降伏線理論に基づく H 形鋼ウェブ局部降伏の耐力評価式

STRENGTH FORMULA OF LOCAL WEB YIELDING OF WIDE-FLANGE STEEL BASED ON YIELD LINE THEORY

田川 浩*, 渡辺 貴仁**, シベル グレル***

Hiroshi TAGAWA, Takahito WATANABE and Sibel GUREL

In wide-flange steel shapes, concentrated flange force possibly causes the local failure originated from local web yielding, local flange bending and so on. This paper presents new formulae of local web yielding strength. The yield line theory is applied to obtain the strength considering the collapse mechanism where the yield lines form in the flange and the yield fields, in the web and flange. The proposed formulae include the sizes of the flange width and thickness which are not considered in the formula generally used in practice. The test results of the plate-to-wide-flange steel connections show good agreement with the results of strength estimation. The measured residual flange deformation confirms the validity of the collapse mechanism considered.

Keywords : connection, wide-flange steel, yield line theory, local web yielding, strength, loading test

接合部, H 形鋼, 降伏線理論, ウェブ局部降伏, 耐力, 載荷実験

1. 序

H 形鋼がフランジに垂直に, ウェブに関して対称に集中荷重を受けると, ウェブの局部降伏あるいはフランジの局部曲げ等が原因で局部破壊に至る場合がある。H 形鋼の局部破壊が問題となるケースは幾つかある。例えば H 形鋼の柱梁接合部において, 梁フランジからの集中荷重により柱に局部破壊が生じると判断される場合には, 水平スチフナにより補剛する必要がある。H 形鋼の局部破壊に対する耐力評価には, 一般に設計指針等^{1)~4)}に示されている耐力評価式が用いられる。

H 形鋼の局部破壊を引き起こす原因の 1 つであるウェブの局部降伏に対する耐力評価式は, 図 1 に示すような局部降伏モデル A に基づいている。即ち, 梁フランジ等を模した鋼板からの荷重 P が, 定められた勾配で拡散しウェブに伝達されるものとして, ウェブフィレット先端部の応力を検定する形式となっている。AISC の「LRFD 設計基準」²⁾では, Graham ら⁵⁾による実験結果に基づき降伏範囲を $L=5h+t_b$ と仮定し, 次のウェブ局部降伏耐力評価式を示している。

$$P_w^{A5} = (5h+t_b)t_w\sigma_{wy} \quad (1)$$

ここに, t_b : 鋼板の厚さ, t_w : ウェブの厚さ, h : 柱フランジ外端よりウェブフィレット先端までの距離, σ_{wy} : ウェブの降伏強さ。斎藤⁶⁾, 金谷⁷⁾の実験によってもこの妥当性が確認されており, 文献3), 4)にも式(1)と

同様の式が示されている。一方文献1)には, 降伏範囲を $L=2h+t_b$ と仮定した次の耐力評価式が示されている。

$$P_w^{A2} = (2h+t_b)t_w\sigma_{wy} \quad (2)$$

なお, 式(1)と式(2)に対しては一般に異なる安全率が与えられる。

フランジに集中荷重を受ける H 形鋼において, ウェブの局部降伏が原因で局部破壊が生じる場合, ウェブだけでなくフランジにも塑性変形が生じる。ところが, 式(1)あるいは式(2)で表される耐力評価式にはフランジの幅および厚さは含まれていない。このことは, 規格化されているような標準的な圧延 H 形鋼に対してはこれらの評価式が適用できるものの, 標準的ではない H 形鋼では評価精度が低下する可能性があることを示唆している。また, 式(1)と式(2)から得られる耐力評価値には大きな差があるが, いずれを考慮するかは設計者により異なるという状況が生じている。

本研究の目的は, H 形鋼ウェブの局部降伏に対し, フランジの幅および厚さを考慮した精度の高い耐力評価式を導出することである。導出には降伏線理論を適用する。降伏線理論は, 鋼板やコンクリートスラブ等が面外荷重を受ける部分の塑性崩壊荷重を導く際に有効な解析理論であり, 鋼構造の接合部に対しても適用例が見られる^{例えは8)~13)}。本論文では, 2 種類の崩壊機構を想定し耐力評価式を導出する。さらに,

本論文の一部は既に文献15), 16)に発表済みである。

* 名古屋大学大学院環境学研究科都市環境学専攻
助教授・博士(工学)

** 名古屋大学工学部社会環境工学科 学部長

*** 名古屋大学大学院工学研究科土木工学専攻
大学院生・工修

Assoc. Prof., Division of Environmental Engineering and Architecture, Graduate School of Environmental Studies, Nagoya University, Dr. Eng.
Student, Department of Civil Engineering and Architecture, Faculty of Engineering, Nagoya University
Graduate Student, Department of Civil Engineering, Graduate School of Engineering, Nagoya University, M. Eng.

