

(昭和 59 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

組合せ応力下での長方形板の最終強度 (その 1)

二 軸 圧 縮

正員 大 坪 英 臣* 正員 吉 田 二 郎*

Ultimate Strength of Rectangular Plates under Combination of Loads (Part 1)

Biaxial Compression

by Hideomi Ohtsubo, Member Jiro Yoshida, Member

Summary

The present paper concerns with the ultimate behavior of the simply-supported rectangular plates loaded biaxially in compression. The plates under consideration are part of columns, pontoons and deck structures of offshore platforms or double bottoms of ships.

Existing simplified biaxial interactions are examined based on the results by the finite element nonlinear analysis. It is clarified that loading conditions employed in the previous researches result in an unsafe biaxial interaction.

Several empirical formulas are newly presented for estimation of ultimate strength of rectangular plates.

1 はじめに

船舶の二重底では縦曲げによる縦応力と二重底に作用する水圧による曲げで船底に比較的大きな圧縮の横応力が発生し、二軸の圧縮状態となる場合がしばしばある。また、海洋構造物のポンツーンやカラムでは波浪外力により軸力と曲げ応力が発生し、かつ比較的大きな静水圧が作用するため周方向圧縮応力が同時に生じる。このため、これらの構造を構成するパネルは二軸の圧縮応力を受けることになるのでこのときの防撓板構造に有効幅を検討することは構造全体の強度を知る上で重要となる。一軸圧縮の板の耐力については多くの研究があり、その挙動はほぼ明らかになっていると考えてよい。二軸圧縮を受ける板に関しては、一方向の圧縮力の存在によって、直角方向の耐力は変化するので、二軸圧縮力の相関関係を求めることが研究の中心となる。

二軸圧縮を受ける長方形板の最終強度を調べるために系統的に実験をおこなったのが Becker らで、板厚 0.03 inch の極薄板を 4 枚溶接して正方形断面のチューブを作り、軸圧縮と横圧縮を加える実験をおこなった^{1),2)}。Frieze らは正方形板の相関曲線を差分法を用いて検討をおこなったが³⁾、この数値結果を基に Hughes が相関関係に対し精度の高い簡易式を導いている⁴⁾。長方形板に対して Valsgård が主として有限要素解に基づいて簡

易式を提案している⁵⁾。

本論文は周辺支持された長方形板の二軸圧縮を受けるときの最終強度の相関関係について従来の研究の評価をおこない、それらの研究で用いられた数値解析における境界条件の問題点を指摘し、あらたな相関関係を提案する。ここでは初期たわみの影響のみを考え、残留応力の影響は考慮していない。

2 有限要素法解析

解析は補強材によって仕切られた Fig. 1 に示す周辺支持された 1 パネルを対象とする。また主として縦横比 $\alpha = a/b = 1$ および 3 を取り扱うこととする。有限要素法による弾性たわみ解析は Hibbitt らの開発した非線

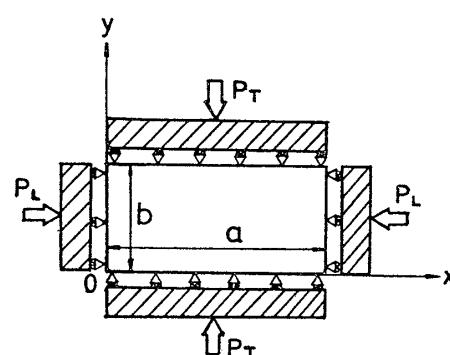


Fig. 1 Simply Supported Rectangular Plate: coordinate system and in-plane boundary condition

* 東京大学工学部船舶工学科

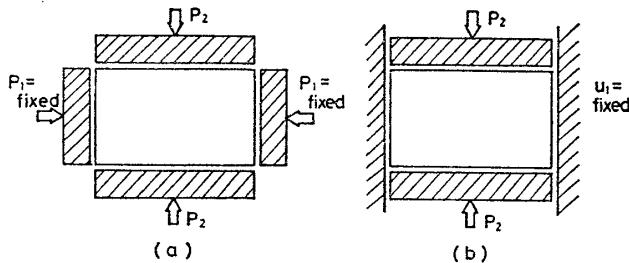


Fig. 2 Two different biaxial loading systems

形構造解析コード ABAQUS を使用する。

a. 境界条件

幾何学的境界条件は面外変形に対して防撓材との結合部で周辺単純支持条件とする。荷重は Fig. 1 に示す面内条件を課すことによっておこなわれる。各辺は常に直線性が保たれているとする。圧縮応力は、相対する荷重辺が平行を保ったまま両辺の距離を縮めることによって生じさせる。ただし辺の接線方向の面内変位は自由とする。二軸圧縮を加えるときは本論文では Fig. 2 (a) のようにおこなう。最初一軸方向に圧縮力を増加させた後一定値にして、その後直角方向に力を作用させる。従来の解析においては二方向の縮みの比を一定にしたり³⁾、あるいは Fig. 2 (b) のように 1 方向に負荷した後その方向の縮みを固定しておき、他方向の縮みを増加させている^{7), 8)}。この差は後に述べるように二軸圧縮の相関関係に違いを与える。

b. 要 素

ABAQUS における板殻要素 S8R を用いることとする^{5), 6)}。この要素は Hughes と Liu の理論に基づく一般薄肉殻要素であり、Fig. 3 に示すような曲率を有する 4 辺形要素で 8 節点を有する。各節点における自由度は x , y , z 方向の変位、および回転の 6 自由度である。

