

(株) 神戸製鋼所 正員 ○ 滝本哲四郎
 (株) 神戸製鋼所 正員 三村 裕一
 (株) 神戸製鋼所 正員 森脇 良一

1. まえがき プレートガーダーが、図1にみる如く局所荷重をうける場合通常では、荷重作用断面に垂直補剛材を設けるが、張出し工法による橋梁建設で桁を送り出す場合や、まくらぎを直接うける鉄道橋の縦桁などの場合には、垂直補剛材を細かな間隔で配置しえず、局所荷重による腹板の座屈および桁自体の局所荷重に対する耐荷力が問題となる。著者らは、既に局所荷重による腹板の座屈についての一解析法を示し、従来の海外の研究結果と比較し、その解析法の妥当性を検証した¹⁾。本報告では、これにひきつづいて、局所荷重をうける桁の耐荷力の一算定法を紹介するものである。

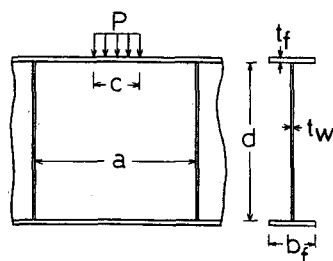


図1 局所荷重をうける桁

2. 算定法 局所荷重をうける桁の耐荷力に関する研究としては、Bergfelt, Hovik²⁾をはじめとしRockey, Skaloudらによる数多くの実験的研究と、Granholt³⁾をはじめとしDubas, Herzogらによる多数の耐荷力を予想する算定法に関する研究がある。耐荷力算定法としての提案の中には実験公式的なものが多いが、1979年にASCEに発表したRobertsらの研究は、崩壊のメカニズムを考えた塑性解析法であり、理論的根拠が明確なものとして、見るべき所が多い。ただ、Robertsらの算定法では、腹板の座屈を考慮しておらず、これが彼の算定値が実験値に対し控え目な値を示す原因のひとつとして充分考えられる。そこで、腹板の座屈を考慮して理論を修正した一算定法を修正理論としてここに紹介する。

Robertsらは図1の如き局所荷重をうける桁のメカニズムを図2(a)に示す如くモデル化した。すなわち、フランジに4つの塑性ヒンジ、腹板においてはフランジとの接合線を含め2つの塑性ラインを想定した。このメカニズムの状態において、外力仕事と内力仕事の各増分を等しいと置くことから耐荷力 P_u が次式で与えられる。

$$P_u = \frac{4M_f}{\beta} + \frac{4\beta \cdot M_w}{\alpha \cos \theta} + \frac{2C \cdot M_w}{\alpha \cos \theta} - \frac{2\eta \cdot M_w}{\alpha \cos \theta} \quad \text{----(1)}$$

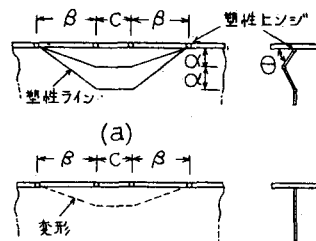


図2 Roberts のモデル

ここに、 β は図2に示す長さであるが、 P_u を最小化する条件から次式の如く与えられる。

$$\beta = \sqrt{M_f \cdot \alpha \cdot \cos \theta / M_w} \quad \text{ただし、} \beta \leq 0.5(a-c), \quad a; \text{垂直補剛材間隔} \quad \text{----(2)}$$

また、 θ はメカニズム形成直前の変形から、 α は実験とのパラメータ分析により各々以下の如く与えられる。

$$\theta = \cos^{-1} \left(\frac{2\varepsilon}{1 + \varepsilon^2} \right) \quad \text{ここに、} \varepsilon = 4 \cdot E \cdot \sigma_w \cdot t_w^2 / (\sigma_f^2 \cdot b_f \cdot t_f) \quad \text{----(3)}$$

$$\text{ただし、} \beta = 0.5(a-c) \text{ のとき } \theta = \sqrt{1 - \gamma^2}, \quad \text{ここに、} \gamma = 1 - \{ \beta^2 \sigma_f / (4 \alpha t_f E) \} \quad \text{----(4)}$$

$$\alpha = d \cdot t_w \cdot \sigma^* / (16 t_f \cdot \sigma_f) \quad \text{ただし、} \sigma^* = 300 \text{ N/mm}^2, t_f^* = 2.5 \text{ mm} \text{ で } \alpha \leq d/6$$

η は腹板の鉛直膜力の存在による面外塑性曲げモーメントの低減を考慮した塑性ラインの補正長で、次式で与えられる。

$$\eta = \frac{(4\beta + 2C) M_w}{[\{ 2M_w / (\alpha \cdot \cos \theta) \} + \sigma_w \cdot t_w] \alpha \cdot \cos \theta} \quad \text{----(5)}$$

ここに、 M_f , M_w , σ_f , σ_w , t_f , t_w , b_f , d はそれぞれ、フランジと腹板の塑性モーメント、材料降伏点、板厚、板幅を表わし、 $M_f = \sigma_f \cdot b_f \cdot t_f^2 / 4$, $M_w = \sigma_w \cdot t_w^2 / 4$ であり、 C は荷重の作用幅を表わす。

これに対し、腹板の座屈を考慮した修正理論を以下の如く考えた。まず、耐荷力 P_u を腹板の座屈強度 P_{cr} と腹

板後座屈強度 P_w およびフランジの塑性強度 P_f の和として次式で与えられると考えた。

$$P_u = P_{cr} + P_w + P_f \quad \text{----- (6)}$$

P_{cr} は文献1)により求められ、 P_f 、 P_w は各々次の式で与えられる。 $P_f = 4M_f/\beta$ ----- (7)

$$P_w = \frac{1}{\alpha \cos \theta} \left\{ 4\beta M_w + \frac{(C+2t_f)t_w^2(\sigma_w - \sigma_{cr}^2/\sigma_w)}{2} - 2\eta M_w \right\} \quad \text{----- (8)}$$

