(昭和 44 年5月日本造船学会春季講演会において講演)

コンテナ船の捩り剛性に及ぼす横隔壁の効果について

正員 榎 本 圭 助* 正員 田 中 昇**
正員 岩 城 嵩** 正員 川 島 徹 男*

On the Effectiveness of Bulkhead Structure to the Torsional Rigidity of the Container Ship

By Keisuke Enomoto, *Member* Noboru Tanaka, *Member*
Takashi Iwaki, *Member* Tetsuo Kawashima, *Member*

Summary

Containerships have remarkably larger hatches as compared with conventional cargo boats, resulting in the reduction of deck rigidity and overall torsional rigidity.

Several studies on the torsional rigidity of ship's hull structure having larger hatch openings has been carried out taking the effects of cross decks into considerations. The width of cross deck, however, which resist to the hull torsion has to be limited to the minimum from the economical point of views of container loading and therefore it can not always be easy to fulfil these contradictive conditions successfully in the design of the hull structure.

Accordingly, the effectiveness of bulkhead structure against torsion and the effect of the rigidity and numbers of bulkheads on the torsional rigidity of ship's hull are examined both theoretically and experimentally in the study herein presented.

At first, it is confirmed from elementary theory and experiments that bulkheads are considerably effective for the torsion of the thin walled beam of U-shaped section whose torsional behavior can be described with bending-torsion theory.

Secondly, a method of analysis to calculate the torsional rigidity of the beam which has uniform open section and arbitrary numbers of elastic bulkheads is derived on the basis of the obtained resistive behavior of the bulkheads from a series of experiments on ship's model.

Thirdly, the application of this analysis to container ship introducing the equivalent length of the box beam representing the effect of the bow and stern in ship's form is discussed and further researches are made to obtain the more accurate analysis for practical applications introducing the effect of the bow and stern in ship's form directly into the theoretical process of the bending-torsion analysis.

Lastly, it is concluded that the effective bulkhead structure will prevent a larger reduction in torsional rigidity of container-ship hull structure.

1 まえがき

コンテナ船は，従来の貨物船に比較して，ハッチのオープニングが著しく大きくなるため，甲板部の剛性は極度に低下し，船体の捩り剛性が低下する。捩り剛性のみならず，ハッチコーナ応力集中度なども在来の貨物船の場合とは異つて来ると考えられている。これらの問題を正確にはあくするために，既に幾つかの研究[1)2)3)4)5)6)]

* 三井造船（株）玉野造船所
** 三井造船（株）玉野研究所

が行なわれて来たが，いずれもクロスデッキが船体の捩りに対して抵抗する場合を理論的，実験的に調べており，この場合については船体捩り剛性の計算法も幾つか提案されてきた。

しかし，クロスデッキで船体の捩りに抵抗させる従来の考え方は，クロスデッキの幅が大きい程剪断剛性による抵抗が有効に効き，コンテナ積荷効率と相反する要素を持つので，両者のバランスを求めると言う従来の考え方だけでは，限界があると考えられる。そこで，クロスデッキの他に，さらに積極的に船体捩り剛性低下を阻止する手段として，横隔壁を抵抗部材として働かせる考え方を追求しようとして，本論文の研究が始まつた。「竹の節は捩りに効かない」と言う概念が漠然とではあるが，従来より存在していることは事実で，この構念が薄肉開断面梁のように曲げ捩りを示す場合にも果してあてはまるかどうかをまず検討する必要があつたので，BHD効果の基礎的検討として，理論と実験の両面からこの点を調べ，BHDの剛性と数の効果は薄肉開断面梁の捩りに対してはかなり大きいことを明かにした。

そして，任意の剛性と数のBHDを有する船体の捩り剛性を計算する方法を種々検討した結果，BHDが船体捩りに抵抗する機構を実験的に明かにすることが必要となり，BHDの抵抗形式の実験的検討として，船体モデルによる一連の実験を行なつた。この結果は，続いて理論計算に導入されて，任意の剛性と数のBHDを有する船体の捩り剛性を求める方法を確立したが，この段階では船首，船尾の変断面部の取扱いに関しては従来の相当長さの方法，文献[1)]で処理せざるを得なかつた。しかし，これに続いて理論の実験への適用として，実船により密着した適用法の研究を行なつた結果，船首，船尾の形状変化をそのまま計算に導入する手法を明かにし，また同時に相当長さの方法も従来のものを多少修正することによつてより実船の場合に近づけ得ることを示した。最後に，本研究による計算法を実船について実施し，在来の普通型貨物船の場合と比較検討した。

2 BHD 効果の基礎的検討

コンテナ船はデッキの剛性が極めて低いため，捩りの外力に対して薄肉開断面梁として力学的に抽象化される場合が多い。一般に，「竹の節は捩りに効かない」と言つた概念も漠然とではあるが従来よりあることは事実であり，薄肉開断面梁の捩りに対して横隔壁の抵抗する度合をまず確認することが必要と思われる。横隔壁が捩りに抵抗する場合，薄肉開断面梁のワーピングに対する抵抗を示すと見られるので，横隔壁で梁の捩り剛性を高め得る一つの理想的な上限として，横隔壁が完全剛性体である場合を考えることができる。即ち，一枚の隔壁を考える場合には，剛隔壁と言う理想的な場合に対して，捩り剛性の増加が実用上問題にならない程低ければ，隔壁で船体捩り剛性を高めるという考え方は，隔壁の数の効果があるとしてもあまり実用性はないと結論されよう。そこで，まず剛隔壁に対する薄肉開断面梁の捩り剛性を検討してみる必要がある。

2-1 剛隔壁を有する開断面箱型梁の捩り計算

両端でワーピングが拘束されているU字型断面梁の中央に n 枚の剛隔壁を有する場合について考えてみる。隔壁のある位置 $x_1, x_2, \cdots, x_n$ では，ワーピングがないので次の関係が成立する (Fig. 1)。

$$\frac{d\varphi}{dx}=0, \quad \varphi=\varphi_0, \varphi_1, \varphi_2, \cdots, \varphi_n$$

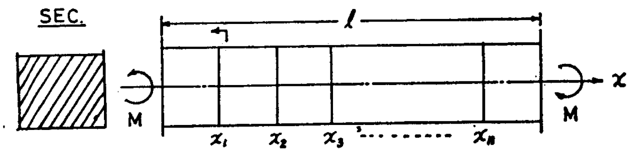


Fig. 1 Beam with U-Shaped section having Multiple Number of BHD

ただし，$\varphi_0, \cdots, \varphi_n$ は $x_1, x_2, \cdots x_n$ における断面の捩り角で又，$x_1, x_2 \cdots$ は等間隔に位置するとすると，相隣る隔壁ではさまれた1スパンの左右端の相対的な捩り角は，どのスパンについても等しいと考えられるので，

$$\varphi_0-\varphi_1=\varphi_1-\varphi_2=\varphi_3-\varphi_4=\cdots=\varphi_{n-1}-\varphi_n \tag{2.2}$$

したがつて，これらを順次長さ方向につなが合せて全体の捩り角分布曲線を求めることができるので，両端でワーピングが拘束されているU字型断面梁が，両端でそれぞれ $\varphi^*, -\varphi^*$ だけ捩りを受ける場合の全体の捩り角分布を求める。曲げ捩り理論により，

$$\left.\begin{array}{ll} \text{基礎式} & -EC_{BT}\dfrac{d^4\varphi}{dx^4}+GJ_T\dfrac{d^2\varphi}{dx^2}=0 \\ \text{境界条件} & x=\pm\dfrac{l}{2}:\varphi=\pm\varphi^*, \quad \dfrac{d\varphi}{dx}=0 \end{array}\right\} \tag{2.3}$$

これから，容易に次式を導くことができる。

$$\varphi=\frac{\sinh kx-kx\cosh\frac{kl}{2}}{\sinh\frac{kl}{2}-\frac{kl}{2}\cosh\frac{kl}{2}}\cdot\varphi^* \qquad (2.4)$$

ここで　$k=\sqrt{GJ_T/EC_{BT}}$

従つて n 枚の剛隔壁を有するU字断面梁の場合の，任意の断面における振り角は次式で与えられる（Fig. 2)。

$$\varphi_i=\frac{\sinh\frac{kx}{n+1}-\frac{kx}{n+1}\cosh\frac{kl}{2(n+1)}}{\sinh\frac{kl}{2(n+1)}-\frac{kl}{2(n+1)}\cosh\frac{kl}{2(n+1)}}\cdot\frac{\varphi^*}{n+1} \qquad (2.5)$$

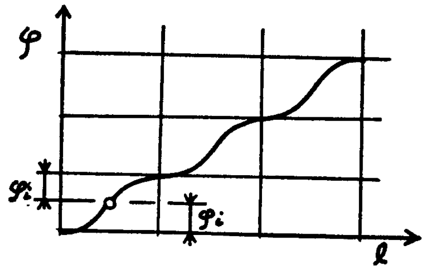


Fig. 2　Distribution of φ

ここで x は各区分の中央部を原点とした局部座標を表わす。

つぎに両端に一定の振りモーメント M_t を与える場合には，曲げ振り理論から，

$$\varphi=\frac{2M_t}{GJ_T}\left(\frac{l}{2}-\frac{1}{k}\tanh\frac{kl}{2}\right) \qquad (2.6)$$

隔壁が n 枚のときには，

$$\varphi_i=\frac{2(n+1)M_t}{GJ_T}\cdot\left\{\frac{l}{2(n+1)}-\frac{l}{k}\tanh\frac{kl}{2(n+1)}\right\} \qquad (2.7)$$

いま，$kl/2=\xi$ とおき，(2.6) と (2.7) 式の比を $g(n)$ とおけば，

$$g(n)=\frac{\xi-(n+1)\tanh\frac{\xi}{n+1}}{\xi-\tanh\xi} \qquad (2.8)$$

$g(n)$ は，隔壁の数に対して，梁の振り角が隔壁なしの場合の何倍になるかを与える関数で，隔壁の数の効果を表わしている。

ξ をパラメータとして $g(n)$ を示すと Fig. 3 のようになる。

Fig. 3 から，ξ が小さい程，すなわち一定長さの梁に対して曲げ振り剛性が Saint Venant 振り剛性より大きい程，隔壁の数の効果は大きく，数枚の剛隔壁で振り剛性を数倍に上げ得ることが判る。すなわち，剛隔壁と言う一つの極限は BHD で船体振り剛性を増加させ得る可能性を十分に示していると見ることができる。

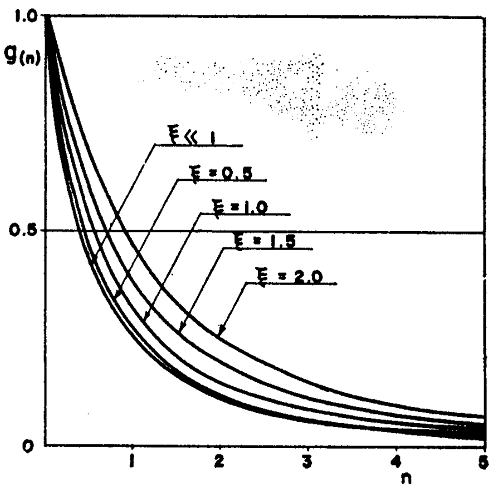


Fig. 3　$n-g(n)$

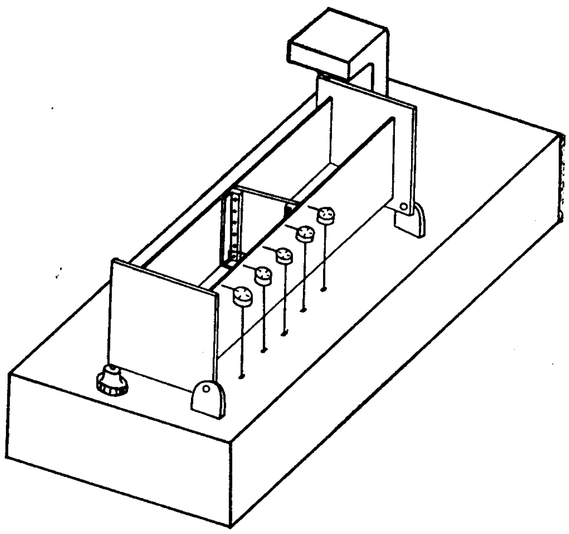


Fig. 4　View of Simple Model Test

2.2 実験との対比

以上の計算上の検討を実験的に確認するために Fig. 4 に示す実験方法により，薄肉開断面梁の振り角分布を実測で求めて計算結果と比較した。

U字型梁に対して，隔壁は，剛と見なせる程度に厚みを持たせ梁板厚 3.2 mm に対して隔壁板厚 4.5 mm とした。一方計算に用いた模型梁の定数値は，

$$l=100\,\mathrm{cm}$$
$$C_{BT}=44866.6\,\mathrm{cm}^6$$
$$J_T=0.596815\,\mathrm{cm}^4$$
$$k=0.230669\times10^{-2}\,\mathrm{cm}^{-1}$$

