

# 面内圧縮荷重と横圧を受ける連続防撓パネルの崩壊挙動および実用的最終強度推定法に関する研究について

原田 実\*、石橋公也\*\*

## 1. はじめに

二重底や二重船側構造の一部を構成する防撓パネルには、Fig. 1に示すように、ハルガーダの縦曲げや水平曲げによって防撓材方向の圧縮と同時に外水圧や貨物荷重などの横圧が加わる。このような防撓パネルに座屈・塑性崩壊が生じると、船体の全体崩壊を招く可能性があるため、防撓パネルの最終強度を精度良く推定することは船舶の構造安全性の観点から重要である。

このような背景から、ここ数年間、広島大学と弊会が共同で、防撓材方向の圧縮およびこれと同時に横圧を受ける連続防撓パネルの崩壊挙動およびその最終強度推定法に関する研究 [1-5] を行ってきた。ここでは、その研究成果の一部を紹介する。

まず、防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルに対して、FEMによる弾塑性大たわみ解析を系統的に実施する。この結果から、防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの崩壊挙動を明らかにする。

次に、FEM弾塑性大たわみ解析より求まる連続防撓パネルの最終強度に基づき、実用的な最終強度推定法を開発する。連続防撓パネルの最終強度推定法として、藤久保、柳原ら [1-4] は、連続防撓パネルをダブルスパンの梁・柱モデルに置き換え、Perry-Robertson式を適用し、圧縮荷重を増分させ、あらかじめ決められた評価点が降伏強度に達したときの連続防撓パネルに加わる平均圧縮荷重をもって最終強度と推定する手法を提案している。ここでは、最終強度評価の設計への実用化を考えて、この手法を簡易化し簡

便に最終強度が求まる実用的な簡易算式を開発 [5] する。

この簡易算式による最終強度推定値とFEM結果の比較から、提案簡易算式の有効性を示す。

さらに、提案の最終強度推定法を実船の防撓パネルに適用して最終強度を求め、規則算式により設計された防撓パネルが最終強度に対して、どの程度の強度的余裕を有しているのかを調査する。

## 2. FEM解析対象および解析条件

Fig. 2に斜線で示す範囲の連続防撓パネル構造をシェル要素にモデル化し、FEMによる弾塑性大たわみ解析を行った。解析コードには、MSC/Marcを用いた。解析に用いた要素は4節点の薄肉シェル要素（要素番号4）である。解析対象範囲は、Tee-bar 付きおよびFlat-bar付き連続防撓パネルに対しては、Fig. 2のABDCで囲まれたトリプルスパン・ダブルベイの範囲とした。Angle-bar付き連続防撓パネルに対しては、Fig. 2のABFEで囲まれたトリプルスパン・トリプルベイの範囲とした。Angle-bar付き連続防撓パネルでトリプルベイまでモデル化するのは、ダブルベイモデルでは横圧下でFig. 2のy方向の対称性が失われるため [6] である。また、x方向にトリプルスパンまでモデル化するのは、この方向の偶数波、すなわちスパン中央について非対称な崩壊モードに対応させるため [6] である。

パネルの寸法は、短辺の長さbを一定に800mmとし、長辺の長さaを2400mm（アスペクト比3に相当）および4000mm（アスペクト比5に相当）の2種類の寸法を考慮した。パネルの板厚tは、10、13、15、20、25mmの5通りに変化させた。

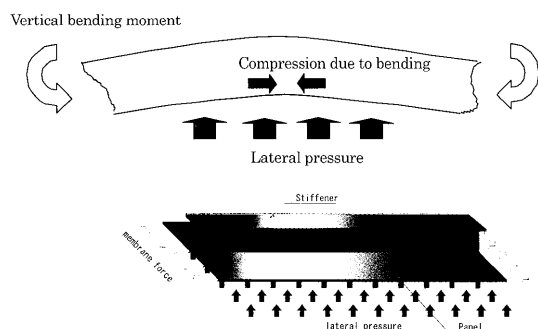


Fig. 1 Illustration of ship hull under combined thrust load in lengthwise direction and lateral pressure

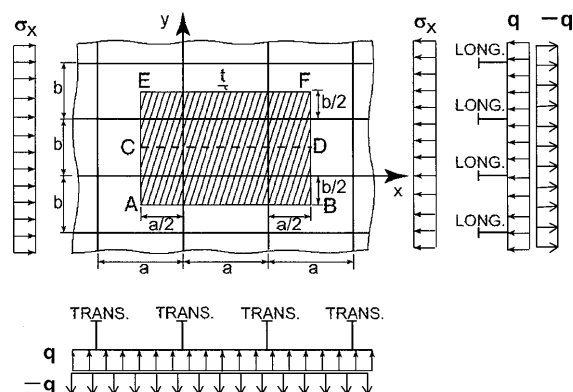


Fig. 2 Analysis model

\* 技術研究所

\*\* 開発部

防撓材はTable 1に示すTee-bar、Angle-bar、Flat-barの3種類の防撓材について、それぞれ大きさが異なる寸法のもの（寸法の小さいものから順にタイプ1、2、3と呼ぶ。）を考慮した。ここで、同じタイプの防撓材はそれぞれ等しい断面2次モーメントを有する。また、Tee-bar防撓材については、さらに寸法の大きい防撓材（タイプ4、5）を考慮した。

境界条件は、Fig. 2に示すモデルの周辺に下記の境界条件を与えた。

・トリプルスパン - ダブルベイモデル

辺BD、AC：周期対称条件

$$u_{at BD} = u_{at AC} = \text{Const.}, v_{at BD} = v_{at AC},$$

$$w_{at BD} = w_{at AC}, \theta x_{at BD} = \theta x_{at AC}, \theta y=0, \theta z=0$$

辺AB、CD：対称条件

$$v_{at AB} = v_{at CD} = \text{Const.}, \theta x=0, \theta z=0$$

・トリプルスパン - トリプルベイモデル

辺BF、AE：周期対称条件

$$u_{at BF} = u_{at AE} = \text{Const.}, v_{at BF} = v_{at AE},$$

$$w_{at BF} = w_{at AE}, \theta x_{at BF} = \theta x_{at AE}, \theta y=0, \theta z=0$$

辺AB、EF：周期対称条件

$$u_{at AB} = u_{at EF}, v_{at AB} = v_{at EF} = \text{Const.},$$

$$w_{at AB} = w_{at EF}, \theta x=0, \theta y_{at AB} = \theta y_{at EF}, \theta z=0$$

ここで、 $u, v, w$  :  $x$  軸、 $y$  軸、 $z$  軸方向の変位

$\theta x, \theta y, \theta z$  :  $x$  軸、 $y$  軸、 $z$  軸回りの回転角

トランス材はモデル化していないが、当該部の面外変位を拘束した。また、連続性を考慮してモデル周辺における面内変位は直線を保持しながら変位するという条件を課した。

解析モデルの材料特性は下記の通りである。

Yield Stress:  $\sigma_Y = 313.6 \text{ MPa}$

Young's Modulus:  $E = 205.8 \text{ GPa}$

Poisson's Ratio:  $\nu = 0.3$

Strain Hardening Rate:  $H = E/65$

初期撓みは下記に示す3種類のオイラー座屈モードの初期撓みを考慮した。

(1) 防撓材間のパネルの初期撓み $w_{p0}$ を、複数の初期撓み成分を足し合わせた下式で与える。(Fig. 3 (a)を参照。)

$$w_{p0} = \frac{t}{100} \sum A_{0m} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (1)$$

ここで、係数 $A_{0m}$ は、矢尾らが行った実船での初期たわみ計測結果[7-8]を参考に、 $A_{01}=1.0$ 、 $A_{03}=0.3$ 、 $A_{05}=0.2$ とした。

(2) 防撓材の初期撓み $w_{s0}$ は、オイラー座屈モードの初期撓みを考慮した。最大値は工作法精度標準を参考にスパン $a$ の1/1000とした。(Fig. 3 (b)を参照。)

$$w_{s0} = \frac{a}{1000} \sin \frac{\pi x}{a} \quad (2)$$

(3) 防撓材の初期撓れ量 $\Phi_0$ は、防撓材頂部の水平変位がスパン $a$ の1/1000となるような下式で与えた。(Fig. 3 (c)を参照。)

$$\Phi_0 = \frac{a}{1000h_w} \sin \frac{\pi x}{a} \quad (3)$$

荷重はパネル側および防撓材側からの横圧 $q$ を $q = \pm 0, \pm 10, \pm 20, \pm 30, \pm 40 \text{ m}$ （水頭換算値、マイナスが防撓材側、プラスがパネル側からの横圧を表す。）と変化させ、最初に固定値としてモデルの要素に面圧として与え、次に防撓材方向の面内圧縮荷重 $\sigma_x$ を一樣な荷重としてモデルの端部に与えた。ここで、横圧の範囲については、実船で想定される横圧の最大値（静圧＋変動圧）は、ほぼ30m～40m水頭程度であることを考えて、 $q = \pm 40 \text{ m}$ まで考慮することとした。なお、溶接残留応力の影響は考慮していない。

Table 1 Cross-sectional geometries of stiffeners

| Type | Model | Shape     | $h_w$ | $t_w$ | $b_f$ | $t_f$ | $h_w/t_w$ |
|------|-------|-----------|-------|-------|-------|-------|-----------|
| 1    | T1    | Tee-bar   | 150   | 9     | 90    | 12    | 16.67     |
|      | A1    | Angle-bar | 150   | 9     | 90    | 12    | 16.67     |
|      | F1    | Flat-bar  | 150   | 17    | -     | -     | 8.82      |
| 2    | T2    | Tee-bar   | 250   | 10    | 100   | 15    | 25.00     |
|      | A2    | Angle-bar | 250   | 10    | 100   | 15    | 25.00     |
|      | F2    | Flat-bar  | 250   | 19    | -     | -     | 13.16     |
| 3    | T3    | Tee-bar   | 400   | 12    | 100   | 17    | 33.33     |
|      | A3    | Angle-bar | 400   | 12    | 100   | 17    | 33.33     |
|      | F3    | Flat-bar  | 350   | 35    | -     | -     | 10.00     |
| 4    | T4    | Tee-bar   | 550   | 12    | 150   | 25    | 45.83     |
| 5    | T5    | Tee-bar   | 650   | 13.5  | 150   | 25    | 48.15     |

$h_w$  : Height of stiffener web(mm)

$t_w$  : Thickness of stiffener web (mm)

$b_f$  : Breadth of stiffener flange (mm)

$t_f$  : Thickness of stiffener flange (mm)

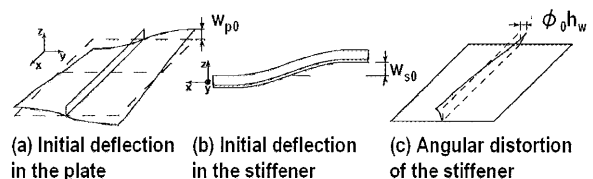


Fig. 3 Initial imperfections in the stiffened plate

### 3. 連続防撓パネルの崩壊挙動

#### 3.1 防撓材方向の圧縮を受ける場合

代表的な解析結果として、アスペクト比 $a/b=5$ で板厚 $t=20 \text{ mm}$ のタイプ2のTee-bar付き連続防撓パネルの平均圧縮応力ー平均歪関係をFig. 4に示す。

初期降伏は防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材フランジに生じる。この初期降伏の後、当該断面の防撓材フランジおよびウェブにさらに降伏域が広がって最終強度に至る。Fig. 4より、防撓材フランジの初期降伏から最終強度までの荷重増分はわずかであることから、防撓材フランジ上面の降伏をもって最終強度と推定できる。

Fig. 5に最終強度時の崩壊モードを示すが、防撓材が曲げの圧縮側となるスパン（Fig. 5に矢印（ $\leftrightarrow$ ）で示した部分）中央の防撓材フランジに降伏が集中している。このように、防撓材の降伏が最終強度に至る決定的な要因となる場合の崩壊をSI崩壊（Stiffener-induced failure）と呼んでいる。Fig. 5はその代表的な例である。

