

Volume 1

Number 3

造船研究

昭和 35 年 1 月

社団法人 日本造船研究協会

The Shipbuilding Research Association of Japan

目 次

研究部会

第 38 研究部会「超大型船の構造法に関する研究」 (中間報告)	1
---	---

資 料

脆性破壊問題の二、三の考察について	27
乾舷及び Flare と甲板の湿り (Wetness) との関係について	38
	35

研究部会

第 38 研究部会

「超大型船の構造法に関する研究」

(中間報告)

本研究は昭和 32 年度, 33 年度, 34 年度の 3 年度に亘る継続研究で, 全研究は昭和 35 年 12 月末日終了の予定である。本研究は下記の 9 研究項目に分れる。

- (1) 荷油の運動による隔壁強度の研究
- (2) パネルの防撓構造に関する研究
- (3) 横強度に関する研究
 - (i) 模型実験
 - (ii) 実船実験
- (4) ウイング・タンクの強度に関する研究
- (5) 縦通材の有効性に関する研究
- (6) 二重張の有効性に関する研究
- (7) 縦通隔壁の有効性に関する研究
- (8) 不連続部の応力集中緩和法に関する研究
- (9) 船体横断面並びに水平断面の強度に関する研究

これらの研究項目の中には既に研究を終了した項目, 現在実験実施中の項目, 更にまた本実験に着手して間もない項目がある。本研究部会の総合的結論はこれらの全研究項目の研究終了後に得らるべきものであるが, ここに中間報告として, 現在までに得られた各項目別の成果の概要を述べる。なお, 研究項目 (9) は実験に着手して間もないため (一部は未着手) 本中間報告にはその研究内容の概要のみを記載するに止めた。

本研究の最終報告は昭和 36 年 3 月に日本造船研究協会報告として刊行する予定である。

1. 荷油の運動による隔壁強度の研究

いわゆる Mammoth Tanker を建造するとき, その構造法として在来の Super Tanker の構造を延長したものをを用いると, 色々な矛盾が現われる。その矛盾の一つとして, 荷油槽の長さの問題がある。一般に荷油槽の長さは, Super Tanker ではほぼ 12 m である。これ以上の長さをもつ荷油槽の実績は数も少く, 今迄荷油の運動が隔壁強度に及ぼす影響の研究, 隔壁間隔が横強度に及ぼす影響の研究などが殆んどなされていなかつたため, 荷油槽の長さを大にすることに対して too conservative であるように思われる。荷油槽の幅についても船級協会の規程には制限があるが, これについて根拠が明らかでない。Mammoth Tanker についてこのような従来の考え方を延長して設計すると, 油 (水) 密の Compartment の数, および隔壁の数が非常に多くなる。

したがって, 配管工事, 油密工事は増大する。Tanker では安定性の見地からは, 油 (水) 密の隔壁の数を多くする必要はないので, もし, その数を減少できると, 重量・工作・艤装の見地から, かなりの利益をもたらすであろう。本研究はこのような見地から船の運動を考えた場合に隔壁に加わる圧力について実験を行い, 隔壁配置の問題を検討しようとするものである。

縦壁の寸法は壁に加わる圧力によつて定められる。この圧力としては,

- ① 静止時の静圧 (重力による圧力)
- ② 横揺時の波面の変化による静圧
- ③ 横揺時の荷油の表面波による衝撃圧力
- ④ 縦揺, 上下動による有効な重力の増加の影響

がある。②, ③ が横揺によつて生ずる圧力で, 油槽に生ずる波面の運動によつて定まるものである。油槽を大にすると波面の運動は大きくなり, ②, ③ による大きな圧力が現われ易くなるであろう。もし, 縦壁の一つを Wash Bulkhead にするならば, それが波の運動を防ぎ, このような圧力をかなり減少させる効果が考えられる。ところで在来の穴が全体面積の 10% という Wash Bulkhead の形は, むしろ Stability の見地から定められたもののようで, Pressure Control のためにはもつと大きな穴をもつものでも有効であるとも考えられる。船の横揺れは, 船の動揺周期と波の出会い周期が同調したとき大になる。この船の横揺れにより, 荷油の運動が生ずるが, この運動は当然周期によつて変化する。その他, 動揺中心の位置, 荷油の面と, 頂板距離などが関係することは勿論である。このような荷油の運動と, それによつて生ずる圧力が知られば隔壁のうける圧力の値が求まり, それにより隔壁の合理的な寸法が定められることになる。また, Wash Bulkhead の合理的な形状およびそれを用いた場合の圧力を求めることも重要な問題である。

横壁のうける圧力としては,

- ① 静止時の静圧
- ② 縦揺による波面の変化による静圧
- ③ 縦揺時の波面による衝撃圧力
- ④ Tank 自身の上下動による重力増加の影響
- ⑤ Surging による圧力

が考えられる。このうち, ①~④は縦壁の場合の①~④に対応するものである。それゆえ, これらについては全く同じように扱うことができる。しかし, 船首尾にある Tank は船の縦揺によつて Tank 自身の縦揺のほかにも上下動, 前後動を誘起することに注意せねばならない。

1.1 実験的研究

(A) 小型模型による基礎的研究

Tank の長さを l , 油の深さを h とすると油の運動の

周期は、

$$T_t = \sqrt{\frac{4\pi l}{g \operatorname{Tanh} \frac{\pi h}{l}}}$$

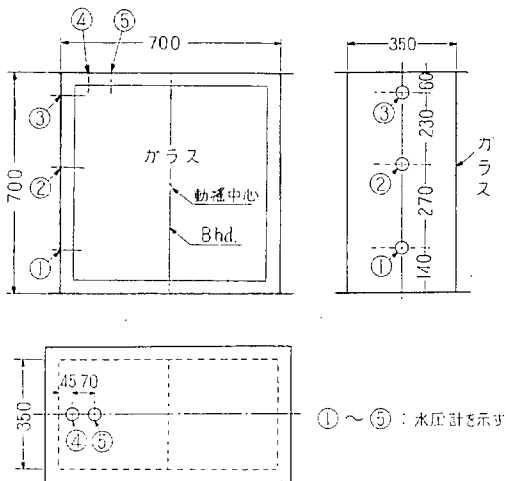
と与えられる。水槽の水が浅いときを除いて ($h/l \geq 1$ のとき) この式は

$$T_t = \sqrt{\frac{4\pi l}{g}} = 1.13\sqrt{l} \text{ sec}$$

(l in meter) (1)

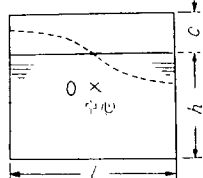
のように書ける。Tank の O 点のまわりの周期 T の Simple Harmonic な運動には油の粘性などは余り重要な役目をしないので Tank の形状その他幾何学的性質が相類似で T/T_t が等しければ相似な運動が生じ、圧力は Tank の寸法と油の比重に比例する。油の運動により泡が生じ、この泡の発生に圧力が影響されるようである。泡の発生は油の表面張力が影響するであろうが、この事については十分な資料が得られないので、上述の相似則が成立しているとして水を使用して実験的研究を行った。

まず、動揺によつて生ずる波、およびそれによる衝撃圧力の性質を明らかにするため、第 1.2 図に示すような

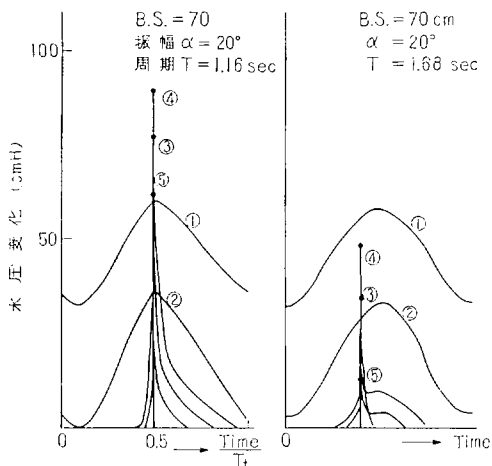


第 1.2 図 小型模型タンク

小型模型 Tank を製作し、それを模型動揺装置によつて動揺させ隔壁板及び頂板に生ずる圧力を Diaphragm を用いた圧力計で測定した。図中○の中の数字は水圧計の番号である。この模型 Tank には種々の形状および種々の大きさの穴のあいた差込式の Bulkhead が多数準備されており、これらを差込んで実験できるようになっている。まず、Bulkhead のない水位 60 cm の場合について、Tank の高さの中央を中心として、 20° の振幅にて動揺させたときの圧力と時間の関係の一例を第 1.3 図に示す。ここで○の中の数字は水圧計の番号であり、1 周期 T



第 1.1 図



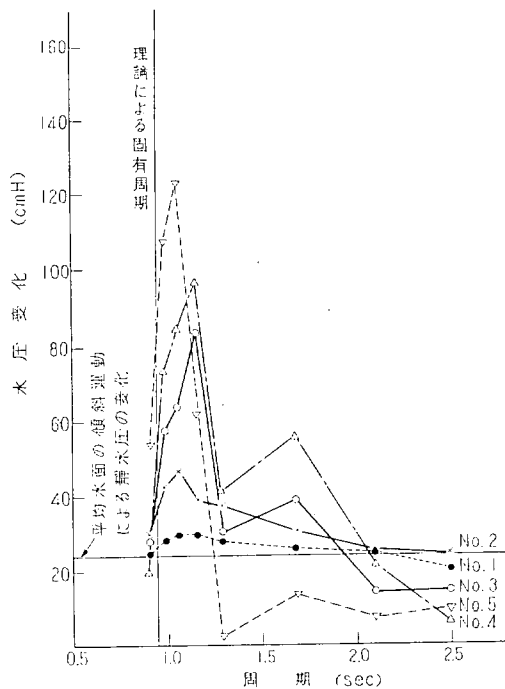
第 1.3 図 圧力変動

における圧力変動の様子を示してある。この模型 Tank の Bulkhead のないときの固有周期 T_t は

$$T_t = 0.95 \text{ sec}$$

である。動揺周期 T がこの固有周期 T_t に近づくと同調により Sharp な衝撃圧力が生ずる。

第 1.4 図は、Bulkhead をもたない模型 Tank の水圧計にあらわれた圧力値の最大変化量を、周期 T に対して点置したものである。これより固有周期よりやや大なる周期の時に大なる衝撃圧力の現われることが知られた。 T/T_t が 0.9 以下または 2.0 以上のときは、水圧

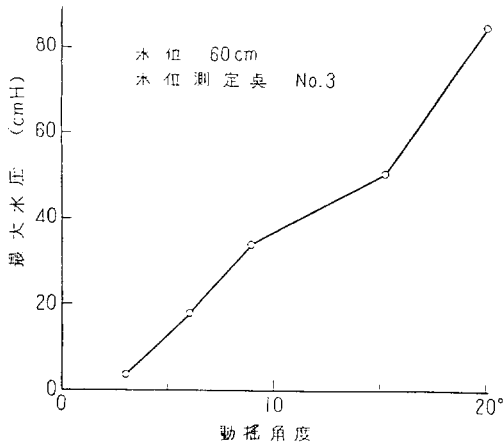


第 1.4 図

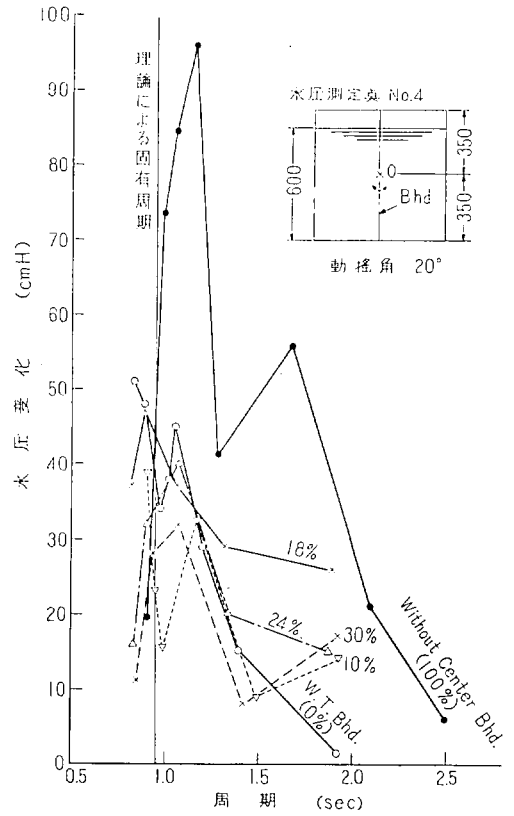
は波が生じないとして静的計算によつて求められた水圧値に等しくなると考えてよいようである。

第 1.5 図は色々な角度の振幅にて得られた最大圧力の実験値である。これより、波圧の最大値はほぼ振幅の角度に比例して増加すると考えてよいようである。

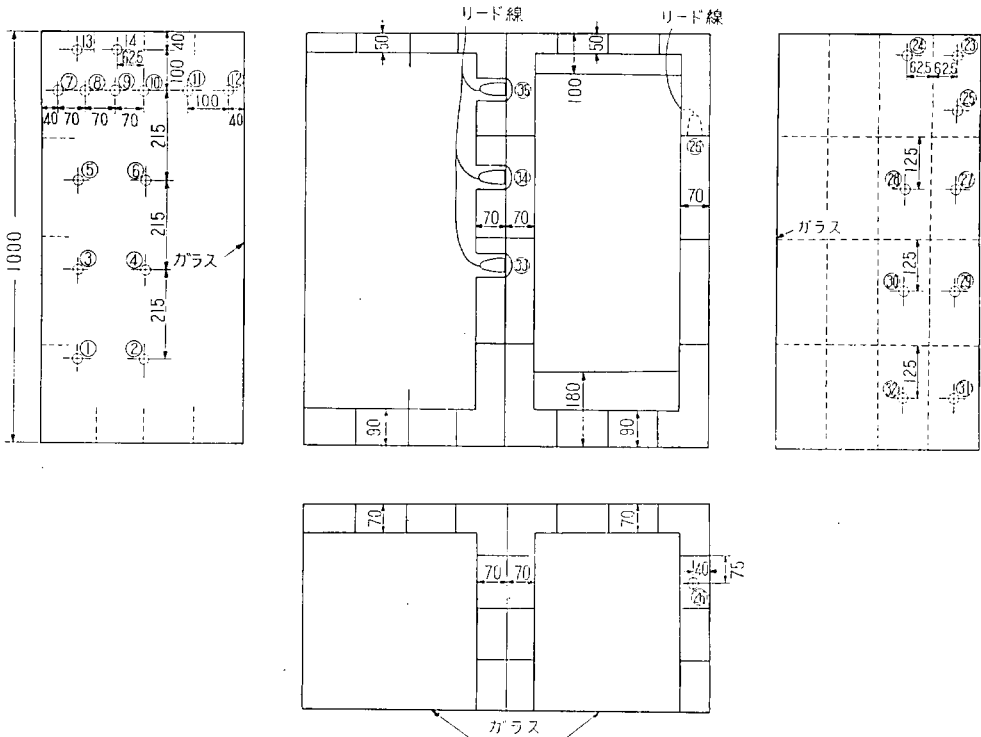
第 1.6 図は色々な Bulkhead を差込んだときの水圧変化の模様を示す。これによると Wash Bulkhead はその形の如何にかかわらず、非常に有効であり、最大値については W. T. Bulkhead のときと同程度の圧力を示す。ただし T/T_0 が大になると、Wash Bulkhead の



第 1.5 図 最大水圧と動揺角度



第 1.6 図 Wash Bhd. の効果 (% は隔壁の穴の面積と全体の面積との比)

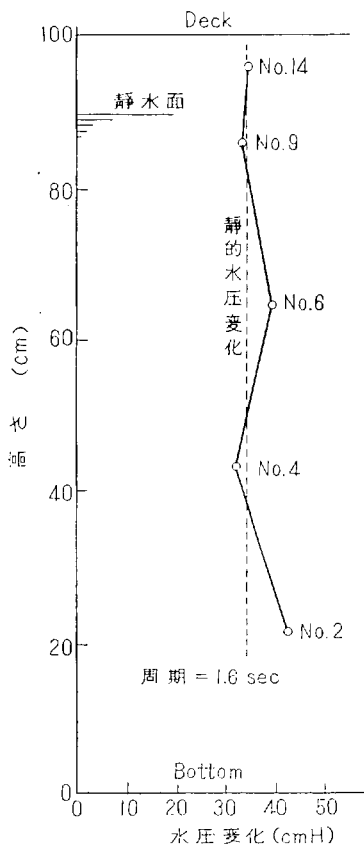


第 1.7 図 大型模型タンク

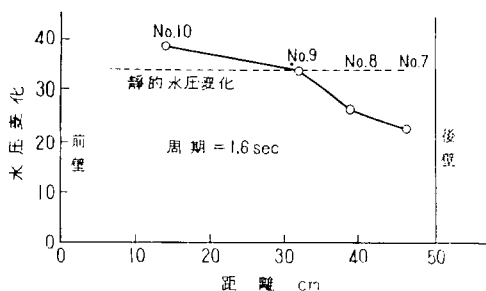
効果がなくなり、波が生じないとしたときの静的計算による圧力そのものは増加する。

以上の実験では、水位を 60 cm として行っている。実験によると、この水位は実はほぼ最大の水圧を与える水位であることがわかる。この値は静かに傾けたとき水面が頂板に触れる水位にほぼ等しいことに注意を要する。

縦揺をしている船の首尾部にある Tank のように、回転と同時に上下動をうける場合、その上下動の加速度だけ重力が増加したとして静的計算によつて圧力を計算できることもわかった。上下揺についても同様な効果を与えることは勿論である。



第 1.8 図 (a)



第 1.8 図 (b)

(B) 大型模型

小型模型と同時に、第 1.7 図に示すような大骨を有する大型模型による実験を行つた。この模型では大骨の効果について研究を行つた。中央を中心として動揺させるとき、右側の Tank は縦揺れにおける荷油槽の構造に相当し、左側の Tank は横揺れにおける荷油槽の構造に相当する。図中○内の数字は水圧計の番号である。中央の Bulkhead は図に示すように穴面積 33% の Wash Bulkhead になっており、メクラ蓋によりこれを W.T. にすることができるようにになっている。33% の穴面積は Wash Bulkhead として実船に用い得るほとんど最大の値であるように思われる。この Tank の Bulkhead がないとしたときの固有周期は、

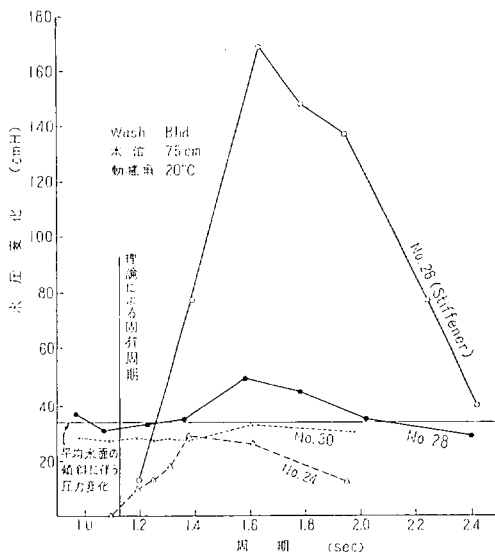
$$T_i = 1.13 \text{ sec}$$

である。

Bulkhead を Wash としたときの実験によると減衰が非常に大きく、同調はほとんど現われていない。上下方向、左右方向の水圧変化は第 1.8 図に示されている。水圧動揺周期にほとんど関係せず静的計算によつて定まることがわかる。これは Wash Bulkhead 及び大骨の存在による減衰効果と、大骨などにより多数の泡を生じ、その為見掛け上、水の比重が減少するためであろう。

なお、このとき Wash Bulkhead に生ずる圧力は 5 cmH の程度で、これは Wash Bulkhead の両側における水位の変化に相当する。

しかし、水位が水平桁の附近にあるとき、桁板に大きな波圧が生ずる。この様子を第 1.9 図に示す。 T_i に比して大きい周期で同調するため $1.5 T_i$ の程度のとき大なる圧力が現われる。その圧力の衝撃時間は $T_i/100$ の程度である。



第 1.9 図

1.2 結 論

以上の実験により次のことがわかる。

1) 横壁のうける圧力は、縦揺角度が小さいので、衝撃圧力は考えなくて宜しい。すなわち、上下動の加速度だけ重力加速度が増えたと考えて求めた静かに傾けたときの圧力と加速度が 0.1g 程度の Surging による圧力を考慮して設計すればよい。したがって、横壁のうける圧力は、その縦位置に関係するが、荷油槽の長さには直接比例しないことになる。

2) 水位が縦隔壁の水平桁の近くにあるときは、この桁に大なる圧力が現われ得ることに注意を要する。

3) 船の横揺角度は大になり得るので、縦壁には大きな衝撃圧力の現われる可能性がある。しかし大なる衝撃圧力の生ずる甲板、縦壁の上部では一般に厚板が用いられているので、横壁の場合に比べて重要性が少ない。しかし、横揺と油の運動が同調する場合についても適当な Wash Bulkhead を設けることにより、衝撃圧力をほとんど完全になくすることも可能である。一般には横揺周期 T_r と T_i の比、 T_r/T_i を 2.0 程度以上にとつておけば、静的計算のみで圧力を算定できる。