である。計算は (2.5) 式によるが，$kl/2(n+1)$，$kx/2(n+1)$ が1に比して小さいときには，sinh, cosh の項を Taylor 展開して第2項迄をとり次の簡略式に導くことが出来る。

$$\left.\begin{aligned}\varphi_t&=\frac{s(3-s^2)}{2(n+1)}\cdot\varphi_1\\ \text{ただし}\quad s&=x\Big/\frac{l}{2}\end{aligned}\right\}\qquad(2.9)$$

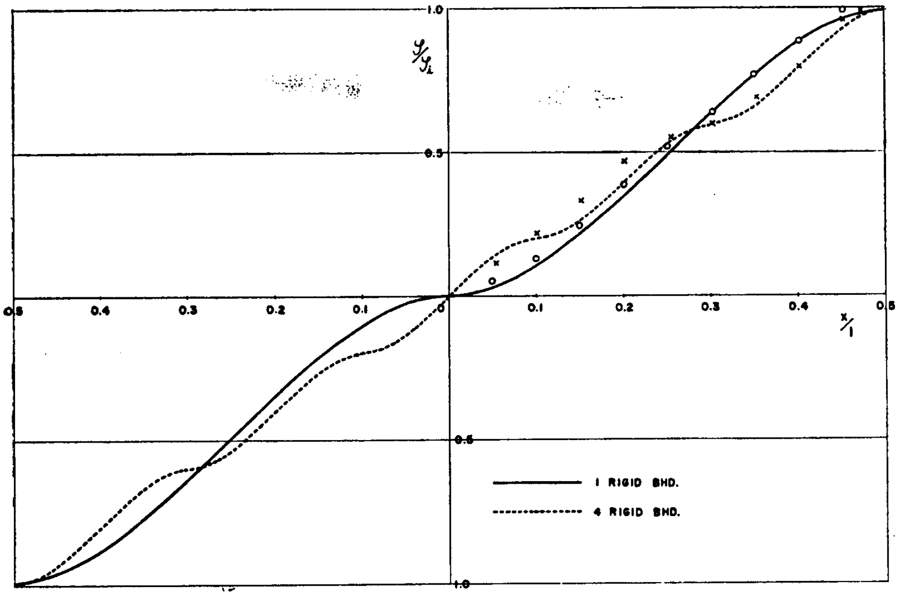


Fig. 5 $x/l-\varphi/\varphi_t$

(2.9) 式による計算結果と実験結果との比較を Fig. 5 に示す。実測値と計算値はほぼ一致した傾向を示しており，剛隔壁に対して上述の取扱いができることが確認された。実験に用いた箱型梁について，(2.8) 式の ξ の値は約 0.1 となる。ξ がに1比して小さいとき，(2.8) 式の $g(n)$ は，ξ の値にほぼ無関係となつて，次の形に導かれる。

$$g(n)=\frac{1}{(1+n)^2}\qquad(2.10)$$

(2.10) 式は隔壁の数の効果を表わし，Fig. 3 に ξ をパラメータとして曲線を図示した。実験に使用した箱型梁の場合，剛隔壁でワーピングを完全に拘束すると，箱の捩り角は，理論上では，

B.H.D 1枚の場合…………………約 1/4
B.H.D 2枚の場合…………………約 1/10
B.H.D 4枚の場合…………………約 1/20

に減少することが判る。

3 隔壁の挙動について（実験的研究）

前章では，隔壁で船体捩りに抵抗させるという考え方が，隔壁の剛性と数を適当に選ぶことによつて十分可能性を有することが判つたので，次には，実際に即した弾性隔壁（剛体隔壁に対して）の場合について検討することが必要である。しかし，この問題を理論的に扱おうとすると，隔壁が船体の捩りに抵抗する様式を仮定するこ

とが必要で，その仮定は，実験的に検討した結果を用いることが望ましいと考えて，コンテナ船の部分模型に実際に即した BHD 模型を種々取り付けて振りモーメントを与え，BHD の変形状態を調べた。本章では船体振りと BHD の変形，応力の関係を求めるための実験研究について述べる。

3·1 実験モデル

船倉部の振りに対する船首，船尾の影響，船体に及ぼす BHD の影響などを考慮して，Fig. 6, Fig. 7 に示す DOWBLE-HULL 構造の ONE HATCH 部分模型および実船のものに極めて類似した構造の隔壁および横置部材を製作した。船体，隔壁ならびに両者の結合部分などすべての溶接は両面連続とした。模型主要寸法を下に示す。

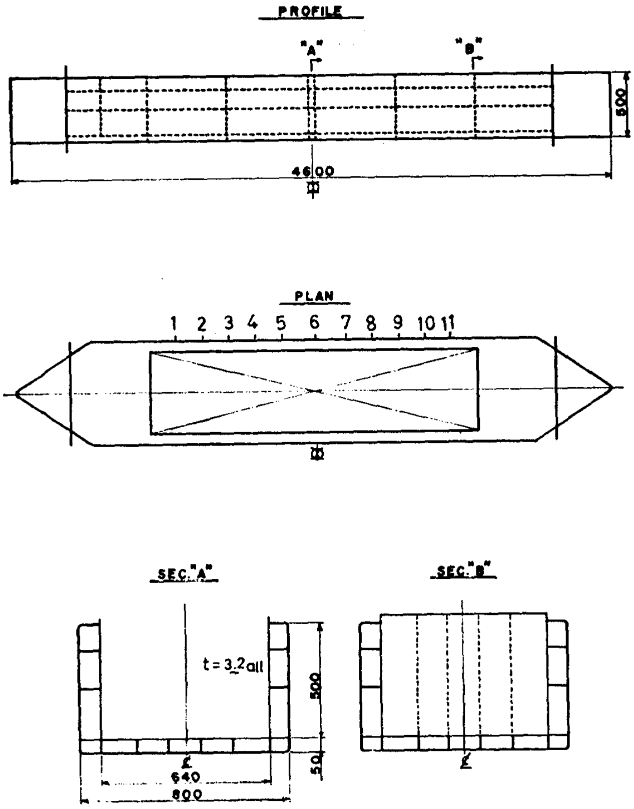


Fig. 6 Box Beam Model

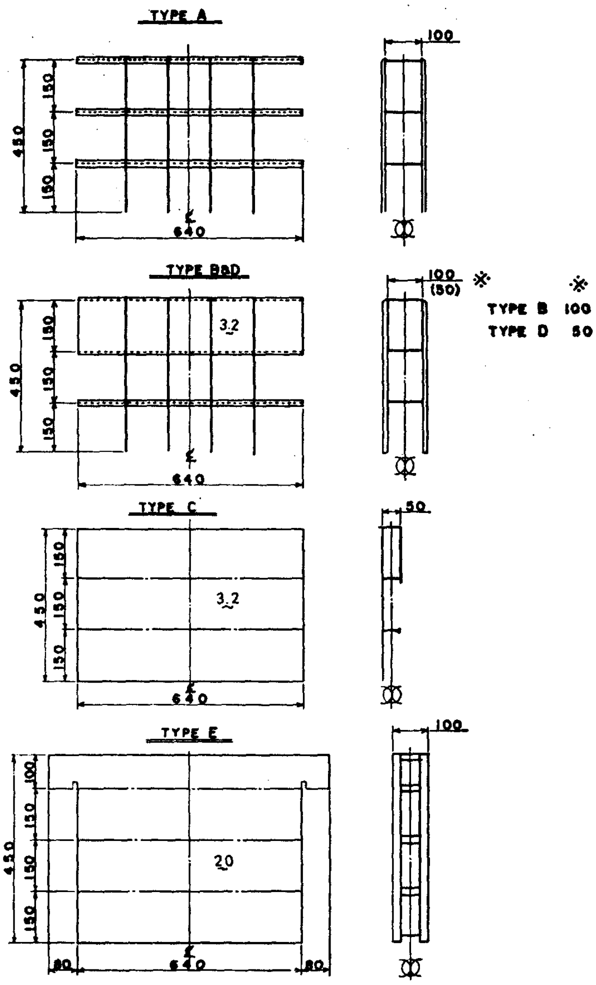


Fig. 7 Type of BHD

$$L \times B \times D = 4.600^{m} \times .800^{m} \times .500^{m}$$

ハッチ・オープニング　$2.500^{m} \times .640^{m}$

模型の種類は下記の2種である。

模型 I　BHD TYPE　A, B, E 用

模型 II　BHD TYPE　C, D 用

3·2 実験方法

コンクリート基礎上に固定された鋳鉄製定盤上に船体模型を設置し，一端を固定し，他端（負荷側）をピンで支持し，ロード・セルで荷重を測定しながら振りモーメントを負荷した。船体及び BHD の取付種別により実験を8種類に分けテスト番号1～8（Table 1）とし

Table 1

TEST NO.	BHD. TYPE	Position to be set	No. of BHD.
1	—	—	0
2	A	6	1
3	B	6	1
4*	E	6	1
5	—	—	0
6	C	6	1
7	C	6	3
	D	3, 9	
8	C	6	11
	D	1~5, 7~11	

* 4-1 WITHOUT BKT
4-2 WITH BKT

た。No. 1, No. 5 はそれぞれ2個の模型船について BHD を設置しない場合, No. 6～No. 8 は5種類の BHD を所定の位置に取付けて, モーメント 1.39, 2.78, 4.18 及び 5.56 T-M でそれぞれ振りを与えたもので, ダイヤル・ゲージによつて船体およ

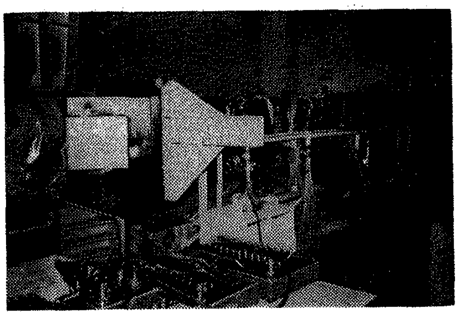


Photo 1 View of the Installations for Torsion test on the Box Type Model

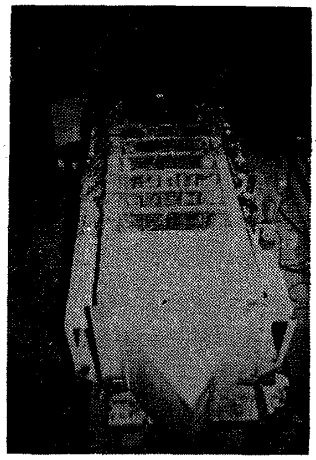


Photo 2 Box Type Model Under Testing

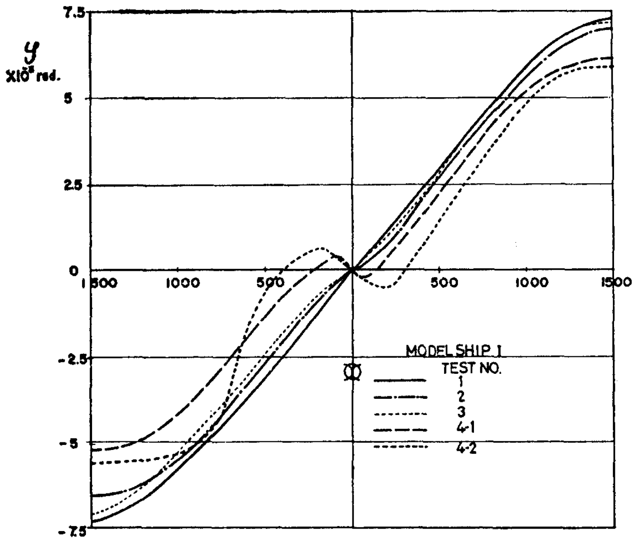


Fig. 8 Angle of Twist

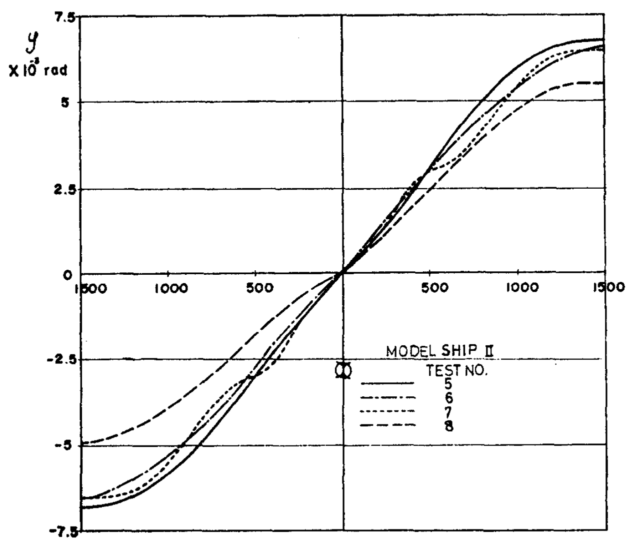


Fig. 9 Angle of Twist

び BHD の変形状態を測定した他, 船体および BHD 各部の主応力, 船体の軸方向変位量 (ワーピング) およびハッチ・オープニングの対角線長さなどを併せて測定し, 実験状態の確認と, 各量間の相互関係のはあくを行なうようにした。

