

京都大学 正員 丹羽義次
 京都大学 正員 渡辺英一
 奥村組 正員 森田修二

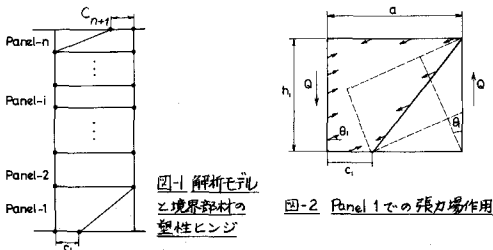
1. はじめに

本論文は主としてせん断を受ける、多くの水平リブを有する鋼腹板の静的耐荷力について考察を行った結果を報告するものである。腹板の耐荷力の研究に関しては K. Basler 以来、Chern, Ostapenko の Lehigh 派、Rockey, Skaloud の Prague-Cardiff 派、Herzog の Aarau 派、Porter, Rockey, Evans などの Cardiff 派や我が国においても奥村・小松等が特徴ある研究を行ってきた。¹⁾ しかし、多くの水平リブを有する腹板に関してはそれ程深い考察が払われてきてはいないようであり、今後大型箱桁など大規模な腹板が用いられるようになることを考えると本研究が一つの参考資料となればと思う次第である。

2. 腹板耐荷力に関する一提案

本提案は Cardiff 派の考え方を拡張したものであり主としてせん断を受ける場合を想定したモデルに対応するものである。²⁾ なお、極限状態においてせん断座屈荷重を加算すべきかどうか問題点として取り上げられるが、ここでは理論1としてせん断座屈荷重を加算しないとするもの、理論2としてこれを加算するもの考えた。

理論1 図-1は垂直補剛材で仕切られた腹板系を示し、図-2はその最下端のパネル1を図示している。

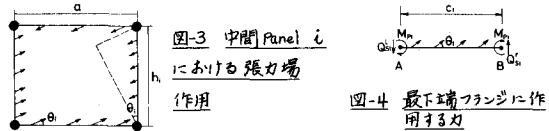


ただし、 a , h_i は腹板の幅および高さ、 θ_i は斜張力の傾斜角、 C_i と C_{n+1} は塑性ヒンジまでの長さとする。降伏条件 (von Mises) とモールの応力円より斜張力 σ_t は $\sigma_t = \sigma_Y$ (降伏応力) となる。極限状態

を考えれば斜張力によるせん断力 Q_{pi} は

$$Q_{pi} = \{h_i \cos \theta_i - (a - C_i) \sin \theta_i\} \sin \theta_i \cdot \sigma_t \cdot t \quad (1)$$

つぎに Panel i ($i=2, \dots, n$) については図-3より



$$Q_{pi} = \frac{1}{2} h_i t \sigma_t \sin 2\theta_i \quad (2)$$

水平補剛材およびフランジのせん断力 Q_{si}^r は図-4を参照し、B点でフレームの曲げモーメントが極値をとることを考慮すれば0となるので C_1 は次式で与えられる。

$$C_1 = \frac{2}{\sin \theta_1} \sqrt{\frac{M_p}{\sigma_t t}} \quad (3)$$

水平リブ i ($i=2, \dots, n$) については図-5の点 A_i まわりのモーメントのつり合いより

$$Q_{si}^r = \frac{a \sigma_t t}{2} (\sin^2 \theta_i - \sin^2 \theta_{i-1}) + \frac{2 M_{pi}}{a} \quad (4)$$

最上端のフランジについては図-6を参照して



図-5 水平補剛材 i に作用する力

図-6 最上端のフランジへの力

$$Q_{sn+1}^r = \frac{C_{n+1}}{2} \sigma_t t \sin^2 \theta_n + \frac{2 M_{pn+1}}{C_{n+1}} \quad (5)$$

$$\text{また、(3) 式と同様にして } C_{n+1} = \frac{2}{\sin \theta_{n+1}} \sqrt{\frac{M_{pn+1}}{\sigma_t t}} \quad (6)$$

