2 軸圧縮を考慮した船体縦曲げ最終強度算定手法に関する研究

学生会員 成 瀬 慶 晃* 正会員 川 村 恭 己**
正会員 岡 田 哲 男**

A Study on Estimation Method of Ship Hull Girder Ultimate Strength under Biaxial Compression

by Yoshiaki Naruse, *Student Member* Yasumi Kawamura, *Member*
Tetsuo Okada, *Member*

Summary

In this study, stiffened plates under biaxial compression are analyzed by using the commercial FEM software, LS-DYNA, and the collapse behavior is investigated. Firstly, the decrease of effective width of the ship bottom plate is observed and compared with the formula of CSR²⁾. Considering the results of FEM analysis, a new formula to estimate ultimate strength of stiffened plates considering biaxial compression is developed. Secondly, the method to estimate ultimate strength of hull girder considering the biaxial compression of ship bottom is proposed by considering the new formula and modifying the conventional formula of the hard corner element. Finally, hull girder strength considering biaxial compression that is estimated by the proposed method is compared with the FEM analysis of mid ship model to show the validity of the proposed method.

1. 結 言

2013 年に MOL COMFORT が折損し沈没した事故を受けて発足されたコンテナ運搬船安全対策検討委員会において、2015 年 3 月に最終報告書¹⁾が公開された。その報告書において、コンテナ荷重や水圧などによって生じる横荷重による影響が、船体の縦曲げ最終強度に密接な関係があることが示された。また、船底における 2 軸圧縮性を含む横荷重の影響を考慮した最終強度の規則の必要性が指摘された。

本研究ではまず第 1 に、汎用 FEM 解析ソフトウェア (LS-DYNA) を用いて、2 軸圧縮下における船底防撓構造の解析を行い、防撓パネルの最終強度・崩壊挙動の観察、そのメカニズムについて検証を行った。具体的には、FEM 解析において防撓材間の船底パネルの座屈による有効幅の減少を観察するとともに、CSR における有効幅減少の算式との比較を行った。そして、FEM から得られた考察から CSR の防撓パネルの最終強度算式及び有効幅の算式に 2 軸圧縮影響を組

み込み、防撓パネルの最終強度を評価する手法を開発した。また、本研究では第 2 に、①提案した防撓パネルの最終強度算式、②船底におけるガーダーとパネルの交差部における 2 軸圧縮の影響を、CSR におけるハルガーダ強度の計算手法²⁾に組み込むことで、2 軸圧縮を考慮したハルガーダ強度を推定する手法を開発した。開発した手法をコンテナ船の中央断面モデルに適用し、FEM 解析と比較することによりその妥当性を検証した。

2. FEM 解析モデル（防撓パネル）

本研究では、Fig.1 のような 1+1+1 の 3 スパン及び 3 ロンジの範囲をシェル要素でモデル化し、陰解法での解析を行い最終強度を求めた。防撓材は T 型を想定し、3 種のパネル板厚 t_p で解析を行った。各パラメータを Table1 に記す。

Table 1 Size of FEM model.

Plate thickness t_p [mm]	10, 15, 20
Trans. frame space, a [mm]	3160
Longi. space, s [mm]	880
Web height, h [mm]	400
Thickness of web, t_w [mm]	11.5
Breadth of flange, b_f [mm]	100
Thickness of flange, t_f [mm]	16

* 横浜国立大学大学院工学府（現 尾道造船）

** 横浜国立大学大学院工学研究院

やすい。板厚 15mm においては、船長方向の座屈応力はおおよそ 220MPa となる。ここで、板厚 15mm における、縦圧縮のみの場合の最終強度時の z 方向変位コンター図を Fig.2 に示す。図において、3 半波モードで座屈し最終強度に至っていることが分かる。

一方、船底パネルの船幅方向の 1 半波モードの座屈応力は、船長方向のそれよりも低く、板厚 15mm の場合はおおよそ 63MPa となる。従って、応力比によっては、船長方向より先に幅方向に座屈することがある。ここで、Fig.3 に、板厚 15mm・幅方向応力比 0.2(Y0.2)における最終強度時の z 方向変位コンター図を示す。

Fig.2 Z-displacement contour of $t_p = 15\text{mm}$ (Y0) at ultimate strength.

Fig.3 Z-displacement contour of $t_p = 15\text{mm}$ (Y0.2) at ultimate strength.