3·3 実験結果

Fig. 8, Fig. 9 に最大負荷モーメント (5.56 T-M) 時の振り角分布を示した。また, 各負荷モーメントにおける模型負荷端の振り角を無次元表示した結果を Fig. 10, Fig. 11 に示す。さらに, この実験の主眼である BHD の変形状態を測定した結果を図示すると Fig. 12 のようになる。応力測定結果は今の場合省略する。

3·4 結果の考察と検討

まず船体の振り角分布 (Fig. 8, 9) については, 模型船では, BHD TYPE A および B の場合は振り角に大差はなく, BHD なしの場合に比較して約 6% の減少を示している。従つて TYPE A と TYPE B の構造差による効きの差はないと言えよう。一方, TYPE E の BHD 模型 (船体に対して剛隔壁と見なし得る) の場合には, Fig. 8 のテスト番号4に示すように, 約 26% の振り角減少が見られる。この場合に, BHD 取付部分で船体の局部的な変形が著しく, そのために BHD が船体振りに抵抗する効果も減少しているので, BHD 取付部で船体をスチフナで補強した結果, 同図テスト番号 4～2 に示すように局部変形が抑えられ, BHD の効果が上昇している。このことは, 実船に適用する際にも充分の注意を要すると考え

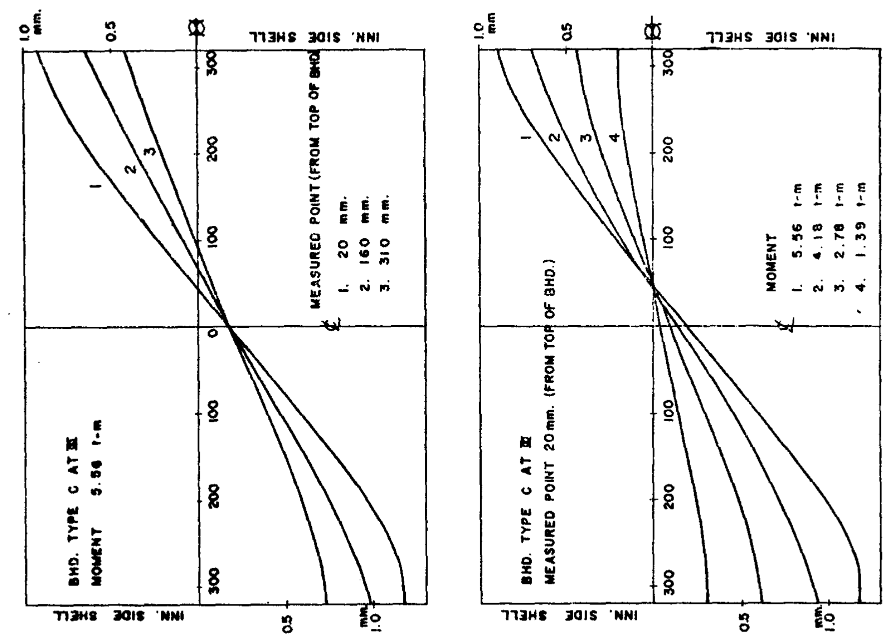


Fig. 12 Displacement of BHD

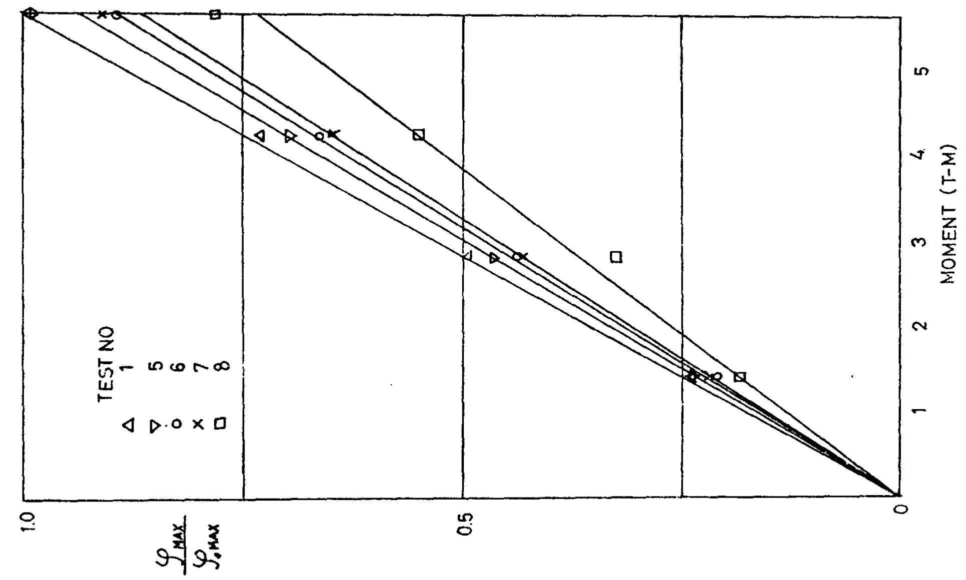


Fig. 11 Moment-$\varphi_{max}/\varphi_{0max}$

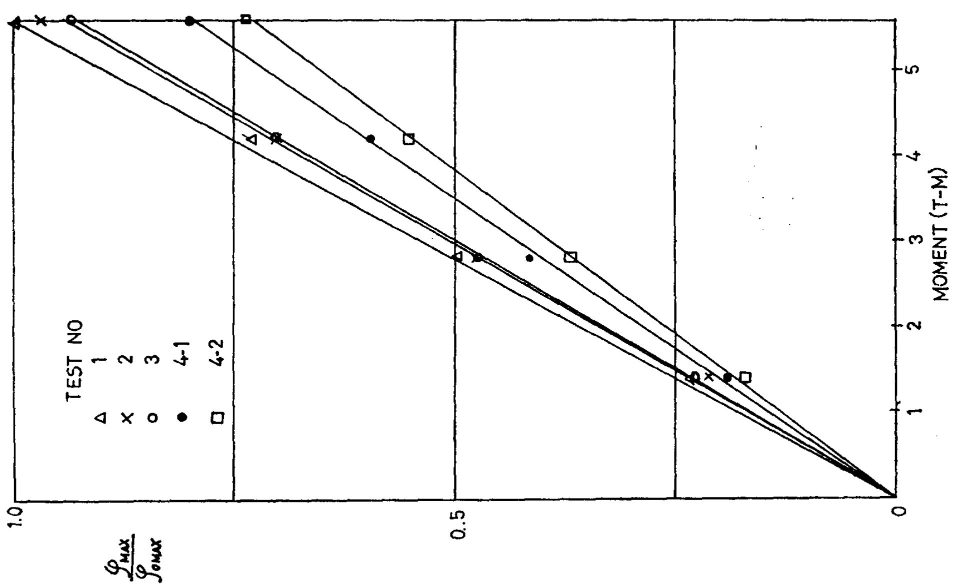


Fig. 10 Moment-$\varphi_{max}/\varphi_{0max}$

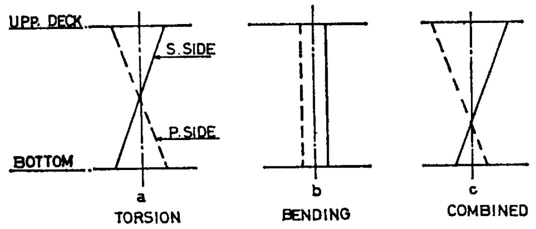


Fig. 13 Behaviour of BHD Displacement

られる。模型船IIの場合（テスト番号 5～8）では，BHD TYPE C, D を用いたときの数の効果を調べた。テスト番号8（Fig. 9）では，BHD なしの場合に比して約 23% の船体捩り角減少が見られ，剛 BHD を用いた Test No. 4 の場合と近い効果を示している。以上により，BHD の構造を変えて剛性を高めることは実船では限度があるので，構造と同時に数の効果によつて捩り角を効果的に減少させることは有効な方法と言えよう。次に，BHD の変形を測定した Fig. 12 を検討してみると，例えばテスト番号6の場合，BHD が船体捩りに抵抗する様式として，船体両舷に平行な方向の剪断力のみならず，BHD 自体の捩り抵抗も少なからず寄与していることが判る。BHD の変形は，この剪断変形と捩り変形の重じようで成り立つており，これをさらに，船体壁側より透視した図で示すとFig. 13 のようになる。Fig. 13（a）は BHD の捩り変形，（b）は剪断変形を示しており，両者を重じようとすることによつて，（c）に示すような実測と一致する変形状態を得ることができる。（c）図の変形状態は，Fig.12 の変形測定結果から容易に導くことができる。さらに BHD の応力分布状態を調べた結果も，上述の BHD 抵抗様式を裏付けていることが判つた。Fig. 14 および Fig. 15 に3軸歪ゲージによる歪測定から求めた BHD の主応力分布状態を示す。

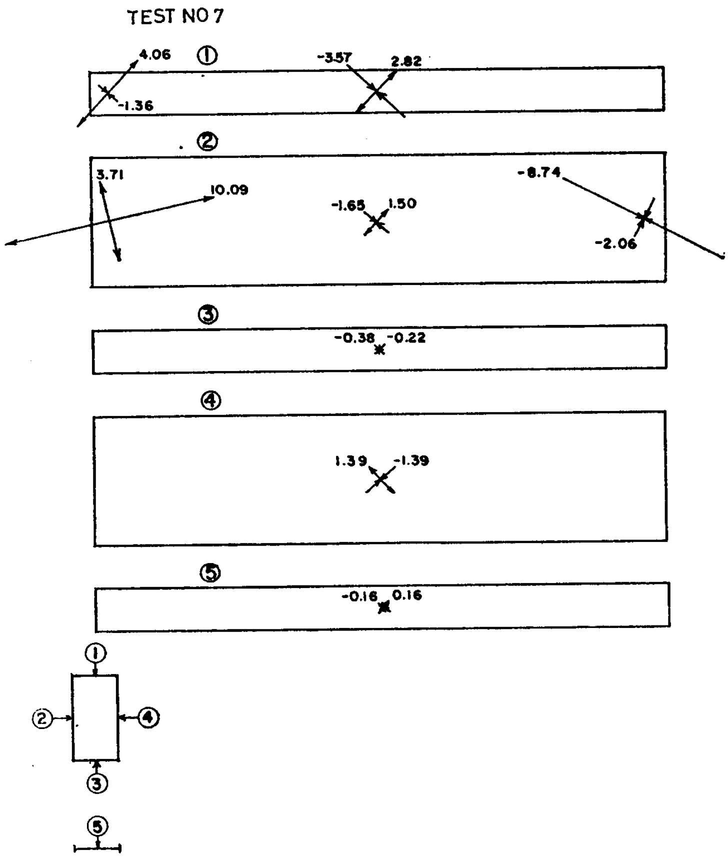


Fig. 14 Principal Stress of BHD

4 BHD 効果の理論的検討

従来，船体捩り外力に対して，BHD は剪断曲げ抵抗するものとして，取扱われた文献が多いが，前章の実験結果より，この抵抗形式に加えて，BHD の捩りによる抵抗も考慮しなければならないことが判つた。

