

(昭和61年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

矩形板および防撓板の理想化構造要素の開発

(第2報)

——初期たわみと溶接残留応力を有し、面内荷重と横荷重を受ける場合——

正員 上 田 幸 雄* 正員 Sherif M. H. Rashed**
 正員 白 点 基***

Plate and Stiffened Plate Units of the Idealized Structural
 Unit Method (2nd Report)
 ——Under In-plane and Lateral Loading Considering Initial
 Deflection and Residual Stress——

by Yukio Ueda, *Member* Sherif M. H. Rashed, *Member*
 Jeom Kee Paik, *Member*

Summary

In the first report, the nonlinear behavior of perfect plates and perfect stiffened plates (without initial imperfections) subjected to inplane loads were studied and idealized. Basic versions of two idealized units (elements): the “rectangular plate unit” and the “stiffened plate unit”, have been developed.

In this report, the capabilities of these idealized elements are extended so that they can be accurately applied to a wider range of actual structures. Effects of initial imperfections, i. e. initial deflection and welding residual stress, on the behavior of these elements are studied, idealized and included in the formulation. Lateral load is also considered and its interaction with initial imperfections and inplane load is taken into account.

Assessment of accuracy of these elements is carried out through comparisons with experimental and other theoretical results. An example of analysis on a relatively large structure is also presented to demonstrate the capabilities and efficiency of these elements.

1 諸 言

構造物の安全性と信頼性または余剰強度を評価する上で、構造物全体に対して線形弾性応力解析のみならず、構造物が限界強度状態に至るまでの座屈、塑性を含む非線形挙動を詳細に解析する必要がある。

著者らは大型構造物の最終強度に至る非線形挙動を短い計算時間で精度よく解析できる理想化構造要素法 (Idealized Structural Unit Method) を提案し、具体的に種々の構造物を解析するために必要な理想化要素 (Idealized Element) を開発して来た。

第1報¹⁾では、船舶、海洋構造物などの板構造物の非

線形挙動を解析するために、剛性の高い縦および横部材で囲まれた矩形板を、さらに、この矩形板に防撓材が取り付けられた防撓板をそれぞれ1つの構造要素と考え、面内荷重だけのものとで初期不整が存在しない場合のそれらの座屈、塑性を含む最終強度に至る非線形挙動を理想化し、“理想化矩形板要素”および“理想化防撓板要素”を開発し、その精度を検討すると共に解析例を示した (以降、矩形板要素と防撓板要素を合せて板要素と呼ぶ)。

ところで、構造物を構成する板要素には一般に面内荷重だけでなく横荷重も作用する。また、船舶をはじめとする鋼構造物は一般に溶接によって建造されるが、これによって構造物を構成する板要素には初期たわみと残留応力の溶接初期不整が必然的に生じており、これらの初期不整は構造物の剛性と強度に大きな影響を及ぼす。

* 大阪大学溶接工学研究所

** センチュリ・リサーチ・センタ (株)

*** 大阪大学大学院博士課程

本研究では第1報につづき、初期たわみと残留応力の溶接初期不整が存在する板要素が面内荷重と横荷重を受ける場合の非線形挙動を理想化し、理想化矩形板要素および防撓板要素の適用範囲を拡張する。また、これらの板要素の精度を検討すると共に船舶などに見られる板および防撓板構造の非線形挙動の解析に適用し、この方法の有用性を示す。

なお、本研究で開発する理想化板要素の破損条件などは理想化構造要素法の他にも独立的に種々の解析に適用できる。

2 理想化“矩形板要素”および“防撓板要素”の開発条件

第1報で示したように、剛性の高い2つの縦部材と2つの横部材で囲まれた矩形板を理想化して“矩形板要素”と考える (Fig. 1)。また、この矩形板には、面内剛性を上げるために防撓材が取り付けられている場合が多いが、これらの防撓板を理想化して“防撓板要素”と考

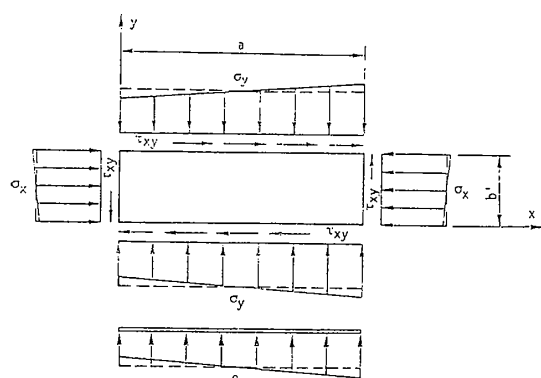


Fig. 1 Loads acting on a rectangular plate element

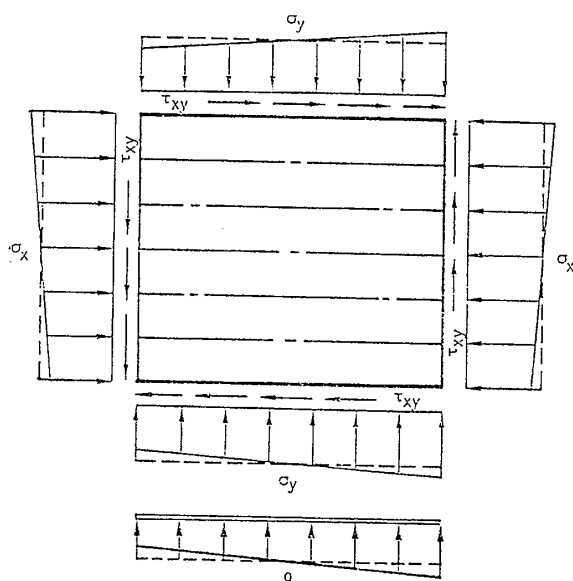


Fig. 2 Loads acting on a stiffened plate element

える (Fig. 2)。

矩形板要素の x および y 軸は Fig. 1 のようにとる (長辺方向が x 方向)。矩形板の長さ $\times$ 幅 $\times$ 板厚は $a \times b' \times t$ であり、板曲げ剛性は $D = Et/12(1 - \nu^2)$ (E : 弾性係数, ν : ポアソン比) である。

次に、防撓板には一般に、Fig. 2 に示すように n 本の同じ防撓材が等間隔で1方向に取り付けられているが、防撓板の x または y 軸は防撓材方向にとる。防撓板の板部の長さ $\times$ 幅 $\times$ 板厚は $a \times b \times t$ であり ($b = (n+1)b'$ であり, $n=0$ すなわち、防撓材がない矩形板の場合は $b = b'$ である), 各防撓材の板厚, 高さ, 断面積, 断面2次モーメントはそれぞれ t_s, h, A_s, I (I はその防撓材と板の有効幅を含む) である。

この防撓材は防撓材間の板部の座屈に先立って振り座屈しないものとする。

なお、板部および防撓材の単軸の降伏応力は σ_0 である。

以下では、これらの理想化板要素の周辺条件、荷重条件および初期不整と、理想化板要素の挙動を表わすための節点力と節点変位の関係を示す剛性方程式について述べる。

2.1 周辺条件

板要素 (矩形板および防撓板要素) の周辺条件は面外方向に対する支持部材と同一面内で隣接する板要素による拘束の程度に依存する。

まず、板要素の面外剛性に比べて支持部材の剛性は十分高く、板要素の周辺は剛体変位は可能であるが、たわみは生じないと考えられる。

次に、板要素が面内荷重の増加と共に座屈する場合を考えると、通常、考えている板要素と隣接する板要素も同時に座屈したり、あるいは座屈を生じる状態に非常に近くなっている。そして、この場合の座屈波形は考えている板要素とは逆の波形になり、たわみ角に対する隣接する板要素の拘束は非常に小さい。一方、板要素に面内荷重だけでなく比較的大きい横荷重が作用すると、周辺の面外回転は始めはかなり拘束され、大きな面外曲げが生じるが、板要素の周辺はこの面外曲げによって早めに降伏することになり、最終強度は面外回転が自由の場合とほとんど同じになることが知られている²⁾。したがって、本研究では板要素の周辺における面外回転は自由であると仮定する。

また、通常の連続板の中の板要素の周辺は直線で、荷重の増加に対しても直線を保って変形する。

以上のことから、本研究では要素の周辺条件は単純支持 (周辺のたわみは生じず、面外回転は自由) で、周辺は面内方向に直線を保って変形するものと仮定する。

2.2 荷重条件

一般に、板構造物を構成する板要素には2方向の軸力、2方向の曲げ、剪断の面内荷重と横荷重が作用する。

ところで、船舶は甲板、船底、船側などの大きい構造単位からなっており、これらの構造単位には大きな面内曲げが作用するが、ここで考えている比較的小さい板要素において、面内曲げ応力は小さく、板要素の座屈および座屈後における板の面内剛性の評価では面内曲げの影響は非常に小さいと考えられる。したがって、面内荷重による板要素の挙動には面内曲げを無視し、面内には一様な2軸力、 σ_x 、 σ_y と剪断、 τ_{xy} ($=\tau$) だけが作用すると考えて取り扱う。他方、板要素の局部応力、塑性化を評価する場合には面内曲げも考慮する。また、横荷重についても小さい板要素においては平均的な横荷重、 q が一様に分布するものと考えて取り扱う。

なお、船舶をはじめとする一般の構造物の板要素では変動の少ない水圧などの横荷重が作用している状態で波浪荷重によって、誘起される面内荷重が作用することになる。したがって、本研究ではある一定の横荷重が作用している状態で、面内荷重が増加する場合を考える。

2.3 初期不整

前述したように、船舶をはじめとする鋼構造物は一般に溶接によって建造されており、これによって板要素には初期たわみと残留応力の溶接初期不整が必然的に生じている。すなわち、構造物の中の防撓板要素を考えると、板に防撓材を溶接した時、すみ肉溶接部での角変形によって初期たわみが生じる (Fig. 3)。また、すみ肉溶接部の収縮のために防撓材近傍に引張の溶接残留応力が生じ、これに釣り合うように板の中央部に圧縮の溶接残留応力が生じる (Fig. 4(a))。この引張残留応力の大きさは軟鋼の場合、降伏応力に達している場合が多い。また、圧縮の溶接残留応力によって初期たわみは付加され、一般的にその波形は複雑になっている。初期たわみと溶接残留応力の間にはこのように密接な関係があり、一般に両者は同時に生じている。これらの初期不整は板要素の剛性と強度に大きな影響を及ぼす。したがって、構造物の合理的な設計と安全性、信頼性を検討する上で初期不整の影響を明確にし、構造物を解析する際には初期不整の影響を考慮して行う必要がある。

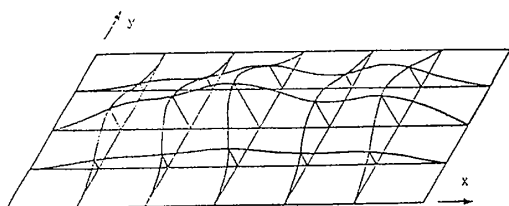


Fig. 3 Initial deflected surface of a plate

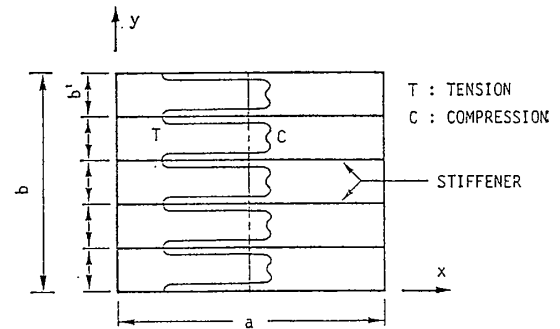
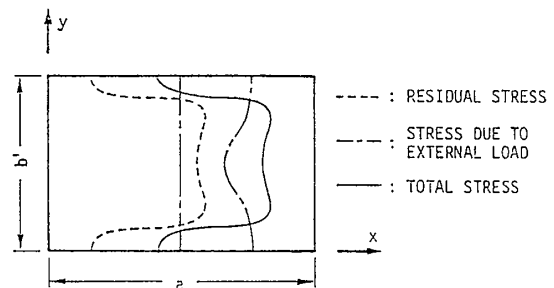
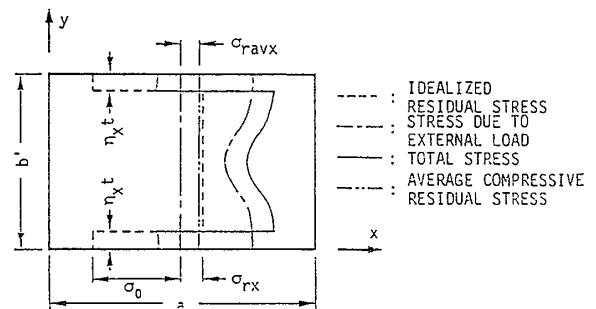


Fig. 4(a) Distribution of longitudinal residual stress in welded stiffened plates



(a) Actual



(b) Idealized

Fig. 4(b) Longitudinal stress distribution in a welded plate subjected to in-plane compression

