

日本船舶振興会 昭和46年度補助事業
“船体の構造計算方法の精密化に関する開発”

研究資料 No. 165

第133研究部会
船体構造強度に関する研究
報告書

昭和47年3月

社団法人

日本造船研究協会

はしがき

本報告書は日本船舶振興会の昭和46年度補助事業「船体の構造計算方法の精緻化に関する開発」の一部として、日本造船研究協会が第133研究部会においてとりまとめたものである。

第133研究部会委員名簿（敬称略、順不同）

部会長	山本善之（東京大学）	安東重美（三井造船）
幹事	青木元也（船舶技術研究所）	飯田国広（東京大学）
	安藤文隆（船舶技術研究所）	阪田正信（三井造船）
	尾花皓（運輸省）	栖原寿郎（九州大学）
	清水作造（石川島播磨重工業）	寺沢一雄（大阪大学）
	鶴田稔（三菱重工業）	新田顕（日本海事協会）
	西牧興（日立造船）	藤田謙（東京大学）
	福田淳一（九州大学）	八木順吉（大阪大学）
	樹田吉郎（日本海事協会）	
	安川度（川崎重工業）	
委員	秋田好雄（日本海事協会）	池田一夫（神戸製鋼所）
	石橋敬男（佐野安船渠）	伊藤剛平（日本造船工業会）
	上田幸雄（大阪大学）	大石剛（三井造船）
	大坪英臣（東京大学）	緒方羊二（新和海運）
	尾川宣之（日本钢管）	片泰治（日立造船）
	金沢武（東京大学）	川井忠彦（東京大学）
	川上益男（広島大学）	熊井豊二（九州大学）
	桑山則夫（住友金属工業）	小杉隆祥（大阪商船三井船舶）
	後藤大三（石川島播磨重工業）	塩田省次郎（三菱重工業）
	鈴木省輔（函館ドック）	辻寿一（大阪造船所）
	恒成利康（川崎重工業）	中野毅（三井造船）
	永元隆一（三菱重工業）	服部堅一（住友重機械工業）
	花岡達郎（船舶技術研究所）	福原重一（来島ドック）
	藤田勇一（石川島播磨重工業）	堀之北克朗（運輸省）
	本間康之（東京大学）	真能創（防衛大学校）
	三島尚三（名村造船所）	森正浩（三菱重工業）
	山口勇男（日本海事協会）	山越道郎（九州大学）
	吉識雅夫（日本学術振興会）	綿屋吾郎（佐世保重工業）

疲労設計調査小委員会（敬称略、順不同）

主査	飯田国広（東京大学）	片泰治（日立造船）
委員	安東重美（三井造船）	恒成利康（川崎重工業）
	瀬川治朗（三菱重工業）	

中 田 篤 久 (三 井 造 船)

服 部 堅 一 (住 友 重 機 械 工 業)

八 木 順 吉 (大 阪 大 学)

永 元 隆 一 (三 菱 重 工 業)

宮 成 恭 肇 (石 川 島 播 磐 重 工 業)

山 口 勇 男 (日 本 海 事 協 会)

船体構造強度に関する研究報告書

目 次

1. 緒 言	1
2. 構造模型による静的荷重試験	3
2.1 大型構造模型による鉱石運搬船の強度試験	3
2.2 構造模型による崩壊実験	28
3. 動的荷重による破壊実験	42
3.1 船側外板の破壊機構を解明するための基礎研究	42
3.2 動的水圧負荷による破壊試験	53
3.3 パネルの水圧衝撃と破壊強度に関する研究	61
3.4 船体構造模型の水面衝撃破壊に関する実験	70
3.5 船側構造の疲労損傷と衝撃強度	82
3.6 波浪衝撃水圧発生装置の試作	101
4. 疲労設計に関する調査	113
4.1 まえがき	113
4.2 疲労亀裂の発生寿命を基準とする疲労設計	115
4.3 疲労亀裂の伝播寿命を基準とする疲労設計	118
4.4 疲労履歴が諸強度に及ぼす影響	120
5. 結 言	131

1. 緒言

船体構造強度の総合的判定基準の確立は、近年益々大型化かつ高速化しさらに斬新な構造様式化した船舶の建造上際して、最も基本的問題の一つであり、安全でしかも経済性の高い合理的な船殻構造の設計を目標とする我が国の造船界において、根本的解決が必要とする重要な課題である。

航行中の船体が、直接波浪により、あるいは船体運動によって積荷の動搖により、衝撃的もしくは線返し変動的外力を受ける場合、船体主要構造部材等に船殻外板構造の一部に崩壊を生じ、あるいは亀裂損傷が発生し、さらには全面的な破壊にまで至るが、各種の破壊様式が考へられる。しかしながら、これららの現象についての研究は極めて数少なくて、構造物の動的挙動に関する明確な、しかも総合的解答を与える資料が殆ど得られずの現状である。

この問題を解決するため、運輸省の方にてて、昭和45年度才一年度と、官民合同による“船体構造計算法開発”に関する5年間の継続研究計画が作成され、その一環として、日本造船研究協会にてて、日本船舶振興会の補助金の交付を受け、4年計画にて、才133研究部会が設置され、船体構造強度に対する実験の判定基準として考へる船殻の破壊強度についての問題を中心とした研究が行なわれた。また、航行中の船体運動による船体に加わる外力についての研究が、他の研究部会にてて、且下広範囲に研究が実施されており、それらの成果が期待されている。

これまで多く、船殻の破壊強度を支配する要因として、船体を構成する鋼板の材質、溶接と主体とした工作、これらに亀裂が発生し伝播に與する基礎的構造特性等が問題として潜在的に存在し、これららの問題を逐一解決してはじめて構造全体についての強度が論じられる誤であるが、鋼材に関する上記特性を中心とする諸問題についての研究は、別途行はれており、これららと並行して実施する本研究部会の研究対象となる、構造物としての船殻破壊強度の問題は主眼である。その総合的強度評定のための資料を供する目的とする。

まず、昭和46年度に於けるは、船体運動に伴う積載荷物の圧力（鉢石压）についての実態を解明するため、大型構造試験機にて利用して大規模な強度実験を行ない、また大型鉢石運搬船の船側構造模型による崩壊強度実験を行なう。構造物の静的挙動を調査しよう。

つぎに、衝撃荷重による構造物の破壊強度下研究方針ため、種々の水圧衝撃試験方法による防護板パネル構造の実験を行ひ、試験体、亀裂発生、伝播についての挙動を調査した。この場合、衝撃水圧荷重による亀裂、伝播に対する試験体に存在する切欠き影響、および試験体に累積しての疲労の影響、さらには試験体の一部に生じた座屈変形との関係などについての実験的研究を行ひた。また、波浪衝撃水圧と類似の圧力特性の水圧で発生したる装置の試作研究に着手し、構造模型による波浪衝撃水圧実験の可能性についての検討を行ひめた。

これらに、疲労亀裂発生防止の見地から、船体構造における疲労設計の問題についても調査を行ひ、構造強度との結びつきに関する問題点を検討した。

本報告は、上に述べたとおり、年度研究項目に廻して実施された諸研究の概要、成果をとりまとめたもので、二以下の詳細な内容については、委員会に隨時提出された多くの資料に記載報告を以てある。

本研究の実施にあたり、多大の御協力を賜ひた日本船舶振興会に心から感謝之意を表す。

2. 構造模型による静的荷重試験

2.1 大型構造模型による鉱石運搬船の強度試験 *

2.1.1. まえがき

本実験は鉱石運搬船を対象とした大型立體構造模型によってその静的強度を中心として横強度の面から詳細に検討したものである。ここで鉱石運搬船を対象に取り上げたのはこの研究が始められたときからが鉱石運搬船「カリムモニア丸」の海難事故であったという理由のほかに、この種の船の強度を左右する上で非常に重要な、しかも多くの未知の分野を含む鉱石圧に関する問題の解明を研究の重要なテーマの一つにしようとしたためである。

研究の方法としてはいくつか考えられたが、このように鉱石圧に関する現在の知識は極めて貧弱なものであり、鉱石圧の影響を考慮した上で船体横強度を議論するためには実際の鉱石を積み込んで実験を行ってその全体的な傾向の把握から始める必要があり、これが可能な実験といふことがまずこの研究の前提となる。容易に想像できるように鉱石圧のように粒体の状態により左右される性質は、極めて多くの要因により微妙に変化するものであり、当然のことながら実験室内的模型実験と実際の場合の相関（一種の相似則）については一切明らかでない。これまでこの相関関係についてもはつきりした法則を導き出す必要はあるにせよ、現時まだほんのべく大きな模型を用いて、実際に近い状態でその全貌を掴むといふのが最も好ましい方法である。また外力に対する各構造部材の効きや境界特性（部材の応力、接着等代表される）を求めるにむねるべく大型の構造模型を用いる方が実験精度上からも、初期不整等の障害を少くする上からも有利なことは明らかである。幸い最近、大型の構造模型が実験できる装置が完成したので、この装置で実験可能な限りの大型の箱型模型を作り、実際の鉱石（ペレット）を積込んで実験をすることにしたのである。この大型模型を用いる一連の実験的研究は、荷重としては静的・動的（衝撃）なものがあり、また構造の挙動から分ければ弾性試験、破壊試験と続く山けであるが、本年度はその最も基本的なものとして、静的・弾性試験を行って特に鉱石圧の影響に重点をおいて実験を進めた。

* 執筆担当者 安藤文隆

2.1.2 実験方法

(1) 試験装置

この強度試験は船舶技術研究所船体構造部に設置されている大型構造物試験棟を使用して行なわれた。この試験棟の横断面図を図 2.1.1 に示す。実験し得る模型の最大寸法は幅 5 m、高さ 4 m、長さ 13 m であり、合計 36 基の油圧ジャッキが底面、両側壁および上部ガーダーのはば任意の位置にとり付けられる。油圧ジャッキの荷重容量は圧縮 20 トン、引張り 10 トンで、すべて電子計算機によって自動制御される。

(2) 試験模型および鉱石

試験模型は 6 万トン級鉱石運搬船の中央 1 ウイングタンク長さの部分を採り、縮尺は試験装置の大きさにより $1/6.57$ とした。図 2.1.2-1 にその全体構造図を、図 2.1.2-2 にトランスリミングの寸法図を示す。トランスリミングは 6ヶ所に通っており、また倉内の横隔壁は実船には無いが、この実験では鉱石を積み込む都合上実船の船首横隔壁の強度を参考にして取り付けた。従って、実験ではこの横隔壁から離れた中央部の挙動の計測を主眼とした。船側外板はウイングタンク内での実験準備作業を容易にするため格子状としたが、船側防撞部材の曲げ剛性は同一になるよう配慮した。試験装置にセットしたときの状態を写真 2.1.1 に示す。

実験に使用した鉱石はペレットと称する直径 10 ミリ程度の粒体で、運搬を容易にするために産地において原鉱石を加工したものである。実験に使用した際には乾燥しており、また粉末はほとんど付着していないかった。模型内への積込は約 2 m^3 の容器により 10 回に分けて行なわれ、約 3 時間を費した。そのときの状況を写真 2.1.9 に示す。

(3) 計測項目およびその配置

計測はひずみゲージ 180 枚、変位計 20 枚および土圧計 30 枚に対して行なったが、中央部トランスリミングについての配置を図 2.1.3 に示す。円弧部分のひずみゲージはフランジの巾方向変形を考慮して 2 線とした。配置の状態を写真 2.1.3 から写真 2.1.6 に示す。実験に使用した土圧計の構造を図 2.1.4 に示すが、これは圧力をひずみに換算して計測するものである。この際の較正值は現在のところ鉱石圧に対する値が得られていないので、水圧に対する値を使用して解析を行なっている。土圧計の船倉への取付状態を写真 2.1.7 および写真 2.1.8 に示す。

(4) 荷重条件

実験は全部で31ケース行ったが、それでの荷重条件を表2.1.1に示す。この表に記してある数値は船側荷重については1荷重あたりの荷重であり、上部荷重については総荷重をトン単位で示している。荷重変の状況を写真2.1.2および写真2.1.3に示す。

等分布荷重は全荷重変（片船側それぞれ30t、合計60t）に均等に荷重を加え、表2.1.1に示す最高荷重まで8段階に分けて激増させた後、同じく8段階に分けて零まで減少させた。各段階において計測を行なっている。三角荷重は荷重変の各列に表2.1.1に示す比率で荷重を段階的に最高荷重まで加えた後減少させた。単位荷重は各列の荷重変（片船側それぞれ6t、合計12t）に等しい荷重を加えた。積込時には空荷状態から満載状態まで4段階に分けて計測を行なっている。船側荷重と上部荷重の両方を加えた実験では、まず上部荷重を最高荷重まで段階的に増加し、後に一定に保った状態で船側荷重を増減させた。

(5)有限要素法による計算

フランジ応力を実験値と比較するためには有限要素法による計算を行なったが、そのメッシュ分割図を2.1.5に示す。計算は構造を二次元としてあつかい、外板の有効巾はトランスペースを採った。

2.1.3 実験結果

(1) 鉱石圧分布

船倉に鉱石(ペレット)を満載したとき、倉内に加める鉱石圧分布は図2.1.6-4に示すようになる。縦通隔壁の鉱石圧計算値は次のクーロンの主働圧式から計算した。

$$P = K \gamma h$$

ここで

$$K = \left\{ \frac{\csc \beta \sin(\beta - \varphi)}{\sqrt{\sin(\varphi + \beta)} + \sqrt{\frac{\sin(\varphi + \varphi') \sin(\varphi - i)}{\sin(\beta - i)}}} \right\}^2$$

γ : 鉱石の密度 (2.5 g/cm^3)

h : 鉱石深さ (2.182 m)

β : 隔壁の傾斜角 (102度)

φ : 鉱石の内部摩擦角 (35度)

φ' : 鉱石と隔壁との摩擦角 (10度)

i : 鉱石の表面傾斜角 (0度)

ただし、 φ および φ' はNCLルールに記載されている値を使用した。また、内底板上の計算値は鉱石全重量を内底板の面積で除した値である。なお、2.1.2(3)で述べたように、土圧計の較正値は鉱石についての値が現在得られていないので、水圧についての値を使用している。従って、図に示す鉱石圧の値は多少小さくなる可能性がある。

鉱石圧に対しては縦通隔壁の傾斜角が大きく影響を及ぼすと思われるが、別途に行なわれた縦通隔壁が垂直な模型に対する実験結果と計算値とともに図2.1.6-5に示す。これから明らかのように縦通隔壁の傾斜がゆるやかなほど、これに作用する鉱石圧は大きくなる。しかし、いずれにしても鉱石圧の実験値はクーロンの土圧計算値と傾向が異り、ストラットの付いている部分で値が大きい。これはストラットの取付部分では隔壁の剛性が大きくなっているためと考えられる。

次に満載状態に対して船側荷重を加えた場合の鉱石圧の変化および全鉱石圧の分布を図2.1.6-6から図2.1.6-8に示す。船側荷重が等分布、変分布およびストラット部への集中荷重のそれぞれの場合について示されている。このような外力が加わった場合は、その力が伝達されるストラットの取付附近で鉱石圧の変化(増加)が大きく、従って積み込み時の鉱石圧を加えた全鉱石圧はストラット取付部附近で特に大きくなることが分る。なお比較のために図2.1.6-9に縦通隔壁が垂直な場合の結果を示すが、図2.1.6-8と比較するとス

トラット取付部における圧力増加は後者が3割ほど高くなっている。

図2.1.6-10から図2.1.6-12に鉱石を積み込んだ状態を基準にして3種類の異なる上部荷重を加えたときの鉱石圧分布を示す。3者とも同様な分布形状を示しており、また縦通隔壁および内底板に同じ程度の圧力が生じてあり、その値は上部荷重にはほぼ比例している。図2.1.6-13に上部荷重を加えた状態で船側荷重が加わった場合の鉱石圧分布の一例を示す。

鉱石のような粒体を船艙に積んだ船体に外荷重を加え漸増させた場合、艙内に生ずる鉱石圧の増加は直線的でないことが予想される。そこで外荷重とそれに対応して艙内に生ずる鉱石圧との関係の一例を図2.1.7に示す。横軸は船側から加えた荷重の値であり、各荷重差とも2トンまで段階的に増加させ、その後同じく段階的に零まで減少させた。縦軸は縦通隔壁のストラット位置高さにおける土圧計から計測された鉱石圧の値で、上部荷重を所定の値まで加えた状態での値を基準としている。4種類の異なる上部荷重が加わった状態に対して、それを小船側荷重と増加および減少させたときの鉱石圧の変化を示してあるが、これによつて鉱石の繰り具合が鉱石圧に及ぼす影響を見ることはできる。まず、上部荷重のない場合には、かなり非直線的に変化しておりその値も他の状態に比べて低い。これは鉱石間の空隙が大きいことおよび上表面が盛り上がり得ること等によると考えられる。また荷重を零に戻した状態で負圧を示しているが、これは鉱石が最初の状態に復していなかったことを示している。上部荷重10トンの場合は、まだ非直線的であるが圧力値はかなり上昇している。上部荷重30トンおよび50トンの場合については、鉱石圧はほとんど直線的に変化しており、また船側荷重を零に戻すに状態でも鉱石は最初の状態には復していないと見なすことが出来る。

大型模型実験と平行して鉱石圧および土圧計に関する基礎実験も行なわれている。たとえば壁面および鉱石中ににおける土圧計の較正、受圧板上の位置に関する土圧計の感度の差、土圧計の大きさの影響、壁面摩擦力、底面の剛性が鉱石圧に及ぼす影響等についての実験が現在進行している。その一例として図2.1.8に円筒壁面の摩擦力に関する実験結果を示す。

(2) 応力分布

図2.1.6-1から図2.1.6-13に中央部トランスリングのフランジ応力分布を各種荷重条件について示す。実線が有限要素法による計算値であり、コーナー部の実験値は2軸ひずみゲージを用いてフランジの横方向曲げによる誤差を修正してある。図2.1.6-1から図2.1.6-3に空荷状態に船側荷重を加えた場合のフランジの応力分布が示されている。実験値と計算値とは全体的に良く一致しているといえだが、局部的には差が生じている点もある。これは計算値

は二次元計算であること、ハッチの横方向変位を拘束していること、模型に多少の工作上の誤差があることに算に起因するものと考えられる。

図2.1.6-4に空荷状態を基準にして甲板面まで鉱石を積み込んだときの応力分布の実験値および計算値を示す。計算値は鉱石圧の実験値と外荷重として加えた場合の値である。図2.1.6-5に前図と同じ条件における垂直隔壁模型の応力分布を示す。両者の分布形状はほとんど同じであるが、応力の絶対値は前者の方がやや大きめである。これは縦通隔壁が傾斜しているため、これに加わる鉱石圧が大きくなることによると考えられる。

図2.1.6-6から図2.1.6-9に鉱石を満載状態まで積み込んだときを基準にして船側荷重を加えた場合の応力分布の実験値および計算値を示す。計算に用いた外荷重は、船側荷重およびそれによって生じた鉱石圧である。実験値および計算値とともに空荷状態の場合より応力の絶対値は減少しているが、分布形状および実験値、計算値の関係は同様である。また、図2.1.6-8および図2.1.6-9により隔壁の傾斜による影響を見ると、この程度の荷重に対するほど差は生じていない。図2.1.6-10から図2.1.6-12に満載状態を基準として、鉱石の上表面から荷重を加えた場合の応力分布を示す。鉱石全重量40トンに対して上部荷重は10トン (0.161 kg/cm^2)、30トン (0.483 kg/cm^2) および50トン (0.805 kg/cm^2) の3種類である。図2.1.6-12に示す応力分布の実験値と計算値は、甲板側において他の部分と比較して差が大きい。これは上面近くにおける鉱石圧の計測値がないため、この範囲の鉱石圧と上面で零として直線的に変化すると仮定したためと思われる。図2.1.6-13に満載状態を基準として、上部荷重および船側荷重を加えた場合の応力分布であり、空荷状態および上部荷重のみの満載状態と比較して、分布形状は同じであるが応力の絶対値は減少している。

図2.1.9-1および図2.1.9-2にストラットの軸応力分布を示す。空荷、満載状態に上部荷重を加えた場合のそれを基の状態に対して、図2.1.9-1は船側カラストラット位置に荷重を加えたもの、図2.1.9-2は船側から算命荷重を加えたものである。軸応力の絶対値は空荷より満載状態に上部荷重を加えた場合の方が大きくなっているが、曲げ応力の方向が最後のものでは、前二者に対して逆になっている。これは傾斜している壁面に大きな圧力が加わったためと考えられる。

図2.1.10-1から図2.1.10-4にウェブのコーナー部附近における主応力を示す。

2.1.4 まとめ

以上の実験では鉱石運搬船の構造強度と横強度の面から鉱石圧の影響を入れて検討した。そのたために鉱石圧の性質についても種々調査し、またその影響については空荷時の強度と直接比較することにより求めた。

旧々の実験結果については各項でそれ述べてあるが、これらを整理要約するところのようである。

(1) 鉱石を積込んだ時、壁面(この場合縦通隔壁)に作用する鉱石圧分布は、クーロンの式から求まるような直線的な分布ではなく、ストラットの取付部附近で大きく出る傾向がある。これはこの部の構造の見かけの剛性が大きいためと思われる。

(2) 鉱石を満載した状態で波浪荷重に相当する外力をかけると、この場合もストラットの取付部附近に大きな鉱石圧の増加が見られる。これは外力が主としてストラットによって縦通隔壁に伝達され、その部で鉱石から力反力が大きく出るためと思われる。従って、鉱石が鉱石倉に満載されたときに波浪外力が働くと、全鉱石圧はストラットの取付部である縦通隔壁中央部附近で相当大きくなることになる。

(3) 縦通隔壁が傾斜していることの影響を調べるために、別途行なわれた垂直壁面の場合と比較したが、鉱石圧の分布に関しては傾向的には大体同じであるが、その大きさでは壁面が傾斜している場合の方が大きい。

(4) 外力に対応した鉱石圧の増加は、この場合は直線的な関係とならず、荷重が増すにつれて鉱石圧の増加率が減少する。しかし鉱石の上から荷重をかけて鉱石の見かけの比重を増した場合は、その荷重の大きさと或程度以上とすると外力と鉱石圧増加は、ほぼ比例するようである。このことから考えて、このような実験結果を実際の船に対応させるためには、鉱石圧に関する多くの検討が必要となる。

(5) 空荷時に波浪外力がかかった場合、構造部材に生ずる応力は、有限要素法による計算値と大体よく一致した。

(6) 倉内に鉱石を満載した状態で外力をかけた場合の各部の応力は、ストラットを除けば一般に空荷時より応力は減少する。またこの応力は鉱石圧を一つの外力と考えて有限要素で計算したものにはほど近く値となる。

(7) ストラットにかかる圧縮応力の平均値はこのように弾性範囲で鉱石を満載した方が増加する。また縦通隔壁が傾斜している場合はストラットに相当な曲げ応力が生じていることが認められる。

今回行なった実験は静的かつ弾性範囲のものであったが、鉱石圧の大体の傾向が掴めたと同時にこの鉱石圧と既知の外力とすれば構造部材の応力は有

限要素法で計算し得ることが分った。しかし、この鉛直圧の外力による変化は直線性がなく、また実船に適用するための相似則算につけてもまだ多くの検討事項が残されてゐる。これらは動的荷重の場合、かたじ構造部材が崩壊するまでの大きさを波浪外力の場合と共に早急に解明する必要があり、本研究に引続々て次年度以降着手する予定である。

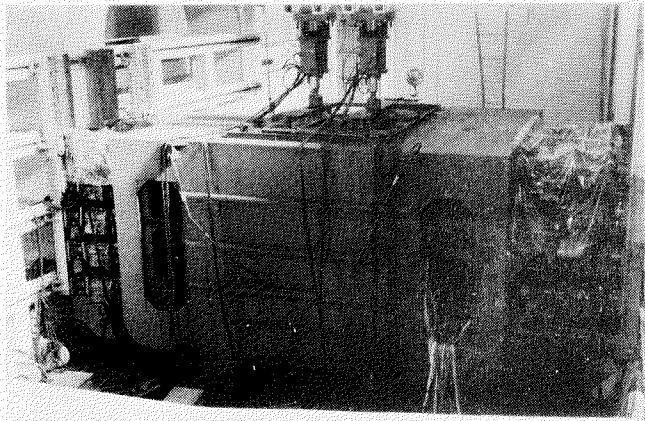


写真 2.1.1 実験状態

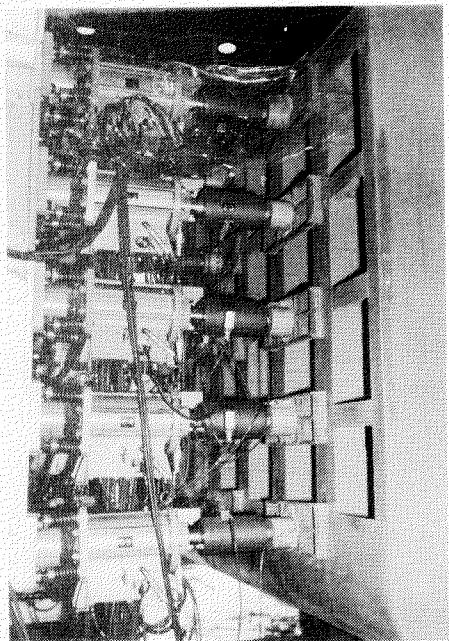


写真 2.1.2 船側荷重

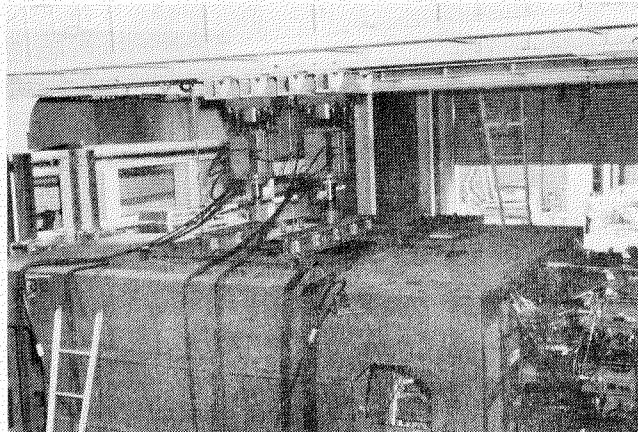


写真 2.1.3 上部荷重

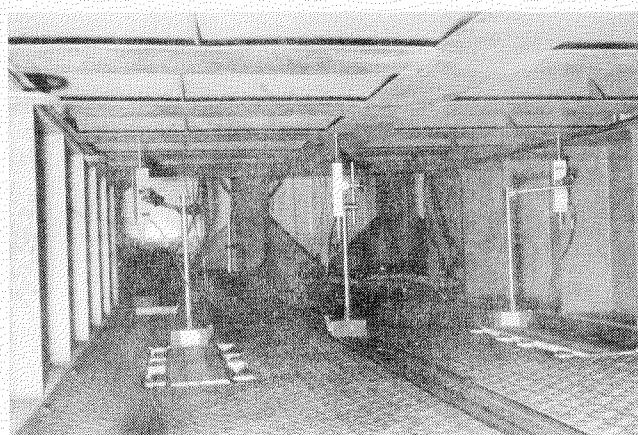


写真 2.1.4 船底変位計測状態

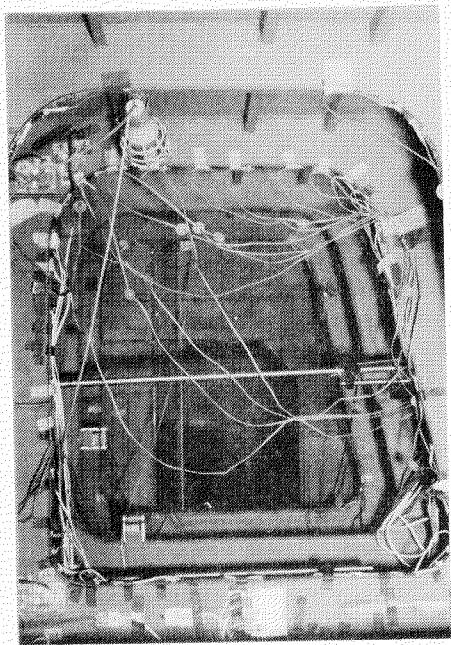


写真 2.1.5 ウイングタンク歪計測状態(1)

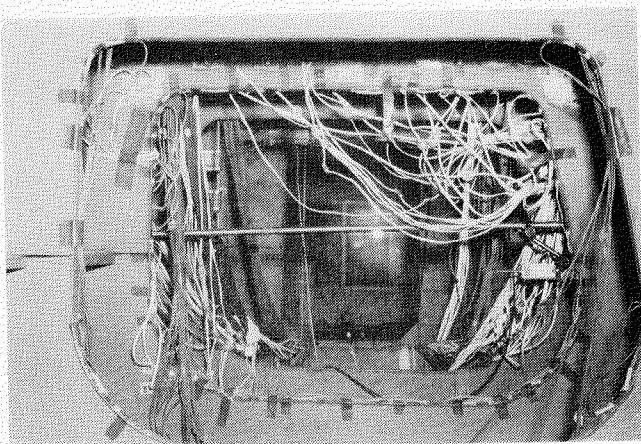


写真 2.1.6 ウイングタンク歪計測状態(2)

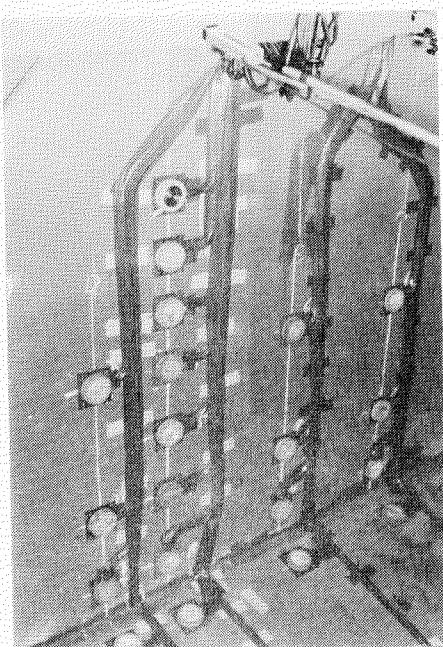


写真 2.1.7 縫通隔壁鉱石圧計測状態

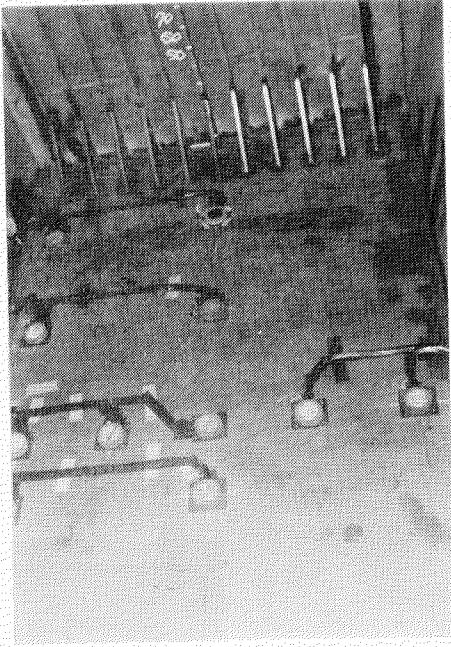


写真 2.1.8 内底板鉱石圧計測状態

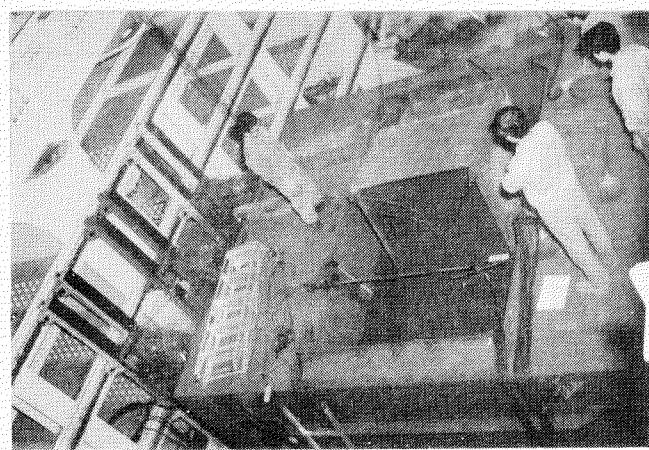


写真 2.1.9 破石積込状態

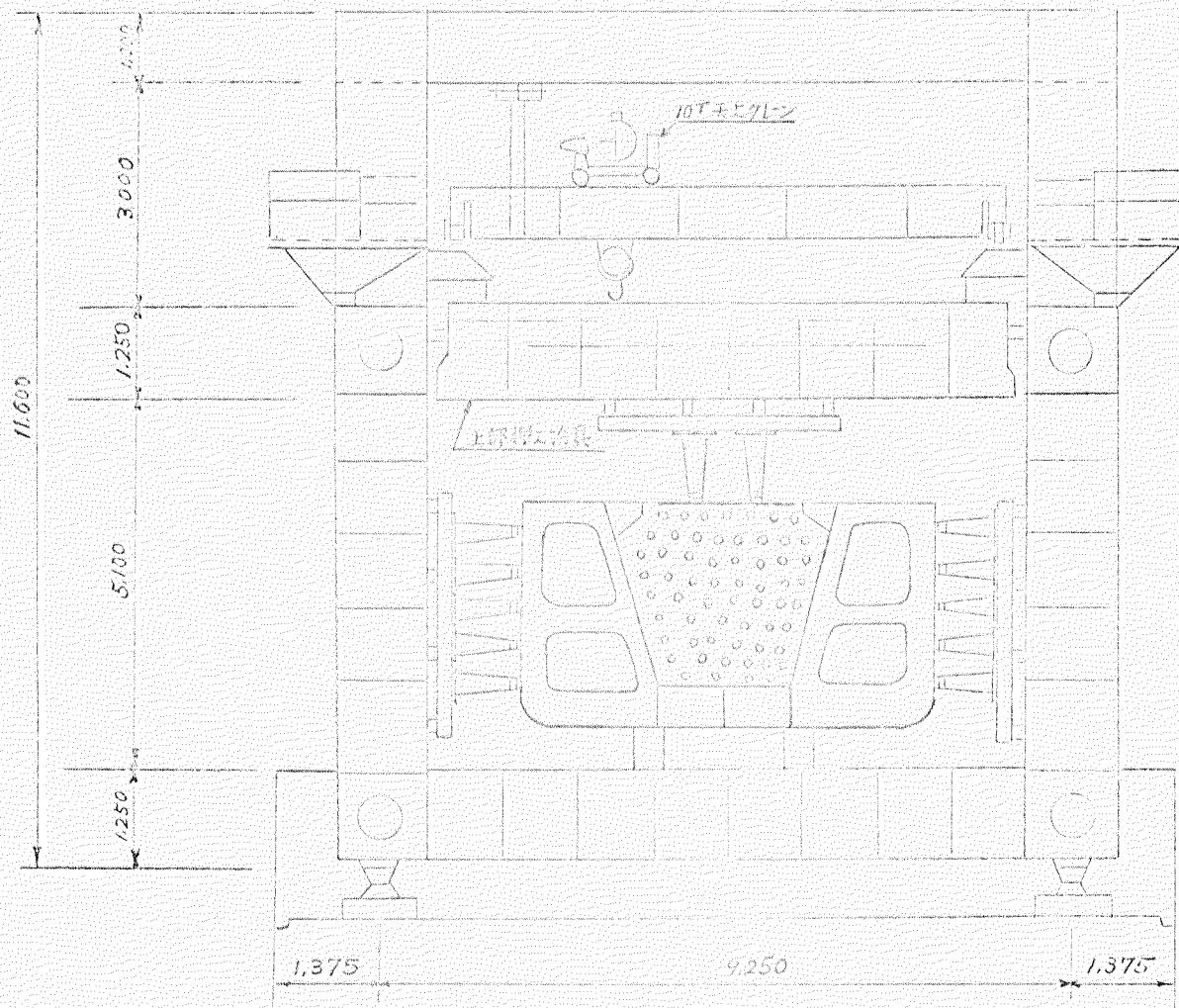


図 2.1.1 一式取扱量図

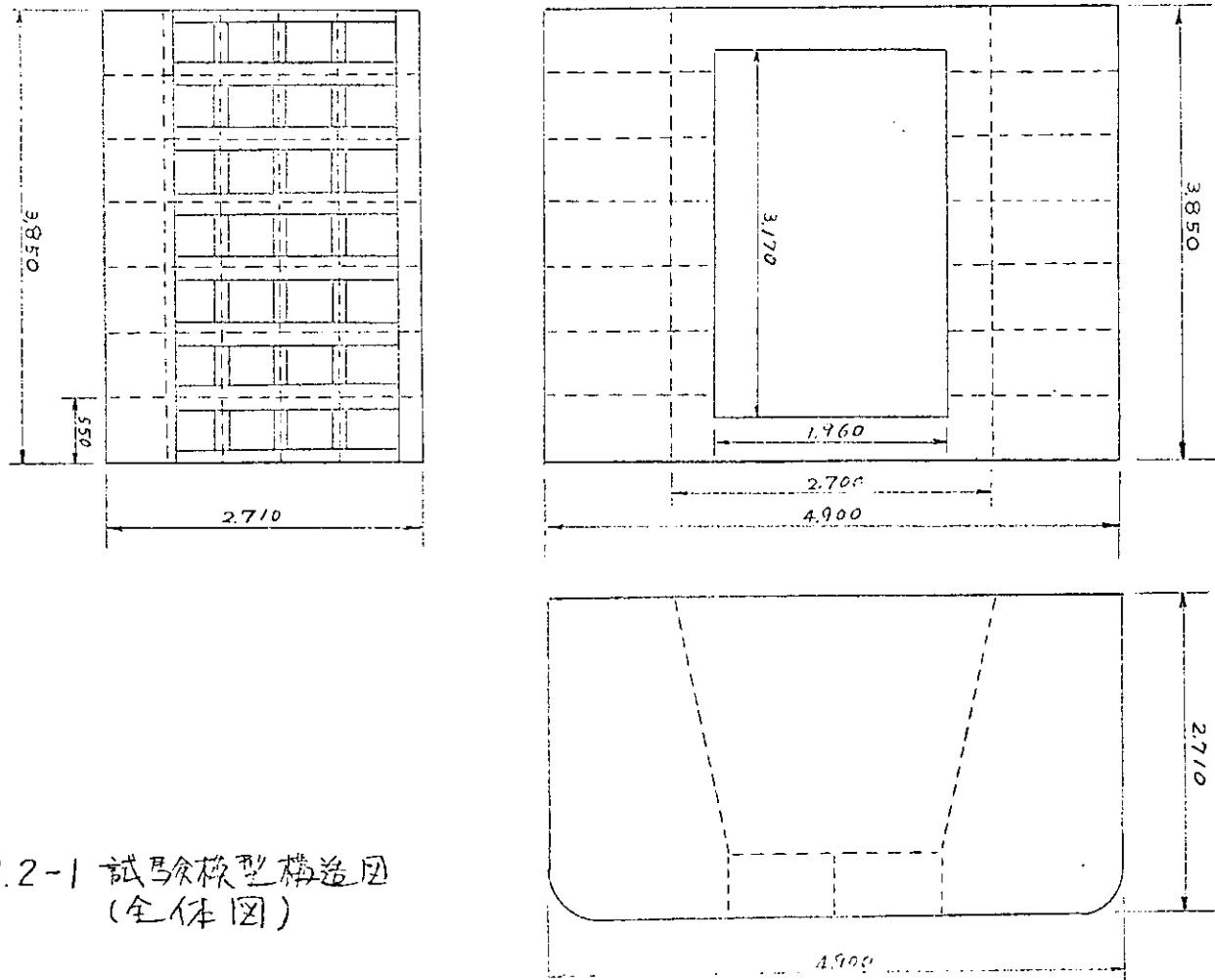


図2.1.2-1 試験模型構造図
(全体図)

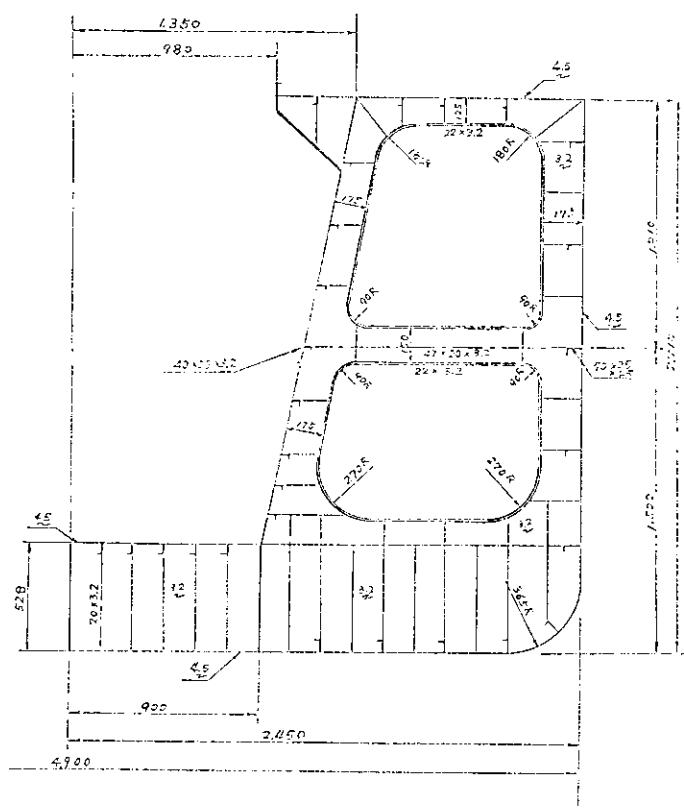


図2.1.2-2 方式為次種工機造(トランスリーラー)

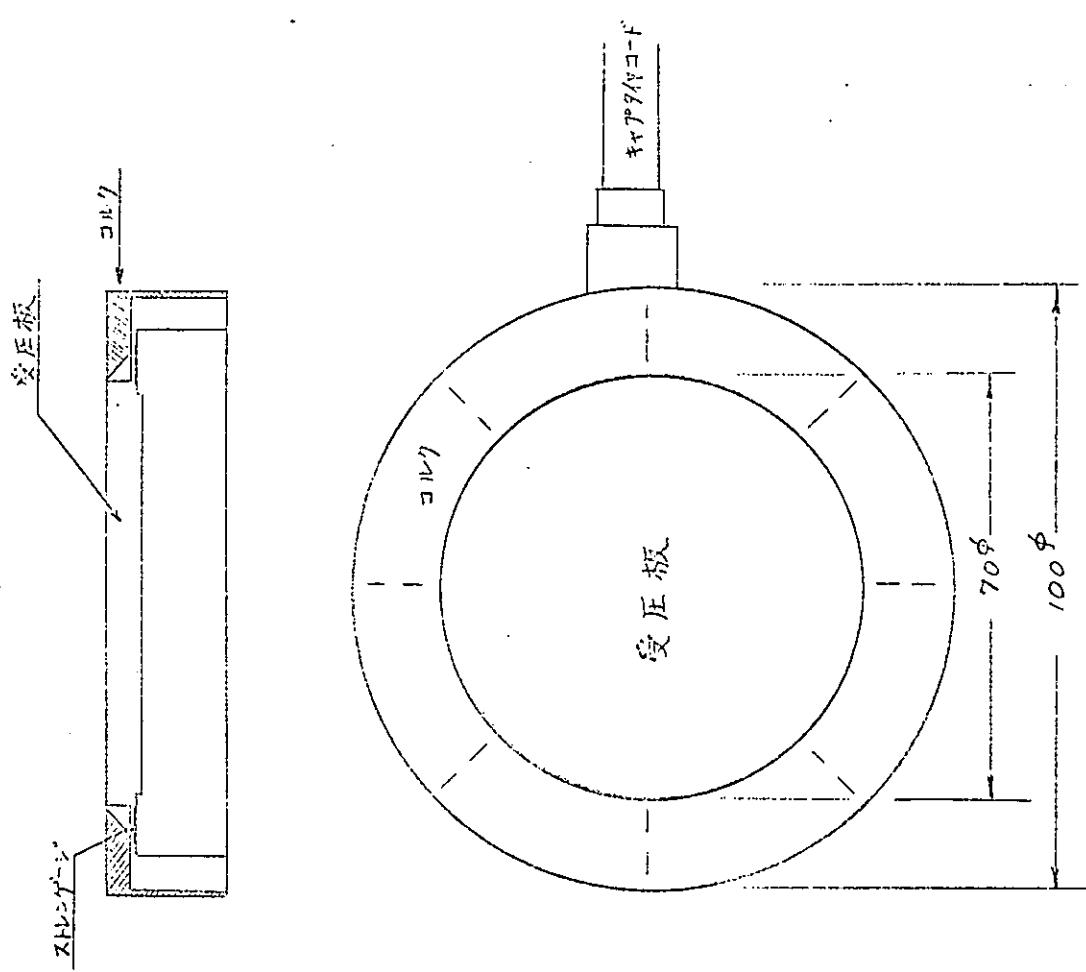


図2.1.4 土圧計構造図

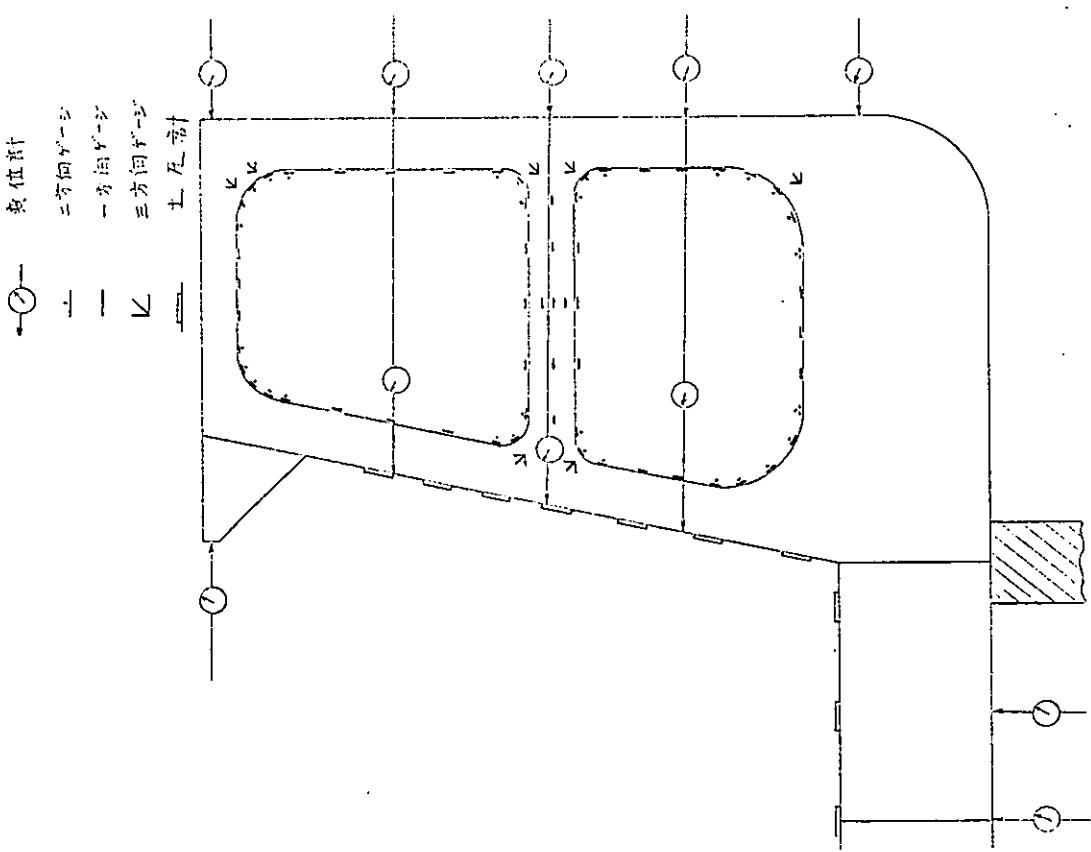


図2.1.3 土圧計測点配置図

图 2.1.5 有限元法分析计算图

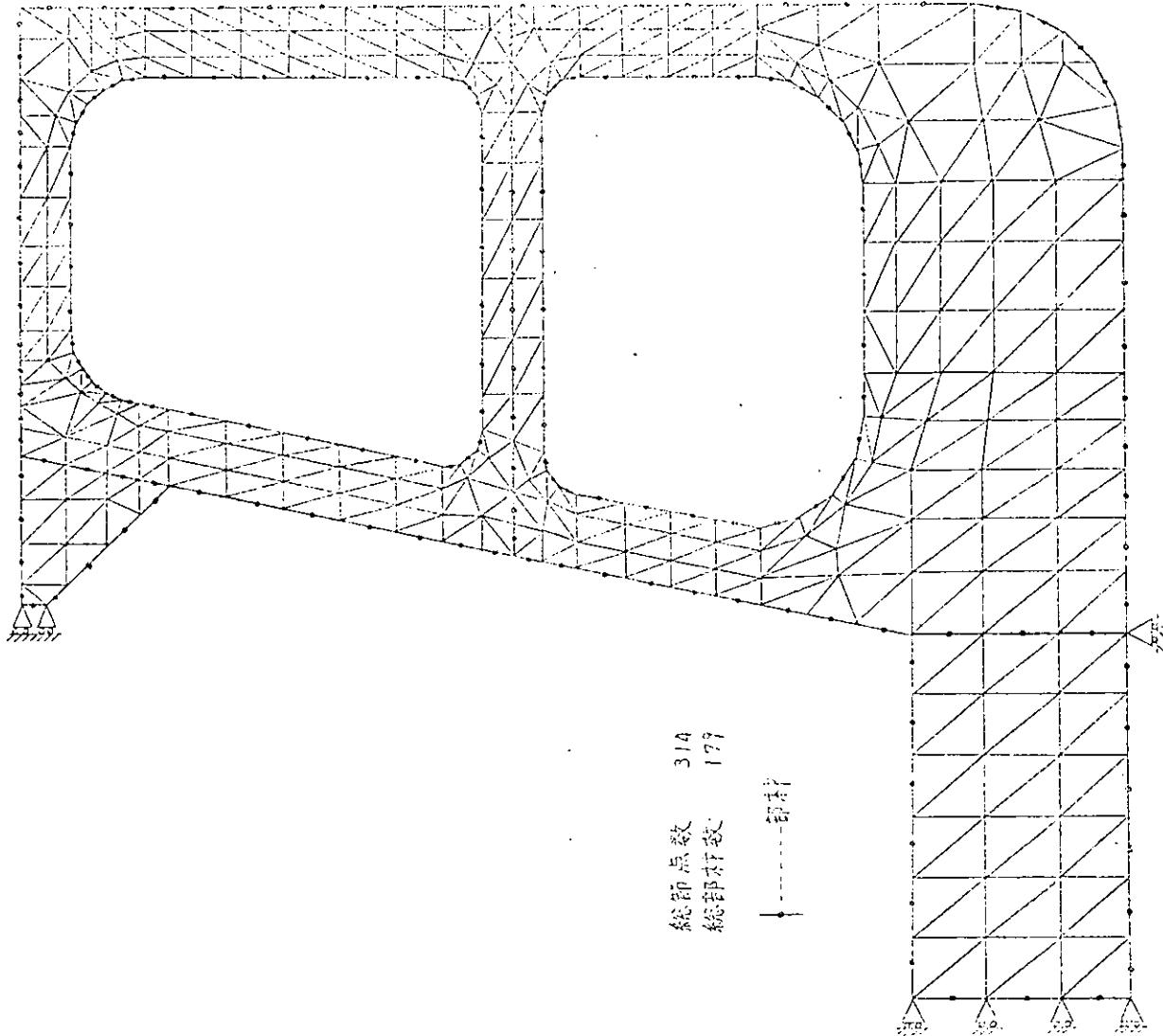
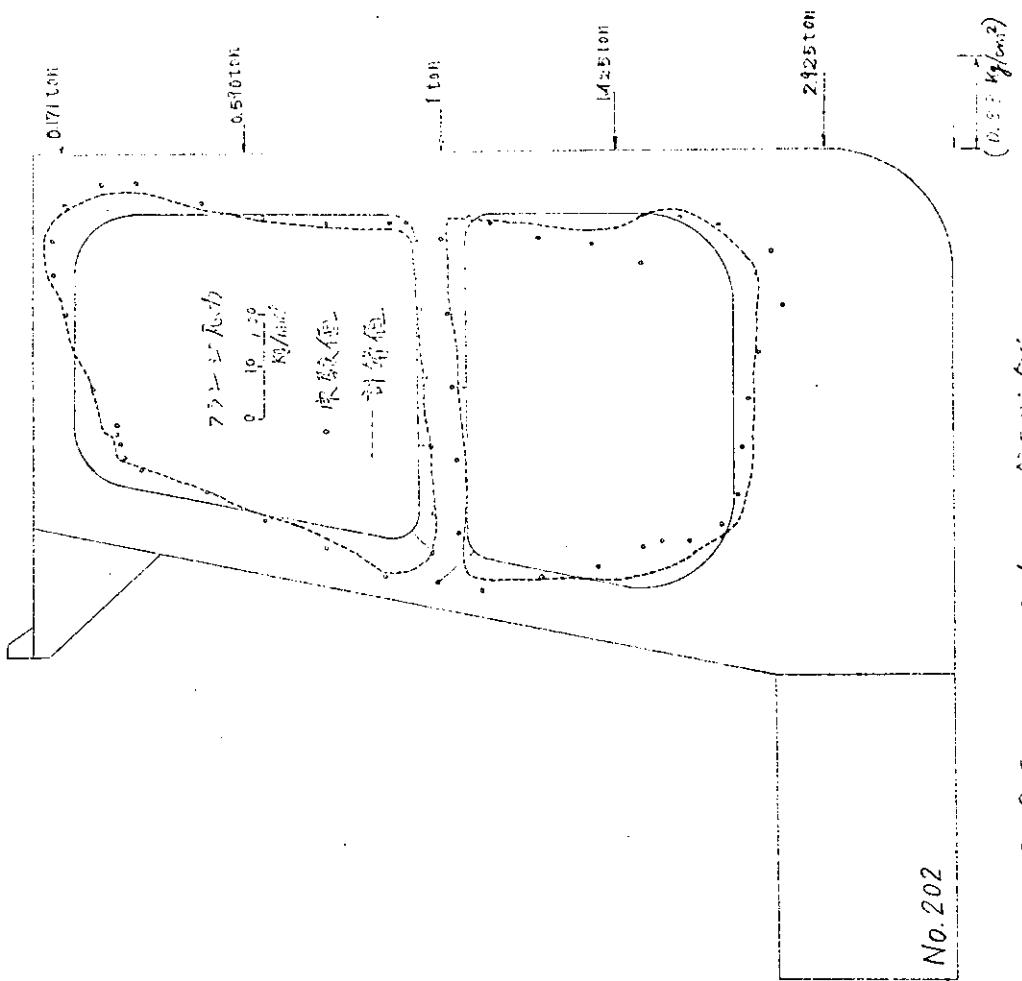


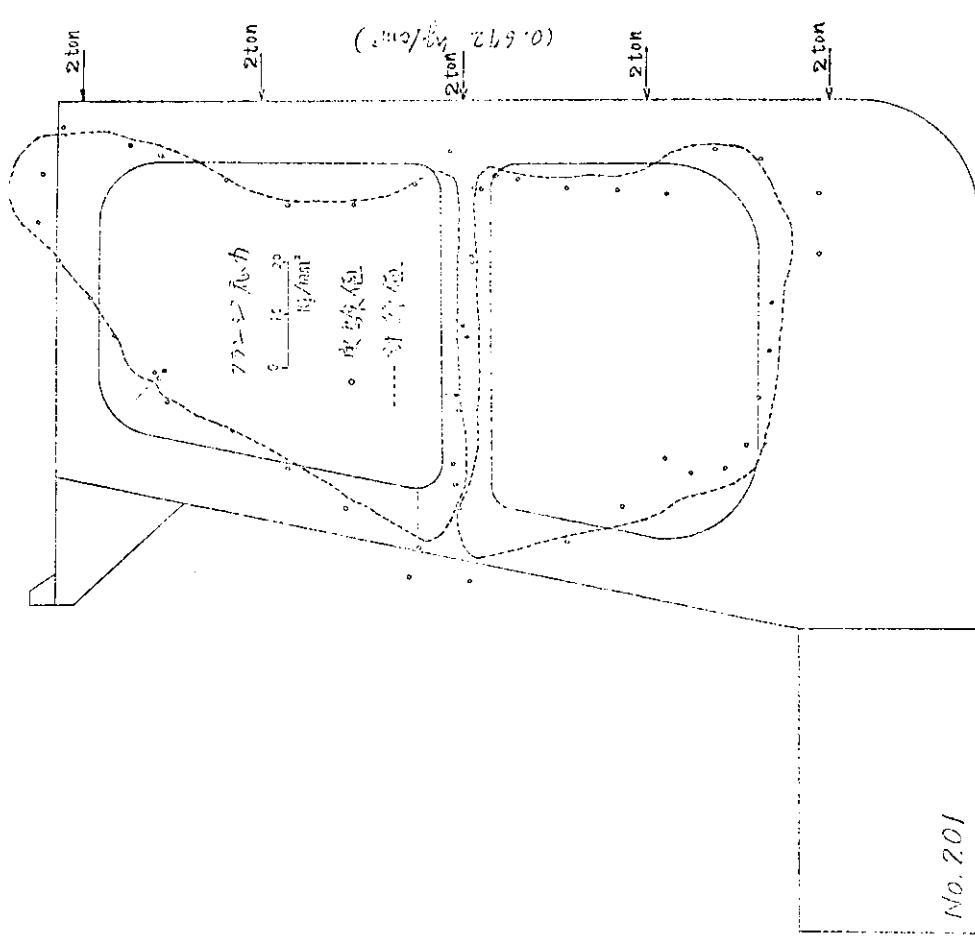
表 2.1.1 桥重荷载表

实 验 序 号	截面 数	G ₁ (f ₁ , t ₀₁)					
		A	B	C	D	E	F
201	壁	2	2	2	2	2	
202	"	2.925	1.425	1	0.590	0.171	
203	"	2					
204	"		2				
205	"			2			
206	"				2		
207	"					2	
210	6.722						
211	壁	2	2	2	2	2	
212	"	2.925	1.425	1	0.590	0.171	
213	"	2					
214	"		2				
215	"			2			
216	"				2		
217	"					2	
221	"					10	
222	"						30
223	"						50
231	"	2	2	2	2	2	10
232	4	2.925	1.425	1	0.590	0.171	10
235	"			2			10
241	"	2	2	2	2	2	30
242	4	2.925	1.425	1	0.590	0.171	30
245	"			2			30
251	"	2	2	2	2	2	50
252	"	2.925	1.425	1	0.590	0.171	50
253	"	2					50
254	"			2			50
255	"				2		50
256	"					2	50
257	"					2	50



(2) 2.1.6-1 フランジ部の応力分布図
(底面, 鋼側) 三角荷重

(2) 2.1.6-2 フランジ部の応力分布図
(底面, 鋼側) 三角荷重



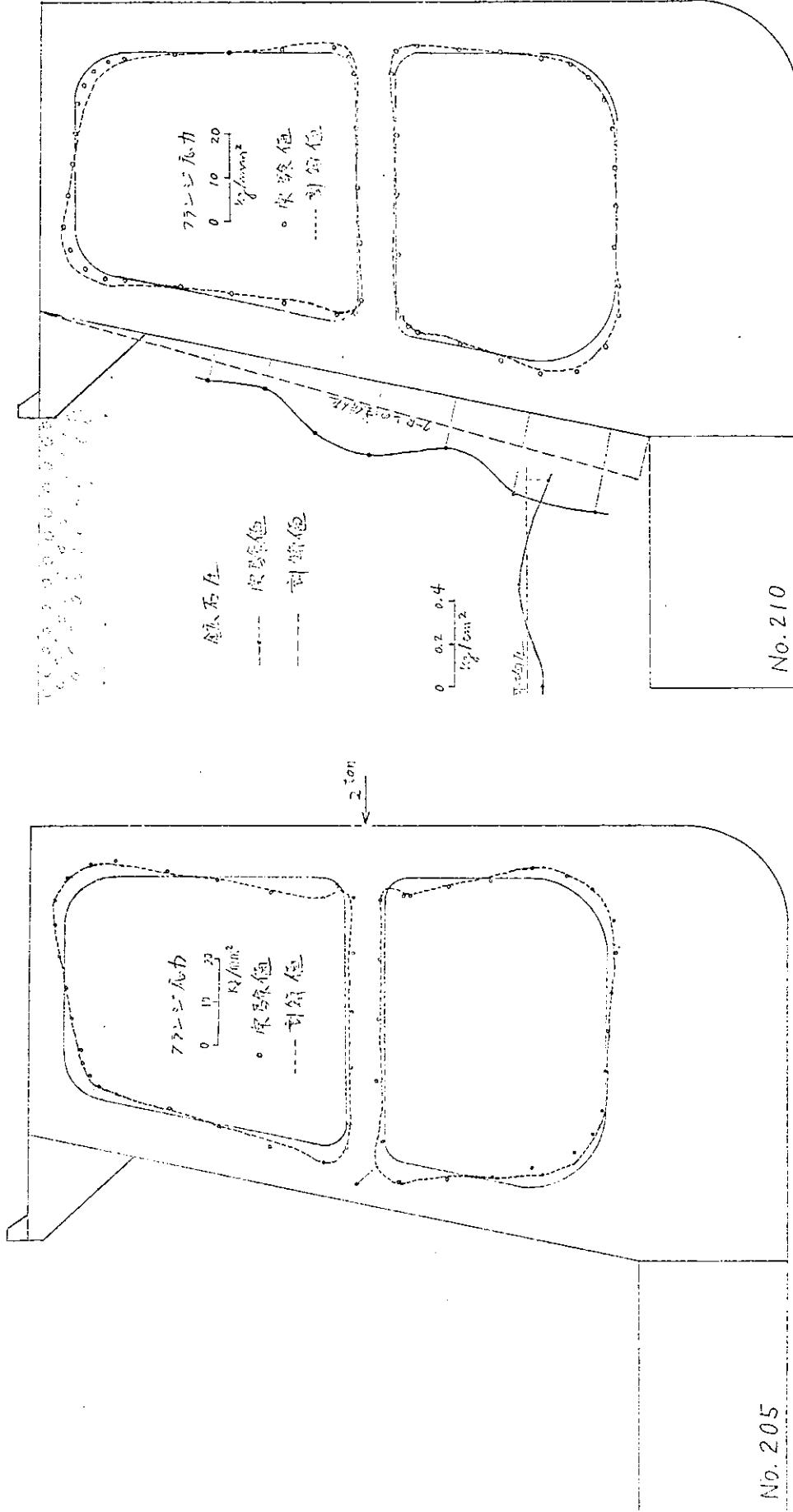


図2.1.6-3 フラットシールド基礎の地盤反応分布
(荷重、初期単位荷重)