そこで，本章では，BHD はこれらの抵抗形式をとるものとして，BHD 取付部では船体との連続条件として，合軸力，合モーメントを釣合わせ，変位或いはその勾配を適合させると言う方法で，BHD を有する船体の捩り

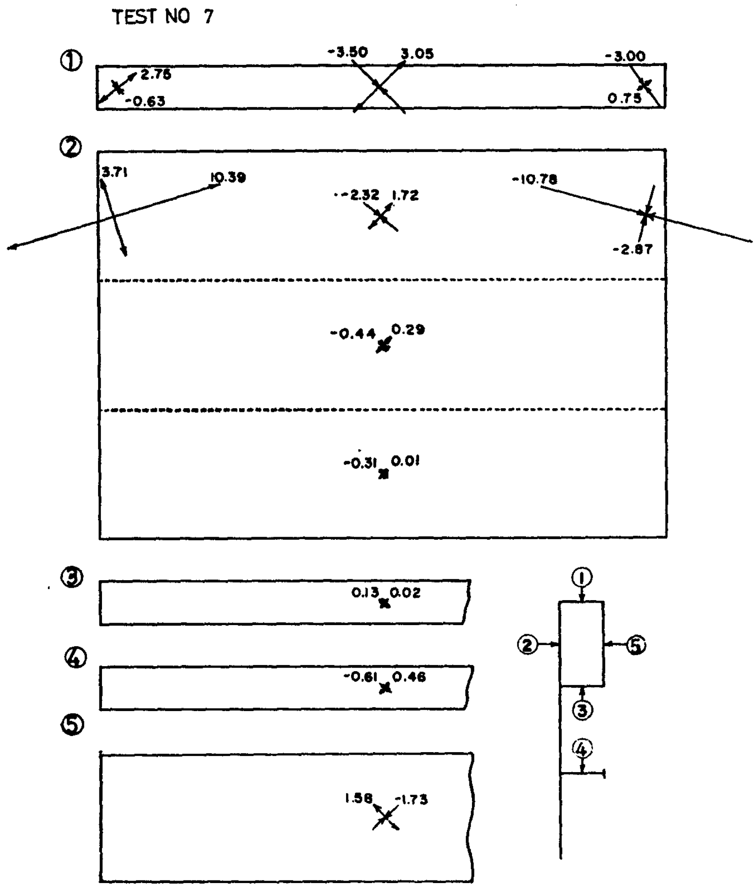


Fig. 15 Principal Stress of BHD

を理論的に解析した。

解析にあたつての船体側，BHD 側の仮定は次のようにおいた。

1. 船体側は，一様モーメントをうける。一様断面梁として，BHD 取付部においても曲げ振り理論が適用できるものとする。

2. BHD 側は，船体より集中剪断力と集中捩りモーメントが作用し，前者に対しては，船倉幅の 1/2 を長さとする片持梁とみなすことができ，後者については，Saint Venant の捩り理論が適用できるものとする。

4·1 弾性 BHD と船体との接続条件

BHD 取付部の構造を Fig. 16 に示す。

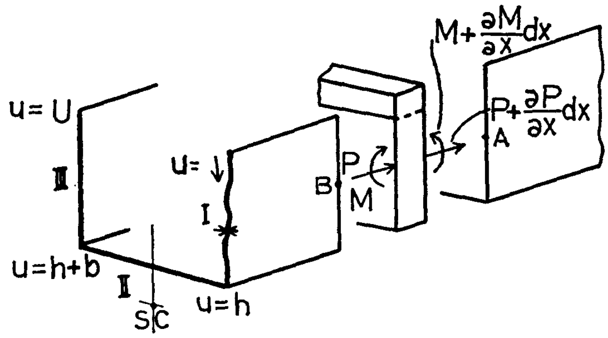


Fig. 16

BHD には船体側壁の合軸力 P, 合モーメント M が作用しているとすると

i 船体側条件

$$P_B=\int_0^h \sigma_B(u)tdu=-E\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}\int_0^h W_u tdu \tag{4.1}$$

$$M_B=\int_0^h \sigma_B(u)\left(\frac{h}{2}-u\right)tdu=-E\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}\int_0^h W_u\left(\frac{h}{2}-u\right)tdu \tag{4.3}$$

ここで W_u は船体固有の値で次式で示される。

$$W_u=\int_0^u r_u du+c_0 \tag{4.3}$$

$$c_0=-\int_0^U tdu\int_0^u r_u du\Big/\int_0^U tdu$$

ここで r_u は剪断中心から，板部中心の接線までの垂直距離を表わす。P_A, M_A も P_B, M_B などと同じ形で書くことが出来る。

$$\Delta P_i=\frac{\partial P}{\partial x}dx=-E\int_0^h W_u t du\cdot\left[\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}}-\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}\right] \tag{4.4}$$

$$\Delta M_i=\frac{\partial M}{\partial x}dx=-E\int_0^h W_u\left(\frac{h}{2}-u\right)tdu\left[\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}}-\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}\right] \tag{4.5}$$

BHD 取付部船体軸方向変位 w_u は，

Saint Venant の捩りによるもの（二重構造の場合）

$$w_{u1}=\left(h+\frac{b}{2}-u\right)\cdot\frac{J_T}{2A\cdot t}\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A=U_u\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A$$

曲げ捩りによるもの

$$w_{u2}=-W_u\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A$$

$$\therefore\quad w_u=w_{u1}+w_{u2}=-(W_u-U_u)\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A=-V_u\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A \tag{4.6}$$

Fig. 16 のような溝型断面では，c_0 は (4.7) で示され，変位分布 w_u は (4.8) 式で示される。

$$c_0=-\frac{b}{2}\left(h-\frac{h^2}{2h+b/3}\right) \tag{4.7}$$

I 部 $0\leq u\leq h$

$$w_u=-\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)\left(\frac{bu}{2}+c_0\right)+\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)U_u \tag{4.8$'$}$$

II 部 $h\leq u\leq h+b$

$$w_u=-\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)\left\{\frac{bh}{2}-\frac{h^2}{2h+b/3}\cdot(u-h)+c_0\right\}+\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)U_u \tag{4.8$''$}$$

III 部 $h+b\leq u\leq 2h+b$

$$w_u=-\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)\left\{-\frac{h^2}{2h+b/3}\cdot b+\frac{b}{2}(u-b)+c_0\right\}+\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)U_u \tag{4.8$'''$}$$

M,φ,x を Fig. 17 に示す方向を正とすると，(4.8) で示す変位分布は Fig. 17 に示すようになる。

側壁部の変位の勾配 α_s は (4.9) 式で示される。

$$\alpha_s=\frac{dw_u}{du}=\frac{dw_{u1}}{du}+\frac{dw_{u2}}{du}$$

$$=-\left(\frac{b}{2}+\frac{J_T}{2At}\right)\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)=-B\left(\frac{d\varphi}{dx}\right) \tag{4.9}$$

ii BHD 側条件

BHD の剪断中心に，捩りモーメント T，剪断力 Q が作用した場合の変位 w_B は (4.10) 式で示される。

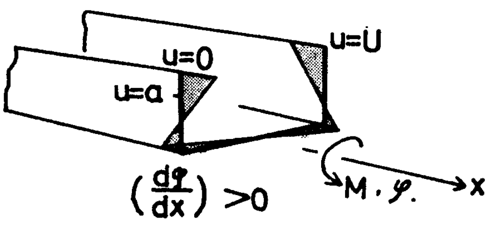


Fig. 17

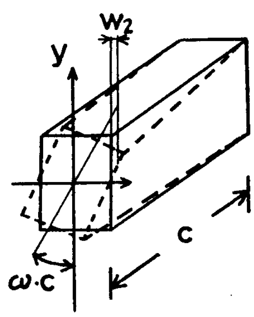


Fig. 18

$$w_B = w_1 + w_2 \tag{4.10}$$

ここで w_1 は剪断力による変位で (4.11) 式で示される。

$$w_1 = \frac{l^3}{3EI} Q = \kappa_1 Q \tag{4.11}$$

また w_2 は振りによる変位で (4.12) 式で示される (Fig. 18 参照)。

$$w_2 = \omega y c = \kappa_4 y c \cdot T \tag{4.12}$$

ここで $y = y_a$ とすると

$$w_2 = \kappa_4 y_a c T = \kappa_2 T$$

κ_4 は BHD の断面形状によつて次の様に示される。

a. BHD が実質矩形断面のとき (Fig. 19-a)。

$$\kappa_4 = \frac{1}{\dfrac{Ga^3 b}{3} - \dfrac{64\, Ga^4}{\pi^5} \displaystyle\sum_{\nu=0}^{\infty} \frac{\tanh \dfrac{2\nu+1}{2a} \cdot \pi b}{(2\nu+1)^5}} \tag{4.13}$$

b. BHD が薄肉閉断面のとき (単連結) (Fig. 19-b)

$$\kappa_4 = \frac{1}{4F^2 G} \oint \frac{du}{t} \tag{4.14}$$

ここで F は中央線が囲む面積

c. BHD が薄肉閉断面のとき (二重連結) (Fig. 19-c)

$$\kappa_4 = \frac{(a_1 + a_2) a_m + a_1 a_2}{4G\{a_2 F_1^2 + a_1 F_2^2 + a_m (F_1 + F_2)^2\}} \tag{4.15}$$

ここで　　$a_1 = l_1/t_1,\quad a_2 = l_2/t_2,\quad a_m = l_m/t_m$

d. BHD が薄肉開き断面のとき

$$\kappa_4 = \frac{3}{G \displaystyle\int_0^l t^3 du} \tag{4.16}$$

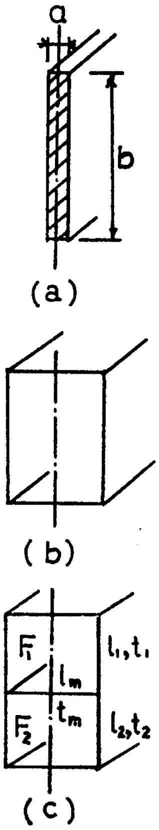


Fig. 19

変位の勾配 α_B は (4.17) 式で示される

$$\alpha_B = -\omega c = -\kappa_4 c T = \kappa_3 T \tag{4.17}$$

ここで (−) 符号は船体側と統一したためである。

iii 連 続 条 件

船体側の合軸力，合モーメントの変化分 $\Delta P, \Delta M$ と BHD に作用する剪断力，振りモーメント，Q, T を夫々等しく，さらに変位の適合条件を考える。

$$\left.\begin{aligned} \Delta M &= T \\ \Delta P &= Q \end{aligned}\right\} \tag{4.18}$$

a. 一点の変位を連続させたとき

(4.6) 式の $w_u(u=a)$ と (4.10) 式の $w_B(y=y_a)$ が (4.18) 式を満足して等しいとすると (4.19) 式が成立する。

ここで $u=a$ と $y=y_a$ は対応した点とする

$$-\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A V_u(u=a) = \kappa_1 Q + \kappa_2 T$$

$$= -E\left\{\kappa_1 \int_0^h W_u t du + \kappa_2 \int_0^h W_u \left(\frac{h}{2} - u\right) t du\right\} \cdot \left\{\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}} - \left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}\right\}$$

$$\therefore\ \left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}} - \left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i} = \frac{V_{u(u=a)}\left(\dfrac{d\varphi}{dx}\right)_A}{E\left[\kappa_1 \displaystyle\int_0^h W_u t du + \kappa_2 \int_0^h W_u \left(\frac{h}{2} - u\right) t du\right]} \tag{4.19}$$

