

フランジの局部座屈を伴う鋼I形断面はりの横ねじれ座屈

LATERAL-TORSIONAL BUCKLING OF STEEL I-BEAMS
INFLUENCED BY FLANGE LOCAL BUCKLING

久保全弘*・福本嘯士**

By Masahiro KUBO and Yuhshi FUKUMOTO

An experimental study is presented on the interaction of local and lateral-torsional buckling of thin-walled steel I-shaped beams. Welded beams with four different cross-sectional sizes were tested under a concentrated load at the center of the simply supported span. The flange width-thickness ratios were 14.7 and 17.5, and those of the web varied from 62.3 to 96.0. Beams with intermediate length failed by combined flange local and lateral-torsional buckling and the ultimate strengths were considerably lower than those of stocky beams. By comparing the experimental and nominal design strength, it was found that the design approaches based on the effective width concept give reasonable estimates for the test results.

1. まえがき

鋼薄肉I形断面はりの曲げ強度は(1)板要素の局部座屈、(2)部材の横ねじれ座屈、(3)局部座屈と横ねじれ座屈の連成座屈のいずれか一つによって支配される。このうち(1)と(2)の座屈モードに関する研究は既に数多く発表され、その成果は現行設計規準に反映されている。本研究は(3)の座屈モード、すなわち局部座屈と横ねじれ座屈の連成挙動を実験的に調べるものである。

この問題に関する既往の実験的研究は数少ない。Cherry¹⁾はI形およびT形断面アルミ合金はりの等曲げ実験を行い、圧縮フランジが局部座屈した後の横ねじれ強度を求めた。I形断面はりの実験では、フランジの幅厚比 $b/t_f = 17.8 \sim 24.0$ と腹板の幅厚比 $h/t_w = 13.3 \sim 18.8$ の断面が用いられた。そして、はりの弾性域での連成座屈強度は有効幅の概念を圧縮フランジに適用したときの上下不等フランジI形断面の弾性横ねじれ座屈強度によって推定できることを提案した。Cherryの実験結果はDavies and Thomasson²⁾やBradford and Hancock³⁾などによって理論的アプローチとの比較がなされているが、実際の鋼構造部材に適用するためには薄肉腹板を有する実験データが要求されていた^{2), 4), 5)}。なお、塑性領域における局部座屈と横ねじれ座屈の相互作用がはりの回転能力に及ぼす影響についてはKemp⁶⁾が検討している。

本論文では、4種類の断面寸法からなる溶接軽量H形鋼を用い、単純ばりのスパン中央に集中荷重を作用した場合の横ねじれ座屈実験を行った。そして、アメリカで1986年に新しく発刊されたAISC LRFD示方書⁷⁾および全面的に改訂されたAISI示方書⁸⁾の設計基本強度と実験結果の適合性、ならびにはりの連成座屈強度

* 工博 名城大学助教授 理工学部土木工学科 (〒468 名古屋市天白区塩釜口 1丁目501)

** 工博、Ph.D 大阪大学教授 工学部土木工学科 (〒565 吹田市山田丘 2-1)

の評価法について検討した。

2. 実験内容

(1) 実験はり

実験に用いた部材は高周波抵抗溶接法によって製作された溶接軽量H形鋼であり、その詳細図をFig.1に示す。材質はJIS G3353に規格化されているSWH41(公称降伏点応力 $F_y = 245 \text{ N/mm}^2$ 以上)である⁹⁾。実験はりの公称断面寸法は4種類からなり、その実測寸法はTable 1にまとめられている。フランジと腹板の板厚比は $t_f/t_w = 1.4$ の一定値であるが、フランジの幅厚比は $b/t_f = 14.7$ と 17.5 の2種類および腹板の幅厚比は $h/t_w = 62.3$ 、 79.5 、 98.0 の3種類からなる。はりのスパン長は横ねじれ崩壊が非弾性領域で生ずるように考慮し、断面の弱軸まわりの細長比で約 $L/r_y = 50$ 、 70 、および 100 である。

なお、スパン中央の荷重点下には板厚 3.2mm の鉛直スチフナーを腹板の両面に取り付けて断面補剛が施してある。

(2) 実験方法

実験装置は文献10)、11)で用いたベアリング支承と水平移動型ジャッキを使用した。曲げ荷重実験はFig.1に示すように両端単純支持はりのもとでスパン中央断面の上フランジ上面 25mm の高さに鉛直集中荷重を作用して行った。荷重中のスパン中央断面における鉛直および水平たわみを測定すると同時に、板要素の局部座屈を把握するためにフランジと腹板の両面でのひずみ測定を行った。そして、荷重作用は上フランジの水平たわみとひずみの増加量を制御して行った。

3. 実験結果

(1) 材料性質と初期不整

JIS 5号引張試験片から得られた部材のフランジと腹板に対する材料試験結果を製造メーカーおよび板厚別に整理したのがTable 2である。材料の応力-ひずみ関係として、一般の軟鋼と同様に塑性流動域を有し比較的緩やかなひずみ硬化現象を呈する曲線が得られた。降伏応力の平均値は7~29%だけ公称値より大きい。実験はりの4等分点で実測した初期曲がりの最大値の平均は断面の強軸(x軸)まわりで $v_0 = L/7,300$ 弱軸(y軸)まわりで $u_0 = L/5,320$ であった。この u_0 の値は文献12)のすみ肉溶接はりにおける値 $u_0 = L/3,380$ より小さい。Figs.2(a)、(b)は2種類のI形断面から実測された材長方向の残留ひずみをもとに描

