

日本船舶振興会昭和52年度補助事業
“船舶の構造・性能に関する基礎的研究”

研究資料 No. 287

第157研究部会

船体構造のメインテナンスフリーに 関する研究

報 告 書

昭和53年3月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

本研究は船体構造のメインテナンスフリーのため、船体の不連続構造部に発生する各種の損傷を防止し、さらに船体構造及び艤装品に対し適切な防食対策を立案するため調査研究を行ったものである。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会の昭和52年補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として、日本造船研究会が第157研究部会においてとりまとめたものである。

第157研究部会委員名簿

(敬称略、五十音順)

部会長	木原 博	
副部会長	寺沢 一雄	
主査	藤田 讀 (東京大学)	
幹事	飯田国広 (東京大学)	飯塚 晴彦 (三菱重工業)
	池田一夫 (神戸製鋼)	石黒 隆義 (新日本製鉄)
	井上 鑑 (船舶技術研究所)	仰木 盛綱 (佐世保重工業)
	太田幹二 (日本钢管)	大橋 延夫 (川崎製鉄)
	尾上 久浩 (三菱重工業)	賀来 信一 (日本海事協会)
	川原正言 (日本钢管)	菊池 晋一 (三菱重工業)
	岸 康太郎 (三井造船)	楠原 泰四郎 (日本钢管)
	後藤 大三 (石川島播磨重工業)	恒成 利康 (川崎重工業)
	寺本 晋 (三菱重工業)	永井 明 (日立造船)
	平川 賢爾 (住友金属工業)	的場 正明 (三菱重工業)
	山本 清志 (住友重機械工業)	
委員	青塚 剛 (横崎造船)	秋田 好雄 (日本海事協会)
	石川 爽 (東亜ペイント)	石橋 敬男 (佐野安船梁)
	板垣 浩 (横浜大学)	伊東 達夫 (川崎汽船)
	五十川 幸一 (三保造船)	太田 元久 (日本防蝕工業)
	岡田 陽雄 (大阪造船)	小川 泰之輔 (石川島播磨重工業)
	金井 良助 (三菱重工業)	金沢 武 (東京大学)
	木村 朝夫 (中川防蝕工業)	佐藤 邦彦 (大阪大学)
	堺 由輝 (川崎重工業)	沢柳 政弘 (三井造船)
	鈴木 省輔 (函館ドック)	高屋鋪 尚史 (出光タンカー)
	辻 勇 (九州大学)	長沢 準 (船舶技術研究所)
	永野 健 (昭和海運)	服部 堅一 (住友重機械工業)
	藤掛 勝正 (新和海運)	古川 修 (日本郵船)
	松崎 義男 (来島ドック)	真能 劍 (防衛大学校)
	毛利 武弘 (大阪商船三井船舶)	八木 順吉 (大阪大学)
	山口 勇男 (日本海事協会)	

討議參加者	浅井 孝雄 (日本郵船)	阿部 孝三 (住友重機械工業)
	有川 信一 (佐世保重工業)	稻葉 達夫 (三菱重工業)
	岩崎 紀夫 (日本鋼管)	岡野 伊史 (佐世保重工業)
	岡本 太郎 (日立造船)	川崎 哲郎 (三菱重工業)
	木本 均 (三菱重工業)	黄瀬 利弘 (三菱重工業)
	操野 幾三 (住友重機工業)	小林 邦彦 (川崎製鉄)
	滝川 信敬 (日本鋼管)	高嶋 弘教 (新日本製鐵)
	堤 健二 (出光タンカー)	徳田 直明 (石川島播磨重工業)
	中谷 一郎 (三菱重工業)	成本 朝雄 (川崎製鉄)
	西原 誠一郎 (三井造船)	橋本 泰明 (住友重機械工業)
	松田 庄平 (佐世保重工業)	森 俊哲 (三菱重工業)
	森 信義 (日立造船)	

第157研究部会幹事会委員名簿 (構造関係)

主査	藤田 讓 (東京大学)
委員	寺沢 一雄 他上記委員会幹事と同じ
討議參加者	板谷 哲秀 (三菱重工業) 岩崎 紀夫 (日本鋼管)
	岡野 伊史 (佐世保重工業) 尾野 英夫 (川崎重工業)
	川崎 哲郎 (三菱重工業) 黄瀬 利弘 (三菱重工業)
	木本 均 (三菱重工業) 操野 幾三 (住友重機械工業)
	坂本 昭弘 (佐世保重工業) 沢柳 政弘 (三井造船)
	徳田 直明 (石川島播磨重工業) 中谷 一郎 (三菱重工業)
	西原 誠一郎 (三井造船) 森 信義 (日立造船)

第157研究部会第1分科会委員名簿 (設計マニュアル関係)

主査	賀来 信一 (日本海事協会)
委員	阿野 良彬 (石川島播磨重工業) 仰木 盛綱 (佐世保重工業)
	太田 三千雄 (日立造船) 金井 良助 (三井重工業)
	久米 範佳 (三井造船) 楠原 泰四郎 (日本鋼管)
	富吉 刹之 (川崎重工業) 橋本 泰明 (住友重機械工業)
討議參加者	小川 泰之輔 (石川島播磨重工業) 木本 均 (三菱重工業)
	後藤 隆昭 (日本鋼管) 長浜 修 (川崎重工業)
	松田 庄平 (佐世保重工業) 諸星 善義 (住友重機械工業)
	柳田 哲雄 (住友重機械工業) 山本 隆夫 (日立造船)

第157研究部会第2分科会委員名簿 (防食マニュアル関係)

主査	賀来 信一 (日本海事協会)
委員	浅井 孝雄 (日本郵船) 阿部 晃 (日立造船)
	石田 富之輔 (日本ペイント) 稲葉 達夫 (三菱重工業)
	大塚 研二 (三井造船) 小川 信行 (日本ペイント)

委 員	片 島 博 和 (住友重機械工業)	木 津 圭 二 (大阪商船三井船舶)
	斎 木 升 (大日本塗料)	崎 谷 安 男 (川崎重工業)
	佐々木 義 昭 (日本鋼管)	佐 野 隆 一 (関西ペイント)
	佐 山 昭 彦 (川崎汽船)	嶋 谷 四 郎 (三井造船)
	末 武 幸 男 (日本油脂)	瀬 尾 正 雄
	永 野 健 (昭和海運)	二 宮 守 之 (中國塗料)
	原 田 享 明 (山下新日本汽船)	廣 田 信 義 (中國塗料)
	藤 敬 輔 (石川島播磨重工業)	前 田 茂 美 (佐世保重工業)
	牧 島 博 (大日本塗料)	宮 濱 昭 夫 (ジャパンライン)
	三 好 貢	吉 田 守 男 (東亜ペイント)
討議参加者	柏 木 栄 一 (大日本塗料)	川 路 正 (昭和海運)
	幸 豊 彦 (日立造船)	鈴 木 茂 (関西ペイント)
	高 嶋 幹 雄 (川崎重工業)	田 中 正 敏 (日立造船)
	二 宮 正 樹 (川崎重工業)	橋 本 定 明 (関西ペイント)
	峰 久 節 治 (日立造船)	

目 次

1. まえがき	1
2. 研究の目的と内容	3
3. 船体の不連続構造部における損傷の防止に関する研究	4
3.1 柄端部構造の強度実験	4
3.1.1 実験の目的	4
3.1.2 試験材と実験の方法	4
3.1.3 実験の結果	4
3.1.4 考 察	5
3.2 防撓材のスニップ端の強度実験	27
3.2.1 実験の目的	27
3.2.2 供試材と実験の方法	27
3.2.3 実験の結果	27
3.2.4 考 察	29
3.3 防撓材のスニップ端の振動応力集中に関する研究	45
3.3.1 研究の目的	45
3.3.2 計算モデル	45
3.3.3 計算結果	46
3.3.4 考 察	47
3.4 軽目孔構造の強度実験	54
3.4.1 研究の目的	54
3.4.2 計算モデル	54
3.4.3 計算結果	54
3.4.4 考 察	55
3.5 不連続構造部の疲れ強度の基礎的研究	66
3.5.1 試験の目的	66
3.5.2 試験の内容	66
3.5.3 試験結果	67
3.5.4 考 察	67
3.6 水油密隔壁貫通部の調査	74
3.6.1 調査内容	74
3.6.2 構造形状と溶接と漏洩	74
3.6.3 溶接と漏洩の防止	74
3.7 防撓材スニップ端の腐食疲労強度に関する研究	79
3.7.1 試験の目的	79
3.7.2 試験方法	79
3.7.3 試験結果および考察	79
4. 防食対策に対する研究	85
4.1 研究の目的	85

4.2 試験材と実験の方法	85
4.3 実験の結果	88
4.4 考 察	96
5. 細 装 品 取 付 部 の 損 傷 調 查	97
5.1 調査の目的	97
5.2 調査方法	97
5.3 調査の結果	97
5.4 考 察	97
6. 結 言	105

1. まえがき

船舶運航者にとっては故障が少なく、保船に手数も費用もあまりかからない船は経済活動をする上に有利であり、船一生のコストを考えた場合、初期の建造費が多少大となつてもひき合うことになるはずである。

もちろん通常の船でも船令の新しい間はメインテナンスのコストは低いのが普通であるが、船令が増加するにつれてき裂や変形等の損傷を発生し、さらに船令が増加すると腐食耗した部材の取替えも加わってメインテナンスコストは急速に増加することは知られている。

本研究は現在運航されている船舶をメインテナンスの点から総合的に調査し、メインテナンスのために必要な修理箇所を分析し、これから得られた結果を新造船へフィードバックし、衝突、座礁、火災等による海難損傷の修理は別として、波浪や貨物の荷重による損傷や腐食耗による部材の新換えを最少とするようなメインテナンスフリー船とするための船体構造上の配慮について研究を行つてゐる。

経済社会において有利な船舶であるためには、メインテナンスコストと建造コストの和のトータルコストが最小となることが必要で、メインテナンスフリーとするため船体構造寸法を大巾に増大すると建造コストが増大してかえつて不利となる。

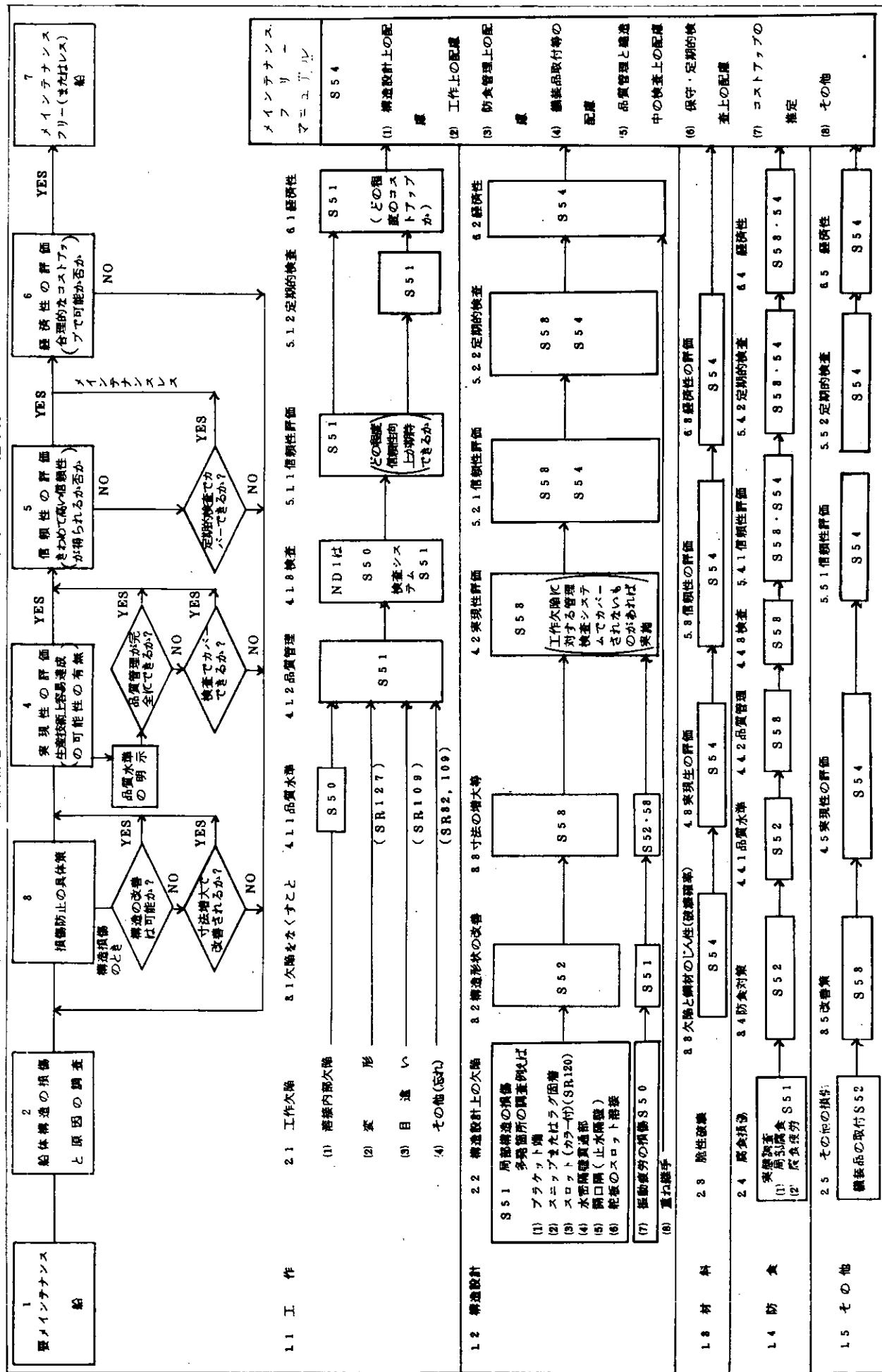
したがつて完全なメインテナンスフリーとしてコストの増大をはかるよりもメインテナンスのコストが非常に少くて済むメインテナンスレスとすることの方が実際的と考えられる。

この委員会においては上記の見地から現段階において実際的な「船体構造のメインテナンスフリー」とは次に述べるもの目標としている。

- (1) 建造後2回目の定期検査まで一般損傷による補修工事がほとんどないこと。
- (2) 建造後2回目の定期検査において防食方法の補修を行えば船舶の一生を通じ腐食耗による部材の取替工事がほとんどないこと。

本研究は昭和50年度から表-1にしたがつて5ヶ年計画で進められ、現在ほぼ予定どおりのピッチで進捗している。いうまでもなく、この研究の最終ゴールは「船体構造のメインテナンスフリーマニュアル」を作製することにある。このマニュアルは最終年度に完成する予定であるが、すでに調査研究を完了している項目もあり、現在船体構造、防食措置の二つの面から作製の準備が進められている。

表-1 SR157 船体構造のメインテナンスフレームに関する研究の進め方



S100は研究調査実施年度を示す。

2. 研究の目的と内容

建造後第2回目の定期検査においても船体構造に一般損傷の補修工事がほとんどないことを可能とするため、昭和51年に行なった各種船舶の損傷データを分析し、損傷が比較的多いが、有効かつ適切な防止策が明らかでない箇所に対し、損傷防止対策立案の基礎資料を得るために次の調査研究を行なった。

- (1) 船体構造において損傷を生じやすい不連続構造部として桁端部構造、防撲材のスニップ端、軽目穴の構造形状を改善した場合あるいは単に寸法を増大した場合の応力集中度、疲れき裂発生寿命の比較を行い、有利な構造を見出す資料とする。
- (2) 専用船の大型タンクの水油密隔壁の縦通材の貫通部は就航後洩漏が発見されることがあり、工作欠陥によるものと考えられるので適切な工作法立案のための調査を行う。
- (3) 大型専用船のバラストタンクの特殊塗装において4～5年で塗膜が剥離や損傷が見られるのは、突合せ溶接のビード表面、部材のフリーエッジ部及び熱加工を強く受けた部材であることが昨年の実船調査の結果明らかとされたので、ビード表面、フリーエッジ部の塗膜の付着状態と下地処理、塗膜厚さ、エッジ部面取りの方法等腐食に及ぼす因子の影響について実験研究を行う。
- (4) 船体構造に取付けられる各種の舾装品とその取付部に損傷や腐食があると新替や修理のため船の定常的な運航が阻害されたり、修理のための溶接や切断作業によって周辺の塗膜が損傷を受け、その修理復旧に思い懸けない手数と費用を必要とする。実際の船においてどのような舾装品とその取付部に損傷や腐食があり修理の対象となるかについて調査を行う。

以上の調査研究は予定どおり行われ、ほぼ予期された結果が得られたが、実験調査がすすむにしたがってなお、今後検討を要する事項も若干残されている。

3. 船体の不連続構造部における損傷の防止に関する研究

3.1 桁端部構造の強度実験

3.1.1 実験の目的

貨物船の船首船倉の特設助骨あるいは油槽船の船底トランス、中心線桁板の端部等に発生する疲れき裂の発生寿命の実験および理論計算を実施し、構造型式の効果的改善方法について検討することを目的とする。

3.1.2 試験材と実験の方法

(1) 供試材

供試材はSS41であり、板厚10mmの鋼板である。

化学成分、機械的性質をTable 3.1.1に示す。

(2) 試験体

試験体は実船の約 $1/2 \sim 1/3$ 縮尺の1フレームスペース相当分の外板、内底板、肋板を含み、外板が傾斜した船首船倉のサイドフレームをモデル化したものである。サイドフレームの構造型式は従来船の損傷調査結果とその改善策を考慮して、本研究ではフレームA～Fの6種類とし、その形状寸法をFigs. 3.1.1, 2に示す。

各型式の特徴を以下に記す。

フレームA(標準型)：内底板から面材折り曲げ部分までの高さと桁端部のウェブ幅が等しく600mmである。

フレームB(緩傾斜型)：標準型と比較して内底板から面材折れ曲りまでの高さを低く(450mm)した型式。

フレームC(リブ補強型)：標準型のものにリブを配置した型式。

フレームD(増厚型)：標準型と同一形状で桁端部の板厚を増加した型式。

フレームE(R型)：標準型に比較して桁端のウェブ形状を円弧状に広げた型式。

フレームF(バチ型)：桁のウェブ幅を一定とし、フェースプレートの幅を桁端部ですそを広げ内底板裏側にバックブラケットを設ける型式。

実験はFig 3.1.1に示すように、それぞれに異った型式のフレーム-1とフレーム-2を1体に組み込み試験することとした。各試験体のフレーム1とフレーム2の組み合わせをTable 3.1.2に示した。

供試試験体は6体である。

(3) 疲れ試験機

電気油圧サーボ式疲れ試験機：50トンHYDRACT

(4) 応力計測

桁端部の応力を把握する目的で、応力計測点を定めた、またFEMによる応力解析も行った。

(5) 疲れ試験荷重

試験体6体に対し、荷重レベルは表3.1.2-2に示すように、I, II, IIIの3種類とした。

荷重は桁端部のウェブ先端が引張りとなるような定変位制御による片振荷重とし、繰返し速度は120cpm程度とした。

3.1.3 実験の結果

(1) 応力解析

サイドフレームの型式フレームA～FについてFEMによる応力解析を行い⁽³⁾、実験値と比較した。

FEM解析においてはFig 3.1.3に示すように各フレームの対称性を考慮し、桁のウェブ材のみならず外板、内底板等もすべて板要素として考えた。そのメッシュ分割例をFig 3.1.4に示す。

各フレームA～Fの荷重3トンにおける応力状態を計測値と比較したものをFigs. 3.1.5-(a)～(f)に示す。

各フレーム型式とも桁端部のウェブ先端において鋭い応力の立上りが見られ、その分布傾向は計測値、計算値とかなりよく一致している。

桁端部のウェブ先端の応力状態を詳細に比較した結果を Table 3.1.3 に示す。計測値と FEM 計算値とでは、計測値にバラツキはあるものの若干、計測値の方が高目である。これは溶接ピート形状の影響およびメッシュの分割の粗さによるものと思われる。

桁端部のウェブ先端①位置の応力が疲れ強度へ支配的と考え、FEM 計算値をもとに比較すると応力の高い順に並べて次の傾向を得た。

フレーム A (標準型) > C (リブ補強型) > B (緩傾斜型) > F (バチ型) > D (増厚型) > E (R型)

ただし、フレーム D, F では④位置 (内底板側) の応力が、フレーム B では⑩位置 (フェースプレートスニップエンド) の応力が①位置のそれより高くなっている。

(2) 疲れ強度

疲れ試験では静的応力計測結果をもとに試験荷重 I, II, III として 3.4.5 トンを負荷した。

試験結果を Table 3.1.4, Figs 3.1.6(a)~(c) に示すが、疲れ寿命 Nc1, Nc2, Nc3 は次の定義によるものである。

Nc1 : 肉眼観察によるき裂発見寿命

Nc2 : 疲れき裂長さ 2 mm における寿命

Nc3 : き裂近傍計測ひずみが変化し始める寿命

各フレーム A ~ F における疲れき裂発生位置を Figs 3.1.7 (a)~(b), Phot 3.1.1 (a), (b) に示し、その伝ば状況を Figs 3.1.8 (a)~(e) に示す。また疲れき裂の発生位置を分類すると Figs 3.1.9 (a), (b) に示す①~⑩の 8 種類となる。

各き裂の発生位置と伝ば状況は実船の損傷と酷似しており、この実験が実船の損傷を再現し得たものと考えられる。

各フレーム型式についての疲れ強度データは 実験数も少なく、また Table 3.1.5 に示すように溶接施工精度も一律でなかったためバラツキがあるが、Pmax-Nc 曲線から次の傾向を示している。

フレーム A (標準型) < E (R型) < C (リブ補強型) < B (緩傾斜型) < D (増厚型) ≤ F (バチ型)

この疲れ強度の優劣はフレーム E (R型) を除き静的応力解析における桁端部のウェブ先端①の応力と良く相関している。

疲れき裂発生位置についてみると、フレーム A (標準型), C (リブ補強型) では図 3.1.9 に示す①き裂が主体でフレーム B (緩傾斜型) では⑩き裂が、フレーム E (R型) では①, ⑩き裂が混在している。

またフレーム D (増厚型) では⑩, ⑪き裂、フレーム F (バチ型) では⑩, ⑪き裂が発生した。このように、各型式によって発生位置に差が見られるのは、静的応力解析における桁端部のウェブ先端近傍での①, ②, ③位置の応力比較からうなづけるところである。

3.1.4 考 察

(1) フレーム A ~ F の各型式の中では、疲れ強度の面から考えて次の傾向を有する。

フレーム F (バチ型) ≥ D (増厚型) > B (緩傾斜型) > C (リブ補強型) > E (R型) > A (標準型)

(2) フレーム B (緩傾斜型) は特別の補強なしで強度上優れており、傾斜角が、かなり効いていると考えられるがどの程度の角度が最適であるかは今後の課題である。

(3) フレーム C (リブ補強型) はリブの補強効果が大きくなかったが、リブの取付位置方向等を工夫することにより、さらに改善されるものと予想される。

(4) フレーム D (増厚型) は桁端部のウェブ先端の 1 部を増厚したのみであったが疲れ強度上、優れており、有効な改善策である事が確認された。

(5) フレーム E (R型) は、応力集中度は低く強度的に優れていると考えられるが、疲れ強度は低かった。

今後の検討が望まれる。

- (6) フレームF(バチ型)は荷重を桁端部でウェブとフェースプレートにより直接伝える型式であることから高応力部分にまわし溶接を避けることができ強度的に優れている。
- (7) 構造型式、寸法増大により桁端部の応力状態は微妙に変化するので、工作精度、工数とも考え合わせた最適構造型式の検討が今後必要である。

参考文献

- (1) 日本造船研究協会研究資料No.253,271,第157研究部会報告
- (2) 日本海事協会：二列倉口、二重船殻構造の一般貨物船の損傷、日本海事協会誌、No.159,April,
- (3) Y.Nakao and M.Kawashima : Analysis of Structures Using High-Order Elements in Computational Method in Structural Mechanics and Design , 1972.

Table 3.1.1 Mechanical Properties and Chemical Composition of Test Assemblies

Material	Chemical composition (%)				Yield Point (kg/mm ²)	Tensile Strength (kg/mm ²)	
	C	Si	Mn	P			
SS41	0.17	0.21	0.78	0.026	0.011	32.8	47.0

Table 3.1.2 Experiment Plan

a) Combination of frames

Model. No	T - 1	T - 2	T - 3	T - 4	T - 5	T - 6
F - 1	A	A	A	B	E	C
F - 2	B	C	D	C	F	D
Test load level	I	II	III	III	II	I

b) Type of frames

Type of frame	Explanation of type	Number of models
A	Ordinary type	3
B	Dull inclination type	2
C	Rib reinforced type	3
D	Web thickness increased type	2
E	Curved type	1
F	Straight type with flared face plate	1

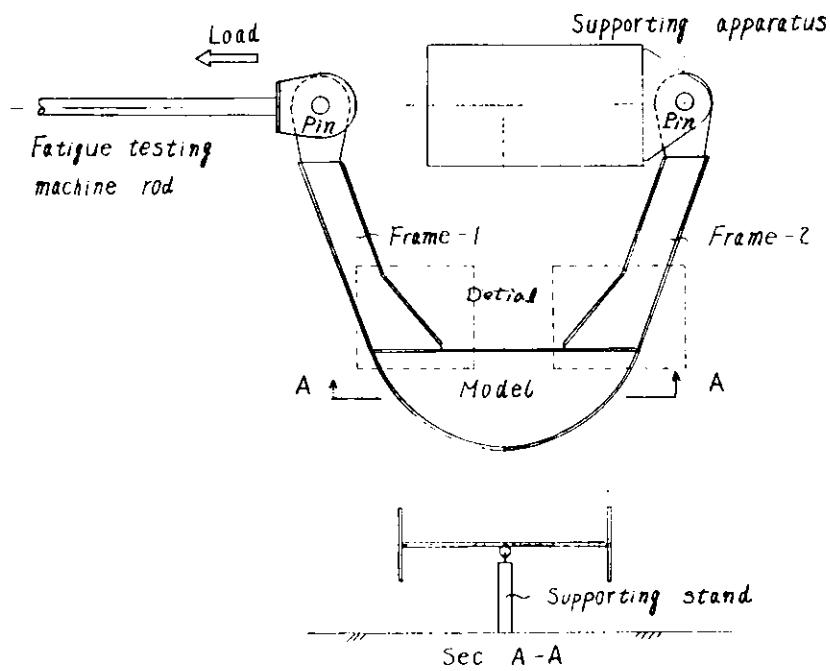


Fig. 3.1.1 Testing Procedure

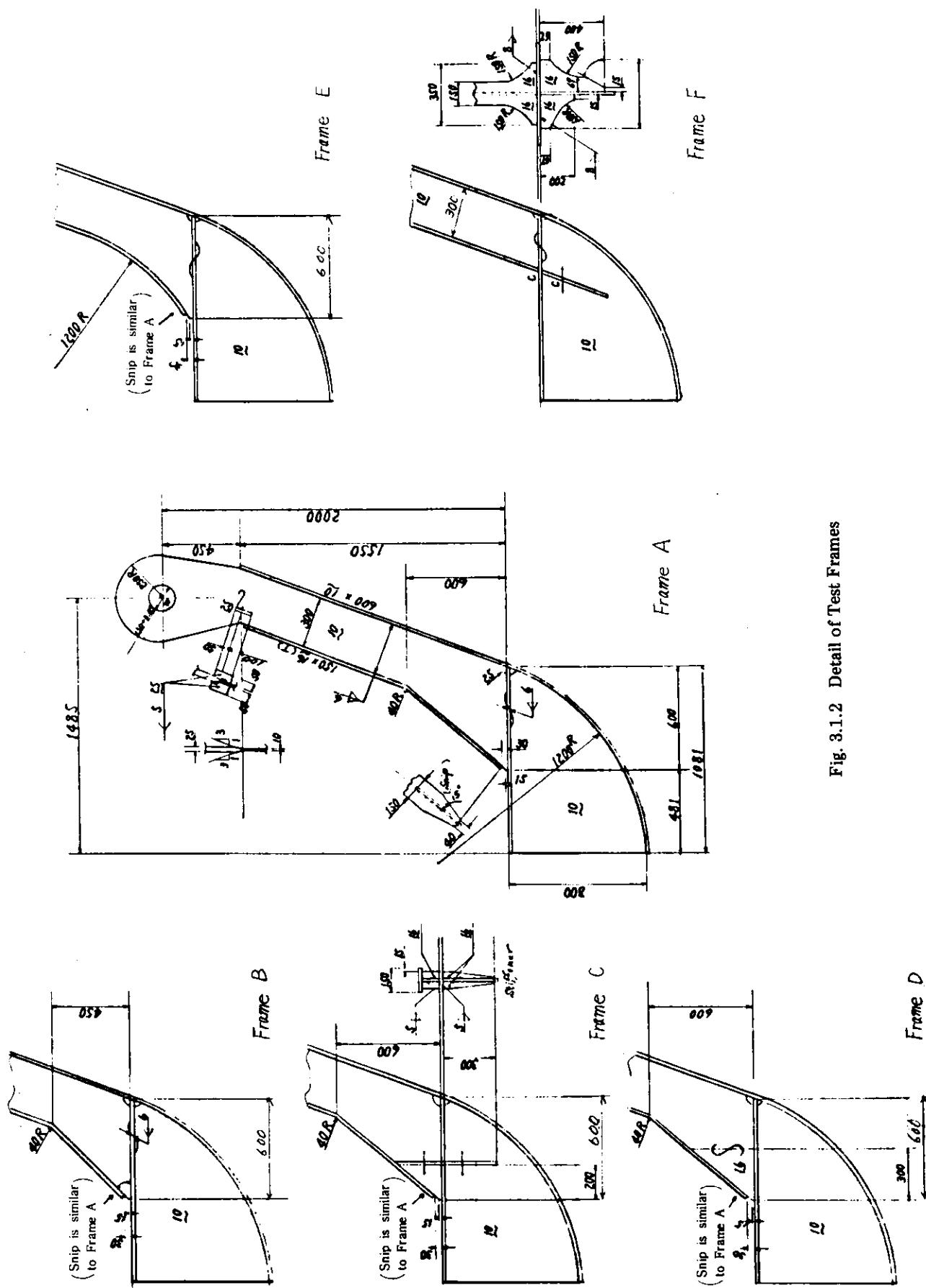


Fig. 3.1.2 Detail of Test Frames

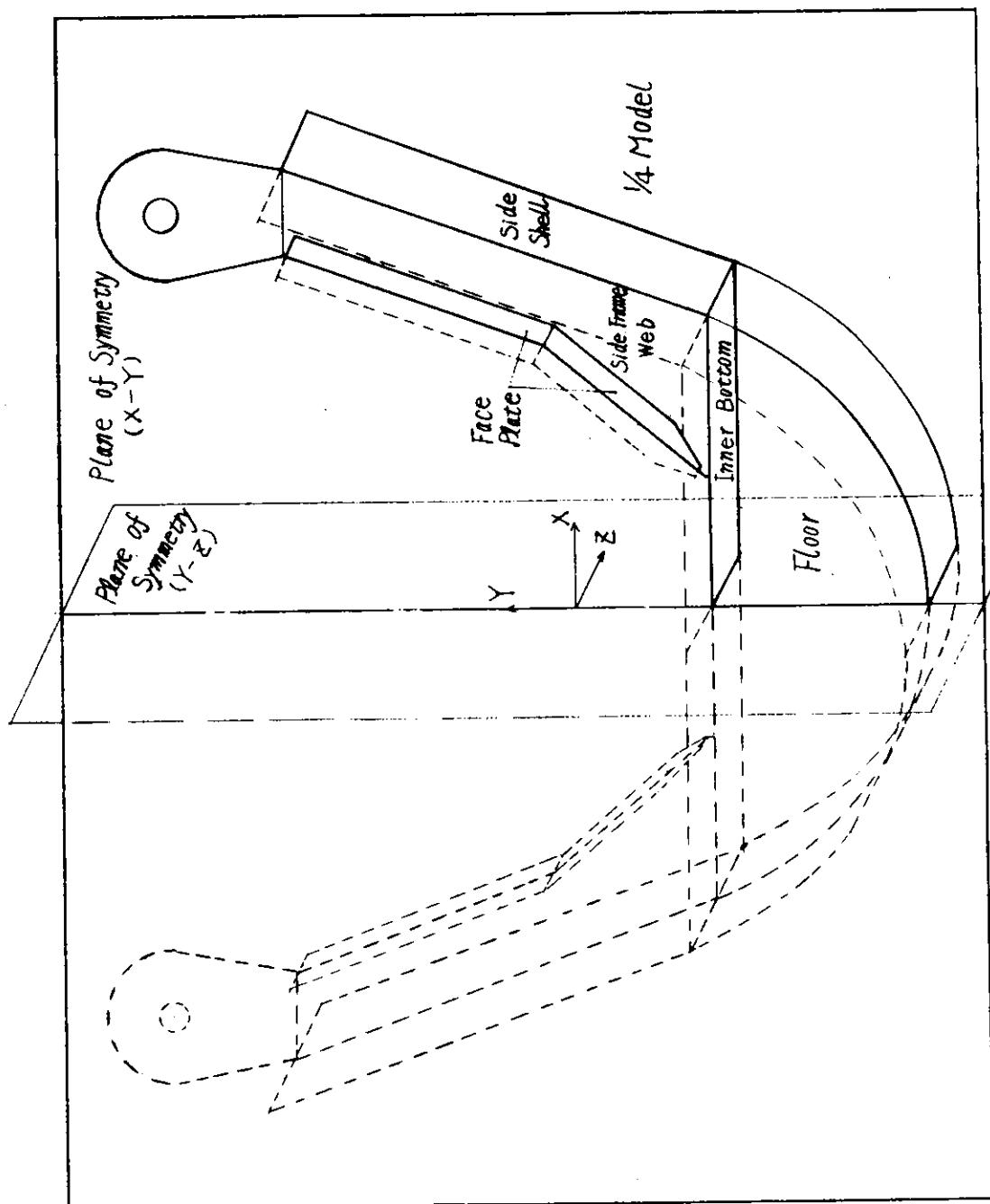


Fig. 3.1.3 Boundary Condition of F.E.M. Model

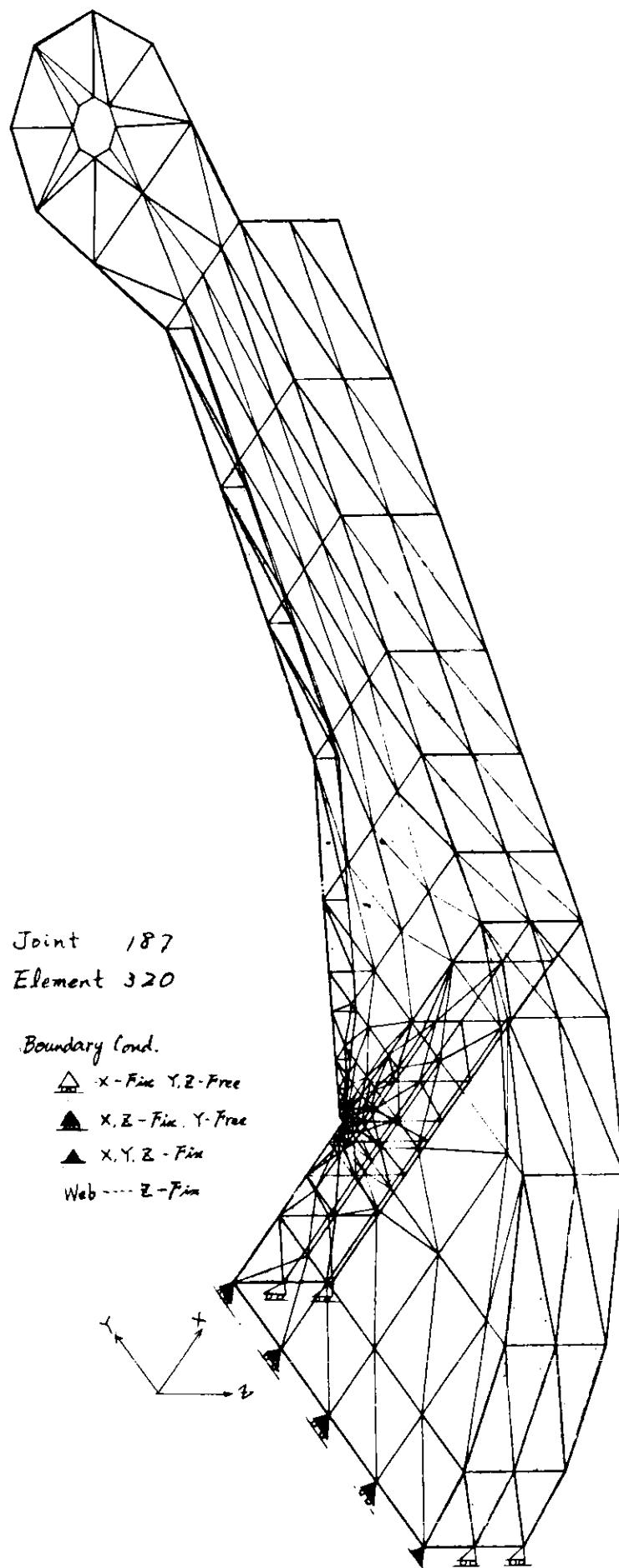


Fig. 3.1.4 F.E.M. Model of Frame A

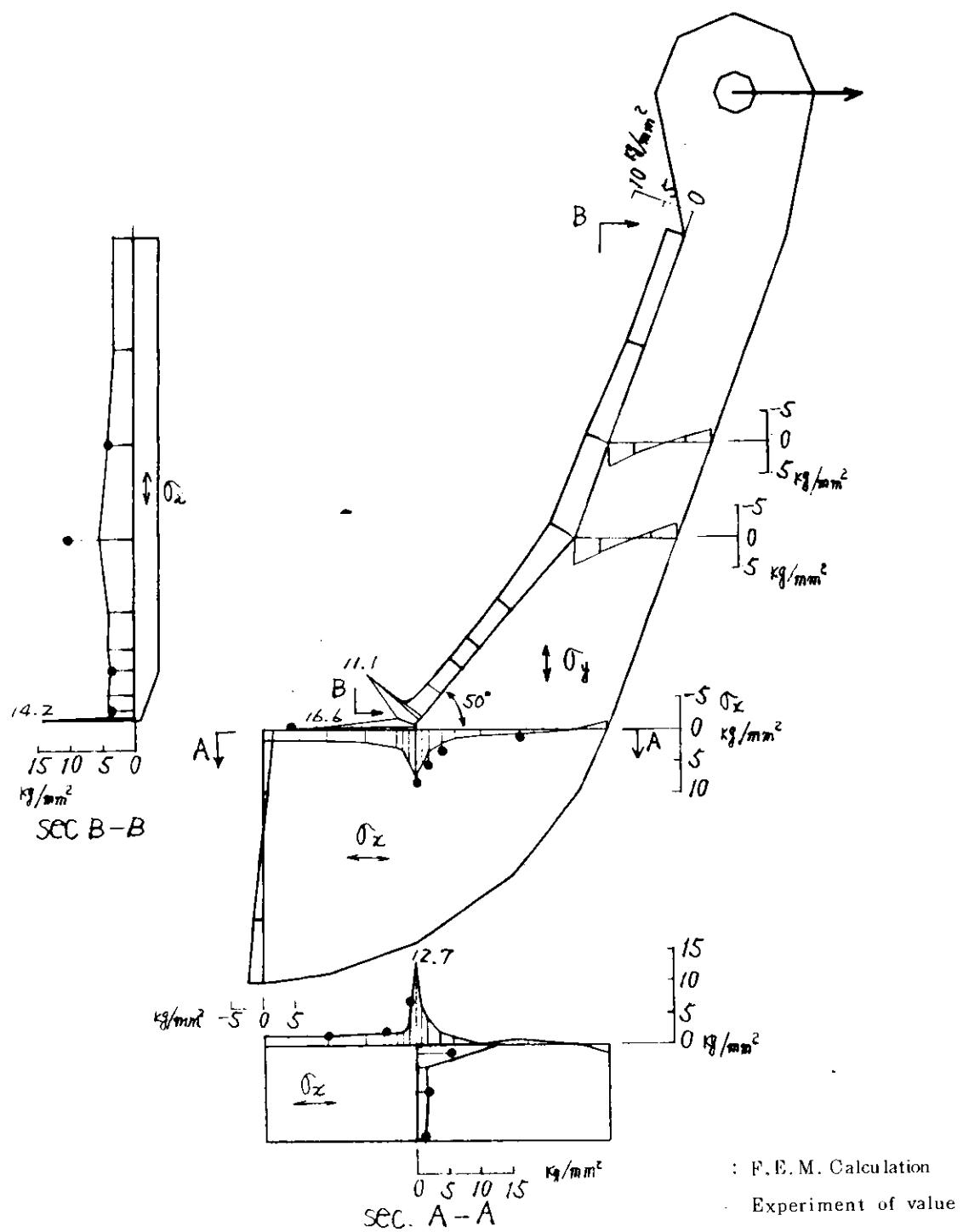


Fig. 3.1.5 (a) Stress Distribution. (Frame A)

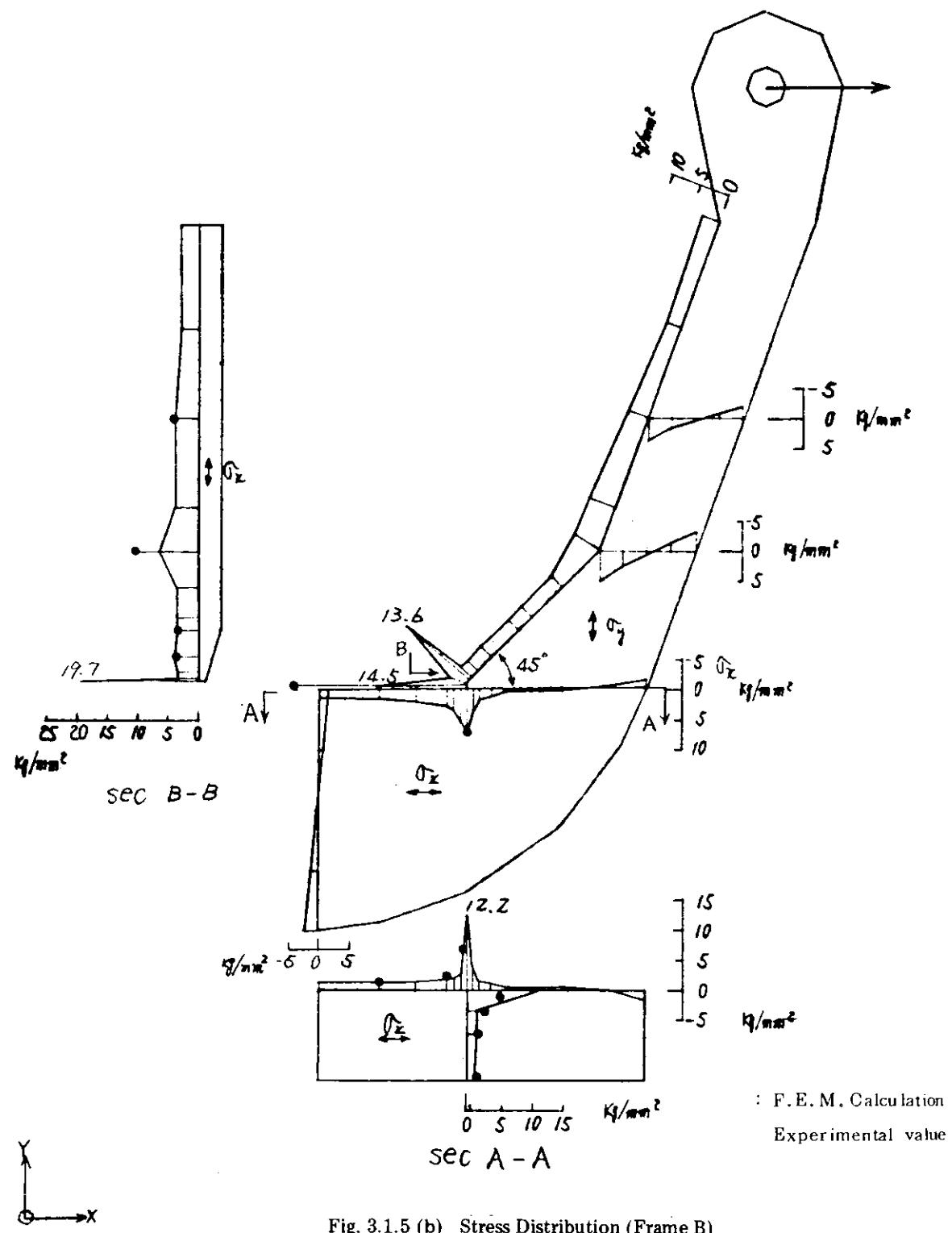


Fig. 3.1.5 (b) Stress Distribution (Frame B)

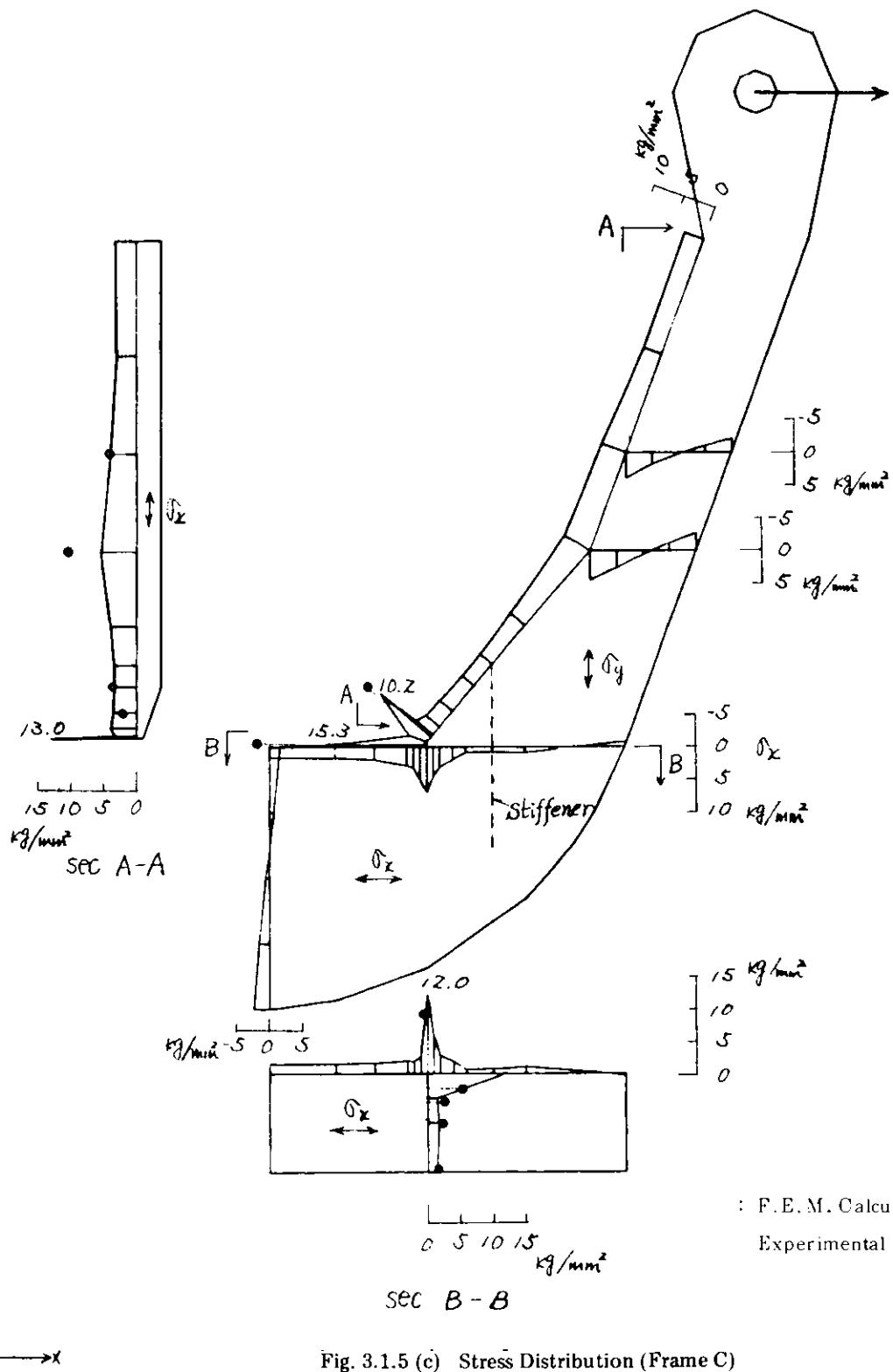


Fig. 3.1.5 (c) Stress Distribution (Frame C)

