

## 2 方向面内圧縮力を受ける鋼矩形板の耐荷力推定のための新しいアプローチ

A NEW APPROACH TO PREDICT THE STRENGTH OF  
STEEL RECTANGULAR PLATES UNDER BIAXIAL IN-PLANE COMPRESSION

勇 秀憲\*

By Hidenori ISAMI

This paper presents a new unified approach to the ultimate strength of biaxially compressed rectangular plates in the elasto-plastic range. For a given strain ratio in two directions compressed biaxially, the elasto-plastic buckling strength is obtained from the elasto-plastic material behavior and the residual stresses in two directions. Then, the elasto-plastic ultimate strength is predicted using the imperfection sensitivity curve in the neighborhood of the particular point, which intersects the elasto-plastic postbuckling curve with the failure mechanism curve. The ultimate strength is found to be in good agreement with the Dowling's numerical results.

## 1. 概説

斜張橋の主塔・主桁、吊橋の主塔、箱桁橋の腹板などを構成する鋼薄板要素には、圧縮応力の他に曲げ応力・せん断応力が、複雑に組み合わさって作用している。特に、2方向面内圧縮力を受ける鋼矩形薄板要素の弾塑性域における耐荷力・安定性等に関する研究は、非常に重要であるが、通常の一軸圧縮板に対する研究に比べてあまりにも少ない。<sup>1-3)</sup>

Libove<sup>4)</sup>は古典的な釣り合い基礎微分方程式から2方向圧縮力を受ける等方性板の弾性座屈と座屈モードを調べた。Haslach<sup>5)</sup>は2方向圧縮力を受ける等方・単純支持矩形板の弾性後座屈と安定性を明らかにした。また上田ら<sup>6)</sup>は、圧縮、曲げとせん断を受ける矩形板の新しい弾性座屈の相関曲線を提案した。

2方向面内力を受ける矩形板の弾塑性終局強度に関しては、Valsgård<sup>7)</sup>が非線形のシェル解析の結果に基づき終局強度の相関曲線を提案した。Dowling ら<sup>8)</sup>が、動的緩和法を使った差分法により終局強度をパラメータ解析し、縦横比・幅厚比・初期たわみ・残留応力と終局強度の関係を詳細に検討した。またNarayanan ら<sup>9)</sup>は同様のことをエネルギー法により予測した。日本では、井上ら<sup>10)</sup>は弾塑性域とひずみ硬化域において座屈直後の板の剛性を直接評価し、座屈応力を算定した。大坪ら<sup>11)</sup>は有限要素法の結果から終局強度の簡潔な相関曲線を提案した。中井ら<sup>12,13)</sup>は有限要素法や実験結果から2方向面内力を受ける補剛板の終局強度の相関曲線を提案し、さらにその設計法についても言及した。

\* 工博 高知高専助教授 土木工学科(〒783 高知県南国市物部乙200番地の1)

こうした数値解析では、ある与えられた幾何学的・材料的パラメータに対して終局強度は孤立的に離散点として求められる。これに対し、著者ら<sup>14-17)</sup>の提案している弾塑性耐荷力の統一的簡易評価法では、弾塑性大変形解析の複雑で膨大な非線形演算を行わず、パーソナルコンピュータレベルで十分に対応でき、特に残留応力と初期たわみの2つのパラメータを適宜変化させて終局強度を簡単に予測することができる。

本論文は、2方向圧縮力を受ける正方形板と縦横比 3:1 の矩形板を対象に、その弾塑性耐荷力を直接評価推定するため、統一的簡易評価法を適用し、その有用性と妥当性を検討するものである。

