

Table 6 Scantlings of double-hull models (1)

NO.	Test model	Tip radius of bow R (mm)	Plate thickness (mm)			
			Outer plate t_o	Inner plate t_i	Horizontal girder t_h	Vertical girder t_v
N1	R6=1.0-1.0-1.0-1.0	6	1.0	1.0	1.0	1.0
N1B	R15=1.0-1.0-1.0-1.0	15	1.0	1.0	1.0	1.0
N2	R6=1.6-1.6-1.6-1.6	6	1.6	1.6	1.6	1.6
N2A	R10=1.6-1.6-1.6-1.6	10	1.6	1.6	1.6	1.6
N2B	R15=1.6-1.6-1.6-1.6	15	1.6	1.6	1.6	1.6
N3	R6=1.6-1.0-1.0-1.0	6	1.6	1.0	1.0	1.0
N4	R6=2.3-1.0-1.0-1.0	6	2.3	1.0	1.0	1.0
N4B	R15=2.3-1.0-1.0-1.0	15	2.3	1.0	1.0	1.0
N5	R6=1.0-1.0-1.6-1.6	6	1.0	1.0	1.6	1.6
N6	R6=1.0-1.0-2.3-2.3	6	1.0	1.0	2.3	2.3
N7	R6=3.2-1.0-1.0-1.0	6	3.2	1.0	1.0	1.0

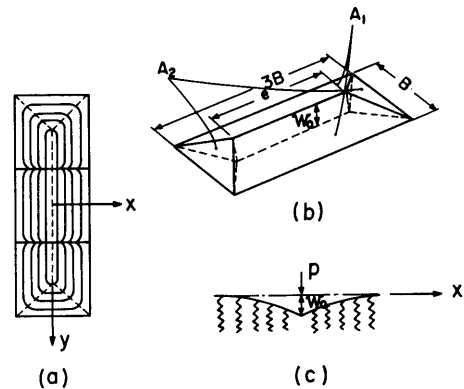


Fig.31 Deformation of loaded region

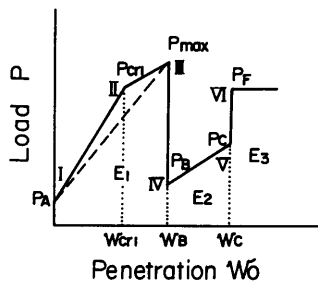


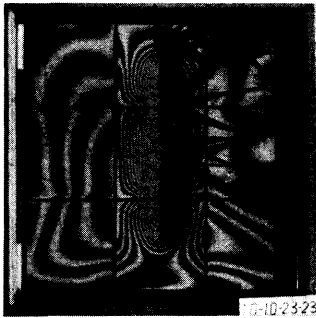
Fig.30 Pattern of load-penetration curve

変形につれて荷重が上昇していくが、その過程は2通りある。その一つは荷重領域周囲の桁が圧壊しない場合で、荷重は外板に亀裂が生じて急激に下がるまで直線的に上昇していく (Fig.30の I → III)。この場合、Photo 5(a), 5(b)にその例を示すように、荷重領域の外側の変形はほとんどみられない。もう一つは、外板の板厚が大きい場合にあってはまるのであるが、外板に亀裂が入る前に、荷重領域周囲の桁が圧壊し、外板の変形が荷重領域の外側に徐々に広がる (I → II → III)。そ

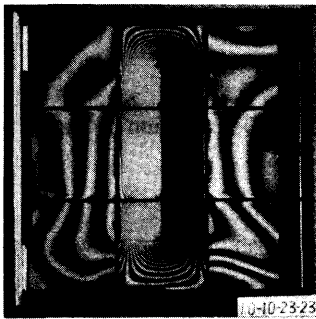
の状況をPhoto 6(a), 6(b)に示す。外板の亀裂は、船首による線荷重の方向と直角に入るのが多いが、その方向には進まず、亀裂が荷重線に沿って進んで、両端からの亀裂が繋がったところで荷重が急激に下がる (III → IV)。船首先端半径が大きい場合には、試験模型 N1B, N2Bのように、たて桁と水平桁との交点に亀裂が生じるのもみられた (Photo 7)。外板に亀裂が進展して荷重が急激に下がった後は、Fig.32に示すように船首が水平桁に食い込みながら突入していく (IV → V)。そして船首の側板がたて桁にぶつかると荷重は急激に上昇し、その後は船首がたて桁を押しつぶしながら進んでいくが、その間、荷重はほぼ一定に保たれる (VI →)。これらの曲線で特徴的な二つの山がみられるが、破壊過程から考えて、前の山は主として外板によるものであり、後の山は桁によるものであることは明らかである。

次に外板板厚、桁板厚および船首先端半径を変えた個々のシリーズにおいて、荷重—突入量曲線がどう変わるかについて示す。Fig.33～Fig.35は、標準船首模型 (先端半径 6 mm) により得られた荷重—突入量曲線を示したものである。細線は後述する計算式で求められた曲線である。

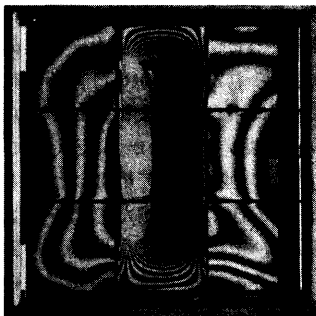
Fig.33は外板の板厚を変えたシリーズ実験の結果であるが、外板の板厚の影響が第1の山にはっきりあらわれている。外板の板厚が大きい模型で外板に亀裂が入る前に桁が圧壊する点は、実験による荷重—突入量曲線上ではそれほど明瞭にはあらわれていないが、傾



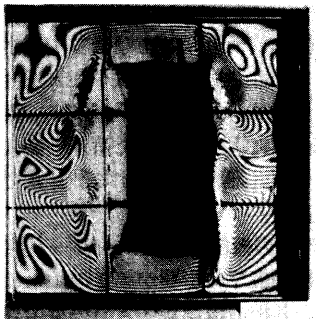
(a) Load 10ton



(b) Load 18ton

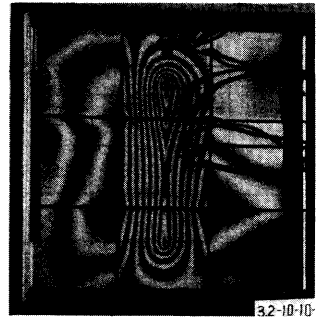


(c) After breaking of outer plate

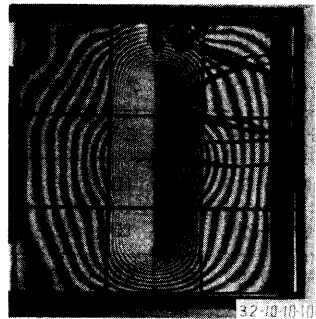


(d) Final rupture

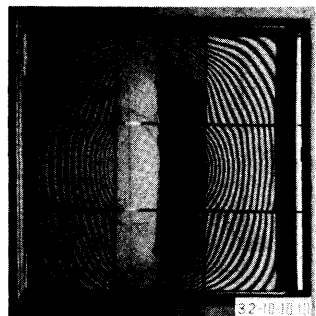
Photo 5 Moiré pattern of outer plate (Model N6)
(66)



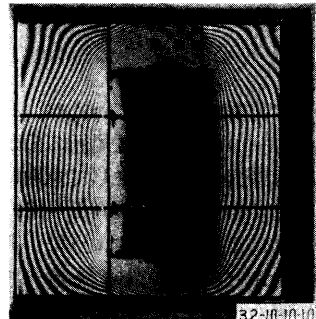
(a) Load 10ton



(b) Load 26ton



(c) Immediately after breaking of outer plate



(d) Final rupture

Photo 6 Moiré pattern of outer plate (Model N7)

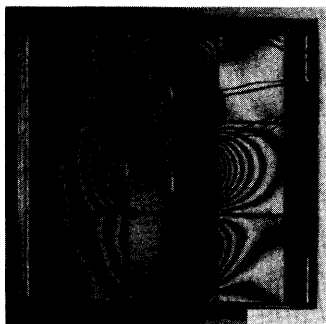


Photo 7 Crack initiated at the intersection of girders (Model N1B)

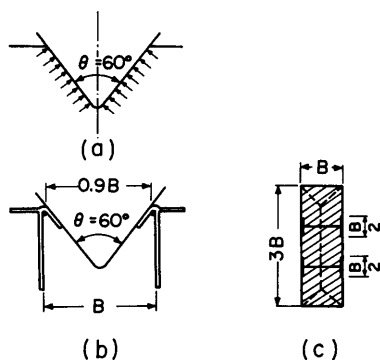


Fig.32 Penetration of bow after breaking of outer plate

きが緩やかな変化を示す点があるのは認められる。外板の板厚が第2の山におよぼす影響は小さい。

Fig.34は桁の板厚を変えたシリーズの荷重—突入量曲線である。外板に亀裂が進展して荷重が急激に下降する時の突入量はほぼ一定である。水平桁の板厚の第1の山におよぼす影響は、外板の破断時がほぼ一定となっているため、外板の影響に比べて小さい。外板が破断した後は、桁の板厚によって大きな影響をうけることがわかる。

Fig.35は船首先端半径Rの影響をみるために、船首先端半径を大きくしたR=15mmの場合の実験結果を示している。船首先端半径の大きさは、外板の破断時点の船首突入量および船首がたて桁にぶつかるときの突入量に影響をあたえ、そのほかにはほとんど影響をあ

たえていないように思われる。外板破断時の船首突入量は、船首先端半径が大きくなると増大する。Photo 7にみられたように、船首先端半径が大きくなると、外板の亀裂は船首直下には生じないで、荷重領域の周囲の桁の交点に生じるようになる。したがって破断時の船首突入量は、船首先端半径の大きさがある値を超えると、船首先端半径の大きさには影響されなくなると考えられる。

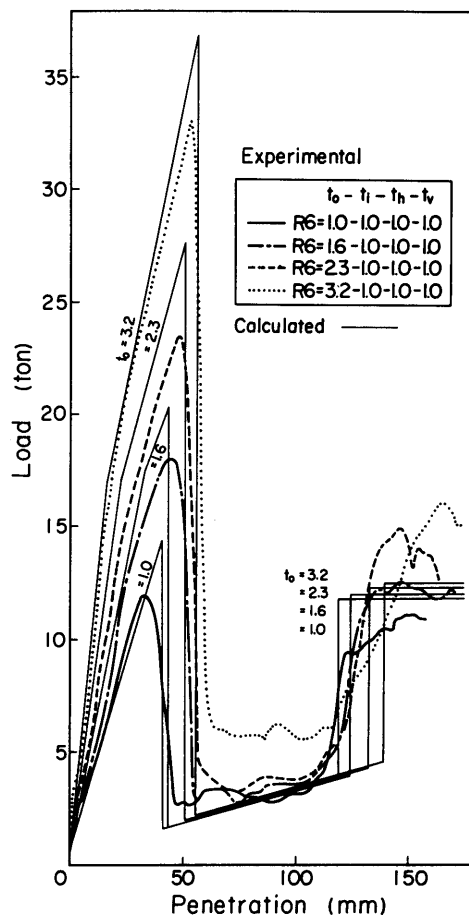


Fig.33 Load-penetration curves (Variation of thickness of outer plate)

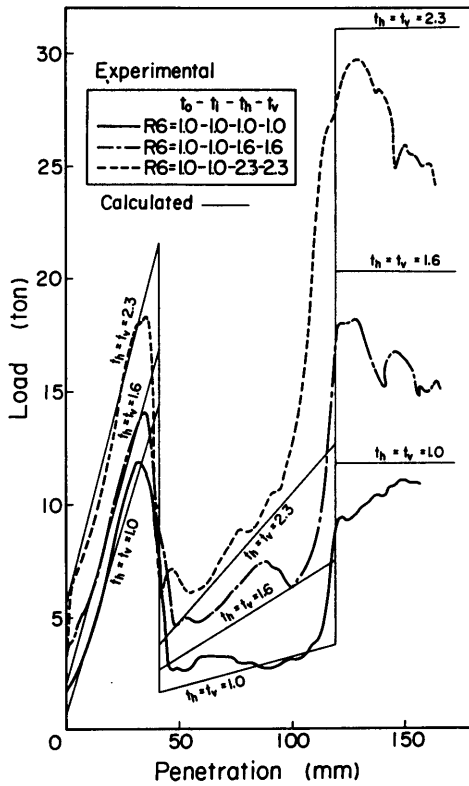


Fig.34 Load-penetration curves (Variation of thickness of girder)

(2) 二重殻模型の吸収エネルギー

Fig.36~Fig.38は, Fig.33~Fig.35の荷重-突入量曲線を突入量について積分することにより吸収エネルギー-突入量曲線を求めたものである。太線は実験値で細線は計算値である。これらの曲線において特徴的な二つの屈折点があり, この点が荷重-突入量曲線の二つの山によるものであることは明らかである。すなわち, 前の点は外板が破断する点であり, 後の点はたて桁を押しつぶし始める点に対応している。これらの図においてわかることは, Fig.36, 38に示したように, 外板の板厚および船首先端半径の大きさによって, 吸収エネルギー曲線の第1の屈折点における吸収エネルギーの大きさが変わってき, その後の曲線は, 第1の屈折点の吸収エネルギー値の差だけ縦軸に沿って平行移動した形になっていることである。これに対して, Fig.37に示した桁の板厚変化は第1の屈折点後の吸収エネルギーの増加率に大きな影響をあたえていることがわかる。

(68)

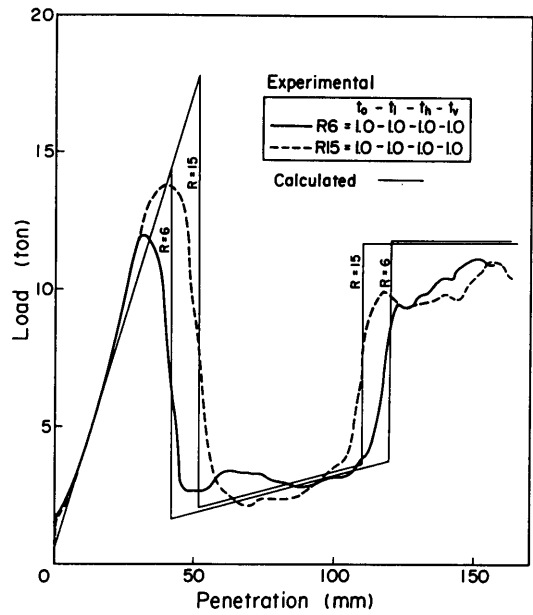


Fig.35 Load-penetration curves (Variation of tip radius of bow)

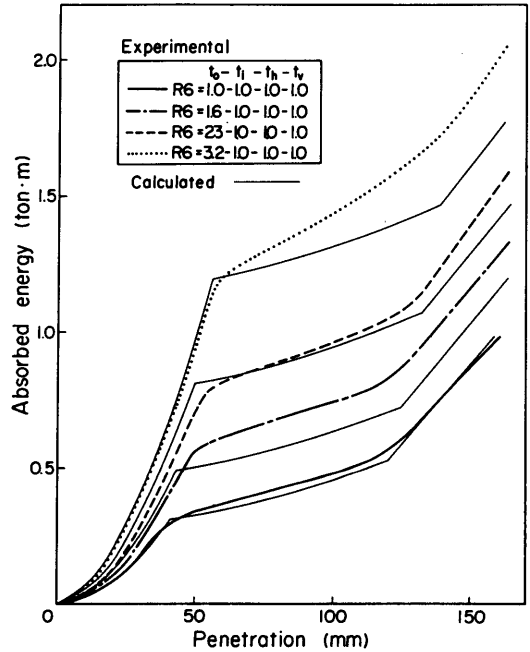


Fig.36 Absorbed energy-penetration curves (Variation of thickness of outer plate)

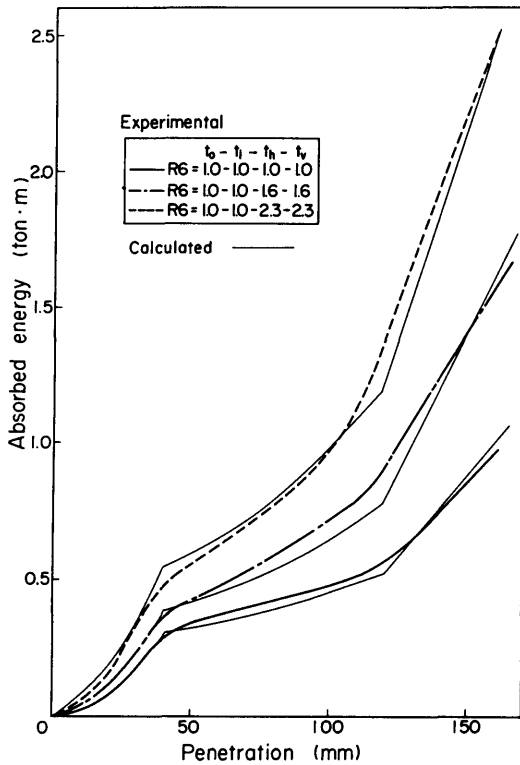


Fig.37 Absorbed energy-penetration curves (Variation of thickness of girder)

