

(昭和 43 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

## バルクキャリアーの倉内肋骨の強度

正員 寺 田 泰 治\*

On the Strength of Hold Frames of Bulk Cargo Carriers

By Yasuharu Terada, *Member*

## Summary

In order to investigate the transverse strength of bulk carriers, experimental tests have been made on six newly built ships, including 16,000 DWT class to 55,000 DWT class bulk carriers. The tests have been carried out under such loading condition of filling sea water into their top side tanks, and the measurements have been made on the hold frame stresses as well as on the vertical and the horizontal deflections of upper deck construction.

Based on the results of these, analytical formula has been deduced to calculate the hold frame strength, which can illustrate fairly well the mechanical behavior of bulk cargo carrier constructions, and the frame stresses have been evaluated for various loading conditions.

The general conclusions obtained from this investigation are as follows.

- (1) Degree of the end fixity of hold frames is usually lowered by the deformations of hopper or top side tank constructions in the plane of their transverse cross section. In this analysis, an equivalent span of the hold frames is introduced to calculate the frame stresses instead of directly considering the effect of their plane deformations.
- (2) The load carried by web frames and ordinary frames is almost proportional to their values of the moment of inertia, and thus the bending moment in extraordinary large sized web frames becomes comparatively large one.
- (3) The effect of load acting on the bottom structures on the magnitude of frame stresses is usually significant.
- (4) Fairly high stresses might take place in hold frames under certain loading conditions, e.g. in an empty hold under fully loaded draft condition.

## 1 緒 言

ここ数年来大型バルクキャリアーの建造が盛んである。その船殻構造強度の研究としては特に二重底の強度が重視せられ、これに関する理論的研究<sup>(1)(2)</sup>や、立体構造模型による実験<sup>(3)</sup>、あるいは実船計測などが行なわれている。

一方倉内肋骨の強度に関して特に肋骨のみを対象としたものはないが、前記文献(1)ないし(3)は肋骨を含めた立体強度計算であるから当然肋骨の応力も計算され、(3)では模型試験の結果と計算値が比較され特設肋骨の効果について言及されている。しかしこれらの計算は前述のように二重底強度に主眼を置いたもので肋骨に対しては必ずしも実船における実情を表わさず、修正の必要があることが述べられている。肋骨の強度に関してはトップサイドタンクあるいはホッパーの剛性の評価、特設肋骨の効果などが問題点である。

それで本研究では造船所のご協力のもとに6隻の新造船に対して実船計測を行ない、主として倉内肋骨の応力を実測しこれらの問題点を解明すると共に、比較的簡単な肋骨の強度計算式を導いた。そしてこの計算式を用いて各載貨状態における応力を計算した。

---

原稿受付 昭和 42 年 1 月 10 日

\* (日本海事協会技術研究所)

## 2 実船実験の概要

実船実験は第1表に示す6隻の新造船について行なわれた。これらの倉内肋骨の配置を第1図に示す。

第1表 供 試 船

船 名	L×B×D(m)	載貨重量(ton)	実験実施日	備 考
A	211 × 31.8 × 17.5	54,300	昭 40. 9. 6	鉾 石 船
B	216.4 × 31.7 × 17.3	55,000	昭 40. 11. 4	撒 積 船
C	180 × 28 × 16.2	36,000	昭 40. 11. 9	石 炭 船
D	134 × 20.8 × 12.8	16,000	昭 41. 2. 28	穀 物 船
E	181 × 29.6 × 16.2	37,000	昭 41. 5. 30	鉾石/石炭船
F	206.5 × 31.7 × 16.4	47,570	昭 40. 8. 8	撒 積 船

これらの船はF船を除いていずれも未完成であり、応力計測時の負荷方法は、トップサイドタンクに漲水したものでB船、C船およびD船はタンクテストの機会を利用した。またC船およびD船は船台上で実験が行なわれたが、他は岸壁で浮揚状態で行なつた。各船の中央横断面図は第8図ないし第13図の(a)に示されている。

## (1) A 船

本船の計測貨物倉はバラストタンクとして使用するためその肋骨は深水倉なみの構造となつている。貨物倉の中央にクロスデッキがありこの位置に特設肋骨が設けられ、他はすべて普通肋骨である。計測はトップサイドタンクの注水時に行なわれ、これによる負荷と喫水増加による肋骨の歪および甲板の垂直変位を計測した。

歪の計測は特設肋骨 (F. 114) および普通肋骨 (F. 121, 122, 123) の面材とウェブに電気抵抗線歪計を用いて行なつた。また甲板の垂直変位は倉口側の4点にて、上甲板より二重底にピアノ線を張り、ピアノ線の先端に吊した重錘の上下移動量をダイヤルゲージで読み取つた。

## (2) B 船

本船はA船と同じく計測貨物倉には二つの倉口をもち、その船側肋骨は第1図に示すように三種類の肋骨が配置されている。肋骨の歪は倉口端および倉口中央の特設肋骨 (F. 158, 164) と普通肋骨 (F. 159, 162, 167) について計測した。また甲板の垂直変位は倉口側の4点にて計測した。本船は計測前タンクテストのためすでにトップサイドタンクは満水の状態にあり、この水の排水時を利用して実験した。

## (3) C 船

本船は前記2船と異なり普通肋骨のみで特設肋骨をもたないが、トップサイドタンク内にはデッキサイドガーダが設けられている。肋骨の歪は甲板横桁の位置における肋骨 (F. 66, 68, 70) とその中間の肋骨 (F. 66 $\frac{1}{2}$ , 67) について行なつた。変位の計測は甲板の垂直変位のほかに肋骨の上下端における水平変位をも計測した。これはトップサイドタンクおよびホッパーの回転角あるいは変形などを調べるために行なつた。この計測方法は左舷肋骨にピアノ線の一端を固定し、右舷肋骨の同一高さの位置に取付けたブリーを介してピアノ線を張り、垂直変位の場合と同様に重錘の上下移動量をダイヤルゲージで読み取つた。本船の計測は船台上で行なわれ、トップサイドタンクの注水時と排水時の二度について計測した。

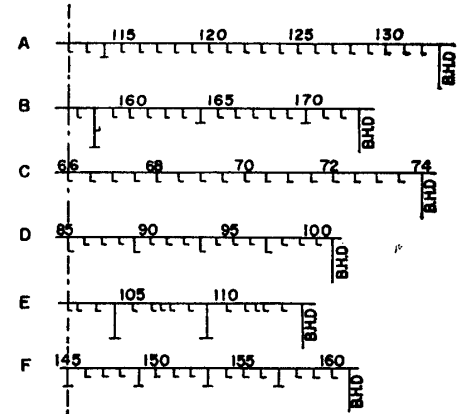
## (4) D 船

本船の船側肋骨の配置は普通肋骨3本置きに特設肋骨が設けられている。歪計測はF. 85, 89, 93の特設肋骨とF. 86, 87, 88, 91の普通肋骨について行なつた。変位の計測は倉口側における甲板の垂直変位と水平変位を計測した。水平変位の計測方法はC船の場合と同様である。本船は計測時船台上にあり、トップサイドタンクの注水時と排水時のそれぞれについて実測した。

## (5) E 船

本船のホッパーは非常に大きくその角度も急である。船側肋骨は大きな特設肋骨とその間に4本の普通肋骨とさらに特設肋骨間の中央に普通肋骨と同じものが付加されている。歪計測は特設肋骨 (F. 104, 109) と普通肋骨 (F. 101 $\frac{1}{2}$ , 105, 106, 108) について行ない、且つ甲板の垂直および水平変位を計測した。本船もトップサイドタンクの注水および排水時に実測した。

## (6) F 船



第1図 各船の倉内肋骨の配置

本船は A, B 船と同様にクロスデッキをもち、普通肋骨 3 本おきに特設肋骨が配置されている。歪計測は F. 145 ないし F. 149 および F. 153 の肋骨について行なつた。また甲板の垂直変位も計測された。本船の計測は公試運転に必要な喫水をとるためのバラスト注水時に行なわれた。

以上の各船の実測は注水時あるいは排水時を零点とし、注排水の完了までに 15 分あるいは 30 分間隔で諸計測を行なつた。計測には歪および変位のほか、タンク漲水量、喫水変化量、温度なども同時に計測した。

### 3 実験結果の概要と考察

計測値の整理方法として横軸にトップサイドタンクに漲水した水の重量の船側に関するモーメントをとり縦軸に計測値をとつてプロットすると、いずれもほぼ直線関係を示した。また注水時の計測値と排水時のそれはほぼ同じ値を示した。これらの計測値から各船の肋骨応力あるいは甲板の垂直変位の分布を示すと第 8 図ないし第 12 図の (b) および (c) に示すとおりである。この時の漲水量あるいは喫水変化量は第 5 表に示してある。

各船の実測結果を通覧すると、局部的な差はあるがおおむね同一の傾向であるといえる。以下二三の点について比較考察する。

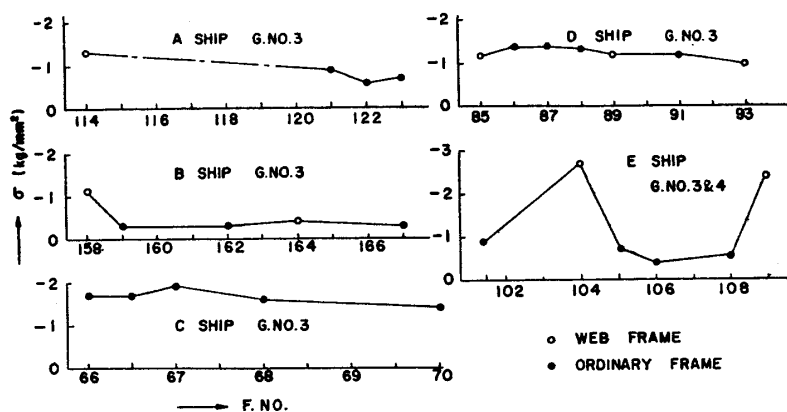
#### (1) 応力分布

計測はトップサイドタンクに漲水した場合でこのときの喫水変化量はわずかである。したがって肋骨に生ずる応力はトップサイドタンクの負荷によるものが大部分で船底荷重によるものは小さい。また径間荷重が無いので理論的には直線分布になる筈であり実験結果もそのようになっている。

