船体構造要素の最終強度評価に関する研究

技術研究所　原田　実

１．はじめに

船体の崩壊挙動及びその最終耐荷能力を明らかにするには、例えば、直接 FEM による弾塑性大たわみ解析を船体全体構造に対して実施する方法が考えられるが、膨大な計算時間が必要となり、現時点では不可能に近いと思われる。そこで、船体の最終耐荷能力推定のためには、それを構成する各構造要素の最終強度をまずは精度良く推定できることが必要条件であるとの考えの下に、これまで船体各部を構成する種々の構造要素に対して、FEM 弾塑性大たわみ解析を系統的に実施し、その座屈・塑性崩壊挙動を明らかにすると共に実用的な最終強度推定法を提案してきた。ここでは、重要な構造要素として、図 1 に示す防撓パネル要素と有孔桁要素を取り挙げ、この 2 種類の構造要素の実用的最終強度推定法の概要について述べる。

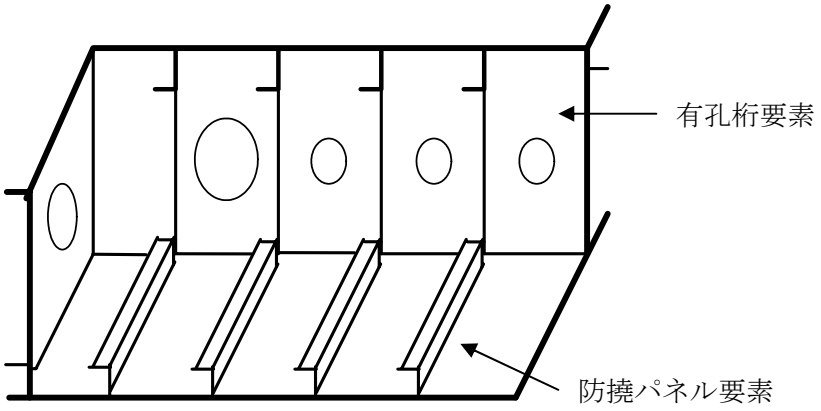


図１　船体を構成する代表的な構造要素

２．連続防撓パネルの最終強度推定法［１－６］

２．１　防撓材方向の圧縮と横圧を受ける場合［１－５］

船体が縦曲げ及び横圧(水圧)を受ける場合、図 2 に示すように、船底部の防撓パネルは縦防撓式の場合には防撓材方向の圧縮と同時に横圧を受ける。これより、最初に防撓材方向の圧縮と横圧を受ける防撓パネルの崩壊挙動及びその最終強度について検討を行った。解析対象としたモデル化の範囲を図 3 に示すが、ここでは構造の連続性を考慮に入れて、トリプルスパンの範囲を対象とした連続防撓パネルについて検討を行った。

連続防撓パネルの最終強度は FEM による弾塑性大たわみ解析を実施して求めた。解析コードは汎用解析コード MSC/Marc を用い、要素には 4 節点薄肉シェル要素(要素番号 4)を用いた。境界条件は、モデルの周辺に周期対称条件あるいは対称条件を与えた。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等を図 3 の右側に示す。また、防撓材は表 1 に示す全 11 種類を考慮した。初期撓みは、図 4 に示す 3 種類のオイラー座屈モードのものをパネルと防撓材に考慮した。荷重は、最初に横圧を要素に面圧として固定値で与え、次に圧縮荷重をモデル端部に弧長増分法で与えた。

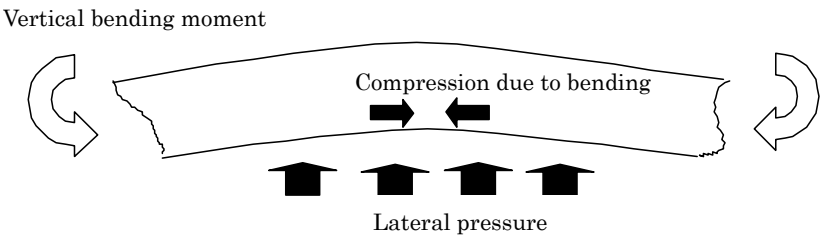
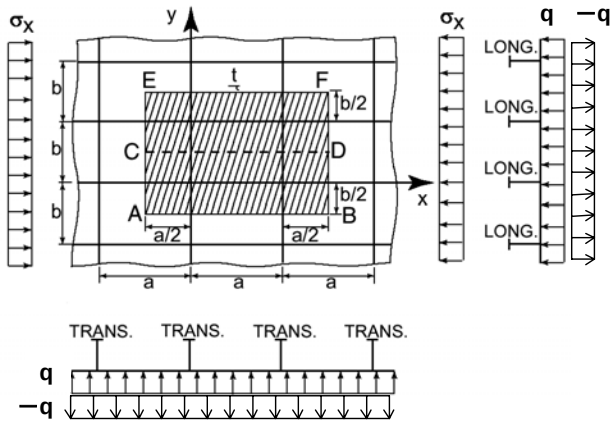


図２　縦曲げモーメントと横圧を受ける船体



パネルの寸法:

$a \times b$=2400×800

4000×800(mm)

パネルの板厚: t=10, 13, 15, 20, 25(mm)

降伏強度 σ_Y: 313.6MPa,

ヤング率E: 205.8GPa,

ポアソン比 ν: 0.3

加工硬化H' =E/65

図３　解析対象範囲

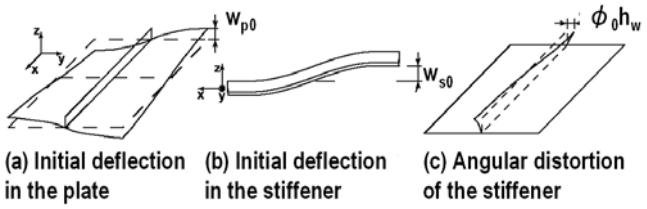


図４　考慮した初期撓み形状

表１　検討対象とした防撓材

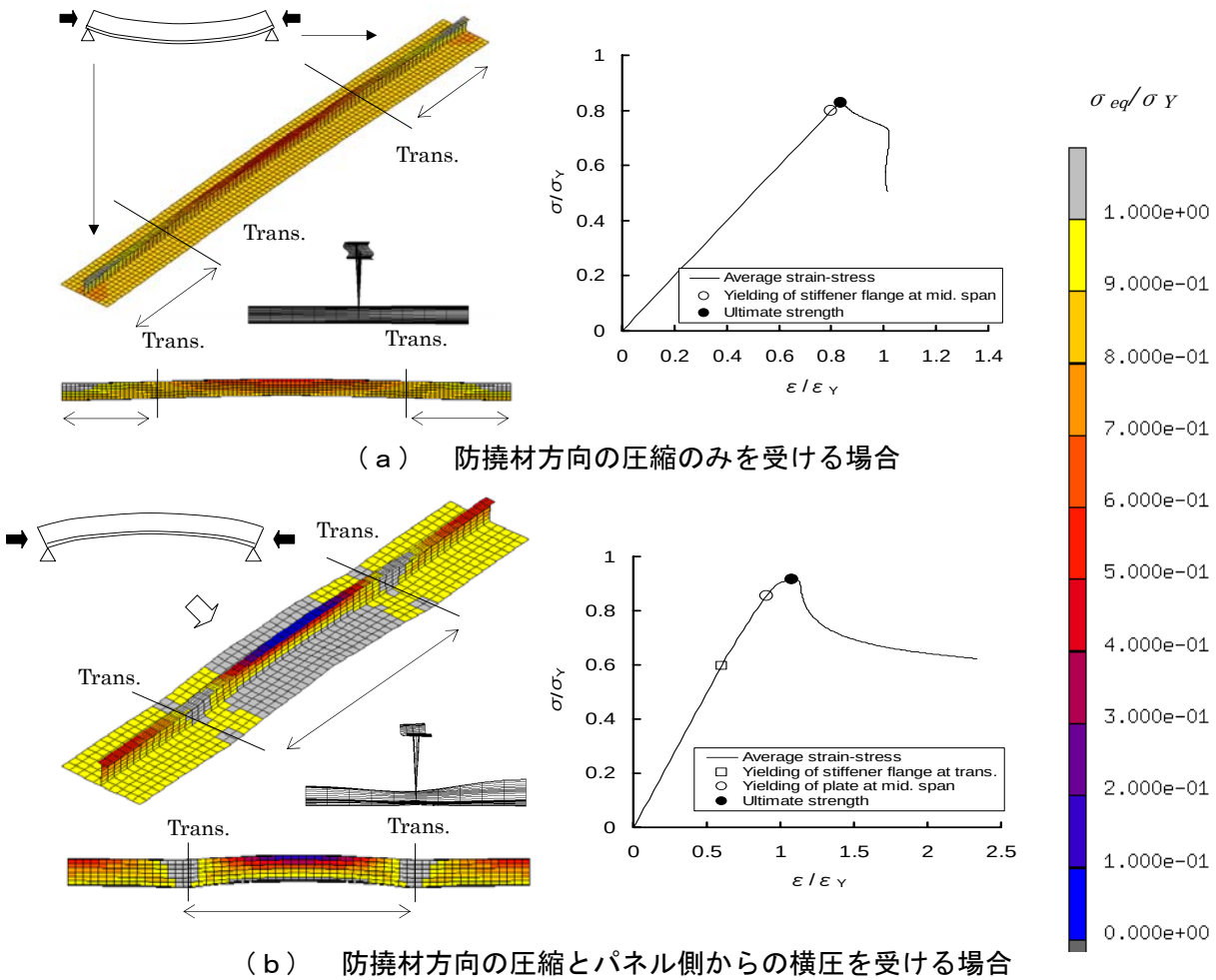
Type	Model	Shape	h_w	t_w	b_f	t_f	h_w/t_w
1	T1	Tee-bar	150	9	90	12	16.67
	A1	Angle-bar	150	9	90	12	16.67
	F1	Flat-bar	150	17	-	-	8.82
2	T2	Tee-bar	250	10	100	15	25.00
	A2	Angle-bar	250	10	100	15	25.00
	F2	Flat-bar	250	19	-	-	13.16
3	T3	Tee-bar	400	12	100	17	33.33
	A3	Angle-bar	400	12	100	17	33.33
	F3	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)