S8R は変位と回転、および座標と同じ内挿関数を用いるアイソパラメトリック要素で、reduced integration を用いて剛性を計算する。また板の Kirchhoff の仮定は、積分点において離散的にしかも penalty function を用いて満たされている。解析に先立った試験算では周辺支持の正方形板の弾性座屈問題に対し 4×4 , 6×6 と

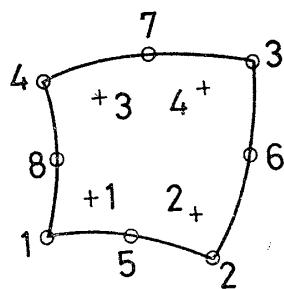


Fig. 3 Shell element S8R with 8 nodes and 4 integration points

したとき、座屈値で厳密解に対し各々 5.5%, 0.2% の高目を与えた。非線形解析には、極限点でも計算が困難とならない Riks 法を採用している。

c. 要素分割

$a/b=3$ のパネルに対しては $12 \times 4 = 48$ 要素に分割している。 $a/b=1$ のパネルに対しては $6 \times 6 = 36$ 要素に分割している。ただし対称性を考慮できるのでいずれもその 1/4 部分を解析する。

d. 材料特性

HT 32 材を想定して以下の値を用いる。

$$\sigma_Y = 320 \text{ N/mm}^2 (= 32.7 \text{ kgf/mm}^2),$$

$$E = 2.1 \times 10^5 \text{ N/mm}^2 (= 2.14 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2)$$

$$\nu = 0.3$$

また、降伏後の接線係数 E_t は次の値とする。

$$E_t/E = 1/270$$

e. 初期不整

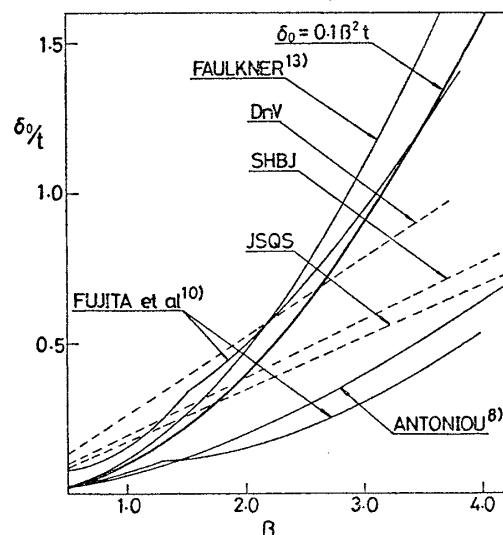
次式の初期たわみを与えることにする。

$$w_0 = \left[\delta_{01} \sin\left(\frac{\pi}{a}x\right) + \delta_{03} \sin\left(\frac{3\pi}{a}x\right) \right] \sin\left(\frac{\pi}{b}y\right) \quad (1a)$$

$$w_0 = \left[\delta_{01} \sin\left(\frac{\pi}{a}x\right) - \delta_{03} \sin\left(\frac{3\pi}{a}x\right) \right] \sin\left(\frac{\pi}{b}y\right) \quad (1b)$$

δ_{01} と δ_{03} は正符号とし、 $a/b=1$ の場合 $\delta_{03}=0$ とする。現実には (1a) 式の形の初期たわみが多いと思われる。初期たわみ (隅肉溶接による主として δ_{01} に対応するやせ馬型) の経験式あるいは規格は Fig. 4 のように与えられている。この図は文献 7) の図を一部修正して示している。ここで最大初期たわみ量 δ_0 は次式で定義される板の細長比 β の関数であることが示されている。

$$\beta = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \quad (2)$$

Fig. 4 "Hungry horse" initial deflection as a function of β

点線で示しているのは規格である。なお $\delta_0=6\text{ mm}$ と与える JSQS および $\delta_0/b=1/150$ と与える道路橋示方書 (SHBJ) の曲線は $b=1000\text{ mm}$ に対するものである。また藤田ら¹⁰⁾の結果は $b=500\text{ mm}$ に対応している。