となる。全せん断耐荷力は Panel の斜張力によるせん断力とフランジおよび水平リブのそれの和によって表わせるので全せん断力 Q は無次元化すれば

$$\frac{Q}{\sigma_t t} = \left\{ \frac{1}{2} \sum_{i=2}^{n-1} h_i \sin 2\theta_i + 2a(n-1)m_p^2 + \frac{Q_1}{\sigma_t t} + \frac{Q_n}{\sigma_t t} \right\} \quad (7)$$

$$\text{ここに } Q_1/\sigma_t t = \frac{1}{2} h_1 \sin 2\theta_1 - \frac{a}{2} \sin^2 \theta_1 + 2a m_{p1} \sin \theta_1$$

として、 $Q_n/\sigma_t t = \frac{1}{2} p_n \sin 2\theta_n - \frac{a}{2} \sin^2 \theta_n + 2a m_{pn} \sin \theta_n$
ただし、

$$m_{pi} = \sqrt{M_{pi}/(\sigma_t t + a^2)}: \text{無次元塑性モーメント}$$

この式より Q は $\theta_i (i=1, \dots, n)$ の関数とみなせるが
 Q を最大にする $\theta_i (i=2, \dots, n-1)$ は明らかに 45° で
あり、かつ θ_1 と θ_n は次式で決定される。

$$\frac{\partial}{\partial \theta_1} \left(\frac{Q_1}{\sigma_t t} \right) = \frac{\partial}{\partial \theta_n} \left(\frac{Q_n}{\sigma_t t} \right) = 0 \quad (8)$$

つぎに、水平リブおよびフランジの塑性モーメント
に対する考えであるが、水平リブの近傍の腹板につ
いては有効幅 $2\beta t$ を考え、塑性モーメントとして

$$M_{pi} = \beta^2 t^3 \sigma_Y \quad (9)$$

を考え、一方フランジの近傍の腹板に対しては有効幅
として $2\alpha\beta t$ を考える。Rockey の理論は水平リブ
の近傍の腹板に言及していないが、フランジ近傍の有
効幅を $30t(1-2\tau_{cr}/\tau_Y)$ としている。ここま
では τ_{cr} を無視しているのだからこれを参考にすれば
 $\alpha\beta = 15$ と考えても良いものと思われる。

理論2 この理論では極限状態においてもせん断
座屈荷重成分を考慮する。座屈時と極限状態に対
するモールの応力円を描き、これらの応力成分の和を
考え、von Mises の降伏条件を適用すれば σ_t/σ_Y は

$$\frac{\sigma_t}{\sigma_Y} = -\frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\tau_{cr}}{\tau_Y} \sin 2\theta + \sqrt{1 + \frac{1}{3} \left(\frac{\tau_{cr}}{\tau_Y} \right)^2 \{ \frac{3}{2} \sin^2 \theta - 3 \}} \quad (10)$$

で与えられるものの式(7)へ代入すれば σ_t が θ の
関数となり、この Q の θ に関する極値をとることが
難しい。 $\theta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ に対し式(10)を用い
 $\sigma_t/\sigma_Y \sim \tau_{cr}/\tau_Y$ の曲線をプロットすれば図-7のと
おりである。Basler の近似 $\sigma_t/\sigma_Y = 1 - \tau_{cr}/\tau_Y$
は良くないといわれているが、もっと近似度の良い式

$$\frac{\sigma_t}{\sigma_Y} = 1 - 1.59 \left(\frac{\tau_{cr}}{\tau_Y} \right)^{1.5} \quad (11)$$