以下では本研究での初期たわみと溶接残留応力の取り扱いについてそれぞれ述べる。

船舶、海洋構造物に見られる矩形板要素に存在する初期たわみは一般に次式のような三角級数に展開して表わすことができる (次式の中の m は通常1から11程度までとると十分な精度であることが知られている⁹⁾)。

$$w_0 = \sum W_{0m} \sin \frac{m\pi}{a} x \sin \frac{\pi}{b} y \quad (1)$$

ここで、 y 方向 (短辺方向) は Fig. 3 に示すように1半波を仮定している。また、防撓板要素の場合には防撓材間の板部に上記の初期たわみが生じる。

式(1)において x 方向の波形は実測結果によると1半波成分が最も大きい、波形は複雑なので多くの成分が含まれている。軸圧縮力の作用下の板要素の大たわみ挙動にはこれらのすべての成分が影響するが、その中で最

も大きく影響するのは破損モードの半波成分であることが知られている⁴⁾。なお、板要素の破損モードとしては通常固有の座屈モードかそれよりも1つ高次の座屈モードが生じるが、一般的に最終強度値に対する両モードの差はほとんど見られない。したがって、本研究では破損モードとしては固有の座屈モードを考え、3.3節で述べるように式(35)から長辺方向の座屈モードの半波数、 m を決める。そして、式(1)の W_{0m} の中から破損モード成分だけを影響因子と考え、軸圧縮力下の板要素の弾性大たわみ挙動を調べる際の初期たわみ形は次式のよ

$$w_0 = W_{0m} \sin \frac{m\pi}{a} x \sin \frac{\pi}{b} y \quad (2)$$

ここに、 W_{0m} の推定には種々の方法が提案されている。

(i) 板要素の初期たわみの実測結果がある場合

この場合は実測結果をもとに式(1)を展開し、 W_{0m} の中から破損モード成分を取り、 W_{0m} とする。

(ii) 実測結果がない場合

この場合は通常、式(1)に相当する次式が用いられている。

$$w_0 = \left(W_{01} \sin \frac{\pi}{a} x + W_{0m} \sin \frac{m\pi}{a} x \right) \sin \frac{\pi}{b} y \quad (3)$$

ここに、 W_{0m} としては x 方向の破損モードが1半波の場合は $W_{0m}=0$ で、2半波、3半波などの場合はそれぞれ W_{02} 、 W_{03} などとなり、これらの中から破損モードのたわみ成分を取り、 W_{0m} とする。

Faulkner⁵⁾は式(3)の成分として通常の船舶、海洋構造物に存在する初期たわみの平均値を想定し、簡単な次式を提案している。

$$W_{01} = 0.12 \lambda^2, \quad W_{0m} = 0.05 \lambda^2 \\ \lambda = b/t\sqrt{\sigma_0/E} \quad (4)$$

また、著者の一人は片側防撓材のすみ肉溶接条件をもとに初期たわみを次のように精度よく計算できることを示している。すなわち、破損モードの初期たわみ成分に対して、有効初期たわみ係数を用い、次式を提案している³⁾。

$$W_{0m} = W_{0\max} \cdot \zeta \quad (5a)$$

ここに、 $W_{0\max}$ は最大初期たわみ量であり、溶接条件をもとに次のように表わされる。

$$W_{0\max} = \sum_k (-1)^{(k-1)/2} \cdot \frac{\frac{2b}{k\pi} \cdot \delta_{0x} + \frac{2\pi b^4}{15a^3} \cdot k \cdot \delta_{0y}}{\frac{\pi^4 b^4}{60a^4} \cdot k^4 + \frac{\pi^2 b^2}{3a^2} \cdot k^2 + 2} \quad (5b)$$

(ただし、 k は奇数のみ)

ここに、

$$\delta_{0x} = \{1 - (t_s + 2f)/b\} \delta_f$$

$$\delta_{0y} = \{1 - (t_s + 2f)/a\} \delta_f$$

f : 溶接部の脚長, t_s : 防撓材の板厚

$$\left. \begin{aligned} \delta_f &= n \cdot c_2 \chi^{c_1 e^{-c_3 \chi}} \quad (\text{rad}) \\ \chi &= I_w / (t \sqrt{Vt}) \cdot 10^{-3} \end{aligned} \right\} \quad (5c)$$

I_w : 溶接電流 (A), V : 溶接速度 (cm/sec)

t : 板厚 (cm), n : パス数

c_1, c_2, c_3 : 鋼種、溶接法などによって決まる定数で、SM 41, SM 50, SM 58 および HT 80 被覆アーク溶接あるいはサブマージアーク溶接した場合、明石ら⁶⁾は Table 1 のような値を与えている。

Table 1 Constants in equation of angular distortion

Material of Plate	σ_0 (kgf/mm ²)	c_1	c_2	c_3
SM41	29.	1.6	0.36	2.8
SM50	39.	1.9	0.48	2.8
SM53	41.	1.8	0.35	2.5

• Weld Metal : LB-52

• Thickness of Plate $t = 6 \sim 40$ mm

• Condition of Welding : 300A, 37V, 20.9 cm/min, $Q = 31,500$ J/cm

• Leg Length : 10 mm

さらに、 ζ は有効な初期たわみ成分を求める係数であり、次のようになる。

$$\zeta = \begin{cases} 1 & : \lambda \leq 1.0 \\ 1 - (2/3)(1 - 1/m)(\lambda - 1) & : 1.0 \leq \lambda \leq 2.5 \\ 1/m & : 2.5 \leq \lambda \end{cases} \\ \lambda = b/t\sqrt{\sigma_0/E} \quad (5d)$$

ここに、 m は長辺方向の破損モードの半波数。

次に、溶接残留応力の取り扱いについて述べる。

まず、引張残留応力は板要素の支持部材あるいは防撓材近傍に存在し、大たわみ挙動に対する影響は少ないと考えられる。一方、圧縮残留応力は板要素の中央部に存在し、たわみを増加させる。したがって、本研究では、Fig. 4(b)に示すように溶接残留応力分布を理想化し、板要素の弾性大たわみ挙動を取り扱う際には有効圧縮残留応力、 σ_{rex} 、 σ_{rey} が要素の全幅に様に分布したものとして取り扱う。

この有効圧縮残留応力は板要素の中央部の圧縮残留応力と、それを板要素の全幅に渡って平均化したものとを平均したもので、次式から計算される。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rex} &= \sigma_{rx}(1 - 0.5\sigma_{rx}/(\sigma_0 + \sigma_{rx})) \\ \sigma_{rey} &= \sigma_{ry}(1 - 0.5\sigma_{ry}/(\sigma_0 + \sigma_{ry})) \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

ここに、 σ_{rx} 、 σ_{ry} はそれぞれ x および y 方向の圧縮残留応力である。この圧縮残留応力値としては下記のような式が提案されている。

すなわち、Faulkner⁵⁾は矩形板の圧縮残留応力とし

て簡単な次式を提案している。

$$\sigma_{rx}/\sigma_0 = \frac{2\eta}{b/t - 2\eta}, \quad \eta = 4.5 \sim 6.0 \quad (7)$$

また、著者の一人は片側防撓材のすみ肉溶接条件をもとに精度よい次式を提案している³⁾。

$$\sigma_{rx}/\sigma_0 = \frac{b_t}{b - b_t} \quad (8a)$$

ここに、 b_t は引張残留応力が生じている幅であり、次のように表わされる。

$$b_t = t_s + 6.19 \times 10^{-2} \times Q_{\max}(0.5t_s + t) \quad (8b)$$

ここに、 t_s : 防撓材の板厚 (mm)

t : 板部の板厚 (mm)

$Q_{\max}$: 最大入熱パスの入熱量 (J/cm)

式(7)および(8)は1方向に対するものであるが、2方向の縁に溶接された場合の他方向の圧縮残留応力値は近似的には上式をもとにアスペクト比に反比例的に次のように計算することができる。

$$\sigma_{ry} = \sigma_{rx} \cdot b/a \quad (9)$$

2.4 板要素の節点力と節点変位

板要素には面内荷重と横荷重が作用するが、板要素の挙動は第1報と同様、4つの隅部に設けた節点における節点力 $\{R\}$ と節点変位 $\{U\}$ で表わす (Fig. 5)。

なお、面内荷重の他に横荷重も作用する場合は、板要素の全体座屈に対する横荷重は支持部材に作用させて取

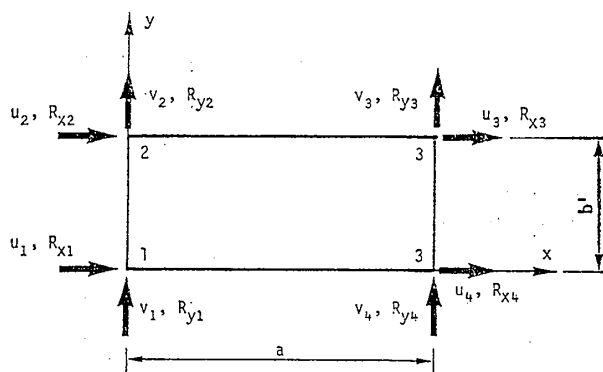


Fig. 5(a) Idealized rectangular plate element

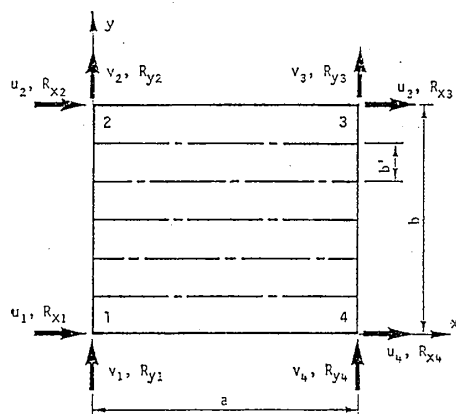


Fig. 5(b) Idealized stiffened plate element

り扱い、局部挙動に対しては後述するように影響因子として取り扱う。

したがって、板要素 (矩形板および防撓板要素) の局部挙動は Fig. 5 に示すように各節点において面内2方向の自由度を持たせる。したがって、

$$\left. \begin{aligned} \{R\} &= [R_1 R_2 R_3 R_4]^T \\ \{U\} &= [U_1 U_2 U_3 U_4]^T \end{aligned} \right\} \quad (10a)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} \{R_i\} &= [R_{xi} R_{yi}]^T \\ \{U_i\} &= [U_i V_i]^T \end{aligned} \right\} \quad (10b)$$

ここで、すべての外力は節点のみに作用させる。したがって、節点力と節点変位の関係は増分形で一般に次のように表わされる。

$$\{\Delta R\} = [K] \{\Delta U\} \quad (11)$$

ここに、 $[K]$ は板要素の剛性行列である。

3 理想化矩形板要素の開発

3.1 面内荷重のもとでの矩形板の非線形挙動の理想化

これまでの研究^{1), 7), 8)}によると矩形板が面内荷重の増加と共に示す破損形式は初期不整の有無によって本質的に異なる。すなわち、比較的大きい初期不整が存在する矩形板では最初からたわみが生じており、荷重の増加と共に要素の有効性は徐々に低下し、明確な座屈現象は見られず、最終強度に達する。したがって、本研究では初期不整の有無によって下記のように2種類に分けて面内荷重のもとでの矩形板要素の非線形挙動を理想化する。

3.1.1 初期不整が存在しない場合

この場合については第1報で具体的に記述しているので、ここでは省略する。

3.1.2 初期不整が存在する場合

この場合の矩形板要素は最初から徐々に面内剛性が低下して行く。Fig. 6 に荷重の増加に伴う要素の破損形式を示す。要素が弾性である限り、増分形の節点力と節点変位の関係式 (11) は次のようになる。

$$\{\Delta R\} = [K_D]^E \{\Delta U\} \quad (12)$$

上式の $[K_D]^E$ は初期不整を有する要素の弾性剛性行列であり、荷重の増加と共に成分値は変るが要素に塑性化が生じるまではこの剛性行列を用いる。

要素は荷重の増加と共に明確な座屈現象は見られず、塑性条件を満足した後に塑性領域が広がるが、このような弾塑性挙動は第1報と同様に塑性節点法⁹⁾を適用して取り扱う。したがって、要素内の任意の点 i における応力成分 $\{\sigma_i\}$ を節点力ベクトル $\{R\}$ で表わし、塑性条件に代入すると、位置 i での塑性条件は節点力の関数として次のようになる。

$$\Gamma_{U_i}(R) = 0 \quad (13)$$

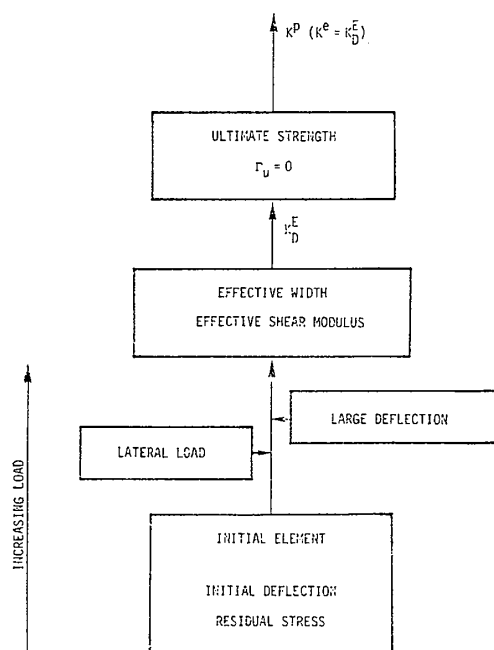


Fig.6 Local behavior of idealized rectangular plate elements subjected to in-plane and lateral loads (with initial imperfections)