図2.1.6-4 フラットシールド基礎の地盤反応分布
(荷重、初期単位荷重)

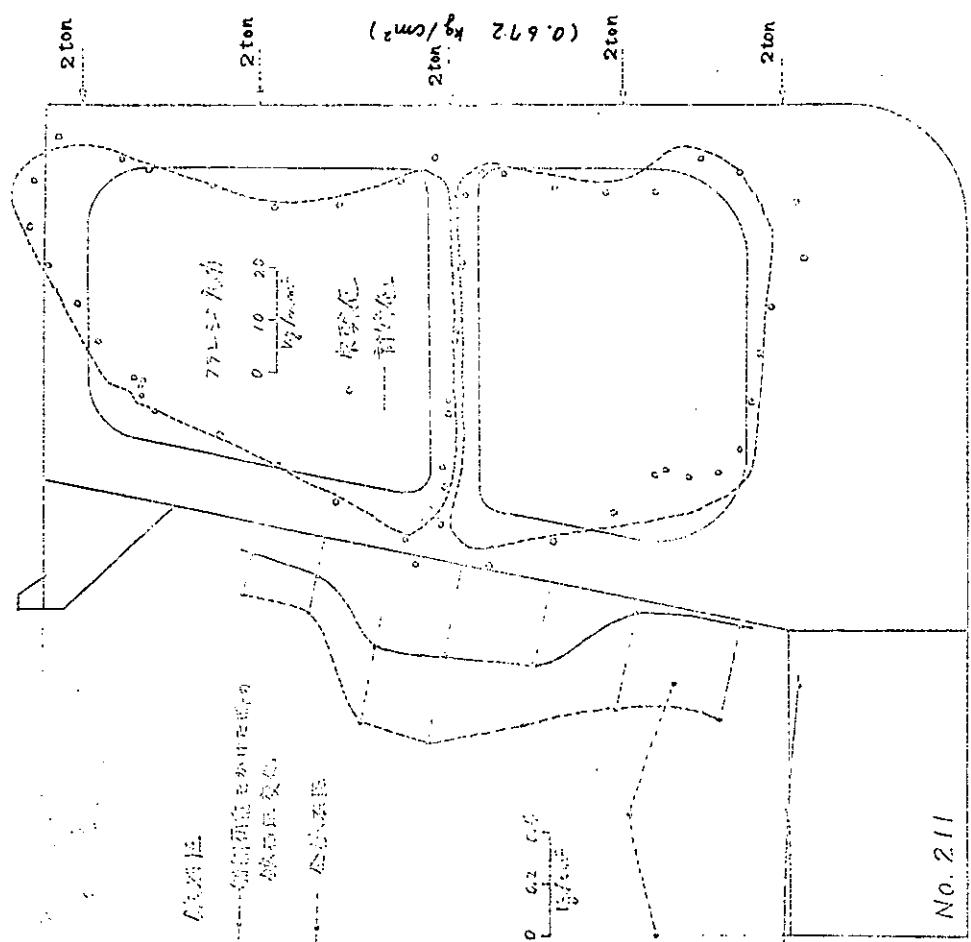


図2.1.6-6 リンジ圧力分布の実験値と計算値
(底盤, 頂角) (底盤)

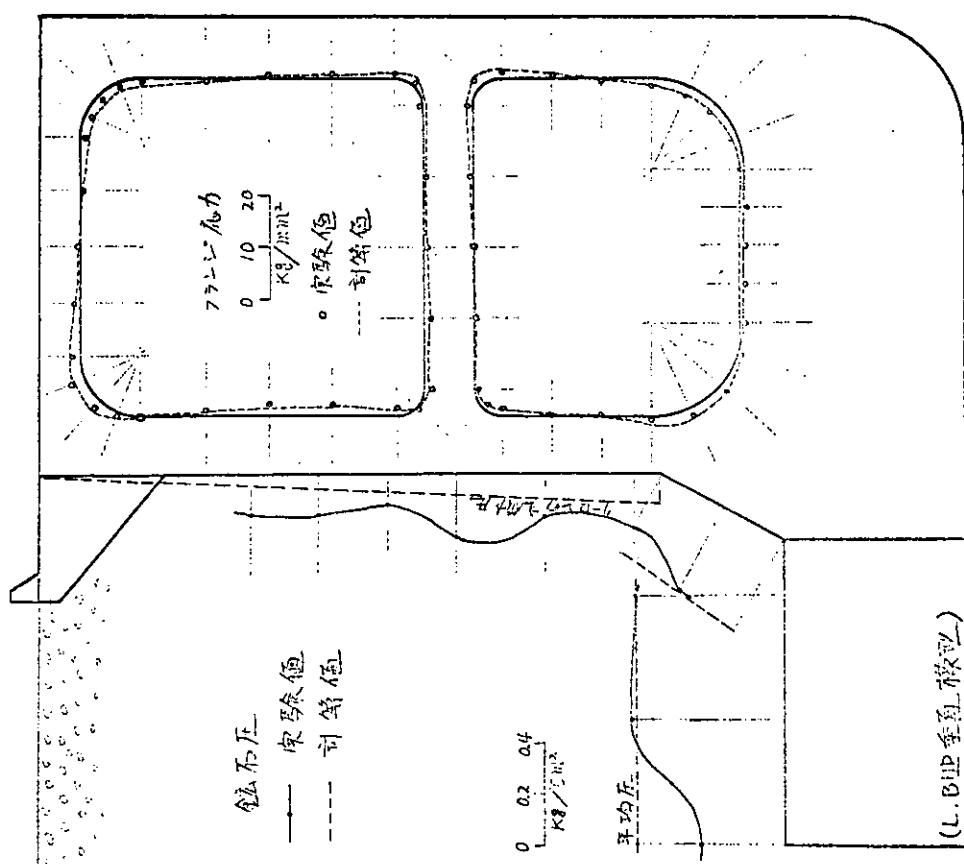


図2.1.6-5 リンジ圧力分布の実験値と計算値
(底板時)

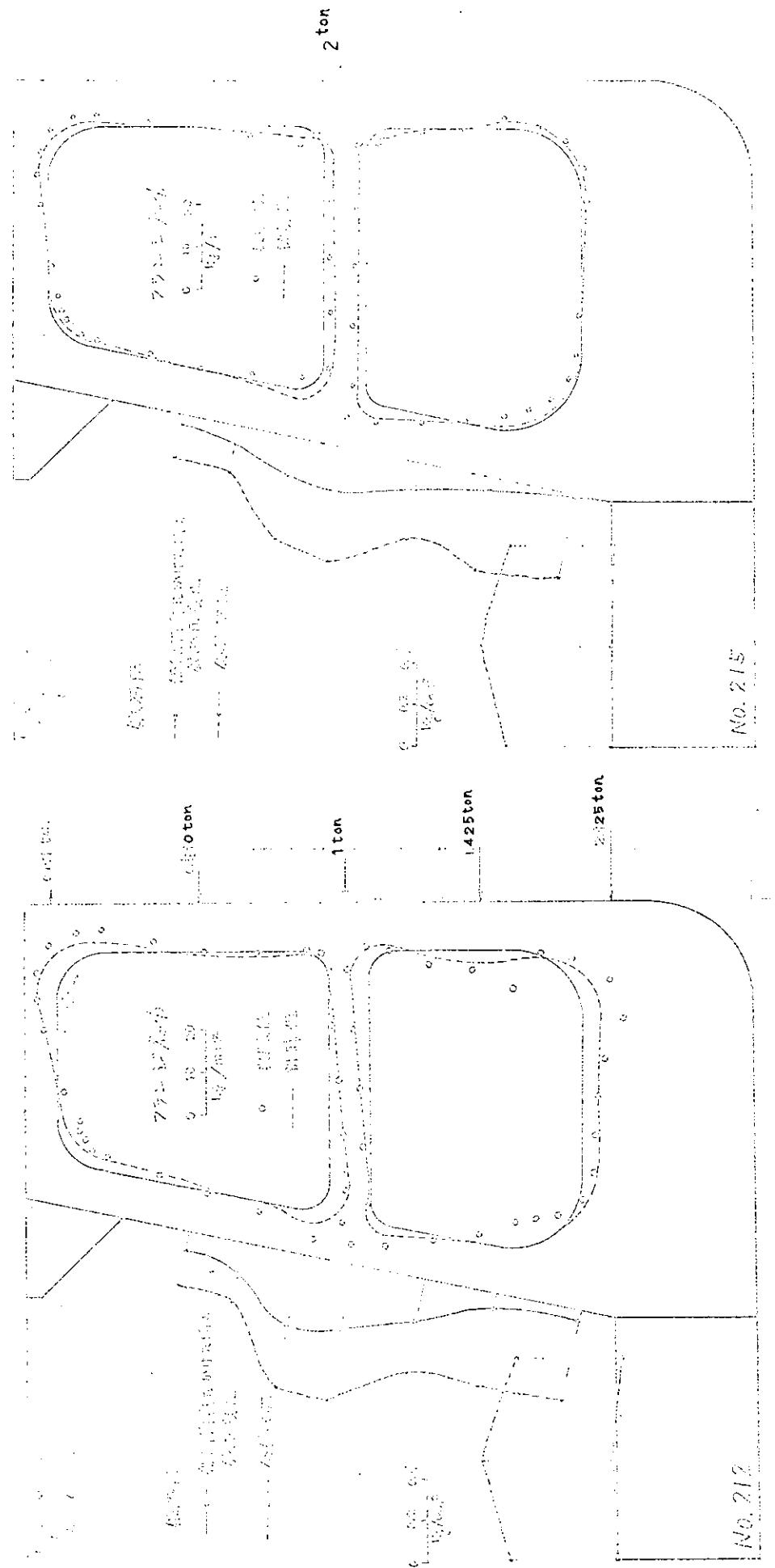


FIG. 24-8 73.25 inch bridge, 6 ft
(橋長 22.35 m)

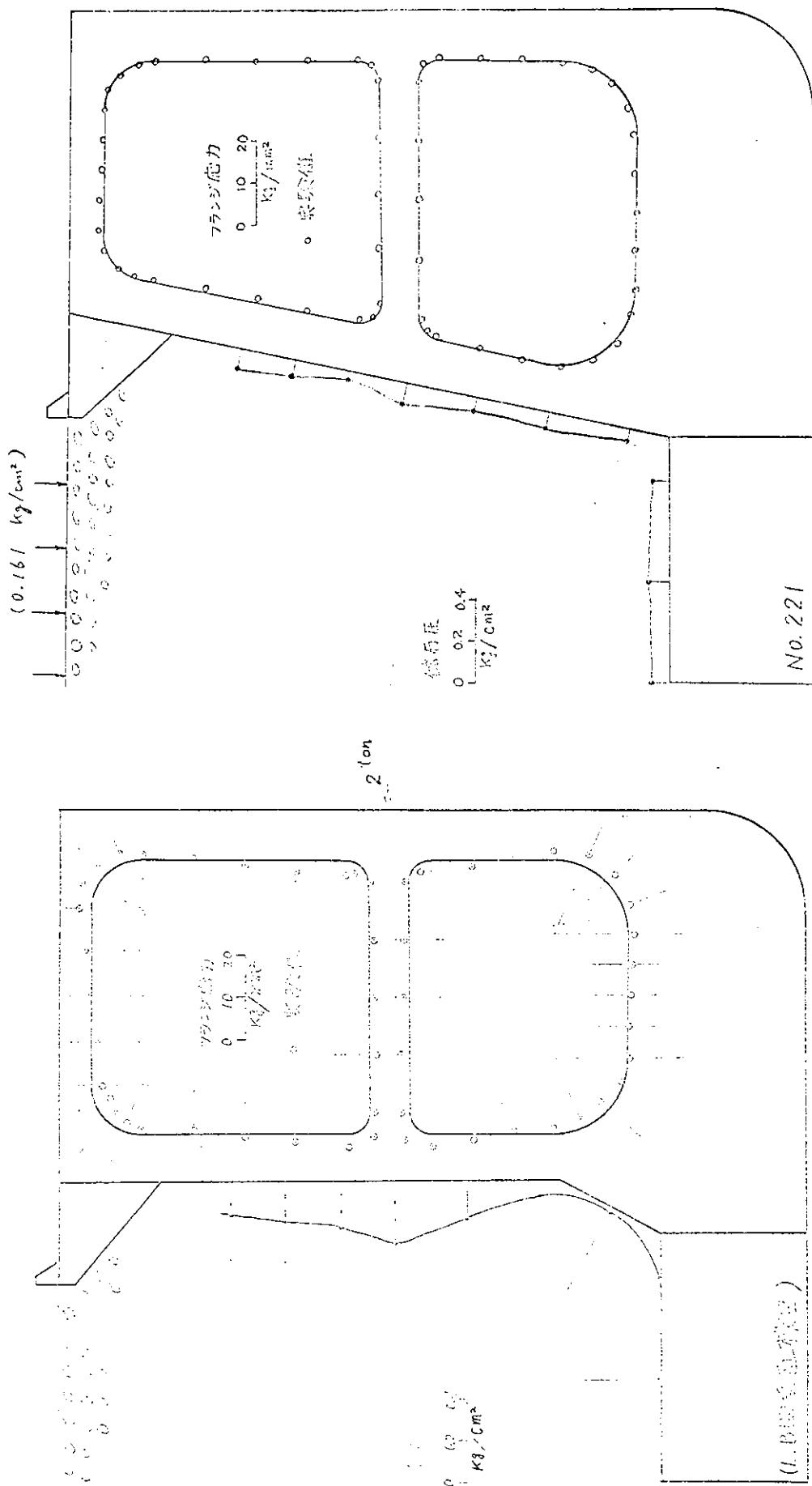


図 2.1.6-10 フランジ応力および金属性圧分布
(荷重 X, 上部荷役)

図 2.1.6-9 フランジ応力分布(荷重 X)
(荷重 X, 上部荷役)

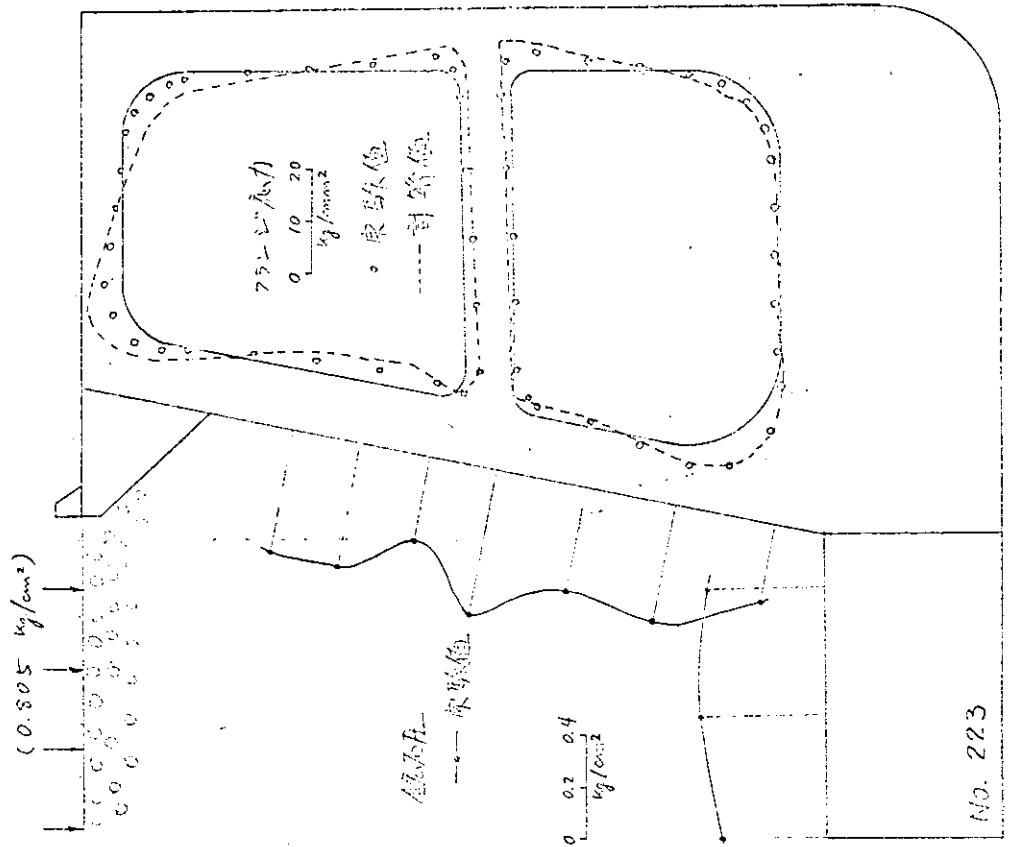
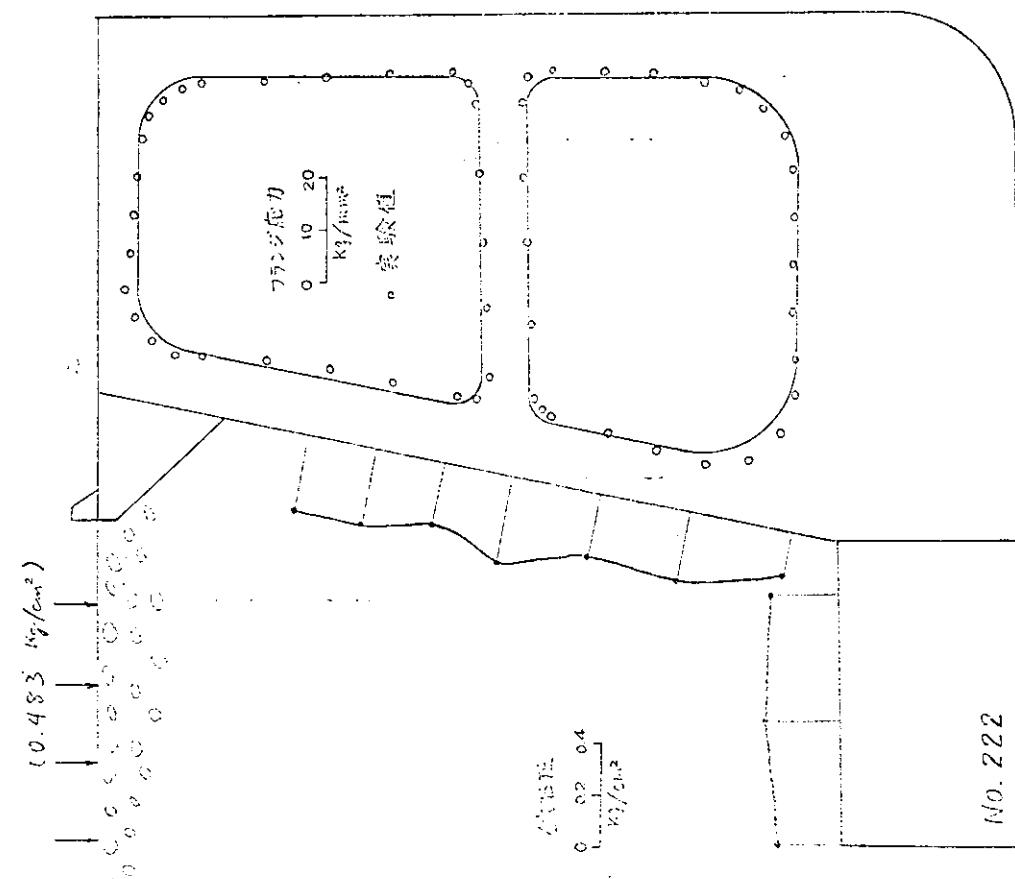
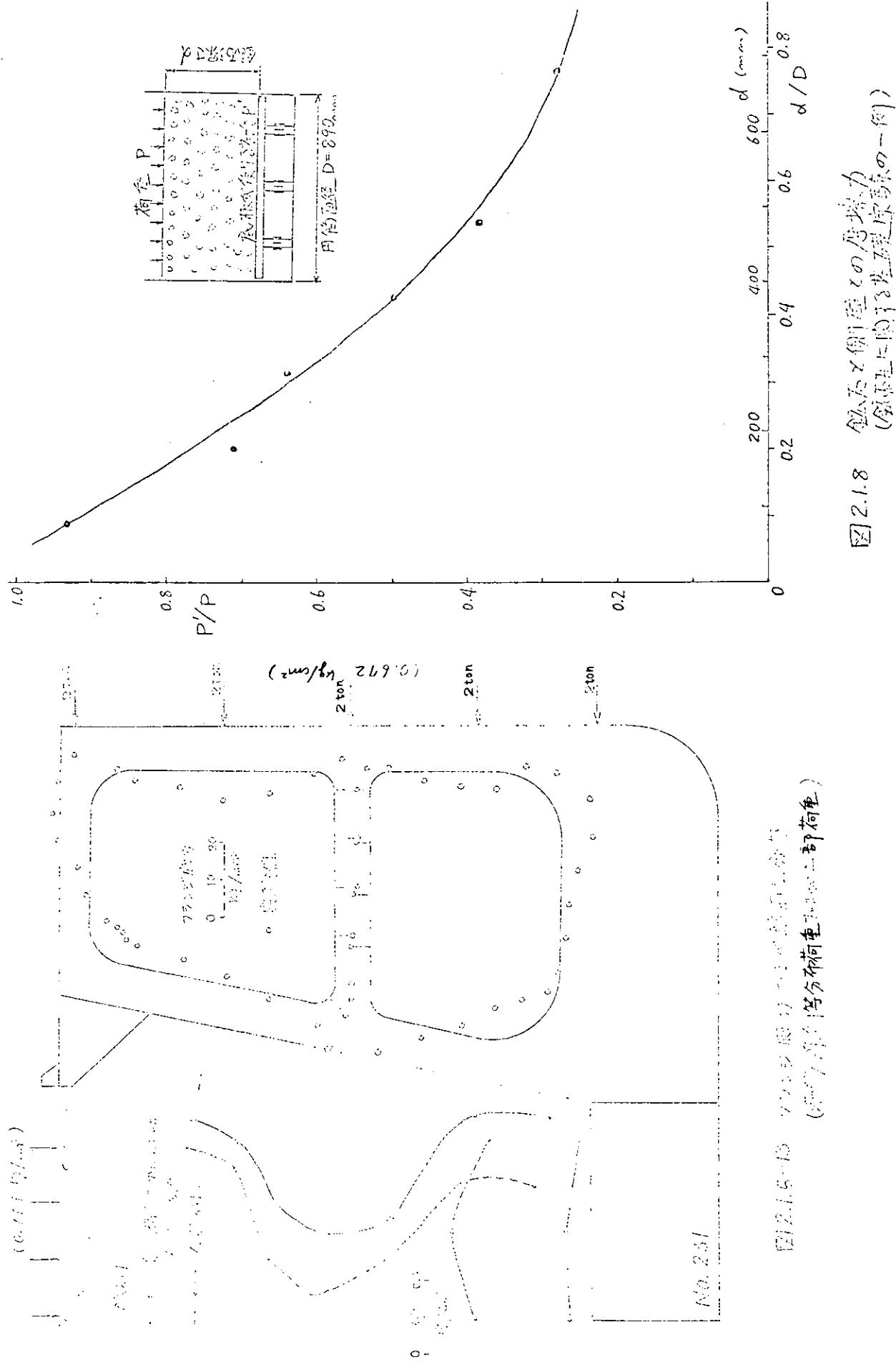


図 2.1.6-11 フランジ応力および底面后压分布
(滑面, 上部荷重)

図 2.1.6-12 フランジ応力および底面后压分布
(滑面, 上部荷重)



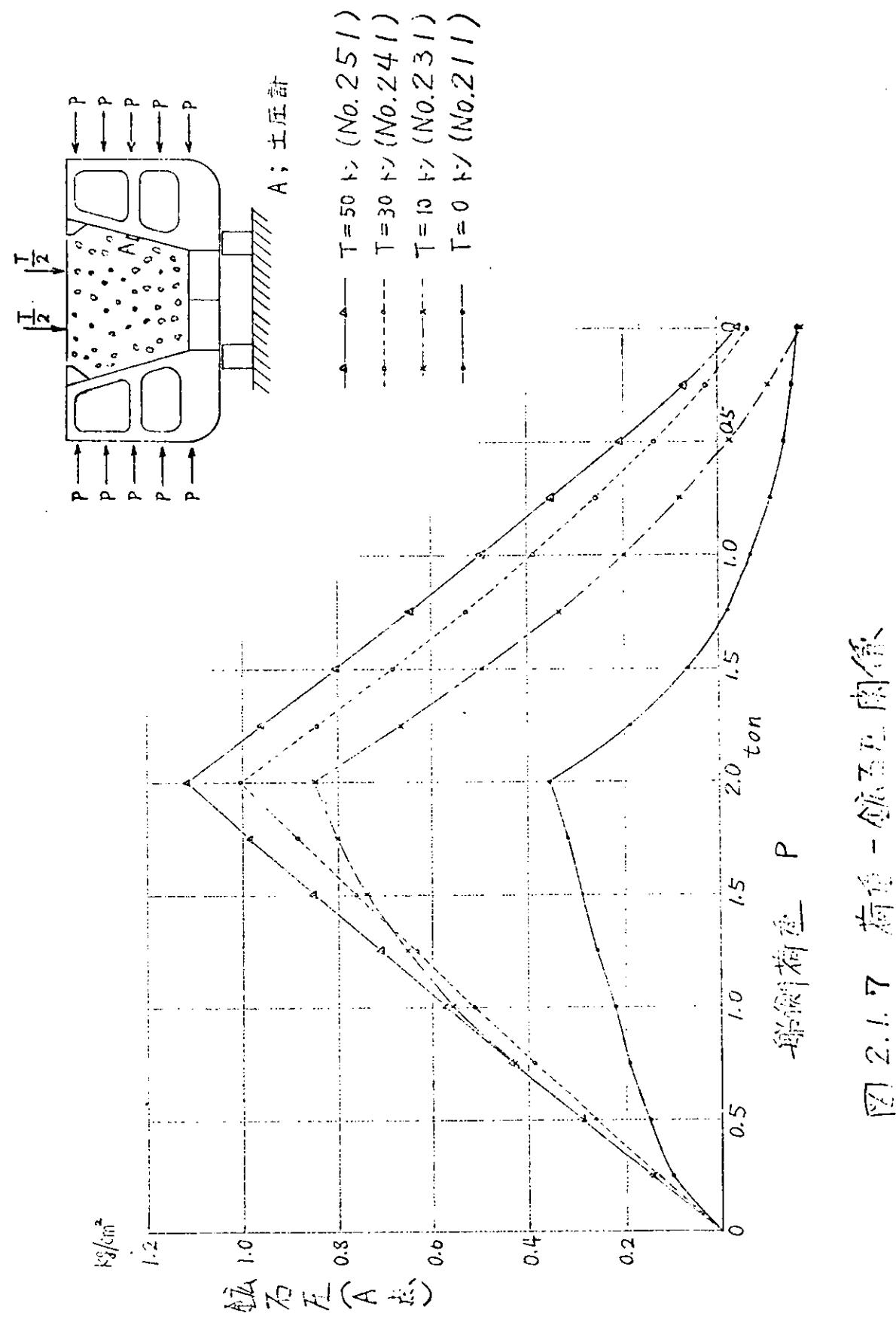


図 2.1.7 荷重 - 土圧計時間係数

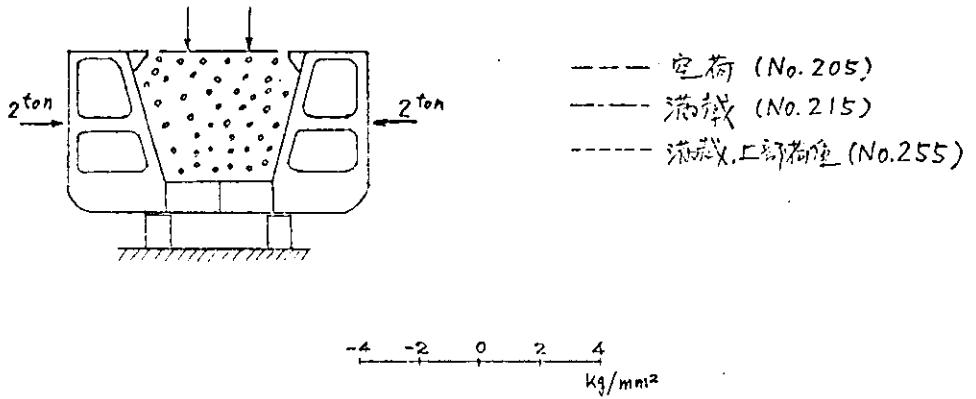


図 2.1.9-1 ストラット軸心力分布
 (船側単位荷重)

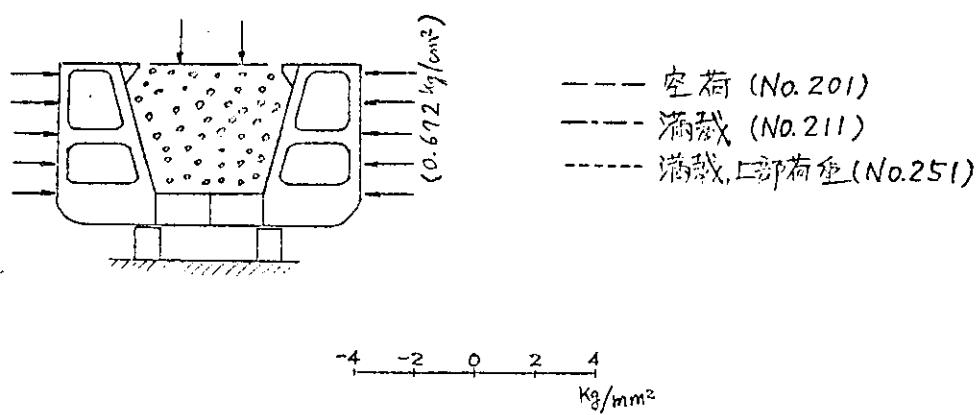


図 2.1.9-2 ストラット軸心力分布
 (船側等分布荷重)

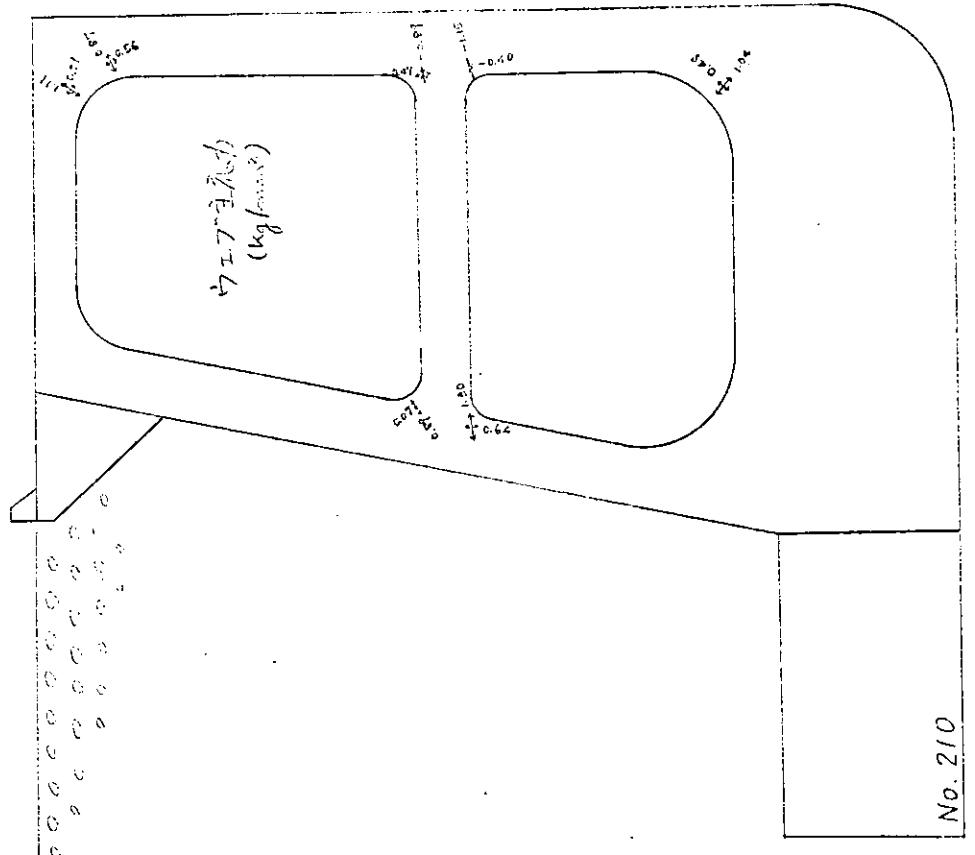


図 2.1.10-2 コーナー部の等応力分布
(底板、舷側等分野荷重)

No. 210

図 2.1.10-1 コーナー部の等応力分布
(底板、舷側等分野荷重)

No. 201

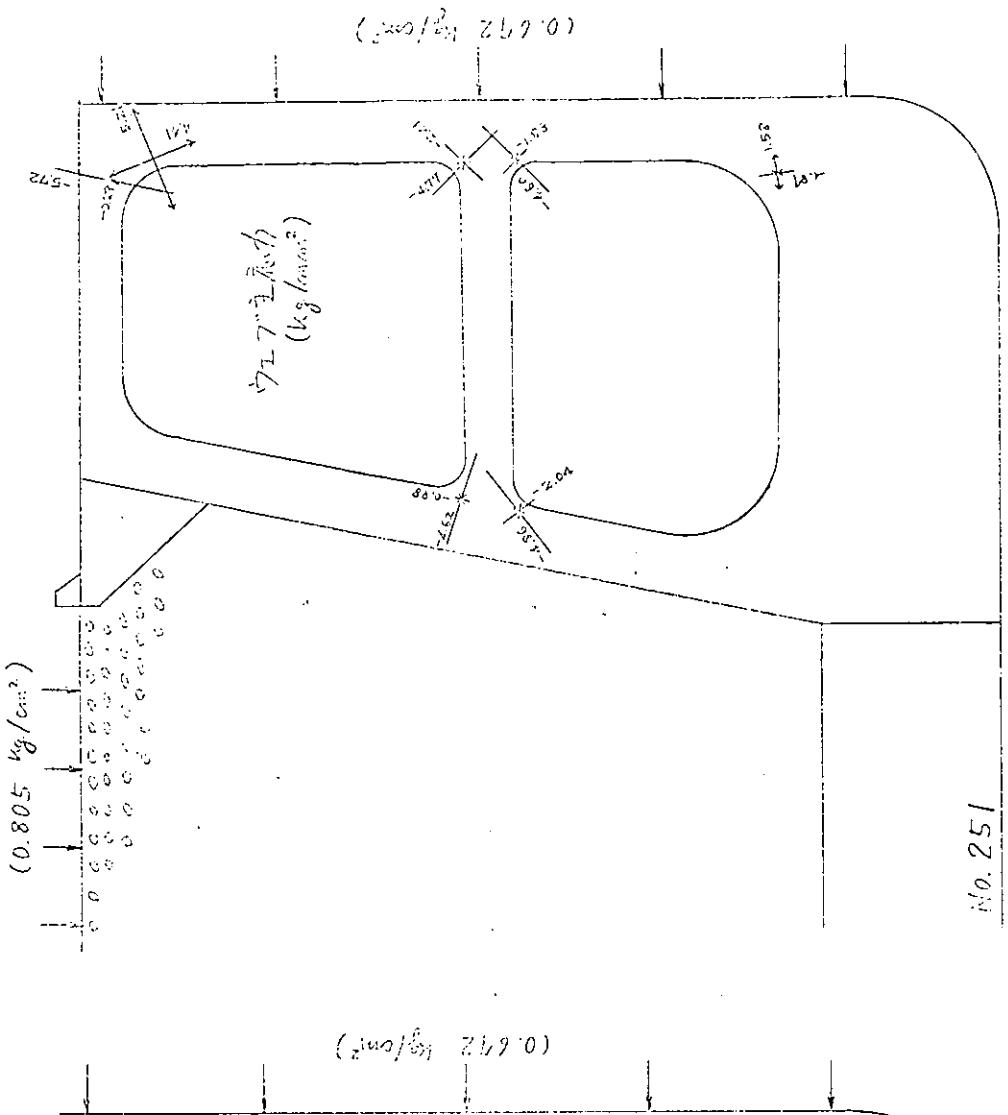


图 2.1.10-4 口-咽部“Y”型肌力分级
(消炎、解痉等治疗后心上部荷瘤)

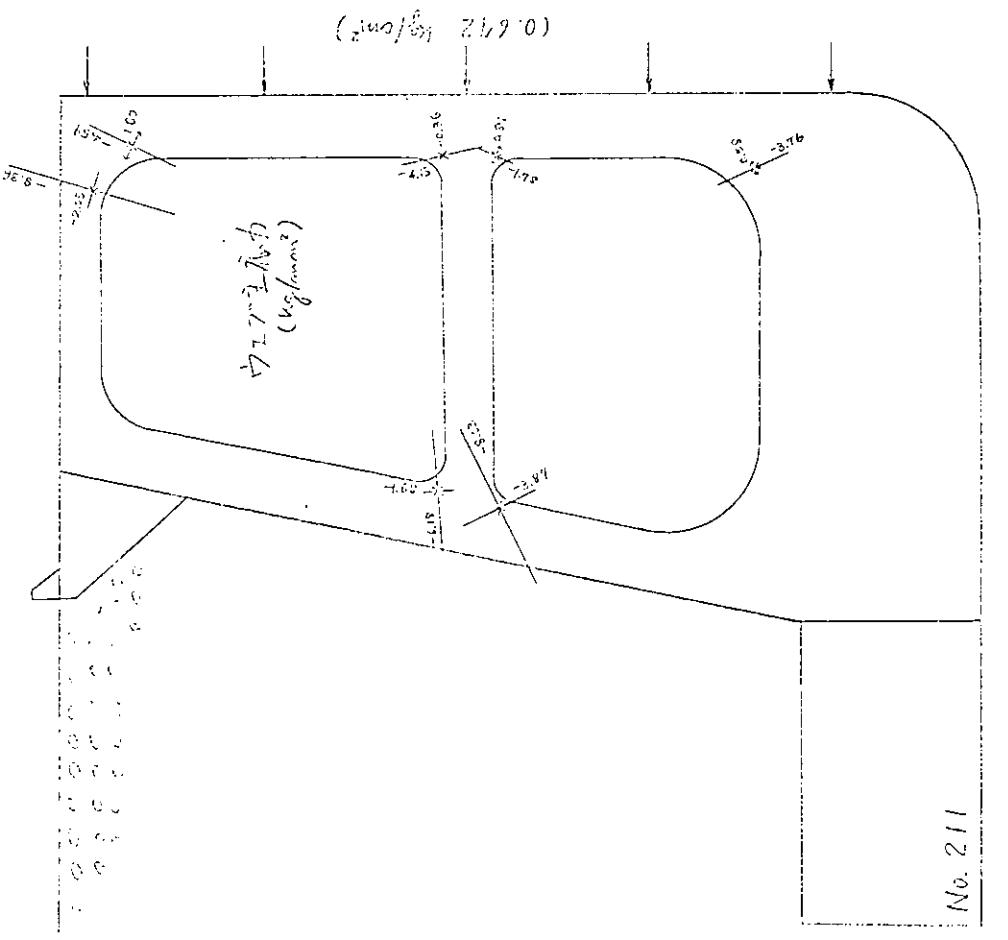


図2.1.10-3 3-7-1 部位別生産率(%)

No. 251

2.2 構造模型による崩壊実験*

2.2.1 目的

波浪衝撃による船側構造の崩壊に関する研究の一環として、本報告においては静的荷重による構造模型の崩壊実験を行ない、荷重の大きさや荷重範囲と構造物の崩壊形式、変形、応力などの関係について検討したものである。

2.2.2 実験内容

12万t鉱石運搬船の船側構造の約1/5の模型4回を使用した。模型は2種類に分けられる。

(1) A模型

図2.2.2(a)に示すようにO.T.BHDとSW.BHDの間の1/2タンクの船側構造模型で3回のtrans-ringをもうBHDの位置で固定しtrans-ringの崩壊実験を行なうこととする目的としている。A模型3回についても荷重の範囲を変えて実験を行なう。

K.

(2) B模型

図2.2.2(b)に示すようにO.T.BHD間の1タンクの船側構造模型で、長さはA模型の2倍である。O.T.BHDの位置で固定し、特にSW.BHDの崩壊と、それに隣接するtrans-ringとの関係とを調べることを目的としている。

荷重は、満載吃水状態における静水圧に相当する荷重と、吃水線附近に加わると想定される波浪衝撃荷重に相当する何れも大きさの等しい荷重と、模型外板の骨材の格子点に点荷重として加えた。点荷重の位置、大きさ、およびこれらに相当する圧力の分布範囲についてはそれぞれ 図2.2.3(a) 図2.2.5(a) 図2.2.7(a) 図2.2.8(a)に示す。

満載吃水状態における三角形分布の静水圧に相当するものとしては図に示すように P_{S1} , P_{S2} の2点によって近似することとし、この荷重は実験中常に一定に保持され、また模型に加えるべき静水圧 P_m と実船の静水圧 P_a の比は

$$P_m = P_a \frac{(L/e)}{(T/t)} \quad (2.2.1)$$

で与えた。ここでレトノは模型の縮尺、T/tは実船と模型の板厚比であり、本実験では $L/e = 15$, $(L/e)/(T/t) = 2.5$ である。船底部に加わる静水圧に相当する荷重は実験装置の都合で、本実験では加えられていない。

波浪衝撃水圧に相当する荷重は次に示す4種類である。ただし前に述べた静水圧に相当する荷重は何れの場合についても常に一定に保たれている。

(1) 実験工

A模型の各trans-ring毎に吃水線近傍の一点と、吃水線と甲板との中间点に大きさの等しい荷重を加えて模型を崩壊させた。(図2.2.3(a))

* 負責担当者 施原寿郎

(2) 実験Ⅱ

A模型の各trans-ring 每に吃水線近傍の一点に大きさの等しい荷重を加えた。
(図2.2.5(a))

(3) 実験Ⅲ

A模型について実験Ⅱと同じ荷重を模型中央の1本のtrans-ringのみに加えた。
(図2.2.7(a))

(4) 実験Ⅳ

B模型のSとBHDおよびこれらに隣接する2本のtrans-ringに実験Ⅰと同じ荷重を加え、模型を崩壊させた。(図2.2.8(a))

実験に際しては試験材の構造上、模型の外板面を水平面とし、これに垂直な荷重を加えた。図2.2.1およびphoto 2.2.1は装置を示す。

2.2.3. 実験結果

実験結果は図2.2.3～図2.2.8に示す通りである。また模型材料のP- δ 線図は図2.2.9に示す。

(1) 実験Ⅰ

図2.2.3 (b)(c)は荷重Pと変位 δ の関係を示す。ここでPは1本のstrutおよびその附近の構造が受持つと考えられる荷重である。図2.2.3 (d)の斜線をほどこした部分の荷重のことであり、したがって、本実験では、 $P=1.5 P_0$ である。同図中のyは荷重Pを斜線をほどこした受持面積でわしたもので相当圧力である。また δ は上部strut位置の外板の凹み量である。同図中のNはstrutが受ける軸力の値を示し、strutのはば中央部の重の計測結果から求めたものである。N₁は上部strut、N₂は下部strutの軸力である。また図(b)は中央のtrans-ring、図(c)はBHDに隣接したtrans-ringについてのP- δ 線図およびNの値である。図2.2.4(a)は崩壊開始直前のtrans-ringの面材の応力を示したものである。図2.2.4(b)はtrans-ringの座屈崩壊状況を示したものである。図中②③④…の番号はその位置の座屈が開始した時を示すもので図2.2.3(d)の番号に相当する。図2.2.4(c)は上部のhorizontal girder面での外板の変形を示す。photo 2.2.2(a)は最終的崩壊状態を示す。photo 2.2.2(b)はtrans-ringのgunwale部の座屈状態、またphoto 2.2.2(c)は同じくbilge部の座屈状態を示す。ここでstrutが折れ曲っているのは、模型の破壊が充分進行した後にはじめて発生したもので大変形によって生じた二次的曲げモーメントによるものである。崩壊後といえどもP- δ 線が比較的水平な傾向、この曲げモーメントは小さい。

(2) 実験Ⅱ

図2.2.5 (b)(c)は荷重Pと変位 δ の関係を示す。P,Nおよび δ は実験Ⅰの場合と同様であるが本実験では $P=P_0$ である。実験Ⅰと同様 図(b)は中央trans-ring、図(c)はsideのtrans-ringについての値である。図2.2.6(a)は崩壊開始直前のtrans-ringの面材の応力を示したものであり、図2.2.6(b)はtrans-ringの

座屈崩壊状況を示したものである。前と同様に②③…の番号はその相手の座屈開始時を示す。図2.2.5(b)の番号に相当する。図2.2.6(c)は上部 horizontal girder 面での外板の変形である。photo 2.2.3.(a)は最終的崩壊状態を示す。また photo 2.2.3.(b)および(c)は上部 strut の外板側の基部の web plate の座屈状態を示すものでそれそれ図2.2.5(b)の②および⑥に相当する。photo 2.2.3.(c)に見られる如く変形が大きくなると strut の基部がくひれてくる。

(3) 実験Ⅲ

本実験は実験Ⅰ,Ⅱと異なり中央の trans ring への衝撃圧相当の点荷重を加えたものであり、基礎的な崩壊機構を知る為に行なわれたものである。図2.2.7.(b)が中央 trans ring の上部 strut 位置の外板の凹入量と、その点に加えられた荷重 P との関係を示すものである。また N は strut に生じた軸力である。座屈は実験Ⅰと同様に上部 strut 基部の web plate に発生し、このため外板が凹むが strut の曲り座屈は生じてこなかった。図2.2.7.(c)は上部 horizontal girder 面での外板の変形であり中央の trans ring は崩壊しているが両側の trans ring は殆んど変形していないことを示す。また $P \sim \delta$ 線図は他の実験と異り水平部分が殆んどあらわれない、photo 2.2.4 は strut 基部の web plate の座屈を示す。

(4) 実験Ⅳ

実験Ⅰと全く同じ荷重を swash bulkhead およびその両側の trans ring に加えたものであり、図2.2.8(b)に $P \sim \delta$ 図を示す。ここで δ は上部 horizontal girder と trans ring あるいは SW.BHD の支点における外板の凹入量である。また N は SW.BHD に隣接する trans ring の上部 strut の軸力を示す。本実験の崩壊荷重が他の実験に比べて小さいのは模型の補強材などが実船と相似ではなかったことが原因でありしたがって実験Ⅰと比較して論することはできない。

2.2.4 考察

(1) 実験Ⅰおよび実験Ⅱを比較すると崩壊形式が異っていることがわかる。実験Ⅰは、水圧が吃水線およびその上方にかなり広い範囲で分布した場合に相当するものであり、実験Ⅱは吃水線附近に水圧が集中した場合に相当するものである。したがって実験Ⅰでは gun wale 部の trans ring の座屈による崩壊が開始され、strut 基部の web plate の座屈は少しおくれる。また実験Ⅱでは上部 strut 附近に荷重が集中する為、この場合はその附近の web plate の座屈によって崩壊がはじまる。崩壊開始時の相当圧力を考えると前者の方が後者より小さい値をとる事は当然である。波浪衝撃による船側構造の崩壊荷重を論する場合には、まずこの両者の区別を明らかにする必要があろう。さらに注意すべきことは、本実験においては strut 自身に加わる軸力は比較的小さく、また崩壊初期では荷重の偏心により strut に加わる曲げモーメントも小さい。したがって大変形に伴う大きな曲げモーメントを生ずる崩壊後期を除けば strut 自身の座屈は発生しなかった。

(2) $P-\delta$ 曲線を見ると、実験ⅠおよびⅡの何れについても、崩壊後かなりの範囲にわたって曲線がほぼ flat になり、崩壊荷重が明瞭にあらわれている。この範囲内では、また strut に加わる軸力は、ほぼ一定値に保たれる。変形が進行し $P-\delta$ 曲線が立上ってくると、逆に strut に加わる軸力が減少する傾向がある。これは大変形に伴なう偏心により発生した大きな曲げモーメントにより strut が座屈するためである。崩壊初期ではこの曲げモーメントは小さい。

(3) 実験ⅠおよびⅡにおける外板の変形曲線などから考えて、崩壊初期では中央の trans ring は三次元的なものとして取扱うことができる。両側の trans ring は変形はほぼ中央のそれと算していいが strut の軸力が中央に比べて小さい。これで horizontal girder の変形抵抗と外板の膜力によるものと思われる。大変形になると中央の船底が両側に比べて次第に大きくなる。

(4) 実験Ⅲの $P-\delta$ 曲線は、実験Ⅰ, Ⅱとその傾向が異なる。これは変形が局部的であったため、horizontal girder の変形抵抗および外板の膜力が大きいためと思われる。また荷重は中央の trans ring のみに加えられたのではなく(ただし静水圧に相当するものは全 trans に加えられている)この trans ring の崩壊は行なわれたが、両側の trans ring はほとんど変形していない。

(5) 外板および web-plate の応力計測、計算結果とともにに関する考察および SW.BHD に関する実験結果の詳細については後の報告に譲る。

2.2.5 結論

(1) 波浪衝撃圧力による 12 万 ton 鉱石運搬船の船側構造の崩壊に関する模型実験を行なった結果、崩壊は trans ring の web plate の局部座屈によって開始され、その形式は荷重分布により二つに分けられることがわかった。

(2) 崩壊初期において荷重はかなりの範囲で一定に保たれ、この間は strut に加わる軸力もほぼ一定でありこの値は比較的小さい。したがってこの時期では strut 基部の座屈は見られるが strut 自身座屈しない。

(3) 1/2 タンクの 3 本の trans ring に同じ荷重が加わった場合、中央の trans ring の崩壊はその初期ではほぼ三次元的に取扱ってよい。

(4) 1/2 タンクの中央の 1 本の trans ring のみに荷重が加わった場合に、これが崩壊しても両側の trans ring はほとんど変形しない。

(5) 本実験は水圧を点荷重で近似して行なったものであり、崩壊状態についても若干異なることも考えられる。今後これに関する検討が必要であろう。また鉱石圧の影響および出来れば船底水圧の影響も考慮に入れて実験を行なう必要があると思われる。次に模型では小骨を外板および web の板厚に入れると、或いは模型の補強材ブラケットなどの板厚に入れている。したがって web の局部座屈強度に関する模型と実船との対比についての検討が必要である。

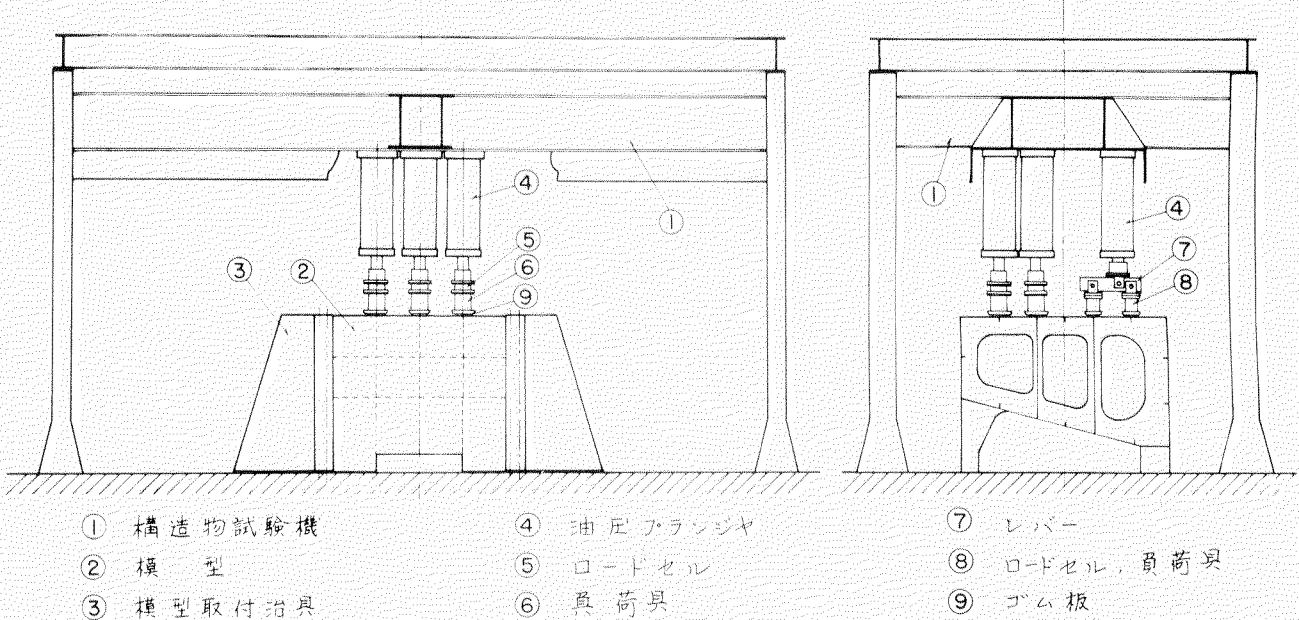


図 2.2.1 試験装置

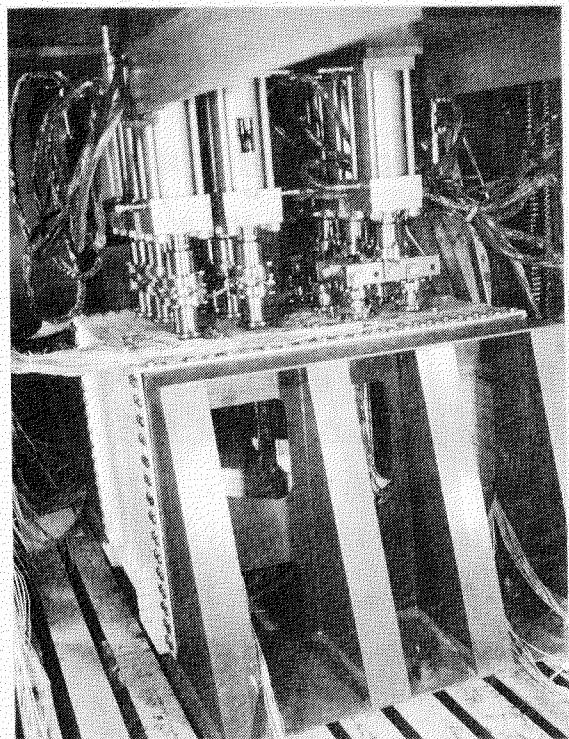
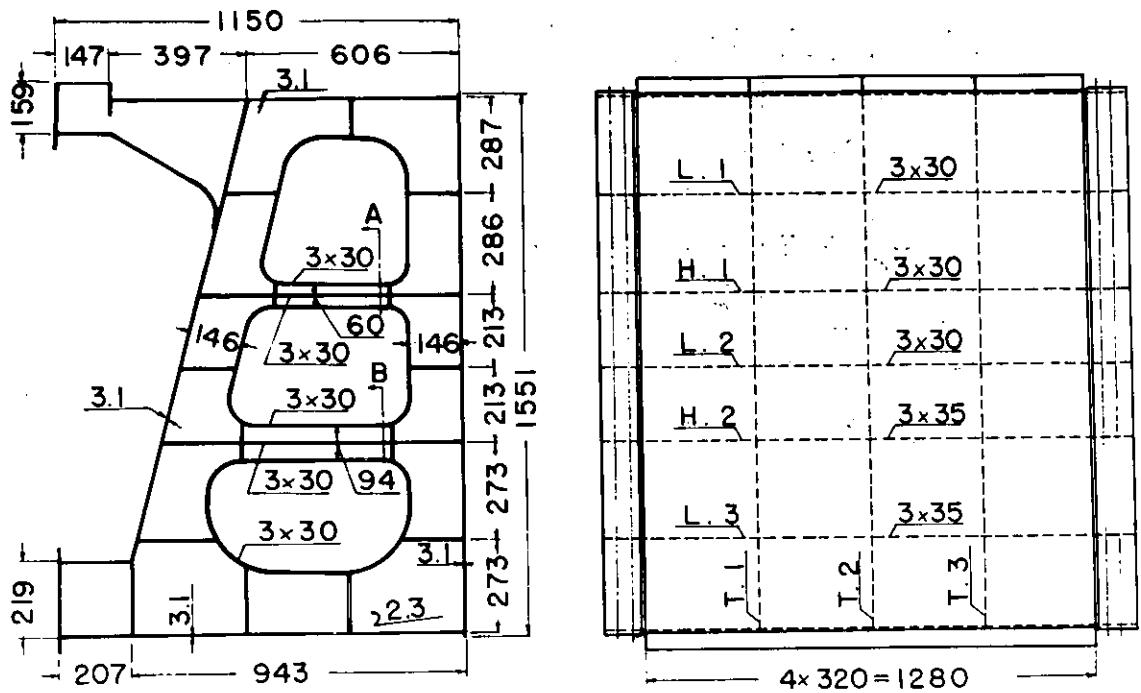
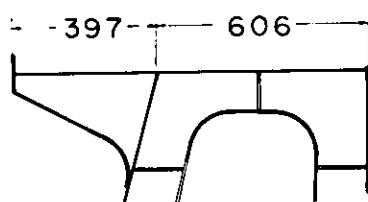


Photo. 2.2.1 試験装置



T. I., T. 3



T. 2
(他の部分はT. 1と同様)

3 x 30

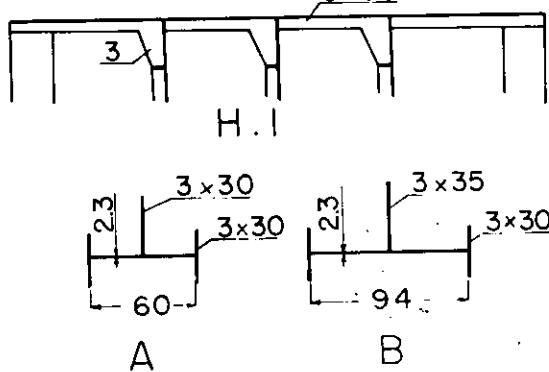
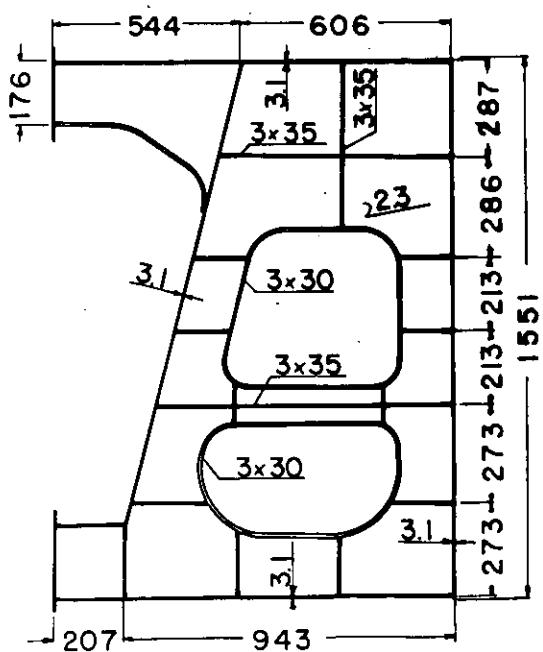


図 2.2.2 (a) A 模 型



取付用木ナ

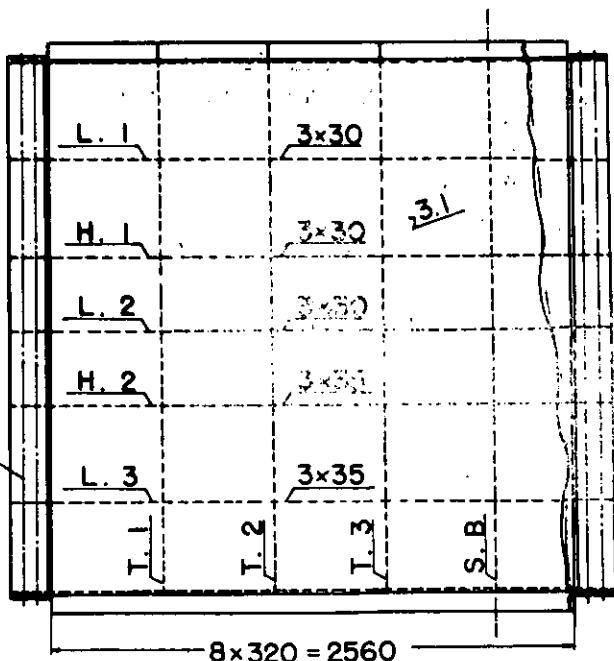


図 2.2.2 (b) B 模型

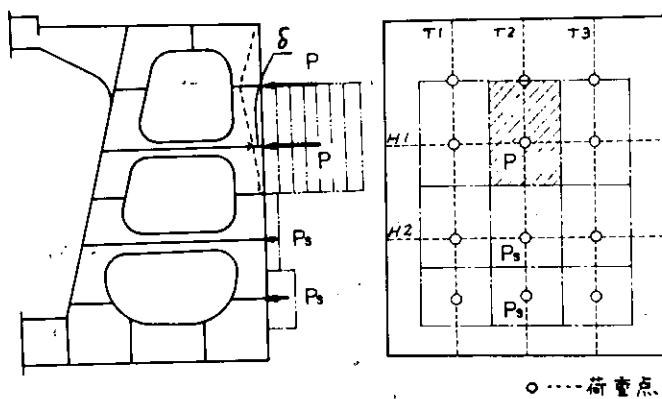


図 2.2.3(a) 荷重(実験 I)

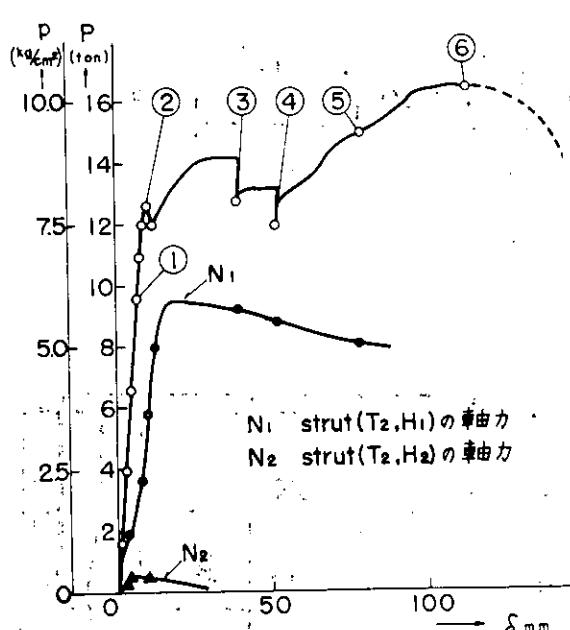


図 2.2.3(b) P-δ 線図(T2, H1点)

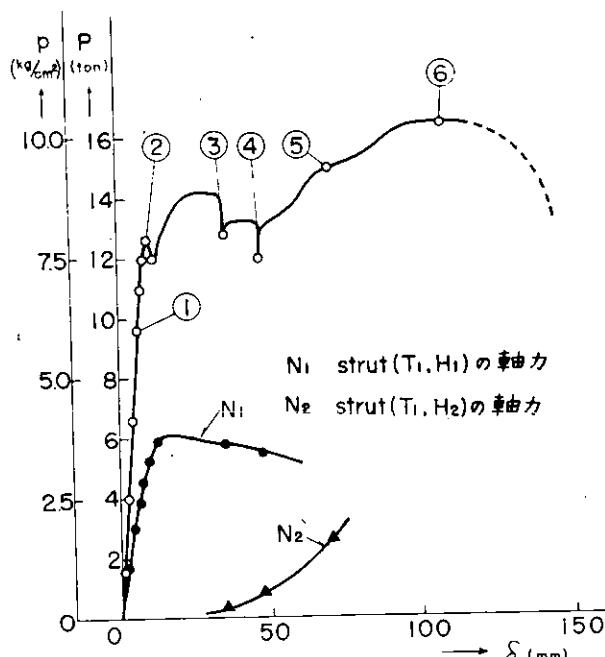


図 2.2.3(c) P-δ 線図(T1, H1点)

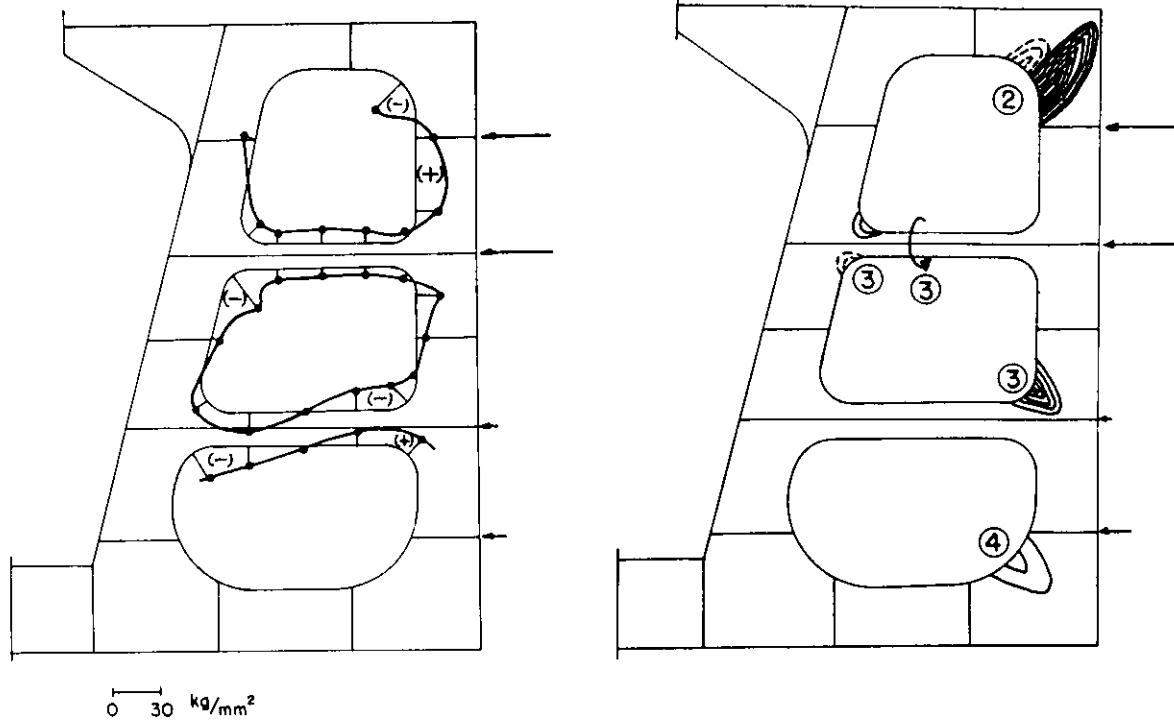


図 2.2.4(a) 面材の応力(崩壊直前 ②)
図 2.2.4(b) trans ring の座屈状態.