図1 局部降伏モデルA

図2 崩壊機構B

接合部試験体を用いた引張および圧縮実験を行い、評価式の精度および想定した崩壊機構の妥当性を検証する。

2. 降伏線理論による耐力評価式の導出

本論文では図1に示した一般に用いられる局部降伏モデルAに対し、図2に示す崩壊機構Bおよび図3に示す崩壊機構Cを考える。いずれの図も引張荷重時を想定しているが、圧縮荷重時の崩壊機構も同様に考えられる。

2.1 崩壊機構Bに対する耐力評価式

崩壊機構Bを示す図2において、 B_f : フランジ幅、 t_f : フランジの厚さを表す。降伏線を太線で、降伏場を網掛けで表す。同図上側にはウェブの中央面と鋼板の中央面で分割した部分モデルの透視図を示す。崩壊機構Bは図1の局部降伏モデルAと類似しているが、降伏モデルAではウェブの降伏範囲 L が指定されるのに対し、崩壊機構Bではウェブが降伏する範囲を $2\gamma + t_b$ のように変数 γ により表しておき、その値を降伏線理論に基づいて算定する点が異なる。崩壊機構Bは文献14)にも見られる。

図2に示すように鋼板に仮想変位 δ を与えたとき、降伏線の回転角は δ/γ となる。降伏線における単位長さあたりの全塑性モーメントを M_p で表すと、降伏線1本分の内力仕事 E_{VL}^m は次式となる。

$$E_{VL}^m = M_p B_f \frac{\delta}{\gamma} \quad (3)$$

降伏場の内力仕事 E_{VF}^m は、次式のように得られる。

$$E_{VF}^m = (\gamma + t_b) t_w \sigma_{wy} \delta \quad (4)$$

式(3)および(4)より内部仮想仕事の合計 E_B^m は次式のように得られる。

$$E_B^m = 4E_{VL}^m + E_{VF}^m \quad (5)$$

一方、鋼板に作用する荷重 P による外力仕事 E_B^{ex} は次式となる。

$$E_B^{ex} = P \delta \quad (6)$$

仮想仕事の原理から $E_B^m = E_B^{ex}$ が成立する。以上より、フランジの降伏強さを σ_f とし、 $M_p = t_f^2 \sigma_f / 4$ とすると、崩壊荷重の上界値 $\hat{P}_w^B$ は次式のように得られる。

$$\hat{P}_w^B = \left\{ \frac{B_f t_f^2 \sigma_f}{\gamma} + t_w \gamma \sigma_{wy} \right\} + t_b t_w \sigma_{wy} \quad (7)$$

式(7)において相加平均 $\geq$ 相乗平均の関係 considering、次式を得る。

$$\hat{P}_w^B \geq 2t_f \sqrt{B_f t_w \sigma_f \sigma_{wy}} + t_b t_w \sigma_{wy} = P_w^B \quad (8)$$

等号は、次の場合に成立する

$$\gamma = t_f \sqrt{\frac{B_f \sigma_f}{t_w \sigma_{wy}}} \quad (9)$$

なお、式(8)に示すように $\hat{P}_w^B$ の最小値を P_w^B で表す。 P_w^B が崩壊機構Bに対する耐力評価式である。ウェブとフランジの降伏強さが σ_f で等しい場合、即ち $\sigma_f = \sigma_{wy} = \sigma_f$ のとき、式(8)、(9)は次のように簡化できる。

$$P_w^B = 2t_f \sigma_f \sqrt{B_f t_w} + t_b t_w \sigma_f, \quad \gamma = t_f \sqrt{\frac{B_f}{t_w}} \quad (10a, b)$$

式(10a)と同様の式は文献14)にも見られる。

2.2 崩壊機構Cに対する耐力評価式

2.2.1 崩壊機構C

崩壊機構Cを図3に示す。図中、 r : フィレット半径、 $m (=t_w + 2r)$: フランジにおけるフィレット先端間の距離、 l : フィレット先端からフランジ端までの距離を表す。溶接の余盛を考慮して、鋼板から荷重がフランジに作用する範囲を n で表し鋼板の厚さ t_b とは区別する。ただし、余盛が無視できる場合は $n=t_b$ とする(図1および図2では $n=t_b$ とした)。線分BEと線分ADの長さを変数 α および β で表す。崩壊機構Cでは、ウェブに生じる降伏場aに加えて、フランジにも降伏場bが生じる。図4には、図3右図の左下部分を拡大した崩壊機構の詳細を示す。同(a)図はウェブの中央面と鋼板の中央面で分割した部分モデルの透視図である。同(b)図には降伏線理論を適用する際に用いる変数などを示す。点Mおよび点Nはそれぞれ線分ABと線分DEの midpoint である。点Pは直線DE上にあり、直線PMと直線DEが直交するような点である。線分PMの長さを x 、線分DEの長さを y で表す。

崩壊機構BとCに共通する点は、荷重を与える鋼板に降伏場が生じないことである。この場合、図4(a)から分かるように線分ABは元のフランジ面と平行を保つ。他方、線分ABがフランジ面と平行ではなく鋼板にも降伏場が生じる崩壊機構¹⁵⁾は、フランジの局部曲げによる局部破壊形式に分類されるものと考えて、本論文では対象としない。

