the minimum weight section profiles is proposed and also shown the advantage of this kind thin walled compression members, causing local buckling in usual use condition, if members are used in relatively long span.

キーワード：軽量H形鋼、座屈実験、局部座屈、中心軸圧縮、偏心軸圧縮
曲げ強度、残留応力、初期変形

1. まえがき

軽量圧延H形鋼部材はウェブおよびフランジの幅厚比が従来の圧延材に比べ非常に大きく、部材としての全体座屈強度に達する前に、断面構成板要素に局部座屈が生じうることを認めた上で使用される部材である。この部材は、単位重量当たりの強度増や経済性、軽量化といった多くの利点があり、使用場所によっては土木構造部材として利用価値のある部材になりうるものと思われる。

本研究は、最近開発された軽量圧延H形部材を圧縮部材として用いるときに問題になる、局部座屈と全体座屈強度を実験的に求め、またこれらに主要な影響を及ぼす残留応力、初期たわみ、母材強度を測定して、合理的な設計式を求めるための基礎資料を提供することを主な目的としている。

薄肉H形断面部材の局部座屈と全体座屈に関しては、文献〔1〕～〔4〕の研究が見られるが、ロール材を対象としたものは、この部材が新しい部材であるためか、その強度特性を実験的に調べた研究は見られない様である。文献〔4〕で取り扱った部材は本研究で対象とする断面形と類似のものであるが、そこで用いた部

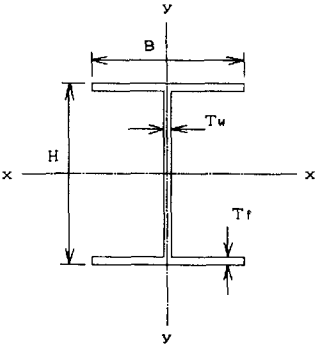
*	工博	愛知工業大学教授	工学部土木工学科	(〒470-03 豊田市八草町)
**	工修	宮地鉄工所 設計部		(〒103 東京都中央区小伝馬町15-18)
***	工博	熊本大学助教授	工学部土木環境工学科	(〒860 熊本市黒髪2-39-1)
****	工博	熊本大学教授	工学部土木環境工学科	(〒860 熊本市黒髪2-39-1)

材はコイル状薄肉原板を高周波加熱圧着しつつ、連続的にH形断面材に組み立てたもので、ここで述べるロール材とは製造方法が基本的に異なっており、座屈強度およびそれに影響を及ぼす残留応力分布、初期たわみ、母材強度等に違いがあるものと思われる。ただし、文献〔4〕で述べられた実験方法は本研究とほぼ同様であり、本文中でもそれを参照する。文献〔5〕は本研究で用いた供試体の一部のロットから切り出した短柱部材のみについて最大強度特性を実験的に明らかにしたものである。本研究では、主に長柱の中心軸、偏心圧縮実験および曲げ実験について述べる。

構造設計者は、通常与えられた部材のもとで最適な断面形タイプを選択しなければならないが、局部座屈を生じるような、様々な断面形タイプの中から、単位重量当たり最も座屈強度の高い断面タイプを選択できる簡単な方法を、実験データとともに提示した。

Table 1 Nominal Cross Sectional Dimensions and Properties

Type	Dimensions(mm)				A (cm ²)	Ix (cm ⁴)	Iy (cm ⁴)	r (cm)	Width-Thickness Ratio	
	H	B	Tw	Tf					H/Tw	Bf/Tf
A	150	100	3.2	4.5	13.73	562	75.1	2.34	46.9	11.1
B	200	100	3.2	4.5	15.33	1070	75.1	2.21	62.5	11.1
C	250	125	3.2	4.5	19.18	2100	147.0	2.76	78.1	13.9
D	250	150	3.2	4.5	21.43	2440	253.0	3.44	78.1	16.7



H : Height B : Width
Tw, Tf : Plate Thickness of Web and Flange
A : Cross Section Area
Ix, Iy : Geometical Moment of Inertia about x and y
r : Radius of Gyration of Area about Weak Axis (y)
Bf : B/2

Table 2 Measured Cross Sectional Dimensions and Properties

Type	Dimensions(mm)				A (cm ²)	Ix (cm ⁴)	Iy (cm ⁴)	r (cm)	Width-Thickness Ratio			
	H	B	Tw	Tf					H/Tw	Bf/Tf	Rw	Rf
A	150.8	100.6	3.36	4.48	13.78	562	76.0	2.35	42.2	11.1	1.07	0.79
B	200.5	100.7	3.39	4.56	15.77	1080	77.9	2.23	56.6	11.1	1.44	0.80
C	242.6	133.4	3.57	4.58	20.09	2155	151.2	2.74	67.7	13.6	1.60	1.08
D	251.5	150.6	3.43	4.61	22.38	2524	262.7	3.43	70.7	16.3	1.67	1.12

Rw, Rf : Nondimensionalized Width-Thickness Ratio Parameter

2. 実験計画および実験方法

実験供試体は軽量形鋼用として定めたJIS規格表から4タイプ選ぶ。これをA, B, C, Dタイプとする。これらの公称断面寸法および断面諸元をTable 1に示す。材質はすべてSS400クラスである。4つの断面形タイプのフランジ板厚 T_f はすべて4.5mm、ウェブ板厚 T_w もすべて3.2mmで、板幅またはその組み合わせのみが異なっている。ウェブおよびフランジの幅厚比の組み合わせをFig.1に示す。断面寸法の実測値をTable 2にまとめる。