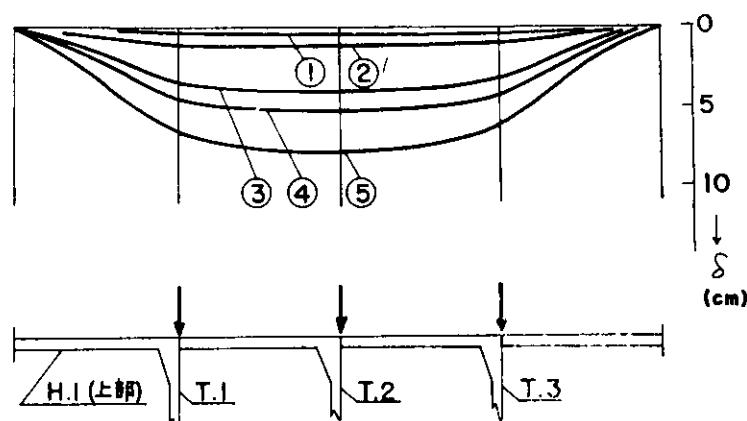


図 2.2.4(c) 外板の変形(H1線)

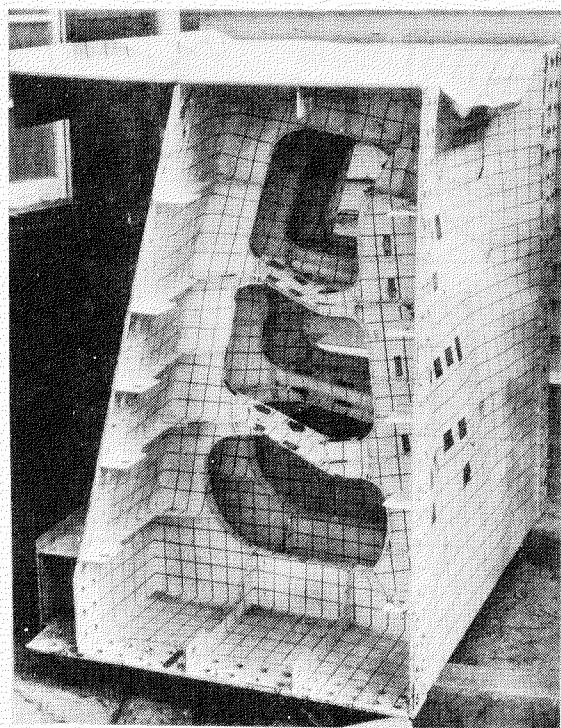


Photo. 2.2.2(a) 前壊後の模型（実験 I）

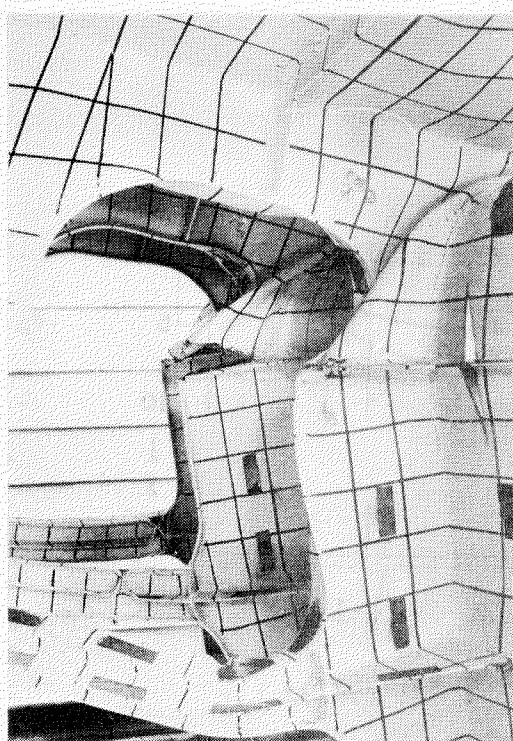


Photo. 2.2.2(b) trans ring の gunwale
部の座屈 (実験 I)

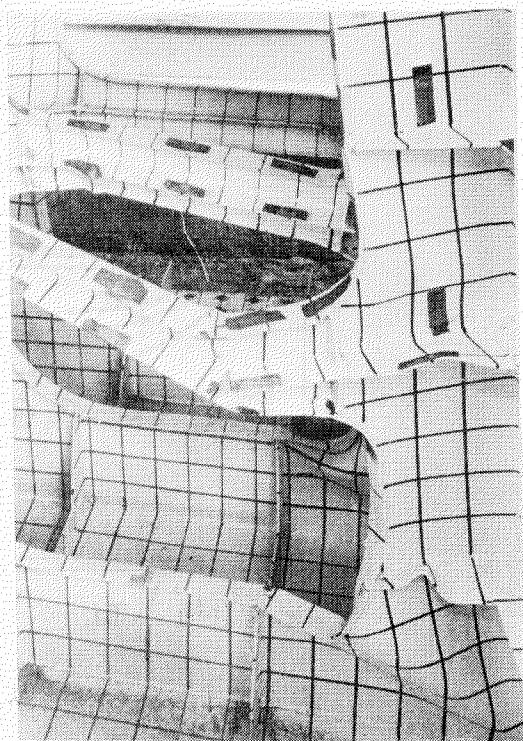
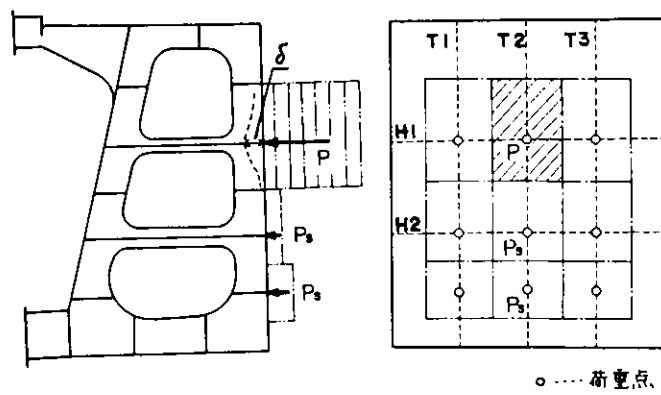


Photo. 2.2.2(c) trans ring の bilge 部
の座屈 (実験 I)



○ ……荷重点

図 2.2.5(a) 荷重(実験Ⅱ)

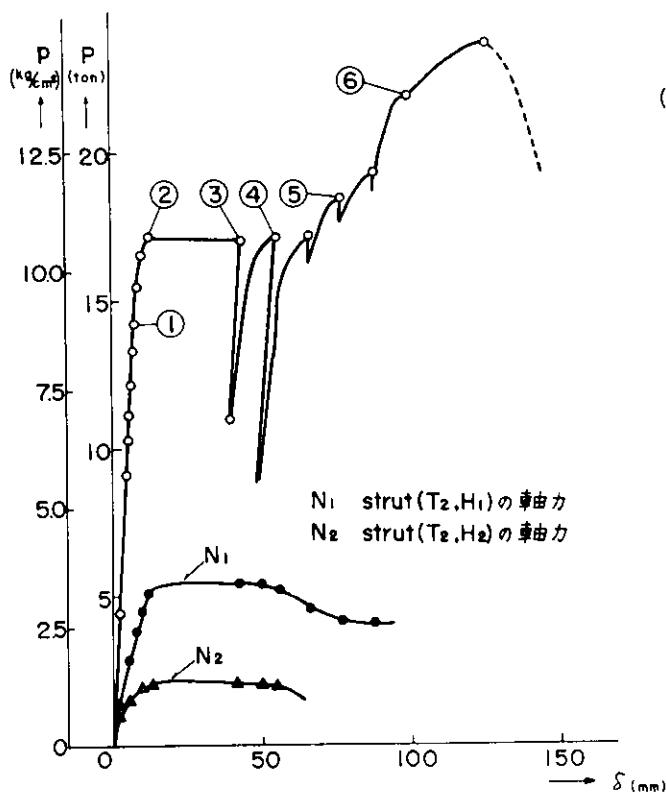


図 2.2.5(b) P - δ 線図 (T_2, H_1 点)

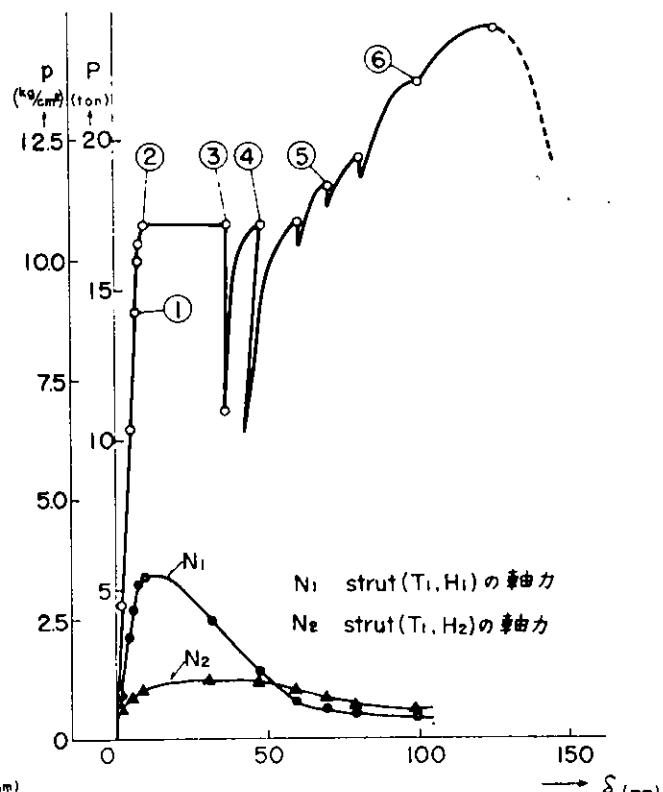


図 2.2.5(c) P - δ 線図 (T_1, H_1 点)

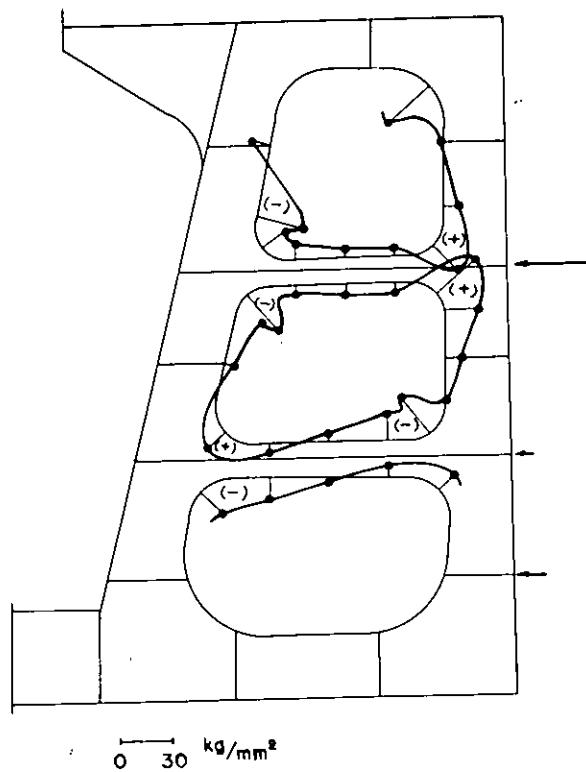


図 2.2.6(a) 面材の応力(崩壊直前②)

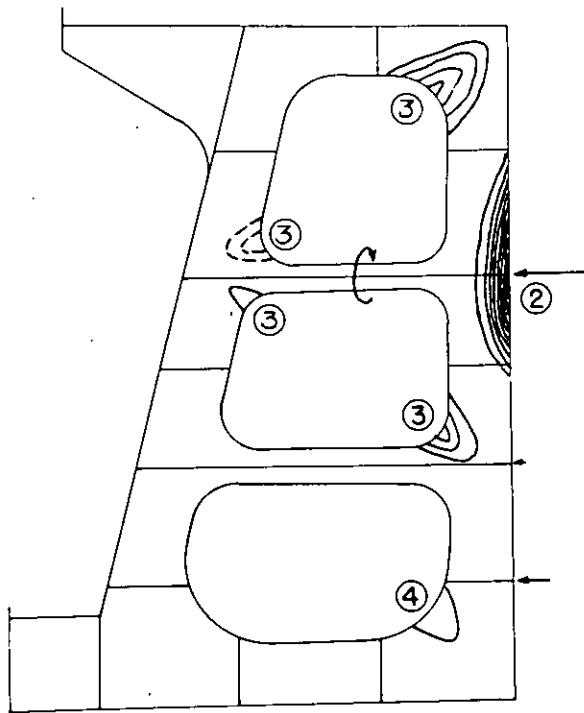


図 2.2.6(b) trans ring の座屈状態

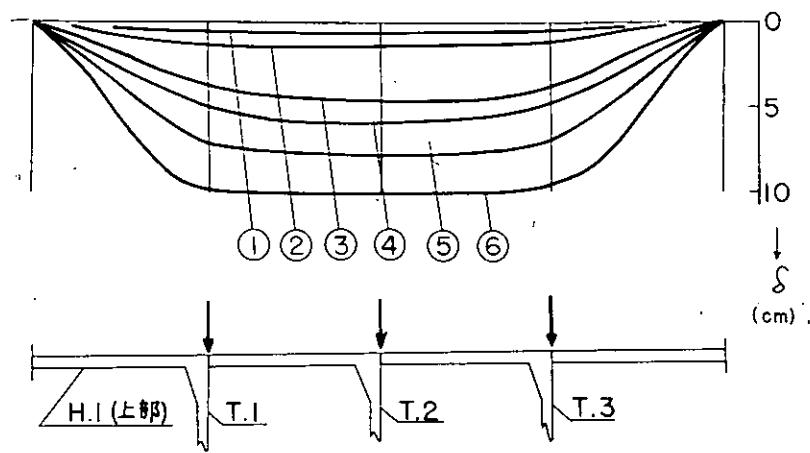


図 2.2.6(c) 外板の変形 (H.I 線)

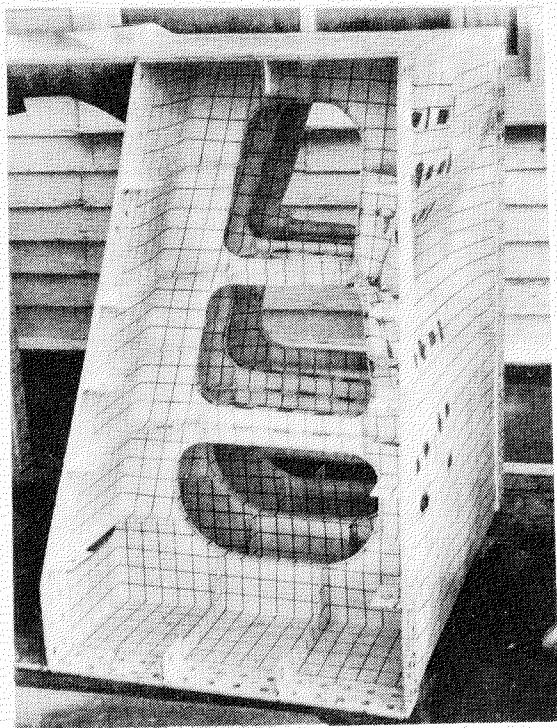


Photo. 2.2.3(a) 崩壊後の模型（実験Ⅱ）

座屈

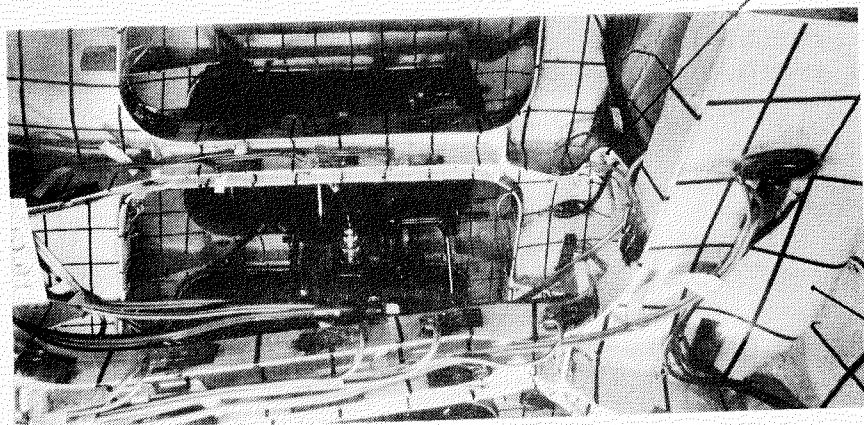


Photo. 2.2.3(b) $P = 17.2 \text{ ton}$ ②

座屈

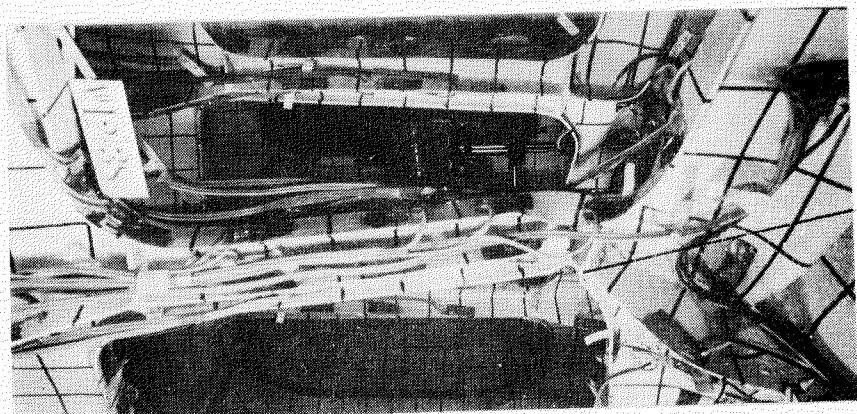


Photo. 2.2.3(c) $P = 19.3 \text{ ton}$ ⑥

座屈

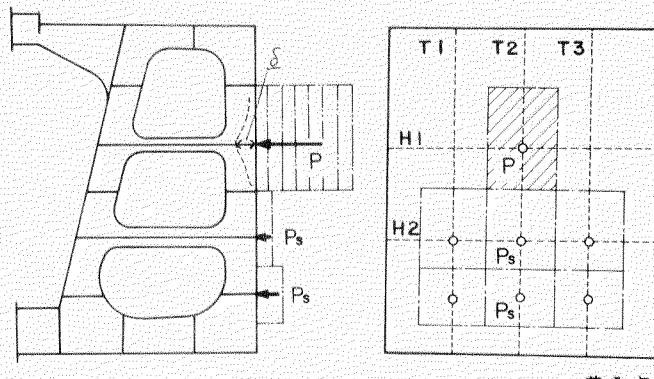


図2.2.7(a) 荷重 (実験 III)

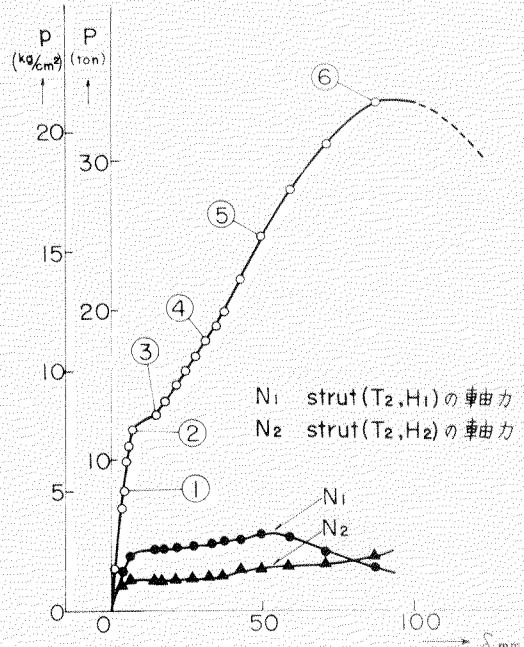


図2.2.7(b) $P-\delta$ 線図 (T_2, H_1 点)

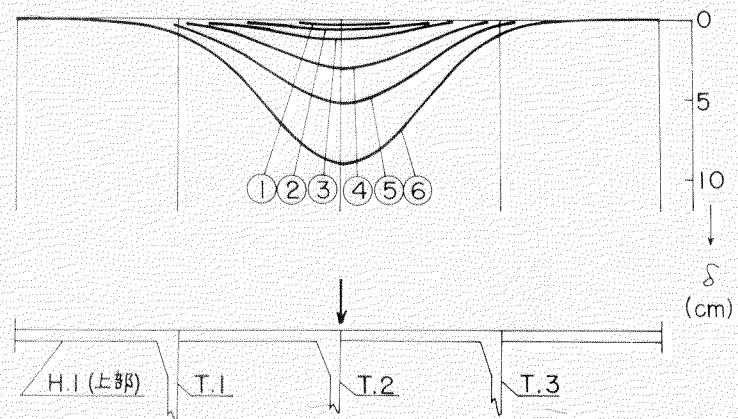


図2.2.7(c) 外板の変形 (H_1 線)

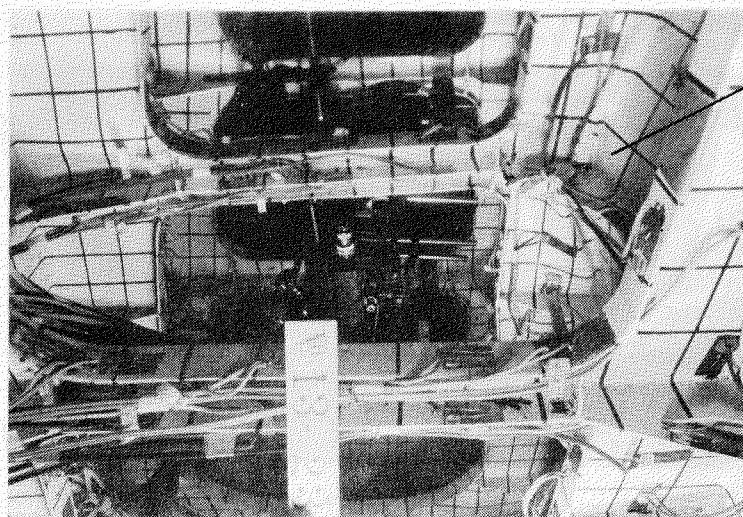


Photo. 2.2.4 Strut 基部の web plate の座屈 ($P = 31$ ton)

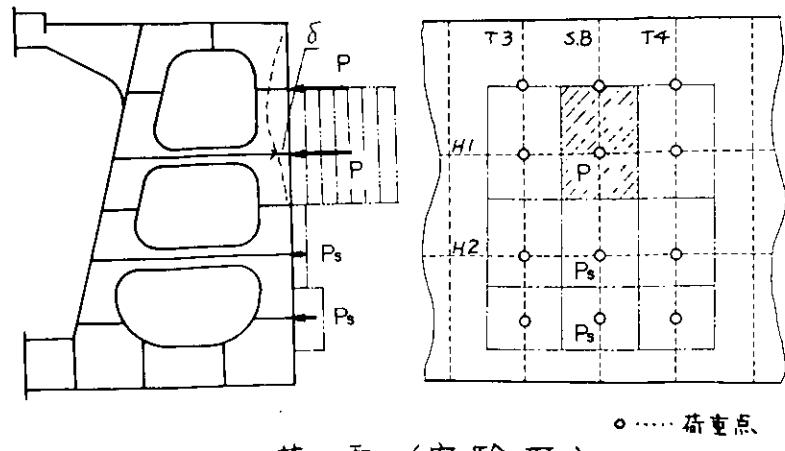


図2.2.8(a) 荷重(実験IV)

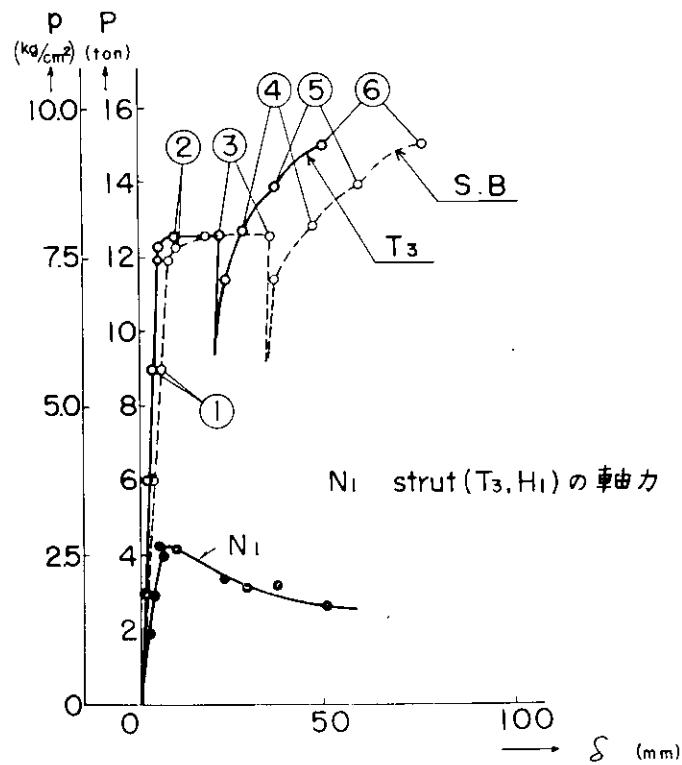


図2.2.8(b) P-δ線図(S.B.; S.B.H1点, T3; T3.H1点)

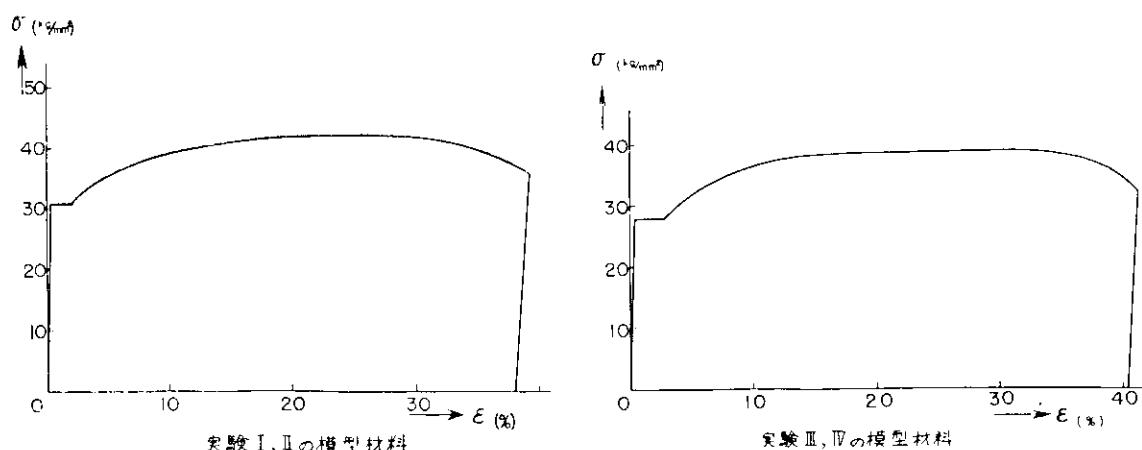


図2.2.9 模型材料のσ-ε線図

3. 動的荷重による破壊実験

3.1 船側外板の破壊機構を解明するための基礎研究^{*)}

3.1.1 はじめに

本研究は船側外板が動的外力によってどのような条件のもとで破壊するか、その破壊機構を解明するための基礎的資料を得ることを目的として行なわれた。

実船における船側外板の動的荷重による破壊を検討するに際し、図3.1.1に示すアプローチが考えられる。図中の①→②→③に到るステップ[†]は、ある部分は定説もあり、又現在研究が進められている部分もある。しかし④に関しては、静的な脆性破壊については現在多數の研究成果があり実船の解析もある程度可能であるが、動的な不安定破壊については、いまだその破壊判定の限界値は確立されていない現状である。その限界値を明らかにするには、寸法効果、切欠形状、温度、載荷、ひずみ速度、外力波形等多くのパラメータにつき広範な実験をまたなければならぬ。

本実験は図3.1.1に示す①→④のステップ[†]のうちで、特定模型に対して主として変位および変位速度によって破壊条件④を求め、今後の研究との橋渡しの資料を得ようとするものである。

実験は二種の方法により動的外力を加えることが計画された。第一は静的アムスラー試験機で動的効果が得られる方法として、I型梁の“フェース”が瞬間に破断する場合の急激な荷重再配分による方法(Test A)を予備的に実施し、計画した切欠き条件での急速破壊発生の可能性があることが確認された。次に第二として若干定量的検討のために、スプリング式衝撃発生装置を試作、利用して、種々の荷重波形についての実験をTest Bとして実施した。

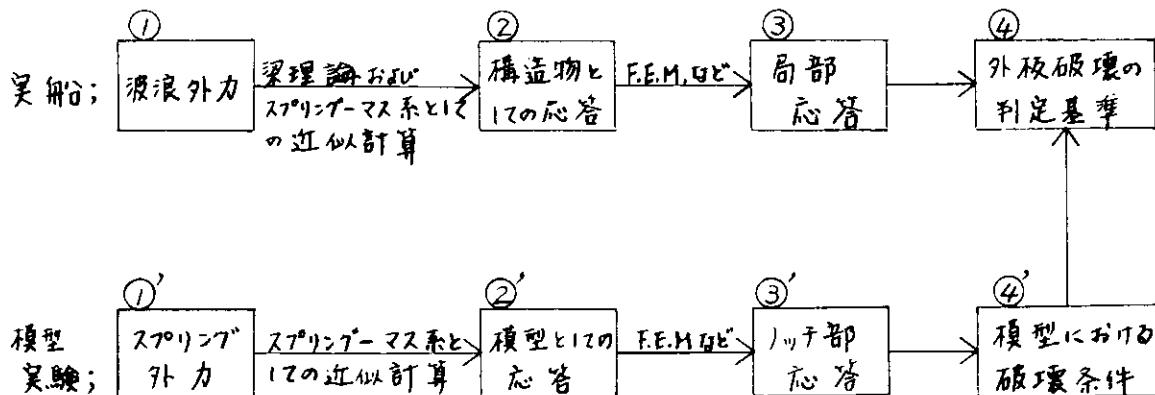


図3.1.1 外板の破壊条件に対するアプローチ

*）執筆担当者 鶴田 穂，伏見 稔

3.1.2 実験内容

以下、特記以外は Test A, B 互通に述べ、異なる場合は明示する。

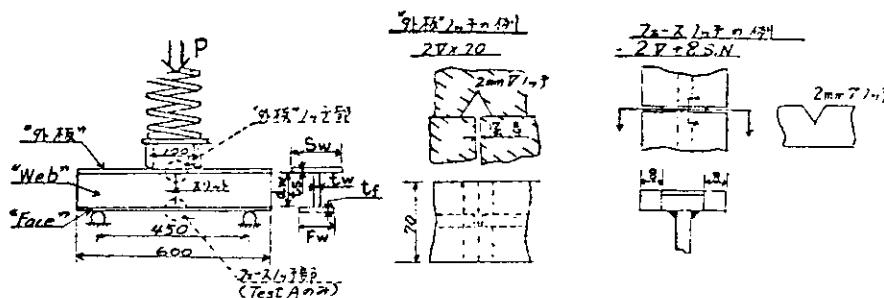
(1) 供試材および模型

“外板”の供試材は船級協会規格の A 級鋼板（セミキルド鋼）で、表 3.1.1 にその化学成分および機械的性質を示す。

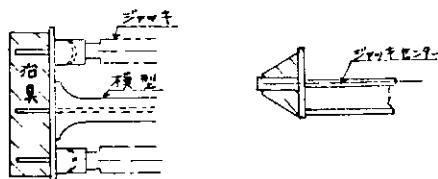
模型は、“外板”を供試材より長手方向をヨール方向と直角に切り出した。図 3.1.2 に示す工型梁とした。模型は“ウェップ”のスパン中央に“外板”面に垂直にスリットが設けられており、又同位置の“外板”側（ウェップ側）には表面ノッチとして標準 2mm V-Notch を設けた場合と設けない場合、さらに Test A では表面ノッチ長さを変化させたもの等がある。（詳細は表 3.1.3 および表 3.1.4 等参照）なお模型の全体の寸法は実船サイドランス（10万 DWT クラス）の $\frac{1}{20}$ のオーダーとした。

表 3.1.1 “外板”供試材の化学成分および機械的性質

	化 学 成 分 (wt%)					機 械 的 性 質			
	C	Si	Mn	P	S	Y.S (Kg/mm ²)	T.S (Kg/mm ²)	Elong. (%)	T _g (°C)
KA t=18	0.09	0.18	0.71	0.022	0.019	28.1	41.9	32.4	-6
KA t=11	0.13	0.22	0.87	0.025	0.018	27.7	43.4	30.0	-12



荷重装置および荷重方法



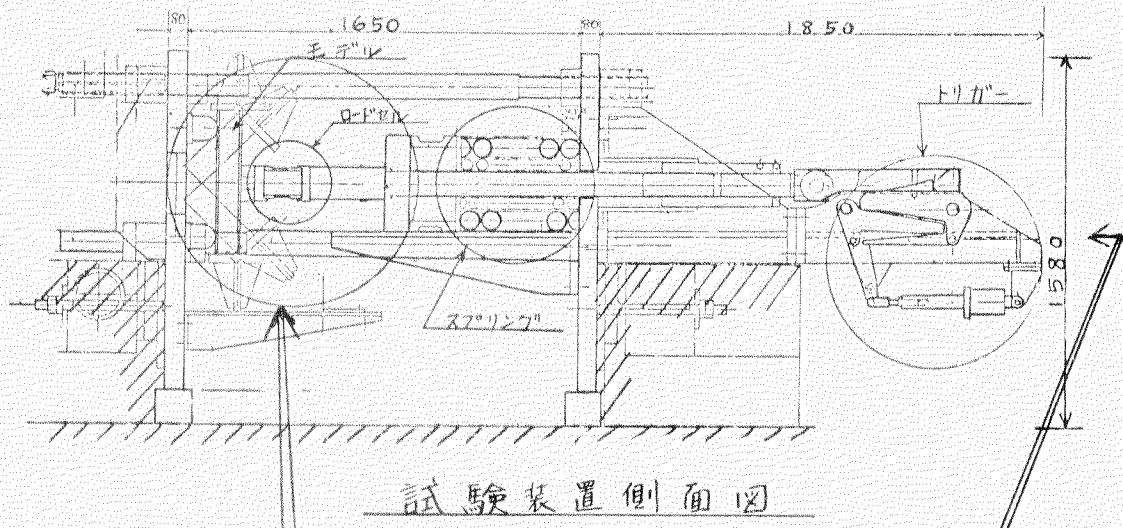
模型の寸法および固有性

Model No	S.W.	I.s	d.w.	t.w.	F.W	I.F	I (cm ⁴)	Z (cm ³)
A-1~A-11	70	11	70	6	30	11	178	30.8
A-12~A-13	70	11	100	6	30	11	355	48.1
A-14~A-17	70	18	70	11	30	6	198	31.4
Test B 1~33	70	18	70	11	70	11	381	69.6

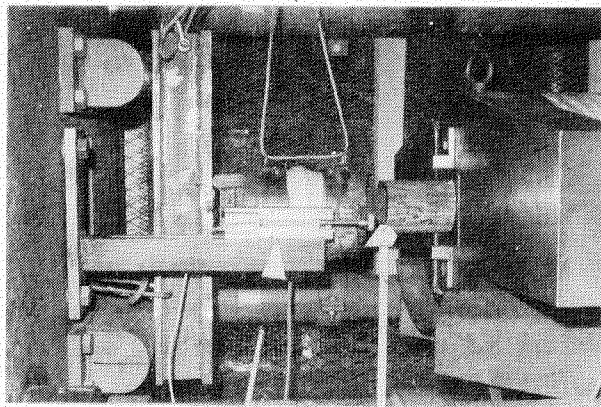
図 3.1.2 供試模型

(2) 荷重装置および試験方法

本実験に用いたスプリング式衝撃発生装置を図 3.1.3 に示す。実験はこの装置のスプリング初期圧縮量と初期間際量およびダンパーをそれぞれ変化させ、装置の可能範囲内で種々の荷重をスパン 450 mm で支持された模型に与えた。なお Test A および静的負荷試験は 200 ton アムスラー試験機を用いて試験を行った。

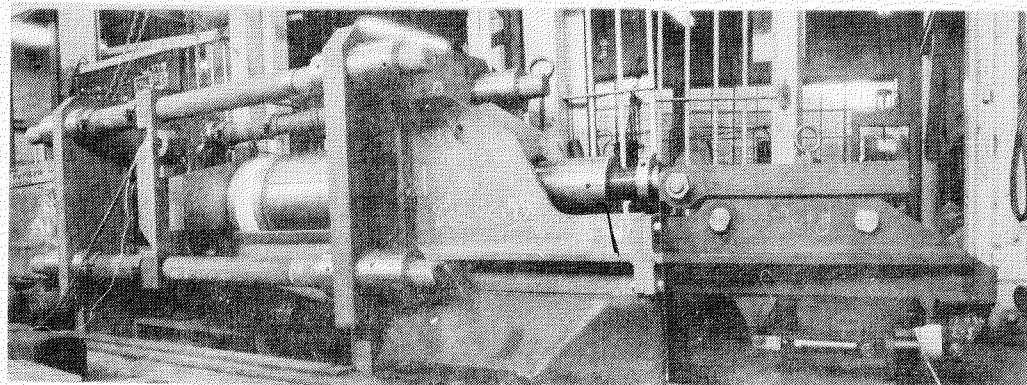
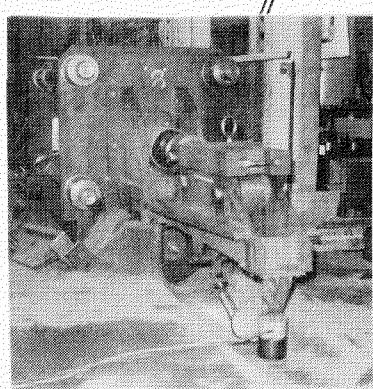


試験装置側面図

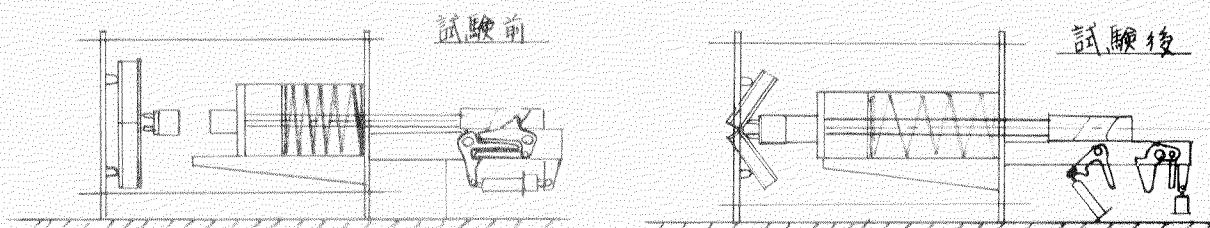


変位計

ダンパー



装置全景



機構模式図

図 3.1.3 27°リシグ式衝撃発生装置

(3) 計測項目および計測方法

計測項目は以下のとおり。

(a) 変位

変位は荷重梁（模型中央より）左右各50mmの変位を計測した。なお以下図表等で表示する変位は、模型の中央部“外板”（スリット位置）の2倍角変形することで、中央“外板”的変位に換算したものとす。

(b) ひずみ

図3.1.4に示す二卓で、ひずみゲージにより“外板”的スパン方向の動的ひずみの計測を行なった。この計測は荷重の対称性およびクラック発生時梁の検出等に使用した。

(c) 荷重

ひずみゲージ使用のロードセルをダンパーと模型の間にセットし、実験時のダンパーと模型の間に働く荷重、すなわち“模型に作用する外力”を動的に計測した。

(d) クラック発生時梁の検出

S.M.D.を用いてクラック発生時梁の動的ひずみを検出し、(詳細はSR133-委3-8bに報告済)このS.M.D.および(b)のひずみゲージによりクラック発生時梁を動的にとらえることが出来た。

計測の系統図および計器の一覧をそれぞれ図3.1.5および表3.1.2に示す。

表3.1.2 計器一覧

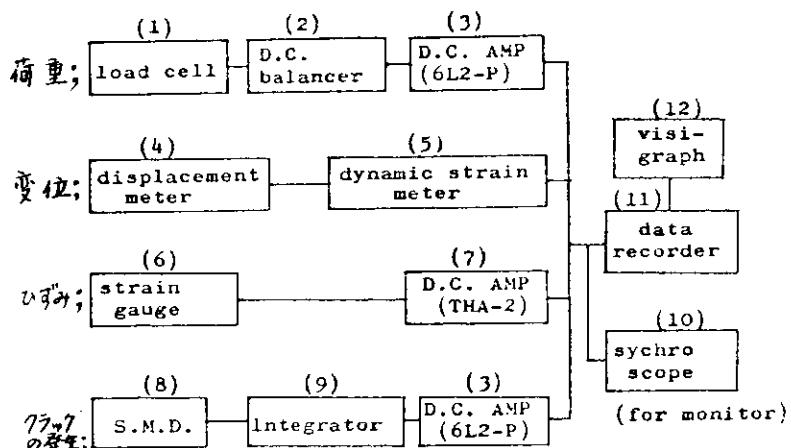


図3.1.5 計測のフローダイアグラム

計器	メーカーおよび名称
(1)(9)	自作
(2)	三栄測器 1701
(3)	豊田工機 6L2-P
(4)	東京測器
(5)	基和電業 DPM-1K
(6)	東京測器 YL-5(型式) M.M.社 WK-13-250BT-120 (1K 滤用)
(7)	豊田工機 THA-2
(8)	SONY MD-130F
(10)	アシオナル
(11)	基和電業 RTP-2
(12)	三栄測器 FR102

3.1.3 実験結果ならびに考察

(1) Test A の実験結果

予備的に行なった Test A の実験結果を表 3.1.3 に示す。本表より“外板”急速破壊発生の可能性に対して、定性的に次のような結果が得られ、Test B の実験計画に反映された。

(a) 表面ノッチが“外板”

のスリット位置に存在する場合は、板厚および温度の条件によっては急速破壊する可能性がある。

(b) 急速破壊は表面ノッチの長さにより著しく影響をうける。

(c) 表面ノッチがない場合は、試験温度が 0°C でも急速破壊は生じない。

表 3.1.3 Test A 実験結果の一覧

MODEL NO.	試験 温度	ナット 有無	拘束 有無	“外板” ノッチ	フース ノッチ	フース ノッチ	石炭酸 酸液	公称 破壊 荷重 (kgf)	破壊 荷重 (kgf)	破壊状況
A-1	25°C	有	ナシ	2V×70	2V+8SN	7.90	CuJ	22.4	210	近似破壊、切断せず
A-2	5.5	有	ナシ	2V×70	2V+8SN	9.30	26.4	560	ナチ背面 1mm 破断せず 他は大部分脆性破壊	
A-3	0	有	ナシ	2V×70	2V+8SN	11.40	32.4	590	ナチ背面 1~0.5% 破断せず 他は大部分脆性破壊	
A-4	0	有	ナシ	2V×70	2V+11SN	6.20	17.6	210	ナチ背面 35~25% 破断せず 他は大部分脆性破壊	
A-5	0	有	ナシ	2PN×45	2V+8SN	10.00	28.4	490	ナールート約 7mm 面性破壊、ナチ ホリ茨破壊より最終破壊まで	
A-6	0	ナシ	有	2PN×20	2V+4SN	3.80	39.2	44	切断せず、ナールート着子フレミング 程度。	
A-7	0	ナシ	有	2PN×20	2V+4SN	12.60	35.6	95	破断せず、ナールート 1~2mm あり。	
A-8	0	有	有	2PN×20	2V+8SN	7.05	20.0	100	破断せず、ナールート 4mm 程度。	
A-9	0	有	ナシ	2PN×20	2V+8SN	9.80	27.8	88	破断せず、ナールート 4mm が脆性破壊。	
A-10	0	ナシ	有	ナシ	2V+8SN	6.25	17.8	0	破断せず、外板にクランク入りで 拘束され。	
A-11	0	有	ナシ	アシ	2V+8SN	9.20	26.1	0	破断せず、外板にクランク入りで 拘束され。	
A-12	0	有	ナシ	2V×70	2V+8SN	16.60	30.9	560	ナチ背面 1~0.5% 破断せず 他面性破壊。	
A-13	0	有	ナシ	2V×70	2V+2SN	20.90	38.9	490	破断、脆性破壊、ナールート 8mm(セミ)拘束 7~2mm	
A-14	0	有	ナシ	2V×70	2V	10.00	27.9	1120	破断、近似破壊、ナールート	
A-15	0	有	ナシ	2V×70	2V	10.80	30.1	1120	破断、脆性破壊、ナールート 12~14mm	
A-16	0	ナシ	ナシ	2V×70	2V	11.10	31.0	673	破断せず、張出しでナールート より 9mm~8mm(脆性破壊?)	
A-17	0°C	有	有	2V×70	2V	6.30	17.6	1120	破断、ナチ背面 1~2mm 拘束	

(2) Test B の実験結果

注) 拘束は模型のスピニ方側の変位をジャッキ(両端ビンシヨイト)により拘束するヒモを表す。

(a) 静的負荷実験の結果

動的試験と同様の四種の試験片（拘束の有無およびノッチの有無）に対して静的な荷重を負荷し、試験片の変位および試験片各部のひずみの計測を実施した。荷重一変位曲線を図 3.1.6 に、“外板”負荷側のひずみ分布を図 3.1.7 に示す。図 3.1.6 より拘束付試験片では変位が約 10 mm ($\delta/\text{SPAN} \approx 10/450$) より急激な荷重の上昇、すなわち面内拘束が効きはじめることが認められる。図 3.1.7 からは、模型の中央部（スリット位置）でひずみ集中度が著しいことが認められる。なお模型はスリット位置において、隅内接部はスパン方向に全通しているが、静的負荷試験時の肉眼観察によるところほど荷重 2 ton にて破壊するのが観察された。

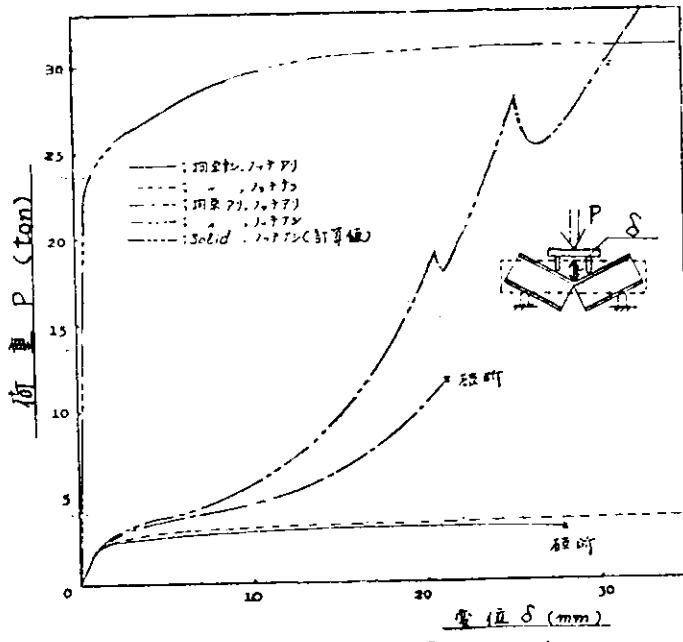


図 3.1.6 荷重-変位曲線

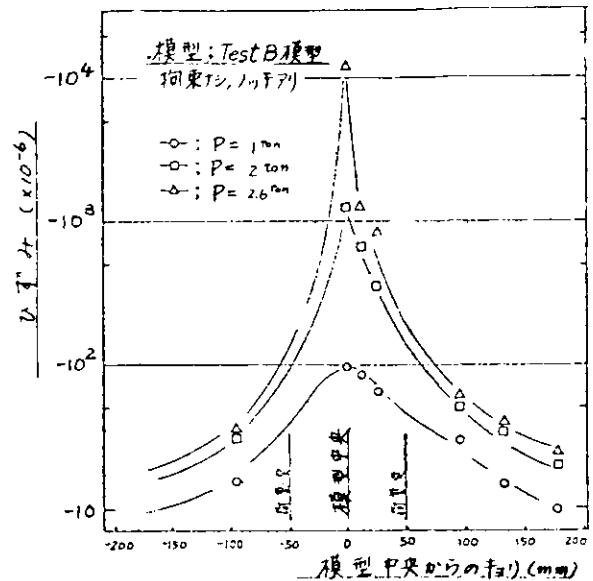


図 3.1.7 “外板”のひずみ分布

(b) 動的負荷試験結果

試験結果の一覧表を表 3.1.4 に示す。又計測の例を図 3.1.8 に示す。本実験において“外板”が破壊する場合、破壊が一度に生ずるより数回にわかれて発生するものが多く、表中の δ_c , $\dot{\delta}_c$ ($= d\delta_c/dt$) のワットラスはその回数に対応する。

なお破壊発生時の変位 δ_c および変位速度は計測結果より図 3.1.9 の如く読みとったものである。

(i) 破壊状況

表 3.1.4 から明らかな如く、“外板”に表面ノッティがあると室温では“外板”的破壊がみられず（実験の範囲内で）、“外板”と“Web”的取合の隅角部がスパン方向に破壊された。（写真 3.1.1 参照）

これに対するノッティがあると室温においても、同一荷重あるいはそれ以下の荷重のもとでも急速破壊する。この“外板”破面の代表例を写真 3.1.2 に示す。写真より明らかに如く、破面は脆性破面およびそれに延性破面が混在した破面である。

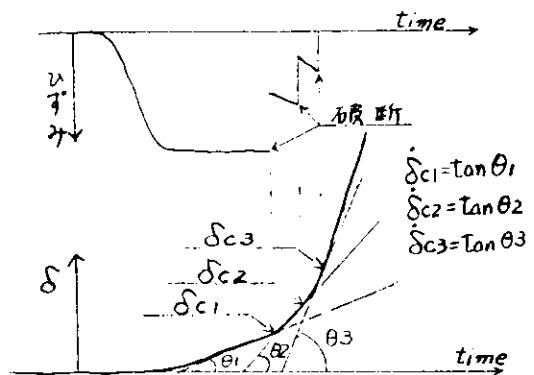


図 3.1.9

表 3.1.4 Test B 実験結果一覧

No.	試験条件	実験結果			P _{max} (ton)
		初期荷重 P ₀ (ton)	初期荷重 P ₀ の倍率 P ₀ /P ₀	初期荷重 P ₀ の倍率 P ₀ /P ₀	
1-3	3H-0.5	0.5	2.24	2.24	max. 7.1
2	5OH-0.5	0.5	2.06	0.66	4.0
3	72H-0.5	0.5	2.1/19.1/26.9	0.78/1.31/24.4	2.4
4	10H-0.5	0.5	1.1.9/18.7	1.0/1.64	4.2
5	32H-0.5	0.5	max. 6.5	5.9	3.9
6.	39.5H-0.5	0.5	11.5/23.4	0.59/0.58	3.3
7	7.2H-0.5	0.5	11.2/16.3/23.5	0.96/1.16/1.6	3.9
8	5.0H-1.0	1.0	14.9	1.1	3.2
9	0.04-2.0	2.0	max. 2.0	2.9	2.9
10	0H-6.0	6.0	34.5/39.7	2.67/0.57	4.5
11	20H-3.0	3.0	3.0/22.5/37.9	2.0/2.0/0.87	2.3
12	50S-0.5	0.5	9.6/11.5/26.9	0.42/1.63/1.63	3.1
13	30S-5.0	5.0	6.8/12.9/15.6	3.6/3.6/2.6	4.3
14	20H-0.5	0.5	5.02	0.44	0.2
15	1.5H-0.5	0.5	max. 2.0	0.4/1.0	0.2
16	8H-0.5	0.5	逆屈曲	50 過程	—
17	5H-3.0	3.0	—	—	—
18	8S-0.5	0.5	逆屈曲	—	—
19	5H-0.5	0.5	60.0	—	6.2
20	5H-0.5	0.5	20.0	24.8/30.4	4.2
21	5H-0.5	0.5	50.0	0.087	2.4
22	1.0H-0.5	0.5	100.0	1.1	0.1
23	1.0H-0.5	0.5	100.0	21.4/39.6	1.6
24	7.2H-0.5	0.5	15.1/26.7	1.0/0.94	6.5
25	2.5 時間の 12	12	逆屈曲	31.20/23.8/36.0	3.1
26	2.5 時間の 12	12	逆屈曲	—	—
27	前試験	—	—	21.4	12.5
28	变形計	—	—	—	—
29	变形計	—	—	—	—
30	0.04-5.0	5.0	逆屈曲	—	3.3
31	0.04-5.0	5.0	逆屈曲	—	—
32	0.04-5.0	5.0	逆屈曲	—	—
33	0.04-5.0	5.0	逆屈曲	—	—

注1) 破断は“外板”のみを対象とした。(○; “外板”破断)

注2) P_{max}: 最高荷重

注3) 270H-0.5"荷重": P_{SD-C}

D: θ=10°-の複雑構造 (H: 3mm厚TA, S: 38mm×4.5mm)

C: θ=90°-の複雑構造 (H: 3mm厚TA, S: 38mm×4.5mm)

注4) 所有は複雑のスルーフレーム (面積 C²=3.17=1)

