

I-136 プレートガーダーの耐荷力に関する研究

— 数学的モデルによる組合せ荷重下における耐荷力の解析 —

(株) 神戸製鋼所 正員 森脇 良一
 “ “ 藤野 真一
 “ “ 〇 滝本 哲四郎

1 まえがき 既報¹⁾、2)では、せん断力、曲げモーメントのいずれかが作用した場合の耐荷力を対象としたが、本研究は、せん断力と曲げモーメントを同時に受けるプレートガーダーの耐荷力に関する数学的モデルによる解析法を示し、実験との比較検討をおこなったものである。

2 解析

a) 対象とする崩壊モード； 組合せ荷重下での崩壊モードとして、(1) 曲げモーメントにより、試験パネルをふくめた桁全体が横撓れ座屈するもの（Lモード）、(2) ウェブ座屈後、軸力により、圧縮フランジとウェブ有効巾で形成するT断面が横撓れ座屈するもの（Tモード）、(3) ウェブ座屈後、張力場作用が完全に発達し、フランジに塑性ヒンジを形成するもの（Sモード）の三種類について考慮した。

b) 解析に用いた基本的な仮定； 材料は理想弾塑性体とし、Mises の降伏条件に従うものとした。また、初期不完全因子である残留応力としては、既報²⁾の近似式から計算される値を用いた。

c) 解析のモデルと解法； 解析モデルとしては、図-1(b)にみるような桁の断面を、上下フランジ、ウェブの各部材の板巾方向に40の要素に分割し、各要素の応力は要素中央の応力をもって代表させ、応力の種類としては、図-1(a)にみるように、上下フランジと垂直補剛材は軸応力のみ、ウェブは2方向の軸応力とせん断応力のみを考えた。解析はある荷重増分区間では荷重増分と応力増分とが線形的関係にあるとした。このときの荷重増分量は、分割要素を1個ずつ降伏せしめるように設定し、その計算方法は文献3)によった。

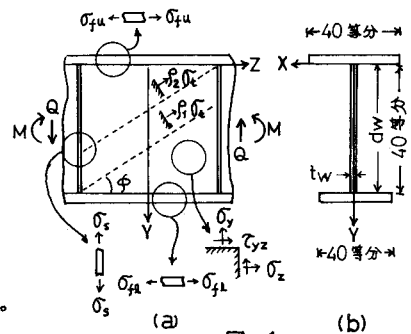


図-1

また、荷重増分と応力増分の関係は以下のように考えた。

i) ウェブ座屈前はせん断荷重の増分 ΔQ はウェブの弾性断面で受けもたれ、曲げモーメントの増分 ΔM はウェブとフランジの弾性断面で受けもたれるものとする。ここに、 $\int dA$ は面積分を、 A_{we}

$$\Delta \tau_{yz} = \Delta Q / \int_{A_{we}} dA \quad \text{---(1)} \quad \Delta \sigma_z = \Delta M (y_{ce1} - y) / I_{xe1} \quad \text{---(2)}$$

$$\Delta \sigma_{fl} = \Delta M (y_{ce1} - y) / I_{xe1} \quad \text{---(3)} \quad \Delta \sigma_{fu} = \Delta M (y_{ce1} - y) / I_{xe1} \quad \text{---(4)} \quad \Delta \sigma_s = \Delta \sigma_y = 0 \quad \text{---(5)}$$

$$y_{ce1} = \int y dA / \int dA \quad \text{---(6)} \quad I_{xe1} = \int y^2 dA - y_{ce1}^2 \int dA \quad \text{---(7)}$$

A_{fue} , A_{fle} , A_s , A_{e1} はそれぞれウェブ、上フランジ、下フランジ、垂直補剛材、全断面の弾性領域を示す。

ロ) ウェブ座屈後は張力場作用を考慮した。図-1に示す斜張力¹⁾の方向(ϕ)については、既報と同様な方法で与えられるとし、座屈後のウェブはこの方向に $\rho \sigma_t$ なる引張応力が生じるとした。 ρ は平均化係数であり、 $\rho_1 = 1$, $\rho_2 = 1/(1 + \alpha^2)$, (α ; アスペクト比) とした。また、曲げモーメントは、圧縮フランジ、ウェブの有効巾および引張側の弾性断面（この領域を A_{e2} とする）で受けもたれるとした。これから次の関係式が導かれる。

