

# 鉄骨充腹ばりの横座屈に関する研究（その4）

—塑性設計ばりの均等モーメント下での横補剛  
間隔と回転容量の関係および補剛材の効果—

若 林 実・中 村 武

## STUDIES ON LATERAL BUCKLING OF WIDE FLANGE BEAMS, Report No. 4

—Relationship between spacing of lateral braces and rotation  
capacity, and effects of lateral braces under uniform moment.—

By *Minoru WAKABAYASHI* and *Takeshi NAKAMURA*

### Synopsis

In plastic design, it is essentially required that the structural components in a structure sufficiently deform sustaining their expected load until the structure reaches the overall failure. In this report, inelastic lateral buckling behavior and post-lateral buckling behavior of H-shaped beams are discussed. Relationships between the spacing of lateral braces and rotation capacity under uniform moment are obtained experimentally and theoretically. Also discussed are relations between bracing methods and positions in the cross-section to which braces are attached, and the effects of the rigidity of braces on the rotation capacity of beams.

### 1. 序

構造物を塑性設計法によって設計する方法は、多岐にわたる構造物の種類、構造形式の相違をも考慮し、その構造物の最大耐力を正しく評価することが可能である。外荷重、外乱に対して妥当な安全係数を設定してやれば予想される外力に対して、構造物が崩壊に到るまでに構造物が有する安全率を正しく評価することが可能となる。この意味で塑性設計法は合理的な設計法であるといえる。しかしながら、この塑性設計では、構造物が外力によって崩壊機構に達するまでは、その構造物を形成するいかなる構造要素も、その耐力を減ずることなく、あるいは最大耐力を維持したまま変形を続けることが可能であることが大前提となっている。この前提を満足させるために構造物を形成する構造要素（柱、はり、接合部等）に対して、負荷される外力によって生ずる部材応力の制限、部材の寸法、形状の制限などの制限が付加されたり、あるいは適当な補剛、補強を要求されることとなる。

本報告で取り扱う問題は、鉄骨構造物を塑性設計をする際に H 形断面を持つはりを用いた場合に考慮しなければならない問題に対してこの解を与える端緒となるべき性格を持ったものである。

H 形断面を有するはりでは、その曲げ耐力を決定する現象として、横座屈現象を考えなければならない。塑性設計の際には、通常はりは部材のどこかの点あるいはある長さにわたって断面の全塑性モーメントに到達し、さらに、全塑性モーメントに到達した点あるいは区間で耐力を減ずることなく、構造物全体が構造学的崩壊状態に到るまで変形を続けることが必要である。このためには、はり内のどこかの点あるいはある区間で断面の全塑性モーメントが達成されるまでは横座屈を生ぜず、その後、横座屈が生じても耐力低下を

起きず充分はり構面内で変形するために必要な横方向補剛材の間隔, 取付け位置, 補剛材に要求される剛性, 強度などが明らかにされなくてはならない。

本報告は, 同題目論文 (その 1)<sup>1)</sup> で報告した実験結果, および, その後引続いて行なった小型 H 形断面はりをを用いた実験結果をもとに, 均等曲げモーメント下での横補剛間隔と変形能力との関係を理論的に考察すると共に, 実験により得られた横補剛材の取付け位置による効果の相違, 横補剛材に要求される強度と剛性に対して考察を加えたものである。

## 2. 小型 H 形断面はりをを用いた実験の概要

小型 H 形断面材を試験体として用いた実験のうち, スパン中央位置に断面の横方向変位にのみ抗する弾性補剛材を有する場合の実験については, すでに文献 2), 3) に報告している通りである。本報告ではこれに加えてスパン中央に断面の捩れ変形に抗する弾性補剛材を取付けた場合の実験結果も併せ報告する。

実験に用いた試験体は SS41 鋼材より機械切削して製作した H 形断面材 H-40×20×2×2.5 である。この試験体を Fig. 1 に示すように 2 点で単純支持し支点両側に張り出した 15cm スパンの先端に同じ大きさの

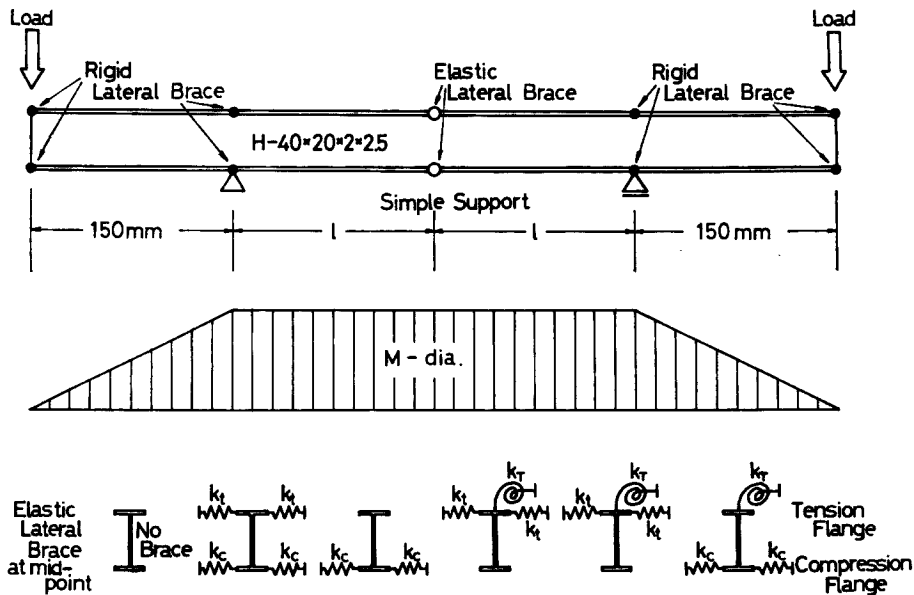


Fig. 1 Loading, supporting and bracing.

集中荷重を加えることによって中央スパン部分が均等モーメントとなるようにした (Fig. 1 M-dia. 参照)。この均等モーメントを受ける中央スパンの中央の, Fig. 1 下に模式的に示す位置に, 弾性横補剛材を取り付けた。また支点, 载荷点位置の上下フランジは横方向伸び縮み剛性がほぼ剛とみなしうるような 6φ 鋼棒を用いた横方向補剛材 (剛性  $k=6000 \text{ kg/cm}$ ) を取り付けた。実験計画一覧を Table 1 に示す。また試験体の物理的性質, 断面諸量を Table 2, Table 3 に示す。

実験装置の概略を Photo. 1 に示す。载荷は張出しスパン先端を载荷点フレームを介して鋼棒で引き上げる方法を取った。加えた荷重の大きさは载荷点フレームの弾性変形を歪ゲージで測定することによって得た。各横補剛点では所要の変形のみを拘束し, それ以外の変形要素は拘束しないよう取付け治具を製作した。Photo. 2 は鉛直力载荷点および支点に取付けた横方向補剛材であり, 写真左端が試験体フランジへの取付

け部分で、試験体の鉛直面内、水平面内回転を拘束しないようにピン軸2本によるユニバーサルジョイントとなっている。**Photo. 3** はスパン中央に取付けられた弾性横方向補剛材で、写真中央部分が板バネ型補剛部材で板バネに取り付く6φ鋼棒の節点位置を変えるとその剛性を変えることができる。写真右端部の断面の振れを拘束しないように工夫された治具を介して試験体フランジに取付けられる（Photo 6）。**Photo. 4** はスパン中央で断面の振れ変形を拘束するための振れバネ部分であり鋼棒の振れ剛性を利用したものである。鋼棒の径、長さをかえることによりその剛性は変化する。**Photo. 5** はこの振れ補剛材を試験体フランジに取付ける治具である。試験体断面の振れ変形だけに抗し、試験体の水平変位、鉛直変位は拘束しないように工夫されている。**Photo. 6** はこれらの補剛材をすべて試験体に取り付け実験を行なっているところである。

Table 1 Test program.

