

1. まえがき

2. 連成座屈強度の評価法

はり断面の局部座屈と部材全体の横ねじれ座屈との連成強度 M_u は、次のように無次元表示できる。

$$M_u/M_n = Q_s \kappa_p \dots (1)$$

ここに、 M_n は基準強度で圧縮フランジ側の降伏モーメント M_{yc} 、または全塑性モーメント M_p を用いる。 Q_s は面内曲げ強度(断面抵抗強度 $M_s=Q_s M_n$)の局部座屈による低減係数、 κ_s は横ねじれ座屈強度の低減係数である。これまで Q_s 、 κ_s の算定法については種々の提案と現行設計示方書への適用がなされている。ここでは、著者らの提案法に基づいて紹介する。

(1) 評価法Ⅰ

この手法は断面強度 M_u を構成板要素の幅厚比の関係で直接与える方法である。低減係数 Q_u は次式から求める。

$$M_n = M_{yc} \text{ の場合} : Q_s = M_s / M_{yc} = 1 / (R_s + 0.2) \leq 1 \quad \cdots (2)$$

$$M_n=M_p \text{ の場合} : Q_s = M_s/M_p = 0.88/(R_s+0.2) \leq 1 \quad \cdots (3)$$

上式にて、 R_s は断面の等価幅厚比パラメータであり、圧縮フランジと腹板の幅厚比パラメータ R_f 、 R_w を用いて次式で与える。

$$R_s = \sqrt{R_i R_w} \dots (4)$$

$$R_t = \frac{1.052}{\sqrt{k_t}} \frac{b_c}{t_t} \sqrt{\frac{\sigma_{yt}}{E}}, \quad R_w = \frac{1.052}{\sqrt{k_w}} \frac{h_c}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_{yw}}{E}} \quad \dots (5)$$

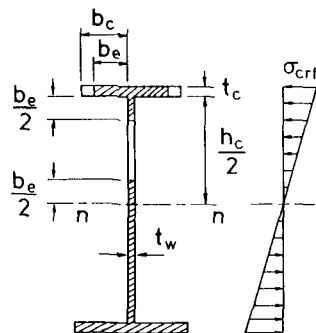


図-1 はりの有効断面

ここに、 b_e は圧縮フランジの半幅、 h_e は腹板の圧縮側高さの2倍。又、座屈係数は構成断面寸法比 $\beta = b_e t_w / (h_e t_e)$ が $0 < \beta \leq 0.4$ のとき $k_r = 0.43$ 、 $k_w = 23.9$ の値を用いる。ただし、 $\beta > 0.4$ の場合は、フランジと腹板の接合辺を固定支持と考えて $k_r = 1.28$ を用いて $R_s = R_r$ で与える。横ねじれ座屈の基本強度は柱部材との統一性も考えて、次のPerry-Robertson形公式を用いる。すなわち、低減係数 κ_e は

$$\kappa_b = M_b / M_n = 1 / \{Y + \sqrt{Y^2 - \bar{\lambda}_b^2}\} \leq 1 \quad \dots (6)$$

ここに、 $Y=0.5\{1+\alpha(\bar{\lambda}_b-\bar{\lambda}_{b0})+\bar{\lambda}_b^2\}$ 、 α =初期不整係数(溶接は $\alpha=0.25$)。又、修正細長比パラメータは断面強度 M_x と弾性横ねじれ座屈モーメント M_{cr} を用いて次式で表す。

$$\bar{\lambda}_b = \sqrt{M_s/M_e} = \sqrt{Q_s} \sqrt{M_n/M_e} \dots (7)$$

そして、 $\bar{\lambda}_{b0}$ は断面強度に達する限界細長比(溶接はり $\bar{\lambda}_{b0}=0.4$)。

(2) 評価法Ⅱ

この手法は基準強度を $M_n = M_y$ と考へ、断面強度 M_n を有効断面の降伏モーメントで与える方法である。低減係数 Q_n は、有効断面の断面係数 W_n と全断面の断面係数 W の比によって求められる。

