

I-27

局所荷重を受ける水平補剛材付きプレートガーダーの複合非線形解析

関西大学工学部 正会員○堂垣正博 関西大学工学部 正会員 米澤 博
大阪市役所 正会員 田辺朝雄

1. まえがき 桁の送り出し架設時のように、薄板の境界上に局所的な面内荷重が作用すれば、クリップリングの生じることがある。これを防止し、腹板を補強する方法として水平補剛材の使用が考えられる。局所荷重を受ける桁の終局強度は主に実験的に求められている。¹⁾ 桁の垂直補剛材間の無補剛パネルを対象とした複合非線形解析は行われているが、²⁾ 水平補剛材で補剛された桁の終局強度解析は筆者の知る限り行われていない。そこで、局所荷重を受け、水平補剛材で補剛された桁の垂直補剛材間の一パネルの幾何学的・材料的非線形連成挙動を差分法によって明らかにしたので、ここでは理論値を筆者ら³⁾やJanus ら⁴⁾の実験結果と比較し、理論の妥当性を検討する。なお、広範なパラメトリック解析による種々のパラメータと非線形連成挙動との関係については当講演会にて別途報告する。⁵⁾

2. 基礎式 図-1に示す長さ a 、幅 b 、厚さ t の腹板、幅 b_f 、厚さ t_f の上下フランジ、および載荷辺から b_1 の距離の幅 b_h 、厚さ t_h の水平補剛材からなる垂直補剛材間の桁一パネルに幅 c の局所荷重が作用する場合、その複合非線形解析を次の仮定のもとに行う。①Kirchhoff-Loveの仮定。②腹板、フランジと水平補剛材は完全弾塑性体で、ひずみ硬化は生じない。③降伏はvon Misesの等価応力で行う。

(1) つり合い式: 弾塑性状態の腹板の x 、 y 、 z 方向の力のつり合い式をLin あるいはMassonnet の弾塑性理論に従って誘導すれば

$$(N_x^e, x + N_{xy}^e, y) - (N_x^p, x + N_{xy}^p, y) = 0 \quad (1)$$

$$(N_{xy}^e, x + N_y^e, y) - (N_{xy}^p, x + N_y^p, y) = 0 \quad (2)$$

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

$$- (M_x^p, xx + 2M_{xy}^p, xy + M_y^p, yy + N_x^p, w, xx + 2N_{xy}^p, w, xy + N_y^p, w, yy) = 0$$

(3)

を得る。ここに、 w は全たわみで、初期たわみ w_0 と荷重によるたわみ w の和である。 N_x 、 N_y は x および y 方向の膜力、 N_{xy} は膜せん断力である。 M_x 、 M_y は x および y 方向の曲げモーメント、 M_{xy} はねじりモーメントである。上添字 e と p は、弾塑性状態の桁を全断面弾性と仮定して求められる腹板の断面力と、弾性断面力を修正して実断面力を得るための仮想断面力を表す。仮想断面力は、弾性断面力から求められるvon Mises の等価応力が降伏点応力を超える場合、弾性応力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: 腹板は垂直補剛材上で単純支持され、かつ軸力や曲げモーメントを受けないものとすれば

$$u \pm u_0 \pm (y-b/2)\phi = 0, v = v_0, w - w_0 = 0, w, xx - w_0, xx = 0$$

$$\int_0^b N_x^e, dy + N_{ru}^e + N_{rl}^e + N_h^e - \left(\int_0^b N_x^p, dy + N_{ru}^p + N_{rl}^p + N_h^p \right) = 0$$

$$\int_0^b N_x^e, dy + bN_{rl}^e + b_1N_h^e - \left(\int_0^b N_x^p, dy + bN_{rl}^p + b_1N_h^p \right) = 0$$

(4) 1-6

となる。ここに、 u 、 v はそれぞれ x および y 方向の変位、 v_0 は左右辺に与えられる鉛直下方への変位、 u_0 と ϕ は左右辺で軸力と曲げモーメントを受けない条件式(4)₅と(4)₆を満足するように求められる面内変位および面内回転角である。 N_{ru} 、 N_{rl} および N_h はそれぞれ上下フランジと水平補剛材の軸力である。なお、複号のうち、上段は $x=a/2$ 辺で、下段は $x=-a/2$ 辺で用いられる。

下フランジ辺のうち支持されない部分、ならびに上フランジでは、弾塑性はり一柱にモデル化されたフランジに作用する x 、 y および z 方向の力のつり合いとねじりに関するつり合いから

$$N_f^e, x \pm N_{xy}^e - (N_f^p, x \pm N_{xy}^p) = 0$$

$$M_{fz}^e, xx \pm N_y^e + N_f^e, v, xx \mp N_{xy}^e, v, x - (M_{fz}^p, xx \pm N_y^p + N_f^p, v, xx \mp N_{xy}^p, v, x) = 0$$

$$\begin{aligned} M_{fy,xx} \pm M_{y,yy} \pm 2M_{xy,xy} + N_f^e w_{,xx} \mp N_{xy}^e w_{,x} \\ - (M_{fy,xx} \pm M_{y,yy} \pm 2M_{xy,xy} + N_f^p w_{,xx} \mp N_{xy}^p w_{,x}) = 0 \\ M_{ft,x} \mp M_{y,y} - (M_{ft,x} \mp M_{y,y}) = 0 \end{aligned} \quad (5)$$

