

日本船舶振興会昭和52年度補助事業
“船舶の構造・性能に関する基礎的研究”

研究資料 No.297

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 53 年 3 月

社 团 法 人
日 本 造 船 研 究 协 会

本年度研究は、4カ年計画の第1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）、構造要素に関する基礎的研究（内構材から外板への脆性亀裂伝播現象に関する検討、脆性亀裂伝播停止特性に及ぼすコンプライアンスの影響に関する検討）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52年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会第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） | |
| 委員 | 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） | 池田 稔（川崎製鉄） |
| | 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） | 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） |
| | 黒川 常夫（長崎大学） | 越賀 房夫（日本钢管） |
| | 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） |
| | 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（横浜大学） |
| | 橋本 泰明（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） |
| | 樋口 道之助（横浜大学） | 町田 進（東京大学） |
| | 松村 裕之（川崎重工業） | 三村 宏（新日本製鉄） |
| | 矢島 浩（三菱重工業） | 吉田 靖夫（石川島播磨重工業） |
| | 渡辺 昌建（三菱重工業） | |

第169研究部会第1幹事会委員名簿

| | | |
|----|----------------|----------------|
| 主査 | 渡辺 昌健（三菱重工業） | |
| 委員 | 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） | 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） |
| | 越賀 房夫（日本钢管） | 阪井 大輔（三菱重工業） |
| | 堺 由輝（川崎重工業） | 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） |

| | | | |
|-------------|-------------|---------|-------------------|
| 委 員 鈴 木 省 輔 | (函 館 ド ッ ク) | 豊 貞 雅 宏 | (日 立 造 船) |
| 中 田 宣 久 | (三 井 造 船) | 長 田 光 洋 | (大 阪 造 船 所) |
| 野 口 隆 男 | (横 浜 大 学) | 橋 本 泰 明 | (住 友 重 機 械 工 業) |
| 樋 口 道 之 助 | (横 浜 大 学) | 秦 数 実 | (日 本 鋼 管) |
| 原 田 耕 次 | (日 立 造 船) | 町 田 進 | (東 京 大 学) |
| 三 村 宏 | (新 日 本 製 鉄) | 吉 田 靖 夫 | (石 川 島 播 磨 重 工 業) |
| 矢 島 浩 | (三 菱 重 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) | 池 田 一 夫 | (神 戸 製 鋼 所) |
| 委 員 青 木 満 | (神 戸 製 鋼 所) | 大 野 章 | (新 日 本 製 鉄) |
| 後 川 理 | (石 川 島 播 磨 重 工 業) | 片 岡 繁 夫 | (長 崎 大 学) |
| 大 橋 延 夫 | (川 崎 製 鉄) | 川 原 正 言 | (日 本 鋼 管) |
| 川 野 始 | (三 菱 重 工 業) | 黒 川 常 夫 | (長 崎 大 学) |
| 北 田 博 重 | (日本 海 事 協 会) | 酒 井 啓 一 | (石 川 島 播 磨 重 工 業) |
| 越 賀 房 夫 | (日 本 鋼 管) | 沢 柳 政 弘 | (三 井 造 船) |
| 酒 戸 恒 男 | (住 友 重 機 械 工 業) | 豊 田 政 男 | (大 阪 大 学) |
| 豊 貞 雅 宏 | (日 立 造 船) | 野 口 隆 男 | (横 浜 大 学) |
| 新 村 豊 | (東 京 大 学) | 樋 口 道 之 助 | (横 浜 大 学) |
| 長 谷 部 茂 雄 | (住 友 金 属 工 業) | 三 村 宏 | (新 日 本 製 鉄) |
| 松 村 裕 之 | (川 崎 重 工 業) | 石 黒 隆 義 | (新 日 本 製 鉄) |
| 矢 島 浩 | (三 菱 重 工 業) | 岩 橋 嘉 生 | (住 友 重 機 械 工 業) |
| 討 議 參 加 者 飯 野 賢 | (石 川 島 播 磨 重 工 業) | 大 石 智 也 | (川 崎 重 工 業) |
| 岩 崎 紀 夫 | (日 本 鋼 管) | 小 野 木 宏 | (佐 世 保 重 工 業) |
| 岩 本 容 岳 | (東 京 大 学) | 加 藤 瞻 | (佐 世 保 重 工 業) |
| 岡 実 | (日本 海 事 協 会) | 近 藤 大 和 | (日 本 鋼 管) |
| 小 野 塚 正 一 | (石 川 島 播 磨 重 工 業) | 高 島 弘 敦 | (新 日 本 製 鉄) |
| 工 藤 純 一 | (川 崎 製 鉄) | 多々 良 敏 行 | (住 友 重 機 械 工 業) |
| 征 矢 勇 夫 | (新 日 本 製 鉄) | 角 木 国 雄 | (佐 野 安 船 渠) |
| 高 橋 進 | (住 友 金 属 工 業) | 野 中 真 治 | (佐 世 保 重 工 業) |
| 寺 本 德 郎 | (東 京 大 学) | 日 野 隆 博 | (三 菱 重 工 業) |
| 中 野 善 文 | (川 崎 製 鉄) | 的 場 正 明 | (三 菱 重 工 業) |
| 服 部 堅 一 | (住 友 重 機 械 工 業) | 吉 田 光 市 | (大 阪 造 船 所) |
| 福 岡 哲 二 | (三 井 造 船) | 渡 辺 孝 和 | (三 井 造 船) |
| 松 本 宏 之 | (石 川 島 播 磨 重 工 業) | | |
| 吉 成 仁 志 | (東 京 大 学) | | |

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 |
| 4. 船殻破壊強度試計算 | 9 |
| 4. 1 船殻局部構造の破壊強度試計算 | 9 |
| 4. 1. 1 ダブルハル構造部の試計算 | 9 |
| 4. 1. 1. 1 目 的 | 9 |
| 4. 1. 1. 2 試計算対象構造物と外荷条件 | 9 |
| 4. 1. 1. 3 龜裂進展挙動の解析 | 9 |
| 4. 1. 1. 4 疲労亀裂伝播速度と残余寿命 | 10 |
| 4. 1. 1. 5 縁亀裂をもつ半無限板による解との比較 | 10 |
| 4. 1. 1. 6 試計算結果の検討および考察 | 11 |
| 4. 1. 1. 7 まとめ | 11 |
| 4. 1. 2 プラケット先端部の試計算 | 24 |
| 4. 1. 2. 1 目 的 | 24 |
| 4. 1. 2. 2 構造モデルと外力系 | 24 |
| 4. 1. 2. 3 試計算結果 | 24 |
| 4. 1. 2. 4 まとめ | 27 |
| 4. 1. 3 デッキロンジ部の試計算(その1) —スカラップから伝播する亀裂— | 44 |
| 4. 1. 3. 1 目 的 | 44 |
| 4. 1. 3. 2 計算対象構造と作用荷重 | 44 |
| 4. 1. 3. 3 計 算 | 44 |
| 4. 1. 3. 4 検討および考察 | 46 |
| 4. 1. 3. 5 まとめ | 46 |
| 4. 1. 4 デッキロンジ部の試計算(その2) —交叉部隅肉溶接近傍の亀裂— | 54 |
| 4. 1. 4. 1 目 的 | 54 |
| 4. 1. 4. 2 亀裂が骨から皮に進入する際の挙動の検討 | 54 |
| 4. 1. 4. 3 デッキプレート中の長い亀裂に対する防撓板の効果 | 56 |
| 4. 1. 4. 4 まとめ | 57 |
| 4. 1. 5 まとめ | 74 |
| 4. 1. 5. 1 解析の枠組み | 74 |
| 4. 1. 5. 2 応力拡大係数についての解析手法 | 75 |
| 4. 1. 5. 3 疲労亀裂の伝播成長解析 | 76 |
| 4. 1. 5. 4 問題点と今後の課題 | 76 |

| | | |
|---------|-----------------------------------|-----|
| 5. | 構造要素強度に関する基礎的研究 | 77 |
| 5.1 | 内構材から外板への脆性亀裂伝播現象に関する検討 | 77 |
| 5.1.1 | 目的 | 77 |
| 5.1.2 | 脆性不安定亀裂が骨から皮へ進入する際の挙動に関する実験的研究概要 | 77 |
| 5.1.3 | T型直交交叉部での脆性不安定亀裂伝播停止に関する要因についての考察 | 78 |
| 5.1.4 | まとめ | 79 |
| 5.2 | 脆性亀裂伝播停止特性に及ぼすコンプライアンスの影響に関する検討 | 86 |
| 5.2.1 | 脆性亀裂伝播ならびに伝播停止現象に関する基礎検討(その1) | |
| | —コンプライアンスを変化させた脆性亀裂伝播停止試験による検討— | 86 |
| 5.2.1.1 | 目的 | 86 |
| 5.2.1.2 | 検討内容および供試材 | 86 |
| 5.2.1.3 | 試験結果および考察 | 87 |
| 5.2.1.4 | まとめ | 90 |
| 5.2.2 | 脆性亀裂伝播ならびに伝播停止現象に関する基礎検討(その2) | |
| | —小形D C B試験および二重引張試験による検討— | 110 |
| 5.2.2.1 | 目的 | 110 |
| 5.2.2.2 | 小形D C B試験による実験および検討 | 110 |
| 5.2.2.3 | 標準サイズ二重引張試験による実験および検討 | 114 |
| 5.2.3 | 脆性亀裂伝播ならびに伝播停止現象に関する基礎検討(その3) | 151 |
| 5.2.3.1 | 目的 | 151 |
| 5.2.3.2 | 試験内容 | 151 |
| 5.2.3.3 | 試験結果と考察 | 152 |
| 5.2.3.4 | まとめ | 153 |
| 6. | むすび | 175 |

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カ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が有効に活用される予定である。

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52年度研究、すなわち第1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年代以後問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程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。構造物が要求される機能を全うするために必要な条件、換言すれば致命的な障害や損傷からの回避のために十分な措置を講ずることを基本とする設計法の導入である。

構造体にとって負(マイナス)の因子として影響する“亀裂(crack)”に対して、この考え方を導入した例は特に良く知られている。例えば、1969年に起った航空機事故(F-111の事故)¹⁾を契機として、米空軍が制定した機体に対する規格(MIL-A-83444(1974)²⁾)等である。これら規格の基本的思想は、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。

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、船体構造の如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船の如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。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、船舶等の安全性を確保し機能を全うさせる考え方(破壊管理体制の考え方)への指向である。

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效地活用すれば、外力条件が的確に把握出来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。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でもある。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（例えは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カ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2.1参照）。

(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、現在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）。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2.1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る研究成果の設計指針化に際し有効に活用されることになる。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に関する研究成果）を有効に活用し応用しようとすることは、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”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) H.A. Wood, "Application of Fracture Mechanics to Aircraft Structural Safety", Eng. Frac. Mech., Vol. 7, (1975)
- (2) "Airplane Damage Tolerance Requirements", Military Specification MIL-A-83444 (USAF), (1974. 7. 2)

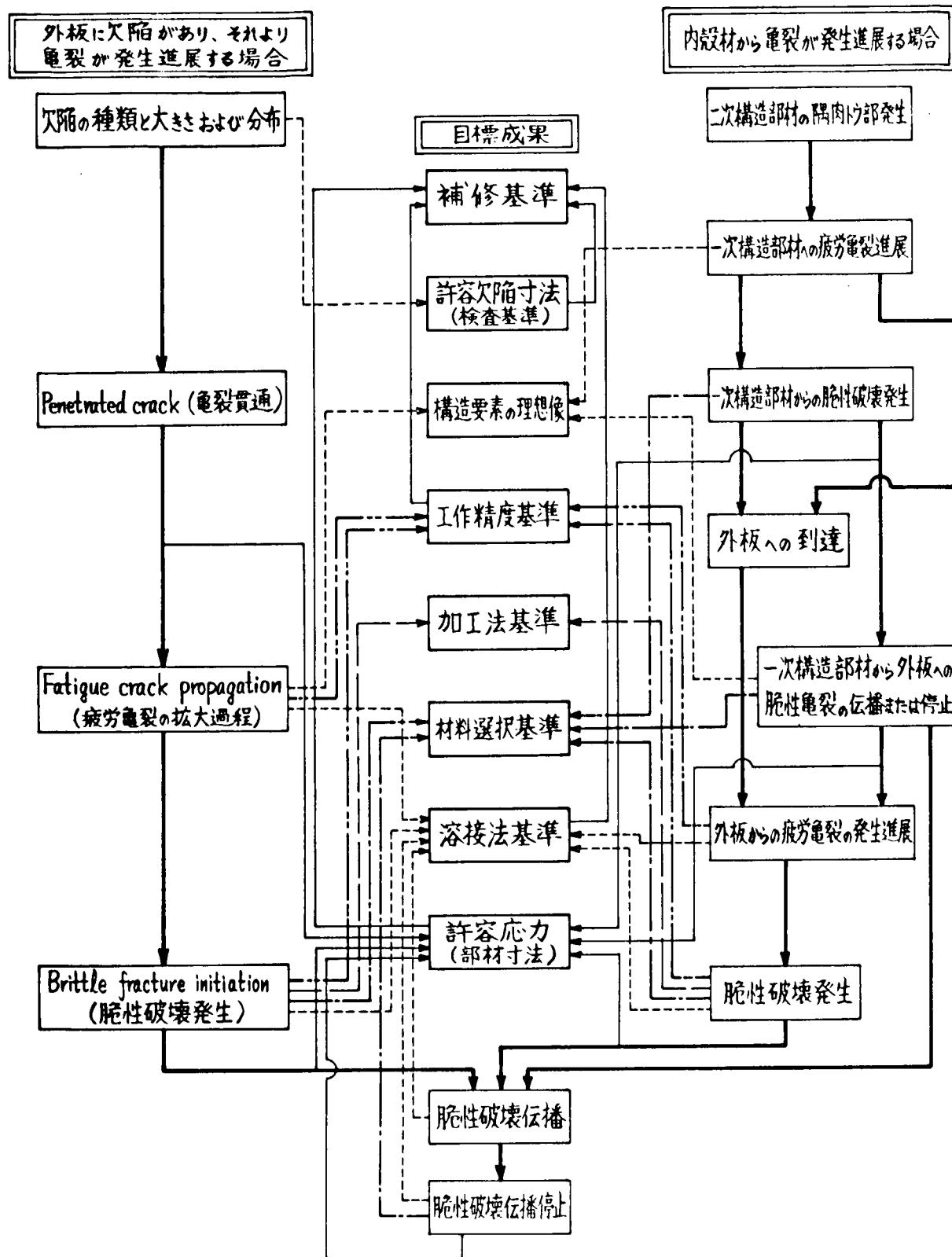
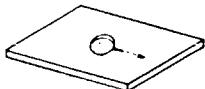
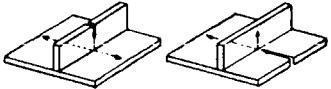


図 2.1 船殻破壊強度検討 flow chart

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 ・複数接合 ・隅接接合 ・斜め接合 ・斜め ・斜め交叉 | | |
| 1. 龟裂の発生や伝播形態についての実験的知見 | | 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)----- (疲労亀裂の発生を除いて) 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 | | |
| 3. 疲労亀裂の伝播について | (3.1) 亀裂経路の選択則 | ○ (複数ある) | — | 左記の解明(あるいは追加) の要があるか | 実機や模型での簡易式 表現(あるいはデータの標準化、 便量化)の必要度・要求度 | 基本原理や基礎データ が明確になっているか | 左記の解明(あるいは追加) の要があるか |
| | (3.2) 基本伝播速度則 | ◎ (Paris則) | — | ○ (構造と荷重による) 経路の実験式 | 54 | ◎ (滑りや通過の場合) ○ (貫通や交叉する場合) | — (同左) |
| | (3.3) key parameter (ΔK など)評価式の評価 | ◎ (K値などの評価) | — | ☆△ (多用ハンドルなど) | × (構内に沿う場合) × (表面基準より平面に 進入する場合など) | ○ (同左) 52, 53, 54 | ○ 54, 55 |
| | (3.4) 材料抵抗値やねじ伝播定数(Cm)の評価 [MS(A,B,D,E), HTSO(A,D,E), KTSO(Q,N)など] [材料および基接接着] | ◎ (SR153など) | — | ○ 52, 53 | ○ (溶接, HAZ etc.) (データはある) | △× (ルートから伝播する) ○ (同左) 53, 54 | ○ 54, 55 |
| | (3.5) key parameter への諸因子の影響評価 | (a) 平均応力 (b) ランダム波形 (c) | ○ △ ○△ | — | ○ △ | ○ △ | — |
| | (3.6) 伝播定数への諸因子の影響 | (a) 降伏強度評価式 (b) | ○ (Gurney 戻り) | ☆ | ○△ | ○ | △ |
| | (4.1) 発生の条件 | ◎ (K.S.Jcによる) ○ (クリティカル) | △— | △ | ○ | △— | △ |
| 4. 脆性不安定発生について | (4.2) key parameter (K, δ など) の評価(法) | ◎ (K criterion による) △ (K criterion は持たない) △ (B.C. など) | — (同左) △ (同左) | △ (同左) | △× | ○ | △ |
| | (4.3) 材料抵抗値 (K _{ic} , S_c など) の評価 [MS(A,B,D,E), HTSO(A,D,E), KTSO(Q,N)など] [材料および基接接着] | ◎ (SKM7, SR153など) | — | ○ 52, 53 | ○ | △ | ○ |
| | (4.4) key parameter への諸因子の影響 | (a) 疲労応力 (b) 予荷重 (c) | ○ △ ○△ | △ | × | △ | △ |
| | (4.5) 材料抵抗値への諸因子の影響 | (a) 温度 (b) 負荷速度 (c) 拘束条件 | — | ☆ | ○ | △ | — |
| | (5.1) 伝播停止の条件 | △ (幾つかの説明あり) ○ 52, 53, 54, 55 | ○ 55 | △ | ○ 53, 54, 55 | ○ 55 | ○ 55 |
| | (5.2) 伝播経路の選択則 | △× | △ | × | △ | △ | △ |
| | (5.3) key parameter の評価(法) | △ (FEM+基分法による) ○△ 52, 53, 54, 55 | △ 55 | × | ○△ 53, 54 | ○△ 54, 55 | ○△ 54, 55 |
| 5. 脆性不安定発生の伝播停止について | (5.4) 材料抵抗値の評価 | ○△X (複数接合による) ○△X (複数接合による) ○△X (複数接合による) | ○△ 52, 53, 54, 55 | △ 55 | △× | ○△ 53, 54, 55 | ○△ 54, 55 |
| | (5.5) key parameter への諸因子の影響 | (a) 亀裂速度 (b) 対界面剛性 (c) | △ (特定B.C.の解析) ○△ 52, 53, 54, 55 | △ 55 | × | ○ | △ |
| | (5.6) 材料抵抗値への諸因子の影響 | (a) 亀裂速度 (b) 温度 (c) | △× | ○△ 52, 53, 54, 55 | △ 55 | × | △ |
| | 備考 | SR169会で取扱も項目 (うち特に力を置くもの) | ◎ (工学的に充備しており) ○ (優先して着手が必要あり) ○ (ほぼ充備している実用) ○ (削除する。 △ (挙った例はある。) × (挙った例がない。 無し。 | ☆ (既に得られている) ○ (優先して着手が必要あり) ○ (優先して着手が必要あり) △ (必要あり) — (特に必要性を強調) — (しなくてよい) | ○ (工学的に充備しており) ○ (優先して着手が必要あり) ○ (優先して着手が必要あり) ○ (削除する。 △ (挙った例はある。) × (挙った例がない。 無し。 | ○ (優先して着手の必要あり) △ (必要あり) ○ (優先して着手の必要あり) — (特に必要性を強調) — (しなくてよい) | ☆ (既に得られている) ○ (優先して着手の必要あり) △ (必要あり) — (特に必要性を強調) — (しなくてよい) |

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 52 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

