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

正員 原田 実* 正員 藤久保 昌彦**

Estimation of buckling and ultimate strength of continuous plate with cutout under thrust

by Minoru Harada, Member Masahiko Fujikubo, Member

Summary

A series of buckling eigen-value calculations and elastoplastic large deflection analyses of simply supported continuous plate with cutout under thrust has been performed. Firstly, simple formulae for estimation of elastic buckling strength have been derived based on the results of eigen-value calculations. Secondary, it has been clarified that the buckling strength evaluated by the existing plastic correction methods exceeds the ultimate strength in some combinations of plate thickness and cutout diameter. So, new plastic correction formula considering the yielding effect for estimation of buckling strength of continuous plate with cutout has been proposed. Finally, by focusing on the characteristics of ultimate strength obtained by elastoplastic large deflection analyses, simple formulae for estimation of ultimate strength of continuous plate with cutout have been derived.

1. 緒 言

二重底などのダブルハル構造の桁に開孔が設けられる場合、当該パネルの座屈・最終強度は開孔の影響によって低下する。また、開孔の存在はダブルハル構造全体の強度にまで大きく影響を及ぼす場合がある¹⁾。このため、座屈・最終強度に及ぼす開孔の影響を精度良く推定することが重要となり、近年、有限要素法解析結果をもとに有孔矩形板に対する高精度な弾性・弾塑性座屈強度算式および最終強度推定式が提案されている^{2),3)}。

しかしながら、これらの強度推定式は単独の有孔矩形パネルに対するものがほとんどである。一方、実船においては、桁のウェブ部材は通常数本の防撓材で仕切られており、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有孔単独パネルに対してではなく、単独パネルが複数枚連続した有孔連続パネルに対して、座屈・最終強度を検討するほうが、より合理的である。

そこで、まず有孔連続パネルに長辺および短辺方向の

圧縮荷重がそれぞれ単独で作用する場合について、FEMによる座屈固有値解析を行なう。この解析結果に基づき、それぞれの荷重成分毎に有孔連続パネルに対する弾性座屈強度推定式を提案する。

次に、有孔連続パネルの座屈強度に対する塑性修正法について検討する。有孔連続パネルに対して従来の塑性修正式をそのまま適用すると、有孔単独パネルの場合と同様に開孔部周辺の降伏の影響により、開孔の径とパネルの板厚の組み合わせによっては、推定した塑性座屈強度が最終強度を上回る場合が生じる。そこで、この降伏の影響を考慮に入れた有孔連続パネルに対する塑性修正式を新たに提案する。この塑性修正式による座屈強度と別途行なったFEMによる弾塑性大たわみ解析により求めた最終強度を比較し、座屈強度が最終強度に対して安全側となることを示す。

さらに、船舶が極限的な海象に遭遇した場合や腐食衰耗あるいは衝突・座礁により著しく強度が低下している場合などにおいても精度の高い強度評価が可能となるよう、FEM弾塑性大たわみ解析結果に基づいて、長辺方向および短辺方向の圧縮荷重を受ける有孔連続パネルの最終強度推定式を提案する。

* (財)日本海事協会技術研究所

** 広島大学大学院工学研究科

原稿受理 平成14年7月10日

秋季講演会において講演 平成14年11月14, 15日

2. 解析対象および解析法

2.1 弾性座屈固有値解析

桁のウェブを想定した Fig.1 に示す有孔連続パネルに対して、FEM による弾性座屈固有値解析を実施した。解析コードは 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、面外変位については周辺単純支持とし、面内変位については周辺が直線を保持しながら変位するという条件を設けた。

