

2 方向面内力を受ける補剛板の終局強度の相関曲線

AN INTERACTION CURVE OF ULTIMATE STRENGTH
FOR STIFFENED PLATES UNDER BIAXIAL IN-PLANE FORCES

勇 秀憲*

Hidenori ISAMI

*正会員 工博 高知工業高等専門学校助教授 土木工学科 (〒783 高知県南国市物部乙200 番地の1)

This paper proposes an interaction curve of ultimate strength for rectangular stiffened plates under biaxial in-plane forces in the elasto-plastic range.

The elasto-plastic ultimate strength is firstly obtained by the author's unified simple approach, considering residual stresses and initial imperfections. Then, independently of width-thickness ratios of stiffened plates, an interaction curve is formulated in the form of simple three equations, which approximate the lower bounds of ultimate strengths by the proposed simple approach.

The interaction curve is found to be in good agreement with the previous design interaction curves for several width-thickness ratios.

Key Words : Interaction curve, ultimate strength, biaxial in-plane forces, thin stiffened plates, imperfection sensitivity

1. はじめに

斜張橋の主塔・主桁、吊橋の主塔、箱桁橋の腹板などの鋼薄板要素は、圧縮応力・引張応力・曲げ応力・せん断応力やそれらの複雑な組み合わせ応力を受けている^{1),2)}。

2 軸圧縮矩形版の弾性座屈と後座屈に関する研究は、Prabhakara³⁾、Libove⁴⁾、Haslach⁵⁾や Zhang⁶⁾によって行われた。また上田⁷⁾は、圧縮、曲げとせん断を受ける矩形板の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終局強度については、Valsgård⁸⁾が終局強度の相関曲線を提案し、Dowling⁹⁾は差分法により、Narayanan¹⁰⁾はエネルギー法によりそれぞれ終局強度を予測した。日本では、井上¹¹⁾は弾塑性座屈応力を算定し、大坪¹²⁾は有限要素法により終局強度の相関曲線を提案した。また、三上¹³⁾は実験結果から単一パネルの 2 軸圧縮強度算定式を提案し、さらに井浦¹⁴⁾は新しいパラメータを使って 2 軸圧縮板の耐力力曲線を提案した。

2 方向面内力を受ける補剛板の終局強度については、北田¹⁵⁾が有限要素法や実験結果からそ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。

著者は主に圧縮力を受ける薄肉鋼構造物モデルに対して、弾塑性耐力力の統一的簡易評価法を提案してきた^{16),17),18)}。また、特に縦方向補剛材を有する鋼矩形補剛板が 2 方向の面内力を受ける場合を対象に、その弾塑性耐力力を統一的簡易評価法により直接推定した¹⁹⁾。本論文は、その終局強度の結果から特に幅厚比に依存しない新しい相関曲線を提案し、既往の曲線との

比較からその妥当性と有用性を検討するものである。

2. 弾塑性耐力力

(1) 弾塑性釣合径路

図-1に示すような、 n_s 本の縦方向補剛材を有する周辺単純支持矩形板が 2 方向の面内力 $\tilde{\sigma}_x = \sigma_x/\sigma_Y$ と $\tilde{\sigma}_y = \sigma_y/\sigma_Y$ を受ける場合を考える。本論文では、応力 σ は降伏応力 σ_Y で通常無次元化し、 $\tilde{\sigma} = \sigma/\sigma_Y$ で表す。簡単のために、補剛材のねじり剛性は無視する。材料は完全弾塑性体とし、塑性変形理論的に擬似弾性体として取り扱う。

この補剛板の 1 本の補剛材は次の 2 つのパラメータを持つ：

$$\delta = \frac{A_s}{bt}, \quad \gamma = \frac{EI_s}{bD_e} \quad (1)$$

ここに、 δ と γ はそれぞれ板パネル全体に対する補剛材の断面積比と曲げ剛比である。また、 E は弾性係数で板パネルと補剛材で同じで一定である。さらに、 t 、 b と $D_e = Et^3/[12(1-\nu^2)]$ (ν はポアソン比)はそれぞれ板パネルの厚さ、全幅と曲げ剛性で、 A_s と I_s は 1 本の補剛材の断面積と断面 2 次モーメントである。

図-2に示すように、板パネル部分の縦 x 方向に垂直な断面には、最大引張応力の大きさが降伏応力 σ_Y 、最大圧縮応力の大きさが σ_{rx} と与えられる n_x 次曲線の残留応力分布が存在するものとする。また、横 y 方向に垂直な断面の残留応力分布も、最大圧縮残留応力の大きさが σ_{ry} の同様の n_y 次曲線であるとする。さらに、1 本の縦 x 方向の補剛材に垂直な断面には一様な引張残留応力が存在するとし、その大きさを σ_{rs} とおく。これ