Fig.3 において、幅方向に先に座屈し、1 半波がメインのモードになっていることが分かる。従って、応力比が上がり、幅方向に先に 1 半波モードで座屈することで、本来出るべき座屈応力が低い多半波モードが阻害され、最終強度が上昇することがあるということが推測された。

また、さらに応力比が上がった Y0.5 や Y1.0 の場合は最終強度が低下している (Table3, $t_p=15\text{mm}$)。これは、幅方向荷重が増加することによって、より 1 半波モードが支配的になり、Fig.4 (Y0.5 の最終強度時の z 方向変位コンター図)、Fig.5 (各応力比における Fig.1 の mid の位置の、中央のフランジの y 方向変位の時間変化) のように、ウェブの横倒れが

激しくなったことから、早い段階で荷重を受け持てなくなり最終強度が低下したと推測することができる。

Fig.4 Z-displacement contour of $t_p = 15\text{mm}$ (Y0.5) at ultimate strength.

Fig.5 Y-displacement of flange of $t_p = 15\text{mm}$

次に、応力比が高い場合のスチフナ部 (ウェブ・フランジ) の受持ち荷重について考察する。Fig.6 に板厚 15mm で Y0, Y0.5, Y1.0 の場合の Fig.1 の mid の位置における、中央のスチフナ部の受け持っている長手方向の荷重[N]を、横軸に時間[sec]をとって最終強度時までを記載する。各解析の長手方向の荷重[N]の時間増分の大きさは同じであるため、時間の位置が同じであれば、同じ大きさの長手方向荷重が防撓パネル全体に加わっていることになる。Fig.6 において、2 軸作用荷重の応力比が高くなると、スチフナが受け持っている荷重が少なくなっていることが分かる。これは、前述の 1 半波モードの撓みと防撓材の横倒れの進行による影響と考えられる。また、幅方向荷重によって最終強度時のスチフナの耐荷力も低くなっていることが観察できる。

Fig.6 Loads for stiffener of $t_p = 15\text{mm}$ at mid of span.

3.3 有効幅の低下

3.3.1 FEMにおける有効幅の低下の特徴

防撓パネルが増分的に圧縮荷重を受ける際、パネル部分が先立って座屈すると、パネルがそれ以降の荷重の増加分を受け持たず、防撓材がその後の増加分を受け持つようになる。その結果、パネル座屈後はウェブ付近の応力が高くなり、防撓パネル全体において応力が一様ではなくなるという現象が起こる。

このようなパネル座屈による面内剛性の低下を数式上で表現するため、ウェブ付近の応力が一様に分布していると考えることができる仮定の板幅を導入する。この板幅を有効幅と呼び、CSRにおけるハルガーダ強度計算²⁾の過程にもこの考え方が用いられている。

本節では、FEMで得られた応力分布から求められた防撓パネルの縦圧縮における有効幅を、板厚 15mm の場合を例に考察する。ここで、有効幅は(2)式³⁾を用いて算出する。

$$b_E = \frac{\int_0^s \sigma_x dy}{\bar{\sigma}} \quad (2)$$

上式で、 $\bar{\sigma}$ はウェブとパネルの結合点の x 方向の応力、 σ_x は考慮する区間（本研究では幅 s の区間）の x 方向のパネル板厚中央の応力分布を示している。式(2)は、後述の Fig.10 のように一様でない応力分布に対して、有効幅 b_E とウェブ結合点の応力を作る長方形の面積が応力のグラフ面積と等しくなるという条件から有効幅 b_E を算出するものとなっている。

Fig.7 に、板厚 15mm の各応力比における 2 スパン目のスパン中央(Fig.1-mid)の有効幅、Fig.8 には、各応力比におけるトランス付近(Fig.1-FGHIJ)における有効幅が、それぞれ横軸に発生している x 方向のひずみ ϵ_x を降伏ひずみ ϵ_Y で除した「相対ひずみ」を取って示されている。

Fig.7 Effective width of $t_p = 15\text{mm}$ at mid of span.

Fig.8 Effective width of $t_p = 15\text{mm}$ at near trans.

ここで、応力分布の状況の例として、Y1.0 におけるスパン中央(Fig.1-mid)・トランス付近(Fig.1-FGHIJ)の、相対ひずみが 0.5 付近の時の応力分布をそれぞれ Fig.9,10 に示しておく。スパン中央(Fig.9)では応力分布がほぼ一様になっているのに対し、トランス付近(Fig.10)ではウェブが存在する位置の圧縮応力が高くなっているのが分かる。Fig.10 のように、応力が一様ではなくなってくると、式(2)から求まる b_E は元の幅 s から低下し始める。

Fig.9 Stress distribution at mid of span ($t_p = 15\text{mm}$).

Fig.10 Stress distribution at near trans ($t_p = 15\text{mm}$).