2. パネルの防撓構造に関する研究

昨年 5 月にすべての模型実験を完了し、6 月より実験結果の解析を行い、現在、ほぼその解析を終つた。

その結果次に述べられるような結果が得られた。

1) パネル全体の剛性は主として大骨の剛性によつて定まり、小骨の影響は非常に小さい。

2) 大骨と協力して働らく板の有効巾は部材の端部附近を除けば殆んどその間隔の 100% と見做して差支えない。

3) 小骨は大骨で囲まれたパネルの局部的補強材として働く。

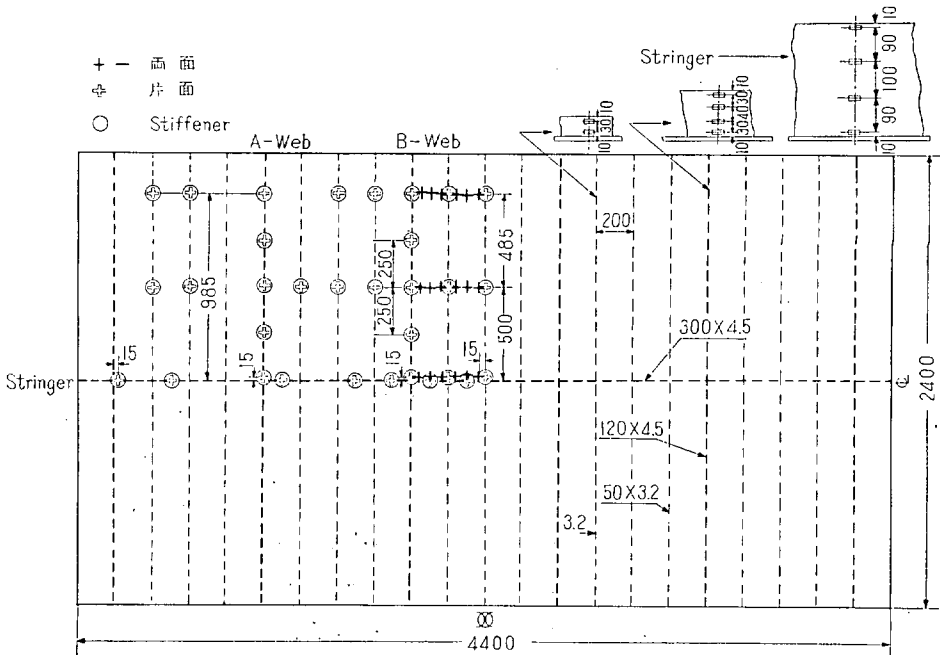
4) パネルの撓み及び各部の曲げモーメント等は 100% の有効巾の板付きの骨より成る格子構造と見做して計算する事が出来る。

5) 或る大きさのパネルと縦横同数の補強材で補強する場合には、短辺に平行な骨をより剛にし、長辺に平行な骨は柔にする方が重量を軽くする事が出来る。

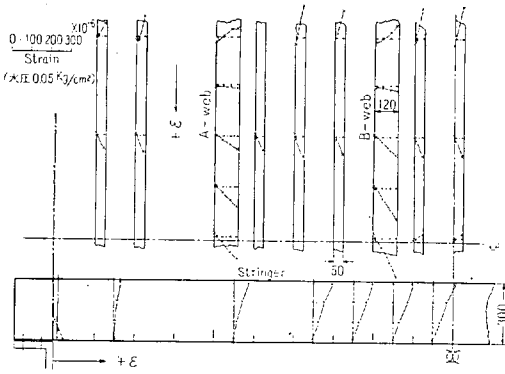
正方形のパネルに於いても一方向の骨を剛にして他方向の骨を柔にする可きであり、縦横同じ骨で補強する時が重量軽減上最悪である。

次に実験結果の一部を示す。第 2.1 図は模型の寸法及び歪計の配置図であり、第 2.2 図は、この模型に 0.05 kg/cm² の水圧を加えた場合の大骨及び小骨の曲げ歪分布を示したものである。何れも曲げの中性軸は板の方に非常に接近して居り、この中性軸位置から板の有効巾を求めると、殆んど骨の間隔の 100% になる。

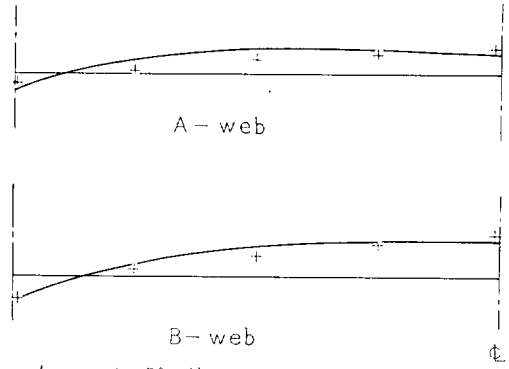
第 2.3 図はパネルの各部の撓みの実験値と、計算値とを比較したもので、+、⊕印が実験値で、曲線は小骨を全く無視し、100% 有効巾を持つ大骨のみより成る格子構造と見做して計算された値である。この結果から、パネルの剛性は殆んど大骨のみによつて定まる事が判る。第 2.4 図及び第 2.5 図は夫々、縦横の大骨の曲げモーメントの実測値と計算値とを比較したものであり、この計算



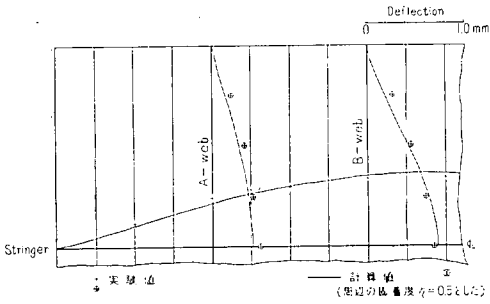
第 2.1 図 試験片寸法及び歪計測位置



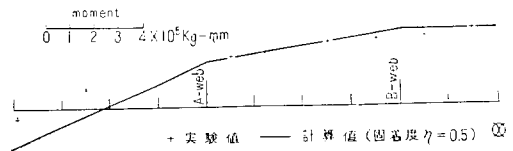
第 2.2 図 大骨及び小骨の曲げ歪分布



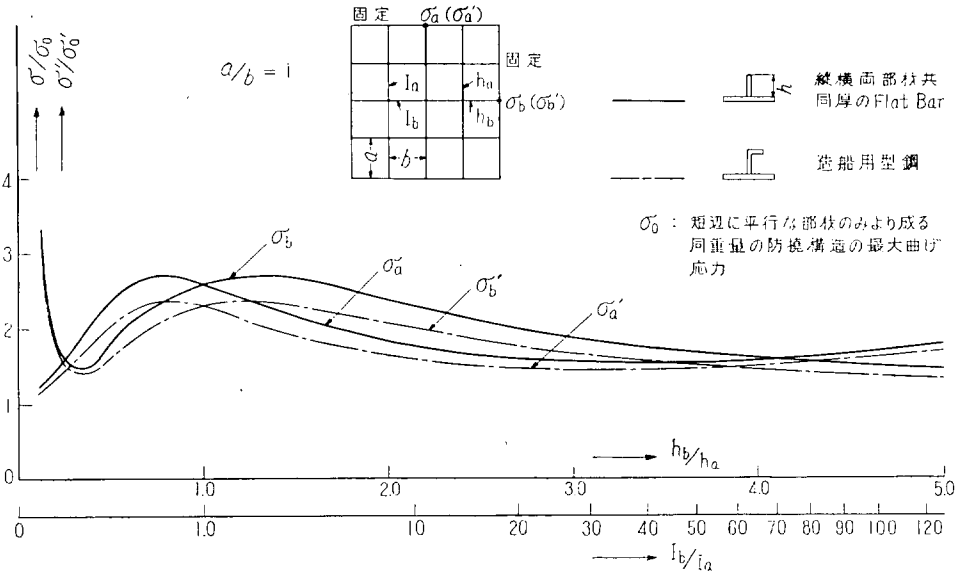
第 2.4 図 Web の曲げモーメント分布



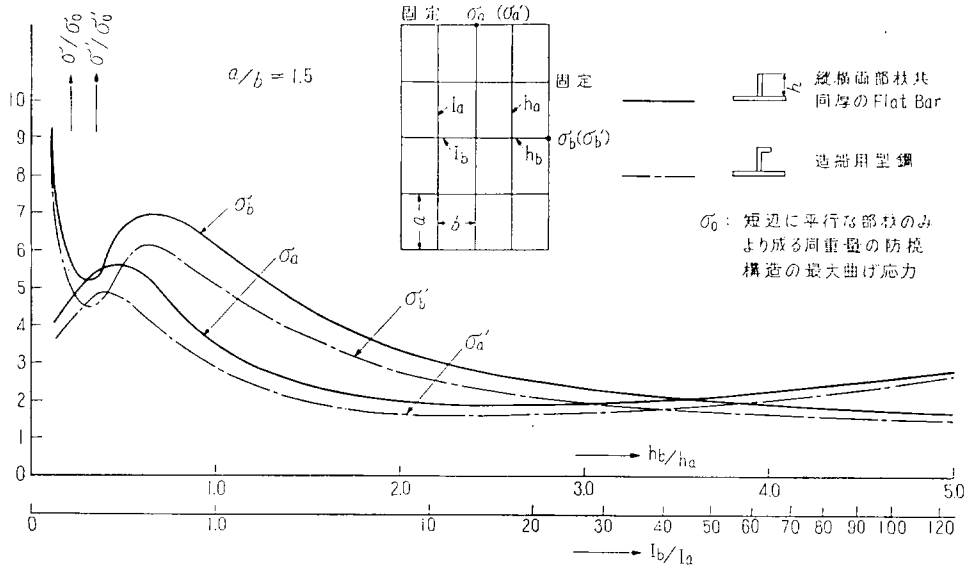
第 2.3 図 各部の撓み



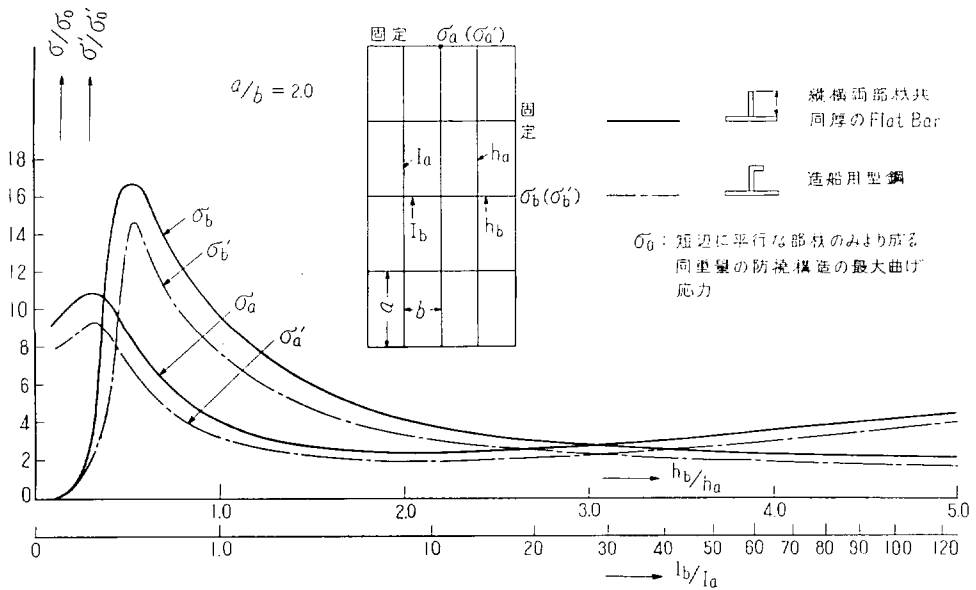
第 2.5 図 Stringer の曲げモーメント分布



第 2.6 図 最大応力比と I_b/I_a との関係



第 2.7 図 最大応力比と I_b/I_a との関係



第 2.8 図 最大応力比と I_b/I_a との関係

も小骨の影響を無視したものである。

何れも実験値と計算値とはよく合致しているが、第 2.5 図の Stringer 端部の曲げモーメントだけは両者が一致して居らない。この端部附近の不一致については尚検討中である。

次に、最小重量を有する格子構造の寸法比について計算した結果の一部を示す。第 2.6 図、第 2.7 図、第 2.8 図は夫々横の長さ/縦の長さ a/b が夫々、1, 1.5 及び 2.0 の場合のパネルに、縦横 3 本ずつの大骨でパネルを補強する場合、全重量を一定とした時のパネルの最大応

力比と横部材と縦部材との剛性比との関係を図示したものである。この結果から、逆に最大応力を一定に制限した場合は、横部材(短辺に平行な部材)を剛にする方が重量が軽くなる事が判る。

3. 横強度に関する研究

(i) 模型実験

油槽船ではタンクの長さ(横隔壁間隔)は現在では 40' 程度が一応の基準にされている。そこで船が大きくなると深さ、巾等が大きくなるにも拘らず、横隔壁間隔

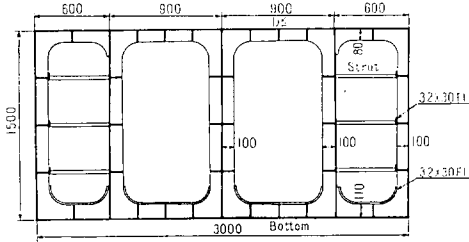
だけが広く出来ないために、横強度上から見た船側、船底部の縦横部材の効きは在来迄の大型船とは本質的に異なり、その構造法も新しく考え直さねばならない。

本研究はその意味から超大型船に適した合理的な構造法を見出すために縦横部材の寸法、本数を変えた種々の構造について横強度上から比較検討しようとしたものである。

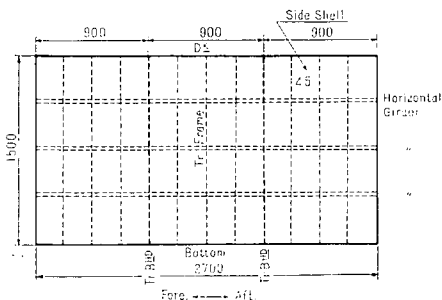
3.1 試験模型

ここで用いた試験模型は船体中央部三タンク長を切り出した巾 3,000 m、深さ 1,500 m、タンク長 0,900 m の大型の箱形模型で、これは約 80,000 DWT の船を例にとり、その約 1/14 の縮尺模型に相当する。縦部材は 3 枚の縦通隔壁と、船底、甲板の縦通桁、および船側の 3 本の水平桁であり、横部材は両端を含めて 4 枚の横隔壁と各タンク内に取付けられた 3 本の特設肋骨（トランス・リング）から出来ている。実船におけるその他の小骨はこの模型では外板に含ませて考えている。

なおこの模型によつて後述のような系統試験を行うため、始めにトランスのないものを作り、以後 1 ケースの試験が終る毎に熔接によつて必要な部材を取り付けて行つた。試験模型の概要図を第 3.1 図（中央切断面図）、第 3.2 図（側面図）に示す。



第 3.1 図 試験模型（中央切断面図）

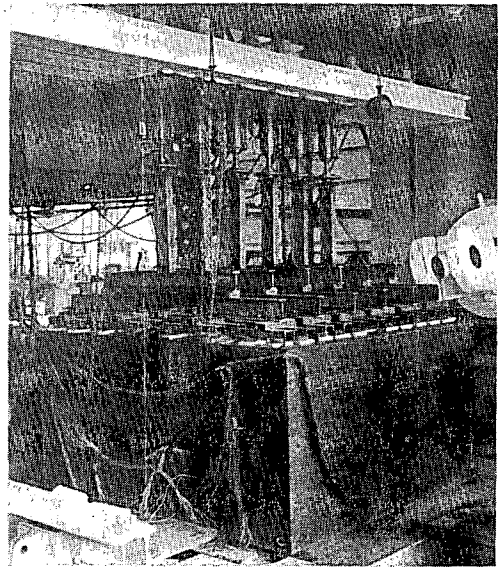


第 3.2 図 試験模型（側面図）

3.2 試験法および試験内容

上述の試験模型を運研の多荷重構造物試験機によつて水圧に相当する荷重をかけ、各部の応力、撓みを測定したが、実験の便宜上船底と船側に別々に等分布荷重をかけ、後で合成して実際に船体を受ける荷重状態を再現した。試験機によつて荷重をかけるには加圧梁を用いて試

験機の集中荷重を多くの点に分け（船底部 192 点、船側部 96 点）全体として等分布荷重に近くなるようにした。なお計測はタンク端の影響を避けるため三タンクのうちの中央のタンクで行つた。



多荷重構造物試験機

ここで行つた試験の内容は次の如きものである。

- (i) トランス・リングがない場合
- (ii) 各タンクの中央に 1 本のトランス・リングを取付けた場合
- (iii) 更に両側に 1 本ずつ、つまり各タンク内に 3 本のトランス・リングを取付けた場合
- (iv) 船側の水平桁を補強した場合
- (v) 船底部のトランスを補強した場合
- (vi) 外側タンク (Outer Tank) 内にストラットを入れた場合
- (vii) 非対称荷重の場合

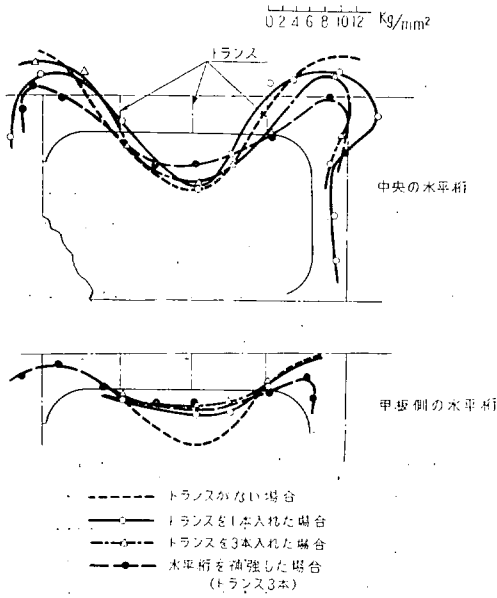
前述の如く試験模型は最初にトランス・リングのないものを作つておき (i) の場合の試験を行い、以下順次に必要な部材を熔接により取付けて次の場合の試験を行つた。なお桁を補強する場合は、それに適当なフランジを熔接することにより、所定の強度、剛性を保たせるようにした。

3.3 試験結果

この試験は目下試験結果を詳細解析中であり、最終結論は他の類似の研究と共に考察して出すべきものである。ここでは試験結果およびその簡単な考察について述べる。

1) 縦通部材の応力

縦通部材のうち船側の水平桁の応力を先ず調べる。中央の桁および甲板側の桁の曲げ応力を、トランスがない



第 3.3 図 船側水平桁の応力

場合、トランスが 1 本、3 本の場合および桁自身を補強した場合のものについて比較して示したのが第 3.3 図である。(以下の図中の値は海水 10 m Head の時のものを示す) まず水平桁のみがあつてトランスがない場合は水平桁の応力は中央のものも上下のものも大体同じようになり、横隔壁間で船側部は上下を通じて一様な曲げをうけていることが分る。

ここでトランスをタンクの中央に 1 本入れると中央の水平桁の応力は殆んど減少しない。更に 3 本入れた場合でも局部的なものを除けば殆んど変化がない。即ち超大型船の船側部ではトランスは非常に効きが悪いことを示している。もつとも同図中の甲板側の水平桁の応力分布から分るようにトランスを入れることにより上下の水平桁の応力は減少しており、結局トランスの効果は上下の水平桁の応力を減少させる役にしか立っていないことが分る。しかしこの場合も水平桁の応力はトランスを 1 本入れることにより大きく減少し、それ以上はあまり変化がない。いずれにせよ船側ではトランスを大きくするのは不経済な構造であることが確認された。

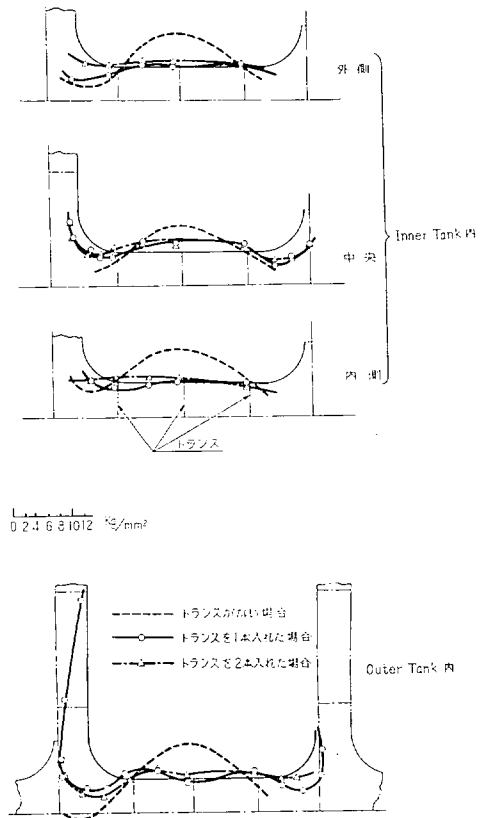
次に水平桁自身を補強すると中央の水平桁の応力は約 40% 減少し、大きな影響があることが示されている。しかし上下の水平桁の応力はあまり変化は見られなかった。

最終的な解析を行う前に以上のことを簡単な計算で検討するため、二枚の横隔壁と船底、甲板で囲まれた船側パネルを周辺固定の格子構造と考えて、水平桁の中央点の応力比(トランスがない場合を基準として 1 とする)を計算し、この実験値と比較すると次表のようになる。

	中央の水平桁		甲板側の水平桁	
	計算値	実験値	計算値	実験値
トランス 1 本	1.11	0.98	0.57	0.41
トランス 3 本	1.00	0.88	0.52	0.34
水平桁補強	0.54	0.56	0.35	0.35

