

H形鋼ばりの塑性変形能力及び曲げ耐力に及ぼす モーメント勾配の影響に関する実験的研究

三谷 勲・山崎達司*

(受理 昭和 58 年 5 月 31 日)

PLASTIC ROTATION AND LOAD CARRYING CAPACITIES OF H-SHAPED STEEL BEAMS WITH LATERAL AND LOCAL BUCKLINGS UNDER UNEQUAL-END MOMENTS

Isao MITANI and Tatsusi YAMASAKI

The wide-flange steel beams were tested under unequal-end moments, in order to clarify the effects of bending moment gradient on the plastic rotation and maximum load carrying capacities of a beam.

End moment ratio ρ ($=M_2/M_1$, M_2, M_1 =bending moment at the ends of a specimen, $|M_2| < |M_1|$) and lateral slenderness ratio ℓ_b/i_y (ℓ_b =laterally unbraced length, i_y =radius of gyration of a cross section about weak axis) were selected for the experimental variables. The test program consists of three series. For two of them with the value of ρ equal to 0 or -0.4 , the values of ℓ_b/i_y are 45, 60, 75, 90, and 105. For another with the value of ρ equal to -0.8 , the values of ℓ_b/i_y are 45, 75, and 105.

Based on the experimental results, the applicability of the empirical formulas about plastic rotation capacities of beams (Ref.12) were discussed. Furthermore the experimental maximum load carrying capacities were compared with allowable bending moment based on Ref.14.

The results may be summarized as follows :

1. The empirical formulas reported in Ref.12 can be applied to the region of $\rho \leq 0$, and experimental values (R_{exp}) and predicted values (R_{pred}) of plastic rotation satisfy the following equations.

$$\text{For } \rho \leq 0 \text{ and } R_{pred} \leq 10, \quad R_{pred} \geq R_{exp} \geq R_{pred} - 0.75, \text{ and} \\ R_{pred} \geq R_{exp} \geq R_{pred} - 2$$

2. Ratios of maximum load carrying capacity obtained from the present test ($=M_{max}$) to allowable bending moment ($M_{ai}=1.5 \times f_y \times Z$, Z =section modulus, allowable stresses f_y are evaluated under $F = \sigma_y$, σ_y =yield point stress) of the beams are distributed from 1.45 to 1.75. When beams have the same value of ℓ_b/i_y , safety factor ($=M_{max}/M_{ai}$) of the beams increases according as the moment gradient increases. One of the reasons is that the influence of the strain hardening phenomenon of steel on the load carrying capacity becomes large with the increase of the moment gradient, and the other reason is that the value of bending coefficient C depending upon the moment gradient is specified to be less than 2.3. Therefore, the modification coefficient C can be alleviated for the inelastic region of load carrying capacity.

1. 序

鋼構造建築物の耐震安全性あるいは塑性設計法への

*前田建設工業(株), 工修

適用性と関連して、H形鋼柱あるいははりの塑性変形性状に関する研究が内外で数多く行なわれ、H形鋼部材の塑性変形性状あるいは塑性変形能力とこれらに係する諸要因(板要素の幅厚比、横補剛間隔、両材端に作用する曲げモーメントの比率、材端の支持条件、軸

力比等)との関係も定量的に明らかにされつつある^{11)~11)}。

著者の一人、三谷も牧野・松井両博士と協同して、局部座屈を伴うH形鋼柱の塑性変形性状を実験的に調べ、i)フランジ幅厚比、ii)ウェブ幅厚比、iii)横補剛間隔、iv)鋼材の降伏応力度、v)両材端部に作用する曲げモーメントの比率、vi)構面外変位に関する材端支持条件を変数とした塑性変形能力評価式を文献¹²⁾に提案した。この評価式は、フランジ幅厚比、ウェブ幅厚比、鋼材質、および軸力比を変数とした実験資料に基づいて求めたもので、評価式の適用範囲の検討は既往の実験資料も含めて行なった。しかし、両材端に作用する曲げモーメントの比率および横補剛間隔を変数としたH形鋼ばりおよび柱の実験資料が乏しかったため、これらに関する適用範囲の検討は不充分であった。

H形鋼ばり等の横座屈モーメントは、塑性変形能力と同様、断面形状、横補剛間隔、両材端に作用する曲げモーメントの比率等、種々の要因に支配されることが明らかにされている。

Salvadori, M. G は一様曲げを受けるはりの座屈モーメントと両材端で異なる大きさの曲げモーメントを受けるはりの座屈モーメントの関係を定量的に明らかにしている¹³⁾。この研究結果に従って、日本建築学会「鋼構造設計規準」では、修正係数を導入することにより両材端に作用する曲げモーメントの比率が座屈モーメントに及ぼす影響を評価している¹⁴⁾。両材端に作用する曲げモーメントの比率の他に、荷重状態、横補剛支点での支持条件が座屈モーメントに及ぼす影響を調べた研究としては、若林・中村両博士、及び加藤・秋山両博士らによる研究があり、これらの要因を考慮した修正係数が提案されている^{15)~17)}。

上述の修正係数はすべて弾性座屈を研究対象とした理論的研究結果に基づくものであり、また解析に用いた条件に対応する実験資料が皆無あるいは極めて乏しいこともあって、塑性横座屈に起因して耐力低下が生ずるようなH形鋼部材への修正係数の適用性に関する検討がなされていない。

本研究では、両材端に作用する曲げモーメントの比率及び横補剛間隔を変数としたH形鋼ばりの実験を行ない、その実験結果に基づいて塑性変形能力評価式の適用範囲の検討を行なっている。更に、本実験結果のみについてはあるが、日本建築学会「鋼構造設計規準」に示される許容曲げ応力度式に基づく曲げ耐力と実験最大曲げ耐力との比較を行ない、現行の修正係

数の適用性について検討を加えている。

2. 実験

2.1 実験計画

H形鋼ばり(あるいは荷重一変形関係に及ぼす軸力の影響が無視できる程度に作用軸力が小さいH形鋼柱)について、両材端に作用する曲げモーメントの比率($\rho = M_2/M_1$, $|M_2| \leq |M_1|$, 等曲げのとき $\rho = 1.0$)及び横補剛間隔($= l_b/i_y$, l_b =横補剛支点間距離, i_y =弱軸に関する断面2次半径)が塑性変形性状に及ぼす影響を調べるために、試験体に加える軸力は零で ρ 及び l_b/i_y を変数とした実験計画をたてた。

純ラーメンの鉄骨骨組が地震等に起因する水平力を受けるとき、はりの下側が圧縮となる材端と横補剛支点間、ならびに柱では ρ の値は一般には負(複曲率曲げを受ける)となると考えられること、及び $\rho = -1.0$ の場合には両材端で塑性化が進行するため変形の対称性が保てなくなり、実験上問題が生ずること、の2つの理由で ρ の値は $\rho \leq 0$ の範囲で0, -0.4, 及び-0.8を選んだ。 l_b/i_y の値は非弾性座屈が生ずるであろうと思われる範囲で、45, 60, 75, 90, 及び105を選んだ。

2.2 試験体

試験体は水平力に起因する曲げモーメントが卓越する鉄骨骨組ばりあるいは柱の両材端間($\rho \neq 0$ の場合)、及びはりの下側が圧縮となる材端と反曲点間あるいは柱の材端と反曲点間($\rho = 0$ の場合)をモデル化したもので、Fig. 1(a), (b)に示す形状となっている。全試験体とも試験部は市販の軽量H形鋼(材質SWH 41) H-150×75×3.2×4.5を用い、下部端には試験体を加力フレームへ固定するためのベースプレート(R.25)が溶接されている。 $\rho = 0$ の試験体の上部端には水平加力装置を取り付けるための穴があけられており、 $\rho \neq 0$ の試験体ではR.12のトッププレートが溶接されている。各試験体の実験条件及び実測寸法より求めた断面性能等をTable 1に示す。同表及び以下の図等に示す試験体名I-□-□-□は各試験体の実験条件の大略を表わし、□は横補剛間隔 l_b/i_y の値、□は軸力比 n の値(但し本報ではすべて $n=0$)、□は両材端に作用する曲げモーメントの比 ρ の絶対値である。