2.2.2 仮定の導入

崩壊機構Cに対し降伏線理論を適用する際に、次に示す2つの仮定を導入する。

仮定1: 降伏場bにおける内力仕事を無視する。

仮定2: 降伏線ABおよび降伏線DEの回転角は一定とし、それぞれ一定値として点Mおよび点Nにおける回転角の値をとる。

仮定1は、 $\alpha \gg \delta$ かつ $\beta \gg \delta$ のとき妥当と考えられる。仮定2は次の考えに基づいて導入する。降伏線ABの回転角は点AからBに向かって、降伏線DEの回転角は点DからEに向かって、それぞれ連続的に増大していくものであり一定ではないが、平均的な中点における回転角を一定値として用いた場合には大きな誤差は生じないと考えられる。また、仮定2を導入することにより、耐力評価式を陽に導出することが可能となる。

なお、仮定の妥当性について検討した結果を付録に示す。

2.2.3 耐力評価式

図3および図4に示すように鋼板に仮想変位 δ を与えたとき、点Mにおける降伏線の回転角は $2\delta/(\alpha + \beta)$ 、点Nにおける降伏線の回転角は δ/x 、降伏線BCの回転角は δ/α となる。フランジ上の降伏線における単位長さあたりの全塑性モーメントを M_p で表すと、降伏線AB、DE

図3 崩壊機構C

およびBCにおける内力仕事 (E_{AB}^{in} , E_{DE}^{in} および E_{BC}^{in}) は、それぞれ次式のように得られる。

$$E_{AB}^{\text{in}} = M_p \frac{2l\delta}{\alpha + \beta}, E_{DE}^{\text{in}} = M_p \frac{y\delta}{x}, E_{BC}^{\text{in}} = M_p \frac{m\delta}{\alpha} \quad (11a-c)$$

$$\text{ただし, } x = \frac{l}{y} \cdot \frac{\alpha + \beta}{2}, y = \sqrt{l^2 + (\beta - \alpha)^2} \quad (12a,b)$$

降伏場aの内力仕事 E_a^{in} は、次式のように得られる。

$$E_a^{\text{in}} = (\alpha + n)t_w \sigma_{wy} \delta \quad (13)$$

式(11)～(13)より内部仮想仕事の合計 E_C^{in} は次式のように得られる。

$$E_C^{\text{in}} = 4E_{AB}^{\text{in}} + 4E_{DE}^{\text{in}} + 4E_{BC}^{\text{in}} + E_a^{\text{in}} \quad (14)$$

鋼板に作用する荷重Pによる外力仕事 E_C^{ex} は次式で表される。

$$E_C^{\text{ex}} = P\delta \quad (15)$$

仮想仕事の原理 $E_C^{\text{in}} = E_C^{\text{ex}}$ 、および $M_p = t_f^2 \sigma_{fy} / 4$ を考慮して崩壊荷重の上界値 $\hat{P}_w^C$ が次式のように得られる。

$$\hat{P}_w^C = t_f^2 \sigma_{fy} \left\{ \frac{4l}{\alpha + \beta} + \frac{2}{l} \cdot \frac{(\beta - \alpha)^2}{\alpha + \beta} + \frac{m}{\alpha} \right\} + (\alpha + n)t_w \sigma_{wy} \quad (16)$$

以下、ウェブとフランジの降伏強さが σ_y で等しい場合を考える。ここで、 $\beta = \xi\alpha$ とおき式(16)に代入し、整理すると次式を得る。

$$\hat{P}_w^C = t_f^2 \sigma_y \left\{ \frac{4l}{\xi + 1} + m \right\} \frac{1}{\alpha} + \sigma_y \left\{ \frac{2t_f^2}{l} \cdot \frac{(\xi - 1)^2}{\xi + 1} + t_w \right\} \alpha + nt_w \sigma_y \quad (17)$$

式(17)において、相加平均 $\geq$ 相乗平均の関係性を考慮すると次式を得る。

$$\hat{P}_w^C \geq 2t_f \sigma_y \sqrt{\left\{ \frac{4l}{\xi + 1} + m \right\} \left\{ \frac{2t_f^2}{l} \cdot \frac{(\xi - 1)^2}{\xi + 1} + t_w \right\}} + nt_w \sigma_y \equiv P_w^C \quad (18)$$

等号は、次の場合に成立する

$$\alpha = t_f \sqrt{\left\{ \frac{4l}{\xi + 1} + m \right\} \left\{ \frac{2t_f^2}{l} \cdot \frac{(\xi - 1)^2}{\xi + 1} + t_w \right\}} \quad (19)$$

なお、式(18)に示すように $\hat{P}_w^C$ の最小値を P_w^C で表す。

以上より、耐力評価式は P_w^C として得られたが、まだ変数 ξ が含まれている。 P_w^C の最小値を与える ξ を導くために、式(18)に含まれる根号の

図4 崩壊機構Cの詳細(部分モデル)

