複合荷重下における船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究

—その3 一次元有限要素法による振り解析への横隔壁及び船側構造影響の導入—

正会員 小森山 祐 輔* 正会員 田 中 義 照*
正会員 辰 巳 晃** 正会員 藤久保 昌 彦**

Ultimate Longitudinal Strength of Ships' Hull Girder under Combined Loading

- 3rd Report: Introduction of the effect of bulkheads and side structures to torsional analysis with using 1 dimensional finite element method -

by Yusuke Komoriyama, *Member* Yoshiteru Tanaka, *Member*
Akira Tatsumi, *Member* Masahiko Fujikubo, *Member*

Summary

In recent years, container ships become larger and larger to increase the transport efficiency. The torsional rigidity of a container ship is lower than other type of ships, because the container ship has the large deck opening and large flare structure. Therefore, it is important to calculate the longitudinal ultimate strength with considering the torsional moment for the design of ships.

In the 1st report, the structure model test was carried out to clarify the effect of the torsional moment on the ultimate longitudinal strength of a container ship with deck opening. The 3D-FEA (Finite Element Analysis) were also carried out and the collapse behavior of the model was investigated in detail. But it requires large computational effort and cost to conduct 3D-FEA. Therefore, the simple and fast analysis to calculate the ultimate longitudinal strength with considering the torsional moment is needed. Thus, in the 2nd report, a new method of the progressive collapse analysis to calculate the ultimate longitudinal strength considering the torsional moment was developed by connecting the beam elements, of which the collapse of cross section is simulated by the Smith method, in the direction of ship length. The effect of the torsional moment was considered in the warping stresses and the yield strength of material. The effectiveness of the method was verified through comparison with the 3D-FEA of the test model.

In the present study, the calculation method for the torsional constant in consideration of the effect of bulkheads and side structures is proposed. The transverse bulkheads and the side structures prevent torsional deformation of ship's hull girder. Therefore, in this method, the original torsional constant is modified by considering the strain energy of the transverse bulkheads and the side structures. Finally, 3D-LFEA (Linear Finite Element Analysis) for the model with the U-shaped cross-section subjected to the torsional moment is carried out to clarify the validity of the 1D-LFEA considering the effect of the bulkhead and side structure.

1. 結 言

大開口部を有するコンテナ船は他船種に比べ振り剛性が小さく、フレア部が大きいため、斜波中で作用する振りモーメントは大きい。コンテナ船の大型化に伴いこれらの傾向は更に顕著になると考えられる。したがって、縦曲げ最終強度推定に対する振りの影響が無視できなくなるため、振りを考慮可能な縦曲げ最終強度推定手法の開発が必要である。

第1報¹⁾では、コンテナ船を模擬した大型構造模型試験体を製作し、曲げと振り荷重を同時に載荷する実験と有限要素解析 (FEA: Finite Element Analysis) を行い、振り荷重が縦曲げ最終強度に及ぼす影響を検討した。振りモーメントが支配的な場合は最終強度後の荷重低下は緩やかであり、縦曲げモ

ーメントが支配的な場合は最終強度後に急激な荷重低下が確認された。振りモーメントが支配的かつホギングモーメントを受ける場合は、船底片舷で圧縮のそり応力と圧縮の縦曲げ応力が重畳することで座屈が発生し、一方の片舷で引張のそり応力と圧縮の縦曲げ応力が重畳し、耐荷重低下が緩やかになると考えられる。

第2報²⁾では、船体はりの逐次崩壊に関する Smith 法³⁾の適用範囲を一樣断面はり要素とし、船長方向に繋ぐことにより、振りの影響を考慮可能な縦曲げ最終強度の簡易解析手法 (FE/Smith 法) を構築した。振りモーメントにより生じるせん断応力は断面を構成する防撓パネルの材料の降伏応力を低下させることで考慮し、そり応力は防撓パネルの初期応力として考慮した。

本研究では、FE/Smith 法の 1st ステップで実施する線形振り解析の高度化を目的に、振りに対する横隔壁及び船側構造の影響を考慮するための方法について検討する。

社団法人日本造船研究協会第 48 研究部会⁴⁾では、横隔壁のクロスデッキに生じるせん断力により生じた逆振りモーメントを全長に渡って一樣に分布させることで横隔壁影響

* 国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所
海上技術安全研究所

** 大阪大学大学院工学研究科

原稿受理 平成 31 年 2 月 26 日

を考慮した。また、森ら⁵⁾、清水ら⁶⁾、野瀬ら⁷⁾は、横隔壁のクロスデッキに生じる反力（せん断力、曲げモーメント）から計算される逆振りモーメントを船体に与えることで横隔壁が振りに及ぼす影響を考慮した。

Senjanovic ら⁸⁾は、船体のそり変形から横隔壁の変位関数及びひずみエネルギーを算出し、横隔壁の変形により生じるひずみエネルギーを用いて振り定数を修正した。また開断面部分と比較し横隔壁部分の振り定数が大きいと考え、更に振り定数を修正した。

