## (昭和 50 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

# 船体縦強度解析システムによるコンテナ 船の縦応力予測計算について

 正員
 中
 田
 宜
 久\*
 正員
 金
 綱
 正
 夫\*\*

 正員
 松
 永
 栄
 --\*

# Statistical Prediction of Normal Stress of Container Ship

by Yoshihisa Nakata, Member Masao Kanetsuna, Member Eiichi Matsunaga, Member

### Summary

With regard to ship hull girder strength, many papers on measurements in waves and statistical prediction of fluctuating stresses have been already published.

The authors have developed a program system of the longitudinal strength of ships including the "Modified beam theory" by Dr. T. Kawai, linked with programs for wave loads calculation by strip method and statistical analysis.

In this paper, the comparison of results by the present method and the full scale measurements in still water regarding the torsional strength of container ship with 200 m length and the long-term prediction of fluctuating normal stresses on the upper deck have been performed.

The main conclusions are as follows;

1) The results calculated by this system show relatively good agreement with the full scale measurements on the torsional strength of the container ship.

2) The long-term prediction on the container ship in the full loading condition using the Walden's statistical data in the North Atlantic shows the maximum expected fluctuating normal stress on the upper deck with probability level  $10^{-8}$  to be 15.9 kg/mm<sup>2</sup> (half amplitude).

## 1緒 言

船体構造設計に関して近年各国に於いて,統計的な手法を用いての種々な研究がなされている。

従来までの梁理論と経験に基づいた簡単な計算式による設計法から脱皮して,コンピューターを活用した有限 要素法による,より高精度の応力解析の手法がとり入れられる様になって来たが,それが更に発展して船体構造 の受ける不規則波中での波浪外力を基に船体構造に生ずる応力を算出し,その船体構造の安全性をより合理的に 評価しようとする様な研究が行われて来ている。

それらの動きは大きく分けて次の様な研究に大別される。

1) 航海中での船体に生ずる応力の実船計測に関するもの1~8)

2) 不規則波中での船体に生ずる応力の長短期予測計算に関するもの<sup>1,3~6)</sup>

3) 船体構造部材の許容応力の検討に関するもの7,8,24)

特に 2),3) に関しては, SR 134 研究部会に於いて検討が行われている。

- \* 三井造船(株)基本設計本部技術部
- \*\* 三井造船(株)基本設計本部構造設計部

1)~3)のこれ等のテーマは、やがては一体となって、新しく船体構造の設計法が確立されるものと思われる。 そこで今回、本論文ではコンテナ船を対象に不規則波中での、船体に生ずる縦応力の長期予測計算を行い、これ までの設計に於いて採用されて来た応力値との比較検討を行ったのでここに報告する。

又,この応答計算に際しては、出来るだけ精度が高く、且つこれ等の予測計算の実用に耐え得る様な、簡単な 計算法の採用ということで、川井教授の提唱された "Modified Beam Theory"<sup>9~11</sup> を骨子とした 船体縦強度計 算用プログラムシステムを作成して計算を行った。

このプログラムの計算精度確認のために、これまでに行われて来た前記コンテナ船に関する静水中での実船計 測、モデルテスト、FEMによる全体強度解析結果等との比較検討を行ったので、それも併せて以下に報告する。



Fig. 1 Program system of ship hull girder strength calculation

実際の波浪海面における実船の応力計測結果との比較検討に関しては後日報告する予定である。

## 2 船体縦強度解析プログラムシステム概要

船体縦強度を解析するこのプログラムシステムのフローを Fig.1 に示す。このプログラムは 当社 の 計 算 機 IBM 370—168 用に作られたものである。

2.1 プログラムシステム概要

このプログラムは Fig.1 に示す様に大きく分けて、4つのモジュールからなっている。これ等のモジュールは 全体を通して使用することも可能であり、又、各々のモジュールを単独に使用することも可能である。

モジュールIは梁としての断面剛特性を求めるためのプログラムで、特に曲げ捩り剛性、 Warping Function 及びサンプナンの捩り剛性等は FEM によって求める様になっている。

モジュールIによって計算された各断面の剛特性は、ファイルに store されモジュールIで使用される。モジ ュールIでは、タンクテスト時等の特定の荷重状態について計算するルーチン(IA)と、不規則波中での船体 縦応力の長、短期予測計算をするための準備計算として、単位荷重に対してプログラム中で自動的に計算するル ーチン(IB)とに分かれている。モジュールIIでは船体を1本の梁にモデル化して曲げ捩り剛性をも考慮した Modified Beam Theory にて、縦強度の計算を行っている。