２．１．１　連続防撓パネルの崩壊挙動

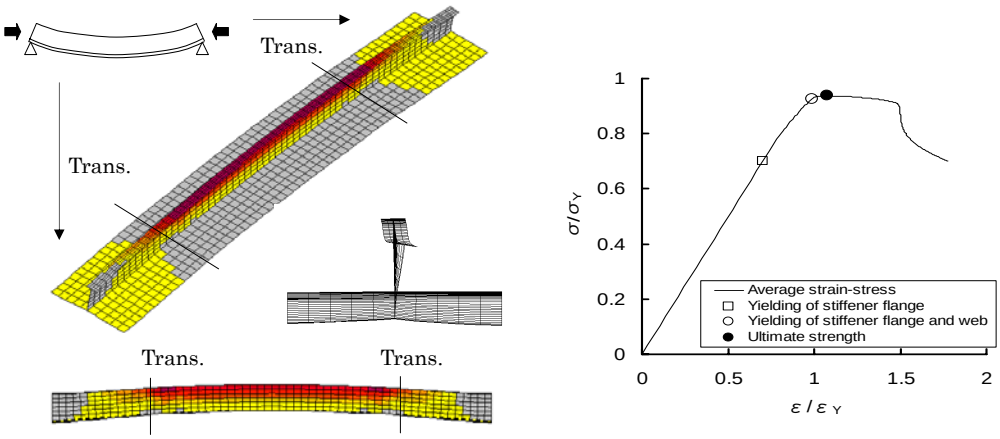
まず、防撓材方向の圧縮のみを受ける場合の代表的な解析結果として、アスペクト比 a/b=5 で板厚 t=20mm のタイプ２の Tee-bar 付き連続防撓パネルの最終強度時の崩壊モード及び平均圧縮応力－平均歪関係を図 5(a)に示す。初期降伏は防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材フランジに生じる。この初期降伏の後、当該断面の防撓材フランジ及びウエブにさらに降伏域が広がって最終強度に至る。防撓材フランジの初期降伏から最終強度までの荷重増分はわずかであることから、防撓材フランジ上面の降伏をもって最終強度と推定できる。崩壊モード図より、防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材フランジに降伏が集中している。このように、防撓材の降伏が最終強度に至る支配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。次に、横圧がパネル側から加わる場合の代表的な解析結果として、アスペクト比 a/b=3 で板厚 t=20mm のタイプ２の Tee-bar 付き連続防撓パネルに q=20m の横圧が加わる場合の最終強度時の崩壊モード及び平均圧縮応力－平均歪関係を図

5(b)に示す。初期降伏はトランス材位置の防撓材フランジに生じ、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。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。崩壊モード図より、パネルが曲



（ａ）　防撓材方向の圧縮のみを受ける場合

（ｂ）　防撓材方向の圧縮とパネル側からの横圧を受ける場合



（ｃ）　防撓材方向の圧縮と防撓材側からの横圧を受ける場合

図５　連続防撓パネルの崩壊モード及び平均応力－歪関係

げの圧縮側となるスパン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支配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。次に、横圧が防撓材側から加わる場合の代表的な解析結果として、図 5(b)と同じ防撓パネルに q=－10m の横圧が加わる場合の最終強度時の崩壊モード及び平均圧縮応力－平均歪関係を図 5(c)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エ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、圧縮のみが加わる場合と同様に防撓材の降伏が最終強度に至る支配的な要因となるので SI 崩壊が生じるが、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と予想される。さらに、横圧が非常に大きい場合には、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、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]。

２．１．２　最終強度推定法

藤久保、柳原らは連続防撓パネルを図 6 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繰り返し計算により解析的に求める最終強度推定法を導いている[1-4]。この梁・柱モデルでは、パネルはその座屈後の有効幅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。図 6 の断面図に示すいずれかの点(F1～F4)で、軸方向応力が降伏強度 σ_Y に達したとき、すなわち式(1)の最終強度判定式を満足するときの平均圧縮荷重をもって連続防撓パネルの最終強度とする。しかしながら、この手法では有効幅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(1)を簡易化し、陽表示の最終強度簡易算式を開発した[5]。

$$\Gamma = \sigma_Y - (\sigma_a + \sigma_b + \sigma_w + \sigma_B) = 0 \qquad (1)$$

ここで、　σ_a：軸応力

σ_b：曲げ変形による曲げ応力

σ_w：曲げ捩りによる反り応力

σ_B：横圧による曲げ応力

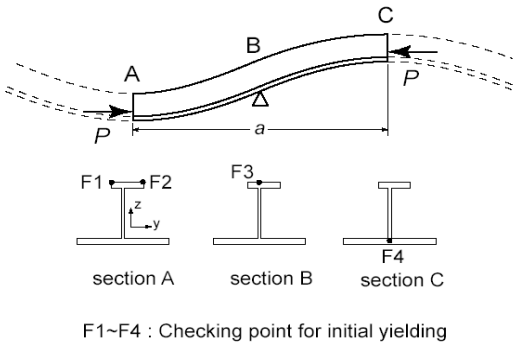


図６　ダブルスパンの梁・柱モデル

ここでは具体的な算式の誘導は省略するが、最終的には横圧のみでトランス材位置の防撓材トップが降伏する横圧q_{cr}より横圧が小さい場合には、最終強度はSI崩壊と判定された最終強度推定値とPI崩壊と判定された最終強度推定値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崩壊と判定された最終強度推定値を真の最終強度とすることにより推定する。この推定法による最終強度推定値とFEM結果の比較を図 7 に示すが、両者は良い相関を示す。

$0 \leqq q < q_{cr}$ のとき： $\sigma_{us_x_q} = Min.[\sigma_{us(SI)}, \sigma_{us(PI)}]$ (2)

$q \geqq q_{cr}$ のとき： $\sigma_{us_x_q} = \sigma_{us(HI)}$

ここで、$q_{cr} = 12Z\sigma_Y/(a^2b)$

$\sigma_{us(SI)}, \sigma_{us(PI)}, \sigma_{us(HI)}$：SI崩壊、ＰI崩壊及びHI崩壊と判定された最終強度推定値

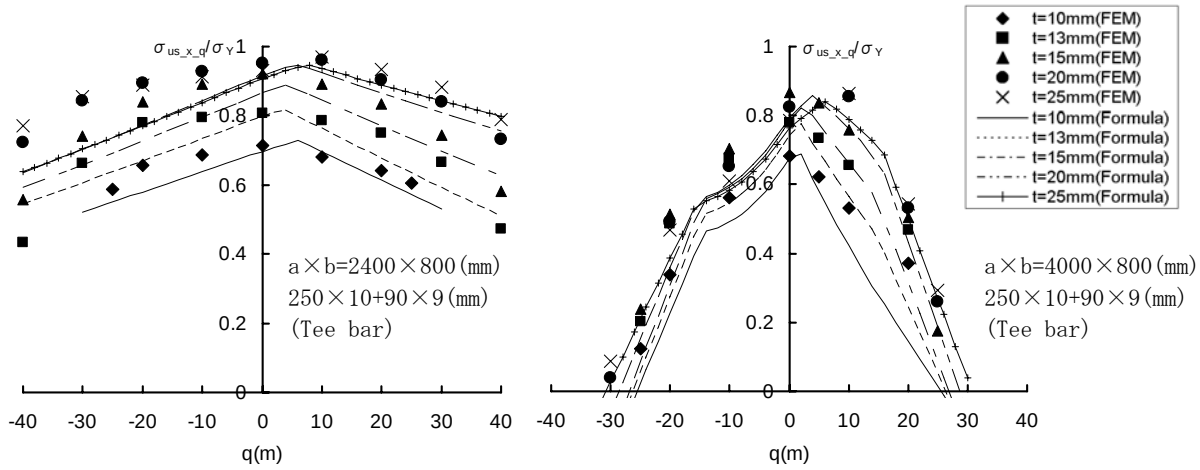


図７　防撓材方向の圧縮最終強度と横圧の関係（ＦＥＭ結果及び推定値）

２．２　防撓材と直角方向の圧縮と横圧を受ける場合［６－７］

船舶が満載状態において貨物倉が空倉となる大型船の二重底船底パネルは、図 8 に示すように、直接船底パネルに加わる大きな横圧と同時に二重底の曲げ及び船側からの水圧によって生じる船幅方向の圧縮荷重を受ける。縦肋骨式構造の場合には、船底部の防撓パネルは防撓材と直角方向の圧縮と同時に横圧を受ける。これより、防撓材と直角方向の圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの崩壊挙動及びその最終強度について検討を行った。

