

鉄骨ばりの横座屈と横座屈に対する補剛材の 効果に関する実験的研究（その1）

若林 實・中村 武・中井 政義

EXPERIMENTAL STUDY ON LATERAL BUCKLING OF H-SHAPED BEAMS AND BRACING EFFECT ON LATERAL BUCKLING, PART 1

By Minoru WAKABAYASHI, Takeshi NAKAMURA, Masayoshi NAKAI

Synopsis

In this paper, lateral buckling of H-shaped beams unbraced or braced laterally by purlins or a sub-beam is discussed on the basis of experiments and FEM analysis. The test beams were made of H-200×60×6×6 of SS41 steel and subjected to uniform moment or moment gradient. The restraining effect of adjacent members, bracing effect of purlins or a sub-beam and effect of moment gradient on load carrying capacity and the post-lateral-buckling behaviour were investigated. Elastic-plastic analysis by means of the finite element method was performed to simulate the experimental behaviour. Analytical results were found to match well with experimental behaviour for the most part. Effective length factors that incorporate the effects of moment gradient, restraining, and bracing into design of H-shaped beams are discussed and proposed, based mainly on the analytical results.

1. 序

鉄骨はりの横座屈現象は、鉄骨構造物のはりの耐力を決定する上で最も重要な要因である。鉄骨はりの横座屈耐力を求める理論解は、材の弾性範囲を対象とした場合には、これまで数多く見られるが、非弾性を対象とした場合の解析例は数少ない。また現行の設計規準においても鉄骨はりの設計式は、両端単純支持、純曲げの横座屈理論式をもとにモーメント勾配を考慮した複公式として定められているが、実際のはりの状態に直接、精度よく適用できる形では与えられていない。すなわち、実際の建築物に見られるように、はりが中間で母屋、小ばり、RC スラブ等による横補剛や捩れ拘束を受ける場合や、モーメント分布に勾配がある一般的な場合の研究は、充分になされていないのが実情である。モーメント勾配や補剛材の効果を調べた研究もこれまで幾つかは行われているが、種々の複合条件下におけるはりの横座屈現象については、まだ十分な実験的検証が得られていない。そこで本研究においては、このようなより現実的な条件のもとでの鉄骨H形断面はりの横座屈現象を調べるべく実験を計画した。つまり、母屋、小ばり及び隣接部材の拘束やモーメント分布がはりの横座屈挙動にどのような影響を及ぼし、弾性座屈設計式より得られた修正係数や座屈有効長さ係数とどのように関係づけられるかを調べようとするものである。同時に実験対象としたようなはりの横座屈挙動を解析する際、母屋、小ばり及び隣接部材による拘束効果や鋼材の材料特性などを正確に評価する必要がある。そこで本解析においては、特に有限要素法による弾塑性解析を用いている。このような実験及び解析を通して、モーメント分布、母屋・小ばりなどの補剛及び隣接部材の拘束がはりの耐力や横座屈挙動に及ぼす影響を明確にし、今後設計式を決定する上での一つの設計資料を提供するものである。

2. 実験

2.1 実験計画

本研究は、より現実的な条件のもとでの鉄骨 H 形断面はりの横座屈挙動を調べようとするものである。実験目的としては、モーメント勾配や等分荷重が横座屈挙動に及ぼす影響ならびに母屋・小ばりさらに隣接部材がもたらす補剛効果を観察することにある。試験体は実物の $1/3$ を想定し、SS 41 鋼板から溶断により切り出された厚さ 6 mm の帯板を溶接して組み立てた H 形断面はりで、公称断面寸法は $H-200 \times 60 \times 6 \times 6$ である。中間で拘束を受けないはり、母屋による拘束を受けるはり及び中間小ばりの拘束を受けるはりについて、それぞれ 2～

Table. 1 Planning of test and results.

Type	Moment Distribution	α, β	Bracing	Length L (m)	Slenderness Ratio L/r	Lateral Buckling Strength M_{cr} (kN/m)	λ	λ_{cr}
I		1.0	unbraced	5.0	459	222	0.35	0.35
		0.0	unbraced	2.5	229	146	0.59	0.62
		-1.0	unbraced	6.5	596	284	0.25	0.28
		1.2	unbraced	5.0	459	230	0.58	0.55
		0.0	unbraced	3.5	321	187	0.80	0.79
		-1.0	unbraced	6.5	596	316	0.60	0.56
II		1.0	unbraced	3.5	321	192	0.86	0.84
		1.2	unbraced	4.0	367	184	0.34	0.40
		0.0	unbraced	2.0	183	92	0.65	0.64
		0.0	braced by purlins	5.0	459		0.63	0.63
		0.0	braced by purlins	5.0	459		0.92	0.93
		1.0	braced by purlins	3.5	321		1.08	1.11
III		-1.0	braced by purlins	6.5	596		0.99	0.99
		1.0	sub-beam at mid-span	5.0	459		0.52	0.56
		0.0	sub-beam at mid-span	2.5	229		0.90	0.85
		0.0	sub-beam at mid-span	6.5	596		0.60	0.60
		0.0	sub-beam at mid-span	3.5	321		0.90	0.90

Table. 2 Dimensions of test specimens.

SPECIMEN	α, β	D	Bu	Bl	tw	tfu	tf1
E-250	1,0	N	200.03	60.85	61.07	6.15	6.00
		S	201.45	61.27	60.43	6.27	5.95
E-500	1,0	N	200.20	60.70	60.70	5.45	5.82
		S	200.50	60.70	60.70	5.44	5.82
T-350	0,0	N	200.93	61.25	59.83	6.12	6.07
		S	200.52	60.03	60.85	6.17	5.96
T-500	0,0	N	200.20	60.70	60.70	5.45	5.82
		S	200.50	60.70	60.70	5.44	5.82
T-650	0,0	N	198.80	60.60	60.00	5.55	5.91
		S	199.00	60.60	60.45	5.56	5.79
R-350	-1,0	N	200.83	60.78	60.73	6.16	6.25
		S	200.13	60.12	60.35	6.00	6.12
R-650	-1,0	N	200.15	60.90	59.80	5.20	5.81
		S	200.00	59.80	60.75	5.40	5.81
D-200	1,2	N	199.80	59.90	59.80	5.95	5.91
		S	200.30	60.80	60.30	6.20	5.90
D-400	1,2	N	200.30	60.60	60.60	6.20	5.78
		S	199.90	61.00	60.90	6.20	5.84
PE-250	1,0	N	200.13	60.95	60.30	6.25	6.17
		S	200.47	60.92	60.28	6.33	6.06
PE-500	1,0	N	200.35	60.90	60.29	6.03	5.93
		S	199.92	60.06	60.70	6.16	5.83
PT-350	0,0	N	200.42	61.12	60.85	6.37	6.08
		S	201.20	60.10	60.90	6.17	5.99
PT-500	0,0	N	199.82	60.26	60.16	--	5.89
		S	200.04	60.22	60.35	--	5.95
PR-650	-1,0	N	199.86	60.35	60.69	--	5.85
		S	200.35	60.39	60.10	--	5.99
CE-250	1,0	N	200.20	60.46	61.35	5.92	6.03
		S	199.93	60.33	60.62	5.98	6.02
CE-500	1,0	N	200.00	60.70	60.66	5.80	5.84
		S	200.28	60.39	60.47	5.89	6.03
CT-350	0,0	N	199.94	60.92	60.65	6.13	5.80
		S	200.11	61.57	60.52	6.04	5.82
CT-650	0,0	N	200.18	60.64	60.65	6.03	5.88
		S	200.28	60.03	60.58	6.20	5.99

UNIT : mm
 D = depth of beam tw = thickness of web
 Bu = width of upper flange tfu = thickness of upper flange
 Bl = width of lower flange tf1 = thickness of lower flange