実験は1)短柱圧縮実験 2)中心軸圧縮実験 3)偏心圧縮実験 4)曲げ実験 から成り、各部材から切り出した素材試験片による引張試験、各供試体の初期たわみの測定、各断面タイプごとの残留応力の測定を行う。短柱圧縮実験は文献[5]に述べたものに加え12体行う。中心軸および偏心圧縮実験は、供試体を弱軸まわりに両端ピン支持し、細長比を50, 75, 100の3種に変える。偏心量は $e/r=0.15, 0.30$ の2種類与える。各タイプごとに各一体を用意する。中心軸圧縮柱では $L/r=100$ を除き各2体を用いる。

各試験の方法は文献[4]に述べたものと同様であるので、ここでは省略する。曲げ試験は圧縮試験と同じ300tf長柱試験機を用い、2点载荷弱軸まわりに等曲げとし、供試体中央部の等曲げ区間でひずみおよび変位の測定を行う。曲げ試験体は各タイプ1体を用いる。

3. 実験結果とその考察

(1) 素材引張試験

JIS5号引張試験によるフランジおよびウェブの降伏応力とそれらの平均値をTable 3に示す。試験体数は各タイプともフランジ4本、ウェブ2本、合計24本である。同表の右欄に示した平均降伏応力は各断面におけるフランジとウェブの断面積による荷重平均を示す。この4つの断面タイプに対する平均値は $\sigma_y=4107$ kgf/cm²、ヤング係数は $E=2.14 \times 10^6$ kgf/cm²、ポアソン比 $\nu=0.261$ であった。この結果より明らかなように、ここで用いた部材の降伏応力は通常のSS400材に比べ著しく高かった。また、ウェブはフランジより約4.8%高い値を示した。平均降伏応力の上昇は薄肉化のための繰り返し圧延の結果と思われる。製造エネ

Table 3 Results of Tensile Test

Type	σ_{yf} (kgf/cm ²)	σ_{yw} (kgf/cm ²)	σ_y (kgf/cm ²)
A	3891	4324	4075
B	4157	4457	4280
C	4337	4181	4270
D	3698	3939	3802
供試体本数	16	8	
平均値	4021	4225	4107
標準偏差	286	200	278
変動係数	7.1 (%)	4.7 (%)	6.8 (%)

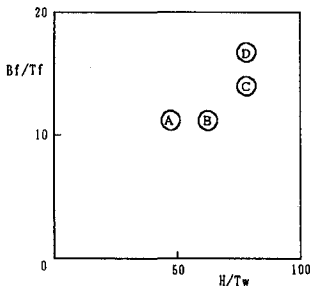


Fig.1 Combination of Width-Thickness Ratios of Test Specimens

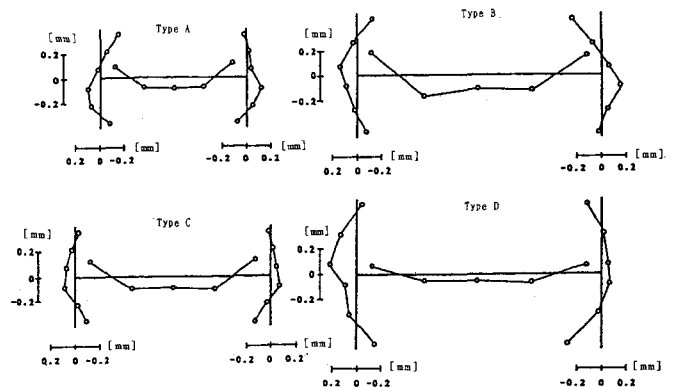


Fig.2 Measurement of Plate Thickness

ルギーが消費された分、材料の高性能化がもたらされたと見ることができる。この種の材料の有効利用の観点から、新しく、高い公称降伏点をもつ材質クラスを設けることが望まれる。

(2) 板厚の測定

極めて薄い板要素をもつ部材を圧延で製作するとき、板厚の製作精度が問題となると思われる。そこで、部材断面各部の板厚測定を幅方向に連続的に行った。A, B, C, D 4タイプの断面に対する測定結果を Fig.2 に示す。同図は公称値を0とした測定値の過不足を mm 単位で示した。図から、フランジでは中央部で 0.2 mm 程度 (約 4.5%) 厚く、端部で 0.1~0.2mm 程度 (約 2.2~4.4%) 薄く作られていることがわかる。ウェブでは中央部が 0.08mm 程度 (約 2.5%) 薄く、端部が 0.1~0.2mm 程度 (約 3.1~6.2%) 厚くなっている。したがって、このような薄肉部材の断面の板厚を実測するときには測定位置に注意する必要がある。

(3) 残留応力測定結果

詳細は文献 [5] で述べてあり、ここでは省略するが、文献 [4] で対象とした高周波加熱圧着による軽量 H 形部材に比べ、今回の部材では板厚方向の残留応力の変化はほとんど見られなかった。また、ウェブ中央部で $0.5 \sigma_y$ 程度のやや大きな圧縮残留応力が見られた。Fig.3 の C タイプのフランジの残留応力分布形の乱れは通常の圧延材と同じく、部材の製造過程における部材断面弱軸まわりの曲げひずみによるひずみ矯正 (Roller Straightening) の影響が現れているものと思われる。