田中ら⁹⁾は、Senjanovic らの方法を FE/Smith 法に導入した。更に、横隔壁と船側構造の取合い部の角度を三次元線形 FEA (3D-LFEA: 3 Dimensional Linear FEA) から得られる船体はりの回転角に一致するように調整することで、船側構造の変形の影響を考慮した¹⁰⁾。ただし調整には 3D-LFEA を実施する必要がある、迅速な解析を行うためには 3D-LFEA に頼らない方法が必要である。

また田中¹⁰⁾が指摘しているように横隔壁のクロスデッキに生じる反力として船側上部構造に水平曲げが生じる。この水平曲げによる応力が振りによるそり応力に重畳するため、振り解析の更なる高度化において船側上部構造に生じる水平曲げ応力の推定手法が必要である。

本研究では、横隔壁及び船側構造の影響を考慮した振り定数を導出する。更に船側上部構造に生じる水平曲げ応力の算式を導出する。そして、U 字型断面はりを対象に、横隔壁及び船側構造を考慮した振り定数を導入した 1D-LFEA と、汎用 FEA ソフトウェア「LS-DYNA」を用いた陰解法による 3D-LFEA を実施し、提案手法の妥当性を検討する。

2. 解析理論

FE/Smith 法では 1st ステップで 1D-LFEA による振り解析を実施し、断面の各防撓板要素のせん断応力とそり応力を計算する。2nd ステップでせん断応力は防撓板要素の材料の降伏応力の低下、そり応力は初期応力として考慮し、はり要素に曲率または縦曲げモーメント増分を与え Smith 法と同等な逐次崩壊解析を行う。1D-LFEA では長手方向に要素分割し、横隔壁及び船側構造影響は、横隔壁が位置する要素に別途考慮する必要がある。

Senjanovic ら⁸⁾は、横隔壁の変位関数及びひずみエネルギーを基に振り定数を修正した。田中ら⁹⁾は、Senjanovic らの方法を FE/Smith 法に導入し、3D-LFEA を利用して船側構造の影響を考慮した¹⁰⁾。本研究では、3D-LFEA を実施することなく、横隔壁及び船側構造影響を考慮可能な方法について検討する。本手法では、横隔壁を上部のボックスガーダー（以下 BG）と下部のパネルで構成される物理モデルに置き換えて横隔壁の変位関数を導出する。

Fig. 1 Container ship model

Fig. 2 Transverse bulkheads

Fig. 3 Warping displacement

2.1 解析モデル

Fig. 1 に示すように、コンテナ船には横隔壁が等間隔に配置されている。Fig. 2 に示すように横隔壁の種類には、水密隔壁（WBHD: Watertight Bulkhead）及び部分隔壁（PBHD: Partial Bulkhead）があるが、両者とも上部は BG で、下部は格子桁（GR: Grillage）で構成される。

横隔壁の変位関数を求めるため、Fig. 1 に示すコンテナ船の横断面を Fig. 3(a)に示す U 字型断面としてモデル化する。(b)には横隔壁の変形の概形を示す。(a)に示すようにそり変形は垂直および水平軸に関して非対称な分布となる。また(b)の横隔壁ははりのそり変形に追従し(a)と同様に垂直および水平軸に関して非対称な形状となる。更に横隔壁には船側構造との固着の影響により曲げ変形も生じる。以上から横隔壁のそり変形と曲げ変形に対応した変位関数を導出する。

2.2 薄肉はりの変位関数

2.2.1 はりの断面変位

捩りによるそり変形を考慮した薄肉はりの変位場は、(1)～(3)式により表される．座標系は Fig. 4 に示すように材軸方向に Z 軸，水平と垂直方向に X, Y 軸を取る．

$$U(x, y, z) = u_s(z) - (y - y_s)\theta(z) \quad (1)$$

$$V(x, y, z) = v_s(z) + (x - x_s)\theta(z) \quad (2)$$

$$W(x, y, z) = w(z) - xu'_s(z) - yv'_s(z) + \omega_{ns}(x, y)\theta'(z) \quad (3)$$

ここで、 x, y, z は X, Y, Z 軸方向の座標、 x_s, y_s はせん断中心の座標、 $U(x, y, z), V(x, y, z), W(x, y, z)$ は、点 (x, y, z) における X, Y, Z 軸方向の変位を表す． $u_s(z), v_s(z)$ はせん断中心の X, Y 軸方向の変位、 $w(z)$ は Z 軸方向の変位、 $u'_s(z), v'_s(z), \theta(z)$ は X, Y, Z 軸周りの回転角、 $\theta'(z)$ は Z 軸周りの回転率（回転角の Z 方向 1 階微分）である． $\omega_{ns}(x, y)$ はそり関数と言われ、 $\theta'(z)$ との積が Z 軸方向のそり変位を表す．以降 $\theta(z)$ は θ 、 $\theta'(z)$ は θ' と表記する．

FE/Smith 法の 1st ステップでは 7 自由度 ($u_s, v_s, w, u'_s, v'_s, \theta, \theta'$) を有するはり要素を用いた 1D-LFEA を実施し、捩りモーメントにより生じるせん断応力とそり応力を計算する．