解析対象モデルは、Fig.1(a) に示す二重底ガーダを想定した水平防撓式ウェブと Fig.1(b) に示す二重底フロアを想定した垂直防撓式ウェブの 2 種類で、それぞれ 2 本の防撓材によりウェブは 3 分割されている。図の矢印の線は防撓材が設けられる位置を示しているが、実際のモデルでは防撓材はモデル化せず、この位置で面外変位を拘束した。但し、比較のため、防撓材をモデル化する解析も一部実施した。この場合、防撓材端部は固定とした。水平防撓式ウェブは深さ h を 3000mm に固定し、長さ a を 2000、3000、5000mm(それぞれ H2、H3、H5 モデルと呼ぶ。)と変化させ、垂直防撓式ウェブは長さ a を 3000mm に固定し、深さ h を 2000、3000、5000mm(それぞれ V2、V3、V5 モデルと呼ぶ。)と変化させた。防撓材で仕切られたパネルを取り出して考えると、それぞれアスペクト比 2、3、5 で短辺長さ $b=1000$ mm の単独パネルに相当する。開孔は円孔および長円孔を想定し、3 分割に仕切られたパネルの中央に設けられるとし、長円孔は長径が防撓材と同じ方向になるように設けられるとした。開孔の直径 d (長円孔の場合は短径)は 200、400、600、800mm の 4 種類を考慮し、長円孔の場合、長径と短径の比は 1.5 とした。解析モデルの板厚 t は全て 16mm とした。想定した荷重は水平防撓材方向の圧縮荷重である。すなわち、水平防撓式ウェブでは防撓材で仕切られた各矩形パネルの長辺方向に、垂直防撓式ウェブでは短辺方向に圧縮荷重を作用させた。

2.2 弾塑性大たわみ解析

Fig.1 に示す有孔連続パネルに対して、FEM による弾塑性大たわみ解析を実施し最終強度を調べた。解析モデル、解析コード、境界条件および荷重条件は上記 2.1 の固有値解析と同様である。解析モデルの板厚 t は 8、12、16、20、24、30、40mm の 7 種類とし、開孔は円孔のみを考慮した。防撓材は固有値解析と同様にモデル化せず、防撓材が設けられる位置の面外変位を拘束した。

初期撓みは矢尾らにより計測された船体上甲板の初期撓み形状を参考に式(1)に示すやせ馬モードのものを仮定した⁹⁾。但し、Fig.1(b)に示すモデルでは、式(1)の a を h に置き換える。 C_0 は最大初期撓みの計測値のほぼ平

均值に相当する。降伏応力 σ_Y は 313.6MPa、ヤング率 E は 205.8GPa とし、歪硬化および溶接残留応力は無視した。降伏関数には Mises の降伏関数を使用した。

$$w = C_0 \left(c_1 \sin \frac{\pi}{a} x + c_2 \sin \frac{2\pi}{a} x + c_3 \sin \frac{3\pi}{a} x + c_4 \sin \frac{4\pi}{a} x + c_5 \sin \frac{5\pi}{a} x \right) \sin \frac{\pi}{b} y \quad (1)$$

$$C_0 = 0.01\beta^2 t, \quad \beta = b/t \sqrt{\sigma_Y/E}, \quad c_1 = 1.0, \quad c_2 = 0.05,$$

$$c_3 = -0.3, \quad c_4 = 0.04, \quad c_5 = 0.2$$

ここで、H2、V2 モデルでは $c_3=c_4=c_5=0$ 、H3、V3 モデルでは $c_4=c_5=0$ と仮定した。

(a) Horizontally stiffened plate with cutout (L. thrust)

(b) Vertically stiffened plate with cutout (T. thrust)

Fig.1 Models of continuous plate with cutout

3. 解析結果および考察

3.1 弾性座屈固有値解析結果

固有値解析結果の一例として、長辺方向圧縮を受ける水平防撓式ウェブ(H2 モデル)および短辺方向圧縮を受ける垂直防撓式ウェブ(V2 モデル)で、円孔を有する連続パネルの弾性座屈強度を Fig.2(a)、(b)に示す。グラフの横軸は開孔の直径を単独パネルの短辺長さで割った値 $\phi_b (=d/b)$ を示し、縦軸は有孔連続パネルおよび有孔単独パネルの座屈強度(非開孔部の平均応力)を無孔パネルの座屈強度で無次元化した値を示し、それぞれ●と○の印で示す。さらに、H2 モデルの場合に対しては、200×12mm の平鋼材をモデル化(深さ方向に 3 分割)し、パネル接合線回りの振り変形を考慮した場合の計算結果も合わせて Fig.2(a)に×印で示す。解析結果より以下のことが考察される。

(a) 水平防撓式ウェブ(長辺方向圧縮)

まず Fig.2(a)より、防撓材をモデル化したほうがこれを見無視した場合より、防撓材の振り剛性の影響分だけ座屈強度は上昇する。この結果より、防撓材をモデル化せず面外変位のみを拘束した●印の計算結果は、実際よりは低目の強度を与えており、安全側の評価結果となる。これより、その他の計算条件では、防撓材はモデル化せずに計算を行った。