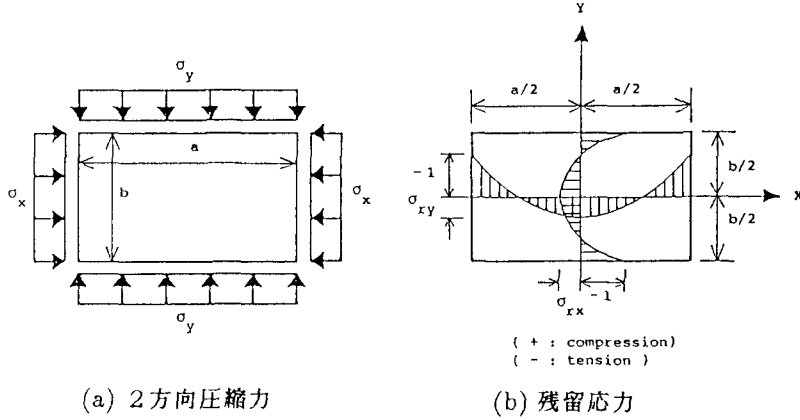


図-1 解析モデル

## 2. 弾塑性耐荷力

### (1) 基本的仮定

図-1の周辺単純支持矩形板が2方向面内圧縮力 $\sigma_x$ と $\sigma_y$ を受ける場合を考える。本論文ではすべて、応力は材料の降伏応力 $\sigma_Y$ で、面外たわみは板厚 $t$ でそれぞれ無次元化する。材料は完全弾塑性体とし、擬似弾性的にその挙動を取り扱う。板の横方向( $x$ 座標方向)と縦方向( $y$ 座標方向)に垂直な板断面には、それぞれ独立した初期自己平衡な残留応力分布が存在するものとする。それらは、それぞれ $x$ 軸と $y$ 軸に関して対称で、次の $n_x$ 次曲線と $n_y$ 次曲線で与えられる：

$$\begin{cases} \sigma_i = 1 + \kappa_i(1 + \sigma_{ri})(1 - \kappa_i)^{n_i} - \frac{1 + \sigma_{ri}}{n_i + 1} [1 - (1 - \kappa_i)^{n_i + 1}] \\ \varepsilon_i = \frac{\sigma_Y}{E} [1 + (1 + \sigma_{ri})(1 - \kappa_i)^{n_i} - \sigma_{ri}] \end{cases} \quad (i = x \text{ or } y) \quad (1)$$

ここに、 $\varepsilon_x$ と $\varepsilon_y$ はそれぞれ $\sigma_x$ と $\sigma_y$ に対応する平均ひずみである。 $\sigma_{rx}$ と $\sigma_{ry}$ は、図-1(b)に示されるそれぞれ最大圧縮残留応力の大きさである。このような残留応力分布は、既往の数値解析で仮定されたブロック形等のものを内挿している<sup>8,12)</sup>。また、 $E$ は弾性係数である。さらに、 $\kappa_x$ と $\kappa_y$ はそれぞれ $x$ 軸と $y$ 軸に垂直な板断面全体に対する断面の弾性域部分の比であり、断面の応力分布における接線係数 $E_{tx}$ と $E_{ty}$ として

$$E_{ti} = \frac{d\sigma_i}{d\varepsilon_i} = \kappa_i E \quad (i = x \text{ or } y) \quad (2)$$

で定義される。残留応力は各方向で独立に初期自己平衡としているので、 $n_x = 1/\sigma_{rx}$ および $n_y = 1/\sigma_{ry}$ である。

さらに、板断面全体の平均的な割線係数  $E_s$  を定義するために、2 方向圧縮力  $\sigma_x$  と  $\sigma_y$  を、等価圧縮応力  $\sigma_{eq}$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y} \quad (3)$$

で置き換える。そして、対応する等価ひずみ  $\varepsilon_{eq}$  を

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\varepsilon_x^2 + \varepsilon_y^2 - \varepsilon_x \varepsilon_y} \quad (4)$$

で与えると、結局全体的な割線係数  $E_s$  は

$$E_s = \left( \frac{\sigma_{eq}}{\varepsilon_{eq}} \right) \left( \frac{\sigma_Y}{E} \right) E \quad (5)$$

## (2) 弾塑性座屈強度

解析モデル (図-1) の境界条件から、弾性域および弾塑性域における座屈モード  $w$  と対応する初期変位モード  $w_0$  を

$$\bar{w} = w \cos \frac{m\pi x}{a} \cos \frac{n\pi y}{b} \quad \text{および} \quad \bar{w}_0 = w_0 \cos \frac{m\pi x}{a} \cos \frac{n\pi y}{b} \quad (6)$$

と仮定する。ここに、 $\bar{w}$  と  $\bar{w}_0$  は、面外たわみと初期面外たわみであり、板の縦方向に  $m$ 、横方向に  $n$  の半波数のモードを有する。

式 (5) の割線係数  $E_s$  と修正された Airy の応力関数  $F$  を使うと、完全系 (初期たわみ  $\bar{w}_0 = 0$ ) の異方性板に対する弾塑性域における無次元化された基礎釣り合い方程式は

$$\begin{cases} \nabla^4 \tilde{F} = \left( \frac{E_s}{E} \right) \left( \frac{E}{\sigma_Y} \right) \left[ \left( \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \right] \\ \nabla_p^4 \bar{w} = \frac{1}{D_p} \left[ \frac{\partial^2 \tilde{F}}{\partial y^2} \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \tilde{F}}{\partial x^2} \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 \tilde{F}}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} \right] \end{cases} \quad (7)$$