Z 軸周りの捩りに対応する変数 θ, θ' に関わる項について整理すると(4)～(6)式を得る．(4)式と(5)式はせん断中心周りの回転変位を表し、(6)式はそり変形を表す．

$$U(x, y, z) = -(y - y_s)\theta \quad (4)$$

$$V(x, y, z) = (x - x_s)\theta \quad (5)$$

$$W(x, y, z) = \omega_{ns}(x, y)\theta' \quad (6)$$

本研究ではコンテナ船のような大開口部を持つ構造を Fig. 5 に示す U 字型断面のはりに置き換えて解析を行う．U 字型断面の場合、そり関数およびせん断中心は、それぞれ(7)式及び(8)式で与えられる¹¹⁾．ただし(8)式のせん断中心は側面および底面の板厚が等価という仮定に基づいている．

$$\omega_{ns}(x, y) = -x(y - y_s) \quad (7)$$

$$y_s = \frac{3D^2}{6D + B} \quad (8)$$

2.2.2 横隔壁の変形

Fig. 2 に示すようにコンテナ船の横隔壁は、上部の剛な BG 構造と下部の GR 構造で構成される．そこで横隔壁の変形は、BG が船体の変形に追従し、GR は BG の変形に追従して変形すると仮定する．

初めに BG の変形を考える．船体甲板部のそり変形を Fig. 6 に示す． B は船幅、 B_d はデッキ幅である．船体に Z 方向のそり変形 $\omega_{ns}\theta'$ が生じると、船側構造に接続された横隔壁が船

Fig. 4 Coordinate system of a thin-walled beam

Fig. 5 Distribution of warping function¹¹⁾

側構造に追従する形で $\omega_{ns}\theta'$ だけ Z 方向に変位する．さらに船側構造との固着の影響により、横隔壁の端部で回転角 ϕ_1 が生じる． ϕ_1 は幾何学的関係から(6)式及び(7)式を用いて(9)式で得られる．

$$\phi_1 = -(D - y_s)\theta' \quad (9)$$

はりがせん断中心周りに回転することで、Fig. 7 に示すように船側部が傾斜する．一方で横隔壁と船側構造は固着しているため、結果として横隔壁に曲げ変形が生じる．傾斜角 ϕ_2 は(4)式の X 方向の変位 $U(x, y, z)$ の Z に関する微分値と等しいため、(10)式で与えられる．

$$\phi_2 = -(D - y_s)\theta' \quad (10)$$

以上から横隔壁の曲げ変形の端部における回転角 ϕ は、 ϕ_1 と ϕ_2 の重ね合わせで表され(11)式となる．回転角 ϕ を境界条件として BG の変位関数を導出する．

$$\phi = \phi_1 + \phi_2 \quad (11)$$

2.2.3 横隔壁上部のボックスガーダー (BG) の変形

BG は船体のそり変形に追従するため、(6)式及び(7)式から

(12)式でそり変形に対応した BG の変位関数 $w_{b\omega}$ が得られる.

$$w_{b\omega} = -x(D - y_s)\theta' \quad (12)$$

BG の曲げ変形に対応した変位関数については, Fig. 8 に示す船側構造間の BG を長さ $B - 2B_d$ のはりモデルに置き換え, はり理論から変位関数を導出する. Fig. 8 に示す実線は船体はりのそり変形により生じる BG の曲げ変形である. はり理論を基に変位関数 w の関係式は(13)式で表される.

$$EI_y \frac{d^2 w}{dx^2} = -M_y \quad (13)$$

ここで, I_y はY軸周りの断面 2 次モーメント, M_y はY軸周りの曲げモーメント, E はヤング率である. また Fig. 8 中の F_1, F_2 は端部せん断力, M_1, M_2 は端部曲げモーメントである. F_{z1}, F_{z2} はZ軸方向の端部せん断力であり, ϕ が微小と仮定すれば, F_1, F_2 に等しい.

境界条件として BG 端部には(11)式の回転角 ϕ と, 曲げ変形によりZ軸方向へ変位しない条件($w = 0$)を与える. 境界条件を(14)式及び(15)式に示す.

$$x = -\tilde{B}; \quad w = 0, \quad \frac{dw}{dx} = -\phi \quad (14)$$

$$x = \tilde{B}; \quad w = 0, \quad \frac{dw}{dx} = -\phi \quad (15)$$

Where, $\tilde{B} = (B - 2B_d)/2$

(13)~(15)式から, 端部せん断力 F_1, F_2 , 端部曲げモーメント M_1, M_2 , BG の曲げ変形に対する変位関数 w_{bb} が(16)~(18)式の形で得られる. (16)式及び(17)式から, BG 端部にはせん断力と曲げモーメントが発生し, 船側には反力としての逆向きのせん断力と曲げモーメントが生じる.

$$F_1 = -F_2 = -3\tilde{B}^{-2}EI_y\phi \quad (16)$$

$$M_1 = -M_2 = F_1\tilde{B} \quad (17)$$

$$w_{bb} = -0.5\tilde{B}(\bar{x}^3 - \bar{x})\phi \quad (18)$$

Where, $\bar{x} = x/\tilde{B}$

そり変形に対応する(12)式と曲げ変形に対応する(18)式の重ね合わせ($w_{b\omega} + w_{bb}$)で BG の変位関数を表すことができる.