これらの応力分布をみると B 船および E 船の普通肋骨を除いては、いずれも肋骨上端で大きく下端で小さくなつておりすべて圧縮歪である。下端の応力は軸力による応力を差引くと引張歪になる場合もあるが極めて小さく殆んど零に近い。これは肋骨下端の固着度は固定よりもむしろ支持に近い状態であることを示している。二重底の剛性は肋骨の剛性に比してはるかに大きいので、もしホッパーの横断面内の曲げ剛性を十分大きいと考えるならば肋骨下端は固定の状態に近い筈である。しかるに実験結果はこれと全く逆の状態であり、このことはホッパーの横断面内の曲げ剛性は大きくなくその面内変形のためであると考えられる。

#### (2) 特設肋骨と普通肋骨の応力分布

C 船を除く各船とも特設肋骨が設けられているが、これと普通肋骨の応力分布の相違について調べてみる。第 2 図は各船の肋骨応力の船長方向の分布を示すもので、いずれも肋骨スパンのほぼ中間の同一高さにある歪計の



第 2 図 肋骨応力の船長方向分布

実測値をプロットしたものである。

この結果から特設肋骨と普通肋骨の応力の大きさを比較すると、いずれの場合でも特設肋骨の方が大きな応力となっており、とくに B 船、E 船のように大きな特設肋骨のある場合はこの差が大きく、D 船では小さい。

さらに特設肋骨の位置にはデッキトランスおよびホッパー内トランスがあり、普通肋骨ではホッパー内トランスのみかあるいは両者とも無いものがある。このような肋骨上下端の構造の相違による影響は特設肋骨と普通肋骨の寸法の差が小さい場合 (A 船、C 船および D 船) には小さいが、両者の寸法が大きく異なるとこの影響も大きく、トップサイドタンクの荷重はほとんど特設肋骨のみが受け持ち、普通肋骨は二重底およびポッパーからくる曲げモーメントの方が大きくなつて両肋骨の曲げモーメント分布が全く逆の傾向を示すものと考えられる。B 船

あるいはE船の普通肋骨の応力分布はこのためと思われる。

### (3) 甲板の垂直変位

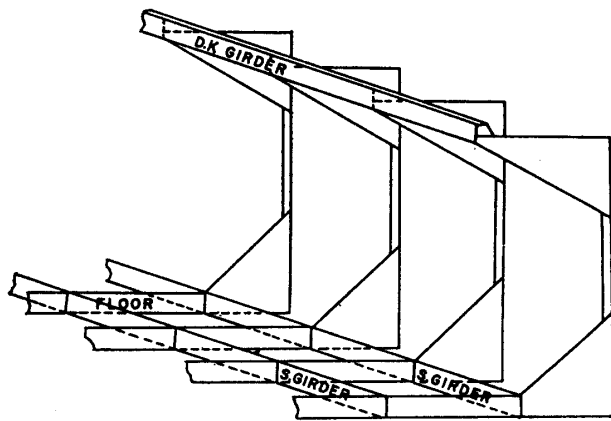
計測された甲板の垂直変位はいずれの場合も同様の傾向である。計測値には二重底の撓みも含まれているので後述する計算よりこの値を差引くと、甲板のみの撓みは船倉長さの約  $1/5000$  ないし  $1/6000$  の程度である。

また水平変位はD船およびE船で計測したがいずれも極めて小さく、通常の横強度計算上の取扱いのように船側で支持されていると仮定して良い。

## 4 船側肋骨の強度計算法

### (1) 計算上の仮定

横隔壁間の船倉を第3図に示すような立体格子構造と考える。すなわち横部材はトップサイドタンク内のトランス、船側肋骨、ホッパー内トランスおよび肋板を含む平面ラーメン構造として取扱い、これに交わる縦部材は甲板下縦桁、側桁板、中心線桁板などである。



第3図

実験結果の考察でも述べたように、トップサイドタンクおよびホッパーの横断面内の変形を考慮する必要があるので、ここでは船側肋骨のスパンをトップサイドタンクあるいはホッパー端から若干内部に入つた点より考え、いわゆる等価スパンを取つて近似的にこの影響を導入した。これは肘板付梁における考え方と同じである。

また二重底内の桁板はホッパー端の桁板のみを考え、他は無視する。この取扱いは二重底の剛性を過少評価することになるが、肋板のスパンについてもホッパーより内部に入つた等価スパンを考えなければならないが、これを無視しているのでその影響と相殺されるとみなしている。

### (2) 横部材ラーメンの計算

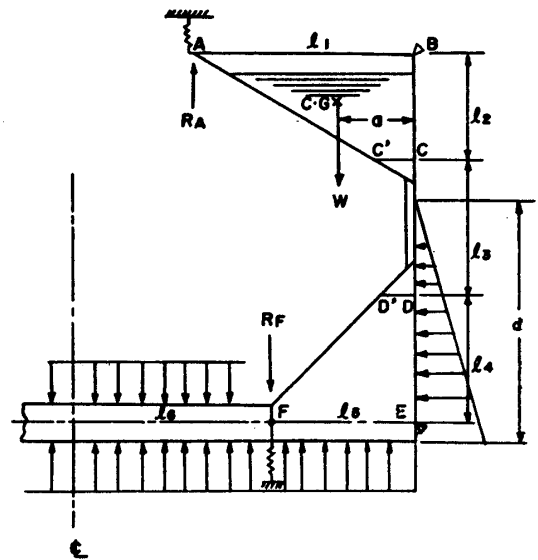
横部材ラーメンは第4図に示すようにA点で甲板下縦桁に弾性支持され反力  $R_A$  を受け、F点で側桁板に弾性支持され反力  $R_F$  を受ける。B点およびE点は回転のみを許し変位を許さない。上の仮定のように船側肋骨の等価スパン  $l_3$  は同図のC点およびD点から測り、この間は均一断面とする。このスパンポイントの決め方については後述する。また  $ABCC'$  および  $EDD'F$  の部分は剛として取扱う。E点および部材  $FF'$  は肋板の中立軸の位置にあるものとする。

荷重は喫水に相当する船底水圧、船側水圧、倉内荷重およびトップサイドタンクのパラストを考える。このパラストの重量を  $W$  とし、その船側から重心位置までの距離を  $a$  とする。このような横部材が等間隔  $S$  で配置されているとする。

A点およびF点の垂直変位を  $y_A$  (下方を正)、および  $y_F$  (上方を正)、C点およびD点の水平変位を  $u_C$  および  $u_D$  (船内方向を正)、各節点の回点角を  $\theta_C$ 、 $\theta_D$ 、 $\theta_F$  (時計方向を正) とする。

仮定により

$$\left. \begin{aligned} y_A &= -l_1 \theta_C, & u_C &= l_2 \theta_C \\ y_F &= l_5 \theta_D, & u_D &= -l_4 \theta_D \\ & & \theta_D &= \theta_F \end{aligned} \right\} \quad (1)$$



第4図

部材 CD および FF' の材端モーメントと撓角撓度の関係は

$$\left. \begin{aligned} M_{CD} &= K_3 \left( 2\theta_C + \theta_D - 3 \frac{u_D - u_C}{l_3} \right) - C_{CD} \\ M_{DC} &= K_3 \left( \theta_C + 2\theta_D - 3 \frac{u_D - u_C}{l_3} \right) + C_{DC} \\ M_{FF'} &= K_6 \theta_F - C_{FF'} \\ M_{F'F} &= -K_6 \theta_F + C_{F'F} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\text{ただし } K_3 = \frac{2EI_3}{l_3}, \quad K_6 = \frac{2EI_6}{l_6}$$

ここに  $I_3$  は S 間にある肋骨の断面二次モーメントの和で、特設肋骨 ( $I_w$ ) と  $n$  本の普通肋骨 ( $I_0$ ) があるときは

$$I_3 = I_w + nI_0$$

として求める。ただし外板の有効幅は 1 肋骨心距をとる。

$I_6$  は S 間にある船底外板および内底板を含んだ肋板の断面二次モーメントである。断面二次モーメントを計算する場合は外板および内底板は 1.1 倍した断面積を用いる\*。E はヤング率であり、また  $C_{CD}$  および  $C_{DC}$  は CD 間の荷重項、 $C_{FF'}$  および  $C_{F'F}$  は FF' 間の荷重項である。

(1) を (2) に代入すると

$$\left. \begin{aligned} M_{CD} &= K_3 \left\{ \left( 2 + 3 \frac{l_2}{l_3} \right) \theta_C + \left( 1 + 3 \frac{l_4}{l_3} \right) \theta_D \right\} - C_{CD} \\ M_{DC} &= K_3 \left\{ \left( 1 + 3 \frac{l_2}{l_3} \right) \theta_C + \left( 2 + 3 \frac{l_4}{l_3} \right) \theta_D \right\} + C_{DC} \\ M_{FF'} &= K_6 \theta_D - C_{FF'} \\ M_{F'F} &= -K_6 \theta_F + C_{F'F} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