いま u, y を BHD 上面の位置とした場合，(4.19) 式は (4.20) 式で示される。

$$\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}} - \left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i} = K_1 \left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A \tag{4.20}$$

また，BHD の剪断中心点で変位を連続させた場合，(4.19) 式は (4.21) 式で示される。

$$\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}}-\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}=\frac{V_{u(u=a)}\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A}{\kappa_1E\int_0^h W_u\cdot tdu}=K_2\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A \tag{4.21}$$

b. 変位の勾配を連続させたとき

(4.9), (4.17) 式より, (4.22) 式が成立つ。

$$-\frac{b}{2}\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A=-\kappa_3E\int_0^h W_u\left(\frac{h}{2}-u\right)tdu\cdot\left\{\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}}-\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}\right\}$$

$$\therefore\ \left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}}-\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}=\frac{B\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A}{\kappa_3E\int_0^h W_u\left(\frac{h}{2}-u\right)tdu}=K_3\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_A \tag{4.22}$$

(4.20), (4.21), (4.22) 式より, 弾性 BHD の接続条件は, (4.23) 式で示される。

$$\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{A_{i+1}}-\left(\frac{d^2\varphi}{dx^2}\right)_{B_i}=K_i\left(\frac{d\varphi}{dx}\right)_{A_{i+1}} \tag{4.23}$$

(4.23) 式の検証として, BHD 剛性を, 零, 或いは, 無限大とした場合, 既知の解と一致することが次のようにして, 確認された。

(1) 剛 BHD の場合

$\kappa_1, \kappa_2\to 0$ としたとき, φ'' の差が有限値をもつ条件として $\varphi'\to 0$

(2) BHD なしの場合

$\kappa_1, \kappa_2\to\infty$ としたとき, $\varphi''_{A_{i+1}}=\varphi''_{B_i}$

4.2 多数の弾性 BHD を有する場合

簡単な場合として, Fig. 20 に示すような弾性 BHD を有する一様溝型梁に, 一様モーメントが作用しているとすると, 船体区分の基礎式は (4.24) で示される。

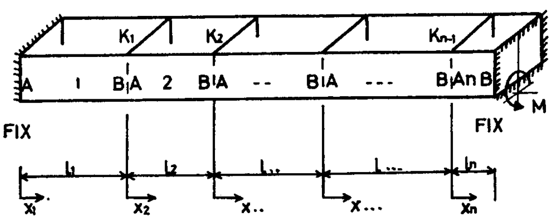


Fig. 20 Uniform Beam with U Shaped Section Having multiple Numbers of Elastic BHD.

$$-EC_{BT}\frac{d^3\varphi}{dx^3}+GJ_T\frac{d\varphi}{dx}=M \tag{4.24}$$

(4.24) 式の解は (4.25) 式で与えられる。

$$\varphi=A_i\cos hkx_i+B_i\sinh kx_i+\frac{M}{GJ_T}x_i+C_i \tag{425}$$

ここで $k^2=\dfrac{GJ_T}{EC_{BT}}$

境界条件は, 船体端部固定とすると (4.26) 式で示される。

$$\left.\begin{array}{l}\varphi(x_1=0)=0,\quad \varphi'(x_1=1)=0,\quad \varphi'(x_n=l_n)=0\\ \varphi(x_i=l_i)=\varphi(x_{i+1}=0),\quad \varphi'(x_i=l_i)=\varphi'(x_{i+1}=0)\\ \varphi''(x_{i+1}=0)-\varphi''(x_i=l_i)=K_i\varphi'(x_{i+1}=0)\end{array}\right\} \tag{4.26}$$

(4.25) 式の $3n$ 個の未知数 A_i, B_i, C_i $(i=1,2\cdots,n)$ は, (4.26) 式の $3n$ 個の条件式で決定できる。これをマトリックス表示すると (4.27) 式で示される。

$$[D]\cdot\{X\}=\{V\} \tag{4.27}$$

ここで

$$\{X\}=\{A_1, B_1, C_1, A_2, B_2, C_2, \cdots, A_n, B_n, C_n\}$$

$$\{V\}=\{0, -m, -m, \boxed{-ml_1, K_1m,}\cdots\boxed{-ml_{n-1}, 0, K_{n-1}\cdot m}\}$$

式中 $m=\dfrac{M}{GJ_T}$

$$[D]=\begin{pmatrix}1, & 0, & 1, & 0, & 0,\cdots\cdots & & & 0\\ 0, & k, & 0, & 0, & 0,\cdots\cdots & & & 0\\ 0, & 0, & 0, & 0, & 0,\cdots\cdots & kS_n, & kC_n, & 0\end{pmatrix}$$

$$
\begin{pmatrix}
C_1, & S_1, & 1, & -1, & 0, & -1, & 0, & \cdots\cdots & \cdots & \cdots & \cdots & ,0 \\
S_1, & C_1, & 0, & 0, & -1, & 0, & 0, & \cdots\cdots & \cdots & \cdots & \cdots & ,0 \\
-k^2C_1, & -k^2S_1, & 0, & k^2, & -kK_1, & 0, & 0, & \cdots\cdots & \cdots & \cdots & \cdots & ,0 \\
0, & 0, & 0, & C_2, & S_2, & 1, & -1,\cdots & 0, & \cdots & \cdots & \cdots & ,0 \\
0, & 0, & 0, & S_2, & C_2, & 0, & 0,\cdots & 0, & \cdots & \cdots & \cdots & ,0 \\
0, & 0, & 0, & -k^2C_1, & -k^2S_2, & 0, & k^2,\cdots & 0, & \cdots & \cdots & \cdots & ,0 \\
\cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\
0, & 0, & \cdots & \cdots & \cdots & 0, & C_{n-1}, & S_{n-1}, & 1, & -1, & 0, & -1 \\
0, & 0, & \cdots & \cdots & \cdots & 0, & S_{n-1}, & C_{n-1}, & 0, & 0, & -1, & 0 \\
0, & 0, & \cdots & \cdots & \cdots & 0, & -k^2C_{n-1}, & -k^2S_{n-1}, & 0, & k^2, & -kK_{n-1}, & 0
\end{pmatrix}
\tag{4.27}
$$

式中　$C_i=\cosh kl_i$,　$S_i=\sinh kl_i$

次に，単純な場合として中央に弾性 BHD を1個有する梁について計算を行い，BHD 剛性の，船体に及ぼす効果を検討した。

(4.27) 式によつて，未知定数を求めると (4.28) 式となる。

$$
\left.
\begin{aligned}
A_1&=\frac{mk\sinh kl\{2k\tanh kl+K(1-\mathrm{sech}\,kl)\}}{\Delta}\\
B_1&=-\frac{m}{k}\\
C_1&=-A_1\\
A_2&=\frac{mkK\sinh kl}{\Delta}(1-\mathrm{sech}\,kl)\\
B_2&=\frac{-m}{k\cosh kl}\left\{1+\frac{k^2\sinh^2 kl(1-\mathrm{sech}\,kl)}{\Delta}\right\}\\
C_2&=\frac{mk\sinh kl(1-\mathrm{sech}\,kl)\{2k\sinh kl+K(\cosh kl-2)\}}{\Delta}
\end{aligned}
\right\}
\tag{4.28}
$$

ここで　$\Delta=k^2\sinh kl(2k+K\tanh kl)$

BHD なしに対する。弾性 BHD の場合の，最大捩り角の比 $g\left(\frac{K}{k}\right)$ は (4.29) 式で示される。

$$
\begin{aligned}
g\left(\frac{K}{k}\right)&=\frac{\varphi_{x_2=l}\,(\text{with Elas BHD})}{\varphi_{x_2=l}\,(\text{without BHD})}\\
&=\frac{2\left\{\frac{K}{k}\left(\mathrm{sech}\,kl-1+\frac{kl}{2}\tanh kl\right)+kl-\tanh kl\right\}}{(kl-\tanh kl)\left(2+\frac{K}{k}\tanh kl\right)}
\end{aligned}
\tag{4.29}
$$

$K=0$ 或いは，$K=\infty$ の値は (4.30) 式で示され，既知の解と一致する。

$$
\left.
\begin{aligned}
g(0)&=1\\
g(\infty)&=\frac{-2\,\mathrm{sech}\,kl+kl\tanh kl}{\tanh kl(kl-\tanh kl)}
\end{aligned}
\right\}
\tag{4.30}
$$

4·3 実験との比較

前節の理論の妥当性を検討するために，第三章で得た実験結果との比較を行なつた。この場合 Fig. 6 に示す閉断面部は，BHD なしの場合の最大捩り角を，計算値と一致させるように，相当長さを求めて整理する方針をとつた。計算するに際して，前節で述べた，BHD 剛性に関与するパラメータ K のとり方が問題となる。

まず，BHD 1枚取付けた時の，テスト番号3の最大捩り角実測値と (4.29) 式の比較を Fig. 21 に示す。

ここで

$K_1/\kappa=0.470$　(ケースA)

$K_2/\kappa=0.565$　(ケースB)

$K_3/\kappa=0.275$　(ケースC)

$K_4/\kappa=\frac{1}{\kappa}\cdot\frac{K_1+K_2+K_3}{3}=0.437$　(ケースD)

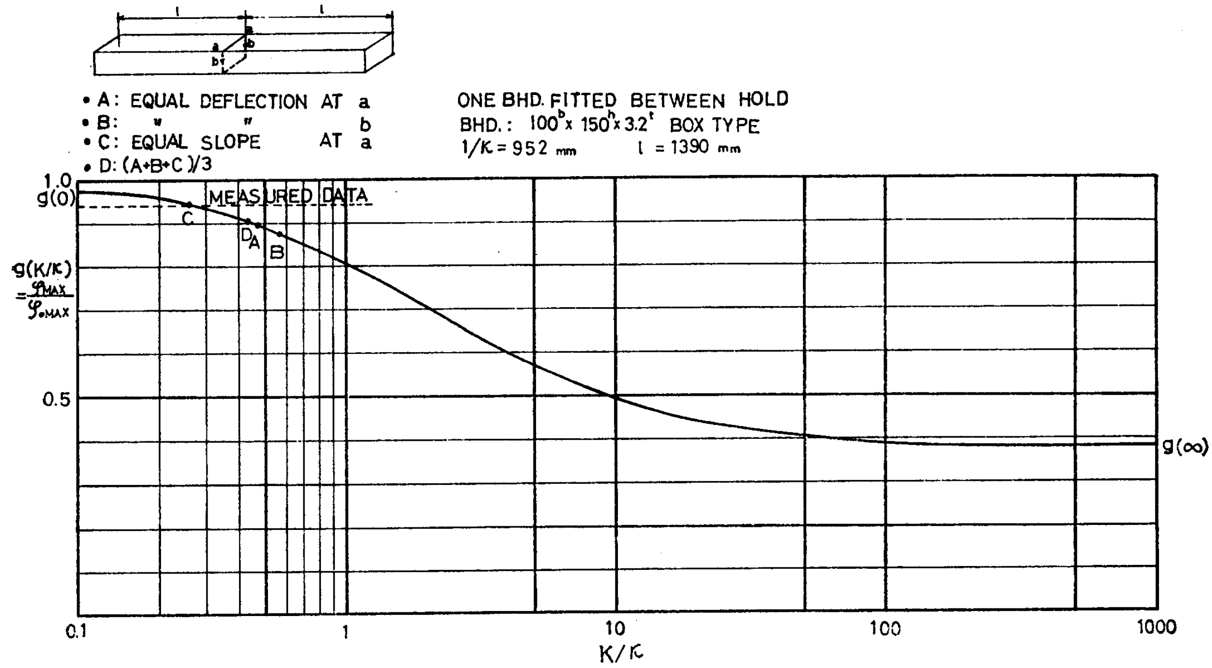


Fig. 21 Comparison of Theory and Experiment in Case of Box Beam Experiment

また，K_3 を採用したときの，船体中央部の，ワーピング量を比較したものを Table 2 に示す。

つぎに，K のとり方を5ケースについて計算し，BHD を多数取付けた，テスト番号 5, 6, 7, 8 の最大振り角実測値との比較をした。その結果を Table 3 に示す。

