

日本船舶振興会昭和53年度補助事業
“船舶の外力と設計基準に関する研究”

研究資料 No.315

第169研究部会

船体構造の破壊管理制御設計に関する研究

報 告 書

昭 和 54 年 3 月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

本年度研究は、4ヶ年計画の第2年度として、船殻破壊強度試計算（船殻局部構造の破壊強度試計算），構造要素強度に関する基礎的研究（脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討，直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播阻止能力に関する検討，直交交叉隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討）などが実施され、船体構造への破壊管理制御設計の導入に関して多くの知見を得た。

は　し　が　き

本報告書は、日本船舶振興会の昭和53年度補助事業「船舶の外力と設計基準に関する研究」の一部として日本造船研究協会第169研究部会においてとりまとめたものである。

第169研究部会委員名簿

(敬称略、五十音順)

部会長	金沢 武 (東京大学)	
幹事	町田 進 (東京大学)	矢島 浩 (三菱重工業)
	渡辺 昌建 (三菱重工業)	
委員	青木 真一 (川崎製鉄)	青木 満 (神戸製鋼所)
	浅野 皓三 (日本钢管)	池田 一夫 (神戸製鋼所)
	石橋 敬男 (佐野安船渠)	後川 理 (石川島播磨重工業)
	大浦 啓義 (佐世保重工業)	大野 章 (新日本製鉄)
	大橋 延夫 (川崎製鉄)	尾川 宣之 (日本钢管)
	片岡 繁夫 (長崎大学)	川原 正言 (日本钢管)
	北田 博重 (日本海事協会)	栗田 義之 (日本钢管)
	黒川 常夫 (長崎大学)	阪井 大輔 (三菱重工業)
	堺 由輝 (川崎重工業)	酒井 啓一 (石川島播磨重工業)
	酒井 栄 (山下新日本汽船)	酒戸 恒男 (住友重機械工業)
	佐藤 邦彦 (大阪大学)	沢柳 政弘 (三井造船)
	鈴木 省輔 (函館ドック)	恒成 利康 (川崎重工業)
	豊貞 雅宏 (日立造船)	豊田 政男 (大阪大学)
	中田 宣久 (三井造船)	長田 光洋 (大阪造船所)
	新村 豊 (東京大学)	野口 隆男 (横浜国立大学)
	樋口 道之助 (横浜国立大学)	松村 裕之 (川崎重工業)
	三村 宏 (新日本製鉄)	村田 征一郎 (日立造船)
	山口 雄三 (住友重機械工業)	吉田 靖男 (石川島播磨重工業)
	渡辺 孫也 (住友金属工業)	

第169研究部会第1幹事会委員名簿

主査	渡辺 昌建 (三菱重工業)	
幹事	浅野 皓三 (日本钢管)	池田 一夫 (神戸製鋼所)
	後川 理 (石川島播磨重工業)	尾川 宣之 (日本钢管)
	川野 始 (三菱重工業)	川原 正言 (日本钢管)
	北田 博重 (日本海事協会)	酒井 啓一 (石川島播磨重工業)
	阪井 大輔 (三菱重工業)	堺 由輝 (川崎重工業)
	酒戸 恒男 (住友重機械工業)	沢柳 政弘 (三井造船)
	豊貞 雅宏 (日立造船)	豊田 政男 (大阪大学)
	中田 宣久 (三井造船)	野口 隆男 (横浜国立大学)
	樋口 道之助 (横浜国立大学)	町田 進 (東京大学)

松 村 裕 之 (川崎重工業)	三 村 宏 (新日本製鉄)
村 田 征一郎 (日立造船)	矢 島 浩 (三菱重工業)
山 口 雄 三 (住友重機械工業)	

第169研究部会第2幹事会委員名簿

主査	町 田 進 (東京大学)	片 岡 繁 夫 (長崎大学)
幹事	浅 野 皓 三 (日本钢管)	川 原 正 言 (日本钢管)
	川 野 始 (三菱重工業)	酒 井 啓 一 (石川島播磨重工業)
	栗 田 義 之 (日本钢管)	沢 柳 政 弘 (三井造船)
	酒 戸 恒 男 (住友重機械工業)	恒 成 利 康 (川崎重工業)
	征 矢 勇 夫 (新日本製鉄)	新 村 豊 (東京大学)
	豊 貞 雅 宏 (日立造船)	
	矢 島 浩 (三菱重工業)	
討議参加者	秋 山 俊 彌 (日本钢管)	飯 野 暢 (石川島播磨重工業)
	岩 本 容 岳 (東京大学)	大 石 智 也 (川崎重工業)
	大 山 光 哉 (住友重機械工業)	尾 野 英 夫 (川崎重工業)
	賀 田 和 夫 (川崎重工業)	木 村 公 隆 (東京大学)
	公 江 茂 樹 (川崎重工業)	工 藤 純 一 (川崎製鉄)
	古 賀 敏 昭 (住友金属工業)	阪 野 賢 治 (石川島播磨重工業)
	澁 田 成 人 (住友重機械工業)	立 石 勝 (日立造船)
	寺 本 徳 郎 (東京大学)	豊 福 正 繼 (日本钢管)
	橋 本 宗 利 (住友重機械工業)	長 谷 部 茂 雄 (住友金属工業)
	秦 数 実 (日本钢管)	原 田 耕 次 (日立造船)
	半 沢 貢 (新日本製鉄)	日 野 隆 博 (三菱重工業)
	福 岡 哲 二 (三井造船)	藤 田 高 弘 (日本钢管)
	松 島 義 男 (石川島播磨重工業)	湯 本 宏 (三井造船)
	吉 成 仁 志 (東京大学)	渡 辺 孝 和 (三井造船)

目 次

1. まえがき	1
2. 研究の目的と背景	2
3. 本年度研究の概要	7
3.1 船殻破壊強度試計算	7
3.1.1 船殻局部構造の破壊強度試計算	7
3.2 構造要素強度に関する基礎的研究	7
3.2.1 脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討	8
3.2.2 直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播阻止能力に関する検討	8
3.2.3 直交交叉隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討	8
4. 船殻破壊強度試計算	12
4.1 船殻局部構造の破壊強度試計算	12
4.1.1 ダブル ハル構造部の試計算	12
——直交交叉部材に近接する亀裂の伝播挙動の解析——	12
4.1.1.1 目的	12
4.1.1.2 試計算対象構造物と外荷重条件	12
4.1.1.3 直交交叉部材近傍での亀裂伝播挙動の解析	12
4.1.1.4 直交交叉部材近傍での亀裂伝播経路の推定	12
4.1.1.5 試計算結果の検討および考察	13
4.1.1.6 まとめ	13
4.1.2 タンカーのクロスティとサイドロンジ結合部の試計算	24
4.1.2.1 目的	24
4.1.2.2 計算対象構造と荷重条件	24
4.1.2.3 亀裂進展挙動の解析	25
4.1.2.4 疲労亀裂伝播寿命	27
4.1.2.5 まとめ	27
4.1.3 縦通部材の試計算(その1)	37
——縦通部材のモデル化とK値——	37
4.1.3.1 目的	37
4.1.3.2 計算例	37
4.1.3.3 計算結果および考察	37
4.1.3.4 まとめ	41
4.1.4 縦通部材の試計算(その2)	41
——面外一様圧を受ける場合——	41
4.1.4.1 目的	41
4.1.4.2 試計算の内容と考察	41
4.1.4.3 簡易的な方法の検討	42
4.1.4.4 まとめ	44

Appendix I. 亀裂を含むロングの分担荷重推定	44
Appendix II. 亀裂を含む梁の撓み計算(ロング相持ち効果を考慮)	45
Appendix III. T断面梁の亀裂を含む断面での等価バネ係数とK値算定	46
4.1.5 T継手における表面亀裂のK値解析	56
4.1.5.1 目的	56
4.1.5.2 解析の方法	56
4.1.5.3 解析結果と考察	57
4.1.6 K値計算手法の比較	63
4.1.6.1 目的	63
4.1.6.2 解析構造と数値実験方針	63
4.1.6.3 計算結果と考察	63
4.1.6.3.1 解析手法の比較	63
4.1.6.3.2 直接法での精度	64
4.1.6.4 まとめ	65
5. 構造要素強度に関する基礎的研究	70
5.1 脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討	70
5.1.1 脆性亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験	70
—— K A S 鋼およびP M M A 材を供試した脆性亀裂伝播ならびに伝播停止試験による検討 ——	70
5.1.1.1 目的	70
5.1.1.2 D C B 試験による検討	70
5.1.1.3 二重引張試験による検討	73
5.1.1.4 P M M A 材による基礎的検討	77
5.1.1.5 脆性亀裂伝播停止予測に関する予備的考察	80
5.1.1.6 まとめ	82
5.1.2 多点負荷型超広幅二重引張試験	107
5.1.2.1 目的	107
5.1.2.2 標準型二重引張試験	107
5.1.2.3 多点負荷型超広幅二重引張試験	107
5.1.2.4 まとめ	108
5.2 直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播阻止能力に関する検討	118
5.2.1 直交交部構造要素の脆性亀裂伝播停止試験	118
5.2.1.1 目的	118
5.2.1.2 試験内容	118
5.2.1.3 試験結果および考察	118
5.2.1.4 まとめ	120
5.3 直交交叉隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討	137
5.3.1 直交交叉部の疲労亀裂伝播試験(その1)	137
5.3.1.1 目的	137
5.3.1.2 試験方法	137
5.3.1.3 試験結果	137

5.3.1.4. 考察	137
5.3.1.5. まとめ	138
5.3.2 直交交叉部の疲労亀裂伝播試験(その2)	148
5.3.2.1 目的	148
5.3.2.2 試験方法および試験結果	148
5.3.2.3 まとめ	149
5.3.3 I型梁での疲労亀裂伝播試験(I)(その1)	155
——剪断応力が支配的な場合——	155
5.3.3.1 目的	155
5.3.3.2 試験体形状および試験方法	155
5.3.3.3 試験結果と考察	155
5.3.3.4 まとめ	156
5.3.4 I型梁での疲労亀裂伝播試験(I)(その2)	169
——曲げ応力が支配的な場合——	169
5.3.4.1 目的	169
5.3.4.2 試験方法	169
5.3.4.3 直交交叉部における応力分布	169
5.3.4.4 疲労試験結果	169
5.3.4.5 考察	170
5.3.4.6 まとめ	171
5.3.5 I型梁での疲労亀裂伝播試験(II)(その1)	185
——フランジ幅に対しウェブが浅い場合——	185
5.3.5.1 目的	185
5.3.5.2 試験体形状	185
5.3.5.3 試験結果と考察	186
5.3.5.4 まとめ	187
5.3.6 I型梁での疲労亀裂伝播試験(II)(その2)	193
——フランジ幅に対してウェブが深い場合——	193
5.3.6.1 目的	193
5.3.6.2 実験的研究	193
5.3.6.3 解析的研究	194
5.3.6.4 まとめ	195
5.3.7 隅肉溶接部に沿っての疲労亀裂伝播試験	208
5.3.7.1 目的	208
5.3.7.2 疲労試験とその結果	208
5.3.7.3 まとめ	209
6. むすび	217

1. ま え が き

日本造船研究協会第169研究部会は、昭和52年4月より4ヶ年計画で発足したもので、本部会の研究目的は、船殻の破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に推定・把握し、新造船の設計・材料選定・工作等に反映すること、あるいは就航中の万一の損傷に対する緊急処置および補修法決定に反映すること、などである。したがって、近年急速に発展して来た破壊力学を駆使し、船殻設計関係者と破壊力学研究者が密接に協力し合い、これまでに蓄積された脆性破壊強度・疲労強度に関する研究成果を有効に活用した、“船体構造の破壊管理制御設計指針（仮称）”が作成される予定である。

なお、本研究部会には全体委員会のほかに、

第1幹事会：設計指針の確立、デザインマニアルの作成、亀裂損傷の評価を目指した船殻破壊強度試計算担当

第2幹事会：船体構造の破壊管理制御設計確立に必要な構造要素強度に関する基礎的研究 担当

の2つの幹事会が設置され、活発に活動している。

本報告書は、第169研究部会の昭和53年度研究、すなわち第2年度分の経過報告書としてとりまとめられたものである。

2. 研究の目的と背景

昭和40年代以後話題となってきた無公害のクリーンエネルギー、昭和48年の石油ショックを契機とした北海資源の見直しとそれに続く世界経済の景気後退など、一連の外的要因のために、我国造船界では、今まで以上に LNG 船、LPG 船あるいは氷海商船といった特殊船の建造が強く要望され、これらに対する安全性が重要になってきた。またさらに、危険物の格納容器や輸送船の損傷時に発生する災害の大きさに鑑み、人間の生命の安全と自然環境保護を今まで以上に強く主張する声が多くなり、これらの安全性への指向は世界的な趨勢となっている。

このような社会的要求は、船舶だけに留まらず、広く構造物あるいは輸送機関などに及んでいるところである。例えば、原子炉容器等の圧力容器の設計・建造に対しての仕様、あるいは航空機の設計・製作や保守の条件に対しては、これら構造物の安全性の確認と保持という観点から、材料選定や構造寸法決定あるいは保守に関する相当に細かな規定あるいは指針が提示され要求されているのが現状である。

これらの規格や指針が目ざす安全性の保持・確認を実現するための設計思想の一つとして、いわゆる“フェイル・セーフデザイン (fail-safe design)”の考え方方が広まりつつあることは既に広く知られているところである。その基本的思想は、材料および構造にはその製造過程で不可避免に欠陥が導入されるものとの考えから出発しており、成長しつつある亀裂の存在が検出・探知される以前に機能喪失の許容限界の大きさに成長しないように設計し管理することを要求するものである。すなわち、限度以下の亀裂発生や成長を許容するが、常に構造物の残余強度を把握しながら、構造物の安全性を確保し機能を全うさせる考え方（破壊管理制御の考え方）への指向である。

このような設計思想が出現し得た工学技術の背景としては、いわゆる破壊力学理論の発達と、電算機を利用した計算技術の発達が挙げられる。

ところで、これまでの船体設計においては、近似的な強度解析（部材力や応力の解析）を行なって損傷実績をもとにした許容応力を設定し、それによる相対的評価に留まっていたのが実状であった。しかも、船体構造のごとき高次の不静定構造物においては、厳密には亀裂の発生強度を検討基準にすることは不可能に近く、また経済的でない場合も多い。亀裂が存在すること自体が設計上の不備を意味し、損傷の発生を許容応力の低減によってのみ回避しようとする従来の設計思想には、自ずから限界があると考えられる。船舶においては、その歴史の古さと膨大な実績とから、経験工学的に設計思想が確立されて来たことも事実であるが、これまでに建造実績のない特殊船の開発・建造や、LNG 船、LPG 船のごとき万一の損傷時に大規模災害が発生する恐れのある船舶に対しては、その経済的要因からも、破壊の管理によるフェイル・セーフデザインの導入が必要であると考えられる。

このように、船舶の破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に推定・把握し、新造船の設計・材料選定・工作等に反映すること、あるいは就航中の万一の損傷に対する緊急処置および補修法決定に反映することは、従来より一步進んだ考え方を取り入れる試みであり、船舶のより合理的な安全性指向への課題の一つでもあると考えられる。近年急速に発展して来た破壊力学を駆使し、船殻設計関係者と破壊力学研究者が密接に協力し合い、しかも、これまでに蓄積された脆性破壊強度・疲労強度に関する研究成果を有効に活用すれば、外力条件が的確に把握できた場合には上記課題解決はある程度可能であると言える。

船体構造の破壊管理制御とは、したがって、船殻設計の一分野として破壊力学理論を活用し、取り入れることから始まる（図 2.1 参照）。つまり、疲労亀裂の発生・伝播、そして脆性不安定破壊への遷移といった、亀裂を主体とした損傷過程の把握を基礎として、船殻部材の許容応力あるいは寿命の計算、欠陥許容値の設定、材料選定の判断基準など、現行の各種の要判断事項に対して一つの根拠を与えることである。また、亀裂の存在は許容しても、使用期間中に致命的な破壊を起こさずに機能を全うできる構造形式の開発・設計を追求することもある。他方、一度間違えば多大の人命損失や自然環境破壊につながるような、特殊船開発・建造に対する、各種規則上の厳しい安全性証明要

求を満足させるための道具としても利用されるべきものであることは、言うまでもない。

本研究の目標とするところは、以上述べてきた“船体構造への破壊管理制御の導入”である。この目標に向って研究を進めるためには、破壊力学的知見（例えば各種亀裂破壊が起こる条件や破壊に関する物性値の蓄積など）の整備、あるいは設計すなわち工学レベルの道具に供するには複雑すぎる事柄については、部材や力学的条件の有り得る範囲を算入することにより適切な簡略化を計ること、ないしは簡略法を提示すること、などが必要となろう。また、もっと一般的に、破壊力学手法による実構造物中の問題処理の方法を示すこと、すなわち解析手法を完成させ例証を蓄積し豊富にすることも実際的な手段と考えられる。

このような認識に立って、昭和52年4月より4ヶ年計画で着手された本研究では、主として次の三つの系統の作業が企画されている。

1) 船殻破壊強度試計算

一連の安全性に対し、外力（統計的）→ 応力（構造解析）→ 破壊現象（疲労・脆性）

といった系統的諸計算を通じての実船殻設計への反映。

2) 構造要素強度に関する基礎的研究

船殻構造を破壊力学よりみた各種のパターンと要素に分類した、基礎的立体構造モデル（直交交叉部構造要素）に対する破壊力学からの検討。

脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討。

基礎的立体構造モデル（直交交叉部構造要素）での脆性不安定亀裂ならびに疲労亀裂伝播特性に関する検討。

3) 総合評価

設計指針確立による損傷解析と新設計への適用、ならびに欠陥評価から工作精度・検査基準への発展（図2.2参照）。

1)～3)についての若干の補足をすると、1)の船殻破壊強度試計算は、破壊力学的知見の整備と共に解析手法の確立を狙ったものであり、対象部材の選定に際しては種々の要素が含まれるよう討議が重ねられている。また2)の構造要素強度に関する基礎的研究については、今までの破壊力学の成果、すなわち破壊力学に対する現状認識と今後の研究の方向に関する検討・討議の結果として方向付けされたものである（表2.1参照）。平板の面内問題と見なせる場合の疲労亀裂の伝播や脆性不安定亀裂の発生現象については豊富な解析例・実験例や便覧化が計られているが、平板と平板の立体交叉部（通常は隅肉溶接部分）およびその周辺に亀裂先端が位置する問題については、問題がかなり複雑化することから未だ検討例が少なく、便覧化・実験式化の試みも極めて不足している点が指摘されている。すなわち、破壊力学を実構造に適用する際に必要となる事項を考えた場合には、平板と平板の交叉部（隅内部）周辺での亀裂の挙動解明やその簡略評価にもっと力が注がれるべきであるという結論に従ったものである。他方、亀裂の動的挙動把握、すなわち亀裂の伝播や停止の工学的条件把握と伝播停止挙動に及ぼす周辺条件の影響などについての実験的知見も重要課題であり、率先されるべきであるという本部会での共通意見も織り込まれたものになっている。また3)の総合評価は、上記の1),2)が実用に耐える道具立てとなった際に、船殻設計のどのレベルをいかに合理的に追加・改訂して、破壊管理制御を実現するかをその内容とするものである。現状の船殻設計の各種カテゴリーと、破壊力学による亀裂の追跡による各種成果との予想される相互関係が、流れ図として先に示した図2.2に例示されている。このほかにも、船殻設計に携わる人々から、破壊力学的手法の導入法あるいは導入すべき設計のカテゴリーについての多くの私案が幹事会資料として提出されており、昭和53年度研究より実施されている研究成果の設計指針化に際し有効に活用されている。そもそも、船殻設計関係者と破壊力学研究者が密接に協力し合い、破壊力学的知見（これまでに蓄積された脆性破壊強度・疲労強度に関する研究成果）を有効に活用し応用しようすることは、この分野における最初の試みであり、画期的でもある。

なお、本研究部会の当初研究計画は、昭和51年度に実施された第153研究部会の“船殻破壊強度検討小委員会”¹⁾

において練られたものであることを付記しておく。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第153研究部会，“厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究報告書Ⅱ，”日本造船研究協会研究資料No.267-2，昭和52年3月

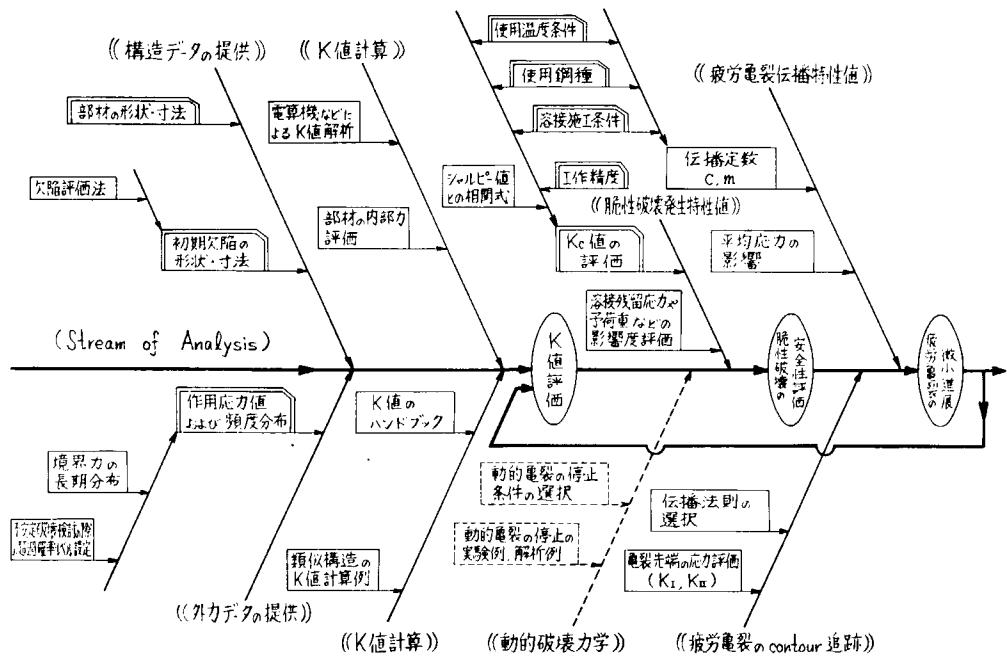


図 2.1 破壊力学解析の検討フロー（例）

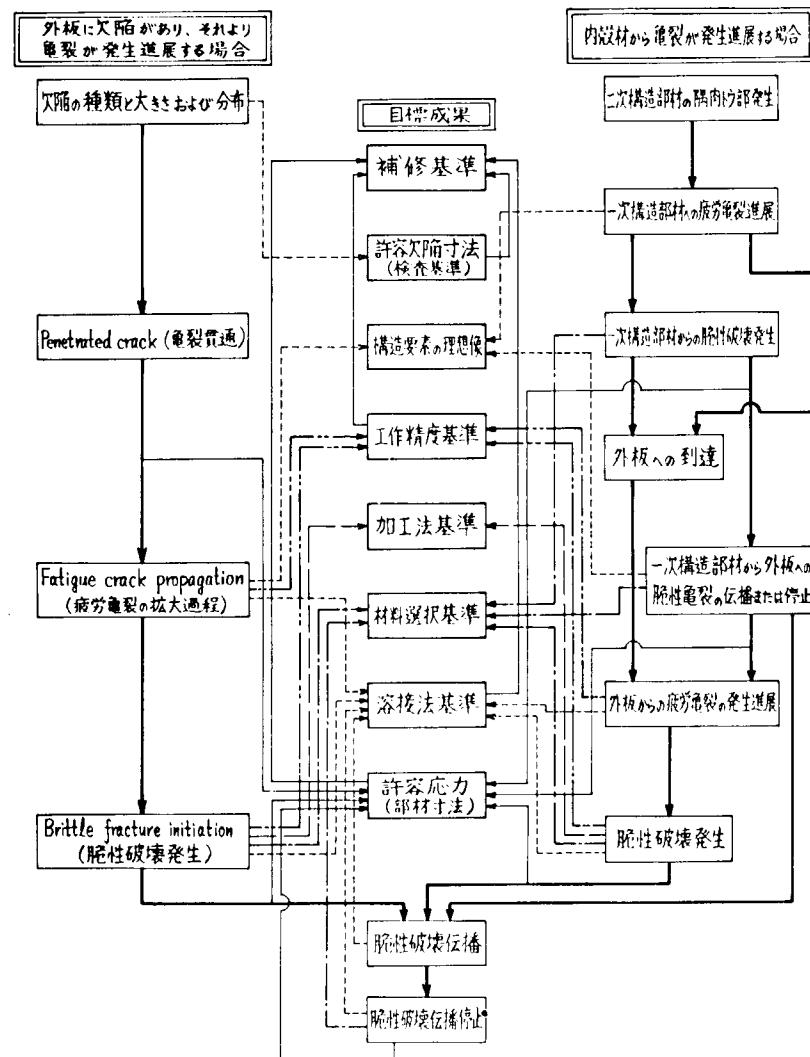
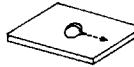


図 2.2 船殻破壊強度検討流れ図

表 2.1 構造要素の検討項目

	平板構造部材			直交交叉部材		
						
	応力条件 ・引張り ・面外曲げ			応力条件 ・引張り ・面外曲げ ・剪断 ・重合径路 ・鷲肉交換 ・継手：直交、斜交		
1.亀裂の発生や伝播形態についての実験的観察	豊富である			豊富である		
2.応力解析(K値解析)等のモデル化	(局部構造として)…(疲劳亀裂発生を除く)2次元平板モデル (全体構造として)…平板の立体構造モデル			(局部構造として)…2次元平板モデル+3次元solidモデル (全体構造として)…平板の立体構造モデル		
	基本原理や基礎データ 左記の解説(あるいは実機・模型の簡易式 が明確になっているか 追加)の要があるか			基本原理や基礎データ 左記の解説(あるいは実機・模型の簡易式 が明確になっているか 追加)の要があるか 表現(あるいは各標準化 規格)の必要度要求度		
3.(3.1)亀裂経路の選択則	○ [幾つかある]	—	○ [構造と荷重による 経路実験式] 54	○ [構造と荷重による 経路実験式] [同左]	○ 54,55	
3.(3.2)基本伝播速度則	○ [Paris則]	—	○ [Paris則]	○ [Paris則] [同左] 53,54		
3.(3.3)key parameter (ΔK など)評価法 またはその例)	○ [K値など評価法]	—	☆△ [細かい点など] 54	○ [隅角に沿う場合] × [複数裂け平版に 進入する場合など] △ [ルートから伝播する 場合など] [同左] 53,54	○ 54,55	
3.(3.4)材料抵抗値(あるいは伝播定数(Cm))の評価 [MS(A,B,D,E), HT50(A,D,E), KT50(Q,N)] などの基材および溶接継手	○ [SR153ほか]	—	○ 52,53	○ [溶接HAZ, etc.] (のデータはある)	—	○ 54,55
3.(3.5)key parameterへの 諸因子の影響評価 (a) (b) (c)	○ △ △ ○△ △	—	○ △ △ ○△ △	○ △ △ ○△ △	—	
3.(3.6)伝播定数への 諸因子の影響 (a) (b)	○ [Gurney,北村]	—	☆	○△ ○ ○△ ○	○ △ △	
4.(4.1)発生の条件	○ [K, S,Jなど幾つか の評価法]	△—	△	○	△—	△
4.(4.2)key parameter (K, S, J など)の 評価(法)	○ [Criterionは既 に評価あり] △ [Criterionは 評価なし] △ [Criterionは 特定BC, etc.有り]	{ — [同左] △ [同左] △ [同左]	△×	○	△	
4.(4.3)材料抵抗値(K_{IC}, S_c など)の評価 [MS(A,B,D,E), HT50(A,D,E), KT50(Q,N)] などの基材および溶接継手	○ [SR47, SR153ほか]	—	○ 52,53	○	△	○
4.(4.4)key parameterへの 諸因子の影響 (a) (b) (c)	○ ○ ○ △ ○	—	△ △ ○△ △	× △ △	△ △	
4.(4.5)材料抵抗値への 諸因子の影響 (a) (b) (c)	○ ○ △ △ △	—	☆ △ ○△ △	○ △ △	—	
5.(5.1)伝播停止の条件	△ [幾つか説が 唱えられている]	○ 52,53,54,55	○ 55	△	○ 53,54,55	○ 55
5.(5.2)伝播経路の選択則	△×	△	△	×	△	△
5.(5.3)key parameter の評価(法)	△ [FEM・差分法に よる数値解法]	○ □ 52,53,54,55	△ 55	×	○△ 53,54	○△ 54,55
5.(5.4)材料抵抗値の評価	○△×	○ □ 52,53,54,55	△ 55	△×	○△ 53,54,55	○△ 54,55
5.(5.5)key parameterへの 諸因子の影響 (a) (b) (c)	△ [Yaffe, Bergner] △ [特定BCの 解法解はある] △ ×	○ 52,53,54,55	△ 55	×	○	△
5.(5.6)材料抵抗値への 諸因子の影響 (a) (b) (c)	△×	○ □ 52,53,54,55	△ 55	×	△	△
備考	[] ---SR153部会で取り上げる項目 (特に点を置くもの) [] ---SR153部会で取り上げる項目	○ [工学的に完備して おり実験結果もある] ○ [まだ未完備している] ○ [実用に耐える] △ [扱った例はある] × [扱った例がない]	☆ [既に得られている] ○ [優先的着手の 必要あり] △ [必要あり] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない]	○ [工学的に完備して おり実験結果もある] ○ [まだ未完備している] ○ [実用に耐える] △ [必要あり] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない]	○ [優先的着手の 必要あり] △ [必要あり] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない]	☆ [既に得られている] ○ [優先的着手の 必要あり] △ [必要あり] — [特に必要性を強 調しない] — [特に必要性を強 調しない]

3. 本年度研究の概要

前章で述べた本研究部会の目的に従い、昭和53年度研究としては表3.1に示す項目を、各担当場所で分担実施した。すなわち、次の2項目である。

- (1) 船殻破壊強度試計算
- (2) 構造要素強度に関する基礎的研究

本研究部会には、先に述べたごとく、全体委員会のほかに二つの幹事会が設置された。すなわち、
第1幹事会：設計指針の確立、デザインマニアルの作成、亀裂損傷の評価を目指した船殻破壊強度試計算担当
第2幹事会：船体構造の破壊管理制御設計確立に必要な構造要素強度に関する基礎的研究担当
である。

上記の研究項目のうち、(1)は主として第1幹事会、(2)は主として第2幹事会の担当に委ねられ、中間報告の段階から詳細な討議とコンセンサスを受けると共に、本委員会における各委員の助言や意見を考慮しながら作業は進められた。

さらに、幹事会の活動として、
(i) 船体構造への破壊管理制御設計の導入
(ii) 本研究部会で作成する“船体構造の破壊管理制御設計指針（仮称）”の内容
などが熱心に討議・検討され、その成果に従って昭和54年度研究計画が立案されたことを付記しておく。
特に(ii)項に関しては、第1幹事会において設計指針に織り込むべき内容について鋭意検討が進められ、その目次案なるものがまとめられた。

以下に、昭和53年度研究として実施された研究内容を要約する。

3.1 船殻破壊強度試計算

3.1.1 船殻局部構造の破壊強度試計算

船殻局部構造を対象に、破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に計算・推定する、いわゆる case study が行なわれた。すなわち、第1年次（昭和52年度）研究に引き続き、ダブルハル構造部、タンカーのクロスタイルとサイドロンジ結合部およびタンカーの縦通部材などについての case study が行なわれた。また、T継手における表面亀裂のK値解析も試みられた。

さらに、case study の各担当場所において case study に使用されたK値計算手法の比較・検討が、共通例題に対して行なわれた。

また、本研究部会で作成される予定の“船体構造の破壊管理制御設計指針（仮称）”に織り込むべき内容について種々検討され、目次案がまとめられた。

3.2 構造要素強度に関する基礎的研究

船殻の破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に推定する上で、現在、最大の問題点の一部と考えられている、

- (1) 脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明、ならびに力学的取り扱い方の確立
 - (2) 基礎的立体構造モデル（直交交叉部構造要素）での脆性不安定亀裂ならびに疲労亀裂の伝播挙動把握、ならびに力学的取り扱い方の確立
- 等についての検討が行なわれた。

3.2.1 脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討

脆性亀裂伝播および伝播停止機構の動的解析による検討、ならびにその検証試験が実施された。

すなわち、一般船体用軟鋼材 KAS 鋼板（板厚 20 mm）ならびに PMMA 材が供試され、以下の諸試験ならびに動的解析が試みられた。

(1) 脆性亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験

脆性亀裂伝播および伝播停止機構把握・解明に関する基礎的検討として、第1年次（昭和52年度）研究の追加試験が実施された。すなわち、供試 KAS 鋼板（板厚 20 mm）についての試験片長さを変化させた標準型二重引張試験、およびテーパ型 DCB 試験が実施され、試験片長さおよび形状の差が脆性亀裂伝播および伝播停止現象に及ぼす影響などが把握された。

一方、PMMA 材を供試して不安定亀裂伝播および伝播停止試験が実施され、種々の境界条件に対する亀裂伝播停止挙動が把握された。すなわち、Shadow Pattern 法により実験解析され、高速亀裂の動的挙動についての基礎的側面が調査された。

(2) 多点負荷型超広幅二重引張試験

KAS 鋼板（板厚 20 mm）を供試し、全幅 3600 mm～2165 mm（亀裂伝播部幅 3000 mm～1565 mm）の多点負荷型超広幅二重引張試験が実施され、高速長大亀裂の伝播および伝播停止挙動が把握された。

3.2.2 直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播阻止能力に関する検討

基礎的立体構造モデル、すなわち直交交叉部構造要素についての脆性不安定亀裂伝播停止特性が把握・検討された。

(1) 直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播停止試験

直交交叉部構造要素の脆性亀裂アレスト能力が把握された。すなわち、4種類の直交交叉部構造要素について、KAS 鋼板（板厚 20 mm）を使用した亀裂伝播部幅 1600 mm の二重引張試験片型大形試験片（直交交叉部構造要素モデル）が供試され、一様温度条件下での脆性亀裂伝播または伝播停止試験が実施された。

さらに、供試 KAS 鋼板の脆性亀裂伝播停止特性を把握するため、亀裂伝播部幅 1600 mm の二重引張試験も実施された。

なお、これらの試験においては、脆性亀裂伝播速度および脆性亀裂進展にともなう荷重（応力）変化などが詳細に計測され、脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明の基礎資料として提供された。

3.2.3 直交交叉隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討

基礎的立体構造モデル、すなわち直交交叉部構造要素についての疲労亀裂伝播特性が把握・検討された。

(1) 直交交叉部の疲労亀裂伝播試験

直交交叉部などにおいて、隅肉溶接継手に接近して来る疲労亀裂の伝播挙動が把握され、その力学的取り扱いについて検討された。すなわち、KAS 鋼板（板厚 15 mm）により製作された 2種類の直交交叉部構造要素モデルが供試され、軸力荷重による疲労亀裂伝播試験が実施された。

(2) I 型梁での疲労亀裂伝播試験（I）

剪断応力および曲げ応力条件下で、隅肉溶接継手に沿って成長する疲労亀裂、あるいは隅肉溶接継手に接近して来る疲労亀裂の伝播挙動が把握され、その力学的取り扱いについて検討された。なお、2種類のモデルが KAS 鋼板（板厚 15 mm）により製作され供試された。

(3) I 型梁での疲労亀裂伝播試験（II）

隅肉溶接により接合されたウェブ板に直交するフランジを有する部材において、ウェブ板中を進展してきた疲労亀裂が、フランジとの交叉部に到達した後、隅肉溶接継手に沿って伝播するか、隅肉溶接部を横切ってフランジに進入するかの伝播挙動決定因子の把握・検討が行なわれた。

すなわち、KAS鋼板（板厚15mm）により製作された2種類のI型梁モデルが供試され、ウェブ板に位置と方向を変えた数種類の切欠きを設けて、3点曲げ荷重による疲労亀裂伝播試験が実施された。

(4) 隅肉溶接部に沿っての疲労亀裂伝播試験

隅肉溶接継手に沿って成長する疲労亀裂には、隅肉溶接トウ部破壊型と隅肉溶接金属のど部破壊型がある。これら2種類の疲労亀裂の伝播挙動が把握され、その力学的取り扱いについて検討された。

すなわち、隅肉溶接部を有した試験片がKAS鋼板（板厚15mm）により製作・供試され、軸力荷重にて疲労亀裂伝播試験が実施された。

なお、以上述べた“構造要素強度に関する基礎的研究”に使用された供試材全ての化学成分および機械的性質を表3.2に、また各種試験の供試モデル、供試試験片等に当てられた供試材の板取り要領を、図3.1および図3.2に示す。

表 3.1 SR 169 “船体構造の破壊管理制御設計に関する研究”第2年次（昭和53年度）実施計画
(担当場所一覧)

研究項目			担当場所
1. 船殻破壊強度試計算	1.1	船殻局部構造の破壊強度試計算	横国大 石播管重 住日立 鋼菱
2. 構造要素強度に関する基礎的研究	2.1	脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討	東大 住重 鋼管
	2.2	直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播阻止能力に関する検討	長大 三菱
	2.3	直交交叉隅内溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討	川重 新日鐵 钢管 井
	2.3.1		石播 日立
	2.3.2		三菱
	2.3.3		
	2.3.4		

表 3.2 供試材の化学成分および機械的性質

鋼種	鋼番	板番	板厚 (mm)	化学成分(%)					機械的性質			備考
				C	Si	Mn	P	S	降伏点 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	
KAS	KA8711	3917661	20	0.12	0.23	1.00	0.014	0.009	28	45	34	図3.1中2.1.1項試験用供試材
	KA8570	38817213	20	0.11	0.21	0.92	0.013	0.008	28	43	34	図3.1中2.1.1項試験用供試材
		38817211										図3.1中2.1.2項試験用供試材
	2-0081	EB648 A	20	0.13	0.23	0.87	0.018	0.004	29	45	33	図3.1中2.2.1項試験用供試材
		EB642 A										図3.1中2.2.1項試験用供試材
	8931818	913730121	15	0.13	0.17	0.68	0.025	0.010	29	42	30	図3.2中2.3.1項試験用供試材
		913730141										図3.2中2.3.1項試験用供試材
	8910207	904290103	15	0.13	0.20	0.80	0.020	0.013	32	45	30	図3.2中2.3.2項試験用供試材
		904290102										図3.2中2.3.2項試験用供試材
		904290104										図3.2中2.3.3項試験用供試材
		904290101										図3.2中2.3.4項試験用供試材
	8822204	999524201	15	0.13	0.20	0.76	0.027	0.008	33	45	33	図3.2中2.3.4項試験用供試材

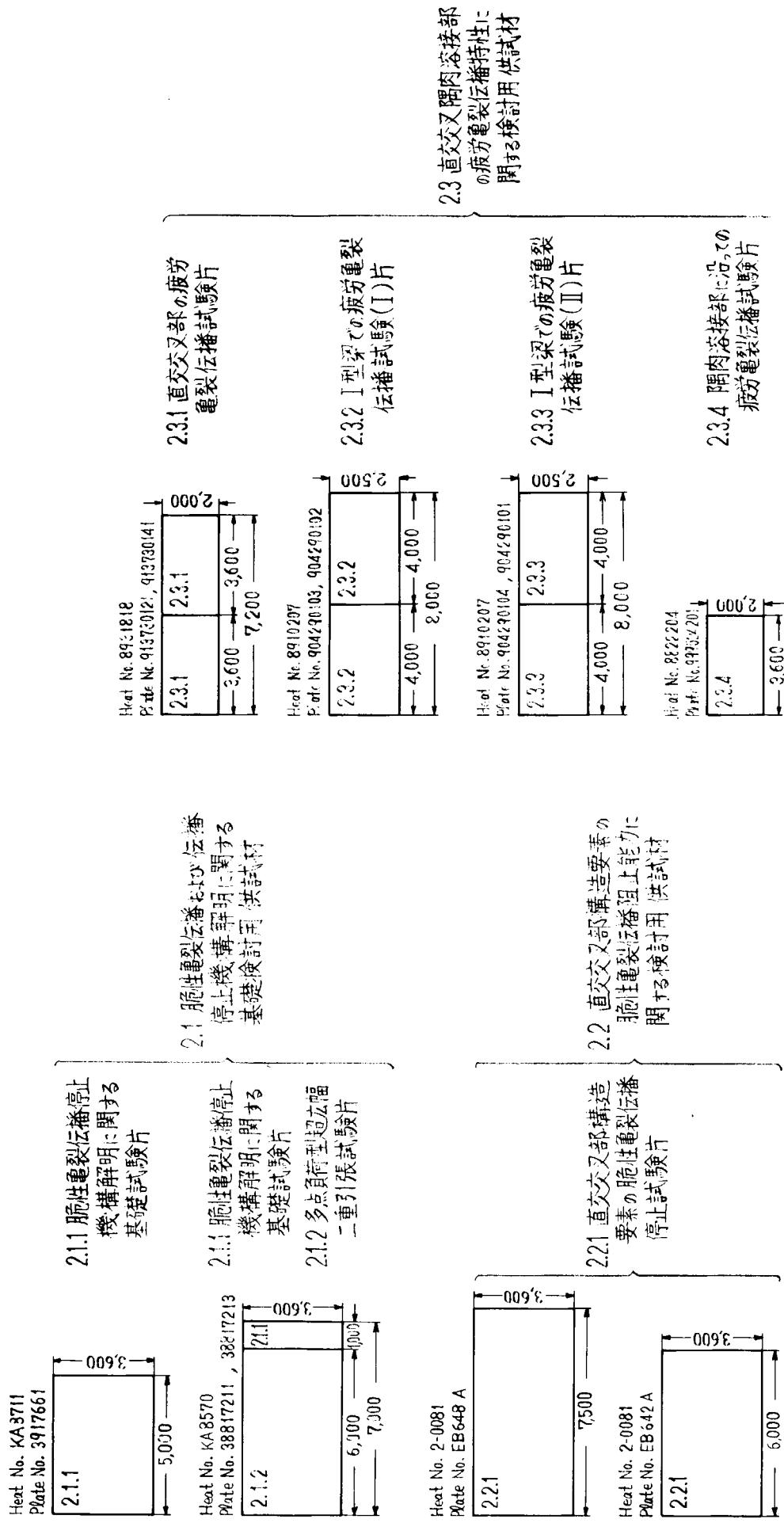


図 3.1 供試材の板取り要領 (KAS鋼板, 板厚 20mm)

図 3.2 供試材の板取り要領 (KAS鋼板, 板厚 15mm)

4. 船殻破壊強度試計算

4.1 船殻局部構造の破壊強度試計算

4.1.1 ダブル・ハル構造部の試計算

—直交交叉部材に近接する亀裂の伝播挙動の解析—

4.1.1.1 目的

前年度のダブル・ハル構造部の試計算¹⁾においてマン・ホールのあるウェブ材に生じた亀裂が周辺の直交交叉材に近接してきた時の挙動に不明な点が多く残された。又、直交交叉材に斜めに進入してくる亀裂の直交交叉部材近傍での伝播経路を求めた例が今までにはほとんどみられない。

従って本報告ではウェブ、フランジよりなる直交交叉部材を例にとりウェブ材に設定した欠陥よりフランジ部に向かって斜めに伝播する亀裂の挙動を2次元モデルで解析する。

4.1.1.2 試計算対象構造物と外荷重条件

本報告で取り扱う試計算対象構造物と外荷重条件を図4.1.1.1に示す。Case 1, Case 2ともウェブ、フランジよりなる直交交叉部材を2次元モデル化したものである。ウェブ材のヤング係数をE、ポアソン比をν、板厚をt、フランジ部のヤング係数をE'、ポアソン比をν'、板厚をt'（実際はウェブ材に垂直方向のフランジ部の幅であるが、前年度と同様に特異性を含むサブストラクチャーを用いた2次元の有限要素法¹⁾で解析を行なうのでこれを板厚と考える。実際の板厚はW'に相当する。）とし、 $L/W = 2.0$, $W'/W = 0.1$, $E'/E = 1.0$, $\nu'/\nu = 1.0$, $t'/t = 10.0$ のもとで $a_0/W = 0.75$ の大きさの欠陥を設定しそこよりフランジ部に向かって角度βをもって伝播する亀裂の挙動を解析する。

Case 1は全周辺freeの境界条件のもとで引張り応力 σ_1 のみが作用する場合であり、Case 2は3辺free 1辺rollerの境界条件のもとで引張り応力 σ_1, σ_2 の組み合せ応力（応力比 $\gamma = \sigma_2 / (\sigma_1 + \sigma_2)$ ）が作用する場合である。

4.1.1.3 直交交叉部材近傍での亀裂伝播挙動の解析

図4.1.1.2に示すように長さ a_0 の初期欠陥から角度βをもってフランジ部へ亀裂を順次伝播させ、計算点α（αは亀裂先端の位置を表わす。 $\alpha = (a - a_0) / (W - a_0)$ ）においてmaximum stress criterionにより亀裂伝播方向θを求め、その位置まで角度βで伝播してきた亀裂のそれから以後の伝播方向θの傾向を探る。

数値計算は前年度と同様、特異性を含むサブストラクチャーを用いた2次元の有限要素法を用い、 $W = 100$ mm, $E = 21000 \text{ Kg/mm}^2$, $\nu = 0.3$, $t = 10 \text{ mm}$, $\sigma_1 = 1.0 \text{ Kg/mm}^2$, plane stress conditionsのもとで表4.1.1.1に示すように18ケースについて解析を試みた。

結果を図4.1.1.3～図4.1.1.40、表4.1.1.2～表4.1.1.19に示す。K値の単位は $\text{Kg/mm}^{1.5}$ 、θの単位はdegreeである。なお図4.1.1.39、図4.1.1.40において $\theta = \beta + \theta$ である。

4.1.1.4 直交交叉部材近傍での亀裂伝播経路の推定

4.1.1.3においてフランジ部に向かって斜めに伝播してくる亀裂の伝播挙動が明らかにされたので、角度βでαまで亀裂が伝播してきた時のそれから以後の伝播経路を推定する。

(1) 主応力方向による推定

今まで通り亀裂は最大主応力に直角な方向に伝播すると考えて主応力分布より伝播経路を推定する。

(2) 複数個の方向固定の解による内挿

同一荷重条件下で方向を固定された亀裂の解（ $\beta = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ ）が得られているので、これらの解を

各ステップごとに内挿を行ない伝播径路を推定する。

(1), (2)の推定方法により求めた亀裂伝播径路に差異はあまりみられていないので、内挿ができる範囲は後者を、できない範囲は前者を用いて亀裂伝播径路を近似的に求めた。

結果を図4.1.1.41～図4.1.1.46に示す。

(3) 亀裂伝播径路の検証

(1), (2)より推定した亀裂伝播径路がどの程度有効であるか、具体的に3ケースについて検証を行なった。

結果を図4.1.1.47～図4.1.1.52、表4.1.1.20～表4.1.1.22に示す。破線が(1), (2)より求めた伝播径路であり実線が有限要素法で実際に解析した結果である。

4.1.1.5 試計算結果の検討および考察

4.1.1.3の結果より亀裂が直交交叉材に近接してても伝播方向 θ は極端に変化せず、連続的に変化していくと考えられる。又境界条件の違いによる伝播方向 θ の差異は全周辺 free の場合が、より大きな θ の値で亀裂は直交交叉材に向かって伝播していくと考えられる。

亀裂伝播径路の簡便な推定法には前年度行なった亀裂なしの主応力分布より推定する方法があるが、これには明らかに限界がある。4.1.1.4(3)の結果より亀裂が直交交叉材に近接してきた場合は、方向固定の亀裂の解による推定法が有効であると考えられる。

図4.1.1.53は $\alpha=1.0$ すなわち亀裂がフランジ部にぶつかった時の $\theta=0$ となるような角度 β と γ の関係を図4.1.1.39と図4.1.1.40とにより外挿して求めたものであるが θ の定義より $\alpha=1.0$ においては $\theta>0$ の時、亀裂はフランジ部に進入する方向へ進むものと考えられ $\theta<0$ の時、亀裂はフランジ部から離れる方向へ進むものと考えられる。従って図4.1.1.53において曲線の上側の領域に属する亀裂はフランジ部に进入する方向へ進み、下側の領域に属する亀裂はフランジ部から離れる方向へ進むものと考えられる。

図4.1.1.53においては $\sigma_2>0$ の場合であるが、 $\sigma_2<0$ の時、すなわちウェブ材を圧縮するような荷重が作用する時は β はさらに小さな値をとると考えられる。

前年度解析したマン・ホールより生じる亀裂の解における主応力分布、 K_{\parallel} と K_{\perp} との比を調べ、本年度で行なった解析結果よりマン・ホールより生じた亀裂が周辺の直交交叉材に近接してきた時はCase 1 ($R=0.0$)、Case 3 ($R=0.667$)、Case 4 ($R=0.875$)とも β が 50° 以上の領域に相当し、荷重条件は $\sigma_2<0$ の時と考えられるので3ケースとも周辺の直交交叉材に进入する方向へ進むものと考えられる。

4.1.1.6 まとめ

直交交叉部材に近接する亀裂の伝播挙動の解析を行ない次の所見を得た。

- (1) 亀裂が直交交叉材に近接してても亀裂伝播方向に極端な変化はみられない。
- (2) 直交交叉部材近傍での亀裂伝播径路の推定には方向固定の亀裂の解を用いる方法が有効である。
- (3) 亀裂が直交交叉材に近接しつづけるための亀裂方向と応力比に関する条件を求めた。
- (4) 前年度行なったダブル・ハル構造部の試計算においては全ケースとも周辺の直交交叉材に近接しつづけると考えられる。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第169研究部会，“船体構造の破壊管理制御設計に関する研究”，日本造船研究協会資料No.297，昭和53年3月

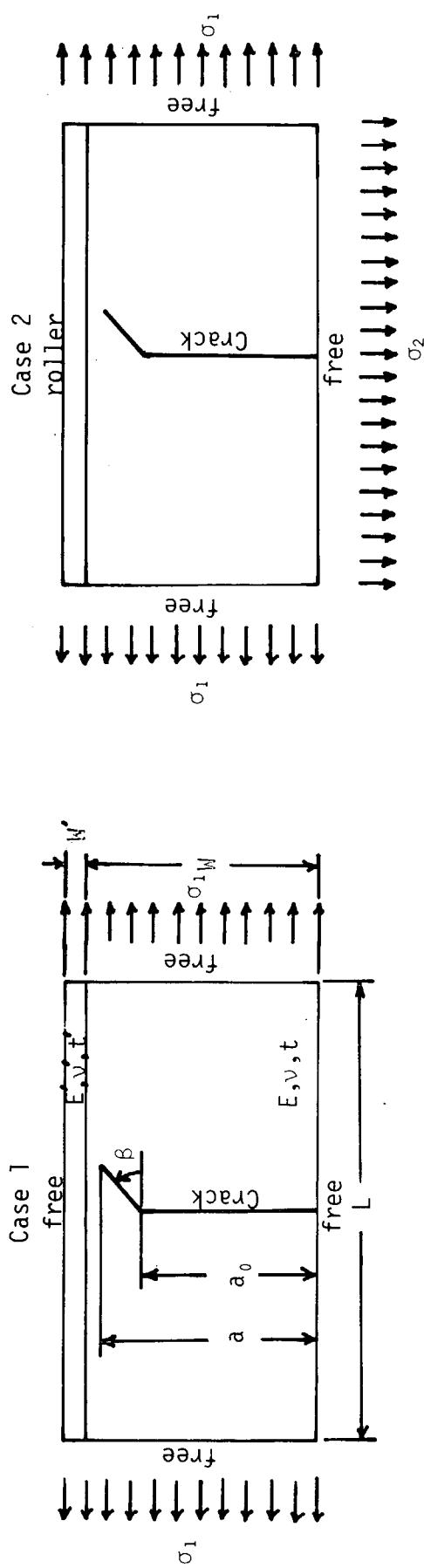
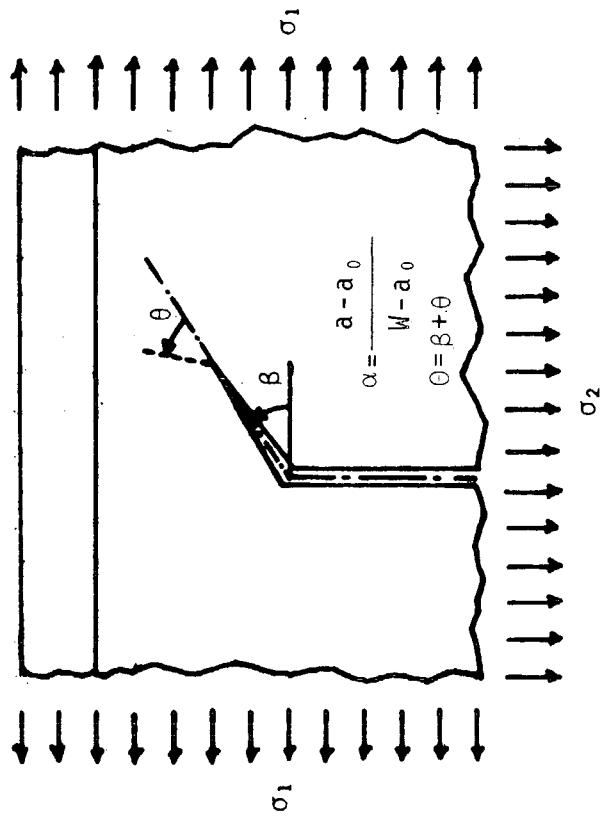


图 4.1.1.1 Models for the Present Analysis

表 4.1.1.1 Examples of Calculation

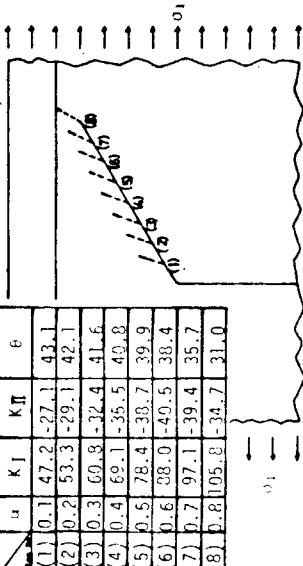
Case No.	β (°)	$\sigma_1 : \sigma_2$	
		σ_1	σ_2
1	1	30	0
	2	45	(0.0)
	3	60	(0.0)
2	1	30	0
	2	45	(0.0)
	3	60	(0.0)
3	1	30	0.5
	2	45	(1/3)
	3	60	(0.5)
4	1	30	2
	2	45	(2/3)
	3	60	(2/3)
5	1	30	0
	2	45	1
	3	60	(1.0)

图 4.1.1.2 Max. σ_{θ} Direction

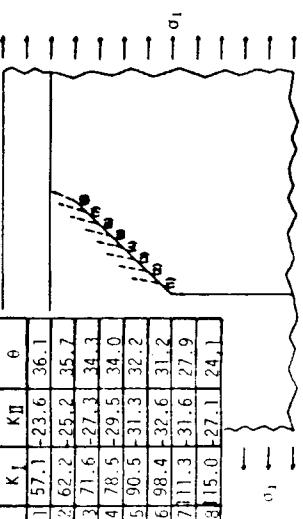


$$\gamma = \frac{\sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_2}$$

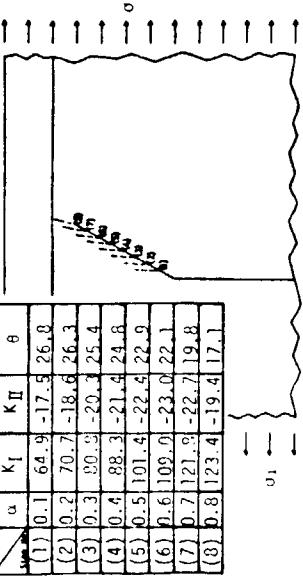
4.1.1.2 Results of K-Value Analysis (Case 1-1-1)



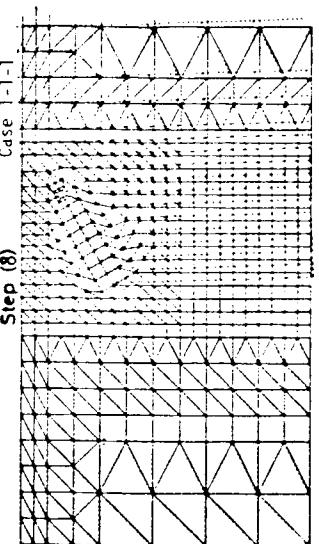
4.1.1.3 Results of K-Value Analysis (Case 1-1-2)



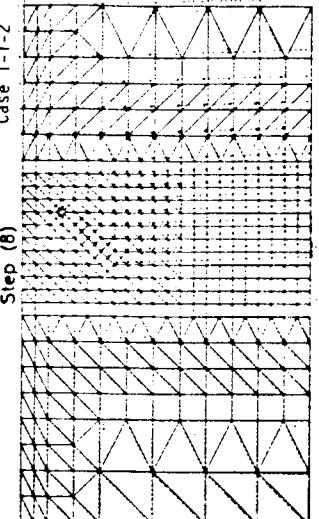
4.1.1.4 Results of K-Value Analysis (Case 1-1-3)



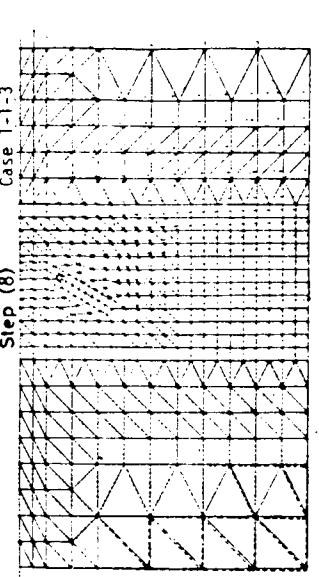
4.1.1.3 Principal Stress Diagram 61.9 kg/mm^2



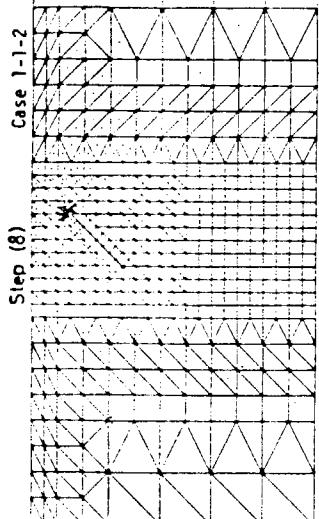
4.1.1.5 Principal Stress Diagram 87.1 kg/mm^2



4.1.1.6 Displacement Diagram 1.47 mm



4.1.1.7 Principal Stress Diagram 103.7 kg/mm^2



4.1.1.8 Displacement Diagram 1.03 mm

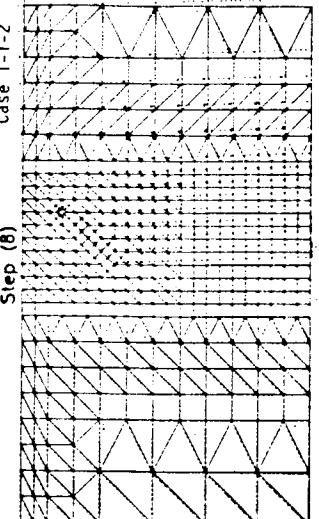


图 4.1.1.5 Results of K-Value Analysis (Case 2-1-1)

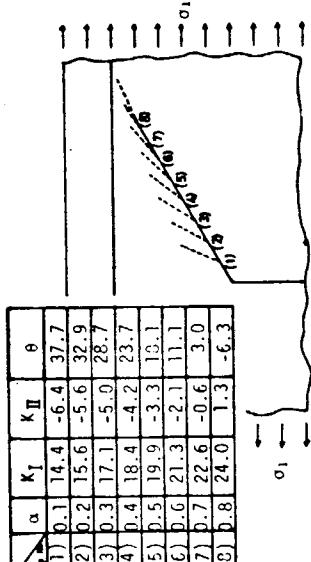


图 4.1.1.6 Results of K-Value Analysis (Case 2-1-2)

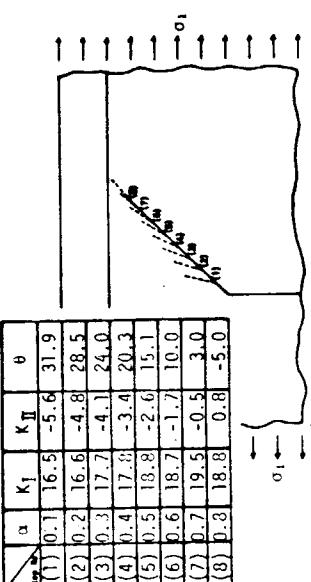


图 4.1.1.7 Results of K-Value Analysis (Case 2-1-3)

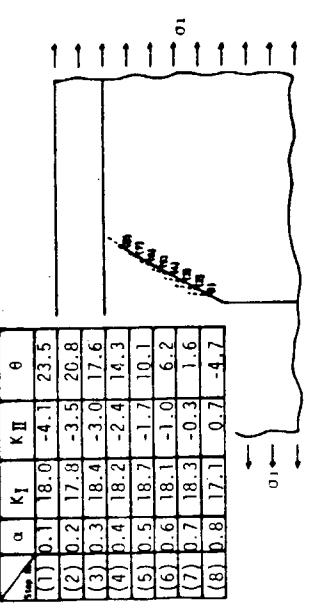


图 4.1.1.9 Principal Stress Diagram 18.1 kg/mm²

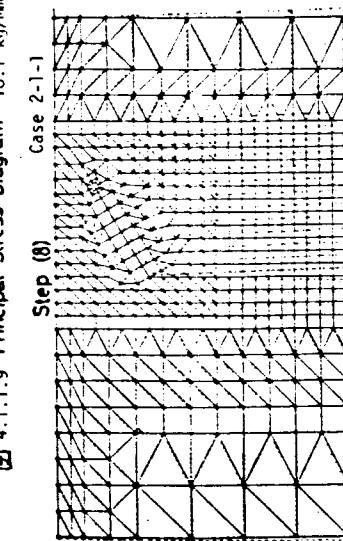


图 4.1.1.11 Principal Stress Diagram 16.1 kg/mm²

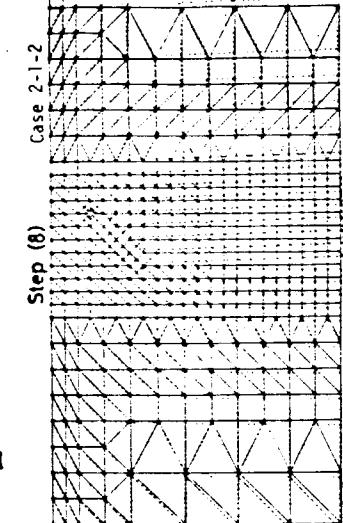


图 4.1.1.13 Principal Stress Diagram 15.3 kg/mm²

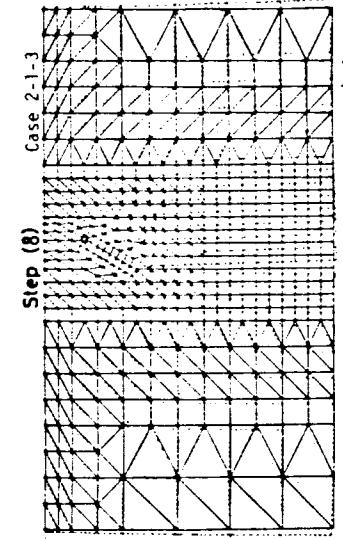


图 4.1.1.15 Principal Stress Diagram 15.3 kg/mm²

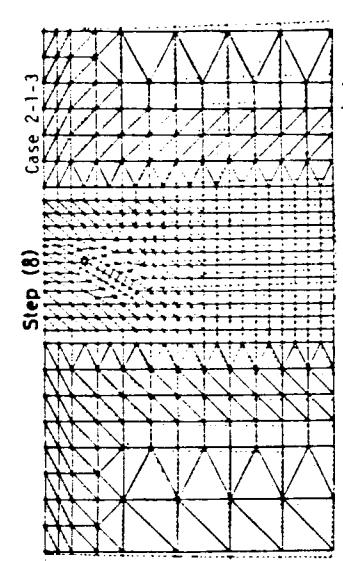


图 4.1.1.10 Displacement Diagram 0.07 mm

图 4.1.1.12 Displacement Diagram 0.07 mm

图 4.1.1.14 Displacement Diagram 0.06 mm

图 4.1.1.8 Results of K-Value Analysis (Case 2-2-1)

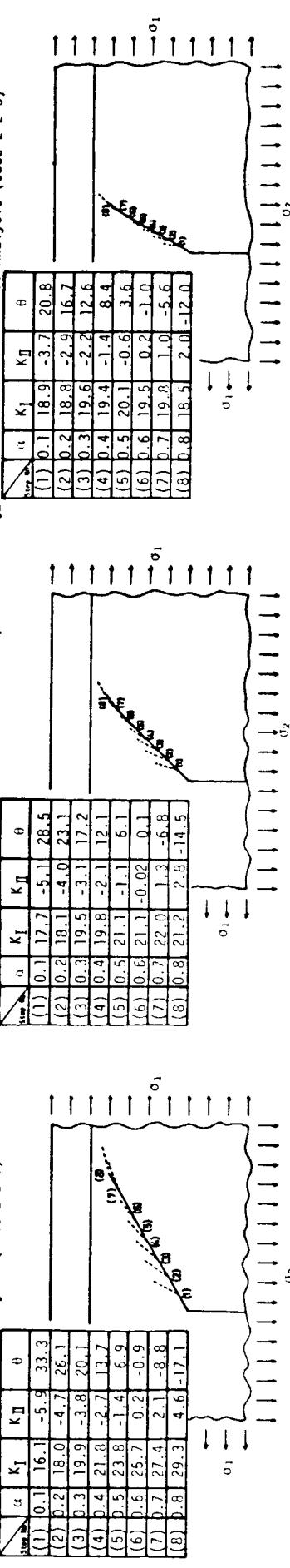


图 4.1.1.9 Results of K-Value Analysis (Case 2-2-2)

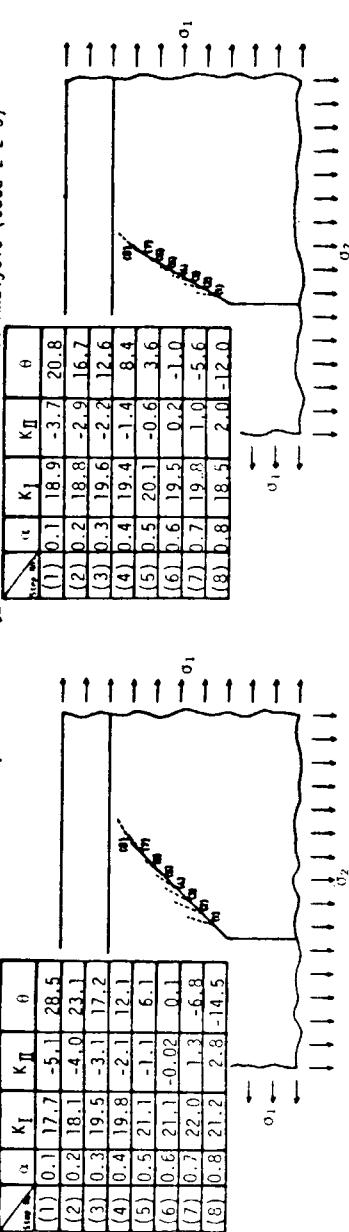


图 4.1.1.10 Results of K-Value Analysis (Case 2-2-3)

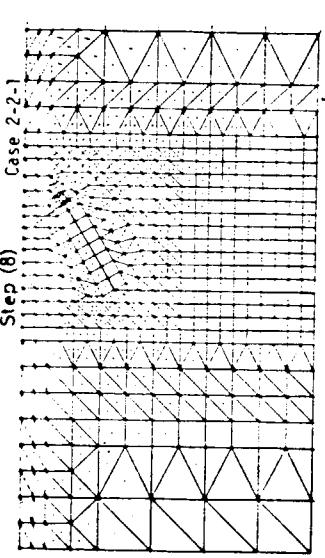
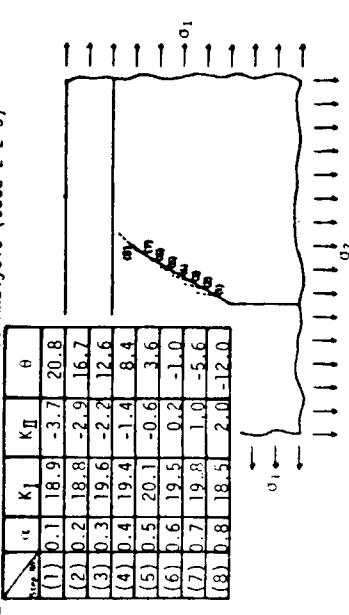


图 4.1.1.15 Principal Stress Diagram 21.2 kg/mm^2

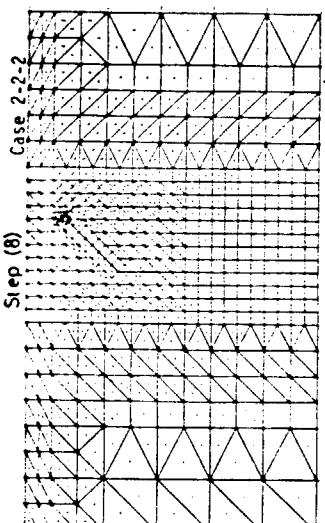


图 4.1.1.17 Principal Stress Diagram 19.4 kg/mm^2

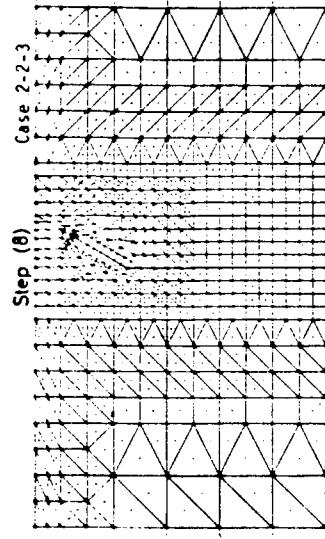


图 4.1.1.19 Principal Stress Diagram 18.4 kg/mm^2

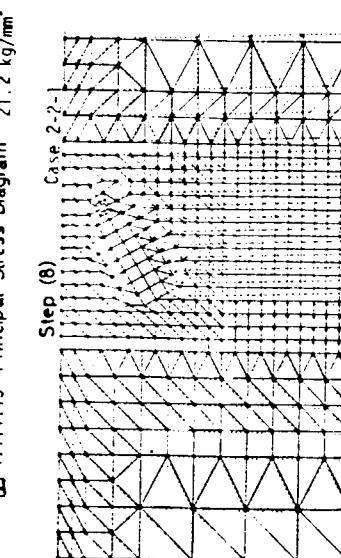


图 4.1.1.16 Displacement Diagram 0.11 mm

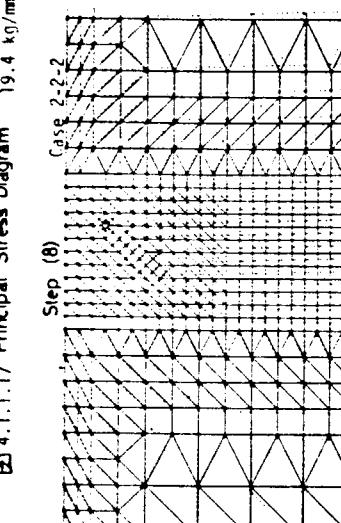


图 4.1.1.18 Displacement Diagram 0.07 mm

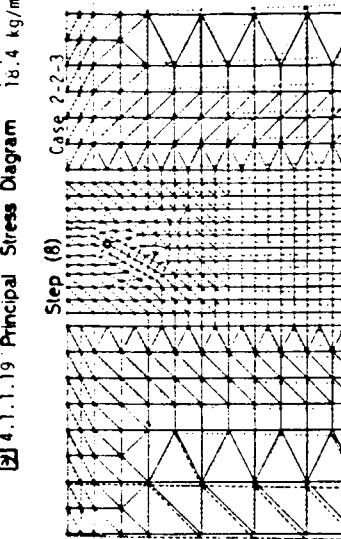


图 4.1.1.20 Displacement Diagram 0.06 mm

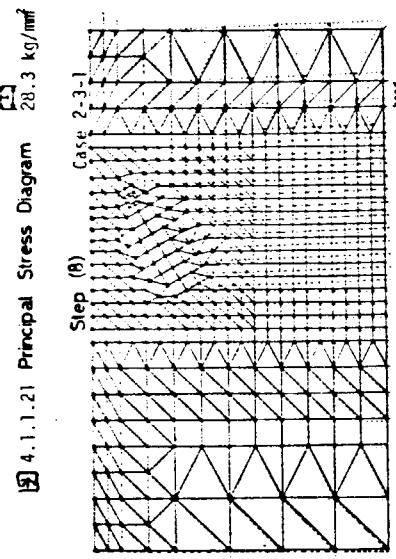
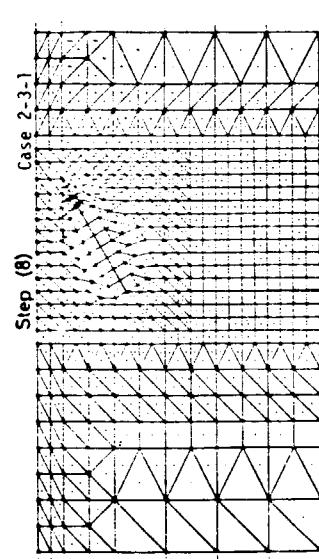
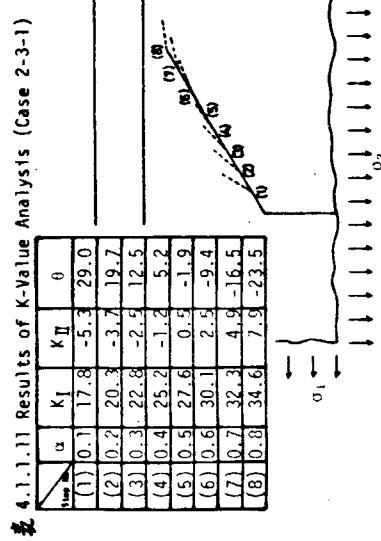


Fig. 4.1.1.22 Displacement Diagram 0.12 mm

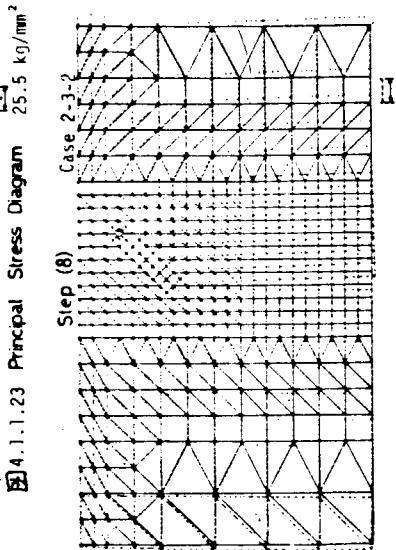
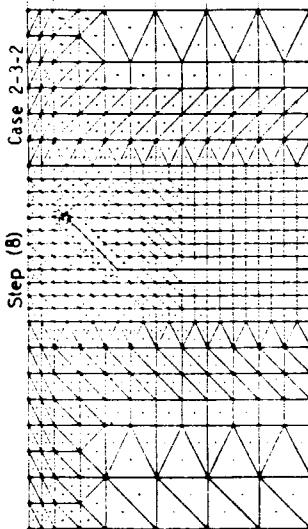
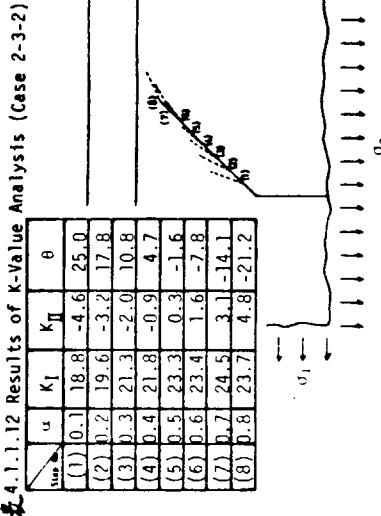


Fig. 4.1.1.24 Displacement Diagram 0.07 mm

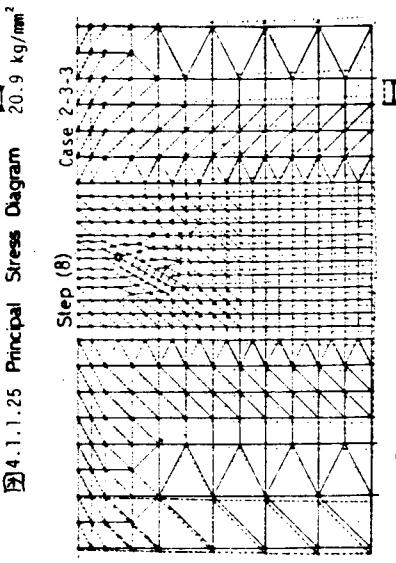
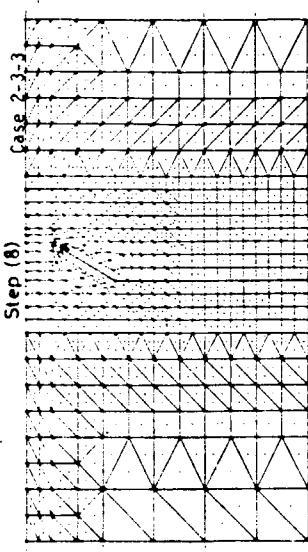
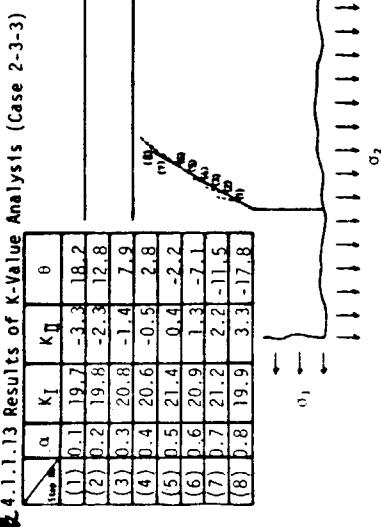


Fig. 4.1.1.26 Displacement Diagram 0.06 mm

图 4.1.1.14 Results of K-Value Analysis (Case 2-4-1)

	K_1	K_{II}	θ
(1)	0.1	21.1	-4.2
(2)	0.2	24.9	-1.9
(3)	0.3	28.5	-0.1
(4)	0.4	32.0	1.9
(5)	0.5	35.4	4.2
(6)	0.6	38.9	7.1
(7)	0.7	41.9	10.3
(8)	0.8	45.1	14.4
			-30.4

图 4.1.1.15 Results of K-Value Analysis (Case 2-4-2)

	a	K_1	K_{II}	θ
(1)	0.1	21.2	-3.6	18.4
(2)	0.2	22.6	-1.6	8.0
(3)	0.3	24.9	0.1	-0.2
(4)	0.4	25.8	1.6	-7.2
(5)	0.5	27.8	3.2	-12.9
(6)	0.6	28.1	4.9	-18.7
(7)	0.7	29.5	6.8	-23.6
(8)	0.8	28.6	8.7	-29.4

图 4.1.1.16 Results of K-Value Analysis (Case 2-4-3)

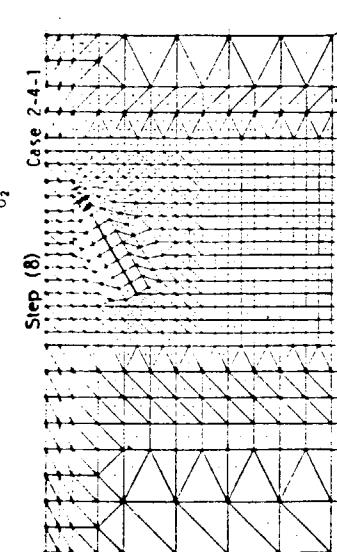
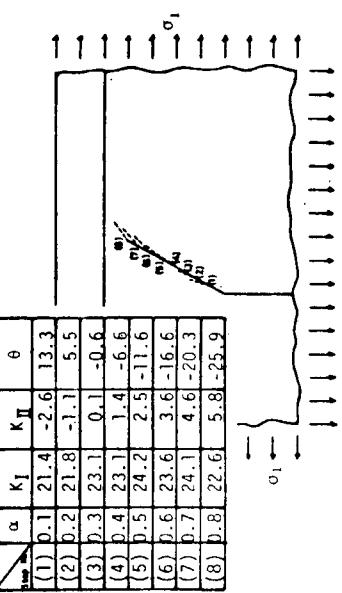


图 4.1.1.27 Principal Stress Diagram 36.8 kg/mm^2

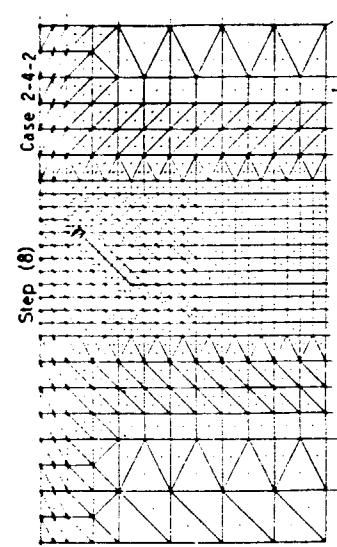


图 4.1.1.29 Principal Stress Diagram 29.5 kg/mm^2

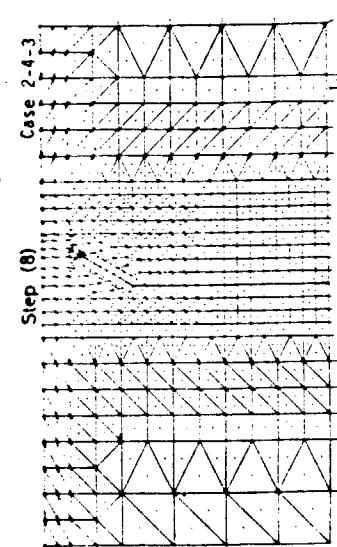


图 4.1.1.31 Principal Stress Diagram 25.2 kg/mm^2

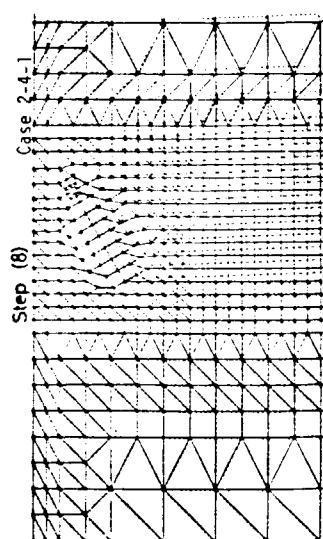


图 4.1.1.30 Displacement Diagram 0.15 mm

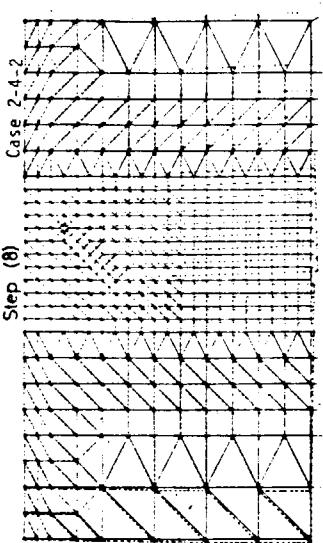


图 4.1.1.32 Displacement Diagram 0.09 mm

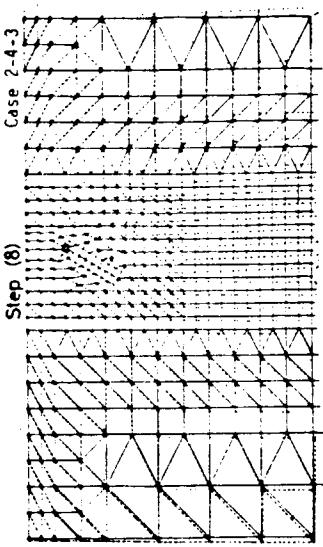
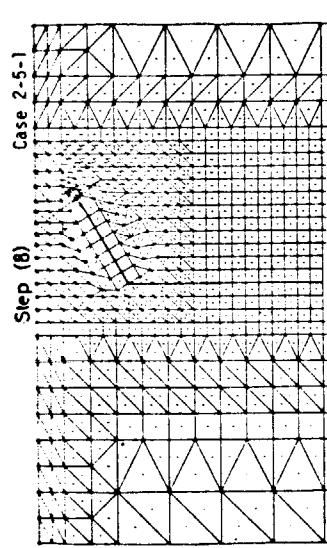
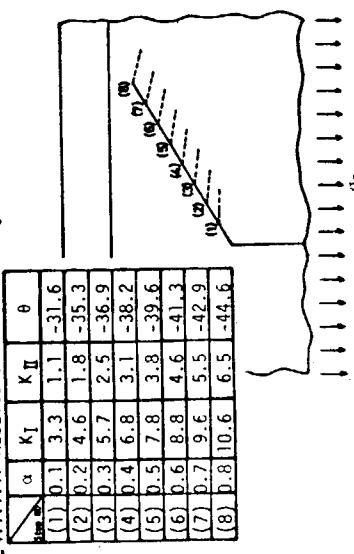
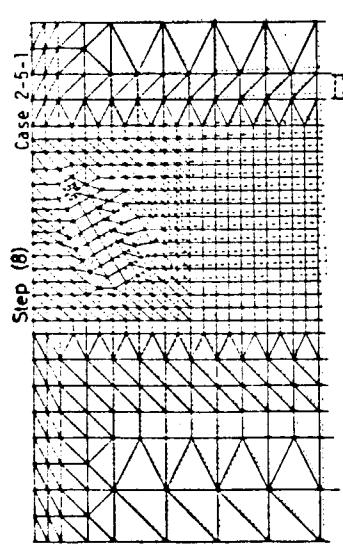


图 4.1.1.33 Displacement Diagram 0.07 mm

4.1.1.17 Results of K-Value Analysis (Case 2-5-1)

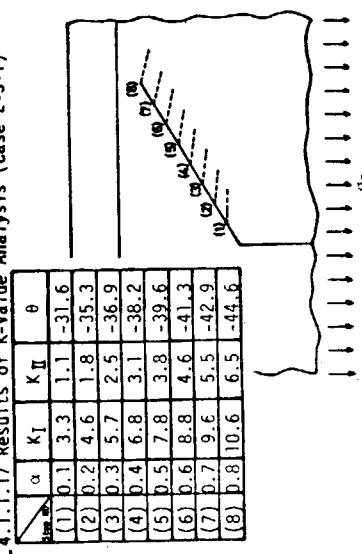


4.1.1.33 Principal Stress Diagram 10.7 kg/mm^2



4.1.1.34 Displacement Diagram 0.03 mm

4.1.1.18 Results of K-Value Analysis (Case 2-5-2)



4.1.1.35 Principal Stress Diagram 7.7 kg/mm^2

4.1.1.36 Displacement Diagram 0.02 mm

4.1.1.19 Results of K-Value Analysis (Case 2-5-3)

4.1.1.37 Principal Stress Diagram 5.5 kg/mm^2

4.1.1.38 Displacement Diagram 0.01 mm

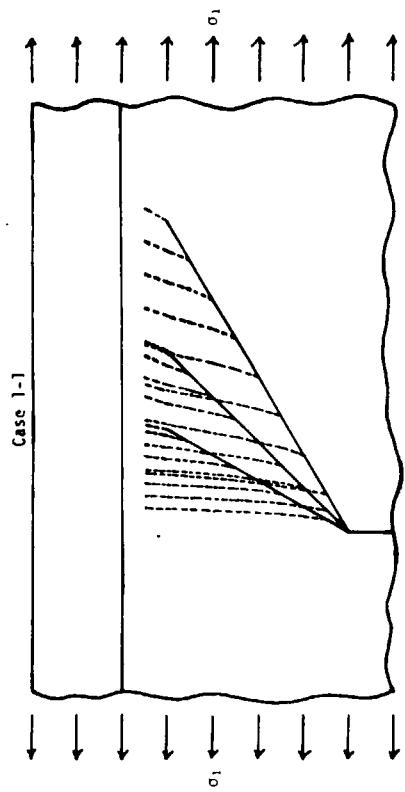


図 4.1.1.41 Diagram of the Forecasted Crack Path

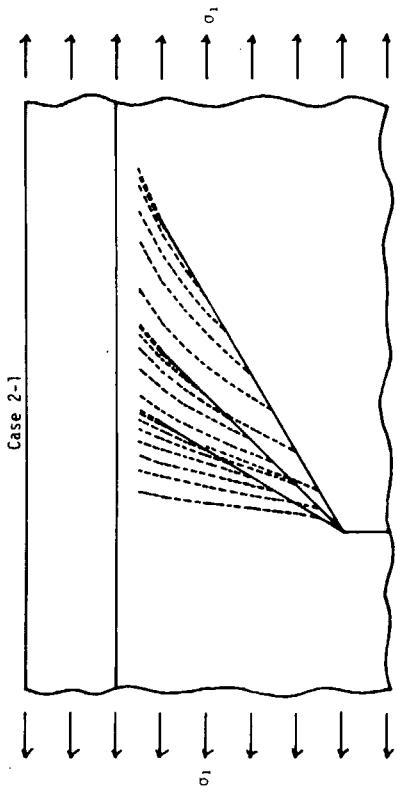


図 4.1.1.42 Diagram of the Forecasted Crack Path

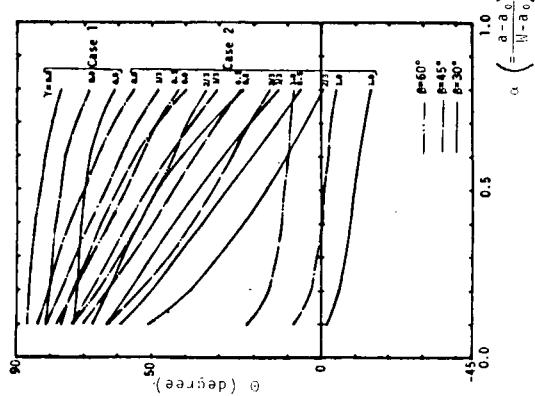


図 4.1.1.39 Relation between α and θ

$$\alpha = \left(\frac{a - a_c}{\eta - \delta_c} \right)$$

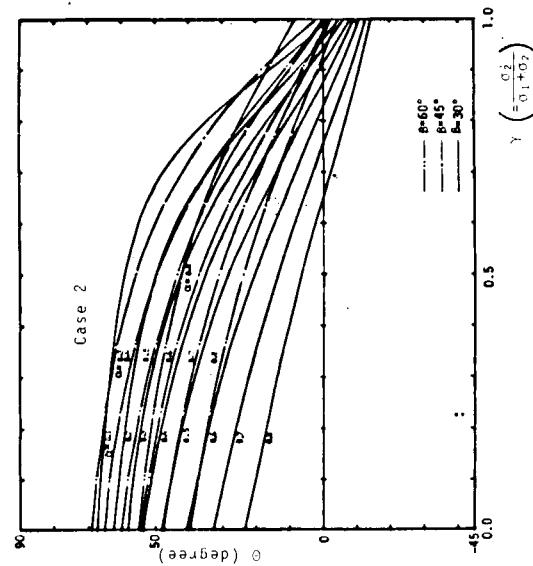


図 4.1.1.40 Relation between γ and θ

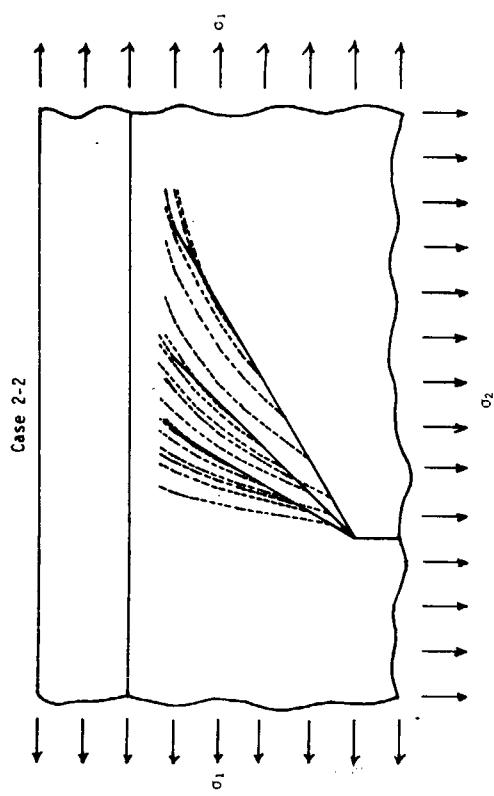


図4.1.1.43 Diagram of the Forecasted Crack Path

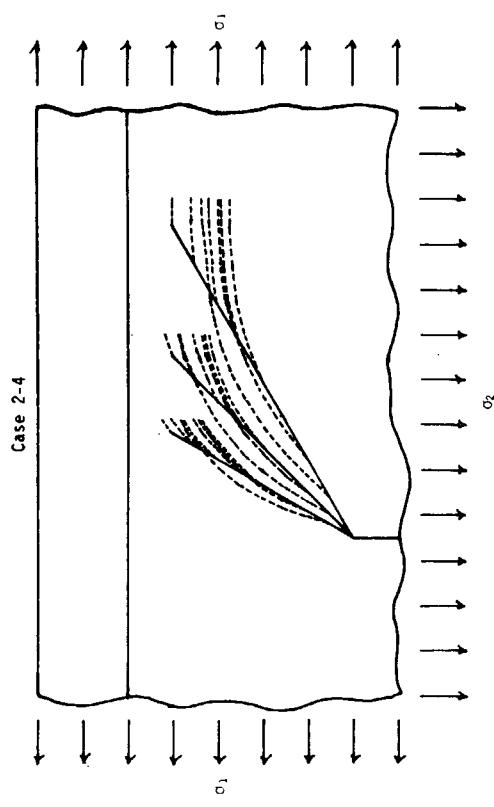


図4.1.1.45 Diagram of the Forecasted Crack Path

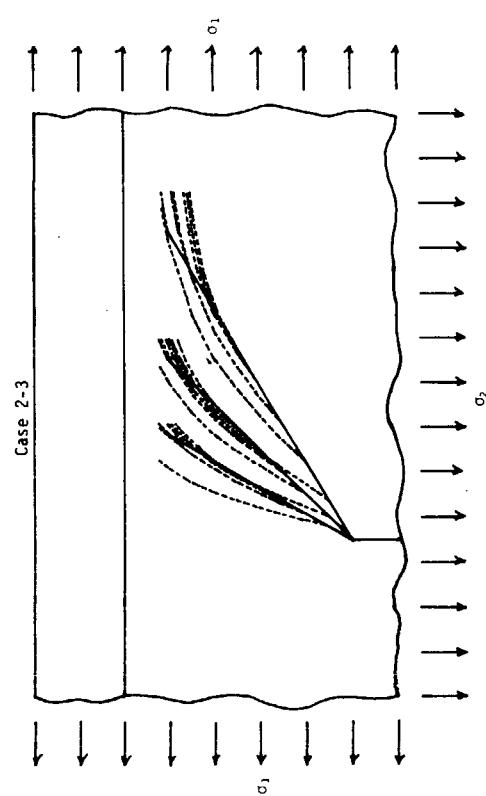


図4.1.1.44 Diagram of the Forecasted Crack Path

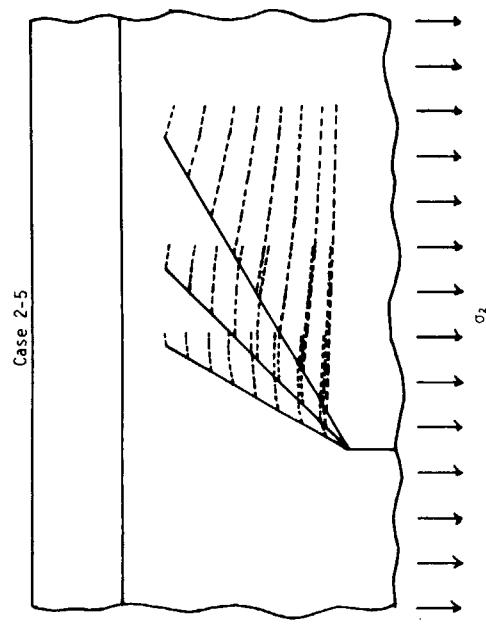
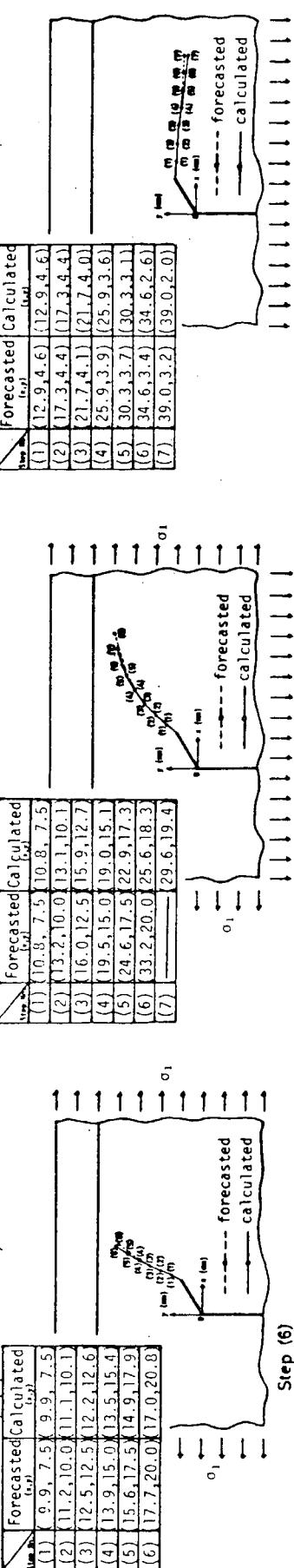
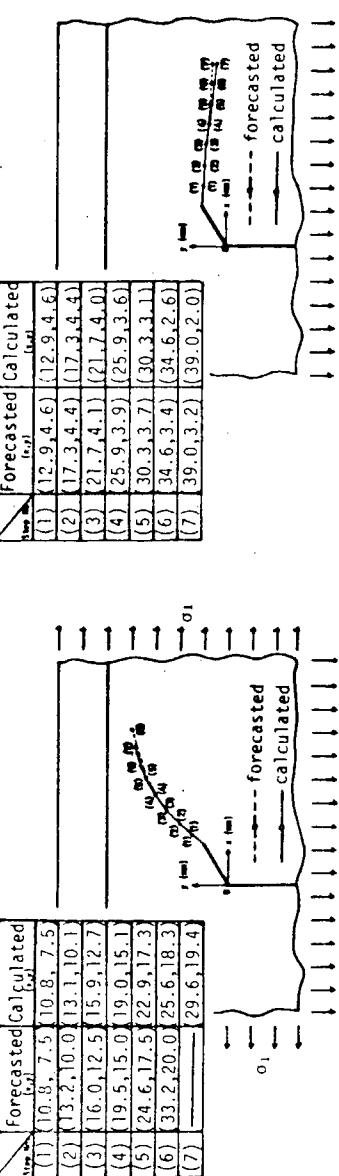


図4.1.1.46 Diagram of the Forecasted Crack Path

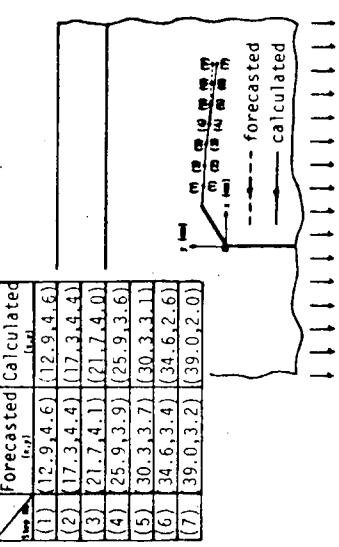
4.1.1.20 Verification of the Crack Path
(from Step (2) of Case 2-1-1)



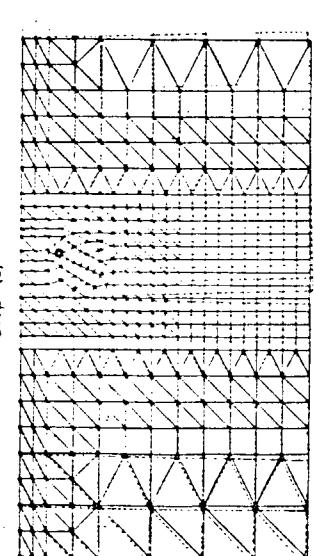
4.1.1.21 Verification of the Crack Path
(from Step (2) of Case 2-3-1)



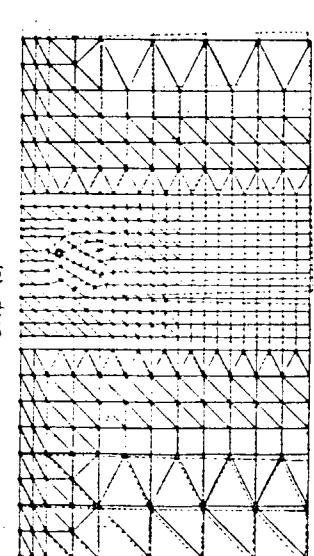
4.1.1.22 Verification of the Crack Path
(from Step (2) of Case 2-5-1)



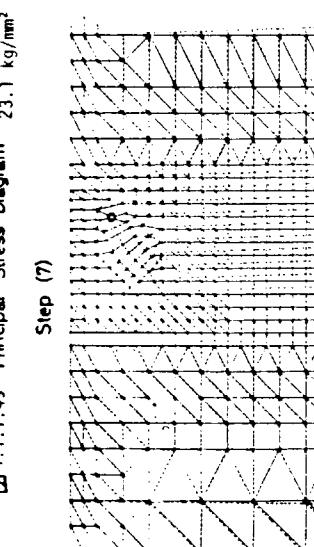
4.1.1.48 Displacement Diagram 0.07 mm



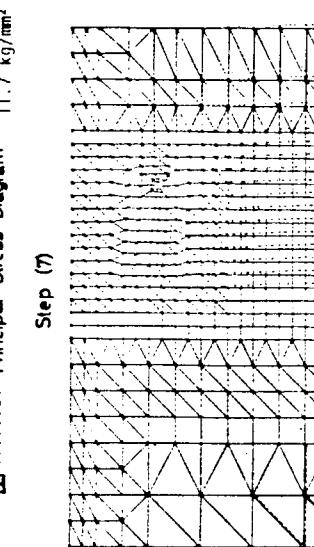
4.1.1.49 Principal Stress Diagram 14.6 kg/mm²



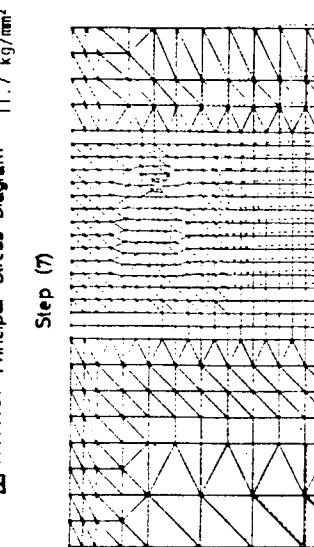
4.1.1.50 Principal Stress Diagram 23.1 kg/mm²



4.1.1.51 Principal Stress Diagram 11.7 kg/mm²



4.1.1.52 Displacement Diagram 0.10 mm



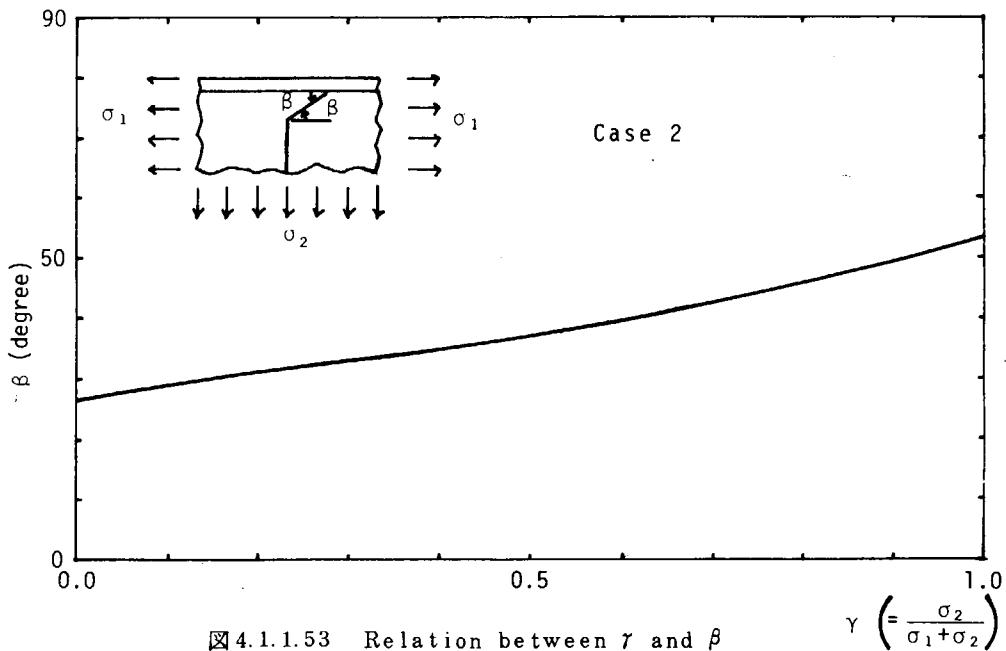


図 4.1.1.53 Relation between γ and β

$$\gamma \left(= \frac{\sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_2} \right)$$

4.1.2 タンカーのクロスタイとサイドロンジ結合部の試計算

4.1.2.1 目的

一般に実船の損傷は複雑な要因が絡みあっていて、その原因を解明することはかなり困難である。

しかし、損傷亀裂を定量的に評価でき破壊までのプロセスを追跡できる破壊力学によるアプローチは今後最も期待できる損傷解析法であると思われる。

本報告では実船損傷例のあるタンカーのクロスタイとサイドロンジ結合部についての船殻破壊強度試計算を行ない、その有効性を検討する。

本計算では、特に荷重条件の違いによる亀裂伝播経路の違いと応力拡大係数の大きさ、および亀裂進展に伴なう構造系の変化に注目して、解析を進める。

4.1.2.2 計算対象構造と荷重条件

供試船は 200,000 DWT タービン・タンカーで、就航後約 1 年目に、No.4 バラストタンクのトランスリング下部クロスタイとサイドロンジの結合部に約 300mm の亀裂が発見され、その損傷は補修された。