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設計指針の内容

などが熱心に討議・検討され、(i)項を議題とした討議の成果に従って昭和 53 年度研究計画が立案されたことを付記しておく。

また、(ii)項に関しては、設計関係者から多くの意見や私案が提出されており、設計指針素案作成を昭和 53 年度中に行なうことを目指として、鋭意検討が進められている。

以下に、昭和 52 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、ダブルハル構造部、プラケット先端部、およびタンカーの縦通部材すなわちデッキロング材などについての case study が行なわれた。

また、最終破壊に至るまで一貫した船殻破壊強度推定に関連した問題点の抽出・整理なども行なわれた。

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) 内構材から外板への脆性亀裂伝播現象の定量的取り扱い方の確立。
- (2) 実験室的現象すなわち試験結果から、実船殻での脆性亀裂伝播停止現象を推定する上での、コンプライアンスの影響に関する取り扱い方の基本指針把握。

等についての検討が行なわれた。

3.2.1 内構材から外板への脆性亀裂伝播現象に関する検討

内構材から外板へ、T型直交交叉部の隅内溶接継手を通して脆性亀裂が伝播する場合、内構材の韌性、皮材の韌性あるいは隅内溶接金属の韌性等により、伝播現象は種々異なることがこれまでの研究で確認されている。しかしながら、その定量的取り扱いに関してはほとんど未知である。

本研究では、内構材から外板へ、T型直交交叉部の隅内溶接継手を通して伝播する脆性亀裂伝播現象の定量的取り扱い方確立を目的として、直交交叉部での停止現象に影響を及ぼす各種要因についての検討が行なわれた。

3.2.2 脆性亀裂伝播停止特性に及ぼすコンプライアンスの影響に関する検討

脆性亀裂伝播ならびに伝播停止現象に関する基礎検討を目的として、下記の諸検討が行なわれた。

(1) コンプライアンスを変化させた脆性亀裂伝播停止試験による検討

実験室的現象すなわち脆性亀裂伝播停止試験結果から、実船殻での脆性亀裂伝播挙動を推定する上での一問題点と考えられる、コンプライアンスの影響に関する取り扱い方の基本指針把握を目的として、亀裂伝播部幅1,300～1,600 mm程度の船体用軟鋼板製試験片（平板二重引張型大形伝播試験片、T型断面の直交交叉部を有した二重引張型大形伝播試験片）を供試し、コンプライアンスを変化させて、脆性亀裂伝播停止試験が実施された。

(2) 小形DCB試験および二重引張試験による検討

前記大形試験片と同一供試鋼板によるDCB試験および二重引張試験を実施し、脆性亀裂伝播機構について種々の動的考察が行なわれた。

(3) PMMA材による亀裂伝播挙動の検討

プラスチック製モデルによる亀裂伝播停止試験が実施され、伝播停止時の亀裂先端K値が直接的計測法(shadow pattern法)によって求められ、亀裂伝播停止現象に関する動的解析が行なわれた。

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1年次(昭和52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 鋼管 住重 日立 三菱 |
| 2. 構造要素強度に関する基礎的研究 | 2.1 | 内構材から外板への脆性亀裂伝播現象に関する検討 | 三菱 |
| | 2.2 | 脆性亀裂伝播停止特性に及ぼすコンプライアンスの影響に関する検討 | 東大 長大 住重 三菱 |

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

4.1.1.1 目的

破壊管理制御設計を確立する第一歩として、船殻破壊強度試計算を行なう。

船殻構造における局部的損傷の防止対策に際しては、構造強度の検討段階において、その構造の持つ剛性の不連続性や構造の不連続部における応力集中等を十分考慮しなければならない。

実船におけるダブルハル構造は、二重底やコンテナ船舶側構造等にみられるが、そのような構造の中から計算にうまく適合し、実験との対応もとれる部分について強度試計算を行なう。

本報告ではマンホールより生じる亀裂の進展シミュレーションと疲労破壊強度との関係を、破壊力学を適用して求め、今後の破壊管理制御設計の第一歩となることを目的とする。

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の寸法を図4.1.1.1に示す。

図4.1.1.1に示した構造物に作用する支配的外荷重条件を図4.1.1.2に示す。

I型……一様せん断力 F_s と、そのモーメントとしてのディファレンスにみる面内回転モーメント $(M_B)_1$ が作用する場合。

II型……面内回転モーメント $(M_B)_2$ のみが作用する場合。

III型……一様せん断力 F_s のみが作用する場合。

以上の荷重が相互に組み合わせり、任意の応力場を作り出している。

図4.1.1.3から図4.1.1.5は各型の最大主応力等高線図を示しているが、これらの結果より亀裂がマンホールの縁の高応力集中部に発生し、maximum stress criterionにより進展すると考えると、予想される亀裂進展ゾーン内においては、I型とIII型はほぼ同型と考えられる。

従って本報告において、荷重条件はI型でIII型を兼用させ、I型とII型との線形的組み合わせによる応力場を考える。

尚、II型、あるいはII型の影響の強い組み合わせではスキヤロップまわりにも高応力集中部がみられるが本報告では計算の対象外とした。

4.1.1.3 亀裂進展挙動の解析

まず、亀裂なしでの応力分布を通常の有限要素法で解析する。その結果より、マンホールの縁の高応力集中部に亀裂が発生すると考え、更にmaximum stress criterionにより亀裂進展経路の第一次予測を行ない、亀裂進展ゾーンを決定する。

次に、亀裂進展ゾーン内に亀裂を発生、進展させ亀裂材の種々の強度問題に重要な役割を成すK値を、特異性を含むサブストラクチャーを用いた有限要素法で求める。

(1) 亀裂発生箇所の予測

外荷重条件を次のパラメーター R

$$R = \frac{(M_B)_2}{(M_B)_1 + (M_B)_2} \quad (4.1.1.1) \text{式}$$

で、整理し各 R についてマンホールの縁の高応力集中部を求めるところ4.1.1.6のようになる。帯状の中が各 R

についての高応力集中部で、実斜線の部分の方が、破斜線のそれより応力集中度は高い。

従って各 Rについて亀裂は実斜線の部分に発生すると考える。 θ_1 、 θ_2 は図 4.1.1.1 で $(M_B)_1$ 、 $(M_B)_2$ は図 4.1.1.2 で示したものである。

(2) 亀裂進展の第一次予測(亀裂進展ゾーンの決定)

図 4.1.1.6 より、本報告では代表的な以下の 4 通りの場合について計算を行った。

Case 1 ($R=0.0$)、Case 2 ($R=1.0$)、Case 3 ($R=0.667$)、Case 4 ($R=0.875$)。図 4.1.1.10 に各 Case の主応力図を示す。これらの結果をもとに maximum stress criterion により亀裂進展ゾーンを決定する。線の内部が亀裂進展ゾーンである。

(3) 特異性を含むサブストラクチャーによる K 値解析

本報告では、亀裂先端近傍に特異な応力変位分布を有する要素(これを特異性を含むサブストラクチャーと呼ぶことにする。)を用いて、Walsh の理論を一般化した特異要素法に基づいて K 値を求める。

図 4.1.1.11 に特異性を含むサブストラクチャーの形状を示す。サブストラクチャー内の破線で囲まれた部分が特異要素である。破線の外側は 8 個の普通要素から成っており、破線境界上の 9 節点において変位が連続としている。このようにサブストラクチャーの内部と外部を 9 個の節点で結ぶことによって、サブストラクチャー 全体の剛性マトリックスを計算し、このサブストラクチャーを、全体として 9 個の節点を持った一つの有限要素として扱う。詳細は参考文献(1)、(2)に譲ることにする。

次に、亀裂の進展方向の決定であるが、これは亀裂は最大主応力と直角方向に進展して行くという考え方に基づいた maximum stress criterion による。maximum stress criterion によれば、亀裂の進展方向 θ と応力拡大係数 K_I 、 K_{II} との間には次のような関係式がある。

$$K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0 \quad (4.1.1.2) \text{ 式}$$

従って、 K_I と K_{II} が求まれば進展方向は容易に計算できる。

また、亀裂の自動進展方法は、図 4.1.1.12 に示すように A 点にあった亀裂先端が θ の方向に進む場合、線分 l_m との交点まで直線的に進むと仮定し、交点 B において再び次の進展方向を計算するという方法をとる。

以上の方針により求めた各 Case の K 値及び進展シミュレーションの結果を図 4.1.1.13 から図 4.1.1.40 に示す。

4.1.1.4 疲労亀裂伝播速度と残余寿命

疲労 1 サイクルにおける応力拡大係数の変化幅 ΔK と、亀裂の伝播速度 da/dN との間には次に示す実験式がある。

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (4.1.1.3) \text{ 式}$$

(4.1.1.3) 式において C と m は材料定数と考えられるパラメーターであり、北川らは C と m との間に次式

$$C = A / B^m \quad (4.1.1.4) \text{ 式}$$

で、示すような相関関係があり、鋼材について $A = 0.5 \times 10^{-10}$ 、 $B = 55$ という値を求めている。

本報告では(4.1.1.3)式、(4.1.1.4)式を適用して外荷重条件の基本となる Case 1、Case 2 について疲労伝播速度と残余寿命を求めた。その際 Case 1 については図 4.1.1.13 より K_{II} 値は K_I 値に比べて小さいので ΔK の計算は K_I 値のみで行なった。その結果を図 4.1.1.41 から図 4.1.1.43 に示す。

4.1.1.5 縁亀裂をもつ半無限板による解との比較

Stallybrass は図 4.1.1.44 に示すような半無限板の縁亀裂に沿っての直応力分布を多項式で表わした時の、

K_I 値の実用式を導いているが、本報告ではそれを適用して縁亀裂に沿う直応力分布を次のような多項式で表わした。

$$\sigma_N(x) = \sigma_0 \sum_{n=0}^4 C_n x^n \quad (4.1.1.5) \text{式}$$

半無限板の縁亀裂に沿っての直応力分布を(4.1.1.5)式のように表現すると、 K_I 値は次の式で与えられる。

$$K_I = (1.1215 C_0 + 0.6829 C_1 \cdot a + 0.5255 C_2 \cdot a^2 + 0.4410 C_3 \cdot a^3 + 0.3868 C_4 \cdot a^4) \sigma_0 \sqrt{\pi a} \quad (4.1.1.6) \text{式}$$

本報告では(4.1.1.5)式、(4.1.1.6)式を亀裂なしの応力分布に適用して K_I 値の評価を試みた。その際、縁亀裂の全長は一本の直線ではなく置換でき、 K_I 値の誤差が有限要素法による K_I 値と 20% 以内におさまる範囲とした。その結果を各 Case ごとに、図 4.1.1.13、図 4.1.1.20、図 4.1.1.27、図 4.1.1.34 にて一点鎖線で示す。

4.1.1.6 試計算結果の検討および考察

亀裂進展シミュレーションの結果より、通常の有限要素法による亀裂なしの応力解析で、亀裂進展経路を十分予測することができ Case 1、Case 3 では亀裂長さがマンホールの半径の $\frac{1}{2}$ 以下の範囲で、Case 2、Case 4 では亀裂長さがマンホールの半径以下の範囲で、高応力集中部の亀裂発生箇所においてほぼ法線方向に亀裂は進展することがわかる。

また、その範囲内では縁亀裂をもつ半無限板による解法に基づく K_I 直は有限要素法によるそれと、20%以下の誤差範囲におさまっていることがわかる。

更に、I型あるいは、I型の影響の強い組み合わせでは、マンホールの半径の $\frac{1}{2}$ 以内を、II型あるいはII型の影響の強い組み合わせではマンホールの半径以内を、それぞれ亀裂長さの近似推定範囲とすると、図 4.1.1.42 と図 4.1.1.43 の残余寿命の結果より亀裂が亀裂長さの最大近似推定範囲まで進展すると残余寿命は、Case 1 では、たとえば亀裂長さが 20 mm の時の約 0.4% で、Case 2 では約 0.1% になっていることがわかる。

以上のことを考え合わせると、亀裂長さの近似推定範囲内では亀裂なしの応力解析で、マンホールの縁の高応力集中部に亀裂を発生させ、その個所において法線方向に亀裂を仮想進展させ、縁亀裂をもつ半無限板による解法で、十分残余寿命を評価できる有効な範囲の K_I 値を求めることができるとと思われる。

本来、この種の解析に際しては三次元的取り扱いが必要であり、今後はスキヤロップから生じる亀裂や、亀裂が境界に接近した場合の挙動等、実験を考慮し、別の面からのアプローチが必要かと思われる。

また、このような構造の局部的損傷を考えるときに重要なことは基本方針をどこにおくかということである。即ち、亀裂を発生させない構造を考えるのか、それとも亀裂が発生してもそれが重大な事故に結びつかない限り、これを容認するのか。また、どこまで容認できるのかということである。これにより、自と対策の方法も違ってくるだろう。

4.1.1.7 まとめ

ダブルハル構造部の破壊強度試計算を行ない、次の所見を得た。

- (1) 通常の有限要素法による亀裂なしの応力解析で、亀裂の発生・進展の第一次予測が十分に行なえた。
- (2) (1)の結果より特異性を含むサブストラクチャーを用いた有限要素法で K 値を求めた。
- (3) (2)の結果より疲労亀裂伝播速度と残余寿命を求めた。
- (4) 亀裂なしの応力分布に適用した、縁亀裂をもつ半無限板による解法の有効性を確認し、その有効性を満足する亀裂長さの近似推定範囲を求めた。
- (5) 今後の問題点としては、スキヤロップから生じる亀裂や、亀裂が境界に接近した場合の挙動の解析が必要である。

参 考 文 献

- (1) 樋口、川原、近藤、“特異性を含むサブストラクチャーによる応力拡大係数の解析”、日本造船学会論文集第 135 号(1974)、PP 327~335
- (2) 樋口、川原、近藤、栗原、“2 次元亀裂の進展シミュレーション”、日本造船学会論文集第 139 号(1976)、PP 233~238
- (3) 越賀、川原、“疲労亀裂伝播に着目した設計基準に関する二、三の考察”、日本造船学会論文集第 133 号(1973)、PP 249~256
- (4) 石田、“亀裂の弾性解析と応力拡大係数”、培風館