SM 15-Series (2 l=15 cm)	SM 30-Series (2 l=30 cm)	SM 60-Series (2 l=60 cm)
A	A B2, B3 C2, C3, C4 D2 E F1-I, F1-II, F1-III G1-I, G1-III H1-I, H1-III	A B2, B3 C2, C3 D2

Symbols

- A: No brace
- B: Lateral braces attached at both compression an tension flanges
- C: Lateral brace attached at compression flange
- D: Lateral brace attached at tension flange
- E: No brace but with stiffener at mid-point
- F: Torsional brace attached at compression flange
- G: D+F
- H: C+F
- 1~4 : Tensile rigidity of lateral braces
  - 1 : 115 kg/cm
  - 2 : 140 kg/cm
  - 3 : 265 kg/cm
  - 4 : 661 kg/cm
- I~III : Torsional rigidity of torsional braces
  - I : 2,600 kg·cm/rad.
  - II : 6,000 kg·cm/rad.
  - III: 8,870 kg·cm/rad.

Table 2 Tensile test results of material.

		$\sigma_y$ (t/cm <sup>2</sup> )	$\epsilon_y$ ( $\times 10^{-6}$ )	$\epsilon_{st}$ ( $\times 10^{-6}$ )	$\epsilon_{st}/\epsilon_y$	$E_{st}$ (t/cm <sup>2</sup> )	$E_{st}/E$
* Specimen in Table 2	Flange	3.58	1700	12700	7.45	40.6	0.0194
	Web	3.10	1480	12100	8.20	42.5	0.0202
** Specimen in Table 2	Flange Web	2.96	1410	12000	8.50	39.6	0.0189

Table 3 Section property of specimen.

Specimen	$A$ ( $\text{cm}^2$ )	$I_x$ ( $\text{cm}^4$ )	$I_y$ ( $\text{cm}^4$ )	$Z_x$ ( $\text{cm}^3$ )	$Z_{xp}$ ( $\text{cm}^3$ )	$r_y$ ( $\text{cm}$ )	$f$	$2I/ry$
SM15-A**	1.64	4.29	0.365	2.11	2.48	0.472	1.18	31.8
SM30-A**	1.56	4.14	0.361	2.07	2.40	0.481	1.16	62.4
SM30-B2**	1.53	4.21	0.359	2.09	2.40	0.484	1.15	62.0
SM30-B3**	1.53	4.21	0.359	2.09	2.40	0.484	1.15	62.0
SM30-C2**	1.76	4.42	0.389	2.19	2.60	0.471	1.19	63.8
SM30-C3**	1.76	4.42	0.389	2.19	2.60	0.471	1.19	63.8
SM30-D2**	1.64	4.32	0.366	2.16	2.51	0.472	1.16	63.6
SM30-E**	1.64	4.32	0.366	2.16	2.51	0.472	1.16	63.6
SM30-F1-I*	1.79	4.48	0.397	2.26	2.64	0.471	1.17	63.7
SM30-F1-II*	1.68	4.23	0.362	2.13	2.48	0.464	1.16	64.6
SM30-F1-III*	1.65	4.12	0.355	2.09	2.43	0.464	1.16	64.7
SM30-G1-I*	1.68	4.37	0.373	2.19	2.54	0.471	1.16	63.7
SM30-G1-III*	1.62	4.05	0.339	2.05	2.39	0.457	1.17	65.6
SM30-H1-I*	1.75	4.31	0.376	2.18	2.56	0.464	1.17	64.7
SM30-H1-III*	1.66	4.22	0.355	2.13	2.47	0.462	1.16	64.9
SM30-C4*	1.77	4.40	0.381	2.22	2.60	0.464	1.17	64.7
SM60-A**	1.67	4.38	0.359	2.17	2.53	0.464	1.17	129.4
SM60-B2**	1.68	4.38	0.348	2.14	2.53	0.455	1.18	131.8
SM60-B3**	1.68	4.47	0.372	2.19	2.57	0.470	1.17	127.7
SM60-C3**	1.57	4.23	0.367	2.13	2.44	0.484	1.15	123.9
SM60-D2**	1.66	4.01	0.389	2.01	2.57	0.484	1.28	124.0

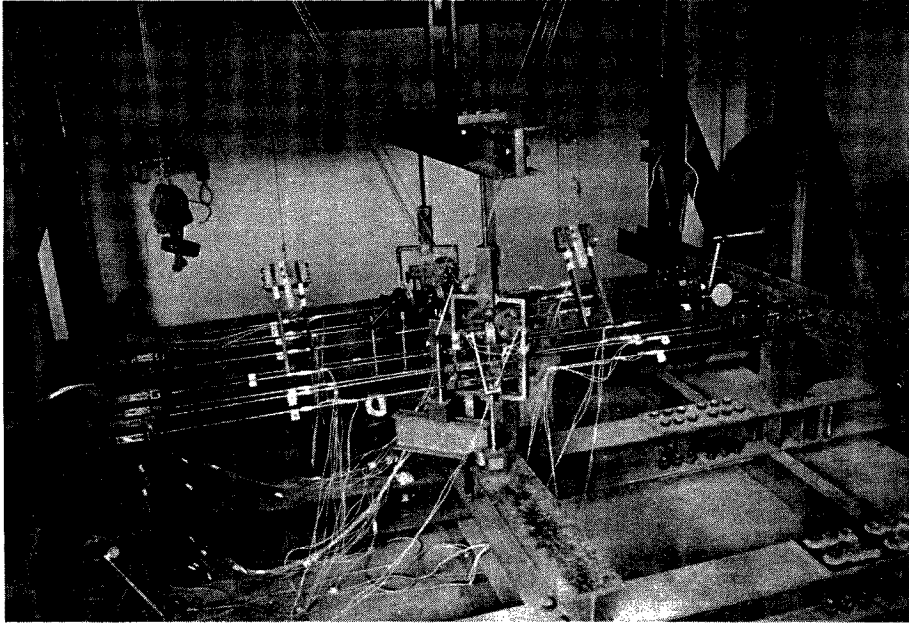


Photo. 1 Test apparatus.

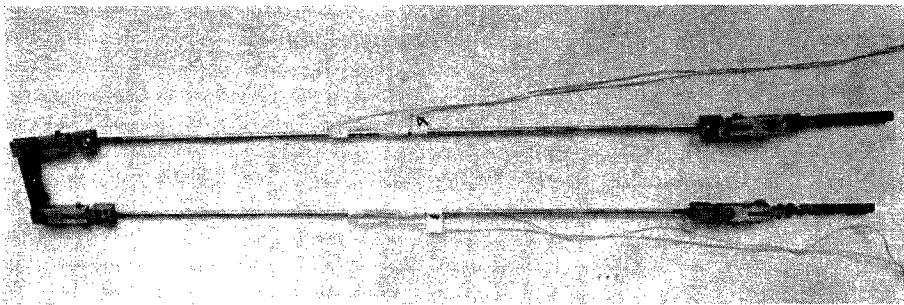


Photo. 2 Lateral brace at loading and supporting points.