N : Northern beam P : Braced by purlins C : Tied at center
 S : Southern beam D : Distributed load

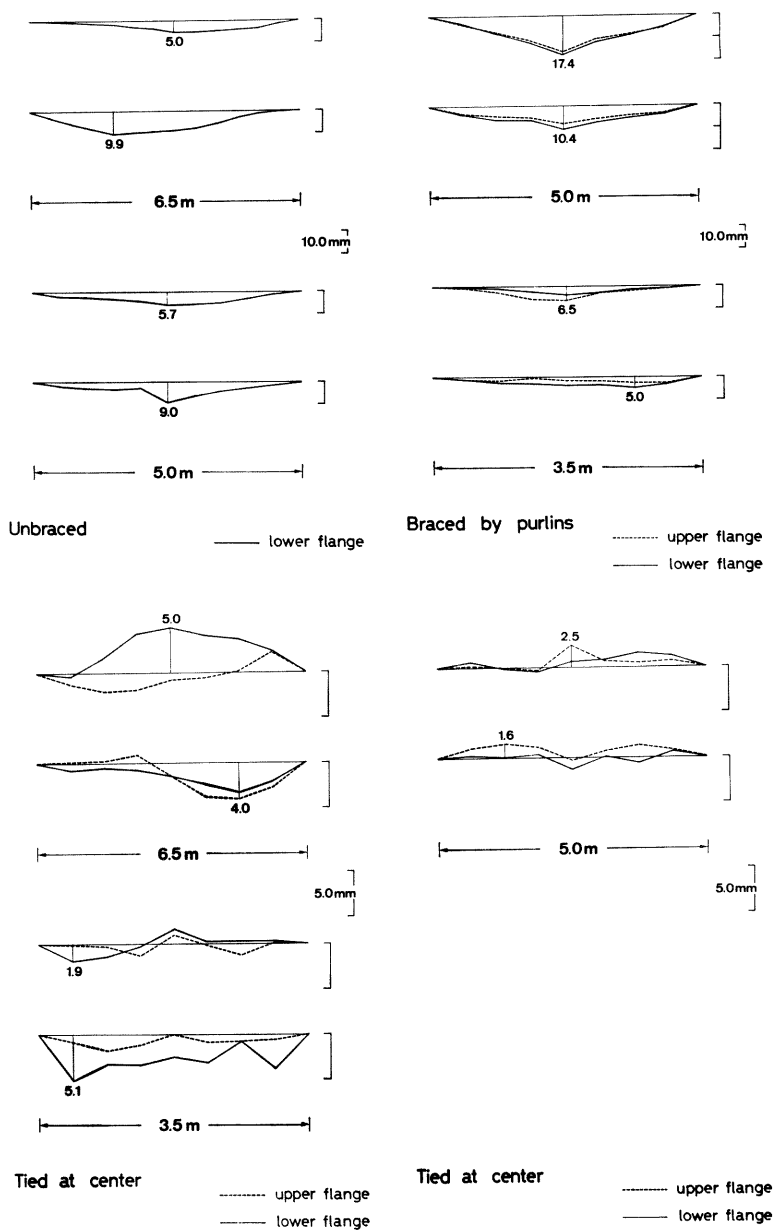


Fig. 1 Examples of initial deflection in flanges.

4種のモーメント分布、2～3種の細長比の試験体を用い、弾性及び非弾性範囲で横座屈するように選んだ。試験スパンの両端よりそれぞれ載荷用の150cmの張り出し部分を設けた。実験計画は Table.1 に示す通りである。図中 α は材端モーメント比、 β は等分布荷重の大きさを材端モーメントとの比で表わしたものである。また L は試験スパン長、 i_y は弱軸まわりの断面2次半径を表わしている。Table.2 に各試験体の実測断面寸法を、Table.3 に試験体の素材試験結果を示す。さらに初期たわみの実測例を Fig.1 に示す。

2.2 実験装置及び実験方法

実験装置の概観は、Fig.2 及び Photo.1 に示す通りで、試験体2本を同じ断面形状・材質をもつなぎばりと共に高力ボルト (M16, F10 T) で組み立てたものである。同時に試験体上フランジをブレース (M12) でつなぎ、試験体全体の安定を確保する。試験体の支持点での支持条件は、面内方向に単純支持、面外方向には回転はできるが、横移動及び振れが拘束されている。載荷は、試験体張り出し部の4隅に取り付けた圧縮引張両用の静的油圧ジャッキを用いて鉛直方向に力を加えるものとする。加力点における変位の境界条件は、面内には回転及び移動ができ、面外には回転、移動及び振れが Fig.3-(d) に示す座屈止めによって拘束されている。等分布荷重は、試験スパン長に等分に4つの載荷点を設け、単純ばりを交互に重ね合わせたトーナメント方式の載荷装置を用い、その装置の基部に取り付けた静的油圧ジャッキによって鉛直方向に加力する。

母屋には軽みぞ形鋼 (断面寸法 [-40×20×1.6]) を使用し、Fig.3-(b) に示すように試験体はりの上フランジに30 cmの間隔で溶接により取り付けた母屋止め (軽山形鋼 L-30×30×3.2) に高力ボルト (M10, F10 T) で接合した。小ばりは試験体と同じ断面形状・材質をもつ H 形断面はりで、Fig.3-(c) に示すように試験スパンの中央位置に高力ボルト (M16, F10 T) で取り付けた。

試験体の変位の測定は、試験スパンの中央位置 (中間小ばりを取り付けた場合にはスパン長の1/4の位置) で、Fig.4 及び Photo.2 に示すように上下フランジに L 字形の亚克力板を取り付け、その板の変位を上下それぞれ3本ずつの滑動型変位計 (測定範囲100 mm) で測定した。それぞれの変位計より得られた変位量から座標変換によって上下フランジ中心の縦方向、横方向変位ならびに振れ角を求め、上下の平均

Table. 3 Mechanical properties of the used material.

Mechanical Properties of Material	
Yield Stress	3.20 t/cm ²
Ultimate Strength	4.57 t/cm ²
Yield Strain	0.14 %
Strain Hardening Strain	2.25 %
Ultimate Strain	30 %

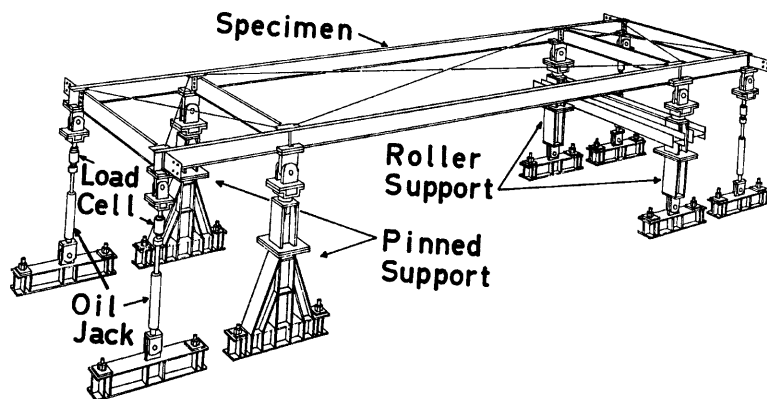


Fig. 2 General view of lateral buckling test.