と書くことができる。これは、古典的な von Kármán の基礎方程式を修正して誘導される。ここに、

$$\begin{cases} \nabla^4 \tilde{F} = \frac{\partial^4 \tilde{F}}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \tilde{F}}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \tilde{F}}{\partial y^4} \\ \nabla_p^4 \bar{w} = k_1 \frac{\partial^4 \bar{w}}{\partial x^4} + 2(k_2 + 2k_4) \frac{\partial^4 \bar{w}}{\partial x^2 \partial y^2} + k_3 \frac{\partial^4 \bar{w}}{\partial y^4} \end{cases} \quad (8)$$

そして

$$\tilde{F} = \frac{F}{\sigma_Y t^2}, \quad D_p = \frac{D_e}{\sigma_Y t^3}, \quad D_e = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (9)$$

また、 $\nu$ 、 $t$  および  $k_j (j=1,2,3,4)$  はそれぞれポアソン比、一定な板厚および弾塑性域における異方性板の曲げ剛性とねじり剛性である。Bleich の方法を拡張すると<sup>18)</sup>、これらの剛性係数  $k_j$  は弾塑性域において

$$k_1 = \kappa_x, \quad k_2 = \sqrt{\kappa_x \kappa_y}, \quad k_3 = \kappa_y \quad \text{および} \quad k_4 = \frac{1-\nu}{2} \sqrt{\kappa_x \kappa_y} \quad (10)$$

ここに、 $\kappa_x$  と  $\kappa_y$  は式 (1) と (2) で与えられる。式 (5) の  $E_s$ 、式 (6) の  $\bar{w}$  と式 (10) の  $k_j$  を式 (7) に代入し Galerkin 法を適用すると、完全系の板の弾塑性域における座屈強度  $\sigma_{eq}^p$  と後座屈釣り合い径路は、座屈モード  $w$  の放物線として以下のように求められる。

$$\sigma_{eq} = \sigma_{eq}^p + C_p w^2 \quad (11)$$

(i)  $\sigma_x \neq 0$  (一般的な場合)

$$\sigma_{eq} = \sigma_x \sqrt{1 - \rho + \rho^2}, \quad \sigma_{eq}^p = \sigma_x^p \sqrt{1 - \rho + \rho^2}, \quad C_p = C_{px} \sqrt{1 - \rho + \rho^2} \quad (12)$$

および

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_x^p = f_x^p \sigma_x^e, \quad \sigma_x^e = \frac{1}{R_x^2}, \quad R_x = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2) \sigma_Y}{\pi^2 K_x^e E}}, \\ K_x^e = \frac{n^2 (\frac{\alpha}{\phi} + \frac{\phi}{\alpha})^2}{1 + \rho (\frac{\phi}{\alpha})^2}, \quad f_x^p = \frac{[\kappa_x (\frac{\alpha}{\phi}) + \kappa_y (\frac{\phi}{\alpha})]^2}{(\frac{\alpha}{\phi} + \frac{\phi}{\alpha})^2}, \\ C_{px} = \frac{3(1-\nu^2)}{4K_x^e} \frac{1}{R_x^2} \frac{E_s}{E} \frac{n^2 [(\frac{\alpha}{\phi})^2 + (\frac{\phi}{\alpha})^2]}{1 + \rho (\frac{\phi}{\alpha})^2} \end{array} \right. \quad (13)$$

(ii)  $\sigma_x = 0$  ( $\sigma_y$ のみを受ける横方向圧縮の場合)

$$\sigma_{eq} = \sigma_y, \quad \sigma_{eq}^p = \sigma_y^p, \quad C_p = C_{py} \quad (14)$$

および

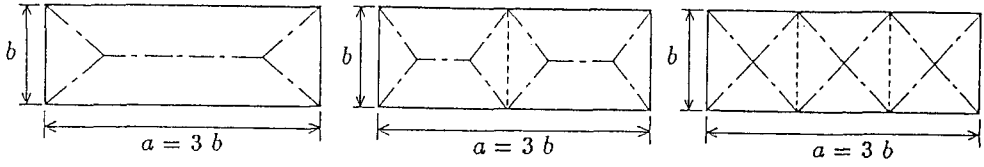
$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_y^p = f_y^p \sigma_y^e, \quad \sigma_y^e = \frac{1}{R_y^2}, \quad R_y = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2) \sigma_Y}{\pi^2 K_y^e E}}, \\ K_y^e = \frac{n^2 (\frac{\alpha}{\phi} + \frac{\phi}{\alpha})^2}{(\frac{\phi}{\alpha})^2}, \quad f_y^p = \frac{[\kappa_x (\frac{\alpha}{\phi}) + \kappa_y (\frac{\phi}{\alpha})]^2}{(\frac{\alpha}{\phi} + \frac{\phi}{\alpha})^2}, \\ C_{py} = \frac{3(1-\nu^2)}{4K_y^e} \frac{1}{R_y^2} \frac{E_s}{E} \frac{n^2 [(\frac{\alpha}{\phi})^2 + (\frac{\phi}{\alpha})^2]}{(\frac{\phi}{\alpha})^2} \end{array} \right. \quad (15)$$

