

1. まえがき

構造部材の抵抗強度を的確に評価するためには、避けられない初期不整量を考慮した耐荷力と変形能の特性を把握しておくことが必要である。鋼I形断面はりの横倒れ座屈に関しては、スパン中央単一集中荷重のもとで行われた名古屋大学での一連の実験があり、初期不整量と強度変動の定量的な結果が明らかにされている¹⁾。本研究は荷重条件として単一集中荷重より厳しい二点集中荷重のもとで横倒れ実験を行い、初期不整量の把握と座屈強度の変動性に与える荷重状態の影響について調べたものである。

2. 実験内容

圧延H形鋼H-200×100×5.5×8(材質SS41, 長さ10m)の原材を6本用意し、各原材から座屈実験はり4本、引張試験片4枚および残留応力測定片1本ずつをそれぞれ製作した。座屈実験は両端単純支持はりのもとで、スパン長2.25mの3等分点に二点集中荷重を受けるもの18本およびスパン長2.28mの中央に単一集中荷重を受けるもの6本について行った。

単純支持装置は文献(1)で使用したものを採用し、また鉛直載荷用装置はロー機構を利用した精密な水平移動型引張ジャッキ2台を用いた。鉛直集中荷重は荷重棒を介して、はりの圧縮フランジ上2.5cmの位置に作用させた。二点集中載荷は2台の手動油圧ポンプによって行い、各荷重ステップで引張ジャッキと荷重棒の間にとりつけたロードセルの荷重読みが最大誤差20kgfになるようにコントロールした。図-1は実験装置の全景である。なお、実験では、引張試験、初期たわみおよび残留応力測定もあわせて行った。

3. 実験結果と考察

材料強度 24本の引張試験結果による降伏応力 σ_y のヒストグラムを図-2に示す。この図はJIS規格にもとづく最低保証値 $F_y=2500\text{kgf/cm}^2$ (SS41, $t \leq 16\text{mm}$)を用いた σ_y/F_y 比によって表わしてある。 σ_y の平均値は F_y に対しフランジでは15%, ウェブでは29%の降伏強度の余裕がみられる。

初期たわみ 図-3はウェブ高さの中心線上で測定したスパン中央の水平たわみ δ_0/L のヒストグラムである。水平たわみの平均値は $\delta_0/L=0.221 \times 10^{-3}$ (変動係数 $\omega=0.44$)であり、文献(1)の実測値 $\delta_0/L=0.080 \times 10^{-3}$ ($\omega=0.66$)に比較して3倍程度の大きな値である。これに対し、鉛直たわみの平均値は $\delta_0/L=0.047 \times 10^{-3}$ ($\omega=0.87$)であり、文献(1)の実測値 $\delta_0/L=0.084 \times 10^{-3}$ ($\omega=0.84$)と大差がない。

残留応力 6本の供試体からえられた残留応力の平均値は、フランジの最大圧縮応力 $(\sigma_{rf})=0.16\sigma_y$, フランジ中央の引張応力 $(\sigma_{rf})=0.48\sigma_y$ およびウェブ中央部の圧縮応力 $(\sigma_{rw})=0.31\sigma_y$ である。

荷重-変形曲線 図-4は一例としてB-2はり(二点集中載荷)とB-4はり(一点集中載荷)に対し、スパン中央断面の圧縮フランジにおける鉛直

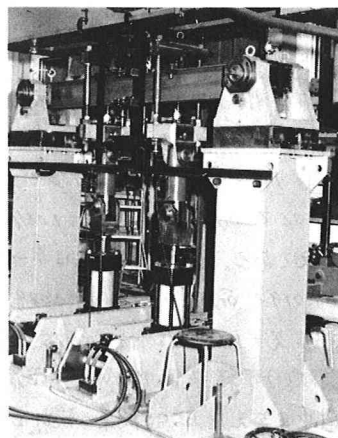


Fig. 1 Test setup

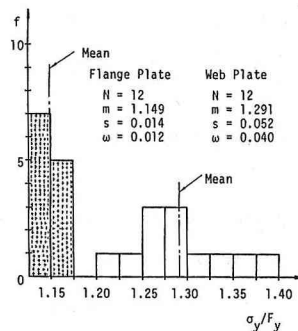


Fig. 2 Yield stress

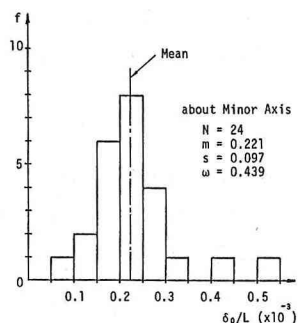
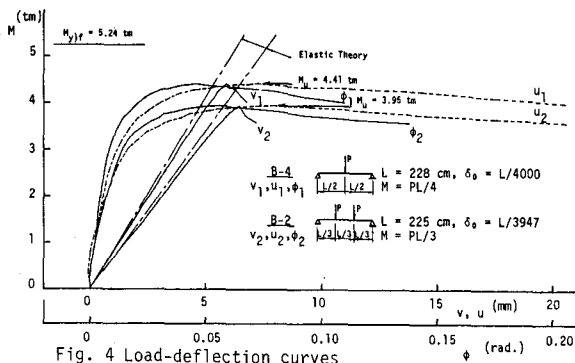
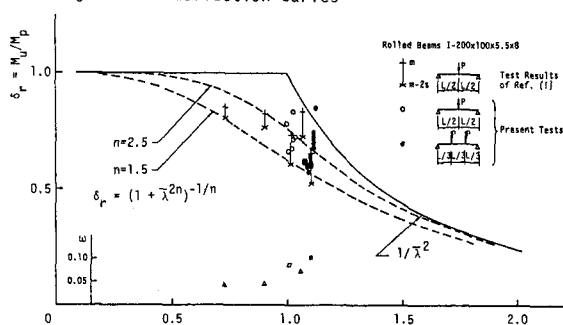


