(昭和 44 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

コンテナ船の捩り強度に関する実船実験

正員 中 村 貴 憲* 正員 森 正 浩**
 正員 縄 田 卓 生** 正員 寺 田 邦 夫***
 正員 梅 崎 一 夫* 正員 瀬 川 治 朗*

Torsional Strength Test on an Actual Container Ship

By Takanori Nakamura, *Member* Masahiro Mori, *Member*
 Takuo Nawata, *Member* Kunio Terada, *Member*
 Kazuo Umezaki, *Member* Jiro Segawa, *Member*

Summary

In our previous papers, some theoretical investigations on the strength of container ships were reported.

But, last year, the torsional strength test on the actual container ship "Hakone Maru" was carried out in order to confirm the reliability of the above torsional strength theory.

In this paper, the results of the above experimental test are described. And the following results are obtained.

- 1) The torsional distortion of hatch opening can be estimated by the theoretical calculation which was introduced in our previous papers.
- 2) The position of shear center of the vessel is considered to be at the near the base line of ship.
- 3) The stress distribution of hatch corner can be estimated theoretically based on four elemental stresses due to torsional distortion of hatch, longitudinal bending and horizontal bending of upper deck and axial force of cross deck, respectively.

1 緒 言

筆者等は先に 23 次計画造船におけるわが国最初のコンテナ専用船の設計、建造にあたって一連の理論および実験室実験研究を実施し、その成果を本会に発表したが^{1~5)}、これ等研究の成果を実船にて確認するために、日本郵船「箱根丸」を供試船とし、コンテナ船の如く、広幅大倉口船で最も重要な問題である船体の捩り強度実験を実施した。

実験は本船引渡前、岸壁繫留時を利用し、バラスト・タンクに漲水することにより、船体に捩りモーメントを加え、つぎに記す 4 項目につき実施された。

- (1) 倉口変形量
- (2) 船体の捩り角
- (3) 上甲板の水平変位
- (4) 倉口隅部の応力分布

さらに、上記 (2)、(3) より船体捩りの剪断中心位置の推定を行なった。

本報告は、上記各項目についての実験結果と結果に対する考察を取まとめたものである。

* 三菱重工(株)神戸造船所

** 三菱重工(株)技術本部広島研究所

*** 三菱重工(株)技術本部神戸研究所

2 供 試 船

本実船実験は、わが国最初のコンテナ専用船として、昨昭和 43 年当社神戸造船所にて建造された、日本郵船(株)殿御注文の“箱根丸”をもちいて実施された。

供試船の主要目を Table 2-1 に、概略一般配置、中央横断面を、それぞれ Fig. 2-1, Fig. 2-2 に示す。

Table 2-1 供試船の主要目

船 名	箱 根 丸
船 主	日 本 郵 船
造 船 所	三 菱 神 戸
起 工	43. 2. 9
進 水	43. 5. 17
引 渡	43. 8. 27
全 長(m)	187.00
垂 線 間 長(m)	175.00
幅 (型)(m)	26.00
深 さ(型)(m)	15.50
満載吃水(型)(m)	9.50
船体横断面係数	
甲 板 側	$11.37 \times 10^6 \text{ cm}^3$
船 底 側	$13.63 \times 10^6 \text{ cm}^3$
載 貨 重 量(t)	16,306
総 屯 数(T)	16,240.13
コンテナ数 (ISO 20 換 算)	Deck 266 Hold 486 Total 752
冷凍コンテナ数 (上記コンテナ 数の内数)	80
航 海 速 力(kt)	22.6
試 運 転 速 力(kt)	26.0
主 機 械	三菱 MAN 27,800 PS

Fig. 2-1 概略一般配置図

Fig. 2-2 概略中央横断面図

3 実 験

3.1 実 験 条 件

3.1.1 計 測 条 件 倉口の変形量および倉口隅部の応力分布などの計測を、振りモーメントを付加する直前の基準状態で各計器の零点調整を行ない、実験最大振りモーメントの約 1/3, 2/3 ならびに 3/3-Load の各段階で実施した。