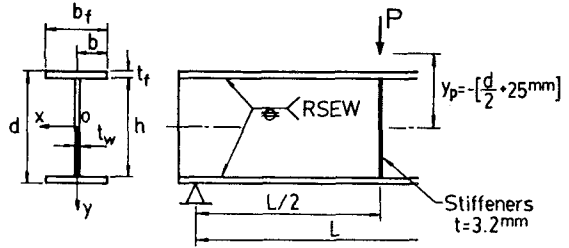


Fig. 1. Test Beam

Table 1. Dimensions of Test Beams

Specimen (1)	d (mm) (2)	b _f (mm) (3)	t _w (mm) (4)	t _f (mm) (5)	L (mm) (6)	L/r _y (7)	b/t _f (8)	h/t _w (9)
B1B-A1	248.6	125.5	2.99	4.25	1,500	53.5	14.77	80.30
B1B-A2	248.9	125.2	2.95	4.17	1,500	53.8	15.01	81.55
B1B-A3	249.5	125.6	3.14	4.42	1,850	66.1	14.21	76.64
B1B-B1	249.2	125.5	2.95	4.23	2,000	71.3	14.84	81.61
B1B-B2	249.6	125.4	2.98	4.22	2,000	71.6	14.86	80.93
B1B-C1	249.2	125.4	3.06	4.24	2,850	102.4	14.79	78.67
B1B-C2	249.4	125.6	3.01	4.28	2,850	101.7	14.67	80.01
B2B-A1	298.0	150.3	3.05	4.32	1,800	53.8	17.40	94.80
B2B-A2	298.3	150.5	3.00	4.25	1,800	53.7	17.71	96.60
B2B-A3	298.8	150.6	3.15	4.38	1,650	49.4	17.19	92.08
B2B-B1	298.3	150.5	3.05	4.31	2,400	71.6	17.46	94.98
B2B-B2	298.3	150.4	3.03	4.30	2,400	71.6	17.45	95.61
B2B-C1	298.3	150.5	2.94	4.22	3,350	99.7	17.83	98.59
B2B-C2	298.6	150.5	2.92	4.22	3,350	99.6	17.83	99.37
B3B-A1	199.7	150.2	3.07	4.37	1,800	49.9	17.19	62.20
B3B-A2	199.8	150.2	3.08	4.38	1,800	49.9	17.15	62.03
B3B-B1	199.6	150.1	3.09	4.37	2,400	66.7	17.17	61.77
B3B-B2	199.8	150.1	3.02	4.30	2,400	66.6	17.45	63.31
B4B-A1	250.4	150.3	3.03	4.24	1,800	52.1	17.72	79.84
B4B-A2	250.1	150.4	3.05	4.24	1,800	52.1	17.74	79.22
B4B-B1	250.3	150.3	3.05	4.30	2,400	69.3	17.48	79.25
B4B-B2	250.4	150.4	3.14	4.40	2,400	69.4	17.08	76.94

Table 2. Tensile Cupon Test Results

Test Member (I-dx/bf) (1)	Plate		Yield Stress, F _y (N/mm ²) (4)	Ultimate Stress, F _u (N/mm ²) (5)	Young's Modulus, E (N/mm ²) (6)	Poisson's Ratio, ν (7)	Elongation, Δl (%) (8)
	Nominal Thickness (2)	Number (3)					
I-250x125	t = 4.5 mm for flange	16	m 298	446	211,000	0.280	39
			s 25	21	1,400	0.004	3
I-300x150	t = 3.2 mm for web	8	m 316	464	211,000	0.278	37
			s 18	12	1,000	0.003	2
I-200x150	t = 4.5 mm for flange	12	m 262	438	209,000	0.296	42
			s 23	22	10,000	0.022	2
I-250x150	t = 3.2 mm for web	12	m 303	464	215,000	0.301	36
			s 17	17	6,000	0.016	4

Note: m = mean value; s = standard deviation; 1 mm = 0.03937 in.;
1 N/mm² = 0.145 ksi.

いた残留応力分布の一例である。実線は両面の平均値を表わしている。これらの図において、特にフランジの両表面での残留応力には大きな差がみられ、板曲げ応力が存在している。この実験で使用した I 形断面は鋼板のコイルを巻戻して溶接組立されたものであり、このような分布特性は予想された。フランジの圧縮残留応力の分布勾配は板幅が広いほど緩やかになっている。そして、フランジ先端での圧縮残留応力の大きさは約 $F_{rc} = 0.5F_y$ である。