Fig.2(a)より、有孔連続パネルの座屈強度は有孔単独パネルの座屈強度より全般的に高くなる。これは、中央の有孔パネルが有孔単独パネルとしての座屈強度に達しても、周辺の無孔パネルが有孔パネルの座屈発生に抵抗するためである。この連続性の影響により、有孔連続パネルの座屈モードは、 ϕ_b の値に関わらず無孔パネルの座屈モードと同様の2半波となる。一方、有孔単独パネルでは、 ϕ_b の小さい範囲では2半波、 ϕ_b が大きくなると1半波の座屈モードとなる。このように、パネルの連続性は座屈モードにも影響を与える。

ところで、前報²⁾で報告したように、開孔は座屈たわみの大きくなる箇所位置する場合ほど座屈強度を低下させる。他方、開孔自由縁の存在によって座屈たわみの大きくなる箇所の応力が低下する場合には、開孔によってむしろ座屈強度が上昇する場合がある。Fig.2(a)の有孔単独パネルの結果において、1半波で座屈する $\phi_b > 0.2$ で ϕ_b とともに座屈強度が低下するのは前者の理由で、2半波で座屈する $\phi_b < 0.2$ で ϕ_b とともに座屈強度が上昇するのは後者の理由による。有孔連続パネルの場合は、座屈は ϕ_b に関わらず2半波モードで生じるため、 ϕ_b の小さい範囲では有孔単独パネルと同様、 ϕ_b とともに座屈強度はわずかに上昇する。 ϕ_b が大きくなると無孔パネルの応力上昇と有孔パネルの剛性低下によって、平均応力で表した座屈強度は次第に低下する。

(b) 垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)

Fig.2(b)より、有孔連続パネルの座屈強度は有孔単独パネルの座屈強度より高く、これは、上記(a)で述べたパネルの連続性の影響による。また、 ϕ_b が大きくなるほど有孔連続パネルと有孔単独パネルの強度の差が増大する。これは、上述のように開孔自由縁の存在により座屈たわみが大きくなる箇所の応力が低下するためである。 $\phi_b = 0.8$ の場合の初期応力分布(非開孔部に10MPaの平均応力を作用させたときの有孔連続パネルの応力分布)をFig.3に示す。図より、両サイドの無孔パネルの座屈たわみが最も大きくなっている位置(図の○印)の応力は平均応力より低くなっている。このため、この無孔パネルの座屈が生じにくくなり、結果として有孔連続パネルの座屈強度が単独無孔パネルの座屈強度よりわ

ずかに高くなる。

他の寸法および長円孔を有する有孔連続パネルの計算結果はここでは省略するが、座屈強度の定性的な傾向は基本的にはFig.2と同様である。

(a) H2 model (L. thrust)

(b) V2 model (T. thrust)

Fig.2 Elastic buckling strength of isolated plates and continuous plates with cutout

Fig.3 Initial stress distribution of continuous plate with cutout(d=800mm) under T. thrust

3.2 弾塑性大たわみ解析結果

まず H2、H5 モデルで板厚 $t=8, 16, 24\text{mm}$ の場合についてのみ、 $200 \times 12\text{mm}$ の平鋼材をモデル化(深さ方向に3分割)した場合の最終強度と防撓材をモデル化せ

ず面外変位のみを拘束した場合の最終強度の比較を、パネルと防撓材ウェブの板厚の比 t/t_w を横軸に取り Fig.4(a)~(d)に示す。図より、防撓材をモデル化した場合の最終強度(●印)は面外変位のみを拘束した場合の最終強度(○印)より高いが、パネル板厚とウェブ板厚の比 t/t_w が大きくなるにつれて、両者は近づく。また、Fig.4(c)の $t/t_w=2.0$ の場合には防撓材付きモデルの方が最終強度は低くなった。これは、防撓材の剛性がパネルと比べ相対的に低くかつスパンが長い場合には、パネルが局部的に崩壊する前に防撓パネルとしての全体崩壊が生じるためである。この結果より、防撓材の剛性がパネルと比べ極端に低い場合には注意を要するが、一般的な寸法の桁部材では、このような全体崩壊が発生することがないように設計されているので、基本的には防撓材を無視したモデルの方が最終強度は低いといえる。これより、座屈解析と同様、その他の計算条件では防撓材はモデル化せずに計算を行った。