実験の回帰性を確認するため、最大振りモーメントを負荷したのちに、荷重を減少せしめて、約 1/3-Load ならびに基準状態での確認計測を実施した。この結果、各計測値には大きなズレは認められず、実験の信頼性が確認された。ただし、ここでは、約 2/3-Load および 3/3-Load における計測結果について述べることにする。

Fig. 3.1-1 実験のTime Schedule

なお、実験中の温度変化による影響を避けるため、Fig. 3.1-1 に示すように実験は夜間を主に実施した。

3.1.2 振りモーメントの荷重条件 本実験では、Fig. 3.1-2 に示すように、清水タンクおよびウォータ・バラスタタンクに左右舷逆対称に注水して船体に振りモーメントを加えることとした。

船体に作用する振りモーメントは、注水荷重による振りモーメントと、船体の傾斜に基く浮力による振りモーメントの差として求めることが出来る。

注水荷重による振りモーメントは、サウンディングにより得られた各タンクの注水量と、船体中心線より各タンクの重心までの距離の積として求めることが出来る。

一方、実験に際しては、できるだけ船体が傾斜しないように、各タンクへの注水量を設定したが、実験時には、各段階ごとに船体の傾斜はそれぞれ若干異つた状態となつたため、浮力による振りモーメントの修正を行なつて、船体に作用する振りモーメントの分布を求めた。その結果を Fig. 3.1-3 に示す。

本実験での最大振りモーメントは、本船の設計時に設定した $10,100 \text{ t-m}^2$ にほぼ近い $7,780 \text{ t-m}$ を加えたが、その分布は Fig. 3.1-3 に示したように、船船体中央部での三角形分布であり、実船就航状態での余弦分布とはかなり異つている。

Fig. 3.1-2 振りモーメント負荷要領図

Fig. 3.1-3 振りモーメント分布図

しかし本実船実験は、さきに筆者等が報告した船体捩り強度の理論計算法^{1,2)}ならびに倉口隅部の応力分布³⁾についての、実船での確認が主たる目的であるから、就航状態と実験時の捩りモーメントの値、およびその分布形状の差異は特に問題とはならない。

3.1.3 その他の荷重条件 船体に捩りモーメントを加えるために、Fig. 3.1-2 示した各タンクに注水する

Fig. 3.1-4 縦曲げモーメント分布図

Fig. 3.1-5 温度計測結果

Table 3.1-1 実験中の計測データ

No.	計測名称	計時刻	吃水 (m)			海水比重	温度 (°C)	風向	風速 m/sec	Tankage (各タンクのサウンディングによる値)				排水量 (t)	
			d_a	P_S	$d_{\text{変}}$	P_S	d_f	P_S		No.7 FR. W. TK. (P) (t)	No.5 U.S. TK. (P) (t)	No.4 U.S. TK. (S) (t)	No.3 U.S. TK. (S) (t)	計測吃水より求めた値	タンクの注排水量より求めた値
1	基準状態	19°45'	6.00 5.98	4.56 4.36	2.99 2.99	1.021	26	右 75°	2.0	0	40	0	6	9,984	9,984
2	1/3-Load	22°05'	6.12 6.22	4.15 5.24	3.17 3.25	1.020	25	右 55°	4.5	146	118	0	293	10,589	10,495
3	2/3-Load	1°15'	6.38 6.43	4.45 5.37	3.33 3.43	1.019	25	右 70°	2.5	146	443	302	293	11,171	11,122
4	3/3-Load	3°20'	6.61 6.57	5.21 4.93	3.53 3.48	1.021	25	右 20°	2.0	146	690	468	293	11,636	11,535
5	1/3-Load 確認 (1/3'-Load)	7°20'	6.12 6.25	4.19 5.12	3.06 3.14	1.021	25.7	右 45°	1.0	146	118	9	293	10,494	10,504
6	基準状態確認	20°30'	6.00 6.00	4.55 4.50	3.05 3.00	1.020	25	右 72°	4.0	1	58	9	9	10,126	10,015