計算値と実験値は大体合っており、これよりトランスの効きが悪いことが計算上からも明らかになった。

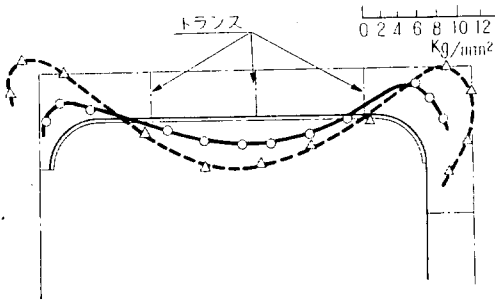
次に船底部の縦通材の応力を比較したものを内側タンクと外側タンクに分けて第 3.4 図に示す。この場所では



第 3.4 図 船底縦通材の応力

船側部とパネルのアスペクト比が異なるからトランスは有効に効いており、トランスを 1 本入れることにより縦通材の応力は大きく減少している。しかしこの場合も更にトランスの本数や剛性を増してもそれ以上はあまり変化がないことが示されている。

なお外側タンク内にストラットを設けた場合の中央の水平桁の応力をストラットのない場合と比較して第 3.5 図に掲げてあるが(両者ともトランスは 3 本で水平桁補強)これよりストラットの効果が明らかに示されている。



—○— ストラットを入れた場合
 -△- ストラットの無い場合
 第 3.5 図 船側中央水平桁の応力
 (ストラットの影響)

2) トランス・リングの応力

トランスを1本および3本入れたときのトランスの縁応力分布(3本の場合には中央のトランス)を第3.6図に示す。船側部の応力は比較的小さく、このことから船側部に於けるトランスは有効に働いていないことが示されている。またビルヂの部分に大きな応力が生じているが、後述の実船測定結果でもコーナー部に大きな応力が生じており、これはこの種の船の横強度検討上、一つの大きな問題を提起している。

次に水平桁を補強した場合、船底部のトランスを補強した場合、更に外側タンク内にストラットを設けた場合の中央のトランス・リングの縁応力分布を比較すると第3.7図のようになる。船側部では水平桁が強くなると局部的な影響が現われ、またストラットを取付けると応力の絶対値は約半分程度に減少する。

船底部では外側タンク内はトランスのスペンが短いため、その部のトランスを補強すると応力は急激に減少し、ビルヂ部の応力も比較的小さくなる。またストラットを入れたための影響はあまり大きくない。内側タンク内ではトランスの補強は殆んど効果がなく、またストラットを取付けた場合の影響が若干現われている。またストラットによる集中力のため側縦通隔壁の上下のステフナに曲げ応力が生じているがあまり大きな値ではないことが分る。

3.4 後 記

前述の如くこの研究項目は目下実験結果を総合解析中であり、ここでは主として実験結果を述べたに止つたが、超大型船の構造法に関してはタンク長が抑えられている限り、トランス・リングの効きは非常に悪く、縦部材を主にした新しい構造を採らないと不経済なものになることは明らかである。またビルヂ等のコーナー部に大きな応力が生ずるのでこの部の工作法、更にはこの応力を軽

減させる方法も別途考慮しなければならない問題であるう。

(ii) 実船実験

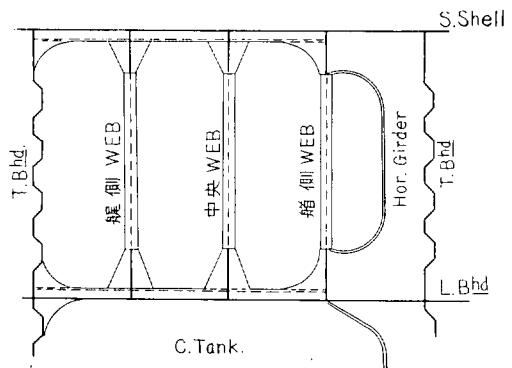
超大型油槽船の横強度に関する研究の一環として、2隻の油槽船について、その試運転の際における吃水調整のためのバラスト水注排時を利用して、実船計測を行った。供試第1船は47,000 DWT型、第2船は35,000 DWT型油槽船で何れも日立造船(株)因島工場で建造されたものである。両船の主要要目等は第3.1表に示す

第 3.1 表 供試船要目

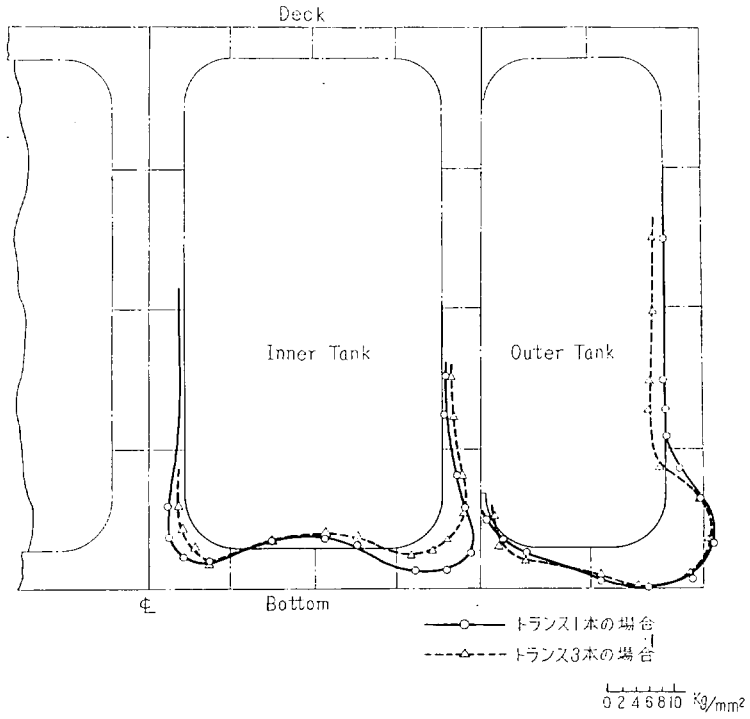
	第 1 船	第 2 船
船 名	Naess Challenger	Esso Maracaibo
D. W. T. (t)	47,000	35,000
L (m)	215.00	188.98
B (m)	30.20	27.74
D (m)	15.35	14.48
d (m)	11.47	10.93
実験実施日	34.4.2~34.4.7	34.7.5~34.7.11
供 試 Tank	No. 8, No. 6	No. 8

通りであり、第3.2表及び第3.3表は夫々の実験実施時の諸状況である。即ち第1船においては、No. 8油槽を主計測油槽とし、Center Tank にバラスト水を注排水する際の各過程において、Wing Tank 内の Web Frame, Horizontal Girder 等の歪分布を計測し、更に No. 6油槽を縦計測油槽として、Center Tank 空荷で、吃水のみが変化した場合の Web Frame 最下部の歪分布をもあわせ計測した。又第2船においては、Center Tank の水深、ならびに吃水が何れも変化する状態のもとに、Web Frame の断面内の歪分布計測を主な対称として実験を行った。これらの結果は現在尚解析中であるが、ここに簡単に計測の概要について報告する。

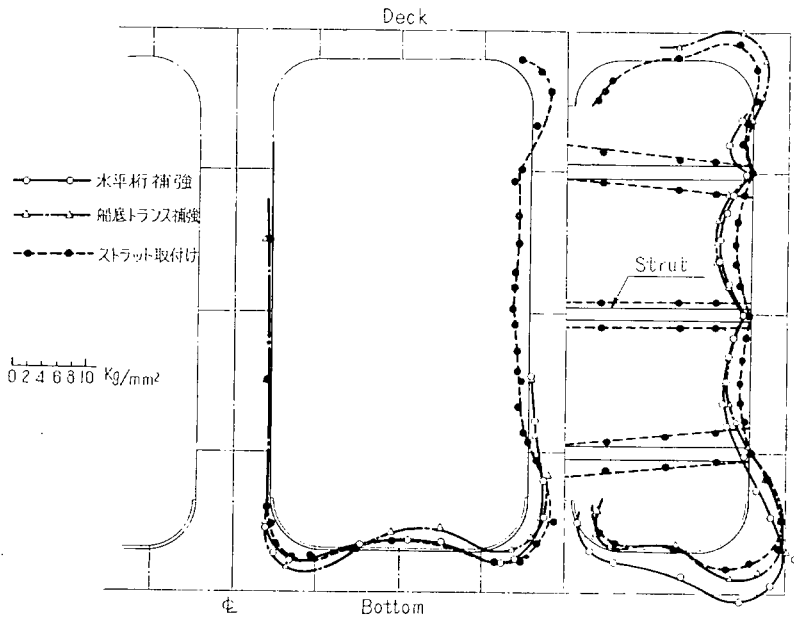
第3.8図は供試第1船の Wing Tank 内平面図である。即ち油槽長を4等分して3本の Web Frame があり、その船首側 Web Frame は Trans Bhd. と Hori-



第 3.8 図 Wing Tank 平面図 (第 1 船)



第 3.6 図 トランス・リングの縁応力分布 (その 1)



第 3.7 図 トランス・リングの縁応力分布 (その 2)

第 3.2 表 第 1 船計測状態

実験 No.	月 日	時刻	天 候	状 況	吃水 (m)	C.T. 水深 (m)
3	4. 3	1240	晴	零 点 計 測	4.00	0
4	〃	1620	曇	注 水 中	4.20	5.89
5	〃	1725	〃	〃	5.00	11.30
6	〃	1825	〃	〃	5.71	16.23
7	4. 4	0800	〃	内 試 状 態	5.71	16.23
11	〃	1650	〃	内 試 終 了 状 態	5.71	16.23
12	〃	1900	雨	注 水 中	7.30	16.23
13	〃	2300	〃	注 水 終 了	8.80	16.23
14	4. 5	1630	晴	ポンプテスト終了時	9.00	16.23
15	〃	2000	雨	注 水 中	10.10	16.23
16	〃	2225	〃	公 試 状 態	11.48	16.23
21	4. 7	1627	曇	〃	11.48	16.23
22	〃	1815	雨	排 水 中	9.20	10.82
23	〃	2030	〃	〃	6.70	6.00
24	〃	2358	〃	〃	3.80	0.43

第 3.3 表 第 2 船計測状態

実験 No.	月 日	時刻	天 候	状 況	吃水 (m)	C.T. 水深 (m)
21	7. 6	2250		バラスト積込中	6.44	0
22	7. 7	0123		〃	6.83	0
23	〃	0442		内 試 状 態	7.53	0
31	7. 8	1530		バラスト積込中	6.40	5.50
32	〃	1927		〃	7.73	7.15
33	〃	2012		〃	8.53	9.70
34	〃	2133		〃	10.01	12.50
35	〃	2300		公 試 状 態	10.93	15.00
41	7.10	1845		排 水 直 前	11.18	15.00
42	〃	2110		排 水 中	9.00	10.70
43	〃	2228		〃	7.30	7.70
44	7.11	0012		〃	5.10	3.60
45	〃	0205		排 水 完 了	3.90	0

zontal Girder によつて結合されている。第 3.9 図、第 3.10 図は何れも中央の Web Frame の内縁に沿つた歪分布計測結果であり、前者は、吃水及び Center Tank 水深が共に大巾に変化した場合、後者は、吃水は殆んど変化せず Center Tank の水深のみが大きく変化した場合を示す。

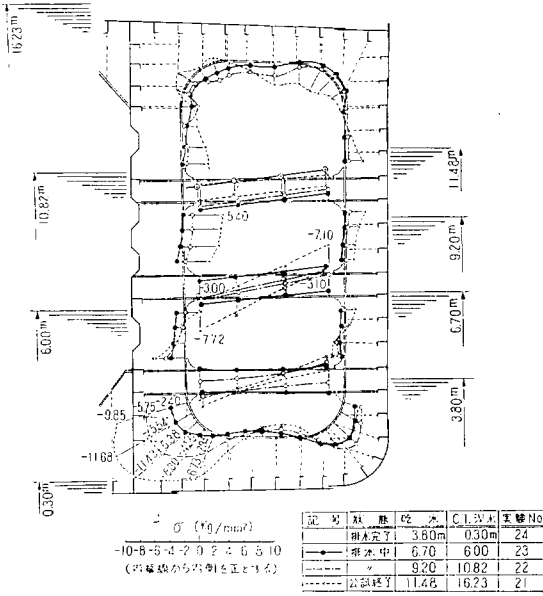
又、第 3.11 図は、No. 6 油槽内における同じく中央の Web Frame 下部の歪変化であり、吃水変化は第 3.9 図と同じで Center Tank が空荷の場合である。これらの 3 コの図から、吃水、及び Center Tank 内の荷重が Web Frame の歪分布に及ぼす影響を推察することが出来るであろう。

又第 3.12 図は、No. 8 油槽の船尾側 Web Frame の計測結果の 1 例であり、荷重条件は第 3.9 図の場合と

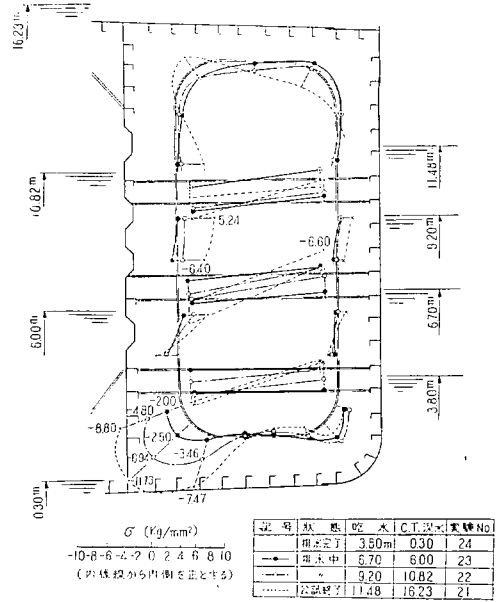
全く同一である。第 3.9 図と第 3.12 図とを比較すると判るように、その歪分布は殆んど一致している。即ち、Trans Bhd. の影響は、両者に対して同一であると言うことが出来る。更に第 3.13 図は No. 8 油槽の船首側 Web Frame の計測結果の 1 例である。これは第 2 図及び第 3.12 図に比較して相当低い歪値を示している。即ち船首側 Web Frame は Tr. Bhd. と Horizontal Girder によつて各 Strut の基部で相当強固に結合されており、これらの節点の拘束の影響がここに表われたものと考えて差支えないであろう。

又第 3.14 図は供試第 2 船の計測結果の 1 例であり、その Web Frame 断面内の歪分布の 1 例を示すと、第 3.15 図の如くなる。

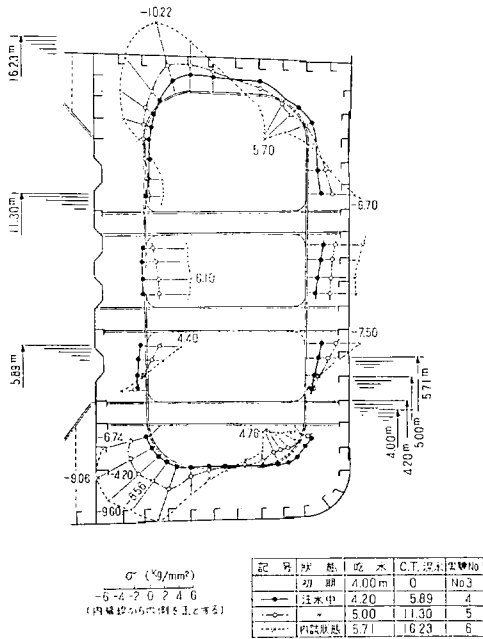
以上計測の概要ならびにその結果の 2, 3 の例を簡単に



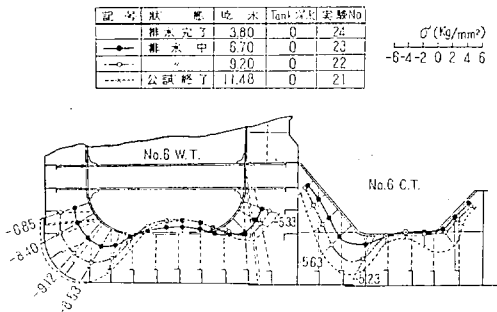
第 3.9 図



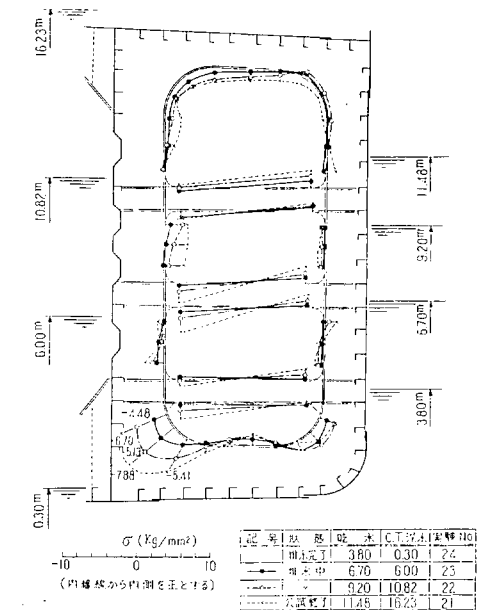
第 3.12 図



第 3.10 図

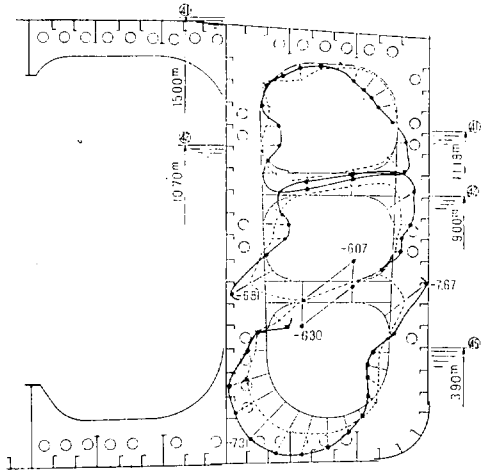


第 3.11 図



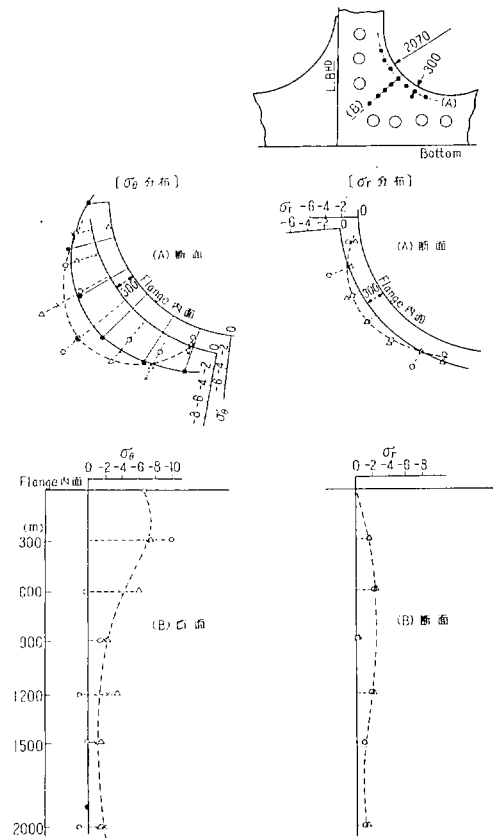
第 3.13 図

- 3. 9 No. 8 Wing Tank 中央 Web Frame 内縁 応力分布状況 (吃水変化大なる場合)
- 3. 10 No. 8 Wing Tank 中央 Web Frame 内縁 応力分布状況 (吃水変化小なる場合)
- 3. 11 No. 6 Tank 中央 Web Frame 応力分布
- 3. 12 No. 8 Wing Tank 船尾 Web Frame 内縁 応力分布状況 (吃水変化大なる場合)
- 3. 13 No. 8 Wing Tank 船首 Web Frame 内縁 応力分布状況 (吃水変化大なる場合)



σ (kg/mm ²)	寸法	材料	重量 No
-10 -8 -6 -4 -2 0 2 4 6 8 10	11.15m	C.T. 材	27
(内線から内側へ正とする)	9.00m	10.70m	42
	(重量 No. 45 ± 0.5とする)		

第 3.14 図 Web Frame 内縁応力分布



第 3.15 図 Web 隅部断面応力分布 (実験 No. 41)

述べたが、これらの結果の詳細については現在解析中である。

4. ウイング・タンクの強度に関する研究

Tanker の Wing Tank 構造は、従来 Vertical Ring を主体として構成した。すなわち 40,000 DWT 程度迄は、Tank の深さ/長さ比がほぼ 1 に近く、したがって Vertical Ring のみで構成してもなら不合理はなかつたのである。しかるに最近建造され始めた超大型 Tanker では、深さが急激に増加したにもかかわらず、Tank Length が 12m に押えられることが多いので、Tank の深さ/長さ比が 1.6 に達することがある。このような場合は、水平方向に強力な Horizontal Girder を設けて之と軽量の Vertical Web とを組合せて、立体的な格子構造とした Horizontal Stringer System で構成した方がよいと思う。しかるにこのように Wing Tank を立体格子構造で設計する場合に、理論的研究あるいは実験的研究は殆んど行われていない現状であるので、Horizontal Stringer System (以下 H.S.Sy. と略称する) と Vertical Web System (以下 V.W.Sy. と略称する) の比較研究を行うこととした。

