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

正員 柳原 大輔* 正員 藤久保 昌彦*
森田 竜太郎** 瀬戸山 雄*

Estimation of Ultimate Strength of Continuous Stiffened Plate under
Combined Thrust and Lateral Pressure

by Daisuke Yanagihara, Member Masahiko Fujikubo, Member
Ryutaro Morita Yuu Setoyama

Summary

A series of elastoplastic large deflection analyses is performed by FEM in order to clarify the buckling/plastic collapse behaviour of stiffened plates subjected to combined longitudinal thrust and lateral pressure on the plate side. Double span/double bay or triple span/double bay models are employed to consider the plate continuity. It has been found that the continuous stiffened plates have three collapse modes, which are Stiffener-Induced failure caused by stiffener yielding, Plate-Induced failure by local plate collapse and Hinge-Induced failure by the formation of plastic hinges predominantly in bending. Based on the collapse behaviour observed by FEM, a simplified method to estimate the ultimate strength of the stiffened plates under combined thrust and lateral pressure is developed. Through the comparison of the estimated ultimate strength with the FEM results, the validity and usefulness of the proposed method are demonstrated.

1. 緒 言

船体構造はロンジ材やフロア材で補強された防撓パネル構造となっている。ホギング状態の船体を考えた場合、船底外板を構成する防撓パネルには縦曲げによる船長方向の面内圧縮荷重と、水圧による横分布荷重が作用する。船底外板の座屈崩壊は船体構造全体の崩壊に直結するため、面内圧縮荷重と水圧荷重を同時に受ける防撓パネルの座屈・塑性崩壊強度の検討が重要になる。

ロンジ材とトランス材位置で支持された連続パネルを考えた場合、水圧荷重が作用すると隣接パネルは同じ方向へ

たわもうとし、面内圧縮荷重のもとでのパネルの座屈モードの発生に抵抗する。一方で水圧によって発生するたわみは面内に引張り膜力を発生させる。したがって水圧荷重のもとでの弾性座屈強度は上昇する^{1,2)}。また、水圧荷重が比較的小さい場合、弾性座屈応力の上昇にともない圧縮最終強度も上昇するが、さらに水圧荷重が大きくなると、パネルは周辺固定の崩壊モードを形成し、水圧上昇とともに最終強度は低下していく。著者らの一人はこのよう座屈・塑性崩壊挙動を考慮して、水圧荷重と面内圧縮荷重を受ける連続パネルの弾性座屈強度算式^{2,3)}ならびに最終強度算式^{4,5)}を導いている。

以上のように、水圧と面内圧縮荷重を受ける連続パネルについては、その圧撓挙動に対する知見は十分に得られていると言える。しかしながら、実際の構造では、パネルはロンジ材で支持されており、連続パネルとしての最終強度に達する前にロンジ材が崩壊する可能性もある。したがって、防撓パネルとしての検討が不可欠である。

* 広島大学大学院工学研究科

** コマツ（研究当時 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

防撓パネルを対象とした研究として例えば, Smith⁶⁾ は, 連続防撓パネルに水圧とロンジ方向の面内圧縮荷重を負荷する座屈試験を実施している。また, Wang⁷⁾ らは, FEM 解析を実施し, 水圧を考慮した連続防撓パネルの座屈・塑性崩壊挙動を調べると同時に, 後述の DNV 強度算式の検証を行っている。このように, 水圧と面内圧縮荷重を受ける防撓パネルを対象とした幾つかの研究があるもの, 連続パネルに比べその数は少なく, 圧壊挙動に対する知見は十分に得られているとは言い難い状況にある。

一方, DNV⁸⁾ は, 水圧と面内圧縮荷重を受ける防撓パネルの最終強度算式を提案している。この算式では, 防撓パネルをパネルの座屈後の有効幅をフランジとして有する1本の梁・柱にモデル化し, Fig. 1 に示すような, パネルが曲げの圧縮側となる Plate-induced failure (PI 崩壊) と, 防撓材が曲げの圧縮側となる Stiffener-induced failure (SI 崩壊) に分類している。そして, それぞれの崩壊モードに対して Perry-Robertson 式を適用して圧縮最終強度を算出し, 両者のうち低い方を真の最終強度としている。このうち水圧荷重の影響は, PI 崩壊のみに考慮されている。