ここで、Fig.7 においては、縦圧縮のみ(Y0)の場合において有効幅の低下が見られる。一方 Fig.8 のトランス付近の有効幅は、応力比が増えるにつれて、早いタイミングで低下が始まっており、低下の傾きも顕著になっている。すなわち、幅方向荷重があるときにはトランス付近で有効幅が低下しやすくなっていることが分かる。これは、幅方向に 1 半波モードでの座屈 (Fig.3 参照) が生じることにより、トランス付近において、x 軸に沿って撓みが急激に変化することによってパネルが荷重を受け持てず、有効幅が減少しているものと推測される。一方、比較的パネルの撓みの変化が x 方向に関してあまりないスパン中央は、パネルが荷重を受け持てるため、有効幅が減少するような現象は起こらず応力が一様な分布になるものと考えられる。他の板厚の場合にも同様の傾向が見られた。

これらの結果から、幅方向応力比が増えることによって、縦圧縮における有効幅の低下が早まる場合があることが分かった。

3.3.2 有効幅の低下開始のタイミングについての考察

本節でも、板厚 15mm の場合を例に考察を行う。なお、本節における有効幅はトランス付近のものを示している。Fig.11 に板厚 15mm における y 方向 (幅方向) の平均応力を、横軸に x 方向 (縦方向) の相対ひずみを取って示す。また、図には(3)式で求められる 1 半波モードにおける幅方向の平板の座屈応力 σ_{EB} ³⁾も示している。

$$\sigma_{EB} = \frac{\pi^2 D}{a^2 t_p} \left(\frac{a}{s} + \frac{s}{a} \right)^2 \quad (3)$$

ただし、

$$D = \frac{Et_p^3}{12(1-\nu^2)} \quad (4)$$

Fig.11 Y-mean stress of $t_p = 15\text{mm}$.

Fig.11 では、幅方向座屈による 1 半波モードが顕著になる Y0.5, Y1.0 において、相対ひずみがそれぞれ 0.36, 0.16 の値付近で幅方向平均応力が座屈応力に至っていることが分かる。そして、Fig.8 における有効幅も、それぞれ同値の付近 (Y0.5 は 0.36, Y1.0 は 0.16 の付近) で低下を始めていることが分かる。この幅方向座屈による有効幅の低下の現象は、他の板厚においても同様の傾向が得られた。

結果として、幅方向応力比が上がってくると、平板の幅方向の座屈応力が、有効幅の低下開始のタイミングを示す指標となることが分かった。

3.3.3 CSR 算式との比較

CSR におけるハルガーダ強度を計算する手法²⁾は、Smith 法⁴⁾に基づいており、中央断面を防撓パネル・ハードコーナー・パネルの 3 つの要素に離散化し、要素ごとに個別に応力ひずみ関係を与え最終強度を計算している。本節では、防撓パネルの最終強度評価に関して、FEM から得られた防撓パネルの有効幅と、CSR における防撓パネル要素の応力ひずみ関係を求める際に用いられる板の有効幅の算式との比較を行う。

CSR の手法は、船体が強制曲げを受けると仮定し、曲げの曲率を増分的に増やすことで崩壊挙動を追い、発生モーメントから最終強度を算定している。板の有効幅 b_E の算式は、曲率から求まる発生ひずみ ε を細長比 β_E (式(5-c)) という形で用い、Frankland 式⁵⁾ (式(5-a)) により有効幅の低下を表現している。

$$b_E = \left(\frac{2.25}{\beta_E} - \frac{1.25}{\beta_E^2} \right) s \quad (\beta_E > 1.25) \quad (5-a)$$

$$b_E = s \quad (\beta_E \leq 1.25) \quad (5-b)$$

$$\beta_E = \frac{s}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_y \bar{\varepsilon}}{E}} \quad (5-c)$$

$\bar{\varepsilon}$ は、発生ひずみ ε を降伏ひずみで除した値「相対ひずみ」を示している。(5)式は、発生ひずみ ε が増加していくにつれて β_E が増加していき、 β_E が 1.25 を超えると板の有効幅が元の幅 s から低下し始めるという式の構造になっている。ここで、板厚 15mm の場合を例に FEM(Y0~Y1.0)と式(5)(CSR)の比較を Fig.12 に、横軸に相対ひずみを取って示す。なお、FEM の板の有効幅はトランス付近のものである。

Fig.12 Effective width of CSR and FEM of $t_p = 15\text{mm}$.

縦圧縮のみの Y0 と CSR を比べると, CSR の方が早い段階から低下が始まり, 安全側の推定となっていることが分かる. しかし, 幅方向応力比が上がるにつれて安全の余裕代は減っていき, Y1.0 になると, 有効幅の低下の始まる速さ, 傾き, 最終強度(Table3)ともに危険側の推定となる. この傾向は, 他の板厚でも同様のものが見られた.