(3) 荷重-突入量曲線の近似式

すでに述べたように、実験結果から荷重-突入量曲線をFig.30のように近似する。内板の変形量は、実験値によると、外板が破断するまでは、内板中央で数ミリ程度で小さいが、荷重領域周囲の桁が圧壊して外板の変形が広がる場合、あるいは外板の破断後に、船首の側板がたて桁を押しつぶすにつれて多少大きくなる。しかし、ここでは簡単のため、内板の変形量は考慮しないことにした。

Fig.30において、 P_A は水平桁の座屈荷重と考える。本実験においては、周辺単純支持の正方形板に集中荷重が作用したときの座屈荷重をとる。水平桁が座屈した後は、 P_A を一定と仮定し、外板の膜力と水平桁の反力によって荷重が上昇していくと考える。船首が突入していく部分の領域はFig.31のように変形する。変形を外板に対しては屋根型に近似し、水平桁に対してはスプリングで支持された糸に集中荷重が作用した場合のモデルに近似して考える。外板を完全な膜力状態と仮定して、その膜力を T とし、外板の撓みを w_1 とすると、

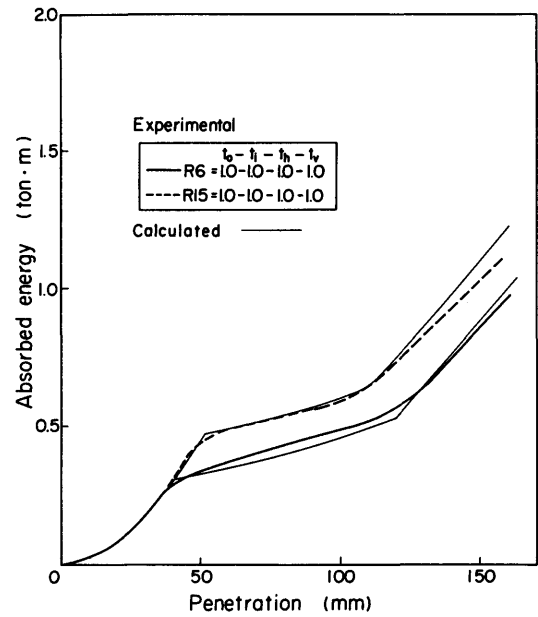


Fig.38 Absorbed energy-penetration curves (Variation of tip radius of bow)

外板の歪エネルギー U_1 は

$$U_1 = \frac{T}{2} \iint \left\{ \left(\frac{\partial w_1}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w_1}{\partial y} \right)^2 \right\} dx dy \quad (44)$$

であたえられる。すなわち、膜力と表面積の変化量との積で表わされる。これをFig.31の屋根型変形に対して適用する。同図において変形後の面積を A_1 、 A_2 、変形前の面積を A とすれば

$$\begin{cases} A_1 = \frac{B}{2}(e+3B) \left\{ 1 + \frac{1}{2} \left(\frac{2w_0}{B} \right)^2 \right\} \\ A_2 = \frac{B}{2}(3B-e) \left\{ 1 + \frac{1}{2} \left(\frac{2w_0}{3B-e} \right)^2 \right\} \\ A = 3B^2 \end{cases} \quad (45)$$

で表わせるから、表面積の変化量は

$$\Delta A = \frac{10B^2 - e^2}{B(3B-e)} w_0^2 \quad (46)$$

になり、(46)式において $e = 2B$ とおくと、 $U_1 = T \Delta A$ から

$$U_1 = 6T w_0^2 \quad (47)$$

が得られる。

水平桁をモデル化したFig.31(c)において、糸の張力を S (糸は外板と共に働く水平桁の上部に相当)、スプリング定数を k とする。いま、十分に長い糸を考慮して、水

水平桁の撓み w_2 を指数関数 $w_2 = w_0 e^{-\alpha x}$ で近似すると、スプリングにたくわえられるエネルギー U_2 は

$$U_2 = 2 \times \left\{ \frac{k}{2} \int_0^\infty w_2^2 dx \right\} = \frac{k w_0^2}{2a} \quad (48)$$

糸の張力による歪エネルギー U_3 は

$$U_3 = 2S \times \left\{ \int_0^\infty \frac{1}{2} \left(\frac{dw_2}{dx} \right)^2 dx \right\} = \frac{Saw_0^2}{2} \quad (49)$$

したがって、全歪エネルギー

$$U = U_1 + U_2 + U_3 \quad (50)$$

において $\partial U / \partial a = 0$ とおけば

$$a = \sqrt{\frac{k}{S}} \quad (51)$$

P_A からの荷重の増加に対して仮想仕事の原理を適用すれば

$$(P - P_A) \delta w_0 = \frac{\partial U}{\partial w_0} \delta w_0$$

から、水平桁が2枚であることを考慮すれば

$$P = P_A + 4(3T + \sqrt{kS}) w_0 \quad (52)$$

ただし $T = \sigma_Y t_0$

σ_Y : 材料の降伏応力 (実験に用いた材料に対しては25kg/㎠にとる)

t_0 : 外板の板厚

が得られる。ここで、 k , S の値としては、 $k = C_1 \sigma_Y (t_h / D)$, $S = C_2 \sigma_Y t_h D$ (D : 水平桁の深さ t_h : 水平桁の板厚) とおき、 $C_1 = 1$, C_2 については曲げに対する梁のフランジとウェブの断面係数の等価性⁶¹⁾の考え方を導入して $C_2 = 1/6$ にとる。すなわち

$$\sqrt{kS} = \sigma_Y t_h / \sqrt{6} \quad (53)$$

で与える。

荷重は(52)式にしたがって外板に亀裂が生じるまで上昇する場合と、その途中で荷重領域の周囲の桁が圧壊して外板の変形が広がり、その後外板に亀裂が生じる場合とがある。桁の圧壊は、外板とたて桁との結合部分で、外板の張力の垂直成分が桁の支える最大圧縮力に達したときに生じると考える。このときの突入量 w_{cr1} は、桁板に生じる平均応力 σ_u として

Marguerreの式⁶²⁾

(70)

$$\sigma_u = \sqrt[3]{\sigma_Y^2 \sigma_{cr}} \quad (54)$$

ただし σ_{cr} : 桁板の弾性座屈応力値
を使うことにして荷重領域周囲の桁の圧壊を考えれば、水平桁の板厚 t_h とたて桁の板厚 t_v とを等しくとっているから

$$12 T w_{cr1} = 8 B t_v \sigma_u \quad (55)$$

より

$$w_{cr1} = \frac{2}{3} \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_Y} \right) \left(\frac{t_v}{t_0} \right) B \quad (56)$$

ただし t_0 : たて桁の板厚
 B : 桁間隔

になる。

桁が圧壊するときの荷重 P_{cr1} は、(52)式の w_0 に w_{cr1} を代入して得られる。すなわち

$$P_{cr1} = P_A + 4(3T + \sqrt{kS}) w_{cr1} \quad (57)$$

P_{cr1} 後の荷重 P は、外板の変形が荷重領域外へも広がるので、Fig.39のように変形を仮定する。このときの歪エネルギーは、荷重領域周囲の桁の変形を δ_1 とし、外板、荷重領域周囲の桁、および水平桁の歪エネルギーをそれぞれ U_{11} , U_{12} , および U_{13} とおけば

$$\begin{cases} U_{11} = 6T \left\{ (w_0 - \delta_1)^2 - w_{cr1}^2 \right\} + 6T \delta_1^2 \\ U_{12} = 12 T w_{cr1} \delta_1 \\ U_{13} = 2 \sqrt{kS} (w_0^2 - w_{cr1}^2) \end{cases} \quad (58)$$

になる。これらを加え合わせた全歪エネルギー

$$U = U_{11} + U_{12} + U_{13} \quad (59)$$

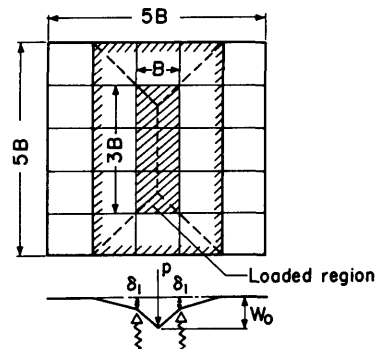


Fig.39 Deformation of outer plate

において $\partial U / \partial \delta_1 = 0$ とおけば

$$\delta_1 = (w_0 - w_{cr1}) / 2 \quad (60)$$

が得られる。したがって、前と同様にして仮想仕事の原理より

$$P = P_{cr1} + 4(1.5T + \sqrt{kS})(w_0 - w_{cr1}) \quad (61)$$

が得られる。さらに外側の桁が圧壊する場合には、以上の手順を繰り返せばよい。

外板に亀裂が発生して間もなく荷重が急激に下がる。このときの船首突入量 w_B を決めることは、いろいろな複雑な条件が入ってきて困難であるが、亀裂が入る位置は船首の直下あるいは荷重領域周囲の桁と外板との結合部であることに注目して、荷重領域内の外板の歪がある値を超えるとときに亀裂が生じると考える。外板の歪は、一様な伸び ϵ_θ と船首先端によって影響をうけた歪 ϵ_r によるものとし、^{9),14)} w_B を ϵ_θ および ϵ_r の関係式から求めることにした。 ϵ_θ としては、たて桁が圧壊する場合 ($w_{cr1} \leq w_B$) には、Fig.39で荷重領域周囲の桁が δ_b だけ撓むことを考慮して

$$\epsilon_\theta = \begin{cases} \frac{1}{2} \left(\frac{2w_B}{B} \right)^2 & ; w_{cr1} \geq w_B \\ \frac{1}{2} \left\{ \frac{2(w_B - \delta_b)}{B} \right\}^2 & ; w_{cr1} \leq w_B \end{cases} \quad (62)$$

で与える。ただし、 δ_b は (60) 式の δ_1 の w_0 に w_B を代入して得られ、 $\delta_b = (w_B - w_{cr1}) / 2$ になる。 ϵ_r としては、船首先端によって曲げられるために生じる付加的な伸び $t_0 / (2R + t_0)$ を参考にして、外板板厚 t_0 と船首先端半径 R との比 $\epsilon_r = t_0 / R$ で表す。 R が大きくなると、外板の亀裂は船首の直下には生じにくくなることから、外板の破断条件は R によらない範囲があると考えて、Fig.40の実験値から

$$\begin{cases} \frac{8}{\epsilon_\theta} + \frac{5}{\epsilon_r} = 90 & ; \frac{1}{\epsilon_r} \leq 10 \\ \frac{1}{\epsilon_\theta} = 5 & ; \frac{1}{\epsilon_r} \geq 10 \end{cases} \quad (63)$$

で与える。

外板の破断直後の荷重 P_B は、(52)式あるいは、(61)式において $P_A = T = 0$ 、 $w_0 = w_B$ とおいて

$$P_B = 4\sqrt{kS} w_B \quad (64)$$

になる。この後は、楔形の船首が水平桁に食い込んでいって、第3章の実験シリーズのいわゆる食い込み型破壊になる。このときの荷重は、2枚の水平桁からの一様な反力との釣合いから、船首角 θ の場合には

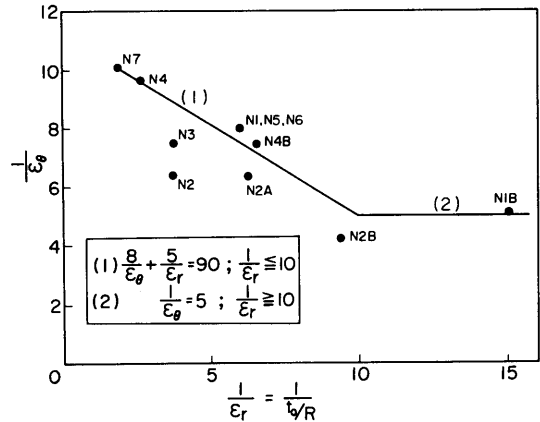


Fig.40 Relation between ϵ_θ and ϵ_r at rupture of outer plate

$$P = P_B + (4\sigma_0 t_h \tan \frac{\theta}{2})(w_0 - w_B) \quad (65)$$

ただし σ_0 : 船首側板に沿っての水平桁からの分布反力で、ここでは (54) 式の σ_u とする
で与えられる。

突入が Fig.30 の w_c まで進むと、船首の側板がたて桁に接触し荷重が上昇する。たて桁に接触するのは、船首の突入幅がたて桁間隔に達したときであるが、実際は、たて桁と外板との結合部分にしわが生じたり、溶接の脚長の影響等も考慮に入れて、 $0.9B$ に達したときと仮定する。Fig.32(b) から船首側板がたて桁に接触するときの船首突入量は

$$w_c = \frac{0.9B}{2} \cot \frac{\theta}{2} - R(\operatorname{cosec} \frac{\theta}{2} - 1) + \Delta w_c \quad (66)$$

ただし

$$\Delta w_c = \begin{cases} \frac{1}{2}(w_B - w_{cr1}) & ; w_{cr1} \leq w_B \\ 0 & ; w_{cr1} \geq w_B \end{cases}$$

になる。

船首がたて桁にぶつかった後は、(65)式で $w_0 = w_c$ とおき、船首がたて桁を押しつぶすときの荷重 P_v を加えて

$$P_F = P_v + P_B + (4\sigma_0 t_h \tan \frac{\theta}{2})(w_c - w_B) \quad (67)$$

ただし P_v は Fig.32(c) に示すように、たて桁と水平桁との交点において、たて桁の半幅 $B/2$ のみ有効であると考えて $4 \times (\sigma_v B t_v / 2)$ であたえる

の荷重で進むと考える。

以上の計算値をFig.30の荷重(P)―突入量(w)曲線のパターンに対応してまとめると

$$P = \begin{cases} P_A + 4\sigma_Y \left(3t_0 + \frac{t_h}{\sqrt{6}} \right) w & ; P_A \rightarrow P_{max} \\ P_B + \left[4\sigma_0 t_h \tan \frac{\theta}{2} \right] (w - w_B) & ; P_B \rightarrow P_C \quad (68) \\ P_V + P_B + \left[4\sigma_0 t_h \tan \frac{\theta}{2} \right] (w_C - w_B) & ; P_F \rightarrow \end{cases}$$

ただし σ_Y : 材料の降伏応力, $\sigma_0 = \sqrt[3]{\sigma_Y^2 \sigma_{cr}}$ (σ_{cr} は桁板の弾性座屈応力値), t_0 : 外板の板厚, t_h : 水平桁の板厚, P_A : 水平桁の座屈荷重値, $P_B = 4\sigma_Y t_h (w_B / \sqrt{6})$, $P_V = 2\sigma_Y t_0 B$ (t_0 : たて桁の板厚, B : 桁間隔), θ : 船首角, w_B は(62)式および(63)式から, w_C は(66)式から与えられる。外板が破断する前に荷重領域周囲の桁が座屈する場合は P_{cr1} から折れ曲がり, w_{cr1} 以後の船首突入量に対しては(61)式を用いる。

のようになる。

Fig.33～Fig.35の荷重―突入量曲線について, (68)式を実験値と比較すると, 外板の破断荷重に差がみられるが, 全般的には, この計算式によって実験値を良く説明できるものと思われる。

4.3 二重殻格子桁構造の吸収エネルギー効率

吸収エネルギー効率として, (68)式を船首が内板に達するまでの範囲について積分して求めた吸収エネルギー値 E_{TOTAL} を, 桁で囲まれた1区画の部材体積 $V = B^2(t_0 + t_i) + 2BD(t_0 + t_h)$ で割った E_{TOTAL}/V と定義する。このように定義した吸収エネルギー効率について, 模型の外板および桁の板厚, そして二重殻の深さを交えて計算した。

Fig.41～Fig.43には, 縦軸に吸収エネルギー効率を, 横軸にたて桁の板厚 t_0 を桁間隔 B で割った無次元量を取り, 外板の板厚 t_0 と桁間隔 B との比 t_0/B をパラメータとして示した。これらの図は, 二重殻の深さ D と桁間隔 B との比を $D/B=0.5, 1.0, 1.5$ の3ケースの場合について計算したものである。図で破線で示した曲線は, 吸収エネルギーの絶対値を示したものである。この値は, 衝突船の運動エネルギーを $E_T = (1.1\Delta/2g)v^2$ [Δ : 衝突船の排水量 (水の付加質量を Δ の10%にとる), g : 重力の加速度, v : 衝突船の速度] として, この運動エネルギーがすべて構造の破壊によって吸収されると考えて実船換算してみる。模型が縮尺率1 : 30に相当するとし, 吸収エネルギーが縮尺率 λ の3乗に比例

(72)

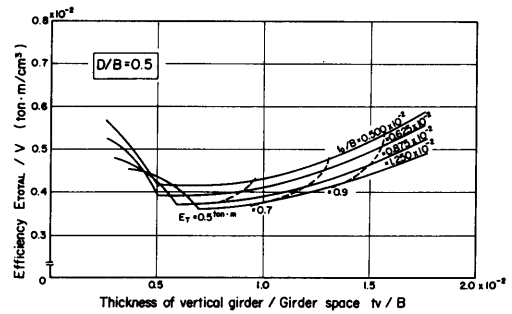


Fig.41 Efficiency of absorbed energy (1)