注5) 同東方右二ビ直義。

図 3.1.4 実験結果一覧

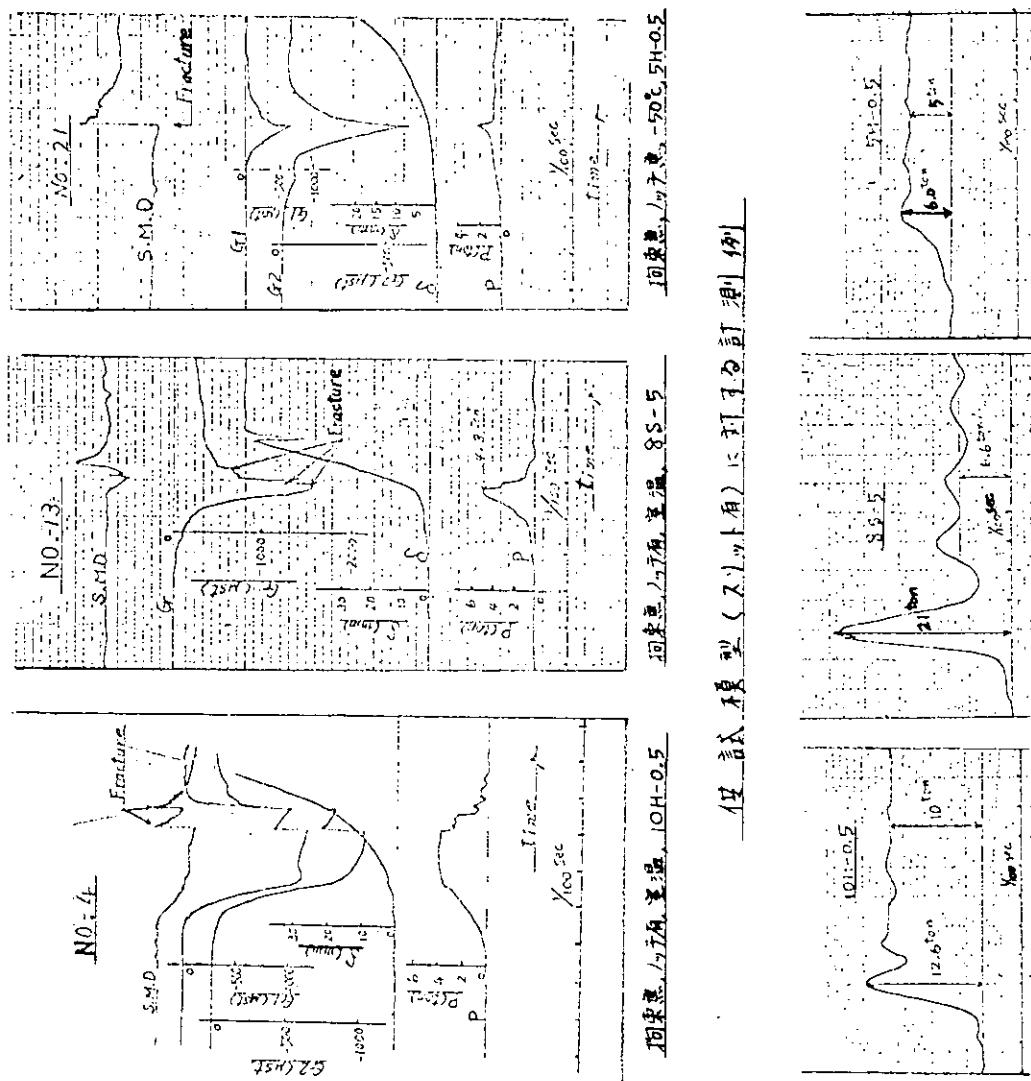


図 3.1.5 実験結果一覧

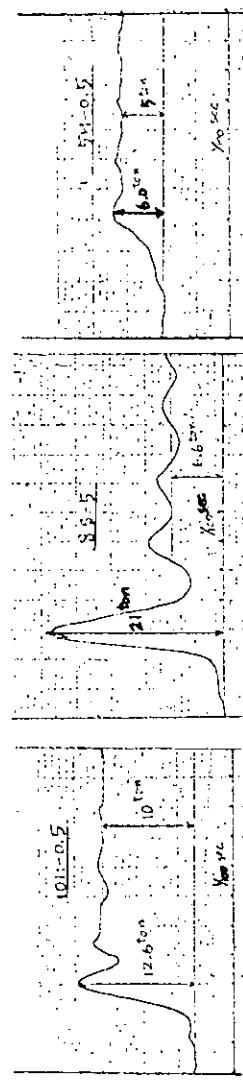


図 3.1.6 実験結果一覧

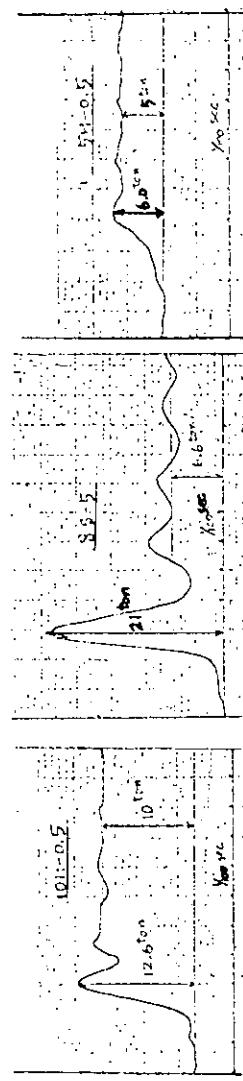


図 3.1.7 実験結果一覧

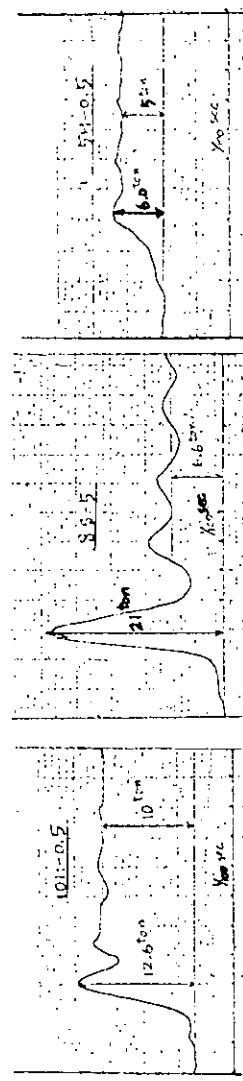


図 3.1.8 実験結果一覧

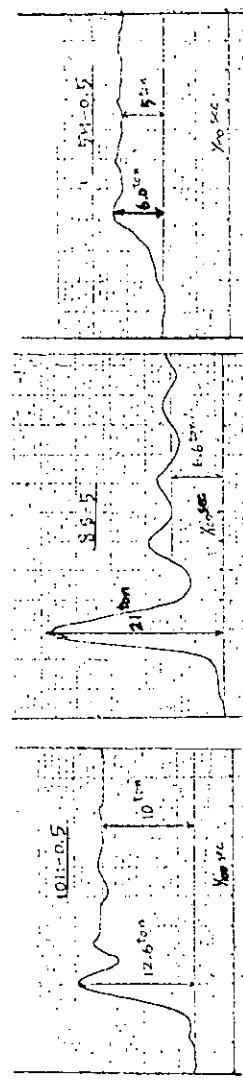
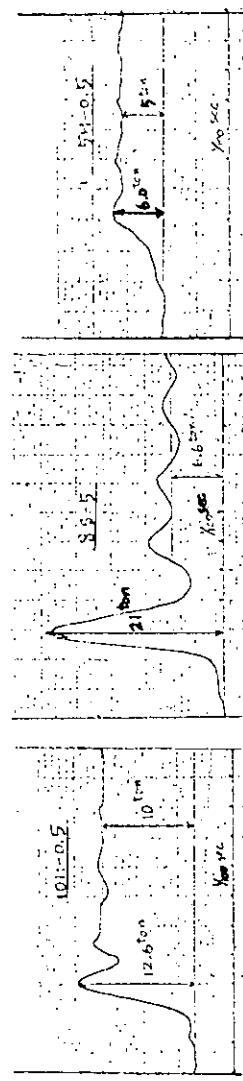


図 3.1.9 実験結果一覧



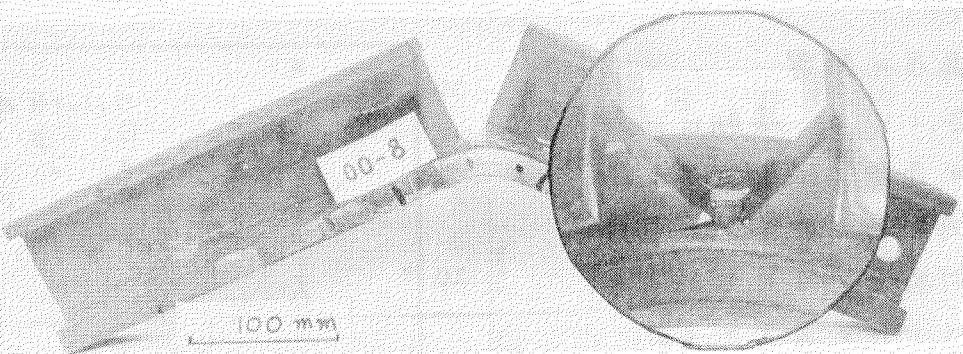
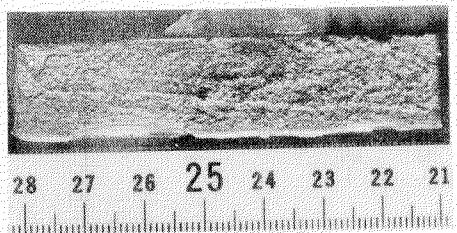
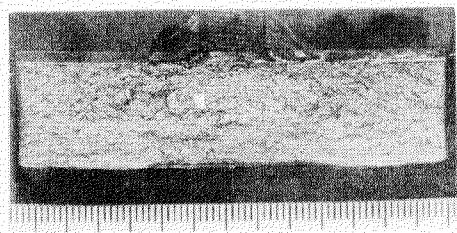
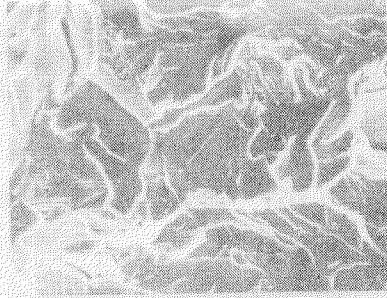
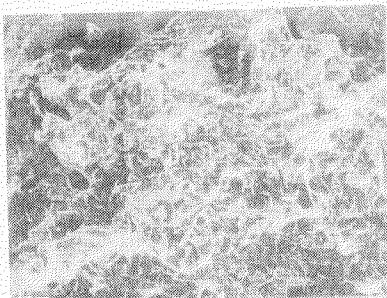


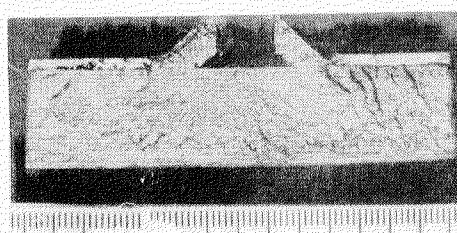
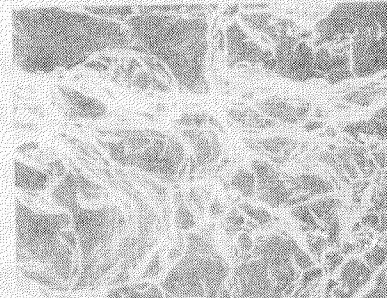
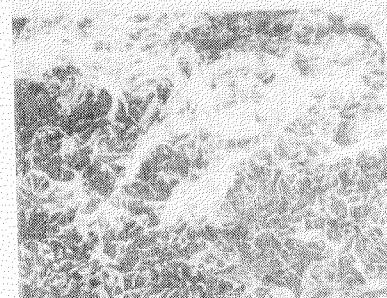
写真 3.1.1 ハニカム模型 (No. 18, 8S-0.5) 破壊状況



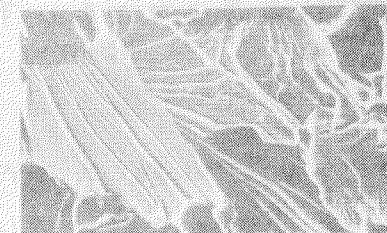
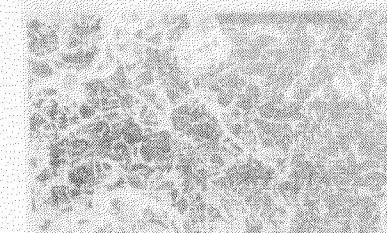
(a) No. 13, 8S-5, 常温



(b) No. 2, 5H-0.5, 常温



(c) No. 15, 1.5H-0.5, -100°C



破面マクロ写真

走査型電子顕微鏡による破面ミクロ写真

写真 3.1.2 代表的なハニカム模型の破面写真

(ii) 温度の影響

図3.1.10は、横軸に試験温度の逆数、縦軸にクラップ発生時(第1回目)の変位 δ_c の対数をとり実験結果をプロットしたものと示す。

図から明らかな如く、限界C.O.Rの温度依存性(Arrhenius型直線)の傾向と同様の傾向がえられており、このことは破壊条件として δ_c をとることの有意性を示してゐると言えられる。

(iii) “外板”ノッテの有無による影響

(i) および(ii)で述べた如く、“外板”にノッテがない場合、本実験の範囲内では室温において、急速破壊が生じない実験が特徴的である。この理由として模型の隅肉溶接部の破壊により、スリット底“外板”的ひずみ集中が緩和される為と考えられる。しかしながら、試験温度が-20°Cのもとでは一部延性破面を含むか一応急速破壊していることから、ひずみ速度と試験温度の相関性から考えて本実験でカバーできなかった荷重条件(変位速度すなわちひずみ速度)の場合の検討等が今後の問題として残されてゐる。

(iv) “外板”的内拘束の影響

参考のために行なった内拘束模型の実験結果から、拘束がある場合には無い場合に比べて、耐荷力が上昇する(図3.1.6参照)にかかる。破壊時の変位 δ_c は同じオーダーであるという結果が、静的負荷試験および動的負荷試験から得られている。

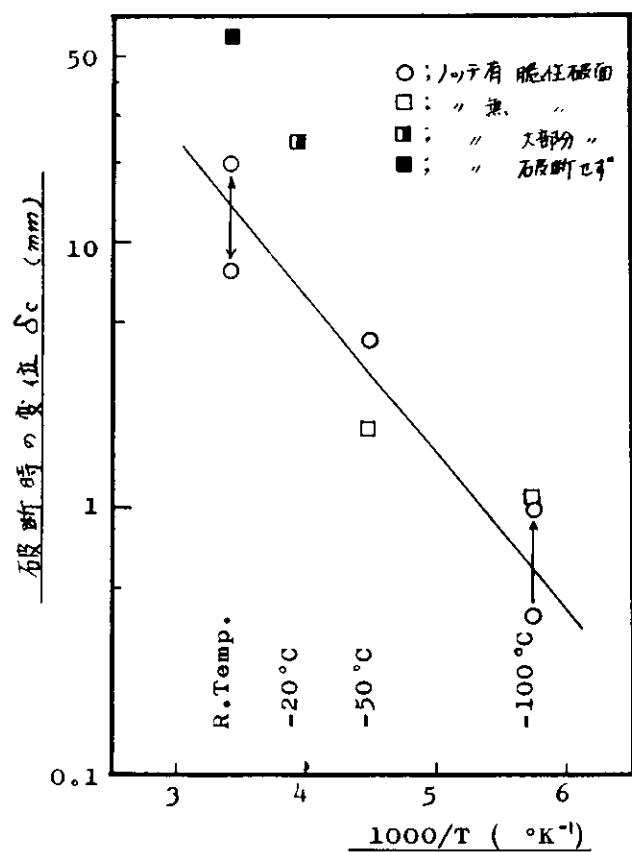


図3.1.10 試験温度の影響

(V) 破壊条件

“外板”にノッテがある模型に対する室温における破壊条件を、模型の動的荷重に対する応答である変位 δ と変位速度 $\dot{\delta}$ で表わすと図3.1.11に示すとおりである。図から破壊条件が δ と $\dot{\delta}$ の組合せで与えられることが認められる。なお実用的には、最初のクラックの発生条件を表す。図中の“クラック発生の下限界”が必要は限界値であろう。

なお静的負荷試験の結果から、“外板”的スリット背面のスパン方向のひずみと(ゲージ長さ5mm、図3.1.7の $\gamma_0-\gamma$ 値に相当)は変位 δ の関数として、次に示す実験式がえられた。

$$\gamma = 133\delta(10\delta + 1) \times 10^{-6} \quad 0 \leq \delta \leq 1.5 \text{ mm} \quad (3.1.1)$$

$$\gamma = (4550\delta - 3625) \times 10^{-6} \quad 1.5 \leq \delta \leq 11.5 \text{ mm} \quad (3.1.2)$$

式(3.1.2)を時間で微分すると、“外板”的スリット背面におけるひずみ速度 $\dot{\gamma}$ (sec^{-1})と変位速度 $\dot{\delta}$ (mm/sec)に関して次式がえられる。

$$\dot{\gamma} = 4.55 \times \dot{\delta} \times 10^{-3} \quad (3.1.3)$$

図3.1.11に示す如く、動的負荷試験の破断時の変位速度は500~3000 mm/sec の範囲であるので、式(3.1.3)より“外板”的スリット背面のひずみ速度は2~14 sec^{-1} の範囲にある。又クラックの発生点であるノッテ底のひずみ速度は、模型の形状から考えてひずみ集中が大きいため、この2~14 sec^{-1} 以上のひずみ速度が考えられる。以上のことをから本実験における動的負荷試験の範囲は静的負荷試験(図3.1.11では便宜的に $\dot{\delta}$ を10 mm/sec にプロットした)に比べて、このひずみ速度の影響が無視できない範囲にあると考えられる。

なおこの破壊条件を実船に適用するに際しては、模型は一舷板厚等をほぼ実船寸法に合わせてあるので破壊局部のヘンジ回転角 $\theta = 2\delta/l$

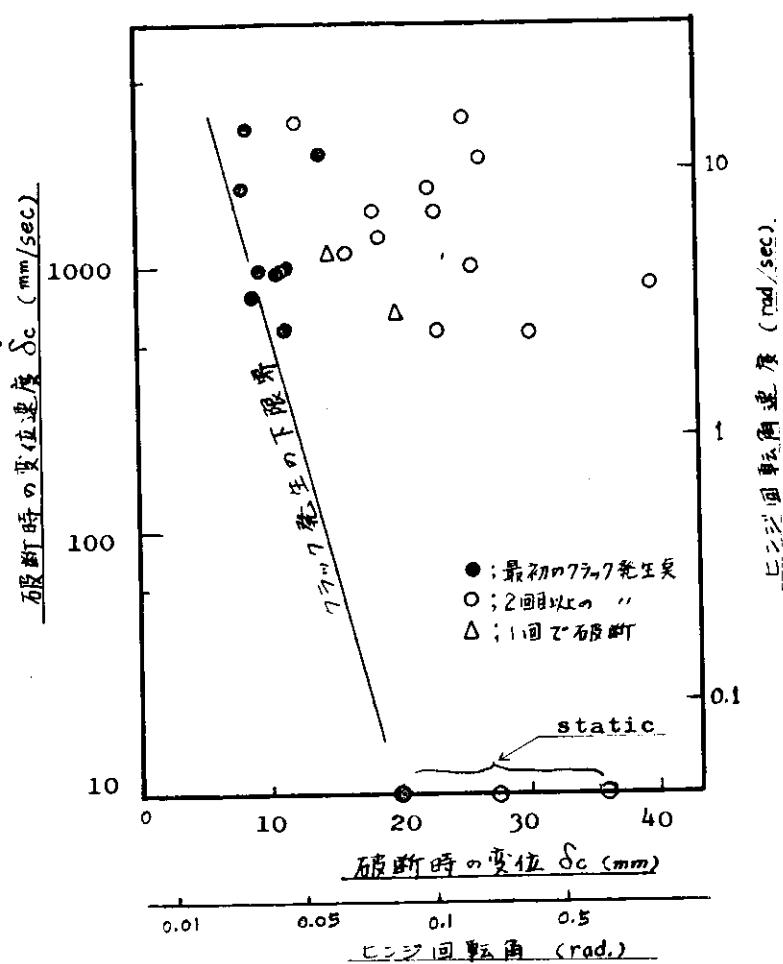


図3.1.11 破壊条件(拘束無, ノッテ有, 室温)

(ル・スパン)を基準としてのオーナー近似が適用できると思われるが、ノット形状の本実験における荷重と設定が実船においてどのように考えてよいか等、今後の検討にまつものも多い。

3.1.4 主な結論

本実験より得られた主要な結論を以下に記す。

- (1) 供試模型には“Face”および“Web”にスリットがあるにも拘わらず、“外板”的破壊には“外板”的ノットの有無およびその長さが大きく影響する。ノットがない場合は、本実験の範囲内では室温で破壊にまでいたくなかった。
- (2) “外板”にノットがある模型の室温における破壊条件を、模型の変位および変位速度で一応表わすことが出来た。
- (3) “外板”的破壊条件の温度依存性は、その傾向を把握することが出来た。
- (4) 本実験を通じて、実験室的な模型の衝撃荷重による急速破壊の破壊条件を説明する手がかりが得られた。

3.2 動的水圧負荷による破壊試験

3.2.1 まえがき

本試験は船体構造要素の動的水圧荷重に対する強度ならびにその他の挙動を調査究明するのが主目的であり、次の2種の項目について実験的に研究を行なった。その中の一つは高応力疲労被害を受けた構造物の繰返し衝撃水圧に対する強度であり、他は繰返し衝撃水圧に対する構造要素の座屈強度である。

これらの試験を行なうため、先ず最初に動的水圧負荷装置を設計試作し、種々の改良の結果次に示されるような装置を作製し、本研究実施のために充分な性能を有することを確認した。

本負荷装置を用いて上記の2種の試験を行ない、以下に示されるような成果が得られた。すなわち疲労被害を受けた構造部材は動的繰返し水圧荷重に対しては時間強度が非常に低下し、疲労亀裂の伝播速度が非常に大であること、および動的水圧による部材の座屈と静的荷重による部材の座屈ではその変形機構が相異すること等の現象が明らかにされた。

以下これらの試験結果について詳述する。

3.2.2 動的水圧負荷装置

本実験を行なうために作製された動的水圧負荷装置の概略を図3.2.1に示す。負荷装置は $1^m \times 1^m$ の構造模型を底板とする密閉水槽の頂部にピストンを設け、バネを介して重錘Wを落下させる落重方式である。

衝撃水圧の波形は略正弦波形に等しい形状をしている。実験では落下重錐の重さおよび落下高さを変えて、最大衝撃圧力を制御する。

該要目は下記の通りである。

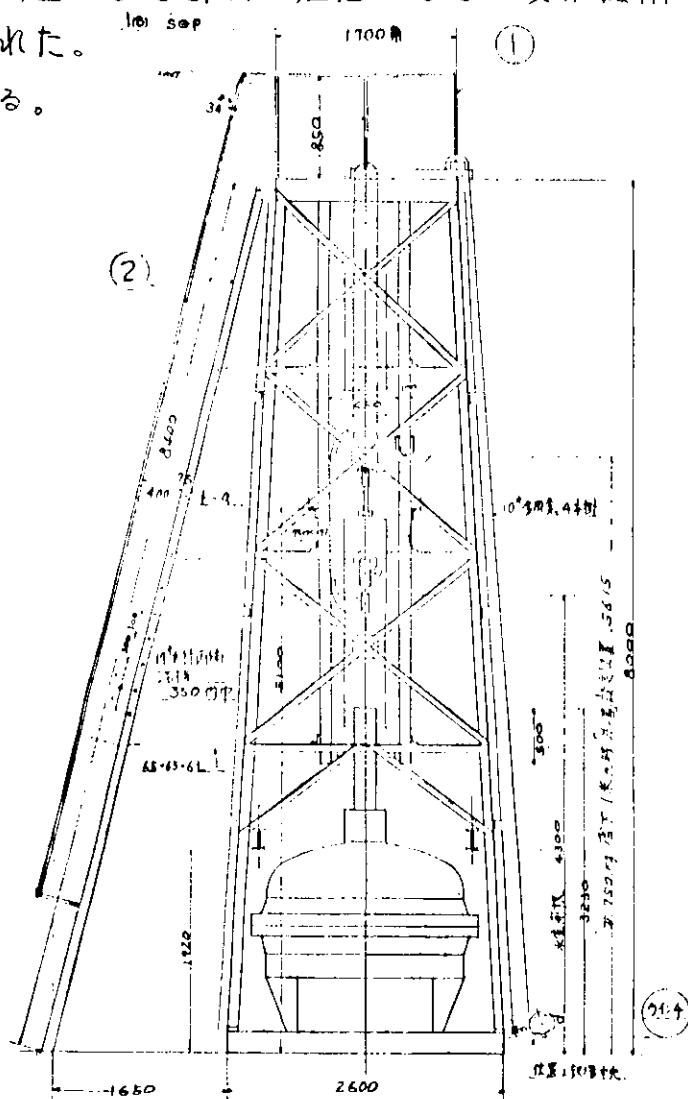
衝擊壓力 $0 \sim 30 \text{ kg/cm}^2$

衝擊負荷時間 約 0.05 sec.

落下重錘 250, 500,
750, 1000kg

落下高さ 0 ~ 4 m

試験片寸法 $1^m \times 1^m \times$ (高さ) 1^m



3.2.1. 動的水壓負荷

* 執筆担当者 八木順吉、西牧 興

3.2.3 試驗模型

(1) A型模型

A型模型は疲労試験用に作製されたものでその形状寸法を図3.2.2に示す。この模型に疲労被害を与える場合は模型の板側の両端を支持し、フランジの上面中央で圧縮荷重を与えた。また繰返し衝撃水圧を加える場合は逆に板側を上面にしてタンクに固定し、上面から動的水圧を加えた。この場合には開口隅部での曲げモーメントは0に近くなるよう開口の位置を定め、両荷重状態について開口部は純剪断に近くなるようにした。

(2) B型模型

B型模型は座屈試験用に作製されたものでその形状寸法を図3.2.3に示す。本模型は板側を上面にしてタンクに固定し支柱下端をタンク下面に固定して、板の上面から水圧を加えた。横桁のウェブの両端の開口は、水圧荷重が成る可く多く支柱に伝達されるように横桁の剛性を低下させる目的で設けられたものである。

(3) 模型の材料

上記の模型に使用された材料は S M 4 1 材でそれらの機械的性質を表 3.2.1 に示す。

表 3.2.1 素材の機械的性質(標卓距離 200mm, 平行部巾 40mm)

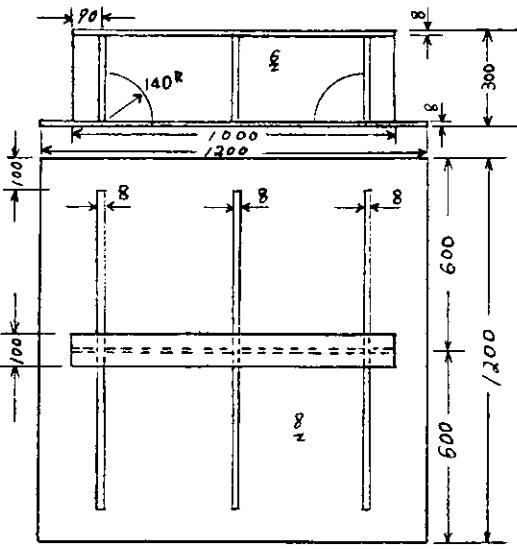


图 3.2.2 A型模型

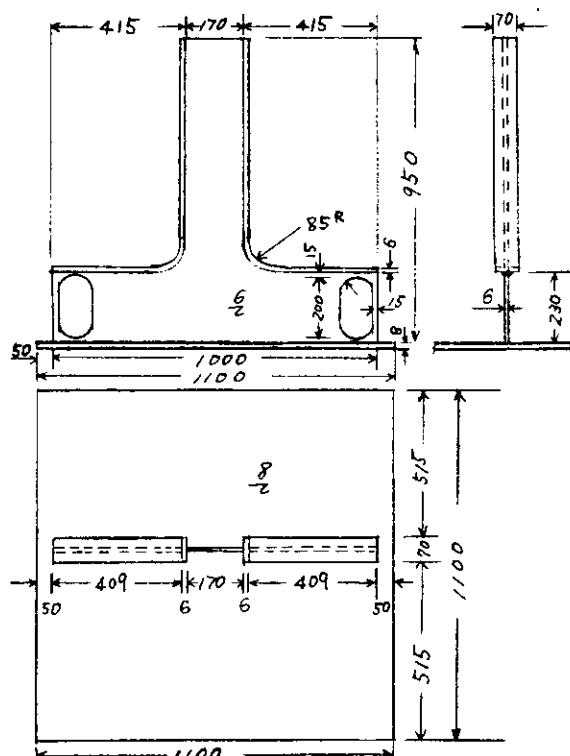


图 3.2.3. B型模型

板厚 (mm)	下降伏点 δ_{YL} (kg/mm ²)	上降伏点 δ_{Yu} (kg/mm ²)	引張強さ σ_B (kg/mm ²)	伸び ε (%)	絞り ϕ (%)	弾性係数 E (kg/mm ²)	ポアソン比 ν (kg/mm ²)
6	30.3	31.2	46.1	24.8	46.1	20400	0.268
8	30.7	31.8	47.9	22.9	48.1	20700	0.292

3.2.4 疲労被害を受けた部材の繰返し衝撃水圧試験

(1) 疲労試験

A型模型に疲労被害を与えるため構造物試験機(片振り用パルセーター付)を用いて図3.2.4に示されるように模型の両端を単純支持し、フランジ中央上面に繰返し圧縮荷重(毎分3回)を加えて疲労試験を実施した。同図はその

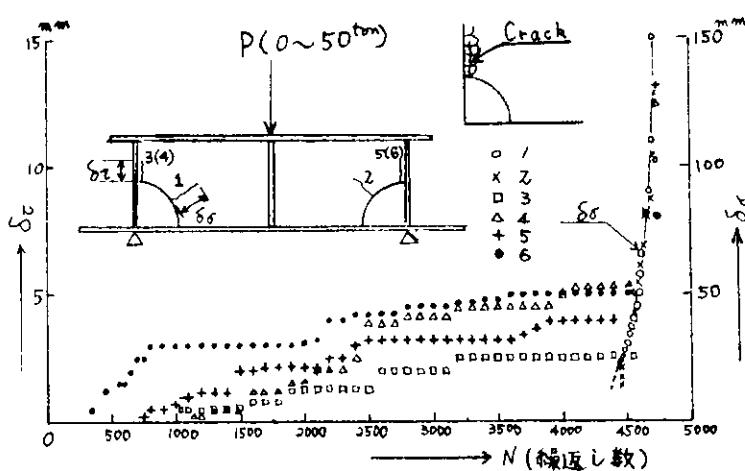


図3.2.4. 片振り定荷重によるA型模型の疲労亀裂伝播状況

ときの疲労亀裂長さ δ と繰返し数 N との関係を示したもので、 $N=500$ で一方の開口隅部から鉛直方向にビードに亀裂が発生し、 $N=1000$ で両側の開口隅部両面に同様な亀裂が発生し、それが N と共に進展し始めた。その後 $N=4500$ で開口部の中央に約45°方向に亀裂が発生し、それが急速に進展して $N=4700$ で模型が破断した。前者の鉛直方向に進展した亀裂は剪断力によるものであり、後者の45°方向の亀裂は引張力によるものであるが、両者を比較すると前者は発生が早かったが後者は伝播速度が非常に大であった。

図3.2.5は圧縮荷重が $P=30\text{ton}$, 50ton の場合の歪分布を示す。 $P=50\text{ton}$ の場合の歪分布によると剪断亀裂発生部附近の剪断歪は $\gamma \approx 4.0\%$ であるが、この点は開口隅より数mm離れているので実際の歪集中部では更に大きな歪が発生しているものと考えられる。一方開口周辺中央部では引張り歪は $\epsilon \approx 4.0\%$ であるので、両者を比較すると開口隅部の方が亀裂発生の可能性は大であり、現にその部から先に亀裂が発生しており、模型の破壊寸前に引張亀裂が生じている。

一方A型模型の中央集中荷重による静的破壊試験では崩壊は析のウェブの剪断座屈によって生じており、亀裂の発生はみられなかった。

更に、模型を衝撃水圧負荷装置に装着した状態において、静水圧負荷による破壊試験を行なった。この状態における開口部の歪分布状態は図3.2.5とほぼ同様であることが確認された。また水圧が 9.1kg/cm^2 に達した時に、中央集中荷重の場合と同様な析のウェブの剪断座屈が発生した。なお、この剪断座

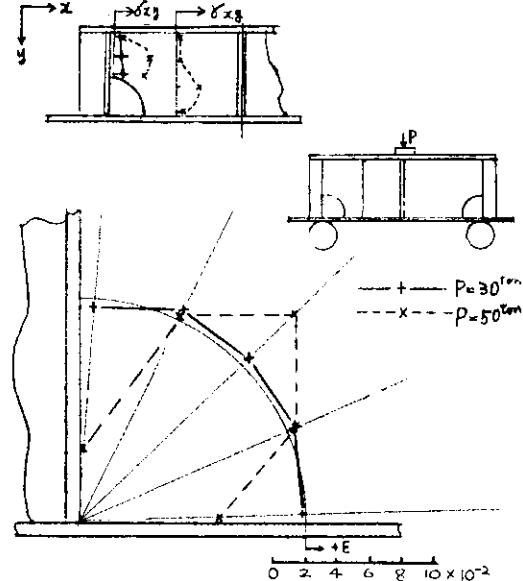


図3.2.5. A型模型の歪分布

屈の発生にやや遅れて、開口隅部から鉛直方向に疲労試験における剪断力による亀裂と同じ位置に、亀裂の発生がみられた。

(2) 繰返し衝撃疲労試験

前項で示されたようにA型模型の疲労亀裂は $N=1000$ で発生したので、疲労被害として剪断亀裂の発生を $D=1.0$ と見做し、便宜上 $N=1200$ の模型を $D=1.0$ とし、 $N=550$ のものを $D=0.5$ とし、 $N=0$ のものを $D=0$ として、それぞれに対し繰返し衝撃水圧を加え、亀裂の進展状況を調査した。図3.2.6はそれぞれ $D=0, 0.5$ および 1.0 の模型についての試験結果を図示したものである。 $D=0$ の模型に対しては、繰返し衝撃荷重による亀裂発生荷重が最初は不明であったので、定量の落下高さを $h=1.0m, 1.5m, 2.0m$ および $2.5m$ と順次高さを大にして実験を行なった。それによると $h=1.0m$ で亀裂の発生が認められた。その後順次 h を大にするに従って亀裂が進展した。前項の疲労試験時には横析の両端でそれぞれ25tonの剪断力を作用させたので、この場合もほぼそれに近い剪断力を与えるため $h=2.5m$ の落下高さからの繰返し荷重を加えた。なお各衝撃時の最大圧力は h の増加および繰返し数の増加と共に上昇しており $h=2.5m$ の場合に繰返し数と共に圧力が増加しているのは試験模型の剛性が荷重を繰返す度に上昇した結果と思われる。なお途中の圧力低下はピストンのフランジがシリンダーの上端につかえたために生じたもので、タンク内に水を追加することによってこれを避けることが出来た。 $D=1.0$ の模型では $N=4$ で破壊した。このように疲労被害を受けた構造は繰返し衝撃荷重に対しては、その疲労度が大になると亀裂伝播速度も大になることが判明した。また前項での疲労試験結果と比較すると亀裂の進展速度は衝撃繰返し荷重に対しては非常に大であり、普通の変動荷重時の進展速度の数百倍に達することが確認された。なおこの試験では模型の板側から水圧が作用するので開口中央部は前項の実験の場合とは逆に圧縮歪が生じるのでその部の亀裂は生じなかつた。

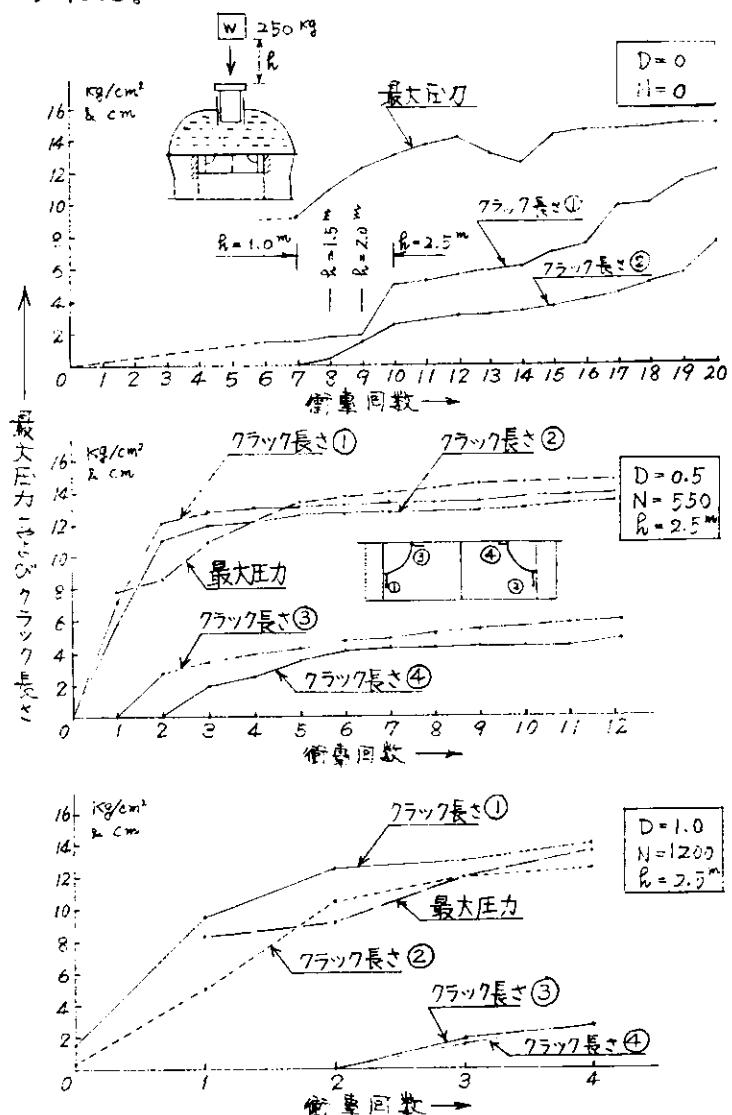


図3.2.6 A型模型の繰返し衝撃疲労試験結果

とも $h=2.5m$ の落下高さからの繰返し荷重を加えた。なお各衝撃時の最大圧力は h の増加および繰返し数の増加と共に上昇しており $h=2.5m$ の場合に繰返し数と共に圧力が増加しているのは試験模型の剛性が荷重を繰返す度に上昇した結果と思われる。なお途中の圧力低下はピストンのフランジがシリンダーの上端につかえたために生じたもので、タンク内に水を追加することによってこれを避けることが出来た。 $D=1.0$ の模型では $N=4$ で破壊した。このように疲労被害を受けた構造は繰返し衝撃荷重に対しては、その疲労度が大になると亀裂伝播速度も大になることが判明した。また前項での疲労試験結果と比較すると亀裂の進展速度は衝撃繰返し荷重に対しては非常に大であり、普通の変動荷重時の進展速度の数百倍に達することが確認された。なおこの試験では模型の板側から水圧が作用するので開口中央部は前項の実験の場合とは逆に圧縮歪が生じるのでその部の亀裂は生じなかつた。

3.2.5 繰返し衝撃座屈試験

(1) 静的座屈試験

図3.2.7にB型模型の静的水圧荷重による座屈試験結果を示す。図(a)は静的水圧と支柱に作用する圧縮荷重との関係を示したもので、圧縮荷重は支柱の中央断面での歪分布から求めたものである。圧力 $P=16 \text{ kg/cm}^2$ で支柱の軸荷重が減少し始めているが、これは図(d)に示されるように支柱と横桁との交叉部が $P=16 \text{ kg/cm}^2$ で全面的に面外曲げ変形が増大して、その部の剛性が低下し、桁の方に荷重分担率が増加すると共に支柱への力の伝達が減少したためと考えられる。図(b), (c), (d)は模型の各部における歪と水圧との関係を示したものであるが、これらの結果から、 $P=12 \text{ kg/cm}^2$ で支柱の中央断面および上部の断面のウェブが座屈を生じていることが認められる。ただし支柱のフランジ部は図(b)に示されるように座屈は生じていないことが判る。なお $P=12 \text{ kg/cm}^2$ 以後は支柱のウェブの面外変形が増大し始め $P=16 \text{ kg/cm}^2$ で前記のようにこれらの変形が横桁との交叉部全域に拡がり、支柱への荷重伝達が減少し始めている。

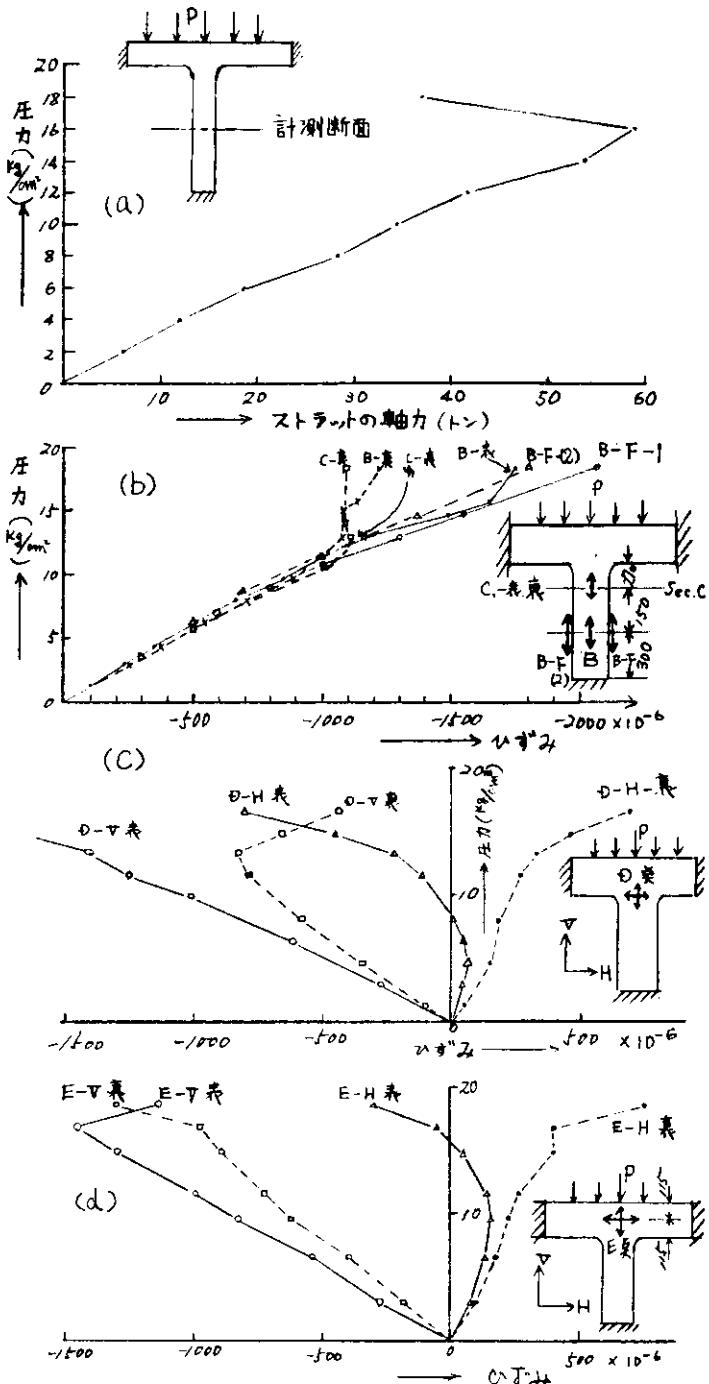


図3.2.7. B型模型の静的座屈試験結果

(2) 衝撃座屈試験

図3.2.8にB型模型の衝撃座屈試験結果を示す。図(a)は重量の落下高さ R を0.4mから順次2.5mまで増加させて試験した場合の最大水圧を示したものであり、繰返し回数 $N=10$, $R=2.5\text{ m}$ で模型が座屈したのでその後の繰返し衝撃試験では最大水圧は低下している。図(b)は支柱と横析との交点におけるウェブの表裏の歪と最大水圧 P との関係を示したものであり、これによると $P=13\text{ kN/cm}^2$ でこの部が座屈していることが認められる。図(c),(d)および(e)はそれぞれ支柱の各断面でのウェブの表裏の歪および衝撃圧力と時間との関係を示したものであり、これらの結果をみると支柱の中央断面では座屈現象が認められないが、支柱と横析との交点附近では明らかにウェブの表裏の歪の方向が相異しており座屈が生じていることが判る。

これらの結果と前項で述べられた静的座屈試験結果とを比較すれば、座屈荷重そのものは殆んど変らず、僅かに衝撃座屈の場合の方が座屈荷重は上昇している。一方座屈変形については両者は可成り相異しており、静的座屈の場合は支柱の中央断面、上部断面および支柱と横析との交点部では同時に座屈が生じているが、衝撃座屈では支柱は座屈しておらず、横析と支柱との交叉部のみが座屈しておりその変形状況は静的と衝撃荷重とでは相異していることが認められる。

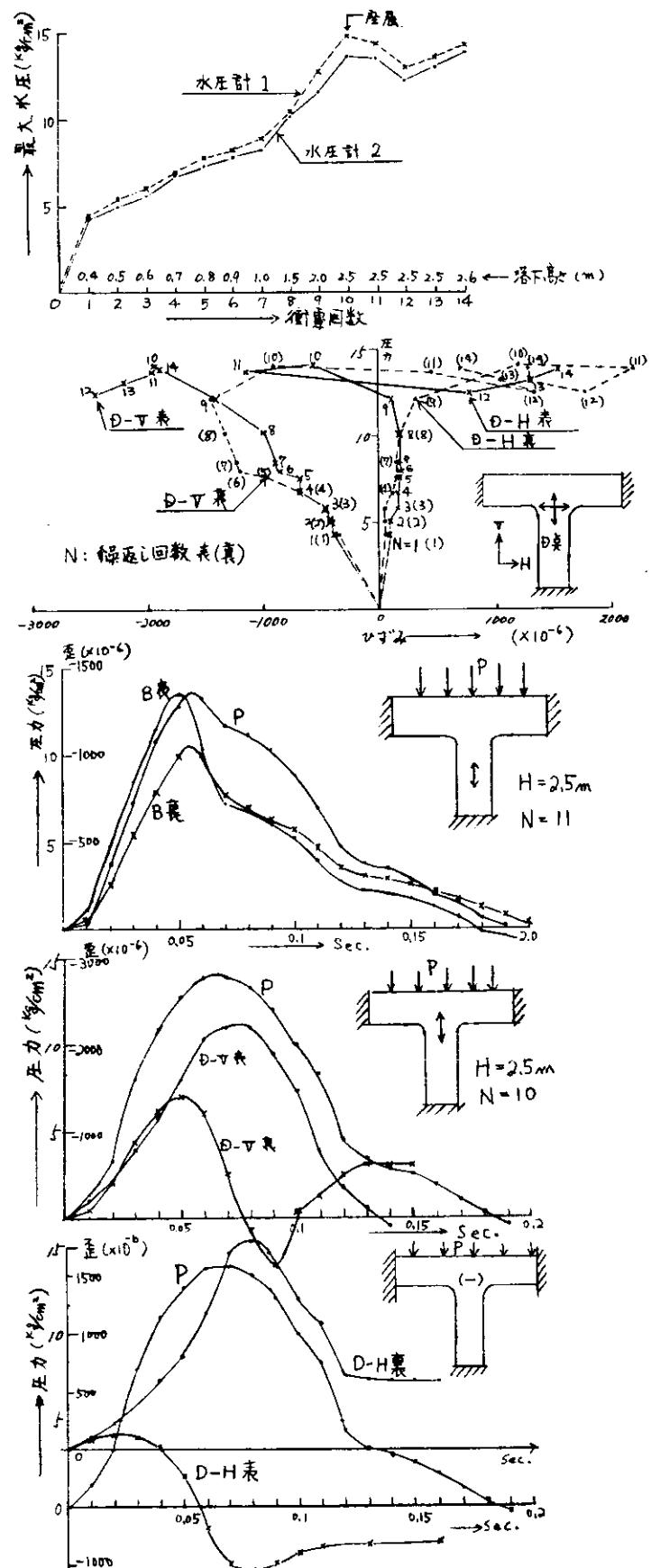


図3.2.8. B型模型の衝撃座屈試験結果

3.2.6 素材および溶接継手部の繰返し衝撃試験

本試験は3.2.4で述べられた疲労被害を受けた部材の繰返し衝撃強度に対する基礎的研究として実施されたもので、素材^(ANO)切欠材^(AN)突合せ溶接継手^(BN)との継手部に切欠をついたもの(BN)および十字継手(CN)の衝撃強度ならびにそれらに疲労被害を与えたものの衝撃強度を調査したものである。

図3.2.9は各種の試験片の形状寸法を示したものであり、これらの試験片の静的引張り試験結果を図3.2.10に示す。この結果によると突合せ溶接継手試験片(BN)はビード部の拘束のため強度は他のものより上昇しているが、他のものの強度はほぼ同じになっている。ところが延性について比較すれば、切欠のあるものおよび十字継手試験片は可成り低下している。

図3.2.11は各試験片の破断までの繰返し衝撃回数と切欠深さ(d)との関係を示したものでdが大になるにつれて衝撃回数は減少しており、その減少率は切欠による断面積の減少率よりも遙かに大である。

図3.2.12および図3.2.13はそれぞれ母材および突合せ継手試験片の疲労被害度と繰返し衝撃強度との関係を示したもので、何れの場合も疲労被害度が増すにつれて破断までの衝撃繰返し数は急速に減少している。なお十字継手は静的引張り試験でも明らかのようにその延性は他のものに比べて非常に小であるため、衝撃試験においては疲労被害を与えるなくとも一回の衝撃で破断した。また衝撃試験後の断面は母材の切欠なしの試験片を除いてすべて全断面で脆性破面を呈しており吸収エネルギーも小さい。

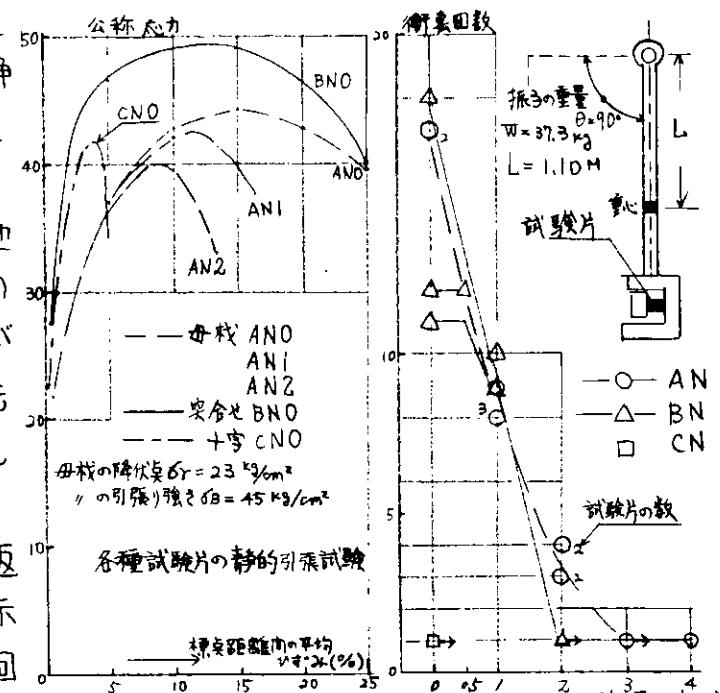


図3.2.10 静的引張

図3.2.11 繰返し衝撃

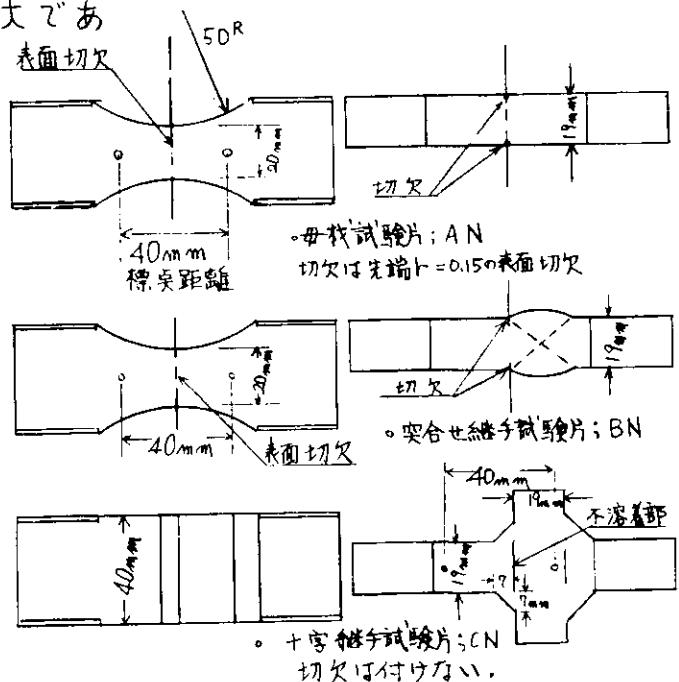


図3.2.9 試験片形状寸法

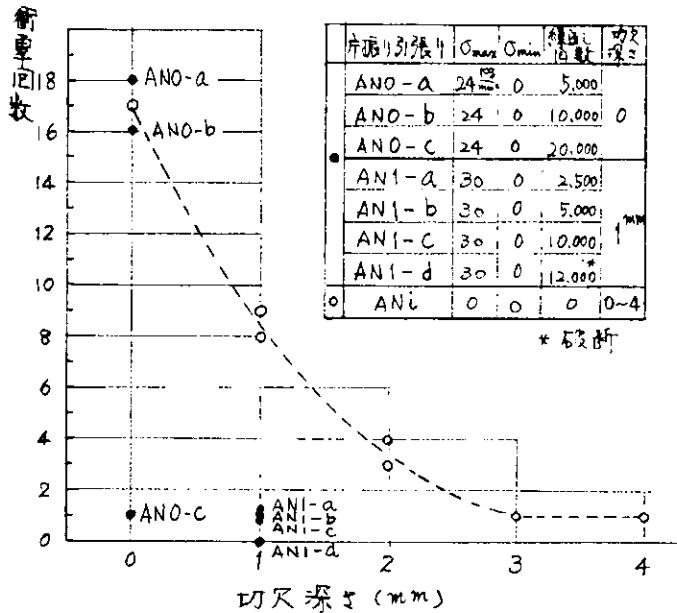


図3.2.12 母材の疲労被害度と繰返し衝撃引張り強度

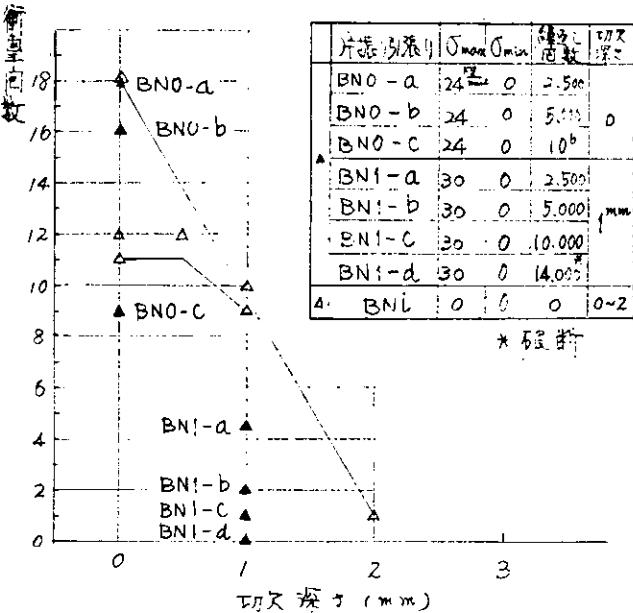


図3.2.13 突合せ継手の疲労被害度と繰返し衝撃引張り強度

3.2.7 結論

以上述べられた各試験結果から得られた結論を列挙すれば次のとおりである。すなわち

- (i) 本研究のために作製された衝撃水圧負荷装置は最大衝撃圧力は 30 kN/cm^2 であり衝撃負荷時間は約 0.05 sec であって、非常に高速な現象を対象としない限り構造要素の衝撃試験用としては充分な機能を有することが認められた。
- (ii) 高応力疲労被害を受けた部材は、その被害度の大きさに応じて繰返し衝撃荷重に対する亀裂伝播速度は大になることが判明した。
- (iii) 静的繰返し荷重と、衝撃繰返し荷重とでは疲労亀裂の伝播速度は非常に異なり、後者は前者の数百倍に達することが認められた。
- (iv) 静的座屈強度と動的座屈強度とでは座屈荷重そのものは余り大差が無いことが判明した。
- (v) 静的座屈と衝撃座屈とではその変形機構が可成り相異することが認められた。
- (vi) 小形試験片による繰返し衝撃引張り試験においても疲労被害度の大きなもの程破断までの衝撃回数は少なくなることが判明した。
- (vii) 十字継手試験片は静的引張り試験においても延性は他のものに比べて非常に小さく、衝撃試験においては1回の衝撃で破断している。

3.3 パネルの水圧衝撃と破壊強度に関する研究*

3.3.1 緒言

船舶は波浪および船体運動により船首船底衝撃(Slamming), 青波の船首甲板への打込み現象に代表されるような衝撃水圧を受けていた。Slamming等の船体が水面に衝突する場合の現象はある程度研究されていながら、パネルの破壊に重要なと思われる水圧分布に関する研究は不充分であり、特に破壊現象との関連において取り上げた研究はほとんど見られない様である。そこで本研究は船体が水面衝撃を受けた場合にパネルに作用する衝撃水圧とパネルの応答を明らかにし、破壊現象解明のための資料を得ることを目的として行った。

3.3.2 研究内容

昭和46年度の実施項目は下記の通りである。

(1) 実験装置の製作

水面衝撃装置のための実験装置として模型落下用鉄塔、水槽および落下装置を作成した。

(2) 水面衝撃試験

周辺固定正方形パネル(欠陥のない)を衝撃角 0° で水面に落下させ、落下高さ、模型重量、板厚を変え、

- (a) 水圧および水圧分布
- (b) 最大撲み
- (c) 残留撲み
- (d) 歪
- (e) 加速度

を計測してパネルに作用する衝撃水圧とそれに対するパネルの応答を調べた。また上記試験までの模型を用いてくり返し落下試験を行なうとともにパネル中央に表面切欠をもつ模型についても落下高さを変えて落下試験を行ない、パネルの破壊の可能性について検討した。

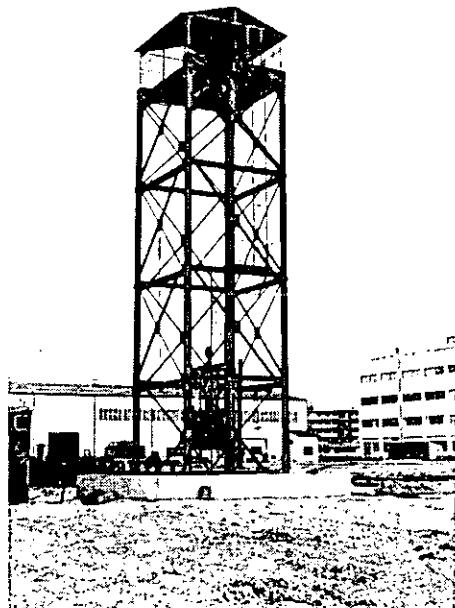


写真3.3.1 実験装置概観

* 執筆担当者 安川 度

3.3.3 実験装置

実験装置は図3.3.1に示す様に水槽、鉄塔および落下装置の3つから構成されており、鉄塔寸法は縦×横×高さ = 3M × 3M × 15M、水槽寸法は縦×横×深さ × 水深 = 5M × 5M × 3.5M × 3Mである。

実験装置の概観を写真 3.3.1 に示す。

落下装置はホイスト、マグネット吊金具および落下体からなり、落下体はマグネット吊金具で吊り、ホイストにより落下高さを0～8.0Mの範囲の任意の位置に固定できる。落下体は電気的なスイッチによりマグネット吊金具から切離されると左右2条のガイドレールに沿って落下し、バネルが水面と衝撃角 0° で衝突する。また落下体が水槽の底と衝突するのを避けるため、水面下1.0Mの位置に模型受け止台を設け、衝撃力を緩和できるよう模型の周辺で厚さ10cm、幅10cm、周辺の大きさが1.0M×1.0Mのゴムを介して模型を受け止めることによっている。

落下体は図3.3.2(a)に示すように落下体ビーム、バラスト箱、試験模型の3つの部分からなる。落下体ビームとバラスト箱上部は水密にするため、ゴムパッキングを介してボルト締めされている。バラスト箱に重錘(1㌧の重量が、13.0~15.0kg)を積み込むことにより落下体重量(模型重量)は1.0~2.0TONの範囲で調整できる。試験模型は750mm×750mmの大きさの鋼製正方形パネルが厚さ40mmまたは70mm、幅125mm、周辺の大きさが1.0m×1.0mの鋼製枠に溶接されており、更にこの試験模型はバラスト箱底部にボルトで簡単に取付けられる。バラスト箱底部は図3.3.2(b)に示すようにパネルの面内変形が完了し、バラスト箱と試験模型との結合部はゴム製されようになっている。

なお現在の落下装置ではパネルの大きさが $750^{\text{mm}} \times 750^{\text{mm}}$ の正方形でかつ衝撃角が 0° のものしか実験でき「は」が、バラスト箱を少し改造することにより種々の寸法で、衝撃角が 0° 以外のものも実験可能である。

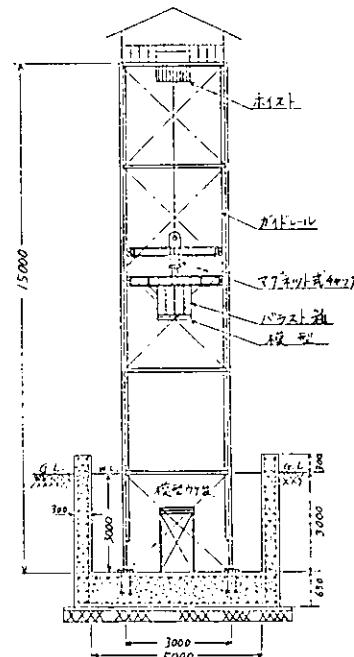


圖 3.3.1 實驗裝置全體圖

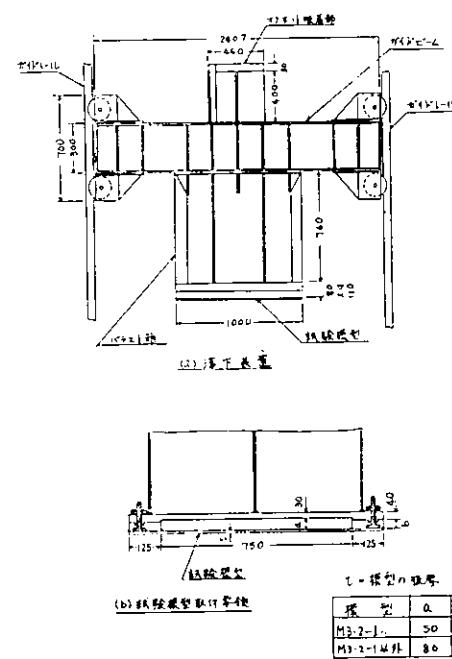


图 3.3.2 落下装置及飞模型

3.3.4 実験

(1) 実験方法

試験模型は板厚19, 10, 6 mmのもの各々2化
 , 3.2 mmのもの5個, 合計11個を製作し, それを
 これらの模型について重量を1.0~2.0 TONの範囲で、か
 つ落下高さを0.5mから3.0mまで0.5mまたは1.0m
 毎に変えて落下試験を行はつた。実験項目を表
 3-3-1に示す。模型名称の前の数字は板厚を示
 し, 後の数字は同じ板厚の模型のうちでの実験
 順序を示す。表中の○印は計測項目を示し, 落
 下高さについては実験を実施したものと示す。