中を次式のように関数 $f(\xi)$ で表し、 $f(\xi)$ の最小値を与える ξ を導く。

$$f(\xi) = \left\{ \frac{4l}{\xi + 1} + m \right\} \left\{ \frac{2t_f^2}{l} \cdot \frac{(\xi - 1)^2}{\xi + 1} + t_w \right\} \quad (20)$$

$f(\xi)$ を ξ で微分すると次式を得る。

$$\frac{\partial f(\xi)}{\partial \xi} = \frac{2 \left\{ 16t_f^2(\xi - 1) + \frac{mt_f^2}{l}(\xi - 1)(\xi + 1)(\xi + 3) - 2lt_w(\xi + 1) \right\}}{(\xi + 1)^3} \quad (21)$$

$\partial f(\xi) / \partial \xi = 0$ となるのは、次式が成り立つときである。

$$16t_f^2(\xi - 1) + \frac{mt_f^2}{l}(\xi - 1)(\xi + 1)(\xi + 3) - 2lt_w(\xi + 1) = 0 \quad (22)$$

ξ について整理すると次式を得る。

$$A\xi^3 + B\xi^2 + C\xi + D = 0 \quad (23)$$

ただし、

$$A = \frac{mt_f^2}{l}, B = \frac{3mt_f^2}{l}, C = 16t_f^2 - 2lt_w - \frac{mt_f^2}{l}, D = -16t_f^2 - 2lt_w - \frac{3mt_f^2}{l}$$

式(23)の実数解は、3次方程式の解の公式(カルダノの公式)を用いて、次のように得られる。

$$\xi = \frac{-B + \sqrt[3]{\eta_1} + \sqrt[3]{\eta_2}}{3A} \quad (24)$$

ここで、 η_1 および η_2 は次の2次方程式の解である。

$$\eta^2 - E\eta + F^3 = 0 \quad (25)$$

ただし、 $E = 9ABC - 2B^3 - 27A^2D$, $F = B^2 - 3AC$

以上をまとめると、耐力評価値 P_w^C は、式(24)から ξ を求め、これを式(18)に代入することにより得られる。また、 ξ を式(19)に代入して得られる α および $\beta (= \xi\alpha)$ から、降伏線が現れる位置を予想できる。

3. 実験による耐力評価精度の検証

3.1 試験体および載荷・計測方法

試験体は、図5に示すように無補剛H形鋼柱梁接合部における引張側および圧縮側梁フランジ部をモデル化したものである。引張試験体は、同(a)図に示すように2枚の鋼板を、ウェブに関して対称かつフランジに垂直になるように完全溶込み溶接(裏はつり形式)によりフランジ中央部に取り付ける。万能試験機によりこれらの鋼板を掴み引張

荷重 P を漸増する。荷重はフランジの面外変形が明瞭となった時点で終了し、最終破壊に達するまでは荷重しない。図中に示すようにフランジから100mm離れた鋼板上の2点間の変位 Δ を測定する。一方、圧縮試験体は、図5(b)に示すように一方のフランジに長さ30mmの鋼板を溶接により取り付け、鋼板の無いフランジ面を下にして万能試験機の圧板上に配置し、上方からもう1つの圧板(載荷板)により鋼板端部に圧縮荷重を与える。圧板間の変位 Δ を測定する。全ての試験体に対し、ウェブの降伏範囲を調べるための歪みゲージを図5(c)に示す位置に、鋼板の歪み分布を調べるための歪みゲージを図7左に示す位置にそれぞれ添付する。

4体の引張試験体および1体の圧縮試験体の諸元を表1に示す。H形鋼の長さは局部破壊の影響が及ぶ範囲が含まれるようにいずれも400mmとした。鋼種は全てSN400Bであり、JIS Z2201の1B号試験片による材料試験結果を表2に示す。表1右側には、各試験体のウェブ局部降伏の耐力評価値： P_w^{A5} (式(1))、 P_w^{A2} (式(2))、 P_w^B (式(8))、 P_w^C (式(18))および鋼板の降伏耐力評価値： P_b を示す。 P_w^{A5} 、 P_w^{A2} および P_w^B を導出する際にも P_w^C と同様に溶接の余盛を考慮した。表中 P_w^C の欄には、式(24)より得られる ξ の値を併記した。なお、図1～3に示した崩壊機構はいずれも引張荷重時を想定しているが、圧縮荷重時の崩壊機構も同様に考えられ、引張および圧縮荷重時で耐力評価値は等しくなる。よって、引張試験体ST3と圧縮試験体SCは同じ耐力評価値となっている。H形鋼の局部破壊が生じる前に鋼板が破壊することを避けるため、鋼板の降伏耐力評価値 P_b が他よりも十分大きくなるよう鋼板のサイズを決定した。

3.2 荷重～変形関係曲線

図6に荷重～変形関係を示す。図中に耐力評価値のレベルを示す。いずれのケースも P_w^{A2} が低く評価している。 P_w^{A5} 、 P_w^B 、 P_w^C は比較的近接しているが、その中では P_w^C が最も低く評価している。 P_w^C の値は、 P_w^B に対して5%～10%小さい。降伏線理論は任意の崩壊機構を仮定し、対応する崩壊荷重を最小化するもので上界定理に属する。 P_w^B と P_w^C はいず