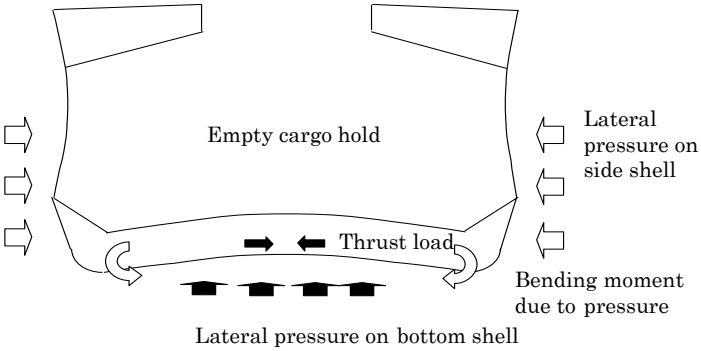


図８　横圧を受ける船体横断面構造

２．２．１　連続防撓パネルの崩壊挙動

代表的な解析結果として、アスペクト比 a/b=3 で板厚 t=10mm の Angle-bar 付き連続防撓パネルの横圧と圧縮最終強度の関係を図 9 に示す。図には連続パネルの結果も併せて示している。図より、横圧が増加するにつれて圧縮最終強度は防撓パネル、連続パネル共に緩やかに低下する。防撓材寸法が大きいほど圧縮最終強度が高いのは、防撓材がパネルの座屈変形に対して抵抗するためである。図にはタイプ 2 の防撓パネルで横圧 q=10、20、25m のときの最終強度時の崩壊モードを示しているが、横圧が小さいと周辺支持モード、ある程度大きいと周辺固定モードであり、非常に横圧が大きい場合にはパネルの塑性崩壊モードとなる。

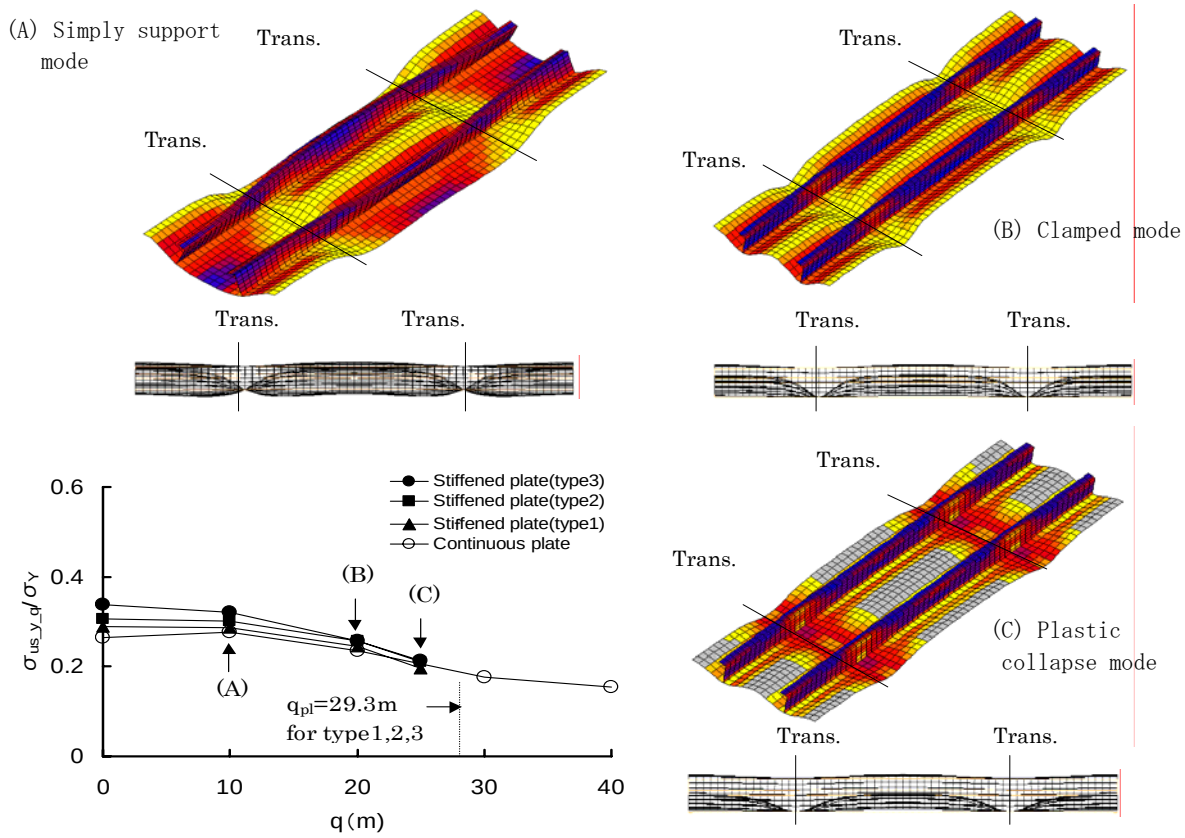


図９　防撓材と直角方向の圧縮最終強度と横圧の関係及び崩壊モード

２．２．２　最終強度推定法

一連のFEM結果から、連続防撓パネルの最終強度は、既存の連続パネルの最終強度推定法に防撓材の影響を考慮することで推定が可能と考える。ここで、連続パネルの最終強度推定法は下式のように、周辺支持の連続パネルの最終強度 $\sigma^{s}_{uyq(p)}$ と周辺固定の単独パネルの最終強度 $\sigma^{c}_{uyq(p)}$ のうち小さいほうの値を連続パネルの最終強度 $\sigma_{uyq(p)}$ と見なす[7]。ここで、$\sigma^{s}_{uyq(p)}$ には横圧による弾性座屈強度の上昇の影響を考慮したパネルの細長比 β_q を用いる。

$$\sigma_{uyq(p)} = \mathrm{Min.}\left[\ \sigma^{s}_{uyq(p)}(\beta_q, q, a/b)\ \ or\ \sigma^{c}_{uyq(p)}(\beta,\ q, a/b)\right. \qquad (3)$$

ここで、$\beta_q = b/t(\sigma_Y/ER_q)^{1/2}$,　$R_q = 1+\ (qb^4/Et^4)^{1.75}/160/(a/b)^{0.95}$

防撓材の影響は、パネルの細長比 β_q を下式のように修正することで考慮する。この新たなパネル細長比 β^{s}_{q} を式(3)の $\sigma^{s}_{uyq(p)}$ の算式に代入して連続防撓パネルの最終強度を推定する。

$$\beta^{s}_{q} = b/t(\sigma_Y/ER_q\kappa_y)^{1/2} \qquad (4)$$

ここで、κ_y：防撓材の影響による弾性座屈強度の上昇度

さらに、図９のFEM結果が示すように、横圧がパネルあるいは防撓材の塑性崩壊荷重近傍まで上昇すると、横圧のみによって塑性崩壊が生じ既に圧縮耐荷能力を喪失していると考えられることから、式(5)に示す塑性崩壊荷重 q_{pl} あるいは q_{st} を横圧の上限値とする。この手法による最終強度推定値とFEM結果の比較を図10に示すが、両者は良い相関を示している。

$$q_{pl}=12\sigma_Y t^2/a^2\times(a/b)^4/(3(a/b)^2-2((1+3(a/b)^2)^{0.5})-1)$$

$$q_{st}=16Z_p\sigma_Y/(a^2b) \qquad (5)$$

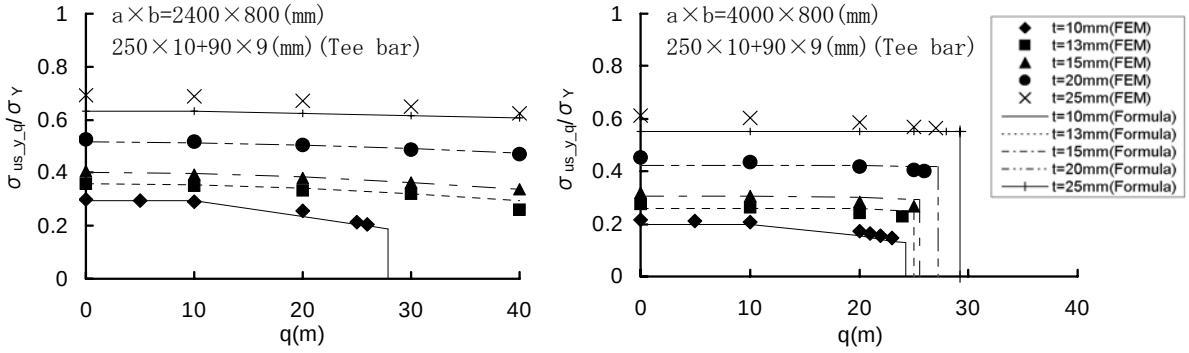


図１０　防撓材と直角方向の圧縮最終強度と横圧の関係（ＦＥＭ結果及び推定値）

２．３　二軸圧縮と横圧を受ける場合［６］

最後に、図 2 と図 8 の状態が同時に生じる場合には、船底部の防撓パネルは二軸圧縮と同時に横圧を受ける。これより、二軸圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの崩壊挙動及びその最終強度について検討を行った。