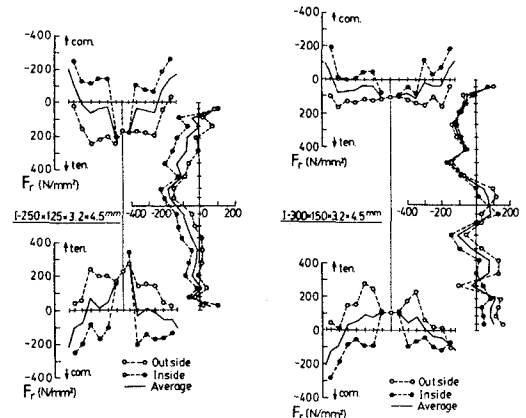
(2) 荷重-変位挙動

Fig.3 は B2B シリーズ ($L = 1.8, 2.4, 3.35\text{m}$) のスパン中央断面の鉛直たわみ v_t ならびに上下フランジの水平たわみ u_c, u_t をそれぞれプロットしたものである。縦軸にはスパン中央の曲げモーメント $M = PL/4$ と断面の降伏モーメント M_y の比がとってある。鉛直たわみ v_t は一点鎖線で示すせん断力を考慮した弾性計算値¹⁰⁾ とよく一致している。各部材には水平方向の初期曲がり (B2B-A1 では $L/5,480$ 、B2B-B1では $L/4,070$ 、B2B-C1では $L/5,680$) があるため、水平たわみは早期の荷重段階から生じ、はりは断面全体のねじれを伴って変形した。

(3) 荷重-ひずみ挙動

Fig.4 は Fig.3と同じ実験はりに対し、スパン中央の荷重点からフランジ幅 (15cm) だけ離れた断面の上フランジ先端に貼った部材軸方向のひずみの変化を示す。はりの横ねじれ座屈が生ずると、座屈方向と一致する側のひずみ (ϵ_2, ϵ_4) は作用曲げによる圧縮ひずみと横曲げによる引張ひずみが相殺するため両面のひずみとも減少し、最高荷重後には引張ひずみに移行している。結局、この側の突出部では局部座屈は生じなかった。これに対し、横曲げの圧縮側になるひずみ (ϵ_1, ϵ_3) は圧縮ひずみの増加となるが、局部座屈による板曲げを伴うと両面のひずみに差が生じ、やがてひずみの反転を起す。