と、船体には、同時に縦曲げモーメントが生じる。この縦曲げモーメントは、本実験で計測した倉口隅部の歪計測値に影響を及ぼすので、各計測段階での縦曲げモーメントの値を計算で求めておき計測値を修正するようにした。縦曲げモーメントの結果を Fig. 3.1-4 に示す。

つぎに、計測値の温度補正のため実験中外気、海水ならびに船体上甲板の温度を計測した。温度計測の結果を Fig. 3.1-5 に示す。

実験時には、喫水の変化とともに船底水圧ならびに船側水圧が変化するが、実験中の平均喫水の変化は Table 3.1-1 に示すように高々 0.5 m 程度であり、かつこの荷重の変化が、今回計測した諸数値にどの程度影響するかは不明であるが、ここでは一応影響が少いとして無視することとした。各実験段階での喫水計測値は、他の計測諸データと共に Table 3.1-1 に示す。

なお計測吃水から求めた排水量、トリム、ヒールならびに船体中央での撓み量等は、各タンクの注水量に基づいて求められた値と照合し、ほぼ妥当な対応を示している。

3.2 船体の振り変形

3.2.1 計測点の配置 船体の振り変形量の計測は、倉口の菱形変形、船体の振り角および上甲板の水平変位につき行なわれた。夫々の計測点の配置は Fig. 3.2-1 に示す。

3.2.2 計測要領

(1) 倉口変形量

倉口変形量は Fig. 3.2-1 に示すように、No. 4, No. 6~No. 14, No. 16 倉口のコーミング・トップ面で計測された。計測方法は Fig. 3.2-2 に示すように、ピアノ線を用いてその移動量をダイヤルゲージで読みとる方法がとられた。倉口変形量として倉口側線の船体中心線に対する相対ずれ量 δ をとると、Fig. 3.2-3 より δ は計測値を用いて式 (3.2-1) より計算することが出来る。

$$\delta = \frac{1}{2} \times \frac{\sqrt{a^2 + b^2}}{a} \times \Delta l \quad (3.2-1)$$

ここに、 Δl は計測値、 a は倉口長さ、 b は倉口幅

Fig. 3.2-1 変形量計測点配置

Fig. 3.2-2 倉口変形量計測方法

Fig. 3.2-3 倉口変形図

Fig. 3.2-4 振り角計測方法

(2) 船体の捩れ角

振り角の計測は Fig. 3.2-1 に示すように、No. 7～No. 14 倉口位置で行なわれた。計測方法は Fig. 3.2-4 に示すように、船体中心線上でコーミング・トップより吊した振子の振れを、内底板上 220 mm の位置で計測した。振子は微風によつても動くので、Fig. 3.2-1 に示すように 100 個の読取値より、その変動量の中点を定めてその断面の傾斜角を求めた。この角の長さ方向の差分がその間の捩り角となる。

(3) 上甲板の水平変位

上甲板の水平変位は Fig. 3.2-1 に示すように、No. 7, No. 14 倉口位置の 2 点について行なわれた。計測方法は Fig. 3.2-6 に示すように、3 本のピアノ線とその 5 カ所に設けられたダイヤルゲージによつた。即ち負荷後の変形状態図 Fig. 3.2-7 から判るように、①、③のダイヤルゲージには逆対称変形（捩り変形）と対称変形（縦曲げ変形、温度変化による船体の伸縮）によるピアノ線の移動量が計測される。又逆対称変形によつてはピアノ線の長さの変化はないので、②、④のダイヤルゲージによつて対称変形によるピアノ線の移動量が計測された。

