(昭和42年11月造船協会秋季講演会において講演)

Side Girder を有する Tanker の 横強度について

正員 森 正 浩* 正員 永 元 隆 一**
正員 船 岡 宏一郎** 中 山 美都里***

On the Transverse Strength of Oil Tankers with
Side Girders both in Center & Wing Tanks

by Masahiro Mori, *Membr* Ryuichi Nagamoto, *Member*
Koichiro Funaoka, *Member* Midori Nakayama

Summary

Recently, an oil tanker is becoming larger and larger and now, the enormous large tanker with over 300,000 D. W. tons has being planed. In designing such a large tanker, it is important to determine the most efficient type and the scantlings of the midship section.

For the basic study of this problem, authors tried to examine the effectiveness of the side girders attached on the bottom and the deck part both in a centre and wing tanks, that is,

- (1) to deduce the method of the three dimensional strength calculation for the with side girder type tanker, expanding the method explained in our previous paper,
- (2) to examine the effect of the side girders upon the transverse strength and on the longitudinal strength and to examine the strength of the side girder itself.

Form this study we obtained the following results, that is

- (1) the side girders are not effective for the transverse strength but effective for the longitudinal bending action,
- (2) the shearing stress of the side girder becomes much larger in the case of the rigidity of the side girder is smaller than those of the transverse members, on the contrary, the normal stress of the side girder becomes larger in the case that the rigidity of the side girder is larger than those of the transverse members,
- (3) it seems to us that, it is, therefore, better not to attach the side girders on both the bottom and the deck part, and moreover, if necessary, the ω -girders may be removed for the sake of the simplicity of the hull structure.

緒 言

われわれは前報¹⁾において、 ω -Girder を有する典型的な Tanker について種々な面からその強度を検討した。一方、船級や載貨重量によつては、Center Tank や、Wing Tank に Side Girder を設けることが要求されることがある。この with Side Girder-Type の Tanker に対しては、造船協会船体構造委員会西部地区部会等において検討が行なわれた²⁾。その結果、Side Girder は強度上余り有効でないという一応の結論が出されている。しかるに最近、載貨重量が、300,000 ton を越えるような巨大船の出現が予想されている。このよう

原稿受付 昭和42年7月10日

* 三菱重工株式会社広島研究所

** " 長崎造船所

*** " 長崎研究所

な巨大船に対しては、その中央横断面の構造を with Side Girder-Type, あるいは with $\varnothing$. Bulkhead (Swash may be)-Type とすることも考えられているようである。このような状況に対し、われわれは with Side Girder-Type の Tanker の強度を調べるために、二・三の強度検討を実施する。すなわち、

(1) with $\varnothing$ -Girder-Type に対する立体強度計算方式を with Side Girder Type へ拡張する。

(2) with Side Girder-Type Tanker の強度を次の CL-Type および CT-Type の with $\varnothing$ Girder-Type Tanker の強度と比較することにより、Side Girder の有効性を調べる。

CL-Type : Side Girder を廃止しその分の重量を Longl. Bulkhed および $\varnothing$ -Girder に投入した縦強度部材補強型

CT-Type : Side Girder を廃止しその分の重量を Trans. Ring の下部部材および上部部材に投入した横強度部材補強型

(いずれも縦通部材の断面係数は with Side Girder-Type の原型と同一)。

本報告は上記諸検討結果をとりまとめたものである。

1. 強度計算法

1-1 一般的考察

(1) 構造の分割…主縦強度部材として、Fig. 1-1 に示すように、Side Shell 部-①, Bottom Side Girder in Wing Tank 部-②, Deck Side Girder in wing Tank 部-③, Longl. Bulkhead 部-④, Bottom Side Girder in Centre Tank 部-⑤, Deck Side Girder in Center Tank 部-⑥, Bottom $\varnothing$. Girder 部-⑦, Deck $\varnothing$. Girder 部-⑧ の8部材をとる。また、主横強度部材としては、Tans Ring, Trans.W.T. Bulkhead および Trans Swash Bulkhead の三種類のものを考える。これらの各部材から構成されている Tank Part 構造は、

これを縦強度的に眺めれば、主縦強度部材が主横強度部材によつて結合された合成平行梁としていわゆる Hull Girder の主要部分を成している。また、これを横強度的に眺めれば、主横強度部材が主縦強度部材によつて弾性的に支持されていると考えることができる。