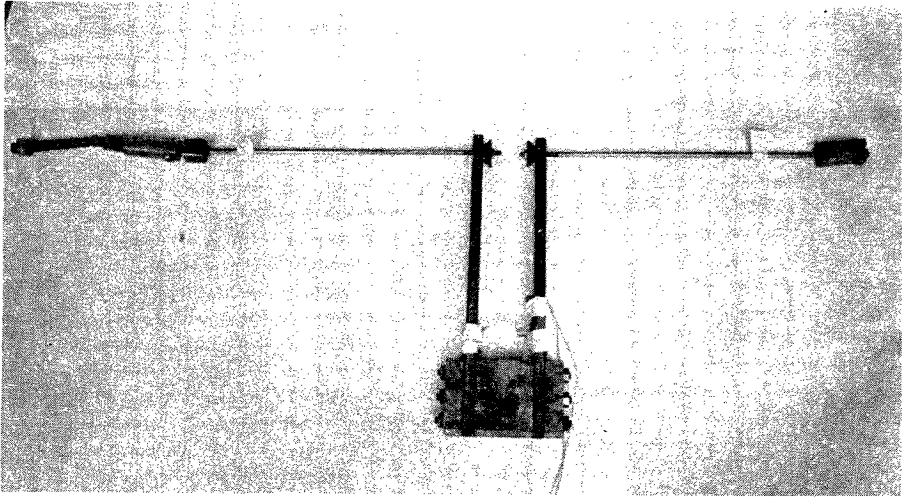


Photo. 3 Lateral brace at the mid-point.

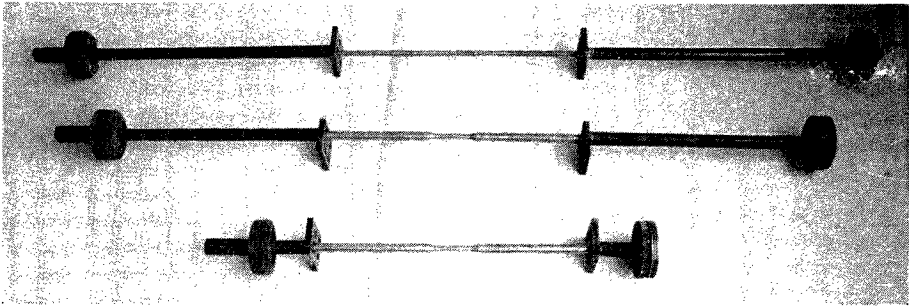


Photo. 4 Brace against twisting of cross section.

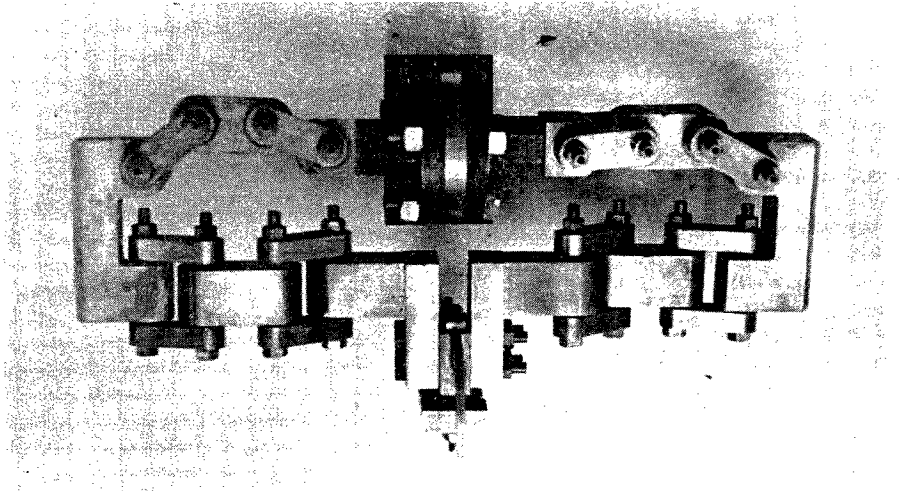


Photo. 5 Attachment of brace against twisting.

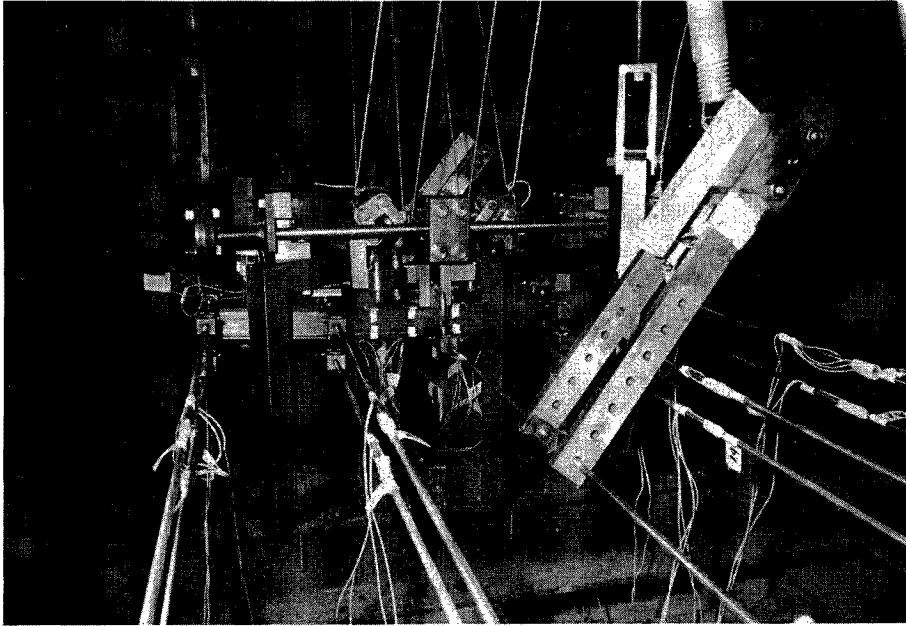


Photo. 6 Test set-up.

### 3. 横方向補剛間隔と回転容量との関係

まず圧縮側，引張側フランジの横方向変位が，ほぼ剛と見なし得る横方向補剛材によって載荷点および支点位置において拘束されている場合の横方向補剛間隔と回転容量の関係について調べてみる。実験ではスパン中央に補剛材のついていない A-series に相当する。ここで横方向補剛区間とは Fig. 1 中の均等モーメント区間（長さ:  $2l$ ）を指し，これをあらためて  $l$  と定義する（Fig. 2 中の右上参考図参照）。また回転容量（ $R$ ）は，Fig. 2 中の右中図を参照して均等モーメント部分の両端部の節点回転角の和を  $\theta$  として定義すれば，実験より得られる曲げモーメント（ $M$ ）と  $\theta$  との関係を用いて（Fig. 2 中の右下図は  $M-\theta$  関係の模式図を示す），耐力が急激に低下する点での  $\theta$  値（ $\theta_u$ ）と材が完全弾塑性的  $M-\theta$  関係をもつと仮定した時の，試験体断面が全塑性モーメント（ $M_p$ ）に達する時の  $\theta$  値（ $\theta_p; \theta_p = \frac{2M_p l}{2EI_x}$ ）との比より，

$$R = \frac{\theta_u}{\theta_p} - 1 \dots \dots \dots (1)$$

として定義する。

実験より得た横方向補剛間隔（ $l/r_y$ ）と回転容量（ $R$ ）との関係を Fig. 2 の ●，○印で示す。●印は本論文（その1）における結果も含めた，筆者等の実験結果であり，○印は我国において発表された他研究者の実験結果<sup>4),5),6)</sup>である。図中破線は M. G. Lay によって示された横方向補剛間隔と回転容量との関係を表わす理論式である<sup>7),8)</sup> M. G. Lay の式ははり型の断面形をもつ H 形断面材（フランジ幅に比して断面丈が高いもの）については Fig. 2 で示されるようによく実験値と一致している。しかし M. G. Lay の示した式は鋼材の種類と物理的性質が決まれば，横方向補剛間隔と回転容量の関係が決まることになっており，H 形断面の断面形状の相違（フランジ幅と断面丈の比，フランジ厚，ウェブ厚など）による影響が評価できるようなにはなっていない。