計算結果はファイルに store されモジュール III のインプットデータとして使用される。

モジュールⅢもモジュールⅡと同様に、2つのルーチン(ⅢA、ⅢB)とに分かれている。いずれもモジュールⅡ で求めた船体構造の梁モデルによる計算結果の内力、変位を基に各断面内での応力と変位を求める計算を行って



Fig. 2 (a) Structural idealization



Fig. 2 (c)  $\tau_{st}$  due to  $M^{st}$  (10<sup>4</sup> ton·m)

1.0 x 10<sup>2</sup> (m<sup>2</sup>) Az 0.333 × 105m2 0.132 x 10<sup>11</sup> Ιy Ī 7 0410 x 10" Ι<sup>(S)</sup> 0.166 x 10" -0.584 x 10'e I,, 0.0 I, 0.106 x 10 GΚ (¥6.Z6) (0.0, 6.981m {0.0, -7.249<del>/</del> ¥s,Zs) Хy 0.171 0.243 Fig.2b) Section Properties & Warping function





Fig. 2 (d)  $\tau_w$  due to  $M^w$  (10<sup>4</sup> ton m)

#### 日本造船学会論文集 第137号

いる。特にルーチン(ⅢB)にては単位荷重に対する応答計算の結果に,ストリップ法による波浪外力に関する 計算プログラム<sup>12)</sup>より求めた各単位波高に対する波浪外力の応答関数と,各々対応する位相を考慮した代数和と して内力及び各断面内での応力の応答関数を求める計算を行う。モジュール IVB は,モジュール ⅢB の計算結 果を基に応力の長,短期予測計算結果をテーブルに out put するためのモジュールである。

以上の様に、このプログラムシステムは今後の Version up と使い易さを考え、モジュール単位に作られている。最後の計算結果は、特定荷重状態に対する計算では、モジュールⅢAから、又統計処理を行う計算ではモジュールⅣBからそれぞれテーブルの形で out put される様になっている。

2.2 船体縱強度解析方法

2.2.1 船体構造のモデル化

本解析法においては, 船体を1本の変断面梁とみな し, それを船長方向に適当な数の一様梁要素(船体部分 構造)に分割し, その各梁要素は Fig.2(a)に示す如 く薄板要素の集合体としてモデル化している。又, Fig.3 の如くコンテナ船に代表される広幅倉口をもつ船舶にお ける倉口間クロスデッキ, 及びデッキガーダー等は, 船 体主構造に付随する梁要素として取り扱える様になっ ている。



Fig. 3 Structural idealization of ship and coordinates

2.2.2 解析方法

(1) 船体断面諸剛特性計算方法

船体部分構造の捩り強度に関する断面定数は川井の方法<sup>9,10</sup> にて計算する。この方法では、船体部分構造を構成する縦強度部材を薄板有限要素に分割して、各部分構造の断面の諸剛特性(Warping function,曲げ 捩り剛 性,St. Venant の捩り剛性)を有限要素法により求める。その他の各種断面常数(断面二次モーメント,断面 積,及び有効剪断面積)は、従来の梁理論の手法に従って計算する。各断面常数,及び Warping function w の計算結果の一例を Fig.2(b) に示す。又 Fig.2(c),(d) には単位の内力(St. Venant の捩りモーメント  $M^{st}$ 及び曲げ捩りモーメント  $M^w$ )を断面の剪断中心位置にかけた時の断面内応力  $\tau_{st}, \tau_w$ 分布の例を示している。

(2) 船体主構造の剛性マトリックス

分割された各要素のy軸方向変位v(x), z軸方向変位w(x), x軸方向変位u(x), 及び捩り角 $\theta(x)$  (Fig. 3) を、川井の方法<sup>11)</sup>に従い次式のように仮定する。

$$\begin{array}{c} v(x) = a_0 + a_1 x + a_2 x^2 + a_3 x^3 \\ w(x) = b_0 + b_1 x + b_2 x^2 + b_3 x^3 \\ \theta(x) = c_0 + c_1 x + c_2 x^2 + c_3 x^3 \\ u(x) = d_0 + d_1 x \end{array}$$

$$(1)$$

この変位関数と,先に計算した諸断面剛性を用いて,標準的な手法により船体主構造の剛性マトリックスを計算し,(2)式の様に剛性方程式を組立てる。

$$\begin{pmatrix} F_I \\ F_J \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{II} & K_{IJ} \\ K_{JI} & K_{JJ} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \partial_I \\ \partial_J \end{pmatrix}$$
 (2)

但し、実際には船体主構造が変断面であり、開口部や閉断面などの存在によって断面の図心や剪断中心の位置 が不連続的に変化するが、計算上の船体主構造の剛性マトリックスは、船体中心線とベースラインの交点を通る 軸 (Main Hull Girder Axis と称する) に対して構成している。