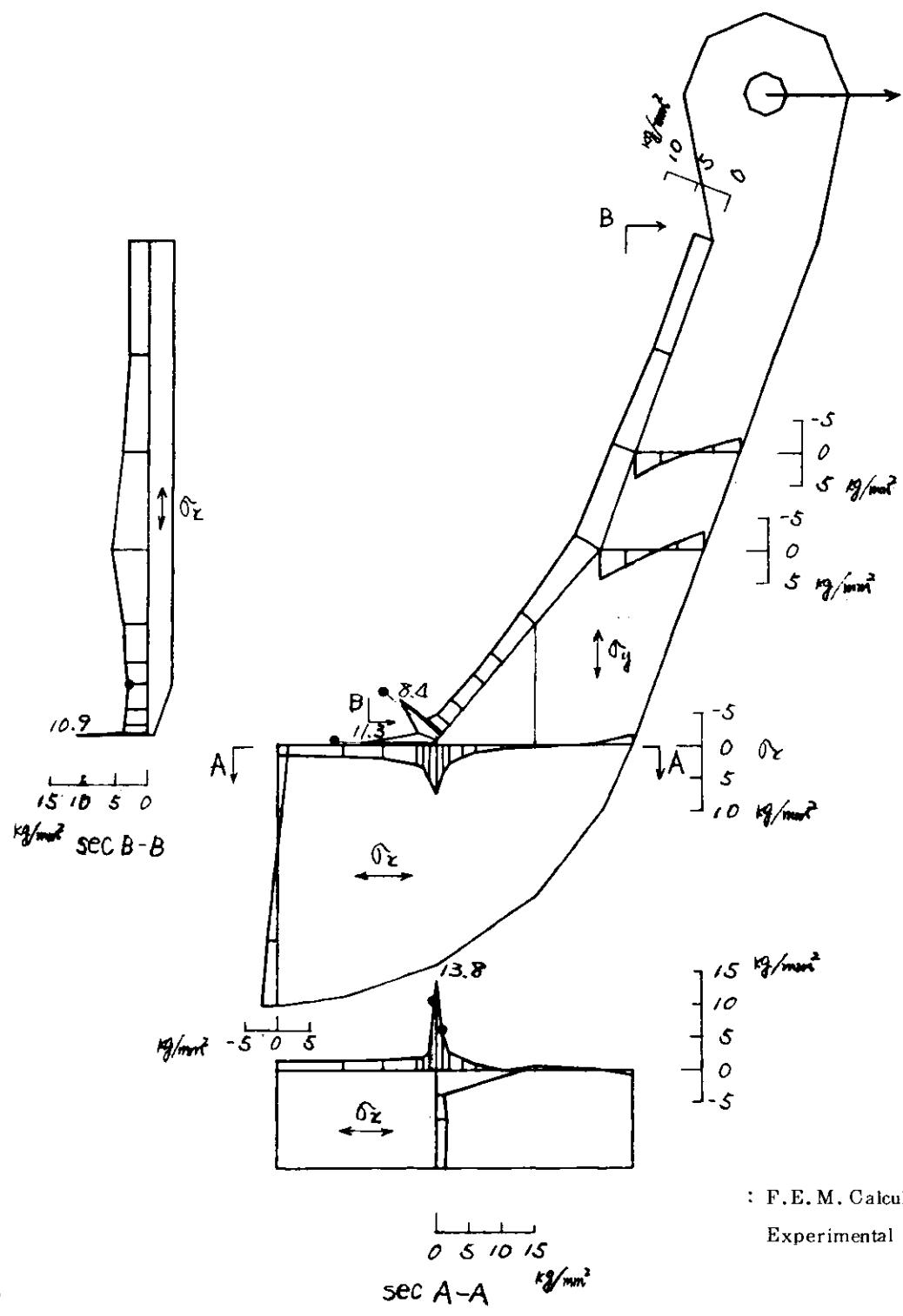


Fig. 3.1.5 (d) Stress Distribution (Frame D)

: F.E.M. Calculation
Experimental value

0 5 10 15

kg/mm^2

σ_z

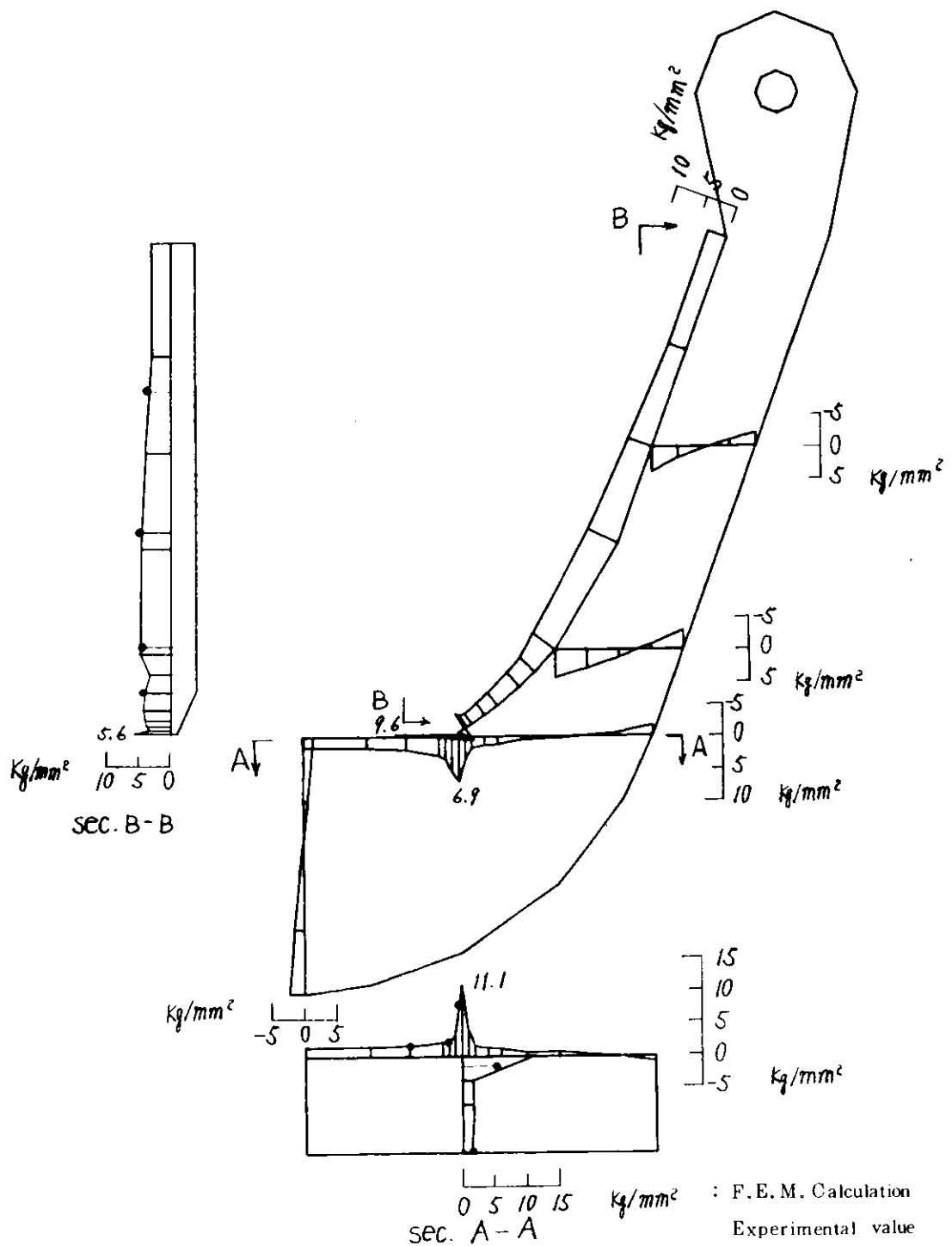


Fig. 3.1.5 (e) Stress Distribution (Frame E)

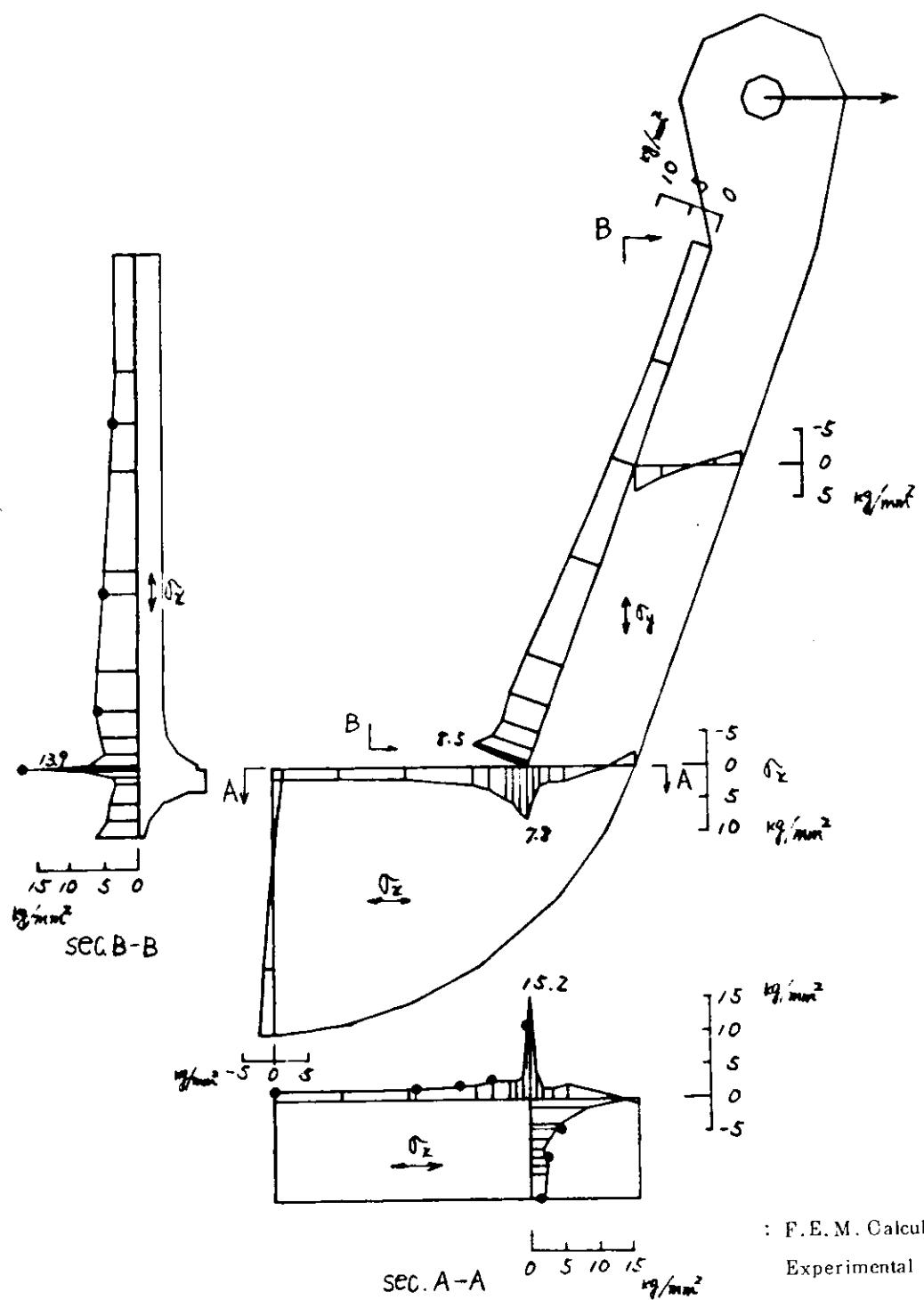


Fig. 3.1.5 (f) Stress Distribution (Frame F)

: F.E.M. Calculation
Experimental value

Table 3.1.3 Local Stresses at Bracket Toe of Frames (Load Level P=3 ton)

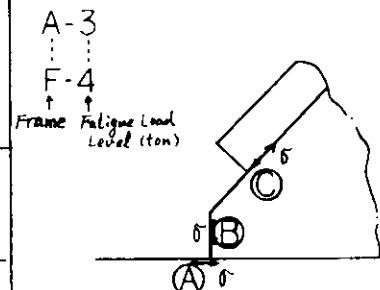
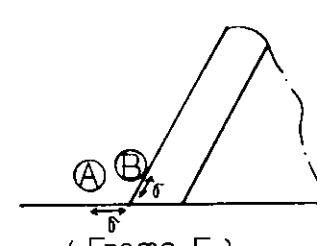
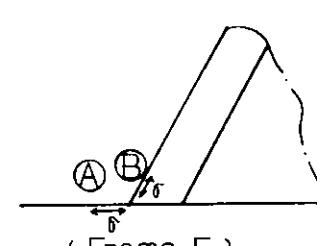
Frame	Frame Number	Local stress (kg/mm ²)				Remarks	
		Exp. (B)	F.E.M. (A)	(B)	(C)		
A	A - 3	19.3				 A-3 F-4 ↑ Frame Fatigue Load Level (ton)	
	A - 4	18.6	12.7	16.6	14.2		
	A - 5	19.1					
B	B - 3	28.5		12.2	14.5	19.7	 (Frame A~E)
	B - 5	14.4					
C	C - 3	16.3					
	C - 4	25.9	12.0	15.3	13.0		
	C - 5	16.7					
D	D - 3	9.9		13.8	11.3	10.9	 (Frame F)
	D - 5	15.2					
E	E - 4	8.7	11.1	9.6	5.6		
F	F - 4	17.0	15.2	13.9	—		

Table 3.1.4 Summary of Fatigue Test Results

Nc₁: First visual crack life
 Nc₂: Crack life (mm in length)
 Nc₃: Changing of monitored strain life

Frame	Frame Number	Model	Load (ton)	Crack initiation life			Initial crack length (mm)	Location of crack initiation ○: Refer to Fig. 3.1.3-7
				Nc ₁	Nc ₂	Nc ₃		
A	A - 3	T - 1	3	1.7×10^4	7.0×10^3	6.0×10^5	① 5.5	①
	A - 4	T - 2	4	6.0×10^3	2.9×10^3	1.7×10^3	① 4.0	①
	A - 5	T - 3	5	2.9×10^4	2.4×10^4	1.8×10^4	① 30	①, ②
B	B - 3	T - 1	3	6.0×10^4	2.9×10^4	1.5×10^4	④ 3.0	④, ⑤
	B - 5	T - 4	5	1.3×10^4	1.0×10^4	3.6×10^3	④ 1.5 ④ 5.0	③, ④
C	C - 3	T - 6	3	2.5×10^4	4.5×10^4	1.8×10^4	① 1.0	①
	C - 4	T - 2	4	1.1×10^5	6.0×10^4	1.1×10^4	① 3.0	①
	C - 5	T - 4	5	5.0×10^3	4.5×10^3	2.0×10^3	① 23	①
D	D - 3	T - 6	3	1.9×10^5	2.0×10^5	1.8×10^5	① 1.0	①
	D - 5	T - 3	5	3.7×10^4	2.6×10^4	1.0×10^4	④ 8.0	②, ④, ①
E	E - 4	T - 5	4	9.0×10^3	7.2×10^3	4.0×10^3	① 4.0 ④ 12.0	①, ④
F	F - 4	T - 5	4	5.7×10^4	5.7×10^4	5.5×10^4	④ 15.0	④, ④

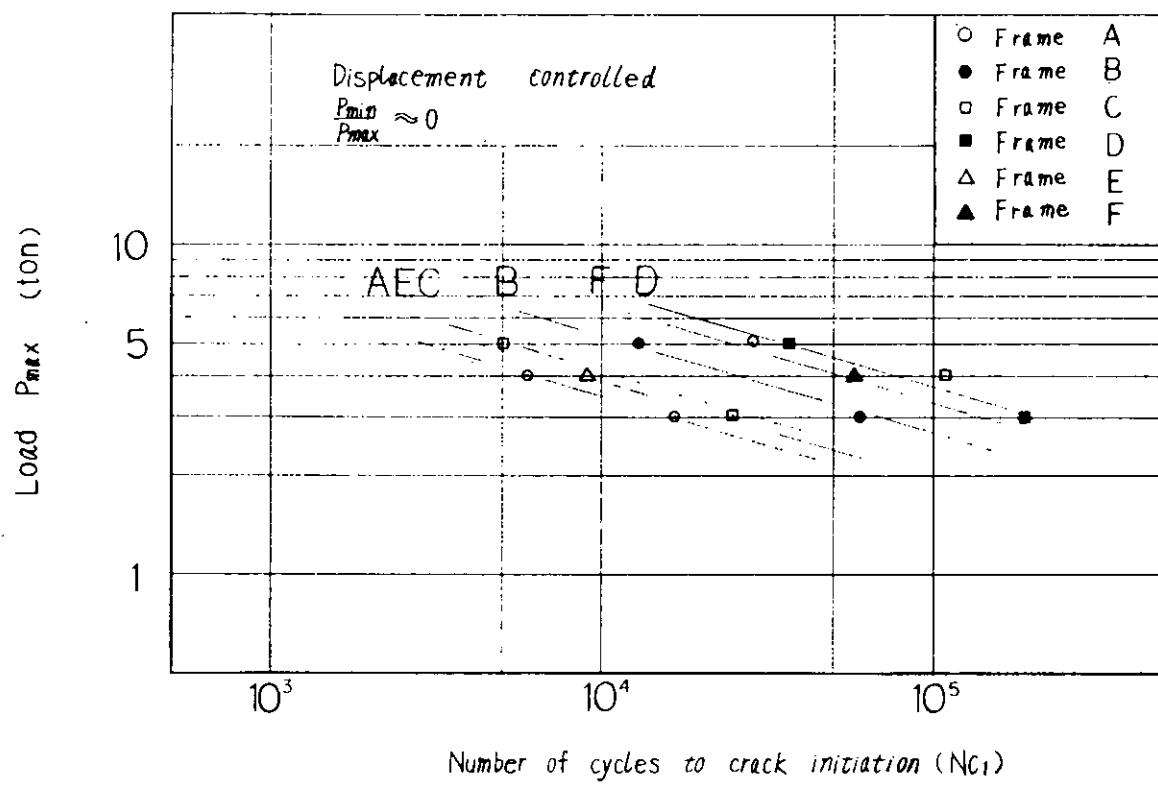


Fig. 3.1.6 (a) P_{max} - N_{c1} Diagram

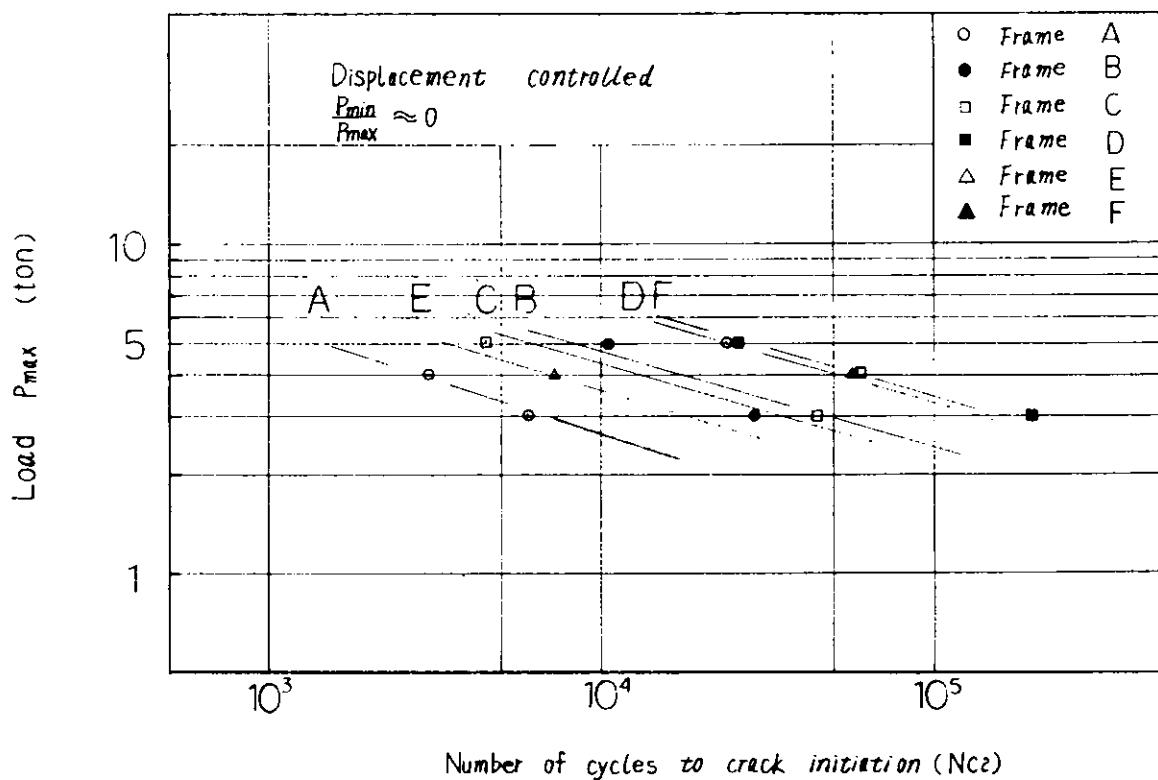


Fig. 3.1.6 (b) P_{max} - N_{c2} Diagram

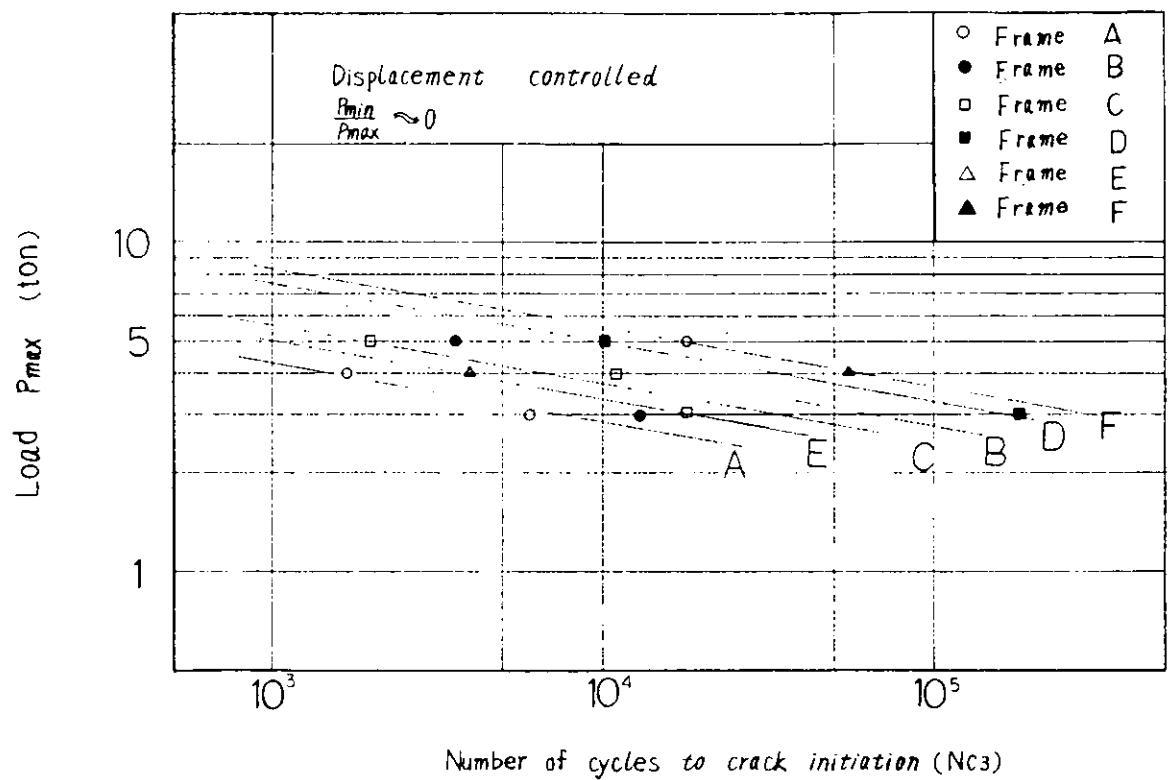


Fig. 3.1.6 (c) P_{max} - N_{c3} Diagram

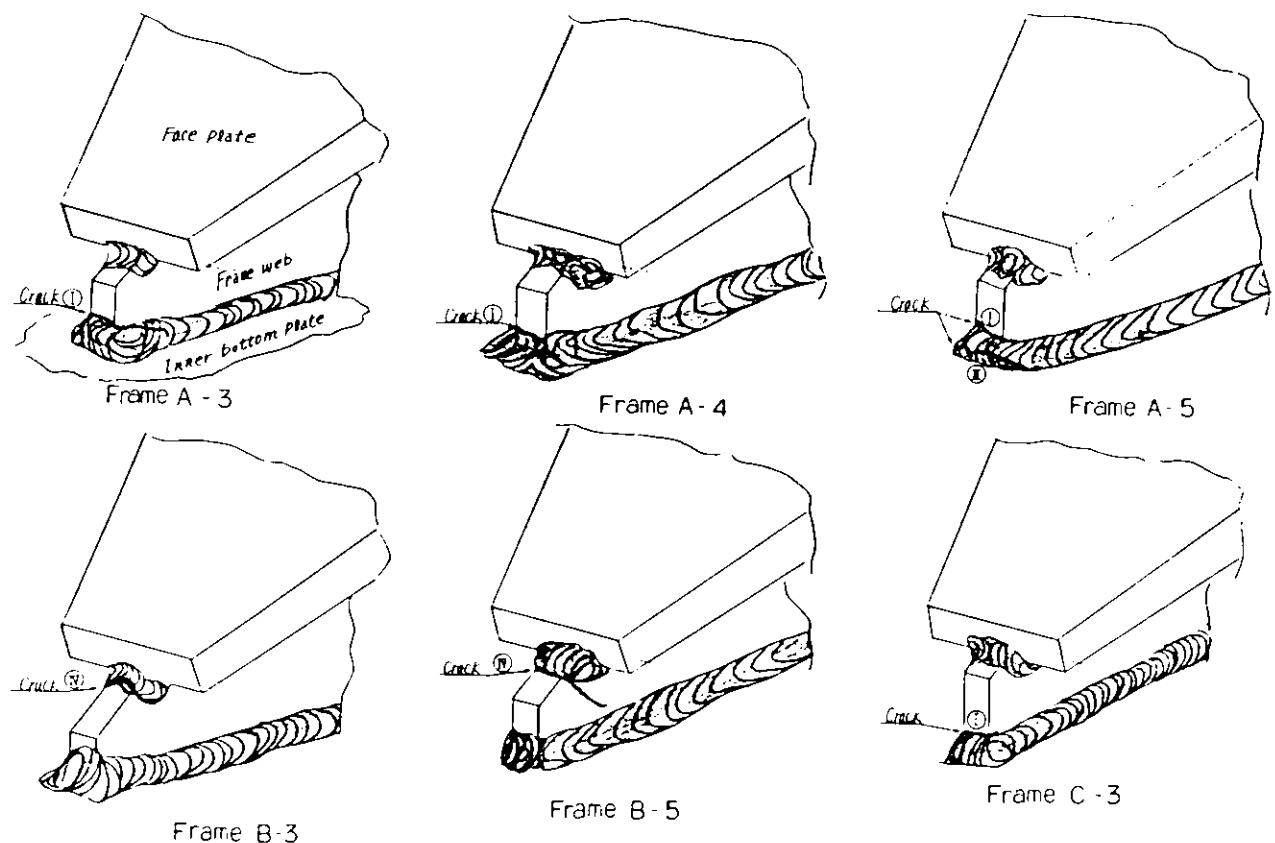


Fig. 3.1.7 (a) Location of Fatigue Cracks

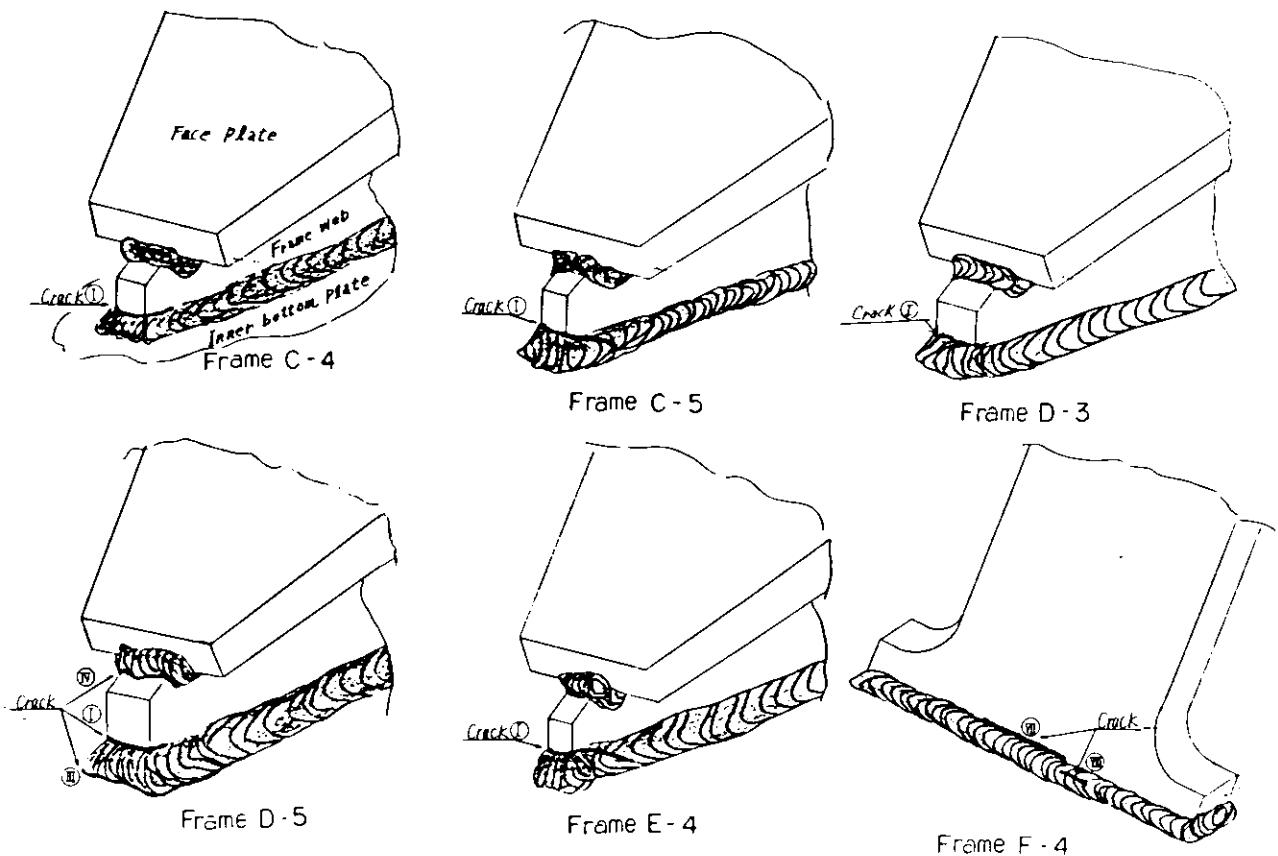


Fig. 3.1.7 (b) Location of Fatigue Cracks

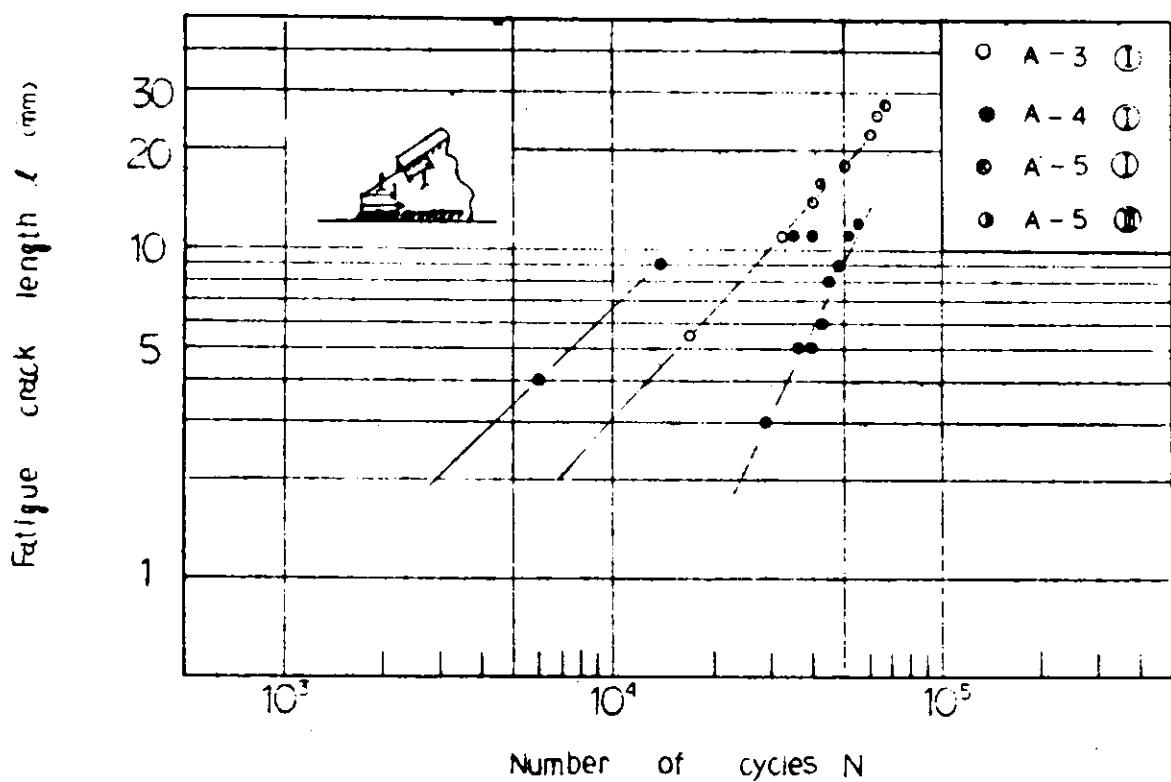
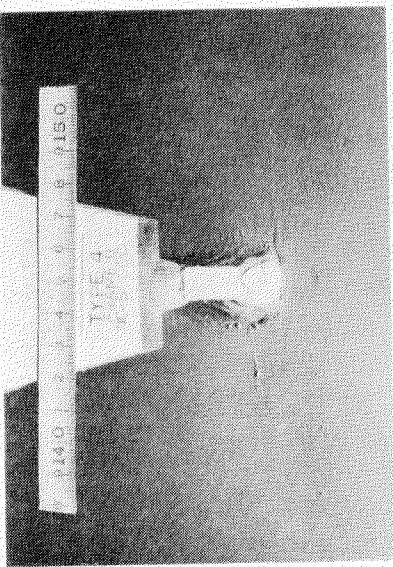


Fig. 3.1.8 (a) Fatigue Crack Length vs. Number of Cycles N (Frame A)

Frame A.5



Frame B.5



Frame C.4

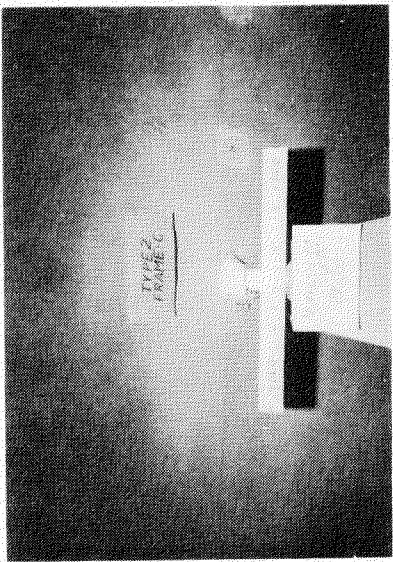
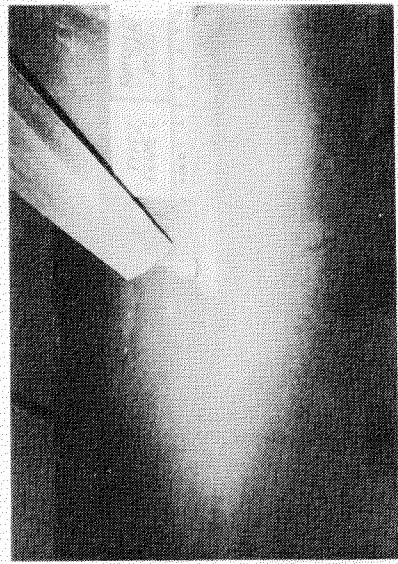
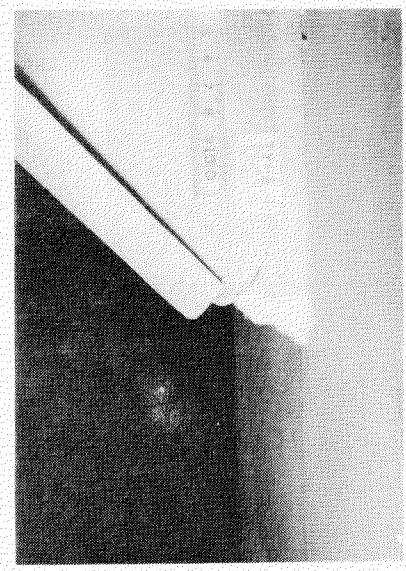
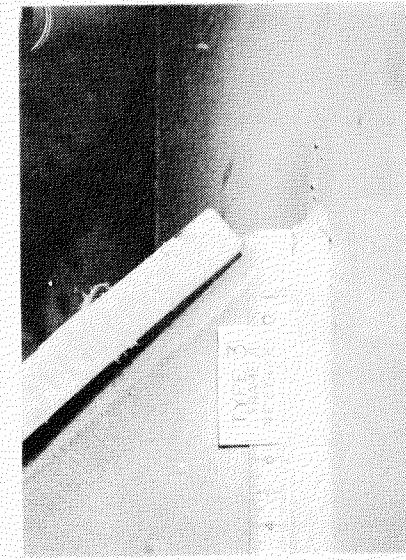
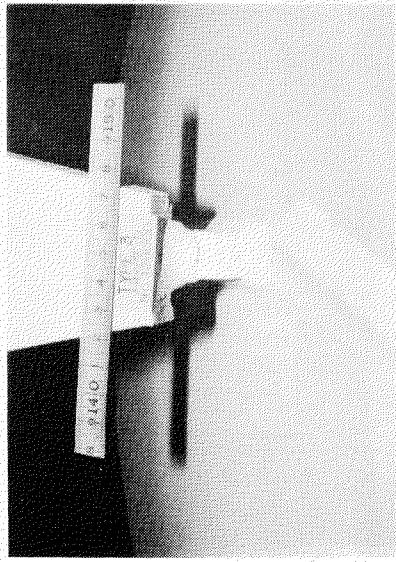


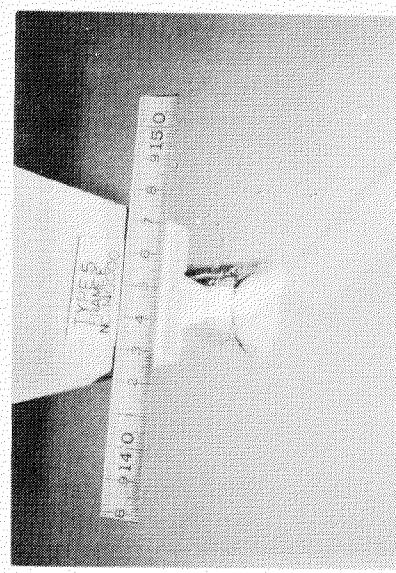
Photo 3.1.1 (a) Typical Location of Fatigue Cracks



Frame D-5



Frame E-4



Frame F-4

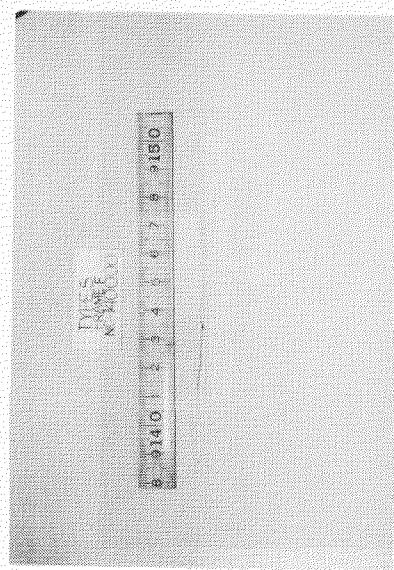
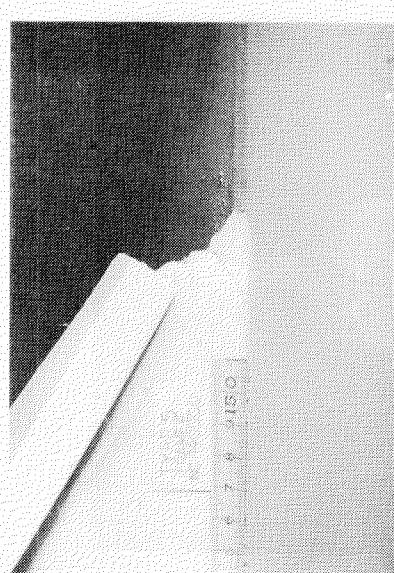
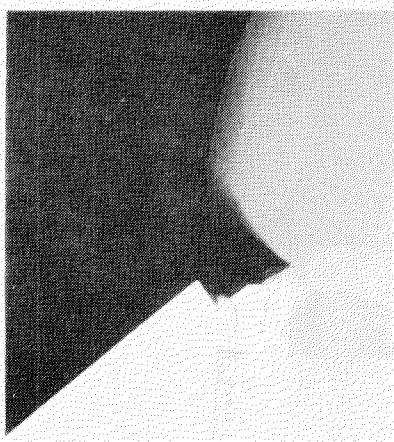
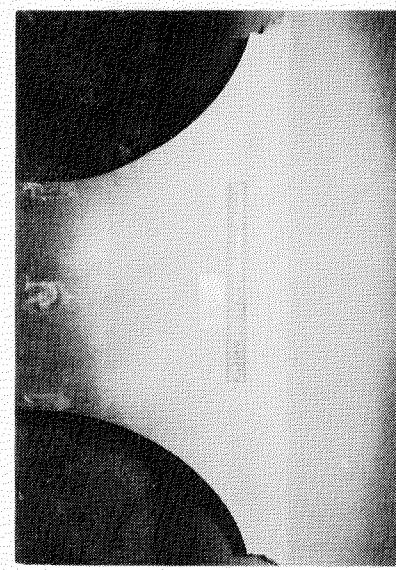


Photo. 3.1.1 (b) Typical Location of Fatigue Cracks

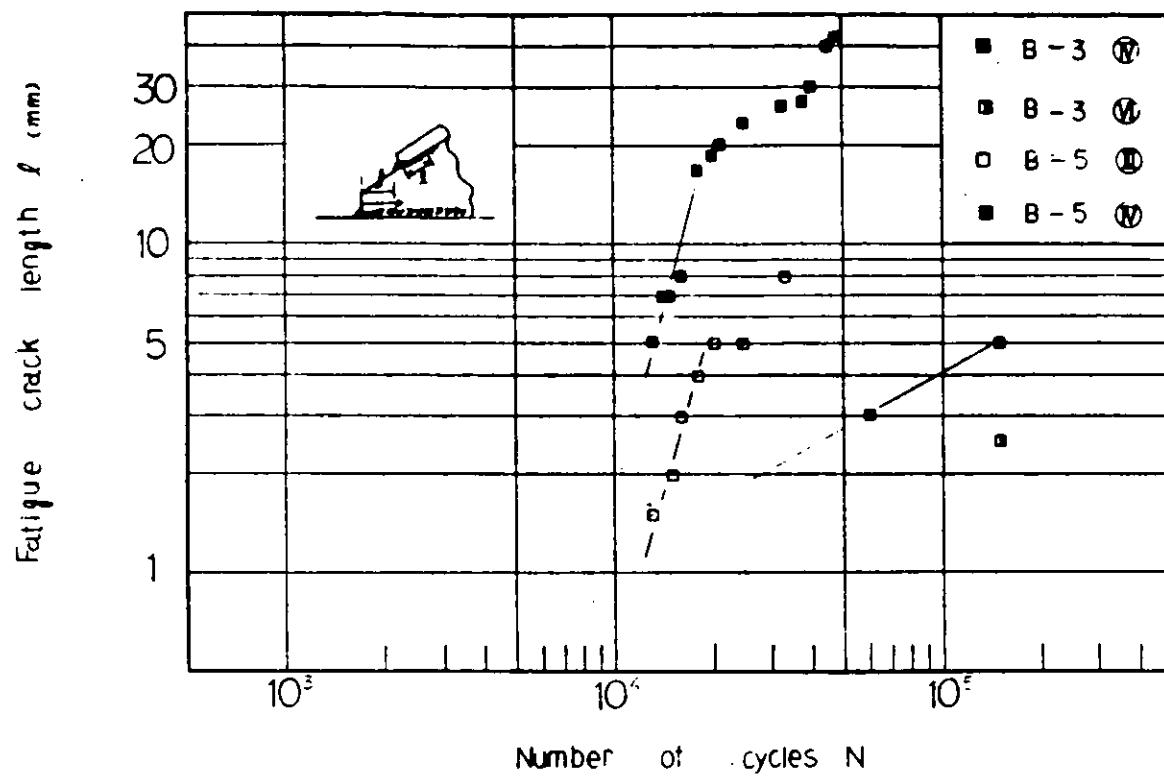


Fig. 3.1.8 (b) Fatigue Crack Length vs. Number of Cycles N (Frame B)

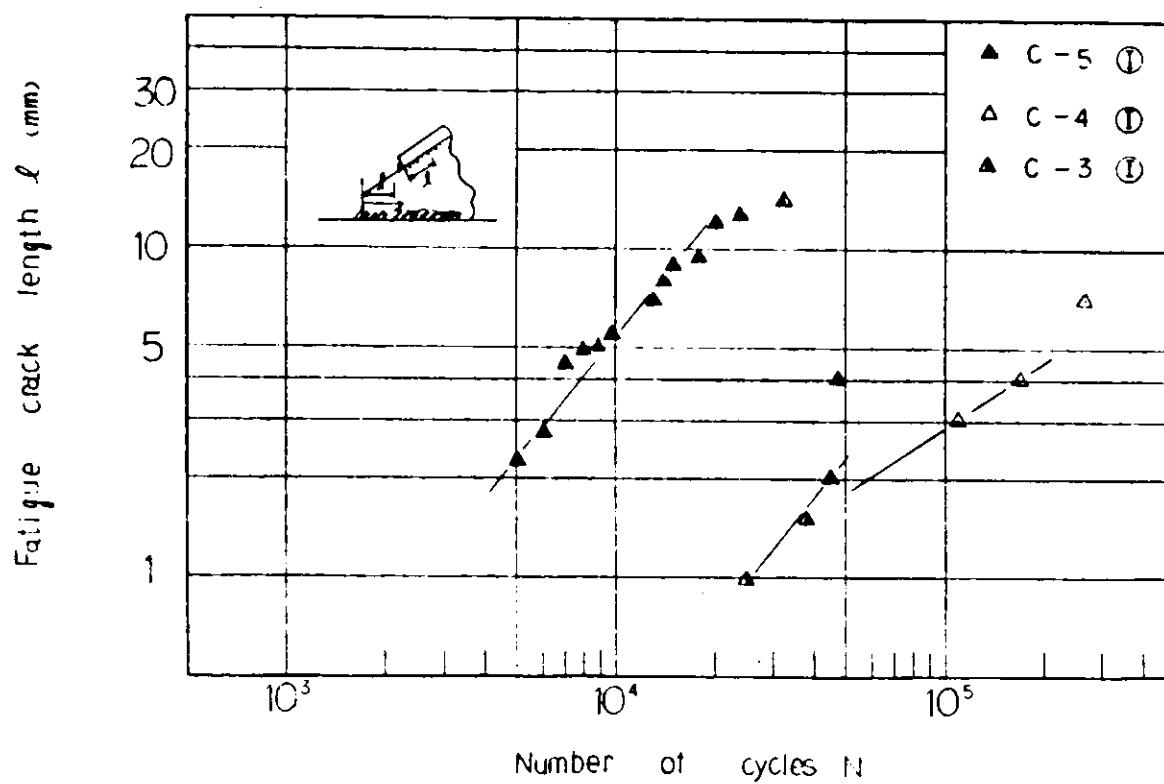


Fig. 3.1.8 (c) Fatigue Crack Length vs. Number of Cycles N (Frame C)

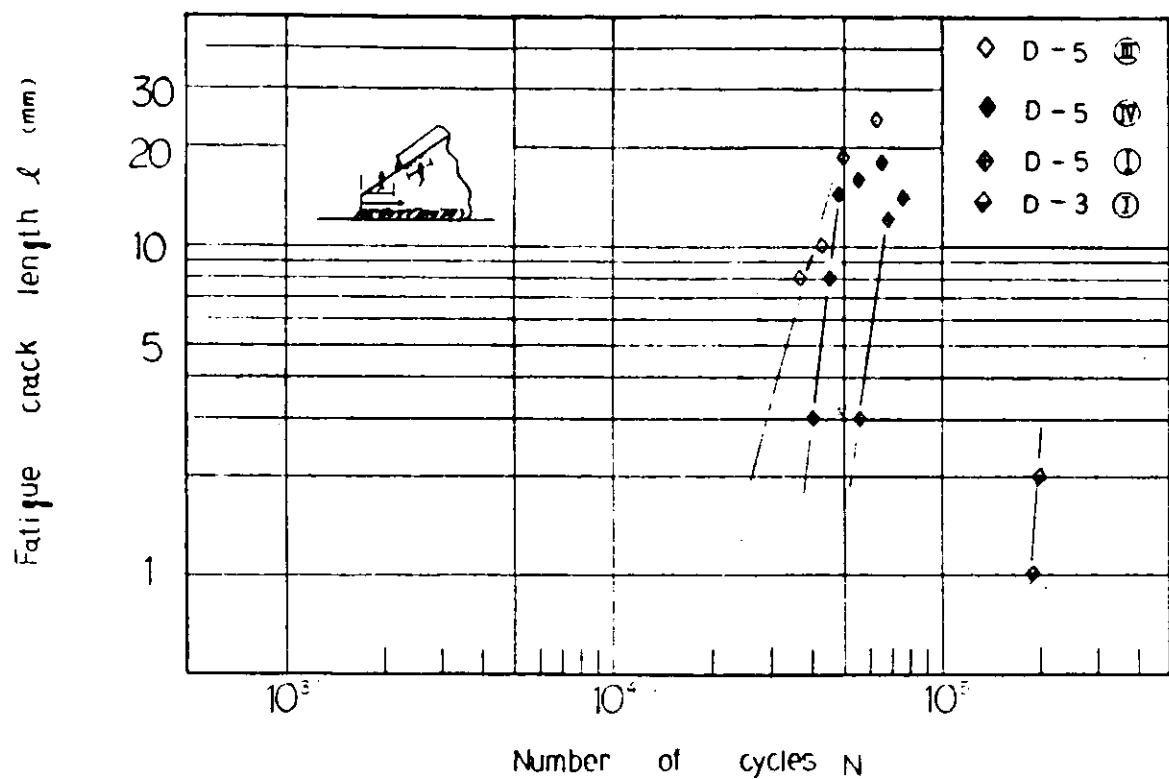


Fig. 3.1.8 (d) Fatigue Crack Length vs. Number of Cycles N (Frame D)