ところで、Fig. 4を見ると、最終強度に達した後に、連続防撓パネルの耐荷能力は急激に低下している。このときの崩壊モードをFig. 6に示す。Fig. 6より、防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央で、防撓材が大きく横倒れを起こしており、このため圧縮に対する防撓パネルの耐荷能力が大幅に低下したものと考ええる。

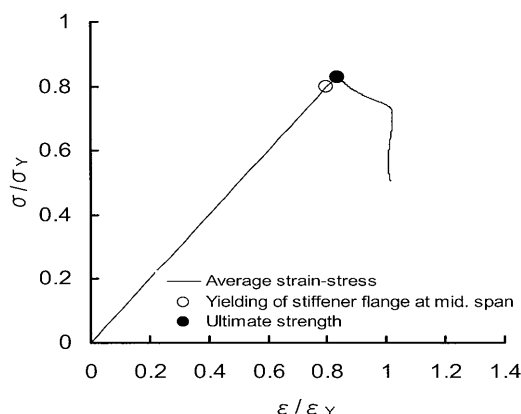


Fig. 4 Average strain-stress relationship of tee-bar type 2 stiffened plate under thrust

### 3.2 防撓材方向の圧縮とパネル側から横圧を受ける場合

横圧がパネル側から加わる場合の連続防撓パネルの崩壊挙動を調べる。代表的な解析結果として、アスペクト比  $a/b=3$  で板厚  $t=20\text{mm}$  のタイプ2のTee-bar付き連続防撓パネルにパネル側から  $q=20\text{m}$  の横圧が加わる場合の平均圧縮応力—平均歪関係をFig. 7に示す。

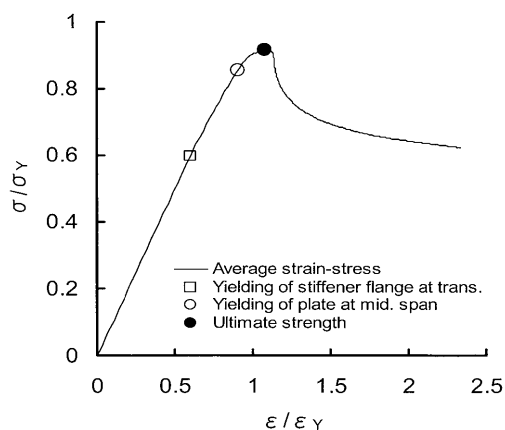


Fig. 7 Average strain-stress relationship of tee-bar type 2 stiffened plate under combined thrust and lateral pressure on plate side

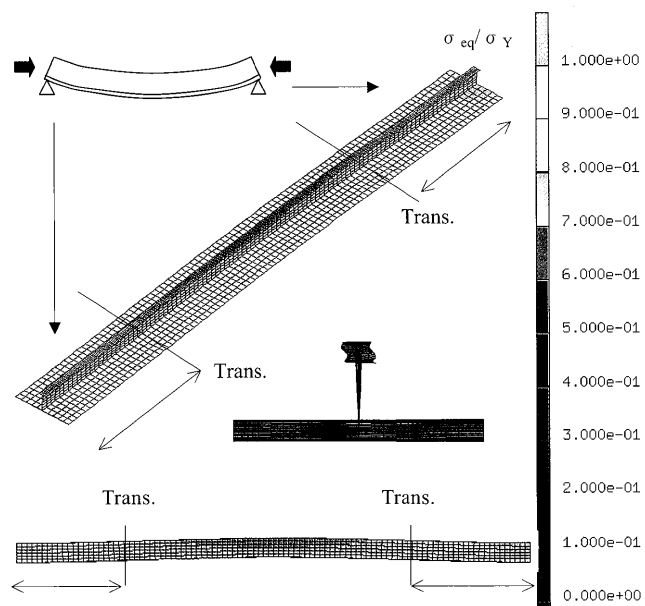


Fig. 5 Dominant failure mode of tee-bar type 2 stiffened plate at ultimate strength under thrust

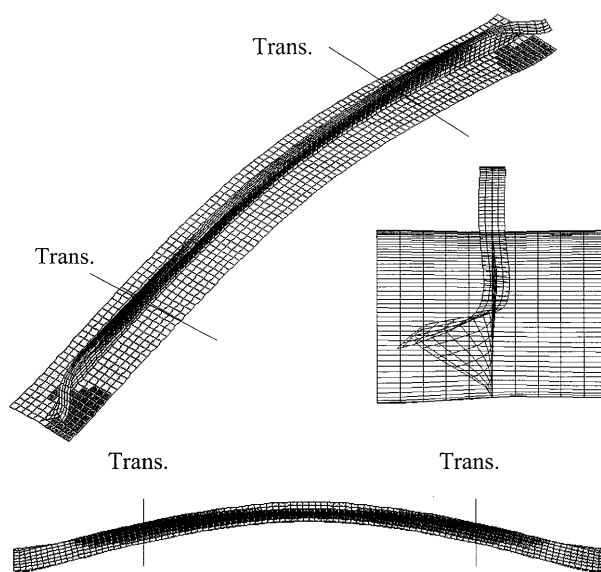


Fig. 6 Dominant failure mode of tee-bar type 2 stiffened plate at post ultimate strength stage under thrust

初期降伏はトランス材位置の防撓材フランジに生じる。その後、パネルが曲げの圧縮側となるスパン中央のパネルに降伏域が広がった時点で最終強度に至る。Fig. 7より、トランス材位置の防撓材フランジの初期降伏から、パネルが降伏するまである程度の荷重が受け持たれ、パネルが降伏した後は最終強度までの荷重増分はわずかである。このことから、パネルが曲げの圧縮側となるスパン中央のパネルの降伏をもって最終強度と推定できる。

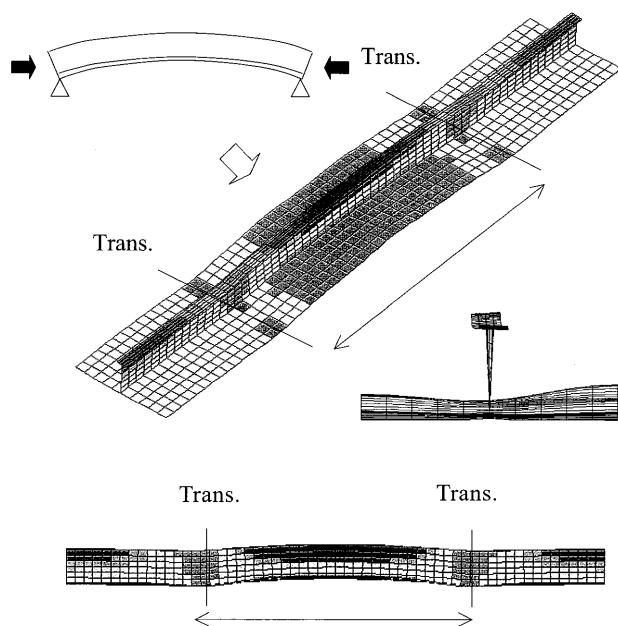


Fig. 8 Dominant failure mode of tee-bar type 2 stiffened plate at ultimate strength under combined thrust and lateral pressure on plate side

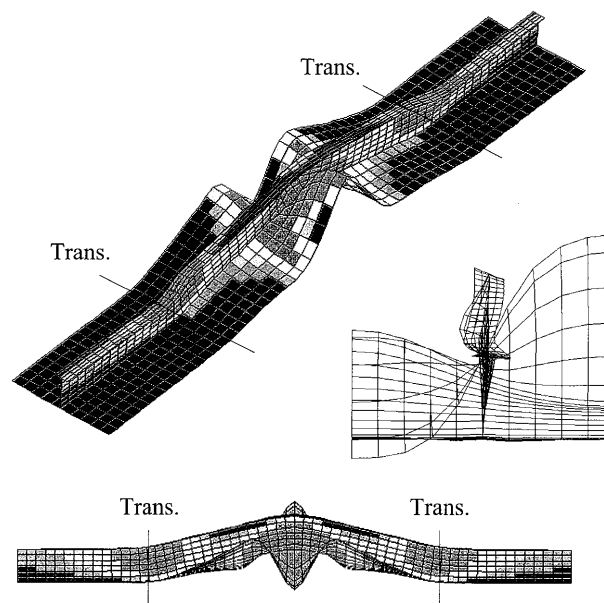


Fig. 9 Dominant failure mode of tee-bar type 2 stiffened plate at post ultimate strength stage under combined thrust and lateral pressure on plate side

Fig. 8に最終強度時の崩壊モードを示すが、パネルが曲げの圧縮側となるスパン (Fig. 8に矢印 (↔) で示した部分) 中央のパネルに広範囲に降伏が広がっている。このように、パネルの降伏が最終強度に至る決定的な要因となる場合の崩壊をPI崩壊 (Plate-induced failure) と呼んでいる。Fig. 8はその代表的な例である。

最終強度後の連続防撓パネルの耐荷能力は、Fig. 7から最終強度に達した直後に急激に低下するが、その後は比較的緩やかである。最終強度後の代表的な崩壊モードを Fig. 9に示す。Fig. 9から、パネルが曲げの圧縮側となるスパン中央のパネルに局所的な崩壊が生じている。このように、崩壊が局所化することにより、その他の箇所では荷重が除荷され、結果として応力値は最終強度時よりむしろ低下している。

### 3.3 防撓材方向の圧縮と防撓材側から横圧を受ける場合

横圧が防撓材側から加わる場合の連続防撓パネルの崩壊挙動を調べる。代表的な解析結果として、アスペクト比  $a/b=3$  で板厚  $t=20\text{mm}$  のタイプ2のTee-bar付き連続防撓パネルに防撓材側から  $q=-10\text{m}$  の横圧が加わる場合の平均圧縮応力-平均歪関係を Fig. 10に示す。

初期降伏は防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央部の防撓材フランジに生じ、その後、さらなる荷重が受け持たれ、降伏域が当該断面の防撓材ウェブのほぼ全域と隣接スパンのパネルにまで及んだ時点で最終強度に至る。このことから、前3.1で述べた圧縮のみが加わる場合と同様に防撓材フランジ上面の降伏をもって最終強度と推定すると過度

に安全側の推定結果を与えることが予想される。

Fig. 11に最終強度時の崩壊モードを示すが、防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材フランジおよびウェブに降伏が集中している。この場合、前3.1で述べた圧縮のみが加わる場合と同様、防撓材の降伏が最終強度に至る決定的な要因となるので、SI崩壊が生じる。

次に、横圧が非常に大きい場合の解析例として、アスペクト比  $a/b=5$  で板厚  $t=20\text{mm}$  のタイプ2のTee-bar付き連続防撓パネルに防撓材側から  $q=-25\text{m}$  の横圧が加わる場合の最終強度時の崩壊モードを Fig. 12に示す。

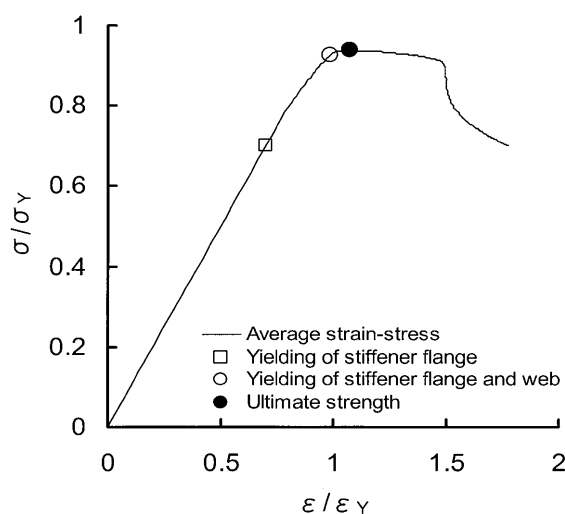


Fig. 10 Average strain-stress relationship of tee-bar type 2 stiffened plate under combined thrust and lateral pressure on stiffener side