現在実験、及び主構造に対する研究を完了した。

4.1 実験

(1) 模型

1) 模型寸法及び部材寸法は 68,000 DWT Tanker の約 1/6 とした。

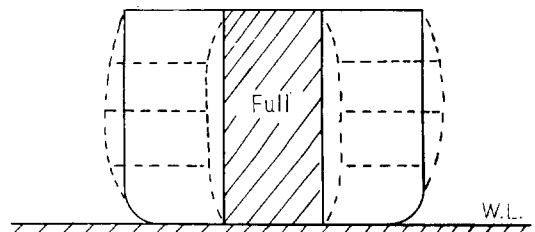
2) 一方の Wing Tank は V.W.Sy. とし、他方の Wing Tank は H.S.Sy. とし、両方の Wing Tank の重量を等しくし、之等を等巾の Center Tank で結んだ構造とした。

3) H.S. は等間隔で配置し、前後方向についても対称とした。

4) 模型の長さは 1 Tank Length とした。

(2) 試験方法

1) 圧力試験—1 (第 4.1 図)



第 4.1 図 Pressure Test—1

実験に於いて Center Tank 満載、吃水=0 の場合、Side Shell と Long^{al} Bhd. の相対ズレ=0 の場合に相当する。水圧による梯形荷重の代りに圧縮空気による 760 mmHg の等分布荷重を加えた。

2) 圧力試験—2, 3

圧力試験—1 と同様であるが、Centre Tank 内の T. W. 及び H. S. の Longitudinal Bhd., Trans Bhd. 付溶接をはずして、之等の部材の影響を調査した。

3) 水平荷重試験

V.W. と H.S. の交点に Center Tank 内から Oil Jack で水平に載荷して荷重の伝達情况进行をしらべた。

4) 垂直荷重試験—1

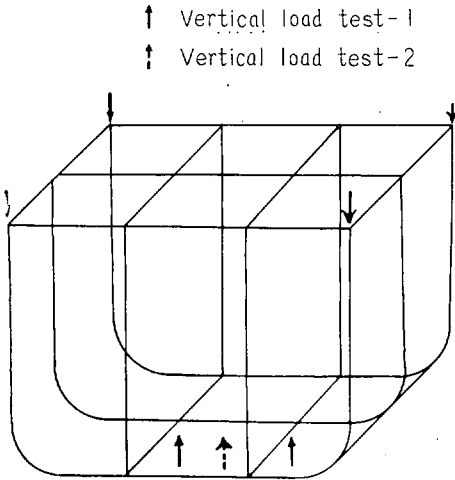
Side Shell と Longitudinal Bhd. の相対ズレの影響をしらべる為、200 Ton 構造試験により第 4.2 図の様に載荷

撓: H.S.Sy. は V.W.Sy. の約 60% } 程度である。
歪: H.S.Sy. は V.W.Sy. の約 80% }

BKT 部分の歪が非常に大きいことが判る。

2) 計算値との比較

計算方法の詳細については割愛し、ラーメン計算に於いて、Bending, Shearing, End BKT, 軸力、有効巾の変化、Strut の縮み迄考慮した値と比較して示す。ここ迄考えないと良い一致は得られない。特に前3項迄は重要な影響を有する。



第 4.2 図 Vertical Load Test—1, 2

した。

5) 垂直荷重試験—2

Center Tank 船底中央に下部より Oil Jack にて載荷し、荷重の伝達情况进行をしらべた。

(3) 測定方法

1) 応力

電気抵抗線歪計 538 点

2) 撓み

ダイヤルゲージ 48 点

3) 荷重

圧縮空気……水銀柱

Oil Jack Proving Ring

4) 測定室

長崎造船所構造試験室

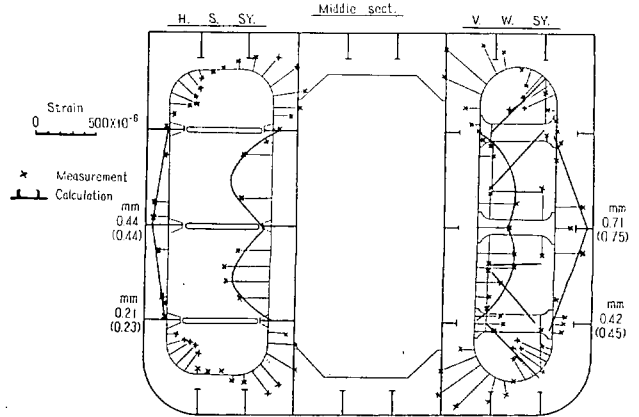
4.2 測定結果

(1) 圧力試験—1

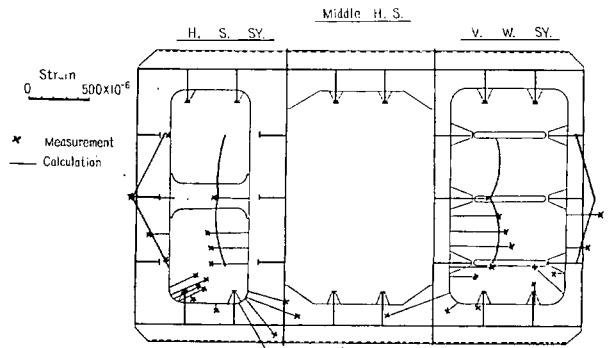
1) V.W.Sy. と H.S.Sy. の比較

歪測定値、撓測定値を第 4.3 図、第 4.4 図に計算値と比較して示す。歪は主構造の Face Bar の歪を Face Bar 線を基準にして示す。

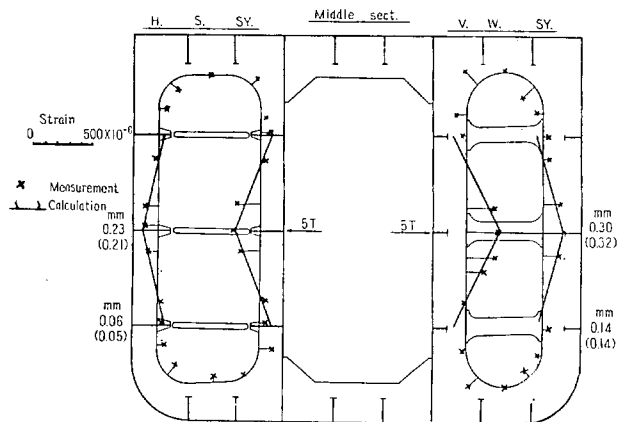
V.W.Sy., H.S.Sy. を比較すれば



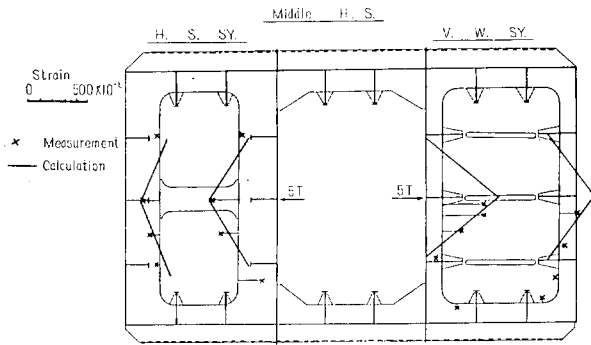
第 4.3 図



第 4.4 図

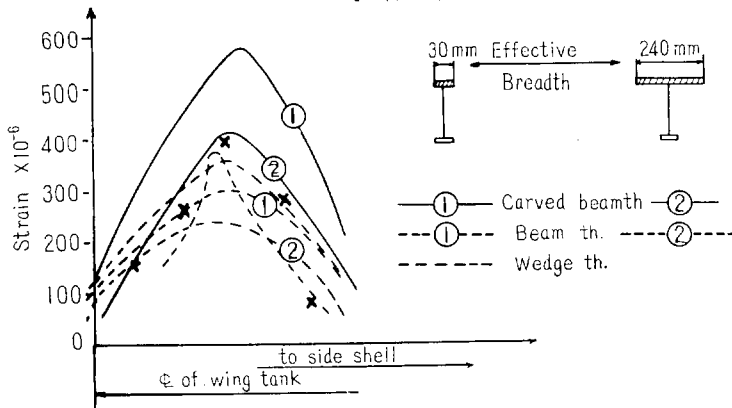


第 4.5 図



第 4.6 図

Vertical web type
Vertical web middle ring upper part



第 4.7 図 Strain at BKT Corner

(2) 水平荷重試験

歪測定値、撓測定値を第 4.5 図、第 4.6 図に示す。計算値は、Bending, Shearing, End BKT, Strut の縮みを考慮した値と比較した。前 3 項の影響は重要である。

歪測定値は載荷点のみが大きく、遠い部材には殆んど伝達されないことが判る。このことから Hardy-Cross 法に於ける Carry-Over Factor が非常に小さいことが実証される。

(3) BKT 部分

圧力試験-I に於いて、BKT 部分の歪が相当に大きいことが判る。この附近は現場接手があり、工作上注意を要すると思う。この BKT 附近の計算方法として、BKT を Wedge, Curved Beam と考える方法等がある。之等と単純な梁理論の結果を測定結果と比較して第 4.7 図に示す。

有効巾の取り方によりどの理論値も実験値に合せ得るので、この方面の研究は更に行う必要がある。

4.3 結 論

結論は第 38 研究部会全体との関連に於いて述べねばならぬが、ここでは本実験のみの観点より述べるので最終報告では若干の修正があると思う。

1) Tanker の骨組は複雑で計算にのらないと考えられていたが、本例のようなかなり複雑な格子構造でも、撓、歪共に充分正確に計算出来ることがわかり、今後の設計計算上自信を持つことが出来た。勿論、計算の簡易化、BKT 部分歪等、問題点も多い。

2) 現行 Rule により設計すると、BKT 部分等に 12~13 kg/mm² の応力が生ずることが推定される。撓みは深さの 1/4000 程度である。

3) Tank の長さ/深さ=2/3 で比較すると

a) H.S.Sy. は V.W.Sy. に比して

応力……80%, 撓……60% 程度である。

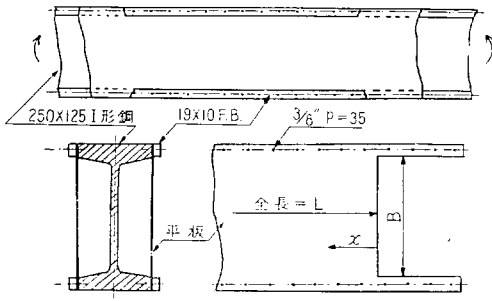
4) V.W.Sy. の上下 Strut には軸力のみならず、曲げモーメントにより大きな応力を生ずる。Strut End は曲げモーメントに対しても充分な注意を要すると思う。

5) 実験結果、計算結果より判断して、V.W.Sy. は H.S.Sy. に近づけることにより、重量軽減の余地があると思う。

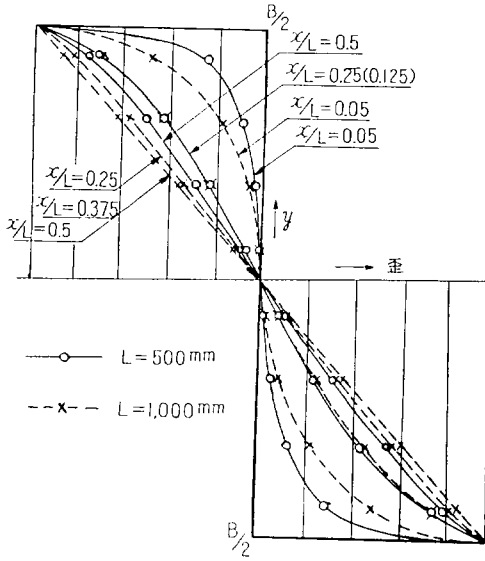
5. 縦通材の有効性に関する研究 (模型実験)

この実験は超大型油槽船の縦通隔壁の有効性に関してその長さ、補強桁、横隔壁、端部構造等の影響を調査するために実施したものであり、昭和 33 年度に実施する大型の船体模型による実験研究のための基礎的な資料を求めることが目的である。次にその概要について述べる。

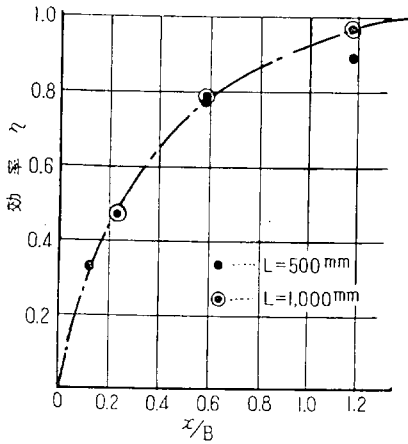
実験は、第 5.1 図に示すように、250×125 I 型鋼のフランジ側面に 2 mm 厚さのアクリルライト製試験平板を固定し、この I 型鋼に純曲げを加え、従つて試験平板は、その上下辺に沿つて一様の引張及び圧縮歪を生ずると共に、I 型鋼と同一の曲率をその面内で強制的に与えられる状態となるようにして、平板内の歪分布状況を調べた。



第 5.1 図 試験装置



第 5.2 図 歪分布例 (平板 $L=1,000$ mm)



第 5.3 図 効率曲線

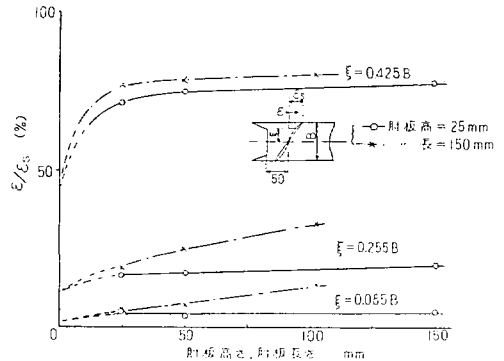
1) 第 5.2 図は、試験平板の長さを夫々 500 mm, 1,000 mm とした場合の長さ方向の歪分布例である。これから、中性軸に関するモーメントを求め、それと平板が 100% 有効とした場合のモーメントの比をその断面における平板の効率として効率を x/B (平板端部から該断

面迄での距離/平板の中) に対して置点すると第 5.3 図の如くなる。即ち、平板の効率は、端部からの距離によつて定まり、平板の長さには無関係と云つて差支えないようである。

2) 平板に水平補強筋を取付けて同様な実験を行った。桁断面積と桁間平板部断面積の比を 0 乃至 1.79 の範囲で変化させた結果、平板の水平方向歪分布には殆んど差が認められず、水平補強筋は平板の有効性を増すためには全く効果のないことが明らかとなつた。

3) 平板端部に垂直部材を取付けた場合には、端部附近の効率は向上する結果を示した。然しながらこれは量的には当然垂直部材の横方向の曲げ剛性によつて、その値は大きく変わるものと推察される。

4) 平板端部に肘板を取付け、肘板の長さを一定 (150 mm) としてその深さを変えた場合及び深さを一定 (25 mm) として長さを変えた場合について実験を行った。その結果端部から 50 mm 離れた断面において中性軸から ξ だけ離れた位置における歪量を肘板寸法に対して置点すると、第 5.4 図の如くなる。即ち、肘板は効率を高めるためには有効であるが、一般にその長さよりも高さを増す方が有効であることが判る。



第 5.4 図 肘板の影響 ($L=1,000$ mm)

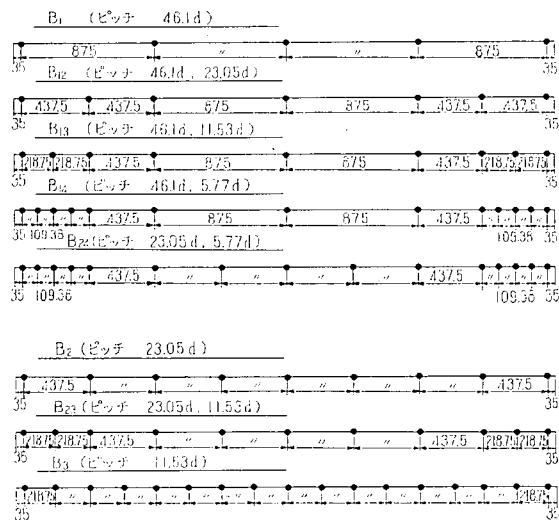
6. 二重張の有効性に関する研究

大型船建造にさいし船体縦強力部材としての上甲板および船底外板の板厚は必然的に大となるが、過大な板厚の採用は鋼板の材質上の問題等がまだ十分に解決されておらず現在の大型船では過大な厚板使用の代りに連続二重張構造が上甲板および船底外板にしばしば採用されている。しかしながら本構造に適用されている鉚配置は二重張の縦通有効性或は鉚に作用する剪断応力等の見地より検討された場合必ずしも合理的なものであるとは云えないようである。今日まで「鉚接手の有効性¹⁾」に関する研究は種々行われて来たが連続二重張構造の縦通有効性に関する研究は一、二の理論的検討がなされているのみで実験的検討は殆んど見あたらない。

本研究は連続二重張構造の縦通有効性を考慮した最も合理的な鉚配置を検討すべき資料を求めため二重張を有する箱型模型の曲げ実験を行い若干の実験的考察を行い従来発表されている理論の実験的検討を行った。

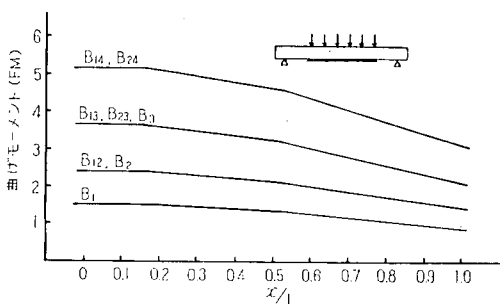
6.1 実験

実験模型の詳細は省略するが 7,000 mm×600 mm×600 mm の箱型模型で二重張は模型底面の中央部に 3,570 mm×355 mm で板厚 9 mm のものを第 6.1 図に示すピッチの鉚配置でとりつけた。なお鉚の列数は 4 列とした。



第 6.1 図. 鉚配置 (鉚径 19mmφ)

実験は箱型模型の二重張を張力側として支点間 6m の曲げ実験を運輸技術研究所船舶構造部の多荷重試験機により実施した。実験荷重は模型に対し 6 コでありその曲げモーメントは第 6.2 図に示すものである。



第 6.2 図 曲げモーメント

実験は若干の予備実験により 19mmφ の鉚 (丸頭皿鉚) の代りに同径の高張力ボルトを使用しても本実験の目的は充分達し得ることが判明したので便宜上全ての鉚配置に対し高張力ボルトを使用した。測定は模型各部の応力 (主として母板および二重張) および撓みを測定した。

6.2 実験結果

各鉚配置に対する最大荷重時の撓みの測定結果の詳細については省略するが満足すべき結果を示している。

二重張の有効率の定義²⁾ は種々考えられるが本研究においては次式によるものを採用した。

$$\eta = \frac{P_2(x)}{\frac{a}{A+a} P(x)} \quad (1)$$

此処に

η : 二重張の有効率

$P_2(x)$: 二重張に生じる力

$P(x)$: 二重張が 100% 有効な場合の二重張と母板に生じる合力, 但し此処では二重張が 100% 有効な場合の模型の断面係数は理論的に 6,500 cm³ であり, これを用いて曲げモーメントより逆算した理論値を使用する。

A : 母板の断面積

a : 二重張の断面積

(1) 式において $P_2(x)$ に測定値を代入し有効率を計算すると第 6.3 図 (a) (b) (c) のようになる。一般に二重張の有効率は中央部においては殆んど 100% となるが端部において急激に減少し二重張の有効性を効果的に増すには中央部の鉚は余り効果はなく端部の鉚のみを増せばよいことが第 6.3 図より判る。本実験では $x/L=0.75$ (但し x は二重張中央よりの距離, L は二重張の長さの 1/2) 附近より端部の鉚を増すことにより効果が得られた。

6.3 二重張に対する理論的検討

長さ $2L$ の二重張を有する板に張力 $P(x)$ が作用した場合, 渡辺博士は次の微分方程式の成立することを示された³⁾。

$$\frac{d^2 P_2}{dx^2} - \frac{\alpha}{\mu E} \left(\frac{1}{A} + \frac{1}{a} \right) P_2(x) = - \frac{\alpha}{\mu EA} P(x) \quad (2)$$

此処に

μ : Hovgaard の定義による変位係数

$$\alpha = \frac{\pi d^2 n}{4p}$$

但し p = 鉚のピッチ

n = 鉚の列数

d = 鉚径

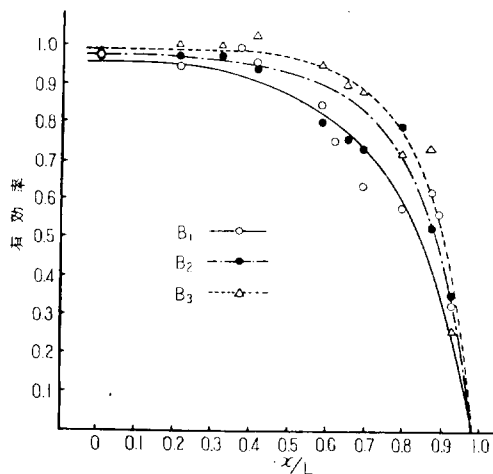
$A, a, P(x), P_2(x)$ は (1) 式に示したものに同じ。

今 $P(x)$ を次の二次式で仮定する。

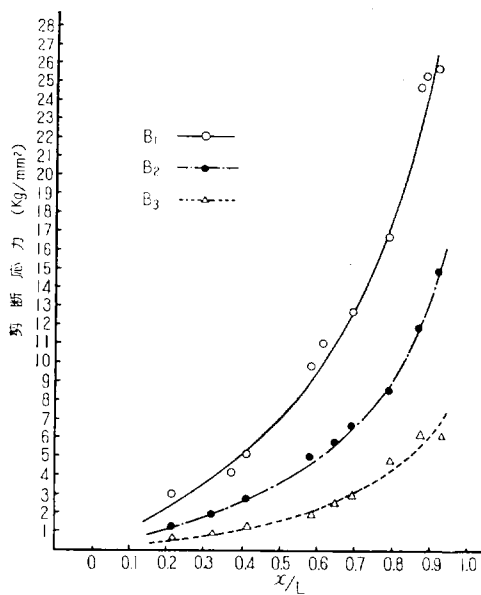
$$\frac{a}{A+a} P(x) = P_0 \left(1 - \lambda \frac{x^2}{L^2} \right) \quad (3)$$