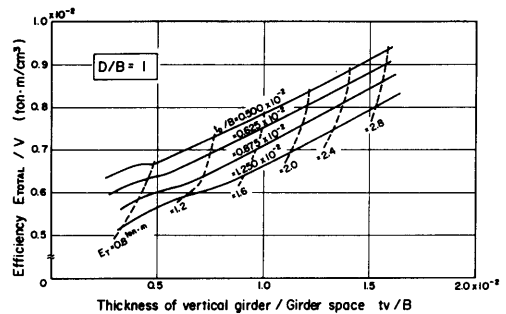


Fig.42 Efficiency of absorbed energy (2)

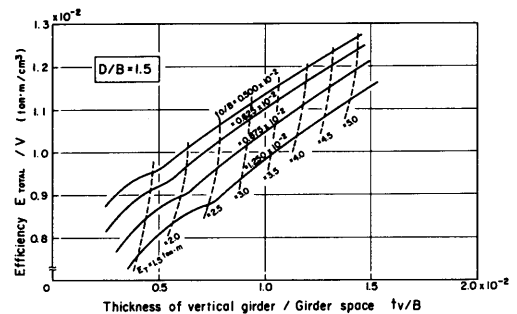


Fig.43 Efficiency of absorbed energy (3)

するとすれば, $E_T = 1 \text{ ton}\cdot\text{m}$ の大きさは, 実船換算で排水量20万トンの船が3ノットで衝突したときの吸収エネルギーに相当する値になる。Fig.41～Fig.43をみると, 二重殻の深さが桁間隔の半分 ($D/B=0.5$)の構造で吸収できる程度の衝突船の運動エネルギーの場合には, ほぼ $E_T = 0.5 \text{ ton}\cdot\text{m}$ を境にして桁板厚の吸収エネルギー効率に及ぼす効果が変わり, これ以上の E_T では桁の板厚を大きくすると吸収エネルギー効率が良くなることわかる。そして, $D/B=1, 1.5$ と衝突エネ

ギーの規模が大きくなるにつれて、桁の板厚増加の効果がさらに大きくなる。

Fig.44は、試験模型で採用した $t_b/B=0.625 \times 10^{-2}$ の場合の吸収エネルギー効率について、外板の板厚をパラメータとしてD/Bに対して示したものである。Fig.44の試験模型で想定した構造寸法においては、二重殻の深さを大きくすることにより吸収エネルギー効率が著しく大きくなる範囲がある。すなわち、吸収エネルギー値で0.5ton・m以上の大きさの衝突に対しては、D/Bが0.8付近の値を境にして、これより大きくなると、吸収エネルギー効率が著しく良くなることわかる。

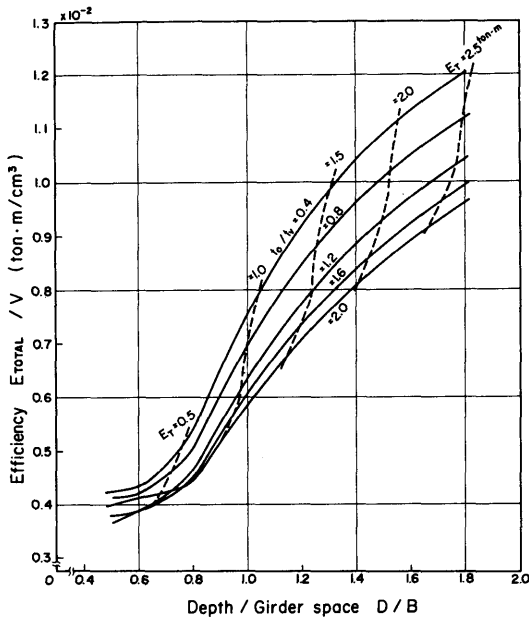


Fig.44 Efficiency of absorbed energy (4)

4.4 円錐形状の剛体の押し込み実験

4.2節では、船首模型として楔形の剛体を設定し、これによる押し込み実験を行ったが、ここでは形状を変えて球状船首など船首部分の突起物を想定し、先端が球面の円錐形状の剛体を二重殻格子桁構造に押し込んだ場合について、二重殻の破壊状況を調べた。

4.4.1 試験模型および実験方法

試験模型は、Fig.45に示すように大型の二重殻模型とし、船側外板および内板の間を桁により縦横に補強した格子桁構造である。二重殻内部は桁により5区画あるいは7区画に等間隔に仕切り、その周囲を鋼製の枠組みに固定した。実験に用いた試験模型は、Table 7に示すように桁間隔および部材の板厚を変えたシリー

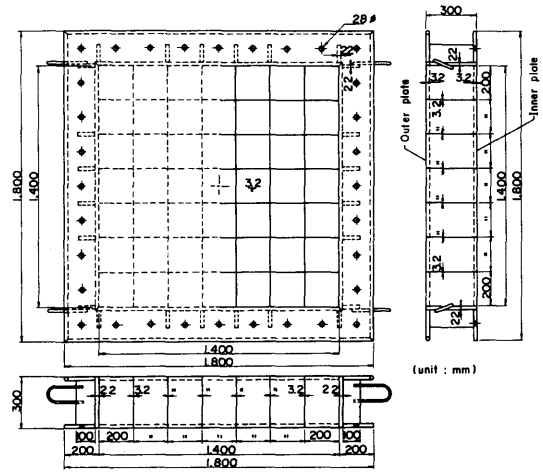


Fig.45 Double hull model (Model S-I)

Table 7 Scantlings of double-hull models (2)

MODEL	Girder space B	Thickness		Depth of double hull H	Ratio of scantling		
		Outer pl. t_o	Girder t_g		B/t_o	B/t_g	H/B
S-I	200	3.2	3.2	300	62.5	62.5	1.5
S-II	280	4.5	4.5	300	62.2	62.2	1.07
S-III	200	4.5	4.5	300	44.4	44.4	1.5

(unit : mm)

ズとした。押し込む船首模型は、Fig.46に示すように先端が球面の円錐形状（先端半径80mm，先端角度90°）の剛体とした。

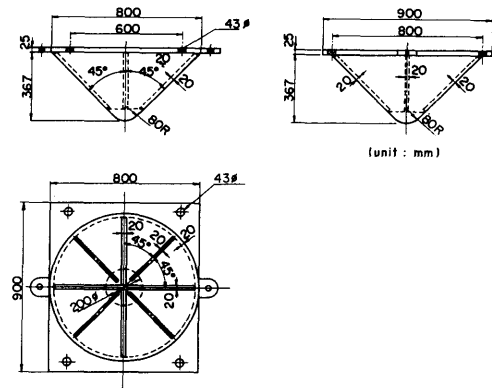


Fig.46 Conical model

実験方法は、楔形状の剛体押し込み実験と同じである。

4.4.2 実験結果および考察

荷重(P)と船首突入量(w)の関係をFig.47に示す。これらの曲線において、船首突入量に対していくつかの荷重上昇の山がみられる。これらの山は、桁間隔の等しい模型においてはほぼ同じ船首突入量で生じており、桁間隔が変わると、その山の生じる場所がずれている。これをFig.48に示すように各船首突入段階に分けて考える。

まず第1の山は、船首荷重がくわわっている船側外板のパネルに亀裂が生じるまでの荷重上昇によるものである。亀裂は船首先端の球面が船側外板に接触している端に生じ、それが周方向および半径方向に進展していく(4.4.3項のPhoto 9参照)。その後、船首模型の側面によって桁の格子点が押しつぶされ、船側外板の変形が外側に広がっていく。Fig.47の第2の山は、船首が桁の最初の格子点付近にかかる時の荷重の上昇によるものと考えることができる。

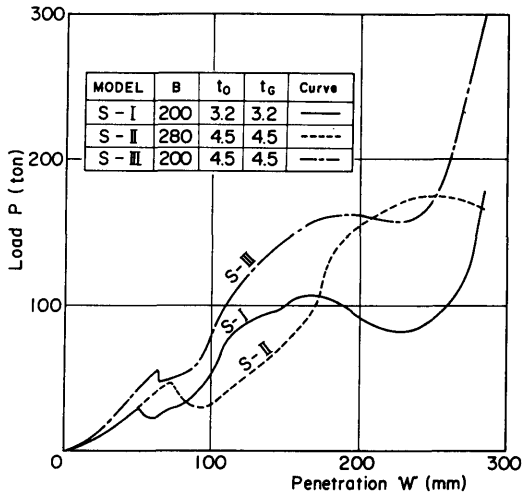


Fig.47 Load-penetration curves

4.4.3 数値計算と実験との比較

本節の円錐形状の剛体押し込み実験について、有限要素法(FEM)による計算および簡易計算を行い、実験結果と比較した。

(1) 有限要素法による計算

前項でみたように、二重殻構造の圧壊では、構造、材料および荷重のそれぞれについて非線形性が著しい。ここでは汎用有限要素法プログラムMARCを用いて、

(74)

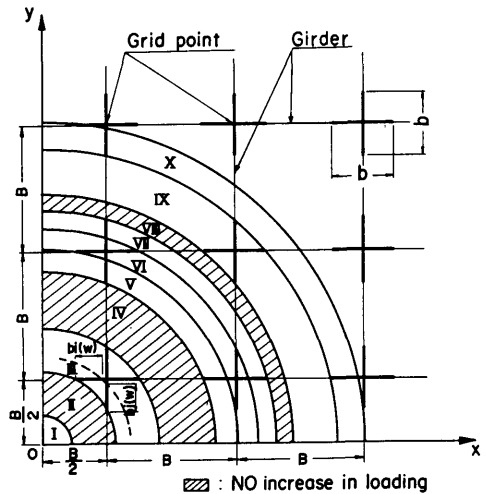


Fig.48 Region of outer plate collapsed during bow penetration (in case of $b=1/2B$)

この非線形な挙動の解析を試みた。

計算機容量の制約から、解析対象は荷重点近傍に限られている。すなわち、荷重点から2番目の桁までの範囲とし、その桁の位置で固定とした。また内板は、船首突入量が大きくない範囲では、圧壊挙動にはほとんど影響しないとみなして省略した。用いた板要素は、1節点あたり12自由度、板厚方向に7層の積分点、1層あたり9積分点を有している。

亀裂の進展は節点の解放によって解析を進めるという方法が、材料工学関係で一般的に行われている。立体的な構造物の解析にこの方法を適用しようとする、亀裂進展経路の予測、その経路に沿っての節点数の増加、曲げ変形の取扱い等の難点があり、あまり実用的な方法とはいえない。そこで、ここでは応力と歪の関係に細工を施し、破断歪に達した時に応力はゼロに低下するとした。この応力と歪の関係は、一つの要素内において $7 \times 9 = 63$ の積分点で評価される。また、歪は非常に大きな値となるので、真応力と対数歪の関係を用いた。Fig.49に実線で示してあるのが、計算に用いた応力と歪の関係である。

船首突入量の増大にしたがって荷重範囲が拡大していくが、これをモデル化するために、ここでは、ギャップ要素と呼ばれる要素を用いた。これは、与えられた2節点間の距離が指定した値以下になった時、はじめて荷重が伝えられるという機能を有している。いいかえれば、球が平板を押し込む場合に、球の中心点と平

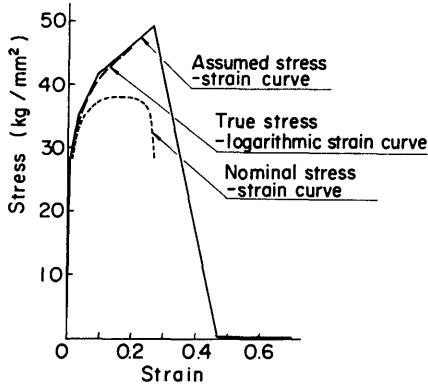


Fig.49 Stress-strain curves

板上の点が与えられた2節点であり、球の半径が指定した距離の値となる。ここで用いた船首模型は円錐形状をしているので、これに内接する多数の球でこれをモデル化した。これらの関係をFig.50に示した。

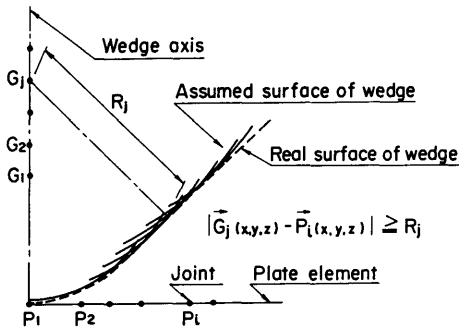


Fig.50 Loading modification

船首模型に強制変位を与えて計算を行ったが、その増分量は、突入量40mmまでは4mm間隔、60mmまでは2mm間隔、60mm以上は1mm間隔とした。Fig.51に変形の状態を示す。また、Fig.51の(i)および(ii)に対応した模型実験の変形の状態を、それぞれPhoto 8およびPhoto 9に示す。船側外板の撓み形状、桁の局部変形等について実験と良く対応した結果が得られている。Fig.52に板厚中央面における相当塑性歪の分布を示す。歪の値0.3以上の範囲が計算上亀裂が生じている個所である。模型実験において船側外板に生じた破口の例をPhoto 10に示す。

Fig.53~55に荷重と突入量の間係を各模型について示す。実験値と計算値との近似度は各模型ともほぼ同

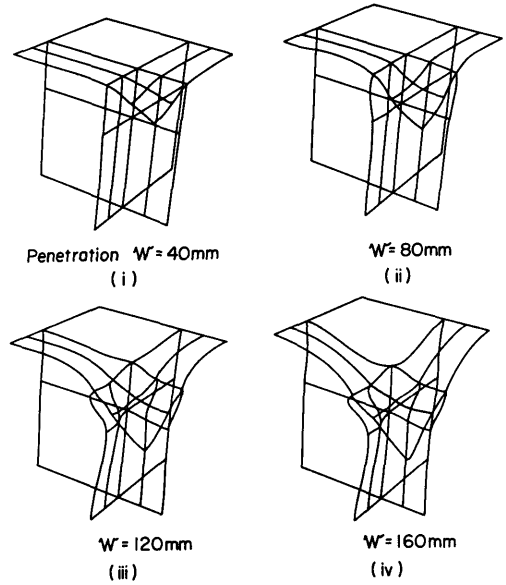


Fig.51 Deformation patterns (Model S-III)

Symbol	1	2	3	4	5	6
Strain	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6

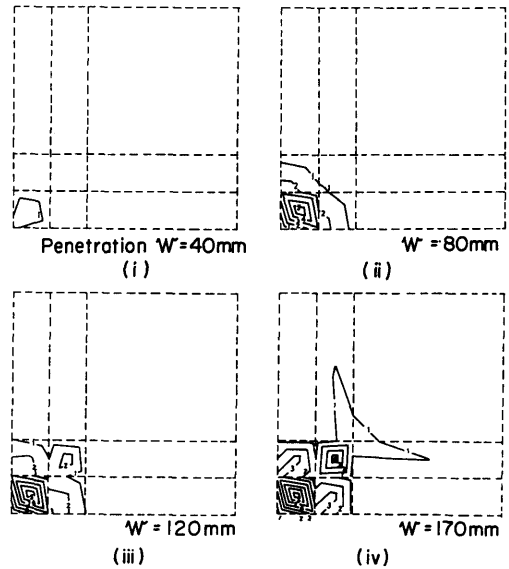


Fig.52 Contours of equivalent plastic strain (Model S-III)

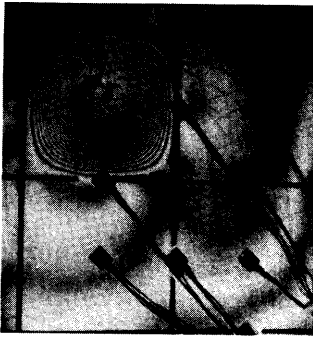


Photo 8 Deformation of outer plate
(Model S-III, (i))



Photo 9 Deformation of outer plate
(Model S-III, (ii))

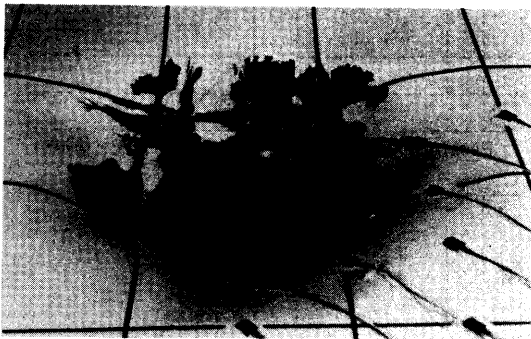


Photo 10 Ruptured outer plate (Model S-II)

様である。すなわち、船首が桁に接するまでは、計算値は実験値と良く対応しているが、接した後は計算値のほうが高い荷重値を示している。これは、計算対象範囲が狭いうえに、桁の端部境界条件が完全固定と