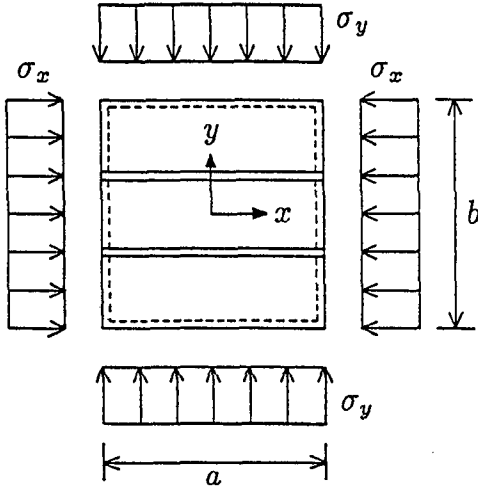


図-1 2方向面内力を受ける補剛板モデル

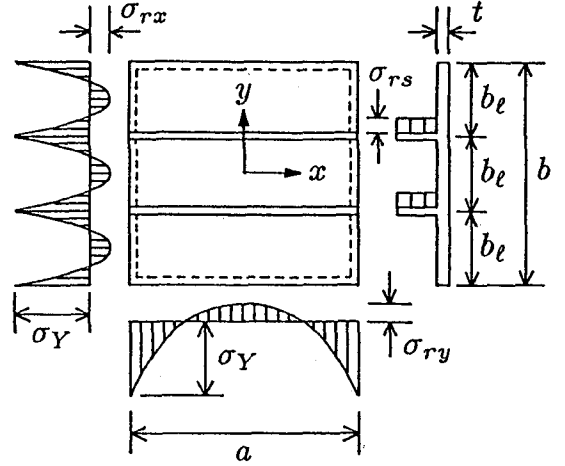


図-2 補剛板モデルの残留応力分布

らの残留応力分布は、それぞれの方向で独立に初期自己平衡であるとする。この残留応力分布は、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^{9),15)}。

このとき、平均軸応力 $\bar{\sigma}_x$ あるいは $\bar{\sigma}_y$ と平均軸ひずみ $\bar{\epsilon}_x$ あるいは $\bar{\epsilon}_y$ は、それぞれ独立して x 軸または y 軸方向で定義できる¹⁹⁾：

$$\begin{cases} \bar{\sigma}_i = F_{\sigma i}(\bar{\sigma}_{ri}, \bar{\sigma}_{rs}, \kappa_i, n_i, n_s) \\ \bar{\epsilon}_i = F_{\epsilon i}(\bar{\sigma}_{ri}, \bar{\sigma}_{rs}, \kappa_i, n_i, n_s) \end{cases} \quad (i = x \text{ または } y) \quad (2)$$

ここに、 κ_x と κ_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る。このとき、断面の接線係数 E_{tx} あるいは E_{ty} はそれぞれ独立にこの κ_x あるいは κ_y から定義できる：

$$E_{ti} = \frac{d\bar{\sigma}_i}{d\bar{\epsilon}_i} \frac{\sigma_Y}{E} E = \kappa_i E \quad (i = x \text{ or } y) \quad (3)$$

また、補剛板断面全体の平均的な割線係数 E_s は、次のように得られる：

$$E_s = \frac{\bar{\sigma}_{eq}}{\bar{\epsilon}_{eq}} \frac{\sigma_Y}{E} E \quad (4)$$

ここに、 σ_{eq} は等価応力で、 ϵ_{eq} は対応する等価ひずみである：

$$\begin{cases} \bar{\sigma}_{eq} = \sqrt{\bar{\sigma}_x^2 + \bar{\sigma}_y^2 - \bar{\sigma}_x \bar{\sigma}_y} \\ \bar{\epsilon}_{eq} = \sqrt{\bar{\epsilon}_x^2 + \bar{\epsilon}_y^2 - \bar{\epsilon}_x \bar{\epsilon}_y} \end{cases} \quad (5)$$

解析モデル(図-2)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の大きさ w と対応する初期たわみモードの大きさ w_0 を次の形で仮定する：

$$\begin{cases} W = w \cos \frac{m\pi x}{a} \cos \frac{n\pi y}{b} \\ W_0 = w_0 \cos \frac{m\pi x}{a} \cos \frac{n\pi y}{b} \end{cases} \quad (6)$$

ここに、 W と 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。

弾塑性域で修正された von Kármán の基礎方程式に、式(4)の割線係数 E_s 、式(6)の面外たわみ W および κ_x 、 κ_y の関数である弾塑性面外剛性を代入し、直交異方性板的にBleichの方法²⁰⁾を拡張し、さらにGalerkin法を適用する。したがって、完全系(初期たわみ $W_0 = 0$)の補剛板の弾塑性域における無次元化後座屈釣り合い径路 $\bar{\sigma}_{eq}$ は、無次元化座屈強度 $\bar{\sigma}_{eq}^p$ を用いて、座屈モード $\tilde{w} = w/t$ の放物線として求められる：

$$\bar{\sigma}_{eq} = \bar{\sigma}_{eq}^p + C_p \tilde{w}^2 \quad (7)$$

ここに、(i) σ_x -座屈：当該の座屈を主に縦方向に生ずると考えるとき(応力比 $\rho = \sigma_y/\sigma_x = 0$ の場合、つまり $\sigma_y = 0$ の縦方向の一軸の場合を含む)

$$\begin{cases} \bar{\sigma}_{eq} = \bar{\sigma}_x \sqrt{1 - \rho + \rho^2} \\ \bar{\sigma}_{eq}^p = \bar{\sigma}_x^p \sqrt{1 - \rho + \rho^2} \\ C_p = C_{px} \sqrt{1 - \rho + \rho^2} \end{cases} \quad (8)$$

および

$$\begin{cases} \bar{\sigma}_x^p = f_x^p \bar{\sigma}_x^e, \quad \bar{\sigma}_x^e = \frac{1}{R_x^2} \\ R_x = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2) \sigma_Y}{\pi^2 K_x E}} \\ K_x = \frac{C_{\alpha\phi}}{t_{\alpha\phi}^x}, \quad K_y = \rho K_x \\ f_x^p = \frac{C_{\alpha\phi}^p}{C_{\alpha\phi}}, \quad C_{px} = \frac{C_x C'_{\alpha\phi}}{t_{\alpha\phi}^x} \end{cases} \quad (9)$$

(ii) σ_y -座屈：当該の座屈を主に横方向に生ずると考えるとき(応力比 $\rho \rightarrow \infty$ の場合、つまり $\sigma_x = 0$ の横方

