

(昭和 28 年 11 月造船協会秋季講演会に於て講演)

船橋後端隔壁エントランス損傷原因の一検討

正員 工学士 山 越 道 郎

Abstract

A Study of the Cause of Damages occurred at the Corners of
the Entrance of Bridge Aft Bulkhead

By Michio Yamakoshi, *Kogakushi, Member*

Recently, in a certain ship (three islander of length 128 metre), some cracks occurred at the corners of the entrance of bridge aft bulkhead, and it seems to be impossible to explain the cause of these damages by the old theories. The author analysed this cause that, the deck girder were pushed up through a pillar by the action of bottom water pressure and as a result of this displacement the plate around the entrance were subjected to the shearing strain and the large stresses occurred at the corners of the entrance. The cause of damages of this kind seems to be cleared by this analysis, because the positions, where the cracks occurred in actual ship, can thereby be understood easily, although this analysis contains some assumptions about the load condition, boundary conditions of the girders, effective breadth of the deck plate, stress concentration factor at the corners of the entrance etc..

The counter-measures of damages of this kind considered as a result of the above analysis are

- 1) to enlarge the radius of corners of the entrance as large as possible.
- 2) to change the connections of bridge aft bulkhead from weld to rivet and if possible make some expansion joints in order to prevent the transmission of shearing strain to bulkhead plate.
- 3) to reinforce the corner parts of the entrance, where the stress concentrates locally.

The author thinks that 1) and 2) are good, especially 2) is available and advisable, because, by the analysis of this paper, the cause of occurrence of cracks is related to strain and the displacement itself is about 1 mm, although the stresses of the corners are very large.

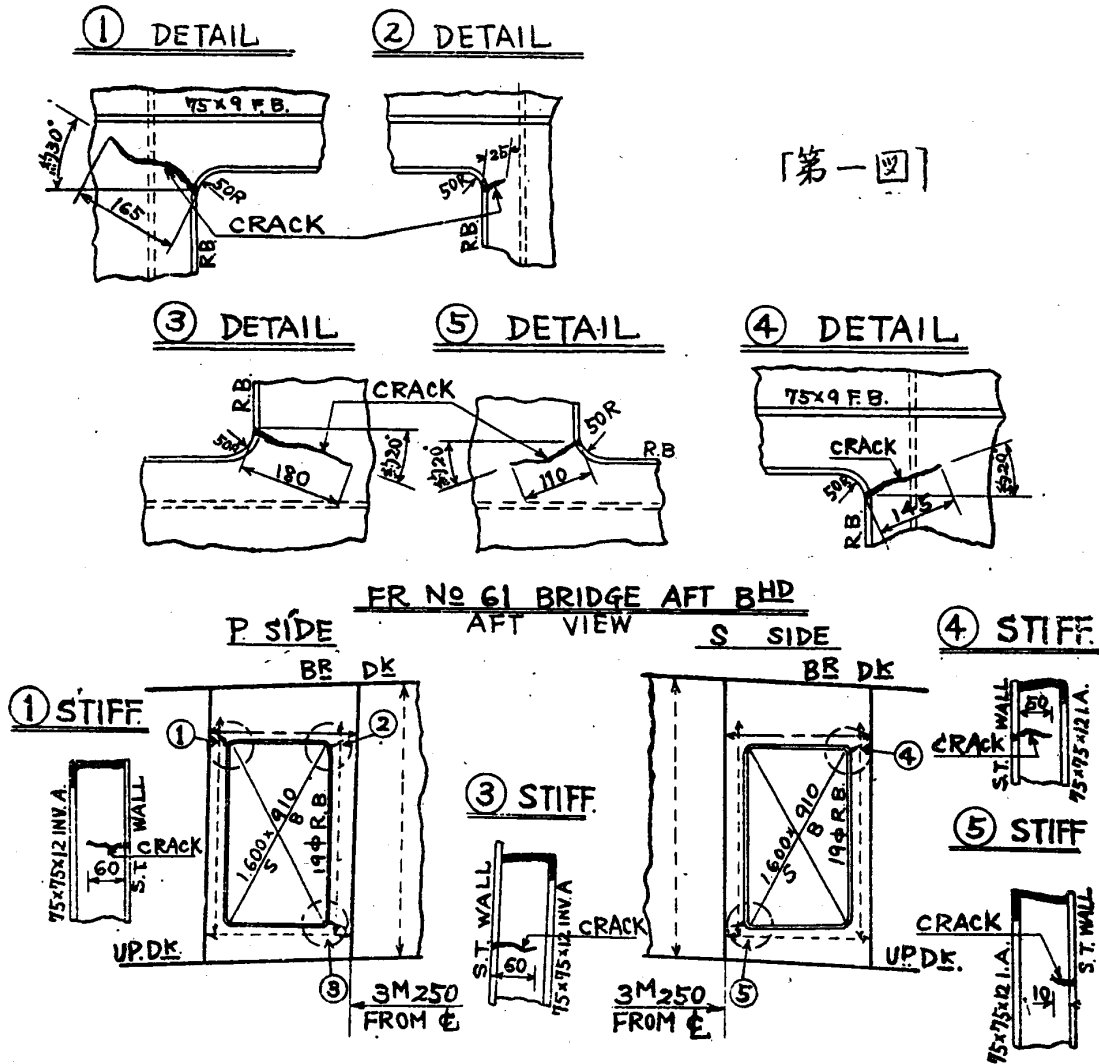
1. 結 言

最近某船(長さ 128 m の三島型貨物船, 以下 A 船と呼ぶ)の船橋後端隔壁の entrance の隅に crack が発生したが, この原因は従来の理論では説明出来ない様である。本稿はこの損傷の原因を deck girder が pillar を介して船底水圧の為に押上げられ, その為 entrance の周囲の隔壁板が shearing strain を受けて entrance の隅に大きな stress が発生したと云う考えのもとに解析したものであつて, 一応 crack 発生の原因を説明出来る様に思われる。尚本稿は船体構造委員会の第七専門委員会(損傷調査研究)に於ける研究成果の一部であつて, 御懇篤なる御指導を賜りました渡辺教授並びに熱心に御協力下さいました委員各位に対し厚く御礼申し上げます。