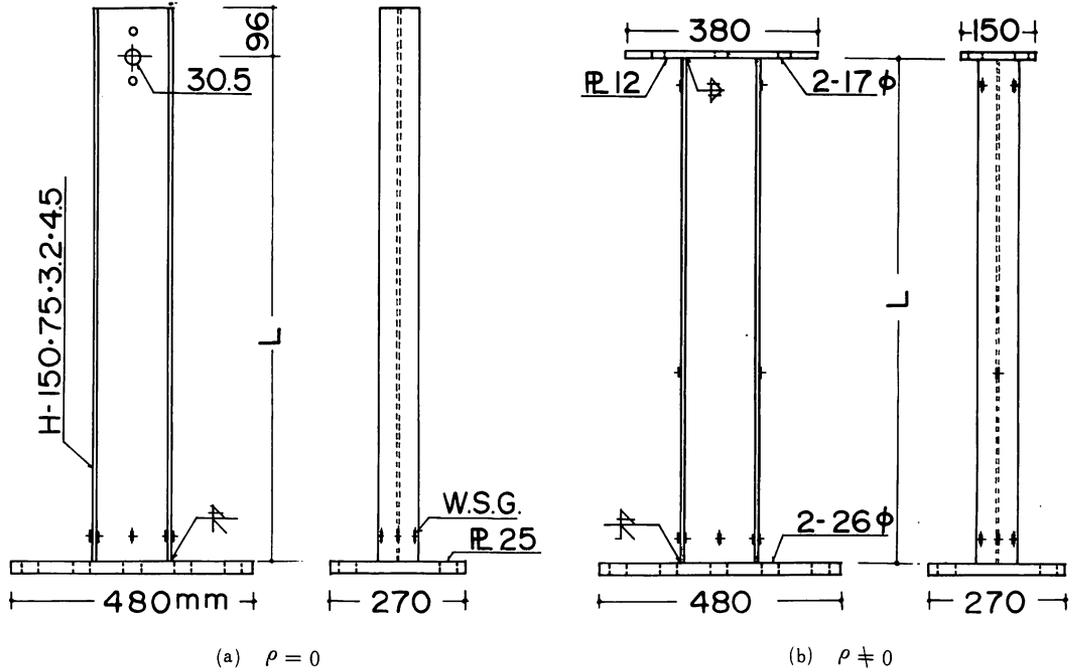


Fig. 1 Specimens

Table 1 Test Conditions and Dimensions of Specimens

Specimen name	$L=\lambda b$ (cm)	D (mm)	B (mm)	tf (mm)	tw (mm)	A (cm ²)	I (cm ⁴)	Zp (cm ³)	f	ρ	$\frac{\lambda b}{i_y}$	$\frac{\lambda b \cdot D}{Af}$	$\frac{\lambda}{i_x}$	$\frac{\lambda}{i_y}$	Steel
I-045-0-0	75	150.4	74.9	4.26	2.94	10.5	411	61.4	1.12	0	44.6	353	12.0	44.6	A
I-060-0-0	100	149.2	74.9	4.28	3.06	10.7	408	61.6	1.13	0	60.5	484	16.2	60.5	B
I-075-0-0	125	149.7	74.9	4.24	3.02	10.6	407	61.3	1.13	0	74.7	589	20.2	74.7	A
I-090-0-0	150	149.2	74.9	4.32	3.06	10.8	411	62.0	1.13	0	89.6	692	24.3	89.6	B
I-105-0-0	175	149.7	74.3	4.23	2.94	10.5	405	60.8	1.12	0	104.0	833	28.2	104.0	A
I-045-0-4	76	150.1	74.4	4.41	3.37	11.4	432	64.6	1.12	-0.382	45.7	343	8.8	32.7	C
I-060-0-4	96.5	150.4	75.5	4.37	3.38	11.4	432	65.2	1.12	-0.381	58.1	440	11.2	41.5	C
I-075-0-4	130	149.7	75.2	4.37	3.38	11.3	426	64.3	1.13	-0.405	78.6	592	15.2	56.2	C
I-090-0-4	153	149.7	75.1	4.37	3.38	11.3	426	64.5	1.13	-0.391	92.7	698	17.8	66.3	C
I-105-0-4	172.5	150.0	75.3	4.36	3.37	11.3	427	64.7	1.14	-0.388	104.2	788	20.1	74.4	C
I-045-0-8	75	149.5	74.6	4.27	2.90	10.5	404	60.7	1.12	-0.807	44.6	351	6.7	24.7	D
I-075-0-8	125	149.4	74.8	4.25	2.90	10.4	403	60.6	1.12	-0.799	74.2	587	11.2	41.2	D
I-105-0-8	175	149.4	74.9	4.25	2.90	10.4	403	60.6	1.12	-0.795	103.7	821	15.7	57.8	D

L=length of a specimen, D,B,tf,tw=depth,width,flange thickness,and web thickness,respectively of a H shape section, A=cross-sectional area, I=sectional moment of inertia(about the strong axis), Zp=plastic section modulus(about the strong axis), f=shape factor, ρ =end moment ratio, λb =unbraced length, Af=area of one flange of a H shape section, i_x, i_y =radius of gyration about the x and y axis, λ =distance between inflection point and the lower end of a specimen

Table 2 Properties of Material

Steel		σ_y (t/cm ²)	σ_u (t/cm ²)	eu (%)	Est/E (%)
A	flange	2.87	4.08	24.7	1.19
	web	2.79	4.41	26.4	1.48
B	flange	3.15	4.61	25.5	1.81
	web	2.79	4.32	31.1	1.43
C	flange	3.06	4.14	26.1	1.76
	web	2.95	4.31	28.8	2.14
D	flange	3.08	4.56	23.4	1.86
	web	2.54	4.17	27.8	1.33

σ_y =yield point stress, σ_u =tensile strength, eu=maximum elongation, Est=strain hardening modulus, E=modulus of elasticity(=2100t/cm²)

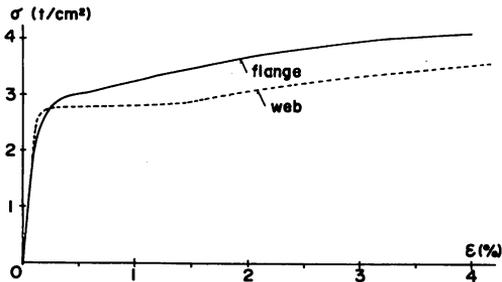


Fig. 2 Tensile Stress-Strain Curves of Steel

引張試験結果より求めた鋼材の機械的性質を Table 2 に、応力度(σ)—ひずみ度(ϵ)関係の 2 例を Fig. 2 に示す。同図中、実線及び破線はそれぞれフランジ部及びウェブ部の σ — ϵ 曲線の代表例である。同図に示すように、フランジ部の σ — ϵ 関係には降伏だなが現れなかったため 0.2% 残留ひずみ時の応力度を降伏応力度とした。Table 2 中使用 H 形鋼の別を表わす記号 (A, B, C, D) は Table 1 中の末尾欄の記号と対応させている。

使用 H 形鋼はサーマツール高周波抵抗溶接方法により製造されたものである。この種の H 形鋼に存在する残留応力の量を調べるために、1 つの断面について切断法により解放ひずみを求め、解放ひずみから残留応力を求めた。その結果を Fig. 3 に示す。同図からわかるように最大値はフランジで約 $0.45\sigma_y$ (引張)、ウェブで約 $0.6\sigma_y$ (圧縮) である。

2.3 加力装置

加力装置の概要を Fig. 4 に示す。同図は $\rho = -0.8$

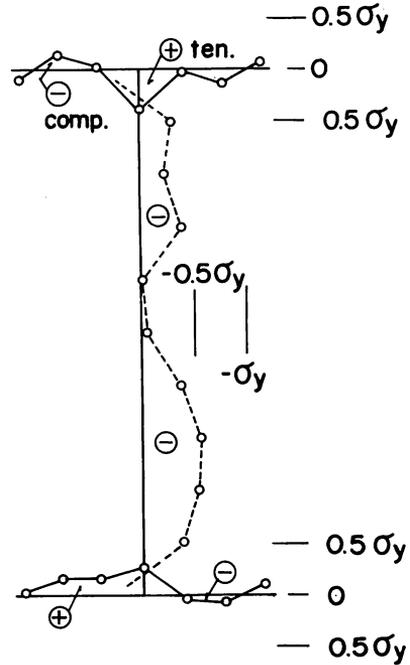


Fig. 3 Residual Stresses

の場合で描いているが、 $\rho = -0.4$ の場合は水平加力位置の高さのみが異なる。 $\rho = 0$ の場合は水平加力装置が $\rho \neq 0$ の場合と異なるので、水平加力部 (上端部) のみを同図中の挿図に示した。

$\rho = 0$, $\neq 0$ の場合とも試験体下端部は PC 鋼棒を用いて口型加力フレームに固定される。 $\rho \neq 0$ の場合の上端部には、T 字形の水平加力ビームが取り付けられる。この T 字形加力ビームは構面外補剛装置 (構面内変形自由, 構面外変形拘束) を介して口型加力フレームに連結されている。 $\rho = 0$ の場合の上端部には挿図に示すように水平加力装置が取り付けられ、この加力装置は構面外補剛装置を介して口型加力フレームに連結されている。 $\rho = 0$, $\neq 0$ の場合ともピン (A) 部には Fig. 5 に示すピン支持装置が取り付けられている。同図からわかるように、ラジアルベアリング (同図中、Block A 内) とスラストベアリングとを用いることにより、この装置の構面内回転に対する抵抗が極力少なくなるよう工夫されている。また $\rho = 0$ の場合のピン (B) 部は Fig. 6 に示すように、ラジアルベアリングとスラストベアリングが組み込まれたピン支持装置となっており、構面外回転に対する抵抗が極力少なくなるよう工夫されている。