(2) 立体強度計算の仮定：前報¹⁾に記したものと全く同じ仮定を設ける。再録すれば次のようである。

(i) 平衡状態にある Tanker の Engine Room Front B^{HD} および Fore peak B^{HD} で挟まれた全 Tank Part をとり出しその位置で、

(a) Hull Girder 全体の中性軸を支持してその上下変位を拘束する。また、前後変位を一端で拘束し他端では自由とする。

(b) 両端に働く支点反力は Side Shell のみがうけもつ。また、支点位置における縦曲げモーメントは、各主縦強度部材が全体の中性軸 N_0A_0 のまわりにもつ曲げ剛性の比にしたがつて配分される

Fig 1-1 Longl Members and Dimensions

ものとする。

(ii) 主縦強度部材は, Trans. Ring および Bottom と Deck Plate からうける Distributed Spring Action と, T.W.T. B^{HD} や Swash B^{HD} の Concentrated Spring Action によつて相互に結合された合成平行梁として取扱う。したがつて上下方向の荷重としては, 1-Trans. Spacing 間の荷重をうけかつ主縦強度部材位置にその上下変位に等しい強制変位を与えられた Trans. Ring の支点反力を取りこれに船殻重量を適当に加えればよい。

(iii) 主横強度部材の変形は, 主縦強度部材位置に支点を設けて変形を拘束し, 側水圧をも含めた 1-Trans. Spacing 間の荷重をうけた状態に対する変形と, (ii) で求められた各縦強度部材の上下変位に等しい強制変位を各支点に与えた状態の変形とを別々に計算して合成し, 最終変形状態とする。

以上の方法により, 縦強度計算に用いる Load Curve と一致した外荷重をとれば, 縦横強度部材の Spring Action による荷重再配分の効果により, 実用上十分な精度で立体強度計算を行なうことができる。

1.2 主横強度部材強度計算法

(1) Trans Ring: 前報に記した方法と全く同様な方法により, まず 8 個の主縦強度部材位置に支点を設けて変形を拘束し荷重をうけている状態と, 各点の拘束を一つずつ解除して対応する主縦強度部材の上下変位に等しい強制変位を与えた状態の変形を合成することにより強度計算を行なうことができる。すなわち, 一般に jk -部材の j -断面に働く剪断力, 曲げモーメント, 軸力を S_{jk} , M_{jk} および N_{jk} で, またその断面上の任意点の剪断応力及び直応力を τ_{jk} , σ_{jk} で表わすことにすれば, それらは次式によつて計算することができる。すなわち,

$$\left. \begin{aligned} S_{jk} &= S_{jk}(0) + \sum_{i=1}^8 y_i \cdot S_{jk}^i(1) \\ M_{jk} &= M_{jk}(0) + \sum_{i=1}^8 y_i \cdot M_{jk}^i(1) \\ N_{jk} &= N_{jk}(0) + \sum_{i=1}^8 y_i \cdot N_{jk}^i(1) \end{aligned} \right\} \quad (1.1)$$

$$\left. \begin{aligned} \tau_{jk} &= \tau_{jk}(0) + \sum_{i=1}^8 y_i \cdot \tau_{jk}^i(1) \\ \sigma_{jk} &= \sigma_{jk}(0) + \sum_{i=1}^8 y_i \cdot \sigma_{jk}^i(1) \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

ここで, $S_{jk}(0) \cdots$ は支点変位が全部拘束されて外荷重をうけている状態に対応する量である。また, $S_{jk}^i(1) \cdots$ は, 第 i -番目支点にのみ単位の強制変位を与え他の支点はすべて拘束された状態に対応する量である。

支点反力を R_i とすれば上と同様な意味で次式により計算することができる。すなわち,

$$R_i = R_i(0) + \sum_{j=1}^8 y_j \cdot R_i^j(1) \quad (1.3)$$

この状態を Fig 1-2 の各図に示す。

(2) Trans. W.T. B^{HD}

(i) 剪断変形: T.W.T. B^{HD} は Fig 1-3 (a) に示すような変形をし, その時隔壁内に生ずる力は, Fig 1-3 (b) のようになる。平均剪断変形を考えることにより, 剪断力は次式で計算される。

$$\left. \begin{aligned} \Delta S_1 &= K_{S1} \{ (y_2 - y_1) + (y_3 - y_1) \} \\ \Delta S_2 &= K_{S2} \{ (y_4 - y_2) + (y_4 - y_3) \} \\ \Delta S_3 &= K_{S3} \{ (y_5 - y_4) + (y_6 - y_4) \} \\ \Delta S_4 &= K_{S4} \{ (y_7 - y_5) + (y_8 - y_6) \} \end{aligned} \right\} \quad (1.4)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{ただし, } K_{S1} &= GA_{SB1}/2b_{12} \\ K_{S2} &= GA_{SB2}/2b_{24} \\ K_{S3} &= GA_{SB3}/2b_{45} \\ K_{S4} &= GA_{SB4}/2b_{57} \end{aligned} \right\} \quad (1.5)$$