2. A 船の損傷状況

A 船の船橋後端隔壁 entrance の損傷状況は〔第 1 図〕の如くである。

今 deck girder が押上げられた為に entrance の周囲の隔壁板が shearing strain を受ける場合を考えると, entrance の四隅に生ずる stress は船体中心に近い側の下隅と遠い側の上隅が tension, 他の二つの隅が compression となる。〔第 1 図〕を見るとこの tension に相当する隅にはすべて crack が発生して居り, 又 compression に相当する隅は両舷四箇所中一箇所だけに crack が発生しているが, 前者の crack の大きさが



「第一図」

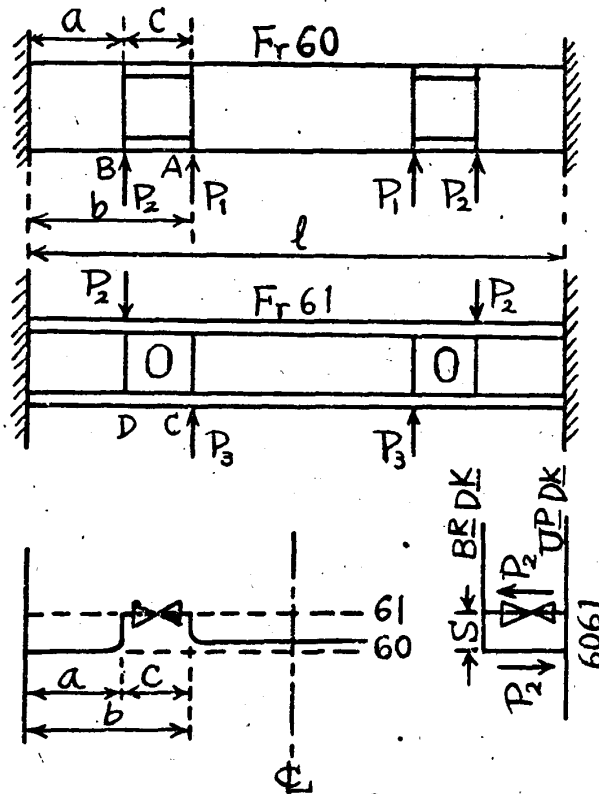
110~180 mm であるのに対し後者のそれは 25 mm であつて、両者の間には可成りの相違がある。したがつて一応後者を除外して考えれば、A船に於て crack を生じた隅の位置は本稿の考え方によつて説明出来る様に思ふ。尙後者の crack は何等かの荷重状態によつて逆に deck girder が押下げられた為が生じたのではないかと思われる。

3. Entrance の隅の応力

先ず deck girder の変位と entrance の周囲の隔壁板の shearing strain との関係を求めて見る。A船の船楼後端隔壁附近の構造は〔第2図〕の如くであるから、先ず同図に示す様に deck girder が Fr 60 及び Fr 61 の beam を押上げる力を夫々 P_1 及び P_3 、船楼後端隔壁を介して Fr 61 の beam が Fr 60 の beam を押上げる力を P_2 とする。さて beam は通常 frame に較べて可成り剛度が小さいから近似的に船側に於て固定されていると考えて取扱う事が出来る。したがつて今 entrance の周囲の隔壁板の影響を一応無視すれば、Fr 61 の beam は up. dk. beam と bridge dk. beam の剛性の和に等しい剛性を有する両端固定の beam と考える事が出来るから、〔第2図〕C点及びD点の変位は夫々次の様になる。

$$\left. \begin{aligned} y^C &= \frac{P_2 l^3}{6EI} \left(\frac{a}{l} \right)^2 \left[3 \frac{b}{l} - 3 \left(\frac{b}{l} \right)^2 - \frac{a}{l} \right] - \frac{P_3 l^3}{6EI} \left(\frac{b}{l} \right)^3 \left[2 - 3 \frac{b}{l} \right] \\ y^D &= \frac{P_2 l^3}{6EI} \left(\frac{a}{l} \right)^3 \left[2 - 3 \frac{a}{l} \right] - \frac{P_3 l^3}{6EI} \left(\frac{a}{l} \right)^2 \left[3 \frac{b}{l} - 3 \left(\frac{b}{l} \right)^2 - \frac{a}{l} \right] \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

但し I は up. dk. beam 及び bridge dk. beam の断面慣性能率の和、 l は船の幅であつて、 a 、 b は〔第2図〕に示す長さである。Fr 60 の beam のA点及びB点の変位の求め方は若干複雑である為、その計算法は附録に示した。之等の式にA船の場合の数値を代入すれば次の様になる。



[第二図]

$$\left. \begin{aligned} y^A &= -0.22354 \times 10^{-3} P_1 - 0.05091 \times 10^{-3} P_2 \\ y^B &= -0.04584 \times 10^{-3} P_1 - 0.03916 \times 10^{-3} P_2 \\ y^C &= 15.796 \times 10^{-3} P_2 - 22.113 \times 10^{-3} P_3 \\ y^D &= 11.946 \times 10^{-3} P_2 - 15.796 \times 10^{-3} P_3 \end{aligned} \right\} (1)'$$