$$E = 21000 \text{ kg/mm}^2$$

$$\nu = 0.3$$

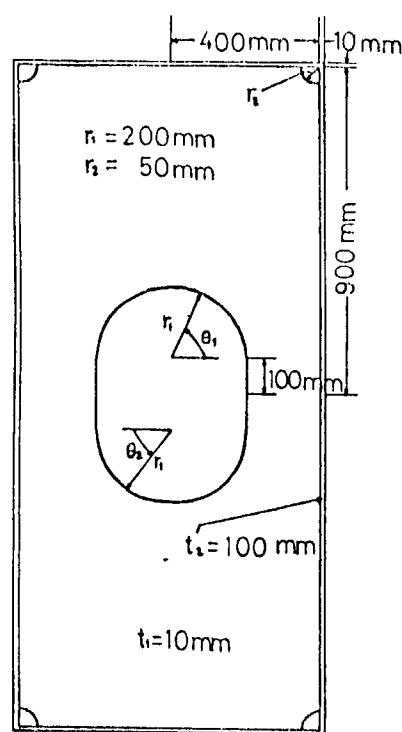


図 4.1.1.1 試計算対象構造物寸法図

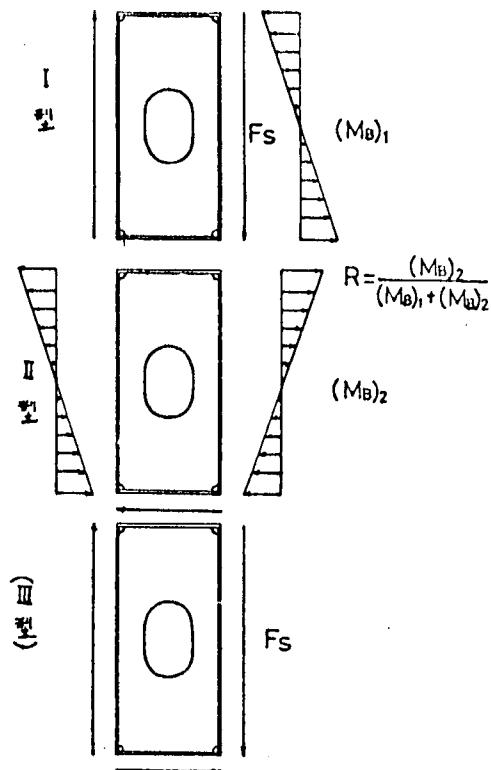


図 4.1.1.2 外荷重条件

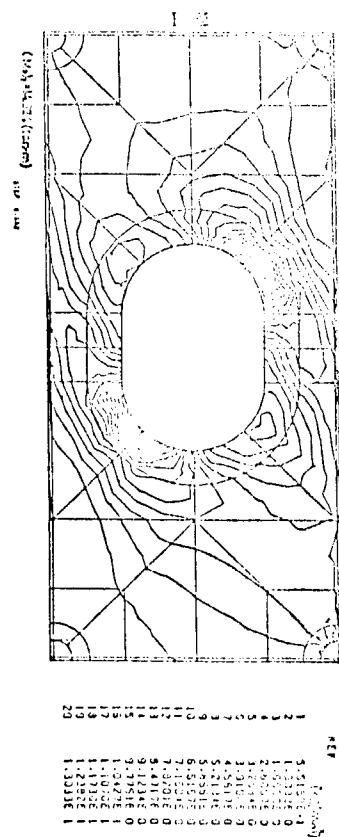


図 4.1.1.3 Max. Principal Stress Contour

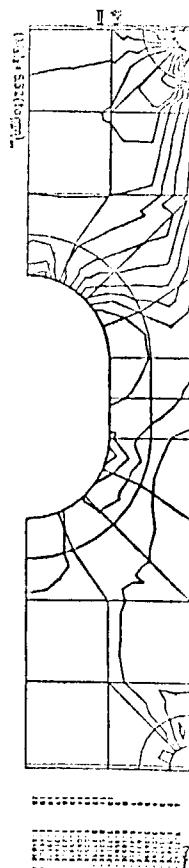


図 4.1.1.4 Max. Principal Stress Contour

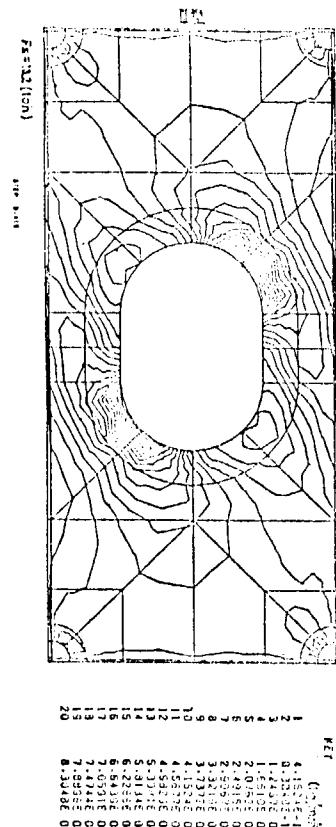


图 4.1.1.5 Max. Principal Stress Contour

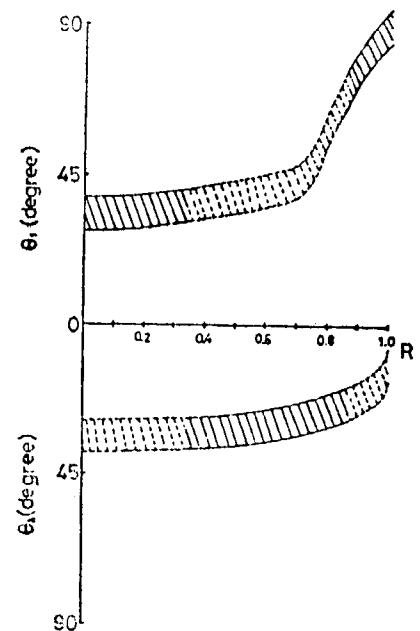


图 4.1.1.6 High Stress Concentration Zone

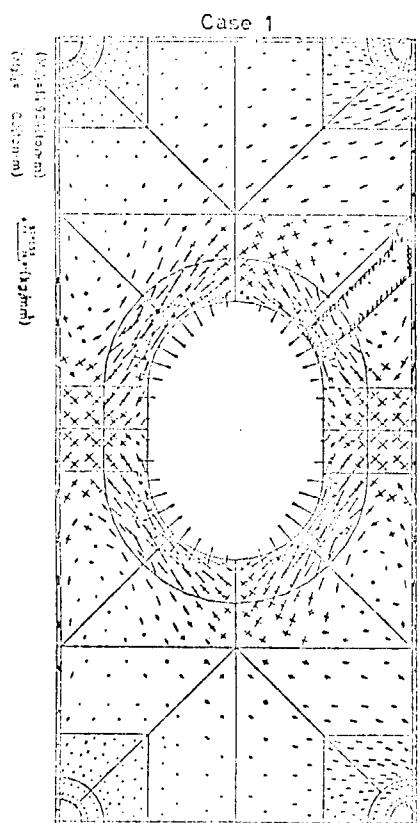


图 4.1.1.7 Principal Stress Diagram

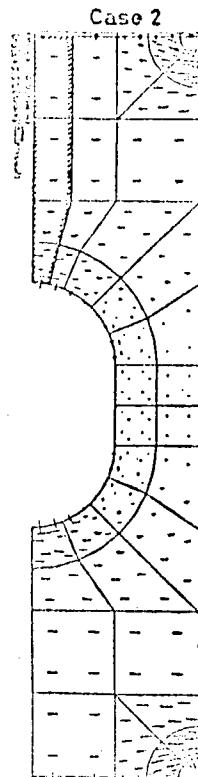


图 4.1.1.8 Principal Stress Diagram

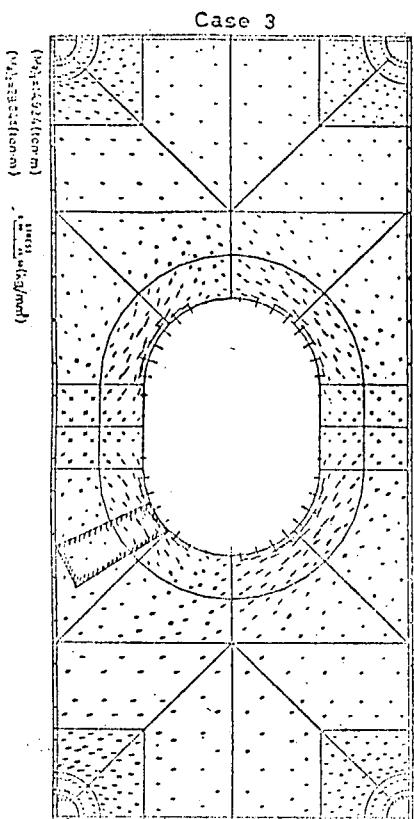


図 1.1.1.9 Principal Stress Diagram

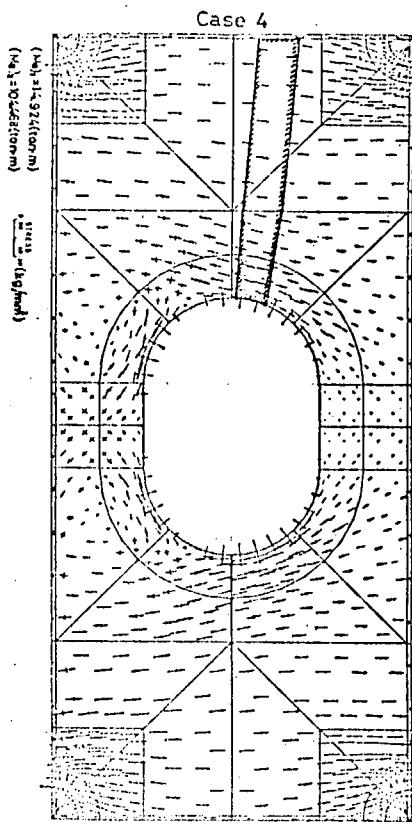


図 4.1.1.10 Principal Stress Diagram

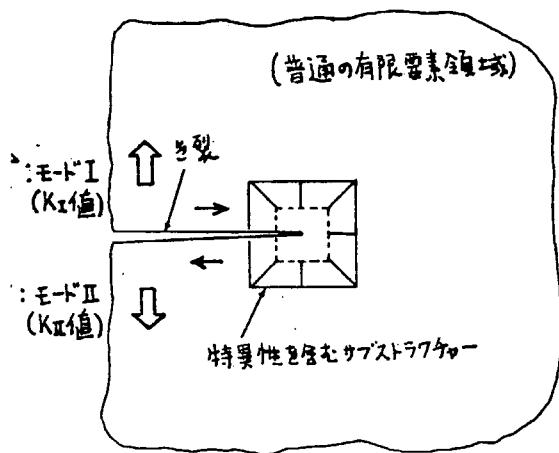


図 4.1.1.11 特異性を含むサブストラクチャー

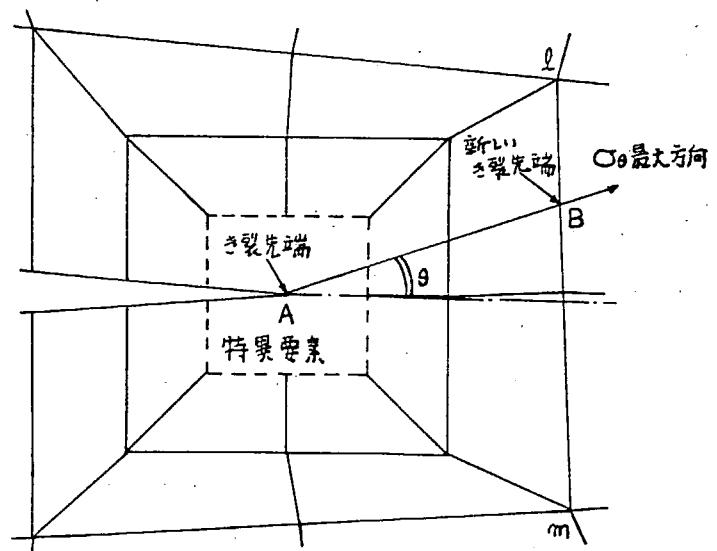


図 4.1.1.12 亀裂の自動進展

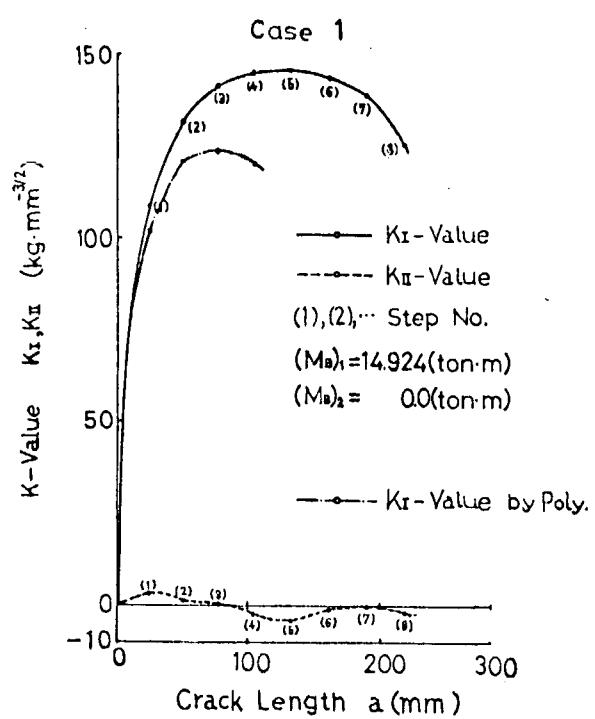


图 4.1.1.13 Correlation between a and K_I , K_{II}

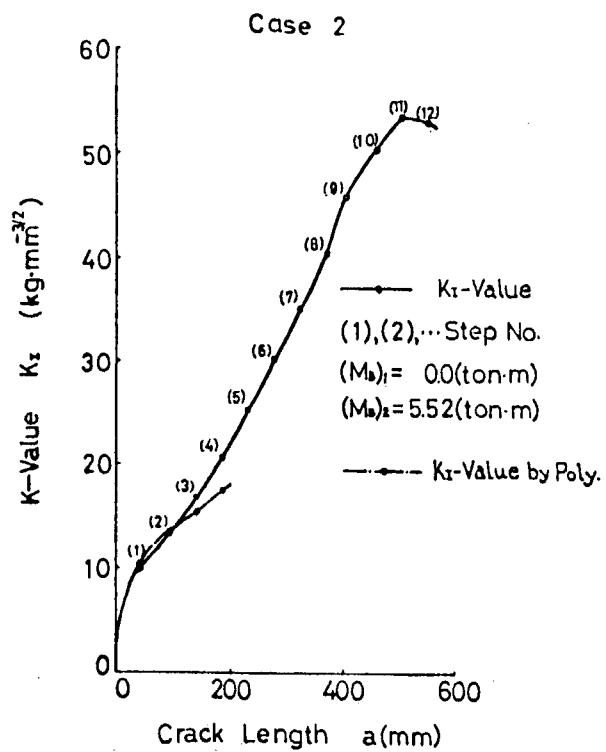


图 4.1.1.20 Correlation between a and K_I

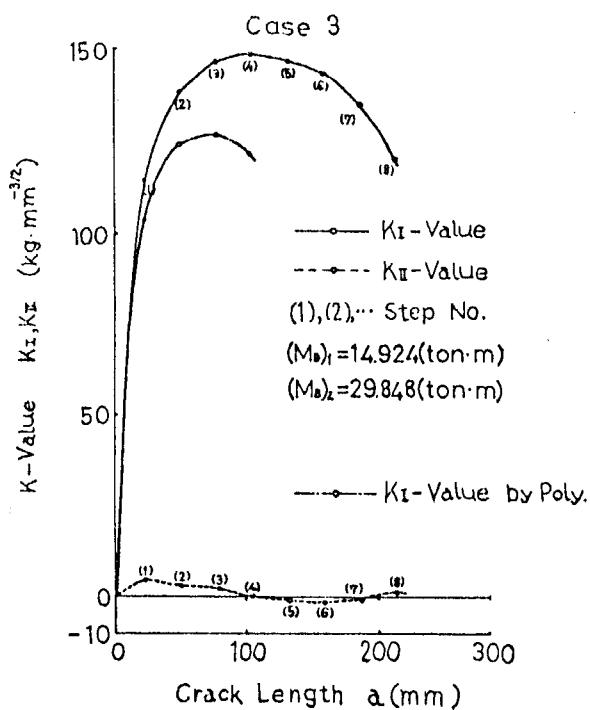


图 4.1.1.27 Correlation between a and K_I , K_{II}

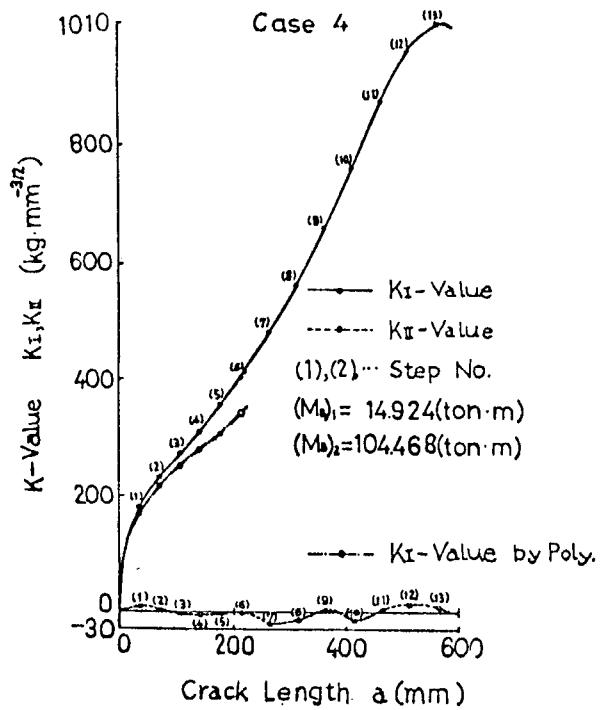


图 4.1.1.34 Correlation between a and K_I , K_{II}

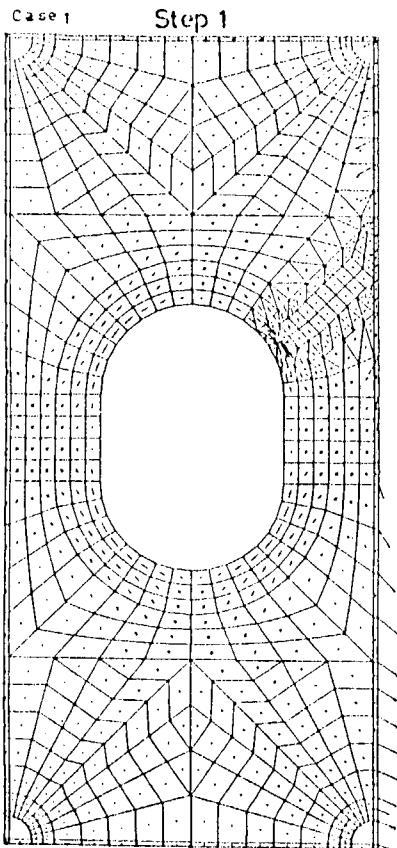


図 4.1.1.14 Principal Stress Diagram

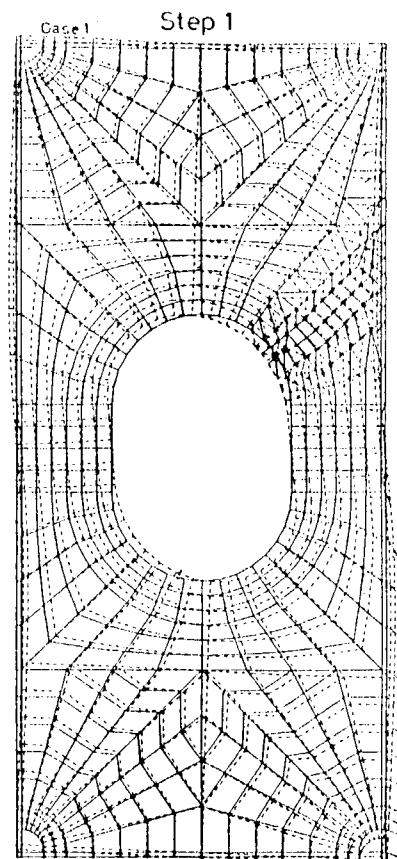


図 4.1.1.15 Displacement Diagram

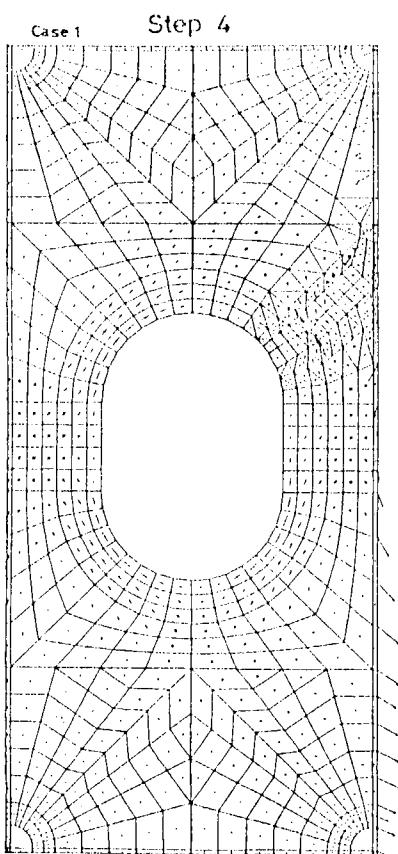


図 4.1.1.16 Principal Stress Diagram

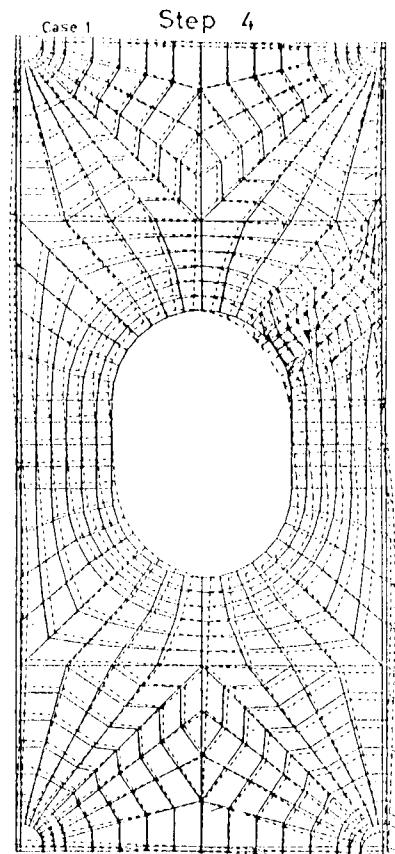


図 4.1.1.17 Displacement Diagram