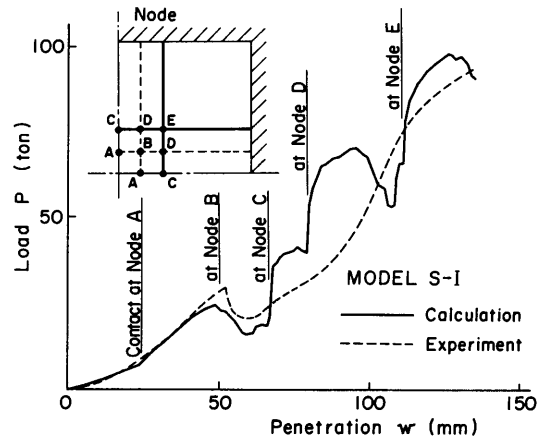


Fig.53 Relation between load and penetration
(Model S-I, FEM)

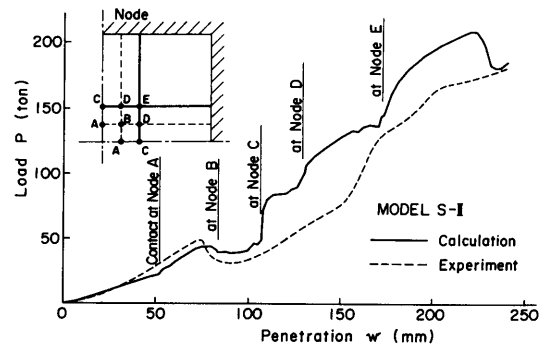


Fig.54 Relation between load and penetration
(Model S-II, FEM)

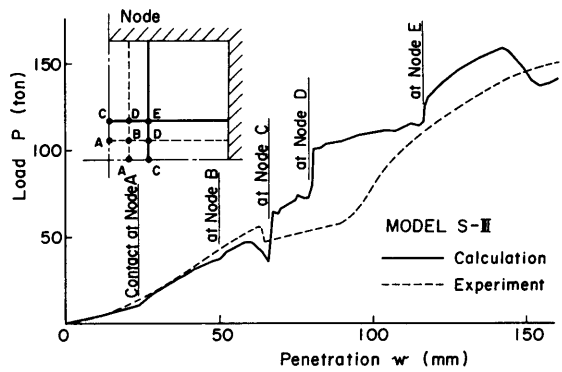


Fig.55 Relation between load and penetration
(Model S-III, FEM)

なっているためと考えられる。したがって、計算対象の構造範囲をもっと広げれば、突入量の大きい範囲でも実験値に良く対応した結果が得られると思われる。

使用した要素数は、板要素が21、ギャップ要素が9であった。計算機は船舶技術研究所FACOM M-180を使用し、MODEL S-I, II, IIIについてそれぞれ、計算ステップ数は100, 200, 300ステップ、計算CPU時間は5~8時間であり、リージョンサイズはいずれも3MBであった。

(2) 簡易計算

船首の二重殻構造への食い込みが、Fig.48に示したような段階で生じると考える。まず、船側外板に亀裂が生じるまでの(I)の段階では、Fig.56に示すような変形になり、船首による荷重は主として船側外板の膜力で支えられる。そして船側外板に亀裂が生じた後は、船首が格子点(幅**b**の十字板)にかかるまで荷重の変化はなく(Fig.48の斜線で示した領域)、格子点にかかった時に、桁の圧壊による荷重の上昇が次々にある(Fig.48のIII, V, VI, VII, ...)と考える。この過程で、先端が球面(半径**r**)の円錐形状の船首が、船側外板パネルの中央から突入してくる時の荷重(**P**)と船首突入量(**w**)の関係は、Fig.56で釣合いを考えれば次式で表わすことができる。

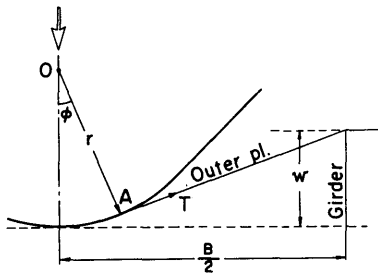


Fig.56 Deformation of outer plate

$$P = [2\pi r \sigma_Y t_0] \sin^2 \phi + \sum_{i=1}^n \sigma_Y t_G b_i(w) \quad (69)$$

ここで $w = \frac{B}{2} \tan \phi + r(1 - \sec \phi)$

σ_Y : 鋼材の降伏応力(実験に用いた模型においては、板厚 $t = 4.5\text{mm}$ に対して 30.0kg/mm^2 , $t = 3.2\text{mm}$ に対して 29.0kg/mm^2 , $t = 2.3\text{mm}$ に対して 27.9kg/mm^2), t_0 : 船側外板の板厚, t_G : 桁の板厚, $b_i(w)$: 船首が桁の格子点にかかる時の有効な桁幅, n : 船首がかかる桁の格子点の数, B : 桁間隔

(69)式の第1項は外板による膜力の項で、第2項は

船首側板が桁の格子点にかかる時に入る付加項で桁の圧壊強度を表わしている。第2項の中の $b_i(w)$ は、例えばFig.48に示している(III)の段階では、先端の丸味を考慮して

$$b_i(w) = \sqrt{\{w + (\sqrt{2} - 1)r\}^2 - (B/2)^2} - (B-b)/2 \quad (70)$$

で与えられる。また(I)の段階で、外板は平均伸び歪が20%の時に破断すると考える。

Fig.48に示した船首の二重殻への段階的な食い込み過程は $b = B/2$ の場合の例であるが、この順序は b の大きさによって変わってくる。Fig.48に示した突入範囲(X)までを考えると、 $b < B/2$ では(IX)と(X)の間に船首側板が格子点の十字板にかからない領域(斜線の部分)がある。 $B/2 < b \leq 2B/3$ では、(IX)と(X)が重なる領域が存在し、 $b > 2B/3$ では、さらに(VII)と(IX)が重なる領域が存在するようになる。

格子点の十字板の幅 b のとり方は、船首側板が十字板にかかる時の荷重条件が複雑であるので、一義的に決めることは困難である。ここでは、座屈後の有効幅の考え方を導入して、Faulknerの式⁶³⁾に係数 C を乗じた式を使用することにした。

すなわち

$$\frac{b}{B} = \begin{cases} C \left(\frac{2}{\beta} - \frac{1}{\beta^2} \right) & ; \beta \geq 1 \\ C & ; \beta < 1 \end{cases} \quad (71)$$

ただし $\beta = \frac{B}{t} \sqrt{\sigma_Y/E}$, b : 格子点の十字板の幅, B : 桁間隔, t : 桁の板厚, σ_Y : 降伏応力, E : ヤング率

(71)式で係数 C を変え、(69)式から荷重と船首突入量の関係を求めると、Fig.57~Fig.59の破線で示したようになる。計算では、実験と比較するために船首が内板に達するまでを示している。この突入段階は、S-I, S-IIIの模型では、Fig.48の(I)~(VI)、桁間隔の広いS-IIの模型では(I)~(IV)の範囲になる。Fig.57~Fig.59をみると、実験で得られた荷重と船首突入量の関係は、 $C = 0.75$ として計算した曲線に近い値になっていることがわかる。図中の一点鎖線は、簡易式をさらに簡略化して、第3章で取り扱った食い込み型破壊形式にならって二重殻構造の強度を桁の平均耐力から求めたものである。

Fig.60において平均耐力 p_1 は次式で与えられる。

$$p_1 = \frac{S_n t_0 + S_0 t_n}{S_0 S_n} \sigma_Y$$

$$p_1 = \left(\frac{t_v}{S_v} + \frac{t_h}{S_h} \right) \sigma_v \quad (72)$$

ここで t_v, t_h : たて桁, 水平桁の板厚, S_v, S_h : たて桁, 水平桁の間隔, σ_v : 降伏応力
この二重殻に, 頂角 2θ の円錐形状の剛体が深さ δ まで食い込んだ時の破壊面積 A_1 は

$$A_1 = \pi \delta^2 \tan^2 \theta \quad (73)$$

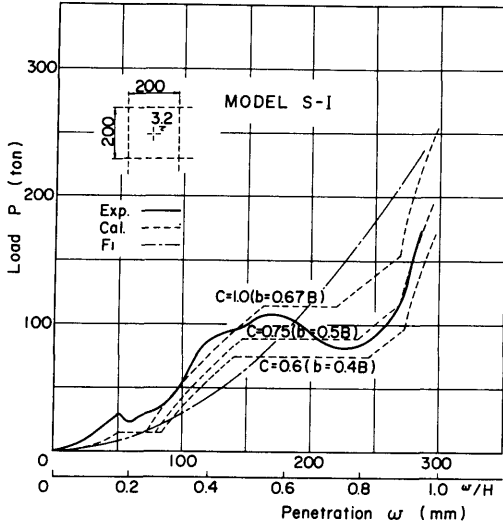


Fig.57 Relation between load and penetration (Model S-I, Simplified method)

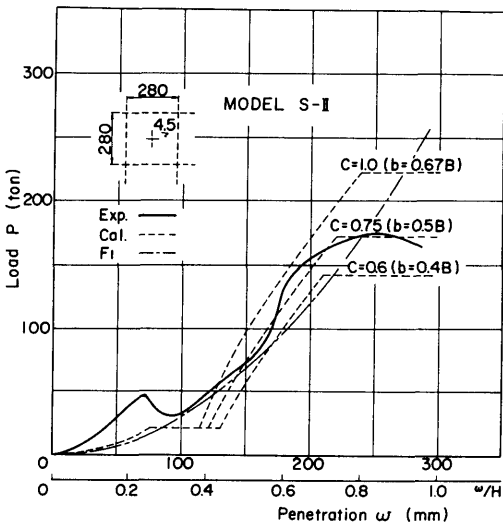


Fig.58 Relation between load and penetration (Model S-II, Simplified method)

(78)

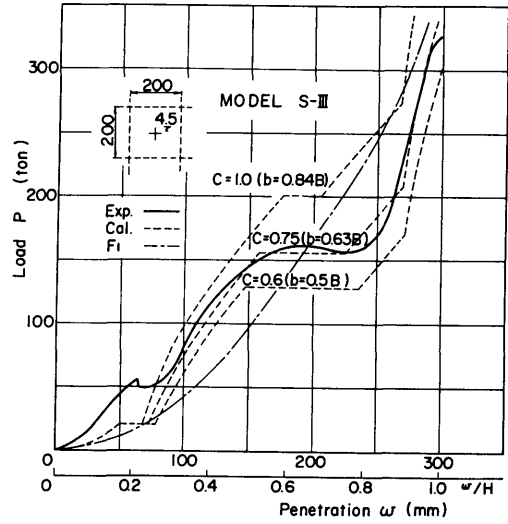


Fig.59 Relation between load and penetration (Model S-III, Simplified method)

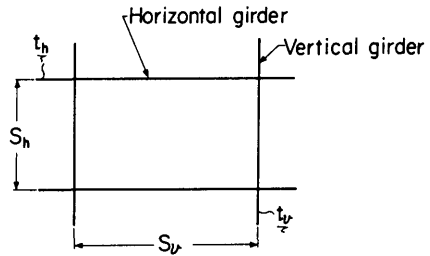


Fig.60 Arrangement of girders

であるから, このときの荷重 F_1 は

$$F_1 = p_1 A_1 = \pi \sigma_v \delta^2 \left(\frac{t_v}{S_v} + \frac{t_h}{S_h} \right) \tan^2 \theta \quad (74)$$

になる。(74)式で与えられる F_1 の値を模型実験の場合にあてはめて $t_v = t_h, S_v = S_h$ において計算したのが Fig.57~Fig.59 の一点鎖線である。これを見ると大体平均的な値になっているが, 荷重-突入量曲線の特性を(74)式から求めることは困難で, 二重殻の衝突時の吸収エネルギー性能ではなく, 強度の値を問題にする場合には, 詳細計算あるいは模型実験による破壊過程を考慮した簡易式が必要になる。

4.5 部分球殻の変形挙動

LNG船などタンク構造をもつ危険物運搬船が他船

の衝突により船側が突き破られた場合を想定して、タンクの圧壊強度および変形挙動を調べておくことは防災上必要なことである。本節では、このような場合を想定し、集中荷重を受けた場合の部分球殻の圧壊による変形挙動を調べた。

各種の荷重を受ける球殻の強度については、これまで多くの研究が行われているが、このうち集中荷重を受けた場合の研究は比較的少なく^{64)~69)}、特に衝突の問題に適用できるような大変形の挙動についてはあまり研究が行われていない。そこで、集中荷重による部分球殻の圧壊実験を行って変形挙動を調べ、実験結果と有限要素法による計算結果ならびに塑性解析による簡易式とを比較した。

4.5.1 試験模型および実験方法

試験模型はFig.61, Table 8に示すように鋼製(材質SS41)およびアルミ製(材質5052-H34)の部分球殻で、周辺端部は厚板に溶接した。Table 8の記号は(75)式およびFig.65の部分球殻図の記号に対応した値を示している。試験模型の形状寸法はモス方式125,000m³ LNG船タンクの1/18程度の縮尺を考えたもので、模型の板厚を数通りに変えた。この部分球殻を架台に固着し、先端が球面の鋼製丸棒を模型の頂部に押し込むことにより集中荷重をくわえた(Photo 11)。このときの荷重直下の球殻凹入量と荷重との関係を探ると同時に、球殻内面の子午線方向および周方向の歪を計測し、球殻の変形の広がりを調べた。

4.5.2 実験結果および考察

Fig.62, 63に荷重 P と球殻凹入量 δ との関係を実線で示す。これをみると、 $P-\delta$ の関係は板厚の薄いSPC-1を除いて比較的滑らかな曲線になり、凹入量の増加につれて荷重は一様な上昇を示している。実験の曲線には初期座屈を示す特徴はあらわれていない。凹入部表面の変形の形状は最初軸対称の円形で、それが三角形のしわ(3 lobed shape)、さらに四角形、五角形のしわが生じ、変形が非対称な形状になっていく傾向があるが、その過程は試験模型によりばらつきがある。Fig.63のAL-2の試験模型の場合、曲線上のA点では円形でその中に三角形のしわがわずかにみられ、B点では四角形のしわが生じている。C点では、そのしわが四角形のまま拡大している(Photo 12)。しかしこの間、 $P-\delta$ 曲線の変化はみられない。一方、Fig.62のSPC-1の試験模型の場合、曲線のA点では円形のしわから三角形のしわに移る様子が観察され、ここで荷重上昇の鈍化がみられる。そしてB点では凹入部の形状が五角形に変化し、その間しわの数が増えるのに対応

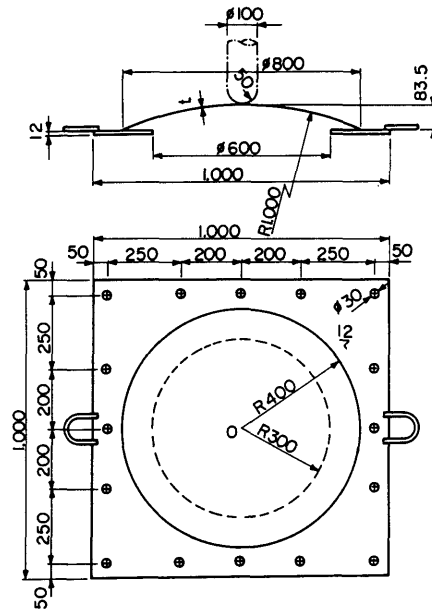


Fig.61 Geometry of spherical shell

Table 8 Scantlings of spherical shells

Test model	Material	λ	R (mm)	t (mm)	l (mm)	H (mm)	H/l
SPC-1	Steel SS41	18.2	1,000	1.6	400	83.5	0.209
SPC-2		15.2	1,000	2.3	400	83.5	0.209
SPC-3		12.8	1,000	3.2	400	83.5	0.209
AL-1	Aluminum 5052-H34	16.2	1,000	2.0	400	83.5	0.209
AL-2		13.3	1,000	3.0	400	83.5	0.209

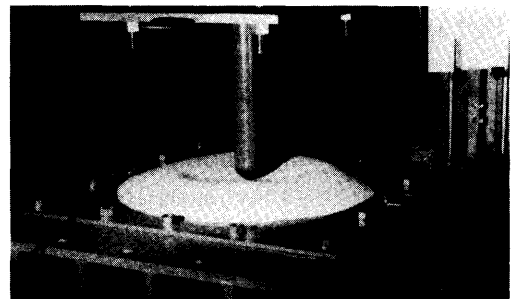


Photo 11 Test setup

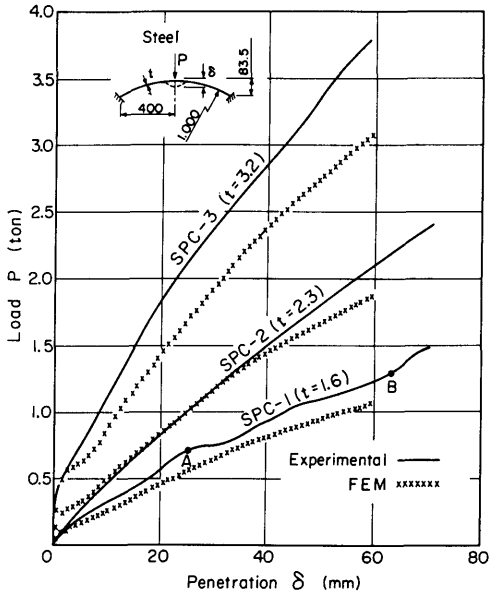


Fig.62 Load-penetration curves (Steel)