従つて、①、③点の上甲板の水平変位 v は式 (3.2-2) により求めることができる。即ち Fig. 3.2-8 より

$$\begin{aligned} (l - \Delta l)^2 &= a^2 + b^2 - 2ab \cos\left(\frac{\pi}{2} - \alpha - \beta\right) \\ &= a_0^2 + b_0^2 + u^2 + v^2 - 2a_0b_0 \\ &\quad \times \left(\frac{v}{a_0} + \frac{u}{b_0}\right) \end{aligned}$$

$$\therefore v = \sqrt{1 + \left(\frac{a_0}{b_0}\right)^2} \times \Delta l - \frac{a_0}{b_0} \times u \quad (3.2-2)$$

ここに、 Δl は①（又は③）の計測値－②（又は④）の計測値の半分

式 (2.2-2) の右辺の u は⑤のダイヤルゲージによる計測値より式 (3.2-3) で与えられる。

$$u = \frac{\Delta u}{\sin \gamma} = \Delta u \times \frac{\sqrt{S^2 + b_0^2}}{S} \quad (3.2-3)$$

ここに、 Δu は⑤の計測値、 S はクロス・デッキの中心線から⑤点までの距離

3.2.3 計測結果 計測値は試験時の温度変化図 Fig. 3.1-5 より、各計測時の温度変化を求め、ピアノ線の線膨張係数（ $11.0 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ ）を用いて温度補正された。尚、温度変化による船体の伸縮は考慮しなかつた。

(1) 倉口変形量

各荷重状態（3/3-Load, 2/3-Load）での倉口変形量の実験値および計算値を Fig. 3.2-10 に示す。

(2) 船体の捩れ角

Fig. 3.2-5 振子の振れ量計測例

Fig. 3.2-6 Upper Deck 水平変位計測方法

Fig. 3.2-7 変形図

Fig. 3.2-8 変形図

Fig. 3.2-9 変形図

Fig. 3.2-10 Comparison with Experiment and Calculation Upon Distortion of Hatch Opening

Fig. 3.2-11 Distribution of Torsional Angle

Fig. 3.2-12 Distribution of Hatch Opening Distortion

各荷重状態 (3/3-Load, 2/3-Load) での捩れ角の実験値および計算値を Fig. 3.2-11 に示す。同図中の上部に示した図は実験値と計算値とを比較するために、3本の曲線を一端が基準点Aに一致するように計測範囲についてのみ平行移動して再記したものである。

(3) 上甲板の水平変位

各荷重状態 (3/3-Load, 2/3-Load) での上甲板の水平変位の実験値および計算値を Fig. 3.2-12 に示す。

3.2.4 考察

(1) 倉口変形量

本船は Fig. 2-1 に示すよう部分二重船側構造であるが、本船の捩り強度計算に用いた計算法¹⁾では、直接このような場合の計算は行えない故、先ず完全二重船側構造の場合と完全シングルハルの場合の計算を行い、次にその結果を、本船の二重船側構造の船の長さに対して占める割合に合せて、その部分のみ直線的に内挿して求めた値を計算値として用いた。

Fig. 3.2-10 から判るように、計算値と実験値とはかなりよく合っている。しかし実験値はコーミング・トップでの値であり、計算値は上甲板面での値なので、この両者でどの程度の差が生ずるか検討してみる。

コーミング・トップ面と上甲板面での倉口変形量に差が生じる原因としては

- (i) 上甲板面とコーミング・トップ面の剪断中心からの距離の差
- (ii) ハツナ・コーミングの横倒れ

が考えられる。先ず前者について調べると、倉口変形量 δ は式 (3.2-4)¹⁾ で与えられる。

$$\delta(x) = \bar{R}(s) \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (3.2-4)$$

ここで、 $\bar{R}(s)$ はほぼ断面の閉断面積に等しいので、コーミング・トップ面で倉口変形量は閉断面積がコーミング高さ相当分だけ増加することとなり、本船の場合は約 5% 程度増加する。

つぎに、後者の影響を調べるために、1 倉口のみとりだし、それを Fig. 3.2-13 に示すように格子構造に置換し、倉口側線の上甲板面に設けた節点 A に単位変位を与えて、コーミング・トップに設けた節点 B の移動量を計算した。格子計算には当社で開発した立体格子構造計算用電算プログラムが使用された。