Fig.4 Ultimate strength of continuous plates with and without stiffener

次に、弾塑性大たわみ解析結果の一例として、長辺方向圧縮を受ける水平防撓式ウェブ(H2 モデル)および短辺方向圧縮を受ける垂直防撓式ウェブ(V2 モデル)の計算結果を Fig.5(a), (b)に示す。グラフの横軸は単独パネルの細長比 β を、縦軸は最終強度を降伏応力で無次元化した値を示し、有孔連続パネルおよび有孔単独パネルそれぞれについて◆などの黒印と◇などの白印で示す。解析結果より以下のことが考察される。

(a) 水平防撓式ウェブ(長辺方向圧縮)

Fig.5(a)に示すように、有孔単独パネルの最終強度時の崩壊モードは1半波か3半波であるのに対して、有孔連続パネルの崩壊モードは主に無孔パネルの座屈モードである2半波となった。これは、上記3.1で述べた座屈モードと同様、連続性の影響によるためと考える。

有孔連続パネルの最終強度は桁断面の深さ h に対する開孔比 $\phi_h (=d/h)$ が小さくなるため ($\phi_h < \phi_d$)、有孔単独パネルより高くなり、厚板になるにつれて開孔部有効断面の降伏強度 $(1-\phi_h)\sigma_Y$ に漸近する (Fig.5(a)の点線)。この傾向は有孔単独パネルが単独パネルの開孔部有効断面の降伏強度 $(1-\phi_h)\sigma_Y$ に漸近する傾向と同様である²⁾。

Fig.5 Ultimate strength of isolated plates and continuous plates with cutout

最終強度時の Mises 等価応力分布の一例を Fig.6(a)に示す。図より、連続パネル中央の有孔パネルの応力分布は、有孔単独パネルのそれと大きな違いは見られない。これより、一様な長辺方向圧縮を受ける水平防撓式ウェブの最終強度は有孔単独パネルと無孔単独パネルの最終強度の和として推定できると考えられる。この点については、4.3 で検討する。

(b) 垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)

Fig.5(b)に示すように、有孔連続パネルの最終強度は、全体的に有孔単独パネルより高い。これは、弾性座屈強度と同様、無孔パネルが有孔パネルの座屈変形を垂直防撓材線に沿って拘束するためである。最終強度は水平防撓式ウェブと同様、厚板になるにつれて開孔部有効断面の降伏強度(Fig.5(b)の点線)に漸近するが、FEM の値はこの値より高目である。これは、非載荷辺に直線保持の条件を設けているため、開孔部付近は二軸圧縮状態となり、ミーゼスの降伏条件下では降伏強度を超える荷重まで耐荷できるためである。この非載荷辺の拘束を取り除き面内変位を自由にして別途計算した結果をパネルの細長比 $\beta=1.3, 0.98, 0.65$ (それぞれ板厚 $t=30, 40, 60\text{mm}$) の場合について Fig.5(b)に×印で示す。この条件下では、最終強度は有効断面の降伏強度 $(1-\phi_b)\sigma_Y$ にほぼ一致する。実際の構造では、最終強度は両者の間にあると推定できるが、安全側に考えれば最終強度は有効断面の降伏強度で頭打ちと考えるべきである。

最終強度時の Mises 等価応力分布の一例を Fig.6(b)に示す。垂直防撓式ウェブでは、有孔パネル部で最終強度が決定するため、両サイドの無孔パネル部では降伏域の広がりは顕著ではない。

Fig.6 Equivalent stress distribution of isolated plate and continuous plate with cutout($d=600\text{mm}$)