表3.3.1 実験項目一覧表

模型 序号	坡度	重量 (kg)	刮擦项目	落高(m)					
				0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0
M19-1	19	1400		○	○	○	○	○	○
		1592		○	○	○	○	○	○
		2065		○	○	○	○	○	○
M19-2	19	1452		○	○	○	○	○	○
		1680		○	○	○	○	○	○
		1935		○	○	○	○	○	○
M10-1	10	1265		○	○	○	○	○	○
		1610		○	○	○	○	○	○
		1955		○	○	○	○	○	○
M10-2	10	1250		○	○	○	○	○	○
		1590		○	○	○	○	○	○
		1980		○	○	○	○	○	○
M6-1	6	1295		○	○	○	○	○	○
		16X5		○	○	○	○	○	○
		2044		○	○	○	○	○	○
M6-2	6	1295		○	○	○	○	○	○
		1845		○	○	○	○	○	○
		2265		○	○	○	○	○	○
M32-1	32	1025		○	○	○	○	○	○
		1720		○	○	○	○	○	○
		1565		○	○	○	○	○	○
M32-2	32	1425		○	○	○	○	○	○
		1720		○	○	○	○	○	○
		1220		○	○	○	○	○	○
M32-3	32	2070		○	○	○	○	○	○
M32-4	32	2235		○	○	○	○	○	○
M32-5	32			○	○	○	○	○	○

計測項目および使用計器は下記の通りである。

計測項目	使用計器	計器の容量	計器のメーカー
圧力	圧力計	20 kg/cm ²	共和電業
最大撓み	変位計	30 mm 又は 50 mm	東京測器
残留撓み	ノギス		
歪	歪計(2方向)		東京測器
加速度	加速度計	1000 G	共和電業
重量	ロードセル	1.5 TON	

また計測点配置を図 3-3-3 に示す。

上記計測項目のうち圧力、最大横刃、歪、加速度は動歪計（横河電機製ストレシアンプ）で増幅し、直視式電磁オシログラフ（横河電機製18チャンネル）により紙送り速度2m/sで記録した。

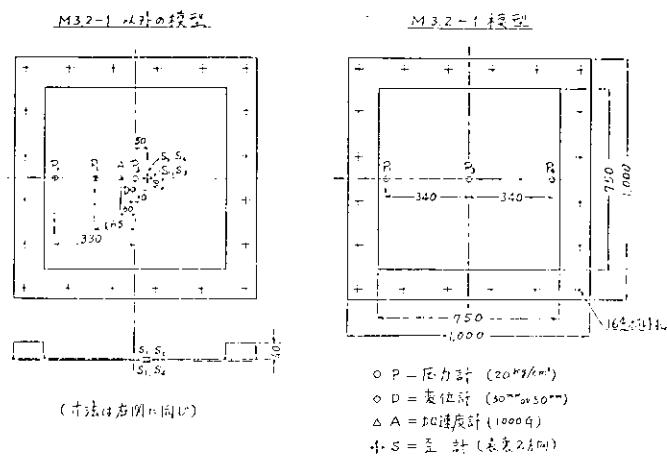
残留撓みはパネル中央においてノギスで、また模型重量は容量1.5TONのロードセル2個を用いて計測した。つぎに水面衝撃による破壊の可能性を検討するため、上記の試験に用いたと同じ模型について落下高さ5.0Mで、重量1.0~20Tの範囲で、くり返し落下試験を行なった。

(2) 実験結果

(a) 衝擊作用時間

計測データの記録例を図 3-3-4 に

圖 3.3.3 計測與配置



示す。図3・3・4(1)および(2)はそれぞれM3.2-1模型（模型重量 $W = 1025 \text{ kg}$, 衝撃速度 $v = 3.84 \text{ m/s}$ ）およびM19-2模型（模型重量 $W = 1452 \text{ kg}$, 衝撃速度 $v = 3.84 \text{ m/s}$ ）についてのものである。衝撃水圧については波形および立ち上り時間は板厚、衝撃速度および重量にほとんど無関係で立ち上り時間は約 $1/200$ ～ $1/400$ 秒であり、波の打込みの場合と異なりいわゆる腰かけ部分は見られなかった。

(b) 壓力分布

計測された衝撃水圧の分布図を図示する（図3・3・5）のようになる。同図より圧力分布は一般にパネルの中央部が高く、周辺部が低くなっていることがわかる。

図3・3・4(1)においてパネル中央の圧力波形と周辺の圧力波形を比較すると中央は周辺に対して少し時間遅れがあることがわかる。これはパネルが水面に衝突する直前に水面とパネルの間の空気が捕えられてパネル中央部の空気圧が上昇し水面が凹むため、パネルの周辺部が先に水面と衝突し、少し遅れて中央部が水面と衝突することによると考えられる。

(c) 壓力と衝撃速度との関係

衝撃水圧と衝撃速度の関係を図示すると図3・3・6のようになる。図中の一点鎖線は S.L. Chuang の式

$$P = 0.51 v^2$$

ここに P = 水圧 (kg/cm^2)

v = 衝撃速度 (m/s)

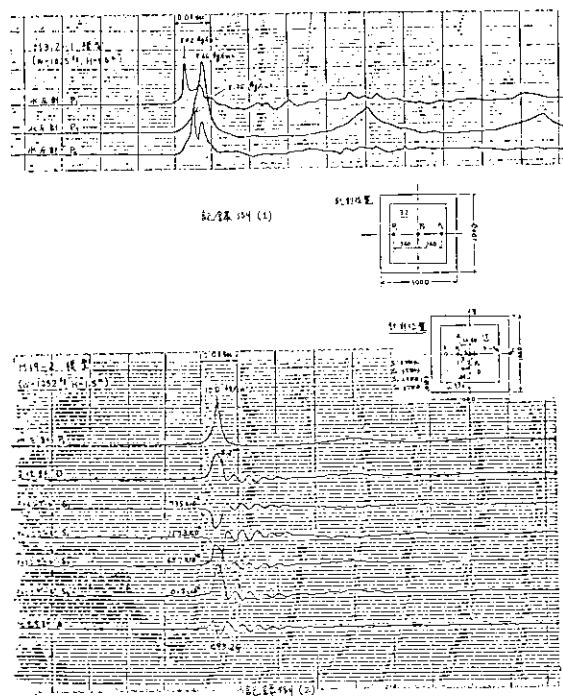


図3・3・4 記録例

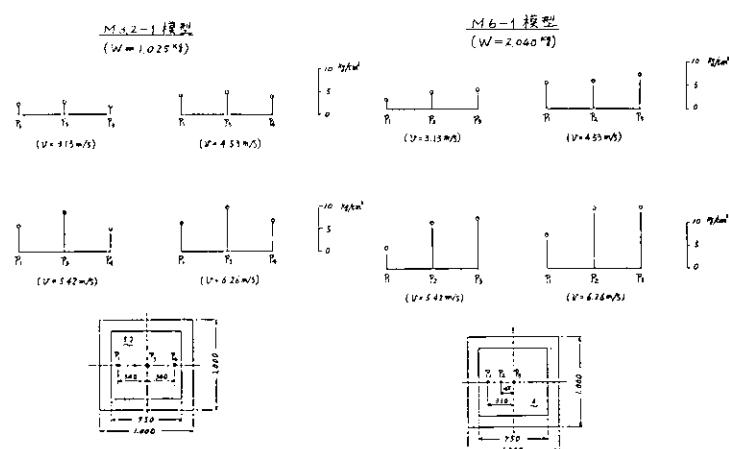


図3・3・5 圧力分布

による計算値、○印は計測値である。S.L. Chuang の式と計測値を比較すると、板厚が薄いほどこの直線より低く、板厚が厚くなるにつれてこの式に近づく傾向がある。また衝撃速度が大きい程この直線より低くなることがわかる。

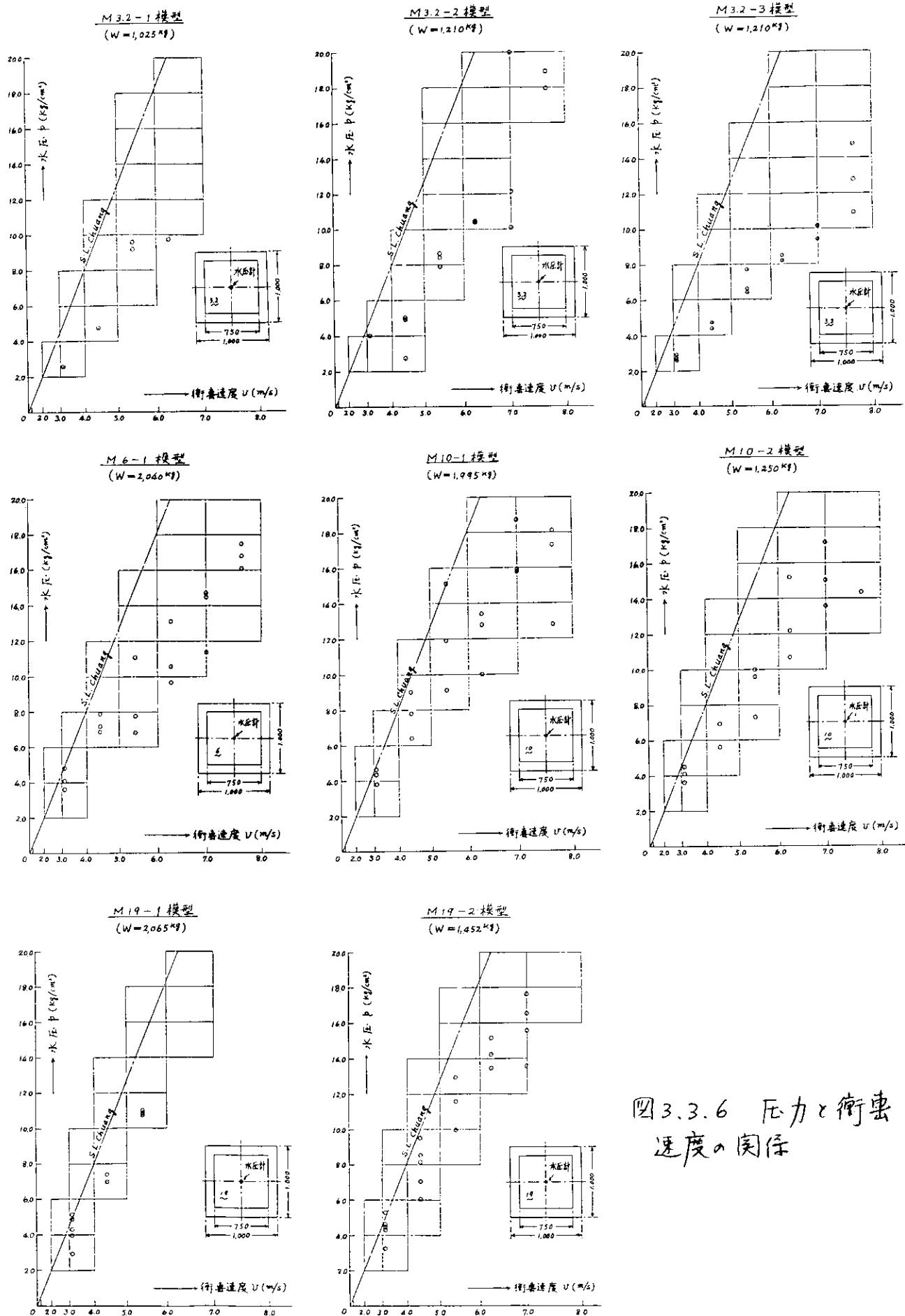


図 3.3.6 圧力と衝撃速度の実験

(d) 初期撓みと圧力の関係

衝撃水圧に及ぼす初期撓みの影響を調べるために衝撃速度 $U = 3.13 \text{ m/s}$, 模型重量 $W = 1925 \sim 2065 \text{ kg}$ の場合について縦軸に圧力を、横軸に初期撓みをとり実測値をプロットすると図3-3-7のようになる。図中の○, ●および△印はそれぞれ板厚3.2, 10および19mmについての実測値であることを示す。

同図より初期撓みが大きくなると衝撃水圧は低下する傾向にあることがわかる。したがって上記(c)の結果には、一例の模型で落下高さをわざと衝撃速度を変えて実験を行なっているので、衝撃速度が大きくなると残留撓みが増加し、これによる圧力低下の影響も含まれているものと思われる。しかし、初期撓みによる圧力低下については実験誤差が少ないのでこれだけで定量的なことは言えない。

(e) 圧力に及ぼす重量の影響

これについて系統的実験を行なっていなければつきりした結論は得られないと、縦軸に圧力と衝撃速度の比 P/U^2 , 横軸に重量 W をとって図示すると図3-3-8のようになる。図中の○, ●, △および▲印はそれぞれ板厚が3.2, 6, 10, 19mmの模型についての結果であることを示す。同図からわかるように一般に重量が増加するに従って P/U^2 は増加し、また板厚が厚い程 P/U^2 は高目になる傾向がある。

(f) 最大撓みと衝撃速度の関係

最大撓みは板厚19mm以外の模型についてはうまく計測できなかった。図3-3-9(a)はM19-2模型についての計測結果である。図3-3-9(b)は周辺固定とした場合の動的撓みを生ぜしめに必要な静的圧力 P_s と実験で計測された動的圧力 P_d の比 P_s/P_d と衝撃速度の関係を図示したものである。これより P_s/P_d は板厚19mmでは平均2.0程度になっていることがわかる。

(g) 歪と衝撃速度の関係

歪と衝撃速度の関係を板厚3.2, 10, 19mmについて図示すると図3-3-10のようになる。最初から予想されるように板厚が深い場合は膜歪が曲げ歪に比べて大きく、板厚が厚くなると逆に曲げ歪の占める割

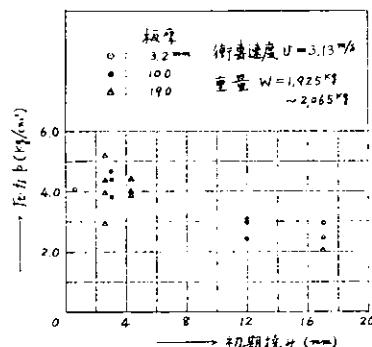


図3-3-7 圧力に及ぼす初期撓みの影響

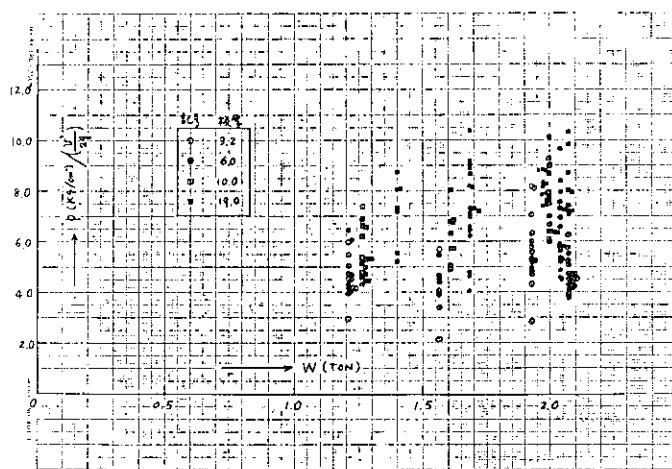


図3-3-8 圧力に及ぼす重量の影響

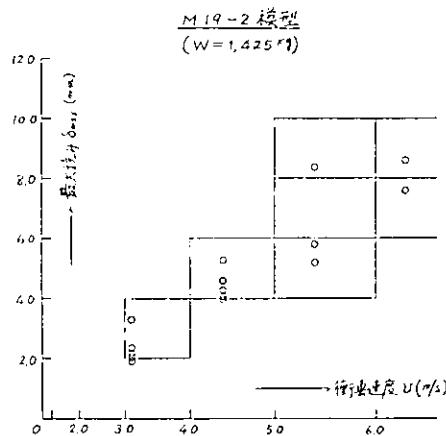


図 3.3.9(a) 最大撓みと衝撃速度

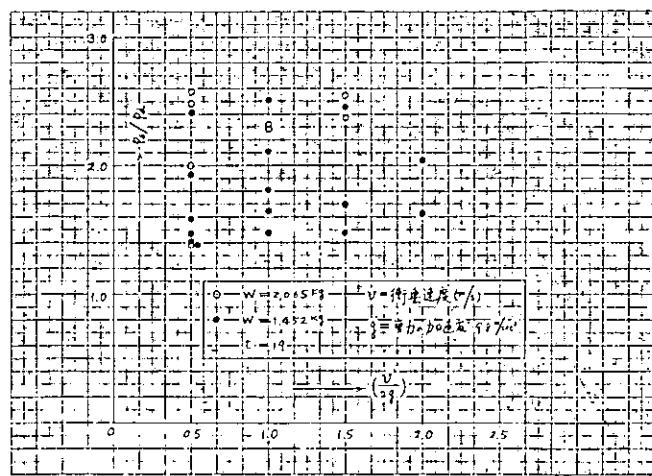


図 3.3.9(b) P/P_y と衝撃速度 U の関係

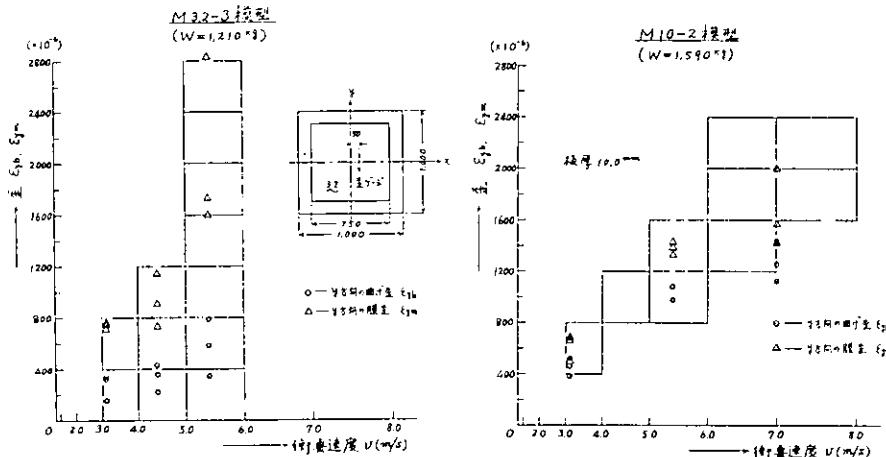


図 3.3.10 空と衝撃速度

今が大きくなっている。

(ii) 加速度と衝撃速度との関係

衝撃加速度と衝撃速度の関係は図 3.3.11 のようになっており、衝撃加速度はほぼ衝撃速度の 2 条に比例していることがわかる。

(iii) 衝撃くり返し試験

各種板厚の模型(試験する模型)について衝撃くり返し試験を行なった。その結果の一例を図 3.3.12 に示す。同図からわかるように衝撃をくり返すと残留撓みが増加するが、衝撃回数が大きくなつて従つて残留撓みの増加量は減少し、残留撓みは

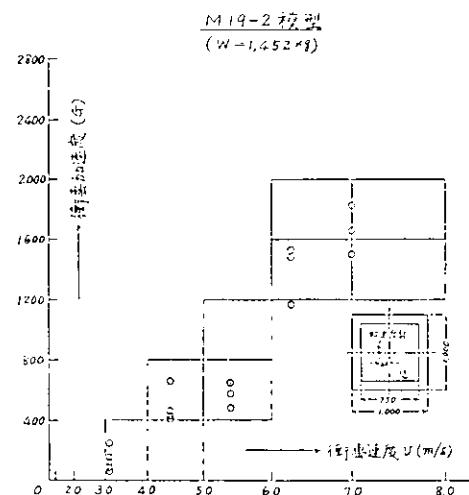


図 3.3.11 加速度と衝撃速度

一定値に近づく。そしてその残留撓みはかなり大きいけれども、欠陥のないパネルでは常温試験においては破壊はほとんど期待できはないことが判明した。

なお図3-3-13に示すように板厚10mmのパネル（試験ずみの模型）の中央にガス切断によって長さ20cm、幅2mm程度のスリットを入れ、下面を溶接した試験模型を製作し、これについて落下試験を行なつた結果、落下高さ約50Mで溶接部が破断したが、Crackの進展は常温では期待できることがわかった。

3.3.5 結言

本年度の実験結果を要約すると次のようである。

- (1) 水面にパネル模型を落下させた場合、衝撃水圧の波形および立上り時間は板厚、落下高さおよび模型重量にはほとんど無関係で、立上り時間は約1/200~1/400秒であり、波の打込みの場合のような腰かけ部分はみられない。
- (2) 衝撃水圧は一般にパネルの中央が高く、周辺が低い分布となる。
- (3) 衝撃水圧と衝撃速度の関係については、実測値は S.L Chuang の値より低くなり、衝撃速度が大きくなるほど両者の差は大きくなる。そして板厚が大きい程衝撃水圧は低くなり、板厚が厚くはうにしたがって S.L Chuang の値に近づく。
- (4) 圧力に及ぼす初期撓みの影響は一般に初期撓みが大きい程衝撃水圧を低下させる傾向があるが実験点が少ないので定量的な結論を出すことは困難である。
- (5) 圧力に及ぼす重量の影響は重量が増加するほど P/ρ は増加する。
- (6) 常温の水面衝撃試験では、欠陥のないパネルは破壊の可能性がほとんどない。また中央部に表面欠切を有するパネルについては破壊の可能性はあるけれども、材質的な欠陥（たとえば疲労 Damage）がなければ、クラックの進展は常温ではほとんど期待できないことがわかった。

なお圧力および応答については引き続き解析を行なう予定である。

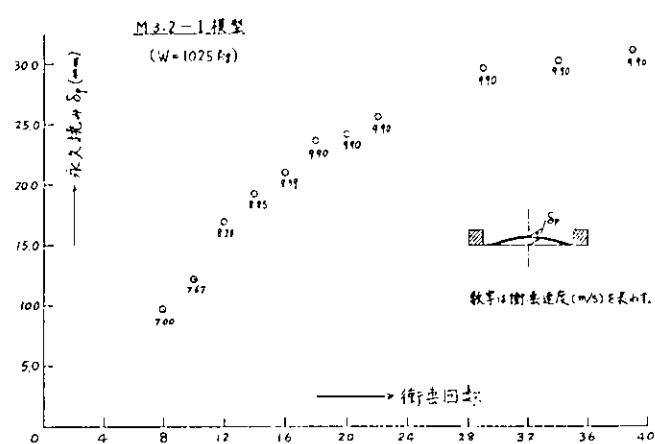


図3-3-12 くり返し衝撃による残留撓み

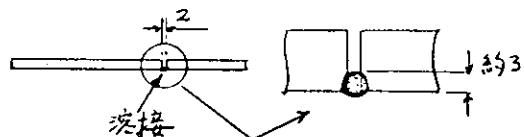
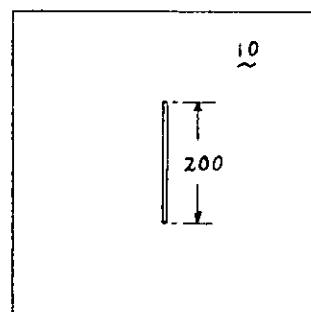


図3-3-13 切欠試験模型

参考文献

衝撃水圧については

- 1) 田中紀男："落下物体の水面に於ける衝撃," 関西造船協会誌第72号
- 2) 安藤良夫, 藤田謙, 山口勇男："平板の水面衝撃について", 造船学会論文集第90号
- 3) J. H. G. Verhagen : "The Impact of a Flat Plate on a Water Surface" *J. of Ship Research* Vol. 11 No. 4, December 1967
- 4) S. L. Chuang : "Investigation of Impact of Rigid and Elastic Bodies With Water", Naval Ship Research and Development center, Department of Structural Mechanics and Development Report, February, 1970

パネルの応答については

- 5) 永井 保："耐スラミング構造の研究", 防衛庁技報4巻33号, 昭和40年11月
- 6) 永井 保："水面衝撃による高張力鋼製矩形平板の弾性応答について", 造船学会論文集第120号

実験装置については

- 7) W. M. Maclean : "The Ship Dynamic Testmachine at the University of California", Dissertation, Doctor of Engineering, Graduate Division, University of California 1967

3.4 船体構造模型の水面衝撃破壊に関する実験*

波浪衝撃による船体構造の損傷の発生を模索するため、船体構造の部分模型を作成し、これを鉄塔上から直下の静水面に落下させてそのパネル面に衝撃水圧を加え、この衝撃力による模型試験体の破壊の状況を調べた。

この実験は船体構造の内殻部材に存在している切欠き及びその他の構造上の諸欠陥が波浪衝撃などの動的外力によつてどのように船体構造の損傷に影響するか、特に此れ等の欠陥部から進展してクラックが、外板の亀裂損傷にどのような影響を与えるかを模索するため行った。

3.4.1 実験方法

実験に使用した供試体は 図3,4,1(a) 及び 図3,4,1(b) に示す2種類のもので、これらは約6万DWTタンカーの船側構造の模型であり前者は約1/6、また後者は約1/6の縮尺のものである。この後者より供試体は丁度舷側タンク内のStrut が損傷により、その支柱としての機能を喪失した状態を想定して場合の、甲板から船底までの船側部所構造を模型化したものである。

これらの試験体への衝撃荷重の負荷は、図3,4,2 に示す如く、供試体に浮力タックをボルトを取りつけたものをワインチで鉄塔との所定の位置まで引上げ、そこから直下の静水面に落下させ、供試体のパネル面に水面衝撃による衝撃荷重を加えた。

衝撃試験時の落下物体の重量は供試体の自重その他に浮力タンク及びその上部に試験体の吊金具等の重量が加わり、これらの合計が供試体Aの場合で約1627kg、又供試体Bの場合で2150kgである。

弾性応答試験における試験体の落下高さは、供試体Aの場合で 0.5, 0.75, 1.0, 及び 1.5 m である、供試体Bの場合では、 0.5, 0.75, 及び 1.0 m である。又レーダー時の計測項目は試験体が水面に衝突する時の供試体パネル面に作用する衝撃水圧及び供試体各部の歪や変位等である。またこの時使用した計測器は次の通りである。

動歪測定器 --- 共和電業製動歪計 DM-P型

記録計 --- 直記式電磁オッショグラフ (横河電機製型2915)

圧力計 --- 歪ゲージ変換式水圧計 (東京測器製)

変位計 --- 差動トランス型変位計

温度計 --- 電子管式温度記録計 (東海計器製)

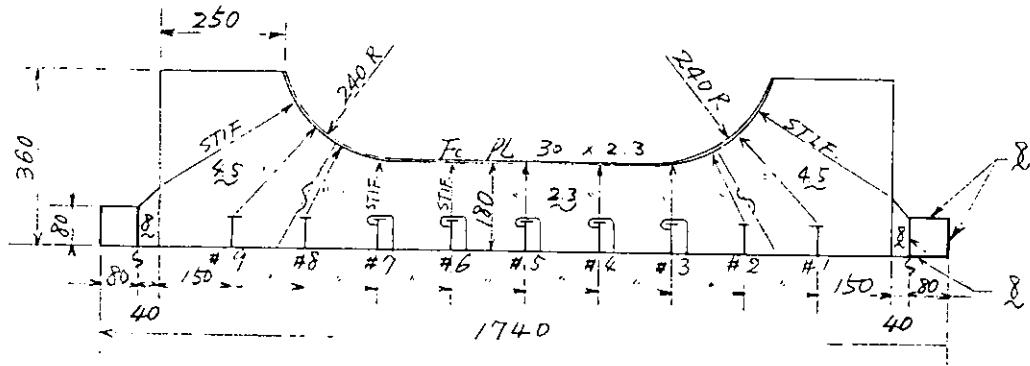
* 執筆担当者 清水作造

次に上記の弾性応答試験終了の供試体について、さうヒこれらを或る一定落下高さから繰返し水面に落し、この時供試体に起きた亀裂損傷、特に舷載のスパン中央部に設けられた人工亀裂から進展するクラックがどうに供試体の外板部へ伝播していくか、又その結果外板部には亀裂損傷が昇り?発生するものか否かを調査した。

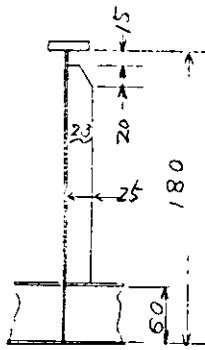
繰返し衝撃破壊試験の場合の試験条件は、各供試体共々の中央にある横桁のスパン中央部に面載からWeb Plateと切り幅1mm、且つ深さが10mmの人工亀裂が設けられること、又落下高さHは供試体Aの場合では $H = 2450\text{mm}$ 、さらに供試体Bの場合では $H = 2000\text{mm}$ で供に常温での繰返し試験である。

さうに供試体Aについてのは、繰返し衝撃試験の中途中でドライアイスとアルコールから成る冷却材を使つて供試体の中央部を -12°C に冷却し、この温度条件での繰返し衝撃試験を追加した。これは本実験で実船の構造の縮尺模型を採用しつゝ冷却ために非常に板厚の薄い材料が使用されつたり、材料の切欠き剛性の点から考えて試験温度の低下による亀裂の発生及び伝播の促進を意図したものである。

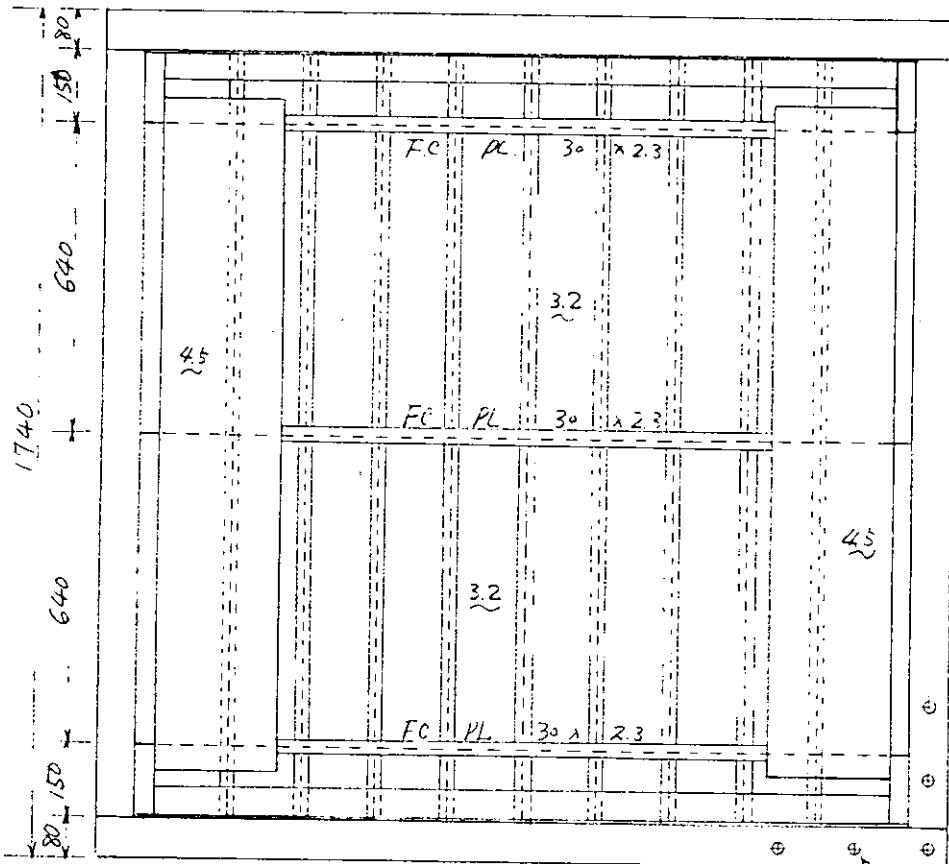
その他に本報告に記載されつる、構造模型の水面衝撃に与えるバラスト重量の影響を調べるために供試体Bをさらにもう1個製作し、これを取つける浮力タンクの内部にバラスト水の積み込み区画を設け、落下体の重量を上記の場合の約2倍に増やして実験を行つた。



(a) 橫桁部材寸法



(c) Web Stiffener

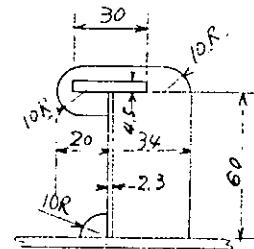


(b) 平面図

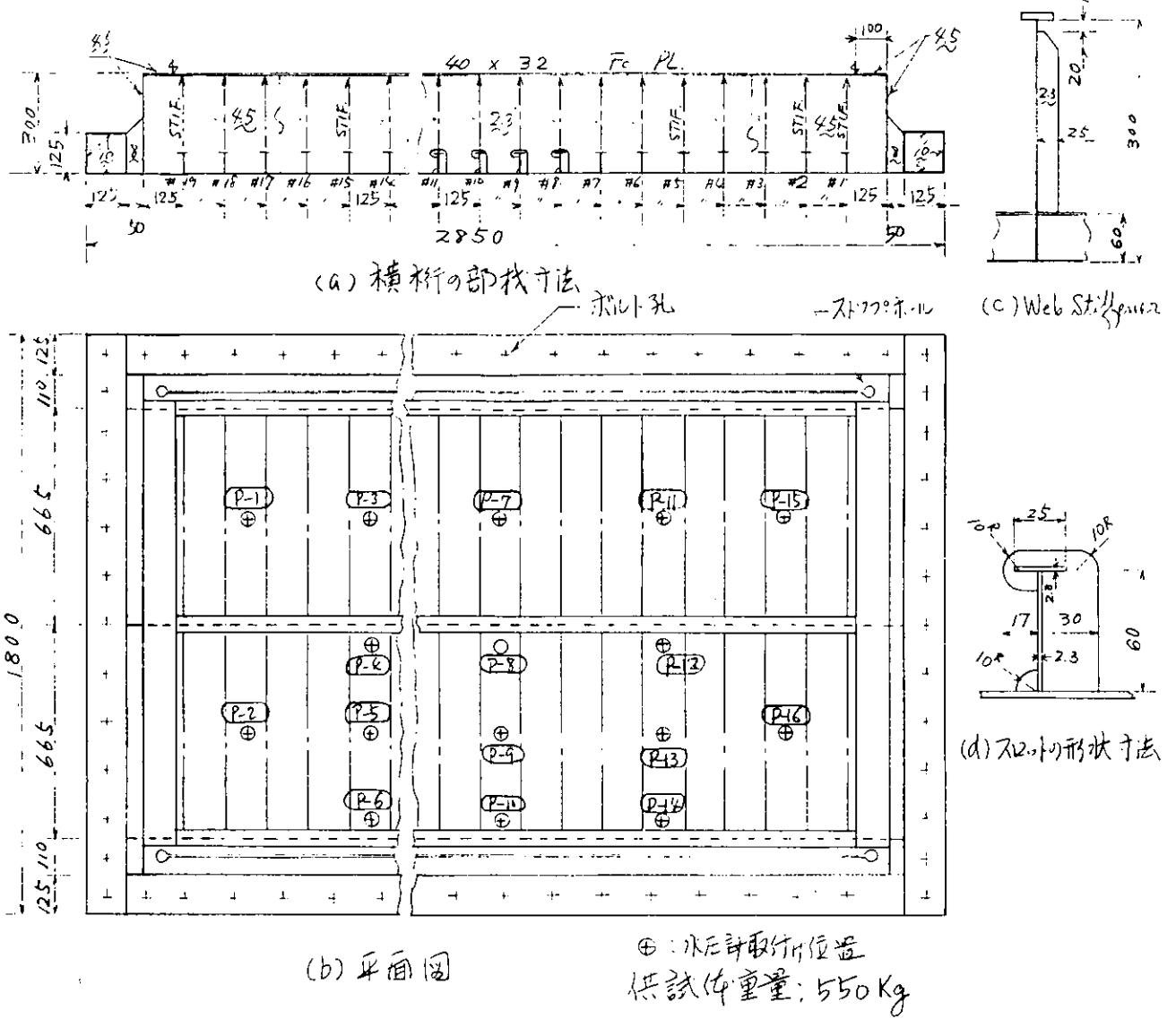
一孔用孔

供試体重量: 327.3 kg.

図 3.4.1 (a) 供試体 A の部材寸法



(d) 角部形状寸法



3.4.2 水面衝撃時の衝撃水圧

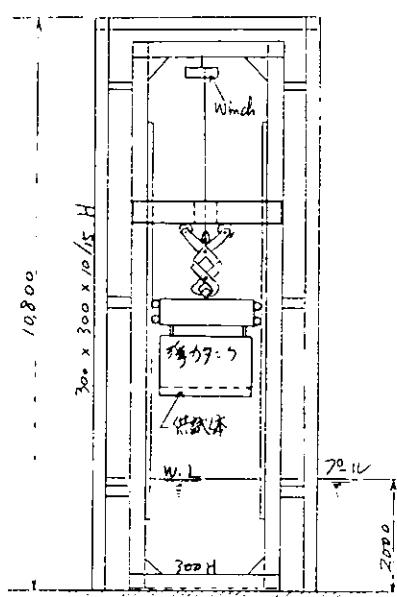


図3.4.2 衝撃試験装置

図3.4.3は前記の2種類の供試体を静水面上に落として場合に、各供試体パネル面に作用する衝撃水圧の最大値と落下高さとの関係を両対数目盛で表示したものである。また図中の実線はJ.H.G. Verhagen の研究論文(Journal of Ship Research, 1967, 12) の剛体模型に関する計算結果を参考までに引用したものである。

本実験に使用した構造模型及び実験条件とは、供試体の水面衝撃時の最高圧力が、試験体の落下高さHに対する両対数目盛線上で略直線分布を示し、さらにほぼ同じ条件下にある剛体模型の場合に比較して発生衝撃が大幅に低下することがこの図から分かる。

これは弾性体模型実験の場合には水面衝撃時に、供試体のパネル面が衝撃圧の作用のために工房へ撓むことになり、この撓み変形によつて供試体に加わる衝撃が幾分緩和されること、さらに又此の撓み変形によつて供試体パネルの直下に閉じ込められた空気の層が剛体模型に比較して厚くなり、これがうちにこの空気によるクッションとされる効果がより顕著によること等が主な原因で衝撃の値に大きな差が生ずるものと考えられる。

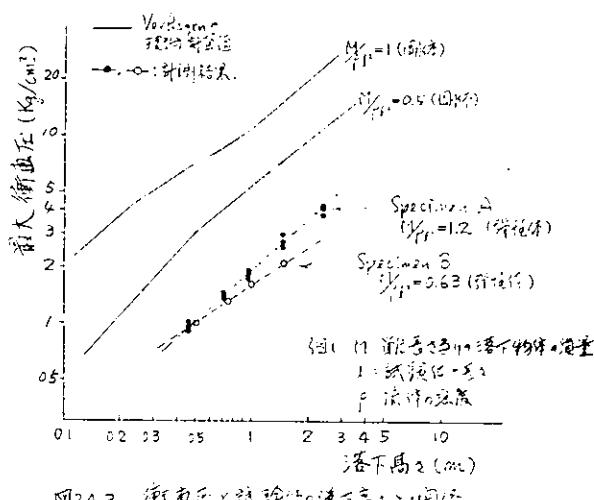


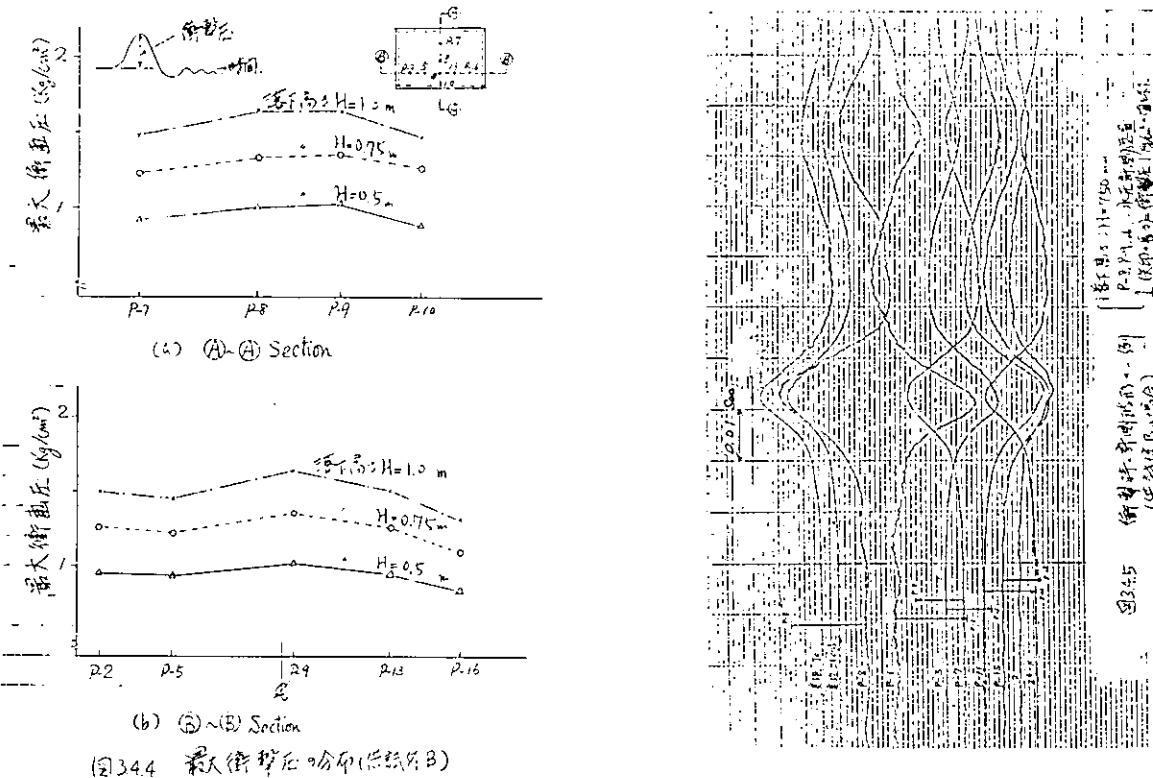
図3.4.3 衝撃圧と試験体の落下高さ:二回測定

次に図3.4.4は上記の水面衝撃時の最高圧の供試体Bのパネル面上の位置に関する分布を示すもので、この実験結果は試験体のパネル面がその直下の静水面にほぼ平行に落下した場合の結果である。このグラフの値は場所により若干の差が認められるが、水面に平行に落下した場合にはその衝撃圧は、ほぼ均等に分布するものとみられる。

またこの衝撃圧の時間軸に計する波形をみると、図3.4.5と計測結果の一

例を示すように水面衝撃時の供試体のパネル面が水面とほぼ平行の場合には、その衝撃圧の波形は大体されひび山形状を呈するのに對し、衝撃時の供試体が幾分傾斜した状態で落下した場合には、上記の山形状の圧力波は幾分くづれ、且つそのピークの値もかなり大きくなることが観察された。実船の場合の波浪

衝撃の実測結果の典型的なパターンは、鋭い衝撃のピークの後に1.5~2.0秒程度の丘陵状、或は三角形状からなる圧力波形が続き、上記の模型実験の場合とはやや様子が異なるものと考えられる。



(a) (A)-(B) Section

(b) (B)-(C) Section

図3.4.4 最大衝撃圧分布(実験A,B)

3.4.3 水面衝撃時の橋の変形と内力

水面衝撃時々供試体中央横橋の繰り及び垂れの計測結果を、図3.4.6から図3.4.8に示す。これらのグラフは此の橋のスパン中央位置における繰り変形量とその位置の面積の軸方向歪み、共に衝撃時の最大の値を図示したものである。また図中の実線はこれら中央橋がその両端を単純に支持され、さらに前述の衝撃時の最大水圧が静荷重として作用するものと仮定して進めた弾性計算の結果である。これらのグラフによれば、計算値に対する計測値の比、即ち静繰り（或は静歪）に対する動繰り（或は動歪）の比が約1.5程度の値になつてゐるが、これは橋の端部におけるスパンポイントを考慮すればさう大さくなつてゐる。この水面衝撃試験における衝撃の動的効果が充分発揮されたものと考えられる。

次の図3.4.9は水面衝撃試験時の供試体に作用する衝撃圧の作用時間、及び衝撃後の中央橋の片面接水振動の固有周期等が実験時の試験体の落下高さ（あるいは衝撃速度）にどのように影響されるかを示したものである。衝撃圧の作用時間は衝撃速度に沿つて左右されず、ほぼ一定であるのに對し橋の振動周期は落下高さと共に増加する傾向が認められ、水のVirtual Massが、衝撃速度にかなり依存してゐることが分かる。

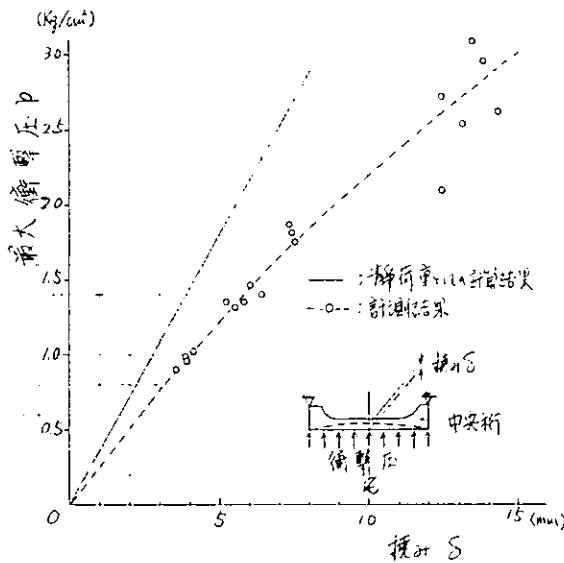


図3.4.6 供試体Aの衝撃荷重

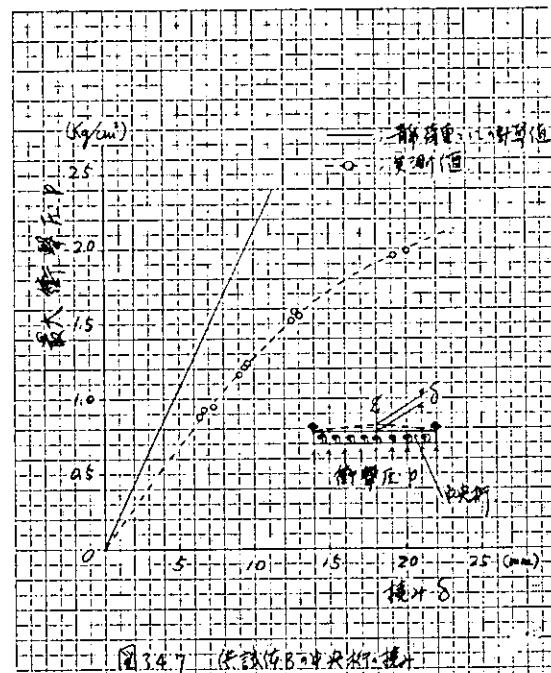


図3.4.7 供試体Bの衝撃荷重

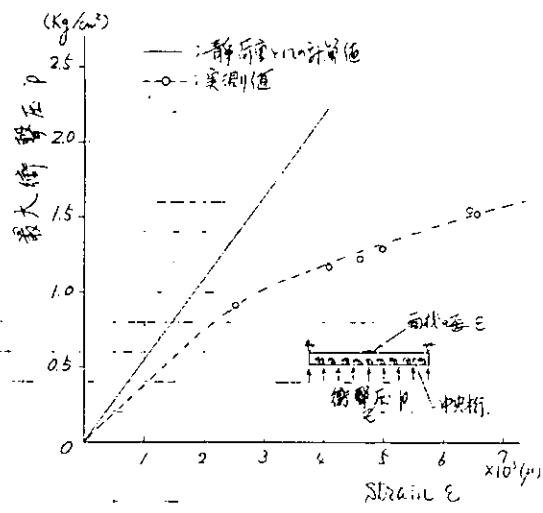


図3.4.8 供試体Bの衝撃荷重

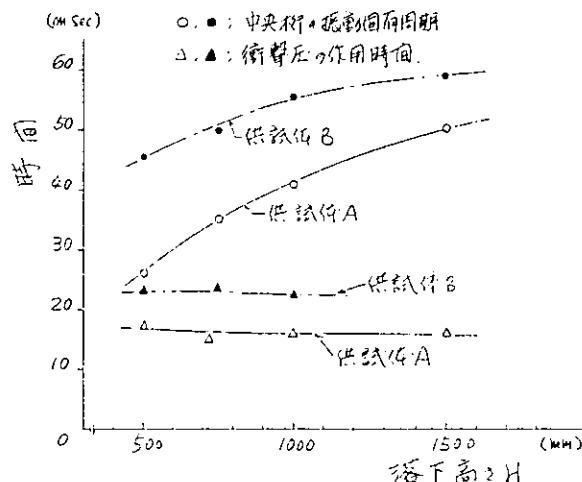


図3.4.9 衝撃圧作用時間と中央折の振動周期

3.4.4 供試体Aの繰返し衝撃破壊試験

これは船体の横肋骨の大骨の面積及びWeb Plate 等の内殻部材に存在する小さな亀裂やその他の構造上の欠陥が、波浪衝撃荷重によつて進展するクラックの発達となり、このクラックが大骨のWeb Plate を横断し、さらに外板まで伝播するか否かを模索するために行つたものである。

(1) 第1回常温衝撃破壊試験

本実験では前に使用した供試体の中央折のスパン中央位置の面積からWebPlate にかけ、図3.4.10 に示す加圧幅1 mm 長さ10mm の人工クラックを設け、この試験体を落下高さ2450 mm の所から直下の水面に繰返し落下させ、この人工欠陥部からのクラックの進展状況を調べた。

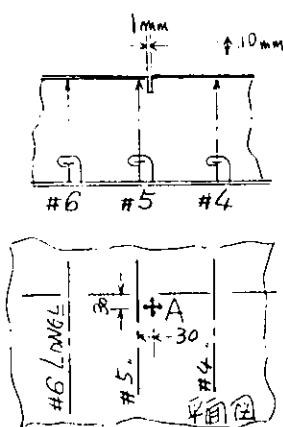


図3.4.10

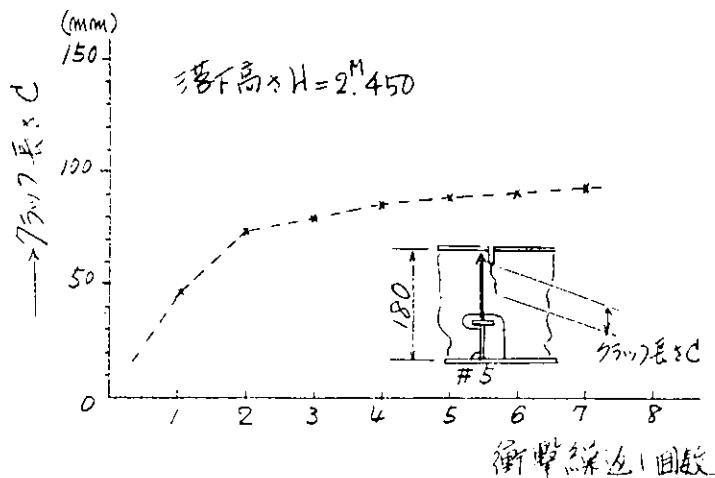


図3.4.11

この実験では第1回目の衝撃により上記の人工欠陥から亀裂が進展し、横桁のWebPlateを45mm横切、2停止した。しかしこの時進展したクラックの破面は延性破壊であることが認められた。更に同じ条件で6回繰返し衝撃を加えたがこのクラックの伝播速度は図3.4.11に示す如くかなり減少した。

なおこの第1回目の衝撃時に人工欠陥部直下の外板の歪を抵抗線歪計で計測したところ 図3.4.10のA点の外板内面との軸方向の値が-262μ, 且つそれに直角方向の値が+2850μであることを確認した(A点の外面での値は歪ゲージ断線のため記録がとれていない)。

この衝撃試験に使用した供試体は横桁とLong \perp との相持ち構造からなり、横桁の変形に対するLong \perp がかなり抵抗しており、その結果上記のクラックの進展を阻んでいることが考えられるため、Long \perp の剛性を低下させ、その荷重分担率を軽減する目的で図3.4.13に示す如くLong \perp の面枚を一部除去した状態で実験を開いた。この時上記の人工亀裂から進展したクラックは1回の衝撃によつてその直下のスロット開口部まで伝播し、桁のWebPlateは完全に切断された。またこの衝撃時ににおける上記A点の内面の歪については、軸方向歪が圧縮側から+720μと引張側に変化すると共にその直角方向の歪が+2450μと若干減少した。

以後この破損状態のままのものをさらに22回同じ条件で繰返し衝撃荷重を加えたが、外板部には何ら亀裂損傷は発生せず、また図3.4.16に示されるように試験体ハニカル中央部の残留挠みもあまり進展せずに飽和状態に近づいていることが分かる。

(2) 第2回常温衝撃破壊試験

これまでの繰返し衝撃破壊試験においては横桁のWebPlateを横切、2進展してクラックが外板部へ沿って伝播する可能性の無いことが分ったため、図3.4.12に示す如く試験体の端部にスリットを設け、Long \perp の効果をよりに減じた状態で、これと同一条件で実験を繰り返した。ただしこの場合にはこれ

迄の衝撃により生じた損傷箇所を全て補修し、改めて#6 Long Slot直上の面材及びWeb Plateに前と同様の人工亀裂を設けた。

今回の衝撃試験では第1回目の衝撃で上記の人工欠陥部の先端から発した亀裂は、横材のWeb Plateを横切り、#6 Slot開口部に達した。これまことに同様Slot周辺部の外板には何ら損傷が発生せず、只外板中央位置での残留撓みが急激に増加し、その値が約32mmに達しただけである。又この衝撃時に図3.4.13のB点における外板内面の歪は、横筋の軸方向で5630(μ)，且つそれに直角方向で-1590(μ)の値が記録され、外板にかかるひきの膜力が発生したことが分かった。

その後試験体をこの破損状態のまま繰り返し5回衝撃を加え、その時の破損状況を調査したが、これまでと同様パネル面の残留撓みが増加しただけで、外板部には亀裂損傷が全く認められなかった。

(3) 低温衝撃破壊試験

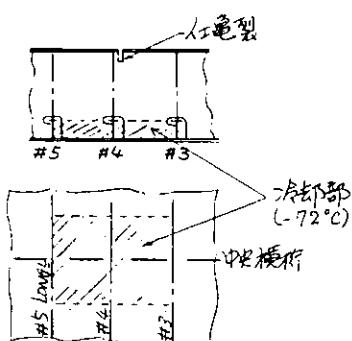


図3.4.13

これまでの常温における繰り返し衝撃試験により明らかに如く、船体構造模型の内板部材は衝撃荷重により比較的容易に破壊されるが、外板部に対するのは亀裂損傷を発生させることか非常に難しいため、試験条件をさらに酷しくして低温で実験を行なった。試験温度をドライアイスとメチルアルコールによる-72°Cに下げ、さらに供試体は第2回常温衝撃破壊試験で使用済みのものを補修し、これに#4 Long Slotの上方に改めて金切り鋸による人工亀裂を設けたものを

使用した。その冷却箇所及び人工欠陥を図3.4.13に示す。

この低温における衝撃試験では第1回目の衝撃によつて人工欠陥部から進展したクラックは、直下の#4スロット開口部まで達し、横筋のWeb Plateが切断された。しかしこの場合にも外板部の亀裂損傷は認められず、パネル面の残留撓みだけが増加した。またこの人工欠陥部からWeb Plateを伝播したクラックは延性破面を呈しているのが認められた。

さらに引き続きこの破損状態のまま試験体を同じ試験温度で3回繰り返し衝撃を加えたが、何ら変化が認められなかった。

(4) 第3回常温衝撃破壊試験

上記の低温での衝撃によつて #4 Long₁ の貫通スロット附近の Web Plate は人工欠陥部から伝播したクラックにより完全に切断されたため、この状態では水面衝撃時に外板部に発生する膜力が大きくはつらうと考えられる。

この破損状態の試験体を常温で再び繰返し衝撃を加えることとした。この時

の実験条件は従来通りで、連続8回の衝撃を加えたところ図3.4.14に見られる如く #4 Long₁と外板との溶接線の外板側の熱影響部に長さ48mmのクラックを発見した。しかしこのクラックは外板の内面にのみ見られ、その外面迄は貫通しません。

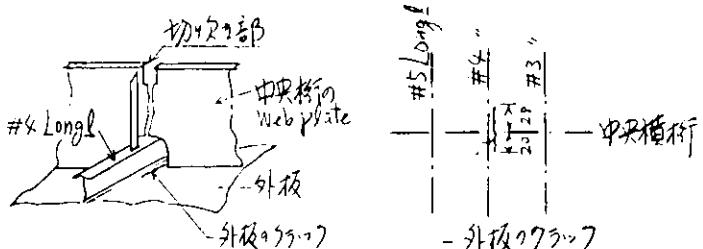


図3.4.14

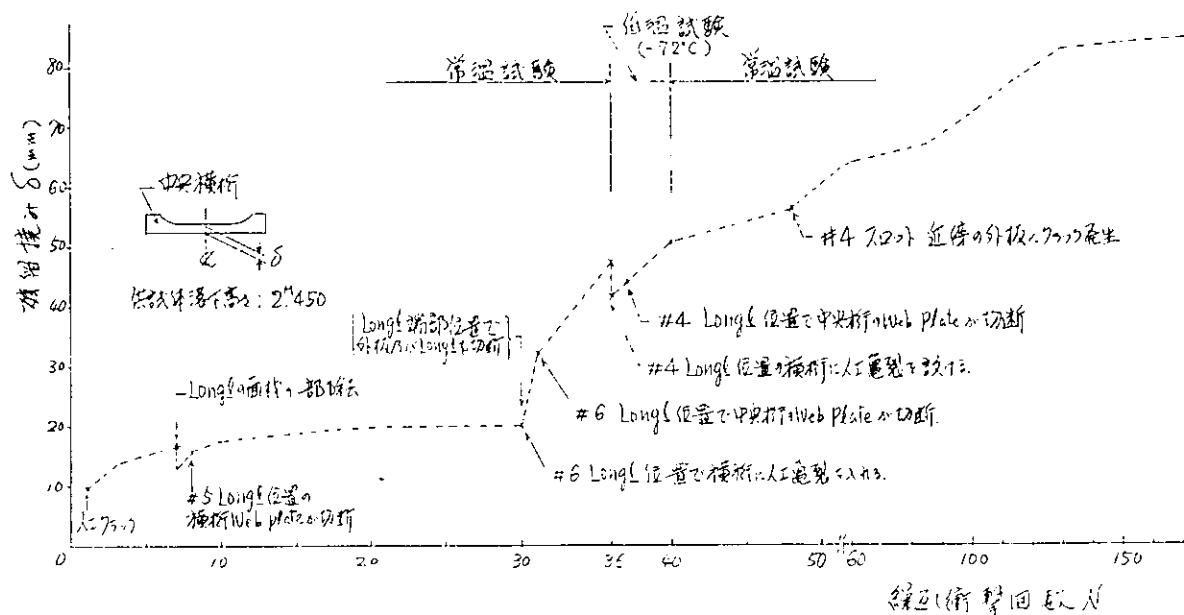


図3.4.15 供試体Aの中央横筋、繰り返し

ことを確認した。

以後この破損の状態をさらに123回繰返し衝撃を加え、この外板の内面に発生したクラックの進展状況を観察してみ、その長さが58mmに成長してついで外板の外面までつながった。

3.4.5 供試体Bの繰返し衝撃破壊試験

供試体Aと同じ目的で供試体Bに対しても繰返し水面衝撃による破壊試験を試みた。この場合の落下高さは2000mmで試験体には人工的切り欠きをその中央筋のスパン中央部に入れ、この欠陥部からのクラックの進展状況を調べた。

落下高 2.0m カラの水面衝撃時の衝撃圧はその最大値が約 2.5 kg/cm^2 、且つその作用時間が約 22 msec の三角形状の波形を呈する。この衝撃圧の大きさは供試体Aの場合と同様に繰返し衝撃による、その試験体パネル面の残留焼けが大きくなるにつれ幾分低下することが分った。

図3.4.16は供試体Bの衝撃試験の場合の衝撃の繰返し数と試験体パネル中央位置での残留焼けとの関係を示している。

2の供試体B。場合には落下高さ1.0m にて、弾性応答試験を66回までの範囲で行い、それ以後は落下高さ2.0m カラの繰返し衝撃試験に入った。そして繰返し数 $N=81$ の時点で中央部に上記の人工切り欠きを設け、この欠き欠き部からクラックの進展を調べたが、繰返し数70回あたりから21枚に亘る僅かな横割れの傾向が現れ始められたこと、また端部横割れ荷重に対する強度抵抗、てはニーハンより上記の人工欠陥部から発生するクラックはなかなか進まず、1枚か2枚まで進むを目的で繰返し数101回において両サイド、横筋のスパン中央部に2枚ずつに同様の人工切り欠きを入れて実験を続けた。その結果人工欠陥部から発生 (Web plate の途中で停留) して上記のクラックは数回の衝撃で直下のスロット開口部に達し、2の位置で中央部の Web plate は完全に切断された。上記の人工欠陥部から発生したクラックの伝播状況を図3.4.17に示す。1か2。場合供試体の外板部には何ら亀裂損傷が発見されず、かく供試体中央部の残留焼けが増大したものである。

2の状態、すなはち衝撃の繰返し数 $= 3$ 繰返し数 $N=117$ の時点に於けるスパンの中央部に至るスロットの開口部下端部、図3.4.17 に示す概略を示すところクラックが発見された。2 4は Web plate 側の接続の熱影響部に沿って進んでおり、前記の供試体Aの場合にはクラックの発生場所が異っている。

また両サイド、横筋については同一方向が同時に同じ時にいて、前に設けられた2のスパン中央部の人工切り欠き部から進展してクラックのための Web plate が切断された。