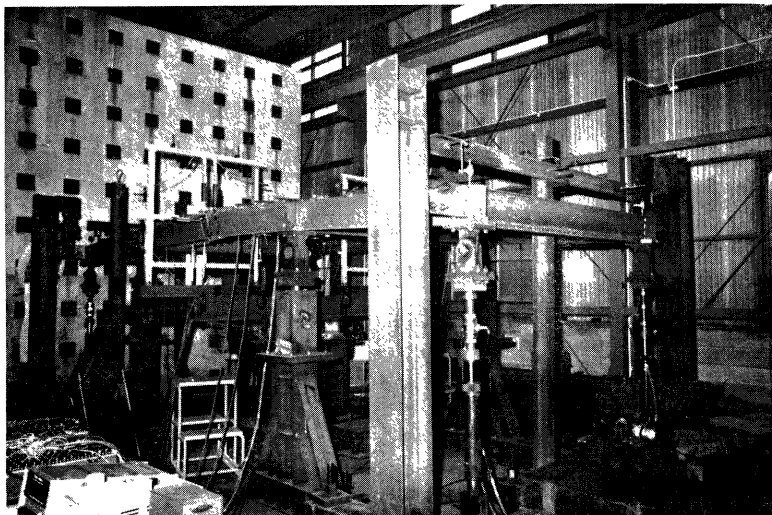


Photo. 1 General view of the experiment.

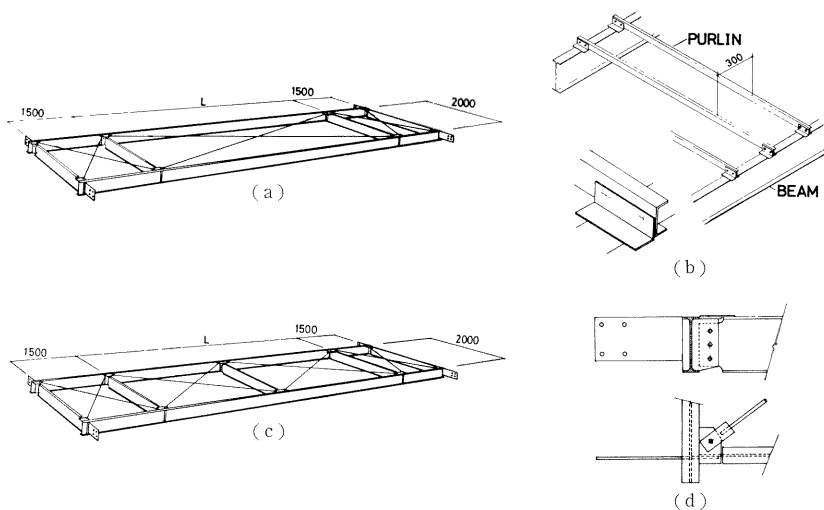


Fig. 3 Test specimen.

- (a) Unbraced specimen.
- (b) Braced specimen by purlins.
- (c) Braced specimen by a sub-beam.
- (d) Details of connection.

値をウェブの中心位置での変位量とした。同時に載荷点の鉛直方向の変位をダイヤルゲージ(最小目盛 1/100 mm, 検長 30 mm)を用いて測定し, ジャッキと載荷点の間に取り付けたロードセルより得られる荷重値とその変位から支点での回転角を求めた。両支点近傍, 中央点, $L/4$ 点及び $3L/4$ 点の上下フランジの両縁で歪ゲージによりそれぞれ歪を測定した。さらに, 適時上下フランジの横方向変位を測定し, 座屈モードを調べた。

載荷は段階的に行ない, 初めは 4 個のロードセル(片モーメントの場合は 2 個)が示す荷重の増分がそれぞれ等しくなるように載荷し, 荷重に対する変形の勾配がやや減少した後は, 載荷点のダイヤルゲージが示す変位の増分が等しくなるように載荷し, 最大荷重に達した後もこのように変形制御による。このような方法で変形がある程度大きくなり, 原則的に耐力低下が最大耐力の 10% 以上になるまで載荷を続けた。それぞれの載荷段階で上述したような測定を行ない, 横座屈挙動を追跡した。

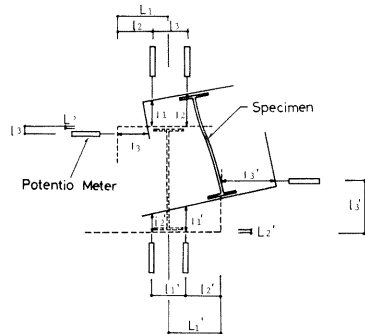


Fig. 4 Deflection measurement.

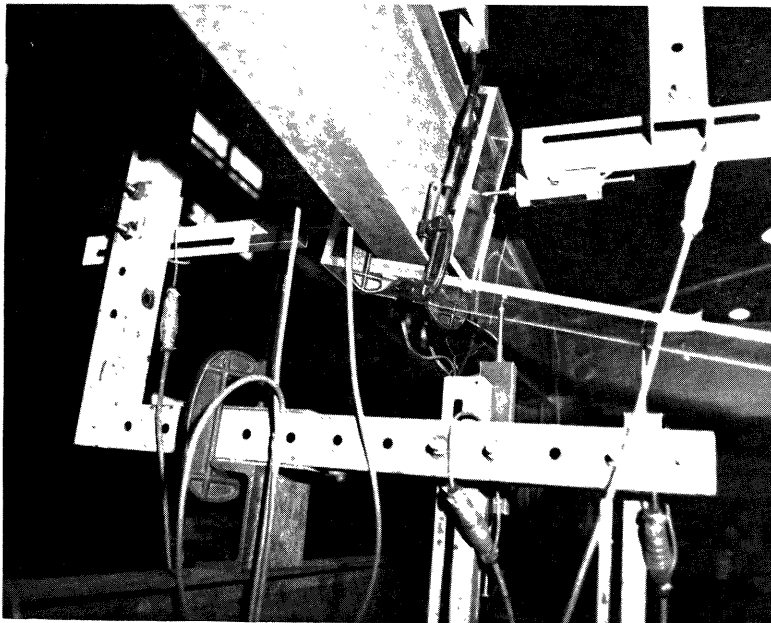


Photo. 2 Deflection measurement.

2.3 実験結果

Fig. 5 には試験体中央スパンの材端モーメント (M) と節点回転角 (θ) との関係を示す。縦軸, 横軸について無次元化するために用いた M_p , θ_p はそれぞれ以下の通りである。