ところで, 著者らは面内圧縮荷重のみが作用する連続防

撓パネルを対象として, 簡易最終強度推定法を開発している^{9,10)}。この方法では, 上述の DNV 算式と同様に, 防撓パネルを1本の梁・柱にモデル化し, Perry-Robertson 式を適用して最終強度を推定している。ただし, パネルの連続性の影響を考慮するためダブルスパンの領域をモデル化するとともに, 面外変形に対するパネルと防撓材間の相関関係が考慮されている。この簡易算式は非常に高い精度で最終強度を推定することができる。

本研究では, 連続防撓パネルにパネル側からの水圧荷重と防撓材方向の面内圧縮荷重が作用する場合について, 有限要素法による弾塑性大たわみ解析を実施し, 水圧荷重が連続防撓パネルの圧壊挙動に及ぼす影響について考察を行う。次に, 得られた知見に基づき, 著者らが開発した上述の簡易最終強度推定法に水圧の影響を導入し, 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を提案する。最後に, FEM による解析結果と比較を通して提案手法の精度を検証する。

2. 水圧と面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルの圧壊挙動

2.1 解析対象と解析方法

Fig. 2 に示すようにパネル側からの水圧荷重と, 防撓材方向に1軸圧縮荷重を同時に受ける連続防撓パネルを対象として, FEM による弾塑性大たわみ解析を実施する。防撓材形状は, flat-bar, angle-bar および tee-bar の3種類とし, それぞれ Table 1 に示す3つの形状を考える。防撓材間のパネル寸法は $a \times b = 2,400 \times 800 \text{ mm}$ とし, パネル板厚は $t_p = 10, 13, 15, 20, 25 \text{ mm}$ の5種類とする。材料定数はパネル・防撓材ともにヤング率 $E = 205 \text{ GPa}$, 降伏強度 $\sigma_Y = 313 \text{ MPa}$ とし, 降伏後のひずみ硬化は無視する。

Fig. 1 Failure modes of stiffened plates

Fig. 2 Continuous stiffened plate under combined longitudinal thrust and lateral pressure

Table 1 Dimensions of stiffeners

	type 1	type 2	type 3
flat-bar	150×17	250×19	350×35
angle-bar	150×90×9/12	250×90×10/15	400×100×12/17
tee-bar	150×9+90×12	250×10+90×15	400×12+100×17

flat-bar : $h \times t_w$ (mm)

angle-bar : $h \times b_f \times t_w / t_f$ (mm)

tee-bar : $h \times t_w + b_f \times t_f$ (mm)

解析範囲として、Fig. 2 の網掛けで示すトリプルスパン/ダブルベイの領域を考え、パネルとロンジ材をシェル要素でモデル化する。トランス材に関してはモデル化はしないものの、この位置でパネルのたわみを拘束する。なお、angle-bar 防撓材が取り付けられている場合には、非対称断面の影響を考慮して、トリプルスパン/トリプルベイの範囲をモデル化する¹¹⁾。

水圧荷重は防撓材を挟んで隣接パネルを同方向にたわませるため、防撓材位置での境界条件は固定条件へと近づく。したがって、水圧を考慮した弾性座屈半波数は、水圧荷重がない場合の座屈半波数に比べ、より高次モードへと変化する場合がある¹²⁾。そこで、複数の初期たわみ成分を足し合わせた次式で与えられる防撓材間のパネルの初期たわみ w_{0p} を考える。

$$w_{0p} = \sum_{m=3}^7 A_{0m} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (1)$$

初期たわみ係数 A_{0m} はいずれの成分においてもパネル板厚 t_p の 0.5% とする。一方、防撓材の初期たわみとして、Euler 座屈モードの初期たわみを考え、その最大値を $w_{0\max} = 0.001a$ とする。また、初期振れ変形は、防撓材頂部の水平たわみの最大値が $0.001a$ となるように与える。なお、本論文では溶接残留応力の影響は無視する。

解析に当たっては、まず水圧荷重を所定の大きさまで作用させた後に、防撓材方向に面内圧縮荷重を変位制御で増分的に与えた。水圧荷重はパネル側から常にパネル面に垂直になるように作用させ、水頭換算で 0~35m の範囲で変