2.2.4 横隔壁下部の格子桁 (GR) の変形

GR のそり変形に対応する変位関数 $w_{p\omega}$ は, BG と同様にはりのそり変形である(6)式及び(7)式に追従するため, (19)式

Fig. 6 Warping and box-girder deformation with end warping deformation at deck

Fig. 7 Warping and box-girder deformation with end rotations at deck

Fig. 8 Bending deformation of a box girder due to warping

で表すことができる.

$$w_{p\omega} = -x(y - y_s)\theta' \quad (19)$$

GR の曲げ変形については, GR が BG に比べ曲げ剛性が極端に小さいことを考慮すると, GR は BG に追従して変形すると仮定でき, 甲板部では BG と同様な変形となる. また船底部では船体と固着状態であるためZ方向変位はゼロになる. これら条件を満たすような GR の変位関数 w_{pb} として

(20)式を提案する。以上(19)式及び(20)式から、GR の変位関数は($w_{p\omega} + w_{pb}$)で計算可能である。

$$w_{pb} = w_{bb}\bar{y} \quad (20)$$

Where, $\bar{y} = y/D$

2.3 横隔壁を考慮した振り定数の定式化

2.2 章で得られた横隔壁 (BG, GR) の変位関数を基に、横隔壁影響を考慮した振り定数を導出する。Senjanovic らと同様に横隔壁の変位関数から計算したひずみエネルギー分だけ振り定数を修正する。Senjanovic らは、横隔壁部分は開断面部分に比べて振り定数が十分に大きいという仮定をして、振り定数を更に増加させた。しかし、横隔壁影響はひずみエネルギーの増加分として考慮するため、本研究では追加の修正は実施しないこととする。

2.3.1 横隔壁のひずみエネルギー

はりの曲げおよびせん断変形に対するひずみエネルギー U_{bb} , U_{bs} は、それぞれ(21)式及び(22)式から計算できる。

$$U_{bb} = \frac{1}{2} \int_l \left[EI_y \left(\frac{d^2 w}{dx^2} \right)^2 \right] dx \quad (21)$$

$$U_{bs} = \frac{1}{2} \int_l \left[\frac{(EI_y)^2}{GA_s} \left(\frac{d^3 w}{dx^3} \right)^2 \right] dx \quad (22)$$

ここで、 l ははりの長さ、 G は横弾性係数、 A_s はせん断面積である。(12)式及び(18)式を、(21)式及び(22)式に代入して整理すると、曲げおよびせん断変形に対応した BG のひずみエネルギーは(23)式及び(24)式となる。ここで、(12)式のそり変位関数は x に関して線形であるため、(21)式と(22)式に代入して計算すると消滅する。つまり、(12)式に示したそり変位関数はひずみエネルギーに寄与しない。

$$U_{bb} = 3\bar{B}^{-1} EI_y \phi^2 \quad (23)$$

$$U_{bs} = \frac{9(EI_y)^2}{\bar{B}^3 GA_s} \phi^2 \quad (24)$$

板の曲げに対するひずみエネルギーは(25)式から計算できる。

$$U_p = \frac{1}{2} \int_b \int_a [D_x \kappa_x^2 + D_y \kappa_y^2 + \nu(D_x + D_y) \kappa_x \kappa_y + 2D_t \kappa_{xy}^2] dx dy \quad (25)$$

Where,

$$\kappa_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \kappa_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, \kappa_{xy} = -\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}$$

$$D_x = \frac{E i_x}{1 - \nu^2}, D_y = \frac{E i_y}{1 - \nu^2}, D_t = G i_t$$

$$i_x = \frac{I_x}{c_x}, i_y = \frac{I_y}{c_y}, i_t = \sqrt{\frac{I_{tx} I_{ty}}{c_x c_y}}$$

ここで、 a, b は X, Y 軸方向の板の長さ、 D_x, D_y, D_t は板断面の曲げおよび振り剛性、 $\kappa_x, \kappa_y, \kappa_{xy}$ は曲率、 i_x, i_y, i_t は板断面の単位幅当たりの断面 2 次モーメントおよび振り定数である。 I_x, I_y, I_{tx}, I_{ty} は断面 2 次モーメントおよび振り定数、 c_x, c_y は断面 2 次モーメントを計算した断面の幅である。

GR の変位関数である(19)式及び(20)式を(25)式に代入して整理すると、GR のひずみエネルギー U_p として(26)式が得られる。

$$U_p = D_x \frac{D}{\bar{B}} \phi^2 + \frac{2}{5} D_t \frac{\bar{B}}{D} \phi^2 + 2D_t \bar{B} D \theta'^2 \quad (26)$$