$$\Delta \sigma_z = \{ \Delta M (y_{ce2} - y) / I_{xe2} \} + \rho \Delta \sigma_t (1 + \cos 2\phi) / 2 \quad \text{---(8)} \quad \Delta \sigma_s = \Delta Q \tan \phi \alpha / \int_{A_s} dA \quad \text{---(9)}$$

$$\Delta \sigma_y = \rho \Delta \sigma_t (1 - \cos 2\phi) / 2 \quad \text{---(10)} \quad \Delta \sigma_{fu} = \{ \Delta M (y_{ce2} - y) / I_{xe2} \} - \{ (1 - \frac{y_h}{d_w}) \Delta \sigma_t (1 + \cos 2\phi) \} \int_{A_{fue}} dA / \int_{A_{e2}} dA \quad \text{---(11)}$$

$$\Delta \tau_{yz} = \rho \Delta \sigma_t \sin 2\phi / 2 \quad \text{---(12)} \quad \Delta \sigma_{fl} = \{ \Delta M (y_{ce2} - y) / I_{xe2} \} - \{ \frac{y_h}{d_w} \Delta \sigma_t (1 + \cos 2\phi) \} \int_{A_{fle}} dA / \int_{A_{e2}} dA \quad \text{---(13)}$$

$$\text{ここに、} \quad \Delta \sigma_t = \Delta Q / \sin \phi \cos \phi \int_{A_{we}} \rho dA \quad \text{---(14)} \quad y_h = \int_{A_{we}} \rho y dA / \int_{A_{we}} \rho dA \quad \text{---(15)}$$

$$y_{ce2} = \int y dA / \int dA \quad \text{---(16)} \quad I_{xe2} = \int y^2 dA - y_{ce2}^2 \int dA \quad \text{---(17)}$$

荷重増分区分間では以上のような関係が成立するとし、ウェブ座屈の判定としては、⑩式を用いた。この式は、Kollbrunner の組合せ座屈の式⁴⁾に、F.Chwalla の板の塑性座屈の考え⁵⁾を導入して求められたものである。

$$Q_{cr} = \int_{A_{ew}} k_{scb} \sigma_e dA \text{-----} \textcircled{10} \quad \sigma_e = E\pi^2 t_w^2 / 12(1-\nu^2) d_w^2 \text{-----} \textcircled{19}$$

$$\text{ここに、} k_{scb} = -(1+C)k_s^2 k_b^2 \{ 1 + \sqrt{16k_s^2 k_b^2 + (1-C)k_s^2 k_b^2} \} / \{ 4k_s^2 + 2(1-C)k_s^2 k_b^2 \} \text{---} \textcircled{20}$$

これは圧縮縁応力のせん断応力に対する比を示し、 k_s 、 k_b はそれぞれ純せん断、純曲げを受ける板の座屈係数を示す。

また、桁全体の横撓れ座屈の判定としては、座屈基本式に②式を用いた。ここに、 I_{ye} 、 I_{we} 、 K_T は弾性域から求められるY軸まわりの断面2次モーメント、その2次モーメント、St.Venantの撓り剛度である。また、 $\bar{K}$ は、弾性断面から求められるせん断中心のまわりの応カトルクである。 L_e は有効横構間隔である。

$$M_{cr} = \pi \sqrt{EI_{ye}(GK_T + \bar{K} + \pi^2 EI_{we} / L_e^2) / L_e} \text{-----} \textcircled{21}$$

前記の荷重-応力関係を満たしながら、⑩また②式の判定に合致するまで荷重を増加し、②式の判定に合致した場合は、その時の外力をもって耐荷力とし、崩壊モードはLモードである。⑩式の判定に合致した場合には、その後の荷重増加については、前記の荷重-応力関係が成立するとし、②式の他に、T断面の横撓れ座屈の判定として、座屈基本式に②式を用いることにし(②式中、 $\int dA$ はT断面の面積分を、 Y_0 はT断面のせん断中心と重心との距離を、 I_{yt} 、 I_{wt} 、 K_T はT断面弾性部分の諸剛性を、 $\bar{K}$ は応カトルクを示す。)前記のSモードの崩壊については既報⁷⁾と同様の手法(ただし、本研究では硬化域の座屈は考えていない。)によって判定されるとし、これらのいずれかの判定に合致するまで荷重を増加した。

