

## 軽量みぞ形鋼はりの横ねじれ耐荷力 に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON LATERAL-TORSIONAL STRENGTH  
OF COLD-FORMED STEEL CHANNEL BEAMS

久保全弘\*  
by Masahiro KUBO

Unbraced single-channel beams under transverse loads are very sensitive to the lateral-torsional instability. A total of 45 cold-formed steel channel beams with and without lips are tested under a concentrated load at the center of simply supported span. The transverse load on the top flange is applied in three vertical planes pass through the shear center, web and centroid of the cross section. The effects of eccentric loading on the load carrying capacity are investigated for four different span lengths. Measurements of geometrical and material imperfections are included in this report. The correlations between the experimental ultimate strength and several design formulas are also presented.

### 1. まえがき

軽量鋼構造に対する設計示方書や規準<sup>1)～3)</sup>も、近年の技術進歩と研究成果に基いて各国で改訂が進められている。そして、W.W. Yu の冷間成形の鋼構造物設計に関する著書<sup>4)</sup>も AISC 示方書<sup>1)</sup>の 1980 年版の発刊に伴い改訂された。この分野における研究の現状と課題については文献 4)～7)が参考になる。米国北東部で 1978 年の冬期に起きた雪積被害による構造物の崩壊事例と設計上の問題点は、文献 8)にまとめられている。

曲げ部材には、軽みぞ形鋼、リップみぞ形鋼、Z 形鋼および溶接によりみぞ形鋼をつづり合せた I 形鋼が主として適用される。みぞ形鋼は非対称断面形で、しかもそのせん断中心が断面の外側に位置するため、単一部材として使用する場合には、作用荷重の偏心によって生ずる曲げ耐荷力の低下を考慮しておく必要がある。みぞ形断面はりの横ねじれ座屈に関する実験的研究は数少なく、Hill<sup>9)</sup>によるアルミ合金はりの等曲げ実験、Lindner ら<sup>10)</sup>の冷間成形はりの等曲げおよび不等曲げ実験がある。これらの研究では、等フランジの I 形断面はりと同様な考え方で座屈強度を評価できることが示されている。Black<sup>11)</sup>、鈴木<sup>12)</sup>はみぞ形断面はりの偏心載荷実験を行い、曲げねじれ変形性状を検討している。また、Lindner ら<sup>13)</sup>は冷間成形みぞ形鋼の焼鉛はりと無焼鉛はりについて偏心載荷実験を行い、耐荷力におよぼす残留応力の影響は小さいことを明らかにしている。

本研究では、冷間成形の軽みぞ形鋼とリップみぞ形鋼を用いてはりの横ねじれ耐荷力を実験的に調べる。両端単純支持はりのスパン中央断面のせん断中心、ウェブおよび図心上にそれぞれ鉛直集中荷重を作用した

\* 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)

場合の荷重-変形性状、断面の垂直応力分布、横ねじれ耐荷力を求める。荷重の偏心量と耐荷力の関係を4種類のスパン長に対し明らかにし、現行設計示方書で規定する基本強度式との比較を行う。実験部材の材料性質、断面性質、初期曲がりおよび残留応力分布の測定もあわせて行い、それらの変動特性を把握する。

## 2. 実験内容

### (1) 実験部材

実験に用いた冷間成形のみぞ形鋼断面は、Fig.1に示す軽みぞ形鋼 U150x75x4.5mmおよびリップみぞ形鋼 C200x75x20x3.2mmであり、本論文ではこれらをU断面、C断面とそれぞれ称することにする。両断面とも、わが国の軽量形鋼構造設計施工指針<sup>2)</sup>に定めるはり材としての板要素の幅厚比制限値（自由突出フランジ  $w/t \leq 16$ 、補剛縁付きフランジ  $w/t \leq 48$ 、ウェブ  $w/t \leq 71$ ）を満足している。材料は一般構造用軽量形鋼のSSC 41材に相当する。

U断面部材では市販の10m定尺材10本から引張試験片44枚、残留応力測定材4本およびはり材45本を切り出した。同様に、C断面部材では定尺材8本から引張試験片32枚、残留応力測定材4本およびはり材32本を切り出した。

### (2) 実験方法

実験装置は文献14)で用いたペアリング支承と水平移動型引張ジャッキを使用した。はりの両支点上は支承の垂直回転軸とはり断面の鉛直軸が一致するようにウェブ内側に帯板を配置し、フォーク支持されている。そして、スパン中央の載荷部はウェブ両側に取り付けたアングルスチフナーに上フランジ上面の載荷板を固定し、断面の横ねじれ変形後も荷重枠を介して常に鉛直加力ができるように工夫されている。

載荷実験はFig.2に示すように、両端単純支持はりのスパン長として  $L = 1.5, 2, 2.5, 3\text{ m}$  の4種類を選び、スパン中央断面のせん断中心 ( $x_s = x_w$ )、ウェブ ( $x_p = x_w$ )および団心 ( $x_p = 0$ )上にそれぞれ鉛直集中荷重を作用させて行った。集中荷重の作用高さは、断面のy座標で  $y_p = -(d/2 + 20)\text{mm}$  の位置にある。ここに、 $d$  ははり高さを表わす。実験にあたり、すべてのはり材に対して断面寸法、初期曲がりを実測した。また、載荷実験では各荷重ステップにおけるスパン中央断面の鉛直ならびに水平たわみ、ひずみ分布を測定した。

## 3. 実験結果と考察

### (1) 材料性質

U断面(板厚  $t = 4.5\text{ mm}$ )とC断面(板厚  $t = 3.2\text{ mm}$ )におけるフランジおよびウェブの平坦部から採取したJIS 5号試験片による引張試験を行った。Fig.3は応力-ひずみ曲線を例示したものである。 $t = 4.5\text{ mm}$ 曲線は非弾性域が水平になる降伏形式を示しているのに対して、 $t = 3.2\text{ mm}$ の曲線は緩やかな降伏形式を呈している。Table 1には鋼材の機械的性質の平均値  $m$ と標準偏差  $s$ がまとめてある。 $t = 3.2\text{ mm}$ の最低降伏点応力  $\sigma_y$  は 0.2% ひずみのオフセット

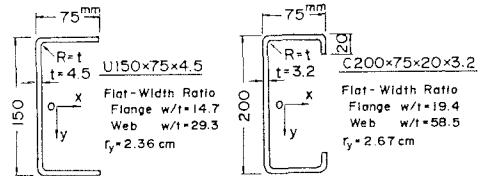


Fig. 1 Cold-formed steel channel sections.