また、やせ馬型と異なる (1) 式の δ_{03} に対応する波打つ初期たわみは、 $0.04\beta^2t$ から $0.18\beta^2t$ の範囲にあるとの報告がある⁴⁾。本解析では以下の値を採用する。これは Dowling らが解析に用いた値と同じである¹¹⁾。

$$\delta_{01}=0.1\beta^2t, \delta_{03}=0.05\beta^2t \quad (3)$$

3 一軸圧縮を受ける長方形板

3.1 正方形板

正方形板の一軸圧縮に関しては、多くの実験と解析結果がある^{12)~18)}。代表的なものとして、実験データに基づいた Faulkner の提案した一軸最大圧縮応力 σ^* の簡易評価式を次に示す。

$$\frac{\sigma^*(\beta)}{\sigma_Y} = \begin{cases} 2/\beta - 1/\beta^2 & (\beta \geq 1) \\ 1.0 & (\beta < 1) \end{cases} \quad (4)$$

ここで σ_Y は降伏応力である。

Fig. 5 に Little の計算結果¹⁵⁾を Faulkner の式と比較して示すが、 δ_0/t をパラメータとして整理すると、前述のように実際の板の初期たわみ δ_0 が β の関数であるので設計式としては使用しにくいことがわかる。

ABAQUS による有限要素解析結果と比較すると $\beta \leq 2$ の範囲では (4) 式は良好な結果を与えることがわかる。 $\beta > 2$ では有限要素解は (4) 式より高目の強度を与えており、塑性化を考慮したエネルギー法による Little の結果と一致している。(4) 式は実験データに基づいているが、実験においては (a) 非荷重辺の直線性を保つのが困難、(b) 残留応力の存在、(c) 比例限が降伏点以下に存在する等の理由により、薄板では低めの推定を与えているとされる。なお、Fig. 5 には \otimes 印で非荷重辺の直線性の条件をはずした有限要素解を示す。

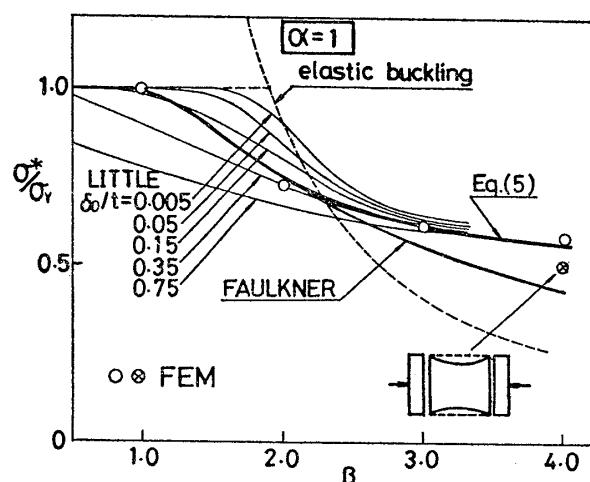


Fig. 5 Ultimate strength of square plates under uniaxial compression

Fig. 1 の荷重条件を受ける初期たわみのみを有する正方形の最終強度の簡易推定式を求めてみる。初期たわみが無く、また他の塑性化がないと仮定すると非荷重辺が降伏するときの平均圧縮応力 ρ は次のように得られる。

$$\frac{\rho}{\sigma_Y} = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\sigma_E}{\sigma_Y} = 0.5 + 1.81/\beta^2$$

σ_E は弾塑性座屈応力 $\sigma_E = 4\pi^2 E / [12(1-\nu^2)] \cdot (t/b)^2$ である。正方形板においては非荷重辺の降伏以外に、中央部やコーナー部の曲げによる塑性化が最終強度影響を与えており、 $\beta > 2$ の薄板となると非荷重辺の降伏が支配的になるとされる。 $\beta > 2$ のとき最終強度 σ^*/σ_Y は定数項と $1/\beta^2$ の項の和として考えることにすると、数値解と比較して次の簡易式が得られる。

$$\sigma^*/\sigma_Y = \begin{cases} 1/2 + 1/\beta^2 & (\beta \geq 2) \\ \text{Faulkner 提案の (4) 式} & (\beta < 2) \end{cases} \quad (5)$$

3.2 長方形板

長方形板は縦方向に圧縮される場合と横方向に圧縮される場合ではその挙動は異なる。

a. 縦圧縮

縦圧縮では弾性座屈の座屈モードの長手方向の波数がアスペクト比とほぼ等しく、一軸圧縮を受ける正方形板が連続している変形に近い。ただしやせ馬の初期たわみによって正方形板としての波形が出にくくなり、最終強度は正方形板と比べ高くなることがある。Fig. 6 に $\alpha=3$ の縦圧縮の最高平均応力 σ_L^* を示す。この図から初期たわみが 3 半波に近い (1b) 式で表わされるとき強度は $\alpha=1$ に対する (5) 式で評価できることがわかる。また 1 半波に近い (1a) 式に対しては正方形板の一軸圧縮強度の曲線の β を $2/3$ だけ平行移動した曲線で表現できることがわかる。