ここでは H 形断面の断面形状をも考慮することが可能な（具体的には断面のサンパナの捩れ抵抗の相違を評価する）理論式を誘導する。

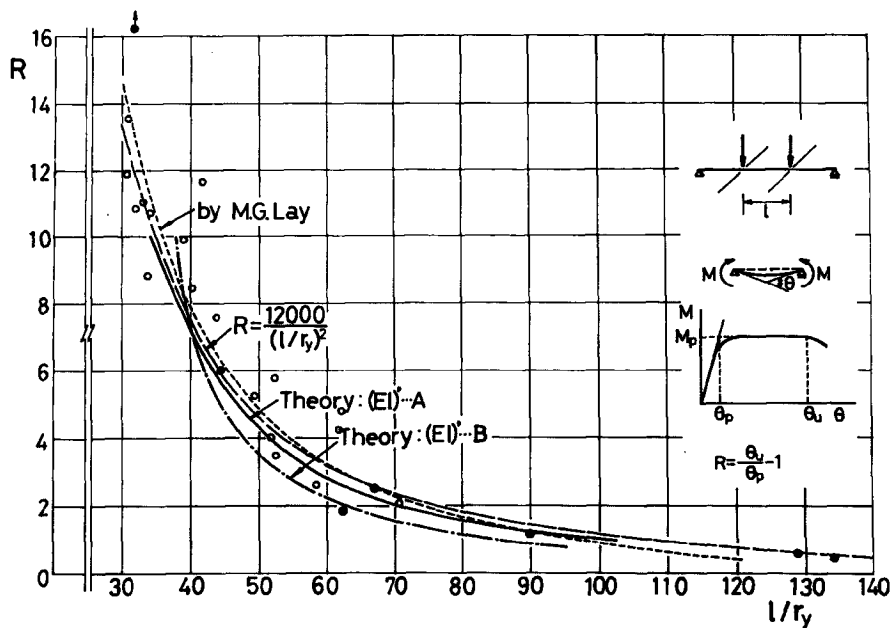


Fig. 2 Relationship between rotation capacity and spacing of lateral braces.

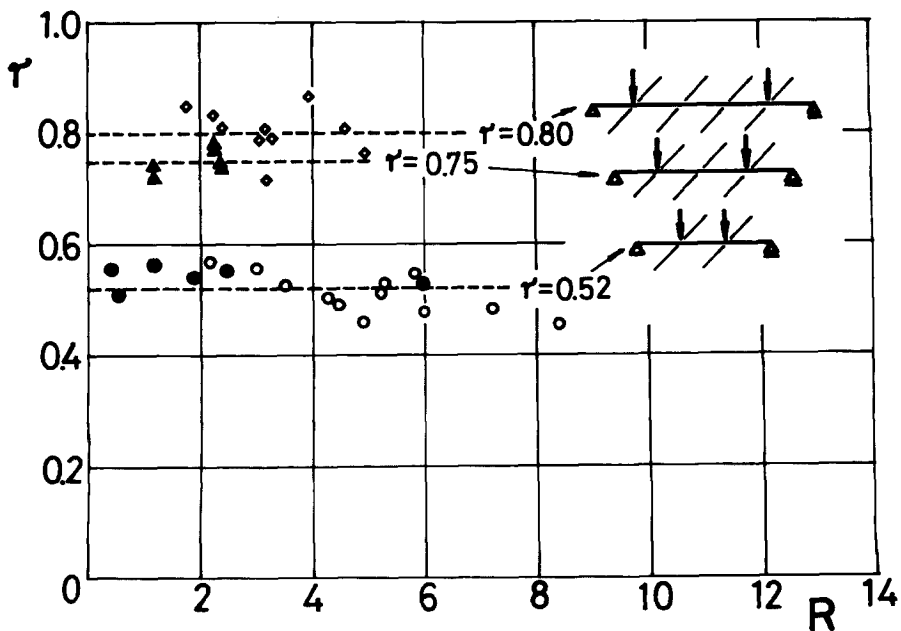


Fig. 3 Factors of effective length for lateral buckling.



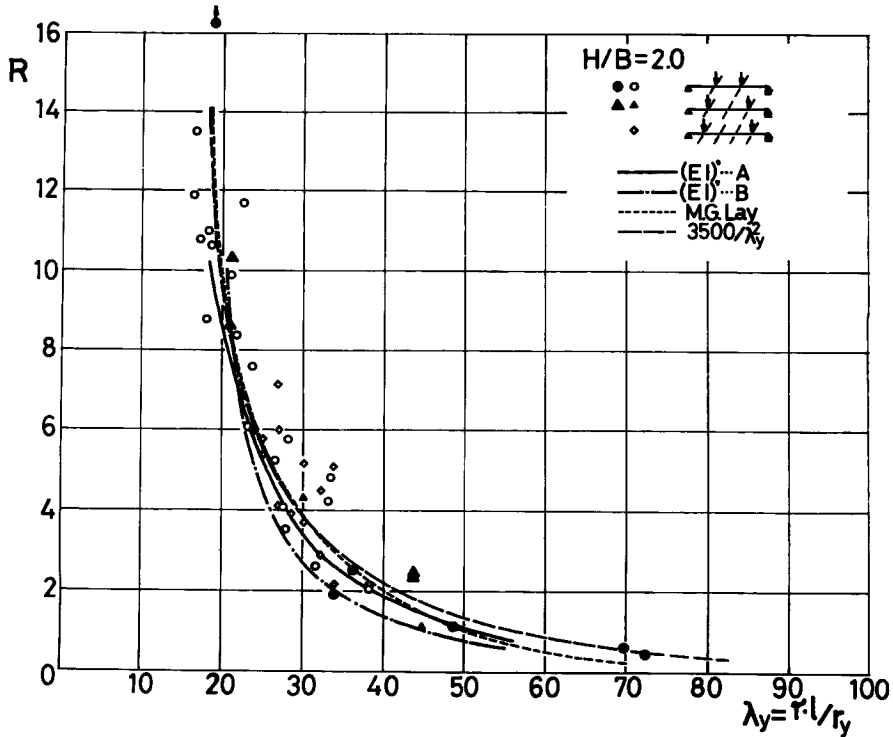


Fig. 4 Relationship between rotation capacity and spacing of lateral braces.

両端で構面内変形，構面外変形，振れ変形に対して，いわゆる単純支持されたはりの両端に等しい大きさの曲げモーメントが作用する場合の，材が完全な弾性範囲にある場合の横座屈モーメントは，

$$M_{cr} = \sqrt{\frac{\pi^2 E I_y G K_T}{l^2} + \frac{\pi^4 E^2 I_y I_w}{l^4}} \dots (2)$$

但し  $l$ : スパン，

$E, G$ : 鋼材のヤング係数，せん断弾性係数，

$I_y$ : 断面弱軸に関する二次モーメント，

$K_T$ : サンプナンの振り定数，

$$K_T \doteq \frac{2}{3} B t_f^3 + \frac{1}{3} H t_w^3$$

$I_w$ : 断面の反り定数， $I_w \doteq I_y \frac{H^4}{4}$

$H, B, t_w, t_f$ : 断面丈，フランジ幅，ウェブ厚，フランジ厚，

で与えられる<sup>9)</sup>。上記の値を代入し， $\lambda_y = \frac{l}{r_y}$ （但し  $r_y$  は断面弱軸に関する2次半径）として整理すると，

$$M_{cr} = E \cdot \frac{\pi^2}{\lambda_y^2} \cdot \frac{A H}{2} \cdot \sqrt{1 + \frac{4}{H^2 A} \cdot K_T \cdot \frac{G}{E} \cdot \frac{\lambda_y^2}{\pi^2}} \dots (3)$$

但し  $r_y = \sqrt{\frac{I_y}{A}}$

$A$ : 断面積

と表わされる。(3) 式を出発点とする。

はりが強軸に均等曲げを受けて完全に降伏した以後の変形状態を Fig. 5 を参照して次のように仮定する。



Fig. 5 Idealised length of yield zone.