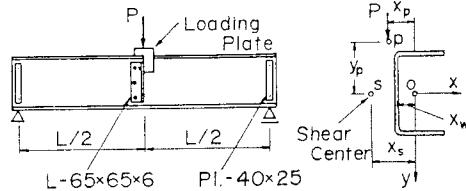


Fig. 2 Loading system of test beam.

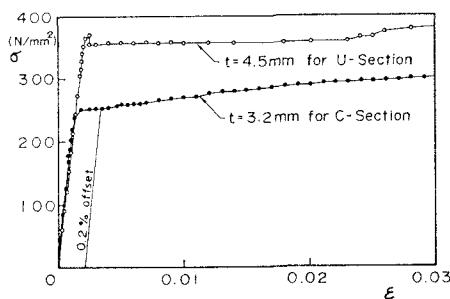


Fig. 3 Stress-strain curves.

法を用いて決めた。 $t=4.5 \text{ mm}$  の  $\sigma_y$  はSSC 41材の規格値  $\sigma_y = 245 \text{ N/mm}^2$  より 1.4 倍ほど高い強度であり、その変動も小さい。 $\sigma_y$  と引張強さ  $\sigma_u$  の比は  $\sigma_u/\sigma_y = 1.24$  と小さい。一方、 $t=3.2 \text{ mm}$  の  $\sigma_y$  は 4%,  $\sigma_u$  は 16% いずれも規格値より下回った値がえられた。そして、 $\sigma_u/\sigma_y = 1.44$ , 伸び  $\Delta l = 34\%$  であり、延性の大きい材料であると言える。なお、本研究では断面の隅角部に対する引張試験を実施していないが、冷間加工の影響によって平坦部と多少相違する値がえられるものと思われる<sup>4)</sup>。

### (2) 断面性質

はり材の 4 等分点で実測した断面寸法の平均値は Table 2 に示したように、公称寸法に比べてやや小さいが JIS 規格の許容公差をいずれも満足している。とくに、板厚減少が大きく、U 断面で 8%, C 断面で 6.8% の減少であるが、その変動は小さい。Table 2 には、みぞ形断面の隅角部の内側半径を  $R=t$  としたときの断面積  $A$ 、y 軸まわりの断面 2 次半径  $r_y$ 、x 軸まわりの断面係数  $S_x$  および塑性断面係数  $Z_x$  を計算した結果とそれぞれの公称値が比較してある。断面定数の変動は 0.8% 以下であり、均一断面を有した冷間成形部材であることがわかる。

### (3) 初期曲がり

Table 3 は初期曲がりの平均値と標準偏差をまとめたものであり、各部材長さ  $L$  の 4 等分で実測された最大値を用いて表わしてある。材長方向の初期たわみは U 断面部材の強軸 (x 軸) まわりで  $v_0 = L/5348$ 、弱軸 (y 軸) まわりで  $u_0 = L/1440$  である。C 断面部材では  $v_0 = L/8475$ 、 $u_0 = L/5587$  と小さい。これらの値は軽量形鋼部材の許容曲がり量  $L/500$  を十分満足している。また、ウェブの高さ方向の初期たわみ  $w_0$  は上下の隅角部を基準にして外側への曲がりが板厚の 0.1~0.3 倍程度で生じている。

### (4) 残留応力分布

Fig. 4 はみぞ形鋼断面の外側と内側表面で測定した材長方向の残留ひずみをもとに描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。この図において、平坦部における両面の残留応力には明瞭な差がみられ、片面のみの測定値では評価できないことがわかる。このように、冷間成形による材長方向の残留応力は板曲げ応力が主であり、両面の平均値は小さくなるものと思われる。

Table 1 Material properties.

Plates		Yield Stress $\sigma_y$ $\text{N/mm}^2$	Ultimate Stress $\sigma_u$ $\text{N/mm}^2$	Young's Modulus $E$ $\text{kN/mm}^2$	Poisson's Ratio $\nu$	Elongation $\Delta l$ %
Nominal Thickness	Number					
$t=4.5 \text{ mm}$ for U-section	44	m 345 s 10	426 6	194 3	0.282 0.007	22 1
	32	m 234 s 13	336 5	182 12	0.285 0.013	34 2

Note : m = mean value, s = standard deviation

Table 2 Cross-sectional properties.

Test Members		Area $A (\text{cm}^2)$	Radius of Gyration $r_y (\text{cm})$	Elastic Modulus $S_x (\text{cm}^3)$	Plastic Modulus $Z_x (\text{cm}^3)$
Dimensions (mm)	Number				
U 146.4×74.7×4.5 (U150×75×4.5)*	42	m 11.81 (12.83)* s 0.05	2.35 (2.36) 0.005	55.06 (59.8) 0.22	63.93 (69.2) 0.27
	32	m 11.01 (11.83)* s 0.06	2.66 (2.67) 0.006	68.49 (71.6) 0.32	78.36 (81.0) 0.38

Notes : (\*) for nominal value, m = mean value, s = standard deviation.

Table 3 Initial crookedness.