Fig. 3 Initial deflection

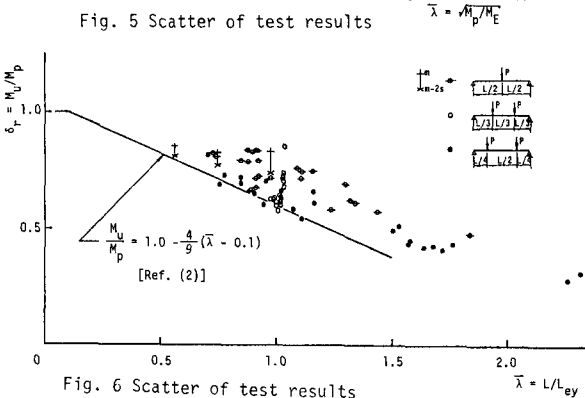
たわみ δ 、水平たわみ u 、およびねじれ角 ϕ を比較したものである。両はりとも同一原材から製作され、スパン中央の初期水平たわみ $\delta_0 = L/4000$ 程度を有している。この図から、荷重条件の厳しい二点集中載荷はりの方が最高荷重到達時までの面外変形能の低下が著しいことがわかる。また、最高荷重後における急激な荷重低下は両荷重系とも認められない。



座屈強度の変動 図-5は横倒れ実験からえられた耐荷モーメント M_u を $M_u/M_p - \sqrt{M_p/M_E}$ 座標軸上にプロットしたものである。ここに、全塑性モーメント M_p および理想弾性横座屈モーメント M_E の算定には実測した断面寸法と材料強度を用いている。



図中には文献(1)のスパン中央単一集中荷重による圧延はりの実験データ($\bar{\epsilon} = 0.733$ で $\delta_{r/m} = 0.852$, $\bar{\epsilon} = 0.902$ で $\delta_{r/m} = 0.823$, $\bar{\epsilon} = 1.067$ で $\delta_{r/m} = 0.834$)も与えてある。本実験結果は単一集中載荷に対し $\bar{\epsilon} = 1.019$ で $\delta_{r/m} = 0.734$ ($\omega = 0.089$), 二点集中載荷に



対し $\bar{\epsilon} = 1.101$ で $\delta_{r/m} = 0.675$ ($\omega = 0.105$)であり、文献(1)の結果より低い実験強度を示している。図中に与えたECCS提案の設計曲線式を用いるとすれば、システム係数 $n = 2.5$ によって実験強度の平均値を、また $n = 1.5$ によってその下限値をそれぞれ説明できるようなのである。図-6は $M_u/M_p - L/L_{ey}$ 座標軸を用いて、図-5に示した実験値とスパン間に集中荷重を受けるはりの既往実験値をプロットしたものである。ここに、 L_{ey} は $M_E = M_y$ 、すなわ

ち理想弾性横座屈モーメントが降伏モーメントに一致するときの限界部長である。図中に示した直線式は文献(2)で提案されている等曲げを受けるはりの基本座屈強度式であり、非弾性域における実験強度の下限値をほぼ与えている。以上の考察から、無次元座屈パラメータとして $\sqrt{M_p/M_E}$ または L/L_{ey} の修正細長比を選ぶことによって降伏応力、断面寸法および荷重状態にあまり制約されずに座屈強度を表現できることがわかる。その場合の弾性横座屈モーメント M_E の算定、ならびに降伏モーメント M_y に対応する限界部長 L_{ey} の算定には、鉛直荷重の作用高さおよび断面形の非対称性を考慮した次式が利用できる。

$$M_E = \frac{C_1 \pi^2 E I_y}{\gamma (k_y k_z) L^2} \left[(C_2 \gamma_p + C_3 \beta_x) + \sqrt{(C_2 \gamma_p + C_3 \beta_x)^2 + \gamma^2 \frac{I_w}{I_y} \left(1 + \frac{k_z^2 L^2 G J}{\pi^2 E I_w} \right)} \right] \quad (1)$$

ここに、 γ_p は鉛直荷重の作用点とせん断中心との距離、 $\beta_x = \int_A y(x^2 + y^2) dA / (2 I_x) - y_0$ 、 y_0 はせん断中心の y 座標値、 $\gamma = 1 - I_y / I_x$ 、 k_y, k_z は面外変形に関する境界条件を考慮するための有効長さ係数、 C_1, C_2, C_3 は荷重形式と境界条件によって定まる係数。

参考文献 (1) Fukumoto, Y., Itoh, Y. and Kubo, M., "Strength Variation of Laterally Unsupported Beams," Proc. of ASCE, Vol. 106, No. STL, 1980. (2) 青島泰之; 圧延H型鋼はりの横倒れ座屈公式, 土木学会論文報告集, 第267号, 1977年11月。