ここに、 $\sigma_{cr} (= P_{cr}/(C+2t_f)t_w)$ は腹板の座屈応力であり、 η は Roberts のものと同じ意味合いのもので、次式で与えられる。

$$\eta = \frac{[4\beta + 2(C+2t_f)\{1 - (\sigma_{cr}/\sigma_w)^2\}] M_w}{\{2M_w/(\alpha \cos \theta) + \sigma_w t_w\} \alpha \cos \theta} \quad \text{-- (9)}$$

β 、 θ 、 α は Roberts の式(2)、(3)、(4)と同様である。ただし、Roberts の C の替わりに $C_0 (= C+2t_f)$ を用いる。

次に、Roberts が考えたもうひとつの崩壊パターン、すなわち、腹板が局所荷重により直接的に降伏する形式 (図2(b)にそのモデルを示す) に対する耐荷力 P_u として、彼らは式(10)を与えているが、これに対応する修正式として式(6)の P_f 、 P_w をそれぞれ式(11)、(12)で与えられるものとした。

$$P_u = 4M_f/\beta + \sigma_w t_w (\beta + C) \quad \text{----- (10)}$$

$$P_f = 4M_f/\beta \quad \text{----- (11)}$$

$$P_w = \sigma_w t_w \beta \quad \text{----- (12)} \quad \text{ただし、} \beta = 2\sqrt{M_f/(\sigma_w t_w)}$$

図2の Roberts モデルに対応する本解析のモデルを図3(a)(b)に示す。載荷直下の腹板は座屈荷重を負担しうるモデルとして考えている。(a)と(b)のふたつのモデルによる P_u のうち小さい方の値が真の P_u を与えると考える。

3. 実験値と算定値との比較 従来の90の実験値と本算定法による計算値との比較を図4に示すとともに、従来の各算定法と比較して、どの程度実験値をいい表わしているかを表1に示す。

4. まとめ 図4、表1にみる通り、Roberts の理論に座屈強度を考慮して修正を加えた本算定法は、局所荷重をうける桁の耐荷力実験値をよくいい表わしている。また、図4の○印(耐荷力)と●印(座屈強度)の差から、桁のプロポーシオンによつては後座屈強度がかなり期待しうることが分かるであろう。 P_{cr} の算定は周辺単純支持の境界条件とし、 σ_{cr}^c が $0.8\sigma_w$ を越える場合は $\sigma_{cr}^c = \sigma_w - \sigma_w^2/(6.25\sigma_{cr}^c)$ により弾塑性座屈応力を求めた。

表1 従来の提案式と実験値との比較

出典	P_u^c の提案公式	P_u^e/P_u^c		
		平均, $\bar{x}$	標準偏差, σ	変動係数, $\sigma/\bar{x}$
Granholm	$P_u = 9000t_w^2$	1.379	0.415	0.301
Bergfelt	$P_u = 0.68t_w^2(E\sigma_w)^{1/2}(t_f/t_w)0.6$	1.029	0.327	0.318
Dubas, Gehri	$P_u = 0.75t_w^2(E\sigma_w t_f/t_w)^{1/2}$	1.076	0.167	0.156
Skaloud, Drdacky	$P_u = 0.55t_w(0.9t_w + 1.5Ct_w/d)(E\sigma_w t_f/t_w)^{1/2}$	1.369	0.221	0.162
AISC (Permissible Value of P)	$P_u = \min(P1, P2), P1 = 0.75\sigma_w t_w(C+2t_f)$ $P2 = [2+4(d/a)^2]60950(t_w/d)^2 t_w \cdot \min(a, d)$	14.37	7.850	0.546
Rockey, Roberts	Mechanism solution	1.163	0.119	0.102
本算定法	Modified Mechanism solution	0.975	0.098	0.100

<参考文献>

1) 滝本, 三村, 森脇; 「局所荷重をうける腹板の座屈解析」, 第35回土木学会年次学術講演会 概要集, 1980
 2) e.g. Bergfelt A., Hovik J., "Thin walled plate girders under static loads.", Proc. 8th IABSE, 1968
 3) Granholm C.A., "Light Girders with Slender Flanges and Web.", Chalmers Univ. of Tech., 1976
 4) Roberts T.M., Rockey K.C., "A Mechanism Solution for Predicting the Collapse Loads of Slender Plate Girders when Subjected to In-plane Patch Loading.", Proc. Instn. Civ. Engrs. Part2, 1979

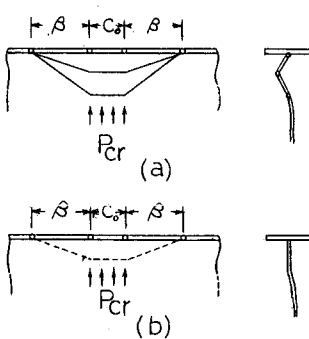


図3 本算定法におけるモデル

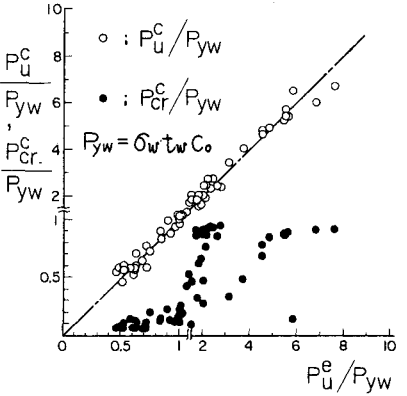


図4 実験値と算定値との比較