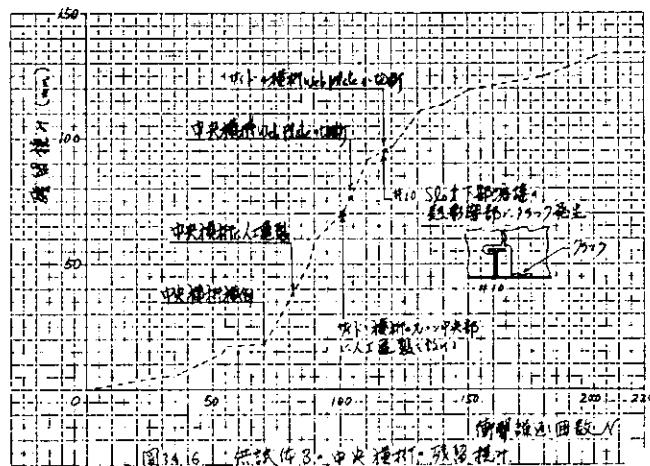
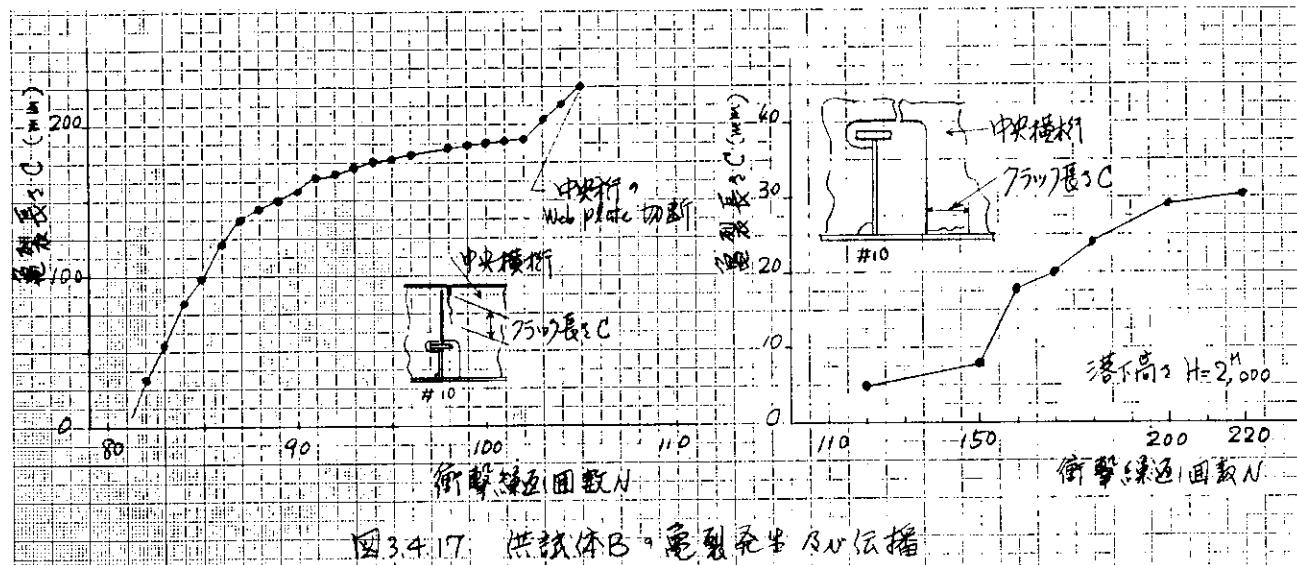


図3.4.16 供試体B. 中央横筋の残留焼け

以後の破損状態のもとを3回繰り衝撃を加え $N=220$ 回まで実験を
続けて上記のクラックの伝播状況を観察したが、29 Web Plate下端のクラック
は若干進展、たゞして外板部には何ら亜裂損傷が起らず、そこで供試体中央部の
残留接合も船んで進すず飽和状態に達し、 $N=220$ 回まで繰り
(衝撃試験を中断した)。



3.4.6 緒とめ

- (1) 船体構造模型の外板面に衝撃により亜裂損傷を発生せしめることは非常に難しく、上記の供試体及び実験条件では、可能性が殆ど無いことを分かった。
- (2) 構造模型を水面へ落下させて衝撃を加えた水面衝撃、実験では、試験体に作用する衝撃圧、波形及び作用時間が実船計測・記録とあまり異っている。
これは上記の模型試験においては水面衝撃時に試験体の運動エネルギーが殆ど水へ吸収され、水中への突入速度が大きく減少したことに因るかと想われる。
- (3) 衝撃荷重に対する構造の動的応答は、構造の振動特性が大きく関係する故、今後、問題として衝撃荷重、作用時間、近い振動、固有周期とも、構造模型を採用了したく、取扱試験体に水流の打音子周波、拘束条件強化など、外板部に十分な膜応力が発生し得るよう方策を検討する必要がある。

3.5 船側構造の疲労損傷と衝撃強度*

3.5.1 序

最近では複雑な構造物といえども、狭義のを容、即ち外力、撓み、座屈値等についてはかなり詳細に求められる。しかし不連続現象である破壊となると別問題であり、構造物の破壊機構はなお一般にはほとんど未知の分野である。このような状況をふまえて、船体、主に船側構造がその荷重サイクルの中で大きな損傷を受ける機構、経過を再現し、解明への端緒とする事を試みる。

波浪外力(衝撲)による損傷例としては、比較的資料の集積がある、ストレインゲによる船首船底、青波による船首樓甲板の損傷において、内部々材の変形、破損及び外板の撓みなど、かなり大きな場合があるが、致命的なものの12%ながら外板自身に破孔を生じたケースは稀である。即ち、許容値を越える外力が加わったとしても、それが直ちに致命的な損傷を生じるとは考え難い。

従つて、本研究では、外力をび破壊に至る経過として、まず、交番面圧(通常海面における変動水圧)による内部々材の損傷、溶接部等 hand spot への疲労蓄積が生じ、その状態で衝撲的な圧力(波浪衝撲)を受けて大破壊を生じるという想定を行つた。この想定に基づいて実験では二段階の負荷を行う。こで前者に相当する部分を疲労試験、後者を衝撲試験と呼称する。

3.5.2 実験

(1) 実験装置

装置は図3.5.1(a),(b)に示すように、疲労、衝撲両試験に共通な、

(a) 面圧発生部 --- ピストン、シリンドラー---

(b) 水槽構成部 (底板及び側壁) 及び支持脚

(c) 供試模型 (水槽頂板正構成), その他連絡管等

から成る閉鎖(水密)系内にピストンの運動による水圧を発生させる。ピストンの駆動は、疲労試験では疲労試験機(電動油圧式往復動、最大動荷重±50 ton、最大ストローク±75 mm)と結合して交番面圧を負荷する。衝撲試験では、

(d) 落下塔 --- 最大有効落下高さ約6m---

(e) 重錘 --- 両側に車輪を持つトロッコ型、自重1.6 ton---

を用ひ、重錘をピストン軸上端に衝突させて衝撲的圧力を負荷する。

(左記、衝撲試験の発生圧力が過小であるため、試験途中で管路を拡大した。改修後の主要寸法を図3.5.1(a)の()内に示す。)

* 執筆担当者 安東重美、沢柳政弘

(2) 模型

図3.5.2に示すように、供試模型は標準型4個及びその変形2種類、各1個、計6個を使用する。即ち、

(a) 75,000^{DWT} タンカー船側構造の一部(2-トランス・スペース、11-ロンジ・スペース)を取り出し1/4縮尺としたものを標準模型とし、タイガAと称す。この内2個は材料として、すべてSS41を用いているが、他の2個は外板のみS50C(日本機械構造用0.5%炭素鋼)を使用する。これは、外板厚さを縮尺すれば4.5mmとなるが、この程度の薄板では、通常の材料では切欠脆性における板厚効果があり、常温付近での脆性的挙動が期待できない。即ち、実船での厚板の挙動との相違が保てないために、出来るだけ塑性の低い材料として入手し得たものである。左がS50Cのミルシートその他の下に示す。(使用端接種、被鋼LB62)

C	Si	Mn	P	S	Cu	降伏点 kg/mm ²	引張強度 kg/mm ²	衝撃値 m·kg/cm ²
0.50	0.22	0.71	0.018	0.014	0.03	40	74	4

(参考、JIS規格値)

(b) タイガBはAに対する外板を厚いもの。

(c) タイガCは船首船側曲り外板部でトランスが外板に対して傾いた状態と模し、横衝撃度の低下の影響を調べる。

(3) 実験方法

実験は各模型について次の如く行う。

MODEL NO.	MODEL TYPE	外板材質	外板厚 mm	トランス角度	疲労荷重 (圧カレンジ) kg/cm ²	衝撃試験
1	A	S50C	4.5	90°	0.9	
2	"	"	"	"	1.6	一定落下
3	"	SS41	"	"	"	高さ2段階
4	B	S50C	3.2	"	"	追記
5	C	SS41	4.5	60°	"	
6	A	"	"	90°	—	0.5~6m 若干回

N.O. 6 標型は疲労試験を終ずに、衝撃試験を行ひ、かつデータを得る。

N.O. 6 を除く5模型は、疲労試験状態にセットし、試験を行う圧力範囲での、静圧に対する応答(挾み、応力)と調べる。

(4) 計測

計測内容を以下に示す。計測位置、計器番号は図3.5.3を参照のこと。

(a) 静的測定 --- NO. 1 模型, NO. 2, 3, 4, 5 は疲労試験に同じ ---

応力	歪ゲージ	三軸	4束	} ①~⑯
		単軸	14束	

圧力	PGM 10		2束	②, ⑪
----	--------	--	----	------

変位	ダイヤルゲージ		2束	横斜変位, 水平変位
----	---------	--	----	------------

(b) 疲労試験 --- NO. 6 を除く 5 模型

応力	歪ゲージ	単軸	3束	③, ⑦, ⑯ NO. 1 は ⑯ なし
----	------	----	----	----------------------

圧力	PGM 10		1束	⑩
----	--------	--	----	---

変位	IDS 4T		2束	垂直変位
----	--------	--	----	------

	IDS 2T			水平変位 NO. 5 はなし
--	--------	--	--	----------------

(c) 衝撃試験

応力	歪ゲージ	三軸	2束	①, ②
----	------	----	----	------

		単軸	3束	③~⑤ NO. 6 のみ
--	--	----	----	--------------

	"	2束		亀裂先端 NO. 4 のみ
--	---	----	--	---------------

圧力	PGM 50		3束	
----	--------	--	----	--

変位	IDS 5T		1束	板中央面外, NO. 1, 6 のみ
----	--------	--	----	--------------------

3.5.3 実験結果及び考察

(1) 静的測定

NO. 1 模型につれての応力分布を図 3.5.4 に示し、各模型につれての計測結果を図 3.5.5~8 に示す。形状寸法の同一な模型でも計測結果はかなり差があり、周辺の締付け状態の違い等が影響したとも考えられる。

(2) 疲労試験

負荷は荷重制御で行う予定であったが、荷重と発生圧力の関係が不安定なため変位制御で行った。そのため負荷にばらつきが出、また損傷が進んで、模型剛性が低下すると発生圧力が下がるので、適宜試験載荷ストロークを増加した。負荷（圧力上限及び下限）状態を図 3.5.9(a), (b) に示す。

実験はストロークの限界と模型（面外）剛性の低下から、より以上の疲労損傷が期待できないと判断した時点で打ち切った。試験終了時の模型状態を図 3.5.10(a)~(e) に示す。

(a) 損傷の経過

(i) 横斜の損傷

負荷変動、差異のため結果にはかなりのばらつきがあるが実験 (

最高) 壓カレンジ $0.9 \sim 1.6 \text{ kg/mm}^2$ が 100,000 回程度繰返された事によつて(当初予定の 1.6 kg/mm^2 荷重一定の完全両張りであれば、回数 < 30,000 回以下) 橫桁の効果がほとんどなくなるような損傷を生じた。損傷は、剪断力の大きな両端から始まるが、まず早期に端部ハーネル(防護材一側端面)が座屈し(No. 5 では静止負荷時)ほぼ同時期にスロット母邊亜裂、防護材下端の亜裂が生じた。亜裂及び防護材の破断は徐々に内側の縦通材周辺に生じるが、さらにスロット間で亜裂が連続し、また端部に達した。亜裂の進展方向は横桁長手方向 $1/3 \sim 1/4$ の所で上方に転じ、面材にいたり、よつて、端部では外板はほぼ横桁との結合をなくした。

(ii) 縦通材の損傷

横桁の損傷の結果、受圧部の面外拘束量が大きくなり、横桁貫通部付近で縦通材の損傷が生じた。亜裂発生處は側端の数例を除いて、いずれも横桁防護材下端と縦通材フランジに密接した隅肉トウであり、これはフランジのナックルライン近傍であるので、構造的不連続性と共に、冷間加工による材質劣化も影響している。側端の縦通材についてても、横桁に嵌め込んで亜裂を生じたもの以外はフランジ・ナックル側から発生していた。縦通材損傷直前のフランジにおける応カレンジを下に示す。

	応カレンジ (kg/mm^2)	損傷時算算繰返し数
NO. 2 模型	77	14,000
" 4 "	45 ($N=48,000$)	< 56,000
" 5 "	40 ($N=25,000$)	< 37,000
(参考) NO. 3 模型	終3時 最大 26.5, 32	—

なお、No. 4, 5 共面外剛性低下度 - 损傷量(図3.5.11参照)から推定すれば、損傷直前で $65 \sim 70 \text{ kg/mm}^2$ と考えられる。

(iii) 外板の損傷

外板に貫通亜裂の生じたのは No. 4 及び 5 模型のみで、共に No. 5S ロングジの隅肉溶接部に 100 mm 程度の長さであった。この二つだけではなくて、外板強度が相対的に小さい事---No. 4 は 3.2 mm 厚の S50C, No. 5 は SS41(静的強度では S50C の方が 7割程、大)---と、面外剛性が小さい事---計算上では No. 4 で 16%, No. 5 で 25%^{*2}ほど標準型より小さ---が重量で下回るためともえられる。この段階での外板亜裂は明らかに曲げに起因している。

(b) まとめ及び考察

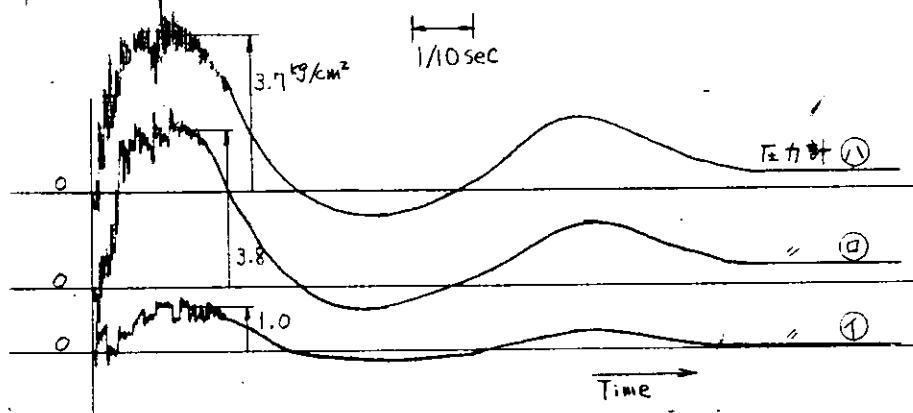
*1 出会周期 10 秒とすればほぼ一週間に相当

*2 各モデルの焼入計算値 1/53 比較

縦通材貫通スロット周辺に生じた損傷が進展して、横桁を底面化し、縦通材を破断し、一部模型では外板にも亀裂を生じた。疲労損傷による面外剛性の低下と、面外焼け量を目安にプロットしたものと図3.5.11に示す。実際の構造への適用に際しては、損傷は端部から発生して次第に拡大するが、周辺条件が実際構造と異り（端部固定部構造の差異、隣接部材との連続性等）、より過酷な状態になってしまい。従って、この結果をそのまま当てはめる事はできないが、亀裂がスロット面でつながり、面材に達するケースは皆無というわけではなく実例もある。

(3) 衝撃試験

未損傷のNO. 6模型についての測定結果を表3.5.2に示す。10回の落下試験後の状態は、横桁パネル（防護材面）の座屈、防護材下端の局部座屈のみで、亀裂は生じていない。NO. 6以外の5模型の実験要目を表3.5.1に、各計測データを表3.5.2に示す。また、最終的な外板亀裂の状態と図3.5.12に、衝撃荷重波形の一例を下に示す。



(a) 外板面内応力状態

NO. 2模型では応力値は方向によらず、ほぼ一定となつており、骨部材の効きが小さく、膜力が主になつていた。NO. 1, 4, 5でも実験が進むにつれその状態に近づいた。NO. 3は横桁方向ではNO. 2と同程度の応力値であるが、縦通材方向では負値を示し、縦通材がまだ効いていた事がわかる。

(b) 外板亀裂の発生様式

二つの発生様式が見られた。縦通材隅肉溶接トウでは7~80mm以上の亀裂が発生した。もう一つのケースでは、縦通材ウェブの亀裂下端から外板に伝播した。この場合、発生した亀裂長は外板内で10mm程度であった。なお、外板の疲労亀裂の先端から発生を見なかつた。

(C) まとめ及び考察

いずれの模型も少々衝撃回数で外板亜裂を生じたが、明らかに累積疲労による材質劣化の影響、または非貫通疲労亜裂が貫通したものの考え方もある。しかし、その後の衝撃負荷によって、顕著な亜裂進展とみたのは S50C を使用した模型のみである。また、No. 2 では亜裂は母材に入り、これが隅肉溶接 HAZ で進展した No. 1 と同程度のオーダーの進展とみたことから、衝撃負荷下へ材料自体の性質によつて亜裂進展の有無が決まる事が推察できる。この S50C を用いた No. 2, 4 模型での 2~30mm の亜裂の発生、及び No. 1, 2 における数 10mm/cycle オーダーの亜裂進展の破壊形式が問題であるが、その材質依存性(静的強度が優れ、軟性に比べて劣る材料である)、及び亜裂部で断面(板厚)収縮が見られない事から、衝撃応力下の脆性的破壊とも思えるが、本実験程度の歪速度(平均的には 10^2 sec⁻¹ のオーダー)でどうした現象が生じるか(引張強度に近づくまでの降伏応力の上昇があるか)、また、一旦発生した脆性亜裂が 2~30mm の距離で停止するかといつらぬきが残り、この分野での資料が乏しいため断定はできない。

しかし、実験室的な脆性破壊現象に見出される限界亜裂長という概念が適用され得るとすれば、周辺条件の介入による応力状態の変化がない限り、実現された亜裂の進展が継続し、最終的に不安定破壊を生じるであろう。

3.5.4 結論

- (1) 1 kg/cm² 程度の変動圧力を一週間前後受けた場合、周辺条件によつては、スロット周辺より拡大する横折の損傷は著しく、面材に至る亜裂を生じる。
- (2) 面外拘束量の増加によつて、上記の外カ下で、縦通材に溶接部部の Hard spot より亜裂を生じ、破断する可能性がある。
- (3) 縦通材隅肉溶接部の累積疲れ疲労は大きく、上記繰返し外カ、せんぐはビードで 3~4 kg/cm² 程度の衝撃压により容易に亜裂を生じる。
- (4) 発生した外板亜裂は HAZ にて母材の材料特性の対応があるとすれば(即ち、S50C 薄板と 20~30mm 船体用規格材の軟性がほぼ同等であるれば)、3~4 kg/cm² の衝撃压により進展し、不安定破壊を生じる可能性がある。

表 3.5.1 衝撃試験要目

模型番号	1	2	3	4	5	
外板疲労亀裂	無	無	無	有(94 ^{mm})	有(100 ^{mm})	
衝撃試験開始時 の状態	疲労試験終了 状態のまま	横桁S側面材 のみでつながる 部分切除	n=6 以後 横桁両端除去 の極限、横桁 切除、全縦通 材中央で切断	面外剛性低下 の極限、横桁 右材削除	損傷状態の左 右対称化	
衝撃回数 ○落下高さ 一回数	Z ^M 4 2 4 6 5	1 25 2 2 1 19	4 ^H 5.75 5 9	1 4 2 13 5	2 ^M 4 2	1 32 6 3
○合計回数	50		19	25	3	36
外板亀裂 の発生 回数一位位置 (亀裂長さ) 位置は縦通材 と示す。	n=8 NO.3S(80 ^{mm})	n=1 NO.5S(65 ^{mm}) 4S(<10) 3S(")	n=2 NO.4S(75 ^{mm}) 5S(95)	n=1 NO.4P(105 ^{mm}) S側端(断続?)	n=2 NO.3S(10 ^{mm}) 5P(80)	
亀裂進展 速度 (mm/cycle)	n=8~31 ≤ 6 n>32 25~60	NO.3S 15~36 他に進展せず	n=2~4 5~10 以後進展なし	(打切)	NO.3S 平均 3	
最終亀裂長	NO.3S 755 ^{mm}	NO.3S 540	NO.4S 117	S側端 325	NO.3S 117	
終了時板面 中央挿升	85 ^{mm}		63	65	44	86
備考	ラバー・シート 破壊により打 材の亀裂が外 板に進行、 n=3 における NO.3S の急激進 展はパネル村 角線方向、以 後の進展は縦 通に平行、ラバ ー・シート破裂	NO.3S, 4S は縦通 材にウエーブ 状のほぼ 2/3 に 達する亀裂を 生ず。	n=1 にて NO.3S 側端縁、密接 に切られにて中止	NO.3S は縦通 材亀裂が外板 に進行。 進展の見込み なく打切)。		

表 3.5.2 衝擊試驗計測值

模型 番号	試験 番号	落下 高さ	圧力 (kg/cm^2)			面外 挾み (mm)	応力 (kg/mm^2)		
			(1)	(2)	(3)		(1)	(2)	
6	2	0.5	0.86	2.08 (0.19sec)	1.89	6.8 (0.20sec)	$\sigma_0 = -1.1, \sigma_{90} = -5.5$	$\sigma_0 = -2.2, \sigma_{90} = -6.6$	③ $\sigma_{45} = 7$ 2720M 2120M
	3	1.0	0.93	2.34 (0.17)	2.03	8.9 (0.20)	" -1.0, -7.0	" -1.6, -8.7	" 3910 3540
	4	1.5	0.97	2.40 (0.145)	2.08	9.8 (0.185)	" -0.8, -7.2	" -1.3, -8.8	" 3850 4090
	5	2.0	1.03	2.63 (0.14)	2.28	11.2 (0.19)	" -0.4, -8.4	" -1.0, -14.2	" 5340 5000
	7	3.0	1.04	2.50 (0.115)	2.46	12.5 (0.18)	" 1.3, -9.4	" 1.8, -9.9	" 4420 5190
	8	4.0	1.20	2.82 (0.11)	2.68	14.9 (0.19)	" 2.3, -10.7	" 3.7, -10.3	" 4690 4660
	9	5.0	1.35	2.85 (0.11)	2.73	14.7 (0.19)	" 3.2, -11.6	" 5.3, -9.9	" 4180 3630
	10	6.0	1.34	3.54 (0.11)	2.64	15.9 (0.19)	" 4.4, -11.9	" 6.8, -9.8	" 4210 3340
	1	2	4.0	0.50	1.64 (0.22)	1.46	21.0 (0.32)	主張力 方向 -3.0, -12.1, 4.1°	-8.9, -12.7, -50.4°
1	5	"	0.66	1.80 (0.22)	1.50	18.9 (0.29)	" -3.0, -14.1, 5.0°	" -8.1, -13.8, -59.4°	
	28	2.0	0.80	2.76 (0.205)	2.36		" 30.7, 19.9, -15.9°	" 26.7, 9.1, 0.5°	装置改造
	30	4.0	0.94	3.32 (0.15)	2.82		" 37.9, 24.9, -15.9°	" 30.2, 9.1, 4.2°	
	31	6.0	1.05	3.64 (0.13)	3.20		" 39.7, 28.9, -22.6°	" 31.7, 13.5, 4.9°	
	1	4.0	0.80	2.35	2.40		" 47.3, 26.5, -19.5°	" 36.4, 27.2, 26.1°	
2	5	"	0.97	3.12	3.21		" 36.2, 31.6, -28.1°	" 34.5, 26.5, -5.5°	
	11	5.0	0.97	3.48	3.41		" 37.6, 30.1, -47.8°	" 34.7, 31.6, -7.8°	
	14	"	1.00	3.56	3.48		" 41.5, 32.3, -51.5°	" 37.5, 36.1, -20.1°	
	1	2	5.75	0.80	2.78	3.12	" 21.2, -5.1, 3.2°	" 21.1, -5.3, -3.3°	
3	5	"	1.17	4.28	3.84		" 29.7, -2.4, 4.6°	" 28.4, -2.6, -4.2°	
	7	4.0	0.79	3.10	3.21		" 24.9, -2.8, 3.0°	" 24.9, -2.6, -0.1°	
	11	5.0	0.79	3.11	2.99		" 23.6, -3.2, 3.1°	" 22.6, -2.9, -0.5°	
	30	6.0	0.89	3.92	3.52		" 32.4, -0.4, 1.8°	" 30.7, -0.5, -1.0°	
	1	2.0	0.50	2.00	1.70		" 39.4, 17.2, -85.7°	主張力 方向 2545, 535, 79.7°	主製工場 2420M
4	2	4.0	0.74	2.60	2.30		" 30.6, 25.2, -67.5°	" 1817, 1358, 56.2°	" 1735 3800
	3	"	0.50	2.20	2.30		" 32.2, 26.2, -32.6°	" 1777, 1423, 23.6°	" 3280 2820
	2	4.0	0.90	2.70	2.94		" 2836, 2164, -9.7°	" 2986, 2164, 8.1°	
5	15	5.0	0.79	4.13	3.34		" 2288, 722, -4.2°	" 2192, 1478, 71.5°	
	29	"	1.03	4.24	3.35		" 2080, 730, -4.9°	" 2194, 1176, 74.3°	

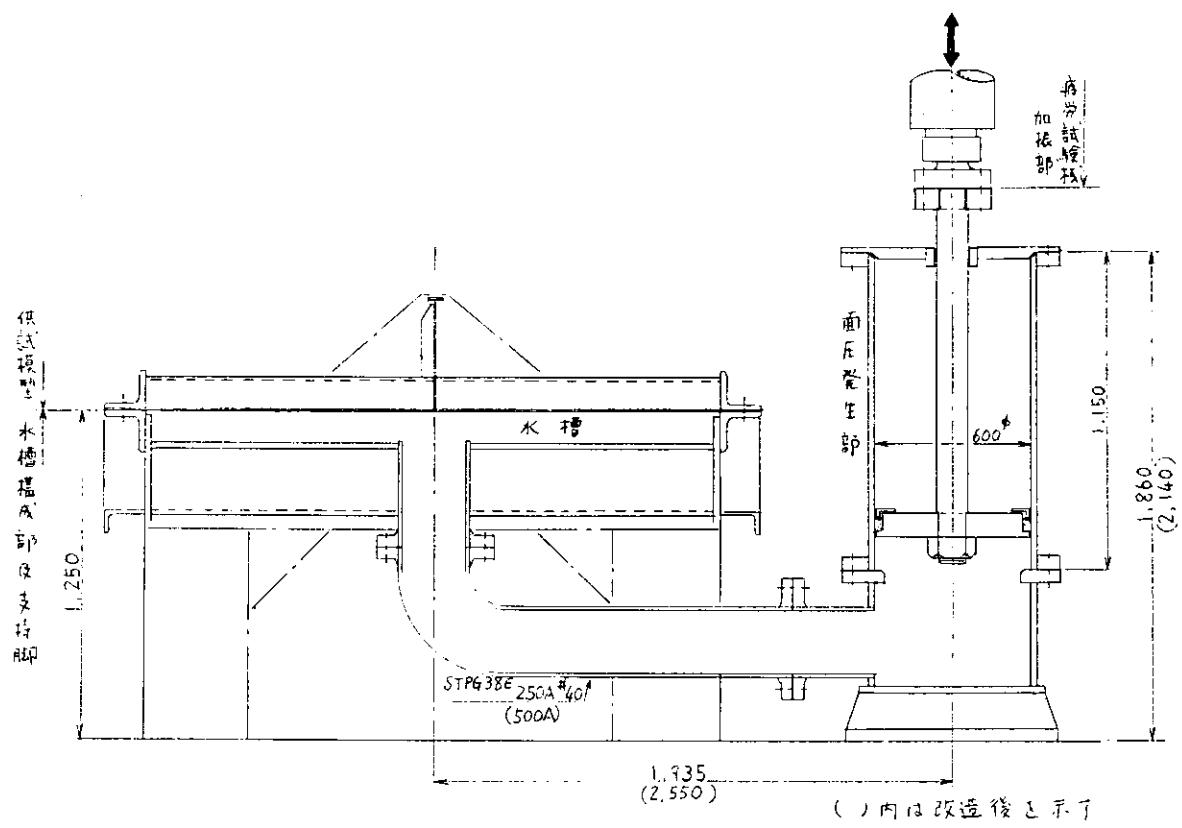
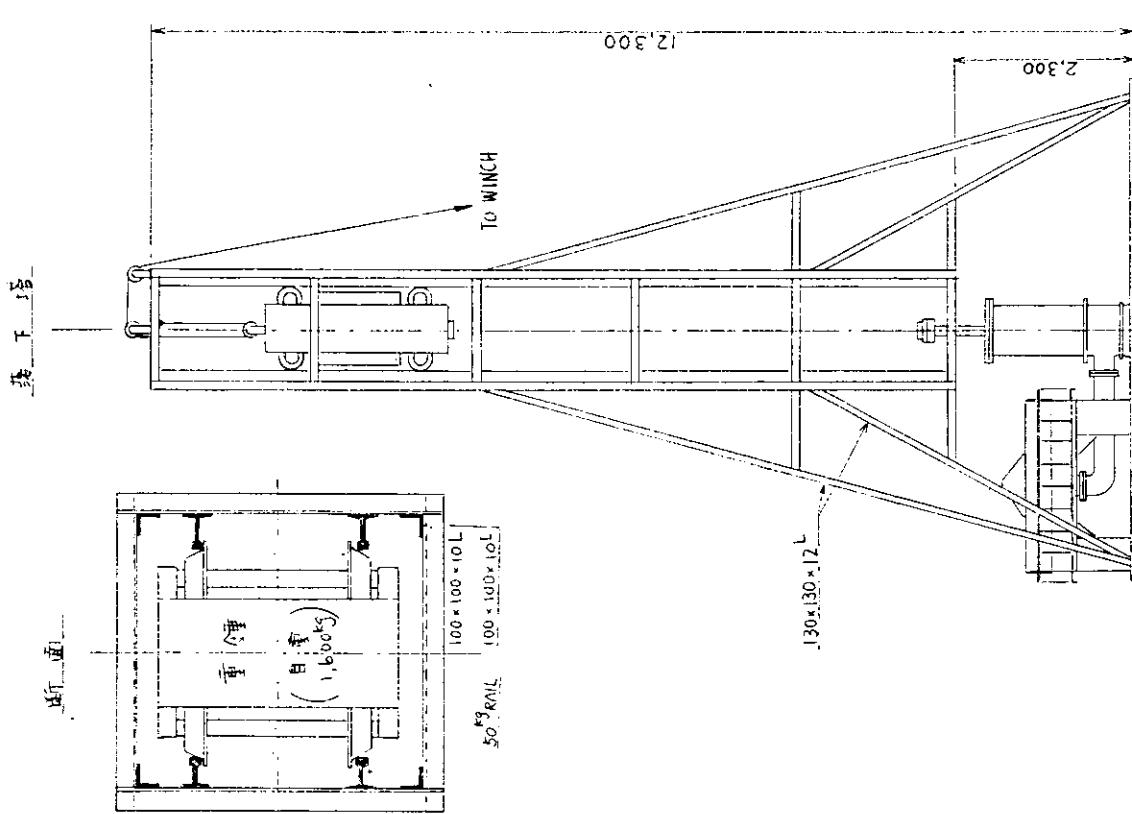
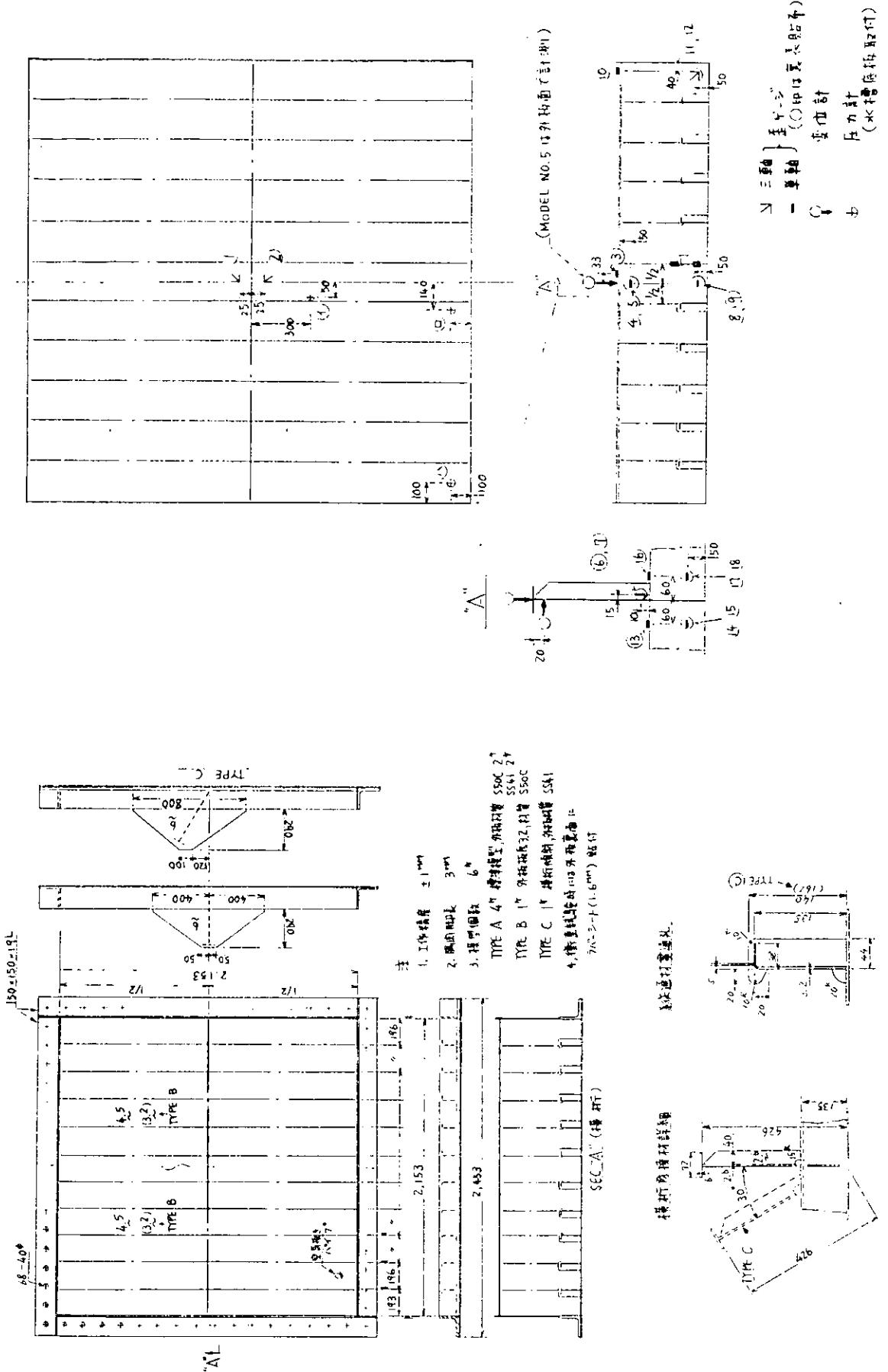


図 3.5.1 (a) 実験装置

図 3.5.1 (b) 実験装置 (衝撃試験)





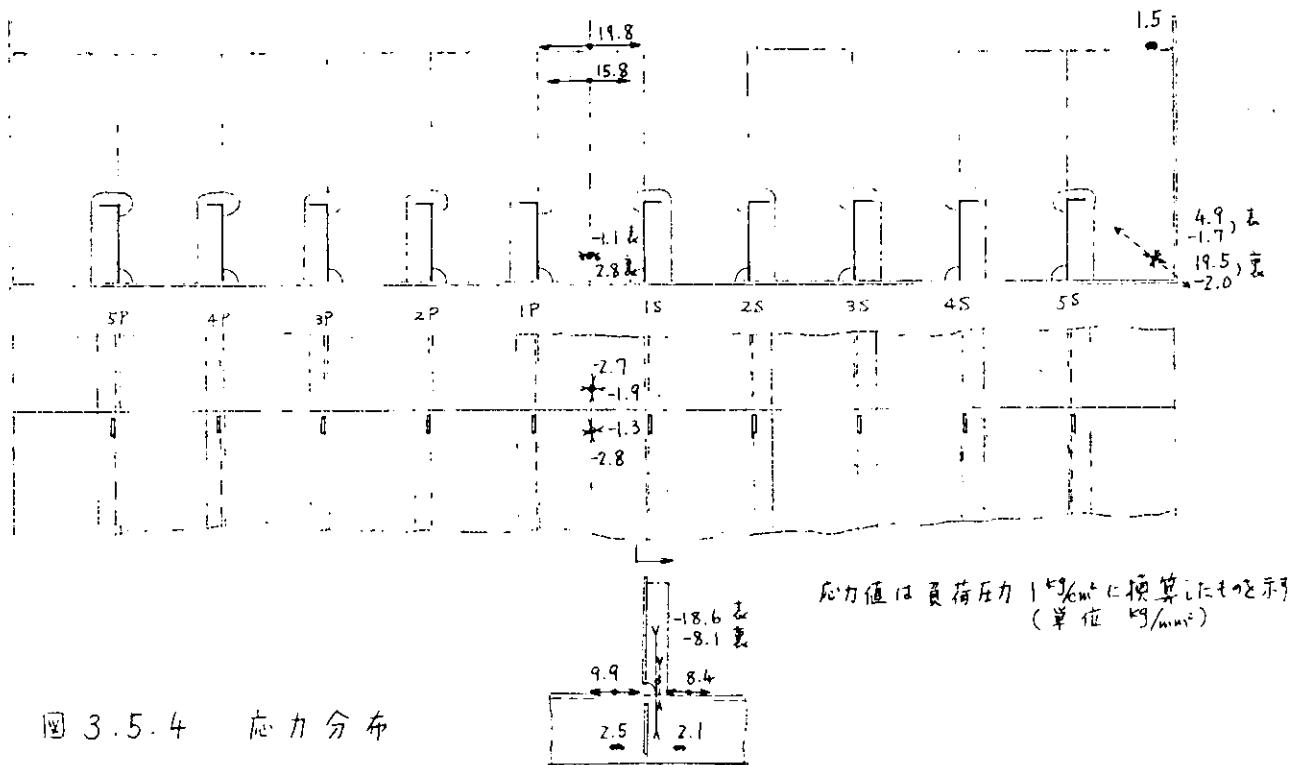


図 3.5.4 応力分布

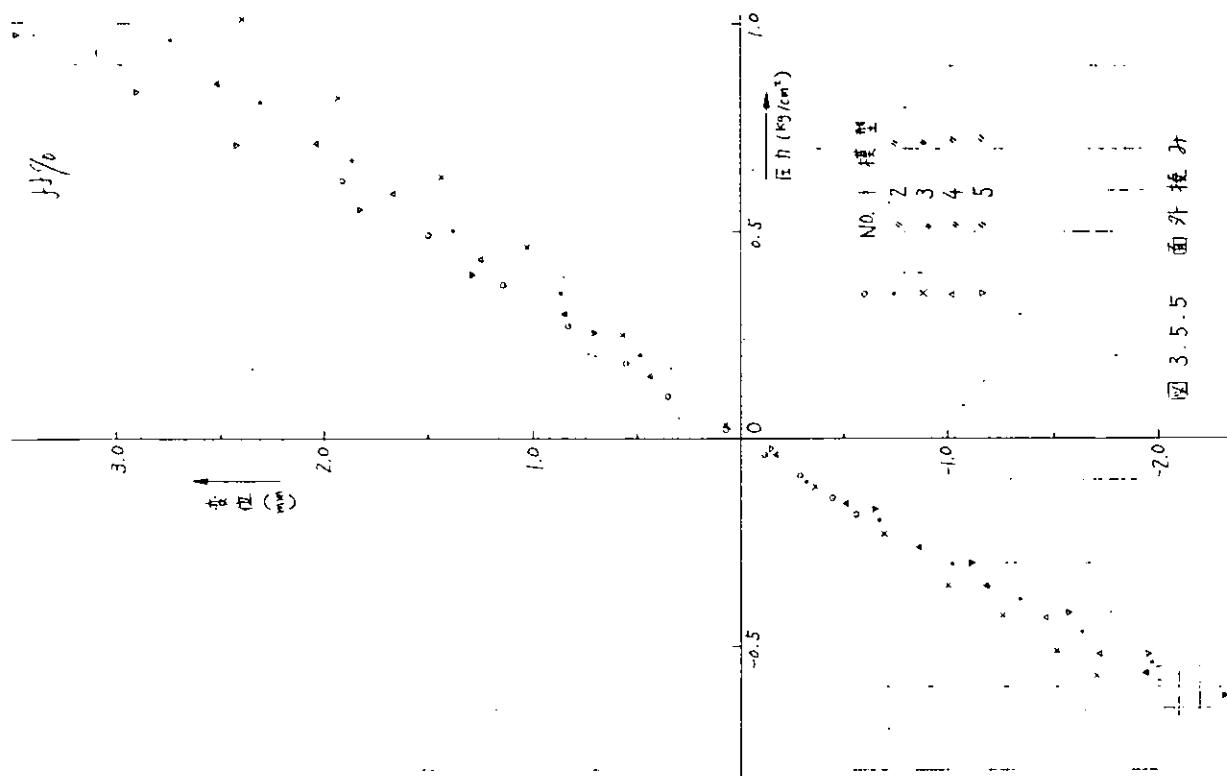


図 3.5.5 面外挙引

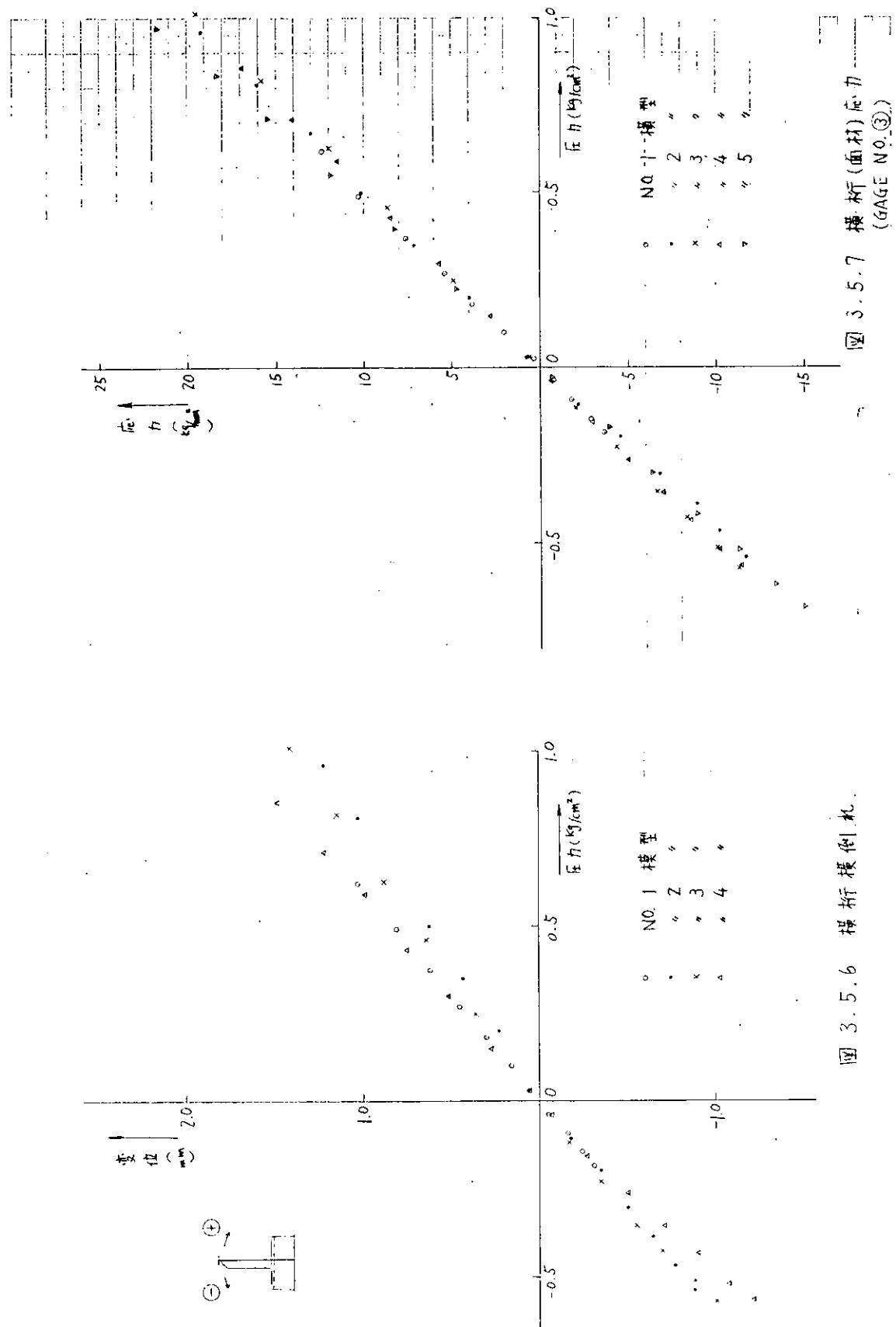


图 3.5.6 模型模架

图 3.5.7 模型(面材)应力 (GAGE NO.③)

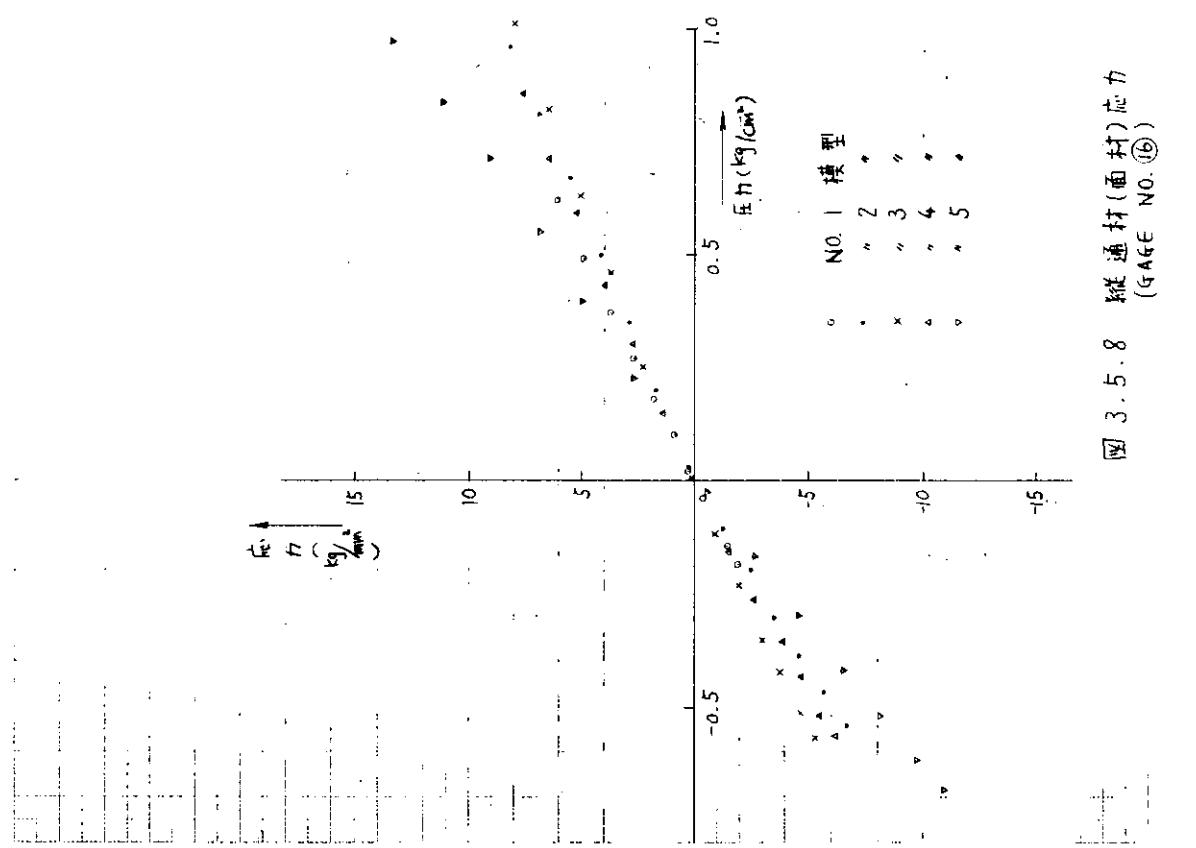


図 3.5.8 縦通材(面材)応力
(GAGE NO. ⑯)