(3) クロスデッキ及びデッキガーダーを考慮した全体剛性方程式

クロスデッキ及びデッキガーダーは、曲げ(2軸周り)、剪断、軸力(y, x軸方向)梁として処理し、又、クロ スデッキと上甲板との取り合い部における固着度を考慮する為に、その取り合い部では2軸周りのみ自由度を持 たせ、他は全て船体主構造の変形に完全に従属するものとして剛性マトリックスを組み立てている。以下にクロ スデッキ、デッキガーダーを考慮した全体剛性方程式の組み立て方について簡単に述べる。算式における各記号 は、次の通りとする。

[kc];クロスデッキの剛性マトリックス

船体縦強度解析によるコンテナ船の縦応力予測計算について







Fig. 4 Deck structure connected to main

hull girder

$$\{f_i\}\{\alpha_i\}; デッキストラクチャー(クロスデッキ及びデッキガーダー)  $i$  点における荷重ペクトル及び変  
位ペクトル$$

- {**f**<sub>j</sub>}{α<sub>j</sub>}; デッキストラクチャー(クロスデッキ及びデッ キガーダー) j 点における荷重ベクトル及び変 位ベクトル
- $\{F_I\}, \{\delta_I\}$ ; Main Hull Girder の I点における荷重ベクト ル及び変位ベクトル
- $\{F_J\}$ ,  $\{\partial_J\}$ ; Main Hull Girder の J点における荷重ペクト ル及び変位ペクトル
  - [*H*<sub>i</sub>]; *i* 点の変位と*I* 点の変位の関係より得られる変換マトリックス
  - [**H**<sub>j</sub>]; **j**点の変位と I 点の変位の関係より得られる変 換マトリックス

クロスデッキの剛性方程式を(3)で表わし、クロスデッキ と上甲板との結合節点 *i,j* 点が

$$\begin{cases} f_i \\ f_j \end{cases} = \begin{bmatrix} k_{cii} & k_{cij} \\ k_{cji} & k_{cjj} \end{bmatrix} \begin{cases} \alpha_i \\ \alpha_j \end{cases}$$
(3)

断面不変という梁理論の仮定に従って、Main Hull Girder 軸のI点に従属していると考えると (Fig. 4 (a)),  $\{\alpha\}$  と  $\{\partial\}$ の関係は次式にて表わされる。

$$\{ \boldsymbol{\alpha}_i \} = [\boldsymbol{H}_i] \{ \boldsymbol{\delta}_I \} \\ \{ \boldsymbol{\alpha}_j \} = [\boldsymbol{H}_j] \{ \boldsymbol{\delta}_I \}$$
 (4)

Fig.4(b),4(c) に示す様な構造様式の場合も、上記と同様にして、デッキストラクチャーを考慮した剛性方 程式を組立てることが出来る。

(4) 荷重ベクトル

モジュールIIに於て使用される分布荷重は,標準的手法を用いて船体主構造の各分割点における等価節点力に 置換して構造解析を行い,各分割点における変位,内力を計算する。荷重としては, Main Hull Girder に負荷 する垂直,水平方向分布荷重,及び分布振りモーメント,軸方向分布荷重(統計解析の場合は除く)の4種類 とし,又,等価節点力は次の7種類とする。

$$\{F\} = \begin{bmatrix} F_x & \neg & \text{軸力} \\ F_y & y & \text{軸方向剪断力} \\ F_z & z & \text{軸方向剪断力} \\ M_x & x & \text{軸周りのモーメント} \\ M_y & y & \text{軸周りのモーメント} \\ M_z & z & \text{軸周りのモーメント} \\ T & Bi-Moment \end{bmatrix}$$

又,特定な2つ以上の荷重条件を重ね合せて計算することも出来る。

(5) 内力及び応力等の応答関数の計算方法

モジュール I において,各船体部分構造について求めた断面諸剛特性を用いて,各単位内力による船体横断面 内の各軸応力 { $\sigma_{xi}$ }及び剪断応力 { $\tau_i$ }を求める。

$$\{\sigma_x\}_i = \{\sigma_x \sigma_y \sigma_z \sigma_w\}_i$$

NII-Electronic Library Service



.