向の一軸の場合を含む)

$$\begin{cases} \tilde{\sigma}_{eq} = \tilde{\sigma}_y \sqrt{1 - \rho + \rho^2} / \rho \\ \tilde{\sigma}_{eq}^p = \tilde{\sigma}_y^p \sqrt{1 - \rho + \rho^2} / \rho \\ C_p = C_{py} \sqrt{1 - \rho + \rho^2} / \rho \end{cases} \quad (10)$$

および

$$\begin{cases} \tilde{\sigma}_y^p = f_y^p \tilde{\sigma}_y^e, \quad \tilde{\sigma}_y^e = \frac{1}{R_y^2} \\ R_y = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1 - \nu^2) \sigma_Y}{\pi^2 K_y E}} \\ K_y = \frac{C_{\alpha\phi}}{t_y^p}, \quad K_x = K_y / \rho \\ f_y^p = \frac{C_{\alpha\phi}^p}{C_{\alpha\phi}}, \quad C_{py} = \frac{C_y C'_{\alpha\phi}}{t_y^p} \end{cases} \quad (11)$$

さらに

$$\begin{cases} C_{\alpha\phi}^p = \frac{\{\sqrt{\kappa_x}(\frac{\alpha}{\phi}) + \sqrt{\kappa_y}(\frac{\phi}{\alpha})\}^2 + \kappa_x n_s' \gamma (\frac{\alpha}{\phi})^2}{(\frac{\alpha}{\phi} + \frac{\phi}{\alpha})^2 + n_s' \gamma (\frac{\alpha}{\phi})^2} \\ C_{\alpha\phi} = n^2 \{(\frac{\alpha}{\phi} + \frac{\phi}{\alpha})^2 + n_s' \gamma (\frac{\alpha}{\phi})^2\} \\ C'_{\alpha\phi} = n^2 \{(\frac{\alpha}{\phi})^2 + (\frac{\phi}{\alpha})^2\} \\ t_{\alpha\phi}^x = 1 + n_s' \delta + \rho (\frac{\phi}{\alpha})^2 \\ t_{\alpha\phi}^y = \frac{1 + n_s' \delta}{\rho} + (\frac{\phi}{\alpha})^2 \\ C_x = \frac{3(1 - \nu^2)}{4K_x} \frac{1}{R_x^2} \frac{E_s}{E} \\ C_y = \frac{3(1 - \nu^2)}{4K_y} \frac{1}{R_y^2} \frac{E_s}{E} \\ n_s' = n_s + 1 \end{cases} \quad (12)$$

また、 $\phi = a/b$ は補剛板の縦横比、 $\alpha = m/n$ は座屈モードの縦横の半波数の比である。座屈直後と後座屈領域の両方において、同じ座屈モード α を用いる。 R_x 、 K_x および $\tilde{\sigma}_x^e$ は補剛板の縦 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)、座屈係数および Euler 座屈応力である。また、 R_y 、 K_y および $\tilde{\sigma}_y^e$ は補剛板の横 y 方向に対する同様の値である。本論文では、補剛材本数 n_s 、断面積比 δ 、曲げ剛比 γ 等の補剛材パラメータと、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 (2) から評価される。また、応力比 ρ は後座屈域でも同じものを使う¹⁹⁾。

(2) 終局強度

図-3は、 $n_s = 2$ 、 $\phi = 1$ および $\delta = 0.1$ の場合の弾性座屈係数の相関曲線である。実線は板パネルの局部座屈に対する弾性座屈係数の相関曲線で、座屈モード $L3; \alpha_L = 1/3 (m = 1, n = 3)$ 、 $L2; \alpha_L = 2/3 (m = 2, n = 3)$ 、 $L1; \alpha_L = 1 (m = 3, n = 3)$ 、 $L4; \alpha_L = 4/3 (m = 4, n = 3)$ および $L5; \alpha_L = 5/3 (m = 5, n = 3)$ に対応する5本の直線から構成されている。また、破線は曲げ剛

比 γ を0.0 ~ 10の間変化させたときの補剛板の全体座屈に対する弾性座屈係数の相関関係であり、座屈モード $G2; \alpha = 1/2 (m = 1, n = 2)$ 、 $G1; \alpha = 1 (m = 1, n = 1)$ 、 $G3; \alpha = 2 (m = 2, n = 1)$ および $G4; \alpha = 3 (m = 3, n = 1)$ に対応する4本の直線から構成されている。ここで、図-3で分かるように、4つの全体座屈モードの内、 $G3$ と $G4$ のモードは弾塑性域での von Mises の降伏曲線との対応を考えると、そのかなり内部にあり、最終的に耐荷力にあまり影響を及ぼさないと考えられる。そのため本論文では全体座屈モードとしては $G1$ と $G2$ の2つだけを考慮している。したがって、7つの座屈モード $L1$ 、 $L2$ 、 $L3$ 、 $L4$ 、 $L5$ 、 $G1$ および $G2$ に対応する崩壊機構を考える¹⁹⁾。

一般に、崩壊機構曲線は次の形で書ける¹⁹⁾：

$$\tilde{w} = A_p \frac{\sqrt{1 - \tilde{\sigma}_{eq}^2}}{\tilde{\sigma}_{eq}} \quad (13)$$

ここに、 A_p は各座屈モード (崩壊機構) ごとに決まる定数である。

式 (7) の完全系の板の弾塑性後座屈釣り合い径路と、式 (13) の塑性崩壊機構曲線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¹⁹⁾：

$$\tilde{\sigma}_{eq}^3 - (\tilde{\sigma}_{eq}^p - C_p A_p^2) \tilde{\sigma}_{eq}^2 - C_p A_p^2 = 0 \quad (14)$$