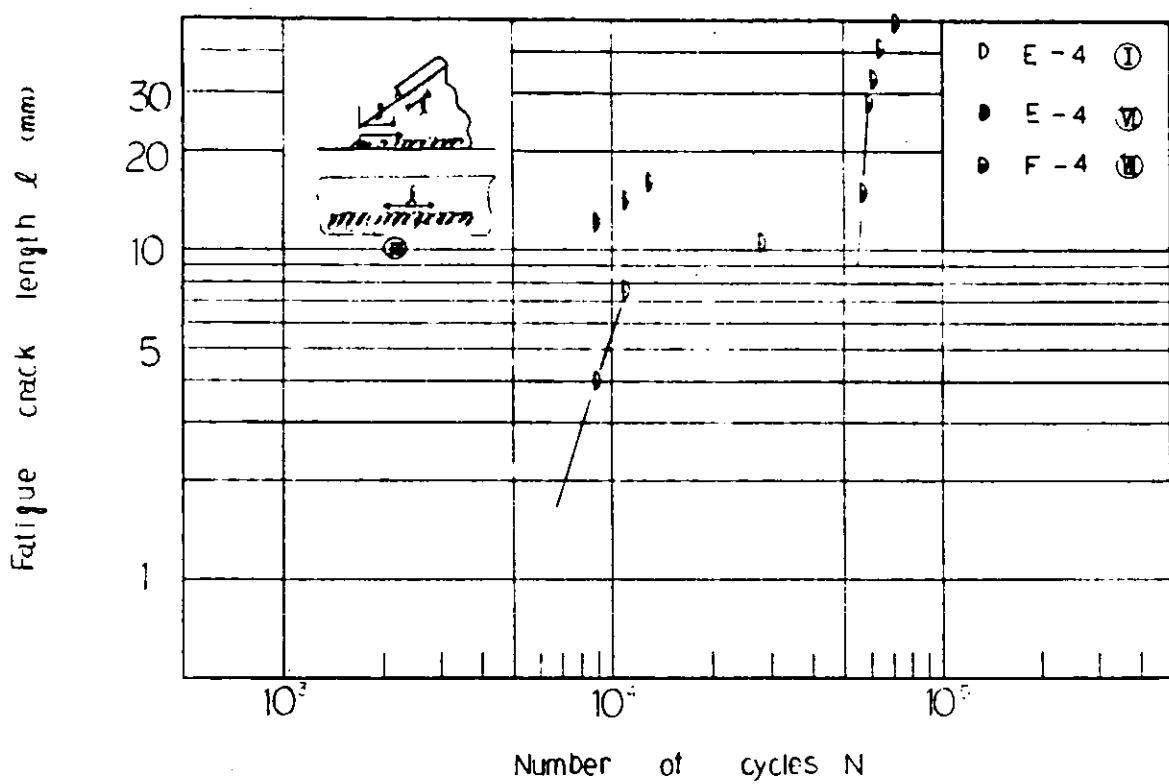


Fig. 3.1.8 (e) Fatigue Crack Length vs. Number of Cycles N (Frame E, F)

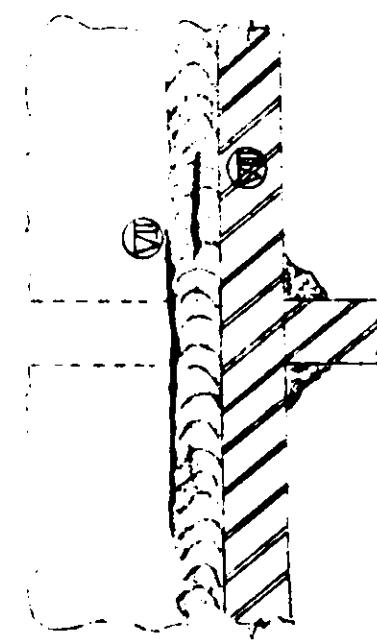
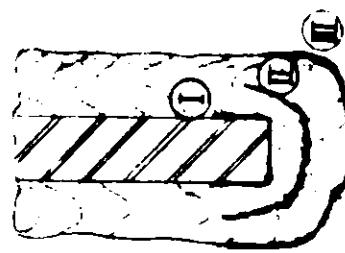
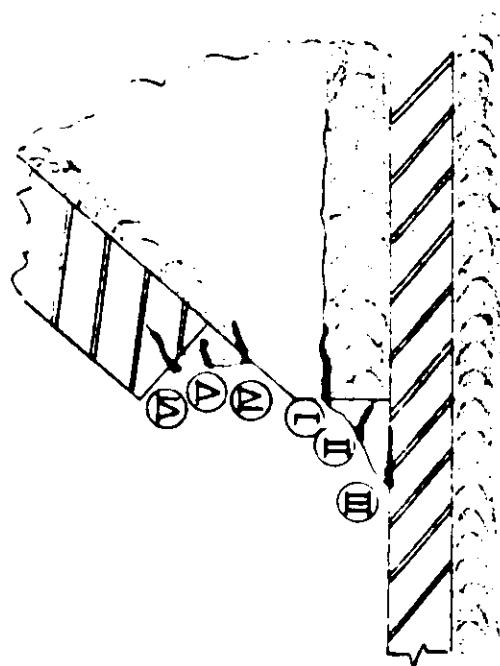
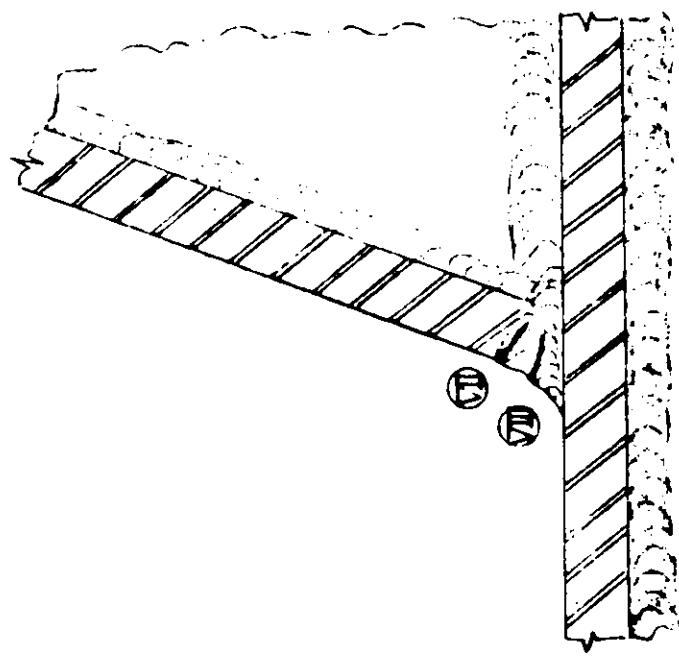


Fig. 3.1.9 (a) Pattern of Crack Location at Bracket Toe of Frame A, B, C, D and E

Fig. 3.1.9 (b) Pattern of Crack Location at Bracket Toe of Frame F

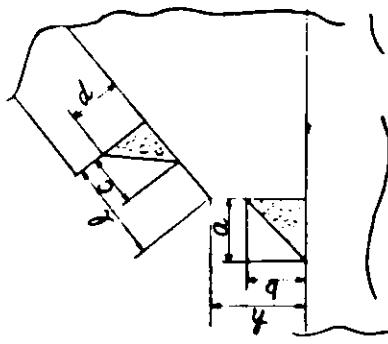


Table 3.1.5 Size of Fillet Weld at Bracket Toe

	Frame A				Frame B				Frame C				Frame D				Frame E/Frame F			
	A-3	A-4	A-5	B-3	B-5	C-3	C-4	C-5	D-3	D-5	E-4	F-4								
a	12.0	11.9	12.0	16.1	10.1	11.6	9.8	9.3	8.5	7.6	12.3	10.6								
b	10.0	10.0	9.0	12.4	12.3	9.3	9.6	9.9	9.1	10.8	11.4	9.8								
c	10.5	10.3	8.0	10.9	8.1	9.1	10.5	8.4	7.5	11.3	7.8	-								
d	10.0	9.9	7.0	7.6	7.8	10.1	8.5	5.3	8.8	9.0	8.3	-								
h	13.5	20.3	16.5	15.1	18.6	21.3	15.1	20.0	11.8	16.5	13.6	-								
l	17.5	15.3	18.0	23.1	18.6	12.1	18.6	11.9	24.5	18.9	12.9	-								

3.2 防撓材のスニップ端の強度実験

3.2.1 実験の目的

船体の局部構造において、疲労損傷の発生確率の比較的高い防撓材のスニップ端について疲労強度解析を行なうこととする。具体的には、

- 1) 防撓材のスニップ角度
- 2) 防撓材の対称、非対称性
- 3) 絶縁ビードのドレッシングの効果
- 4) 防撓板プレートの板厚
- 5) 防撓材のスニップ端と固定端の間隔

の5つをパラメータにとり、これらを変化させた小型模型による疲労試験を実施し、疲労亀裂の発生位置と発生寿命ならびにその伝播経路と破断寿命について検討した。また、疲労亀裂の発生位置に関しては、FEMによる応力解析から考察を試みた。

3.2.2 供試材と実験の方法

(1) 供試材

供試材はすべて造船用軟鋼であり、板厚9mm、12mmの平板および150×90×9mmのアングル材を用いた。これら供試材の化学成分ならびに機械的性質をTable 3.2.1に示す。

(2) 試験体

疲労試験に供した小型模型試験体は大きく2つに分類される。1つは、3.2.1 1)～3)について検討するためのシリーズIであり、もう1つは4)、5)を検討するためのシリーズIIである。それぞれのシリーズにおける試験体のタイプの名称ならびに諸パラメータの値をTable 3.2.2にまとめて示す。また、各タイプの試験体の形状、寸法ならびにその載荷方法をFigs 3.2.1～3.2.4に示す。

被試験部の防撓材と防撓板プレートとの隅肉溶接は、軟鋼用隅肉溶接棒(5.5φ)を用い、ほぼ30V×260Aの溶接条件で行なった。

(3) 実験方法

疲労試験は、シリーズIについて40トンローランハウゼン型疲労試験機を用い250cpmの繰返し速度で、シリーズIIについては50トンアムスラー型疲労試験機を用い450cpmの繰返し速度で行なった。その荷重方法は、Figs 3.2.3, 3.2.4に示すように、シリーズIでは試験体の片側端部を固定し、他端を支持して、固定端より550mmの位置に、シリーズIIでは両端固定の条件でその中央に、それぞれ点荷重に近い集中荷重を作用させている。また疲労試験は、いずれも片振りの荷重制御方法で実施した。

疲労亀裂の発生、伝播の観察は、防錫スプレーと拡大鏡による目視で行なっているが、その発生についてはほぼ1mm以下の亀裂長さで観察している。また、破断寿命としては、疲労亀裂が伝播して着力点の変位が大きくなり、その結果荷重が初期設定荷重の約80%程度に落ち込んだ時点をとっている。

また、疲労試験に先立って、シリーズIの試験体については各タイプそれぞれ1体、シリーズIIの試験体については各タイプそれぞれ2体について、試験体各部に歪ゲージを貼付し、数段階の荷重レベルで歪測定を行なった。また、すべての試験体について、ステンナーアブのスニップ端近傍に3軸歪ゲージを貼付し、疲労試験時に歪変動幅の計測を行なっている。

3.2.3 実験の結果

(1) 静的応力分布

各タイプの試験体について、6トン時の実測応力分布をFigs 3.2.5～3.2.11に示す。これらの図より防撓材のスニップ端近傍にかなり大きな引張応力が生じてあり、また防撓板プレートの固定端近傍にも大きな曲げ応力が生じている。

Figs. 3.2.5～3.2.7 に示したシリーズ I の応力分布図から、防撓材のスニップ端に貼付された 3 軸ゲージからの主応力は、スニップ角度 45° (NS45A タイプ) の方が、スニップ角度 30° (NS30A タイプ) より大きくなっている。しかし、防撓材板厚部に貼付された 1 軸ゲージからの表面応力はこの逆の傾向になっている。また、この表面応力は、スニップ端からわずかに離れた位置でピーク値をとっている。スティフナーフェースの対称型 (S30A タイプ) の試験体では、スティフナーフェース近傍にも応力集中がみられる。

一方、シリーズ II の各タイプの試験体について、防撓材に働く実測最大主応力分布の相違を検討したのが Fig. 3.2.12 である。各プロットは防撓材のアングルの刃側および背側の平均値をとっているが、スニップ端より 70 mm 以遠では、どのタイプもほぼ同一の応力値を示しているものの、スニップ端近傍では B タイプ (t = 9 , d = 40) の応力集中が最も著しく、 A タイプ (t = 9 , d = 25) , D タイプ (t = 12 , d = 40) がほぼ同等で、 C タイプ (t = 12 , d = 25) が最も緩やかである。すなわち、防撓材のスニップ端に働く応力は、防撓板プレートの板厚が同じならスニップ端と固定端の間隔が大きい程、またこの間隔が同じなら防撓板プレートが薄い程、応力集中の度合が著しくなっている。

また、スニップ端と固定端の間隔が 40 mm のものについて、この間の防撓材プレートに生じる X 方向の歪を、プレートの板厚で比較したのが Fig. 3.2.13 である。プレートの板厚が 9 mm と薄い方が、この間の歪勾配は大きく、スニップ端のまわし溶接プレート側趾端部の歪も大きくなっていると予想される。

Fig. 3.2.14 にシリーズ I の試験体における荷重と着力点変位の関係を示す。スニップ角度 30° と 45° の違いはほとんどなく、スティフナー対称型より有効断面 2 次モーメントが大きいため変位は小さくなっている。

(2) 疲労試験結果

シリーズ I, II の疲労試験結果を Table 3.2.3, 3.2.4 に示す。これらの表より、疲労亀裂の発生箇所は大別して 4 ケ所に分類できるようである。すなわち、スニップ端まわし溶接部のプレート側趾端部、防撓材側趾端部、スニップ端より約 50 ～ 60 mm 離れた防撓材スニップ部および防撓材フェースプレート近傍の R 部の 4 箇所である。これらの亀裂のうち、前者 2 つは、スニップ端のまわし溶接部を伝播するのにかなりの時間を要し、その後いずれかの趾端部に沿って伝播していく。しかし防撓材側趾端部を伝播する亀裂は、 10 ～ 20 mm 程度の伝播の後溶接ビードを横切ってプレート側趾端部を伝播するようになり、いずれの亀裂も最終的には防撓板プレートの母材にそれるようである。一方、防撓材の母材部に直接発生した後者の 2 つの亀裂は、溶接部に発生した亀裂に比べ、伝播速度は非常に速いようである。

各タイプの亀裂の発生箇所、伝播の特徴として、シリーズ I では NS30A タイプはすべて防撓材の母材に直接亀裂が発生し、伝播しているのに対し、 NS45A タイプはすべてスニップ端まわし溶接部から発生伝播し、 S30A タイプでは両者が混在している。また、シリーズ II では、防撓板プレートの板厚の薄い A , B タイプはいずれもスニップ端まわし溶接部からの発生、伝播であるのに対し、板厚の厚い C タイプでは防撓板母材部からの発生、伝播が支配的となり、 D タイプでは両者が混在している。

Figs. 3.2.15, 3.2.16 に荷重変動幅と疲労亀裂発生寿命、破断寿命の関係を示す。Figs. 3.2.15 に示したシリーズ I の実験結果から溶接ビードのドレッシングならびに防撓材母材部のグラインダー仕上を行った NS30D タイプは NS30A タイプに比べ明らかに疲労強度は上昇しており、またスニップ角度が 45° のものは 30° のものよりわずかに劣っているようであり、防撓板の対称、非対称による疲労強度への影響はほとんどないようである。また Fig. 3.2.16 に示したシリーズ II の実験結果から各タイプの疲労強度比較を行うと、防撓板プレートの板厚が薄く、間隔の広い B タイプが明らかに弱く、 A , D タイプがほぼ同等で、板厚が厚く、間隔の狭い C タイプが若干優れているようである。

なお、今回実験に供したいくつかの試験体では、防撓板プレートと固定板との隅肉溶接のプレート側趾端部に疲労亀裂の発生が認められたが、いずれの場合も先に述べた 4 箇所の亀裂発生よりも遅く、グラインダーで除去した後、

補修、溶接を行なつたものもある。

3.2.4 考 察

(1) FEM解析による応力値と疲労亀裂発生位置の関係

防撲材のスニップ端近傍のより詳細な応力分布を知るために、SAPⅣによる3次元FEM解析を行なつた。解析の対象としたモデルは、シリーズⅠのNS30タイプおよびシリーズⅡの各タイプであり、いずれも防撲板端部の回転固定、面内変形自由の境界条件の下で、防撲板中央に4トンの集中荷重を作用させている。その他の解析条件は3.3章で述べられる振動モードの場合と同一である。Fig. 3.2.17に要素分割の1例を、Table 3.2.5に計算結果の一覧を示す。Table 3.2.5の応力値はいずれも付図の各要素の表面中央点における局所座標系についてのものである。

Table 3.2.5よりシリーズⅠのd = 25mmの場合には、NS30Aの実験と荷重条件は若干異なっているものの、スニップ端からかなり離れた防撲材スニップ部H点で最大応力をとつており、実験におけるNS30 Aタイプの亀裂発生位置と比較的良く一致している。一方シリーズⅡについて、Aタイプでは、スニップ端まわし溶接部の防撲材側趾端部（E点）で、Bタイプでは防撲板プレート側趾端部（C点）で、Cタイプでは防撲材側趾端部（E点）と防撲材スニップ部（G点）で、Dタイプでは防撲材側趾端部（E点）でそれぞれ計算応力は最大値をとつており、Table 3.2.4に示した疲労試験での亀裂発生箇所によく対応している。

また、Table 3.2.5より、防撲板プレートの板厚を増大することにより全体の応力値は小さくなるが、防撲材スニップ部の相対的な応力は上昇し防撲材スニップ部のガス切断縁等からの疲労亀裂の発生が予想され、またスニップ端と固定端の間隔が広くなると、たとえ同一の防撲板プレートの板厚であっても、最大応力値は上昇しかつ、その最大応力値をとる箇所も、防撲材スニップ部からまわし溶接部防撲材側趾端部へ、あるいはまわし溶接部防撲材側趾端部から防撲板プレート側趾端部へと固定端側に近づくことが推定される。

(2) 防撲材フェースプレートの対称、非対称の影響

防撲材フェースプレートの非対称性が防撲材のスニップ端の応力に及ぼす影響を調べたのがFigs 3.2.18～3.2.19である。いずれも各タイプの最高荷重時の防撲材スニップ端での最大主応力を示している。シリーズⅠのNS45Aタイプのみが、若干アングルの背側での応力が高くなる傾向にあるがその他のタイプでは、アングルの刀側、背側の応力に定性的な傾向はなく、フェースプレートの非対称性がスニップ端の応力に及ぼす影響はほとんどないと思われ、また疲労強度に及ぼす影響もFig 3.2.15よりほとんどないと考えられる。

(3) スニップ角度の影響

防撲材のスニップ角度の違いがスニップ端の応力に及ぼす影響についてはFigs. 3.2.5, 3.2.6に示した。スニップ角が45°のものは、30°のものに比べて、防撲材スニップ部の実測表面応力は小さいが、防撲材スニップ端での実測最大主応力はTab 3.2.3に示すようにかなり大きくなっている。また疲労強度に関しても、Fig. 3.2.15に示したように45°のものは30°のものよりわずかに劣っているようである。

(4) 溶接ビード部のドレッシング効果

NS30Aタイプにおいては防撲材母材部のみからき裂が発生し、溶接ビート部より亀裂の発生が見られなかつたため、ビートのドレッシングの効果の検討はできなかつた。このため防撲材母材部をグラインダ仕上げしたものとNS30Dタイプとして実験を行なつた結果、かなり疲労強度が改善されることが確認された。

(5) 防撲板プレートの板厚

防撲板プレートの板厚を9mmから12mmに増厚することにより、全体の応力かなり軽減させることができ、疲労強度もFig.3.2.6のAタイプからCタイプ、BタイプからDタイプへと大きく上昇している。しかし、板厚を増厚することにより、最大応力の生じる位置が固定端から遠ざかる方向にあり、疲労亀裂は防撲材スニップ部の母材から直接発生する確率が高くなるようである。

(6) 防撓材のスニップ端と固定端の間隔の影響

スニップ端と固定端の間隔を 40 mm から 25 mm に減少することにより、スニップ端近傍に生じる最大応力を減少させることができ、疲労強度も Fig. 3.2.6 の B タイプから A タイプ、D タイプから C タイプへとかなりの上昇がみうけられる。また、最大応力の生じる位置は、この間隔が狭くなると固定端に近づく傾向があり、疲労亀裂の発生位置にもこの傾向が生じている。

(7) 防撓板の疲労設計に関する 1 考察

Figs. 3.2.20, 3.2.21 に防撓材のスニップ端に最も近接した歪ゲージから得られた最大主応力変動幅と疲労亀裂の発生寿命および破断寿命の関係を示す。図中のプロットの内、スニップ端のまわし溶接部以外から亀裂の発生したもの除外すれば、多少のばらつきはあるがほぼ一本の直線で表わされるようである。

また、シリーズⅡの試験体について、FEM 解析により計算された最大応力と亀裂発生寿命の関係を示したのが Fig. 3.2.22 であり、いずれのプロットも ASME B. & P.V. Code Sec. I に示されている疲労設計曲線よりも安全側に位置している。

Table 3.2.1 Chemical Composition and Mechanical Properties

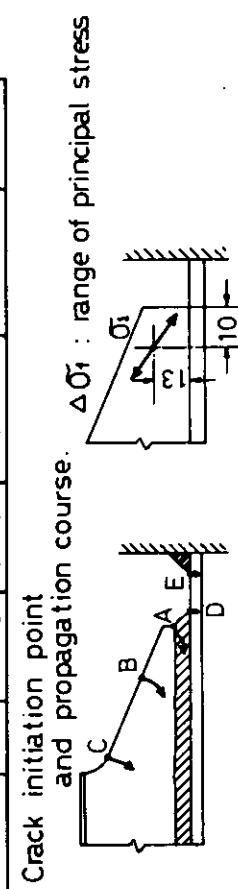
	Chemical Composition, Mechanical Properties							
	C	Si	Mn	P	S	Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	EI (%)
Plate t=9 mm	0.09	0.21	0.65	0.023	0.020	34.0	43.0	20.0
Plate t=12 mm	0.13	0.21	0.62	0.020	0.021	28.0	45.0	29.0
Angle 150x90x9 mm	0.10	0.22	0.51	0.019	0.030	30.3	44.4	29.2

Table 3.2.2 Geometry of Fatigue Test Model

Series	Type	Snip Angle θ degree	Stiffener Face	Reinforcement	Plate Thickness t mm	Clearance d mm
I	NS30A	30°	Asymmetry	As Welded	12	25
	NS30D	°	°	Dressing	°	°
	NS45A	45	°	As Welded	°	°
	S30A	30	Symmetry	〃	〃	〃
II	A	30	Asymmetry	As Welded	9	25
	B	°	°	°	°	40
	C	°	°	°	12	25
	D	°	°	°	°	40

Table 3.2.3 Fatigue Test Results (Series I)

Type	T.P. No.	Load (ton)	$\Delta\sigma_1$ (kg/mm ²)	Nc	Nf	*
NS30A	1**	1.5~15	—	1.0 x 10 ⁴	3.0 x 10 ⁴	E, B, C
	2	2~12	16.8	1.3 x 10 ⁵	1.72 x 10 ⁵	C
	3	2~14	24.5	2.5 x 10 ⁴	3.0 x 10 ⁴	B
	4	2~16	26.2	5.5 x 10 ³	8.5 x 10 ³	B
	5	2~10	15.7	>5.5 x 10 ⁵	—	
	1	2~15	30.1	1.0 x 10 ⁵	1.27 x 10 ⁵	C
NS30D	2	2~18	33.7	1.5 x 10 ⁴	1.78 x 10 ⁴	B
	3	2~14	26.9	5.0 x 10 ⁴	5.91 x 10 ⁴	C
	4	2~12	19.6	1.9 x 10 ⁵	2.22 x 10 ⁵	B
	1**	1~10	—	8.0 x 10 ⁴	2.79 x 10 ⁵	D
NS45A	2	2~14	32.5	2.2 x 10 ⁴	3.9 x 10 ⁴	A
	3	2~12	26.5	2.5 x 10 ⁴	2.13 x 10 ⁵	A
	4	2~10	20.8	2.5 x 10 ⁵	5.8 x 10 ⁴	A
	1	2~14	28.1	3.5 x 10 ⁴	4.3 x 10 ⁴	B
S30A	2	2~12	25.7	1.0 x 10 ⁵	2.05 x 10 ⁵	A
	3	2~10	19.0	2.8 x 10 ⁵	5.56 x 10 ⁵	A, C
	4	2~16	31.5	1.8 x 10 ⁴	2.4 x 10 ⁴	B



* : Crack initiation point and propagation course.
** : Inversed load.

Table 3.2.4 Fatigue Test Result (Series II)

Type	T.P. No	Load (ton)	$\Delta\sigma_1$ (kg/mm ²)	Nc	Nf	Crack Initiation Point and Propagation Path
A d=25 t=9	1	1~6	12.73	>3,271,000	—	
	5	1~9	18.70	28,900	319,100	B, D
	9	1~10	22.82	3,200	460,600	B, A, D
	13	1~7	15.88	285,600	>2,644,500	A, C
B d=40 t=9	2	1~8	23.26	2,200	176,900	A, B, D
	6	1~10	25.94	3,500	42,500	A, B, D
	10	1~6	17.37	14,000	573,800	A, C
	14	1~5	16.10	60,800	1,269,600	A, C
C d=25 t=12	4	1~12	20.57	85,400	86,400	F, F
	7	1~10	15.12	136,600	136,600	E, E
	11	1~8	13.34	167,000	1,796,800	B, D
	15	1~7	12.61	1,400,000	1,915,200	F, F
D d=40 t=12	3	1~8	17.14	405,000	969,100	A, B, F, F, C
	8	1~10	22.47	7,000	190,300	A, E, C
	12	1~12	28.73	2,700	123,800	A, B, C
	16	1~7	14.78	666,000	2,808,900	A, C

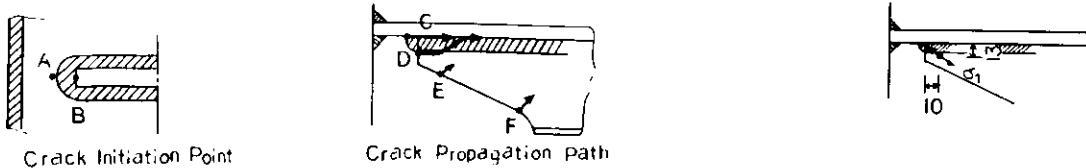


Table 3.2.5 Stress Calculated by FEM

Span	t	d	A	B	C	D	E	F	G	H	Type
1500	12	6x	-16.2	-12.9	-1.2	6.1	9.0	9.8	12.0	12.5	NS
	25	6y	-4.3	-3.1	-0.1	1.9	2.2	0.1	-0.1	-0.3	30
	12	T	0.1	0.0	-0.4	-1.0	-0.7	0.0	0.0	0.0	
	6x	1.9	6.0	13.3	6.1	18.3	14.1	15.5	14.5		
	40	6y	1.9	4.5	4.8	3.3	3.7	-0.1	0.1	-0.3	
	T	0.0	-0.4	1.2	-2.3	-1.0	0.0	0.0	0.0	0.0	
9	6x	-13.7	2.8	20.6	26.9	30.3	21.6	22.6	20.2		A
	25	6y	-2.8	3.0	5.8	5.2	6.3	-0.2	-0.2	-0.4	
	12	T	0.1	-0.5	-1.9	-3.6	-1.7	0.0	0.0	0.0	
	6x	13.2	34.8	42.2	26.9	30.3	25.3	25.2	21.5		E
	40	6y	10.0	16.9	14.2	5.2	6.3	-0.2	-0.2	-0.4	
	T	-0.1	-1.2	-3.2	-3.6	-1.7	0.0	0.0	0.0	0.0	
600	6x	-12.4	-6.1	5.8	2.3	15.2	13.4	15.2	14.5		C
	25	6y	-3.2	-1.0	1.4	2.5	3.2	0.0	0.0	-0.3	
	12	T	0.1	-0.2	-0.8	-1.7	-1.0	-0.1	0.0	0.0	
	6x	1.5	11.6	18.6	20.6	22.7	16.5	17.7	16.3		D
	40	6y	3.2	6.5	6.1	3.8	4.4	0.1	-0.1	-0.3	
	T	0.0	-0.5	-1.5	-2.8	-1.2	0.0	0.0	0.0	0.0	

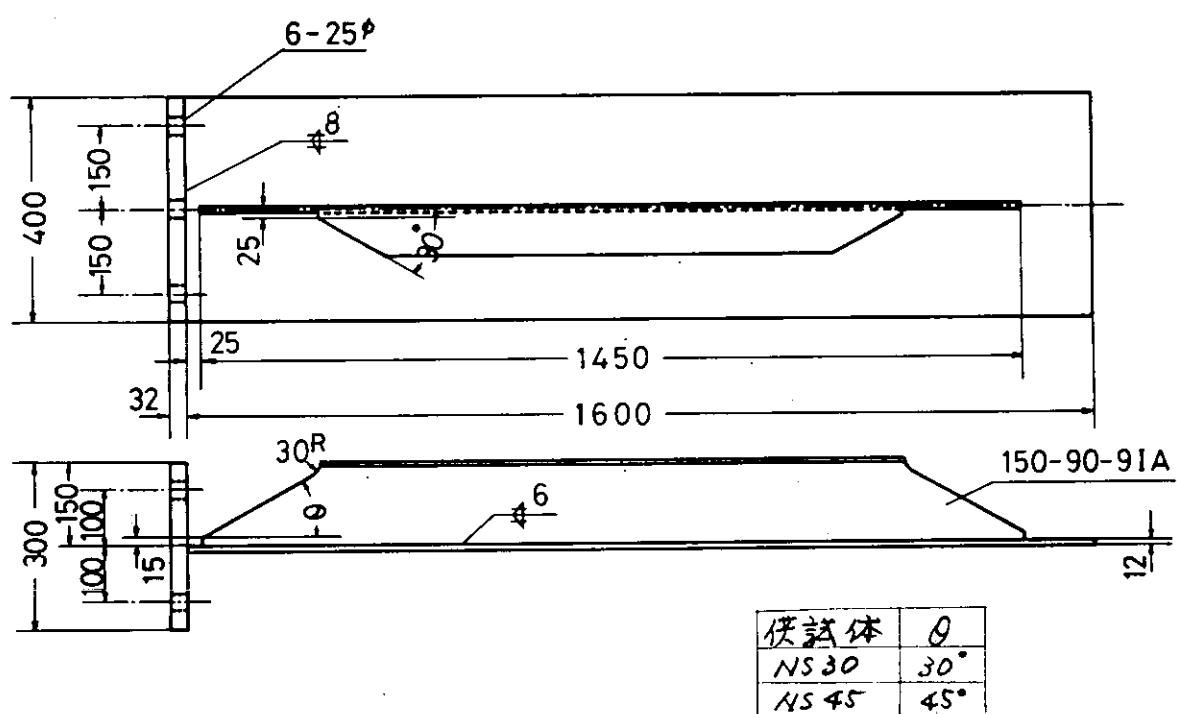
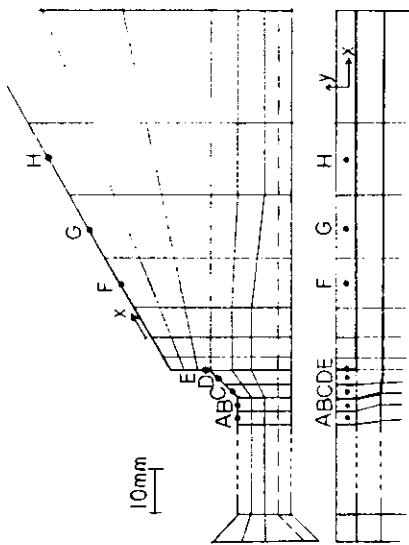


Fig. 3.2.1 Fatigue Test Model (Series I, Non-Symmetrical Type)

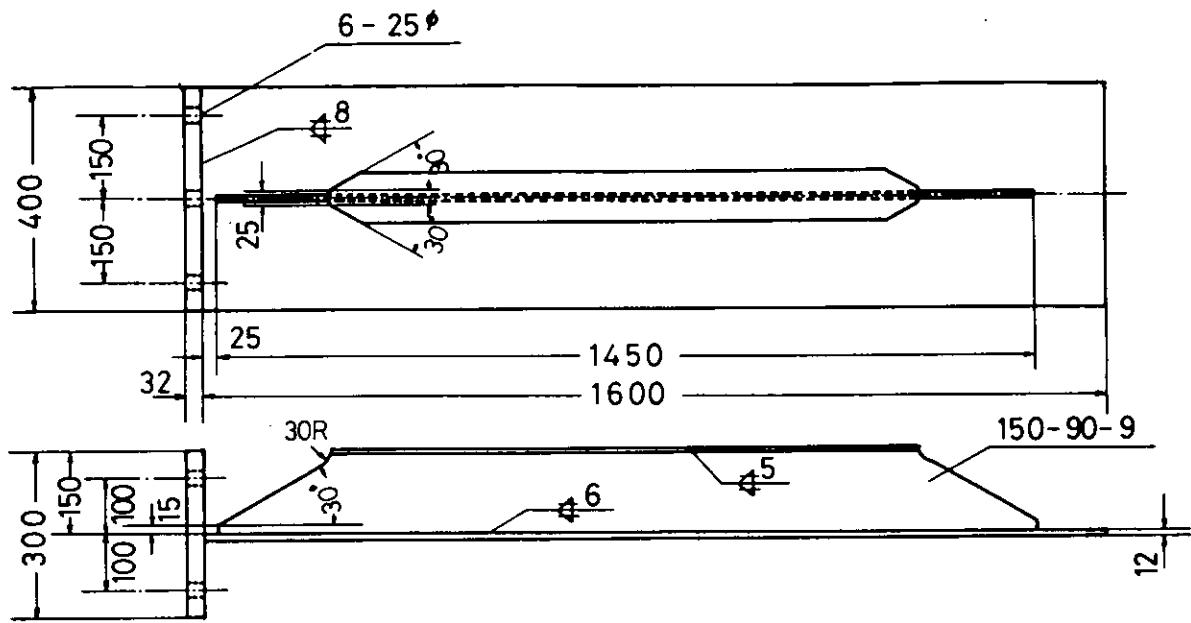


Fig. 3.2.2 Fatigue Test Model (Series I, Symmetrical Type)

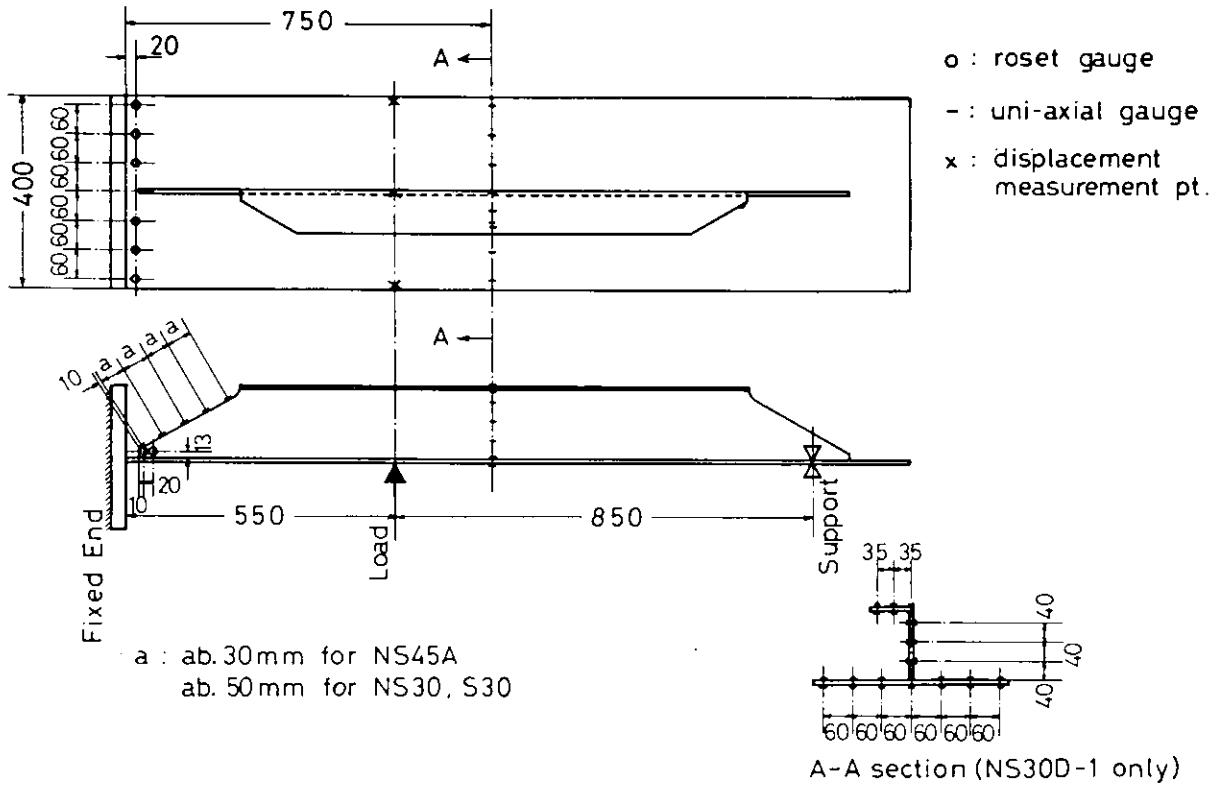


Fig. 3.2.3 Loading Condition (Series I)

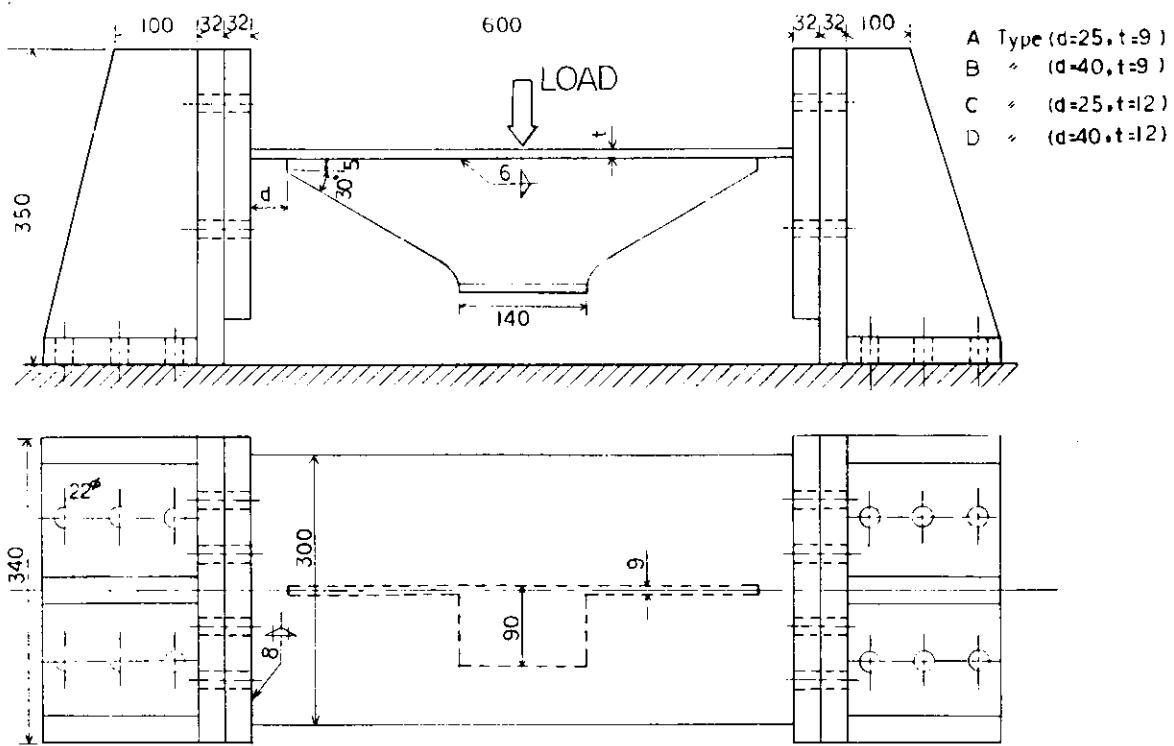


Fig. 3.2.4 Fatigue Test Model and Loading Condition (Series II)

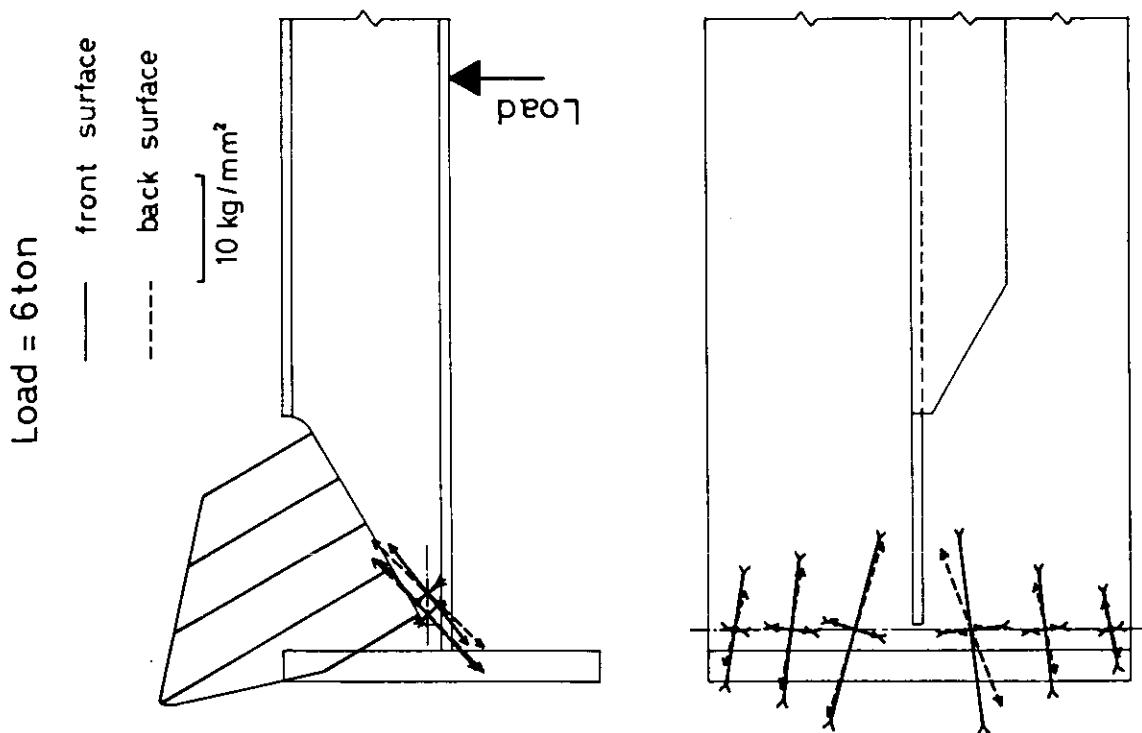


Fig. 3.2.5 Stress Distribution (NS30D)

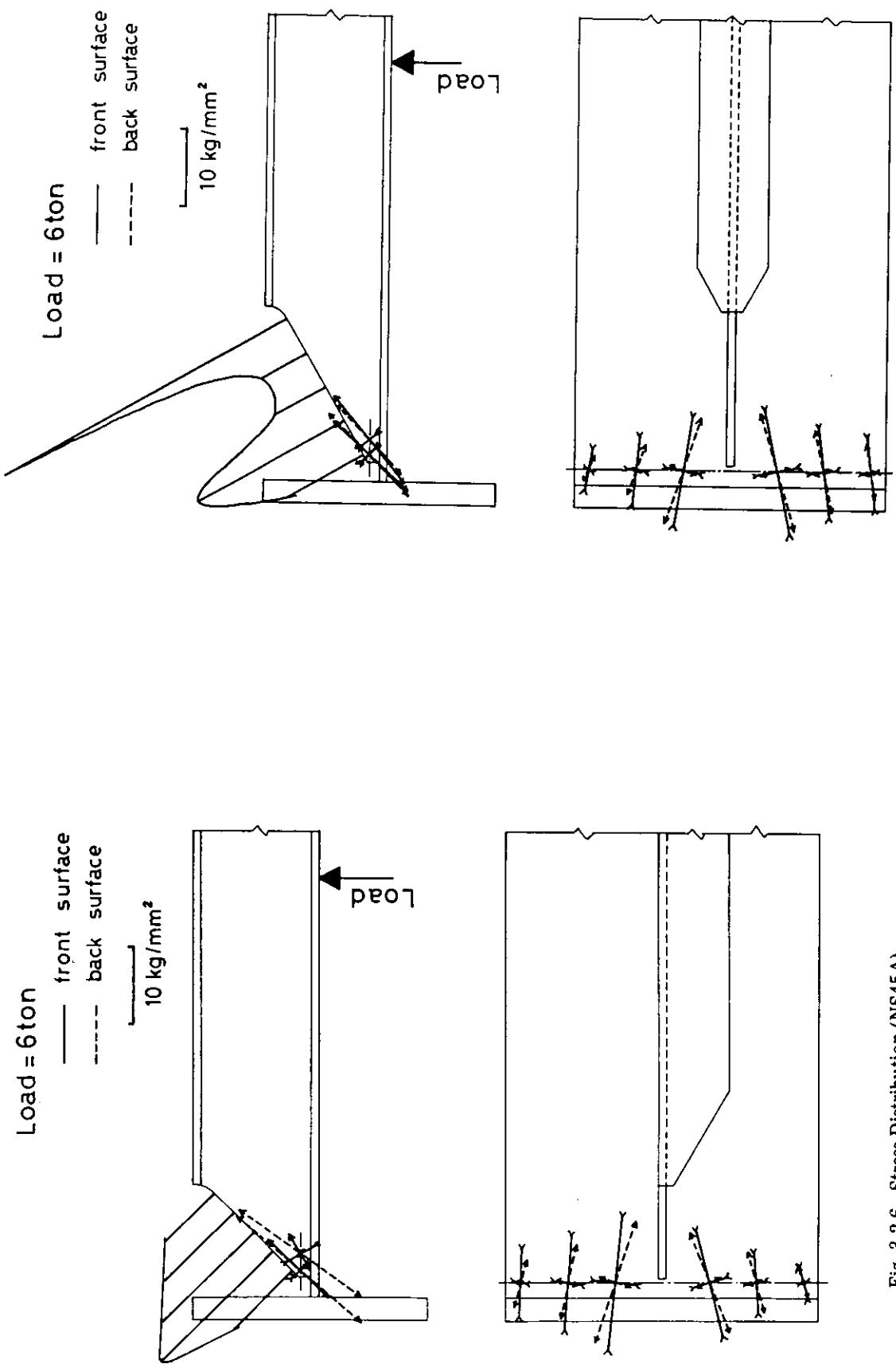


Fig. 3.2.6 Stress Distribution (NS45A)

Fig. 3.2.7 Stress Distribution (S30A)

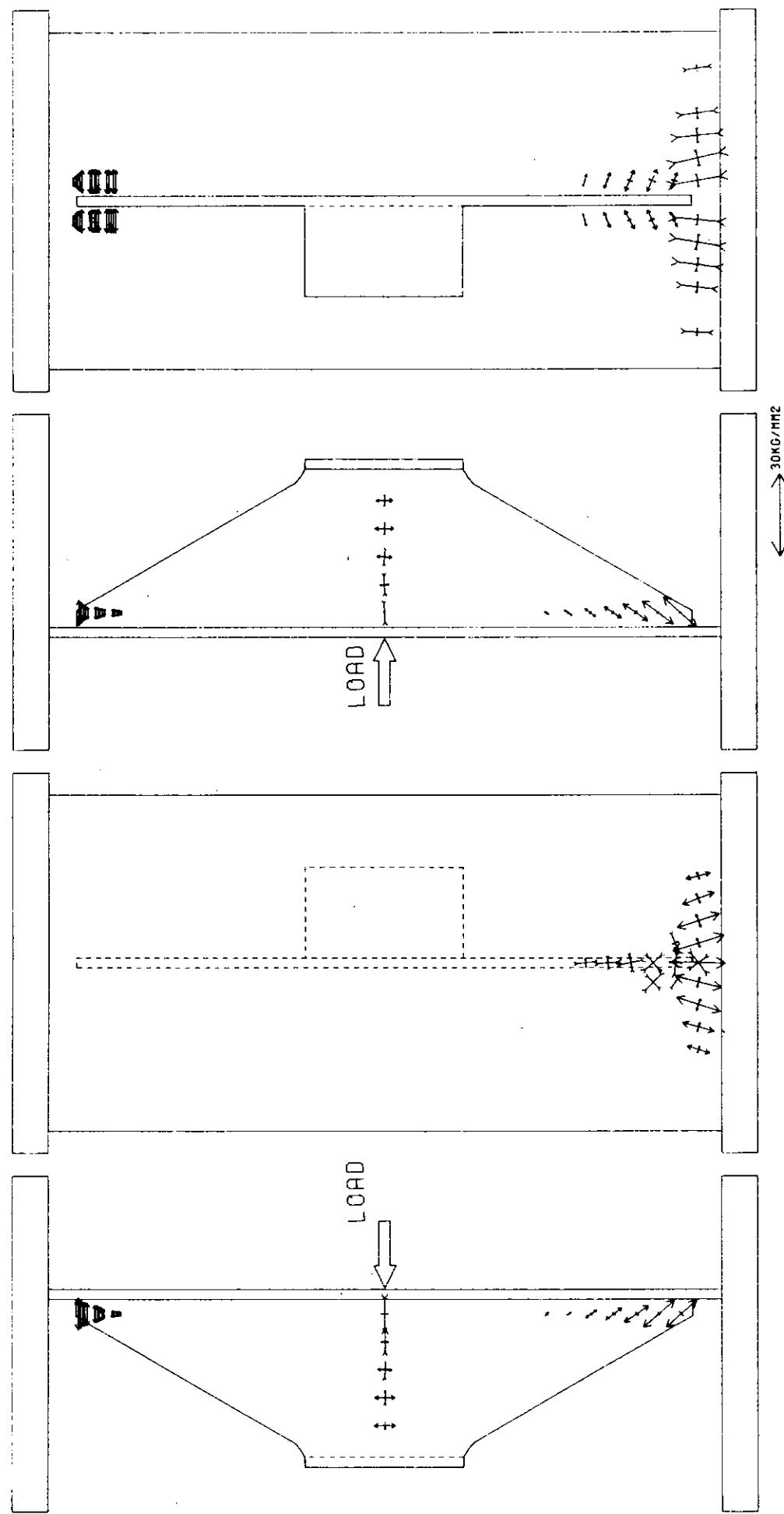


Fig. 3.2.8 Diagram of Principal Stress (A Type P=6 ton)