式 (12) ~ (15) において、 $\phi = a/b$  は板の縦横比である (図-1)。 $R_x$ 、 $K_x^e$  および  $\sigma_x^e$  は板の縦  $x$  方向に対する、それぞれ幅厚比パラメータ (一般化幅厚比)、弾性座屈係数および無次元化 Euler 座屈応力である。また、 $R_y$ 、 $K_y^e$  および  $\sigma_y^e$  は板の横  $y$  方向に対する同様の値である。本論文では、ひずみ比  $\rho' = \varepsilon_y / \varepsilon_x$  を与えるので、弾塑性座屈を生じた直後の応力比  $\rho = \sigma_y / \sigma_x$  は式 (1) から評価される。また、応力比  $\rho$  は後座屈域でも同じものを使う。座屈直後と後座屈領域の両方において、同じ座屈モード  $\alpha = m/n$  を用いる。つまり、式 (13) と (15) において、Dowling らの数値解析<sup>8)</sup>を参考にして、正方形板 ( $\phi = 1$ ) では  $\alpha = 1$  ( $m = n = 1$ ) を、矩形板 ( $\phi = 3$ : 以降、矩形 3:1 板と呼ぶ) では、 $\alpha = 1$  ( $m = n = 1$ )、 $\alpha = 2$  ( $m = 2, n = 1$ )、 $\alpha = 3$  ( $m = 3, n = 1$ ) の 3通りのいずれかを弾塑性座屈モードとして採用する (図-2 参照)。

### (3) 崩壊機構と終局強度

板の終局強度は、残留応力による弾塑性座屈強度や後座屈釣り合い径路のみならず、初期面外たわみや塑性崩壊機構曲線を考慮して求められる<sup>16)</sup>。簡単のために、各座屈モードに対応する崩壊機構について、その塑性関節上で次の相関関係を仮定する。

$$\sigma_{eq}^2 + \tilde{m}^2 = 1 \quad (16)$$



(a)  $\alpha = 1$  ( $m = n = 1$ )      (b)  $\alpha = 2$  ( $m = 2, n = 1$ )      (c)  $\alpha = 3$  ( $m = 3, n = 1$ )

図-2 矩形 3:1 板の崩壊機構

ここに、 $\tilde{m} = M/M_p$ で、 $M$ と  $M_p$ はそれぞれ塑性関節に垂直な曲げモーメントと全塑性モーメントである。

矩形 3:1 板の 3 通りの座屈モードに対応する図-2 の 3 通りの崩壊機構について、その塑性崩壊機構曲線はいずれも

$$w = A_p \frac{\sqrt{1 - \sigma_{eq}^2}}{\sigma_{eq}} \quad (17)$$

ここに、(i)  $\sigma_x \neq 0$  (一般的な場合)

$$A_p = \begin{cases} \frac{2\sqrt{1-\rho+\rho^2}}{1+5\rho} & \text{for } \alpha = 1 \ (m = n = 1) \\ \frac{1.25\sqrt{1-\rho+\rho^2}}{1+2\rho} & \text{for } \alpha = 2 \ (m = 2, n = 1) \\ \frac{\sqrt{1-\rho+\rho^2}}{1+\rho} & \text{for } \alpha = 3 \ (m = 3, n = 1) \end{cases} \quad (18)$$

(ii)  $\sigma_x = 0$  ( $\sigma_y$ のみを受ける横方向圧縮の場合)

$$A_p = \begin{cases} 0.4 & \text{for } \alpha = 1 \ (m = n = 1) \\ 0.625 & \text{for } \alpha = 2 \ (m = 2, n = 1) \\ 1.0 & \text{for } \alpha = 3 \ (m = 3, n = 1) \end{cases} \quad (19)$$

矩形 3:1 板の崩壊機構  $\alpha = 3$  ( $m = 3, n = 1$ ) に対する  $A_p$  の値は、正方形板の崩壊機構  $\alpha = 1$  ( $m = n = 1$ ) のものと等価である。

さて、完全系の板の弾塑性後座屈釣り合い径路 (11) と、塑性崩壊機構曲線 (17) との交点を等価分岐点と呼び、次の 3 次方程式を解いて求められる。

$$\sigma_{eq}^3 - [\sigma_{eq}^p - C_p A_p^2] \sigma_{eq}^2 - C_p A_p^2 = 0 \quad (20)$$