図中の実験はりでは、B2B-A1とB2B-B1は最高荷重



(a) B1B Section

(b) B2B Section

Fig. 2. Residual Stress Distributions

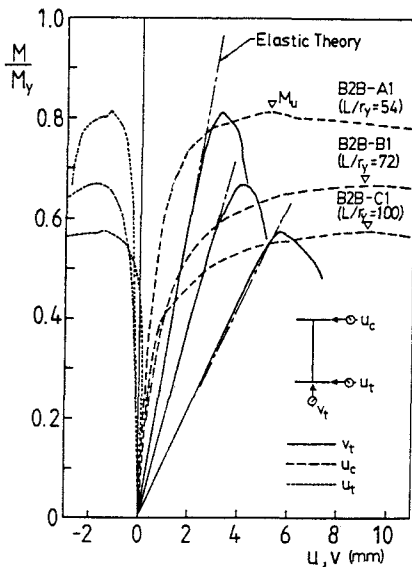


Fig. 3. Load-Deflection Curves

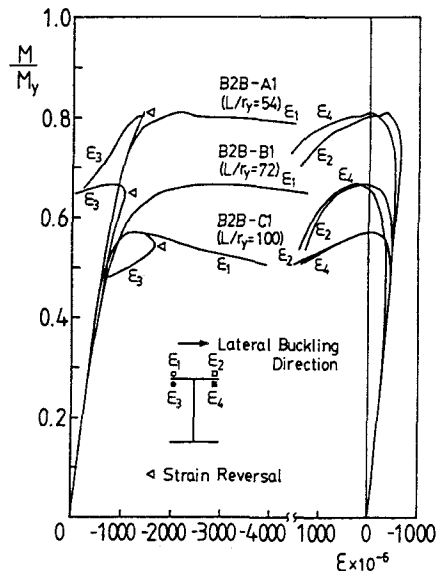


Fig. 4. Load-Strain Curves in Top Flange

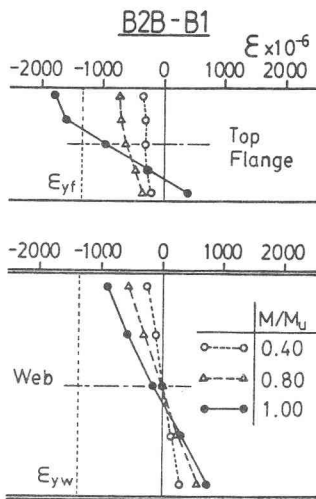


Fig. 5. Strain Distributions in Section

Table 3. Summary of Test Results

Specimen (1)	F_y (N/mm^2)		M_u (kNm)	$\frac{M_u}{M_y}$	$\frac{M_u}{M_p}$	$\lambda = \sqrt{\frac{M_y}{M_e}}$	$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{M_p}{M_e}}$
	Flange (2)	web (3)					
B1B-A1	296.8	329.5	40.11	0.867	0.759	0.626	0.670
B1B-A2	331.8	305.3	46.97	0.925	0.848	0.663	0.690
B1B-A3	338.1	337.6	43.62	0.792	0.710	0.817	0.863
B1B-B1	296.8	329.5	35.50	0.770	0.674	0.826	0.883
B1B-B2	331.8	305.3	43.64 ^a	0.846	0.775	0.874	0.912
B1B-C1	296.8	329.5	30.50 ^a	0.656	0.573	1.153	1.237
B1B-C2	331.8	305.3	29.81 ^a	0.570	0.523	1.214	1.266
B2B-A1	286.0	291.6	53.35	0.813	0.729	0.613	0.646
B2B-A2	287.8	302.3	54.52	0.837	0.745	0.614	0.649
B2B-A3	282.2	322.7	59.12	0.894	0.775	0.559	0.601
B2B-B1	286.0	291.6	43.93	0.670	0.601	0.810	0.854
B2B-B2	287.8	302.3	47.07	0.715	0.637	0.812	0.860
B2B-C1	286.0	291.6	37.17 ^a	0.580	0.521	1.114	1.171
B2B-C2	287.8	302.3	39.03 ^a	0.605	0.539	1.116	1.179
B3B-A1	239.5	320.7	33.24	0.969	0.838	0.564	0.607
B3B-A2	251.4	322.1	35.32	0.978	0.854	0.573	0.614
B3B-B1	239.5	320.7	31.79	0.927	0.801	0.737	0.792
B3B-B2	251.4	322.1	27.66	0.780	0.681	0.753	0.807
B4B-A1	261.9	291.6	43.13	0.901	0.799	0.596	0.634
B4B-A2	264.9	295.6	49.31	0.981	0.902	0.580	0.615
B4B-B1	261.9	291.6	37.38	0.772	0.684	0.785	0.836
B4B-B2	264.9	295.6	40.67	0.811	0.718	0.764	0.810

^a No local buckling was observed before M_u is reached.
Note: 1 N/mm^2 = 0.145 ksi; 1 kNm = 737.6 lb-ft.

前に圧縮フランジ両面でのひずみ差が生じ、局部座屈の影響を受けたものと推察される。B2B-B1はりのスパン中央断面の材長方向ひずみ分布をFig.5に示す。この図は上フランジと腹板の両面で実測したひずみの平均値を用いて描いてある。腹板の幅厚比は $h/t_w = 95.0$ であるけれども腹板のひずみ分布は最高荷重まで直線的であることがわかる。また、上フランジの局部座屈の発生によって断面の中立軸が下フランジ側に移動していることも認められる。

(4) 崩壊形と曲げ耐荷力

本実験から得られたはりの曲げ耐荷力 $M_u = P_u L/4$ をTable 3にまとめて示す。ここに、 P_u ははりの最高荷重である。各実験はりの断面寸法と降伏点応力の実測値を用いて求めた降伏モーメント M_y と全塑性モーメント M_p による無次元耐荷力 M_u/M_y 、 M_u/M_p も示してある。また、修正細長比 $\lambda = \sqrt{M_y/M_e}$ 、 $\bar{\lambda} = \sqrt{M_p/M_e}$ が与えてある。ここに、 M_e は弾性横ねじれモーメントであり、中央集中荷重の断面における作用高さを考慮した厳密な式¹³⁾ から求めた。Figs.8(a)、(b) は実験はりB2B-B1の崩壊状況であり、圧縮フランジの局部座屈と横ねじれ座屈の連成座屈モードをみることができる。Table 3の特記した5つのはりを除いた全てのはりは、連成座屈モードによって崩壊した。局部座屈はFig.8(b)に示すようにスパン中央上フランジの片側半分のみに発生し、その座屈波長はフランジ半幅の約2倍(2b)が実測された。この値は非載荷辺が固定支持-自由の長い平板に対する理論値¹⁴⁾ 1.68bより大きい。腹板の局部座屈は幅厚比の最も大きいB2Bシリーズ($b/t_f = 17.5$ 、 $h/t_w = 96.0$)の実験はりでも発生しなかった。

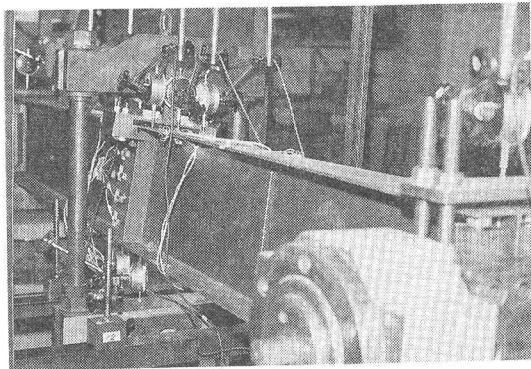


Fig. 6(a). Lateral-Torsional Buckling Mode

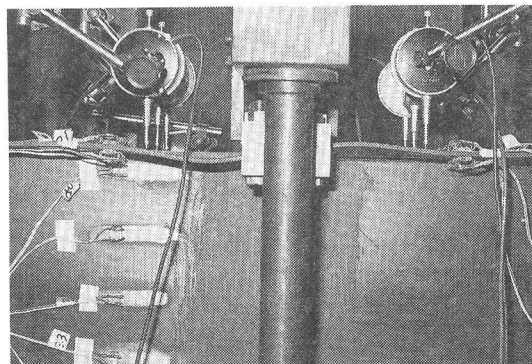


Fig. 6(b). Flange Local Buckling Mode

4. 曲げ耐力力の評価

(1) ECCSの横ねじれ耐力力曲線との比較

本実験から得られたはりの曲げ耐力力の結果を縦軸に M_u/M_p 、横軸に $\bar{\lambda} = \sqrt{M_p/M_e}$ をとって表わすと、Fig.7 のようになる。図中には欧州鋼構造連合(ECCS)によって提案されたはりの設計式¹⁵⁾、式(1) から求められる3本の曲線が与えてある。

$$\frac{M_n}{M_p} = \left(\frac{1}{1 + \bar{\lambda}^{2n}} \right)^{1/n} \quad \dots (1)$$