4. 座屈・最終強度推定法

4.1 弾性座屈強度推定式

上記 3.1 で示した座屈固有値解析結果に基づき、有孔連続パネルの弾性座屈強度 σ_{ce} を以下のように推定する。

解析結果によると、水平防撓式ウェブ(長辺方向圧縮)の場合、有孔連続パネルの座屈強度は、 ϕ_b が小さな範囲では無孔パネルによる拘束の影響により有孔単独パネルの座屈強度より高いが、 ϕ_b が大きくなるにつれて次第に近づき、 $\phi_b=0.8$ 付近で両者はほぼ一致している。この結果から、有孔連続パネルの座屈の発生は少なくとも ϕ_b が 0.8 より小さい範囲では、中央の有孔パネルに支配されており、有孔単独パネルの座屈強度がそれ以上で座屈が発生すると考える。このことは、通常の桁ウェブに設けられる開孔とパネルの幅との比 ϕ_b がほぼ 0.8 程度であることを考えると、従来の有孔単独パネルでの推定は実用的な寸法の範囲では、ほぼ安全側の評価結果を与えているものとする。以上の考察より、 $\phi_b \leq 0.8$ の範囲では、有孔連続パネルの座屈強度は ϕ_b が大きくなるにつれて有孔単独パネルの座屈強度 σ_{ie} に漸近する式(3-a)を実用的な強度推定算式として提案する。一方、これ以上 ϕ_b が大きくなる場合には、無孔パネルの応力上昇により無孔パネルが支配的となり、 $\phi_b \rightarrow 1.0$ の極限では中央の有孔パネルがないと仮定した場合の無孔パネルの座屈強度 $2/3 \sigma_{oe}$ で安全側の近似ができるもの⁵⁾と考える。これより、 $\phi_b > 0.8$ の範囲では、 $\phi_b=0.8$ のときの有孔連続パネルの座屈強度と $2/3 \sigma_{oe}$ を線形補完して座屈強度を推定する。

次に、垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)の場合、有孔パネル単独の座屈強度とこれに対する無孔パネルの拘束の度合で連続パネルとしての座屈強度が決定されるが、連続パネル全体に占める無孔パネルの割合が大きいほど座屈強度は無孔パネルの値に近づくと考えられる。そこで、有孔連続パネルの座屈強度は式(3-b)の有孔単独パネルの座屈強度 σ_{ie} と無孔単独パネルの座屈強度 σ_{oe} の面積平均強度で表せると仮定した。

1) 水平防撓式ウェブ(長辺方向圧縮)

$$\sigma_{ce} = (1 - \phi_b)\sigma_{oe} + \phi_b\sigma_{ie} \quad (3-a)$$

($\phi_b > 0.8$ は $\sigma_{ce}(\phi_b=0.8)$ と $\frac{2}{3}\sigma_{oe}$ を線形補完する)

2) 垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)

$$\sigma_{ce} = (1 - \phi_n)\sigma_{oe} + \phi_n\sigma_{ie} \quad (3-b)$$

$$\phi_n = n/N$$

ここで、 b : 防撓材で仕切られたパネルの短辺の長さ

d : 開孔の直径(長円孔の場合は短径)

N : 防撓材で仕切られたパネルの数

n : 開孔を有するパネルの数

σ_{ie} : 有孔単独パネルの弾性座屈強度

σ_{oe} : 無孔単独パネルの弾性座屈強度

式(3-a)、(3-b)により求まる弾性座屈強度と FEM による固有値の比較の一例を Fig.7 に示す。ここで、式(3)中の σ_{ie} には、著者らが開発した有孔単独パネルの弾性座屈強度推定式²⁾を用いた。図より、提案の推定式は $\phi_b > 0.8$ の範囲も含めて FEM 結果と良い相関を示し、安全側の評価結果を与える。他の計算結果の比較はここでは省略するが、概ね FEM 結果と良い一致を示している。

さらに、水平防撓式ウェブでウェブの上下のパネルに開孔が設けられる場合および垂直防撓式ウェブでウェブの左右のパネルに開孔が設けられる場合についても計算を行った。その結果、ここで検討しているような圧縮変位の下では、座屈強度は中央のパネルに開孔が設けられる場合とほぼ一致した。

Fig.7 Elastic buckling strength of continuous plate with cutout by proposed simple formulae and FEM

4.2 塑性修正法

次に、有孔連続パネルの塑性修正法について検討する。塑性修正式としてランキンの式を用いると、有孔連続パネルの弾塑性座屈強度は下式のように表せる。ここで、式(4)における弾性座屈応力は式(3)により求まる有孔連続パネルの弾性座屈応力 σ_{ce} を用いる。