Test Members		Deflections of Member		Deflections of Web Plate
Section and Length	Number	about x-Axis $v_0/L$	about y-Axis $u_0/L$	$w_0/t$
U150×75×4.5 $L=1.5 \sim 3 \text{ m}$	42	m $0.187 \times 10^{-3}$ s $0.237 \times 10^{-3}$	$0.694 \times 10^{-3}$ $0.203 \times 10^{-3}$	0.11 0.008
	32	m $0.118 \times 10^{-3}$ s $0.081 \times 10^{-3}$	$0.179 \times 10^{-3}$ $0.102 \times 10^{-3}$	0.27 0.035

Note : m = mean value, s = standard deviation.

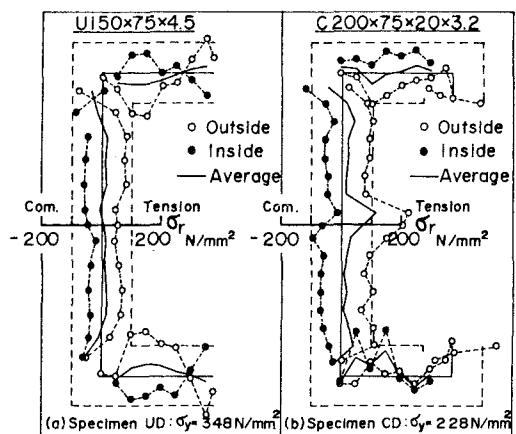


Fig. 4 Residual stress distributions.

### (5) 荷重 - 變形曲線

Figs.5(a),(b) はスパン長  $L = 1.5 \text{ m}$  で荷重の作用位置を断面のせん断中心  $x_p = x_s$  , ウェブ  $x_p = x_w$  および図心上  $x_p = 0$  に変えた場合の下フランジ点 ( $x = 0, y = d/2$ ) の鉛直たわみ  $v_t$  と断面のねじれ角  $\phi$  をプロットした図である。ねじれ角は図中のように、ウェブ上下の隅角部における水平たわみから求めてある。図中の  $x_p = x_s$  に対する直線は弾性鉛直たわみの計算値  $v_t = PL^3/(48EI_x)$  である。 $x_p = x_w, 0$  の  $v_t$  と  $\phi$  に対する実線の曲線は2次理論による弾性解析結果<sup>15)</sup> を示している。せん断中心上載荷でも荷重の早期からわずかのねじれ角が生じ、 $\phi = 2^\circ$  程度で最大荷重  $P_u$  に到達した後、急激な耐力低下を示している。実験はりUA-15, CA-15とも  $x$  軸の負方向(せん断中心側)への横ねじれ座屈を起した。これに対し、偏心載荷では緩やかな変形挙動を示し、最大荷重後の急激な耐力低下は生じていない。ねじれ角の実験値は解析値よりやや小さめに生じているが、弾性挙動の傾向はよく一致している。

### (6) 断面の垂直応力分布

スパン長  $L = 2\text{ m}$  の実験はりのスパン中央から  $8\text{ cm}$  離れた断面で測定した垂直ひずみをもとに描いた応力分布図を Figs. 8(a), (b) に示す。荷重段階として最大荷重  $P_u$  とその約 6割（弾性域）を選んでプロットしてある。図中の実線で表わす理論応力  $\sigma$ （引張応力を正とする）は式(1) から算出した<sup>16), 17)</sup>。

ここに、 $M$  は鉛直面内の曲げモーメント、 $M = PL/4$  である。 $x, y$  は Fig. 2 に示す図心に関する座標値であり、 $I_x, I_y$  は  $x, y$  軸まわりの断面2次モーメントをそれぞれ表わす。 $E$  は材料のヤング率、 $\omega_n$  は断面の単位そりである。

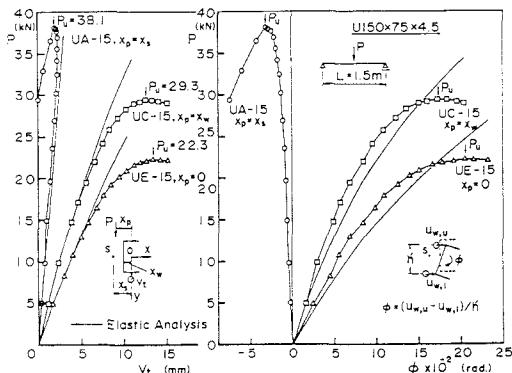


Fig. 5(a) Load-deformation curves.

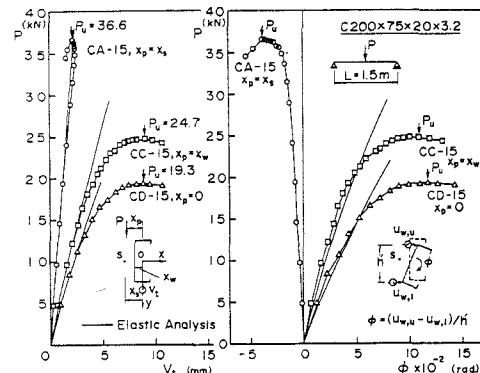


Fig. 5(b) Load-deformation curves.

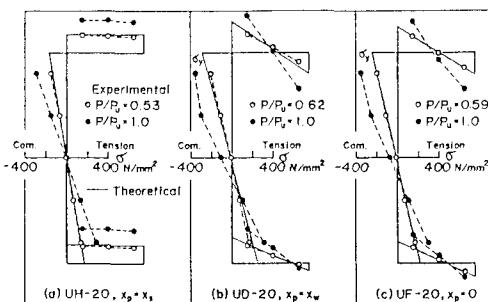


Fig. 6(a) Longitudinal stress distributions.

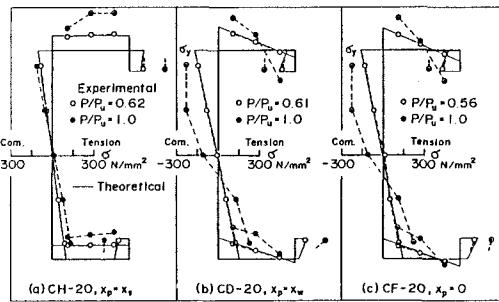


Fig. 6(b) Longitudinal stress distributions.