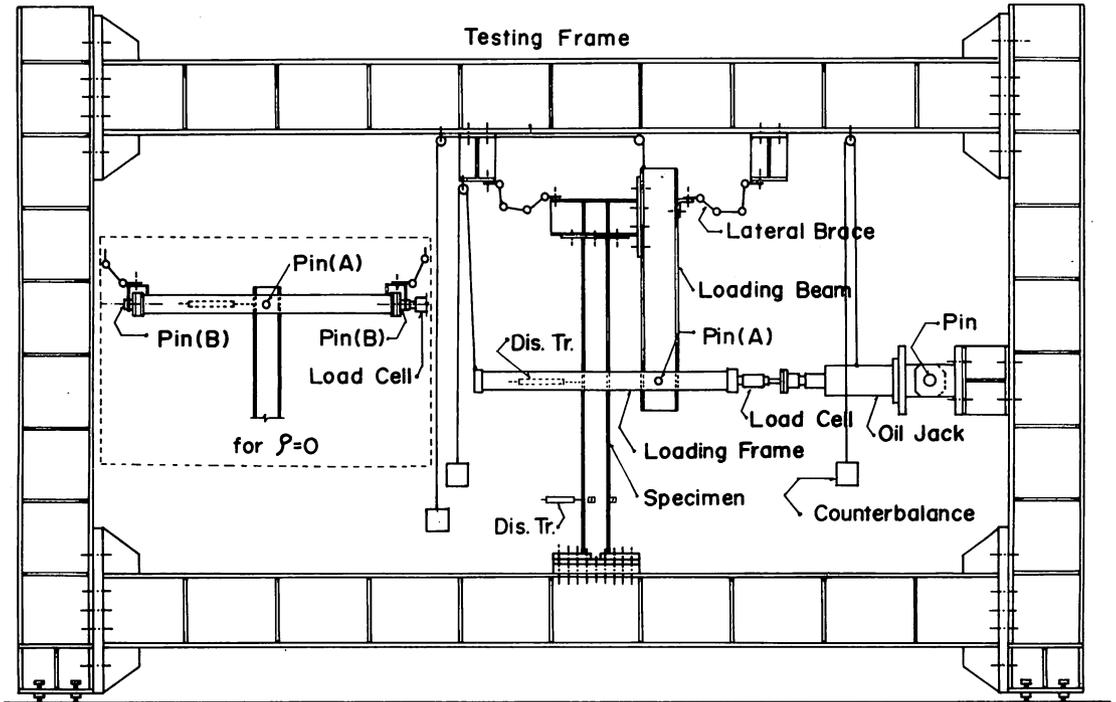


Fig. 4 Loading Arrangement

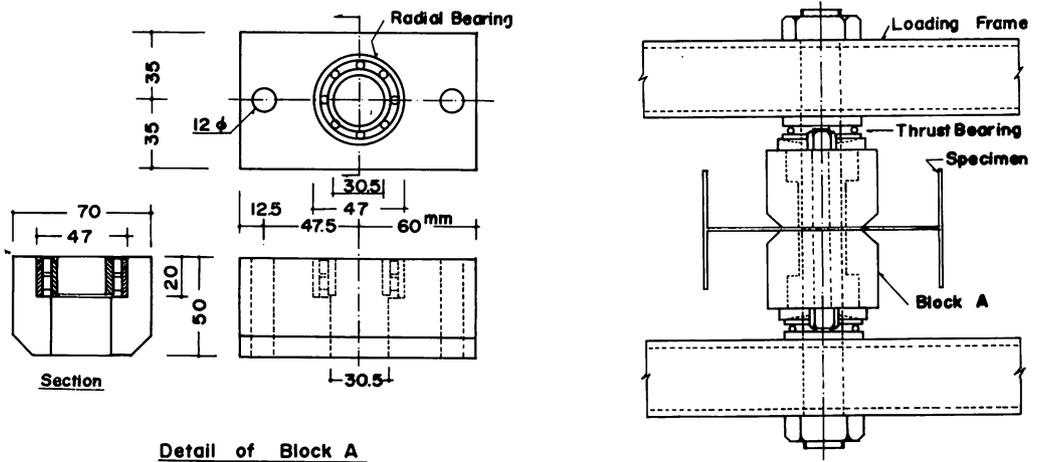


Fig. 5 Detail of Pin Support A

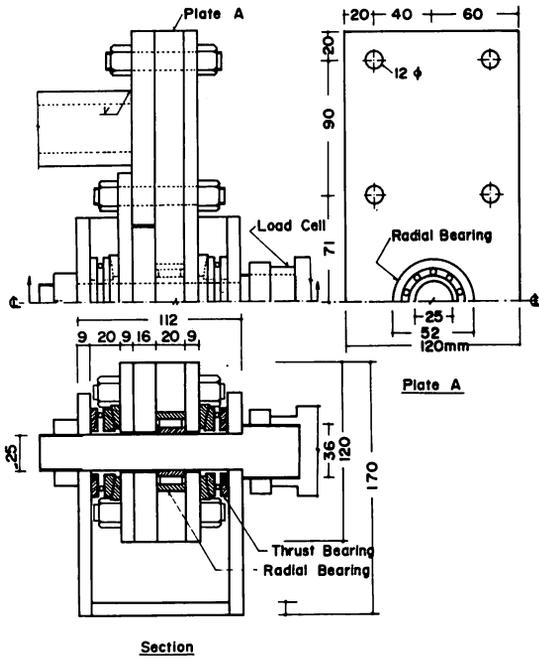


Fig. 6 Detail of Pin Support B

2.4 柱脚部固定時に導入される応力

前述したように、本試験体の下端部は加力装置に固定され、上端部には水平加力装置が取り付けられる。使用 H 形鋼に元ねじれが存在すること、下端部及び上端部 ($\rho \neq 0$ の場合のみ) にエンドプレートが溶接接合されていること、等のため上下端でのウェブ線の平行性、エンドプレートと H 形鋼の直角性、エンドプレートの平面性が確保できていなかった。

これらの不完全性を総合的に掌握する目的で、試験体を加力装置へ固定するときに導入される応力を、一部の試験体について試験体に貼付した W. S. G. (Fig. 1 参照) を利用して求めた。その結果得られた柱脚部 (W. S. G. 貼付位置) の導入応力を Fig. 7 に示す。同図からわかるようにフランジ部で $-0.1\sigma_y \sim -0.3\sigma_y$ 、ウェブ部で $0 \sim 0.7\sigma_y$ の応力が導入されていることがわかる。従って、水平加力によって塑性化する部分においては、前述の残留応力とこの導入応力との和が初期応力として本試験体に存在することになる。