但し力の単位は ton, 大きさの単位は m である。以下特に断らない限り単位は ton と m を用いてある。一方 $y^B - y^D$ は船楼後端隔壁の B, D 間に於ける剪断による変位と等しくなければならないから

$$y^B - y^D = P_2 S / G \text{ ④} \quad (2)$$

但し④は船楼後端隔壁の剪断に抵抗する断面積, S は肋骨心距である。A 船の場合には

$$y^B - y^D = 0.00441 \times 10^{-3} P_2 \quad (2)'$$

上式に (1)' の y^B, y^D を代入して整理すれば

$$P_2 = 1.3174 P_3 - 0.00382 P_1 \quad (3)$$

上式の P_2 を (1)' の y^A, y^C に代入すれば

$$\left. \begin{aligned} y^A &= -0.22335 \times 10^{-3} P_1 - 0.06707 \times 10^{-3} P_3 \\ y^C &= -0.06034 \times 10^{-3} P_1 - 1.303 \times 10^{-3} P_3 \end{aligned} \right\}$$

上式より P_1, P_3 を求めれば

$$\left. \begin{aligned} P_1 &= -4.5405 \times 10^3 y^A + 0.2337 \times 10^3 y^C \\ P_3 &= 0.2102 \times 10^3 y^A - 0.7782 \times 10^3 y^C \end{aligned} \right\} (4)$$

(2)' に (1)' 及び (3), (4) を代入して

$$\begin{aligned} y^D &= y^B - 0.00441 \times 10^{-3} P_2 \\ &= -0.04584 \times 10^{-3} P_1 - 0.04357 \times 10^{-3} P_2 \\ &= -0.04567 \times 10^{-3} P_1 - 0.05740 \times 10^{-3} P_3 \\ &= 0.1953 y^A + 0.0340 y^C \end{aligned} \quad (5)$$

entrance の周囲の隔壁板の受ける shearing strain を γ とすれば

$$\gamma = (y^c - y^D) / C \tag{6}$$

但し C は [第2図] に示す長さである。上式に(5)を代入すれば

$$\gamma = 0.743 y^c - 0.150 y^d \tag{6}'$$

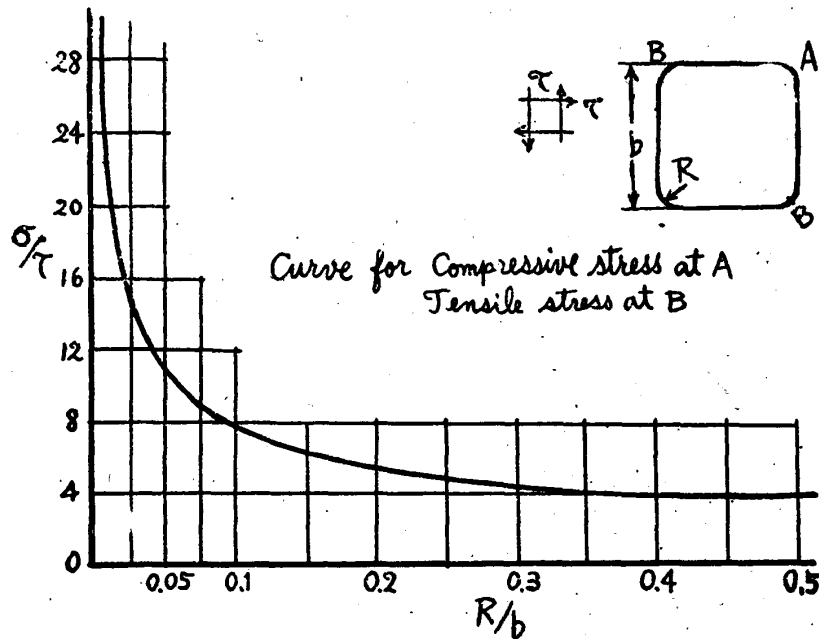
A 船の場合には y^d は $y^c \sim 1.5 y^c$ の間にある。

$$\therefore \gamma = 0.593 y^c \sim 0.518 y^c \tag{6}''$$

さて(5)に於て $y^d = y^c \sim 1.5 y^c$ とおけば y^D は y^c の $1/4 \sim 1/3$ となり、これは船楼後端隔壁が beam に較べて非常に剛である事を考えれば容易に理解出来る結果である。以上の計算に於ては entrance の周囲の隔壁板の影響は考えていないが、これを考慮する事は beam の剛性を増す事であり、したがって船楼後端隔壁の剛性は相対的に小さくなるから y^D は若干大きくなり、 γ はもう少し小さくなるものと思われる。一方船楼後端隔壁の影響を全く無視した場合には $\gamma = 0.22 y^c$ となり、entrance の周囲の隔壁板の影響を考慮した場合にもこれよりはわずと大きい筈であるから、結局妥当な γ の値は $0.45 y^c$ と $0.55 y^c$ の間であろうと思われる。したがって今簡単に $\gamma = 0.5 y^c$ と仮定し、これだけの shearing strain を生ずるに必要な見掛上の shearing stress を τ とすれば

$$\tau = G\gamma = 4 y^c \quad (\tau \text{ in kg/mm}^2, y^c \text{ in mm}) \tag{7}$$

さて隅を丸めた正方形の孔を有する無限板が剪断を受けた場合に孔の四隅に生ずる max. stress は [第3図]



[第三図]