塑性条件を満たした場合には塑性節点を挿入し、上式の塑性条件を塑性ポテンシャルと見なし、塑性節点法を用いて弾塑性剛性行列を計算する。したがって、剛性方程式は、

$$\{\Delta R\} = [K_D]^p \{\Delta U\} \quad (14)$$

ここに、 $[K_D]^p$ は初期不整を有する要素の弾塑性剛性行列であり、塑性節点の生じている位置によって行列の成分の値は変化する。

この場合の各荷重段階における剛性行列と破損条件の具体的な評価は3.3節に示す。

3.2 面内荷重と横荷重のもとでの矩形板の非線形挙動の理想化

船舶、海洋構造物に見られる板要素のように比較的小さい横荷重が作用する一般的な場合、面内荷重による板要素の大たわみ挙動および最終強度に対する横荷重の影響は比較的少ないが、非常に複雑であるので、従来はほとんどその影響を無視して来た。本研究では上記の観点から横荷重の影響を単純化して取り扱う。

すなわち、横荷重は矩形板要素の支持辺の剛体変位、要素のたわみとこれによる面外曲げ応力および膜応力を生じさせる。

この中で垂直方向の剛体変位は支持部材の剛性によって決まるもので、構造物全体を解析する場合は2.4節で述べたように要素の節点において横荷重を等価節点力として直接に作用させて取り扱う。

また、連続板の中の一枚の矩形板においては、横荷重による面内の軸変形は非常に小さく、本研究では無視す

る。

次に、横荷重によって矩形板には最初からたわみが生じるが、面内荷重に対する矩形板の挙動への影響はアスペクト比によって異なる。

まず、正方形に近い矩形板の場合、横荷重によるたわみ波形は固有の座屈波形とほぼ一致している。ここで、この板にある大きさの横荷重のもとで、一方向圧縮を作用させる場合を弾性大たわみ解析すると、Fig.7 のようになり、その結果からわかるように横荷重によるたわみは初期たわみと同様な影響を及ぼし、明確な座屈現象は見られず、面内荷重の増加と共に面内剛性は最初から徐々に低下していく。

次に、非常に小さい初期たわみが存在する長方形板 ($a/b=3$) の場合、種々の横荷重を与え、1軸圧縮を作用させた場合について増分 Galerkin 法¹⁰⁾ による弾性大たわみ解析結果を Fig.8 に示す。

長方形板においては、横荷重によるたわみ波形と固有の座屈波形は異なり、横荷重がある場合には、横荷重が大きい程、座屈荷重は増加する。そして、Fig.8 に示すように座屈点では波形が急激に変化し、その後は横荷重がない時の挙動、すなわち、面内荷重だけが作用している場合の挙動に収束する。

また、初期たわみを有し、面内荷重と横荷重を受ける場合は、初期たわみ成分の中の第1半波成分は、横荷重と共に座屈荷重をさらに増加させるが、初期たわみの固有の座屈モードの成分は面内剛性を低下させることが考えられる。

したがって、本研究では横荷重による影響は矩形板のアスペクト比によって分類し、下記のように取り扱う。

まず、面内荷重と横荷重が作用する正方形に近い矩形板の非線形挙動では、初期たわみが存在する場合 (初期たわみが無い場合を含む) は初期たわみの第1半波成分と横荷重によるたわみを直接に加えたものを見かけの初期たわみ成分として考えて取り扱う。この場合の弾性大たわみ挙動は Fig.9 の2のようになる。

次に、長方形板においては初期たわみが存在しない場合、横荷重によるたわみによって座屈荷重が Fig.9 の点 A にまで増加するので、これを参考文献 11) のように評価する。座屈した後は横荷重がなく、同じ大きさの面内荷重だけ受けて座屈が生じている板に置換して取り扱う (Fig.9 の点 A' へ移る)。なお、Fig.9 の A-A' 間の面内剛性は零とする。したがって、この場合の挙動は Fig.9 の3のようになる。一方、初期たわみが存在する場合は、初期たわみの第1半波成分によって座屈荷重がさらに増加するので参考文献 11) のように横荷重の影響と合わせて座屈荷重を評価する。また、初期たわみ成分の中の座屈モードの成分と横荷重による座屈モードの

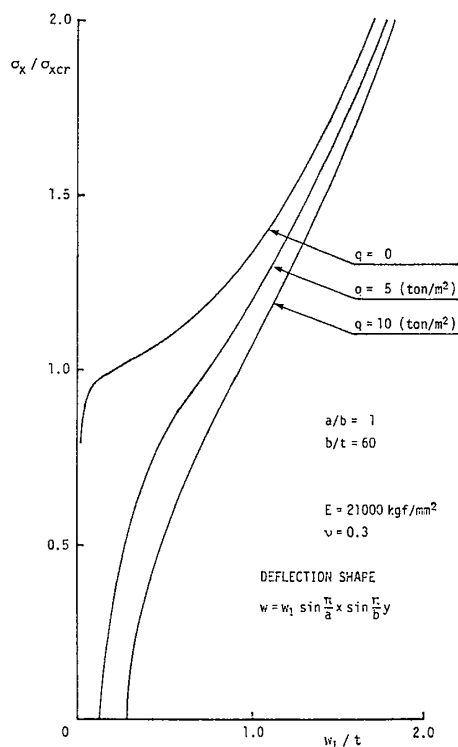


Fig. 7(a) Load-deflection curves of a square plate subjected to uniaxial compression and lateral load

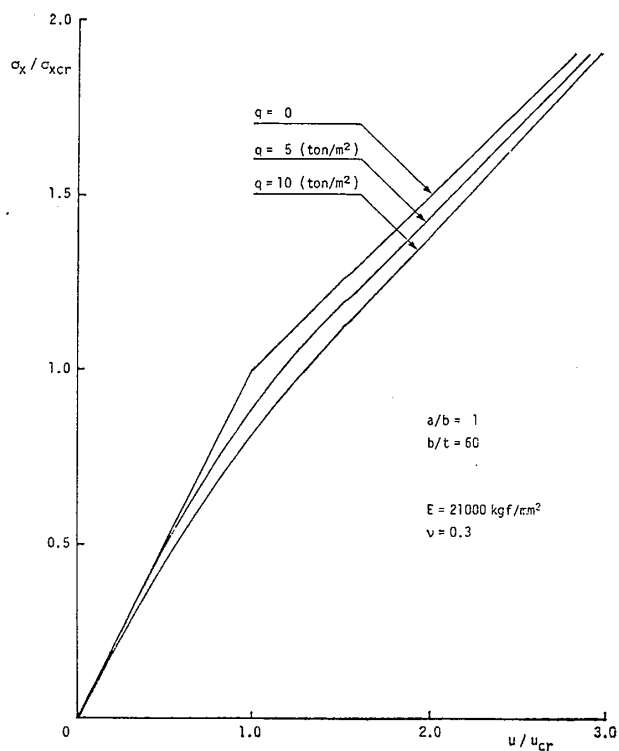


Fig. 7(b) Load-shortening curves of a square plate subjected to uniaxial compression and lateral load

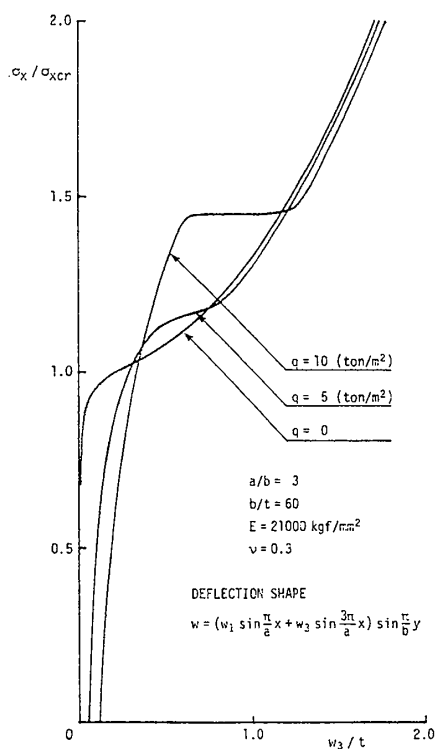


Fig. 8(a) Load-deflection curves of a rectangular plate subjected to compression and lateral load

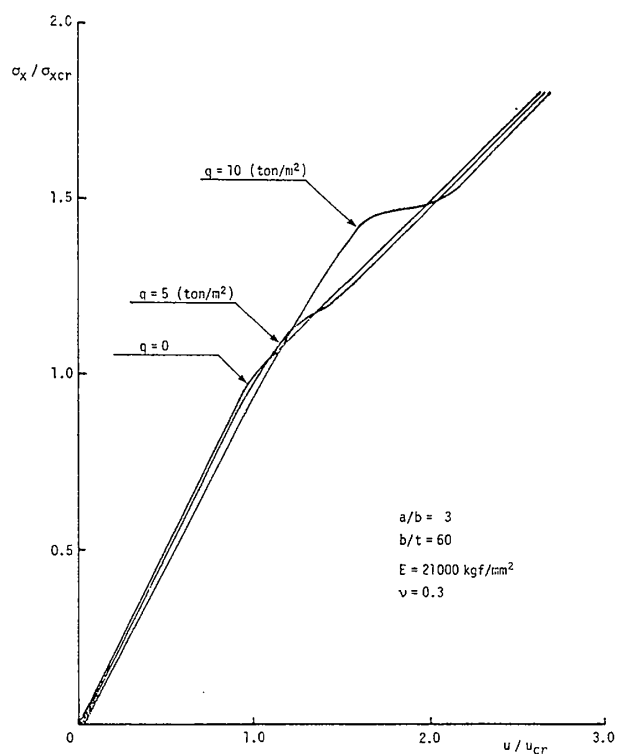


Fig. 8(b) Load-shortening curves of a rectangular plate subjected to compression and lateral load

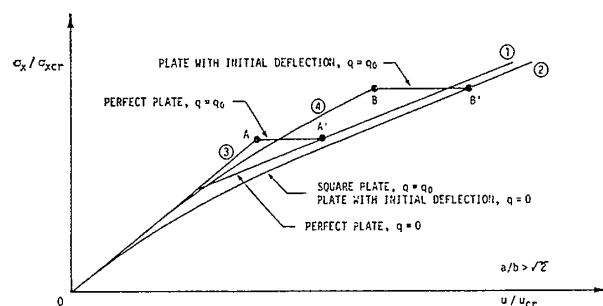


Fig. 9 Effect of initial deflection and lateral load on load-shortening curves of simply supported rectangular plates subjected to uniaxial compression

成分を加えたものを見かけの初期たわみ成分と考え、面内剛性を評価し、座屈した後は横荷重がない時の面内荷重だけを受けてたわみが生じている板に置換して取り扱う。なお、Fig. 9 の B-B' の間の面内剛性は零とする。したがって、この場合の挙動は Fig. 9 の 4 のようになる。

以上では横荷重が存在する状態で、長辺方向に1軸圧縮を受ける場合を考えたが、短辺方向に1軸圧縮を受ける場合の横荷重の影響は前述した正方形板の場合と同様であると考えられる。また、2軸力を受ける場合は、その破損モードが横荷重によるたわみ形と同じ場合は正方形板のように、また、異なる場合は長方形板のように取り扱う。そして、横荷重が存在し、2軸力を受ける場合の剪断の影響は横荷重がない時のようになると考えられる。

したがって、上記の見かけ初期たわみ成分は次式のように表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} W_{01t} &= W_{01} + W_{1q} \\ W_{0mt} &= W_{0m} + W_{mq} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

ここに、 W_{01t} : 第1半波の見かけ初期たわみ成分

W_{0mt} : 座屈モードの見かけ初期たわみ成分

W_{01} : 第1半波のものと初期たわみ成分

W_{0m} : 座屈モードのものと初期たわみ成分

W_{1q} : 横荷重による第1半波のたわみ成分

W_{mq} : 横荷重による座屈モードのたわみ成分

上式で、 W_{01} は 2.3 節で示したように、また W_{1q} は式 (38) より求められる。また、座屈荷重は参考文献 11) に示すように次のように表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{scr} &= \sigma'_{scr} \cdot \alpha_1 \\ \sigma_{ycr} &= \sigma'_{ycr} \cdot \alpha_2 \\ \tau_{cr} &= \tau'_{cr} \cdot \alpha_3 \end{aligned} \right\} \quad (16 a)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} \alpha_1 &= f_1(q, W_{01}) \\ \alpha_2 &= f_2(q, W_{01}) \\ \alpha_3 &= f_3(q, W_{01}) \end{aligned} \right\} \quad (16 b)$$