## $\{\tau\}_i = \{\tau_{st} \tau_y \tau_z \tau_w\}_i$

Table 1 Section properties of ship type model

Aχ	$1.40 \times 10^2 \text{ cm}^2$
Iy	$4.16 \times 10^4 \text{ cm}^4$
Iz	1.35 x 10 <sup>5</sup> cm <sup>4</sup>
Ι <sup>(S)</sup>	4.24 x 10 <sup>7</sup> cm <sup>6</sup>
Ιwy	-4.69 x 10 <sup>6</sup> cm <sup>5</sup>
Ιwz	0.0
GK	3.81 x 10 <sup>9</sup> kg·cm <sup>2</sup>
 (¥g,Zg)	(0.0, 0.177m)
(Ys,Zs)	(0.0, -0.171 m)

水平,垂直剪断力,及び曲げ捩りモーメントによる剪断応力は,Shear Flow Theory を用いて以下の如く計算 している。船体構造は Fig.5 に示す如き縦通梁付の薄板要素に分割するが,各要素における 2 軸方向の応力の 釣合い方程式は(6)式の如くなる。

$$\frac{\partial}{\partial s}(\tau t) + \frac{\partial}{\partial x}(\sigma_{x}t) + \sum_{k=1}^{n} \frac{\partial}{\partial x}\sigma_{xk}\frac{bt_{0}}{ds} = 0$$
(6)

又, St. Venant の捩りモーメントによる剪断応力分布は,前述した如く有限要素法にて求めている。

ついでモジュールIIBにおいては、船体の各分割梁要素に単位の横荷重(q<sub>y1</sub>,q<sub>z1</sub>)及び単位 捩りモーメント (m<sub>x1</sub>)をかけて、船長方向に沿っての影響線係数を求める。一方、各規則波中における波浪外力の応答値及びそ の位相は、ストリップ法により計算する。これらの応答値、及び位相、更にモジュール I 及び II Bにて求めた単 位内力に対する応力値及び影響線係数を用い、モジュール II Bで、Main Hull Girder クロスデッキ及び デッキ ガーダーの各節点の内力及び横断面内各点の応力の応答関数を求める。

# 3 捩り強度に関する理論計算値と実験値との比較

前節に示した本システムの強度解析方法の妥当性を検討する為に,捩り強度に関するモデル実験<sup>18)</sup>及び実船実験<sup>14)</sup>との比較検討を行う。

# 3.1 箱型モデル実験値との比較

ここには文献 13) に示されている箱型モデルの実験値と本計算結果とを比較検討する。又,モデル中央断面の 、剛特性の計算結果を Table 1 に示す。



Fig. 6 Torsional angle distribution and warping stress & shearing stress distribution on the upper deck of ship type model

3.1.1 捩れ角分布

本理論による計算結果と実測値とを比較し たものを Fig.6 に示す。本理論による計算 結果は実験値より約 10% 大きくなっている が,ほぼ実験結果と一致していると言えよ う。

3.1.2 上甲板の直応力 *o*w 分布

上甲板上の σ<sub>w</sub>,及び τ の計算値は,モデル 中央部付近では実測値との良好な一致を示し ているが,開断面部と閉断面部の結合部近傍 では実測値と大きな差を生じている (Fig.6)。 これは,閉断面部と開断面部の結合部におい て,所謂,断面不変という梁理論に追随しない 局部的な歪が発生している為と考えられる。

3.1.3 Section A-A 及び F-F の断面内 応力

Section A-A における剪断応力分布は,

### 船体縦強度解析によるコンテナ船の縦応力予測計算について



Fig. 7 Normal stress & shearing stress distribution in the section A-A & F-F of ship type model



Fig. 8 (a), (b) Rough general arrangement and midship section

全般に実験値と良好な一致をみている (Fig. 7(a))。閉断面部と開断面部の結合部付近の Section F-F における  $\sigma_w$  は上甲板部において、実験値との差がみられるものの、大体において一致していると言えよう (Fig. 7 (b))。

3.2 コンテナ船の実船実験結果,及び FEM 解析結果<sup>14)</sup>との比較

Fig.8 に示す船長 200 m のコンテナ船の静水中における捩り強度に関する実験結果,及び FEM による計算結果と,本システムによる計算結果との比較検討を以下に示す。今,船体を船長方向に 24 分割された梁要素にモデ ル化し、外力(捩りモーメント)に抵抗すると考えられるクロスデッキ及びデッキガーダーも前節の方法にて考

慮し計算を行った。その場合, FR.44~77 間の上部構造は 無視した。又,実船実験時の荷重条件を Fig.9 に示す。 更に本解析における支持条件は次の如くした。

船尾端 AP;  $u=v=w=\theta_x=\theta_x'=0$ 

船首端 FP;  $v=w=\theta_x'=0$ 

尚,供試船の中央断面剛性特性は Fig.2(b) に示した ものと同一である。

3.2.1 捩れ角分布

本梁理論による計算結果と,実測結果及び FEM 解析結 果との比較を Fig. 10 に示す。FEM による結果は,実測値 より小さ目に,本理論による計算結果は実測値に対して大



Fig. 9 Distribution of torsional moment.