偏心載荷に対するねじれ角 $\phi$ とその2階の微係数 $\phi''$ は、スパン中央 $z = L/2$ で集中ねじりモーメント $M_t = P(x_p - x_s - y_p \phi)$ を受ける単純支持はりに近似的に置換して求めた<sup>17)</sup>。

$$\phi = \frac{P(x_p - x_s) \eta}{4GJ/L + Py_p \eta} \quad \dots \dots \dots (2) \quad \phi'' = \frac{-P(x_p - x_s - y_p \phi)k}{2GJ} \tanh \frac{kL}{2} \quad \dots \dots \dots (3)$$

ここに、 $k = \sqrt{\frac{GJ}{EI_w}}$   $\dots \dots \dots (4)$   $\eta = 1 - \frac{2}{kL} \tanh \frac{kL}{2}$   $\dots \dots \dots \dots (5)$

であり、 $G$  は材料のせん断弾性係数、 $J$  は断面の St. Venant のねじり定数、 $I_w$  はそりねじり定数である。 $x_p$ ,  $y_p$  は集中荷重の作用点、 $x_s$  はせん断中心点であり、それぞれ Fig. 2 の  $x$ ,  $y$  座標値を与える。

Fig. 6 から、弾性域での実測応力は直線分布性状を示し、そり拘束の影響を明瞭に認めることができる。そして、せん断中心載荷の場合は式(1)の第1項による単純曲げ応力によって、偏心載荷 ( $x_p = x_w, 0$ ) の場合には式(1)の合成応力によってそれぞれよく表わされている。断面の降伏化は偏心載荷の場合には上フランジとウェブとの隅角部で最初に生じ、最大荷重時にはすでに圧縮降伏点応力 $\sigma_y$ に到達している。そして、その後の大変形領域に入ると弱軸まわりの曲げ成分もかなり大きくなることが推察される。

#### (7) 崩壊形式と耐荷力

本実験のすべてのはりが Photo. 1 に示すような部材全体の曲げねじれ変形を伴って崩壊した。しかし、軽みぞ形鋼 (U断面) の  $L = 1.5m$  でせん断中心載荷したはりでは、スパン中央の載荷点近傍で圧縮フランジの局部座屈変形も最大荷重到達後に発生した。このことから、自由突出フランジを有するリップなしの軽量みぞ形鋼で細長比の小さいはりでは、局部座屈と横ねじれ座屈の連成挙動に対する検討も必要になると思われる。

軽量みぞ形鋼 (U断面) 25体とリップみぞ形鋼 (C断面) 20体のはり実験からえられた最大荷重 $P_u$ と荷重の作用位置 $x_p$ の関係を Figs. 7(a), (b) 示す。図中の破線は4種類

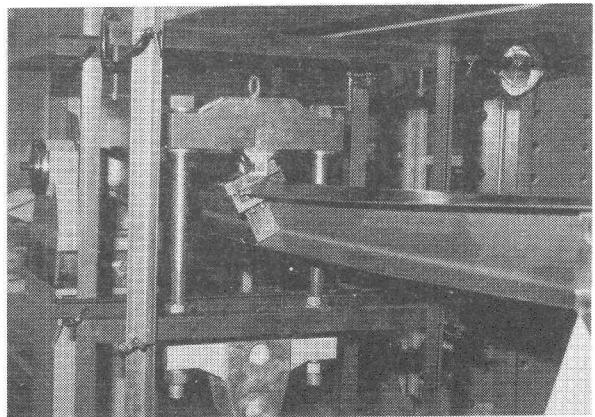


Photo 1 Failure mode of test beam.

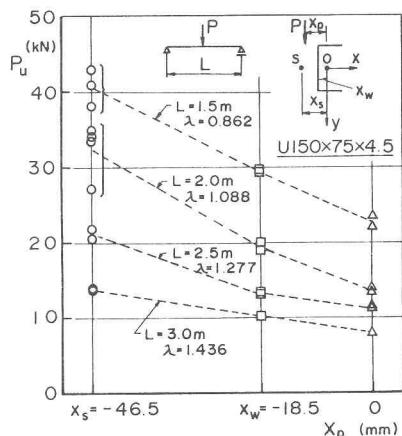


Fig. 7(a) Ultimate loads of test beams.

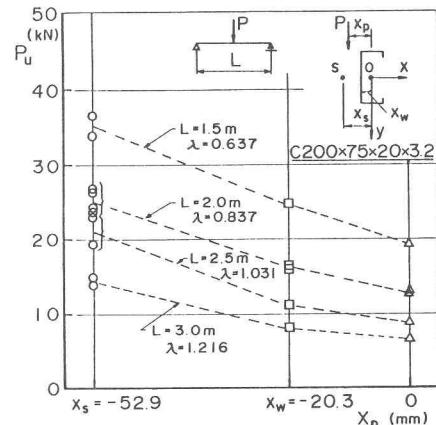


Fig. 7(b) Ultimate loads of test beams.

のスパン長に対して実験値の平均を結んだものである。 $\lambda$ は降伏モーメント  $M_y$  と弾性横ねじれ座屈モーメント  $M_E$  を用いた修正細長比  $\lambda = \sqrt{M_y/M_E}$  を表わす。偏心載荷に伴う耐荷力の低下は  $\lambda$  の増大とともに少しずつ緩やかな勾配になっている。せん断中心載荷に比較して、U断面でのウェブ載荷で 33%, 図心載荷で 48% の平均耐荷力の低下が生じている。同様に、C断面でのウェブ載荷で 39%, 図心載荷で 52% の耐荷力低下が生じ、U断面に比べてやや大きい。