また、 σ'_{scr} , σ'_{ycr} , τ'_{cr} は x および y 方向の圧縮および

剪断が単独で作用した時の矩形板の座屈応力である。

次に、横荷重は要素内に面外曲げ応力と膜応力を生じさせ、矩形板の塑性化に影響を及ぼす。

この中で面外曲げ応力の影響は小さく、本研究では無視する。一方、面内荷重と横荷重による面内応力（膜応力）の相関は上記のように横荷重を取り扱うと考慮されることになる。したがって、面内荷重と横荷重が同時に存在する場合の矩形板要素の面内の全応力分布は横荷重による面内応力（膜応力）を初期応力と考え、面内荷重による面内応力の増加分を直接に加えて全面内応力を求め、要素の塑性化を調べる。

以上のような理想化により矩形板の非線形挙動に対する横荷重の影響を取り扱う。

以下では各荷重段階における矩形板要素の剛性行列と破損条件を具体的に示す。

3.3 初期不整を有する理想化矩形板要素の定式化

3.3.1 弾性状態での剛性行列

この場合の矩形板要素は荷重の増加と共に最初からたわみが増加するので、第1報で示した座屈後挙動と同様に取り扱うことができる。すなわち、たわみによる面内剛性の低下を評価し、面内挙動だけで取り扱いができるように、同様の面内剛性を持つ等価な平板要素に置換して考える。したがって、等価な平板要素の面内変位関数 $\{U\}$ は次のように表わす。

$$\{U\} = \{u \ v\}^T \quad (17 a)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} u &= a_1 + a_2 x + a_3 y + a_4 xy + b_4/2(b'^2 - y^2) \\ v &= b_1 + b_2 x + b_3 y + b_4 xy + a_4/2(a^2 - x^2) \end{aligned} \right\} \quad (17 b)$$

上式は要素の面内で一様な剪断ひずみを与える。

式 (17) をもとに増分形の変位-ひずみ関係を通常の有限要素法の手法にならって計算すると次のようになる。

$$\{\Delta \epsilon\} = [B] \{\Delta U\} \quad (18 a)$$

ここに、

$$\{\Delta \epsilon\} = [\Delta \epsilon_x \ \Delta \epsilon_y \ \Delta \gamma_{xy}]^T \quad (18 b)$$

$$[B]: \text{変位-ひずみ行列} \quad (18 c)$$

また、初期不整を有する要素の平均応力-ひずみ関係は次のようになる。

$$\{\Delta \sigma\} = [D] \{\Delta \epsilon\} \quad (19)$$

ここに、 $[D]$ は等価平板に対する平均応力-ひずみ行列であり、これは矩形板要素に対して等価な面内剛性になるように次のように評価する。

まず、初期不整を有する要素の面内変位を求める。連続板の中のたわみが生じた1枚の矩形板の周辺の直応力の分布は一般に Fig. 10 のようになる。要素の周辺ではもともと一様な剪断応力、 τ の周辺での分布は大たわみ

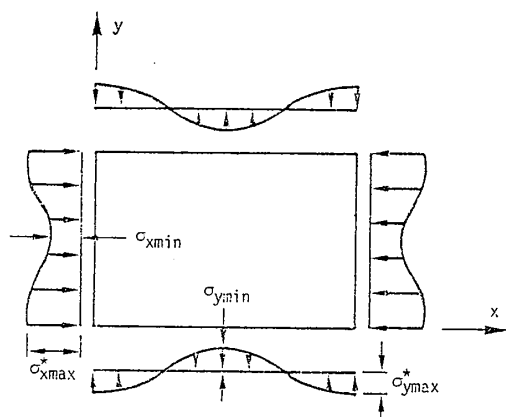


Fig. 10 In-plane stress distribution in rectangular plates subjected to in-plane load

が生じた後もあまり変化せず、一様であると仮定する。したがって、板の周辺は直線を保つと考えているので、板の周辺における x および y 方向の変位 δ_x , δ_y は次式から計算できる。

$$\left. \begin{aligned} \delta_x &= \int_0^a \epsilon_x \Big|_{y=0} dx = \int_0^a \left(\frac{1}{E} \sigma_x \Big|_{y=0} - \frac{\nu}{E} \sigma_y \Big|_{y=0} \right) dx \\ \delta_y &= \int_0^{b'} \epsilon_y \Big|_{x=0} dy = \int_0^{b'} \left(\frac{1}{E} \sigma_y \Big|_{x=0} - \frac{\nu}{E} \sigma_x \Big|_{x=0} \right) dy \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

通常、 $\sigma_x|_{y=0}$ および $\sigma_y|_{x=0}$ はその作用方向に沿って変化するが、その変化は小さく、一様であると考えて取り扱うことができる。したがって、 δ_x , δ_y は次のように書ける。

$$\left. \begin{aligned} \delta_x &= \frac{a}{E} \sigma_x \Big|_{y=0} - \frac{\nu a}{E} \sigma_y \Big|_{y=0} \\ \delta_y &= -\frac{\nu b'}{E} \sigma_x \Big|_{x=0} + \frac{b'}{E} \sigma_y \Big|_{x=0} \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

上式の $\sigma_x|_{y=0}$ および $\sigma_y|_{x=0}$ は後述する有効幅、 b'_e , a_e の考え方をういて評価することにする。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x \Big|_{y=0} &= \sigma_{xav} \cdot \frac{b'}{b'_e} \\ \sigma_y \Big|_{x=0} &= \sigma_{yav} \cdot \frac{a}{a_e} \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

式 (22) を式 (21) に代入すると、 δ_x , δ_y は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \delta_x &= \frac{a}{E} \cdot \frac{b'}{b'_e} \cdot \sigma_{xav} - \frac{\nu a}{E} \cdot \sigma_{yav} \\ \delta_y &= -\frac{\nu b'}{E} \cdot \sigma_{xav} + \frac{b'}{E} \cdot \frac{a}{a_e} \cdot \sigma_{yav} \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

他方、剪断に対しては後述する等価剪断剛性率、 G_e を用いて表わす。すなわち、

$$\tau_{xyim} = \tau_{av} / G_e = \tau_{xy} / G_e \quad (24)$$

上式で、 σ_{xav} , σ_{yav} , τ_{av} はそれぞれ平均的な x および y 方向の軸応力および剪断応力である。

以上のようにして、たわみが生じた矩形板要素の周辺

での面内の応力-変位関係が得られる。これを用いて等価な平板要素の平均応力-変位関係として取り扱うことができる。すなわち、等価な平板要素の平均応力-ひずみ関係は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{xim} &= \frac{b'}{b'_e} \cdot \frac{1}{E} \cdot \sigma_{xav} - \frac{\nu}{E} \cdot \sigma_{yav} \\ \epsilon_{yim} &= -\frac{\nu}{E} \cdot \sigma_{xav} + \frac{a}{a_e} \cdot \frac{1}{E} \cdot \sigma_{yav} \\ \tau_{xyim} &= \tau_{av} / G_e \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

上式で、添字 im は等価な平板要素に対するものであることを示している。

式 (25) 中の b'_e , a_e , G_e は作用する応力の大きさ、初期不整などによって変化するもので、この意味で式 (25) は非線形である。

後述する b'_e , a_e , G_e を式 (25) に代入して平均応力-ひずみ関係とその行列 $[D]$ を増分形で表わすと、次式のようにになる。

$$\{\Delta \sigma\} = [D] \{\Delta \epsilon_{im}\} \quad (26a)$$

ここに、

$$[D] = \begin{bmatrix} d_1 & d_2 & d_3 \\ d_4 & d_5 & d_6 \\ d_7 & d_8 & d_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e_1 & e_2 & e_3 \\ e_4 & e_5 & e_6 \\ e_7 & e_8 & e_9 \end{bmatrix}^{-1} \quad (26b)$$

さらに、

$$\left. \begin{aligned} e_1 &= \frac{1}{E} \cdot \frac{b'}{b'_e} + \frac{1}{E} \cdot \frac{\partial(b'/b'_e)}{\partial \sigma_{xav}} \cdot \sigma_{xav} \\ e_2 &= \frac{1}{E} \cdot \frac{\partial(b'/b'_e)}{\partial \sigma_{yav}} \cdot \sigma_{xav} - \frac{\nu}{E} \\ e_3 &= \frac{1}{E} \cdot \frac{\partial(b'/b'_e)}{\partial \tau_{av}} \cdot \sigma_{xav} \\ e_4 &= -\frac{\nu}{E} + \frac{1}{E} \cdot \frac{\partial(a/a_e)}{\partial \sigma_{xav}} \cdot \sigma_{yav} \\ e_5 &= \frac{1}{E} \cdot \frac{a}{a_e} + \frac{1}{E} \cdot \frac{\partial(a/a_e)}{\partial \sigma_{yav}} \cdot \sigma_{yav} \\ e_6 &= \frac{1}{E} \cdot \frac{\partial(a/a_e)}{\partial \tau_{av}} \cdot \sigma_{yav} \\ e_7 &= \frac{\partial(1/G_e)}{\partial \sigma_{xav}} \cdot \tau_{av} \\ e_8 &= \frac{\partial(1/G_e)}{\partial \sigma_{yav}} \cdot \tau_{av} \\ e_9 &= \frac{1}{G_e} + \frac{\partial(1/G_e)}{\partial \tau_{av}} \cdot \tau_{av} \end{aligned} \right\} \quad (26c)$$

以上のようにして矩形板要素の増分形の平均応力-ひずみ関係の行列 $[D]$ を求めることができるが、これは有効幅と等価剪断剛性率の関数となっており、以下では、初期たわみおよび溶接残留応力の初期不整を有する周辺単純支持の矩形板が2軸力、剪断の面内荷重と横荷重を受けて、たわみが生じた時の有効幅および等価剪断剛性率を評価する。

(1) 矩形板要素の有効幅、 b'_e , a_e

参考文献8) では初期たわみと溶接残留応力の初期不

整を有する矩形板が面内荷重 σ_x, σ_y, τ を受ける場合の有効幅について詳細に検討しており、ここでは省略するが、以下ではこれをもとに横荷重の影響をも考慮した有効幅を評価する。

前述したように横荷重の影響は比較的少ないが、非常に複雑であるので従来はほとんどその影響を無視してきた。本研究では横荷重をも考慮した矩形板の有効幅を評価するが、上記の観点から3.2節で述べたように単純化して横荷重の影響を取り扱う。すなわち、横荷重による要素のたわみを見かけの初期たわみ成分として式(15)のように計算する。さらに、式(16)のように座屈荷重を評価する。また、横荷重による面内応力を初期応力として考え、面内の全応力は外力による項、初期不整による項および横荷重による項を直接に加えて求め、有効幅を評価する。

したがって、初期たわみ、 W_{om} と溶接残留応力 σ_{rx}, σ_{ry} の初期不整を有し、2軸力、 σ_x, σ_y と剪断、 τ の面内荷重と横荷重、 q を受ける矩形板の有効幅は次のように表わすことができる。

$$\left. \begin{aligned} b_e/b' &= \sigma_{xav}/\sigma_{x\max} \\ a_e/a &= \sigma_{yav}/\sigma_{y\max} \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

ここに、 $\sigma_{x\max}, \sigma_{y\max}$ はそれぞれ x, y 方向の全最大直応力であり、次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x\max} &= \frac{1}{2}(\sigma_{x\max}^* - \sigma_{x\min}) \cos \frac{2\pi}{b} \eta_x^t \\ &\quad + \frac{1}{2}(\sigma_{x\max}^* + \sigma_{x\min}) \\ \sigma_{y\max} &= \frac{1}{2}(\sigma_{y\max}^* - \sigma_{y\min}) \cos \frac{2m\pi}{a} \eta_y^t \\ &\quad + \frac{1}{2}(\sigma_{y\max}^* + \sigma_{y\min}) \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

まず、上式の中の η_x^t, η_y^t は Fig.4(b) に示すように x, y 方向の引張残留応力の生じている幅であり、次式から計算できる。

$$\left. \begin{aligned} \eta_x^t &= \frac{\sigma_{rx}}{\sigma_0 + \sigma_{rx}} \cdot \frac{b'}{2} \\ \eta_y^t &= \frac{\sigma_{ry}}{\sigma_0 + \sigma_{ry}} \cdot \frac{a}{2} \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