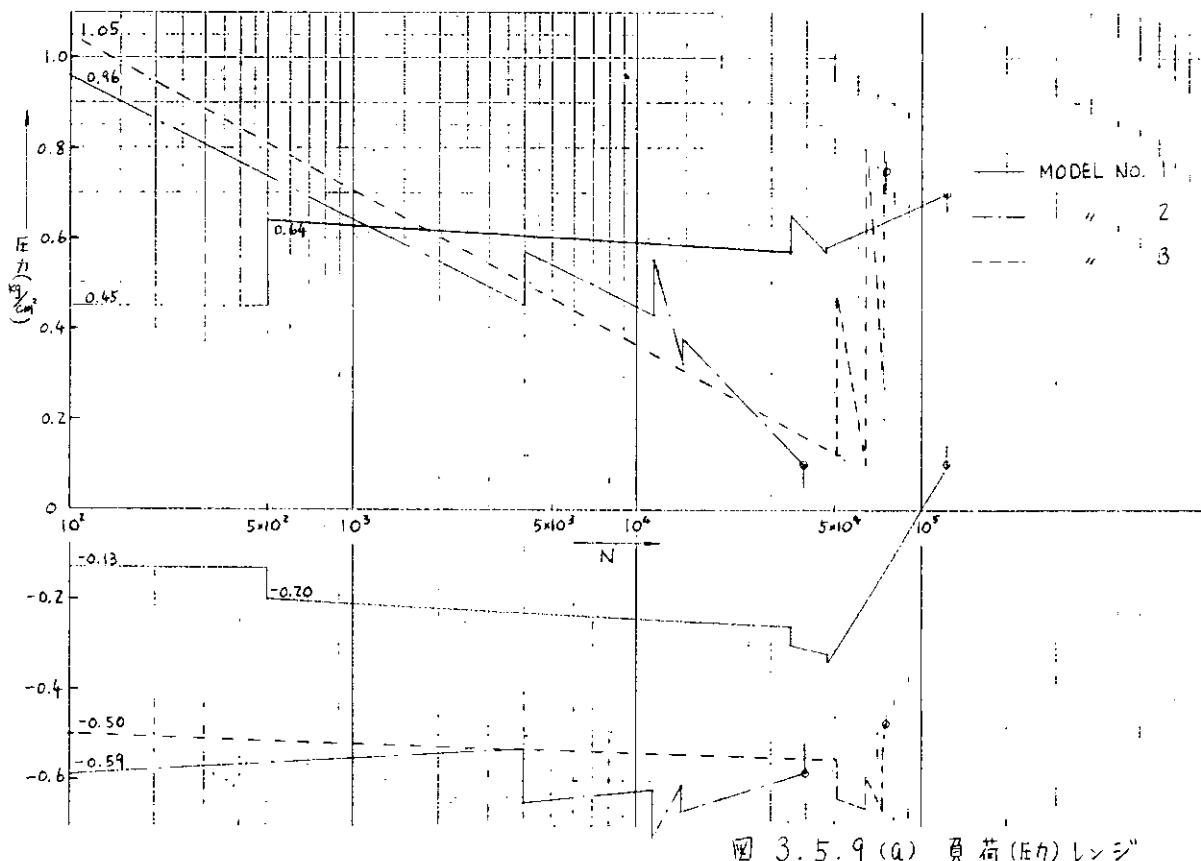


図 3.5.9(a) 負荷(圧力)レンジ

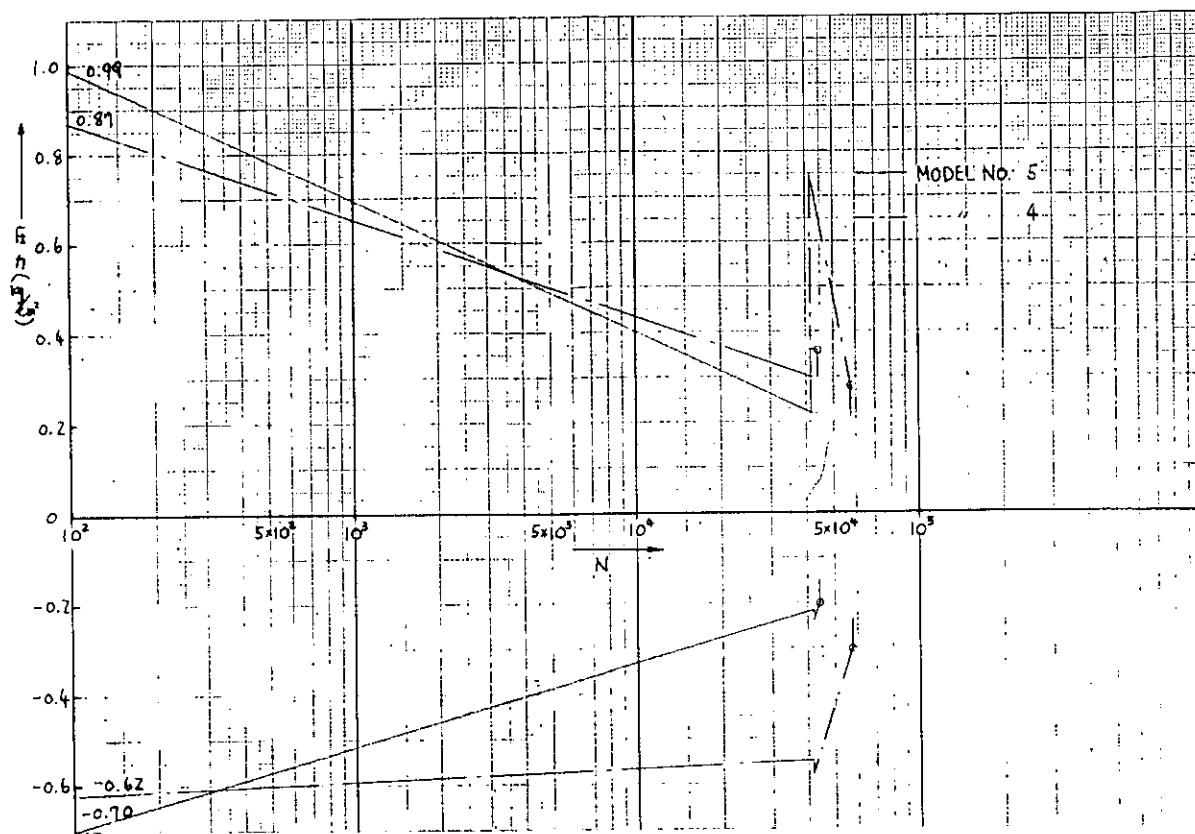


図 3.5.9 (b) 負荷(圧力)レンジ

$$N = 123,000$$

X印はスクレーパー切削
数字はクラック長さ(MM)を示す。

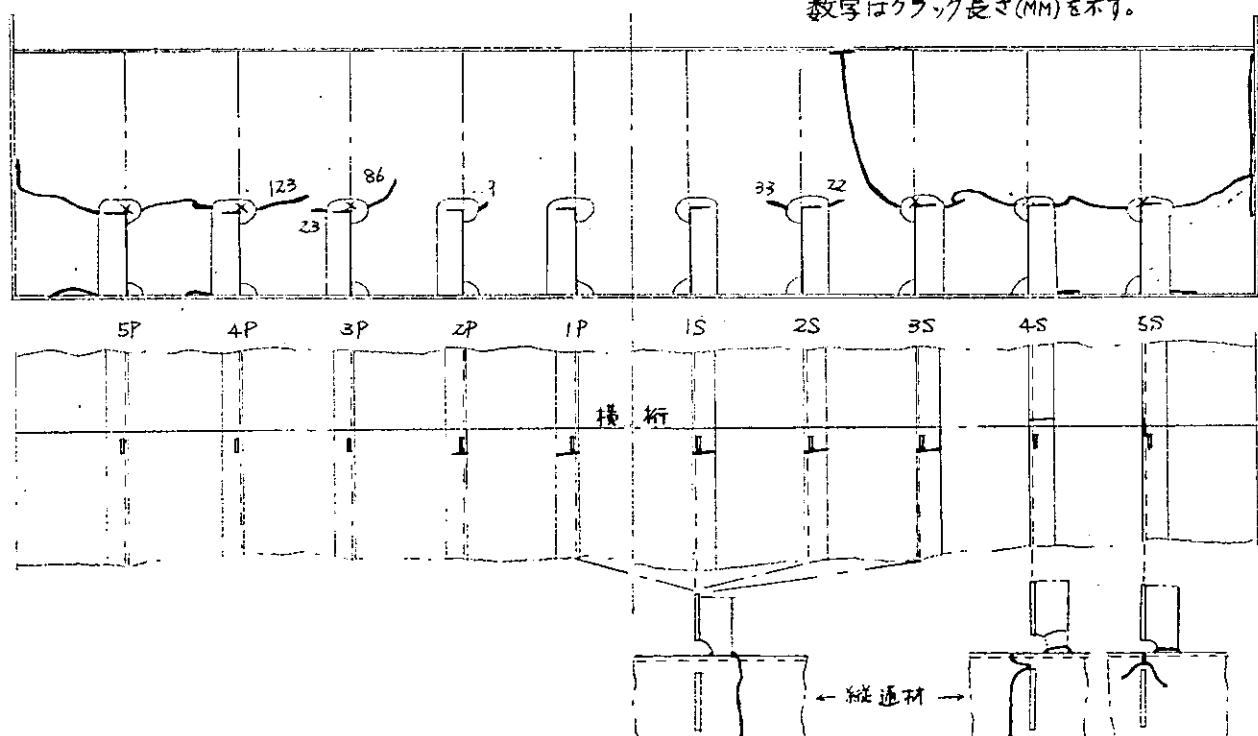


図 3.5.10(a) NO. 1 模型

$N = 39,600$

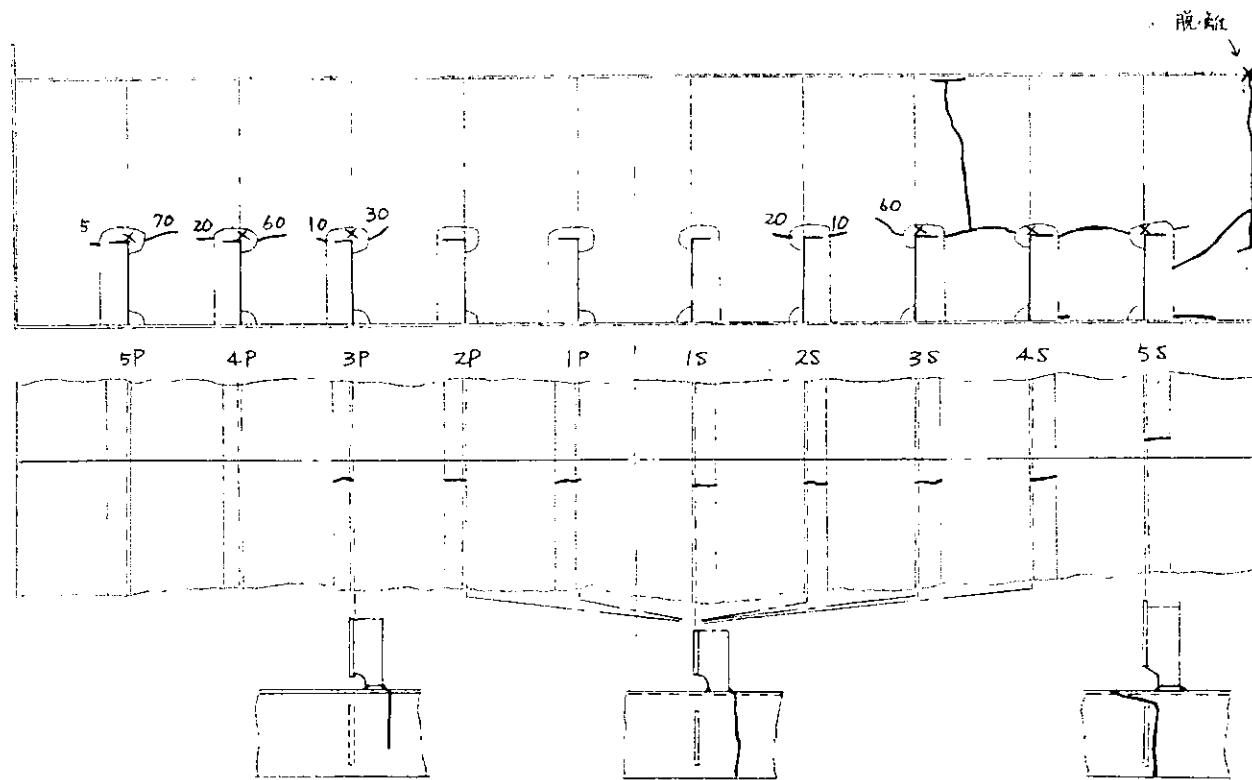


図 3.5.10(b) NO. 2 模型

$N = 74,500$

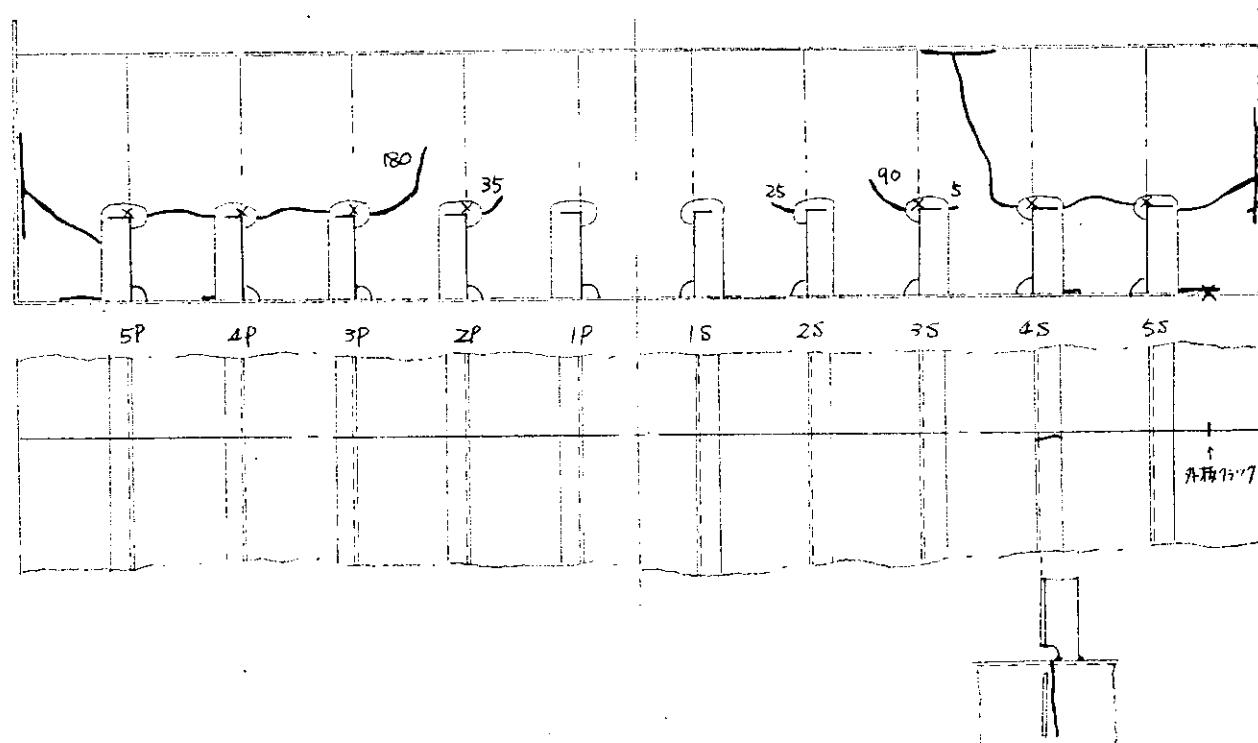


図 3.5.10(c) NO. 3 模型

$N = 57,600$

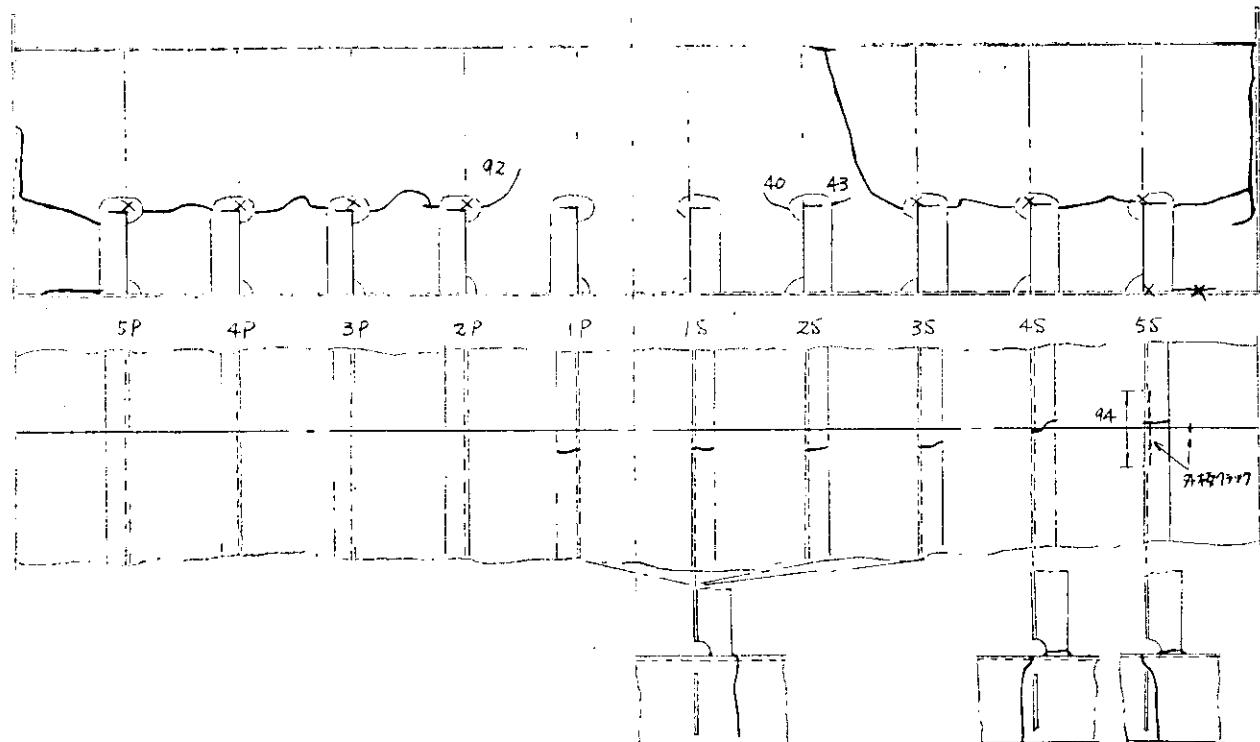


図 3.5.10(d) NO.4 模型

$N = 43,000$

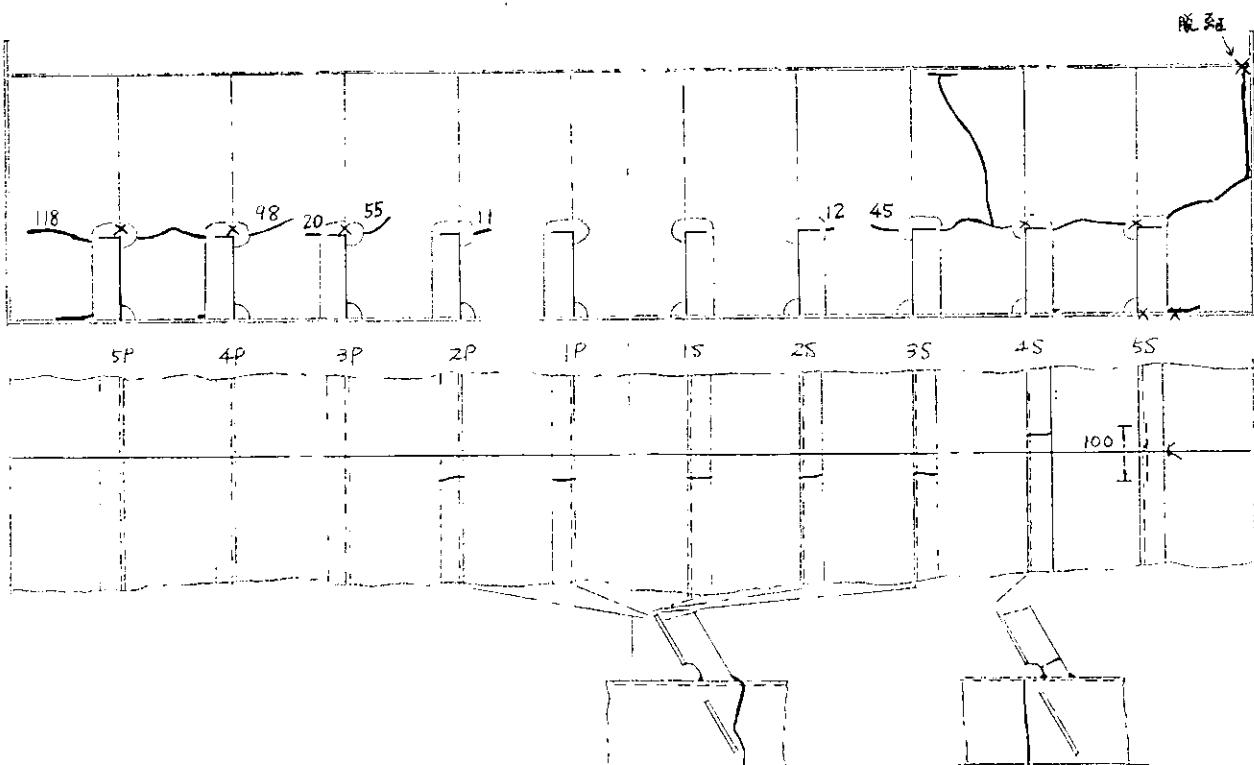


図 3.5.10(e) NO.5 模型

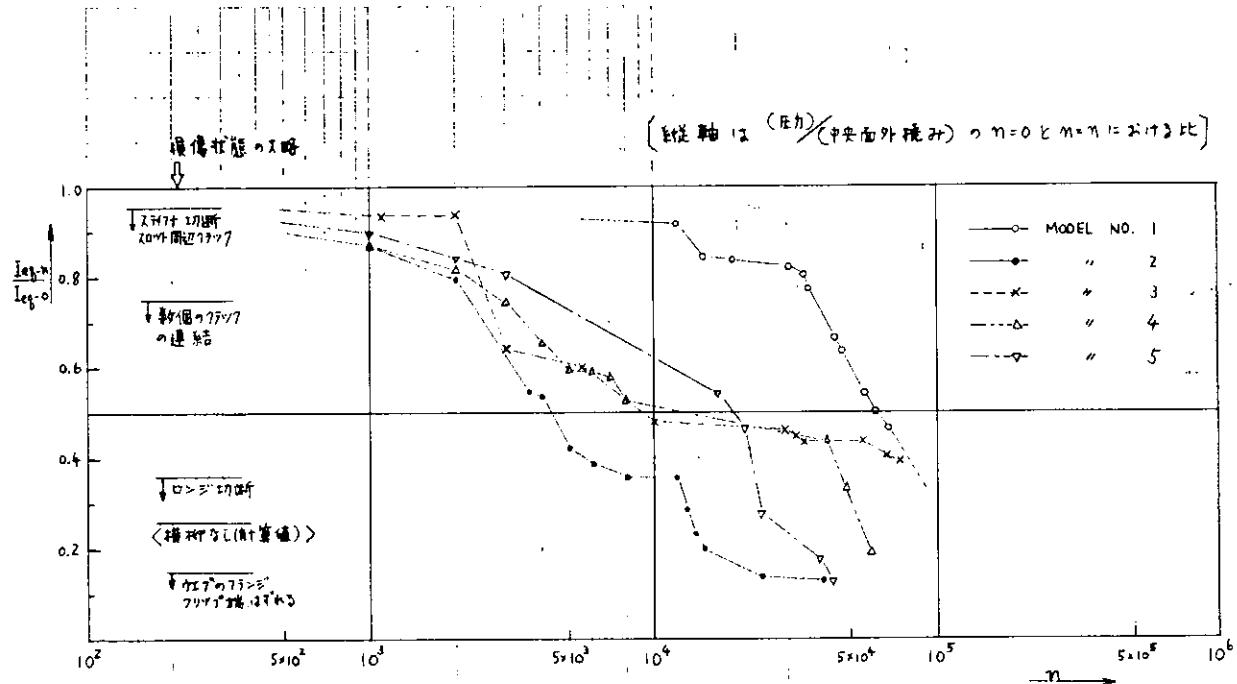


図 3.5.11 疲労試験における面外剛性の低下

○ 内の数字は MODEL NUMBER, () は フレーベル長さ(MM) を示す。

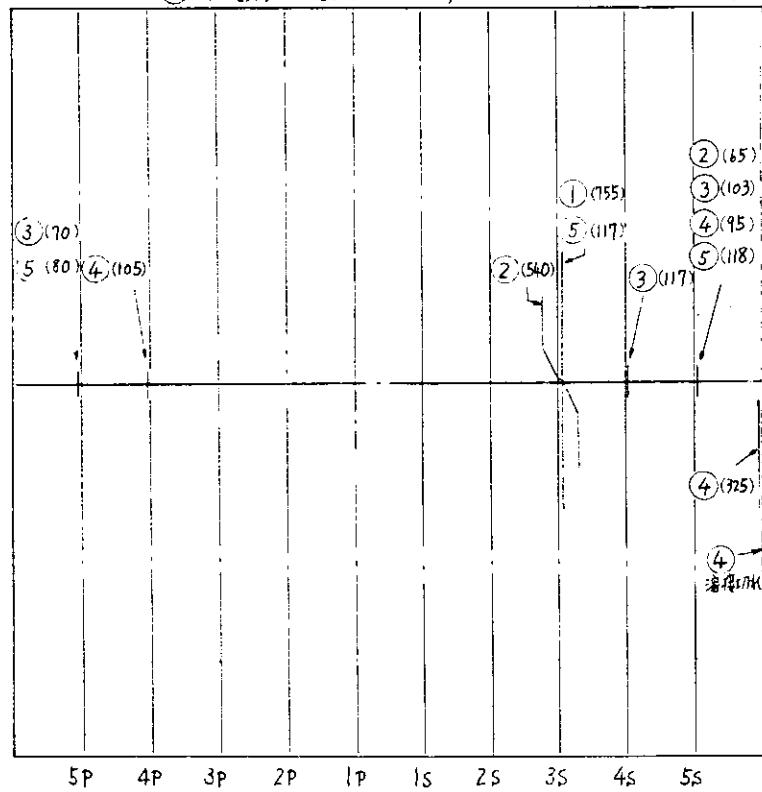


図 3.5.12 衝撃圧による外板亀裂

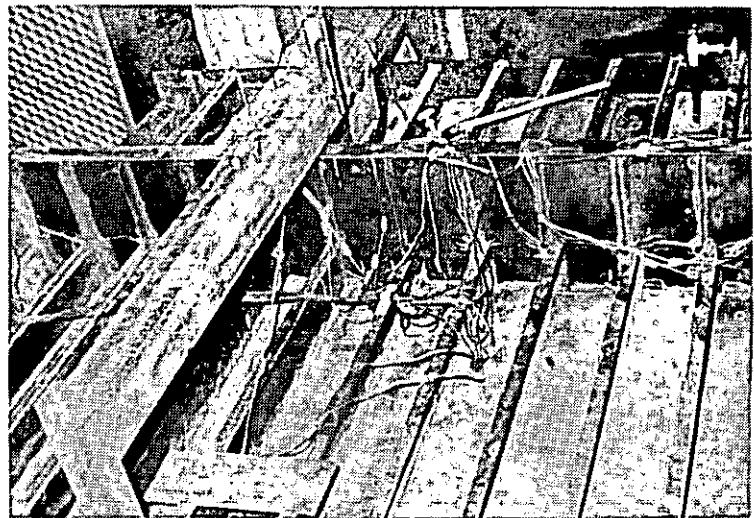


写真 3.5.1 供試模型



写真 3.5.2 疲労損傷状態 (MODEL NO. 2)



写真 3.5.3 疲労損傷状態 (MODEL NO. 2)

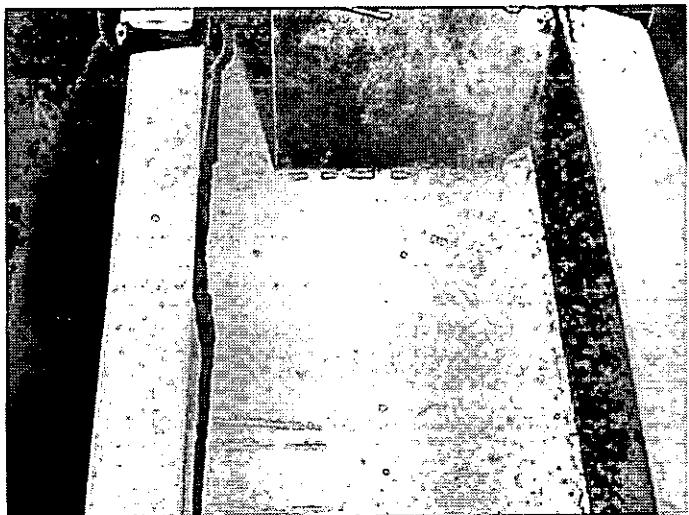


写真 3.5.5 MODEL NO.1 外板臺裂

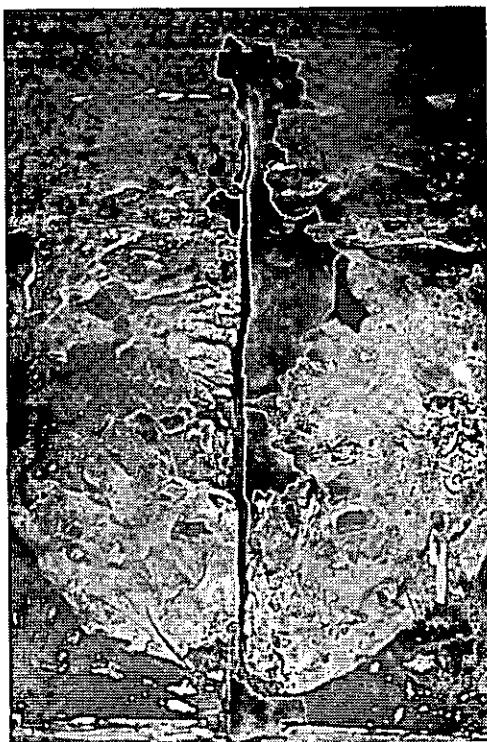


写真 3.5.6 MODEL NO.1
外板魯裂

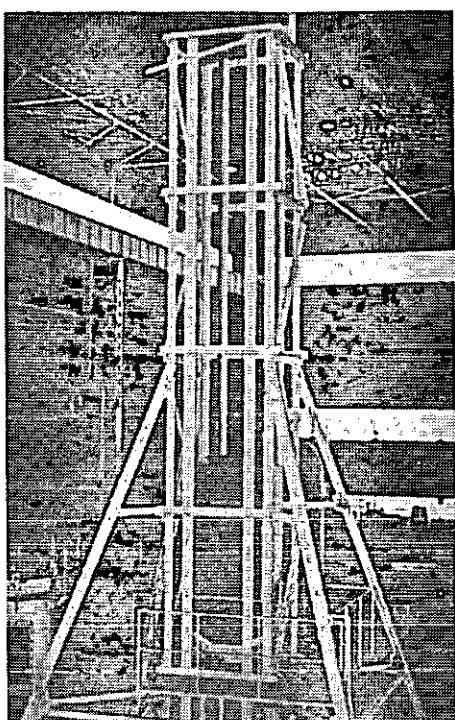


写真 3.5.4 落下塔

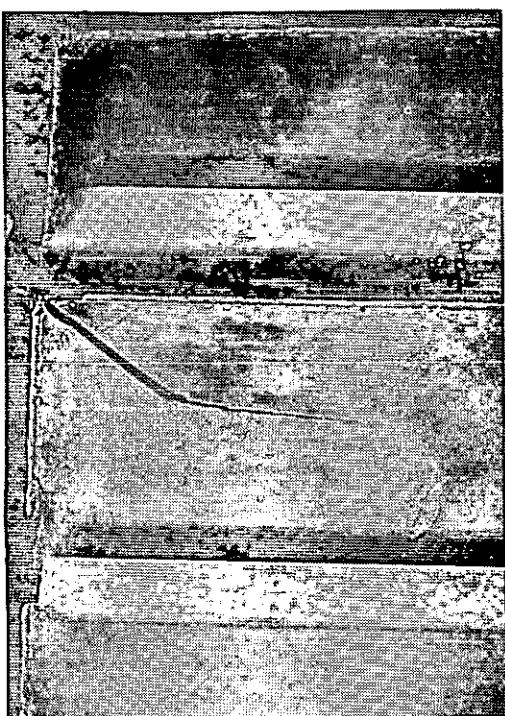


写真 3.5.8 MODEL NO.2
外板臺裂



写真 3.5.7 MODEL NO.2 外板魯裂

3.6 波浪衝撃水圧発生装置の試作*

3.6.1 目的

波浪衝撃荷重をうける船体構造強度の研究を行ひうため、船体構造に作用する波浪衝撃水圧と類似な圧力～時間特性を有する水圧荷重を実験室において再現し、構造模型による強度実験を実施することが可能な荷重装置の試作開発を行なう。

3.6.2 概要

航行中の船体構造に作用する波浪衝撃水圧の圧力～時間特性に関する実船計測による十分な資料は未だ得られていないが、近年発表された計測記録りを参考にして、波浪衝撃水圧を衝撃圧および後続圧とからなるものと、想定し、これと類似な水圧を発生する装置を対象とする。すなわち、最高圧力 P_g (Gifletに相当)、同圧発生迄の時間 t_g 、後続圧力 P_b (Bourrageに相当) および同継続時間 t_b (図3.6.1参照) を近似的に発生制御しうる装置を目標とする。

さらに、この種の水圧荷重装置の原理と構成で大規模な構造物模型実験が実施しうる本格的な波浪衝撃水圧荷重実験装置まで将来拡張可能であるか否かの検討を行ひ、その問題点を究明する。

なお、同荷重装置により、比較的周期の大きい繰返し変動水圧荷重の発生制御も可能であるかについても合わせて検討を加える。(図3.6.2参照)

本装置による衝撃水圧荷重発生の原理は、図3.6.3に示すように、初期状態で試験体前面に P_g 、後面に $P_g - P_0$ の水圧を負荷し、試験体には差圧として P_0 の初期圧が作用している状態を設定する。次に背面側圧室(B室)内の水を破裂板(B)の作動により放出して背圧を0まで急速に低下させ試験体に差圧 P_g を衝撃的に作用させる。この際、試験体前面側圧室(A室)内の圧力は、同部内に封入した N_2 ガス蓄圧器によりほぼ一定値 P_g を保つようにする。ついで破裂板(A)を作動させ、前面側圧力を P_b まで低下させて後続圧を作用させる。

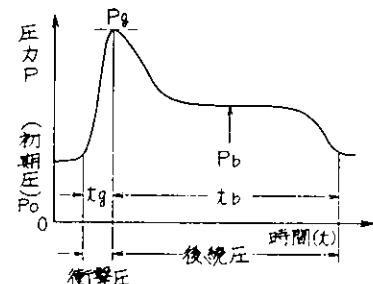


図3.6.1 波浪衝撃水圧時間特性

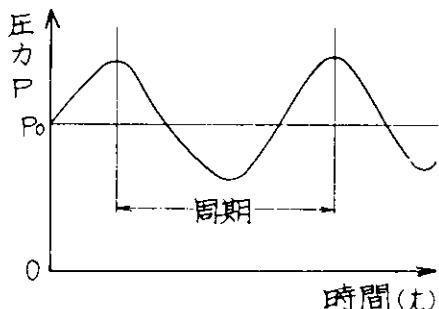


図3.6.2 繰返し変動水圧

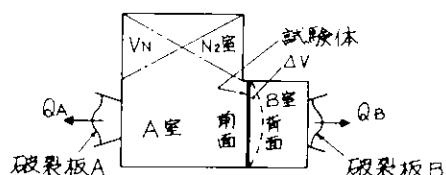


図3.6.3 荷重発生原理

*執筆担当 新田顕、阪田正信

日本造船研究協会第124研究部会報告書：研究資料NO.140 昭和46年3月
大型鉱石運搬船の船首部波浪荷重および鉱石圧に関する実船試験

この場合 P_g , P_b の値は、最初に設定する圧力の大きさでほぼ定まるので、その調整は比較的容易であるが、 t_g , t_b の値は、装置の大きさ、試験体の体積変化 ΔV （破壊も含む剛性に關係）のほか、封入する N_2 ガスの体積 V_N 、破裂板（B）および破裂板（A）の断面積（試験体受圧面積との比）等により左右されるものと考えられるので、その制御法が問題となる。

そこで、今回の試作研究においては、まず、衝撃圧発生時間 t_g に及ぼす破裂板（B）の断面積および試験体受圧部の剛性、強度の影響を調査し、ついで後続圧発生の方法および継続時間 t_b に及ぼす N_2 ガス体積の影響を検討する。

3.6.3 予備試験装置とその試験結果

本研究委員会において試作開発の波浪衝撃水圧発生装置の作動原理の概要について、まず基礎的な検討を行なうため、46年度試作機の製造に先立つて、小型の予備試験装置を作成し、実験室的予備試験を実施した。

(1) 装置および試験方法

予備試験装置は、図3.6.4に示すように、二つの水圧室体（A室およびB室）からなり、両室の間のB室側に試験体が取りつけられている。（写真3.6.1）試験体は、図3.6.5に示すよろな、320×320の平板（A型）または防撲板（B型）であり、その受圧面は、250×250の正方形である。平板試験体は、板厚9mmのもの（A-1）および2mmのもの（A-2）の2種、防撲板の場合は、小さい防撲材のついたもの（B-1）、および比較的大きい防撲材のついたもの（B-2）である。

匡体内の水圧の計測用として、半導体型水圧計（PMS-5）および歪計型水圧計をそれぞれAB両室内に設け、また試験体受圧面の水圧計測用としては、貼布歪計型水圧計を使用した。さらに、試験体の両面には、歪計を貼布し、その挙動を検知した。

水圧計および歪計は、時間マークヒ共に、すべてビジグラフに接続され、また、このうち水圧、差圧（AB両室の圧力の差）および歪計SG1, SG2（図3.6.5参照）は、データレコーダにも収録し、再成された。

まず、A室匡体内には、水とその上部に N_2 ガスを封入し、またB室には水のみを充満して両端を細いパイプで連結し、 N_2 ガスボンベによりAB両室の水圧を所定の圧力（衝撃最高圧力 P_g に等しい圧力）に設定する。ただし、この場合は初期圧、 $P_0 = 0$ とした。

そこで、B室出口側に設置した破裂板（8"DV型またはBV型）あるいは強化ガラス（板厚15mm）を、圧力上昇により自然破壊（DV型破裂板の場合）させるか、もしくはハンマーを自由落下させて打撃破壊し（写真3.6.2）、B室から水を放出させて、その圧力を急速に低下させ、試験体に差圧として衝撃圧を作用させる。

ひきつづき後続圧を作用させる場合については、

(a) B室の圧力を検知し、圧力スイッチにより、A室側に取り付けた電磁弁を用いてN₂ガスを放出させる方法、または

(b) A B両室を内径70mmのパイプで連結し(図3.6.4)、その中間に、強化ガラス(4~4.5mm厚さのもので、横横10mm間隔の格子状にノットを入れて9kg/cm²程度で、破壊するもの)を挿入して、B室圧力が低下することによりこれを自然破壊させてA室のN₂ガスを放出する方法を試みた。

(2) 予備試験結果

本年度内に表3.6.1に示すとおり、合計14回の予備試験が実施された。ここでは、試験体の剛性、A室内のN₂ガスの量、破裂板の種類とその破壊方法などのほか、後続圧の発生の有無およびその方法についての検討を行ない、発生される水圧特性に及ぼす影響を調査した。

試験結果の一例として、A-1-4, A-2-2, B-1-3およびB-2-3についての半導体水圧計による計測から得られた差圧~時間特性を図3.6.6に示す。同図の上段の記録は、衝撃発生から後続圧までの経過を示したもの、下段は衝撃立ち上り時にについて時間軸を拡大して再生したものである。これらの結果から、次の結論が得られた。

(a) 衝撃圧発生時間t₀の値は、DV型破裂板の自然破壊または強化ガラス板の打撃破壊による場合は、 $\frac{1}{100}$ ~ $\frac{2}{100}$ sec程度、BV型破裂板の打撃破壊による場合は、 $\frac{2}{1000}$ sec(B-1-3防撲板)あるいは $\frac{5}{1000}$ sec(A-2-2:平板厚さ2%)程度である。

(b) 電磁弁による後続圧の発生法は、その発生が開始するまでの時間が $\frac{1}{10}$ sec要する。一方、連結パイプ内の強化ガラスの自然破壊による方法によれば、 $\frac{1}{100}$ sec程度で後続圧発生(衝撃後の圧力低下)が開始し、70mm中のパイプからのN₂ガス放出で、後続圧継続時間t_bは $1/10$ sec程度である。

以上のように、小型予備試験装置による試験結果から、本装置の作動原理の確認が行なわれ、上記結果程度の衝撃圧発生時間t₀と後続圧発生および継続時間t_bとからなる衝撃水圧を発生しうることが判明した。

3.6.4 試作装置

試作装置の仕様要目、装置の構成、主要機器ならびに試験方法についての述べる。

(1) 仕様要目

装置の計画仕様要目を次のように定める。

試験体の受圧面積 1m²□(予備試験装置の約10倍、本実験装置の約%程度を想定して)

試験体の実行き 最大350mm

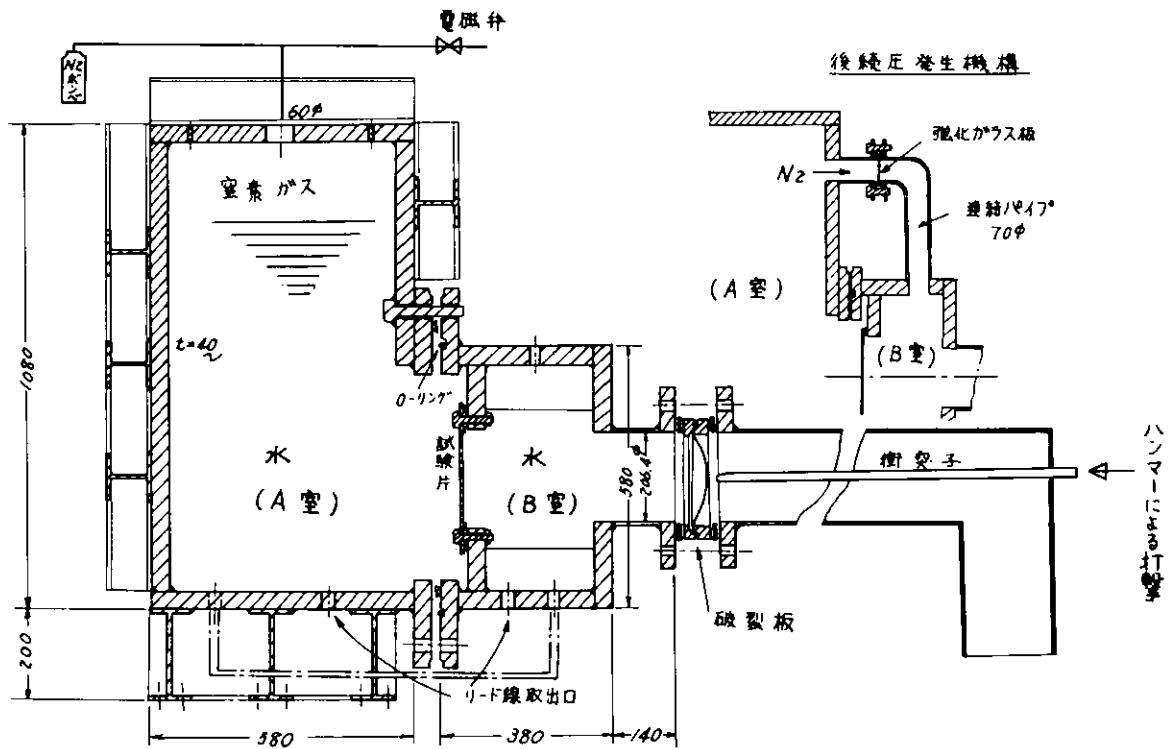


図 3.6.4 予備試験装置組立図

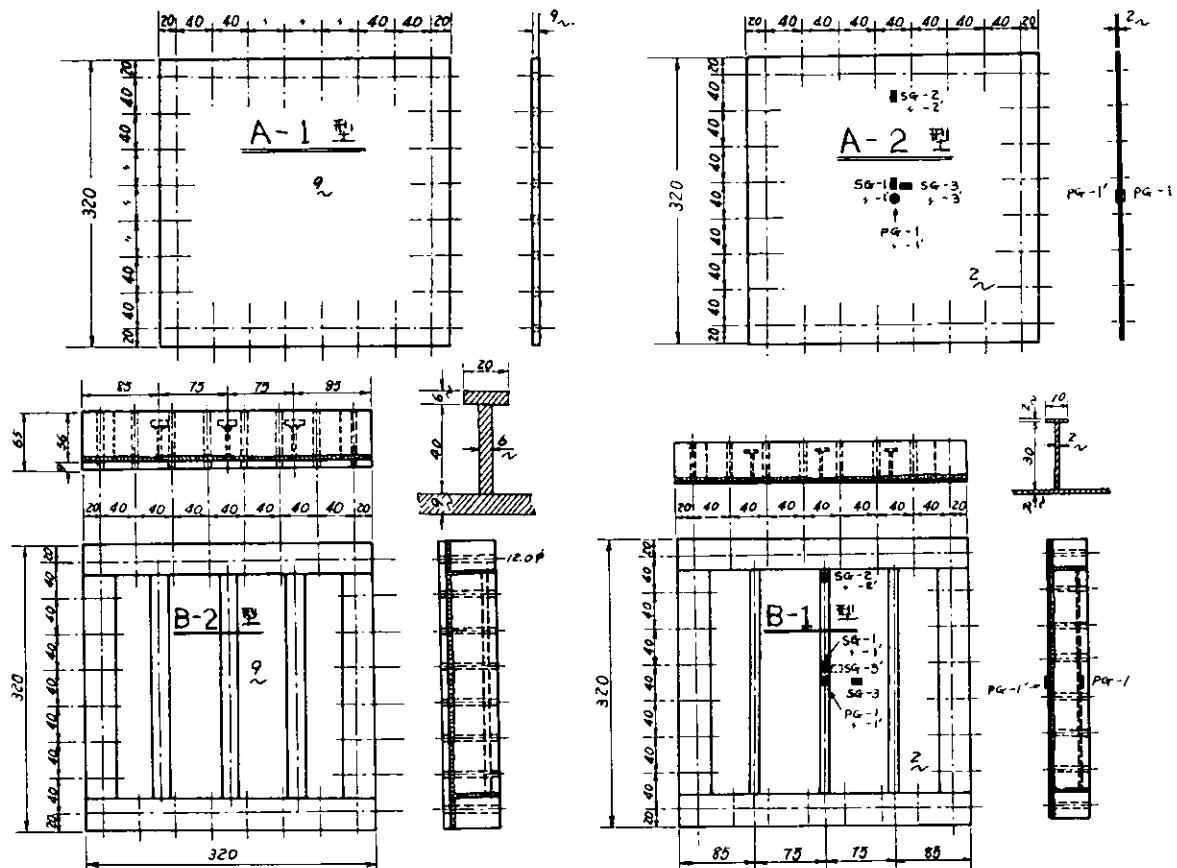


図 3.6.5 予備試験用試験体

表 3.6.1 予備試験項目一覧表

実験番号	試験片	設定最高圧 (kg/cm ²)	B室側 破裂板 又ハ強化ガラス	破壊方法	後続圧発生の有無 ヒ発生方法
A-1-1	A-1 (平板 320×320×9~)	14	DV	A	C
A-1-2		8.5	RG(1)	B	C
A-1-3		10	RG(1)	B	A
A-1-4		13	RG(2)	B	A
A-1-5		14	RG(2)	B	C
A-1-6		15	RG(2)	B	A
A-2-1	A-2 (平板 2)	15	RG(2)	B	A
A-2-2		15	BV	B	B
B-1-1	(防護板) B-1 (320×320×2~ 10×30×5/6T)	15	RG(2)	B	A
B-1-2		14	DV	A	B
B-1-3		15	BV	B	B
B-2-1	(防護板) B-2 (320×320×2~ 20×40×5/6T)	14	DV	A	C
B-2-2		14	DV	A	C
B-2-3		14	DV	A	C
記 号 説 明			DV = 8" DV型 破裂板 BV = 8" BV型 破裂板 RG = 強化ガラス 260φ 板厚 15~	A = A室 N ₂ ガス圧 漸増による 自然破壊。 B = ハンマーによる 打撃破壊	A = 電磁弁方式 B = 連結パイプ強化 ガラス方式 C = 後続圧発生せず

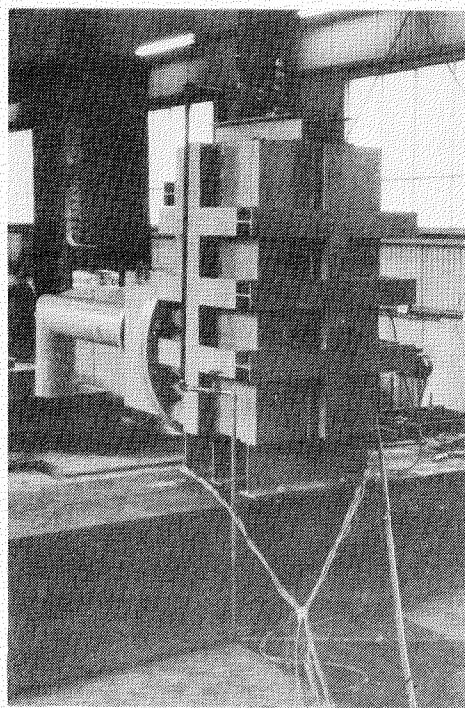


写真 3.6.1 予備試験装置

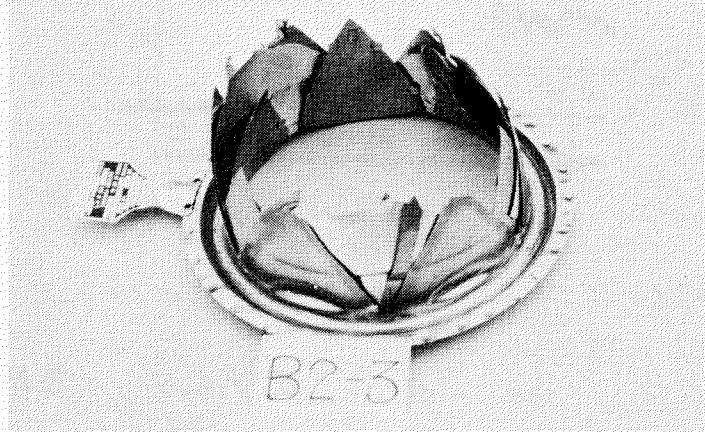


写真 3.6.2 破裂板

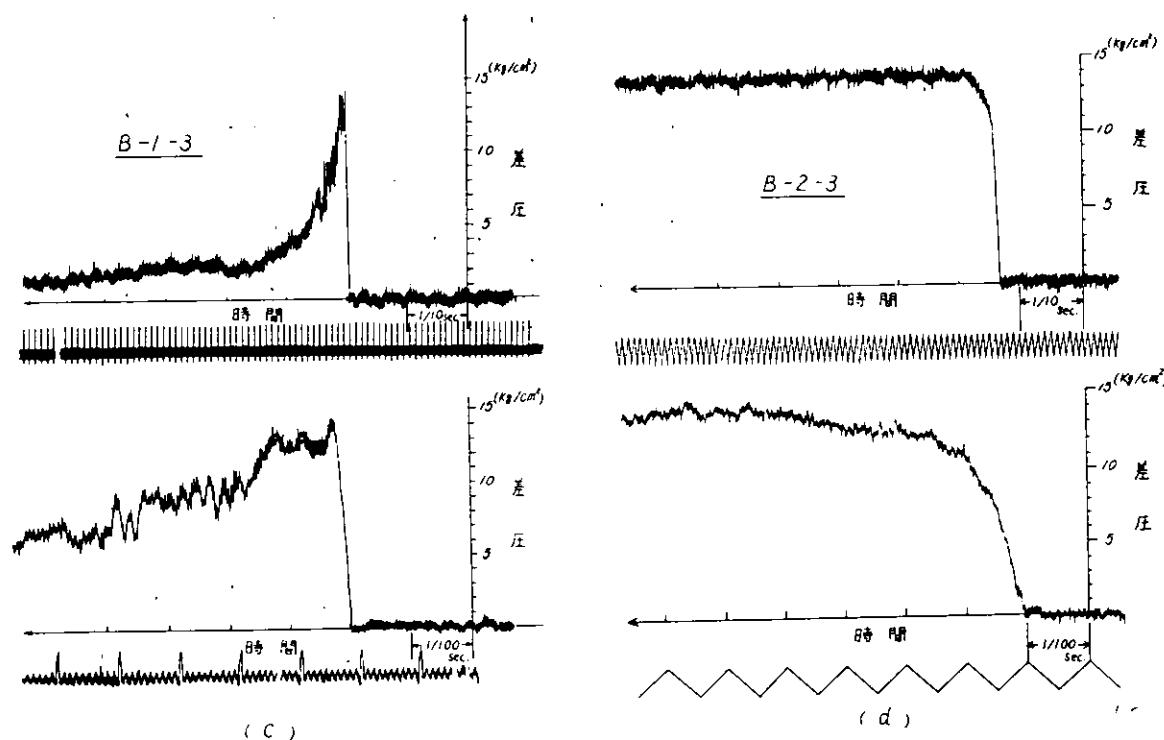
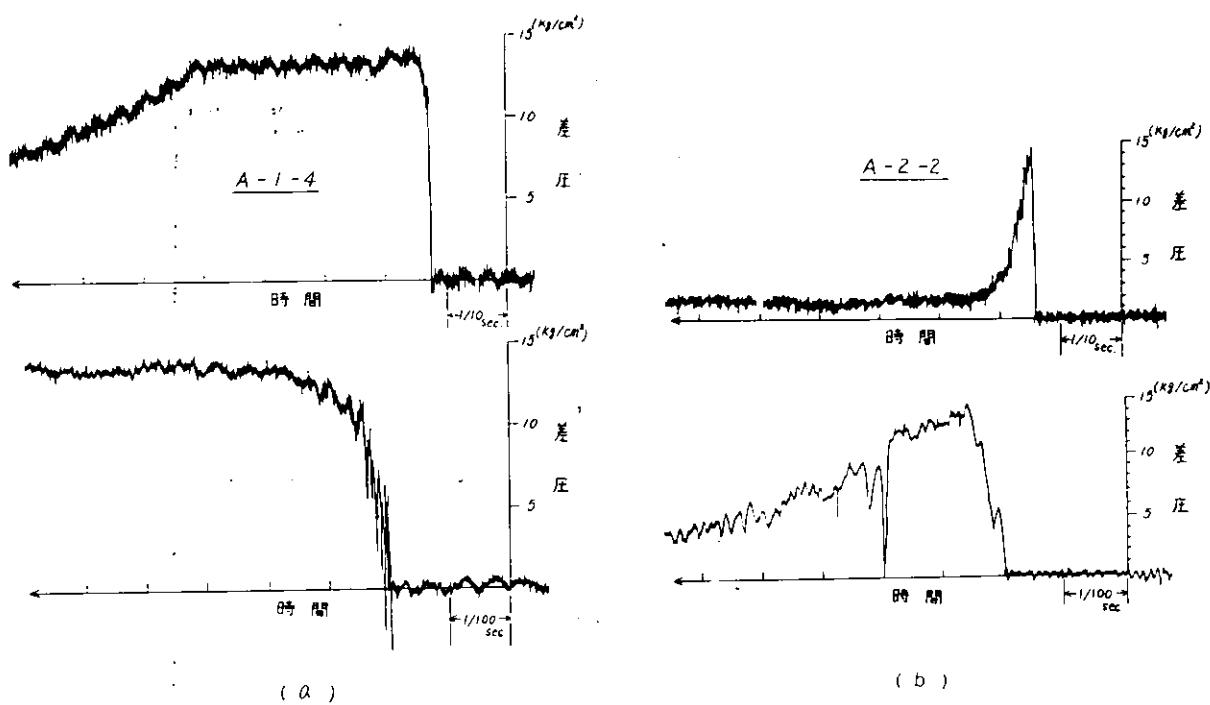


図 3.6.6 差圧～時間特性

最大常用水圧 10 kg/cm^2

衝撃発生時間 t_g 約 $1/100$ 秒を目標とする。

(2) 装置の構成

装置は次の要素により構成される。

(a) 水圧荷重装置

- (i) 水圧容器本体（前面側A室および N_2 ガス室、背面側B室とからなる。）
- (ii) 破裂板および同保持具
- (iii) 排水タシフ
- (IV) N_2 ガス減圧供給装置（ガスボンベ、調圧弁、安全弁およびガス配管）
- (V) 水供給装置（遠心ポンプならびに水系配管）
- (VI) 本体脚および基礎

(b) 制御装置

- (i) 初期圧設定装置
- (ii) 破裂板破壊装置
- (iii) 後続圧制御装置
- (IV) 繰返し圧制御装置
- (V) 監視板

(c) 計測機器

- (i) 水圧検出部（水圧計、増幅器、差圧演算器）
- (ii) 歪検出部（ストレンゲージ、動歪計）
- (iii) 試験体変形検出部（高速カメラ他）
- (IV) 記録部（低周波発振器、データレコーダ、オフシログラフ、メモリスエーブ）

(d) 試験体

- (i) 平板模型
- (ii) 防塊板模型

(3) 水圧容器本体ならびに全体配置

水圧容器本体の詳細を図 3.6.7 および写真 3.6.3 に、全体配置を写真 3.6.4 に示す。

水圧容器は最高圧力 10 k にてガス体を包含するため第 2 種圧力容器の規準に従って製作し官庁検査をうけている。さらに、衝撃圧発生時間 t_g 、および後続圧継続時間 t_h を目標値におさめるため、水圧 10 kg/cm^2 のもとで、A 室、B 室のそれぞれにつき水の弾性変形量および容器の変形量の和が、試験体の破壊までの変形量を 25000 cm と想定して、その $1/5$ および $1/50$ 程度におさえられるよう寸法を決定した。なお容器各部の設計応力は 100 kg/cm^2 程度とした。表 3.6.2 に A 室、B 室の容積および変形量を示す。

N₂室容積は衝撃圧力がかかるにとさ、A室の圧力降下を最大2%程度におさえることを目安として前述の試験体の変形量に対してN₂室の容積を1250lとした。

	容積 (l)	水の圧縮の 変形量 (cc)	容器の② 変形量 (cc)	①+② (cc)
A室	6860	3490	1985	5475
B室	532	266	110	376

(4) 破裂板とその破壊方法

破裂板の機能は衝撃水圧発生時間を左右する大きな要因であるため、その大きさ、種類の検定および破壊方法の確立を試作開発の第一の課題とした。

破裂板の大きさは前述の試験体変形量に相当する水量25lを定常流として計算し、圧力差1kg/cm²のもとに1/100sec以下で放出できること、市販で入手できる破裂板の最大口径のものという二つの理由より600φと決めたが、破裂板取付け具を変えることにより450φ, 300φ, 200φの4種のものも使用できるよう計画されている。

破裂板の種類は、予備試験に使用したものと同種の強化ガラスならびに球面型金属薄板製破裂板の2種について試験を行った。

強化ガラスは厚み15mm(国産に入手可能な最大厚さ)のものを使用し、そのとりつけはA室およびB室端面のフランジに周辺固定する。ただし450φ以上のガラスはそれだけでは10kg/cm²の差圧に耐えないのでさらに中央部をリング状金物にて支持した。ガラスの破壊方法はガラスの背面側に図3.6.8に示すような装置をとりつけガラスの中央に機械的な打撃を加える方法である。この破壊装置は不鏽鋼製の案内筒をわざわざすきまをもつて滑る衝突子ならびにこれを吸引する電磁石からなりたら、試験に先だって電磁石が衝突子を吸着した状態で8kg/cm²のN₂ガスを筒内に供給しておき、電磁石の電流を切ることにより衝突子が急速にとびだし打撃を加えるものである。強化ガラスは水圧により自然破壊に近い状態にある場合に容易に全面破壊することができる。強化ガラスの破壊応力は約1100kg/cm²～1500kg/cm²の間にありロットごとのバラツキはあるが同一ロット内のものは実用上差支えないばらつき範囲に納まっている。

金属薄板型破裂板は動燃事業團にて開発されたアーケ破断方式を用いることとし直流アーケ発生装置を試作し、現在破壊テストを行なっている。

(5) 計測装置

試験に用いた計測装置の構成を図3.6.9に示す。

(6) 試験方法

水圧容器本体に試験体、破裂板ならびに計測装置を装着して後、給水ポンプによりA室、B室に規定量の水を充填し、ついでN₂ガス室にガスを注入し、A室、B室を同時に昇圧する。規定圧に達したらA室、B室をつなぐ給水管の途中に設けた弁をとじることにより両室は分離され初期圧が設定される。給水が

らびにN₂ガスの封入は初期圧設定装置ならびに監視板により遠隔操作することができる。

次に監視板上のスイッチにより強化ガラス破壊装置のマグネット電流をOff, またはアーカー破壊装置の電流をOnにしB室側の破裂板を破壊すると、B室内の水は放出されその圧力が急激に下がるがA室はN₂ガスのクッションによりほとんどそのままの圧力に保たれ、これによりアーチ試験体の前後に差圧が衝撃的に作用する。一方、B室の圧力が下がると、その圧力を圧力スイッチが検出し、これによりA室側の破裂板破壊装置が作動し、破裂板が破れてA室の圧力が急速に低下し後続圧を発生する。

3.6.5 試作装置による試験項目

(1) 作動確認

- (i) 構造強度：水圧容器の変形量、基礎にかかる推力
- (ii) 機能 破裂板、N₂ガス系、水系、制御装置の機能と操作法、計測法、
ならびに試験体のとりつけ法等

(2) 破裂板の破壊と衝撃圧の立ち上り時間

- (i) 操作のしやすさと安全性確認
- (ii) 衝撃圧の立ち上り時間
 - (a) 破裂板の種類との関係
 - (b) 破裂板の大きさとの関係
 - (c) 試験体の変形量との
 - (d) 水圧容器の大きさ、長さとの関係

(3) 後続圧の発生と制御法

- (i) 衝撃圧と後続圧との接続制御法
- (ii) 後続圧の形状設定法（最高圧持続時間、後続圧降下時間、腰掛型後続圧の発生法）
- (iii) A室の水放出によるか、N₂ガス放出法かの決定

(4) 繰返し荷重試験法の確立

(5) 変位測定法の検討

高速カメラおよび容量型変位計

(6) 防撲板を用いた総合試験

(7) 実験結果の総合とりまとめ

3.6.6 試験結果

昭和46年10月中旬試作装置の製作が完了し、その後、試験を進めているが、現在まで次の点が明らかにならない。

- (1) 運転操作は計画通り確実、容易に行なうことができる。
- (2) 強化ガラスは、自然破壊に近い水圧下ではその中心部に機械的打撃を加

ることにより全面破壊させることが容易であり、十分実用に耐える。さらにスケールアップも可能である。

(3) 衝撃圧発生時間は、破裂板の大きさを大にするほど、また試験体の剛性が大きいほど短かくなることが明らかになった。これ等の定量的関係については、現在試験中である。

(4) 試験体の変形量

一つの試験体の変形量は衝撃の立ち上り時間が短かいほど大である。

図3.6.10(a)-(g)および図3.6.11に試験結果を例示する。

図3.6.10の(a), (b)はそれぞれ板厚38mmの平板試験体に200⁺, 600⁺の強化ガラス破裂板を用いた衝撃水圧を加えた場合の水圧時間特性であり、衝撃水圧発生時間はそれぞれ約1/100secより約3/1000secとなる。

同図(c)～(g)は板厚9mmの平板試験体に600⁺の強化ガラスを用いた10kg/cm²の衝撃圧力を加えた場合の試験結果の一例であり、同図(c)はA室およびB室の容器壁にとりつけた半導体型圧力計により検出された水圧を示し、図(d)はそれ等の差圧を差圧演算器でとり出したものである。この場合衝撃発生時間は約2/100secとなる。同図(e)は試験体A室側中央にとりつけた抵抗線歪計型圧力計による計測結果を示している。同図(f)および(g)は試験体表面にとりつけた抵抗線歪計による歪と時間との関係を示す。(歪計番号は図3.6.9を参照)

図3.6.11は板厚9mmの平板試験体に10kg/cm²の静圧を加えた場合と衝撃圧を加えた場合の永久変形量の値を比較して示している。

3.6.7 今後の問題点

46年度の実験に引きつづき、前記実験項目のうち次のものについて順次実験を行なう。

(1) 衝撃立ち上り時間と破裂板口径、試験体剛性および水圧容器の大きさ等の関係を定量的に求める。

(2) 後続圧発生試験

3.6.3項にも述べたように、予備試験機により、N₂ガスの放出法について実験を行ない、かなりの見直しをえているが、試作機については、A室の水放出方式による場合についての検討を行なう。

(3) 繰返し荷重試験

以上の項目につき、47年度前半において実験調査を行ない、ひきつづき、さらに本格的な波浪衝撃水圧荷重装置の具体的設計についても装置小委員会において検討が進められてゆく予定である。

以上

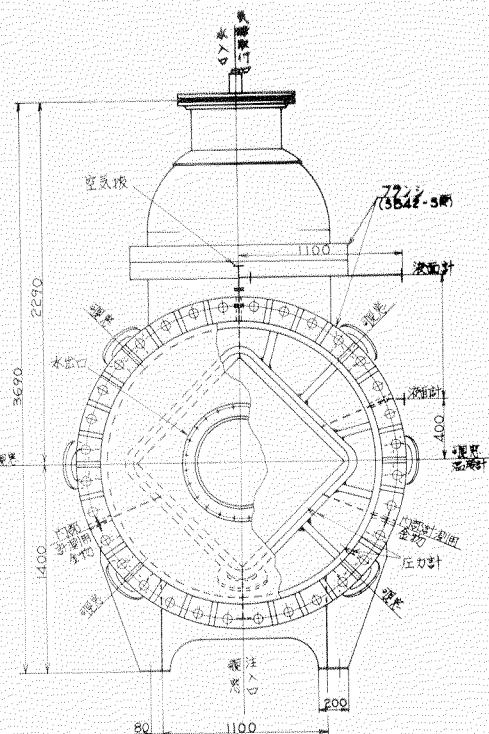
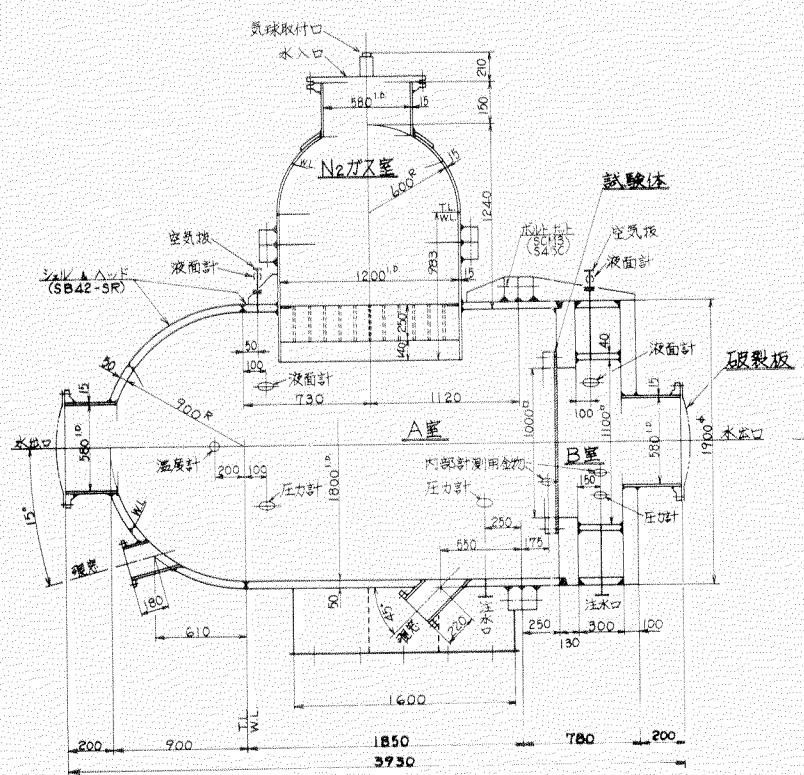


図 3.6.7 水圧容器本体組立図

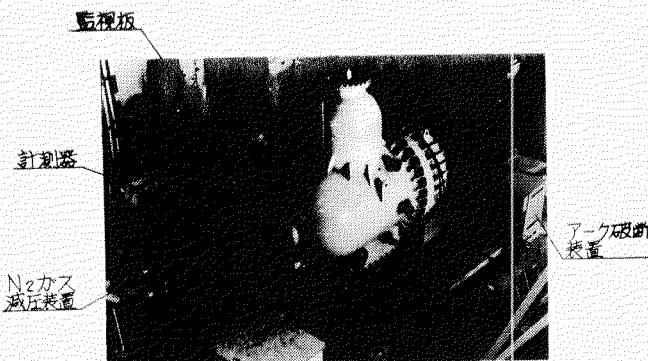


写真3.6.4 全体配置

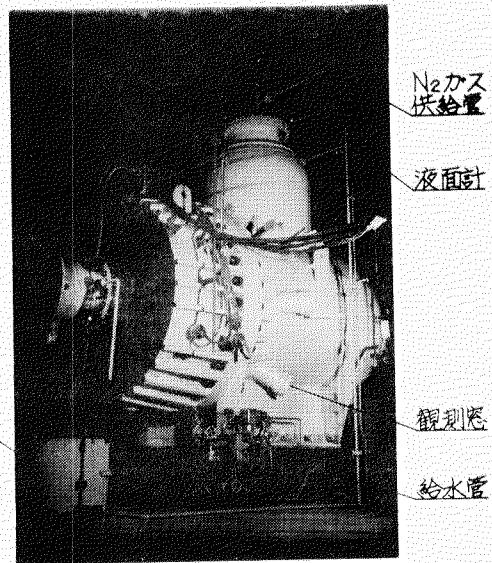


写真 3.6.3 水圧容器

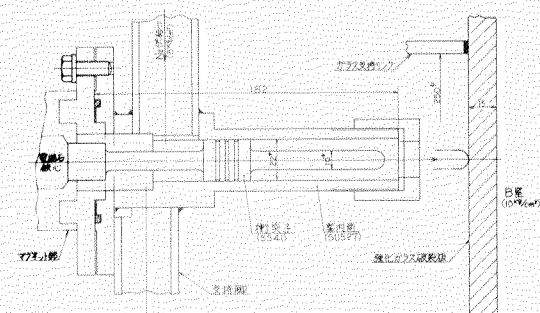
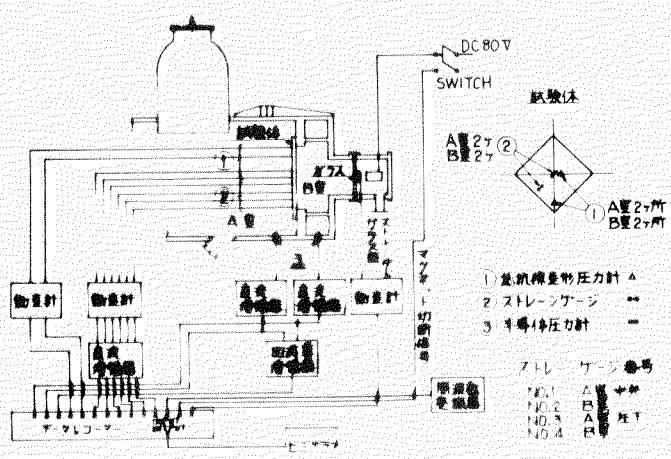


圖 3.6.9 計測裝置

図 3.6.8 強化ガラス破壊装置

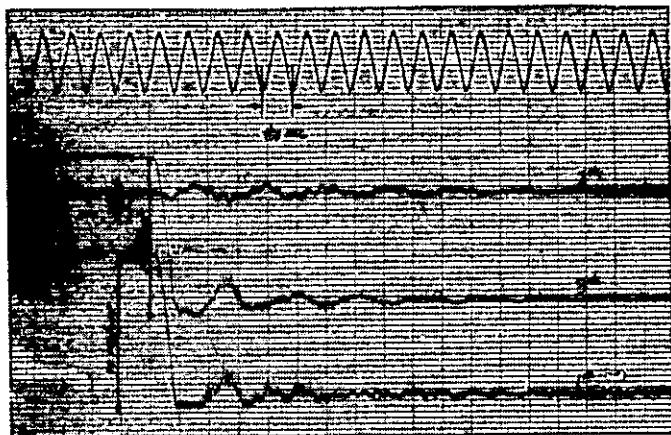


図 3.6.10 (a)

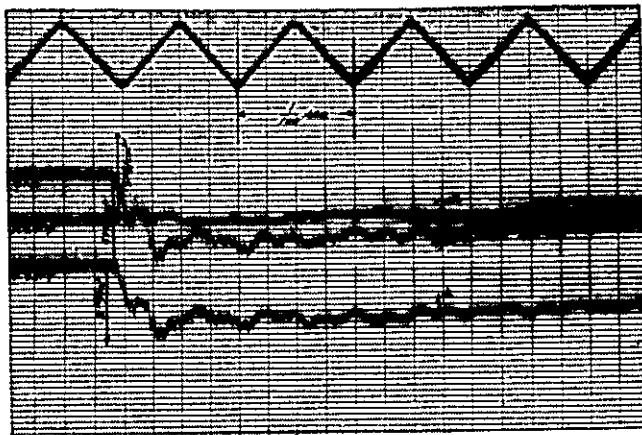


図 3.6.10 (b)

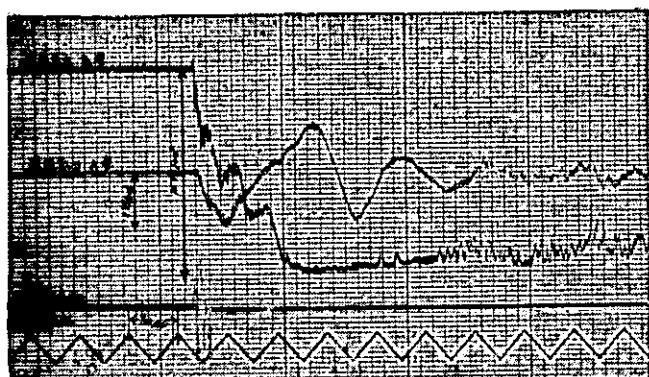


図 3.6.10 (c)