また剪断力は

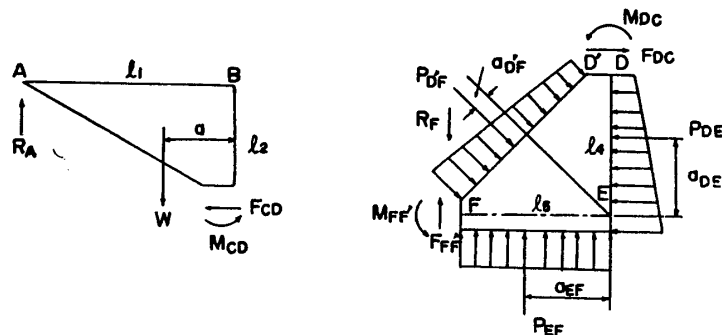
$$\left. \begin{aligned} F_{CD} &= -\frac{3K_3}{l_3} \left\{ \left( 1 + 2 \frac{l_2}{l_3} \right) \theta_C + \left( 1 + 2 \frac{l_4}{l_3} \right) \theta_D \right\} + Q_{CD} \\ F_{DC} &= -\frac{3K_3}{l_3} \left\{ \left( 1 + 2 \frac{l_2}{l_3} \right) \theta_C + \left( 1 + 2 \frac{l_4}{l_3} \right) \theta_D \right\} + Q_{DC} \\ F_{F'F} &= -F_{FF'} = \frac{C_{FF'} - C_{F'F}}{l_6} + r_{FF'} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ただし

$$Q_{CD} = \frac{C_{CD} - C_{DC}}{l_3} + r_{CD}, \quad Q_{DC} = \frac{C_{DC} - C_{CD}}{l_3} + r_{DC}$$

ここに  $r_{CD}$ ,  $r_{DC}$  および  $r_{FF'}$  はそれぞれ CD 間および FF' 間の荷重のみによる剪断力である。

つぎにトップサイドタンクおよびホッパーの釣合を考える。第 5 図からトップサイドタンク ABCC' の釣合は



第 5 図

$$M_{CD} - F_{CD}l_2 - R_A l_1 + W a = 0$$

ホッパー DD'FE の釣合は

\*) 献文 (1) p. 108 参照

$$M_{DO} + M_{FF'} - F_{OD}l_4 - F_{FF'}l_5 + R_Fl_5 + P_{DE}a_{DE} - P_{EF}a_{EF} + P_{D'F}a_{D'F} = 0$$

ただし  $P_{DE}$ ,  $a_{D'F}$  などは第5図に示すとおりホッパーに作用する外荷重の合力およびその着点のEからの距離である。

これらの式に (3) および (4) を代入すると

$$\left. \begin{aligned} \left(2 + 6\frac{l_2}{l_3} + 6\frac{l_2^2}{l_3^2}\right)\theta_0 + \left(1 + 3\frac{l_2}{l_3} + 3\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_2l_4}{l_3^2}\right)\theta_D &= \frac{m_t}{K_3} + \frac{l_1}{K_3}R_A \\ \left(1 + 3\frac{l_2}{l_3} + 3\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_2l_4}{l_3^2}\right)\theta_C + \left(2 + 6\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_4^2}{l_3^2} + \frac{K_6}{K_3}\right)\theta_D &= \frac{m_h}{K_3} - \frac{l_5}{K_3}R_F \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ただし

$$m_t = C_{OD} - Q_{OD}l_2 - Wa$$

$$m_h = C_{FF'} - C_{DO} + Q_{DO}l_4 + F_{FF'}l_5 - P_{DE}a_{DE} + P_{EF}a_{EF} - P_{D'F}a_{D'F}$$

(5) において  $\theta_0$  および  $\theta_D$  を  $y_A$  および  $y_F$  で表わし、未知反力  $R_A$ ,  $R_F$  について整理すると

$$\left. \begin{aligned} R_A &= -\frac{K_3}{l_1^2} \left(2 + 6\frac{l_2}{l_3} + 6\frac{l_2^2}{l_3^2}\right)y_A + \frac{K_3}{l_1l_5} \left(1 + 3\frac{l_2}{l_3} + 3\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_2l_4}{l_3^2}\right)y_F - \frac{m_t}{l_1} \\ R_F &= \frac{K_3}{l_1l_5} \left(1 + 3\frac{l_2}{l_3} + 3\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_2l_4}{l_3^2}\right)y_A - \frac{K_3}{l_5^2} \left(2 + 6\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_4^2}{l_3^2} + \frac{K_6}{K_3}\right)y_F + \frac{m_h}{l_5} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

(6) によつて縦部材からの未知反力  $R_A$  および  $R_F$  をそれぞれA点およびF点の撓みで表わすことができた。

(3) 縦部材の計算

縦部材は横部材よりそれぞれ反力  $R_A$  および  $R_F$  を受けるが、単位長さ当り  $R/S$  なる分布荷重を受けると仮定すると、甲板下縦桁およびホッパー端桁板に働く力はそれぞれ次のように表わせる。

$$\left. \begin{aligned} r_A &= \frac{R_A}{S} = -\alpha_{11}y_A + \alpha_{12}y_F - \beta_1 \\ r_F &= \frac{R_F}{S} = \alpha_{21}y_A - \alpha_{22}y_F + \beta_2 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

ここに

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{11} &= \frac{K_3}{Sl_1^2} \left(2 + 6\frac{l_2}{l_3} + 6\frac{l_2^2}{l_3^2}\right) \\ \alpha_{12} &= \alpha_{21} = \frac{K_3}{Sl_1l_5} \left(1 + 3\frac{l_2}{l_3} + 3\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_2l_4}{l_3^2}\right) \\ \alpha_{22} &= \frac{K_3}{Sl_5^2} \left(2 + 6\frac{l_4}{l_3} + 6\frac{l_4^2}{l_3^2} + \frac{K_6}{K_3}\right) \\ \beta_1 &= \frac{m_t}{Sl_1} \\ \beta_2 &= \frac{m_h}{Sl_5} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

甲板下縦桁およびホッパー端桁板の断面二次モーメントをそれぞれ  $I_D$  および  $I_H$  とし、船長方向に  $x$  軸をとるとこれら縦桁の弾性線の方程式は

$$\left. \begin{aligned} EI_D \frac{d^4 y_A}{dx^4} &= -\alpha_{11}y_A + \alpha_{12}y_F - \beta_1 \\ EI_H \frac{d^4 y_F}{dx^4} &= \alpha_{21}y_A - \alpha_{22}y_F + \beta_2 \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

となる。 $I_D$  および  $I_H$  の計算については後述する。

(9) の一般解は、原点を船倉の中央にとり左右対称とすれば、

$$\left. \begin{aligned} y_A &= C_1 \cosh n_1 x \cos n_1 x + C_2 \sinh n_1 x \sin n_1 x \\ &\quad + C_3 \cosh n_2 x \cos n_2 x + C_4 \sinh n_2 x \sin n_2 x + K_1 \\ y_F &= C_1' \cosh n_1 x \cos n_1 x + C_2' \sinh n_1 x \sin n_1 x \\ &\quad + C_3' \cosh n_2 x \cos n_2 x + C_4' \sinh n_2 x \sin n_2 x + K_2 \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

ここに

$$\left. \begin{aligned}
 n_1 &= \sqrt[4]{\frac{\left(\frac{\alpha_{11}}{EI_D} + \frac{\alpha_{22}}{EI_H}\right) + \sqrt{\left(\frac{\alpha_{11}}{EI_D} - \frac{\alpha_{22}}{EI_H}\right)^2 + 4\frac{\alpha_{12}}{EI_D} \cdot \frac{\alpha_{21}}{EI_H}}}{8}} \\
 n_2 &= \sqrt[4]{\frac{\left(\frac{\alpha_{11}}{EI_D} + \frac{\alpha_{22}}{EI_H}\right) - \sqrt{\left(\frac{\alpha_{11}}{EI_D} - \frac{\alpha_{22}}{EI_H}\right)^2 + 4\frac{\alpha_{12}}{EI_D} \cdot \frac{\alpha_{21}}{EI_H}}}{8}} \\
 K_1 &= \frac{-\beta_1 \alpha_{22} + \beta_2 \alpha_{12}}{\alpha_{11} \cdot \alpha_{22} - \alpha_{12} \cdot \alpha_{21}}, \quad K_2 = \frac{-\beta_1 \alpha_{21} + \beta_2 \alpha_{11}}{\alpha_{11} \cdot \alpha_{22} - \alpha_{12} \cdot \alpha_{21}}
 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

$C_1, C_2, C_3, C_4$  および  $C_1', C_2', C_3', C_4'$  は任意常数であるが、これらにはそれぞれ次の関係がある。

$$\left. \begin{aligned}
 C_1' &= \kappa_1 C_1, & C_3' &= \kappa_2 C_3 \\
 C_2' &= \kappa_1 C_2, & C_4' &= \kappa_2 C_4
 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

ただし

$$\kappa_1 = \frac{\frac{\alpha_{11}}{EI_D} - 4n_1^4}{\frac{\alpha_{12}}{EI_D}}, \quad \kappa_2 = \frac{\frac{\alpha_{11}}{EI_D} - 4n_2^4}{\frac{\alpha_{12}}{EI_D}} \quad (13)$$

したがって任意常数は4個であり、それぞれ次のように求められる。

(A) 縦部材が横隔壁端で固定の場合。船倉の長さを  $L$  とすると

$$x = \frac{L}{2} \text{ にて } y_A = y_F = 0, \quad \frac{dy_A}{dx} = \frac{dy_F}{dx} = 0$$

の条件から

$$\left. \begin{aligned}
 C_1 &= \frac{\sinh \frac{n_1 L}{2} \cos \frac{n_1 L}{2} + \cosh \frac{n_1 L}{2} \sin \frac{n_1 L}{2}}{\frac{1}{2} (\sinh n_1 L + \sin n_1 L)} \xi \\
 C_2 &= -\frac{\sinh \frac{n_1 L}{2} \cos \frac{n_1 L}{2} - \cosh \frac{n_1 L}{2} \sin \frac{n_1 L}{2}}{\frac{1}{2} (\sinh n_1 L + \sin n_1 L)} \xi \\
 C_3 &= \frac{\sinh \frac{n_2 L}{2} \cos \frac{n_2 L}{2} + \cosh \frac{n_2 L}{2} \sin \frac{n_2 L}{2}}{\frac{1}{2} (\sinh n_2 L + \sin n_2 L)} \eta \\
 C_4 &= -\frac{\sinh \frac{n_2 L}{2} \cos \frac{n_2 L}{2} - \cosh \frac{n_2 L}{2} \sin \frac{n_2 L}{2}}{\frac{1}{2} (\sinh n_2 L + \sin n_2 L)} \eta
 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

$$\text{ただし } \xi = \frac{K_1 \kappa_2 - K_2}{\kappa_1 - \kappa_2}, \quad \eta = \frac{K_2 - K_1 \kappa_1}{\kappa_1 - \kappa_2}$$