いま、この方程式の適切な解の1つを $\tilde{\sigma}_{eq}^*$ とし、対応する座屈モードを式 (13) から $\tilde{w}^*$ とする。完全系の板の等価分岐点はこの点の近傍で擬似ポテンシャルを定義し、非線形分岐理論を適用すると、初期面外たわみモード $\tilde{w}_0 = w_0 / t$ を持つ不完全系の補剛板の終局強度 $\tilde{\sigma}_m = \sigma_m / \sigma_Y$ が予測できる。この終局強度は、崩壊機構曲線上で荷重極値となる条件により評価される¹⁹⁾：

$$\tilde{\sigma}_m = \tilde{\sigma}_{eq}^* [1 + \alpha^* \tilde{w}_0^* - \sqrt{2\alpha^* \tilde{w}_0^* (1 + \frac{1}{2} \alpha^* \tilde{w}_0^*)}] \quad (15)$$

ここに、 α^* は式 (13) の崩壊機構曲線の等価分岐点における勾配で

$$\alpha^* = -\frac{1}{\tilde{\sigma}_{eq}^*} \frac{d\tilde{\sigma}_{eq}}{d\tilde{w}} \Big|_{\tilde{\sigma}_{eq} = \tilde{\sigma}_{eq}^*} = \frac{\tilde{\sigma}_{eq}^* \sqrt{1 - \tilde{\sigma}_{eq}^{*2}}}{A_p} \quad (16)$$

また、 $\tilde{w}_0^*$ は次式で定義される等価初期たわみモードである：

$$\tilde{w}_0^* = \mu(R) \tilde{w}_0 \quad (17)$$

さらに、 R は一般化幅厚比で、式 (9) の R_x あるいは式 (11) 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。

$\mu(R)$ の形は、既往の数値解析^{9), 10), 15)} を参考にその他の薄肉構造物への本評価法の適用^{16), 17), 18), 19)} を考慮して統一的な形で決定される：

$$\mu(R) = \mu_c \left(\frac{R}{R_p} \right)^\beta, \quad \beta = 2 \left(1 - \frac{R}{R_p} \right), \quad \mu_c = \frac{1}{4} \quad (18)$$

結局、2方向面内力を受ける矩形補剛板の終局強度は、式 (15) より式 (5) で $\tilde{\sigma}_{eq} = \tilde{\sigma}_m$ とおいて求められ

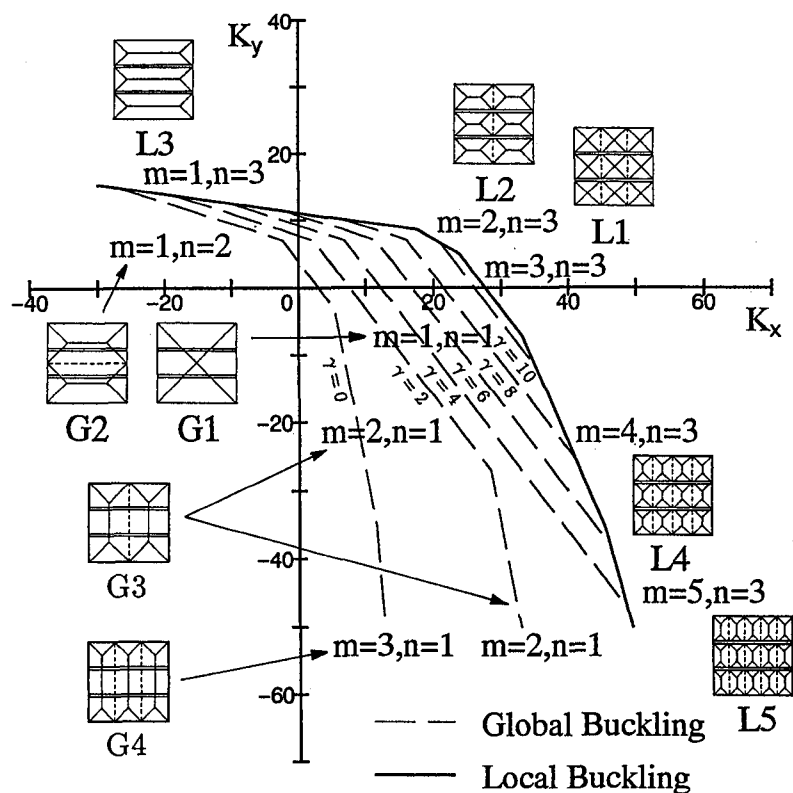


図-3 弾性座屈係数の相関曲線 ($n_s = 2, \phi = 1, \delta = 0.1$)

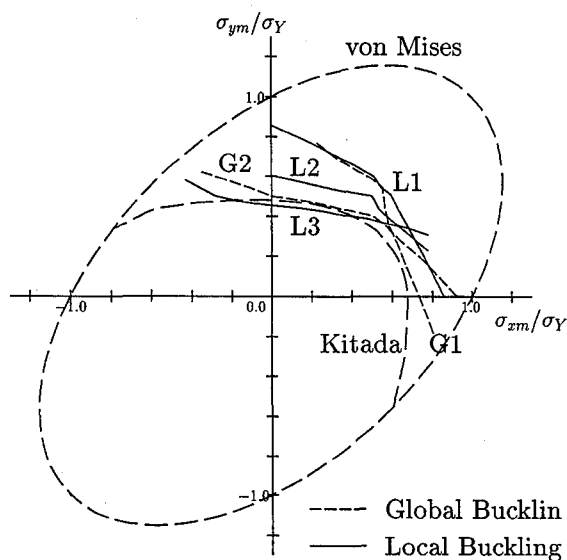


図-4 正方形補剛板の終局強度の相関曲線 ($b_\ell/t = 40, W_o/b_\ell = 1/150$).