ここに、 M_n は公称曲げ強度、 n はシステム係数であり、圧延H形鋼のようなずんぐりしたはりの曲げ基本強度として $n = 2.5$ が推奨されている。

フランジの局部座屈が最高荷重前に生じなかったはり ($\bar{\lambda} > 0.9$) の実験値は $n = 2.5$ と 1.5 曲線間に位置しているのに対し、フランジの局部座屈が最高荷重前に生じたはり ($0.6 < \bar{\lambda} < 0.9$) の実験値は $n = 1.5$ と 1.0 の曲線間に低下している。中でもフランジ、腹板とも幅厚比が最も大きい B2Bシリーズの実験値の低下が大きい。次に、Fig.8 はフランジの幅厚比が小さい ($b/t_f \sqrt{F_y/E} \leq 0.36$) 圧延はりと溶接はりの横ねじれ座屈強度に関する既往の実験データ^{10)~12), 16)} を示す。本実験と同一の中央集中荷重による単純ばりの実験結果が 242個プロットされているけれども、実験強度の下限は ECCS 設計式の $n = 1.5$ 曲線によって与えられることがわかる。したがって、Fig.7 と Fig.8 の比較からフランジの局部座屈と横ねじれ座屈の連成強度は、その幅厚比の程度によっては相当の低下が予想される。

(2) 曲げ耐力力の評価法

アメリカ鋼建設協会 (AISC) の荷重抵抗係数設計(LRFD)示方書⁷⁾は、はりの公称曲げ強度 M_n を次の三つの限界状態：(a) 横ねじれ座屈(LTB)、(b) フランジの局部座屈(FLB)、(c) 腹板の局部座屈(WLB) のうちの最小値によって定めている。そして、非弾性域での公称曲げ強度を次のような直線式で与えている。

$\lambda_p \leq \lambda \leq \lambda_r$ のとき

$$M_n = C_b \left[M_p - (M_p - M_r) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right] \leq M_p \quad \dots (2)$$

ここに、 C_b は曲げモーメント修正係数であり、LTB 以外の限界状態の計算では $C_b = 1$ とする。 M_r は圧縮残留応力を考慮した限界モーメント、 λ はコントロールパラメータであり、LTB には L/r_y 、FLB には b/t_f 、WLB には h_c/t_w をそれぞれ用いる。 h_c は断面の中立軸から圧縮側フランジ下面までの距離の2倍である。 λ_p 、 λ_r はコンパクトとノンコンパクト断面を定める制限値である。各限界状態に対応する M_r 、 λ_p および λ_r の制限値は文献⁷⁾に与えられている。

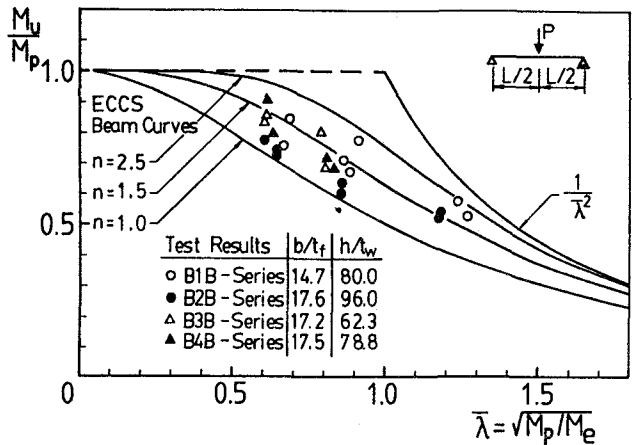


Fig. 7. Comparison of Test Results with ECCS Beam Curves

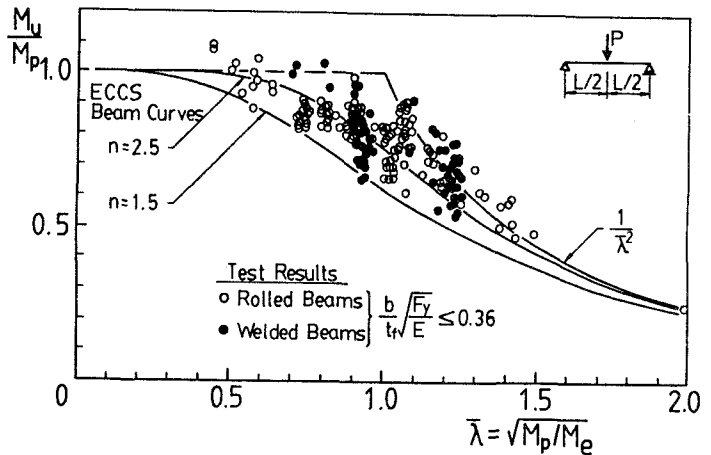


Fig. 8. Buckling Strength of Stocky Beams

アメリカ鉄鋼協会(AISI)の冷間加工部材に対する設計示方書⁸⁾は局部座屈と横ねじれ座屈の連成強度に対して有効幅の概念を導入している。I 形断面はりの公称曲げ強度は無次元表示で書けば次式ようになる。