(B) 縦部材が横隔壁端で支持された場合。

$$x = \frac{L}{2} \text{ にて } y_A = y_F = 0, \quad \frac{d^2 y_A}{dx^2} = \frac{d^2 y_F}{dx^2} = 0$$

の条件から

$$\left. \begin{aligned}
 C_1 &= \frac{\cosh \frac{n_1 L}{2} \cos \frac{n_1 L}{2}}{\frac{1}{2} (\cosh n_1 L + \cos n_1 L)} \xi, & C_3 &= \frac{\cosh \frac{n_2 L}{2} \cos \frac{n_2 L}{2}}{\frac{1}{2} (\cosh n_2 L + \cos n_2 L)} \eta \\
 C_2 &= \frac{\sinh \frac{n_1 L}{2} \sin \frac{n_1 L}{2}}{\frac{1}{2} (\cosh n_1 L + \cos n_1 L)} \xi, & C_4 &= \frac{\sinh \frac{n_2 L}{2} \sin \frac{n_2 L}{2}}{\frac{1}{2} (\cosh n_2 L + \cos n_2 L)} \eta
 \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

として求められる。

以上の計算から先ず (10) によつて任意の位置における  $y_A$ ,  $y_F$  が求められるから, (1) および (3) を用いて肋骨の材端モーメントを計算することができる。材端の剪断力は (4) から求められ, また軸力はトップサイドタンクあるいはホッパーの上下方向の釣合から求められる。すなわちトップサイドタンクについて考えれば, 肋骨に働く軸力  $P_{OD}$  は

$$P_{OD} = W - R_A = W + (\alpha_{11}y_A - \alpha_{12}y_F + \beta_1)S$$

となる。

#### (4) 肋骨の曲げモーメントの分担率

上の計算で求めた曲げモーメントなどは, 横部材の間隔  $S$  の間に作用するもので, この間に何本かの肋骨が存在するから肋骨 1 本にかかる曲げモーメントを求める必要がある。肋骨の種類が 1 種類であれば等分すれば良いので, ここでは特設肋骨と普通肋骨のある場合について考える。

大骨と小骨のある防撓板が横荷重を受ける場合の各防撓材の荷重分担率については清水氏の研究<sup>(6)</sup>がある。いま考えているのは肋骨の端部モーメントであるから, この方法を直接適用することはできないかも知れないが, これも一つの近似法である。また最も簡単な方法として各肋骨の断面二次モーメントの比に分ける方法がある。便宜上この二つの方法で分担率を比較してみる。

特設肋骨の断面二次モーメントを  $I_w$ , 普通肋骨のそれを  $I_0$ , そして  $S$  の間に  $n$  本の普通肋骨があるとする。 $S$  間に働く曲げモーメントを  $M$ , 特設肋骨および普通肋骨各 1 本が受持つ曲げモーメントをそれぞれ  $M_w$ ,  $M_0$  とすると後者の方法では

$$\left. \begin{aligned} M_w &= \frac{I_w}{I_w + nI_0} M \\ M_0 &= \frac{I_0}{I_w + nI_0} M \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

として求められる。

清水氏の方法は大骨の分担する荷重を  $R_0$ , 小骨のそれを  $R_1$  とし分担比  $R_0/R_1$  の近似式を与えている\*。この  $R_0/R_1$  の値をここで考えている端部モーメントの比  $M_w/M_0$  に等しいと考えると次のようになる。

$$M_w = \frac{M}{1 + n \frac{R_1}{R_0}}, \quad M_0 = \frac{M}{\frac{R_0}{R_1} + n} \quad (17)$$

A 船ないし E 船に対して, この二つの方法で求めた分担率を第 2 表に示す。これをみると特設肋骨と普通肋骨の寸法に余り差のない場合は両者の値はほとんど一致しており, E 船のように非常に大きな特設肋骨のある場合には差がある。いずれにしても特設肋骨が大きいほど曲げモーメントの分担率は大きくなり, 実験結果と同じ傾向を示している。

第 2 表 曲げモーメントの分担率

船名	清水の方法		$I$ の比	
	$\alpha_w$	$\alpha_0$	$\alpha_w$	$\alpha_0$
A	0.411	0.294	0.481	0.260
B	0.953	0.009	0.929	0.014
D	0.360	0.213	0.351	0.216
E	0.728	0.060	0.974	0.005

$$M_w = \alpha_w M, \quad M_0 = \alpha_0 M$$

実測結果の特設肋骨と普通肋骨の曲げモーメント分布が相似でないものがあるため, 分担率を直接実験から求められなかったが, 後述するように清水氏の方法を用いた特設肋骨の計算値は実測値とよく一致した。ただし肋骨寸法に大差のない限り簡単な断面二次モーメントの比を用いる方が便利である。

#### (5) 肋骨の等価スパンの取り方

ホッパーあるいはトップサイドタンクの横断面内の変形を直接計算に入れると複雑となるのでここでは次に述べるような便宜的

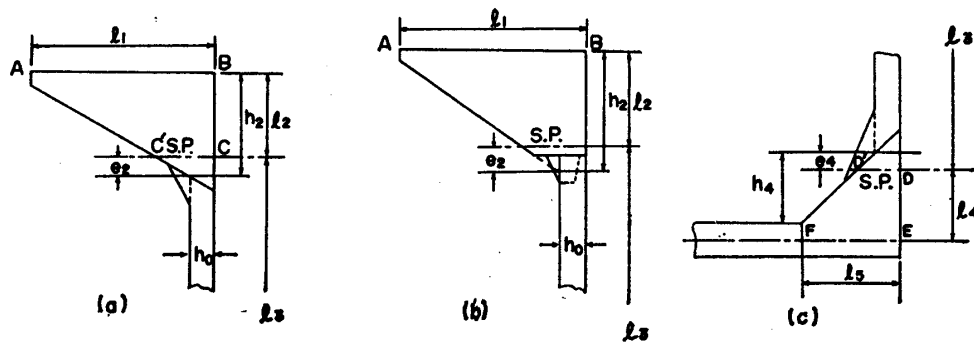
な取扱いを行なう。

肘板をもつ梁あるいは骨組構造の強度計算において肘板の面内変形を考慮した方法<sup>(6)</sup>, あるいはスパンポイントを用い近似的に計算する方法<sup>(7)</sup>がある。後者の方法は肘板内端から少し内部に入つた点をスパンポイントと称し, この点より外側は剛体と考えスパンポイント間は均一断面部材として取扱う方法である。

ホッパーの面内変形も後者の方法を用いて近似的に解決することとする。すなわちホッパー内トランスを普通の貨物船の二重底外側肘板の大きなものとする。トップサイドタンクの場合も同様である。実際には種々な構造があるのでそれぞれの場合についてスパンポイントを求める方法を示す。

\*  $R_0/R_1$  の近似式は文献 (5) p. 39 (A 13) 式参照





第6図 スパンポイントの決め方

トップサイドタンクの場合は第6図 (a), (b) に示す二つの場合があるが, (a) の場合は肋骨の面材の延長線とタンク底部との交点を肘板内端と考え, この点からスパンポイントまでの距離  $e_2$  を次式で求める。

$$e_2 = \frac{h_0}{l_1} h_2 \quad (18)$$

ここに  $h_0$  は肋骨のウェブの深さである。(b) 図の場合はタンク底部の延長線と肋骨面材との交点を肘板内端と考え, (18) よりスパンポイントを決定する。

ホッパーの場合はトップサイドタンク (a) の場合と同様にして

$$e_4 = \frac{h_0}{l_3} h_4 \quad (18)'$$

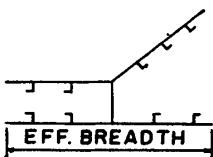
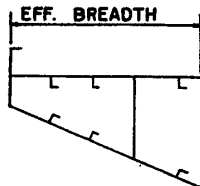
として求められる。したがって肋骨のスパン  $l_3$  はこれらのスパンポイントから測るものとする。

トップサイドタンクの場合は甲板の幅  $l_1$  が  $h_0$  に比して大きいので  $e_2$  は小さいが, ポッパーの場合スパンポイントはかなり下る。このようにして求めたスパンポイントを各船について計算すると第3表のようになる。ただし  $\lambda$  はホッパー上端からスパンポイントまでの距離,  $H$  は内底板からホッパー上端までの高さである。

この表よりわかるようにホッパーのスパンポイントは, 肋骨の大きさによつてかなりの差がある。特設肋骨の大きいB船, E船ではホッパー高さの約1/2の点にあるが, その他は大体1/4の所にある。

#### (7) $I_D$ , $I_H$ の計算

この計算に用いる甲板下縦桁およびホッパー端桁板の断面二次モーメント  $I_D$ ,  $I_H$  はそれぞれ次のように計算する。



第7図

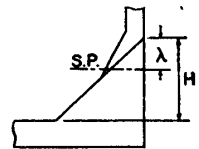
第7図に示すように甲板下縦桁としては倉口側より甲板の有効幅内にある全部の縦部材, ホッパー端桁板に対しては船底外板の有効幅内にある全部の縦部材をとつて計算する。甲板の有効幅はデッキサイドガードの無いときは  $l_1/2$  をとつて十分でありこれがあるときは若干大きくなる。船底外板の有効幅は二重底内は次の側桁板までの距離1/2, のホッパー内は  $l_3/2$  をとつてよい。