の如くである⁽¹⁾。今の場合とは多少条件が異つているが一応この応力集中係数を用いる事とし、孔の大きさ b は entrance の高さと同幅の平均をとる事にする。然る時は A 船の場合には $b = 1.25 \text{ m}$ となり、隅の R は修理前 50 mm 、修理後 150 mm であるから、応力集中係数 σ/τ は [第3図] より修理前 12 、修理後 7 となる。したがって entrance の四隅に生ずる max. stress は次の様になる。

$$\left. \begin{array}{l} \text{修理前: } \sigma = 12 \tau = 48 y^c \\ \text{修理後: } \sigma = 7 \tau = 28 y^c \end{array} \right\} \tag{8}$$

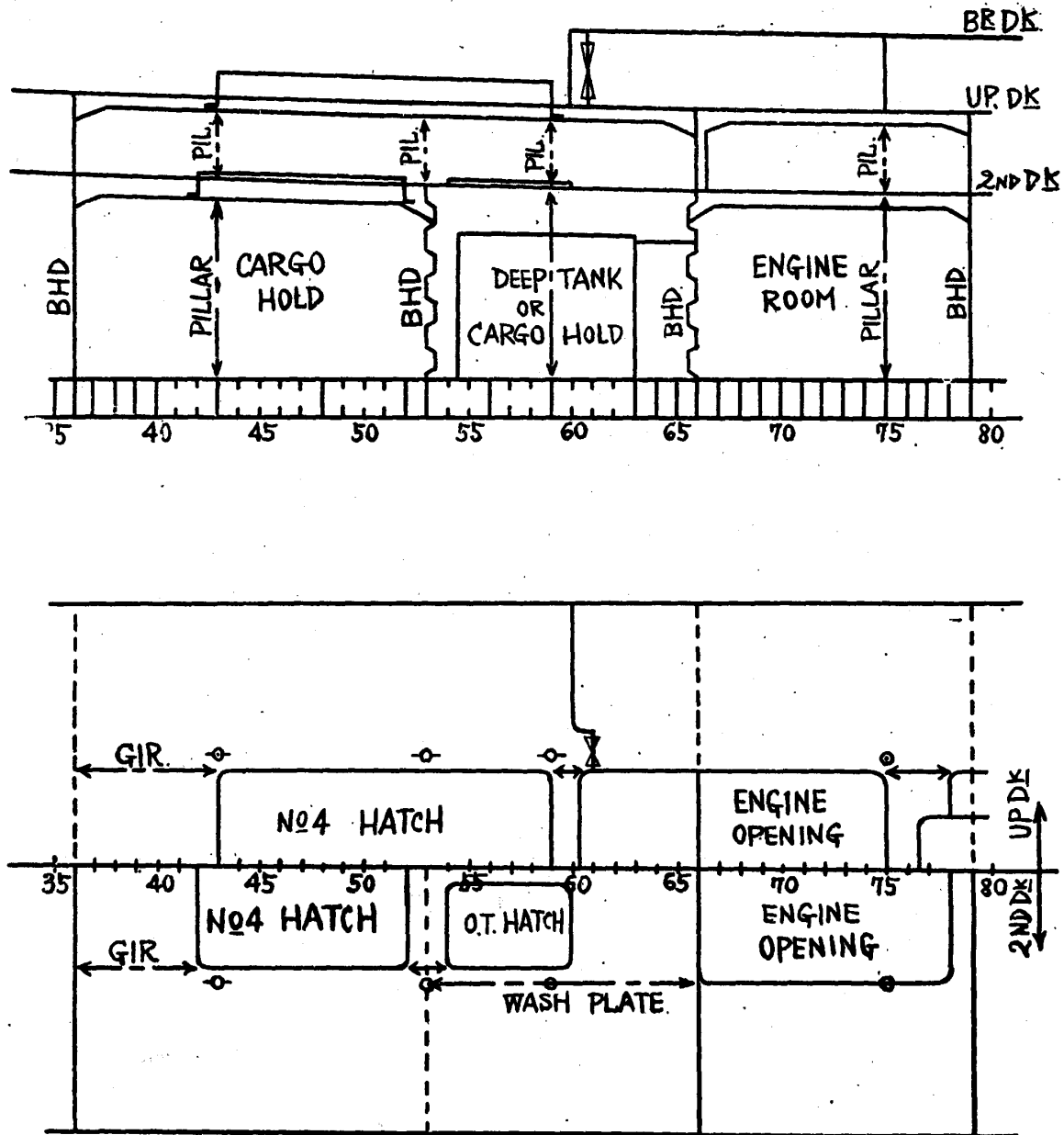
(σ in kg/mm^2 , y^c in mm)

4. Deck Girder の変位

(1) 浅羽隆太郎：“有孔板に於ける応力に就て” 造船協会々報第42号, p. 28

以上で deck girder の変位と entrance の隅に生ずる stress との関係が一応求められたから、次に deck girder の変位を求めなければならない。それには girder と横強度部材との相互干渉を考え船殻を立体的に取扱わねばならないが、厳密にこの様な計算を行う事は非常に煩雑で実行不可能に近いから、筆者はこの場合適当と思われる仮定のもとにさきに発表した近似計算法⁽²⁾を準用した。然しこの近似計算法とても尙可成り複雑であつて、その詳細を説明する事は到底紙面が許さぬので、ここでは簡単な計算によつてごく大略の見当をつけるに止め、上述の近似計算法に就いては結果のみを記す事にする。

さて A 船の船橋後端附近の構造は〔第 4 図〕の如くであつて、Fr 59 に pillar があり、この pillar によつて



[第 四 図]

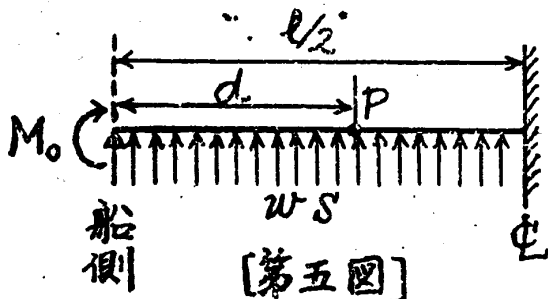
底部構造の変位が deck girder に伝えられる。したがつて先ずこの pillar の位置に於ける底部構造の変位を求める。A 船には Fr 53~Fr 66 の間に deep tank があり、船体中心に shaft tunnel の上面から second dk.