$$Q_s = M_s / M_{yc} = W_e / W \dots (8)$$

図-1に示す圧縮フランジ($b=b_c$)と腹板($b=h_c$)の有効幅 b_e は式(5)の R_f 、 R_w を R とおいて、次式から決める。

$$b_r/b = (R-0.22)/R^2 \leq 1 \quad \dots (9)$$

そして、横ねじれ座屈強度の低減係数 k_y は式(6)と(7)を用いるものとする。

(3) 評価法Ⅲ

この手法はAISIの冷間加工部材設計示方書に採用されている方法であり、評価法Ⅱと同様に有効幅の概念から Q_y を決める。ただし、式(6)から横ねじれ座屈時の圧縮フランジ応力 $\sigma_{cr,t} = \kappa_y \sigma_{y,t}$ を求め、式(5)に

σ_{yt} , σ_{yw} の代わりに σ_{cr} を用いて算定する。又、式(7)にて $Q_s=1$ とにおいて $\bar{\lambda}_b = \sqrt{M_{yc}/M_e}$ で与える。

3. 実験データ

強度評価の比較に用いた実験データは、著者らが行った下記の実験結果である。

1) BB, BAシリーズ (溶接軽量H形鋼)

非対称度 $\rho=0.5$, 構成断面寸法比 $\beta=0.18\sim0.28$,

幅厚比 $R_t=0.87\sim1.07$, $R_w=0.51\sim0.82$; $R_s=0.72\sim0.94$

2) DS, MS, MLシリーズ (溶接組立I形鋼)

非対称度 $\rho=0.3\sim0.85$, 構成断面寸法比 $\beta=0.12\sim0.27$,

幅厚比 $R_t=0.63\sim1.32$, $R_w=0.53\sim0.92$; $R_s=0.58\sim0.95$

4. 評価法の比較

図-2, 3は基準モーメントに M_p を用いて局部座屈の影響を無視した場合($Q_s=1$)の実験結果である。図中には溶接はりに対する式(6)

の平均値相当曲線: $\bar{\lambda}_{b0}=0.4$, $\alpha=0.25$ 及び下限値相当曲線: $\bar{\lambda}_{b0}=0.2$, $\alpha=0.5$ が与えてある。図-2から、 $\bar{\lambda}_b < 1$ の範囲にある比較的短いはりの実験値は $\alpha=0.25$ 曲線より下に位置し、強度低下が生じていることがわかる。又、中央集中載荷よりも曲げ条件の厳しい2点集中載荷の方が低い強度を示す傾向にある。図-3には圧縮フランジの幅厚比が $R_t=0.63\sim1.32$ に変化する対称断面($\rho=0.5$)と非対称断面($\rho \neq 0.5$)の実験結果をプロットしてあるため多少強度変動が大きい。この図からも $\bar{\lambda}_b < 1.1$ の範囲で図-2と同様な強度低下の様子が認められる。又、 $\rho > 0.5$ の圧縮フランジ大の非対称断面は $R_t=1.3$ 程度に大きくなっても $\bar{\lambda}_b > 1$ の長いはりであればそれほど大きな強度低下が生じていない。表-1は実験データを用いて上述の3種類の評価法及びAISC LRFDの手法による推定精度を比較した結果であり、実験値と計算値の比に対する平均値 m , 変動係数 v が示してある。その結果、評価法Iでは断面強度の低減係数 Q_s として M_{yc} ベースの式(2)または M_p ベースの式(3)を用いても大差がない。有効幅の概念に基づく評価法IIとIIIは、評価法Iより少し低めの強度推定を与えるが、両者の相違はほとんど認められない。AISC LRFDの手法は10%程度の高めの推定を与え、かつ変動も大きく、連成座屈の評価法としては対応できない。

表-1 評価法の比較

実験データ	評価法	実験値/計算値	
		平均値 m	変動係数 v
BB, BA シリーズ (N=36)	(1) 評価法I		
	M_{yc} ベースの式(2)	0.973	0.086
	M_p ベースの式(3)	0.961	0.091
	(2) 評価法II	1.066	0.095
DS, MS, ML シリーズ (N=36)	(3) 評価法III	1.063	0.096
	(4) AISC LRFD	0.884	0.187
	(1) 評価法I		
	M_{yc} ベースの式(2)	1.066	0.108
	M_p ベースの式(3)	1.067	0.116
	(2) 評価法II	1.115	0.092
	(3) 評価法III	1.118	0.094
	(4) AISC LRFD	0.924	0.177