- 中央  $\alpha \cdot l$  の部分ではフランジのひずみは一樣に、応力-ひずみ関係で、ひずみ硬化に入るときのひずみ  $\epsilon_{st}$  である。そしてその部分の面内曲げ剛性は  $E_t I_x$  である。
- 両端  $(1-\alpha)/2$  の部分ではフランジのひずみは一樣に降伏ひずみ  $\epsilon_y$  である。そしてその部分の面内曲げ剛性は  $E I_x$  である。

上記の仮定に従えば、フランジの平均値を伸び縮み( $\epsilon$ )は、

$$\epsilon = \frac{\Delta l}{l} = (1-\alpha)\epsilon_y + \alpha \cdot \epsilon_{st} \dots\dots\dots (5)$$

と表わされる。平均曲率は  $\kappa = 2\epsilon/H$  であるから、仮定した変形状態によれば、

$$\theta_u = \frac{\epsilon l}{H} \text{ また } \theta_p = \frac{\epsilon_y l}{H} \dots\dots\dots (6)$$

となる。従って回転容量 ( $R$ ) は、

$$R = \frac{\theta_u}{\theta_p} - 1 = \alpha \left( \frac{\epsilon_{st}}{\epsilon_y} - 1 \right) \dots\dots\dots (7)$$

と表わされる。

このような変形状態にある材が(3)式を満足する状態となった時に分岐が起り、横方向へたわむと同時に耐力低下をきたし、回転能力がつきるものとする。このような状態における材の横曲げ剛性を評価してやらなければならないが、ここで2つの方法により降伏後の材の横曲げ剛性を評価する。

[A]-法 Fig. 6 に示す状態に対して考える。左側は弾性状態、右側は今考えている塑性化した状態である。両端に等しい曲げモーメント ( $M$ ) が加わる時、節点回転角 ( $\theta$ ) は、

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{Ml}{2EI} \text{ (弾性状態)} \\ \theta' &= \frac{Ml}{EI} \cdot \frac{1-\alpha}{2} + \frac{Ml}{E_{st}I} \cdot \frac{\alpha}{2} \text{ (塑性化後の状態)} \end{aligned} \dots\dots\dots (8)$$

と表わされる。

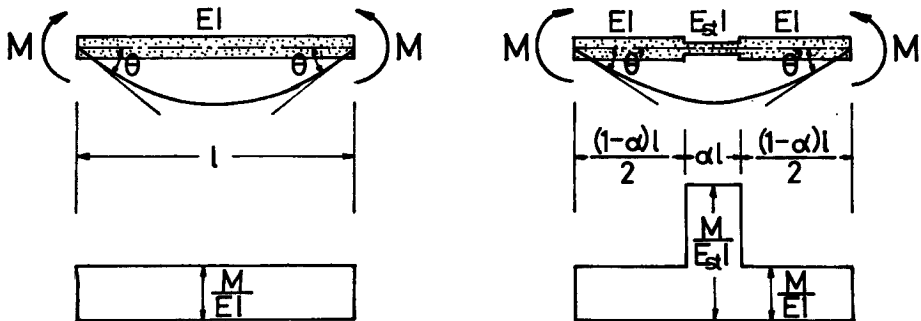


Fig. 6 Idealised stiffness distribution in [A]-method.

従って剛性低下係数 ( $\tau$ ) は

$$\tau = \frac{(EI)'}{EI} = \frac{1}{(1-\alpha) + \alpha \cdot \frac{E}{E_{st}}} \dots\dots\dots (9)$$

として表わされ、これを弱軸に関する曲げ剛性低下係数として用いることにする。

(7)式と(9)式より  $\alpha$  を消去すれば、

$$\tau = \frac{1}{1 + \frac{R}{\epsilon_{st}/\epsilon_y - 1} \left( \frac{E}{E_{st}} - 1 \right)} \dots\dots\dots (10)$$

となる。

[B]-法 この方法は曲げ剛性低下に対して一つの下界値を与えるものとする。

Fig. 7 に示す状態を考える。[A]-法と同様左側が弾性状態、右側が今考えている塑性化した状態である。両端より軸力  $N$  が作用し横方向へ座屈して撓んだ状態を考える。たわみ曲線の形は、左側弾性時正弦曲線、右側塑性化時には2本の折れた直線分と考えると、節点回転角 ( $\theta$ ) は、

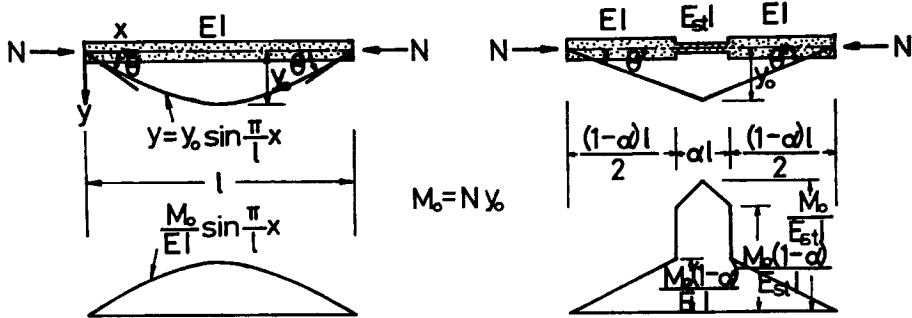


Fig. 7 Idealised stiffness distribution in [B]-method.

$$\left. \begin{aligned} \theta &= \frac{M_0}{EI} \int_0^{l/2} \sin \frac{\pi x}{l} dx = \frac{M_0}{EI} \cdot \frac{l}{\pi} \quad (\text{弾性状態}) \\ \theta' &= \frac{M_0 l}{EI} \cdot \frac{(1-\alpha)^2}{4} + \frac{M_0 l}{E_{st} I} \cdot \frac{(2-\alpha)\alpha}{4} \quad (\text{塑性化後の状態}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

と表わされ、従って曲げ剛性低下係数 ( $\tau$ ) は、

$$\tau = \frac{(EI)'}{EI} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{1}{1 + (E/E_{st} - 1)(2-\alpha)\alpha} \dots\dots\dots (12)$$

となる。(7)式を用いて  $\alpha$  を消去すれば、 $\tau$ - $R$  関係が求まる。

横方向補剛間隔と回転容量との関係を求める式は、今求めた  $\tau$  を用いて、(3)式に含まれる  $E$  のかわりに  $\tau \cdot E$  とし、 $M_{cr} = M_p = \sigma_y \cdot Z_p$  とすると求まる。但しせん断弾性係数 ( $G$ ) は断面の塑性化による影響を受けないものとする。

両端が単純支持された均等曲げを受ける  $H$  形断面はりの横方向補剛間隔と回転容量の関係は、(3)式、(7)式、(9)式、(12)式を用いて、少々整理すると、

$$\lambda_y = \sqrt{2\tau \left( \frac{E}{\sigma_y} \right)^2 \pi^2 \left( \frac{AH}{2Z_p} \right)^2 \cdot \frac{K_T}{AH^2} \cdot \left( \frac{G}{\sigma_y} \right)} \left\{ 1 + \sqrt{1 + \frac{1}{4 \left( \frac{G}{\sigma_y} \right)^2 \left( \frac{AH}{2Z_p} \right)^2 \left( \frac{K_T}{AH^2} \right)^2}} \right\} \dots\dots (13)$$

但し  $\tau$  は(7)式と(9)式より求まる((10)式)、あるいは(7)式と(12)式より求める。

として得られる。

この理論式は両端が構面内変形、構面外変形、振れ変形に対して単純支持された場合の横方向補剛間隔 ( $l$ ) と回転容量 ( $R$ ) との関係を示すものである。一方実験によって得られた横方向補剛間隔と回転容量の関係は、載荷のために均等モーメント区間の両側に張り出したスパンを持っているので、この部分が均等モーメント端部での横方向曲げ変形、反り変形を拘束することの影響を含んだ横方向補剛間隔と回転容量となっている。