いま、この方程式の適切な解の 1 つを  $\sigma_{eq}^*$  とし、対応する座屈モードを  $w^*$  とすると、完全系の板の等価分岐点は図-3 の点  $C(w^*, \sigma_{eq}^*)$  で示される。この点の近傍で擬似ポテンシャルを定義し、非線形分岐理論から、初期面外たわみモード  $w_0$  を持つ不完全系の板の終局強度  $\sigma_m$  が予測できる<sup>17)</sup>。

$$\sigma_m = \sigma_{eq}^* \left[ 1 + \alpha^* w_0^* - \sqrt{2\alpha^* w_0^* \left( 1 + \frac{1}{2} \alpha^* w_0^* \right)} \right] \quad (21)$$

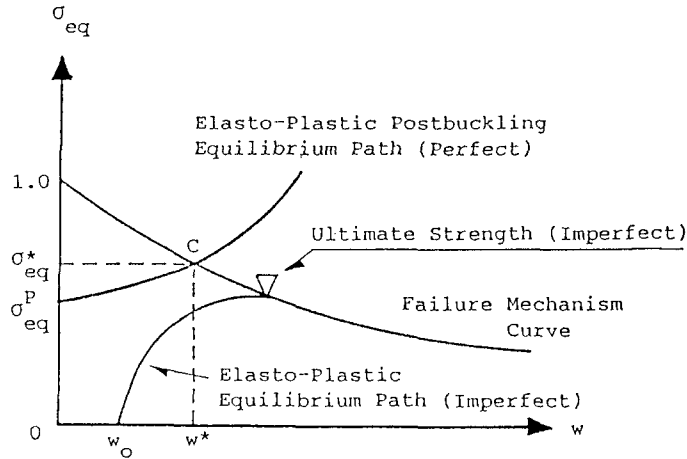


図-3 等価分岐点と終局強度

ここに、 $\alpha^*$ は崩壊機構曲線(17)の等価分岐点Cにおける勾配で、

$$\alpha^* = - \frac{1}{\sigma_{eq}^*} \left. \frac{d\sigma_{eq}}{dw} \right|_{\sigma_{eq} = \sigma_{eq}^*} = \frac{\sigma_{eq}^* \sqrt{1 - \sigma_{eq}^{*2}}}{A_p} \quad (22)$$

また、 $w_0^*$ は等価初期たわみモードで、次式で与えられる。

$$w_0^* = \mu(R)w_0 \quad (23)$$

ここに

$$\mu(R) = \mu_c \left( \frac{R}{R_p} \right)^\beta, \quad \beta = 2 \left( 1 - \frac{R}{R_p} \right), \quad \mu_c = \frac{1}{4} \quad (24)$$

$R$ は一般化幅厚比で、式(13)の $R_x$ か式(15)の $R_y$ のいずれかである。また、 $R_p$ は座屈が純弾性から弾塑性に移行するときの $R$ の値である。さらに、 $\mu(R)$ は、既往の数値解析<sup>8,9)</sup>を参考に、その他の構造物への本評価法の適用<sup>16,17)</sup>を考慮して統一的な形で決定される。

結局、2方向面内圧縮力を受ける矩形板の終局強度は、縦方向と横方向の終局強度 $\sigma_{xm}$ と $\sigma_{ym}$ の相関関係として求められる。与えられた応力比 $\rho$ に対し

$$\sigma_{xm} = \frac{\sigma_m}{\sqrt{1 - \rho + \rho^2}} \quad \text{および} \quad \sigma_{ym} = \rho \sigma_{xm} \quad (25)$$

もちろん、 $\sigma_y$ のみの横方向圧縮の場合には、 $\sigma_{ym} = \sigma_m$ 、 $\sigma_{xm} = 0$ である。

### 3. 数値解析例

数値計算例として、正方形板と矩形3:1板を対象にする。材料定数として $\sigma_Y/E = 1/875$ を使う。残留応力分布は図-1(b)に示される $n$ 次曲線で、最大圧縮残留応力の大きさは $\sigma_{rx} = \sigma_{ry} = 0.2$ とする。また、初期たわみの大きさはDowlingらの差分法による結果<sup>8)</sup>と比較するために、正方形板では $b/300$ 、矩形3:1板では $b/600$ とする。板の幅厚比 $b/t$ を与え、各ひずみ比 $\rho' = \epsilon_y/\epsilon_x$ を順次変化させて、前節の解析法より終局強度の相関曲線( $\sigma_{xm}, \sigma_{ym}$ )を求める。

図-4～8には、幅厚比  $b/t = 30, 40, 60, 80, 110$  に対する正方形板の終局強度の相関曲線を実線で示す。これらの相関曲線はいずれも等2軸圧縮状態  $\sigma_x = \sigma_y$  ( $\sigma_{xm} = \sigma_{ym}$ ) に関して対称である。また、正方形板の弾塑性座屈モードは  $m = n = 1$  で与えられる。図中では、von Mises の降伏条件および Dowling の数値結果<sup>8)</sup>を破線で示し比較している。