285

## 日本造船学会論文集 第137号



Fig. 10 Torsional angle distribution



Fig. 11 Bi-moment distribution and warping stress distribution on the upper deck

き目となっているが、比較的良い一致度を示 していると言える。但し,機関室付近の捩れ 率が実測値及び FEM 解析結果に比べて大き いのは、上部構造及び機関室部のモデル化に 起因するものと考えられる。

3.2.2 船体の Bi-Moment 分布

船体横断面の Warping 拘束による Bi-Moment の分布を Fig. 11 に示す。FR. 86 の クロスデッキ部で Bi-Moment がかなり大き な値となっているのは, そのクロスデッキの **剛性が大きい為に、そこで大きな逆捩り作用** を受けたことによるものと考えられる。

3.2.3 上甲板の直応力 ow 分布

Fig.11 に示す様に上甲板における Warping Stress (ow) の分布は, 全体的には FEM 解析結果と本計算結果とは比較的良好な一致 を示しているが, FR. 77 及び 105 近傍に於 ては両者の差がやや大きい様である。これは 両解析に於ける剛性の評価の差に起因するも のと思われる。

又,本計算結果の場合,各クロスデッキの位 置における σω のジャンプ量が幾分大き目と なっているが,これはクロスデッキの剛性を, 大き目に評価した為と思われる。一方,実船実 験値と計算値とを比較してみると,船体中央 部においては,余り良い一致をみていないが. FEM による解析結果とも併せ考えると、実 船計測値の方に問題がある様に思われる。

4 コンテナ船の縦応力予測計算

前節においてコンテナ船の捩り強度に関する実船実験結果と本解析法による計算結果との比較検討を行い、一

L	(m)	200.00
B	(m)	29.00
D	· (m)	16.30
d	(m)	10.44
DISPLACEN	MENT(ton)	35,828(FULL LOAD.)
SPEED	(kt)	23.23
Cb		0. 576
$c_w$		0.741
$l_{cb}$	(m)	4.56
$\boxtimes G$	(m)	-4.57
GM	(m)	0.7
KM	(m)	11.55
TRIM	(m)	0.01
RAD. OF G	YR(LONGL)	(m) 47.400
RAD. OF G	YR(TRANS)	(m) 11.645

Tuble 2 main particulars of analyzed Sill	Table	2	Main	particulars	of	analyzed shir	D
---	-------	---	------	-------------	----	---------------	---

応良好な結果を得たが、本節においては本システムを 用いてコンテナ船の上甲板における縦応力の予測計算 を行う。本来この種の統計的解析を行うためには、こ れに先立ち、実際の波浪海面における船舶の船体運動 及び応力等に関する計測結果と、本解析法による計算 結果とを比較検討し、その妥当性を確認する必要があ るが、これに関しては後日報告する予定である。

## 4.1 供試船の主要目

本解析法を用いて Fig.8 に示した Lpp=200m の コンテナ船の縦強度解析を行った。今回の計算は本船 の満載状態出港時に対するものであり、ストリップ法 による船体運動,及び波浪外力の計算12%に用いた諸数 値を Table 2 に示してある。尚, 横揺に対する粘性抵 抗の影響は渡辺, 井上のN係数<sup>15)</sup>, すなわち  $4\theta = N\theta_m^2$ において  $\theta_m = 20^\circ$  に対する N 値を用いており、前進

速度の修正は行っていない。

又統計予測計算においては ISSC-1964 の波スペクトルを用い, 短波長不規則波海面の長期発現頻度としては Walden の北大西洋におけるデータを用いている<sup>16)</sup>。荒天中における船速低下,及び進路変更等の影響は考慮して いない。規則波中における各応力の応答関数は, 船体を船長方向に 22 個の部分構造に分割し, 7 種類の Heading Angle ( $\chi$ =0°, 30°, ……, 180°) 及び 16 種類の波長 ( $\sqrt{L/\lambda}$ =0.3, 0.4, ……, 1.8) 計 112 個の規則波に対して計算する。

応力の応答関数を計算する個所は機関室前端から船首撥後端間の船側上甲板の幅の中央点とする。

尚,本船は Fig.8 に示した如く,上甲板部に 50 キロ級高張力鋼を使用している。

4.2 計算結果と考察

4.2.1 規則波中における縦応力の応答関数

規則波中における縦応力の計算結果例として,船体中央部船側上甲板の幅の中央点における応答関数を Fig.12 に示す。Fig.12 (a) は中央部における縦曲げ応力 (σ<sub>y</sub>)の応答関数であり,正面迎い波,及び 150° 斜め向い波



Fig. 12 Response amplitude of normal stress on the upper deck in regular wave

中で、 $\sqrt{L/\lambda}=0.9\sim1.0$ の間にピークが生じている。

一方 Fig. 12 (b), (c) に示した水平曲げ応力 ( $\sigma_2$ ) 及び Warping Stress ( $\sigma_w$ ) の応答関数には, 顕著なピー クは見られないが両者とも Heading Angle  $\chi = 60^\circ$  において,  $\sqrt{L/\lambda} = 1.6 \sim 1.7$  近傍にて最大が生じている。