$$\frac{M_n}{M_y} = \left(\frac{S_c}{S_f} \right) \frac{M_c}{M_y} \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 S_f は全断面の圧縮側断面係数、 S_c は圧縮フランジの応力 $f = M_c/S_f$ で計算した有効断面の圧縮側断面係数、 M_y は降伏モーメント： $F_y S_f$ である。 M_c は限界モーメントであり、2軸対称I形断面はりの場合には下式で与えられる。

$\lambda < 1.34$ のとき

$$\frac{M_c}{M_y} = 1.11 - 0.31\lambda^2 \leq 1.0 \dots\dots\dots (4)$$

$\lambda \geq 1.34$ のとき

$$\frac{M_c}{M_y} = \frac{1}{\lambda^2} \dots\dots\dots (5)$$

上式にて、修正細長比 $\lambda = \sqrt{M_y/M_e}$ として次の簡略式

$$\lambda = \frac{1}{\pi \sqrt{C_b}} \sqrt{\frac{L^2 S_f}{d I_{yc}}} \sqrt{\frac{F_y}{E}} \dots\dots\dots (6)$$

が用いられている。 E はヤング率、 I_{yc} は全断面の圧縮を受ける部分の腹板 (y 軸) まわりの断面2次モーメント (2軸対称断面では $I_{yc} = I_y/2$)、および d ははり高さである。そして、圧縮フランジの有効幅 b_e は次式から求められる。

$$R_f \leq 0.673 \text{ のとき} \quad b_e/b = 1.0 \dots\dots\dots (7)$$

$$R_f > 0.673 \text{ のとき} \quad b_e/b = (1 - 0.22/R_f)/R_f \dots\dots\dots (8)$$

ここに、
$$R_f = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{b}{t_f} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} \dots\dots\dots (9)$$

式(9)の b/t_f は圧縮フランジの幅厚比、および k は板の座屈係数であり、突出フランジに対しては $k = 0.43$ を用いる。なお、AISI示方書⁸⁾では腹板に対しても有効幅の検討を規定している。以上のように、まず最初に全断面有効と仮定して横ねじれ座屈モーメント M_e を式(4) ないしは(5) で計算し、そのときの圧縮側フランジ応力 f を求める。次に式(9)の R_f を決め、式(7)、(8) から圧縮フランジの有効幅が求められるので、Fig.9 のような有効断面が定まり式(3)の断面係数比(S_c/S_f)が算定できる。

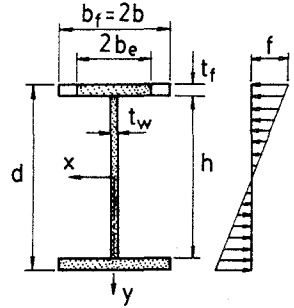


Fig. 9. Effective Section

本論文では、局部座屈と横ねじれ座屈の連成強度式として

$$\frac{M_n}{M_y} = Q \left(\frac{1}{1 + \lambda_q^{2n}} \right)^{1/n} \dots\dots (10)$$

を提案する。ここに、 $Q = S_e/S_f$ および $\lambda_q = \sqrt{Q M_y/M_e}$ 、 S_e は式(9)にて $f = F_y$ を用いて計算した有効断面の圧縮側断面係数である。式(10)はECCSのはりの設計式を修正したものであり、式(1)にて全塑性モーメント M_p の代りに $Q M_y$ を用いてえられる。

Fig.10は縦軸に M_u/M_y 、横軸に $\lambda = \sqrt{M_y/M_e}$ をとって実験結果をプロットし、全断面が有効 ($S_c/S_f = 1$ 、 $Q = 1$) と考

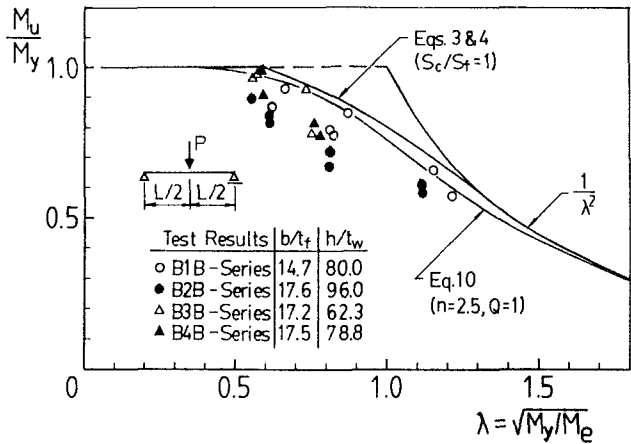


Fig. 10. Test Results in the M_u/M_y versus λ

えたときのAISI設計曲線ならびに本論文の提案式の $n=2.5$ 曲線と比較してある。実験値のほとんどがこれらの基本強度曲線を下回っており、腹板の幅厚比が大きいB2B シリーズの低下が著しい。