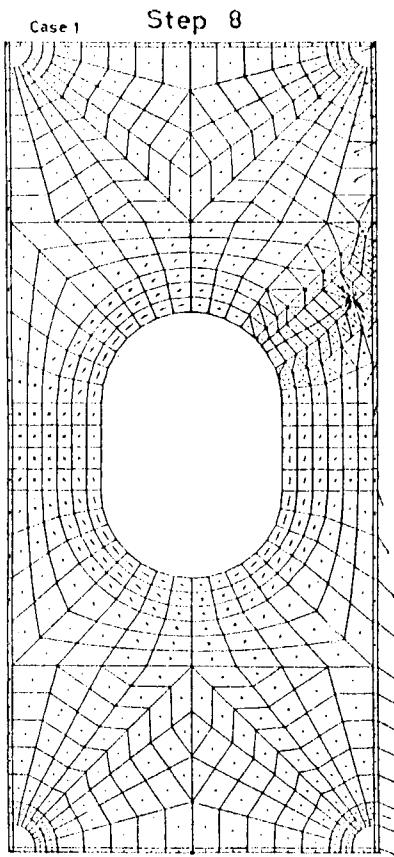


图 4.1.1.18 Principal Stress Diagram

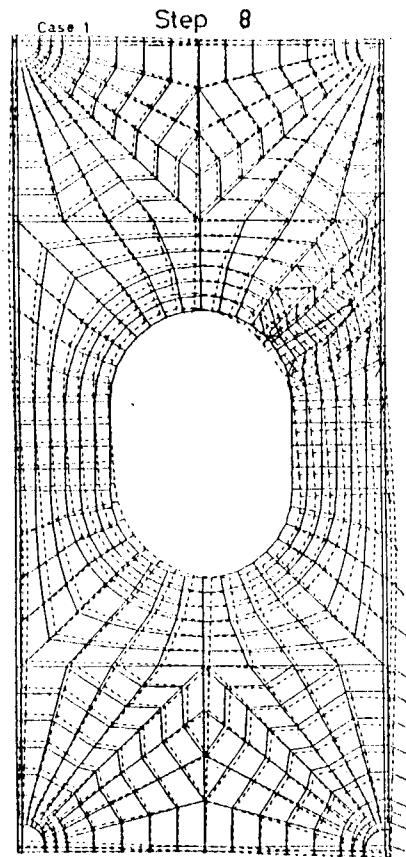


图 4.1.1.19 Displacement Diagram

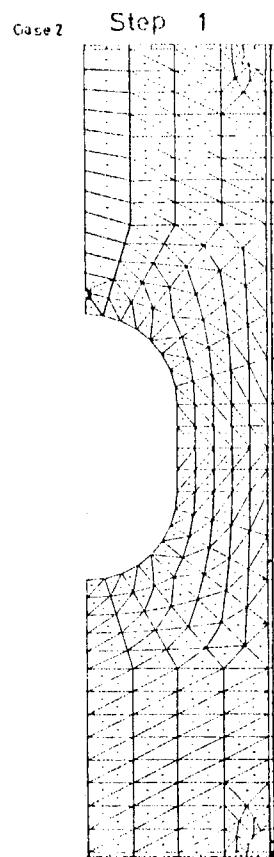


图 4.1.1.21 Principal Stress Diagram

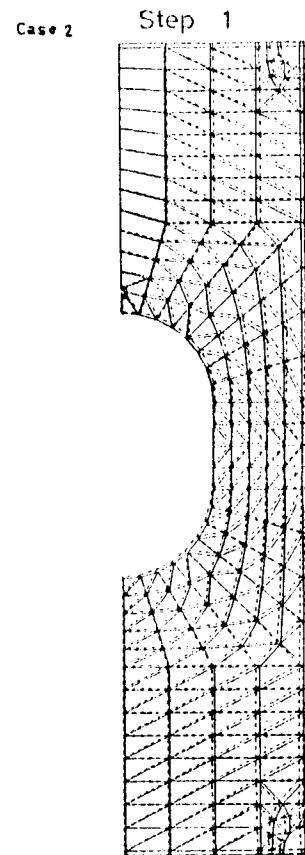


图 4.1.1.22 Displacement Diagram

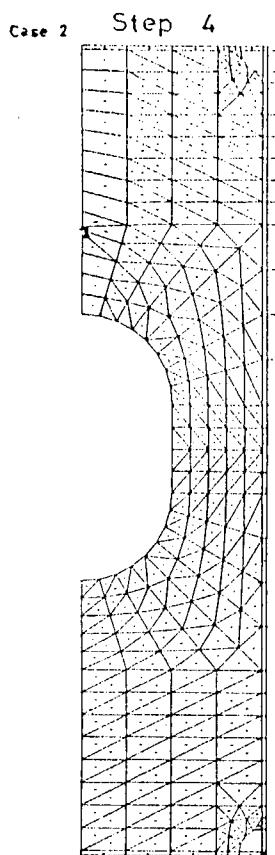


图 4.1.1.23 Principal Stress Diagram

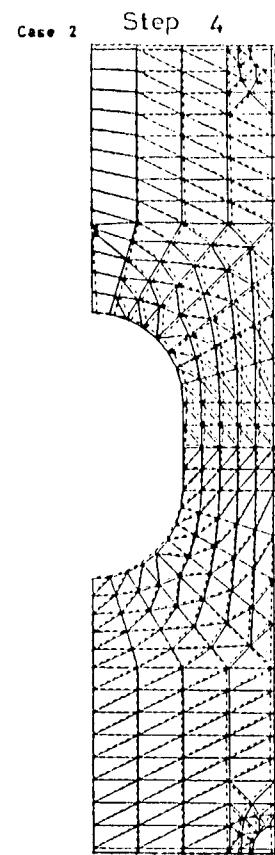


图 4.1.1.24 Displacement Diagram

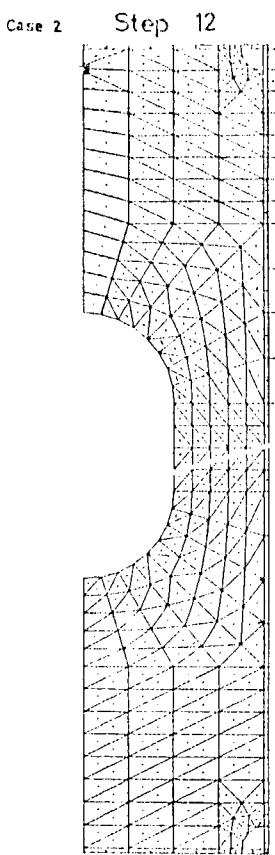


图 4.1.1.25 Principal Stress Diagram

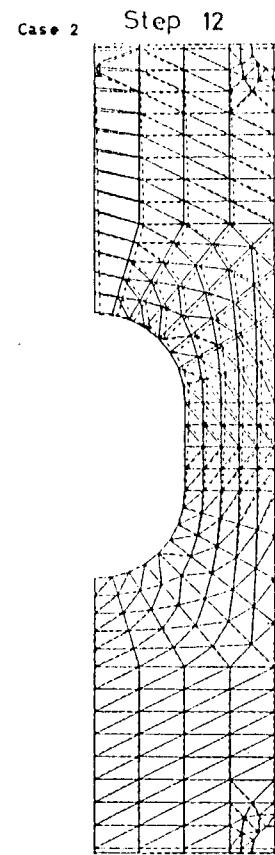


图 4.1.1.26 Displacement Diagram

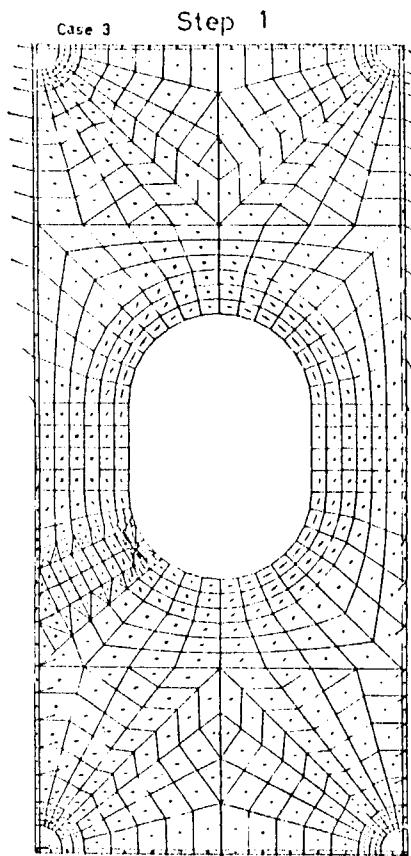


図 4.1.1.28 Principal Stress Diagram

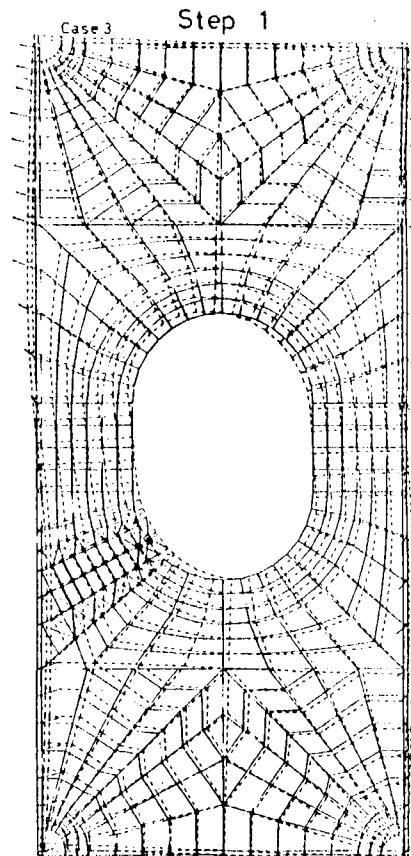


図 4.1.1.29 Displacement Diagram

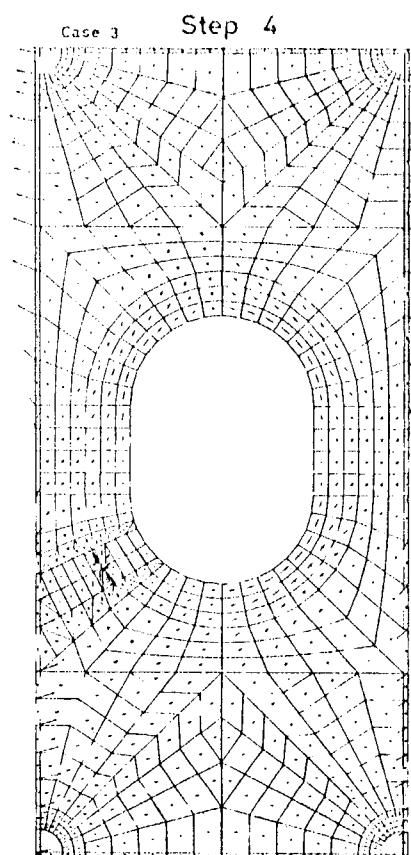


図 4.1.1.30 Principal Stress Diagram

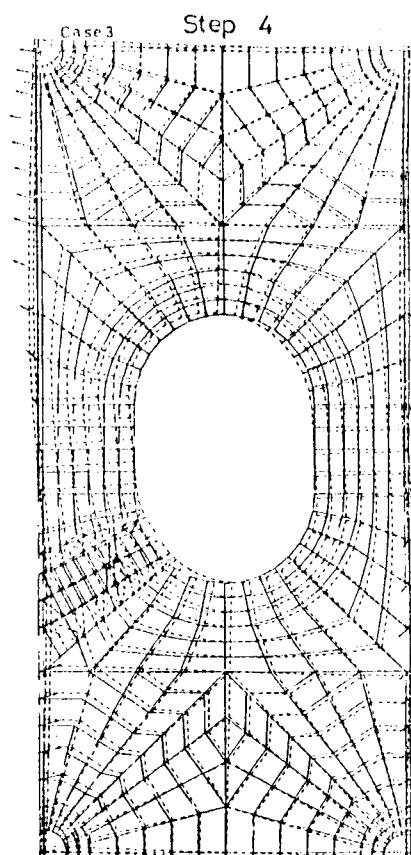


図 4.1.1.31 Displacement Diagram

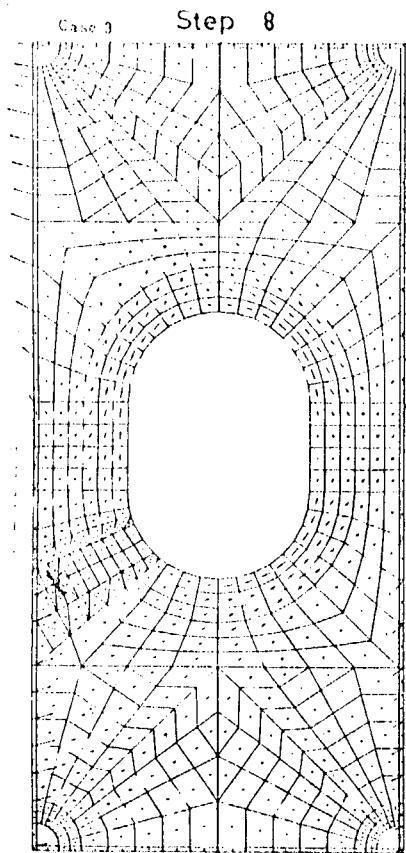


图 4.1.1.32 Principal Stress Diagram

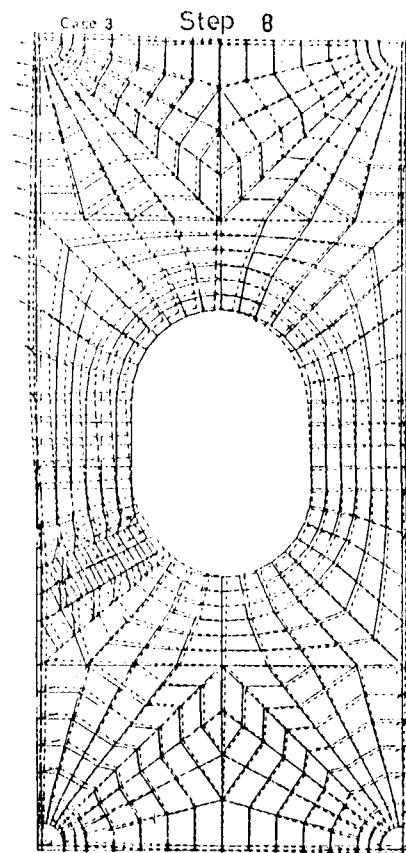


图 4.1.1.33 Displacement Diagram

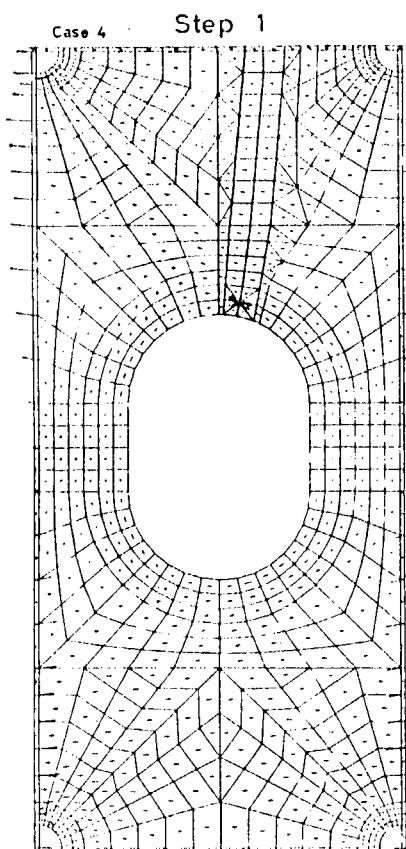


图 4.1.1.35 Principal Stress Diagram

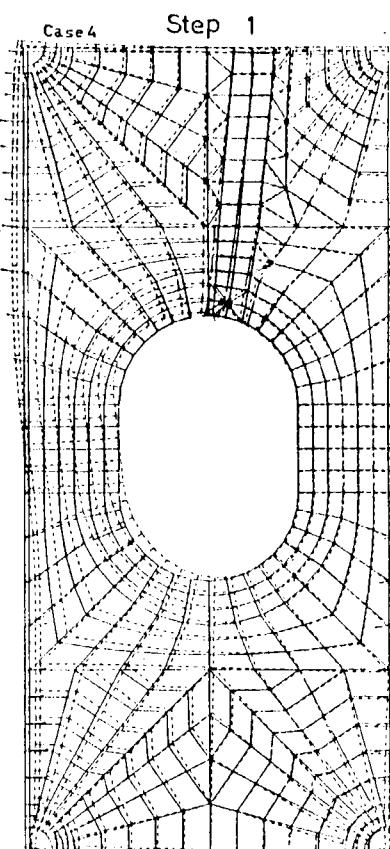


图 4.1.1.36 Displacement Diagram

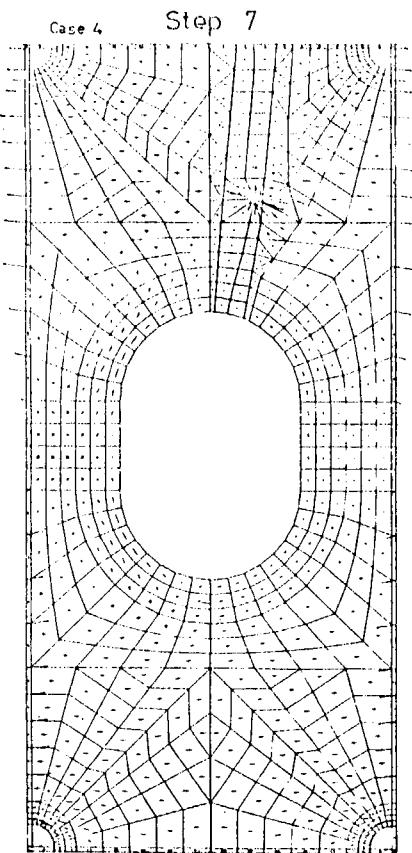


图 4.1.1.37 Principal Stress Diagram

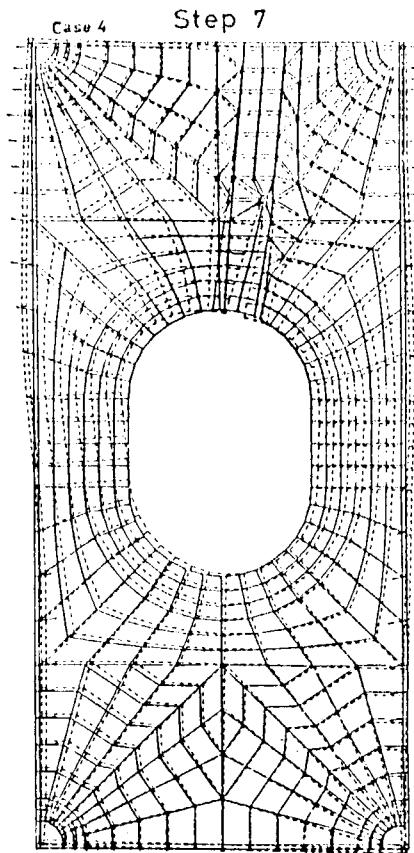


图 4.1.1.38 Displacement Diagram

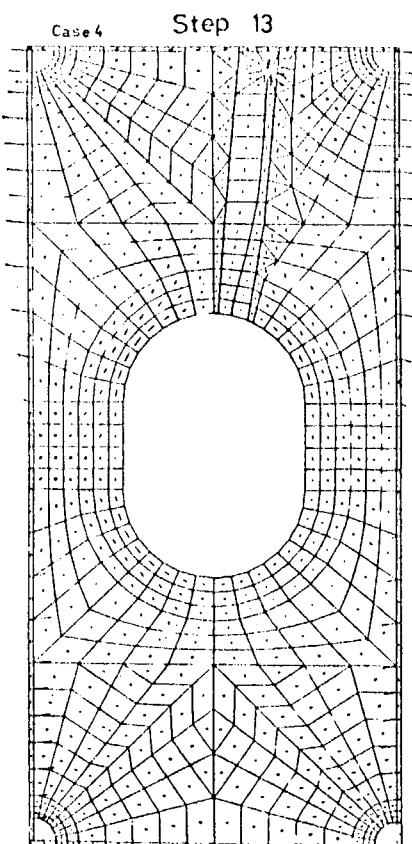


图 4.1.1.39 Principal Stress Diagram

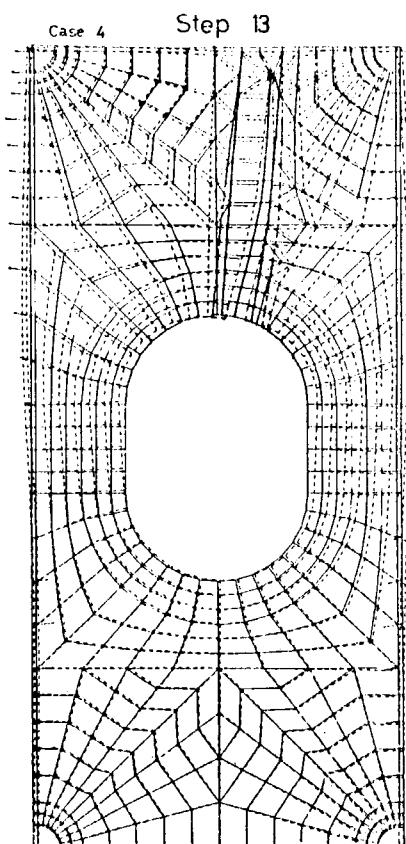


图 4.1.1.40 Displacement Diagram

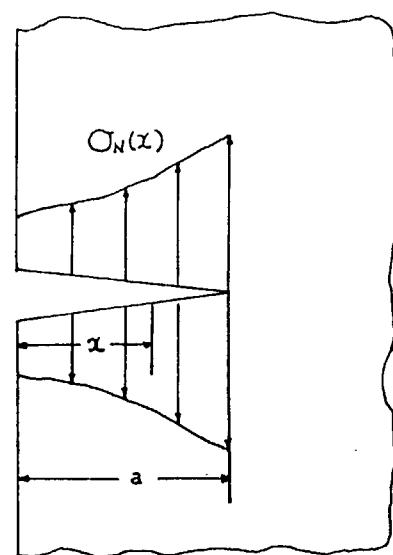
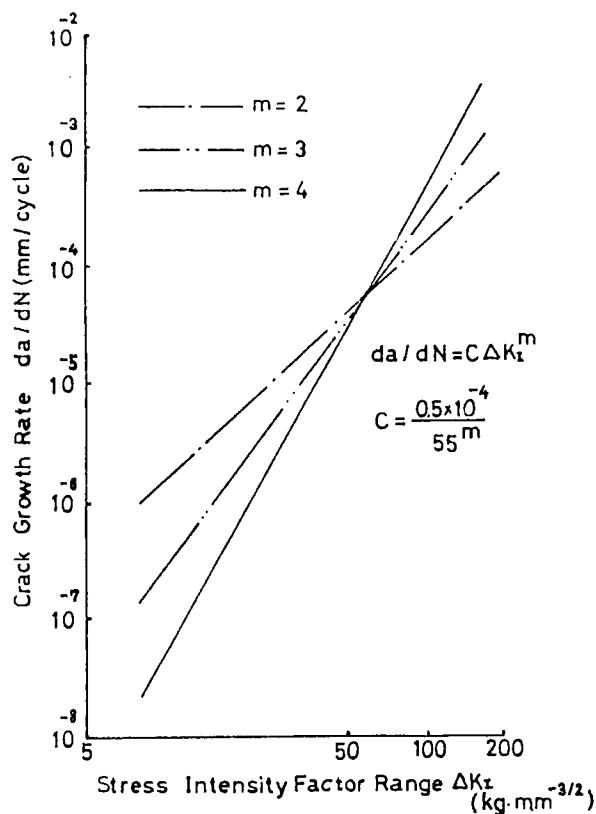