Fig. 3.2-13 節点配置及び拘束条件

その際の部材およびその断面常

数のとり方は、Fig. 3.2-13 に示すようにまず Box Girder は 2 本の部材に置換し、その捩り剛性および x 方向、 y 方向の剪断剛性、曲げ剛性は Box Girder として求めたものを捩り分けた。Diaphragm 相当部材については、捩り剛性 0、有効剪断面積はウェブ断面積 100%、断面 2 次モーメントの計算は開孔を無視して求めたものを用いた。ハッチ・コーミングも 2 本の部材に置換し、コーミング・トップに設けた部材は捩り剛性は 0、ウェブ面内の剪断剛性、曲げ剛性は十分に大きく、ウェブ面外の有効剪断面積はコーミング・トップ・レールの断面積 100% をとつた。

上甲板面に設けた部材は捩り剛性、曲げ剛性、剪断剛性いずれも十分に大きくとり、この 2 部材を結合する部材即ちコーミング・ステイは捩り剛性は 0、ステイのウェブ面内の有効剪断面積はそのウェブ断面積の 100%、断面 2 次モーメントはコーミング・プレートの有効幅を Schade の方法で求めたものを使用して計算したものを用いた。ステイのウェブ面外の有効剪断面積は両隣のステイの中間までのコーミング・プレートの断面積、断面 2 次モーメントは十分に大きくとつた。

節点の拘束条件は Fig. 3.2-13 に示すように、船体中心線位置に設けた節点は x および z 方向の変位を拘束し、上甲板面に設けた節点は y 方向の変位を拘束した。ここで x, y, z 軸はそれぞれ船の長さ、深さ、幅方向に設けた座標軸である。

計算の結果、コーミング・トップの変形は上甲板面における値と較べわずかに 1% 小さい程度であつた。従つて、上甲板面における倉口変形量はコーミング・トップの値より 4% 程度小さくとなると考えられる。

(2) 船体の捩れ角

Fig. 3.2-11 から判るように、実験値はかなりばらついているが、その平均線をとって、実験範囲の No. 7~No. 14 倉口間の捩り角で計算値と比較すると Table 3.2-1 のようになる。この表より判るように、実験値は計算値より 10% ほど大きくなっている。

Table 3.2-1 捩り角の比較
(単位: Radian)

	No. 7~No. 14 倉口間の捩り角		誤 差
	計 算 値	実 験 値	
3/3-Load	0.91×10^{-3}	1.01×10^{-3}	+10%
2/3-Load	0.69×10^{-3}	0.75×10^{-3}	+ 9%

Table 3.2-2 Upper DK の水平変位の比較

	Upper DK の水平変位 (cm)	
	計 算 値	実 験 値
3/3-Load	1.80	1.41
2/3-Load	1.34	1.08

(3) 上甲板の水平変位

実験値と計算値を実験範囲 No. 7～No. 14 倉口間で比較すると Table 3.2-2 のようになる。

尚、計算値は式 (3.2-4) を用いて求めている。

$$v = (D + e) \cdot \theta \quad (3.2-4)$$

ここに、 D は船の深さ、 e は船底より剪断中心までの距離、 θ は船体の捩れ角 (計算値)

この際、剪断中心位置 e としては、開断面の場合の剪断中心位置を用いているので、直接実験値と比較することとは出来ないが、実験値には捩り角と同程度の誤差はあると考えられる。

(4) 剪断中心位置

剪断中心位置は上甲板の水平変位 v と捩り角 θ が判れば、式 (3.2-5) より求めることができる。

$$e = \frac{v}{\theta} - D - h \quad (3.2-5)$$

ここに、 h はコーミング高さ

従つて、さきに求めた上甲板の水平変位 v および捩り角 θ を用いて、剪断中心位置を推定すると Table 3.2-3 のようになる。

Table 3.2-3 に示したものは、No. 6 倉口～No. 14 倉口間の全体的な剪断中心位置を示す。 v および θ の実験値は前述のごとく、夫々 10% 程度の誤差がある。Table 3.2-1 および Table 3.2-2 より v の実験値は 10% 程度低く推定、 θ の実験値は 10% 程度大きく推定していると考えられるので、 v/θ としては 20% 程度低く推定していることとなる。従つて、全体的な剪断中心位置はほぼ船底外板面附近にあると考えられるであろう。