### 5 計算例と実船実験の比較

前節にのべた計算法を用いて実船実験の結果と比較し, 次に二つの載貨状態に対する肋骨の応力を計算する。各船の部材寸法および荷重状態を第4表および第5表に示す。実験時の荷重状態はトップサイドタンクに漲水した水の  $S$  間の重量およびその船側に関するモーメントとその時の喫水変化量を示してある。full load condition とは満載喫水で, 計算する船倉は空とした最も苛酷な状態ある。ballast condition は軽荷喫水でトップサイドタンクのみが満水の状態である。

第3表 ホッパーのスパンポイント

NAME	H(m)	$\lambda$ (m)	$\lambda/H$
A	3.820	0.870	0.228
B	4.310	2.000	0.464
C	4.730	0.670	0.142
D	1.705	0.400	0.235
E	7.300	3.990	0.546
F	4.905	1.400	0.286



実船における縦桁端部の固着条件は支持と固定の中間にあるので二つの場合について計算する。A船の場合について説明し、B船以下はこれにならうものとする。

第4表 各船の部材寸法

NAME	A	B	C	D	E	F
$L$ (m)	33.600	26.400	32.000	24.000	21.250	25.920
$l_1$ (")	9.500	9.450	6.980	5.660	7.400	7.950
$l_2$ (")	4.530	4.400	3.748	3.200	4.050	4.200
$l_3$ (")	8.030	8.300	6.250	7.000	7.340	6.800
$l_4$ (")	3.950	3.474	5.450	1.980	4.025	4.450
$l_5$ (")	3.900	4.280	5.420	2.500	4.440	4.790
$l_6$ (")	24.000	23.140	17.160	15.800	20.720	22.020
$S$ (")	3.200	4.800	4.000	3.000	4.250	3.240
$I_s$ ( $10^8 \text{ mm}^4$ )	3.286	10.76	0.491	0.501	12.12	3.402
$I_a$ ( " )	171.3	345.0	98.51	48.92	119.8	144.0
$I_D$ ( " )	335.0	472.2	228.9	89.74	193.5	311.8
$I_H$ ( " )	381.9	515.3	380.2	62.19	1146	452.4
$z_w$ ( $10^6 \text{ mm}^3$ )	3.628	19.54	—	0.693	11.57	3.726
$z_0$ ( " )	2.212	1.101	0.522	0.497	0.350	1.285
$\alpha_w$	0.411	0.953	—	0.360	0.728	0.661
$\alpha_0$	0.294	0.009	—	0.213	0.060	0.113

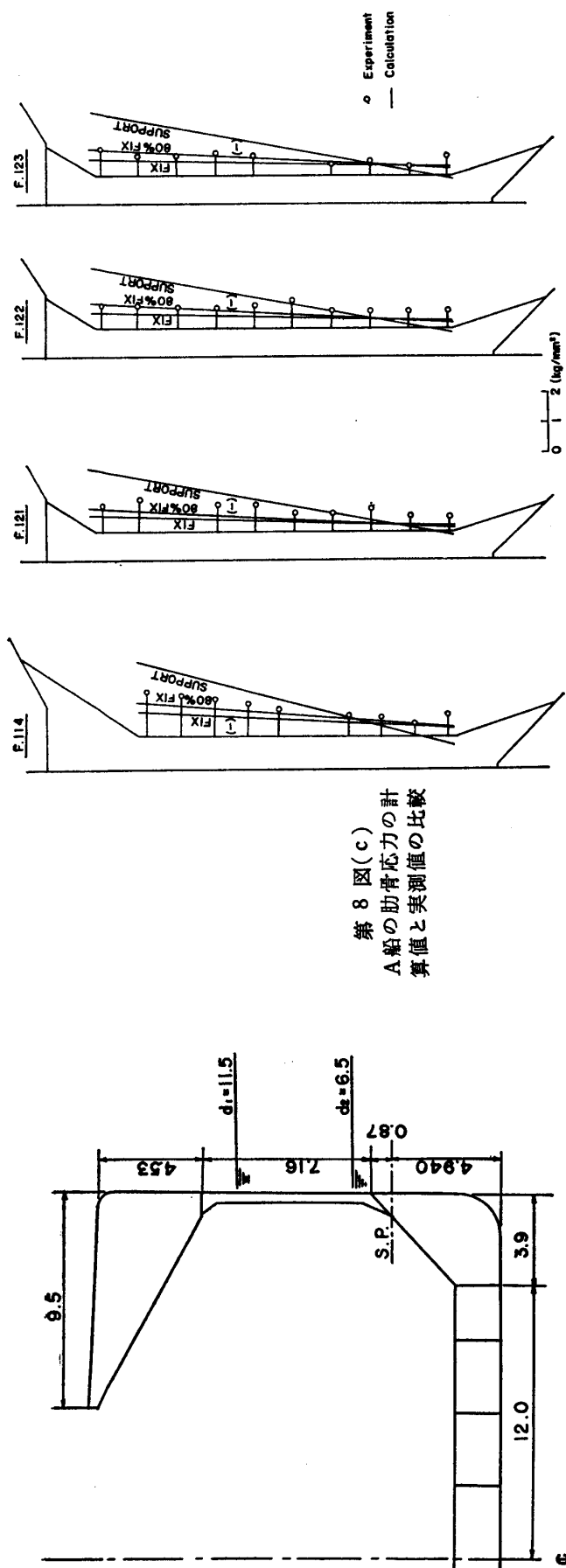
第5表 各船の荷重状態

NAME	LOAD COND	TOP SIDE TANK		DRAFT (m)
		$W$ (ton)	$W_a$ (ton-m)	
A	EXPERIMENT	26.6	100.4	0.1
	FULL LOAD COND	0	0	11.5
	BALLAST COND	86.0	299.3	6.5
B	EXPERIMENT	50.4	196.8	0.12
	FULL LOAD COND	0	0	11.5
	BALLAST COND	121.3	374.4	6.6
C	EXPERIMENT	67.3	176.3	—
	FULL LOAD COND	0	0	10.5
	BALLAST COND	67.3	176.3	5.0
D	EXPERIMENT	37.6	83.3	—
	FULL LOAD COND	0	0	8.9
	BALLAST COND	37.6	83.3	5.0
E	EXPERIMENT	95.0	270.0	0.42
	FULL LOAD COND	0	0	10.5
	BALLAST COND	95.0	270.0	5.5
F	FULL LOAD COND	0	0	11.25
	BALLAST COND	72.0	217.9	6.0

第8図(a)はA船の各部寸法を示すもので、第8図(b)は甲板の垂直変位の実測値と計算値の比較であり、第8図(c)は各肋骨応力の比較である。ここで甲板の垂直変位の計算値は次のようにして求めた。実測値は甲板の倉口側における撓みと、その直下の二重底の撓みの和である。一方計算値は(10)から倉口側における甲板の撓み $y_A$ とホッパー端における二重底の撓み $y_F$ が求められる。したがって倉口側直下における二重底の撓み $y_H$ は近似的に $y_H = y_F \cdot l_1/l_5$ として求められる。したがって実験と比較すべき甲板と二重底の撓みの和は $(y_A + y_H)$ で求められる。正確に求めた $y_H$ と上のように近似的に求めた値との差は比較的 $l_1/l_5$ の大きいA船で約4%、 $l_1/l_5$ の小さいC船では約0.5%である。

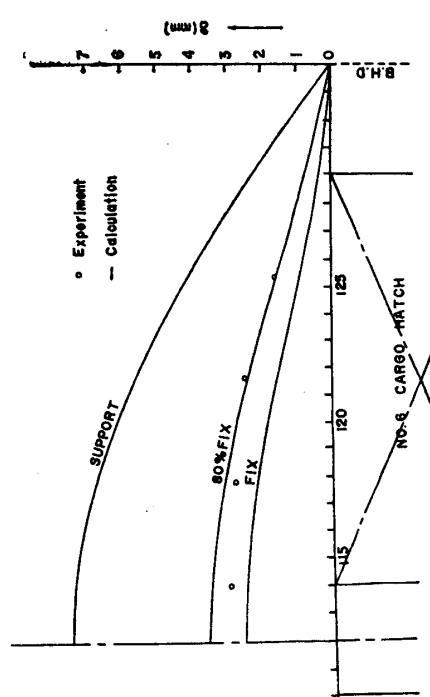
第8図(b)および(c)にみるように縦桁端部を支持とした計算値は実測値と大きな差がある。いま支持の場合を0%、固定の場合を100%としその間には直線関係にあるとして、変位の実測値が最も良く一致する固着度を求めると約80%である。これから本船の縦桁の固着度を80%と仮定する。この固着度を用いて肋骨の応力を計算したものが第8図(c)に示す80% Fixの値である。F121を除いて実測値と良く一致している。