(4) 初期たわみの測定結果

細長比 $L/r=50, 75, 100$ の長柱試験体の初期たわみの大きさは強軸、弱軸とも柱長の 1 万分の 2~3 程度で、弱軸まわりがやや大きく、断面タイプでは C タイプに最も大きな値が見られた。薄肉部材でありながら極めて高い精度で製作されていることがわかる。初期たわみ測定値をフーリエ級数分解を行ったところ、初期たわみの形状モードは $\sin$ 半波形の 1 次モードの振幅が最も大きく、2 次、3 次モードの振幅はそれぞれ低次モードのほぼ半分に低減した。

フランジおよびウェブ板要素ごとの変形量は、フランジがその半幅 (B_f) の $1/1000 \sim 3/1000$ 程度 (B タイプのみ B_f の $5/1000$ 程度)、ウェブでは全幅 (H) の $1/1000 \sim 2/1000$ 程度の小さい値であった。これらの値はフランジおよびウェブ板

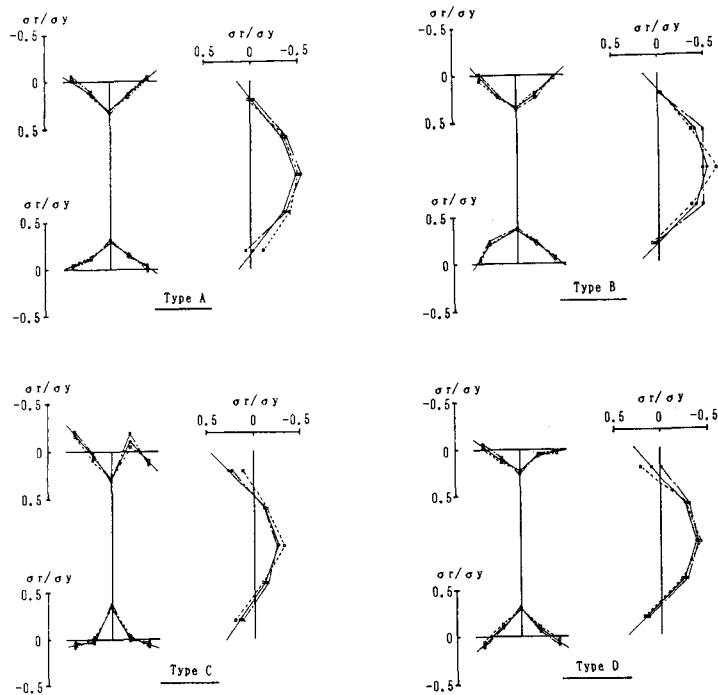


Fig.3 Results of Residual Stress

要素の一般的許容値 $Bf/100$, $H/250$ に比べ、それぞれ $1/10 \sim 3/10$ および $1/4 \sim 2/4$ 程度と十分小さな値であった。

(5) 中心軸および偏心圧縮実験

a. 荷重—横変位曲線

載荷荷重を部材断面積 A で除した断面平均応力と部材中央での横方向変位との関係を $L/r=100$ の柱を例に、各タイプごとに Fig.4 (a)~(d) に示す。図中破線は偏心柱に対する弾性解で、最大荷重に至る直前まで実験値とよい一致を示している。曲線に付した矢印は後述のウェブに局部座屈を生じたときの応力位置 σ_1 を示す。局部座屈の発生は、実験中の供試体の目視およびウェブとフランジに貼り付けたひずみゲージの値から明確に知ることができるが、Fig.4 に示す荷重—変位曲線上には局部座屈の影響は明瞭には現れなかった。他の試験体も同様であった。これより、本試験体では局部座屈の発生が直ちに全体座屈に影響を及ぼしているのではないことが推察される。荷重—変位曲線の矢印の位置から、板要素に局部座屈が生じた後も部材としての全体強度は上昇し、また、その割合は細長比の小さい部材ほど大きかった。

b. 応力—局部ひずみ関係

中心軸圧縮柱についてウェブとフランジの局部座屈進展の様子を調べるために、柱部材中央高さの Fig.5 に示す位置にひずみゲージを貼り付けた。 $L/r=50$ の柱を例に、応力とひずみの関係を Fig.6 (a)~(d) に示す。同図から、断面形 A タイプの部材ではウェブには明らかに局部座屈が認められるが、フランジにはその影響がほとんど見られなかった。B, C, D タイプの供試体は実験中の目視観察では、ウェブに明