$$\sigma_L^*(\beta)/\sigma_Y = \sigma^*(\beta - 2/3)/\sigma_Y \quad (6)$$

設計上は安全側として (5) 式を用いるべきである。

b. 横圧縮

横方向圧縮の場合は 1 半波の変形が生じ、アスペクト

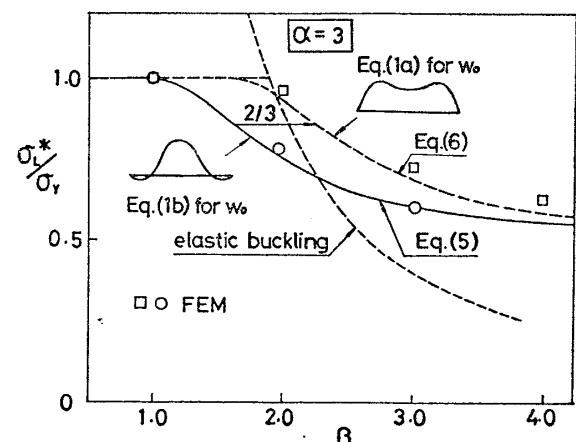


Fig. 6 Ultimate strength of plates with $\alpha = a/b = 3$ under longitudinal compression

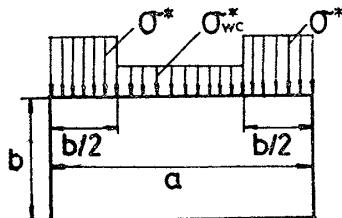


Fig. 7 Simplified stress distribution of wide plates at ultimate state

比の増加により、その挙動は帯板に近くなるために最終強度は減少する。大坪ら²¹⁾および Valsgård⁷⁾は横圧縮の最終強度を算定するため Fig. 7 の応力分布を提案した。すなわち幅広板の強度を板の両端部と中央部に分けて考え、両端部分の強度は 1 半波のたわみを持つ正方形板 σ^* の最終強度により、板の中央部の強度は帯板の最終強度 σ_{wc}^* で近似されるとして次式を与えている。

$$\frac{\sigma_T^*}{\sigma_Y} = \frac{b}{a} \frac{\sigma^*}{\sigma_Y} + \left(1 - \frac{b}{a}\right) \frac{\sigma_{wc}^*}{\sigma_Y} \quad (7)$$

Valsgård⁷⁾は正方形板一軸最大圧縮応力を σ^* として Faulkner の (3) 式を用いた。

$$\frac{\sigma_T^*}{\sigma_Y} = \frac{b}{a} \left(\frac{2}{\beta} - \frac{1}{\beta^2} \right) + \left(1 - \frac{b}{a}\right) \left[0.08 \left(1 + \frac{1}{\beta^2}\right)^2 \right] \quad (8)$$

また C. S. Smith の Wide Column の評価式と (1) 式を組み合わせると次式を得る²⁰⁾。

$$\frac{\sigma_T^*}{\sigma_Y} = \frac{b}{a} \left(\frac{2}{\beta} - \frac{1}{\beta^2} \right) + \left(1 - \frac{b}{a}\right) \left(\frac{0.63}{1 + 3.27(\delta_0/\beta^2 f)} \cdot \frac{1}{\beta^2} \right) \quad (9)$$

Fig. 8 に横圧縮強度と β の関係についての有限要素法解析結果と (8), (9) 式を示す。(9) 式がより良い近似を与えることがわかる。なお横圧縮においては (1a), (1b) 式ともほぼ同じ値を与える。

ここではさらに簡便な式を考えることにする。 $\alpha \geq 3$ での横圧縮強度は薄板 ($\beta > 2$) の正方形板と同様に非荷重辺が降伏に達することによって定まると考えてよい¹⁹⁾。初期たわみが無いとすると非荷重辺が降伏すると

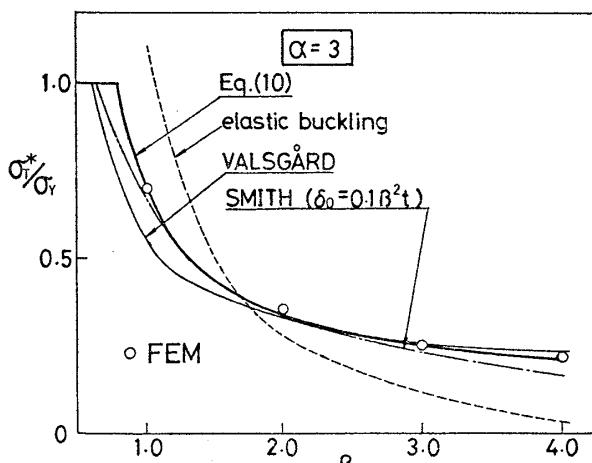


Fig. 8 Ultimate strength of plates with $\alpha=3$ under transverse compression

きの平均横圧縮応力 ρ_T は次のように得られる。

$$\frac{\rho_T}{\sigma_Y} = \frac{1}{3} + \frac{2}{3} \frac{(1+2/\alpha^2)}{\beta^2}$$