A_{SBi} : B^{HD} Plate の剪断有効断面積。

(ii) Vertical Web の伸縮変形: (1.4) の剪断力が隔壁板内で深さに沿つて一様に分布すると仮定する。 ΔN_i は次式で求めることができる。

Fig 1-2 Deformation of Trans Ring

Fig 1-3 Deformation & Forces in T.W.T. B^m

Side Line Vertical web in Wing Tank :

$$\left. \begin{aligned} \Delta N_2 &= K_{NSW}(y_2 - y_3) + (K_{S1}/2)\{(y_2 - y_1) + (y_3 - y_1)\} \\ &\quad - (K_{S2}/2)\{(y_4 - y_2) + (y_4 - y_3)\} \\ \Delta N_3 &= K_{NSW}(y_2 - y_3) - (K_{S1}/2)\{(y_2 - y_1) + (y_3 - y_1)\} \\ &\quad + (K_{S2}/2)\{(y_4 - y_2) + (y_4 - y_3)\} \\ K_{NSW} &= E(A_{NSW}/D)_{\text{eff}} \\ A_{NSW} &: \text{S. L. V. Web in Wing Tank の断面積} \end{aligned} \right\} \quad (1.6)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta N_5 &= K_{NSC}(y_5 - y_6) + (K_{S3}/2) \{ (y_5 - y_4) + (y_6 - y_4) \} \\ &\quad - (K_{S4}/2) \{ (y_7 - y_5) + (y_8 - y_6) \} \\ \Delta N_6 &= K_{NSC}(y_5 - y_6) - (K_{S3}/2) \{ (y_5 - y_4) + (y_6 - y_4) \} \\ &\quad + (K_{S4}/2) \{ (y_7 - y_5) + (y_8 - y_6) \} \\ K_{NSC} &= E(A_{NSC}/D)_{\text{eff}} \\ A_{NSC} &: \text{S. L. V. Web in Center Tank の断面積} \end{aligned} \right\} \quad (1.7)$$

② Vertical Web :

$$\left. \begin{aligned} \Delta N_7 &= K_{NC}(y_7 - y_8) + K_{S4}\{(y_7 - y_8) + (y_8 - y_6)\} \\ \Delta N_8 &= K_{NC}(y_7 - y_8) - K_{S4}\{(y_7 - y_8) + (y_8 - y_6)\} \\ K_{NC} &= E(A_{NC}/D)_{\text{eff}} \\ A_{NC} &: \text{②, V Web の断面積} \end{aligned} \right\} \quad (1.8)$$

(iii) Vertical Web の面外変形: Vertical Web の面外変形は, Fig 1-4 (a), (b) および (c) の各図に示すようになっていたが, このときの Vertical Web に生ずる力はそれぞれ, Fig (a'), (b') および (c') のようになる。従つてこの部分に撓角撓度式を適用することにより, 面外変形と力との関係を次式で求めることができる (Vertical Web の上端および下端の量に添字 U および L を附けて一般的に表わす。)

$$\left. \begin{aligned} \Delta M_L &= \frac{1}{fh - g^2} \left\{ h\varphi_L + g\varphi_U - \frac{(g+h)}{l} (u_U - u_L) \right\} + C_{L-0} - C_{L+0} \\ \Delta M_U &= \frac{1}{fh - g^2} \left\{ g\varphi_L + f\varphi_U - \frac{(f+g)}{l} (u_U - u_L) \right\} - C_{U-0} + C_{U+0} \\ \Delta S_L &= \frac{1}{l(fh - g^2)} \left\{ -(g+h)\varphi_L - (f+g)\varphi_U + \frac{(f+2g+h)}{l} (u_U - u_L) \right\} \\ &\quad + D_{L-0} - D_{L+0} \\ \Delta S_U &= \frac{1}{l(fh - g^2)} \left\{ -(g+h)\varphi_L - (f+g)\varphi_U + \frac{(f+2g+h)}{l} (U_U - U_L) \right\} \\ &\quad - D_{U-0} + D_{U+0} \end{aligned} \right\} \quad (1.9)$$