図-4の小さな幅厚比  $b/t = 30$  の正方形板では、2方向圧縮力がほぼ等しい場合 ( $\sigma_x \approx \sigma_y$ ) には、本評価法は Dowling の数値結果に比べて少し高い、危険側の終局強度を与えている。逆に、縦方向や横方向の一軸圧縮の場合には前者は後者よりいくぶん低い、安全側の終局強度を示す。

図-5と6に示すように、幅厚比が  $b/t = 40$  や  $60$  の正方形板では、 $\sigma_x \approx \sigma_y$  の場合を除いて本評価法は Dowling の結果によく一致している。この場合、道路橋示方書<sup>19)</sup>で規定された最大幅厚比が  $b/t = 56$  であることを考えると、このような実用的な範囲の幅厚比では、本評価法は十分妥当な終局強度の相関曲線を与えていると考えられる。

さらに、図-7と8のように弾性座屈が生じると思われる大きな幅厚比  $b/t = 80$  と  $110$  の正方形板では、本評価法は Dowling の結果に比べて全般に少し安全側の終局強度を与えている。

図-9～13には、幅厚比  $b/t = 30, 40, 60, 80, 110$  に対する矩形 3:1 板の終局強度の相関曲線を実線で示す。各図には、図-2の3つの弾塑性座屈モード(崩壊機構)に対応する3本の相関曲線が独立に本評価法により示される。結局、終局強度は3本の相関曲線の安全側を包絡する形で推定できる。正方形板の場合と同様に、図中には von Mises の降伏条件および Dowling の数値結果<sup>8)</sup>を破線で示し比較している。

幅厚比  $b/t$  が 30 から 110 へと大きくなるにつれて、本評価法の相関曲線は Dowling の結果に次第に近づく傾向にある。前者は後者に比べてほんの少し終局強度が大きく、若干危険側の値を与えているが、正方形板の場合に比べてその差はかなり小さい。特に、幅厚比  $b/t = 60$  付近では本解析は全般に十分妥当な終局強度の相関曲線を評価している。

また、図-12と13のように大きな幅厚比  $b/t = 80$  と  $110$  に対しては、横方向圧縮つまり横軸  $\sigma_{xm}$  付近では、 $\alpha = 3$  の崩壊機構から Dowling のものに比べ若干低め、安全側の終局強度を推定しているが、それ以外の崩壊機構に対する本評価法の結果は、Dowling の結果を十分よく説明している。

#### 4. 結論

本論文は、2方向面内圧縮力を受ける正方形板と矩形板の弾塑性耐荷力を非線形分岐理論に基づく統一的簡易評価法により推定するものである。得られた結論をまとめると次の通りである：

- (1) 本評価法は、一般的な矩形板に対して定式化され、正方形板と矩形板(縦横比 3:1)の終局強度の相関曲線を数値計算例で示した。
- (2) 与えられた残留応力と初期たわみに対して、矩形板の終局強度は弾塑性後座屈経路と崩壊機構曲線の交点である等価分岐点の近傍で、非線形分岐理論から初期不整の敏感性曲線の形で推定評価できた。
- (3) 初期たわみは統一的な形の等価初期たわみに置き換えて修正された。
- (4) 本評価法による終局強度の相関曲線は、Dowling の弾塑性有限変形数値解析の結果に全般によく一致している。
- (5) すべての演算は、パーソナルコンピュータだけで実行でき、簡潔で容易である。
- (6) 本論文で提案した手法は、圧縮柱、梁-柱の曲げ座屈、一軸圧縮板・補剛板、圧縮円筒シェルや圧縮円筒パネルだけではなく、剛骨組み、アーチやトラス構造の耐荷力評価にも統一的に適用できると考えられる。

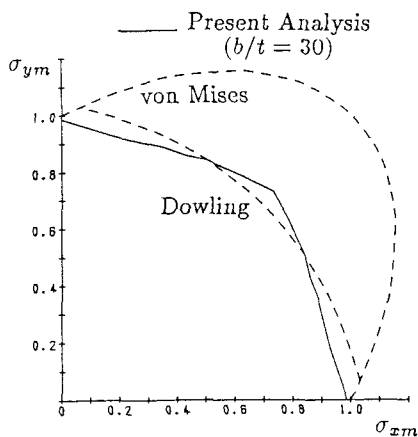


図-4 正方形板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 30$ )