(2) 山越道郎：“縦通材の影響を考慮せる船体横強度の近似計算法” 昭和 27 年 5 月大阪に於ける造船三学会連合講演会にて講演、西部造船会々報第 5 号

の下面に達する O. T. division がある。したがつてこの部分には船体中心に longitudinal 方向の bending に対して非常に剛な壁があるわけで、この部分の変位は近似的に零と考えて差支えないものと思われる。又肋骨は近似的に両端固定の beam として取扱う事が出来るから、この様にして先ず肋骨の下端に於ける bending moment M_0 を求め、且 pillar より来る力の影響を無視すれば、船底肋板は近似的に [第5図] の様を考える事が出来る。したがつて pillar の位置に於ける撓み y^P を求めれば

$$y^P = -\frac{wSl^4}{384EI_0} \nu(1-2\nu)^2(1+4\nu) + \frac{M_0l^2}{8EI_0} \nu(1-2\nu)^2 \quad (9)$$

但し $\nu = d/l$



ここに w は単位面積当りの船底水圧、 S は肋骨心距、 l は船の幅、 d は pillar の位置の船側よりの距離、 I_0 は肋板の断面慣性能率である。さて最近九州大学で行つた実物の約 $1/6$ の肋板模型による実験の結果によれば、実体肋板の撓みは大體 beam theory による結果と一致するが、組立肋板の場合には shear による変形が大きく、その為組立肋板の effective な I は floor 全体を一本の beam として計算したものの 50% 程度である事がわか

つた。A 船に於て pillar のある Fr 59 に於ける floor は実体肋板であるが、実体肋板は side girder を通じて近くの組立肋板の受ける荷重を一部分担させられるから、(9)式の I_0 としては実体肋板の I と組立肋板の I をその頻度を乗じて平均したものを採用の方が妥当であろうと思われる。したがつて本稿に於ては組立肋板の I を floor 全体を一本の beam として計算したものの 50% と仮定し、実体肋板の I とこの様にして求めた組立肋板の I を一対二の割合で平均したものを I_0 とした。又荷重状態としては full load condition で丁度波の山がこの位置に来た状態を考え、free board が零で且 deep tank は空であると仮定した。然る時は A 船の場合には

$$I_0 = 39 \times 10^{-4} m^4, w = 9.6 t/m^2, S = 0.7 m, l = 17.5 m, d = 5.05 m, M_0 = 27 tm$$

であるから、(9)式より

$$y^P = -1.58 \times 10^{-3} m \quad (9)'$$

即ち pillar の位置に於ける船底構造の変位の大略の見当はこの場合約 1.5 mm となる。

肋板と side girder との相互干渉を考慮し、且肋骨と船底肋板を連続梁として詳しく計算した結果は、隔壁の位置に於ける side girder の境界条件を

$$\left. \begin{array}{l} \text{両端固定と仮定した場合に } y^P = -1.36 \times 10^{-3} m \\ \text{両端自由支持と仮定した場合に } y^P = -1.82 \times 10^{-3} m \end{array} \right\}$$

であつて、後者が上述の略算値より大きい(絶対値に於て)のは少し意外に思われるが、これは side girder が tank の両端近くの floor を抑えその反作用としてこれらの floor から押上げられ、tank の中央部ではこれらの力による side girder の変位が大きい為逆に side girder が floor を押上げているからである。

以上の計算はすべて底部構造のみを切り離して考えていたのであるが、実際には pillar により up. dk. 及び second dk. も一緒に押上げられる為、これらの deck の deck girder 及び beam の抵抗により y^P は上記の値より小さくなる。(絶対値に於て)可成り面倒な計算を行つた結果、Fr 53 及び Fr 66 に於けるすべての girder の境界条件を

$$\left. \begin{array}{l} \text{両端固定と仮定した場合に } y^P = -0.98 \times 10^{-3} m \\ \text{両端自由支持と仮定した場合に } y^P = -1.58 \times 10^{-3} m \end{array} \right\}$$

となつた。この時 up. dk. girder が pillar により押上げられる力は境界条件を

$$\left. \begin{array}{l} \text{両端固定と仮定した場合に } 22.8 \text{ ton} \\ \text{両端自由支持と仮定した場合に } 10.8 \text{ ton} \end{array} \right\}$$

であつて、又 entrance のある Fr 61 に於ける up. dk. girder の撓み y^G は girder の境界条件を

$$\left. \begin{array}{l} \text{両端固定と仮定した場合に } y^G = -0.51 \times 10^{-3} m \\ \text{両端自由支持と仮定した場合に } y^G = -1.37 \times 10^{-3} m \end{array} \right\}$$