M_p : 試験体 II 形断面はりの全塑性モーメント

$$M_p = \sigma_y \cdot Z_{xp} \dots\dots\dots(1)$$

θ_p : 完全弾塑性の $M-\theta$ 関係をもつ単純ばりが, それぞれの曲げモーメントを受けて M_p に達する時の

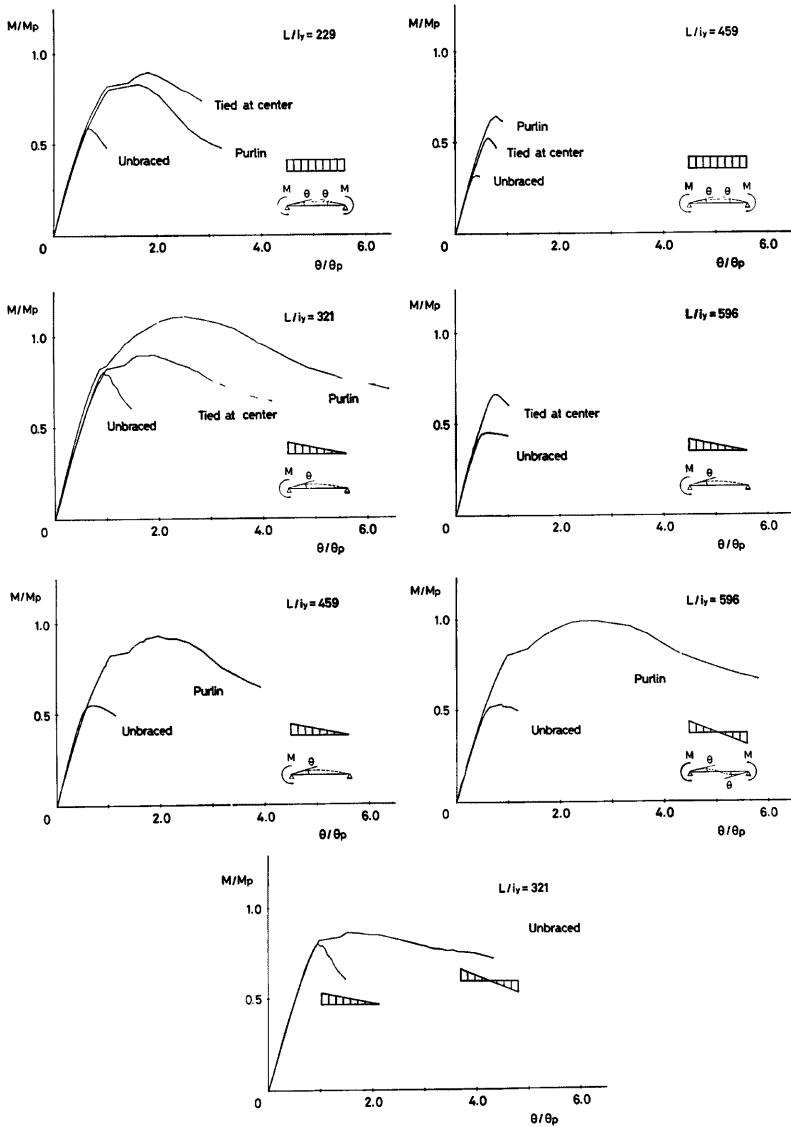


Fig. 5 Experimental results (Bending moment vs relative slope angle).

節点回転角

$$\left. \begin{aligned} \theta_p &= \frac{M_p L}{2EI_x} & (\alpha=1) \\ \theta_p &= \frac{M_p L}{3EI_x} & (\alpha=0) \\ \theta_p &= \frac{M_p L}{6EI_x} & (\alpha=-1) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

これらのグラフより、母屋の拘束及び中間小ばりによる拘束を受けるはりにおいては、その横座屈耐力のみならず、支点の回転能力も増加しているのがわかる。この傾向はスパン長が短い時に特に顕著で、10～20%の耐力低下での回転能力が、等モーメント ($\alpha=1$) の場合にはおよそ2倍、片モーメント ($\alpha=0$) の場合

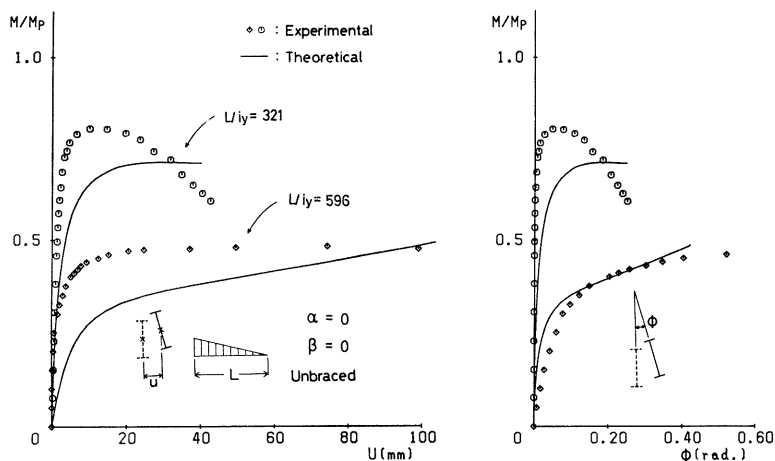


Fig. 6 Results of experiments and analysis (Unbraced beams).

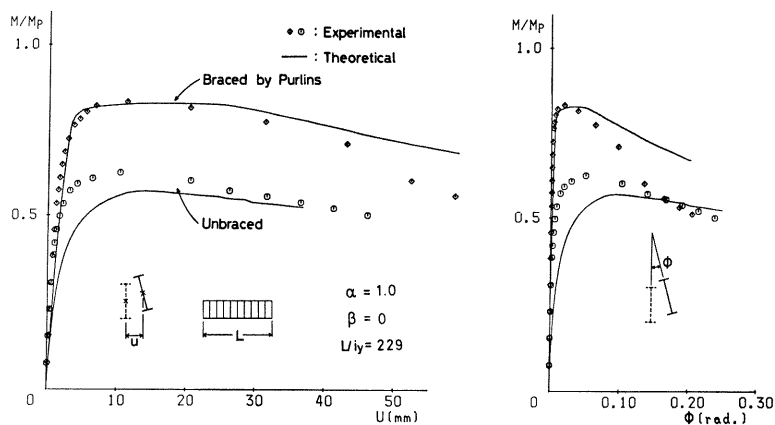


Fig. 7 Results of experiments and analysis (Bracing effect by purlins).

には2～3倍に達している。また、相対的に小ばりより母屋の方が回転能力の増加に大きく貢献している。

各々の試験体についてそれぞれ2体ずつの最大耐力を **Table 1** に示したが、拘束の有無による耐力の差異が明白である。

実験より得られた荷重－変位関係の例を **Figs. 6～8** に点でプロットした。**Fig. 6** には片モーメント ($\alpha=0$) で拘束を受けないはりの荷重－横変位関係及び荷重－捩れ角関係の比較を2種類の試験長について示す。**Fig. 7** は等モーメント時 ($\alpha=1$) の拘束のない場合と母屋の拘束を受ける場合の比較を表わしている。さら

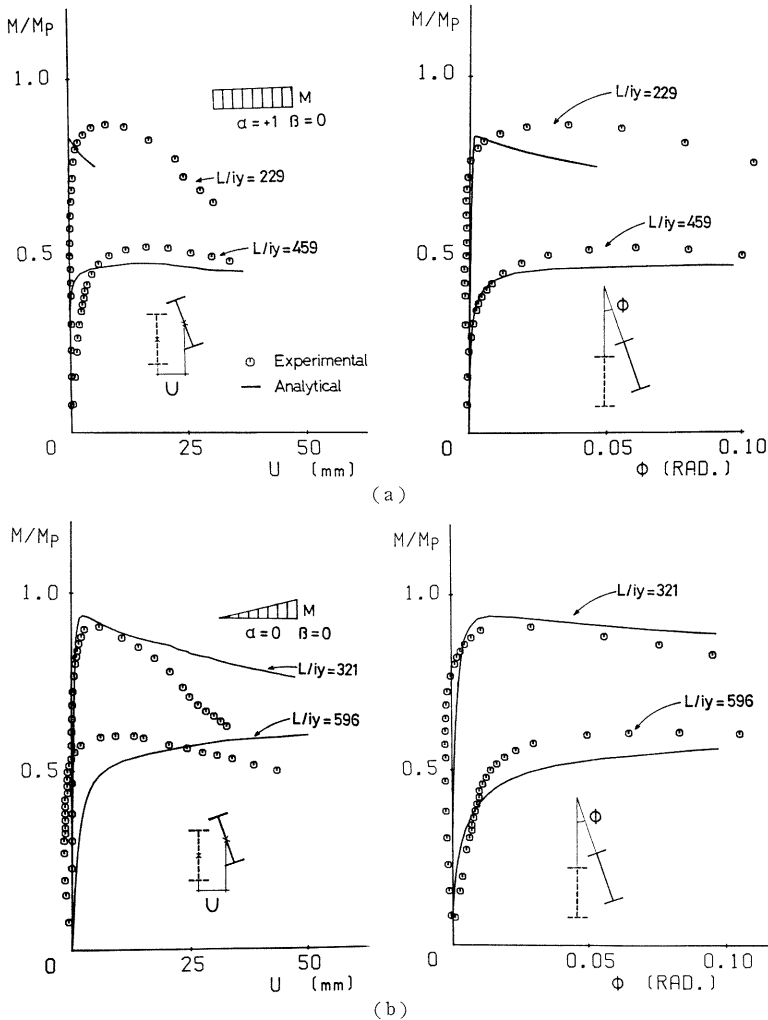


Fig. 8 Results of experiments and analysis (Beams braced by a sub-beam).