Fig. 12 (d) 及び (e) は、 $\sigma_y, \sigma_z$  及び  $\sigma_w$  の各応答値を各々の位相を考慮し、重ね合わせて求めた縦方向全応 力 ( $\sigma_T$ ) の、Leeward 及び Weather Side における応答関数である。 $\sigma_T \geq \sigma_y$  の応答関数を比べてみると、 Heading Angle 60°、 $\sqrt{L/\lambda}$  が 1.4 以上の規則波中にて大きな差が生じてはいるが、その他の Heading Angle においては顕著な差が見られず Leeward 及び Weather Side の  $\sigma_T$  の応答関数は、 $\sigma_y$  とほぼ一致している。

これは、船体中央部においては全般的に  $\sigma_z \geq \sigma_w$ の位相が相殺する関係にあるためである。本船の場合、機関室直前のコンテナ艙においても  $\sigma_z \geq \sigma_w$ の位相が相殺する関係にあり、従って 4.2.2 に示す如く  $\sigma_y \geq \sigma_T$ の予測値に大差が生じていない。

4.2.2 船体縦応力の最大期待値

Fig.2(b) に示した如く Warping Function は縦通隔壁の上端にて最大となり、従って縦方向全応力もこの部 分にて最大となるが、今回は上甲板における平均応力として上甲板の幅の中央点における縦応力の予測計算を行



Fig. 13 Maximum expected normal stress in the upper deck (Probability level 10<sup>-8</sup>, the North Atlantic .....whole year)

った。Fig. 13 に上甲板縦応力の 10<sup>8</sup> 回最 大期待値の船長方向分布を示す。これを見 ると,水平曲げ応力 ( $\sigma_z$ ) は船長方向にほぼ 一定となっている。また Warping Stress ( $\sigma_w$ ) も機関室前端から中央部にわたりほ ぼ一定の値となっているが, FR. 128 付近 にて最大値 (7.8 kg/mm<sup>2</sup>) を生じている。 これは FR. 128 の船尾側において船側が 一重船側構造となり,捩り剛性が急減して いる為である。縦曲げ応力 ( $\sigma_y$ ) は船体中 央部にて最大 (15.8 kg/mm<sup>2</sup>) となり,前 後方向に漸減しているが FR. 128 の船首 側にて  $\sigma_y$  と  $\sigma_z$  の大きさが逆転 してい る。一方,縦方向全応力 ( $\sigma_T$ ) の分布は,機

関室前端から中央部にわたり  $\sigma_y$  と大差ない値となっている。一般にコンテナ船等広幅倉口を有する船舶におい ては、Warping が拘束される機関室前端にて Warping Stress のピークが生じ、従って  $\sigma_T$  も大きくなると言 われている。しかし、本船の場合は船体中央部から機関室前端の間で剛性の減少が少 なく、また FR. 92 及び 86 に比較的剛なクロスデッキが設けられているために、Fig.11 にも見られた如く  $\sigma_w$  の急激なピークが生じて いない。このために、図示の如き  $\sigma_T$  分布になったものと思われる。しかし、本解析法の適用において、機関室 の剛性評価、上部構造の影響、クロスデッキの剛性評価、及び断面が急変する個所における計算精度等多くの問 題とも関連し、今後更に検討する必要がある。

一方,中央部より船首側においては  $\sigma_y$  に対し  $\sigma_T$  が除々に増加し,特に一重船側構造となる FR. 128 近傍 では  $\sigma_y$  の約2倍に達しており,設計上注意すべき点と思われる。 $\sigma_T$  の最大値は船体中央部に発生しており,本船の上甲板における平均縦方向全応力の 10<sup>8</sup>回最大期待値は 15.9 kg/mm<sup>2</sup> (片振幅) と推定され,これに静 水中での引張応力 6.0 kg/mm<sup>2</sup> を加えると,最大引張応力は 21.9 kg/mm<sup>2</sup> となり, 50 キロ高張力鋼に対する 各船級協会の許容応力を 1~2 kg/mm<sup>2</sup> 超過することになる。また,本図には比較のためにロイド船級協会<sup>17)</sup>の 波浪曲げモーメント及び捩りモーメントによる上甲板の縦応力 ( $\sigma_{LR}$ ) も示してある。図に おいて  $\sigma_{LR(C)}$  及び  $\sigma_{LR(H)}$  はロイドルールにより次式にて与えられる。

 $\sigma_{LR(C)} = 0.6 (\sigma_y \text{ due to } M_{V(LR)}) + \sigma_z \text{ due to } M_{H(LR)} + \sigma_w \text{ due to } M_{T(LR)}$ (7)  $\sigma_{LR(H)} = \sigma_y \text{ due to } M_{V(LR)}$ (7)