此処に

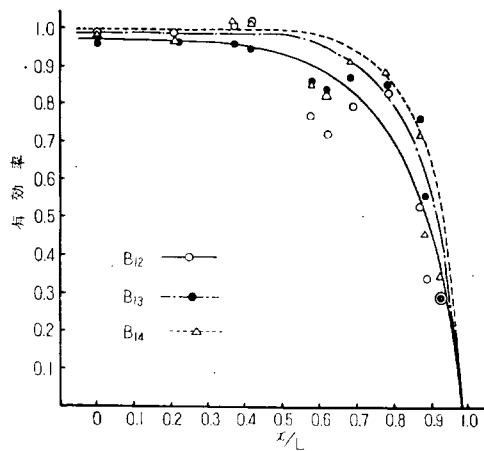
P_0 : 二重張が 100% 有効な場合の二重張中央において二重張に作用する力



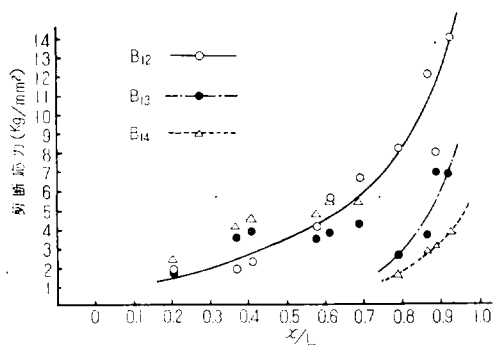
第 6.3 図 (a) 有効率



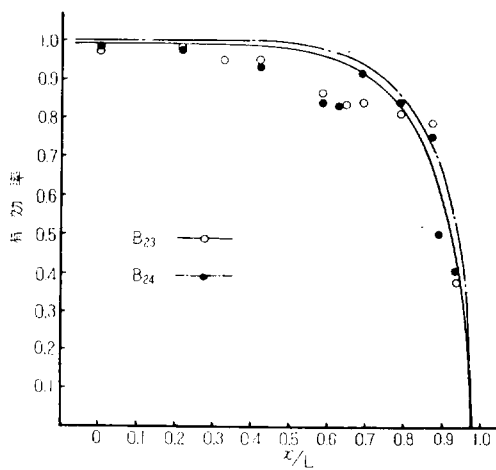
第 6.4 図 (a) 剪断応力



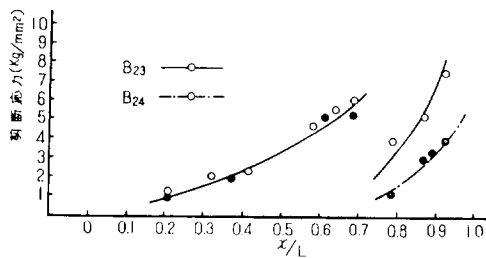
第 6.3 図 (b) 有効率



第 6.4 図 (b) 剪断応力



第 6.3 図 (c) 有効率



第 6.4 図 (c) 剪断応力

λ : 荷重の形状を示す係数

その他の記号は全て前と同じ。

(2) 式より $P_2(x)$ を求め測定値より逆算し変位係数を求めるとかなり大きなばらつきを示すが μE として 100 mm 乃至 160 mm 程度の平均値を示す。此処で各鉋配置に対する個々の μE の測定平均値を使用し $P_2(x)$ を求め有効率の理論値を計算すると第 6.3 図の曲線となり実験値とよく合うことが判る。

鉋接手を通じて伝達される剪断応力を q とし鉋の断面積が鉋間において一様に分布すると考えると q は次式で示される。

$$q = -\frac{1}{\alpha} \frac{dP_2}{dx}$$

$$= \frac{P_0}{\alpha L} \left[2\lambda \left(\frac{x}{L} \right) + \left\{ 1 - \lambda \left(\frac{2}{m^2} + 1 \right) \right\} \frac{m \sinh \frac{m x}{L}}{\cosh m} \right] \quad (4)$$

此処に

$$m^2 = \frac{\alpha(A+a)L^2}{\mu E A a}$$

その他の記号は全て前と同じ。

直接鉋に作用する剪断応力を測定することは出来ない。 $P_2(x)$ の測定結果を用いて剪断応力を (4) 式より計算すると第 6.4 図 (a) (b) (c) のごとき分布を示した。但し第 6.4 図は各鉋配置に対する剪断応力を比較しやすくするため作用する外力は B_{14} および B_{24} に対するものに修正して示してある。一般に二重張の鉋に生じる剪断応力は端部にゆくに従い急激に増加する。その応力値はその部分の鉋配置により直接支配されることが判る。

以上のごとく二重張の有効率および鉋に作用する剪断応力について述べたが一般に二重張構造の問題を取扱う場合、(2) 式に示した微分方程式で充分検討し得ることが本実験により判明した。

6.4 実船例の検討

実船例として 73,000 LT のタンカーの上甲板および船底外板の二重張について検討する。現在本船は上甲板、船底外板とも板厚は 38 mm であり、二重張はいずれも同厚の鋼板を使用している。但し船底外板のみは二重張の断面積が大きく、従つて鉋列数が多きくなっている。鉋径はいずれも 28 mm ϕ 、ピッチは 9d である。 μE は 50 mm として計算した m の値は次のごとくなる。

上甲板: $m=406$ 船底外板: $m=424$

本船の場合、 m は上甲板、船底外板とも非常に大であり二重張の全長にわたり有効率は 100% となつている。一般に実船の m は非常に大であり有効率に関しては殆んど危惧する必要はないと考えられる。本船において $x/L < 0.9$ の範囲に対し有効率を 99% 以上とするためには $m \approx 50$ 程度でも差支えない。

鉋の剪断応力は $x/L=1$ 即ち二重張の最端部において最大となり本船の場合、25 kg/mm² 程度となる。今、二重張の全長に対し鉋に作用する剪断応力を 10 kg/mm² とするためには上甲板、船底外板とも最端部の鉋に対しては $m=1000$ 、 $x/L=0.9$ 附近で $m=100$ 、中央部で $m=50$ 等の値を示す。以上の計算は端部の曲げモーメントは中央部の 1/3、中央部の曲げ応力は 10 kg/mm² と仮定して行つた。

実船の鉋配置決定に対しては水密性或は鉋間挫屈等を考慮してしなければならず上述の計算結果を直ちに適用することは出来ないが端部において現在の鉋配置より大とし (例えば 4d 程度) 中央部は現在の鉋配置より大巾に減少せしめ (例えば 30d 程度) 現在の鉋数をかなり減せしめることが可能となる。(約 40% 減となし得る。) 但し二重張の周辺は水密性を考慮して充分なピッチとなさねばならないことは勿論である。

参考文献

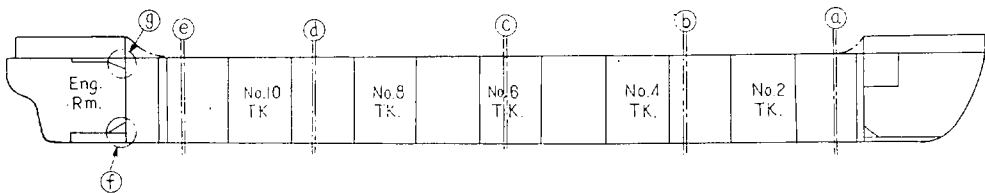
例えば

- 1) 寺沢, 八木: 「鉋接手の弾性」造船協論文集第 93 号
- 2) 4) 渡辺: 「不連続の縦通有効率と応力集中の問題」造船協論文集第 73 号
- 3) 日本造船研究協会第二研究部会第三小委員会資料 昭和 28 年 4 月

7. 縦通隔壁の有効性に関する研究

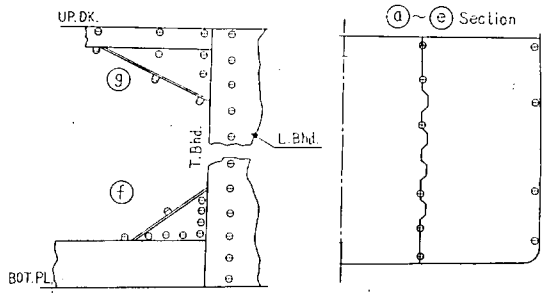
(実船の進水時を利用して行つた実験について)

最近油槽船が大型化されて来るに従つて縦通隔壁の条数は 2 条もしくは 3 条にもなる現状であり、かつこれらの縦通隔壁は船の大部分に亘つて縦通してはいるが、船首尾までは達することなく横隔壁のところで止つてゐる。一般にこれらの縦通隔壁の端部では構造の不連続のために縦方向応力の分布は直線ではなくなり S 字状となる

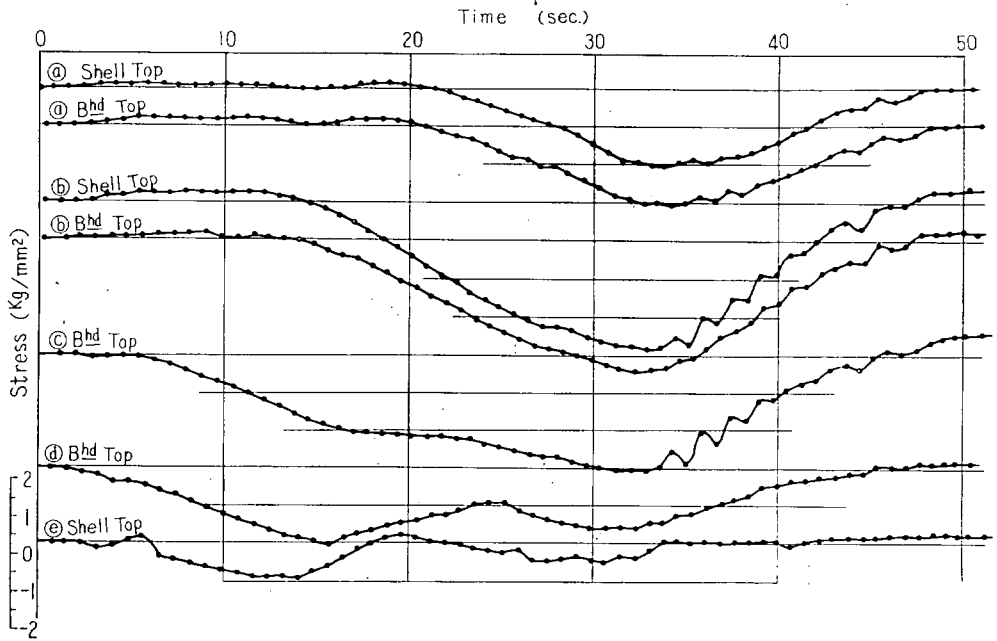


第 7.1 図 Measured Section of the 47,000 D.W.T. Type Tanker

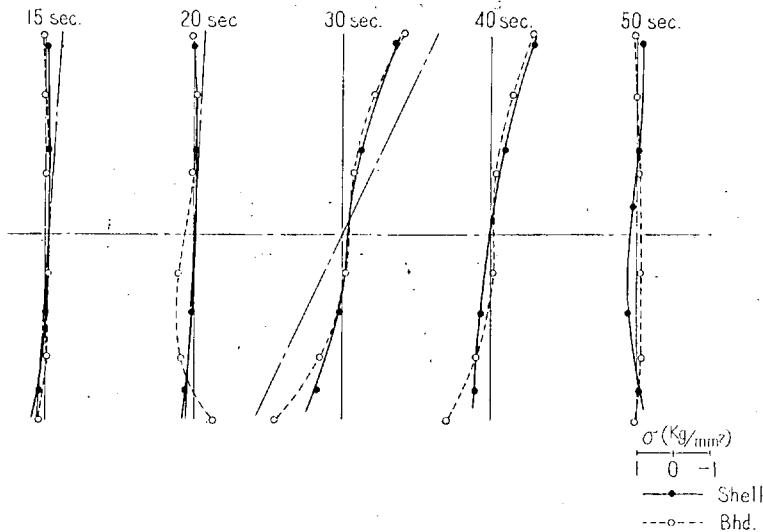
ことは明らかであるが、この現象がどの程度のものであり、またその範囲が縦通隔壁端部からどの程度のところまで及ぶものであるかという問題に対しては未だはつきりした結論は得られていない現状である。この問題を解決する為の資料を求める目的で 47,000 D. W. T. 型油槽船 (昭和 33 年 12 月進水) および 35,000 D. W. T. 型油槽船 (昭和 34 年 2 月進水) の 2 隻に対して、その進水時を利用して進水中に船体並びに縦通隔壁に生ずる応力の変動状況を実測した。35,000 D. W. T. 型油槽船の実測資料は目下整理中であるので、ここでは 47,000



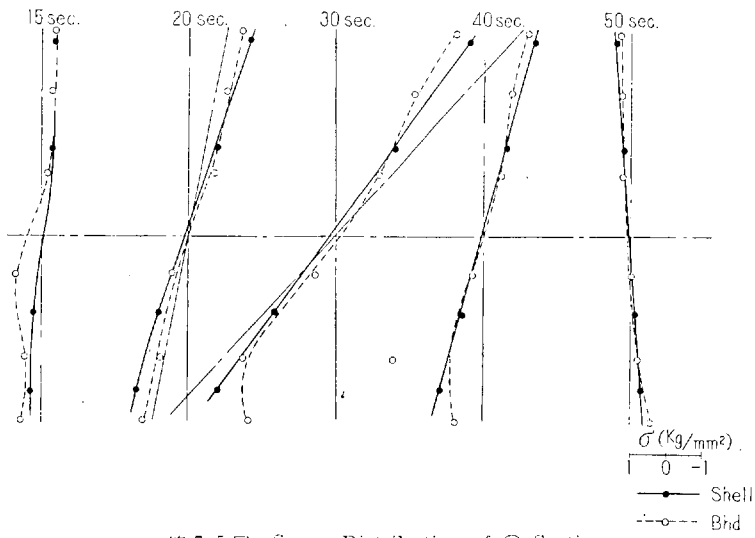
第 7.2 図 Measured Point of the Each Groups



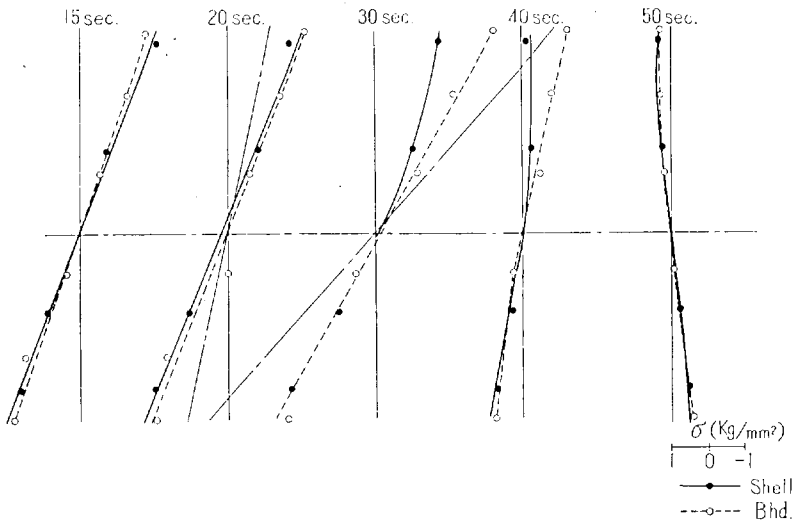
第 7.3 図 Measured Stress-Time Curve



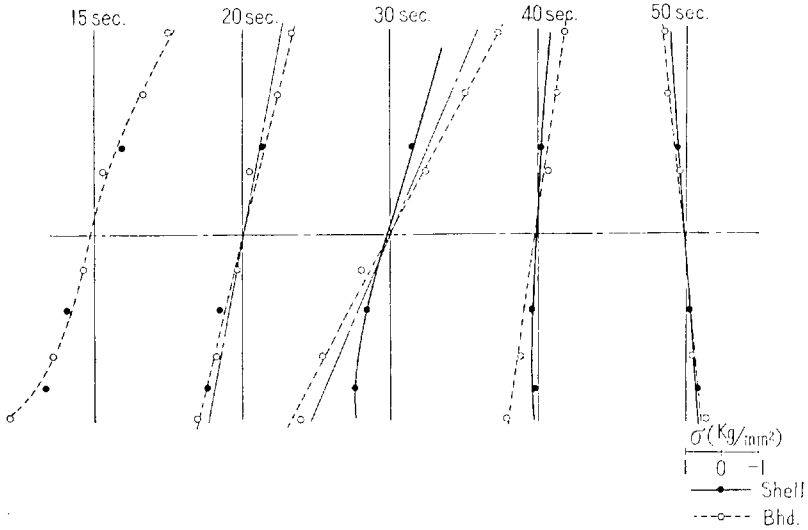
第 7.4 図 Stress Distribution of ①-Section



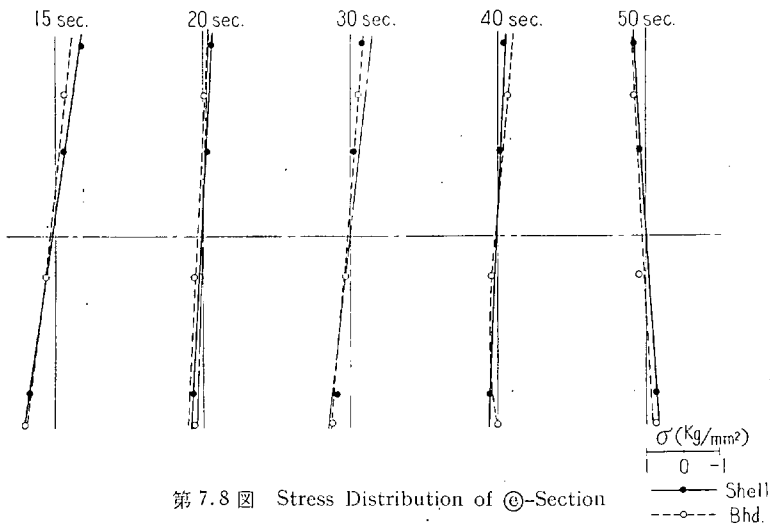
第 7.5 图 Stress Distribution of (b)-Section



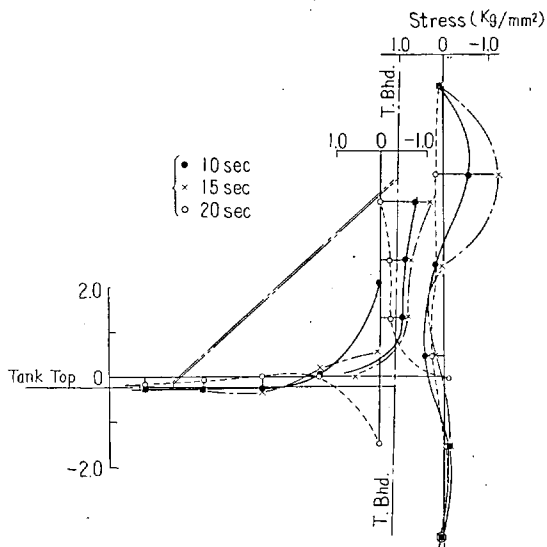
第 7.6 图 Stress Distribution of (c)-Section



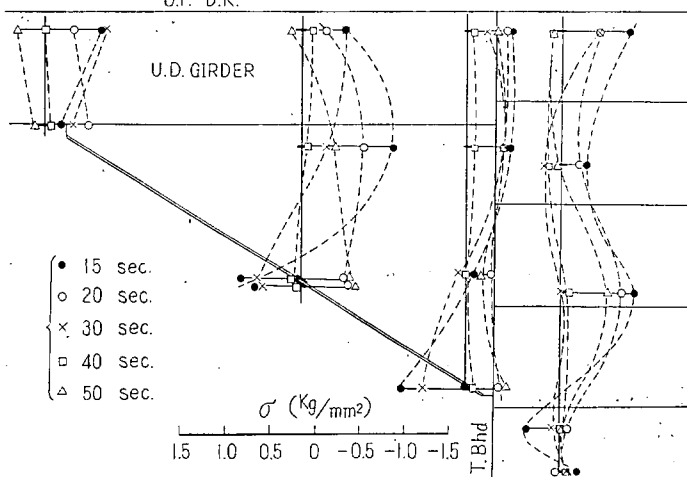
第 7.7 图 Stress Distribution of (d)-Section



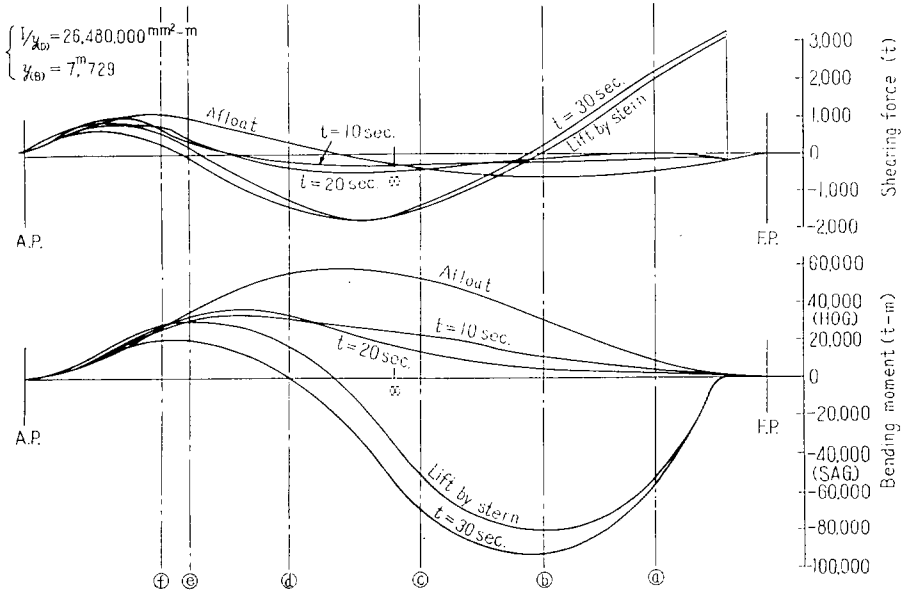
第 7.8 図 Stress Distribution of @-Section



第 7.9 図 Stress Distribution of the Lower BKT.
U.P. D.K.