さらに、 $\sigma_{x\max}^*, \sigma_{y\max}^*, \sigma_{x\min}, \sigma_{y\min}$ は外力による最大および最小直応力値であり、次のように与えられる (Fig.10)。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x\max}^* &= \sigma_{xav} + 1.62 \cdot \sigma_{xcr} \cdot v^{2.4} \\ &\quad + \sigma_{xL}(f(v) + 1) + \sigma_{x\max q} \\ \sigma_{y\max}^* &= \sigma_{yav} + 1.62 \cdot \sigma_{ycr} \cdot v^{2.4} \\ &\quad + \sigma_{yL}(g(v) + 1) + \sigma_{y\max q} \\ \sigma_{x\min} &= \sigma_{xav} - 1.3 \cdot \sigma_{xcr} \cdot v^{2.1} - \sigma_{xL}(0.3v + 1) + \sigma_{x\min q} \\ \sigma_{y\min} &= \sigma_{yav} - 1.3 \cdot \sigma_{ycr} \cdot v^{2.1} - \sigma_{yL}(0.3v + 1) + \sigma_{y\min q} \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{x\min} &= \sigma_{xav} - 1.3 \cdot \sigma_{xcr} \cdot v^{2.1} - \sigma_{xL}(0.3v + 1) + \sigma_{x\min q} \\ \sigma_{y\min} &= \sigma_{yav} - 1.3 \cdot \sigma_{ycr} \cdot v^{2.1} - \sigma_{yL}(0.3v + 1) + \sigma_{y\min q} \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

また、式(30)の中の σ_{xL}, σ_{yL} は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xL} &= \frac{m^2 \pi^2}{8a^2} \cdot E \cdot W(W + 2W_{omt}) \\ \sigma_{yL} &= \frac{\pi^2}{8b'^2} \cdot E \cdot W(W + 2W_{omt}) \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

ここに、 W_{omt} は3.2節で評価した固有の座屈モードの見かけの初期たわみ成分である。

$$\left. \begin{aligned} f(v) &= 0.62v & \sigma_{xL} \leq 0 \\ &= 1.3v^{1.5} & \sigma_{xL} > 0, v \leq 1 \\ &= 1.3v & \sigma_{xL} > 0, v > 1 \end{aligned} \right\} \quad (33a)$$

$$\left. \begin{aligned} g(v) &= 0.62v & \sigma_{yL} \leq 0 \\ &= 1.3v^{1.5} & \sigma_{yL} > 0, v \leq 1 \\ &= 1.3v & \sigma_{yL} > 0, v > 1 \end{aligned} \right\} \quad (33b)$$

$$v = |\tau|/\tau_{cr}$$

また、 $\sigma_{xcr}, \sigma_{ycr}$ および τ_{cr} はそれぞれ x および y 方向の圧縮、剪断が単独に作用した場合の座屈応力に、3.2節で評価したように横荷重の影響を考慮したものである。

さらに、たわみ係数 W は次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} W &= -\frac{c_2}{3c_1} + k_1 + k_2 \\ k_1 &= \left\{ -\frac{c_6}{2} + \left(\frac{c_6^2}{4} + \frac{c_5^3}{27} \right)^{1/2} \right\}^{1/3} \\ k_2 &= \left\{ -\frac{c_6}{2} - \left(\frac{c_6^2}{4} + \frac{c_5^3}{27} \right)^{1/2} \right\}^{1/3} \\ c_1 &= E \left(\frac{m^4 \pi^2}{a^4} + \frac{\pi^2}{b'^4} \right) \\ c_2 &= 3W_{omt} \cdot c_1 \\ c_3 &= 2W_{omt}^2 \cdot c_1 + \frac{4\pi^2 E t^2}{3(1-\nu^2)} \left(\frac{m^2}{a} + \frac{1}{b'^2} \right)^2 \\ &\quad - 16 \left\{ \frac{m^2}{a^2} (\sigma_{xav} + \sigma_{rex}) + \frac{1}{b'^2} (\sigma_{yav} + \sigma_{rey}) \right\} \\ c_4 &= -16 \left\{ \frac{m^2}{a^2} (\sigma_{xav} + \sigma_{rex}) \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{b'^2} (\sigma_{yav} + \sigma_{rey}) \right\} W_{omt} \\ c_5 &= \frac{c_3}{c_1} - \frac{c_2^2}{3c_1^2} \\ c_6 &= \frac{2c_2^2}{27c_1^3} - \frac{c_2 c_3}{3c_1^2} + \frac{c_4}{c_1} \end{aligned} \right\} \quad (34)$$

ここに、 $\sigma_{rex}, \sigma_{rey}$ は式(6)から計算される。また、上式で m は長辺方向の破損(座屈)モードの半波数であり、アスペクト比および内力比に依存し、次式を満足する最小整数として決まる。

$$\left. \begin{aligned} a/b' &\leq \frac{1}{2} \{ -P + (P^2 + 4Q)^{1/2} \}^{1/2} \\ P &= C \{ m^4 - (m+1)^4 \} / \{ 2(m-2mc-c) + 1 \} \\ Q &= m^2(m+1)^2(2m+1) / \{ 2(m-2mc-c) + 1 \} \\ C &= (\sigma_{xav} + \sigma_{rex}) / (\sigma_{yav} + \sigma_{rey}) \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

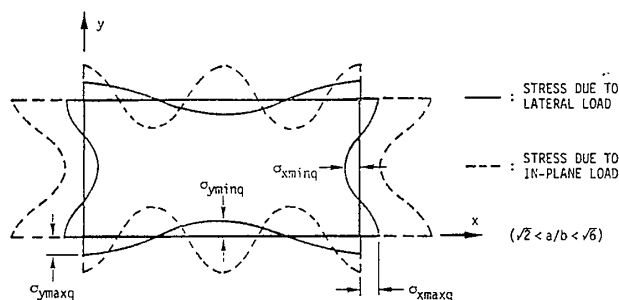


Fig. 11 In-plane stress distribution in rectangular plates subjected to in-plane and lateral loads

また、式 (30) および (31) の中の σ_{xmaxq} , σ_{ymaxq} , σ_{xminq} , σ_{yminq} は Fig. 11 に示すように横荷重, q による x および y 方向の面内の最大および最小応力項である。

本研究では前述したように面内荷重と横荷重が同時に作用する場合の全応力分布は横荷重による面内応力を初期応力と考え、面内荷重による応力と直接に加えて求めるが、長辺に沿う最小応力, σ_{yminq} (Fig. 11) についてはたわみの波形を検討し、横荷重によって生じる最小応力の発生場所と面内荷重によるものの場所とが一致する場合だけを考慮すると、応力の絶対値が大きくなり、有効幅が低下し、矩形板要素の面内剛性を低めに評価することになる。また、このようにすると塑性化を評価する時も安全側となる。

したがって、本研究では横荷重による面内初期応力は次のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xmaxq} &= \frac{E\pi^2}{8a^2} \cdot W_{1q}^2 \\ \sigma_{ymaxq} &= \frac{E\pi^2}{8b'^2} \cdot W_{1q}^2 \end{aligned} \right\} \quad (36)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xminq} &= -\sigma_{xmaxq} \\ \sigma_{yminq} &= -\sigma_{ymaxq} : m \text{ が奇数} \\ &= 0 : m \text{ が偶数} \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

ここに、 W_{1q} は横荷重による第1半波のたわみ成分であり、弾性大たわみ解析を行えば、次式のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} W_{1q} &= \left\{ -\frac{1}{2}l_2 + \frac{1}{2}\left(l_2^2 + \frac{4}{27}l_1^3\right)^{1/2} \right\}^{1/3} \\ &\quad + \left\{ -\frac{1}{2}l_2 - \frac{1}{2}\left(l_2^2 + \frac{4}{27}l_1^3\right)^{1/2} \right\}^{1/3} \\ l_1 &= \frac{4t^2}{3(1-\nu^2)} \cdot \frac{(1+b'^2/a^2)^2}{1+b'^4/a^4} \\ l_2 &= -\frac{256}{\pi^6} \cdot \frac{1}{1+b'^4/a^4} \cdot \frac{qb'^4}{Et} \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

q : 矩形板要素に作用する一様な横荷重の単位面積当りの大きさ。

(2) 矩形板要素の等価剪断剛性率 G_e

次に、矩形板に大たわみが生じた後の等価剪断剛性

率, G_e を評価する。これは、第1報で示したように板要素の各点の見掛けの剪断ひずみを求め、これを板全体に対して積分し、その平均値を γ_{xytm} とする。周辺の剪断応力はたわみが生じた後もそれほど変化せず、一定であると考えているので、式 (24) より G_e は次のように求めることができる。

$$G_e = \tau_{av} / \gamma_{xytm} \quad (39)$$

第1報では2軸力と剪断の下での正方形平板に対して G_e を求めたが、ここではこれをもとに他の因子、すなわち初期たわみ、溶接残留応力、アスペクト比、横荷重の影響を検討し、これらを考慮した等価剪断剛性率, G_e を評価する。

まず、Fig. 12 に種々の大きさの初期たわみに対する G_e の変化を増分 Galerkin 法¹⁰⁾で解析した結果を示す。また、溶接残留応力の影響は有効幅を評価する場合と同様に有効圧縮残留応力, σ_{rex} , σ_{rey} が矩形板に一樣に分布すると考え、外力にそれらを加算した値を用いて G_e を評価する。

次に、アスペクト比の影響を調べるために増分 Galerkin 法を用いて、 $a/b=1, 2$ および3の板について一連の弾性大たわみ解析を行った。解析は計算時間を節約するために Table 2 に示すようにやや少ないたわみ形の項

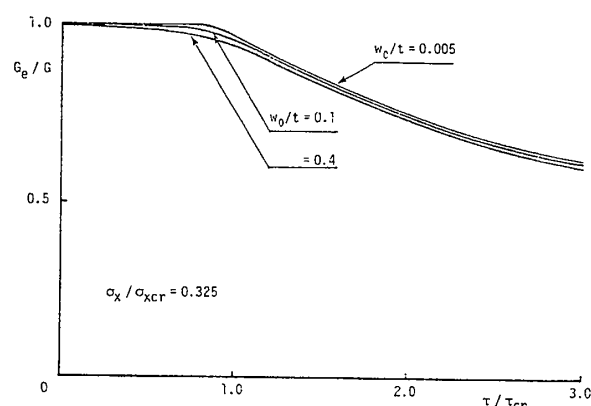


Fig. 12(a) Effect of initial deflection on effective shear modulus

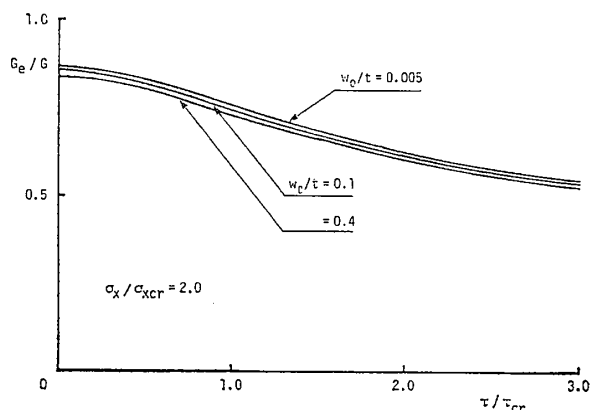


Fig. 12(b) Effect of initial deflection on effective shear modulus

Table 2 Terms adopted in the deflection series

a/b	m × n
0.5	3 × 7
1	3 × 3
2	7 × 3
3	11 × 3

$$w = \sum_m \sum_n w_{mn} \sin \frac{m\pi}{a} x \sin \frac{n\pi}{b} y$$

数を採用して行い、この結果からアスペクト比の影響を調べた後、第1報で示したより多くの項数を採用して計算した G_e にその影響を導入する。Fig. 13 にこれらの解析結果を示すが、 G_e はアスペクト比が増加すると正方形板に比べてかなり低下することがわかる。

最後に、本研究では等価剪断剛性率に対する横荷重の影響は3.2節で述べたように取り扱う。

以上のことから初期たわみおよび溶接残留応力を有し、2軸力、 σ_x 、 σ_y および剪断、 τ の面内荷重と横荷重、 q のもとでの矩形板の等価剪断剛性率、 G_e は次のように表わすことができる。すなわち、

$$G_e/G = \frac{1}{c_2} \left(c_1 \frac{\sigma_{xav} + \sigma_{rex}}{\sigma_{xcr}} + c_2 \right) \left(c_1 \frac{\sigma_{yav} + \sigma_{rey}}{\sigma_{ycr}} + c_2 \right) \quad (40)$$