$$\frac{\sigma_{cBC}}{\sigma_Y} = \frac{1}{\sqrt{1+\lambda^4}} \quad (4)$$

$$\text{ここで、} \lambda = \sqrt{\frac{\sigma_Y}{\sigma_{ce}}}$$

式(4)で求まる座屈強度と上記 3.2 で求めた有孔連続パネルの最終強度を比較した結果の一例を水平防撓式ウェブ(H2 モデル)および垂直防撓式ウェブ(V2 モデル)について、それぞれ Fig.8(a), (b)に示す。図の点線が式(4)で求まる座屈強度を表わす。ここで、Fig.8(b)における細長比 $\beta=1.3, 0.98, 0.65$ (それぞれ板厚 $t=30, 40, 60\text{mm}$) の最終強度の値は、安全側に考えて非荷荷辺の面内変位の拘束を取り除いた条件での計算結果を示している。図より、H2、V2 モデルともにパネルが厚板でかつ開孔の径が大きい範囲では、座屈強度は最終強度より高くなる。すなわち、塑性修正法は最終強度に対して非安全側の評価結果を与える。これは、式(4)では厚板で座屈の生じない場合の座屈強度は無孔パネルの降伏強度に漸近する形になっているためである。

このように、座屈強度が最終強度を超えることがないように、文献 2 と同様の考え方で、開孔部の降伏の影響を考慮に入れた有孔連続パネルに対する新たな塑性修正式を導く。まず有孔連続パネルが σ_{ce} で弾性座屈する場合、このときの開孔部の平均応力は次式で表わされる。

$$\sigma_{cEc} = \frac{\sigma_{ce}}{1-\phi_h} \quad (5)$$

この開孔部の平均応力 σ_{cEc} に対して、式(4)の塑性修正式を適用すると、塑性座屈時の開孔部の平均応力が次式で推定できる。

$$\frac{\sigma_{cBCc}}{\sigma_Y} = \frac{1}{\sqrt{1+(1-\phi_h)^2\lambda^4}} \quad (6)$$

非開孔部の座屈強度 σ_{cBC} は下式のように書け、式(7)が降伏の影響を考慮した有孔連続パネルに対する塑性修正式となる。式(7)では、 $\lambda \rightarrow 0$ の厚板で座屈強度はウェブの有効断面の降伏強度 $(1-\phi_h)\sigma_Y$ に等しくなる。

$$\frac{\sigma_{cBC}}{\sigma_Y} = \frac{1-\phi_h}{\sqrt{1+(1-\phi_h)^2\lambda^4}} \quad (7)$$

式(7)の塑性修正式により求まる座屈強度と FEM 結果の比較を Fig.8 に実線で示す。図より、式(7)の塑性修正式を用いることによりパネルの細長比のほぼ全域で、座屈

強度は最終強度に対して安全側となる。

(a) H2 model (L.thrust)

(b) V2 model (T.thrust)

Fig.8 Buckling strength by plastic correction method and ultimate strength by FEM

ここで、従来の塑性修正式による有孔単独パネルの座屈強度と提案算式(7)による有孔連続パネルの座屈強度の比率を水平防撓式ウェブ(H2 モデル)および垂直防撓式ウェブ(V2 モデル)についてそれぞれ Fig.9(a), (b)に示す。図より、パネル薄板側の弾性座屈強度は連続パネルとしての強度を考慮している提案算式の方が高くなる。一方、パネル厚板側の塑性座屈強度は塑性修正式に降伏の影響を考慮している提案算式の方が低くなる。

また、提案算式(7)で求まる座屈強度が上記 3.2 で述べた弾塑性たわみ解析において、どの程度の変位量および降伏域の広がりに対応するのかを調査した結果の一例を水平防撓式ウェブ(H2 モデル)で $d=800\text{mm}$ の場合について、Fig.10 に示す。図より、従来の塑性修正算式で求まる座屈強度時の降伏域の広がり、開孔部の降伏の影響が十分に考慮されていないため、開孔部から無孔

パネルまで降伏域が広がっている。一方、提案算式(7)で求まる座屈強度時の降伏域の広がり、開孔部の一部の範囲に限定されている。

(a) H2 model (L.thrust)

(a) V2 model (T.thrust)

Fig.9 Comparison of conventional plastic correction formula and proposed plastic correction formula

Fig.10 Deformation and yielded range at buckling strength by conventional and proposed formulae

4.3 最終強度推定式

ここでは、極限的な海象に遭遇した場合や腐食等により剛性が低下している場合の強度検討に用いるため、実用的な最終強度推定式を 3.2 で述べた FEM 結果に基づき導く。