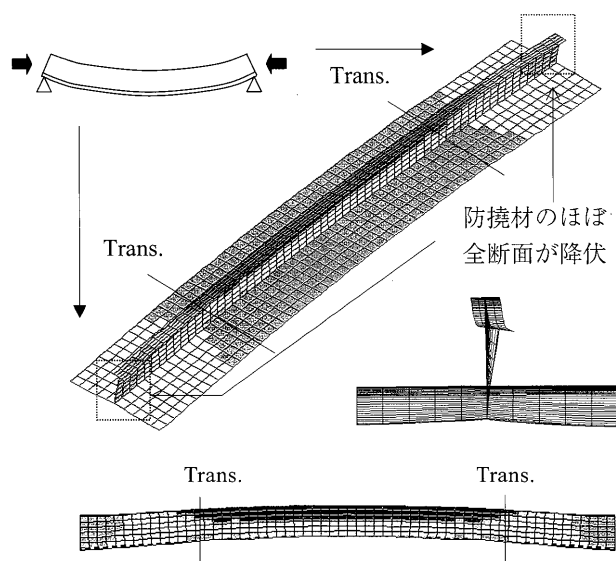


Fig. 11 Dominant failure mode of tee-bar type 2 stiffened plate at ultimate strength under combined thrust and lateral pressure on stiffener side

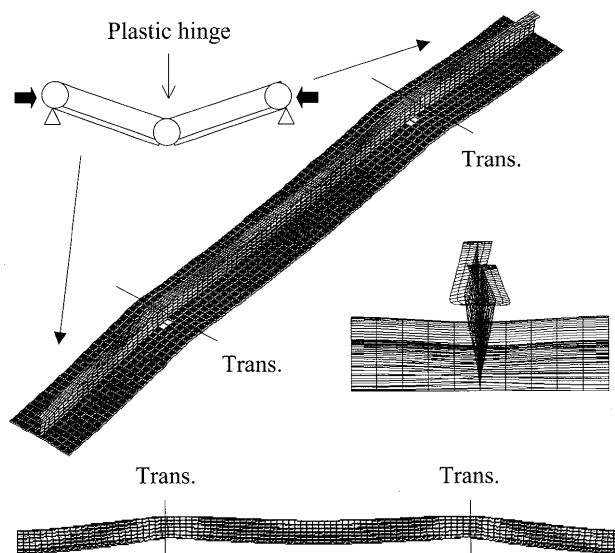


Fig. 12 Dominant failure mode of tee-bar type 2 stiffened plate at ultimate strength under combined thrust and large lateral pressure on stiffener side

この場合、横圧を負荷した時点で既にトランス材位置の防撓材フランジに降伏が生じている。この状態から圧縮荷重を増分させると、防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央にも降伏が広がり、スパン中央とトランス材位置の計3箇所の全断面が降伏して最終強度に至る。このように、横圧が支配的で、横圧による塑性関節の発生が最終強度に至る決定的な要因となる場合の崩壊を柳原らはHI崩壊 (Hinge-induced failure) と呼んでいる [3]。Fig. 12はその代表的な例である。

なお、横圧がパネル側から加わる場合にも、横圧が非常に大きいと Fig. 12と同様のHI崩壊が生じるが、その場合にはパネルが曲げの圧縮側となるスパン中央とトランス材位置の計3箇所に塑性関節が発生して最終強度に至る。

さらに、防撓材のウェブが深い防撓パネルの解析例として、アスペクト比 $a/b=5$ で板厚 $t=20\text{mm}$ のタイプ5のTee-bar付き連続防撓パネルが圧縮のみを受ける場合の最終強度時の崩壊モードを Fig. 13に示す。Fig. 13より、防撓材の梁・柱としての曲げ変形はほとんど見られず、ウェブの横倒れ変形が顕著となっている。

#### 4. 連続防撓パネルの最終強度

##### 4.1 防撓材方向の圧縮を受ける場合

代表的な例として、防撓材方向の圧縮を受けるTee-bar付き連続防撓パネルの圧縮最終強度を Fig. 14に示す。Fig. 14の横軸はパネルの細長比 $\beta = b/t(\sigma_y/E)^{1/2}$ を、縦軸は圧縮最終強度 $\sigma_{us,x}$ を降伏強度 $\sigma_y$ で無次元化した値を示す。Fig. 14(a)がパネルのアスペクト比 $a/b=3$ の場合、Fig. 14

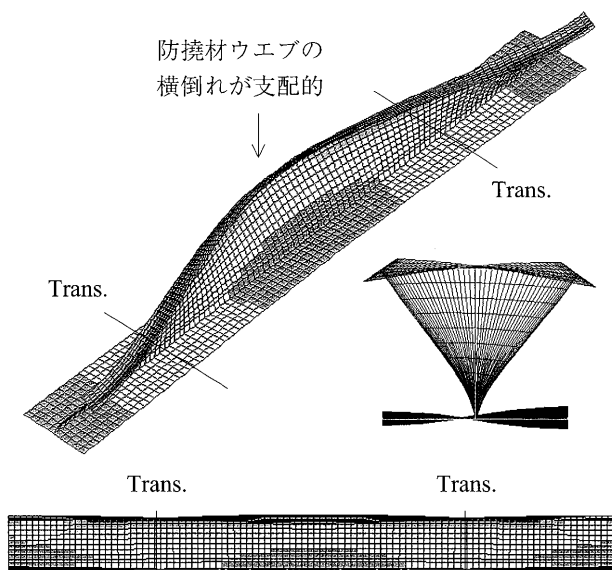
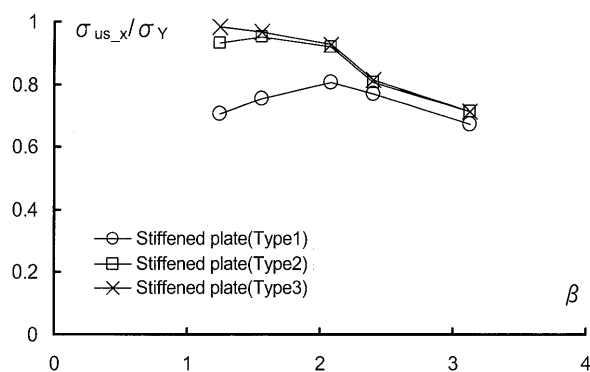


Fig. 13 Dominant failure mode of tee-bar type 5 stiffened plate at ultimate strength under thrust

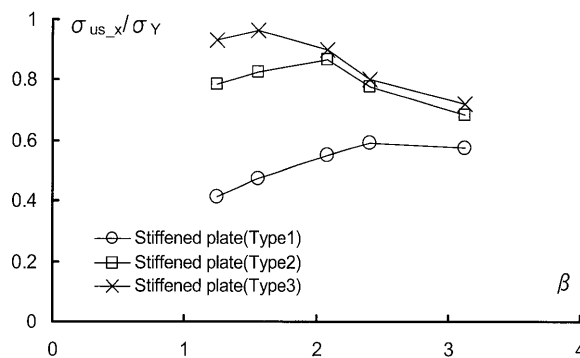
(b)が $a/b=5$ の場合の結果である。

Fig. 14より、パネルの細長比 $\beta$ が大きい、すなわちパネルの板厚が薄い範囲では、パネルの弾性座屈が早期に発生するため最終強度は低い。 $\beta$ が小さくなるにつれてパネルの弾性座屈強度が上昇するため連続防撓パネルの最終強度も上昇する。このような範囲では、崩壊モードは主にパネルの崩壊が支配的である。

さらに $\beta$ が小さくなると、崩壊モードは防撓材の崩壊が支配的となる。このような範囲では、 $\beta$ が小さくなるほど最終強度は逆に低下する。これは、同じ寸法の防撓材を有

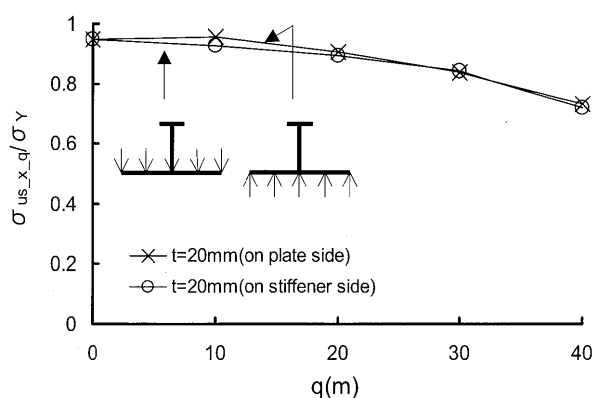


(a) Aspect ratio 3

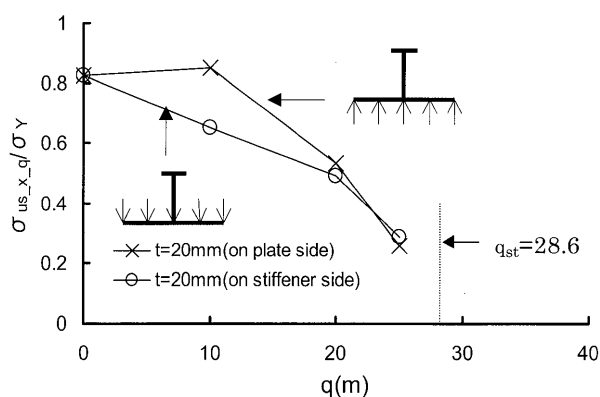


(b) Aspect ratio 5

Fig. 14 Ultimate strengths of tee-bar stiffened plates under thrust obtained by FEM



(a) Aspect ratio 3



(b) Aspect ratio 5

Fig. 15 Ultimate strengths of tee-bar stiffened plates under combined thrust and lateral pressure obtained by FEM

する防撓パネルでパネルが厚板となると、その分中性軸の位置がパネル側にシフトし、その結果、防撓材フランジ上面の降伏が早期に発生するためと、断面積に対する断面2次モーメントの割合、すなわち断面全体としての慣動半径が減少して防撓材の弾性座屈強度が低下するためである。このような傾向はパネルのアスペクト比が大きく、また防撓材の寸法が小さい連続防撓パネルのほうが顕著に表れる。

#### 4.2 防撓材方向の圧縮と横圧を受ける場合

Fig. 15はパネル板厚 $t=20\text{mm}$ でアスペクト比 $a/b=3$ と $a/b=5$ のタイプ2のTee-bar付き連続防撓パネルの圧縮最終強度と横圧の関係を示す。グラフの横軸は水頭に換算した横圧 $q$  (m) を、縦軸は圧縮最終強度 $\sigma_{us\_x,q}$ を降伏強度 $\sigma_Y$ で無次元化した値を示す。

まず、横圧がパネル側から加わる場合について解説する。横圧が上昇して、横圧が比較的小さい範囲 ( $q=10\text{m}$ ) では、連続防撓パネルの最終強度は若干上昇する。これは、横圧によって防撓材フランジに引張曲げ応力が生じ、これが圧縮荷重下の降伏を遅らせることによって圧縮最終強度が上昇するため [3] である。さらに横圧が上昇すると、トランス材位置とパネルが曲げの圧縮側となるスパンのパネルに降伏が広がり、前3.2で述べたPI崩壊が生じる。この場合、

横圧の上昇と共に最終強度は低下する。

次に、横圧が防撓材側から加わる場合には、横圧の上昇と共に最終強度は常に低下する。これは、この場合の崩壊モードは前3.3で述べたSI崩壊が生じるが、防撓材側から加わる横圧による曲げモーメントが梁・柱としての曲げ変形による曲げモーメントと防撓材が曲げの圧縮側となるスパンで重なり合うためである。このため、横圧の小さい範囲 ( $q=10\text{m}$ ) では、圧縮最終強度はパネル側から横圧が加わる場合のほうが高くなる。このような傾向はアスペクト比の大きいFig. 15 (b)のほうが顕著である。