4. CSR における有効幅算式の修正案

4.1 CSR 算式への 2 軸圧縮影響の導入

前述の考察において, 幅方向の座屈によっても縦圧縮における有効幅が低下し始めることが分かった. よって, CSR の防撓パネルの算式においてもそれを再現することによって 2 軸圧縮の考慮を目指すこととする.

CSR における各防撓材の応力ひずみ関係を与えられる際, 圧縮荷重を受ける場合には, 梁柱座屈・捩れ座屈・ウェブの局部座屈の 3 つのモードにおける応力ひずみ関係を求め, 与えられたひずみから発生する応力が最も低いものが採用される²⁾. FEM 解析において, 幅方向応力が上昇するとウェブの横倒れが激しくなったことから, 本研究では捩れ座屈モードの算式を修正することで 2 軸性を考えることとする. また, 式上で考慮する幅方向の応力比は, 元から与えられているものと仮定し, 入力パラメータとする. 本研究では Y1.0 と Y0.5 について考察する.

本研究では, 2 軸性を考慮するために新たに 3 つのパラメータを導入した. 導入したパラメータは,

- (1) 幅方向荷重による有効幅低下の増大を表すパラメータ γ
- (2) 幅方向座屈に伴うロンジの負担増加及び横倒れの増長を表すパラメータ μ
- (3) 幅方向の座屈による有効幅低下開始のタイミングを表すパラメータ α

の 3 つである. 次節にこれらのパラメータを含めた捩れ座屈モードの考え方と計算の流れを記載する.

4.2 本研究における捩れ座屈モード計算式

ここで提案する計算式は, CSR におけるハルガード強度を求める手順²⁾を元としている. この計算式では, 相対ひずみを増分的に増やすことで応力ひずみ関係を得ることができるようになっている.

CSR における捩れ座屈モードの平均圧縮応力-平均圧縮ひずみ関係は, 板及び防撓材の圧縮強度の和として求めている²⁾.

$$\sigma_{CR2} = \Phi \frac{A_s \sigma_{C2} + st_p \sigma_{CP}}{A_s + st_p} \quad (6)$$

ただし,

$$\begin{aligned} \Phi &= -1 \quad (\bar{\epsilon} < -1) \\ \Phi &= \bar{\epsilon} \quad (-1 \leq \bar{\epsilon} \leq 1) \\ \Phi &= 1 \quad (\bar{\epsilon} > 1) \end{aligned} \quad (7)$$

$\bar{\epsilon}$ は相対ひずみを, A_s はスチフナの断面積を表す.

(1) γ の導入

本研究では, 板部分の圧縮強度 σ_{CP} (板単独の座屈応力) については Frankland の式(5-a)を改良し, 有効幅低下の度合いを表すパラメータ γ を用いて修正した式(8)により評価することを提案する. 式(8)において, $\gamma = 1.0$ とすると Frankland 式(5-a)になる他, γ によらず, $\beta_E = 1.25$ のとき, 括弧内が 1.0 となるような式の構造となっている. そして, $\gamma < 1.0$ とすることで, 有効幅の低下を急激にすることができる. すなわち, 2 軸応力比やパネル板厚に応じて γ を適切に設定することにより, 有効幅の低下の現象を適切に表現した算式となる.

$$\begin{aligned} \sigma_{CP} &= \left(\frac{2.25\gamma}{\beta_E} - \frac{1.25^2\gamma + 1.25\gamma - 1.25^2}{\beta_E^2} \right) \sigma_Y \quad \text{for } \beta_E > 1.25 \\ \sigma_{CP} &= \sigma_Y \quad \text{for } \beta_E \leq 1.25 \\ \beta_E &= \frac{s}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_Y \bar{\epsilon}}{E}} \end{aligned} \quad (8)$$

(2) μ の導入

CSR 算式では防撓材の圧縮強度 σ_{C2} は弾性捩り座屈応力 σ_{CE2} に Johnson の塑性修正を行って求めているが, 本研究ではこれに横倒れ増長パラメータ μ を導入した式(9)を提案す