(a) Uniform moment. (b) One end moment.

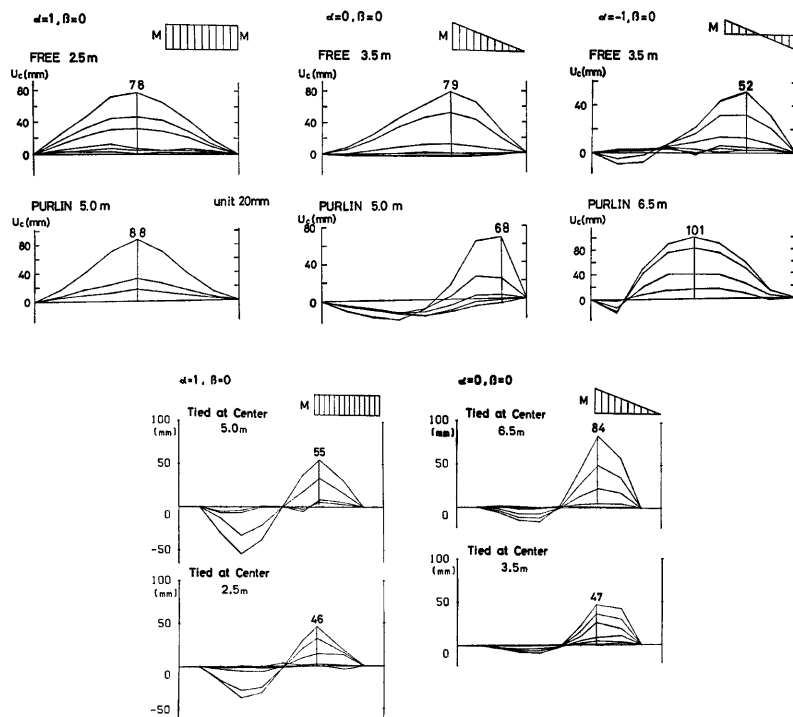


Fig. 9 Laterally deflected mode shape of compression flange.

に Fig. 8 は中間小ばりの拘束を受ける場合について、2種類のモーメント分布及び試験長に関する比較を表わしている。

弾性範囲で横座屈したはりは、座屈後の急激な耐力低下は起らず、ほぼ最大耐力を維持したまま大変形域に至っている。一方、非弾性域で横座屈したはりは、最大荷重は大きい、座屈後の耐力低下がかなり増大している。この傾向は、Fig. 8 に示した中間小ばりの拘束を受けるはりにおいても顕著である。Fig. 7 に示すように母屋で補剛されたはりは、母屋の捩れ拘束が大きいために最大耐力は増大し、最大耐力時のはりの捩れ角も非常に小さい。しかし、座屈後のはりの変形が大きくなると母屋の捩れ変形も増大し、さらに母屋の塑性化に伴って、無拘束のはりとよく似た挙動を示すようになる。

Fig. 9 にはりの圧縮フランジの横方向変位より得られたはりのたわみ形の推移の例を示す。拘束のないはり及び母屋の拘束を受けるはりにおいては、1次のモードが支配的となるが、中間小ばりを取り付けた場合には、中央で反曲点をもつ2次のモードが顕著になる。また、逆対称モーメント ($\alpha = -1$) の場合には、初期の段階においては2次のモードも見られるが、変形が大きくなるにつれて1次のモードが支配的となっている。

3. 解 析

実験で扱った種々の拘束を受ける H 形断面はりの横座屈挙動を解析する際、材端での拘束、鋼材の材料特性（降伏・歪硬化ならびに除荷時の剛性回復など）及び母屋の塑性化と座屈による剛性低下の影響を正確

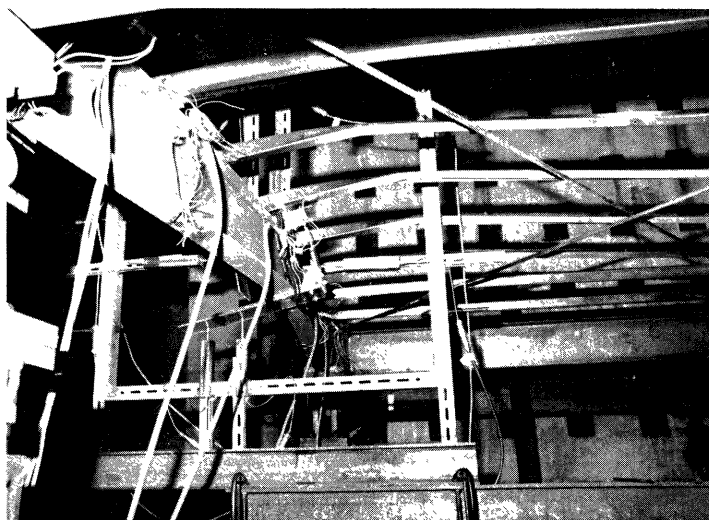


Photo. 3 Torsional deformation of purlins.

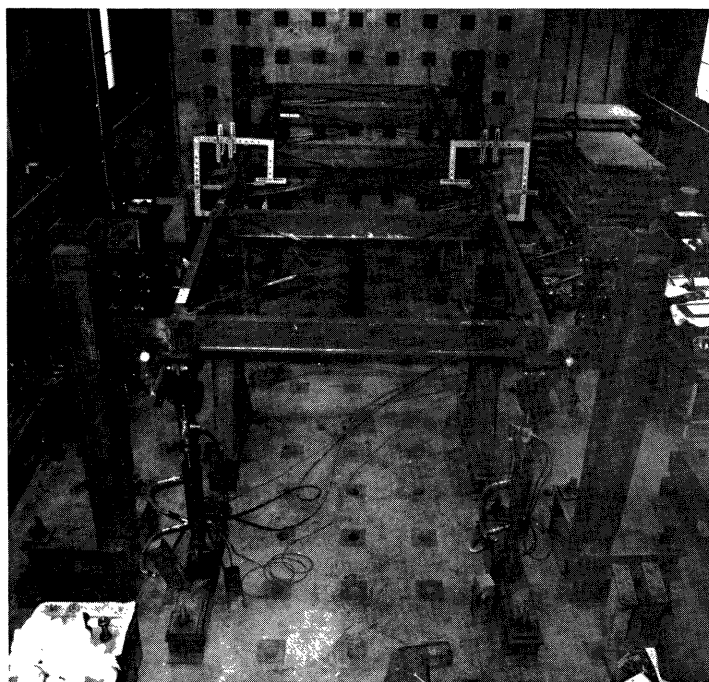


Photo. 4 Buckled specimen with a sub beam.