ここで $1/\alpha^4$ の項は無視している。 ρ_T/σ_Y は定数項と $1/\beta^2$ の項の和であることがわかる。

実際は初期たわみの影響、非荷重辺以外の塑性化のために上式の 7 割程度の強度になっていることが数値実験との比較によりわかる。ここでは次式を提案する。

$$\frac{\sigma_T^*}{\sigma_Y} = 0.2 + 0.4 \frac{(1+2/\alpha^2)}{\beta^2} \quad (\alpha \geq 3) \quad (10)$$

なお (8), (9), (10) 式いずれも σ_T^*/σ_Y は 1 を超えないものとする。

4 二軸圧縮を受ける長方形板

長方形板が一方向に既に圧縮されていて、その直角方向にさらに圧縮されるときの耐力は最初の圧縮力の値に強く依存する。これらの相関関係は縦横比 α と板の細長比 β の関数である。最終状態の縦圧縮平均応力 σ_L と横圧縮平均応力 σ_T の相関関係を各々の一軸圧縮の最高平均応力 σ_L^* と σ_T^* で除した次のパラメータで表わす。

$$R_L = \sigma_L/\sigma_L^*, \quad R_T = \sigma_T/\sigma_T^* \quad (11)$$

4.1 正方形板

Valsgård⁷⁾ は Frieze らの差分法解析³⁾を基に次式を提案している。

$$R_L^2 - \bar{\eta} R_L R_T + R_T^2 = 1, \quad \bar{\eta} = 3.2 e^{-0.35\beta} - 2 \quad (12)$$

Hughes⁴⁾ は同じく Frieze らの数値解析に基づいて次式を提案している。

$$R_L^2 - R_T R_L + R_T^2 + \xi (R_L + R_T - 1) = 1 \quad (\beta > 2/3)$$

$$R_L^2 - R_T R_L + R_T^2 = 1 \quad (\beta \leq 2/3)$$

ただし, $\xi = \beta - \frac{4}{9}/\beta$ (13)

上式は $\beta \rightarrow 2/3$ のとき von Mises の降伏条件に相関関係が近づくようにし、 β が大きくなるとき弾性座屈の相関関係に近づくように決められている。

Fig. 9 に有限要素法の二軸圧縮の結果を示す。一方向に圧縮後、その圧縮力を固定したままさらに直角方向に圧縮したときの耐力をマークで示し、それにつながる細い実線で荷重経路を示す。(13) 式は有限要素の解析結果とおおむね合致している。(12) 式は (13) 式とほぼ同様の相関曲線を与えるので図示していない。(13) 式は極薄い板 $\beta=4$ に対しては非安全側の値を与える。Fig. 10 に次の式で定義される ξ と β の関係を示している。

$$\xi = \frac{1 - (R_L^2 - R_T R_L + R_T^2)}{R_L + R_T - 1}$$

詳細解析における R_L と R_T の値を代入した ξ_A よりも、 $\xi = \beta - (4/9)/\beta$ が大であるならば (13) 式は安全側となる筈である。しかしながら $\beta=4$ では ξ_A は ξ より

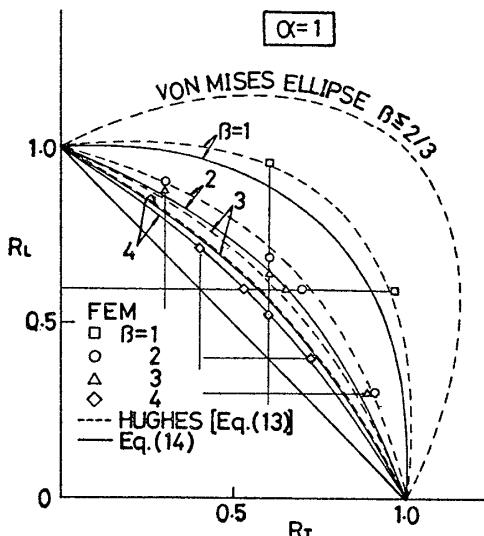


Fig. 9 Interaction diagram for collapse of biaxially loaded square plates

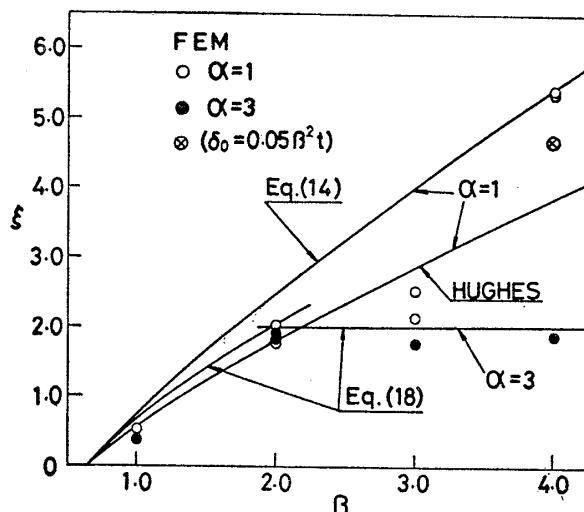


Fig. 10 ξ as a function of β

かなり大きく非安全側となっている。参考までに Fig. 9 および Fig. 10 に $\beta=4$ で初期たわみを半分とした $\delta_{01}=0.05\beta^2t$ に対する有限要素解も \otimes で示しておく。このときでも $\xi=\beta-(4/9)/\beta$ は非安全側を与えることがわかる。したがって $\beta>3$ に対しても安全側を強調したい場合は $\beta>2/3$ に対し次式を使用することを薦める。

$$R_L^2 - R_L R_T + R_T^2 + 1.4 \left(\beta - \frac{4/9}{\beta} \right) (R_L + R_T - 1) = 1 \quad (14)$$