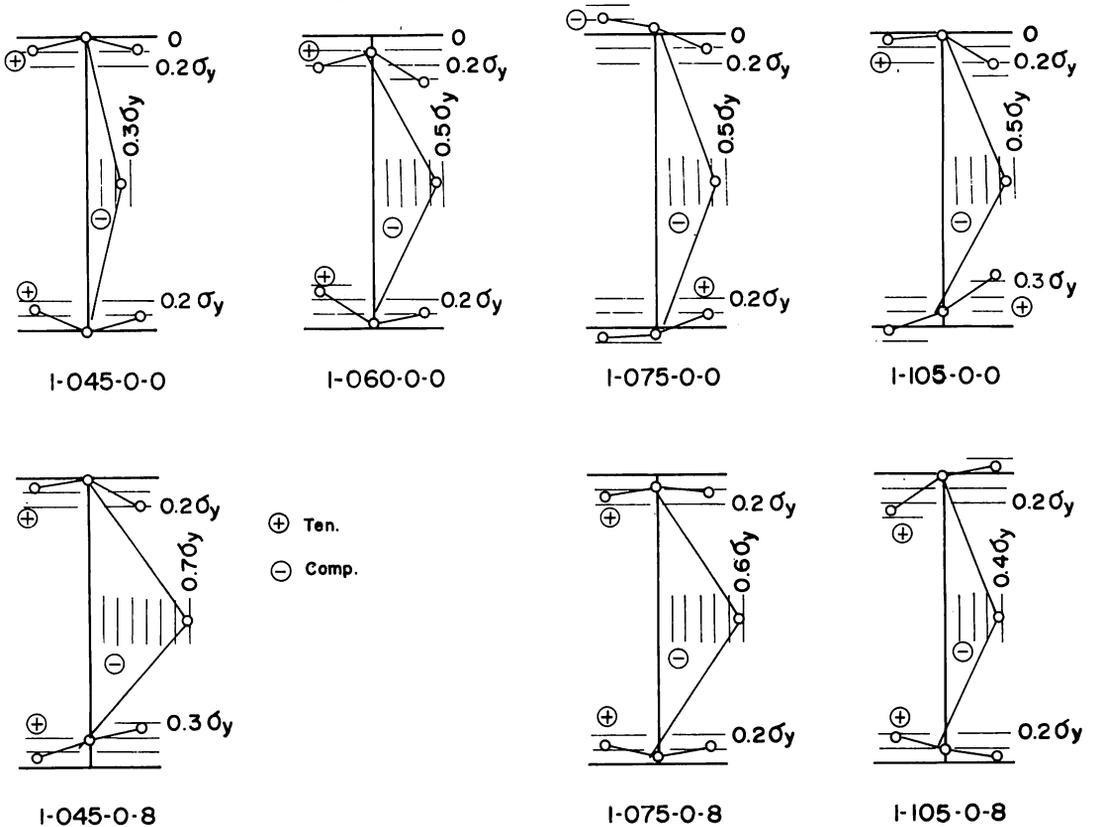


Fig. 7 Stresses at Bottom End Introduced by Fixing

2.5 加力方法及び測定方法

各試験体とも、加力装置の能力（±10 cm）の範囲内でできるだけ大きい繰返し変位（ $\rho=0$ の場合水平加力点で約 ±9 cm）を複動油圧ジャッキにより与え、油圧ジャッキ先端に取り付けたロードセルにより荷重を測定した。変形は電気摺動型変位計を用いて、反曲点位置（水平力の作用線と試験体材軸の交点）での構面内変位を測定するとともに、横座屈発生時期を知る目的で $l/3$ 点（ l = 試験体下端部から反曲点までの長さ）での構面内・外変位及びねじれ角も測定した（Fig. 4 参照）。又局部座屈発生時期、反曲点位置の移動、及びひずみの進行状況を調べる目的で Fig. 1 に示す位置に W. S. G. を貼付しひずみの測定を行った。荷重、変形、及びひずみは所定の荷重（又は変位）増分毎に測定したが、反曲点位置での水平変位—荷重曲線は X—Y レコーダーにも記録させた。

3. 実験結果

3.1 荷重—変形関係

水平力 H と反曲点位置での水平変位 Δ の測定結果より、 $M=H \cdot l$ 、 $\theta=\Delta/l$ を求め、それぞれを各試験体の全塑性モーメント $M_p=Z_p \cdot \sigma_y^t$ （ Z_p = 塑性断面係数、 σ_y^t フランジの降伏応力度）、及び $\theta_p=M_p \cdot l/(3EI)$ （ E =ヤング係数、 I =断面 2 次モーメント）で無次元化して得られる $M/M_p - \theta/\theta_p$ 関係を Fig. 8 (a)~(e) に示す。各図中、実線は $\rho=0$ 、一点鎖線は $\rho=-0.4$ 、破線は $\rho=-0.8$ の場合である。同図より l_b/i_y の値が同じでも ρ の値によって処女載荷時の最大耐力、その時の変形量、及び繰返し加力に伴う耐力低下の様子が異なることがわかる。各図の上部には、処女載荷時に観察されたフランジ座屈、ウェブ座屈、及び横座屈（構面外変位急増）発生点を、それぞれ▼、▽、及び↓印で示した。なお、局部座屈発生点は板表裏に貼付した W. S. G. によるひずみ挙動を参考にし