第 7.10 図 Stress Distribution of the Upper BKT.



第 7.11 図 Bending Moment & Shearing Force Diagram (Calculated)

D. W. T. 型油槽船における実験結果について述べる。

第 7.1 図に示すように船の全長に亘つて ④～⑥ の 5 断面とその他に船尾の Engine Rm. 内に設けられている Bracket ① および ② を計測の対象として選び、第 7.2 図にその各断面および Bracket 部にとりつけた歪計の位置を示す。進水中の応力変動状況の一例を示すと第 7.3 図の通りである。これより ④ および ⑥ の 2 断面では応力の最大は比較的進水初期に現われ、⑤ および ⑤ の 2 断面では船尾浮揚と殆んど同じ頃に応力の最大値が現われることがよく分る。第 7.4 図～第 7.10 図に各々の計測断面内の応力の分布を示す。いま進水中に船体に加わる外力の曲げモーメントを計算すると第 7.11 図のようになるが、同図を用いて、船体が完全に浮揚した場合を基準状態に選んで進水開始後 20 sec および 30 sec 後の曲げ応力を簡単な梁理論で計算すると第 7.4 図～第 7.8 図中の破線のようになり、簡単な梁理論によつてもある程度までは近似することが出来る。

本実験結果に対する詳細な解析は現在まだ終了していないので、結論を導くことが出来ないから本稿では計測値のみを報告する。

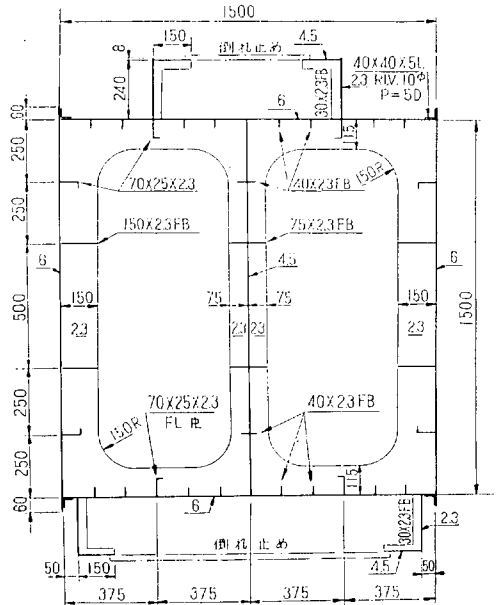
8. 不連続部の応力集中緩和構造に関する研究

(船橋端における上甲板面上の応力集中について)

現行の船級協会の内規では Bridge End における応力集中を考慮して上甲板の Stringer Plate 及び Sheer Strake 等を Bridge End で 10～30% の増厚を要求しているが、超大型船では上甲板の板厚が 34～40 mm となり従つて Bridge End においては 40～50 mm 程度

の厚板を使用することになる。一方材料の破壊強度の面から考えると、かかる厚板を応力集中の大きい場所を使用することは脆性破壊の危険性もありあまり好ましいことではない。

超大型船ではこの応力集中を緩和する意味で Bridge Side Wall を船側から内側に set in して Deck House となし、House Corner の R はなるべく大きくなるように設計している例もあるが果してこれで応力集中の緩和が出来るか否かもその研究もなく殆んど推測の域を出ない。



第 8.1 図 中央切断

従つて本実験では普通の Super Structure 型の Bridge と Deck House 型の Bridge の比較、及び後者の場合については Bridge House Corner の R の影響、外板からの set in の大小による応力集中の変化を研究するのを目的としている。

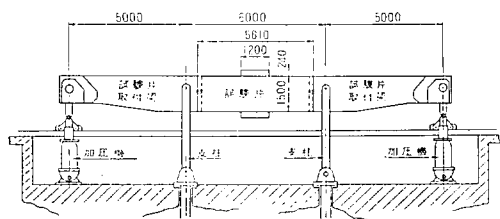
8.1 試験模型及び試験方法

(1) 試験片模型

試験片は D/W 47000 T 型 Tanker の中央部 Bridge 附近の模型である。模型は実船を長さ巾深さ等に対しては縮尺 1/10、板厚に対しては縮尺 1/3.5 で縮めて製作した。模型の中央切斷は第 8.1 図に示してある。

(2) 試験方法

試験は第 8.2 図に示す如く鉄道技術研究所実験場の 1500 t-m の純曲げ試験機を用いて曲げ試験を行った。



第 8.2 図 試験片取付要領

試験荷重は曲げ moment 200 t-m である。

(3) 試験の種類

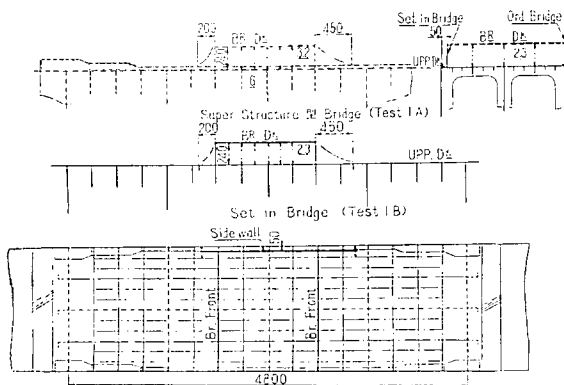
Test 1 A

Super Structure 型 Bridge を取付けて上甲板外板並びに Bridge に接続する Bulwark の応力集中を測定した。(第 8.3 図参照)

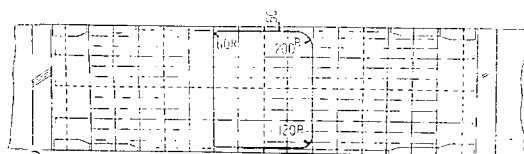
Test 1 B

Test 1 A の Superstructure 型 Bridge の Side Wall を 50 mm set in したものについて上甲板、外板並びに Bridge に接続する Bulwark の応力集中を測定した。(第 8.3 図参照)

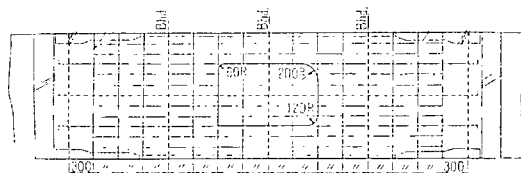
Test 2, 3



第 8.3 図 上甲板平面 (Test 1)



第 8.4 図 上甲板平面 (Test 2)



第 8.5 図 上甲板平面 (Test 3)

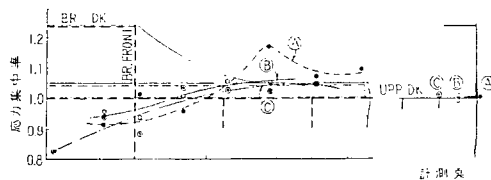
Deck House 型の Bridge を取付けて上甲板及び Bridge Wall の応力集中を調べた。此の場合 Bridge Corner の R の影響を調べるために 4 Corner の R を R=0, 60, 120, 200 mm と変化させた。又 Bridge Side Wall の外板からの set in の量が応力集中に及ぼす影響を調べるために Test 2 では set in の量を 50 mm (第 8.4 図参照) Test 3 では set in の量を 375 mm (Upp. Deck Gir. の真上) とした。(第 8.5 図参照)

8.2 試験結果及び考察

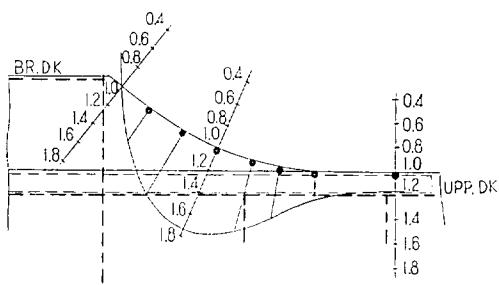
試験結果については目下整理中であるのでその一部を示す。

1) Test 1 A の Super Structure 型 Bridge では上甲板の Stringer Plate 及び Sheer Strake の Bridge End 附近の応力集中率は大略 1.1~1.2 程度であつた。(第 8.6 図参照) 但し Bridge Side Wall に接続する前後の Bulwark の上縁には 1.8 程度の応力集中が見られた。(第 8.7 図参照)

2) Test 1 B の場合は Test 1 A と略同様な傾向を



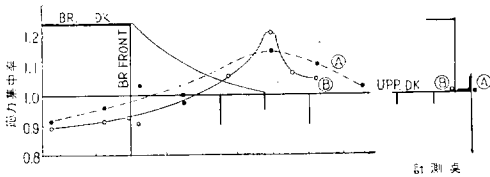
第 8.6 図 Ord. Bridge



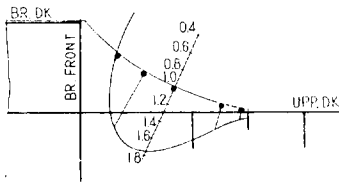
第 8.7 図 Ord. Bridge

示している。即ち Stringer Plate 及び Sheer Strake の応力集中率は 1.1 であるが此の場合には Bridge Side Wall の前後の Bulwark End の上甲板に 1.2 程度の応力集中が示されている (第 8.8 図参照)。又 Bulwark の上縁の応力集中は Test 1 A とあまり変わらない値を示している。(第 8.9 図参照)

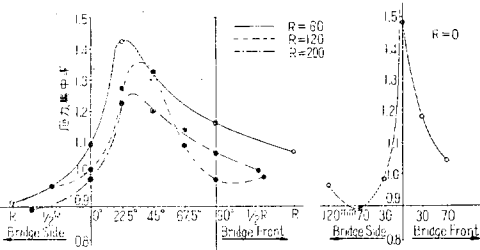
3) Test 2 及び Test 3 の場合の応力集中は、 $\theta = 22.5^\circ$ の位置で最大でその値は R が小なる程大となる。1.25~1.45 位である。又 Bridge Wall (下部) の集中は約 $\theta = 22.5^\circ$ の位置で最大で集中率は約 1.4~1.7 位である。(第 8.10 図参照) 又 Test 2 と Test 3 とを



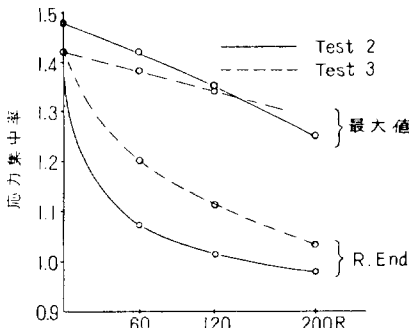
第 8.8 図 Set in Bridge



第 8.9 図 Set in Bridge



8.10 図 最大歪分分布図



第 8.11 図 上甲板応力集中率

比較して set in の効果はあまりはつきり出ていないが外板に近い方が少し応力集中が増している。(第 8.11 図参照)

8.3 結 言

この実験から Super Structure 型の Bridge 或は Super Structure 型の Bridge の Side Wall を set in させた型式の Bridge では Stringer Plate や Sheer Strake にあまり大きな応力集中は見られないが Bridge Side Wall の前後にのびる Bulwark の上縁にはかなりの応力集中が見られる。此の型式では上甲板の増厚はあまり問題にならず、むしろ Bridge Side Wall の前後の Bulwark の形状、板厚等に考慮を払う必要がある。次に Deck House 型の Bridge では Corner の R が適当な大きさであれば応力集中は 1.2~1.4 程度であつて、此の程度の集中率であれば上甲板の増厚等は不必要で Bridge Wall 下を局部的に Doubling するか、或は Bridge Wall の取付を鉚接にする等にて充分と思われる。

9. 船体横断面並びに水平断面の平面構造の強度に関する研究

超大型船の構造部材を構成している Transverse Ring (横断面) 及び Horizontal Ring (水平断面) 自体の強度、剛性を次の 4 細目について研究し各部材の合理的な配置、剛性比の研究を行う。

- ① Deep Beam の寸法比と剪断力の影響との関係
- ② Deep Beam の寸法比と梁理論の適用性との関係
- ③ 梁理論の適用範囲外にある場合の近似計算法の研究
- ④ Deep Beam よりなる Rahmen 構造の変形様式の研究

以上の研究細目 ①~④ を研究するため大型タンカーの Transverse Ring 並びに Horizontal Ring の平面骨組構造 (但し、外板等の有効巾を含む) に相当する鋼製模型を 6 個製作する。その内訳は下記の如くである。

片舷の Wing Tank についての平面骨組構造模型 (記号 A)

Transverse Ring 模型 2 個……A-1, A-2

Horizontal Ring 模型 2 個……A-3, A-4

全船中についての平面骨組構造模型 (記号 B)

Transverse Ring 模型 2 個……B-1, B-2

以上の 6 個の模型中 B-2 は特定の実船の強度実験結果との比較検討にも使用出来るように特定の大型タンカーの Transverse Ring に相当する模型を作製する。

このようにして各部材の深さを種々に変えたものについての弾性試験を行う。実験方法は 33 年度に作製された荷重装置 (10 トン) 等により、各節点に引張荷重を加えて、各部の歪分分布及び撓みを夫々抵抗線歪計及びダイヤル・ゲージによつて測定し、是等の実験結果を解析して前記の諸細目を研究する。

資 料

脆性破壊問題の二、三の考察について

Some Observations on the Brittle Fracture Problem

By G. M. Boyd

Ship Structure Committee, Serial No. SSC-125

構造用鋼の脆性破壊の研究は衆知の通り第二次世界大戦中に米國で頻発した溶接船の損傷を契機として世界各國で盛んに行われており、現在までに多くの鮮かしい成果が得られている。その結果鋼材の性質も次第に改善されて来たのであるが、まだ不明の点も数多く残されている。特に最近超大型船の建造に関連して我が國では日本造船研究協会第 37 研究部会及び第 39 研究部会では厚さ 40~45 mm の厚鋼板、あるいは降伏点 60~70 kg/mm² の高張力鋼の脆性破壊特性の研究が行われており、その成果は各方面から期待されている。

最近の研究結果によれば鋼材の脆性破壊はその発生と伝播に分けて研究しなければならないことが明らかにされているが、ここに紹介する Boyd の論文は問題の理解には破壊の型式（せん断破壊と劈開破壊）と種類（安定破壊と不安定破壊）を区別して考えるべきことを強調し、最近のポイド規則の改訂もこの理念に基いていることを述べたものである。このような考え方は別に目新しいものではないが、型式と種類を混同している場合が非常に多いと思われるので詳細については種々異論もあるが、脆性破壊現象の理解に何らかの参考になるものと考えられる。

緒 論

構造用鋼の脆性破壊の問題は過去約 16 年間にわたつて多くの國々で熱心な研究が強力に進められてきた。しかしまだ解決されていない点も少なくない。特に脆性破壊の定義を明確にし、その本質的特徴を明らかにすることが主な難点になつていようである。脆性破壊の特色は、その本質及び解釈についての思想が互に相違していることである。このような事情は広範囲にわたる理学的及び工学的部門でいままで互に無関係に行われて来た研究が、この脆性破壊の問題のために相互に錯そうしているためであろう。その結果學術用語の相違による誤解あるいは主義主張の相違による難しさの原因となつてい

る。このような状態の下で基本的事項を再吟味することは望ましいことであり、本文の目的もここにある。このようなことは、屢々「明かな」事実を繰返すにすぎないことになり、退屈なことに見えるかもしれないが進歩のためには必要なことである。

破壊の諸型式

まず第一に軟鋼の結晶は二つの異つた破壊型式、すなわちせん断破壊と劈開破壊を生じ得ることが観察の結果明らかにされている。他の型式の破壊もあるがここでは関係がない。せん断型破壊ではそれぞれの結晶粒は変形



Fig. 1 Fibrous (Shear) Mode of Fracture (×750)



Fig. 2 Cleavage Mode of Fracture (×1050)

し、延伸してついにはその断面積がほとんど零になるほどに減少して破壊をする (Fig. 1)。劈開破壊では結晶粒はある一つの原子面に沿って永久変形を伴わずに分離し、破壊面は鏡のような外観を呈する (Fig. 2)。

これらの中間の型式も可能であるが、この場合は結晶粒は劈開破壊を起す前に或る程度延伸し変形する。

この二つの破壊型式の区別は Fig. 3 によつてよく説明することが出来る。せん断破壊型式では荷重一伸び線図は最大値まで徐々に上昇し、次に次第に零に近くまで下降する (Fig. 3 a)。これに対し劈開破壊型式の場合の線図は破壊点まで弾性的であり、この点から急激に零に落ちる (Fig. 3 b)。一般に同一結晶粒の場合には Fig. 3 の曲線で囲まれる面積で表される吸収エネルギーは劈開型よりせん断型の方がはるかに大きい。劈開は脆性と密接な関係があり、それを避けることが研究の主な目的である。

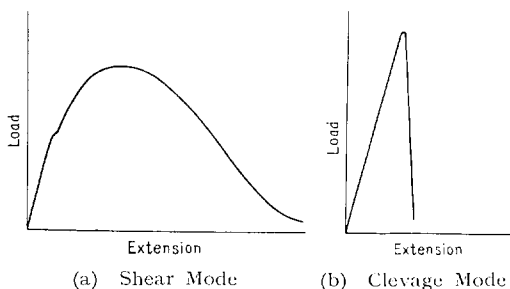


Fig. 3 Load-Extension Curves illustrating Relevant Distinction between Shear and Cleavage Fracture Behavior

二つの破壊型式のどちらが起るか、またはより多く起るかを決定する条件は多種多様であり複雑である。これら多くの因子を究明することは非常に難しいことであるが、特に方位の異つた結晶粒からなる多結晶体の場合には困難である。このようなことを研究するのは金属物理学の領域に属するので、ここでは二つの型式の破壊が生じ得ることと、個々の結晶粒が劈開によつて破壊する機会は低温、高歪速度及び応力の三軸度によつて助長されることだけを記しておく。なお上述した応力は個々の結晶粒に作用しているものを意味するもので、従つて工学的方法で計算された応力とは非常に異つたものであることに注意する必要がある。

破壊の種類

次に破壊には二つの異つた種類、すなわち安定破壊と不安定破壊があることも観測の結果明らかにされている。安定な破壊は延性に関係があり、この破壊は徐々に起り制御出来る性質のものである。また不安定破壊は脆性に関係があり、この種の破壊は突発的で制御不能な性質のものである。後者の不安定破壊は技術者にとつては

非常に好ましくないものであり、この種の破壊の発生が我々の問題のもとになっている。

安定及び不安定を左右する基礎的条件は次のようなものである。

いま周囲に荷重を受けている任意形状の等方性弾性体を考え、その内部には引張応力場があるものとし、そして細い切り込み、あるいは亀裂がこの引張応力場を進展するものとし、この亀裂の大きさを便宜上 A とする。さらに亀裂の進展に際しては亀裂先端部附近、すなわち実際に亀裂が成長してゆく部分にだけ塑性変形が生じているものと仮定する。

つぎに P を亀裂が進展し始める瞬間、すなわち、 $A=0$ のときに物体に内蔵されている弾性歪エネルギーとし、 F を亀裂の進展中に荷重点の変位によつてあたえられる外部エネルギーとすると、任意の瞬間のエネルギーは次の式で表わすことが出来る。

$$E = P + F - U \quad (1)$$

ここで U は亀裂の存在によつて解放される弾性エネルギーである。

この値は最初に物体に内蔵されていたエネルギー P と次の量だけ異なる。

$$P - (P + F - U) = -F + U \quad (2)$$

この差異は他の二つの型のエネルギー、すなわち (1) 動いている部分の運動エネルギー (K) と、(2) 亀裂の進展に対して必要な塑性変形を含めて、物体のしめす抵抗に対してなされた仕事 (W) に変換されるものである。したがつて次式が得られる。

$$-F + U = W + K \quad (3)$$

また、

$$K = U - W - F$$

この式を用いてその系が安定か不安定かを検討することが出来る。もし亀裂の僅かな進展によつて“自由”運動エネルギー K が増加するならばこの系は不安定である。これを調べるため (3) 式を亀裂長さで微分すると次式が得られる。

$$\frac{dK}{dA} = \frac{dU}{dA} - \frac{dW}{dA} - \frac{dF}{dA} \quad (4)$$

もし K が増加するなら (不安定条件) dK/dA は正でなければならないから、不安定状態に対して次のような結論が得られる。

$$\frac{dU}{dA} > \frac{dW}{dA} + \frac{dF}{dA} \quad (5)$$

または、

$$\frac{dW}{dA} < \frac{dU}{dA} - \frac{dF}{dA}$$

この式は不安定条件を示す非常に一般的な表現であつて、たとえば平板に限られるということもないし、また

“固定掴み”の条件に限定されることもない。しかしこの形では殆んど実用的価値はなく、たんにエネルギー保存の法則、および一般的な力学的系の安定性についての普通の基準に従った公理にすぎない。これを実際の場合に適用するには(5)式の三つの項を求めねばならないが、それは非常に困難なことである。そこで現状では極く僅かの実験的事実に一致するような仮定を設けなければならない。