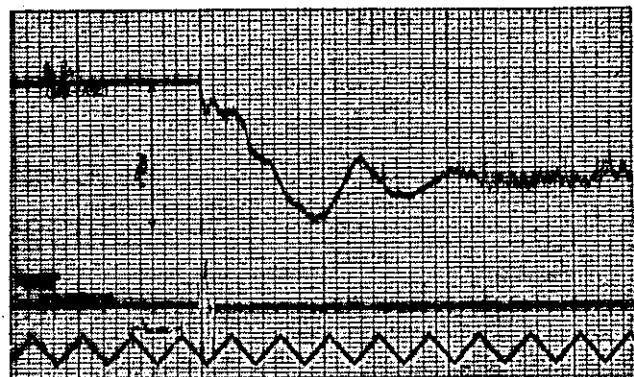


図 3.6.10 (d)

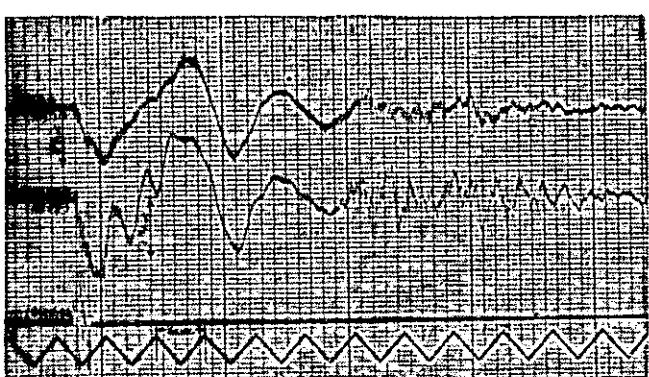


図 3.6.10 (e)

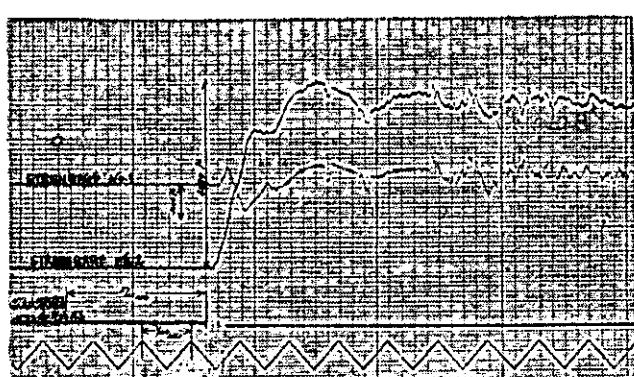


図 3.6.10 (f)

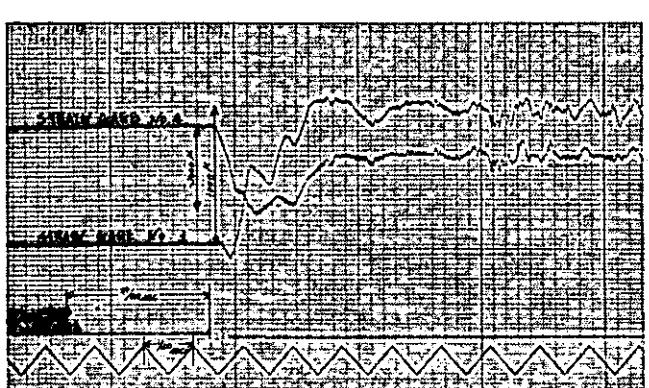


図 3.6.10 (g)

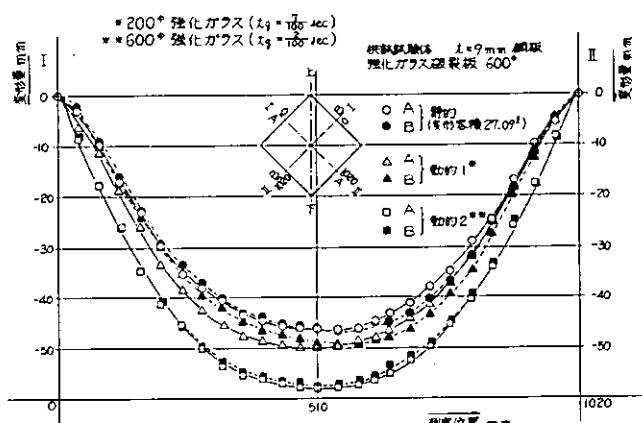


図 3.6.11 9mm 平板試験体の変形量

4. 疲労設計に関する調査

4.1 まえがき

船体構造の疲労設計法はいかにあるべきかについて討議し、暫定的にせよ一応の指針を出すことを目的として、疲労小委員会が設置された。その構成は次の通りであつた。

主査：飯田（東大），委員：安東（三井），片岡（日立），瀬川（三菱），恒成（川重），中田（三井），永元（三菱），服部（住重），宮成（日立），八木（阪大），山口（N.K.）〔敬称略〕

疲労設計法の討議に入るためには、まず船体に発生した疲労損傷の種類、程度、原因を把握する必要があるとの見地から、各委員により疲労損傷の調査および見解についての資料〔1-6〕が提出され、討議された。さらに実験と設計との結びつけ方および疲労設計法一般に関する資料〔7-19〕が討議された。

その結果、船体構造に生じる疲労損傷は部材によつて定変位型（たとえば house end の下縁部，house 下の pillar, bulk carrier の side frame, long hatch の cross deck, raised deck, side screen bulwark），定荷重型（船体を構成する主要部材の大部分），低応力型（たとえば振動による高サイクル繰返しを受ける船尾構造），繰返し衝撃型（たとえば fore peak tank, bulwark, f'c'e deck）その他不静定構造であるため一部材に亀裂が発生したことによる後影響として亀裂が発生する型式とに分類され、しかも疲労亀裂寿命は低サイクル域と高サイクル域にまたがることが明らかにされた。一方船体構造はきわめて複雑であるため、たとえば圧力容器におけるように詳細な応力計算を前提とした疲労設計法〔19, 7〕は相当に困難であること、ならびに構造部材ごとに船体の総合的な安全性ならびに経済性の見地から〔14〕から、疲労亀裂の発生寿命かあるいは伝播特性に基づいた別個の設計をすべきであるとの見解に達した。

しかしながら、発生あるいは伝播いずれの基準に基づくにせよ、船体構造特有の部材形状を考慮しつつ、現在使用されている船体材料についての基本的な疲労線図を作成し、かつ伝播特性を明らかにしておかなければならない。すなわち、疲労亀裂発生防止の立場からはすべての船体構造部材を応力集中の度合からいくつかに分類して、各繰返し荷重様式に対するそれぞれの時間強度を把握する必要があるし、一方伝播寿命によつて安全性を確保するという立場からは面内軸力、曲げ荷重、捩り荷重のそれぞれ単独および重畠による表面欠陥あるいは接縫内部欠陥からの疲労亀裂伝播挙動および伝播速度則が把握されてい

なければならない。したがつて暫定的なものにせよ、船体構造の疲労設計法を成文化するためには今後多大の労力が必要とされよう。

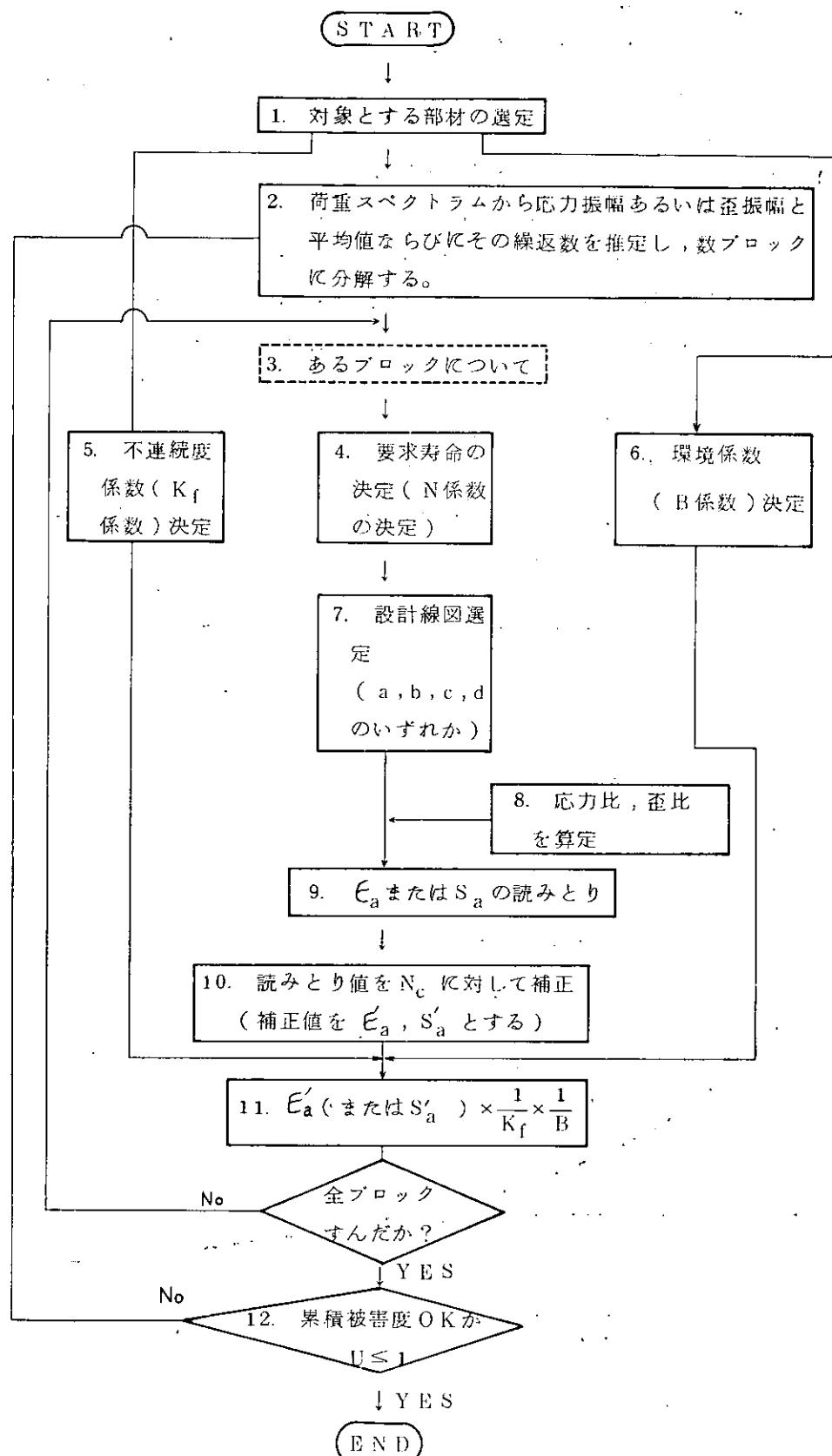
さらに疲労履歴は脆性破壊特性、坐屈強度、その他にどのような影響を及ぼすと考えればよいかの疑問が本委員会から出され、この問題の調査も疲労小委員会に依頼された。

数回にわたる会合によりまとめられた疲労設計法の大綱ならびに疲労履歴の影響の調査結果について以下に述べる。

4.2 疲労亀裂の発生寿命を基準とする疲労設計

船体においては、疲労亀裂が板厚を貫通することによって水密性が破られたり、あるいは疲労亀裂が若干の長さ進展したために他部材に重大な影響を及ぼすような部材も少くない。このような場合には疲労亀裂の発生を防ぐという立場から疲労設計がなされるべきである。ここでは他種の構造物に対する疲労設計法を参考にしながらフローチャートの作成を試みた。なお各要因に関与する等級の分け方、それに対応する係数の数値などはすべて今後の検討により定められるべきものであるが、ここでは概念の理解に役立たせるため、あえて適當と考えられる数値を当て嵌めておいた。

4.2.1 フローチャート



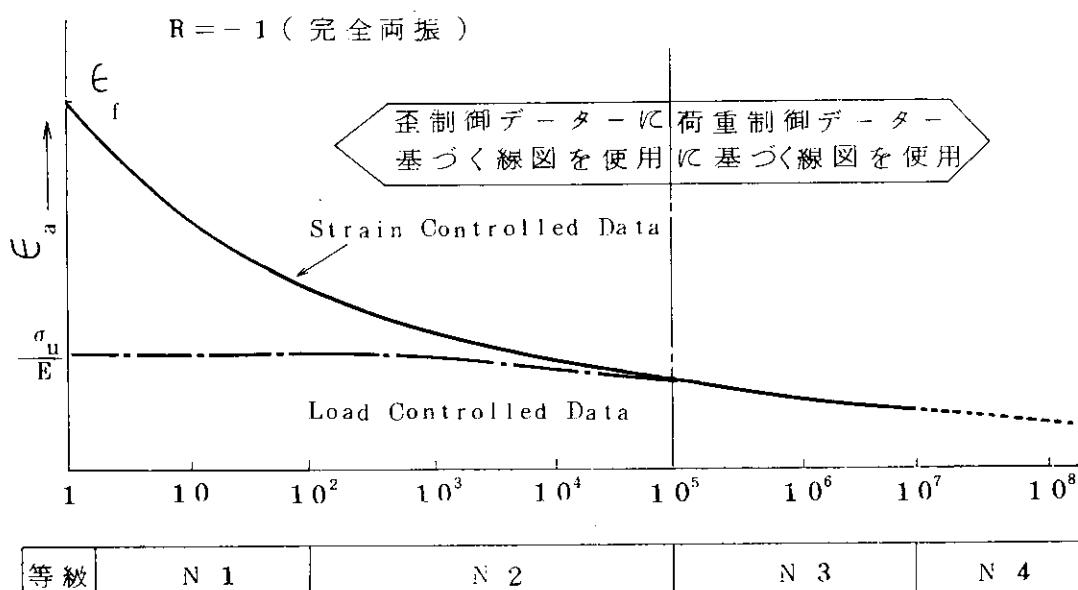
- 注 1. ここでは疲労亀裂の発生の防止という建前をとつており、この際の亀裂長は数mmとする。隣接部材の破壊による後影響として発生する可能性のある疲労亀裂についても考える。
- 注 2. S_a (応力振幅)対 N または ϵ_a (歪振幅)対 N に關し、long quadratic ($N = K(100 - L)^2$, $N_{max} = 2 \times 10^7$), cubic ($N = K(100 - L)^3$), またはその他適當な假定とする。
- 注 4. 5, 6 N 係数、不連續度係数、環境係数の値は次節による。
- 注 7. a , b , c , d 曲線は $N = 1 \times 10^4$ に対して与えてある。これらの線図は、 $N_c \leq 10^5$ に対しては歪制御データに基づく線図を、また $N_c > 10^5$ に対しては荷重制御データに基づく線図を用い、これについて強度に関しては 2, 寿命に関しては 20 の安全率を乗じた包絡線から画いた線図から応力比あるいは歪比をパラメーターとして求めた線図である。
- 注 8. $S_{min}/S_{max} = R_s$, $\epsilon_{min}/\epsilon_{max} = R_\epsilon$
- 注 10. $\epsilon_a' = \epsilon_a(10^{ki}/N^k)$, $S_a' = S_a(10^{ki}/N^k)$

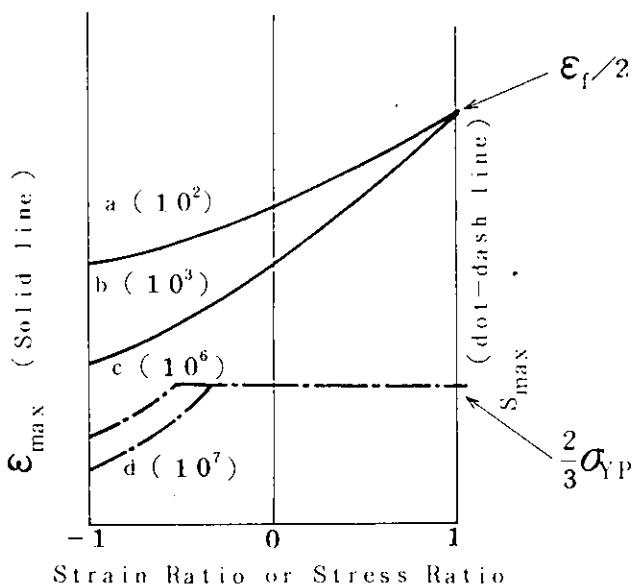
ここで 10^4 は設計線図のパラメータ寿命、また N は想定繰返数

4.2.2 各係数の分類と値

4.2.2.1 要求寿命係数

係 数	N_1	N_2	N_3	N_4
N_c の範囲	$1 \leq N_c < 10^2$	$10^2 \leq N_c < 10^5$	$10^5 \leq N_c < 10^7$	$10^7 \leq N_c$
設計線図の記号	a	b	c	d
設計線図のパラメータ寿命	10^2	10^3	10^6	10^7



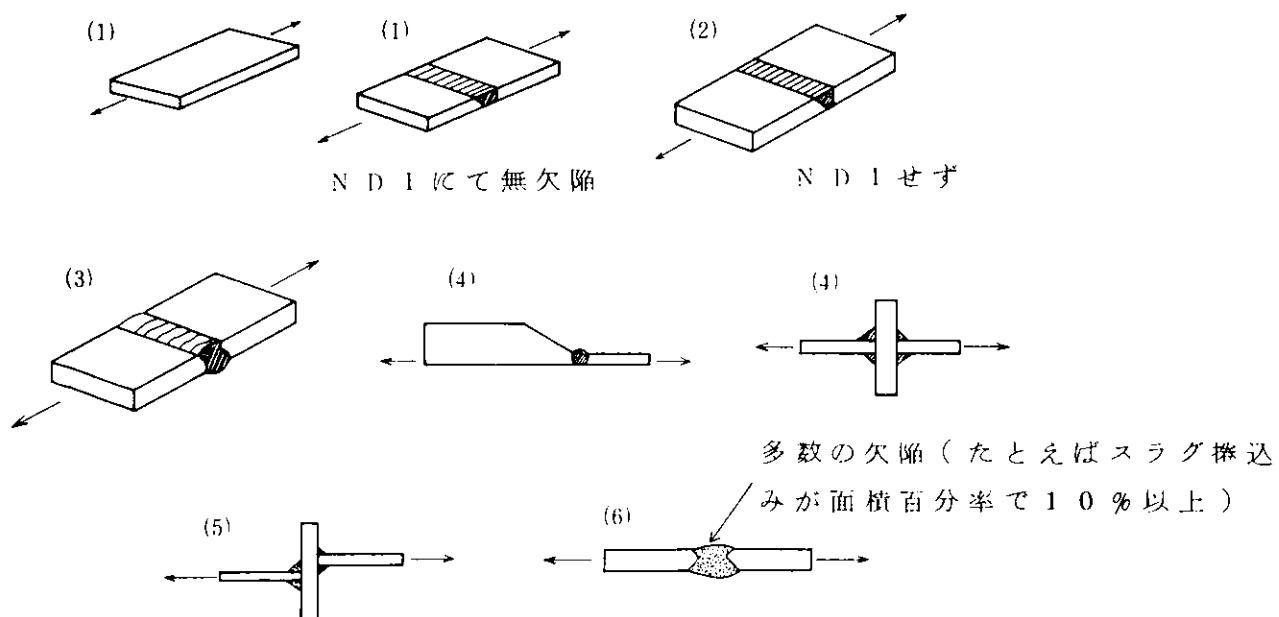


Moore-Kommers-Jasper Diagram

4.2.2.2 不連続度係数

等級	0	I	II	III	IV	V
係数	1	1.5	2.0	3.0	4.0	5.0
K _f の範囲	1	1 < ≤ 1.5	1.5 < ≤ 2.0	2.0 < ≤ 3.0	3.0 < ≤ 4.0	4.0 < ≤ 5.0
例	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)

(注) K_f: 疲労強度減少係数



4.2.2.3 環境係数

環境	乾燥空中	低湿空中	高湿空中	塩水中
B係数	1	1.5	2	3

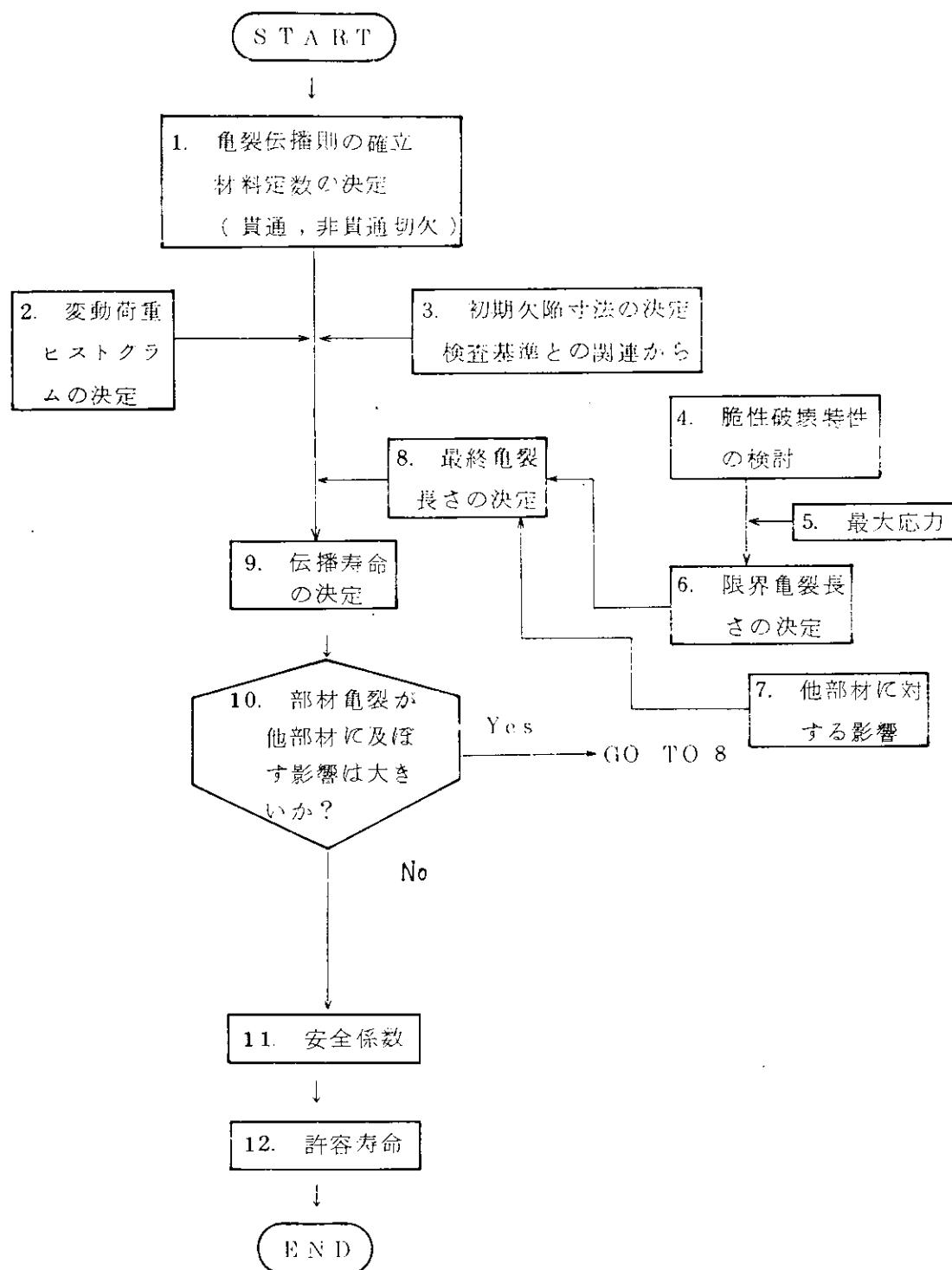
4.2.3 見通し

- (1) Moore-Kommers-Jasper線図はこれまで発表されたデータを再検討して暫定的に作成できるであろうが、勿論補足研究は必要である。
- (2) 不連続度係数は、たとえば文献〔17〕やその他の諸規格ならびに文献〔20〕などを参考として暫定的に作成できようが、やはり補足研究が必要である。
- (3) 環境係数については、とくに低サイクル域でのデータが不足しており、また高サイクル域でのデータも充分ではない。今後の研究が必要である。

4.3 疲労亀裂の伝播寿命を基準とする疲労設計

船体を構成する部材のなかには、たとえ疲労亀裂がある長さ伝播しても、その部材が疲労で完全に切断されない限り、他の部材に大きな影響を与えないような2次的部材がかなりある。このような場合には、疲労亀裂の伝播寿命に基づいてその部材の交換時期を定める方途をとることができよう。しかしながら疲労亀裂は軸力だけで伝播するとは限らず、また実船における疲労亀裂は溶接趾端から発生するような場合には表面亀裂として伝播を開始する場合が多い。とくに曲げ荷重の繰返し条件下における表面欠陥からの疲労亀裂の伝播挙動に関する文献はほとんどないし、また亀裂伝播寿命に基づいた疲労設計法を具体的に作るとなると欲しいデータは相当に多く、この見地から今後の広範な研究が必要ではあるが、ここでは暫定的に概念としてのフローチャートを作つた。

4.3.1 フロー チャート



4.4 疲労履歴が諸強度に及ぼす影響

4.4.1 脆性破壊強度に及ぼす疲労履歴の影響

疲労履歴が脆性破壊強度に及ぼす影響に関するこれまで実施された研究は、広幅試験片を用いたものと小型試験片を用いたものとに大別されるが、前者については荷重制御の片振荷重による疲労履歴を対象とした研究に、一方後者については荷重制御の片振および歪制御の両振による疲労履歴を対象とした研究に限られており、また供試材は母材のみでその鋼種もきわめて限られている。これらの研究は文献[21], [22]に展望されているが、その概要は次の通りである。

(1) 小型試験

1サイクルの歪履歴も低サイクル疲労のカテゴリーに属すると解釈するならば、1サイクルの予歪による遷移温度の上昇挙動は図4.1のように圧縮予歪と人工時効を与えた場合が最も悪影響を与えるといわれている。また予歪を与える温度の影響については図4.2の実験例がある。

荷重制御の高サイクル疲労履歴が遷移温度の変化に及ぼす影響を扱つた論文は、Tillyら[23]の論文のまえがきによれば、1942年から1952年にわたり8編発表されている。これらは疲労履歴として疲労限以下から 5×10^5 サイクル時間強度までの範囲の応力を回転曲げ試験で与えた後切欠衝撃試験したものであるが、ほとんどの場合疲労履歴により衝撃エネルギーは低下し一方遷移温度は上昇し、そしてそれらの変化の程度は予め加えた応力振幅の大きさとサイクル数に依存していたとのことである。

荷重制御の低サイクル疲労履歴が遷移温度の変化に及ぼす影響に関しては Tillyら[23]の研究がある。Tillyらは図4.3のS-N線図(片振)を示す軟鋼を供試材とし、疲労履歴を与えた小型試験片からTipper型試験片(断面積 $0.55 \sim 1 \text{ in}^2$)およびVノッチシャルピー試験片を切り出し、一週間時効させてから脆性試験を行なつた。疲労履歴応力とサイクル数は図4.4に示すように変えた。なお本供試鋼は同図に示すように繰返し軟化型と見られる。試験結果を図4.5に例示する。処女材の破面遷移温度はTipperで約 -5°C , Charpyで約 9°C であつたが、1サイクルの荷重履歴によつて、破面遷移温度は大きく上昇し、さらに繰返数の増加とともにゆるやかに上昇を続けるが、ある限度以上の繰返し履歴を受けると逆に遷移温度は低下する傾向が図4.5から見られる。 Tillyらはこの一般的傾向を加工硬化と結晶変形効果との重複によるものとして説明しているが、しかしデータのはらつきならびに定性的傾向に沿わないデータも見られるから、遷移温度の変化を履歴応力の大きさおよび繰返数の関数として定量的に—設計に利用し得る形で—明確にし得たとは言い難いであろう。

歪制御の低サイクル疲労履歴が遷移温度に及ぼす影響に関する研究では Saltkin [24]、溶接協会 SPCF 委員会 [25]、Miller [26] の研究がある。

Saltkin は A 302B 鋼および HT 60 鋼 2 種について、室温および 300°C で変位制御両振曲げ ($8 \times 32 \times 230 \text{ mm}$, 40 mm R , 最小厚 6 mm の 2 軸応力型) および軸力両振歪制御 ($11 \times 11 \text{ mm}$ 角, 40 mm R , 砂時計型) の疲労履歴を与えた試験片からプレス切欠付側曲げ試験片あるいは V 切欠シャルピー試験片を切り出して脆性試験を行なつた。两者とも歪範囲は $1.5 \sim 16.7\%$ の間に、またサイクル比は破断寿命 N_f に対して $2 \sim 75\%$ の間にえた。室温での歪制御低サイクルにおけるサイクル比が破面遷移温度の上昇量 ΔT_{rs} に及ぼす影響を図 4.6 に示す。 ΔT_{rs} は $n \Delta \epsilon_p^2 / \epsilon_f^2$ (Manson - Coffin 式の指數を 0.5 に、定数を $(a/2) \epsilon_f$ と置き換えるとサイクル比となる) が 1% あたりで最低値をとり、その上、下側では上昇する傾向を示している。

東大原子力および住友金属においても同様な研究 [25] が行なわれた。この場合供試材は A 302B 鋼、履歴は室温で軸力両振歪制御で加えられた。この結果はばらつきが大きかつたが、定性的には、Saltkin [24] の結果とやや異なり、サイクル比が増加するにつれて ΔT_{rs} の上昇量は低減し、かつサイクル比が同一ならば疲労履歴を与える際の歪振幅が大きいほど遷移温度の上昇量が大きいことが明らかにされた。

Miller [26] は径方向真歪振幅 0.013 で N_f に対するサイクル比を 0 から約 0.98 にえた試験片から切欠付引張試験片を切り出した。引張試験は室温でしか行なわれていないらしいが、降伏までに吸収されるエネルギーならびに COD はサイクル比が増加するとともに上昇してサイクル比 0.8 程度で最高値を示し、以後は急激に減少する傾向を示した。

(2) 広幅試験

低サイクル疲労履歴が脆性破壊発生特性に及ぼす影響に関する研究としては、吉識 - 金沢ら [27]、金沢 - 町田ら [28] の研究が挙げられる。前者では H 級鋼が、後者では HT 60 鋼 2 種および A 302B 鋼が供試材とされ、荷重制御片振引張の疲労履歴の影響が検討された。前者においては、長さ 100 mm の中央切欠を有する幅 300 mm 、厚さ 20 mm の平板あるいは長さ 40 mm の中央切欠を有する幅 500 mm 、厚さ 15 mm の平板試験片の鋸切欠両側にそれぞれ疲労亀裂を 10 mm ないし 30 mm 、あるいは 30 mm ないし 55 mm ずつ進展させてから低温において脆性破壊させた。その結果図 4.7 に示すように、繰返数を $8 \times 10^4 \sim 3 \times 10^5$ サイクルかけて進展させた疲労亀裂からの脆性破壊発生強度は素材の強度とほぼ同程度あるいは若干低下するが、繰返数を $1 \times 10^3 \sim 1 \times 10^4$ サイクルかけて進展させた疲労亀裂からの脆性破壊発生強度は亀裂先端の圧縮残留応力や亀裂切欠の幾何学的形状などの影響によつて素材の強度よりかなりよくな

るとの結論を得た。

一方後者においては、前者と同様な中央切欠付平板試験片について、(1)切欠から疲労亀裂を進展させた状態での脆性破壊試験、(2)疲労亀裂と人工切欠とを合せた全切欠長さの切欠を機械加工だけで加工した試験片の脆性破壊試験、(3)疲労亀裂を進展させた後、その疲労亀裂先端にさらに5mmないし10mmの切欠を機械加工した試験片の脆性破壊試験を行なつた。その結果図4.8に例示するように、前者で得た結論を再確認するとともに、疲労亀裂からさらに5mm程度機械加工によつて鋭切欠を伸ばした試験片の脆性破壊強度もまた素材の強度より優れていることを明らかにした。

両図はいずれも、脆性破壊直前の全切欠長さが等しい場合の実験結果であり、したがつて少ない繰返しで伝播した疲労亀裂と多い繰返しで伝播した疲労亀裂による切欠全長が等しい場合には両者の脆性破壊特性にいかなる差違があるであろうかという問に対する回答を示唆しているといえる。

脆性破壊伝播に及ぼす疲労履歴の影響については文献〔29〕、〔30〕が挙げられる。これらは荷重制御片振り張の低サイクル疲労履歴を与えた平板から二重引張試験片を切り出して脆性破壊伝播試験を行なつたもので、図4.9に例示するように低サイクル疲労履歴によつて、单サイクル予歪と同様に、脆性亀裂伝播停止特性に相当の悪影響を与えるとの結論が得られている。停止温度の上昇量は1例としてSM41では最大30～35°C程度であるのに対し、HT60では20～25°C程度である。〔31〕

以上述べたように、小型試験片を用いた諸研究では、歪制御、荷重制御ともに疲労履歴は遷移温度の上昇をうながすものと定性的に考えられる。しかしながら上昇の程度に及ぼすサイクル比ならびに履歴応力あるいは歪の振幅をパラメターとしながら材料の差異の影響について、定量的に結論を導けるに足るデータの蓄積はないといえる。この問題に関する設計データを得るために広範な研究が今後必要である。一方広幅試験片による諸研究では、脆性亀裂の発生特性に及ぼす片振り張荷重制御疲労の影響に関しては、ほとんど悪影響がないかあるいはかえつて素材よりも発生特性が良好になるのに対し、他方伝播特性に関しては疲労履歴が顕著に悪影響を及ぼすことが明らかである。

さて構造局部の平均応力が降伏点以上の繰返しを受ける場合に対しては上述の結論が有用であるが、しかし主要構造部材の広範囲にわたつての疲労履歴は、おそらく一設計条件から考えて一降伏点以下の応力を上限値とする荷重制御履歴と考えるのが一般的ではなかろうか。この見地からは、上述の広幅試験片の伝播特性に関する研究において与えられた疲労履歴の上限応力は降伏点以上であるという事実は、これらの研究結論をそのまま設計に反映させるに際してのためらいを導くかもしれない。したがつて降伏点以下の上限応力による疲労履

歴が脆性破壊伝播特性に及ぼす影響の研究を今後推進する必要があるのではないか。さらに引張片振荷重の履歴だけでなく繰返圧縮荷重あるいは両振荷重履歴の問題も研究すべきであろう。

疲労履歴が脆性破壊発生特性に及ぼす影響に関しては、諸研究がこれまで実施されたにも拘らず、これらが鋭切欠を付けた状態での繰返片振荷重の履歴を対象としていることから今後の課題が提起されよう。構造不連部で疲労亀裂が発生し、それが進展して脆性破壊に転移するという事実を問題にするならば、場合によつては構造不連部は歪制御両振あるいは荷重制御不完全両振の履歴を受けているであろうから、このような履歴を受けた比較的広い領域に進展しつつある疲労亀裂を初期切欠とする脆性破壊発生試験、あるいは圧縮荷重成分を伴つた疲労履歴を受けた場合の脆性破壊試験が必要ではなかろうか。

4.4.2 延性破壊強度に及ぼす疲労履歴の影響

静引張破壊延性 ϵ'_f ($= \ln \frac{100}{100 - RA}$, RA : 絞り (%))に及ぼす歪制御低サイクル疲労履歴に関しては文献 [22] ~ [26] の研究がある。ここに ϵ'_f は任意のサイクル比の疲労履歴を与えた試験材を静引張破壊させた際の破壊延性で、換言すればそれ以後の歪制御低サイクル疲労特性を支配する主要因子でもある。試験結果の一例を図 4.1.0 に示す。Sachs-Weiss, Yao-Munse により考えられた式はデータと合わない。亀裂発生寿命 N_c に対するサイクル比が 0.6 程度あるいは N_f に対するサイクル比が 0.4 程度までは疲労履歴材の静破壊延性 ϵ'_f はあまり低下しないと考えて妥当であろう。なお図 4.1.0において ϵ'_f は処女材の静破壊延性である。設計上安全側の実験式を探るならば Yao-Munse の提案式が使い易い。

引張強さに及ぼす歪制御低サイクル疲労履歴の影響に関しては、表 4.1 [37] が示すように公称引張強さはサイクル比によつてほとんど変化しないと見做せるであろう。

一方荷重制御低サイクル疲労履歴に関してのサイクル比が静破壊延性ならびに引張強さに及ぼす影響についてはデータがない。

表 4.1 繰返し荷重負荷後の引張特性

実験機: WT-B-0, 試験計画: 最小直角: 7 mm 両振荷重側(無力荷重) 累積被覆率 2 倍(電動減速 1/2/3)						
	n	N_c	ϵ'_f	$\sigma_{0.1}$	引張強度	RA
I	2	0.2	0.15	5.5	6.32	6.26 6.98
	4	1	*	8.04	5.15	6.53 6.45
	6	1	*	8.43	5.86	6.82 6.40
	8	1	*	8.16	5.61	7.39 7.96
	10	1.0	*	8.59	6.19	7.55 7.01
	20	2	0.01	8.13	5.94	7.19 6.07
II	5.2	.1	*	8.19	6.11	7.59 7.17
	7.8	.6	*	8.18	6.02	7.34 6.98
	10.1	.8	*	8.18	6.18	7.36 7.83
	13.0	1.0	*	8.08	6.07	7.16 7.31
III	2.0	0.76	0.25	7.80	5.47	5.71 5.39
	2.5	0.93	*	8.23	5.91	5.52 5.10
	3.0	1.14	*	7.77	5.53	5.16 5.20
	3.5	1.33	*	8.36	6.53	5.54 5.67
	10	1.52	*	8.12	6.91	5.20 5.74

4.4.3 座屈強度，破壊強度，崩壊荷重，衝撃強度に及ぼす影響

これらの強度に及ぼす疲労履歴の影響を考察する際にまず問題とされるべきことは、履歴が高サイクル疲労によるかあるいは低サイクル疲労によるかという点である。設計の立場から考えて、これらの強度が最終的な問題とされるためには、高サイクル疲労によつて与えられた場合を一般的と見做すのが妥当であろう。そこでこの前提に立つて以下の推察を導くことにする。高サイクル疲労履歴を受けた材料の降伏点ならびに引張強さは姫女材より低下するとする実験結果と逆に上昇するとする実験結果と共に見られ、そしていずれの場合もその変化量はせいぜい 10% 程度である。したがつて設計において採られるいわゆる安全係数が考慮される場合には、履歴による強度変化はほとんどないと近似的に考えて差し支えないであろう。

弾性座屈は弾性係数のみに支配され、塑性座屈では材料の降伏点および剛性 (E_T) に支配されるので、両部材間ではほとんど差異はないものと考えられる。もし降伏点が上昇しており、または材質が硬化していれば座屈強度は増加する。

静的な破壊強度に対してもは疲労亀裂が生じてその近傍の応力状態が変化するようなことがなければ両者にはほとんど差はないと考えられる。

崩壊荷重に関しては、不静定構造部材でその部材に充分な塑性関節の回転容量が要求される場合に、疲労被害により残留延性が減少しておれば最高荷重に達する以前に破壊するおそれがあり、したがつて低サイクル疲労履歴を受けた場合には前述のように残留延性の減少が見られるから、このおそれは考えられる。

衝撃強度に関しては、残留延性の低下により破断までの吸収エネルギーは減少し、衝撃強度は低下するであろう。

文 献

- 1 船体の損傷とその対策に関するシンポジウムテキスト（日本造船学会
S 4 6 年 1 0 月 2 9 , 3 0 日）, S R 1 3 3 W/G - 8
- 2 船体における疲労損傷例（三菱長崎）, S R 1 3 3 W/G - 8
- 3 船体の疲労損傷に関する文献リスト（N K 技研）, S R 1 3 3
W/G - 1 0
- 4 船体の疲労損傷（住重機）, S R 1 3 3 W/G - 1 8 - 1/2
- 5 応力集中の分類（住重機）, S R 1 3 3 W/G - 1 8 - 2/2
- 6 船体の疲労損傷の分類並びに防止対策（八木）, S R 1 3 3 W/G - 2 5
- 7 大型船スロット部疲労試験結果整理の一例（三井千葉）, S R 1 3 3
W/G - 4
- 8 S R 1 3 3 疲労小委員会に対する要望（三菱長崎）, S R 1 3 3
W/G - 7
- 9 鋼船規則の諸寸法算定式決定に際して用いられた許容応力について
(N K 技研), S R 1 3 3 W/G - 1 1
- 10 N. V. Rule Proposal, S R 1 3 3 W/G - 1 3
- 11 L P G / L N G 独立タンクに関する N. V. の Rule Proposal 概要
(住重機), S R 1 3 3 W/G - 1 4
- 12 Crack Propagation Calculation (三井), S R 1 3 3 W/G - 1 5
- 13 直線構造の疲労強度に関する検討（三菱長崎）, S R 1 3 3 W/G - 2 3
- 14 船殻部材ごとの疲労損傷安全度の考え方（三井千葉）, S R 1 3 3
W/G - 2 6
- 15 船体構造疲労設計のフローチャート案（三井千葉）, S R 1 3 3
W/G - 2 7
- 16 船体構造疲労設計の考え方（日立）, S R 1 3 3 W/G - 2 8
- 17 DIN 15018 (Entwurf Feb 1967) について（飯田）, S R 1 3 3
W/G - 1 7 , S R 1 3 3 W/G - 3 1
- 18 船体構造の疲労設計法の一提案（飯田）, S R 1 3 3 W/G - 3 2
- 19 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. I, Rules for
Construction of Nuclear Power Plant Components, 1971,
S R 1 3 3 W/G - 5
- 20 A. Neuman, "Dauerfestigkeits-Katalog Band I," および W. Bader,
"Dauerfestigkeits-Katalog, Band II," Technische-wissenschaftliche
Abhandlungen des Zentralinstitutes für Schweißtechnik
der DDR

- 21 金沢, "低サイクル疲労亀裂の進展挙動ならびに低サイクル疲労履歴が脆性破壊特性に及ぼす影響", 溶接学会誌 Vol. 37 (1968), No. 6, 565/573
- 22 飯田, "歪制御低サイクル疲労", 溶接学会誌 Vol. 37 (1968), No. 6, 542/559
- 23 G. P. Tilly and P. P. Benham, "Low cycling in the low endurance range in relation to brittle fracture of mild steel", J. of the Iron and Steel Institute, Mar. 1962, 216/223
- 24 R. V. Salkin, "Etude de la fragilisation par fatigue plastique des aciers pour cuves des reacteurs", CNRN-Report P/94/66 および I.I.W. Doc. II-451-67.
- 25 "原子炉一次冷却系配管の構造設計基準に関する試験研究", 溶接学会 8 PCF 小委員会 (S 4.5.5)
- 26 K. J. Miller, "The Effect of Prior Fatigue on Fracture Toughness", 1971. IGF Doc.
- 27 吉識, 金沢, 町田, 多田, 山内, 永元, 矢島, "鋼材の脆性破壊発生特性におよぼす疲労の影響", 造船学会論文集 No. 121, 235/248
- 28 金沢, 町田, 矢島, 青木, 川辺, "鋼材の脆性破壊発生特性におよぼす疲労の影響(第2報)", 造船学会論文集 No. 126, 397/410
- 29 阿部, "常温予歪の鋼材の脆性亀裂発生伝播特性に及ぼす影響", 造船学会論文集 No. 113
- 30 矢島, 永元, 山内, "鋼材の脆性亀裂伝播特性におよぼす低サイクル疲労の影響", 造船論 No. 120, 221/230
- 31 金沢, 町田, 多田, "低サイクル疲労が脆性破壊に及ぼす影響", 造船学会溶接研究委員会第1分科資料 W1-6-66 (1966)
- 32 飯田, 井上, 小林, "歪制御低サイクル疲労における累積被害", 第一報, 造論 No. 121, 第二報, 造論 No. 123
- 33 V. Weiss, J. Sessler and P. Packmann, "Effect of Several Parameters on Low Cycle Fatigue Behavior", Acta Metallurgica, Vol. 11, July 1963
- 34 J. G. Sessler and V. Weiss, "Low-Cycle Fatigue Damage in Pressure Vessel Materials", Proc. ASTM, Vol. 85 (1963) Ser. D.
- 35 J. T. P. Yao and W. H. Munsey, "Low-Cycle Fatigue Behavior of Axially Loaded Specimens of Mild Steel", SSC Report No. 151 (1963)

- 36 K. Obji, W. R. Miller and J. Marin, "Cumulative Damage and Effect of Mean Strain in Low-Cycle Fatigue of a 2024-T351 Aluminum Alloy", ASME Paper 65 WA/MCT-5
- 37 飯田, 井上, 小林 未発表
- 38 たとえば, Y. Ishii and K. Iida, "Low and Intermediate Cycle Fatigue Strength of Butt Welds Containing Weld Defects", J. Soc. of Nondestructive Testing in Japan, Vol. 18, No. 10 (1969)

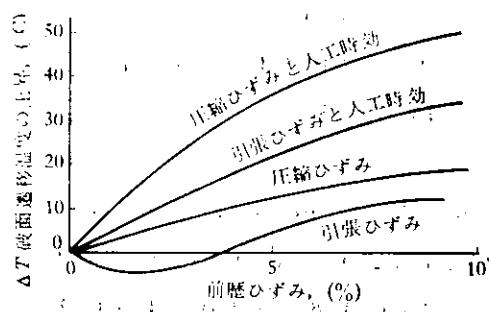


図 4.1 前歴歪の方向と時効が遷移温度に及ぼす影響(模式図)

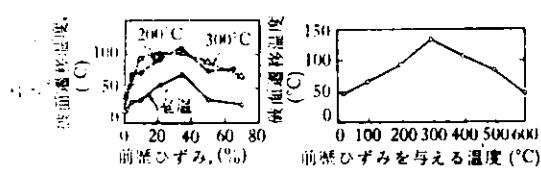


図 4.2 高温予歪の影響(V シャルビ試験)

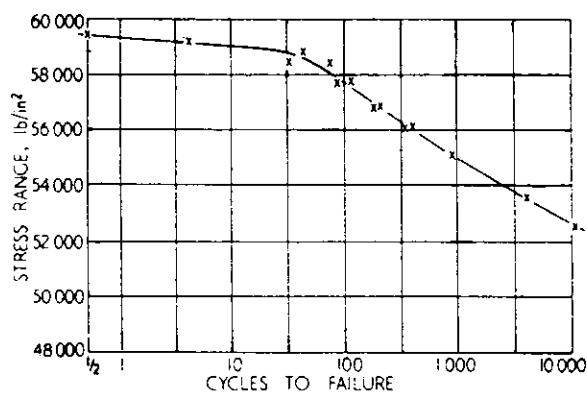


図 4.3 Fatigue curve for mild steel A

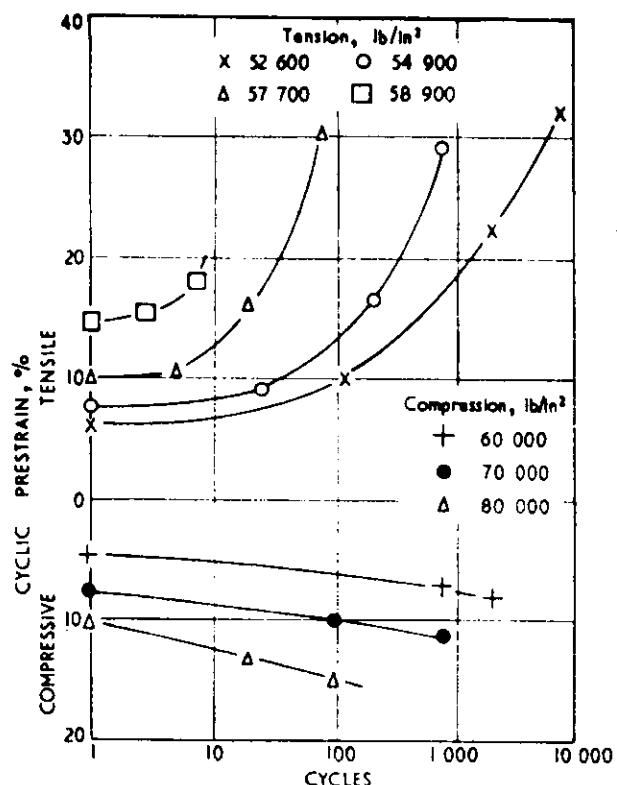


図 4.4 Relationship between the number of cycles and prestrain for steel A.

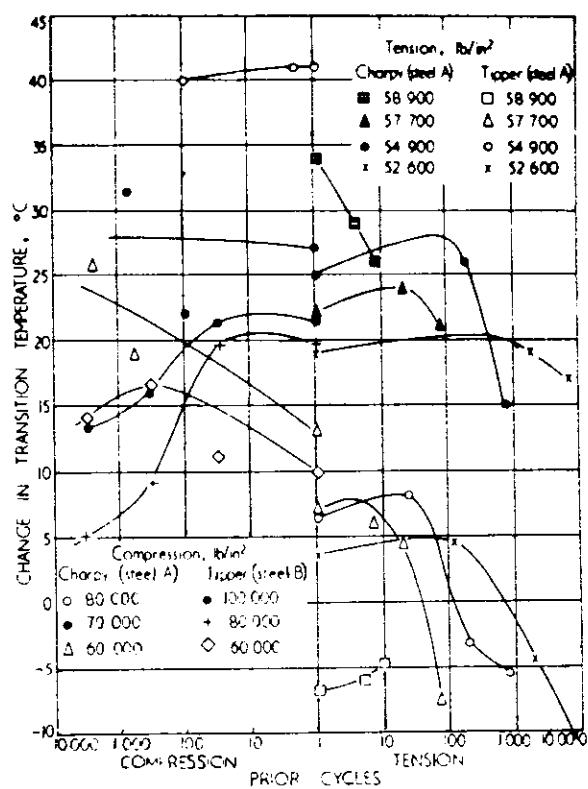


図 4.5 Change in transition temperature with prior cycling in tension and compression

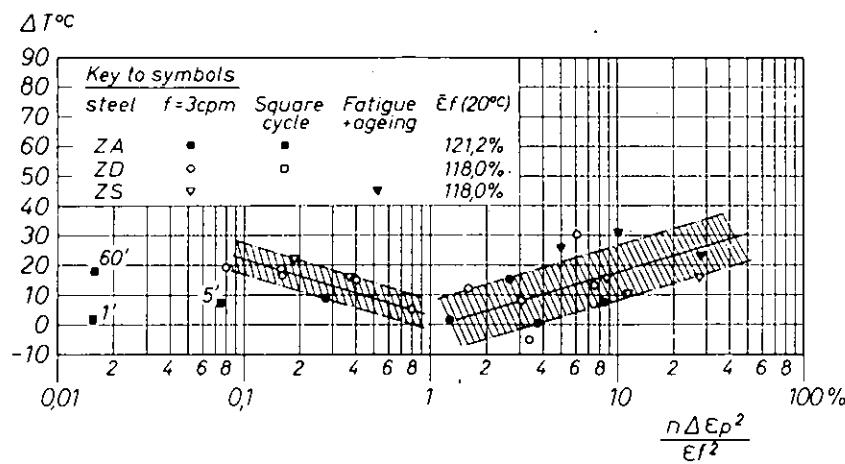


図 4.6 Effect of fatigue at 20 °C on 50 % fibrous transition temperature.

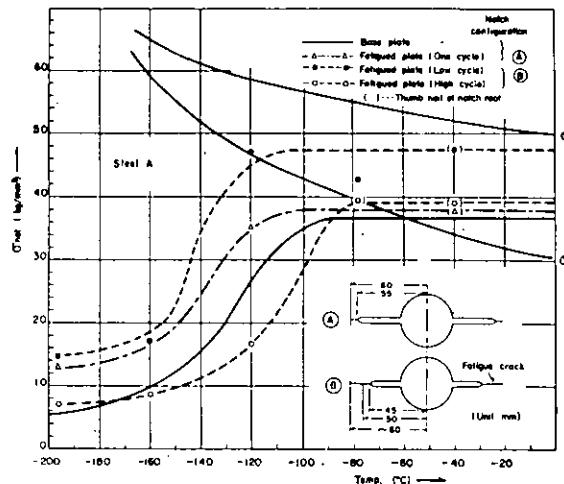


図 4.7 Fracture stress vs. temperature (crack length 120mm) (Steel A)

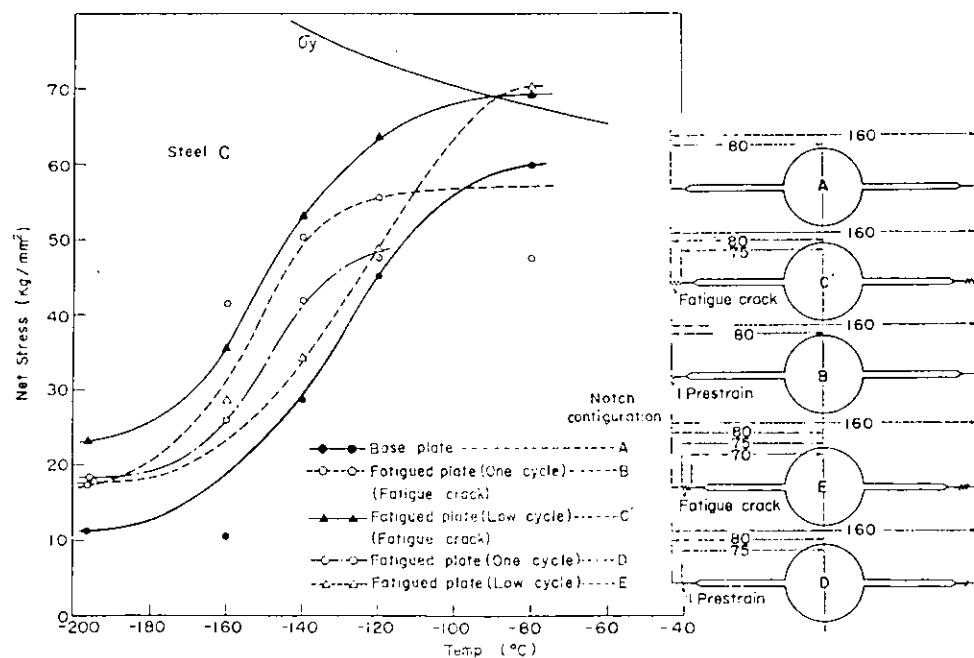


図 4.8 Fracture Stress vs. Temperature (Crack Length 160 mm, Steel C)

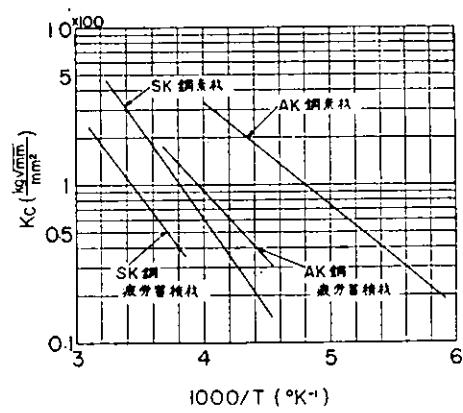


図 4.9 二重引張試験結果（素材、疲労蓄積材）

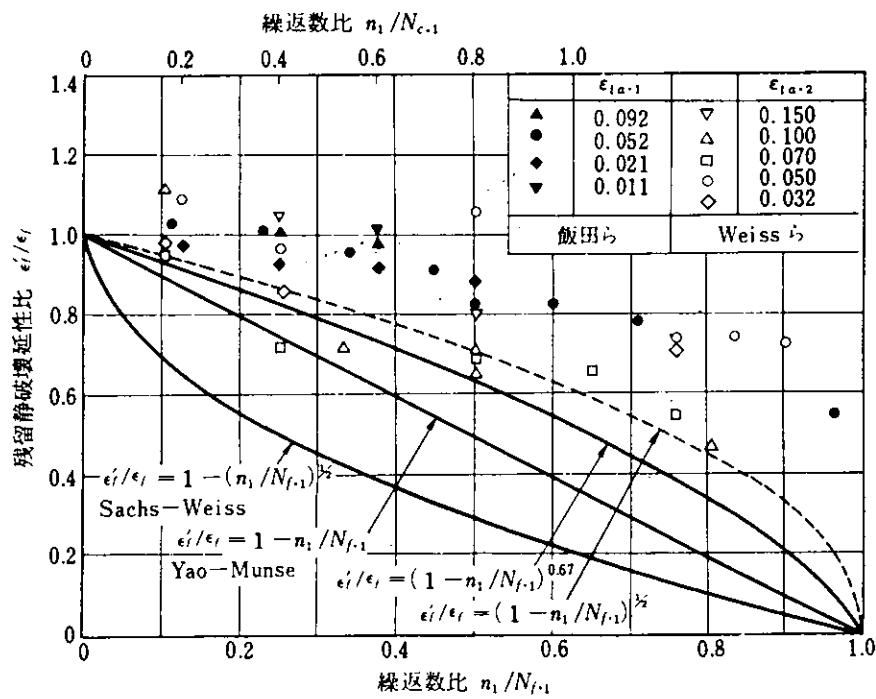


図 4.10 繰返数比と残留静破壊延性との関係

5. 結 言

昭和46年度をオ1年度とし、むこう4か年間にわたって継続実施の計画にまとめて発足した本研究部会の研究項目とその内容は、船体構造強度の究極的な解明につながる重要な問題からなり、船殻構造の破壊機構についての総合的実験とその詳細な解析を必要とするきわめて大規模なものである。とくに、本研究部会ではじめて採りあげた衝撃荷重に対する船殻構造の破壊強度に関する問題は、従来から数多く行なわれている静的もしくは変動繰返し荷重に対する構造強度の研究テーマから一步前進した全く新しい分野のものであり、衝撲水圧荷重そのものの特性と、これに応答する構造物の破壊挙動の追跡と、さらにその機構の解明という現在の段階ではいずれも未知のしかも難解な要素を包含しているが、この問題の解決へのオ一步が踏み出されたものと信ずる。

本年度の研究成果のうち、各項目に関して、それそれ定性的ではあるが重要と考えられる主な結論を、以下にとりまとめて列記する。

- (1) 大型構造模型による鉱石運搬船の强度試験の一節として実施した、鉱石圧に関する実験により、試験模型に作用する圧力の大きさとその分布が求められた。さらに、本結果を実船構造に適用する場合に必要な圧力の計算法と土圧計指示値の確認をひきつづき実施する。(2.1参照)
- (2) 鉱石運搬船の船側構造の立体模型による静的崩壊実験を行ない、崩壊形式、崩壊荷重、崩壊後にうけもつストラットの分担力などが求められた。さらに崩壊に際しての外板の有効幅、崩壊荷重の計算法などについてひきつづき研究を行なう。(2.2参照)
- (3) 衝撃荷重による船側外板の破壊機構を解明するための基礎的研究として実施したスプリング式衝撃荷重装置による切欠つき工型梁模型の曲げ実験結果では、外板の切欠の有無は、その破壊発生に大きく影響し、とくに切欠のない試験体については、常温では外板破壊にまで至らなかった。(3.1参照)
- (4) 防撓材ウェブに疲労亀裂を有する防撓板につき、衝撲水圧荷重を繰返し作用させた実験結果によれば、その疲労被害度の増加に上り少ない衝撲繰返し回数で亀裂長さの進展がみられた。また、ストラットづきの模型について衝撲水圧荷重を作用させた場合、ストラットの圧縮座屈が認められた。(3.2参照)

- (5) 平板模型の水面落下衝撃実験の結果によれば、欠陥のない平板においては、常温で破壊は生じない。また平板中央にガス切断により人工スリットを設け、下面を溶接した試験体についての衝撃試験においても、溶接部は破断したが、板材には亀裂は進展しなかった。(3.3参照)
- (6) 横桁および縦通弦で補強された船側構造模型について水面落下衝撃荷重を繰返し作用させた実験の結果によれば、横桁に人工的に設けた亀裂がある場合でも、繰返し衝撃により亀裂は外板部には進展せず、かなりの繰返し回数の衝撃実験では、外板内面にわずかの亀裂は進展したが外面までは到達しなかった。(3.4参照)
- (7) 船側構造模型の外板に作用する変動繰返し水圧荷重によりその内部部材や溶接部に発生した疲労亀裂を有する試験体に、さらに衝撃水圧を作用させた場合、その亀裂は外板においてもかなりの長さまで進展した。この問題に関しては、さらに材料特性および衝撃圧力などについての定量的研究が必要と考えられる。(3.5参照)
- (8) 航行中の船体構造に作用する波浪水圧衝撃と類似な圧力～時間特性を有する衝撃水圧荷重発生装置の試作開発のため、まず予備試験装置によりその作動原理を確認し、さらに試作装置を製作して衝撃圧および後続圧の制御発生方法が検討されている。(3.6参照)
- (9) 船体構造における疲労亀裂の発生防止あるいは伝播寿命を基準とする疲労設計法を提案した。また、鋼板の脆性破壊強度および延性破壊強度などに及ぼす疲労履歴の影響について文献調査を行ない、さらに切欠が疲労亀裂であるか、あるいは人工スリットであるかによって、以降の脆性破壊発生強度にいかなる差異があるかについても、文献により考察を行なった。(4章参照)

なお、本年度において実施した諸実験の一部は、問題点の核心となる諸要因の究明分析を目的とした予備的研究であり、ひき続き次年度以降に拡大的に実施すべき諸テーマの選択と、その内容の方向づけとに主眼をよいた。

以上、本年度の研究成果によって、所期の目的を達したものと考える。なお、本年度得られた結果そのものは、船殻構造の破壊強度を推定するうえに直接そのまま適用しうるものではなく、むしろこれらの結果を基礎として、解説を必要とする見做される問題点の摘出に役立つものと考える。