化させた。解析コードとして、広島大学で開発された弾塑性大たわみ有限要素法コード ULSAS を使用した。

2.2 解析結果

Fig. 3 は、板厚 20mm のパネルに type 1 の比較的高さの低い tee-bar 防撓材が取り付けられた場合の水圧荷重と圧縮最終強度の関係を表している。縦軸の最終強度は降伏強度で無次元化し、横軸の水圧は水頭換算で表している。図中の●が FEM による解析結果を表している。また、Fig. 4 は圧縮荷重が最終強度に達した時点の変形と降伏域の拡がりを示している。図は上から見た全体の鳥瞰図と側面図の両者を示し、要素内の色の濃淡が板厚方向の降伏域の拡がりを示している。

(a) $q=0\text{m}$ water head

Fig. 3 Relationships between compressive ultimate strength and lateral pressure obtained by FEM and proposed method

(b) $q=3.5\text{m}$ water head

Fig. 4 Deflection mode and spread of yielding zone at ultimate strength (tee-bar, type 1, $t_p=20\text{mm}$)

(c) $q=15\text{m}$ water head (d) $q=30\text{m}$ water head

Fig. 4 Deflection mode and spread of yielding zone at ultimate strength (tee-bar, type 1, $t_p=20\text{mm}$) (continued)

Fig. 4(a) に示す水圧荷重が水頭換算で 0m の場合, Euler 座屈モードの変形が成長して最終強度に達しているのがわかる。この時, 防撓材が曲げの圧縮側となるモデル端部では防撓材頂部に降伏域が拡がり, これが最終強度を決める要因となっている。このことから水圧荷重がない場合の崩壊モードは DNV における SI 崩壊となっていることがわかる。

Fig. 4(b) に示す水圧荷重が水頭換算で 3.5m となる場合, Fig. 4(a) の場合と同様に最終強度時には Euler 座屈モードの変形が成長し, 防撓材が曲げの圧縮側となる防撓材頂部で降伏が拡がっている。この場合も SI 崩壊モードと見なすことができる。一方, Fig. 3 を見ると, 水圧が 3.5m

(a) $q=3.5\text{m}$ water head (b) $q=15\text{m}$ water head

Fig. 5 Distributions of bending moment of stiffened plate under lateral pressure/combined thrust and lateral pressure

の場合の圧縮最終強度は水圧がない場合に比べ上昇している。これは, 水圧による曲げ変形が防撓材頂部の降伏を遅らせるためであり, 水圧 5m までの範囲では, 水圧荷重の増加とともに圧縮最終強度も上昇する。

ところで, Fig. 5(a) は水圧荷重のみが作用している状態と, 最終強度まで圧縮荷重が増加した時点での曲げモーメント分布を示している。ここでの曲げモーメントは, 断面を構成する各節点の軸方向節点力から平均応力に相当す

る荷重を差し引いた荷重分布から求めている。図中の点線で示す水圧のみが作用している状態では、支持点であるトランス材位置で曲げモーメントが最も大きくなり、その値は、梁理論で計算される両端固定梁の固定端の曲げモーメント ($M/(qba^2)=1/12$) とほぼ一致している。その後、実線で示す最終強度まで圧縮荷重を増加させると、トランス材位置での曲げモーメントはほとんど変化せず、水圧のみによる曲げモーメントに、Euler モードの座屈変形が作る曲げモーメント (解析対象中央部で値が負になる正弦波形状) が足し合わされたような分布となっている。このように、水圧荷重が小さく、その崩壊モードが SI 崩壊となる場合には、面内荷重が増加した後も、両端固定のもとで水圧が作る曲げモーメント分布が保持される。

さらに高い水圧荷重のもとでは、面内圧縮荷重の増加とともに、はじめにトランス材位置で降伏が広がるものの、この段階では圧縮耐力は上昇し、パネルが曲げ圧縮側となるスパン中央で降伏が広がった後に最終強度に達する。Fig. 4(c) は水頭換算で 15m の水圧荷重を与えた場合の変形図を示している。図より、トランス材位置と中央スパン中央のパネルに降伏が広がっていることが確認できる。この場合は、パネルの降伏が最終強度を決める要因となっており、DNV における PI 崩壊に相当する。変形図をさらに詳しく見てみると、トランス材位置で防撓材のほぼ全断面が降伏しており、また中央スパンではあたかもトランス材位置で単純支持されたような変形が生じていることがわかる。