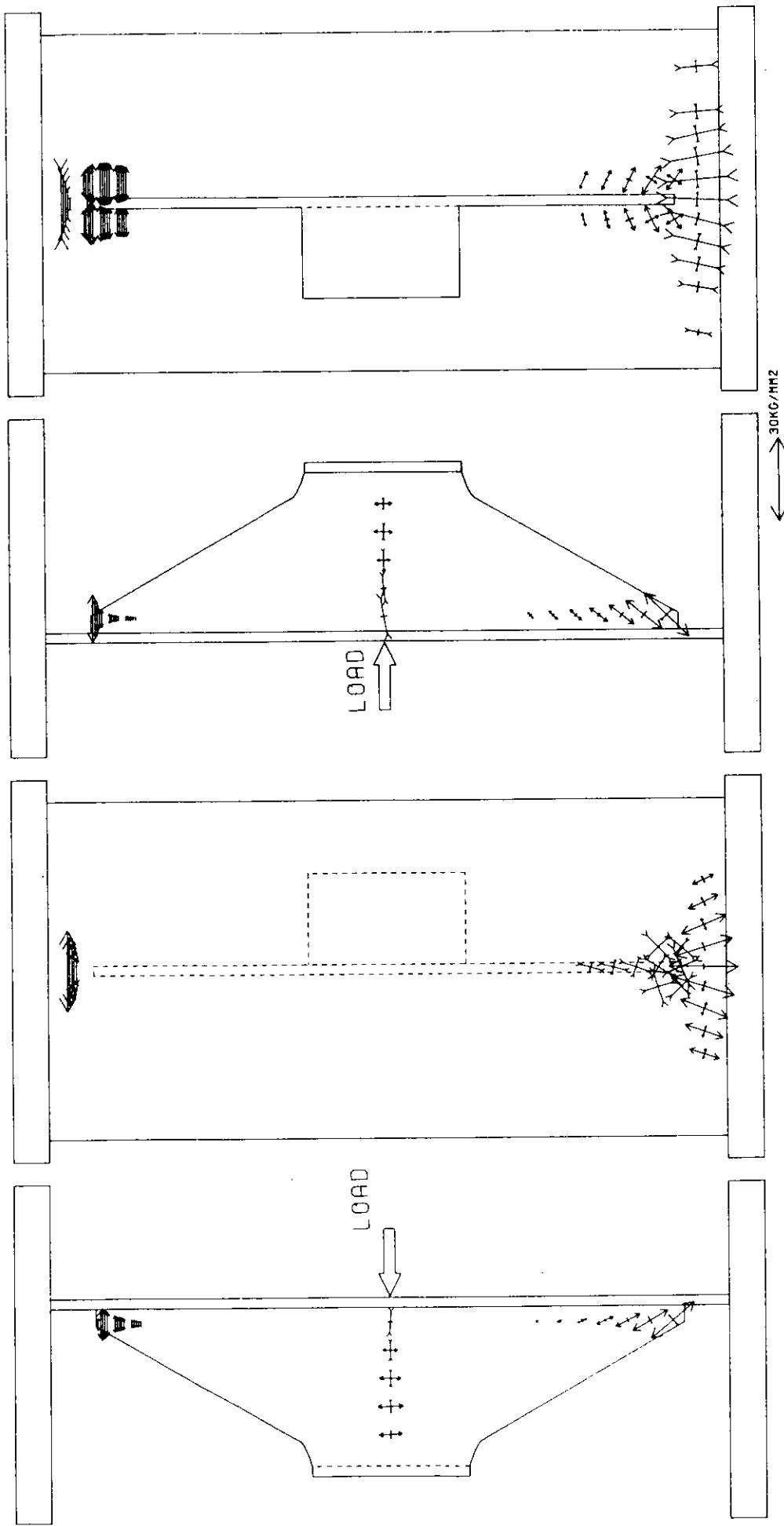


Fig. 3.2.9 Diagram of Principal Stress (B Type P=6 ton)

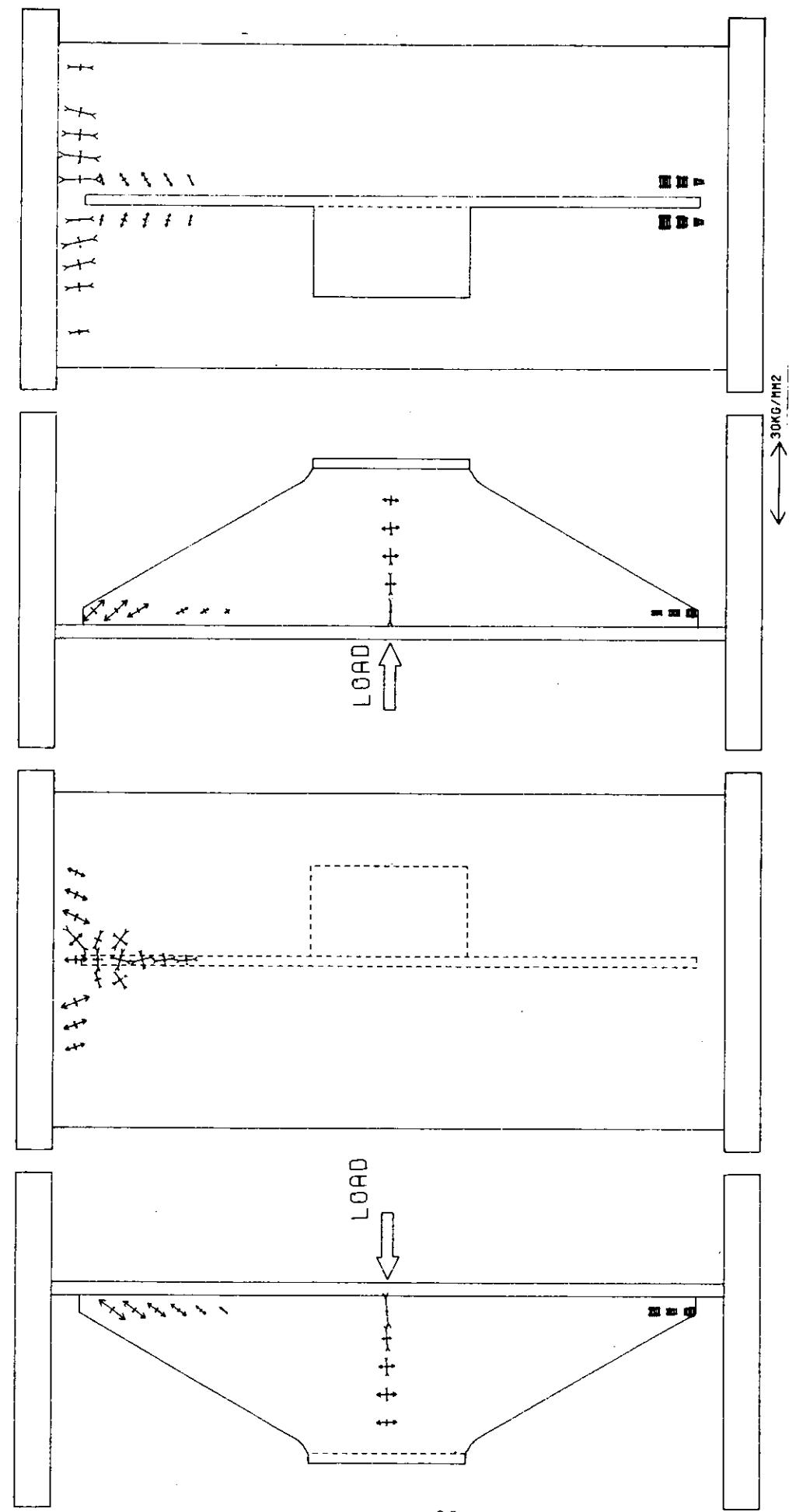


Fig. 3.2.10 Diagram of Principal Stress (C Type P=6 ton)

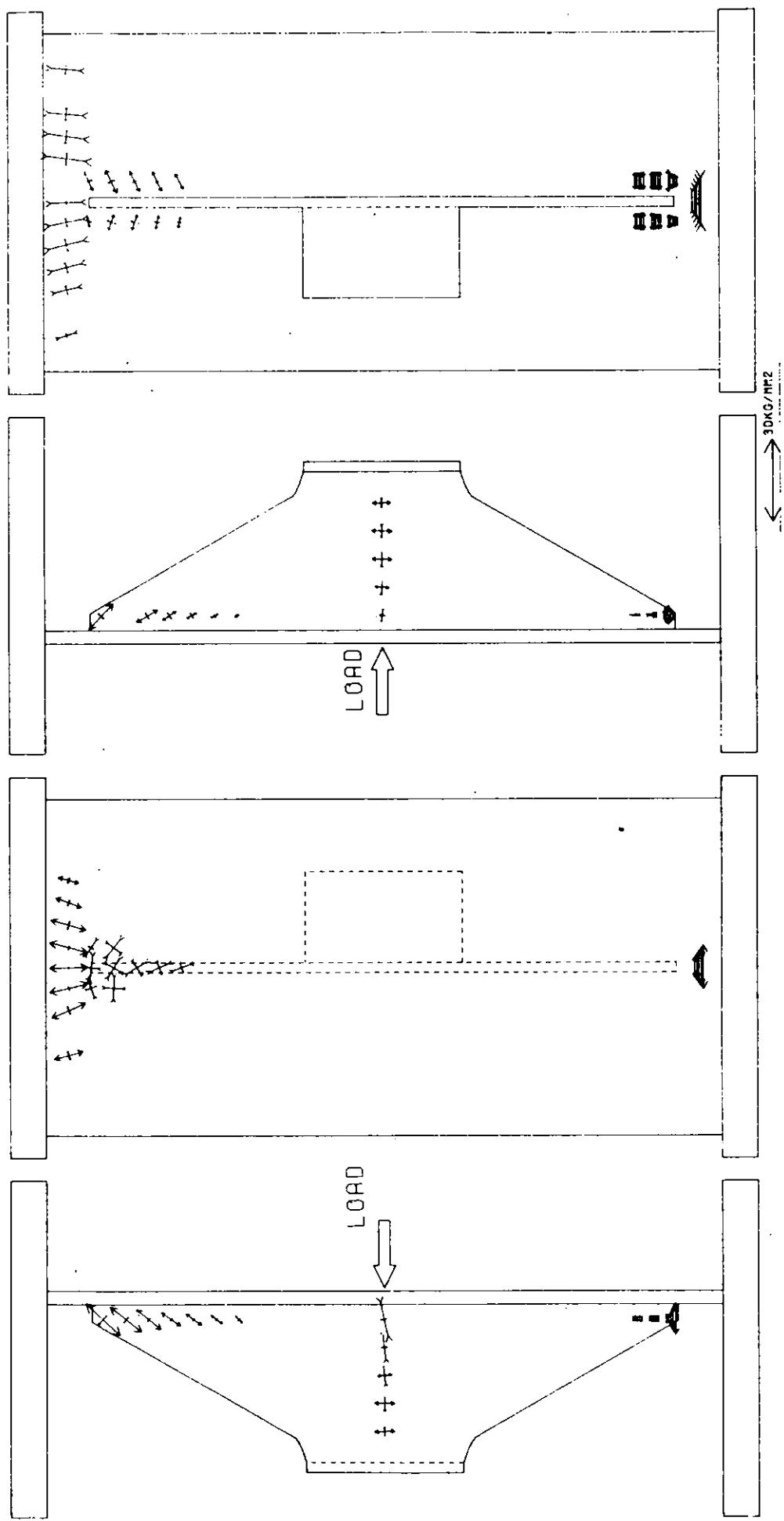
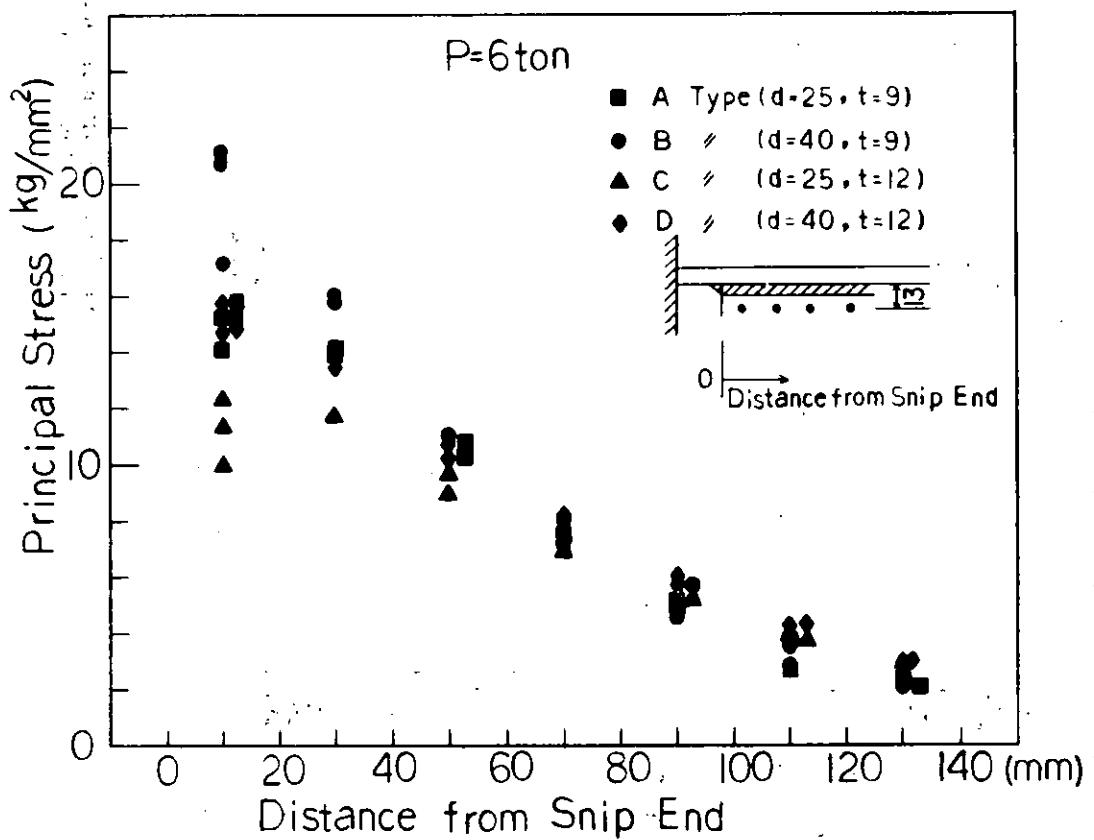
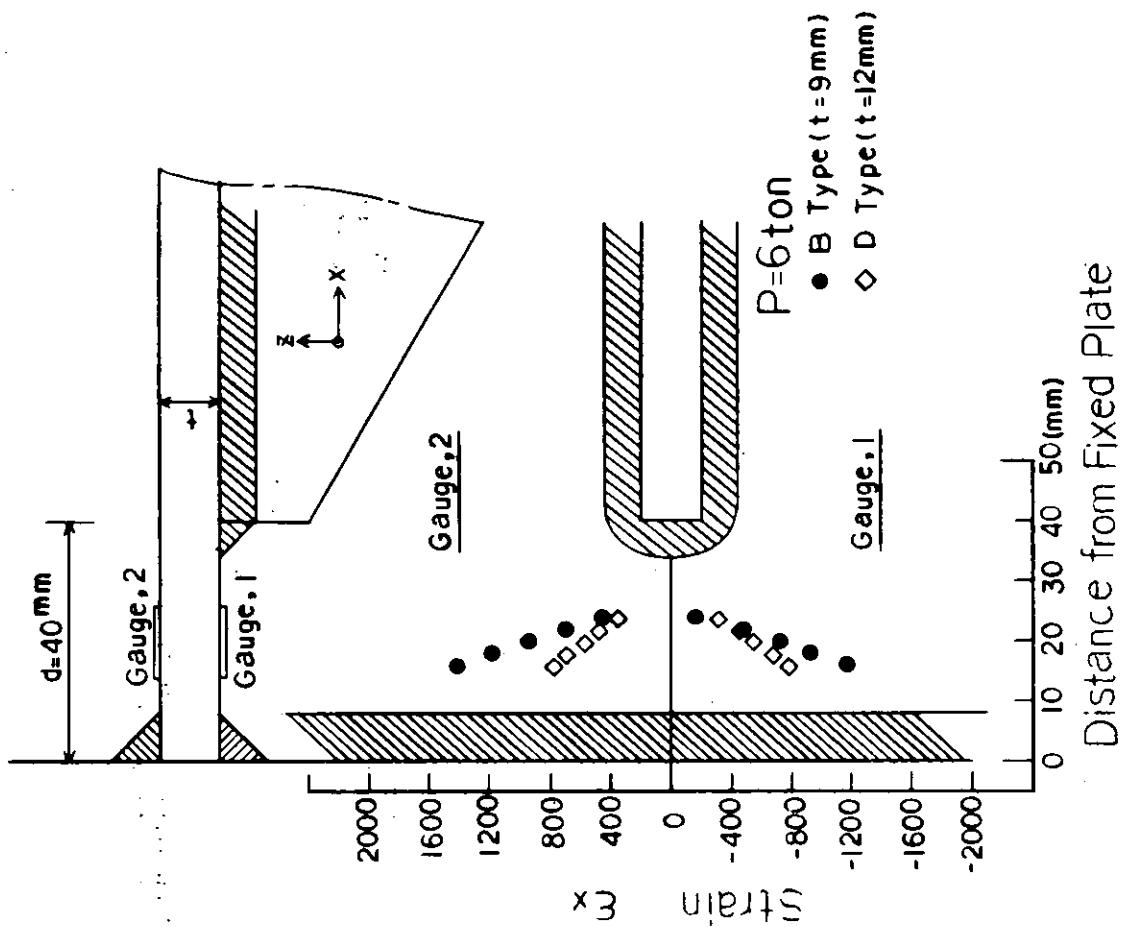


Fig. 3.2.11 Diagram of Principal Stress (D Type P=6 ton)



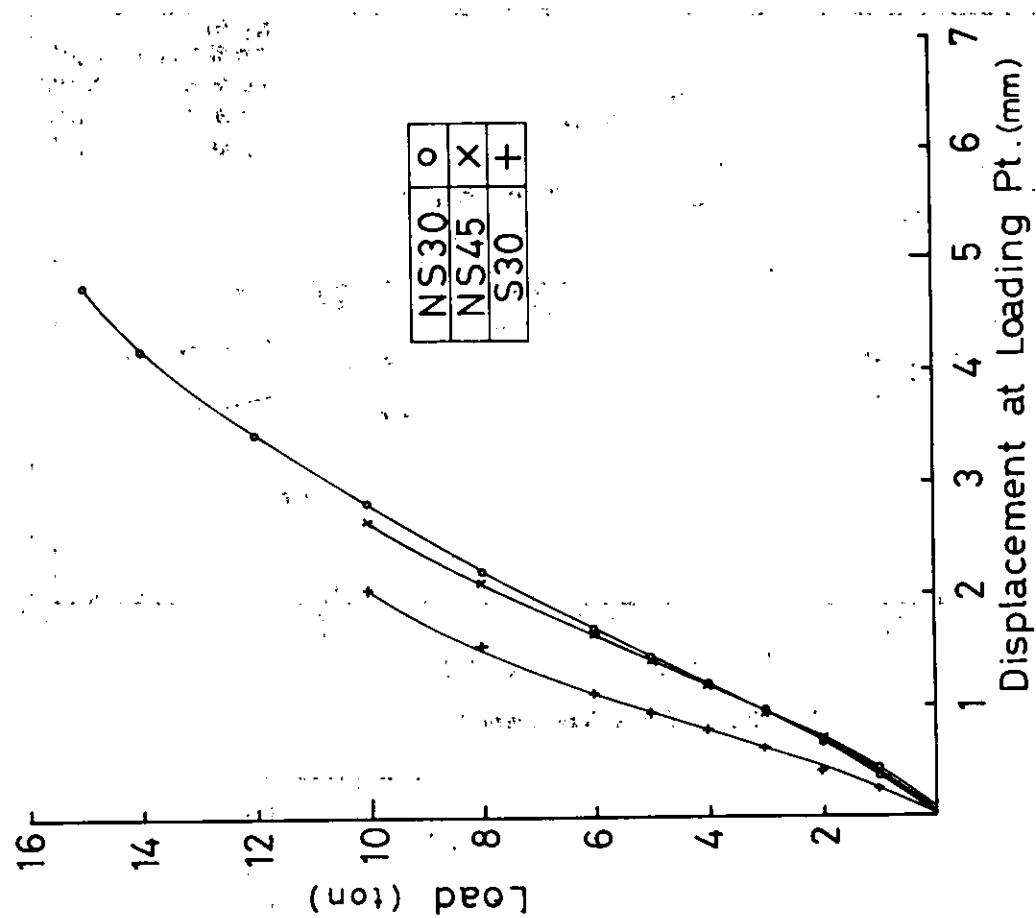


Fig. 3.2.14 Load-Displacement Curve

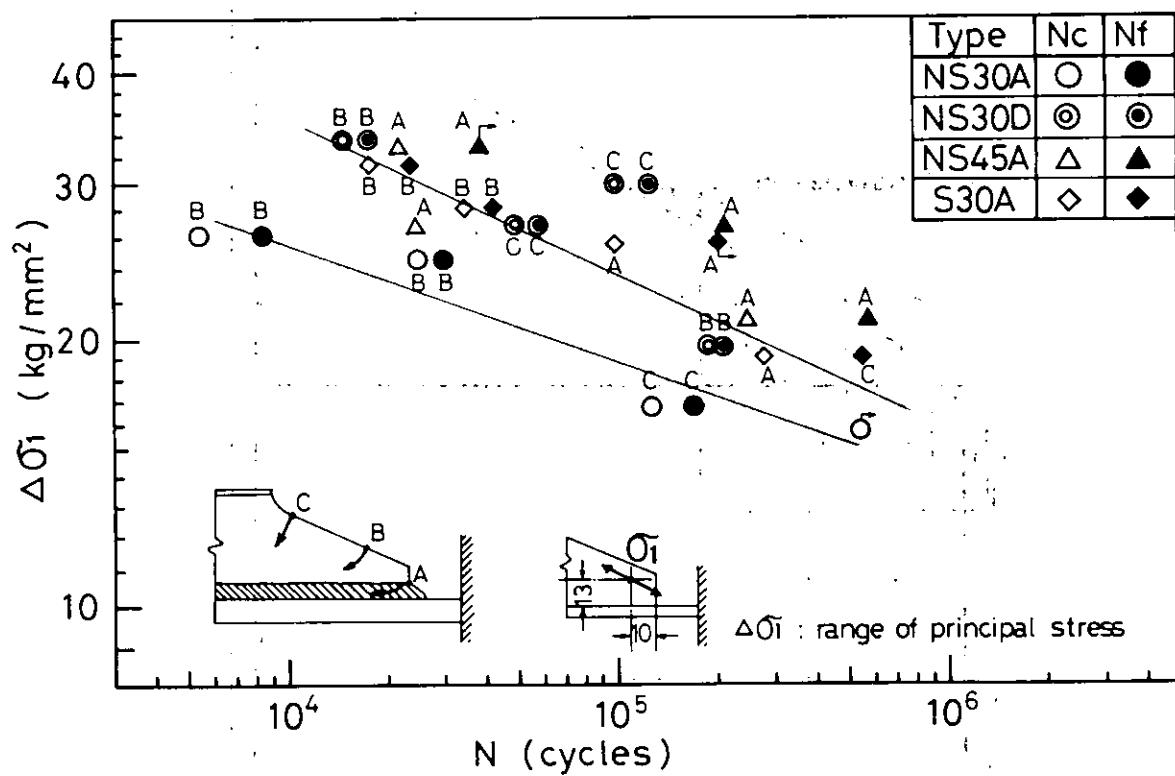


Fig. 3.2.15 $\Delta P \sim N$ Curve (Series I)

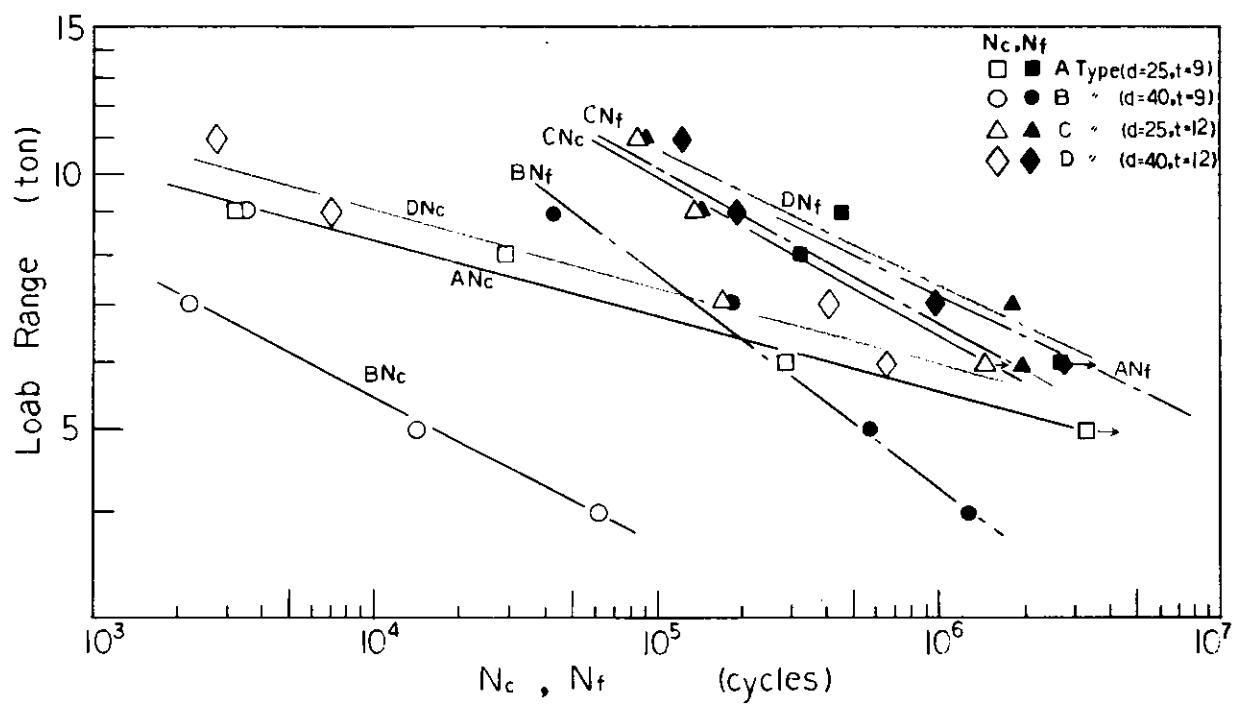


Fig. 3.2.16 $\Delta P \sim N$ Curve (Series II)

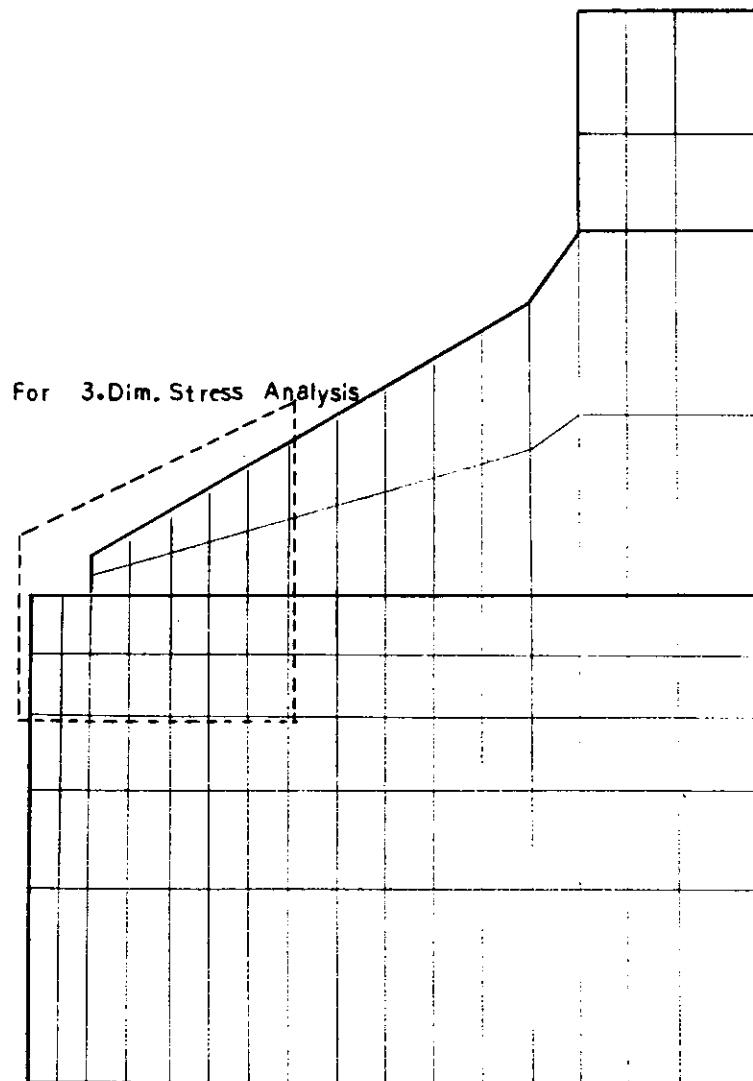


Fig. 3.2.17 Finite Element Mesh

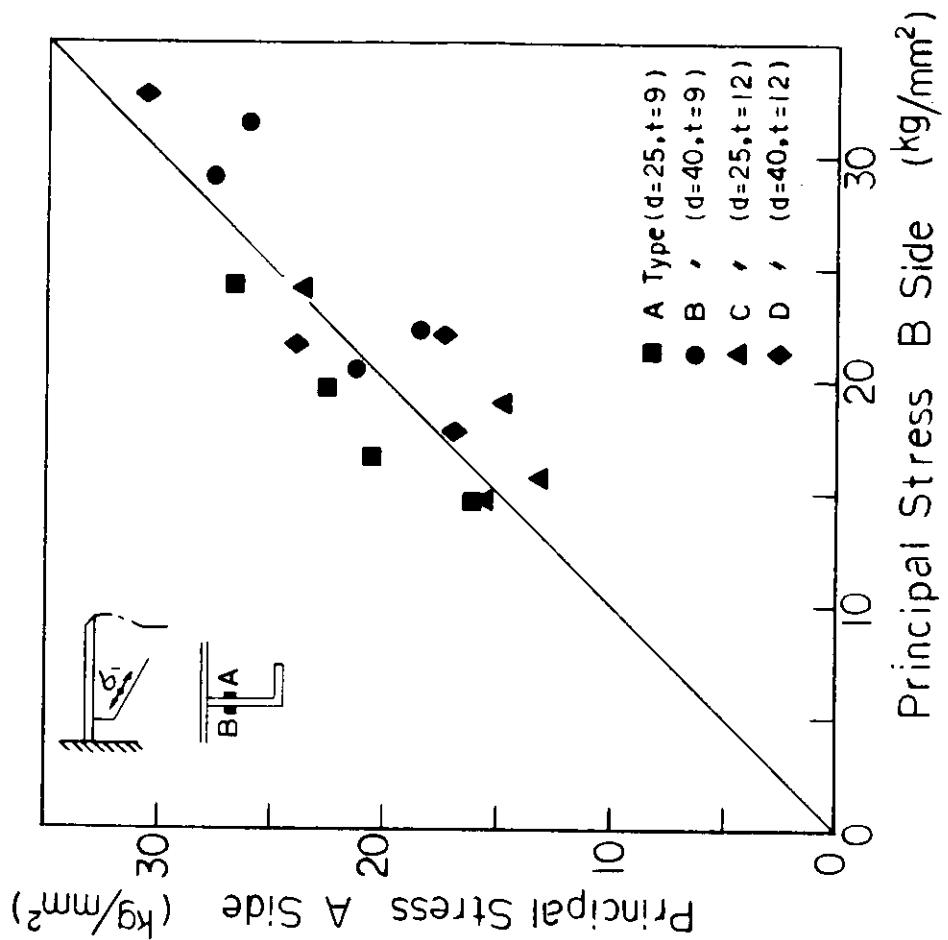


Fig. 3.2.19 Influence of Asymmetry of Stiffener Face Plate

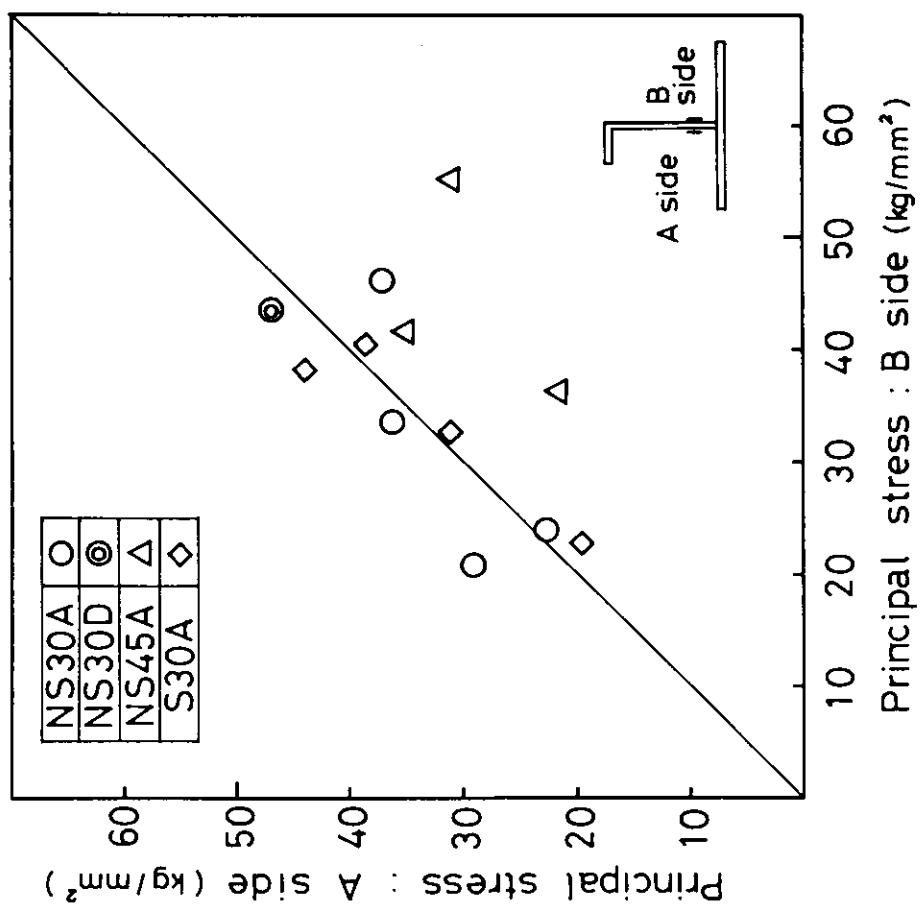


Fig. 3.2.18 Influence of Asymmetry of Stiffener Face Plate (Series I)

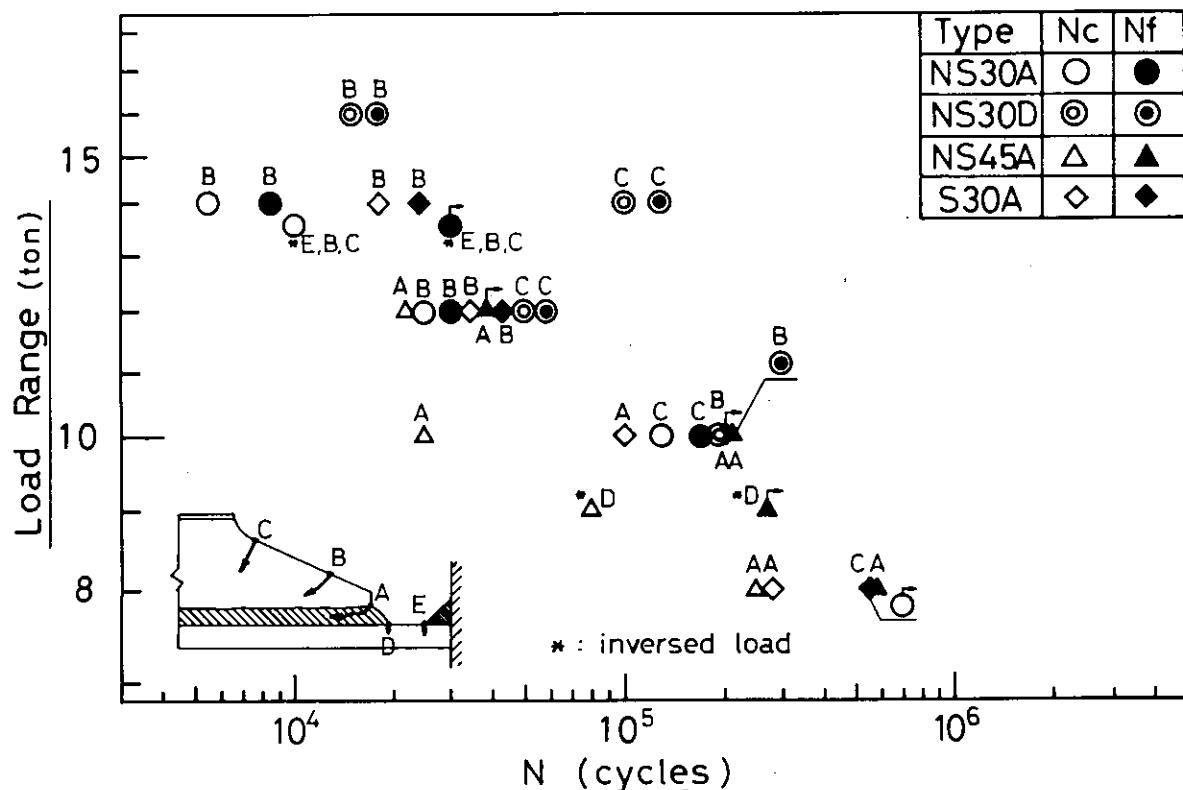


Fig. 3.2.20 $\Delta\sigma_1 \sim N$ Curve (Series I)

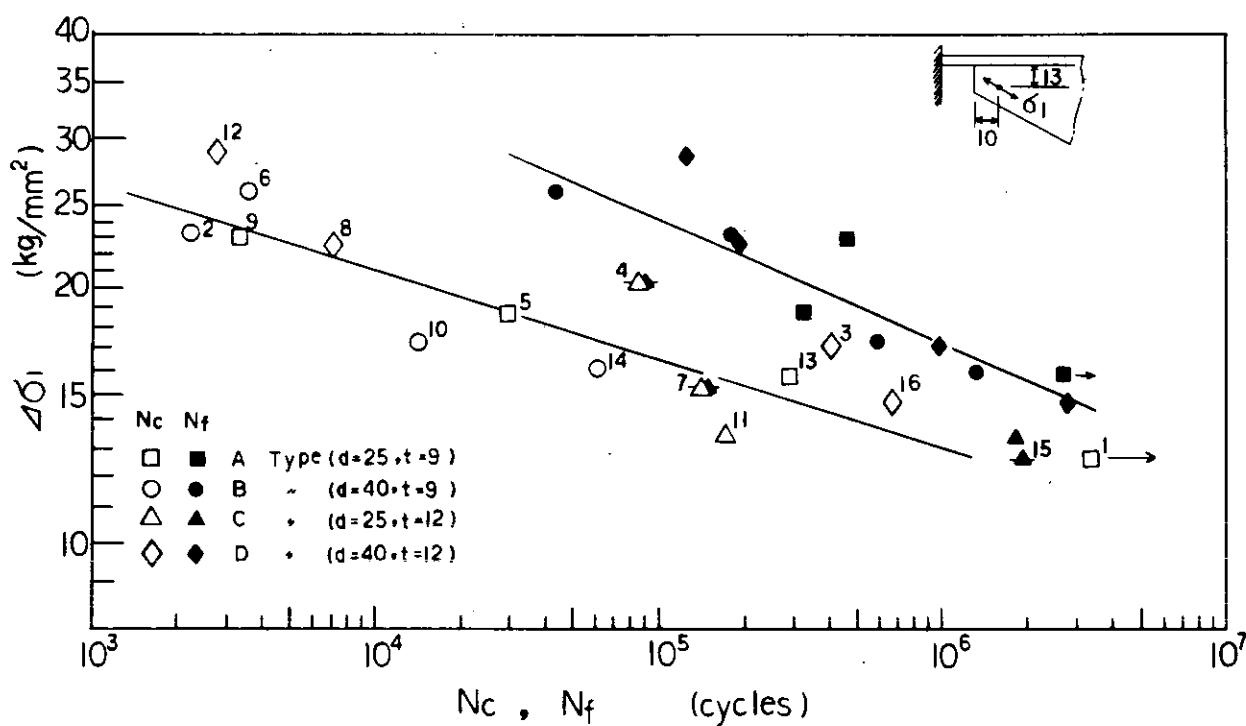


Fig. 3.2.21 $\Delta\sigma_1 \sim N$ Curve (Series II)

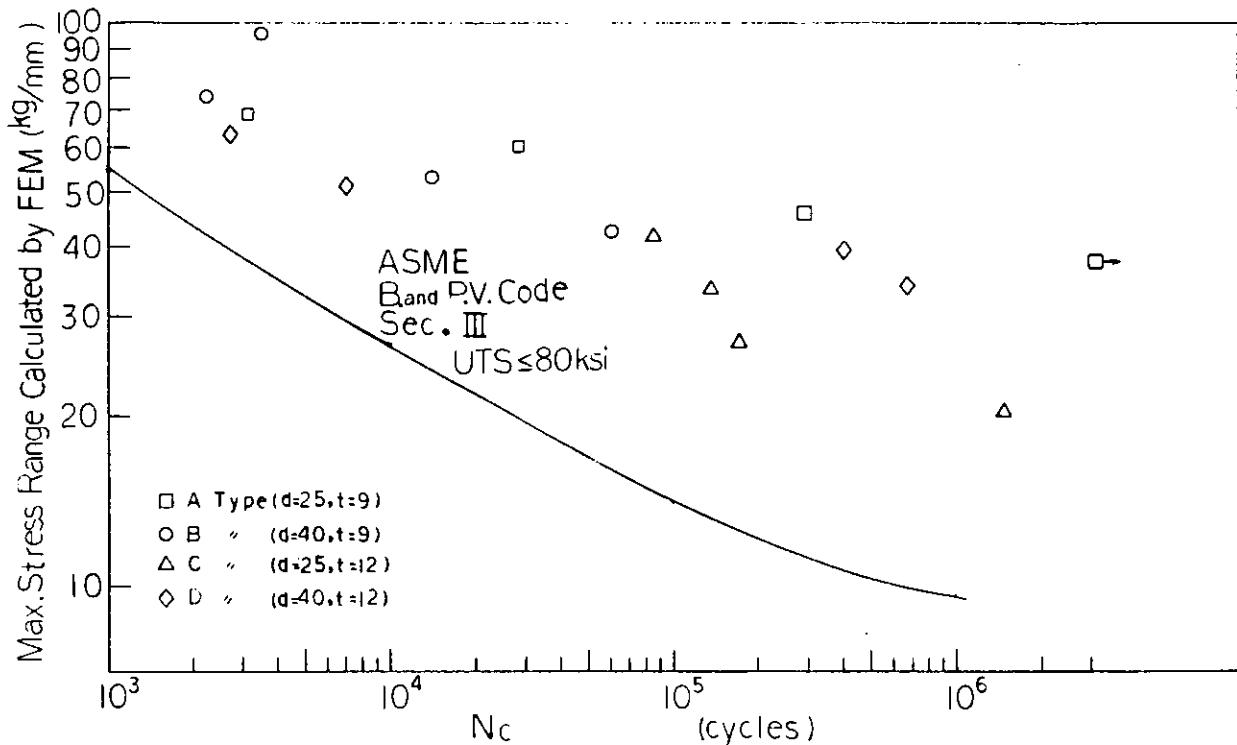


Fig. 3.2.22 S-N Curve (Series I)

3.3 防撓材のスニップ端の振動応力集中に関する研究

3.3.1 研究の目的

防撓材スニップ端に生ずる応力集中のため、この部分の振動疲労による破損例が少くない。本研究は、有限要素法によってスニップ端の応力解析を行い、その応力集中の様相を明らかにし、最も破損の可能性の小さいスニップ端形状を決定する指針を得ようとするものである。

3.3.2 計算モデル

防撓材スニップ端の応力集中を支配するパラメータとしては、(Fig. 3.3.1 参照)スニップエンド間隔 d 、防撓板の板厚 t_M 、防撓材スニップ端の高さ h 、さらには壁板の曲げ剛性などが考えられる。ここでは Fig. 3.3.1 のようにスパン長 1500 (mm)、防撓材寸法 $150 \times 90 \times 9$ のモデルにつき上述のパラメータを種々変化させて F. E. M. による振動モード解析を行い、これを基に、更にスニップ端近傍について 3 次元応力解析を試みた。用いた汎用解析プログラムは SAP IV である。

まず、振動モードの対称性を仮定して、Fig. 3.3.1 の斜線で示された $1/4$ の領域につき、Fig. 3.3.3 の要素分割を適用して、振動モードの解析を行った。

この要素分割においては、

- スニップエンド間隔 d の方向は、2 等分で、これは、 $d = 25, 30, 40$ のそれぞれの場合に同じである。
- 防撓材部については、フランジおよびウェブの板厚を対称性の仮定から半分に減じてある。
- ウェブ材の面内剛性は、面内曲げ挙動を表現し易いようなモードを含む SAP IV 特有の四辺形要素を用いて表現されている。

* 1 防撓材の非対称性の影響は無視できることが 3.2 の実験結果により明らかとなっている。

Fig 3.3.2 にて $t_w = t_m = 1.2$ (t_w , t_m はそれぞれ壁板, 防撓材の板厚), $d = 3.0$ の代表的な例についての振動モードを示す。これより、防撓材端部の応力集中は曲げ剛性の不連続に大きく影響されることが予想される。

以上の要領で板構造としてのモデル化により求めた振動モードにつき Fig 3.3.3 に示された破線で囲まれた領域を Fig 3.3.4 のように要素分割して 3 次元応力解析を行った。

- (i) 境界条件は u_{yQ} (スパン中央点のたわみ) = 1 (mm) の振動モードに対応する強制変位を与えた。
- (ii) 3 次元要素としては、板曲げ挙動を表現し易い変形モードを含む SAP IV 特有の 8 節点立体要素を用いた。
- (iii) Fig 3.3.4(a) にて, $d = 3.0$ の場合の要素分割平面図および側面図, Fig 3.3.4(b) にて, $d = 2.5$, $d = 4.0$ の場合の側面図を例示した。

また、Fig 3.3.4(c) にて、防撓材スニップ端の高さ $h = 9$ の場合の要素分割側面図である。

- (iv) 溶接すみ内脚長は 6 mm とした。

3.3.3 計算結果

防撓材スニップ端部近傍のどこに最大応力が現れるかは、壁板剛性、主板の板厚、防撓材端部の高さ h 、スニップ端間隔 d により異なる。以下 Fig 3.3.4(a)(b) にて示された代表点 A, B, C, D の各応力値を比較する。^{*2)}

(1) 壁板の回転剛性および主板の板厚の影響

Table - 1 にて壁板の剛性を変えた時の主板の各板厚に対する最大応力値を示す。なお、この場合スニップエンド間隔 $d = 3.0$ 、防撓材端部の高さ $h = 1.5$ である。

- (a) 壁板の剛性が大きいと、壁板側のすみ内部 C 点近傍の応力が高くなる。逆に、壁板の剛性が小さくなると、防撓材すみ内部 (A, B 点の近傍) の応力集中が高くなる。
- (b) 主板の板厚 t_m が小さいとスニップ端部の応力集中は特に顕著となる。

なお、Fig 3.3.5 にて $t_m = 1.2$ の場合について t_w を変えたときのスニップエンド部 (Fig 3.3.1 の P, Q に沿って) における σ_x の分布の変化を示した。

(2) スニップ端間隔 d の影響

Table - 2 にてスニップ端間隔 d を変化させたときの主板の各板厚に対する最大応力値を示す。なおこの場合、壁板の剛性一定 ($t_w = 1.2$)、防撓材端部の高さ $h = 1.5$ である。

- (a) スニップ端間隔 d を縮めると防撓材端部のすみ内下部 B 点近傍の応力値は下がるが、その他の点では目立った応力集中の緩和は見られない。

(3) 防撓材端部の高さ h の影響

防撓材端部の高さ $h = 1.5$ を 9 (mm) に下げたときの比較を Table - 3 にて示す。この場合、壁板の剛性は一定 ($t_w = 1.2$) とし、主板の板厚 t_m とスニップ端間隔 d を変えた場合の計算を行っている。

- (a) 防撓材端部の高さ h を小さくすれば防撓材端部のすみ内部 (A, B 点近傍) の応力集中を大幅に緩和することができる。

(b) 防撓材の壁板端部すみ内の C 点近傍および防撓材 D 点近傍の応力については目立った軽減効果が現れていない。

(4) 代表的な例についての応力分布

Fig 3.3.6 にて、 $t_w = t_m = 1.2$, $d = 4.0$, $h = 1.5$ の場合についてのスニップ端近傍部における主応力分布を示す。これらは要素表面の中央点における値である。