まず上記 3.2 の考察で述べたように、水平防撓式ウェブ

ブ(長辺方向圧縮)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荷重を受け持つのに対して、垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)の場合、中央の有孔パネルの最終強度で耐荷力が決定される。この傾向より、構造システムとしてウェブ構造を見た場合、水平防撓式ウェブは並列システム、垂直防撓式ウェブは直列システムと見なすことができる。

以上の考察から、水平防撓式ウェブが圧縮を受ける場合の最終強度は、開孔の径が大きくなるにつれて連続パネルの面積平均強度に漸近する下式(8-a)で推定する。一方、垂直防撓式ウェブの場合、弾性座屈強度は有孔パネルとそれ以外の全領域の無孔パネルとの弾性座屈強度差および拘束度依存するので ϕ_h を用いたが、最終強度は最弱パネル(有孔パネル)の強度で決まるので ϕ_b をパラメータに使い、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下式(8-b)で推定する。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ェブの有効断面の降伏強度 $(1-\phi_h)\sigma_Y$ で頭打ちとなることから、この値を超えないこととした。

1) 水平防撓式ウェブ(長辺方向圧縮)

$$\sigma_{cUS} = (1-\phi_h)\sigma_{0US} + \phi_h\sigma_{iUS} \quad (8-a)$$

2) 垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)

$$\sigma_{cUS} = (1-\phi_b)\sigma_{0US} + \phi_b\sigma_{iUS} \quad (8-b)$$

但し、 $(1-\phi_h)\sigma_Y$ を超えないこと。

ここで、 σ_{iUS} : 有孔単独パネルの最終強度

σ_{0US} : 無孔単独パネルの最終強度

式(8)における有孔単独パネルの最終強度 σ_{iUS} の計算には、長辺方向圧縮については著者らが提案した簡易算式²⁾を、短辺方向圧縮については著者らの一人が提案した短辺方向圧縮時の無孔パネルの最終強度推定法⁹⁾に基づき、これを有孔パネルに流用して最終強度を算定した。また、長辺方向、短辺方向圧縮に対する無孔単独パネルの最終強度 σ_{0US} の推定式は現在まで様々な算式が提案されているが、ここでは一例として文献7に示す最終強度算式を式(8-a)、(8-b)における σ_{0US} として使い、有孔連続パネルの最終強度を推定した。有孔連続パネルの最終強度推定に用いたこれらの最終強度推定式を付録にまとめて示す。

式(8-a)、(8-b)による推定値とFEM結果の比較の一例を水平防撓式ウェブ(H3モデル)および垂直防撓式ウェブ(V3モデル)について、それぞれFig.11(a)、(b)に示す。図より、提案の推定式による評価結果はFEM結果と概ね良い一致を示しており、提案の推定式は実船で用いられる寸法の範囲内では、有孔連続パネルの実用的な最終

強度推定式として有効であると考えられる。

(a) H3 model (L. thrust)

(b) V3 model (T. thrust)

Fig.11 Ultimate strength estimated by proposed simple formulae and FEM

5. 結 言

本研究では、圧縮を受ける有孔連続パネルに対して、FEMによる座屈固有値解析および弾塑性大たわみ解析を系統的に実施した。得られた主な結論は以下の通りである。

- (1) 有孔連続パネルに対する固有値解析結果より、有孔連続パネルの座屈強度は、無孔パネルの拘束効果により有孔単独パネルの座屈強度より高く、水平防撓式ウェブ(長辺方向圧縮)より垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)のほうが高い傾向を示す。これは、水平防撓式ウェブのほうが連続パネルとしての座屈の発生が、有孔パネル部に支配される傾向が強いためである。また、これらの解析結果を基に有孔連続パネルの弾性座屈強度推定式を提案した。