れも上界定理に基づいて得られたものであり、値の小さい P_w^C の方が真の崩壊荷重に近いと考える。釣合条件と塑性条件を考慮する必要がある下界定理を本問題に適用するのは困難である。荷重～変形関係曲線から、 P_w^C により十分な精度で耐力評価ができていることが分かる。 P_w^{A5} については、試験体ST1のケースで高めであるが、その他は P_w^B に近い値となっている。なお、本論文で用いた試験体は比較的小型であり、評価精度の一般性の確認は今後の課題である。

試験体ST4では、評価値 P_w^C に達する以前に150kN付近から剛性の低下が見られる。図7に各試験体について荷重が各々の P_w^C の値に達した時点における鋼板の歪み分布を示す。中央部の歪みが大きくなっているが、ST4以外は概ね弾性限界(ϵ)内である。ST4については、中央部付近の歪みが塑性域に入っている。これが、 P_w^C に達する以前に剛性が低下した原因であると考えられる。ST4のようなケースでは、フランジの局部曲げによる局部破壊耐力の検討も重要になる。

図5 試験体形状 (単位: mm)

表1 試験体諸元および耐力評価値

試験体	H形鋼	B_f (mm)	t_f (mm)	P_w^{A5} (kN)	P_w^{A2} (kN)	P_w^B (kN)	P_w^C (kN) ξ	P_b (kN)
ST1 (引張)	100x100x6x8	80	12	172	87.5	146	139 [2.1]	298
ST2 (引張)	125x125x6.5x9	100	12	180	91.3	177	159 [2.4]	372
ST3 (引張)	125x125x6.5x9	100	9	175	86.0	173	154 [2.4]	274
ST4 (引張)	150x150x7x10	100	12	237	119	243	224 [2.7]	372
SC (圧縮)	125x125x6.5x9	100	9	175	86.0	173	154 [2.4]	274

表2 材料特性

材料	降伏強さ (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び率 (%)
H-100x100	292	444	27.0
H-125x125	270	437	28.0
H-150x150	314	476	29.5
9mm鋼板	305	446	29.5
12mm鋼板	310	451	29.0

図6 荷重～変形関係

図7 荷重 P_w^C 作用時における鋼板の歪み分布

(a) 試験体 ST2 (引張荷重)

(b) 試験体 SC (圧縮荷重)

写真1 実験後変形状態

(a) 試験体 ST1

(b) 試験体 ST2

(c) 試験体 ST3

(d) 試験体 SC

図8 実験後のフランジ面外残留変形の等高線(細実線)および予想降伏線(太実線)

図9 歪み計測位置とウェブの予想降伏範囲(片側のみの)の比較【上図】、荷重～変形関係および荷重～歪み関係【下図】

3.3 崩壊機構Cの妥当性

図8は、実験後のフランジの面外残留変形の等高線を細い実線で、降伏線理論により予想される降伏線位置を太い実線で描いたものである。等高線は次のようにして得た。実験後の試験体を3次元測定器に固定し、a) 実験前にフランジ面に描いた1 cm間隔格子点の3次元座標を測定、b) 同じフランジ面上で変形していない部分の3点の座標を測定しそれら3点を含む平面の方程式を導出、c) a)で得た格子点の座標とb)で得た平面との距離を計算し格子点の面外変形量を算定、d) 格子点の面外変形量に基づき表計算ソフトを用いて等高線を描く。いずれの試験体も等高線と予想降伏線に良好な対応が見られ、崩壊機構Cが実際の破壊性状を精度良く表現しているといえる。さらに、2.2.2節に示した仮定2を無視する場合の予想降伏線を付録の図A-3に示す。図A-3からも崩壊機構Cの妥当性が分かる。写真1には、実験後の残留変形を2つの試験体について示す。

3.4 ウェブの降伏範囲の検討

図1に示したウェブ局部降伏モデルAでは、降伏範囲 L が指定され

る。他方、図2の崩壊機構Bでは降伏範囲が $2\gamma + t_b$ 、図3の崩壊機構Cでは降伏範囲が $2\alpha + n$ として降伏線理論による解析結果から得られる。これらの予想降伏範囲と実験結果を比較する。図9上図には予想降伏範囲(片側のみの)の大きさを棒グラフで表す。棒グラフの長さは、それぞれA5は $(5h + n)/2$ 、A2は $(2h + n)/2$ 、Bは $(2\gamma + n)/2$ 、Cは $(2\alpha + n)/2$ の各値である。棒グラフの上には図5(c)に示した歪みゲージの位置を棒グラフと対応させて示す。例えば、図9(a)に示す試験体ST1では崩壊機構Cに対し予想される降伏範囲は中央線から34mmまでの範囲であり、歪み計測点W2とW3の間である。よって実験でW2が塑性域に達しW3が弾性を維持すれば、予想降伏範囲が妥当であると判断する。崩壊機構Cについては、付録に示す仮定2を無視する場合の予想降伏範囲も $\bar{C}$ として併記する。 $\bar{C}$ の方が多少広くなることが分かる。