さらに横圧が上昇し、Fig. 15 (b) の場合には、式 (4) に示すトランス材位置の防撓材フランジが初期降伏する横圧 $q_{cr}$ が加わると、最終強度は急激に低下し、式 (4) に示す防撓材の3点ヒンジ塑性崩壊荷重 $q_{st}$ 近傍で圧縮最終強度はほぼゼロとなる。この場合の崩壊モードは前3.3で述べたHI崩壊となる。

$$q_{cr} = \frac{12}{a^2b} Z_{\sigma_Y}, \quad q_{st} = \frac{16}{a^2b} Z_p \sigma_Y \quad (4)$$

ここで、 $Z_p$ : 防撓材の塑性断面係数

$Z$ : 防撓材の弾性断面係数

### 4.3 解析範囲の妥当性の検証

連続防撓パネル構造としての船体構造の強度評価はトリプルスパン-ダブルベイモデルで基本的には可能であると考えられるが、例えば二重底などはガーダ、フロアで囲まれた有限な連続防撓パネル構造である。そこで、実船の二重底を想定したより大きなモデルで解析を行ない、解析モデルの妥当性を調べた。

Fig. 17 (b)に示すトリプルスパンでガーダ間まで考慮したモデル（以降、ラージモデルと呼ぶ。）に対して、FEMによる弾塑性大たわみ解析を行った。解析条件は前2で述べたものと全く同様である。但し、ラージモデルでは、式(2)の防撓材の初期たわみ $w_{s0}$ については、式(5)に示すトランス方向の分布を与えている。また、ラージモデルでは、防撓材は全て同じ方向の初期捩れ量 $\Phi_0$ を有していると仮定した。検討対象とした防撓パネルは、Table 1に示すタイプ1およびタイプ2のTee-bar付き連続防撓パネルである。パネルの寸法は、 $a/b=3$ で板厚 $t=20\text{mm}$ とした。

$$w_{s0} = \frac{a}{1000} \sin \frac{\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{B} \quad (5)$$

ここで、 $B$ ：ガーダ間の長さ

FEM弾塑性大たわみ解析より求めた圧縮最終強度と横圧の関係を、トリプルスパン-ダブルベイモデルとラージモデルについて、Fig. 16に示す。Fig. 16の横軸は水頭換算した横圧 $q$ を、縦軸は圧縮最終強度 $\sigma_{us\_x\_q}$ を降伏強度 $\sigma_y$ で無次元化した値を示す。横圧はパネル側から加わる場合のみを考慮した。Fig. 16より、最終強度は×印の線で示したトリプルスパン-ダブルベイモデルのほうが低くなる。この傾向は、横圧が大きくなるにつれて顕著となる。

Fig. 16に(A)および(B)で示した $q=40\text{m}$ のときの条件下の最終強度時の崩壊モードをそれぞれFig. 17 (a)、(b)に示す。Fig. 17 (a)のトリプルスパン-ダブルベイモデルの崩壊モードは、Fig. 17 (b)のラージモデルで□で囲んだ範囲の崩壊モードにはほぼ一致している。

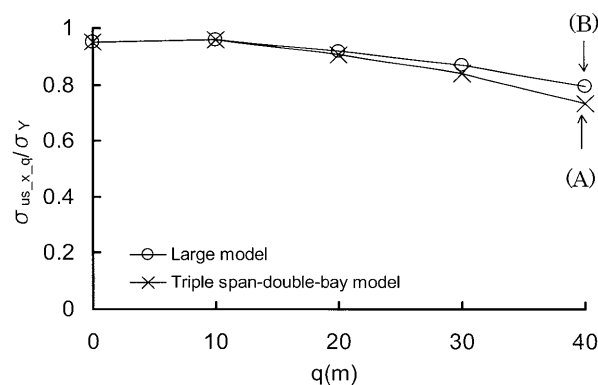
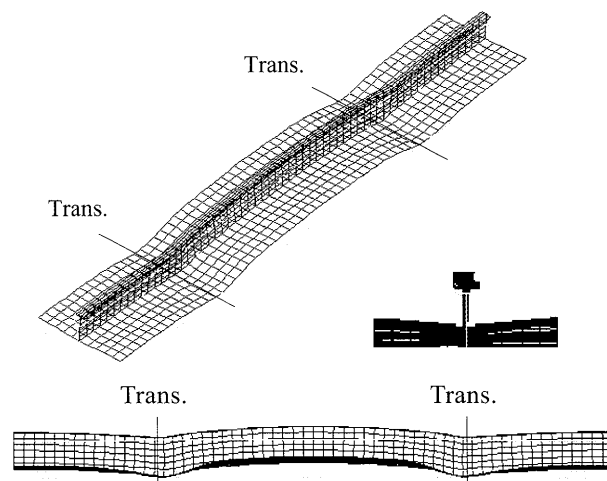
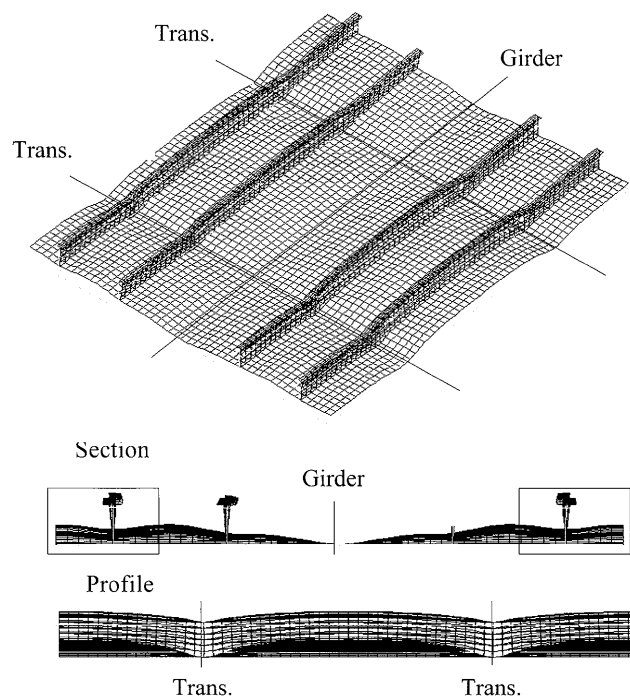


Fig. 16 Comparisons of ultimate strengths of triple span-double bay model and large model under combined thrust parallel to stiffener and lateral pressures on plate side obtained by FEM

一方、ガーダ近傍の2本の防撓パネルの面外変形は、ガーダの位置で面外変形を拘束しているため、外側の2本の防撓パネルより小さくなっている。この拘束の影響により、ラージモデルの最終強度のほうが高くなったと考える。実際には、ガーダの位置でも面外変形は生じているので、実際最終強度はラージモデルとトリプルスパン-ダブルベイモデルの間にあると考えられる。



(a) Triple-span double-bay model



(b) Large model

Fig. 17 Comparisons of failure modes of triple span-double bay model and large model at ultimate strength under combined thrust parallel to stiffener and lateral pressures on plate side

以上より、今回採用したトリプルスパン・ダブルベイモデルにより求まる最終強度はラージモデルを用いた場合より低くなったことから、提案モデルの妥当性が確認された。なお、防撓材のコラム細長比が極端に小さい場合や防撓材を支持する桁部材の剛性に問題がある場合には、全体座屈・崩壊の方が早期に生じる可能性があることに留意が必要である。

## 5. 最終強度推定法

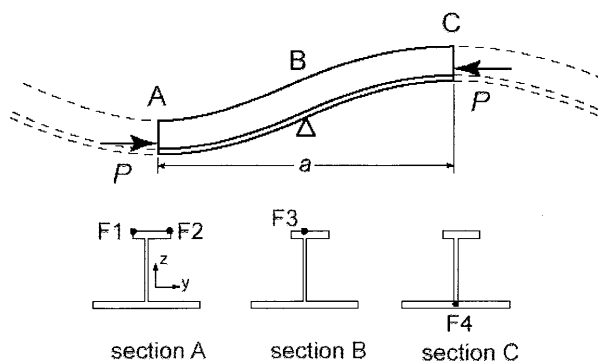
### 5.1 防撓材方向の圧縮を受ける場合

藤久保、柳原ら [1-4] は連続防撓パネルを Fig. 18 に示すダブルスパンの梁・柱にモデル化して、その圧縮最終強度を解析的に求める最終強度推定法を導いている。この梁・柱モデルでは、パネルはその座屈後の有効幅  $b_e$  を防撓材のフランジとして考慮する。トランス材の影響は無視し、トランス材位置で単純支持と仮定する。また、パネルと防撓材の相互影響として、防撓材の捩り剛性によるパネルの座屈応力の上昇および防撓材の捩れに対するパネルの抵抗を考慮する。Fig. 18 に示すいずれかの点 (F1～F4) で、軸方向応力が降伏強度  $\sigma_y$  に達したときの平均圧縮荷重を連続防撓パネルの最終強度とする。

$$\Gamma = \sigma_y - (\sigma_a + \sigma_b + \sigma_w) = 0 \quad (6)$$

ここで、 $\sigma_a$  : 軸応力  
 $\sigma_b$  : 曲げ変形による曲げ応力  
 $\sigma_w$  : 曲げ捩りによる反り応力

文献 [1-2] によると、式 (6) の最終強度判定式による推定値は FEM 結果と非常に良い相関を示すことが確認されている。しかしながら、この手法では有効幅  $b_e$  が圧縮荷重の関数であるため最終強度の陽な表示が不可能であり、繰り返し収束計算を必要とする。一方、最終強度評価の設計への実用化という観点からは、実用的なレベルで簡便に最終強度が求まる簡易算式が必要である。そこで、式 (6) における  $\sigma_a$ 、 $\sigma_b$  および  $\sigma_w$  を簡易化し、陽表示の最終強度簡易算式を開発した。



F1～F4 : Checking point for initial yielding

Fig. 18 Double span beam-column model

### 5.1.1 軸応力の評価

式 (6) における軸圧縮応力  $\sigma_a$  は以下で与えられる。

$$\sigma_a = \frac{P}{A_e} \quad (7)$$

ここで、P : 軸圧縮荷重

$A_e$  : 有効断面積

$$A_e = b_e t + A_s$$

$A_s$  : 防撓材のウェブとフェイスの断面積

$b_e$  : パネルの座屈後の有効幅

ここで、有効幅  $b_e$  については、以下のように簡易化した。パネルの座屈発生後は、Fig. 19 に示すようにパネルの面内接線剛性が座屈前と比べて変化する。パネルの平均圧縮応力を  $\sigma_p$ 、平均圧縮歪を  $\epsilon_p$ 、そのときの接線係数を  $E_s$  とし、パネルの有効幅を  $b_e$  とすると、平均圧縮歪  $\epsilon_p$  は、Fig. 20 より防撓材の接合位置での圧縮歪に等しくなるので、パネルの受け持つ荷重  $P_{pl}$  が式 (8) で表せる。

$$P_{pl} = \sigma_p b_e t = E_s \epsilon_p b_e t = E_s \epsilon_p b_e t_p \quad (8)$$

これより、式 (9) が導かれる。

$$b_e = \left( \frac{\sigma_p}{E \epsilon_e} \right) b \quad (9)$$

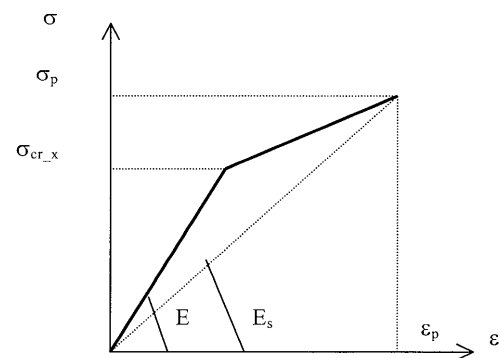


Fig. 19 Average stress-average strain relationship of the plate

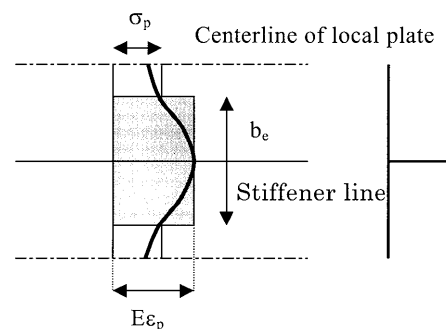


Fig. 20 Stress distribution after local buckling

ここで、 $b_e$ を求めるにあたり、以下の仮定を設ける。まず局部座屈した後のパネルの挙動は、弾性大撓み解析の解で近似する。このとき、 $\sigma_p$ は下式で表せる。

$$\sigma_p = \sigma_{cr,x} + \alpha_p (E \varepsilon_p - \sigma_{cr,x}), \quad \alpha_p = \frac{1 + (a/mb)^4}{3 + (a/mb)^4} \quad (10)$$