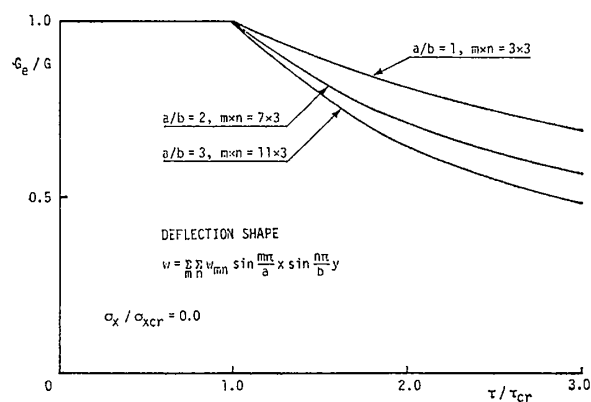


Fig. 13(a) Effect of aspect ratio on effective shear modulus

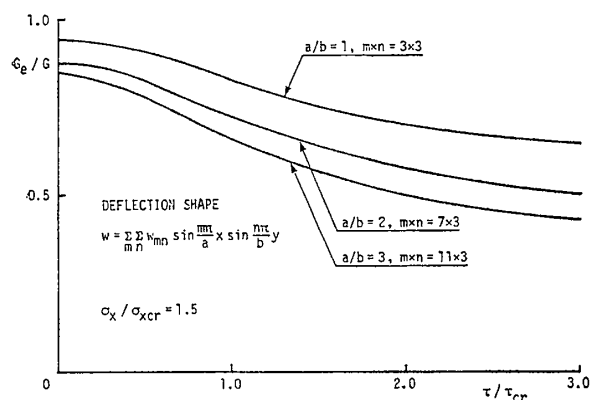


Fig. 13(b) Effect of aspect ratio on effective shear modulus

ここに、

$$\left. \begin{aligned} c_1 &= \frac{12.915}{v-15} - \frac{5.166}{v+5} + 1.648 \\ c_2 &= \frac{8.4}{v+5} - 0.4 - 0.1 \frac{W_{omt}}{t} - 0.06 \left(\frac{a}{b'} - 1 \right) \\ G &= E/2(1+\nu) \\ \nu &= |\tau_{av}|/\tau_{cr} \end{aligned} \right\} \quad (41)$$

上式の c_2 に等価剪断剛性率、 G_e に対する横荷重、初期たわみ、アスペクト比の影響が考慮されている。

したがって、式 (27) と (40) を式 (26) に代入すると初期不整を有し、面内荷重と横荷重を受ける理想化矩形板要素の増分形の応力-ひずみ関係の行列 $[D]$ が求められ、これを用いて式 (12) から弾性剛性行列、 $[K_D]^E$ を計算することができる。すなわち、

$$[K_D]^E = \int [B]^T [D] [B] d\text{vol} \quad (42)$$

ここに、 $[B]$ は式 (18c) の変位-ひずみ行列であり、

$\int d\text{vol}$ は板部の体積積分を表わす。

3.3.2 塑性条件と弾塑性剛性行列

本研究では板要素の材料的非線形性は塑性節点法を用いて取り扱う。この方法では、要素内は常に弾性であると仮定し、塑性変形は要素の節点に縮約して表わす。この方法は、理想化構造要素法の考え方に適している。

矩形板要素の塑性条件と弾塑性剛性行列の評価は参考文献 1) と 7) で具体的に記述しているのでここでは省略する。

4 理想化防撓板要素の開発

4.1 面内荷重のもとでの防撓板の非線形挙動の理想化

矩形板の場合と同様に、面内荷重を受ける防撓板の場合でもその破損形式は初期不整の有無によって本質的に異なる。すなわち、初期不整が存在しない場合は第1報で示したように板部と防撓材との剛性比とその限界値により破損形式が決まる。一方、初期たわみなどの初期不整が存在する場合は荷重の増加と共に要素の有効性は徐々に低下し、明確な座屈現象は見られず、板部あるいは防撓材の崩壊によって最終強度に達する。したがって、本研究では矩形板要素と同様、初期不整の有無によって次のように2種類に分けて面内荷重のもとでの防撓板の非線形挙動を理想化する。

4.1.1 初期不整が存在しない場合

この場合の剛性行列と破損条件は第1報で具体的に記述しているので、ここでは省略する。

4.1.2 初期不整が存在する場合

防撓材は真すぐで、防撓材間の板部は最初からたわみが生じていると考えているので、あたかも局部座屈が生

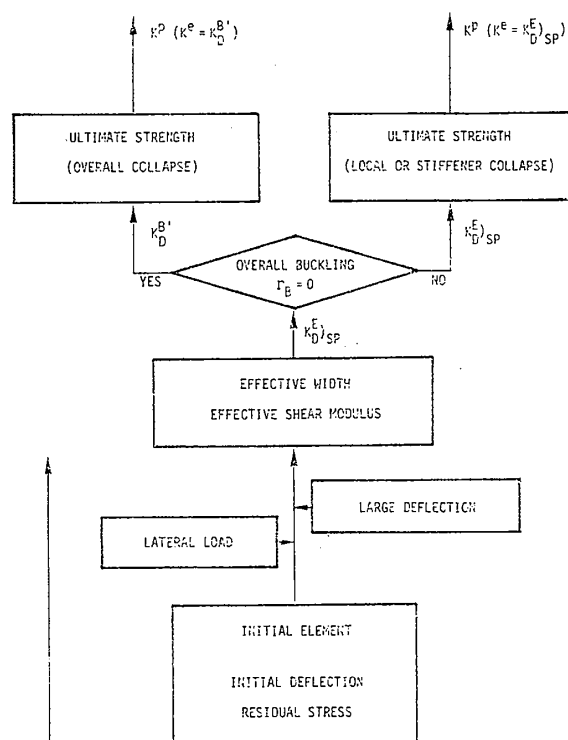


Fig. 14 Local behavior of idealized stiffened plate elements subjected to in-plane and lateral loads (with initial imperfections)

じたような状態になっている。この場合の防撓板が最終強度に至るまでの破損形式は Fig. 14 のようになる。

この状態での要素の弾性挙動はたわみの生じた防撓材間の板部と非破損の防撓材との集合体として取り扱うことができる。したがって、この場合の剛性方程式は次式となる。

$$\{\Delta R\} = [K_D]^B \{\Delta U\} \quad (43)$$

ここに、 $[K_D]^B$ は防撓材間の板部にのみたわみが生じた状態での要素の弾性剛性行列である。

ここで、防撓材の剛性が十分剛な場合はこの板部が塑性化するか、防撓材が崩壊するまで挙動する。一方、比較的弱い防撓材の場合は荷重を増加させると防撓板は防撓材と共に全体座屈する。この場合の全体座屈条件は次のようになる。

$$\Gamma_B = 0 \quad (44)$$

ここに、 Γ_B は防撓板の全体座屈関数である。

防撓板に全体座屈が生じた場合は要素を直交異方性板として取り扱う。したがって、この場合の弾性状態での剛性方程式は次式となる。

$$\{\Delta R\} = [K_D]^{B'} \{\Delta U\} \quad (45)$$

ここに、 $[K_D]^{B'}$ は全体座屈した後の弾性剛性行列である。

次に、要素の塑性化は矩形板要素と同様、要素内の塑性判定点 i において塑性条件より判定する。塑性判定点

i での応力ベクトル $\{\sigma_i\}$ を要素の節点力ベクトル $\{R\}$ を用いて表わすと、点 i での塑性条件は次式となる。

$$\Gamma_{Ui}(R) = 0 \quad (46)$$

また、この塑性条件を満足した場合には塑性節点を挿入して上式の塑性条件を塑性ポテンシャルと見なし、弾塑性剛性行列を塑性節点法を用いて計算する。したがって、要素の弾塑性剛性方程式は次式となる。

$$\{\Delta R\} = [K_D]^P \{\Delta U\} \quad (47)$$

ここに、 $[K_D]^P$ は弾塑性剛性行列である。

$[K_D]^P$ 中の要素の剛性行列、 $[K]^e$ (参考文献 1) 参照) は破損形式に応じて $[K_D]^B$, $[K_D]^{B'}$ となる。

この場合の各荷重段階における剛性行列と破損条件の具体的な評価は 4.3 節に示す。

4.2 面内荷重と横荷重のもとでの防撓板の非線形挙動の理想化

本研究では、3.2 節の矩形板の場合と同様に面内荷重の外に横荷重が作用する場合の防撓板の非線形挙動に対する横荷重の影響は単純化して取り扱う。

すなわち、防撓板に横荷重を作用させると、防撓材の剛性によって Fig. 15(a) または Fig. 15(b) に示すように防撓板はたわむことになるが、Fig. 15(b) に示すように横荷重による防撓材のたわみは板部に比べて比較的小さく、これが板部の有効性に及ぼす影響は小さいと考えられるので本研究では横荷重が作用する場合の防撓板は Fig. 15(a) のように防撓材間の板部だけがたわむと考える。そして、矩形板の場合と同様に横荷重によるたわみは防撓材間の板部が正方形板に近い場合は初期たわみとして、また長方形板の場合は座屈荷重に対する影響を参考文献 11) のように評価し、座屈した後の面内剛性は横荷重がない時の面内荷重だけを受けてたわみが生じている状態に置換して取り扱う。また、横荷重による面内応力は 3.2 節で示したように初期応力として考えて取り扱う。

このようにすると、面内荷重と横荷重のもとでの防撓板の非線形挙動は 4.1.1 または 4.1.2 節のように理想

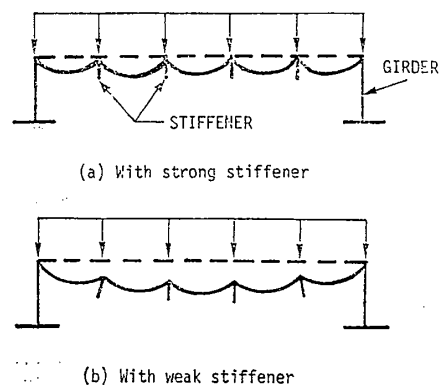


Fig. 15 Deflection shape of stiffened plates subjected to lateral load

化できる。

以下では、各荷重段階における破損条件と剛性行列を具体的に評価する。

4.3 初期不整を有する防撓板要素の定式化

4.3.1 弾性剛性行列

前述したように、要素の始めの状態または防撓材の剛性が十分剛な場合は防撓材間の板部だけがたわみを生じている。したがって、この状態での要素の弾性剛性行列、 $[K_D]^E$ はたわみの生じた防撓材間の板部の剛性行列、 $[K_D]^E$ と非破損の防撓材の剛性行列、 $[K_S]^E$ との和として求めることができる。すなわち、防撓材方向を x 軸にとった場合は、

$$\begin{aligned} [K_D]^E]_{sp} &= [K_D]^E + [K_S]^E \\ &= \int_{vp} [B]^T [D] [B] d\text{vol} \\ &\quad + \int_{vs} [B_1]^T E [B_1] d\text{vol} \end{aligned} \quad (48)$$

ここに、 $[B_1]$ は $[B]$ 、式 (18c) の第1行であり、

$\int_{vp} d\text{vol}$, $\int_{vs} d\text{vol}$ はそれぞれ板部および防撓材部の体積積分を表わす。

さらに、要素の平均応力-ひずみ関係の行列 $[D]$ は初期不整の影響を考慮した矩形板要素の式 (26) である。

また、防撓材方向を y 方向にとった場合も同様に評価できる。

4.3.2 要素の全体座屈条件と剛性行列

防撓材の剛性が比較的弱い場合は面内荷重の増加と共に全体座屈が生じるが、この座屈条件は防撓材間の板部の有効性を考慮して直交異方性板の座屈条件として求めることができる。

まず、直交異方性板としての座屈条件は第1報と同様に次式となる。すなわち、

$$\Gamma_B = 0 \quad (49)$$

上式の座屈条件の評価は初期たわみなどによる板部の有効性の低下を考慮して行う必要があり、通常、防撓材方向を x 軸にとった場合は下記の記号が用いられる。

$$\left. \begin{aligned} E_x &= E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right), \quad E_y = E \\ D_x &= D + \frac{nI}{b_e^*}, \quad D_y = D \\ 2D_{xy} &= \frac{G_e^*}{3} t^3 + \nu(D_x + D_y) \end{aligned} \right\} \quad (50)$$

ここに、 b_e^* , G_e^* は初期不整の影響を考慮した板部の防撓材方向の有効幅、等価剪断剛性率であり、初期不整がない時は $b_e^* = b$, $G_e^* = G$ である。

防撓材方向を y 軸によった場合も同様な記号が用いられている。

全体座屈した後の要素は直交異方性板として挙動すると考えているので要素の弾性剛性行列は前章の矩形板要

素と同様の考え方で導出できる。すなわち、たわみの生じている要素の面内剛性を評価し、これを等価剛性として持つ平板要素として取り扱う。そのために、この場合の防撓板要素の平均応力-ひずみ関係の行列 $[D_s]$ を求める。まず、全体座屈が生じた後の要素の面内変位は防撓材方向を x 軸にとった場合、次式のように求められる。

$$\left. \begin{aligned} \delta_x &= \int_0^a \varepsilon_x \Big|_{y=0} dx = \int_0^a \left(\frac{1}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \sigma_x \Big|_{y=0} - \frac{\nu}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \sigma_y \Big|_{y=0} \right) dx \\ \delta_y &= \int_0^b \varepsilon_y \Big|_{x=0} dy = \int_0^b \left(-\frac{\nu}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \sigma_x \Big|_{x=0} + \frac{1 + (1-\nu^2) \frac{nA_s}{b_e^* t}}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \sigma_y \Big|_{x=0} \right) dy \end{aligned} \right\} \quad (51)$$

