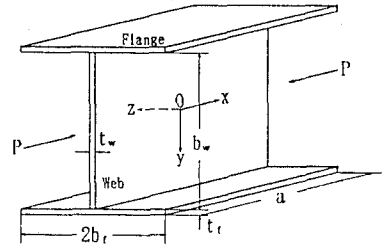


I-32 弾塑性有限変位を考慮した薄肉H形短柱の圧縮連成挙動

日立造船(株) 正会員 松岡幸文 関西大学工学部 正会員 米澤 博
 関西大学工学部 正会員 堂垣正博

1. まえがき 箱形やH形断面の部材を構成する板パネルが薄くなると、板パネルは局部座屈しやすくなり、部材全体の座屈強度を低下させるため、隣接する板パネル間の相互作用を考慮した局部座屈強度を適切に評価する必要がある。薄肉箱形短柱の極限強度に関する理論的・実験的研究は比較的多くなされているが、H形断面柱の理論的研究はあまりない^{1), 2)}。ここでは圧縮力を受ける薄肉H形短柱を対象に、初期たわみと残留応力を加味した複合非線形連成挙動を差分法で解析し、柱の断面形状や初期不整合が腹板とフランジの局部連成挙動と極限強度に及ぼす影響を明らかにする。

2. 基礎式 図-1に示す長さa、幅 b_w 、厚さ t_w の腹板と幅 $2b_f$ 、厚さ t_f のフランジからなる薄肉H形短柱に圧縮力が作用する場合、腹板とフランジの複合非線形連成挙動を明らかにする。解析上、次の仮定を設ける。1) Kirchhoff-Loveの仮定。2) 腹板とフランジはともに完全弾塑性体で、ひずみ硬化しない。3) 降伏判定はvon Misesの等価応力で行う。



(1) つり合い式：弾塑性状態での腹板の x, y, z およびフラン

ジの x, z, y 方向の力のつり合い式をLin, Massonnetの弾塑性理論に従って誘導すれば、次式を得る。

$$N_{x,y}^e, x + N_{x,y}^e, y - (N_{x,y}^p, x + N_{x,y}^p, y) = 0, \quad N_{x,y}^e, x + N_{x,y}^e, y - (N_{x,y}^p, x + N_{x,y}^p, y) = 0,$$

$$M_x^e, xx + 2M_{xy}^e, xy + M_y^e, yy + N_x^e \bar{w}, xx + 2N_{xy}^e \bar{w}, xy + N_y^e \bar{w}, yy$$

$$- (M_x^p, xx + 2M_{xy}^p, xy + M_y^p, yy + N_x^p \bar{w}, xx + 2N_{xy}^p \bar{w}, xy + N_y^p \bar{w}, yy) = 0 \quad \dots\dots\dots (1)_{1-3}$$

$$N_{xz}^e, x + N_{xz}^e, z - (N_{xz}^p, x + N_{xz}^p, z) = 0, \quad N_{xz}^e, x + N_{xz}^e, z - (N_{xz}^p, x + N_{xz}^p, z) = 0,$$

$$M_x^e, xx + 2M_{xz}^e, xz + M_z^e, zz + N_x^e \bar{v}, xx + 2N_{xz}^e \bar{v}, xz + N_z^e \bar{v}, zz$$

$$- (M_x^p, xx + 2M_{xz}^p, xz + M_z^p, zz + N_x^p \bar{v}, xx + 2N_{xz}^p \bar{v}, xz + N_z^p \bar{v}, zz) = 0 \quad \dots\dots\dots (2)_{1-3}$$

ここに \bar{w}, \bar{v} はそれぞれ腹板とフランジの全たわみで、初期たわみ w_0, v_0 と荷重によるたわみ w, v の和である。 N_x は腹板とフランジのx方向膜力、 N_y, N_z はそれぞれ腹板とフランジのy, z方向の膜力、 N_{xy}, N_{xz} は腹板とフランジの膜せん断力である。 M_x は腹板とフランジのx方向曲げモーメント、 M_y, M_z はそれぞれ腹板とフランジのy, z方向の曲げモーメント、 M_{xy}, M_{xz} はそれぞれ腹板とフランジのねじりモーメントである。上添字eとpはそれぞれ弾塑性域にある腹板とフランジを全断面弾性のままに仮定して求められる断面力と、弾性断面力を修正し真の断面力を得るための仮想断面力を表す。仮想断面力は、弾性応力で計算されるvon Misesの等価応力が降伏点応力を超える場合、その超過量を板厚方向に数値積分して求められる。なお、コンマに続く下添字はそれに関する偏微分を表す。