ここで、 $m$ ：パネルの長辺方向の座屈半波数

また、Karmanの有効幅の考え方が示すように、パネルは座屈後の有効幅の部分が降伏する時点で最終強度に達すると考えられる。このことは、最終強度時の圧縮歪 $\varepsilon_p$ を降伏歪 $\varepsilon_Y$ でほぼ近似できることを示している。そこで、座屈後の有効幅 $b_e$ を式(10)で $\varepsilon_p = \varepsilon_Y$ とおいた下式の簡易算式で表す。

$$b_e = \left( \frac{\sigma_{cr,x}}{\sigma_Y} (1 - \alpha_p) + \alpha_p \right) b \quad (11)$$

ここで、 $b_e$ が $b$ より大きい場合には、 $b_e = b$ とする。

次に、防撓パネルの弾性局部座屈強度 $\sigma_{cr,x}$ の計算は、藤久保らが提案した防撓材の捩り剛性を考慮した推定式[9]を用いることで、精度良く求めることができるが、ここでは多数の防撓パネル寸法について $\sigma_{cr,x}$ を求め、それをカーブフィットして支配的なパラメータを抽出し推定式を簡易化した下式を用いることとする。

$$\sigma_{cr,x} = c_x \sigma_{cr,x(p)} \quad (12)$$

$$\sigma_{cr,x(p)} = \frac{E \pi^2}{3(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2$$

$$c_x = c \left( \frac{t_w}{t} \right)^3 + 1, \quad \left( \frac{t_w}{t} \right) \geq 1, \quad \frac{t_w}{t} = 1.0$$

ここで、 $t_w$ ：防撓材ウェブの板厚

$c = 0.07$ ：Angle-bar、Tee-bar防撓材

$c = 0.02$ ：Flat-bar防撓材

次に、座屈応力 $\sigma_{cr,x}$ は、実船計測の初期たわみに基づく厚板および薄板の座屈応力の修正を考慮した下式を使用する。

$$\frac{\sigma_{cr,x}}{\sigma_Y} = \frac{1}{2} \left( \frac{\sigma_{cr,x}}{\sigma_Y} + 1 - \sqrt{\left( \frac{\sigma_{cr,x}}{\sigma_Y} - 1 \right)^2 + 0.01} \right) \quad (13)$$

さらに、Flat-bar付き防撓パネルの場合には梁・柱としての曲げ捩り変形よりも、パネルの局部座屈によって生じる局部的な面外変形の方が大きいと考え、Flat-bar付き防撓パネルについてはこの面外変形による有効断面の減少を考慮する。この場合には、Flat-bar防撓材の断面積 $A_s$ を下式のように減じることとする [10]。

$$A_s' = ht_e \quad (14)$$

$$t_e = t_w \left( 1 - \frac{2\pi^2}{3} \left( \frac{h}{b} \right)^2 \left( 1 - \frac{b_e}{b} \right) \right)$$

### 5.1.2 曲げ変形による曲げ応力の評価

式(6)における曲げ変形によって生じる曲げ応力 $\sigma_b$ は式(15)のように書ける。

$$\sigma_b = \frac{M_b}{Z_e} \quad (15)$$

ここで、 $Z_e$ ：有効幅 $b_e$ を有する有効断面の断面係数

$M_b$ ：曲げ変形による曲げモーメント

ここで、曲げモーメントは以下のように算定した。まず下式で表せる初期たわみ $w_{s0}$ を有する梁・柱モデルを考える。

$$\left. \begin{aligned} w_{s0} &= -w_{s1} \sin \frac{\pi}{a} x & x \leq 0 \\ &= w_{s2} \sin \frac{\pi}{a} x & x \geq 0 \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

このとき曲げ平衡方程式を解くことにより、Fig. 18の各断面A、B、Cにおける曲げモーメントは下式で表せる。

$$\left. \begin{aligned} M_A &= \frac{P}{1 - P/P_{cr}} \left( w_{s1} - \frac{w_{s1} + w_{s2}}{\pi} \frac{\alpha}{\sin \alpha} \right) \\ M_B &= \frac{P(w_{s1} + w_{s2})}{\pi(1 - P/P_{cr})} \frac{\alpha}{\tan \alpha} \\ M_C &= \frac{P}{1 - P/P_{cr}} \left( w_{s1} - \frac{w_{s1} + w_{s2}}{\pi} \frac{\alpha}{\sin \alpha} \right) \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

$$\text{ここで、} \alpha = \frac{\pi}{2} \sqrt{P/P_{cr}}$$

$P_{cr}$ ：両端単純支持柱のオイラー座屈強度

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI_e}{a^2}$$

$I_e$ ：有効幅 $b_e$ を有する有効断面の断面2次モーメント

Fig. 5に示したFEM結果によると、圧縮のみが作用する場合、初期たわみ形状に関わらず最終的にはオイラー座屈モード（隣接スパンでたわみの方向が逆）の変形が生じる。また、防撓材が曲げの圧縮側となるスパンの中央で防撓材フランジが降伏する時点でほぼ最終強度に達する。そこで、ここでは、オイラー座屈モードの初期たわみ（ $w_{s1} = -w_{s2} = w_{s0}$ ）を想定し、さらに降伏判定は曲げの圧縮側となる断面Aの防撓材フランジ上面で行う。この時、断面Aの曲げモーメント $M_A = M_b$ は下式で表せる。この $M_b$ を式(15)に代入して曲げ応力 $\sigma_b$ を算定する。

$$M_A = M_b = \frac{P w_{s0}}{1 - P/P_{cr}} \quad (18)$$

### 5.1.3 曲げ捩り変形による反り応力の評価

式(6)における曲げ捩り変形による反り応力  $\sigma_w$  は下式により求めることができる。

$$\sigma_w = Ey'(z'_c - z'_s) \left( -\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \phi_0}{\partial x^2} \right) \quad (19)$$

ここで、 $\phi$ ：防撓パネルの捩れ角

$\phi_0$ ：防撓パネルの初期捩れ角

$z'_c$ 、 $z'_s$ 、 $y'$ ：それぞれFig. 21に示す距離

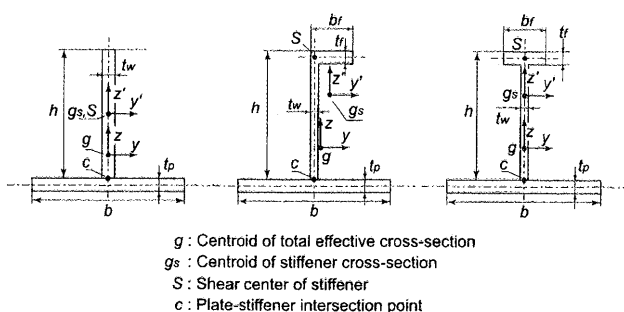


Fig. 21 Cross section of stiffened plates

次に、曲げ捩り変形を両端単純支持モードで近似し、圧縮荷重  $P$  と捩れ角  $\phi$ 、 $\phi_0$  の関係が下式のように表せるものと仮定する。

$$\left. \begin{aligned} \phi &= \frac{\Phi_0}{1 - P/P_{cr}} \sin \frac{\pi}{a} x \\ \phi_0 &= \Phi_0 \sin \frac{\pi}{a} x \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

ここで、 $P_{cr}$ ：防撓材の曲げ捩り座屈強度

$\Phi_0$ ：初期捩れ角の最大値

いま、防撓材のスパン中央における反り応力は、式(20)で  $x=0.5a$  とし、 $\phi$  と  $\phi_0$  を式(19)に代入すると得られるが、この場合、反り応力  $\sigma_w$  は荷重  $P$  の関数となる。ここでは、反り応力を与える実用的な近似式として、 $P$  によらない下式を用いることを提案する。

$$\sigma_w = Ey'(z'_c - z'_s) \Phi_0 \left( \frac{\pi}{a} \right)^2 \left( 1 - \frac{1}{1 - \frac{0.4 \sigma_Y A}{P_{cr}}} \right) \quad (21)$$

以上により導いた  $\sigma_a$ 、 $\sigma_b$  および  $\sigma_w$  の簡易算式を最終強度判定式(6)に代入し、圧縮荷重  $P$  について解くことにより、下式の陽表示の実用的な最終強度簡易算式を導いた。

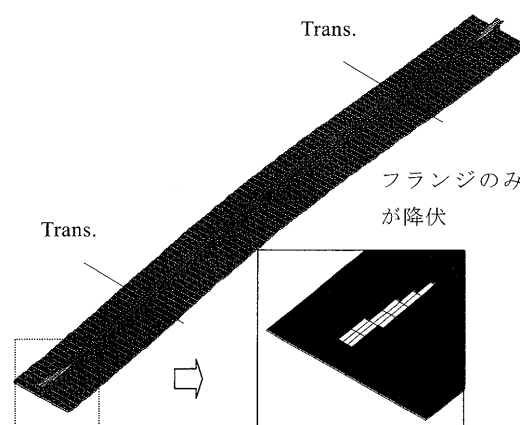
$$\sigma_{us,x} = \frac{A_e}{2A} \left[ P_{cr} \left( \frac{1}{A_e} + \frac{1}{Z_e} w_{s0} \right) + \sigma_Y - \sigma_w \right] \quad (21)$$

$$- \sqrt{\left\{ P_{cr} \left( \frac{1}{A_e} + \frac{1}{Z_e} w_{s0} \right) + \sigma_Y - \sigma_w \right\}^2 - 4(\sigma_Y - \sigma_w) \frac{P_{cr}}{A_e}} \quad (21)$$

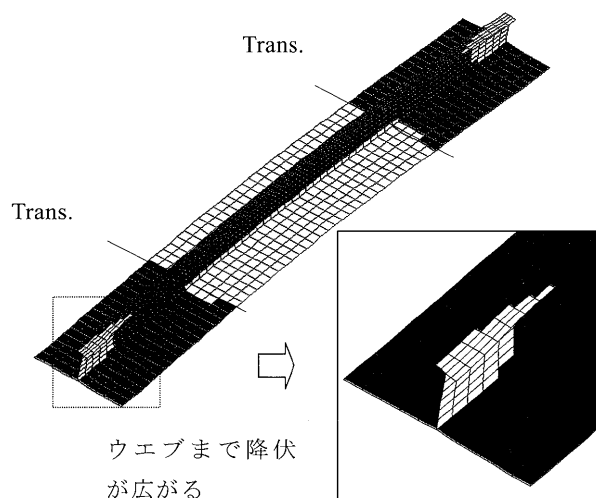
### 5.1.4 降伏判定点の修正

圧縮を受ける連続防撓パネルの最終強度は、前3.1より防撓材が曲げの圧縮側となるフランジ上面の降伏をもって、最終強度と判定できる。しかしながら、FEM結果を見るとコラム細長比  $\gamma = (P_Y/P_{cr})^{1/2}$  の小さな防撓パネルでは、最終強度時の降伏域の広がりにはフランジのみならずウェブにまで及んでいる場合が多い。

Fig. 22は、防撓材方向の圧縮を受けるTee-bar付き連続防撓パネルの最終強度時の降伏域の広がりを示す。Fig. 22(a)は  $\gamma$  が大きい防撓パネル ( $\gamma=1.19$ ) の崩壊モードであるが、フランジのみが降伏して最終強度に至っている。一方、Fig. 22(b)は  $\gamma$  の比較的小さい防撓パネル ( $\gamma=0.39$ ) の崩壊モードであるが、この場合には降伏域はウェブにまで及んでいる。従って、 $\gamma$  の小さい防撓パネルでは、フランジ上面の降伏をもって最終強度とすることは、防撓材の効果を過小評価することになる。