ここで、Fig. 5(b) の曲げモーメント分布を見てみると、圧縮荷重が最終強度まで達すると、曲げモーメントが 0 と

なる点がトランス材位置に近づく。また、トランス材位置での曲げモーメントが減少しており、単純支持の状態へと近づいていることがわかる。この原因を究明するために、トランス材位置の防撓材断面に生じる曲げモーメントと圧縮軸力の変化を調べた。その結果を Fig. 6 に示す。図中の実線は全断面塑性条件を表し、破線が FEM 解析結果を表している。水圧のみが作用した時点で防撓材には軸力および曲げモーメントが生じ、圧縮荷重の増加とともに両者とも増加していく。その後、実線で示す全断面塑性条件に達すると曲げモーメントは減少し、軸力のみが増加していく。このことから、Fig. 5(b) に示したトランス材位置の曲げモーメントの減少は、ほぼ全断面降伏した防撓材断面の曲げモーメントが、圧縮軸力の増加とともに、全断面塑性条件に沿って変化することに起因していると考えられる。ところで、改めて Fig. 4(c) の側面図に注目すると、隣接スパンで防撓材のたわみの大きさが異なっており、Euler 座屈モードの成分が成長していることがわかる。これは、座屈により発生するたわみモードそのものは、両端単純支持の場合に近いことを表している。以上のことから、水圧がある程度大きくなり、崩壊モードが PI 崩壊となる場合には、中央スパンは両端支持梁としての挙動に近づく。また、Fig. 3 からわかるように、PI 崩壊の範囲では、水圧の増加とともに圧縮最終強度は減少していく。

さらに大きな水圧荷重が作用している段階では、水圧荷重のみで、トランス材位置で初期降伏が生じる水圧 (Fig. 3 の縦線で示す q_{cr}) を超えると、Fig. 4(d) に示すように最終強度時には、トランス材位置およびスパン中央の防撓材頂部に降伏域が広がる。この降伏域の集中箇所は、水圧による横荷重のみが作用する場合に生成される塑性関節の位置と一致する。そこで、この崩壊モードを Plastic hinge-induced failure (HI 崩壊) と呼ぶことにする。Fig. 3 に示すように、HI 崩壊モードでは、水圧が q_{cr} を越えるところから、

Fig. 6 Relationships between axial load and bending moment of stiffener cross-section at supported point by transverse floor (tee-bar, type 1, $t_p=20\text{mm}$, $q=15\text{m}$ water head)

F1~F7 : Checking point for initial yielding

Fig. 7 Double span beam-column model and checking points for yielding

水圧荷重の増加とともに圧縮最終強度は、ほぼ線形にかつ急激に低下していき、最終的に、ほぼ剛塑性機構解析で得られる両端固定梁の最大横荷重 (約 38m) で圧縮最終強度が 0 となる点へ収束していく。

以上の解析結果より、水圧と面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルの崩壊モードは、水圧の大きさに応じて、SI 崩壊、PI 崩壊および HI 崩壊に分類できることがわかった。このような崩壊モードの変化は、他の板厚や防撓材形状でも基本的には同じとなる。

3. 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

3.1 最終強度推定法

3.1.1 水圧のない場合の最終強度推定法

以上の解析結果をもとに、水圧荷重と面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルの最終強度の簡易推定法を提案する。具体的には、著者らが開発した水圧荷重のない場合の最終強度推定法^{9,10)}を、水圧荷重がある場合にも適用できるように拡張する。この最終強度推定法は以下に示す特徴を有する。

(1) 防撓パネルの連続性と隣接スパン間の相互影響を考慮するため、連続防撓パネルを隣接スパンにまたがるダブルスパン梁・柱モデルに置き換える。

(2) flat-bar 防撓材に対しては、パネルと防撓材の連成した局部座屈変形による防撓材の軸剛性の低下を、有効板厚の形で考慮する。

(3) パネルの有効幅と flat-bar 防撓材の有効板厚を、共に圧縮荷重の関数として表すことにより、最終強度時点の有効断面を正確に評価する。

(4) パネル・防撓材間の相互影響として、防撓材の振り剛性による局部座屈強度の上昇と、防撓材の振れに対するパネルの抵抗を考慮する。

(5) ダブルスパン梁・柱モデルに複数の降伏判定点を設定し、これらのいずれか一点で、軸力、曲げおよび曲げ振りによる軸方向応力が、降伏応力に達したときを最終強度とする。