Table 3.2-3 剪断中心位置

	水平変位 v (cm)	捩り角 θ (rad)	剪断中心位置	
			船底上 (m)	二重底上 (m)
3/3-Load	1.41	1.01×10^{-3}	2.8	1.1
2/3-Load	1.08	0.75×10^{-3}	2.4	0.7

3.3 倉口隅部の応力集中

3.3.1 計測項目と歪計測点の配置 実船計測で、船体の捩れ変形による倉口隅部の歪値のみを測定することは、船体の縦曲げ、上甲板の水平面内曲げ、クロスデッキの軸力による歪要素が混入してくるため困難なので、本実験では各歪要素が分離できるよう以下の項目の計測が行なわれた。

(1) 開口隅部の応力集中の歪計測

船体が捩りを受けた場合、上甲板開口隅部には、応力集中を考慮するとかなりの応力が生ずるものと考えられる^{2,3)}。倉口変形量と開口隅部の応力分布の関係を実船にて確認するため、Fig. 3.3-1 a に示す A～D および G 部にて歪計測を行なつた。開口隅部の応力集中計測のゲージ配置は、夫々の隅部について Fig. 3.3-1 b に示す。

(2) 上甲板部歪計測

上甲板には、縦曲げ、水平面内曲げ等による歪が生ずる。この歪を計測し、上記 (1) の修正に使用する。計測点の配置は Fig. 3.3-1 a に示す。

Fig. 3.3-1a 応力計測位置全体図

(3) クロス・デッキ端部の歪計測

クロス・デッキ端における軸力による歪値を求め、上記(1)の値を修正するために、クロス・デッキ端部に、Fig. 3.3-1a に示すよう2方向ゲージを貼付し、歪計測を行なった。

開口隅部の歪計測値の中には(1)項でのべたように、振りによる倉口の変形に基づくもの、船体の縦曲げによるもの、上甲板の水平面内曲げによるもの、ならびに甲板間構造の軸力による成分が混在するので、これらを分離するためには、左右舷および前後対称位置の隅部の応力を計測する必要があつたが、このような理想的な計測点の設定は、本船の現場作業との関係もあり、残念ながら実施出来なかつた。

3.3.2 計測要領

(1) 歪計測

上甲板、クロスデッキ、倉口隅部の歪計測には電気抵抗式歪計が使用された。

- 1 方向歪計 KP 10 A 1-11
- 2 方向歪計 KP 10 B 2-11
- 3 方向歪計 KP 10 B-3

(2) 温度補正

実船実験で最も問題となるのは、実験中の温度変化の補正の方法である。ここでは以下に述べる方法をとつた。

i) 温度補償ゲージを使用した。ただしリード線の補正する3線結線法は、計測器の関係上採用していない。

ii) 温度差、リード線の長さによる影響を避けるため、ダミーゲージを出来るだけ多く配置した。

iii) 温度変化を極力少くするため、夜間計測を行なった。

Fig. 3.1-5 に示すよう、本計測中の温度変化は最大約6°Cであり、上記の対策により、温度の影響は、計測データの信頼性を左右する程ではなかつたと考えられる。

3.3.3 計測結果 各開口隅部での2/3-Load および 3/3-Load に対する計測結果を Fig. 3.3-2 に実線で示す。D コーナについては、計算値との比較上、3/3-Load と 2/3-Load との差の値で示した。

同図には、筆者等がさきに発表した振り強度の理論的研究^{1,2)} および開口隅部の応力分布の模型実験³⁾ での成果をもとにして、本実船実験の荷重状態に対して計算で求めた応力値を鎖線