２．３．１　連続防撓パネルの崩壊挙動

代表的な解析結果として、アスペクト比a/b=3 でタイプ 2 のTee-bar付き連続防撓パネルの二軸圧縮下の最終強度相関関係及び代表的な 2 つの崩壊モードを図 11 に示す。図より、防撓材と直角方向の圧縮が支配的な場合には、防撓材間のパネルの局部崩壊が顕著なモードが生じている。一方、防撓材方向の圧縮が支配的な場合には、防撓パネルとしての全体崩壊モードが生じている。このように二軸圧縮下の崩壊モードは大きく 2 種類に分けることができ、モードが変化する応力比において、最終強度相関曲線も大きく変化する。代表的な連続防撓パネルについて、二軸圧縮下の最終強度を単軸圧縮下の最終強度で割って無次元化した値R_x、R_yをグラフの横軸と縦軸にプロットしたものを図 12 に示す。図では、パネル細長比を変えた場合と防撓材のコラム細長比を変えた場合の 2 種類を示す。図 12(a)より、パネル細長比が大きいほど点線で描いた円弧に、小さいほど一点鎖線で描いたR_x=1.0 及びR_y=1.0 の線に近づく。また、図 12(b)より、コラム細長比が小さいほど円弧に、大きいほどR_x =1.0 及びR_y=1.0 の線に近づくことも確認できる。これは、パネル細長比が小さいあるいはコラム細長比が大きいほどより防撓パネルとしての全体崩壊モードが発生しやすくなり、これによって、崩壊モードがパネルの局部崩壊と全体崩壊の 2 種類により明確に分離されるため、最終強度相関曲線はR_x =1.0 及びR_y=1.0 の線に近づくものと考える。

次に、アスペクト比a/b=3 で板厚t=20mmのタイプ 2 のTee-bar付き連続防撓パネルの二軸圧縮と横圧下の最終強度相関関係を降伏強度で無次元化した値を図 13(a)に、単軸荷重下の最終強度で無次元化した値(R_x、R_y)を図 13(b)に示す。図 13(a)より、横圧の増加によって最終強度は低下し、相関曲線は原点に近づくが、図 13(b)に示すように相関関係そのものは横圧のない二軸圧縮下の関係と実用的な横圧の範囲では大きな差異は見られない。

２．３．２　最終強度推定法

一連のFEM結果から得られた知見に基づき、二軸圧縮と横圧下の最終強度相関関係式を開発した。この相関関係式は図 14 に示すように、パネルの細長比βが大きいあるいはコラム細長比γが小さいほど円弧に漸近し、これと逆の場合にはR_x=1.0 及びR_y=1.0 の線に漸近する。この算式を用いて求めた最終強度推定値とFEM結果の比較を代表的な連続防撓パネルについて、図 15 に

示す。図より、両者は良い一致を示しており、提案推定法の有効性が確認できる。

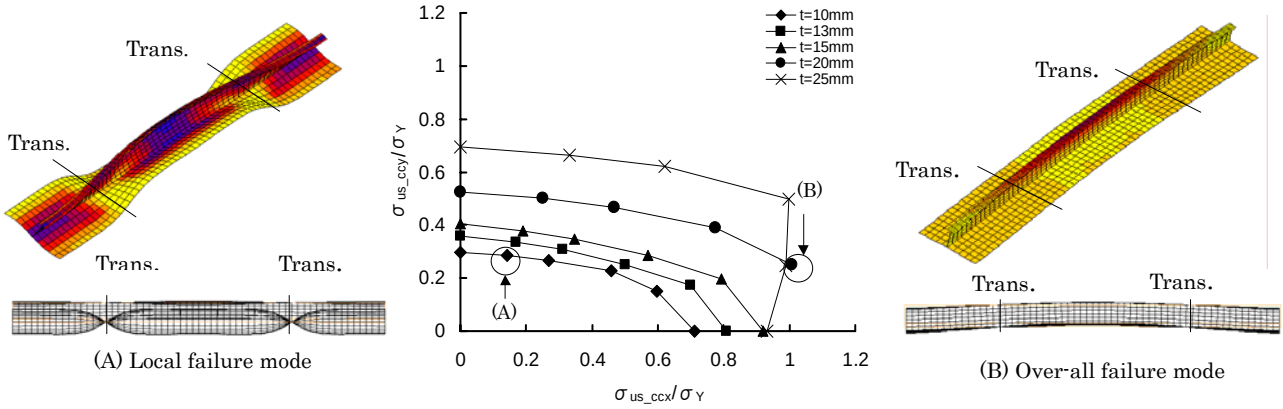
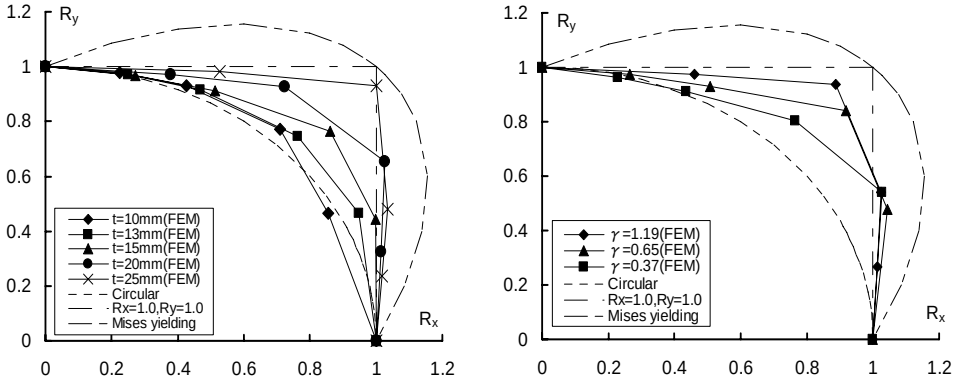
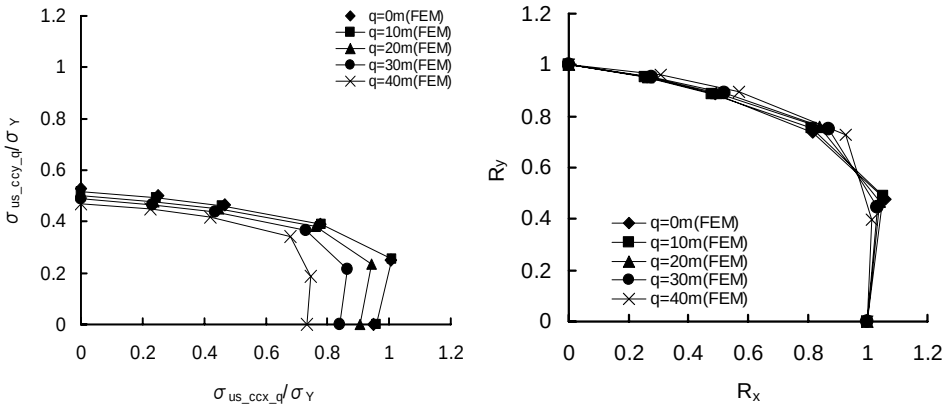


図１１　二軸圧縮を受ける連続防撓パネルの最終強度及び崩壊モード



（ａ）　パネル細長比を変化　　（ｂ）　コラム細長比を変化

図１２　二軸圧縮下の連続防撓パネルの最終強度相関関係



（ａ）　降伏強度で無次元化　　（ｂ）　単軸荷重下の最終強度で無次元化

図１３　二軸圧縮と横圧下の連続防撓パネルの最終強度相関関係

$$\left.\begin{array}{l} \text{When } \beta > 1.0, \text{ then,} \\ \quad R_x^{\delta} + c_1 R_y^{\delta} - c_2 R_y = 1.0 \\ \quad\quad \delta = \gamma/(\beta-1)(a/b-1) \leqq 2.0 \\ \quad\quad c_1 = 3.8 - 1.4\beta \leqq 1.0,\ c_2 = 2.8 - 1.4\beta \leqq 0.0 \\ \text{When } \beta \leqq 1.0, \text{ then,} \\ \quad R_x = 1.0 \text{ or } R_y = 1.0 \end{array}\right\} \quad (6)$$