る。それは、縦方向と横方向の終局強度 $\tilde{\sigma}_{xm} = \sigma_{xm}/\sigma_Y$ と $\tilde{\sigma}_{ym} = \sigma_{ym}/\sigma_Y$ の相関関係の形で算定できる。ゆえに、与えられた応力比 ρ に対し

$$\tilde{\sigma}_{xm} = \frac{\tilde{\sigma}_m}{\sqrt{1 - \rho + \rho^2}}, \quad \tilde{\sigma}_{ym} = \rho \tilde{\sigma}_{xm} \quad (19)$$

図-4は、 $n_s = 2, \phi = a/b = 1, \delta = 0.1$, 曲げ剛比

$\gamma = \gamma^*$ の補剛板の終局強度の相関曲線である。材料定数はここでは $\sigma_Y/E = 1/875$, 補剛板の板パネル部分の最大圧縮残留応力は $\sigma_{rx} = \sigma_{ry} = 0.3\sigma_Y$, 補剛材の一樣引張残留応力は $\sigma_{rs} = -0.2\sigma_Y$ とする。また、初期たわみは $W_o/b_\ell = 1/150$ ($b_\ell = b/3$) で、板の幅厚比 $b_\ell/t = 40$ である。

図の横軸は横方向の終局強度 $\tilde{\sigma}_{xm} = \sigma_{xm}/\sigma_Y$ で、縦軸は縦方向の終局強度 $\tilde{\sigma}_{ym} = \sigma_{ym}/\sigma_Y$ である。図中、実線は局部座屈モード L1, L2 および L3 に対する終局強度で、破線は全体座屈モード G1 と G2 に対する終局強度である。また、長い破線の曲線は von Mises の降伏条件と北田による終局強度¹⁵⁾である。

結局、統一的簡易評価法による終局強度は、各座屈モード（崩壊機構）に対する 7 本の相関曲線の下限値を安全側に包絡する形で推定できる。次の 3. 節では、この下限値を幅厚比 $b_\ell/t = 30, 40$ と 60 に対して記号 ○, ● と △ で表している。その終局強度は、北田の数値結果に非常によく一致している¹⁹⁾。

幅厚比 $b_\ell/t = 30, 60$ に対しても同様の終局強度の相関曲線が求められる。また、初期たわみ $W_o/a = 1/1000$ についても幅厚比 $b_\ell/t = 30, 40$ および 60 に対する同様の終局強度の相関曲線が得られる¹⁹⁾。

図-4の同じパラメータの補剛板に対し、表-1と表-2は、 $\tilde{\sigma}_{xmo} = \sigma_{xmo}/\sigma_Y$ （縦方向純圧縮強度 σ_{xmo} : 縦方向のみに圧縮力を受けるときの終局強度）と $\tilde{\sigma}_{ymo} =$

表-1 $\tilde{\sigma}_{xmo}$ の比較

b_t/t	Kitada ¹⁵⁾	Present ¹⁹⁾	Error(%)
30	0.826	0.849	+2.78
40	0.693	0.733	+5.77
60	0.433	0.563	+30.02

表-2 $\tilde{\sigma}_{ymo}$ の比較

b_t/t	Kitada ¹⁵⁾	Present ¹⁹⁾	Error(%)
30	0.575	0.566	-1.57
40	0.421	0.452	+7.36
60	0.279	0.290	+3.94

σ_{ymo}/σ_Y (横方向純圧縮強度 σ_{ymo} :横方向のみに圧縮力を受けるときの終局強度)について、前節で述べた統一的簡易評価法の結果と北田¹⁵⁾の結果を比較したものである。初期たわみは $W_o/b_t = 1/150$ である。特に $\tilde{\sigma}_{ymo}$ は $\phi = 3$ の板パネルの横方向純圧縮強度¹⁷⁾を参考にして求めた。

これより、 $\tilde{\sigma}_{xmo}$ の場合の幅厚比 $b_t/t = 60$ を除いて、簡易評価法は北田の結果に比べて $\tilde{\sigma}_{xmo}$ と $\tilde{\sigma}_{ymo}$ をほぼ正確に推定できていると思われる。初期たわみ $W_o/a = 1/1000$ についても同様の傾向が観察された。

3. 終局強度の相関曲線

前節の σ_{xmo} と σ_{ymo} をもとに、この節で補剛板の終局強度の相関曲線を新しく提案する。

図-5も、図-4と同じパラメータの補剛板の終局強度の相関曲線である。もちろん初期たわみは $W_o/b_t = 1/150$ ($b_t = b/3$)である。ただし、横軸は σ_{xm}/σ_{xmo} 、縦軸は σ_{ym}/σ_{ymo} である。記号○、●および△は、それぞれ幅厚比 $b_t/t = 30, 40$ および 60 に対する簡易評価法の下限值¹⁹⁾である。

また図-6は初期たわみが $W_o/a = 1/1000$ の場合の同様の相関曲線である。

結局、補剛板の終局強度の相関曲線は幅厚比 b_t/t と初期たわみモードに無関係に、次の曲線で近似できる(圧縮応力を正とする)。

(i) $\sigma_{xm} < 0, \sigma_{ym} \geq 0$

$$\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ymo}} = 1 - 0.1369 \left(\frac{\sigma_{xm}}{\sigma_{xmo}} \right)^2 \quad (20)$$

(ii) $\sigma_{xm} \geq 0, \sigma_{ym} \geq 0$

$$\left(\frac{\sigma_{xm}}{\sigma_{xmo}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ymo}} \right)^2 = 1 \quad (21)$$

