

破断により決定されるブレースの塑性変形能力に関する文献調査

214-142 山田 修平

1. 序論

地震発生時に鋼材ブレースは、何度も伸縮を繰り返して、座屈を伴い、やがて破断に至る。しかし、種々の断面形状、細長比 λ 、幅厚比 B などの部材の設計条件に応じて、いつ破断が生じるか評価方法については不明瞭な点が多い。鋼材ブレースが破断に至るまでの塑性変形能力に関して文献調査された既往研究として、伊藤ら¹⁾の研究がある。この文献 1)は、鋼圧縮材ブレースを対象にしており、引張ブレースの試験体は含まれていない。また、圧縮側の挙動に重点を置いているので、引張側(破断)の検討が箱形断面に限られている。さらに文献 1)は 2009 年に発表されたものであり、それ以降の文献は調査されていない。そこで本研究では鋼材ブレースが破断に至るまでの塑性変形能力について、既往実験の事例をデータベースとして収集し、その評価方法について検討する。

2. 文献調査

2.1 調査方法

文献 1)のデータベースに加えて、既往の実験データから繰り返し載荷および単調載荷の軸方向の荷重と変形関係の実験結果が記されたものを、日本建築学会、支部研究報告集、日本建築学会学術梗概集および鋼構造論文集を中心に収集する。

破断するときの正確な塑性変形能力を数値解析で算出するのは難しいため、実験結果のみを対象とする。また、柱・梁とブレースが組み合わさった骨組の実験(1 フレームの柱がピン接合のものも含める)は、ブレースのみの挙動を算出できないので除外する。接合部のみに着目した実験は、圧縮時の座屈の影響が無視されているので、データベースから除外する。実験データの読み取りが難しいものは省いている。文献 1)より新たに加えた試験体数は、H形 31 本、角形 6 本、円形 47 本、箱形 27 本、山形 33 本の合計 144 本である。

2.2 データベース

データベースは文献 1)に倣って作成する。断面形状は矩形、H形、円形、箱形、山形の 5 種類である。材料特性は材料引張試験における降伏強さ、引張強さ、初期ヤング係数の 3 つを格納する。細長比 $\lambda = lb/i$ (lb は座屈長さ、 i は断面 2 次半径)を算出する。さらに降伏強さとヤング係数を用いて、一般化細長比 $\lambda^* = \sqrt{\epsilon_y \cdot \lambda / \pi}$ を算出し格納する。幅厚比・径厚比に関して

H形では等価幅厚比 β (一般化幅厚比と呼ぶ)、円形と箱形、山形については、一般化幅厚比・径厚比 β^* を算出し格納する。さらに、構造ランク FC の上限となる一般化幅厚比 $\beta_y^* = b/t \cdot \sqrt{\epsilon_y}$ を算出する。さらに H 形断面は $\beta^* = \sqrt{\beta_f^2 + \beta_w^2 / 6^2}$ ($\beta_f = b/t_f \cdot \sqrt{\epsilon_{fy}}$, $\beta_w = d/t_w \cdot \sqrt{\epsilon_{wy}}$) を算出する。

載荷履歴パターンは正負一定振幅載荷、片側一定振幅載荷、正負漸増振幅載荷、片側漸増振幅載荷、混合振幅載荷の 5 つを格納する。

実験結果における荷重変形曲線より以下の 4 点を読み取り格納する。

1. 圧縮側の最大耐力点 (N_m/N_y , η_{cm})
2. 耐力劣化途中の N_y 時 (N_y/N , η_{cy2})
3. 座屈後安定耐力 (N_u/N_y , η_{cu})
4. 除荷点 (N_{end}/N_y , η_{cend})