図9下図に荷重～変形関係と4点(W1～W4)の荷重～歪み関係を重ねて描く。荷重～変形関係曲線には P_w^C のレベルを示す。引張試験体ST1～ST4では、荷重が P_w^C よりも小さい領域から、中央部に近いW1、W2で弾性限界(ϵ_y)を超えている。他方、圧縮試験体SCでは荷重が P_w^C

に達する点とW1, W2が弾性限に達する点が近接するのが特徴的である。試験体ST1を除くと、 P_w^C のレベル付近では、W3, W4が弾性域に留まることが確認できる。図9上図から、A5およびBは降伏範囲を大きく予想していることが分かる。また、Cについても試験体ST1以外ではW3の位置が予想降伏範囲に多少含まれており、本論文の実験結果からは崩壊機構Cに対する予想降伏範囲の妥当性は確認できない。

4. 結論

H形鋼のウェブ局部降伏に対して2種類の崩壊機構(BおよびC)を想定し、降伏線理論を用いて耐力評価式を導いた。フランジ幅と厚さを考慮する点およびウェブの降伏範囲を評価する点が、一般に用いられる耐力評価式と異なっている。接合部実験を行い崩壊機構Cに基づく耐力評価結果が実験結果と良く対応することを実証した、さらに、実験終了時のフランジ面外残留変形を検討し、崩壊機構Cが精度良く破壊性状を表現していることを確認した。

本論文ではウェブの局部降伏耐力に着目したが、引張側ではフランジの局部曲げ、圧縮側ではウェブの座屈など他の局部破壊形式に対する耐力評価値についても、実設計時には考慮する必要がある。

謝辞 本研究にあたり文部科学省科学研究費・若手研究(B)(課題番号:14750474, 研究代表者:田川浩)の助成を受けた。また、日本鉄鋼連盟より実験用鋼材の支給を受けた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造設計規準，1973.
- 2) Load and Resistance Factor Design, 2nd Edition, Volume II, Part 10 FR Moment Connections, AISC, 1994.
- 3) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針・同解説，1998.
- 4) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2001.
- 5) Graham, J.D., et. al.: Welded interior beam-to-column connections, AISC, 1959.
- 6) 斎藤光，仲威雄：全溶接鉄骨構造の耐力に関する研究（その1-14），日本建築学会構造系論文報告集及び日本建築学会関東支部研究発表会，1953-1960.
- 7) 金谷弘，飯盛三資，富永尚嗣：H形鋼ウェブの圧壊実験，熊本大学工学部研究報告集，第12巻，第1号，pp.51-56，1963.2
- 8) Packer, J.A. and Morris, L.J.: A limit state design method for the tension region of bolted beam-column connections, The Structural Engineer, Vol.55, pp.446-58, 1977.10
- 9) 森田耕次，江波戸和正，他：箱形断面柱-H形断面はり接合部のダイヤフラム補強に関する研究 - 接合部降伏耐力の評価 -，日本建築学会構造系論文報告集，第388号，pp.100-110，1988.6
- 10) 秋山宏，呉相勲，他：無補強角形鋼管・梁接合部のモーメント-回転角関係の一般化，日本建築学会構造系論文集，第484号，pp.131-140，1996.6
- 11) 樋口満，金子洋文，他：降伏線理論による接合部局部耐力評価，コンクリート充填角形鋼管柱・梁フランジ接合部の局部引張耐力に関する研究（その1），日本建築学会構造系論文集，第536号，pp.177-184，2000.10
- 12) 佐々木聡，寺岡勝：T形鋼で内補強されたコンクリート充填角形鋼管柱・鉄骨梁接合部の力学的挙動，鋼構造論文集，第8巻第29号，pp.35-44，2001.3
- 13) 吹田啓一郎，狩野直樹，井上一郎：高力ボルト接合されたパネル降伏型H形断面柱梁接合部の耐力，日本建築学会構造系論文集，第559号，pp.219-224，2002.9
- 14) Wardenier, J.: Plate to I-beam connections, Welding in the World, Vol.23, No 3/4, pp.64-82, 1985.
- 15) 田川浩：梁フランジから引張力を受けるH形断面柱材の耐力，日本建築学会大会学術講演梗概集C-1, pp.707-708, 2002.8
- 16) 田川浩，渡辺貴仁，Sibel Gurel：降伏線理論によるH形鋼ウェブの局部降伏