三つの項を評価する一つの方法は参考文献2に論じられているからここで繰り返す必要はないが、一般的な注意事項をいくつか述べておこう。一般的に三つの項はそれぞれ A 、およびその時間に対する増加率 dA/dt の函数であると考えられる。これについての詳細は文献2, 3に述べられている^{2), 3)}。また一般にこれらの函数は亀裂前面の位置によつて値が違い、また材料の性質にも依存するものであろう。従つて函数の形を決定することは非常に困難であるが、破壊現象を完全に理解するにはその性質を明確にしなければならない。

しかしながら理論面が完全に望みがないということではなく、もつともらしい仮定を設ければこれらの函数を簡単に評価出来る。

このような仮定の第一は脆性(不安定)破壊は“固定掴み”の条件のもとで進展するということである。すなわち破壊の進展中には荷重の作用点は動かず、従つて外部からエネルギーが供給されることがないから $dF/dA=0$ である。この仮定によれば評価しなければならない項が三つから二つに減少し非常に簡単になる。この仮定は実験結果によれば正しいものであると考えられており、その原因は脆性破壊が少くとも鋼材の場合には高速で進展するためである。

正しいと思われている第2の重要な仮定は、脆性破壊は進展をはじめると間もなく“定常状態”になるということである。この仮定は、最初は進行する破壊の先端に近い部分の機構に対してなされたものであるが⁴⁾、その後一様厚さの中の広い平板の破壊の研究にまで拡張されている²⁾。この「定常状態」の仮定を正当化するのはつきりとした実験的証明は現在殆どないが、これによつて実際の経験に非常に近いと思われる現象の記述が出来るのである。

もし両方の仮定、すなわち「固定掴み」と「定常状態」の仮定が採用されれば dF/dA の項はなくなり、(4)式他の三つの項は一定値に近づくことになる。したがつて dW/dA の最終値がいつも dU/dA の値よりも大きければ、不安定破壊は起り得ない。

これらの最終値を決定することは困難であり、この方面の進歩は殆どみられていないが、この考え方は非常に興味あるもので、近い将来“定常状態”の仮定の証明を

目的とした実験によつて正当化されるであろう。

前述の事を簡単に繰返すと破壊にはせん断と劈開の二つの型式があり、後者は望ましくないもので避けなければいけない。また安定と不安定の二種類の破壊があり、やはり後者は望ましくなく避けなければならない。

ここで重要なことは型式と種類とを混同してはならないということである。残念なことには普通安定とせん断、不安定と劈開とは混同されやすく、このために研究の進歩が非常に阻害されている。安定破壊であろうと不安定破壊であろうとせん断あるいは劈開破壊のどちらも起り得るのである。ある温度範囲内では劈開破壊を生じないが、不安定破壊を生ずる材料(ある種の鋼材もこの中に含まれる)もある。また劈開破壊を生じ得ない非結晶体でも不安定破壊は生じ得るのである。

ここでせん断破壊は本質的に安定破壊であり、劈開破壊は本質的に不安定破壊であることを示そう (Fig. 3)。しかしこの逆に上述した様に必ずしも正しくはないことに注意しなければならない。

さて望ましくない劈開破壊と不安定破壊とはどの様に認知され、またそれを避けるにはどのようなことをしなければならないかについて考えて見よう。

幸なことに破面の模様を観察すれば劈開破壊であることが容易に判るのである。劈開によつて破壊した結晶粒は、破面が新しい時はびかびか光る“結晶粒状”外観を示すが、これに対してせん断によつて破壊したものの破面は“むしろ状”あるいは“絹糸状”の外観を示す。

安定破壊は必ずしもそれ程容易に認知することは出来ないが、手助けとなるような特長もある。上述したように不安定破壊は外から加えられた荷重の増加がなくとも物体の中に蓄えられた弾性エネルギーの影響によつて生ずる。従つてこのような破壊は瞬間的、突発的であるという特徴をもっている。このような破壊ではエネルギーが突然開放されるために大きな轟音、爆音を伴うのが普通である。不安定破壊をした破面は常に応力の方向に垂直であり、よく知られている山脈模様が見られるが、その発生機構については参考文献4の中で検討されている⁴⁾。

Fig. 4で説明されるように荷重—たわみ線図が画かれれば安定破壊と不安定破壊と区別することが出来る。

もし破壊が始まるB点から傾斜線BEを引き、その傾斜を試片あるいは構造物の示す線図の弾性範囲の傾斜に負号をつけたものに等しくとれば、三角形BCEの面積は破壊の始まる瞬間に蓄えられている弾性エネルギーを表わす。破壊が進展するに従つて、もし荷重—たわみ曲線がBE線の勾配よりも緩い傾斜を示すならば破壊は安定であり、面積BEFで表わされる外部からのエネルギーが供給されなければならない。しかしもし線図の勾配がBEの勾配よりも急であれば破壊は不安定になり、面積

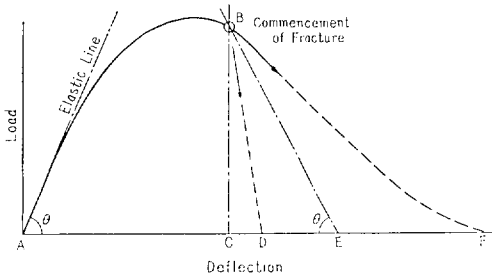


Fig. 4 A Schematic Load-Deflection Curve indicating the Distinction between Stable and Unstable Fracturing. If the Curve continues to the Right of the Reflected Elastic Line, BE, such as along BF, the Fracture will be of a Stable Kind, but if the Curve continues to the Left of BE, the Fracture will be Unstable

BDE で表わされる弾性エネルギーが解放される。この解放エネルギーが“大音響”の原因となる。

面積 BCF (安定破壊の場合) と面積 BCD (不安定破壊の場合) は破壊によつて吸収されたエネルギー、すなわち破壊の伝播に対して材料が示す抵抗に打勝つたためになされた仕事をあらわしている。この面積は安定破壊の場合には BCE よりも大きく、不安定破壊の場合には BCE よりも小さいのが普通である。しかし始めの中は安定破壊が生じ、後になつて不安定破壊になることもあり、あるいは逆の過程をたどるものもあるのでこのことは本質的な特徴ではなく、各段階に於ける荷重一伸び線図の勾配が本質的である。

Fig. 4 から面積 BCE で示されるエネルギーは、かなりの割合の結晶粒をせん断破壊させるに充分であり、また逆に面積 BCF で示されるエネルギーは、たとえかなりの部分の結晶粒が劈開破壊するとしても、不安定破壊になる点までは減少しないことが容易に判る。事実安定破壊でも不安定破壊でも、破面にはせん断と劈開の混合したものが観察されるのである。

要するに望ましくない劈開破壊は破面の模様を調べればわかるし、破壊の開始する点を越えた所で荷重一伸び線図を調べれば不安定破壊かどうかわかる。

不安定破壊の発生

Tipper 博士は鋼材に生ずる不安定(脆性)破壊は間歇的に生ずることを指摘した⁹⁾。主破壊面より物体内に入つた個所の結晶粒群が劈開破壊し、円盤形の内部亀裂が形成され、これらが急激に拡大し主破壊と合体する。合体する点の近くの物体、いわゆる「橋(Bridge)」はせん断によつて破壊し、その結果劈開とせん断の「混合した」破壊となる。このことは観察の結果明らかにされた第三の基本的現象である。

この現象は応力状態を考えれば次の様に理解すること

が出来る。非常に鋭い切欠でもその先端では表面に垂直な主応力は零でなければならず、他の二つの主応力は相互に違つた値でなければならない。従つて切欠先端ではせん断破壊に有利な、劈開破壊には不利な応力条件になつてゐる。しかし切欠の先端をこえた物体内では三つの主応力がすべて殆ど等しくなり劈開に有利で、せん断を妨げるような三軸応力状態になる。もしこの三軸応力水準が劈開に必要な限界を越えていれば、Tipper 博士によつて観察されたような内部亀裂が起るであろう。しかしこのような点では応力の値は切欠先端に生ずる最大主応力よりも明らかにかなり低い。従つて何らかの原因で降伏点が非常に上昇しているとすれば、切欠先端表面では降伏しやすい状態にあるのに、どうして切欠先端より内部の三軸応力場に劈開を起すに充分な高い応力が生ずるのかを理解することは困難である。Orowan は降伏点を上昇させる三つの要因、すなわち加工硬化、弾性的過応力 (Super Stressing)、高速度を指摘している⁹⁾。多分高速な不安定破壊の場合にはこれらの要因の全てが作用しているかもしれないが、破壊の初期には初めの二つの要因だけが作用するにすぎない。

Orowan の概算によればこれら二つの要因は降伏応力を約 3 倍程度上昇させることになるが^{9), 10)}、これは内部亀裂生成の理由を説明するに充分であろう。また局部的脆化及び衝撃のような他の要因も破壊開始時の近くでは影響するであろう。また局部的脆化及び衝撃のような他の要因も破壊開始時の近くでは影響するであろう¹¹⁾。

ここで多くの論争のもとになつてゐる発生と伝播の区別について考察しよう。Fig. 5 によつてまず現象の順序

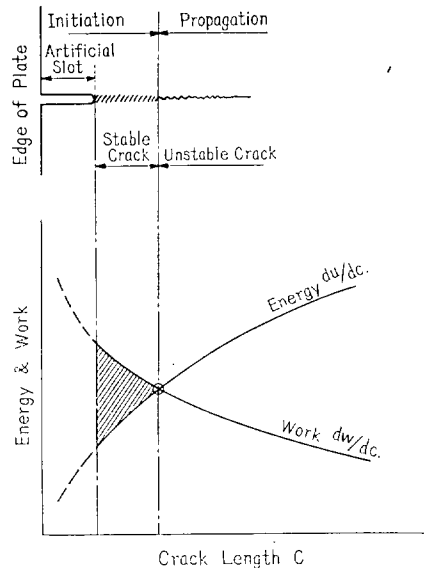


Fig. 5 Schematic Diagrams to determine the Initiation and Propagation Stages of Fracture

を考えてみよう。この図の上図は破壊が発生し伝播を開始する切込み、あるいは切欠のついた広巾板の端部を示したものである。下図は単位亀裂長さ当りに解放される歪エネルギー du/dc と、単位亀裂長さ当りになされる仕事 dw/dc を亀裂に対して略率的に画いたものである。

切欠に垂直方向の引張応力が増加するにつれて、切欠は口を開き安定な破壊が起り、ゆつくりと拡がっていく、この間 du/dc は増加するが、ある亀裂長さになると du/dc は dw/dc よりも大きくなることもあり、この場合には不安定破壊が起る。 du/dc が dw/dc よりも小さければ亀裂は安定なままで進展する。安定亀裂が拡大していくには、図の斜線の部分の面積で表わされるエネルギーが外部から供給されねばならない。我々はこれを「発生エネルギー」と呼ぶが、不安定破壊が起る前に越えねばならないエネルギー障害である。

この基礎に立てば我々は不安定破壊以前を「発生段階」以後を「伝播段階」と見なさなければならない。不安定以後では図より知れるようにエネルギーに余分があるが、 dw/dc 曲線より下の面積は不安定破壊の伝播に対する抵抗を表わしているので「伝播エネルギー」と考えても良い。しかし「伝播エネルギー」を定義しても余り役にはたたない。

以上の議論から「発生に対する抵抗」と「伝播に対する抵抗」という語も正確な概念を表わすものではないことが判るであろう。脆性破壊の論議がまだ結論に達していないのはこのような正確さが欠けていることに原因があるのかもしれない。

試験法の選択

上述したことを振り返って見ると基本的事項はかなり良く理解されているけれども応力歪、エネルギーなどのような関連する量の評価が充分に行われていないことが判るであろう。特に脆性破壊の開始を支配する dU/dA とか dW/dA を測定する信頼出来る方法があるように思われない。

このような状態の下では、工学者は実験的方法に頼る以外に道はないが、これらは脆性破壊分野の経験と同時に、いままで知られた基礎事実によつて完全な基礎づけがされたものでなければならない。

実験的研究のまず第一の基礎は、不安定破壊に対する材料の感度を評価することが出来るような試験法を工夫することである。しかし緒言でも述べたように脆性破壊についていろいろの理念、解釈が行われており、またそれに対する利害が互に矛盾しているため、このことは非常な努力を必要とする困難なことである。

このような試験法を撰択し、または工夫するに当つて次の二つの基本的な要求がある。第一に今まで議論されて来た基礎的事実を説明するもの、第二に脆性破壊の危

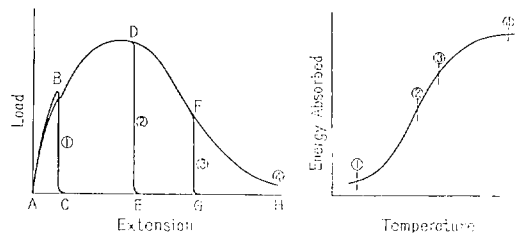
険を減らすに役立つような判定が出来るものでなければならぬ。またそれ程重要ではないが、第三の特徴として実行が容易なものでなければならない。また多くの技術者に受け入れられるようなものであることも、時には見逃されやすいが重要なことである。どのような試験法でもその物理的性質と、試験結果を説明する基準との二つ面を考えねばならない。

このような全ての条件を考慮すると、V-シャルピ衝撃試験法が現在行われている試験法としては最も実用的なものである。この試験法は良く知られ、広く受け入れられており、また実行も比較的容易であるが、また歪速度が高いことは実際の不安定破壊に起ると考えられている高歪速度に対応している。一方この試験法には不十分な面もあるがあまり問題はないと思われる。従つてその試験結果を判定する基準について考えてみよう。

先に述べたように破壊には二つの型式、すなわちせん断と劈開とこの種類、すなわち安定と不安定がありこの中で劈開と不安定破壊が望ましくないものであるが、シャルピ試験ではこれらがどのように認知されるのであろうか。まず第1の劈開破壊は、破面を調べれば判るが、第2の不安定破壊は少くとも理論的には上述したように荷重-たわみ線図を研究すればよい。

荷重-たわみ線図をシャルピ試験のような切欠け付きの曲げ試験について画けば、その模様は Fig. 3, 4 に類似した Fig. 6 に示すようなものになる。このような図は衝撃的及び静的な切欠曲げ試験の場合について実際に求められている^{8,9)}。

Fig. 6 はシャルピ試験を同じ材料をつかつて異つた温度で行つた時の線図の概略の様子を示したものである。小さな偏差はあるが包絡曲線の形はほぼ一定である。しかし垂直部分 BC, DE などは温度によつてかわり、低温ほど原点に近い所に生じている。この垂直部分は、不



- ① Fully Unstable. No Deformation, 100% Cleavage
- ② Fully Unstable. After Deformation, 100% Cleavage
- ③ Partly Unstable. Deformed, Part Cleavage
- ④ Fully Stable Deformed, 100% Shear

Fig. 6 Schematic Diagrams Representing Successive Charpy Tests on the Same Material at Different Temperatures

安定すなわち、脆性破壊を示すもので、また破面に生ずる結晶粒状破面率にも影響するものである。

垂直部分が原点に近づけば近づく程「脆性」は増々大きくなるから、このような原点への接近度は当然試験結果を判定する場合の一つの要素になる。

しかし、実際にはシャルビ試験で荷重-たわみ線図を記録することは行われていないが、荷重-たわみ線図でかこまれた面積で表わされる全吸収エネルギーが測定されている。一般にこの面積だけでは図の形を知ることは出来ないが吸収エネルギーが大きくなればなる程安定破壊が多く、あるいは少くとも不安定破壊がもつと後の段階で起つたと云えるであろう。ある鋼材についての包絡曲線の形が判つているか、あるいは完全な安定破壊から完全な不安定破壊までの範囲内の多くの温度でのその鋼材の吸収エネルギーが知られていれば上述のことは確実性がある。

最近までは、あたえられた鋼種については、吸収エネルギーと結晶粒状破面率との間には、簡単な関係があつて、後者の値は前者の値から合理的に推論出来るものと考えられていた。しかしいろいろな鋼種についての研究によつてこれらの間の関係が存在するとしても非常に不充分なものであることが示された。

Fig. 7 に同程度の引張り強さの水準を持つ多くの造船用鋼材の0°Cにおけるシャルビ試験で得られた吸収エネ

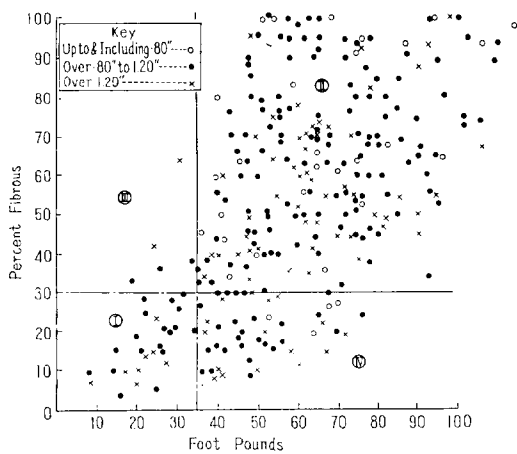


Fig. 7 A Graph showing the Relationship between Energy and Percentage Fibrous in the Charpy Test at 0°C for a Large Number of Samples of Ship Steel that had the Same Requirements for Tensile Strength

ルギと繊維状破面率との関係を示してある。これよりこれらの間の関連は全くとほしいことが分る。殆ど同じ静的引張り強さの鋼材の場合でも鋼材によつてその包絡線はかなり変化することが考えられるから、先に Fig. 6 について述べたことから当然であろう。従つて、荷重

一たわみ線図を作らずに V-シャルビ試験を採用する場合には、明らかに次の二つの方法のいずれかを採用しなければならない。すなわち、

(1) 広い温度範囲にわたる吸収エネルギーを測定して作製した曲線の形から不安定破壊の生ずる可能性が望ましくない度合になる温度を推定すること。

(2) 通常考えられる最低使用温度における結晶粒状破面率を測定し、その値をある最少値以上抑えることが望ましい。この方法でもある一定温度での吸収エネルギーを測定し、これをある値以上におさえることが望ましい。

これらの方法のうちで第2の方法は数少ない試験片で済み、しかも温度を変えなくてもよい。しかし、試験法自体が実際の構造物に考えられる諸条件を必ずしも表わしていないし、またどの方法でも不安定破壊を直接測定出来ないから絶対的に満足なものではない。

しかし、結晶粒状破面率の測定はある温度での破壊の過程に劈開が入つて来る程度を示すものであるから不安定破壊の直接測定に近いものであろう。

経験的基準

実際経験から得られた資料を入念に研究するとともに上に述べたと同様の議論をもととして最近ロイド船級協会は造船用鋼材の規則を 0°C V-シャルビ試験で最少吸収エネルギー 35 ft-lbs. 最大結晶粒状破面率 70% と改正した。

此の決定の基になつた多くの資料は公刊されているが、Fig. 8 にこれらを一括して掲げてある。

A 図と B 図は実際に破壊したものも含んだ多くの鋼板についての温度とシャルビ試験の吸収エネルギー及び結晶粒状破面率の関係をそれぞれ示している。各曲線中には、次のように類別した各鋼板の損傷時の温度に相当する点に“しるし”がつけてある。

合格鋼板 (Success Plates) (黒丸): 延性 (安定) 破壊を生じたもの、または外部で発生した脆性 (不安定) 破壊がその鋼板内で停止したもの

不合格鋼板 (Failure Plates) (白丸): 脆性破壊が完全にその中を通過したもの

境界鋼板 (Borderline Plates) (×印): 上の二つのどちらにも入らないもの

吸収エネルギー曲線 (Fig. 8 A) の形を念頭に入れると、これらの曲線からはある温度で合格、不合格鋼板を充分に区別出来るようなエネルギー水準値を定めることは困難である。しかし結晶粒状破面率曲線では、たとえば 0°C で最大値 80% を用いるとそれらの区別はかなり満足出来るようである。