さらに、就航後約 7 年目にほぼ同じ箇所に数個の亀裂損傷が発見され、最も長い亀裂はサイドロンジのフランジが全断し、ウェブ部の亀裂は外板との隅肉溶接部に達していた。

損傷発生箇所・時期より判断して、クロスタイの水平方向振動が主因であり、波浪変動圧による繰返し荷重がその損傷を促進したと思われる。

振動荷重が主因であるとする裏付けの一つはクロスタイの接水固有振動数¹⁾が翼振動数 (450 CPM) と共振していることがあげられる。

図 4.1.2.1 に示すトランスリングのクロスタイ水平スチフナーとサイドロンジ部をクロスタイはタンク中央まで、サイドロンジはトランススペース分を取り出し、境界は対称条件とし、図 4.1.2.2 に示すようにサイドロンジはフランジ、ウェブ、外板よりなる立体板構造、クロスタイ水平スチフナーは平板モデルにモデル化した。

亀裂なしモデルの要素分割図を図 4.1.2.3 に示す。

また、損傷発生状況から判断して、荷重条件は次の二ケースを考え、荷重の大きさは基準値として次のように設定した。（図 4.1.2.2 参照）

1) 振動荷重 …… クロスタイルに 1 Kg/mm の一様分布

2) 波浪荷重 …… サイドロンジに 10 Kg/mm の一様分布

4.1.2.3 亀裂進展挙動の解析

(1) 重ね合わせ法によるK値解析法

二次元平板の重ね合わせ法によるK値解析プログラムは実用化されており²⁾、その計算精度の確認もされている。

しかし、図4.1.2.3の立体板構造はこのプログラムでは直接解析することはできないので、一般的汎用有限要素法プログラムに上記K値解析プログラムを組み込むことにより、実用的なK値解析プログラムを作成した。

その際、亀裂を含む領域を一つのサブストラクチャーと考え、要素分割をパターン化して、亀裂進展に伴ない自動的に要素分割を行なうようにした。

また、重ね合わせ法を適用する領域は図4.1.2.4に示すようにした。

また、亀裂進展方向は次式の接線方向応力最大説³⁾により決定した。

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{3K_{II}}{K_I} \right) - \sin^{-1} \left(\frac{K_{II}}{\sqrt{K_I^2 + (3K_{II})^2}} \right) \quad (4.1.2.1)$$

ここに、 K_I ……開口モードの応力拡大係数

K_{II} ……剪断モードの応力拡大係数

θ ……亀裂進展方向（図4.1.2.4参照）

(2) 亀裂なしモデルの応力解析結果

亀裂発生点（最大応力点）予測と亀裂進展経路予測およびモデル全体の変形状態を見るために、図4.1.2.3の亀裂なしモデルで応力解析を行なった。図4.1.2.5に振動荷重と波浪荷重下での全体変位図を示す。

図4.1.2.6と図4.1.2.7に図4.1.2.2に示す範囲についての主応力分布図を示す。

これらの図から、最大応力点は振動荷重、波浪荷重共にクロスタイルのブラケットのフランジ端（D点：図4.1.2.8参照）であることが分かる。

従って、この点を亀裂発生点と仮定し、亀裂は主応力と直角方向に進展すると考えて、進展経路を予測すると図4.1.2.6と図4.1.2.7の点線のようになる。

(3) 亀裂進展経路

亀裂はD点より発生し、先ずクロスタイルブラケット部を進展し、サイドロンジのフランジとウェブの接合点（E点：図4.1.2.8参照）に到達後は、ブラケットの隅肉にそって進展する可能性もあるが、損傷例に合わせて、亀裂はフランジ部とウェブ部に枝分かれして進展とした。

（1）で述べたプログラムにより、亀裂進展経路を求めた結果を図4.1.2.8と図4.1.2.9に示す。

E点以降は亀裂先端が二個あるので、フランジ部亀裂Aとウェブ亀裂B（図4.1.2.8参照）の組み合わせについて計算した。

フランジ部亀裂は簡単のため直進するとした。

振動荷重、波浪荷重共にフランジ部亀裂長さによって、ウェブ亀裂進展経路はあまり左右されないことが分かる。

図4.1.2.8と図4.1.2.9には亀裂なしモデル応力解析結果による予測経路と損傷例も記入されており、振動荷重の場合は損傷例とほぼ一致しているが、亀裂なしモデルからは経路予測はできないことが分かる。逆に、波浪荷重の場合は、損傷例とははずれているが、亀裂なしモデルによる予測経路とはほぼ一致している。

この解析結果より、亀裂進展経路の観点からは、亀裂損傷の主な原因是クロスタイの水平振動であると言える。

(4) K 值計算結果

図4.1.2.10と図4.1.2.11にK値計算結果を示す。これらの図中の四角印、丸印、三角印は計算値であり、実線と点線は計算点より最小自乗法により求めた次に示す多項式近似による値である。

ブラケット部 (D - E) ;

$$\left. \begin{aligned} K_{VC}/P_V &= 4.979 C - 0.0706 C^2 \\ K_{WC}/P_W &= 2.303 C - 0.0250 C^2 \end{aligned} \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.2.2)$$

ここに、 K_{VC} …… 振動荷重によるプラケット部 K 値 ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)

K_{WC} 波浪荷重による " (")

P_V クロスタイに作用する振動分布荷重 (Kg/mm)

P_W サイドロンジに作用する波浪分布荷重 (kg/mm)

C D点からの亀裂長さ ($0 < C \leq 58\text{mm}$)

ウェブ部(E-B);

$$\left. \begin{aligned} K_{VB}/P_V &= 51.9 + 36.7 \beta + 71.0 \alpha + 43.9 \alpha \beta - 108.6 \beta^2 + 0.5 \alpha^2 \\ K_{WB}/P_W &= 49.5 + 59.5 \beta + 6.8 \alpha + 67.6 \alpha \beta + 57.9 \beta^2 + 0.3 \alpha^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots \quad (4.1.2.3)$$

ここに、 K_{VB} ………… 振動荷重によるウェブ部K値 ($\text{kg/mm}^{\frac{3}{2}}$)

K_{WB}……… 波浪荷重による " (")

α (=a/H1) …… フランジ部亀裂長さ／フランジ幅(150mm)

β (= b/H2) ウエブ部亀裂長さ / ウエブ深さ (550 mm)

フランジ部 (E - A) ;

$$\left. \begin{aligned} K_{VA}/P_V &= 27.9 + 56.4 \beta - 18.5 \alpha + 112.6 \alpha \beta - 46.5 \beta^2 \\ K_{WA}/P_W &= 23.2 - 91.3 \beta - 23.1 \alpha + 285.3 \alpha \beta + 34.0 \beta^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.1.2.4)$$

ここに、 K_{VA} …… 振動荷重によるフランジ部 K 値 ($\text{kg/mm}^{\frac{3}{2}}$)

K_{WA} 波浪荷重による " (")

(5) 亀裂進展に伴なう構造系の変化

本報告で取り上げた、かなり大きな構造モデルによる亀裂進展解析の有利な点はK値解析のみならず、亀裂進展に伴なう構造系の変位・応力の変化が追跡できることである。

本船のサイドロンジはスラッジ対策からフランジが非対称に取り付けられており、フランジとウェブの接合部にフランジの横倒れによる応力集中が生じている。振動荷重の場合について、亀裂進展に伴なうフランジ横倒れ量の変化を図4.1.2.12に示す。

この図より、応力集中部が切断したために、亀裂進展に伴なって、横倒れ量が相当に変化し、特に、フランジが全断した場合は、フランジの変位は不連続になっていることが分かる。

亀裂進展に伴なう変位・応力の変化は、亀裂部より離れた位置でもかなり大きい。

図 4.1.2.13 には亀裂部とは反対側のクロスタイルケットトウ部でのウェブでの応力の亀裂進展に伴なう変化を示す。

この図より、振動荷重の場合は亀裂部側のサイドロンジの応力の減少に伴って、この部分の応力が大きくなることが分かり（損傷例あり）、波浪荷重の場合は、亀裂部のサイドロンジ固着度の低下により、曲げモーメントはサイドロンジのスパン中央で大きくなり、端部では減少することが分かる。このことは、サイドロンジスパン中央断面での応力分布の変化（図 4.1.2.14 と図 4.1.2.15）に対応している。

4.1.2.4 疲労亀裂伝播寿命

(4.1.2.2)～(4.1.2.4)式のK値を使って、次式のParis則による疲労亀裂長さを計算した。

$$\left. \begin{aligned} \frac{da}{dN} &= C (\Delta K_A)^m \\ \frac{db}{dN} &= C (\Delta K_B)^m \end{aligned} \right\} \quad \dots \quad (4.1.2.5)$$

ここに、 $C = 1.44 \times 10^{-9}$, $m = 2.5$ とした。⁴⁾

(4.1.2.5)式の ΔK_A , ΔK_B はE点以降はフランジ部亀裂長さa, ウェブ部亀裂長さbの関数であるため、亀裂長さを求めるためには逐次積分する必要がある。

損傷例と比較するため、荷重の大きさ、繰返し数は実船相当の値を使用した。すなわち、振動荷重の場合は、バラスト状態でクロスタイは450CPMで共振しているとし、クロスタイスペン中央での変位より加速度(GAL)に変換し、他船の計測値⁵⁾より、200～300GALの振動は起こりうると考え、100～500GALに相当する荷重を設定し、繰返し数は、ローディングマニュアルより、山口(日本)→クエートのバラスト航海日数は16日であるので、一航海で 1.0368×10^7 回とし、一年で9航海するとした。

また、波浪荷重はNK規則により、水線附近の波浪変動圧を計算し、 $Q = 10^{-8}$ に相当する極値を求め、繰返し数は一航海 1.73×10^5 回とし、頻度分布は片対数直線と仮定して、遙減型で計算した。

損傷例と振動荷重の場合の計算結果を図4.1.2.16に示す。

この図から、100～200GALの振動によって、損傷亀裂長さに達することが分かる。

また、波浪荷重に対する計算結果は、腐食雰囲気にあることから、Cの値を3倍にして計算しても、亀裂は殆んど進展しなかった。

しかし、波浪荷重によるK値は、亀裂が長くなると大きくなるので、ある程度亀裂が長くなった場合には波浪荷重による寄与分は大きくなると思われる。

次に、疲労によって長くなった亀裂より破壊が起こり得る可能性があるかどうかを検討してみる。

振動荷重の場合はウェブの亀裂のK値は低下し、クロスタイの固有振動数も若干減少する。

しかし、振動荷重で亀裂が進展し(波浪荷重ではK値は亀裂進展に伴なって増加する。), 波浪荷重によって更に進展が促進され、最大荷重時に脆性破壊発生の可能性があると思われる。この場合は、最大荷重は図4.1.2.1に示すように、バラストがタンクトップまであり、波浪圧力が0の場合で、18.59m水頭相当である。SR153⁴⁾の研究より、 $K_c = 600 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ とすると、亀裂限界長さは855mmとなる。

4.1.2.5 まとめ

実船の局部構造の船殻破壊強度試算を行ない次のことが分かった。

- 1) クロスタイとサイドロンジ結合部の亀裂損傷は、亀裂進展経路と亀裂伝播寿命計算より、クロスタイの水平振動が主な原因であることが説明できた。
- 2) 解析解との重ね合わせ法によるプログラムでK値解析を行ない、接線方向応力最大説により、亀裂進展過程を追跡し、振動荷重と波浪荷重下でのK値近似式を作成した。
- 3) 亀裂進展に伴なう構造系の変化は荷重条件によってかなり差があり、その様子を明らかにした。

参考文献

- 1) 越智義夫外，“タンク内大骨の振動計測と防振設計—第2報 防振設計—”，石川島播磨技報，Vol. No 3, 1975.5
- 2) 徳田直明，“2次元クラックのK-値解析プログラム”，石川島播磨技報，Vol.17 No 6, 1977.11
- 3) F. Erdogan & G.C. Sih, “On the crack extension in plates under plane loading

and transverse shear". Trans. ASME, J. Basic Eng., 85D, 1963

- 4) 日本造船研究協会第153部会, "厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究", 日本造船研究協会研究資料 № 267-2, 昭和52年3月
- 5) I H I 船体振動検討会, "船体振動マニュアル", 社内資料, 1977. 4

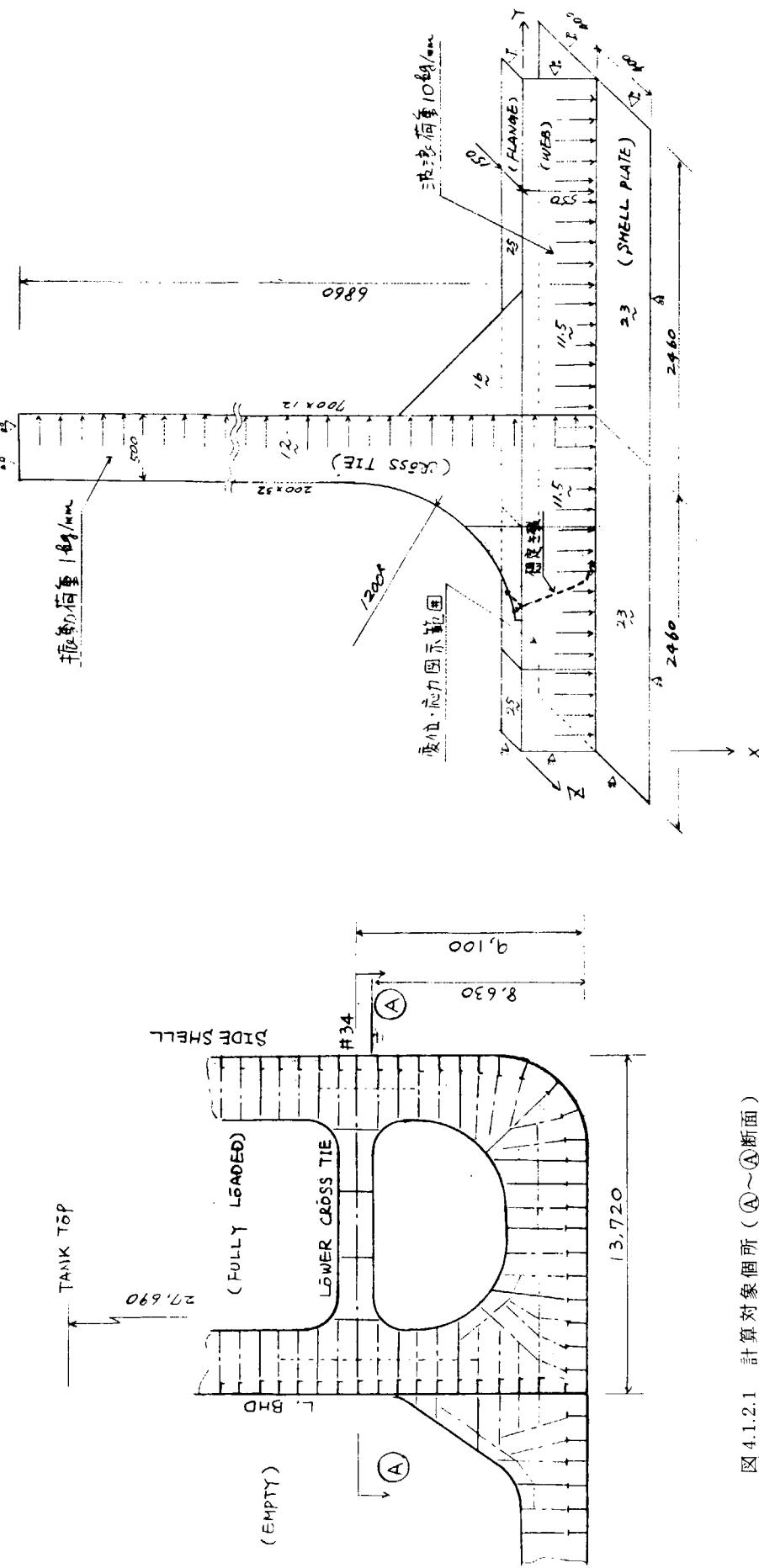


図 4.1.2.1 計算対象箇所 (Ⓐ～Ⓐ断面)

図 4.1.2.2 クロスタイ - サイドロジンジ結合部計算モデル

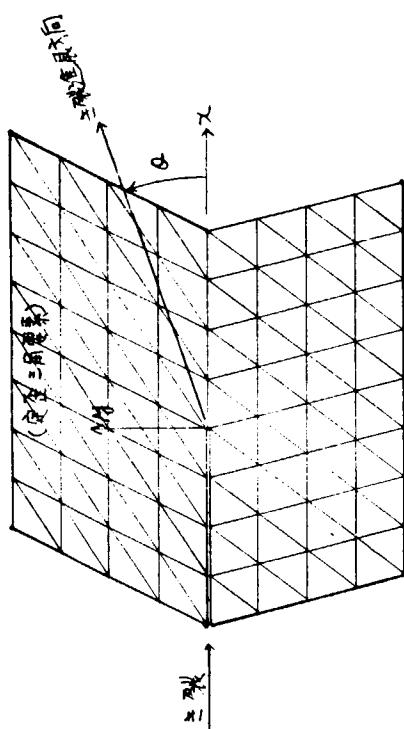


図 4.1.2.4 重ね合せ法を適用する小領域要素分割バターン

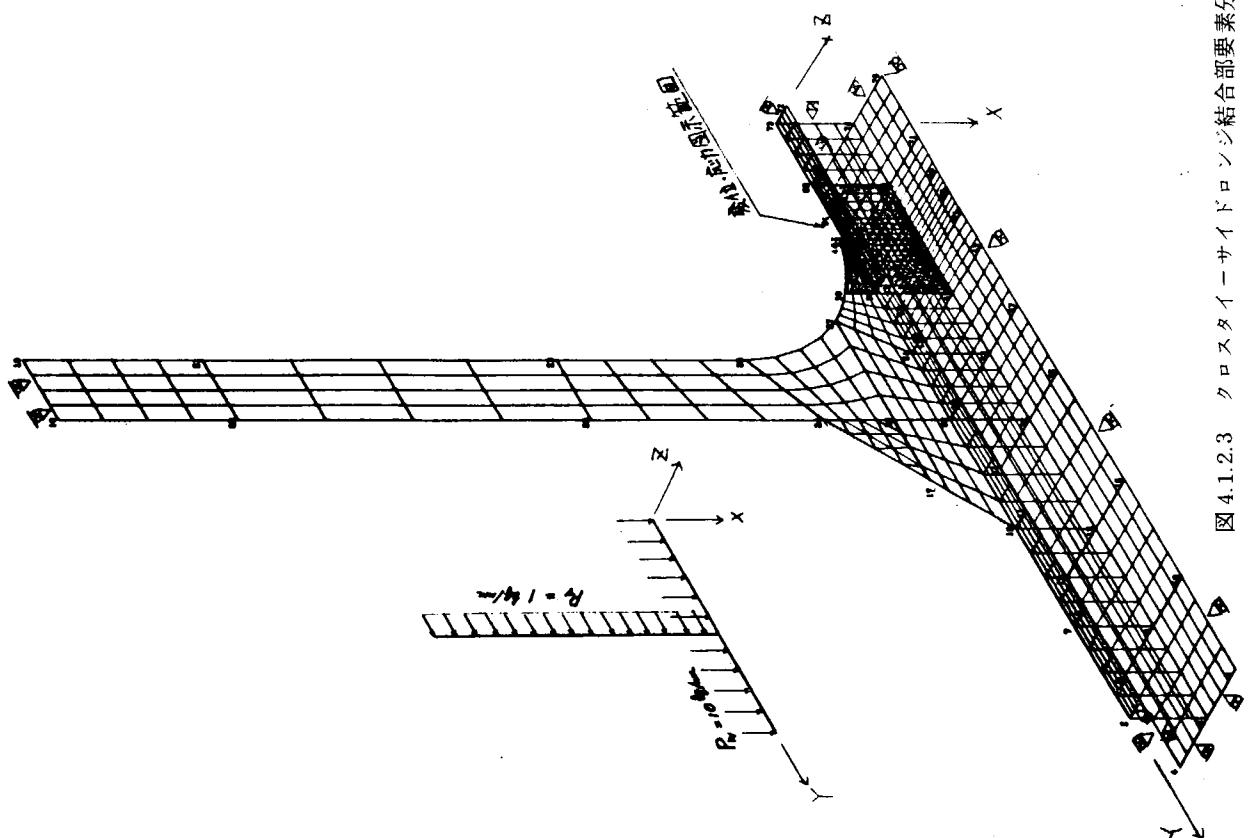


図 4.1.2.3 クロスタイルサイドロジ結合部要素分割
(亀裂なし)

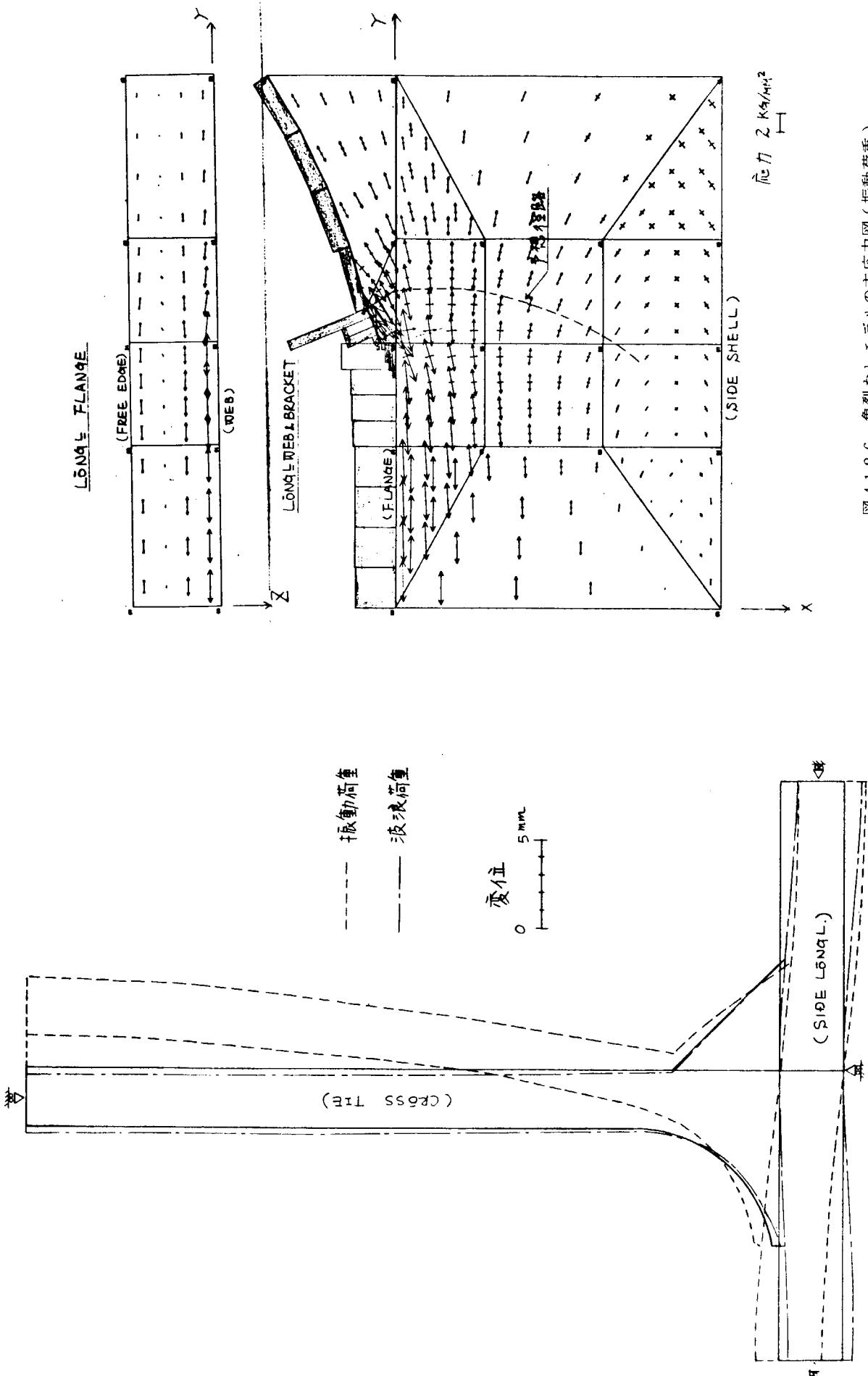


図 4.1.2.5 壊裂なしモデルの全変位図

図 4.1.2.6 壊裂なしモデルの主応力図(振動荷重)

応力 2 kg/mm^2

応力 2 kg/mm^2

(SIDE SHELL)

X

Y

Z

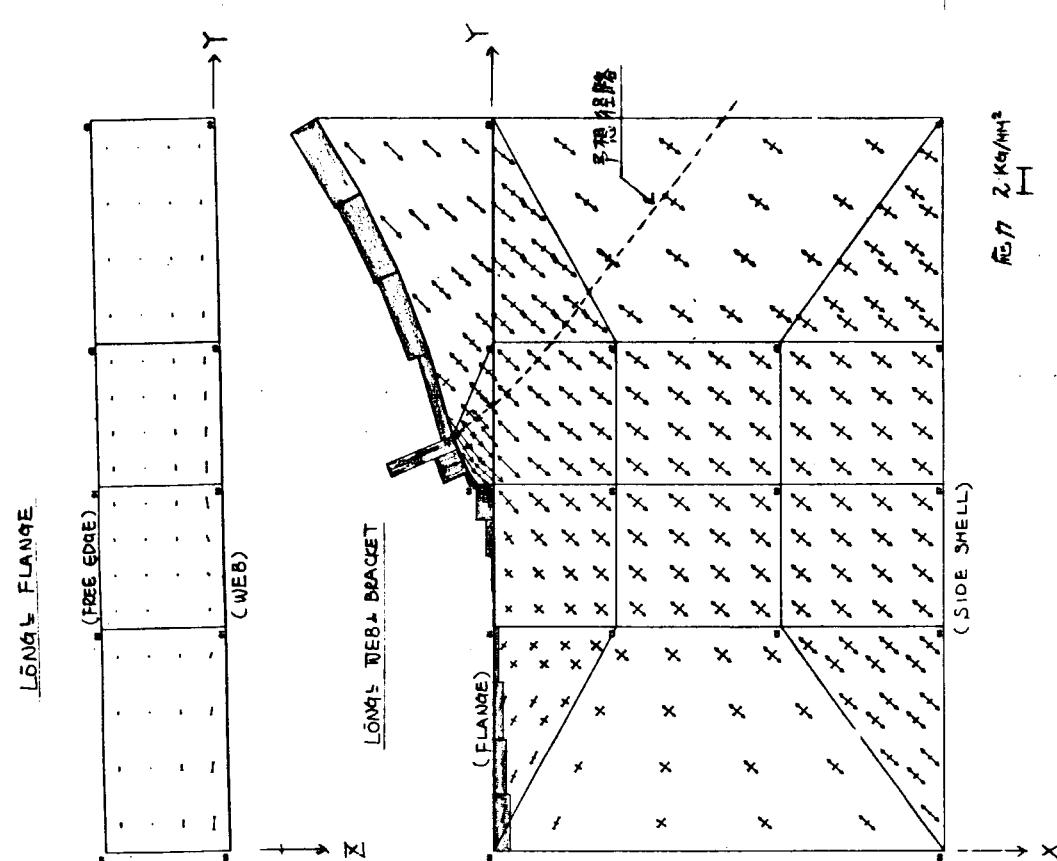


図 4.1.2.7 魚裂なしモデルの主応力図(波浪荷重)

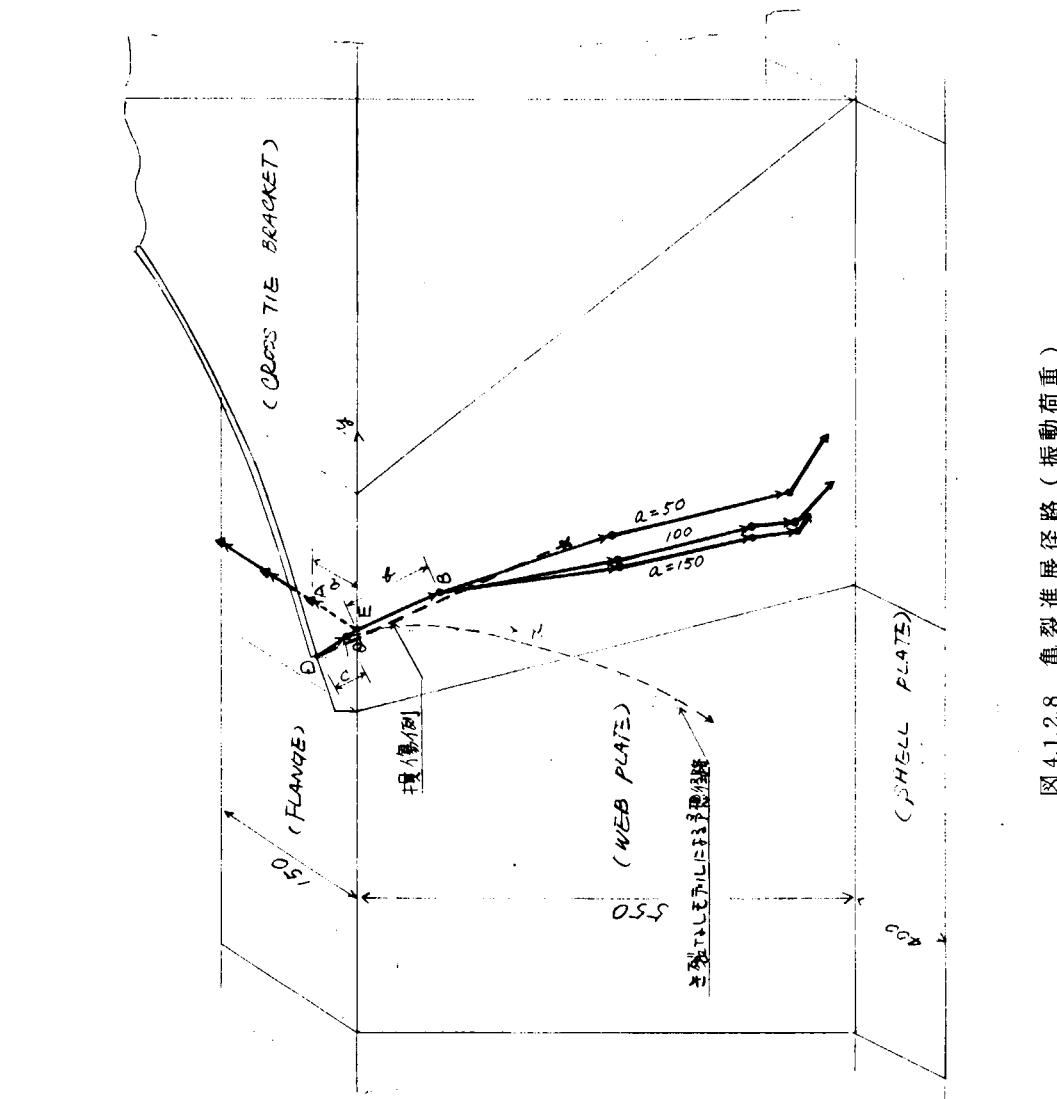


図 4.1.2.8 魚裂進展経路(振動荷重)

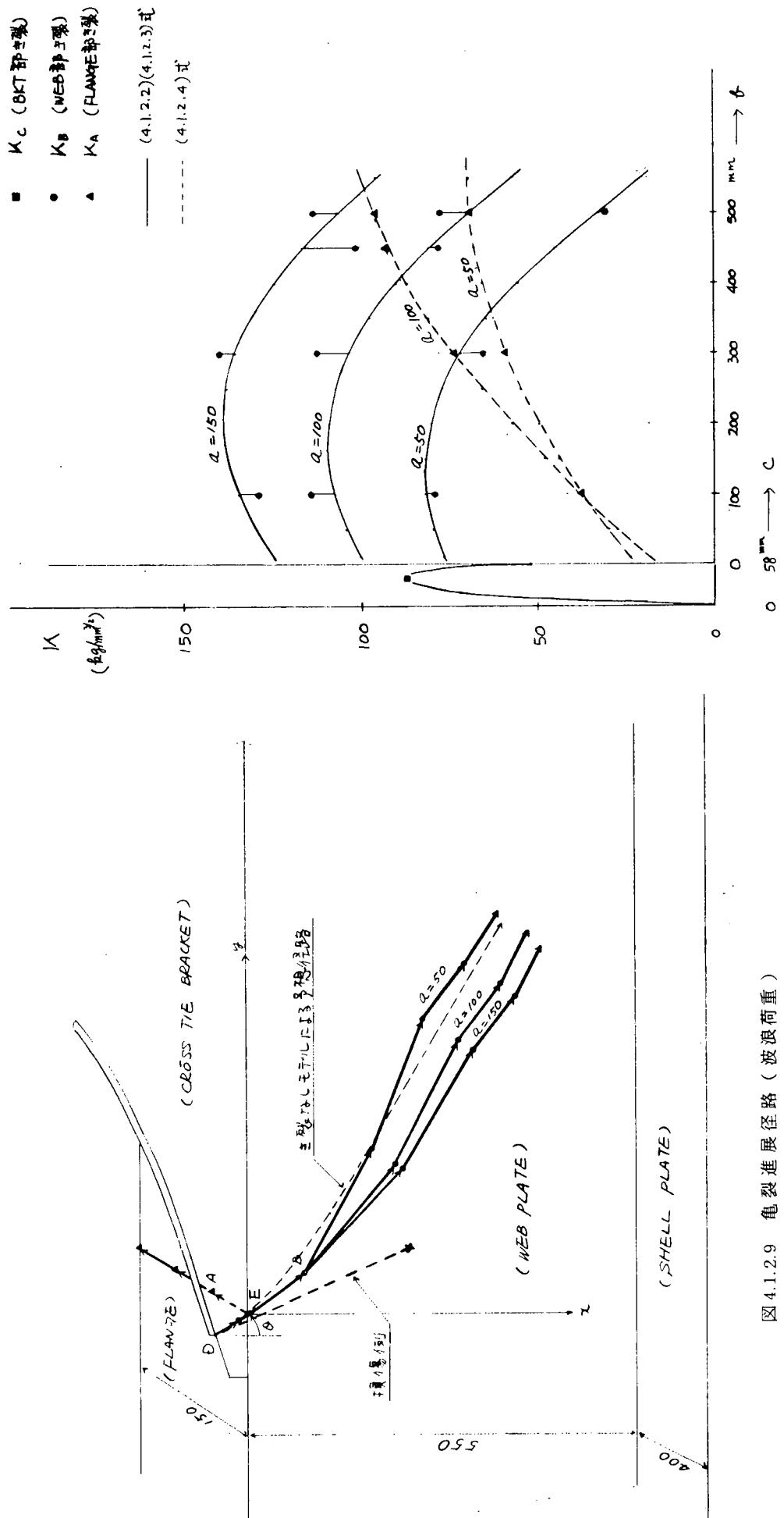


図 4.1.2.9 龟裂進展経路（波浪荷重）

図 4.1.2.10 K 値計算結果（振動荷重）

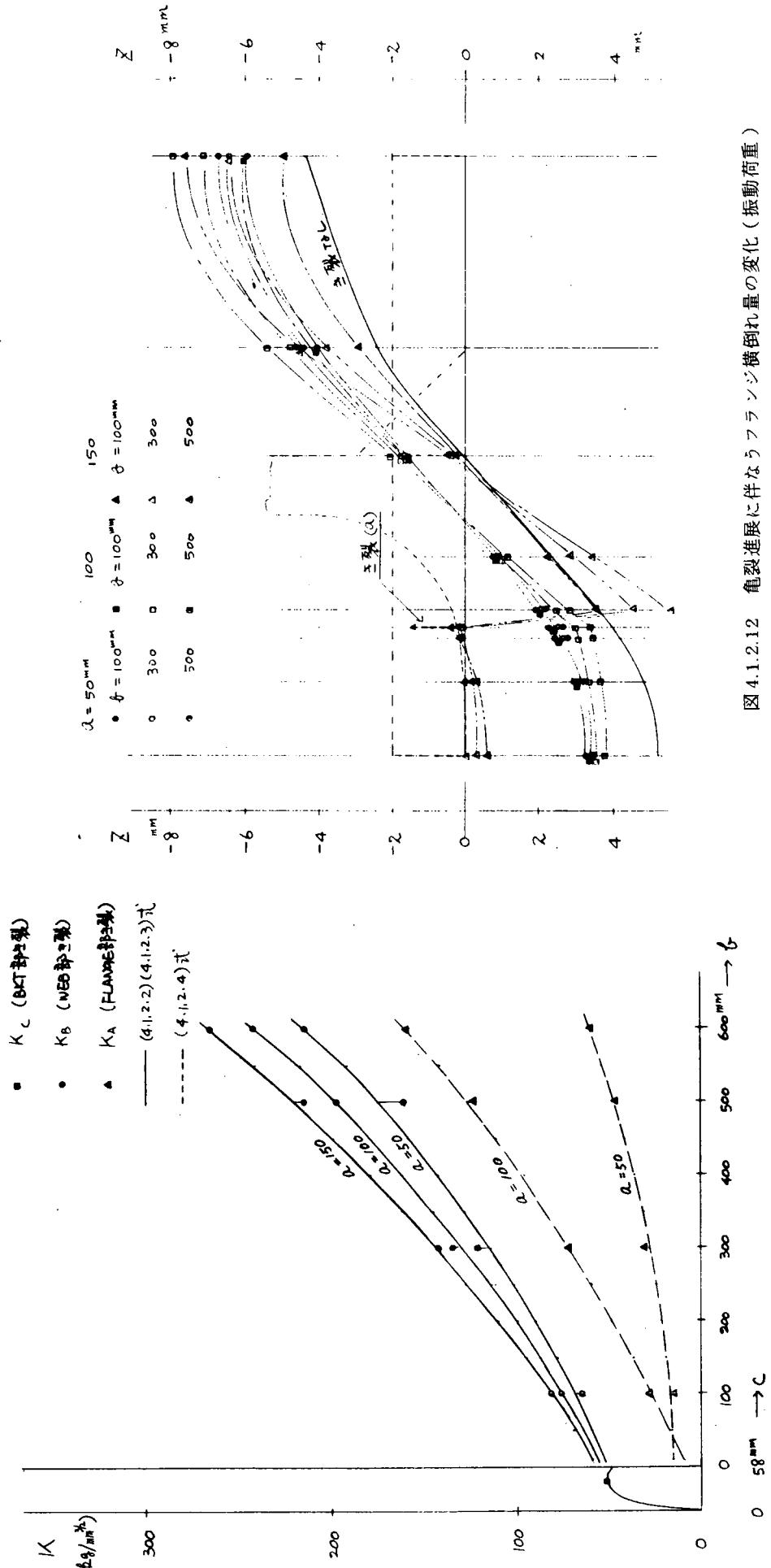


図 4.1.2.11 K 値計算結果（波浪荷重）

図 4.1.2.12 龜裂進展に伴なうフランジ横倒れ量の変化（振動荷重）

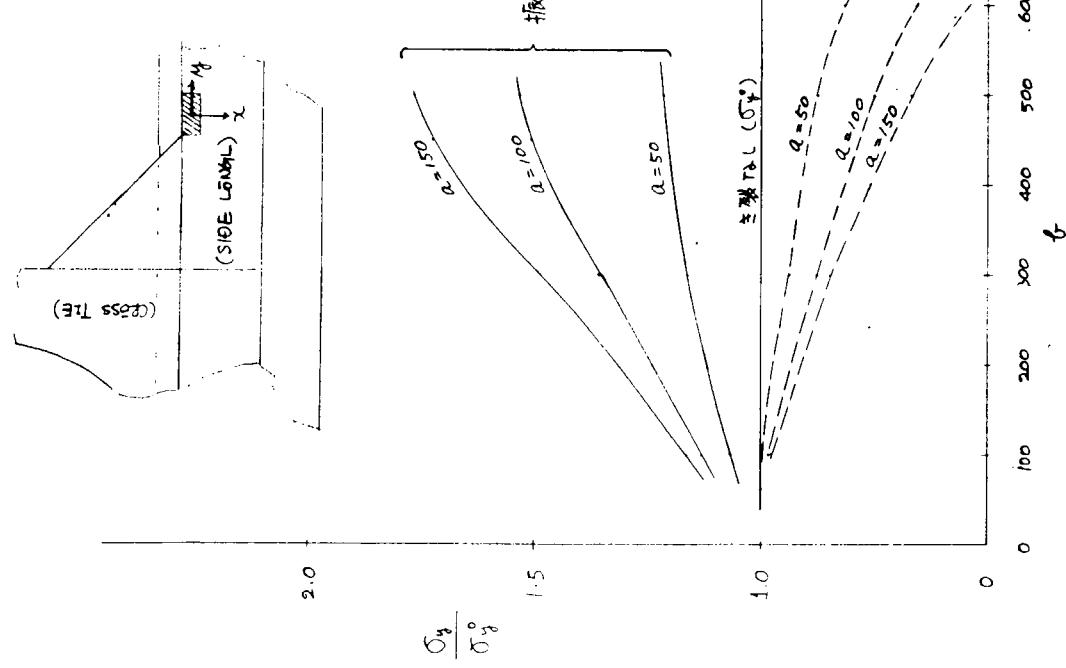


図 4.1.2.13 龜裂進展に伴なう応力の変化

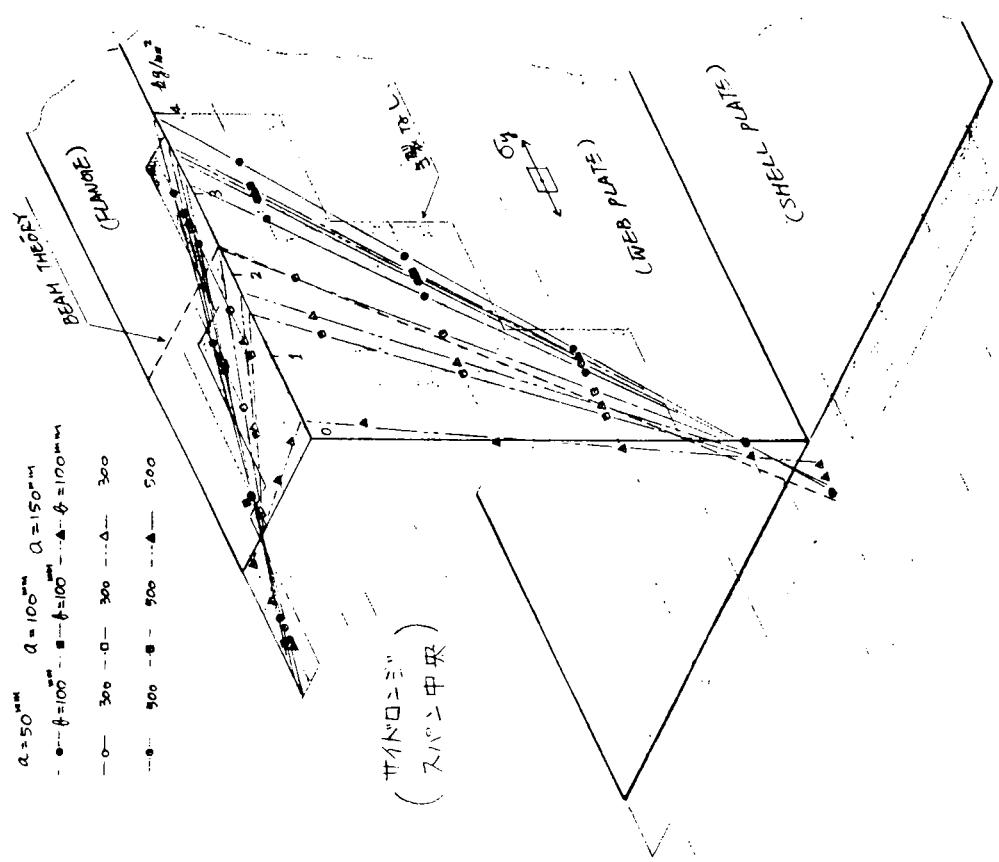


図 4.1.2.14 龜裂進展に伴なうサイドロングの応力分布の変化
(振動荷重)

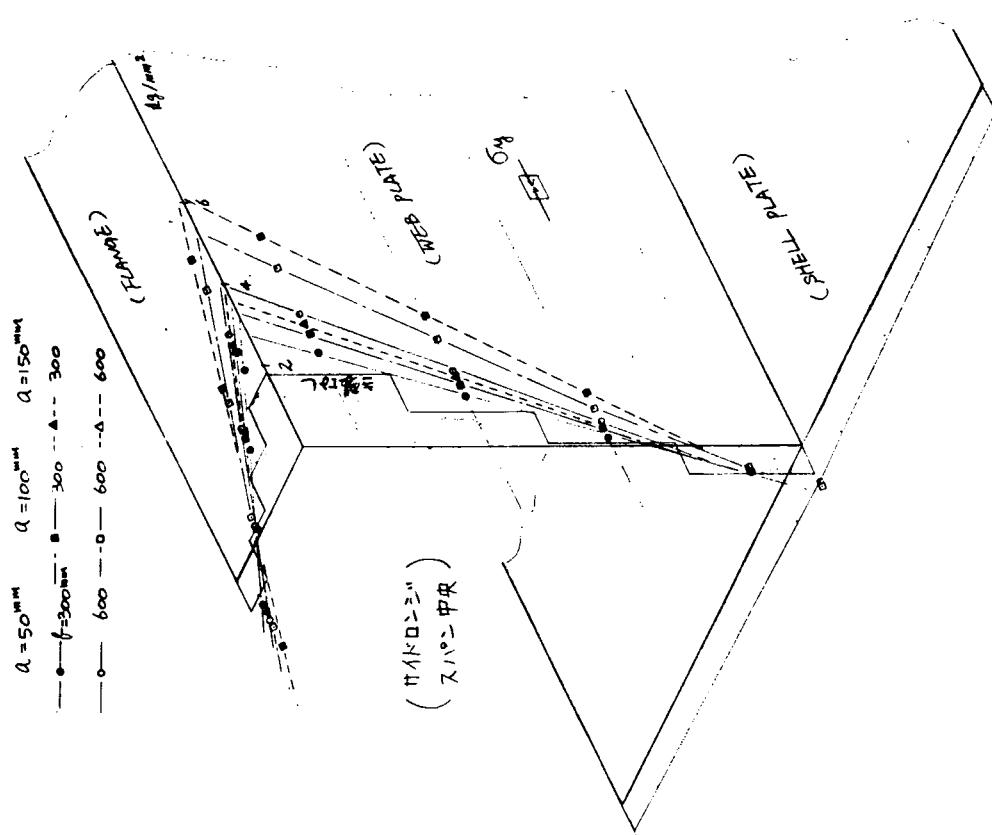


図 4.1.2.15 龟裂進展に伴なうサイドロッシの応力分布の変化
(波浪荷重)

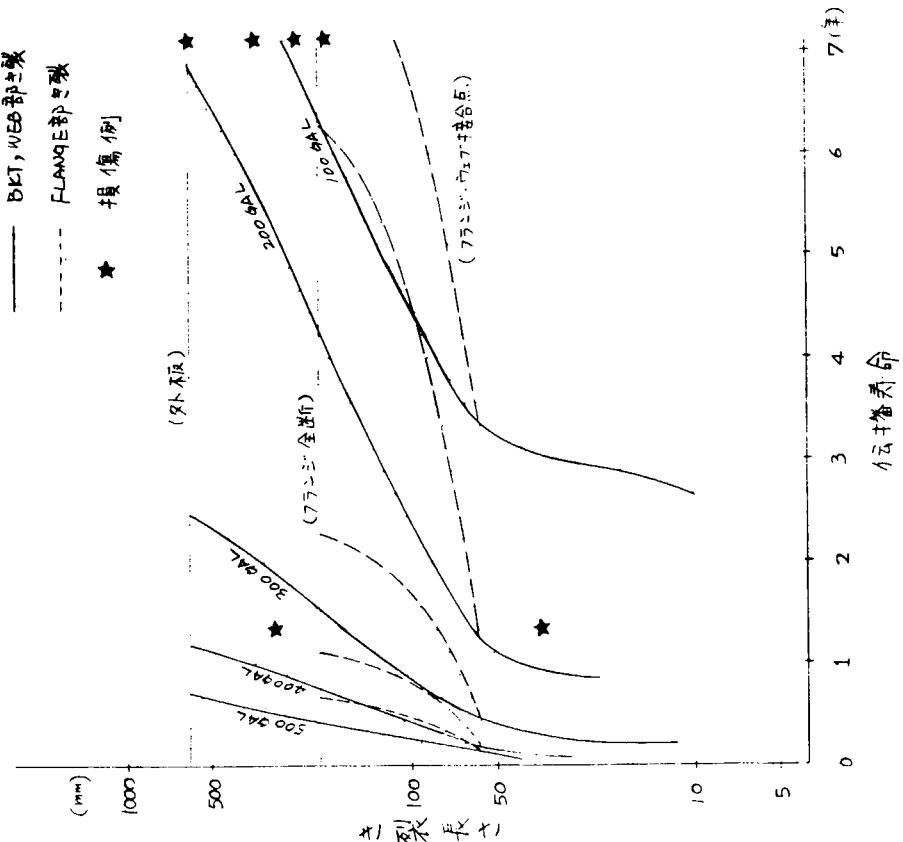


図 4.1.2.16 振動荷重による疲労亀裂伝播寿命

4.1.3 縦通部材の試計算（その1）

—縦通部材のモデル化とK値—

4.1.3.1 目的

船殻構造のK値解析する場合に対象となる亀裂寸法にも関連して、計算領域の設定方法、境界条件、構造物の有限要素化等を適切に設定する必要がある。本章では昭和52年度で実施したデッキロンジのK値解析例の一部につきシリーズ計算を行い上記の検討を行った。

4.1.3.2 計算例

(1) 実船殻の有限要素法解析の効率化を目標とする場合には要素の寸法比をできるだけ大きく、要素寸法を大きく、計算領域を小さくしたい。これに反して精度は低下するのが一般である。一方後章で詳細に記述したように直接法により亀裂先端部の開口変位¹⁾からK値を算定する場合には2つの方法があり、亀裂先端から一番目の節点で求める方法①評価法、亀裂先端からやや離れた点において、 K_I 値が一定になる性質を利用する方法②評価法について数値実験する。また要素の寸法比を大きく取ると精度は悪くなるが、計算の効率化が期待されるので要素寸法比を非常に大きく取った場合の問題点を把握することを試みた。

(2) 計算対象構造と荷重

昭和52年度で実施した、大型タンカーの上甲板のK値解析構造と同一とした。想定亀裂は、スカラップから伝播した亀裂が成長してデッキロンジが破断し、デッキの亀裂長さ $2C = 1000 \text{ MM}$ の大亀裂の場合とし、重ね合せ法においても解析されている構造を選んだ。荷重状態としては上甲板構造では半無限板構造に近い構造が単位荷重 ($\sigma_0 = 1 \text{ Kg/mm}^2$) を受ける場合を解析する。計算としては計算領域 ℓ を $1^M 000, 3^M 000, 5^M 200$ の3種とし、等分布荷重と変位型荷重の2種類とした。なお変位型荷重としては、亀裂のない構造が単位荷重を受ける場合に生じる伸び量を端部変位とした。図4.1.3.1には構造のモデル化と寸法を示す。

参考として、ロンジの上下撓みを拘束し、ロンジの撓みがK値に及ぼす影響を試算した。

4.1.3.3 計算結果及び考察

計算結果の一覧表を表4.1.3.1に示し、モデル化の違いすなわち、計算領域(ℓ)の大きさ、亀裂先端部の要素寸法(s)と亀裂半長さ(c)との比、亀裂先端付近の要素の寸法比等と、K値の評価方法の相違(①評価、②評価)が及ぼす影響を調査した。

(1) K_I 値の評価方法について

後述する精度に関して示されているように、直接法でK値を求める場合には、亀裂先端の特異性を直接的に含まない定歪型有限要素を使った本章の解析では亀裂先端からの距離rの位置での亀裂の開口量δからK値を推定する手法が取られる。

$$K_I = \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{2r}} \cdot \frac{\delta}{2}$$

この場合、rが先端に近いと離散化誤差が入り、先端から離れると特異性の特長が生かせなくなる傾向がある。¹⁾ 従って適当に離れた位置でK値を求める必要がある。図4.1.3.2では先端の位置と $r/c = 0.1$ 位置での K_I 評価を比較した、後章の十字継手の解析例から判断すると、 $r/c = 0.01, 0.002$ 等の先端の位置で評価すると誤差が大きいので、②の評価法で $r/c = 0.1$ 程度が高精度であると推定される。

(2) 計算領域について

図4.1.3.2に示した通り、大型タンカーの上甲板の亀裂解析においては $\ell/c = 10$ 程度の領域を取って理

1) Chan, S. K., Tuba, I. S. and Wilson, W. K., "On the Finite Element Method in Linear Fracture Mechanics," Eng. Fracture Mech., Vol. 2, 1970, pp.1-17.

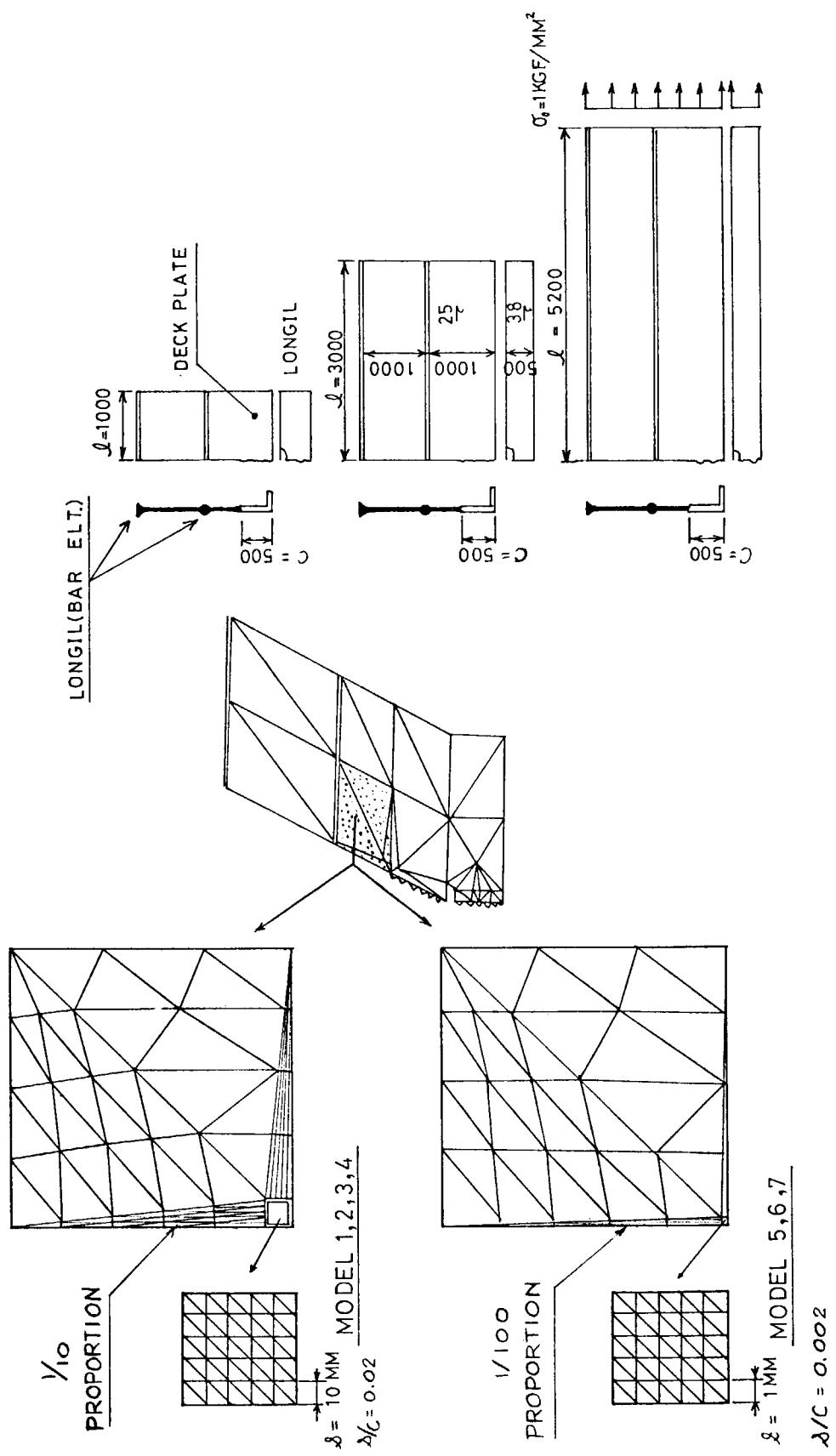


図 4.1.3.1 構造のモデル化と寸法

表 4.1.3.1 計算結果一覧表

モルタル化		直接法のK値の比較						備考	
PROPORTION RATIO	境界条件	計算領域番号	荷重型式		変位型式		SR153との比較		荷重(低下率)の修正 =1.08-(0.92/0.85)
			(1)	(2)	(1)/(2)	(1)	(2)	(1)/(2)	
$1/10$	$\varphi_c = 1$ 上拘束 自由	$\varphi_c = 1 M000$ 1	34.03	38.51	.884	28.10	31.81	.884	① $\varphi_c = 0.02$ ② $\varphi_c = 0.1$ でそれぞれK値 を評価
		$\varphi_c = 3 M000$ 2	40.26	45.46	.885	36.28	41.02	.885	
		$\varphi_c = 5 M200$ 3	38.89	44.52	.875	36.84	42.12	.875	
	$\varphi_c = 5$ 上拘束 自由	$\varphi_c = 1 M000$ 4	39.21	44.46	.882				① $\varphi_c = 0.002$ ② $\varphi_c = 0.006$ でそれぞれ評価 (内は %・0.02 との比)
		$\varphi_c = 3 M000$ 5	61.62 (1.81)	63.24 (1.64)	0.974	49.06	50.36	.974	
		$\varphi_c = 5 M200$ 6	69.02 (1.71)	71.00 (1.56)	.972	62.39	64.19	.972	
$1/100$	$\varphi_c = 1$ 上拘束 自由	$\varphi_c = 1 M000$ 7	67.11 (1.72)	69.32 (1.55)	.968	63.68	65.79	.968	

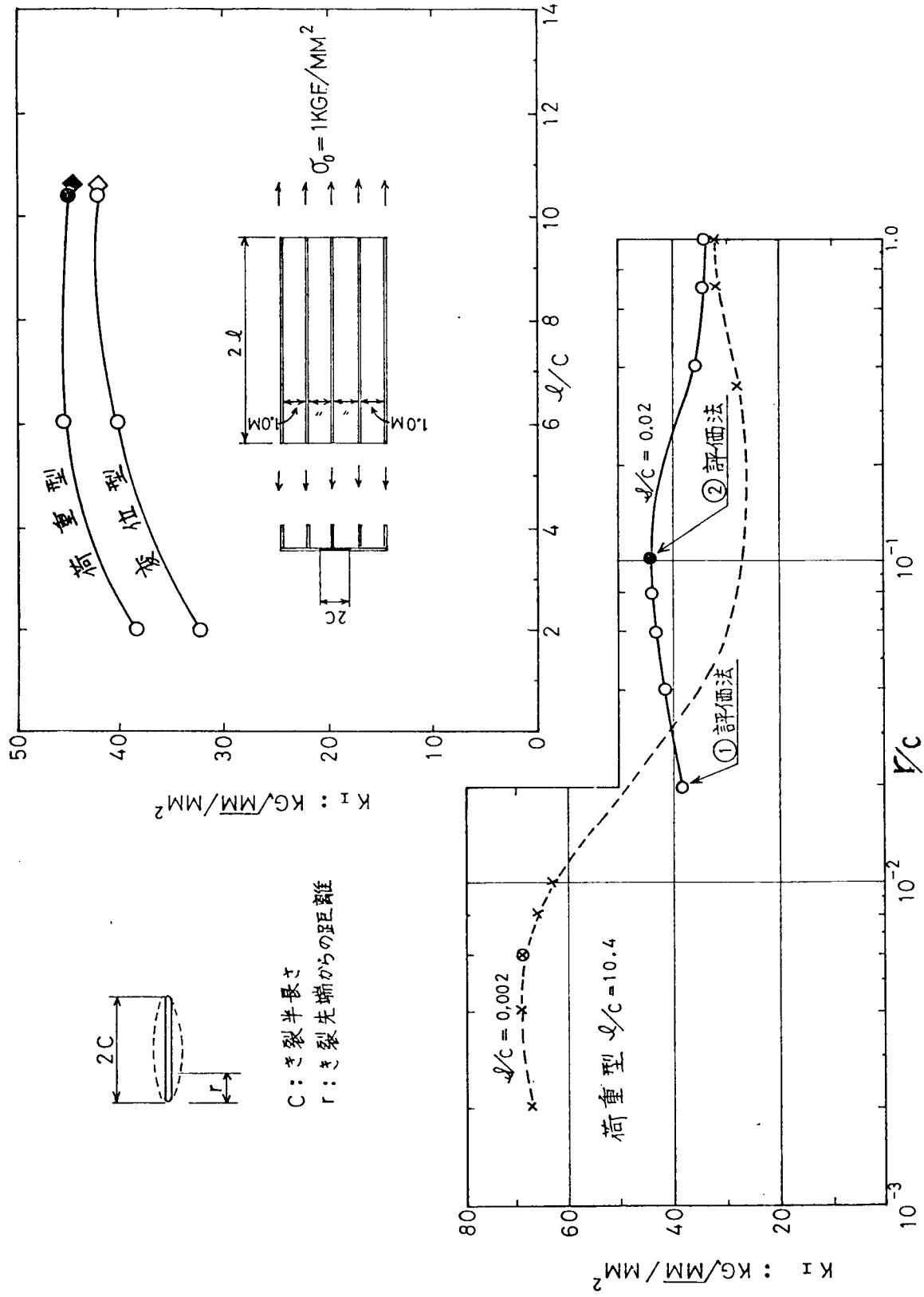


図 4.1.3.2 K_I 値の分布

論解析すると周辺の影響を余り受けないことが判る。一方変位型と荷重型の相違は $\ell/c = 10$ においても約 5 % 有り、実際構造物の作用荷重の状態は両者の中間に有るものと推定される。

(3) 要素の寸法比（先端部の要素とノッチ周辺部の要素）

(1) 項とも関連するが、表 4.1.3.1 の荷重型の K 値において、計算番号 1, 2, 3 と 5, 6, 7 の比を () 内で示したように、要素寸法 (s) と亀裂半長 (c) の比 (s/c) が小さくなると K_I 値はほぼ一定の比率で大きくなる。即ちノッチ先端のサブストラクチャに作用する力の評価が外周部の要素に影響されることが推察される。外周部の要素の形状比（プロポーション）は通常の応力解析においては $1/100$ にすると誤差が大きくなるので普通は避けるのが好ましく、K 値の理論解析においても避けるべきであることが判る。

(4) SR 153-SF 小委の計算との比較

SR 153-SF 小委においては、MODEL 3 とほぼ同一の計算領域で K 値の重ね合せ法による解析例があり、その結果を表 4.1.3.1 で比較した。その結果 SR 153-SF 小委との相違は荷重低下率基準、計算領域と直接法における K 値の評価法等が重複したためであることが判明した。なおこれに関して MODEL 4 では、ロンジの上下撓みを拘束した 2 次元的モデルについても計算した。以上の事柄から上甲板の大きな亀裂の解析に対しては 2 次元的取扱いでかなり高精度な結果が得られるものと考えられる。

4.1.3.4 まとめ

上甲板に大きな亀裂を持つ船殻構造について K 値を有限要素解析する場合の各種の計算の設定条件につきシリーズ計算を行った。

その結果、亀裂先端で K 値を求めるとき低めの値を与えること、上甲板の計算領域 (ℓ/c) は 10 程度必要であり、10 以下であると低めの近似となること、要素の寸法比はできるだけ 1 に近付ける工夫が必要であること、等の具体的指針が得られた。

4.1.4 縦通部材の試計算（その 2）

—面外一様圧を受ける場合—

4.1.4.1 目的

船殻の構造上の特徴の一つとして、“骨に皮を張った構造”，すなわち桁材・縦通材などの深さあるいは間隔に比して外皮（外板）厚が極めて薄い点が挙げられる。すなわち薄板の立体的な組上げによる構造である。

このような構造における亀裂の力学解析（内力・変形・K 値などの計算）の大部分は、隣接構造との相持ち効果はあるものの、基本的には亀裂を含む一つの平板ないしは梁の問題に還元できるものと思われる。

本項では、船殻における縦通部材を対象にとりあげて、亀裂の力学解析を試みた。作用荷重としては一様な面外圧を想定した。

4.1.4.2 試計算の内容と考察

計算対象としては、図 4.1.4.1 に示すように、亀裂を含む縦通材を中心にして 4 ロンジスベースを 1 トランシング間だけ取り出した。計算は面外圧が一様に 1 m head 作用しているものとした。

対象構造から 1 ロンジスベース分だけ取り出した（梁）モデルを、より単純化したモデルとして試計算の一つに加えた。

亀裂解析としては、先ず第 1 ステップとして全体構造の FEM 計算を実施して内力・変形などを求め、第 2 ステップとして亀裂先端周辺（K 値など）の計算を行なう方法をとった。計算ケースとしては、表 4.1.4.1 に示すように、亀裂なし状態を含めてパネルモデル（PN シリーズ：図 4.1.4.1）では 5 つの亀裂長さを、梁モデル（BM シリーズ：図 4.1.4.2）では 3 つの亀裂長さを扱った。

第 1 ステップである全体計算の FEM モデルを、図 4.1.4.3 (PN シリーズ) および図 4.1.4.4 (BM シリ

ーズ)に示す。対象構造領域の最も外側の周辺上では、撓み条件を固定とし、加えて水平方向変位を拘束した。これは計算対象の外にある縦・横の大骨の効果を考慮するためであるが、実際よりも強い変形阻止条件である。ロンジ材部分には面内剛性のみ有する要素を配したが、外板部分の要素には面外曲げ剛性も持たせた。

第2ステップのzooming計算には、亀裂先端を含む100mm四方の小領域を取り出した。境界条件は、全体計算での変位を当てた。K値計算には重畠法をベースとした汎用プログラム¹⁾を用いた。zooming計算において用いた要素分割図を図4.1.4.5に示す。

計算結果のうち、縦通材下端部(外板との接合線)の撓みを図4.1.4.6に示す。また中央断面内($x=0$ 面内)での外板の撓み形状を図4.1.4.7に示す。図4.1.4.6の表示を改めた図4.1.4.8からは、亀裂長さが深くなるにともない、亀裂位置での局部的な折れ曲り傾向が起こることが認められる。また亀裂無し状態での撓み形状は、梁理論により十分精度よく推定できている。図4.1.4.7において破線で表示したBMシリーズの撓みは、縁辺を自由とした条件で計算したためにPNシリーズの傾向と違っている。しかし、縦通材下端部での撓みは比較的近い値を示しており、亀裂深さに大きく支配されている。すなわち、極端に深い亀裂(縦通材深さのおよそ8割以上)の場合にPNシリーズとしてのモデル化が有効となるが、それまでは隣接縦通材の相持ち効果は極めて小さくBMシリーズモデルで十分であると判断される。このことは、亀裂を含むロンジとその隣りのロンジの相対撓みから荷重分担割合を逆算して(詳細についてはAppendix I参照)推定した図4.1.4.9にも表されている。すなわち、ロンジが完全に切断した場合でも、作用水圧は隣接ロンジが余分に受け持つのではなくて、ほとんどが切断したロンジ自体の端部(トランスリング位置)の曲げモーメント増加として吸収されると解釈できる。図4.1.4.10には端部での水平方向応力(分布)を示すが、同図の傾向はこれに符合している。

K値計算結果を、図4.1.4.11中の丸印およびこれを連ねた実線で示す。同図中の破線は、亀裂無し状態での(仮想亀裂上の)応力分布と半無限板の縁亀裂モデルから近似推定したものである。また、以下に述べる簡易計算法によるK値を、同図中に一点鎖線で示した。簡易評価法でもかなりの精度でK値評価できるものと考えられる。

次に、亀裂先端からの距離(r)と開口変位との関係について図4.1.4.12に示す。開口変位と距離(r)との次式の関係に対応させて、同図中に右上りの直線を引いた。

$$U \cong \frac{2(1-\nu^2)}{E} \sqrt{\frac{2}{\pi}} K_I r \quad \dots \quad (4.1.4.1)$$

また、(4.1.4.1)式から K_I 値を逆推定(いわゆる“変位からの直接法”によるK値推定)した結果を、図4.1.4.12中に記した。直接法による値は重畠法による値よりも十数パーセント大きい結果となっている。

4.1.4.3 簡易的な方法の検討

以上の結果から判るように、船殻の縦通部材の寸法条件では、一つのロンジが切断した場合でも隣接ロンジの相持ち効果は大きくならない場合が多い。これは、ロンジスペース(b)に比して外板厚(t)がかなり小さく、かつロンジ深さ(d)が割合大きいことによると思われる。

本項では、隣接ロンジの相持ち効果なしの仮定のもとに、亀裂を有するロンジの撓みおよびK値について近似計算を試みた。外板厚が相対的に厚いなどの条件により、相持ち効果が無視し得ない場合については、扱い方は全く同じであるが煩雑化するのでAppendix IIとして末尾に掲げた。(以下、図4.1.4.13(a)を参照。記号は同図中に倣う。)

一様圧($q (=P_0 \cdot b)$)を受ける梁の撓み(w)の基礎方程式は次式である。

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 w}{dx^2} \right) = q, \quad (-\ell \leq x < 0) \quad \dots \quad (4.1.4.2)$$

$-l \leq x < 0$ の範囲内では、断面一様であることに留意して、一般解は次のように求まる。

$$EIw = \frac{q}{24} \cdot x^4 + C_1 x^3 + C_2 x^2 + C_3 x + C_4 \quad \dots \quad (4.1.4.3)$$

ただし、 C_1, C_2, C_3, C_4 ：未定定数

境界条件として、次の4条件を課すこととする。

$$\textcircled{1} : x = -l \text{において } w = 0 \quad \dots \quad (4.1.4.4)$$

$$\textcircled{2} : x = -l \text{において } \frac{dw}{dx} = 0 \quad \dots \quad (4.1.4.5)$$

$$\textcircled{3} : x = -l \text{において } V \left(= \frac{dM}{dx} = -EI \frac{d^3 w}{dx^3} \right) = \int_{-l}^0 q dx \quad \dots \quad (4.1.4.6)$$

$$\textcircled{4} : x \rightarrow 0 \text{において } M \left(= -EI \frac{d^2 w}{dx^2} \right) = k_{\text{bend}} \cdot \frac{dw}{dx} \quad \dots \quad (4.1.4.7)$$

これら条件のうち、①および②は端部の固定条件であり、③は反力の釣合い条件である。また④は、亀裂を含む断面が等価なバネで置換できると仮定して、この断面位置で成り立つべきモーメントと傾斜角との関係を示すものである。ただし、亀裂位置が対称中心にない場合には、(4.1.4.7)式に代って次式が用いられるべきである。

$$\frac{dw}{dx} = \frac{M}{k_{\text{bend}}} + \left(\frac{dw}{dx} \right)_0 \quad \dots \quad (4.1.4.7)^*$$

ただし、右辺第2項は亀裂が無い場合の傾斜を表わす。

この等価なバネ定数の決定に際しては、J.R.Riceの考え方²⁾を応用して Appendix IIIに示す要領で決めた。ただし、Riceの与えたバネ定数値は、いわばウェブ単独の場合に適用されるべきものであり、本例のようにフランジ部分（外板）があれば修正を要す。便宜的な方法として、フランジ部分はウェブ内の nomin-a1 応力の決定に影響すると考えると同時に、T型梁全体の（折れ）曲り角度はウェブとフランジそれぞれの局部曲り角度から加重平均的に与えられると仮定した。すなわち、Appendix IIIでの(4.1.4.42)式から導かれる(4.1.4.44)式を用いた。

境界条件(4.1.4.4)式～(4.1.4.7)式の導入により、未定定数が定まり最終的に撓み($w(x)$)が決まる。すなわち、

$$EIw(x) = \frac{q}{24} \cdot (x^2 - l^2)^2 + \frac{q}{12} \cdot l^2 \cdot (x + l)^2 \cdot \frac{1}{(1 + \eta)} \quad \dots \quad (4.1.4.8)$$

$$\text{ただし, } \eta = \frac{k_{\text{bend}}l}{EI}$$

$$q = P_0 \cdot b$$

である。したがって、亀裂位置断面($x \rightarrow 0$)の曲げモーメントは次式で与えられる。

$$[M]_{x \rightarrow 0} = \frac{q l^2}{6} \cdot \frac{\eta}{1 + \eta} \quad \dots \quad (4.1.4.9)$$

$[M]_{x \rightarrow 0}$ が求まれば、ウェブ内の応力分布が定まり、(4.1.4.5)式から亀裂先端K値を求めることができる。すなわち、軸引張り荷重が零で、T型梁としての曲げのみが支配的と考えられる場合のK値は次式で与えられる。

$$K = \frac{q l^2 \sqrt{d}}{61} \left\{ \left(\frac{d}{2} - e \right) \cdot g_t + \left(\frac{d}{2} \right) \cdot g_b \right\} \frac{\eta}{1 + \eta} \quad \dots \quad (4.1.4.10)$$

補足的な意味で、端部の水平方向(x 方向)変位を拘束した場合に生ずる軸力の評価、およびこれに伴う亀裂先端K値は、Appendix IIIに記す方法で近似的に計算できる。今回の試計算結果に対しては、(4.1.4.48)

式右辺を全体計算から得られた最大撓み値や端部強制変位量の値(零)を用いて評価し、軸力(N)のつくるK値を算定した。この値と(4.1.4.10)式で与えられるK値とを足し合わせて図4.1.4.11中的一点鎖線で示した。以上の簡易評価法で求めたK値と、重疊法により求めたK値とを比較して、その概略値と傾向をとらえるには簡易評価法でほぼ満足できることが明らかである。

4.1.4.4 まとめ

船殻に特有な構造である縦通部材をとりあげて、亀裂の力学解析を行なった。その結果次のような点が明らかとなった。

- (1) 一様水圧下にある縦通材では、亀裂の拡大により隣接する縦通材の負荷が増大すると言うよりも、縦通材基部(Trans. R.との結合部)に過大な負荷がしづ寄せされる傾向が強いという特徴がある。
 - (2) 亀裂拡大に伴う縦通材の撓み増加や亀裂先端K値の試計算を行ない、これとある程度対応する値を与える簡易計算法を提示することができた。これにより、一般的な寸法条件下の縦通部材の亀裂力学解析を、比較的簡単に実施することができる。
- しかし、亀裂解析の対象範囲という点からは次のような問題が今後に残されている。
- (3) 本項で対象とした亀裂は、その先端が縦通材中に有る場合であり、縦通材を切断して外板中の表面亀裂と化した場合については扱っていない。このような状態に対しては、4.1.5項に述べられているような、別の見方からのモデルに基づく簡易化計算が用意される必要があろう。

● Appendix I. 亀裂を含むロジンの分担荷重推定

亀裂を含むロジン材の分担している荷重(すなわち水圧の範囲)を、隣接ロジンとの相対撓み量から逆算してみる。すなわち、図4.1.4.14に示すように、x座標が $x \sim x + \Delta x$ の部分を切り出して考える。撓み量として相対撓み($w^*(=w-w^{(2)})$)を扱う。

亀裂を有するロジン材が無ければ、外板部分には一様水圧(P_0)だけが働くので、撓みのy方向分布は次式で与えられる。

$$w^*(y) = \frac{P_0(2b)^4}{384EI'} \cdot \left(1 - \frac{y^2}{b^2}\right)^2 \quad (4.1.4.11)$$

これに、亀裂を有するロジンが集中力(-F)を及ぼすと次式となる。

$$w^*(y) = \frac{P_0(2b)^4}{384EI'} \cdot \left(1 - \frac{y^2}{b^2}\right)^2 - \frac{F(2b)^3}{192EI'} \cdot \left(1 + \frac{y}{b}\right)^2 \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \quad (4.1.4.12)$$

$y=0$ のロジン位置での撓み量($=w^{(1)} - w^{(2)}$)については、次のようにになる。

$$w^*(0) = \frac{bP_0 - F}{2E} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^3 \quad (4.1.4.13)$$

したがって、FEMによる全体計算結果として得られる $w^*(0)$ の値から、上式を用いて集中力(F)が逆算できる。

ただし、本項で実施した試計算では、端部の水平方向変位をも拘束しているので、この場合には(4.1.4.12)式を次のように若干修正する必要がある。

$$w^*(y) \cong \frac{P_0(2b)^4}{384EI'} \cdot \left(1 - \frac{y^2}{b^2}\right)^2 \cdot g(N) - \frac{F(2b)^3}{192EI'} \cdot \left(1 + \frac{y}{b}\right)^2 \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \cdot g(N) \quad (4.1.4.14)$$

$$g(N) = \frac{12}{\alpha^3} \left\{ \frac{2}{\sinh \alpha} - \frac{2}{\tanh \alpha} + \alpha \right\}, \quad (0 < g \leq 1) \quad (4.1.4.15)$$

$$\alpha = b \cdot \sqrt{\frac{N}{EI}} \quad (4.1.4.16)$$

N : 軸力

ただし、 $\theta(N)$ は水平方向変位拘束の結果として生ずる軸力(N)の影響を示す項であり、軸力を無視した場合($\theta=1$)に対する撓み比率を示す。³⁾ この軸力(N)は、梁の中立軸の伸び量を表わす次式を満足することから決められるべきである。

$$\begin{aligned} \frac{N \cdot 2b}{EA} &= \int_{-b}^{+b} \epsilon_x dy \\ &= \int_{-b}^{+b} \left\{ \frac{du}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{dw^*}{dx} \right)^2 \right\} dy \\ &= \left\{ [U]_{y=+b} - [U]_{y=-b} \right\} + \frac{1}{2} \int_{-b}^{+b} \left(\frac{dw^*}{dx} \right)^2 dy \\ &= \frac{1}{2} \int_{-b}^{+b} \left(\frac{dw^*}{dx} \right)^2 dy, \quad (\because [U]_{y=+b} = [U]_{y=-b} = 0) \end{aligned} \quad (4.1.4.17)$$

上式はNに関する超越方程式であり解くことが難しい。ただし、本例のような両端固定ではなく単純支持とする場合には、近似的にNの陽表現が与えられている。³⁾

したがって、図4.1.4.9では、この近似式を代用して $\theta(N)$ を求め、次式から亀裂を有するロンジの受持つ荷重($F(\equiv \beta \cdot b P_0, \beta : \text{分担割合を示す係数})$)を逆算した。すなわち、次式を用いた。

$$w^*(0) = 0.890 \times \frac{b P_0 - F}{2E} \left(\frac{b}{t} \right)^3 \quad (4.1.4.18)$$

● Appendix II. 亀裂を含む梁の撓み計算(ロンジ相持ち効果を考慮)

隣接ロンジの相持ち効果を考慮するために、外板部分を介して主対象ロンジに及ぼす撓み阻止効果をバネ近似する(バネ定数： k_{pn1})。さらに、このバネ定数値をもつ弾性基礎上に置かれた梁にモデル化し、(4.1.4.4)式～(4.1.4.7)式と同じ境界条件を課すことによりロンジ材の撓みなどが計算できる。

$$\begin{aligned} k_{pn1} &= \frac{\text{(荷重)}}{\text{(撓み量)}} \\ &= F / \left(\frac{F(2b)^3}{192EI'} \right) \quad (\text{図4.1.4.14(b)を参照}) \\ &= 2 \left(\frac{t}{b} \right)^3 E \end{aligned} \quad (4.1.4.19)$$

弾性基礎上の梁には、外荷重としての一様水圧($q (= P_0 \cdot b)$)のほかに、撓みに比例した分布圧($k_{pn1} \cdot w$)が誘起される(以下の記号は図4.1.4.13(a)に倣う)。

$$\frac{dV}{dx} \left(= \frac{d^2M}{dx^2} \right) = k_{pn1} \cdot w - q \quad (4.1.4.20)$$

ここで、

$$EI \frac{d^2w}{dx^2} = -M \quad (4.1.4.21)$$

であるから、結局(4.1.4.2)式に代入する基礎方程式として次式を得る。

$$EI \frac{d^4w}{dx^4} + k_{pn1} \cdot w = q \quad (-\ell \leq x < 0) \quad (4.1.4.22)$$

一般解は、次式である。

$$w(x) = \frac{q}{k_{pn1}} + e^{\beta x} (C_1 \cos \beta x + C_2 \sin \beta x) + e^{-\beta x} (C_3 \cos \beta x + C_4 \sin \beta x) \quad (4.1.4.23)$$

$$\text{ただし, } \beta \equiv \left(\frac{k_{pn1}}{4EI} \right)^{1/4} \quad (4.1.4.24)$$

C_1, C_2, C_3, C_4 : 未定定数

C_1, C_2, C_3, C_4 を決めるための境界条件としては、(4.1.4.4)式～(4.1.4.7)式に示した条件①～④と同じものを用いる。ただし、条件③の釣合い条件は次のように修正される。

$$③' : V \left(= \frac{dM}{dx} = -EI \frac{d^3w}{dx^3} \right) = \int_{-\ell}^0 (q - k_{pnl} \cdot w) dx \quad \dots \quad (4.1.4.25)$$

したがって C_1, C_2, C_3, C_4 を決める方程式は次のようになる。

$$\begin{bmatrix} e^{-\beta\ell} \cdot \cos \beta\ell & -e^{-\beta\ell} \cdot \sin \beta\ell & e^{+\beta\ell} \cdot \cos \beta\ell & -e^{+\beta\ell} \cdot \sin \beta\ell \\ e^{-\beta\ell} (\cos \beta\ell + \sin \beta\ell) & e^{-\beta\ell} (\cos \beta\ell - \sin \beta\ell) & e^{+\beta\ell} (-\cos \beta\ell + \sin \beta\ell) & e^{+\beta\ell} (\cos \beta\ell + \sin \beta\ell) \\ +1 & -1 & -1 & -1 \\ \nu & 1 + \nu & -\nu & -1 + \nu \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -\frac{q}{k_{pnl}} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \dots \quad (4.1.4.26)$$

$$\text{ただし, } \nu = \frac{k_{bend}}{2\beta EI} \quad \dots \quad (4.1.4.27)$$

上記(4.1.4.26)式を解いて求まる定数(C_j ($j=1 \sim 4$))を(4.1.4.23)式に代入することにより、撓み($w(x)$)が確定する。

本試計算においてロンジが完全に破断した場合、すなわち $k_{bend}=0$ の場合について最大撓みを計算してみると、 $w_{max}=0.26\text{mm}$ となる(図4.1.4.8中の破線および小表を参照)。一方、先に4.1.4.3項にて述べた相持ち効果無視の計算では、 $w_{max}=0.29\text{mm}$ となり、実際の試計算結果では 0.22mm となった。簡易計算の方が試計算結果より約21%大きな撓みを示しているのは、主に、試計算値には小さいとは言いながら図4.1.4.9に示される作用水圧の相持ち効果が算入されていることに原因があると考えられる。この場合、試計算条件として設定した端部水平方向変位拘束による軸力の影響((4.1.4.15)式参照)は、撓みが相対的に極微であり、ほとんど関係していないと思われる。

● Appendix III. T断面梁の亀裂を含む断面での等価バネ係数とK値算定

参考文献2)によれば、片側切欠きを有する帯板が遠方作用応力($\sigma^{(w)}$ および $m^{(w)}$)を受ける場合の切欠き断面における(亀裂の存在により増える付加)伸びおよび回転角は次式で与えられる。

$$U^{(w)} d = A_{tt} \cdot \sigma^{(w)} + A_{tb} \cdot m^{(w)} \quad \dots \quad (4.1.4.28)$$

$$\theta^{(w)} \frac{d^2}{6} = A_{bt} \cdot \sigma^{(w)} + A_{bb} \cdot m^{(w)} \quad \dots \quad (4.1.4.29)$$

ただし、 $U^{(w)}, \theta^{(w)}$: 切欠き断面での(付加)伸びおよび回転角

$\sigma^{(w)}, m^{(w)}$: 作用応力

d : 板幅

$A_{tt}, A_{tb}, A_{bt}, A_{bb}$: 切欠き深さ比(c/d)などから決まる定数

$$(A_{bt} = A_{tb})$$

ここで、定数($A_{\lambda\mu}$ ($\lambda, \mu=t, b$))は、Irwin⁴⁾が示したG値とK値の関係式とG値の定義式を等置することにより導かれる。

$$\frac{(1-\nu^2)}{E} K^2 = \frac{1}{2} \left\{ \sigma^{(w)} \frac{\partial}{\partial C} (u_d) + m^{(w)} \frac{\partial}{\partial C} \left(\theta \frac{d^2}{6} \right) \right\} [=G] \quad \dots \quad (4.1.4.30)$$

$$K = \sqrt{d} \{ \sigma^{(w)} \cdot g_t + m^{(w)} \cdot g_b \} \quad \dots \quad (4.1.4.31)$$

$\theta_t, \theta_b : \frac{c}{b}$ の関数であって表 4.1.4.2 の値をとる

すなわち、最終的に (4.1.4.28) 式、(4.1.4.29) 式は次のように表示される。

$$U^{(w)} = \frac{2(1-\nu^2)d}{E} (\alpha_{tt} \cdot \sigma^{(w)} + \alpha_{tb} \cdot m^{(w)}) \quad \dots \quad (4.1.4.32)$$

$$\theta^{(w)} = \frac{12(1-\nu^2)}{E} (\alpha_{bt} \cdot \sigma^{(w)} + \alpha_{bb} \cdot m^{(w)}) \quad \dots \quad (4.1.4.33)$$

この両式により、ウェブ部分単独の場合のバネ係数が算出できる。ただし、上式中の $\alpha_{tt}, \alpha_{tb}, \alpha_{bt}, \alpha_{bb}$ は次式で与えられる。

$$\alpha_{\lambda\mu} = \frac{1}{d} \int_0^c \theta_\lambda \cdot \theta_\mu \, dc, \quad (\lambda, \mu = b, t) : \text{表 4.1.4.2 参照} \quad \dots \quad (4.1.4.34)$$

以上が、J. R. Rice の与えたバネ係数決定の基本的考え方である。T断面梁の場合にも正攻法的には、(4.1.4.31) 式に相当する K 値表示式が必要となる。しかし、これらは陽関数表現としては求められていないので、次のような便宜的方法をとることとする。

基本的な考え方としては、梁断面の一部を構成するウェブ部分には依然 (4.1.4.32) 式、(4.1.4.33) 式が成立しているものとし、ウェブ部分の応力 ($\sigma^{(w)}, m^{(w)}$) や変形 ($U^{(w)}, \theta^{(w)}$) と T断面全体としての応力や変形とを関連付けることとする。

まず(梁)断面全体としての曲げモーメント (M) および軸力 (N) と、ウェブ部分だけを単独に取り出して考える場合の曲げ応力および軸応力 ($m^{(w)}, \sigma^{(w)}$) との関係を求める。梁理論による断面内応力分布 ($\tilde{\sigma}$) は、深さ方向座標軸 (z) を用いて次式で表わせる (以下図 4.1.4.13 (b) の記号に倣う)。

$$\tilde{\sigma} = \sigma + m(z - e) / (d - e) = N/A + M(z - e) / I \quad \dots \quad (4.1.4.35)$$

したがって、 $m^{(w)}$ および $\sigma^{(w)}$ についてはウェブ重心が $z = \frac{1}{2}d$ にあるから次の値をとる。

$$\sigma^{(w)} = N/A + M(\frac{d}{2} - e) / I \quad \dots \quad (4.1.4.36)$$

$$m^{(w)} = M(\frac{d}{2}) / I \quad \dots \quad (4.1.4.37)$$

次に(梁)断面全体としての(付加)回転角および伸び (θ, U) と、ウェブ部分だけを単独に考えた場合のそれら ($\theta^{(w)}, U^{(w)}$) との関係を設定する。最初に断面全体の(付加)回転角について、純曲げ荷重 ($N = 0$) を想定して考える。ウェブ内の変位分布 ($\delta^{(w)}$) については、(4.1.4.32) 式、(4.1.4.33) 式を用いた(本来は直線勾配でない亀裂断面位置での変位に代る仮想的なものとして)次式の直線状変化が考えられる。

$$\delta^{(w)} = U^{(w)} + \theta^{(w)} \cdot (z - \frac{d}{2}) \quad \dots \quad (4.1.4.38)$$

ゆえに、梁断面全体を考えた場合のフランジ部の変位 ($\delta^{(f)}$) として次の値が推定される。

$$\delta^{(f)} = U^{(w)} - \theta^{(w)} \cdot \frac{d}{2} \quad \dots \quad (4.1.4.39)$$

したがって、上述の $\delta^{(w)}, \delta^{(f)}$ の表示を併せて全体断面の変位とすれば、 $\theta = \theta^{(w)}$ となるが、これでは亀裂が有ることによって生ずる回転中心 ($z = e^*$ にあるとする) の移動がフランジ部剛性と無関係になり不都合である。そこで、回転中心 (e^*) は(亀裂部分を除いた) 正味断面の重心位置であると仮定して断面全体の変形 (δ) を次式で表わし、(4.1.4.39) 式と連立させる方法をとった。

$$\delta = \theta \cdot (z - e^*) \quad \dots \quad (4.1.4.40)$$

$$e^* = \left\{ (d - c)^2 t_L + (b - t_L) t^2 \right\} / 2 \left\{ (d - c) t_L + b t \right\} \quad \dots \quad (4.1.4.41)$$

すなわち、次式を仮定したことになる。

$$\theta = -\delta^{(f)} / e^* = (\theta^{(w)} \cdot d / 2 - U^{(w)}) / e^* \quad (4.1.4.42)$$

また、断面全体の（付加）伸び (U) については、次式を想定することとした。

$$U = U^{(w)} \cdot A_{\text{web}} / A \quad (4.1.4.43)$$

以上の前提より、曲げに対する等価バネ係数 (k_{bend}) は、純曲げ荷重 (M) のもとで次のように求まる。

$$k_{\text{bend}} = M / (\theta / 2) \\ = \frac{EIe^*/(1-\nu^2)}{d \left\{ (3\alpha_{bt} - \alpha_{tt}) \left(\frac{d}{2} - e\right) + (3\alpha_{bb} - \alpha_{tb}) \left(\frac{d}{2}\right) \right\}} \quad (4.1.4.44)$$

この場合の K 値表示として、(4.1.4.9) 式の亀裂断面でのモーメント ($M^{(o)}$) を用いた次式を得る。

$$K = \sqrt{d} \left\{ \left(\frac{d}{2} - e\right) \cdot g_t + \left(\frac{d}{2}\right) \cdot g_b \right\} \frac{M^{(o)}}{I} \quad (4.1.4.45)$$

また、引張りに対する等価バネ係数 (k_{tensile}) は、引張り荷重 (N) のもとで次のように与えられる。

$$K_{\text{tensile}} = N / (U / 2) \\ = \frac{EA^2 / (1 - \nu^2)}{t_L d b} \quad (4.1.4.46)$$

$$K = \sqrt{d} \cdot g_t \cdot N / A \quad (4.1.4.47)$$

次に、曲げ荷重条件ではあるが本試計算において設定されたように、端部水平方向変位を拘束（強制変位拘束）した場合について若干記す。この場合に生ずる軸力 (N) は、中立軸の伸び ($\Delta \ell$) を表わす 2 通りの表示を等置することにより与えられる。

$$\frac{N \cdot \ell}{EA} + \frac{N}{k_{\text{tensile}}} = \int_{-\ell}^0 \epsilon_x dx \\ = \int_{-\ell}^0 \left\{ \frac{du}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dx} \right)^2 \right\} dx \\ = -[U]_{x=-\ell} + \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dx} \right)^2 dx \quad (4.1.4.48)$$

したがって、上式に撓み分布形 (w)、および強制変位量 ($-[U]_{x=-\ell}$) を与えれば、軸力 (N) が求まり、(4.1.4.47) 式から軸力の作る K 値が計算できる。

参考文献

- 1) 安藤，“船体構造部材のき裂強度解析（面内弾性問題）,” 三菱重工技報 Vol. 10, № 3, 昭和48年5月
- 2) J. R. Rice and N. Levy, “The Part-Through Surface Crack in an Elastic Plate,” J. of Appl. Mech., March 1972
- 3) たとえば
“造船設計便覧,” 関西造船協会編
寺沢一雄監修, “船体構造力学,” 海文堂, p.43
- 4) G. R. Irwin, “Fracture Mechanics,” Structural Mechanics, eds., J. N. Goodier and N. J. Hoff, Pergamon Press, 1960, p.557

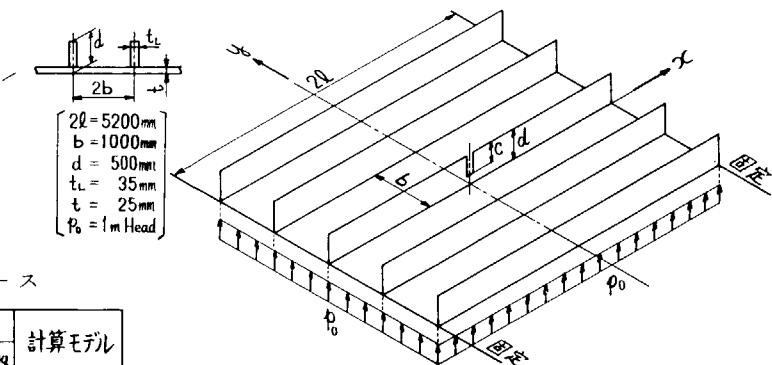


表 4.1.4.1 計算ケース

計算ケース	亀裂深さ	計算ケース		計算モデル
		Primary	Zooming	
PN-0	c/d=0	○	—	図4.1.4.1
PN-4	c/d=0.4	○	○	
PN-8	c/d=0.8	○	○	
PN-9	c/d=0.9	○	○	
PN-10	c/d=1.0	○	—	
BM-0	c/d=0	○	—	図4.1.4.2
BM-4	c/d=0.4	○	○	
BM-8	c/d=0.8	○	○	

図 4.1.4.1 対象構造寸法 (PNシリーズ)

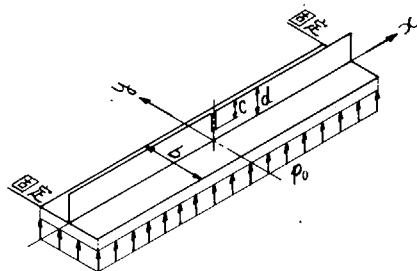


図 4.1.4.2 T型断面モデル (BMシリーズ)