すなわち、上述の梁・柱モデルが、Fig. 7 に示すいずれかの降伏判定点で、次式で与えられる条件を満足する場合の圧縮荷重を最終強度とする。

$$\Gamma = \sigma_Y - (\sigma_P + \sigma_B + \sigma_{BT}) = 0 \quad (2)$$

ここで、 σ_P は圧縮荷重を有効断面で除じた面内応力を表し、 σ_B は初期たわみを有する梁・柱に圧縮荷重が作用した場合の曲げ応力を表す。また、 σ_{BT} は防撓材の曲げ振りによる反り応力を表す。

3.1.2 水圧を考慮した最終強度推定法

2章で行った FEM 解析結果によれば、水圧荷重と面内圧縮荷重を同時に受ける連続防撓パネルの崩壊モードは、SI

Fig. 8 Assumed boundary conditions to consider influence of lateral pressure

崩壊、PI 崩壊および HI 崩壊の 3 つに分けることができる。そこで、水圧の影響として、これら 3 つの崩壊モードに対する算式を導出し、それぞれのモードのうち最も小さな強度を与えるものを真の最終強度とする。

(1) SI 崩壊

比較的水圧荷重が小さい場合、防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材の降伏に起因して圧縮最終強度に達する。このとき水圧荷重による曲げ応力がこの箇所の降伏を遅らせるため、水圧荷重の上昇とともに圧縮最終強度は上昇する。また、Fig. 5(a) に示した曲げモーメント分布より、トランス材位置での曲げモーメントは最終強度の時点でも低下しない。そこで、SI 崩壊では、Fig. 8(a) に示すような両端固定梁に横荷重と面内圧縮荷重が作用する場合を考え、この梁のスパン中央での曲げ応力 σ_B^C を式 (2) の σ_B に加える。 σ_B^C は次式で与えられる。

$$\sigma_B^C = -\frac{qba^2}{24} \cdot \frac{6(\alpha \operatorname{cosec} \alpha - 1)}{\alpha^2} \cdot \frac{z_t}{I_y} \quad (3)$$

$$\alpha = (\pi/2) \sqrt{P/P_{cr}}$$

ここで、 P_{cr} および I_y は 3.1.1 で述べた有効断面を有する両端支持梁の曲げ座屈強度および断面 2 次モーメントを表し、 z_t は断面の中立位置を原点とした場合の防撓材頂部の z 座標を表す。この場合、降伏判定は Fig. 7 の F2 あるいは F3 で行う。

(2) PI 崩壊

水圧荷重が比較的大きくなると、パネルが曲げの圧縮側となるスパン中央でパネルが降伏して、圧縮最終強度に達する。このとき、トランス材位置では降伏がかなり拡がる。また、Fig. 5(b) に示したように、この位置での曲げモーメントは水圧のみが作用した場合に比べ低下し、スパン端部の境界条件は、単純支持条件に近づく。そこで、PI 崩壊では、Fig. 8(b) に示すようなトランス材位置で単純支持された梁・柱に横荷重と面内荷重が作用する場合を考え、こ

Fig. 9 Collapse mechanism of stiffened plate under only lateral pressure

の梁のスパン中央での曲げ応力 σ_B^S を式 (2) の σ_B に加える。 σ_B^S は次式で与えられる。

$$\sigma_B^S = -\frac{qba^2}{8} \cdot \frac{2(\sec\alpha - 1)}{\alpha^2} \cdot \frac{z_p}{I_y} \quad (4)$$

z_p は断面の中立軸位置を原点とした時のパネル中央面の z 座標を示している。この場合の降伏判定は、Fig. 7 の F5 で行う。

(3) HI 崩壊

さらに水圧荷重が上昇し、水圧荷重だけでトランス材位置に降伏が生じる水圧 q_{cr} を超えると、最終強度時にはトランス材位置とスパン中央部で塑性関節を形成する崩壊モードへと移行し、圧縮最終強度はほぼ線形に減少していく。水圧のみが作用する場合にはトランス材位置で固定条件となることを考慮すると、 q_{cr} は次式で与えられる。