ただし,

$$\left. \begin{aligned} f &= \frac{1}{El^2} \int_0^l \frac{(l-z)^2}{I_V} dz + \frac{1}{Gl^2} \int_0^l \frac{dz}{A_{SV}} \\ g &= \frac{1}{El^2} \int_0^l \frac{(l-z)z}{I_V} dz - \frac{1}{Gl^2} \int_0^l \frac{dz}{A_{SV}} \\ h &= -\frac{1}{El^2} \int_0^l \frac{z^2}{I_V} dz + \frac{1}{Gl^2} \int_0^l \frac{dz}{A_{SV}} \end{aligned} \right\} \quad (1.10)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} A_{SV}: \text{Vertical Web の剪断有効面積} \\ I_V: \text{Vertical Web の断面慣性モーメント} \\ C: \text{内部液体によるモーメントの荷重項} \\ D: \text{内部液体による剪断力の荷重項} \end{array} \right.$$

以上, (i)~(iii) で考えた力の反作用が縦強度部材に働く。これらの力は, T.W.T. B^{HD} の位置で集中して働くものとする。

(3) Trans swash B^{HD}

Strong Trans Ring Type の場合には, Ordinaly Trans Ring と同様な変形を, また, Perforated Plane Type の場合には, T.W.T. B^{HD} と同様な変形を考える。Vertical Web については (2) に記したようにとり扱う。

変形に伴う力の反作用は縦強度部材に対し集中して働くものとする。

1.3 主縦強度部材強度計算法

第 1.1 節に記した考えに従い, 主横強度部材で結合された主縦強度部材の強度を, 合成平行梁として計算する。方法は, 前報に記したものと全く同様である。Fig 1-1 に示したように, 主縦強度部材は 8 箇の梁より成っている点だけが異なる。各部材に対し, 剪断力, 曲げモーメントおよび軸力の平衡方程式を考えることにより, 基礎微分方程式が得られる。すなわち,

$$\left. \begin{aligned} \frac{dS_i}{dx} &= \sum_{j=1}^8 \frac{1}{s} R_{ij}'(1) \cdot y_j + \frac{R_i(0)}{s} - w_i \\ \frac{dM_i}{dx} &= S_i + e_{iW}(q_{iJU} - q_{iHU}) - e_{iL}(q_{iJL} - q_{iUL}) \\ \frac{dN_i}{dx} &= -(q_{iJU} - q_{iHU}) - (q_{iJL} - q_{iHL}) \end{aligned} \right\} \quad (1.11)$$

(i=1, 2, ..., 8)

q は、Deckplate および Bottom Plate が及ぼす前後方向の剪断力であり次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} q_{ijV} &= G \frac{t_{ijV}}{b_{ijV}} \{ (u_i + e_{iV}\varphi_i) - (u_j + e_{jV}\varphi_j) \} \\ q_{ijL} &= G \frac{t_{ijL}}{b_{ijL}} \{ (u_i - e_{iL}\varphi_i) - (u_j - e_{jL}\varphi_j) \} \end{aligned} \right\} \quad (1.12)$$

(1.11) 式の左辺 S_i , M_i , N_i を変形量 y_i , φ_i , u_i で表わし、適当な変数変換と配列換えを行なうことにより、変形基礎微分方程式として次式を得る。

$$dy/dx = Vy + w \quad (1.13)$$

ただし、 $\begin{cases} y: \text{未知函数 Vector (48 行)} \\ V: \text{相互干渉係数 Matrix (48 行} \times \text{48 列)} \\ w: \text{外荷重 Vector (48 行)} \end{cases}$

(1.13) 式を、両端においては Hull Girder 全体の変形に対する条件を賦課し、1, 2 節 (2) 項、(3) 項に示した集中反力を考慮した境界条件のもとに、全 Tank Part について数値的に解いてゆけば、主縦強度部材の変形を定めることができる。

2. Side Girder の有効性

本章では、われわれは前報¹⁾において記した方法と、本報告第1章において記したその拡張された方法とを用いて、With Side Girder-型 Tanker と、 Φ , Girder-型 Tanker の立体強度計算を実施する。その結果を比較して、Side Girder の有効性を検討する。