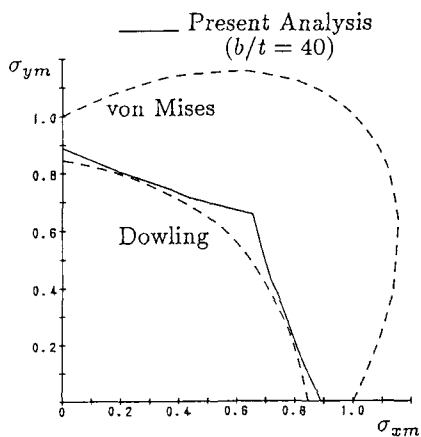


図-5 正方形板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 40$ )

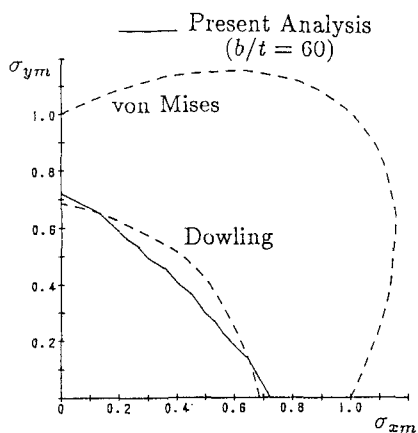


図-6 正方形板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 60$ )

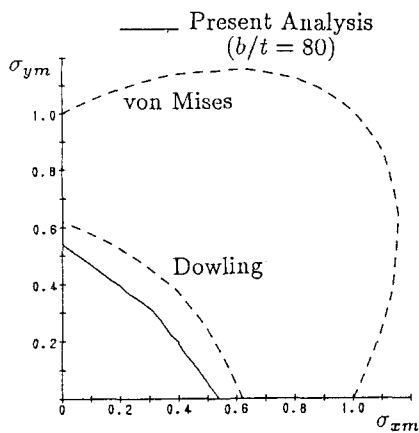


図-7 正方形板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 80$ )

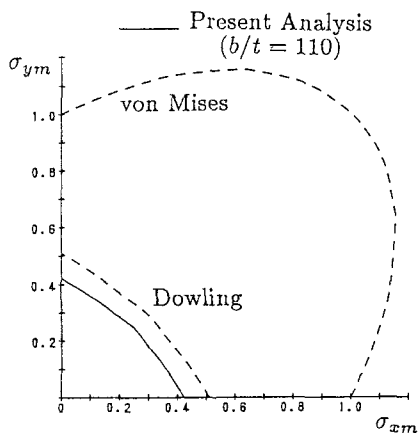


図-8 正方形板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 110$ )

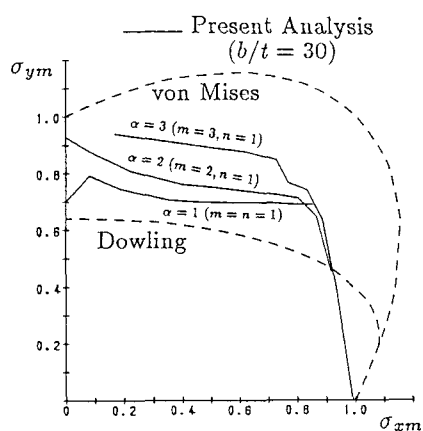


図-9 矩形 3:1 板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 30$ )

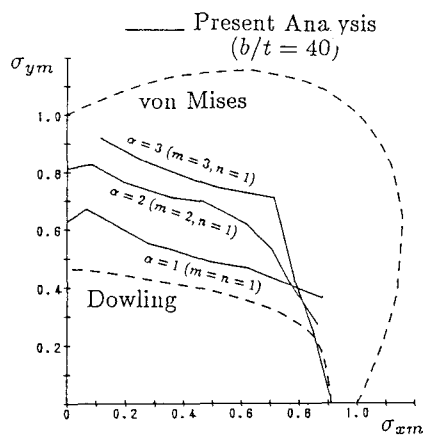


図-10 矩形 3:1 板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 40$ )

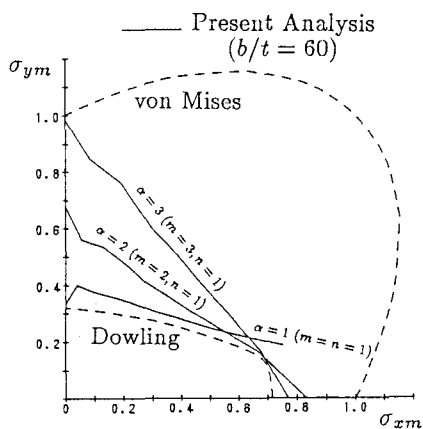


図-11 矩形 3:1 板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 60$ )