3 考 察 実験データを使った解析の結果と実験値および崩壊モードの比較の1例を表-1に示した。実験は図-2に示すような方法でなされ、モーメントアームは支持卓から試験パネルの中央までの距離(図中の L_1)とし、桁全体の横撓れに関しては、一端単純支持他端固定と考え、横撓れ防止板間隔(図中の L_2)の0.7倍をもって②式の L_e の値とし、T断面の横撓れに関しては、両端固定と考え、垂直補剛材間隔(図中の L_3)の0.5倍をもって③式の L_{er} の値とした。また表-1では、ウェブの支持条件を上下端固定左右端単純支持とした場合のものを1例として示したが、以上の解析法によって、組合せ耐荷力の値と、いままでは不明確であった崩壊モードが、かなり正確に知られることがわかった。最後に、本研究は材料を理想弾塑性体として解析したが、実際は K_T などの剛性は弾性域のみから求められるものよりも大きいと予想され、降伏後の諸剛性の変化が今後の重要な研究課題と思われる。なお、本研究にあたり、田中悟朗君の協力があつたことを付記する。

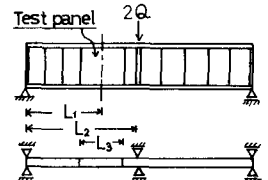


図-2

表-1

Test No.	$1/\eta^*$	λ_c^*	Q_u^e/Q_u	mode	Source
UG-4.6	2.29	2.20	1.00	S S	A.Ostapenko
UG-4.2	1.63	4.02	1.12	S S	A.Ostapenko
F10-T3	1.34	1.61	0.91	S S	B.T.Yen
F10-T2	1.17	1.65	0.97	S S	B.T.Yen
G-1	1.14	0.62	1.02	S S	T.Okumura
GCT-2.3	1.04	0.80	1.17	S S	Y.Moriwaki
UG-4.5	0.92	1.79	1.00	S S	A.Ostapenko
G-3	0.87	0.78	0.87	S S	T.Okumura
G-2	0.86	0.61	1.00	S S	T.Okumura
HS1A-T1	0.80	1.79	1.00	S S	H.S.Lew
HS2-T1	0.74	1.78	1.11	S S	H.S.Lew
G-4	0.73	0.76	0.83	S S	T.Okumura
G8-T1	0.72	2.12	0.93	S S	K.Basler
G8-T3	0.69	3.24	0.97	S S	K.Basler
GCT-3.6	0.66	0.93	1.02	L S	Y.Moriwaki
AaCT-2.8	0.61	1.09	1.09	T T	Y.Moriwaki
F10-T1	0.59	1.53	0.98	S S	B.T.Yen
GCT-4	0.56	1.00	1.03	L S	Y.Moriwaki
GCT-4	0.54	0.90	1.05	L L	Y.Moriwaki
HS1A-T2	0.53	1.57	0.90	S S	H.S.Lew
HS2-T2	0.49	1.55	1.10	S S	H.S.Lew
G8-T3	0.48	1.89	0.98	S S	K.Basler
HS1A-T3	0.46	1.26	0.99	S S	H.S.Lew
AaCT-3.6	0.44	1.16	1.10	T T	Y.Moriwaki
GCT-5	0.43	1.05	1.13	L L	Y.Moriwaki
UG-4.3	0.43	4.06	1.10	L L	A.Ostapenko
HS2-T3	0.42	1.26	1.07	S S	H.S.Lew
AaCT-4-1	0.39	0.81	1.18	T T	Y.Moriwaki
AaCT-4-2	0.38	1.07	1.08	T T	Y.Moriwaki
UG-4.4	0.31	2.00	1.12	L L	A.Ostapenko

$$* 1/\eta = \tau/\sigma, \lambda_c = \sqrt{\gamma_{yw}/\sqrt{\sigma_{cr}^2 + 3\tau_{cr}^2}}$$

- 1) 森脇良一他、"プレートガングの耐荷力に関する研究"、48年度、建設省年度技術調査会集
- 2) 森脇良一他、"プレートガングの耐荷力に関する研究"、48年度、年度技術調査会集
- 3) 山田嘉昭著、コンピュータによる構造工学講座、II-2-A、培風館、昭和47年
- 4) Kollbrunner & Meister, Ausbueulen, Springer-Verlag, 1958
- 5) 山本善之著、塑性・塑性、朝倉書店、昭和48年
- 6) T.V.Galambos著、橋梁設計と設計法、銀禧出版部及び骨組、丸善、昭和45年
- 7) C.Chern & A.Ostapenko, "Unsymmetrical Plate Girder Under Shear And Moment", Fritz Engineering Laboratory Report No.320.3, 1970