る。3章の防撓パネルの FEM 解析で示したように、大きな横荷重が存在する場合には、1 半波の座屈が生じた後に座屈変形が進行し板の有効幅が減少するとともに、防撓材の横倒れが進むことで、その耐荷力が低下した。よって本研究では、防撓材の横倒れによる耐荷力低下をパラメータ μ により表現できると仮定した。パラメータ μ は有効幅の低下によって減少した総断面積の比率分だけ、式(6)において σ_{C2} にかかっているスチフナ面積を減らすという意味をもつ係数である。有効幅 b_E が含まれているため、前述の γ に影響を受ける係数となっている。なお、弾性捩り座屈応力 σ_{CE2} の算出については文献 2)を参照されたい。

$$\sigma_{C2} = \frac{\sigma_{CE2}}{\bar{\varepsilon}} \times \mu \quad \left(\sigma_{CE2} \leq \frac{\sigma_Y}{2} \bar{\varepsilon} \right)$$

$$\sigma_{C2} = \sigma_Y \left(1 - \frac{\sigma_Y \bar{\varepsilon}}{4\sigma_{CE2}} \right) \times \mu \quad \left(\sigma_{CE2} > \frac{\sigma_Y}{2} \bar{\varepsilon} \right)$$

$$\mu = \frac{A_s + b_E t_p}{A_s + s t_p}$$

$$b_E = \left(\frac{2.25\gamma}{\beta_E} - \frac{1.25^2\gamma + 1.25\gamma - 1.25^2}{\beta_E^2} \right) s \quad (9)$$

(3) α の導入

次に、幅方向の座屈に伴う有効幅低下開始のタイミングを表すパラメータ α を導入する。発生応力 σ_{CR2} に幅方向応力比を掛けたもの（考慮する幅方向応力）が、細長比 β_E が 1.25 を超えていない状態で、幅方向弾性座屈応力 σ_{EB} を超えていた場合、その時の細長比 β_E から調整パラメータ α を求める。すなわち、 θ を長手方向応力に対する幅方向応力の比率であるとすると($0 \leq \theta \leq 1$)、式(10)の条件で α を決定する。

$$\alpha = 1.25 - \beta_E \quad \text{if } (\theta \times \sigma_{CR2} > \sigma_{EB} \text{ and } \beta_E < 1.25) \quad (10)$$

(10)式において、 σ_{EB} は(3)式による。一度 α が求まった後は、 α は定数とし、以降の計算においては式(8)の β_E に α を足し続けることとする。また、一度 α が求まった後の計算ステップにおいては、 α を求める手順は踏まないものとする。これは、幅方向に先に座屈すると、強制的に β_E を 1.25 にすることで、有効幅を下げ始めることを意味する。

4.3 目標とする最終強度

本研究における 2 軸圧縮性を考慮した最終強度計算式は、実用性を考慮し、CSR と同レベルの安全側推定を目指すものとする。従って、目標とする最終強度の値は、Y0 の場合の FEM の最終強度と元の CSR の最終強度の比が、各板厚と

応力比において等しくなるような値であるとする。Table4 に、Y0 の FEM の最終強度(Y0)と元の CSR の最終強度(CSR)、目標となる最終強度(target)を示す。目標値は、Table4 における Y0/CSR の値で Table3 の Y0.5、Y1.0 における FEM により得られた最終強度(Y0.5, Y1.0)を除いた値となる。

Table 4 Target ultimate strength.

t_p	Y0 [MPa]	CSR [MPa]	Y0/CSR	Y0.5 $\sigma_{U-target}$ [MPa]	Y1.0 $\sigma_{U-target}$ [MPa]
10mm	225.6	183.6	1.23	178.5	141.2
15mm	259.5	225.9	1.15	212.4	151.8
20mm	321.1	261.1	1.23	214.9	148.9

今回提案する算式は、前述した γ に大きく影響を受けるため、それを応力比とパネル板厚に応じて適切に調整することにより目標値に近付けるという形になる。

4.4 2 軸圧縮を考慮した最終強度算式の計算結果

本研究では、FEM で得られた有効幅を、提案算式が完全に下回るまで γ を低下させた。例として板厚 15mm・Y1.0 の場合における、 γ を様々に変えた場合の有効幅を Fig.13 に示す。

Fig.13 Effective width of $t_p = 15\text{mm}$ (Y1.0).

図中の CSR は元々の CSR 算式、 γ の値が示されているものは提案算式のものを示している。元々の CSR に比べ、パラメータ α の導入により有効幅低下が開始するタイミングが FEM に近づいた他、 γ が小さくなるにつれて有効幅低下の傾きが急激になっていることが分かる。Fig.13 の場合は、 γ を 0.6 まで下げることによって FEM における有効幅をカバーできた。他の板厚・応力比も同様に FEM の有効幅をカバーできるま

で γ を下げた。

次に、FEM の有効幅をカバーするように γ を設定したときに提案算式を用いて計算した防撓パネルの最終強度 (σ_U) とその時の γ , 目標最終強度 ($\sigma_{U-target}$) を Table 5, 6 及び Fig. 14 に示す。

Table 5 Ultimate strength σ_U of modified CSR (Y0.5).