(iii) $\sigma_{xm} \geq 0, \sigma_{ym} < 0$

$$\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ymo}} = -8.1957 \left(\frac{\sigma_{xm}}{\sigma_{xmo}} - 1 \right) \quad (22)$$

ここに、式(20)と式(22)の係数は簡易評価法の結果から最小二乗法により定めた。また σ_{xmo} と σ_{ymo} は、簡易評価法の結果より表-1と表-2で与えられる。ただし、この近似曲線は von Mises の降伏曲線

$$\left(\frac{\sigma_{xm}}{\sigma_{xmo}} \cdot \frac{\sigma_{xmo}}{\sigma_Y} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ymo}} \cdot \frac{\sigma_{ymo}}{\sigma_Y} \right)^2 - \left(\frac{\sigma_{xm}}{\sigma_{xmo}} \cdot \frac{\sigma_{xmo}}{\sigma_Y} \right) \left(\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ymo}} \cdot \frac{\sigma_{ymo}}{\sigma_Y} \right) = 1 \quad (23)$$

の内側にある。

図-7、図-8と図-9は、それぞれ $b_t/t = 30, 40$ と 60 のとき、横軸を $\tilde{\sigma}_{xm} = \sigma_{xm}/\sigma_Y$ 、縦軸を $\tilde{\sigma}_{ym} = \sigma_{ym}/\sigma_Y$ とした場合の提案の終局強度の近似相関曲線である。初期たわみは $W_o/b_t = 1/150$ である。簡易評価法の結果(○、●と△)および北田の有限要素法解析の結果(一点鎖線)と比較する。本提案の近似相関曲線は、簡易評価法の結果と北田の結果のほぼ下限値曲線を与えていることがわかる。ただし、(iii) $\sigma_{xm} \geq 0, \sigma_{ym} < 0$ の場合、簡易評価法自身が北田に比べやや終局強度を過大評価する傾向にあるため、本近似曲線も北田に比べやや危険側の評価を与えている。

また、図-10、図-11と図-12は、初期たわみ $W_o/a = 1/1000$ の場合のそれぞれ $b_t/t = 30, 40$ と 60 に対する同様の近似相関曲線である。

これより幅厚比と初期たわみモードに関わらず、本近似曲線は、簡易評価法の結果と北田の結果のほぼ下限値を与えている。

4. 結論

本論文は、2方向の面内力(圧縮力・引張力)を受ける鋼矩形補剛板の終局強度を統一的簡易評価法により推定し、その結果をもとに終局強度の近似相関曲線を提案するものである。得られた結論をまとめると次の通りである：

- (1) 統一的簡易評価法による補剛板の終局強度 σ_{xm} および σ_{ym} は、考慮した座屈モード(崩壊機構)に対応する終局強度の下限値を安全側に包絡する形で求められる。これらは、適当な初期たわみモードに対し、既往の数値結果と比較して全般によく一致している。
- (2) 簡易評価法を用いると、縦方向のみに圧縮力を受けるときの終局強度 σ_{xmo} と横方向のみに圧縮力を受けるときの終局強度 σ_{ymo} は、 σ_{xmo} の場合の幅厚比 $b_t/t = 60$ を除いて、ともに既往の有限要素解をほぼ正確に推定できる。これは、初期たわみモードの大きさに無関係である。

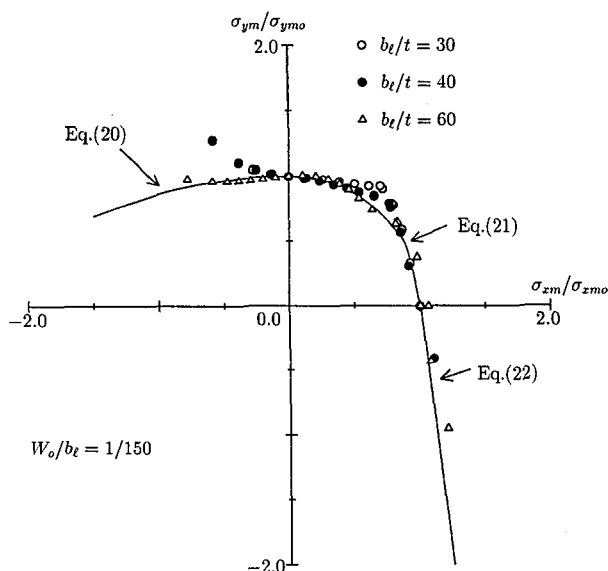


図-5 終局強度の相関曲線 ($W_o/b_\ell = 1/150$).

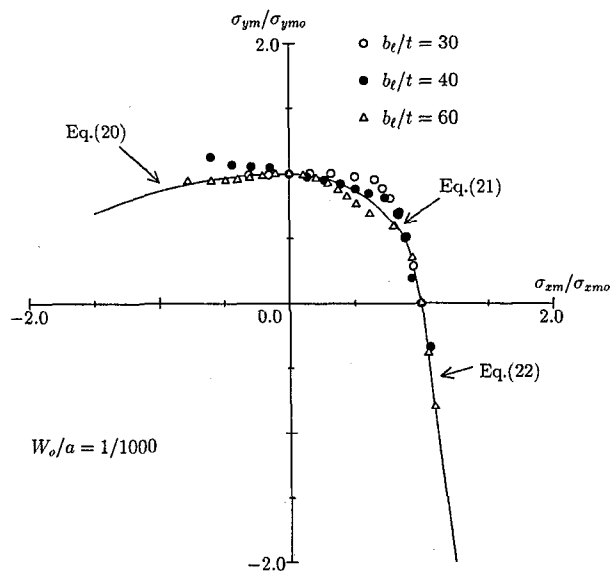


図-6 終局強度の相関曲線 ($W_o/a = 1/1000$).