- (2) 有孔連続パネルに対する弾塑性大たわみ解析結果より、有孔連続パネルの最終強度は水平、垂直防撓式ウェブともに厚板で開孔の径が大きい場合には、ウェブの有効断面の降伏強度が上限となる。また、有孔連続パネルの最終強度は有孔単独パネルよりは高いが、その強度差は垂直防撓式ウェブ(短辺方向圧縮)より水平防撓式ウェブ(長辺方向圧縮)のほうが高い傾向である。これは、水平防撓式ウェブでは有孔パネルが最終強度に達した後も、無孔パネルが荷重をある程度受け持つのに対し、垂直防撓式ウェブでは最弱パネルである有孔パネルがほぼ最終強度に達した時点で耐力低下が生じるためである。
- (3) 従来の塑性修正法により有孔連続パネルの座屈強度を求め、これと FEM による弾塑性大たわみ解析で求めた最終強度と比較した。比較結果から、有孔単独パネルの場合と同様、有孔連続パネルにおいてもパネルの板厚と開孔の径の組み合わせによっては、降伏の影響により座屈強度が最終強度を上回る場合がある。そこで、降伏の影響を考慮に入れた新たな塑性修正式を提案し、この算式で求まる座屈強度が最終強度より安全側となることを示した。
- (4) 弾塑性大たわみ解析より求めた有孔連続パネルの最終強度の傾向に着目して、無孔、有孔単独パネルの最終強度、開孔の径とウェブ深さおよびパネル短辺長さ比をパラメータに持つ実用的な最終強度推定式を提案した。この推定式と FEM により求めた最終強度の比較結果より、提案算式の有効性を示した。

なお、本報告では圧縮荷重を受ける有孔連続パネルの座屈・最終強度推定法について示したが、せん断およびこれと圧縮荷重の組み合わせ荷重下の座屈・最終強度推定法については、次号以降で報告する予定である。

参考文献

- 1) 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
- 2) 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
- 3) 矢尾哲也、林茂弘、村上睦尚、桑原隆彦: "面内圧縮荷重を受ける有孔矩形板の座屈・最終強度に関する研究"、日本造船学会論文集、第 190 号(2001)、pp.731-737
- 4) Yao T., Nikolov, P.I. and Miyagawa, Y.: "Influence of Welding Imperfections on Stiffness of Rectangular Plate under Thrust", Mechanical Effects of Welding, (Eds.) Karlsson, L. Lindgren, L.-E. and Jonsson, M., Springer-Verlag(1992), pp.261-268
- 5) 矢尾哲也、藤久保昌彦、村上睦尚、森口健: "組み合わせ荷重下の有孔板の座屈強度に関する研究"、関西造船協会誌、第 233 号(2000)、pp.99-106
- 6) 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), p.621-630
- 7) (財)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)"、pp.28-29

付録 有孔および無孔単独パネルの最終強度推定式

本検討で用いた有孔単独パネルの最終強度 σ_{iUS} および無孔単独パネルの最終強度 σ_{0US} の推定式を以下にまとめて示す。

$$\sigma_{iUS}(x) = (1 - 0.3\phi_b)\sigma_{0US}(x) \quad \text{のうちの小さい方の値} \\ = (1 - \phi_b)\sigma_Y$$

$$\sigma_{iUS}(y) = \sigma_{0US}(y) - 0.8 \left\{ \frac{0.06}{(\beta_r - 0.2)} + \frac{0.6}{(\beta_r - 0.2)^2} \right\} \phi_h \sigma_Y$$

$$\sigma_{0US}(x) = \left(\frac{2.25}{\beta} - \frac{1.25}{\beta^2} \right) \sigma_Y, \quad \beta \geq 1.0 \\ = \sigma_Y, \quad \beta \leq 1.0$$

$$\sigma_{0US}(y) = \left[\left(\frac{2.25}{\beta} - \frac{1.25}{\beta^2} \right) \left(\frac{b}{a} \right) + 0.8 \left\{ \frac{0.06}{(\beta - 0.2)} + \frac{0.6}{(\beta - 0.2)^2} \right\} \left(1 - \frac{b}{a} \right) \right] \sigma_Y$$

$$\text{ここで、} \beta_r = \frac{\beta}{\sqrt{\gamma_y}}, \quad \beta = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}}, \quad \gamma_y = \frac{\sigma_{iE}(y)}{\sigma_{0E}(y)}$$

- $\sigma_{iUS}(x)$: 長辺方向圧縮下の有孔単独パネルの最終強度
 $\sigma_{iUS}(y)$: 短辺方向圧縮下の有孔単独パネルの最終強度
 $\sigma_{0US}(x)$: 長辺方向圧縮下の無孔単独パネルの最終強度
 $\sigma_{0US}(y)$: 短辺方向圧縮下の無孔単独パネルの最終強度
 $\sigma_{iE}(y)$: 短辺方向圧縮下の有孔単独パネルの弾性座屈強度
 $\sigma_{0E}(y)$: 短辺方向圧縮下の無孔単独パネルの弾性座屈強度