ただし $\beta \leq 3$ では (14) 式より (13) 式のほうが数値解と良くあう。Fig. 11 に有限要素法解析のうち、一軸圧縮と既に一方向に σ^* の 6 割の圧縮力を作用させたときの平均圧縮応力 p_L と圧縮方向の縮み e_L の関係を示す。Fig. 12 に平均圧縮応力 p_L と中央点の初期たわみ状態から増加したたわみの関係を示す。

4.2 長方形板

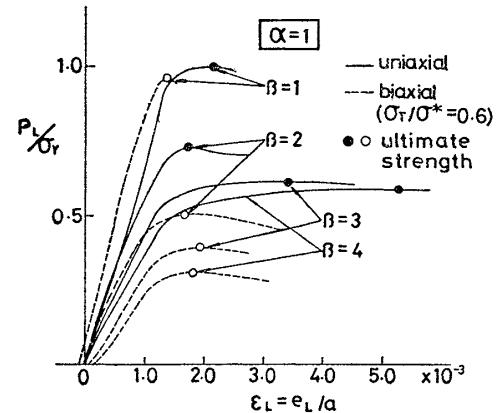


Fig. 11 Mean stress-strain curves for square plate

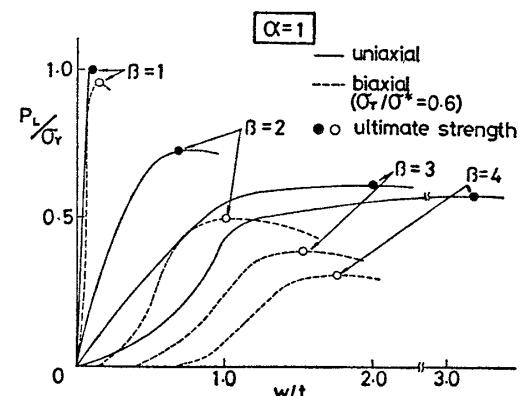


Fig. 12 Mean stress-additional deflection curves for square plates

Valsgård^{7),8)} は $\alpha=3$ の場合有限要素解析に基づいて次の相関関係を提案している。

$$R_L - 0.25R_L R_T + R_T^2 = 1 \quad (15)$$

Faulkner¹⁴⁾ は単純な放物線の関係式を与えている。

$$R_L + R_T^2 = 1 \quad (16)$$

(15), (16) 式および有限要素解析を Fig. 13 に示す。二軸圧縮では安全側を与えるのは初期たわみ形 (1a) 式であるので、相関式は (1a) 式に対する有限要素解に基づいて決める。次に弾性座屈の相関関係も示しておく。

$$\left(\frac{m}{\alpha} \right)^2 R_L + \frac{1}{4} \left[1 + \frac{1}{\alpha^2} \right] R_T = \frac{1}{4} \left[1 + \left(\frac{m}{\alpha} \right)^2 \right]^2 \quad (17)$$

R_L と R_T はそれぞれ σ_T/σ_{LE} , σ_T/σ_{TE} と読み替えている。ここで σ_{LE} と σ_{TE} は各々縦圧縮と横圧縮の一軸弾性座屈値であり、 $\sigma_{LE} =$ 正方形の弾性座屈値 σ_E , $\sigma_{TE} = [1 + 1/\alpha^2]^2 \pi^2 E / [12(1 - \nu^2)](t/b)^2$ である。(15), (16) 式とも数値解とはその傾向が異なっている。 R_T が小さいとき、大きすぎる R_L を与えていることがわかる。

一点鎖線の Valsgård の有限要素解析においては荷重条件は Fig. 2 (b) のように面内変位で荷重条件を制御していることに注意しなければならない。一軸の場合には Fig. 2 (a) の条件を用いて求めているので、二軸圧