(a) Column slenderness= 1.19



(b) Column slenderness= 0.39

Fig. 22 Comparisons of failure modes of large column slenderness and small column slenderness stiffened plates at ultimate strength

そこで、このような場合にも最終強度を高精度に推定できるように、コラム細長比 $\gamma$ の値に応じて降伏判定点の修正を行う。

まず、連続防撓パネルの最終強度をコラム細長比 $\gamma = (P_Y/P_{cr})^{1/2}$ をパラメータに整理した。Fig. 23は縦軸に最終強度を降伏強度で無次元化した値を、横軸にコラム細長比 $\gamma$ をプロットしたものであり、●などの印がFEM結果を、点線および実線は防撓材フランジ上面および防撓材の重心位置を降伏判定点とした場合の最終強度推定値を示す。

Fig. 23より、コラム細長比 $\gamma = 0.5$ を境にこれより $\gamma$ が大きい領域では、FEM結果は防撓材のフランジ上面を判定点とした推定値（点線）と良く一致し、これより $\gamma$ が小さい領域では重心位置を判定点とした推定値（実線）と相関が良い。

この結果から、降伏の判定点をコラム細長比の大きさに応じて、下記のように分けることとした。中性軸から降伏判定点までの距離を $y$ とすると、式(23)のように書ける。

$$y = \begin{cases} y_g (\gamma \leq 0.5) \\ y_t (\gamma \geq 0.55) \end{cases} \quad (23)$$

ここで、 $y_g$ ：中性軸からパネルを除いた防撓材の重心位置までの鉛直距離

$y_t$ ：中性軸から防撓材フランジ上面までの鉛直距離（ $0.5 < \gamma < 0.55$ では $y_g$ と $y_t$ を線形補間して $y$ を求める。）

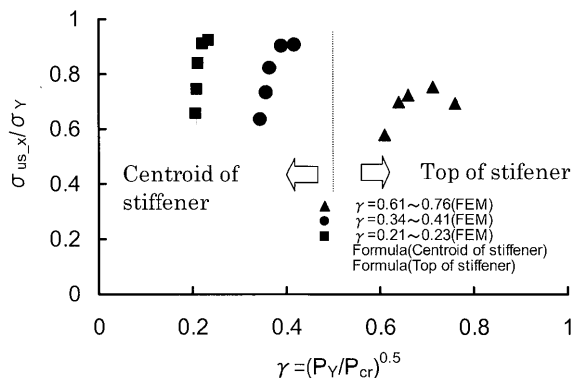


Fig. 23 Relationship between column slenderness parameters and ultimate strengths of stiffened plates under thrust (Aspect ratio 3)

## 5.2 防撓材方向の圧縮と横圧を受ける場合

前3で述べたように、防撓材方向の圧縮と横圧の組み合わせ荷重を受ける連続防撓パネルの崩壊モードは、大きく以下の3つのモードに分けることができる。ここで、再度、それぞれの崩壊モードの特徴を下記に述べる。

- 1) SIモード (Stiffener-induced failure mode)
- 2) PIモード (Plate-induced failure mode)
- 3) HIモード (Hinge-induced failure mode)

Fig. 24に示すように、SIモードは防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央における防撓材フランジの降伏が起点となり最終強度に至る崩壊モードである。また、PIモードはパネルが曲げの圧縮側となるスパン中央におけるパネル部の降伏が起点となり最終強度に至る崩壊モードである。さらに、HIモードは、トランス材支持部とスパン中央に塑性関節が生じて最終強度に至る崩壊モードであり、横圧の影響が支配的な場合に生じる崩壊モードである。

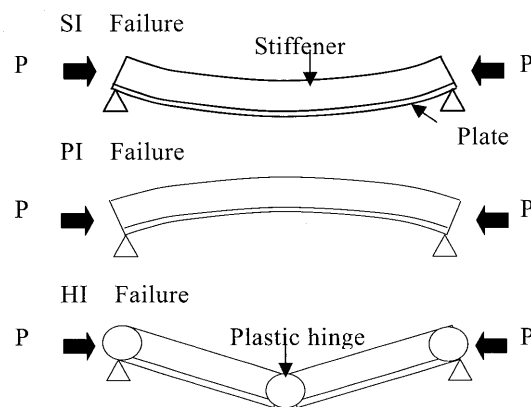


Fig. 24 Image figures of failure modes of stiffened plates under combined thrust and lateral pressure

### 5.2.1 横圧がパネル側から加わる場合

まず、横圧がパネル側から作用する場合には、SI崩壊、PI崩壊およびHI崩壊の3形式が存在する。SI崩壊とPI崩壊の場合には、防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの最終強度の推定は、前5.1で述べた防撓材方向の圧縮のみを受ける場合の最終強度判定式に横圧によって生じる曲げ応力 $\sigma_B$ を考慮することにより推定できる。このとき式(6)は式(24)に置き換える。

$$\Gamma = \sigma_Y - (\sigma_a + \sigma_b + \sigma_w + \sigma_B) = 0 \quad (24)$$

横圧によって生じる曲げ応力 $\sigma_B$ は、軸力と同時に横圧を受ける梁・柱モデルの曲げモーメントからその固着条件に応じて求めることができるが、ここではこれを簡易化した下式を用いる。

$$\sigma_B = \frac{M_B}{Z_e} = \frac{qa^2b}{m_1 Z_e} + \frac{m_2 P \delta}{(1 - P/P_{cr}) Z_e} \quad (25)$$

ここで、 $m_1$ 、 $m_2$ ：固着条件に応じた係数

$\delta$ ：横圧によって生じる防撓材の撓み

以上、曲げ応力 $\sigma_B$ の簡易算式を式(24)の最終強度判定式に代入し、圧縮荷重 $P$ について解くことにより、防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの最終強度簡易算式が下式のように導ける。

$$\sigma_{us,x,q} = \frac{A_e}{2A} \left[ P_{cr} \left( \frac{1}{A_e} + \frac{1}{Z_e} (w_{s0} + \delta) \right) + \sigma_Y - \sigma_w - \frac{qa^2b}{m_1 Z_e} \right. \\ \left. - \left\{ P_{cr} \left( \frac{1}{A_e} + \frac{1}{Z_e} (w_{s0} + \delta) \right) + \sigma_Y - \sigma_w - \frac{qa^2b}{m_1 Z_e} \right\}^2 \right. \\ \left. - 4 \left( \sigma_Y - \sigma_w - \frac{qa^2b}{m_1 Z_e} \right) \frac{P_{cr}}{A_e} \right]^{1/2} \quad (26)$$

ところで、横圧が比較的小さい範囲でSI崩壊が生じる場合、連続防撓パネルのトランス材位置での固着条件は固定端に近い [2]。これより、SI崩壊における横圧による曲げ応力は Fig. 25 (a) に示すように両端固定条件として計算する。一方、横圧が比較的大きい範囲で生じるPI崩壊の場合は、トランス材位置が横圧で曲げ降伏後、軸力の増加と共に降伏断面の曲げモーメントが全断面塑性相関曲線に沿って減少する [2]。結果として曲げモーメントが減少して両端単純支持に近い曲げモーメント分布になる。従って、この場合には曲げモーメントは Fig. 25 (b) に示すようなトランス材位置で単純支持された条件で計算する。

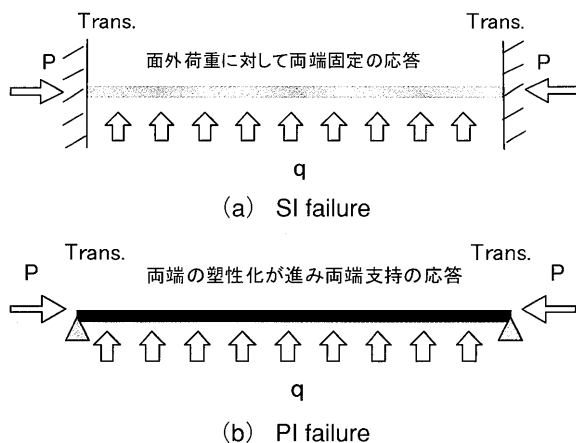


Fig. 25 Assumed boundary conditions of beam-column model

以上より、SI崩壊とPI崩壊のときの式 (25) における各係数は式 (27)、(28) のようになる。

#### SI崩壊

スパン中央の防撓材フランジ上面および防撓材重心位置を評価点とする。

$$Z_e = \frac{I_e}{y_t} \quad (\gamma \geq 0.55), \quad Z_e = \frac{I_e}{y_g} \quad (\gamma \leq 0.5) \\ m_1 = -24, \quad m_2 = 1, \quad \delta = \frac{qa^4b}{384EI_e} \quad (27)$$

( $0.5 < \gamma < 0.55$  では  $y_g$  と  $y_t$  を線形補間した  $y$  により  $Z_e$  を求める。)

#### PI崩壊

スパン中央のパネルの板厚中心を評価点とする。

$$Z_e = \frac{I_e}{y_p}, \quad m_1 = 8, \quad m_2 = 5, \quad \delta = \frac{5qa^4b}{384EI_e} \quad (28)$$

次に、HI崩壊の場合には、横圧に対してほぼ線形に最終強度は低下し、最終的には防撓材の3点にヒンジが生じるときの塑性崩壊荷重  $q_{st}$  に収束して行く。ここでは、横圧のみによってトランス材位置に初期降伏が生じるときの横圧  $q_{cr}$  と  $q_{st}$  を直線で結んで推定する [3]。このHI崩壊の最終強度簡易算式は下式で表せる。

$$\sigma_{us,x,q} = \frac{\sigma_{us}^*}{q_{st} - q_{cr}} (q - q_{cr}) + \sigma_{us}^* \quad (29)$$

ここで、

$\sigma_{us}^*$  : PI崩壊における  $q=q_{cr}$  のときの圧縮最終強度

以上より、防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの最終強度の推定は、横圧が  $q_{cr}$  より小さい場合には、SI崩壊における最終強度推定値 (式 (26) + (27)) とPI崩壊における最終強度推定値 (式 (26) + (28)) のうちの小さいほうの値を、横圧が  $q_{cr}$  より大きい場合には、HI崩壊における最終強度推定値 (式 (29)) を最終強度とすることにより推定する。

$0 \leq q \leq q_{cr}$  のとき

$$\sigma_{us,x,q} = \text{Min.} [\sigma_{us(SI)}, \sigma_{us(PI)}] \quad (30)$$

$q \geq q_{cr}$  のとき

$$\sigma_{us,x,q} = \sigma_{us(HI)}$$

ここで、 $\sigma_{us(SI)}$  : SI崩壊における最終強度推定値

$\sigma_{us(PI)}$  : PI崩壊における最終強度推定値

$\sigma_{us(HI)}$  : HI崩壊における最終強度推定値

#### 5.2.2 横圧が防撓材側から加わる場合

横圧が防撓材側から加わる場合には、上記と全く同様な手順で式 (30) により最終強度を推定することができる。但し、式 (27)、(28) は横圧の作用方向が逆になるので以下のように書き変える必要がある。また、HI崩壊では、式 (29) の  $\sigma_{us}^*$  はSI崩壊における  $q = q_{cr}$  のときの圧縮最終強度を用いる。横圧が  $q < q_{cr}$  であって防撓材側から加わる場合には、基本的にはSI崩壊 (式 (31)) で最終強度が決まる。

#### SI崩壊

スパン中央の防撓材フランジ上面および防撓材重心位置を評価点とする。

$$Z_e = \frac{I_e}{y_t} \quad (\gamma \geq 0.55), \quad Z_e = \frac{I_e}{y_g} \quad (\gamma \leq 0.5) \\ m_1 = 24, \quad m_2 = 1, \quad \delta = \frac{qa^4b}{384EI_e} \quad (31)$$

( $0.5 < \gamma < 0.55$  では  $y_g$  と  $y_t$  を線形補間した  $y$  により  $Z_e$  を求

める。)