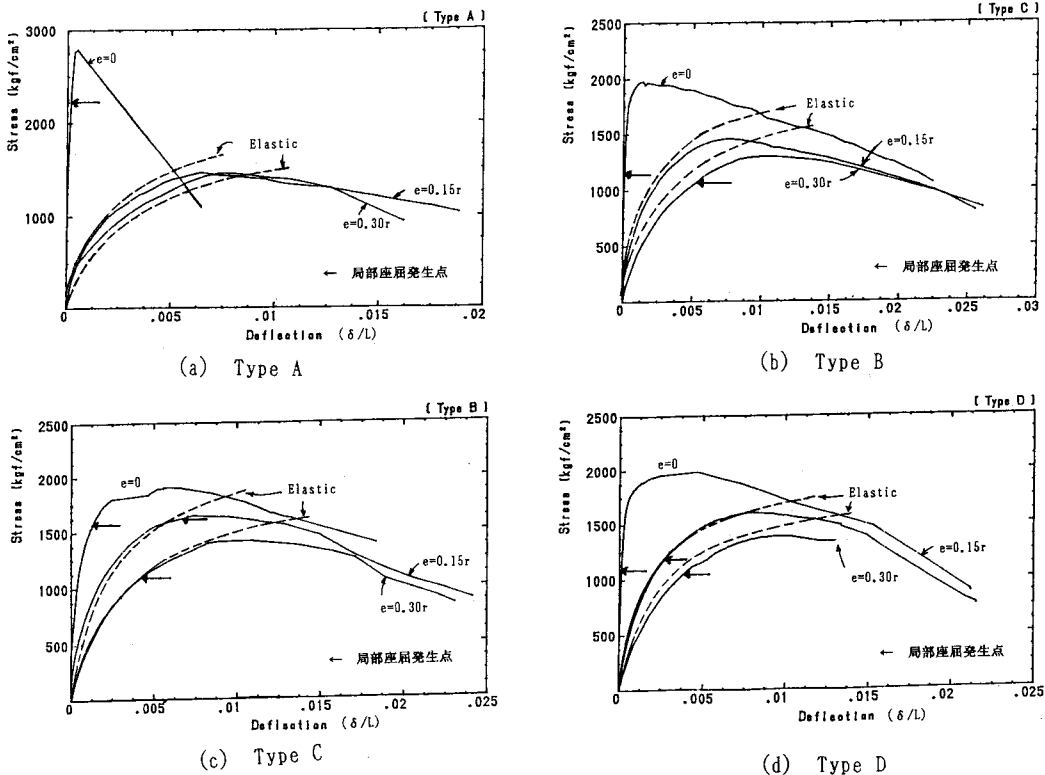


Fig.4 Relations between Load and Displacement

確な局部座屈が生じた後でも、フランジにはほとんど変化が現れないと思われたが、Fig.6 (b)～(d) に示すひずみ曲線から明らかなように、ウェブの座屈発生と同時にフランジ上にも曲げひずみが見られていることがわかった。ただ、フランジの曲げひずみはウェブに比べて小さく、フランジ局部座屈の発生が直ちに部材耐力の低下にはつながっていない。他の細長比の部材についても Fig.6 と同様の傾向が観察された。

c. 局部座屈開始応力

測定された応力-局部ひずみ曲線から最も大きいひずみ曲線を選び、Fig.7 に示すように、座屈前の応力-ひずみ曲線と座屈後の曲線に各々直線をあてはめて、これら2直線の交点を局部座屈開始応力 (σ_l) と定めた。幅厚比の最も小さい Aタイプ(ウェブ幅厚比 $H/T_w=47$)ではFig.6 (a) に示すように、最大応力の 0.6 付近で徐々にではあるが局部座屈の発生は認められた。幅厚比の大きい C, D タイプの部材では、偏心量および細長比の変化にもかかわらず、ほぼ同程度の応力レベルでウェブに明確な局部座屈の発生が見られた。

中心軸圧縮柱では最大応力 σ_u に対する σ_l の比は、Aタイプ柱で $\sigma_l/\sigma_u=0.6$ 、B, C, Dタイプでは $\sigma_l/\sigma_u=0.4\sim0.5$ であった。これより、中心軸圧縮力を受ける軽量H形部材では、局部座屈が発生した後も部材全体の応力上昇が極めて大きいことがわかる。したがって、部材の終局強度を部材の強さの基準として設計された通常の使用状態で、軽量H形部材は局部座屈が日常的に生じると考えられる。