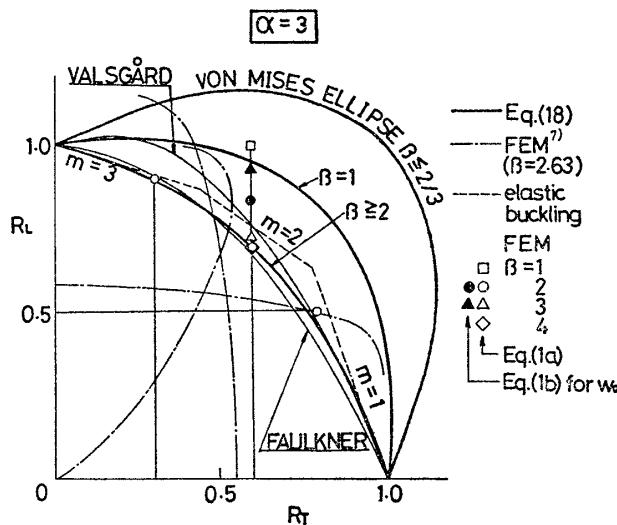


Fig. 13 Interaction diagram for collapse of biaxially loaded plates with $\alpha=3$

縮の場合にFig. 2 (b) のように固定する条件とは整合していないことがわかる。特に縦圧縮が主となるとき非荷重辺を固定すると耐力が増し σ_L^* と比べてかなり大きくなる。本論文の解析条件 Fig. 2 (a) は構造において普通に存在する条件であるので Fig. 2 (b) による解析結果に基づく相関関係は非安全側を与える不適当な条件と言える。

(14) 式も (15) 式も正方形の場合と異なり相関関係が β によらないとしている点も不合理である。なぜなら β が小さいならば、正方形板と同様に von Mises の降伏条件に近い相関関係が得られるはずである。確かに数値結果は $\beta \geq 2$ では β に殆どよらないが、 $\beta=1$ の数値解析結果は各相関関係式をはるか外側の値を与えている。

数値結果により相関関係を得るために Fig. 10 の ξ - β の関係に長方形の場合も載せる。図から $\alpha=3$ の長方形においてもまた正方形板に対する Hughes の相関式 (13) 式が有限要素解と一致していることがわかる。ただし $\beta \geq 2$ では相関関係は β によらなくなる。したがって長方形板 ($\alpha \geq 3$) に対しては次の相関式を提案する。

$$\left\{ \begin{array}{l} R_L^2 - R_L R_T + R_T^2 + 1.125 \left(\beta - \frac{4/9}{\beta} \right) (R_L + R_T - 1) = 1 \quad (2/3 \leq \beta < 2) \\ R_L^2 - R_L R_T + R_T^2 + 2(R_L + R_T - 1) = 1 \quad (\beta \geq 2) \end{array} \right. \quad (18)$$

(18) 式の第 1 式における 1.125 の係数は $\beta=2$ における連続性を満たすためだけの数値であり、Hughes の式と (18) 式第 2 式とを組合せてもよい。

Fig. 14 に有限要素法による平均縦圧縮応力 p_L と縦方向の縮み e_L の関係を示す。二軸圧縮は $\sigma_T/\sigma_T^* = 0.6$ が既に加わっている場合が示されている。Fig. 15 に p_L

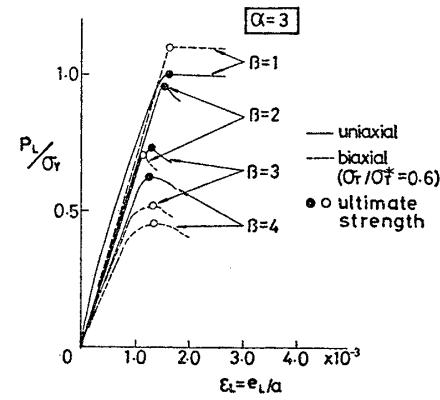


Fig. 14 Mean stress-strain curves for plates with $\alpha=3$

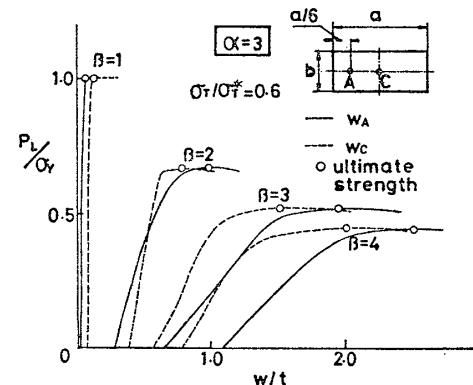


Fig. 15 Mean stress-additional deflection curves for plates with $\alpha=3$

と中央点 C および点 A のたわみの関係を示す。(14), (18) 式において $\beta \leq 2/3$ に対して (13) 式の第 2 式が適用される。

5 結 論

残留応力のない長方形板の二軸圧縮の最終強度を有限要素法解析し、次の結論を得た。なお、初期たわみは (1), (2) 式を仮定している。

(1) 正方形板の一軸圧縮においては Faulkner の簡易式は $\beta > 2$ の薄板では残留応力のない板に対して低目の評価を与えることがわかった。

(2) 正方形板の二軸圧縮に関しては $\beta < 2$ の範囲で Hughes の与えた (13) 式が簡単で精度が高い。

(3) 長方形板を縦圧縮するとき、安全側評価として、正方形板の一軸圧縮強度の評価式 (5) 式を用いることができる。

(4) 長方形板 ($\alpha \geq 3$) の横圧縮の最終強度は、非荷重辺の降伏が主要な要因であることを利用して強度を評価する簡便な (10) 式を与えた。