図 4.1.1.44 緑亀裂をもつ半無限板

図 4.1.1.41 Correlation between ΔK_I and da/dN

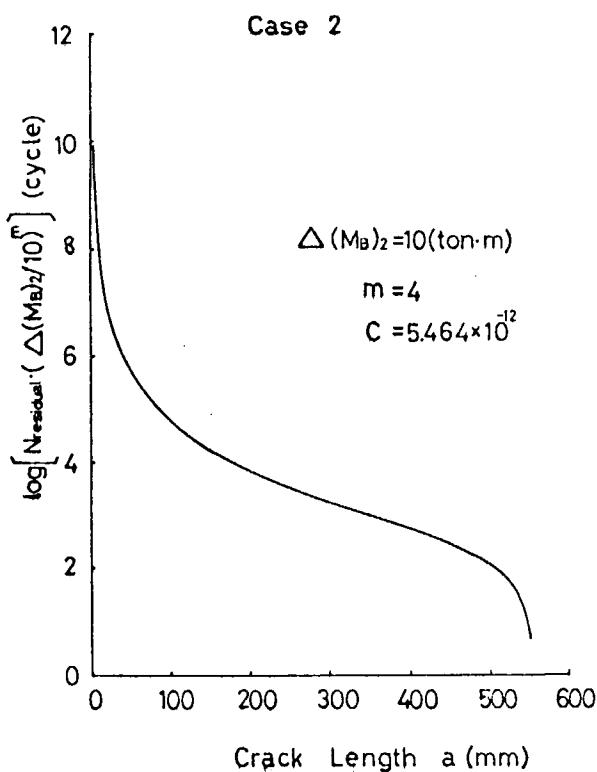
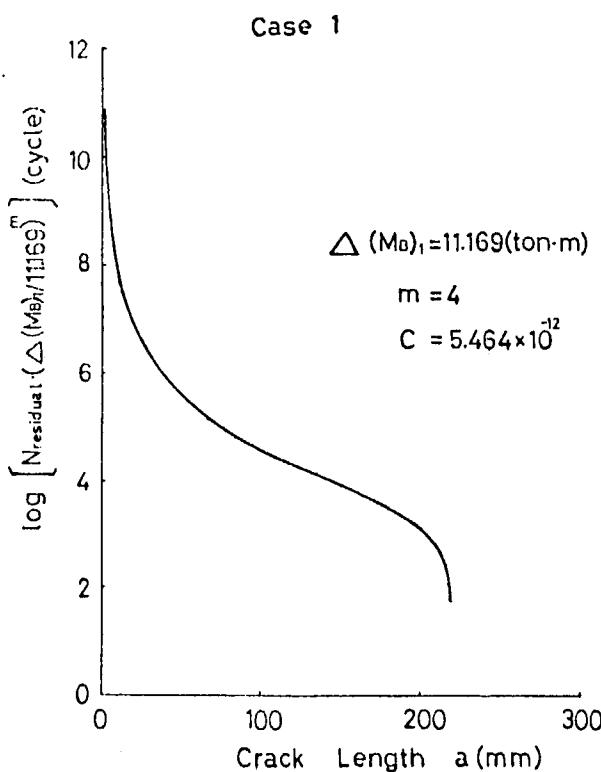


図 4.1.1.42 Correlation between a and N_{residual}

図 4.1.1.43 Correlation between a and N_{residual}

4.1.2 ブラケット先端部の試計算

4.1.2.1 目的

実船の疲労損傷という点では、かなり多く見受けられる面材端部のすみ肉溶接トウ部より生じる疲労亀裂の進展挙動を解析し、脆性破壊の可能性を調査し、さらには立体交叉部に亀裂が進入してきた時のクラックの径路を定める方法をさぐり、これらの情報から、破壊管理制御設計に適用する手法を見い出す基礎データを得ることを目的とした。

4.1.2.2 構造モデルと外力系

SR 153 船殻破壊強度検討小委員会（SR 153 SF）で取上げた鉱石運搬船の棚板上部（図 4.1.2.1）を試計算の対象に取上げた。SR 153 SF 委では検討の最初だったこともあり、外力系としては引張、曲げ、剪断および水圧の 4 つがそれぞれ統計量で与えられることからそれらの組合せ方により、クラックの進行径路が大きく変化するかも知れないという事で、それらを独立に外力として与えることにした。そしてそれらの検討に時間を費したため、殆んど試計算が進まなかった。SR 153 SF 小委での検討では本構造モデルの場合、クラック発生の設定場所から充分離れた位置で外力を与えているため、上記 4 つの外力によって亀裂の径路は殆んど変化しないことがほぼ確認された。そこで本項においては一番シビヤな case ということから、4 つの外力の位相が同じである場合について検討した。外力は超過確率 $\theta = 10^{-8}$ レベルに対応するものとして吃水が±6 m の範囲の変化に対応する変動荷重（図 4.1.2.2）を想定することにした。

4.1.2.3 試計算結果

構造モデルの要素分割を図 4.1.2.3 に示す。面材および棚板は板厚の異なる平面要素を使用した。また亀裂を進めていく段階では、亀裂のない状態での応力解析結果より求まる境界上の変位を強制変位として与えた。計算に使用した要素は SR 153 SF で使用したアイソ・パラメトリック要素である。計算はクラックを進展させる毎にクラック近傍の要素分割を変え、クラック先端ではアイソ・パラメトリック要素の節点を要素の一辺の $1/4$ のところにもつけて $1/\sqrt{r}$ （クラック先端からの距離：r）の応力特異性をもたせた。また本構造モデルは亀裂のない状態ではすでに解かれており、それによると面材端部の開口部について $1/\sqrt{r}$ の特異性があるので、亀裂のない状態においても面材端部の開口部には $1/\sqrt{r}$ の特異性をもたせた要素を使用した。¹⁾

a) 応力解析結果

① step 1

図 4.1.2.4 には等価応力のコンター図、図 4.1.2.5 に主応力図を示す。この主応力図からクラックの伝播径路は図 4.1.2.5 に点線で示すように進行すると考えられる。

② step 2

図 4.1.2.5 に示した亀裂伝播径路をもとに、亀裂を面材端部より入れて解析した。その結果を図 4.1.2.6、図 4.1.2.7 に示す。図 4.1.2.7 には図 4.1.2.5 で主応力図から予想される亀裂伝播径路もあわせて記入した。本図から明らかな様に亀裂の進展に伴う応力のみだれは亀裂近傍だけであり、さらに次の step に進む亀裂の方向もほぼ step 1 で予想される方向に進行するものと考えられる。

③ step 3

step 2 の結果からクラックの進行方向は step 1 における予想とほぼ一致したので、step 1 での予想亀裂径路上に step 2 よりさらに亀裂を伝播させて解析した。その結果を図 4.1.2.8、図 4.1.2.9 に示す。本結果からも亀裂成長径路は step 1 での予想とほとんど変わらないことがわかる。

④ step 4

この step においては亀裂を棚板にまでぶっつけて応力解析を行なった。その結果図 4.1.2.10、図 4.1.2.11 に示す。

次に亀裂が棚板に進入するのか、棚板とプラケットのすみ肉溶接に沿うのかが問題となる。そこで SR153 で行なわれた直交交叉部材に疲労亀裂が進行していく実験(図 4.1.2.12)で、 θ が 20° より大のときに、疲労亀裂はすみ肉を沿い、 20° より以下の時に直交部材に亀裂が進入していたことから、 $\theta = 20^\circ$ の試験片につき応力解析を行なった。試験片はタブに溶接されていたことから、試験片の上下には剛性を無限大とした梁要素を配して、そこに一様応力を与えて解析した。図 4.1.2.13 は単位応力を与えて解析した変位図である。XY 平面に垂直な直交部材は XY 平面に関して対称であるから、XY 平面上で与えている。(X、Y の変位だけが自由度をもち、その他の自由度はすべて拘束した)。なお直交部材にはシェル要素を配置している。また主応力分布図を図 4.1.2.14 に示す。図 4.1.2.15 は主応力と直交交叉部材とのなす角度 φ の交叉部材に沿う分布を求めた結果であり、亀裂からの距離 r が大になるにしたがい急激に φ が小さくなり、この試験片の場合 $r = 30 \text{ mm} \sim 50 \text{ mm}$ のところではほぼ一定となっている。さらに r が大なるところではタブの影響を受けているものと考えられる。このように $r = 30 \text{ mm} \sim 50 \text{ mm}$ での φ がほぼ一定であることから、この領域の φ が亀裂の進行径路を決定するものと考えても一次的近似としては良いと考えられる。すなわちこの試験片がすみ肉を沿うか、直交交叉部材に亀裂が伝播していくかの境界にあることから、交叉部材と主応力の角度がほぼ一様となる領域で 30.5° を境にして後の伝播径路が変化すると考えられる。

すなわち、

$$\left. \begin{array}{l} \varphi \geq 30.5^\circ (0.532 \text{ rad}) \text{ のとき、すみ溶接部に沿う} \\ \varphi < 30.5^\circ (0.532 \text{ rad}) \text{ のとき、直交交叉部材へ伝播} \end{array} \right\} \quad (4.1.2.1)$$

と考えられる。

図 4.1.2.14 における φ は一様となる領域ではほぼ 38° であり、上記の結果より、この step 以後の亀裂は棚板のすみ肉溶接に沿って伝播するものと考えられる。

b) K 値解析結果

本試験算においてはアイソパラメトリック要素を使用しており、亀裂先端要素においては中間節点を一边の $\frac{1}{4}$ に配し、応力分布は $1/\sqrt{r}$ の特異性を有している。この場合亀裂先端を原点とした(r 、 θ)座標をとると、

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_\theta = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \theta \sin \frac{\theta}{2} \right) \\ \sigma_x = \frac{-K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \end{array} \right\} \quad (4.1.2.2)$$

ただし、

σ_x : 亀裂方向応力

K_I : 引張型 K 値

K_{II} : せん断型 K 値

と与えられる。そこで step 2 の先端要素(図 4.1.2.7 中でうすくぬりつぶした要素)につき(4.1.2.2)式よりアイソパラメトリック要素の形状関数(SR153 SF 報告参照)を使用して θ を変えて K_I 、 K_{II} を求めた。その結果を図 4.1.2.16 に示す。要素境界における応力分布より計算された K_I 値は低めの値を与えている、境界から離れた要素内部の応力分布より求めた K_I 値、 K_{II} 値はほぼ一定の値を与えている。すなわち要素境

界上では応力不連続となるため真の K 値が求められないが、要素内部の応力分布からかなりの精度で K 値が求まることがわかる。また K_{II} 値は棚板から亀裂先端が離れているためほぼ 0 となっている。

前項 a) の応力解析での step の進め方は σ_θ 最大説による Erdogan の解を使用して²⁾

$$K_I \sin\theta + K_{II} (3 \cos\theta - 1) = 0 \quad (4.1.2.3)$$

を満たすように亀裂進行方向を決定したものであり、step 1 の主応力分布に垂直に亀裂伝播経路を予想したものとよく一致した。

上記のようにして(4.1.2.2)式より求めた K_I 値の結果を図 4.1.2.17 に示す。 K_I 値は亀裂が進行するにつれて大きくなるが棚板に近づくにつれて減少することがわかる。

そこで K_I 値の近似的計算法について考えてみる。図 4.1.2.18 は棚板の存在を無視した場合の K 値解析のモデル化である。すなわち亀裂予想径路上の垂直応力分布を、splitting force にみなし重ね合わせの原理より K 値を求める。ただしこの時自由端から入る亀裂の角度の影響は無視し、さらには簡単のため図 4.1.2.18 b) に示す如く応力分布を、A 部と B 部の面積が同じとなる直線で近似できると仮定する。すなわちこの時の K 値 K_I は³⁾

$$K_I = 1.122 \sigma_1 \sqrt{\pi_a} + 1.210 \left(1 - \frac{2}{\pi}\right) \sigma_2 \sqrt{\pi_a} \quad (4.1.2.4)$$

ところで棚板に亀裂が近づくと棚板の影響で K 値は減少する。図 4.1.2.19 は二つの異なる板材の直線接合部に近接する亀裂の K 値の magnification factor の解析結果である。棚板の幅は 150 mm であり、プラケットの板厚が 14 mm であるから図中の α は 10.7 となる。そこで $\alpha = 10$ の magnification factor F_{IA} 値を使用して

$$K = K_I \cdot F_{IA}$$

でもって本試計算の近似解と考える。ただし d は予想亀裂径路に沿う長さとする。

図 4.1.2.20 は亀裂伝播予想径路上の主応力分布を step 1 の解析結果より求めた結果である。図 4.1.2.5 (step 1 の主応力分布図)においては要素の Gauss Point における主応力が求められている。そこで図 4.1.2.20 においては亀裂予想径路をはさむ近接 Gauss Point の主応力を示した。そこで(4.1.2.4)式を使用して図 4.1.2.20 より K 値を求めた。その結果を図 4.1.2.17 に点線で示す。ただし図 4.1.2.19 において $a/d \leq 0.9$ の範囲の F_{IA} 値が求まっているので、 $a/d > 0.9$ については安全側という見地から $a/d = 0.9$ における K 値の勾配をもつとして延長した。この近似解は FEM の解析結果より多少大きくなっているが、ほぼよい近似を与えることがわかる。なお step 4 における FEM で求めた K 値はプラケット側の要素を使用した結果である。

c) 残存寿命と脆性破壊発生の可能性

本試計算モデルで与えた境界力は超過確率 $Q = 10^{-8}$ に対する最大期待値である。そこで個々の境界力の頻度分布を図 4.1.2.21 に示すような片対数直線であると仮定し、個々の境界力の位相差が安全側という見地より一致するものと仮定する。このように仮定すれば任意の点の応力頻度分布も図 4.1.2.21 のような片対数直線で近似される。すなわち任意の点の応力頻度分布は、

$$S = S_{max} \left(1 - \frac{1}{n} \log N\right) \quad (4.1.2.6)$$

ただし $n = 8$

N : S レベルの発現サイクル数

S_{max} : 最大期待値 ($Q = 10^{-8}$)

一方疲れ亀裂伝播式は

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (4.1.2.7)$$

①の累積応力頻度分布を振幅の大なる方から順次小なる方へ応力が作用させると図 4.1.2.22 の \Rightarrow で示す過程で亀裂が成長する。一方逆に作用させると図 4.1.2.22 の \Leftarrow で示す過程で亀裂が成長する。そして ΔK_{th} が存在しないと仮定すれば 10^n サイクル作用させた時の最終亀裂長さ (a_f) は同じ値となる。そして実際にはこの中間の過程で亀裂が成長することになる。

そこで一定応力振幅で 10^n サイクル作用した時 a_f に達する場合の一定応力振幅 S_{eq} を考える。すなわち S_{eq} は 10^n サイクル作用する場合の平均亀裂伝播挙動を与えることになる。(4.1.2.6)、(4.1.2.7) 式より

$$\frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\sqrt{\pi a}} = S_{max}^m \lim_{k \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^k \left\{ \frac{2k-2i+1}{2k} \right\}^m \left\{ 10^{\frac{ni}{k}} - 10^{\frac{n(i-1)}{k}} \right\} = S_{eq}^m \cdot 10^n$$

$$\therefore \frac{S_{eq}}{S_{max}} = R_a = \left[\frac{\lim_{k \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^k \left\{ \frac{2k-2i+1}{2k} \right\}^m \left\{ 10^{\frac{ni}{k}} - 10^{\frac{n(i-1)}{k}} \right\}}{10^n} \right]^{\frac{1}{m}}$$

ただし a_0 : initial crack length (4.1.2.8)

すなわちこの R_a は最大期待値で計算された場合に、平均的伝播寿命を与える場合の応力補正項を与えることになる。今 C 、 m 値として造船用鋼板 (40kg/mm^2 級) の値を SR153 の結果より用いると、

$$C = 1.44 \times 10^{-9}, \quad m = 2.5 \quad (4.1.2.9)$$

となり $n = 8$ とすれば

$$R_a = 0.0878 \quad (4.1.2.10)$$

となる。したがって図 4.1.2.17 の K 値に R_a を乗じて (4.1.2.7) 式より平均的亀裂成長計算ができる。

図 4.1.2.23 は上記のようにして計算した棚板に亀裂が到達するまでの残存寿命であり、実線が求まる近似 K 値から求めたものである。(4.1.2.5) 式をもとに計算した結果は FEM 解析結果から求めた結果の約 6 割の寿命を与えている。これらの結果は ΔK_{th} を無視したものであり、実際より速い寿命予測を与えていているにもかかわらず、棚板に亀裂が到達するまでの寿命は非常に長く、この結果より本試計算モデルにおける亀裂は疲労の観点からは何ら問題とならないものと考えられる。

一方材料の韌性値として、温度環境として 0°C を考え、さらに大入熱溶接継手（安全側という見地より）を想定すれば SR153 の結果より、

$$K_c = 600 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$$

図 4.1.2.17 は最大期待値に対するものであり、亀裂が棚板に到達するまでにはせいぜい $140 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ しかならない。したがって脆性破壊に対しても本試計算モデルでは問題にしなくてよいと考えられる。

4.1.2.4 まとめ

プラケット先端部から入る亀裂の挙動について試計算を行ない、以下の知見を得た。

- 1) 本構造モデルでは、亀裂発生場所から充分離れた所に境界力を与えており、亀裂を含まない応力解析 (step 1) で求まった主応力分布から、主応力に直角に亀裂伝播経路を予想した結果と、 σ_θ 応力最大説で亀裂を伝播させた経路とはよく一致した。
- 2) 棚板に到達した亀裂が棚板に進入するか、すみ内溶接を沿うかの判定として、モデル実験を行なった結果を解析し、棚板に沿う主応力と棚板とのなす角度が一定となる領域で、その角度が 30.5 度 (0.532 rad) 以上であればすみ肉に沿い、それ以下であると棚板に進入するという仮説を提案した。そして本試計算の場合棚板のすみ肉に沿うという結果を得た。

上記の角度は亀裂の存在しないモデル (step 1) より小さくなるので亀裂を挿入したモデルにつき応力解

析が必要となるので、これを計算しないで判定する手法の開発が望まれる。

- 3) 面材端部から入る亀裂のK値は、図4.1.2.18のモデル化と図4.1.2.19の図をもとに、亀裂を含まないモデルの応力解析結果から近似的に求めることが出来る。
- 4) 本試計算結果によると本モデルでは疲労および脆性破壊に対して充分な抵抗性をもっていると判断される。

参 考 文 献

- 1) 井上武彦、近藤公雄“桁材スニップエンド部の応力分布と疲労解析”、西部造船会会報、第51号（昭和51年3月） P 41
- 2) F. Erdogan and G.C.Sih “On the Crack Extension Plates under Plane Loading and Transverse Shear”, Trans. ASME, J. Basic Eng. 85D (1963)
- 3) H.Tada “The Stress Analysis of Crack Handbook”, DEL Research Corporation
- 4) M. Isida, Eng. Frac. Mech., Vol. 2, No.1, (1970) P 61