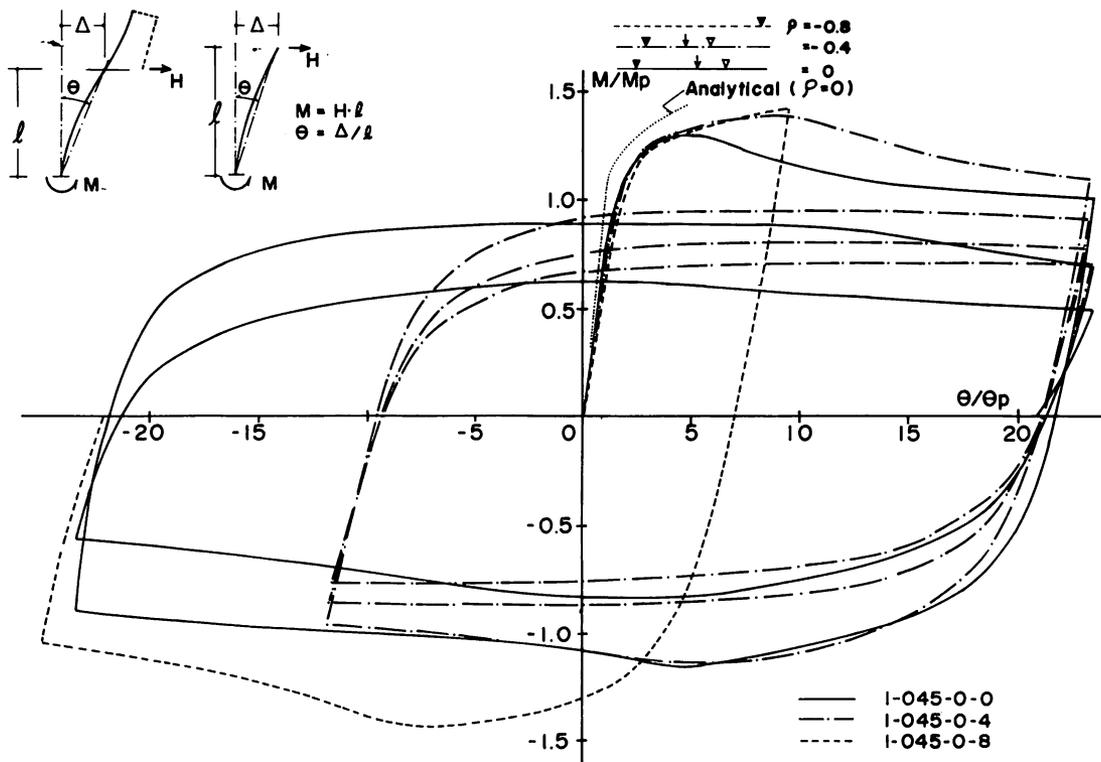


Fig. 8(a) $l_b/i_y=45$

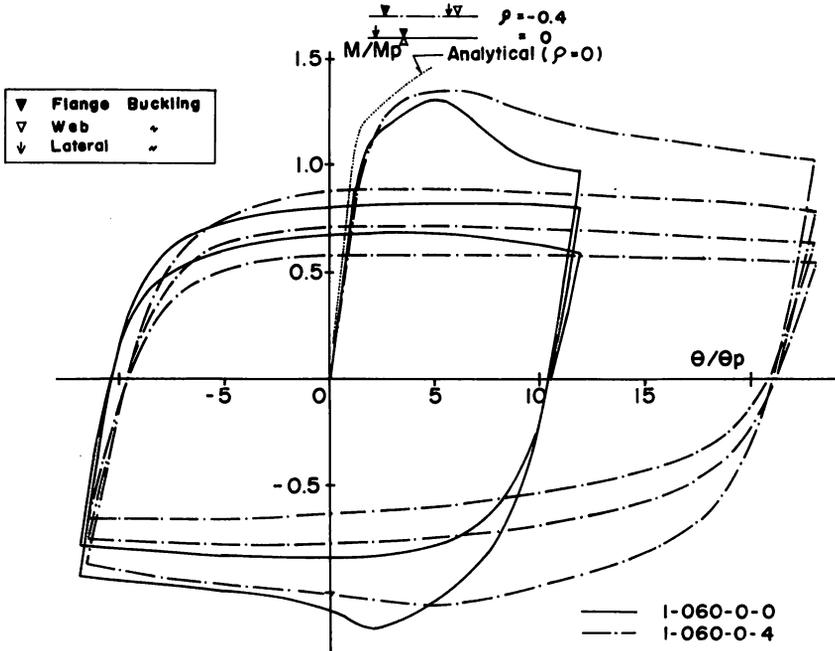


Fig. 8(b) $l_b/i_y \doteq 60$

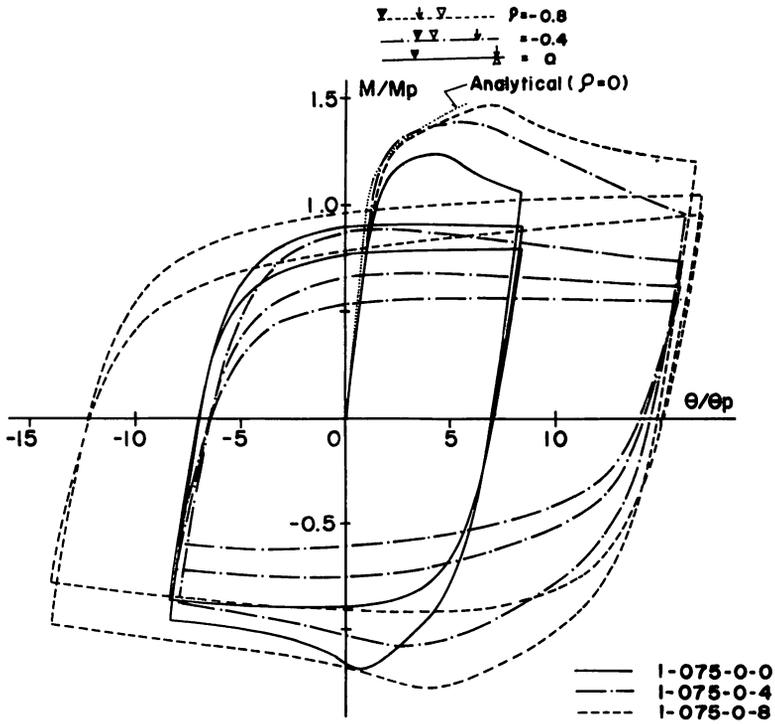


Fig. 8(c) $l_b/i_y \doteq 75$

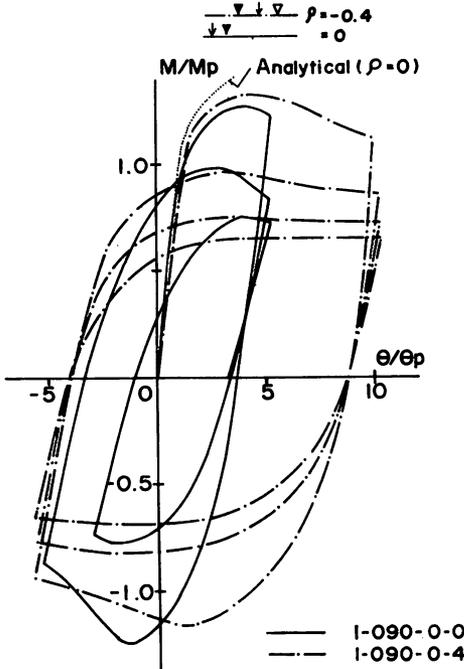


Fig. 8(d) $l_b/i_y \approx 90$

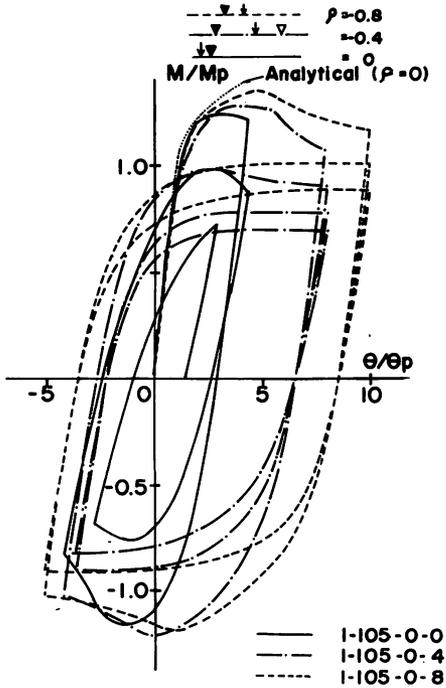


Fig. 8(e) $l_b/i_y \approx 105$

Fig. 8 $M/M_p - \theta/\theta_p$ Curves

つつ、横座屈発生点は $l/3$ 点における構面外変位とねじれ変形の進行状況を参考にしつつ、視察により判断した。同図より I-060-0-0, I-090-0-0, 及び I-105-0-0 の試験体を除きフランジ座屈が先行していることがわかる。I-060-0-0 の試験体よりも l_b/i_y の値が大きい I-075-0-0 でフランジ座屈が先行しているにもかかわらず、I-060-0-0 の試験体で横座屈が先行したのは試験体の初期不完全に起因するものであろう。

各試験体とも $M/M_p=1$ の近傍では顕著な剛性低下は認められず、最大耐力は $1.3 \sim 1.5M_p$ に達している。この一因として素材（フランジ）の応力度-ひずみ度関係が bi-linear 型に近いものであることが挙げられる。このことを確認する目的で、1° 平面保持、2° $\sigma - \epsilon$ 関係は bi-linear 型 (Table 2 に示す flange の E_{st}/E の値を用いた。), 3° 断面形はサンドウィッチ断面(元の断面と塑性断面係数が等しくなるようにモデル化断面のフランジ重心間距離を定めた。)である。4° 残留応力等の初期応力は無視する。5° せん断変形は無視する。6° 元たわみは無視するの仮定を用い、

$$\Delta = \iint x(x) dx dx + c_1 x + c_2$$

ここに、 $x(x)$ =曲率分布、 c_1, c_2 =積分定数、

より弾塑性域に至る荷重-変形関係を求めた。 $\rho=0$ の試験体に対応する解析曲線を Fig. 8(a)-(e)に点線で示す。解析曲線と実験曲線とを比較すると、弾性勾配、剛性低下開始点に差が認められるが、その原因として仮定 3°-6° を挙げることができ、上記の仮定の下での解析結果であることを考慮するならば、解析曲線は弾性域から最大耐力に至る実験挙動をよく説明しているといえよう。

3.2 反曲点高さの変動

$\rho \neq 0$ の場合、水平加力点が試験体の材軸から離れている (Fig. 4 参照) ため、変形の変動に伴い反曲点高さが変動する。この変動量を調べる目的で、ひずみ測定結果より各試験体の曲率分布を求め、これより反曲点高さを求めた。本加力形式における反曲点の変動は主として上部部の回転角の変動に支配されるので、 $\rho = -0.4$ の試験体について得られた結果を Fig. 9 に示す。同図の縦軸はひずみ測定結果より求めた反曲点高さ l_e と実験計画上の反曲点高さ l (l_e, l とも下端部からの高さ) との比 l_e/l であり、横軸は累積塑性変形量 (正負の変形の絶対値の和) である。同図からわかるように、いずれの試験体も l_e/l の値

の変動量は ±5% 以内であり、反曲点高さはおおむね実験計画上の値を保っていたといえよう。

3.3 最大耐力及び塑性変形能力

各試験体の $M/M_p - \theta/\theta_p$ 曲線より処女載荷時の最大耐力 M_{max}/M_p 、並びに塑性変形能力

$$R_m = \left(\frac{\theta_{max}}{\theta_p} - 1, \theta_{max} = M_{max} \text{ 時の変形量} \right)$$

及び、

$$R_{0.95} = \left(\frac{\theta_{0.95}}{\theta_p} - 1, \theta_{0.95} = 0.95 \times M_{max} \text{ にまで耐力が低下したときの変形量} \right)$$

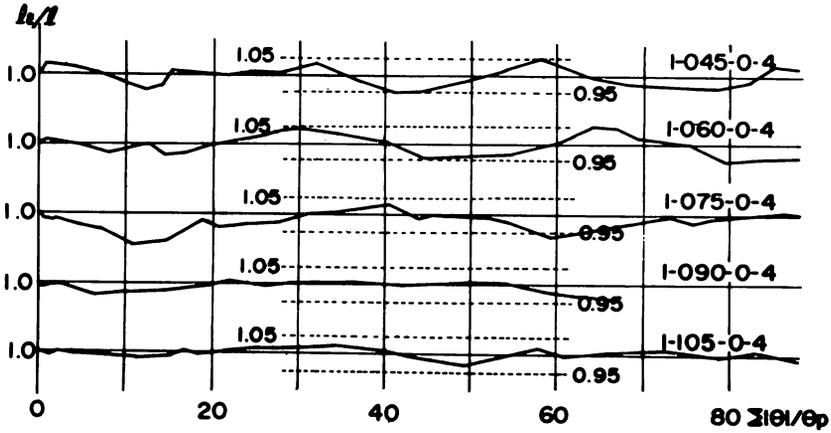


Fig. 9 Variations of Inflection Point

Table 3 Plastic Rotation Capacities and Maximum Bending Moments

Specimen name	experimental results			allowable moment based on Ref.14		predicted values based on Ref.12	
	M_{max}/M_p	Rm	$R_{0.95}$	M_{al}/M_y	M_{max}/M_{al}	Rm	$R_{0.95}$
I-045-0-0	1.30	4.25	6.86	1.0**	1.46	7.36	10.06
I-060-0-0	1.31	4.06	5.30	.946	1.57	4.94	6.84
I-075-0-0	1.24	3.43	4.69	.922	1.52	4.50	6.21
I-090-0-0	1.29	2.77	4.22	.879	1.66	3.39	4.70
I-105-0-0	1.25	2.34	(3.3)	.849	1.65	3.17	4.33
I-045-0-4	1.39	8.35	10.95	1.0**	1.56	10.70	15.06
I-060-0-4	1.37	6.25	8.15	1.0**	1.53	8.18	11.52
I-075-0-4	1.40	4.57	6.70	.931	1.70	6.22	8.78
I-090-0-4	1.31	3.93	5.95	.905	1.64	5.26	7.42
I-105-0-4	1.28	3.47	4.85	.878	1.66	4.60	6.48
I-045-0-8	1.45*	12.50*	15.87*	1.0**	1.62	10.97	15.17
I-075-0-8	1.47	6.33	7.88	.938	1.75	7.10	10.11
I-105-0-8	1.36	3.04	5.15	.879	1.73	3.62	5.02

M_{max} =maximum moment, $M_p = Z_p \sigma_y^f$, σ_y^f =yield point stress of flange plate