図A-1 降伏場bの変形状態

図A-2 降伏線の回転角

に対する耐力評価，日本建築学会近畿支部研究報告集，第43号構造系，pp.309-312, 2003.6

付録 仮定の妥当性について

2.2節において崩壊機構Cに対して降伏線理論を適用する際、2つの仮定を導入した。以下に、その妥当性を検討した結果を示す。

【仮定1の検討】

「図3および図4に示した降伏場bにおける内力仕事は小さく無視できる」とした仮定1の妥当性について図A-1を用いて考える。降伏場bが形成される過程を2段階に分ける。ステップ1では、辺ABが直線を保ちつつ、点Aが δ だけ変位しA'に達し、点Bが $\alpha\delta/\beta$ だけ変位しB'に達する。ここで、線分ABおよび線分DEをそれぞれ $s:1-s$ に内分する点Sと点Tの間の長さの変化に着目する。初め、 $s\alpha + (1-s)\beta$ であるST間の長さは、ステップ1では次式となる。

$$\overline{S'T} = \{s\alpha + (1-s)\beta\} \sqrt{1 + \left(\frac{\delta}{\beta}\right)^2} \quad (A1)$$

よって、 $\beta \gg \delta$ であればST間の長さの変化は無視でき、降伏場bの内力仕事も無視できる。式(A1)から、ステップ1では α の大きさは近似精度とは関係ないことが分かる。ステップ2では、点Bも点Aと同様合計 δ だけ変位しB'に達する。ST間の長さは次式となる。

$$\overline{S'T} = \{s\alpha + (1-s)\beta\} \sqrt{1 + \left(\frac{\delta}{s\alpha + (1-s)\beta}\right)^2} \quad (A2)$$

よって、 $\alpha \gg \delta$ かつ $\beta \gg \delta$ であればST間の長さの変化は無視でき、降伏場bの内力仕事も無視できる。表1に示した試験体の場合には、いずれも α が20mmを超えており、仮定1は妥当であるといえる。

【仮定2の検討】

仮定2の妥当性を検討するために、まず仮定2を無視する場合、即ち降伏線ABおよび降伏線DEの回転角が連続的に変化する場合の耐力評価式を導出する。図4(b)に示した崩壊機構Cの詳細図における四辺形ABEDの部分を図A-2に示す。Bの位置に原点があり、ABに平行で左向きに正のz座標軸を考える。線分ABとDEの間のz軸に直交する方向の距離はzの関数であり図のように $w(z)$ で表す。zの位置にある降伏線ABの回転角 θ_z^{AB} および降伏線DEの回転角 θ_z^{DE} もzの関数であり、

表 A-1 耐力評価値の比較

試験体	P_w^C (kN) [ξ]	$\bar{P}_w^C$ (kN) [$\bar{\xi}$]	$P_w^C / \bar{P}_w^C$
ST1 (引張)	138.6 [2.15]	139.5 [1.70]	0.9935
ST2 (引張)	159.2 [2.42]	160.9 [1.84]	0.9894
ST3 (引張)	153.9 [2.42]	155.7 [1.84]	0.9884
ST4 (引張)	224.1 [2.66]	227.5 [1.95]	0.9851
SC (圧縮)	153.9 [2.42]	155.7 [1.84]	0.9884

次式で表される。

$$\theta_z^{AB} = \frac{\delta}{w(z)}, \quad \theta_z^{DE} = \frac{y\delta}{lw(z)} \quad \text{ここで } w(z) = \alpha + \frac{\beta - \alpha}{l}z \quad (\text{A3 a-c})$$

降伏線の単位長さあたりの全塑性モーメントを M_p で表すと、降伏線 AB および DE の内力仕事 ($\tilde{E}_{AB}^{in}$ および $\tilde{E}_{DE}^{in}$) は次式で表される。

$$\tilde{E}_{AB}^{in} = \int_0^l M_p \theta_z^{AB} dz = M_p \delta \frac{1}{(\beta - \alpha)} \log_e \frac{\beta}{\alpha} \quad (\text{A4a})$$

$$\tilde{E}_{DE}^{in} = \int_0^l M_p \theta_z^{DE} \frac{y}{l} dz = M_p \delta \frac{y^2}{l} \frac{1}{(\beta - \alpha)} \log_e \frac{\beta}{\alpha} \quad (\text{A4b})$$

以下、仮定 2 を無視する場合の変数は ( ) を付けて表す。式(11c)、式(13) および式(A4a,b)を考慮すると内部仮想仕事の合計 $\tilde{E}_C^{in}$ は次式のように得られる。

$$\tilde{E}_C^{in} = 4\tilde{E}_{AB}^{in} + 4\tilde{E}_{DE}^{in} + 4E_{BC}^{in} + E_a^{in} \quad (\text{A5})$$

H 形鋼のウェブとフランジの降伏強さが σ_y で等しい場合を考え、 $M_p = t_f^2 \sigma_y / 4$ で表されるとする。このとき、仮想仕事の原理 $\tilde{E}_C^{in} = E_C^{ex}$ から、崩壊荷重の上界値 $\hat{P}_w^C$ が次式のように得られる。

$$\hat{P}_w^C = t_f^2 \sigma_y \left\{ \frac{2l \log_e \xi}{\xi - 1} + m \right\} \frac{1}{\alpha} + \sigma_y \left\{ \frac{t_f^2}{l} (\xi - 1) \log_e \xi + t_w \right\} \alpha + n t_w \sigma_y \quad (\text{A6})$$