Table 4 は実験から得られた曲げ耐力と上述した各評価法から計算した公称曲げ強度の比 M_u/M_n がまとめている。式(2)、(8) の計算では示方書の規定にしたがって $C_b = 1.0$ を用いた。

AISC LRFD 示方書によるとB1B-C1とB1B-C2の実験値は横ねじれ座屈(LTB)、そのほかの実験値はフランジの局部座屈(FLB)によってその限界状態が決定した。そして、 M_u/M_n の平均値は 0.995 (標準偏差 0.146) であり、かなり変動が大きい。 $L/r_y > 70$ の範囲では危険側の推定を与えており、これは連成座屈の影響が考慮されていないことに起因するものと思われる。これに対し、AISI示方書によると M_u/M_n の平均値は 0.983 (標準偏差 0.112) であり、 $\lambda > 0.7$ の範囲で少し危険側の推定をもたらす。なお、設計規定にしたがって腹板の有効幅も検討したが、すべての実験ははりで全断面有効であった。AISI示方書では修正細長比として式(8) の簡略式を用いているが、集中荷重の作用高さを考慮した厳密な $M_e^{13)}$ による細長比 $\lambda_{exact} = \sqrt{M_y/M_e}$ を用いれば、Table 4 に示すように実験値との対応はさらに良くなる。

本論文で提案する連成座屈強度式、式(10)と実験結果との比較をFig.11に示す。縦軸に $M_u/(QM_y)$ 、横軸に $\lambda_q = \sqrt{Q} \lambda$ をとって実験値がプロットしてある。 λ は Table 3 に示す値を用いた。図中にはシステム係数 $n=1.5$ と 2.5 の曲線が与えてあるが、 $n=2.5$ 曲線を公称曲げ強度 M_n として用いると、 M_u/M_n の平均値は 1.038 (標準偏差 0.086) となる。Table 4 に示すように修正細長比 λ_q の全領域にわたって実験値との良い適合性がえられている。

5. あとがき

断面の幅厚比が比較的大きい溶接軽量H形鋼を用いて横ねじれ座屈実験を行い、局部座屈と横ねじれ座屈の連成挙動を非弾性座屈領域で調べた。その結果、中間的な細長比 ($L/r_y = 50.70$) を有するはりはフランジ

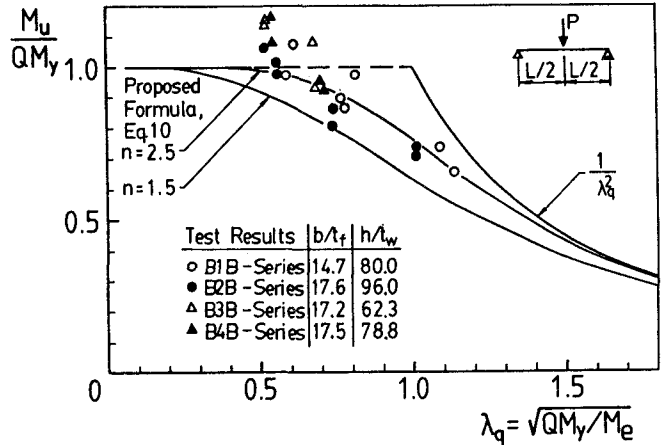


Fig. 11. Test Results by using Proposed Formula

Table 4. Comparison of Experimental and Nominal Bending Strength

Specimen	AISC LRFD Spec.		AISI Spec.		AISI Approach		Proposed Formula, Eq. 10	
	Limit State (2)	M_u/M_n (3)	λ (4)	M_u/M_n (5)	λ_{exact} (6)	M_u/M_n (7)	λ_q (8)	M_u/M_n (9)
B1B-A1	FLB	0.977	0.534	0.976 ^a	0.626	0.983 ^a	0.592	0.999
B1B-A2	FLB	1.097	0.570	1.078 ^a	0.663	1.100 ^a	0.616	1.109
B1B-A3	FLB	0.904	0.703	0.927	0.817	0.969	0.768	0.986
B1B-B1	FLB	0.871	0.712	0.895	0.826	0.938	0.780	0.957
B1B-B2	FLB	0.995	0.758	1.028	0.874	1.082	0.814	1.103
B1B-C1	LTB	0.844	1.037	0.894	1.153	0.970	1.090	1.067
B1B-C2	LTB	0.757	1.078	0.815	1.214	0.909	1.133	0.997
B2B-A1	FLB	1.047	0.531	0.981 ^a	0.613	0.984 ^a	0.559	0.998
B2B-A2	FLB	1.101	0.530	1.018 ^a	0.614	1.022 ^a	0.558	1.033
B2B-A3	FLB	1.130	0.482	1.071 ^a	0.559	1.071 ^a	0.513	1.077
B2B-B1	FLB	0.865	0.707	0.833	0.810	0.867	0.739	0.872
B2B-B2	FLB	0.929	0.707	0.889	0.812	0.926	0.740	0.932
B2B-C1	FLB	0.763	0.986	0.827	1.114	0.899	1.011	0.940
B2B-C2	FLB	0.802	0.985	0.862	1.116	0.938	1.012	0.982
B3B-A1	FLB	1.155	0.477	1.144 ^a	0.564	1.144 ^a	0.520	1.158
B3B-A2	FLB	1.187	0.486	1.164 ^a	0.573	1.164 ^a	0.526	1.177
B3B-B1	FLB	1.106	0.637	1.101	0.737	1.137	0.680	1.150
B3B-B2	FLB	0.962	0.648	0.947	0.753	0.980	0.689	0.989
B4B-A1	FLB	1.141	0.506	1.091 ^a	0.596	1.091 ^a	0.543	1.106
B4B-A2	FLB	1.297	0.499	1.177 ^a	0.580	1.177 ^a	0.531	1.192
B4B-B1	FLB	0.964	0.674	0.944	0.785	0.982	0.718	0.990
B4B-B2	FLB	0.996	0.665	0.970	0.764	1.005	0.705	1.015
Mean Value		0.995		0.983		1.015		1.038
Standard Deviation		0.146		0.112		0.091		0.086