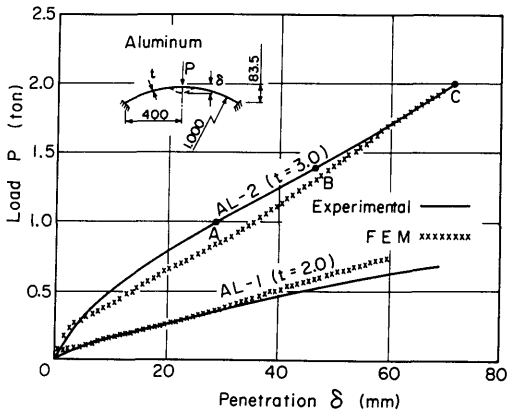
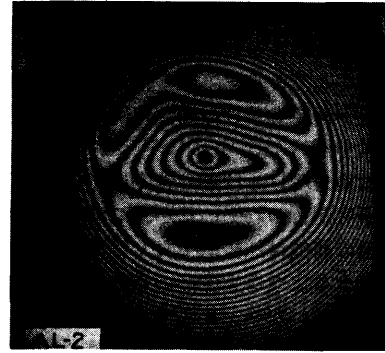


Fig.63 Load-penetration curves (Aluminum)

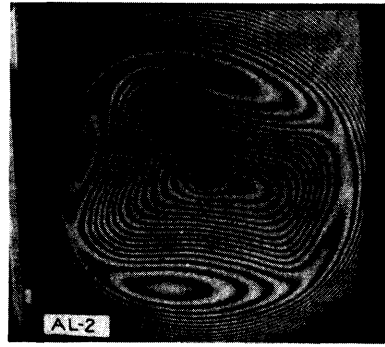
して曲線の起伏がみられている。

試験模型に生じた歪値について、球殻内面の歪（子午線方向の歪 ϵ_r および周方向の歪 ϵ_θ ）と荷重との関係をFig.64に示す。同図において、 ϵ_r の値は荷重の上昇につれて圧縮側から引張側に反転し、歪の大きさは停留する傾向にある。そして ϵ_r の反転する時点の荷重が、荷重点から離れるにつれて高くなっている。これは、Fig.65に示すように球殻表面の屈曲点 F_1 が δ の増加につれて F_1' に移って曲率が変わり、凹入部の周辺が F_1, F_2, \dots のように広がっていくことを示している。そして、あ

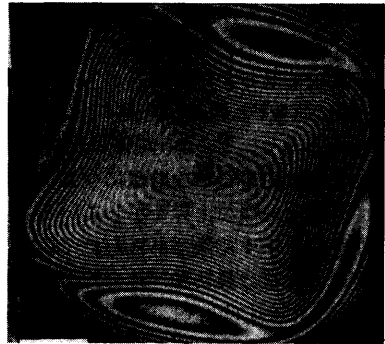
(80)



(a) Transition from symmetry to three-lobed shape



(b) Four-lobed shape



(c) Enlarged four-lobed shape

Photo 12 Deformation patterns of spherical shell segment

る点の歪の大きさが停留し、破断歪に達するような大きさにはならないことから考えると、このような球殻の変形挙動の過程では亀裂が生じにくいことが推察される。

4.5.3 計算と実験との比較

集中荷重が作用した時の部分球殻の弾塑性、大変形

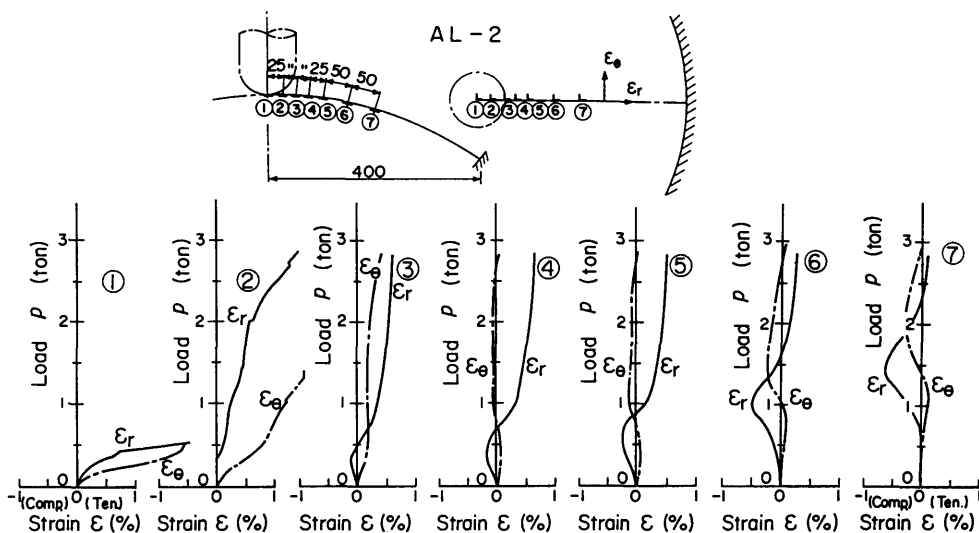


Fig.64 Load-strain curves

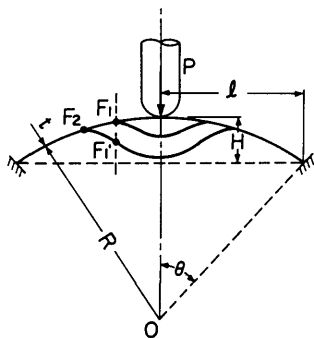


Fig.65 Deformation of spherical shell

挙動について汎用有限要素法プログラムMARCを用いて計算した。使用した要素は軸対称シェル要素（エレメント15）で、対称軸の片側で要素数16、節点数17で端部を固定条件とした。計算は荷重点に強制変位を与えて行ったが、その増分量は0.5mmで、ステップ数180の範囲までの計算を行った。材料の応力-歪曲線としては鋼製のものについてヤング率 $E=21,000\text{kg/mm}^2$ 、降伏応力 $\sigma_Y=25\text{kg/mm}^2$ のところで折線近似し、接線係数 E_T を $E_T=E/500$ とした。アルミ製の場合は、板厚2mmについては耐力 14kg/mm^2 、板厚3mmについては耐力 20.8kg/mm^2 のところで折線近似し、 $E=7,000\text{kg/mm}^2$ 、 $E_T=E/25$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。

計算結果をFig.62, 63に各変位ステップの値とし

て×印で示した。球殻凹入量 δ の初期において座屈を示す荷重の平坦部がみられるが、荷重は実験と同様に δ に対して比較的滑らかに上昇していく。計算と実験とはSPC-3の模型に対しては少し差がでているものの全般的には比較的良く対応しているといえる。これからみると、本節で扱った部分球殻に対する凹入量の範囲（球殻板厚の30倍程度）であれば、軸対称有限要素モデルによって球殻の荷重と凹入量の関係を十分な精度で求めることができると思われる。

Fig.66に周辺固定の場合のいくつかの部分球殻について有限要素法による計算例を示した。部分球殻は試験模型と同じ材質のアルミ製とし、(75)式で与えられる寸法パラメータ λ を変えて計算した。

$$\lambda^2 = \sqrt{12(1-\nu^2)} (\ell^2/Rt) \quad (75)$$

Fig.66では $\lambda=8\sim 14$ の範囲で計算を行い、Mescall⁶⁵⁾により得られている弾性大変形解析結果と比較して示した。

一方、球殻の圧壊強度を簡易式で与えることが、圧壊挙動を早急に予測したい場合などには有用と思われる。ここではOliveira & Wierzbicki⁷⁰⁾にならって塑性解析を行った。Fig.67の斜線で示すような球殻の塑性関節A、Bに挟まれた断面積が $\dot{\omega}$ の角速度で回転すると考えれば

内部散逸エネルギーは
AB間の断面要素に対し

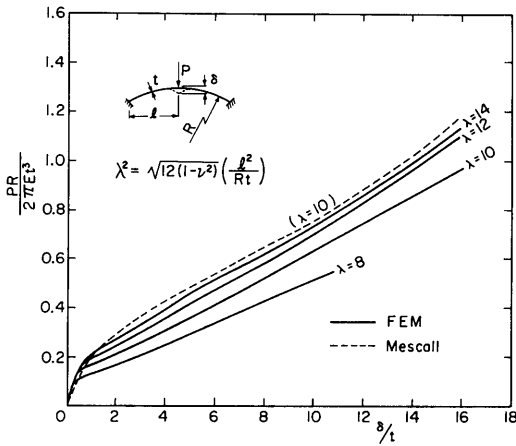


Fig.66 Load-penetration curves of spherical shells

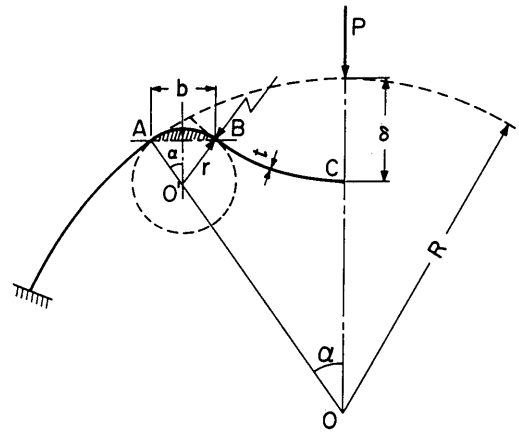


Fig.68 Geometry of spherical shell

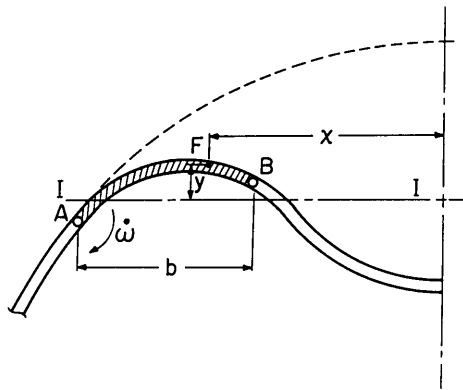


Fig.67 Plastic deformation in spherical shell

$$\dot{E}_1 = 2\pi\sigma_Y t \dot{\omega} \int_{AB} |y| dx \quad (76)$$

A, B一つの塑性関節に対して

$$\dot{E}_2 = 2\pi\sigma_Y a_0 \dot{\omega} \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} |y| dy \quad (77)$$

ただし a_0 : 対称軸からの塑性関節までの距離

t : 板厚

で与えられる。

\dot{E}_1 と \dot{E}_2 の和を外部仕事率

$$\dot{E}_0 = Pb \dot{\omega} \quad (78)$$

ただし b : 塑性関節AおよびB間の距離に等しいとおけば崩壊荷重が得られる。

いま、部分球殻の変形として、実験でみられた変形挙動からFig.68のように環状体O'がBで球面BCに接するような形に仮定すれば、幾何学的条件より

(82)

$$\delta = 2(R-r)(1 - \cos\alpha) \quad (79)$$

になる。

(76)式の積分は環状体O'の屈曲部ABの面積(Fig.68の斜線部分)になるから

$$12 \quad \theta = 2\alpha - \sin 2\alpha \quad (80)$$

とおけば

$$\dot{E}_1 = 2\pi\sigma_Y t \dot{\omega} \left(\frac{r^2 \theta}{2} \right) \quad (81)$$

になる。

またFig.68において、対称軸から環状体の中心O'までの距離を a とすれば、(77)式より

$$\dot{E}_2 = \begin{cases} 2\pi\sigma_Y \dot{\omega} \left(a + \frac{b}{2} \right) \left(\frac{t^2}{4} \right) ; \text{塑性関節A} \\ 2\pi\sigma_Y \dot{\omega} \left(a - \frac{b}{2} \right) \left(\frac{t^2}{4} \right) ; \text{塑性関節B} \end{cases} \quad (82)$$

$$\text{ただし, } a = (R-r) \sin\alpha \quad (83)$$

が得られる。

(78), (81)および(82)式により

$$Pb \dot{\omega} = 2\pi\sigma_Y \dot{\omega} \left(\frac{r^2 \theta}{2} + 2a \times \frac{t^2}{4} \right) \quad (84)$$

ここで、 $M_0 = \sigma_Y t^2 / 4$, $b = 2r \sin\alpha$ とおけば

$$\frac{P}{2\pi M_0} = \frac{1}{\sin\alpha} \left(\frac{r\theta}{t} + \frac{a}{r} \right) \quad (85)$$

になる。(85)式でPの最小値を求めると

$$r = \sqrt{\frac{at}{\theta}} \quad (86)$$

のとき

$$\frac{P}{2\pi M_0} = \frac{2}{\sin\alpha} \sqrt{\frac{a\theta}{t}} \quad (87)$$

が得られる。(87)式に a , θ , δ および r の値を使えば、結局

$$\frac{P}{2\pi M_0} = \sqrt{\frac{2\eta}{1-\cos\alpha}} \sqrt{\frac{\delta}{t}} \quad (88)$$

ただし $\eta = (2a - \sin 2\alpha) / \sin\alpha$

$$r/t = \{\sqrt{1 + (4\eta R/t)} - 1\} / (2\eta)$$

$$\delta/t = 2(R-r)(1-\cos\alpha)/t$$

のようにまとめることができる。

(88)式による値は、ここで考えている寸法程度の大きさに対しては R/t の値によってほとんど影響されず、Fig.69の実線に示すように1本の曲線で表わすことができる。同図にはOliveira & Wierzbickiの略算式を破線で示し、(88)式の値と比較した。(88)式を鋼製の部分球殻模型の実験結果と比較するとFig.70に示したようになり、(88)式で圧壊荷重の概略値を与えることができると考えられる。

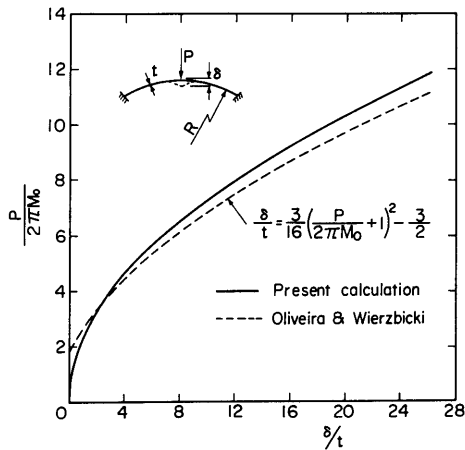


Fig.69 Load-penetration curves (Plastic analysis)

以上のように、集中荷重による部分球殻の圧壊実験により、球殻表面の変形の挙動を調べたが、その圧壊過程は、軸対称有限要素モデルによる計算、鋼製に対しては塑性解析によってもほぼ説明することができた。

4.6 衝突に対する危険物運搬船の設計指針

独立球形タンクをもつ危険物運搬船としてLNG船

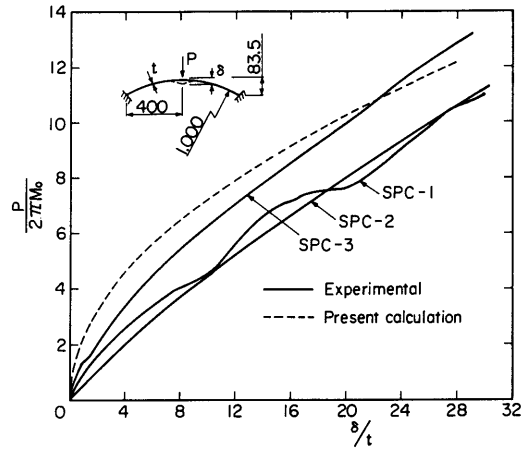


Fig.70 Load-penetration curves (Plastic analysis, Comparison between experiment and calculation)

を考え、他船から衝突された時の船側の破壊量を調べる (Fig.71)。LNG船の衝突強度に関する研究はいつか行われているが^{539),53)}、船首の強度を考慮してLNG船の衝突強度を計算した例としては、鴨井⁵⁴⁾による125,000^m型LNG船と35,000DWTコンテナ船との衝突計算例がある。ここでは、この計算法にしたがって検討した。液化ガス衝突解析部会⁵⁵⁾で船首強度が求められている船舶を衝突船として追加計算し、LNG船の衝突強度を衝突船の速度と船首の食い込み量との関係としてまとめた。