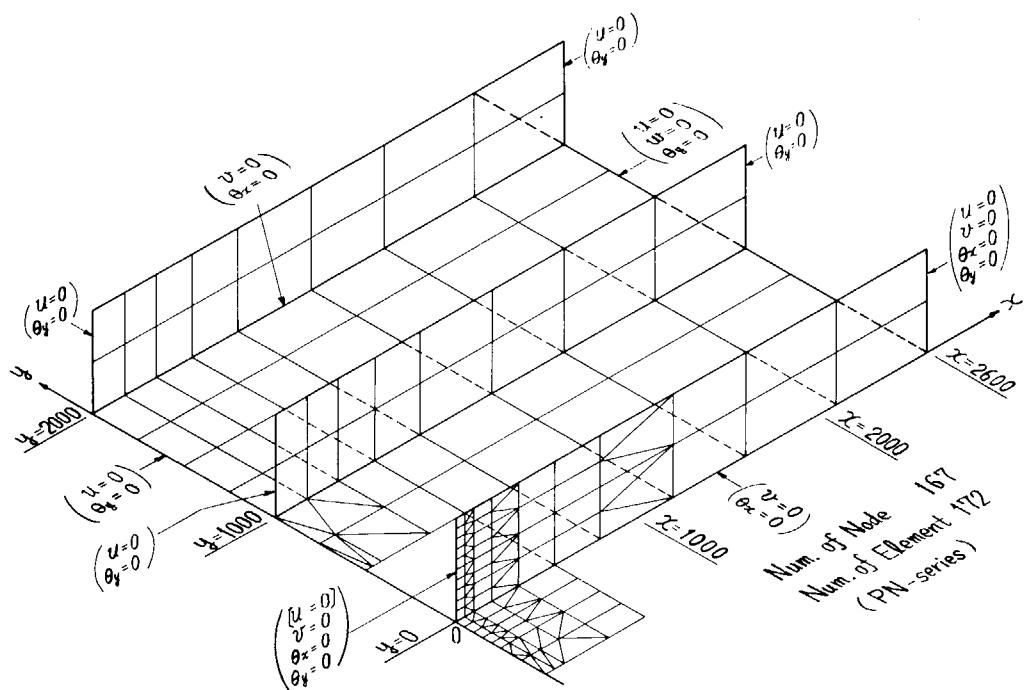


図 4.1.4.3 Primary cal. model

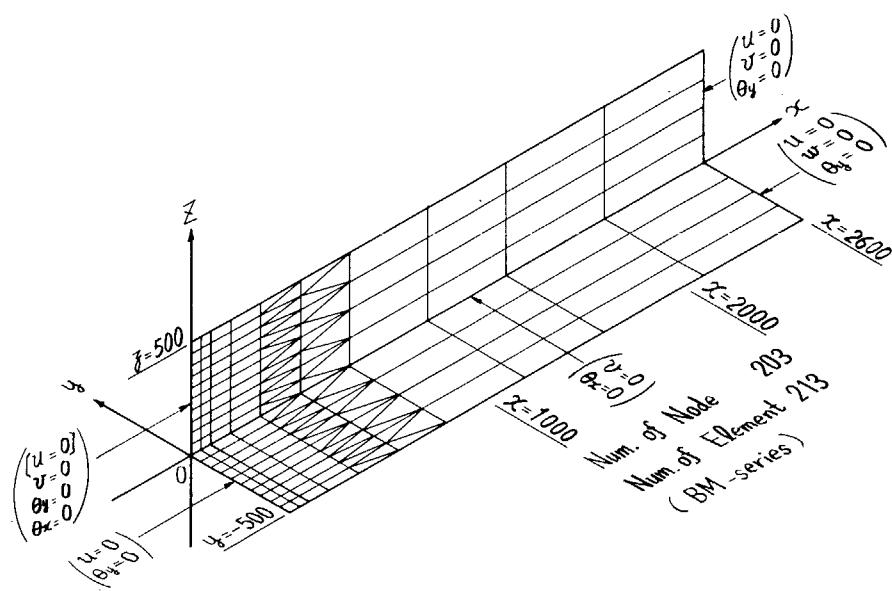


図 4.1.4.4 Primary cal. model

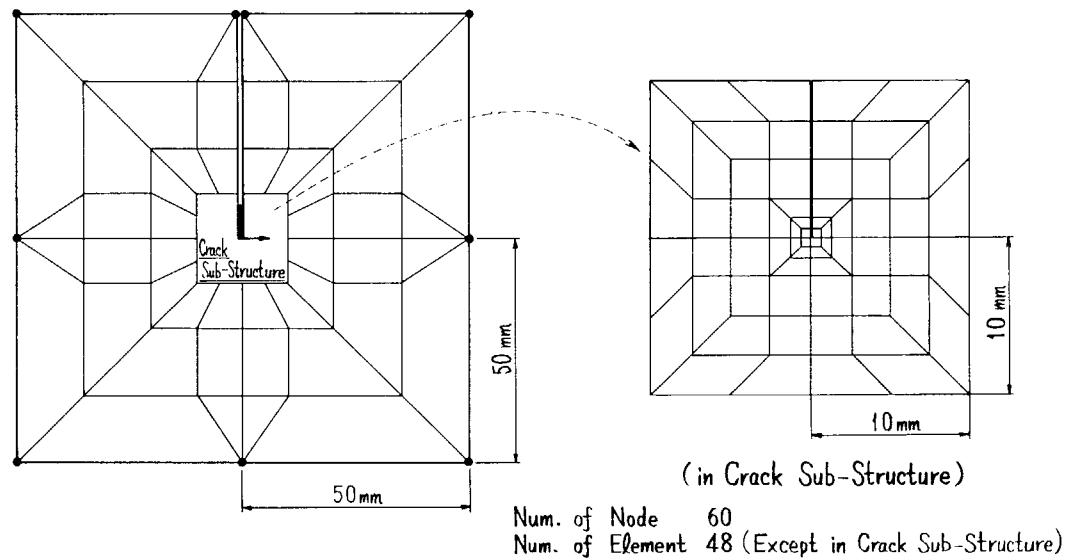


図 4.1.4.5 Zooming cal. model

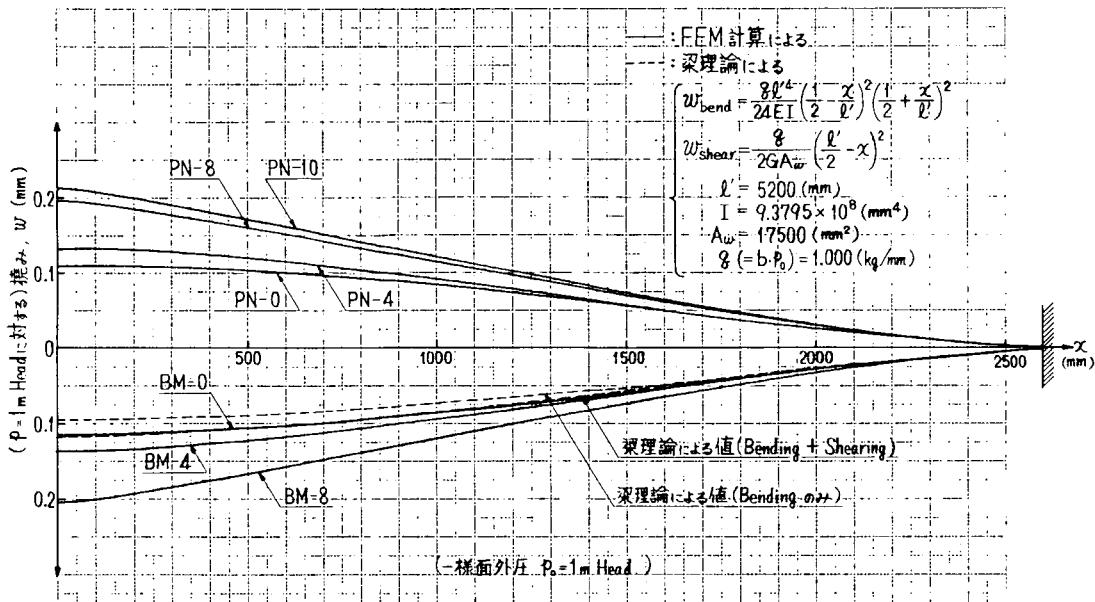


図 4.1.4.6 骨の撓み (on $y=0$) 形状

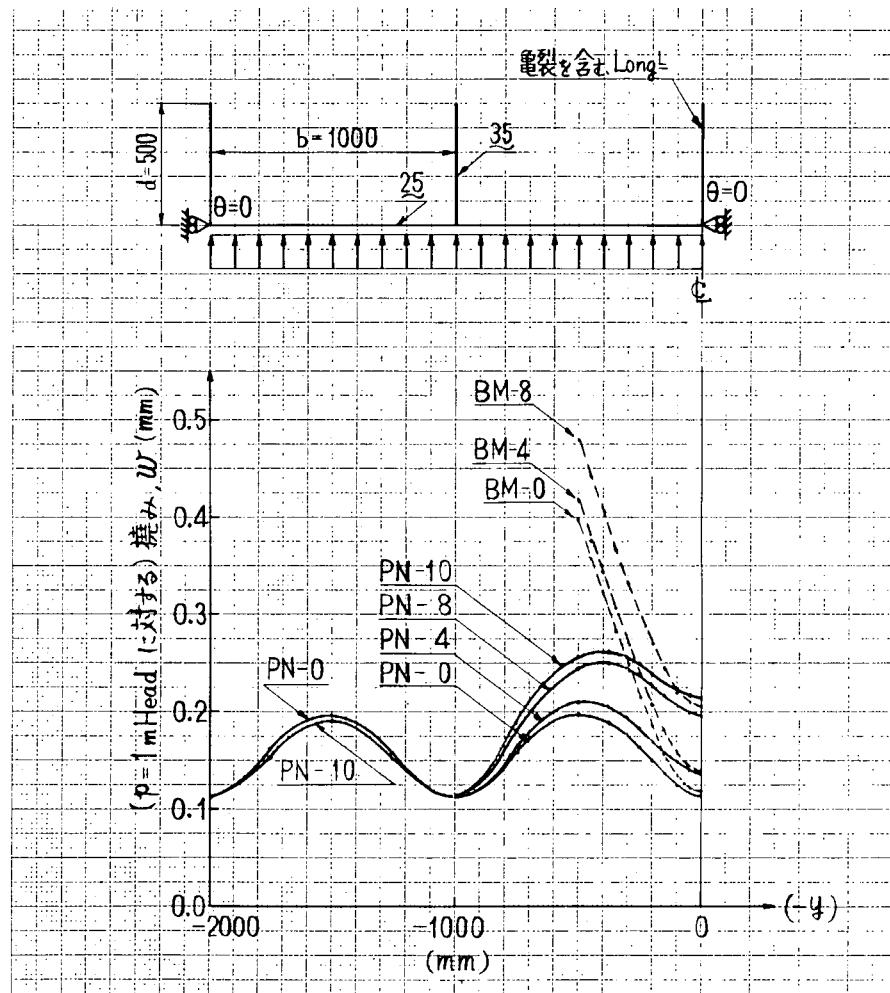


図 4.1.4.7 パネルの撓み (on $x=0$) 形状

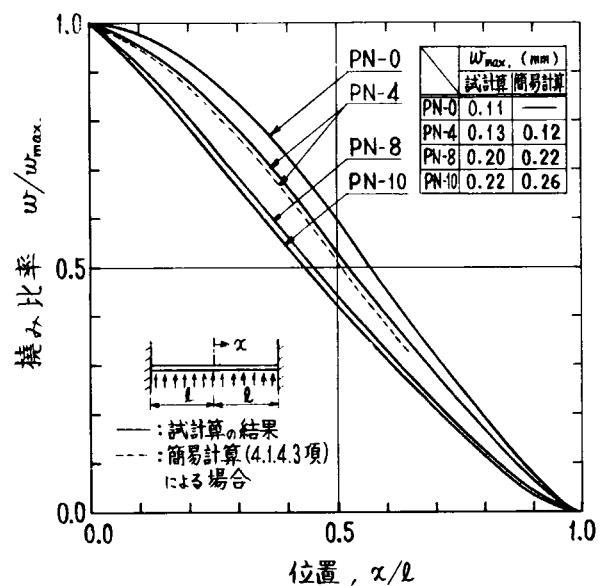


図 4.1.4.8 梁の局部折れ曲り傾向

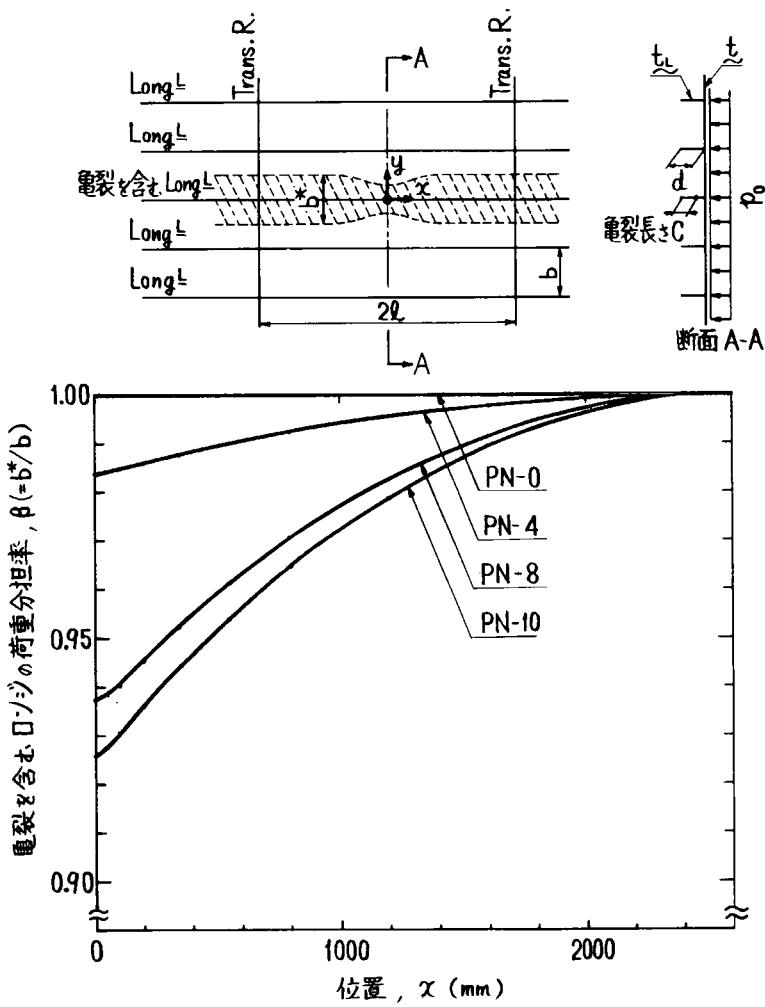


図 4.1.4.9 亀裂を含むロンジの荷重分担率

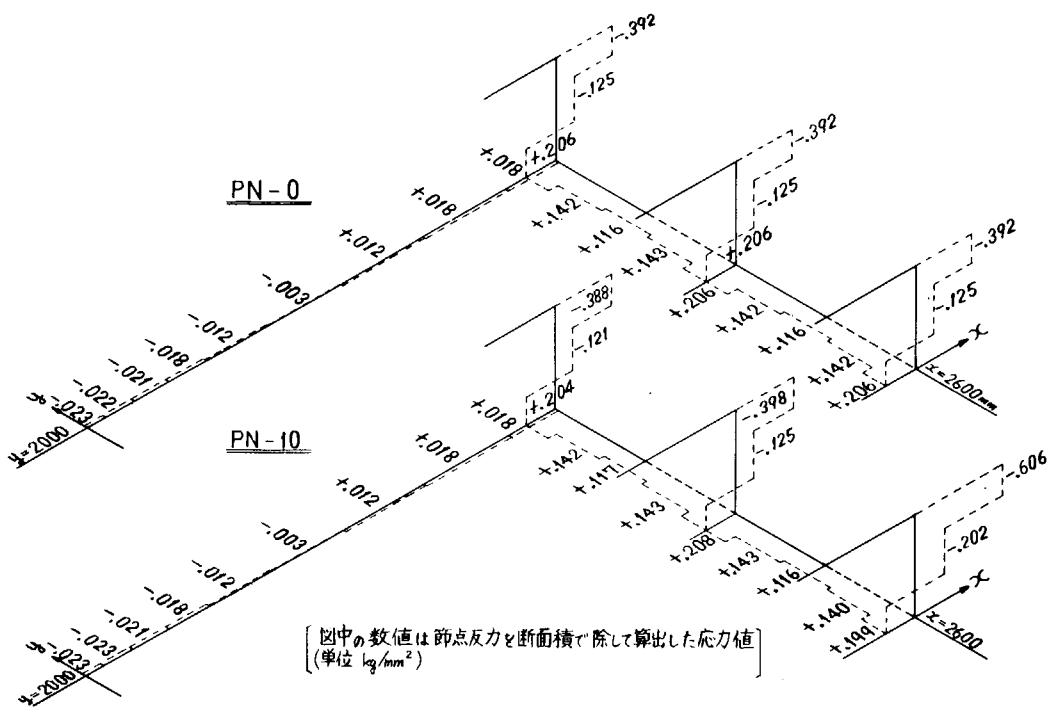


図 4.1.4.10 端部での水平方向応力分布

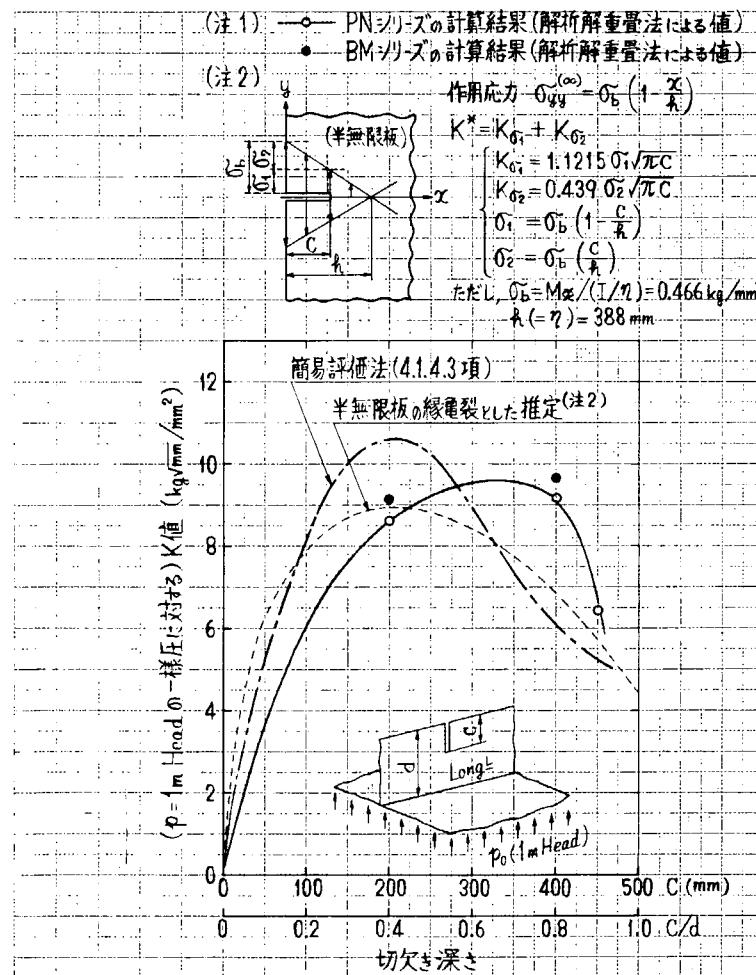


図 4.1.4.11 K 値 計 算 結 果

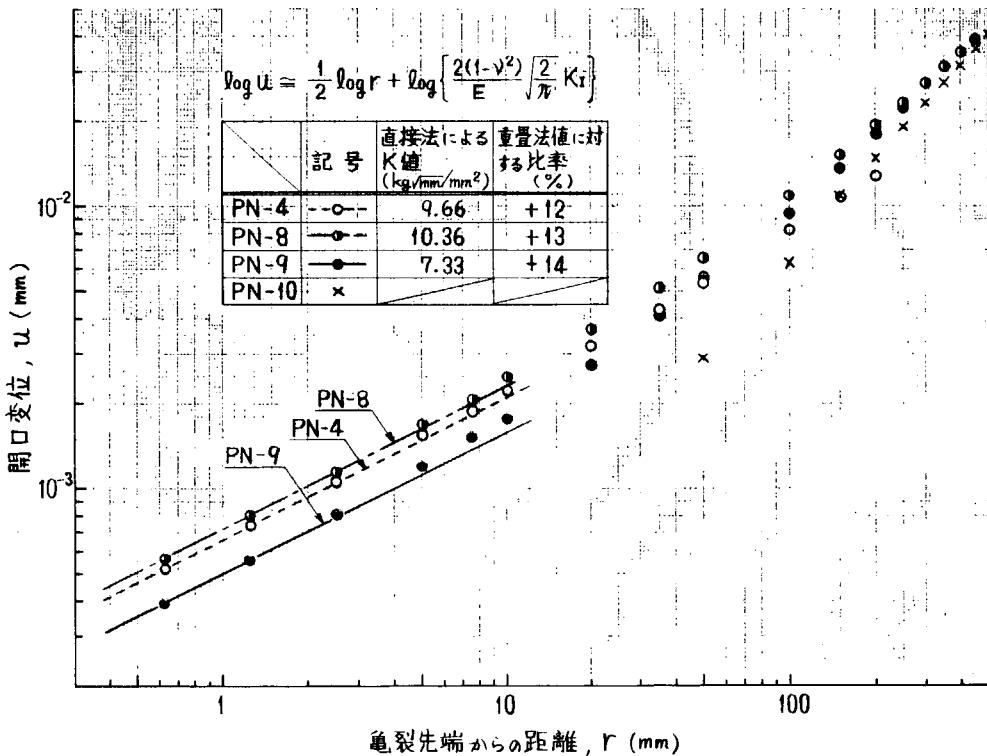


図 4.1.4.12 亀裂開口変位を用いた直接法による K 値推定

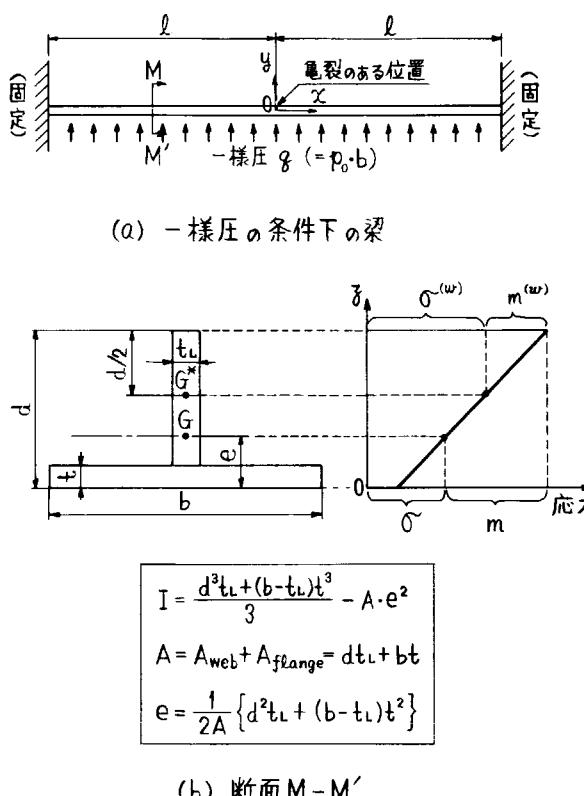


図 4.1.4.13 簡易計算のためのモデル

表 4.1.4.2 $\alpha_{\lambda\mu}$ および g_λ の値

$\xi = c/d$ で表わす	$\alpha_{tt} = \int_0^\xi (g_t(\xi))^2 d\xi$	$\alpha_{tb} (= \alpha_{bt}) = \int_0^\xi g_t(\xi) g_b(\xi) d\xi$	$\alpha_{bb} = \int_0^\xi (g_b(\xi))^2 d\xi$
$g_t(\xi) = \sqrt{2 \tan \frac{\pi \xi}{2}} \cdot \left\{ 0.752 + 2.02 \xi + 0.37 \left(1 - \sin \frac{\pi \xi}{2} \right)^3 \right\} / \cos \frac{\pi \xi}{2}$			
$g_b(\xi) = \sqrt{2 \tan \frac{\pi \xi}{2}} \cdot \left\{ 0.923 + 0.199 \left(1 - \sin \frac{\pi \xi}{2} \right)^4 \right\} / \cos \frac{\pi \xi}{2}$			

ξ	α_{tt}	$\alpha_{tb} (= \alpha_{bt})$	α_{bb}	g_t	g_b
0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.05	5.08×10^{-3}	4.85×10^{-3}	4.63×10^{-3}	4.55×10^{-1}	4.24×10^{-1}
0.10	2.13×10^{-2}	1.94×10^{-2}	1.77×10^{-2}	6.70×10^{-1}	5.83×10^{-1}
0.15	5.11×10^{-2}	4.44×10^{-2}	3.86×10^{-2}	8.71×10^{-1}	7.07×10^{-1}
0.20	9.88×10^{-2}	8.17×10^{-2}	6.79×10^{-2}	1.08	8.21×10^{-1}
0.25	1.71×10^{-1}	1.35×10^{-1}	1.07×10^{-1}	1.32	9.38×10^{-1}
0.30	2.78×10^{-1}	2.08×10^{-1}	1.57×10^{-1}	1.61	1.07
0.35	4.36×10^{-1}	3.09×10^{-1}	2.21×10^{-1}	1.95	1.21
0.40	6.67×10^{-1}	4.48×10^{-1}	3.05×10^{-1}	2.36	1.38
0.45	1.01	6.42×10^{-1}	4.16×10^{-1}	2.88	1.59
0.50	1.52	9.18×10^{-1}	5.63×10^{-1}	3.54	1.85
0.55	2.31	1.32	7.65×10^{-1}	4.40	2.18
0.60	3.54	1.91	1.05	5.55	2.61
0.65	5.53	2.82	1.47	7.14	3.19
0.70	8.94	4.30	2.11	9.45	4.03
0.75	1.51×10^1	6.88	3.18	1.30×10^1	5.30
0.80	2.77×10^1	1.19×10^1	5.16	1.90×10^1	7.41
0.85	5.72×10^1	2.31×10^1	9.43	3.05×10^1	1.14×10^1
0.90	1.49×10^2	5.65×10^1	2.16×10^1	5.84×10^1	2.10×10^1
0.95	6.87×10^2	2.45×10^2	8.76×10^1	1.72×10^2	5.93×10^1

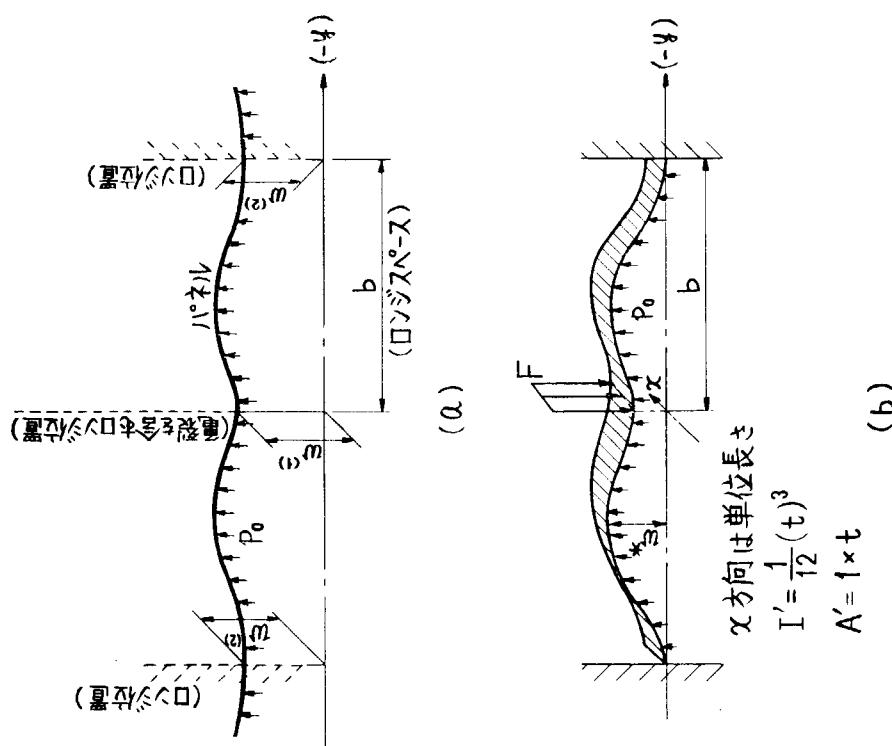


図 4.1.4.14 相持ち効果を考えるモデル

4.1.5 T 継手における表面亀裂のK値解析

4.1.5.1 目的

船殻は立体骨組構造で構成されている。船殻に破壊力学を適用する場合、この特性を充分考慮しなければならないが、これまでの研究は主として板材についての破壊力学の研究がなされてきた。ところで亀裂が伝播して直交交叉部材に近づくと脆性破壊の伝播亀裂は停止しやすくなるし、疲労亀裂の成長は急激に遅くなる傾向にあることがこれまでの実験で明らかになりつつある。これはK値が直交交叉部材の存在により低下することと対応するものと考えられている。

亀裂が直交交叉部材に進入するまでは2次元FEMにより現時点では比較的容易に求まり、一応近似的取扱い法についても本部会で昨年度より検討している。しかし亀裂がすみ肉溶接部を横ぎて直交交叉部材に進入した直後のK値は問題の複雑さの故に今だ求められていない。このような状態における亀裂の挙動を解明することが船殻に破壊力学を適用する上で非常に重要である。すなわち脆性亀裂の伝播停止はこのような状態で起こりやすいと考えられるし、疲労亀裂伝播寿命はこの状態で大きくなると考えられ、直交交叉部近傍に亀裂が存在した時のK値をある程度正確に予知でき、上記の亀裂挙動を定量的に評価できれば、船殻に破壊力学を適用する場合の障害はほとんど取りのぞけたと云っても過言でない。

そこで本項においてはT継手のスチフナーに亀裂が入り、さらにその亀裂がプレートに進入したことを想定してK値解析を試み、亀裂の挙動を調査するまでの資料を得ることにした。

4.1.5.2 解析の方法

Rice¹⁾は表面切欠を有する板に引張応力、曲げ応力が働く場合のK値をコンプライアンス法によりたくみに求めている。すなわち、表面切欠部を荷重方向に切った single edge crack のコンプライアンスを求め、そのコンプライアンスに相当するバネを表面切欠の位置に配置する。そして貫通切欠（表面切欠部）にバネが連結された問題を2次元的に解き、各々の位置のバネに働く引張応力、曲げ応力を求める。そしてこの引張応力、曲げ応力を single edge crack に作用させてK値を求めるという方法である。

そこでこの手法を適用してT継手の plate に表面切欠がある場合のK値を求ることにした。平板に表面切欠が存在する場合には上記の手法は Muskhelishvili²⁾の手法を適用して解析的に求まるが、本項で取上げるような問題については解析的には求まらない。そこでバネをクラックの位置に配置してFEM解析を行なうこととした。

表面切欠部を板表面に垂直にスライスすると図4.1.5.1のような single edge crack が得られる。この要素に引張応力 σ 、面内曲げ応力 m が作用する場合のK値は

$$K = \sqrt{t} [\sigma g_t + m g_b] \quad \dots \quad (4.1.5.1)$$

ただし、 g_t 、 g_b は b/t の関数

で表わされる。また亀裂が入ることによる亀裂先端部の変位および角度の増加を δ 、 θ で表わすと単位スライス幅について

$$t\delta = A_{tt}\sigma + A_{tb}m \quad \dots \quad (4.1.5.2)$$

$$t^2\theta/6 = A_{bt}\sigma + A_{bb}m \quad \dots \quad (4.1.5.3)$$

で与えられる。ここに $A_{\lambda\mu}$ はコンプライアンスを表わす。

一方ひずみエネルギー解放率 G は

$$G = \frac{1}{2} (\text{荷重}) \times \frac{\partial (\text{変位})}{\partial (\text{亀裂長さ})} \quad \dots \quad (4.1.5.4)$$

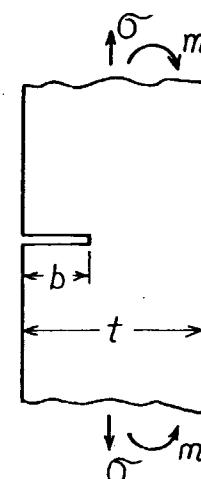


図4.1.5.1 表面切欠部のスライス要素

で与えられるから、 σ 、 m が相乗して負荷される場合 (4.1.5.2) 式および (4.1.5.3) 式を (4.1.5.4) 式に代入してコンプライアンスで G 値を表現すると

$$\begin{aligned} G &= \frac{1}{2} \left[\sigma \frac{\partial}{\partial b} (t \delta) + m \frac{\partial}{\partial b} \left(\frac{t^2 \theta}{6} \right) \right] \\ &= \frac{1}{2} \left[\sigma \left(\frac{\partial A_{tt}}{\partial b} \cdot \sigma + \frac{\partial A_{tb}}{\partial b} m \right) + m \left(\frac{\partial A_{bt}}{\partial b} \sigma + \frac{\partial A_{bb}}{\partial b} m \right) \right] \quad (4.1.5.5) \end{aligned}$$

となる。また G 値と K 値の関係より (4.1.5.1) 式を使用して

$$G = \frac{1-\nu^2}{E} K^2 = t \frac{1-\nu^2}{E} (\mathcal{G}_t^2 \sigma^2 + 2\mathcal{G}_t \mathcal{G}_b \sigma m + \mathcal{G}_b^2 m^2) \quad (4.1.5.6)$$

ただし、 E : ヤング率、 ν : ボアソン比

となる。(4.1.5.5) 式、(4.1.5.6) 式より

$$\delta = \frac{2(1-\nu^2)t}{E} (\alpha_{tt}\sigma + \alpha_{tb}m) \quad (4.1.5.7)$$

$$\theta = \frac{12(1-\nu^2)}{E} (\alpha_{bt}\sigma + \alpha_{bb}m) \quad (4.1.5.8)$$

$$\text{ただし, } \alpha_{\lambda\mu} = \frac{1}{t} \int_0^b \mathcal{G}_\lambda \cdot \mathcal{G}_\mu db \quad (4.1.5.9)$$

となる。(4.1.5.2) 式、(4.1.5.3) 式と上式を比較することにより、

$$A_{\lambda\mu} = \frac{2t^2(1-\nu^2)}{E} \alpha_{\lambda\mu} \quad (4.1.5.10)$$

したがって (4.1.5.1) 式の K 値が概知であればコンプライアンスは (4.1.5.10) 式より求められる。

そこで、このコンプライアンスを有するバネを表面切欠部に配置することにより 2 次元的取扱いで FEM 解析を行なうことができる。いま F 、 M を節点荷重、節点モーメント、 δ 、 θ を節点変位、節点角度とすると

$$\left. \begin{aligned} \delta &= \frac{2(1-\nu^2)t}{E} \left(\alpha_{tt} \frac{F}{t \cdot \Delta w} + \alpha_{tb} \frac{M}{\frac{1}{6} t^2 \cdot \Delta w} \right) \\ \theta &= \frac{12(1-\nu^2)}{E} \left(\alpha_{bt} \frac{F}{t \cdot \Delta w} + \alpha_{bb} \frac{M}{\frac{1}{6} t^2 \cdot \Delta w} \right) \end{aligned} \right\} \quad (4.1.5.11)$$

ただし、 Δw : スライス幅

したがって

$$\begin{Bmatrix} F \\ M \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} k_{mm} & k_{mb} \\ k_{bm} & k_{bb} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta \\ \theta \end{Bmatrix} \quad (4.1.5.12)$$

ただし、

$$k_{mm} = \beta \frac{6\alpha_{bb}}{t}, \quad k_{mb} = k_{bm} = -\beta \alpha_{mb} = -\beta \alpha_{bm}$$

$$k_{bb} = \beta \frac{t\alpha_{tt}}{6}, \quad \beta = \frac{E t \cdot \Delta W}{12(1-\nu^2)(\alpha_{tt} \cdot \alpha_{bb} - \alpha_{mb}^2)}$$

したがって (4.1.5.12) 式で与えられる剛性マトリックスを亀裂面に配置して、面内、面外要素をもつ 2 次元 FEM 解析をすれば各節点(バネ部)の変位が求まり、この変位より (4.1.5.12) 式を使用して節点荷重を求め、この荷重を応力になおしてその値を (4.1.5.1) 式に代入することにより K 値が求められる。

なお single edge crack の K 値は Tada³⁾ が求めた結果を使用することにした。

4.1.5.3 解析結果と考察

図 4.1.5.2 に解析対象モデルを示す。クラックがスチフナーよりプレートに入った状態を考え、亀裂の表面長さを $a = 18\text{mm}$ と一定とし、 b を変化させたものを考える。 a を一定としたのは亀裂はすみ肉溶接部を横ぎってプレートに入るため初期には表面方向には伝播しにくいであろうと考えたためである。 $a = 18\text{mm}$ は丁度すみ肉脚長を 8mm と考えていることに対応するであろう。このモデルの $\frac{1}{4}$ の部分を取りだし図 4.1.5.3 に示す境界条件を入れて FEM 解析を行なった。プレートは面内、面外要素であり、スチフナーは対称条件より面外変形は生じないので面内要素とした。表面切欠部分には図に示すようにバネを配置した。図 4.1.5.4 には全体の要素分割図を、図 4.1.5.5 には切欠近傍の要素分割図を示す。この要素に図 4.1.5.3 に示すように一様引張応力 (1Kgf/mm^2) を加えた。

その結果得られた表面切欠部の変位を図 4.1.5.6 に示す。亀裂中央部はスチフナーの影響により大きな変位となっていることがわかる。また b が大なる程変位も大きくなっていることがわかる。

本結果をもとに K 値を求めた結果を図 4.1.5.7 に示す。表面切欠中央部すなわちスチフナー直下ではスチフナーから集中的に応力が流入するモデルとなっているため、 K 値は非常に大きくなっている。実際にはすみ肉溶接部を通して応力がプレートに流入するので、 K 値は表面切欠中央部ではもっと小さくなるものと考えられる。しかし本解析結果で亀裂が浅い程 K 値が大きくなっているのは興味深い。これはスチフナーから表面切欠部に流入する応力は亀裂が浅い程大となることと関連していると思われる。

図 4.1.5.8 には $x = 0$ (表面切欠の最深部) の K 値を図 4.1.5.7 より求めて示した。図中○印が図 4.1.5.7 の $x = 0$ における K 値である。上述したようにスチフナーを平板としてモデル化したため、スチフナーからプレートへの応力の流入は $x = 0$ の線上のみで生じることにより K 値を過大評価しているものと考えられる。ところで平板に橢円形状の表面切欠が存在し、一様引張応力が作用する場合の K 値の分布は $x/a \leq 0.9$ 程度まではほぼ同じ値になる。そこで図 4.1.5.7 の結果よりスチフナー直下すなわち $|x| \leq 10\text{mm}$ の部分で平均値を求めた。その結果が●印である。この結果は亀裂が平板に進入した直後の K 値はほぼ一定であり、それ以後亀裂が深くなるにしたがい減少している。この推定値は上述のことから考えてほぼ妥当な値を示しているものと考えられる。

一方スチフナーがない場合の K 値を Kobayashi³⁾ の解より求めた結果を点線で示した。approx 1 はスチフナーに働く外力をプレートに一様に分布させた場合 (すなわち外力を $\frac{400+80}{400} = 1.2$ 倍して作用させる) である。他方 approx 2 はスチフナー部分の外力が亀裂部に作用するとした場合 (すなわち外力を $(80+20)/20 = 5$ 倍して作用させる) の値である。当然のことながら approx 1 は実際よりかなり低い K 値を与えていているように思われる。approx 2 は実際より大きな K 値を与えるものと一見考えられるが、この値よりも●印の方が亀裂の浅いところで小さくなっている。これはスチフナーの存在による亀裂への応力の流入が非常に大きいものであることをものがたっている。

いずれにしても今回求めた結果の●印はほぼ妥当な値を示していると考えられるはものの、さらに FEM でのモデル化を考えなければならない。今後の問題としてはスチフナーがある部分を板厚が増加し、曲げの中立軸が変化したモデルとして本手法を適用してみる必要があると思われる。

参考文献

- 1) J. R. Rice, N. Levy, The Part-Through Surface Crack in an Elastic Plate, J. App. Mech. Trans. of the ASME (1972-3) p.185
- 2) N. I. Muskhelishvili, Some Basic Problems in the Mathematical Theory of Elasticity, translated, Radok, J. R. M., Noordhoff, Groningen, 1953
- 3) A. S. Kobayashi, Crack Opening Displacement in a Surface Flawed Plate Subject-

ed to Tension or Plate Bending Proc. of the 2nd Int. Conf. on Mechanical
Behavior of Materials, Boston, Aug. 16~20, 1976

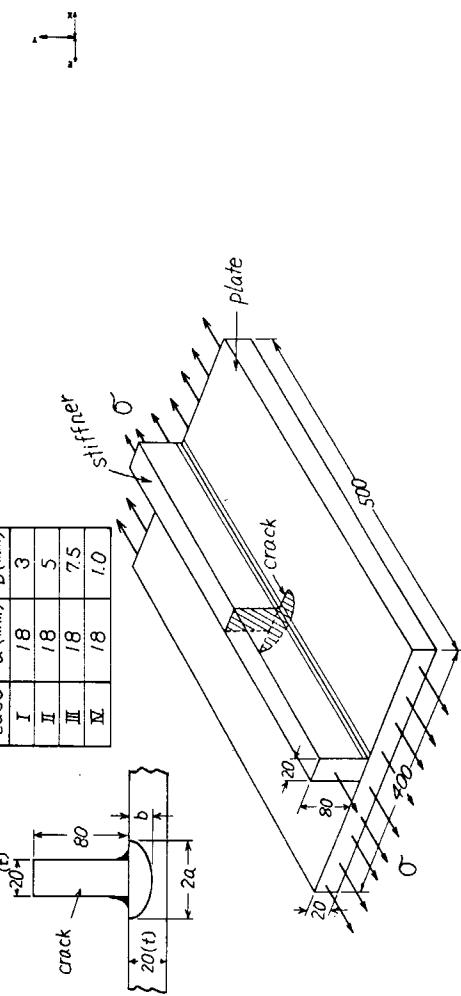


図 4.1.5.2 T 継手表面切欠付試験片

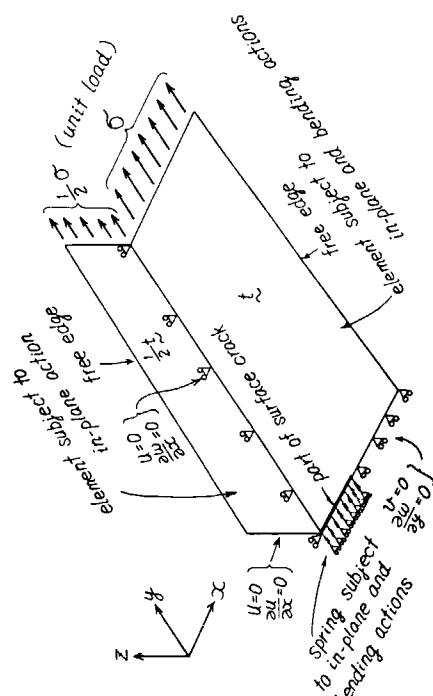


図 4.1.5.3 FEM 解析のための境界条件

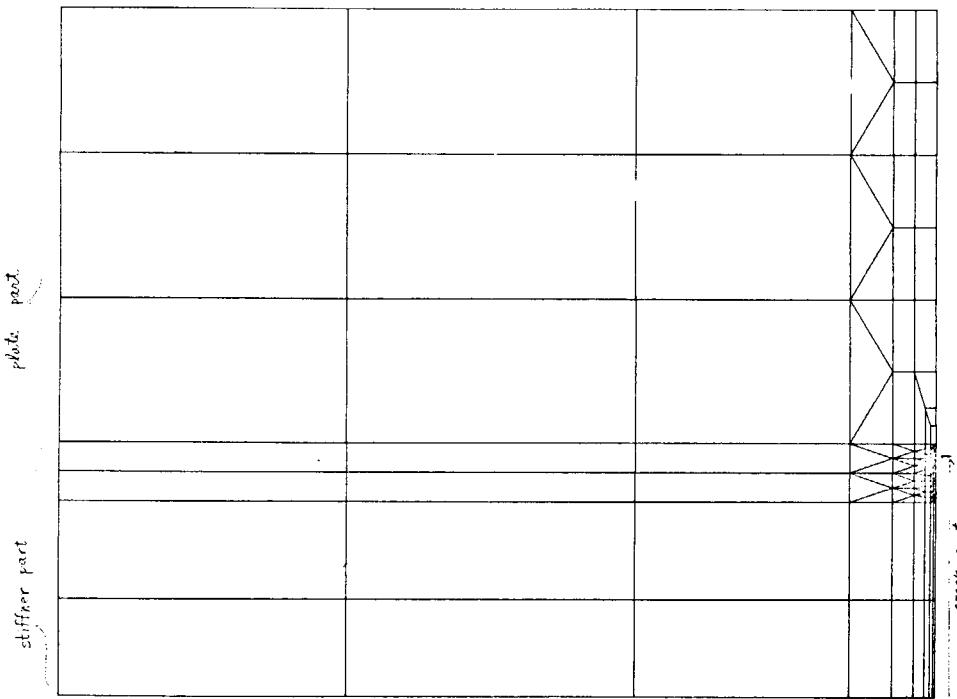


図 4.1.5.4 要素分割図

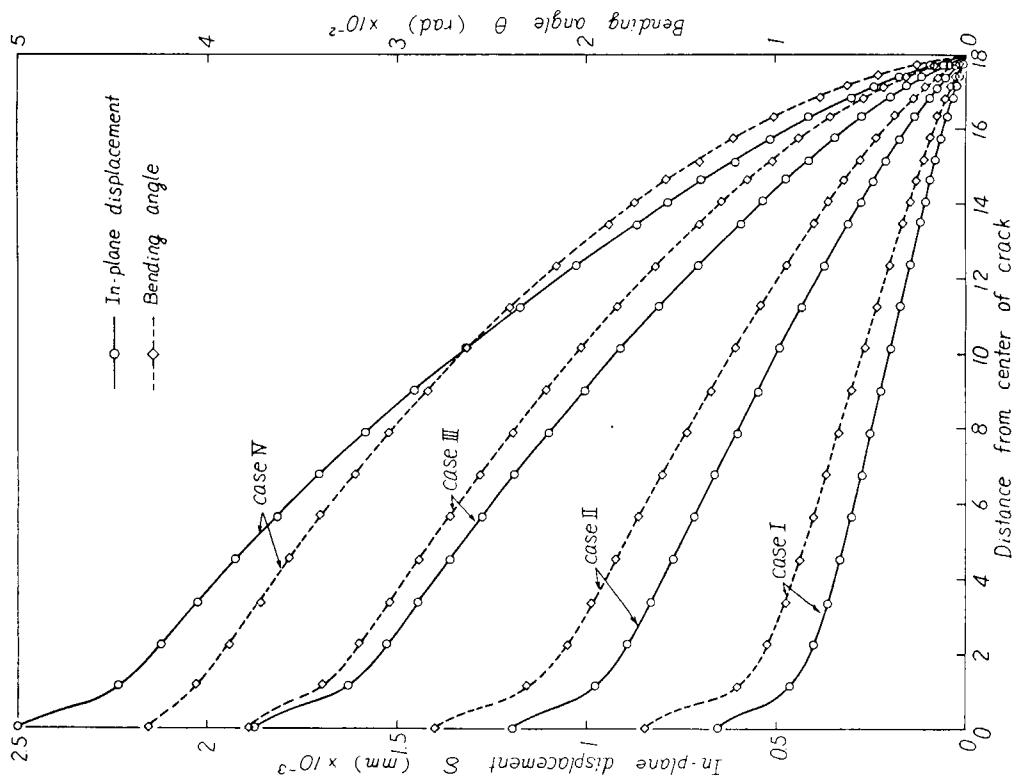


図 4.1.5.6 表面亀裂の開口量と角度

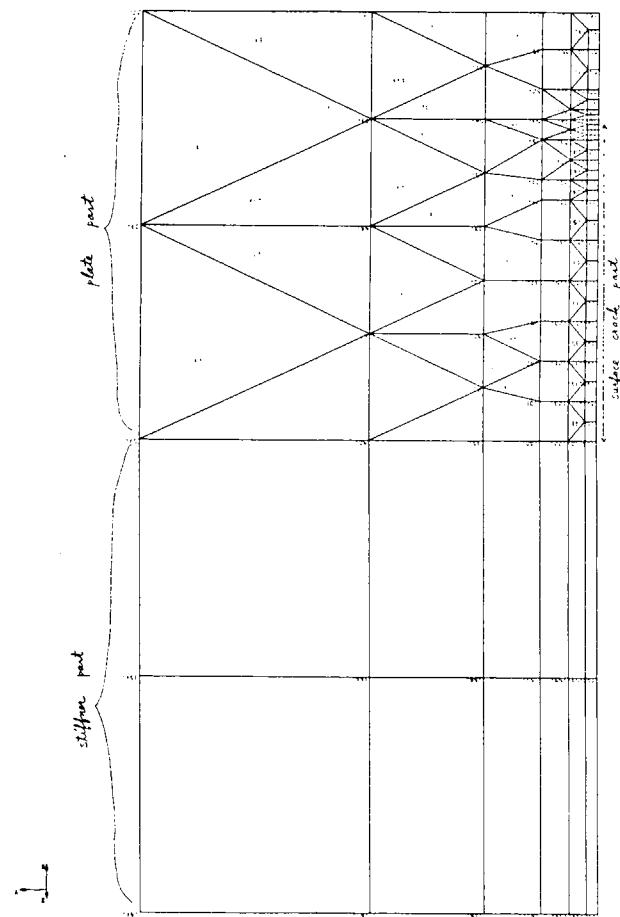


図 4.1.5.5 クラック近傍の要素分割図

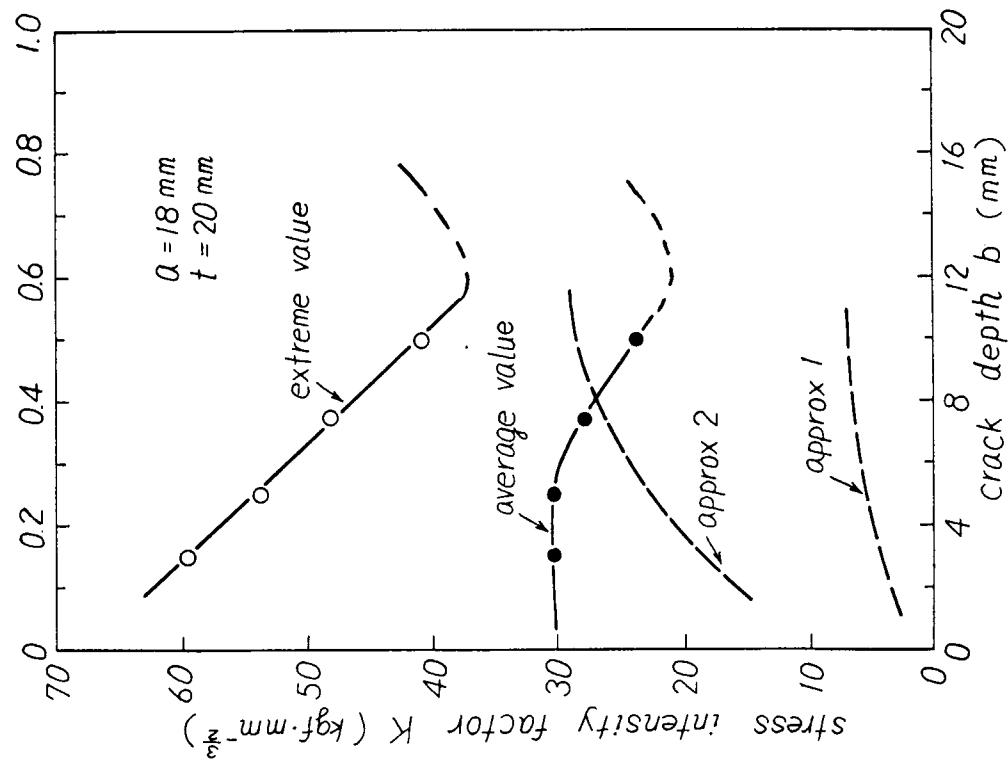


図 4.1.5.8 最深部の K 値解析結果

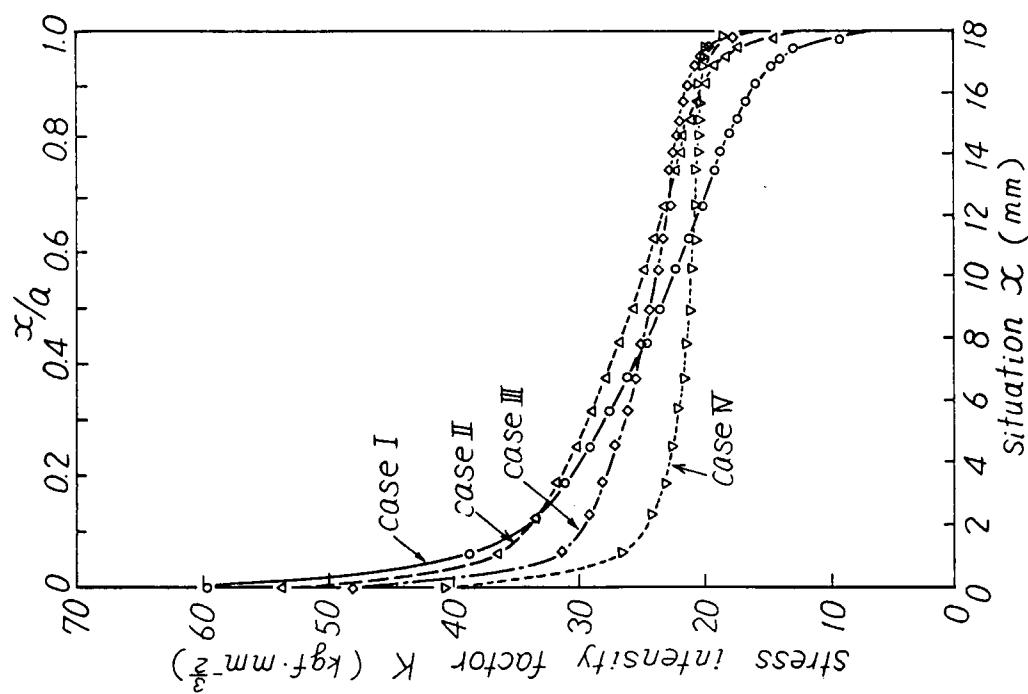


図 4.1.5.7 K 値解析結果 ($\sigma_\infty = 1 \text{ kgf/mm}^2$)

4.1.6 K値計算手法の比較

4.1.6.1 目的

ケーススタディを通じて問題点となった点を分析すると次のように分類される。

- (1) 適用有限要素法プログラムの相違点：この中には解析される有限要素の種類、計算できる節点数と対象物が2次元か3次元かなどの制約条件、数値解析上のアルゴリズム、計算に要する費用、入力の容易さ等がある。
- (2) K値の求め方の相違点：この中には、有限要素計算により変位を求めて、開口変位の分布からK値を直接定める直接法、解析解と有限要素法解析との重ね合せ法、有限要素にクラック先端の特異性を組込んだ特異要素による方法、等がある。
- (3) 構造物の有限要素化の相違点：実際計算上には(1)項と一部関連するが、亀裂先端の特異性の有無と亀裂先端付近の要素の粗さ、ノッチ部以外の構造部材のモデル化、等がこの中にに入る。

上記の各項目は相互に関連しており、精度を評価する場合の視点が必ずしも一定している訳でもなく、実用上の問題点が不明である。本章では船殻構造の破壊機構解析を行う上に、必要となるK値計算手法を上記の(2)(3)の視点から見る。具体的には、直接法、重ね合せ法、特異要素法等による6種類の解析プログラムにより、すみ肉溶接継手のルート部K値解析と亀裂進展経路解析を行い、計算結果を直接比較することにより、実際的数値実験を行った。

また、直接法と重ね合せ法の場合には、応力解析の誤差が直接的にK値に現れるので、通常の応力解析で重要な要素分割の粗密度と形状比を各種変えることにより、精度を検討した。

4.1.6.2 解析構造と数値実験方針

計算はすみ肉溶接継手が 10kg/mm^2 の引張り／圧縮を受けてすみ肉部のルート部の亀裂伝播を追跡する。数値実験の性格上その結果は荷重状態と構造によって多少の異なる点はあるが、有限要素法解析によるK値の実際的評価方法の一つであると考えられる。図4.1.6.1には後述する亀裂進展経路の計算結果とともにすみ肉溶接継手の詳細寸法が示されている。ここですみ肉脚長と未溶着部長さはそれぞれ 8mm , 20mm とする。計算はいずれもヤング率(E) 21000kg/mm^2 、ボアソン比(ν) 0.3 、とし平面歪状態とする。

亀裂の進展は、段階的に生じると仮定し、亀裂の先端の延長上から θ の角度で進むとし、溶着部の自由辺に平行な基準線と交わる点まで一段階で亀裂が進むものとする。図4.1.6.1には計算に用いた上記の基準線を各段階毎のSTEP 1, 2, 3を示す。なお亀裂の進展方向は、次式で定まる角度である。

$$K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0$$

K_I , K_{II} は、それぞれ開口型と剪断型のモードのK値である。有限要素法の要素分割は各計算方法(MODEL 1~6)と計算ステップによって異なるが、図4.1.6.2にSTEP 1に対して一括して示す。STEP 2, 3の要素分割は亀裂の進展度に応じて若干変わるがSTEP 1の要素分割に準じて定められている。

4.1.6.3 計算結果と考察

(1) 解析手法の比較

今回実施した6種の解析プログラムの理論解析法の特長を、亀裂先端の特異性の有無と先端以外の周辺の有限要素の種類と有限要素法解析結果を利用してK値を算出する方法とに分類して、表4.1.6.1にまとめた。同表には各解析プログラムによるSTEP 1~3までの各段階での計算結果 K_I , K_{II} , θ が示されている。図4.1.6.2はSTEP 1での有限要素解析の要素分割図が示されている。STEP 2と3の要素分割は亀裂の進展に応じてSTEP 1の分割要領に準じて定められている。これらいづれの要素分割図も荷重と構造の対称性を利用して構造の $1/4$ が示されている。図4.1.6.1には亀裂の進展経路が示されている。

これらの計算結果より次の事柄が判る。

(i) 亀裂の進展経路では、図4.1.6.1に見るようにいずれの解析手法においても、未溶着部の亀裂が進展して初期方向から10度曲がる。

理論解析の問題点の把握の仕方の精粗に応じて、各種の評価はできるが、今回実施した理論解析手法には近年開発してきたK値解析手法の大部分が含まれていると考えられる。従って亀裂の進展経路については、各計算ステップに応じて解析プログラムの相違が助長されると考えられるにも拘わらず、いずれの解析手法によっても亀裂の進展経路はほぼ一定になることは興味深い。

(ii) プログラムの相違とK値の比較を詳細に見ると、STEP 2,3では亀裂の進展によってクラック形状がプログラムによって変るために、概略の比較ができるのみである。STEP 1では構造が同一であるため、プログラムの相違とK値が表4.1.6.1より判る。

表中の K_I , K_{II} , θ では、 K_I は K_{II} と θ よりプログラムの相違による影響が少なく、約10% K_I 値が異なる場合がある。亀裂伝播則としてPARIS式の4乗則を伝播寿命に及ぼすプログラムの相違を見積ると約45%の相違である。従って破壊機構解析において亀裂伝播寿命推定を有限要素解析を適用する場合には、プログラムの相違は大きな影響を及ぼさないと考えられる。

(iii) 各理論解析手法と要素分割等計算手法とK値の関連をさらに詳しく見ると、計算手法（計算モデル毎）の比較は次のようになる。

表4.1.6.1で、特異要素を使用したMODEL 1と3では周辺の要素分割と要素の種類が異っているにも拘わらず、 K_I はステップ1～3に対してほぼ等しい。MODEL 2のアイソパラメトリック要素では、要素分割が他のモデルより粗いにも拘らずMODEL 1,3と同程度のK値が与えられている。MODEL 4, 5, 6では直接法と重ね合せ法が比較でき、直接法・重ね合せ法ともに有限要素解からK値を評価する点が同一であり、要素分割の相違と離散化誤差の関連において、有限要素解に含まれる誤差とK値の関連に指針を与えるものと期待される。

(2) 直接法での精度

直接法でK値を計算する場合に定歪型要素による解析プログラムが多く保有されており、新しく開発するよりも既存のプログラムで処理する場合が考えられる。この視点より直接法でK値を求める際の要素分割要領を各種変えることにより数値実験する。要素分割要領は図4.1.6.3と4に、亀裂先端の開き角、先端部の要素寸法周辺部の形状比、要素の粗さ等の特長を表4.1.6.2に示す。

直接法の場合に K_I と K_{II} の評価式は次式となり、平面歪の場合には

$$K_I = \frac{E'}{1-\nu'^2} \sqrt{\frac{\pi}{2r}} \cdot \frac{u(r)}{2}$$

$$K_{II} = \frac{E'}{1-\nu'^2} \sqrt{\frac{\pi}{2r}} \cdot \frac{v(r)}{2}$$

$$E' = \frac{E}{1-\nu^2}, \quad \nu' = \frac{\nu}{1-\nu}$$

となる。ここで $u(r)$, $v(r)$ は亀裂先端からの距離 r の位置での開口型と剪断型の変位である。

直接法では上記の式により亀裂先端から r の位置によってK値の値が計算され、各計算モデルのK値の分布形を図4.1.6.5と6に示す。

これらの各図により次の事柄が判る。

(i) 計算モデルD-1～D-3のように、亀裂先端の一部のみ要素分割要領を変えてても K_I , K_{II} の値は先端のみ変化して他の位置ではほとんど同一の結果が得られる。図4.1.6.5と6で特長的なことには、先端では離散化誤差が現われやや先端から離れるとK値が一定となる点である。従って定歪型要素でK値評価

する場合に、亀裂先端で推定する①評価法と $r/c \approx 0.1$ で推定する②評価法があり、それらの相違を表4.

1.6.2 中に示した。

(ii) 計算モデル D 4～D 7 のように亀裂先端の周辺の要素分割のみを変えると計算結果がかなり不安定となる。この原因は、亀裂先端の特異性が支配する領域はかなり広いために定歪型の粗い要素が先端付近に来ると精度が低下するものと考えられ、計算モデル D - 7 のような均一さが要求されるものと考えられる。

(iii) ①評価法と②評価法を比較すると、モデル 1, 2, 3, 7 のように先端周辺を均一な分割にすると②評価法による K 値は①評価法による K 値より正解に近い。

先端周辺を不均一な分割にすると②評価法では K 値の低めの近似を与える、①評価法では K 値が不安定であるので注意を要する。

4.1.6.4 ま と め

すみ肉溶接継手のルート部の K 値解析と亀裂進展解析を、重ね合せ法、直接法、特異要素法など 6 種類の有限要素法プログラムで行った。

その結果いずれのプログラムにおいても亀裂進展経路はほぼ一定であった。K 値のバラツキは高々 10% であり、破壊機構解析で亀裂伝播寿命を推定するのにプログラムの相違は大きな影響を及ぼさないと考えられた。

次いで在来プログラムで多く使用される直接法による K 値の評価方法と要素分割の関連が検討され、要素分割はできるだけ均一とすることが望まれ、K 値を評価する位置は、亀裂先端より若干離れた位置が精度を上げるのに都合が良いと考えられた。

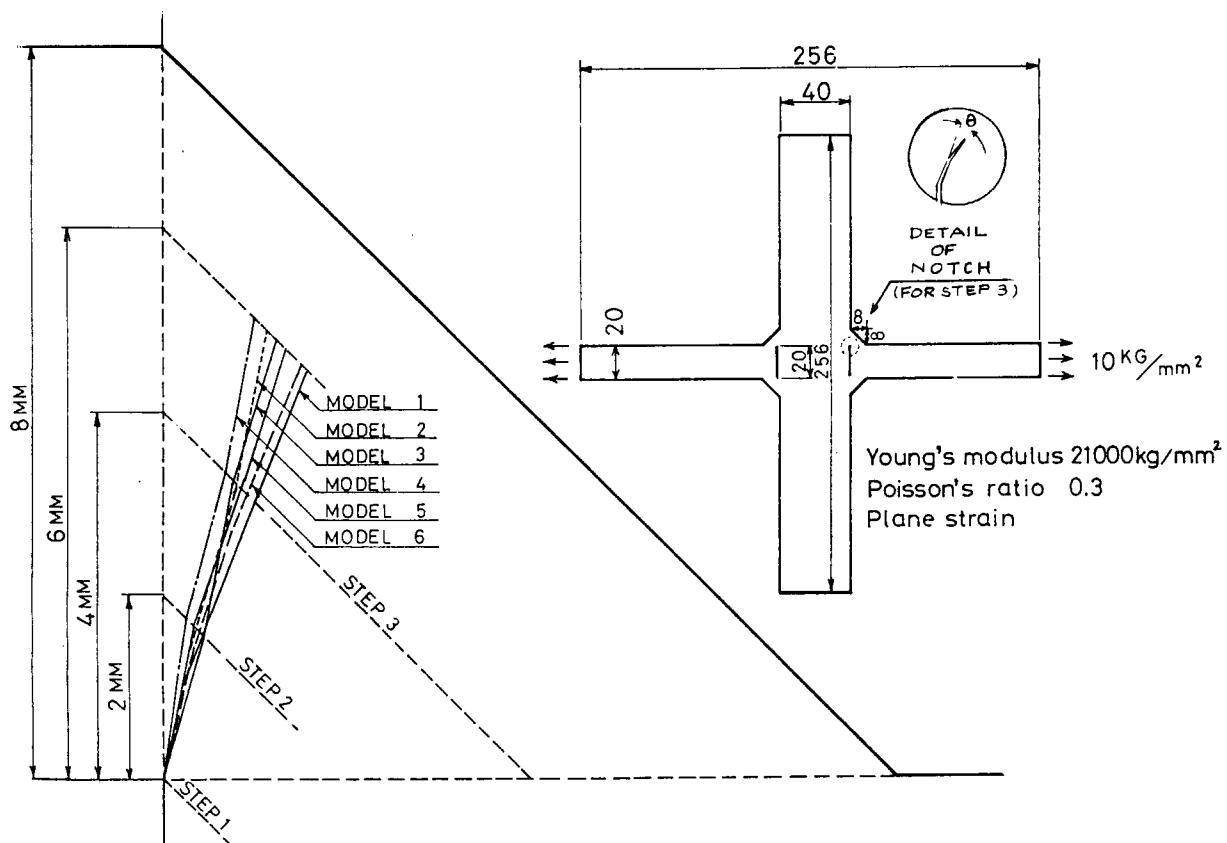


図 4.1.6.1 すみ肉溶接継手詳細と亀裂進展経路

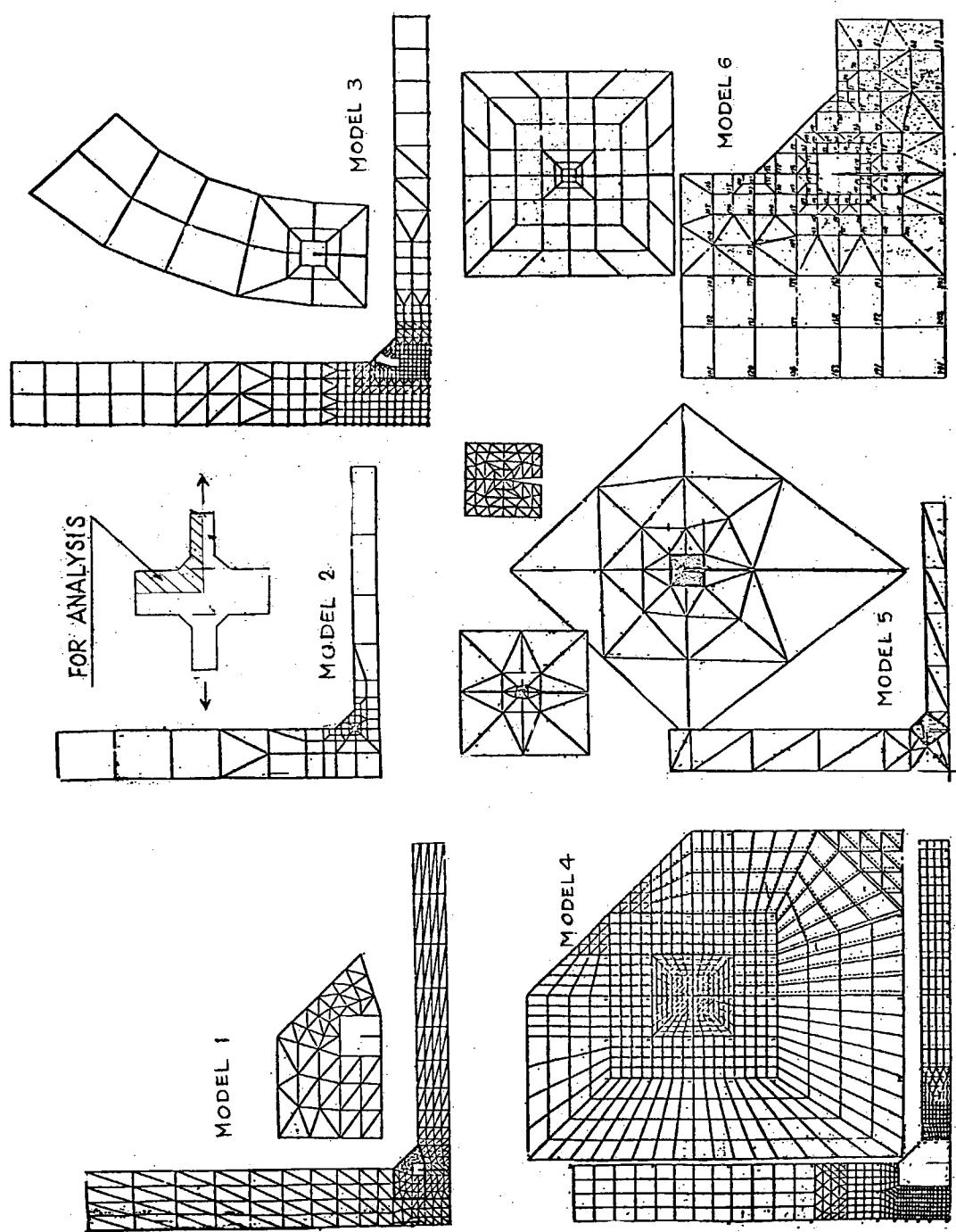


図 4.1.6.2 要素分割図(スノット1)

表 4.1.6.1 各種計算手法と K 値

計算 モデル	理論 解 析		STEP 1			STEP 2			STEP 3			担当 会社	
	有限要素 先端の特徴	K 値の 求め方 周辺の要素	K _I	K _{II}	θ	K _I	K _{II}	θ	K _I	K _{II}	θ		
			KG/MM/MM ²	KG/MM/MM ²	DEGREE	KG/MM/MM ²	KG/MM/MM ²	DEGREE	KG/MM/MM ²	KG/MM/MM ²	DEGREE		
MODEL 1	WALSH の要素	定型 3 角形	特異要素	56.3	9.04	-17.4	71.1	-2.87	-4.61	95.1	-0.52	0.63	三井
MODEL 2	アインバラナ トリックの 特異性	AINBALANA TRICK の 特異要素	特異要素	54.2	6.80	-13.9	78.8	1.85	-2.67	109.9	-5.63	5.84	日立
MODEL 3	WALSH の要素	PIAN 4 角形	特異要素	56.2	9.36	-18.0	71.6	-4.17	6.63	93.5	6.27	-7.61	鈴管
MODEL 4	特異性 なし	PIAN の 4 角形と 定型 3 角形	解析解 との重ね 合せ	59.6	4.80	-9.1	80.1	-1.6	2.30	104.1	4.50	-4.90	IHI
MODEL 5	特異性 なし	定型 3 角形	直接法	52.5	7.20	-15.2	68.2	1.7	-2.89	89.5	3.70	-4.72	SHI
MODEL 6	特異性 なし	PIAN の 4 角形と 定型 3 角形	解析解 との重ね 合せ	56.8	6.83	-13.3	79.1	4.79	-6.86	116.1	-2.01	1.99	MHI

表 4.1.6.2 直接法による K 値の比較

計 算 番 号	構 造	モ デ ル 化				K 値 (KG/MM/MM ²)				進展 方 向 (DEGREE)		備 考
		ノッチ先端		外周 部		K _I		K _{II}		①	②	
		先端部の 要素寸法比 β/c	ノッチの開 き角度	要素の形状比	分割の 粗密	①	②	①	②	①	②	
		0.002	7.15°	1~2	密	42.1	52.5	4.4	7.2	11.7°	15.2	① $\beta/c = 0.002$ ② $\beta/c = 0.1$ で K 値を評価
D-2	ス テ ン ジ ン	0.002	0.0°	1~2	密	42.0	52.5	4.6	7.2	12.2	15.2	同 上
D-3		0.0027	7.15°	1~2	密	44.5	52.5	5.1	7.2	12.8	15.2	同 上
D-4		0.002	5.72°	100	粗い	32.1	34.5	4.0	4.7	13.8	—	① $\beta/c = 0.002$ ② $\beta/c = 0.008$ で 大 値 を 評 価
D-5		0.002	5.72°	100	やや密	62.5	67.9	5.8	—	—	—	同 上
D-6		0.002	5.72°	40	やや密	67.0	77.9	0.2	7.1	—	—	① $\beta/c = 0.002$ ② $\beta/c = 0.1$ で K 値を評価
D-7	↓	0.002	5.72°	10	密	43.4	50.4	4.1	7.4	—	—	同 上

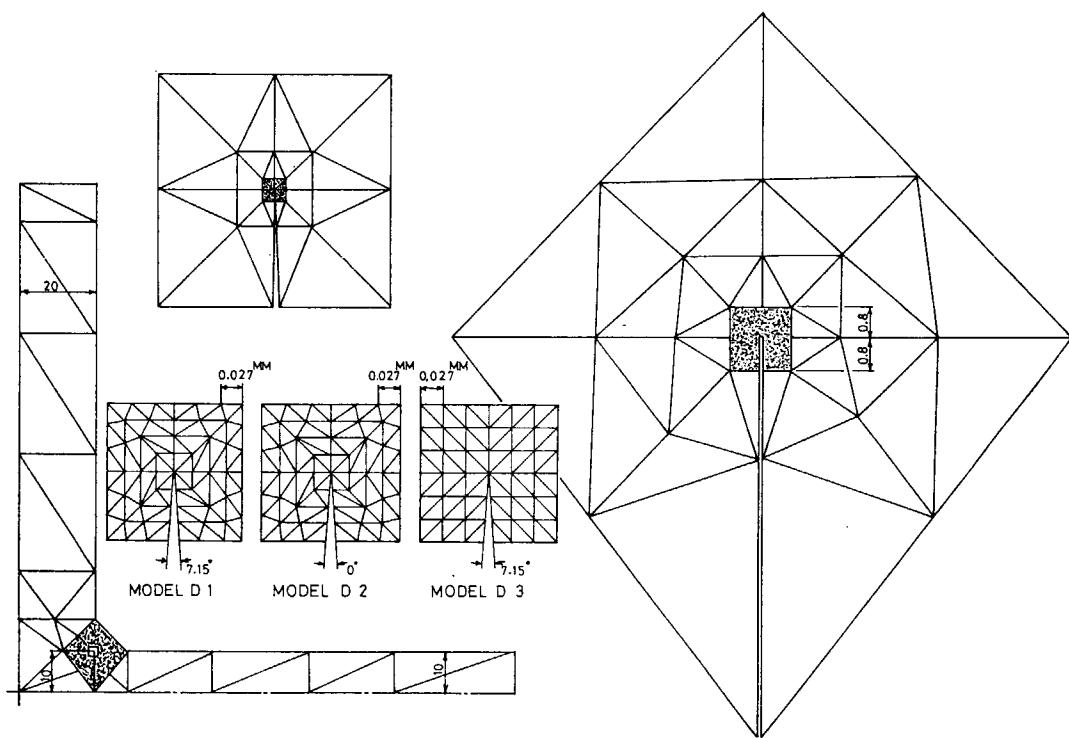


図 4.1.6.3 MODEL D-1～D 3 の分割

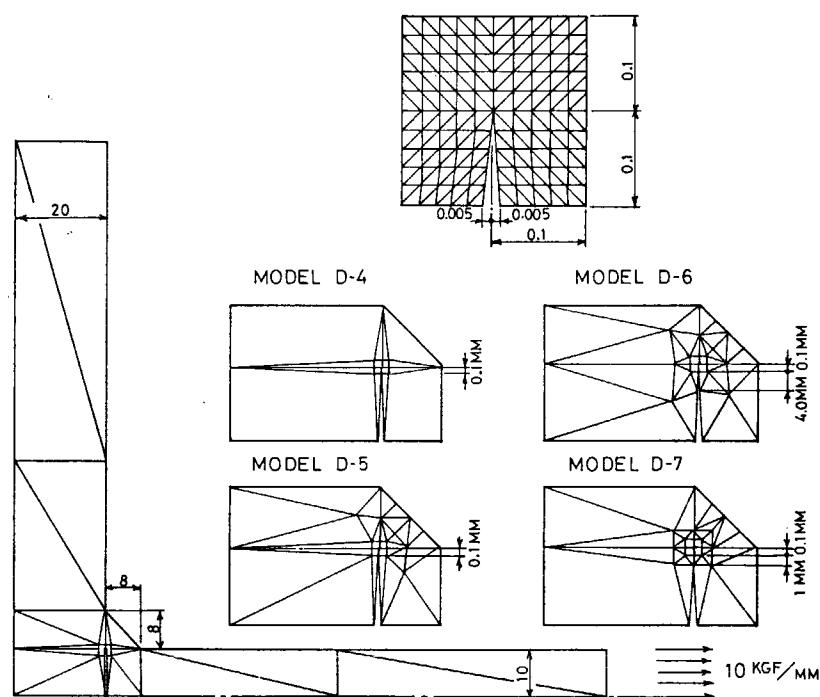


図 4.1.6.4 MODEL D-4～D 7 の分割

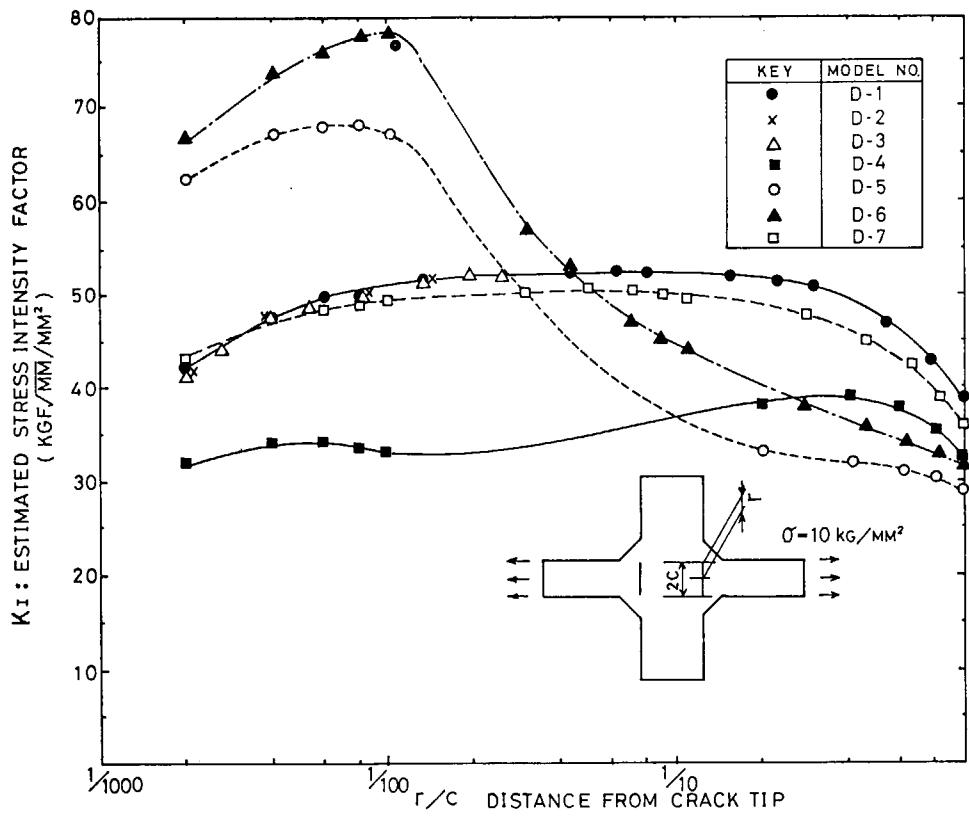


図 4.1.6.5 K_I 値の分布

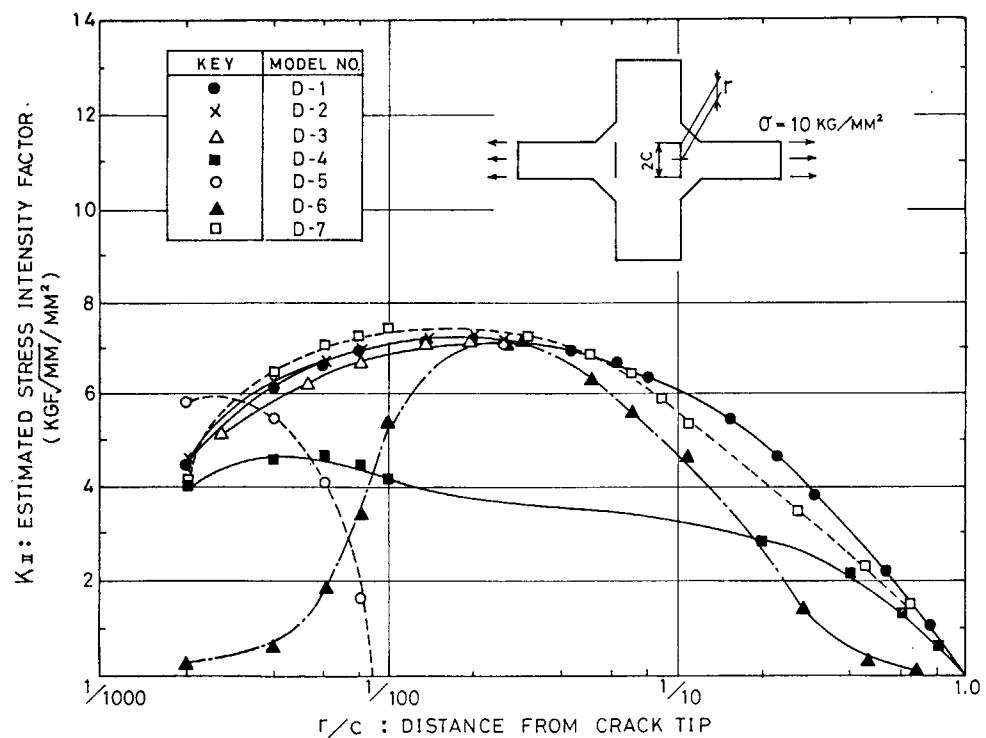


図 4.1.6.6 K_{II} 値の分布

5. 構造要素強度に関する基礎的研究

5.1 脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討

5.1.1 脆性亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験

— KAS鋼およびPMMA材を供試した脆性亀裂伝播ならびに伝播停止試験による検討 —

5.1.1.1 目的

近年、脆性破壊伝播、停止の機構が動力学的な立場から研究され、幾多の成果が生まれている。前年度報告¹⁾においても脆性破壊を動的解析することの重要さが判明した。本年度は、DCB試験および二重引張試験による脆性破壊伝播および伝播停止実験を行ない、脆性破壊伝播に伴なう応力波の発散と境界条件の高速亀裂に及ぼす影響を検討する。

DCB (Double Cantilever Beam) 試験片は実験的に小型で扱いやすく、同一温度で亀裂の伝播停止を実現することができる。また解析に当ってはその特殊形状から一次元的なビームモデルを用いて簡単化できる利点がある。ここでは脆性破壊伝播停止挙動の動的測面を探ることを目的にDCB試験を実施する。特に形状の違いによる動的挙動への影響を調べるために Ordinary DCB (Aシリーズ), Tapered DCB (Bシリーズ) の2種類の試験片を用いる。

次に試験片長さを変化させた標準サイズ二重引張試験を行ない、応力波の反射による影響を調べる。さらに脆性破壊伝播停止を特徴づける因子としての動的破壊靶性値とクラック速度の関係をDCB試験の成果と併せて考察する。

また、準脆性材料であるPMMA材を供試した実験を行ない、Shadow Pattern法により実験解析し、高速亀裂の動的挙動の基礎的側面を調査する。

5.1.1.2 DCB試験による検討

(1) 試験方法

供試鋼板は共通供試鋼KAS(板厚20mm)である。DCB試験片の形状寸法を図5.1.1.1, 図5.1.1.2に示す。試験片の形状はA型とB型の2種類とし、両者共に切欠長さ160mmのピン荷重形式をとった。切欠先端近傍には脆性亀裂の発生を容易にするため、硬化肉盛用ビード加工を行ない、機械切欠加工後、サイドプレスノッチ加工を行なった。さらに一部の試験片には圧縮予荷重を負荷した。この圧縮予荷重は硬化肉盛用ビードによる残留応力を除去することが目的である。圧縮余荷重作用点を図5.1.1.1, 図5.1.1.2のP点で示す。A型の試験片では約50ton, B型の試験片では約45tonの予加重を負荷した。切欠先端は放電加工により0.2RのVノッチ切欠とした。

試験片への載荷は前年度研究で実施した方法¹⁾と同じ要領で行なった。試験中、切欠上端部開口変位をクリップゲージで、また亀裂伝播速度をクラックゲージ切断法により計測した。クラックゲージ貼付位置とクリップゲージ装着位置を図5.1.1.3に示す。同図中には参考のため貼付したひずみゲージ貼付位置も示している。

亀裂伝播速度および荷重-クリップゲージ開口変位の計測要領の模式図を図5.1.1.4に示す。なお、試験片の温度分布は一様平坦温度とし、試験温度は-40°Cと-100°Cとした。

(2) 試験結果

試験を一括して表5.1.1.1に示す。同表から試験片の型の違いによる亀裂伝播長さ△aへの影響を検討してみると、同温度レベルでは試験片幅が大きくなるB型程、△aはやや短くなるが、顕著な差は出でない。

動的解析で用いる荷重点変位（クリップゲージ変位より算定）と破壊発生時のK値を算出した結果を表5.
1.1.2に参考として示す。A型試験片のK値は次式を用いて求めた。²⁾

$$K = 2\sqrt{3} \frac{P \cdot a}{b \cdot h^2} \left\{ 1 + \frac{2}{3} C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + \frac{1}{3} C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \right\}^{1/2} \quad (5.1.1.1)$$

$$\frac{\delta}{P} = \frac{a^3}{3EI} \left\{ 1 + C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 + C_3 \left(\frac{h}{a} \right)^3 \right\} \quad (5.1.1.2)$$

ここで

P : 荷重 [kg], δ : 荷重点変位 [mm], a : 切欠長さ [mm], b : 板厚 [mm],

h : 試験片幅 [mm], E : 縦弾性係数 [20,157 kg/mm²], I : 惣性モーメント (=bh³/12) [mm⁴]

$$C_1 = \frac{3\sqrt{5}}{4}, \quad C_2 = \frac{3}{2}, \quad C_3 = \frac{3\sqrt{5}}{16}$$

B型試験片のK値は荷重点変位を初期値としてFEM解析により求めた。

クラックゲージ間の平均速度を求めた代表例を図5.1.1.5(a)～図5.1.1.5(d)に示す。これらの結果によるとA型試験片は-40℃で亀裂発生直後約300～660 m/s程度の比較的遅い速度で伝播しているが、-100℃では亀裂発生直後約1200～1300 m/sのやや高い速度で伝播している。A型とB型試験片はほぼ等しい伝播速度を示しているが、-100℃ではB型試験片の最高速度はA型のそれより、さらに大きい値を示している。しかし亀裂停止長さは大差ない値となっている。B型試験片の-100℃での結果の一部には最高速度が1500 m/s以上の比較的早い速度に達しているものもある。

前年度報告書¹⁾のDCB試験結果では分岐、曲進が多く観察されたが、今年度は圧縮予荷重を加えることで硬化肉盛用ビードによる残留応力を除去したことにより、亀裂発生を容易にし分岐現象も防止することができた。

以上を要約すると次の様になる。

- (i) 亀裂伝播長さ（停止長さ）に関しては、試験温度レベル、試験片の型の違いの影響は明瞭に出でていない。
- (ii) 同じ試験温度レベルでのA型、B型試験片の形状の違いによる亀裂伝播速度の傾向は、亀裂発生直後の最高速度でみる限り、B型試験片がやや高速で、-100℃ではより顕著になっている。
- (iii) 同型の試験片での試験温度レベルの違いは、低温になる程、亀裂発生時の荷重点変位は小さく、より小さい外力により亀裂が発生し、より速い速度で伝播している。
- (iv) 硬化肉盛用ビードによる残留応力の影響は今回の試験では観察されなかった。圧縮予荷重によって残留応力が除去されたためと思われる。

(3) 解析方法

DCB試験の解析モデルとしてKannienのTimoshenko beam on a generalized foundation model³⁾を使った。Kannienは、DCB試験片の片側を引張と曲げの剛性を有する弾性床上のbeamと考え、亀裂の進展をそのバネが切れていくことに対応させている。解析モデルを図5.1.1.6に模式的に示す。

さてbeamのz方向への断面平均変位W(x)、断面平均回転角ψ(x)を次のように定義する。

$$W = \frac{1}{A} \int_A \int U_z dy dz \quad (5.1.1.3)$$

$$\psi = -\frac{1}{I} \int_A \int Z U_x dy dz \quad (5.1.1.4)$$

ただし、A = bh, I = bh³/12である。

DCB試験片を支配する運動方程式は、このW, ψを使って一般に次のように表わせる。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left\{ EI \frac{\partial \psi}{\partial x} \right\} + \kappa GA \left\{ \frac{\partial W}{\partial x} - \psi \right\} - H^* Kr \psi = \rho I \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \quad \dots \quad (5.1.1.5)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left\{ \kappa GA \left(\frac{\partial W}{\partial x} - \psi \right) \right\} - H^* KeW = \rho A \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} \quad \dots \quad (5.1.1.6)$$

ここに, E=Young's Modulus

ν =Poisson's Ratio

$G=E/2(1+\nu)$

ρ =Density

$Ke=Extentional Stiffness of the Foundation=2Eb/h$

$Kr=Rotational Stiffness of the Foundation=\kappa GA/2$

$\kappa=Shear Deflection Coefficient of the Beam=10(1+\nu)/(12+11\nu)$

$H^*=Modified Heaviside Step Function$

H^* はバネのあるところでは1, ないところでは0の値を持つ。従って亀裂の進展時に亀裂先端に相当するバネは $1 \rightarrow 0$ の変化をする。

beam全体の有する歪エネルギーU, 運動エネルギーKは以下の様に表わせる。

$$U = \int_{-e}^L \left\{ EI \left(\frac{\partial \psi}{\partial x} \right)^2 + \kappa GA \left(\frac{\partial W}{\partial x} - \psi \right)^2 + H^* [KeW^2 + Kr\psi^2] \right\} dx \quad \dots \quad (5.1.1.7)$$

$$K = \int_{-e}^L \left\{ \rho A \left(\frac{\partial W}{\partial t} \right)^2 + \rho I \left(\frac{\partial \psi}{\partial t} \right)^2 \right\} dx \quad \dots \quad (5.1.1.8)$$

系のエネルギーバランスを考えると, Wを外力仕事, Dを散逸エネルギーとして

$$W = U + K + D \quad \dots \quad (5.1.1.9)$$

が, 亀裂進展中にも成立している。定変位条件下では次式の様になる。

$$D = U_0 - U - K \quad \dots \quad (5.1.1.10)$$

U_0 は亀裂発生直前の歪エネルギーである。

Dはその大部分が破壊に費やされるものとみなすことができ, 材料の破壊エネルギーと考えられる。ここで静的な場合の類推から, 動的破壊靭性値 K_D を次式で定義する。

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \cdot \frac{dD}{da}} \quad \dots \quad (5.1.1.11)$$

この model の場合, 式 (5.1.1.7), (5.1.1.8), (5.1.1.10)より次のようになる。

$$K_D = \sqrt{\frac{2E}{1-\nu^2} \{ KeW^2(a) + Kr\psi^2(a) \}} \quad \dots \quad (5.1.1.12)$$

ここで, $W(a)$, $\psi(a)$ は亀裂先端の値であり, K_D は亀裂先端に相当するバネに蓄えられるエネルギーから求められる。

一次元差分法による計算は, A, B両シリーズとも空間メッシュサイズは $\Delta x=5\text{mm}$, 時間メッシュは $\Delta t=0.7\mu\text{sec}$ とし, 陽解法を用いた。また境界条件は定変位とした。亀裂はくさびを押し込む方法によって発生させているので亀裂進展中はほぼ定変位条件を満たしていると思われる。それぞれの K_D 値に対応する初期状態を実現したのち, 実験で得られた速度で亀裂を進展させた。

(4) 解析結果と考察

1) Aシリーズの解析結果

計測の良好なものについて解析を行なった。図 5.1.1.7 (a)~図 5.1.1.7 (b)に亀裂進展に伴なう K_D 及び

各種エネルギーの変化の例を示す。静的応力拡大係数 K_s と亀裂速度も併せて示す。なお K_s は式(5.1.1.1), (5.1.1.2)式より算定した。エネルギー変化の傾向は亀裂の進展に伴ない歪エネルギー U が減少して運動エネルギー K , 散逸エネルギー D に変換されている。散逸エネルギーは増加し続け、この傾きが K_D に相当する。運動エネルギーは前半増加するが後半減少しており、DCB試験では運動エネルギーが亀裂の進展に寄与することを示していると言えよう。DCB試験片は境界で反射した応力波が短時間で亀裂先端に戻ってくるので、亀裂の伝播挙動はその影響を大きく受ける。またビームとしての運動が支配的であり、応力波による運動エネルギーの伝達が容易で上記のような結果となると思われる。このような運動エネルギーの回復はDCB試験に特有の現象であろう。 K_D は前半 K_s より小さいが、後半 K_s より大きくなっている、 Battelle⁴⁾ や Kalthoff⁵⁾ らの結果とも一致している。温度による傾向の違いは低温の方が伝播中の K_D が小さい、すなわち低温の方が破壊に要するエネルギーが少なくてすむという点が認められた。

ii) Bシリーズの解析結果

計測の良好なものについて解析を行なった結果の例を図5.1.1.8(a)～図5.1.1.8(b)に示す。テーパ付DCB試験片は板幅 h が変化するため、(5.1.1.1), (5.1.1.2)式のように K_s 値を簡便な式で表わすことができない。そこでこの場合は8節点アイソパラメトリック要素を用いた有限要素法により J 値を求め K_s 値に変換する方法で算定した。

Aシリーズの結果と異なる点は歪エネルギー U の減少が少なく、運動エネルギーの増加量も比較的小さいことである。これは形状の差異によるものと思われる。板幅が線型に増加することでビームとしての運動を抑えているのである。

またAシリーズの場合と同様-100°Cでの K_D は-40°Cでのそれよりも小さく、破壊に要するエネルギーが少なくてすむ結果となっている。

iii) A, B両シリーズの解析結果による総合的検討

A, B両シリーズの解析結果から-40°C, -100°Cそれぞれの温度について、 K_D と亀裂速度の関係を図示したのが図5.1.1.9である。亀裂の伝播停止挙動は材料の靭性値に強く依存しており、逆にこの材料の靭性値は主として温度と亀裂速度の2つのパラメータに支配されているとみられる。すなわち

$$K_D = f(\dot{a}, T) \quad \dots \quad (5.1.1.13)$$

A, B 2種類の異なる試験片形状による試験結果を解析した結果、上式で表わされるような一義的な関係が示されたわけで、図5.1.1.9の曲線は試験片形状によらない材料固有の特性曲線と考えられる。前年度の報告書¹⁾でも-40°Cにおいて同様の結論を導いたが、さらにその事実を確認したわけである。ところで停止時の靭性値を K_D^A とすれば、この材料の場合-40°Cで約 $190 \text{ Kg/mm}^{3/2}$, -100°Cで約 $60 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ となっている。 K_D^A は材料の動的な停止特性であり、亀裂の進展に際しては少なくとも K_D^A に相当するエネルギーを必要とすることがわかる。

5.1.1.3 二重引張試験による検討

(1) 試験内容

供試材は共通供試鋼KAS(板厚20mm)である。

二重引張試験として温度平坦型(伝播試験)と温度勾配型(停止試験)の実験を行なった。図5.1.1.10に寸法を2種類えた試験片形状を示す。これらをロングサイズ及びショートサイズ試験と呼ぶことにする。それぞれ約30mm厚さのタブ板の長さを含め、ピン間距離3500mm, 1500mmとした。試験片端部に生ずる溶接残留応力を取り除くため、予荷重による機械的応力除去を行なった。油圧式400トン構造物試験機により亀裂伝播線上に一様応力を生ぜしめ、発生部を冷却して副荷重により亀裂を発生させた。

亀裂伝播速度は図 5.1.1.10 に記した様に伝播部に 30 mm 間隔に貼付したクラックゲージの切断による電圧変化をシンクロスコープを通じて撮影した。また、G 1 ~ G 4 に示す位置に歪ゲージを縦方向に貼付し、亀裂進展に伴う歪の変化を計測した。さらに本実験の場合、境界条件（荷重条件）の影響が大きいと思われたのでピン穴まわりの位置（G 5）にゲージを貼付し、歪の変化による荷重落下の様相を記録した。なお各種の条件に対する試験片の記号の意味は下記のとおりである。

- KLP : 温度平坦型 ロングサイズ二重引張試験
- KLA : 温度勾配型 ロングサイズ二重引張試験
- KSP : 温度平坦型 ショートサイズ二重引張試験
- KSA : 温度勾配型 ショートサイズ二重引張試験

(2) 試験結果

まず伝播試験の結果を一括して表 5.1.1.3 に示す。表中の σ_0 , T, \dot{a}_m は各々初期作用応力、設定温度および得られた平坦部の亀裂速度である（図 5.1.1.11 参照）。初期作用応力 σ_0 は全て一定 16 kg/mm^2 とし、設定温度は実構造物の使用温度に近いと思われる -20°C 及び -10°C とした。KSP と KLP にはあまり差が見られないが、ロングサイズ試験片の方が若干亀裂速度が大きいようである。この原因は図 5.1.1.12 によりおよそ見当がつくであろう。この図は荷重点の歪変化をトリガーゲージ切断後の経過時間に対してプロットしたものである。KLP では荷重落下的影響は小さいのに対し、荷重点までの距離が短い KSP では早くその影響が現われると言えよう。なお図中の記号↑は亀裂が試験片を破断した時刻をゲージ位置と切断時間の関係から推定したものである。

次に停止試験の結果を示す。伝播部の温度勾配は図 5.1.1.13 に示すごとく比較的なだらかなものとした。これは亀裂を長く走行させ、反射波の影響をできるだけ受けやすいように考慮したものである。初期作用応力 σ_0 は $16, 12, 10, 8 \text{ kg/mm}^2$ の 4 種類とし、亀裂伝播速度、停止長さとの関連性を調べた。表 5.1.1.4 には試験条件ならびに主要な結果を示す。表中の記号 σ_0 , a_A , T_A, K_c^A は各々初期作用応力、停止長さ、停止点の温度、従来の整理によるみかけの停止靱性値である。つまり

$$K_c^A = \sigma_0 \sqrt{2B \tan(\pi a_A / 2B)} \quad \dots \quad (5.1.1.14)$$

で表される量である。ただし B は試験片幅であり本実験の場合 500 mm である。なお破面は図 5.1.1.14 に示したように中央部の先行が著しかったので、シャリップの出現点を a_{SL} 、その時点における亀裂速度、温度を各々 a_{SL} , T_{SL} とし表 5.1.1.5 に併せて示す。両サイズとも停止長さ a_A は KLA-1, KSA-1 を除き荷重段階に対応している。試験サイズによる a_A の差は KLA-1 以外はあまり見られない。また、シャリップが出現した速度 \dot{a}_{SL} は両者とも一定でほぼ 350 m/sec であり、これは温度に依存していないようである。さらに停止温度 T_A は初期作用応力の増加にも拘らず、すなわち 12 kg/mm^2 以上において変化せず脆性破壊の限界温度があるとすれば、本供試材では約 30°C であろう。図 5.1.1.11 には全試験片を通じて、亀裂速度の変化を示してある。KLA, KSA とも高速で伝播部に突入した亀裂は約 $100 \sim 200 \text{ mm}$ の間に最高速度を得た後、減速しある地点で急激に停止に到る様子が分る。図 5.1.1.15 は荷重点の歪変化をトリガーゲージ切断後の経過時間に対して表わしたものである。図中の記号↓は亀裂が停止した時刻を推定したものである。また、伝播線上から荷重ゲージまでの応力波の到達時間はロングサイズ、ショートサイズで各々約 $310 \mu\text{s}$, $133 \mu\text{s}$ であり、KSA-2 を除けば亀裂停止後応力波が荷重点に到達した時点（記号▼）でほぼ荷重は最小値をとっている点は注目すべきであろう。荷重落下的程度はロングサイズよりショートサイズまた初期作用応力が大きい程荷重落下は大きいと言えよう。

本実験の目的の一つとして、ロングサイズとショートサイズに現われる相違、特に停止長さの違いを期待

したのであったが表 5.1.1.4 に示されるようにシャリップを考えなければ両者による実質的な差があると見做すことはできない。前述したように高速クラックの挙動は試験片サイズのみならず外力条件、材料特性等のすべてに依存すると考えられる。次の段階ではこれらの諸量を充分考慮した動的解析を実施することによって試験サイズの違いが主に何に影響を及ぼすのか考えることにする。

(3) 解析方法

高速亀裂の挙動を解析するに当って試験片を二次元弾性体とみなし以下に表わされる運動方程式を用いた。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= C_1^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + C_2^2 \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \\ \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= C_2^2 \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + C_1^2 \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \end{aligned} \right\} \quad (5.1.1.15)$$

ここに、 u , v は各々 x , y 方向の変位であり、 C_1 , C_2 は

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= 5639 \text{ m/sec} && (\text{たて波の速度}) \\ C_2 &= 3102 \text{ m/sec} && (\text{よこ波の速度}) \end{aligned} \right\} \quad (5.1.1.16)$$

である。上記の運動方程式を二次元差分法により陽解法を用いて解析した。なお、亀裂進展方向を x 方向とした。本実験では前報と異なり、応力波の往復回数が殊にショートサイズ試験では甚だしい。従って、図 5.1.1.16 に見られるように荷重落下を考慮した試験片全体の解析（全体解析と呼ぶ）と歪ゲージによる測定線上までの部分的な解析（部分解析と呼ぶ）の二通り行なった。前者においては荷重線上の応力を測定荷重歪の変化に合せて一様に落下させた。他方、後者では荷重変化は多少明確さを欠くきらいもあるので、ゲージ線上の歪分布の変化を時間に対してインプットした。なおメッシュサイズは $h = 10 \text{ mm}$ 、時間メッシュは $\Delta t = 1 \mu \text{ sec}$ ($C_1 \Delta t / h = 0.5639$) とし、亀裂の先端は便宜上メッシュの中央と仮定した。初期荷重を加え試験片の釣合状態を実現させた後、亀裂を実測速度に合わせて進展させた。

(4) 解析結果及び考察

i) 歪及び応力の変化

まず全体解析による歪ゲージ位置 G 1～G 4 (図 5.1.1.10) の変化を実測値と比較してみる。図 5.1.1.17 (a), (b) にそれぞれロングサイズ、ショートサイズ試験の結果の例を示す。図中縦軸は初期歪 ϵ_0 に対する割合、横軸はトリガーゲージが切断された後の経過時間である。ロングサイズでは実験値と良好な対応を示しているのに対し、ショートサイズでは歪が時間経過に従い実測値から隔たりを見せている。これは前述したように応力波の往復回数の増加に伴い、境界条件の与え方が必ずしも正確でないためである。しかし G 4 を除けば計算値にはほぼ一致していると言えよう。ロングサイズでは歪が互いに離反するのに比べ、ショートサイズではさらに複雑な様相を呈している。図中の記号 ● 印は定変位条件を仮定したときのそれぞれの停止長さに対する G 1～G 4 点での静的解析解である。両者とも一部はほぼ静的解に漸近する傾向を有している。図 5.1.1.18 に全体解析による 1500, 750 mm の線上的変位変化（破線）の例を数種の時間について示す。参考のために亀裂速度を一定鎖線で亀裂位置を矢印で示した。KLA-5, KSA-5 は殆ど亀裂速度および停止長さに違いがないにも拘らず、750 mm の線上的変位には差が出ている。図 5.1.1.19 にロングサイズでは亀裂線から 250, 500, 750, 1000 mm の線上、ショートサイズでは 250, 500 mm の線上的応力分布の変化を示す。ロングサイズにおいては応力波の到達以後は次第に左端部の応力は減少し逆に右端部の応力は上昇し、荷重を亀裂（矢印）のリガメント部で受け持つようである。他方、ショートサイズでは右端部の応力は左端部より大きいものの、その絶対値は減少していくようである。500 mm の線上では境界が近いことなどもあって応力分布は一様に落下していく。両者とも亀裂伝播開始直後は定変位条件を仮定した静的解析解（破線）の傾向に比較的近いが、時間経過に従ってそれとの隔たりを示し、殊に

亀裂線から離れるにつれかなり異なり静的解析解では充分に説明がつかないようである。

ii) エネルギー変化と動的破壊非性値 K_D

差分法による解析結果から亀裂進展に伴なう各種エネルギー変化の様子の一例を図 5.1.1.20(a), (b) に示す。両者は対象とする試験片の大きさが異なるにも拘らず、運動エネルギー K は停止に到るまでほぼ同じ値をとり、図 5.1.1.18 に見られるようにこの両者は非常に類似した亀裂速度を経過しており、このような場合は試験片形状によらず、専ら亀裂速度のみに依存すると言えよう。また本試験においていずれの場合にも DCB 試験で見られるような運動エネルギーの回復が起こらず停止している点は注目すべきである。さて計算しうるエネルギー、 W , U , K から間接的に求まる散逸エネルギー D は約 $a = 300\text{mm}$ 以降においてロングサイズとショートサイズには若干の差を示しており、試験片形状の差によると思われる影響が生じている。

動的破壊非性値 K_D を求める方法は二通り考えられる。即ち計算しうるエネルギー W , U , K から間接的に D を算出し、この勾配により求める方法と亀裂先端の応力変位により crack closure energy を算出し、これから直接求める方法がある。前者は系全体のエネルギー計算に誤差の入る可能性が多く、加えて D の勾配には多少の任意性がある。そこで後者による直接的かつ簡便な方法により K_D を求めることにした。図 5.1.1.21(a) に示した半長 a の亀裂が h だけ進展したとき、亀裂先端の点 A の応力をその時点での亀裂速度に合わせて時間に対して線型に減少させる（この方法は亀裂先端でのエネルギー吸収を意味する）。さて点 A の応力一変位の時間変化に対する曲線は図 5.1.1.21(b) に模式的に示される。図中の斜線部の面積が亀裂先端の応力のなした仕事、つまり動的な場合の crack closure energy ΔE_c に相当する。

ここで ΔE_c は

$$\Delta E_c = h \times \int \sigma_y(t) dv(t) \quad \dots \quad (5.1.1.17)$$

と表わせる。従って動的破壊非性値 K_D

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \frac{\Delta E_c}{h}} = \sqrt{\frac{E}{1-\Delta^2} \int \sigma_y dv(t)} \quad \dots \quad (5.1.1.18)$$

が得られる。

亀裂進展に伴う K_D の変化を温度平坦型について図 5.1.1.22 に示す。それぞれ同一温度に対して示しており、図中には亀裂速度を併記してある。亀裂速度の変化は少なく、後半部を除けば両者の差は殆ど存在しない。また、いずれの場合にも a 一定にも拘らず、 K_D が大きく変化している。図 5.1.1.23(a)～(b) に温度勾配型につき K_D の変化を示す。図中には設定温度分布、亀裂速度および定変位条件を仮定した K_s 値、無限板での定荷重の静的 K_s 値、定荷重で有限巾補正による静的 K 値 ($\sigma_0 \sqrt{2B \tan(\pi a / 2B)}$) を併せ記す。全体解析（図中白丸）と部分解析（図中黒丸）との差はロングサイズでは少いがショートサイズでは前述した理由により差が生じている。殊に亀裂停止直前には大きな差となって表われており、いずれが正解に近いか判断をするのは難しいが、温度の上昇に伴い動的破壊非性値 K_D は物理的直感に従えば、増加するであろうから部分的解析の方がより正しい解を与えていると判断してもよさそうである。速度インプットデータにもよるが、本実験の場合、特にロングサイズでは停止に到る過程で $\sigma_0 \sqrt{2B \tan(\pi a / 2B)}$ に漸近する傾向を有している。しかしこの傾向はショートサイズでは小さく、試験片形状を極端に短くした場合、すなわち境界条件の変化により、かなり異なってくるものと思われる。

iii) 動的破壊非性値曲線

以上述べてきたロングサイズ、ショートサイズの結果にまとづき、 K_D が亀裂速度および温度に依存するかどうか検討してみよう。すなわち K_D を次式で与えてみよう。

$$K_D = f(a, T) \quad \dots \quad (5.1.1.19)$$

まず、 K_D と温度の関係を表わしたのが図5.1.1.24である。これはすべての試験片を通じ、 K_D と温度の関係をプロットしたものである。図中丸印はシャリップの始めた時点の K_D 、角印は停止時の K_D すなわち K_D^A である。 K_D^A に関しては全体解析と部分解析の結果を両方とも記してある。open mark, solid markはそれぞれロングサイズ、ショートサイズ試験を意味する。さらに従来の停止概念による静的 K_C^A 値を記号◇で併記してある。 K_D^A には多少のばらつきが存在するもののほぼ一本の曲線上にあるようである。またシャリップの始めた K_D も同様な結論が得られるが、約-15°C以下においては K_D^A と合致し、低温ではシャリップが生じない様子が分かる。また、 K_C^A は20°C以下では K_D^A に近い値をもつが、それ以上では若干大きくなり、かつ静的概念による解釈ではばらつきがかなり大きく、説明できないようである。また、本供試材においては停止韌性値 K_D^A はかなり低いようである。

図5.1.1.25は全ての試験片を通じ、-80°Cから20°Cに到る範囲の温度に関して K_D と亀裂速度の関係を示したものである。斜線部は温度平坦型の試験片による解析結果である。これによると全ての温度について K_D と亀裂速度にある一義的な関係が存在することが示されている。従ってこの曲線群は試験片形状によらない材料固有の特性曲線であるといえよう。さらに低温部と高温部の曲線形状にははっきりとその差が出ている。すなわち低温部では K_D の亀裂速度依存性が少ないのでひきかえ、高温部では K_D は亀裂速度に強い依存性を示している。低温部では少ないエネルギーで高速亀裂が得られ、逆に高温部ではシャリップ塑性域を形成するに要するエネルギーが増加することを考えれば自づとこの現象は明白である。それぞれの温度について上限速度が存在することも前報¹⁾の結果と類似している。又、高温部と低温部の動的破壊韌性値の形状はHahn⁶⁾らの得た結果とも一致している。

5.1.1.4 PMMA材による基礎的検討

(1) 実験方法及び内容

供試材はPMMA(ポリメチルメタアクリレート)で、その機械的性質は、歪速度 $10^{-5} 1/s$ で、ヤング率 $E = 306 \text{ kg/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.38$ 、引張強さ $\sigma_u = 5.11 \text{ kg/mm}^2$ 、密度 $\rho = 1.19 \text{ g/cm}^3$ である。このとき縦波速度 $C_1 = 2172 \text{ m/s}$ 、横波速度 $C_2 = 955 \text{ m/s}$ である。試験片は、図5.1.1.26に示すように5種類用いた。

① SEN型

- 1-1) SEN-Aシリーズ (220×400×5) : 伝播用
- 1-2) SEN-Bシリーズ (400×220×5) : 停止用

② DT型

- 2-1) SPシリーズ (300×400×10) : 伝播用
- 2-2) SAシリーズ (300×400×10) : 停止用
- 2-3) SPLシリーズ (300×520×10) : 伝播用
- 2-4) SPSシリーズ (300×260×10) : //

注: ()内は試験片の寸法で縦×横×板厚を表わす。単位mm

実験方法の概略は以下のとおりである。まず口径50cmの凹面鏡(焦点距離3m)の前方6mの位置に点光源(Xeランプ)を置く。トリガーの作動により発光した光線が凹面鏡で反射し、荷重装置にセットされた試験片(PMMA材)を通過してスクリーン上に図5.1.1.27の模式図に示すように影を結像する。これを高速度カメラで撮影するものである。本実験ではSEN型はBeckman 192型(最高1μs/駒 駆動可能な回転反射鏡方式 80駒どり: 東大工学部総合試験所設置), DT型はCranz-Schardin高速度カメラ(8駒)でそれぞれ撮影した。試験装置模式図を図5.1.1.28に示す。高速度カメラの機能上, Beckman

192型では、実際のスクリーン上に写った現象を、Cranz-Schardin型では所定の位置の空中像を撮影することになる。

Beckman-192型のような回転反射鏡方式のカメラは撮影駒数が多く、光軸が同一で視差の影響が入らないという特長があるが駒間の時間差が機構上常に一定とせざるを得ず、一方、Cranz-Schardin型は任意の時間設定が可能であるという反面、光軸の違いによる視差の影響が入ることや駒数が比較的少ないという欠点がある。

実験においてはロードセルによる動的荷重変化および試験片の境界や中央部に貼ったゲージによる歪変化をシンクロスコープにより記録する。さらにクリップゲージにより荷重点方向の静的CODをX-Yレコーダーに記録する。亀裂速度を測定する方法はSEN型は高速度カメラによる写真フィルムの分析より算定し、DT型は中央部に貼付した銀ペイントの切断時間間隔から算定したものと高速度カメラによる写真分析の両者から得られた。解析の結果両者は全く良く一致することが判明した。

(2) 実験結果

(2-1) K_I 値較正試験

センターノッチ試験片に静的引張力を加えるときの K_I 値は $K_I = \sigma/\sqrt{\pi a} \cdot f(\xi)$ で表わされる。 $f(\xi)$ は亀裂長さと板幅による係数。他方、影の径 ϕ_μ はスクリーン上に結像した影を写真撮影することにより計測する。PMMA材の場合 $K_I \sim \phi_\mu^{5/2}$ 関係は図5.1.1.29のように示される。

(2-2) SEN試験

このシリーズは、切欠先端半径 ρ を変化させることにより、亀裂速度を変化させた。 ρ が大になるほど V_{gc} , P_c , V_m は増大する傾向がみられる。実験結果を表5.1.1.5に示す。亀裂先端は影の径を4:5に内分する点にあるものと仮定して種々のK値と亀裂長さ a の関係を示したのが図5.1.1.30(a), (b)である。ここで静的応力拡大係数 K_s は有限要素法により定変位条件で亀裂長さを5mmずつ進展させていくときのエネルギー解放率から求めたものである。動的応力拡大係数はshadow-patternの実験において影の径の計測から求めたものを K_D (Exp.)とし、実験により得られた速度をinputして定変位条件でエネルギーバランスの考え方から計算により求めた値を K_D (Cal.)として比較している。

(2-3) DT試験

このシリーズではメインプレートの荷重を変化させることにより亀裂速度を変化させる事と、偏心荷重を加えることにより停止試験を行なう事を目的とした。当然、荷重が高くなるほど平均速度は増大する。実験結果を表5.1.1.6に示す。写真5.1.1.1は亀裂伝播中の高速度カメラ(Cranz-Schardin型)による写真的例である。亀裂速度が大になるに従って応力波の干渉が著しくなってきていることが分る。亀裂長さと時間の関係を示したものが図5.1.1.31である。伝播試験では亀裂発生後しばらく加速状態が続き、のちほぼ一定速度で貫通している。また停止試験では破面の観察から、一度急激に落下している速度が約80m/s程度であるのでこの値をもってアレストと見做す。尚、破面の荒さ、亀裂速度とはきわめて良い対応をなしている。図5.1.1.32～図5.1.1.33には亀裂長さと速度、定変位条件下での静的応力拡大係数 K_s (ここではアイソパラメトリック要素でJ値から換算した)および実験的にshadow patternから求めた K_D (Exp.)と定変位条件下での計算から求めた K_D (Cal.)の関係を示す。

(3) 解析方法

本実験のF.D.M.による数値解析については前節で述べたので、ここでは実験解析についてのみ述べる。本実験はshadow pattern法という手法を用いた。この原理については文献⁷⁾⁸⁾にゆづるが、ひとくちに言えばPMMAのような透明板に亀裂があり荷重が加わると亀裂先端部のひずみ集中により、板厚方向の変形を生じ一種のレンズとなる。これに光をあてると上記のレンズ効果とひずみによる光学定数の変化の結