すなわち、 $\sigma_{LR(C)}$ は斜め波中での縦応力、及び $\sigma_{LR(H)}$ は正面迎い波中での縦応力を意味し、図において斜線に て示された部分の応力を用い、これに静水中での応力を加えて縦強度部材の設計を行うことになる。 $M_{V(LR)}$ 、 $M_{H(LR)}$ 及び $M_{T(LR)}$ は 4.2.3 に示す。 船体縦強度解析によるコンテナ船の縦応力予測計算について

 $\sigma_{LR}$  も船体中央部にて最大 (16.4 kg/mm<sup>2</sup>) となり, 本解析法による予測値 ( $\sigma_T$ =15.9 kg/mm<sup>2</sup>) と良く一 致している。ただし,船体中央部より前方では本解析 法による計算値が  $\sigma_{LR}$  より小さくなっているが FR. 128 の近傍では良く一致している。次に,以上の予測 計算結果に基づき 50 キロ高張力鋼を使用している上 甲板の疲労強度に関する簡単な検討を行う。船体中央 部上甲板の平均縦方向全応力 (全振幅)の長期分布を Fig. 14 に示す。累積頻度(N)を図の如く仮定し,各 応力振幅 ( $\sigma_{at}$ )及びその繰返し数 ( $n_t$ ) は N を 8 等分 し,次式にて求める。





 $\sigma_{ai} = \frac{\sigma_i + \sigma_{i-1}}{2}$  $n_i = N_i - N_{i-1}$ 

$$(i=1, 2, \dots, 8)$$

50 キロ高張力鋼の横突合せ溶接継手の S-N 線 図 は SR 200 の研究報告<sup>18)</sup> に示されている 95% 信頼限度の 線図を使用し、平均応力 (6.0 kg/mm<sup>2</sup>) に対する修正も同報告書に示されている手法に従って行い、損傷係数 (U)を求めた。その結果  $U \approx 0.7$  となり、疲労強度上問題はないものと思われる。

以上の検討は応力集中の生じない部分に対するものであるが、ハッチコーナーでは応力集中により可成りの高 応力が発生すると予想される。榎本等<sup>19)</sup>は応力の種類、ハッチコーナーの半径、クロスデッキの幅及び剛性等を パラメーターとして、ハッチコーナーでの応力集中係数を与えているが、これによると本船の中央部クロスデッ キのコーナーにおいては、上甲板直応力に対して約 1.8 の応力集中係数となる。前述の如く 10<sup>8</sup> 回最大期待値 は 15.9 kg/mm<sup>2</sup> (片振幅) と推定され、従ってハッチコーナーにおける応力片振幅は 28.6 kg/mm<sup>2</sup> となる。こ れに静水中での引張応力 10.8 kg/mm<sup>2</sup> (6.0 kg/mm<sup>2</sup>×1.8) を加えると 39.4 kg/mm<sup>2</sup> の 高応力となる。しか し、文献 20)に示されている 50 キロ高張力鋼の S-N 線図によると、一応疲労強度上問題はないものと思われる。 但し、上記ハッチコーナーの応力推定においては Warping によりクロスデッキに生ずる曲げ応力の重畳は考え ていない。従ってこの影響を考慮した場合、ハッチコーナーにおける最大応力は、文献 4) にも示されている如 く、45 kg/mm<sup>2</sup> 程度に達するものと予想される。ハッチコーナーの応力の応答関数は応力集中係数 を 導入して

近似的に求めることが出来るが、これに関 しては後日検討する予定である。

4.2.3 波浪曲げモーメントの最大期待 値

波浪中において船体主構造に生ずる内力 のうち,縦曲げモーメント( $M_V$ )及び水平 曲げモーメント( $M_H$ )の 10<sup>8</sup>回最大期待値 を Fig.15 に示す。また前項にて用いたロ イド船級協会の曲げモーメント及び捩りモ ーメント分布も図示しているが,縦曲げモ ーメントに関しては本解析法による計算値 と良く一致している。但し,縦曲げモーメ



ントは船体中央部より船首側にて、本解析法による計算値が小さくなっている。

5 結 言

本論文においては,船体縦強度解析システムと,その解析方法を説明し,コンテナ船の捩り強度に関するモデ ル及び実船実験結果と,本解析法による計算値との比較検討を行い,更に後半においては長さ200m\_のコンテナ 船に本解析法を適用し,上甲板の縦応力の予測計算を行ったが,その結果,次の結論を得た。

289

(8)