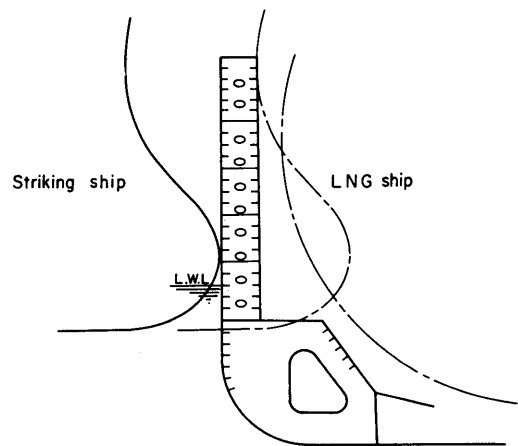


Fig.71 Collision of a ship with LNG ship

ここで検討対象とした被衝突船および衝突船の大きさは次のとおりである。

(イ) 被衝突船

125,000m³型モス方式LNG船

排水量 $\Delta = 100,000$ ton

(ロ) 衝突船

(i) 1万DWT貨物船

$\Delta = 15,000$ ton

(ii) 3.5万DWTコンテナ船

$\Delta = 60,000$ ton

(iii) 8万DWTオイルタンカー

$\Delta = 95,000$ ton

1万DWT貨物船、8万DWTオイルタンカーの船首強度についての計算結果⁵⁵⁾から船首の荷重 P (ton)と変形量 δ (m)との関係を

$$P = \begin{cases} 600\delta & (1万DWT貨物船) \\ 3,200\delta & (8万DWTオイルタンカー) \end{cases} \quad (89)$$

で近似する。LNG船、3.5万DWTコンテナ船については鴨井による計算結果⁵⁴⁾から引用してまとめると、被衝突船および衝突船それぞれの衝突荷重 P と変形量 δ との関係がFig.72のように得られる。また、 P - δ 曲線を δ について積分すると、吸収エネルギー E と変形量 δ との関係がFig.73のように得られる。ただし船首強度については実験結果²⁶⁾をみると、 P - δ 曲線は鋸歯状になることから、 P - δ 曲線の積分値の1/2にして示している。Fig.72のLNG船船側強度はEdinberg³⁹⁾の計算例を使用している。これは衝突船の船首を半径10mの円柱形の剛体とし、それをLNG船の船側の深さ方向に一樣に押し込んだ時の計算で、船側外板の張力が十分期待できる場合の値である。

Fig.72のように衝突船、被衝突船の強度が得られれば、以下の手順によりLNG船の衝突強度を算定することができる。ここで、球形タンクの強度を4.5節のAL-2の実験結果 (Fig.63) から推定する。第3章の模型実験で食い込み型破壊の場合に実証された相似則を適用し、試験模型を実寸の1/18の縮尺とし、突入量に対しては縮尺比に、荷重に対しては縮尺比の2乗に比例すると考えれば、突入量70mm \times 18=1,260mmで荷重は2 ton \times 18²=648tonになり、船側強度に比べかなり低い値になることがわかる。したがって、ここではタンクの強度を無視して考えることにする。いま、Fig.72において同一荷重に対するLNG船、衝突船それぞれの変形量 δ_{LNG} 、 δ_{BOW} を横軸、縦軸にプロットしていくとFig.74が得られる。同図には8万DWTタンカーとの衝

(84)

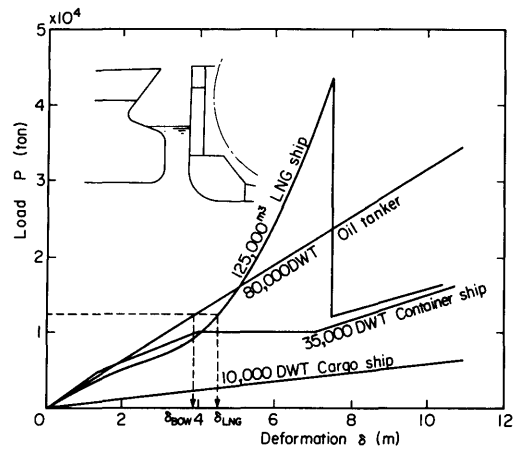


Fig.72 Load-deformation curves of LNG ship and striking ships

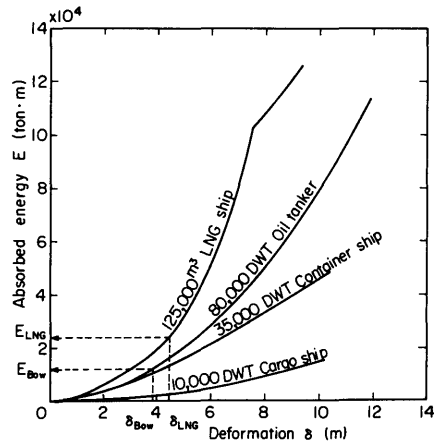


Fig.73 Absorbed energy-deformation curves of LNG ship and striking ships

突の場合のプロット例が破線で示されている。この時の δ_{LNG} 、 δ_{BOW} それぞれに対する吸収エネルギー値 E_{LNG} 、 E_{BOW} がFig.73の破線で示すように求まる。 E_{LNG} と E_{BOW} の和をとれば、衝突時のLNG船、衝突船両船によって吸収されるエネルギーが δ_{LNG} の関数として得られる。この吸収エネルギーを $E(\delta_{LNG})$ で表わすと、この時の衝突船の速度 v_S は第3章の(6)式を用いて求めることができる。(6)式において衝突船、被衝突船の質量をそれぞれ排水量 Δ_S および Δ_{LNG} で置き換え、B船が衝突船になるから $v_B = v_S$ とし、被衝突船の付加質量としてミノルスキー¹⁾にしたがって排水量の40%にと

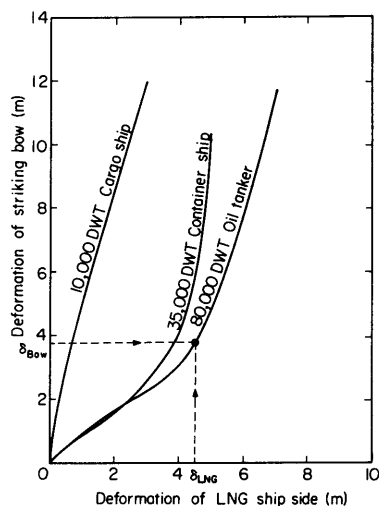


Fig.74 Relation between deformations in striking bow and in LNG ship side

れば、(6)式から、

$$v_s = \sqrt{\frac{1.43\Delta_s + 2\Delta_{LNG}}{\Delta_s \Delta_{LNG}}} \sqrt{E(\delta_{LNG})} \quad (90)$$

が得られる。

(90)式により v_s を求めるとFig.75のようなになる。Fig.75においては、横軸にLNG船の船側への衝突船の食い込み量、縦軸に衝突船の速度を示している。さらに横軸には、LNG船の船側からの内殻までの距離およびタンク張出し線までの距離を示すことにより、衝突強度の特性を表わした。

4.5節でみたように球形タンクの変形は亀裂が生じにくいような挙動を示しており、変形によるタンク内圧の増加が逃がし弁の作動等により危険がない範囲であれば、球形タンクはかなりの変形量まで許容できるように思われる。いまここで仮に、タンクの変形量 δ_t を板厚の30倍程度(50mm×30=1.5m)を考慮することにすれば、Fig.75で $\delta_t=1.5$ mすなわち船側から5mの船首突入量に対する衝突速度 v_s は3.5万DWTコンテナ船の12ノットに対して8万DWTオイルタンカーでは8.3ノットになる。1万DWT貨物船の衝突時には、衝突速度12ノットの場合でも球形タンクに達することはないことがわかる。このように、Fig.75のような形で衝突強度をまとめておくと、危険物運搬船の安全性の検討には便利であると思われる。

ここでの計算は一つの試算例であり、特にLNG船の船側強度は衝突船の接触条件によって変わってくるも

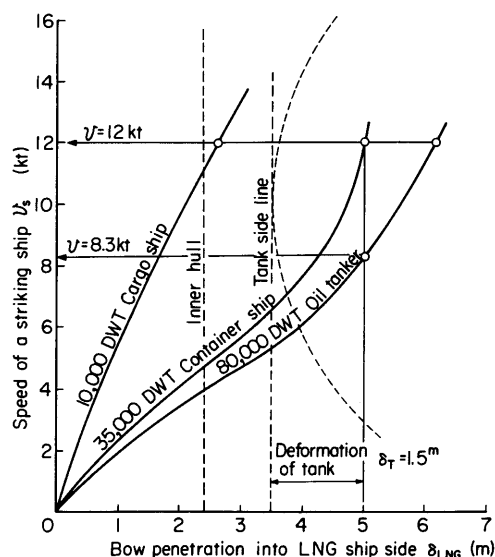


Fig.75 Collision characteristic curves for LNG ship side

のと考えられ、最近萩原⁵⁵⁾が試みたような、衝突船の喫水変化に対応して衝突位置を変えた場合の計算が今後必要になってくるであろう。

4.7 まとめ

海上貯油タンクなどの船側構造法の一つに二重殻格子桁構造があり、この衝突強度を調べるために模型圧壊実験を行った。船首形状としては、二重殻の基本的な強度特性をみるために、船首を単純化した楔形状および円錐形状の剛体とし、実験値を説明できるような荷重-突入量関係の簡易式を導いた。また、これに関連して、衝突時の安全性評価の方法を示すためにLNG船を例にとり、計算例を示した。これらの結果をまとめると

- (1) 楔形状船首の二重殻格子桁構造への突入実験においては、荷重-突入量曲線において典型的な二つの山がみられ、その一つは主として外板の膜力によるもの、他の一つは桁を押しつぶすことによるもので、この二つの山が吸収エネルギー値に大きな影響を及ぼす。
- (2) 楔形状船首の突入実験によって、二重殻の深さ、部材の板厚が吸収エネルギー効率に与える影響を調べた。その結果、衝突時の吸収エネルギーの大きさによって、外板の板厚、桁の板厚の効果が変わってくる。本実験のモデルについては0.5ton・mのところはその値があり(模型が1:30の縮尺率に相当するような実船

規模の構造に対しては、この0.5ton・mの吸収エネルギー値は排水量10万tonの船が3ノットで衝突する場合に相当する)、これより大きな規模の衝突では、桁の板厚増加により吸収エネルギー効率が良くなる。

(3) 円錐形状の船首突入実験については、簡易計算と並行して有限要素法による計算も行った。有限要素法による計算結果は実験値と比較的良好な対応を示したが、計算規模がかなり大きなものになった。

(4) LNG船の衝突計算の一例を示したが、このような実船の安全性評価には、Fig.75に示したように衝突速度と船首突入量の関係を求めておくことと便利である。また、集中荷重を受ける球殻では、変形範囲が外側に広がっていき、荷重直下の歪は停留し、亀裂は生じにくいような変形挙動を示すことから、例えばLNG漏洩時の衝突速度の設定には、タンクの変形量のある程度許容(内圧増加による影響を無視することが条件であるが)しても良いと考えられる。

5. 船舶と橋脚との衝突問題

5.1 研究の概要

本四架橋のような長大橋の橋脚に船舶が衝突した際に、船体がうける衝突力および船体の変形挙動を調べるために、船体の部分模型による圧壊実験を行った。さらに、船舶接触防護施設の一つである緩衝工の性能に関する実験を行い、その吸収エネルギー特性を調べた。本実験では、衝突船として、入出港隻数が多く、沿岸での衝突事故件数の多い中小型船を考慮して、総トン数500G.T.から4,000G.T.程度の大きさの船を対象にし、これらの船が、Fig.76に示すように船首から船の進行方向に橋脚と衝突した場合、あるいは漂流等によって船側が橋脚のコーナー部と衝突した場合を想定して検討を行った。

ここで得られた実験値および解析法をもとにして、衝突の際に問題になる衝突力および船体の変形量が、実船の場合にどの程度の大きさになるかを推定し、実際の緩衝工の例を示した。

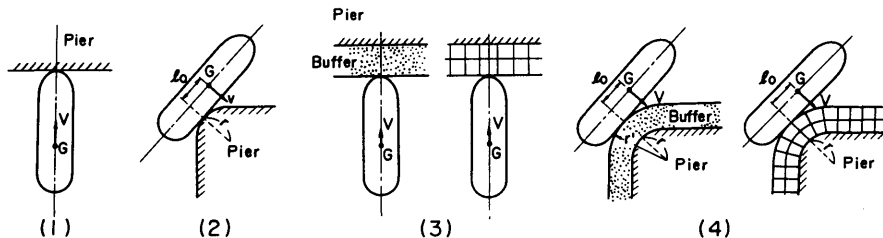


Fig.76 Patterns of collision

5.2 船体部分模型の圧壊実験

船体部分模型を橋脚模型に静的に接触させて、船舶と橋脚との衝突に相当する圧壊実験を行った。橋脚の平面形状は一般に矩形断面をしており、コーナー部が円形状になっている。この橋脚に通航船舶が船首から衝突する場合は、橋脚の平行部分に直角に衝突するとし、船側で漂流衝突する場合は、橋脚のコーナー部において接触すると考え、いずれの場合も橋脚側の剛性は船体に比べ十分大きいとし、衝突時に船体のみが破壊すると仮定した。

5.2.1 試験模型および実験方法

試験模型の対象船舶は、沿岸航行の多い総トン数500G.T.~4,000G.T.の大きさを考え、航行船は500G.T.および4,000G.T.、漂流船は4,000G.T.を想定した模型を製作した。試験模型の構造は、船首および船側模型ともに、それぞれFig.77, 78に示すように実船の構造を単純化したものである。

船首模型は、500G.T.および4,000G.T.船の横肋骨方式の構造で、船側外板の間に甲板、船底外板、および水平桁に相当する鋼板(材質SS41)を入れた構造にした。船側模型は4,000G.T.の横肋骨構造および縦肋骨構造の船を考え、船側から船幅の1/4のところまで切り出した部分の構造にしている。横肋骨式船側模型においては、甲板および外板の防撓材をすべて等しいものとし、これらを肋骨と呼ぶことにする。縦肋骨式船側模型においては、縦肋骨を長さ方向に4点で特設肋骨により支持された構造とする。

模型の種類は次のとおりである。

- (1) 船首模型
 - i) 500G.T.船の1/4模型, 船首垂直型
 - ii) 500G.T.船の1/4模型, 船首傾斜型
 - iii) 4,000G.T.船の1/8模型, 船首垂直型
 - (2) 船側模型
 - i) 4,000G.T.船の1/11模型, 横肋骨式
 - ii) 4,000G.T.船の1/11模型, 縦肋骨式
- 船首模型において船首垂直型を使用したのは、実船

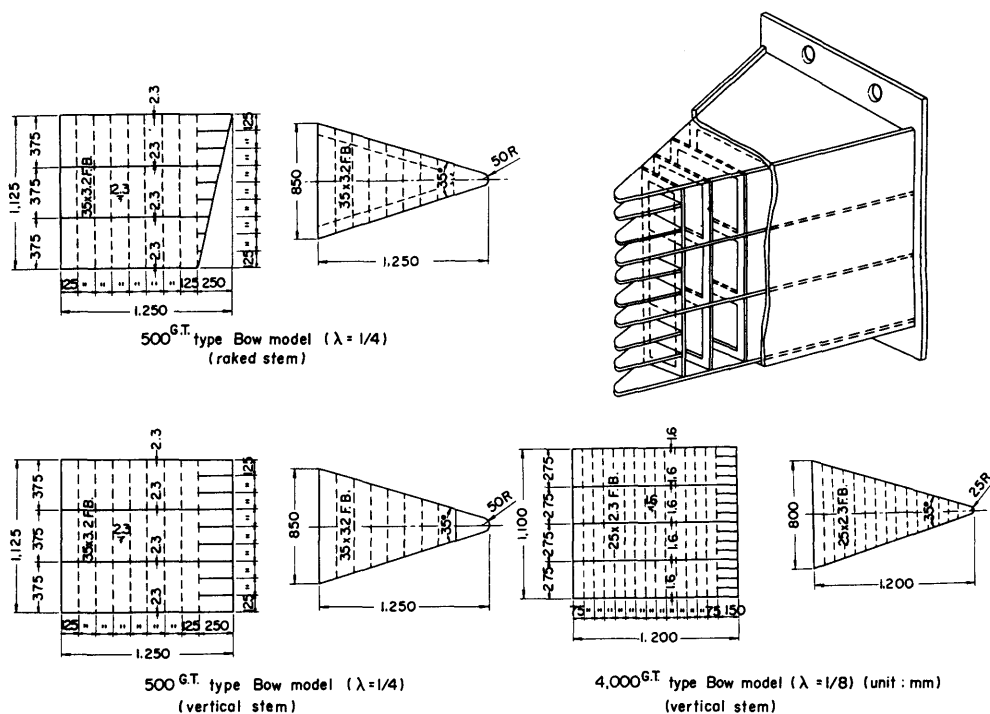


Fig.77 Bow model

の形状である船首傾斜の模型に比べて実験が容易であること、また実際には、この船首の形状の違いによる吸収エネルギー（衝突時に構造部材の破壊によって吸収される運動エネルギー）の差は、少ないであろうことを予想してきめたものである。

構造の部材寸法は、次の方法によって算出したもので必ずしも実船の寸法ではない。すなわち、200G.T.型鋼製貨物船（実船）の設計図⁸⁹⁾をもとにして、船の主要寸法の長さ(L)、幅(B)、深さ(D)、および喫水(d)は、総トン数の1/3乗に比例するとして、それを基準に500G.T.船に対しては $50 \times 9.6 \times 4.5 \times 4$ (m)とし、4,000G.T.船に対しては $96 \times 19.2 \times 8.8 \times 7.5$ (m)として、鋼船規則⁹⁰⁾を参考に構造寸法を算出したものである。なお、船側模型では理論的な式の検討のために、横肋骨構造模型において部材の板厚を増厚した模型 (Table 9のTR-2の試験模型) を1個追加している。この試験模型TR-2以外では、横肋骨式模型 (TRシリーズ) と縦肋骨式模型 (LGシリーズ) とで模型重量がほぼ等しくなっている (Table 9)。