Fig. 3.3-1 b 各コーナの応力計測位置

Fig. 3.3-2 コーナ部の応力実測値と計算値

で併記した。

計算による応力分布の推定は次の手順で行った。すなわち、開口隅部に生じる応力は、捩りによる開口の菱形変形によるもの、船体の縦曲げによるもの（上甲板の面内曲げによるものを含む）、ならびに横荷重による甲板間構造の軸力による各成分のものが混在していると考えられるので、全体の応力は次の形で表わされるものと考ええる。

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_T + \beta \cdot \sigma_B + \gamma \cdot \sigma_N \quad (3.3-1)$$

ただし、

α ; 捩りによる応力の隅部での分布係数、模型実験⁹⁾の結果をもちいる。

β ; 縦曲げによる応力の隅部での分布係数。模型実験⁹⁾の結果をもちいる。

γ ; 軸力による応力の隅部での分布係数。Fig. 3.3-3 に示すように、有限要素法による計算結果から求める。

σ_T ; 捩りによる隅部の基準応力。Fig. 3.3-4 に示す実験の荷重状態に対する理論計算値をもちいる。

σ_B ; 船体の縦曲げおよび上甲板の水平面内曲げによる隅部の基準応力。Fig. 3.1-4 に示した実験時の縦曲げモーメントの計算値を、船体断面係数で除して求める。なお水平面内曲げ応力は、計測値が小さく、かつバラツキがあつたので考慮しなかつた。

σ_N ; 倉口間構造の軸力による基準応力。各コーナーに対してつぎのように取扱つた。

D コーナ ; 2/3-Load と 3/3-Load とでは、この部分の倉口間構造の軸応力の変化は、ほとんど計測されなかつたので、捩りによる隅部の応力を明確にとり出すため、D コーナーでは、3/3-Load と 2/3-Load との応力差で表示する。従つて軸応力による成分は考慮しない。

G コーナ ; Fig. 3.3-3 に示すA点での軸応力の分散係数と、実験時に計測したA点での応力値をもちいて、甲板間構造の基準軸応力を推定した。

その他のコーナー ; A, B および C コーナでは、甲板間構造の幅が充分広く、軸応力は低いので、この成分を無視した。

計算にもちいた各コーナーでの基準応力は Table 3.3-1 に示すとおりであり、(3.3-1) 式をもちいての応力の計算例を Fig. 3.3-5 に示す。

3.3.4 考 察

(1) 実測結果と (3.3-1) 式をもちいての計算値との対比は、Fig. 3.3-2 に示したとおりであり、A, B コーナ以外では、まず妥当な対応を示している。しかし一般に実測値は、計算値よりやや高い値となつており、各コーナーでの実測最大応力値と、計

Fig. 3.3-3 Cross Deck の軸力による Corner の応力分布(有限要素法による計算結果)

Table 3.3-1 各 コー ナ の 基 準 応 力 値

成 分 荷 重	捩りによる基準応力 σ_T				縦曲げによる基準応力 σ_B		軸力による 基準応力 σ_N
	A, B コー ナ	C コー ナ	D コー ナ	G コー ナ	C コー ナ	D, G コー ナ	G コー ナ
2/3-Load	319	183	-131	349	0	-15	-90
3/3-Load	447	256	-177	463	-15	-33	-145

単位 : kg/cm^2 , +は引張り応力, -は圧縮応力を示す。

Fig. 3.3-4 Distribution of Nominal Stress in Cross Deck

Table 3.3-2 コーナ部の実測最大応力値と計算最大応力値の比

コ ー ナ	A, B コ ー ナ	C コ ー ナ	D コ ー ナ	G コ ー ナ
実 験 係 数 K (実測最大応力値) (計算最大応力値)	0.45*	1.4	1.0	1.3