以上から振りによる横隔壁のひずみエネルギー U_{BHD} は(27)式で表される。

$$U_{BHD} = U_{bb} + U_{bs} + U_p \quad (27)$$

2.3.2 横隔壁影響を考慮した振り定数

横隔壁影響を考慮した振り定数 I_{tmod} を導出する。横隔壁を含む長さ l_e のはり要素に一樣な振りモーメント M_t が作用する場合に生じるひずみエネルギー U_t は(28)式となる。

$$U_t = \frac{1}{2} G I_t l_e \theta'^2 \quad (28)$$

ここで、 I_t は長さ l_e のはりの振り定数である。

横隔壁影響を考慮した場合の振りに対するひずみエネルギー U_{tmod} は(29)式のように表される。

$$U_{tmod} = U_t + U_{BHD} \quad (29)$$

(29)式に(28)式を代入し整理すれば横隔壁を考慮した振り定数 I_{tmod} は(30)式のように得られる。 U_{BHD} は Z 軸周りの回転率の自乗 θ'^2 の関数であるため、(30)式の分母に存在する θ'^2 は相殺され、陽な形で横隔壁を考慮した振り定数を求めることが可能である。

$$I_{tmod} = I_t + \frac{2U_{BHD}}{G I_e \theta'^2} \quad (30)$$

ここで、横隔壁を有する梁要素の長さ l_e の取り得る範囲については、最小値は横隔壁の船長方向の幅、最大値は 1 ホールドの長さである。(28)式～(30)式を用いた計算は、設定した l_e の範囲について、横隔壁の影響を考慮した平均的な振り定数を求めることに相当する。

2.3.3 船側構造の影響について

BG 端部に生じる水平曲げモーメントにより、船側構造上部には反力として逆向きの曲げモーメントが作用する。そのため BG との取合部の船側構造には水平曲げ変形が生じる可能性がある。Fig. 9 に横隔壁に生じる曲げモーメントと、反力として船側に作用する曲げモーメントの概要図を示す。Fig. 9 中の i, j は i, j 番目の横隔壁のことを意味する。また、 M_{1i} と M_{1j} は i, j 番目の BG 端部に作用する曲げモーメントであり、(17)式を用いて得られる。側面構造には曲げモーメントにより Fig. 9 に破線で示す曲げ変形が生じる。この曲げ変形により消費されるひずみエネルギーを考慮し、船側構造影響を考慮した振り定数を導出する。

Fig. 10 に斜線で示すように、横隔壁上部の剛なボックスガーターとの取り合い部の斜線部分の船側のはり構造をモデル化範囲とする。横隔壁ボックスガーターからの反力である水平曲げモーメントは、船側構造の取り合い部に生じることを考慮し、本モデル化範囲を採用した。

Fig. 10 の斜線の船側上部構造は、Fig. 11 に示すはりモデルで考慮する。 l_{ij} は i, j 番目の横隔壁間の長さである。このモデルは静定問題であり、力のつり合い及び力のモーメントのつり合いから、反力 F_i, F_j 及び横隔壁間の曲げモーメント分布 M_{ij} が(31)式及び(32)式のように得られる。

$$F_i = -F_j = \frac{M_{1i} + M_{1j}}{2l_{ij}} \quad (31)$$

$$M_{ij} = \frac{M_{1i}}{2} - \frac{M_{1i} + M_{1j}}{2l_{ij}}z \quad (32)$$

(32)式の曲げモーメントから左右舷の船側上部のはり構造のひずみエネルギーを計算すると(33)式が得られる。

$$U_{SIDE} = \frac{l_{ij}}{12EI_s} \{ (M_{1i} - M_{1j})^2 + M_{1i}M_{1j} \} \quad (33)$$

ここで、 I_s は船側上部梁構造の鉛直方向周りの断面 2 次モーメントである。さらに、隣り合う横隔壁において M_{1i} 及び M_{1j} が等価と仮定し (33)式を簡略化すると、 i, j 番目の横隔壁間の船側上部構造のひずみエネルギーが(34)式で与えられる。

$$U_{SIDE} = \frac{l_{ij}M_1^2}{12EI_s} \quad (34)$$

Fig. 9 Bending moments acting on the ends of transverse bulkheads and side structures

Fig. 10 Superstructure of side structure

Fig. 11 Equilibrium of end moments and shear force

船側構造上部のひずみエネルギー U_{SIDE} についても、(30)式で導出した横隔壁影響を考慮した振り定数と同様にして、振り定数について解くことで、船側構造影響を考慮した振り定数が(35)式で得られる。(30)式及び(35)式の第 2 項を振り定数に加えることで、横隔壁及び船側構造の影響を考慮した振り定数を計算することができる。

$$I_{tmod2} = I_t + \frac{2U_{SIDE}}{Gl_e\theta'^2} \quad (35)$$

また、(32)式の横隔壁間の曲げモーメント分布を用いて、船側上部構造の水平曲げ応力分布は(36)式の形で得られる。 e は船側上部構造の中立軸からの船側外板までの距離である。(36)式を用いることで横隔壁の反モーメントにより生じる船側構造の水平曲げ応力を計算することが可能となる。

$$\sigma_{z,ij} = \frac{M_{ij}}{I_s} e \quad (36)$$

3. 有限要素解析

2章で導出した横隔壁及び船側構造の影響を考慮した振り定数と、船側構造の水平曲げ応力の推定算式の妥当性を検証するため、振りモーメントを受けるU字型一様断面はりに対して、3D-LFEAと1D-LFEAを実施した。3D-LFEAには汎用FEAソフトウェア「LS-DYNA」を利用し、陰解法による解析を実施した。1D-LFEAにはIn-houseコードを使用し、本コードには横隔壁及び船側構造影響を考慮した振り定数に修正するためのサブルーチンを組み込んでいる。