となる。尙以上の計算に於て板の有効幅を如何にとるかは大いに問題のある処であるが、本稿に於ては一応従来の慣例に従つて両側に板のある場合に 40 t, 片側にのみ板のある場合に 20 t とし、又 deck girder の撓みを計算する際には shear による変位をも考慮した。

さて以上で entrance のある Fr 61 に於ける up. dk. girder の撓み y^o が一応求められたわけであるが、この値は girder の境界条件により可成り異つている。girder の境界条件は隣接部分の変形を考慮して始めて決定されるものであつて、これは非常に膨大な計算を必要とするが、今ごく大雑把な計算の結果にもとづいて一応 $y^o = -0.8 \text{ mm}$ と仮定すれば、entrance の四隅に生ずる max. stress の大きさは(8)式より次の様になる。

$$\left. \begin{array}{l} \text{修理前 ; } \sigma \approx 48 y^o = 38 \text{ kg/mm}^2 \\ \text{修理後 ; } \sigma \approx 28 y^o = 22 \text{ kg/mm}^2 \end{array} \right\}$$

修理前の max. stress 38 kg/mm^2 は crack の発生を説明するには小さ過ぎる様に思われるが、以上の計算には多くの仮定が含まれて居り、又何等かの他の原因による stress が之に superpose される事も考えられる。然し何れにしても本稿で考えた stress がこの損傷の原因の主要な部分である事は説明出来る様に思ふ。

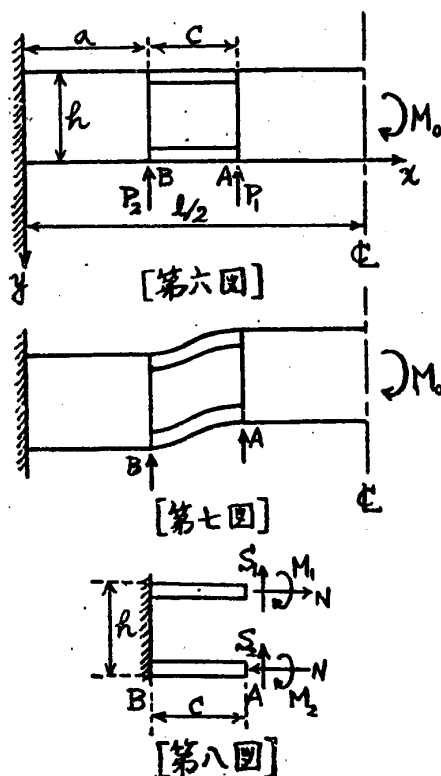
5. 結 言

船橋後端隔壁の entrance の隅に crack が発生した原因を船底構造が水圧によつて押上げられ、その為 deck girder が pillar によつて押上げられ、更に beam が deck girder によつて押上げられて entrance の周囲の隔壁板が shearing strain を受け、その隅に大きな stress が発生したと云う観点から解析し、A 船を例にとつて数値計算を行つた。荷重状態、girder の境界条件、deck plate の有効幅、entrance の隅の応力集中係数等適当に仮定して計算した点も少くないが、実際に crack の発生した位置も大体納得出来るので、この種の損傷の原因は一応本稿の考え方で説明出来る様に思う。

尙以上の解析よりこの種の損傷の対策としては次の様な方法が考えられる。

- 1) entrance の隅の R を出来るだけ大きくする。
- 2) 船橋後端隔壁の固着を緩にする。出来得れば更に expansion joint 式のものにして shearing strain が隔壁板に伝わらない様にする。
- 3) 応力が集中する corner 部を局部的に補強する。

この中1)と2)がよい様に思う。本稿の考え方によれば結局 crack 発生の原因は strain にあり、stress に換算すれば大きい変位自身は 1 mm 程度であるから、2)が特に有効且得策であると思う。



〔附録 y^A 及び y^B の求め方〕

A 船の Fr 60 では AB 間だけが隔壁板がないからこの部分は他の部分に較べて非常に剛性が小さく、したがつて変形の模様は〔第7図〕の如くなるものと考えられる。故に AB 間の変形を問題にする場合には隔壁板を剛体と考え、その変形を無視しても大した誤差はないものと思われる。したがつて AB 間を〔第8図〕の如く考え、bridge dk. beam 及び up. dk. beam の断面慣性性能率及び剪断に抵抗する断面積を夫々 I_1, I_2 及び A_1, A_2 とすれば、A-section に於ける bridge dk. beam 及び up. dk. beam の撓み及び傾斜 v_1, v_2 及び θ_1, θ_2 は夫々次の様になる。

$$\left. \begin{array}{l} v_1 = \frac{M_1 C^2}{2EI_1} - \frac{S_1 C^3}{3EI_1} - \frac{S_1 C}{GA_1} \\ \theta_1 = \frac{M_1 C}{EI_1} - \frac{S_1 C^2}{2EI_1} - \frac{S_1}{GA_1} \end{array} \right\} \quad (i=1, 2) \quad (10)$$

然るに隔壁板の変形を無視すれば

$$\theta_1 = \theta_2 = 0, \quad v_1 = v_2 \quad (11)$$

故に先ず $\theta_1 = \theta_2 = 0$ より

$$M_i = \left(1 + 2 \frac{EI_i}{GA_i C^2}\right) \frac{S_i C}{2} \quad (i=1, 2) \quad (12)$$

之を(10)の第一式に代入すれば

$$v_i = - \left(1 + 6 \frac{EI_i}{GA_i C^2} \right) \frac{S_i C^3}{12 EI_i} \quad (i=1, 2) \quad (13)$$

故に $v_1 = v_2$ より

$$\frac{S_1}{S_2} = \frac{I_1}{I_2} \left[\frac{1 + 6(EI_2/GA_2 C^2)}{1 + 6(EI_1/GA_1 C^2)} \right] \quad (14)$$