さらにこの固着度を用いて本船の full load cond. および ballast cond. における特設肋骨 (F. 114) の応力

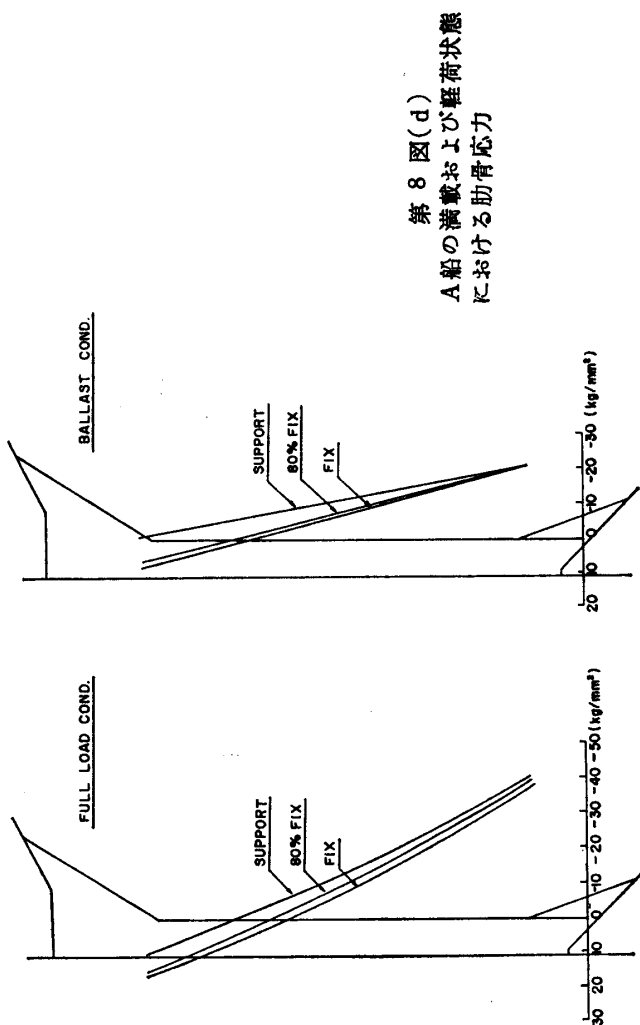


第8図(c)  
A船の肋骨応力の計  
算値と実測値の比較

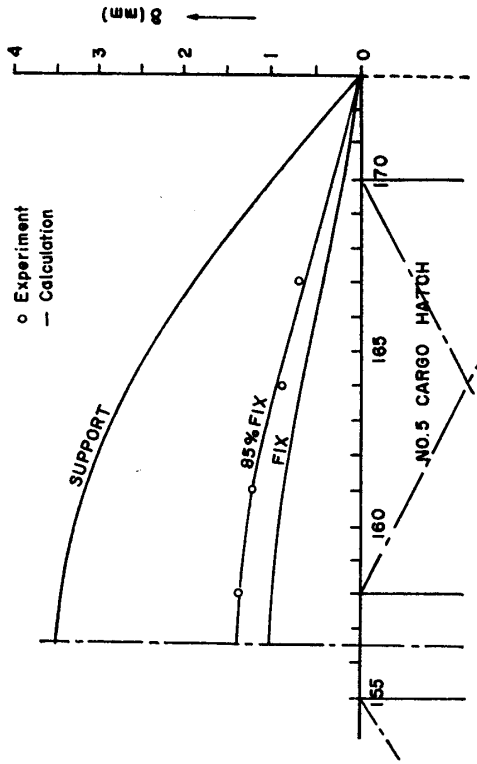
第8図(a) A船の各部寸法



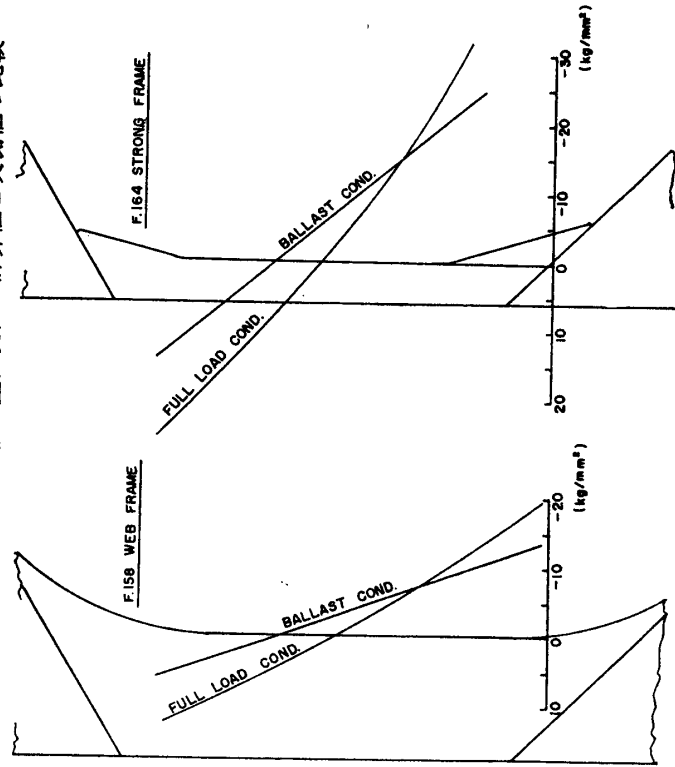
第8図(b) A船の甲板の垂直変位の計算値と実測値の比較



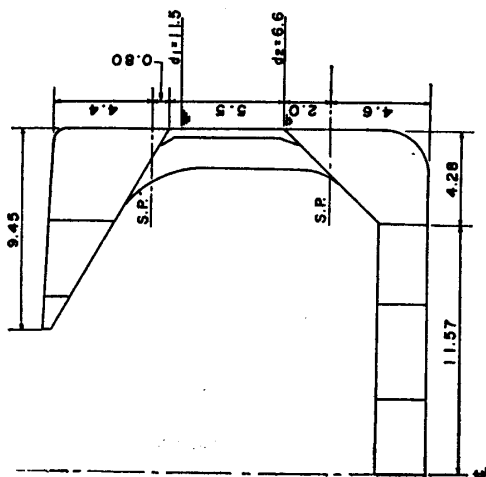
第8図(d)  
A船の満載および輕荷状態  
における肋骨応力



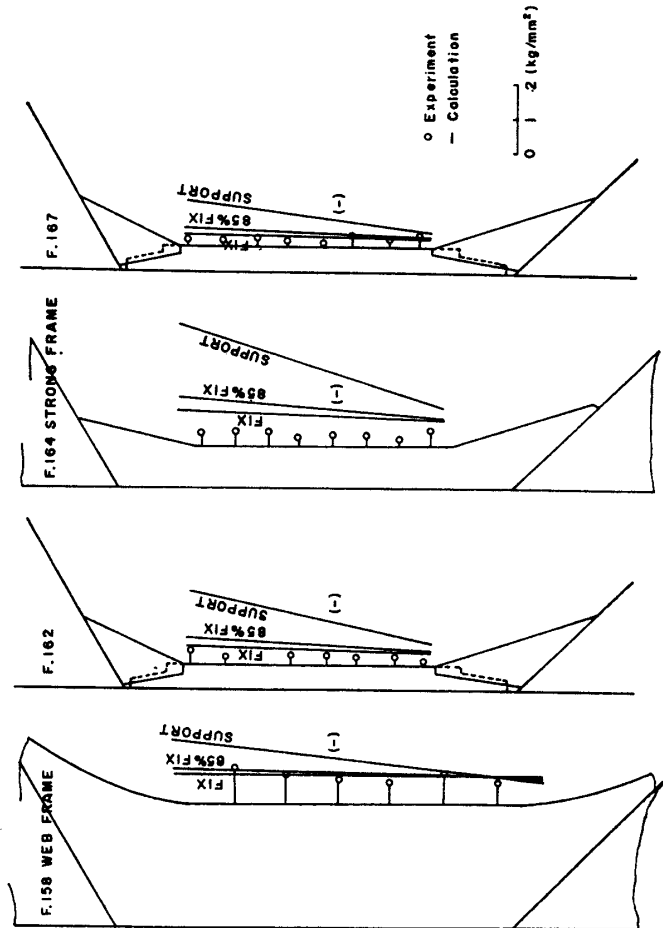
第 9 図 (b) B 船の甲板の垂直変位の計算値と実測値の比較



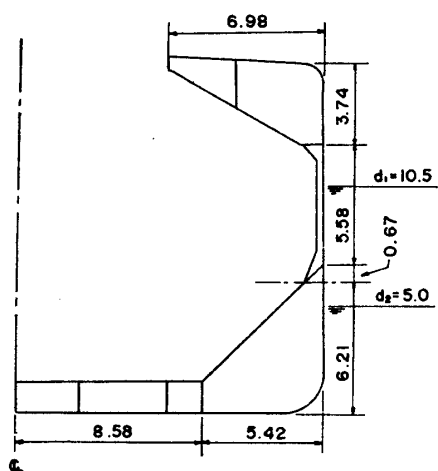
第 9 図 (d) B 船の満載および軽荷状態における肋骨応力



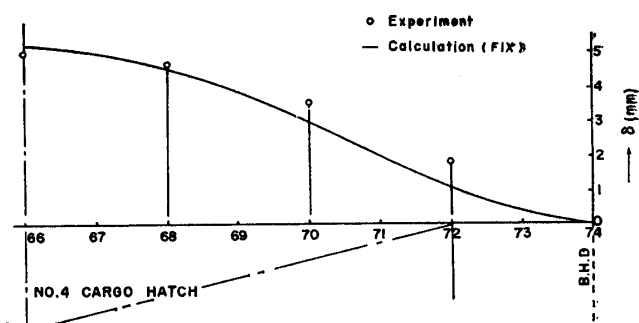
第 9 図 (a) B 船の各部寸法



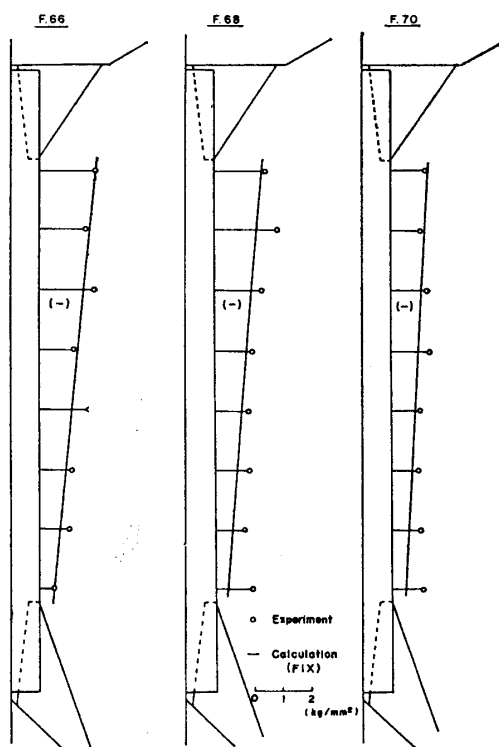
第 9 図 (c) B 船の肋骨応力の計算値と実測値の比較



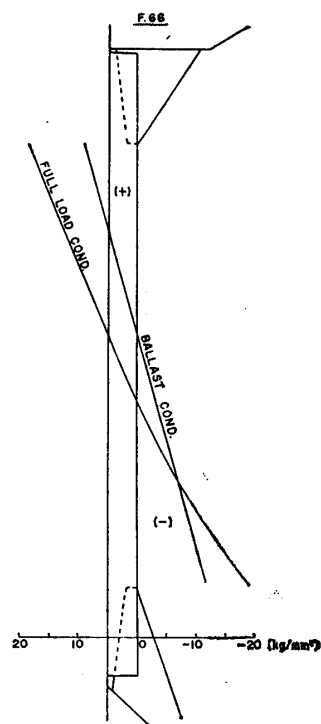
第10図(a) C船の各部寸法



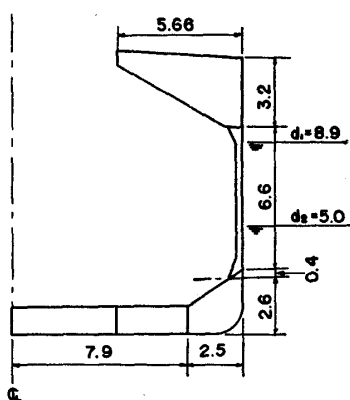
第10図(b) C船の甲板の垂直変位の計算値と実測値の比較