## 日本造船学会論文集 第137号

(1) コンテナ船の静水中における捩り強度実船実験結果と、本解析法による計算値とが、比較的良く一致している。

(2) 本解析法によるコンテナ船の上甲板縦応力予測値と、ロイド船級協会の1974年ルールの Notice No. 2 規程の縦曲げによる応力値とが比較的良く一致している。長さ200mのコンテナ船の満載状態に対して、Walden の北大西洋における統計資料を用いて行った予測計算によると、上甲板の幅の中央における縦応力の10<sup>8</sup>回最大 期待値は、船体中央部にて15.9 kg/mm<sup>2</sup>となる。

(3) 愛船体中央部より前方のコンテナ艙において,部分的に一重船側構造になる個所では,縦方向全応力が縦曲げ応力の約2倍になっており,設計上注意を要する。

(4) 本船は上甲板に 50 キロ高張力鋼を使用しているが、その横突合せ溶接継手部には疲労強度上問題はないと思われる。しかし、ハッチコーナーには可成りの高応力の発生が予想され、設計に注意する必要がある。

以上の結論の他に、縦強度解析上の問題点としては次のものが考えられる。

(1)相互に隣接する部分構造の断面形状が急激に変化する場合の解析方法,及び

(2) 機関室,船首尾部のモデル化方法,クロスデッキの有効剛性及び上部構造の影響,等がある。

本論文においては、長さ200mのコンテナ船一隻のみの計算結果を示したが、将来は波浪海面における実船計 測値との比較検討も行い、コンテナ船以外の船舶にも本解析法を適用し、船体縦強度に関する信頼性の向上に役 立たせる予定である。

最後に本解析プログラムの開発に際し、多大なご教示を頂いた東大生研川井忠彦教授に対し、また本プログラム作成に当りご尽力を頂いた数値解析研究所の大坪敬氏及び当社内関係各位に対し、深く感謝致します。

### 参考文献

- 1) H.G. Schultz: Note on the Structural Analysis of Container Ships, 造船学会論文集第 132 号.
- 2) 熊倉 靖外:コンテナ船の実船強度の計測,造船学会論文集第136号.
- 3) Roberts Little: A Statistical Study of Wave-Induced Bending Moments on Large Oceangoing Tankers and Bulk Carriers, SNAME, (1971).
- 4) M. Meek, et al.: The Structural Design of the O.C.L. Container Ships, The Royal Institute of Naval Architects, (Spring Meetings 1971).
- 5) 秋田好雄外:船体縦強度解析に関するトータルシステムータンカーの縦強度について一,造船学会論文集第135号.
- 6) Von H. Söding : Berechnung der Beamspruchung Von Shiffen im Seagang, Germanisher Lloyd.
- Alaa E. Mansour : Probabilistic Design Concepts in Ship Structural Safety and Reliability, SNAME, (1972).
- 8) Ship Structural Design Concept, Ship Structure Committee, (1974).
- 9) 川井忠彦,藤谷義信:梁理論の精密化に関する二,三の試み、(その1)~(その4),生産研究、Vol.25, No.
   6, No.7, No.9, No.11.
- 10) 川井忠彦:船体構造解析プログラムについての一考察,造船学会誌, No. 527, (S48.5).
- 11) T. Kawai: The Application of Finite Element Methods to Ship Structures, National Symposium on Computerized Structural Analysis and Design, March 1972.
- 12) 小林正典外:船舶の耐航性に関する理論計算プログラム (その1.理論計算式),三井造船技報,第82号.
- 13) 榎本圭助外:コンテナ船の捩り剛性に及ぼす横隔壁の効果について,造船学会論文集第125号.
- 14) 田中 昇州:有限要素法と実船実験によるコンテナ船の捩り強度解析,造船学会論文集第127号.
- 15) 渡辺恵弘州:N係数計算法の肥大船への修正,西部造船会々報, No. 27, (S 39.3).
- 16) 福田淳一:船体応答の統計的予測, 耐航性に関するシンポジウム, (S44.3).
- 17) Lloyd Rule, 1974, Notice No. 2.
- 18) 日本造船研究協会第 200 研究部会第 2 分科会, 昭和 47 年度研究報告.
- 19) 榎本圭助外:コンテナ船の倉口隅部の応力分布,三井造船技報,第86号.
- 20) I. Yamaguchi, et al.: On the fatigue Strength of steels for ship structures, Submitted to Commission XIII, International Institute of Welding NK, (1966).
- 21) 清水作造外:水平,縦曲げ及び捩りを考慮したコンテナー船の船体縦強度に関する研究,造船学会論文集 第135号.
- 22) 清水作造外:コンテナ船の構造方式と船体捩り強度に関する一考察,造船学会論文集第136号.
- 23) SR 134 研究部会研究資料.
- 24) A.E. Mansour: On including the Socondary Stresses in the Statistical Analysis of Ships.