3.1 解析対象

Fig. 12に解析対象であるU字型一様断面はりの全体および断面寸法を示す。長さ6,000mmで横隔壁が750mm間隔に設置される。横隔壁は上部ボックスガダー（BG）と下部パネルで構成される。境界条件は片持ちはりとなるように端部拘束条件を設定する。BG有りとなしの2つのモデルに対して、端部振りモーメント（Load 1）および分布振りモーメント（Load 2）の2つの荷重条件で解析を実施した。

3D-LFEMで用いたFEモデルをFig. 13に示す。メッシュサイズは25mm×25mmとし、39,440個のシェル要素にてモデル化した。材料物性としてヤング率 $E=202,100$ [MPa]、ポアソン比 $\nu=0.27$ を与えた。境界条件として-Z方向端部節点の6自由度を拘束した。荷重条件Load 1では+Z方向端部に振りモーメント $M_t = 6.25 \times 10^6$ [Nmm]を与え、Load 2ではFig. 14に示す分布振りモーメントを付与した。分布振りモーメントは、横隔壁を有する断面の左右舷上部に上下節点荷重を与えた。左右舷で上下節点荷重は等しいため、偶力として振りモーメントが作用する。分布振りモーメントは、船体曲げ振り強度評価ガイドライン¹²⁾の振りモーメント M_{WT1} を参考に作成した。

1D-LFEAに用いたはりモデルをFig. 15に示す。横隔壁位置に節点を持つ9節点8要素の梁要素である。Fig. 16は1D-LFEAで用いた断面節点であり、防撓材は直接モデル化せず、断面積が等価となるように防撓材を有するパネル要素の板厚を増加させた。境界条件として左端節点の7自由度を拘束した。3D-LFEAと同様にBGの有無を変えた2つのモデル、および2つの荷重条件（Load 1, Load 2）で解析を実施した。1D-LFEAで提案手法に基づいた横隔壁及び船側構造影響を

(a) Whole model

(b) Cross section

Fig. 12 Model for analysis

Fig. 13 FE model

Fig. 14 Distribution of non-uniform torsional moment

Fig. 15 Element division for 1D-LFEA

Fig. 16 Section's nodes for analysis with 1D-LFEA

Fig. 17 Rotation angle of a model without box girders

Fig. 18 Mises stress distribution for the model without box girders

考慮した振り定数を用いた解析 (Method 1), Senjanovic の方法で横隔壁影響を考慮した振り定数を用いた解析 (Method 2), 横隔壁影響を考慮しない解析 (Method 3) を実施した。さらに, 船側構造の水平曲げ応力分布の推定算式の検証のため, 船側上部の BG の板厚を変えて, 横隔壁の BG 有りのモデルに端部振りモーメントを載荷する解析を実施した。

3.2 解析結果の比較・検証

3.2.1 横隔壁影響を考慮した振り定数の検証 (Load 1)

横隔壁 BG 無しのモデルについて, 端部に振りモーメントを載荷した場合の回転角の長手方向分布を Fig. 17 に示す。1D-LFEA で横隔壁影響を考慮することに関わらず Method 1 ~ Method 3 はどれも 3D-LFEA と良く一致する。U 字型断面はりの横隔壁のパネルの剛性が小さく, 振り変形に対する抵抗が小さいことが要因と考えられる。Fig. 18 に示す 3D-LFEA のミーゼス応力分布から, 下部パネルに生じる応力が

Fig. 19 Longitudinal stress of a model without box girders

Fig. 20 Rotation angle of a model with box girders

Fig. 21 Longitudinal stress of a model with box girders

Fig. 22 Deformation and Z-axis stress distribution of a model with box girders

周りに比べ小さく, このことから横隔壁の振りを抑制する効果が小さいことが分かる。更に, 船側構造の上端 (U: Upper) 及び下端 (L: Lower) の Z 軸方向応力を Fig. 19 に示す。Fig.

19 から Method 1～Method 3 の解析により 3D-LFEA と同等な応力を得られている。

次に BG 有モデルの回転角の長手方向分布を Fig. 20 に示す。Method 1, 2 と Method 3 を比較すると、Method 1, 2 の方が 3D-LFEA 結果と一致しており、横隔壁影響を考慮できていることが分かる。Method 1, 2 と 3D-LFEA を比較すると、Method 1 は大きく、Method 2 は小さい回転角となっている。また Fig. 21 には Z 軸方向（船の長さ方向）応力を示しており、回転角と同様に Method 3 に比べて Method 1, 2 は 3D-LFEA に一致している。また 3D-LFEA と比較すると、Method 1 は大きく、Method 2 は小さい Z 軸方向応力となっている。

Method 1 が 3D-LFEA より大きい回転角と Z 軸方向応力を示す要因としては、開断面部のそり変位が横隔壁部により抑制されることが挙げられるが、これについては 3.2.4 章にて考察を行う。Method 2 については、船側構造影響を考慮していない一方で、横隔壁の変形を過大に表現する変位関数が用いられており、これらの影響が相殺することで、3D-LFEA と比較して多少小さく推定していると考えられる。