(2) 境界条件：両端単純支持の圧縮短柱において、その両端 ($x = \pm a/2$) における境界条件は

腹板 : $u = \mp u_0/2, N_{xy}^e - N_{xy}^p = 0, \bar{w} - w_0 = 0, \bar{w}, xx - W_0, xx = 0 \quad \dots\dots (3)_{1-4}$

フランジ: $u = \mp u_0/2, N_{xz}^e - N_{xz}^p = 0, \bar{v} - v_0 = -v(x = \pm a/2, y = \pm b_w/2), \bar{v}, xx - V_0, xx = 0 \dots (4)_{1-4}$

で与えられる。また、フランジの突出端 ($z = \pm b_f$) では応力自由とすれば

$$N_x^e - N_x^p = 0, N_{xz}^e - N_{xz}^p = 0, M_z^e - M_z^p = 0, M_z^e, z + 2M_{xz}^e, x - (M_z^p, z + 2M_{xz}^p, x) = 0 \dots\dots (5)_{1-4}$$

となる。ただし、 u_0 は圧縮力と等価なx方向の強制変位、 $v(x = \pm a/2, y = \pm b_w/2)$ は部材の両端における腹板とフランジの接合部での腹板のy方向変位である。

(3) 連続条件：腹板とフランジの接合部 ($y = \pm b_w/2$) での腹板とフランジの変位とたわみ角の連続性から

$$U(w) = U(f), V(w) = -V(f), W(w) = W(f), \bar{W}(w), y - W_0(w), y = \bar{V}(f), z - V_0(f), z \quad \dots\dots\dots (6)_{1-4}$$

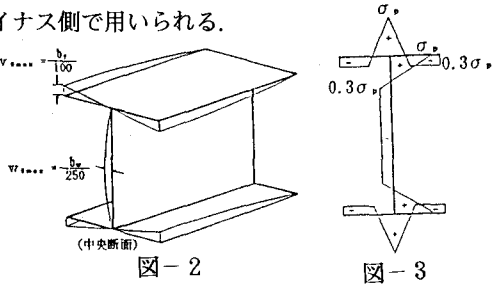
が得られる。また、腹板とフランジの接合部において、腹板のy方向膜力 $N_{y(w)}$ 、膜せん断力 $N_{xy(w)}$ 、z方

向反力 $\bar{Q}(w)$ および x 軸まわりの曲げモーメント $M_y(w)$ をフランジに作用する荷重とみなせば、フランジの x, z, y 方向の力のつり合い式(2)₁₋₃は次のように修正される。

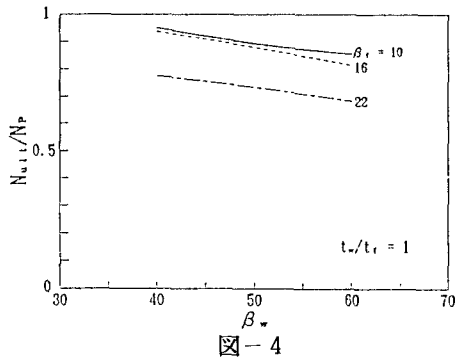
$$\begin{aligned}
 & N_{x(f)}^e, x + N_{xz(f)}^e, z - N_{xz(w)}^e / h_z(f) - (N_{x(f)}^p, x + N_{xz(f)}^p, z - N_{xz(w)}^p / h_z(f)) = 0, \\
 & N_{xz(f)}^e, x + N_z(f)^e, z - (M_y(w)^e, y + 2M_{xy}(w)^e, x) / h_z(f) \\
 & \quad - \{ N_{xz(f)}^p, x + N_z(f)^p, z - (M_y(w)^p, y + 2M_{xy}(w)^p, x) / h_z(f) \} = 0, \\
 & M_x(f)^e, xx + 2M_{xz}(f)^e, xz + M_z(f)^e, zz + N_x(f)^e, \bar{v}, xx + 2N_{xz}(f)^e, \bar{v}, xz + N_z(f)^e, \bar{v}, zz \\
 & \quad + (N_y(w)^e / h_z(f)) \pm \{ M_y(w)^e / (h_z(f))^2 \} / 2 \\
 & - (M_x(f)^p, xx + 2M_{xz}(f)^p, xz + M_z(f)^p, zz + N_x(f)^p, \bar{v}, xx + 2N_{xz}(f)^p, \bar{v}, xz + N_z(f)^p, \bar{v}, zz \\
 & \quad + (N_y(w)^p / h_z(f)) \pm \{ M_y(w)^p / (h_z(f))^2 \} / 2) = 0 \dots (7)_{1-3}
 \end{aligned}$$