#### 4. 横ねじれ強度の評価

##### (1) 現行設計基本強度式と実験データの比較

Fig. 8 は米国の鉄鋼協会(AISI)が規定している冷間成形はりの横ねじれ座屈強度に対する設計基本式<sup>1)</sup>と実験データの比較を行ったものである。縦軸に無次元耐荷力  $\delta_r = M_u/M_y$ 、横軸に式(6)で表わす修正細長比  $\lambda$  がとっている。

$$\lambda = \frac{1}{\pi \sqrt{C_b}} \sqrt{\frac{L^2 S_{xc}}{d I_{yc}}} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad \dots \quad (6)$$

ここに、 $C_b$  は曲げモーメント修正係数を表わす。 $d$  は断面の高さ、 $S_{xc}$  は圧縮縁に関する断面係数である。 $I_{yc}$  は断面の圧縮部分の y 軸まわりの断面2次モーメントであり、上下等フランジ断面では  $I_{yc} = I_y/2$  になる。

この設計式は St. Venant のねじり項を無視し、2軸対称 I 形断面を対象に誘導されたものである。そして 1953 年の Hill<sup>9)</sup> の研究成果にもとづき、みぞ形断面はりにも適用されている。図中には、Lindner<sup>10)</sup> の等曲げによる実験値および本研究における中央集中荷重のせん断中心上載荷による実験値がプロットしてある。本研究からえられた実験値のほとんどが AISI の設計基本強度を下回っている。この原因として、本実験ではフランジの幅厚比が比較的大きい断面を用いたこと、スパン中央の載荷点において避けられない初期曲がりや偏心が存在していたことなどが考えられる。

Fig. 9 は日本建築学会(AIJ)が軽量形鋼構造設計施工指針<sup>2)</sup>で使用しているみぞ形断面はりの設計基本式との比較を示したものである。横軸の修正細長比は、

$$\lambda = \frac{1.241}{\sqrt{K}} \sqrt{\frac{L_d}{bt}} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad \dots \quad (7)$$

で表わされる。ここに、 $b$  はフランジの全幅  $K$  は軽みぞ形鋼では 1.0、リップみぞ形鋼では 1.2 を用いる。この設計式は St. Venant のねじり項のみを考慮した修正細長比で表わし、偏心荷重に伴う耐荷力低下を配慮して修正値  $K$  が決められている。図中には、本研

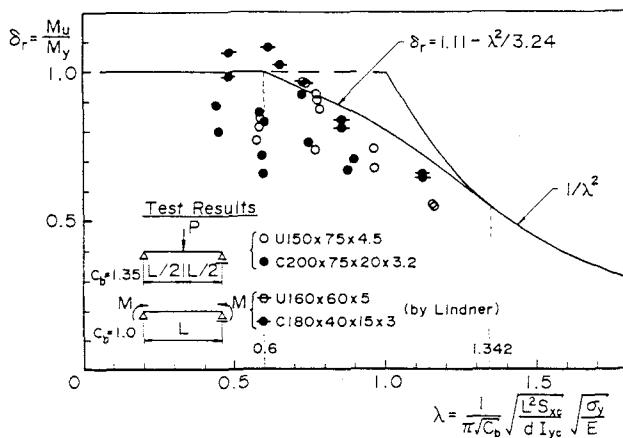


Fig. 8 Comparison between test data and design formula of AISI-1980 Spec..

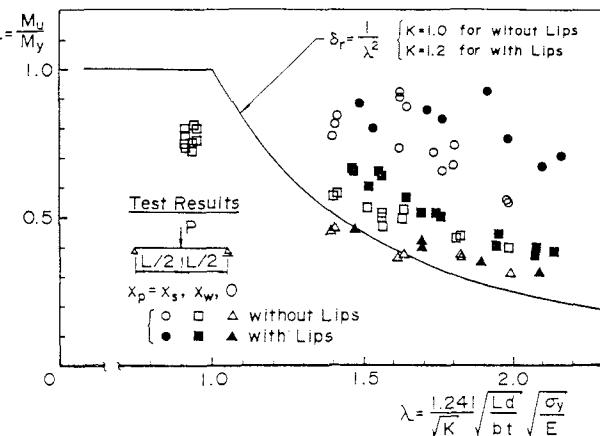


Fig. 9 Comparison between test data and design formula of AIJ-1974 Code.

究の実験値 45 個と Lindner ら<sup>13)</sup> のウェブ上載荷による実験値 37 個がプロットしてある。この図から、この設計式は偏心載荷に対しては  $\lambda$  の小さい範囲を除いて比較的よい対応を示しているが、せん断中心載荷に対してはかなりの安全側を与える。

Fig. 10 は最近、わが国で提案された軽鋼構造設計施工指針（案）<sup>3)</sup> の設計基本式との対応を調べたものである。横軸の修正細長比として式(6) とほぼ同じ表現である式(8) を用い、弾性座屈強度  $(1/\lambda^2)$  の  $1/2$  曲線とそれに接する非弾性遷移曲線を与えており。

$$\lambda = \frac{1}{\pi \sqrt{C_b}} \left( \frac{L}{r_c} \right) \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad \dots \dots \quad (8)$$

ここに、 $r_c$  は圧縮フランジとはり高さの  $1/6$  からなる断面の  $y$  軸まわりの断面 2 次半径で

ある。この設計基本強度はみぞ形断面や U 形断面のはり材に対して設定されたものであるが、冷間成形みぞ形鋼はりの偏心載荷の実験値は非弾性域で設計曲線を大幅に下回っている。

## （2）横ねじれ強度の評価法

Figs. 6(a), (b) で検討したように、弾性域における断面の垂直応力  $\sigma$  は式(1) で与えられることがわかった。みぞ形断面内の最大応力が降伏点応力  $\sigma_y$  に到達する荷重  $P_f$  は式(1) において  $\sigma = \sigma_y$  (圧縮応力を負) とおいて次式から求められる。

$$P_f = [ -D \pm \sqrt{D^2 + B H} ] / B \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (9)$$