を得る。ここに、 N_f は上下フランジの軸力、 M_{fz} , M_{fy} , M_{ft} はそれぞれ上下フランジの弱軸および強軸まわりの曲げモーメントとねじりモーメントである。なお、複号のうち、上段が上フランジで、下段が下フランジで用いられる。また、下フランジ辺のうち支持された部分では、フランジに作用する x 方向の力のつり合いと、フランジが y および z 方向に固定されている条件から次式を得る。

$$N_f^e, x - N_{xy}^e - (N_f^p, x - N_{xy}^p) = 0, \quad v = 0, \quad w - w_0 = 0, \quad w_{,y} - w_{0,y} = 0 \quad (6)$$

(3) 連続条件：下フランジから距離 b_1 にある水平補剛材で区切られた2枚の腹板パネルのうち、上フランジ側のパネルをパネル1、もう一方をパネル2とすると、水平補剛材上で両パネルの x , y および z 方向の変位と y 方向のたわみ角が連続する。すなわち

$$U_h = U_1 = U_2, \quad V_h = V_1 = V_2, \quad W_h - W_{0h} = W_1 - W_{01} = W_2 - W_{02}, \quad W_{h,y} - W_{0h,y} = W_{1,y} - W_{01,y} = W_{2,y} - W_{02,y} \quad (7)$$

また、弾塑性はり一柱にモデル化された水平補剛材に作用する x , y および z 方向の力のつり合いとねじりに関するつり合いから

$$\begin{aligned} N_h^e, x - (N_{xy1}^e - N_{xy2}^e) - \{N_h^p, x - (N_{xy1}^p - N_{xy2}^p)\} = 0 \\ M_{hz,xx} - (N_{y1}^e - N_{y2}^e) + N_h^e v_{,xx} + (N_{xy1}^e - N_{xy2}^e) v_{,x} \\ - \{M_{hz,xx} - (N_{y1}^p - N_{y2}^p) + N_h^p v_{,xx} + (N_{xy1}^p - N_{xy2}^p) v_{,x}\} = 0 \\ M_{hy,xx} - (M_{y1,y} - M_{y2,y}) - 2(M_{xy1,x} - M_{xy2,x}) + N_h^e w_{,xx} + (N_{xy1}^e - N_{xy2}^e) w_{,x} \\ - \{M_{hy,xx} - (M_{y1,y}^p - M_{y2,y}^p) - 2(M_{xy1,x}^p - M_{xy2,x}^p) + N_h^p w_{,xx} + (N_{xy1}^p - N_{xy2}^p) w_{,x}\} = 0 \\ M_{ht,x} + (M_{y1}^e - M_{y2}^e) - \{M_{ht,x} + (M_{y1}^p - M_{y2}^p)\} = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

を得る。ここに、 N_h は水平補剛材の軸力、 M_{hz} , M_{hy} , M_{ht} はそれぞれ水平補剛材の弱軸および腹板の中立軸まわりの曲げモーメントとねじりモーメントである。ただし、下添字 h , 1, 2 はそれぞれ水平補剛材、パネル1およびパネル2を表す。

(4) 数値計算法：差分法を適用し、多元連立の非線形代数方程式を増分法と修正Newton-Raphson法の混合法で解いた。また、多元連立一次方程式の解法に三角分解法を用い、計算時間を短縮した。なお、諸式を無次元化し、計算結果が広範な桁に適用できるようにした。

3. 理論の検証 数値計算の前に、差分分割数や板厚方向の分割数と解の精度を調べた結果、腹板の x , y 方向をそれぞれ20および30分割、板厚方向を10分割、フランジと水平補剛材の幅と厚さ方向をそれぞれ10と6分割すればよいことが分かった。

筆者ら³⁾とJanusら⁴⁾の実験崩壊荷重と理論終局強度の相関図を図-2に示す。縦軸および横軸はそれぞれ無次元化された理論値と実験値で、 V は腹板の全塑性せん断力である。□と○はそれぞれ筆者らとJanusらの結果である。なお、初期たわみはその最大値が $w_{max} = b/2500$ で、 x および y 方向に半波の正弦波を仮定した。図から明らかなように、理論によって推定される強度は実験結果とかなり良く一致している。

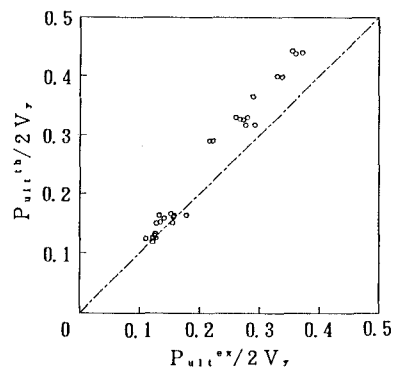


図-2

その他の結果については講演会当日に述べる。

参考文献 1)土木学会編：座屈設計ガイドライン，1987-10. 2) 堂垣・岸上・米澤：構造工学論文集，Vo 1. 36A, 1990-3. 3) 米澤・他：平成2年度関西支部年次学術講演会講演概要，1-33, 1990-6. 4) Janus, K., et al.: Acta Technica CSAV, No. 2, pp. 158-195, 1988. 5) 田辺・米澤・堂垣：局所荷重を受ける桁の水平補剛材による補剛効果，土木学会第45回年次学術講演会講演概要集，1990-9.