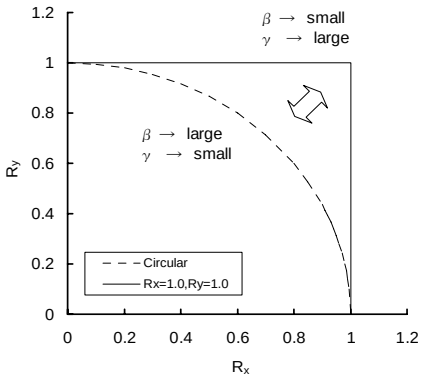


図１４　提案の最終強度相関関係式

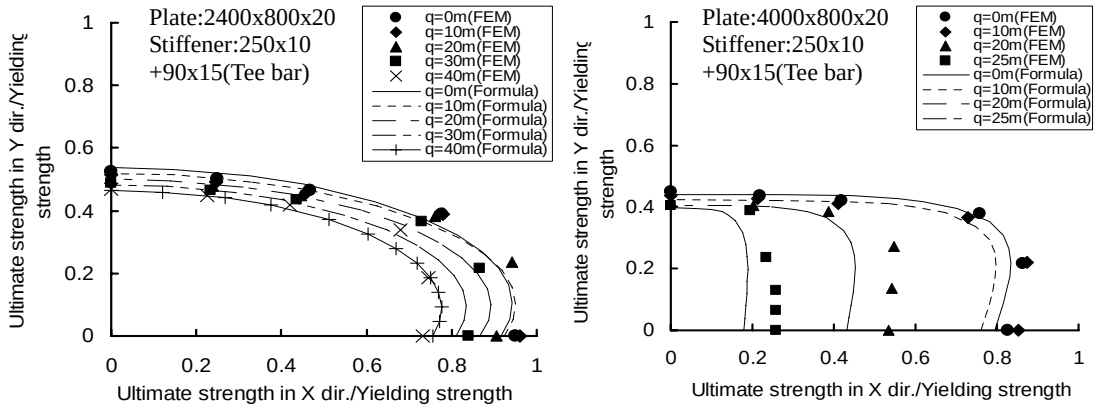


図１５　二軸圧縮と横圧下の最終強度相関関係（ＦＥＭ結果及び推定値）

３．有孔桁構造の最終強度推定法［８－１０］

３．１　有孔矩形板の最終強度推定法［８］

３．１．１　解析対象

最も基本的な開孔を有する構造要素として、図 16 に示す周辺が単純支持された単独有孔矩形板に対して、FEM弾塑性大たわみ解析を実施しその崩壊挙動を明らかにすると共に最終強度を求めた。解析コードは第 2 章と同様、MSC/Marcを用いた。解析対象となる有孔矩形板は、短辺の長さbを 1000mmに固定して、長辺の長さaを 2000mm、3000mm、5000mm(アスペクト比 2、3、5)、板厚tは 8、12、16、20、24、30mmの 6 種類を、開孔は円孔を仮定した。荷重は、長辺方向圧縮及び短辺方向圧縮の 2 種類を想定した。初期たわみは長辺方向に 1 半波から 5 半波の成分を重ね合せた初期たわみ形状を考慮した。降伏応力σ_Yは 313.6MPa、ヤング率Eは 205.8GPaとし、歪硬化は無視した。降伏関数にはMisesの降伏関数を使用した。

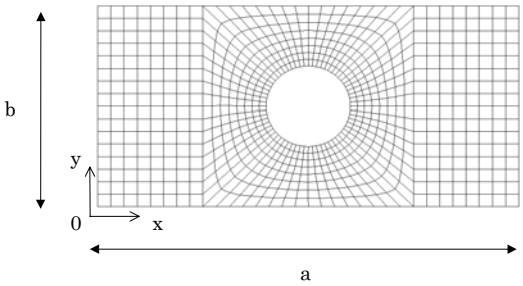


図１６　有孔矩形板ＦＥＭモデル

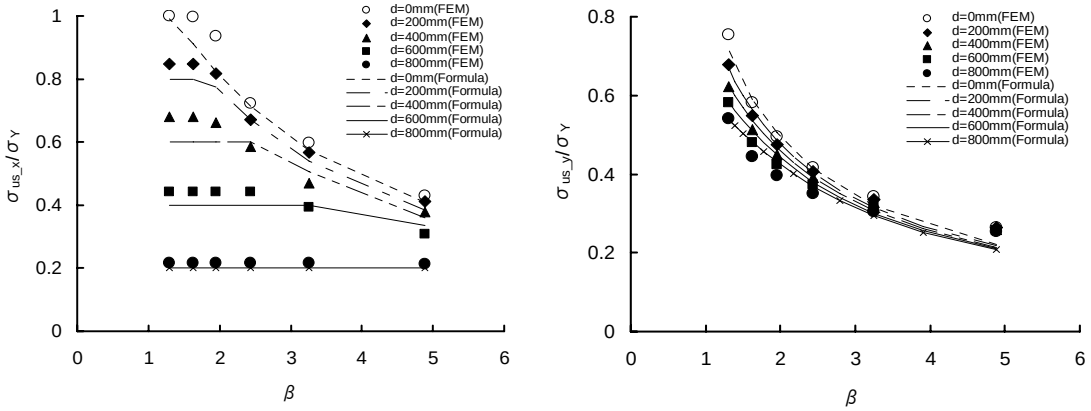
３．１．２　解析結果

代表的な解析結果として、アスペクト比 2 の有孔矩形板の FEM により求めた最終強度を、長辺方向圧縮及び短辺方向圧縮を受ける場合について、それぞれ図 17(a)、(b)に示す。グラフの

横軸は矩形板の細長比 β を、縦軸は圧縮最終強度を降伏強度で無次元化した値を示す。

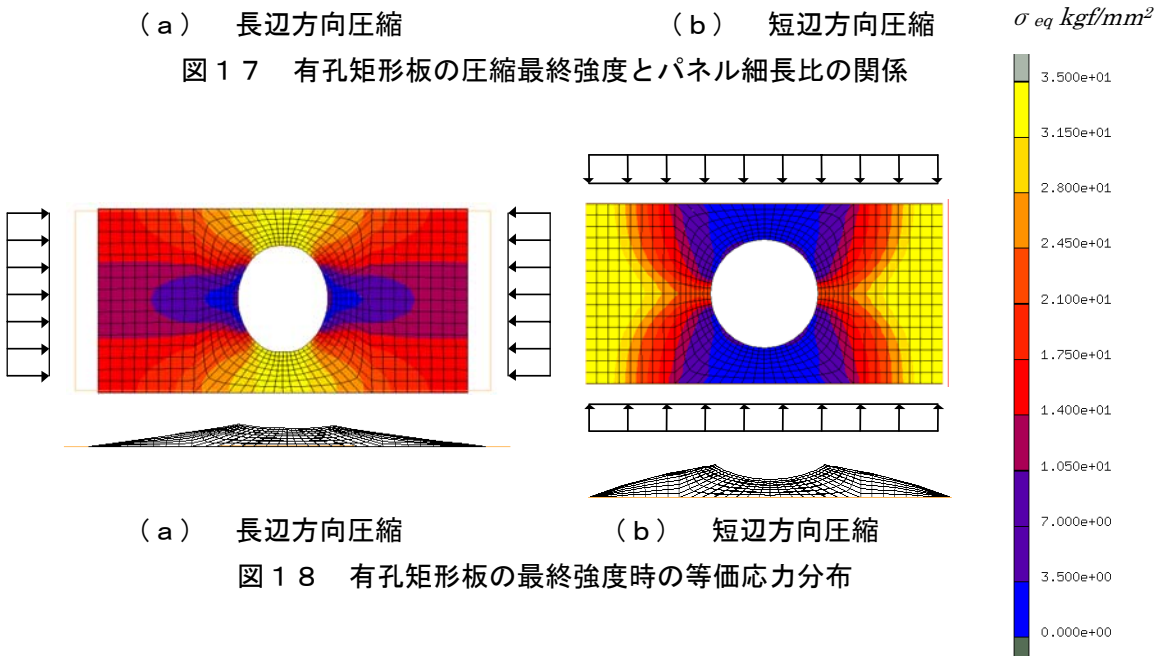
まず、図 17(a)の長辺方向の圧縮を受ける場合、開孔が大きくなるにつれて最終強度は低下する。その割合は厚板ほど大きい。厚板でかつ開孔の径が大きい場合には、最終強度は開孔を除いた有効断面の降伏強度(1-d/b) σ_Yで近似できる。図では、この値よりFEM結果のほうが若干高くなっているが、これは矩形板周辺の面内変位について直線保持の拘束を設けているため、特に開孔部の有効断面では二軸圧縮応力状態となり、Misesの降伏条件の下では、荷重方向の応力が降伏応力以上に上昇できるためである。なお、非載荷辺の面内変位を自由にして別途行った解析では、最終強度は有効断面の降伏強度(1-d/b) σ_Yにほぼ一致することを確認している。次に、図 17(b)の短辺方向の圧縮を受ける場合には、最終強度が低下する傾向は長辺方向圧縮の場合と同じであるが、その低下の度合いは長辺方向圧縮の場合ほど大きくない。これは、短辺方向圧縮では、たわみの小さい短辺の近傍で荷重が主として受け持たれ、中央部の耐荷能力がもともと小さいためと考えられる。このため長辺方向圧縮の場合に比べて、開孔の圧縮最終強度に及ぼす影響はそれ程大きくない。