果、光が屈折して図 5.1.1.27 に示すようにスクリーンを置けば影 (shadow) となる部分ができる。この影の大きさ ϕ_μ と応力拡大係数 K の間には、次式のような関係があることが理論的に導かれる。

$$K = \frac{2\sqrt{2\pi}}{3} \cdot \frac{1}{C \cdot d \cdot Z_0 \cdot \mu^{3/2}} \left(\frac{\phi_\mu}{f_\lambda} \right)^{5/2} \quad (5.1.1.20)$$

ここで

f_λ : 材料によって決まる係数

C : 光学定数

d : 板厚

Z_0 : 試験片とスクリーン間距離

μ : 収束光線を用いた為の幾何学的係数

実際には較正実験により

$$K = A \cdot \phi_\mu^{5/2} \quad (5.1.1.21)$$

の定数 A を定めておけば任意の境界条件下の K を直接計測できるわけである。

(4) 解析結果及び考察

SEN シリーズ及び DT シリーズから得られた亀裂速度に関する実験データを、差分法数値計算 (F. D. M.) により定変位条件下でエネルギーバランスの観点から計算による動的応力拡大係数 K_D (Cal.) を導出した。一方、高速度カメラが撮影した shadow pattern の径の計測から直接に K 値が算定され、これを実験による動的応力拡大係数 K_D (Exp.) とした。静的応力拡大係数 K_s は、SEN シリーズでは、定歪三角形要素、DT シリーズでは、四辺形アイソパラメトリック要素の有限要素法計算 (F. E. M.) で、亀裂を一定の長さ進めてゆき、そのときのエネルギー (G 値又は J 値) から、 K_s 値を算出したものである。

上記のような種々の K 値および亀裂速度を図 5.1.1.38 (a), (b) の実測値を用いて整理した結果、SEN シリーズの伝播試験のうち SEN-A では常に、 K_D (Cal.) > K_D (Exp.) であり、停止試験の SEN-B でも両者は近い値を示す傾向はあるが計算結果の方が高目に出ている。

DT シリーズでは、負荷応力が低く、低速のものは伝播、停止のいずれの試験においても K_D (Cal.) と K_s がほぼ同程度の値を示す傾向があり、図 5.1.1.32 のように K_D (Cal.) が K_s のまわりを振動するような挙動を示しているのは興味深い。この振動周期は縦波が自由境界で反射して亀裂面に戻るまでに 3 回程の周期を費している。一方 K_D (Exp.) は、全般的に K_D (Cal.) より低目の値を示している。その理由として①亀裂進展過程全般にわたっては仮定した定変位という境界条件が必ずしも保持されていない可能性が高いこと、② K_D (Exp.) が Stress intensity factor の意味で導入されたのに比べ、 K_D (Cal.) がエネルギー的な toughness の意味を持ち Stress intensity factor の意味ではこれに Freund⁹⁾ の係数を加味しなければならないこと、③ 歪速度依存性をもつ PMMA を使用した K_D (Exp.) の導入の際、光学定数 c が static な場合と dynamic な場合とで違うと考えられるがそれが十分考慮されていない等が考えられる。これらを考慮して、①の問題は計算の入力条件に、荷重落下や、境界線上における時間に対する歪変化の input で改良の余地がある。②の問題は、無限板中を半無限亀裂が進展する場合には Freund により K_D (Exp.) = $\frac{1}{\sqrt{A(\frac{1}{v})}}$ K_D (Cal.) の関係が導かれているが(詳細は式 (5.1.1.25) 参照)、本実験の結果で亀裂速度がほぼ一定となる時点では、既に応力波が亀裂線上に戻ってくると算定されるので K_D (Exp.) と K_D (Cal.) の関係を、この様に一義的に関係づけてよいのか、その取扱いには問題が残る。③の問題に関しては、Theocaris¹⁰⁾ らが行なった PMMA 材に関する dynamic calibration が唯一の参考文献であるが、荷重検出位置等に、議論の余地がある。本実験ではセンターノッチ試験片を用いた落重試験を行

ない、dynamic calibrationを行なった。試験片中央部に貼付したゲージおよびインストロンタイプの引張試験機のつかみ部近くのロードセルと落重荷重を受けもつシャフト部のロードセルの3者から時間に対する歪変化を検出し、上記の問題について検討した。Theocarisらは歪の立ち上がり時刻を一致させ歪が最大変化するまでの時間も一致させて、Causticの径 ϕ の大きさの変化および荷重変化の時間に対する関係をプロットして実験を鮮やかに処理しており、結論として、Causticの大きさの大小関係は $\phi^{\text{dyn}} < \phi^{\text{stat}}$ 、一方、光学定数は $C^{\text{dyn}} \ll C^{\text{stat}}$ の関係から、最終的には、同じ大きさの負荷を受けるとき、dynamic Cal.のK値がstatic Cal.のK値より約35%程高い値をとることを示している。なお現在行なわれている動光弾性¹¹⁾¹²⁾やshadow pattern法⁵⁾において、材料の歪速度依存性に起因する、光弾性定数や光学定数の変化についての取扱いに関しては、まだ不備な点があり今後の研究課題となろう。

最後に K_D (Exp.)と、亀裂速度 \dot{a} との関係を図5.1.1.34に示す。これはPMMA材において、 K_D と \dot{a} の間にはほぼ一義的な関係のあることを明らかにしている。図中では静的破壊靶性値 $K_{Ic} = 4.72 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ 、落重試験による衝撃荷重による靶性値 $K_{Id} = 4.03 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ 、動的K値の最小値 $K_{Im} = 2.70 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ をそれぞれ示している。

5.1.1.5 脆性亀裂伝播停止予測に関する予備的考察

本実験に供試したKAS鋼及びPMMA材について別個の動的解析を行なったところ、それぞれ材料の動的破壊靶性値がある速度領域で温度と亀裂速度に依存する関数とみなすことができた。この節ではKAS鋼についてDCB試験及び二重引張試験の結果を併せ考察する。図5.1.1.35に両試験結果による K_D と亀裂速度 \dot{a} の関係を各温度について示す。DCB試験は-40°C及び-100°Cでのみ実験されているので、その他の温度に対しては比較できないが-40°Cにおける結果をみると、DCB試験の K_D が低速度域を主に占めているのに対し、二重引張試験の K_D は比較的高速度でのデータとなっている。しかしながら、これらの K_D (記号□, ■)は多少のばらつきがあるが一本の曲線上にあるとみなせ、ほぼ矛盾しないと思われる。また、-100°C～+20°Cの温度領域に対する動的破壊靶性値曲線群も両試験結果の差を明示するものとは思われず、これが試験片形状、寸法、荷重様式の差に依存しない材料固有の関係として特徴づけられるものであると思われる。

さて、脆性破壊の伝播停止挙動が上述の動的破壊靶性値曲線に従うことが判明したが、逆に境界条件が定まればこの曲線に基づいて脆性破壊の伝播停止が予測できることになる。まず実験と同一境界条件のもとで運動方程式を用いて数値的に亀裂の伝播停止をシミュレートしてみよう。シミュレーションの方法を以下に示す。

- (1) 図5.1.1.36に模式的に示した動的破壊靶性値曲線上において、亀裂長さ a で散逸されたエネルギー率あるいは K_D^1 に対応する亀裂速度 \dot{a}_1 で次の節点 $a + \Delta a$ まで亀裂を進展させる。
- (2) 亀裂長さ $a + \Delta a$ で得られた K_D^2 に対して \dot{a}_2 でさらに $a + 2\Delta a$ まで亀裂を進展させる。
- (3) (1), (2)を繰り返し次式を満したとき亀裂を停止する。

$$K_D \leq K_D^A \quad \dots \quad (5.1.1.22)$$

あるいは

$$\dot{a} \leq 0.02 C_1 \approx 110 \text{ m/s} \quad \dots \quad (5.1.1.23)$$

(5.1.1.22)の条件は力学的に系全体から亀裂先端に伝播するに足るエネルギーを供給できなくなった状態であり、(5.1.1.23)の条件は脆性破壊伝播における下限速度を設定したものである。

まずDCB試験に関して各温度におけるシミュレーションの一例をAシリーズおよびBシリーズについて図5.1.1.37(a), (b), Bシリーズについて図5.1.1.54(a), (b)に示す。Aシリーズは停止長さをやや長めにみつもり、Bシリーズでは亀裂速度をやや低めにみつもっているが、全体的にはほぼ満足のいく結果となっている。

次にロングサイズ及びショートサイズ二重引張試験に関してシミュレートした結果を示す境界条件をロングサイズでは定変位、ショートサイズでは定荷重および定変位とした高速亀裂伝播停止のシミュレーションを行

ない実測速度と比較した。前者は応力波の影響が少ないが、後者はその影響が大きいと考えられるので両条件によるシミュレーションを行なった。図 5.1.1.38, 図 5.1.1.39に各々ロングサイズ, ショートサイズの結果を2例ずつ表わす。ロングサイズでは伝播速度、停止長さとも非常に良く一致している反面、ショートサイズでは停止長さに差が生じている。計算される伝播速度は応力波の影響が現れるまではほぼ一致しているが、その後両条件に開きが生じており、実測速度、停止位置が図中白丸印と黒丸印の中間に存在し、境界条件が両極端の中間にあることを意味している。

次に動的破壊靭性値を用い、脆性破壊伝播停止現象を取り扱う際の別の適用法を試みてみよう。無限遠で引張応力 σ の作用する無限板中を半無限亀裂が進展する場合、動的応力拡大係数 K_d は Freund⁹⁾により次式で与えられる。

$$K_d(a, \dot{a}) = k(\dot{a}) K_s(a) \quad (5.1.1.24)$$

ここに、 K_s ：静的応力拡大係数

$k(\dot{a})$ ： $\dot{a} = 0$ で 1 となり $\dot{a} \rightarrow C_R$ (Rayleigh 波速度) で 0 となる単調減少関数

同様に動的エネルギー解放率 G_d と K_d の関係は次式で与えられる。

$$G_d(a, \dot{a}) = \frac{1-\nu^2}{E} A(\dot{a}) K_d^2(a, \dot{a}) \quad (5.1.1.25)$$

ここに、 $A(\dot{a})$ ： $\dot{a} = 0$ で 1 となり $\dot{a} \rightarrow C_R$ で発散する単調増加関数

一方、亀裂伝播中は亀裂速度に依存する材料の抵抗値 R ($= dD/d\dot{a}$) と G_d が等しいから、式(5.1.1.24), (5.1.1.25)から一般に次式が成立する。

$$k^2(\dot{a}) A(\dot{a}) K_s^2 = K_D^2(\dot{a}, T) \quad (5.1.1.26)$$

これが亀裂の運動を記述する方程式となる。T一定としたとき $k^2 A$ を簡便な式で整理すると式(5.1.1.26)は近似的に次のように書ける。

$$\sqrt{1 - \frac{\dot{a}}{C_R}} K_s = K_D(\dot{a}, T) \quad (5.1.1.27)$$

式(5.1.1.27)の左辺は亀裂進展力に、右辺は材料の抵抗力（動的破壊靭性値）に対応する。すなわち亀裂長さ a と温度 T が定まればこの方程式は亀裂速度に関する方程式となり、これを解けば充分広い板中を伝播する際の亀裂長さ a に対応する亀裂速度が決定されることになる。そこで KAS 鋼を供試した二重引張試験の結果にこの簡便法を適用してみよう。図 5.1.1.40 にその例を示す。破線は無限板における手法を動的破壊靭性値曲線にもとづいて推定した亀裂速度（記号 I）である。KLA-4 では亀裂速度の変化、停止長さともほぼ一致している。一方 KLA-2 では停止長さに少しく差が生じている。この試験条件での亀裂は試験片に比べて相対的に長い距離を走行する。5.1.1.3 の動的解析からも明らかなように動的破壊靭性値 K_D が亀裂長さが約 300 mm 以上において無限板における応力拡大係数 $\sigma_0 \sqrt{\pi a}$ を上まわる。この様相は反射応力波の亀裂先端への戻りもさることながら比較的低い速度で長い距離に亘って亀裂が走行するため、試験片幅の影響が現れやすいと考えられる。従って停止長さの短い KLA-4 では良好な結果を得ているにも拘らず KLA-2 では少し危険側の推定になっている。そこでこの結果を参照し、 K_D が有限幅修正を施した静的な K 値

$$K_s = \sigma_0 \sqrt{2B \tan(\pi a/2B)} \quad (5.1.1.28)$$

に漸近するという事実から式(5.1.1.27)の左辺の K_s を式(5.1.1.28)で便宜的近似的に置換して亀裂速度を同様に推定した結果を図中の一点鎖線で示す（記号 II）。この方法を適用するとほぼ満足できる結果であると言えよう。今後、実構造物にこの種の簡便なアプローチを適用し、脆性亀裂の伝播停止を予測する場合、式(5.1.1.27)の右辺、すなわち材料の動的破壊特性を明確にすることはむろん、左辺の値すなわち解放エネル

ギー率を正しく評価することが必要であろう。このためには亀裂を含む系の大きさ、境界条件の正しい把握が重要なことであると思われる。

5.1.1.6 まとめ

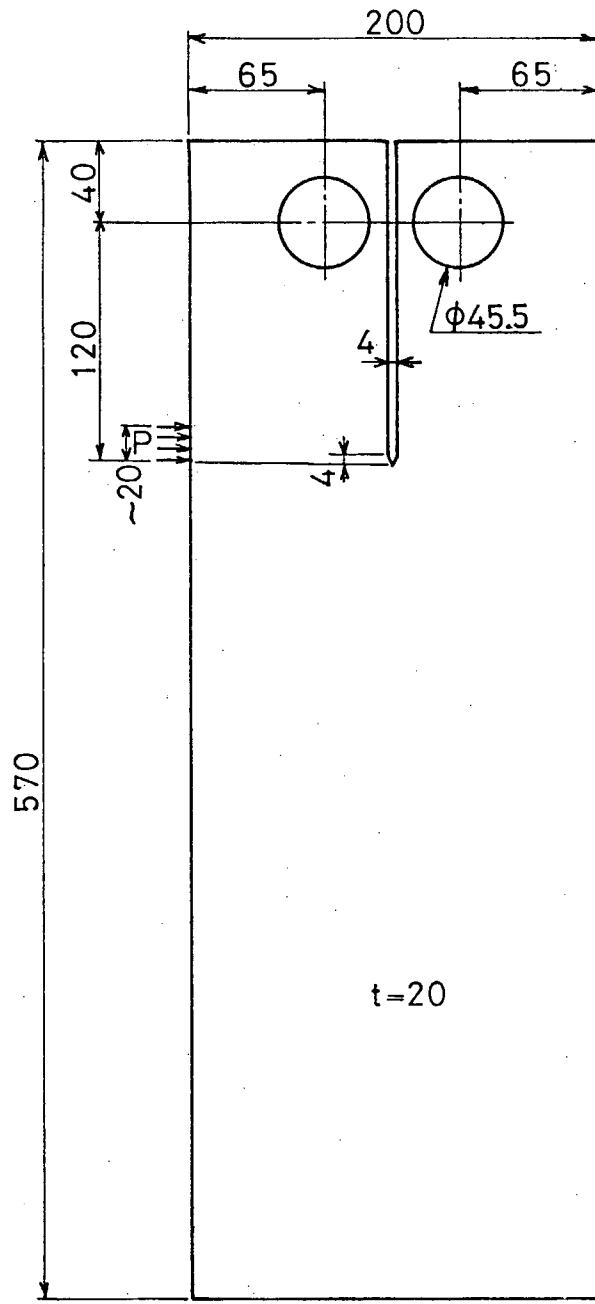
K A S 鋼及びP MMA 材を供試した脆性破壊伝播停止試験を行ない、動的解析を施した結果以下のような所見が得られた。

- (1) 形状の違いによる影響を調べるために2種類のD C B 試験を行なって解析した結果、 K_D あるいは各種エネルギーの亀裂進展に伴う変化の様相は差が見られた。Tapered D C B 試験片では、その形状によってビーム的なたわみ運動がおさえられるためと思われる。
- (2) K_D と亀裂速度の関係はD C B 試験片の形状によらず一義的に定まり、材料固有の関係であると考えられる。
- (3) 応力波の影響を調べるために長さの異なる二重引張試験を行なった結果、停止長さには顕著にその差が現われなかつたがシヤリップの出現点には系統的な差が見られた。
- (4) ロングサイズ試験では停止直前に従来の整理による停止靶性に近づく。結局応力波が戻らない内に亀裂が停止する場合は意味が異なるが、従来の静的概念による停止靶性の妥当性が確かめられた。
- (5) P MMA 材を用いた Shadow pattern 法による実験解析で K_D と亀裂速度間に固有の関係が存在することが判明した。
- (6) Shadow pattern 法による K_D (Exp.) と差分計算による K_D (Cal.) の大小関係は概して定変位条件を仮定した K_D (Cal.) が大きめに出る傾向がある。これは実験においては、動的問題を静的 calibration で行なっている点、計算においては境界条件の設定等にこの差違が表われる原因があると思われる。
- (7) P MMA 材で、定変位を仮定した場合、速度 400 m/s ($\approx 0.2 C_1$) 位までは、 K_D (Cal.) は K_S のまわりを振動する傾向にあり、静的取扱いで十分といえる。これは高速度カメラでとらえた動的效果と思われる Shadow pattern の周囲に生ずる応力波の干渉の模様がこの速度以上で生じていることと一致している。
- (8) P MMA 材の亀裂破面は、亀裂速度ときわめて良い対応関係がある。
- (9) D C B 試験及び二重引張試験によって得られた K_D , a , T の関係を調べると K_D が a と T に依存する材料固有の関数として定義することができた。
- (10) 動的破壊靶性値曲線をもとに脆性破壊伝播停止現象へのアプローチを試みた。まず数値計算によって伝播停止予測をした結果、実験事実を巧くシミュレートすることができた。一方充分広い板巾あるいは充分長い帯板巾を伝播する亀裂に対して系から供給されるエネルギーを材料の抵抗力と等置することにより、伝播停止予測する簡便な方法を見い出した。

参考文献

- 1) 船体構造の破壊管理制御設計に関する研究、日本造船研究協会第169研究部会報告書、(1978)
- 2) Hahn, G. T. et al., : Ship Structure Committee Report, SSC-242, (1973)
- 3) Kanninen, M. F. : ASTM STP 627, (1977) pp19-38
- 4) Hahn, G. T. et al., : 3rd Annual Progress Report, BCL, BMI-1995, (1977)
- 5) Kalthoff, J. F. : ASTM STP 627, (1977) pp161-176
- 6) Hahn, G. T. et al., : Proc. Int. Conf. on the Prospects of Fracture Mechanics, Netherland, (1974)
- 7) Manogg, P., "Anwendungen der Schattenoptik zur Untersuchung des Zerreißvorgangs von Platten" Dissertation Albert-Ludwigs Uni. Freiburg/Br 1964

- 8) Theocaris, P. S., Journal of Applied Mechanics, Trans of ASME 1970, pp37-47
- 9) Freund, L. B., J. Mech. Phys. Solids, 1972, vol 20 pp129-140, 191-152
- 10) Theocaris, P. S. et al, J. Eng. Material Technology, 1977, pp105-109
- 11) Kobayashi, A. S. et al : ASTM STP627; (1977) pp95-108
- 12) Kobayashi, T. et al : ASTM STP627, (1977) pp257-273



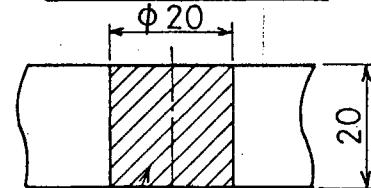
P : 圧縮予荷重位置(左右同じ)

注

- 1 切欠先端部の脆化肉盛用ビード加工要領.

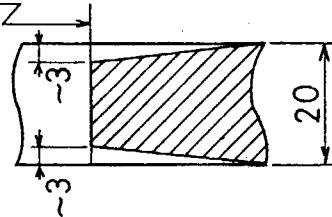
脆化ビード溶接条件

溶接棒	Φ250
溶接電流	360A



- 2 切欠先端部のプレスノッチ加工要領.

切欠



3 切欠先端部詳細図

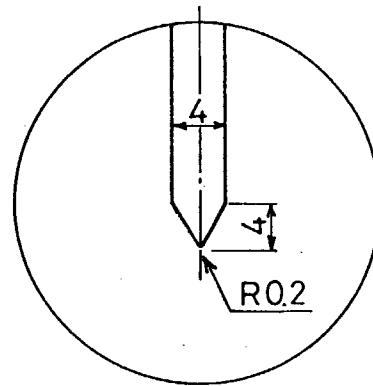
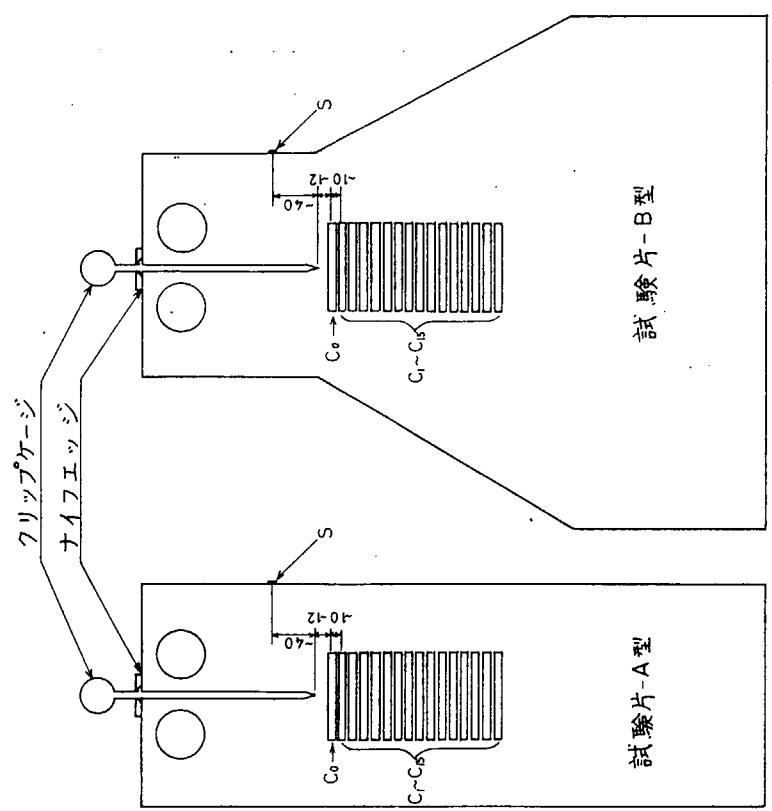


図 5.1.1.1 D C B 試験片 - A 型



S : クリップケージ
 C₀ : フェッジ
 C₁~C₁₅ : き裂速度検出ゲージ(間隔 ~10 mm)
 試験片A-4はゲージ間隔6~15 mm
 試験片A-5はゲージ間隔10~15 mm

図 5.1.1.3 亀裂速度検出ゲージ、ひずみゲージ貼付位置とクリップケージ装着位置

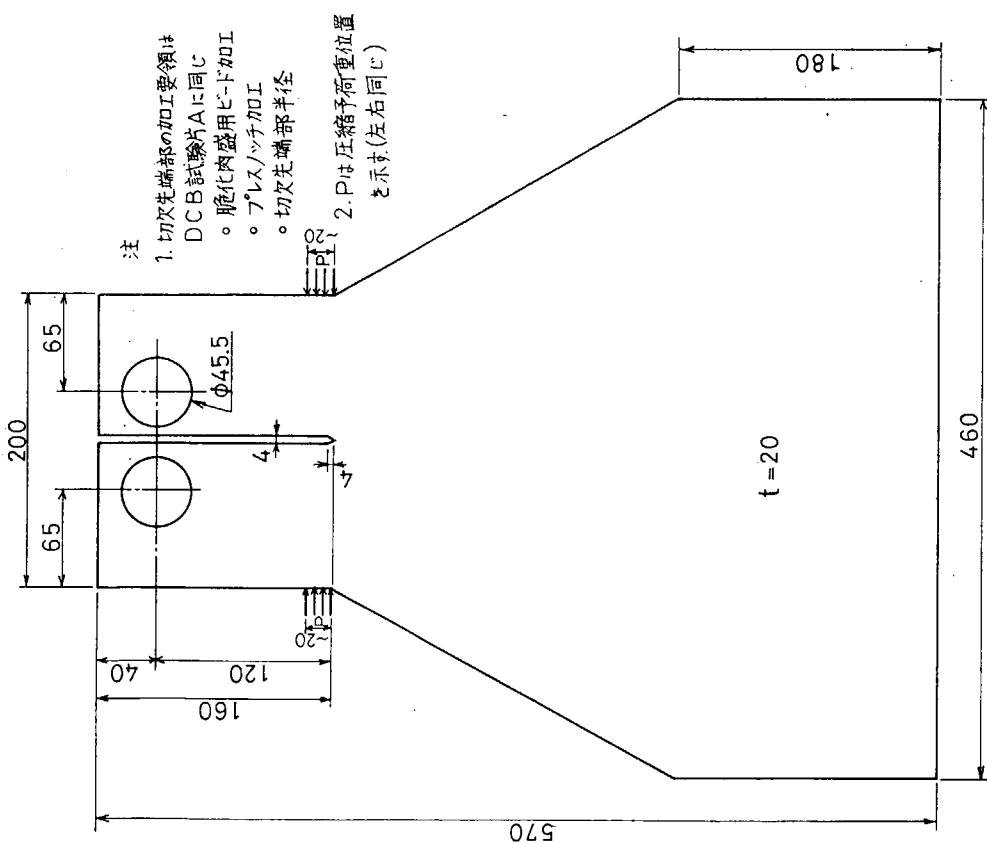


図 5.1.1.2 DCB 試験片 - B型

表 5.1.1.1 D C B 試験結果

表 5.1.1.2 破壊発生時の荷重点変位と K 値

試験番号	項目	試験片形状	試験温度(°C)	クリップゲージ 開口量(V) (mm)	破壊荷重(kg)	き裂伝播長さ Δa (mm)	圧縮荷重 有	備考
A-1	A型	-4.0	1.00	4730	67.3	有		き裂速度計測不良
A-2		-4.0	1.92	7300	79.2	有		
A-3		-4.0	1.97	6960	85.7	有		き裂直進後や曲がる
A-4		-4.0	2.21	6530	68.2	有		
A-8		-4.0	1.98	5900	75.7	無		き裂速度計測不良 き裂直進後や曲がる
A-5		-100	0.34	3550	69.4	有		
A-6		-100	0.76	4540	83.9	有		
A-7		-100	0.85	5250	120.8	有		き裂直進後や曲がる
B-1	B型	-4.0	1.77	6730	56.9	有		
B-2		-4.0	1.73	6190	61.9	有		
B-3		-4.0	1.74	6240	61.0	有		き裂速度計測不良
B-7		-4.0	1.89	6750	66.1	無		
B-4		-100	0.62	5940	82.7	有		
B-5		-100	0.67	4180	67.8	有		
B-6		-100	0.54	3030	65.9	有		

試験番号	項目	荷重点変位 δ (mm)	破壊発生時のK値 $K_{\text{I}}(\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3/2})$
A-1	A-1	0.389	193.3
A-2	A-2	0.747	372.8
A-3	A-3	0.766	382.7
A-4	A-4	0.860	427.5
A-8	A-8	0.770	384.7
A-5	A-5	0.132	64.6
A-6	A-6	0.296	149.1
A-7	A-7	0.331	164.0
B-1	B-1	0.689	317.1
B-2	B-2	0.674	307.9
B-3	B-3	0.678	309.7
B-7	B-7	0.736	340.0
B-4	B-4	0.241	110.3
B-5	B-5	0.261	119.5
B-6	B-6	0.210	96.5

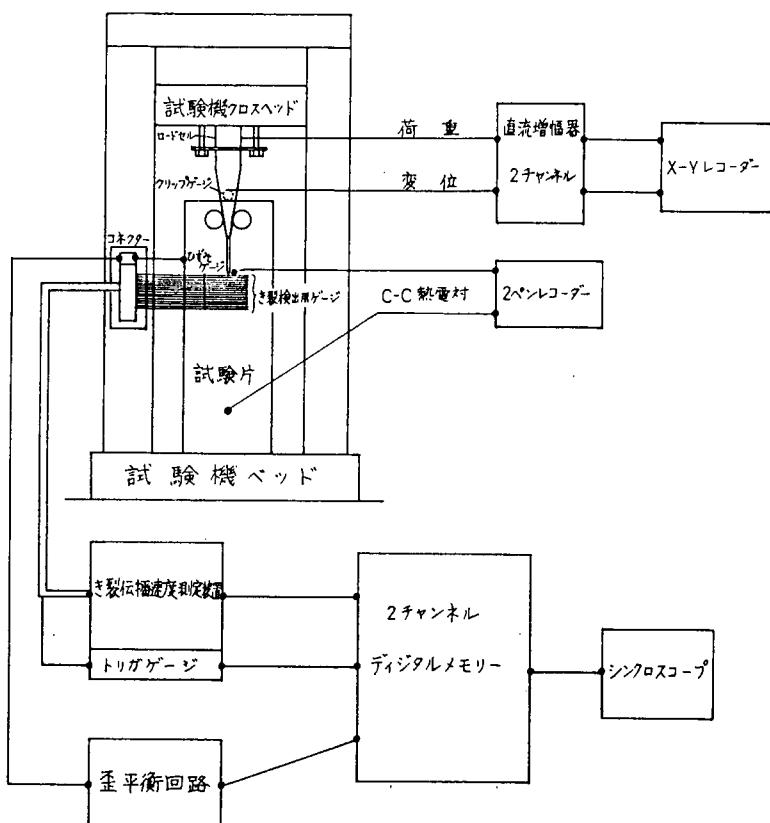


図 5.1.1.4 D C B 試験計測模式図

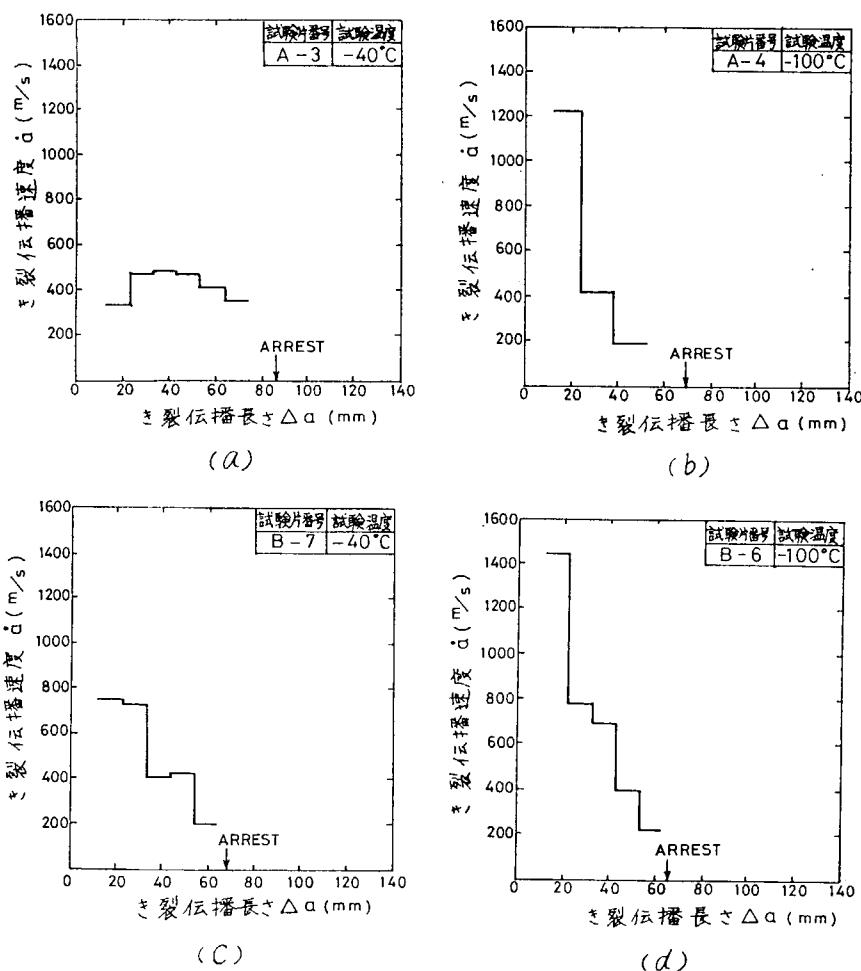


図 5.1.1.5 亀裂伝播速度

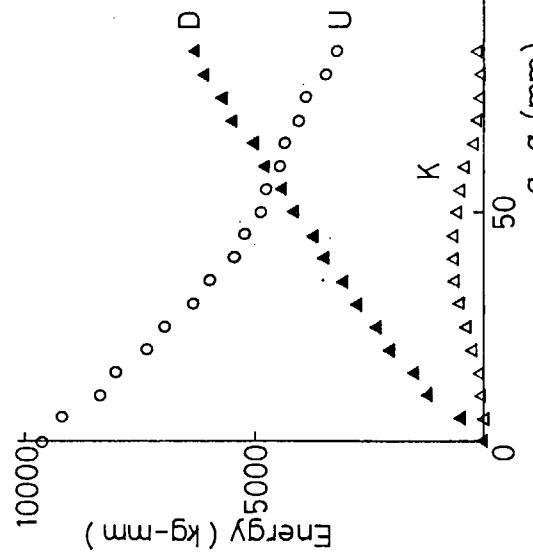
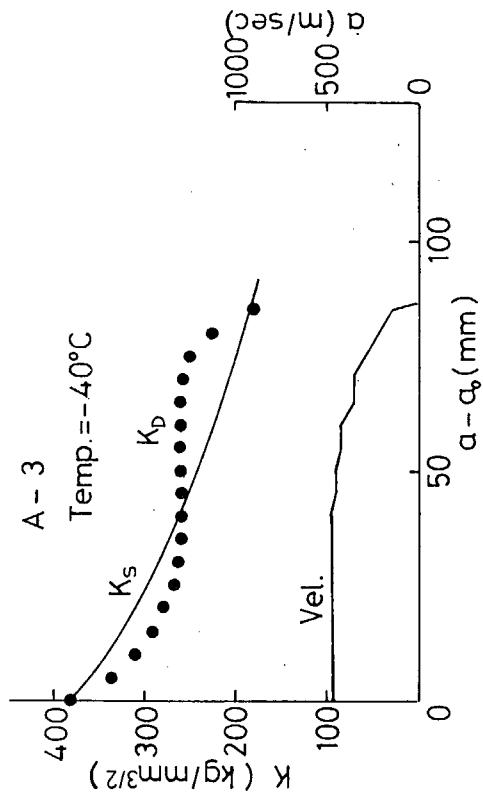


図 5.1.1.7 (a) 亀裂進展に伴う動的破壊革性値 K_D 、亀裂速度および各種エネルギーの変化

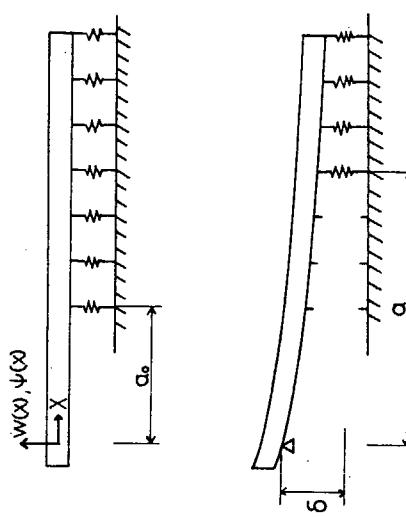
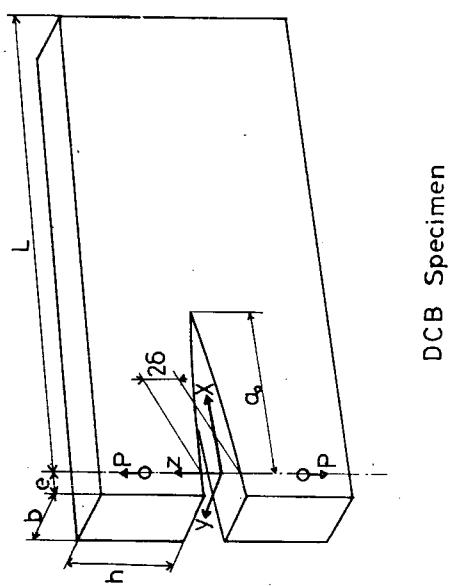


図 5.1.1.6 解析モデル

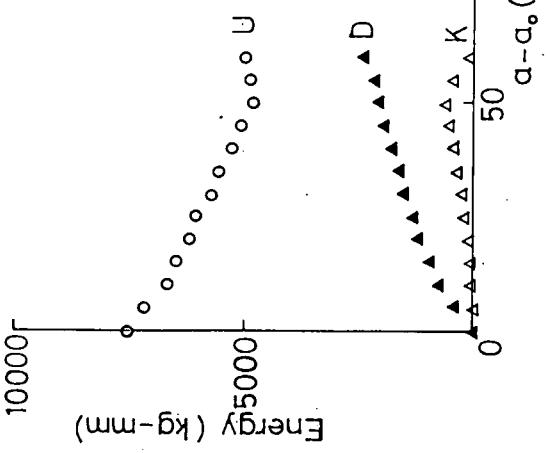
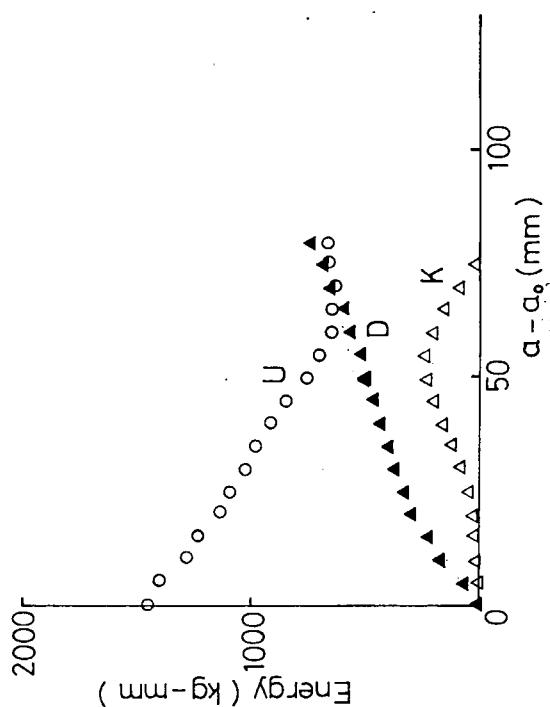
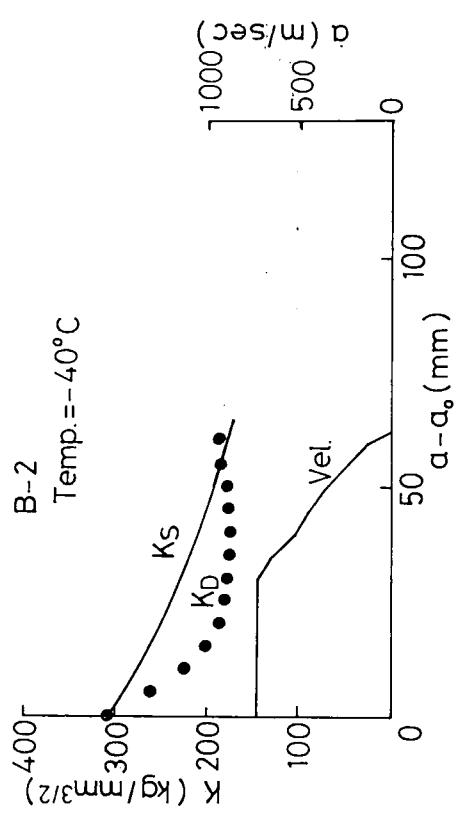
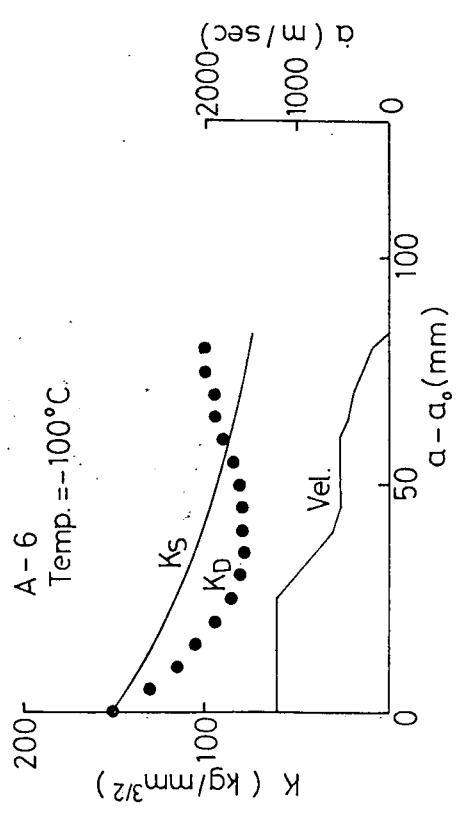
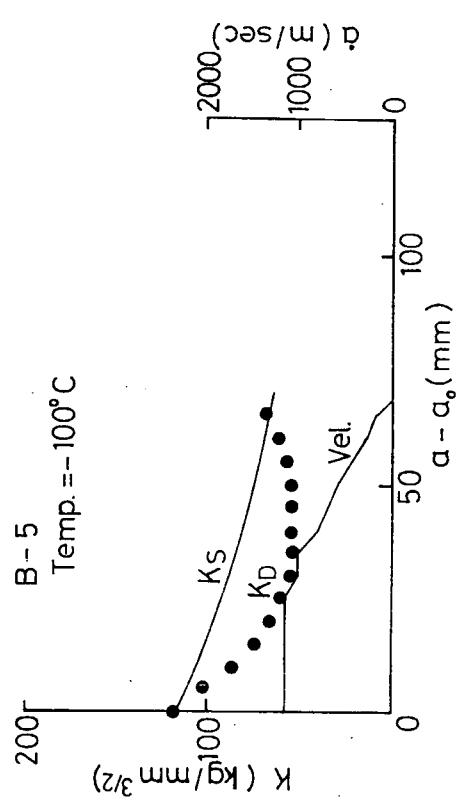


図 5.1.1.7 (b) 龟裂進展に伴う動的破壊韧性値 K_D 、亀裂速度および各種エネルギーの変化

図 5.1.1.8 (a) 亀裂進展に伴う動的破壊韧性値 K_D 、亀裂速度および各種エネルギーの変化



KAS

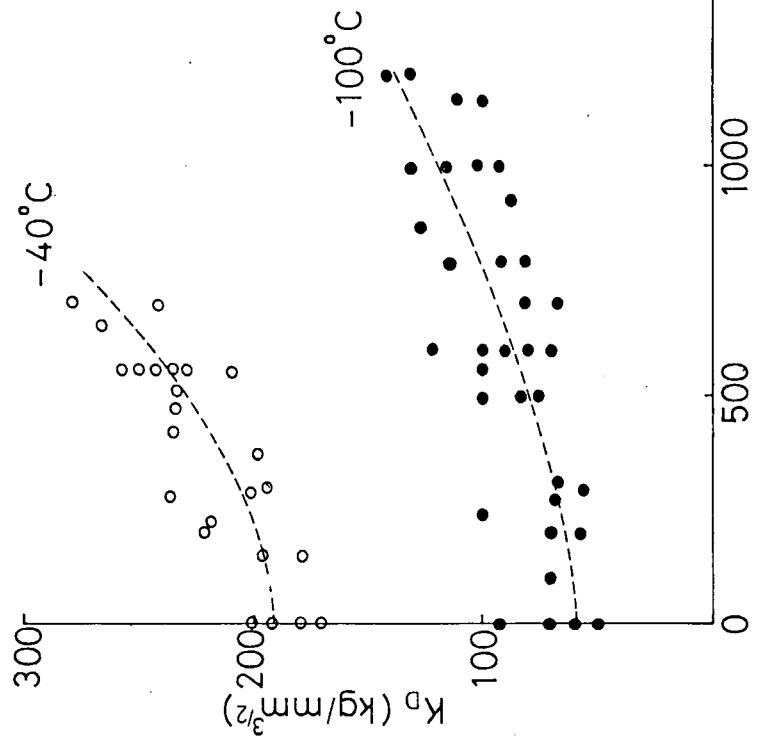


図 5.1.1.9 動的破壊非性値 K_D と亀裂速度の関係

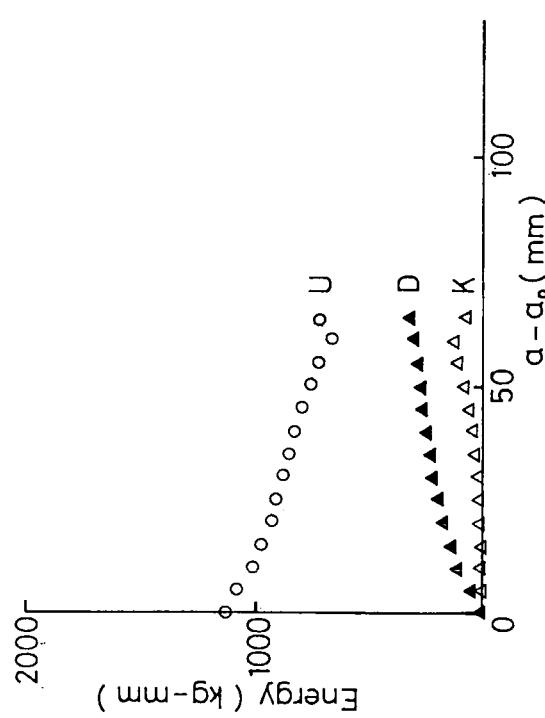


図 5.1.1.8 (b) 亀裂進展に伴う動的破壊非性値 K_D 、亀裂速度および各種エネルギーの変化

表 5.1.1.3 Results of Propagation Series

	σ_0 (kg/mm ²)	T (°C)	a _m (m/sec)
KLP-1	16	-20	697
KLP-2	16	-10	611
KSP-1	16	-20	632
KSP-2	16	-10	602

表 5.1.1.4 Results of Arrest Series

	σ_0 (kg/mm ²)	a _{SL} (mm)	\dot{a}_{SL} (m/sec)	T _{SL} (°C)	a _A (mm)	T _A (°C)	K _c (kg/mm ^{3/2})
KLA-1	16	323	350	0	363	12	746
KLA-2	12	298	380	-7	412	25.5	712
KLA-4	8	263	390	-16	309	-3	306
KLA-5	10	280	360	-12	379	16.5	500
KSA-1	16	379	330	16	417	27	980
KSA-2	12	360	260	11	423	28.5	764
KSA-4	8	283	350	-11	306	-4	303
KSA-5	10	301	370	-6	371	14	483

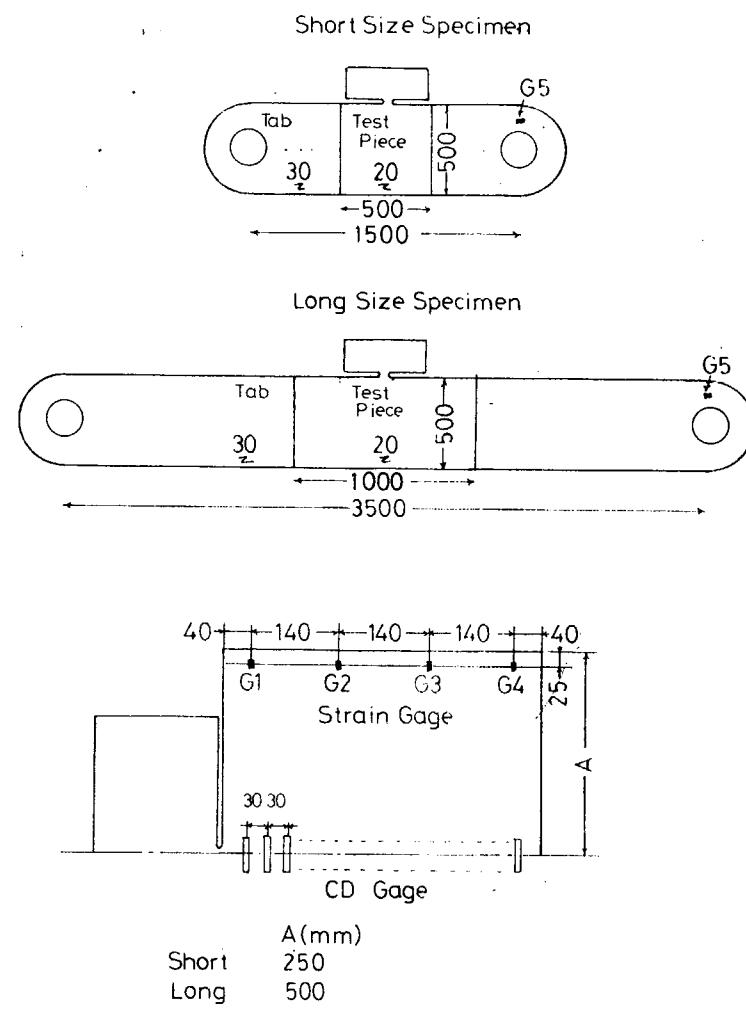


図 5.1.1.10 試験片形状及び歪ゲージ位置

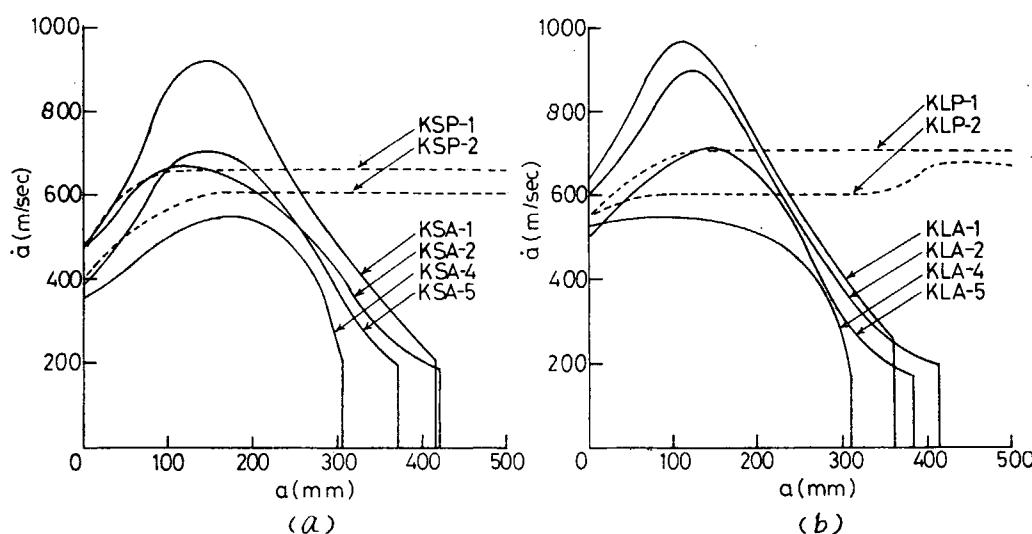


図 5.1.1.11 亀裂速度と亀裂長さの関係

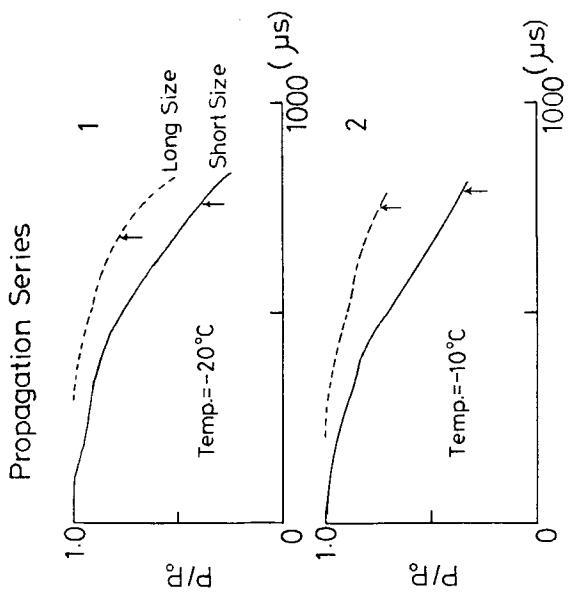


図 5.1.1.12 荷重点歪と時間の関係

Arrest Series

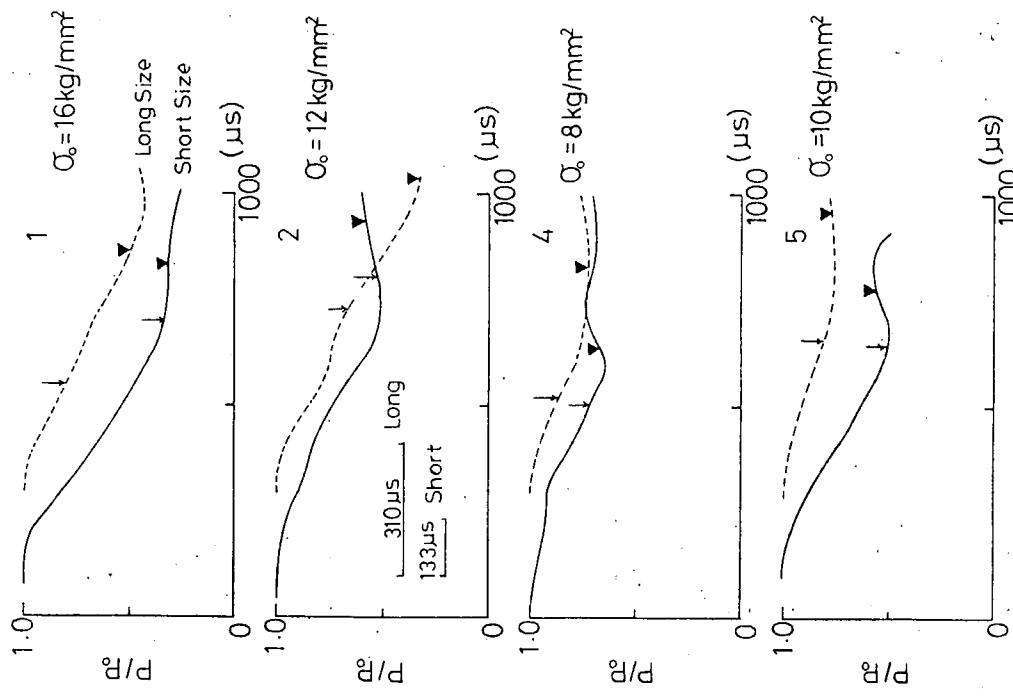


図 5.1.1.14 停止クラックの先端

図 5.1.1.15 荷重点歪と時間の関係

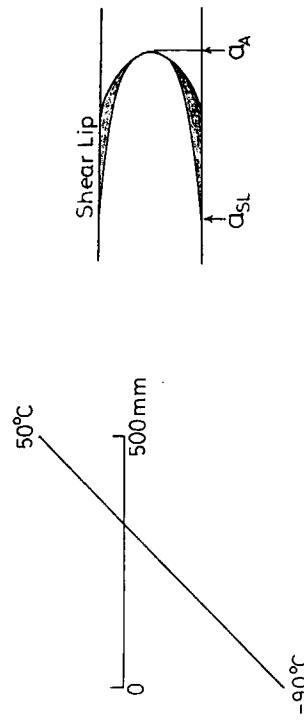


図 5.1.1.13 設定温度分布

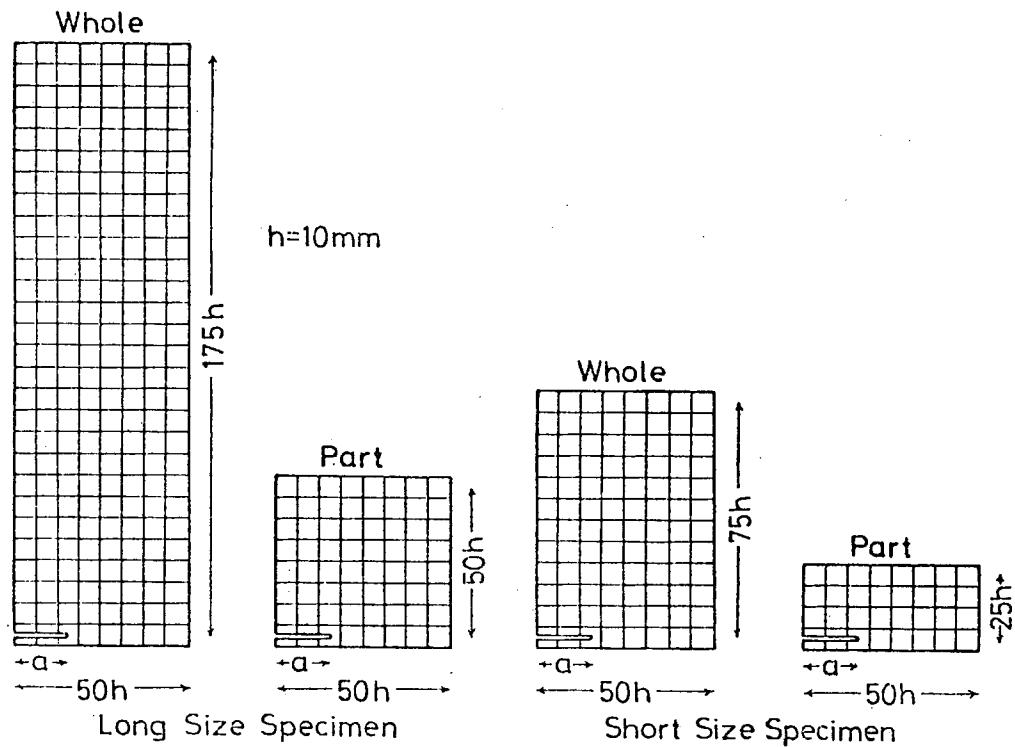
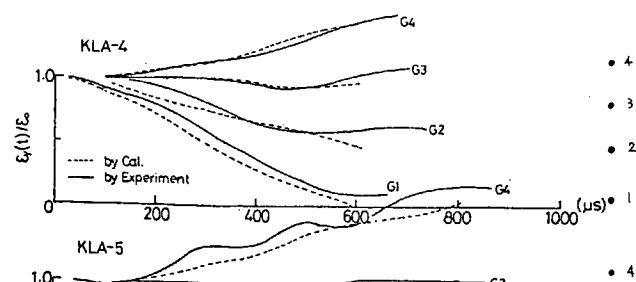
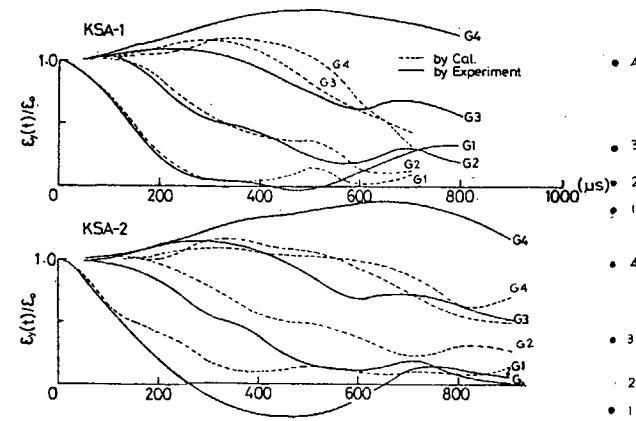


図 5.1.1.16 試験片要素分割



(a)



(b)

図 5.1.1.17 歪の時間変化

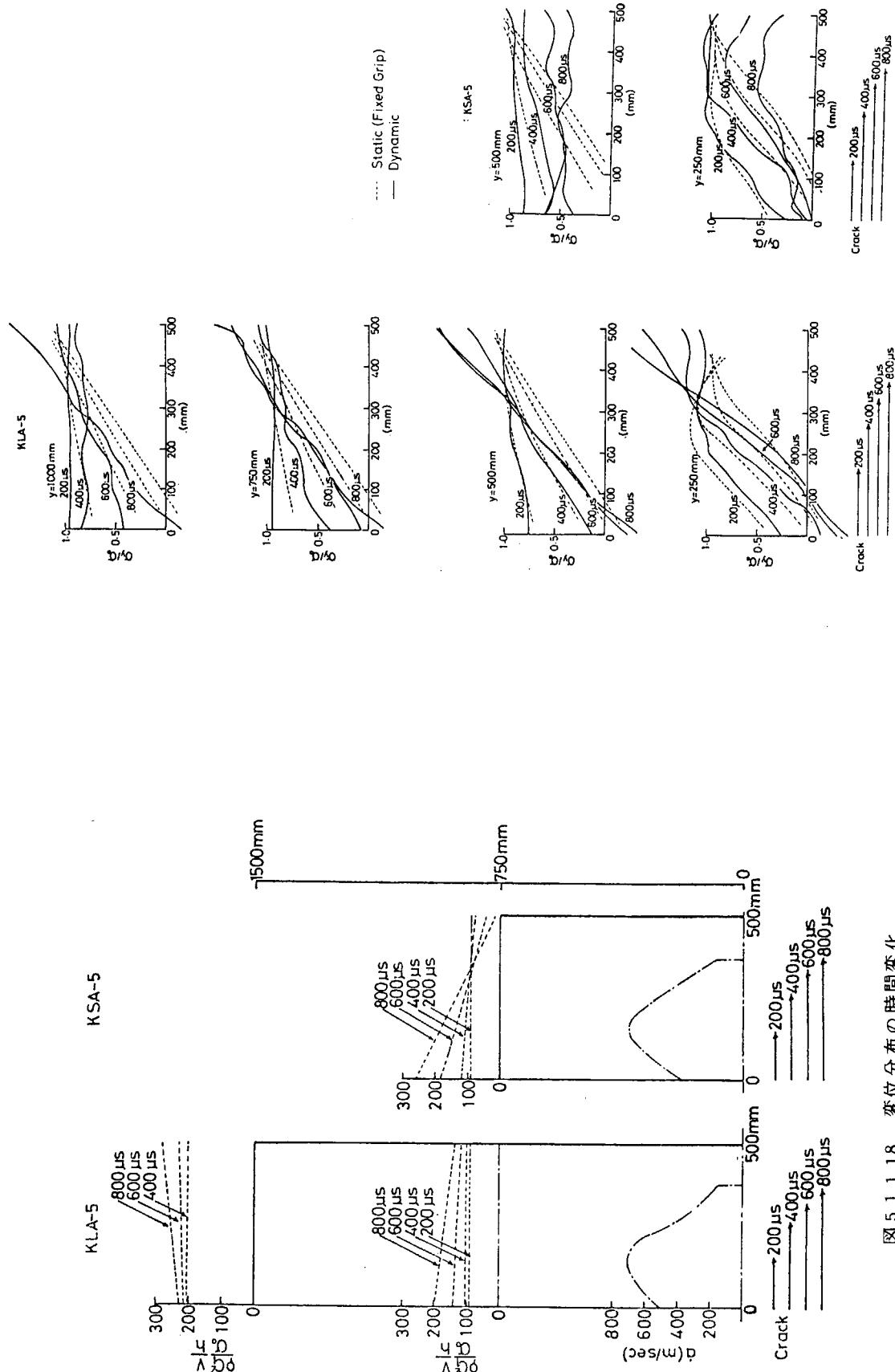
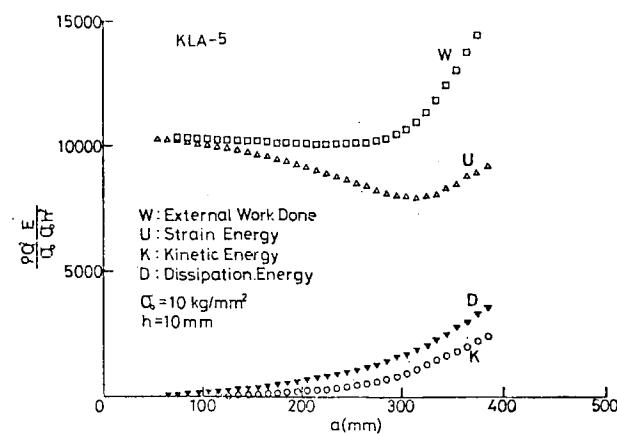
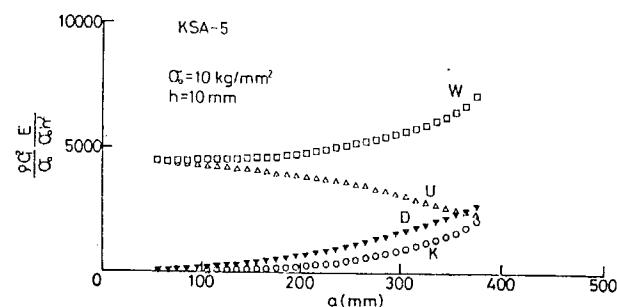


図 5.1.18 変位分布の時間変化

図 5.1.19 各線上の応力分布の変化



(a)



(b)

図 5.1.1.20 龟裂進展に伴う各種エネルギーの変化

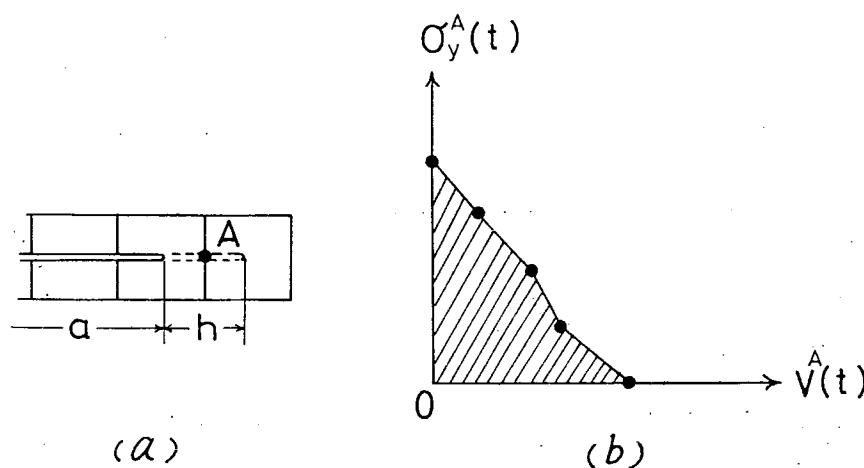


図 5.1.1.21

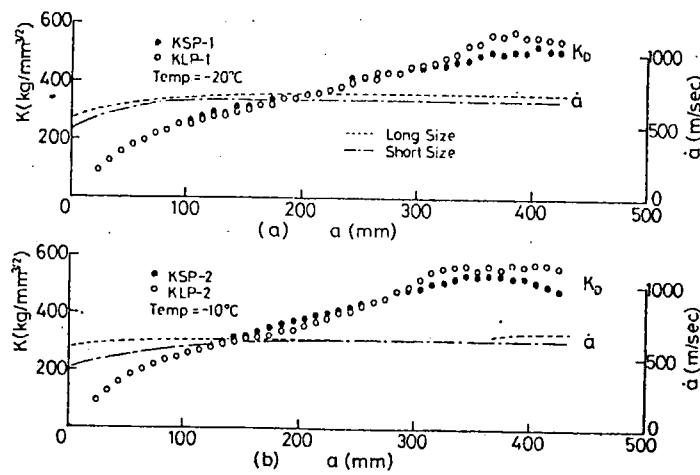


図 5.1.1.22 亀裂進展に伴う動的破壊非性値 K_D と速度の変化

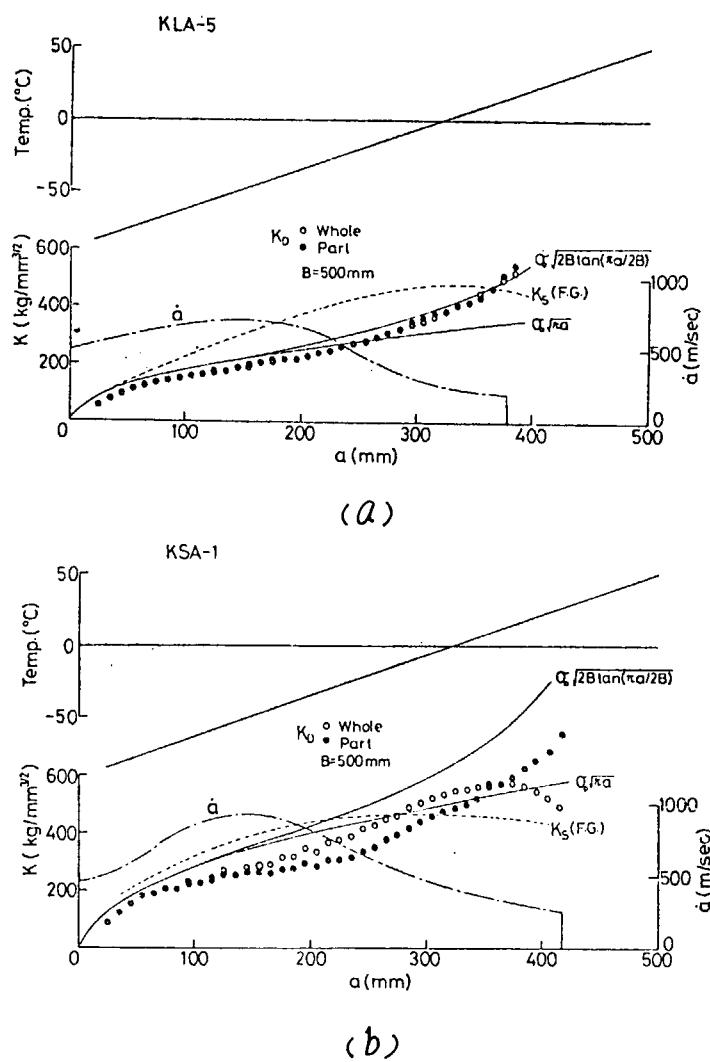


図 5.1.1.23 亀裂進展に伴う動的破壊非性値 K_D と速度の変化および温度分布

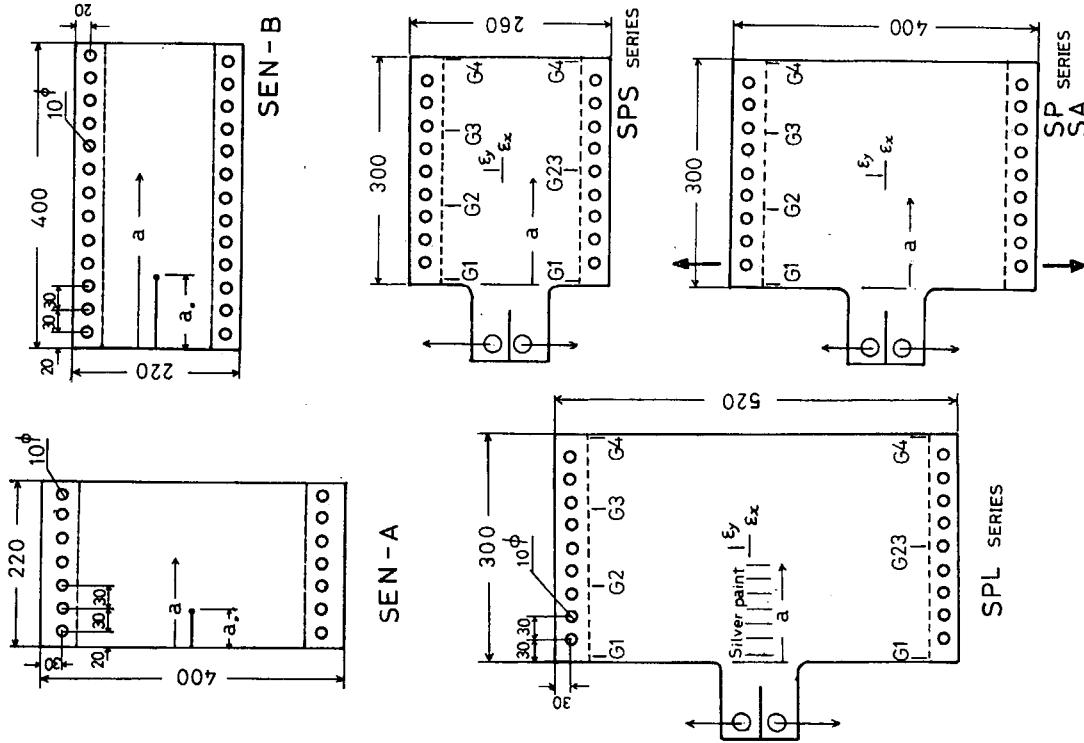


図 5.1.1.26 試験片形状・寸法

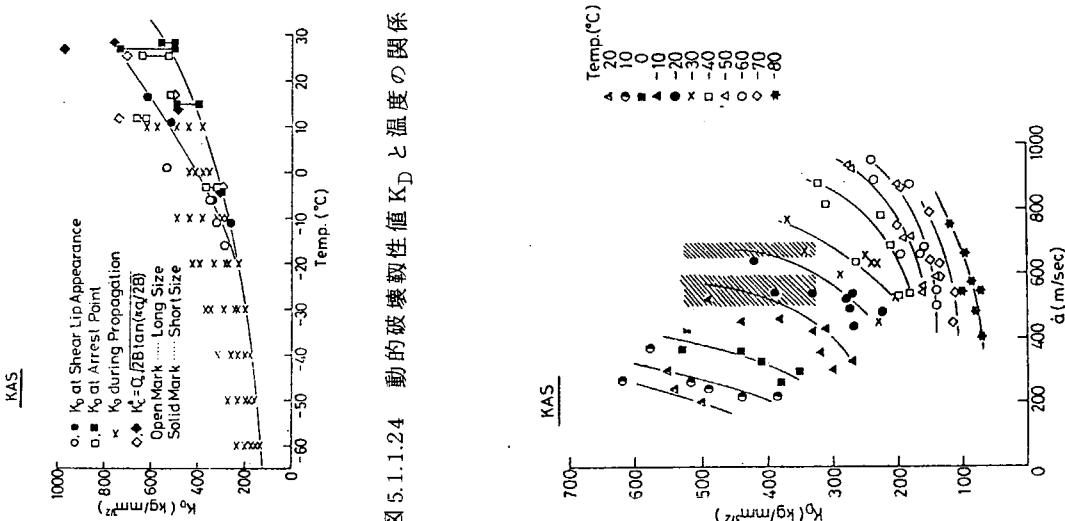


図 5.1.1.24 動的破壊靄性値 K_D と温度の関係

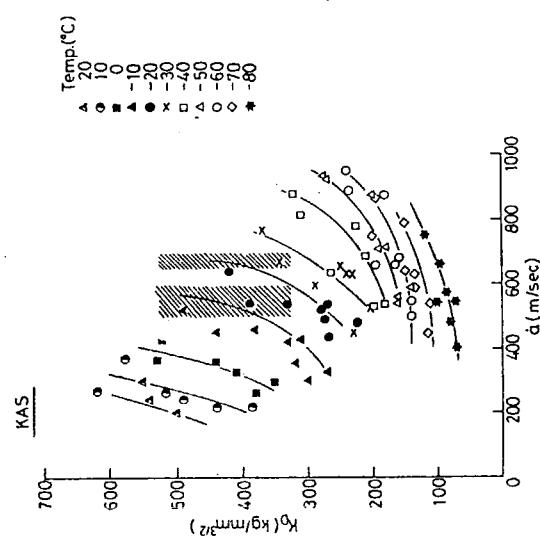


図 5.1.1.25 動的破壊靄性値曲線

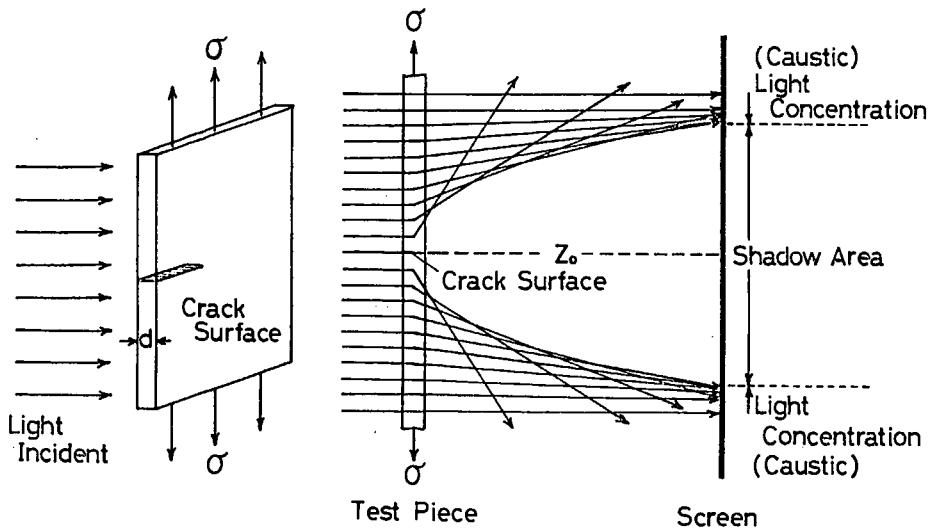


図 5.1.1.27 shadow pattern 法の原理の模式図

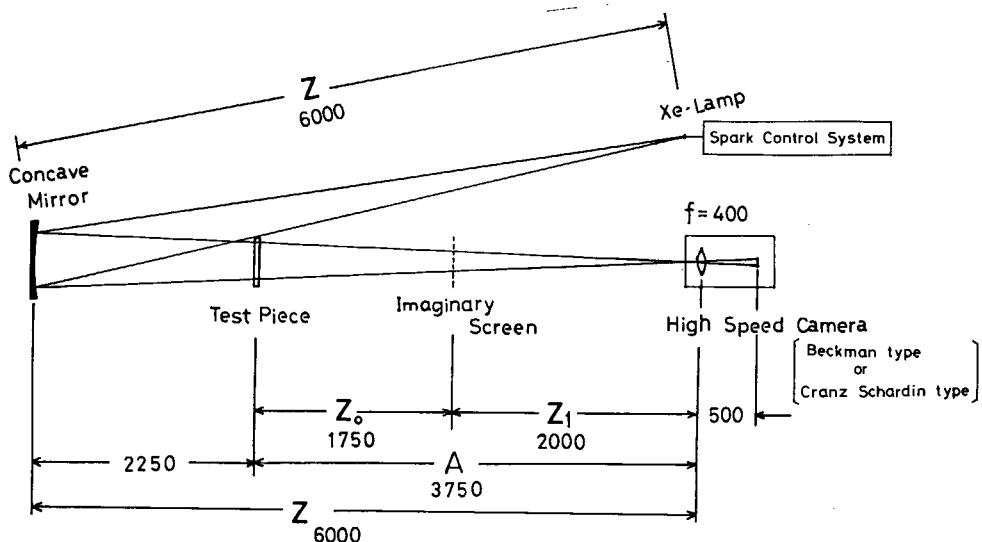


図 5.1.1.28 試験装置の模式図 (Unit:mm)

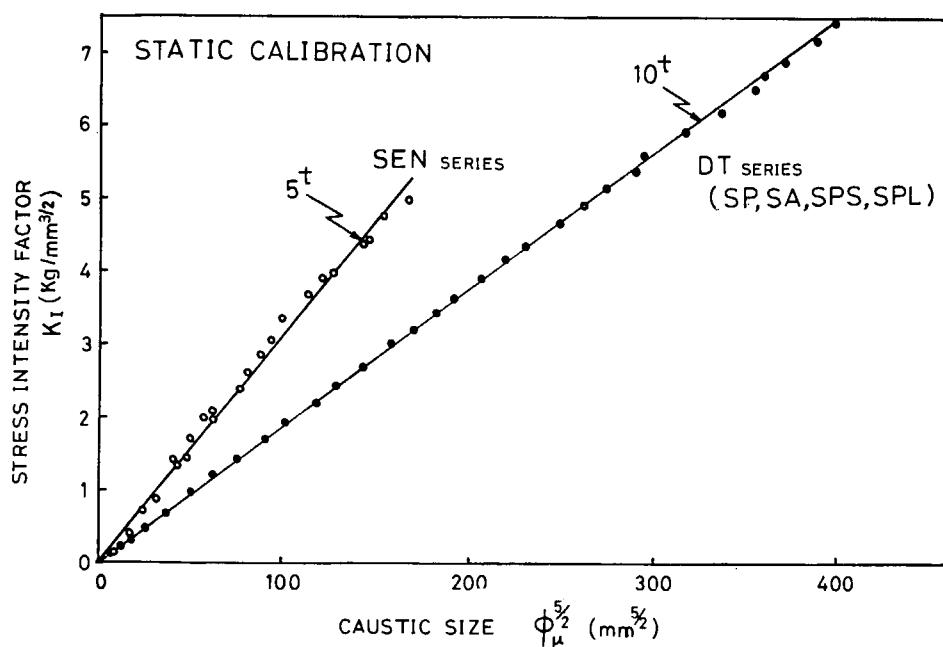


図 5.1.1.29 K_I と $\phi_{\mu}^{5/2}$ の関係

表 5.1.1.5 試験結果 (SEN型)

SEN-A

No.	a_0 (mm)	ρ (mm)	P_c (kg)	$2V_{gc}$ (mm)	$c = \frac{2V_{gc}}{P_c}$ (mm/kg)	$a-a_0$ (mm)	\dot{a} (m/s)
3	55	0.5	693	0.81	1.17	**	279
4	47	0.8	920	1.10	1.20	**	404
5	57	1.7	234	0.61	2.17	**	230
6	59	1.5	934	0.65	0.69	**	290
7	46	1.2	926	0.63	0.69	**	350
8	50	2.0	428	0.54	1.28	**	225
9	50	3.0	644	0.75	1.18	**	314
10	53	5.0	1298	1.59	1.22	**	601
11	53	4.0	557	0.68	1.23	**	285

SEN-B

No.	a_0 (mm)	ρ (mm)	P_c (kg)	$2V_{gc}$ (mm)	$c = \frac{2V_{gc}}{P_c}$ (mm/kg)	$a-a_0$ (mm)	\dot{a} (m/s)
1	97	0.3	593	0.69	1.16	*270	236
4	100	0.5	869	0.96	1.10	*271	232
5	100	0.5	701	0.61	0.88	261	226
6	100	0.9	892	0.86	0.97	*277	244
7	100	1.5	808	0.67	0.83	231	226
8	103	2.0	816			235	226
9	101	2.5	714	0.63	0.88	225	212
11	100	0.075	269	0.57	2.12	177	184
12	100	0.3	292	1.52	5.23	104	134

Plate Thickness

5 (mm)

 a_0 ; Initial Crack Length a ; Arrest Crack Length ρ ; Notch Tip Radius P_c ; Critical Load V_{gc} ; Critical Clipage Displacement c ; Compliance \dot{a} ; Mean Velocity

* ; Arrested out of sight

** ; Not arrested

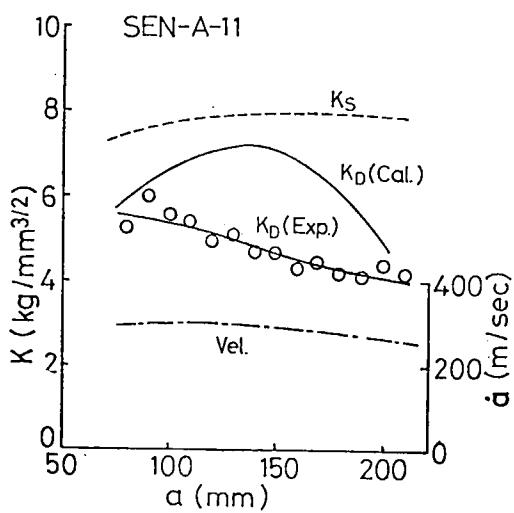


図 5.1.1.30(a) 亀裂進展に伴なう K 値および亀裂速度の変化

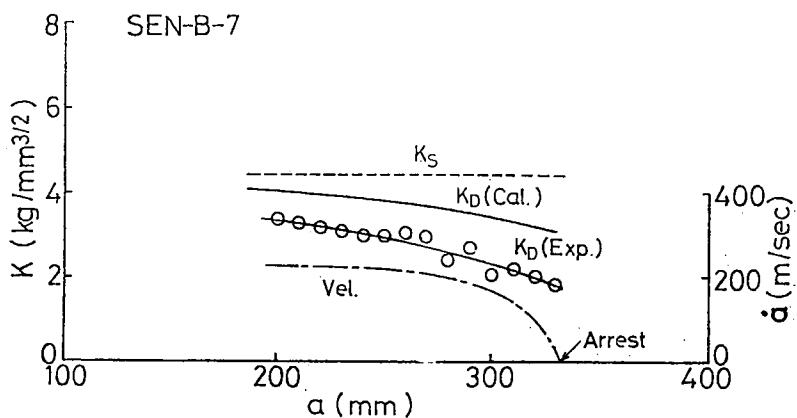


図 5.1.1.30(b) 亀裂進展に伴なう K 値および亀裂速度の変化

表 5.1.1.6 試験結果 (DT型)

	LOAD	MEAN STRESS	MEAN VELOCITY	SPECIMEN	MESUREMENT	SV
SP	900 Kg	30 Kg/cm^2	195 m/s	SP-9 NO PHOTO	G1,G2,G3,G4, P	○
				SP-11	"	○
	1500	50	435	SP-0		
				SP-1	G1,G2,G3,G4, P	
	2100	70	480	SP-3	G1,G2,G3,G4,	
				SP-7	G1,G2,G3,G4, P	○
SPS	2700	90	550	SP-2	"	
				SP-4	"	
	3300	110	590	SP-6	G3,G4, P	○
				SP-5 BIFURCATION	G1,G2,G3,G4, P	○
	3900	130	660	SP-10	"	○
				SPS-1	"	○
SPL	3300	110	545	SPS-2	G1, G23,G4, P, E_x, E_y	○
			525	SPL-1	G3G4, P, E_y	○
	3300	110	620	SPL-2	G1, G23,G4, P, E_x, E_y	○
SA	400	13.3	$\sigma_1 = 3.4 \sigma_0$ $\sigma_2 = -1.4 \sigma_0$	SA-1	G1,G2,G3,G4, P, E_y , Δ	
	600	20		SA-2	"	○
				SA-3	"	○

SP=specimen for propagation (300×400×10 mm^3)

SPS=short size specimen for propagation (300×260×10 mm^3)

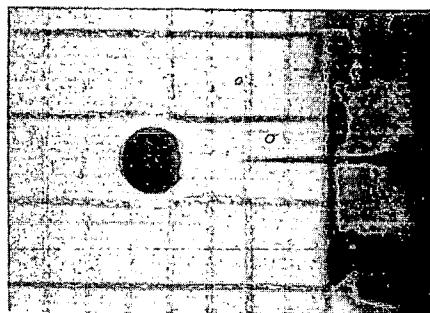
SPL=long size specimen for propagation (300×520×10 mm^3)

SA=specimen for arrest (300×400×10 mm^3)

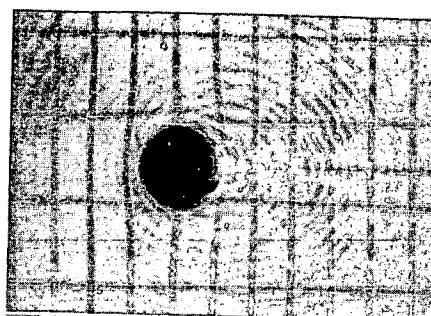
G1,G2,G3,G4, E_x, E_y = strain gage

SV=silver paint

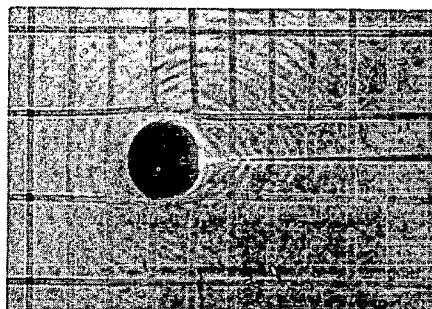
P=load drop



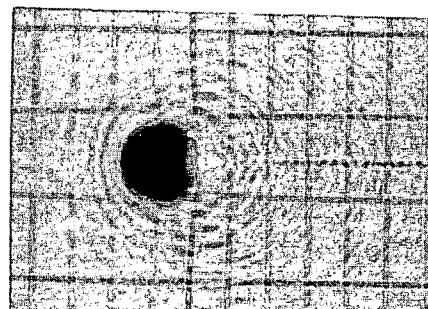
$a = 43.0 \text{ mm}$



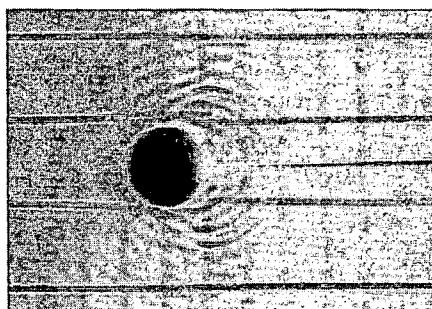
194.1



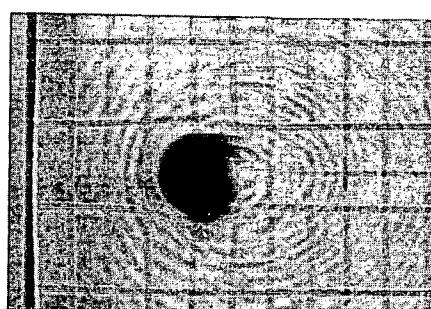
84.0



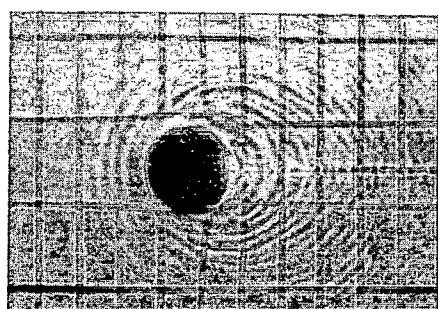
225.1



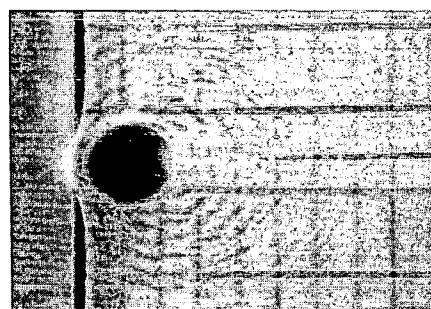
124.7



254.4



159.7



286.2

$$\sigma_0 = 90 \text{ kg/cm}^2 \quad \dot{a} = 550 \text{ m/sec (SP-2)}$$

写真 5.1.1.1 亀裂伝播中の shadow pattern の例

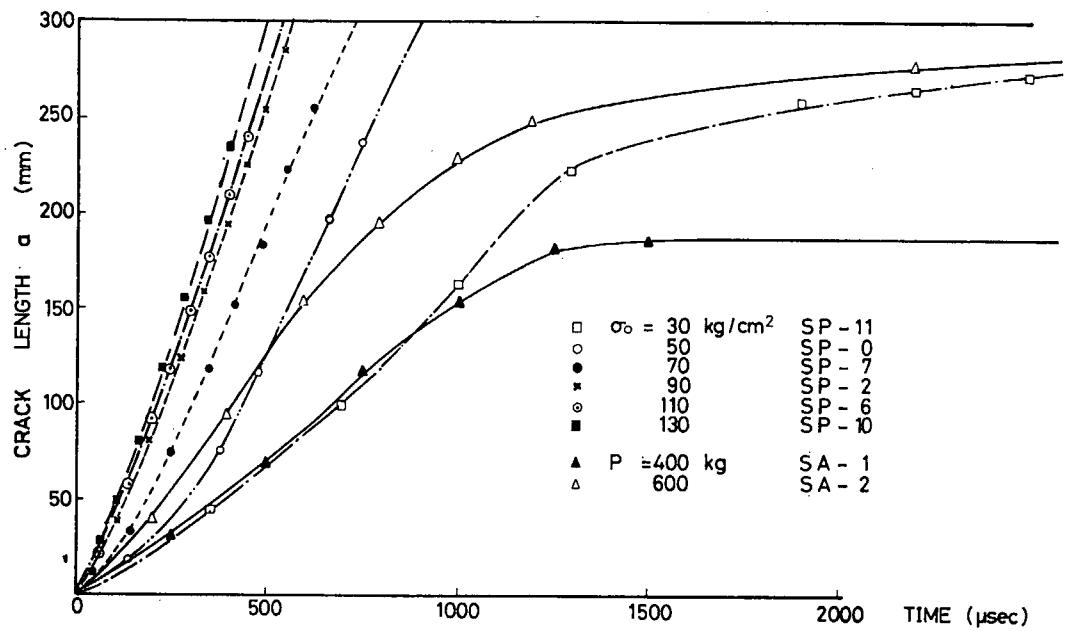


図 5.1.1.31 龜裂長さと時間の関係

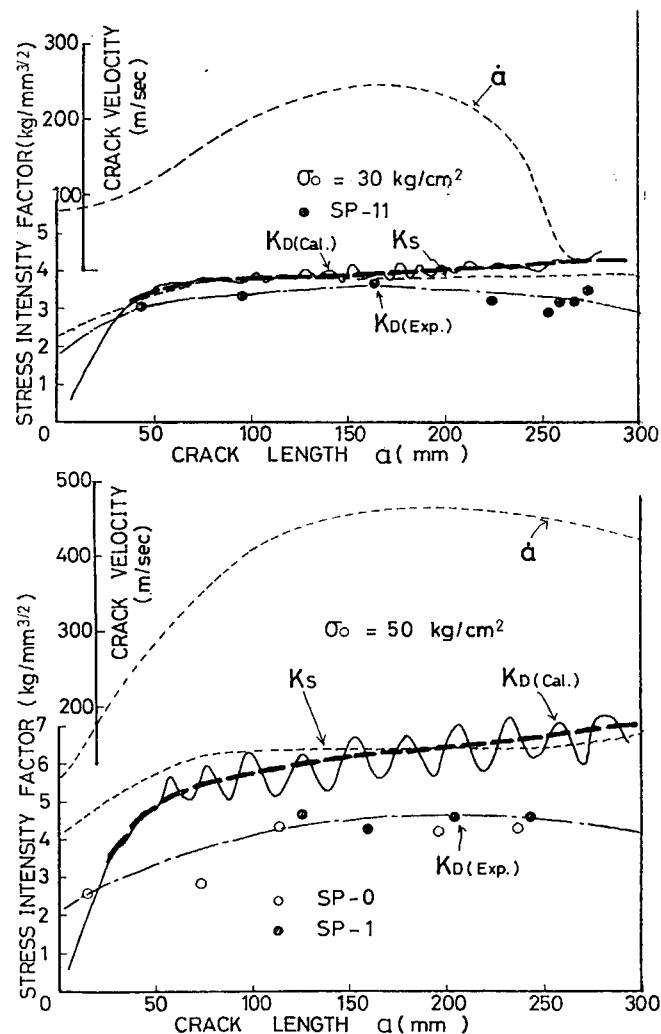


図 5.1.1.32 龜裂進展に伴なう K 値および亀裂速度の変化

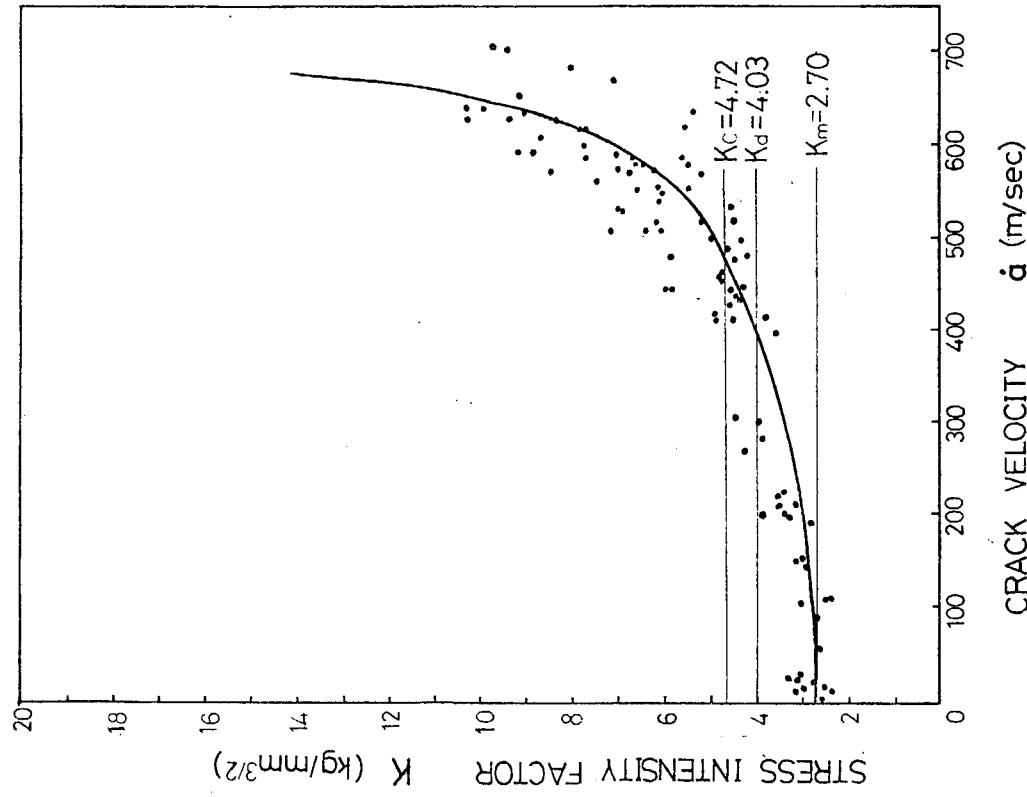


図 5.1.1.34 応力拡大係数と亀裂速度の関係

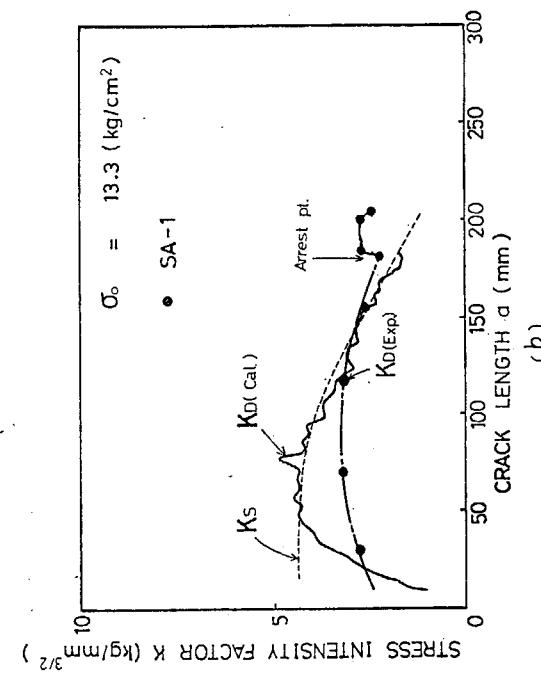
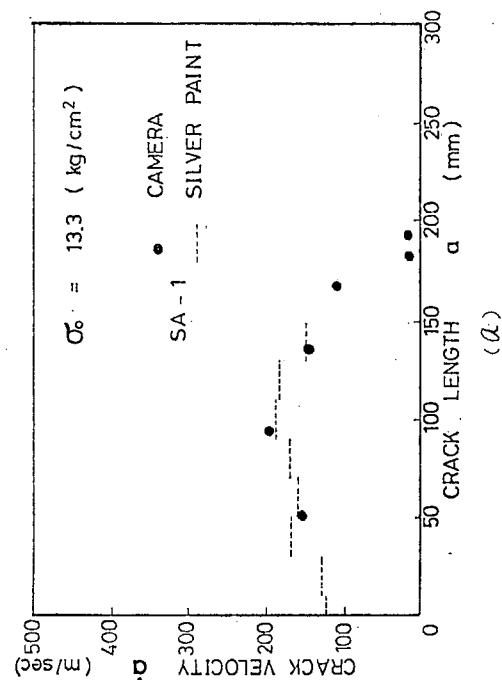


図 5.1.1.33 亀裂進展に伴なう亀裂速度および K 値の変化

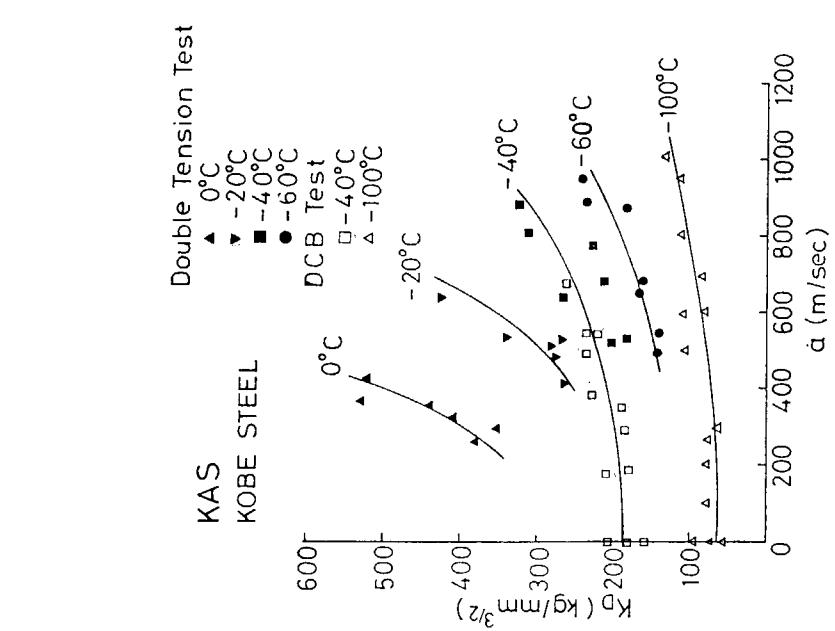


図 5.1.1.35 各試験温度における K_D と亀裂速度の関係

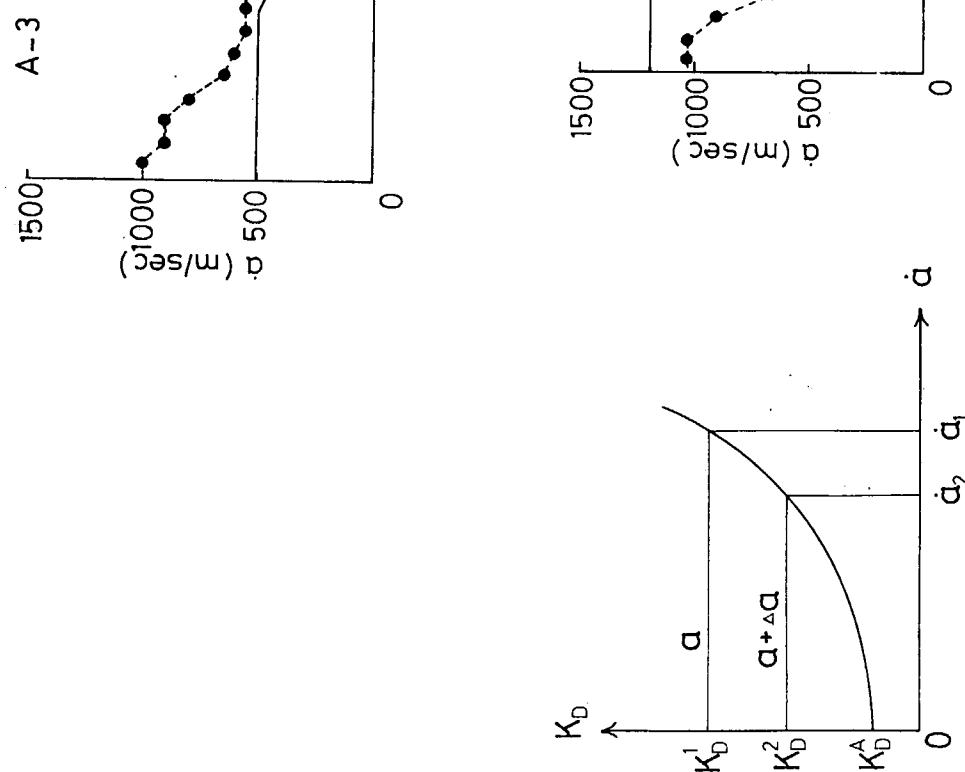
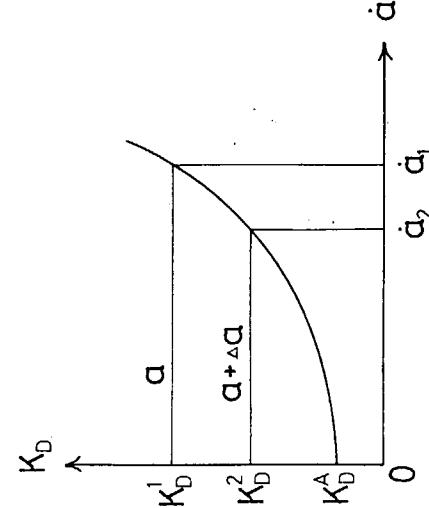


図 5.1.1.36 模式的 $K_D \sim \dot{a}$ 関係

図 5.1.1.37 亀裂速度と亀裂長さの関係 (DCB型)



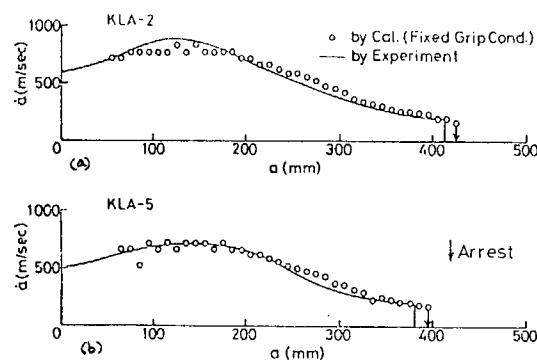


図 5.1.1.38 龜裂速度と亀裂長さの関係(ロングサイズ)

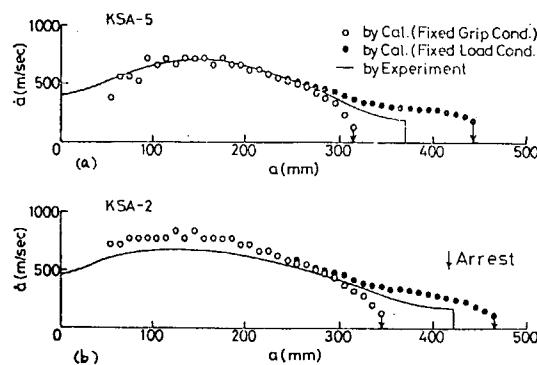


図 5.1.1.39 龜裂速度と亀裂長さの関係(ショートサイズ)