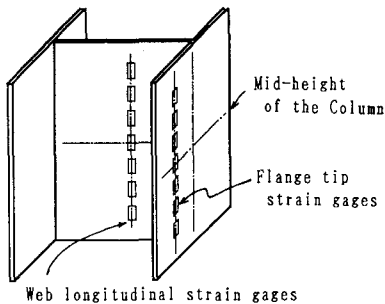


Fig.5 Location of Strain Gages at the Mid-Height of the Column

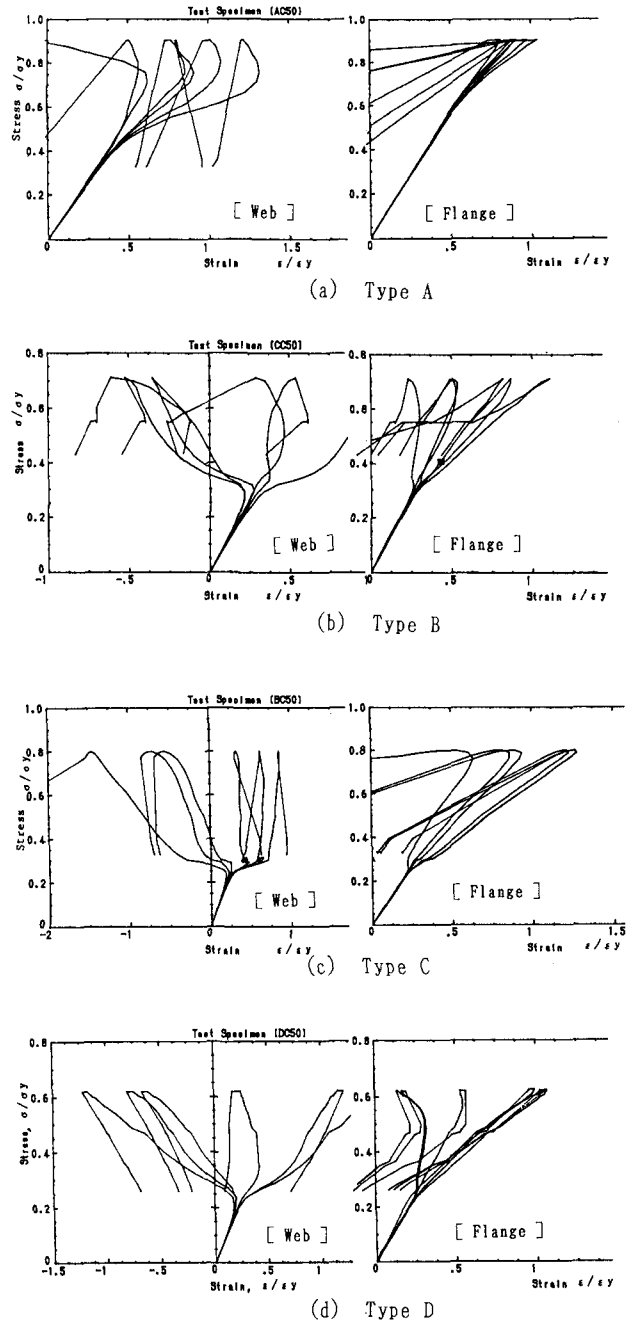


Fig.6 Relations between Stress and Local Strain

d. 中心軸圧縮最大強度

実験で得られた最大荷重をタイプ別平均降伏応力で無次元化し、各供試体の細長比パラメータ

$\lambda = 1/\pi \cdot \sqrt{\sigma_y/E} \cdot L/r$ によって整理すると Fig.8, Table 4 に示す結果が得られた。Table 4 では同一細長比の部材の平均値を示す。板要素の幅厚比の最も大きな Dタイプの部材では、 λ が 1.0 から小さくなくても最大強度の上昇は少なく、短柱強度 $\sigma_s = 0.71 \sigma_y$ に至っている。次に幅厚比の大きい Cタイプも Dタイプの強度のやや上に位置するだけで、同じ傾向を示している。

断面形の異なる同じ長さの柱部材の経済性を検討する場合、単位重量当たりの強度は単位断面積当たりの強度、すなわち応力ベースで表した強度を比較すればよいから、短い部材では短柱強度の比較より明らかなように、C, Dタイプのような幅厚比の大きい部材は不利になる。しかし、細長比が大きくなれば、一般には全体座屈時の断面の平均応力は低下し、材料のもつ最大強度（降伏応力）を生かすことなく破壊に至るから、見かけの短柱圧縮最大強度（例えば $Q \sigma_y$ ）が低くてもよいことになり、材料の有効利用が計れることになる。Fig.9 は同タイプ、同一細長比の 2,3の実験点をそれらの平均値で示し、Fig.8 の横軸を同一部材長となるよう、各タイプの細長比軸を変化させたもので、これにより同一部材長かつ、単位面積当たりの各タイプの部材強度比較、いいかえれば重量の点だけから見た経済性の比較が行える。同図から、部材長の小さい（1.6~2.2m までの）範囲では局部座屈の生じにくい A, Bタイプが有利で、それ以上の部材長の大きい範囲では、幅厚比の大きい C, Dタイプの部材が経済的に有利、あるいは軽量化が計れるということがわかる。Fig.9 のような整理の方法は、設計者が与えられた部材長に対し、どの断面タイプを選

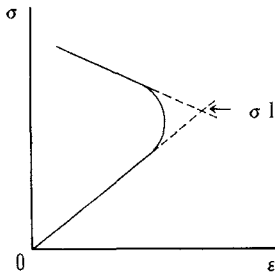


Fig.7 Definition of the Local Buckling Starting Stress

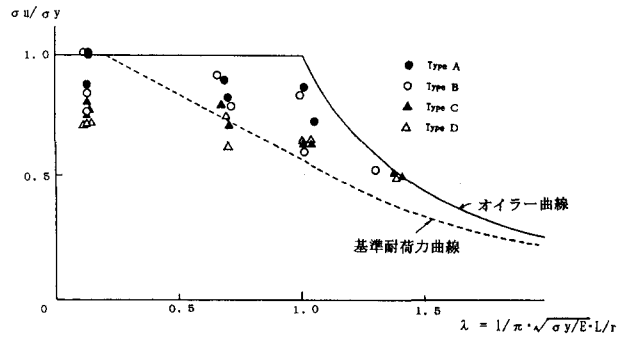


Fig.8 Maximum Strength of Centrally Loaded Columns

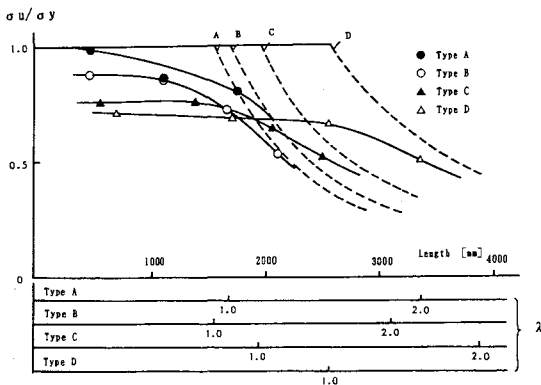


Fig.9 Comparison of Strength between Different Section Profiles under the Same Member Weight