例として、板厚 t=20mm で開孔径 d=600mm の有孔矩形板の最終強度時の等価応力分布を長辺方向圧縮及び短辺方向圧縮について図 18(a)、(b)に示す。図より、長辺方向圧縮の場合には、開孔部の有効断面が降伏して最終強度に至っている。一方、短辺方向圧縮の場合には、開孔部の応力は高くはなく、開孔から遠い矩形板短辺の端部が降伏して最終強度に至っている。



（ａ）　長辺方向圧縮　　（ｂ）　短辺方向圧縮

図１７　有孔矩形板の圧縮最終強度とパネル細長比の関係



（ａ）　長辺方向圧縮　　（ｂ）　短辺方向圧縮

図１８　有孔矩形板の最終強度時の等価応力分布

３．１．３　最終強度推定法

FEM結果によると、長辺方向圧縮を受ける有孔矩形板の場合、開孔が小さいあるいは薄板の場合ほど、開孔なしの矩形板と類似の座屈変形が生じる。ただし、開孔の自由縁では、法線方向応力がゼロであるため、開孔の内側の領域では圧縮応力が余り増加せず、開孔なしの場合に比べて断面の有効性が低下する。結果として座屈後の有効幅も開孔なしの場合に比べて減少し、最終強度が低下する。このような崩壊モードに対しては、無孔矩形板の最終強度をベースに、これに開孔の影響を考慮して有孔矩形板の最終強度を推定する。一方、開孔が大きいあるいは厚板の場合は、開孔部の有効断面の降伏強度で最終強度はほぼ近似できると考える。これより、最終強度は下記 σ_{U1}と σ_{U2}のうち小さいほうの値とする。

$$\sigma_U = Min.[\sigma_{U1} \text{ or } \sigma_{U2}] \qquad (7)$$

$$\sigma_{U1} = f(d/b)\sigma_{U0}, \quad f(d/b) < 1.0$$

$$\sigma_{U2} = (1-d/b)\sigma_Y$$

ここで、 σ_{u0}：無孔単独パネルの最終強度

一方、短辺方向圧縮を受ける有孔矩形板の場合には、無孔連続パネルの最終強度推定式[7]をベースに、これに開孔の影響を考慮する。開孔の影響は、図 19 に示すように矩形板の長辺の断面積が開孔の存在により d/a だけ低下することにより考慮する。このとき最終強度は下式で推定できる。

$$\sigma_U = (b/a)\sigma_{ue} + (1-b/a-d/a)\sigma_{um} \qquad (8)$$

ここで、 σ_{ue}：端部の無孔パネルの最終強度

σ_{um}：平行部の無孔パネルの最終強度

上述の提案手法による最終強度推定値と FEM 結果の比較を図 17(a)、(b)に実線などの線分で表わす。図より、両荷重条件共に FEM 結果と良い相関を示している。

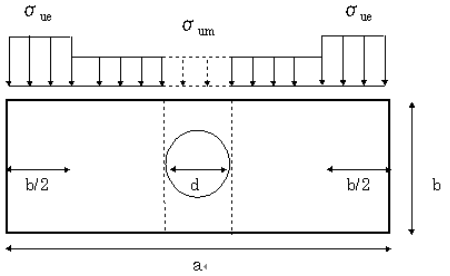
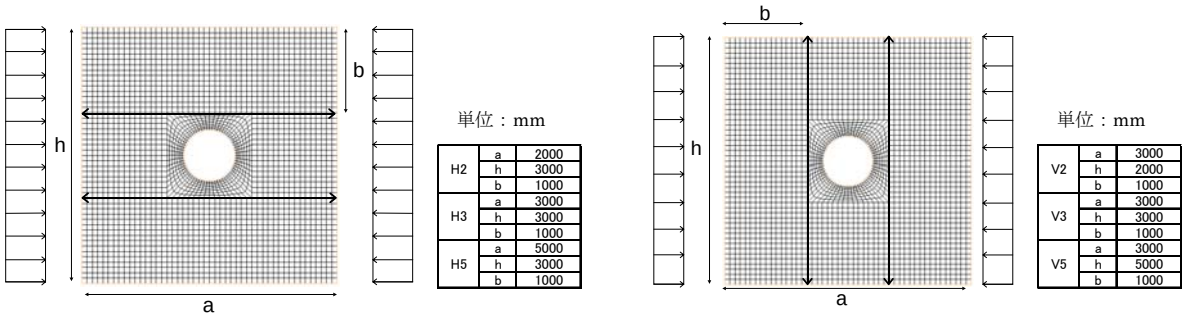


図１９　短辺方向圧縮を受ける有孔矩形板

３．２　有孔連続パネルの最終強度推定法［９］

３．２．１　解析対象

実際の船体構造では、桁部材のウエブは通常数本の防撓材で補強されており、この防撓材で仕切られたパネルのいずれかに開孔が設けられる場合が多い。従って、防撓材で仕切られた 1 枚のパネルを取り出した単独の有孔パネルに対してではなく、防撓材で仕切られたパネルが



（ａ）　水平防撓式ウエブ　　（ｂ）　垂直防撓式ウエブ

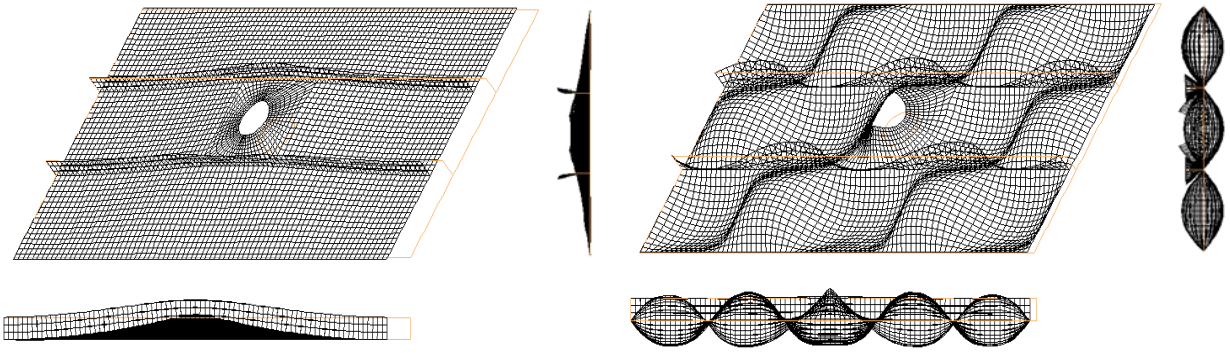
図２０　有孔連続パネルＦＥＭモデル

複数枚連続した連続パネルの中に有孔パネルが含まれた有孔連続パネルに対して、その最終強度を検討するほうがより合理的である。そこで、図 20 に示すような中央に一枚の有孔パネルを、その両側に二枚の無孔パネルを有する水平防撓式桁ウエブ及び垂直防撓式桁ウエブが圧縮を受ける場合の最終強度について検討した。ここで、FEM の解析条件は前 3.1 の有孔矩形板の場合と基本的には同じである。また、3 枚のパネルを仕切る 2 本の防撓材はモデル化せず、防撓材が配置される箇所の面外変位を拘束した。

３．２．２　解析結果

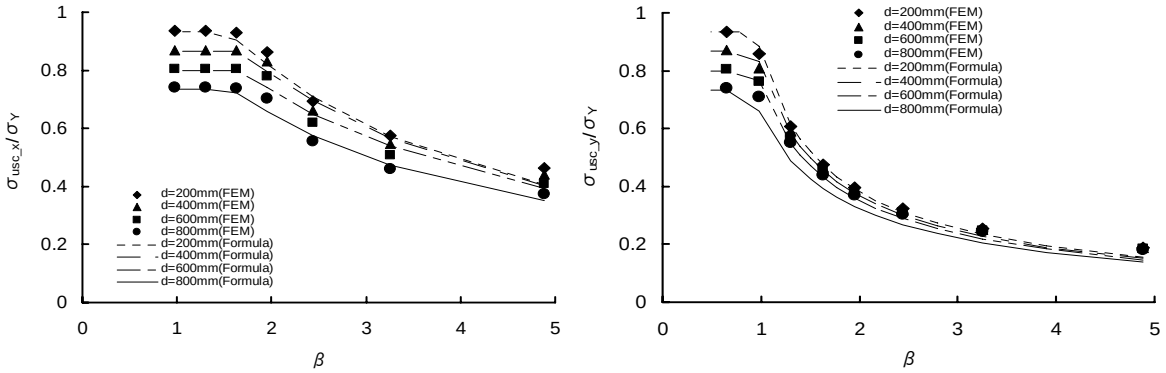
最初に、代表的な有孔連続パネルに対して、2 本の防撓材をモデル化して計算を行った。その結果、防撓材がパネルの剛性に比べ極端に低い場合には、図 21(a)に示す防撓パネルとしての全体崩壊がパネルの局部崩壊より先に生じ、防撓材をモデル化しない提案モデルでは最終強度を非安全側に推定することが明らかとなった。しかしながら、通常の船体で用いられる防撓材寸法では、図 21(b)に示した防撓材間のパネルの局部崩壊が先に生じるため、基本的には防撓材を無視して当該部の面外変位を拘束した提案モデルで安全側の推定ができると考える。