Table 2 Comparison with Experimental and Calculated Value of Twisting Angle

	TEST NO 1	TEST NO 3
MEASURED	2.47	2.30
CALCULATED	2.58	2.36

UNIT mm

ここで $K_5=\frac{1}{2}(K_1+K_3)$

K のとり方として，K_4 を採用したものが，各テストのうちで，実測値と最もよい一致を示していることがわかるが，このことは，上部箱付 BHD の場合には，剪断曲げと振りを含めた連続条件が適当であることを示している。又，倉口部菱型変形量に関係するワーピング量も同様な精度で実測値と一致していることを確認した。

Table 3 Comparison with Experimental and Calculated Values of Warping Displalement

TEST NO.	EXPERIMENTAL ANGLE OF TWIST	K	CALCULATED ANGLE OF TWIST
5	0.148×10^{-3} (1)	—	0.148×10^{-3} (1)
6	0.145×10^{-3} (0.978)	K1	0.147×10^{-3} (0.996)
		K2	0.138×10^{-3} (0.933)
		K3	0.146×10^{-3} (0.988)
		K4	0.143×10^{-3} (0.971)
		K5	0.146×10^{-3} (0.992)
7	0.137×10^{-3} (0.927)	K1	0.146×10^{-3} (0.991)
		K2	0.126×10^{-3} (0.852)
		K3	0.143×10^{-3} (0.972)
		K4	0.138×10^{-3} (0.934)
		K5	0.145×10^{-3} (0.981)
8	0.116×10^{-3} (0.781)	K4	0.120×10^{-3} (0.816)

4.4 理論の考察

4.2 で述べたように，BHD 取付点に於て考えた，合成モーメント，合成軸力が，互に独立な量として取扱えないので，変位の連続条件では，全体の変位，即ち，変位とその勾配を同時に連続させることができない。

したがつて，

K_1：振れ，および剪断による変位が重じようされる点で変位を連続させる。

K_2：剪断中心点の変位を連続させる。即ち剪断力のみによる変位がこの点では表われている。

K_3：変位の勾配だけを連続させる。即ち捩れだけを注目している。

の3個のケースが，基本的に考えられる。この3条件の変形様式は，全く相反するものではなく，K_1, K_2 の場合でも，変位の勾配はもちろん，K_3 の場合にも剪断力による変位がある。

これらの連続条件の選択法を，実側値と比較して検討した結果，実船によく用いられる箱付 BHD に対しては K_1, K_2, K_3 の相加平均を採用するのが適当であることを明らかにした。

また，以上の理論では，船体断面の菱形変形量は無視されているけれども，この効果については別途，剪断流理論による解析を行なつているが，今は省略する。

5 理論の実船への適用

前章で述べた理論は，箱型モデル実験との比較に於て，実用上充分の精度であることがわかつたが，これを実船に応用する場合，実際の船型は，単純な箱型に比してかなり複雑であるがゆえに，箱型モデルのみでは説明できない点もある。そのうちで最も問題となるのは，理論における，船首，船尾変断面部の取扱い方法であるが，これについては，文献[1]等で提案されている，相当長さの概念を用いて，一様開断面梁として取扱う方法と，断面変化を直接理論にとり入れる方法が考えられる。

ここでは，それぞれの手法による実船への適用について検討を行ない，前者の手法による実船への適用例を示した。

5.1 相当長さで考える方法

一様開断面部の両端に，等しい閉断面部を有する場合の，相当長さの求め方は，文献[1]で詳しく述べられているが，実際の船型は，船首尾部が非対称であるため，実船への適用には，なお問題を残している。

そこで，Photo 3 に示すコンテナー船の 1/70 実船モデルを製作し，実験的に振り特性を調べ，相当長さのとり方を検討するとともに，実船形状のモデルに対する，BHD 効果についても更に詳しく調べてみた。

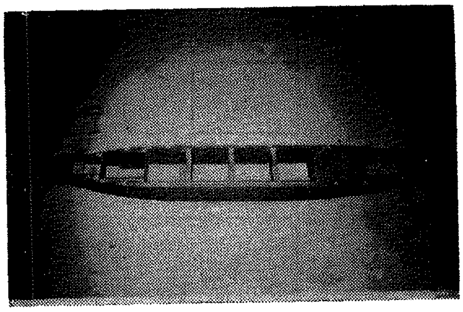


Photo 3 Container Ship Model with BHD

船型模型実験

供試船型模型は 5.4 節で述べる実船を 1/70 に縮少したもので，その構造を Fig. 22 に示す。

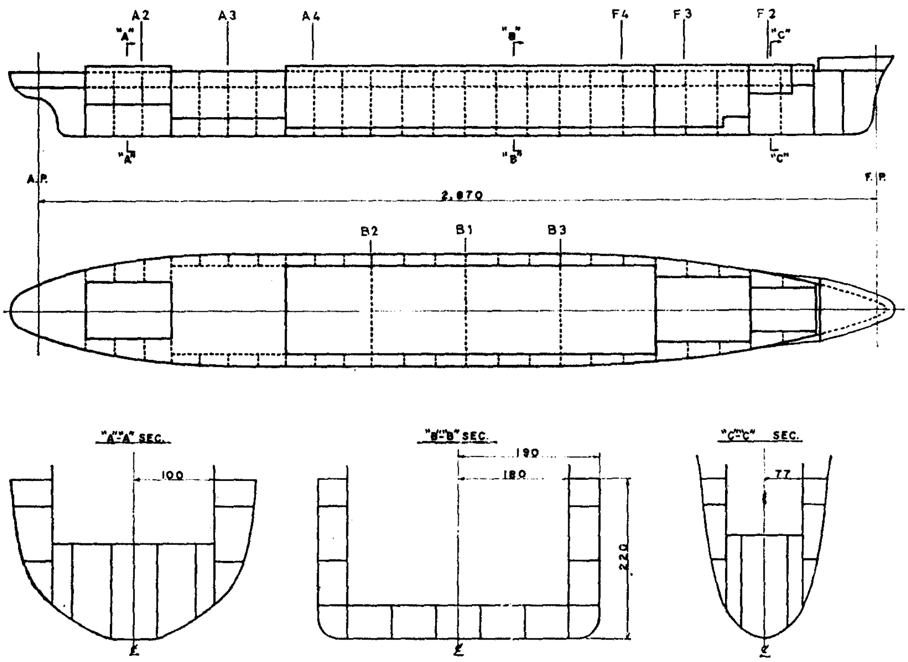


Fig. 22 Structure Plans of Model Ship

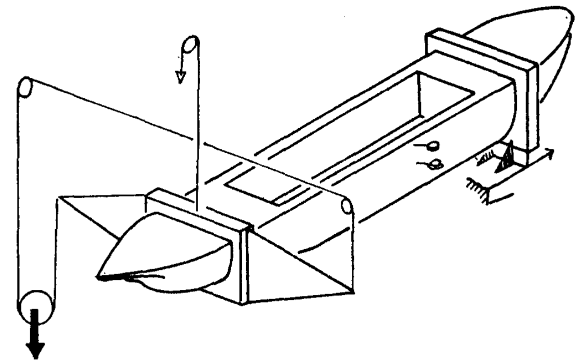


Fig. 23 View of Ship Type Model Test

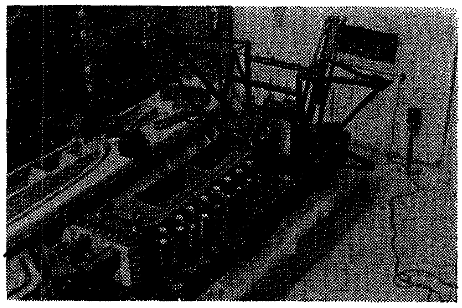


Photo 4 View of the Installations for Testing on the Container Ship Model

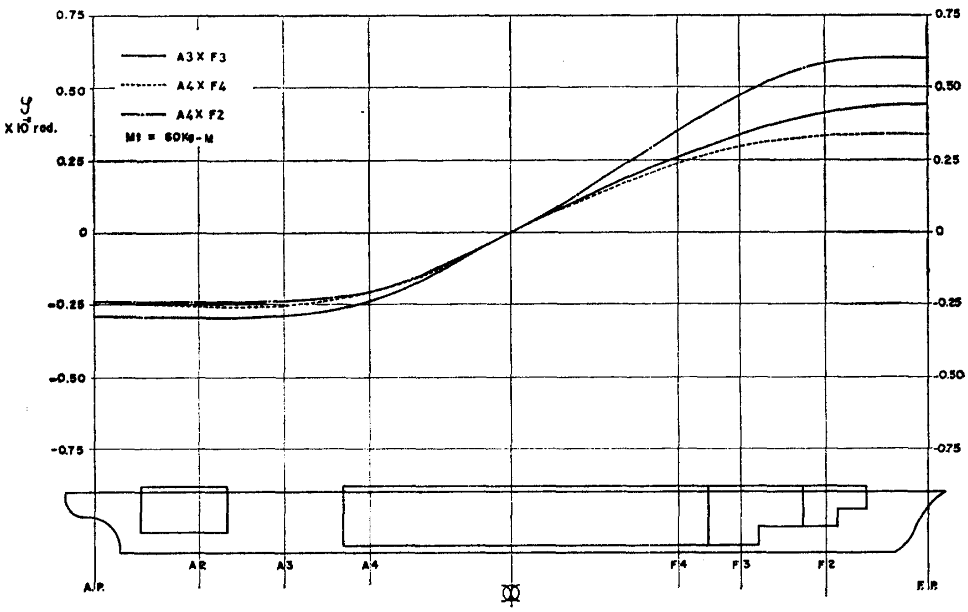


Fig. 24 Angle of Twist

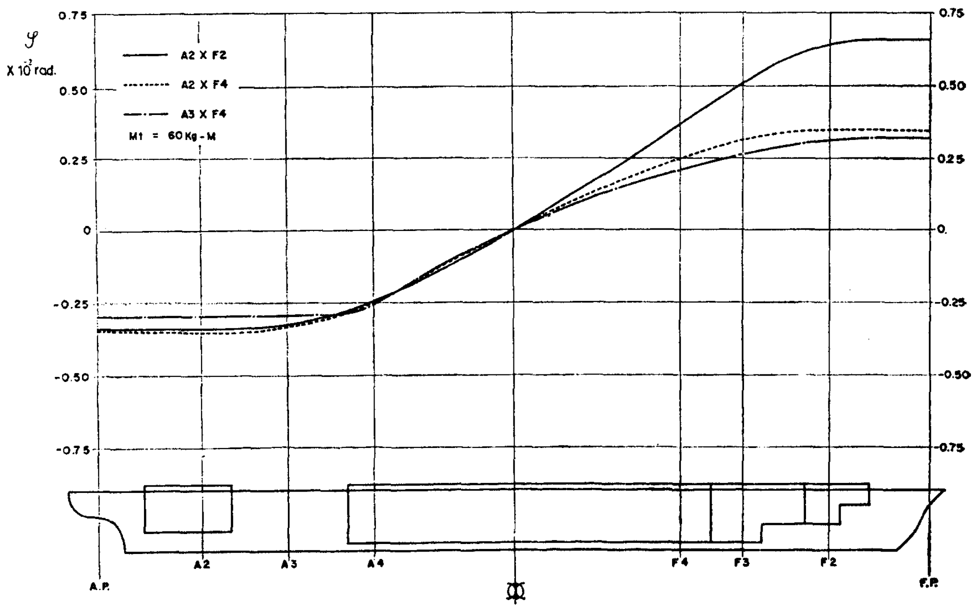


Fig. 25 Angle of Twist

この 1/70 模型では，使用板厚が非常に薄くなるため，溶接は不可能で，そのため亜鉛鉄板を用いて，全てハンダ付による組立を行なつた。

つぎに，実験方法を Fig. 23 に示す。硬質木材で製作した固定及び負荷治具によつて，断面に沿つて均一に，外力を伝達させる様にし，また負荷側は，図に示す様に，純捩りモーメントが作用するように，供試体，負荷治具のバランス荷重を与えた (Photo 4 参照)。

捩り角測定は，同一断面に対し，上下2個ダイヤルゲージをセットして行なつた。実験の全景を Photo 4 に示す。まず最初に，倉口部に対して非対称な船首尾の形状が，相当長さに及ぼす影響を調べるために，6 種類の負荷，固定位置の組合せについて実験を行つたが，この場合について，夫々の捩り角分布図を，Fig. 24，Fig. 25 に示す。