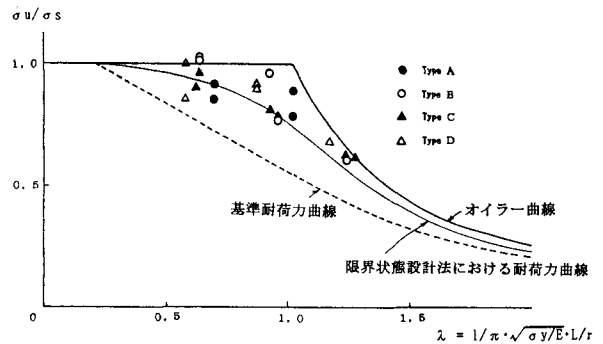


Fig.10 Maximum Strength of Centrally Loaded Columns Nondimensional by Stub Column Strength

べばよいかを判断するとき好都合であると思われる。

e. 最大強度の短柱強度による無次元化

Fig.8 に破線で示したのは道路橋設計示方書 (JSHB) の基準耐荷力曲線で、C、Dタイプの中心軸圧縮柱強度は、ほぼ $\lambda=0.8$ 以下でこの曲線を下まわり、同耐荷力曲線の使用は不都合となる。そこで、設計者が

Table 4 Results of Column Strength

Type	L/r	e (cm)	σ_u (kgf/cm ²)	σ_s (kgf/cm ²)	σ_u/σ_y	σ_u/σ_s	σ_l/σ_u
A	50	0	3534	3951	0.868	0.894	0.62
		0.15r	3077		0.755	0.779	0.79
		0.30r	2589		0.636	0.655	0.95
	75	0	3280		0.824	0.830	0.50
		0.15r	2367		0.581	0.599	
		0.30r	2101		0.516	0.532	
	100	0	2793		0.686	0.707	0.79
		0.15r	1465		0.360	0.371	
		0.30r	1455		0.357	0.368	
B	50	0	3359	3246	0.861	1.034	0.40
		0.15r	2832		0.793	0.872	0.46
		0.30r	2025		0.567	0.623	0.48
	75	0	2800		0.724	0.863	0.31
		0.15r	2420		0.677	0.746	0.66
		0.30r	2059		0.576	0.634	0.75
	100	0	1906		0.534	0.587	0.83
		0.15r	1670		0.468	0.514	0.96
		0.30r	1414		0.396	0.436	0.76
C	50	0	3074	3220	0.757	0.950	0.37
		0.15r	2841		0.741	0.882	0.46
		0.30r	2319		0.605	0.720	0.69
	75	0	2582		0.637	0.802	0.37
		0.15r	2292		0.598	0.712	0.48
		0.30r	1903		0.496	0.591	0.83
	100	0	2048		0.506	0.636	0.64
		0.15r	1508		0.393	0.468	
		0.30r	1300		0.339	0.404	0.83
D	50	0	2676	2824	0.687	0.947	0.56
		0.15r	2616		0.658	0.926	0.42
		0.30r	2306		0.580	0.817	0.40
	75	0	2554		0.657	0.904	0.35
		0.15r	2191		0.551	0.776	0.47
		0.30r	1894		0.476	0.671	0.52
	100	0	1987		0.500	0.703	0.55
		0.15r	1610		0.405	0.570	0.71
		0.30r	1387		0.349	0.491	0.75

σ_u : Column Maximum Stress σ_l : Local Buckling Starting Stress
 σ_s : Stub Column Maximum Stress σ_y : Yield Stress
e : Eccentricities r : Radius of Gyration of Area

既存の設計式をこれらの部材に対しても使用可能とするため、Q-Factor法（文献〔8〕）を用いる。Q-Factor法は、部材の圧縮強度を降伏強度 P_y または σ_y で無次元化するのではなく、その部材の短柱強度 $\sigma_s (=Q\sigma_y)$ で無次元化する方法である。短柱が局部座屈を生じなければ $\sigma_s = \sigma_y$ ($Q=1$) となるが、局部座屈を生じる場合、見かけ上低減させた降伏応力 $Q\sigma_y$ ($Q<1$) で柱強度を無次元化することによって、人為的に $\lambda=0$ で無次元強度が 1.0 となるようにする。これにより既存の設計基準耐力曲線が利用できるようになる。ただし、使用材料のグレードは σ_y ではなく、低減された $Q\sigma_y$ のクラスの素材を用いたと考えればよい。このように、無次元化した本実験データは Fig.10 に示すように基準曲線に対し安全側に位置した。