を用いれは都合が良いことが
わかる。これを用いれ
ば式(7)を用いて Q の
 θ に関する偏導関数を見
出すのは容易であり、卓
上計算機でも計算できる。

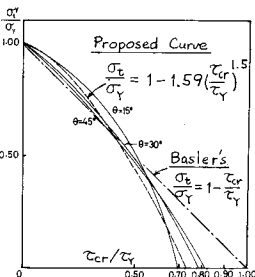


図-7 $\sigma_t/\sigma_Y \sim \tau_{cr}/\tau_Y$ 曲線

つぎに、せん断荷重に加えて若干の曲げモーメントが
作用する場合耐荷力はどうかを見るためには図-8
を参照すればよい。図のモールの応力円を用いると降

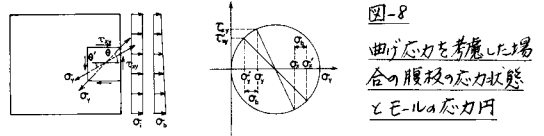


図-8

曲げ応力を考慮した場
合の腹板の応力状態
とE-Iの応力円

伏の条件式が曲げ応力 σ_b の関数として表わせるし、主
応力方向に関して実験値と理論値との比較ができる。

3. 実験値と理論値の比較

ここでは前述の理論1と2について、良くデータの評
った尻無川新橋部材試験³⁾と長谷川・西野・奥村による
実験結果⁴⁾と比較検討し、表-1 にその結果を示した。

表-1 多水平補剛材を有する腹板のせん断耐荷力-実験値との対比

TEST GIRDER	$\frac{Y_H}{Y_V}$	$\frac{Y_V}{Y_V}$	$\frac{A}{H}$	$\frac{H}{t_w}$	$\frac{\tau_{cr}}{\sigma_Y}$	$\frac{Q_{ex}}{\sigma_Y t H}$	$\frac{Q_{ch1}}{\sigma_Y t H}$	$\frac{Q_{ch1}}{Q_{ex}}$	$\frac{Q_{ch2}}{\sigma_Y t H}$	$\frac{Q_{ch2}}{Q_{ex}}$
[N.H.Rib]	$\frac{Y_H}{Y_V}$	$\frac{Y_V}{Y_V}$								
A [5]	1	2.5	.267	469	.179	.460	.506	1.10	.504	1.10
B [5]	1	1	.267	469	.179	.460	.506	1.10	.504	1.10
C [5]	5	1	.267	469	.179	.498	.506	1.02	.504	1.01
D [5]	1	1	.267	469	.179	.467	.506	1.08	.504	1.08
E [5]	1	2.5	.267	469	.179	.469	.506	1.08	.504	1.07
S-25-0[1]	4.77	1.5	.250	.109	.417	.312	.746	.246	.830	
S-25-5[1]	4.94	4.99	.75	.250	.146	.535	.469	.876	.478	.893
S-35-1[1]	4.77	1.04	.75	.350	.075	.455	.407	.896	.429	.943
S-35-1A[1]	4.77	1.04	.75	.350	.075	.455	.407	.876	.429	.943
S-35-5[1]	4.77	4.90	.75	.350	.075	.449	.407	.907	.429	.943
S-35-1D[1]	4.90	1.04	.5	.350	.052	.491	.483	.984	.493	1.00
S-35-1F[1]	4.77	1.04	.75	.350	.075	.377	.385	1.02	.413	1.10

この他にも二、三の実験データを参考にしたいがデータ
の良く判明しない箇所がありここには掲載していない。
しかし凡そ良好な相関を示すようである。

つぎに各部材に働く部材力、特に斜張力のアンカーと
なる水平リブ・フランジ等に働く
圧縮力を推定してみた。その際軸
力 F は線形的に変化すると考え、
断面 $X-X$ には全体として軸力が働
いていないこと、曲げモーメントは
既知であることを考慮した。(図-9)
詳細は当日発表させていただく。

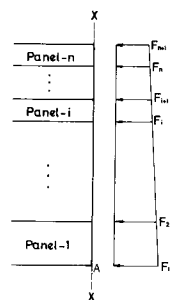


図-9 水平リブ・フランジの軸力

4. 参考文献

- 1) ECCS: Design of Webs of Plate and Box Girders, 2nd Intl. Colloquium on Stability, Introductory Rpt., 1977, pp.178~207.
- 2) D.M. Porter, K.C. Rockey, H.R. Evans: The Collapse Behaviour of Plate Girders in Shear, The Structural Engr., Vol.53, 1975, pp.313~325.
- 3) 丹羽・渡辺: リブ付板のせん断耐荷力に関する考察, 工学会年報 I-118, 1979.
- 4) 長谷川・西野・奥村: 水平補剛材を有するプレートガーダーのせん断耐荷力, 工学会論文報告集 第235号, 1975, pp.13~28.