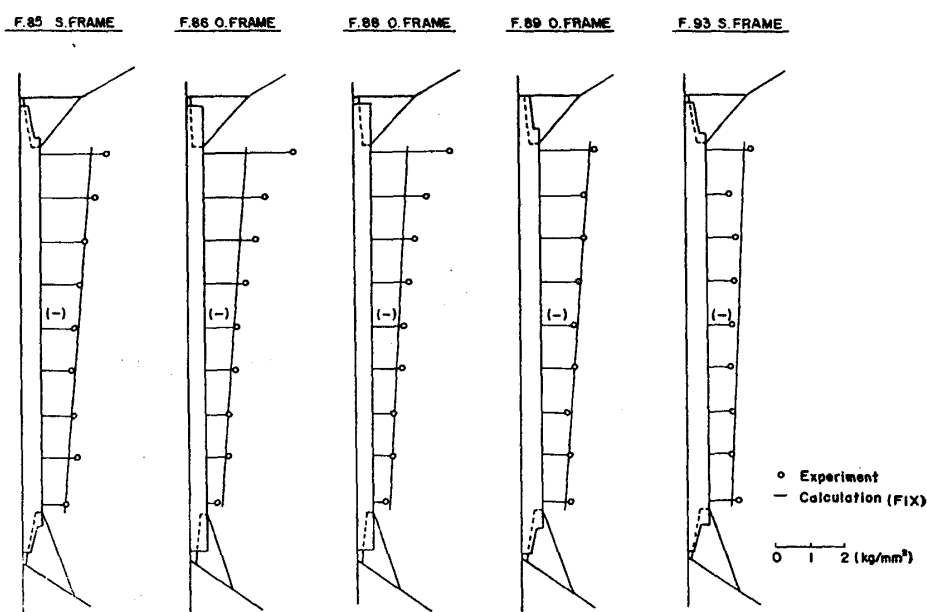
第10図(c) C船の肋骨応力の計算値と実測値の比較



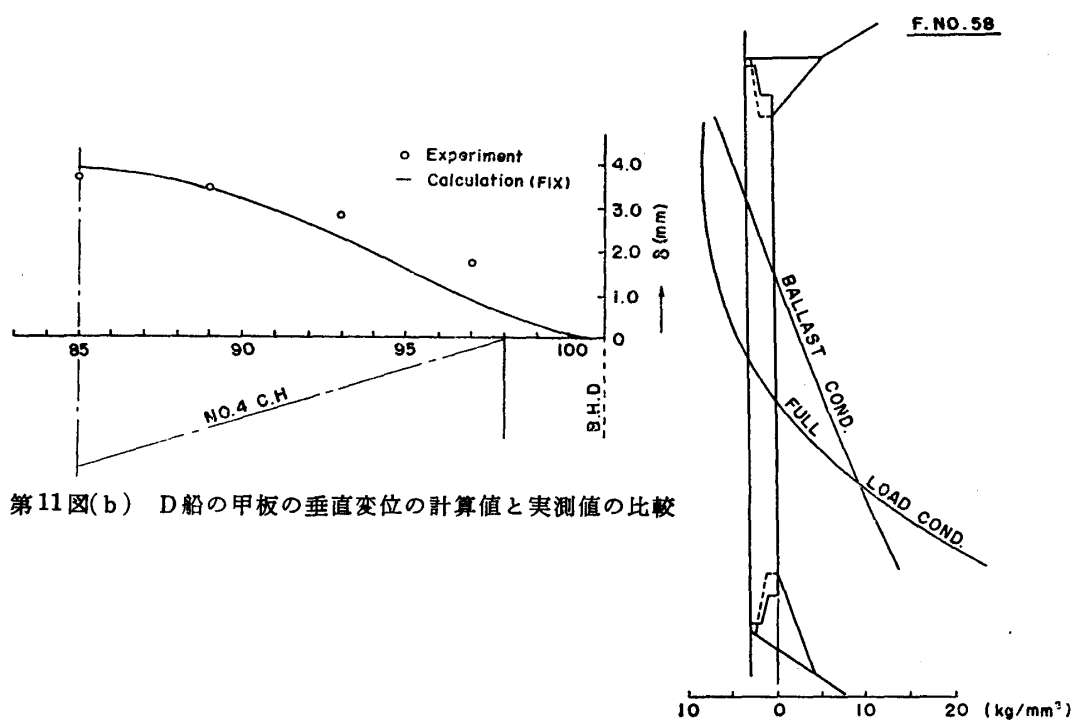
第10図(d) C船の満載および軽荷状態における肋骨応力



第 11 図(a) D 船の各部寸法



第 11 図(c) D 船の肋骨応力の計算値と実測値の比較



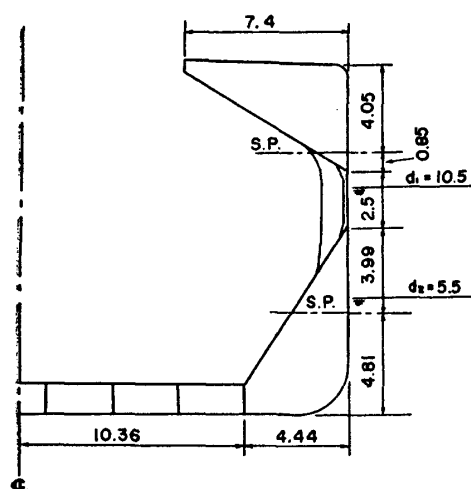
第 11 図(b) D 船の甲板の垂直変位の計算値と実測値の比較

第 11 図(d)  
D 船の満載および  
軽荷状態にお  
ける肋骨応力

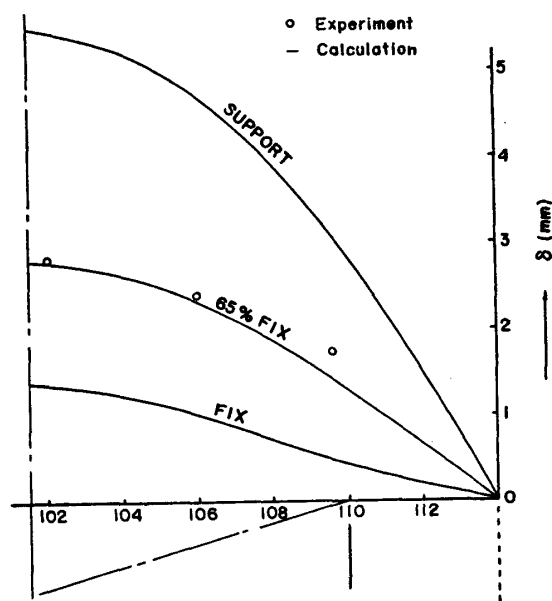
を計算すると第8図(d)に示すようになる。前者の場合肋骨下端に非常に大きい応力が生じる。第9図から第13図はB船ないしF船について同様な計算を行なったものである。

各船の甲板の垂直変位の実測値と計算値から、縦部材の端部固着度を決めるといずれもほぼ80%前後である。このようにして定めた固着度を用いて肋骨の応力を計算すると実測値と良好な一致を示している。

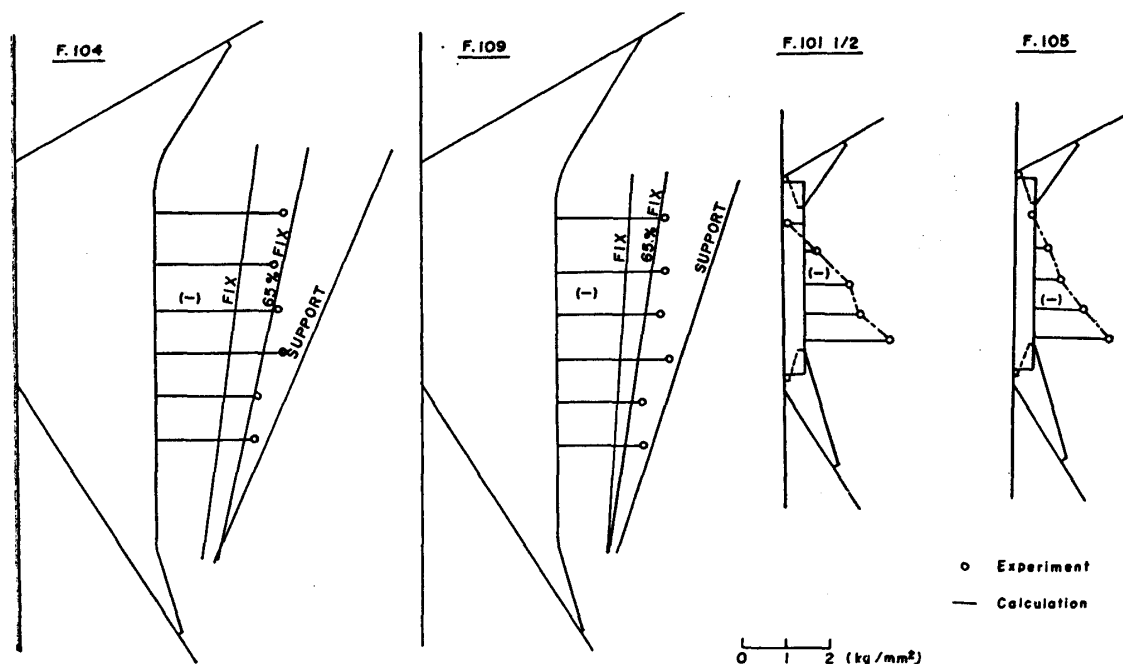
満載喫水で空倉の状態では肋骨の下端にいずれも非常に大きな応力が生じる。また軽荷状態でもかなり高い応力となっているものがある。実験時の荷重状態でトップサイドタンクが満水となつても応力は小さいが、これと同じ状態でただ喫水が増加した軽荷状態では応力分布の形も全く異なり、大きさも大きい。これは船底荷重の肋骨に及ぼす影響の大きいことを示している。