実験は慎重に中心軸状態にセットされたにもかかわらず、実験データにはやや大きなばらつきが見られる。これは、局部座屈強度自体がばらつきを有すること、通常の部材の座屈強度のばらつきが主として残留応力、初期たわみによることに加え、局部座屈の発生が全体強度に影響を及ぼすためと思われる。同図中に実線で示した曲線は、文献〔6〕の終局強度設計法を前提として定められた圧延材に対する基準曲線で、本実験データに対しては $\lambda=0.6$ 付近で平均値となっているものの、 $\lambda>0.8$ の範囲ではほぼ下限値曲線を与えている。

f. 偏心圧縮強度

細長比 $L/r=50$ の部材に2種の偏心量 $e=0.15r$, $0.30r$ (r : 弱軸まわりの断面2次半径) を与えて荷重実験を行った。最大強度を Fig.11, Table 5 に示す。同図の縦軸は最大軸方向荷重 P_u を、降伏荷重 P_y で無次元化した値を示し、横軸は部材の最大曲げモーメント $M_u (=P_u \times e)$ を全塑性モーメントの計算値 M_p で無次元化した値を示す。また、図中の曲線は式(1)に示す軸力-曲げ相関式で、基準軸力 P_{cr} は道路橋設計示方書 (JSHB) の $L/r=50$ の中心軸圧縮強度を用い、 M_p は全塑性モーメントを用いた。

$$\frac{P}{P_{cr}} + \frac{M}{M_p (P/P_E)} = 1 \quad (1)$$

図からわかるように、実験値は縦軸 ($e=0$) および横軸上の実験点を除いて、相関式の上方に位置した結果となった。両軸付近のデータに対する安全性を確保するために、各タイプごとの短柱強度 QPy 、および曲げ実験値 M_u を用いて実験値を無次元化し、整理しなおすと Fig.12 に示すようになり、すべての範囲にわたって安全側の相関式が得られる。

以上のように、Q-Factor法は中心軸圧縮強度のみならず軸力-曲げ相関強度でも局部座屈を生じる部材

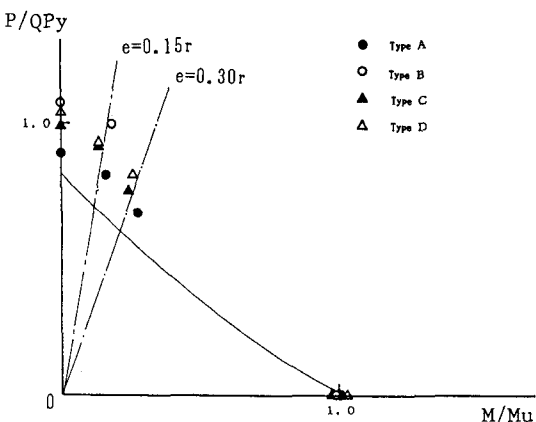


Fig.12 Correlations between Axial Load and Moment Nondimensionalized by Stub Column Strength and Bending Test Results

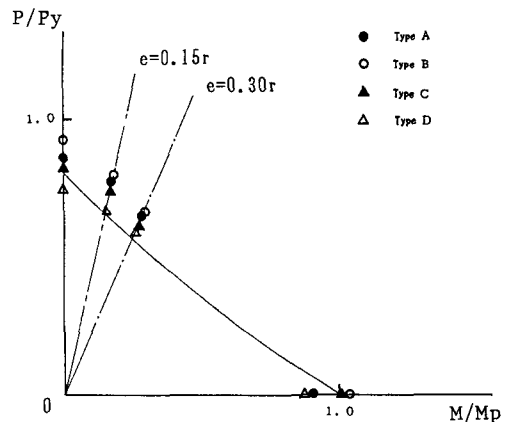


Fig.11 Correlations between Axial Load and Moment

に対して、従来の設計式を直接当てはめられる大きな利点があるが、各部材断面タイプごとに信頼度の高い短柱強度あるいは曲げ強度を、実験的あるいは解析的にもとめておかねばならないという不便さはある。また、実験値のばらつきの大きさにも配慮が必要である。

(6) 曲げ実験

弱軸まわりに2点载荷曲げ実験を行い、Fig.5 と同様圧縮側フランジ端部上、軸方向に1列連続的に貼りつけたひずみゲージより、局部座屈の発生の様子を調べた。フランジ幅厚比の最も大きい Dタイプを例に、曲げ応力 σ_m/σ_y ($\sigma_m=M\cdot B_f/I_y$) と局部ひずみの関係を Fig.13 に示す。図中のひずみ分岐点位置からフランジ局部座屈発生曲げモーメント M_l がわかる。各断面タイプごとに実験による最大曲げモーメント M_u 、全塑性モーメントの計算値 M_p 、比 M_u/M_p 、局部座屈発生モーメント M_l 、局部座屈モーメント比 M_l/M_u を Table 5 に示す。

フランジでは一般に、その支持条件より、ウェブのように後座屈強度が期待できないと考えられるが、本実験結果が示すように、薄肉部材であるにもかかわらず、Dタイプではフランジ座屈後もその強度の約2倍弱の終局曲げ強度が得られた。これは予想外のことであり、弱軸曲げ部材のフランジにも座屈後強度が期待できるといえるかも知れない。

実験終局曲げ強度 M_u と全塑性モーメント（計算値） M_p との比は、平均 0.986 で、局部座屈を早期に生じる部材でありながらほぼ全塑性モーメントに達する曲げ強度が得られた。

Table 5 Results of Bending Test

Type	M_u (kgf·cm)	M_p (kgf·cm)	M_u/M_p	M_l/M_u
A	81090	88630	0.92	
B	102300	99170	1.03	0.84
C	167000	154200	1.08	0.68
D	172000	187100	0.92	0.55