ここに、

$$B = \frac{L^2}{4I_y} \left[ \frac{I_y y_p y}{I_x} + (x_p - x_s)x \right] \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (10)$$

$$D = \frac{1}{\eta} \left[ \frac{GJ L y}{2I_x} + E \omega_n (x_p - x_s) k \tanh \frac{kL}{2} \right] - \frac{y_p L \sigma_y}{2} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (11)$$

$$H = \frac{4 G J \sigma_y}{\eta} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (12)$$

そして、鉛直荷重がせん断中心から図心側に作用する場合 ( $x_p - x_s > 0$ ) は、上フランジとウェブの交点における圧縮応力が最初に降伏点応力に到達するので、 $x = x_w$ ,  $y = -h/2$ ,  $\omega_n = h(x_s - x_w)/2$  とおける。

Fig. 11 は、 $L = 2m$  と  $3m$  の実験はりに対し、スパン中央断面におけるねじれ角の実測値と式(2) による計算値とを比較したものであり、よい対応を示している。図中には式(9) から求められる降伏限界荷重  $P_f$  が示してあり、いずれも最大荷重  $P_u$  より低めを与える。

次に、軽みぞ形鋼とリップみぞ形鋼はりの偏心載荷実験結果をもとに  $\alpha (= P_u / P_f)$  -  $\lambda (= \sqrt{M_y / M_E})$

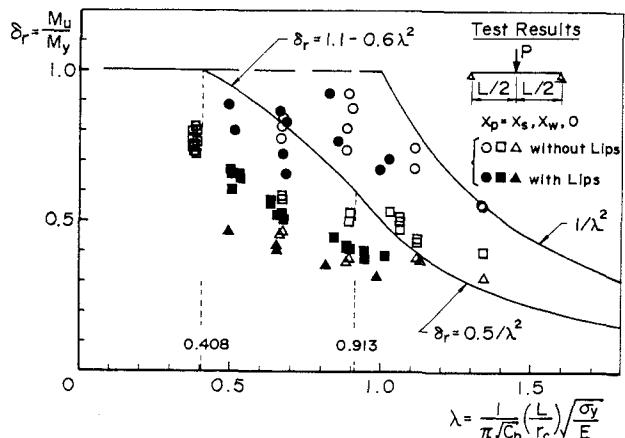


Fig. 10 Comparison between test data and design formula of AIJ-New Code.

$$P_f = [ -D \pm \sqrt{D^2 + B H} ] / B \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (9)$$

ここに、

$$B = \frac{L^2}{4I_y} \left[ \frac{I_y y_p y}{I_x} + (x_p - x_s)x \right] \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (10)$$

$$D = \frac{1}{\eta} \left[ \frac{GJ L y}{2I_x} + E \omega_n (x_p - x_s) k \tanh \frac{kL}{2} \right] - \frac{y_p L \sigma_y}{2} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (11)$$

$$H = \frac{4 G J \sigma_y}{\eta} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (12)$$

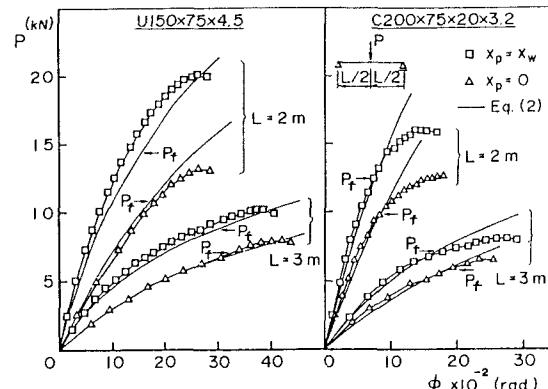


Fig. 11  $P - \phi$  curves.

関係を調べると、Fig.12のようになる。ここに、 $M_F$ は単純ばかりのスパン中央断面のせん断中心上に鉛直集中荷重が作用したときの弾性横ねじれ座屈モーメントであり、補遺A.の式(A.1)から  $C_1 = 1.35$ ,  $C_2 = 0.55$  の係数を用いて算定した。 $\alpha$ 値は修正細長比入が大きくなると1.0に近づき、偏心量とは無関係に直線関係を示している。図中には、両断面形に対し $\alpha$ の平均値 $\alpha_m$ と標準偏差の2倍を差し引いた $\alpha_{m-2s}$ 値の式が求めてあり、リップみぞ形鋼の方がやや小さい値をとる。

みぞ形断面はりの場合も横ねじれ座屈強度は入 = 0.2程度で断面の降伏モーメント $M_y$ に達することが考えられる。したがって、偏心載荷に伴う曲げ耐荷力の低減係数 $Q = \alpha M_F / M_y$ を $\lambda = 0.2$ で式(9)による $P_f$ の計算値とFig.12の $\alpha$ を用いて推定すると、Fig.13のようになる。ここに、 $M_F = P_f L / 4$ である。 $\alpha$ 値は安全側をみて $\alpha_{m-2s}$ 式からの値、軽みぞ形鋼では $\alpha = 1.70$ 、リップみぞ形鋼では $\alpha = 1.54$ を用いた。横軸に偏心量パラメータ $e = (1 - x_p / x_s)$ をとって、実験で用いられた4種類の断面形について図示してある。ここでは、耐荷力の低減係数を式(13)のように簡単に表現する。

$$Q = 1 - 0.5e \quad \dots \dots \dots \quad (13)$$

横ねじれ強度は面内耐荷力を $Q M_y$ と考え、ECCS(欧洲鋼構造連合)で提案されたはりの設計式を修正した式で評価してみる。

$$\delta_r = \frac{M_u}{M_y} = (Q^{-n} + \lambda^{2n})^{-1/n} \quad \dots \quad (14)$$

ここに、 $n$ はシステム係数である。修正細長比は降伏モーメント $M_y$ と弾性横ねじれ座屈モーメント $M_E$ を用いて $\lambda = \sqrt{M_y / M_E}$ で表わす。なお、補遺A.に示した式(A.2)は入の簡略式として用いることができる。