2.1 検討対象船

(1) 主要々目

当社長崎造船所建造の大型 Tanker を対象とする。すなわち、Table 2-1 に示すような主要々目をもつ、with Side Girder-型 Tanker である。

(2) 載貨状態

検討の対象に供した載貨状態を Fig. 2-1 (a) に示す。

前報¹⁾および別報³⁾に記した検討結果から、横強度部材に対

しては水圧試験状態が最大の荷重状態を与え、縦強度部材に対しては脚荷状態が最大の荷重状態を与えることが判っている。従つて本章においては、横強度 (Φ , Girder および Side Girder の応力を含む) に対しては水圧試験状態について、また、縦強度 (Φ , Gider および Side Girder の分担する部材力を含む) に対しては、脚荷状態について、比較検討を行なう。

Table 2-1 Principal Particulars

Principal	L p.p	2560M
	B mould	42.5M
Dimensions	D mould	20.6M
	d mould full	15.2M
Dead Weight		110,900TON
Class		L.R.

Fig 2-1 Calculated Load Condition

Fig 2-2 (a) Rough Section (S-Type)

CT-TYPE

$$I_{DECK} = 48.44 \text{ m}^4$$

$$I_{BOTTOM} = 52.63 \text{ m}^4$$

Fig 2-2 (c) Rough Section (CT-Type)

2.2 横強度に対する有効性

本節においては、水圧試験時の荷重状態に対する、Trans Ring の応力変形状態を比較することにより Side Girder の横強度に対する有効性を検討する。

(1) 横断面の剪断変形

縦通隔壁を基準にした Side Shell, Bottom $\bar{C}$ -Girder および DK $\bar{C}$ -Girder の相対変位の分布状況を Fig 2-3 (a), (b), (c) の各図に示す。また S-Type の Wing Tank および Centre Tank 内にある Side Girder の相対変

位の分布状況を Fig 2-3 (d) に示す。これを基にして、Fr 68~Fr 71 の各断面における Bottom Trans の剪断変形を Fig 2-3 (e) に示す。これ等の各図より、次のような事柄が判る。

(i) 剪断変形は、CL-Type, S-Type, CT-Type の順に大きくなっている。すなわち、縦強度部材補強型において最も小さい。然し、S-Type, CT-Type とにおける差は小さい。

(ii) 剪断変形に及ぼす Side Girder の影響は、Side Girder in Center Tank のように Trans の Web Height よりも低いものである場合には、たかだか W.T. B^HD に隣接する Trans Ring に及ぶ程度である。このことは Side Girder の剪断力分布図からも認めることができる。

(2) Trans Ring Web Plate の剪断強度

Fr. No.71 Trans Ring の Web Plate に生じている平均剪断応力の分布状況を Fig 2-4 に示す。この図から次のような事柄が判る。

(i) Trans Ring を構成する下部部材においては、剪断応力は S-Type が一番大きく、次に CL-Type が

Table 2-2 Normalized Rigidity of Longl Members

Member	Items	S-Type	CL-Type	CT-Type
Side Shell	$\alpha S1$	0.379	0.379	0.379
	$\alpha N1$	0.964	1.147	1.165
	$\bar{\gamma}1$	0.575	0.768	0.787
Longl. BHD.	$\alpha S4$	0.209	0.264	0.209
	$\alpha N4$	1.030	1.499	1.471
	$\bar{\gamma}4$	0.796	1.246	1.262
Bottom	$\alpha S7$	0.157	0.242	0.157
	$\alpha N7$	0.289	0.387	0.366
B-Girder	$\bar{\gamma}7$	0.497	0.620	0.528
Deck	$\alpha S8$	0.079	0.114	0.079
	$\alpha N8$	0.227	0.302	0.293
	$\bar{\gamma}8$	0.150	0.129	0.109
Bottom	$\alpha S2$	0.088		
Side Girder in Wing TK.	$\alpha N2$	0.231		
	$\bar{\gamma}2$	0.117		
Deck	$\alpha S3$	0.057		
	$\alpha N3$	0.191		
Side Girder in Wing TK.	$\bar{\gamma}3$	0.032		
Bottom	$\alpha S5$	0.014		
	$\alpha N5$	0.195		
Side Girder in Centre TK.	$\bar{\gamma}5$	0.004		
Deck	$\alpha S6$	0.011		
	$\alpha N6$	0.162		
	$\bar{\gamma}6$	0.001		