実験方法としては、Photo 13, 14に示すように、船首圧壊実験における橋脚模型の衝突面は平面とし、船

首模型を試験機テーブル上に固着し、船首から荷重をくわえて船首模型を圧壊させた。一方船側衝突においては、橋脚模型は橋脚コーナー部に相当する円柱状の剛体とし、円柱の曲面を船側模型の船側外板から食い込む形で接触させて圧壊させた。船側模型は、船側外板を上面にして試験機のテーブル上の端部治具に固定し、さらに端部治具をテーブル固定端にボルト締めして、長さ方向の変位を固定した。橋脚コーナー部の大きさは、本州四国連絡橋のうち南北備讃瀬戸大橋の橋脚コーナー部の半径 $r = 5$ mをモデルとして考え、その縮尺1/11の $r = 450$ mmの場合、およびそれより小さい $r = 300$ mmの場合を選んだ。船側模型の部材の板厚と橋脚半径とをTable 9に示したように組み合わせる実験を行った。

船首実験および船側実験ともに、荷重は徐々にくわえていき、荷重と橋脚突入量は連続的に自動記録させ、適当な荷重値で荷重をとめて各部材の歪および変位を計測し、模型の破壊の様子を写真撮影した。

5.2.2 実験結果および考察

(1) 船首模型

船首の圧壊実験における荷重と変形量との関係を

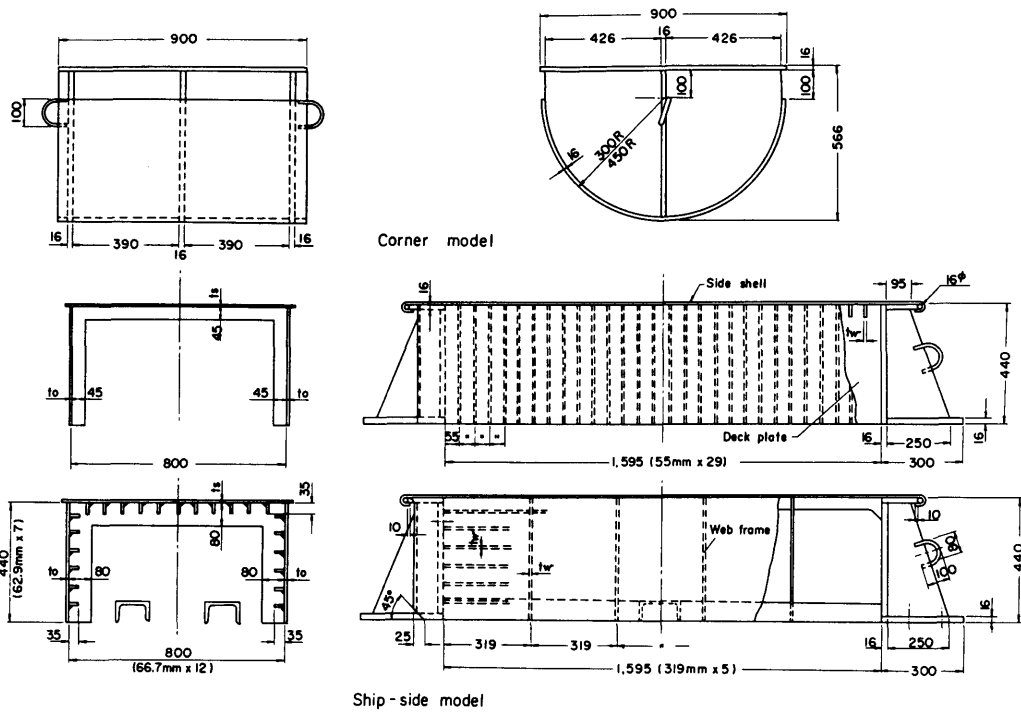


Fig.78 Ship-side and pier models

Table 9 Scantlings of test models

NO.	Test series	Plate thickness of ship-side model.	Radius of corner model
		ts x tp x tw	r
TR-1	Transverse system	1.2 x 1.2 x 1.6	450
TR-2	"	1.6 x 1.6 x 2.3	"
TR-3	"	1.2 x 1.2 x 1.6	300
LG-4	Longitudinal system	1.6 x 1.6 x 1.2	450
LG-5	"	"	300

ts : thickness of side shell
 tp : thickness of deck
 tw : thickness of frame
 unit : mm

Fig.79, 80に示す。また、これらの曲線を積分して得られる船首の変形による吸収エネルギーと船首の変形量との関係をFig.81およびFig.82に示した。船首の破壊状況、および荷重と船首変形量との関係における特徴は次のとおりである。すなわち、船首が垂直である場合は、衝突の初期の段階から接触面積が大きいため船体の圧壊荷重 P_{max} がかなり大きくなるのに対して、船首が傾斜している実船のような形の場合は、衝突の初期には接触面積が小さく、変形が増大するとともに次第に垂直型の船首の場合の接触面積に近づく。そして、船側外板のパネルが次々に座屈して行って、外板が折

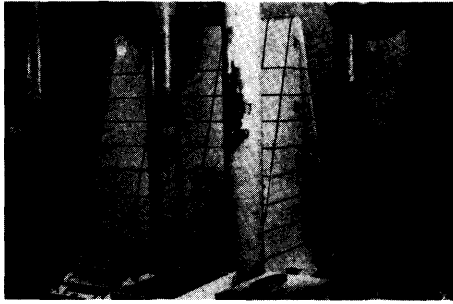
りたため込まれながら変形が進んでいくが (Photo 13), その間ほぼ一定の荷重 P_{mean} が保たれる。この大きさは船首の傾斜形状によってあまり変わらない値である。したがって、荷重がほぼ一定に保たれることにより、船首の破壊による吸収エネルギーは、Fig.81, 82にみられるように船首変形量に対してほぼ直線的な関係になる。以上の結果から、実船が圧壊する荷重としては P_{mean} を考えるのが妥当と思われるので、この P_{mean} の値を計算した。

いま、船側外板の船首からの圧縮による座屈荷重を考える。Fig.83に示すように、船側外板の肋骨および水平桁で囲まれたパネルの寸法を、幅 a 、深さ b 、板厚 t とし、パネルの座屈応力を周辺単純支持の長方形板の弾性座屈応力値 $\sigma_{cr} = k\pi^2 E / \{12(1-\nu^2)\} \times (t/b)^2$; k = 座屈係数、 E = ヤング率、 ν = ポアソン比]として、この応力に船側外板の断面積を乗じた座屈荷重の垂直方向の成分をとった値を P_{cr} とすると

$$P_{cr} = 2Dt \cos \Theta \times \sigma_{cr} \quad (91)$$

になる。

この計算値をFig.79, 80に横軸に平行な点線で示し

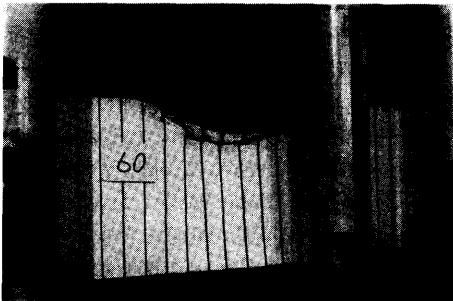


(a) Test setup

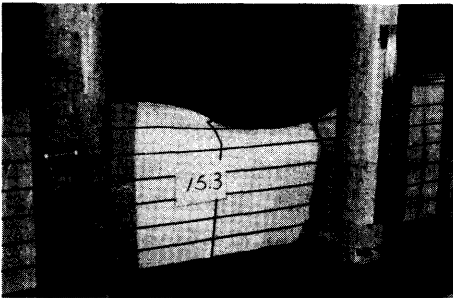


(b) Panel buckling

Photo 13 Test of bow model



(a) Transverse framing



(b) Longitudinal framing

Photo 14 Test of ship-side model

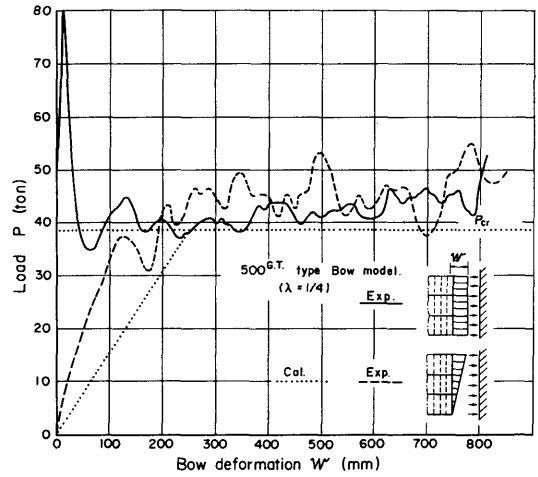


Fig.79 Load-deformation curves of 500G.T. type bow model

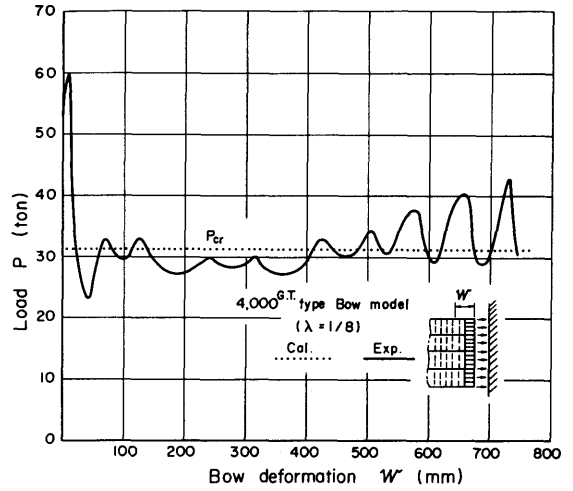


Fig.80 Load-deformation curves of 4,000G.T. type bow model

である。ただし傾斜船首に対しては、船首の傾斜量 θ_F に等しい変形において P_{cr} に達するとし、その点まで荷重と変形量との関係が直線的になるものと仮定している。同図において、実験による P_{mean} と P_{cr} とがかなり近い値になっているのがわかる。

(2) 船側模型

横肋骨式船側模型は、圧縮とともに、その甲板および船底外板に相当する部分が、円柱の形状とほとんど同じ形で食い込んだように変形していった [Photo 14

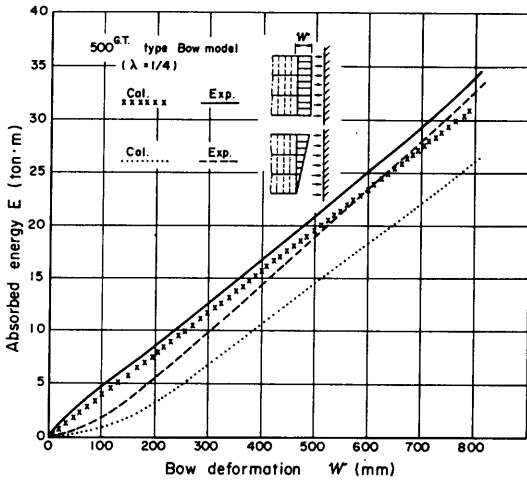


Fig. 81 Absorbed energy-deformation curves of 500G.T. type bow model

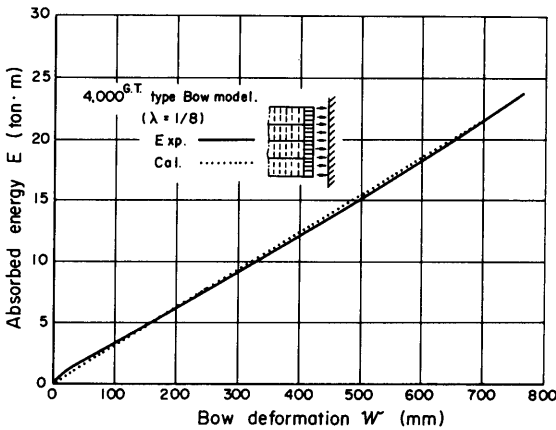


Fig. 82 Absorbed energy-deformation curves of 4,000 G.T. type bow model

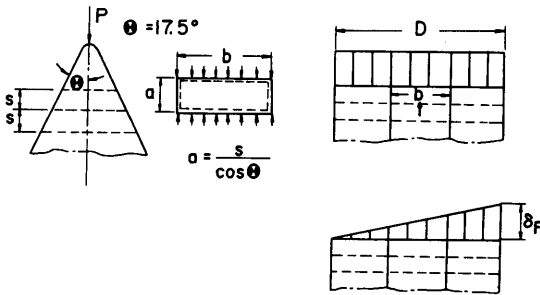


Fig. 83 Panel buckling

(a)].破壊は最初、橋脚に接触した甲板部分および船底外板部分の座屈により起こり、突入が進むにつれて少しずつ圧壊領域が外側へ拡大していく。このことは、Fig.84に示した荷重と甲板の歪との関係からもわかる。歪ゲージは肋骨位置で荷重方向に貼付してあるが、歪が急激に大きくなる時の荷重値が、荷重点から外側へいくにつれて高くなっており、変形の広がる様子がわかる。

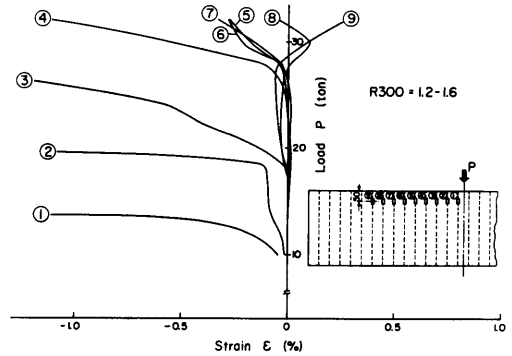


Fig. 84 Load-strain curves for ship-side model with transverse framing (TR-3)

橋脚突入量と荷重との関係を、橋脚コーナー部の半径 r が 450mm の場合について Fig.85 に示す。以下の実験結果の図においては、試験模型名称の例えば TR-1, LG-4 に相当する曲線を、それぞれ Trans-1, Longi-4 というように表示してある。 $r = 450\text{mm}$ の場合の TR-2 の模型は、Table 9 に示したように、部材寸法の影響をみるために実船の相似モデルよりも板厚を大きくした場合であり、TR-1 の模型は拘束条件の影響をみるために長さ方向の変位を拘束しないで実験したものである。Fig.85 の荷重と船側変形量との関係をみると、横肋骨式船側模型の場合は、橋脚の突入にしたがって接触面積が最初は急激に増加するため、荷重が急に増加する傾向を示し、その後、ある程度突入して接触面積の増加が鈍くなるにつれて、荷重はほぼ頭打ちになる。

縦肋骨式船側模型の場合には、橋脚が突入し始めた時の船側外板の変形は、甲板および船底外板に隣接する部分では橋脚の円周に沿っているが、その部分以外の外板は、荷重点近傍の両側のウェブフレーム（特設肋骨）で折れ曲った直線的な変形をしている。そして、荷重点近傍のウェブフレームが圧壊すると、その外側のウェブフレームまで変形が拡大していく [Photo 14

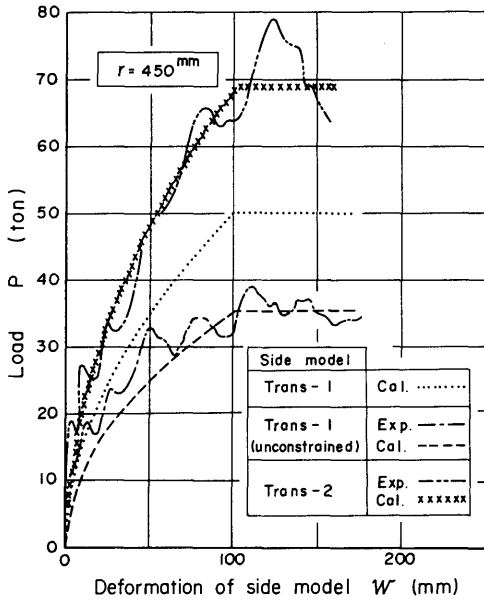


Fig.85 Load-deformation curves for ship-side models with transverse framing

(b)]. 縦肋骨式船側模型の荷重—船側変形量の関係を、 $r=450\text{mm}$ および $r=300\text{mm}$ の場合について、それぞれ横肋骨式船側模型と比較してFig.86およびFig.87に示す。同図において、縦肋骨構造では、橋脚の突入量に対する荷重の上昇の割合が相対的に小さく、一方かなり突入量が大きくなっても、荷重の上昇が続く傾向があることがわかる。また、 r の影響は横肋骨構造の場合に顕著であり、 r の大きいほうが突入量に対する荷重の上昇が大きい。縦肋骨構造の場合は r の差による影響はほとんどみられず、 $r=300\text{mm}$ と $r=450\text{mm}$ の場合とでほぼ同じような結果が得られている。このような傾向は、それぞれの変形の状況から理解できることである。すなわち、船側部分の変形が、横肋骨構造の場合には橋脚の周囲に沿っているのに対して、縦肋骨構造の場合には r の影響をうけずに、ほぼ直線的になっていることによる。