$R_m = (\theta_{max}/\theta_p) - 1$, $R_{0.95} = (\theta_{0.95}/\theta_p) - 1$, $\theta_{max}, \theta_{0.95}$ =rotation at maximum moment and 0.95 M_{max} , respectively, $\theta_p = M_p \ell / (3EI)$, ℓ =distance between inflection point and the lower end of a specimen, E =modulus of elasticity, I =sectional moment of inertia about strong axis, M_{al} =critical moment based on allowable stress design cord(Ref.13), M_y =yield moment, *:based on negative side of $M-\theta$ curve, **:obtained by $f_b = 900/(\ell b x D / A_f)$, and $< f_t = \sigma_y^f / 1.5$

を求めた。その結果をTable 3中のExperimental resultsの欄に示す。同表より l_b/i_y が同じ場合 ρ の値が小さく(モーメント勾配が大き)くなるほど、又 ρ の値が同じ場合 l_b/i_y が小さくなるほど塑性変形能力が大きくなる事がわかる。

モーメントの大きさが同じであっても、両材端に作用する曲げモーメントの比率 ρ の値が小さい(モーメント勾配が大きい)程、1つのフランジについての全長に対する圧縮領域及び塑性化領域の割合が小さくなるから、繰返し加力に伴う耐力低下を含め最大耐力以後の耐力低下は ρ の値が小さい程小さくなることは充分予想される。この現象はFig. 8(a)-(e)でも認められるが、荷重領域で片側の実験曲線を順次つないで得られる $M/M_p-\theta/\theta_p$ 曲線で比較するとより明瞭となる。Fig. 10(a), (b)は荷重領域で正側の曲線を順次つないだもので、点線、一点鎖線、及び破線は l_b/i_y

4. 考察及び検討

4.1 荷重-変形関係

断面形状、鋼材質、横補剛間隔及び塑性化側材端

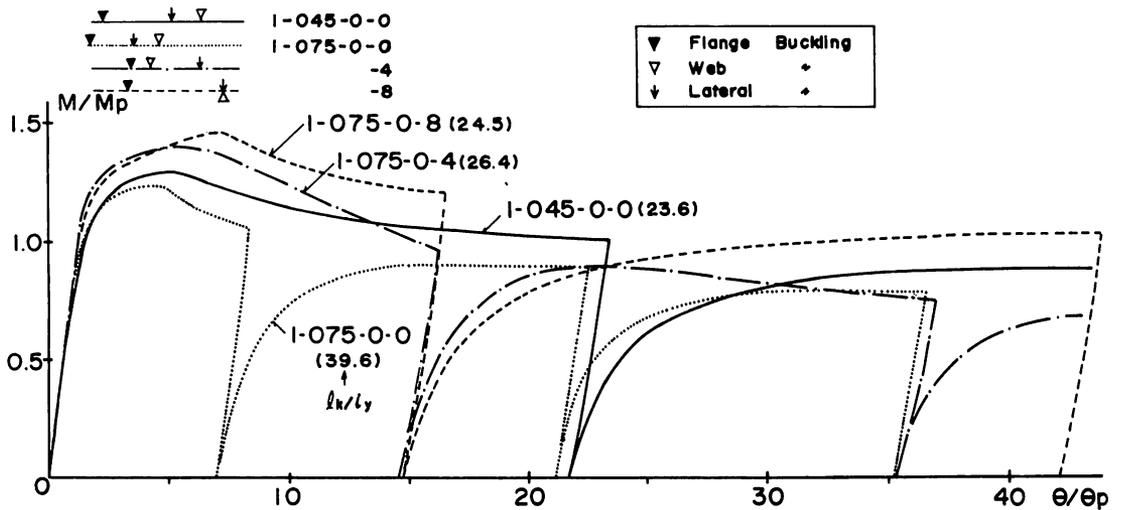


Fig. 10(a) $l_b/i_y = 75$

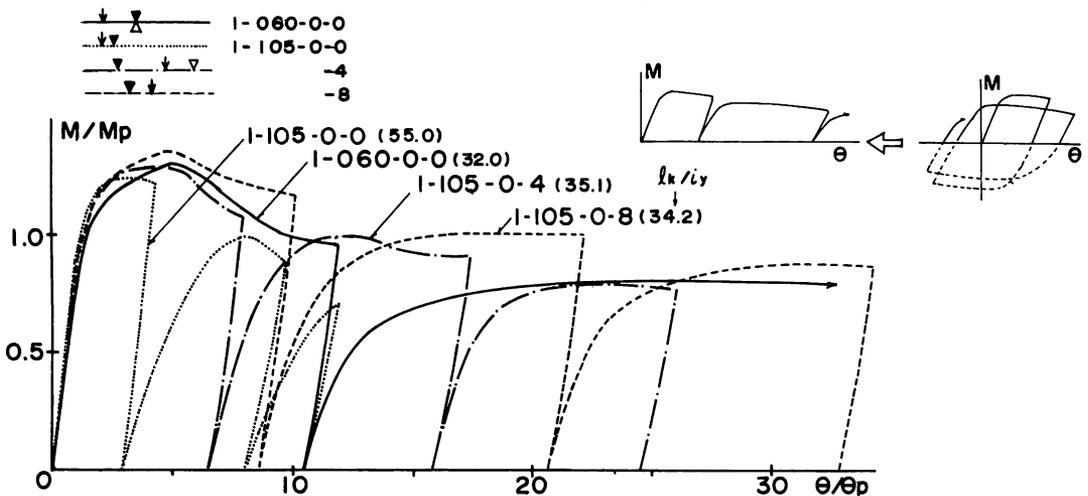


Fig. 10(b) $l_b/i_y = 105$

Fig. 10 Comparison of Deterioration of Load Carrying Capacity

の値が等しい試験体で、それぞれ $\rho=0$, -0.4 , 及び -0.8 の場合である。この3本の曲線を比較することにより、鋼材質、断面形状、及び l_b/i_y の値が同一でも、最大耐力以後の耐力低下はモーメント勾配が大きい程少ないことがよくわかる。

座屈を伴う軸方向材の繰返し塑性変形状は細長比に大きく支配される¹⁸⁾。従って横座屈を伴うH形鋼部材の繰返し変形状も横座屈に関する細長比が関係すると推察される。文献19)では、構面外変位(横変位)に関する座屈長さ係数 k_y , ねじれ変形に関する座屈長さ係数 k_z , 及び応力勾配の影響を評価するための修正係数 C を用いて、種々の材端支持条件下のほりに対して適用できる弾性座屈モーメント式を与えている。この式でねじれ抵抗に関する項を無視すると横座屈に関する座屈長さ l_k は

$$l_k = k_y \cdot l_b / \sqrt{C}$$

と表わすことができる。

本実験の場合、構面外変形に関しては、下端部では $\rho=0$, $\rho \neq 0$ の場合とも、 $v=v'=0$ (v =構面外変位、'は微分を表わす)、上端部では $\rho=0$ の場合 $v=v''=0$, $\rho \neq 0$ の場合 $v=v'=0$ である。

文献19)に示されるVlasovによる計算結果によれば、 k_y はねじれ変形(ϕ)に関する材端支持条件によって変動するが、構面外変形に関して両端固定($\rho \neq 0$ の試験体に対応)のとき $k_y=0.43 \sim 0.49$, 一端固定・他端ピン($\rho=0$ の試験体に対応)のとき $k_y=0.61 \sim 0.69$ である。従って本試験体の場合概略値として $\rho \neq 0$ の場合には $k_y=0.5$, $\rho=0$ の場合には $k_y=0.7$ とできよう。

また修正係数 C は学会標準式と同じで下式で与えられる。

$$C = 1.75 - 1.05\rho + 0.3\rho^2$$

各試験体に対応する k_y , l_b , C 及び i_y の値を用い l_k/i_y を求めると、Fig. 10 (a), (b)の試験体名の後の()内に示す数値が得られる。Fig. 10 (a), (b)には l_b/i_y の値は異なるが l_k/i_y の値がほぼ等しい試験体の荷重-変形関係を実線で記入している。Table 1 及び Fig. 10 (a), (b)中の()内に示す数値からわかるように、I-075-0-8 及び I-045-0-0 ではともに $l/i_x \doteq 12$, $l_b/i_y \doteq 24$ であり、I-105-0-8 及び I-060-0-0 ではともに $l/i_x \doteq 16$, $l_b/i_y \doteq 33$ である。Fig. 10 (a), (b)の破線と実線を比較することにより、両者は最大耐力以後の耐力低下の様子が等しいことがわかる。鋼材質及び板要素の幅厚比が同一条件で、

局部座屈が先行する場合最大耐力までの挙動は塑性化側材端部から反曲点までの長さ(l)、換言すれば塑性化領域の長さに支配される^{2), 4)}。一方局部座屈後横座屈を伴って最大耐力に達する場合、最大耐力以後の挙動ははりの構面外の安定性も関係する—すなわち l_b/i_y も関係する—と予想される。上記の2例では両試験間で l/i_x , l_b/i_y ともその値が大略等しいため、局部座屈及び横座屈を伴うH形鋼ばりの最大耐力以後の挙動に関し、 l/i_x と l_b/i_y のうちどちらが支配的であるか断定できないが、鋼材質及び板要素の幅厚比が同一条件であり、 l/i_x 及び l_b/i_y の値が同じであれば、 ρ の値が異なっても、はりの最大耐力の挙動は大略等しいと結論されよう。