Table 2-3 Rigidity of Trans B^HD as a Spring

Type of B ^H D	Items	S-Type	CL-Type	CT-Type
Water	K SB1	1523	1490	1380
	K SB2	1342	1010	939
Tight BHD	K SB3	1878		
	K SB4	1878		
Swash BHD (30% of T.BHD)	K SB1	457	533	414
	K SB2	402	401	282
	K SB3	564		
	K SB4	564

Fig 2-3 (a) Distribution of the Shearing Deformation (Side Shell)

Fig 2-3 (b) Distribution of the Shearing Deformation (Bottom Ⓢ Gir.)

Fig 2-3 (c) Distribution of the Shearing Deformation (Deck Ⓢ Gir.)

Fig 2-3 (d) Distribution of the Shearing Deformation (Side Gir.)

Fig 2-3 (e) Shearing Deformation of Bottom Trans.

Fig 2-4 Shearing Stress in Web Plate of Trans Ring (Fr No.71)

それより多少小さく、CT-Type が最も小さい。すなわち、横強度部材補強型において最も小さい。

(ii) Trans. Ring を構成する上部部材および中間部材においても、略 (i) と同様な傾向が認められるが、応力の値は一般に小さくなっている。

(3) Trans Ring Face Plate の直応力

Fr. No.71 Trans Ring の Face Plate に生じる直応力の分布状況を、Fig 2-5 に示す。この図から次のような事柄が判る。

(i) Wing Tank 内 Bottom および D^K Trans の Longl. B^{HD}. 側部材結合部 R-部に生ずる圧縮応力は、S-Type および CL-Type の双方共大きく、且つほとんど同じ大きさであり、CT-Type が最も小さい。すなわち、横強度部材補強型において最も小さい。

(ii) Centre Tank 内 Bottom および D^K Trans においては、S-Type が最も小さく、次いで CT-Type、CL-Type の順に大きくなっている。然し、その最大値は、(i) の応力の最大値の略 1/2 程度のものである。

(4) 結 論

(1),(2) および (3) 項記載の事柄から、次のような結論を得る。

(i) Trans Ring の応力を小さくする目的で Side Girder を設けても、その低下度は、Side Girder に見合う重量を $\bar{L}$ -Girder や L. B^{HD} に投入補強して得られる低下度と同程度またはそれ以下でしかない。

(ii) Trans Ring の応力を小さくするためには、Trans Ring を直接補強する方法が、Trans Ring が直接受け持つ外荷重に基づく応力と、横断面の剪断変形に基づく誘導応力の双方を同時に小さくする故に、最も有効である。

2-3 縦強度に対する有効性

本節においては、脇荷時の荷重状態に対する、Side Girder も含めた各縦強度部材の Longl Shearing Force および Longl Bending Moment の分担状況を比較することにより、Side Girder の縦強度に対する有効性を検討する。

(1) Longl Shearing Force の分担状況

船側外板部、縦通隔壁部、船底縦桁部 (Bottom $\bar{L}$ -Girder, Bottom Side Girder を一括したもの)、甲板縦桁部 (Deck $\bar{L}$ -Girder, Deck Side Girder を一括したもの) が分担する Longl Shearing Force の分布状況を Fig 2-6 に示す。この図より次のような事柄が判る。

(i) 船側外板部、縦通隔壁部等が分担する Shearing Force は、Tank Part の中央部附近の区間で各 Type 共、ほとんど同じ値を示している。然し、Tank Part の両端近傍においては、S-Type のものが多少小さくなっている。また一つの Tank においても、その両端部隔壁に近づく程、わずかながら各 Type 間に差が認められる。

(ii) 船底縦桁部および甲板縦桁部の Shearing Force はその平均値的な意味において Longl Shearing Force を分担している。これらの Shearing Force Corve には隔壁を支点とする連続梁としての特質が認められる。一般に S-Type のものが大きくなっている、(i) 項記載事項と相補関係にあるといえることができる。然し、S-Type と他の Type との間の差は小さい。

(iii) すなわち、船底縦桁部、甲板縦桁部は、従つて、Side Girder は、Longl Shear Force に対しては、第2次縦強度部材として、その隔壁間の Local な Shearing Force をも同時に考慮しなければならない。