Fig.14は縦軸に $\delta'_r = M_u / (Q M_y)$ を、横軸に $\lambda' = \sqrt{Q M_y / M_E}$ をとって実験データ(せん断中心上載荷 $x_p = x_s$ , ウェブ上載荷 $x_p = x_w$ , 囲心上載荷 $x_p = 0$ )をまとめてプロットしたものである。図中にはECCS設計式の $n = 1.0, 1.5, 2.5$ 曲線が示してあるが、偏心載荷の実験値は $n = 1.0$ と2.5曲線の間に位置している。このように、式(13)の偏心載荷を考慮する低減係数 $Q$ を導入することによって、みぞ形断面はりの横ねじれ強度を評価できるようである。

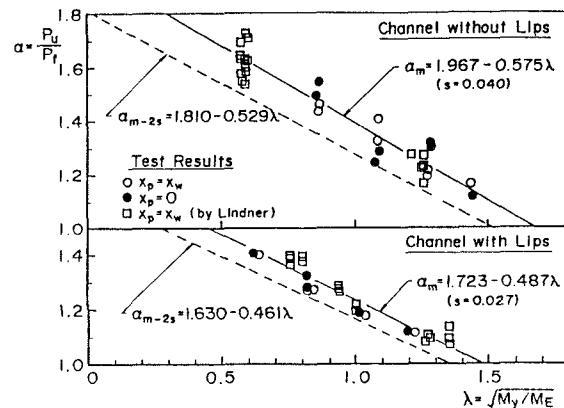


Fig. 12  $\alpha - \lambda$  relationships.

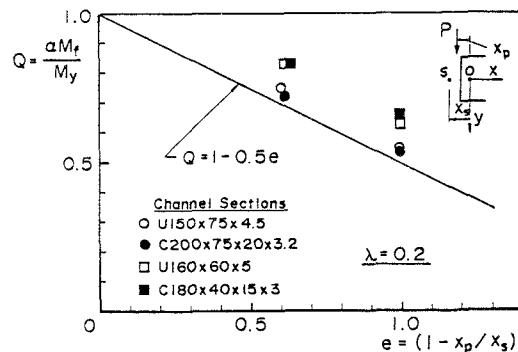


Fig. 13 Reduction factor  $Q$ .

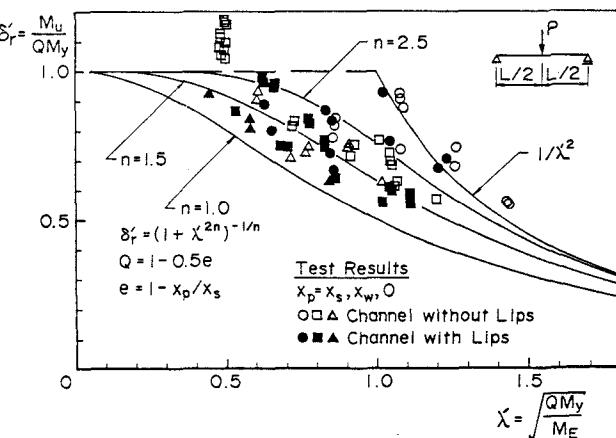


Fig. 14 Lateral-torsional strength of cold-formed steel channel beams.

## 5. あとがき

軽量みぞ形鋼の単純支持はりを用いて、スパン中央に鉛直集中荷重が作用した場合の横ねじれ耐荷力実験を行った。偏心載荷に伴うねじれ変形挙動は2次理論による弾性解析と比較した。4種類の細長比に対して偏心量と耐荷力の関係を調べ、現行設計基本強度式の適合性ならびに横ねじれ強度の評価法について検討した。軽量みぞ形鋼のように鉛直面内に対称軸を有しない薄肉單一部材では、鉛直荷重をせん断中心に載荷した場合でも、避けられない初期変形や作用荷重の偏心のために、荷重の初期からねじれ変形を生じ易く、かなりの耐荷力低下を伴うので設計上の適切な配慮が必要である。本実験的研究からえられた結果を要約すると下記のようである。

- (1) 本実験に用いた冷間成形鋼部材は材料強度、断面寸法とも均一であり、その変動も小さい。また、初期変形も比較的小さく、材長方向の初期曲がりは設計許容量である材長の1/500を十分満足したものであった。
- (2) 冷間成形による部材軸方向の残留応力は板曲げ応力が主であり、断面の内外表面の平均値は小さく、断面の平坦部で降伏点応力の10%程度である。
- (3) 偏心載荷した場合の最大荷重後のはりのねじれ変形挙動は、せん断中心載荷に比べて緩やかである。そして、弾性変形はねじり外力のみを考慮した式(2)によって十分推定できる。また、断面の垂直応力分布はよい直線性状を示し、式(1)の合成応力によって求めることができる。
- (4) 実験耐荷力と現行設計基本強度との適合性は必ずしも十分でなく、中間横荷重を受ける軽量みぞ形鋼はりに対する適切な対処が望まれる。
- (5) 偏心載荷による最大荷重と式(8)から求まる降伏限界荷重との比 $\alpha$ は、無次元細長比 $\lambda$ と直線関係にあり、 $\lambda$ が大きくなるにつれて $\alpha = 1$ に近づく。 $\alpha$ 値は軽みぞ形鋼よりリップみぞ形鋼の方が10%ほど小さい。偏心載荷に伴う耐荷力低下は式(13)の $Q$ を断面の降伏モーメントの低減係数として考えることにより、式(14)から評価できると思われる。そして、実験値の下限強度曲線はシステム係数 $n=1.0$ によって与えられるようである。