ここで Fig. 21 から 3D-LFEA の側面上端 (U) の Z 軸方向応力については、横隔壁間の平均的な Z 軸方向応力は自由端側に近づくほど減少しているが、横隔壁間では局所的に応力が増加している。Fig. 22 に示した 3D-LFEA の Z 軸方向応力分布より、船側上部のボックスガーダー部に水平曲げ変形による引張および圧縮荷重が生じている。横隔壁による船側構造の水平曲げが、Fig. 21 の全体と横隔壁間の傾向が異なる要因と考えられる。これを考慮するためには (36) 式の船側構造応力を考慮する必要がある、この影響については 3.2.3 章で検討する。

3.2.2 横隔壁影響を考慮した振り定数の検証 (Load 2)

Load 2 を作用させた場合について、3D-LFEA と 1D-LFEA の比較検証を実施した。BG 有無のモデルに対して Load 2 を載荷した場合の回転角の長手方向分布を Fig. 23, 24 に示す。Fig. 23 に示す BG 無モデルにおいて、中央部では 3D-LFEA の方が 1D-LFEA より大きな回転角を生じているものの、全体的に 3D-LFEA と 1D-LFEA 結果は良く一致する。Fig. 24 の BG 有モデルでは、Method 3 と比較すると Method 1, 2 は 3D-LFEA と一致する結果が得られている。

Z 軸方向応力に関しては、Fig. 25, 26 に示すように、BG 無モデルについては、3.2.1 章の Load 1 と同様に横隔壁の考慮に関わらず 1D-LFEA の計算により、3D-LFEA と同等な結果が得られており、BG 有モデルについては、横隔壁を考慮した Method 1 及び Method 2 は 3D-LFEA と良い一致を示す。1D-LFEA により計算された応力はやはり要素の平均的な応力であり、応力については 3D-LFEA と同様な結果が得られることが分かった。

Fig. 23 Rotation angle for a model without box girders subjected to non-uniform torsional moment

Fig. 24 Rotation angle for a model with box girders subjected to non-uniform torsional moment

Fig. 25 Z stress for a model without box girders subjected to non-uniform torsional moment

Fig. 26 Z stress for a model with box girders subjected to non-uniform torsional moment

3.2.3 船側構造曲げ応力の影響

横隔壁による船側構造上部に生じる水平曲げ応力の推定方法の有効性を検証する。端部振りモーメントを載荷した BG 有モデルを対象とし、船側上部構造の板厚を $t_s=5, 10, 20, 30\text{mm}$ の 4 種類のモデルの解析を実施した。Load 1 を載荷した場合の 3D-LFEA と 1D-LFEA により得られた船側上部の Z 方向応力を Fig. 27 に示す。

Fig. 27 に示す Method 4 は、Method 1 に(36)式から計算された船側構造応力を重畳させた計算結果である。Fig. 27 から応力分布が全体の傾向に反して横隔壁間で逆となる傾向を再現できている。定量的に多少の差は見られるものの良い相関を示している。

3.2.4 考察

3.2.1 章に述べたように、横隔壁上部 BG 有りのモデルでは、Method 1 と 3D-LFEA の回転角と Z 軸方向応力が多少大きくなることが確認できるため、船側構造の水平曲げ以外で応力分布に影響を与える因子を調査した。

Fig. 27 (a)は側面上端の外板シェルの Z 軸方向応力の長手方向分布の 3D-LFEA 結果を示している。そこで、側面上端のボックスガーダーの内板側のシェルの Z 軸方向応力を 3D-LFEA から取得し、外板側と内板側のシェルの Z 軸方向応力から(37)式と(38)式を利用して、水平曲げ成分と軸力成分を計算した。その結果を Fig. 28 に示す。

$$\sigma_{bend} = \sigma_{outer} \cdot \left(1 - \frac{e}{B_d}\right) - \sigma_{inner} \cdot \frac{e}{B_d} \quad (37)$$

$$\sigma_{thrust} = \sigma_{outer} \cdot \left(1 - \frac{e}{B_d}\right) + \sigma_{inner} \cdot \frac{e}{B_d} \quad (38)$$

Fig. 28 から軸力 (Thrust) 成分の結果を確認すると、固定端側から自由端側に向かってそり応力が減少した分布となっている。更に横隔壁間の Z 軸方向応力分布に注目すると、全体の減少傾向の分布に、横隔壁間で減少する分布が重畳している。これは、横隔壁を有する部分のそり変形がその他の開断面部に比べ小さく、開断面部のそり変形が抑制されたために、このような分布形状となったと考えられる。

更に Fig. 29 に Fig. 28 に示した水平曲げ成分と(36)式から得られる水平曲げ応力を比較した。Fig. 29 より、(36)式から計算した水平曲げ応力と 3D-LFEA 結果が良い一致を示していること分かる。

以上から、横隔壁がそり応力を抑制する傾向が確認されるが、Fig. 21 及び Fig. 26 に見られるように、本研究にて提案した Method 1 を用いれば 3D-LFEA と良い相関を示す Z 軸方向応力を計算可能であり、且つ船側構造の水平曲げ応力についても 3D-LFEA と同等な応力を計算することが可能である。

(a) $t_s = 5 \text{ mm}$

(b) $t_s = 10 \text{ mm}$

(c) $t_s = 20 \text{ mm}$

(d) $t_s = 30 \text{ mm}$

Fig. 27 Z stress for a model with box girders subjected to non-uniform torsional moment

Fig. 28 Thrust and bending components of Z stress for a model with box girders subjected to uniform torsional moment

Fig. 29 Comparison between the horizontal bending component obtained from 3D-LFEA results and horizontal bending stress obtained by Eq. (36).