M_u : Maximum Bending Moment M_p : Plastic Bending Moment
 M_l : Local Buckling Starting Bending Moment

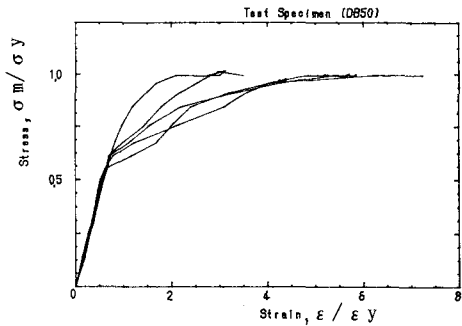


Fig.13 Relations between Bending Stress and Flange Local Strain

4. 結論

本研究は近年我が国で開発された軽量圧延H形部材の中心軸、偏心軸圧縮および曲げ強度特性を実験的に明らかにしたものである。そこで得られた結果は以下のようにまとめられる。

- (1) 母材引張試験 材質は SS400クラスでありながら、降伏応力の平均値は 4000 kgf/cm² 以上と著しく高い値を示した。このような材料の有効利用の観点から、新しく高い公称降伏点を持つ材質クラスを設けることが望まれる。
- (2) 板厚の測定 ウェブおよびフランジの板厚は板幅方向に約±5%変化しており、ウェブとフランジの結合点近くが厚くなっている。よって、板厚測定箇所および実測断面積の計算には注意が必要である。
- (3) 残留応力の測定 残留応力は正常の板厚の圧延H形部材とほぼ同様であるが、ウェブ中央部で 0.5 σ_y 程度のやや大きな圧縮残留応力が見られた。
- (4) 初期たわみの測定 長柱の初期たわみは弱軸、強軸とも柱長 L の 1万分の2~3程度で、薄肉部材でありながら極めて精度よく製作されていた。フランジおよびウェブの板要素ごとの変形量も十分小さな

値であった。

(5) 中心軸および偏心圧縮実験 中心軸圧縮実験の結果、幅厚比の大きい C, D断面では全体座屈強度の約半分の強度レベルでウェブに明確な局部座屈を生じた。これより、後座屈強度が十分高いことがわかった。幅厚比の大きいウェブは、より低い応力レベルで局部座屈を生じるため、はじめにウェブのみが座屈するものと予想されたが、ウェブの座屈の瞬間、フランジにも曲げ変形が生じることがわかった。

中心圧縮強度を Q-Factor法により整理すると、既存の設計基準強度曲線によく適合した。局部座屈を生じる部材の座屈実験値には、比較的大きなばらつきが見られた。

(6) 与えられた部材長に対して最も経済的、または最も軽量な断面タイプを選択するために、Fig.9 に示すように、縦軸に座屈実験値を応力ベースでとり、横軸は同一部材長となるよう各断面タイプごとに異なった細長比のスケールで座屈強度を表示する方法を提示した。本試験体に対しては、短いスパンでは A, Bタイプが、長いスパンに対しては幅厚比が大きく低い応力で局部座屈が生じる C, Dタイプが有利であることがわかった。この方法により、設計者が最適な断面タイプを容易に選択できるようになる。

(7) 偏心軸圧縮強度を軸力-曲げ相関図で表すと、純圧縮および純曲げ部材を除き、既存の評価式で評価できた。Q-Factor法を用いると両軸付近のデータに対しても、既存相関式で安全に評価できた。

(8) 曲げ実験 弱軸まわりに曲げ試験を行ったところ、幅厚比の大きい断面タイプでは、終局曲げ強度の約 6割の荷重でフランジに局部座屈の発生を見た。フランジはウェブのような後座屈強度が期待できないにもかかわらず、座屈後の耐力上昇が予想以上に大きいことがわかった。終局曲げ強度の平均値は全塑性モーメントの計算値の約 99% にまで達した。

参考文献

- [1] 山尾敏孝・崎元達郎：薄肉H形鋼柱の連成座屈に関する実験的研究，土木学会論文集，第380号／I-7，pp.383-390，1987.4
- [2] 山尾敏孝・崎元達郎：薄肉H形短柱の耐荷力挙動に関する実験的研究，土木学会論文集，第380号／I-7，pp.331-339，1987.4
- [3] Davids, A.J. and Hancock, G.J.: Compression Tests of Short Welded I-Sections, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 112, NO. 5, May, 1986
- [4] 青木徹彦・福本秀士：軽量溶接H形鋼柱の局部座屈と全体座屈に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.34A，pp.161-170，1988.3
- [5] 山尾敏孝・青木徹彦・崎元達郎：軽量圧延H形鋼短柱の最大強度に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.38A，pp.95-103，1992.3
- [6] 福本秀士（研究代表者）：鋼骨組構造物の極限強度の統一評価に関する総合的研究，科研報告書，平成 2年 3月
- [7] 山尾敏孝・坪浦伸泰・崎元達郎：圧縮と曲げを受ける薄肉H形断面部材の相関強度とその評価式について，構造工学論文集，Vol.36A，pp.71-78，1990.3
- [8] AISC :Specifications for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel for Buildings, 8th ed., New York, 1980
- [9] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1980年 2月。

(1993年 9月16日受付)