荷重は降伏軸力 N_y で基準化し、 η_c は圧縮側の累積塑性変形率である。なお、降伏変形 δ_y は弾性勾配を仮定したときの N_y 時の変形とし、仮定した弾性勾配は EA/L (L は材長)である。座屈後安定耐力 N_u は LSD 指針式²⁾から算定し、実験結果ではじめて N_u に達したときの圧縮側の累積塑性変形倍率を求めた。耐力劣化途中の N_y は対象となる実験データが少ないが、元の降伏耐力を維持できなくなる点であり、データベースに格納することとした。除荷点に力学的意味はないが、荷重変形曲線を追跡できる範囲がわかるので、データベースに格納した。

さらに、本論で新たに格納する項目を以下に示す。

文献 1)で算出された一般化幅厚比は断面ごとに値の位置づけが異なる。そこで、構造ランク FC の上限となる一般化幅厚比 β_y^* で β^* を除することで断面ごとの違いを無くして、一般化幅厚比 $\bar{\beta} = \beta^*/\beta_y^*$ として再定義する。H形については、 β^* として $\bar{\beta}$ を算出しデータベースに格納した。また、弱軸曲げを受けるため、ウェブの影響を無視することとし、フランジのみの幅厚比 β_f を算出しこれを β_{fy} で除することで、 $\bar{\beta}_f = \beta_f/\beta_{fy}$ を算出した。さらに破断の有無および、破断位置を新たに格納した。

実験結果については新たに、限界域までの正側・負側・合計の 3 つの累積塑性変形 $\eta_{cr+} \cdot \eta_{cr-} \cdot \eta_{cr}$ と正側・負側の塑性率 γ_{cr+} , γ_{cr-} を算出しデータベースに格納する。累積塑性変形は一般的に耐力が低下する亀裂貫通までの値を算出しているが、実験結果に亀裂貫通までの実験結果が記していない文献については、破断に至るまでの累積塑性変形の値を算出し格納した。