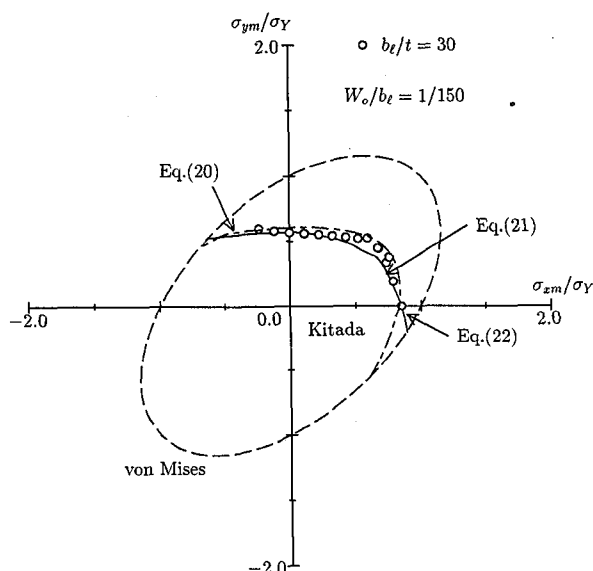


図-7 近似相関曲線 ($b_\ell/t = 30, W_o/b_\ell = 1/150$).

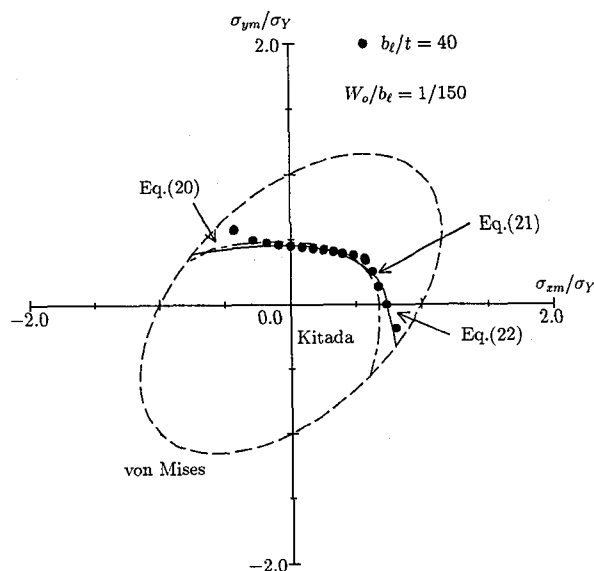


図-8 近似相関曲線 ($b_\ell/t = 40, W_o/b_\ell = 1/150$).

- (3) 簡易評価法で得られる補剛板の終局強度の下限値は、横軸を σ_{xm}/σ_{xmo} 、縦軸を σ_{ym}/σ_{ymo} としたとき、幅厚比 b_ℓ/t と初期たわみモードに無関係に3つの非常に簡単な曲線で近似できる。
- (4) 提案の終局強度の近似相関曲線は、幅厚比と初期たわみモードに無関係に簡易評価法の結果と北田の結果のほぼ下限値を与える。

参考文献

- 1) Allen, H.G. and Bulson, P.S.: *Background to Buckling*, McGraw-Hill, 1980.
- 2) 福本 (編): 座屈設計ガイドライン, 土木学会, pp. 189, 1987.
- 3) Prabhakara, M.K. and Chia, C.Y.: Post-buckling behaviour of rectangular orthotropic plates, *J. Mech. Eng. Sci.*, Vol.15, pp.25-33, 1973.
- 4) Libove, C.: Buckle pattern of biaxially compressed simply supported orthotropic rectangular plates, *J. Composite Materials*, Vol.17, pp.45-48, 1983.
- 5) Haslach, Jr., H.W.: Post-buckling stability of orthotropic, linear elastic, rectangular plates under biaxial loads, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.28, pp.739-756, 1986.
- 6) Zhang, J.-W. and Shen, H.-S.: Postbuckling of orthotropic rectangular plates in biaxial compression, *J. Eng. Mech.*, ASCE, Vol. 117, pp.1158-1170, 1991.
- 7) 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, 第157号, pp.425-438, 1985.
- 8) Valsgård, S.: Numerical design prediction of the capacity of plates in biaxial in-plane compression, *Computers & Structures*, Vol.12, pp.729-739, 1980.
- 9) Dier, A.F. and Dowling, P.J.: The strength of plates subjected to biaxial forces, *Behaviour of Thin-Walled Structures* (Ed. by J.Rodhes and J.Spence), pp.329-353, Elsevier Applied Science Publishers, 1984.

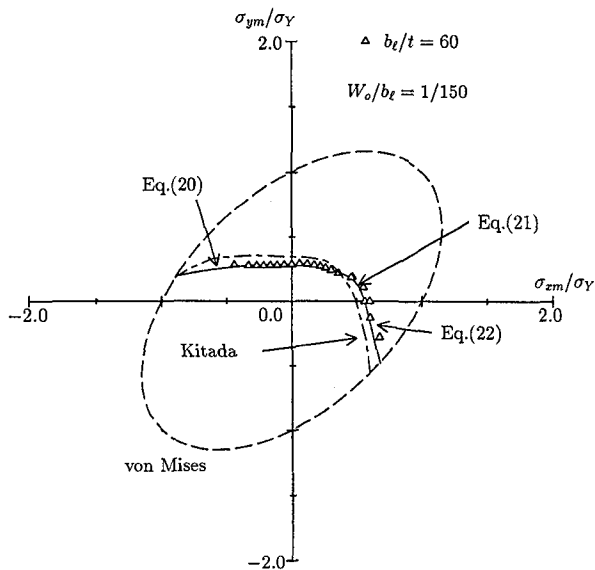


図-9 近似相関曲線 ($b/t = 60, W_o/b_t = 1/150$).