* A, B コーナは振りによる基準応力 σ_T に対する比で示す。

算最大応力値の比を、実験係数“K”として求めると、Table 3.3-2 のごとくなる。

したがって、設計時に倉口隅部の応力値を求める場合には(3.3-1)式の計算値に、実験係数“K”を乗じて考慮する必要がある。

ただし、実船就航状態では、振りによる最大応力、縦曲げによる最大応力、および軸力による最大応力が、すべて同時に生じることはあり得ないので、それぞれの基準応力をどのように設定すべきかが問題となるが、今後の課題としたい。

(2) 応力分布が実測値でやや異なるのは、コーナ部には、今まで述べた振り、縦曲げ、上甲板の水平面内曲

Fig. 3.3-5 Corner 部応力分布計算例

げおよび軸力の四要素の他に、船底からの突き上げ荷重などのさらに複雑な要素が含まれていることによるものと思われる。

(3) A, B コーナ部の実測応力は、理論計算値よりはるかに小さい値しか示していない原因は、実船では、このコーナの近傍に、昇降口または糧食倉口が設けられており、振りによる変形は、この開口でも吸収され、このため A, B コーナでの応力値が、計算値より低下したものと考えられる。

(4) C コーナで、理論計算値が実測値よりやや低く求められた原因は、理論計算にもちいられた該部の甲板の有効領域のとり方が、実際と少々異つていたためと思われる。

4 結 語

4.1 実験の主な結論

(1) 倉口の変形量の実測値は、さきに筆者等が発表した理論計算法^{1,2)}をもちいて、部分二重船側構造を考慮して求めた値とほぼ一致することが確認された。

なお、ハッチ・コーミング・トップでの変形量は、上甲板面での変形量より約4%大きくなるものと考えられる。

(2) 船体中央部での振り角および上甲板の水平変位量から求めた剪断中心位置は、ベースライン上2~3m程度にあるものと推算されるが、振り角および上甲板の水平変位量の実験誤差を考慮すれば、剪断中心位置は、ほぼベースライン附近にあると考えられよう。

(3) 倉口隅部の応力分布の計算結果、さきに筆者等が発表した甲板間構造の振りによる応力の理論計算法^{1,2)}、および隅部の応力分布の模板実験³⁾の結果の妥当性が確認された。

(4) 倉口隅部の応力分布は、振り、縦曲げ、上甲板の水平面内曲げおよび軸力の四要素によるものをそれぞれ合成して、これを実験係数で修正することにより推定し得ることが確認された。

4.2 その他の問題点

(1) 実船に振り強度の理論計算法^{1,2)}を適用する場合、機関室開口前後部の甲板間構造の有効領域のとり方に若干の検討の余地がある。

(2) 実船就航状態における、倉口隅部の応力を推定する場合、振り、縦曲げおよび甲板間構造の軸力による基準応力を、それぞれどの様に設定すべきかは今後の課題である。

おわりに、本実船実験の実施にあたり、供試船の使用にご快諾いただいた日本郵船(株)殿、懇篤なご指導を賜った阪大寺沢名誉教授ならびに東大山本教授に厚く感謝いたします。

また多忙があつた本船の建造中にもかかわらず、実験の準備、実施に協力いただいた神戸造船所船工部の方々に謝意を表します。

なお、本実験は、当社広島研究所、神戸研究所ならびに神戸造船所の共同研究として実施したことを付記し、関係者に筆者一同の謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 森 正浩, 他:「広幅大倉口船の船体振り強度に関する研究」, 日本造船学会論文集 124 号 (昭 43)
- 2) 森 正浩, 他:「コンテナ船の船体振り強度に関する設計上の考察」, 日本造船学会論文集 124 号 (昭 43)
- 3) 今政惇郎, 他:「コンテナ船の倉口隅部の応力集中に関する実験的研究」, 日本造船学会論文集 124 号 (昭 43)
- 4) 萩原孝一, 他:「コンテナ船の横強度に関する設計上の考察」, 日本造船学会論文集 125 号 (昭 44)
- 5) 森 正浩, 他:「船体部材交差部への Program 疲労試験の適用」, 日本造船学会論文集 125 号 (昭 44)