Fig 2-5 Normal Stress in Face Plate of Trans Ring (Fr No. 71)

Fig 2-6 Distribution of the Shearing Force in Normal Ballasted Condition

うな結論を得る。

(i) Φ -Girder や Side Girder 等の船底縦桁部、甲板縦桁部は、Longl Strength Member として Longl Shearing Force や Longl Bending Moment を負担するばかりでなく、隔壁間の荷重を直接受けて Local Deformation を起こす。従つてその実際の Shearing Force および Bending Moment は二つの変形によるものが重畳された複雑な形のものとなっている。

それゆゑ、その縦強度上の有効性は当然低下することになる。

なお、Side Girder 自身の応力状態については次節で検討する。

2.4 Side Girder 自身の強度

前節までに、Side Girder が横強度に及ぼす影響と船体縦強度に対するその役割について考えた。本節においては水圧試験時における Side Girder 自身の応力状態を調べてその強度を検討する。

(1) Shearing Stress

Side Girder の Shearing Force および Shearing Stress の分布を次の各図に示す。すなわち

(2) Longl Bending Moment の分担状況

船側外板部、縦通隔壁部、船底縦桁部および甲板縦桁部が分担する Equivalent Longl Bending Moment (すなわち、Hull Girder 全体の中性軸に対する直応力の合力の Moment) の分布状況を Fig 2-7 に示す。

この図より次の事柄が判る。

(i) 船側外板部および縦通隔壁部が分担する Longl Bending Moment は S-Type が他の二つの Type のものよりも明らかに小さい。また船底縦桁部および甲板縦桁部が分担する Longl Bending Moment は S-Type が他の二つの Type のものよりも明らかに大きい。一つの断面における各部材が受け持つ Longl Bending Moment の和は全く同じとなる。

(ii) CL-Type と CT-Type とでは、その各部材が受け持つ Longl Moment は補強しなかつた船側外板部を除き、CL-Type のものが CT-Type のものよりも若干大きくなっている。然しその差は小さい。

(3) 結論

(1) 項および (2) 項記載事項から、次のよ

Fig 2-7 Distribution of the Equivalent Bending Moment in Normal Ballast Condition

Fig 2-6 (c) Shearing Force & Stress of Bottom Side Gir. in C. Tank in Tank Test Condition

Fig 2-6 (d) Shearing Force & Stress of Deck Side Gir. in W. Tank in Tank Test Condition

Fig 2-6 (a) Shearing Force & Stress of Bottom Side Gir. in W. Tank in Tank Test Condition

Fig 2-6 (b) Shearing Force & Stress of Deck Side Gir. in W. Tank in Test Condition

Bottom Side Girder in Wing Tank の Shearing Force & Stress	Fig 2-6 (a)
Deck Side Girder in Wing Tank の Shearing Force & Stress	Fig 2-6 (b)
Bottom Side Girder in Center Tank の Shearing Force & Stress	Fig 2-6 (c)
Deck Side Girder in Center Tank の Shearing Force & Stress	Fig 2-6 (d)

これらの図から次のことが判る。

(i) Wing Tank 内 Side Girder の Shearing Stress は小さく、 2kg/mm^2 程度である。もし、Center Tank を空とし Wing Tank に張水して Tank Test を行なつたとしても、応力の値は、 7kg/mm^2 程度である。

(ii) Center Tank 内 Side Girder の Shearing Stress はその端の近傍において非常に大きく、Bottom で約 16kg/mm^2 、Deck で約 11kg/mm^2 となつている。この値は端から離れて Span 中間によれば急激に小さくなる。これは Side Girder の剛性が Bottom あるいは Deck Trans の剛性よりも小さいために、Trans により強制的な変形を受けるためである。

(2) Normal Stress

張水 Tank の各 Trans 位置における横断面内の Normal Stress の分布を Fig 2-6 (e) に示す。同図中での ● 印点は Girde の Face Plate における値を示す。

同図より次の事柄がわかる。

Fig. 2-6 (e) Normal Stress in Bottom & Deck (S-Type)

(i) Side Girder に生ずる Normal Stress は、Bottom 面においては平均 Level よりやや高く、Deck 面においてはやや低くなつている。これは Center Tank や Wing Tank における隔壁間荷重による Local Bending の影響と、横断面の剪断変形の影響であると考えられる。