Fig 3.3.6(a) は、防撓材の上端に沿っての最大応力 σ_x 、同図(b) はスチフナが付着した側の主板表面の主応力分布を表わす。

* 2) ここで解析に用いられた SAP IV の 8 節点固体要素では、応力値は、要素中心および要素各表面の中心点におけるものが出力される。従って、B, C 点の応力値は適当な外挿によって推定されたものである。

3.3.4 考 察

以上の解析結果よりスニップ端部の応力集中を軽減する方策として、次のものが考えられる。

- (i) 防撓材端部の高さ h を工作可能な限り小さくする。
- (ii) スニップエンド間隔もできるだけ小さくとる。
- (iii) 壁板の板厚あるいは防撓板の板厚などは設計上の他の条件により決定されるのでスニップ端の応力集中を避けるだけのための選択の幅は小さい。ただ、主板の板厚 t_M が 9 mm 程度になると、ここで考えているスニップ端の諸寸法の範囲内では、かなり大きな応力集中が見られる。従って、この観点からは、起振源の近くにおいて主板の板厚を増すことは意味がある。

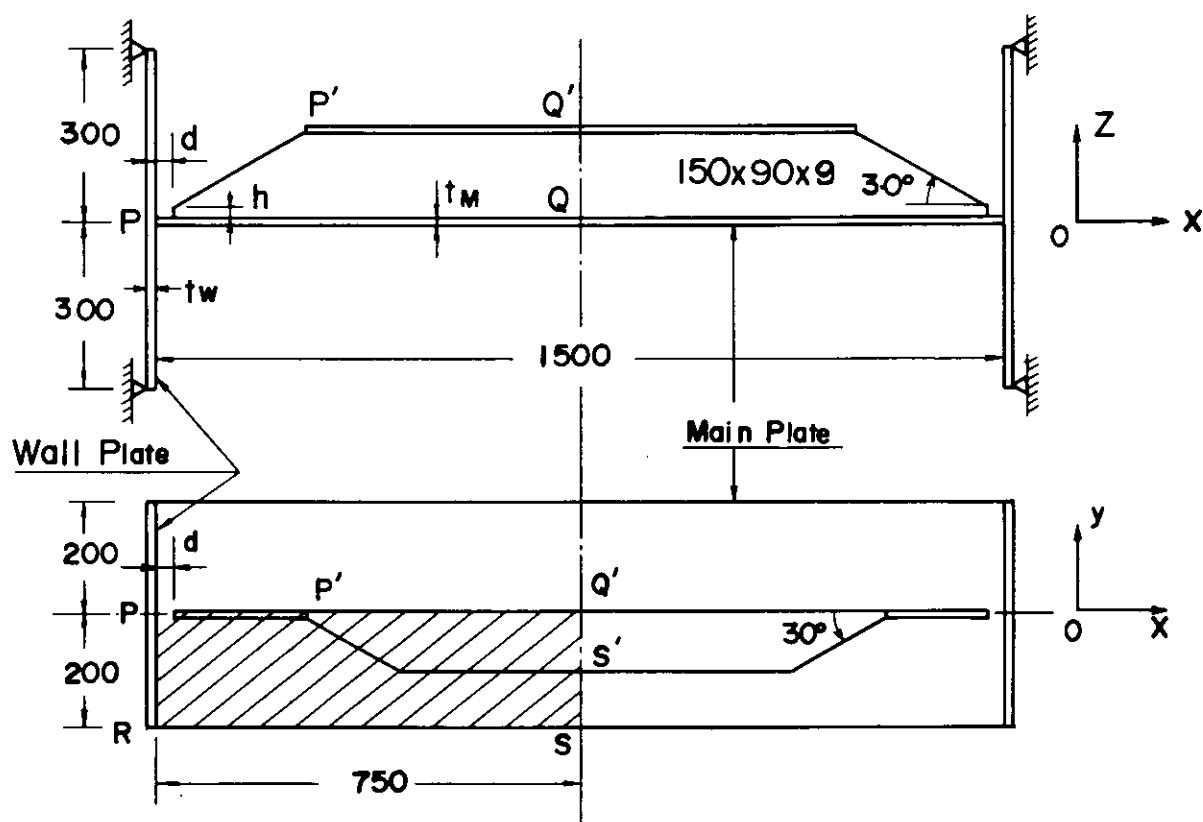


Fig. 3.3.1 Model for Analysis

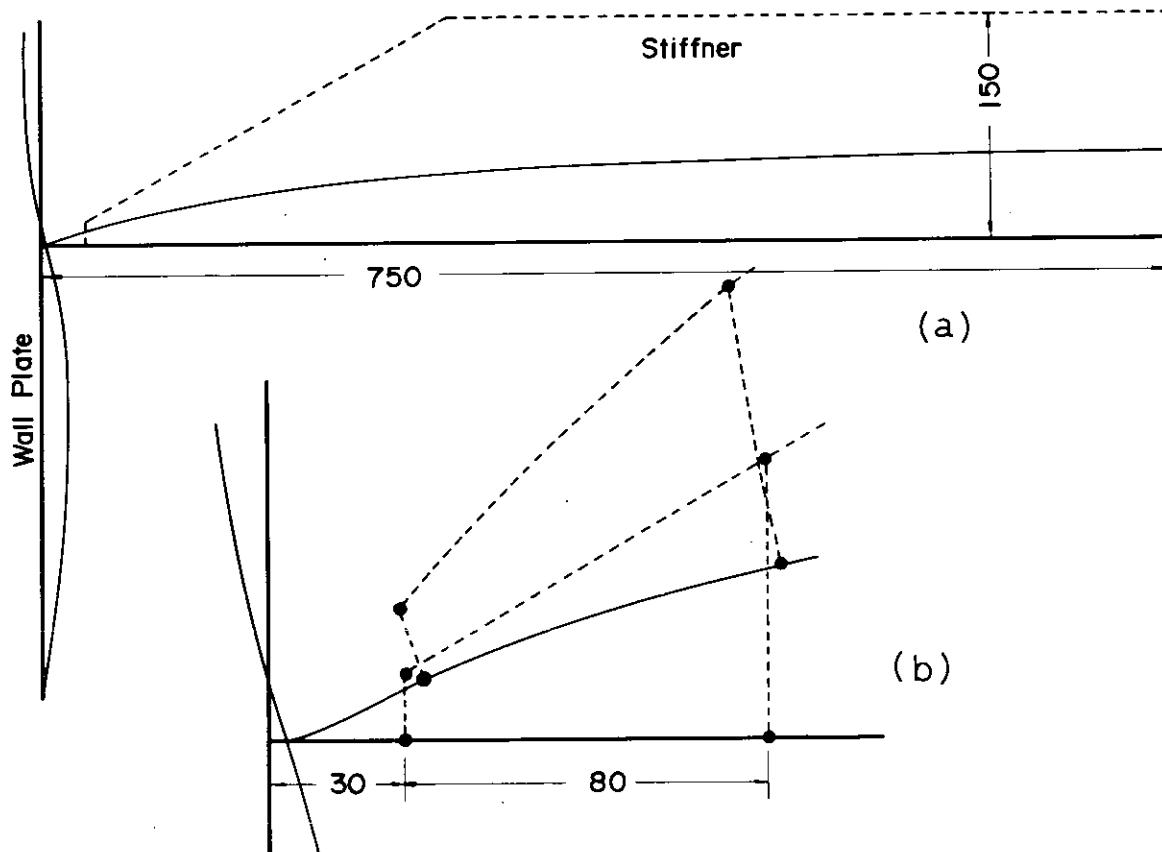


Fig. 3.3.2 Vibration Mode

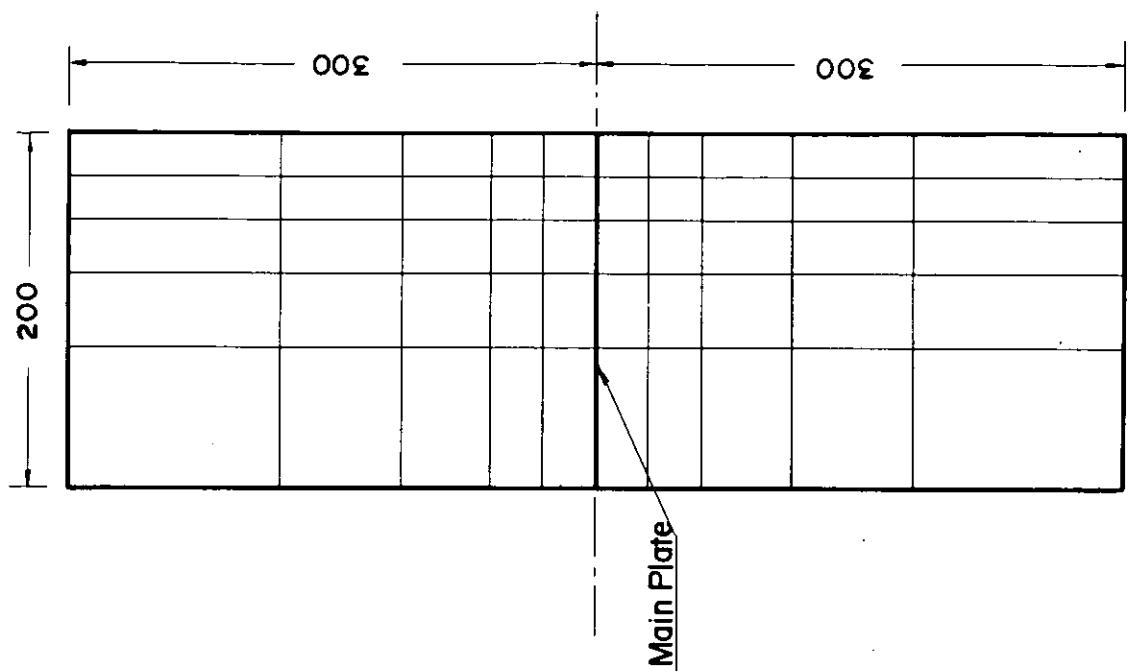


Fig. 3.3.3 (b) Mesh Pattern of Wall Plate

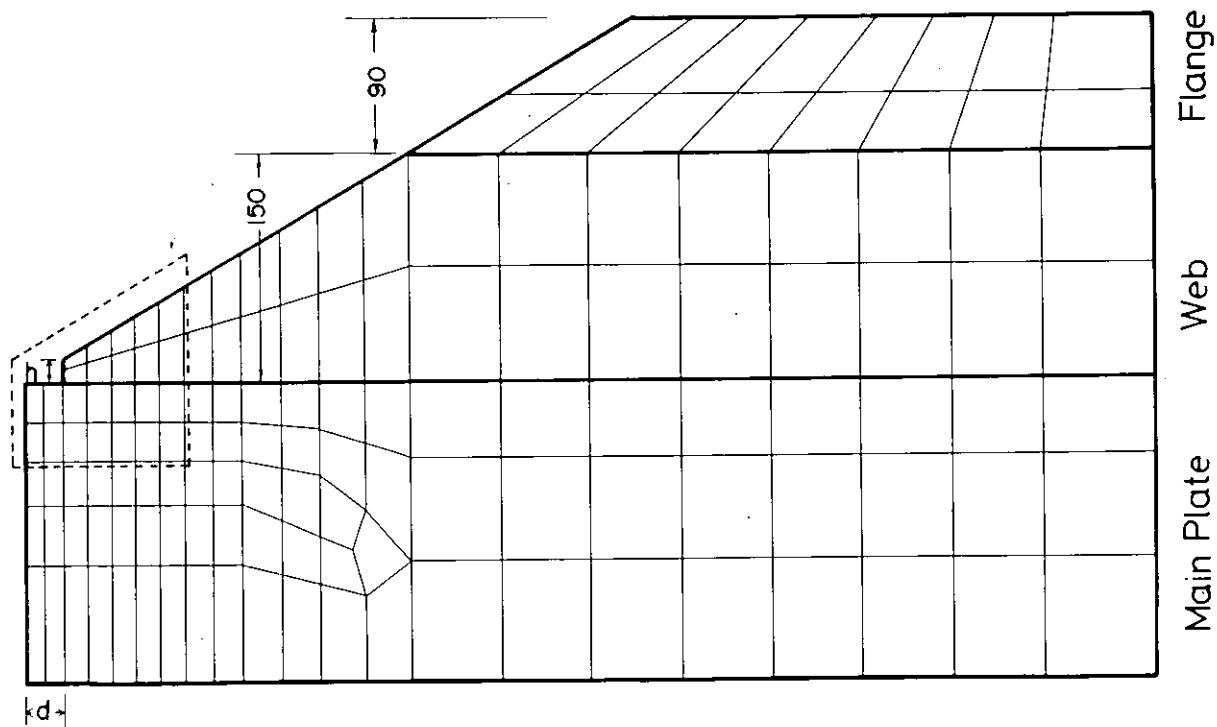


Fig. 3.3.3 (a) Mesh Pattern for Stiffened Plate

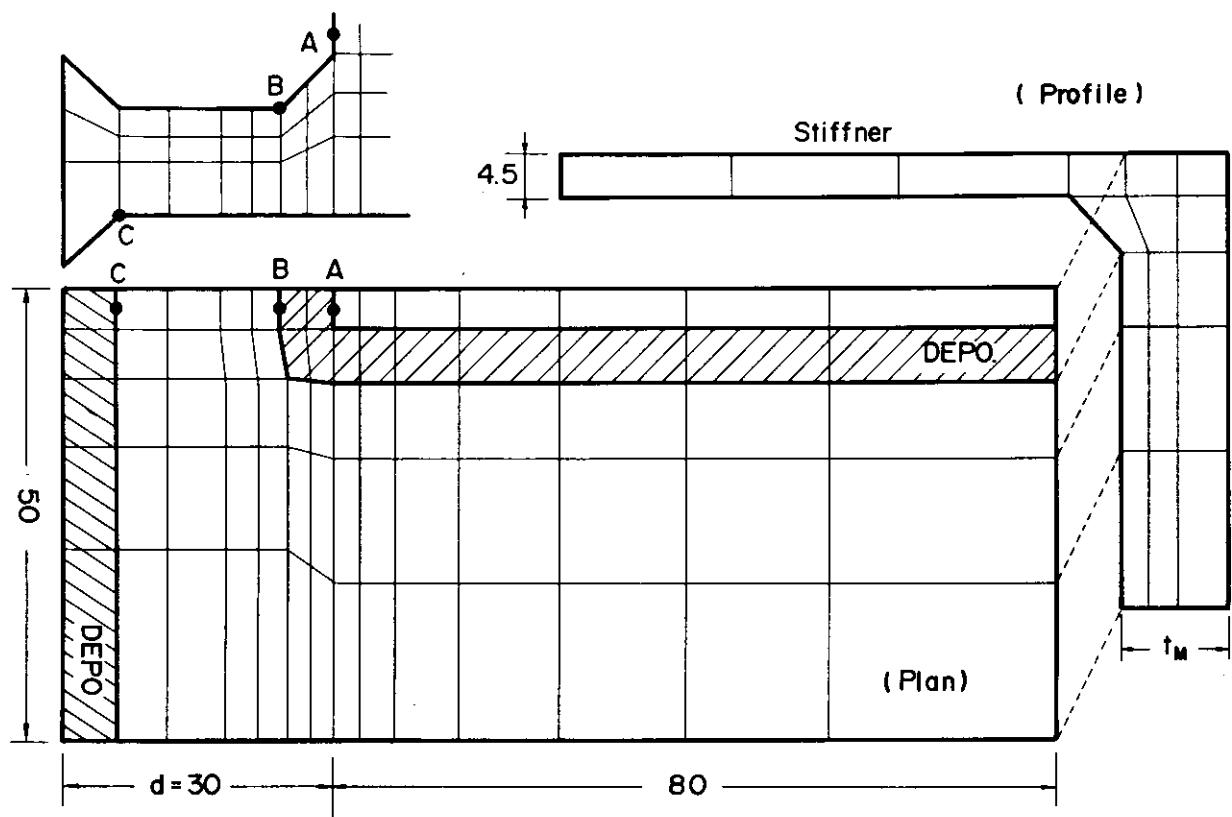


Fig. 3.3.4 (a) Mesh Pattern for 3-Dim. Stress Analysis

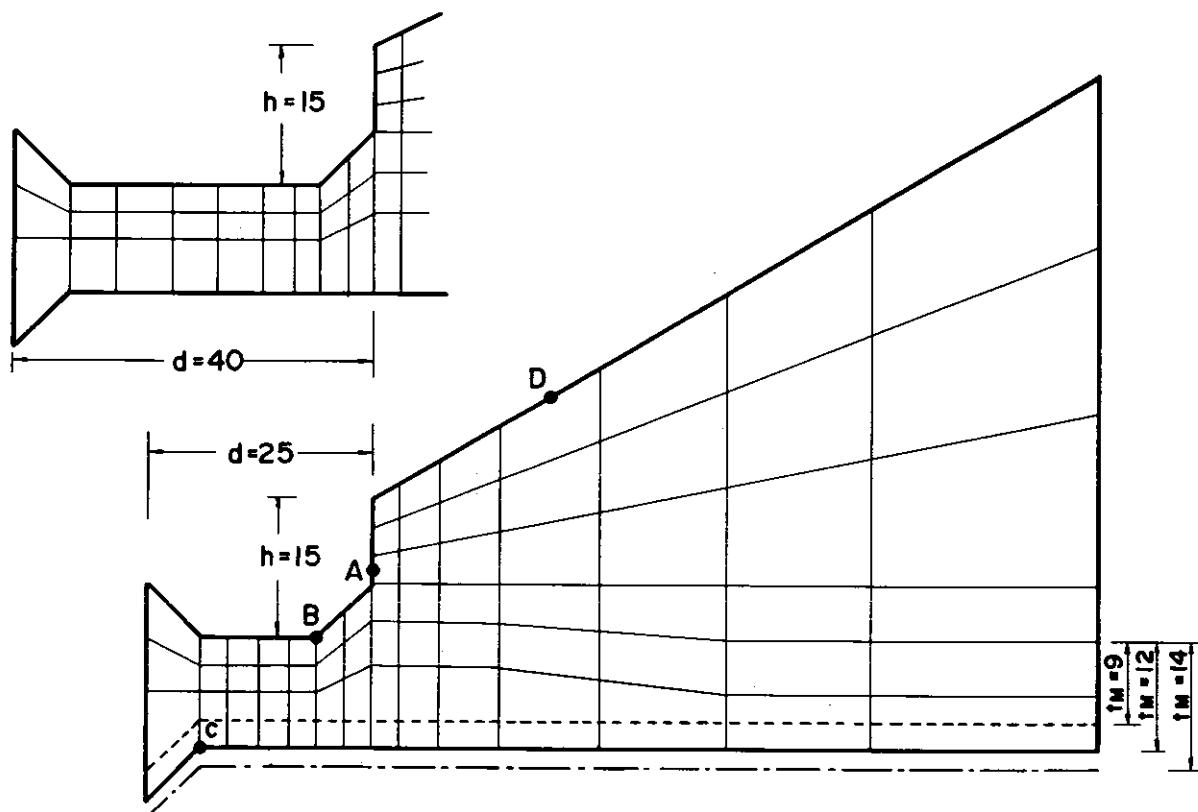


Fig. 3.3.4 (b) Mesh Patterns for 3-Dim. Stress Analysis (Profile)

Table 1 Stress Concentration at a Snip End for Various Thickness of Wall Plate (kg/mm²)

t_M	t_w	A	B	C	D
12	14	29	23	27	22
12	12	33	28	23	24
9	9	39	40	12	26
14	17	21	11	22	19
14	14	25	18	18	21
12	12	29	24	15	22
9	12	42	41	46	26
9	9	46	53	35	27

Note : $d = 30, h = 15$

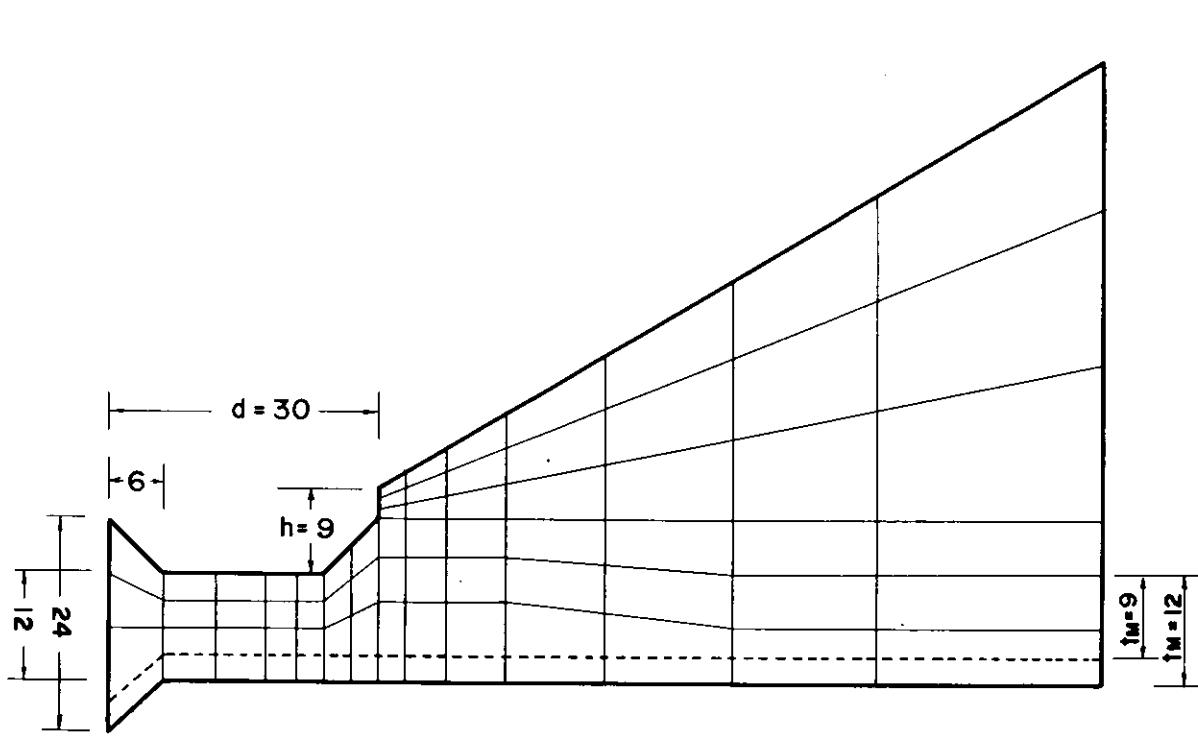


Fig. 3.3.4 (c) Mesh Pattern for Lower Snip-End-Height (Profile)

Table 2 Stress Concentration for Various Snip End Distances (kg/mm²)

t_M	d	A	B	C	D
12	25	32	23	21	24
12	30	33	28	23	24
9	40	34	34	24	23
9	25	39	34	44	26
9	30	42	42	46	26
9	40	43	52	47	25

Note : $t_w = 12, h = 15$

Table 3 Effect of Snip End Height (kg/mm^2) ($t_w = 12$)

t_M	d	h	A	B	C	D
12	30	15	33	28	23	24
	40	9	20	22	19	24
	40	15	34	34	24	23
9	30	9	21	27	20	24
	40	15	42	41	46	26
	40	9	26	31	39	28

Note: $t_w = 12$

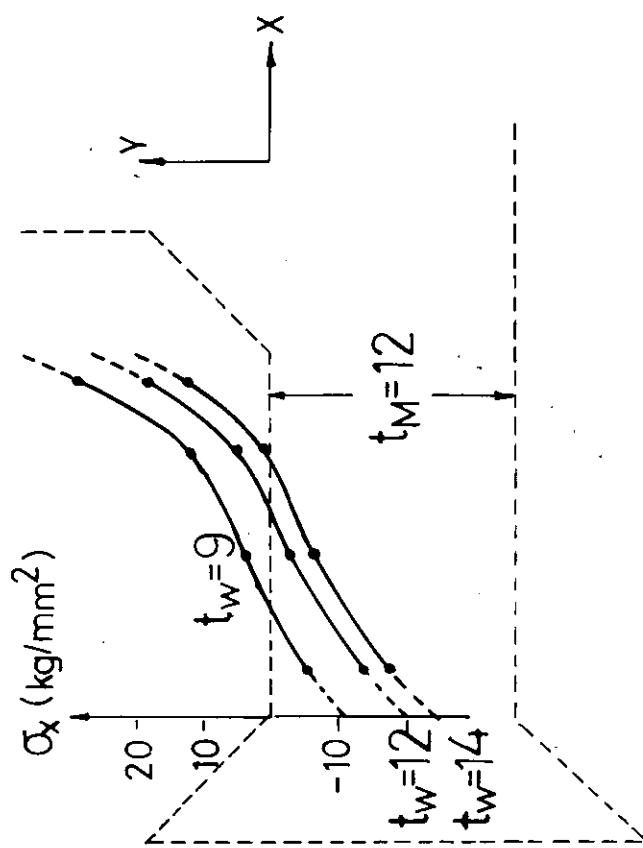
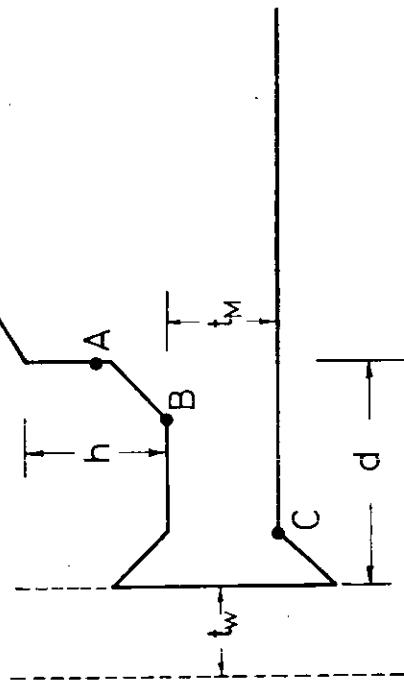


Fig. 3.3.5 Distribution of σ_x at Snip-End ($t_w = 12$, $d = 30$, $h = 15$)



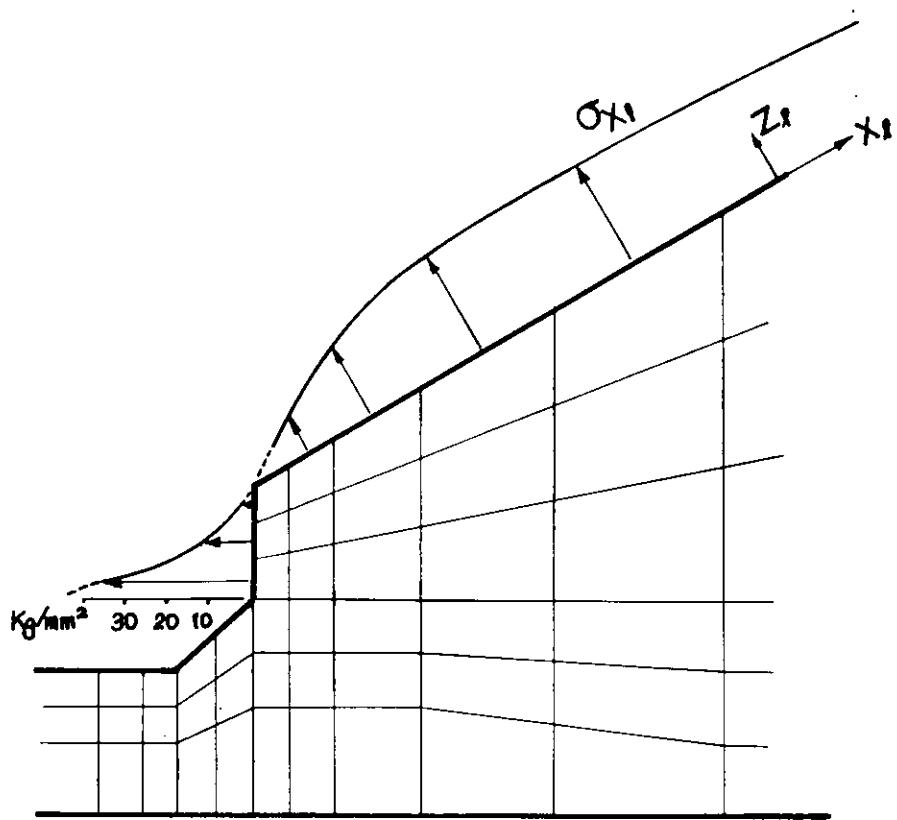


Fig. 3.3.6 (a) Distribution of σ_{x_1} along Upper Side of Stiffener ($t_M = t_w = 12$, $d=40$)

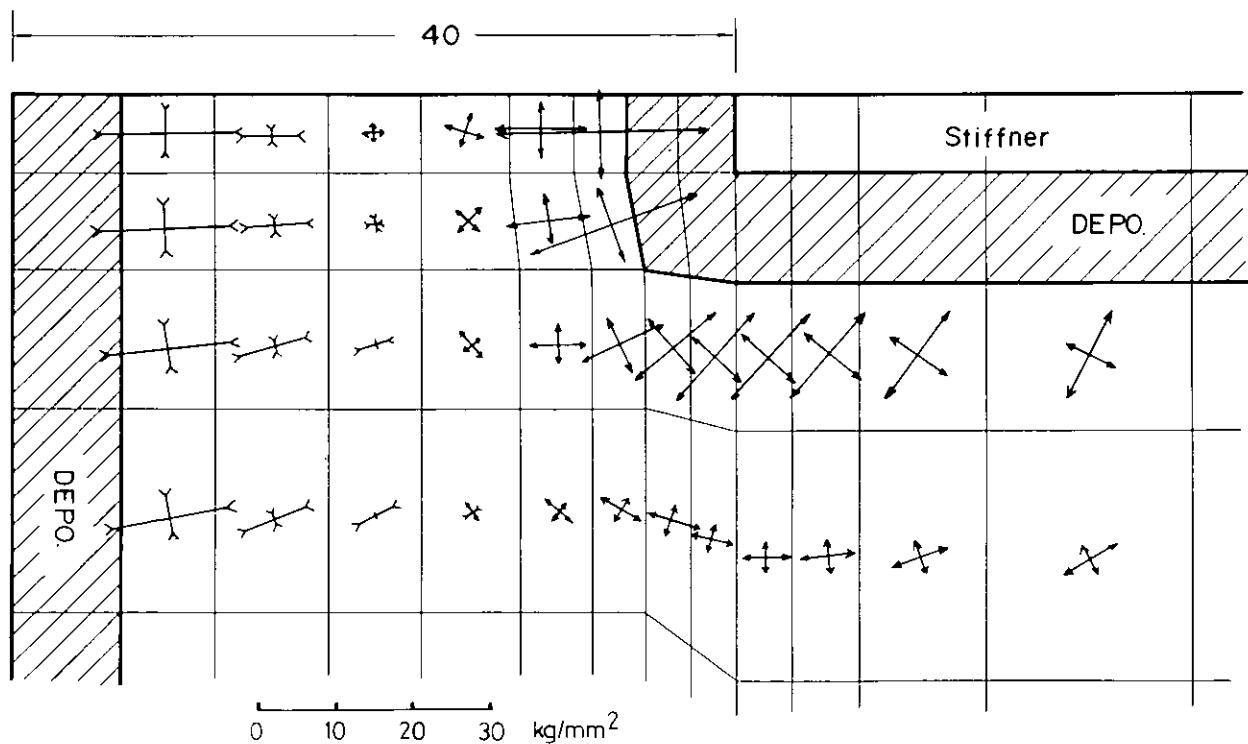


Fig. 3.3.6 (b) Distribution of Principal Stresses—Stiffener Side— ($d=40$, $t_w = t_M = 12$)

3.4. 軽目孔構造の強度研究

3.4.1. 研究の目的

二重底の桁板、肋板止水隔壁板には、軽目穴と呼ばれる開孔があり、この周辺に座屈や、クラックを発生した損傷事例が多い。

この開孔による強度低下については造船学会船体構造委員会関東地区部会の開孔小委員会による開孔基準等があるが、補強された開孔板の強度の研究は十分であるとは言えず、補強の方法についての検討が必要と考えられる。

ここでは軽目穴構造の損傷対策として、いかなる補強方法が最適であるかを、座屈強度について検討を行った。

3.4.2. 計算モデル

軽目穴の形状には、円及び長円が多く、ここでは代表的なものとして長円を取り上げる。船体構造における開孔を持つパネルの典型的な一例としてFig 3.4.1.に示すものを取り上げ、本計算の基本形状とした。計算条件はFig 3.4.2.に示すように、荷重条件は剪断曲げ圧縮の3種類、周辺条件は支持条件とした。

以上の基本形状にFig 3.4.3.に示す各種の補強を行ない、弾性座屈解析を行った。Table 3.4.1.には計算を行った荷重条件を一覧表として示す。

計算のモデル化は次のようにした。

- Bシリーズのスチフナ補強では、スチフナ高さと同じ巾の有効巾をもつT型の断面として曲げ剛性を求めた。
- Cシリーズのリング補強では C.G. Anderson の式により、長辺を径とする円として有効巾を求めた。

C.G. Anderson の式

$$A = B_{eff} \cdot t \quad B_{eff} = 2 \bar{\alpha} b$$

$$\bar{\alpha} = \frac{1}{\beta} \times \frac{\sin \beta \cos \beta + \sinh \beta \cdot \cosh \beta}{\cos^2 \beta + \cosh^2 \beta}$$

$$\beta = \frac{1.32 b}{\sqrt{t \cdot r}} \quad r = \text{半径} \quad b : \text{リング巾の} \frac{1}{2}$$

- Dシリーズのダブリング補強ではその部分の板厚を2倍とした。

計算結果の整理は、各座屈応力をオイラーの応力で除した座屈値 k で行った。オイラーの応力は次式で求めた。

$$\sigma_e = \frac{E\pi}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 = \frac{21000 \times \pi}{12(1-0.3^2)} \left(\frac{12}{1800} \right)^2 = 0.269$$

3.4.3. 計算結果

1) 弾性座屈解析結果

剪断、曲げ、圧縮の単一荷重による座屈値をFig 3.4.4.からFig 3.4.9.に示す。これらの図は縦軸に補強モデルの座屈強度を無孔板の座屈強度で除した値を取り横軸には、Fig 3.4.4.からFig 3.4.6.は無孔板に対する補強板の重量比を取りFig 3.4.7.からFig 3.4.9.は開孔の長辺の長さに対する補強材の巾を取った。

これらの図から補強方法にかかわらず、無孔板と同程度の重量となるまで補強すれば、補強板と同程度の強度となり得ることがわかる。さらにスチフナ、フェイスプレートでは開孔の長辺の $\frac{1}{6}$ 程度の巾の補強で補強限界となることがわかる。次に、剪断と曲げ、剪断と圧縮が同時に作用した場合の相関曲線をFig 3.4.10からFig 3.4.14に示す。Fig 3.4.10からFig 3.4.12では100ミリ巾の補強材を付けたものであり、Fig 3.4.13, 14では補強限界の最小巾と考えられるものとしてフェイスプレートでは120ミリ、スチフナでは84ミリを取り、補強限界のないダブルングでは100ミリ、160ミリ、225ミリについて求めたものを示す。

これらの図から剪断荷重に他の荷重が重畠される場合にはスチフナでは強度の低下率が小さく、非常に有効である。

2) 弹塑性座屈解析結果

本計算は純剪断荷重下で、基本形状の開孔板と、それに対し、それぞれ巾 100 ミリのフェイスプレート、スチフナ、ダブリングで補強された、補強開孔板について行った。

$$E = 21000.0 \text{ kg/mm}^2$$

$$E_t = 0.0 \quad "$$

$$\sigma_y = 24.0 \quad "$$

本計算結果を Fig. 3.4.15 に断面の全塑性崩壊値とともに示す。又 Fig. 3.4.16 から Fig. 3.4.20 に塑性域分布と座屈モードを示す。

本計算結果によれば、この程度の板厚比の開孔板ではほとんどが弾塑性座屈を生じ、その荷重は断面の全塑性崩壊値にほぼ等しいことがわかる。そのため、面内崩壊値が上昇しない。スチフナ補強はフェイスプレート、ダブリングに比較し、補強効果がない。

3.4.4 考 察

Fig. 3.4.13, 14 に見られるように開孔を有するパネルは無開孔パネルに比較して強度が著しく低下する。特に剪断強度の場合について著しい。それ故剪断強度に対しての補強が重要である。

剪断強度に対してはこれらの図から、どの補強方法によってもほぼ無孔板と同程度まで強度を向上させ得ることがわかる。スチフナではわずかに無孔板の強度を越えることができないが、実用上は問題がないと考えられる。又、ダブルングは無孔板の強度に対し、比例的な強度上昇を示し、よい補強方法である。重量を考慮するとスチフナによる補強が最も効率的である。さらにスチフナは剪断荷重に重畠する荷重があった場合の強度減少が小さく、船体構造では特によいと考えられる。

弾塑性座屈解析結果によると、この基本モデル程度の板厚化では、面内での塑性崩壊荷重とほぼ等しい荷重で座屈することがわかった。これは圧縮荷重についても同様の結果が報告されている。^{1), 2)} さらに、スチフナ補強は面内崩壊荷重を増大させる効果がほとんどないことが示された。それ故この種の板の開孔パネルでは座屈強度及び面内崩壊の 2 つについて同時に補強効果をもつものを考えねばならない。フェイスプレートでは補強限界があることを考えるとダブルングによる補強がよい。

以上により、今回の強度計算によって弹性座屈応力が面内崩壊荷重より小なるときはスチフナによって補強することがよく、大なるときはダブルングによる補強がよいことが結論づけられたが今後模型試験によって確認することが望まれる。

参 考 文 献

- 1) 藤田 謙他：有孔板の座屈強度について（その 2） 造船 Vol.126 昭和 44
- 2) " : " (その 3) " Vol.127 昭和 45

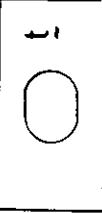
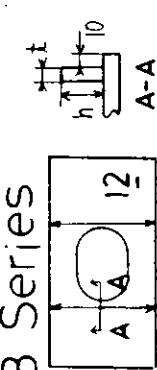
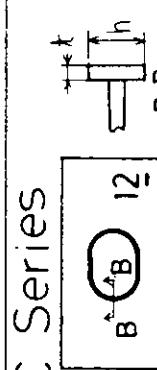
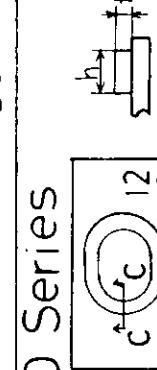
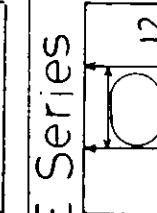
A Series	$t = 12$ 	$A0$ $A1$ $A2$ $A3$ $A4$	$t = 13$ $B1$ $B2$ $B3$ $B4$	$t = 14$ $C1$ $C2$ $C3$ $C4$
B Series		$B1$ $B2$ $B3$ $B4$	$h \times t = 50 \times 12$ " " " " " " " " "	$h \times t = 50 \times 12$ " " " " " " " " "
C Series		$C1$ $C2$ $C3$ $C4$	$h \times t = 50 \times 12$ " " " " " " " " "	$h \times t = 50 \times 12$ " " " " " " " " "
D Series		$D1$ $D2$ $D3$ $D4$	$h \times t = 100 \times 12$ " " " " " " " " "	$h \times t = 100 \times 12$ " " " " " " " " "
E Series		$E1$	$h \times t = 100 \times 12$	
F Series		$F1$	$h \times t = 100 \times 12$	

Fig. 3.4.3 Basic and Reinforced Models

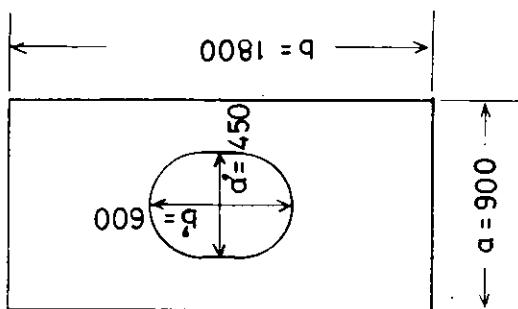


Fig. 3.4.1 Basic Model

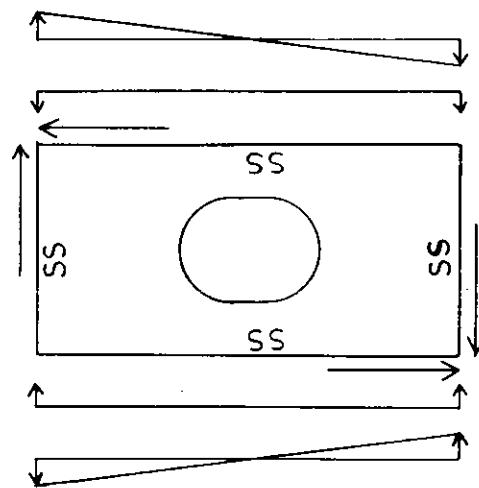


Fig. 3.4.2 Boundary Condition

Table 3.4.1 Load Condition of Each Model

STRESS	τ	$\tau + \frac{3\tau}{M}$																	
MODEL	A0	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	A1	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	A2	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	B1	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	B2	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	B3	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	B4	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	C1	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	C2	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	C3	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	C4	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	D1	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	D2	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	E1	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○
	F1	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○