### PI崩壊

スパン中央のパネルの板厚中心を評価点とする。

$$Z_c = \frac{I_c}{y_p}, \quad m_1 = -8, \quad m_2 = 5, \quad \delta = \frac{5qa^4b}{384EI_c} \quad (32)$$

ここで、SI崩壊で $\gamma \geq 0.55$ の場合には、式(31)により降伏判定点は防撓材フランジ上面となるが、横圧が防撓材側から加わる場合、最終強度時の崩壊モードはFig. 11に示したように降伏域は防撓材ウェブのかかなりの範囲にまで及んでいる。これは、横圧による両端固定モードの変形がオイラー座屈モードの変形に抵抗するために、最終強度が上昇するためであると考えられる。従って、防撓材フランジ上面の降伏をもって最終強度を判定すると過度に安全側の評価となる場合がある。そこで、柳原ら[4]は、横圧 $q$ の大きさに応じて降伏判定位置を下式のように修正することを提案している。

$$y_g' = y_i - c_q \frac{q}{q_{cr}} (y_i - y_g) \quad (33)$$

ここで、Tee-bar付きおよびAngle-bar付き防撓パネルの場合には $c_q = 1.0$ 、Flat-bar付き防撓パネルの場合には、 $c_q = 2/3$ とする。

Fig. 26は防撓材側から横圧が加わる場合の圧縮最終強度とコラム細長比の関係であるが、 $\gamma \geq 0.55$ の場合であっても防撓材フランジ上面を降伏判定点(点線)とすると、過度に安全側の評価となるが、式(33)のように横圧の大きさに応じて降伏判定位置をシフトする(×印の実線)ことにより、精度良く最終強度を推定できる。

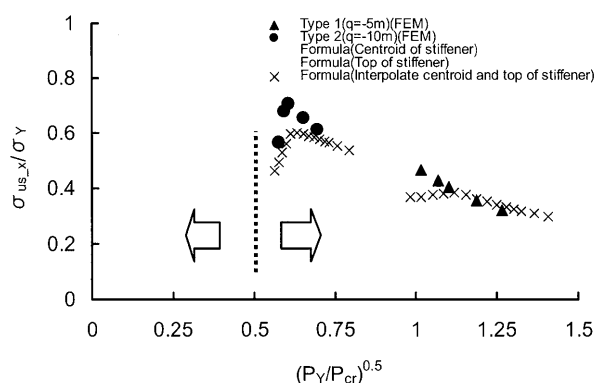


Fig. 26 Relationship between column slenderness parameters and ultimate strengths of stiffened plates under combined thrust and lateral pressure on stiffener side

### 5. 2. 3 最終強度推定値とFEM結果の比較

以上の検討より導いた最終強度簡易算式による最終強度推定値とFEM結果の比較を、代表例としてTee-bar付き連続防撓パネルについてFig. 27に示す。グラフの縦軸は最終強度を降伏強度で無次元化した値を、横軸は横圧 $q$ を示し、 $q$ はプラスがパネル側、マイナスが防撓材側からの横圧を表す。また、パネルのアスペクト比 $a/b$ が3の場合については、3つの形式の崩壊モードのうちどの崩壊モードで最終強度が決まっているかを同図中に示している。

Fig. 27より、実船で想定される横圧( $q=40m$ から $-40m$ )の範囲では、防撓材の寸法の小さいタイプ1の場合(Fig. 27(a))、横圧の大きい範囲ではHI崩壊となり、横圧の小さい範囲ではPI崩壊かSI崩壊で最終強度が決まるが、これより大きな寸法のタイプ2および3の防撓材の場合(Fig. 27(b), (c))には、HI崩壊では決まらず、PI崩壊かSI崩壊のいずれかで最終強度が決まる。一般に、横圧がパネル側から加わる場合にはPI崩壊に、横圧が防撓材側から加わる場合にはSI崩壊と判定されるが、横圧がゼロのときおよび横圧がパネル側から加わる場合で横圧が小さい場合にはSI崩壊で最終強度が決まる。

これらの比較図より、最終強度推定値は横圧の大きい範囲で若干非安全側の評価を与える場合があることを除けば、全体的に推定値とFEM結果は良い相関を示しており、提案の最終強度簡易算式は連続防撓パネルの実用的な最終強度推定法として有効であることが確認できる。

また、FEM結果と簡易算式による推定値の精度比較を防撓材の種類ごとにFig. 28に示す。Fig. 28より、アスペクト比が大きい場合( $a/b=5$ )のほうがFEM結果と一致が悪いが、これはスパンが長くなるため横圧の最終強度に及ぼす影響が敏感になるためである。また、Flat-bar付き連続防撓パネルの場合、他のタイプの防撓材と比べ、推定精度がやや落ちている。しかしながら、このように精度が悪くなる場合であっても、推定値はFEM結果より概ね安全側の推定結果を与えていることから、提案の簡易算式の有効性が再度確認できる。

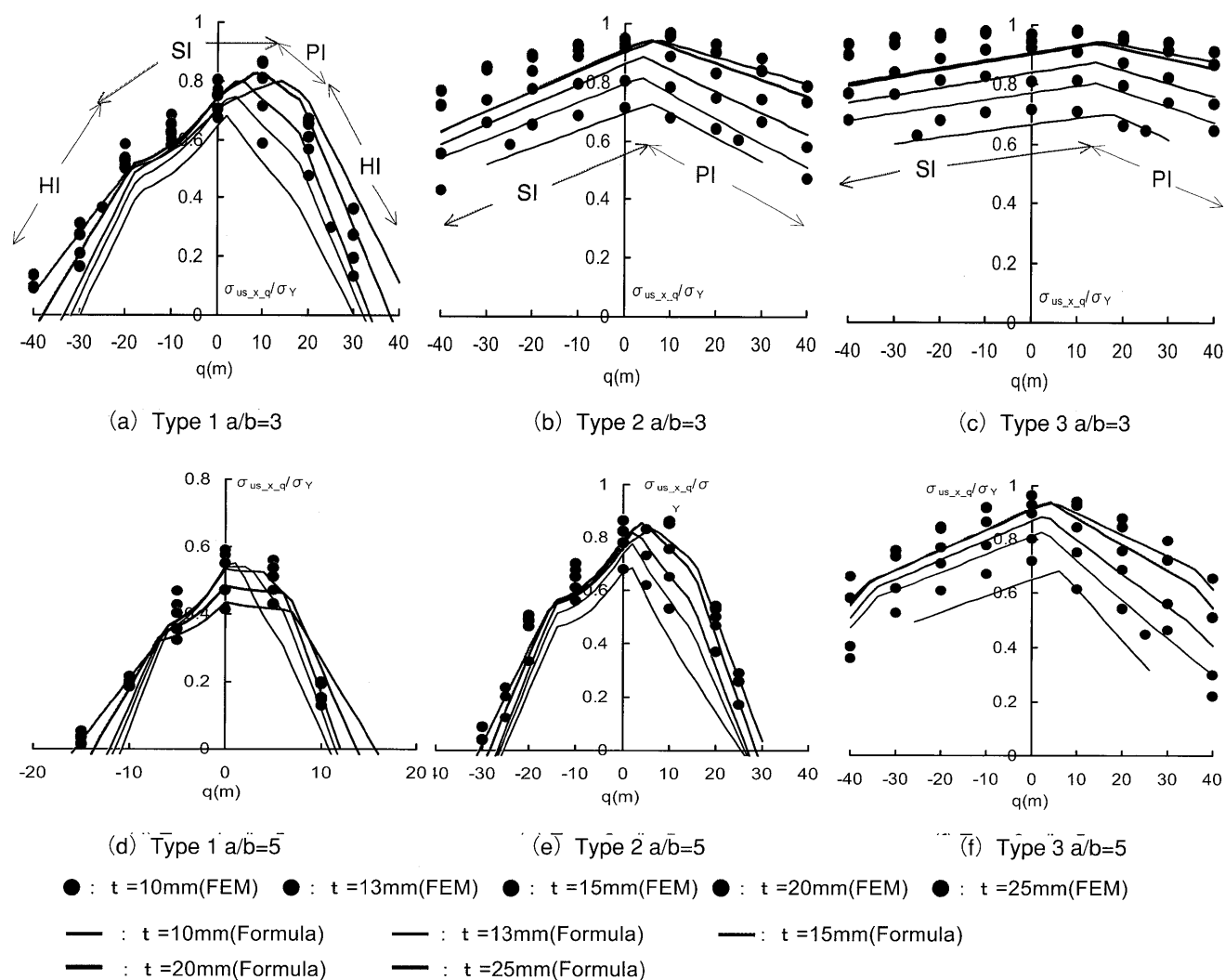


Fig. 27 Comparisons of ultimate strengths of tee-bar stiffened plates under combined thrust and lateral pressure obtained by FEM and proposed simple formula

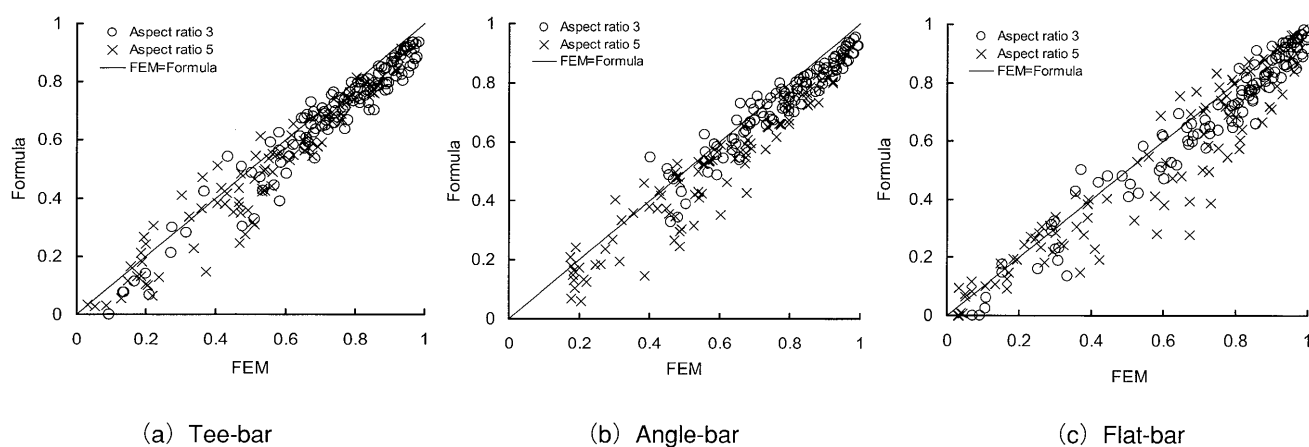


Fig. 28 Comparisons of estimation accuracy of proposed simple formula

## 6. 最終強度評価の適用例

### 6.1 最終強度に基づく防撓材の要求寸法

最終強度評価により防撓パネルの設計を行うと、どのような寸法となるのかを調べるため、前5で示した連続防撓パネルの最終強度推定法を用いて、最終強度ベースの防撓パネルの要求寸法を算出した。本推定法を用いる場合には、防撓材およびパネルの寸法、面内圧縮荷重および面外荷重の大きさを推定式に代入して、崩壊するかどうかを判定することができる。従って、本推定式により防撓パネルを設計する場合には、崩壊しないと判定されかつ過大でない寸法を試行錯誤して見つける必要がある。

今回の検討では、ウェブの板厚、フランジの断面積とウェブの深さの比、およびフランジの幅とフランジの板厚の比を一定と仮定して、防撓材の寸法を1つのパラメータで表せるようにして計算を行った。

Fig. 29は、防撓材方向の圧縮を受ける連続防撓パネルの最終強度ベースの要求寸法値 ( $I/y$ ) を示したグラフである。Fig. 29より、圧縮応力が低いところでは、厚板パネルの方が大きい寸法の防撓材が必要となり、逆に高いところでは、薄板パネルの方が大きい防撓材が要求されるという複雑な相関を示す。ただし、 $I/y$  が大きいところでは、防撓材の捩れ座屈が崩壊に対して支配的になるため、フランジの形状を変えることによって大きく結果が変わると予想される。