$$q_{cr} = \frac{12I_y}{a^2bz_t} \sigma_Y \quad (5)$$

なお上式の I_y および z_t は全断面が有効として求める。本研究ではこの q_{cr} を PI 崩壊と HI 崩壊の境界と定め、 $q > q_{cr}$ の場合には HI 崩壊が起こるとする。さらに、PI 崩壊のもとで $q=q_{cr}$ のときの圧縮最終強度 σ_u^{cr} を算出し、この点と剛塑性機構解析で得られる両端固定梁の最大横荷重 q_{max} (この時の圧縮最終強度は 0) を直線で結んで近似

する。すなわち、HI 崩壊での圧縮最終強度は次式で与えられる。

$$\sigma_u = -\frac{\sigma_u^{cr}}{q_{max} - q_{cr}}(q - q_{cr}) + \sigma_u^{cr} \quad q > q_{cr} \quad (6)$$

ここで、Fig. 9 に示すような 3 点塑性関節が生成される場合、 q_{max} は次式で与えられる。

$$q_{max} = C \frac{16}{a^2b} M_P \quad (7)$$

M_P は全断面塑性モーメントを表す。剛塑性解析では式 (7) の C は 1 となるが、実際には防撓材の局部捩れ変形の影響やパネルの局部座屈などの影響により、 $C=1$ とはならない場合が多い。そこで、本研究では、 $C=0.95$ として後の強度推定を行う。

3.2 最終強度推定結果

板厚 20mm のパネルに、比較的防撓材高さの低い type 1 の tee-bar 防撓材が取り付けられた場合の最終強度推定結果を、前出の Fig. 3 に示す。図中の実線が SI 崩壊モードを仮定した場合を、点線が PI 崩壊モードを仮定した場合の推定値を表している。また、一点鎖線は HI 崩壊での推定値を表し、●が FEM 解析結果を表している。

Fig. 3 を見ると、実線で示されている SI 崩壊モードの最終強度推定値は、水圧の増加とともに増加していることがわかる。また、水圧が水頭換算で 5m までの範囲では、FEM による最終強度と良く一致している。一方、点線で示す PI 崩壊の推定値は、水圧荷重の増加とともに減少し、水圧が 5 ~ 15m の範囲で FEM 解析結果とよく一致していることがわかる。ところで、図中の破線は、式 (4) に示した両端支持の曲げ応力によって、両端固定を仮定した曲げ応力を加えた場合の推定値を表している。破線の結果は FEM 解析結果に比べ、かなり高めである。このことから、PI 崩壊モードにおいて、両端支持状態での水圧影響を仮定した本推定法の妥当性が確認できる。一方、HI 崩壊の推定値は

Fig. 10 Relationships between ultimate strength and lateral pressure obtained by FEM and proposed method

Fig. 10 Relationships between ultimate strength and lateral pressure obtained by FEM and proposed method (continued)

Fig. 11 Comparison between ultimate strength estimated by proposed method and that obtained by FEM

$q > 20$ m の範囲で FEM 解析結果とよく一致している。真の最終強度はこれらのモードのうち最小の推定値を与えるものを選択するので、本研究で提案した最終強度推定法が十分な精度を有していることがわかる。

Fig. 10 に解析を行った全てのケースの水圧荷重と圧縮最終強度の関係を示す。また、Fig. 11 に flat-bar, angle-bar および tee-bar 防撓材について FEM より得られた圧縮最終強度と推定値との相関関係を示す。Fig. 10(d) に示す比較

的厚板のパネルに type 1 の angle-bar が取り付けられた場合には、危険側の推定をしているものが見られる。これは、水圧荷重によって生じる曲げ応力の影響を考慮していないためと考えられ、この点は今後改善する予定である。しかしながら、Fig. 10 および Fig. 11 よりわかるように本推定法による最終強度推定値は FEM 解析結果と良い相関を有しており、本提案法の妥当性が確認できる。

4. 結 言

本研究では、水圧と面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルを対象として、FEM による弾塑性大たわみ解析を実施し、水圧が防撓パネルの圧壊挙動におよぼす影響について考察を行った。その結果、防撓パネルの崩壊モードは、水圧の大きさに応じて、SI 崩壊、PI 崩壊および HI 崩壊の 3 つに分類できることがわかった。それぞれの崩壊モードの特徴は以下のとおりである。