図 22 に防撓材で仕切られたパネル細長比 β と水平及び垂直防撓式ウエブの圧縮最終強度の関係を示す。水平防撓式ウエブの場合は、パネル細長比が小さくなるにつれて開孔部有効断面の降伏強度 $(1-d/h)\ \sigma_Y$ に漸近する。この傾向は有孔矩形板が矩形板の開孔部有効断面の降伏強度 $(1-b/h)\ \sigma_Y$ に漸近する傾向と同様である。最終強度時のMises等価応力分布の一例を図 23(a)に示す。図より、中央の有孔パネルのみならず両側の無孔パネルにも降伏域が広がっている。



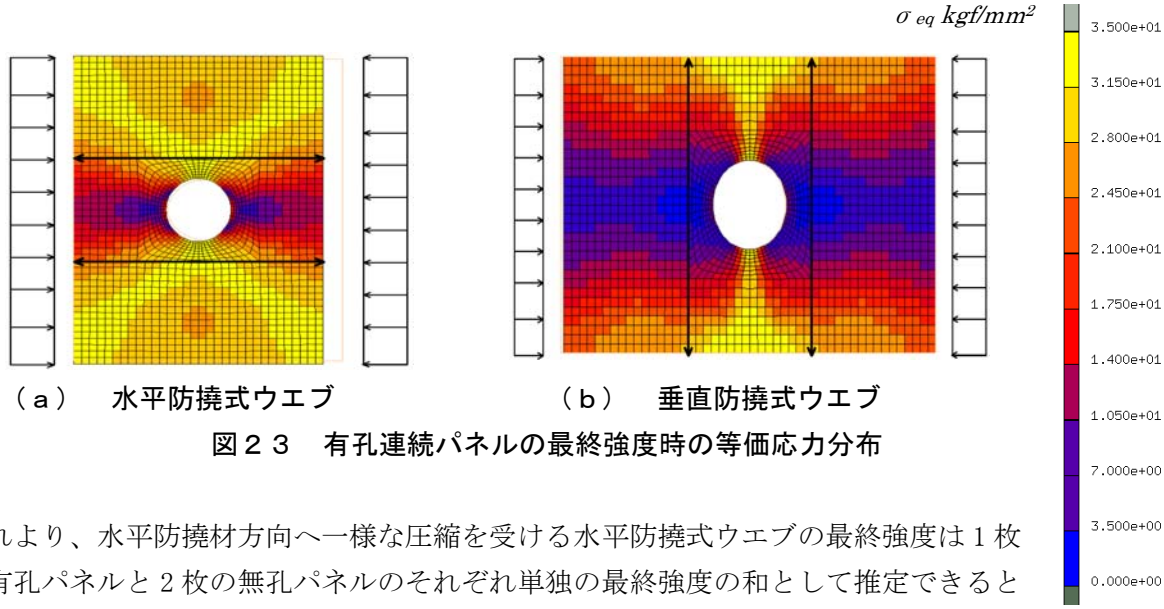
（ａ）　防撓パネルの全体崩壊　　（ｂ）　パネルの局部崩壊

図２１　防撓材をモデル化した場合の有孔連続パネルの最終強度時の崩壊モード



（ａ）　水平防撓式ウエブ　　（ｂ）　垂直防撓式ウエブ

図２２　有孔連続パネルの圧縮最終強度とパネル細長比の関係



（ａ）　水平防撓式ウエブ　　（ｂ）　垂直防撓式ウエブ

図２３　有孔連続パネルの最終強度時の等価応力分布

これより、水平防撓材方向へ一様な圧縮を受ける水平防撓式ウエブの最終強度は 1 枚の有孔パネルと 2 枚の無孔パネルのそれぞれ単独の最終強度の和として推定できると考える。一方、垂直防撓式ウエブの場合も、パネル細長比が小さくなるにつれて開孔部有効断面の降伏強度に漸近するが、FEM 結果はこの値より高目である。この理由は、前 3.1.2 で述べた理由と同様である。最終強度時の Mises 等価応力分布の一例を図 23(b)に示す。垂直防撓式ウエブでは、中央の有孔パネルで最終強度が決定されるため、両サイドの無孔パネル部の降伏域の広がりは顕著ではない。

３．２．３　最終強度推定法

FEM結果より、圧縮を受ける水平防撓式ウエブの場合には、水平に防撓された有孔および無孔の全パネルが圧縮荷重を受け持ち、圧縮を受ける垂直防撓式ウエブの場合には、中央の有孔パネルの最終強度で耐荷能力が決定されると推定される。この結果より、水平防撓式ウエブの最終強度は、開孔の径が大きくなるにつれて有孔連続パネルの面積平均強度に漸近するものと仮定し、垂直防撓式ウエブの場合、開孔の径が大きくなるにつれて中央の有孔単独パネルの最終強度に漸近すると仮定した下記の推定式を提案した。また、パネルが厚板になるにつれて、有孔連続パネルの最終強度は両モデルともにウエブの有効断面の降伏強度$(1-d/h)\ \sigma_Y$で頭打ちとなることから、この値を超えないこととした。

水平防撓式ウエブ：$\sigma_{ucx} = (1-d/h)\ \sigma_{u0x} + d/h\ \sigma_{ux} \leqq (1-d/h)\ \sigma_Y$　(9)

垂直防撓式ウエブ：$\sigma_{ucy} = (1-d/b)\ \sigma_{u0y} + d/b\ \sigma_{uy} \leqq (1-d/h)\ \sigma_Y$　(10)

ここで、σ_{u0x}, σ_{u0y}：長辺及び短辺方向圧縮を受ける無孔単独パネルの最終強度

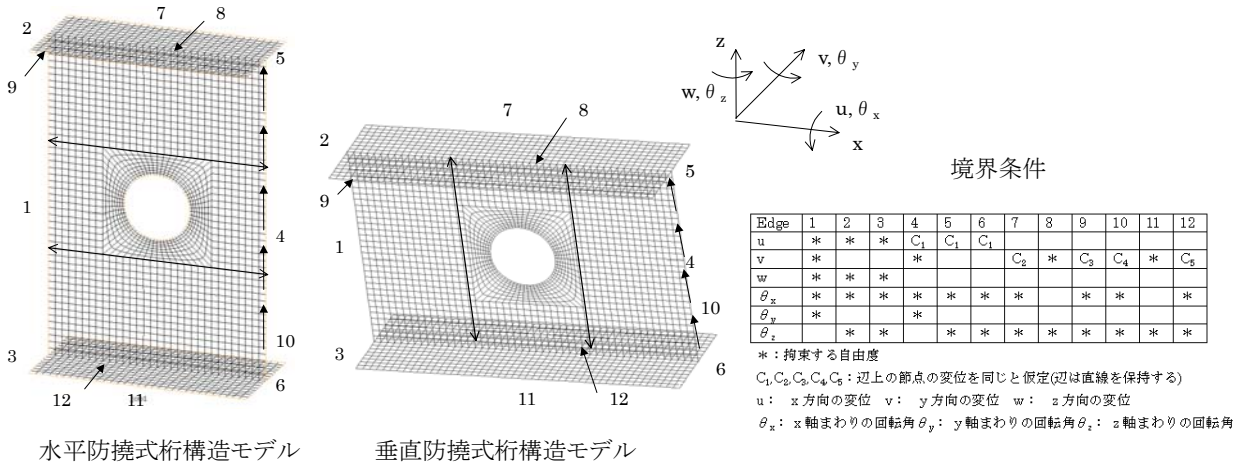
σ_{ux}, σ_{uy}：　長辺及び短辺方向圧縮を受ける有孔単独パネルの最終強度

この手法により求めた最終強度推定値と FEM 結果の比較を図 22 に実線などの線分で示すが、両モデル共に推定値は FEM 結果と良い相関を示していることが確認できる。

３．３　有孔桁構造の最終強度推定法［１０］

３．３．１　解析対象

ここでは、前 3.2 で述べた有孔連続パネルの非載荷辺にフランジ部材を考慮した有孔桁構造がせん断荷重を受ける場合について検討を行う。解析対象となる桁構造は、図 24 に示す水平及び垂直防撓式の桁構造の一部で、ウエブの部分は前 3.2 で検討したモデルと同様でこれに非載荷辺にフランジプレートがモデル化されている。ウエブの板厚t_wは 8、12、16、20、24、30、40mm の 7 種類を考慮し、フランジの板厚t_fはそれぞれのウエブ板厚t_wの 2 倍（t_f=2　t_w）とした



Edge	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
u	＊	＊	＊	C_1	C_1	C_1						
v	＊			＊			C_2	＊	C_3	C_4	＊	C_5
w	＊	＊	＊									
θ_x	＊	＊	＊	＊	＊	＊	＊		＊	＊		＊
θ_y	＊			＊								
θ_z		＊	＊		＊	＊	＊	＊	＊	＊	＊	＊