一方船体中心に於ては Shearing Force は零であるから

$$S_1 + S_2 = P_1 \quad (15)$$

(14), (15)両式より S_1, S_2 を P_1 で表わす事が出来、したがつて(12)より M_1, M_2 も P_1 で表わす事が出来る。

次に N を求める。この時は隔壁板の剛性を考えなければならない。船楼後端隔壁の断面慣性性能率及び剪断に抵抗する断面積を $\textcircled{1}, \textcircled{2}$ とすれば、B-section に於ける撓み及び傾斜 y^B 及び θ^B は次の様になる。

$$\left. \begin{aligned} y^B &= \frac{a^2}{2E\textcircled{1}} (M_1 + M_2 + Nh - P_1 C) - \left(\frac{a^3}{3E\textcircled{1}} + \frac{a}{G\textcircled{2}} \right) (P_1 + P_2) \\ \theta^B &= \frac{a}{E\textcircled{1}} (M_1 + M_2 + Nh - P_1 C) - \left(\frac{a^2}{2E\textcircled{1}} + \frac{1}{G\textcircled{2}} \right) (P_1 + P_2) \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

次に bridge dk. beam 及び up. dk. beam の断面積 (有効幅の deck plate を含む) を f_1, f_2 とすれば、B-section と A-section の間に於ける廻転角 θ^{BA} は次の様になる。

$$\theta^{BA} = \frac{u_1 - u_2}{h} = \frac{NC}{Eh} \left(\frac{1}{f_1} + \frac{1}{f_2} \right) \quad (17)$$

又 A-section と船体中心の間に於ける廻転角 θ^{A0} は

$$\theta^{A0} = \frac{(0.5l - a - c)}{E\textcircled{1}} (M_1 + M_2 + Nh) \quad (18)$$

然るに船体中心に於ける傾斜は明らかに零でなければならないから

$$\theta^B + \theta^{BA} + \theta^{A0} = 0$$

上式に(16)の第2式及び(17), (18)両式を代入して整理すれば

$$\begin{aligned} Nh \left[\frac{l}{2} - C + \frac{C\textcircled{1}}{h^2} \left(\frac{1}{f_1} + \frac{1}{f_2} \right) \right] \\ = \left(\frac{a^2}{2} + \frac{E\textcircled{1}}{G\textcircled{2}} \right) (P_1 + P_2) + aCP_1 - \left(\frac{l}{2} - C \right) (M_1 + M_2) \\ = \left(\frac{a^2}{2} + \frac{E\textcircled{1}}{G\textcircled{2}} \right) (P_1 + P_2) + \left[aC - \frac{C}{2} \left(\frac{l}{2} - C \right) \left(1 + \frac{EI_1}{GA_1 C^2} + \frac{EI_2}{GA_2 C^2} \right) \right] P_1 \quad (19) \end{aligned}$$

上式より N を求める事が出来る。この様にして S_1, S_2, M_1, M_2 及び N がすべて求められれば、 y^B は(16)の第一式より又 y^A は次式より計算する事が出来る。

$$y^A = y^B + \theta^{BC} + v_1 \quad (20)$$

念の為 A 船の場合に就いて隔壁板の剛性も考慮して同様な計算を行つた処、本計算法による結果との相違は最高2% 程度であつた。

- 木下 昌雄君 板が平面でなく concave になつて居る時はどうか。保安庁の巡視船の場合に問題となつたのであるが、いま船の抵抗推進性能やポーポイジングに対する性能等の考慮は、暫く擱くとし単にパンテイングに対する強度の点からのみ考えた場合、船が rolling, pitching をする時船底の肋骨線形状は flat にしたら好いか、concave にした方がよいか、伺いたい。
- 藤田 譲君 この実験からは何とも言えないが、板が四角になつても扱いが困難になる。Wagner の計算では concave がよいと結論して居るが、この場合は上端で大きな値になる。之を逃げるには直線がよいと思う。実際の飛行艇を見ると concave になつているが、之は大きな衝撃を受けなければ浮力を持つてないと言う矛盾した要素がある為と思う。
- 乾 嶺夫君 落下速度 u_0 は(1)式で uniform になつて居るが、重力と抵抗とが balance している所謂一様落下速度を仮定しているのだろうか。
- 藤田 譲君 抵抗は無視して自由落下と考えている。
- 乾 嶺夫君 u_0 は実際に測定されたのか。
- 藤田 譲君 測つて居りません。
- 乾 嶺夫君 (16), (17)で逆算すれば ζ_0 の値が出ると思うが実際には何の程度の order であるか。
- 藤田 譲君 1~2 mm の order である。
- 乾 嶺夫君 円板の縁に高さ 2~3 mm の edge をつけてやられたらどうか。之をやつて見たら計算の仮定がよくなると思う。最後に γ が1になつて居るのは偶然か。
- 藤田 譲君 偶然である。edge をつけた実験をやると γ が小さくなると思う。
- 田宮 真君 (2)式は等温度変化の式であるが、断熱変化の式を用いた方が良いと思うが。
- 藤田 譲君 其の方がよいが、断熱変化の式を使うと面倒になる。この事は論中に断つてある。
- (座長)塩田 清勝君 水面衝撃の問題は飛行艇や大きな船で問題になるが、この問題は simple であるだけに中々厄介な問題である。この基礎的な問題を非常に巧妙にまとめられた事に感謝する。今後更により進展したものを聞き度いと思う。拍手をもつて御礼をしたい。(拍手)