	σ_U [MPa]	γ	$\sigma_{U-target}$ [MPa]
10mm	161.7	1.0	178.5
15mm	202.6	0.9	212.4
20mm	227.2	0.6	214.9

Table 6 Ultimate strength σ_U of modified CSR (Y1.0).

	σ_U [MPa]	γ	$\sigma_{U-target}$ [MPa]
10mm	147.5	0.9	141.2
15mm	156.6	0.6	151.8
20mm	152.2	0.2	148.9

Fig. 14 γ for each plate thickness.

各表において共通して言えることは、FEM 解析で観察された有効幅の減少をパラメータ γ を用いて考慮することにより、比較的目標となる最終強度に近くなることである。すなわち、応力比とパネル板厚に応じて妥当な γ を決めることで 2 軸圧縮下においてもある程度妥当な防撓パネルの最終強度の推定が可能であることが示された。

本節の最後に、(9)式で導入した横倒れパラメータ μ の妥当性を検証するために、板厚 15mm での提案算式((6),(9)式)における $\sigma_{c2} \times \Phi$ (算式中におけるスチフナ応力) と、FEM における Fig. 6 で示した位置のスチフナ応力の比較を Fig. 15 に示す。図の縦軸は、対応する応力比での最終強度時におけるスチフナ応力 (Y0 の場合のスチフナ応力で除して無次元化したもの) であり、幅方向荷重 (横軸) の増加による最終強度時のスチフナ応力の低下の度合いを示している。図にお

いて、提案算式が FEM にある程度近くなっており、本研究で提案したパラメータ μ によって、スチフナの耐荷力低下を表現できていることが分かる。

Fig. 15 Decrease rate of stiffener stress by biaxial compression ($t_p = 15\text{mm}$).

4.5 最終強度算式の適用手順

以上で提案した算式を用いた縦曲げ最終強度の評価手順は以下ようになる。

(1) 個々の防撓板毎にあらかじめ非線形 FEM 解析等により γ を求めておく。 γ は、各防撓板の寸法毎、また作用荷重の応力比毎に求めることになる。ただし、これは Fig. 14 のようにある程度整理 (データベース化) できると考えられる。

(2) 計算対象とする船舶において、3 ホールドモデル FEM 解析等を行い、設計荷重レベルの荷重を与えた時の 2 軸作用応力比を求める。

(3) 提案する改良 CSR 法 (スミス法) による解析では、(2) で求めた 2 軸応力比で荷重を与えることを想定する。

また、対象構造の寸法と作用荷重の応力比に応じて、(1) であらかじめ得られている γ を使用する。 α と μ については、CSR 増分反復法適用中に、(9)式(10)式を用いて随時計算される。

5. 中央断面モデルによる提案算式の検証

5.1 FEM 解析モデル (中央断面)

本章では、1 トランススペース分のコンテナ船中央断面モデルを用いた LS-DYNA 陽解法モードによる FEM 解析を行い、船底外板が 2 軸圧縮を受けている場合でのハルガーダ強度を求め、提案算式を用いて得たハルガーダ強度との比較を行う。考慮するコンテナ船は、3100 個積みで、 $L_{pp}=214.2\text{m}$, $B=32.0\text{m}$, $D=18.8\text{m}$, $d=12.0\text{m}$ となっており、中央断面形状は Fig. 16 のようになっている。モデル化は対称条件を考慮し、半トランススペース (1580mm) ・片舷をモデル化している。FEM モデルは節点数 16677、要素数 15808 であり、要素としてはシェル要素を用いている。分割数は、長手方向を 16 分割、防撓材間を 6 分割、ウェブを 3 分割、フランジを 2

分割とした。また、初期不整は無しとした。

ハルガーダ強度は、ホギングモーメントを増分的に与えて求める。考慮する幅方向荷重は、Y0, Y0.5 を考える。幅方向荷重を加える場合は、Fig.17 の矢印の位置から荷重（モーメント）を加える。防撓パネルの解析と同じく、船長方向と船幅方向の応力比が等しくなるよう、断面係数と曲げモーメントの関係から得られる船底パネルの x 方向応力に対し、考慮する比になるように y 方向荷重を増分的に与えた。座屈や降伏が起こると断面係数が変化し応力比が厳密には一定ではなくなるが、防撓パネルの解析との比較のため便宜上 Y0, Y0.5 の表記を用いることとする。

Fig.16 Midship section of container ship model.

Fig.17 Boundary condition.