この模型では，船尾部，特にエンジンルームが閉断面に，製作されており，この部分の船体剛性が他の部分と比較して，著しく大きいため，Fig. 24，Fig. 25 より，AP 側の固定位置を変更しても，全体の捩り角分布に及ぼす影響は僅かであると言える。従つて船体中央部に対称な捩りモーメントを負荷しても，「船体捩りの中点」(曲げ捩り理論において，自由端とみなせる点）は，船体中央より FP 側にある傾向がわかる。

負荷位置一定，即ち F 4 一定，F 2 一定の捩り角分布を見ると，船体捩り中点は，供試船型モデルに対して船体中央部より FP 側へ約 200 mm の位置にある。

また，曲げ捩り理論からみた場合，船首尾部は，左右側壁を連結させて，その曲げ変形を互いに拘束しているので，供試モデルの変形機構は，基本的には，Fig. 26 のように，端部固定，捩り中点で自由な一様開断面梁に，一様モーメントが部分的に作用していると考えることにより，船首尾部の影響を相当長さとして表わすことができる。記号の説明を Fig. 26 のようにとると，$\xi_1=l_1$，$\xi_2=0$ の点で，$\varphi, \varphi', \varphi''$ を連続さすことにより，捩り角分布は (5.1) 式で示される。

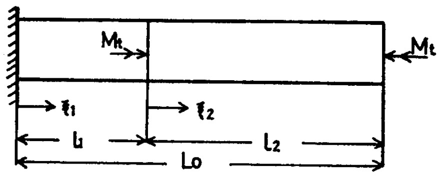


Fig. 26

$$\left.\begin{aligned}
\varphi_1&=\frac{\eta M_t}{C}\cdot\frac{\tanh\dfrac{l_0}{\eta}\sinh\dfrac{l_0-\xi_1}{\eta}-\cosh\dfrac{l_0-\xi_1}{\eta}+\cosh\dfrac{l_0}{\eta}-\dfrac{\sinh^2\dfrac{l_0}{\eta}}{\cosh\dfrac{l_0}{\eta}}}{\sinh\dfrac{l_2}{\eta}-\dfrac{\cosh^2\dfrac{l_2}{\eta}}{\sinh\dfrac{l_2}{\eta}}}\\
\varphi_2&=\frac{M_t}{C}\left\{\xi_2+\eta\left\{\frac{\cosh\dfrac{l_0}{\eta}-\dfrac{\sinh^2\dfrac{l_0}{\eta}}{\cosh\dfrac{l_0}{\eta}}}{\sinh\dfrac{l_2}{\eta}-\dfrac{\cosh^2\dfrac{l_2}{\eta}}{\sinh\dfrac{l_2}{\eta}}}+\left(\frac{\tanh\dfrac{l_0}{\eta}-\tanh\dfrac{l_2}{\eta}}{\sinh\dfrac{l_2}{\eta}-\dfrac{\cosh^2\dfrac{l_2}{\eta}}{\sinh\dfrac{l_2}{\eta}}}+\operatorname{sech}\frac{l_2}{\eta}\right)\sinh\frac{l_2-\xi_2}{\eta}\right\}\right\}
\end{aligned}\right\}\quad(5.1)$$

ここで $\eta=\sqrt{\dfrac{EC_{BT}}{GJ_T}}$，　$C=GJ_T$

供試モデルに対しては，

$M_t=6\times10^4$ kgmm

$\eta=509$ mm

$C=6.035\times10^9$

$l_2=490$ mm　(F 4，A 4)

$l_2=783$ mm　(F 3，A 3)

最大捩り角が実験値と等しくなる l_0 は

$l_0=940$ mm　(F 4，A 4)

$l_0=944$ mm　(F 3，A 3)

したがつて，供試モデルの振特性は等価的に Fig. 27 に示すようにみなすことができる。

つぎに Fig. 28 に示すような3層箱型 BHD を，Fig. 22 に示す。B 1 部に1枚，および B 1, B 2, B 3 に3枚取付けた場合の振り角の測定を，F 2 負荷，A 2 固定の条件で行い，BHD の船体振り剛性へ及ぼす影響を調べた。

この実測結果を Fig. 29 に示したが，BHD の影響として BHD なしの場合に比して夫々，約 10, 15% の振角減少がみられる。

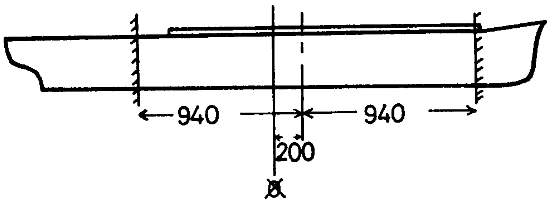


Fig. 27 Equivalent Dimension of Ship Model

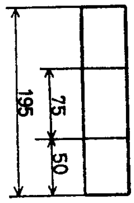


Fig. 28 BHD of Ship Model

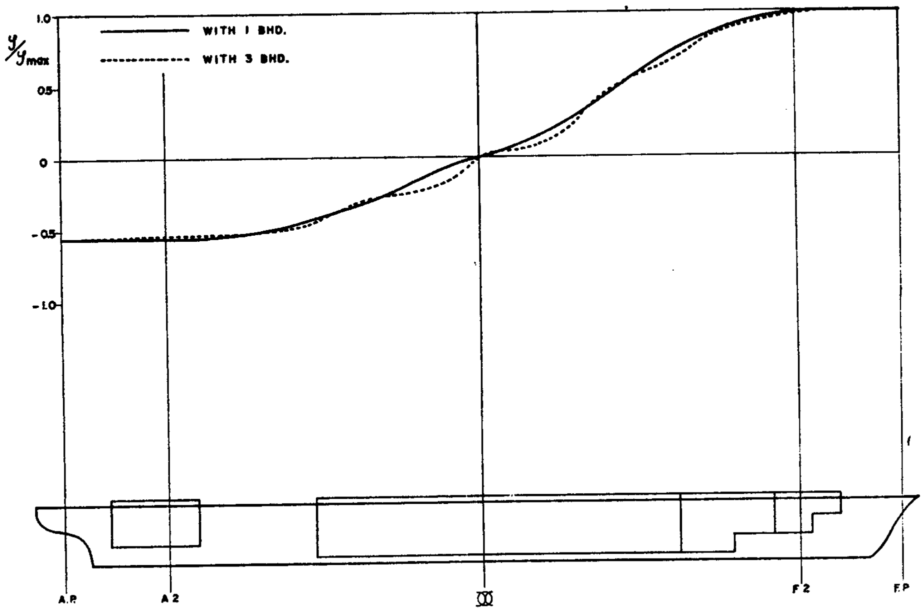


Fig. 29 Angle of Twist

5·2 断面変化を直接計算にとり入れる方法

第4章で，一様開断面梁に，弾性 BHD を挿入した場合について，一般理論を導いたが，実船は，前節でふれたように，その長さ方向に複雑な断面形状を有しており，また作用振りモーメントも長さ方向に分布している。

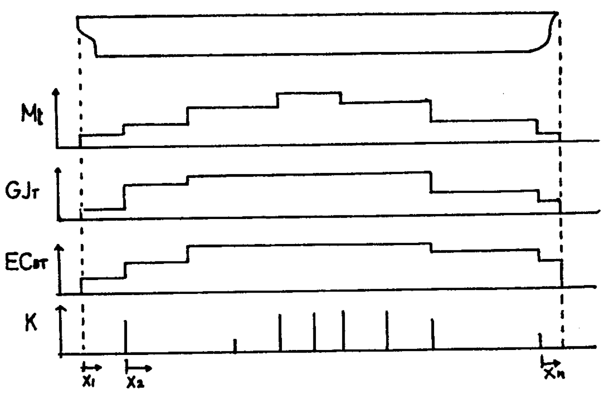


Fig. 30 Distributions of M_t, GJ_T, EC_{BT} & K for Ship's Hull Structure

そこで，Fig. 30 に示すように，分割された船体区分毎に，船体断面係数 (GJ_T, EC_{BT})，BHD 剛性及び作用モーメントを任意に与えるような，より実船に即した解法を検討した。Fig. 30 に示すように，各船体区分は一様断面，一様モーメントであるので i 番目の区分に対する基礎式は (5.2) 式で示される。

$$-EC_{BTi}\frac{d^3\varphi_i}{dx_i^3}+GJ_{Ti}\cdot\frac{d\varphi_i}{dx_i}=M_i \tag{5.2}$$

分割点での連続条件は，4.2 節で示したと同様に，

$$\left.\begin{array}{l}\varphi_i(x_i=l_i)=\varphi_{i+1}(x_{i+1}=0)\\ \varphi'_i(x_i=l_i)=\varphi'_{i+1}(x_{i+1}=0)\\ \varphi''_i(x_{i+1}=0)-\varphi''(x_i=l_i)=K_i\varphi'_i(x_i=l_i)\end{array}\right\} \tag{5.3}$$

ここで，BHD のない分割点に対しては $K_i=0$

船体端末条件を固定とすると (4.27) 式に相当するマトリックス $\{V\},[D]$ は (5.4) 式で示される。

$$\{V\}=\{0,\ -m_1,\ -m_1,\ \boxed{-m_1l_1,\ -m_1+m_2,\ K_1+m_2,}\cdots\boxed{-m_{n-1}l_{n-1},\ -m_{n-1}+m_n,\ K_{n-1}+m_n}\}$$

式中　$m_i=\dfrac{M_i}{GJ_{Ti}}$

$$[D]=\left(\begin{array}{llllllllll}
1, & 0, & -1, & 0, & 0 & \cdots\cdots & & & & ,0\\
0, & k_1, & 0, & 0, & 0 & \cdots\cdots & & & & ,0\\
0, & 0, & 0, & 0, & 0 & \cdots\cdots 0, & & k_nS_n, & k_nC_n, & 0\\
C_1, & S_1, & 0, & -1, & 0, & -1 & \cdots\cdots & & & ,0\\
k_1S_1, & k_1C_1, & 0, & 0, & -k_2, & 0 & \cdots\cdots & & & ,0\\
-k_1{}^2C_1, & -k_1{}^2S_1, & 0, & k_2{}^2, & -k_2K_1, & 0 & \cdots\cdots & & & ,0\\
0, & 0, & 0, & C_2, & S_2, & \cdots\cdots & & & & ,0\\
0, & 0, & 0, & k_2S_2, & k_2C_2, & \cdots\cdots & & & & ,0\\
 & & & \cdots\cdots & & & & & & \\
\cdots\cdots & & & & & & & & & \\
0, & \cdots\cdots ,0, & C_{n-1}, & S_{n-1}, & 1, & -1, & & 0, & -1 & \\
0, & \cdots\cdots ,0, & k_{n-1}S_{n-1}, & k_{n-1}C_{n-1}, & 0, & 0, & & -k_n, & 0 & \\
0, & \cdots\cdots ,0, & -k^2{}_{n-1}C_{n-1}, & -k_{n-1}S_{n-1}, & 0, & k_n{}^2, & & -k_nK_{n-1}, & 0 &
\end{array}\right) \tag{5.4}$$

上述の手法による，計算プログラムを FORTRAN IV で作成した。そのフローチャートを Fig. 31 に示すが，インプットは $M_n, GJ_{Tn}, EC_{BT}, K_n, l_n$ で最大 20 分割が，可能であつて，アウトプットは，$\varphi, \varphi', \varphi'', \varphi'''$ がプロットアウトされる。

なお φ' はワーピング量，及び Saint Venant の剪断応力に，φ'' は直応力に，φ''' は曲げ捩り理論の剪断応力に関係する諸量である。船体端末条件として，固定以外の場合でも同様に導くことができる。

5.3　実船への適用例

前章までに，弾性 BHD を有する等断面梁の捩り解析理論を導き，さらにこの理論を拡張して，変断面梁の場合にも適用できる形に導き，より実船への応用を容易ならしめた。そして後者の解析法をもとにして，コンテナー船捩り解析用の汎用プログラムを作成したが，任意断面の GJ_T, EC_{BT} を求める，サブプログラムに多少の問題を残しているので，本論文では，このプログラムによる実船計算例を試みることができなかつた。