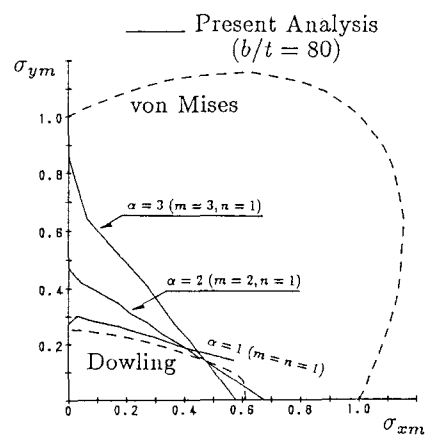


図-12 矩形 3:1 板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 80$ )

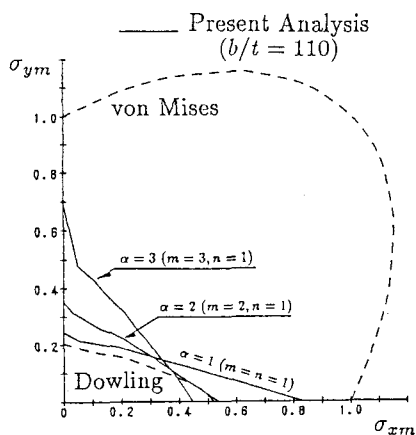


図-13 矩形 3:1 板の終局強度の相関曲線  
( $b/t = 110$ )

## 参考文献

- 1) Timoshenko, S.P. and Gere, J.M., *Theory of Elastic Stability*, 2nd Edition. McGraw-Hill, 1961.
- 2) Allen, H.G. and Bulson, P.S., *Background to Buckling*. McGraw-Hill, 1980.
- 3) 福本 (編), 座屈設計ガイドライン, 土木学会, 1987.
- 4) Libove, C., Buckle pattern of biaxially compressed simply supported orthotropic rectangular plates. *J. Composite Materials*, Vol. 17, 1983, pp.45-48.
- 5) Haslach, Jr., H.W., Post-buckling stability of orthotropic, linear elastic, rectangular plates under biaxial loads. *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 28, 1986, pp.739-756.
- 6) 上田・Rashed・白, 矩形板の弾性座屈相関関係式, 日本造船学会論文集, 157, 1985, pp.425-438.
- 7) Valsgård, S., Numerical design prediction of the capacity of plates in biaxial in-plane compression. *Computers & Structures*, Vol. 12, 1980, pp.729-739.
- 8) Dier, A.F. and Dowling, P.J., The strength of plates subjected to biaxial forces. *Behaviour of Thin-Walled Structures* (Eds. J.Rodhes and J.Spence). Elsevier Applied Science Publishers, 1984, pp.329-353.
- 9) Narayanan, R. and Shanmugam, N.E., Compressive strength of biaxially loaded plates. *Plated Structures - stability and strength* (Eds. R.Narayanan). Applied Science Publishers, 1983, pp.195-219.
- 10) 井上・加藤, 二軸方向に面内圧縮力を受ける鋼板の塑性流れ域における曲げ剛性と座屈, 日本建築学会構造系論文報告集, 371, 1987, pp.1-13.
- 11) 大坪・吉田, 組み合わせ応力下での長方形板の最終強度 (その1) 二軸圧縮, 日本造船学会論文集, 156, 1984, pp.323-329.
- 12) Taïdo, Y., Hayashi, H., Kitada, T. and Nakai, H., A design method of wide stiffened plates subjected to uniaxial and biaxial compression. *Der Stahlbau*, Vol. 54, 1985, pp.149-155.
- 13) 北田・中井・吉田・鈴木, 2方向面内力を受ける補剛板の極限強度に関する研究, 構造工学論文集, 34A, 1988, pp.203-214.
- 14) Niwa, Y., Watanabe, E., Isami, H. and Fukumori, Y., A new approach to predict the strength of compressed steel plates. *Proc. JSCE*, No. 341, 1984, pp.23-31.
- 15) Niwa, Y., Watanabe, E. and Isami, H., A new approach to predict the strength of compressed steel stiffened plates. *Eng./Earthq. Eng., Proc. JSCE*, Vol. 2, 1985, pp.281s-290s.
- 16) Niwa, Y., Watanabe, E. and Isami, H., A new unified approach to predict the strength of steel structures. *Theo. Appl. Mech.*, Vol. 34, 1985, pp.265-273.
- 17) Isami, H., A new strength prediction method for biaxially compressed plates. *Theo. Appl. Mech.*, Vol. 39, 1990, pp.109-118.
- 18) Bleich, F., *Buckling Strength of Metal Structures*. McGraw-Hill, 1952.
- 19) 日本道路協会, 道路橋示方書, 1980.

(1990年10月12日受付)