に評価しなければならない。そこで本解析では、薄肉開断面ビームシェール理論による歪-変位関係式に基づき、2軸曲げを受ける曲げ振り問題として有限要素法による増分計算^{2),6)}を用いた。部材を材軸に沿って16分割し、数値積分によって釣合式を解き、増分法によって断面の歪履歴を追跡する。

3.1 解析方法

1) H形断面部材を断面中心軸に沿って等分割したものを要素とし、要素内の断面中心軸の変位増分関数を次のように仮定する。(Figs.10~11 参照)

$$\left. \begin{aligned} \xi_i/l &= a\dot{u}_i \\ \eta_i/l &= a\dot{v}_i \\ \phi_i/l &= a\dot{\phi}_i \\ \zeta_i/l &= b\dot{w}_i \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(1)$$

(1)式に示す節点変位増分ベクトル $\dot{u}_i, \dot{v}_i, \dot{\phi}_i, \dot{w}_i$ は、Fig. 10に示すベクトル要素を用いて次のように表現される。

$$\left. \begin{aligned} \dot{u}_i^T &= \left[\frac{\dot{u}_i}{l} \quad \frac{\dot{u}_{i+1}}{l} \quad \dot{u}'_i \quad \dot{u}'_{i+1} \right] \\ \dot{v}_i^T &= \left[\frac{\dot{v}_i}{l} \quad \frac{\dot{v}_{i+1}}{l} \quad \dot{v}'_i \quad \dot{v}'_{i+1} \right] \\ \dot{\phi}_i^T &= \left[\dot{\phi}_i \quad \dot{\phi}_{i+1} \quad l\dot{\phi}'_i \quad l\dot{\phi}'_{i+1} \right] \\ \dot{w}_i^T &= \left[\frac{\dot{w}_i}{l} \quad \frac{\dot{w}_{i+1}}{l} \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} a^T &= \left\{ \begin{aligned} &\frac{2P_3}{l^3} - \frac{6P_1}{5l} + \frac{1}{2} \\ &\frac{P_3}{l^3} - \frac{P_2}{2l^2} - \frac{P_1}{10l} + \frac{1}{12} \\ &-\frac{P_3}{l^3} + \frac{6P_1}{5l} + \frac{1}{2} \\ &\frac{P_3}{l^3} + \frac{P_2}{2l^2} - \frac{P_1}{10l} - \frac{1}{12} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3) \\ b^T &= [1 \quad -1] \end{aligned} \right\}$$

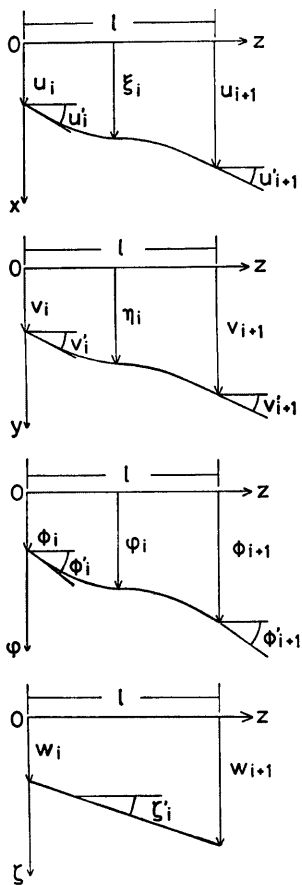


Fig. 10 Definition of deflection function.

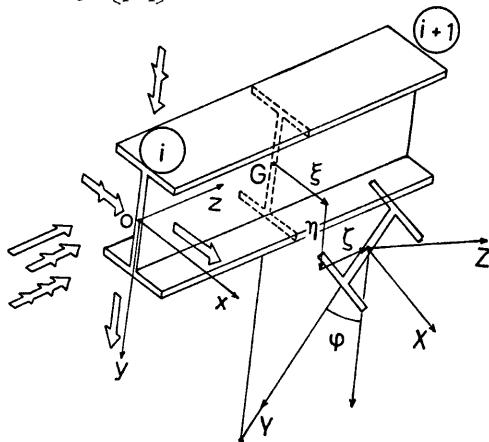


Fig. 11 Definition of coordinate. (Absolute coordinate, relative coordinate and displacement ξ, η, ζ, ϕ .)

個々の要素における断面中心軸の変位関数を、材軸に沿って行なう積分を簡略化する目的で、 $0 \leq z \leq l$ で直交性を有する3次のルジャンドルの多項式で近似する。これが(3)式で用いた $P_0 \sim P_3$ で次のように表現される。

$$\left. \begin{aligned} P_0 &= 1 \\ P_1 &= z - \frac{1}{2}l \\ P_2 &= z^2 - lz + \frac{1}{6}l^2 \\ P_3 &= z^3 - \frac{3}{2}lz^2 + \frac{3}{5}l^2z - \frac{1}{20}l^3 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

2) 薄肉開断面の変位増分・歪増分関係式は次式で表わされる。(Fig. 11 参照)

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \dot{\xi}' + \xi' \dot{\xi}' + \eta' \dot{\eta}' - X(\dot{\xi}' + \phi \dot{\eta}' + \psi \dot{\eta}') \\ &\quad + Y(\phi \dot{\xi}' + \psi \dot{\xi}' - \dot{\eta}') + r^2 \psi' \dot{\phi}' - \omega \dot{\phi}' \\ \dot{\beta} &= \dot{\phi}' \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

(1), (5)式より各要素の軸方向歪増分 $\dot{\epsilon}_i$ 及びせん断歪増分 $\dot{\gamma}_i$ は次式のようにになる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_i &= \mathbf{e}_i \dot{\mathbf{d}}_i \\ \dot{\gamma}_i &= \mathbf{s} \dot{\mathbf{d}}_i \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、

$$\dot{\mathbf{d}}_i^T = [\dot{u}_i^T \quad \dot{v}_i^T \quad \dot{\phi}_i^T \quad \dot{w}_i^T] : \text{接点変位増分ベクトル} \dots\dots\dots (7)$$

$$\mathbf{e}_i^T = \begin{bmatrix} l\{\xi_i(\mathbf{a}') + (Y\varphi_i - X)(\mathbf{a}')^T\} \\ l\{\eta_i(\mathbf{a}')^T - (X\varphi_i + Y)(\mathbf{a}')^T\} \\ (Y\xi_i' - X\eta_i')(\mathbf{a}')^T + r^2\varphi_i'(\mathbf{a}')^T - \omega(\mathbf{a}')^T \\ \mathbf{b}^T \end{bmatrix} \dots\dots\dots (8)$$

$$\mathbf{s} = 2T(0_i \quad 0_i \quad \mathbf{a}' \quad 0_i) \dots\dots\dots (9)$$

3) 要素 i における仮想速度式をたてる。(ただし、要素 i に働く力は節点力 $\mathbf{p}_i$ のみで、節点間には荷重は加わらないものとする。)

$$\mathbf{p}_i^T \delta \dot{\mathbf{d}}_i = \int_0^l \int_A (\sigma_i \delta \epsilon_i + \tau_i \delta \gamma_i) dA dz \dots\dots\dots (10)$$

(10)式の $\delta \epsilon_i$, $\delta \gamma_i$ に(6)式を代入し、任意の変位増分 $\delta \dot{\mathbf{d}}_i$ に対する成立条件を求めると、節点力 $\mathbf{p}_i$ は次式のようにになる。

$$\mathbf{p}_i = \int_0^l \int_A (\sigma_i \mathbf{e}_i^T + \tau_i \mathbf{s}^T) dA dz \dots\dots\dots (11)$$

(11)式の増分形を求め、 $\delta \dot{\mathbf{d}}_i = 0$, $\dot{\mathbf{e}}_i^T = \mathbf{c}_i \dot{\mathbf{d}}_i$ とすれば、

$$\dot{\mathbf{p}}_i = \int_0^l \int_A (E_i \mathbf{e}_i \mathbf{d}_i \mathbf{e}_i^T + \mathbf{c}_i \dot{\mathbf{d}}_i + G_i \mathbf{s}_i \dot{\mathbf{s}}_i^T) dA dz \dots\dots\dots (12)$$