Fig. 30 (a)、(b) のグラフは、防撓材方向の圧縮と面外荷重を受ける連続防撓パネルの要求寸法 ( $I/y$ ) を表している。ここでは、圧縮荷重の値を一定 ( $\sigma_x/\sigma_y=0.5$  および  $0.7$ ) にして、横軸を面外荷重の大きさに、縦軸を要求寸法としている。比較対象として、現行規則で使われる弾性設計で求められる要求寸法 (点線) を同時に示す。Fig. 30より、薄板パネルの場合には、局部座屈による有効幅の減少の影響から、弾性設計よりも大きい要求寸法が導かれる場合がある。このことは、防撓材の寸法と荷重条件の組み合わせに

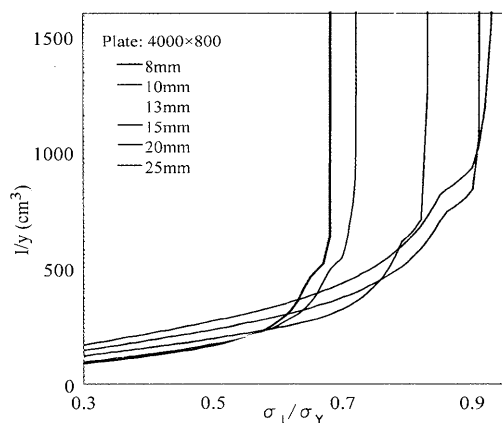
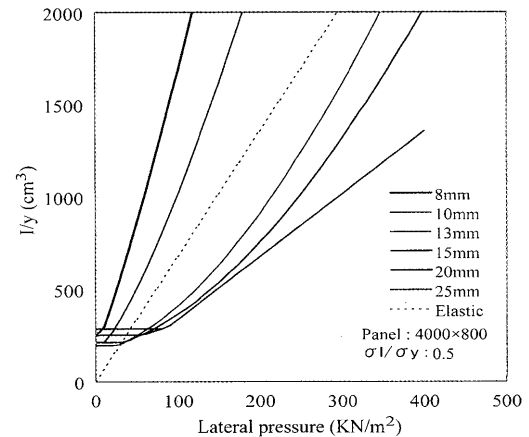
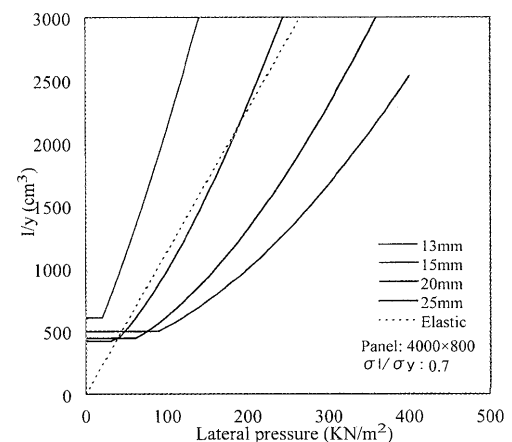


Fig. 29 Relationship between thrust and required  $I/y$  based on ultimate strength estimation



(a)  $\sigma_x/\sigma_y=0.5$



(b)  $\sigma_x/\sigma_y=0.7$

Fig. 30 Relationship between lateral pressure and required  $I/y$  based on ultimate strength estimation

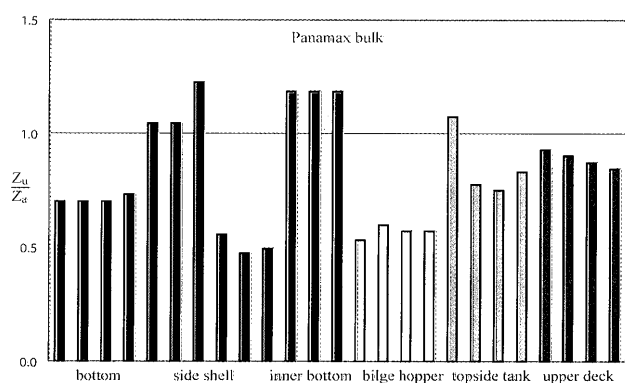
よっては、弾性設計が必ずしも安全側の評価を行っていないことを示している。

### 6.2 最終強度評価の適用例

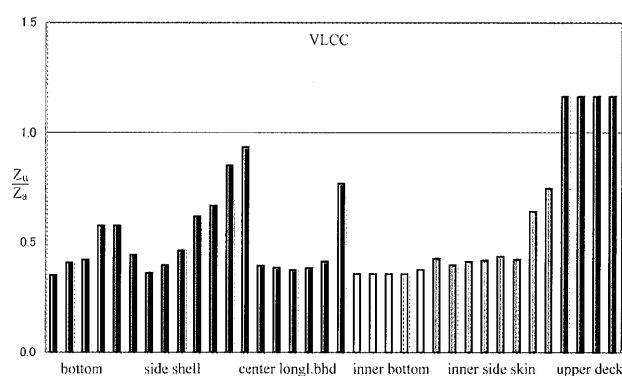
次に、代表的な構造を持つ船舶に使用されている防撓パネル (ロンジ材) に対して、最終強度ベースの要求寸法 ( $I/y$ ) を計算した。ここで、設計荷重としては、直接強度計算ガイドライン [11-12] に示される4つの最大設計波を用い、腐食による衰耗量も考慮に入れている。

Fig. 31 (a)、(b) は、Pana-max Size Bulk Carrier および VLCC で用いられる防撓パネルについて、提案の最終強度推定式により要求される各部位の断面係数  $Z_u$  を図面寸法の断面係数  $Z_d$  で無次元化した値を示す。Fig. 31 (a)、(b) より、ほとんどの防撓パネルでは最終強度ベースの要求寸法は、図面寸法を下回っている。また、最終強度ベースの要求寸法と図面寸法の傾向が異なることから、より最適な設計を行う余地がある可能性も考えられる。また、図面寸法よりも大幅に要求値が低い防撓パネルでは、仮にこの要求値に基づく、常時働くような荷重レベル、例えば、静水中で発生する荷重によって降伏や座屈が生じる寸法となる

場合が考えられ、このような場合には、静的荷重に対する強度検討が必要と思われる。



(a) Panamax bulk carrier



(b) VLCC

Fig. 31 Required section modulus of stiffened plates in actual ships based on ultimate strength estimation

## 7. まとめ

本研究では、防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルに対して、FEMによる弾塑性大たわみ解析を系統的に実施して最終強度を求め、この結果を基に、支配的パラメータを抽出した上で、実用的な最終強度簡易算式を導いた。得られた主な結論を以下に記す。

- (1) 防撓材方向の圧縮を受ける連続防撓パネルは、防撓材側が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材フランジの降伏をもってほぼ最終強度と推定できる。
- (2) 防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルは、横圧がパネル側から加わる場合にはパネルが曲げの圧縮側となるスパン中央のパネルの降伏をもって最終強度と推定

できる。一方、横圧が防撓側から加わる場合には防撓材側が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材フランジの降伏後、当該断面のウェブにも降伏域が広がった時点でほぼ最終強度に至る。

(3) 横圧がパネル側および防撓材側から加わる場合の圧縮最終強度は、防撓材のスパンが短い場合にはほぼ同じ値であるが、スパンが長い場合には横圧が比較的小さい範囲(10m水柱程度)でパネル側から横圧が加わる場合のほうが最終強度は高くなる。

(4) 解析に用いたトリプルスパンダブルベイモデルの妥当性を検証するため、これより規模の大きな隣接するガーダ間およびフロア間に渡るモデルで計算を行い、両者のFEM結果を比較した。結果として、横圧の小さい範囲では両者の最終強度はほぼ同じであるが、横圧の大きい範囲では、トリプルスパンダブルベイモデルのほうが最終強度は低くなった。これは防撓材に平行に存在するガーダ位置でパネルの面外変形が拘束される効果を見逃しているためである。これより、今回用いたトリプルスパンダブルベイモデルでの最終強度の推定が安全側の推定結果を与えることを確認した。

(5) 一連のFEM弾塑性大たわみ解析結果から、防撓材方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの崩壊モードは、防撓材の降伏が最終強度に至る主要因となるSI崩壊、パネルの降伏が主要因となるPI崩壊および横圧が支配的で塑性関節の発生が支配的要因となるHI崩壊の3つの形式に分類できる。それぞれの崩壊形式に応じた実用的な最終強度簡易算式を導いた。

(6) 防撓材のコラム細長比が小さい場合、防撓材方向の圧縮を受ける連続防撓パネルの最終強度時の崩壊モードは、降伏域が防撓材のフランジおよびウェブの広い範囲にまで及んでいる場合が多い。また、防撓材方向の圧縮と防撓材側からの横圧を受ける連続防撓パネルについても、崩壊モードに同様の傾向が見られる。これより、コラム細長比および防撓材側から加わる横圧の大きさに応じて降伏の判定点を修正した。このような修正を行うことで、最終強度簡易算式の推定精度を向上させた。

(7) 提案の最終強度簡易算式による推定値とFEM結果の比較より、推定値はFEM結果とほぼ良い相関を示しており、かつ安全側の推定結果を与えていることから、提案簡易算式の有効性を示した。

(8) 提案の最終強度簡易算式を用いて、最終強度ベースの要求断面係数を算出し、これと従来の弾性ベースの要求値を比較した。その結果、防撓パネルの寸法や荷重条件によっては、必ずしも弾性ベースの寸法が安全側ではないことを示した。また、実船の防撓パネルに対して最終強度評価を行い、最終強度ベースの要求寸法と図面寸法を比較した結果、両者の傾向は異なっており、より最適な設計を行う余地がある可能性が考えられる。

## 参考文献

- [1] 藤久保昌彦、柳原大輔、矢尾哲也：連続防撓パネルの圧壊挙動の推定法、日本造船学会論文集、第185号、1999、pp.203-212.
- [2] 藤久保昌彦、柳原大輔、矢尾哲也：連続防撓パネルの圧壊挙動の推定法（第2報）、日本造船学会論文集、第186号、1999、pp.631-638.
- [3] 柳原大輔、藤久保昌彦、森田竜太郎、瀬戸山雄：水圧と面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルの最終強度推定法、日本造船学会論文集、第192号、2002、pp.697-705.
- [4] 柳原大輔、藤久保昌彦、原田実：横圧と面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルの最終強度推定法、日本造船学会論文集、第194号に掲載の予定。
- [5] 原田実、藤久保昌彦、柳原大輔：横圧と面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルの最終強度簡易算式、関西造船協会論文集、第241号に掲載の予定。
- [6] 矢尾哲也、藤久保昌彦、柳原大輔、入沢真生：防撓パネルの座屈・塑性崩壊解析におけるFEMモデル化に関する考察、西部造船会会報、第95号、1998、pp.121-128.
- [7] Ueda Y., Yao T. : The Influence of Complex Initial Deflection Modes on the Behaviour and Ultimate Strength of Rectangular Plate in Compression, J. Constructional Steel Research, Vol.5 (1985), pp.265-302.
- [8] Yao, T., Nikolov, P.I., Miyagawa, Y.: Influence of Welding Imperfections on Stiffeners of Rectangular Plate under Thrust, Mechanical Effects of Welding, (Eds.) Karlsson, L., Lindgren, L.-E. and Jonsson, M., Springer-Verlag (1992), pp.261-268.
- [9] Fujikubo M., Yao T.: Elastic local buckling strength of stiffened plate considering plate/stiffener interaction and welding residual stress, Marine Structures, 12 (1999), pp.543-564.
- [10] 広島大学：船体上甲板の連続防撓パネルとしての圧壊強度の簡易推定法、日本造船研究協会 第228研究部会WG1-14-11、1998.
- [11] 日本海事協会：タンカーの構造強度に関するガイドライン（直接強度計算ガイドライン）、2001.
- [12] 日本海事協会：ばら積み貨物船の構造強度に関するガイドライン（直接強度計算ガイドライン）、2002.