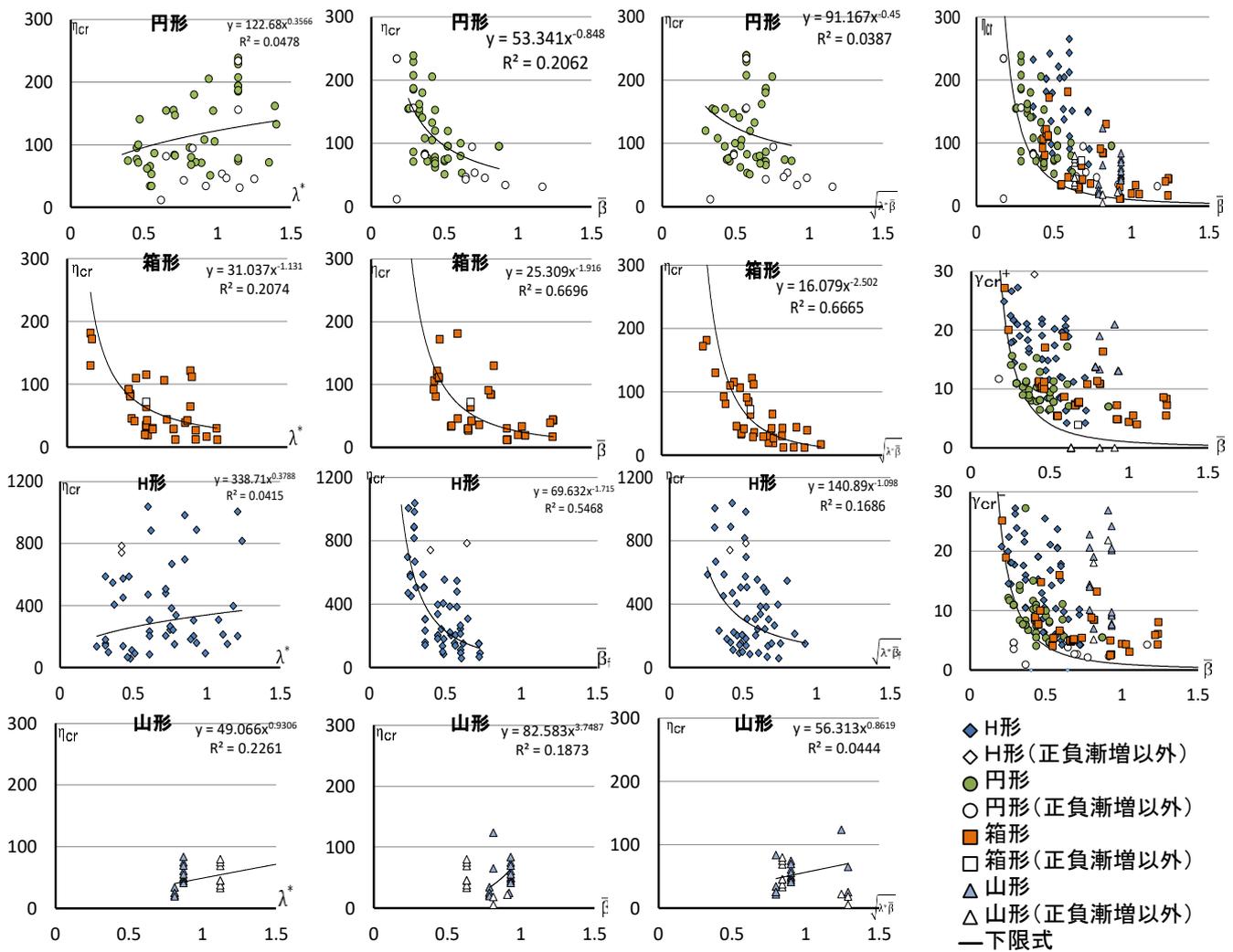


図 3.1 累積塑性変形と一般化細長比及び一般化幅厚比の関係

3. 考察

累積塑性変形に関して、一般化細長比との関係は箱形断面は増加に伴い減少傾向にあるが、その他の断面については目立った傾向はみられなかった。一般化幅厚比に関しては、箱形断面・円形断面及びH形断面 ($\bar{\beta}$)は累積塑性変形の増加に伴い多少のばらつきはあるが、減少傾向にあるのが確認できる。山形断面については、一般化幅厚比および一般化細長比との相関性がないことが確認できる。 $\sqrt{\lambda^* \bar{\beta}}$ との関係は、箱形断面・円形断面及びH形断面 ($\bar{\beta}$)に関しては、 $\sqrt{\lambda^* \bar{\beta}}$ の増加に伴い減少傾向にあるが、全断面ともに顕著ではないが一般化幅厚比のみのときと比べ、少し傾向が弱まったように見える。山形断面については相関性が全く見られなかった。

断面ごとに値を変えるよりも、全断面を一つの値に絞り一般化幅厚比のみで検討するのが妥当であると考え、一般化幅厚比のみ累積塑性変形倍率及び塑性率の全断面をまとめたグラフを示す。H形断面、箱形断面及び円形断面に着目してみると、似た負の相関性があることが確認できる。そこで、全ての断面のほぼ下限を通る下限式を提案する。

$$\eta_{cr} = 10 \cdot \bar{\beta}^{-2} \quad (1)$$

$$Y_{cr} = \bar{\beta}^{-2} \quad (2)$$

$$Y_{cr} = \bar{\beta}^{-2} \quad (3)$$

これより、一般化幅厚比の値より、塑性変形能力のほぼ下限の値を求めることができるのではないかと考える。

4. 結論

一般化細長比および一般化幅厚比より塑性変形能力について検討したところ、一般化幅厚比のみのほうが相関性は高いことが確認できたため、それに基づく評価式を提案した。山形断面については不十分な点が多いので今後の課題としていきたい。

参考文献

- 1) 下田裕介, 伊藤拓海: 繰返し载荷を受ける鋼圧縮材の耐力と変形能力のデータベース, その1 関東支部研究報告集 I, pp.441-444, 2010.2
- 2) 伊藤拓海, 桑村仁: 鋼圧縮材の耐力と変形能力のデータベース, 鋼構造工学論文集, Vol.52B, pp.369-380, 2006.3

(向出研究室)