^a Including the effects of shear lag.

Note: FLB = flange local buckling; LTB = lateral-torsional buckling.

の局部座屈が最高荷重前に発生し、横ねじれ座屈との連成モードによって崩壊した。これに対し、 $L/r_y = 100$ の長いはりでは横ねじれ座屈のみによって支配された。局部座屈はスパン中央の圧縮フランジのみに発生し、腹板の局部座屈は発生しなかった。圧縮フランジの局部座屈を伴う横ねじれ耐荷力はフランジ幅厚比の小さいはり（局部座屈を起さないはり）の耐荷力に比べて相当低下することがわかった。実験結果と現行設計示方書で採用している代表的な設計手法との比較を行った結果、曲げ耐荷力の評価には有効幅の概念に基づく設計手法が適用できる。そして、本論文で提案した式（10）は局部座屈と横ねじれ座屈の連成強度を表現する式として十分であり、本実験から得られた曲げ耐荷力の平均値には $n = 2.5$ 曲線が適合した。

本研究では荷重形式として単純ばりの中央集中載荷で実験を行ったが、等曲げないしはそれに近い荷重状態での実験的検討も今後必要であろう。最後に実験における自動測定では、名古屋大学助手の伊藤義人氏に協力を願った。また、実験供試体の一部はJSSC溶接軽量H形鋼特別小委員会の提供によるものである。ここに厚く感謝する次第である。

参考文献

- 1) Cherry, S.: The Stability of Beams with Buckled Compression Flanges, The Structural Engineer Vol. 38, No. 9, Sept. 1960, pp. 277-285.
- 2) Davies, J.M., and Thomasson, P.O.: Local and Overall Buckling of Light Gauge Member, Instability Plastic Collapse of Steel Structures, Edited by L.J. Morris, Granada Publishing, London, England, 1983, pp.479-492.
- 3) Bradford, M.A., and Hancock, G.J.: Elastic Interaction of Local and Lateral Buckling in Beams, Thin-Walled Structures, Vol. 2, No. 1, 1984, pp. 1-25.
- 4) Thomasson, P.O.: The New European Recommendations for the Design of Light Gauge Steel Members, Proceedings of the Eight International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Mo., Nov. 1988, pp. 43-58.
- 5) Peköz, T.: Development of a Unified Approach to the Design of Cold-Formed Steel Members, Proceedings of the Eight International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Mo., Nov. 1988, pp.77-84.
- 6) Kemp, A.R.: Interaction of Plastic Local and Lateral Buckling, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 111, No. 10, Oct. 1985, pp. 2181-2196.
- 7) American Institute of Steel Construction : Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings, Chicago, Ill., 1986.
- 8) American Iron and Steel Institute: Specification for the Design Cold-Formed Steel Structural Members, Washington, D.C., 1986.
- 9) 日本建築学会：軽鋼構造設計施工指針・同解説、1985.
- 10) Fukumoto, Y., Itoh, Y., and Kubo, M.: Strength Variation of Laterally Unsupported Beams, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 106, No. ST1, Jan. 1980, pp.165-181.
- 11) 久保全弘・福本勝士：鋼圧延I形断面はりの横ねじれ座屈強度に及ぼす曲げモーメント分布の影響、土木学会論文集、No. 368/1-5, 1986年4月, pp. 255-263.
- 12) Fukumoto, Y., and Itoh, Y.: Statistical Study of Experiments on Welded Beams, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol. 107, No. ST1, Jan. 1981, pp. 89-103.
- 13) Johnston, B.G.: Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 3rd. Edition, John Wiley and Sons Inc., New York, N.Y., 1978.
- 14) Bleich, F.: Buckling Strength of Metal Structures, McGraw-Hill Book Co., New York, N.Y., 1952.
- 15) European Convention for Constructional Steelwork, European Recommendations for Steel Construction, The Construction Press, London, England, 1981.
- 16) Fukumoto, Y., and Kubo, M.: An Experimental Review of Lateral Buckling of Beams and Girders, Proceedings of the International Colloquium on Stability of Steel Structures under Static and Dynamic Loads, SSRG-ASCE, Washington, D.C., May 1977, pp. 541-562.

(1987年10月18日受付)