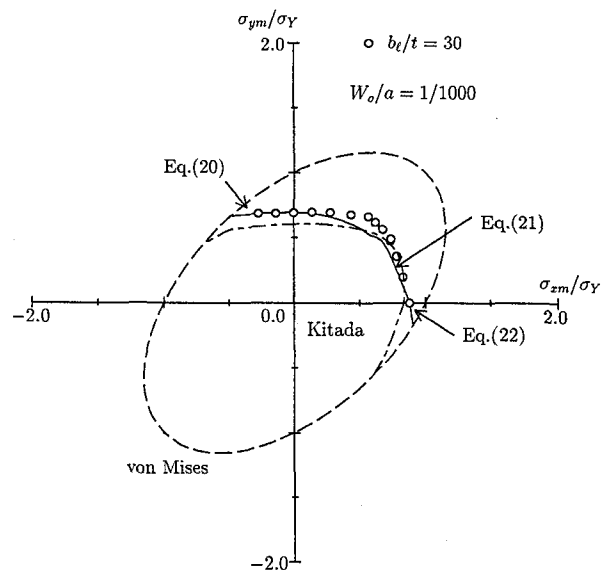


図-10 近似相関曲線 ($b/t = 30, W_o/a = 1/1000$).

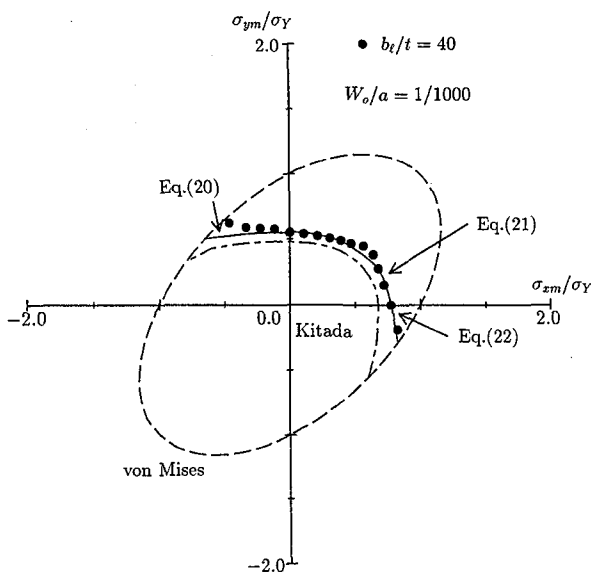


図-11 近似相関曲線 ($b/t = 40, W_o/a = 1/1000$).

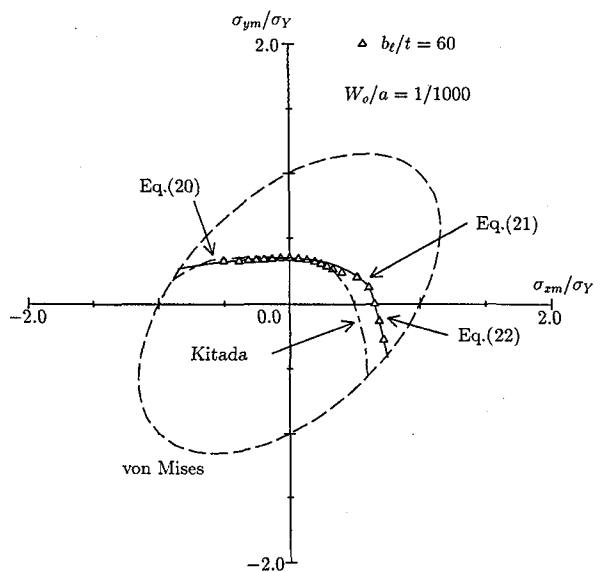


図-12 近似相関曲線 ($b/t = 60, W_o/a = 1/1000$).

- 10) Narayanan, R. and Shanmugam, N.E.: Compressive strength of biaxially loaded plates, *Plated Structures - stability and strength* (Ed. by R. Narayanan), pp.195-219, Applied Science Publishers, 1983.
- 11) 井上・小宮山・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, 第371号, pp.1-13, 1987.
- 12) 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, 第156号, pp.323-329, 1984).
- 13) 三上・木村・徳田: 単一パネルの2軸圧縮強度の検討, 土木学会第46回年次学術講演会講演概要集, I-63, pp.164-165, 1991.
- 14) 井浦・熊谷: 2方向より圧縮力を受ける板の耐荷力に関する研究, 土木学会第49回年次学術講演会講演概要集, I-A, I-76, pp.152-153, 1994.
- 15) Kitada, T., Nakai, H. and Furuta, T.: Ultimate strength and interaction curve of stiffened plates subjected to biaxial in-plane forces, *Struct. Eng./Earthq. Eng., Proc. JSCE*, Vol.8, pp.113s-122s, 1991.
- 16) Isami, H.: A new strength prediction method for biaxially compressed plates, *Theo. Appl. Mech.*, Vol.39, pp.109-118, 1990.
- 17) 勇: 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, 構造工学論文集, 第37A巻, pp.219-228, 1991.
- 18) 勇: 2軸圧縮補剛板の終局耐荷力の簡易評価法, 構造工学論文集, 第38A巻, pp.231-242, 1992.
- 19) Isami, H.: A prediction method of ultimate strength for stiffened plates under biaxial in-plane forces, *Struct. Eng./Earthq. Eng., Proc. JSCE*, Vol.11, pp.23s-31s, 1994.
- 20) Bleich, F.: *Buckling Strength of Metal Structures*, McGraw-Hill, 1952.

(1994年9月14日 受付)