境界条件は以下のように設定した。Fig.17 における断面 AB には、ホギングの曲げモーメントを増分的に加えるが、LS-DYNA における節点間剛体拘束の機能を使用し、断面 AB の面内における x 方向変位・y 軸回りと z 軸回りの回転の自由度を拘束することで、平面を保持して回転する断面とした。また、断面 AB にはトランスが入っていると想定し、平面を保つ条件に加え、面内の z 方向の変位を拘束することで、トランス部の外底板・内底板のたわみが生じない設定とした。さらに、Fig.17(b)における、断面 AB（トランス）に相当する位置には、ロンジ（ウェブ・フェイス）を含むすべ

ての部材にビーム要素を挿入することで、トランス部の幅方向の荷重分担を表現するとともに、ロンジの横倒れを防ぐ効果も持たせている。なお、解析の都合上ビーム要素のサイズは 100mm×6mm の矩形要素となっているが、横倒れ防止の効果は十分確認できた。Y0.5 の場合は、ビーム要素には船底パネルに与えている幅方向応力と同じ値になるように集中荷重を増分的に与える。Fig.17(a)における断面 CD には x 方向に対する対称条件を、Fig.17(b)における E・F には、y 方向に対する対称条件を設定した。以上のように、本解析モデルにおいては、Fig.17(a)において断面 AB にモーメントを与えて回転を生じさせるとともに、断面 CD は拘束した解析モデルとなっている。なお、本解析は、3 章における 3 トランススペースの FEM 解析モデルと同一の境界条件とはならないが、解析結果等を確認した結果概ね類似した条件で解析していると考えた。

5.2 解析結果と提案算式との比較（中央断面モデル）

Table7 に、FEM での解析結果と、元の CSR の手法²⁾ (CSR orig) 、提案算式を用いた手法から求めた最終強度 (CSR proposed) を記載する。提案算式中における γ は、板厚 20mm, Y0.5 の解析から求めた 0.6 を用いた。なお、今回解析を行ったコンテナ船の船底外板の板厚も 20mm となっている。

Table 7 Ultimate strength of hull girder

	Y0[GNm]	Y0.5[GNm]	(Y0-Y0.5)/Y0
FEM	3.73	3.53	5.4%
Smith method	3.78 (CSR orig)	3.69 (CSR proposed)	2.3%

FEM に関して、幅方向荷重が加わることで、最終強度が 5.4%低下した。この原因としては、Y0 の場合は内底板の座屈後に最終強度に至り、船底外板は最終強度まで座屈しなかったが、Y0.5 の場合は船底外板が先に幅方向に 1 半波モードで座屈することで、最終強度が低下したものと推測される。Fig.18,19 に Y0, Y0.5 の場合の最終強度時の z 方向変位コンター図を示すが、Y0 は船底外板が座屈しておらず、Y0.5 では船底外板で 1 半波モードの座屈が多くみられ、幅方向に座屈したものと考えられる。

CSR-Y0.5 に関して、防撓パネルの提案算式を用いると、従来の手法から最終強度が 2.3%低下した。FEM ほどの低下が見られない理由としては、ガーダーと船底パネルの交差部の有効幅の低下が考慮できていない点が挙げられる。従来の CSR の手法上では、ガーダーと船底パネルの交差部はハードコーナー要素として考慮され、該当する断面積全体が降伏応力まで荷重を受け持つというモデル化がなされている。ここで、Fig.20 に、Fig.16 における丸で示した位置のガーダー

周りの各解析における有効幅を示す。有効幅は、トランス位置・スパン中央でのものを示してあり、相対ひずみが0.7の値からハルガーダ最終強度時の値までの有効幅をプロットしている。Y0では外底板は座屈していないため有効幅の低下は見られないが、Y0.5ではトランス付近において有効幅が大きく低下しており、防撓パネルの解析と同じく、幅方向荷重によって低下の傾きが顕著になっていると推測される。従って、ハードコーナー要素にも、2軸圧縮の影響を組み込む必要があると考えられる。そこで、船底とガーダーの交差部のハードコーナー要素を、「2軸圧縮を受けるハードコーナー要素」として別の新しい要素とし、個別に算式を与えることとした。次節にて提案する算式とこれを導入した場合のハルガーダ強度について考察を行う。

Fig.18 Z-displacement contour of Y0 at ultimate strength.

Fig.19 Z-displacement contour of Y0.5 at ultimate strength.