両側スパンの拘束の影響を、いわゆる横座屈長さの低減係数 ( $\gamma$ ) として実験結果より得たものが Fig. 3 である。本来はこの横座屈長さ低減係数は両側スパンの応力状態、断面形、長さ等で計算により正確に求めなければならないものであるが、Fig. 3 に見る通り (●, ▲印は筆者等の実験結果, ○, △, ◇印は他の研究者らの実験結果であり、いずれも圧縮側フランジに貼付したひずみゲージの測定結果より得た横座屈後の横たわみ曲線の曲率反曲点間距離と支点間距離の比の逆数により  $\gamma$  値を計算したものである。), 両側スパンの応力状態の相違のみによって  $\gamma$  値は 3 つのグループにはっきりわかる。設計式という意味で両側スパンの断面形、長さの相違の影響を  $\gamma$  値に対して考慮するのをやめ、両側スパンの応力状態についてのみ  $\gamma$  値を変化させる考えで引いたのが Fig. 3 中の 3 本の破線であり、これは各応力状態に対する実験結果の平均値である。すなわち横座屈に対して最も不利な区間の両側の区間の応力状態だけを考える時、両側共に完全に塑性化している時  $\gamma=0.80$ 、片側は完全に塑性化し、他方はまだ弾性部分が残っている時  $\gamma=0.75$ 、両側に弾性部分がある時  $\gamma=0.52$  となる。

Fig. 3 では理論曲線の方が、横軸に対して、横座屈長さ低減係数  $\gamma=0.52$  を用いて修正が加えられている。Theory:  $(EI)^3 \cdots A$ , および Theory:  $(EI)^3 \cdots B$  はそれぞれ、曲げ剛性低下係数を [A]-法, [B]-法によって計算した上記理論による曲線である。

なお理論によれば回転容量 ( $R$ ) は補剛間隔の自乗には、厳密には反比例しないが、 $R = \frac{12000}{(l/r_y)^2}$  の曲線で示したように、実験式としてはよい近似を与えるものとみてよいようである。

Fig. 4 に両側スパンの応力状態の異なる 3 種類の実験結果を先に述べた、横座屈長さ低減係数を用いて補正し横軸に、横座屈に対する細長比 ( $\gamma \cdot l/r_y$ ) として取り、縦軸に回転容量をとったものを示す。実験結果のプロットから、本実験に対する  $\gamma$  値がほぼ妥当であることが観察される。また理論計算値も、曲げ剛性の評価 [A]-法が全体的に見て近似度がよく、[B]-法が一つの下限値を与えているのも観察される。この図においても、 $R$  は  $(\gamma \cdot l/r_y)^2$  に反比例するとして得た実験曲線  $R = \frac{3500}{(\gamma \cdot l/r_y)^2}$  はよい近似であることがわかる。

なお計算に用いた材料の定数を掲げておくと、

$$E=2100t/cm^2, G=810t/cm^2, \sigma_y=3.00t/cm^2$$

$$E/E_{st}=35, \varepsilon_{st}/\varepsilon_y=11$$

である。

#### 4. 補剛材の効果

前節では、ほぼ剛な横方向補剛材が圧縮側、引張側両フランジを補剛している場合について論じてきたが、本節では弾性的に挙動する補剛材を取り付け位置、剛性をかえて用いた場合の効果について述べる。

Fig. 8(a) は圧縮側、引張側両フランジに横方向変形のみ抗する補剛材を取り付けた場合と圧縮側フランジのみに取り付けた場合との回転容量を高める効果を比較したものである。圧縮側、引張側両フランジを補剛した場合も、圧縮側フランジのみを補剛した場合もその効果はほぼ等しく、引張側フランジに取り付けた補剛材は有効ではない。同図縦軸は補剛材の剛性をとってあるが、ある限度以上補剛材の剛性を大きくしても、回転容量を高めるための効率はよくならないのが観察できる。

Fig. 8(b) はフランジの横方向変位にのみ抗する補剛材と断面の捩れ変形にのみ抗する補剛材を同時に用いた場合の結果である。本実験で行なっているように、補剛点にスチフナーを入れるなど断面形が変形することに抗する処置がしてない場合には、断面の捩れに対する補剛材は、その剛性を高めても効果はあまり大きくないのが観察される。

ここでも引張側フランジに取り付けた横方向変位にのみ抗する補剛材はあまり効果的でないのが観察される。

本実験によれば、横補剛点においてスチフナーを設けるなど断面が変形することに対する配慮をしていない場合には引張側フランジに取り付けた横方向変位に抗する補剛材、および断面の捩れに抗する補剛材はあまり効果的でない。本実験において最も効果の大きかった圧縮側フランジに取り付けた補剛材について考察

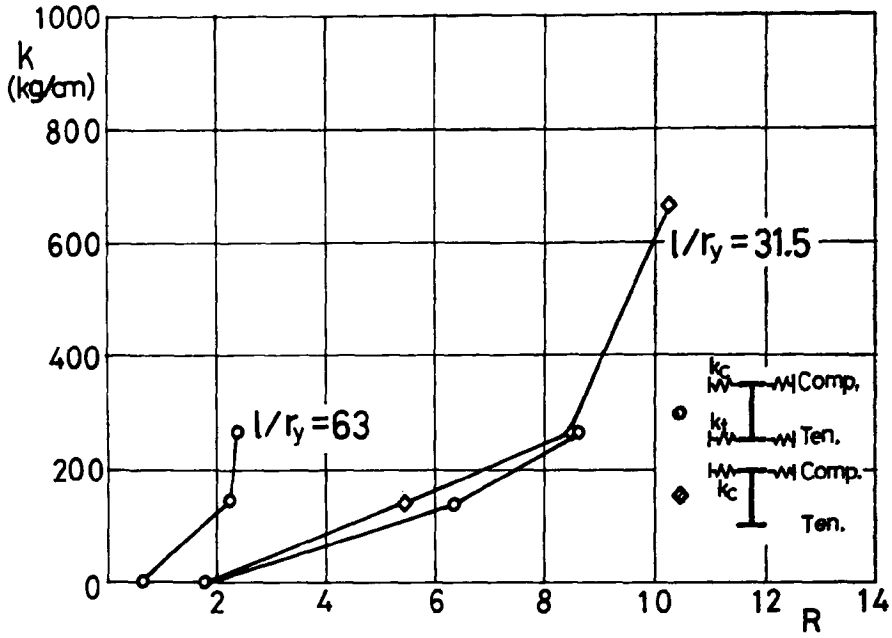


Fig. 8 (a) Effect of rigidity of lateral braces.

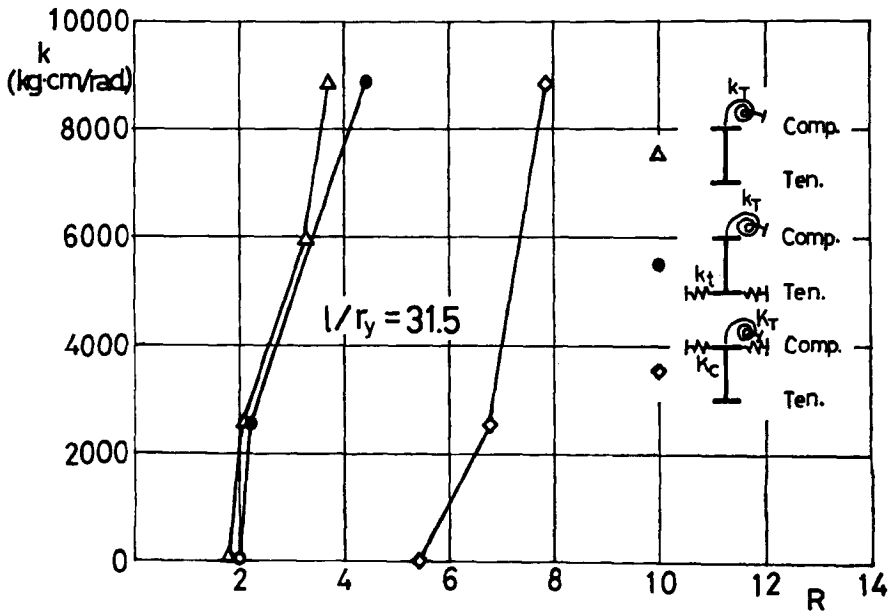


Fig. 8 (b) Effect of rigidity of torsional braces.