p. 111~118

船楼後端隔壁エントランス損傷原因の一検討

山 越 道 郎

- 寺沢 一雄君 2図の p_2 はどこから出るのか。
- 山越 道郎君 B, D 両点で変位の大きい方が押えられ、小さい方が押上げられる。その力を p_2 とした。
- 金沢 武君 D を引込めず平らにしたら CD 間の相対変位が少なくなるのではないか。
- 山越 道郎君 より severe になると思う。
- 永井 保君 5図の p 点は実際として弾性梁常数を考慮したいが、本論との差は何うであるか。
- 山越 道郎君 ここには side girder があり更に side girder は $F_r 59$ で pillar より力を受けるが、(9)式は之等の力を一切無視した。Floor が他のものに較べて断然 stiff であり概略の計算には一応これで間に合うからである。
- 永井 保君 side girder の固定と支持の場合を計算しているが差が少いのは何うか。
- 山越 道郎君 side girder よりも floor が大部分の力を受け持つていると思う。
- 永井 保君 bottom shear により変型するがその影響は何うか。附録の 6, 7 図の所で私が吉識先生と Energy 法で解いた時、その影響は少かつた。解法として最初(10)で A 点が移動するとして、剛性を入れて計算した方が好いのではないか。
- 山越 道郎君 そう説明した方が好いかも知れないが、私はこの説明の方が解り易いと思う。誤差は非常に小さいので結局おなじ事とおもう。
- 吉識 雅夫君 112 頁の終りの Fr 61 の upper dk. beam と bridge dk. beam の慣性能率の和は単純な和であるか。若しそうすると二つの beam を上下で bkt で結んだのだから、もう少し stiff になるのではないか。

- 山越 道郎君 実際はもつと stiff になる。極端に stiff の場合も計算し比較して適当な値をとつた。
- 守屋 公平君 1), 2) の損傷対策は既成船に対しては大変である。3) は簡単に出来ると思うがどの位補強すれば良いか。隔壁の板厚は 8mm 位だと思うが、8mm の corner doubling をしたら応力が半分になるか。
- 山越 道郎君 この所で無理に頑張る方法はあまり感心しないが、補強によつて応力を半分にするには大体板厚を 2~3 倍位にすれば良いと思う。
- (座長)植田 清勝君 最近船に於ける損傷は数多くあるが、この論文はその内の珍しい一つの例で解析され、この方面の関係者に有益なものであると思う。最後に拍手を持つて御礼を申しのべ度いとおもう。(拍手)

p. 119~133

舵軸に加わる振りモーメントに就て

木下 昌雄
岡田 正次郎

- 植田 清勝君 「戻せ」の場合複雑な現象が現われると思うがそれに就いては如何。
- 岡田正次郎君 計測の例が少いが日光丸、雄光丸に就いて計つたものを第 4, 5, 8, 12 図に書いてある。
- 山内 保文君 面倒な実験を重ねられた結果をまとめてこの様な形で公表されたことを感謝する。昨年海事協会でやつた此の様な舵の実験を、運研船舶性能部の者がお手伝いした事があつたが、その報告が出ている。(各種舵の力率 1953 NK) 本論文に舵の形が書いてないが夫々どういう形だつたのか。と言うのは同じ semibalanced 又は balanced rudder でも舵の形が違つたとトルクの変動が異つて来る。第 5 図の日光丸舵のトルクに 60° 位に大きな変動が出て居るが、吾々の場合は始め一つの極大値が現われて、暫く低目の値がつづき同じ舵角を保持しているにも拘らず、60°~100° 位の所にもう一つの極大値が現われた。然も之は操舵角角速度の相異によつて異なる。その後 balanced rudder の頭のかけているものは皆同じ様な山が出来るのである。図には舵の形が載つて居ないが日光丸の舵はこの切欠のあるタイプではないか。
- 岡田正次郎君 形は書かなかつたが何れも矩形で、その上下端に pivot の附根の切欠がある程度で、5 隻とも舵の形は殆んど同じである。その他舵と propeller の相対関係も殆んど変つて居ない。海事協会などで種々の形の実験をやつたら、その辺がよく解つて結構だと思ふ。
- 山内 保文君 舵の形の変化によつて究気吸込みが違つて来ると思うので之等についても今後の御研究に期待して居る。
- (座長)寺沢 一雄君 舵と propeller の interaction について調べられたのであるが、著者はこの中で“日暮れて道遠しの感がある”と書いて居られるが未だお若い方だから更に今後研究を進められる様御願ひする次第である。皆様と共に拍手を以つて御礼を申し上げ度い。(拍手)

p. 137~143

水に浸された弾性平板に於ける波動について

鬼頭 史城

- 吉識 雅夫君 御質問がなければ私から御伺ひする。実は未だ paper を拝見して居ないのだが、有限の時は何うなるのか。矢張り波動で出るのか。
- 鬼頭 史城君 板の有限の部分だけ振動する場合は無限の平板があつて、その有限部分だけ振動すると考えたのだが、その時は $f(r)\sin w_1 t$ の形の振動もあると思う。例えばはじめ拋物線型の変位を与えて置いてはなすと w_2, w_3, \dots と無限に多くの定常波の集りとなり、しかもその各々の周期の比が有理数でないので、合成されたものは一種の波の伝わりとなる。然しそれは理論であるが実際は拋物線を J_0 で展開した時の第 1 項の、振動が後まで残ると言うことになると思う。
- (座長)吉識 雅夫君 鬼頭氏は前から此の様な問題をやられ、前には振動と言う形だつたが今度は波動と言う