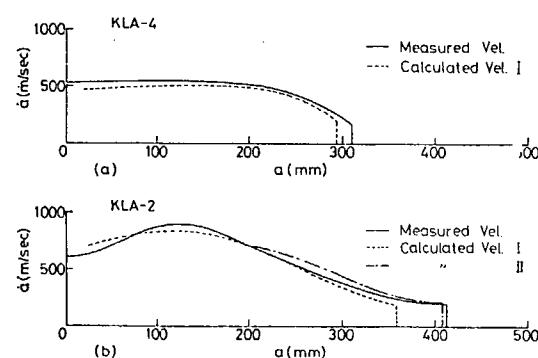


図 5.1.1.40 簡便法による $\dot{a} \sim a$ 関係の計算例と実測値の比較
実測値の比較

5.1.2 多点負荷型超広幅二重引張試験

5.1.2.1 目的

本部会における鋼材の脆性破壊伝播停止挙動を動的に把握しようとする研究の結果、昭和52年度においては材料の動的靶性値の亀裂速度および温度依存性が示唆された。

そこで、この動的靶性値の意味をさらに明確にする目的で、伝播部長さ1500mm～3000mmの試験片を用いた多点負荷型超広幅二重引張試験（以下超広幅試験と称す）という試験法を開発した。

これにより、一般船体用軟鋼材KAS鋼板（板厚20mm）における高速長大亀裂の伝播および伝播停止挙動について把握・検討を行なった。

5.1.2.2 標準型二重引張試験

超広幅試験に先立ち、KAS鋼板の脆性亀裂伝播および伝播停止の基本的特性を把握するために、伝播部長さが500mmの標準型二重引張試験（以下標準型試験と称す）を行なった。

超広幅試験は、試験機能力の制約によって亀裂伝播部を5mmまで減厚しなければならない。一方、鋼材の破壊靶性値は板厚に依存するので、標準型試験も超広幅試験と同様に5mmまで減厚をした。

図5.1.2.1に標準型試験要領を示す。また、亀裂速度、荷重変化、ひずみ変化の計測用のゲージ貼付位置も示した。亀裂速度ゲージの1枚目をトリガーとして、高速現象装置により上記の測定項目を記録した。亀裂速度は長さ90mmのひずみゲージによるゲージ切断法によって求め、ひずみ変化は1軸ゲージにより荷重方向のひずみを、荷重変化は2軸ゲージをタブの両面に貼付し4ゲージ法によって測定した。

試験は

一様温度条件（Pシリーズ）……………4体

勾配温度条件（Aシリーズ）……………7体

の計11体を実施した。図5.1.2.2に、試験片の温度分布を示す。

標準型試験結果を表5.1.2.1に示す。A-3,A-4,P-4については計測データが得られていない。Aシリーズの結果を従来の静的な方法、すなわち

$$K_c = \sigma / 2B \tan(\pi a / 2B) \quad (5.1.2.1)$$

で整理したのが図5.1.2.3である。原厚(20mm)で行なった東大の試験結果と比較すると、板厚効果が明瞭に表われていることがわかる。これは、WESのV-Charpy要求値($vT_E = -23^\circ\text{C}$ として計算)以上に差のある結果となっている。

図5.1.2.4にAシリーズの亀裂進展曲線を示す。図5.1.2.5は図5.1.2.4の曲線の傾きをプロットしたもので、亀裂速度を表わす。温度上昇にしたがって亀裂速度が減少する傾向がみられる。図5.1.2.6,図5.1.2.7は、それぞれPシリーズの亀裂進展曲線、亀裂速度を表わす。発生部近傍を除けば亀裂速度は一定であり、しかも温度が低いほど亀裂速度は速い。

5.1.2.3 多点負荷型超広幅二重引張試験

超広幅試験は伝播部長さによって3つのタイプに分けられる。それぞれの試験要領を図5.1.2.8～図5.1.2.10に示す。

試験片の減厚に際しては、加工の困難さから片面のみを減厚したのち裏面のピン部にタブをつけて補強するという方法をとった。また、試験を実施すると亀裂が発生直後にわん曲、分岐し、伝播部に突入してから直進しないものが出現したため、以後は発生部から伝播部入口まで浅い溝を設けた。

亀裂伝播部中央両面には2軸ゲージを貼付し、試験前における応力分布を求めた。破壊発生後は、亀裂速度とピン治具に貼付したひずみゲージ(4ゲージ法)により荷重変化を測定した。特に亀裂がわん曲する場合を

考え、亀裂速度ゲージは、トリガー用以外は3枚から5枚を直列に貼付した。

試験は

一様温度・勾配応力条件 …… 3体

勾配温度・一様応力条件 …… 2体

の計5体を実施する。

図5.1.2.11に試験片の応力分布を示す。また、図5.1.2.12～図5.1.2.14に差分法によって求めた試験片主応力図と伝播部中央の応力分布を示す。応力分布について計算値と実験値を比較すると、計算値ではかなり波打つ傾向が予想されたが実際には平坦になっている。これは、計算は2次元問題として解析しているが、実際には伝播部中央に比べ荷重点近傍は板厚が厚く、減厚の段階で応力分布がならされるためと思われる。

S-1の試験結果を図5.1.2.15～図5.1.2.17に示す。図5.1.2.15は亀裂伝播経路図で、伝播部半ばを越えると応力低下によってわん曲しているが、荷重がかかっている部分ではほぼ直進する。図5.1.2.16は亀裂進展曲線、図5.1.2.17は亀裂速度を示したものである。速度はほぼ標準型Pシリーズと同レベルで一定であるが、急停止する傾向はAシリーズと似ている。これらの定量的な評価は動的解析の結果を待たないとわからない。

Lシリーズの2体について、亀裂伝播経路図を図5.1.2.18に示す。これらはいずれも亀裂発生直後にわん曲、分岐を起こし伝播部を直進しなかった。L-2についてはMタイプに加工し直して再試験を行なう。

5.1.2.4 まとめ

KAS鋼による各種の脆性破壊伝播試験を実施した。その結果を要約する。

- (1) 亀裂速度は温度に依存する。すなわち、標準型試験において亀裂速度は、温度上昇にしたがって減少し、一様温度では一定かつ温度レベルが低いほど速い。
- (2) 一様温度・勾配応力条件下の超広幅二重引張試験では、亀裂速度は標準型Pシリーズとほぼ同レベルで一定であるが急停止する傾向はAシリーズと似ている。

本年度は実験方法の確立と実験結果の整理に終わったが、来年度は引き続いて動的解析による評価を行なう予定である。

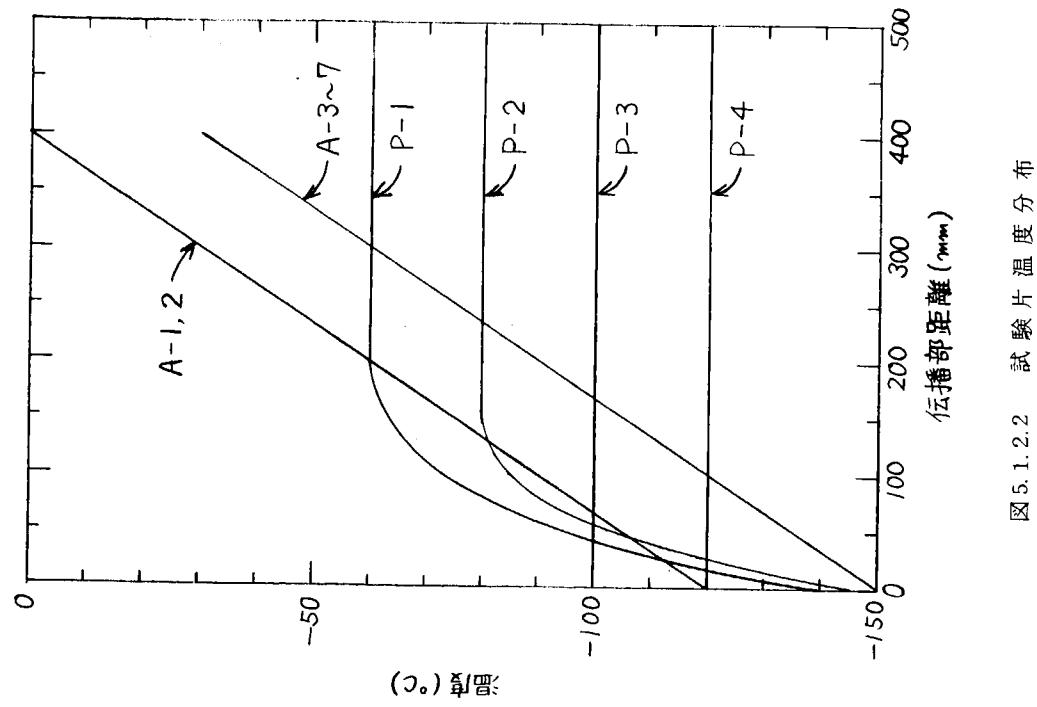


図 5.1.2.2 試験片温度分布

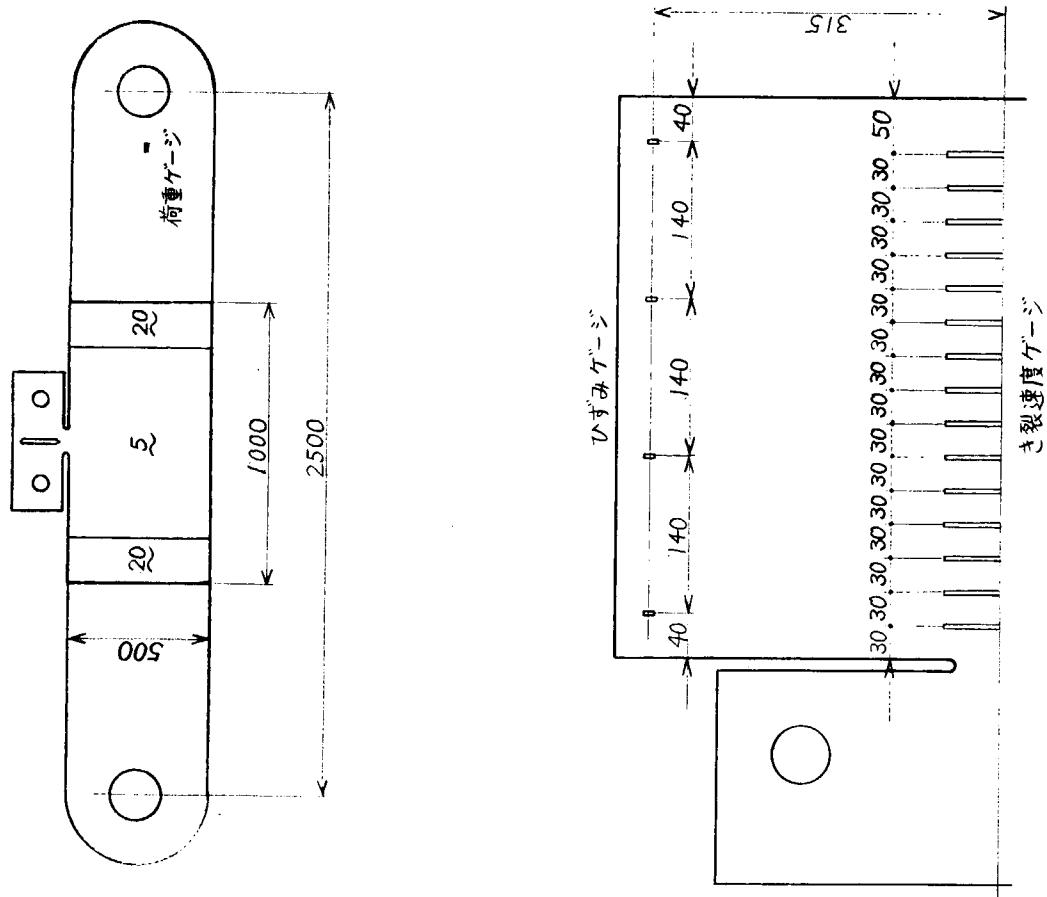


図 5.1.2.1 標準型試験要領およびゲージ貼付位置

表 5.1.2.1 標準型二重引張試験結果一覧

符号	鋼種	試験片寸法		試験片 温度分布	伝播部応力 σ (kg/mm ²)	き裂長さ a (mm)	き裂停止部温度 T (°C)	$10^3/T$ (°K ⁻¹)	K_C (kg/mm ³)	備考
		板厚 t (mm)	幅 B (mm)							
A-1		5.3	498		15.2	273	-40	4.29	518	
A-2		5.3	497		19.0	273	-40	4.29	647	
A-3		5.1	498		15.7	380	-36	4.22	793	No Data
A-4	KAS	5.1	498	2500	溫度勾配	11.8	327	-50	4.48	481 No Data
A-5		5.5	508		17.9	347	-45	4.39	774	
A-6		5.3	508		14.9	331	-52	4.52	608	
A-7		5.6	508		10.5	321	-54	4.57	414	
P-1		5.6	496			14.4	GO (-60°C一定)			
P-2	KAS	5.1	495	2500	溫度平坦	15.8	GO (-80°C一定)			
P-3		5.0	508			15.7	GO (-100°C一定)			
P-4		5.6	506			14.1	GO (-120°C一定)			

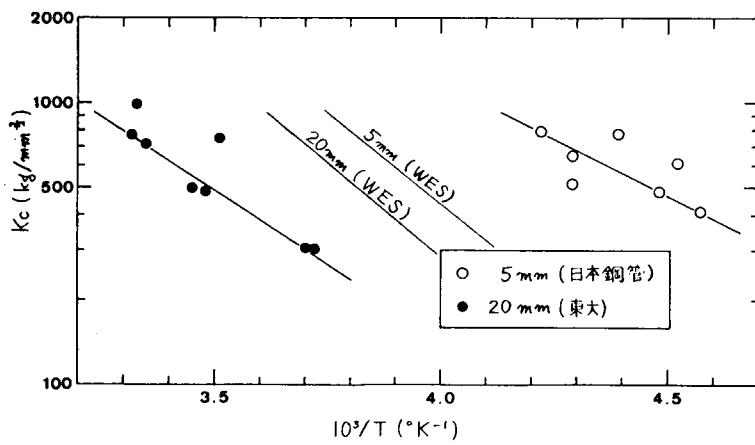


図 5.1.2.3 静的韌性値に及ぼす板厚の影響

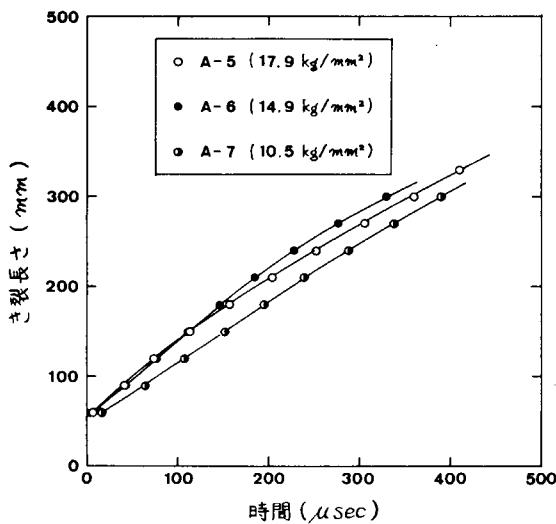


図 5.1.2.4 亀裂進展曲線 (A シリーズ)

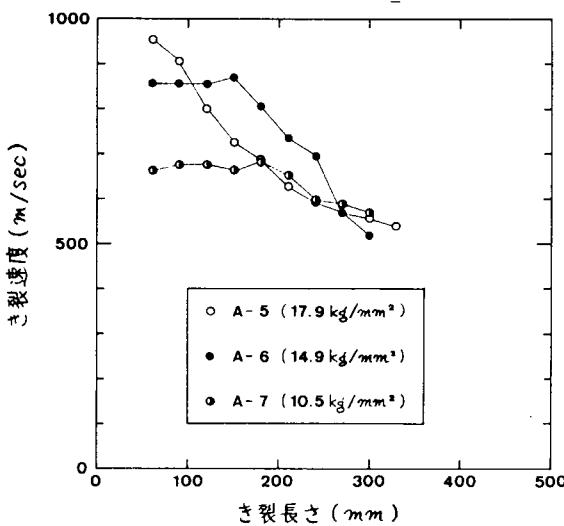


図 5.1.2.5 亀裂速度 (A シリーズ)

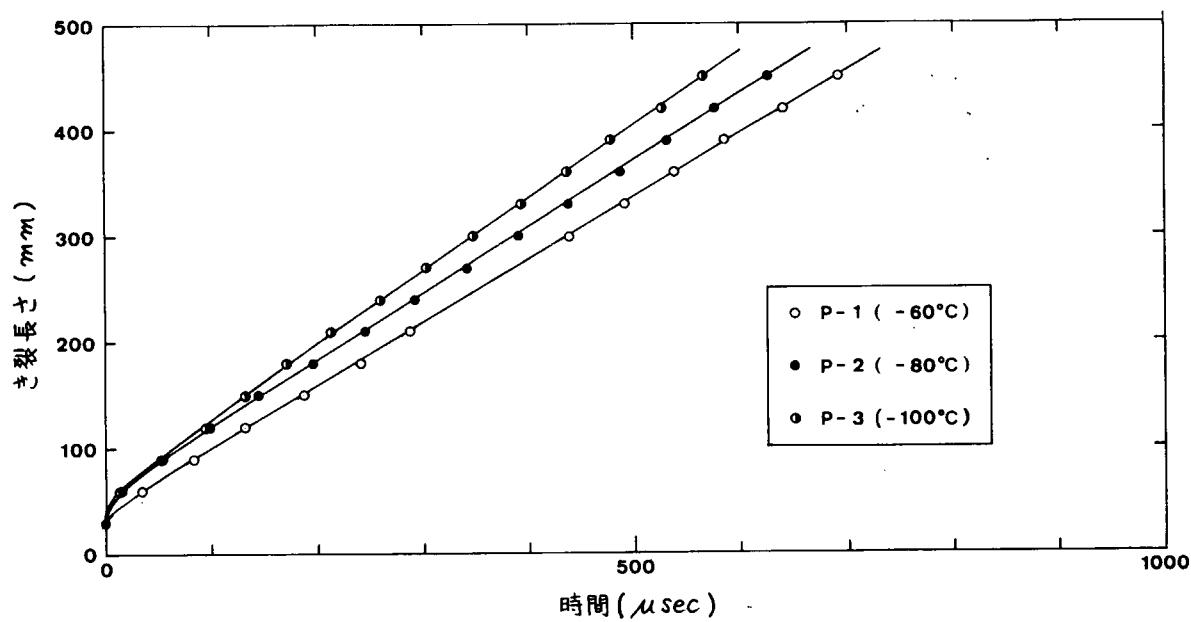


図 5.1.2.6 亀裂進展曲線 (Pシリーズ)

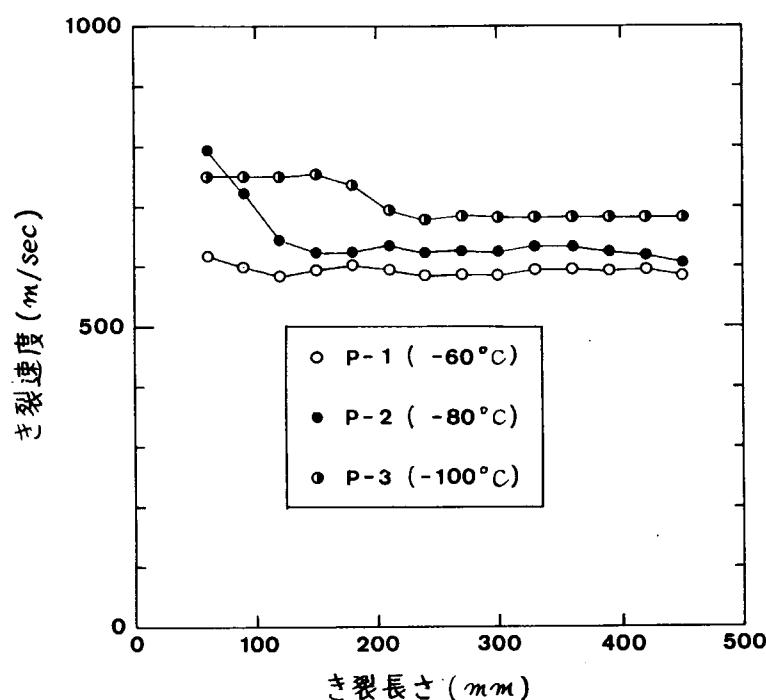


図 5.1.2.7 亀裂速度 (Pシリーズ)

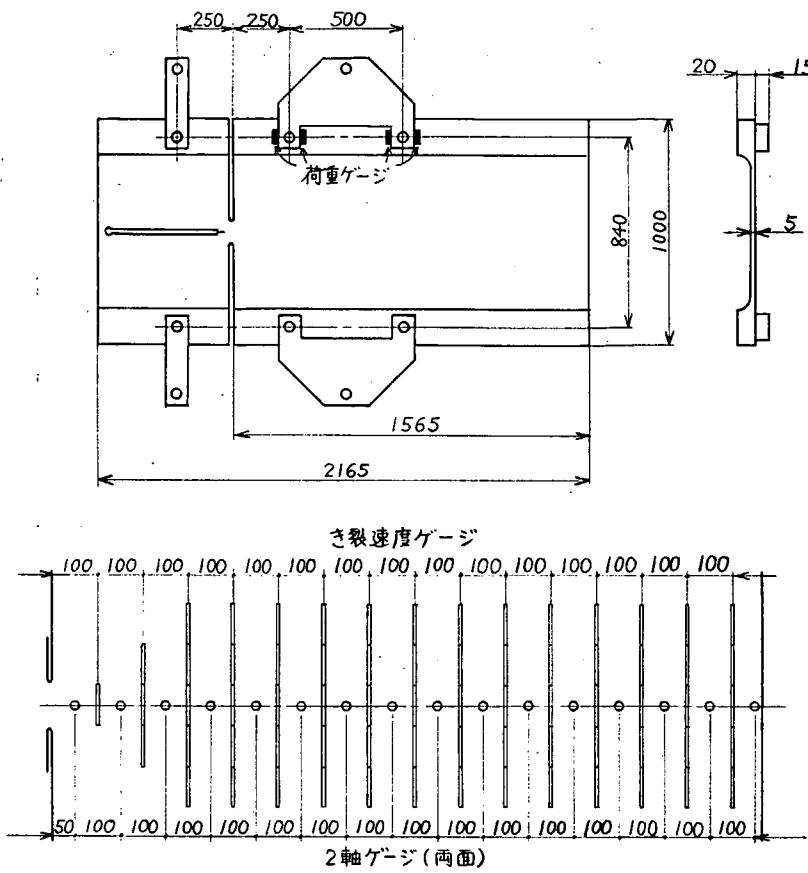


図 5.1.2.8 超広幅試験要領 (S タイプ)

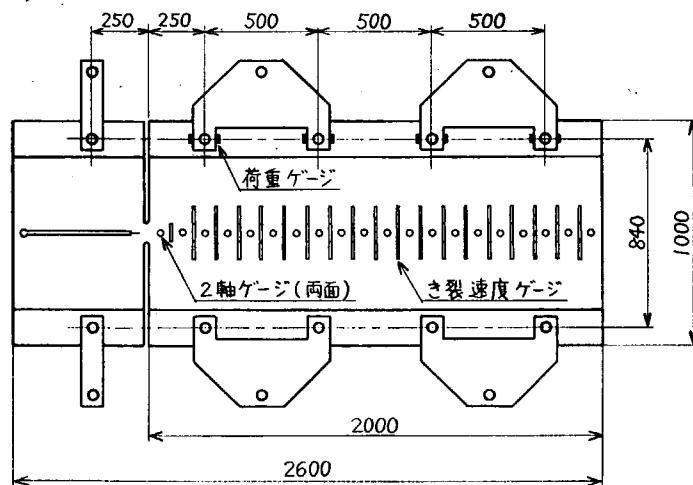


図 5.1.2.9 超広幅試験 (M タイプ)

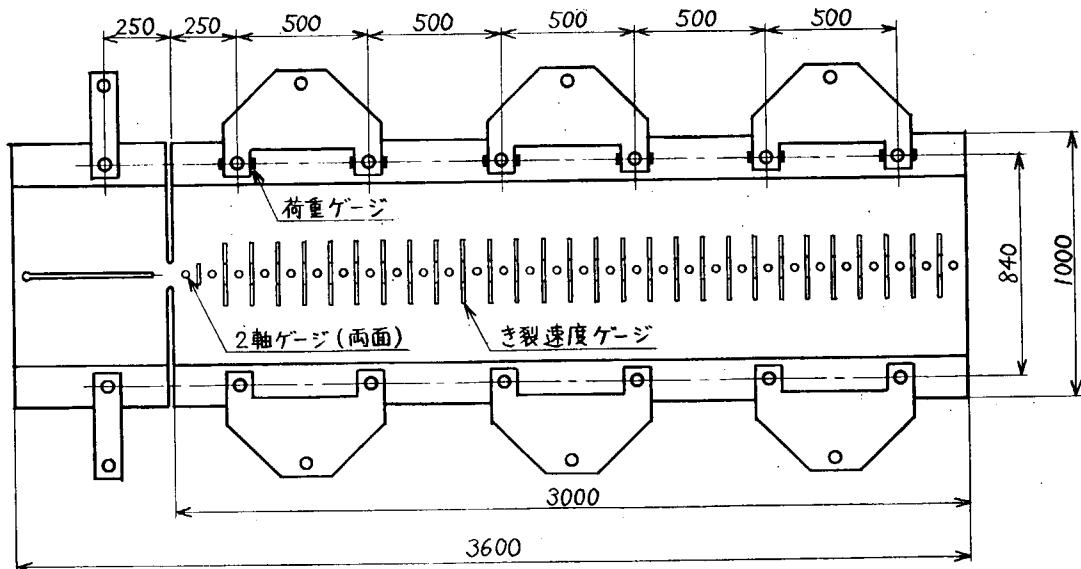


図 5.1.2.10 超広幅試験要領 (Lタイプ)

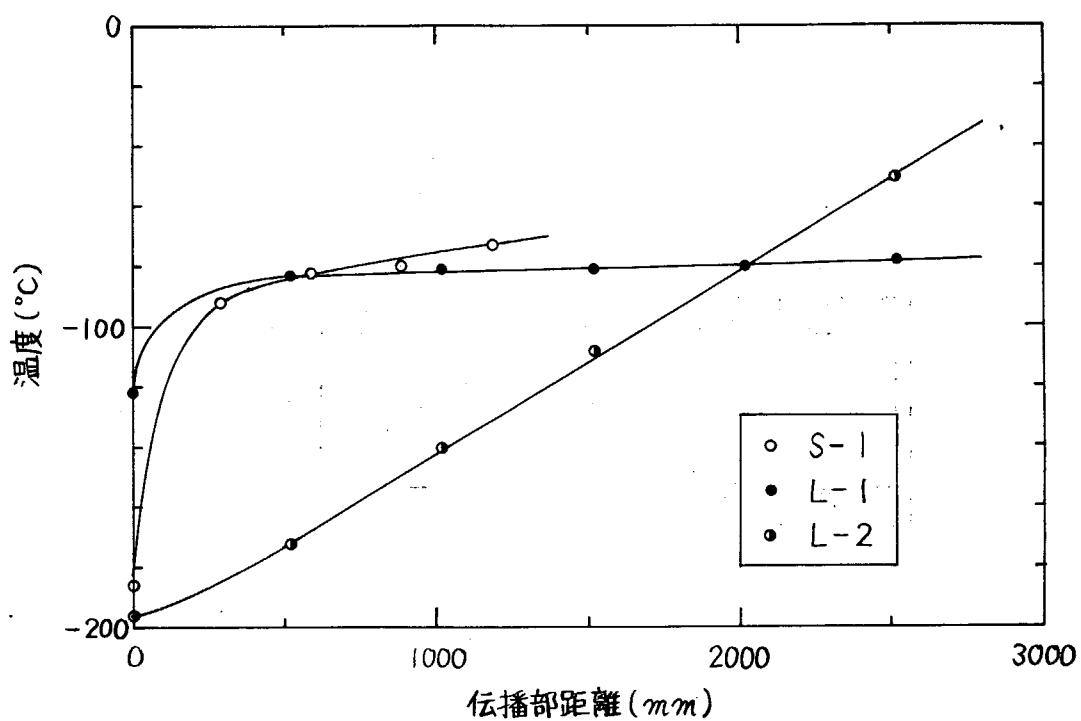
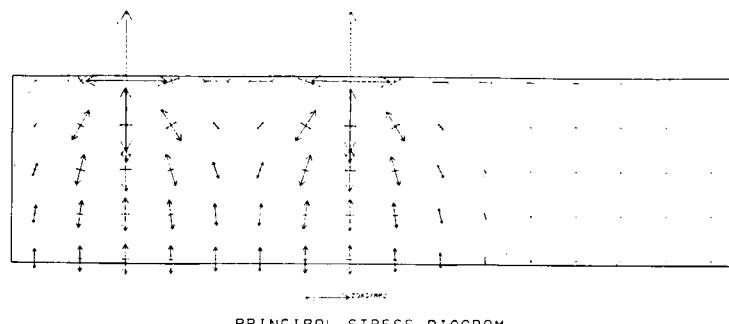


図 5.1.2.11 超広幅試験片温度分布



PRINCIPAL STRESS DIAGRAM

図 5.1.2.12(a) 主応力図 (S - 1)

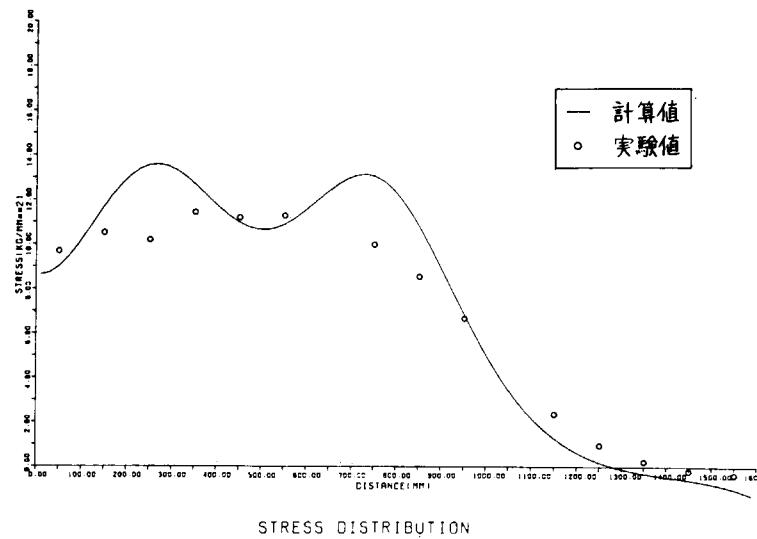
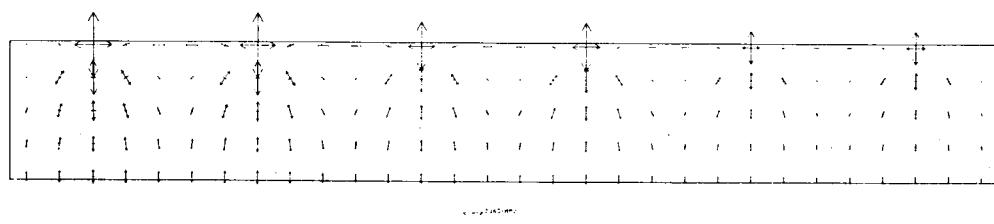


図 5.1.2.12(b) 応力分布 (S - 1)



PRINCIPAL STRESS DIAGRAM

図 5.1.2.13(a) 主応力図 (L - 1)

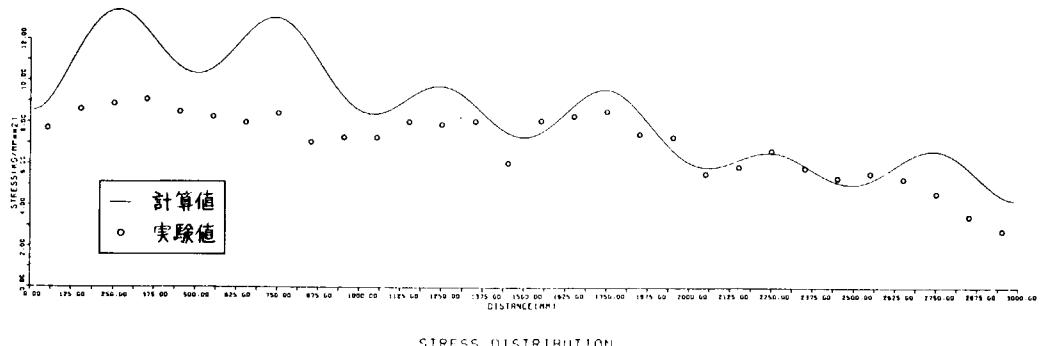
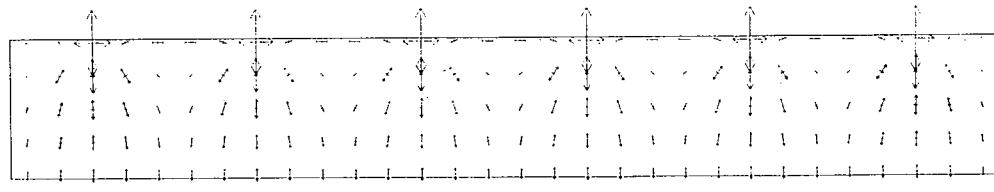


図 5.1.2.13(b) 応力分布 (L - 1)



PRINCIPAL STRESS DIAGRAM

図 5.1.2.14 (a) 主応力図 (L-2)

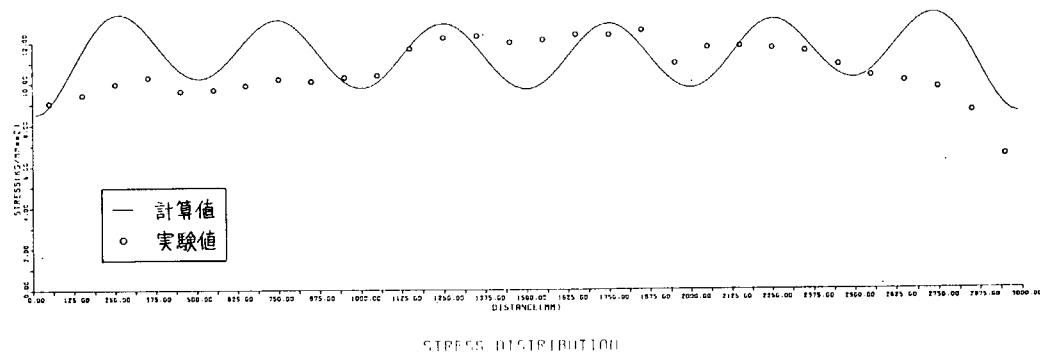


図 5.1.2.14 (b) 応力分布 (L-2)

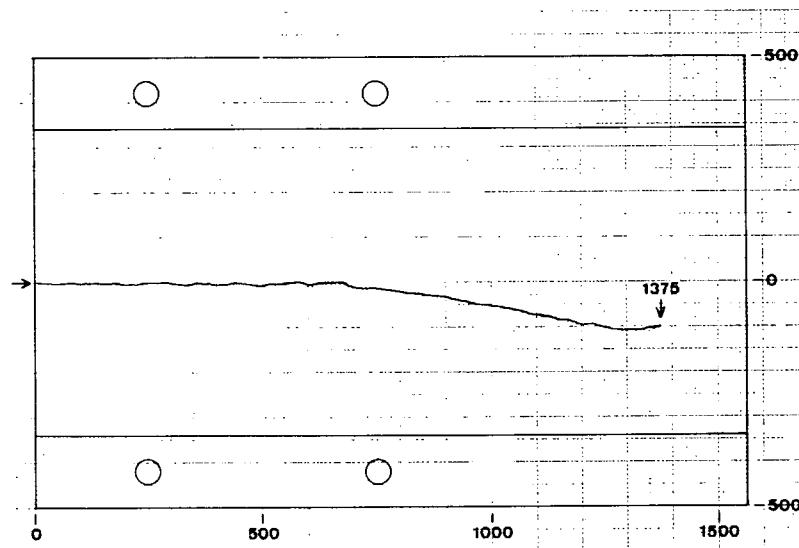


図 5.1.2.15 亀裂伝播経路図 (S-1)

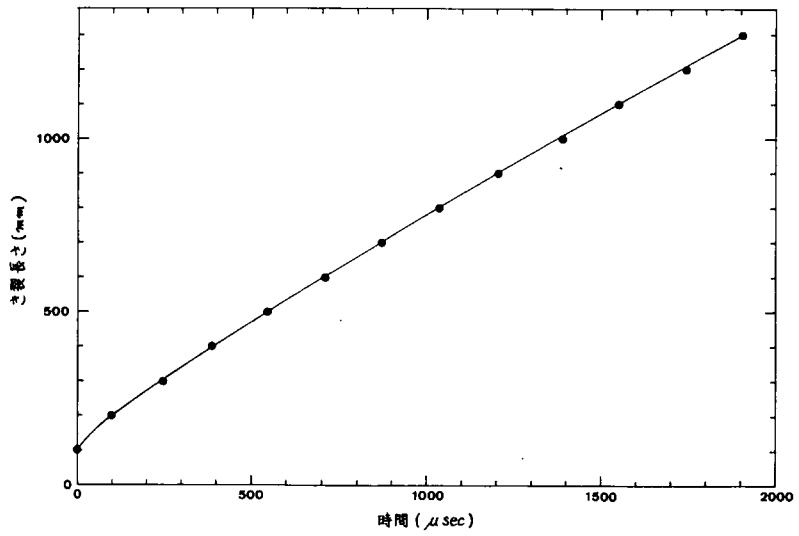


図 5.1.2.16 亀裂進展曲線 (S - 1)

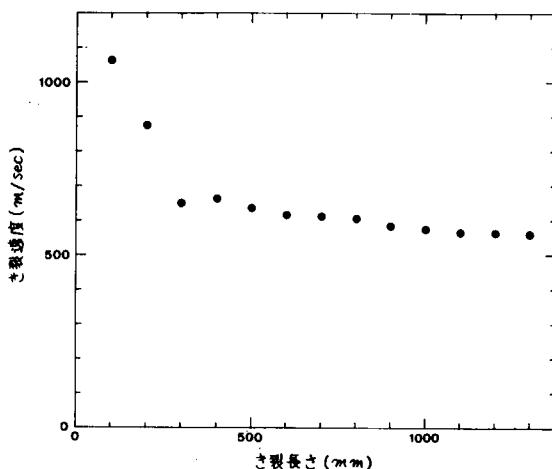


図 5.1.2.17 亀裂速度 (S - 1)

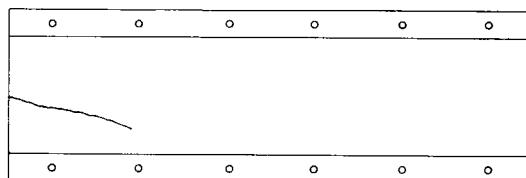


図 5.1.2.18(a) 亀裂伝播径路図 (L - 1)

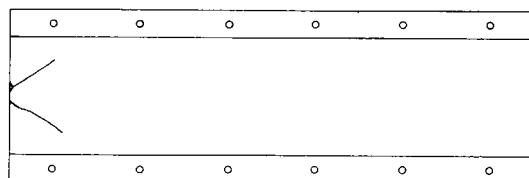


図 5.1.2.18(b) 亀裂伝播径路図 (L - 2)

5.2. 直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播阻止能力に関する検討

5.2.1 直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播停止試験

5.2.1.1 目的

昭和52年度研究¹⁾では、T型の直交交叉部構造要素モデル（KAS鋼、板厚15mm使用）を供試して脆性不安亀裂伝播試験を行ない、脆性不安定亀裂停止状況の把握とその検討を行なった。引き続き今年度研究では、4種類の直交交叉部構造要素モデル（KAS鋼、板厚20mm使用）を供試して脆性不安定亀裂試験を行ない、直交交叉部での脆性不安定亀裂アレスト能力の把握と、脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明の基礎資料を把握した。

5.2.1.2 試験内容

供試材は、3章にて述べた板厚20mmの一般船体用軟鋼板（KAS鋼板）である。供試材のV-ノッチシャルピー試験結果および丸棒引張試験結果を図5.2.1.1および図5.2.1.2に示す。

供試モデルは、全幅1600mmの亀裂伝播部に高さ200mmのスチフナを両側あるいは片側に隅肉溶接した、4種類の直交交叉部構造要素である。供試モデル形状を図5.2.1.3に示す。同図に示すごく、供試モデルには、亀裂発生用切欠き部から1200mmの位置に直交交叉部構造を設けてあり、その構造により、BS型、BIS型、OS型、OIS型の4シリーズが供試された。各シリーズの直交交叉部の隅肉溶接は、全て同一条件での手溶接（脚長7mm、1パス溶接）で実施された。

なお、上述の直交交叉部構造要素モデルの他に、供試KAS鋼板の脆性不安定亀裂伝播停止特性を把握するため、亀裂伝播部幅1600mmの二重引張試験片（SI型と称す）も供試された。

試験は、1000tonテストリグおよび150tonサブテンション装置を用いたいわゆる二重引張試験方式で行なわれた。すなわち、供試モデル全幅を所定の温度に冷却保持し、所定の応力を負荷した後、切欠き部より発生・伝播させた脆性不安定亀裂を直交交叉部へ突入させ、脆性不安定亀裂の伝播および伝播停止状況を把握した。

供試モデルのタブ板との組立状況を図5.2.1.4に、試験状況概観を写真5.2.1.1に示す。

試験に際し、脆性不安定亀裂伝播速度および亀裂進展にともなう荷重変化ならびに応力変化をひずみゲージを用いて測定した。測定に用いた計測装置概略を図5.2.1.5に示す。脆性不安定亀裂伝播速度の計測には、“ゲージ切断法”および“最大ひずみ法”を併用した。亀裂進展にともなう荷重変化ならびに応力変化の計測点は、図5.2.1.4に示した計測点Aおよび計測線b-bの各点とした。また、供試モデルの温度分布は、脆性不安定亀裂の発生と伝播を容易にするため、切欠き近傍を極低温（約-100°C）にした。また、切欠き部から600mm位までの亀裂伝播部に温度勾配をつけた。さらに、直交交叉部を含む残りの亀裂伝播部は、温度勾配がないよう平坦にした（本試験では温度平坦型と称する）。

各供試モデルについての温度分布を図5.2.1.6および図5.2.1.7に示す。

5.2.1.3 試験結果および考察

二重引張試験片（SI型）および直交交叉部構造要素モデル（BS型、BIS型、OS型、OIS型）での脆性不安定亀裂伝播試験結果の一覧を表5.2.1.1に、各供試モデルの直交交叉部での破断面状況を写真5.2.1.2～写真5.2.1.4に示す。

表5.2.1.1中の試験片符号SI-1の結果から、供試材の脆性不安定亀裂伝播停止特性は、おおむね図5.2.1.8に示す程度のものであると判断される。また、直交交叉部構造要素モデルでの試験結果を、直交交叉部での破壊形態により表示すると図5.2.1.9の如くなる。なお、直交交叉部での破壊形態分類およびその模式図を、表5.2.1.2に示す。すなわち、破壊形態分類I～IIIは、脆性不安定亀裂が直交交叉部で停止した場合（NO-GOと称す）に対応するものであり、破壊形態分類IVは、脆性不安定亀裂が直交交叉部を貫通破断した場合（GOと称す）

に対応するものである。なお、この場合、直交交叉部で停止した場合を、さらに、亀裂がスチフナ板内の表面亀裂状態で停止した場合(破壊形態分類Ⅱ)と、スチフナ板の貫通亀裂状態で停止した場合(破壊形態分類Ⅲ)とに細分した。

次に、脆性不安定亀裂伝播速度の計測結果を図5.2.1.10～図5.2.1.14に示す。

図5.2.1.10および図5.2.1.11は、“最大ひずみ法”により計測した、伝播中の脆性不安定亀裂先端の位置と伝播開始時からの経過時間との関係を示したものである。また、脆性不安定亀裂伝播速度を示した図5.2.1.12～図5.2.1.14中の階段状の実線は“最大ひずみ法”により計測したものであり、点線は“ゲージ切断法”により計測したものであり、点線は“ゲージ切断法”により計測したものである。両法での同時計測結果より、両法の計測結果に大差は認められなかった。

写真5.2.1.5は“最大ひずみ法”による計測例を示したものである。

また、脆性不安定亀裂進展にともなう荷重変化の計測結果を図5.2.1.15および図5.2.1.16に示す。これらの結果は、計測点A(亀裂伝播部中心線から約3m離れた位置)での計測値であるため、計測点までの応力波の伝播時間が遅延時間となって含まれている。なお、図5.2.1.15および図5.2.1.16中には、脆性不安定亀裂が供試モデルの直交交叉部に突入する時点、すなわち、供試モデルの亀裂伝播部入口より1200mm伝播した時点、および亀裂停止時の荷重が記入されている。

また、脆性不安定亀裂先端の位置すなわち脆性不安定亀裂長さと荷重との関係で示したもののが図5.2.1.17である。さらに、同時計測による供試モデルb-b線上(亀裂伝播部中心線から550mmの位置、図5.2.1.4参照)での、脆性不安定亀裂進展にともなう応力変化の計測例を図5.2.1.18～図5.2.1.22に示す。

以上の試験結果より、スチフナの存在を無視して、脆性不安定亀裂が直交交叉部に突入する時点、すなわち、亀裂伝播部入口より1200mm伝播した時点でのK値(以下K_{fictitious}と称す)を(5.2.1.1)式により求めた。つまり、亀裂長さCとしては一律に1200mmを与え、作用応力としては図5.2.1.15および図5.2.1.16に示した“1200mm伝播した時点の荷重”から算定した値を使用した。

$$K_{fictitious} = \sigma_0 \cdot G \left(\frac{C_{(1200)}}{B} \right) \cdot \sqrt{\pi C_{(1200)}} \cdot \sqrt{\frac{2B}{\pi C_{(1200)}} \tan \frac{\pi C_{(1200)}}{2B}} \quad \dots \dots (5.2.1.1)$$

$$\begin{aligned} \sigma_0 &: 初期応力 (= 12 \text{ kg/mm}^2) \\ \sigma_0 \cdot G \left(\frac{C_{(1200)}}{B} \right) &: 亀裂伝播部入口より 1200 \text{ mm} 伝播した時点の応力 \\ &= 1200 \text{ mm} \text{ 伝播した時点の荷重} / \text{原断面積} (\text{kg/mm}^2) \end{aligned}$$

$$C_{(1200)} : 1200 \text{ mm}$$

このように単純化して算定したK_{fictitious}と温度(1/T_R)との関係を、図5.2.1.23に示す。同図中の各線の勾配は、図5.2.1.8に倣って一定とした。

図5.2.1.23より、例えばK_{fictitious}=700kg $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ における直交交叉部破壊(破壊形態分類ⅡおよびⅢ)の限界温度は、およそ次の如くなる。

モデル	K _{fictitious} =700kg $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ における直交交叉部破壊(破壊形態分類ⅡおよびⅢ)の限界温度
BS型	約-12°C
B1S型	約-29°C～約-27°C
OS型	約-8°C
O1S型	約-21°C～約-8°C
SI型	約20°C

* : K_{c-a}=700kg $\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ を示す温度

すなわち、直交交叉部での脆性不安定亀裂伝播停止性能(アレスト能力)は、B1S型、O1S型、BS型、OS型の順に優れているとみなされる。

ところで、上述の(5.2.1.1)式は、亀裂伝播部入口より1200mm位置にあるスチフナの効果を全く無視している。そこで、スチフナを近似的に“厚さの異なる板材の直線接合部”的問題に置き換えて、

石田の解²⁾（図5.2.1.24）を延用してみる。

すなわち、脆性不安定亀裂が直交交叉部に到達してたちに停止した（破壊形態分類Ⅱ）モデル符号BS-1の試験結果について検討してみよう。

亀裂先端のK値が、その温度でのモデル材の K_{c-a} 値より小さくなつたために停止したものと考える。

図5.2.1.23より、-10°Cでのモデル材の K_{c-a} 値は、約350 kg/mm^{0.5}である。したがつて、

$$K_{c-a} \geq \sigma_0 \cdot G \left(\frac{C_{(1220)}}{B} \right) \cdot \sqrt{\pi C_{(1220)}} \cdot F_A \quad \dots \dots \dots \quad (5.2.1.2)$$

ただし、 $\sigma_0 \cdot G \left(\frac{C_{(1220)}}{B} \right)$ ：脆性不安定亀裂停止時応力

=脆性不安定亀裂停止時荷重・／原断面積 = 8.45 kg/mm²

• : 図5.2.1.15より 338 ton

$C_{(1220)}$ ：主板（ウェーブ板）での亀裂長さ = 1220 mm

F_A : Stress intensity magnification factor

より、 $F_A \leq 0.67$ であれば、BS-1の試験結果は説明できることになる。図5.2.1.24において、 $\beta=3$ のplane stressの場合の $a/b=1.0$ に対する F_A 値を推定してみると、約0.67となる。すなわち、亀裂進展にともなり荷重変化を考慮して、スチフナの等価板厚を、主板（ウェーブ板）板厚の約3倍とみなして石田の解（図5.2.1.24）を適用すれば、BS-1の試験結果が説明できるわけである。

一方、脆性不安定亀裂が直交交叉部を貫通破断した場合の亀裂伝播速度を示した図5.2.1.14より、直交交叉部突入時に一旦著しい減速傾向を示した亀裂速度は、その後再度高速になるという特徴が明らかである。

5.2.1.4 まとめ

4種類の直交交叉部構造要素モデルを用いて、それぞれのモデルの直交交叉部での脆性不安定亀裂アレスト能力の把握と相互比較・検討を目的に、脆性不安定亀裂伝播試験を実施した。その結果、概略次のことが明らかになった。

- (1) 各供試モデルシリーズの直交交叉部での脆性不安定亀裂伝播停止性能（アレスト能力）は、BIS型、OIS型、BS型、OS型の順に優れているとみなされ、直交交叉部構造の仕組み（主板にスチフナが挿入されているものと挿入されていないもの）による差異、および直交交叉部の剛性（スチフナの数）による差異などによるものと考えられる。
- (2) 脆性不安定亀裂が直交交叉部を貫通破断した場合の亀裂速度変化の様子には、直交交叉部突入時に一旦著しい減速傾向を示した後に再度高速になるという現象が認められた。
- (3) 脆性不安定亀裂進展にともなり荷重変化ならびに応力変化の様子は、亀裂が直交交叉部で停止（NO-GO）するか貫通磅礡（GO）するかで大別され、ほぼ一定のパターンが認められた。

なお今後、亀裂伝播部中心線の周辺で計測したひずみ変化をもとに、動的なエネルギー収支計算を行ない、これを通じて脆性不安定亀裂の停止条件についても検討を加えてゆく所存である。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第169研究部会、『船体構造の破壊管理制御設計に関する研究』 日本造船研究協会研究資料 №297、昭和53年3月
- 2) M. Isida, "On the Determination of Stress Intensity Factors for Some Common Structural Problems" Engineering Fracture Mechanics, Vol.2, №1, pp.61-79, 1970

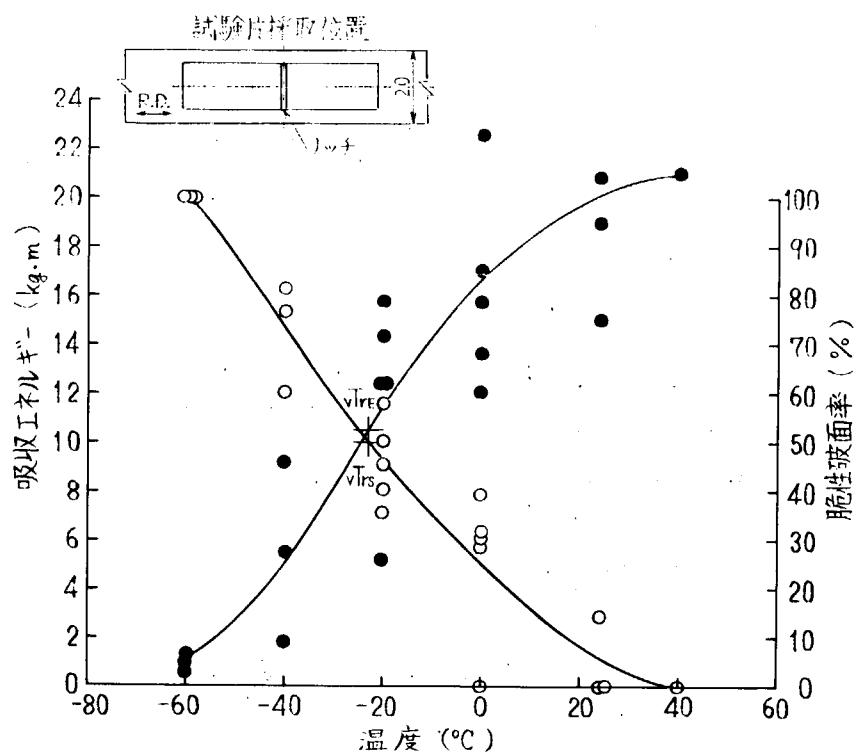


図 5.2.1.1 V - ノッチシャルピー試験結果
(KAS 鋼板、板厚 20 mm、母材)

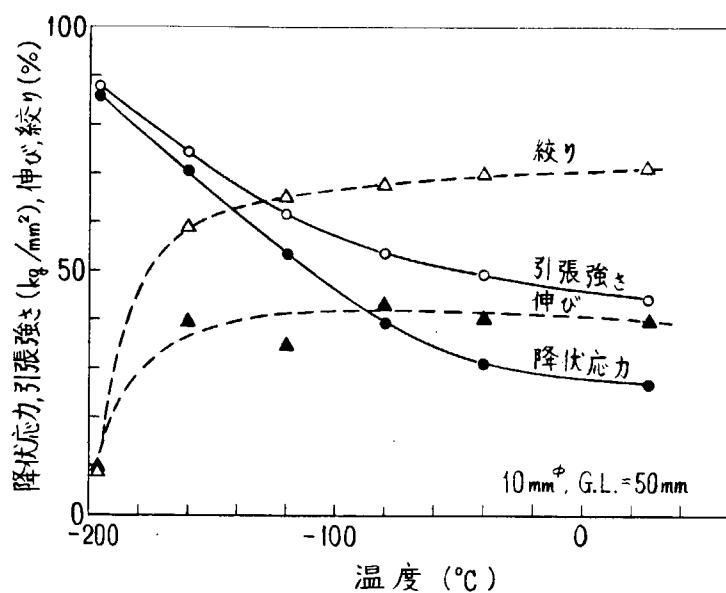
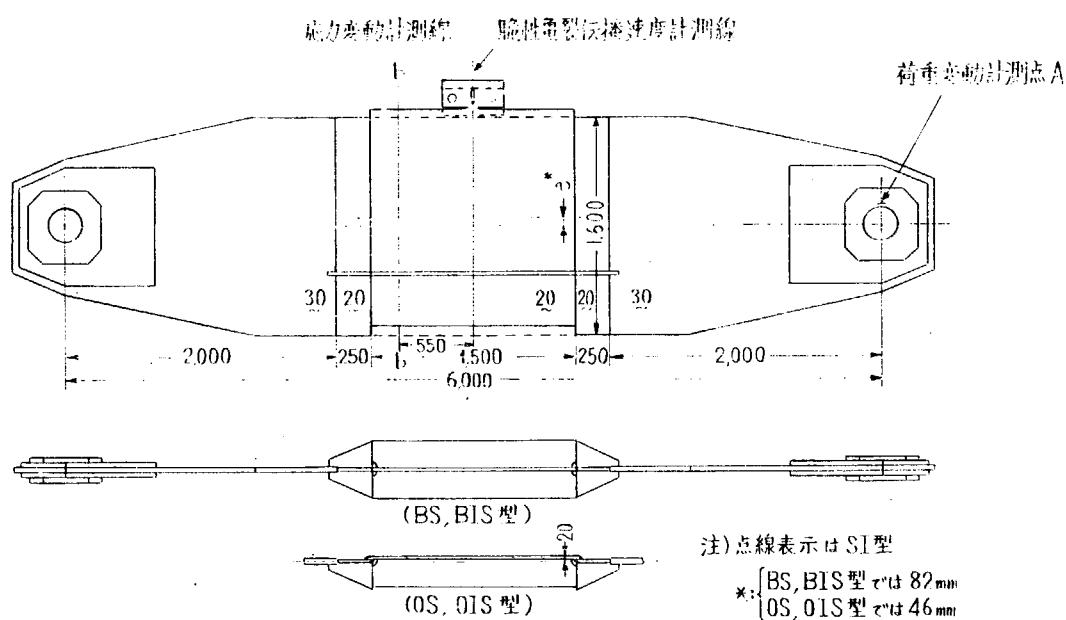
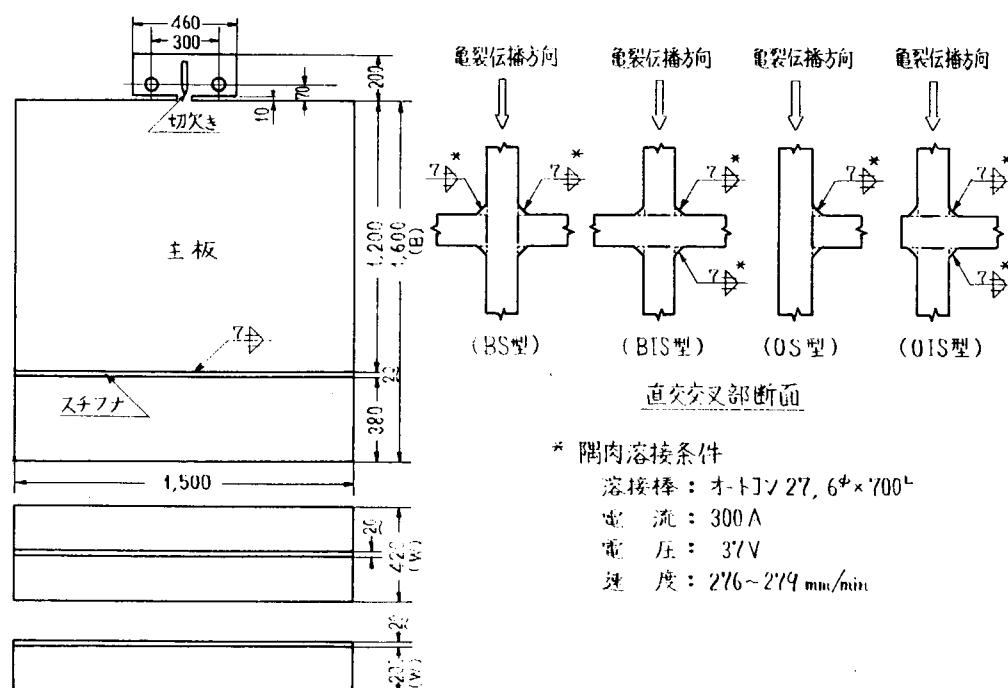


図 5.2.1.2 丸棒引張試験結果
(KAS 鋼板、板厚 20 mm)



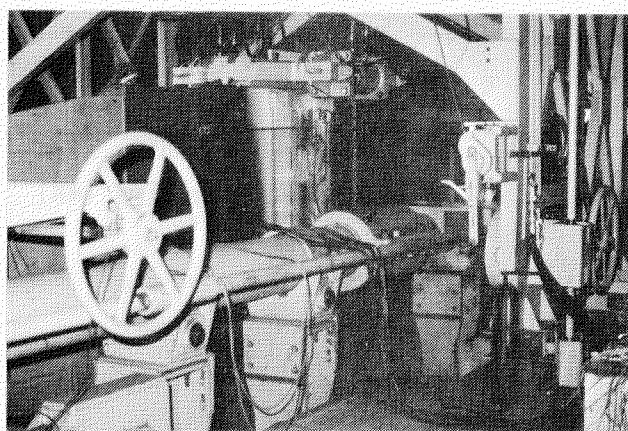
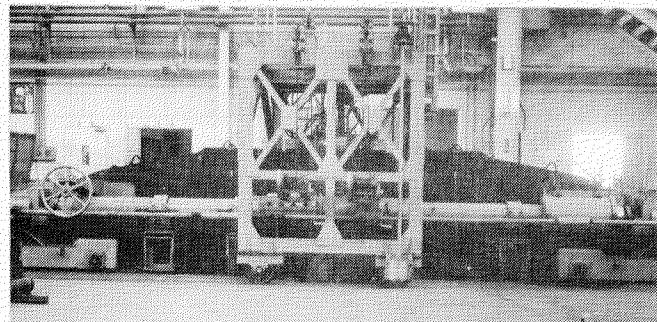


写真5.2.1.1 試験状況概観

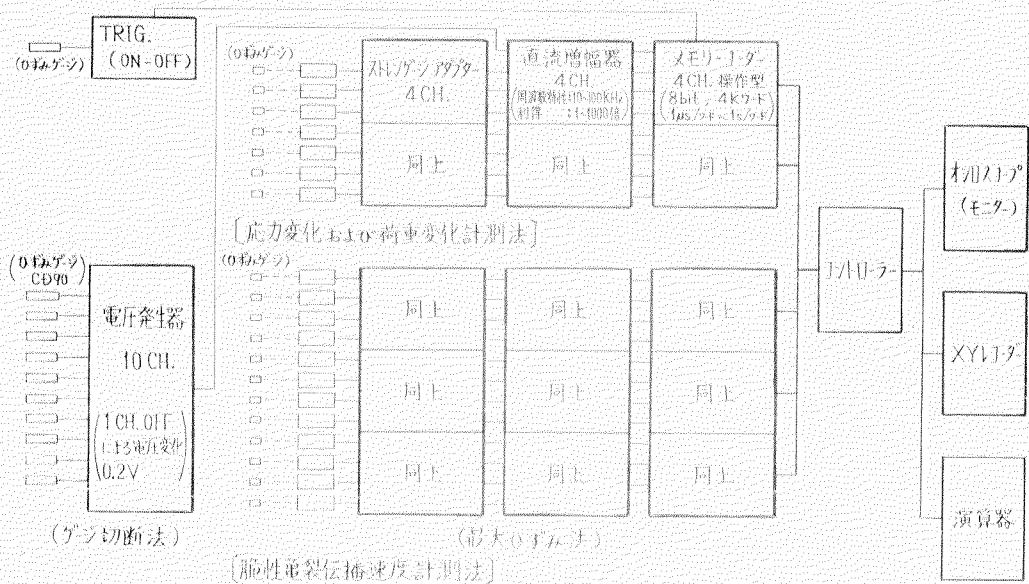


図 5.2.1.5 脆性亀裂伝播速度および脆性亀裂進展とともに生ずる荷重
(応力)変化の計測装置概略図

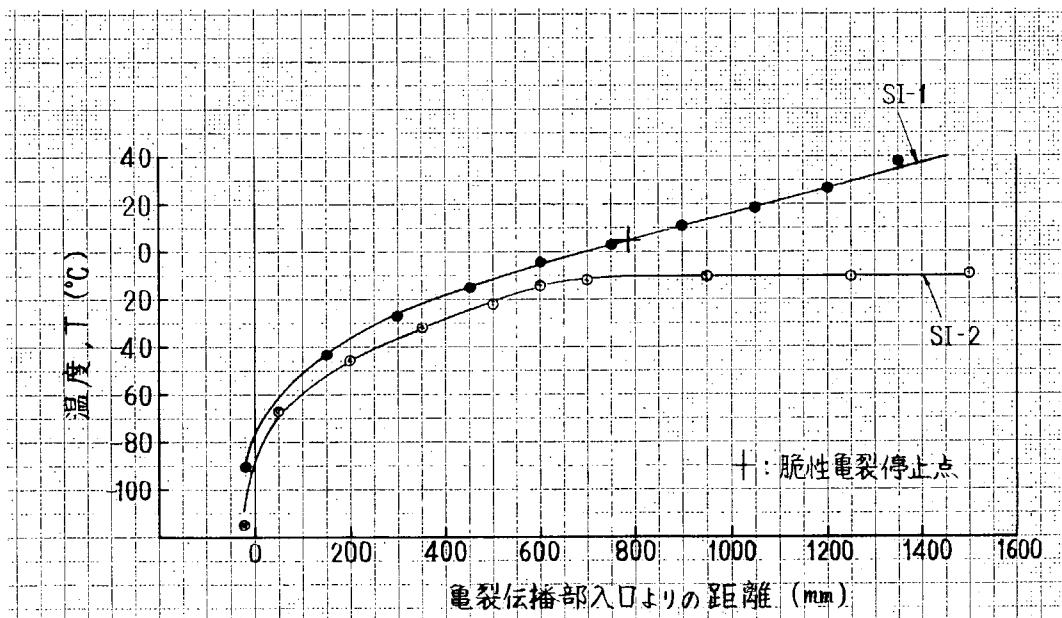


図 5.2.1.6 脆性亀裂伝播部の温度分布(SI型)

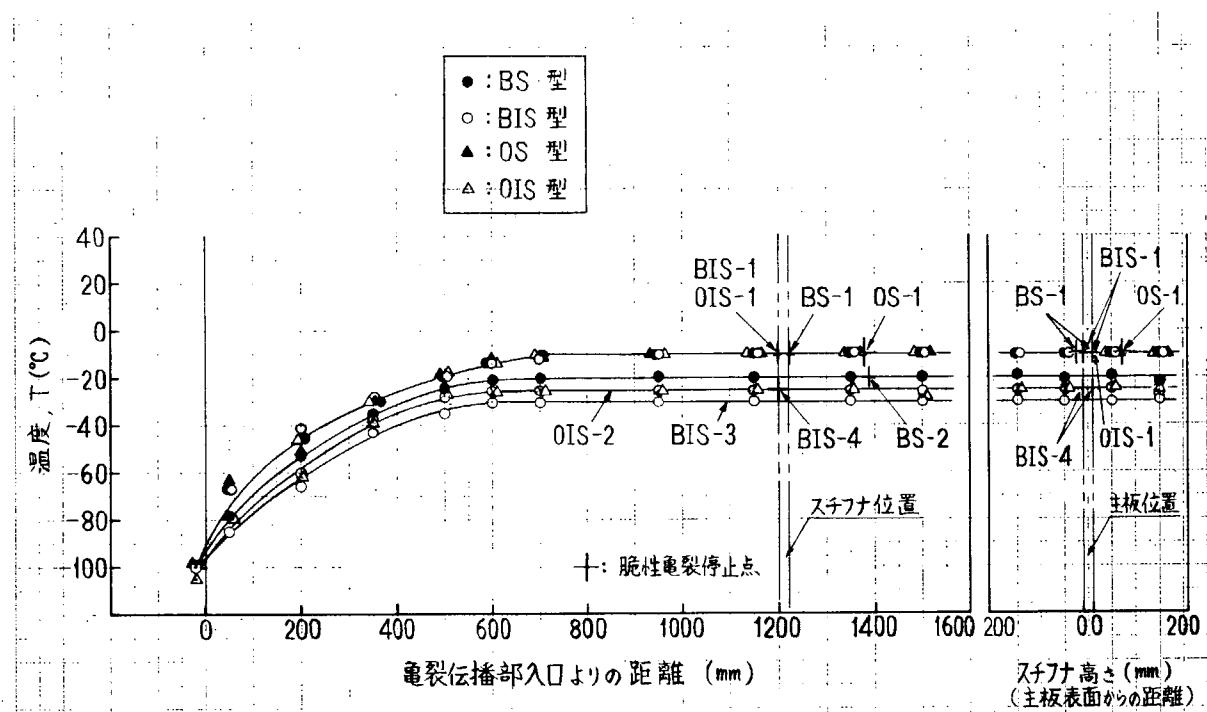


図 5.2.1.7 脆性亀裂伝播部の温度分布
(BS,BIS,OS,OIS型)

表 5.2.1.1 二重引張試験片および直交交又部構造要素モデルの脆性亀裂伝播・伝播停止試験結果一覧

符号 番号	鋼種	試験片寸法				試験片 温度分布 (kg/mm ²)	電 気 応 力 σ_0 (kg/mm ²)	電 気 長 さ ℓ_a (mm)	電 気 板 厚 t (mm)	主 板 幅 W (mm)	スチフナ板 間距離 B (mm)	電 気 停止 部 温度 T_a, T (°C)	電 気 停止 部 直交 部 破壊形態 (Kc-a) (kg/mm ² /mm ²)	備 考
		板厚 t (mm)	主板幅 W (mm)	スチフナ板 間距離 B (mm)	電 気 板 厚 t (mm)									
SI-1	KAS	20	1,600	—	6,000	匀配	12	785	—	5	669 (496)	—	—	—
SI-2	KAS	20	1,600	—	6,000	平坦	12	>1,600	—	>-10	—	—	—	G0
BS-1	KAS	20	1,600 (1,200)	420	6,000	平坦	12	1,220	右 左 0	-10	—	—	II	NO-G0
BS-2	KAS	20	1,600 (1,200)	420	6,000	平坦	12	1,389	右 左 0	>200	-20	—	—	G0
BIS-1	KAS	20	1,600 (1,200)	420	6,000	平坦	12	1,200	右 左 0	0	-10	—	I	NO-G0
BIS-3	KAS	20	1,600 (1,200)	420	6,000	平坦	12	>1,600	右 左 0	>200	-30	—	IV	G0
BIS-4	KAS	20	1,600 (1,200)	420	6,000	平坦	12	1,200	右 左 0	0	-25	—	I	NO-G0
OS-1	KAS	20	1,600 (1,200)	220	6,000	平坦	12	1,379	60	-10	—	—	III	NO-G0
OIS-1	KAS	20	1,600 (1,200)	220	6,000	平坦	12	1,200	0	-10	—	—	I	NO-G0
OIS-2	KAS	20	1,600 (1,200)	220	6,000	平坦	12	>1,600	>200	-25	—	—	IV	G0

注) * I: 脆性亀裂が直交交又部到達以前に停止したもの

II: 脆性亀裂が直交交又部に到達し、スチフナ内の表面亀裂として停止したもの

III: 脆性亀裂が直交交又部に到達し、スチフナの貫通亀裂として停止したもの

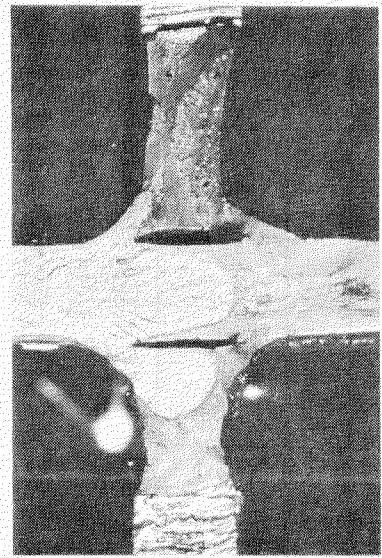
IV: 脆性亀裂が直交交又部を貫通し、スチフナを完全破断したもの
(表 5.2.1.2 参照)

$$K_c = \sigma_0 \sqrt{\pi C_a} \cdot \sqrt{\frac{2B}{\pi C_a}} \tan \frac{\pi C_a}{2B}$$

$$K_{c-a} = \sigma_0 \cdot G \left(\frac{C_a}{B} \right) \cdot \sqrt{\pi C_a} \cdot \sqrt{\frac{2B}{\pi C_a}} \tan \frac{\pi C_a}{2B}$$

$$G \cdot G \left(\frac{C_a}{B} \right): \text{脆性亀裂停止時応力}$$

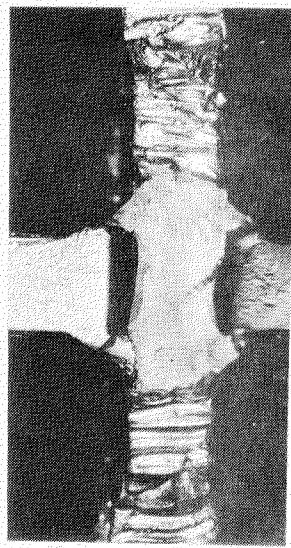
= 脆性亀裂停止時荷重 / 原断面積



BS-1 (破壊形態分類Ⅰ, $\sigma_c=12 k_q/mm^2$, T=-10°C)



BS-2 (破壊形態分類Ⅱ, $\sigma_c=12 k_q/mm^2$, T=-20°C)



BS-3 (破壊形態分類Ⅲ, $\sigma_c=12 k_q/mm^2$, T=-30°C)



BS-4 (破壊形態分類Ⅰ, $\sigma_c=12 k_q/mm^2$, T=-15°C)

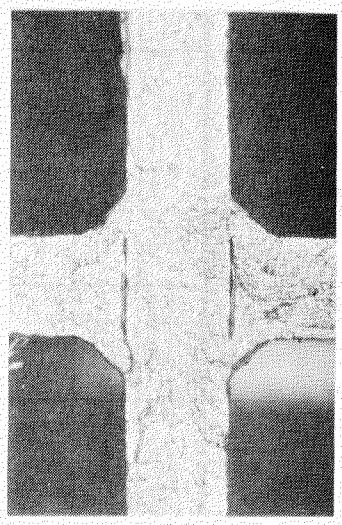
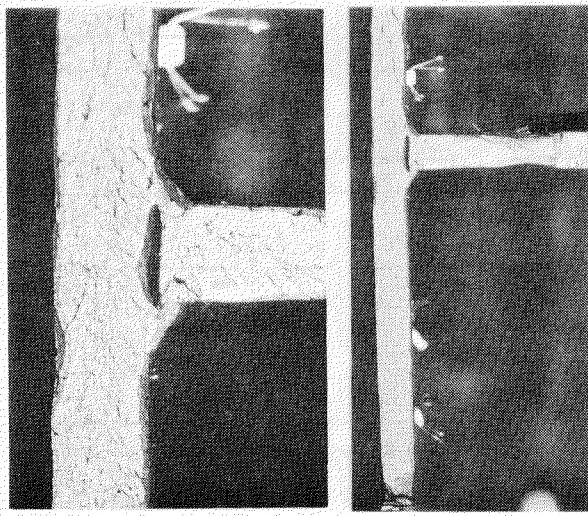
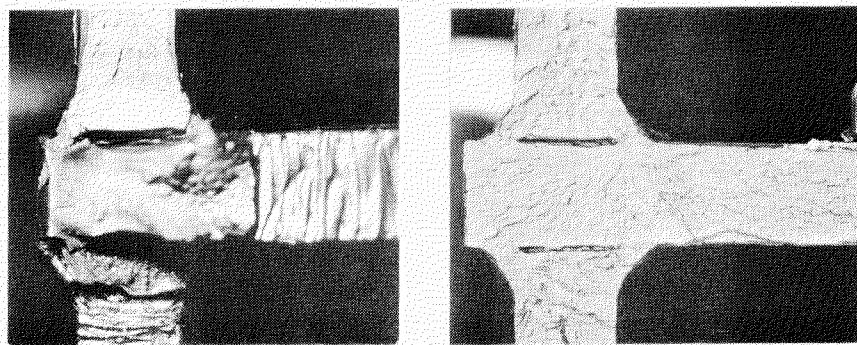


写真5.2.1.2 直交交叉部の破断面状況(その1)

写真5.2.1.3 直交交叉部の破断面状況(その2)



OIS-1(破壊形態分類Ⅲ, $\sigma_0=12 \text{ kg/mm}^2$, $T=-10^\circ\text{C}$)



OIS-1(破壊形態分類Ⅰ, $\sigma_0=12 \text{ kg/mm}^2$, $T=-10^\circ\text{C}$) OIS-2(破壊形態分類Ⅳ, $\sigma_0=12 \text{ kg/mm}^2$, $T=-25^\circ\text{C}$)

写真 5.2.1.4 直交交叉部の破断面状況(その3)

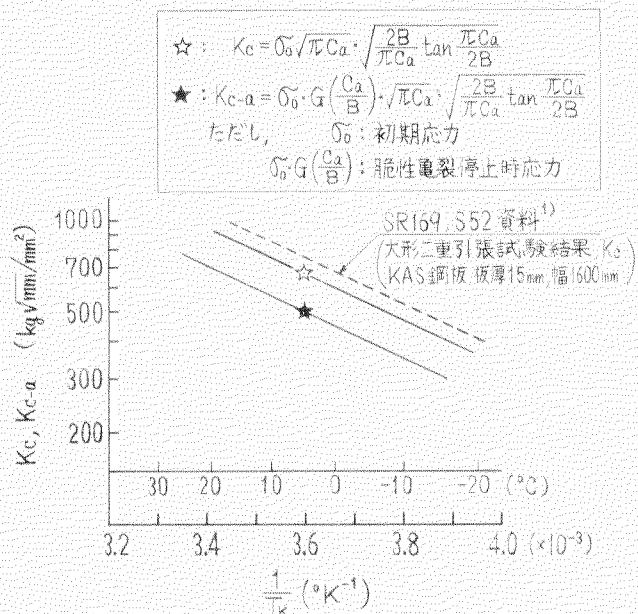


図 5.2.1.8 脆性亀裂伝播停止特性(二重引張試験結果(SI-1))
(KAS鋼板、板厚20mm、幅1600mm)

表 5.2.1.2 直交交又部構造要素モデルの破壊形態分類

破壊形態分類	直交交又部での破壊形態模式図			
	(BS型)	(BTS型)	(OS型)	(0IS型)
I 脆性亜裂が直交交又部到達以前に停止したもの				
（解説）引張り荷重入、0.5-0.2N/mm 脆性亜裂発生	脆性亜裂進展方向 脆性亜裂表面 ジヤラップ 未破壊領域 スナフ 主板	脆性亜裂が直交交又部到達し、スナフ内の表面亜裂が停止	脆性亜裂が直交交又部到達し、スナフ内の普通亜裂が停止	脆性亜裂が直交交又部を貫通し、スナフを主板削除したもの

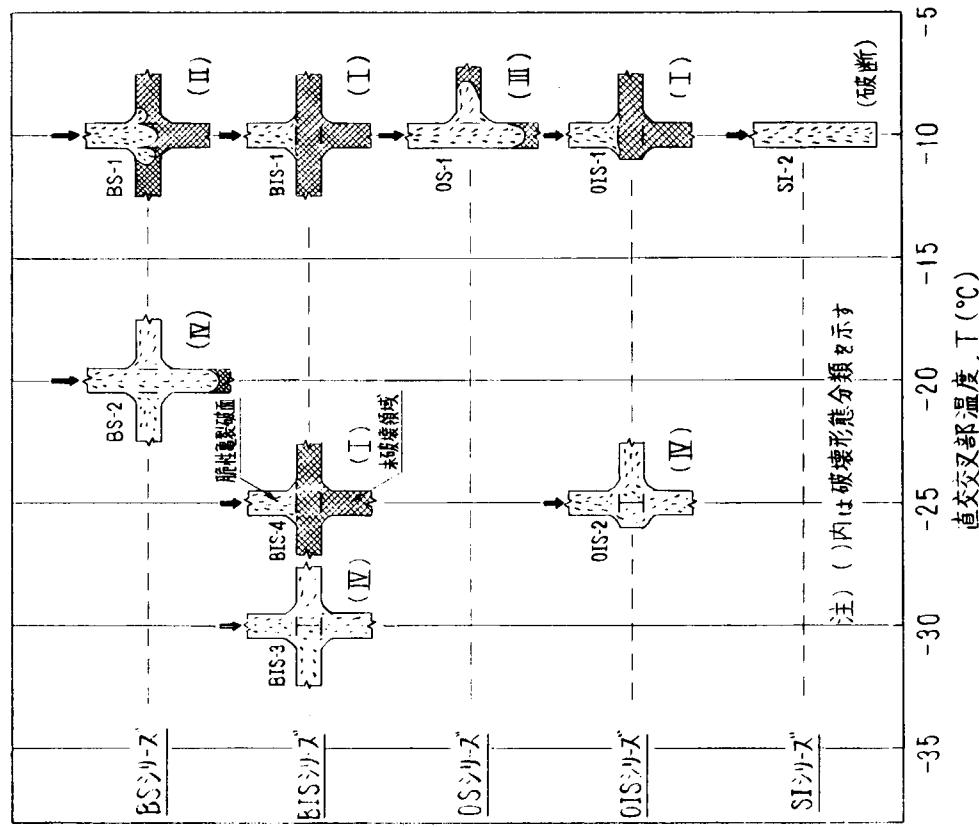


図 5.2.1.9 直交交又部構造要素モデルでの脆性亜裂伝播・伝播停止試験結果
(試験応力、 $\sigma_0 = 1.2 \text{ kg/mm}^2$)

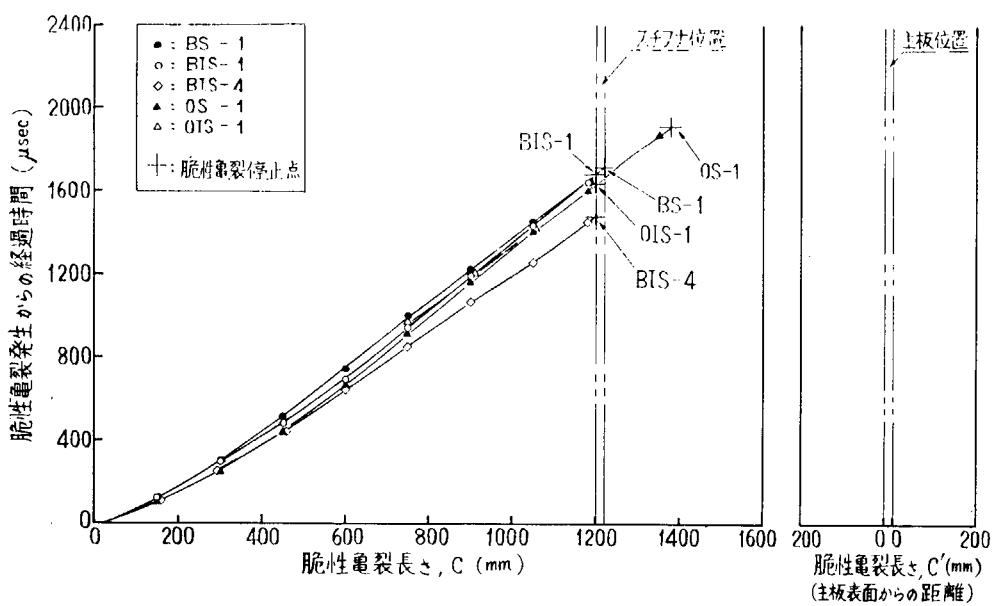


図 5.2.1.10 脆性亀裂先端の位置とその経過時間の関係
(BS型、BIS型、OS型、OIS型、
破壊形態分類Ⅰ、Ⅱ、Ⅲ(NO-GO))

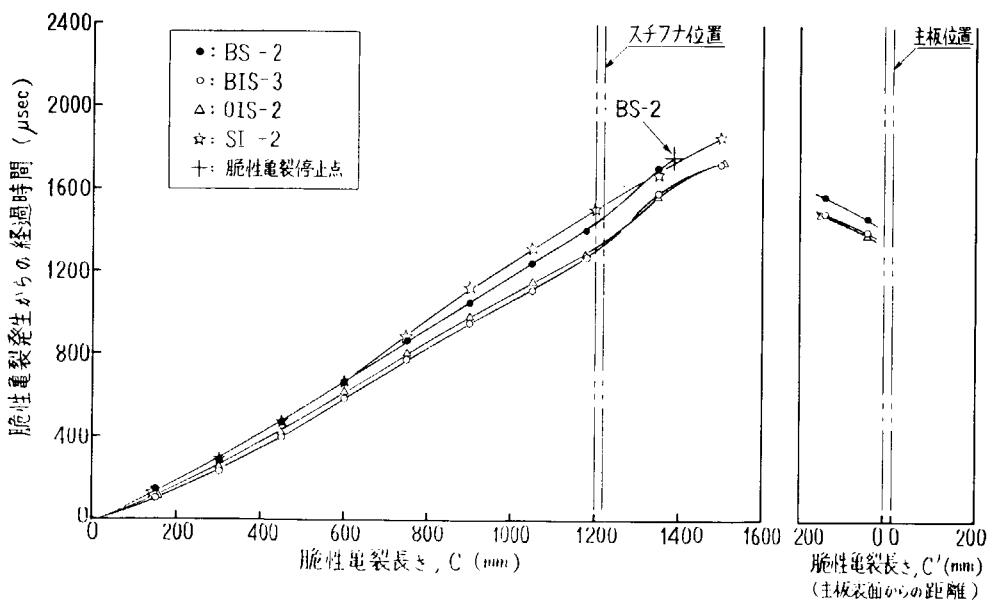


図 5.2.1.11 脆性亀裂先端の位置とその経過時間の関係
(BS型、BIS型、OIS型、破壊形態分類Ⅳ(GO))

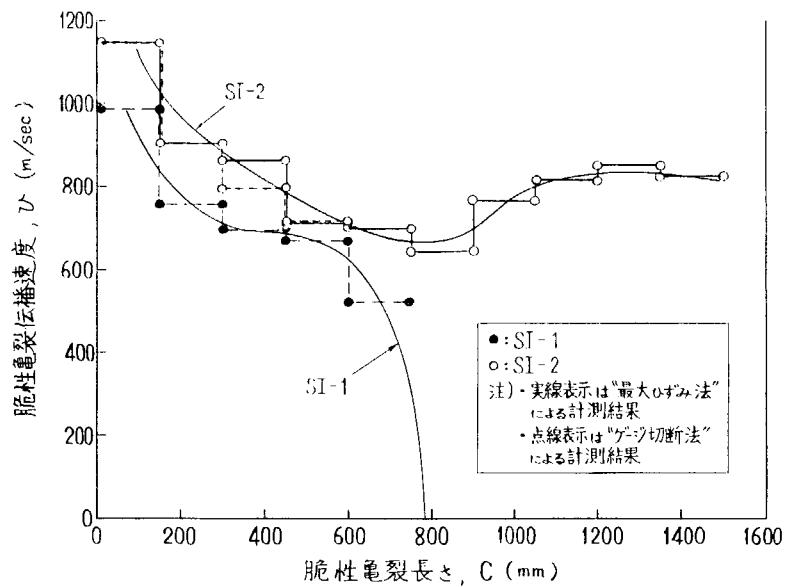


図 5.2.1.12 脆性亀裂伝播速度 (ST型)

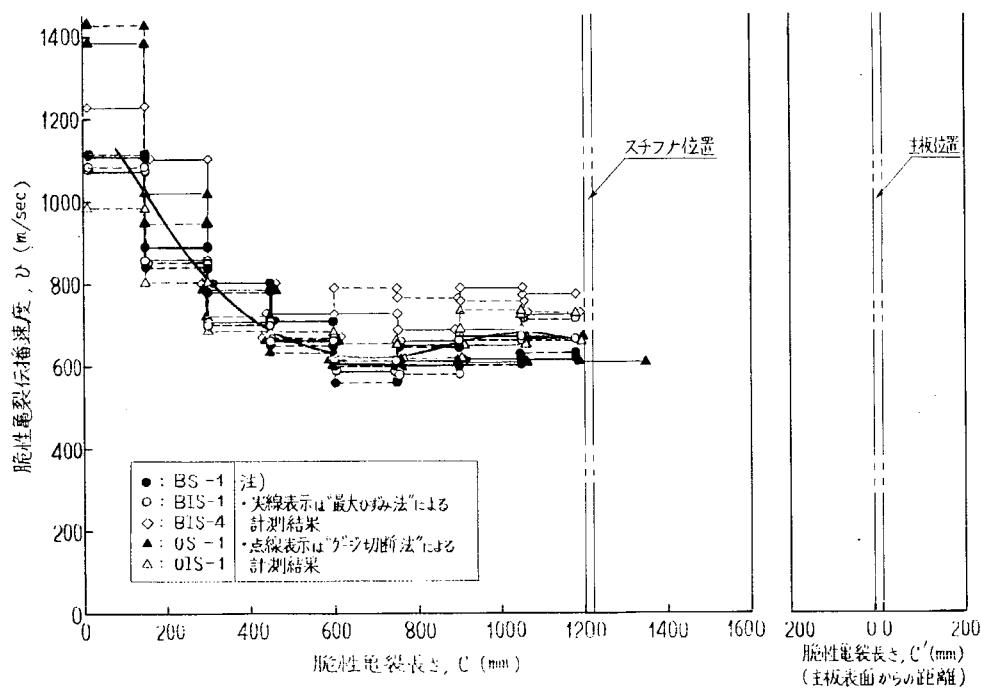


図 5.2.1.13 脆性亀裂伝播速度 (BS型、BIS型、OS型、OIS型、
破壊形態分類 I、II、III (NO-GO) の速度変化)

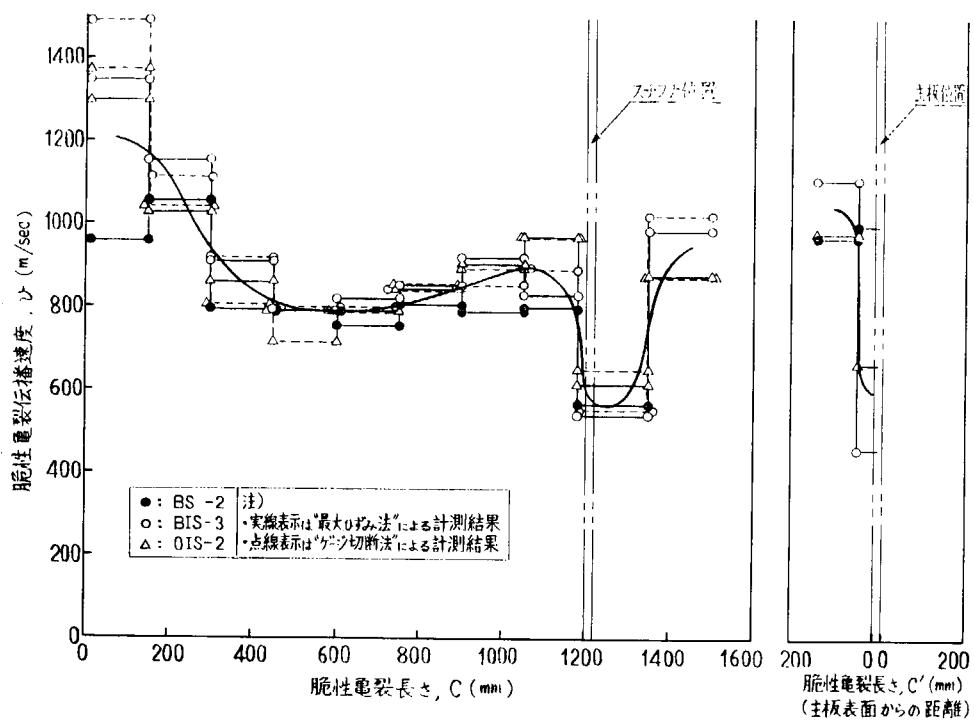


図5.2.1.14 脆性亜裂伝播速度(BS型、BIS型、OIS型、破壊形態分類IV (GO) の速度変化)

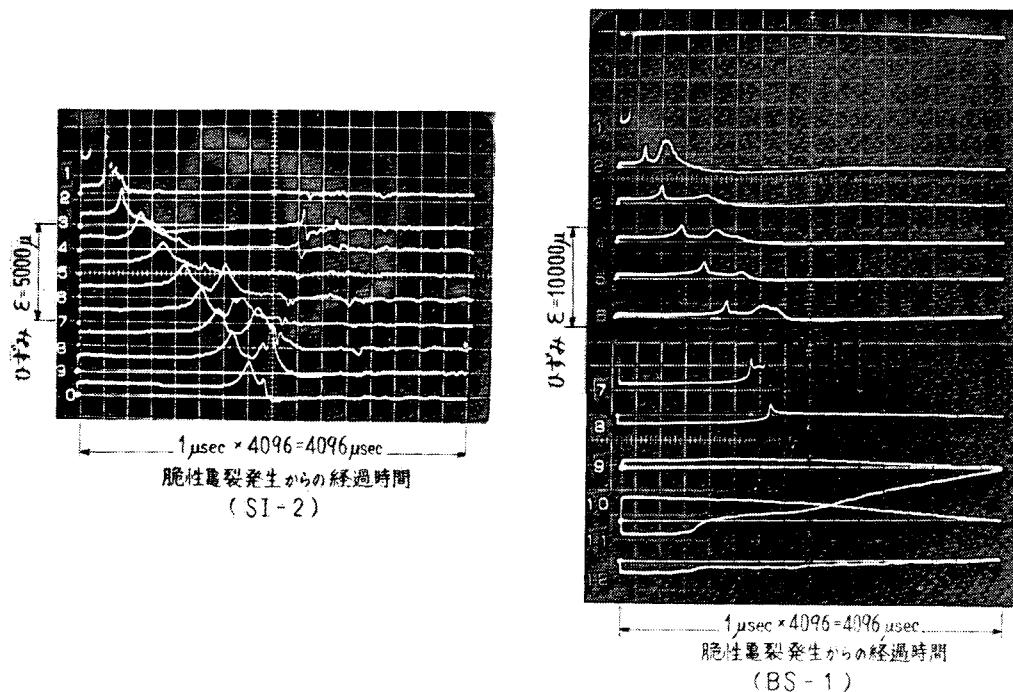


写真5.2.1.5 脆性亜裂伝播にともなう各点のひずみ変化(例)
(最大ひずみ法による脆性亜裂伝播速度計測例)

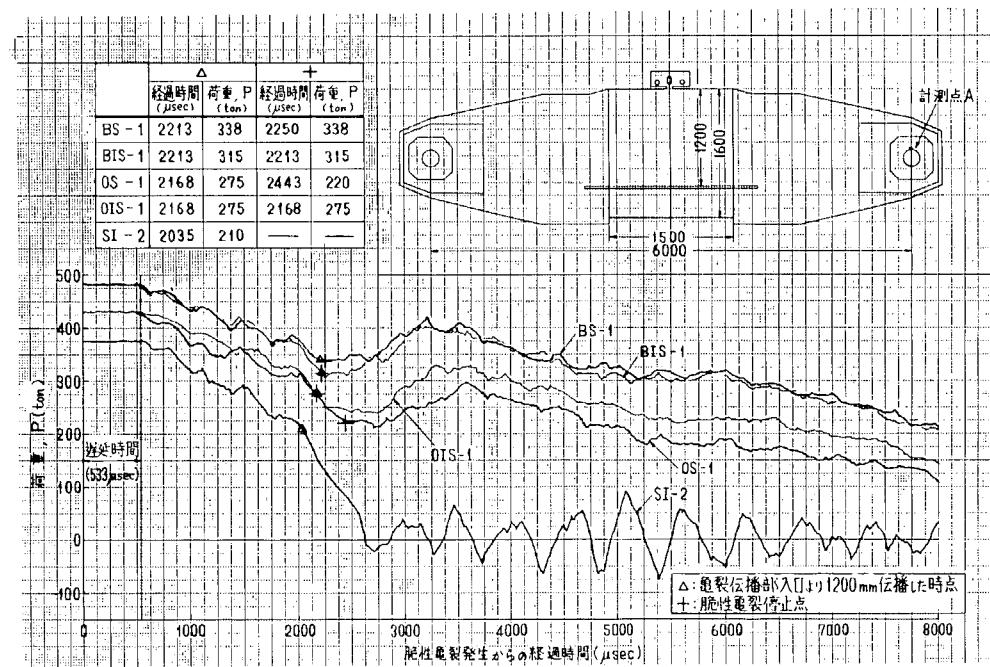


図 5.2.1.15 脆性亀裂進展にともなう荷重変化(計測点 A)

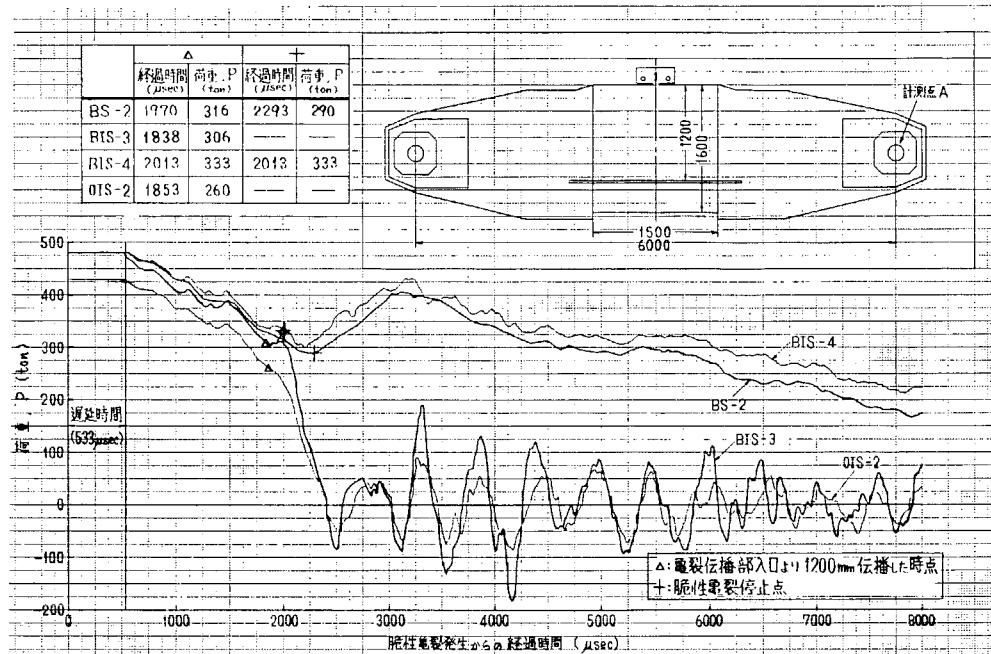


図 5.2.1.16 脆性亀裂進展にともなう荷重変化(計測点 A)

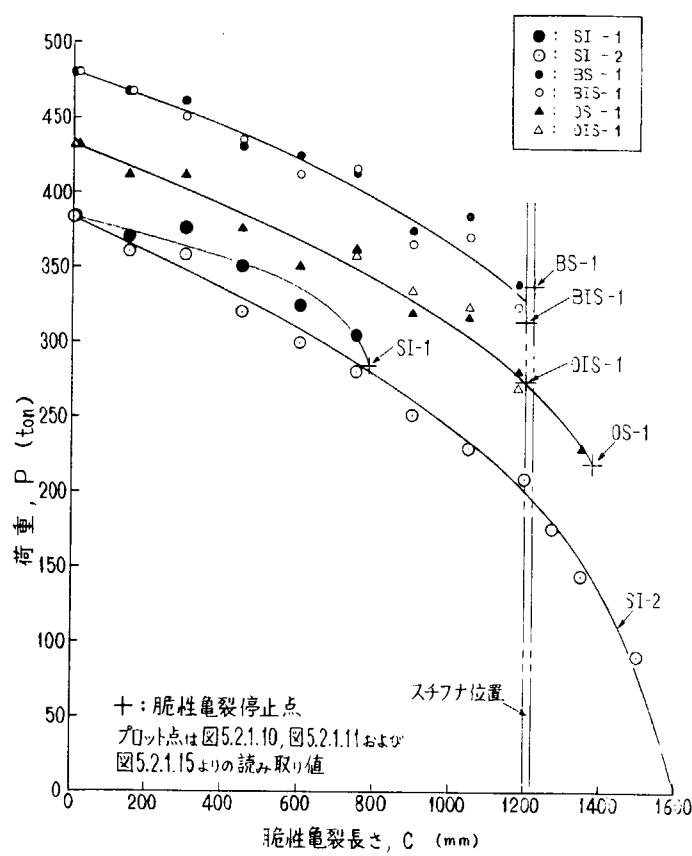


図 5.2.1.17 脆性亀裂進展にともなう荷重変化

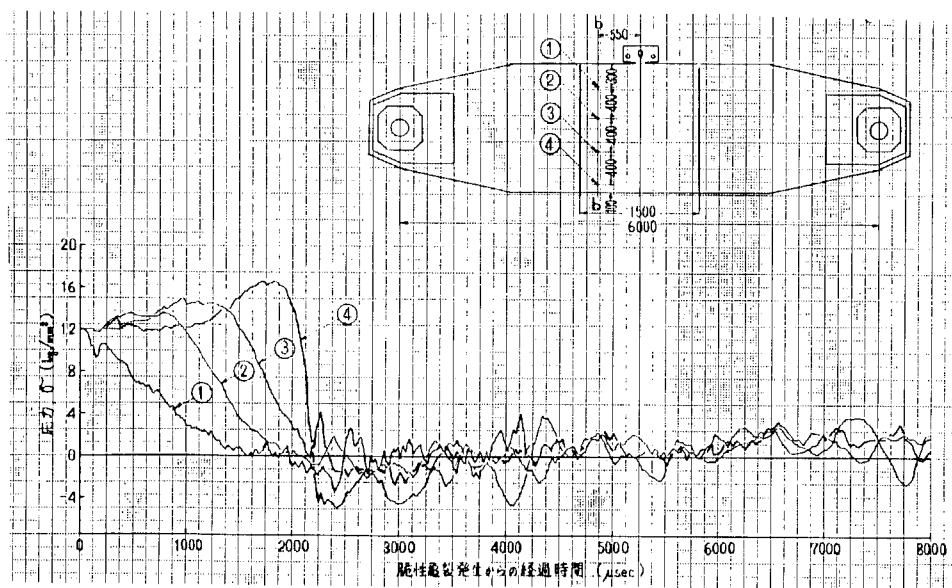


図 5.2.1.18 脆性亀裂進展にともなう応力変化(計測位置: b-b 線上)(SI-2)

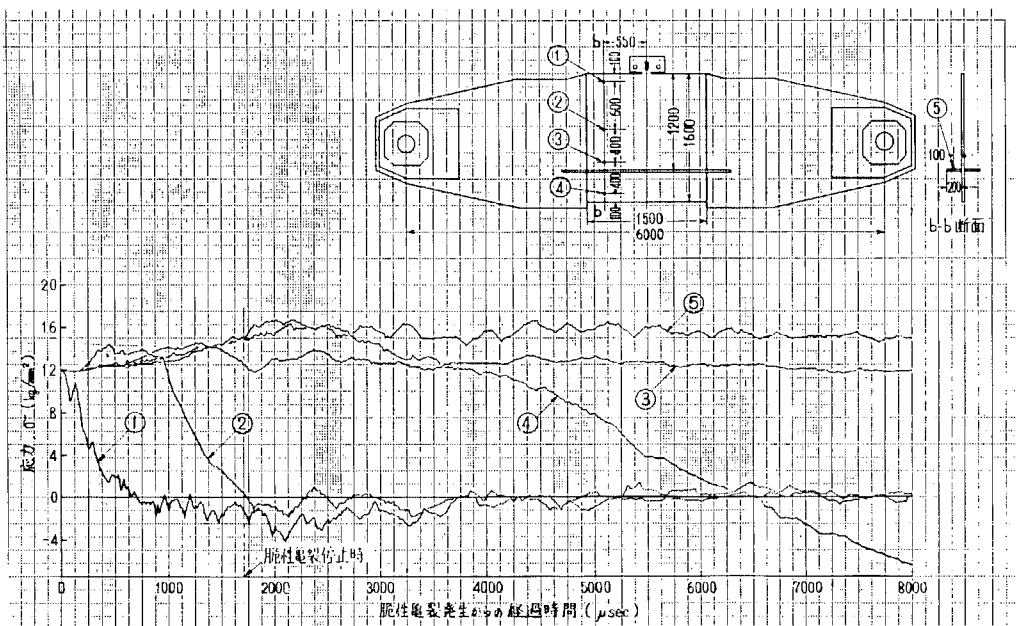


図 5.2.1.19 脆性亀裂進展にともなう応力変化(計測位置: b-b 線上)(BS-1)

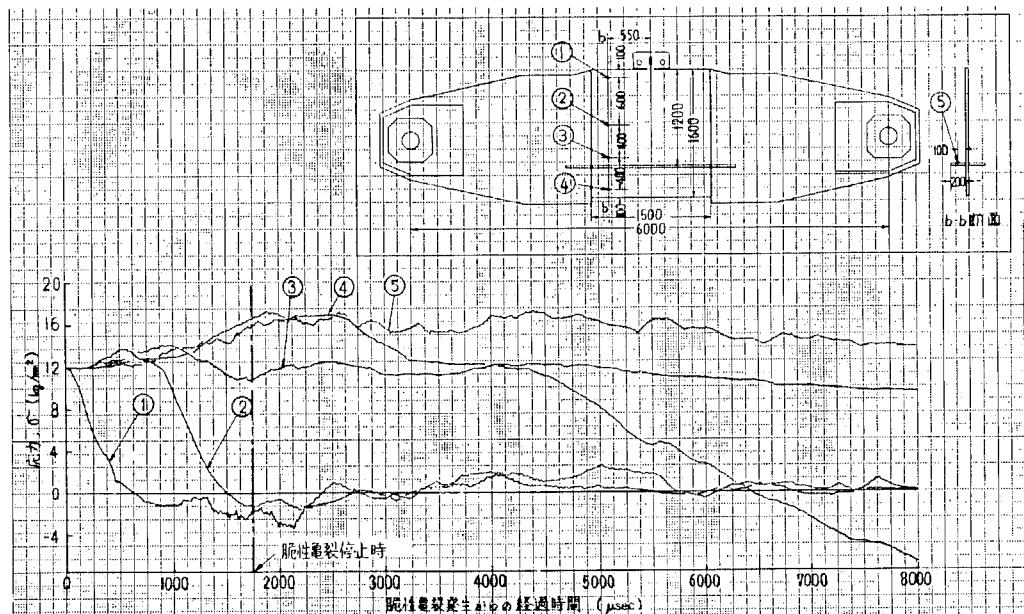


図 5.2.1.20 脆性亀裂進展にともなう応力変化(計測位置: b-b 線上)(BS-2)