そこで，前章で導いた２つの方法のうち，従来の等価長さの方法を改良した。新しい等価長さの方法を用いて，等断面梁に BHD を有する場合の理論解析結果を，実船の捩り計算に適用して，コンテナー船と，普通型貨物船の場合の捩り挙動を比較してみた。

第 4.2 節でも指摘した通り，この BHD を有する等断面梁の捩り解析理論は，BHD の深さが，深くとも浅くとも適用することが出来るので，BHD の厚みを一定に保つて，デッキ面から僅かの深さにまで，BHD を浅くすることによつてクロスデッキの場合を扱うことができる。しかし BHD の厚みは船体幅に対して極めて小さくなければ，連続条件が悪くなるので，デッキのハッチ開口が小さい，いわゆる普通型船の場合を，この理論の極端なケースとして扱うことができない。

そこで普通型船の場合は，デッキ開口の小さい場合に対しても有効な，逆捩りモーメントとして扱つた文献[1] の方法によつて計算した。また船体に作用する捩りモーメントの計算には，Abrahamsen の方法を用いた。

Table 4 に計算の対象としたコンテナー船，および普通型船の要目を示し，Fig. 32，Fig. 33 に夫々の構造を示す。Fig. 32 に示すように，このコンテナー船は２列ハッチ型で，又，多数の BHD を有しているが，抵抗

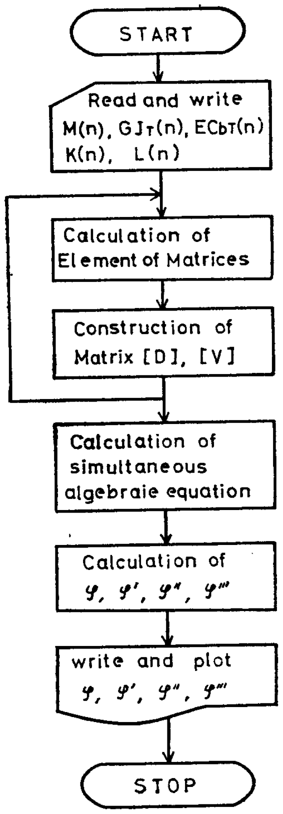


Fig. 31　Flow Chart

Table 4　Principal Dimensions of Container and Conventional Ship

		Container. S	Conventional. S
Lpp	m	200	155.5
B	m	29	24.5
D	m	16.3	13.1
CONTAINERS		992	—
V	kt	23	—
Mt	T·M	14200	6600

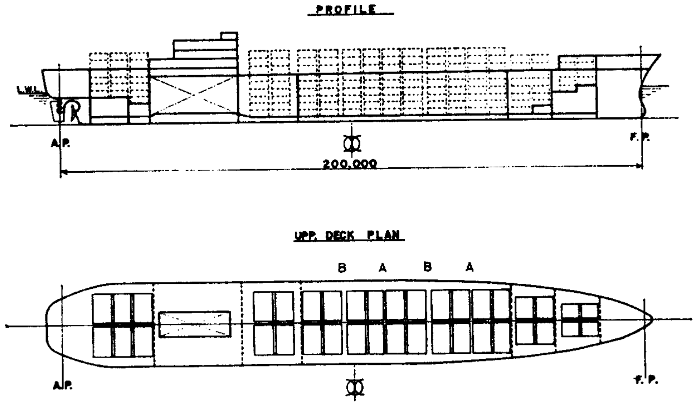


Fig. 32　a　General Arrangement of Container Ship

力の極めて大きいと見られる。4枚の BHD (図中，特記したもの）のみを計算に考慮した。コンテナー船の相当長さは第5·2節でのモデルと，の相似関係から，実験的に求めたものを，採用した。計算は，IBM, S/360 を用いて行い，捩れ角 φ，傾斜 φ'，更に φ''，φ''' の各分布曲線を，プロットアウトさせた。1例として，φ, φ' 分布を Fig. 34 示す。更に，この結果をもとにして，コンテナー船の最大捩り角，船体捩り剛性，最大ワーピング量，及び最大角変形量などを求めた。普通型船の対応諸量を基準にして，比較した結果を，Table 5 に示す。

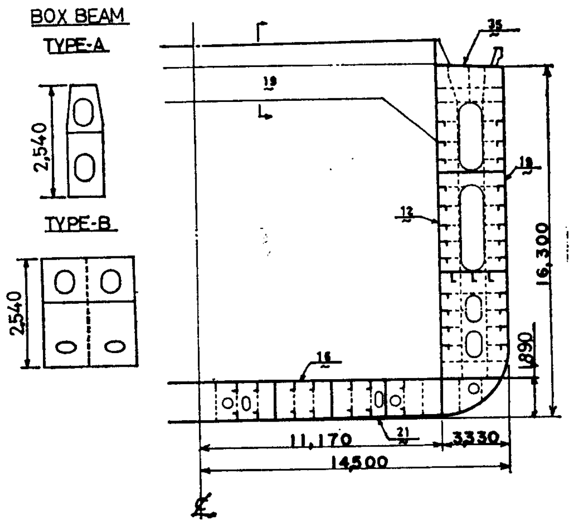
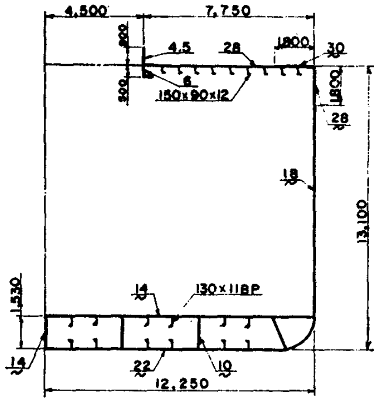


Fig. 32　b　Midship Section of Container Ship

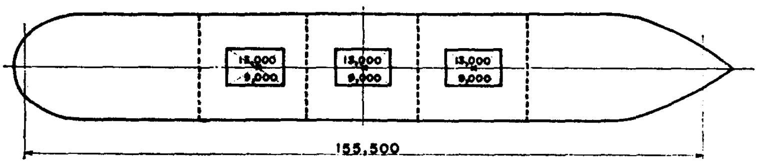
6 結　　論

以上，横隔壁で，捩りに抵抗させる考え方のもとに，理論と実験の両面から，隔壁の働き，効果について研究を行なつた。その結果得られた主要な結論をまとめると，

（1） BHD 剛性が船体捩りに抵抗する度合には，一定の限界があり，これは剛体 BHD の場合に相当するが，剛 BHD で，船体のワーピングを阻止した場合には，理論的にも，実験的にも船体捩りに対する抵抗はかなり大きい。このことは，BHD の剛性次第で，コンテナー船の捩り剛性低下をかなり阻止できる可能性を示している。ただし，BHD 剛性を上げた場合には，BHD の効きの面から言つて，BHD 取付部で，船体を適当に補強するこ



(a) MIDSHIP SECTION



(b) UPPER DECK PLAN

Fig. 33 Convensional Ship

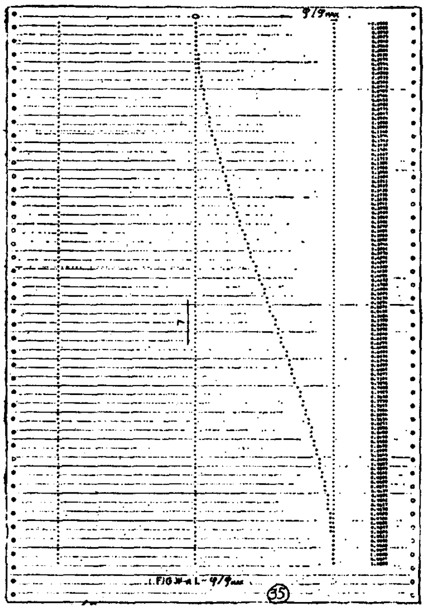


Fig. 34-a L-φ/φ_{max}

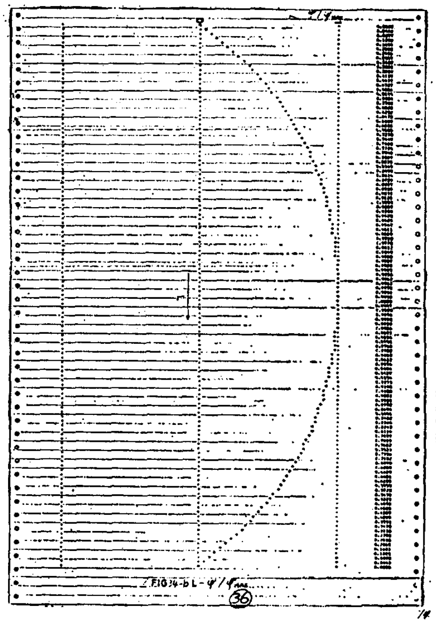


Fig. 34-b L-φ'/φ'_{max}

Table 5 Comparison with Container and Conventional Ship

	Mt (T-M)	φ_{MAX} (rad)	Mt/φ	W (mm)	θ (rad)
CONVENTIONAL SHIP	6.6×10^{3}	0.88×10^{-3}	7.5×10^{6}	1.94	0.43×10^{-3}
CONTAINER SHIP	14.2×10^{3}	7.98×10^{-3}	1.78×10^{6}	16.31	1.46×10^{-3}
RATIO		9.07	0.24	8.41	4.00

とが必要である。

（2） BHD で抵抗させる場合に，BHD の剛性の効果の他に，その数の効果がある。数の効果は，船体の曲げ振り剛性に対する，Saint Venant 振り剛性の比によつて変り，この比が小さい程，数の効果が著しい。

（3） BHD が船体の捩りに抵抗する様式は，水平面内の剪断抵抗と，BHD の垂直な2辺に作用する捩りモーメントに抵抗する捩り抵抗との合成によると考えることができる。デッキ面近くに，ボックスを有する型の，

BHD では，剪断抵抗が，捩り抵抗に比して大きく，その比率は，実験的に，約 2：1 であつた。

（4） BHD の示す抵抗が，剪断と捩りより成ると言う実験事実を基にし，薄肉開断面梁の曲げ捩り理論を適用して，任意の剛性と数の BHD を有する均一断面梁の捩り理論を導いた。

（5） 上の理論を，実際の船型に適用するにあたつて，従来の等価長さの方法を検討した結果，船体中央を自由端とする，従来の方法は必ずしも適当とは言えず，船首と船尾部分の形状差によつて，自由端とみなすべき位置は，船体中央部よりかなり移動していることがわかつた。この点を考慮することによつて，相当長さの方法は有効に実船に応用される。

（6） 上述の相当長さを用いる近似法とは別に，実際の船体形状をそのまま理論に導入した。いわゆる変断面梁の捩り理論を導き，コンテナー船の捩り剛性解析用の汎用プログラムを作成した。

（7） 一例として，長さ 200 mm，幅 29 m，深さ 16.3 m，吃水 10.5 m，船速 23.4 kt，C_B 0.56，20,320 DW のコンテナー船について，捩りに伴う諸量を計算した結果，最大捩り角約 8.0×10^{-3} rad，船体捩り剛性約 1.78×10^{6} Tm/rad 最大ワーピング量約 16.3 mm であること等を明らかにした。

最後に，本研究実施に際して，計画，実験などの面で多くのご協力を頂いた関係各位に，紙上を借りてお礼申し上げます。

参 考 文 献

1) 日本造船研究協会第 48 部会：「コンテナー船の構造強度に関する研究」昭和 35 年～38 年
2) 土屋，岡野：「コンテナ船のねじり強度（第1報）」三井造船技報 No. 38 (1962) p. 2～11
3) 森，他：「広幅大倉口船の船体捩り強度に関する研究」日本造船学会論文集，No. 124 (1968) p. 85～105
4) H. A. Schade : "The Ship Girder With Multiple Hatch Openings Under Torsion" Journal of Ship Research (1961) p. 9～12
5) In G. de Wilde : "The Torsional Behaviour of Ships with Large Hatch Openings" Shipping World and Shipbuilder, Feb. 1968, p. 423～426
6) 松浦，他：「長大倉口を有する船体の捩りについて（第1報）」関西造船協会誌 No. 122，p. 33～43