従って、節点力増分ベクトル $\dot{\mathbf{p}}_i$ は要素 i の剛性行列 $\mathbf{k}_i$ を使って次式のように表わされる。

$$\dot{\mathbf{p}}_i = \mathbf{k}_i \dot{\mathbf{d}}_i \dots\dots\dots (13)$$

ここで、

$$\mathbf{k}_i = \int_0^l \int_A (E_i \mathbf{e}_i^T \mathbf{e}_i + \sigma_i \mathbf{c}_i + G_i \mathbf{s}^T \mathbf{s}) dA dz \dots\dots\dots (14)$$

$$c_i = \begin{pmatrix} (\alpha')^T \alpha' l^3 & 0_{44} & (\alpha')^T \alpha l Y & 0_{42} \\ & (\alpha')^T \alpha' l^2 & (\alpha')^T \alpha l (-X) & 0_{42} \\ \text{SYMMETRY} & & Y^2 (\alpha')^T \alpha' & 0_{42} \\ & & & 0_{22} \end{pmatrix} \dots\dots\dots (15)$$

4) 材軸に沿って H 形断面部材を等分割したものと要素とし、各節点では、

- i) 節点変位増分の連続条件
- ii) 節点荷重増分と節点力増分の平衡条件

が満足されなければならない。そこで(15)式中の $\hat{p}_i$, $\hat{d}_i$ にこの2つの条件を与えると次式が導かれる。

$$\hat{P} = K \hat{D} \dots\dots\dots (16)$$

ただし、 $\hat{P}$ (全節点荷重増分ベクトル) の各要素は、 $\hat{D}$ (全節点変位増分ベクトル) の各要素に対応する節点荷重増分である。

5) 構造マトリクス中には、断面に関する面積分と材軸方向に関する積分が含まれている。従って、計算に際し次の仮定を導入する。

- i) はり断面をフランジ・ウェブそれぞれ幅方向に10等分し、各微小断面はその中心に集中している。
- ii) 要素内において、それ以前のステップで実現された変位は材長に沿って一定とし、その値は要素内変位の平均値で与える。

以上2つの仮定により、材軸方向の積分はルジャンドルの多項式の直交性を用いて計算され、また面積分は各微小要素の和で表わされる。

5) 計算方法として、先に全断面弾性の場合の断面定数を求め、各要素の塑性化が進行するに従って塑性化した要素の剛性を0として逐次減算を行なう。このようにして(16)式の構造剛性行列を解くわけであるが、載荷方法としては、初めは荷重制御でピーク近くまで載荷を行ない、その後は変形制御によるものとする。

3.2 解析モデルと解析仮定

解析モデルを Fig.12 に示すが、さらに以下のような仮定を設ける。

- 1) 試験体両端の載荷ばりの拘束を完全弾性バネで置換し、その剛性による拘束を試験体が両端で受けるものとする。
- 2) 母屋拘束は節点でのバネ拘束と考え、Fig.13-(b) に示すように完全弾塑性を仮定し、母屋がある回転以上に振れた場合の母屋剛性は0とする。
- 3) 小ばり拘束は中央節点で振りバネ拘束とし、Fig.13-(c) に示すように計算対象とした範囲では常に

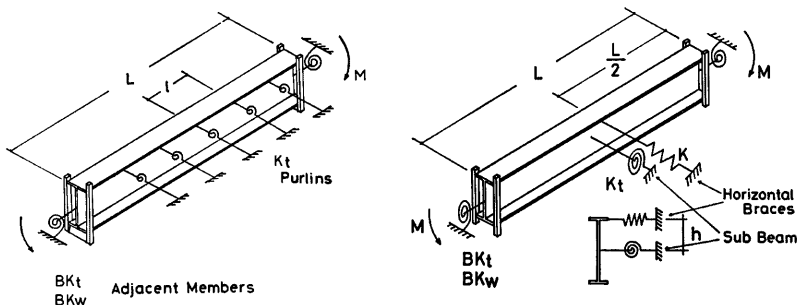


Fig. 12 Analytical model.

- (a) Model braced by purlins.
- (b) Model braced by a sub-beam.

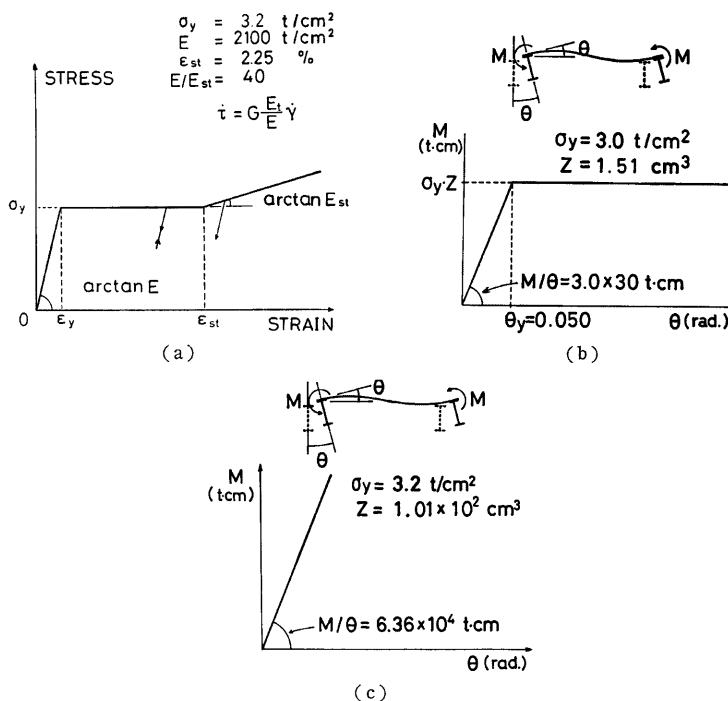


Fig. 13 Assumed properties.

- (a) Stress-strain relationship of steel.
 (b) Purlins.
 (c) sub-beam.

弾性的に拘束力を及ぼす。同時にブレースは中央節点で水平方向の移動を拘束する弾性バネとして考慮する。

4) はりの面外初期変形は、半波の $\sin$ 波形で与え、中央での横変位、捩れ角はそれぞれ $L/1000$, $L/1000H$ (H ははり背) とする。

5) 材料の垂直応力度一歪関係は、Fig.13-(a) に示すような *Tri-Linear* で表わし、歪のもどりも考慮する。

6) 断面の降伏は垂直応力によってのみ生じる。また断面降伏後のせん断応力度増分は、

$$\dot{\tau} = G \frac{E_t}{E} \dot{\gamma}$$

(E_t : 応力度一歪関係の接線係数, $\dot{\gamma}$: せん断歪増分) とする。

7) 断面は一様で、局部座屈は起らないものとする。

3.3 解析結果

解析より得られた荷重一変位関係を実験値と比較するために Figs.6~8 に曲線で示した。Fig.14 には解析結果として最大座屈耐力と材長(細長比)との関係を、拘束のない場合、母屋の拘束を受ける場合さらに中間小ばりによる拘束を受ける場合それぞれについて曲線で表わしてある。図中プロットした点は、実験

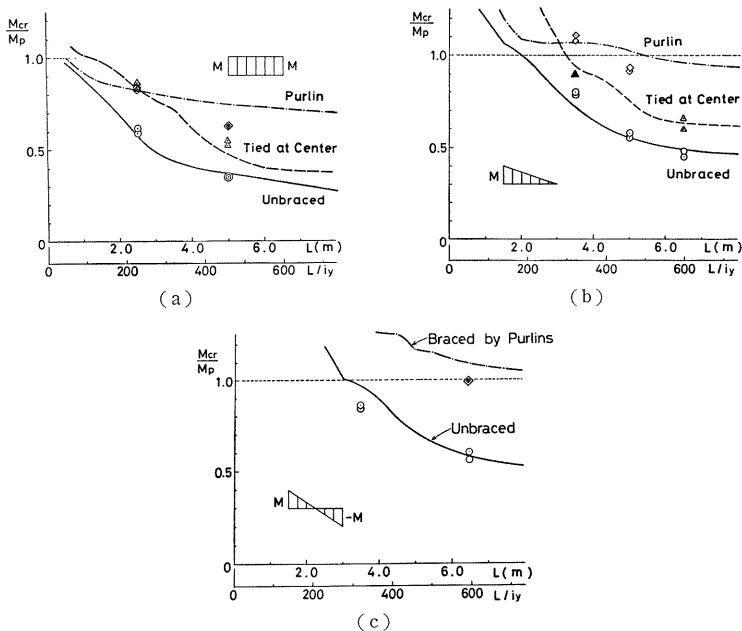


Fig. 14 Comparison of maximum load carrying capacity.