## 補遺A. 修正細長比の簡略式

式(14)の修正細長比 $\lambda$ に含まれる弾性横ねじれ座屈モーメント $M_E$ は相当複雑になるので、実際設計への適用を考えると、その簡略化が必要である。ここでは、 $M_E$ の表現式として式(A.1)<sup>18), 19)</sup>を用いて、みぞ形断面はりに対する修正細長比の簡略式を誘導した。

$$M_E = C_1 \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y k_z) L^2} \left[ C_2 y_p + \sqrt{(C_2 y_p)^2 + \frac{I_w}{I_y} \left( 1 + \frac{GJ(k_z L)^2}{\pi^2 EI_w} \right)} \right] \quad \dots \dots \dots \quad (A.1)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{M_y}{M_E}} \cong \frac{2K_1 K_2}{\pi \sqrt{C_1}} \left( \frac{k_y L}{b_f} \right) \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad \dots \dots \dots \quad (A.2)$$

ここに、

$$K_1 = -\frac{1}{2} \delta_1 \quad \dots \dots \dots \quad (A.3)$$

$$K_2 = \left[ x_1 + \left\{ x_1^2 + \delta_2 + x_2 \left( \frac{k_z L}{b_f} \right)^2 \right\}^{1/2} \right]^{-1/2} \quad \dots \dots \dots \quad (A.4)$$

$$x_1 = (2C_2 y_p/h) , \quad x_2 = 0.156 \delta_3 (t/h)^3 \quad \dots \dots \dots \quad (A.5)$$

$$\delta_1 = \frac{(6 + \alpha + 6\beta\gamma)(2 + \alpha + 2\beta)}{1 + 2\alpha + 2\beta(2 + 3\alpha)} , \quad \delta_2 = 0.687/\gamma \quad \dots \dots \dots \quad (A.6)$$

$$\delta_3 = \frac{(2 + \alpha + 2\beta)^2}{1 + 2\alpha + 2\beta(2 + 3\alpha)}$$

$$\alpha = A_w/A_f , \quad \beta = A_c/A_f , \quad \gamma = (1 - c/h)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (A.7)$$

で表わす。上式中、 $L$  はスパン長、 $\sigma_y$  と  $E$  は材料の降伏点応力とヤング率である。 $t$  は断面の板厚、 $h$  はウェブ高さ、 $b_f$  はフランジ幅、 $c$  はリップ幅である (Fig. A.1 参照)。また、 $A_w$ 、 $A_f$ 、 $A_c$  はウェブ、フランジおよびリップの断面積をそれぞれ表わす。 $y_p$  は鉛直集中荷重や分布荷重の作用高さであり、せん断中心より上方にあるとき負の値をとる。 $C_1, C_2$  は荷重形式と材端支持条件によって定まる係数であり、 $C_1$  は曲げモーメント修正係数  $C_0$  に相当する。 $k_y, k_z$  は横ねじれ変形 ( $u, \phi$ ) に対する有効長さ係数である。

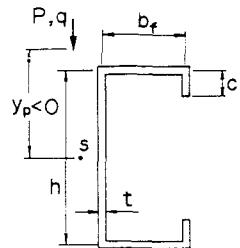


Fig. A.1 Channel section.

### 参考文献

- 1) American Iron And Steel Institute : Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, Washington, D.C., 1980.
- 2) 日本建築学会：軽量形鋼構造設計施工指針・同解説、1974。
- 3) 日本建築学会構造委員会：軽鋼構造設計施工指針（案）、建築雑誌、Vol.98, No.1209, pp.76-84, 1983年7月。
- 4) Yu, W.W. : Cold-Formed Steel Structures, 2nd Edition, McGraw-Hill, New York, 1985.
- 5) Rhodes, J. and Spence, J. : Behaviour of Thin-Walled Structures, Elsevier Applied Science Publishers, London, 1984.
- 6) Nixon, D. and Adams, P.F. : The Design of Light Industrial Buildings - Research Needs, Canadian Journal of Civil Engineering, 8, pp.146-154, 1981.
- 7) Peköz, T. : Recent Cold-Formed Steel Research and Design Specification Activities in North America, Proceedings of 3rd International Colloquium on Stability of Metal Structures, Canada, SSRC, pp.543-550, May 1983.
- 8) Zamecnik, F.J. : Errors in Utilization of Cold-Formed Steel Members, Journal of Structural Division, ASCE, No.ST12, pp.2493-2508, December 1980.
- 9) Hill, H.N. : Lateral Buckling of Channels and Z-beams, Transactions of ASCE, Vol.119, pp.829-841, 1954.
- 10) Lindner, J. und Gietzelt, R. : Biegendrill-knicken - Erläuterungen, Versuche, Beispiele. Berichte aus Forschung und Entwicklung, DAST Heft 10/1980, Stahlbau-Verlag, Köln, 1980.

- 11) Black, M.M. : The Analysis and Design of Thin Walled Open-Section Beams, In Thin Walled Steel Structures, edited by K.C. Rockey and H.V. Hill, Crosby Lockwood & Son Ltd., London, pp.173-198, 1969.
- 12) 鈴木敏郎・木村 衛：偏心横力を受ける鉄骨梁の挙動、日本建築学会論文報告集、第 243号,pp.53-61, 1976年 5月。
- 13) Lindner, J. und Kurth, W. : Zum Einflus der Eigenspannungen bei querbelasteten Kaltprofilen Der Stahlbau, Heft 10, S.297-302, 1980.
- 14) 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、土木学会論文報告集投稿中。
- 15) Hildenbrand, P. : Ein Beitrag zum Biege-Torsions-Problem dünnwandiger Balken mit beliebigem offenem Querschnitt nach Theorie II. Ordnung, Der Stahlbau, Heft 6, S.171-181, 1972.
- 16) 福本勝士・西野文雄共訳、Galambos著：鋼構造部材と骨組 一強度と設計一、丸善、1970年。
- 17) Dabrowski, R. : Zum Problem der gleichzeitigen Biegung und Torsion dünnwandiger Balken, Der Stahlbau, Heft 4, S.104-111, 1960.
- 18) Jonston, B.G. : Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 3rd edition, SSRC, John Wiley & Sons, New York, 1976.
- 19) 福本勝士：構造物の座屈・安定解析、土木学会編 新体系土木工学 9、技報堂、1982.

(1985年10月18日受付)