を加えてみる。すなわち圧縮側のフランジに取り付けた補剛材の剛性と回転容量を高める効果に関する実験式を得る試みを行なう。Fig. 8(a) の観測より補剛材の効果を次のように仮定する。

$$k = \beta \cdot \frac{\sigma_y A}{l} \cdot \left(\frac{r \cdot l}{r_y}\right)^4 \cdot (\bar{R} - R_o)^2$$

$$\bar{R} = \frac{\theta}{\theta_p} - 1$$

$R_o$ : Rotation Capacity when  $k=0$

$\beta = 13.0 \times 10^{-8}$  (from test results)

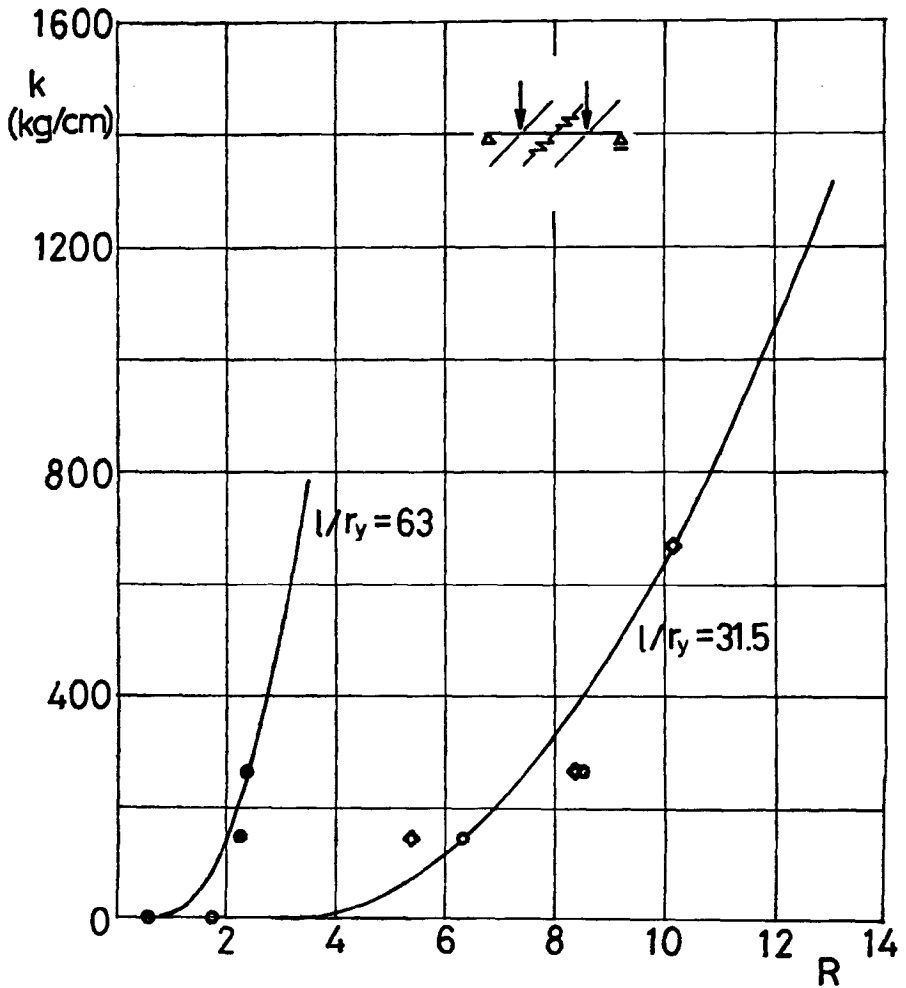


Fig. 9 Empirical formula for effect of lateral braces.

(i)  $k \propto \frac{\sigma_y A}{l}$  : 補剛材の所要剛性は、はり断面の降伏軸力に比例し、横方向補剛間隔に反比例する。

(ii)  $k \propto (\bar{R} - R_0)^2$  : 補剛材の剛性を増すと回転容量の増分は2次函数的に増してゆく。

(iii) ほぼ剛な横方向補剛材の場合に回転容量は横座屈に対する細長比の自乗にほぼ反比例した  $(R = \frac{3500}{(\gamma \cdot l/r_y)^2})$  が、この関係が補剛材の剛性が弾性的に小さくなった場合にも適用できるものとし、補剛材剛性の効果を表わす式を補正する。

(i), (ii), (iii) の考え方を同時に考えると、

$$k = \beta \cdot \frac{\sigma_y A}{l} \cdot \left(\frac{\gamma \cdot l}{r_y}\right)^4 \cdot (\bar{R} - R_0)^2 \dots\dots\dots (14)$$

なる式が得られる。式中  $R$  は  $R = \frac{\theta_u}{\theta_p} - 1$  で表わされる補剛材の剛性が  $k$  の時の回転容量であり、 $R_0$  は補剛材がない時の回転容量である。(14)式中の定数  $\beta$  を本実験結果より求めると  $\beta = 13.0 \times 10^{-8}$  となる。これを図示したのが Fig. 9 中の実線であり、対応する実験値が図中○, ◇, ●印で示してある。この実験式を補剛区間の両側の応力状態が筆者らのそれと異なる他研究者の実験結果と比較したものが Fig. 10 で

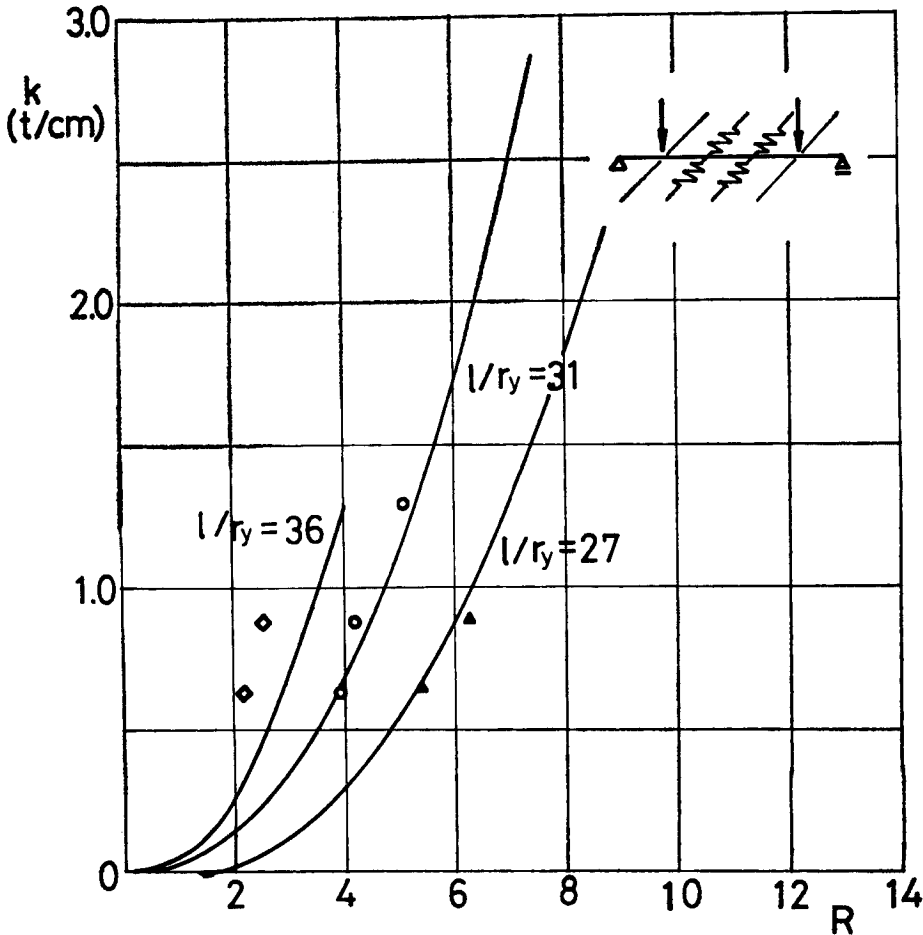


Fig. 10 Empirical formula for effect of lateral braces.