しかしながら、ロイド船級協会では吸収エネルギーも、結晶粒状破面率もともに 0°C での値を考慮するべきであると考へた。その理由は実際の温度状態との関連及び試

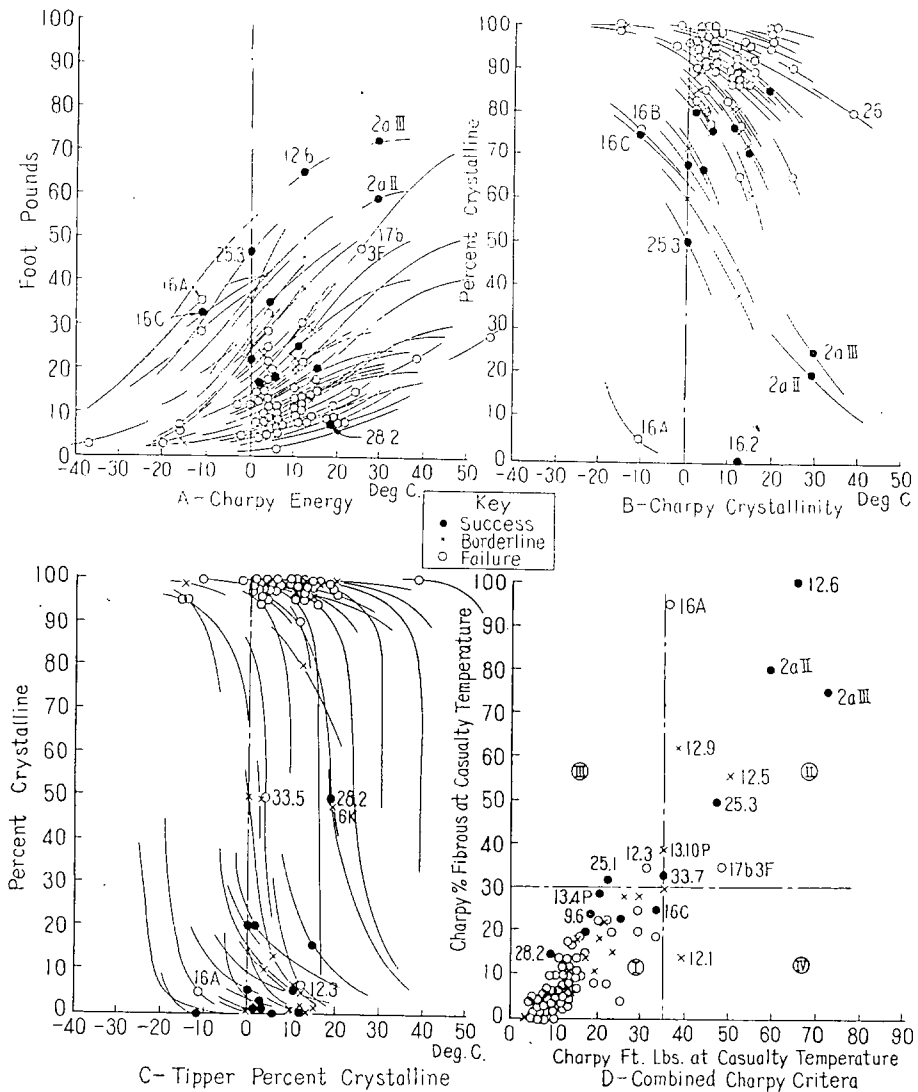


Fig. 8 Data from Various Tests on Ship Casualty Material

験所で容易に再現が出来るということから温度 0°C がえらばれたのである。

このため資料を Fig. 8 D のように書き直し、これから最少吸収エネルギー 35 ft-lbs と最大結晶粒状破面率 70% とを組合せると合格、不合格板がかなりよく区別されること判る。次に現用鋼板の特性の見地よりこれらの要求を検討した結果大部分の現用鋼板がこの要求を満していることが判り (Fig. 7 参照), 委員会の討議を経て、この要求が規則に加えられたのである。

しかし、いままではまだ破壊の外観の持つ意義が充分認識されていなかったし、また製鋼所ではまだ商用鋼について、このような判定規準を適用した経験がほとんどないということから、結晶粒状破面率に関する項はさらに資料が集まるまでしばらく保留することとなった。

他の試験法

脆化の度合を判定しようと試験法はいままで数多く提案されているが、これらの多くは、劈開又は不安定破壊を温度の函数として求めようとするものである。特に、Navy 引裂試験¹¹⁾は破壊開始前後の吸収エネルギーを調べるものである。破壊開始前の吸収エネルギーは広い温度範囲にわたり略々一定であるが、破壊開始後の吸収エネルギーは、不安定破壊が生ずるために、鋭い遷移現象を示すことが判つている。Van der Veen 静的曲げ試験⁹⁾は不安定破壊を、破壊の特性または荷重-たわみ曲線から直接判定するものである。これは、温度低下とともに鋭い遷移現象を示す結晶粒状破面率を判定規準とする Tipper 静的切欠引張試験¹²⁾についてもいえることである。この試験法は参考文献 10 に述べられておる実際の破壊

の調査に際して広く利用されたもので、その結果を Fig. 8 C に示してある¹⁰⁾。此の試験では合格不合格を二、三の例外はあるがはつきり区別し得るといことが判る。

Robertson 試験¹³⁾ は不安定破壊が停止する垂直応力と温度を調べるものである。資料の数はやや不十分ではあるが此の試験も実際の破壊とよく関連していることが知られている¹⁰⁾。

Pellini 落下重錘試験¹⁴⁾の完全脆性遷移温度: "NDT" 温度 (Nil-ductility transition Temperature) は実質的に延性が消滅し、破壊が完全に不安定になるような温度を示すものである。この温度はシャルビ試験の吸収エネルギー~温度曲線の下端に対応する Fig. 6 の垂直線 BC の温度に対応しており、"NDT" 温度以上では不安定破壊の開始は次第に困難なることが判つている。不幸にも、英国にはこの判定規準を実際の破壊にむすびつけられるような資料がほとんどなく、参考文献 10 中に報告してあるものの調査にも此の試験法は用いられていない。

"NDT" 遷移温度は V-シャルビ試験の 15 ft-lb 遷移温度と密接な関係があり、強く主張されてきているが、この判定規準は厳密には遷移温度を示すものではない。というのはシャルビ試験の吸収エネルギー温度曲線は普通 15 ft-lb の所で特に目立つた変化を示さないからである。しかしながら、この温度は曲線の下端に関連したもので、ほとんどの鋼板が不安定になり易くなる温度を示すものと考えられよう。このような判定規準を容認するのが困難である理由はそれが材料が完全な脆性破壊を示す温度そのものを示すものであるから、充分安全を保証するにはどの程度これより上のエネルギーを定めなければならないかということに何ら指針を与えないからである。

これは Cowart 海軍大將が 1951 年に述べた¹⁴⁾ ように「標準シャルビ試験で、 -60°F での吸収エネルギーが 15 ft-lb 以下であるような造船用鋼板は脆性破壊の危険がある。しかし脆性破壊の危険をとり除くためにどの程度の吸収エネルギーが必要であるかは不明である」ということなのである。

このことは今日でも全く同様であり、Fig. 8 A から 15 ft-lb 遷移温度では合格、不合格を十分に区別することは困難であることが判らう。

これらの判定規準はそれぞれ長所、短所を持つているが、これらの採用を左右する最も重要な要素は、先にも述べたようにこれらが多くの人々によつて容認されているということである。もちろんこのような要素も事実の

蓄積が増していくとともに変化し、その時には現在定められたことは根本的な改訂を要するのであろう。

(第 37 研究部会幹事 金沢 武蔵)

References

1. Elam, C. F.: "Distortion of Metal Crystals," Oxford Univ. Press, 1935.
2. Boyd, G. M.: "The Conditions for Unstable Rupturing of a Wide Plate," Trans. I.N.A., 1957.
3. Irwin, G. R.: "Fracture Dynamics" Seminar, Chicago, Oct. 1947. See "Fracturing of Metals," A.S.M., 1948.
4. Boyd, G. M.: "The Propagation of Fractures in Mild Steel Plates," Engineering, 16th & 23rd January 1953.
5. Tipper, C. F.: "The Fracture of Mild Steel Plate," Admiralty Ship Welding Committee Report R3., H.M.S.O., 1948.
6. Orowan, E.: Trans. Inst. of Eng. & Shipbuilders in Scotland, 1945.
7. Orowan, E.: Conference on Brittle Fracture Mechanics, M. I. T., October 1953. See Ship Structure Committee Report No. SSC-69.
8. Shepler, P. R.: "De Forest Brittle Temperature Research," The American Welding Journal, June 1946, p. 321-S.
9. Van der Veen, J. H.: See Symposium "Notched Bar Testing & its Relation to Welded Construction," The Institute of Welding, 1953.
10. Hodgson, J. & Boyd, G. M.: "Brittle Fracture in Welded Ships," Trans. I.N.A., 1958.
11. Kahn, N. A. & Imbembo, E. A.: "Notch Sensitivity of Steel evaluated by Tear Test," The American Welding Journal, April 1949, p. 153 A.
12. Baker, J. F. & Tipper, C. F.: "The Value of the Notch Tensile Test" Proc. Inst. Mech. E., Vol. 170 (1956) p. 65.
13. Robertson, T. S.: "Brittle Fracture of Mild Steel," Engineering, Vol. 172, No. 4471, October 5, 1951, p. 445.
14. Puzak, P. P. et al.: "Crack-Starter Tests of Ship Fracture & Project Steels," American Welding Journal, Vol. 33, No. 10, October 1954.
15. Puzak, P. P. et al.: "Correlations of Brittle Fracture Service Failures with Laboratory Notch Ductility Tests," American Welding Journal, Vol. 37, No. 9, September 1958.
16. Cowart, K. K.: "Summary of the Work of the Ship Structure Committee," American Welding Journal, February 1951, p. 65-S.

乾舷及び Flare と甲板の湿り (Wetness) との関係について

Wetness related to Freeboard and Flare

By Mr. R. N. Newton

Shipbuilding and Shipping Record, Sep. 3, 1959

最近船舶の高速化にともない、荒天中を実船が航走する場合に船首、船尾などの部分に波をかぶり、その衝撃的水圧によつて、船首楼甲板、上甲板あるいはタンカーの場合は船尾楼甲板が凹入を生じ損傷する事故がしばしば生じている。しかし、この水圧による外力の値は実船については現在までに測定された例が全くなく、従つてこの損傷を防ぐために船首楼などの甲板をどの程度にすべきかは求められていない。

日本造船研究協会第 44 研究部会では、この甲板水圧および水圧による甲板応力などを長期間にわたつて統計的に計測する目的で現在実船実験を行つている。

以下に紹介する資料は最近の英国の文献の抄訳で、航海中甲板に入る水量と乾舷および Flare との関係について調べたものであつて、ここに第 44 研究部会の研究に参考になると考えられるので紹介した。

海洋の平穏と言う言葉は極めてあいまいな表現であつて、これまであまりはつきりした定義で用いられていない。船主は航海中の船の運動が普通の乗客に対して快適であるような船を要求するであろう。しからばどういふ船の運動が乗客に不愉快であるのか、そして設計者はこれに対してどういふ船型が最も良いかと言ふ問題がおこる。しかしこの問題は他の設計上の要求とのかねあひの上できめなければならないが、甲板の湿り (wetness) 程度を考えると、乗客の乗心地の点と航海者側の要求と一致することが考えられる。即ち甲板の湿りは航海中非常に具合が悪く、荒天中では船の安全性の上からも危険である。軍艦の場合はこのほか作業上の理由で甲板の湿りはさらに重要な問題である。

ところがこの“甲板の湿り”に関する文献はこれまで非常に少ない。これまでの文献によると高速で船が走つた場合に甲板が湿らないためには、乾舷、flare、Sheer 及び上部構造の形が重要であることが求められている。

注目出来る研究として、第二次大戦中及び戦後において Haslar の海軍の実験場で行われた“甲板の湿り”に関する実験がある。

模型試験は正面の規則波の場合に関する試験だけである。湿りの状態あるいは程度に対する定義は幾人かの異つた人々から容易に同じに判定出来るようなものが必要である。ここでは湿りの程度を次の 3 段階とした。

(a) Very Wet

背波が fo'c'sle に沿つて到るところで甲板上に砕ける場合

(b) Wet

船首での波の形が任意の場所で fo'c'sle の高さより高くなるが、甲板上に背波はかからない場合、この状態では風によつてかなりのしづきが甲板上あるいは船橋にまでかかる。

(c) Dry

船首での波の高さは船の長さ方向に沿つてどこ位置でも fo'c'sle の高さより低い場合、模型船の標準形は長さ 10 呎で、大体駆逐艦、フリゲート及び巡洋艦の形のものを選び、方形肥瘠係数 0.48、長さ/巾比 9.43 である。この原型のものと、その他に水面上の形が bulwark の高さと同様の Knuckle の形についてそれぞれ異なる合計 4 種類である。(Fig. 1)

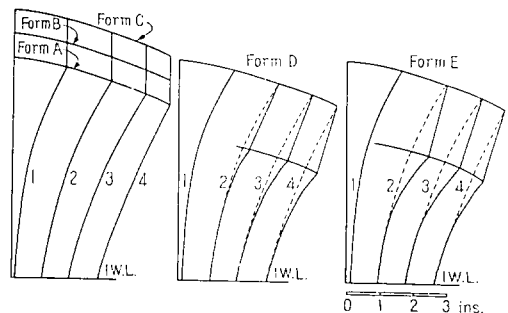


Fig. 1 Modifications to Fore End

各模型船とも波の高さ/長さ比は 1/40 及び 1/20 で、長さは 3 呎から 24 呎の範囲で、速力がある範囲とつて走らせた。測定はピッチング角、重心の位置でのヒービング及び平均船体抵抗値について行い、甲板の湿りは目測と撮影機の両方で行った。

これらの結果は無次元座標を用いて示した。

$$\textcircled{E} = \frac{\text{波高}}{\text{等価乾舷}} \times \frac{\text{船の長さ}}{\text{波長}}$$

$$\textcircled{E} = \frac{\text{出會周期}}{\text{空气中でのピッチングの固有周期}}$$

“等価乾舷”とは Knuckle のない船では F.P. から船の長さの 15% 後方で甲板の端ではかつた乾舷であり、その他の船の場合はその論文に述べた方法を用いて求めることができる。

これらの結果の contour を Fig. 2 及び Fig. 3 に示した。この他に fine な形の戦艦での模型実験の結果も

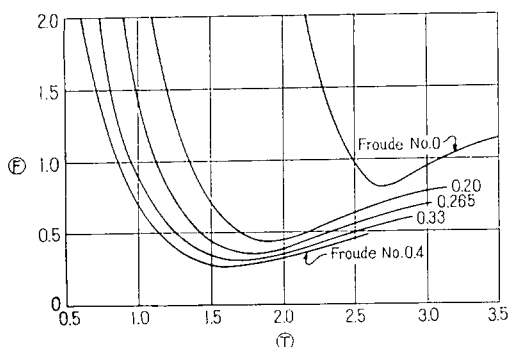


Fig. 2 Non-Dimensional Wetness Contours. All Variants. Wet Condition.

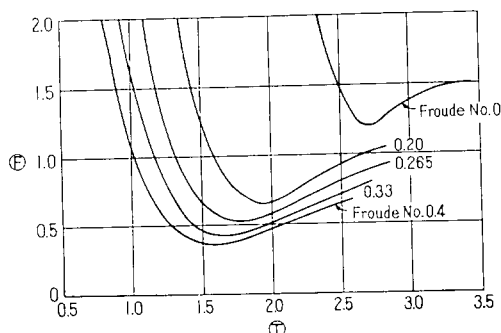


Fig. 3 Non-Dimensional Wetness Contours. All Variants. Very Wet Condition.

この contour とよく一致した。この結果から、この contour は一般に軍艦あるいは商船に対しても基本的には同じ傾向であろうと云うこと、そして水線下の形状が同じであれば寸法や動的性質が非常に異なっている船に対しても同じ傾向であると推論できると考えられる。

contour に無次元表示を用いたのは、波長に対する平

均波高の範囲及び起る波の大きさがわかれば、このように寸法の異なるものに対して使えるようにするためである。この考えは種々の海洋についても役に立ち、この論文では北大西洋の波についての典型的な形を示している。そして例を示してこの型の図表が他の船が航海する場合にも役に立つことを示している。

論文でのすべての資料は模型に関するもので、実験は規則波で long-crest の正面波であることと、寸法効果によって絶対値は実船には使えない。

しかし合理的な何かの方法によつて実船と模型との相互関係の間の gap を狭めなくてはならない。ここでは相関係数は有効でないが、模型の型によつて起る甲板の湿りのような特別の性質の変化は一般には少くとも実船の場合も同じ傾向であろうと云う仮定を応用することができる。

こういう考えのもとに、模型実験の最も重要な結果を綜合すると次の如くなる。

(1) 船の甲板の湿りは単に船の幾何学的あるいは動的性質だけではきめることができない。しかし湿りの程度の各段階はフルード数あるいは速度に対する contour によつて境界を示すことができる。

(2) 甲板の湿りの contour の性質は、tunning factor T 及び乾舷係数と波高/波長比からなる係数 F によつて支配される。

(3) 任意の一船について任意の速力での湿りの程度は乾舷の増加と共に減少する。“Very wet”も乾舷を増せば“wet”になり、さらに充分な乾舷をとると“dry”になる。

(4) 実際の乾舷を変化させないで Knuckle をつけた場合には船首での flare の増加は乾舷を増したと同じに有効であるか、あるいは静的安定性に対する効果及び有効な附加部分を生ずることによりそれ以上に有効である。

(5) ピッチング及びヒービングの測定結果は、乾舷あるいは flare の甲板の湿りに及ぼす大きな影響に比して比較的影響は小さい。

(6) 船体の抵抗の測定結果はある速力の場合、馬力にかなりの減少があり、燃料費の点で水面上の船首の形状を変えた場合の利益はかなり大きい。

(7) 甲板の湿りの程度は慣動半径及び縦 GM を変化することにより改良されるが、しかし普通の設計の範囲内では甲板の湿りにはあまり重要な影響はない。

(8) おそらくこの研究の結果えられた最も重要な点は、大洋でおこる甲板の湿りに影響のある乾舷及び flare の研究である。ここでの重要なパラメーターは遭遇する波の寸法と船の長さとの比である。即ちある甲板の湿り一定の状態を考えると、乾舷係数は船の長さが増加する

資 料

と共に増加し、ある船の長さで最高となりそれ以上では減少する。この重要な発見に関連してまた次のようなことがある。即ち特定の大洋では激しい甲板の湿りをうけるような船の長さの範囲がある。北大西洋ではこの危険範囲は 650 呎位である。

(9) 最後に必要なこととして、新しい設計に対する乾舷の標準がある。この論文の狙いとしていることは、与えられた大洋での標準を単純な曲線の形にすることで

ある。しかしこのような曲線はここで使用した模型と水線下の形状が同じであるような特別の形の場合にのみしか応用できない。商船の場合の実験は客船の如き巾の広い船、貨物船、油槽船等の種類で行う必要があるが、Haslar で行ったこの軍艦での実験結果は商船で平行した研究を今後行う上に参考となるであろう。

(第 44 研究部会幹事 長沢 準抄訳)

行 事 表

(昭和 34 年 10 月～12 月)

10 月 1 日	第 23 研究部会第 2 小委員会	11 月 24 日	第 44 研究部会
10 月 2 日	第 43 研究部会第 2 小委員会	11 月 26 日	第 43 研究部会第 2 小委員会
10 月 8 日	第 43 研究部会第 1 小委員会	11 月 28 日	第 41 研究部会
10 月 9 日	第 43 研究部会第 1 小委員会	11 月 30 日	第 38 研究部会
10 月 9 日	第 43 研究部会第 2 小委員会	11 月 30 日	第 43 研究部会第 1 小委員会
10 月 16 日	第 35 回技術委員会	12 月 3 日	第 23 研究部会第 3 小委員会
10 月 21 日	第 42 研究部会第 1 小委員会	12 月 4 日	第 37 研究部会
10 月 26 日	第 55 回常任理事会	12 月 10 日	第 43 研究部会第 1 小委員会
10 月 30 日	第 43 研究部会第 2 小委員会	12 月 11 日	第 37 回技術委員会
11 月 5 日	第 37 研究部会	12 月 11 日	第 43 研究部会第 1 小委員会
11 月 6 日	第 38 研究部会	12 月 15 日	第 39 研究部会
11 月 11 日	第 43 研究部会第 1 小委員会	12 月 17 日	第 43 研究部会第 1 小委員会
11 月 13 日	第 36 回技術委員会	12 月 18 日	第 43 研究部会第 2 小委員会
11 月 14 日	第 37 研究部会	12 月 21 日	第 56 回常任理事会
11 月 24 日	第 30 回理事会	12 月 22 日	第 43 研究部会第 1 小委員会
11 月 24 日	第 42 研究部会	12 月 25 日	第 42 研究部会第 1 小委員会

海外文献リスト

U. S. A.

Ship Structure Committee

- SSC-108 Notch-Toughness Properties of Ship-Plate Steel as evaluated by the Van der Veen Notched Slow-Bend Test
- SSC-112 Studies of Brittle Fracture Propagation Six-Foot Wide Structural Steel Plates
- SSC-117 Brittle-Fracture Tests of Steel Plates containing Residual Compressive Strain

Canada

National Research Council of Canada

- LR-257 Organization of a Large Computation in Aircraft Stress Analysis
- LR-259 An Experimental Study of Rotating Stall in a Two-Stage Axial Compressor
- MP-15 The Solution of an Eigenvalue Problem (Rate of Evaporation and Decomposition of a Droplet of an Ozon-Oxygen Mixture) by Means of Analogue and Digital Computers

China

中国造船工程学会

中国造船 No. 4 1959

昭和 36 年 1 月 20 日印刷

昭和 36 年 1 月 25 日発行

造 船 研 究

Vol. 1, No. 3

発行所 社団法人日本造船研究協会

発行人 出 淵 巽
東京都中央区京橋 1ノ2
セントラルビル 電話 (28) 1409

印刷所 松 本 印 刷 所
電 話 (341) 4 8 5 3