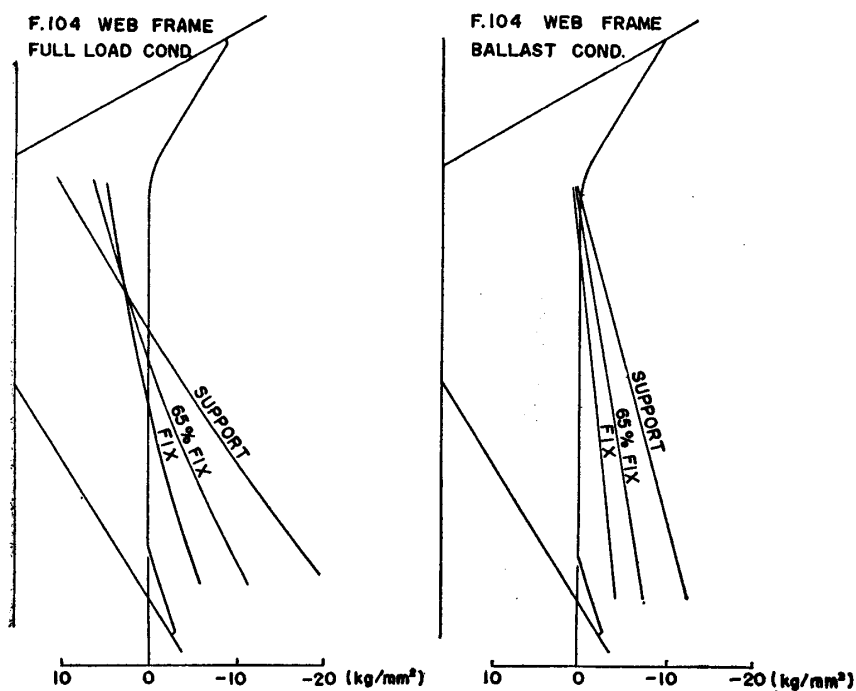
第12図(a) E船の各部寸法



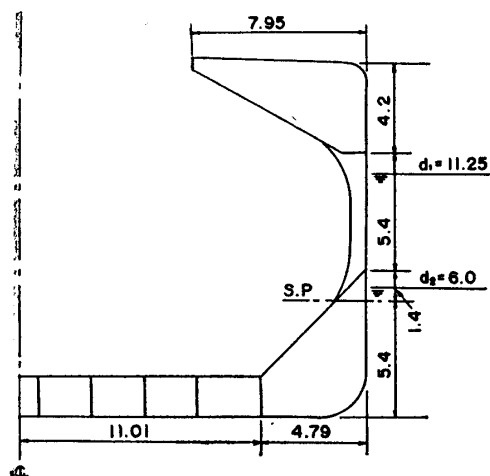
第12図(b) E船の甲板の垂直変位の計算値と実測値の比較



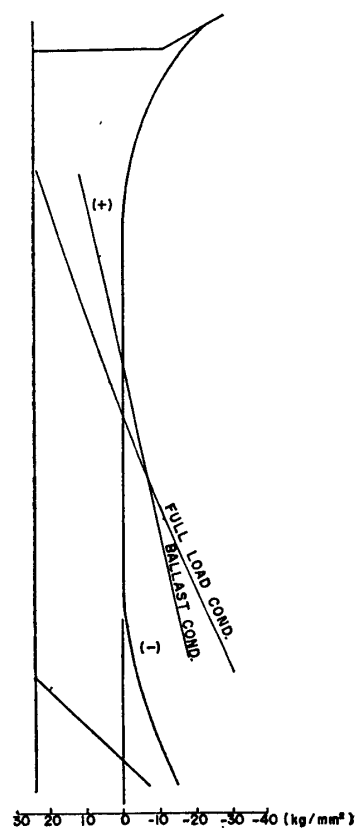
第12図(c) E船の肋骨応力の計算値と実測値の比較



第 12 図(d) E 船の満載および軽荷状態における肋骨応力



第 13 図(a) F 船の各部寸法



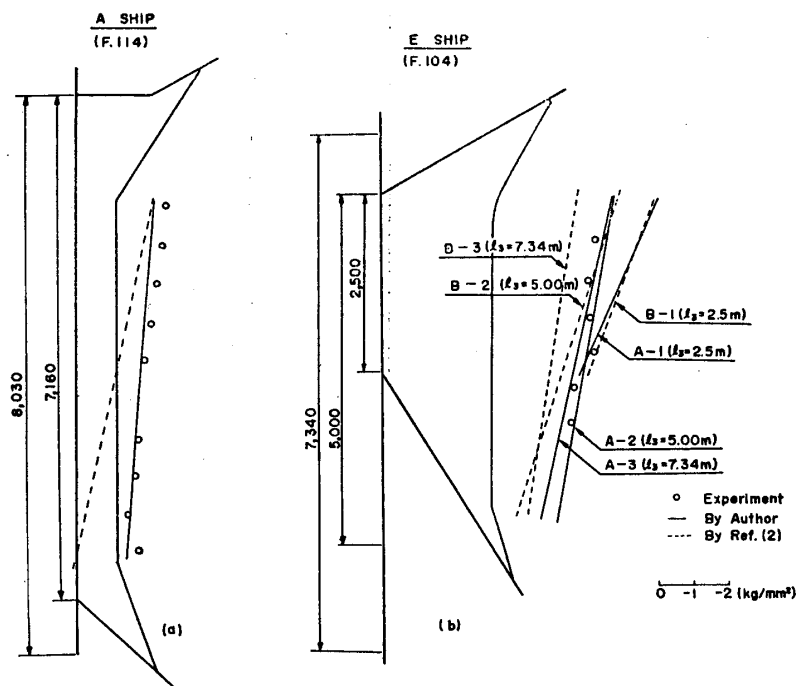
第 13 図(b) F 船の満載および軽荷状態における肋骨応力



## 6 他の計算法との比較

ここに述べた計算法と西部造船会技術研究会報告第2号に示されている方法による計算値と比較する。両者に本質的な相異はないが、後者では肋骨のスパンはトップサイドタンク下部からポッパー上端までであり、等価スパンを用いた著者の方法と異なっている。

A船の特設肋骨について両計算値を示すと第14図(a)のように後者は実験値とかなり相違する。



第14図 他の計算法との比較

後者の方法でもスパンの修正をすればどのようなようになるかを、ホッパーの形状の大きいE船について調べてみた。第14図(b)はこの結果を示すもので、肋骨のスパンを2.5m、5mおよび7.34mの三種類とした。 $l_s=7.34m$ が本方法で用いる等価スパンである。実船は著者の方法で計算したものであり、点線は後者の方法によるものである。両方法ともスパンを長くとした方が実測値に近づく。

## 7 結 言

バルクキャリアの倉内肋骨の強度について実船実験の結果について述べ、さらにこれにもとづいて計算法を導いた。この研究の結論としては次のとおりである。

- (1) 実船実験の結果、肋骨の応力はホッパーの横断面内変形を考慮する必要があることが判明した。そして計算法には等価スパンを用いてこの影響をスパンの修正というかたちで取入れた。  
他の計算法でも肋骨のスパンに等価スパンを用いると実験結果に近い値を示す。
- (2) 特設肋骨と普通肋骨の曲げモーメントの分担率はほぼ各肋骨の断面二次モーメントの大きさに比例配分される。
- (3) 本計算法では縦部材の横隔壁端における固着度は約80%である。
- (4) 満載喫水で空倉の場合は肋骨に大きな応力の生ずるおそれがある。
- (5) 船底荷重が肋骨に及ぼす影響は大きい。

最後に本研究を行なうに当たり、6隻の実船実験を実施したが、多忙な工事中にもかかわらず各造船所から多大のご協力を得た。ここにご協力下さった笠戸造船所、呉造船所、三菱重工神戸造船所、三井造船玉野造船所、日本鋼管鶴見造船所および浦賀重工浦賀工場ならびにその関係各位に深甚なる謝意を表するものである。

参 考 文 献

- (1) 山越道郎他：バルクキャリアの二重底の強度計算法，西部造船会会報 第25号（昭和38年3月）
  - (2) バルクキャリア二重底の強度，西部造船会技術研究会報告 第2号（昭和39年3月）
  - (3) 桑野研一他：バルクキャリアの構造模型実験，西部造船会会報 第27号（昭和39年3月）
  - (4) 二重底構造の強度に関する実船試験，日本海事協会研究報告 第108号（昭和39年8月）
  - (5) 清水茂俊：船体防撓構造の強度に関する研究（その2），西部造船会会報 第24号（昭和37年9月）
  - (6) 寺田泰治：肘板付骨組構造の強度計算法について，造船協会論文集 第104号（昭和34年1月）
  - (7) 井口常雄他：肘板を有する骨組構造物の曲げモーメント分布，造船協会論文集 第103号（昭和33年7月）
-