(5) 長方形板の二軸圧縮の相関は二軸圧縮の考え方

によって異なる結果となることを示した。従来の簡易式のもととなっていた最初に圧縮した方向の縮みを固定しておく条件は非安全側を与える、本論文のように最初に圧縮した方向の圧縮力を一定としておく条件で解析をおこなう必要があることがわかった。これは Valsgård が最も安全側を与えるとした二方向の縮みを比例させる条件よりも厳しい解析条件である。なお長方形の二軸圧縮最終強度は縦横の荷重順序にほとんど依存しない。

(6) 長方形の二軸相関関係は $\beta \leq 2$ では正方形に対する Hughes の相関式が良い近似であることがわかった。また $\beta > 2$ では相関関係は β に依存しないことがわかり、ここでは相関関係式として (18) 式を提案する。

謝 辞

本研究に際し御指導をいただいた横浜国立大学教授山本善之先生に深く感謝いたします。計算の一部を学部卒業論文として実施された大谷雅実氏と西原正浩氏に感謝いたします。この研究の一部は文部省科学研究費一般研究 (B) の補助を受けている。

参 考 文 献

- 1) H. Becker, R. Goldman and J. Pazerycki: Compressive Strength of Ship Hull Girders Part I Unstiffened Plates, U.S. Ship Structure Committee Report, SSC-217 (1970).
- 2) H. Becker and A. Colao: Compressive Strength of Ship Hull Girders Part III Theory and Additional Experiments, U.S. Ship Structure Committee Report, SSC-267 (1977).
- 3) P. A. Frieze, P. J. Dowling and R. E. Hobbs: Ultimate Load Behaviour of Plates in Compression, Chapter 2, Steel Plated Structures, Crosby Lockwood Staples, London (1976).
- 4) O. Hughes: Ship Structural Design 1983. A Wiley-Inter Science Republication, John Wiley & sons.
- 5) ABAQUS Users Manual, Hibbitt Karlsson and Sorensen, Inc. (1982).
- 6) ABAQUS Theory Manual, Hibbitt Karlsson and Sorensen, Inc. (1982).
- 7) S. Valsgård: Numerical Design Prediction of the Capacity of Plates in Biaxial Inplane Compression, Computers and Structures, Vol. 12 (1980), pp. 729~739.
- 8) A. C. Antoniou: On the Maximum Deflection of Plating in Newly Built Ships, J. Ship Res. 23 (1) (1980), pp. 31~39.
- 9) 仁保 治: 板構造物の最終強度に関する研究, 東京大学学位論文 (1978. 12).
- 10) 藤田, 野本, 仁保: 防撓板の圧縮強度について (第2報) —溶接にともなう初期不整を有する防撓板—日本造船学会論文集, 第 144 号 (1978. 11), pp. 437~445.
- 11) P. J. Dowling, P. A. Frieze, J. Slatford and A. Dier: Strength of Ship Plating, A Second Interim Report for the AMTE Ceslic Report SP3, Imperial Colledge, London.
- 12) 大坪英臣: 平板の弾塑性大たわみ問題の一解法—特に平板の圧縮最終強度について—, 日本造船学会論文集, 第 130 号 (1971. 12), pp. 173~182.
- 13) D. Falkner: A Review of Effective Plating for Use in the Analysis of Stiffened Plating in Bending and Compression, J. of Ship Research, Vol. 19, No. 1 (1975), pp. 1~17.
- 14) D. Faulkner: Synthesis of Welded Grillage to Withstand Compression and Normal Loads, Computers & Structures, Vol. 3 (1973), pp. 221~246.
- 15) G. H. Little: The Collapse of Rectangular Steel Plates under Uniaxial Compression, The Structural Engineer, Vol. 58B, No. 3 (1980).
- 16) 上田, 安川, 矢尾, 池上, 大南: 圧縮を受ける正方形板の最終強度に関する研究 (第1報) —初期撓みおよび溶接残留応力の影響について—, 日本造船学会論文集, 第 137 号 (1975. 6), pp. 210~221.
- 17) 藤田, 野本, 仁保: 防撓板の圧縮強度について, 日本造船学会論文集, 第 141 号 (1977. 6), pp. 190~197.
- 18) S. Chatterjee and P. J. Dowling: The Design of Box Girder Compression Flanges, Chapter 8, Steel Plated Structures, Crosby Lockwood Staples, London (1976).
- 19) 大坪, 山本, 李: 幅広平板の圧壊強度の研究, 日本造船学会論文集, 第 142 号 (1977. 12), pp. 279~289.
- 20) C. C. Smith: Imperfection Effects and Design Tolerances in Ships and Offshore Structures, Trans. Inst. Engrs. Shipbuilders Scotland (1981).
- 21) 大坪, 山本, 李: 防撓板の圧壊強度の研究 (その2), 日本造船学会論文集, 第 144 号 (1978. 12), pp. 429~436.