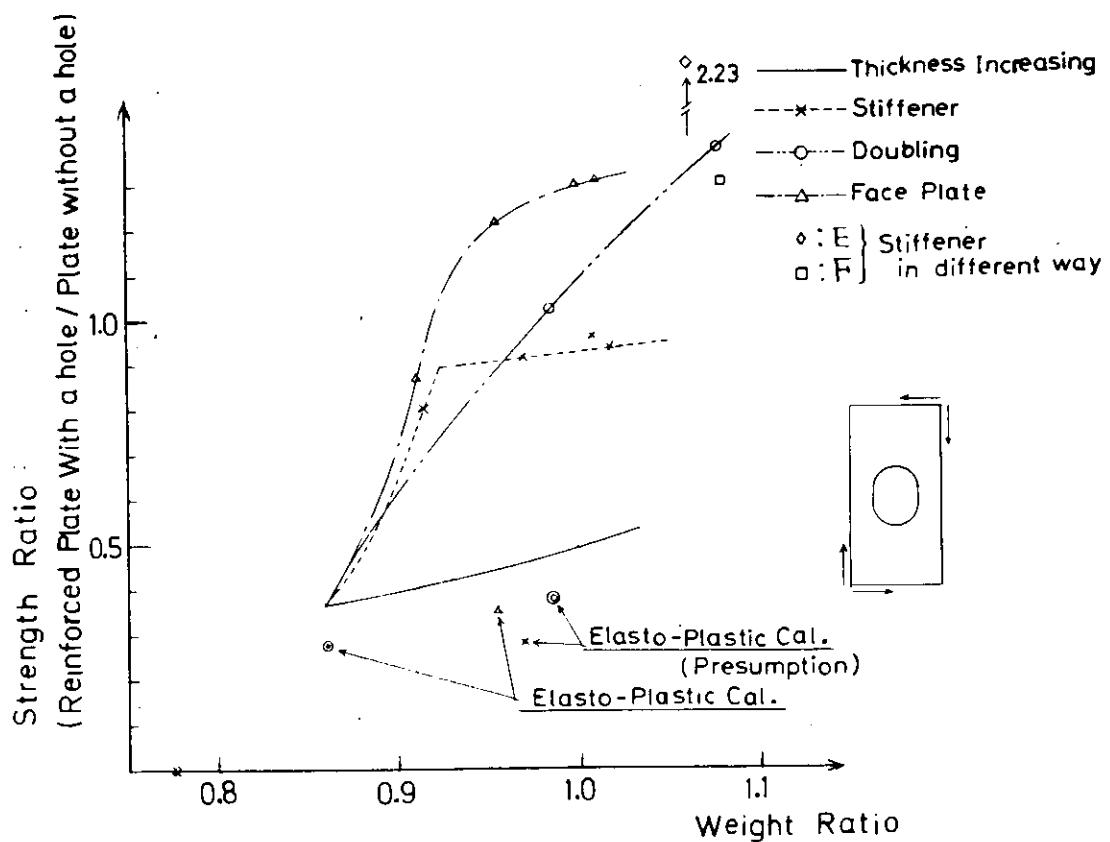


Fig. 3.4.4 Buckling Strength Subjected to Shear Force

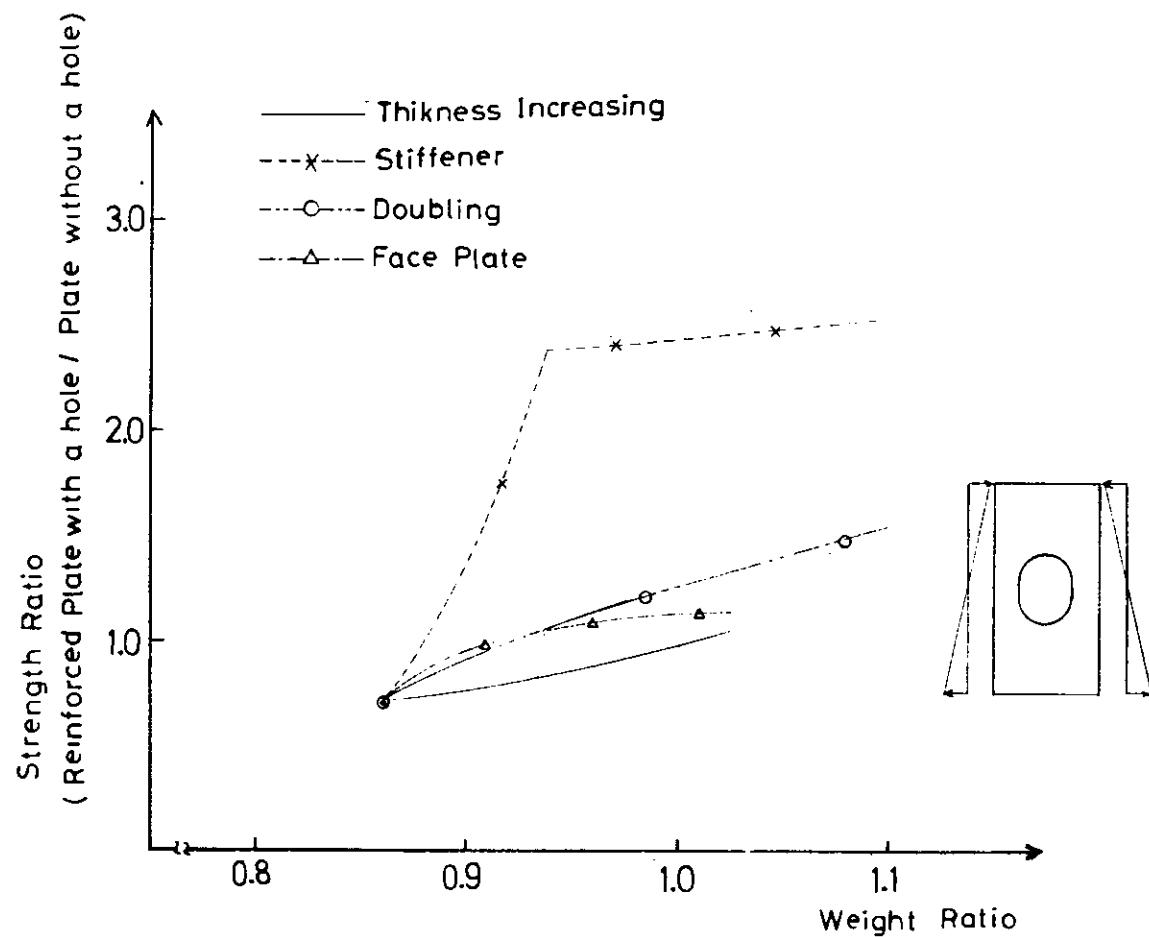


Fig. 3.4.5 Buckling Strength Subjected to Bending Force

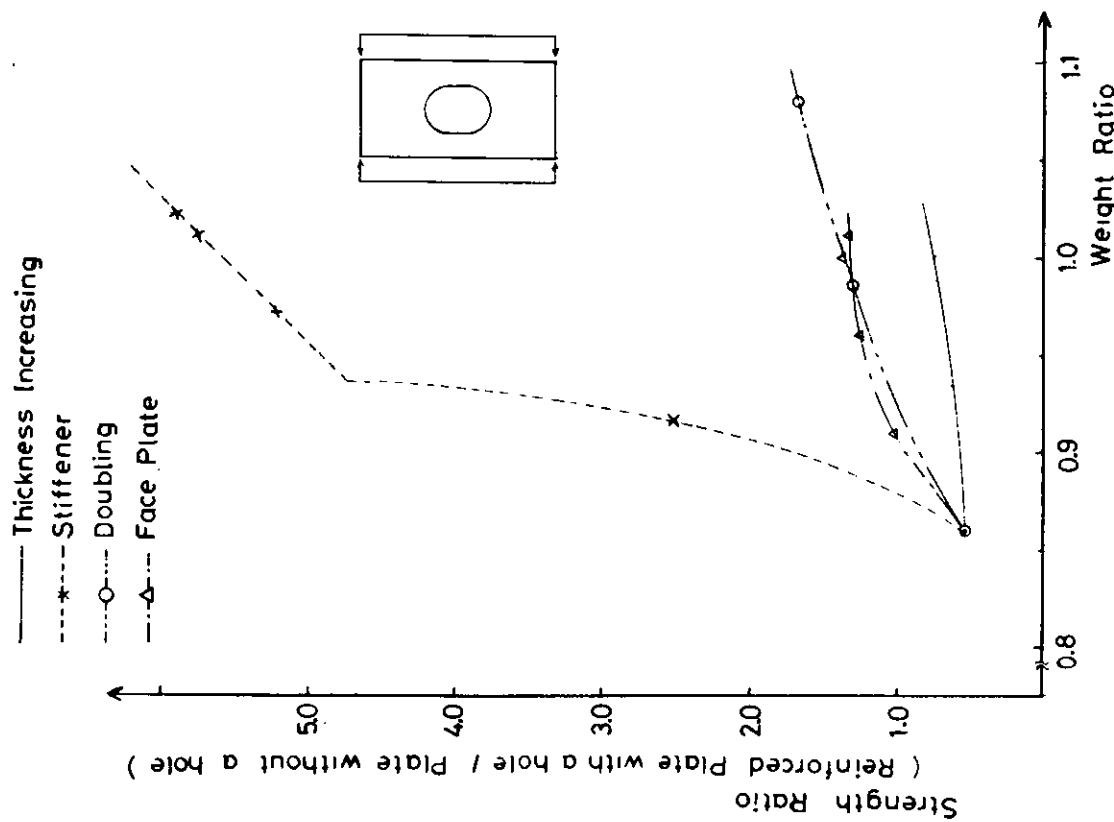


Fig. 3.4.6 Buckling Strength Subjected to Compressive Force

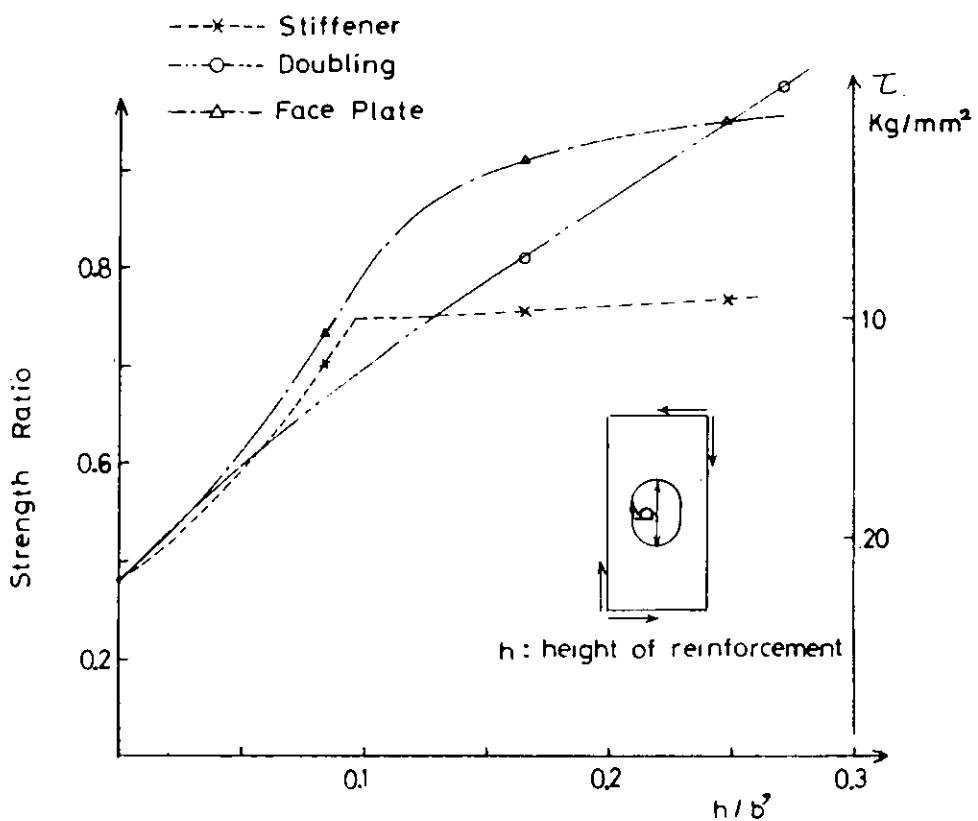


Fig. 3.4.7 Buckling Strength Subjected to Shear Force

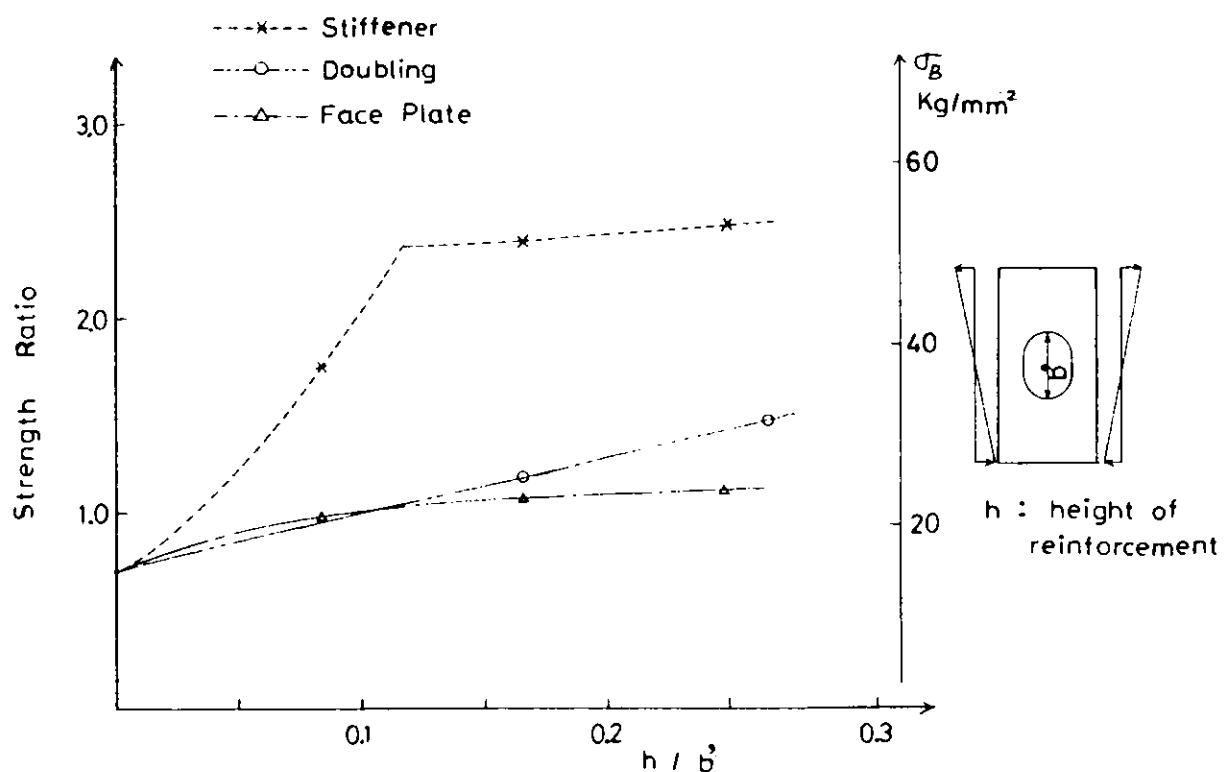


Fig. 3.4.8 Buckling Strength Subjected to Bending Force

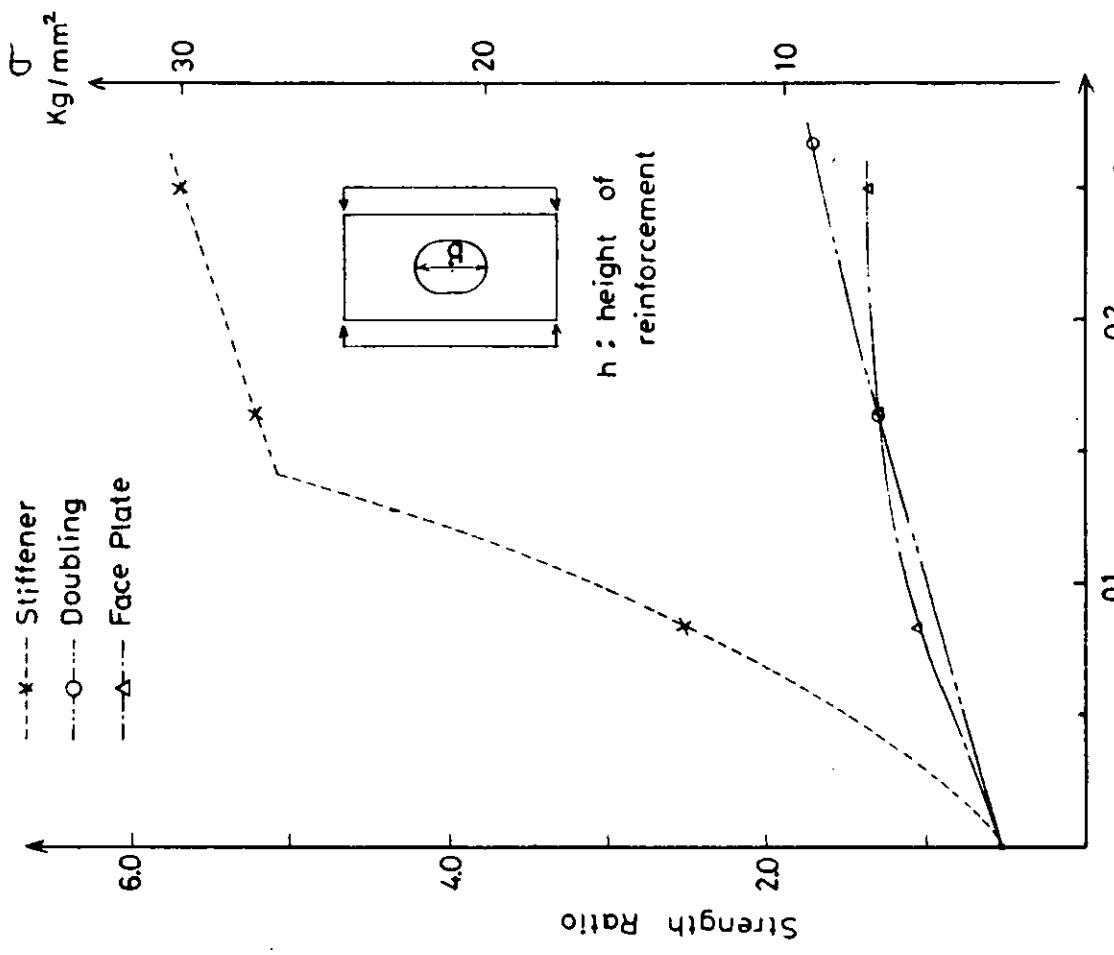


Fig. 3.4.9 Buckling Strength Subjected to Compressive Force

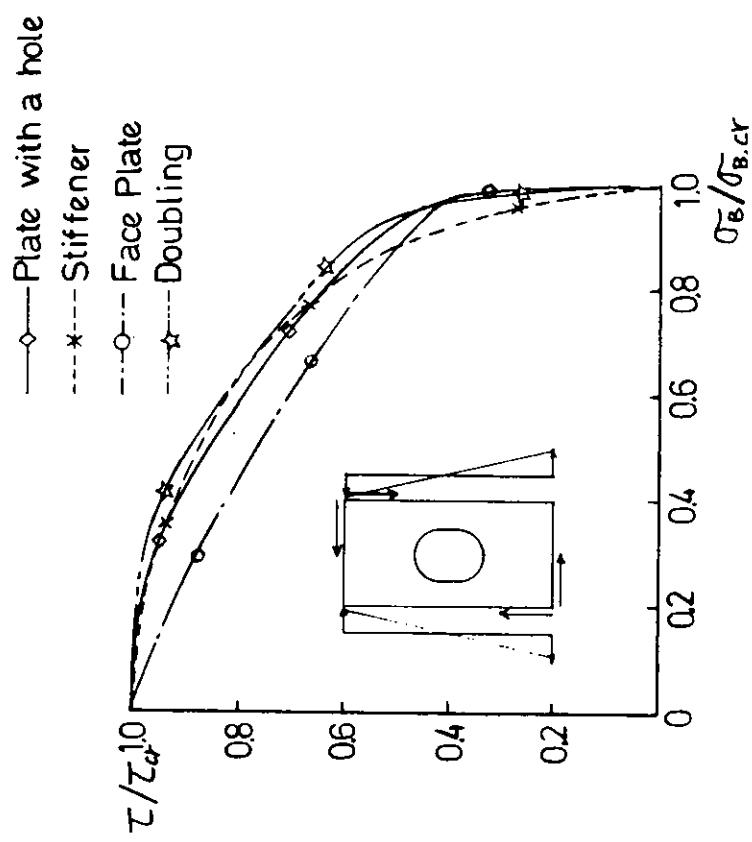


Fig. 3.4.10 Interaction Curve (Shear and Bending)

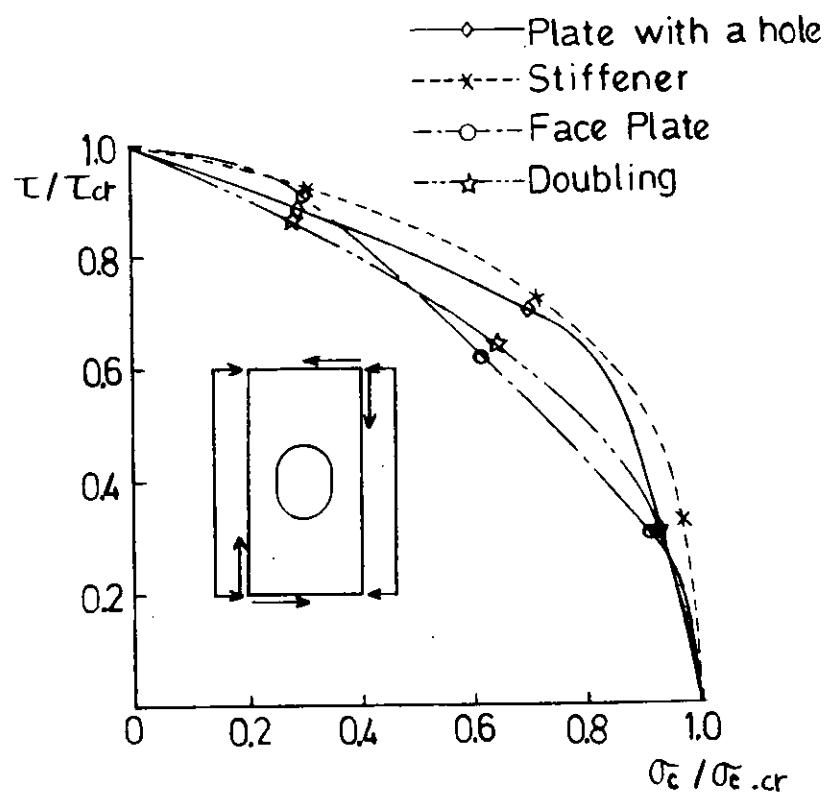


Fig. 3.4.11 Interaction Curve (Shear and Compression)

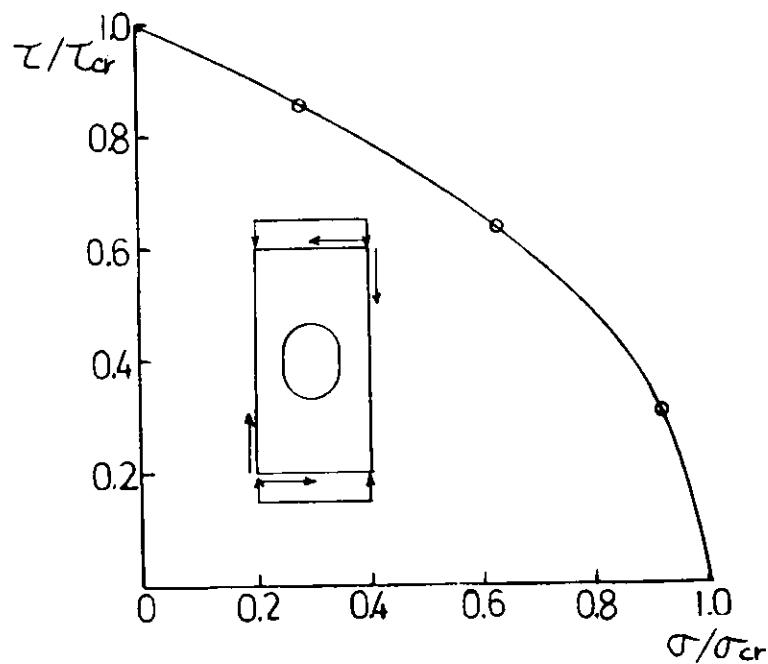


Fig. 3.4.12 Interaction Curve (Shear and Compression)

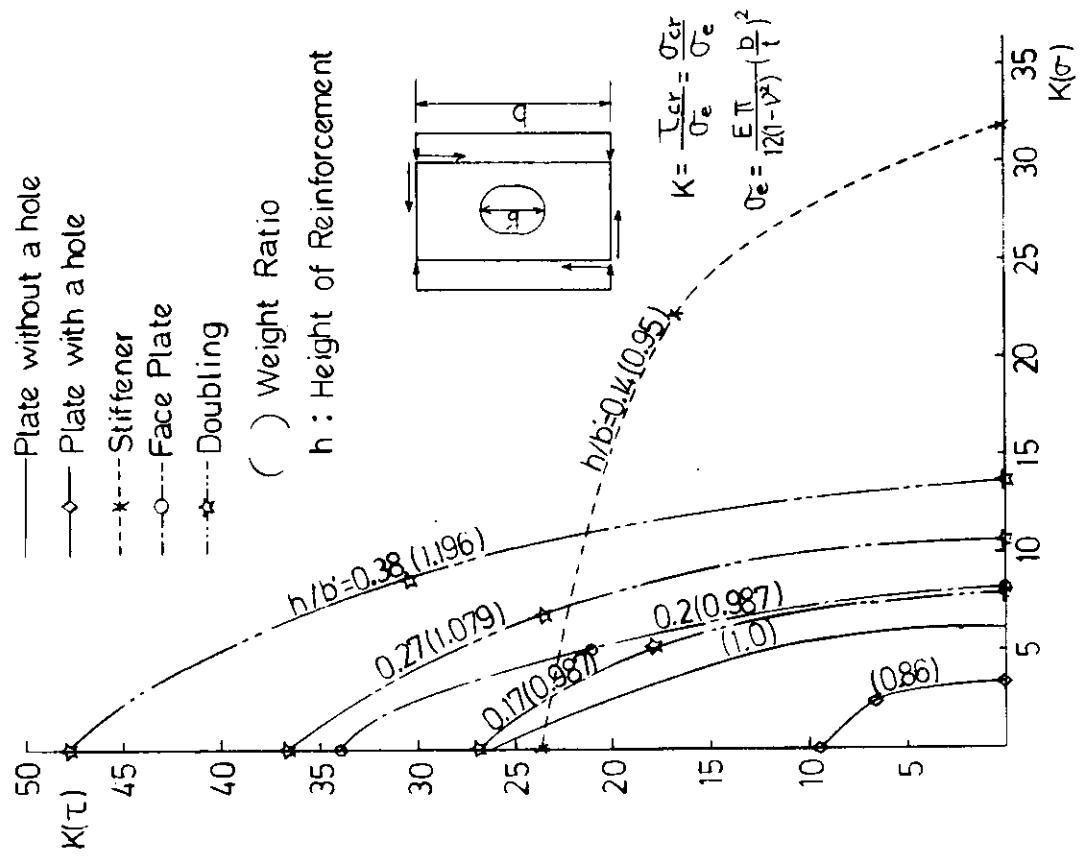


Fig. 3.4.13 Interaction Curve (Shear and Compression)

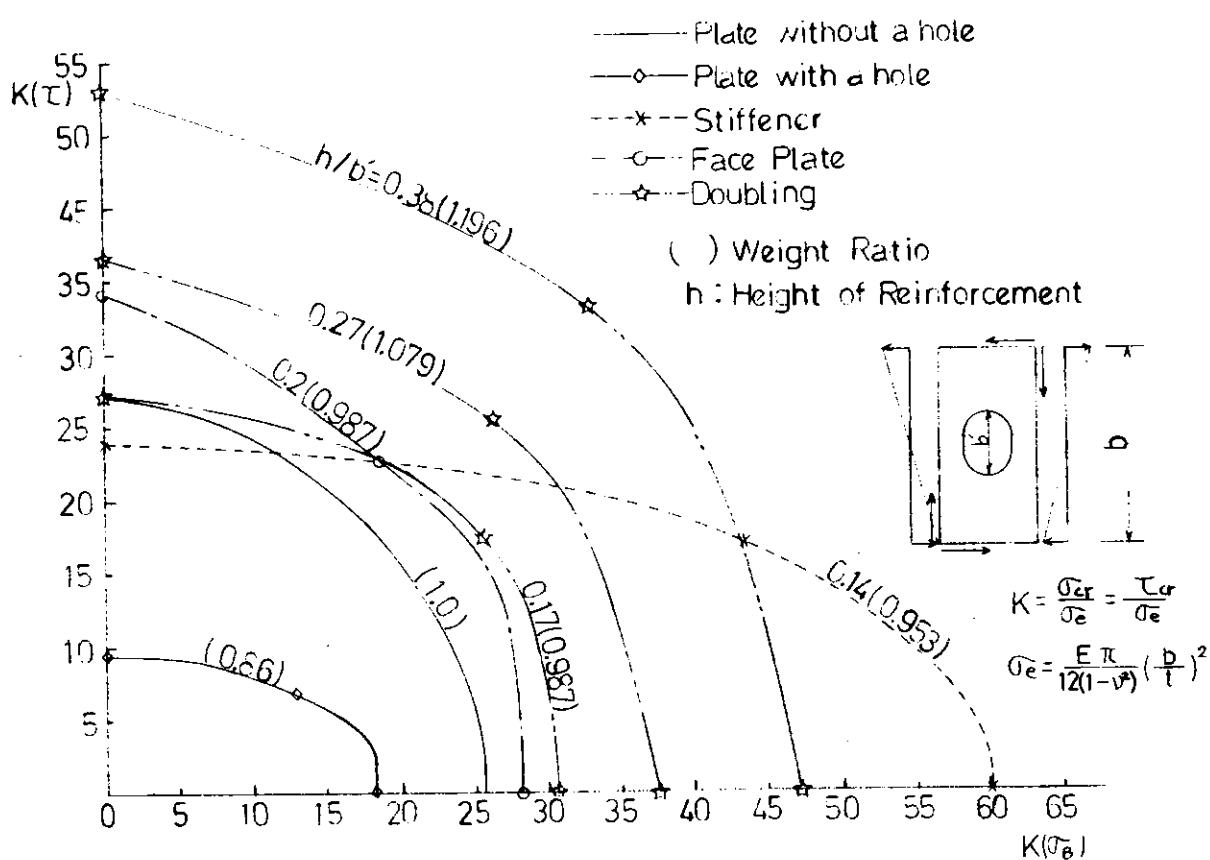


Fig. 3.4.14 Interaction Curve (Shear and Bending)

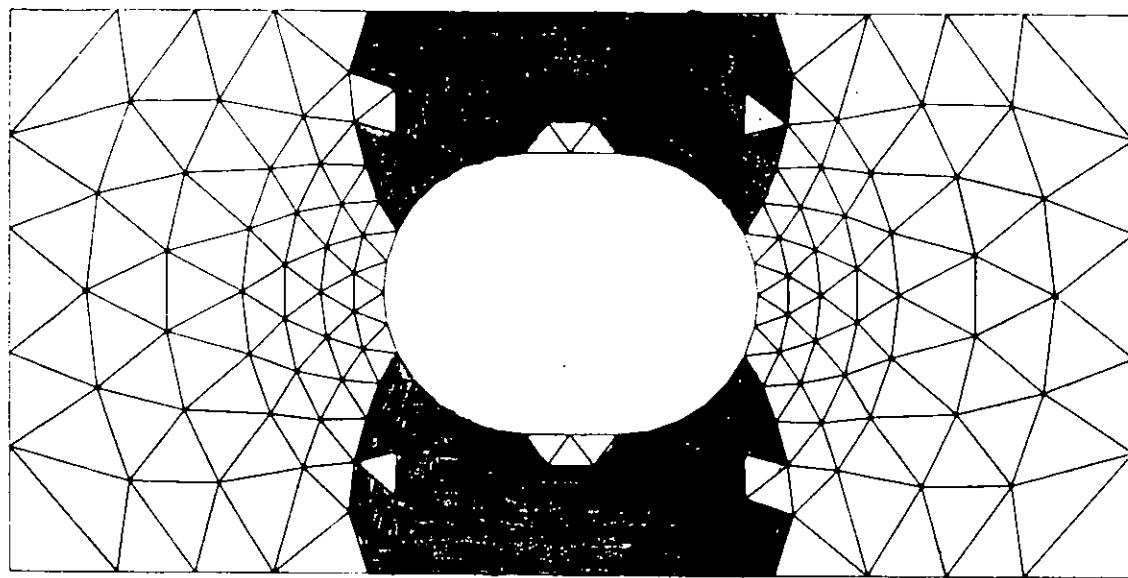


Fig. 3.4.16 Plastic Zone of Perforated Plate under Buckling Load

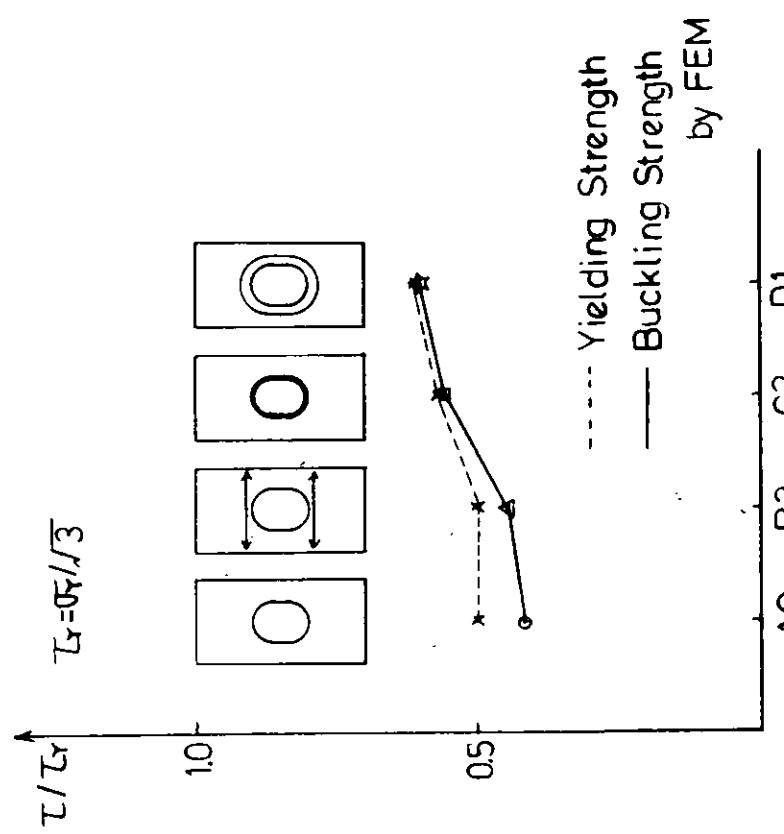


Fig. 3.4.15 Buckling Strength and Yielding Strength of Reinforced Models

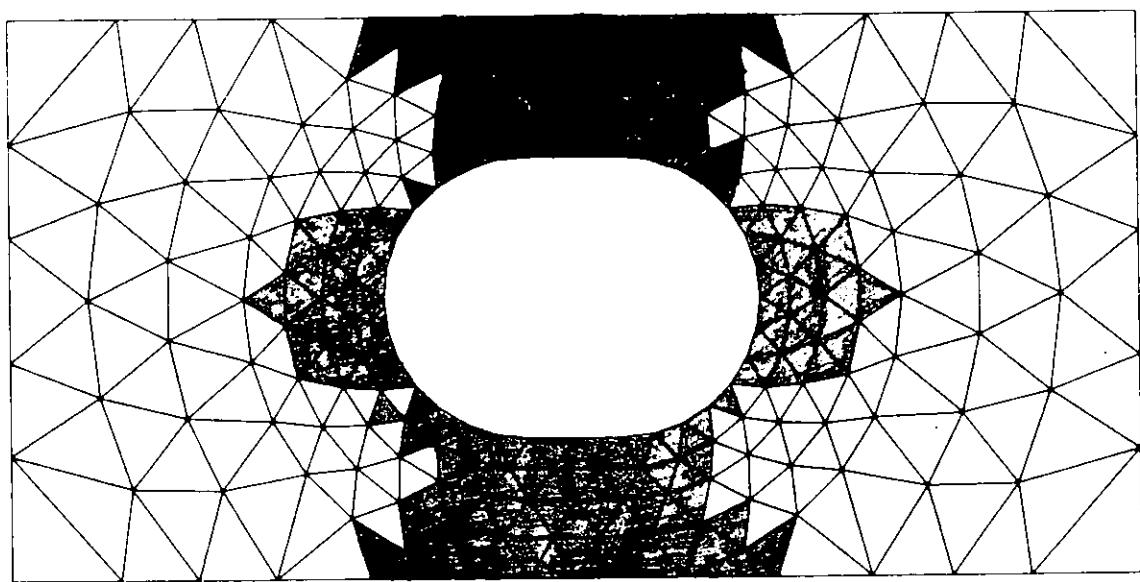


Fig. 3.4.18 Plastic Zone under Buckling Load in Model Reinforced by Face Plate

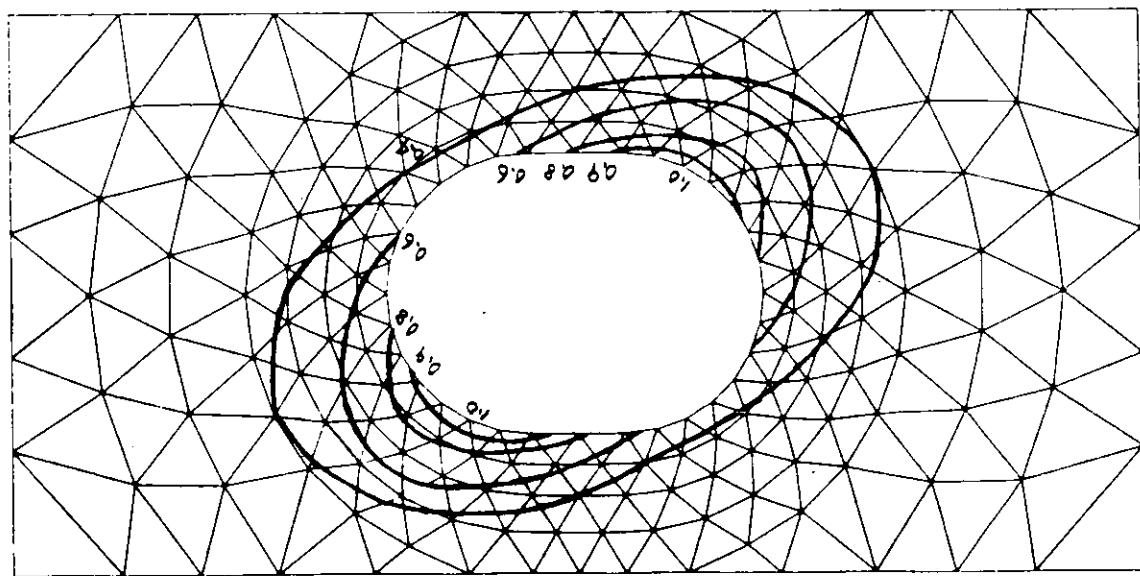


Fig. 3.4.17 Buckling Pattern of Perforated Plate

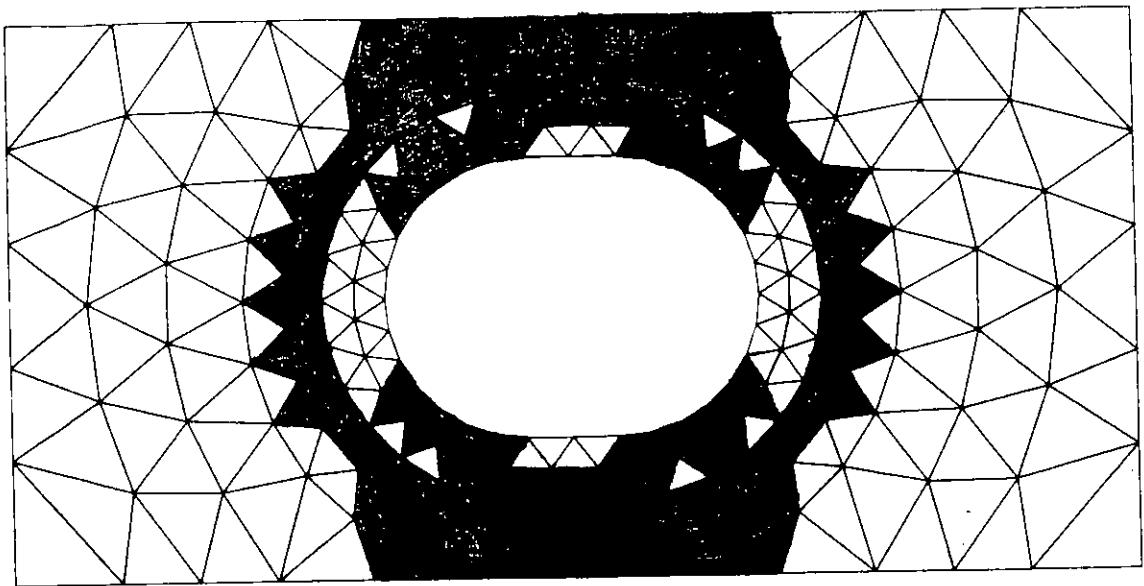


Fig. 3.4.20 Plastic Zone of Model Reinforced by Doubler at Final Stage

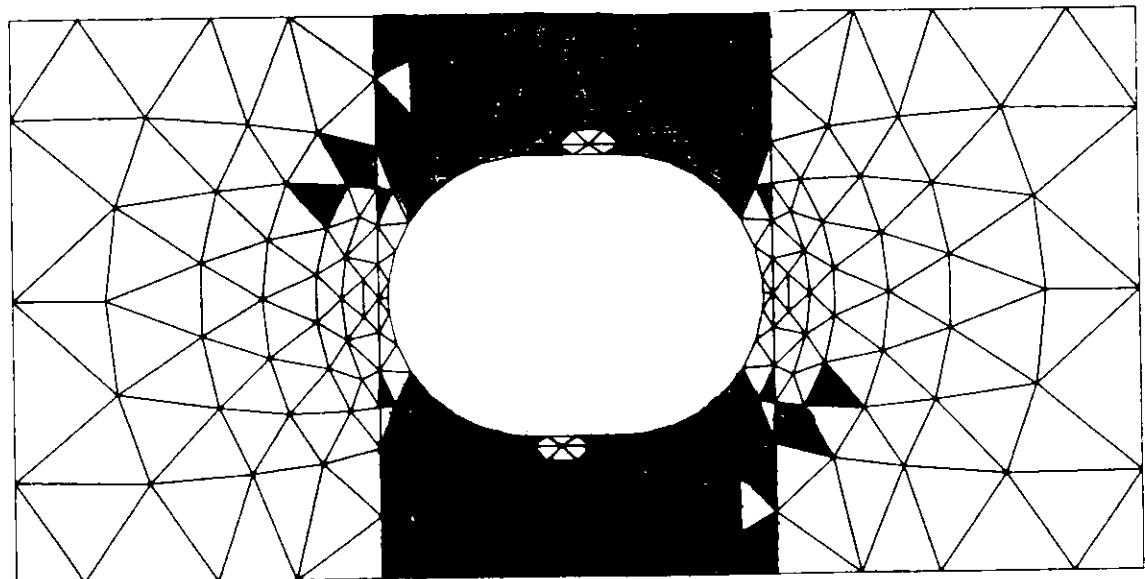


Fig. 3.4.19 Plastic Zone of Model Reinforced by Stiffeners at Final Stage

3.5 不連続構造部の疲れ強度の基礎的研究

3.5.1 試験の目的

実船の不連続構造部における疲労亀裂の発生寿命 (N_e) と応力集中に起因する応力勾配の影響を明らかにするための基礎資料を得ることを目的として多くの不連続形状のうちから代表的な基本例を選び小型試験片による検討を行った。本研究では問題の船体不連続構造部に曲げ及び軸力荷重が重複して働く場合について、切欠試験片を用いてビン荷重により荷重点の位置を変え、疲労亀裂発生部すなわち切欠底部に応力勾配を与えた偏心引張曲げ及び中心引張試験により疲労亀裂の発生寿命を比較した。

更に静的引張による歪分布の測定、有限要素法 (EEM) 及び梁理論による応力計算を行い相互の比較検討を行った。

3.5.2 試験内容

(1) 試験片

試験材は委員会供試の板厚 14 mm の軟鋼 (SM41B) であり、その化学組成及び機械的性質を Table 3.5.1 に示す。

また試験片の形状及び寸法は Fig. 3.5.1 に偏心引張曲げ Fig. 3.5.2 に中心引張用を夫々示す。

(2) 切欠線上の応力分布及び弾性応力集中係数の計算

(a) 有限要素法 (FEM) による弾性解析

計算は平面応力問題として弾性解析を行い、荷重条件は各要素が弾性変形するような荷重をとって計算した。

Fig. 3.5.3 及び Fig. 3.5.4 に偏心引張曲げ及び中心引張試験片の要素分割および切欠近傍の要素分割の仕方を示した。切欠底の最小メッシュの寸法は 1 mm とした。尙中心引張用試験片はビン孔の位置が変るだけで他は偏心引張曲げと同様である。

(b) 静的歪分布測定要領

歪ゲージ (G L. = 1 mm, 2 軸) は Fig. 3.5.1 及び Fig. 3.5.2 に白丸で示す各 22 点に貼付し、ビン孔を介し荷重を負荷し歪分布を測定した。荷重は最も応力集中の大きいところでも弾性範囲となるよう偏心引張り曲げ、及び中心引張りに対し夫々 7 TON, と 24 TON を選んだ。

(c) 梁理論による弾性応力計算

前記(a), (b) の方法による応力分布と比較するために次式により応力値を求めた。

$$\text{中心引張試験片} : \sigma_T = \frac{P}{A} \quad \dots\dots\dots(1)$$

$$\text{偏心引張曲げ試験片} : \sigma_{T,B} = \frac{P}{A} + \frac{M}{Z} \quad \dots\dots\dots(2)$$

P荷重

A最小断面積

M曲げモーメント

Z断面係数

(d) 応力集中係数 (K_t) の算出

次の式により算出した。

$$\text{中心引張試験片} : K_{t,T} = \frac{\sigma_{t,\max}}{\sigma_T} \quad \dots\dots\dots(3)$$

$$\text{偏心引張曲げ試験片} : K_{t,B} = \frac{\sigma_{t,\max}}{\sigma_{T,B}} \quad \dots\dots\dots(4)$$

$\sigma_{t,\max}$ 切欠底での FEM による最大応力値

(3) 疲労試験方法

動的容量 10^{ton} のサーボ油圧式および 50^{ton} アムスラー・バルセーター型疲労試験機を用いて、繰返速度 180 ~ 400 c.p.m 応力比 R = 0 (下限応力 0.2 ~ 0.5 Kg/mm²) , 正弦波形荷重制御で試験した。疲労試験中 10 倍の拡大鏡を用いて、切欠底の板表面から疲労亀裂の伝播長さの測定を行った。本研究では亀裂発生寿命 (N_e) を、板表面の亀裂長さが 1 mm となった繰返し数の平均値と定義した。

3.5.3 試験結果

(1) 応力解析および歪測定結果

図 3.5.5 に偏心引張曲げおよび中心引張による切欠底の応力分布を、また既述の 3.5.2(a), (b), (c) の F.E.M , 梁理論による応力および歪ゲージによる計測値から求めた応力を比較して示した。ここで歪ゲージの計測値は σ_T , σ_{TB} = 10.0 Kg/mm² における値である。

これらの三つの応力値はほぼ一致しているが、詳細にみると切欠底から 2.0 ~ 5.0 mm の範囲で、FEM による値と梁理論による応力値は、やや異り、前者の方がかなり大きくなり、中心引張に対して $K_t = 2.1$ 、偏心引張曲げに対して $K_t = 2.4$ になる。

尚この FEM の計算値の傾向からメッシュ寸法を更に細かくすることにより、高くなることも考えられる。また歪ゲージによる計測値から求めた応力値も丸印および□印で記したように、両タイプの試験片とも切欠底近傍を除いて梁理論による計算とはほぼ近い、以上のように切欠底近傍で両タイプの試験片とも同じような応力分布を持っていることがわかった。

(2) 疲労試験結果

偏心引張曲げ及び中心引張試験結果をそれぞれ Table 3.5.2 及び Table 3.5.3 に示す。表中の切欠底部の歪の値は疲労試験に先立って行った静的負荷による歪値である。そのゲージ貼付位置は Fig 3.5.1 及び Fig 3.5.2 に示した切欠底表面裏面値である。Fig 3.5.6 は Table 3.5.2 および Table 3.5.3 の結果から応力範囲 (σ_R) と疲労亀裂の発生寿命 (N_e) の関係でプロットしたものである。これらの結果は中心引張及び偏心引張曲げの N_e , N_f ともバラッキが少く平均値曲線として亀裂発生寿命 N_e では $\sigma_R = 145.9 N_e^{-0.167}$ 破断寿命 N_f に対しては $\sigma_R = 177.8 N_f^{-0.178}$ の関係が得られた。

Fig 3.5.7 は 3.5.2(d) に記述した切欠先端での応力集中係数 (K_t) と応力範囲 (σ_R) の積と N の関係を示したが、これによると両タイプの試験結果がほぼ一本の直線に載ることがわかる。これは Fig 3.5.5 に示した切欠底部の応力分布形態からも妥当な結果であろう。

(3) 疲労亀裂の発生と伝播経路

中心引張、偏心引張曲げのいずれのシリーズにおいても先ず板厚中央部附近の切欠底から亀裂が発生した。初期においては発生した亀裂は板幅方向には殆んど進まず切欠底端部に進展しその後板幅方向に成長し破断にいたる。例として偏心引張曲げ $\sigma_R = 22.2 \text{ Kg/mm}^2$ 及び中心引張 $\sigma_R = 19.3 \text{ Kg/mm}^2$ の破壊様相を Photo 3.5.1 に示した。写真では明瞭ではないが板幅方向の亀裂の伝播は切欠底から約 10 mm 程度進んだところで軸力方向と直角に進展する。

3.5.4 考察

応力勾配および応力集中係数の異なる ($K_t = 2.1$ と $K_t = 2.4$) 両タイプの試験結果について応力範囲と N_e 及び N_f がほぼ同じ結果となったが (Fig. 3.5.6) , 更に応力集中係数 (K_t) と応力範囲 (σ_R) の積と N_e との関係をみると一本の直線上に載ることから (Fig. 3.5.7) , 疲労亀裂の発生に関しては, Neuber らによって論じられているように亀裂先端部のある体積の疲労損傷が支配的な効果をもっており、応力集中の大きいときは応力勾配の効果は少くなっていることを確認した。次に疲労亀裂の伝播に対する応力勾配の影響であるが、Fig. 3.5.6 の結果からは余り明瞭な差は出ていない。これは疲労亀裂の発生が板表面どちら側かの角、及び切欠底板厚中央部から発生して、同一速度で板表面、裏面に達せず伝播速度の不均一が実験精度の問題などがあり、亀裂の進展に伴う亀裂先端の K 値の変化の検討とも併せて更

に検討する必要があろう。

Table 3.5.1 Chemical Composition and Mechanical Properties

Steel	Plate Thickness (mm)	Chemical Composition (%)					Mechanical Properties		
		C	Si	Mn	P	S	Yield Stress (kg/mm ²)	Ultimate Tensile Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
SM41B	14	0.13	0.24	0.98	0.013	0.01	28	44	33

Table 3.5.2 Fatigue Test Results (Eccentric Tension and Bending)

T. P. No.	Size of Notch Bottom		Nominal Stress at Actual Sectional Area			X-1 Strain at Notch Root ϵ_{IR} (Static.)	Mean Strain on Both Surfaces	X-2 N_c	Nc (mean) of Both Surfaces	Failure Life N_f
	Plate Width (mm)	Plate Thickness (mm)	Max. Stress (kg/mm ²)	Min. Stress (kg/mm ²)	Stress Range σ_B (kg/mm ²)					
1	99.4	14.2	19.9	0.2	19.7	1.062×10^{-6} 1.059×10^{-6}	1.061×10^{-6}	1.55×10^5 9.60×10^4	1.26×10^5	2.13×10^5
2	100.2	14.2	22.4	0.2	22.2	1.272×10^{-6} 1.027×10^{-6}	1.150×10^{-6}	5.90×10^4 9.60×10^4	7.75×10^4	1.52×10^5
3	99.4	14.2	11.4	0.2	11.2	5.81×10^{-6} 9.08×10^{-6}	5.05×10^{-6}	$*1.015 \times 10^6$ Crack did not initiate.		
4	100.2	14.2	28.1	0.2	27.9	1.989×10^{-6} 3.318×10^{-6}	2.654×10^{-6}	1.75×10^4 3.85×10^4	2.80×10^4	5.24×10^4
5	99.9	14.2	15.5	0.2	15.3	5.81×10^{-6} 9.08×10^{-6}	7.45×10^{-6}	1.12×10^6 6.50×10^5	8.85×10^5	1.27×10^6
6	99.7	14.2	18.1	0.2	17.9	1.059×10^{-6} 5.44×10^{-6}	8.02×10^{-6}	1.59×10^5 2.89×10^5	2.24×10^5	3.56×10^5
7	99.9	14.2	14.1	0.2	13.9	4.99×10^{-6} 7.21×10^{-6}	6.10×10^{-6}	$*1.450 \times 10^6$ Crack did not propagate more than 5 mm in length at surface of specimen		

*1 indicates the mean value of strain on both surfaces at points ⑧ and ⑨ in Fig 3-5-2 where the specimen finally fractured.

*2 indicates the number of cycles to crack initiation of which length reached 1 mm at any surface.

In column *1 and *2, the figures at upper and lower parts indicate ϵ_{IR} and N_c at front and back surface, respectively.

Table 3.5.3 Fatigue Test Results (Center Tension)

T. P. No.	Size of Notch Bottom		Nominal Stress at Actual Sectional Area			X-1 Strain at Notch Root ϵ_{IR} (Static.)	Mean Strain on Both Surfaces	X-2 N_c	Nc (mean) of Both Surfaces	Failure Life N_f
	Plate Width (mm)	Plate Thickness (mm)	Max. Stress (kg/mm ²)	Min. Stress (kg/mm ²)	Stress Range σ_B (kg/mm ²)					
1	99.7	14.0	28.1	0.3	27.8	1.497×10^{-6} 1.776×10^{-6}	1.637×10^{-6}	3.83×10^4 2.18×10^4	3.00×10^4	5.06×10^4
2	100	14.0	23.6	0.4	23.2	1.168×10^{-6} 1.139×10^{-6}	1.154×10^{-6}	7.80×10^4 7.99×10^4	7.89×10^4	1.05×10^5
3	100	14.0	30.5	0.5	30.0	Strain Gauge Brake off	—	9.10×10^3 1.06×10^4	9.85×10^3	1.69×10^4
4	100.2	14.2	23.9	0.5	23.4	2.995×10^{-6} 9.15×10^{-6}	1.995×10^{-6}	5.00×10^4 5.00×10^4	5.00×10^4	5.67×10^4
5	100.1	14.1	19.8	0.5	19.3	7.79×10^{-6} 1.213×10^{-6}	9.96×10^{-6}	1.75×10^5 1.02×10^5	1.39×10^5	1.94×10^5
6	100.1	14.1	17.0	0.5	16.5	1.182×10^{-6} 7.18×10^{-6}	9.50×10^{-6}	4.63×10^5 6.80×10^4	5.72×10^5	7.06×10^5
7	100.1	14.2	15.1	0.5	14.6	5.18×10^{-6} 1.175×10^{-6}	8.47×10^{-6}	8.70×10^5 6.80×10^5	7.75×10^5	9.03×10^5

*1 indicates the mean value of strain on both surfaces at points ⑧ and ⑨ in Fig 3-5-1 where the specimen finally fractured.

*2 indicates the number of cycles to crack initiation of which length reached 1 mm at any surface.

In column *1 and *2, the figures at upper and lower parts indicate ϵ_{IR} and N_c at front and back surface, respectively.