式 (51) の応力を防撓板の有効幅、 b_e , a_e で表わすと次式となる。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} \delta_x &= \frac{a}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot \frac{b}{b_e} \cdot \sigma_{xav} - \frac{\nu \cdot a}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot \sigma_{yav} \\ \delta_y &= -\frac{\nu b}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot \sigma_{xav} \\ &\quad + \frac{1 + (1-\nu^2) \frac{nA_s}{b_e^* t}}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot b \cdot \frac{a}{a_e} \cdot \sigma_{yav} \end{aligned} \right\} \quad (52)$$

また、剪断に対しては等価剪断剛性率、 G_e を用いて表わす。すなわち、

$$\tau_{xym} = \tau_{av} / G_e \quad (53)$$

以上のようにして全体座屈が生じた後の防撓板要素の面内の有効な剛性が得られ、たわみが生じた防撓板要素を等価な平板要素で取り扱うことができる。この場合、等価な平板要素の平均応力-ひずみ関係は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xim} &= \frac{1}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot \frac{b}{b_e} \cdot \sigma_{xav} - \frac{\nu}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot \sigma_{yav} \\ \varepsilon_{yim} &= -\frac{\nu}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot \sigma_{xav} \\ &\quad + \frac{1 + (1-\nu^2) \frac{nA_s}{b_e^* t}}{E \left(1 + \frac{nA_s}{b_e^* t} \right)} \cdot \frac{a}{a_e} \cdot \sigma_{yav} \\ \tau_{xym} &= \tau_{av} / G_e \end{aligned} \right\} \quad (54)$$

式(54)より増分形の等価な平板要素の平均応力-ひずみ関係とその行列, $[D_s]$ を計算すると次のようになる。

$$\{\Delta\sigma\} = [D_s]\{\Delta\varepsilon\} \quad (55a)$$

ここに,

$$[D_s] = \begin{bmatrix} d_1 d_2 d_3 \\ d_4 d_5 d_6 \\ d_7 d_8 d_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} e_1 e_2 e_3 \\ e_4 e_5 e_6 \\ e_7 e_8 e_9 \end{bmatrix}^{-1} \quad (55b)$$

さらに,

$$\left. \begin{aligned} e_1 &= \frac{1}{E(1+\xi)} \left\{ \frac{b}{b_e} + \frac{\partial(b/b_e)}{\partial\sigma_{xav}} \cdot \sigma_{xav} \right\} \\ e_2 &= \frac{1}{E(1+\xi)} \left\{ \frac{\partial(b/b_e)}{\partial\sigma_{yav}} \cdot \sigma_{xav} - \nu \right\} \\ e_3 &= \frac{1}{E(1+\xi)} \frac{\partial(b/b_e)}{\partial\tau_{av}} \cdot \sigma_{xav} \\ e_4 &= \frac{1}{E(1+\xi)} \left\{ -\nu + (1-\nu^2)\xi \right\} \cdot \frac{\partial(a/a_e)}{\partial\sigma_{xav}} \cdot \sigma_{yav} \\ e_5 &= \frac{1+(1-\nu^2)\xi}{E(1+\xi)} \left\{ \frac{a}{a_e} + \frac{\partial(a/a_e)}{\partial\sigma_{yav}} \cdot \sigma_{yav} \right\} \\ e_6 &= \frac{1+(1-\nu^2)\xi}{E(1+\xi)} \cdot \frac{\partial(a/a_e)}{\partial\tau_{av}} \cdot \sigma_{yav} \\ e_7 &= \frac{\partial(1/G_e)}{\partial\sigma_{xav}} \cdot \tau_{av} \\ e_8 &= \frac{\partial(1/G_e)}{\partial\sigma_{yav}} \cdot \tau_{av} \\ e_9 &= \frac{1}{G_e} + \frac{\partial(1/G_e)}{\partial\tau_{av}} \cdot \tau_{av} \\ \xi &= \frac{nA_s}{b_e * t} \end{aligned} \right\} \quad (55c)$$

以上のように全体座屈が生じた防撓板要素の増分形の平均応力-ひずみ関係の行列 $[D_s]$ は計算することができるが、式(55)は有効幅, b_e , a_e と等価剪断剛性率, G_e の関数になっており、以下ではこれらを評価する。

全体破損(座屈)が生じた場合の防撓板は直交異方性板として取り扱うので、この場合の有効幅と等価剪断剛性率は矩形板の場合と同様に評価でき、それぞれ式(27)および(40)のように計算されるが、これらの式の中に含まれる b' は b に置換し、同式に含まれる座屈応力値, σ_{xcr} , σ_{ycr} , τ_{cr} は直交異方性板に対して横荷重の影響を考慮したもの(参考文献11))を用いる。

したがって、この場合の弾性剛性行列は次式となる。

$$[K_D]^{B'} = \int_{vp} [B]^T [D_s] [B] d\text{vol} \quad (56)$$

ここに, $[B]$ は式(18c)と同じであり, $\int_{vp} d\text{vol}$ は板部に対する体積積分である。

4.3.3 要素の塑性条件と弾塑性剛性行列

防撓板の塑性および崩壊条件は要素の破損形式によって異なるが、矩形板要素の場合と同様に適切な塑性条件を用いて塑性判定点において塑性化を評価する。面内荷重のもとでの防撓板の塑性条件は第1報で具体的に評価

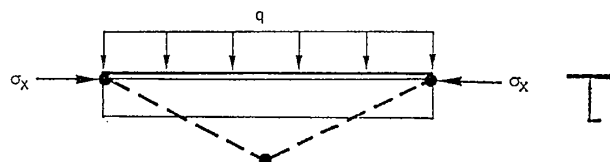


Fig. 16 Plastic mechanism of stiffeners subjected to compression and lateral load

している。

また、面内荷重の外に横荷重が作用する場合の塑性条件は参考文献11)で具体的に評価している。すなわち、横荷重による面内応力を初期応力として考え、外力による面内応力と初期不整による面内応力とに直接に加算した値を用いて塑性化を評価する。ここで、防撓板が全体的にたわむ場合は直交異方性板として考えているので矩形板の場合と同じように塑性化を評価する。一方、防撓材が十分剛な場合は面内荷重の増加と共に防撓材間の板部だけがたわんだままで板部の塑性化が防撓材の崩壊によって最終強度に達する。ここで、防撓材の崩壊に対しても横荷重の影響を考慮する必要があるが、本研究ではFig. 16に示すような塑性機構を考えて防撓材の崩壊条件を決める。

そして、塑性化が判定されると塑性節点法を適用して塑性節点を挿入して要素の弾塑性行列, $[K_D]^p$ を導出する。 $[K_D]^p$ 中の要素の剛性行列 $[K]^e$ は防撓材間の板部だけがたわんだ状態では $[K_D]^p)_{sp}$, また全体座屈が生じる場合には $[K_D]^{B'}$ となる。

5 要素の精度と適用例

本研究では、初期たわみと溶接残留応力の初期不整を有し、面内荷重と横荷重を受ける場合の理想化矩形板要素と理想化防撓板要素を開発したが、ここでは開発された要素を用いた解析結果を他の解析法による計算結果または実験結果と比較し、十分な精度の理想化が行われているかを確認する。また、これらの要素を用いて比較的大きな防撓板構造の非線形解析を行い、本解析法の有用性を示す。

5.1 要素の精度

(1) 解析例1

種々の初期たわみを有する正方形板に1軸圧縮を与えた場合の最終強度に至るまでの荷重-変位関係をFig. 17に示す。図中、実線は1つの理想化矩形板要素を用いた場合の結果で、点線は参考文献12)のHardingらによる有限要素法の結果である。両者はよい対応を示しており、本解析は十分な精度であることが確認できる。

(2) 解析例2

Fig. 18に、純剪断を受ける正方形板が種々の初期たわみを有する場合の解析結果を示す。同様に実線は1つ

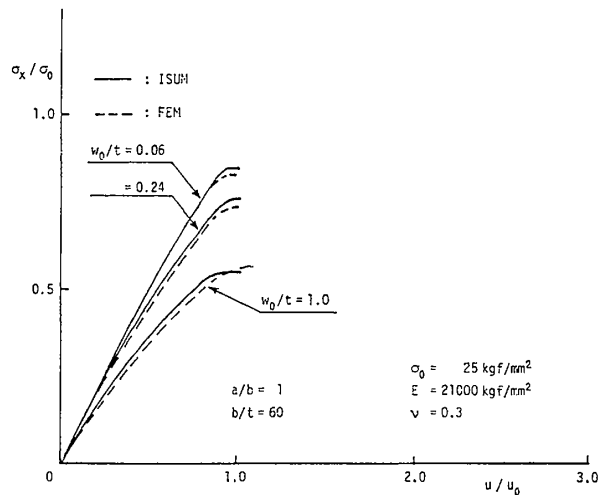


Fig. 17 Load-shortening curves of a plate subjected to uniaxial compression

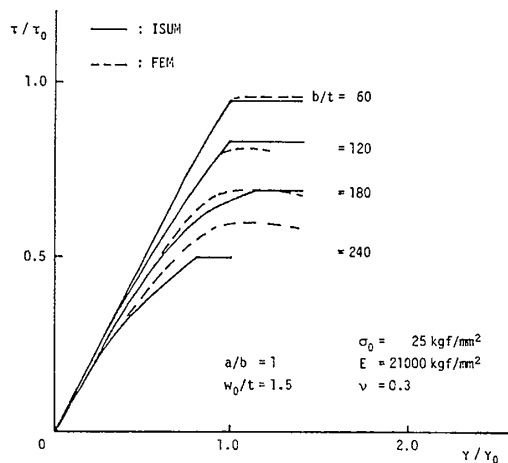


Fig. 18 Load-displacement relation of a square plate subjected to pure shear

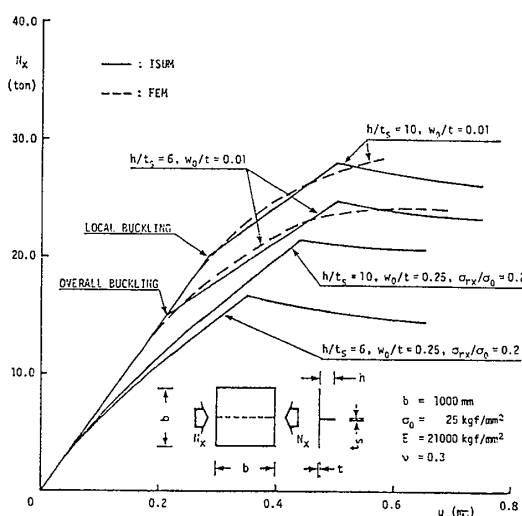


Fig. 19 Load-shortening curves of a stiffened plate subjected to uniaxial compression

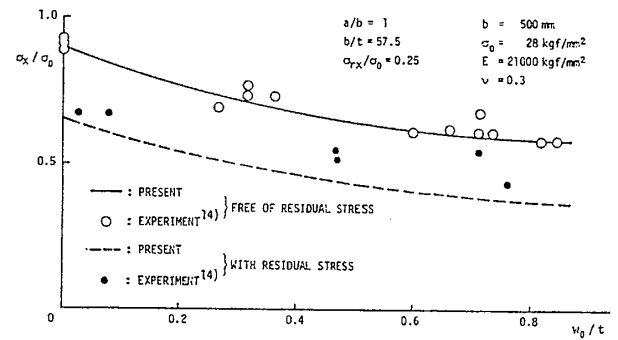


Fig. 20 Ultimate strength of welded square plates subjected to uniaxial compression

の1点斜線で示す。これから、比較的大きな初期不整が存在する場合は荷重の増加と共にその面内剛性は徐々に低下し、最終強度に達することがわかる。

(3) 解析例3

Fig. 19 では1本の片側防撓材を有する防撓板が1軸圧縮を受ける場合の解析結果を示す。解析は局部座屈と全体座屈が生じるような2種類の防撓板について行った。実線は小さな初期たわみ (\$W_0/t=0.01\$) を有する1つの理想化防撓板要素を用いた解析結果であり、点線は同じ初期たわみが存在する場合の有限要素法による弾塑性大たわみ解析結果である。有限要素法の解析では、板部は \$10 \times 8\$ の矩形要素を、防撓材は10の梁要素で構成

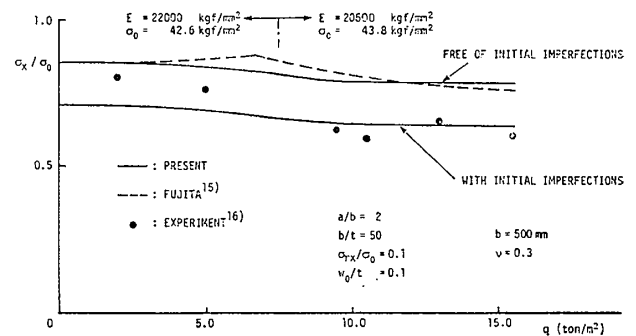


Fig. 21(a) Ultimate strength of rectangular plates subjected to compression and lateral load