ただし、腹板の曲げモーメントはそれと等価な偶力に置換し、フランジに作用させた。ここに、下添字(w), (f)はそれぞれ腹板とフランジを表す。 $h_z(f)$ は腹板の断面力がフランジに分布する幅である。なお、複号のうち、上段はフランジのプラス側、下段はフランジのマイナス側で用いられる。

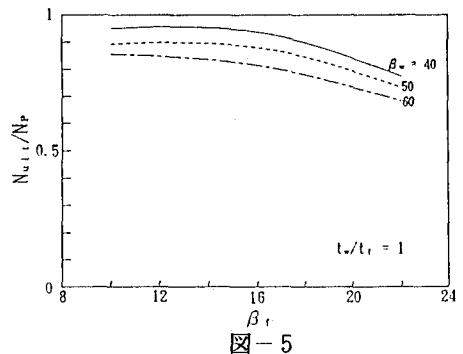
(4) 数値計算法：上述のつり合い式、境界条件式および連続条件式を変位表示し、それらに差分法を適用すれば、多元連立の非線形代数方程式を得る。これらを増分法と修正Newton-Raphson法の混合法で解けば、非線形解を求めることができる。なお、数値解析結果が広範なH形短柱に適用できるように諸式を無次元化した。



3. 数値解析結果 広範なパラメトリック解析を行う前に、差分分割数や板厚方向の層数と解の関係を調べ、腹板とフランジを部材軸方向に16分割、幅方向に16分割、板厚方向に6分割すればよいことが分かった。図-2に示す初期たわみ形状を仮定し、その最大値を現行道路橋示方書の制限値 $w_{0max} = b_w / 250$, $v_{0max} = b_f / 100$ とした。残留応力の分布形状を図-3のように仮定し、圧縮残留応力を $0.3\sigma_s$ とした。なお、降伏点応力 $\sigma_s = 235 \text{ MN/m}^2$, 縦弾性係数 $E = 206 \text{ GN/m}^2$, ポアソン比 $\nu = 0.3$ とした。



種々のフランジの幅厚比 β_f に対し、腹板の幅厚比 β_w と極限強度 N_{u1}/N_p の関係を図示すれば図-4を得る。ただし、 N_p は短柱の全塑性軸力である。なお部材長 a は圧縮連成局部弾性座屈解析で求められた最小座屈長を用いた。いずれの β_f の場合にも $\beta_w = 40 \sim 60$ の範囲では腹板の幅厚比の増加とともに短柱の極限強度は直線的に減少する。



次に、種々の腹板の幅厚比に対し、フランジの幅厚比とH形短柱の極限強度との関係を図示すると図-5を得る。いずれの β_w の場合にも $\beta_f = 10 \sim 16$ の範囲では短柱の強度はほとんど変化しない。 $\beta_f \geq 16$ になれば、短柱の強度は β_f の増加とともに減少し、フランジの幅厚比が短柱の強度に大いに影響することが分かる。

なお、他の計算結果については講演会当日述べる。

参考文献 1) 山尾・坪浦・崎元：構造工学論文集, Vol. 36

A, pp. 71-78, 1990-3. 2) 西村・吉田：土木学会論文集, No. 398, pp. 311-318, 1988-10.