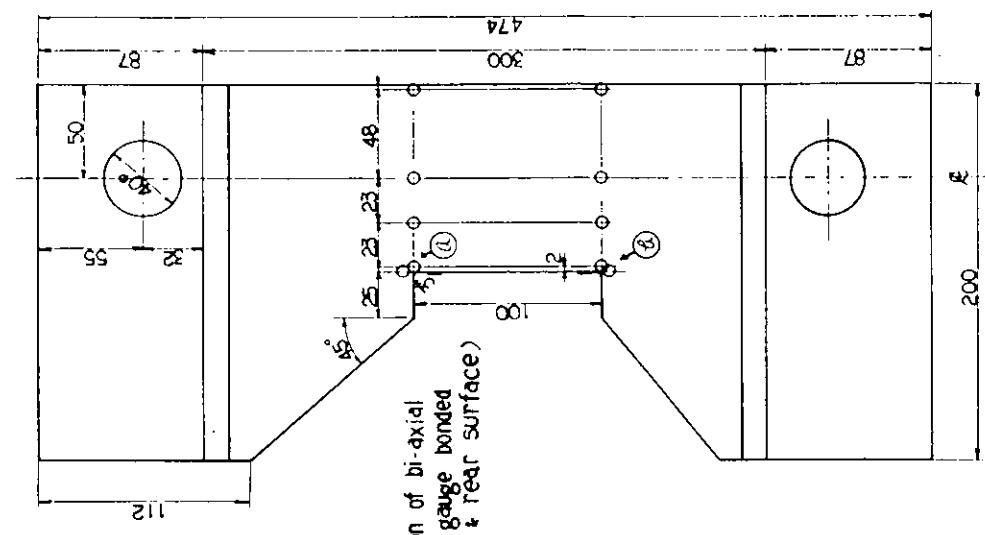


Fig. 3.5.2 Geometry and Size of Specimen (Center Tension)

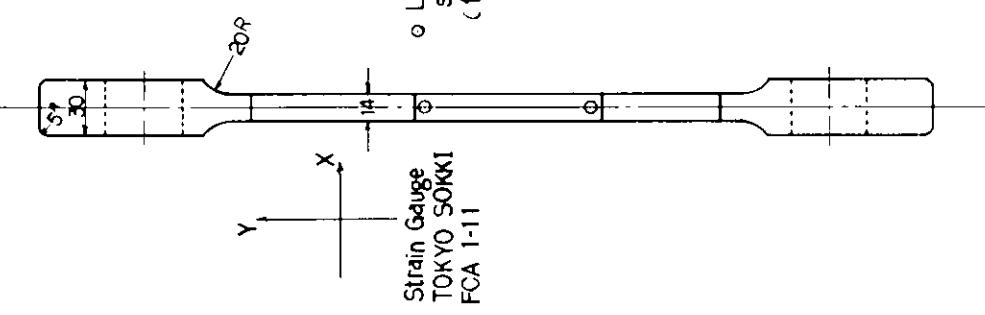
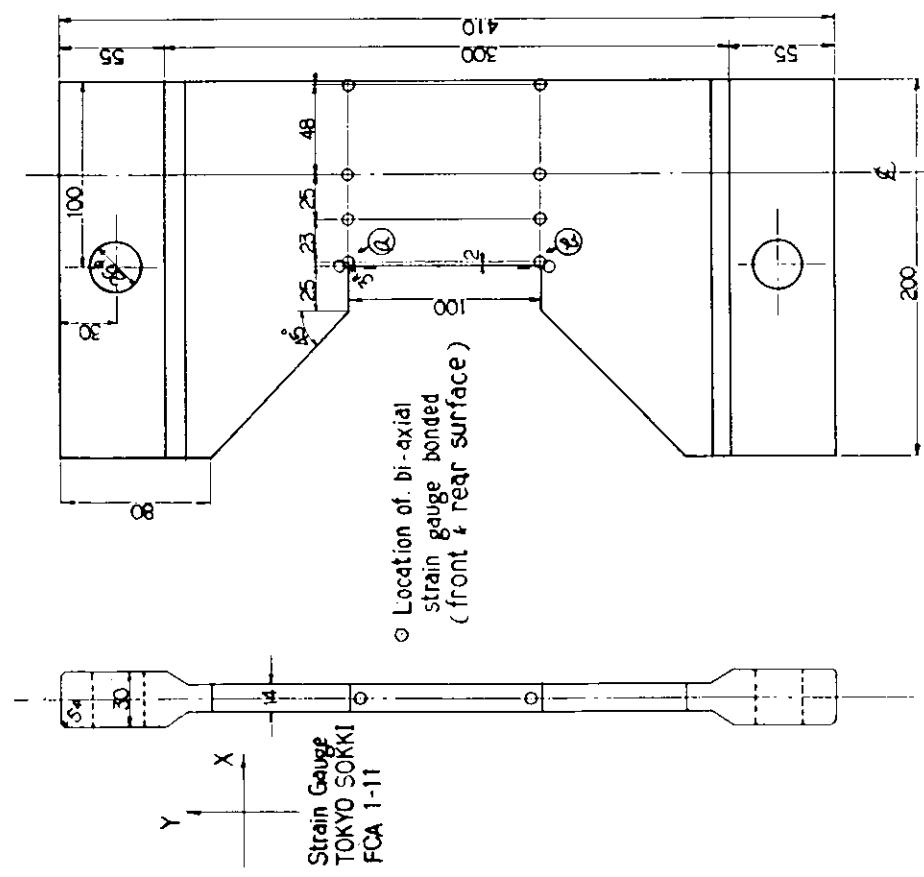


Fig. 3.5.1 Geometry and Size of Specimen (Eccentric Tension and Bending)



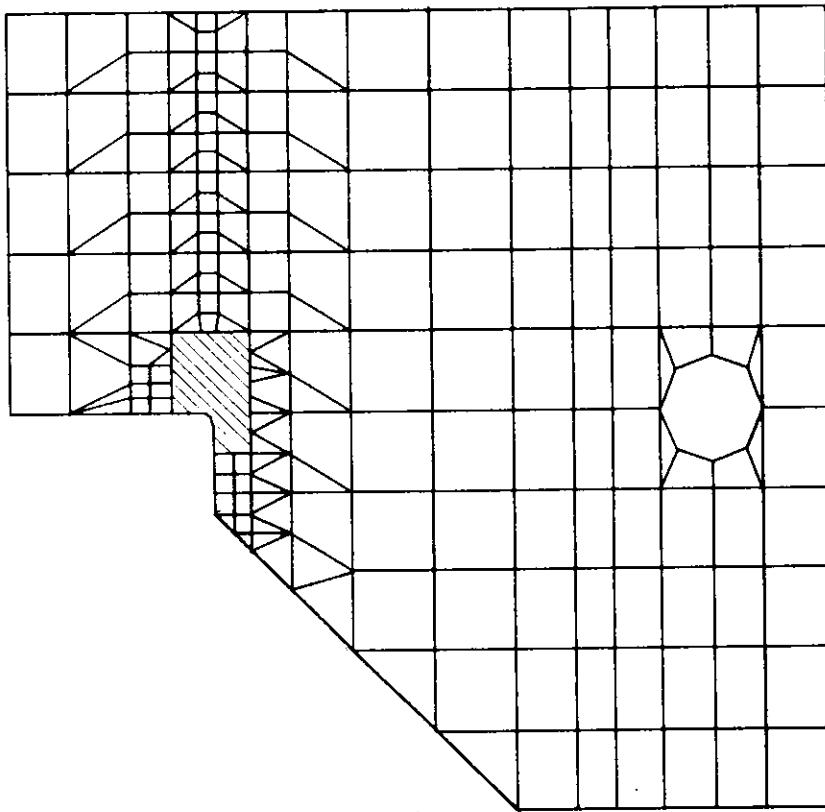


Fig. 3.5.3 Mesh Pattern of Specimen

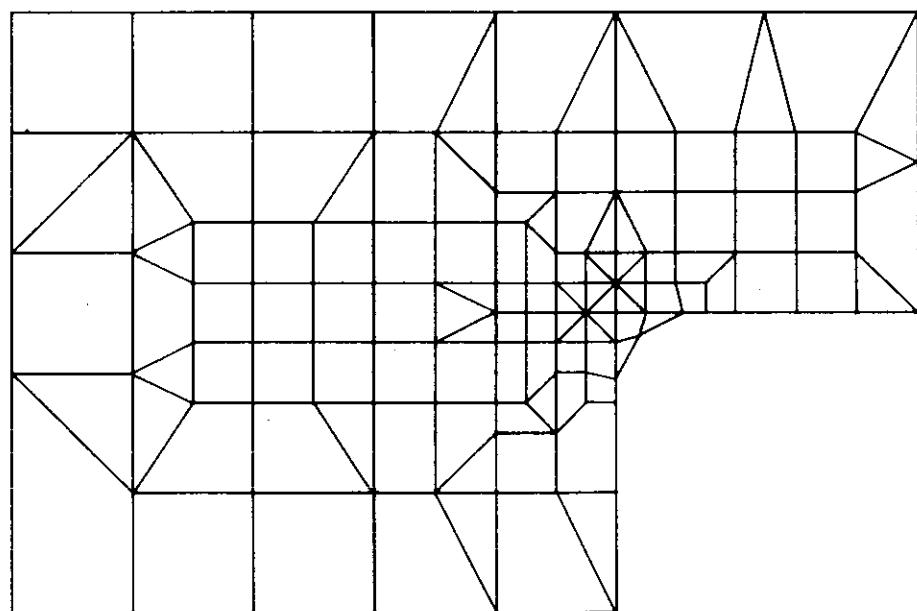


Fig. 3.5.4 Mesh Pattern of Notch Root

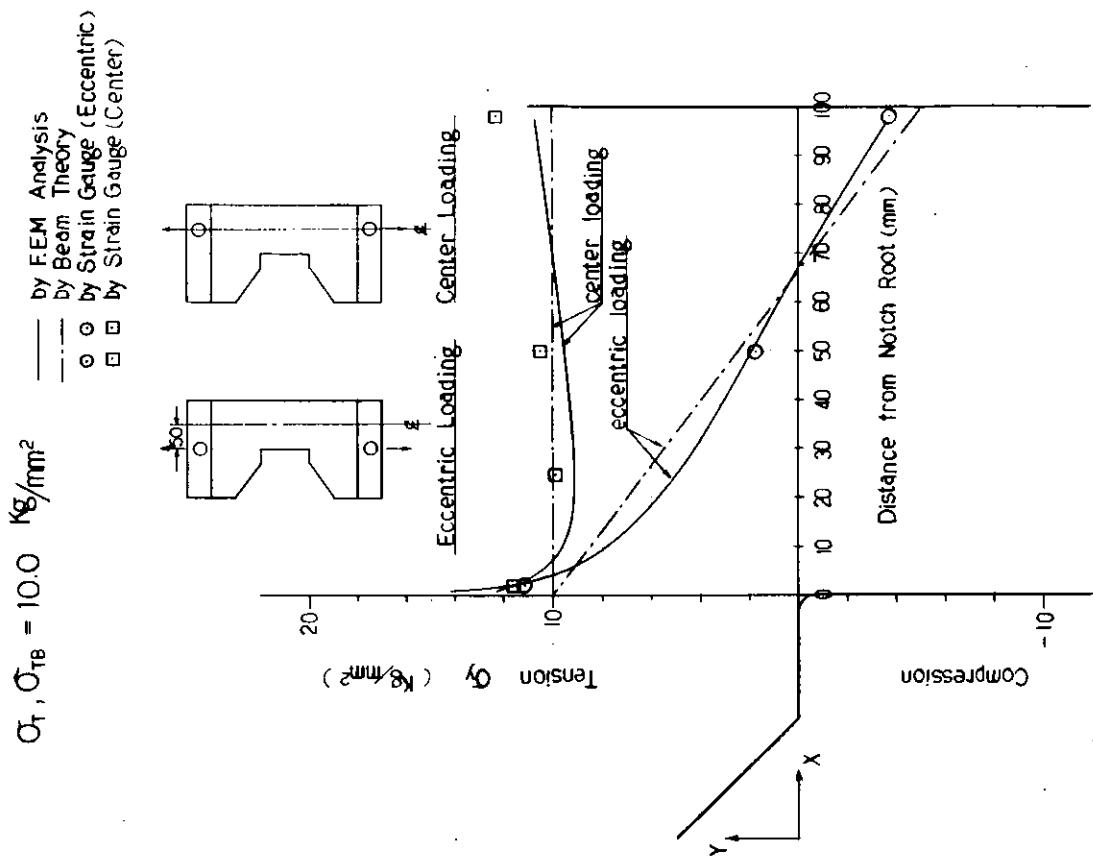


Fig. 3.5.5 Stress Distribution at Notch Root

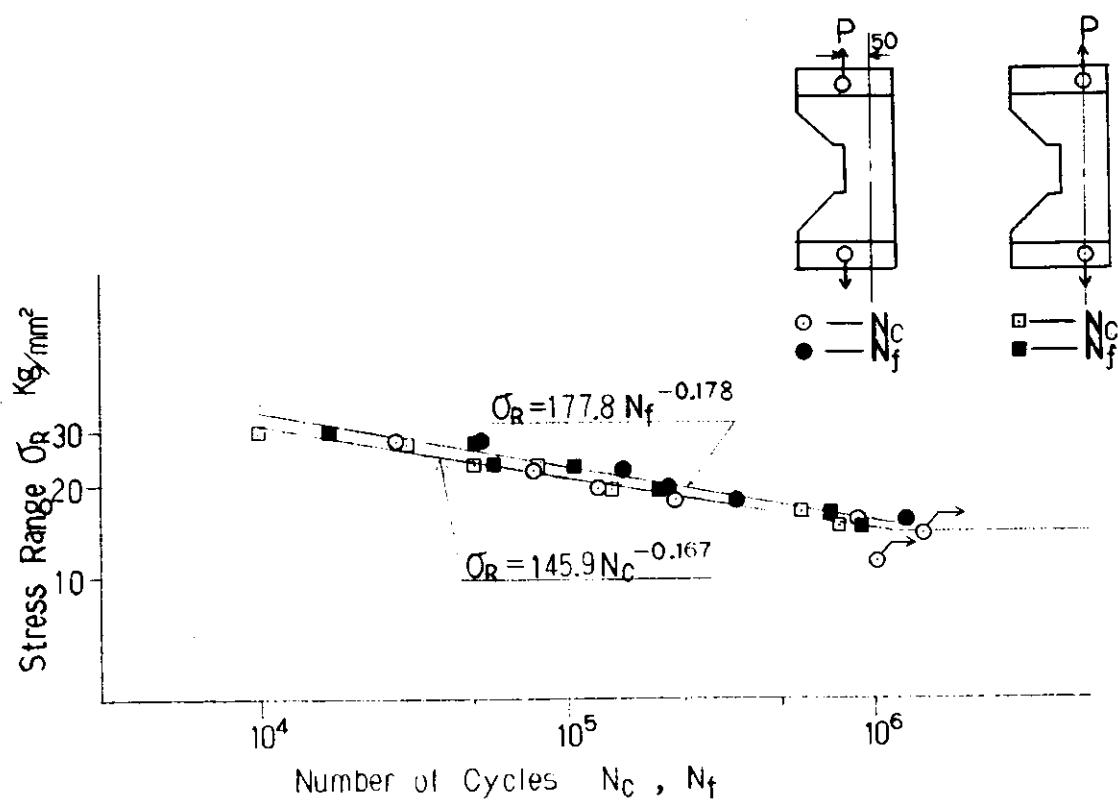


Fig. 3.5.6 S-N Curves

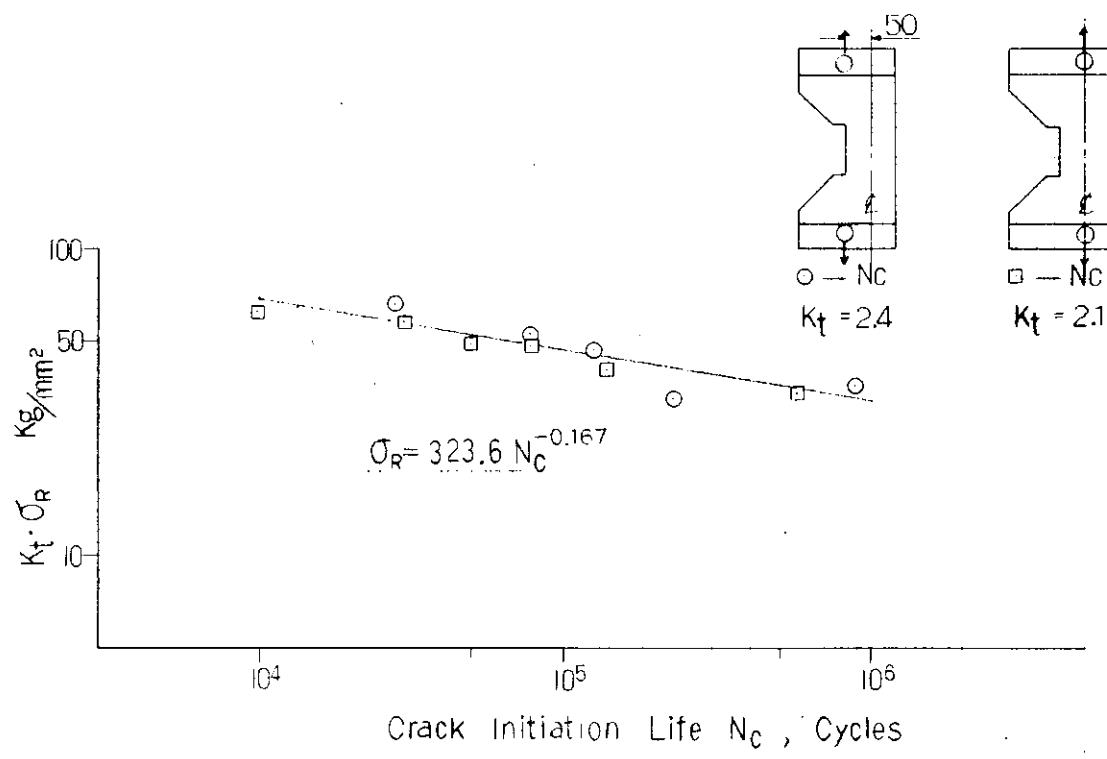
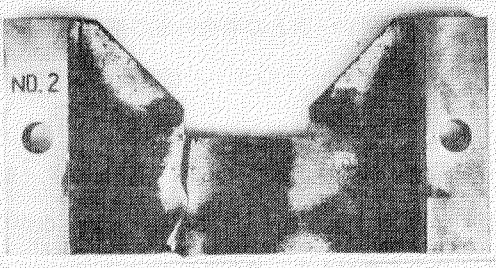
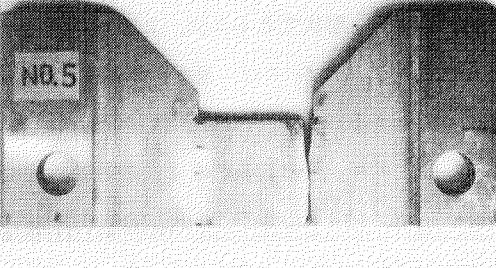
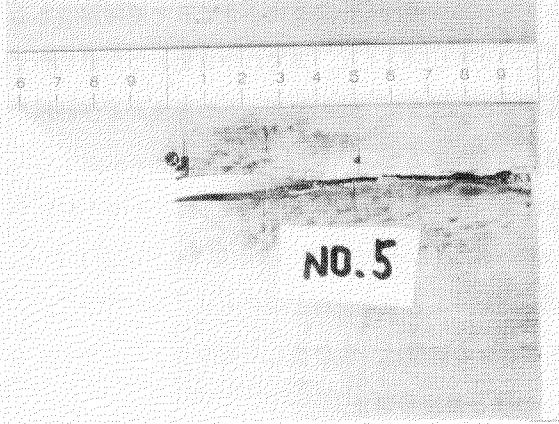
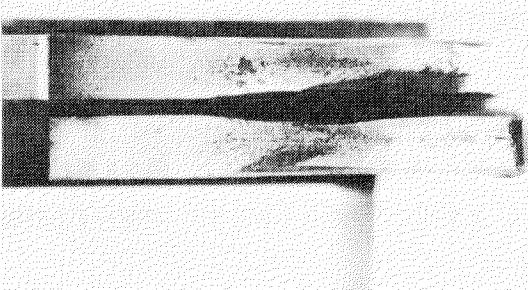


Fig. 3.5.7 $K_t \cdot \sigma_R - N_c$ Curve

Photo 3.5.1 Example of Fracture Surface after Fatigue Test

Specimens under the eccentric tensile loading	Specimens under the center tensile loading
$\sigma_R = 22.2 \text{ Kg/mm}^2$ $N_C = 7.75 \times 10^4$ $N_f = 1.52 \times 10^5$	$\sigma_R = 19.3 \text{ Kg/mm}^2$ $N_C = 1.39 \times 10^5$ $N_f = 1.49 \times 10^5$
	
Plan	View
	
The crack features specimen surfaces	
	
Fracture surfaces of specimens	

3.6 水油密隔壁貫通部の調査

3.6.1 調査内容

二重底油密フロアおよび水油密横置隔壁などと、これを貫通するロンジ部材との取り合い部のスロットとカラーブレートの構造と、そのおもに溶接工作法について、下記造船所の御協力を得て、アンケート形式の調査を行なった。調査結果を以下に記す。

IHI（東京、横浜、知多、呉）、川重（神戸、坂出）、佐世保、住重（浦賀、追浜）、NKK（鶴見、津）、日立（舞鶴）、三井（千葉、玉野）、三菱（横浜、神戸、広島、下関）以上18造船所

3.6.2 構造形状と溶接作業性

Fig 3.6.1 ICT型ロンジの代表的なスロットならびにカラーブレート形状を示す。TL-1は、基本的な形で、過半数の造船所で採用されている。TL-2は、カラーブレート同志の突合せ継手がなく、また精度特にギャップに対する精度が確保されやすい形状である反面、フェースプレートの両端部とカラーブレートとの取合い部の溶接が若干難しいと思われる形である。TL-3は、基本的にはTL-1と同型で、ただカラーブレートのラップ部のほとんどに、立向下降溶接が適用出来るよう改良された形である。

Fig 3.6.2は、スロットの代表的な寸法の造船所間でのバラツキを示す。図の l_1 , l_2 , l_3 は、特例を除き、50mm前後で、フェースプレートの巾が150mm程度では、溶接作業性面からは問題ない寸法と思われる。しかしながら、フェースプレートの巾がこれより大きくなると、その巾に応じて大きくする必要があると考える。

つぎにコーナーRであるが、造船所間でのバラツキが比較的大きく、特にキーホールスロットでそれが著しい。一般にコーナーRは、Fig 3.6.2-1のTK-1と2を比較すると、1の方がRが大きいので2に比べて一見作業性が良いようにみえるが、実際は2のように小さなRで直線部のある方が作業性が良い。したがってRを小さくする方が望ましいが、N/C切断は別として、通常の半自動および型切断では、小さなRの切断は難かしい。このコーナー部については、3.6.3で述べるように、この部分からの漏洩およびわれなどがほとんど問題となっていないので、現状の形状で实际上は問題ないようである。

溶接作業性面より、しいてあげるならば、Fig 3.6.1 のTL-3の形状が望ましいと思われる。なお精度確保、重量軽減の面からはTL-2、TK-2が望ましいと思われる。

カラーブレートとロンジ材とのギャップの許容値は、1造船所は2mmで、これ以外は3mmで管理されている。許容値をこえる場合の処置は、取付直し、面取り、増し脚長である。

3.6.3 溶接と漏洩の防止

(1) 溶接棒

使用される溶接棒の被覆系統種類数をTable 3.6.3-1に示す。表より明らかなように、D4301(D5016), D4316またはD5016(下進棒)およびD4327又はD4324(すみ肉棒)の3種類を使用する造船所が最も多い。18造船所中3造船所は下進棒を使用していない。また、軟鋼材でもHT50用低水素系棒を使用する造船所が二三ある。いずれにしても複数種の棒を使い分け、それに応じて電流調整を行い、さらに狭隘な構造のため、溶接作業としては難かしい作業といえる。

(2) 溶接順序

TL-1型(Fig 3.6.1)の代表的な溶接順序例をFig 3.6.3に示す。溶接順序は大別すると、図のA型とB型に別けられる。A型は8造船所、B型は5造船所で採用されている。A型はロンジのウェブとカラーブレートとの取り合い部を先行する型で、一方B型はフェース部を先行する型である。

つぎに溶接順序のおもな考え方を列挙する。

- ① 収縮の大きい突合せ継手先行(全造船所)
- ② ラップ部にギャップをあけないためカラーブレート取付反対面より溶接

- ③ 拘束面より内から外へ溶接
- ④ フェース先行はギャップがあきワレ易いので、拘束の小さい状態で先に溶接する。（B型）
- ⑤ フェースを後で溶接するのは、ウェブとの取り合い部などの溶接によりワレ易いフェース部の溶接部に変形を加えないため。（A型）
- ⑥ 能率上、カラーブレート取付反対面（取付面）を仕上る。
- ⑦ 同一電流でできるところをまとめて行う。

(3) 漏洩の防止

Fig 3.6.4 におもな漏洩箇所を示す。

立向下進撃を使用しない造船所での漏洩箇所はgタイプがないだけで漏洩箇所の差異はみられなかった。また前述溶接順序のA型とB型の差異もないようである。dタイプを除き、いずれも運棒が困難な箇所で漏洩がみられる。dタイプは仮付ビードのワレもしくは過大ギャップによるワレも一部にあるかと推測される。また、eならびにfタイプの漏洩防止のため、該部カラーブレートに面を取って溶接している造船所もある。

水圧テスト前の事前テストを実施している造船所は次のとおり。

エヤーテスト	3 造船所
--------	-------

没透探傷	3 "
------	-----

磁粉	2 "
----	-----

(4) 教育訓練

溶接順序は溶接施工者に事前に教育され、さらに施工場所においても看板等により掲示され、その徹底をはかる方法が大半の造船所で行なわれている。

漏洩記録は、施工した溶接作業者もしくは作業班に大半の造船所でフィードバックされ、技量管理に使われ、さらにこの結果により施工者を限定して施工させている造船所もある。

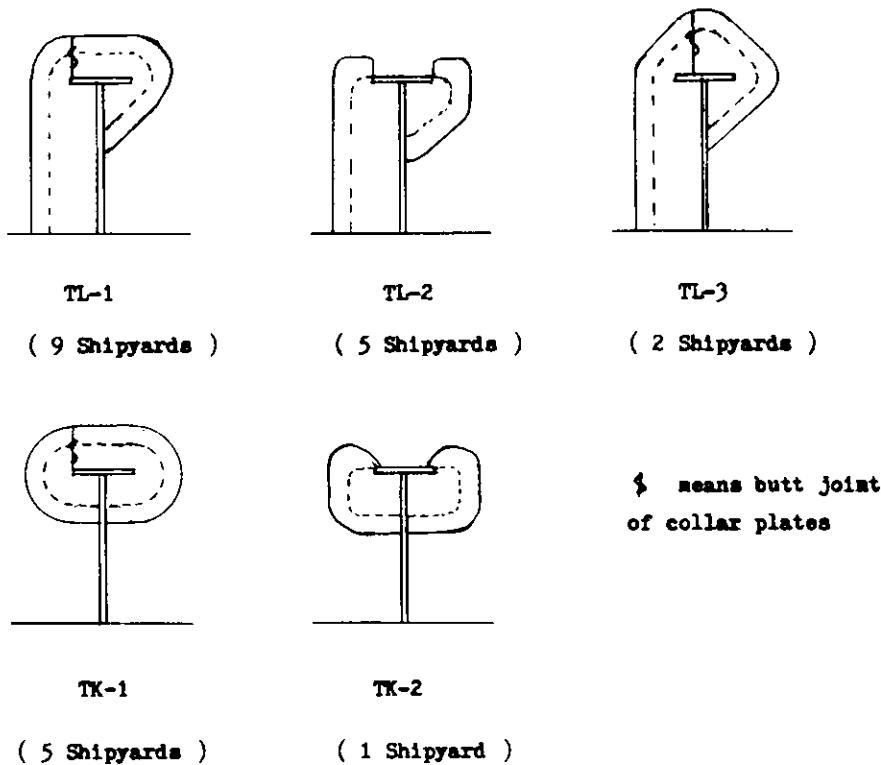


Fig. 3.6.1 Typical Shapes of Collar Plates and Slot

Type of slot	Typical sizes (mm)	Number of yards				Remarks
		2	4	6	8	
Half loose slot	l_1	30 50 75 #*) 100 ##*) 150		$\bar{l}_1 = 71.3$		*) Breadth of face plate over 150 mm 1) TL-3 type
	r_1	45 50 75 125			$\bar{r}_1 = 64.7$	
Full loose slot	l_2	50 75			$\bar{l}_2 = 62.5$	
	r_2	25 35 50 75			$\bar{r}_2 = 45.0$	
Key hole slot	l_3	30 35 50 75			$\bar{l}_3 = 46.3$	
	r_3	30 50 70 75 80 100			$\bar{r}_3 = 69.4$	

Fig. 3.6.2 Typical Sizes of Slots

Table 3.6.3 Kinds of Covered Electrode

Number of kinds of electrodes used	Number of yards applied	Types of electrodes
1	3	D4301(D5016)
2	3	D4301(D5016)+D4316(D5016) Vertical down
3	12	D4301(D5016)+D4316(D5016)+D4327(D4324) Vertical down H.fillet

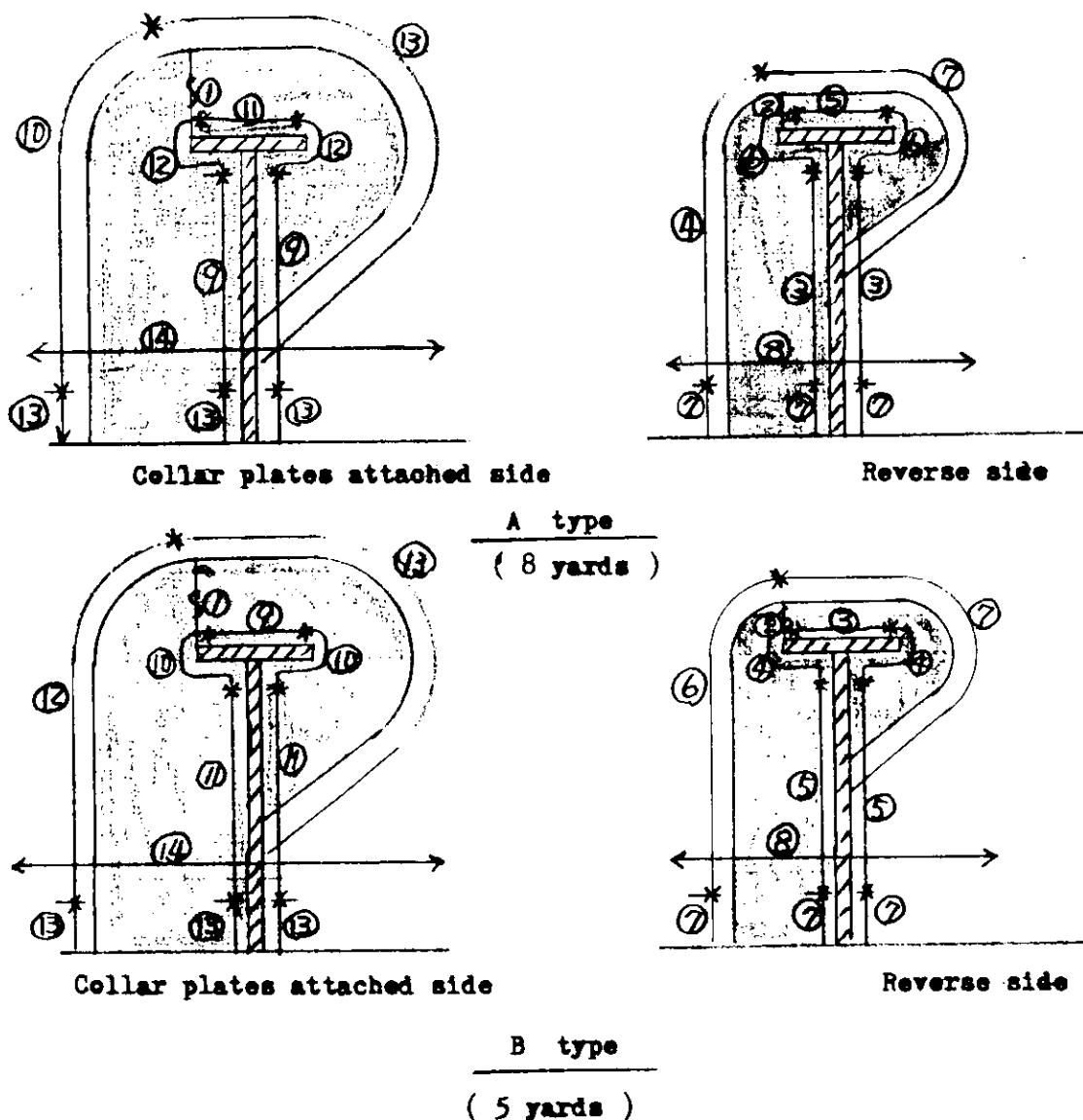
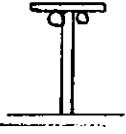
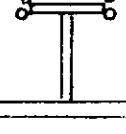
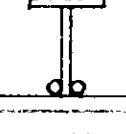
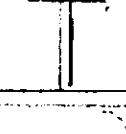
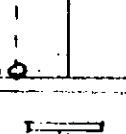
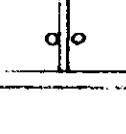


Fig. 3.6.3 Typical Welding Sequences

Type	Locations of leakage	Number of yards replied						
		2	4	6	8	10	12	14
a								
b								
c								
d								
e								
f								
g	 *)							

*) Joint of vertical upward and downward welding bead

Fig. 3.6.4 Typical Locations of Leakage

3.7 防撓材スニップ端の腐食疲労強度に関する研究

3.7.1 目的

防腐材のスニップ端部などのような、すみ肉溶接部の疲労強度が腐食環境下と大気中と疲労強度に関しどのように異なるかを実験的に検討する。

3.7.2 試験の方法

Fig 3.7.1 に示すような片面に付加物をすみ肉溶接した平面曲げ試験片について大気中、水道水中、3%食塩水中の3種の環境下で疲労試験を行なつた。供試材は板厚1.2mmのSM41材で溶接棒はD4303を用い下向姿勢で溶接した。供試材の機械的性質および化学成分をTable 3.7.1に示す。また、使用した試験機は能力50kgmのシェンク式平面曲げ試験機であり、負荷は両振りで、試験速度は900c.p.m.とした。腐食疲労試験において試験片はアクリル製の腐食槽内に満たした腐食液の中に浸漬し、ポンプによって液を循環させた。なお、試験片を試験機に固定する治具はSUS材を使用した。

3.7.3 試験結果および考察

Fig 3.7.2 に応力振幅 σ_a と破断寿命の関係を示す。

破断寿命が 5×10^4 から 10^7 の範囲について試験を行なつたが、常識的な結果と全く異なり、全試験範囲において大気中における疲労強度が最も低いという結果となつた。すなわち、水道水中における疲労強度は大気中のそれに比べ若干上昇しており、長寿命域になるほどその差は大きい。また3%食塩水中の疲労強度は大気中と水道水中の中間にあり低寿命域においては水道水中に近く、長寿命域においては大気中に近いという結果が得られており、S-N線図の勾配は他の場合のそれよりも大きい。

したがつてさらに長寿命域になると空気中より強度が低くなることも考えられる。

一方、破面を観察すれば大気中で試験した試験片はすべて溶接止端部からき裂が発生し破断している（写真3.7.1参照）。これに対し、水道水中ならびに3%食塩水中で試験した試験片においては、き裂は試験片の裏表では最小断面部全体にわたつて多数発生しそれらのいくつかが合体して破断に至るという様相を示している（写真3.7.2～3参照）。また、写真3.7.2(2)にみられるように溶接止端部から全くき裂が発生せず母材のみからき裂が発生して破断した試験片も若干あり（水道水中で破断した7本のうち3本、3%食塩水中で破断した10本のうち2本）、大気中の場合と非常に異なつた破壊形態を示している。これは平滑材の腐食疲労強度と差があまりないことを示唆しているのではないかとも考えられる。なお、フィレット溶接部以外に防食塗装をほどこし、溶接部のみからき裂が発生するようにした試験片を用い3%食塩水中で試験を行なつたところき裂は溶接止端部のみから発生して破断し大気中の場合と同じ破断の様相を示した（写真3.7.4）。

この時の破断寿命は同応力で塗装をほどこさないで試験した食塩水中の結果とほぼ同等であった。

以上のような結果が得られた原因として考えられるのは

①腐食液中では試験片を冷却したことにより発熱がおさえられて強度が上昇した。②腐食をさまたげる電流が流れた等が考えられる。

しかし、①についてはこれが原因であれば応力が高いほどその効果があるはずである。②については腐食疲労を行なつた試験片破面が腐食されていたという事実から原因と考えられない面がある。

以上の結果と比較するため、SM41B材母材において板厚4mmの平滑平面曲げ試験に対し得られた大気中のS-N線図および、同材に対し3%食塩水中におけるS-N関係として得られた実験式

$$\sigma_a = \frac{(8.60 \times 10^{17} / N_f)^{1/8.26}}{1 + 2.16 \times 10^{-4} N_f^{0.75} / f^{0.39}} \quad (3.7.1)$$

f : くり返し速度 (c.p.m.)

で求められる $f = 900, 100, 10 \text{ c.p.m.}$ における S-N 線図を Fig. 3.7.2 中にあわせて示す。図にみられるように本試験で得られた結果は食塩水中の低寿命域で母材平滑材に近くなっているが、応力が低くなるにつれ母材では大気中に比べ大幅に疲労強度が低下するのに対し、本試験ではそれがみられない。前述のように本試験においては母材部からもき裂が発生していることを考えあわせると低寿命域においてはほぼ母材と同程度の腐食疲労強度が得られていると考えられるが、長寿命域においては何らかの原因で強度の低下が妨げられたと思われる。

また腐食疲労においては試験速度が疲労強度に大きな影響を及ぼすことが知られているので、母材平滑材について $f = 100, 10 \text{ c.p.m.}$ に対し推測される疲労強度を参考までに式(3.7.1)によって計算して Fig. 3.7.2 に併記した。

参 考 文 献

- 岡崎、中村、恒成：材料学会シンポジウム「疲労に関する最近の諸問題」前刷集、P 107 “高張力鋼の腐食疲労強度について”（昭 51.1.1）

Table 3.7.1 Mechanical Properties and Chemical Composition of Corrosion Fatigue Testing Assembly

mechanical properties				chemical composition (%)				
Y. P. kg/mm ²	T. S. kg/mm ²	Elong. %	R. A. %	C	Si	Mn	P	S
27.5	45.0	41.5	67.0	0.17	0.02	0.82	0.018	0.017

* G. L. = 24mm

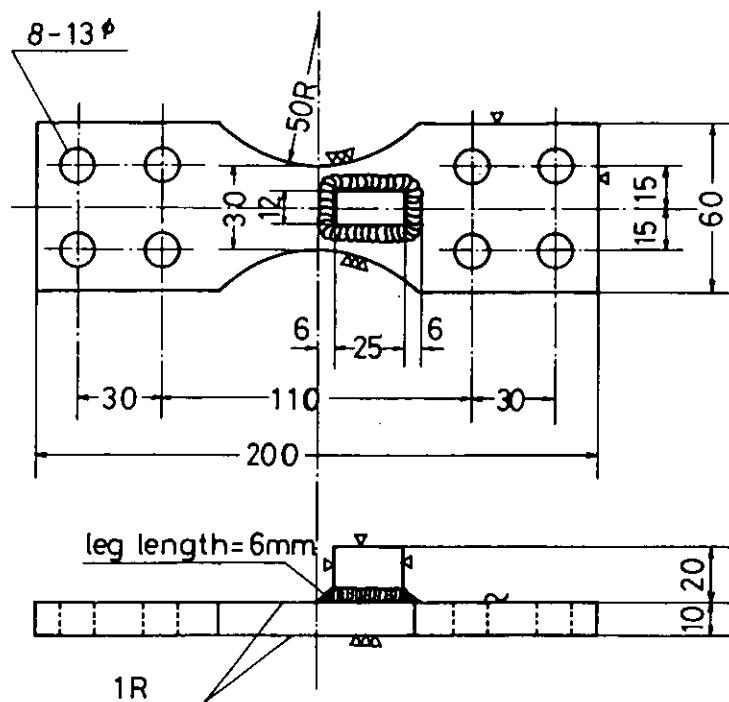


Fig. 3.7.1 Detail of Test Assembly

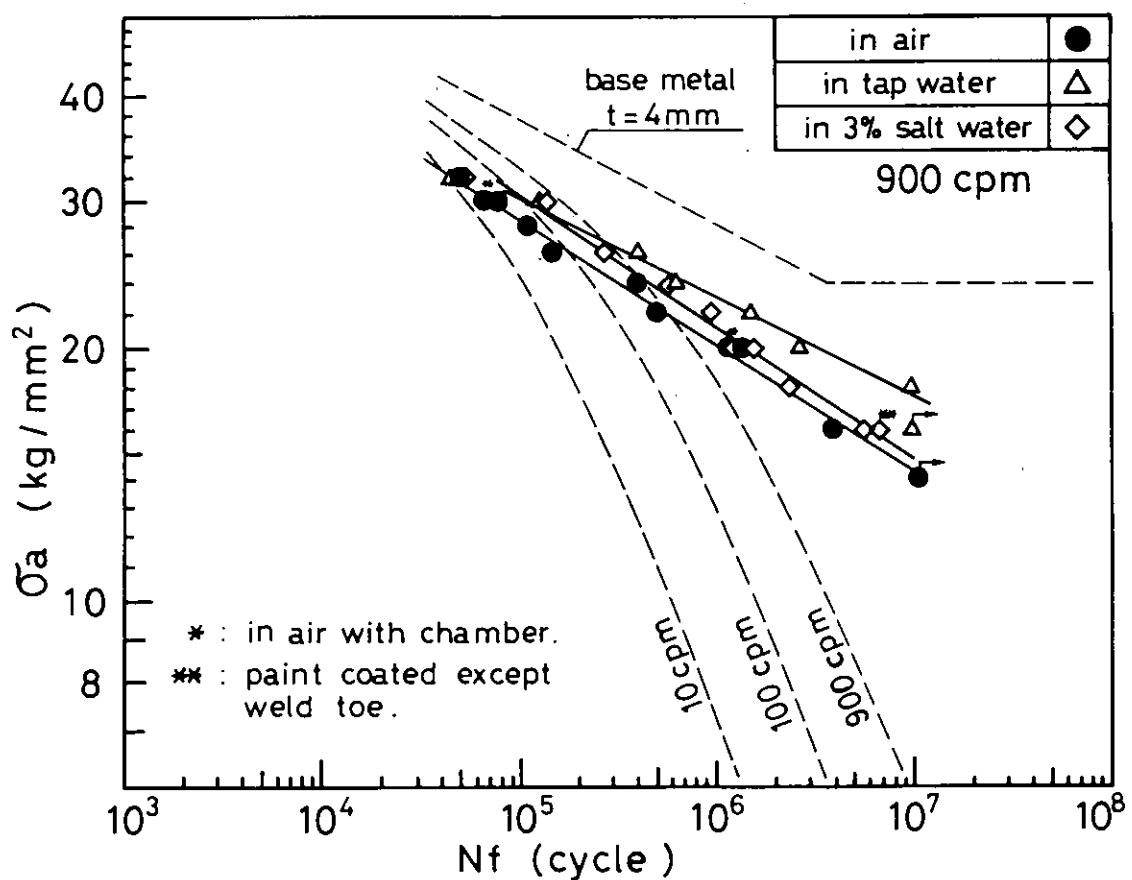
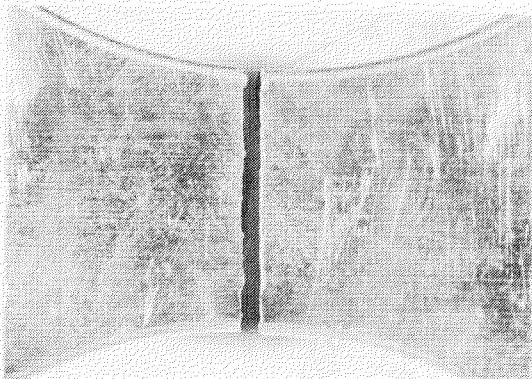
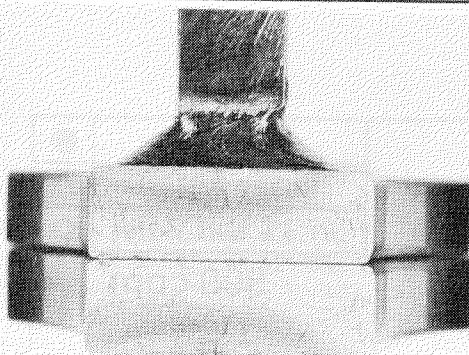
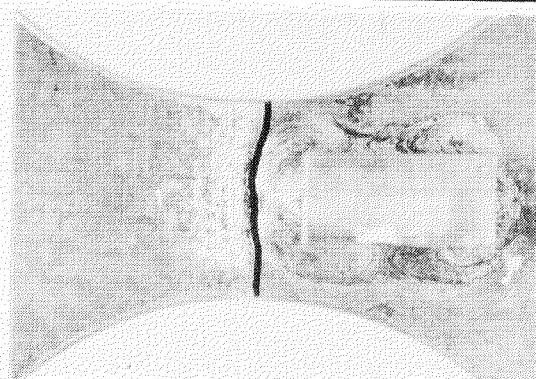


Fig. 3.7.2 Test Results of Fatigue Corrosion Tests

in air

$$\sigma_a = 16 \text{ kg/mm}^2$$

$$N_f = 3.87 \times 10^6$$



in 3% salt water
paint coated

$$\sigma_a = 16 \text{ kg/mm}^2$$

$$N_f = 6.90 \times 10^6$$

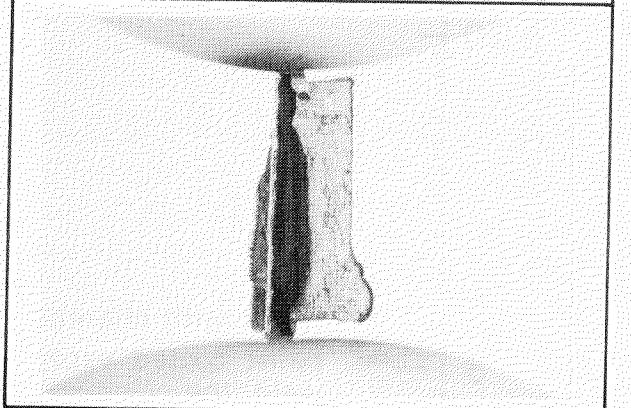
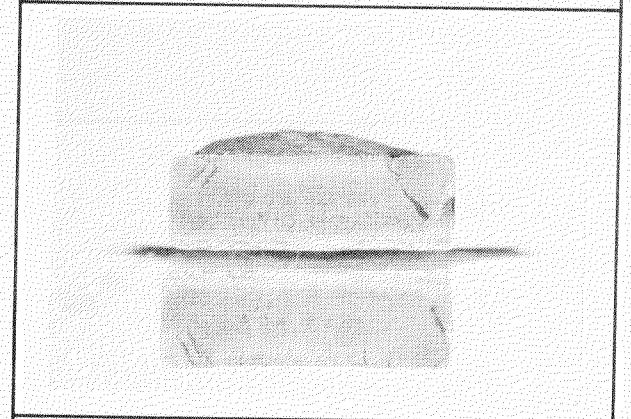
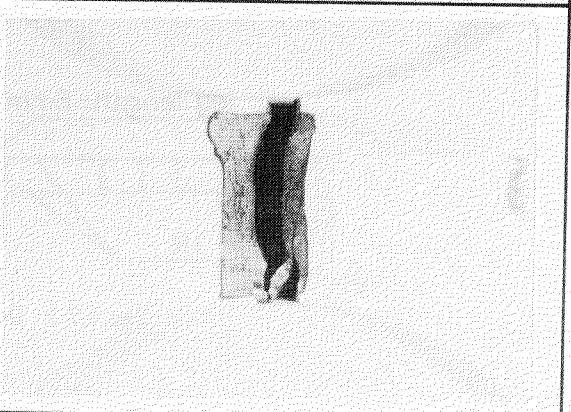


Photo 3.7.1 Fracture Detail

Photo 3.7.4 Fracture Detail

in tap water

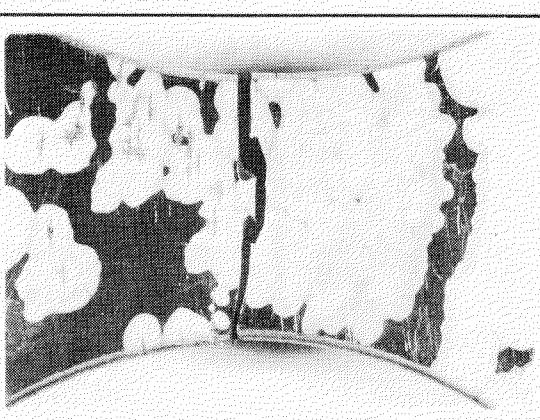
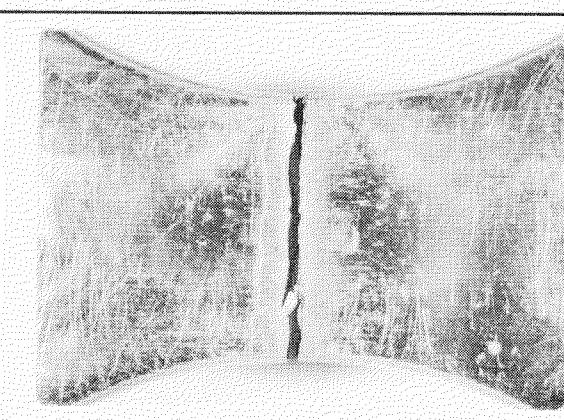
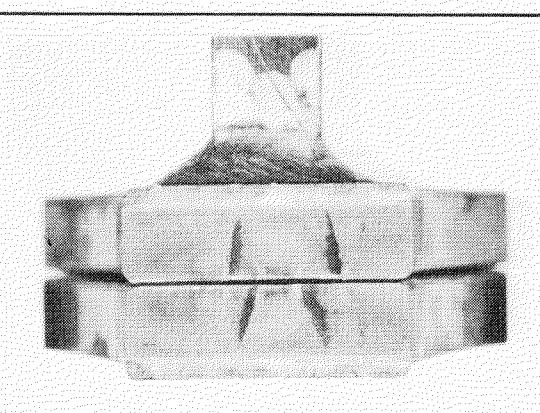
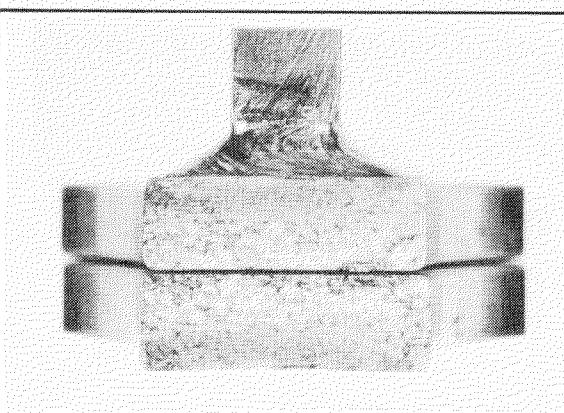
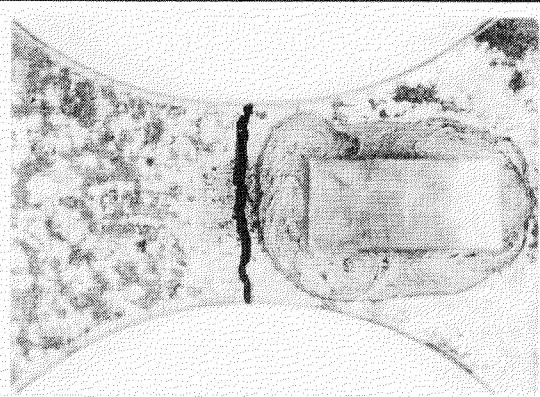
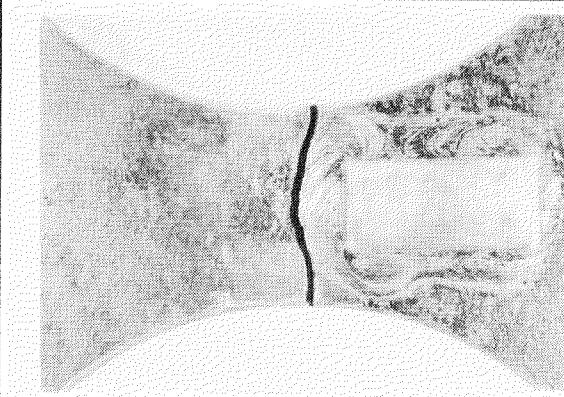
$$\bar{\sigma}_a = 32 \text{ kg/mm}^2$$

$$N_f = 4.64 \times 10^4$$

in tap water

$$\bar{\sigma}_a = 18 \text{ kg/mm}^2$$

$$N_f = 9.92 \times 10^6$$



(1)