図２４　有孔桁構造ＦＥＭモデル及び境界条件

場合とウエブの板厚と同厚とした場合($t_f = t_w$)の2通りを考慮した。せん断荷重は、図24に「4」で示す辺上の節点に一様な面内せん断荷重を増分して与えた。境界条件は、純粋せん断応力状態を近似的に再現すべく、柳原らが行った桁構造の座屈・塑性崩壊解析で用いた境界条件[11]と同様の条件とした。この境界条件を図24の右側に示す。この境界条件の下では、曲げ応力成分も同時に生じるので完全な純粋せん断応力状態ではないが、開孔が配置される桁の中央部ではほぼ純粋せん断応力状態となるので、近似的にこの境界条件を用いることとした。

３．３．２　解析結果

防撓材で仕切られたパネル細長比βと水平防撓式有孔桁構造のせん断最終強度の関係を図25に示す。図より、開孔が大きくなるにつれて最終強度は低下する。その割合は板厚によって大きくは変わらない。また、フランジの板厚t_fが$t_f = t_w$の場合より$t_f = 2t_w$の場合のほうが最終強度は高くなるが、これは$t_f = 2t_w$とした場合のほうがウエブのフランジとの結合部の固着度が上昇するためである。また、この最終強度上昇の割合は、ウエブが厚板ほど大きくなる。これは、ウエブが厚板ほど崩壊モードは面内変位が顕著な降伏支配型のモードとなるが、フランジの剛性が上がると、このウエブの面内変位が生じにくくなるためである。

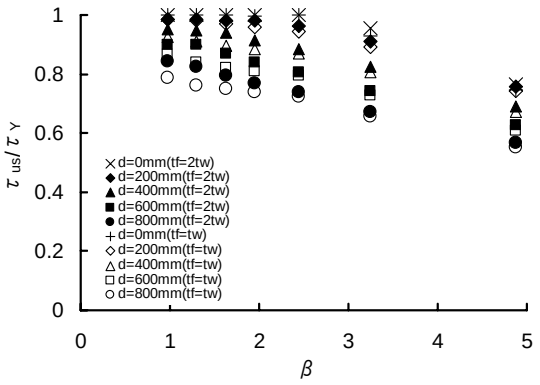


図２５　パネル細長比とせん断最終強度の関係

最終強度時の代表的な崩壊モードを図26に示す。図26(a)のウエブが薄板の場合には、せん断座屈によるウエブの面外変位が顕著であり、主に開孔部の有効断面が降伏して崩壊に至っている。一方、図 26(b)のウエブが厚板の場合には、ウエブの面外変位は小さく面内変位が比較的大きく、無孔パネルの部分も含めたウエブ全体に降伏域が広がり崩壊している。

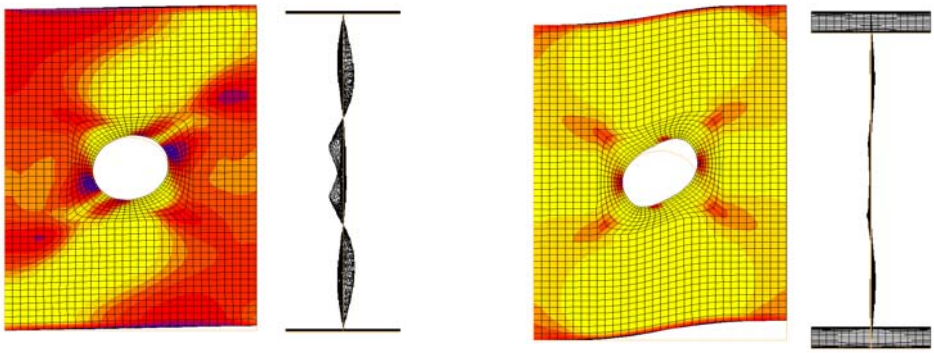
３．３．３　最終強度推定法

FEM結果より、有孔桁構造のせん断最終強度は、水平及び垂直防撓式共にそれぞれ開孔の径が増加するにつれて、ほぼ $1-d/h$の割合で線形に低下することが明らかとなった。これより、下

式の推定式を提案した。この算式を用いて(τ_{u0}はBasler[12]の提案算式を使用)求めた最終強度推定値とFEM結果の比較を図 27 に示すが、両者はほぼ良い一致を示している。

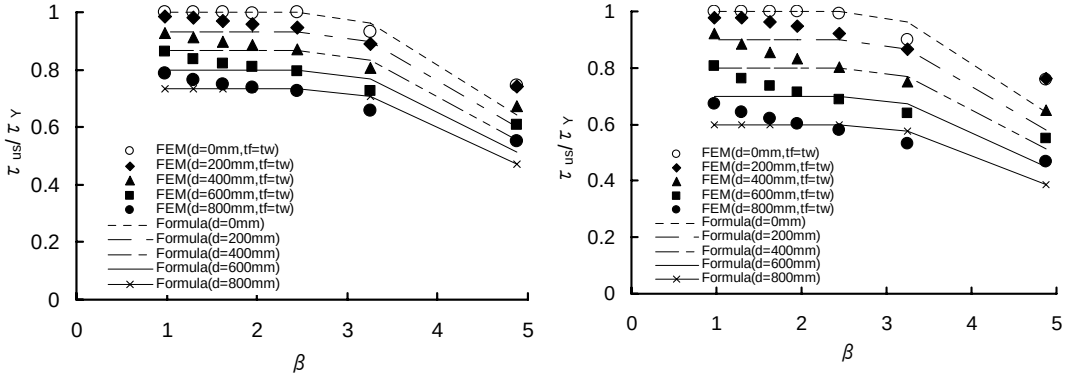
$$\tau_u = (1-d/h)\,\tau_{u0} \tag{11}$$

ここで、 τ_{u0}：無孔パネルのせん断最終強度



（ａ） t=8mm　　（ｂ） t=24mm

図２６　せん断荷重を受ける水平防撓式ウエブの最終強度時の崩壊モード



（ａ） 水平防撓式ウエブ　　（ｂ） 垂直防撓式ウエブ

図２７　有孔桁構造のせん断最終強度とパネル細長比の関係

４．おわりに

本研究では船体を構成する 2 つの重要な構造要素として、連続防撓パネルと有孔桁構造を取り上げ、それぞれの最終強度を FEM 弾塑性大たわみ解析により明らかにした上で、最終強度を簡便に推定できる簡易推定式を導いた。これにより、船体構造設計における最終強度評価の実用性を大幅に向上させることができたと考える。

また、この連続防撓パネルと有孔桁構造の最終強度推定式は、これらを適当に組み合せることにより、より規模の大きいダブルハル構造の最終強度の推定に用いることができるものと考える。但し、このようなダブルハル構造を検討対象とする場合、本研究のように FEM 弾塑性大たわみ解析を系統的に行うことは非常に大変である。このような場合、FEM と同程度の精度で効率良く計算できる簡易計算法の開発が必要である。その簡易計算法の一手法に例えば理想化構造要素法[13]が提案されているが、この手法をダブルハル構造に適用し、系統的な解析を行い、その結果とここでの研究成果を基に、ダブルハル構造の最終強度推定法を提案できるものと考える。これについては、今後、研究を進めて行く予定である。

謝辞

本研究を進めるにあたっては、大阪大学・矢尾哲也教授、広島大学・藤久保昌彦教授及び広島大学・柳原大輔助手には多くのご協力、ご助言をいただきましたことを、この場を借りて深くお礼申し上げます。

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，2003，pp.161-170.

[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の開発，関西造船協会論文集，第241号，2004，pp.159-168.

[6] 原田実，藤久保昌彦，柳原大輔：二軸圧縮と横圧を受ける連続防撓パネルの最終強度推定法に関する研究，日本造船学会論文集，第196号に掲載予定.

[7] Fujikubo, M., Yao, T., Mohammad R. Khedmati :Estimation of Ultimate Strength of Ship Bottom Plating under Combined Transverse Thrust and Lateral Pressure, J. of Soc. Naval Arch. of Japan, Vol.186(1999), pp.621-630.

[8] 原田実，藤久保昌彦：有孔矩形板の座屈・最終強度推定法に関する研究，日本造船学会論文集，第190号(2001)，pp.723-729.

[9] 原田実,藤久保昌彦:圧縮を受ける有孔連続パネルの座屈・最終強度推定法に関する研究，日本造船学会論文集，第192号(2002)，pp.367-375.

[10] Harada M., Fujikubo M.: Estimation of buckling and ultimate strength of a stiffened web plating with cutout, ISOPE2005 (under review).

[11] Yanagihara,D., Daniel Olaru, Fujikubo,M., Yao,T.; Buckling/Plastic Collapse Behaviour of Stiffened Girders in Shear, Trans. The West-Japan Soc. Naval Arch., Vol.103, pp.315-323.

[12] Basler, K. : Strength of Plate Girders in shear, Proceedings, ASCE, Vol.87 No.ST7, October 1961.

[13] Fujikubo M., V. Daniel Olaru, Yanagihara D., Setoyama Y.:ISUM Approach for Collapse Analysis of Double-Bottom Structures in Ships, ISOPE2002, Vol.4(2002), pp.644-651.