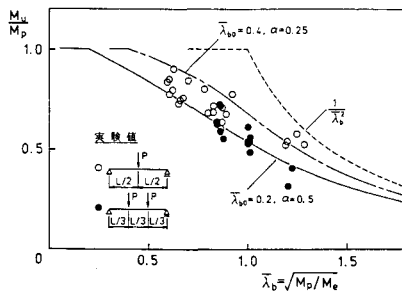


図-2 連成座屈強度(M_p ベース)

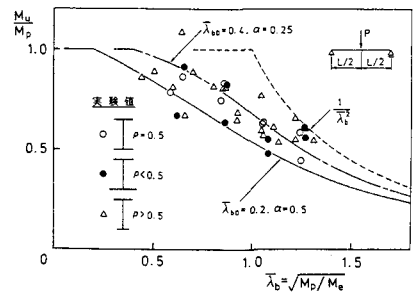


図-3 連成座屈強度(M_p ベース)

図-2, 3は基準モーメントに M_p を用いて局部座屈の影響を無視した場合($Q_s=1$)の実験結果である。図中には溶接はりに対する式(6)の平均値相当曲線: $\bar{\lambda}_{b0}=0.4$, $\alpha=0.25$ 及び下限値相当曲線: $\bar{\lambda}_{b0}=0.2$, $\alpha=0.5$ が与えてある。図-2から、 $\bar{\lambda}_b < 1$ の範囲にある比較的短いはりの実験値は $\alpha=0.25$ 曲線より下に位置し、強度低下が生じていることがわかる。又、中央集中載荷よりも曲げ条件の厳しい2点集中載荷の方が低い強度を示す傾向にある。図-3には圧縮フランジの幅厚比が $R_t=0.63\sim1.32$ に変化する対称断面($\rho=0.5$)と非対称断面($\rho \neq 0.5$)の実験結果をプロットしてあるため多少強度変動が大きい。この図からも $\bar{\lambda}_b < 1.1$ の範囲で図-2と同様な強度低下の様子が認められる。又、 $\rho > 0.5$ の圧縮フランジ大の非対称断面は $R_t=1.3$ 程度に大きくなっても $\bar{\lambda}_b > 1$ の長いはりであればそれほど大きな強度低下が生じていない。表-1は実験データを用いて上述の3種類の評価法及びAISC LRFDの手法による推定精度を比較した結果であり、実験値と計算値の比に対する平均値 m , 変動係数 v が示してある。その結果、評価法Iでは断面強度の低減係数 Q_s として M_{yc} ベースの式(2)または M_p ベースの式(3)を用いても大差がない。有効幅の概念に基づく評価法IIとIIIは、評価法Iより少し低めの強度推定を与えるが、両者の相違はほとんど認められない。AISC LRFDの手法は10%程度の高めの推定を与え、かつ変動も大きく、連成座屈の評価法としては対応できない。

5. あとがき

鋼はりの連成座屈強度

は式(1)のように局部座屈と横ねじれ座屈強度の積によって評価できるが、とくに局部座屈による低減係数の求め方が重要であることがわかった。

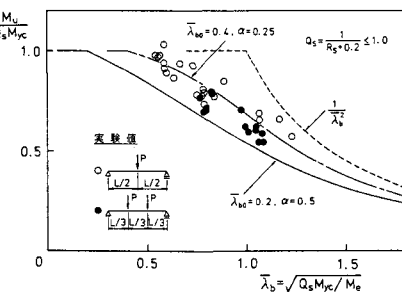


図-4 連成座屈強度($Q_s M_{yc}$ ベース)

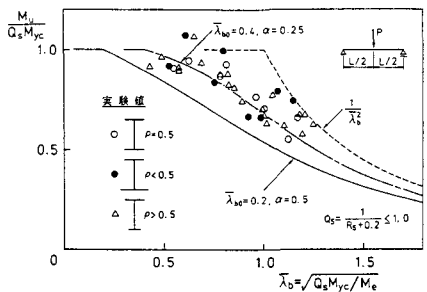


図-5 連成座屈強度($Q_s M_{yc}$ ベース)