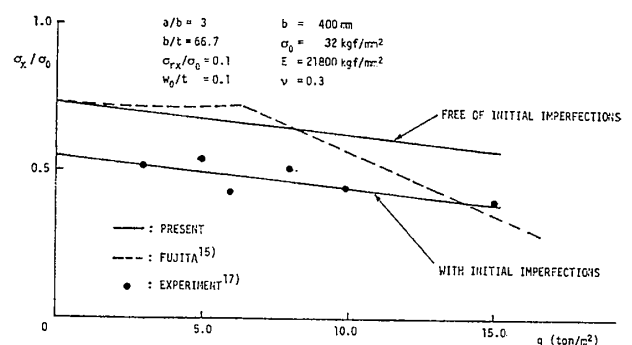


Fig. 21(b) Ultimate strength of rectangular plates subjected to compression and lateral load

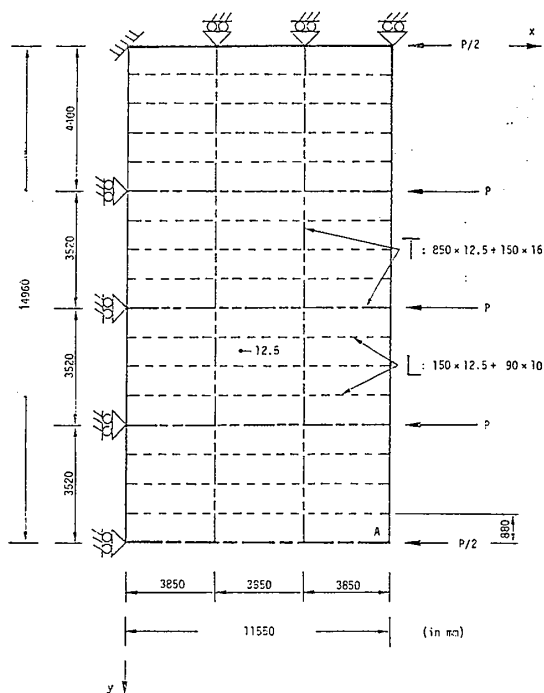


Fig. 22(a) Example structure, boundary condition and applied load

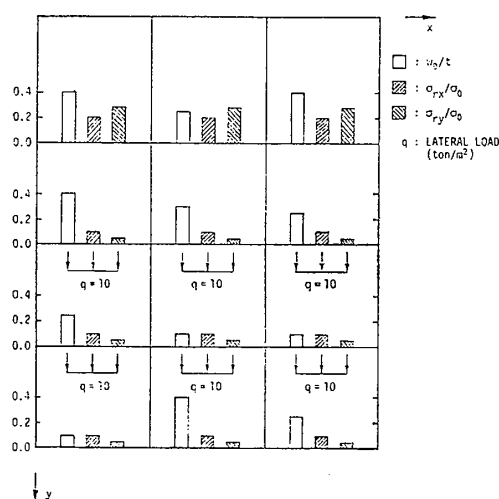


Fig. 22(b) Level of initial imperfections and lateral load in each element

し、各要素を 20 層に分割した。

また、初期たわみと溶接残留応力の影響を検討するために $W_0/t=0.25$, $\sigma_r/\sigma_0=0.2$ を有する場合について 1 つの理想化防撓板要素を用いて同様な解析を行い、図中の理想化矩形板要素を用いた場合の結果で、点線は Harding ら¹³⁾による有限要素法の結果である。この場合も両者はよく対応している。なお、 $b/t=240$ の場合は本研究による最終強度が有限要素法による値よりやや低いが、一般に十分な精度であると考えられる。

(4) 解析例 4

次に、初期たわみと溶接残留応力を有する理想化矩形板要素の精度を検討するために種々の大きさの初期たわ

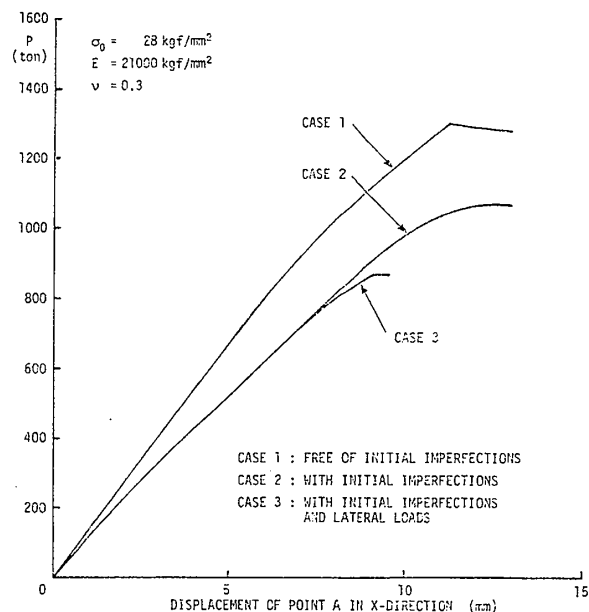
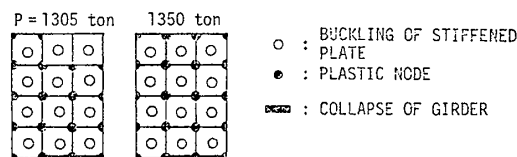
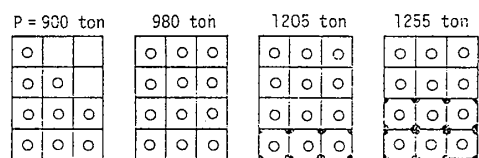
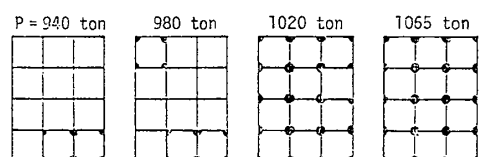


Fig. 22(c) Load-displacement relationship

CASE 1 : FREE OF INITIAL IMPERFECTIONS



CASE 2 : WITH INITIAL IMPERFECTIONS



CASE 3 : WITH INITIAL IMPERFECTIONS AND LATERAL LOADS

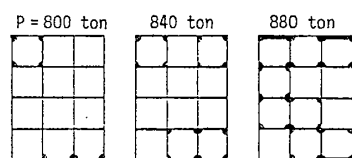


Fig. 22(d) Hierarchy of failures

みと溶接残留応力を有する正方形板が 1 軸圧縮を受ける場合について、1 つの要素を用いて解析した最終強度の結果と実験結果とを Fig. 20 で比較しているが、両者はよく対応している。

(5) 解析例 5

Fig. 21 では横荷重の影響を考慮した理想化矩形板要素の精度を検討するために種々の横荷重が作用する矩形

板 ($a/b=2$ および 3) に1軸圧縮を増加させた場合について、1つの理想化矩形板要素を用いて最終強度を解析した結果を示す。また、同図で、藤田ら¹⁵⁾による弾性大たわみ解析と塑性解析の組み合わせによる解析 (Elastic/Rigid Plastic Method) 結果および吉識ら¹⁶⁾ と山本ら¹⁷⁾による実験結果を比較している。本解析では、初期不整が存在しない場合と初期たわみ、 $W_0/t=0.1$ および圧縮溶接残留応力、 $\sigma_{rx}/\sigma_0=0.1$ が存在する場合の2ケースについて最終強度を求めた。初期不整が存在しない場合は藤田らによる解析結果とよく対応しており、初期不整が存在する場合は吉識らまたは山本らによる実験結果とよく対応している。これから理想化矩形板要素は十分な精度を有していることが確認できる。なお、実験における非載荷辺は面内方向に自由である。

5.2 防撓板構造の最終強度解析

ここでは、本解析法の適用例として Fig. 22(a) に示す周辺条件と荷重条件を持つ防撓板構造の非線形挙動を解析する。解析は(1)初期不整が存在しない場合、(2)初期不整の影響を調べるために任意の初期不整が存在する場合、(3)初期不整を有し、任意の分布横荷重が部分的に作用している場合の3ケースについて行った。

本解析では、剛性の高い縦および横方向のガーダに囲まれた防撓板には理想化防撓板要素を用い、またガーダは梁要素を用いてモデル化した。

Fig. 22(b) に各要素の初期不整と横荷重の状態を示す。また、Fig. 22(c) に3ケースに対する荷重係数 P と点Aでの x 方向の変位との関係を示す。さらに、Fig. 22(d) には破損の履歴を示している。この解析の計算時間は各ケースに対して 30 荷重増分を与えて、SX-1 でそれぞれ約5秒であった。

6 結 言

第1報では大型構造物の非線形挙動を合理的に解析できる理想化構造要素法に基づいて船舶などの大型板構造物の最終強度を解析するために、面内荷重のもとで初期不整が存在しない場合の理想化矩形板要素と理想化防撓板要素を開発したが、本論文では初期たわみと溶接残留応力の初期不整が存在し、面内荷重の他に横荷重をも受ける場合の板要素の非線形挙動を理想化し、理想化矩形板要素と理想化防撓板要素の適用範囲を拡張した。また、これらの要素を用いた解析例を示し、有限要素法による計算結果および実験結果と比較し、開発した要素が十分な精度の理想化が行われていることを確認した。最後に比較的大きな防撓板構造の最終強度を極めて短い計算時間で解析し、本解析法の有用性を示した。

参 考 文 献

1) 上田, S. M. H. Rashed, 白: 矩形板および防撓

板の理想化構造要素の開発 (第1報) 一面内荷重を受ける場合一, 日本造船学会論文集, 第156号 1984.

- 2) D. Faulkner, J. C. Adamchak, G. J. Snyder and M. F. Vetter: Synthesis of Welded Gril-lages to Withstand Compression and Normal Loads, Computers & Structures, Vol. 3, 1973.
- 3) 上田, 中長, 森山: 溶接初期不整を有する矩形板の圧壊強度に関する研究 (第4報) 一溶接初期不整, 有効初期たわみ係数および圧壊強度の推定法一, 日本造船学会論文集, 第159号, 1986.
- 4) Y. Ueda and T. Yao: The Influence of Complex, Initial Deflection Modes on the Behaviour and Ultimate Strength of Rectangular Plates in Compression, J. Construct. Steel Research, Vol. 19, No. 1, 1975.
- 5) D. Faulkner: A Review of Effective Plating for Use in the Analysis of Stiffened Plating in Bending and Compression, J. Ship Research, Vol. 19, No. 1, 1975.
- 6) 明石, 夏目: 軟鋼および各種高張力鋼のすみ肉溶接による角変形とその矯正について, 日本造船学会溶接研究委員会, 第2分科会資料, W 2-15-75, 1975.
- 7) 上田, S. M. H. Rashed, 白: 組合せ荷重を受ける矩形板および防撓板の座屈および最終強度の相関関係 (第1報) 一2軸力と剪断を受ける場合一, 日本造船学会論文集, 第156号, 1984.
- 8) 上田, S. M. H. Rashed, 白: 大たわみを伴う矩形板の組合せ荷重に対する有効幅, 日本造船学会論文集, 第159号, 1985.
- 9) Y. Ueda and T. Yao: The Plastic Node Method: A New Method of Plastic Analysis, J. of Computer Methods in Applied Mechanics and Engineers, Vol. 34, No. 1-3, 1982.
- 10) Y. Ueda, S. M. H. Rashed and J. K. Paik: An Incremental Galerkin Method for plates and Stiffened plates, First World Congress on Computational Mechanics, Austin, Texas, U. S. A, 1986.
- 11) 上田, S. M. H. Rashed, 白: 組合せ荷重を受ける矩形板および防撓板の座屈および最終強度の相関関係 (第2報) 一初期たわみと溶接残留応力を有し, 面内荷重と横荷重を受ける場合一, 日本造船学会論文集へ発表予定
- 12) I. E. Harding, R. E. Hobbs and B. G. Neal: The Elasto-Plastic Analysis of Imperfect Square Plates Under In-plane Loading, Proc. Inst. Civ. Engrs, Part 2, Vol. 63, 1977.
- 13) I. E. Harding, R. E. Hobbs and B. G. Neal: Ultimate Load Behaviour of Plates Under In-Plane Loading, in Steel Plated Structures, Crosby Lockwood Staples, London, 1977.
- 14) 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）—初期たわ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.
- 15) 藤田, 野本, 仁保, 吉江: 組合せ荷重を受ける平板の最終強度（第 2 報）—圧縮と水圧を受ける矩形板—, 日本造船学会論文集, 第 146 号, 1979.
- 16) 吉識, 山本, 近藤: 横圧力と同時に縁圧縮力を受ける矩形板の座屈, 日本造船学会論文集, 第 118 号, 1965.
- 17) 山本, 松原, 村上: 横圧力と同時に縁圧縮力を受ける長方形板の座屈強度, 日本造船学会論文集, 第 127 号, 1970.
-