ある。比較的良い精度の実験式であろう。

この実験式によって圧縮側フランジに取り付けられる横方向補剛材の所要剛性を検討してみる。ほぼ剛な補剛材がある場合と同じ回転容量を発揮するための所要剛性として、(14)式中の  $\bar{R}$  に対し  $\bar{R} = \frac{3500}{(\gamma \cdot l / r_y)^2}$  を代入し、安全側の評価をするため  $R_0 = 0$  とすると、

$$k_{req.} = 1.60 \frac{\sigma_y A}{l} \dots\dots\dots (15)$$

となる。ここに  $k_{req.}$  が補剛材に要求される剛性である。

### 5. 横方向補剛材に働く力

断面の横方向変位のみに対抗する補剛材だけが取り付けられた場合で、圧縮側フランジに取り付けた補剛材に生じた力を示したのが Fig. 11 である。縦軸は補剛材に生じた力をはり断面の降伏軸力の 1/2 に対する比率として表わした無次元量、横軸ははりの塑性回転変形量を表わす無次元量である。

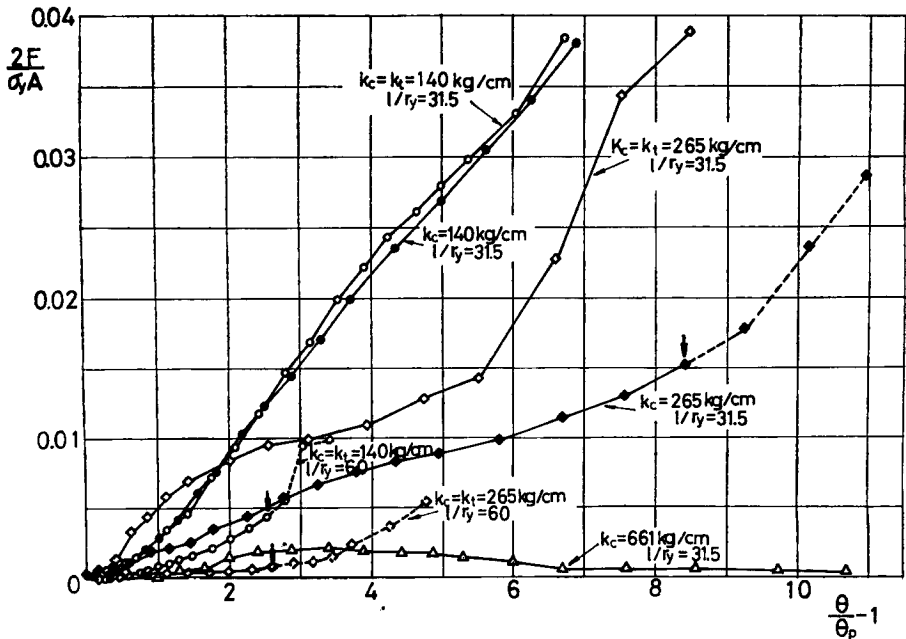


Fig. 11 Bracing force exerted in lateral braces.

横方向補剛材の剛性が小さい場合には、はり断面の降伏軸力の1/2の4%程度の力が生じている場合もあるが、前節(15)式で示される剛性以上の補剛材の剛性(本実験の場合  $l = 15\text{cm}$ ,  $l/r_y = 31.5$  で  $k_{req.} = 550\text{kg/cm}$ )が確保されるならば、補剛材に生ずる力は極めて小さい。

横方向補剛材に要求される強度は、さらに詳細に検討されるべきであるが、本実験結果からは、補剛材の剛性が  $k_{req.} = 1.60 \frac{\sigma_y A}{l}$  以上確保されるならば、補剛材ははり断面降伏軸力の1%に耐えるだけの強度を有すれば充分であるといえる。

### 6. 結 論

本研究の結果、H形断面ばりを塑性設計に用いる際の資料として得られた事柄を列挙すると、



(i) 横方向補剛間隔と回転容量の関係は本報告で行なっている理論解析で精度良く表現できる。とくに曲げ剛性の評価 [A]-法は実験値の平均的な近似曲線となっている。また実験曲線としては  $R=3500/(\gamma l/\tau_y)^2$  がよい近似曲線となっている。従ってはりの断面寸法，補剛区間の両側区間の応力状態，および必要となる回転容量が想定されるならば，補剛間隔を決めることが可能になった。

(ii) 横方向補剛材は圧縮側フランジ位置にはりの横方向変位に抗するものを取り付けるのが最も効果的である。

またその所要剛性は

$$l_{req.} \geq 1.60 \frac{\sigma_y A}{I}$$

程度でよい。

(iii) 横方向補剛材の所要強度は，補剛材の剛性が前記 (ii) を満す限り，はり断面の降伏軸力の1%の力に耐えるものでよい。

以上が本研究の結果得られた結論である。さらに補剛区間で曲げモーメントに勾配がある場合の研究も必要である。

### 参 考 文 献

- 1) 若林 実・中村 武・山本春樹：鉄骨充腹ばりの横座屈に関する研究（その1），京都大学防災研究所年報，第13号A，昭45. 3，pp. 365-380.
- 2) 若林 實・中村 武・山本春樹：鉄骨充腹ばりの横座屈に関する研究（その2），日本建築学会近畿支部研究報告集，構造・材料・施工，昭46. 5，pp. 159-162.
- 3) 若林 實・中村 武・山本春樹：はりの横座屈に関する研究——その3（スパン中央に弾性 横方向補剛材をもつはりの実験），日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），構造系，昭46. 11，pp. 361-362.
- 4) 鈴木敏郎・小野徹郎：塑性設計梁に関する実験的研究(1)——〈等モーメントを受ける梁〉——，日本建築学会論文報告集，第168号，昭45. 2，pp. 77-84.
- 5) 東大・田中研究室：横座屈実験における補剛力の測定，日本建築学会塑性設計小委員会資料，No. 9. 昭47. 9.
- 6) 東京工大・鈴木研究室：塑性設計梁の実験，日本建築学会塑性設計小委員会資料，No. 13, 昭47. 9.
- 7) M. G. Lay: The Strain Load-Deformation Behavior of Planner Steel Structure, Ph. D. Dissertation, Lehigh Univ., 1964.
- 8) Lay, M. G. and T. V. Galambos: Inelastic Steel Beams under Uniform Moment, Proc. of A.S.C.E. Vol. 91, ST. 6, 1965. 12, pp. 67-93.
- 9) 例えば, Kollbrunner, C. F. and M. Meister: Knicken, Biegedrillknicken, Kippen, 1961, pp. 170-181. 又は Timoshenko, S. P. and J. M. Gere: Theory of Elastic Stability, 2nd. Ed., 1961, pp. 251-277.
- 10) 鈴木敏郎・小野徹郎：塑性設計梁の補剛材剛性について（その1）——塑性設計梁に関する実験的研究(4)——，日本建築学会論文報告集，第202号，昭47. 12，pp. 31-39.