横肋骨方式の船側模型について、荷重 P と橋脚突入量 w との関係式を求める。Fig.88に示すように、船側模型は橋脚の周囲(半径= r)に沿って変形しているので、甲板および船底外板からの一様な分布反力を等しく q とおき、船側外板に一様な膜力 T が生じるとすると、荷重と反力との釣合いから

$$P = 2 \int_0^\alpha (2qr + T) \cos \theta \, d\theta \quad (92)$$

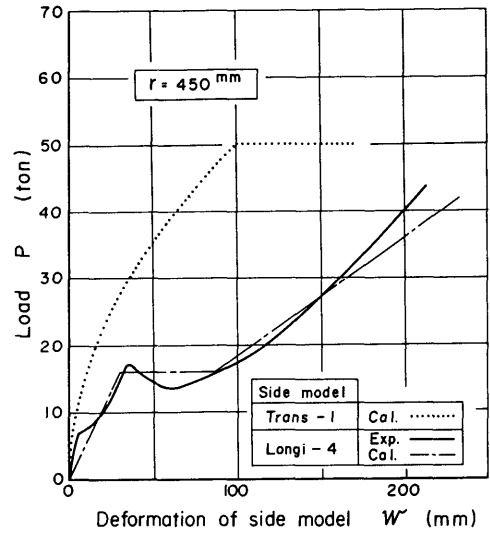


Fig.86 Load-deformation curves for longitudinally and transversely framed ship-side models ($r=450\text{mm}$)

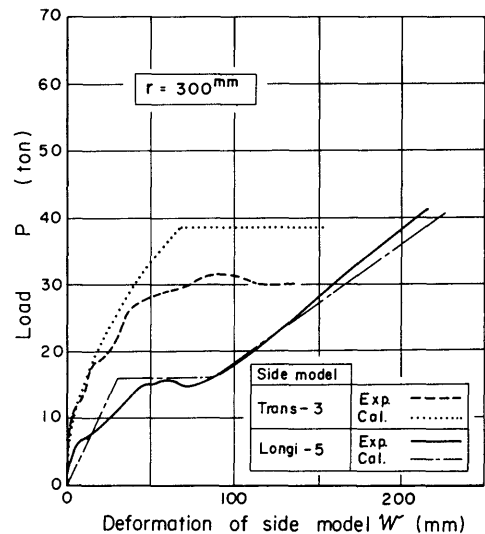


Fig.87 Load-deformation curves for longitudinally and transversely framed ship-side models ($r=300\text{mm}$)

$$w = r(1 - \cos \alpha) \text{ より}$$

$$P = (4qr + 2T) \sqrt{2 \left(\frac{w}{r}\right) - \left(\frac{w}{r}\right)^2} \quad (93)$$

$$(91)$$

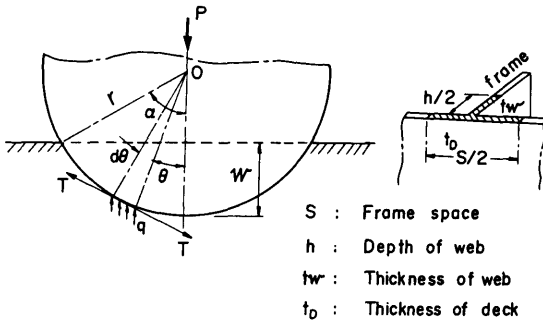


Fig.88 Penetration of corner model into ship-side model with transverse framing

ただし、 T は外板の幅 b_a （甲板と船底外板との距離）の $1/2$ を有効と仮定して $T = \sigma_Y t_s \times (b_a/2)$ とした。ここで σ_Y は材料の降伏応力で 25kg/mm^2 にとり、 t_s は船側外板の板厚である。

$q = \sigma_Y t_{eq}$ 、ここで t_{eq} は、Fig.88に示すように肋骨心距および肋骨の深さの $1/2$ を有効と考え、肋骨の効果を船底外板および甲板の板厚増加と仮定して考えた等価な板厚で、 $t_{eq} = (t_D + ht_w/s)/2$ とおく。 t_D は甲板あるいは船底外板の板厚、 t_w は肋骨の板厚、 h は肋骨の深さで、 s は肋骨の心距である。

が得られる。

Fig.85の実験結果をみると、 $w/r = 2/9$ の橋脚突入量($\alpha = 39^\circ$)において荷重の増加は少なくなり、その後は突入量が増加してもほぼ一定の荷重で変形が進んでいく。このことを考慮して、(93)式から近似的に

$$P = \begin{cases} (4qr + 2T) \left(\frac{2w}{r}\right)^{1/2} \times 0.94 & ; \frac{w}{r} < \frac{2}{9} \\ (4qr + 2T) \times 0.63 & ; \frac{w}{r} \geq \frac{2}{9} \end{cases} \quad (94)$$

が求められた。

横肋骨式船側模型について(94)式で計算した結果を、Fig.85およびFig.87に実験値と比較して示している。これらの結果によれば、 $r = 450\text{mm}$ の場合は実験値と計算値が良く一致し、 $r = 300\text{mm}$ の場合は計算値のほうがいくらか大きくなっている。なお、Fig.85の試験模型TR-1についての実験は船の長さ方向を拘束しないで行ったので、破線で示す計算値は(94)式において $T = 0$ とにおいて求めたものである。

次に縦肋骨方式の船側模型については、前述の船側(92)

部分の変形の状況から、Fig.89のように船側外板が変形すると考える。船側外板には膜力のみが生じ、甲板および船底外板は無視して考え、ウェブフレームが座屈して変形が次のウェブフレームのところまで拡大していく間、荷重は一定に保たれると仮定すれば、橋脚突入量 w と荷重 P との関係を表す式として

$$P = -\frac{4T}{2j-1} \left(\frac{w}{l_b}\right) \quad (95)$$

ただし、 $T = \sigma_Y A$

$A =$ (船側外板の断面積) + (船側外板付き縦肋骨の断面積の総和)

l_b : ウェブフレーム間隔

j : 荷重点近傍のウェブフレームから順次外側のウェブフレームが座屈するにつれて、1, 2, ... という値をとる。

が得られる。

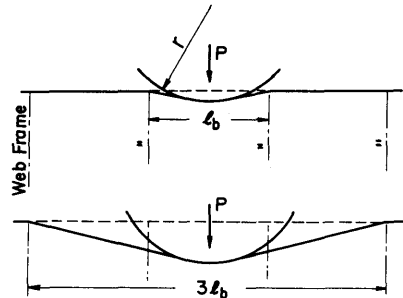


Fig.89 Penetration of corner model into ship-side model with longitudinal framing

$j = 1$ から 2 へ移行するときの橋脚突入量 w_0 は、橋脚の円周部分がウェブフレームに接する点に相当していたので

$$w_0 = r \left\{ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{l_b}{2r}\right)^2} \right\} \quad (96)$$

に $r = 450\text{mm}$ を入れた値をとった。Fig.86, 87に(95)式を実験値と比較して示しているが、(95)式は実験値と良く傾向が一致している。

5.3 実船規模の衝突

実船が橋脚に船首から衝突した場合、あるいは船側で衝突した場合における衝突速度と衝突力、および衝突速度と船側変形量（橋脚突入量）との関係について、前節の計算式を用いて若干の考察を行ってみた。

5.3.1 船首衝突

実船の船首構造には船によってかなり差があるが、比較的小型の船舶においては横肋骨構造のものが多く、船による構造の差は少ないようである。したがって、このような横肋骨方式（模型に使用した方式）の船首について、船側外板のパネルの座屈できる P_{mean} を船首の圧壊強度と考えて、実船の船首が橋脚の平面に直角に衝突した場合について検討してみる。

4,000G.T.程度までの船を対象に総トン数 W の船を考える。 η を 500G.T. を基準にした総トン数の比 $\eta = W/500$ とおき、500G.T. 船の主要寸法 $L \times B \times D \times d = 50 \times 9.6 \times 4.5 \times 4$ (m) を基準に、船の長さ L 、船の深さ D 、肋骨心距 s を、 $L = 50\eta^{1/3}$ (m)、 $D = 4.5\eta^{1/3}$ (m)、 $s = 0.55$ (m) と仮定する。そこで船側外板の板厚 t を、鋼船規則による式 $t = 1.34s \sqrt{L} + 2.5$ (mm) に上記の値を代入して、近似的に

$$t = 6\eta^{1/6} + 3 \quad (\text{mm}) \quad (97)$$

とする。また、外板のパネルのアスペクト比を $\beta = a/b = 1/3$ と仮定し、(91)式で $\cos\theta \cong 1$ とおき、(97)式を代入すれば

$$P_{cr} = 0.8\eta^{1/3} (6\eta^{1/6} + 3)^3 \quad (\text{ton}) \quad (98)$$

が得られる。

そして、この P_{cr} で決まる P_{mean} に達するまでは、Fig. 90 のように荷重 P と船首変形量 w の関係を直線と仮定し

$$P = \frac{P_{cr}}{\delta_F} w \quad (99)$$

ただし、 δ_F は船首の傾斜量とおく。

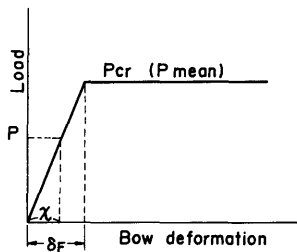


Fig.90 Idealized load-deformation curve

一方、衝突船の運動エネルギー E は、水の付加質量を排水量 Δ の 10% とし、衝突速度を v とすれば

$$E = \frac{1.1\Delta}{2g} v^2 \quad (g \text{ は重力の加速度}) \quad (100)$$

で与えられる。この運動エネルギーが全部船体の破壊によって吸収されると考え、船首が δ_F まで変形するときの衝突速度を v_F とすれば

$$(P_{cr}/2) \times \delta_F = 1.1\Delta v_F^2 / (2g)$$

より

$$v_F = \sqrt{\frac{g \cdot \delta_F}{1.1\Delta} P_{cr}} \quad (101)$$

になる。したがって、衝突速度と船首荷重との関係が次のように得られる。

$$P = \begin{cases} \sqrt{\frac{P_{cr} \times 1.1\Delta}{g \delta_F}} v & ; v < v_F \\ P_{cr} & ; v \geq v_F \end{cases} \quad (102)$$

ここで、 v_F の値は計算を簡単にするため、船首の傾斜角を 15° と仮定すると $\delta_F \cong 0.25D$ となり、また、総トン数 500G.T. で排水量を 1,100 トンと仮定して $\Delta = 1,100 \times \eta$ をおけば、(101)式より

$$v_F = 0.085 \sqrt{\eta^{-1/3} (6\eta^{1/6} + 3)^3} \quad (\text{m/s}) \quad (103)$$

が得られる。

総トン数 W に対する荷重 P と衝突速度 v との関係を示すと Fig. 91 のようになる。これらの関係から、衝突船の許容変形量を船首のごく小部分例えば傾斜量 δ_F に限るとすれば、衝突力が P_{cr} より小さいこと、そのためには橋脚側が緩衝構造物等により P_{cr} より小さい値で圧壊し、十分に衝突船の運動エネルギーを吸収するか、あるいはまた、衝突速度を v_F 以下に制限することが必要になってくる。

5.3.2 船側衝突

船体が橋脚コーナー部に衝突する場合の姿勢はいろいろ考えられるが、最も苛酷な場合は接触による反力線上に船体の重心が存在する場合であるが、一般的には、このような条件で衝突することはまれであり、船首が船尾の部分に衝突して回転を伴うことが多い [Fig. 76(2)]。この場合は、船の運動エネルギー E は見かけの質量係数を 1.4 とすれば、5.6 節に述べるように

$$E = \frac{1.4\Delta}{2g} v^2 \frac{1}{1 + (l_0/R)^2} \quad (104)$$

ただし、 R : 船の慣動半径

l_0 : 船の重心から衝突位置までの距離
で与えられる。 $l_0/R = 1$ と仮定すれば

$$E = 0.35 \frac{\Delta}{g} v^2 \quad (105)$$

になる。

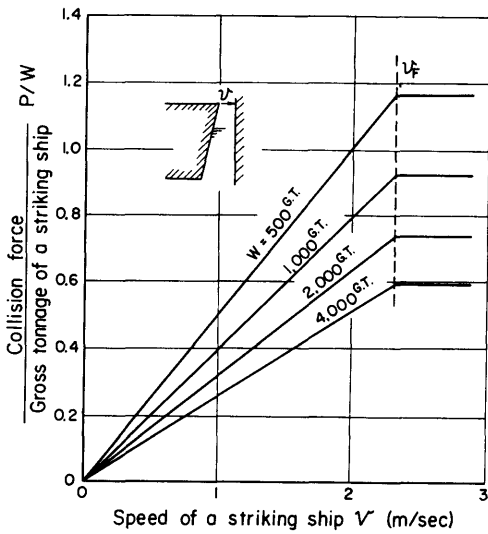


Fig.91 Bow collision force

船首衝突の場合と同じ大きさの船をとり、(105)式の運動エネルギーが(94)式あるいは(95)式を積分して得られるエネルギーに等しいとおけば、船首衝突の場合と同様に η によって整理できて、総トン数 W に対する衝突力 P と衝突速度 v との関係がFig.92に示すように得られる。同図から、船の総トン数によって衝突力を容易に推定することができる。これらの大きさの構造方式の違いによる差をみると、全般的にみて、縦肋骨構造は横肋骨構造に比べて衝突力は小さく、橋脚の船側への突入量は大きくなる。ただし、 r の大きさによって横肋骨構造は大きく影響を受け、 r が小さくなると横肋骨構造と縦肋骨構造との差が小さくなることの実験結果から推定できる。

5.4 緩衝工の性能実験

5.2節においては、漂流あるいは操船のミス等で船舶が橋脚に衝突した場合の船体構造部分の破壊挙動を実験により調べた。本節においては、船舶の橋脚への衝突時の破壊規模を緩和して船舶に大きな損傷をあたえないようにし、また橋脚の表面を保護するために橋脚に装着することが望ましいと思われる緩衝構造物(緩衝工と呼ぶ)についての検討を行った。緩衝工としてはいろいろ考えられるが、ここではその代表的なものとして、鋼製構造物を基本とした格子型、複合材型のモデルを考え、これに関する実験を行った。

5.4.1 船首衝突

Fig.76(3)に示したように、橋脚の平行部分に設置された緩衝工に衝突船が船首から衝突した場合に、衝突

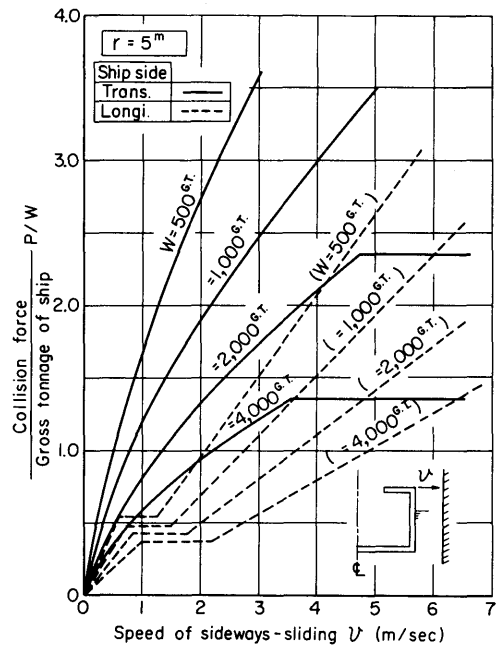


Fig.92 Side collision force

船船首および緩衝工相互の変形状況を調べるための実験を行った。そのために最初、衝突船船首の形状をした剛体(剛船首)を緩衝工模型に突入させて、緩衝工単独の変形状態および衝突船の運動エネルギーを吸収する過程を調べた。次に、船首として5.2節と同じ船首模型を使って、これを緩衝工模型に突入させて相互の破壊状況を調べた。

(1) 試験模型および実験方法

緩衝工模型は、鋼板製の桁板によって格子状に結合された格子型2種(桁間隔の大きいほうを格子(粗)型、小さいほうを格子(密)型と呼ぶ)、格子型模型の中に均一材として硬質ポリウレタンフォーム(以下ポリウレタンと呼ぶ)を充填した格子複合材型、そして鋼板製の外枠の中にポリウレタンを充填した複合材型の計4種類である。これらと船首の組み合わせの概略図をFig.93に示す。Fig.94に試験模型の寸法を、代表例として格子(粗)型および複合材型について示す。格子型模型は、1.6mm厚の薄鋼板により、外板、内板および桁板を2層に重ねて格子構造に連続溶接で組立て、たて桁間隔が5区画のもの、および7区画のもの2種類である。5区画のものが格子(粗)型、7区画のものが格子(密)型である。複合材型は、格子型と同じ1.6mm厚の薄鋼板で組立てた外枠の中に、また格子