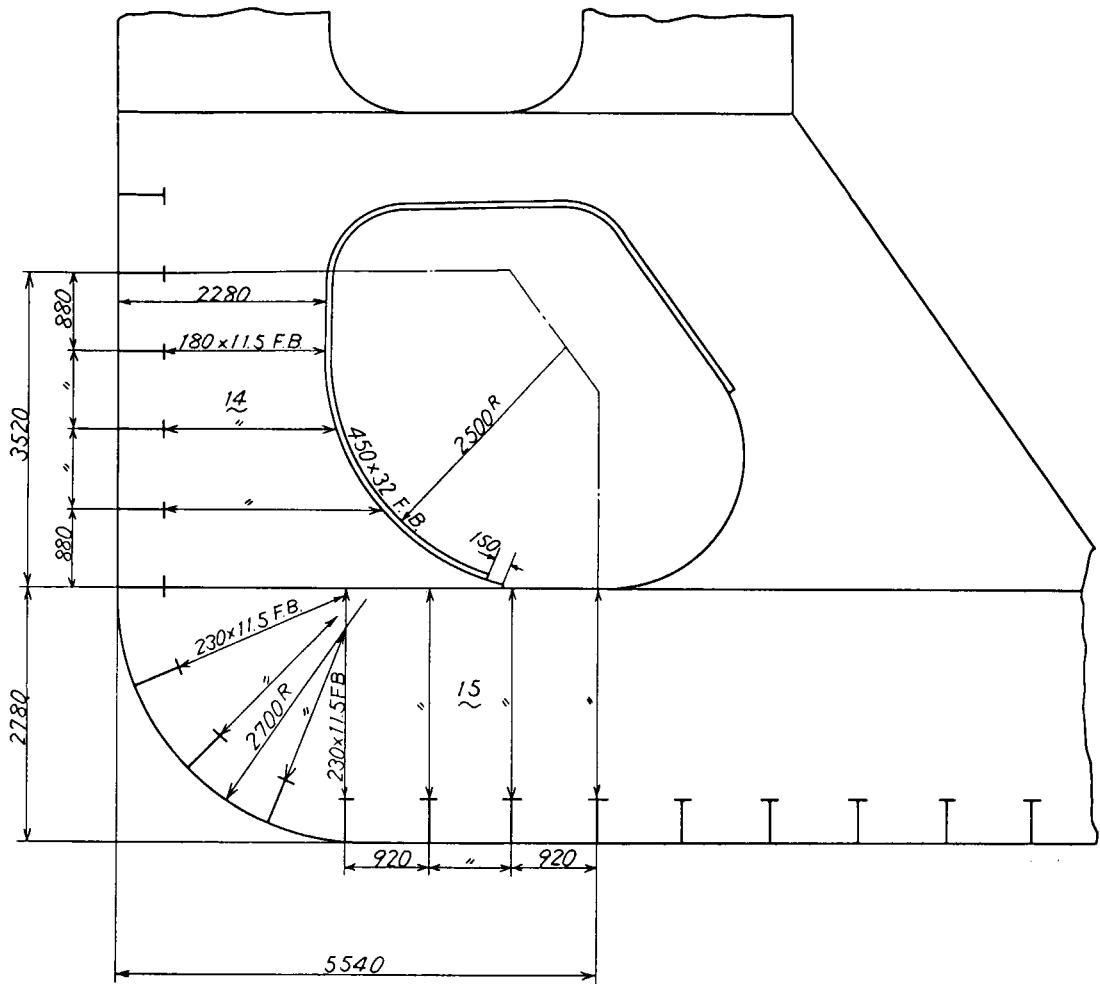


図 4.1.2.1 トランシバルクヘッドのコーナ部

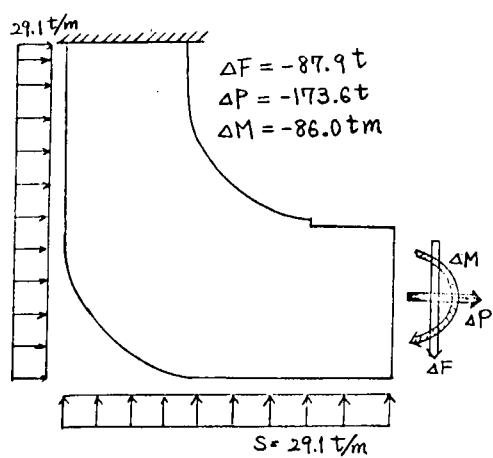


図 4.2.1.2 吃水が±6 m変化する場合に対応する境界条件

C R A C K A N A L Y S I S

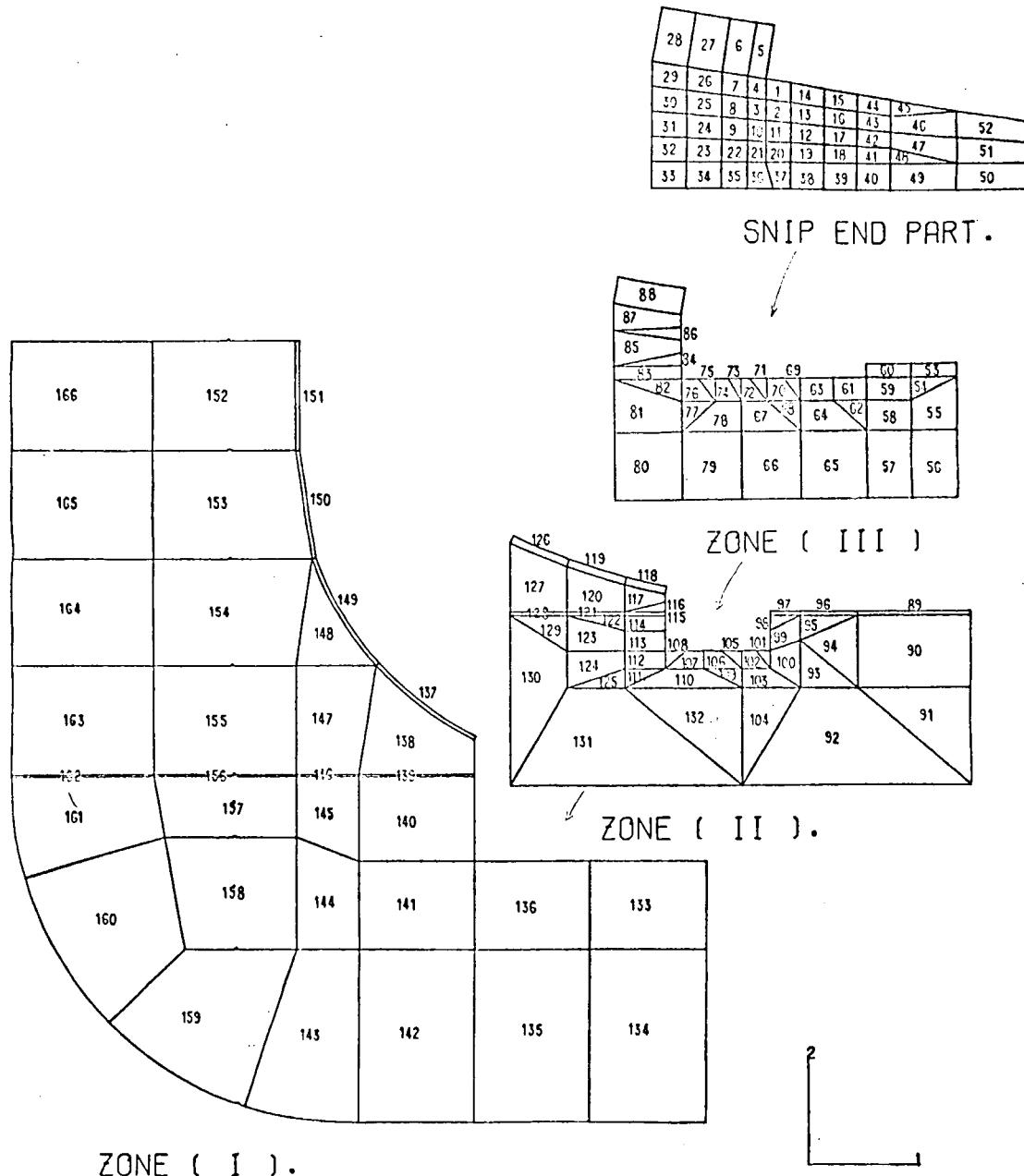


図 4. 1. 2. 3 要素分割

SIG.1 STRESS CONTOURS (TYPE.1)

| |
|--------------|
| 1 = .110 E1 |
| 2 = .305 E1 |
| 3 = .499 E1 |
| 4 = .693 E1 |
| 5 = .887 E1 |
| 6 = .108 E2 |
| 7 = .128 E2 |
| 8 = .147 E2 |
| 9 = .166 E2 |
| 10 = .186 E2 |
| 11 = .205 E2 |
| 12 = .225 E2 |
| 13 = .244 E2 |
| 14 = .264 E2 |
| 15 = .283 E2 |

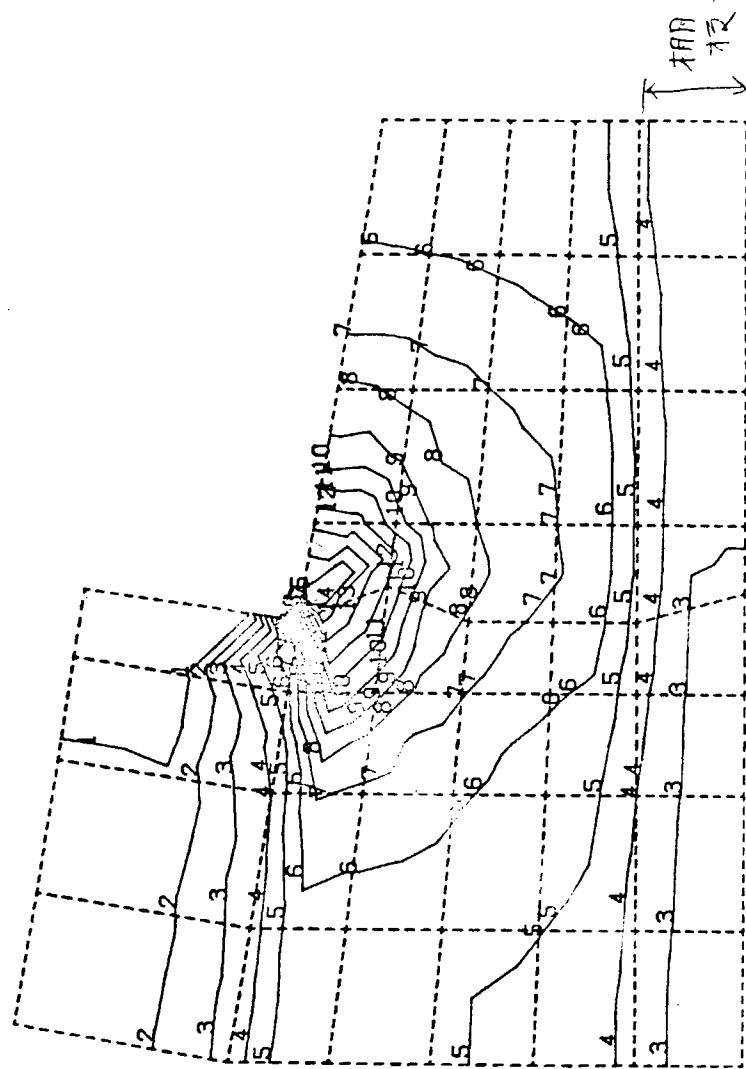
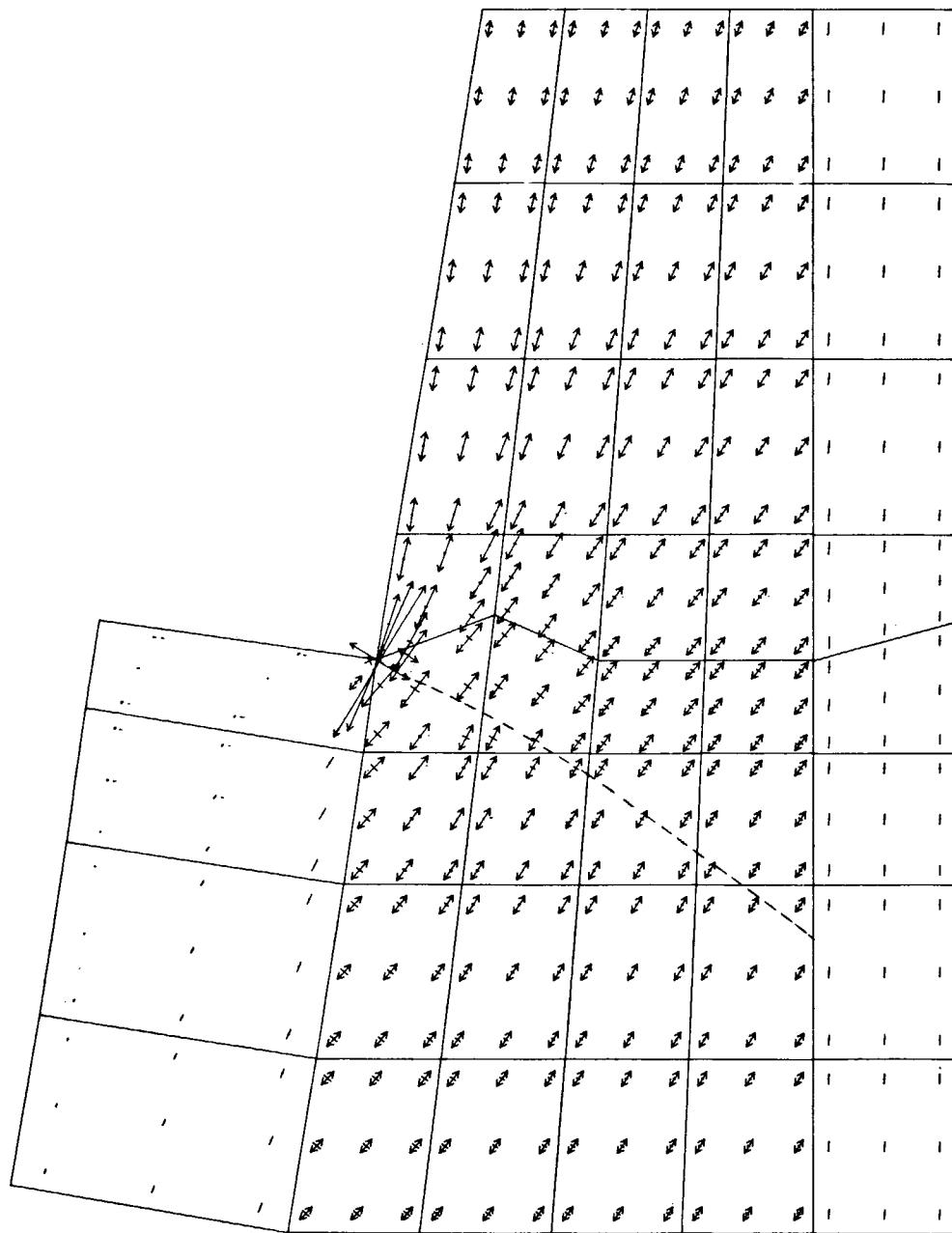


FIG2.*SIG.1*

图 4.1.2.4

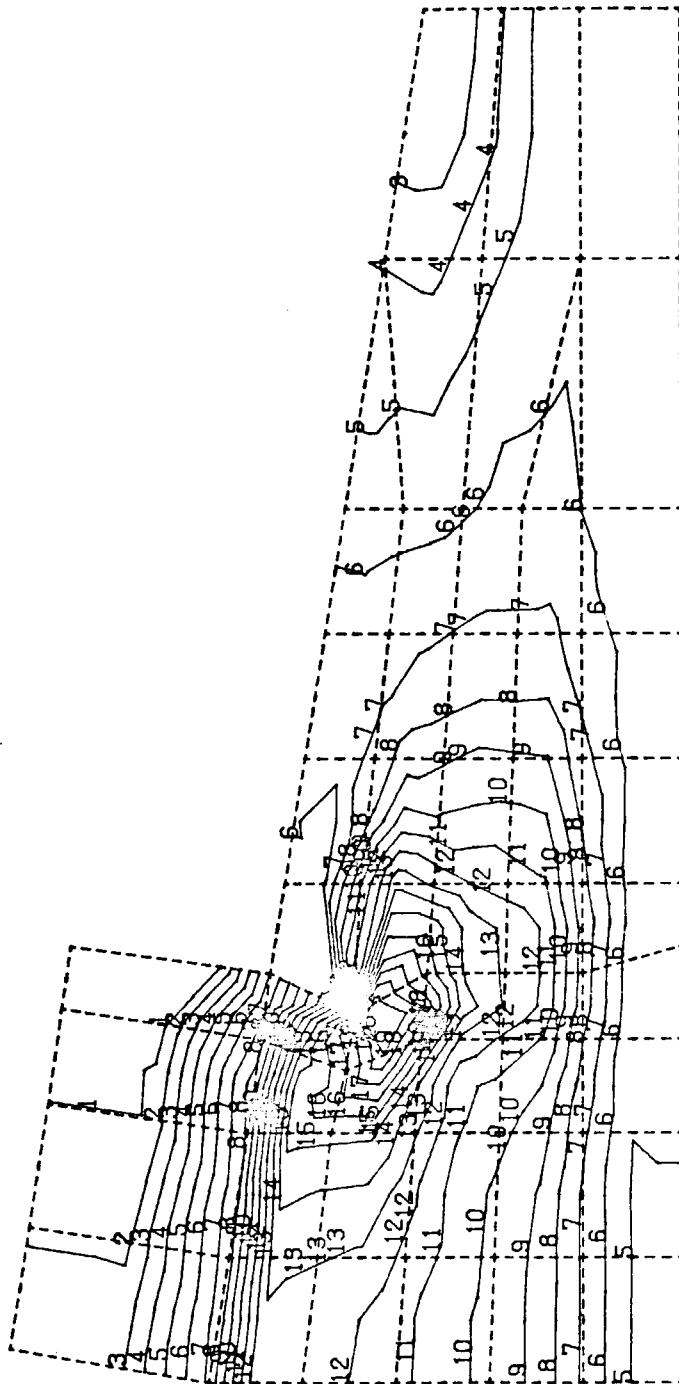


CRACK ANALYSIS (STEP.1) PRINCIPAL STRESS

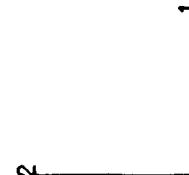
图 4.1.2.5

$\bar{\sigma}$ STRESS CONTOUR FIGURE

1 = .961 E0
2 = .184 E1
3 = .273 E1
4 = .361 E1
5 = .449 E1
6 = .537 E1
7 = .626 E1
8 = .714 E1
9 = .802 E1
10 = .890 E1
11 = .979 E1
12 = .107 E2
13 = .116 E2
14 = .124 E2
15 = .133 E2
16 = .142 E2
17 = .151 E2
18 = .160 E2
19 = .168 E2
20 = .177 E2