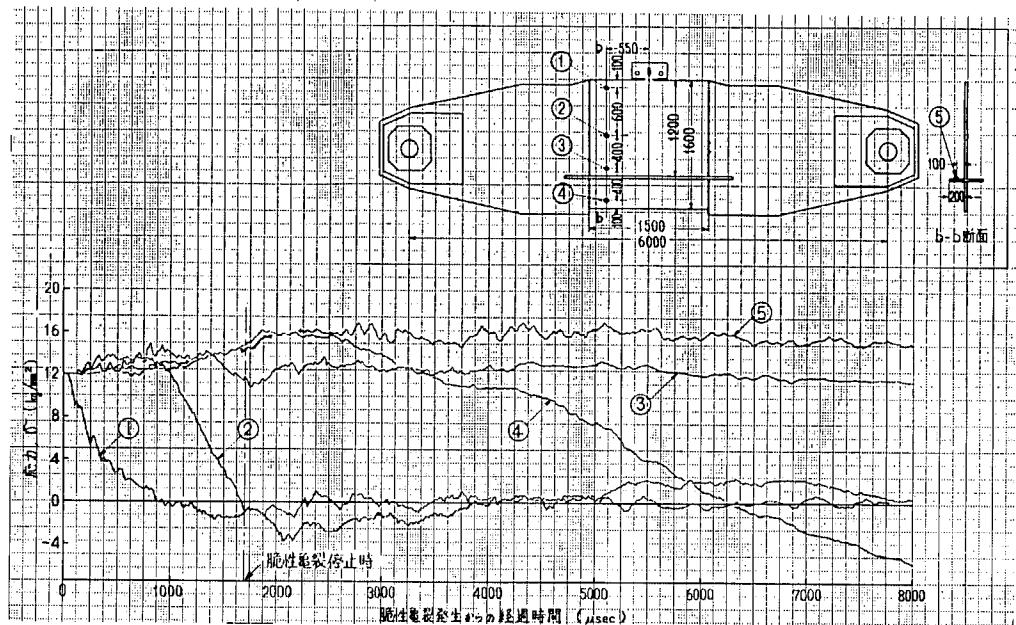


図 5.2.1.21 脆性亀裂進展にともなう応力変化(計測位置: b-b 線上)(B I S - 1)

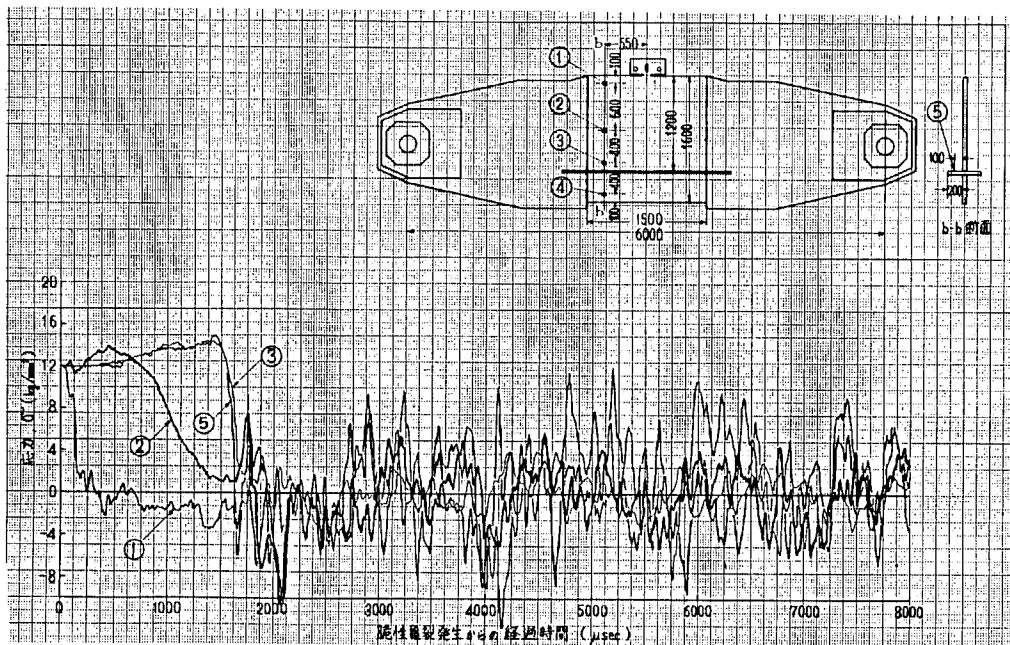


図 5.2.1.22 脆性亀裂進展にともなう応力変化(計測位置: b-b 線上)(B I S - 3)

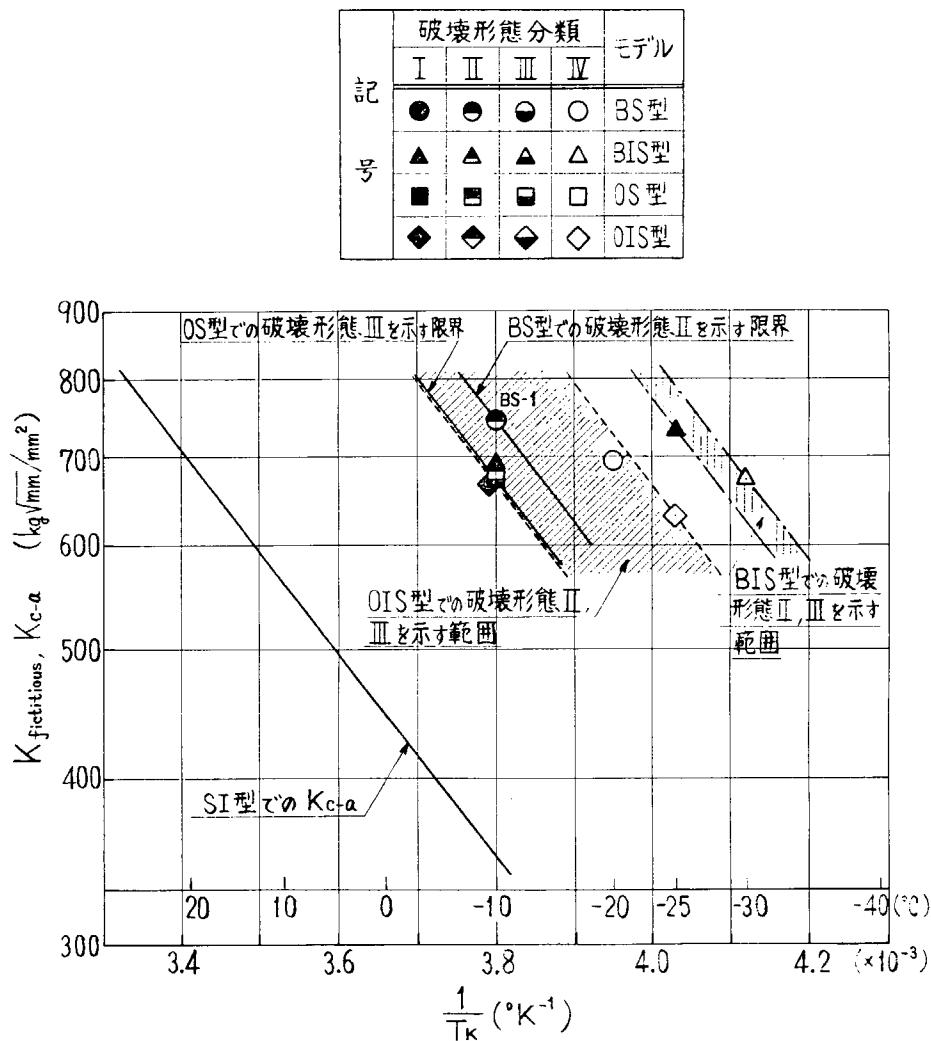


図 5.2.1.23 直交交叉部での見掛けの脆性亀裂伝播停止特性

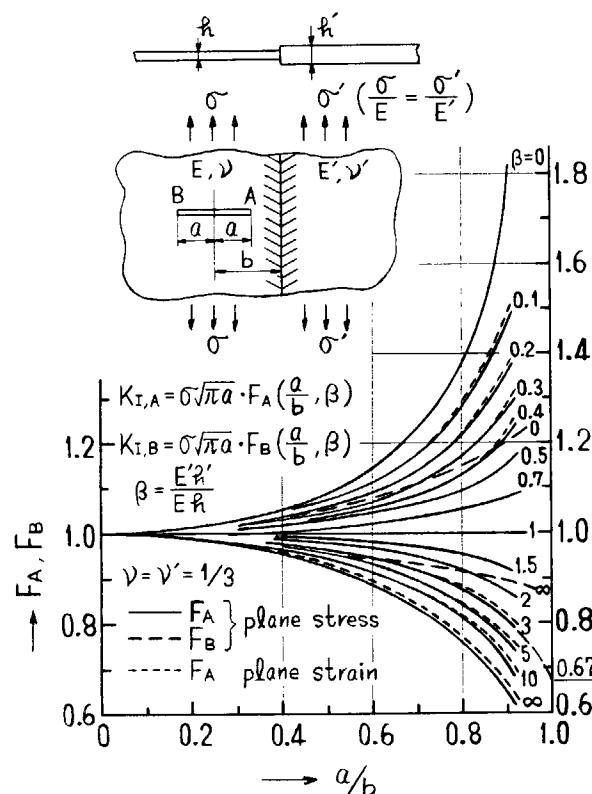


図 5.2.1.24 厚さの異なる板材の直線接合部に近接する亀裂の K 値²⁾

5.3 直交交叉限肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討

5.3.1 直交交叉部の疲労亀裂伝播試験（その1）

5.3.1.1 目的

溶接構造物においてウェブプレートから発生し伝播してきた亀裂が主板へどのように伝播するかは部材の強度上あるいは内容物のもの有無等の観点から、検討すべき事柄である。

本試験では片面にウェブを隅肉溶接した板について、引張繰返し荷重のもとで疲労亀裂の伝播試験を行ない、亀裂前線の形状および亀裂の伝播速度を得ることを目的とした。

5.3.1.2 試験方法

供試材料は委員会で支給された軟鋼板（KAS材、板厚15mm）でこれから5.3.1.1図に示す試験片を作製した。

溶接脚長はNo.1、3試験片は8mm、No.2試験片は4mmとし、溶接条件は表5.3.1.1に示す通りである。

荷重は容量300トンの油圧式疲労試験機を用いて負荷し、繰返し速度を500cpm、応力比を0.1とした。またピーチ・マークを入れるためにピーカー荷重が試験荷重に等しく、振幅が1/2の荷重を試験繰返数の約1/2だけ負荷した。

ひずみの計測は図5.3.1.1に示す位置に長さ3mmの抵抗線ひずみゲージを貼付し、試験開始時および適当な負荷繰返し後行なった。

亀裂長さの測定は試験片の破断後ピーチマークの位置を読み取る顕微鏡で測定して行なった。

5.3.1.3 試験結果

ひずみ測定の結果ウェブがあることによって曲げ荷重の発生が認められた。試験片中央から100mm離れた断面上のひずみの分布を図5.3.1.2に示した。ウェブから主板に至るひずみ分布はほぼ直線的であり、また板の端の方では中央よりも曲げ成分が減少している。計測した亀裂長さは図5.3.1.3に示す座標系の位置で示した。

ピーチマークを入れた破面の写真を図5.3.1.4～6に、この写真をトレースしたものを図5.3.1.7～9に示した。溶接部のピーチマークはNo.2の試験片を除いて比較的明瞭に認められた。なお板厚中央部にかなりの大きさと数の欠陥が認められる。

図5.3.1.10～12に亀裂の長さと繰返数の関係を、図5.3.1.13、14に亀裂伝播速度と亀裂長さの関係を示した。深さ方向および幅方向ともに主板に亀裂が伝播し始めると伝播速度が最少となっている。

5.3.1.4 考察

亀裂伝播速度と応力拡大係数Kを関係づけるために、K値解析を試みた。ウェブの亀裂については周辺積分FEMによってJ値を計算しこれからK値を算出した。その結果を図5.3.1.15に示す。亀裂が主板に達してからはウェブのない、表面亀裂をもつ平板に引張荷重が負荷された時のA.Kobayashiの式に実測した亀裂形状を代入して求めた。その結果を図5.3.1.16に示す。この図ではウェブの存在を無視しているのでK値はかなりの誤差をもつと思われる。そこで材料の疲労亀裂伝播速度と応力拡大係数範囲ΔKとの関係を仮定した時に、亀裂長さとKがどのような関係にあるかを調べた。なお、亀裂の伝播則を次式で仮定した。

$$da/dN = 2 \times 10^{-10} (\Delta K)^3$$

ただし da/dN の単位は mm/c 、 ΔK の単位は kg/mm^2 である。

これより $\Delta K = \{(da/dN)/2 \times 10^{-10}\}^{1/3}$ が得られる。

その結果を図5.3.1.17、18に示す。深さ方向、板幅方向ともに亀裂が主板に達した時のK値は表面亀裂として計算される値よりもはるかに大きくなっている。深さ方向についてはFEMで求めた値と表面亀裂として求めた

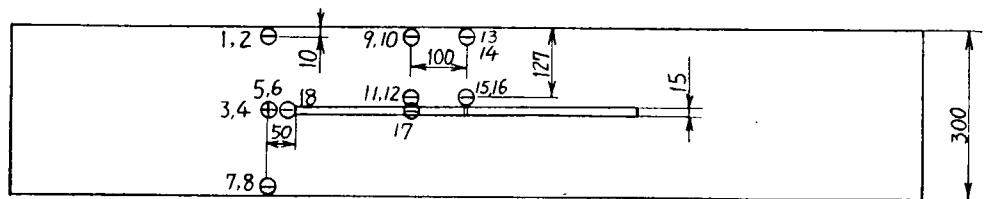
値の中間の値となっている。また亀裂が合体するまでのK値は貫通亀裂と考えた時のK値よりも大きく、深さ方向のK値とほぼ等しい。亀裂が合体した後は貫通亀裂の場合のK値にほぼ等しい。

5.3.1.5 まとめ

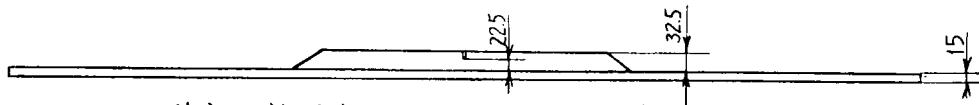
- (1) ウェブプレートから主板へ伝播する疲労亀裂前縁の形状が得られた。また隅肉溶接部から主板へ伝播した亀裂の合体および裏面への貫通のようすが明らかになった。
- (2) 疲労亀裂伝播速度は主板へ亀裂が達したころ最小値をとる。
- (3) 隅肉溶接部から伝播した亀裂が合体した後の主板表面のK値は貫通亀裂のK値にほぼ等しい。

表 5.3.3.1 溶接条件

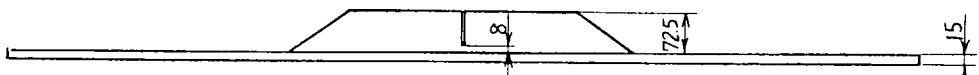
試験片	溶接棒	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (mm/min)	入熱量 (J/cm)	積層法
1, 3	B17 φ8	325 ~330	16	235 ~260	12000 ~13900	片側1パス
2	B17 φ4.5	190	13	230 ~310	4,700 ~6500	片側1パス



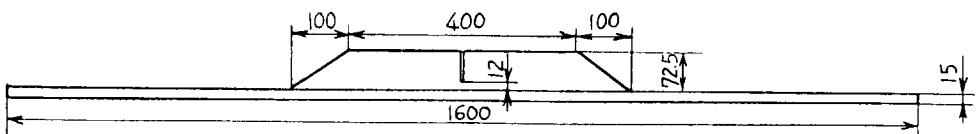
(a) ひずみゲージ貼付位置とゲージ番号（偶数番号は18を除き裏面）



(b) 試験片 No.1 脚長 8 mm 荷重範囲 5.0~50.0 ton



(c) 試験片 No.2 脚長 4 mm 荷重範囲 5.6~55.9 ton



(d) 試験片 No.3 脚長 8 mm 荷重範囲 4.5~44.7 ton

図 5.3.1.1 試験片形状とひずみゲージ貼付位置

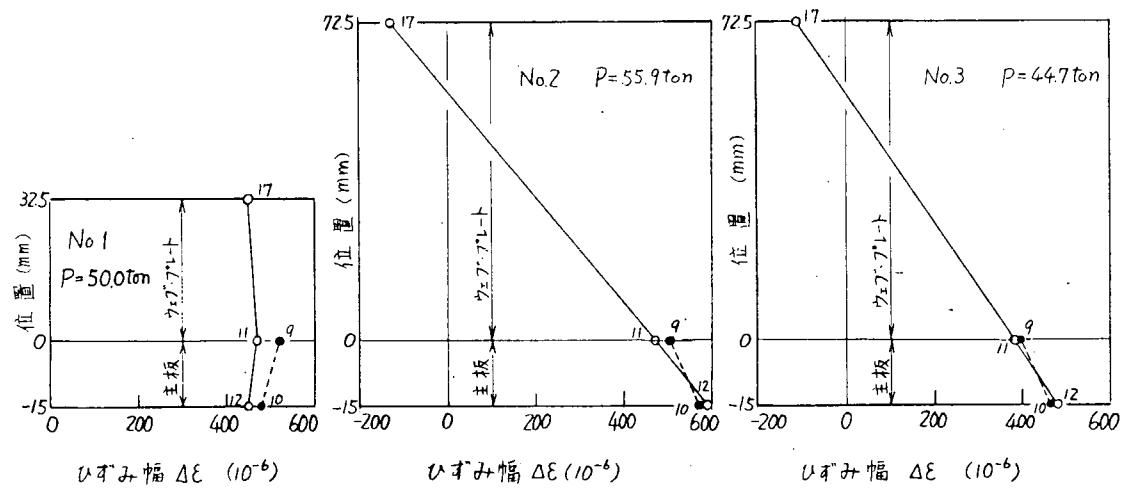


図 5.3.1.2 断面上のひずみ幅の分布($N = 2$)

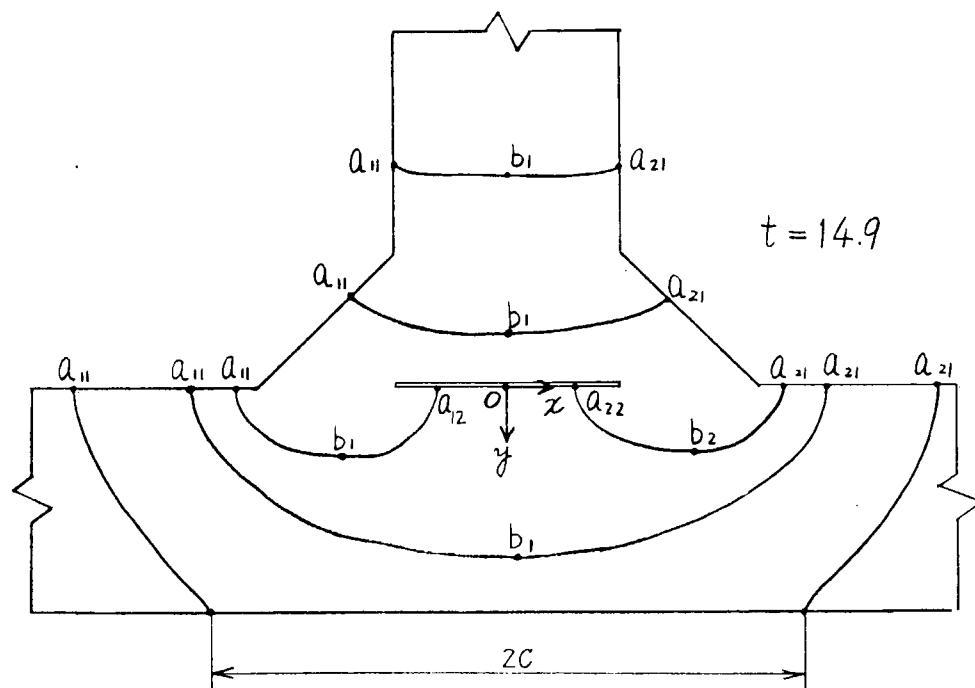
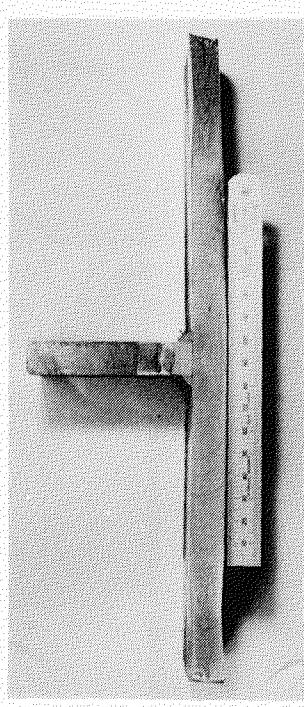
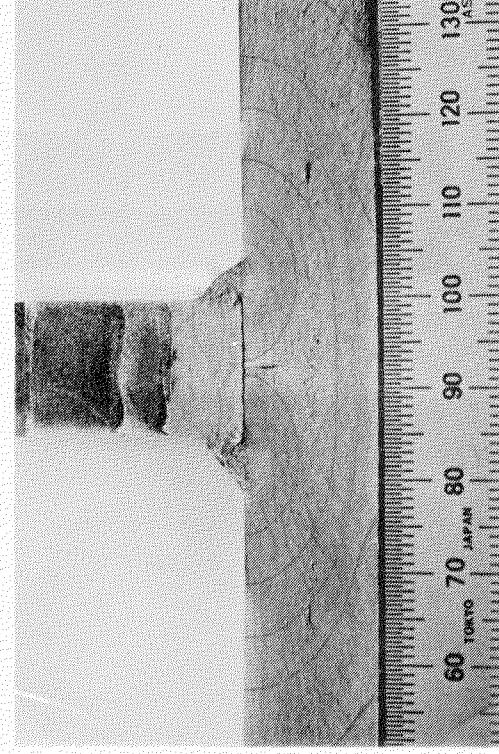


図 5.3.1.3 亀裂長さの測定位置と座標(破面)



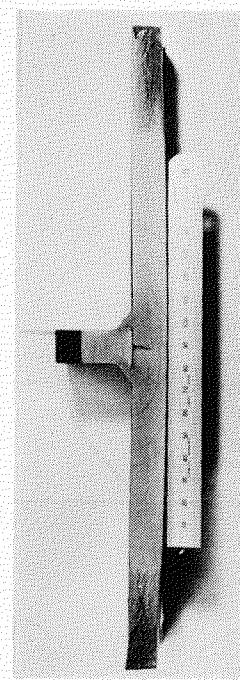
(a) $\times \frac{1}{2}$



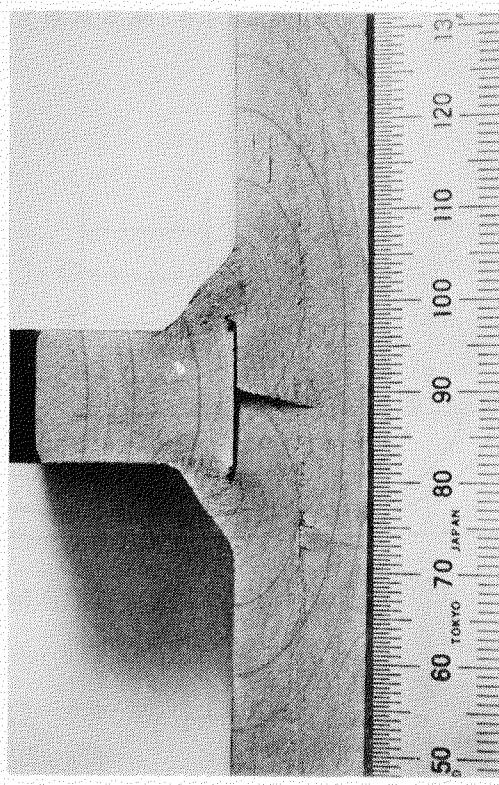
(b) $\times 2$

図 5.3.1.4 No.1 試験片 破面

図 5.3.1.5 No.2 試験片 破面



(a) $\times \frac{1}{2}$



(b) $\times 2$

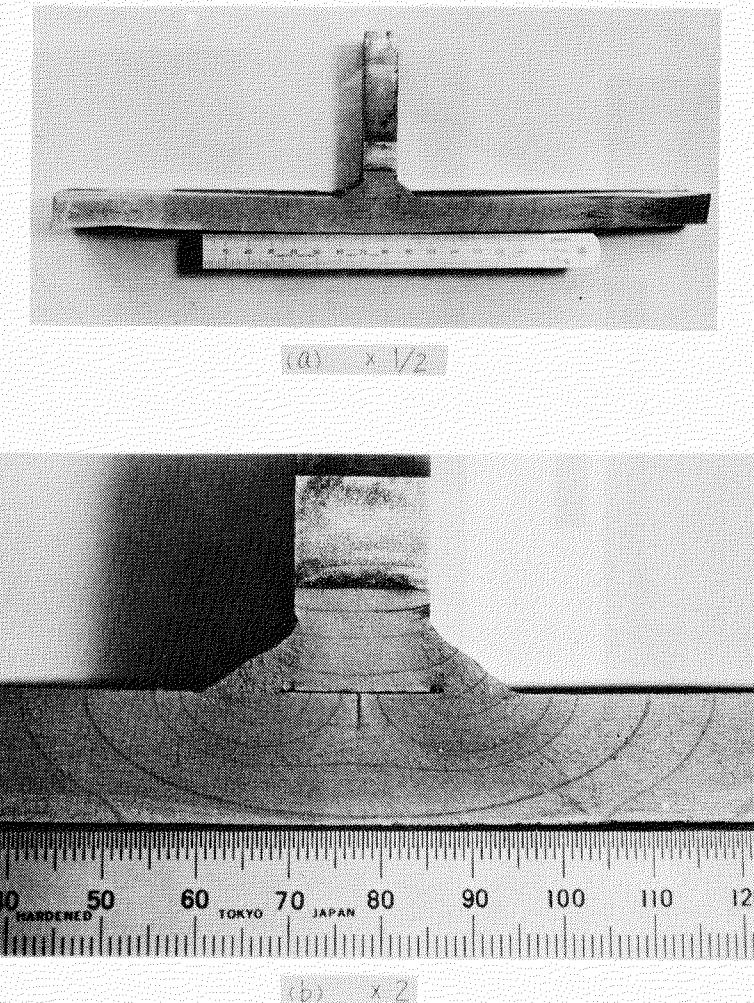
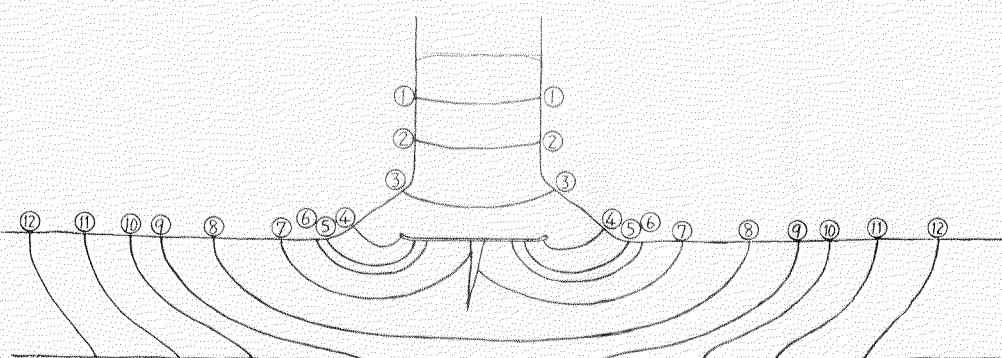
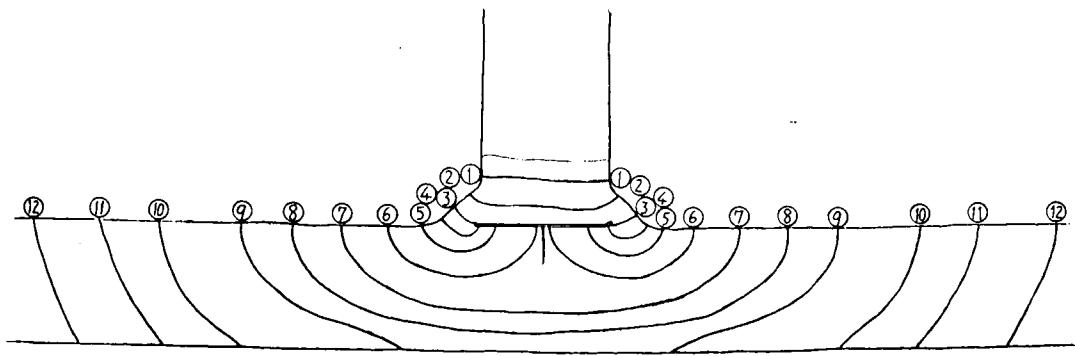


図 5.3.1.6 No.3 試験片破面



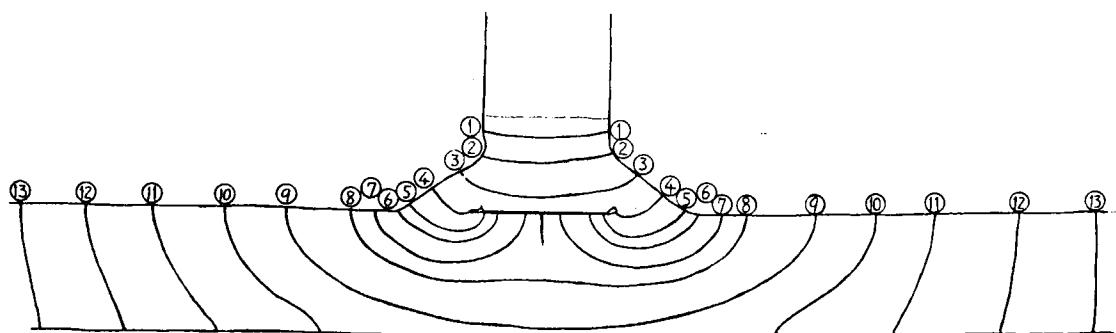
No.1 $P_{max} = 50.0 \text{ ton}$ $N_f = 3.23 \times 10^5$

図 5.3.1.7 ピーチマーク形状



No.2 $P_{max} = 55.9 \text{ ton}$ $N_f = 2.84 \times 10^5$

図 5.3.1.8 ピーチマーク形状



No.3 $P_{max} = 44.7 \text{ ton}$ $N_f = 6.78 \times 10^5$

図 5.3.1.9 ピーチマーク形状

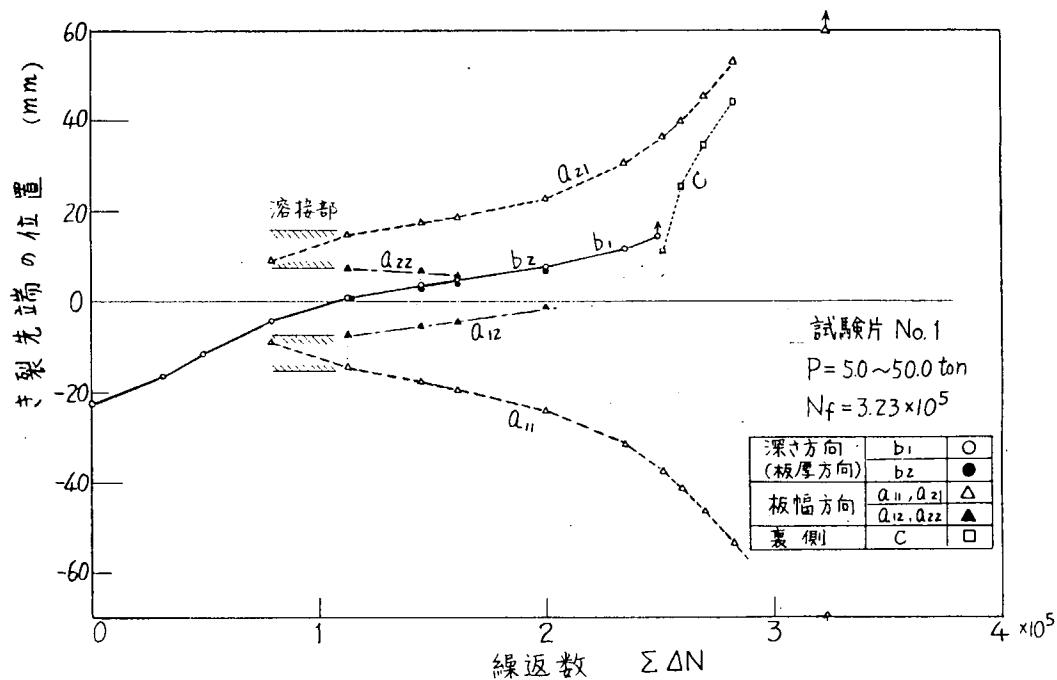


図 5.3.1.10 亀裂長さと繰返数の関係

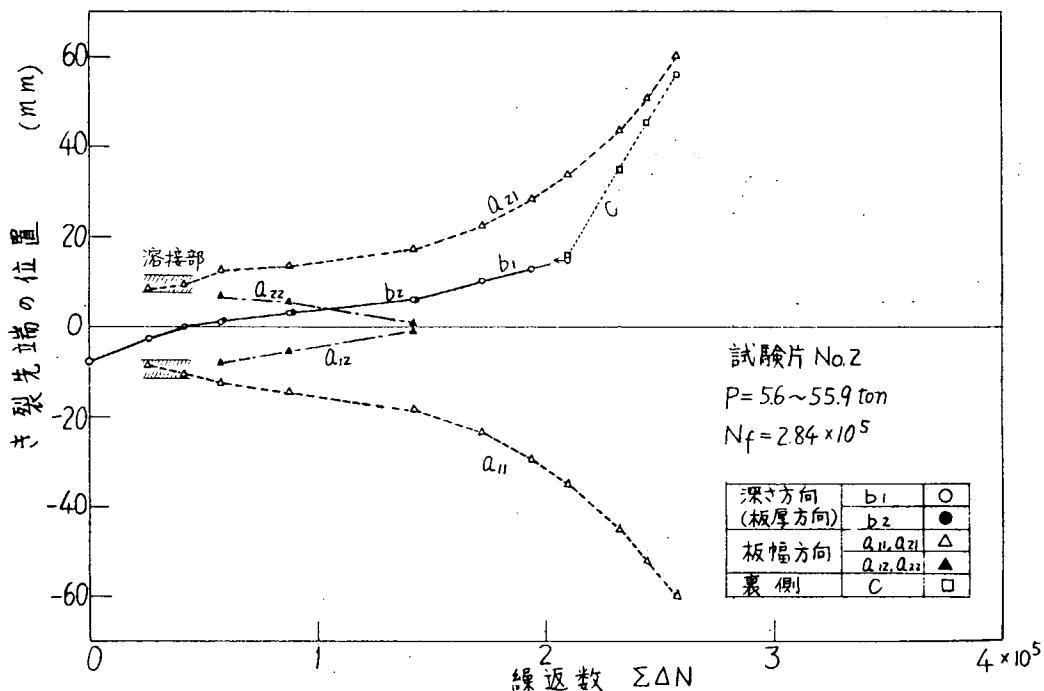


図 5.3.1.11 亀裂長さと繰返数の関係

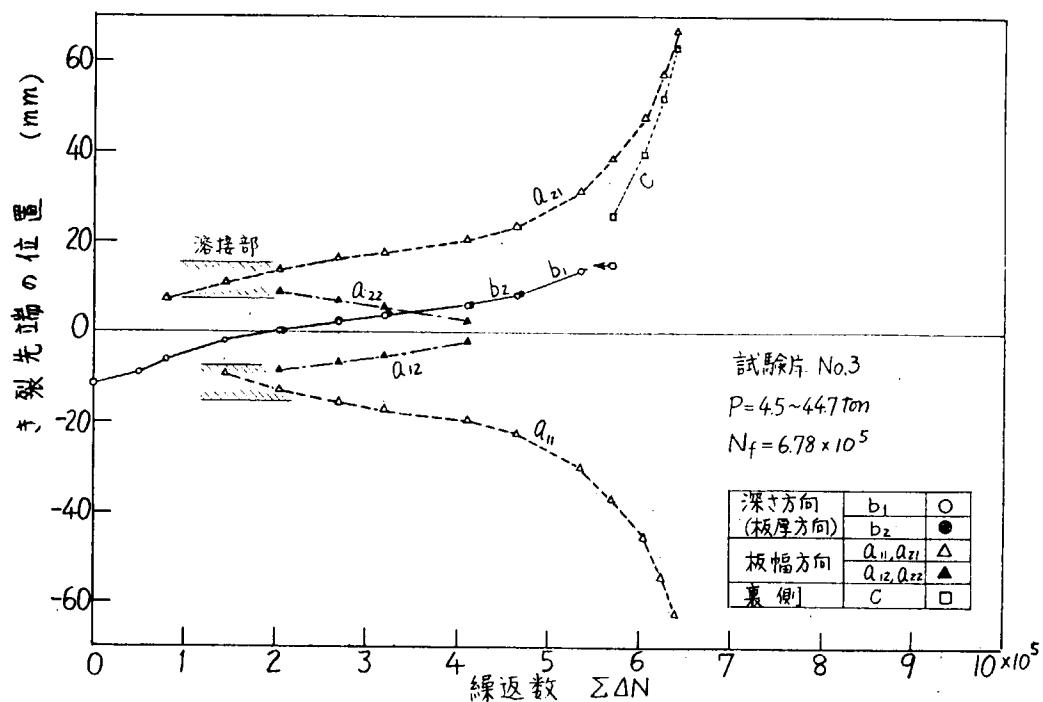


図 5.3.1.12 亀裂長さと繰返数の関係

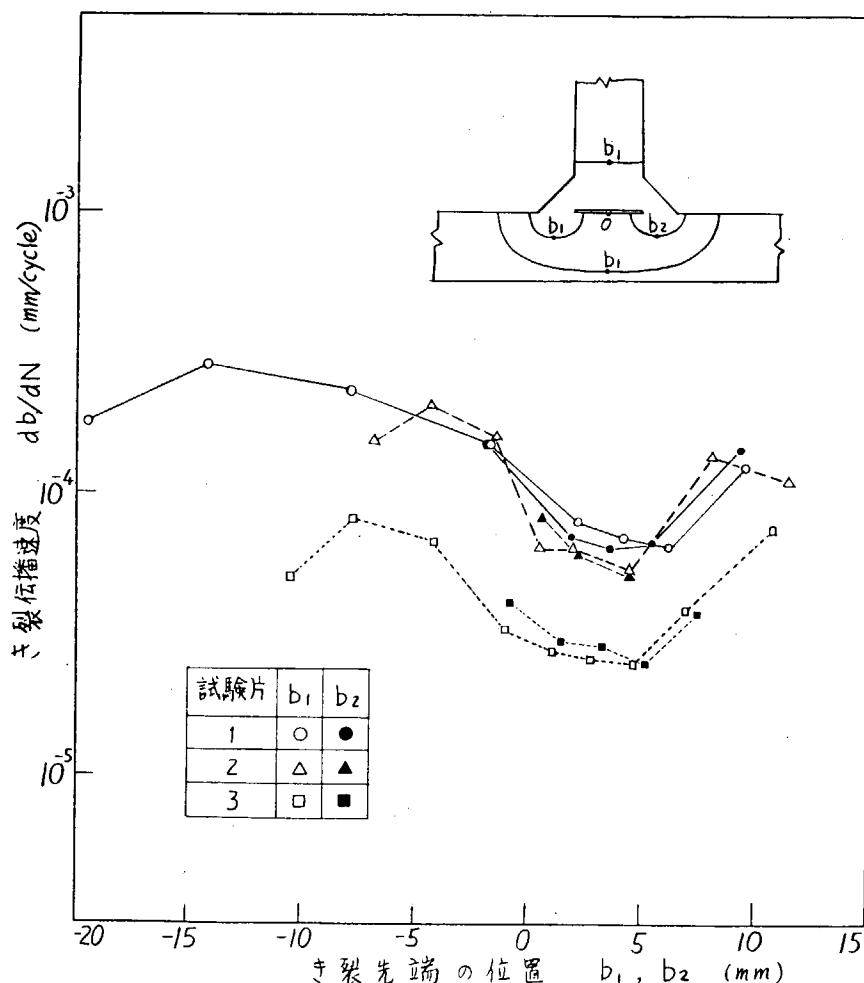


図 5.3.1.13 亀裂伝播速度と亀裂長さの関係

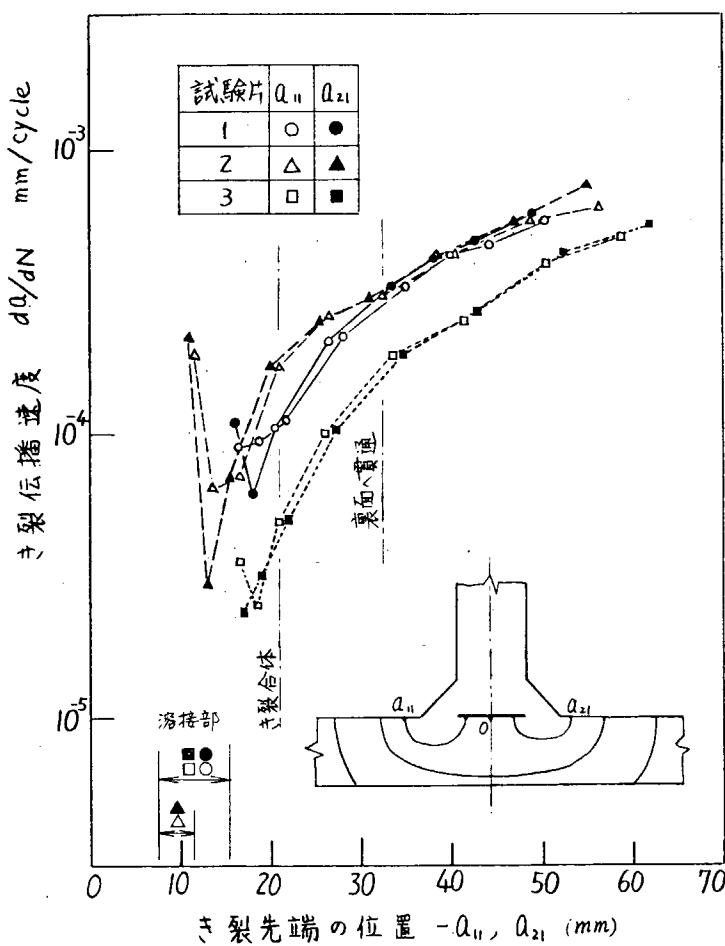


図 5.3.1.14 亀裂伝播速度と亀裂長さの関係

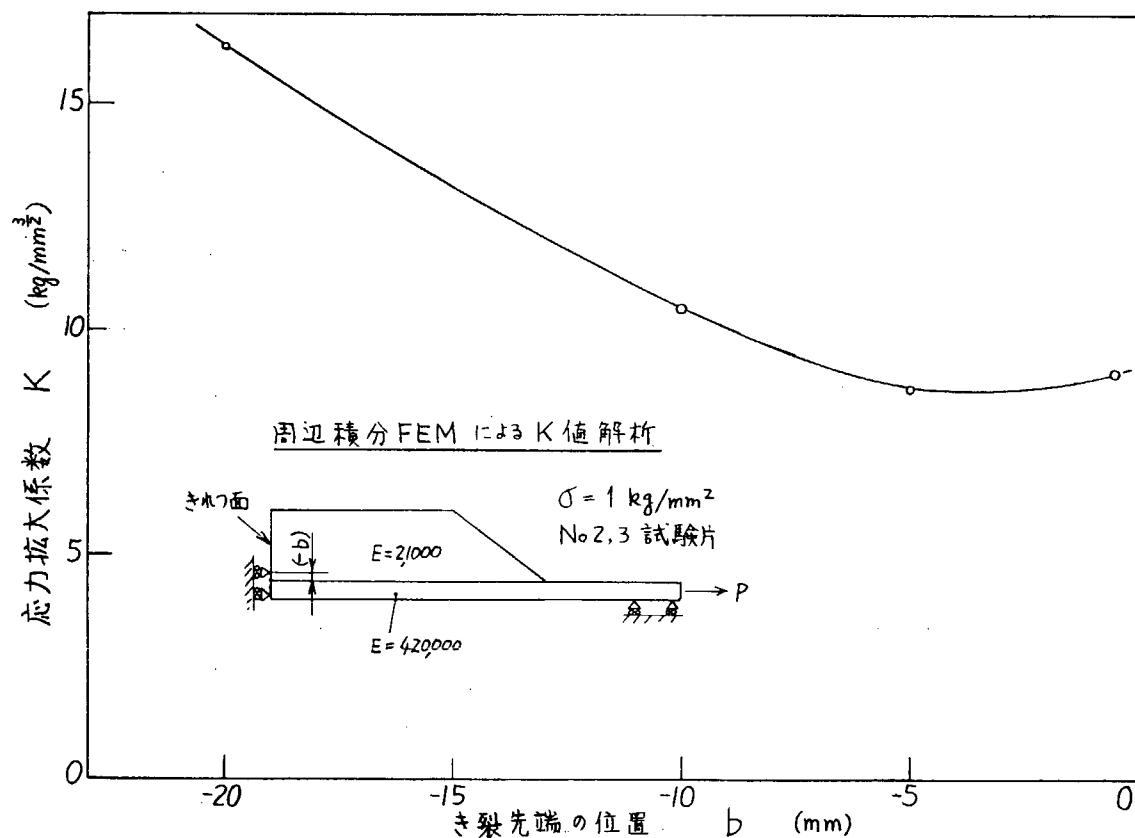


図 5.3.1.15 周辺積分 FEM による K 値解析結果

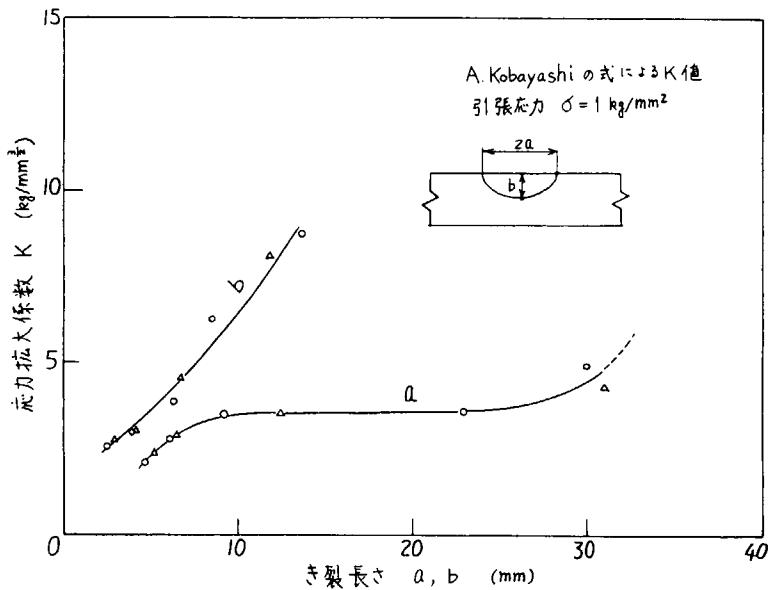


図 5.3.1.16 A. Kobayashi の式による K 値計算結果

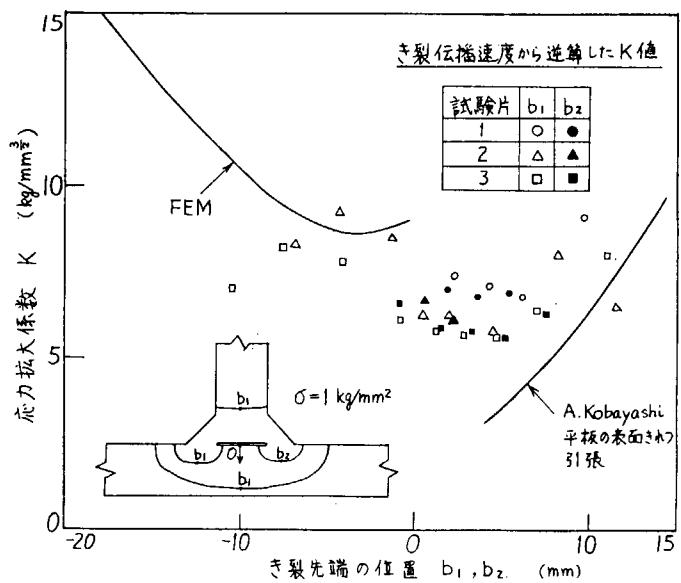


図 5.3.1.17 亀裂伝播速度から計算した K 値

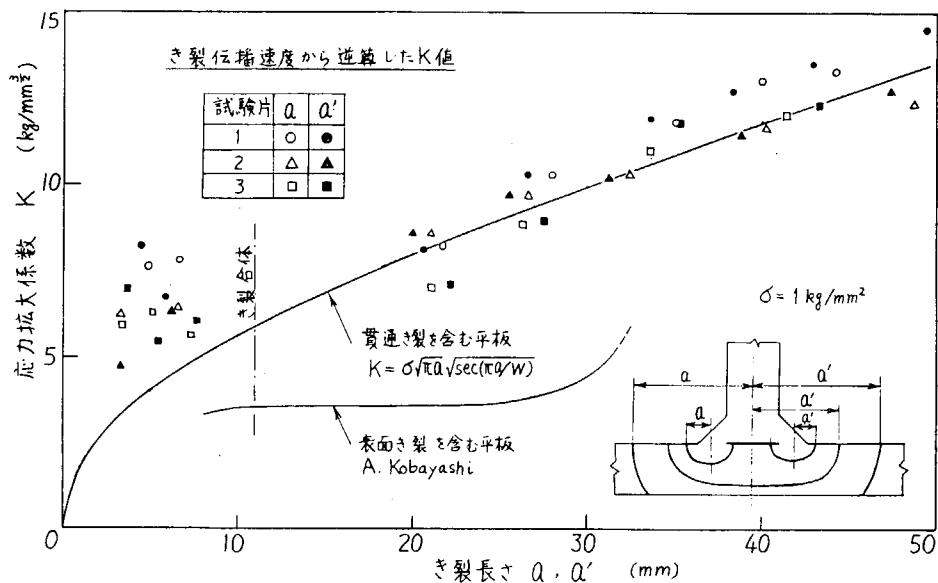


図 5.3.1.18 亀裂伝播速度から計算した K 値

5.3.2 直交交叉部の疲労亀裂伝播試験(その2)

5.3.2.1 目的

直交交叉部などにおいて、隅肉溶接継手に接近して来る疲労亀裂の伝播挙動を把握し、その力学的取り扱いについて検討する。

5.3.2.2 試験方法および試験結果

KAS鋼(板厚15mm)を用い、図5.3.2.1に示す直交交叉部構造要素モデルを製作し、軸力荷重を負荷して疲労亀裂伝播試験を実施した。

当初は表裏1組の縦リブ付きで、主板の片側に切欠きを有する試験片を使用することになっていたが、偏心荷重が生じたり、主板と縦リブとの間で応力のアンバランスが大きいため、図5.3.2.1に示すような試験体、即ち、表裏2組の縦リブを有し、主板中央に貫通切欠きを入れた試験体を採用することとした。

隅肉溶接は溶接棒B-17、4φ、7φを用い、脚長は4mmと8mmとし、中央貫通切欠きの巾2Cは80mmと60mmとした。

使用した疲労試験機は容量200tonfの電気油圧式疲労試験機であり、繰返し速度は600cpmで試験を行った。脚長8mmで中央貫通切欠き巾2Cが80mmの試験片について、主板における応力が下限2.2kgf/mm²、上限22.2kgf/mm²で試験し、中央切欠きから疲労亀裂が発生し、伝播するかどうかをみた。なお、縦リブ端部近傍の溶接止端はグラインダーで仕上げておいた。

ところが、疲労亀裂は中央貫通切欠きからは発生せず、縦リブ端部の回し溶接部のルートから発生し、繰返し数1、 78×10^5 回で破断した。このため、試験片形状は変えずに縦リブ端部の溶接方法を変えて検討した。端部の隅肉を3バスにしたもの、回し溶接せずに隅肉を主板へ50mm延長したもの、および開先を取って完全溶込みにしたものについて疲労試験を実施した。しかしながら、表5.3.2.1に示すようにいずれも縦リブ端部のルート、あるいは仕上げたR部で疲労破壊してしまった。これら試験片の破断状況を写真5.3.2.1と写真5.3.2.2に示す。

試験片中央の主板および縦リブの側面の応力状態について、歪ゲージによる応力測定結果とFEMによる応力解析結果とを比較したものを表5.3.2.2に示す。この表から両者はほぼ一致していることが分る。

このように、巾広い中央貫通切欠きが存在しても、この切欠きから疲労亀裂は発生しないことが判明したため、試験片形状を変えて検討することとした。SM41B(板厚15mm)を用い、図5.3.2.1で縦リブ端部に250mmのRを取り応力の流れを滑らかにしたもの(試験片No.5)、縦リブ端部のRを150Rとし縦リブの高さを20mm減らして52.5mmとし、主板の巾も260mmに減らしたもの(試験片No.6)、SM41B(板厚25mm)を用い、掘み部と、縦リブ端部の主板厚さを25mmとし、試験片中央部の主板厚さを15mmに減厚したもの(試験片No.7)、試験片No.7と同じ主板厚さで、試験片No.6と同じ縦リブ高さと主板巾にしたもの(試験片No.8)の4種類を製作した。これらの試験片形状の概略を図5.3.2.2に示す。いずれの試験片も縦リブ端部近傍は完全溶込みとし、溶接止端はグラインダーで仕上げた。

試験片の製作は、主板を機械加工し、中央貫通切欠きも入れた後に縦リブを隅肉溶接した。ところが、No.7の溶接後、主板の試験部全面にリューダースバンドが発生しており、切欠き先端にも著しい塑性変形が認められた。このため、No.8の溶接時に試験片を観察したところ、縦リブ1本を溶接している間に溶接の熱応力によって主板の降伏が起り、主板の反対側にもリューダースバンドが発生し、残りのリブを溶接することによってリューダースバンドが増加することが分った。

No.7とNo.8は主板試験部が表裏共に減厚するために機械加工されていたので、リューダースバンドの発生に気が付いたが、他の黒皮のままの試験片においても、塑性変形による錆の脱落が見られ、同じように降伏していることが分った。No.7の溶接熱応力による降伏の状態を写真5.3.2.3に示す

切欠き先端はこのために極めて高い圧縮残留応力が生じてあり、疲労亀裂の発生に対して障害となっていると考えられるので、No.5からNo.8の試験片については、溶接終了後、巾 0.2 mm のスリットを更に 1 mm 入れ、切欠き巾 2.0 を 8.2 mm とした。

これらの試験片について、表5.3.2.1と同じ条件で疲労試験した結果を表5.3.2.3に示す。No.5とNo.6は破断繰返し数は増加したがNo.4と同様に、縦リブの仕上げたR部で破断した。No.7とNo.8は中央貫通切欠きで破断し、破断繰返し数も増加した。

これらの試験片の破断状況を写真5.3.2.4と写真5.3.2.5に示す。No.7とNo.8において、疲労亀裂の進展は表裏は対称になっているが、左右では対称となっていない。

また、縦リブの高さを 7.25 mm から 5.25 mm へと 2.0 mm 減らし、主板の巾も 300 mm から 260 mm と 40 mm 減らした結果については、その影響は余りないようである。

以上の結果、直交交叉部の疲労亀裂伝播試験を行うには、試験片に巾の広い中央貫通切欠きが存在していても、掘み部と縦リブ端部の主板の板厚を増し、縦リブ端部の主板の断面積と試験部の縦リブを含む全断面積がほぼ同程度となる試験片を用いる方法しかないことが分った。

5.3.2.3 まとめ

直交交叉部の疲労亀裂伝播試験を実施するために、試験片形状を種々検討し、次の結論を得た。

- (1) 縦リブの溶接時に、溶接熱応力により主板は降伏し、中央貫通切欠きの先端には大きな塑性変形が生じる。
- (2) このため、中央貫通切欠きは縦リブ溶接後に入れるか、あるいは溶接前の切欠きの巾を小さくしておく必要がある。
- (3) 巾の広い中央貫通切欠きがあるにもかかわらず、縦リブ端部の主板の断面積は試験部の縦リブを含む全断面積と同程度にする必要がある。

表 5.3.2.1 試験片の破断状況 (KAS)

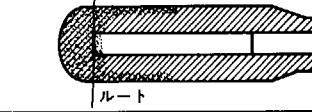
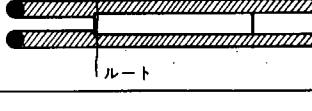
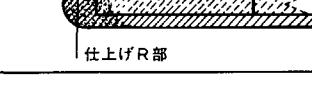
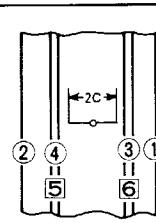
試験片番号	縦リブ端部処理法	主板における応力 kgf/mm ²			破断までの繰返し数 Nf	破断状況
		最大 Smax	最小 Smin	範囲 SR		
1	1パス 仕上げ	22.2	2.2	20.0	1.78×10^5	
2	3パス 仕上げ	"	"	"	1.98×10^5	
3	1パス 延長	"	"	"	1.32×10^5	
4	1パス 完全溶込み	"	"	"	1.98×10^5	

表 5.3.2.2 FEMによる応力解折と実験値との比較

位置	歪測定による応力範囲 (2C=80mm) (kgf/mm ²)			FEM応力解折による応力範囲 (2C=85mm) (kgf/mm ²)	歪ゲージ位置	
	ゲージ番号	$\epsilon \times E$	平均			
主板側面	1	10.0	10.0	10.3		
	2	9.9				
縦リブ側面	3	9.4	9.4	9.6		
	4	9.3				
	5	9.5				
	6	9.3				

⑤ ⑥は裏面
 $E = 21,000 \text{ kgf/mm}^2$

表 5.3.2.3 追加疲労試験片の破断状況
(SM41B)

試験片番号	試験片形状	主板における応力 (kgf/mm ²)			破断までの線返し数 N _f	破断位置
		最大 S _{max}	最小 S _{min}	範囲 S _R		
5	縦リブ端部250°	22.2	2.2	20.0	4.18×10^5	仕上げた縦リブ のR部
6	縦リブ高さ52.5mm	"	"	"	3.14×10^5	"
7	掘み部板厚25mm	"	"	"	5.62×10^5	中央切欠き
8	掘み部板厚25mm 縦リブ高さ52.5mm	"	"	"	6.68×10^5	"

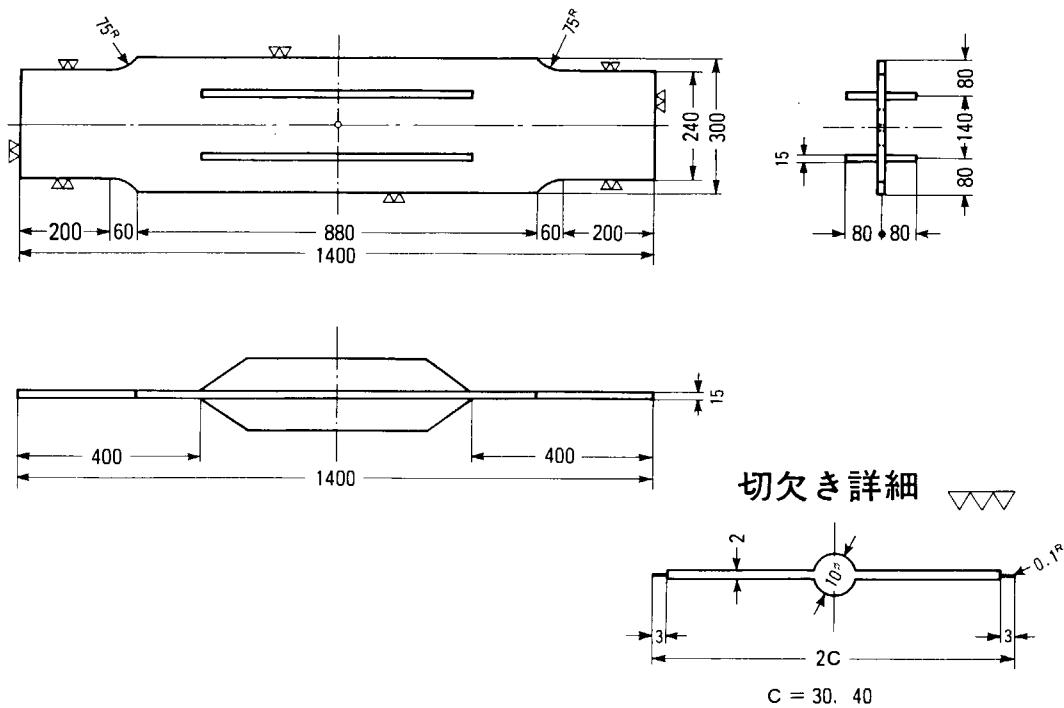


図 5.3.2.1 試験片の形状

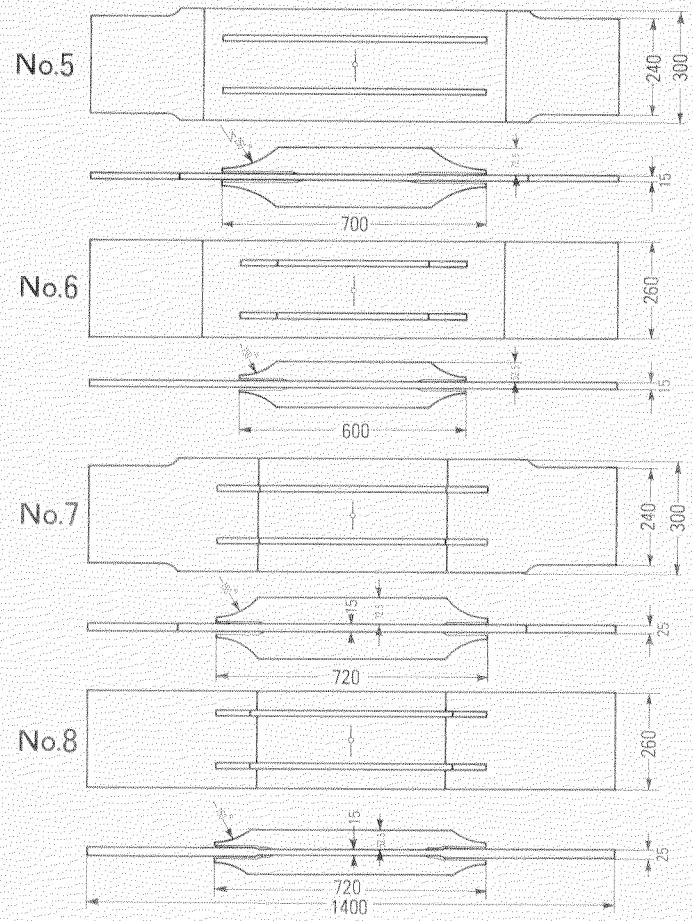
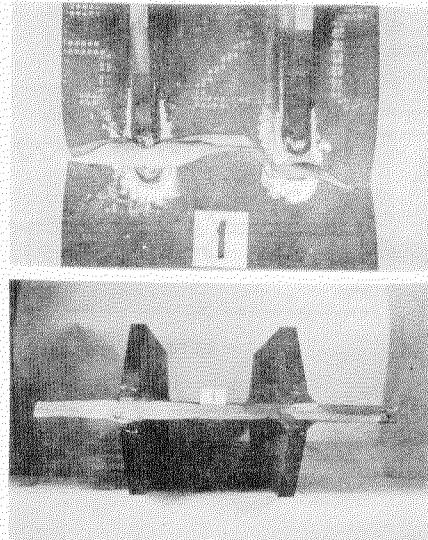


図 5.3.2.2 追加試験片の形状

No.1 Nf = 1.78×10^5 cycles



No.2 Nf = 1.98×10^5 cycles

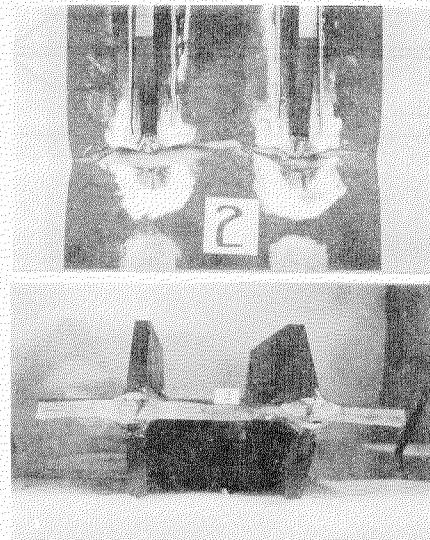
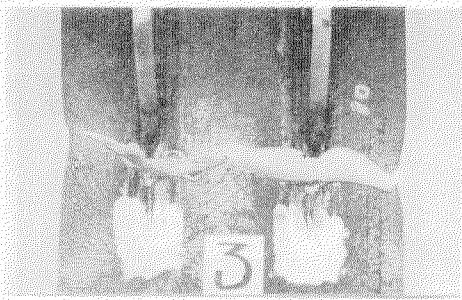


写真 5.3.2.1 No.1, No.2 試験片の破断状況

No.3 Nf=1.32×10⁵ cycles



No.4 Nf=1.98×10⁵ cycles

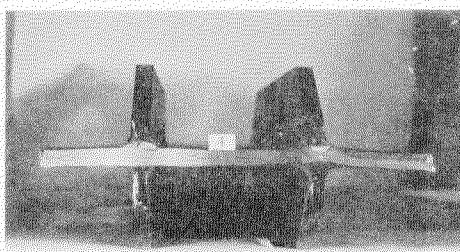
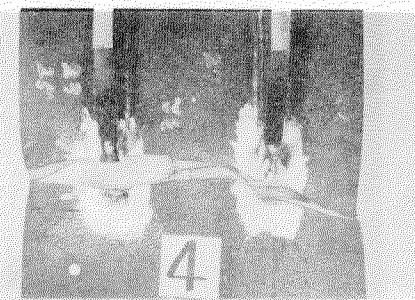


写真5.3.2.2 No.3, No.4試験片の破断状況

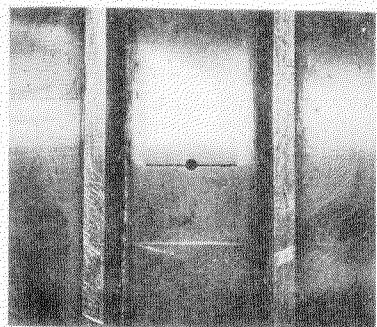


写真5.3.2.3 No.7 における溶接熱応力による歪模様

No.5 Nf=4.18×10⁵ cycles No.6 Nf=3.14×10⁵ cycles

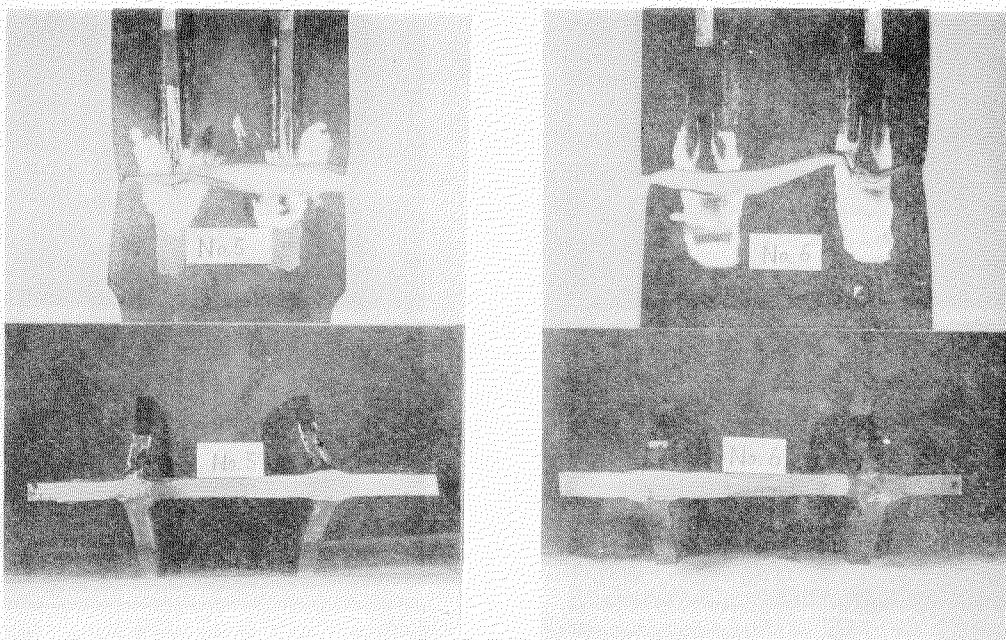


写真5.3.2.4 No.5, No.6の破断状況

No.7 Nf=5.62×10⁵ cycles No.8 Nf=6.68×10⁵ cycles

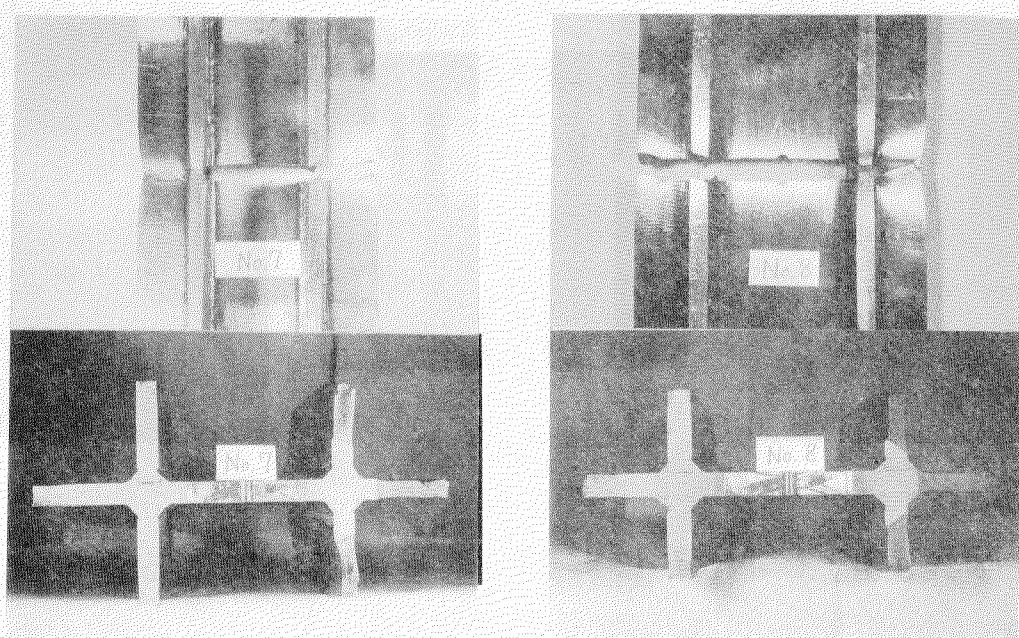


写真5.3.2.5 No.7, No.8の破断状況

5.3.3 I型梁での疲労亀裂伝播試験(Ⅰ) その1

— 剪断応力が支配的な場合 —

5.3.3.1 目的

船殻局部構造の破壊強度試計算の一例として昭和53年度においてダブルハル構造をとりあげて検討した。即ち、二重底やコンテナ船船側構造等にみられるダブルハル構造で、ウェブにマンホール等の開孔がある場合そこから生じる疲労亀裂について、特異性をもつサブストラクチャーを用いた二次元有限要素法で応力拡大係数を求め、疲労亀裂の伝播過程ならびに疲労寿命について考察した。

ここではマンホール等の開口から生じる疲労亀裂の伝播過程を実験により検証すること、またコーナースキャロップ、又は隅肉溶接部から発生する亀裂の伝播状況を知ることを目的として、ウェブに開口を有するI型梁での疲労亀裂伝播試験を行なった。

5.3.3.2 試験体形状および試験方法

5.3.3.、5.3.4では同一形状の試験体について外力条件を異にした疲労実験を行なっている。本節では、剪断応力を主体とした実験を行なうために試験体端部の支持条件を溶接接合による固着とし、次節では曲げ応力を主体とした実験のために試験体端部をピンジョイントによる回転支持としている。

図5.3.3.1に剪断応力が支配的な場合の試験体(以後試験体と略す)の形状、寸法を示す。供試材は板厚15mmのKAS鋼板である。スキャロップの有無、隅肉溶接の脚長の大小、による2種類を組み合わせた4種類を各1体づつ製作した。鋼板はロール材のまま使用し、溶接は軟鋼溶接棒B-17を用い、下向手溶接で行なった。

実験は油圧サーボ式200tan疲労試験機を用いて行なった。写真5.3.3.1に実験状況を示す。

第1サイクルは引張側から載荷し、適当な荷重ステップで静的な歪計測を行なった。実測されたマンホール縁の歪の値を参考にして荷重レンジを決め、以後荷重振幅を一定として、繰り返し速度1.0~1.5Hzで疲労実験を行なった。

各試験体の疲労実験荷重は図5.3.3.1中に示した。

5.3.3.3 試験結果と考察

疲労実験に先立って試験体の応力解析を行なった。図5.3.3.2(a)、(b)にマンホール部分の主応力分布とマンホール縁の周辺応力分布を、また表5.3.3.1(a)、(b)には試験体各部の計算と実測応力値をまとめて示した。

これらの結果よりマンホール縁からの疲労亀裂はマンホールR中心から見てほぼ45°の位置に発生すると考えられる。また、周辺のスティフナー側隅肉溶接部にはフランジから約300mm、ほぼマンホールRエンドに相当する位置で最大応力が生じており、板厚と隅肉溶接のど断面の比率から考えると脚長4mmの場合、マンホール縁の応力値と同程度となり隅肉溶接破壊が考えられる。スキャロップ部については端部の回し溶接部の局部的な応力集中による亀裂の発生が考えられる。

疲労実験結果をまとめて表5.3.3.2に示した。各試験体の疲労実験結果を図5.3.3.3(a)~(d)、図5.3.3.4(a)~(d)、図5.3.3.5(a)(b)、図5.3.3.6(a)~(d)に示した。

M1については、スティフナー側隅肉溶接部が全長ルート破断した後に、磅断部を再溶接しマンホール縁の2ヶ所にノッチを入れ亀裂の伝播を調べた。他の試験体についてはマンホール縁からの亀裂が隅肉溶接に達するか、スティフナー側隅肉溶接部が全長破断した時点で実験終了とした。

表5.3.3.2で明らかなように脚長4mmではスティフナー側隅肉溶接ルート部からの亀裂が進展し疲労破壊しており、脚長8mmではマンホール縁からの亀裂伝播により疲労破壊している。

脚長4mmの試験体でみられたスティフナー側隅肉溶接部の疲労亀裂は初期の応力解析結果から推定される最大

主応力が生じる位置でルート部に発生している。この亀裂は母材にそれることはなく隅肉溶接線にそって伝播しウェブ深さ約800mmが破断した。破断寿命のうち発生寿命が70~80%を占める。

脚長8mmの試験体でみられたマンホール縁からの疲労亀裂はマンホールR中心から見て35°~50°の位置に発生しており、(角度のとり方は各試験体の疲労亀裂伝播状況図を参照)初期応力解析結果から予想される位置とはほぼ一致している。

この亀裂はスティフナー側隅肉溶接に近づくまではキャロップの有無にかかわらずほぼ50°~60°で伝播し、キャロップなしの場合にはそのまま隅内部に進入する。キャロップありの場合には隅内部に達する直前で溶接線に平行に進みキャロップ縁に達する。これらの伝播経路は亀裂のない初期応力解析結果から大略推定できると思われるが、詳しくは亀裂伝播解析とともに改めて検討する必要がある。

キャロップなしの試験体では隅肉溶接に達する直前で溶接部のルート破壊をおこし、溶接線にそってフランジ側のルート亀裂として伝播する。

今回の試験体形状ではマンホール縁からの亀裂はスティフナー側の隅肉溶接部へ伝播しているが、剪断が支配的な荷重形式では、スティフナーの軸方向応力成分はほとんどなく、また周辺の応力分布からみてもスティフナーを貫通する傾向はないので、亀裂が以後どのように進むかを調べる目的に対しても適切でなかったようである。

この目的のためにはマンホール縁からの亀裂をフランジ側の隅内部へ伝播させるような形状、寸法を選ぶ必要があろう。

マンホール縁からの亀裂の破断寿命はキャロップありの場合が若干短くなっている。亀裂が隅肉溶接に近づいた時点でキャロップがあることによる断面減少分が効くためであろう。M2、M4のマンホール縁からの亀裂伝播状況(図5.3.3.4(c)、図5.3.3.6(b)、図中計測点はほぼ2500回おき)をみれば、隅内部に近づいた部分での亀裂の伸びがM2では余り変化がみられないのに対して、M4では大きくなっていることがわかる。

破断寿命のうち発生寿命が約30%、板厚貫通寿命が約50%となっている。

キャロップ部については、キャロップ端スティフナー側の回し溶接、母材側トウ部に非常に早く亀裂が発生した。大部分の亀裂は板厚貫通(亀裂長さが板厚分15mm)までか、貫通してもその後数mm~20mmしか伝播しなかった。今回用いた、剪断応力が支配的な荷重形式においてはコーナースキャロップからの亀裂の伝播の可能性は少ないと考えられる。

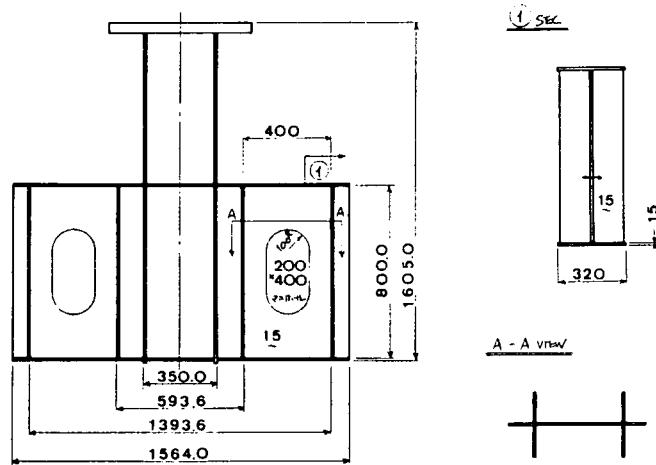
5.3.3.4 まとめ

マンホールを有する板に主として剪断応力が作用する場合の疲労破壊過程を調べるために4種類の試験体を製作し疲労実験を行なった。その結果次のことが明らかになった。

- (1) 脚長が小さい場合はキャロップの有無にかかわらずスティフナー側隅肉溶接部の最大主応力が生じる位置でルート部に疲労亀裂が発生する。
- (2) この亀裂は母材にそれることはなく溶接線にそって伝播しウェブ深さ全長が破断する。全寿命のうち発生寿命が70~80%を占める。
- (3) マンホール縁からの亀裂は35°~50°付近に発生し応力解析結果からの予想とはほぼ一致する。
- (4) マンホール縁から発生した亀裂は50°~60°の角度で伝播し、キャロップがない場合、スティフナー側隅肉溶接に進入する。キャロップがある場合は隅肉溶接直前で溶接線に平行に伝播しキャロップ縁に達する。
- (5) マンホール縁からの亀裂はキャロップがない場合スティフナー側の隅肉溶接に進入するが、その後は溶接線にそって伝播し、フランジ裏面に達する。
- (6) マンホール縁からの亀裂の破断寿命はキャロップのない場合に比べてキャロップがある場合の方が若干

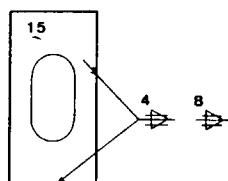
短く、隅内溶接に近づくにつれて伝播速度が大きくなる。

- (7) マンホール縁からの亀裂の発生寿命は破断寿命の約30%、板厚貫通寿命は破断寿命の約50%を占める。
- (8) スキャロップ部にはスティフナー側の回し溶接母材側トウ部に亀裂が発生するが、大部分は板厚貫通(亀裂長さが板厚分15mm)までか、貫通してもその後数mm~20mm程度しか成長しない。

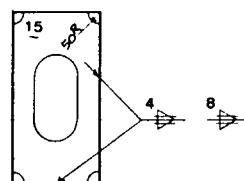


マンホール部詳細

M1, M2



M3, M4



試験体	穴口, T字脚 の有無	溶接溶接 部材脚長 MM	溶接法	実験荷重
M 1	×	4	下向手溶接 溶接棒 B-17	± 70 TON
M 2	×	8	脚長 4mm---4中 1層; 1×2	± 90
M 3	○	4		± 70
M 4	○	8	8mm---4中 2層; 3×2	± 90

図 5.3.3.1 試験体形状、寸法

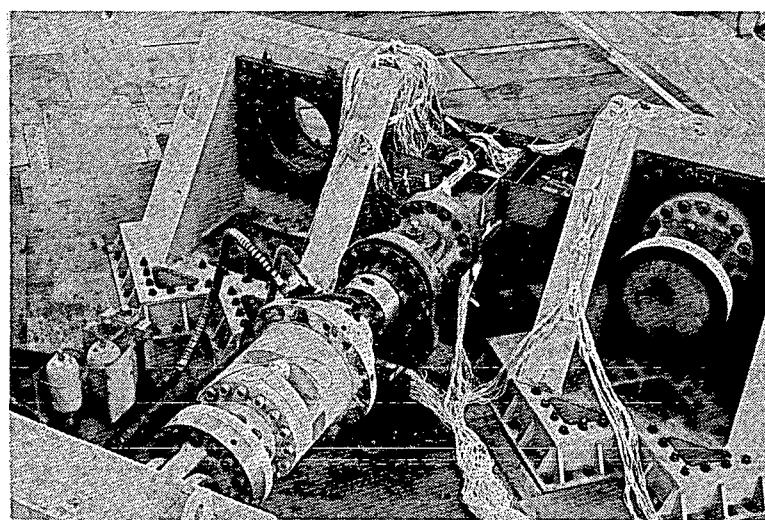


写真 5.3.3.1 実験状況

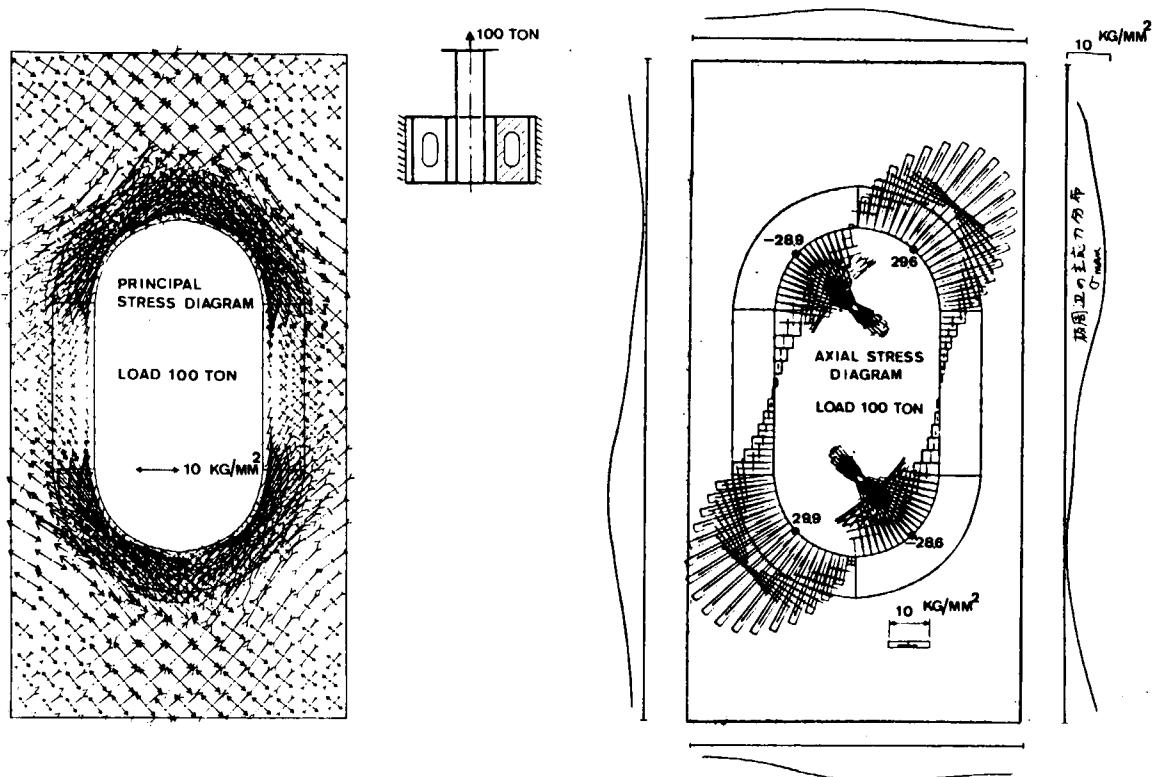


図 5.3.3.2 (a) M1、M2 応力解析結果

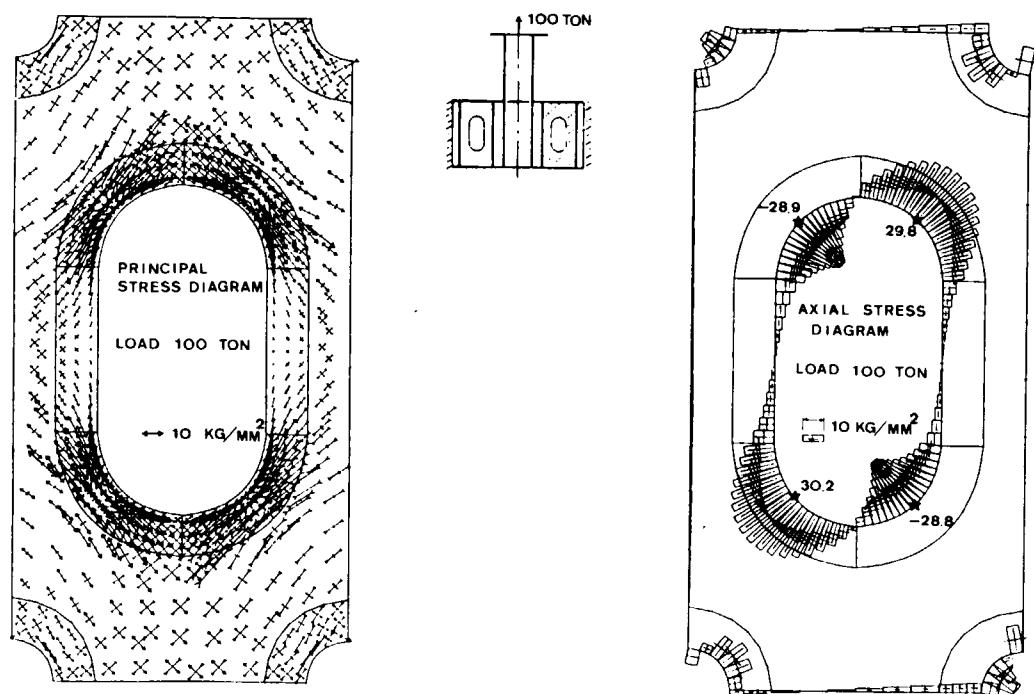


図 5.3.3.2 (b) M3、M4 応力解析結果

表 5.3.3.1 (a) 試験体 M 1、M 2 応力計算結果のまとめ

試験体		マンホール周辺の応力(kg/mm^2)				板内での応力 ($\sigma_{max}, \sigma_{min}$ の最大値) (kg/mm^2)							
		P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P9	P10	P11	P12
M 1 LOAD 70 TON	実験値	22.5	-23.4	21.3	-21.0	—	—	—	—	—	—	—	—
	計算値	20.7	-20.0	20.9	-20.2	6.7	-6.8	6.1	-5.3	6.4	-6.0	5.0	-5.9
M 2 LOAD 90 TON	実験値	26.8	-31.0	26.0	-32.2	—	—	—	—	—	—	—	—
	計算値	26.6	-25.7	26.9	-26.0	8.6	-8.7	7.8	-6.8	8.2	-7.7	6.5	-7.6

注) 痕跡実験荷重 M1---±70 TON
M2---±90 TON

実験値は 100 タンル での値

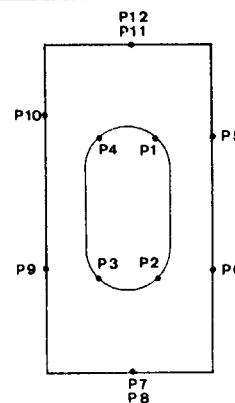
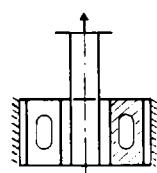


表 5.3.3.1 (b) 試験体 M 3、M 4 応力計算結果のまとめ

試験体		マンホール周辺の応力(kg/mm^2)				板内での応力 ($\sigma_{max}, \sigma_{min}$ の最大値) (kg/mm^2)				スキロット部の応力 ($\sigma_{max}, \sigma_{min}$ の最大値) (kg/mm^2)							
		P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8	P9	P10	P11	P12	P13	P14	P15	P16
M 3 LOAD 70 TON	実験値	26.0	-24.2	22.9	-21.4	6.7	-6.8	6.1	—	4.8	3.1	-3.1	-4.7	4.2	-4.8	5.7	-4.6
	計算値	26.8	-20.2	27.2	-26.0	6.7	-6.7	5.9	-5.9	4.6	-7.5	7.8	-4.8	4.1	-5.0	5.8	-4.1
M 4 LOAD 90 TON	実験値	33.0	-28.0	28.0	-27.9	8.3	-8.6	7.6	—	5.3	4.6	-4.4	-5.4	4.8	-6.2	8.9	-5.7
	計算値	29.8	-25.9	36.2	-28.9	8.6	-8.6	7.6	-7.6	5.9	-9.6	10.0	-6.2	5.2	-6.4	7.5	-5.2

注) 痕跡実験荷重 M3---±70 TON
M4---±90 TON

実験値は 100 タンル での値

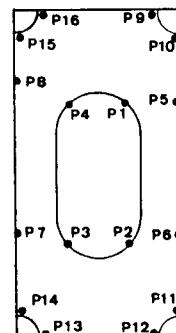
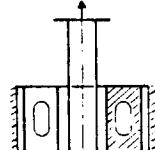


表 5. 3. 2 実験結果のまとめ

- 1) 巻き部が周辺の幅内滑移量に付する角度 θ まで主に回数
- 2) 調用溶接部が全長(左7深さ800mm)で平均17回数

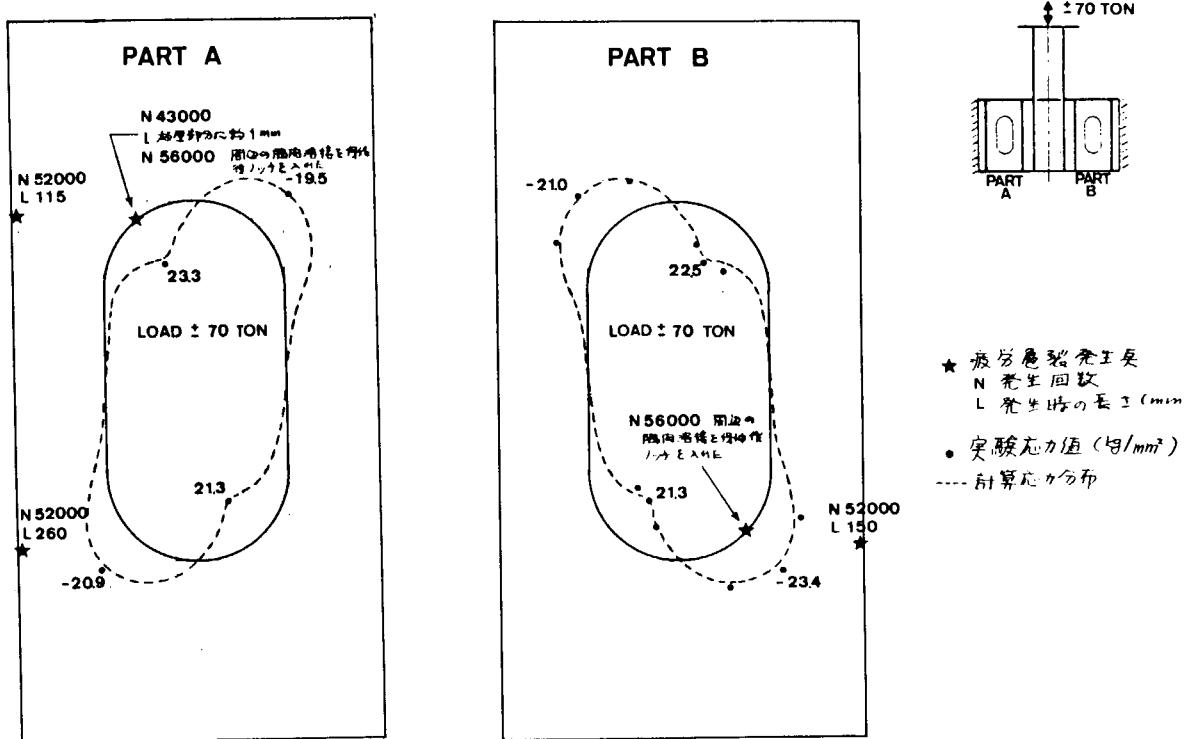


図 5.3.3.3.(a) M 1 疲労亀裂発生状況

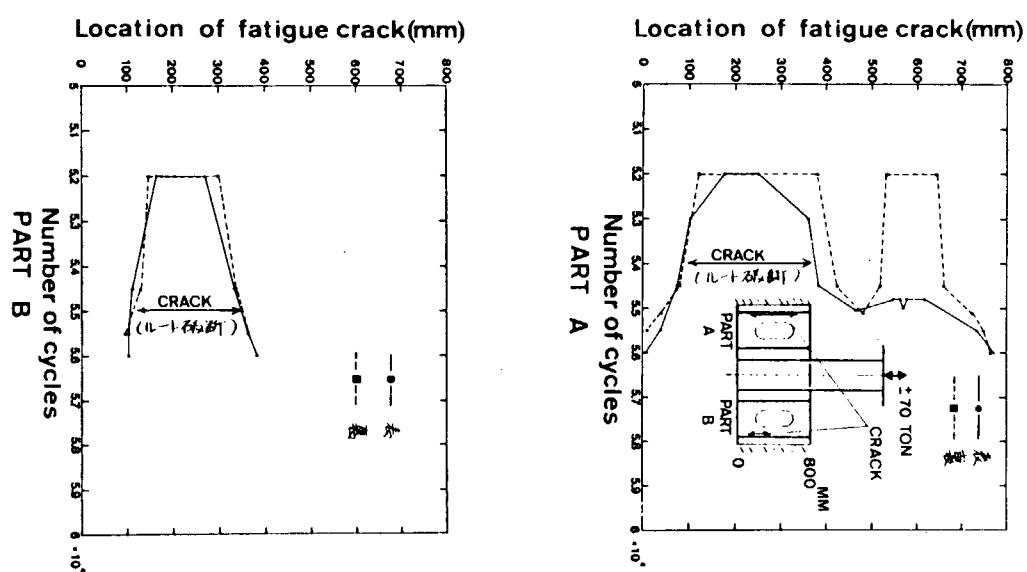


図 5.3.3.3.(b) M 1 疲労亀裂伝播状況 (隅内溶接部の亀裂)

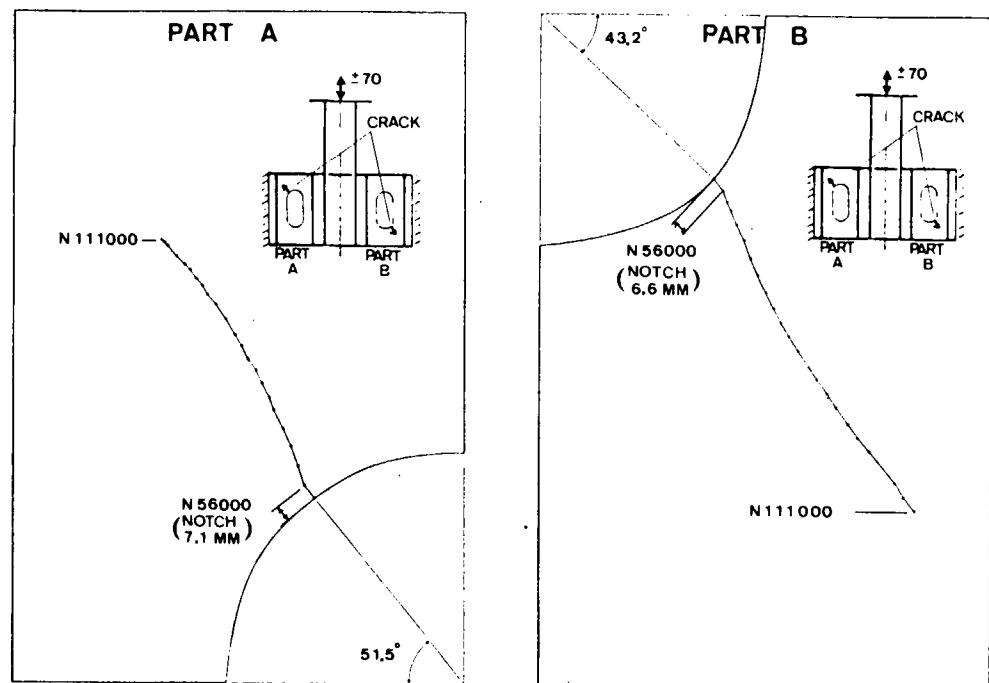


図 5.3.3.3.(c) M 1 疲労亀裂伝播状況(マンホール縁からの亀裂)

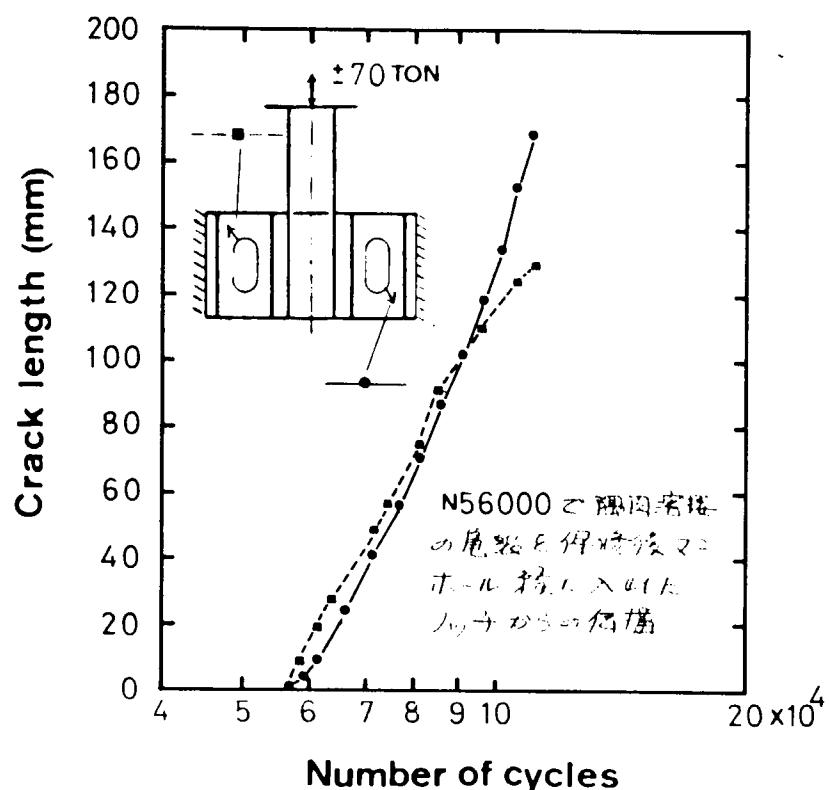


図 5.3.3.3.(d) M 1 疲労亀裂伝播状況(くり返し数-亀裂長さ)

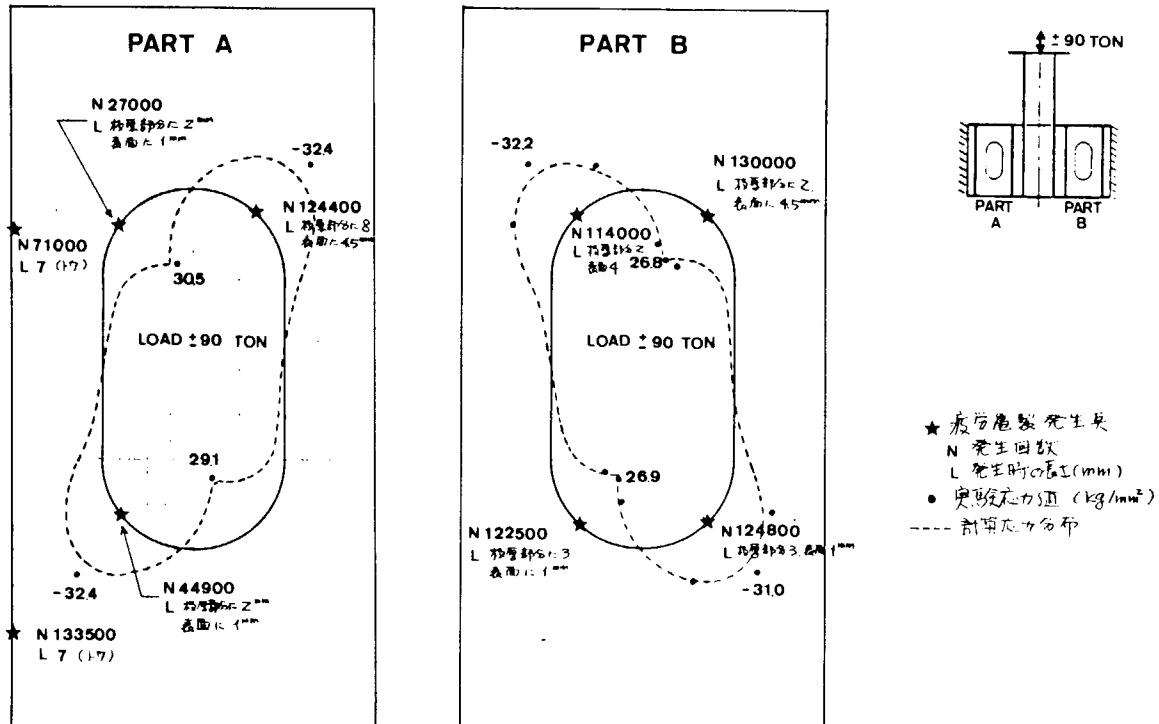


図 5.3.3.4 (a) M 2 疲労亀裂発生状況

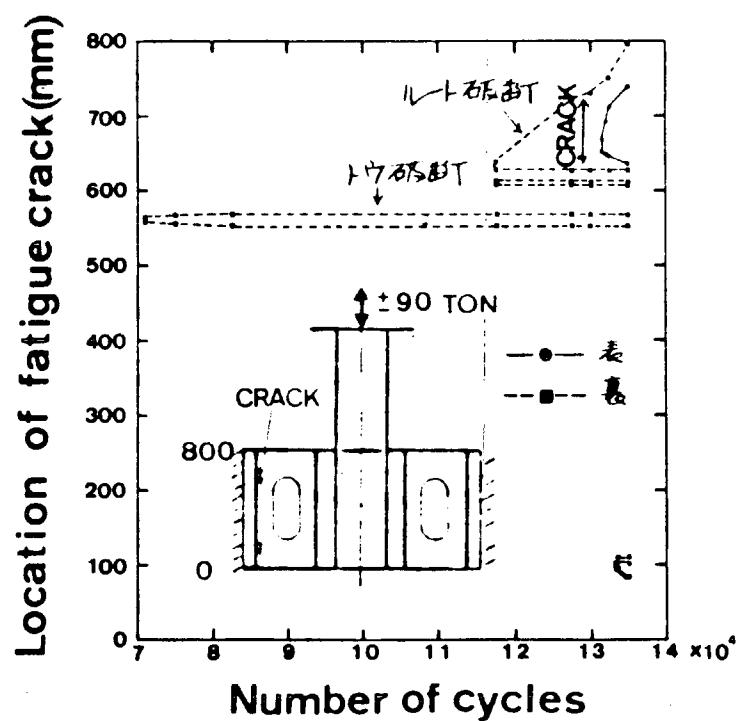


図 5.3.3.4 (b) M 2 疲労亀裂伝播状況(隅内溶接部の亀裂)

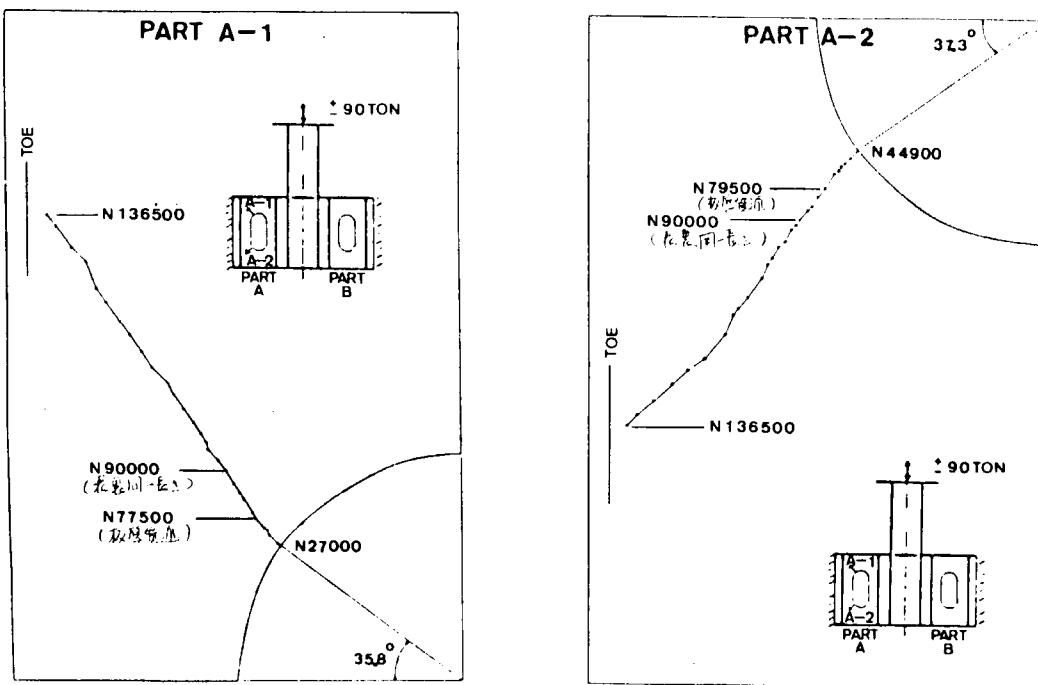


図 5.3.3.4 (c) M 2 疲労亀裂伝播状況(マンホール縁からの亀裂)