4.2 塑性変形能力評価式の検討

塑性変形能力評価式(文献12中(6-a), 及び(7-a)式)

$$R_m = \sqrt{\frac{500}{k(l/i_x)(l_b/i_y)}} \cdot \sqrt{\frac{F}{\sigma_y}} \cdot |80(\lambda_r - 0.65)^2 - 4.0\lambda_w + 6.0|$$

$$R_{0.95} = \sqrt{\frac{500}{k(l/i_x)(l_b/i_y)}} \cdot \sqrt{\frac{F}{\sigma_y}} \cdot |110(\lambda_r - 0.65)^2 - 7.0\lambda_w + 11.0|$$

但し、 $\lambda_r \leq 0.65$

ここに、

k =構面外座屈に関する座屈長さ係数(構面外変位に関し両材端ピン支持のとき $k=1$)

l =塑性化側材端(又は塑性化側横補剛支点)から反曲点までの長さ

l_b =横補剛間隔

i_x, i_y =それぞれ強軸、弱軸に関する断面2次半径

$F=2.4 \text{ ton/cm}^2$ (基準値)

σ_y =降伏応力度 (ton/cm²)

$\lambda_r = \frac{b}{t_r} \sqrt{\sigma_y/E}$, $2b$ =フランジ幅, t_r =フランジ厚

$\lambda_w = \frac{D}{t_w} \sqrt{\sigma_y/E}$, D =断面せい, t_w =ウェブ厚,

E =ヤング係数

上2式へ各試験体の実験条件を代入して得られる予測値をTable 3のPredicted valuesの欄に示す。但し、構面外座屈に関する座屈長さ係数 k は前項の考察より 0.7 ($\rho=0$ の場合) 及び 0.5 ($\rho \neq 0$ の場合) とし、 $\lambda_r = (b/t_r) \cdot \sqrt{\sigma_y/E}$, 及び $\lambda_w = (D/t_w) \cdot \sqrt{\sigma_y/E}$

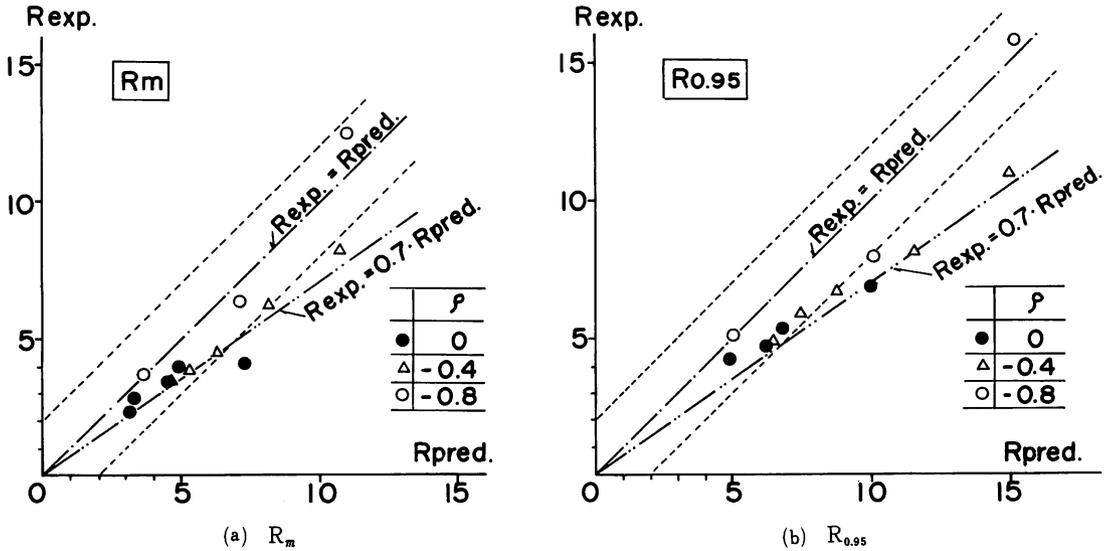


Fig. 11 Comparison of plastic Rotation Capacity between Experimental and Predicted Values

中の σ_y は、それぞれフランジ部及びウェブ部の降伏応力度を用いた。

Fig. 11 (a), (b)は、実験値と予測値との対応を示すもので、それぞれ最大耐力時及び最大耐力の95%にまで耐力低下が生じたときの変形量を限界変形量とした場合である。

両図より、実験値は予測値を下回る傾向にあるが、 $R_{pred} \leq 10$ の範囲に限れば、 R_m , $R_{0.95}$ とも1例を除いて、 $R_{pred} \geq R_{exp} \geq R_{pred} - 2$ 及び

$R_{pred} \geq R_{exp} \geq 0.7 R_{pred}$ の条件を満たす範囲に実験値は分布していることがわかる。文献12)に提案した評価式は $\rho = 0$ の条件下の実験資料に基づいて得られたものであるにもかかわらず、本実験値のうち $\rho = 0$ の場合に対応が悪く、実験値が予測値を下回っている。本評価式の推定精度は文献12)に示される様に、

$$R_{pred} - 2 < R_{exp} < R_{pred} + 2$$

であるから、Fig 11 に示す程度の差は、文献12)での資料における推定精度をやや越える程度であるが、 $\rho = 0$ の全実験値が予測値を下回る主因として下記の事柄を挙げることができる。

下端部については文献12)で使用した試験体と本実験での試験体とが同一材端支持条件であるが、文献12)で使用した試験体では上端部にエンドプレートが溶接されているため、上端部でもそり変形とねじれ変形が完全に拘束されている。一方本試験体 ($\rho = 0$) の場合、上端部でそり変形自由であり、ねじれ変形は

薄いウェブ板を介して拘束されている。従って上端部での支持条件のうちそり変形とねじれ変形に関しては大差があり、本実験で使用した試験体の方が拘束度が小さい。

前記の評価式に基づけば、断面形状、材質、横補剛間隔が同一条件であるとき、 ρ の値の変化に伴う R の値の変動量は次式で表わされる¹²⁾。

$$\frac{R}{R_{(\rho=0)}} = \sqrt{\frac{(1-\rho)k_{(\rho=0)}}{k_{(\rho \neq 0)}}}$$

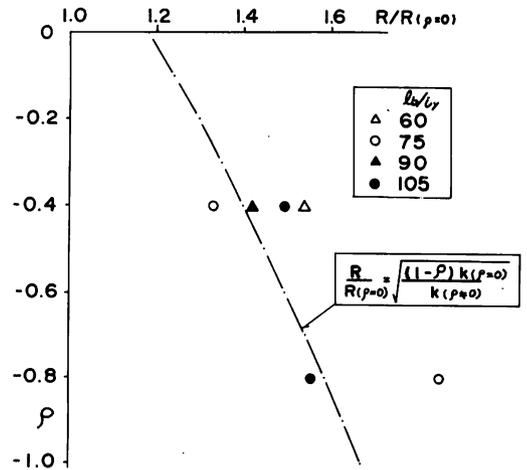


Fig. 12 $\frac{R}{R_{(\rho=0)}} - \rho$ Relation

本実験条件では前述したように、概略値として $k_{i(\rho=0)}=0.7$, $k_{i(\rho=0)}=0.5$ とできるから、これらの値を代入して得られる $R/R_{i(\rho=0)}-\rho$ 関係を Fig. 12 に一点鎖線で示し、実験値を Δ ($l_b/i_y=60$), \circ (同 75), \blacktriangle (同 90), \bullet (同 105) 印で示す。同図より、一点鎖線と実験値の対応は良いとはいえないが、定性的な傾向は対応していることがわかる。

4.3 最大耐力に及ぼすモーメント勾配の影響

応力勾配、構面外変位に関する材端支持条件を考慮した座屈長さ l_k は前述のように、 $l_k=k_y \cdot l_b/\sqrt{C}$ と表わすことができる。実験で得られた最大耐力 (M_{max}/M_p) と l_k/i_y との関係を Fig. 13 に示す。同

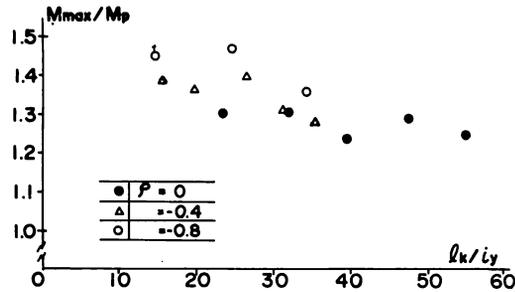


Fig. 13 Scatter of Values of M_{max}/M_p

図からわかるように、 ρ の値が小さい (曲げモーメント勾配が大きい) ほど M_{max}/M_p の値が大きくなる。これは断面形状、鋼材質、及び l_k/i_y が同一条件でも、最大耐力に及ぼすひずみ硬化現象の影響が ρ の値によって異なるため、弾性座屈に対して適用できる修正係数 C を用いて補正した l_k/i_y のみでは、はりの塑性曲げ耐力に及ぼす曲げモーメント勾配 (ρ) の影響を充分には評価できないことを意味している。