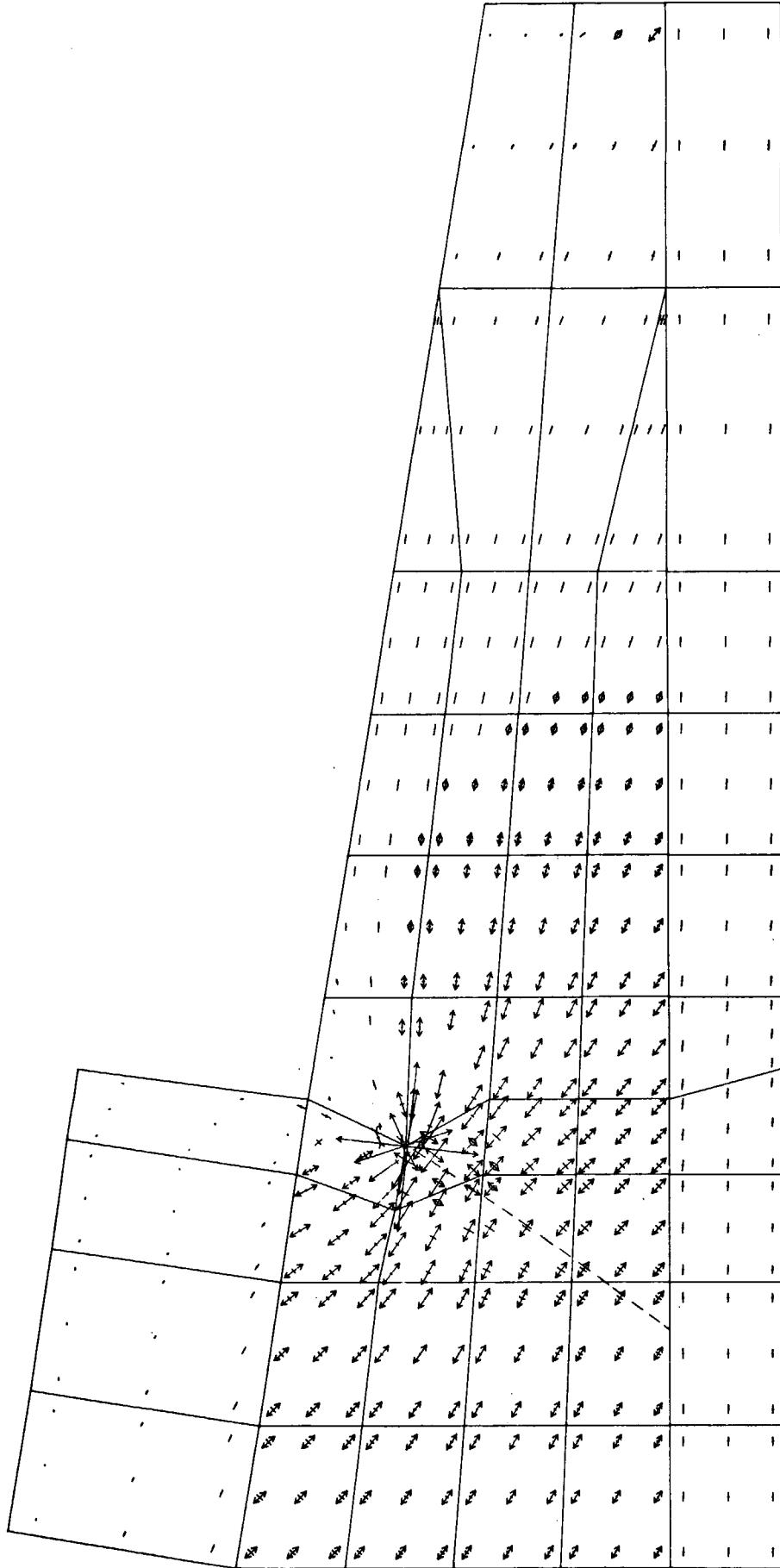


2



EQUIVALENT MISES STRESS

图 4.1.2.6



CRACK ANALYSIS (STEP 2) PRINCIPAL STRESS

图 4.1.2.7

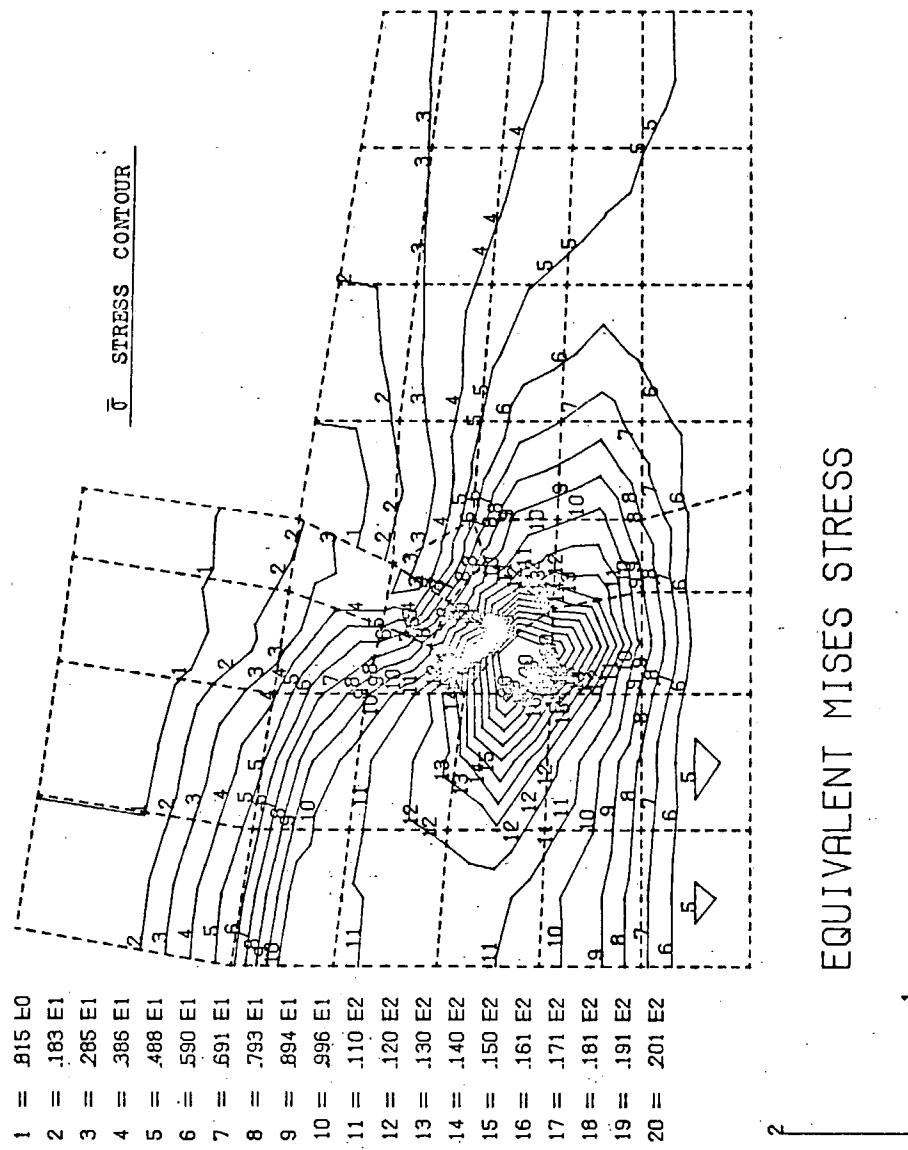
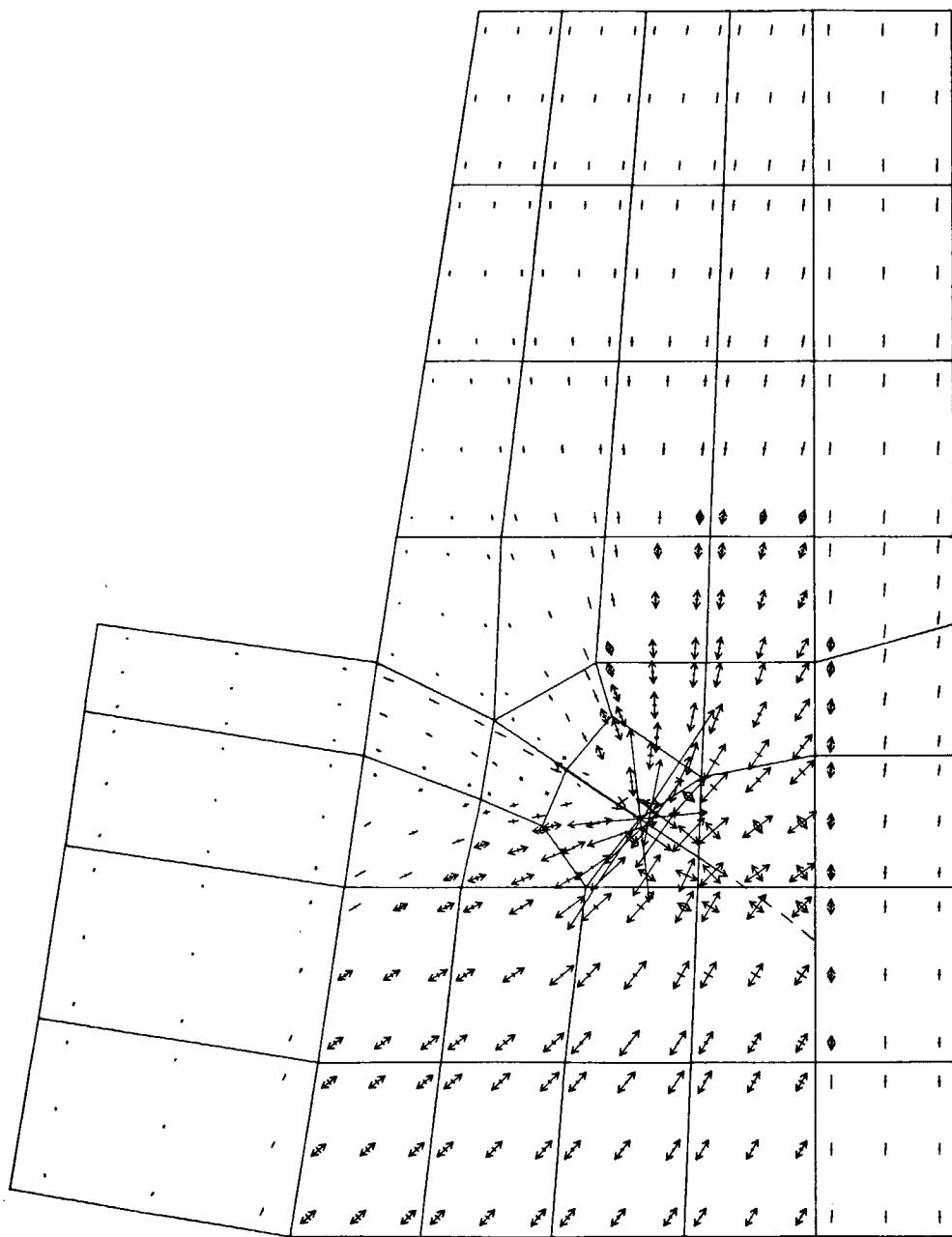


図 4.1.2 8

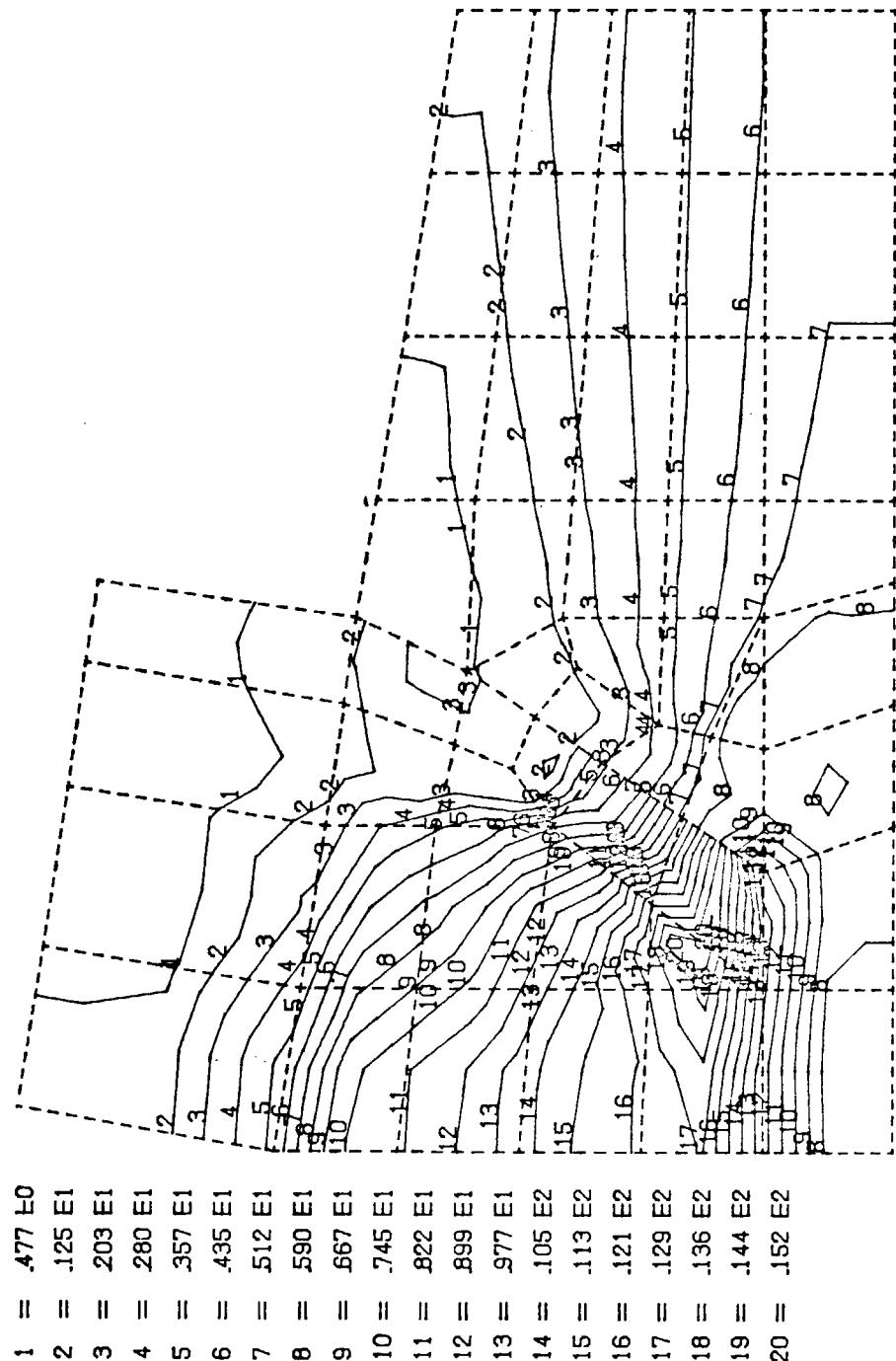
图 4.1.2.9

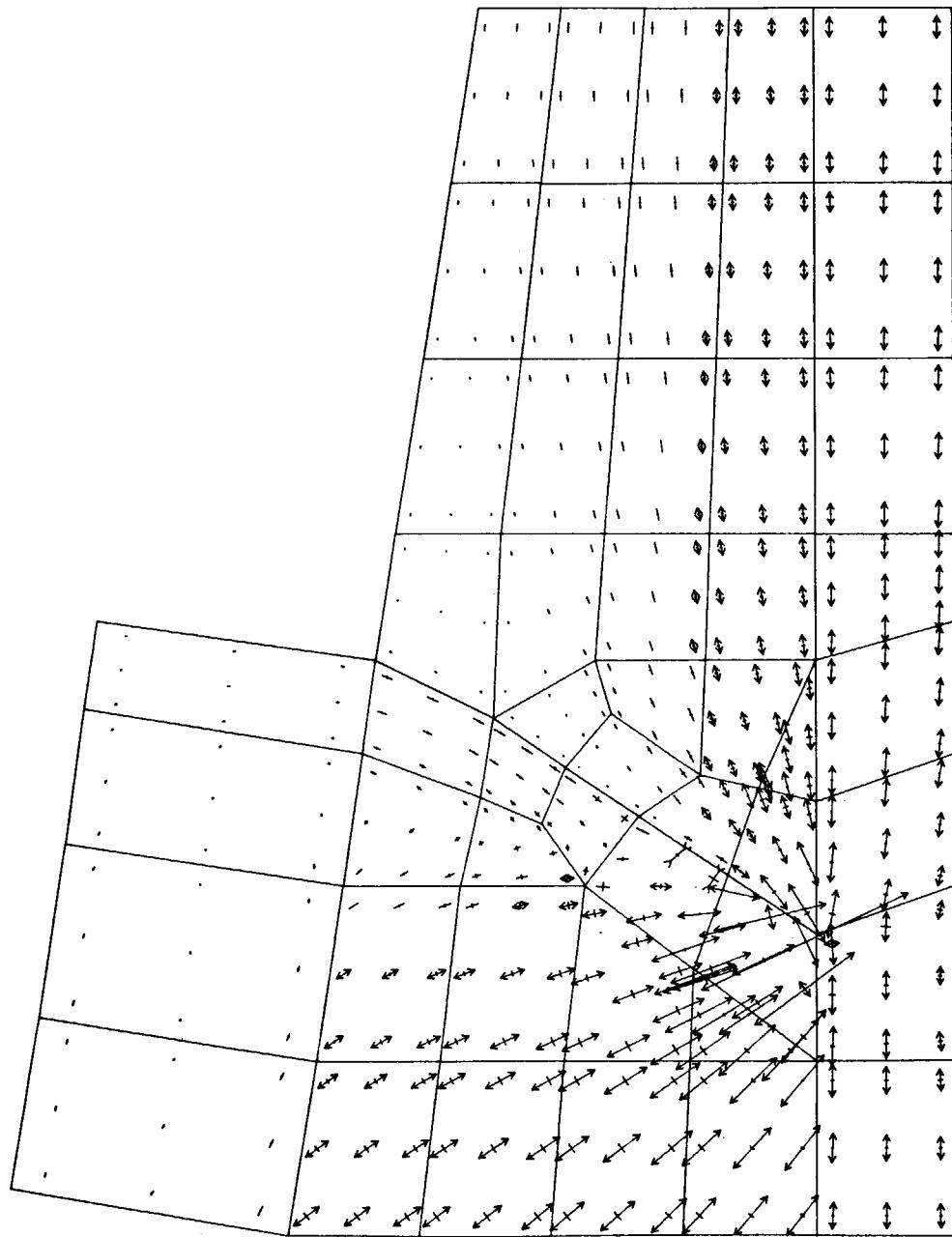
CRACK ANALYSIS (STEP.3) PRINCIPAL STRESS