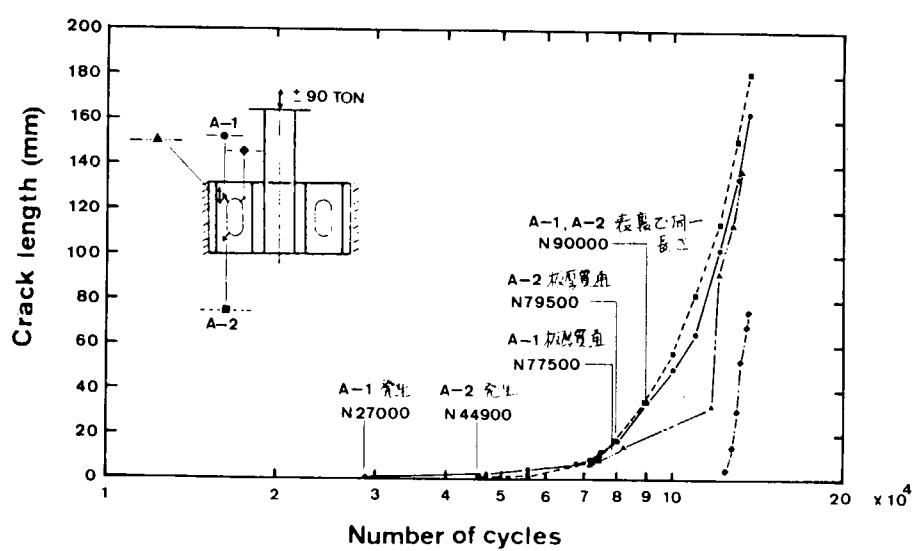


図 5.3.3.4 (d) M 2 疲労亀裂伝播状況(くり返し数-亀裂長さ)

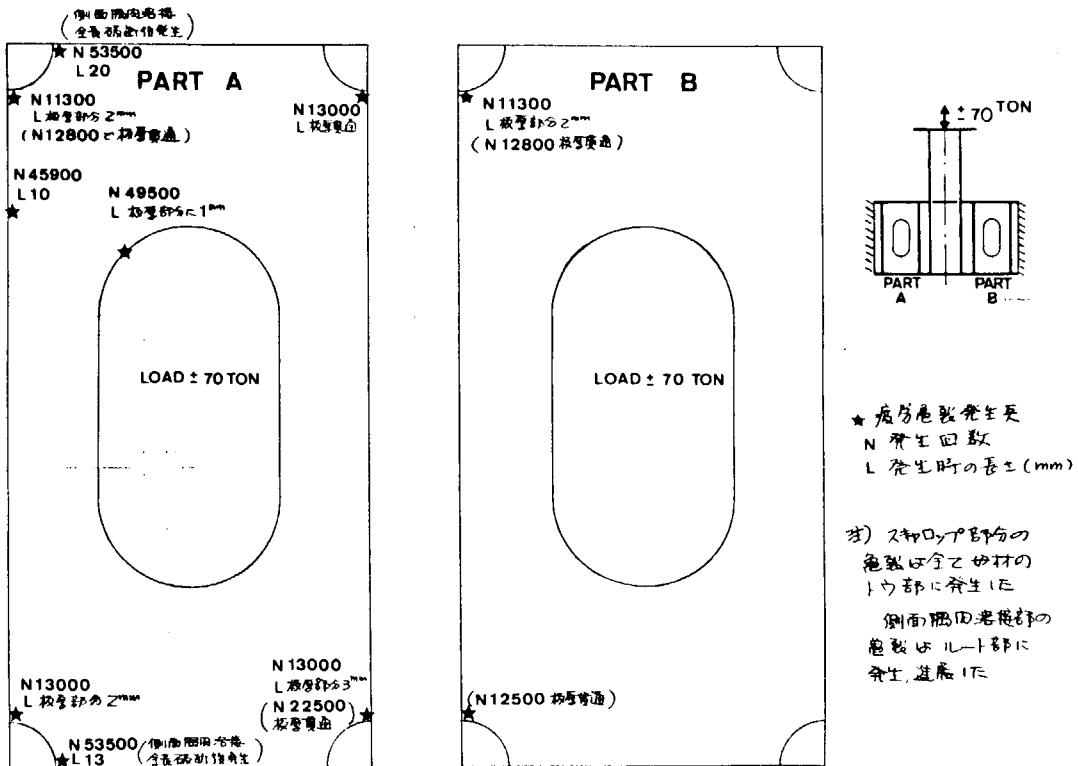


図 5.3.3.5 (a) M 3 疲労亀裂発生状況

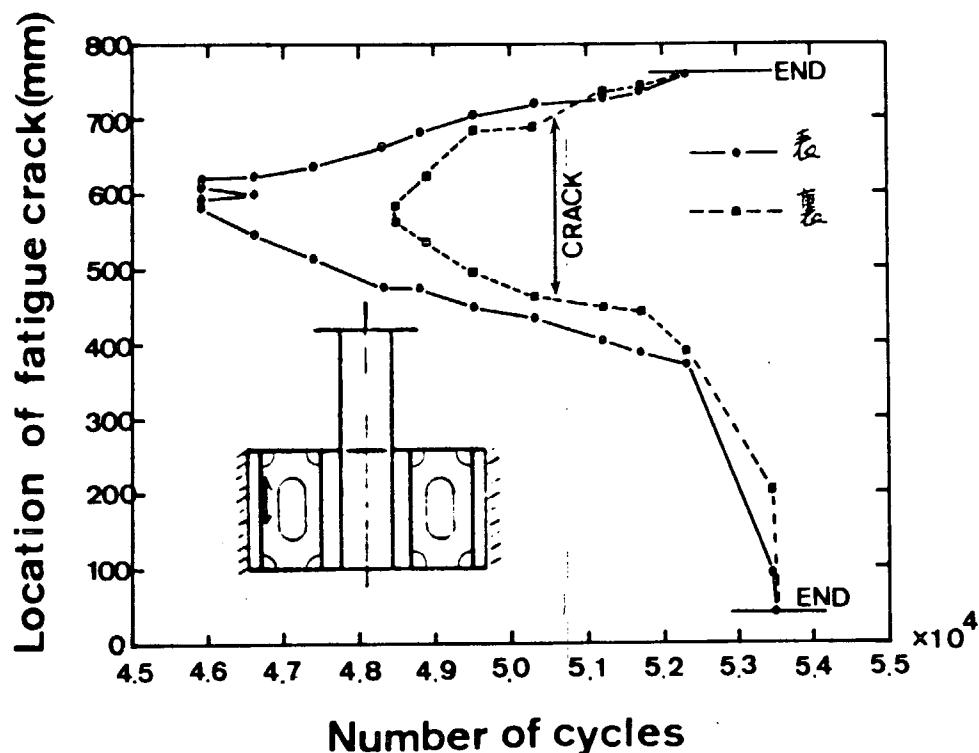


図 5.3.3.5 (b) M 3 疲労亀裂伝播状況 (隅肉溶接部の亀裂)

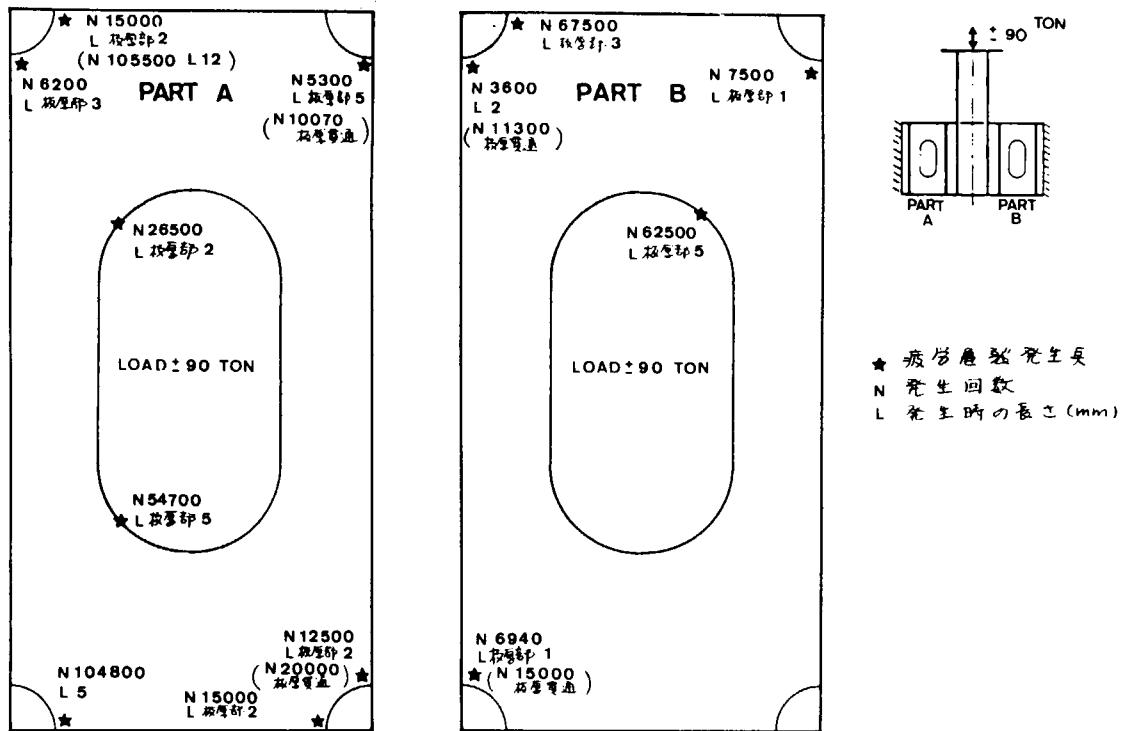


図 5.3.3.6 (a) M 4 疲労亀裂発生状況

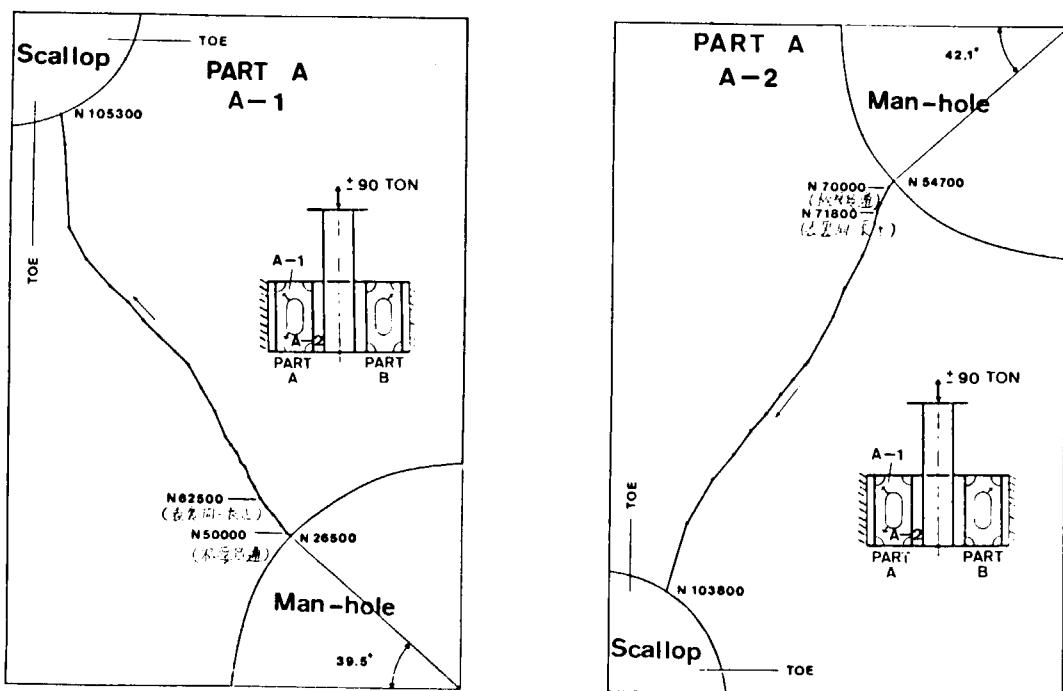


図 5.3.3.6 (b) M 4 疲労亀裂伝播状況(マンホール縁からの亀裂)

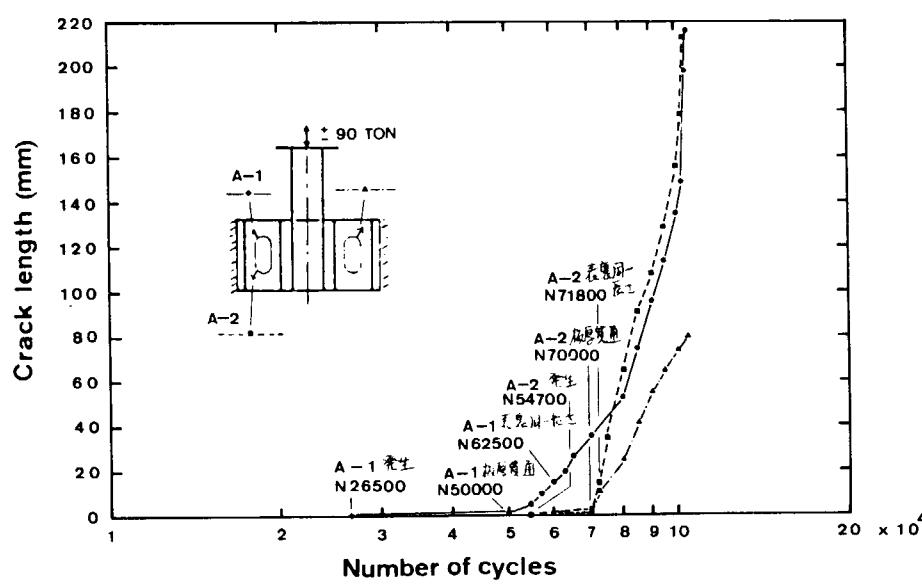
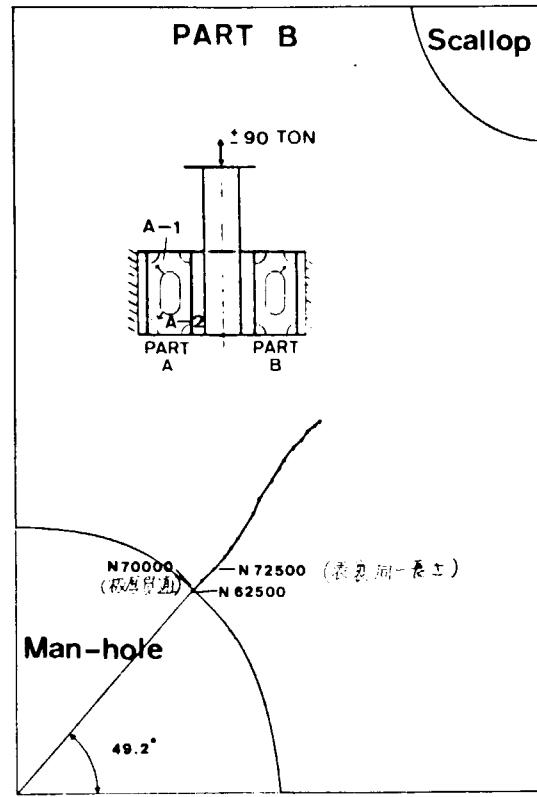


図 5.3.3.6 (c) M 4 疲労亀裂伝播状況(くり返し数一亀裂長さ)

5.3.4 I型梁での疲労亀裂伝播試験(Ⅰ)その2

一 曲げ応力が支配的な場合一

5.3.4.1 目的

直交交叉隅肉溶接部に沿って成長する疲労亀裂の伝播挙動を把握し、その力学的取り扱いについて検討するため、I型梁模型による疲労亀裂伝播試験を行った。本節では特に梁構造中曲げ応力が支配的となる位置に設けた直交交叉隅肉溶接部に沿って成長する亀裂を対象とした。

5.3.4.2 試験方法

(1) 供試体

模型は15mm厚のKAS鋼(表3.2の鋼番8910207)より作製した。その形状は図5.3.4.1に示す通りである。梁中央部より235mmの位置にある直交交叉部を亀裂伝播部とし、その部分の隅肉溶接の脚長を8mm(M8)と4mm(M4)の2種類に設定した。3番目の模型(M15)は中央部より460mmの位置にある直交交叉部における亀裂伝播挙動を調べるために、同部に人工亀裂を設け、235mmの位置にある隅肉溶接の脚長を15mmに増した。

溶接は手溶接で行ない、溶接棒は神鋼B-17(4φ)を用いた。なお、M8、M4模型については模型作製後、余盛の形状を型どりにより実測した。その結果を表5.3.4.1に示す。平均値はM8で($b=11.2$ 、 $h=8.2$ 、 $d=5.0$)、M4で($b=5.5$ 、 $h=3.6$ 、 $d=2.6$)となっている。また余盛形状の一例を同表中の図に示した。

(2) 試験方法

用いた試験機は電気油圧式疲労試験機(最大能力±100トン、±50mm)である。疲労試験は荷重制御片振り引張り($R < 0.1$)で行ない、その繰返し速度は210cpmとした。実験の状況を写真5.3.4.1に示す。

疲労試験に先立ち直交交叉部に沿ったひずみ分布の計測を行った。その時のひずみ計測位置を図5.3.4.2に示す。なお、亀裂の計測は溶接部に吹きつけた浸透液の動きを観測することにより行った。

5.3.4.3 直交交叉部における応力分布

疲労試験に供した模型の応力解析を表5.3.4.2中の図に示したようなモデルにより行った。その結果得られた重要な点での応力値を表5.3.4.2にまとめた。最大の応力値はスカラップ部のQ点で得られその値は8.5kg/mm²となっている。図5.3.4.3、4は応力解析の結果求まる主応力分布を示している。さらに、図5.3.4.5は、亀裂伝播を想定した直交交叉部に沿った部分の主応力分布の計算値と実験値を示している。最大主応力の方向は、A、B点で交叉線に対して90°~110°、C、D点では65°~75°となっている。

5.3.4.4 疲労試験結果

(1) M8模型

疲労試験の結果を表5.3.4.3に示す。同表には、設定荷重、繰返し数、各点における亀裂長さを示した。B点の表側(BF)には最初発生した亀裂の先方に新しい亀裂が発生しそれらがつながって伝播した。図5.3.4.6には亀裂の伝播経路を示す。亀裂は隅肉溶接のど部を伝播している。図5.3.4.7には、繰返し数と亀裂長さの関係を示した。最終破面の観察によると、伝播の初期においては、ルート部から発生したと思われる半梢円状の亀裂がみられたが、亀裂長さが20mm以上の領域では、溶接線方向へほぼ一様に進展していた。

(2) M4模型

疲労試験の結果を表5.3.4.4に示す。B点裏側(BB)では、最初止端部に発生した亀裂は進展せず、の

ど部に現われた亀裂が進展した。図 5.3.4.8 に亀裂の伝播経路を示す。図 5.3.4.9 には、繰返し数と亀裂長さの関係を示す。亀裂は最初からのど部を順調に伝播し、長さが 30 mm 以上の領域では A、B 点とも表裏ほぼ同時に伝播している。

(3) M15 模型

疲労試験の結果を表 5.3.4.6 に示す。図 5.3.4.10 には亀裂の伝播経路を示す。C 点では、人工亀裂先端の母材側から発生した亀裂が直交交叉部に対して、約 19° の角度でほぼ直線的に伝播している。一方 D 点では、表側(D F)では裏側の初期亀裂の長さに達するまでほぼ止端部に沿って伝播するがその後は母材部へ約 17° の角度で伝播している。裏側(D B)では人工亀裂の先端は溶接部にあるが、溶接部をぬけて母材部へ約 11° の角度で伝播している。図 5.3.4.11 には、繰返し数と亀裂長さの関係を示す。C、D 点とも表裏ほぼ一様に進展していることがわかる。

5.3.4.5 考察

M 8、M 4 模型においては、亀裂はのど部を伝播しており、その伝播速度は各模型ののど厚に大きく支配されるものと考えられる。そこで、実験後各模型ののど厚を実測した。その結果を表 5.3.4.6 に示す。また、形状の一例を図 5.3.4.12 に示す。その結果、M 8 模型の隅肉溶接部は溶け込みが少なく、有効のど厚は M 4 模型のそれと同等で、平均すると 7.5 mm となる（同表中の $d_f' + d_b'$ ）。

亀裂がA、B点において、直交交叉部に沿って伝播すると仮定した時のK値の解析を特殊要素を用いたFEM計算により行った。その結果を図5.3.4.13に示す。同図には、実験模型を2次元にモデル化した場合(○)と、軽目穴を有するパネル部のみを取り出し、その部分に同等の曲げモーメントが作用した場合(□)の解析結果を示している。前者の場合には、剪断モードの K_{II} が存在し、亀裂の伝播方向は計算では約20°の角度で直交交叉部を横切ることになる。しかし、実際には、溶接ビードや直交部材の存在により亀裂は直交交叉部に沿って伝播すると考えられる。

直交交叉部に沿って伝播する疲労亀裂の伝播速度について、以下のような仮定のもとに解析を試みた。

直交交叉部に沿って伝播する疲労亀裂の伝播速度は、その伝播方向のオープニングモードのK値(K_1)に支配され、一般的なparis則が成立する。すなわち、

C、 m は材料定数

さらにのど部を伝播する場合には、有効な板厚として、のど厚； $d_{act} = d_f + d_b$ （表 5.3.4.6 参照）を探る。したがって、有効な K 値は次式とする。すなわち、

ここで t_0 : 直交交叉部の主板の板厚

ΔK_0 : 2次元解析(板厚 t_0)による K 値

この ΔK_{eff} を(5.3.4.1)式に代入することにより伝播速度は求まる。

以上の仮定において材料定数 C 、 m の値として、SR153 で造船用鋼板に対して得られている値(1) $C = 1.44 \times 10^{-9}$ 、 $m = 2.5$ 、(2) $C = 6.75 \times 10^{-10}$ 、 $m = 2.81$) を用い計算した結果と実験結果の比較を図 5.3.4.14 と図 5.3.4.15 示す。実験データのはらつきは大きいが、各亀裂長さにおける亀裂伝播速度は、実験結果と計算結果で同じ傾向を示し、ほぼ同等の値を与えていた。なお、計算において有効なのは厚さ M8、M4 とも 7.5
mm とした。

M 15 における各亀裂長さにおける亀裂伝播速度を図 5.3.4.1-6 に示す。亀裂は母材部を伝播しており、従来の 2 次元解析が可能で目下検討中である。

5.3.4.6 まとめ

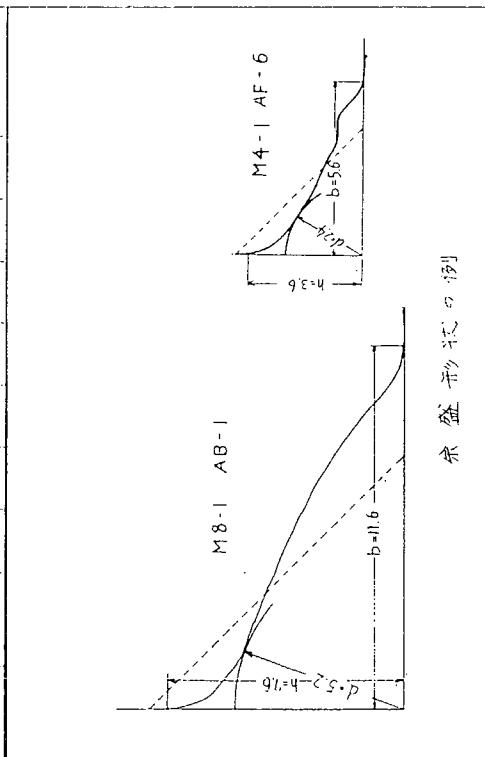
I 型梁模型の直交交叉隅内溶接部に沿って成長する疲労亀裂の伝播試験を行ない以下のようない結果を得た。

1. 本実験に供した模型の隅肉溶接ののど厚は M 8、M 4 とも平均 7.5 mm であり、疲労亀裂はのど部を伝播した。
直交交叉部において、のど部を伝播する疲労亀裂の伝播速度は、直交交叉部に沿った亀裂のオープニングの K 値 (K_I) を、のど厚により修正した値 K_{eff} と密接な関係があることがわかった。
2. 最大主応力の方向が交差線に対して約 65° となる点 (M 15 の C、D 点) の溶接止端部に設けた人工亀裂から発生した亀裂は、溶接部から離れ母材部に $11^\circ \sim 19^\circ$ の角度で伝播した。

表 5.3.4.1 余盛形状実測値

(単位: mm)

種型	計測場所	項目	0*	1	2	3	4	5	6	平均
			b	9.7	9.4	10.3	2.1	11.4	13.0	
M8	AF	h	9.3	8.2	7.0	6.8	9.5	7.2	7.2	7.7
		d	5.1	5.1	4.9	5.2	6.2	4.5	4.7	5.1
		b	11.0	11.6	12.0	11.2	12.4	11.9	11.9	
AB	AB	h	7.2	7.6	8.4	8.9	9.5	6.9	8.5	8.3
		d	4.8	5.2	5.9	4.9	5.2	4.6	4.8	5.1
		b	13.2	12.1	11.3	11.5	10.0	11.0	—	11.1
BF	BF	h	9.2	9.0	9.4	8.3	7.0	7.8	—	9.7
		d	5.5	4.9	6.3	5.6	4.2	4.8	—	5.2
		b	8.8	10.1	11.8	12.3	10.9	10.8	10.3	11.0
BB	BB	h	8.0	8.7	7.6	7.2	5.2	6.5	6.9	7.0
		d	6.2	5.1	4.7	4.8	3.8	4.2	4.4	4.5



余盛形状係数

表 5.3.4.1 余盛形状実測値 (つづき)

(単位: mm)

種型	計測場所	項目	0*	1	2	3	4	5	6	平均
			b	32	5.2	4.9	4.9	5.3	6.0	
M4	AF	h	3.0	3.8	3.3	3.2	3.0	3.0	3.6	3.3
		d	1.8	2.5	2.3	2.4	2.4	2.7	2.4	2.5
		b	2.5	6.0	5.0	6.0	5.8	6.0	5.8	
AB	AB	h	2.2	3.7	3.4	3.5	3.2	3.7	3.4	3.5
		d	1.3	3.0	2.3	2.5	2.6	2.6	2.6	2.6
		b	3.5	5.6	5.4	6.2	5.2	6.2	6.2	5.8
BF	BF	h	2.1	3.5	4.0	4.1	3.9	4.1	4.3	4.0
		d	1.4	2.4	2.6	2.9	2.5	2.7	3.0	2.7
		b	3.5	5.0	4.8	5.0	5.0	5.3	4.4	4.9
BB	BB	h	5.3	3.7	3.1	3.9	3.0	5.5	3.2	3.7
		d	2.7	2.9	2.4	2.6	2.4	3.0	2.4	2.6

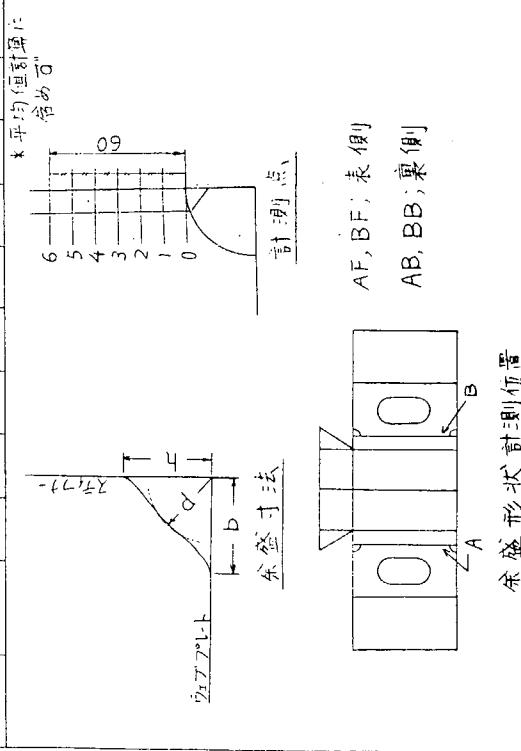


表 5.3.4.2 模型各点の応力値

(単位: MPa)

位置	σ_x	σ_y	τ_{xy}	τ_{yz}	τ_{zx}	σ_1	σ_2
A	-1.47	-4.46	-1.92	5.16	5.40	-0.53	-5.40
B	1.43	3.91	-2.02	4.89	5.04	5.04	0.31
C	-3.78	-3.42	-2.49	5.63	6.10	-1.10	-6.10
D	3.25	3.02	-2.17	4.90	5.31	0.91	
E	Q	8.50	1.03	0.19	8.04	8.50	1.03
F	Rw	1.10	2.04	-3.58	6.46	7.23	5.13 -2.05
G	Rf	4.81	0.30	-0.52	-1.58	4.81	0.30
H	(A)	-1.75	-4.47	-2.30	5.56	5.78	-0.44 -5.78

Rw: ワンフランジ鋼

Rf: ワンフランジ鋼或

6.75 ton

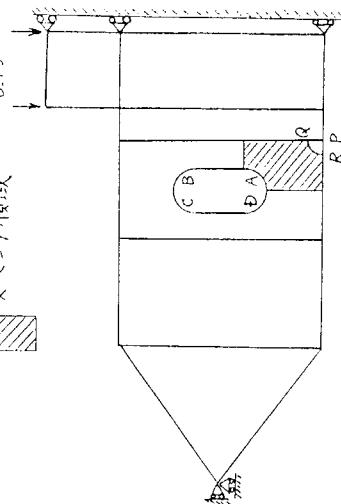


表 5.3.4.3 実験結果 M8

No.	$P_m \pm P_a$	ΔN	荷重、 ΔN 、 σ		σ (MPa)	σ (MPa)
			荷重 (t)	ΔN (t)		
1	17 ± 15	10,800	10,800	10,800	0	0
2	28 ± 25	16,100	26,900	26,900	12	24
3	41 ± 12	8,000	34,900	34,900	↓	↓
4	28 ± 25	7,100	42,000	34,000	16	26
5	41 ± 12	3,500	45,500	34,000	↓	↓
6	28 ± 25	1,900	47,400	35,900	22	24
7	17 ± 15	12,400	59,800	48,300	25	32
8		5,000	64,800	53,300	↓	↓
9		10,100	74,900	63,400	26	25
10		15,700	90,600	79,100	41	34
11		8,400	99,000	87,500	44	32
12		10,400	104,400	97,900	45	32
13		9,500	118,900	107,400	48	32
14		12,300	131,200	119,700	49	32
15		2,200	133,400	121,900	24	32
16	24 ± 8	40,700	174,100	164,500	51	31
17	17 ± 15	11,100	185,200	133,000	↓	↓
18		16,400	20,2100	14,9400	36,5	36
19		14,600	21,6700	16,4500	65	31
20		18,100	234,800	18,2600	↓	↓
21		11,700	24,6500	19,4300	32	32
22		9,500	25,6000	20,2800	↓	↓
23		21,200	27,7200	22,5000	75	33
24		55,400	33,2600	28,0400	83	34
25		16,700	34,9300	29,7100	85	35
26		18,400	36,7700	31,5500	87	37
27		27,500	39,7200	34,3000	90	38
28		24,800	42,0000	36,9800	95	37
29		19,300	43,9300	38,7100	98	32
30		34,500	52,3800	47,1600	92	100
31	28 ± 25	10,400	53,4100	48,2000	112	114
32		11,100	54,5300	49,3100	129	103
33					155	103
34					159	120
35						138

*1) 最初の引張先端: 新しい張出端。
 *2) 引き出し: 引き出端、引け出端と呼ぶ。

表 5.3.4.4 実験結果 N4

NO.	$P_m \pm Pa$	繰返し数			重繋長さ (mm)			荷重 (kg)	$P_m \pm Pa$	繰返し数			き裂長さ (mm)
		ΔN	$\sum \Delta N$	初期繰返数	AF	AB	BF			ΔN	$\sum \Delta N$	初期繰返数	
1	12 ± 10	10900	10900	0	4.0	0	0	36	15 ± 2.5	11400	537100	48.0	53.0
2	4300	15200	15200	5.0	0	5.0	0	37		19300	556400	51.0	55.0
3	12200	27400	27400	9.0	1.0	0	0	38		18000	574400	54.0	55.5
4	12200	39600	39600	10.0	3.0	0	0	39		19500	593900	56.5	69.0
5	12500	52100	52100	10.5	5.0	0	0	40		23800	617700	58.0	71.0
6	11300	63400	63400	11.5	6.5	0	0	41		56200	673900	59.0	77.5
7	13000	76400	76400	12.0	8.5	0	0	42		30000	703900	60.0	82.0
8	16700	93100	93100	14.0	11.5	0	0	43		13900	717800	61.0	85.0
9	8900	102000	102000	17.0	14.0	0	0	44		24800	742600	62.0	87.0
10	13500	115500	115500	1.5	20.5	15.0	0	45		21100	763700	63.0	88.0
11	13700	129200	129200	3.0	23.0	16.5	5.0*	46		14400	778100	64.0	89.0
12	9100	138300	138300	4.0	24.0	17.0	0	47		55100	833200	66.0	95.0
13	12800	151100	151100	4.0	↓	0	0	48	19 ± 7	11500	844700	70.0	97.0
14	12800	163900	163900	9.0	26.0	0	0	49		15300	860000	74.0	99.5
15	12900	176800	176800	10.0	27.0	18.0	0	50		14000	874000	77.0	101.0
16	16900	193700	193700	11.5	29.0	19.5	0	51		18300	892300	79.0	103.5
17	15400	209100	209100	12.5	30.0	20.5	2.5	52		16100	908400	81.5	106.0
18	18500	227600	227600	15.0	31.0	24.5	17.0	53		15600	924000	82.0	110.0
19	17700	245300	245300	19.0	34.0	27.5	22.5	54	↓	12800	936800	83.0	113.5
20	12800	258100	258100	20.5	4	28.5	25.0						116.0
21	17500	275600	275600	23.0	36.0	4	28.0						
22	14100	284700	284700	25.0	37.0	34.0	29.0						
23	22700	312400	312400	28.0	39.5	36.5	31.5						
24	17800	330200	330200	31.0	42.0	39.0	33.0						
25	14300	344500	344500	33.0	43.0	41.0	36.0						
26	16400	360900	360900	35.0	44.0	42.5	39.5						
27	17100	378000	378000	38.0	45.0	44.0	42.0						
28	16100	394100	394100	39.0	45.5	48.0	43.0						
29	13100	407200	407200	40.0	46.0	48.5	44.0						
30	15300	422500	422500	41.0	46.5	47.0	46.0						
31	17800	440300	440300	42.0	47.0	50.5	47.5						
32	18000	458200	458200	43.0	48.0	54.0	49.0						
33	19200	477500	477500	46.5	49.5	59.0	54.5						
34	36300	513800	513800	47.0	50.5	59.5	54.5						
35	11900	525700	525700	47.0	50.5	59.5	54.5						

* 余益止端部のき裂(進展せず)

表 5.3.4.4 実験結果 M4 (つづき)

NO.	$P_m \pm Pa$	繰返し数			荷重 (kg)	$P_m \pm Pa$	繰返し数			き裂長さ (mm)
		ΔN	$\sum \Delta N$	初期繰返数			AF	AB	BF	
36	15 ± 2.5	11400	537100	0	36	15 ± 2.5	48.0	53.0	61.0	54.5
37		19300	556400	0	37	19300	51.0	55.0	66.0	59.0
38		18000	574400	0	38	18000	54.0	55.5	68.0	65.0
39		19500	593900	0	39	19500	56.5	64.5	71.0	73.0
40		23800	617700	0	40	23800	58.0	61.5	77.5	82.0
41		56200	673900	0	41	56200	59.0	67.0	80.0	85.0
42		30000	703900	0	42	30000	60.0	63.5	82.0	83.5
43		13900	717800	0	43	13900	61.0	64.5	85.0	84.0
44		24800	742600	0	44	24800	62.0	67.0	87.0	85.0
45		21100	763700	0	45	21100	63.0	68.0	88.0	87.0
46		14400	778100	0	46	14400	64.0	69.0	89.0	88.0
47		55100	833200	0	47	55100	66.0	75.0	95.0	95.5
48	19 ± 7	11500	844700	0	48	19 ± 7	70.0	77.0	97.0	97.5
49		15300	860000	0	49	15300	74.0	79.5	101.0	
50		14000	874000	0	50	14000	77.0	81.0	103.5	
51		18300	892300	0	51	18300	79.0	83.0	107.0	
52		16100	908400	0	52	16100	81.5	86.0	110.0	
53		15600	924000	0	53	15600	82.0	88.0	113.5	
54		12800	936800	0	54	12800	83.0	89.0	114.0	

表 5.3.4.5 実験結果 M15

NO	荷重 (kN)		繰返し数		繊維長さ (mm)			
	Pm ± Pa	ΔN	ΣΔN	平均繊維長さ	C F	C B	D F	D S
1	27 ± 25	28600	28600	28600	1.5	1.5	0	0
2	8200	36800	36800	36800	1.7	1.7	0	0
3	4300	41100	41100	41100	3.0	3.0	2.0	2.0
4	12200	53300	53300	53300	4.0	4.0	2.9	2.9
5	9200	62500	62500	62500	4.9	4.9	4.2	4.2
6	8800	71300	71300	71300	6.3	6.3	5.7	5.7
7	12000	83300	83300	83300	8.8	8.5	9.0	9.0
8	5200	38500	38500	38500	16.0	9.5	10.0	7.0
9	7500	96000	96000	96000	10.3	10.5	10.5	8.0
10	9500	105500	105500	105500	13.7	13.0	12.0	11.0
11	16900	122400	122400	122400	17.2	17.0	15.0	13.0
12	11700	134100	134100	134100	21.0	21.0	17.5	16.2
13	40 ± 12	23600	157700	157700				
14	27 ± 25	2100	159800	136200	22.0	21.5	18.0	17.8
15	3800	163600	140600	140600	24.0	23.5	19.5	19.0
16	13200	176900	153200	153200	27.5	27.5	22.5	21.0
17		8600	185500	161900	31.6	31.5	24.3	24.0
18		8200	193900	170100	35.0	34.5	26.5	26.2
19	12900	202600	183600	183600	40.7	40.7	30.5	30.5
20	6800	213400	184800	184800	42.5	43.5	31.5	32.2
21	8100	221500	197100	197100	46.5	47.0	34.0	34.5
22								
23								
24								

表 5.3.4.6 実測のほど厚

横 幅 χ''	位置 χ	A 点、 B 点、 C 点、			
		d_f'	d_b'	d_f	d_b
10	2.7	4.6	7.3	19.8	2.3
30	3.6	5.5	9.1	19.1	5.8
50	5.9	1.9	7.8	19.2	2.1
70	3.6	3.2	6.8	18.0	2.0
90	3.8	3.8	7.6	17.5	1.9
10	3.3	4.1	7.4	13.0	3.6
30	3.3	4.9	8.2	12.5	4.0
50	3.1	4.5	7.6	12.7	4.4
70	3.6	4.0	7.6	12.8	3.8
90	3.7	3.8	7.5	13.6	4.1

(単位 mm)

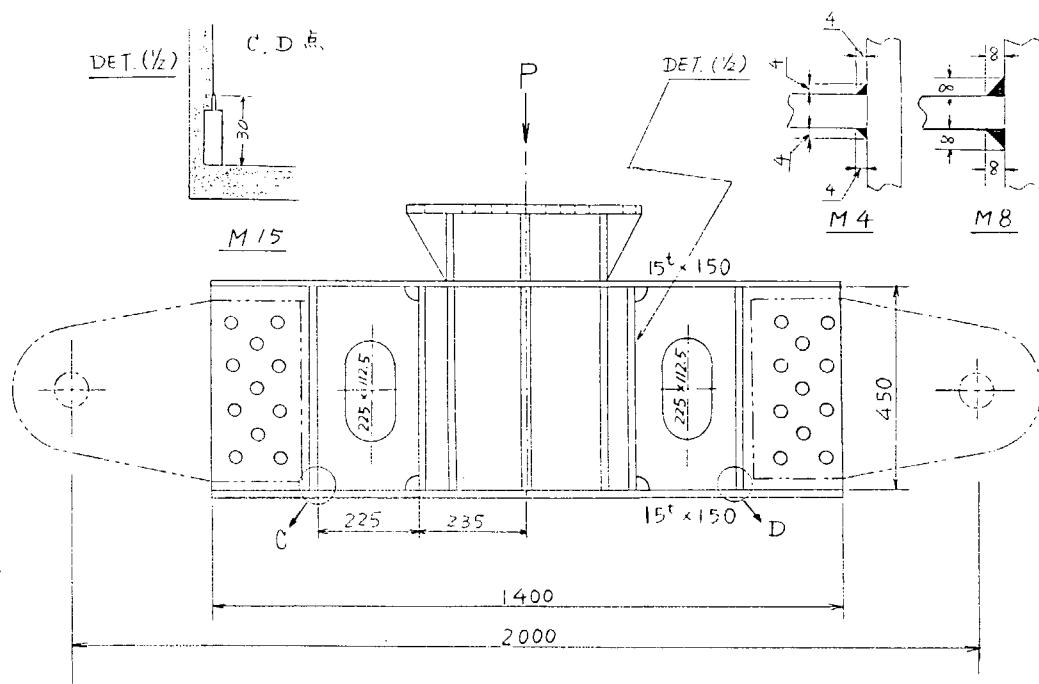


図 5.3.4.1 模 型 形 状

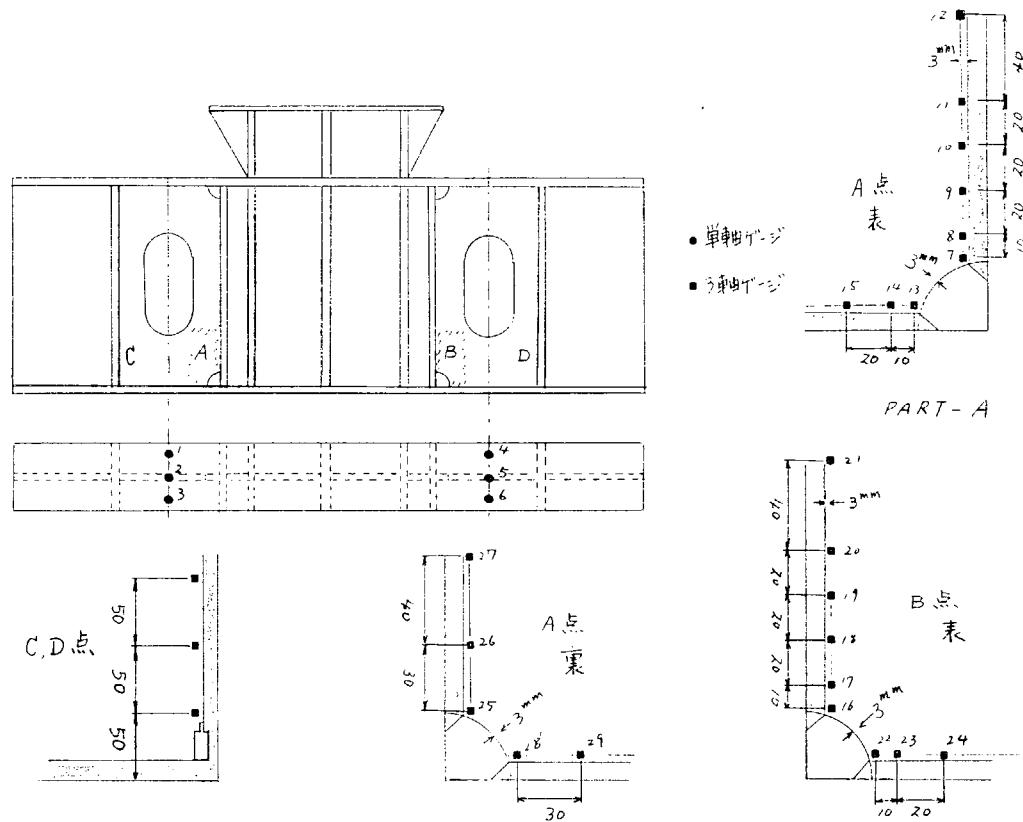


図 5.3.4.2 ひずみおよび余盛形状計測位置

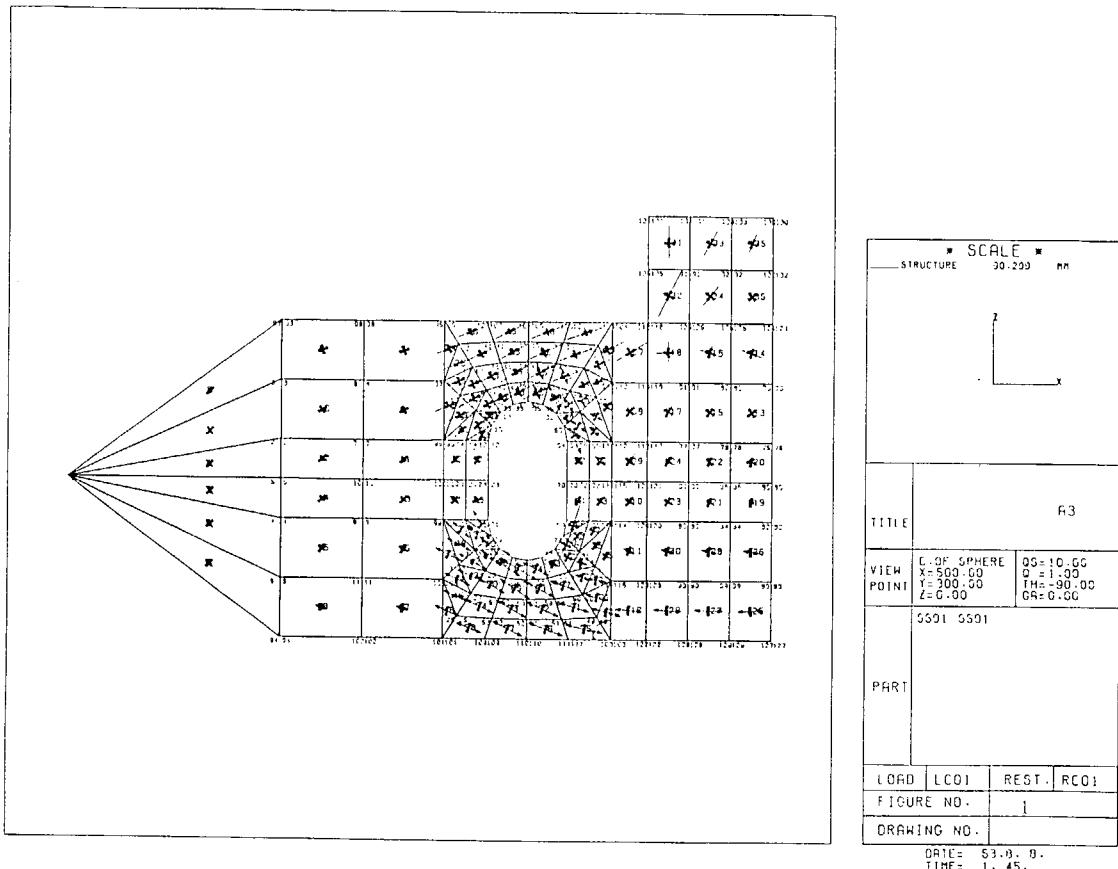


図 5.3.4.3 応力解析結果(ステップⅠ)

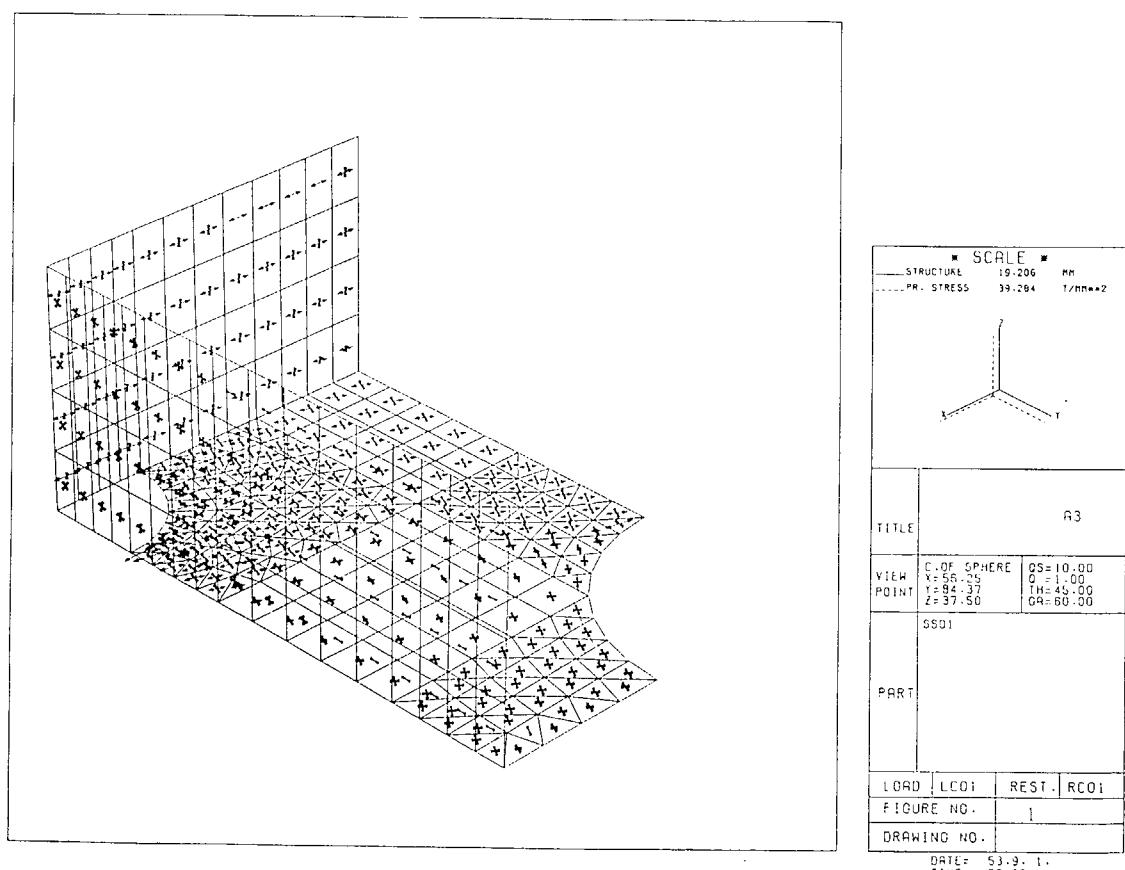


図 5.3.4.4 応力解析結果(ステップⅡ:ズーミング)

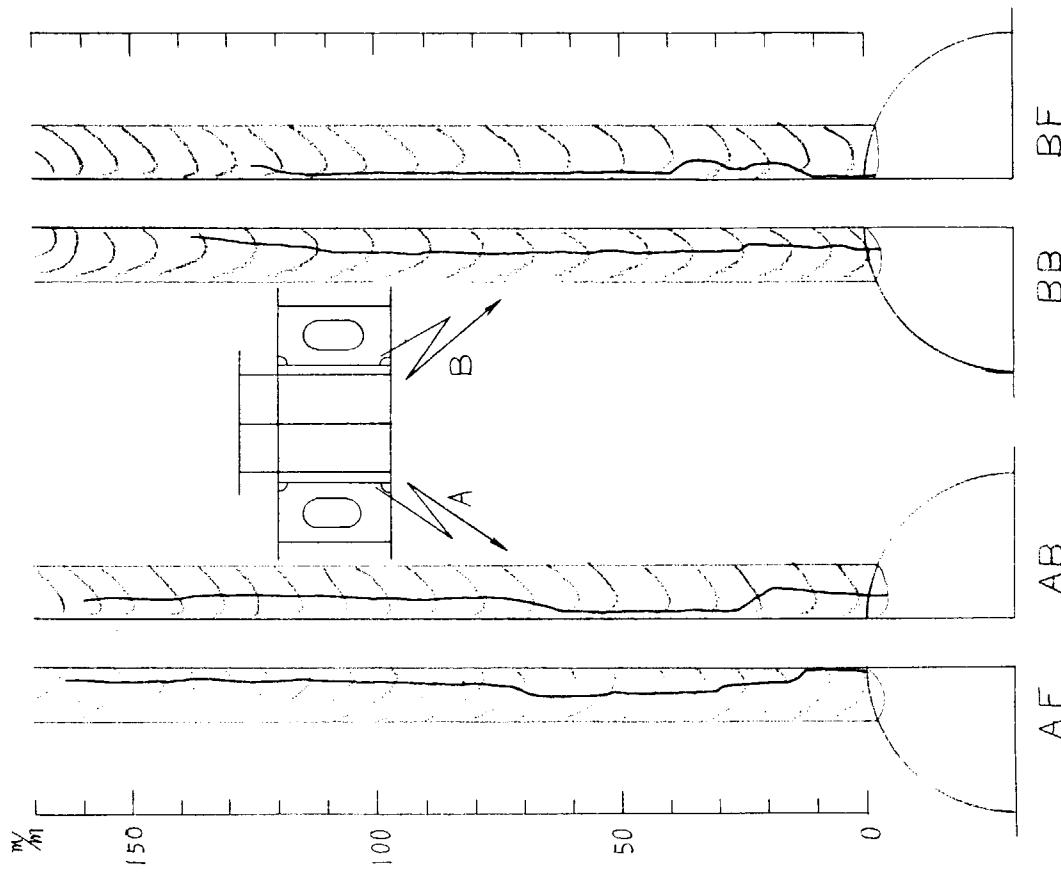


図 5.3.4.6 疲労亀裂伝播経路 (M8)

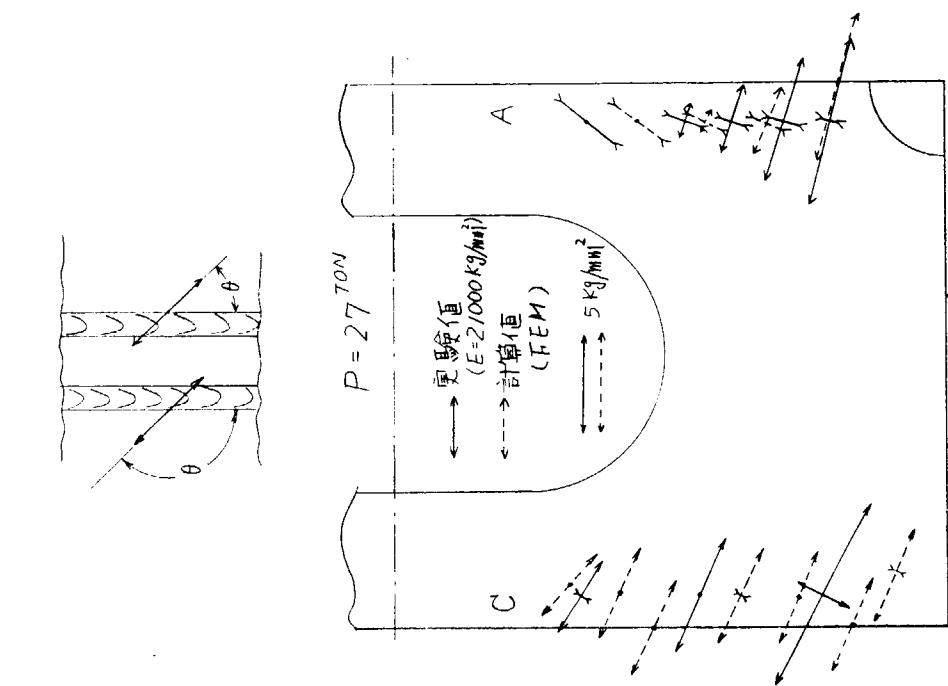


図 5.3.4.5 亀裂伝播部の主応力分布

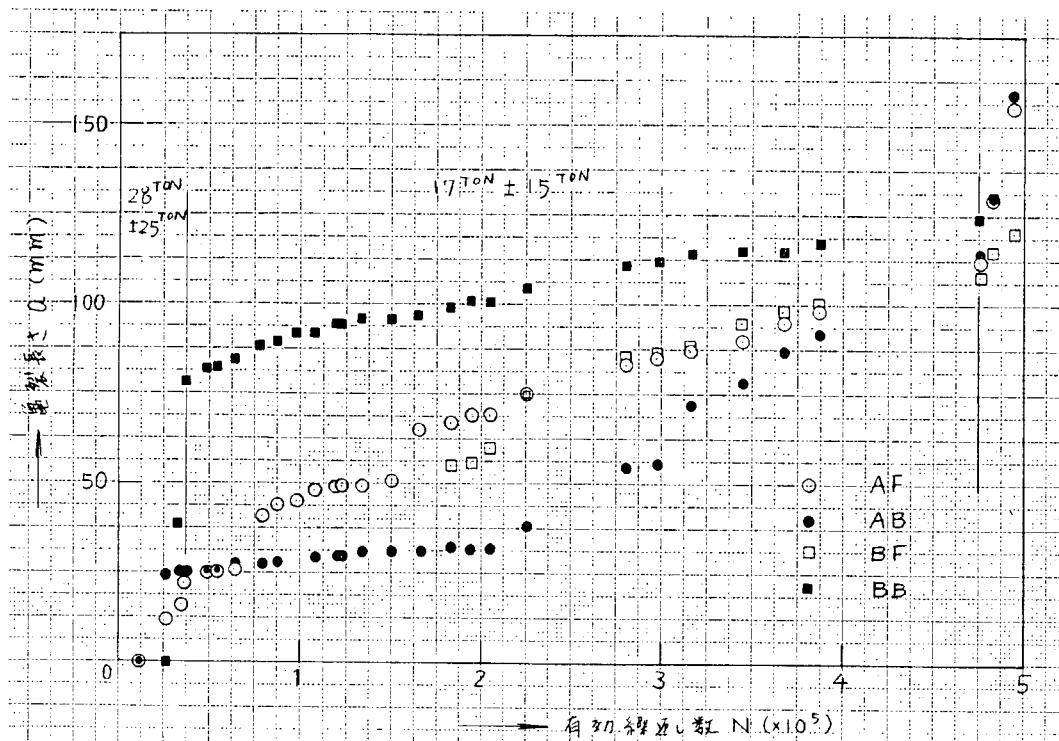


図 5.3.4.7 亀裂長さと繰返し数の関係(M 8)

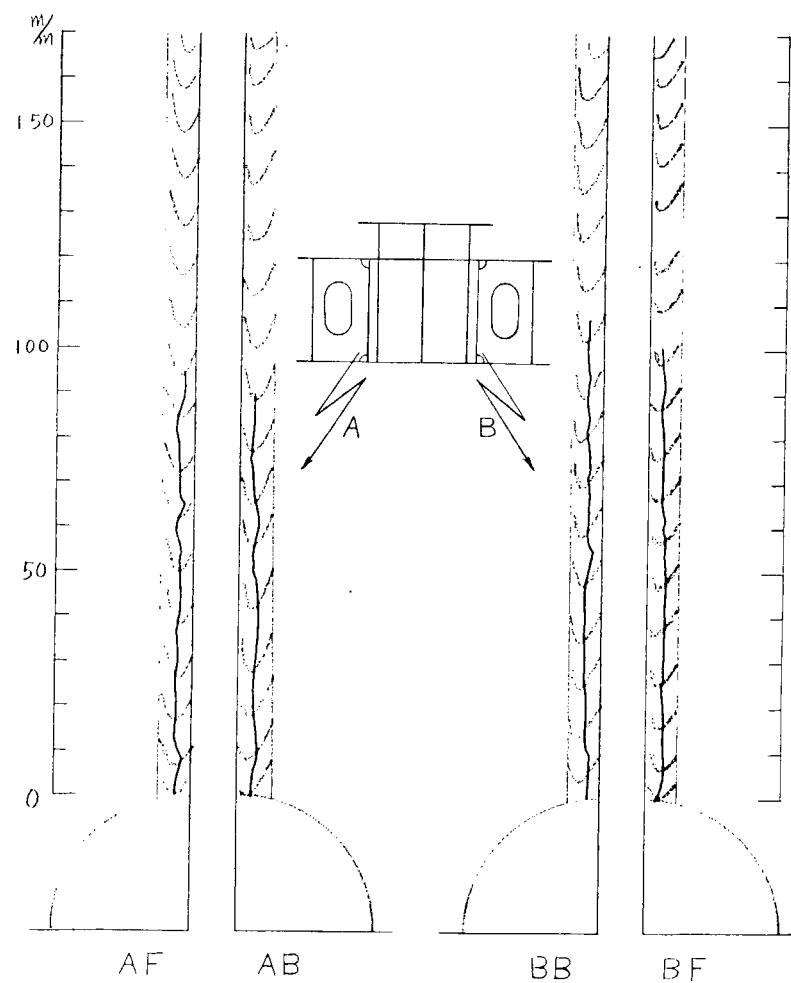


図 5.3.4.8 疲労亀裂伝播経路(M 4)

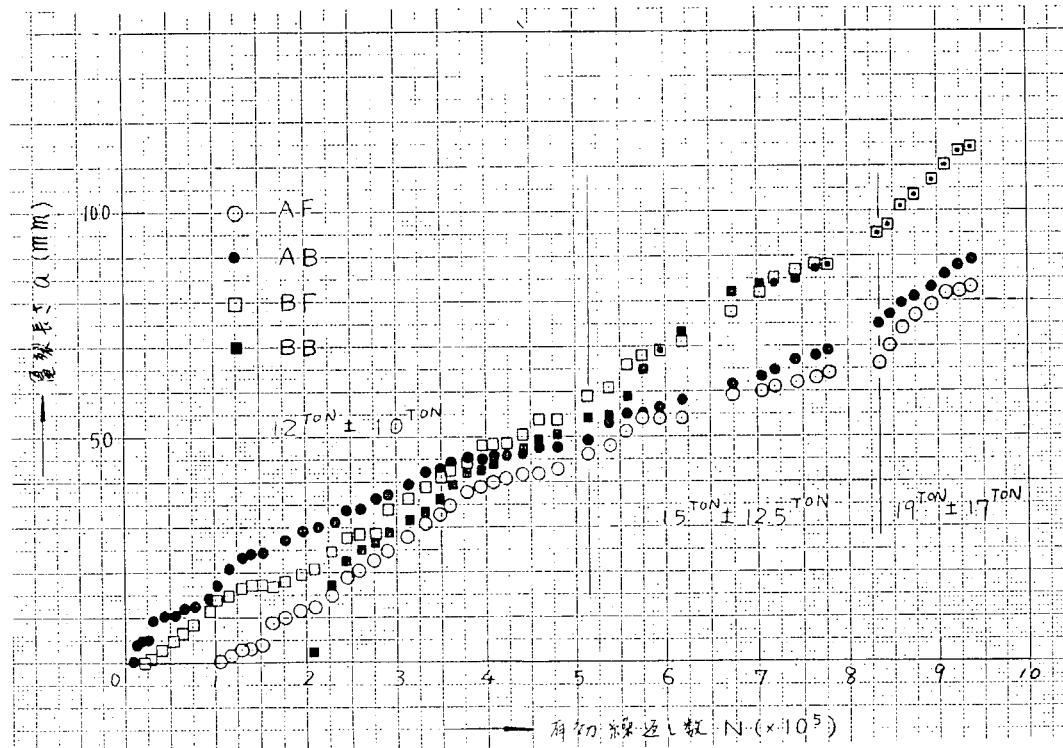


図 5.3.4.9 亀裂長さと繰返し数の関係(M 4)

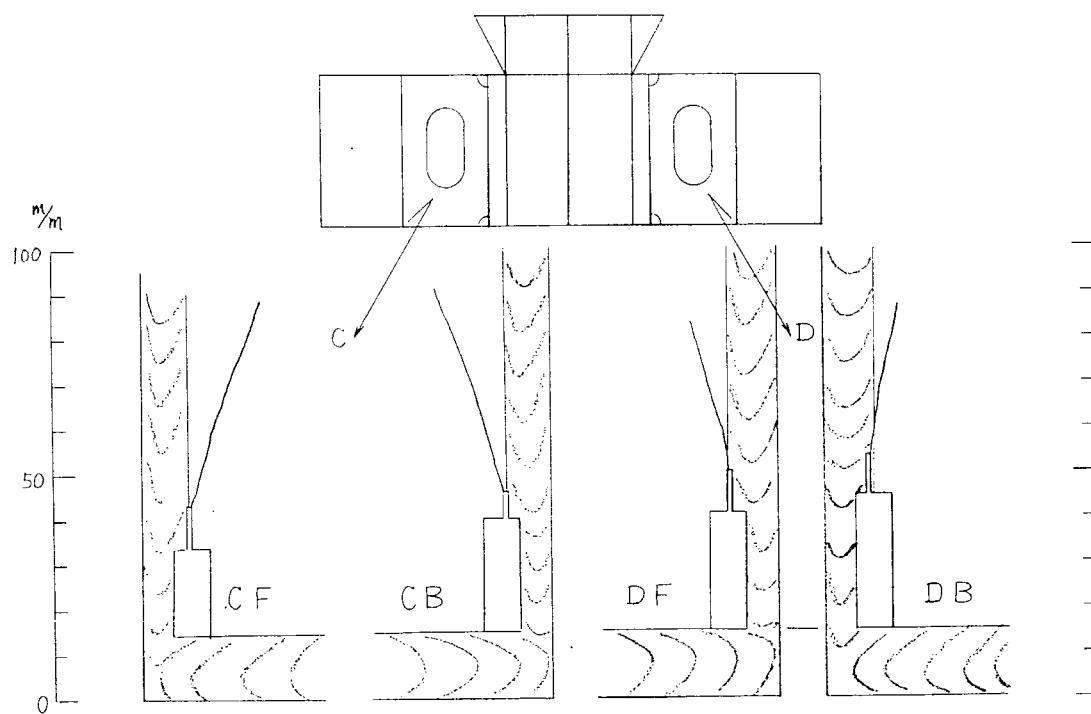


図 5.3.4.10 疲労亀裂伝播経路(M 15)

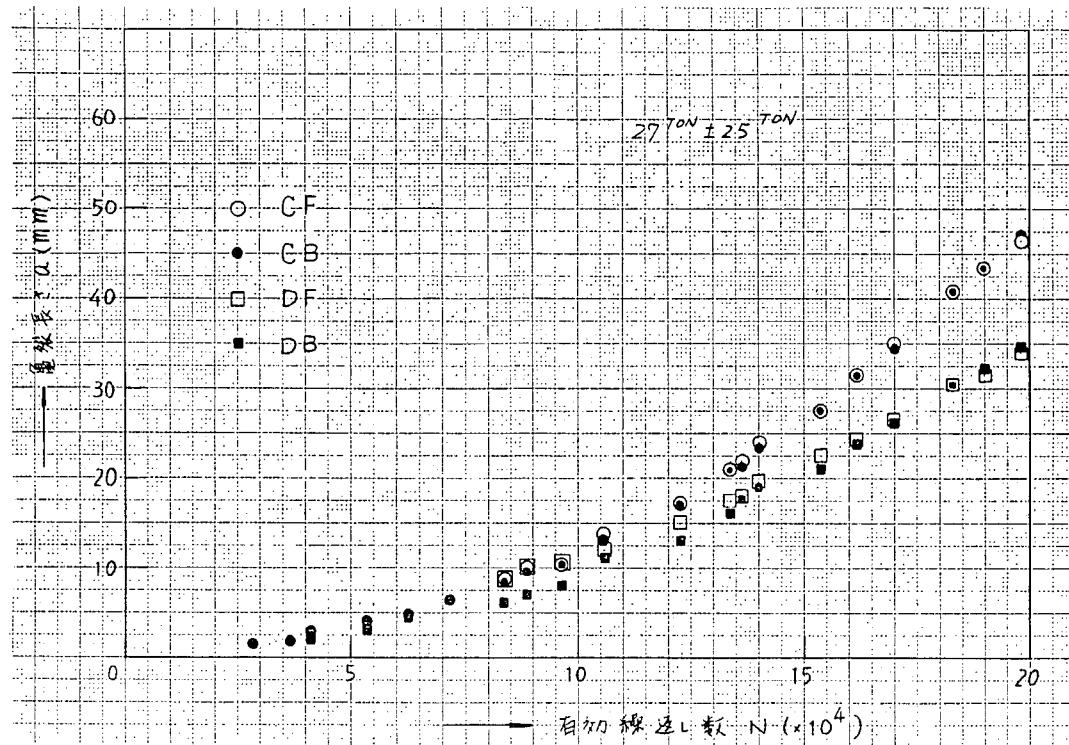


図 5.3.4.11 亀裂長さと繰返し数の関係(M 15)

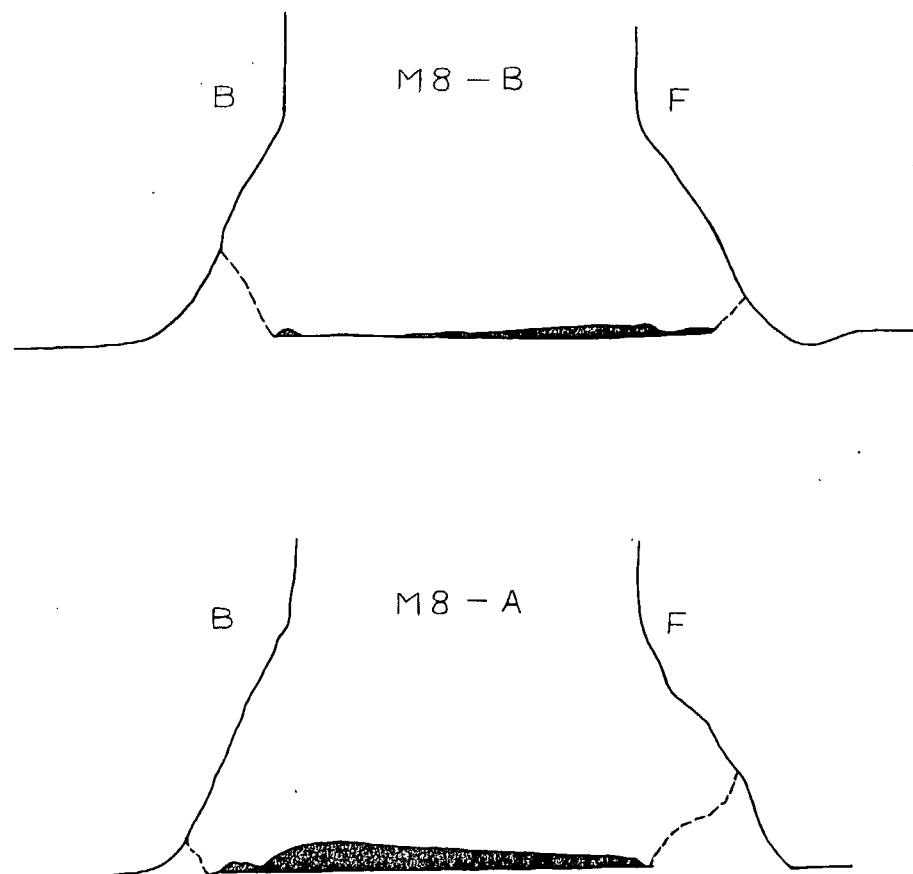


図 5.3.4.12 破断部の余盛形状の例

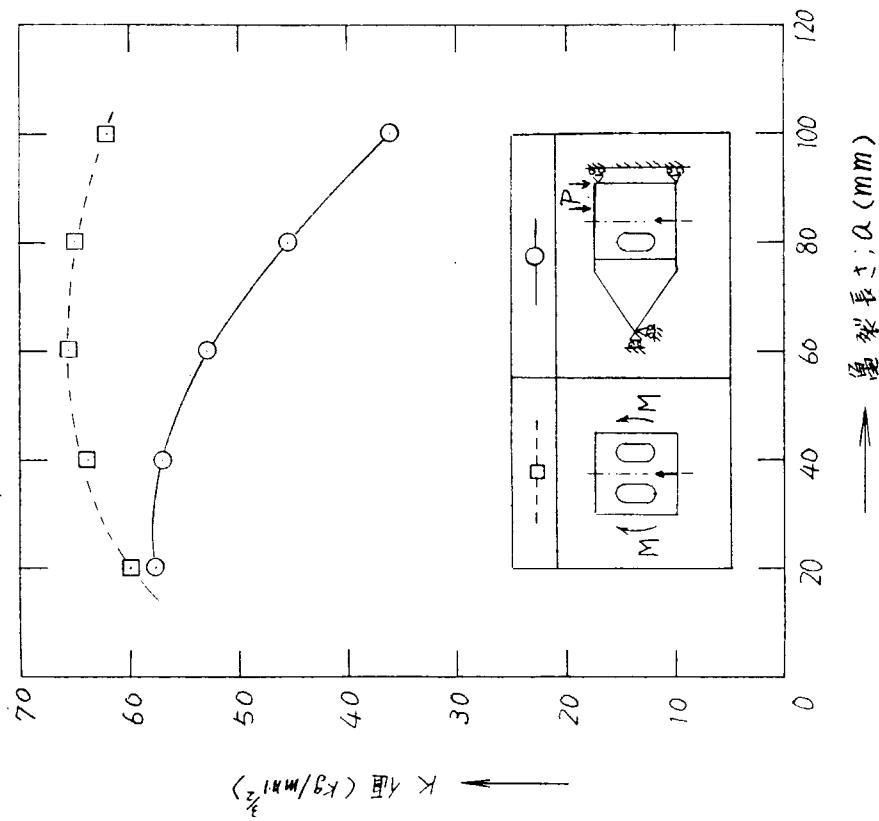


図 5.3.4.13 直交交部における K 値の変化

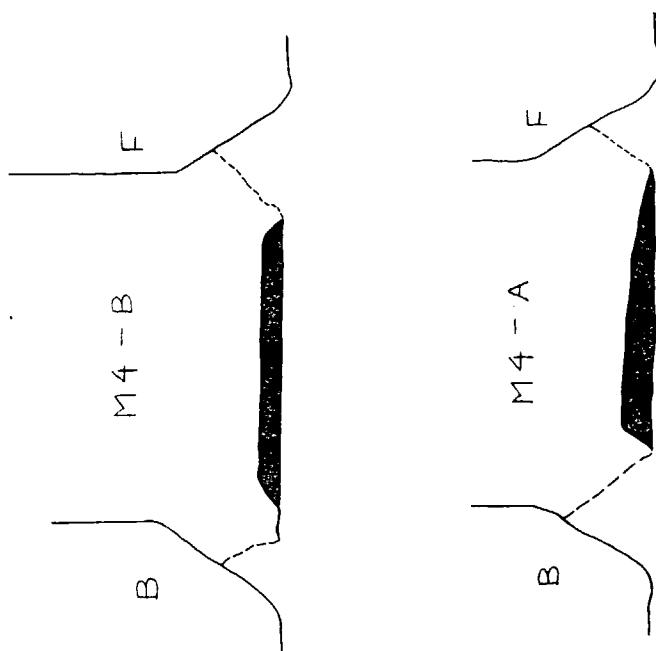


図 5.3.4.12 壊断部の余盛形状の例

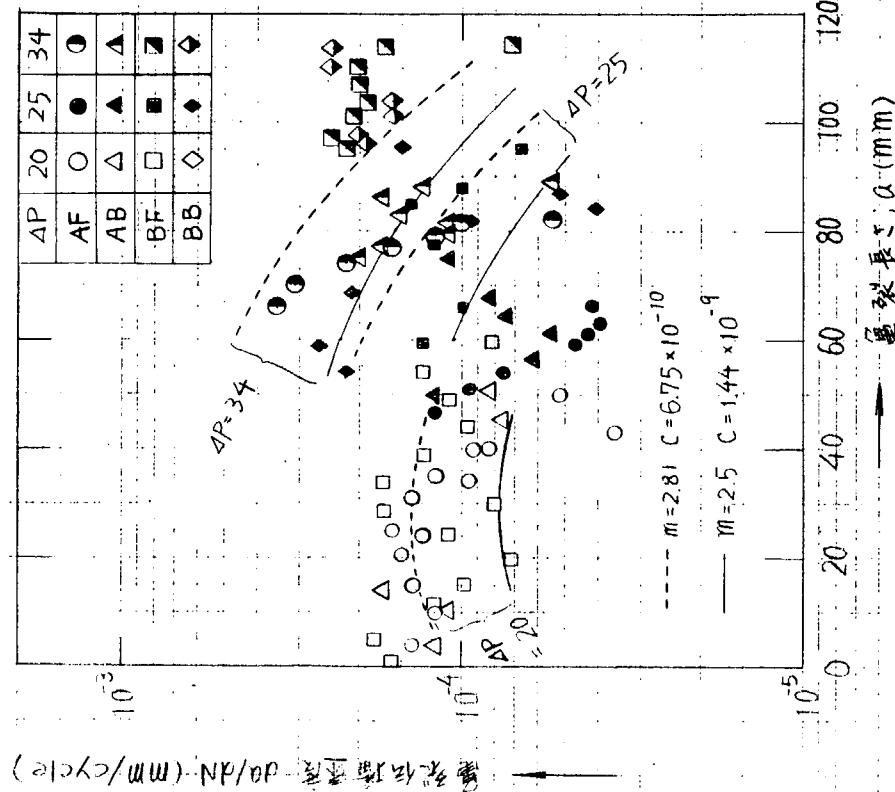


図 5.3.4.15 M4 模型における亀裂伝播速度

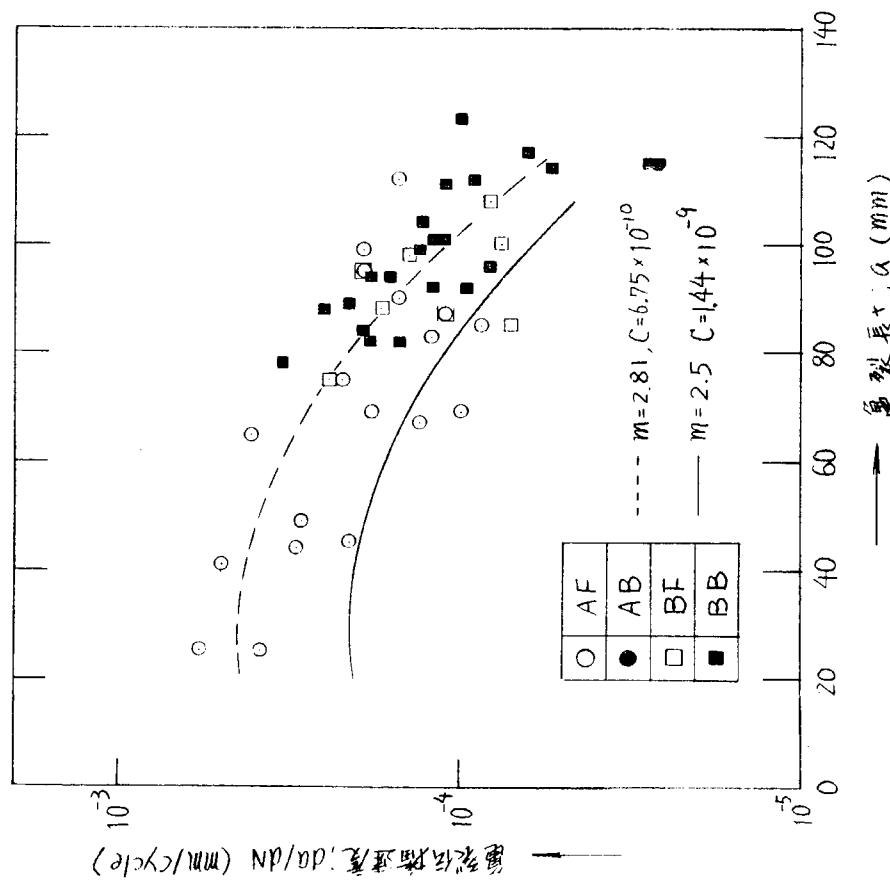
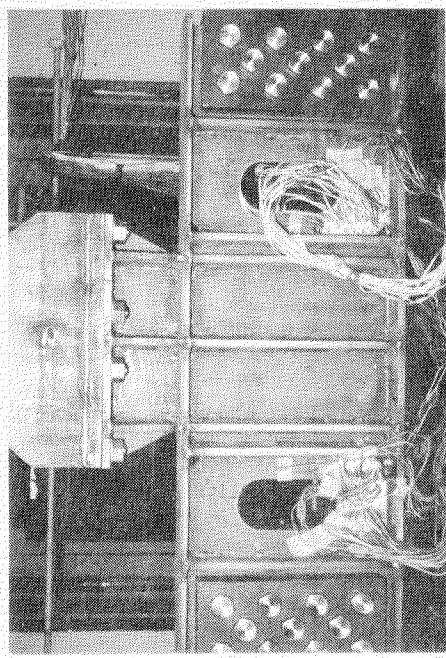
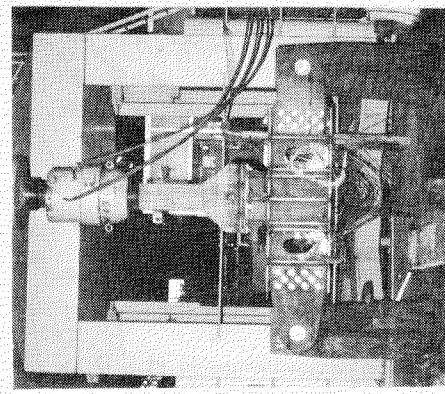


図 5.3.4.14 M8 模型における亀裂伝播速度



(a) 負荷方法



(b) 供試体実験状況
写真 5.3.4.1

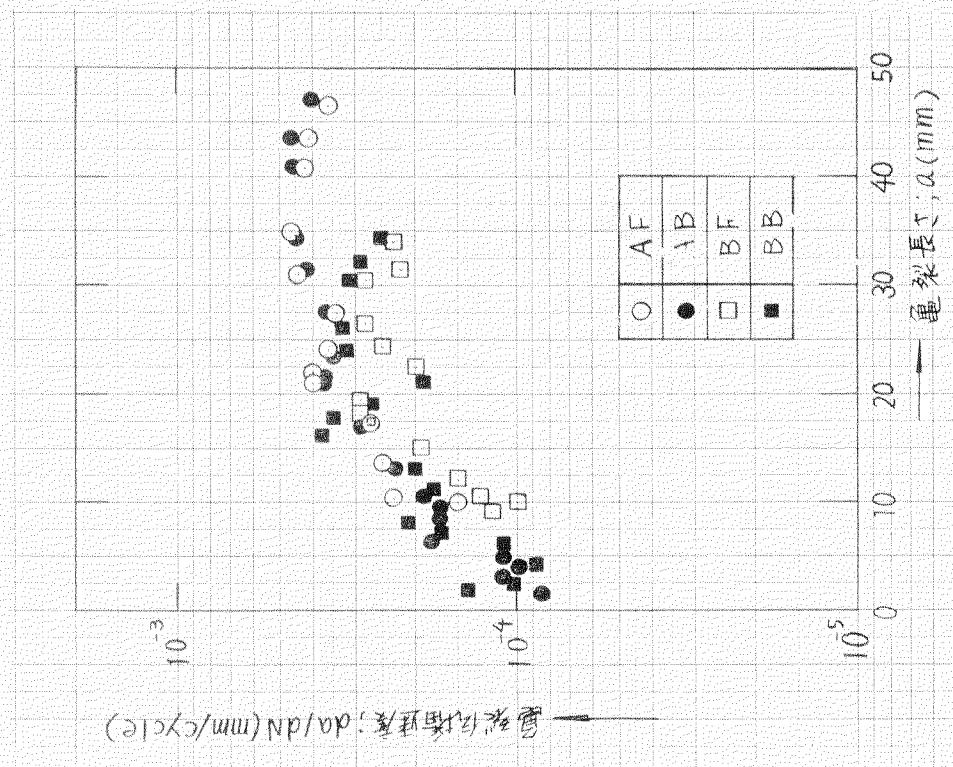


図 5.3.4.16 M15 模型における亀裂伝播速度

5.3.5 I型梁での疲労亀裂伝播試験(Ⅱ) (その1)

— フランジ幅に対しウェブが浅い場合 —

5.3.5.1 目的

直交交叉部材近傍に進展してきた疲労亀裂が、交叉部のすみ肉溶接部に沿って伝播するか、すみ肉溶接部を横切って直交交叉部材に進入していくかは構造部材の強度を評価する上で重要な問題である。ところがこのような立体構造において亀裂の進路を理論的に推定することは非常にむづかしい。そこで本節および次節においてこの問題を実験的に解明することを試みることにした。

そこで本節および次節において、I型梁のウェブに人工切欠を挿入して疲労実験を実施し、フランジ方向に亀裂を伝播させて実験的に上記の問題についての知見を得ることにした。ウェブ中を伝播した亀裂がフランジとのすみ肉溶接部を横切ぎってフランジに進入するか、すみ肉溶接部を沿うかを決定する因子としては以下のものが考えられる。

- 1) フランジ近傍のウェブにおける主応力とフランジのなす角度 θ
- 2) フランジの剛性
- 3) すみ肉脚長

上記の内 1) の θ は巨視的には亀裂がフランジに達した時の亀裂とフランジの角度を決定し、 θ が小さい程フランジに入りやすく、大きい程すみ肉溶接に沿いやすいと考えられる。2) についてはフランジの剛性が小さければ亀裂がフランジ近傍に伝播してきた時、フランジが局部的に変形し応力再配分が起こり、ウェブ内においても亀裂の径路が主応力の向き（最初の状態における）に直角にならないことが考えられ、この局部的変形のためにすみ肉を沿うかフランジに入るかの条件が変わる可能性がある。また 3) についてはすみ肉の剪断応力が変わり、これが亀裂径路を変える可能性がある。

そこで本項ではフランジの幅とウェブの幅を同程度にしたI型梁で、すみ肉脚長を変えた試験片によって3点曲げ荷重下で疲労亀裂伝播試験を行なうこととした。また次節ではフランジ幅をウェブの約1/6とした試験片で2)の効果を調べることとした。

3点曲げのI型梁を使用したのはウェブとフランジ部の境界における主応力方向が支点から離れるにしたがい変化し、したがって切欠を挿入する位置により、すみ肉溶接部を沿うか、フランジ部に進入するのかを制御することができ、しかも亀裂のない状態における主応力方向が理論的に簡単に求まることから採用した。

5.3.5.2 試験片形状

板厚15mmのKA鋼板（表3.2参照）を使用し、図5.3.5.1に示す試験片を作成した。試験片は2体作成し、一体はすみ肉溶接の脚長を4mm、一体は8mmとした。脚長を変えたのはすみ肉溶接の剛性が亀裂伝播経路を変えるか否かを調べるためである。

本試験体では亀裂がない状態の応力分布を簡単な梁理論で計算できる。すなわち図5.3.5.2のように座標系をとると、曲げモーメントMは、

$$M = -\frac{1}{2}Wx \quad (5.3.5.1)$$

剪断力Fは

$$F = -\frac{1}{2}W \quad (5.3.5.2)$$

したがって曲げ応力 σ_b は

$$\sigma_b = M/Z \quad (5.3.5.3)$$

ここでZは断面係数であり

$$Z = \frac{b(h+2t)^3 - (b-t)h^3}{6(h+2t)} \quad (5.3.5.4)$$

またウェブの(x , y)点における x 方向応力 σ_x は

$$\sigma_x = \frac{y}{h/2 + t} \quad \sigma_b \quad (5.3.5.5)$$

剪断応力 T_{xy} は

$$T_{xy} = \frac{3F}{2 \{ b(h+2t)^3 - (b-t)h^3 \}} \left\{ \frac{b(h+2t)^2 - (b-t)h^2}{t} - 4y^2 \right\} \quad (5.3.5.6)$$

(5.3.5.1)式～(5.3.5.6)式により(x , y)点におけるウェブの σ_x , T_{xy} が得られる。ところで y 方向応力 σ_y はほぼ 0 とみなせるから主応力 σ_1 , σ_2 は

$$\begin{aligned} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{aligned} \} = \frac{1}{2} [\sigma_x \pm \sqrt{\sigma_x^2 + 4T_{xy}^2}] \quad (5.3.5.7)$$

また主応力 σ_1 と x 軸とのなす角 θ は

$$\theta = \frac{1}{2} \tan^{-1} \frac{2T_{xy}}{\sigma_x} \quad (5.3.5.8)$$

(5.3.5.7)式、(5.3.5.8)式によりウェブ内の主応力のベクトル量が計算できる。

図 5.3.5.1 の梁形状は上式を使用してウェブ内の剪断応力と曲げ応力の比を大きくするとともに、フランジの幅を大きくとり、亀裂がフランジ近傍に接近してもフランジの局部変形が生じないようにすることを意識して決定した。

図 5.3.5.3 は曲げ応力が引張側のウェブとフランジの境界線上における主応力 σ_1 とその角度 θ を上式より計算した結果である。不連続部に到達した亀裂が以後すみ肉溶接部に沿うか、フランジに入るかを決定する因子として上記 θ の影響が大きいと考えられる。十字すみ肉継手の直交部材と荷重方向のなす角を変化させた SR153 における実験¹⁾ では $\theta \approx 20^\circ$ 程度が伝播経路の方向をさだめる境界のように思われる。そこで本項の試験ではすみ内部に亀裂が到達した場所の θ が 20° 前後になるように、最初に挿入する切欠の位置を定めることにした。すなわち切欠の位置はウェブとフランジの境界における θ が 20° 前後を考えその場所より σ_1 に垂直な軌跡をえがき、その軌跡上に切欠を配置することにした。その切欠位置は図 5.3.5.1 に示してある。切欠は試験片の中央をはさんで両側に配置し、1体の試験片で2ヶ所の亀裂の挙動を観察することにした。

5.3.5.3 試験結果と考察

疲労試験に先立ち $x = 300 \text{ mm}$ の断面上に2方向ゲージをウェブ表裏に貼付し応力分布を計測した。その結果を図 5.3.5.4 に示す。図中の直線は(5.3.5.5)式より求めた結果であり、負荷はほぼ理想的に作用していることを確認した。

疲労試験の試験条件を表 5.3.5.1 に示す。No.1 の試験片では初期に設定した荷重レベルでは亀裂が生じなかつたため試験の途中より負荷レベルを大きくした。

図 5.3.5.5 に No.1 試験片の亀裂伝播状況を示す。図をみてわかるように亀裂 A はすみ肉溶接部に沿って伝播し、亀裂 B はすみ肉溶接部を横切ってフランジ部に進入している。ウェブ内の亀裂の成長は図に示すようにクラックゲージをウェブ表裏に貼付して自動記録した。その結果を図 5.3.5.6 に示す。フランジ部近傍の亀裂の成長の計測は記録計($X-t$ ペンレコーダ)の不良のため失敗した。

図 5.3.5.7 に No.2 試験片の亀裂伝播状況、図 5.3.5.8 にウェブ内の亀裂伝播計測結果を示す。図に示すように本試験片では A 側の亀裂はほとんど成長せず、B 側の亀裂がフランジに進入してフランジが破断してしまった。

No.1 , No.2 試験片ともストップホールとして初期にあけた丸穴から亀裂が成長している。この亀裂は No.2 試

験片の伝播計測結果(図5.3.5.8)では主亀裂がすみ内部に到達した後、発生、伝播している。この結果よりNo.1試験片に關しても主亀裂がすみ内溶接部に到達した後、丸穴から亀裂が発生、伝播したものと考えられる。

図5.3.5.6、図5.3.5.8よりわかるように主亀裂はウェブ表裏で亀裂の成長は異なり、ウェブに垂直に亀裂は入っていないが、丸穴から成長した亀裂は表裏の亀裂は同じ速度で、すなわち亀裂前線はウェブ板の表面にはほぼ垂直に伝播した。

図5.3.5.9は亀裂Aの亀裂伝播径路と、その径路上の亀裂、切欠がない場合の主応力を(5.3.5.7)式および(5.3.5.8)式より求めて表示したものである。主亀裂は図に示すようにすみ内部を沿うまで主応力にはほぼ垂直に伝播しており、フランジに達する個所での主応力の方向はフランジに対して 21.8° となっている。そして主亀裂はすみ内溶接部を伝播しフランジに沿っている。

図5.3.5.10は図5.3.5.9同様亀裂Bの亀裂伝播径路と、径路上の主応力を表示したものである。この場合No.1、No.2試験片とも亀裂が伝播しており、すみ肉脚長4mmのNo.1試験片とすみ肉脚長8mmのNo.2試験片の伝播径路はほとんど変わっておらず、脚長のちがいによる伝播径路の差異は認められない。脚長が異なることによる剛性の違いで亀裂伝播径路にある程度影響を与えると考えられるものの、本結果から考えるとその影響は非常に小さいものであると思われる。

クラックAの場合と同様図5.3.5.10に示すように亀裂Bの主亀裂も主応力に垂直にウェブ内を伝播していることがわかる。そしてこの亀裂はすみ内溶接部を横切ってフランジ部に進入しており、ウェブとフランジの境界における主応力とフランジの角度は 17.8° であった。このようにフランジ幅を意識的に大きくしたことにより、亀裂径路は初期の切欠のない状態における主応力分布に直角にフランジ部までウェブを亀裂が伝播した。

一方丸穴から伝播した亀裂は図5.3.5.9、図5.3.5.10をみてわかるように主応力に直角な方向に伝播していない。これは図5.3.5.8をみてわかるように主亀裂がすみ内溶接部に達した後、発生、伝播したものであると考えられることから、試験片の剛性が大きく変化し、応力再配分が生じたためではないかと考えられる。

5.3.5.4 まとめ

フランジとウェブの境界上の主応力がフランジとなす角度 θ により、亀裂がすみ内溶接部を沿う場合と、横切ってフランジ部に入るという2つの現象が生じた。本実験のようにフランジ部の幅が大きくて、フランジの局部変形が生じにくい場合にはウェブ内を亀裂は、亀裂がない場合の主応力に直角に伝播するものと考えられ、この場合すみ内溶接に沿うかフランジ部に入るかの境界は θ が 17.8° から 21.8° の間であり、 17.8° 以下ではすみ内溶接部を横切ってフランジ部に入り、 21.8° 以上ではすみ内溶接部(のど部)に沿うものと考えられる。

また溶接脚長の違いによる伝播径路の差は本実験では全く認められず、その影響因子の効果は非常に小さいものと思われる。

参考文献

- 1) SR153 報告書

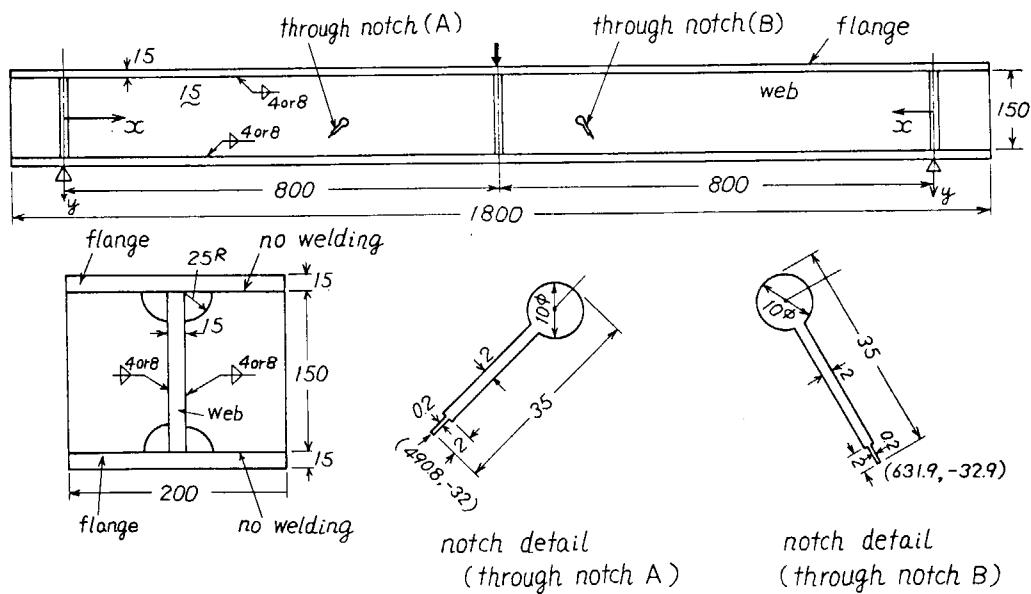


図 5.3.5.1 試験片形状

表 5.3.5.1 試験条件

試験片番号	溶接脚長 (mm)	試験荷重 (tonf)	破断回数	周波数 (Hz)	備考
No. 1	4	2 ~ 30	2020,060	3.2	461000cycleまで2~20ton 781000cycleまで2~25ton
No. 2	8	2 ~ 30	766,320	3.2	

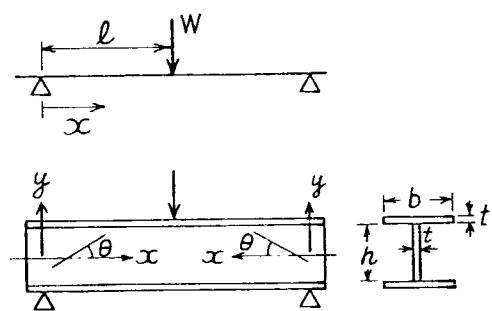


図 5.3.5.2 応力解析のための座標系

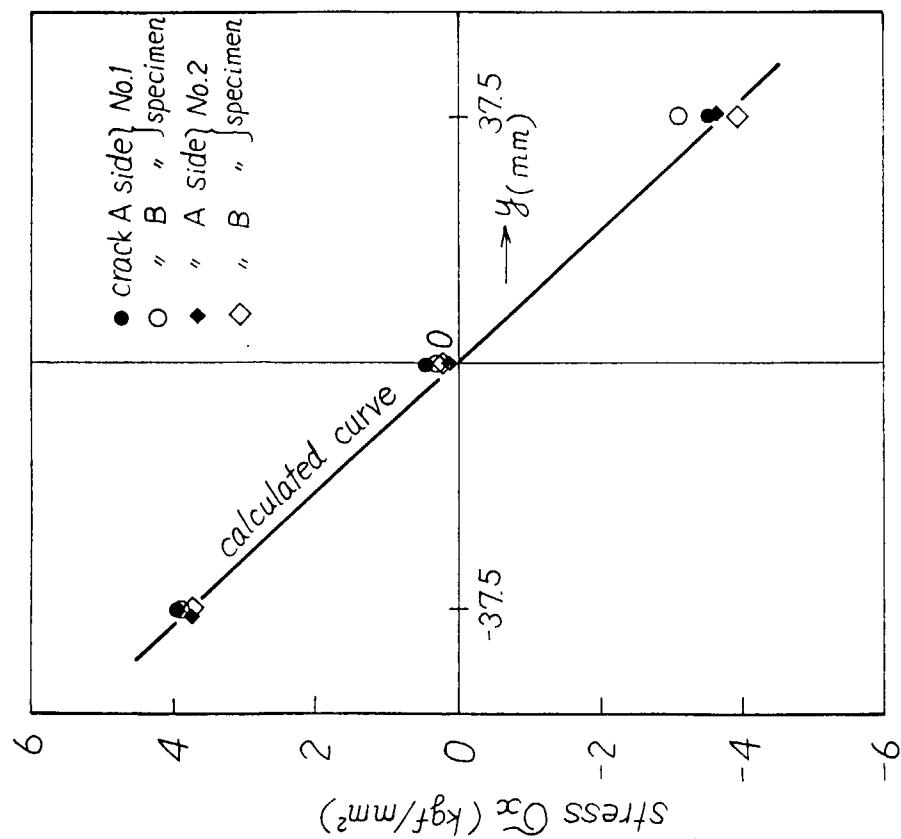


図 5.3.5.4 $x = 300 \text{ mm}$ の断面における曲げ応力計算結果
 (W = 30 tonf)

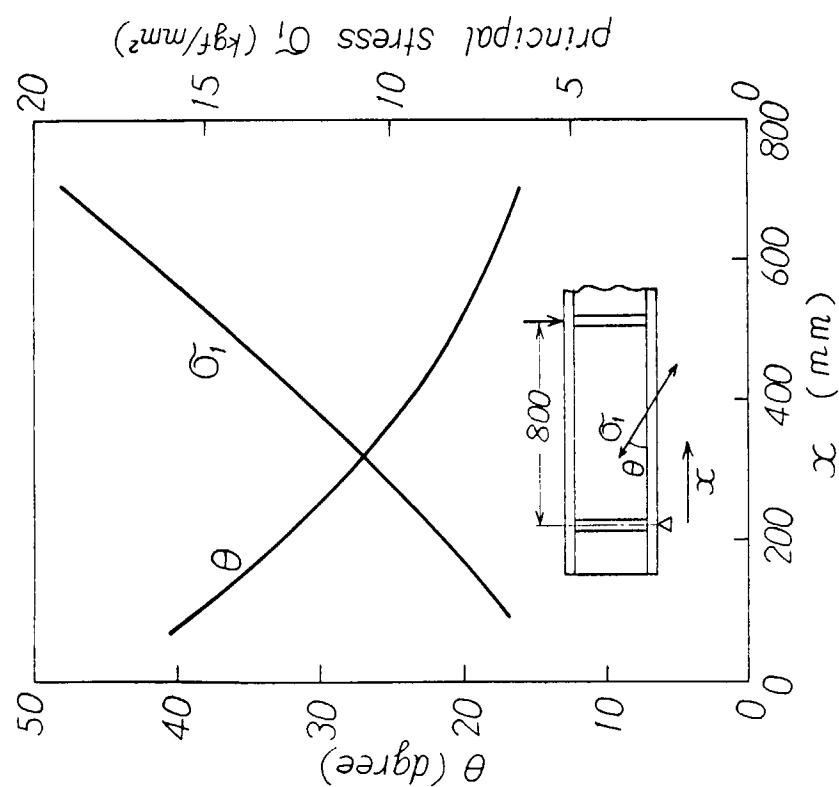


図 5.3.5.3 $y = -75 \text{ mm}$ での主応力
 (W = 30 tonf)

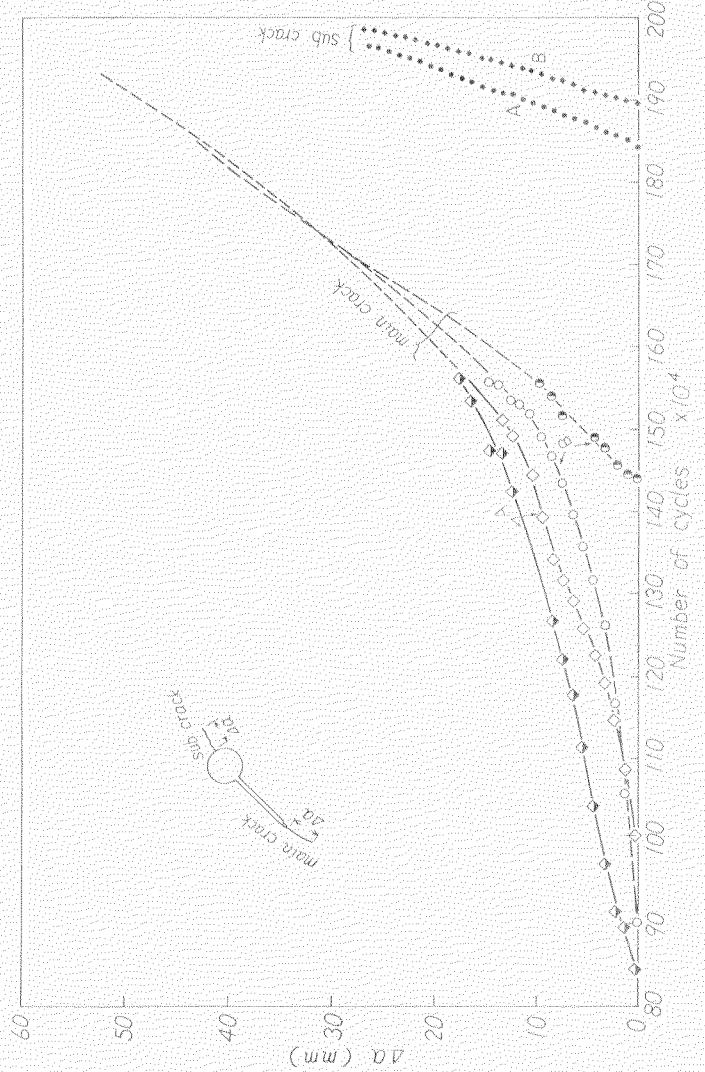


図 5.3.5.6 疲労亀裂伝播計測結果(No.1、試験片)

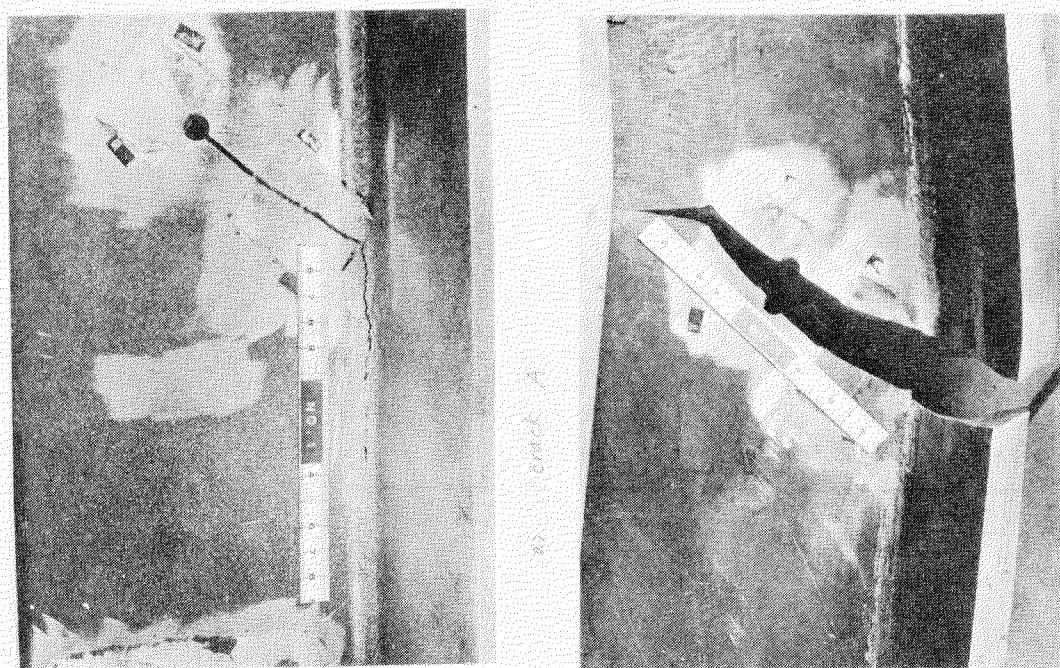


図 5.3.5.5 No.1 試験片の亀裂伝播状況

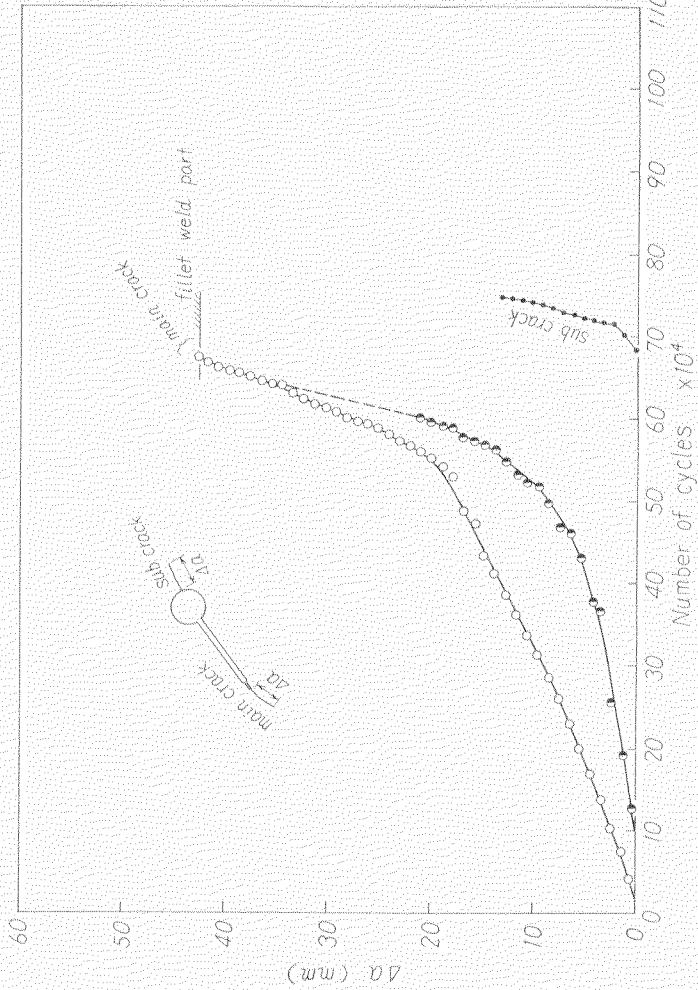


図 5.3.5.8 疎方亜裂伝播試験結果(No.2、specimen, B side crack)