(2)

Photo 3.7.2 Fracture Detail

in 3% salt water

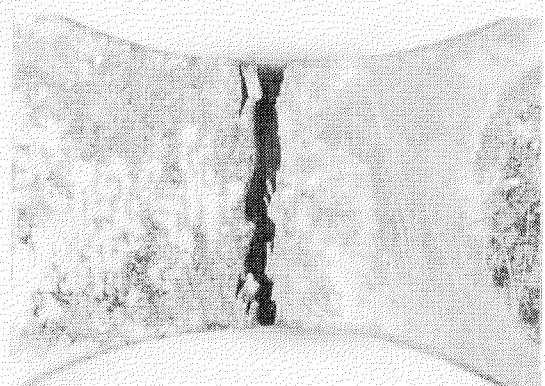
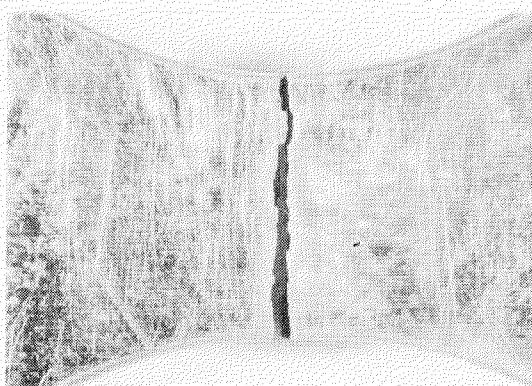
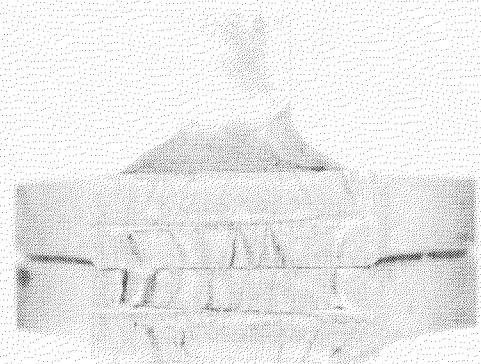
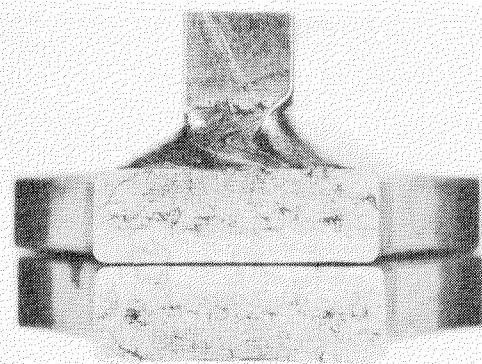
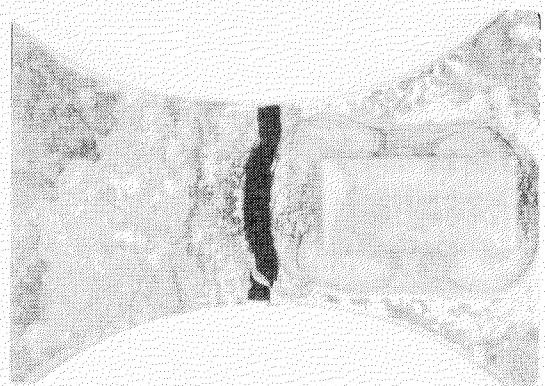
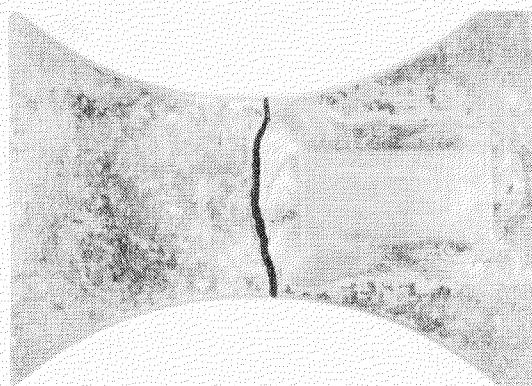
$$\sigma_a = 32 \text{ kg/mm}^2$$

$$N_f = 5.73 \times 10^4$$

in 3% salt water

$$\sigma_a = 16 \text{ kg/mm}^2$$

$$N_f = 5.68 \times 10^6$$



(1)

(2)

Photo 3.7.3 Fracture Detail

4. 防食対策に関する研究

4.1 研究の目的

メインテナンスフリーのための船体構造の防食対策は船舶独特の腐食環境の厳しさから、重要な問題の一つとして挙げられる。その防食は主として、塗料被膜によりおこなわれているが構造の複雑さ、施工の困難さ等が相まって、その塗装のメインテナンスに費いやされる時間、労力等は大なるものがある。

このため、新造時に塗装メインテナンスフリーのための塗装施工についての配慮が必要であるが、実験が船体構造物全般に及ぶと塗料種類、塗装区画、腐食環境等、組合せが多種になる莫大な費用が必要となる。

そこで本研究では腐食環境の厳しく、塗膜のメインテナンスが困難なバラストタンク内面の溶接ビード部、およびエッジ部を実験対象にえらび、その表面処理、膜厚等の施工上の問題点が塗膜性能に与える影響について明らかにし、塗膜のメインテナンスフリーのための施工要領について検討した。

4.2 試験材と実験の方法

4.2.1 試験片製作方法

(1) 溶接ビード部対策

(a) 1次表面処理

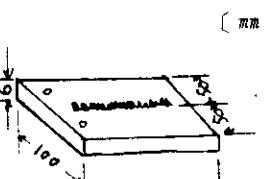
S M 41 鋼板 ($1000 \times 1500 \times 6 \text{ mm}$) を日立造船
㈱大阪工場のショットblast およびショッププライマー塗装の現業ラインを使用して、1次表面処理およびプライマーを施工した。

その施工状態は表 4.1 に示す。
プライマー施工後の鋼板は試験片寸法 ($100 \times 200 \text{ mm}$) に切断し、表 4.2 に示す溶接条件で自動溶接、および手溶接のビードを置いた後、日立造船(㈱大阪工場内で 2~4 日間屋外曝露に供した。

表 4.1 ショットblast およびショッププライマーの施工状態

項目		状態
ショットblast	ショットボール	$1.0 \text{ mm} \phi$
blast	blast 後の除せい程度	SIS Sa 2.5 ~ Sa 3.0
プライマー	blast 後の表面粗度	$50 \sim 70 \mu \text{m}$
ショットblast	プライマーの種類	ジンクリッヂエボキシプライマー (ZE=100 関西ペイント(㈱製))
プライマー	塗装膜厚	$15 \sim 20 \mu \text{m}$

表 4.2 溶接条件

溶接法	溶接機	溶接棒	溶接ビードの高さ (mm)	溶接ビードの巾 (mm)	備考
自動溶接	SW オートメルト	US-36 $4.8 \text{ mm} \phi$ (神鋼)	2 ~ 3	約 7	[mm] 
手溶接	-	LMB-52 $5 \text{ mm} \phi$ (神鋼)	2 ~ 3	約 7	

(b) 2次表面処理および塗装

2次表面処理としては日本造船研究協会の下地処理基準に従ってパワーツール処理を2種類およびプラスト処理を1種類にそれぞれ処理した。

塗装は実験室的自動塗装装置を使用して、タールエポキシ塗料(エボタル M.H.B.日本ペイント(株))をエアレススプレーした。その時の膜厚は $125 \mu\text{m}$ (乾燥後の膜厚)を1として、1.5,

2および3の倍率の膜厚になるように塗装スピードを変化させて塗装した。

2次表面処理および塗装状態は表4.3のとおりである。

(2) エッジ部対象

S M 4 1 鋼板 ($100 \times 200 \times 12.7 \text{ mm}$)

のエッジ部を表4.4に示す状態に処理した後、圧送プラスト機により、試験片全体をグリットプラストし、黒皮、さび等を除去した。

塗装は実験室的自動塗装装置を使用し、タールエポキシ塗料(エボタル M.H.B.日本ペイント(株))をエアレススプレーした。

なお、塗装膜厚は平面部膜厚が $375 \mu\text{m}$ (3倍率)の状態になるようにエッジ部を塗装した。

4.2.2 実験の割りつけ

溶接ビード部およびエッジ部対象の実験の割りつけは表4.5および表4.6とした。

表4.3 2次表面処理および塗装状態

項目	2次表面処理および塗装			備考
2次表面処理	Pt. 1	パワーツール	JSRAの基準に準じた。	
	Pt. 3	パワーツール		
	Sd. 2.	グリットプラスト		
塗装膜厚	膜厚は次のような倍率とした 1.0, 1.5, 2.0, 3.0			125 μm (乾燥膜厚)を1とした膜厚倍率を示す。

表4.4 エッジ部の処理状態

処理種類	処理方法	備考
処理なし	ガス切断したままの状態	
3 Cに面取り	グラインダーにて、エッジ部を3mm削り取った状態	
3 Rに面取り	グラインダーにて、エッジ部を3mm Rに削り取った状態	

表4.5 実験の割りつけ(溶接ビード対象)

試験項目 溶接種 膜厚	40°C, 3%食塩水浸漬試験						腐食サイクル試験						顕微鏡観察						
	手溶接			自動溶接			手溶接			自動溶接			手溶接			自動溶接			
	1	1.5	2	3	1	1.5	2	3	1	1.5	2	3	1	1.5	2	3	1	1.5	2
Pt. 3		●	●	●		●	●	●		●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Sd. 2		●	●	●		●	●	●		●	●	●	●	●	●	●	●	●	●
Pt. 1	●							●					●						

4.2.3 試験項目

溶接ビードおよびエッジ部の表面処理および塗装膜厚を変化させた試験片の防食性能を調査するため、以下の実験を実施した。

(1) 腐食試験

(a) 40°C, 3%食塩水浸漬試験
3%食塩水を40°Cに調節した写真4.1の恒温水槽(500×1000×600mm)中に試験片を5ヶ月間連続浸漬させ、その間のさび、ふくれ等の発生を観察すると共に、写真で記録した。

なお、溶接ビード部の試験片観察は図4.1に示すようにビード正常部、ビード異常部および平面部にわけておこなった。

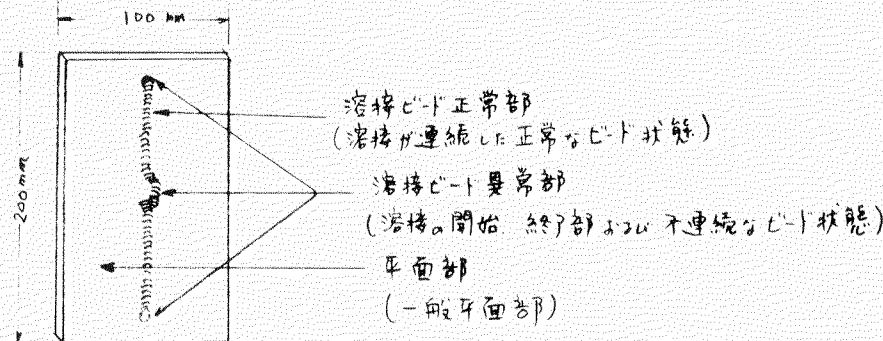


図4.1 試験片観察個所

(b) 腐食サイクル試験

浸漬、湿潤、および乾燥の繰返し試験を20サイクル実施し、その間のさび、ふくれ等の発生を図4.1と同様の方法で観察すると共に写真に収めた。

なお、腐食サイクル試験の要領を図4.2に示す。



写真4.1 恒温水槽

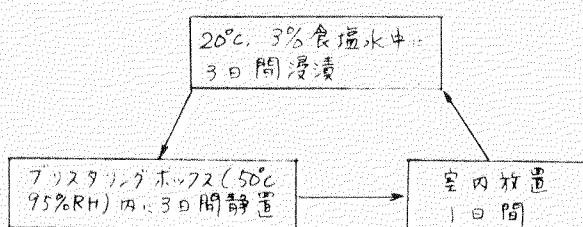


図4.2 腐食サイクル試験の要領

表4.6 実験の割りつけ(エッジ部対象)

試験項目 エッジ 処理	40°C, 3% 食塩水浸漬	腐食サイクル	顕微鏡観察
処理なし	●	●	●
3Cに面取り	●	●	●
3Rに面取り	●	●	●

(2) 付着性試験

40°C, 3%食塩水浸漬試験5ヶ月および腐食サイクル試験20サイクル試験20サイクル後の試験片にカッターで素地に達する2mm間隔のゴバン目をけがいた時に残存する塗膜状態から付着性を判定した。

(3) 顕微鏡観察による膜厚測定

塗装塗膜の断面状態を観察するため、顕微鏡写真用に試験片をマイクロカッターで溶接ビード部に対して、縦および横に切断した。顕微鏡写真は4倍のスライド用に接写し、それを40倍のスライドに拡大して写し出し、膜厚分布を観察した。

なお、膜厚は計測値を $\frac{1}{40}$ 倍し $2\mu m$ に換算した。

4.3 実験結果

1) 40°C, 3%食塩水浸漬試験、および腐食サイクル試験

40°C, 3%食塩水浸漬5ヶ月間、および腐食サイクル試験20サイクル後の結果を表4.7および表7.8に示す。また、これら表中より特にさび発生の多いビード異常部のさび発生状態を写真4.2および写真4.3に示す。

表4.7 腐食試験結果

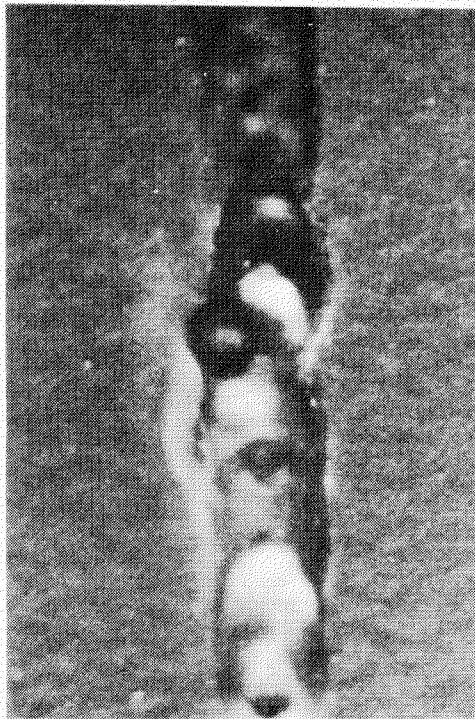
溶接 方法 表面 処理	試験項目 観察箇所 表面 膜厚	40°C, 3%食塩水浸漬試験 (5ヶ月間)						腐食サイクル試験 (20サイクル)					
		ビード正常部		ビード異常部		平面部		ビード正常部		ビード異常部		平面部	
		さび	ふくれ	さび	ふくれ	さび	ふくれ	さび	ふくれ	さび	ふくれ	さび	ふくれ
自動溶接	1.5	Sd 2	E	E	1ヶ所	E	E	E	E	2ヶ所	E	E	E
		Pt 3	E	E	1ヶ所	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E
	2.0	Sd 2	E	E	1ヶ所	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E
		Pt 3	E	E	1ヶ所	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E
手溶接	3.0	Sd 2	E	E	1ヶ所	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E
		Pt 3	E	E	E	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E
	1.0	Pt 1	E	0.5mmφ 若干	1ヶ所	E	E	0.5mmφ 若干	1ヶ所	1mmφ 若干	1ヶ所	1mmφ 若干	E
		Sd 2	E	E	2ヶ所	E	E	E	E	2ヶ所	E	E	E
溶接	1.5	Pt 3	E	1.0mmφ 若干	1ヶ所	E	E	1.0mmφ 若干	1ヶ所	1mmφ 若干	1ヶ所	1mmφ 若干	E
	2.0	Sd 2	E	E	2ヶ所	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E
		Pt 3	E	E	1ヶ所	E	E	0.5mmφ 若干	1ヶ所	1mmφ 若干	1ヶ所	1mmφ 若干	E
	3.0	Sd 2	E	E	2ヶ所	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E
		Pt 3	E	E	2ヶ所	E	E	E	E	1ヶ所	E	E	E

注) 表中、Eは異常なしを示す。

注) さび、ふくれ発生がわずかであったため、評価方法として、ASTM、その他の基準の表示をしなかった。

表4.8 腐食試験(エッジ部対象)

試験 エッジ処理	40°C, 3%食塩水浸漬試験 (5ヶ月間)	腐食サイクル試験 (20サイクル)
処理なし	異常なし	異常なし
3C面取り	いずれもさび, ふく ふくれの発生など	いずれも, さび, ふくれの発生など
3R面取り		

写真4.2 不連続ビード部からの
さび発生状態

表面処理 Sd 2
膜 厚 2倍半

写真4.3 ビード端部からの
さび発生状態

表面処理 St 3
膜 厚 2倍半

2) 付着力試験

40°C, 3%食塩水浸漬試験5ヶ月および腐食サイクル試験20サイクル後の試験片の溶接ビード周辺および一般平面部に対し、ゴバン目試験を実施したが、いずれの試験片とも鋼板面よりハクリした。このため、表面処理、膜厚等の影響を見い出すには至らなかった。

3) 顕微鏡観察

顕微鏡観察は溶接ビード部に対して縦および横、またエッジ部に対しては横方向の断面を平面部5点、ビード部の最大値、最小値、エッジ部の最大値、最小値をそれぞれ計測した。なお、平面部については5点の平均値を求めた。その結果を表4.9、表4.10および写真4.4～4.13に示す。

表 4.9 顕微鏡観察による膜厚測定(溶接ビード部対象)

単位(μm)

表面処理	測定値 観察	溶接 膜厚倍率	手 溶 接								自動溶接	
			1.0		1.5		2.0		3.0		2.0	
			横断	縦断	横断	縦断	横断	縦断	横断	縦断	横断	縦断
Pt. 3	平面部 ビード部	平均値			195		265		405		310	
		最大値			150	200	200	325	350	400	275	325
		最小値			50	50	150	150	250	250	150	250
Sd. 2	平面部 ビード部	平均値			245				370			
		最大値					175		325			
		最小値					50		175			
Pt. 1	平面部 ビード部	平均値	140									
		最大値	125	225								
		最小値	50	50								

表 4.10 顕微鏡観察による膜厚測定(エッジ部対象)

単位(μm)

測定	処理	面取りなし	3Cに面取り	3Rに面取り
		平均値	285	280
エッジ部	平均値	275	450	425
	最大値	25	125	125
	最小値			

写真 4-5
手溶接 Pt - 3 膜厚 1.5 倍

写真 4-5

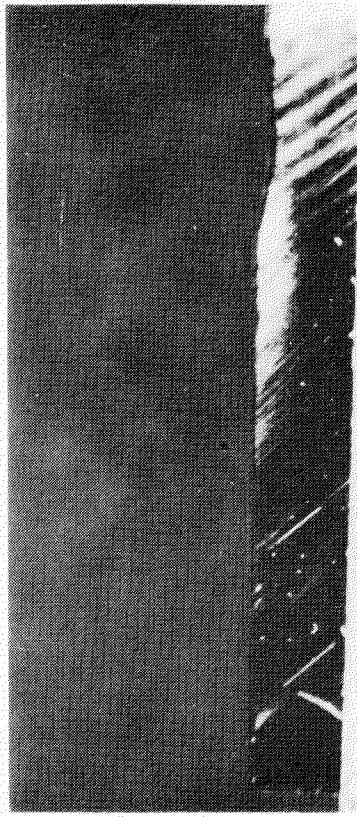
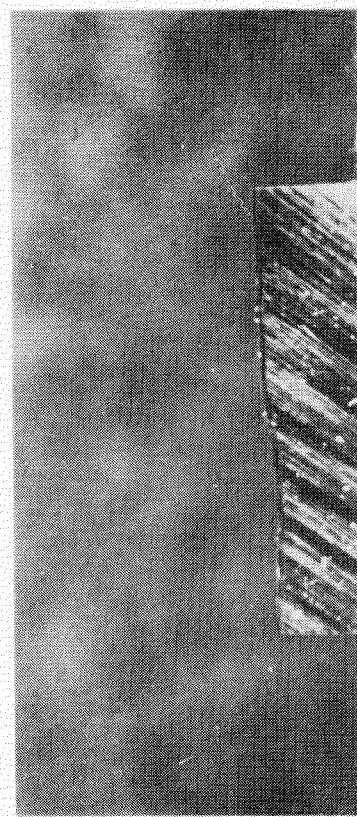


写真 4-4
手溶接 Pt - 1 膜厚 1.0 倍

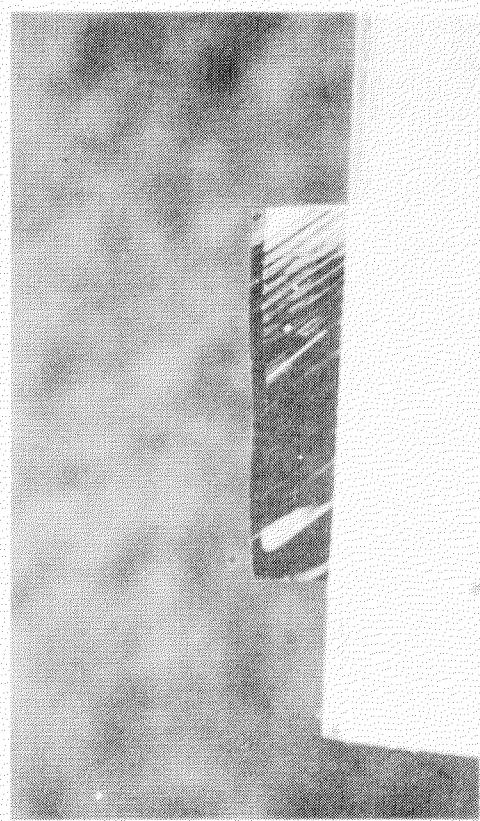
写真 4-4



膜厚 3.0 倍

手溶接 Pt - 3

写真 4 - 7



膜厚 2.0 倍

手溶接 Pt - 3

写真 4 - 6

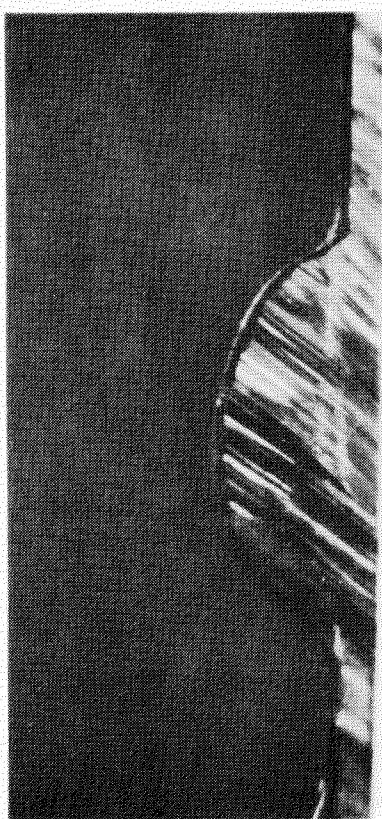


写真 4-8
手溶接 Sd=2 膜厚 2.0 倍

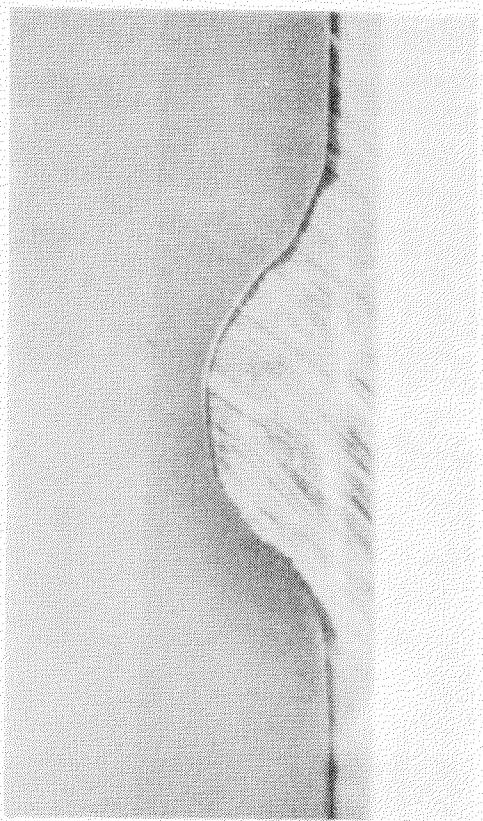
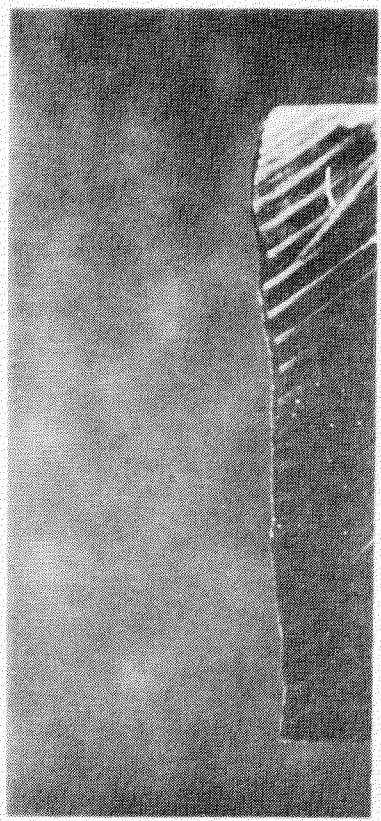


写真 4-10
自動溶接 Sd-2 膜厚 2.0 倍

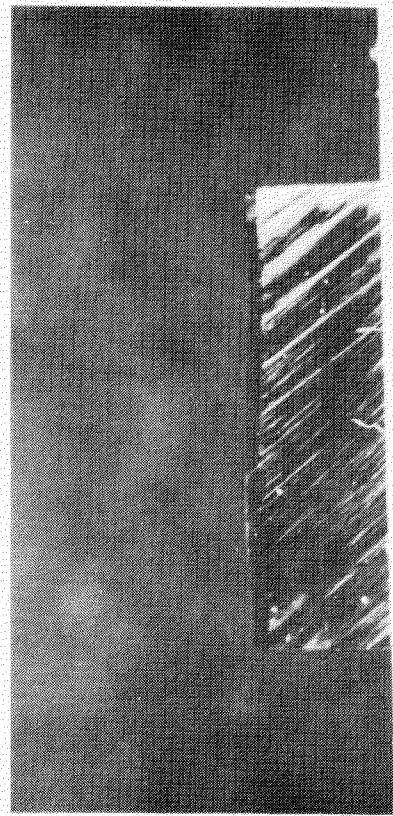
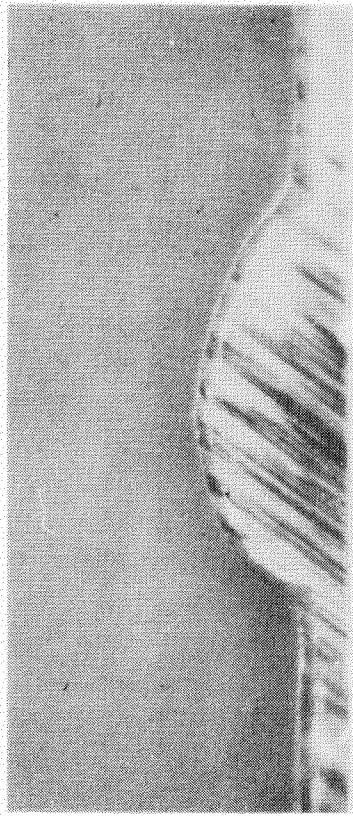
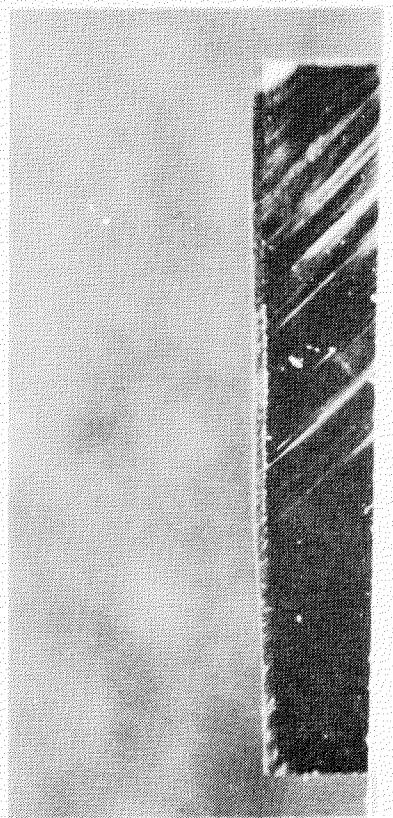


写真 4-9
自動溶接 Pt-3 膜厚 2.0 倍



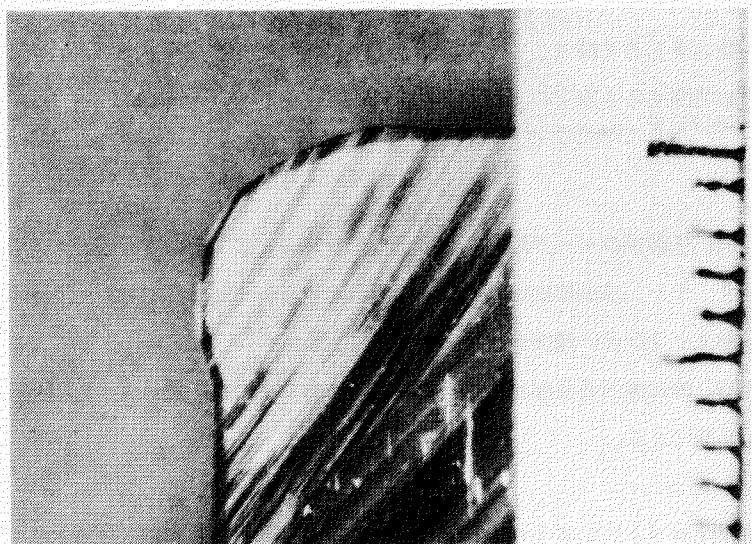


写真 4-13
エッジ処理 3 R

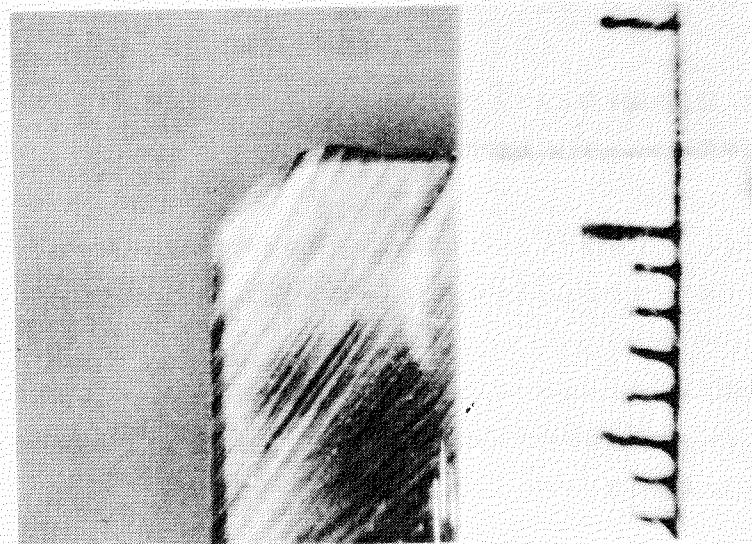


写真 4-12
エッジ処理 3 C

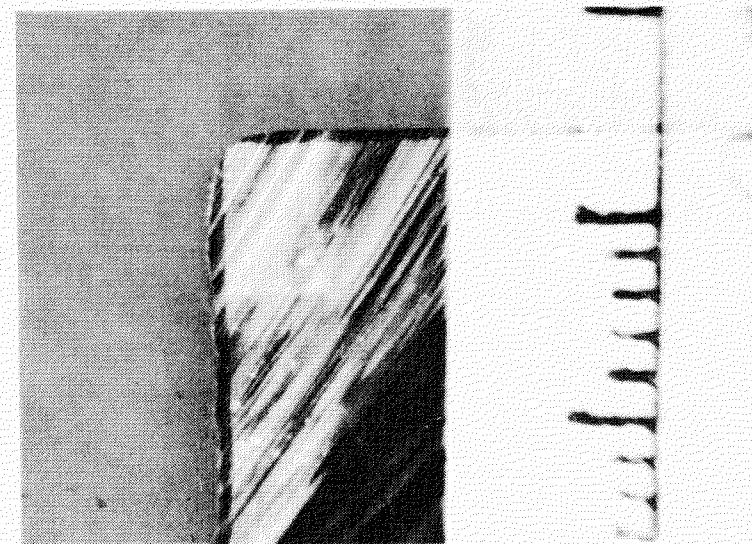


写真 4-11
エッジ処理なし

4.4 考 察

40°C, 3%食塩水浸漬試験、腐食サイクル試験および顕微鏡による塗膜断面観察の手法を用いて実験を実施した。

腐食試験については試験開始後、5ヶ月を経過している段階にあり、まだ明確な結果があらわれていない状態にあるが、現時点での結果からとりまとめ考察すると以下の通りである。

4.4.1 溶接ビード部対象

(1) 溶接方法の影響

顕微鏡観察からわかるように、手溶接のビード形状は自動溶接より凹凸が多く、かつ、複雑であることから溶接ビード凸部の塗膜が薄くなつておらず、また、自動溶接はビード面が滑らかとなつていている。このため、腐食性試験では手溶接ビード部は自動溶接のビード部よりさび易い傾向が認められる。

なお、溶接ビード部の不連続部、端部等の異常部はさび進行が早くあらわれる傾向にあり、この箇所に対して、塗膜厚が十分に付けるような配慮が必要である。

(2) 表面処理の影響

パワーツールによる表面処理はプラスト処理よりさび易い傾向が認められる。この傾向は手溶接ビードの場合によくあらわれており、パワーツール処理では十分な除せいか行なわれにくいものと考えられる。顕微鏡観察からも手溶接ビードは凹凸が多いことが認められ、除せいかの困難さがわかる。

(3) 膜厚の影響

塗膜厚を厚くすれば、当然、防食性能を向上させることができるが、ビード部の最小膜厚値を平面部の標準膜厚と同じにするにはビード部周辺を標準膜厚の2~3倍に塗装する必要がある。

4.4.2 エッジ部対象

腐食試験ではエッジ面取りなし、3C面取りおよび3R面取り、共に全く異常が認められていないが、顕微鏡観察ではエッジ処理の効果は明らかであり、3Cおよび3Rに面取りした場合は面取りなしの場合に比べ、良く膜厚が確保されている。

現時点での実験結果からは塗膜メインテナンスフリーのための詳細な施工要領のマニュアル化を出すには至っていないが、膜厚を十分に付けにくい溶接ビード部、エッジ部等に対しては先行塗装、後行塗装等により標準膜厚の2~3倍の増し塗りすることによって、平面部の標準膜厚と同程度にできる。

以上

5. 義装品及び取付部の損傷調査

5.1 調査の目的

船体構造物のメインテナンスフリーにおいて船体構造物にとりつけられる各種義装品に関する対策も重要な問題の1つとして挙げられる。義装品はその種類、使用上の条件、構造上の複雑さ等が相俟ってメインテナンスに費いやされる時間、労力等は大なるものがある。このため、新造時にいかなる配慮をすべきかの資料をするため実際に運航している船について修理の実態を調査した。

5.2 調査方法

国内船主に次の事項に関しアンケート記入用紙を送り、その回答を取りまとめた。

- (1) 調査対象船は建造後8年目位までの船をえらぶ。
- (2) 義装品は各船に付いている重要なもの及びひん度の高いものを記入する。
- (3) 現段階で考れられるメインテナンスフリー対策を記入する。
- (4) 各社、修理ひん度の多いものから10例以上を記入する。

5.3 調査の結果

アンケートは、日本郵船、商船三井、昭和海運、出光タンカー、三光汽船、飯野ライン、新和海運から回答があった。

主な修理箇所は、バルブ駆動用油圧管、通風筒(合金網、ダンパー)、ワインチウインドラス、舷梯、ハッチカバー関係等であった。

5.4 考 察

今回の実態調査の結果は51年度実態調査とほど同じ結果となったが、メインテナンスフリー船を指向するためには、今後検討すべきいくつかの問題があると思われる。その主なものは次のとおりで、

- (1) 1GSと船体構造及び義装品に対する影響
- (2) ハッチカバー用ラバーバッキンの耐久性
- (3) 一般市販義装品に対する塗装管理
- (4) メインテナンスフリーとイージーメインテナンスの関係

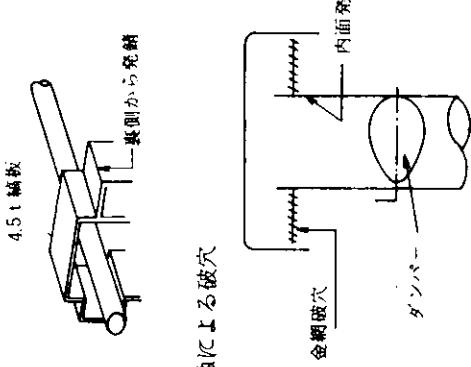
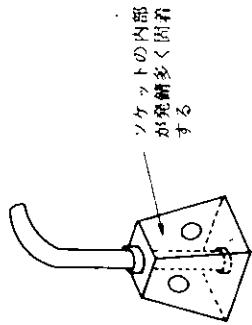
これらに対する一応の対策はたてられているが義装品は全般に板厚も薄く発錆すなわち破損につながるものが多い、しかし塗膜の増加や板厚の増加はコストUPとの関係もあり、なお検討を要するものと思われる。

表 5.1 損傷を生じやすい船体構造付き機器とそのメンテナンスフリー対策

場所	品名	材質	状況	船体との取付方法	防錆方法	船命	数量	修理方法	メインテナンスフリー対策
カーゴータンク内 ポンブルーム内 カーゴータンク内	バルブリモコン用油圧管 のバタ弁 バルブ駆動用 油圧ブースタ ーシングサージ ショインド	アルミニウム F C M S	腐食による漏油 腐食による弁体の脱落 腐食による漏洩	支持台と Uボルト 上甲板 デッキ裏のこの部分が特に多い リモコン用油圧管	無塗装	2~8年	多数	新替又は一部 切替	防錆ライニング(樹脂)塗装又は肉厚を増す。
上甲板, カーゴ タンク内	荷油管	スチール	腐食による漏油	支持台と Uボルト タンク内 タンク内は上面にも 点触あり	1~8年	8年 2年	多数 多数	当金又は新替 SUS	洞は重塗装, ボルトは 鋼管に変える。
上甲板上	蒸排気管	スチール	腐食による破穴 発錆による枝耗	支持台と Uボルト 上甲板上 内面下部が腐蝕する	5~8年 8年	154m/隻	多数	4年以上 一般塗装 アルミニウム加工	新替又は切替 再度アルミニウム加工

上甲板上	係船機ピストンロッド 係船機シリンドラーフロック	スチール (クロームメッキ) スチール FC	クロームメッキキ剥離 腐蝕による破穴	3年 一般塗装 " " 8年	新替 新替 " "
カーゴータンク内 フォックスル デッキ	ウインドラス バルフルア操作ロ ット	SC スチール	スライドバルブ破損 (特に軸受部及びユニバーサルジョイント部)	3年 シリンドラ ブロック付 サポート ブロック ト	新替 オーバホール SUS材に変更
カーゴータンク内 ポンプ室及び上 甲板	ヒーティング コイル IGSデッキシ ール水の ドレンライン IGSメインライ ン	アルミニ ラス アルミニ ラス	腐蝕による破口 スリーブジョイント部腐蝕及び一部クラック	3年以上 無	切替 新替 当金及び回転
上甲板上	IGS仕切弁 ブリザー用バ タ弁シート	ランバー	腐蝕による破穴	T/E 塗装 Uボルト 支持台及 Uボルト 外部一般 塗装 5年	肉厚を増す フランジ取付型、 内面に樹 脂ライニング
上甲板上			内面T/E塗装	無	シートリング 新替 新替又はシ ートリンク取替
上甲板上			下部が腐蝕	2年	シートリンクの負向上
上甲板上			バタフライ弁シートリンク破損に依る漏洩 (油、水等の潤滑剤がないため破損し易い) 腐蝕による漏洩	4年以上 無	シートリング 新替 新替又はシ ートリンク取替

場所	品名	材質	状況	船体との取付方法	防錆方法	船令	数量	修理方法	メインテナンスフリーリスト
上甲板上	ペント用フレームアレスター バーストタンクエラー抜き 舷梯	スチール スチール スチール スチール	石油ガスによる腐蝕 金網腐蝕による目塞がり 発錆及ローラ固定 発錆及び固定	ボルトナットネジ込み 一般塗装 一般塗装 溶接	一般塗装 一般塗装 一般塗装	6年以上 4年 2年以上 2年以上	多數 10ヶ年 新替 SUSに変更	新替 金網新替 分解整備及び 錆打塗装 ソケット内部は重塗装	
被り板							4枚/隻	新替	
上甲板上	通風筒金網	スチール	腐蝕による破損	溶接	一般塗装	5年	多數	新替	重塗装

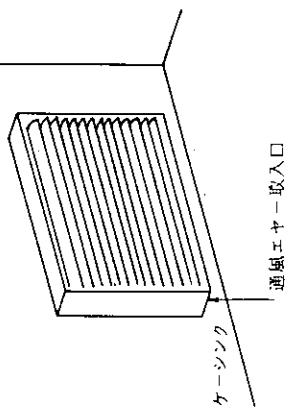


上甲板上	通風筒ダンパー フエアリーダーローラー	スチール スチール	発錆腐蝕固着 発錆腐蝕による破穴 (特に受台等塗膜の損傷しやすい所)	溶接	5年以上 一般塗装 一般塗装 一般塗装 一般塗装	多數 4ヶ/隻 3ヶ所/隻 多數 5年以上	新替 オーバホール 当金 当金又は切替 新替	ダシパードは FRD 軸は SUS に変更 内面は重塗装 簡単にオーバホール出来る 様配慮 塗装のグレードアップ
居住区甲板	救命艇外板	スチール	発錆腐蝕による腐蝕 (特に受台等塗膜の損傷しやすい所)	溶接	6年 一般塗装 及びグリースアップ 一般塗装	4ヶ/隻	オーバホール	内面は重塗装
上甲板上	空気抜管	スチール	発錆による腐蝕	溶接	6年 一般塗装	3ヶ所/隻	当金	簡単なオーバホール出来る
上甲板上	甲板機械のカバー	スチール	腐蝕による破損 ギヤーカバー等に 腐蝕破損多い	溶接	"	"	"	塗装のグレードアップ
上甲板上	ステーキヤー 保護カバー、 踏板操作台	スチール スチール	発錆による腐蝕 腐蝕による破損 奥側からの腐蝕 多い	溶接	6年 亜鉛メッシュ 一般塗装	2本/隻 4年以上	新替 多數 "	SUS ワイヤーに変更 裏側を重塗装

場所	品名	材質	状況	船体との取付方法	防錆方法	船命	数量	修理方法	メインテナンスフリー対策
上甲板上 ハッチカバー	油圧管	スチール	腐蝕による漏洩	支台及 Uボルト	一般塗装	5年以上	多數	新替又は切替	SUSハイブリッド変更
" "	開閉駆動チェーン	スチール	発錆耗耗	コーミング 上甲板	亜鉛メッキ	5年	180個	新替	
" "	水密パッキン	ラバー	硬化変形による漏洩	コーミングトップ 駆動チェック 伸びると開閉に 支障を生じる	無	3年以上	多數	新替	パッキンのグレートアップ
"	パッキンコーミング (リティナーアンクル)	スチール	腐蝕による破損	パッキンコーミング (リティナーアンクル)	一般塗装	6年以上	"	切替	重塗装

機器名	構造部品	腐食原因	対策	耐用年数	施工方法	SUSに変更	
						施工方法	材質
ハッチカバー コンプレッショナーパー	スチール	腐食による漏洩	新替	6年以上	切替	重塗装	SUS
ウォーターウォームイング	スチール	腐食によるつまり	新替	"	"	重塗装	SUS
コーミング付 ドレンパイプ	スチール	腐食又は曲損	新替	"	"	増塗及び増厚	SUS
締付ボルト クリートホールダー	スチール	摩耗変形	新替	"	"	増塗及び増厚	SUS
ソイルパイプ	スチール	閉塞	新替	3年	1ヶ所/箇所	取外貫通掃除	SUS
居住区	スチール	腐食による漏洩 発錆 コンタナーと接触による損傷	支持台及 Uボルト 溶接	8年 5年 "	多数 5ヶ所/箇所 1ヶ所/箇所	切替又は新替 錆落し塗装 一部切替	高級塗装又は重塗装
上甲板上	スチール	腐食による漏洩	一般塗装	"	"	曲りを少し手入しやすいい様配慮する。	肉厚を増す。
コンテナタワー	スチール	腐食による漏洩	一般塗装	"	"	曲りを少し手入しやすいい様配慮する。	肉厚を増す。
舷梯裏板 舷梯ターンテーブル	スチール	腐食による破損	溶接	"	"	重塗装等合金に変える。	重塗装
市販電装品箱	スチール	腐食による破損	ボルト締	"	"	オーバホール	切替
レーダーマスト フラグライン用アイ	スチール	摩耗による損傷	溶接	"	"	新替	新替

場所	品名	材質	状況	船体との取付方法	防錆方法	船令	数	修理方法	メインテナナンスフリー対策
居住区 居住区	鋼製サッショ 扉枠 通風口入口 バー	スチール スチール	腐蝕による破損。特に枠の下部に多い 腐蝕による破損	ビス締め 溶接	一般塗装 "	8年 6年	3ヶ所/隻 2ヶ所/隻	切替又は新替 新替	扉枠の下部は増厚又は塗装 仕様のグレードアップ 重塗装



6. 結 言

船体構造のメインテナンスフリー対策上問題となる船体構造の不連続部に発生する損傷の防止に関し、損傷が比較的多いが有効かつ適切な防止対策が明らかでない局部構造に対し、損傷防止対策立案の基礎資料を得るために調査研究を行い、次のような結論が得られた。

- (1) 貨物船の船首部の船倉内の特設肋骨下端に発生するき裂に対しては、同様な構造モデルに対して疲労試験をふくむ強度試験を行つた結果、実船の損傷を再現することができた。疲労試験の結果ではいわゆるバチ型面材がもつとも良効であり、次に肘板のトウを増厚したもの、緩傾斜型が良好であった。しかし、試験材の数が充分ではなく、さらに確認のための試験が必要と認められる。
- (2) 防撓材のスニップ端には数多くの損傷が発生するが、防撓材端部のスニップ角度、ビード仕上、防撓材の対称性、ウェブの板厚、スニップ端と固定端の間隔等についてFEM計算、疲労、腐食疲労、振動に関し実験計算を行つた結果、スニップ角度は 45° より 30° の方わずかながら強度は大、ビードの仕上げの効果は大きいことが予想されるが、防撓材の対称性はあまり差がなく、ウェブの板厚が大となると疲れ強度は増大し、またスニップ端と固定端との距離は小さい方が有利で、スニップ端の肩の高さも小さい方が有利であることがわかつた。腐食疲労に関しては今回の実験では腐食のため疲れ強度は水道水中にくらべてごくわずか低下することが認められたが、大気中の疲れ強度より若干有利であるとの結果も得られ、今後実験の方法等についての検討が必要と考えられた。
- (3) 桁板や隔壁板の開口部の補強についてはFEMによる計算の結果、弹性座屈応力が面内崩壊荷重より小なるときは防撓材補強が有効で、面内崩壊荷重より大なるときは二重張り補強が有効であることがわかつた。なお、本件については今後実験によつて確認することも必要と考えられる。
- (4) 実船の不連続構造部では応力集中と応力勾配があるため、この応力場での疲労き裂の発生寿命(N_c)を検討したところ応力集中部の応力範囲と応力集中係数の積が N_c と良い相関があり、応力勾配の効果は少いことがわかつた。
疲労き裂の伝播特性についても応力勾配の効果は本研究の試験片では少なかつたが、今後き裂先端での応力拡大係数(ΔK)との関係で検討する必要がある。
- (5) 水油密隔壁貫通部のき裂や水洩れは工作上の小さな欠陥が原因と考えられ、スロットならびにカラーブレートの構造、カラーブレートとロンジとのギャップの許容値、溶接順序、運棒、エアテスト、溶接工の教育訓練を適正に行なうことが必要と考えられ、主要造船所で採用されている方法について紹介した。
- (6) 大型専用船のバラストタンクはもつとも腐食がいちいちるしいが、最近実施されている特効塗装が有効である。しかし、突合せ継手のビード表面、フリーエッジ部は塗装の損傷がいちいちるしい。ビード表面及びフリーエッジ部に対し特殊塗装を行つた場合の膜厚の状況と腐食試験の結果ビード部の膜厚を平坦部と同程度とするためにはビード周辺を平坦部の2~3倍に塗装する必要があること。エッジ部は面取り又はグラインダでR取りすることによって切はなしのままより充分な膜厚を確保することが可能であることがわかつた。ビード部の表面で棒継ぎ部や不連続部は充分下地処理を行つてから塗装することが望ましい。
- (7) 船体構造にとりつけられる各種機器の腐食や損傷について調査の結果、バルブ駆動用油圧管、通風筒、ワインチ、ワインド拉斯、舷梯、ハッチカバー等に腐食や損傷が多いことがわかり、これらの構造、防食についても今後検討の余地があることがわかつた。

(以上)