4. まとめ

本研究では、振りモーメントを考慮した縦曲げ最終強度の逐次崩壊解析手法である FE/Smith 法の高度化のため、横隔壁及び船側構造を考慮した振り定数を導出した。また、横隔壁により船側構造に生じる水平曲げモーメントから、船側構造の水平曲げ応力の算式を導出した。

横隔壁及び船側構造影響を考慮した振り定数を導入した 1D-LFEA の妥当性を検証するため、汎用 FEM ソフトウェア「LS-DYNA」を用いた陰解法による 3D-LFEA と比較検証を実施した。解析対象は横隔壁を有する U 字型断面はりとした。横隔壁は上部ボックスガーダーと下部パネルで構成され、ボックスガーダーが有無のモデルに対して、端部に振りモーメントを載荷する場合と分布振りモーメントを載荷する場合で解析を実施した。

以下に得られた知見を纏める。

- (1). 横隔壁の剛性が小さい場合、横隔壁の考慮に関わらず、1D-LFEA による解析により 3D-LFEA と同等な回転角及びそり応力を計算可能である。
- (2). 横隔壁上部ボックスガーダーがある場合、本研究で提案した横隔壁及び船側構造を考慮した振り定数を導入した 1D-LFEA と、Senjanovic らの方法を導入した 1D-

LFEA を用いれば 3D-LFEA と良い相関を示す回転角及びそり応力を得られた。

- (3). 横隔壁間の船側上部構造の水平曲げ応力を考慮する場合には、本研究にて提案した手法を使用することで、推定可能である。一方で、Senjanovic らの手法は船側構造の影響は考慮されていない。

今後の研究では、本研究で提案した手法を用いた FE/Smith 法を用いて、実コンテナ船を対象とした解析を実施し、非線形 3D-FEA 結果との比較検証を行い、その有用性を検証する。さらに、船側構造の局所的な水平曲げ変形がコンテナ船縦曲げ最終強度に与える影響について検討する。

謝 辞

本研究は、独立行政法人日本学術振興会科学研究費補助金基盤研究(A) (課題番号：23246150；研究代表者：藤久保昌彦) の補助のもと実施されたものであることを付記し、関係各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 田中義照, 安藤孝弘, 穴井陽祐, 飯島一博, 藤久保昌彦, 矢尾哲也: 複合荷重下における船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究—その 1 縮尺模型による逐次崩壊試験—, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 16 号, pp.121-130, 2012.
- 2) 田中義照, 橋爪豊, 小河寛明, 辰巳晃, 藤久保昌彦: 複合荷重下における船体梁の縦曲げ最終強度に関する研究—その 2 簡易解析手法の構築—, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 20 号, pp.137-145, 2014.
- 3) Smith, C. S.: Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull, Proceedings of International Symposium on Practical Design in Shipbuilding, Tokyo, pp.73-79, 1977.
- 4) 社団法人日本造船研究協会第 48 研究部会: コンテナ船の構造・強度に関する研究, 日本造船研究会報告, 第 40 号, pp. 21-69, 1964.
- 5) 森正浩, 梅崎一夫, 中川万蔵, 萩原孝一, 桜木英彦: 広幅大倉口船の船体振り強度に関する研究, 日本造船学会秋季講演会, pp. 227-245, 1968.
- 6) 清水作造, 後川理: コンテナ船の振り強度と二重殻構造の効果について (第 1 報), 日本造船学会秋季講演会, pp.235-258, 1971.
- 7) 野瀬幹夫, 宇治野忠人, 川村篤: 横断面の反りを考慮したコンテナ船の全体強度解析に関する研究, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 22 号, pp. 531-536, 2016.
- 8) Ivo Senjanovic, Stipe Tomasevic, Smiljko Rudan, Tanja

- Senjanovic: Role of transverse bulkheads in hull stiffness of large container ships, *Engineering Structures*, 30, pp.2492-2509, 2008.
- 9) Yoshiteru Tanaka, Hiroaki Ogawa, Akira Tatsumi & Masahiko Fujikubo: Analysis method of ultimate hull girder strength under combined loads, *Ships and Offshore Structures*, Vol. 10, No. 5, pp. 587-598, 2015.
- 10) 田中義照: 複合荷重を受ける船体はりの実用的最終強度評価法に関する研究, 大阪大学博士論文, 2015.
- 11) 藤谷義信: 薄肉はり構造解析, 培風館, 1990.
- 12) 一般財団法人日本海事協会: 船体曲げ捩り強度評価ガイドライン (改訂版), 2012.