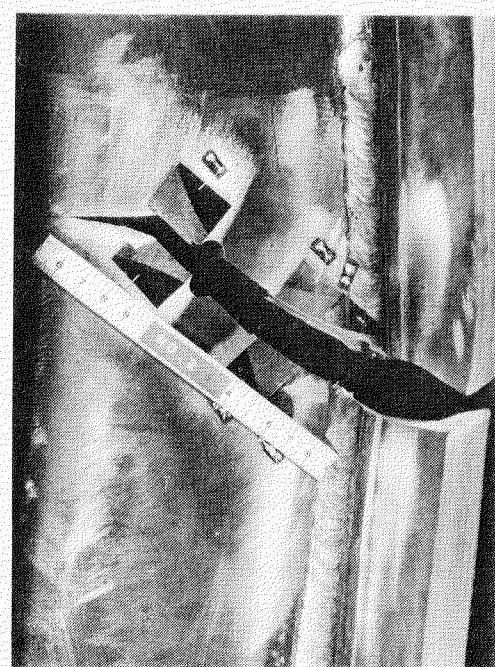
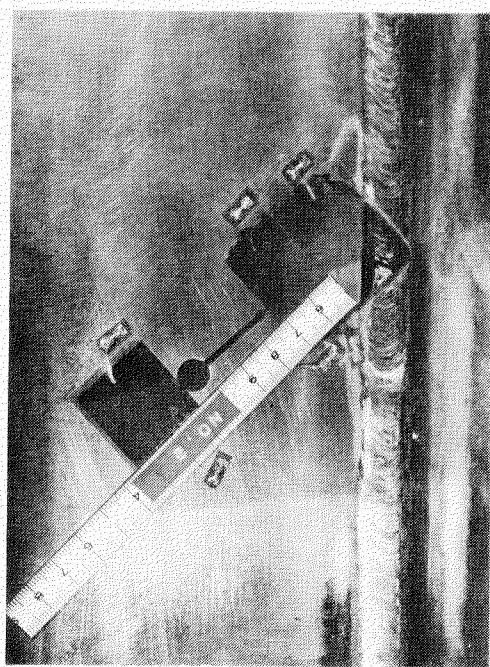
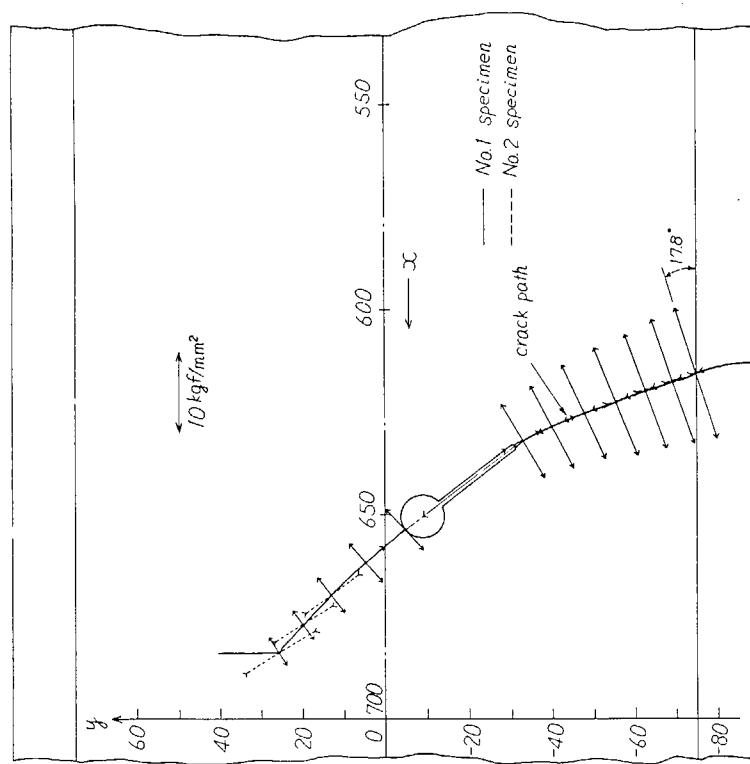
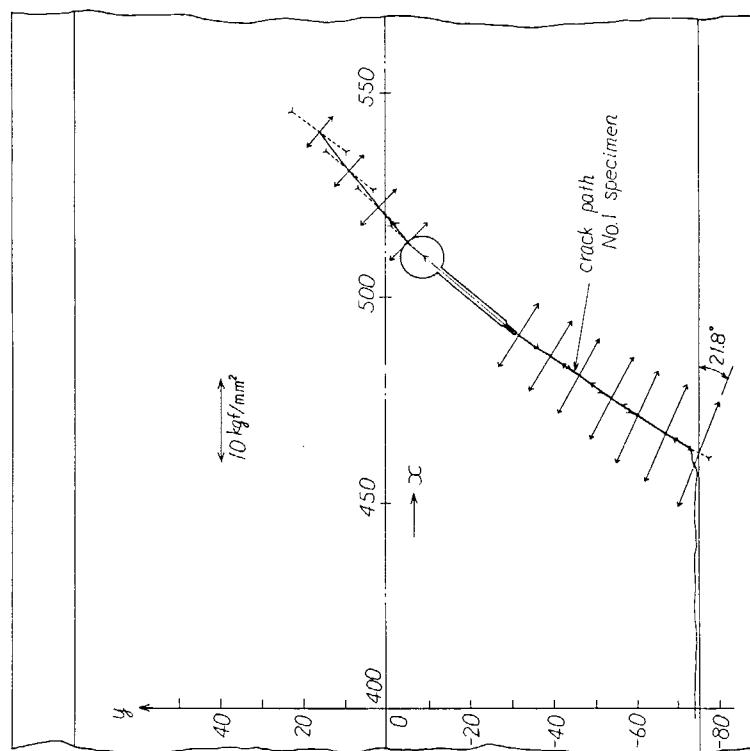


図 5.3.5.7 No.2 試験片の亜裂伝播状況



crack B

図 5.3.5.10 魚型 B のクラック伝播経路と主応力



crack A

図 5.3.5.9 魚型 A のクラック伝播経路と主応力

5.3.6 I型梁での疲労亀裂伝播試験(Ⅱ)(その2)

— フランジ幅に対してウェブが深い場合 —

5.3.6.1 目的

構造部材の最終破壊強度を評価するうえで、ウェブから交叉部に侵入した疲労亀裂が方向を変えずにフランジに突入し貫通亀裂となるか、あるいは隅肉に沿って成長するか、その伝播経路を予測することは重要である。しかししながら隅肉溶接により接合されたウェブに直交するフランジを有する部材において、ウェブに発生した疲労亀裂が成長し、交叉部に近づいたときどのような挙動を示すかを調査した資料は少ない。

疲労亀裂が進む方向を決定する因子としては亀裂部の主応力方向、隅肉溶接寸法などが考えられるが、ここではウェブ深さがフランジ幅に比べ大きいI型梁モデルのウェブに切欠きを設けた供試体について実験を行い、有限要素法を用いた解析と合わせ疲労亀裂の進展特性について検討を行った。

5.3.6.2 実験的研究

(1) 試験体および機械切欠の寸法・形状

供試材は板厚15mmの船体用軟鋼板(KAS)で、機械的性質および化学成分を表3.2に示す。試験は曲げスパン1.6Mの3点曲げ繰返し荷重により行う。試験体は図5.3.6.1に示すウェブとフランジからなる立体溶接構造であり、ウェブには切欠きを設けている。切欠きの位置は亀裂の伝播経路が亀裂のない状態における最大主応力に直交する方向であると仮定した場合にフランジに突入する角度が20°および30°となるように決定した。亀裂のない場合の主応力分布を図5.3.6.2に示す。図中には予測される伝播経路を点線で示した。

切欠きから中立軸方向に成長する疲労亀裂の成長を阻止するため機械切欠の上端には円孔を設けた。また、ウェブとフランジとの接合部の隅肉溶接寸法が亀裂の伝播経路におよぼす影響をしらべるため試験体の1体は隅肉脚長を4mm、他の1体は8mmとした。

(2) 実験結果および考察

疲労試験の荷重比R($= P_{min}/P_{max}$)は試験過程を通じて0.1とした。疲労亀裂の進展挙動はクラックゲージを用いた電気的な計測・記録と目視による観察を行った。いずれの試験体も初期荷重条件は最大荷重を100トンとしたがウェブの疲労亀裂が板表面に直角でない、いわゆる剪断型亀裂になるとフランジ進入角度θがウェブ両面で異なるため亀裂が成長するに従い荷重比を保ちつつ段階的に負荷を減じて実験を行った。試験体に3軸ゲージを貼り切欠きを有する梁のひずみ分布計測を行った。図5.3.6.3および5.3.6.4にひずみ測定値より求めた試験体1のクラック1およびクラック2付近の主応力分布を示した。計測結果は後述の計算値(図5.3.6.3および図5.3.6.4)とよく合致しており、所期の荷重条件が与えられていることが確認できる。

試験体1のウェブプレートにおける疲労亀裂の長さlと繰返し数Nの関係を図5.3.6.5に示す。またこの試験体におけるウェブの疲労亀裂伝播経路を図5.3.6.9に示した。本図においては便宜上2つの亀裂を同一ウェブ上に示した。両図を対称することで亀裂先端位置と繰返し数の関係が明らかになる。

この試験では予期していなかったサブクラックが両切欠の円孔部から発生しており、各々主亀裂とほぼ同じ長さで成長している。クラック1のサブクラックの伝播経路は図5.3.6.1に示した最大主応力と直交する方向とほぼ一致している。フランジに向う主亀裂は主応力方向から推定される経路よりやや緩かな進入角度(30°)に対して実験ではほぼ45°)で隅肉溶接部に入っている。(図5.3.6.6)

一方、クラック2については円孔からのサブクラックが発生しているにも拘らず試験終了までメインクラックとともにほぼ同量の30mm程度進展しただけである。ひずみ計測の結果からは荷重の不均衡はないと思われるが、クラック1にくらべての成長が少なかったことの理由は明らかでない。

フランジとの接合部である隅肉溶接部に進んだ亀裂は角度を変えずに溶接部を切るが、その後巨視的には隅

肉止端部に沿って亀裂が成長している。 $N = 1.50 \times 10^6$ で止端に沿った亀裂全長は各々 40 mm と 50 mm であった。その後、 $N = 1.56 \times 10^6$ における観察ではこれらの亀裂からフランジ幅方向に分岐した亀裂が発生しているのが認められた。この時の分岐している亀裂長さは約 1 mm であった。その後の繰返しでは、止端に沿った亀裂に顕著な進展は見られず、後から発生したと思われるフランジ板の亀裂が支配的になり、破断に至っている。この様相を図 5.3.6.7 に示す。図 5.3.6.7(c) はフランジ板のクラック進展の変化の様子を示している。ウェブ板直下では進んできた亀裂は角度がほとんど変化せずに板厚方向に進むが、フランジの幅方向に進展した位置ではフランジ板厚方向に進む傾向がみられる。

亀裂の進展に伴う主応力分布の変化を記録した。疲労亀裂が約 90 mm 成長した $N = 50.5 \times 10^4$ 時におけるクラック 1 近傍の主応力の大きさおよび方向を図 5.3.6.8 に示した。

脚長を 4 mm とした 2 体目の試験片の切欠加工は一体目に生じた問題に対処するため、寸法および形状を変更した。すなわち、円孔からのサブクラック発生を防止するために円孔径を 30 φ とし円孔端部をやすり仕上げした。また初期切欠き長さを約 2 倍に延長した。(図 5.3.6.1 参照) 本試験体の試験開始時の主応力分布を図 5.3.6.10(a)、(b) に示す。ウェブプレート中の亀裂進展経路を図 5.3.6.11 に示した。図 5.3.6.12 にクラック 1 および 2 の亀裂長さと繰返し数の関係を示している。本試験体においては前述のように円孔径を大きくしても拘らず円孔から疲労亀裂が発生している。しかし円孔からの疲労亀裂が発生したのは $N > 60 \times 10^4$ であり、ウェブからフランジとの隅肉溶接部に進んだ主亀裂は、一旦隅肉溶接部に沿って進んだが $N = 58.5 \times 10^4$ において既に方向を変えてフランジに進んでいることからこの角度変更はサブクラック成長によるものでないことが明らかである。クラック 1 の隅肉溶接部への進入角度は図 5.3.6.13 にみられるよう 47~48° である。またクラック 2 については約 40° であった。脚長を 4 mm とした #2 試験体において溶接線に沿う亀裂は喉部を切って進む傾向がみられる。(図 5.3.6.14(a)、(b)) が、脚長 8 mm の試験体と同様に隅肉止端部を起点としてフランジに成長する亀裂が支配的となり破断に至る。(図 5.3.6.15) #2 試験体のウェブ・フランジ部の亀裂経路をスケッチしたものを図 5.3.6.16 に示す。

試験終了後、破断用途の疲労亀裂の破面観察のため LN₂ 温度に冷却し破断させ写真撮影を行った。図 5.3.6.17 は #1 クラック 1 の隅肉溶接止端部のフランジの破面であるが、止端に沿って進展したと思われた亀裂は止端を起点とした複数個表面亀裂の連結したものであることがこの図よりわかった。前出の図 5.3.6.14(a) は #2 試験体であるが、この部分にも同様の形跡が観察され、表面亀裂の大きいものが破断につながることが判る。

試験結果をまとめて表 5.3.6.1 に示す。

5.3.6.3 解析的研究

I 型梁のウェブプレートにある亀裂の伝播経路を解析的に予測するために有限要素法を用いて、亀裂進展過程の数段階で主応力分布を求め、重ね合せ法により各段階における応力拡大係数値を求めた。その一例として #1 試験体の初期状態における主応力分布を図 5.3.6.18(a)、(b) に示す。同図(b) は亀裂近傍を Zooming して示したものである。この程度の亀裂長さでは亀裂先端近傍を除いて単純ぱり計算で求めた亀裂なしの主応力分布と殆んど変わらないことがわかる。

図 5.3.6.19 は隅肉溶接部に亀裂が進んだ場合の計算を行うための要素分割例を示している。隅肉溶接部はウェブの板厚が脚長分増加したものとして計算を行った。ウェブ中を進展する疲労亀裂は最大主応力に直交すると考えて、疲労亀裂を逐次進める。計算で求めた各亀裂長さにおける主応力分布をもとに推定される亀裂伝播経路を図 5.3.6.20 に示した。実験によるとほぼ同傾向の結果が得られている(図 5.3.6.6)。まだ計算により求めた各亀裂長さにおける最大負荷応力時(100 トン)の応力拡大係数 $K_{I_{max}}$ および $K_{II_{max}}$ を図 5.3.6.21 に

示した。ここで $K_{I_{max}}$ は零に近い値を変動しているが、これはある段階で求めた亀裂の進展方向に従って次の段階まで実際の径路ではなく直線で進めるという操作を行ったことなどによる誤差と考えられ、K値計算の精度は良いものと考えられる。ウェブに亀裂を有する梁について、各亀裂長さにおける計算を行い、各段階での進展方向、応力拡大係数値について求めた結果をまとめて表 5.3.6.2 に示した。

5.3.6.4 まとめ

直交するフランジを有するウェブに疲労亀裂が進展するとき、亀裂がどのような径路で進展し、またフランジとの交叉部に入った後どのような挙動を示すかを実験的にしらべた。さらに、亀裂を有する I 型梁の応力解析を行い、ウェブ内を伝播する亀裂の径路について調査した。その結果、次のことが明らかになった。

- (1) フランジ寸法に対し深いウェブをもつ梁が曲げ応力と剪断応力の繰返しを受けるとき、ウェブに生じた疲労亀裂の進展方向は最大主応力と直交する方向と考えられる。
本実験においては亀裂を持たない単純なはりとして計算された主応力分布から予測される亀裂の伝播径路および直交フランジ部に進む角度の誤差は数度以内の範囲で亀裂を考慮する計算から求めた場合の予想径路と良く合っている。
- (2) 本試験に用いた供試体および応力条件ではウェブ板を斜めに進む亀裂ではあっても、フランジ接合部に達したのち隅肉に沿ってのみ亀裂が進む可能性は余りなく、亀裂はフランジの板厚を貫通する方向に進む傾向が強い。
- (3) 隅肉脚長寸法の小さい試験体 #2 (脚長 4 mm)において直交隅肉部に進んだ亀裂は方向を変え、隅肉喉部を進む傾向がみられたが、溶接止端を起点としてフランジに成長した亀裂がある寸法になるとこれと結合し、主亀裂となってフランジの幅方向に進む。このとき、隅肉喉部に沿って進む亀裂は停留状態となる。
- (4) 隅肉溶接寸法が大きい場合は(3)のように喉部を進展する“剪断型”亀裂の伝播はなく、溶接線に沿う亀裂は止端部に発生する複数個の亀裂が連結し拡大する形式をとることが実験的に明らかになった。

本研究より得られた結果からウェブ内の疲労亀裂進展径路はおおよそ亀裂先端部の主応力分布で決まると考えられるが、フランジとの直交交叉部で亀裂は直進するか隅肉溶接に沿うかを決定する因子は隅肉溶接部への進入角度と関連して、ウェブ・フランジの寸法比、曲げ・剪断応力の比、隅肉の強度（脚長の大きさ）などであり、亀裂を考慮した応力解析を種々のケースについて行い検討を加えることがウェブから直交する交叉部へ進入する疲労亀裂が隅肉に沿うかフランジを貫通するかの条件を明らかにするための今後の課題である。

表 5.3.6.1

試験結果のまとめ

試験体番号	亀裂番号	機械切欠			疲れ亀裂の進展		備考
		長さ、mm	角度	隅肉溶接部突入角度	隅肉部進入後の進展様相		
1 (隅肉脚長 8 mm)	1	61	35°	45°	下フランジに進展した疲れ亀裂は隅肉止端に沿った亀裂が先行した。しかしフランジ長手方向の表面亀裂の生成後は前者の成長は遅くなり、後者が主亀裂となり破断到った。	$N_f = 2.8 \times 10^6$	ひずみ計測から負荷の非対称は認められなかつたがクラック2のフランジ部到達前にクラック1側が破断した。
	2	58	30°	—			
2 (隅肉脚長 4 mm)	1	120	35°	45°	下フランジに進展した疲れ亀裂は隅肉喉部を切りつつ約30 mm進んだ。亀裂はその後、フランジ方向に進み始めたがクラック2の下フランジが破断したため試験を終了した。	$N_f = 8.8 \times 10^6$	試験終了後の断面調査の結果半円状の疲れ亀裂が隅肉溶接止端部を起点として発生していたことが認められた。
	2	116	30°	40°			

表 5. 3. 6. 2 試験体#1の亀裂挙動(応力拡大係数および進展方向) — 解析結果 —

STEP		1	2	3	4	5
NOTCH-1	亀裂長さ a (mm)	61.0	81.0	101	140.5	160.5
	K_I ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$)	95.0	115.8	136.9	171.5	195.0
	K_{II} ()	4.8	-12.8	13.1	-20.8	-2.3
	亀裂先端	x (mm)	0	-17.5	-31.0	-66.1
	座標値	y (mm)	0	9.8	24.5	42.7
	$-x$ 軸となす角度(°)		35	29.2	41.5	30.8
	次ステップの偏心角(°)		5.8	-12.3	10.7	-134
NOTCH-2	亀裂長さ a (mm)	58.0				
	K_I ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$)	110.4				
	K_{II} ()	13.3				
	亀裂先端	x (mm)	0			
	座標値	y (mm)	0			
	$-x$ 軸となす角度(°)		3.1°			
	次ステップの偏心角(°)		13.4°			

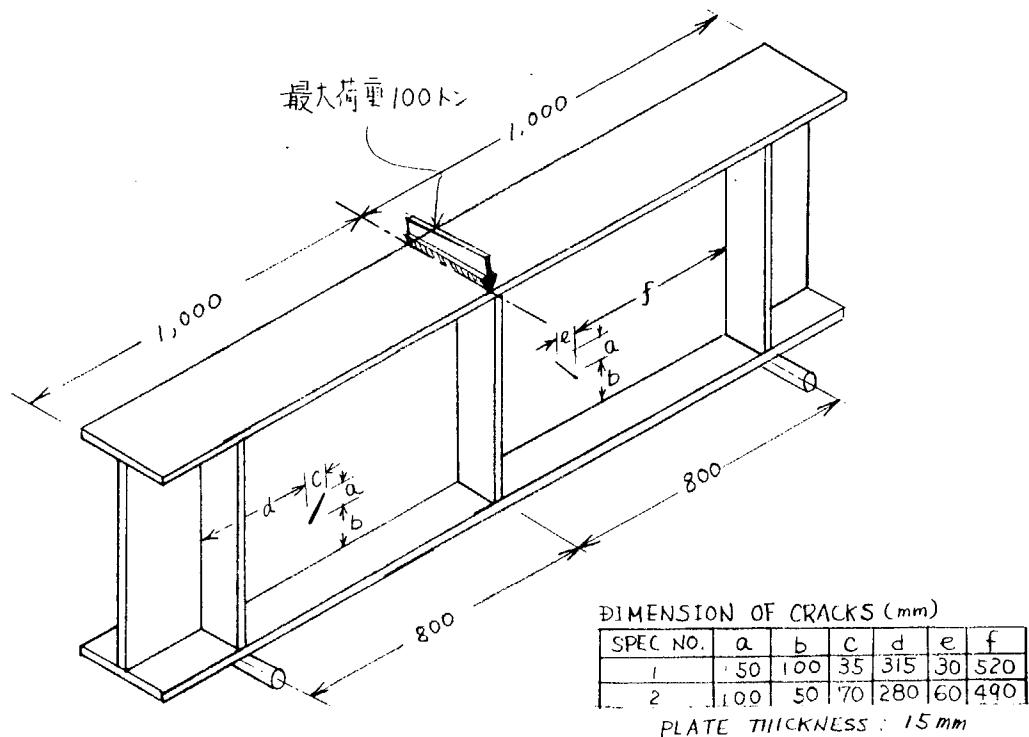
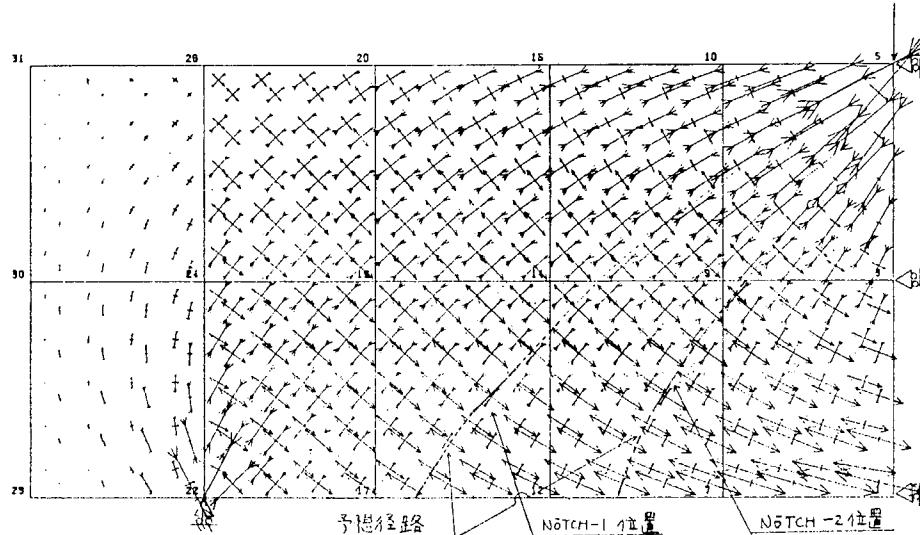


図 5.3.6.1 供試体の形状および寸法



LOADING I (WEB PLATE)
PRINCIPAL STRESS OF ELEMENTS
SCALE $\frac{1}{5.00}$ STRESS : 10.0 KG/MM^2

図 5.3.6.2 ウエブ板の主応力分布および亀裂の予想経路

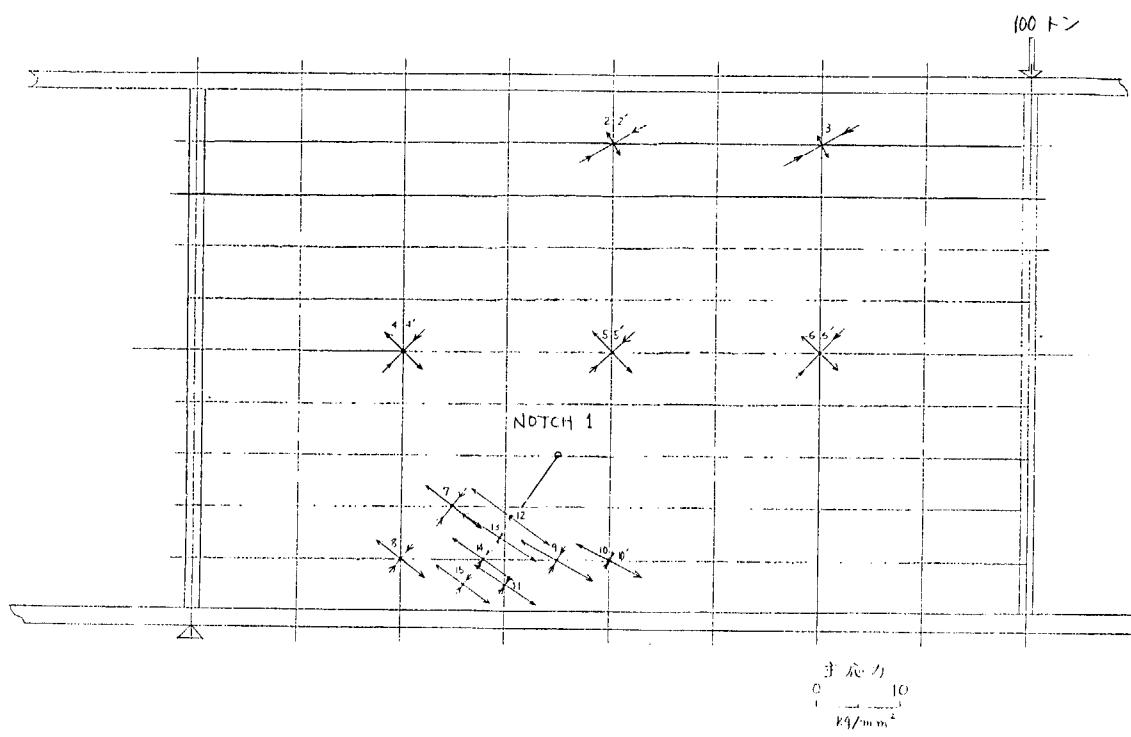


図 5.3.6.3 試験開始時のウェブプレートの主応力分布実測値
(試験体No.1 クラック1)

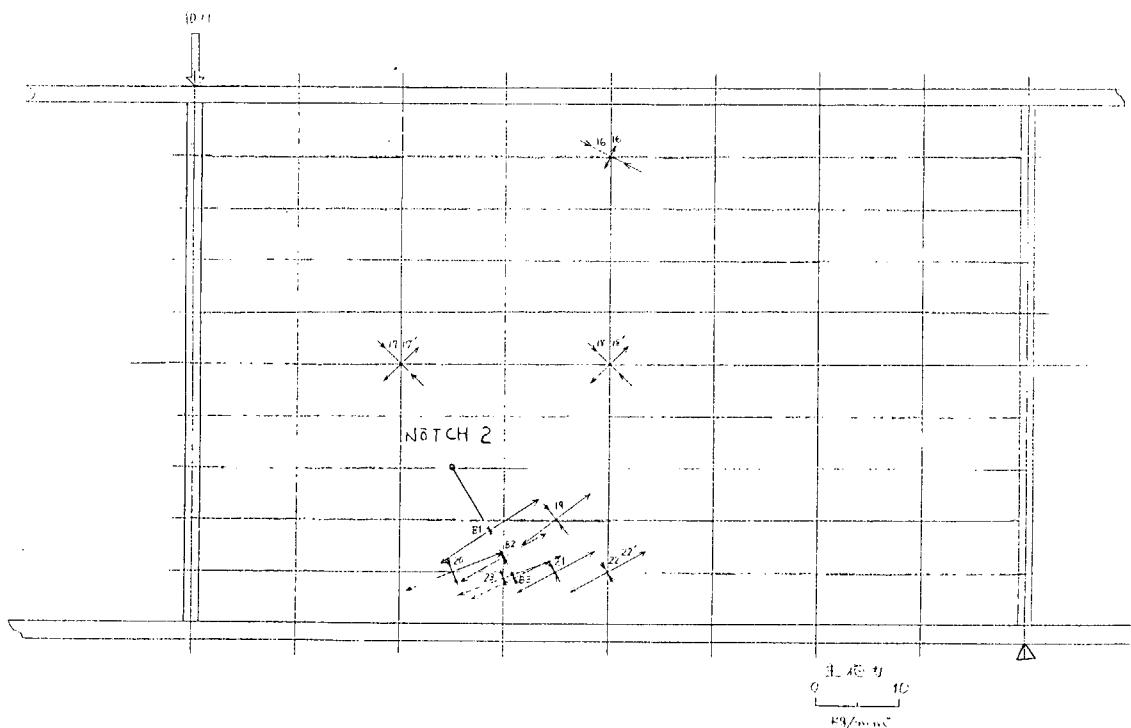


図 5.3.6.4 試験開始時のウェブプレートの主応力分布実測値
(試験体No.1 クラック2)

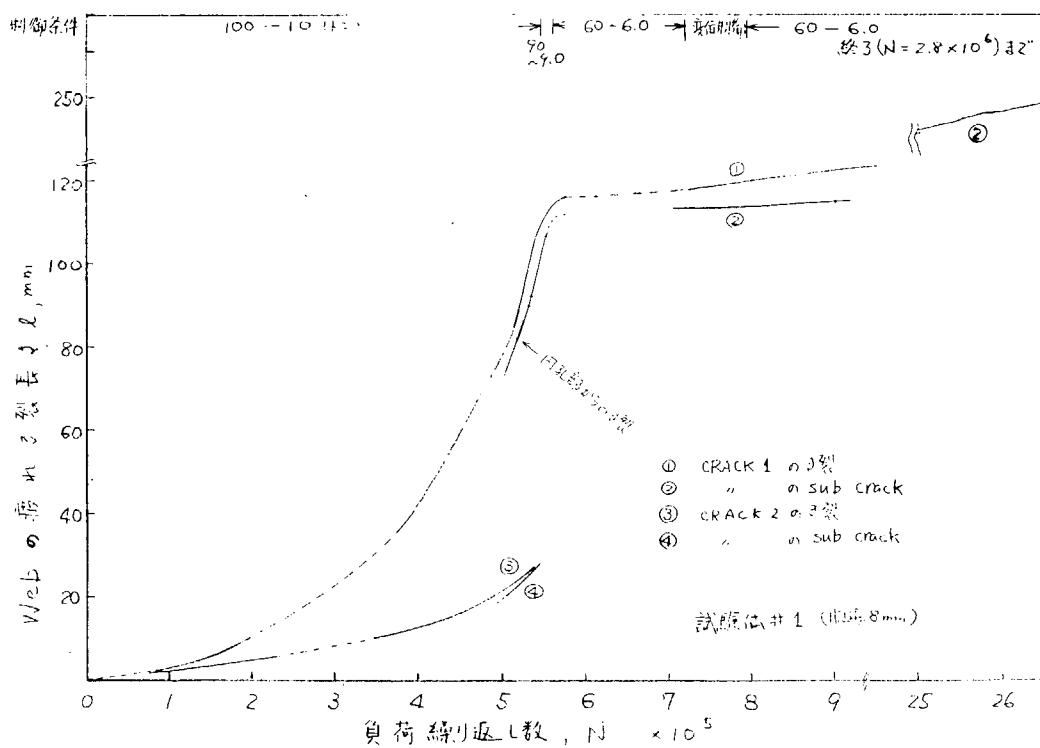
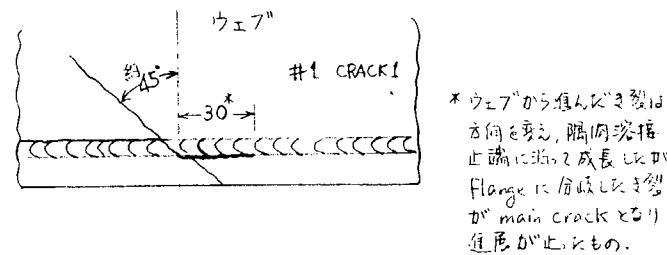
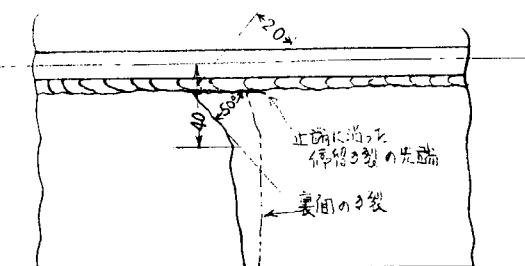


図 5.3.6.5 ウェブプレート内の疲れ亀裂長さと繰返し数



(c) 染の側面から観た継手部近くの亀裂経路



(d) ウェブより観たフランジの亀裂進展経路

図 5.3.6.7 ウェブ・フランジ継手部付近の亀裂経路
(試験体No.1 クラック 1)

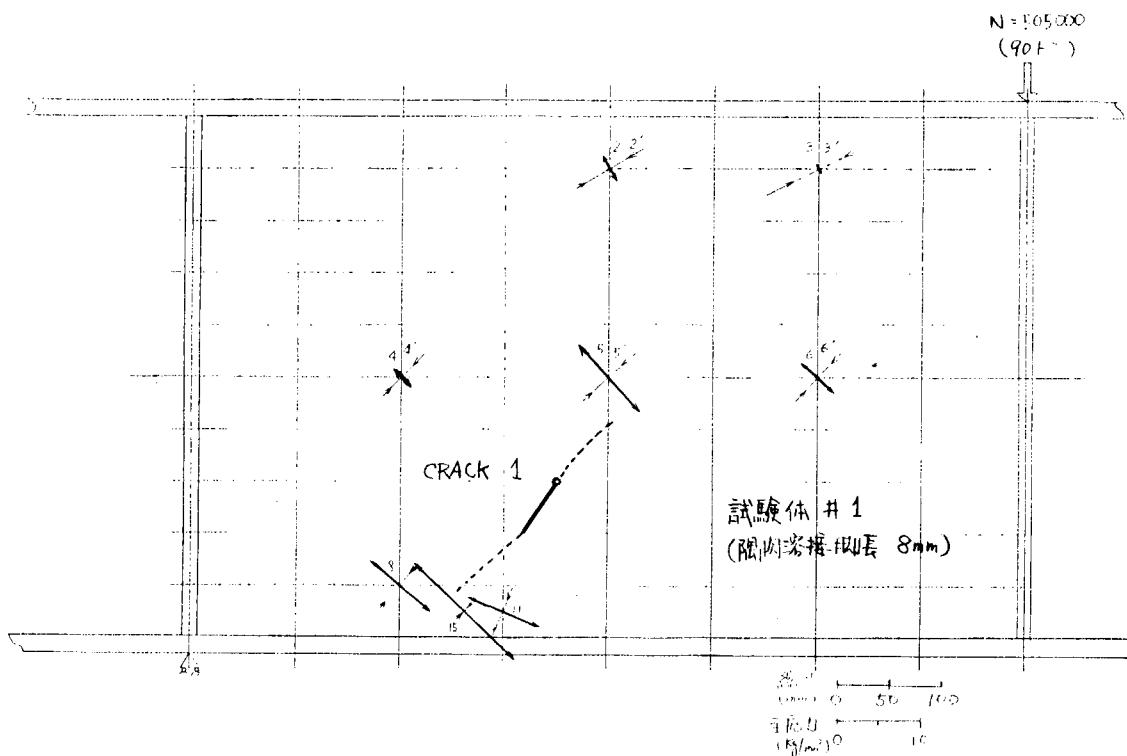


図 5.3.6.8 疲労亀裂進展下の主応力分布
($N = 50.5 \times 10^4$ 、負荷 90トン)

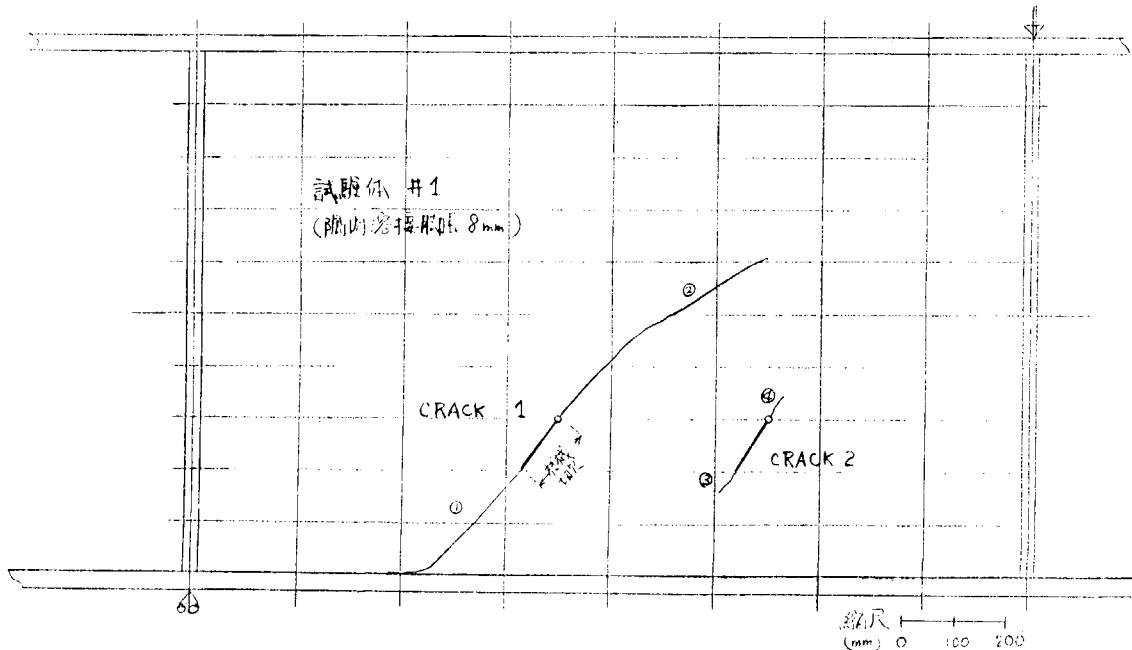


図 5.3.6.9 ウエブプレートにおける疲労亀裂の進展経路
(クラック 1 およびクラック 2)

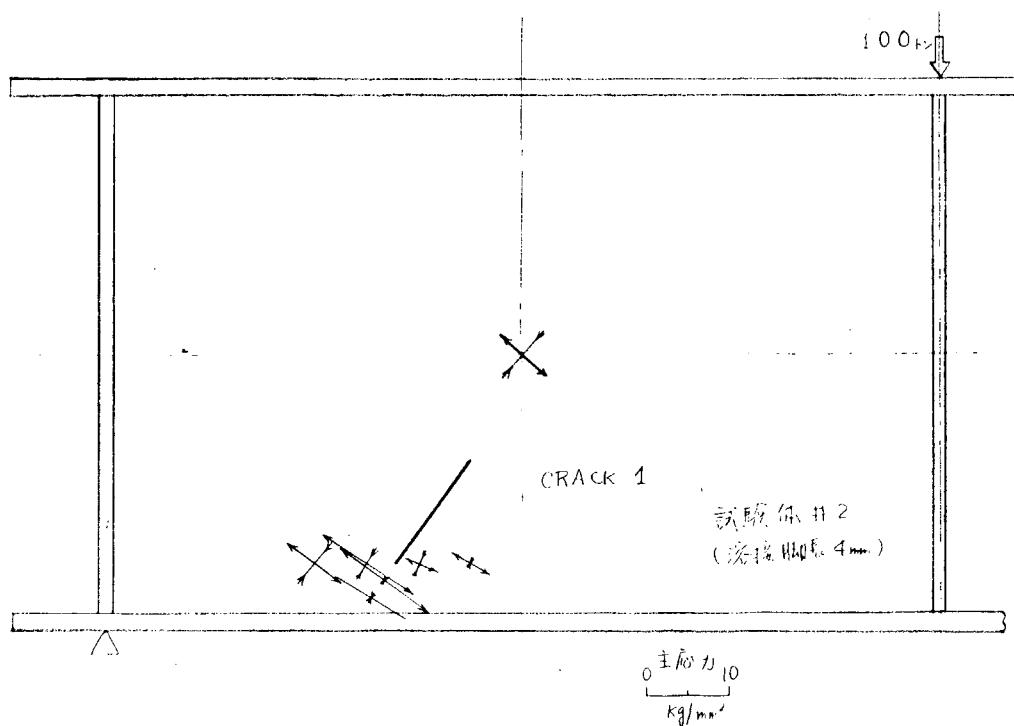


図 5.3.6.10 (a)疲労試験開始前のウェブにおける主応力分布計測結果
(試験体No.2 溶接脚長 4mm クラック 1)

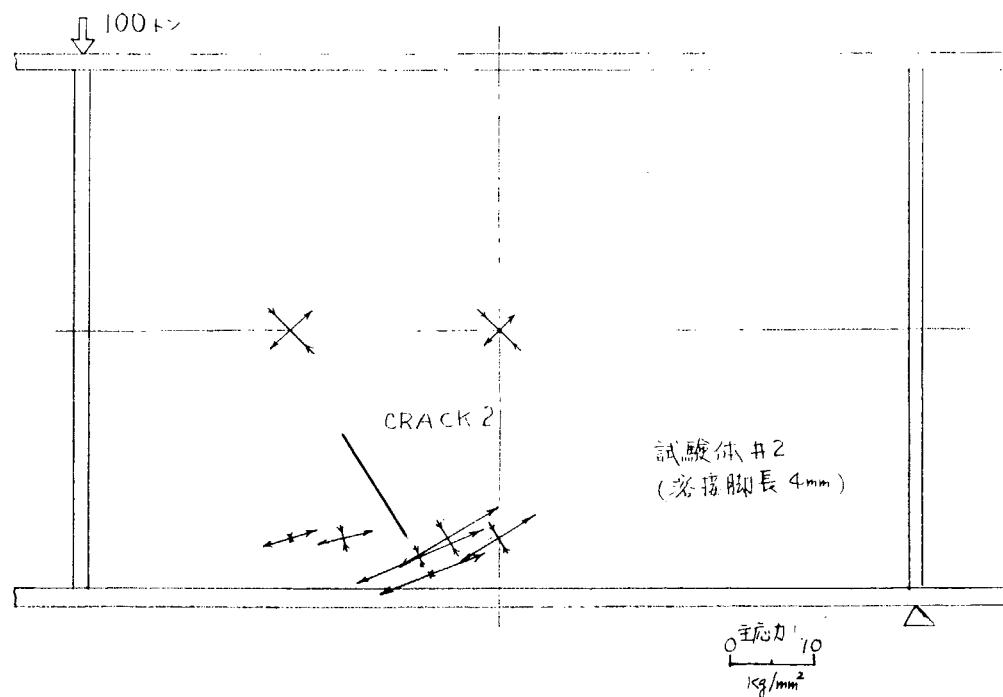


図 5.3.6.10 (b)疲労試験開始前のウェブにおける主応力分布計測結果
(試験体No.2 溶接脚長 4mm クラック 2)

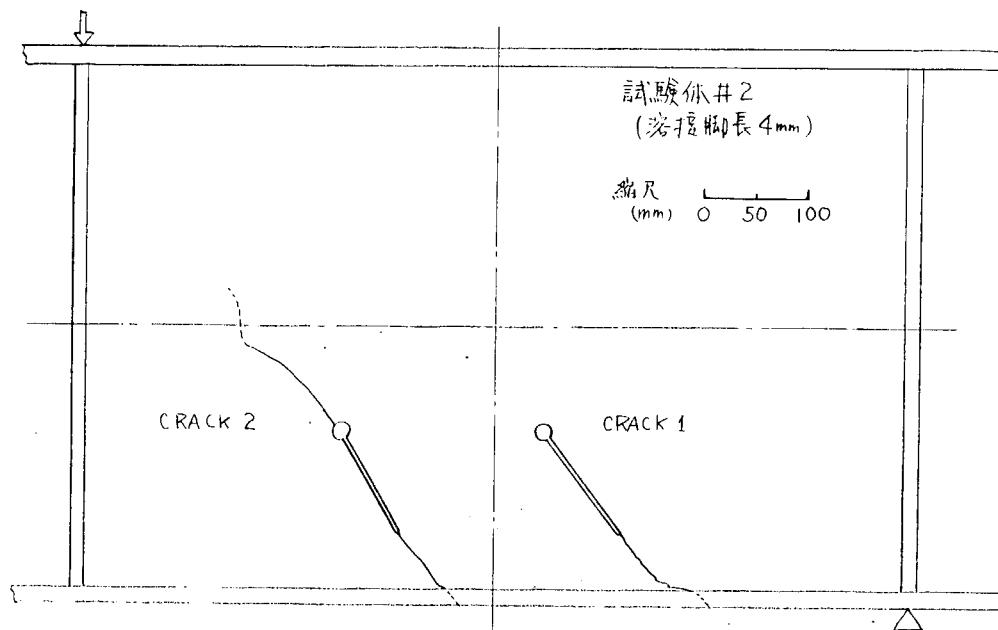


図 5.3.6.11 ウエブプレートにおける疲労亀裂の進展経路
(試験体 No.2)

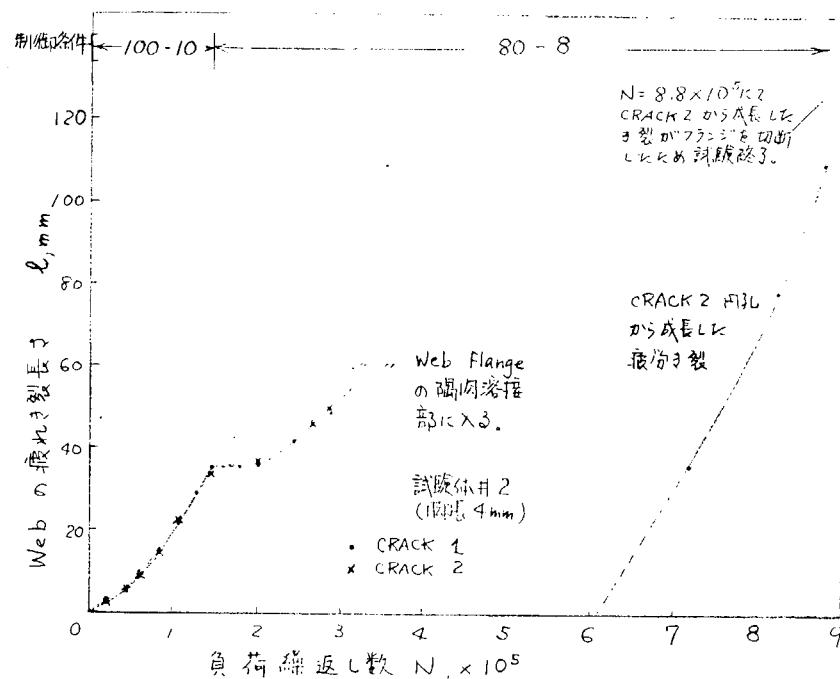


図 5.3.6.12 ウエブプレートにおける疲労亀裂長さと繰返し数の関係

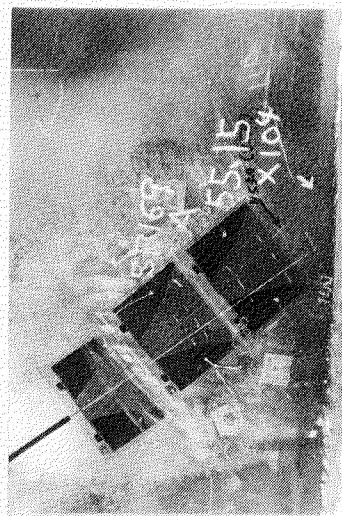
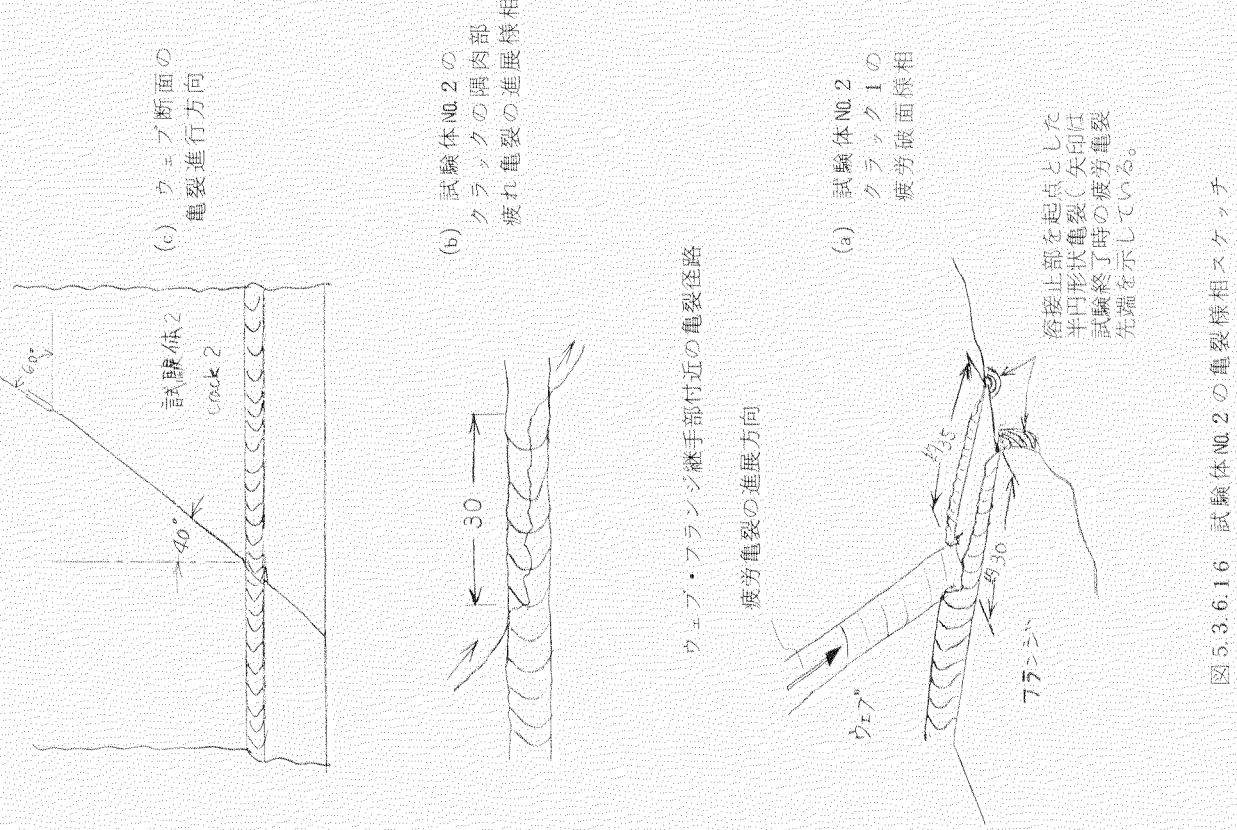


図 5.3.6.6
亀裂の進展経路
(試験体No.1 クラック1)

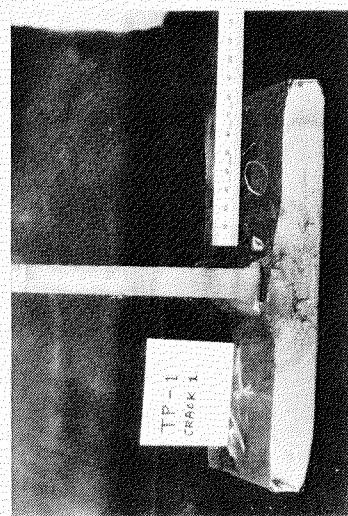


図 5.3.6.7 (a)
フランジ部亀裂進展
プロファイル
(試験体No.1 クラック1)

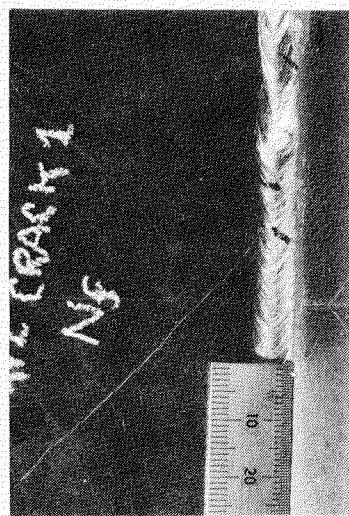


図 5.3.6.7 (b)
ウェーブ部亀裂進展
プロファイル
(試験体No.2 クラック1)

図 5.3.6.13
ウェーブの疲労亀裂進展経路
(試験体No.2 クラック1)

図 5.3.6.17
(a) 試験体 No.2 クラック 1
（試験体 No.1 クラック 1）



図 5.3.6.14
直交構内継手部の破面標相
(a) 試験体 No.2 クラック 1

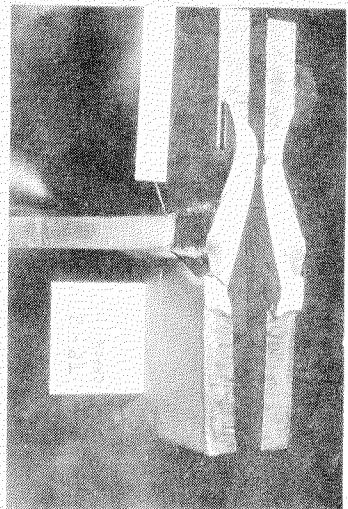


図 5.3.6.14
(b) 試験体 No.2 クラック 2

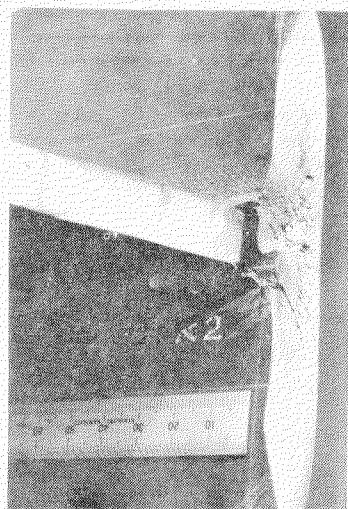
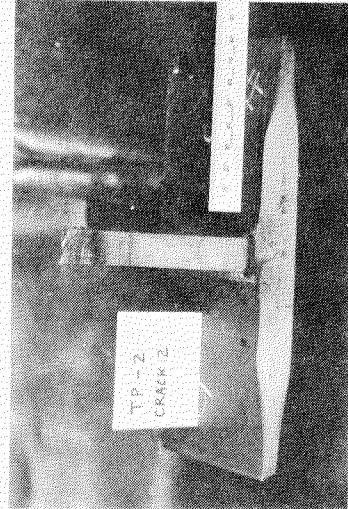


図 5.3.6.15
フランジ部破面の
プロファイル
(c) 試験体 No.2 クラック 2



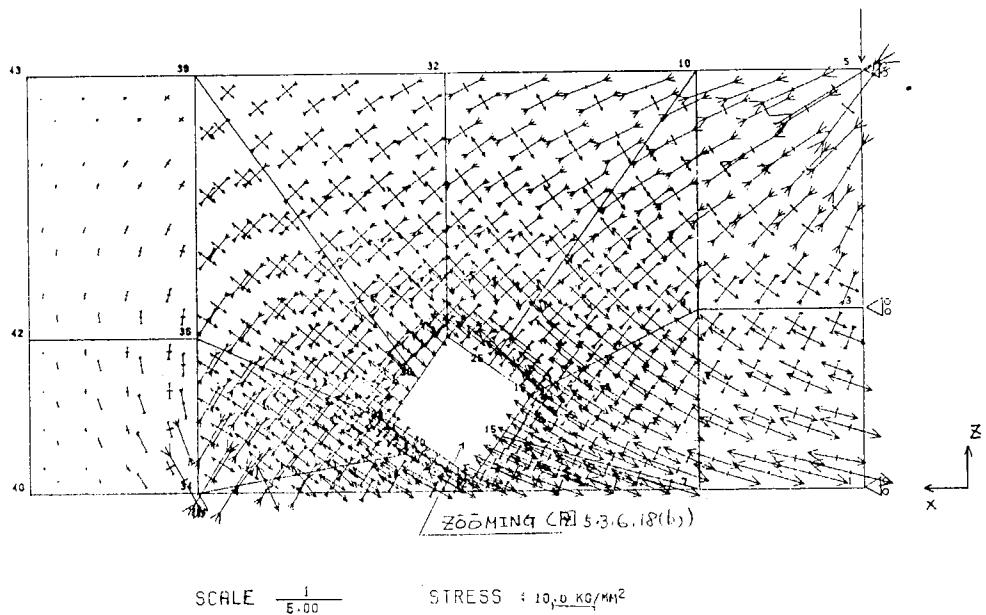


図 5.3.6.18 (a) ウエブに亀裂がある場合の主応力分布
(ウエブの主応力分布)
(クラック 1 a = 61 mm P = 100 トンの場合)

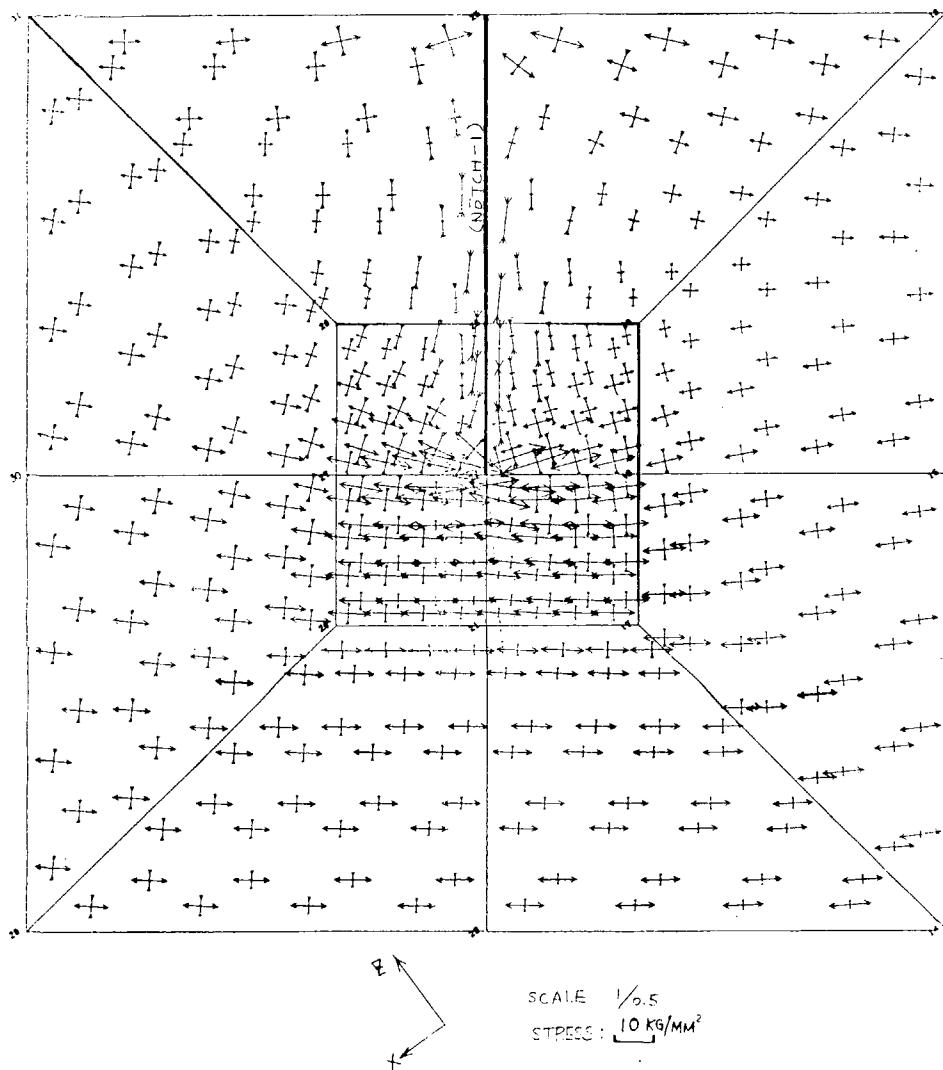


図 5.3.6.18 ウエブに亀裂がある場合の主応力分布(亀裂先端部の主応力分布)
(クラック 1 a = 61 mm P = 100 トンの場合)

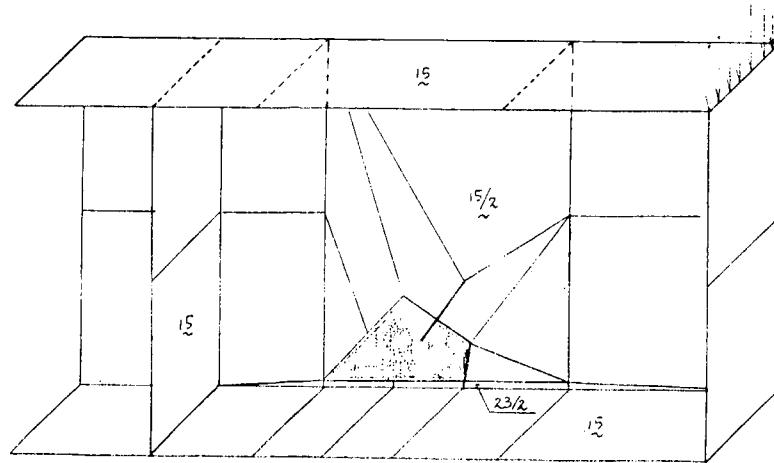


図 5.3.6.19 成長した亀裂($a = 160.5$)のための要素分割

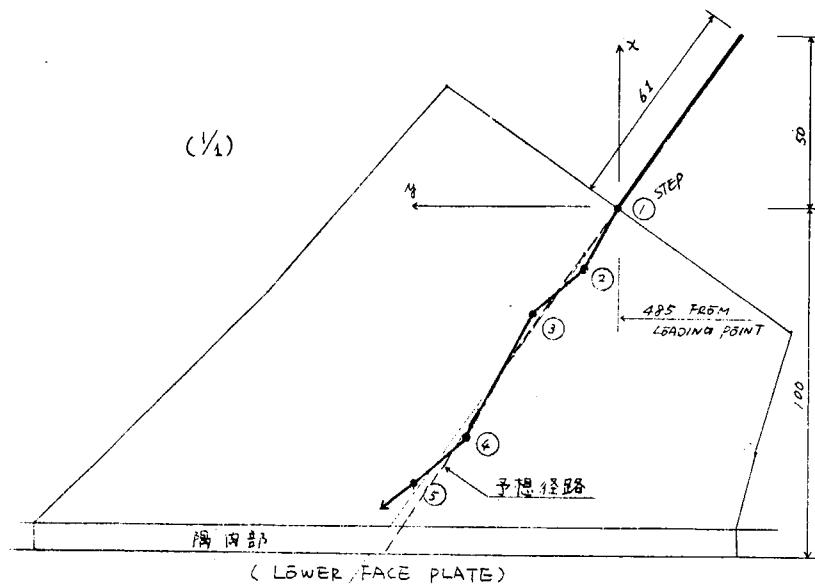


図 5.3.6.20 計算により求めた主亀裂伝播径路
(試験体No.1、クラック 1 の場合)

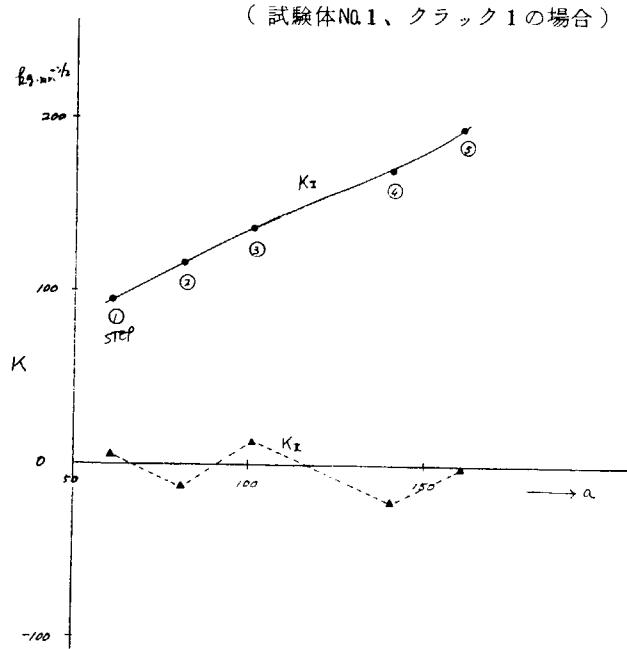


図 5.3.6.21 疲労亀裂(機械加工切欠を含む)全長と最大負荷
($P = 100$ トン) 時の K 値の関係
(試験体No.1 クラック 1 の場合)

5.3.7 隅内溶接部に沿つての疲労亀裂伝播試験

5.3.7.1 目的

一様な平板中を伝播する疲労亀裂の場合のように、比較的平易な境界条件のもとでの疲労亀裂伝播挙動はかなり検討されている。しかし、平板と平板が交叉する部分（通常は隅内溶接部）を伝播する場合の挙動については、溶接に伴なう材質不均一や内部応力あるいは交叉部であるがゆえの幾何学的境界条件の複雑さ等により、一様平板中ほどには研究成果が整理されていない。

本項では、特に疲労亀裂が隅内溶接線に沿って伝播する場合のモード比較、すなわち隅内溶接トウ部伝播と隅内溶接金属のど部伝播との伝播挙動の比較検討を試みた。実験パラメータとして、初期切欠きをトウ部に挿入するかのど部に設けるかの相違の他に、脚長条件を2条件設定して疲労試験し、伝播モードの違いを把握した。

5.3.7.2 疲労試験とその結果

共通供試材（板厚15mmのKAS鋼板）を用いて、load carringタイプの十字型隅内溶接継手を製作し試験片とした。試験片形状を図5.3.7.1に示す。試験片は4体用意したが、いずれの試験片にも図5.3.7.1に示すような初期切欠き、すなわち隅内溶接の余盛トウ部に沿った切欠きまたはのど部切断切欠き（いずれも全長50～60mm）が、次の様な方法により加工されている（図5.3.7.2参照）。

トウ部に初期切欠きを加工する方法としては、予め母材部にキリ穴加工しておき、溶接組立て後に切欠き先端などの詳細加工を行なった。のど部に初期切欠きを加工する方法としては、スチフナ材と主板の両方に仮ビードを予め溶接しておき、この仮ビードを適当に機械加工して、機械加工面を合わせることによりのど部切欠きを作った（詳細手順は、図5.3.7.2参照）。

なお、脚長条件としては、目標脚長を8mmと15mmの2条件設定した。隅内溶接は、下向き手溶接で行なった（溶接施工条件の詳細を表5.3.7.1に示す）。

疲労試験に先立って、トウ部伝播試験片に対しては余盛止端部形状の凹型採取による寸法計測を行なった。のど部伝播試験片に対しては、脚長のみをゲージとスケールで測った。計測結果を図5.3.7.3(a)～(c)に示す。脚長の実測値は目標値に比し若干大き目であるが、止端形状などはほぼ良好な出来上がりであった。

疲労試験は、電気油圧式125ton疲労試験機を用いて実施した。軸力引張り条件（応力比0.1）で、繰返し周波数250cpmの正弦波形で行なった。試験片の各部での負荷バランスをチェックするために、試験片の応力分布を調べた結果を図5.3.7.4に示す。板幅方向のバランスはほぼ保たれているが、板厚方向のバランスは溶接角変形（大きさについては図5.3.7.1中の計測値 δ_1 を参照）の影響で若干くずれていた。しかし、逆曲げ矯正が困難であったため、そのまま疲労試験に供した。

疲労試験結果の一覧を表5.3.7.2に示す。表5.3.7.2の備考欄にある様に、試験結果の中には初期切欠き先端部以外の箇所から先に疲労亀裂が発生し、これが主亀裂と化したものも含まれている。図5.3.7.5～図5.3.7.8に、各々の試験片で観察された疲労亀裂の成長状況を示す。繰返し数(N_T)としては、試験荷重レベルに於ける本来の繰返し数と、ピーチマーク挿入のために与えた負荷(P_{max} : 不変、 $R=0.5$)繰返し数とを足し合わせて勘定している。個々の試験片の特徴を記すと次の様になる。

- (1) 試験片T-8（トウ部切欠き、脚長8mm）では、トウ部に設けた初期切欠きは殆んど進展せずに付近のルート部（のど部）からの亀裂が散発成長した（図5.3.7.5）。すなわち、load carringタイプで脚長8mm（板厚15mm）の疲労亀裂伝播モードとしては、トウ部伝播よりものど部伝播が優先するものと推測される。
- (2) 試験片T-15（トウ部切欠き、脚長15mm）では、初期切欠きの先端から順調に疲労亀裂が成長・伝播した。したがって、この条件下ではトウ部伝播が支配するものと思われる。
- (3) 試験片D-8（のど部切欠き、脚長8mm）では、のど部の初期切欠き先端から疲労亀裂が発生し、全試験片

幅にわたって伝播しており、また初期切欠きの無い側ののど部(ルート側)からも疲労亀裂がかなり伝播していた。しかし、トウ部からの疲労亀裂発生はどこにも認められなかった。したがって、脚長 8 mm 条件(の load carring タイプ十字型隅肉溶接継手)では、のど部伝播が優先すると考えられ、試験片 T-8 の結果とも符合する。

(4) 試験片 D-15(のど部切欠き、脚長 15 mm)では、初期切欠き先端からの疲労亀裂の発生・成長も観察されたが、試験片の最終破断は反対側の隅肉トウ部から発生・成長したトウ部伝播亀裂によってもたらされた。試験片に固有な条件を考慮した上でなければ速断は許されないが、脚長 15 mm の条件では、少なくともトウ部伝播モードを無視できないように考えられる。

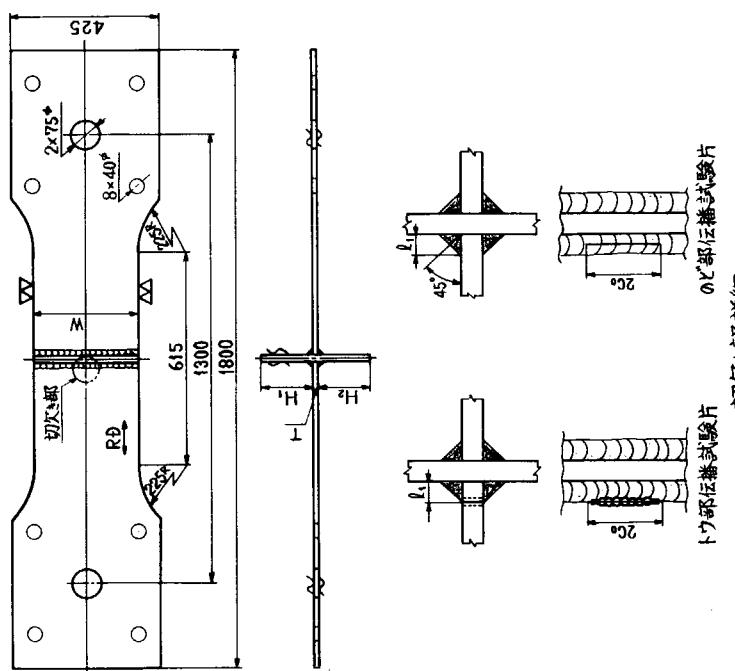
なお、各々の試験片の破断面状況を写真 5.3.7.1 に示す。図 5.3.7.9 には、各試験片の破断面観察で認められた亀裂先端形状の変化を図示する。一般に、溶接金属中では母材中に比較して、疲労亀裂先端の contour 跡(いわゆる貝殻模様)を肉眼観察することがかなり難しい。したがって、破断面が溶接金属を主として通っている試験片(T-8 および D-8)では、ピーチマーク操作に対応する contour 跡を亀裂(表面)長さの記録などから逆推定して描いている。また疲労亀裂が伝播した部分とその後の最終破断面との境界についても、溶接金属中の部分では若干不明瞭であり測定に窮した。

5.3.7.3 まとめ

load carring タイプの十字型隅肉溶接部に沿って伝播する疲労亀裂の伝播試験を実施した。

その結果、隅肉溶接部をトウ部伝播するかのど部伝播するかは、主として脚長条件により支配されるものと考えられ、今回の試験範囲では初期切欠き設定位置にはあまり依存しない傾向が認められた。

また、亀裂(表面)長さと線返し数との関係(図 5.3.7.5 ~ 図 5.3.7.8)および形状変化(図 5.3.7.9)のデータ採取により、トウ部伝播とのど部伝播における伝播法則や伝播速度の比較検討のための基礎資料が得られた。今後これらの検討に努める所存である。



試験片 符号	$2C_0$ (mm)	$L_1^{(1)}$ (mm)	$T^{(2)}$ (mm)	W (mm)	H_1 (mm)	H_2 (mm)	$\delta_{1,2}^{(3)}$ (mm)
T-8	60.3	8	15.73	301.6	150.3	150.0	2.5
T-15	59.2	15	15.50	300.5	149.0	149.7	2.0
D-8	52.3	8	15.45	300.3	150.0	150.5	0.5
D-15	53.4	15	15.62	301.1	148.8	149.6	0.7

注 1) 目標脚長
2) 切欠き側の下から 15mm の位置での高さ寸法
3) 切欠き深さ

表5.3.7.1 溶接施工条件

目標脚長 (mm)	溶接法	溶接棒	積層法	電流(A)	電圧(V)
8	下向き手溶接	(B-17) 7φ	1層1パス	300	25
15	下向き手溶接	(B-17) 4φ	3層5パス または3層6パス	170	25

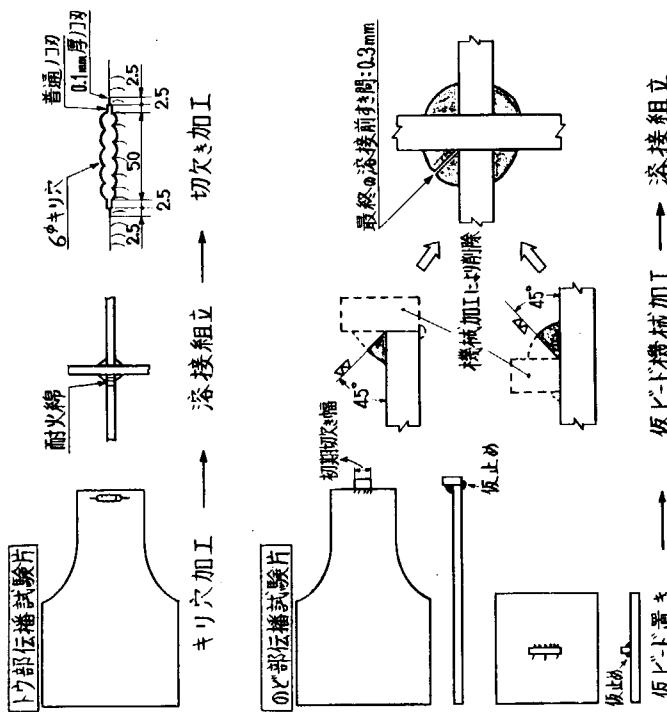


図5.3.7.1 試験片形状と実測寸法

図5.3.7.2 切欠き加工法

図 5.3.7.3 (b) 溶接止端部形状測定結果 (T - 1.5)

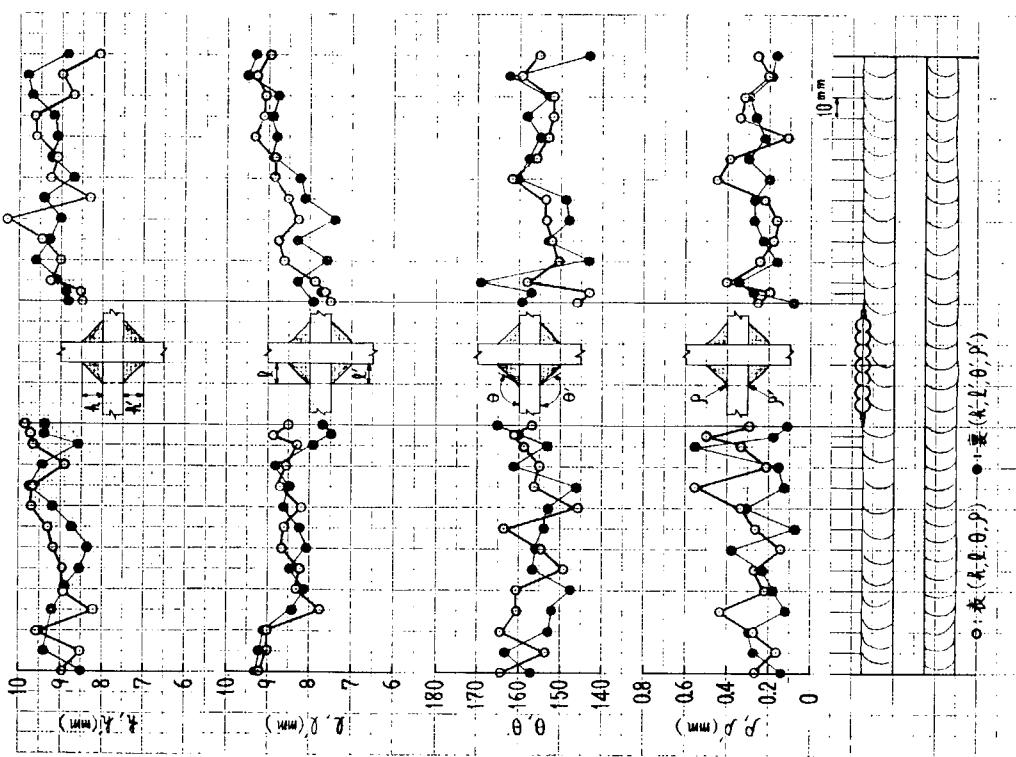
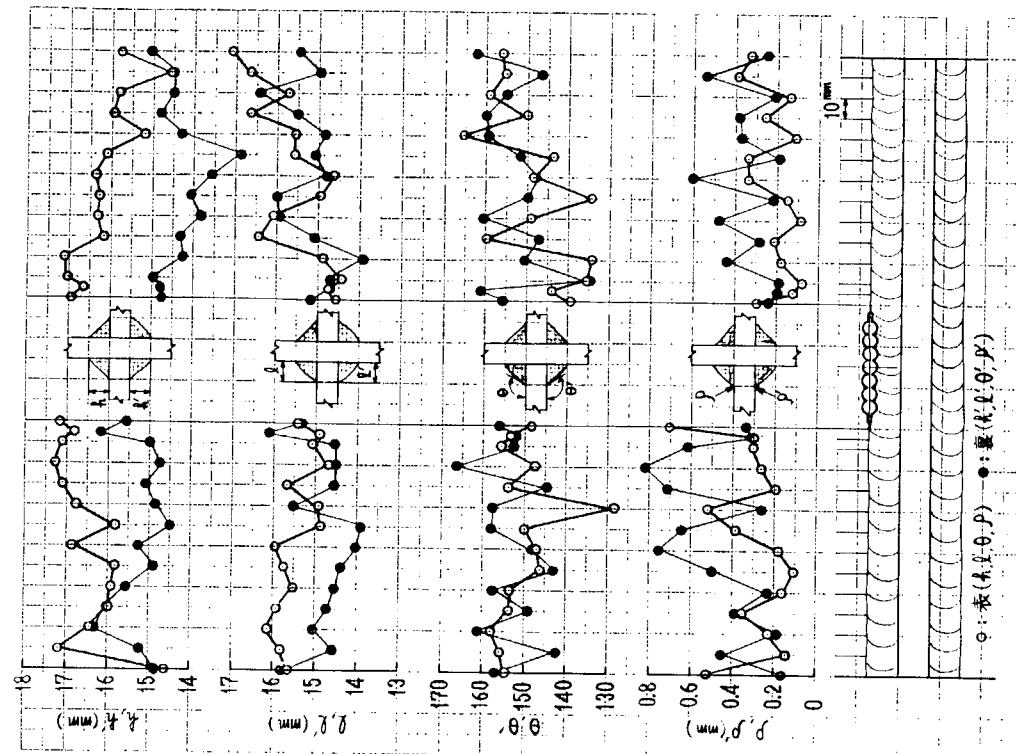


図 5.3.7.3 (a) 溶接止端部形状測定結果 (T = 8)



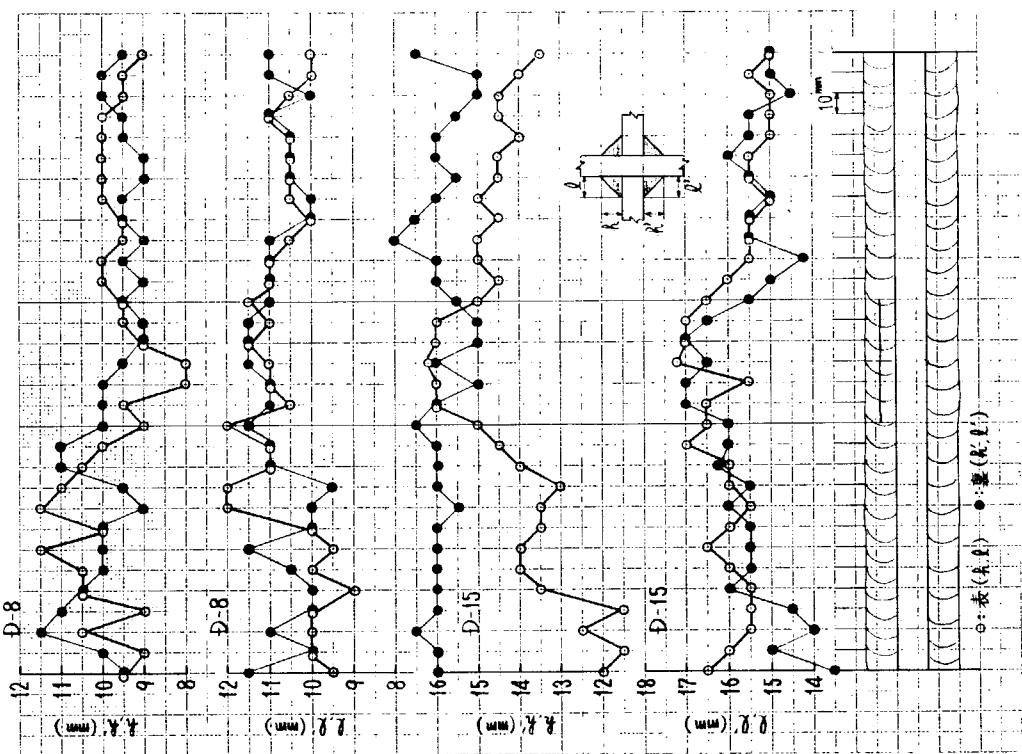


図 5.3.7.3(c) 接着端部形状測定結果 (D-8, D-15)

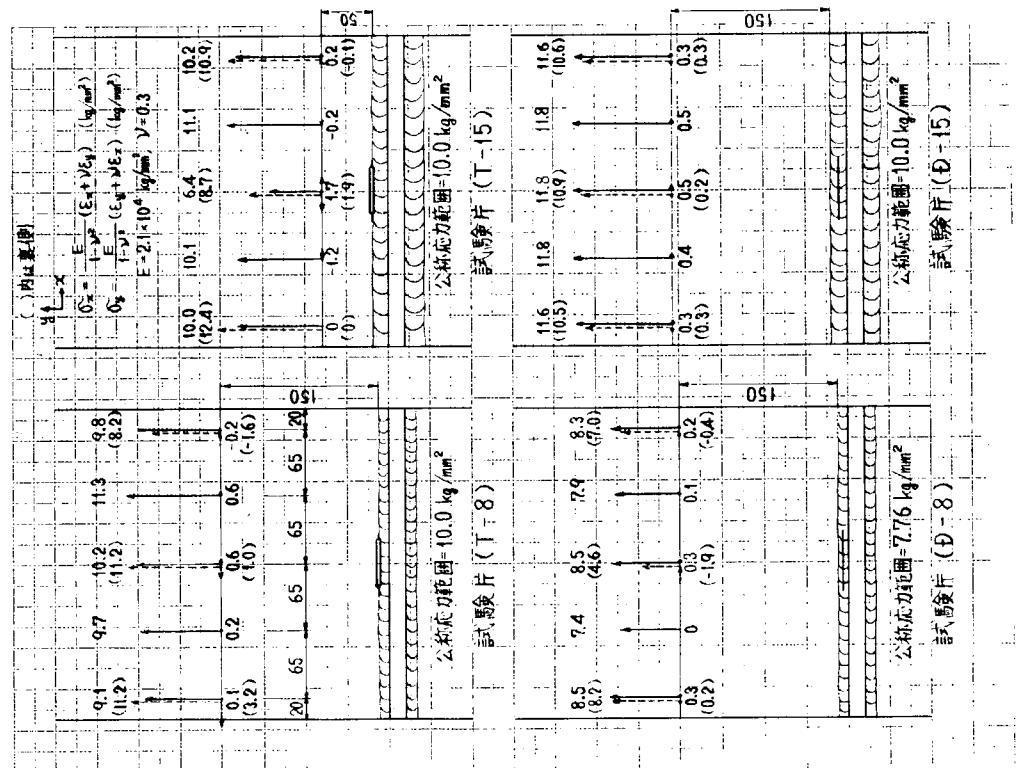


図 5.3.7.4 各試験片の実測応力分布

表 5.3.7.2 試験条件と結果

試験片符号	試験片形状			試験条件(軸力引張り)			亀裂発生寿命 ³⁾ N _c (cycles)	破断寿命 ³⁾ N _f (cycles)	備考
	板厚: 15 mm 板幅: 300 mm	目標脚長 l (mm)	切欠き長さ 2C ₀ (mm)	引張荷重 ¹⁾ P _{max} (ton)	公称応力度 ²⁾ σ _R (kg/mm ²)	応力比 R			
T-8 (V部切欠き)		8 (7° 1パス)	表面 60.3 裏面 59.3	52.52	10.0 (13.5)	0.1	5.0×10 ³ ~5.6×10 ³ (EF' 1.1) (EB 2.0) (WF 1.1) (WB 1.9)	2.77×10 ⁴ (EF' 71) (EB' 32) (WF' 59) (WB' 29)	N _f =2.6×10 ⁴ でV部に 亀裂が発生し、破断 切欠きからの亀裂長さは N _f =2.44×10 ⁴ で表面 5.6 mm, 裏面 9.2 mm
T-15 (V部切欠き)		15 (4° 6パス)	表面 59.2 裏面 59.8	51.75	10.0	0.1	9.3×10 ³ (EB 2.0) (WF 88.2) (WB 87.5)	1.944×10 ⁵ (EF 79.1) (EB 79.2) (WF 88.2) (WB 87.5)	
D-8 (V部切欠き)		8 (7° 1パス)	表面 52.3 中 61.5	40.0	7.76 (10.0)	0.1	1.7×10 ³ (EF 3.2) (WF 3.3)	7.44×10 ⁴ (EF 124.5) (WF 82.0)	裏側のV部表面には 亀裂が現われず、破断
D-15 (V部切欠き)		15 (4° 5パス)	表面 53.4 中 63.5	52.15 70.41 93.88	10.0 13.5 18.0	0.1	8.6×10 ³ (EF 0.5) (WF 2.6)	5.853×10 ⁵	切欠きと反対側のトウ部 から破断 切欠きからの亀裂長さは N _f =5.853×10 ⁵ で EF 8.2 mm, WF 15.6 mm

1) D-15 で亀裂進展が見られなかったために荷重変更
 $N_f = 1 \sim 3.55 \times 10^3$ cycles $P_{max} = 52.15$ ton
 $N_f = 3.55 \times 10^3 \sim 4.0 \times 10^3$ cycles $P_{max} = 70.41$ ton
 $N_f = 4.0 \times 10^3 \sim 5.853 \times 10^3$ cycles $P_{max} = 93.88$ ton

2) 荷重範囲を板厚×板幅で除した公称値
 ()内は荷重範囲をV部角×板幅で除した公称値

3) ()内は切欠き先端からの亀裂長さ

4) EF, EBなどの記号は図5.3.7.5～図5.3.7.8に示す個々の亀裂長さに対応する

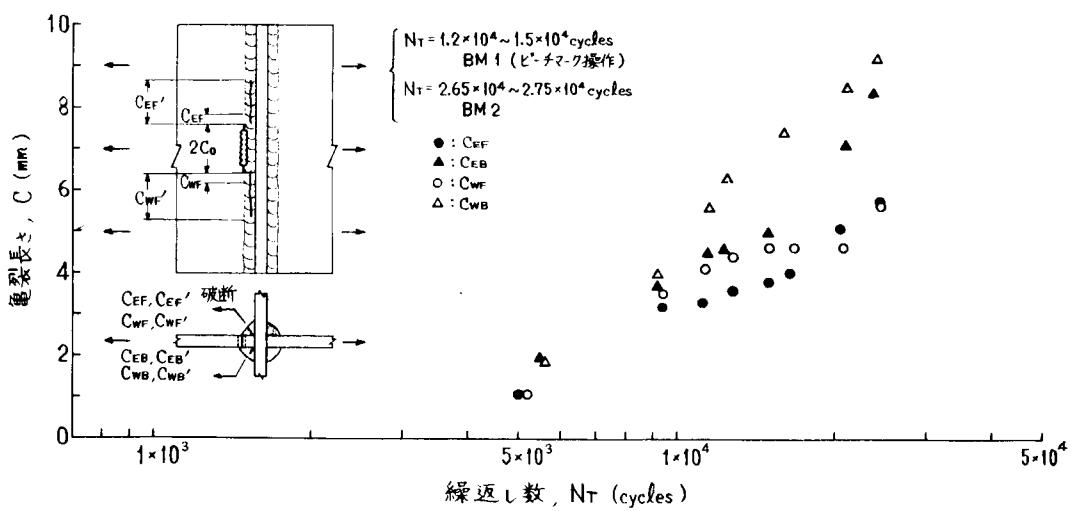


図 5.3.7.5 亀裂長さと繰返し数の関係 (T-8 試験片)

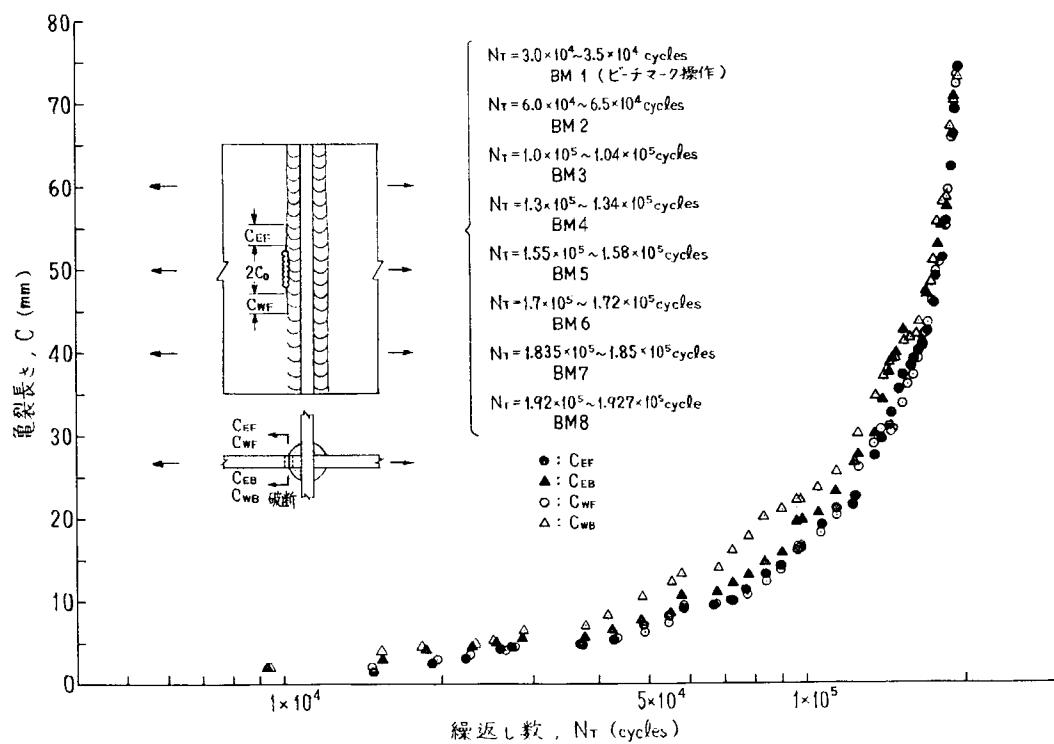


図 5.3.7.6 龜裂長さと繰返し数の関係(T-15 試験片)

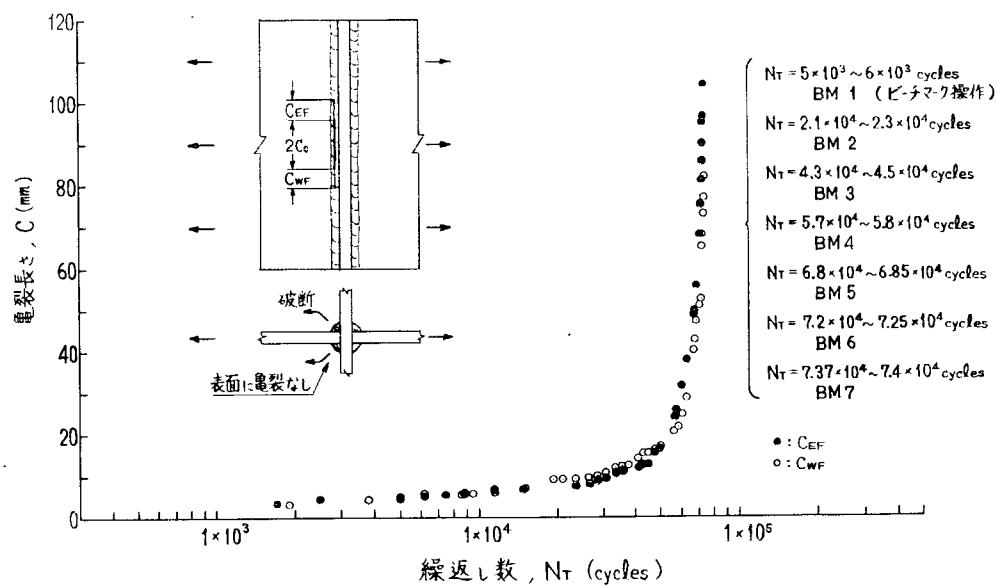


図 5.3.7.7 龜裂長さと繰返し数の関係(D-8 試験片)

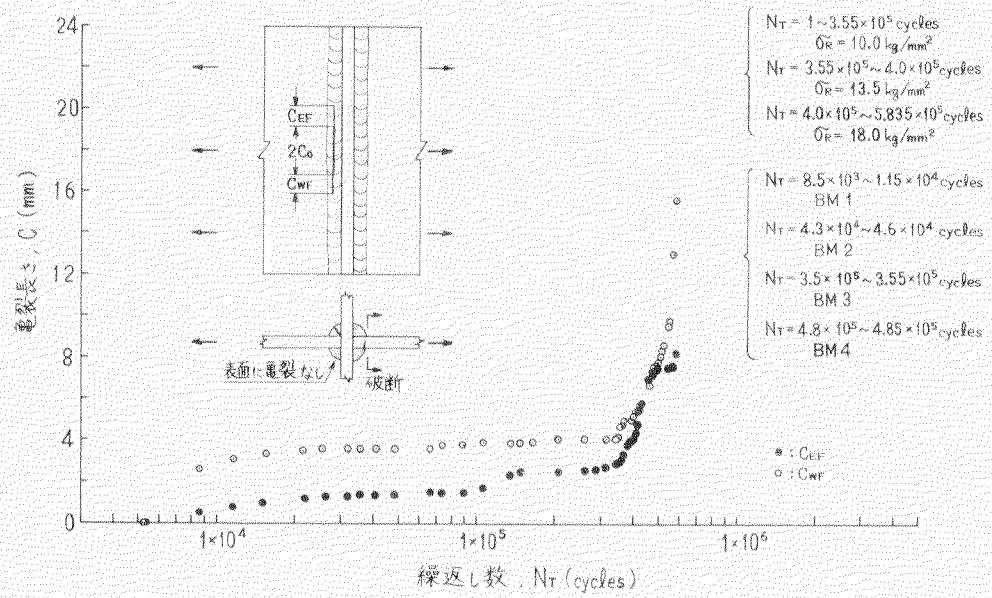


図 5.3.7.8 亀裂長さと繰返し数との関係 (D-15 試験片)

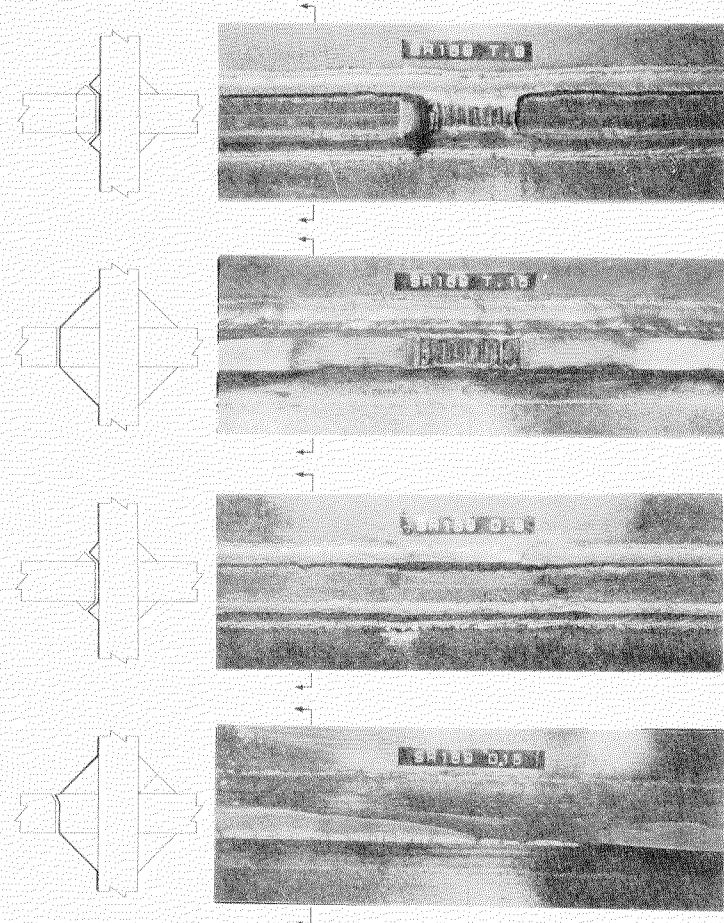


写真 5.3.7.1 破断面状況

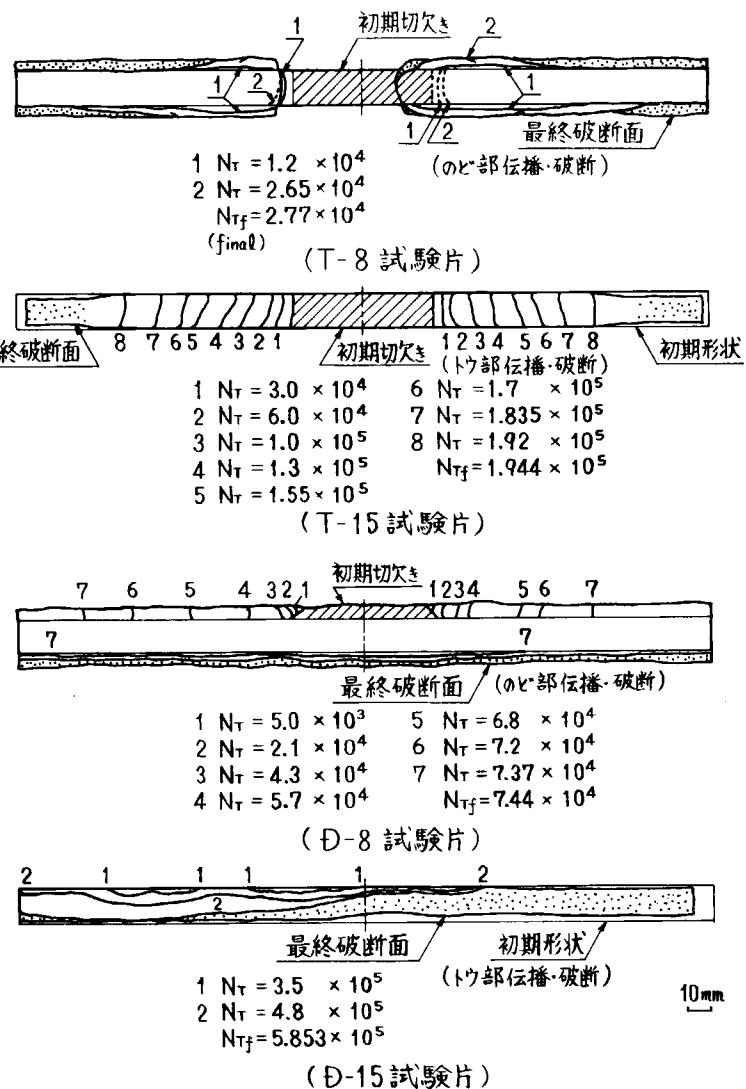


図 5.3.7.9 破断面スケッチ

6. むすび

本研究部会の共同研究は、船殻の破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に推定・把握し、新造船の設計

- ・材料選定・工作等に反映すること、あるいは就航中の万一の損傷に対する緊急処置および補修法決定に反映すること、などを目的として、昭和52年4月より4ヶ年計画で実施されているものである。

昭和53年度には、第2年度の研究として、上述のごとく、

(1) 船殻破壊強度試計算

- ・船殻局部構造の破壊強度試計算

(2) 構造要素強度に関する基礎的研究

- ・脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討
- ・直交交叉部構造要素の脆性亀裂伝播阻止能力に関する検討
- ・直交交叉隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討

などが実施され、船体構造への破壊管理制御設計の導入に関して多くの知見が得られた。

すなわち、研究項目(1)においては、第1年次(昭和52年度)研究に引き続き、ダブルハル構造部、タンカーのクロスタイとサイドロンジ結合部、およびタンカーの縦通部材などの船殻局部構造を対象に、破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に計算・推定する、いわゆる case study が行なわれた。さらに、case study に使用されたK値計算手法の比較・検討が共通例題に対して行なわれた。また、T継手における表面亀裂のK値解析も試みられた。

研究項目(2)においては、船殻の破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に推定する上での重要問題と考えられている、

- ・脆性亀裂伝播および伝播停止機構解明、ならびに力学的取り扱い方の確立
- ・基礎的立体構造モデル(直交交叉部構造要素)での脆性亀裂ならびに疲労亀裂の伝播挙動把握、および力学的取り扱い方の確立

などについて、実験的・理論的検討が行なわれた。なお、それぞれの課題に対して一応の成果および結論が得られ、所期の目的を達成することができたが、次年度においてはさらに詳細な解析および検討を行なうと共に、各研究成果の総合的な解析・整理を実施する予定である。

さらに、先に述べたごとく、本研究部会には全体委員会のほかに、

第1幹事会：設計指針の確立、デザインマニアルの作成、亀裂損傷の評価を目指した船殻破壊強度試計算担当

第2幹事会：船体構造の破壊管理制御設計確立に必要な構造要素強度に関する基礎的研究担当

の2つの幹事が設置されており、活発に活動している。すなわち、上記の研究項目のうち、(1)は主として第1幹事会、(2)は主として第2幹事会の担当に委ねられ、

(i) 船体構造への破壊管理制御設計の導入

(ii) 本研究部会で作成する“船体構造の破壊管理制御設計指針(仮称)”の内容

などが熱心に討議・検討された。特に(ii)項に関しては、第1幹事会において設計指針に織り込むべき内容について鋭意検討が進められ、その目次案なるものがまとめられたことは特筆されるべきことである。今後もこれら幹事会活動を中心に研究活動が推進される予定である。

なお、船体構造への破壊管理制御設計の導入目標に、近年急速に発展して来た破壊力学を駆使し、船殻設計関係者と破壊力学研究者が密接に協力し合い、これまでに蓄積された脆性破壊強度・疲労強度に関する研究成果を有效地に活用しようとする努力は、この分野における最初の試みであり、画期的でもある。