ここで、 $\beta = \xi \alpha$ を用いた。式(A6)において、相加平均 $\geq$ 相乗平均の関係を考慮すると次式を得る。

$$\hat{P}_w^C \geq 2 t_f \sigma_y \sqrt{\left\{ \frac{2l \log_e \xi}{\xi - 1} + m \right\} \left\{ \frac{t_f^2}{l} (\xi - 1) \log_e \xi + t_w \right\}} + n t_w \sigma_y \equiv \bar{P}_w^C \quad (\text{A7})$$

等号は、次の場合に成立する

$$\alpha = t_f \sqrt{\left\{ \frac{2l \log_e \xi}{\xi - 1} + m \right\} / \left\{ \frac{t_f^2}{l} (\xi - 1) \log_e \xi + t_w \right\}} \quad (\text{A8})$$

式(A7)に示すように $\hat{P}_w^C$ の最小値を $\bar{P}_w^C$ で表す。続いて、 $\bar{P}_w^C$ の最小値を与える ξ を求めるため、式(A7)に含まれる根号の中を次式のように関数 $g(\xi)$ で表す。

$$g(\xi) = \left\{ \frac{2l \log_e \xi}{\xi - 1} + m \right\} \left\{ \frac{t_f^2}{l} (\xi - 1) \log_e \xi + t_w \right\} \quad (\text{A9})$$

$g(\xi)$ を ξ で微分すると次式を得る。

$$\frac{\partial g(\xi)}{\partial \xi} = 4 t_f^2 \frac{\log_e \xi}{\xi} + \frac{m t_f^2}{l} \left(\log_e \xi + \frac{\xi - 1}{\xi} \right) + 2 t_w \left\{ \frac{1}{\xi(\xi - 1)} - \frac{\log_e \xi}{(\xi - 1)^2} \right\} \quad (\text{A10})$$

図 A-3 予想降伏線の比較

(実線：仮定 2 を無視，破線：仮定 2 を考慮)

ここで、 $\partial g(\xi) / \partial \xi = 0$ を与える ξ (以下、 $\bar{\xi}$ で表す) を陽に求めるのは困難であり、数値計算により求める必要がある。これが、本論文で仮定 2 を導入した理由の 1 つである。数値的に得られる $\bar{\xi}$ を式(A7)に代入すると、耐力評価値 $\bar{P}_w^C$ が得られる。また、 $\bar{\xi}$ を式(A8)に代入して得られる α および $\beta (= \bar{\xi} \alpha)$ から、降伏線が現れる位置を予想できる。

表 A-1 に、本論文で用いた試験体について、仮定 2 を考慮する場合の耐力評価値 P_w^C と仮定 2 を無視する場合の耐力評価値 $\bar{P}_w^C$ 、およびそれらの比 ($P_w^C / \bar{P}_w^C$) を示す。耐力評価値には、それぞれの値を与える ξ および $\bar{\xi}$ の値を併記した。耐力評価値に関しては、仮定 2 を考慮する方が僅かに小さく評価しているが、両者の差は小さく仮定 2 は妥当であるといえる。一方、耐力評価値を与える $\xi (= \beta / \alpha)$ の値については比較的大きな差がある。図 A-3 には、面外残留変形を示す等高線と重ねて、仮定 2 を無視する場合の予想降伏線を太い実線で、仮定 2 を考慮する場合の予想降伏線 (図 8 に示した) を破線で示す。仮定 2 を無視する場合 (実線) の方が ξ の値が小さく α と β の長さの差が小さくなっているが、仮定 2 を考慮する場合 (破線) と比べると α が大きく、 β が小さくなるのが分かる。

仮定 2 を考慮すると無視する場合よりも耐力が小さく評価される、即ち安全側に評価されることの一般性を検討するために、降伏線における内力仕事を比較する。式(11a,b)および式(A4a,b)を考慮すると、降伏線 AB における内力仕事について、仮定 2 を考慮する場合の無視する場合に対する比 R は、降伏線 DE における内力仕事のそれと等しく、次式で表される。

$$R = \frac{E_{AB}^{in}}{E_{AB}^{in}} = \frac{E_{DE}^{in}}{E_{DE}^{in}} = \frac{2}{\log_e \xi} \frac{(\xi - 1)}{(\xi + 1)} \quad (\text{A11})$$

R には部材の寸法等は含まれず ξ だけの関数である。式(A11)のグラフを図 A-4 に示す。表 A-1 から分かるように、本論文で用いた試験体では ξ の値が概ね 1.7 ~ 2.7 であり、対応する R の値は 0.9 ~ 1.0 の範囲内にある。即ち、仮定 2 を考慮する場合の方が、降伏線 AB および DE における内力仕事小さく評価される。これが、仮定 2 を考慮した場合に耐力が安全側に評価される原因であると考えられる。

(2003年6月4日原稿受理, 2003年8月6日採用決定)