(1) SI 崩壊：防撓材が曲げの圧縮側となるスパン中央の防撓材の降伏に起因して、圧縮最終強度に達する。この場合、水圧が作る曲げ応力が防撓材頂部の降伏を遅らせるため、水圧の増加に伴い圧縮最終強度は上昇する。また、圧縮後もトランス材位置で、固定条件のもとで水圧が作る曲げモーメントが保持される。

(2) PI 崩壊：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に起因して、圧縮最終強度に達する。この場合、水圧の増加に伴い圧縮最終強度は低下する。また、トランス位置で防撓材はほぼ全断面降伏し、圧縮荷重が増加すると、この位置での曲げモーメントは塑性条件に従って減少する。このため、最終強度の時点では、トランス材位置での断面力は単純支持状態に近づく。

(3) HI 崩壊：水圧がさらに大きくなると、圧縮最終強度時には、トランス支持部とスパン中央部で塑性関節を形成する。この場合の圧縮最終強度は、水圧のみで初期降伏が生じる横荷重と剛塑性機構解析より求められる最大横荷重の間をほぼ線形に変化する。

以上の知見に基づき、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を提案した。さらに、FEM 解析結果と比較を行い、本提案手法が高い推定精度を有していることを確認した。

なお本提案手法では、溶接残留応力の考慮がされていないため、既存のルール算式や実験結果などとの比較を行っていないが、溶接残留応力を考慮した推定法の開発を行い、これらとの比較を行う予定としている。さらに、近年船体構造に多用されるようになった極めて背の高い防撓材への適用性についても検討する予定としている。

参 考 文 献

- 1) 矢尾哲也, 仁保治, 藤久保昌彦, バル・ベルゲス, 水谷圭介: 船底外板の座屈・塑性崩壊強度に関する研究, 日本造船学会論文集, 第 181 号, 1997, pp.309-321.
- 2) Yao, T., Fujikubo, M., Varghese, B., Yamamura, K. and Niho, M.: Buckling/Plastic Collapse Strength of Wide Rectangular Plate under Combined Pressure and Thrust, J. Soc. Naval Arch. of Japan, Vol.182, 1997, pp.561-570.
- 3) 藤久保昌彦, 矢尾哲也, Balu Varghese; 連続防撓パネルの局部座屈強度に対する諸因子について, 西部造船会会報, 第 97 号, 1998, pp.113-123.
- 4) Fujikubo, M., Yao, T. and Khedmati, M.R.: Estimation of Ultimate Strength of Ship Bottom Plating under Combined Transverse Thrust and Lateral Pressure, J. Soc. Naval Arch. of Japan, Vol.186, 1999, pp.621-630.
- 5) Fujikubo, M., Yao, T. and Khedmati, M.R.: Estimation of Ultimate Strength of Ship Bottom Plating under Combined Biaxial Thrust and Lateral Pressure, Trans. The West-Japan Soc. Naval Arch., Vol.99, pp.245-254.
- 6) Smith, C.S.: Compressive Strength of Welded Steel Ship Grillage, Trans. RINA, Vol.117, 1997, pp.325-552.
- 7) Wang, X. and Moan, T.: Ultimate Strength Analysis of Stiffened Panels in Ships Subjected to Biaxial and Lateral Loading, Int. J. Offshore and Polar Engineering, Vol.7, No.1, 1996, pp.22-29.
- 8) DNV: Buckling Strength Analysis of Mobile Offshore Units, Classification Notes, No.30.1, 1995.
- 9) 藤久保昌彦, 柳原大輔, 矢尾哲也: 連続防撓パネルの圧壊強度の推定法, 日本造船学会論文集, 第 185 号, 1999, pp.203-212.
- 10) 藤久保昌彦, 柳原大輔, 矢尾哲也: 連続防撓パネルの圧壊強度の推定法 (第 2 報), 日本造船学会論文集, 第 186 号, 1999, pp.631-638.
- 11) 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.
- 12) 山田徹志: 圧縮および水圧荷重を受ける連続パネルの座屈・最終強度推定法に関する研究, 広島大学修士論文, 2001.