4.4 学会基準式に基づく曲げ耐力との比較

ここでは、日本建築学会「鋼構造設計規準」に示される許容曲げ応力度式に基づく曲げ耐力と実験最大耐力との比較を行なう。

許容曲げ応力度式 (記号は文献 14) を参照)

$$f_{b1} = \left[1 - 0.4 \frac{(l_b/i)^2}{CA^2} \right] f_t \quad (t/\text{cmf})$$

$$f_{b2} = \frac{900}{\left(\frac{l_b \cdot h}{A_f} \right)}, \quad \text{かつ } \leq f_t \quad (t/\text{cmf})$$

より f_b (f_{b1} , f_{b2} のうち大きい方) を求め、許容曲げ耐力 $M_{ai}=1.5f_b \cdot Z$ (Z =断面係数) を求めた (但し、 $f_t=F/1.5$, F =フランジの降伏応力度、とした)。

実験最大耐力 M_{max} と M_{ai} との比 M_{max}/M_{ai} と l_b/i_y との関係を Fig. 14 に示す。同図より $M_{max}/M_{ai}-l_b/i_y$

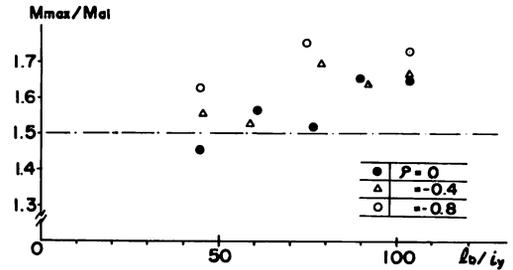


Fig. 14 Scatter of Values of M_{max}/M_{ai}

関係は ρ の値によって差があるが、 M_{max}/M_{ai} の値は 1.45~1.75 の間にあり、 l_b/i_y の値が大きくなるに従い、 M_{max}/M_{ai} の値も大きくなる傾向にある。また l_b/i_y の値が同じでも ρ の値が小さいほど実験値は上に分布する傾向にある。

3.3 節で示したように l_b/i_y の値が同じである場合、 ρ の値が小さい程塑性変形能力は大きい。又 $\rho \leq -0.47$ の範囲では修正係数 C は上限値 ($C \leq 2.3$) で制限される。耐震設計の立場からは、じん性が大きい部材に対しては耐力に関する安全率は小さくてよい²⁰⁾。この立場に立つならば、現行の許容曲げ応力度式の型を踏襲するとしても、 M_{ai}/M_y の値が 0.8 以上に対しては修正係数の上限値を緩和する等、現行の許容曲げ応力度式は修正の余地がある。

5. 結論

両材端に作用する曲げモーメントの比率 ρ ($=0$, -0.4 , -0.8) 及び横補剛間隔 l_b/i_y ($=45, 60, 75, 90, 105$) を変数とした H 形鋼ばりの実験を行ない、文献 12) に提案した塑性変形能力評価式のうち軸力比が零の場合の評価式の適用範囲、及び学会規準に示される許容曲げ応力度式に基づく曲げ耐力と実験最大曲げ耐力との比較・検討を行なった。その結果、次の事柄が明らかとなった。

1. 文献 12) に提案した塑性変形能力評価式は $\rho \leq 0$ の範囲にも適用でき、評価式に基づく予測値 R_{pred} は本実験資料に対して下式を満たす。

$$R_{pred} \geq R_{exp} \geq R_{pred} \times 0.7$$

及び $R_{pred} \geq R_{exp} \geq R_{pred} - 2$

但し、 $\rho \leq 0$, $R_{pred} \leq 10$

2. 学会規準式で $F = \sigma_y$ (= 降伏応力度) として得られる短期許容曲げ耐力が実験最大曲げ耐力に対して有す

る安全率は、本実験の範囲で 1.45 ~ 1.75 であるが、「じん性が大きい部材に対しては耐力に関する安全率は小さくてよい」との設計理念の立場に立つならば、 $M_{ax}/M_y \geq 0.8$ の条件を満たすはり部材に対しては修正係数 C の上限を緩和する等、現行の許容曲げ応力度式は修正の余地がある。

謝 辞

昭和 55 年度卒論生梅野光弘，坂部利充，久井修一，昭和 56 年度卒論生加藤康博，椎葉喜一，二田司の各位，及び茶園茂博事務官には実験・資料整理に際し御協力を賜りました。また，林原光司郎（現：川鉄建材 KK）及び今門一弘（院生）の両氏には研究討論に加わっていただくと共に図・表の作製に際し御協力を賜りました。

文 献

- 1) M. G. Lay and T. V. Galambos, "Inelastic Steel Beams under Uniform Moment," Proc. of ASCE, Vol. 91, No. ST 6., Des. 1965, pp. 67 ~ 93.
- 2) M. G. Lay and T. V. Galambos, "Inelastic Beams under Moment Gradient", Proc. of ASCE, Vol. 93, No. ST 1, Feb. 1976, pp. 381 ~ 399.
- 3) A. F. Lukey and Adams, "Rotation Capacity of Beams under Moment Gradient," Proc. of ASCE, Vol. 95, No. ST 6., June 1969, pp. 1173 ~ 1188.
- 4) 鈴木敏郎，小野徹郎，“塑性設計梁に関する実験的研究（2）モーメント勾配をもつ梁”，論報，第 171 号 昭和 45.5, pp. 31 ~ 36.
- 5) 鈴木敏郎，小野徹郎，“柱の補剛に関する実験的研究”，論報，第 188 号，昭和 46.10, pp. 33 ~ 40.
- 6) K. Udagawa, M. Saisho, K. Takanashi, and H. Tanaka, "Experiments on Lateral Buckling of H - Shaped Beams Subjected to Monotonic Loadings", Trans. of A. I. J. No. 212, Oct. 1973, pp. 23 ~ 33.
- 7) 鈴木敏郎，小野徹郎，“高張力鋼梁の塑性設計に関する研究” —<塑性設計梁に関する実験的研究（4）>—，論報，第 219 号，昭和 49.5, pp. 39 ~ 45.
- 8) 福知保長，小倉正憲，“H形鋼梁のフランジ座屈と履歴性状に関する研究”，論報，第 228 号，昭和 50.2, pp. 65 ~ 71.
- 9) 田中尚，高梨晃一，宇田川邦明，“繰返し載荷をうける鋼構造部材”，東京大学生産技術研究所，生産研究，第 25 巻，第 2 号，昭和 48.2, pp. 11 ~ 16.
- 10) 加藤勉，秋山宏，帯洋一，“局部座屈を伴う H 形断面部材の変形”，論報，第 257 号，昭和 52.7, pp. 49 ~ 57.
- 11) 鈴木敏郎，小野徹郎，金箱温春，“せん断曲げを受ける鉄骨 H 型断面梁の局部座屈挙動と塑性変形能力”，論報，第 260 号，昭和 52.10, pp. 91 ~ 98.
- 12) 牧野稔，松井千秋，三谷勲，“H形鋼柱の局部座屈後の変形性状 その 4 塑性変形能力”，論報，第 290 号，昭和 55.4, pp. 45 ~ 55.
- 13) Salvadori, M. G., "Lateral Buckling of Eccentrically Loaded I - Columns", Trans. ASCE, Vol. 121., 1956. pp. 1163 ~ 1178.
- 14) 日本建築学会，“鋼構造設計規準”，昭和 45.5 pp. 9 ~ 10.
- 15) 若林実，中村武，“端モーメントと等分布荷重を受ける鉄骨 H 形断面はりの弾性横座屈に対する数値解析”，論報，第 208 号，昭和 48.6, pp. 7 ~ 14.
- 16) 中村武，若林実，“H 形断面はりの弾性横座屈モーメントの修正係数 C に対する近似解—設計式”，梗概集，昭和 53.9. pp. 1319 ~ 1320.
- 17) 加藤勉，秋山宏，桑村仁，谷口元，“現実的な拘束，荷重条件下での H 型梁横座屈強度”，梗概集，昭和 53.9, pp. 1321 ~ 1322.
- 18) たとえば，五十嵐定義，井上一郎，木林長仁，浅野義次，“筋違付架構の復元力特性（その 1 交番繰返し軸力を受ける筋違材の挙動）”，論報，第 196 号，昭和 47.6, pp. 47 ~ 54.
- 19) T. V. Galambos, "Structural Members and Frames", Prentice - Hall Ins., 1968, p. 107.
- 20) 日本建築学会，“建築耐震設計における保有耐力と変形性能”，昭和 56.6.

上記参考文献中，論報＝日本建築学会論文報告集，梗概集＝日本建築学会大会学術講演梗概集 である。