(ii) したがって Side Girder の Face Plate には平均 Level 以上の大きな Normal Stress が発生している。

(3) 結 論

(i) Bottom Trans あるいは Deck Trans よりも剛性の小さい Side Girder においては、両端の隔壁近傍において非常に大きな剪断応力が発生する。

(ii) Bottom Trans あるいは Deck Trans よりも剛性の大きい Side Girder においては、隔壁間の荷重による Local Bending の影響と、横断面剪断変形の影響とにより、Bottom 面において平均 Level 以上の直応力が発生する。また、Face Plate には Local Bending により大きな逆符号の直応力が発生する。

(iii) (ii) 項記載のことは、C-Girder についても当然起り得ることである。事実、Fig. 2-6 (e) におい

ては、この傾向が著しくなっている。

結 語

われわれは、いわゆる巨大 Tanker の構造様式決定の一助として、Side Girder を有する Tanker 構造における Side Girder の有効性について各種の検討を行なった。すなわち、

- (1) With Φ -Girder-Type に対する立体強度計算方式の、With Side Girder-Type への拡張、誘導。
- (2) With Side Girder-Type Tanker の立体強度計算を行ない、これを CL-Type および CT-Type の with Φ -Girder-Type Tanker の立体強度計算結果と比較することにより、Side Girder の

- (i) 横強度に対する有効性の検討
- (ii) 縦強度に対する有効性の検討
- (iii) Side Girder 自身の強度の検討

を実施した。

ここに、CL-Type : Side Girder を廃止し、その分の重量を Longl B^{HD} および Φ -Girder に投入した縦強度部材補強型。

CT-Type : Side Girder を廃止し、その分の重量を Trans Ring の下部部材および上部部材に投入した横強度部材補強型。

この検討の結果、われわれは次の結論を得た。

- (1) Side Girder の有効性

(i) Trans Ring の応力を小さくするために Side Girder を設けても、その効果は間接的であり、ほとんど有効でない。

(ii) Longl Strength を向上させるために Side Girder を設けた場合、その効果は直接的でありほとんど有効である。とくに Longl Bending Moment の負担能力が向上する。然しながら、隔壁間荷重を直接うけて変形し現象を複雑化する。

(iii) Trans Member より剛性の小さい Side Girder を設けた場合、その端部横隔壁近傍において大きな剪断応力が発生する。また、Trans Member より剛性の大きい Side Girder を設けた場合、隔壁間荷重による Local Bending の影響と横断面剪断変形の影響とにより、平均 Level 以上の直応力が働く。

- (2) Side Girder の必要性の有無

(i) (1) 項記載の事項に基づき、Tanker の構造様式として with Side Girder-Type のものとする積極的な理由は何もないと判断される。

(ii) (i)~(iii) 項の現象は、当然 Φ -Girder に対しても起っていることである。したがって、 Φ -Girder を存続するか否かについて再検討がなされるべきである。

(iii) 以上のことから、将来のいわゆる巨大 Tanker に対しては、船底部や甲板部に Girder を持たない型のものが有利となるであろう。その場合、Longl B^{HD} を等間隔で 2 列に配置した型、あるいは、 Φ -Swash B^{HD} と W.T. Longl B^{HD} とを等間隔で 3 列に配置した型のものが当然考えられる。

終りに臨み、本研究に対し有益なご助言、ご討論を賜った、九州大学山越教授に深く感謝致します。

当社長崎造船所、岡部博士には、本研究の実施に際し、これを推進し且つ懇篤なるご指導を戴きました。また当社長崎研究所計装研究課大山係長は困難な数値計算を担当指導されました。ここに記して著者一同、識意を表する次第です。

参 考 文 献

- 1) M. Mori, S. Izuchi & others : On the Transverse Strength of Oil Tanker Journal of the Society of Naval Architects of Japan Vol.121.
- 2) 船体構造委員会西部地区部会関係資料 ⑦ 油槽船の構造方式
- 3) M. Mori, R. Nagamoto & others : Tanker の横強度について (静水中で傾斜した場合) Journal of the Society of Naval Architects of Japan Vol.122.
- 4) 山越道郎、香川洸二 : ウイング・タンクの剪断変形について、西部造船会会報第 29 号
- 5) 山越道郎・香川洸二 : ウイング・タンクの剪断変形について (2) 西部造船会会報第 33 号
- 6) 寺田泰治 : 油槽船に於ける部材結合部の応力分布とその近似計算について、造船協会論文第 109 号