(a) Uniform moment.

(b) One end moment.

(c) Anti-symmetric moment.

より得られた各試験体の最大耐力を示している。

これらのグラフより実験値と解析結果を比較してみると、座屈耐力についてはかなりよい一致が見られるが、細部の変形性状に関しては差異が大きい。本解析においては、試験体の残留応力の影響を考慮していないことや解析に用いた初期たわみの仮定が全試験体について同一で、各試験体においてはそれほど正確に反映されていないことなど各試験体の挙動を厳密に追跡するには不十分である。さらに解析において母屋は完全弾塑性を仮定しているが、実際の実験においては **Photo. 3** にも示すように母屋ははりの座屈後多大な振れ変形を起こし、その剛性は急激に低下しているものと考えられる。一方、中間小ばりの拘束を受ける場合の実験値と解析結果との相関はよい。解析プログラム自身は、各試験体の種々の変量を実情に合わせて導入できる形式を採っているが、残留応力の測定実験、母屋の弾塑性変形性状を調べる実験などを行ない、より現実的な解析を行なう必要がある。

Fig. 15 には解析結果より得られた拘束のない場合と中間小ばりの拘束を受ける場合の比較に加えて、材端での隣接スパンや載荷ばりによる拘束の有無に関する比較を示した。

4. 考 察

Figs. 14~15 に示した解析結果より、等モーメントの場合及びモーメント分布に勾配がある場合について、同じ M_{cr}/M_p の値に相当するそれぞれの細長比を調べ、それらの比をとって座屈有効長係数、 ζ を求めた。これが **Fig. 16** であるが、有効長係数は弾性座屈範囲 ($M_{cr}/M_p \leq 0.7$) ではおよそ一定であるが、非

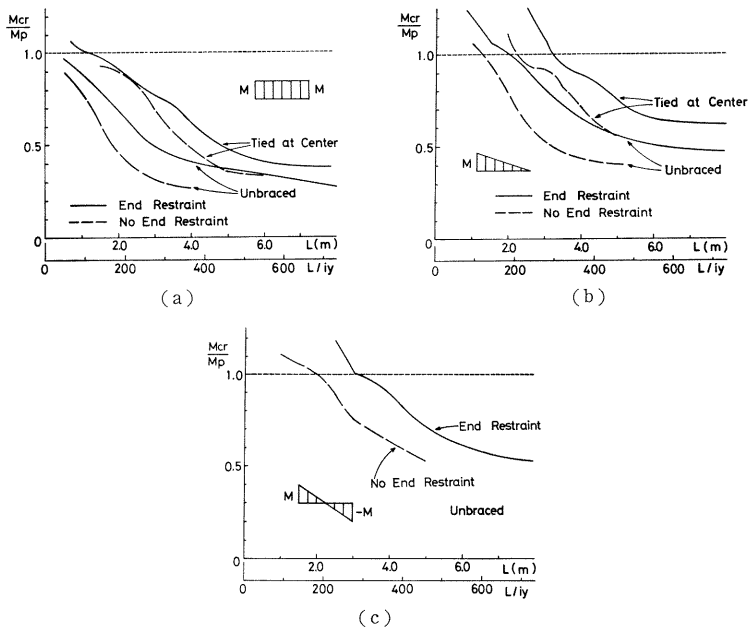


Fig. 15 Analytical results for bracing effect by a sub-beam and restraining effect by adjacent members.

- (a) Uniform moment.
- (b) one end moment.
- (c) Anti-symmetric moment.

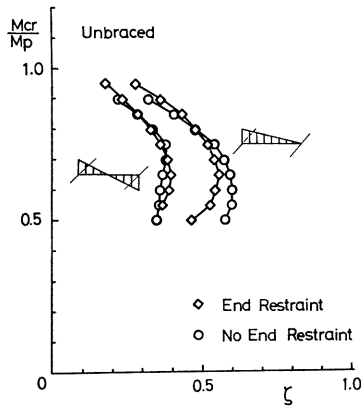


Fig. 16 Effect of moment gradient.

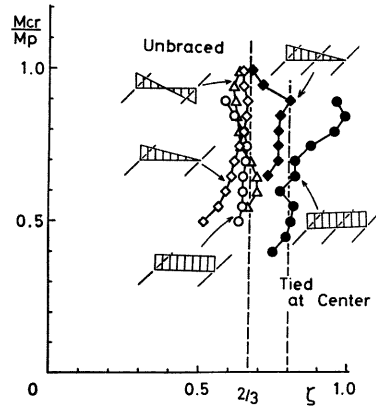


Fig. 17 Effect of adjacent members.

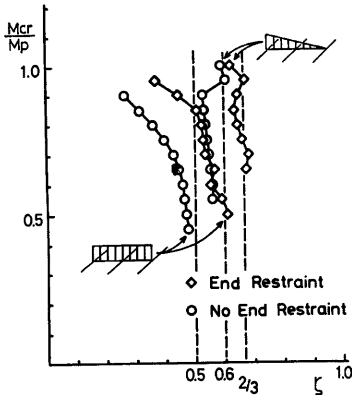


Fig. 18 Effect of a sub-beam at mid-span.

～0.5 及び 0.5～0.6 と考えられるが、端部拘束を入れた場合には、それぞれ 0.4～0.6 及び 0.6～2/3 としなければならないことがわかる。

母屋の拘束が横座屈耐力に及ぼす効果は非常に大きい。Fig.14 に示したように、等モーメント ($\alpha=1$) の場合には細長比による最大耐力の変化はかなり小さく、細長比が500の場合でさえはりの座屈耐力は 0.75 M_p である。それに対してモーメント分布に勾配がある場合、細長比が500以下のはりの横座屈耐力は、はりの全塑性モーメント M_p よりも大きくなっている。

謝 辞

本実験及び解析に関しては、矢川豊（現大建設計）、岡村信也（現大建設計）、大橋直也（現竹中工務店）各氏の多大な協力を得た。ここに厚く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 若林 實・中村 武：端モーメントと等分布荷重を受ける鉄骨 H 形はりの弾性横座屈に対する数値解析，日本建築学会論文報告集，第208号，昭和48年6月，pp. 7～13.
- 2) 最相元雄・田中 尚： H 形鋼梁の横補剛に関する研究（その1），日本建築学会論文報告集，第223号，昭和49年9月，pp. 27～34.
- 3) 若林 實・中村 武・矢川 豊・岡村信也：鉄骨 H 形断面はりの横座屈耐力に関する実験的研究，日本建築学会近畿支部論文報告集，昭和55年6月，pp. 185～188
- 4) 若林 實・中村 武・岡村信也：鉄骨 H 形断面はりの横座屈耐力に関する実験的研究（その2），日本建築学会近畿支部論文報告集，昭和56年6月，pp. 385～388.
- 5) 若林 實・中村 武・大橋直也・中井政義：鉄骨 H 形断面はりの横座屈耐力に関する実験的研究（その3），日本建築学会近畿支部論文報告集，昭和57年6月，pp. 205～208.
- 6) 岡村信也： H 形断面はりの横座屈耐力に及ぼす母屋の効果，京都大学修士論文，昭和56年3月.
- 7) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針.