Fig.20 Effective width around girder

5.3 2軸圧縮を受けるハードコーナー要素と最終強度

本研究で提案する新しいハードコーナー要素は、要素の断面積を有効幅の低下分減らすという概念で導入を行う。有効幅低下の算式は、式(8)・(9)・(10)と同様のものを用いる。幅方向座屈判定で使用するハードコーナー要素の発生応力 σ_{hc} は、(11)式で求められる。Fig.20で示したガーダー部の有効幅低下の様子が防撓パネルにおける有効幅低下と同様の傾向を示すことから、ここで考慮するパラメータ γ は5.2節と同じく0.6とする。

$$\sigma_{hc} = \Phi \sigma_y \quad (11)$$

CSRのハルガーダ強度を求める手法では、要素の発生応力に断面積 A_{hc} を掛けて発生荷重 F_{hc} としているが、今回提案するハードコーナー要素では(12)式で発生荷重 F_{hc} を求めるものとする。これは、有効幅が低下し始めると断面積から面積の低下分が差し引かれるという式の構造になっている。この算式における s は、ハードコーナー要素中の船底パネルに該当する部分の幅である。

$$F_{hc} = \sigma_{hc} (A_{hc} - t_p (s - b_E)) \quad (12)$$

2軸圧縮を受けるハードコーナー要素も考慮した場合のハルガーダ強度(CSR proposed-imp)を、中央断面モデルのFEM解析の結果とともにTable8に示す。また、各解析・手法におけるモーメントー曲率関係も、Fig.21に示しておく。

Table 8 Ultimate strength of hull girder

	Y0[GNm]	Y0.5[GNm]	(Y0-Y0.5)/Y0
FEM	3.73	3.53	5.4%
Smith method	3.78 (CSR orig)	3.59 (CSR proposed-imp)	5.0%

Fig.21 Moment-curvature relations for each method.

Table 8 に示すように、本研究で提案した手法(Y0.5)における従来の CSR からの低下の割合は 5.0%となった。FEM と近い値となっており、FEM と近いレベルの推定になっていると考えられる。結果として、船底における防撓材要素とハードコーナー要素に 2 軸圧縮の影響を組み込むことで、精度良く 2 軸圧縮状態でのハルガーダ強度の推定を行うことができた。

6. 結論

本研究における、2 軸の作用応力比一定の条件の下に得られた結論、及び今後の課題を以下に記す。

- 多半波座屈モードが発生しやすい船底防撓構造において、幅方向の応力が増加すると 1 半波モードの座屈が支配的になり、その度合いによって最終強度が増減することが分かった。
- 幅方向の座屈によっても、縦圧縮における有効幅の減少を観測することができた。また、1 半波モードが支配的になると、幅方向の平板の弾性座屈応力が有効幅低下開始の指標になることが分かった。
- CSR における有効幅減少の算式は、縦圧縮のみの解析と比較すると安全側の推定であったが、応力比が増すにつれて余裕度は無くなり、応力比 1:1 では危険側の推定となった。
- CSR の防撓パネルの捩れ座屈モードの最終強度算式において、2 軸圧縮を考慮する 3 つのパラメータの提案を行った。FEM から得られた結果からパラメータを決定することで、ある程度妥当な防撓パネルの最終強度の推定を行うことが可能となった。
- 船底の 2 軸圧縮を考慮したコンテナ船中央断面モデルの FEM 解析を行い、ホギングのハルガーダ強度を求め、本研究の提案算式を使用した手法との比較を行った。従来の CSR の手法における、防撓材要素とハードコーナー要素に 2 軸圧縮の影響を組み込むことで、精度良く 2 軸圧縮状態でのハルガーダ最終強度を求めることができた。なお、本論文で使用した中央断面の FEM モデルは、計算コストの観点から 1 トランススペースモデルとしたが、今後本手法の適用性をより深く検討するためには、二重底の縦方向の局部曲率等を考慮可能な 3 ホールドモデル等の大規模 FEM モデルでの比較検証が望ましいと考えられる。

また、本研究に関して、横浜国立大学 角洋一名誉教授、日本海事協会 松本俊之氏、上海交通大学 王徳禹教授(Prof. Deyu Wang)より貴重なご助言をいただきました。ここに謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 国土交通省：コンテナ運搬船安全対策検討委員会-最終報告書, 2015.
- 2) ClassNK：鋼船規則 CSR-B&T 編, 第 5 章ハルガーダ強度, 2015.
- 3) 藤久保昌彦 他：船体構造-強度編, 成山堂書店, 2012.
- 4) Smith.CS: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, Proc Int Symp On Practical Design in Shipbuilding, Tokyo, Japan, pp.73-79,1977.
- 5) Faulkner, D : A review of Effective Plating for Use in the Analysis of Stiffened Plating in Bending and Compression, J. of Ship Research, Vol.19, pp.1-17, 1975.

謝 辞

本研究は JSPS 科研費 16H04598 の助成を受けたものです。