EQUIVALENT MISES STRESS

图 4.1.2.10





CRACK ANALYSIS (STEP.4) PRINCIPAL STRESS

图 4.1.2.11

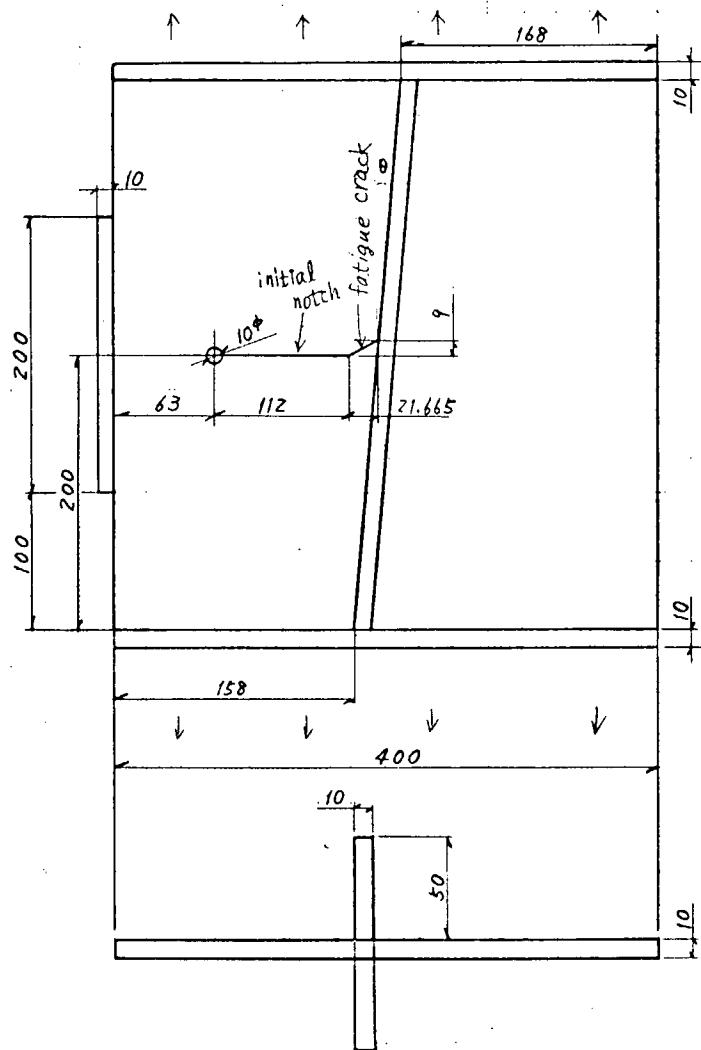


図 4. 1. 2. 12

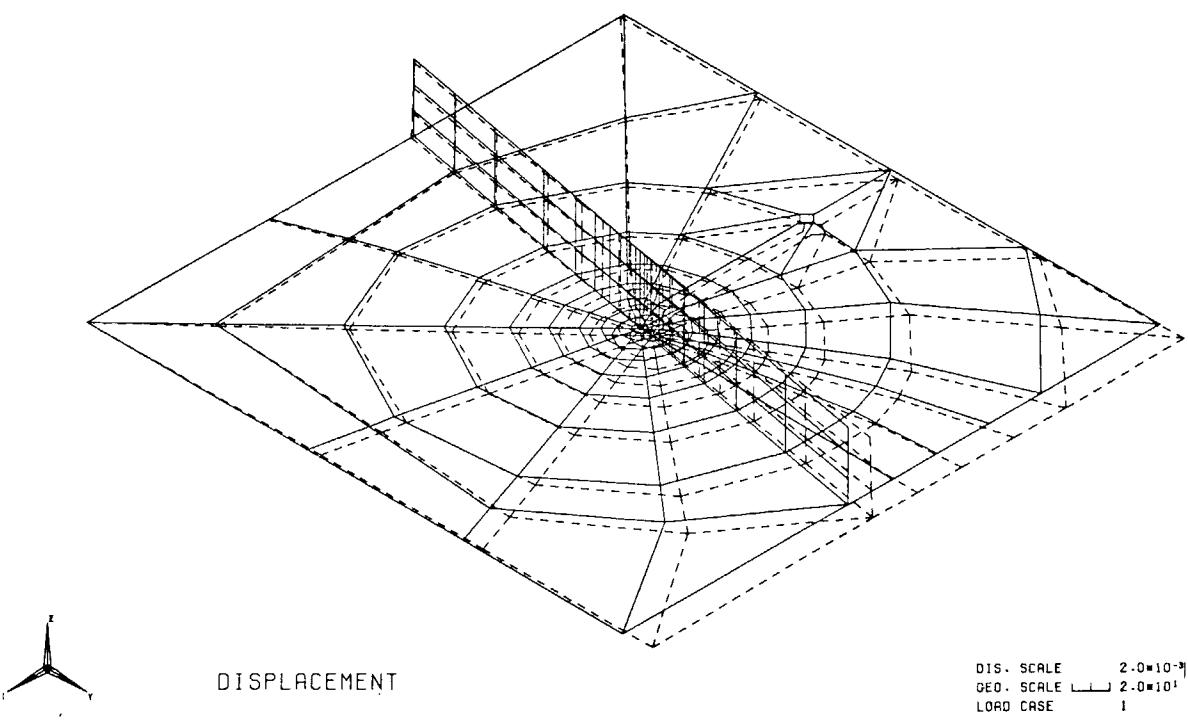


図 4. 1. 2. 13

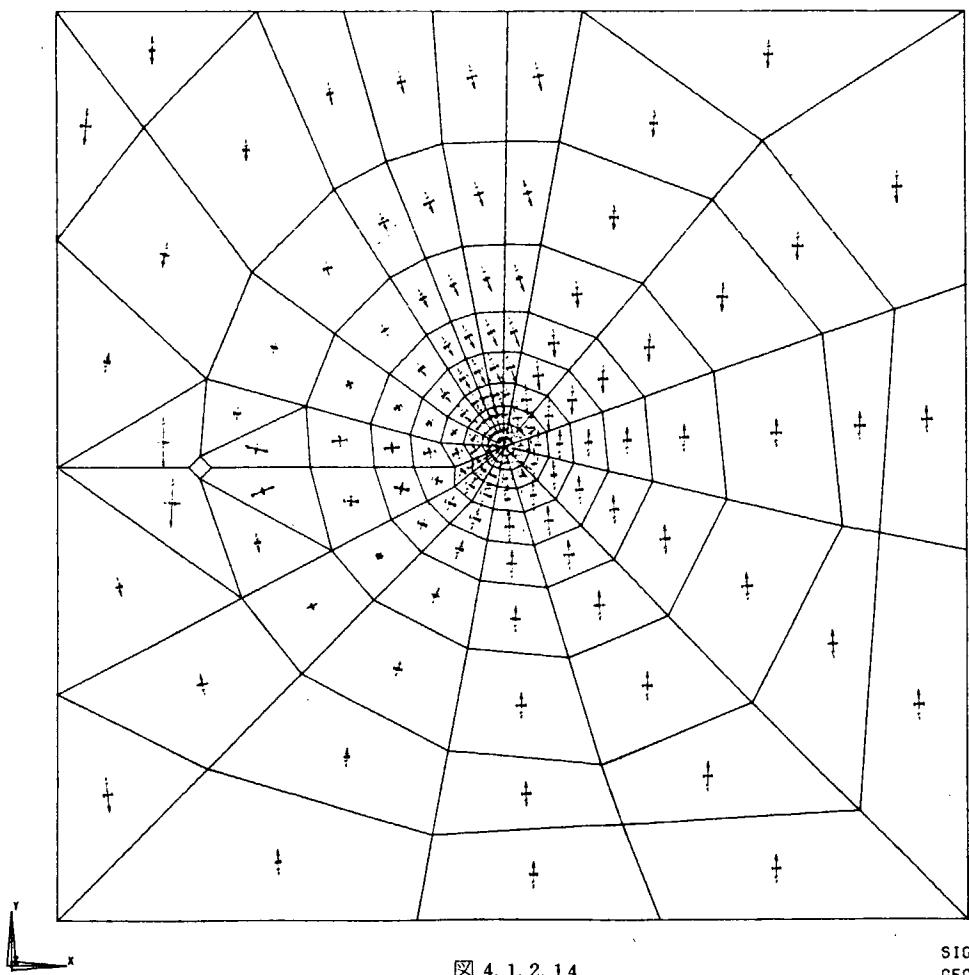


図 4.1.2.14

SIG-MAX 3.3×10^{-1}
GEO. SCALE 2.0×10^1
LOAD CASE 1

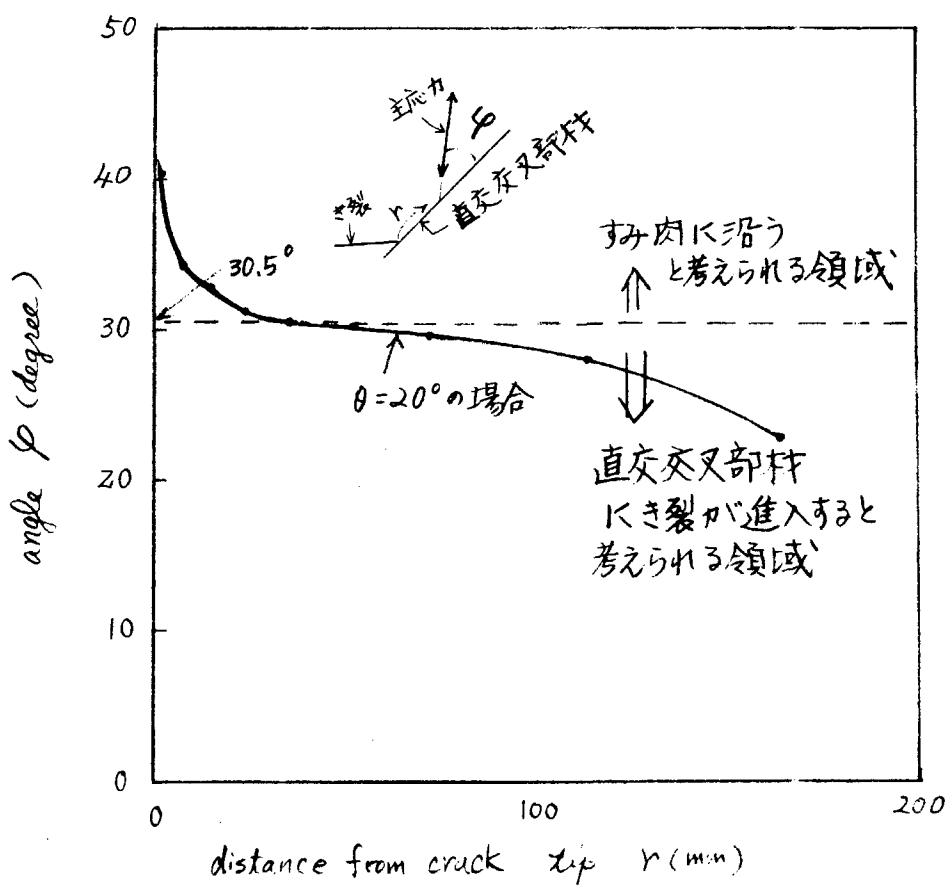


図 4.1.2.15 直交交叉部材に沿う主応力の角度

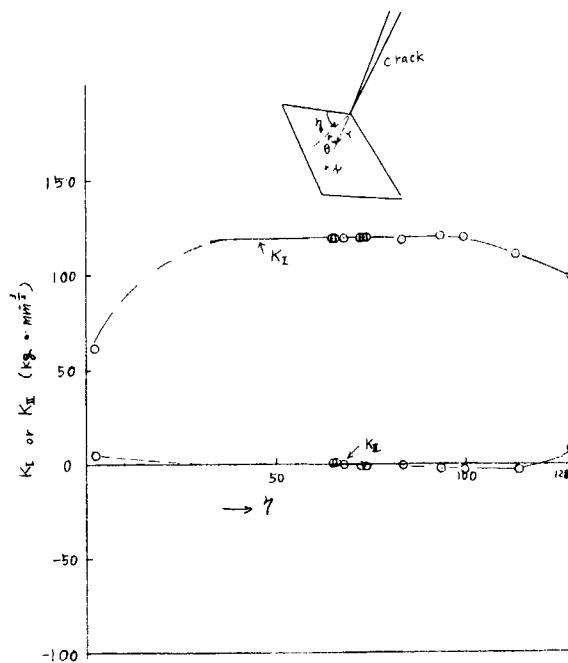


図 4.1.2.16 Step 2 のクラック先端要素内の応力分布より
求まる K_I , K_{II} 値

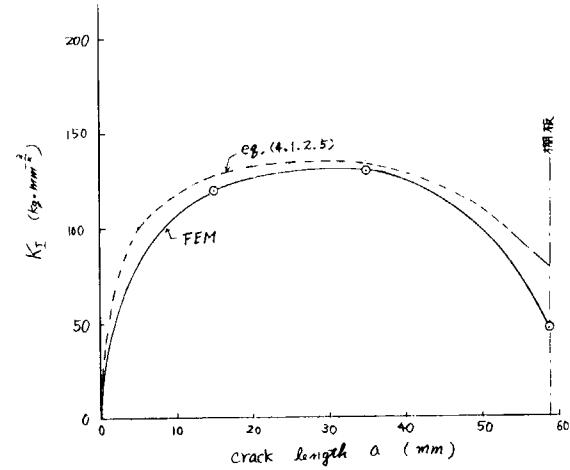


図 4.1.2.17 K_I 値の計算結果

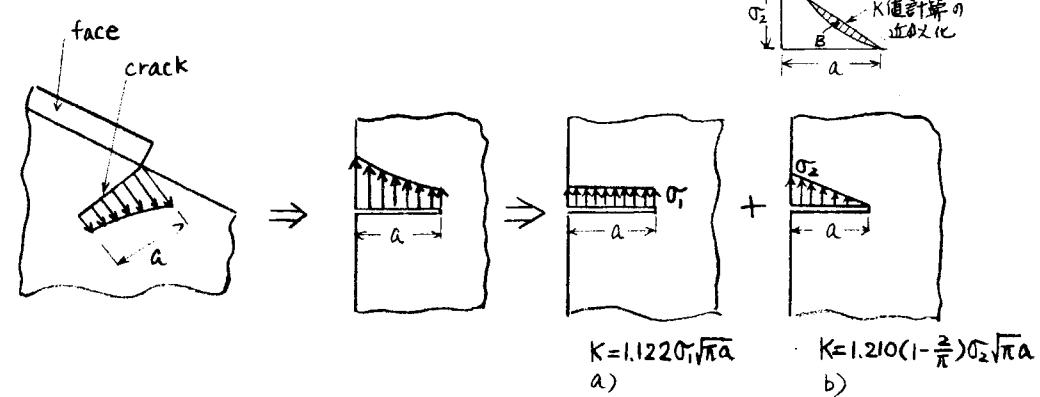


図 4.1.2.18 面材端部からの亀裂の K 値解析のモデル化

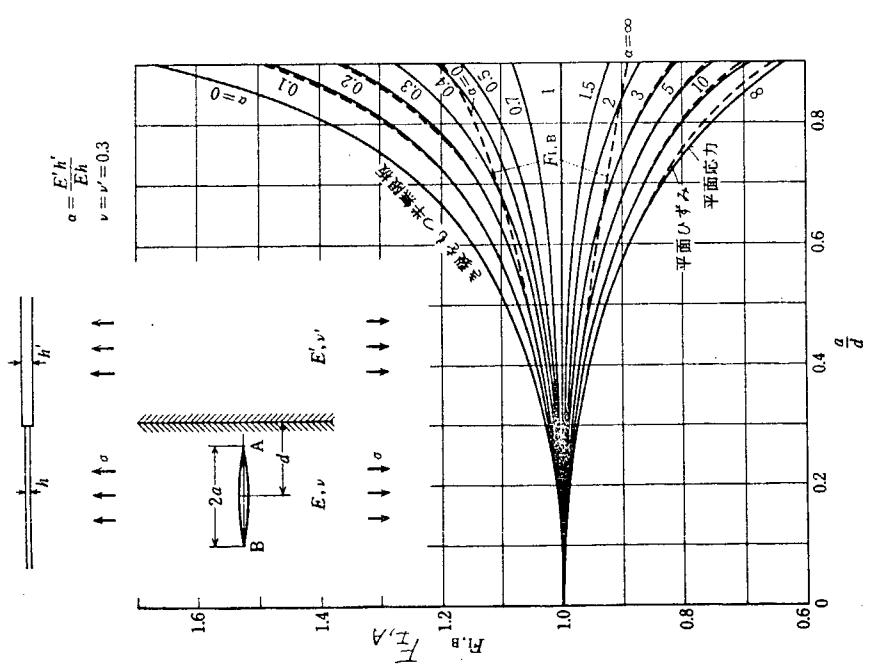


図 4.1.2.19 板の接合境界に近接する亀裂⁽¹²⁾

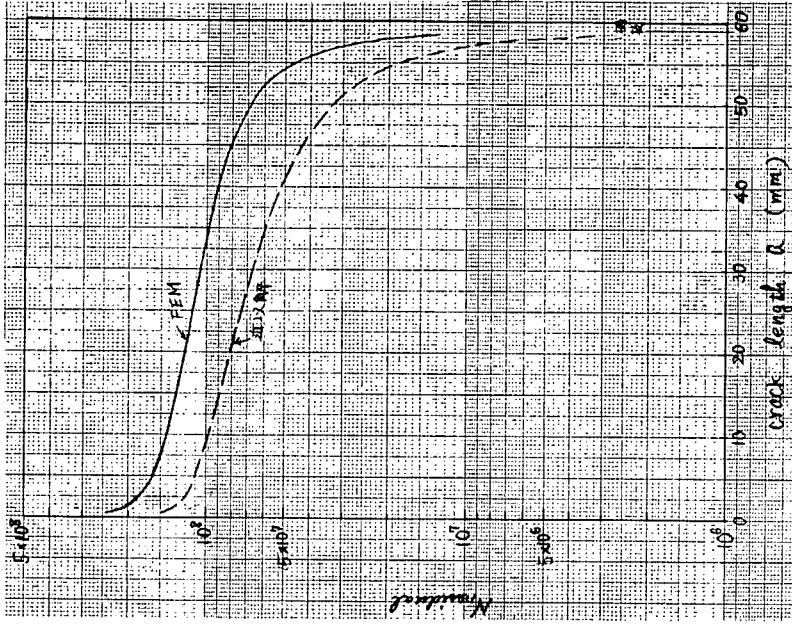


図 4.1.2.21 累積応力頻度分布

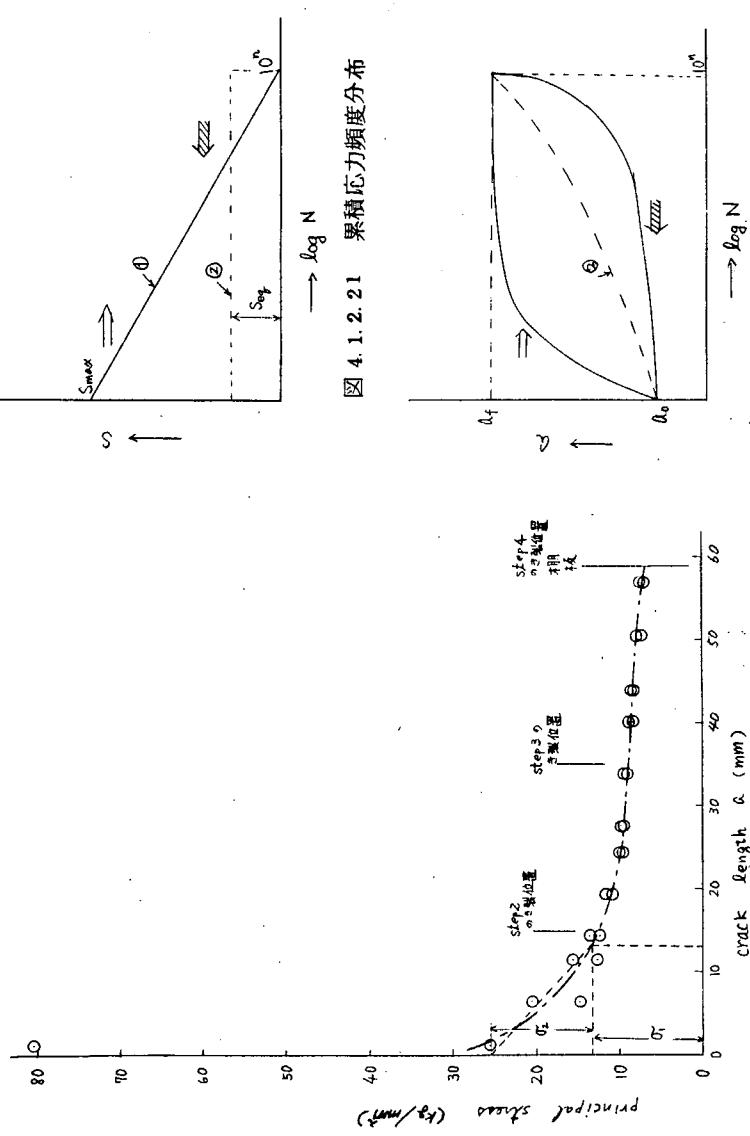


図 4.1.2.22 龟裂成長過程の模式図

図 4.1.2.20 龟裂伝播予想経路における主応力分布
(Step 1 より) (クラック(垂直方向))

図 4.1.2.23 棚板に亀裂が到達するまでの残存寿命と
亀裂長さの関係

4.1.3 デッキロンジ部の試計算(その1)

ースカロップから伝播する亀裂

4.1.3.1 目的

昭和51年度SRI53部会SF小委員会で提案された船殻破壊機構解析の具体的な計算を行なう。計算はデッキ構造のうちロンジのスカロップ周辺から生じる亀裂の進展と構造破壊との関係を求めて、亀裂進展の挙動に破壊力学を適用して構造上の問題点を深める。

具体的には、船体の縦曲げ応力によるスカロップ周辺の亀裂の成長様相を検討してこの種のクラックの特性を求めて先に提案された余裕寿命と強度を求める。

4.1.3.2 計算対象構造と作用荷重

デッキ構造として、先に三菱で提案された同一寸法である大型油送船のスラブロンジを対象として取り上げ、計算の重複を避ける。スカロップ詳細と部材寸法を図4.1.3.1に示す。

デッキ構造に作用する荷重の中、縦曲げ応力に対する破壊機構を調査する。図4.1.3.2～4に示すようにスカロップの応力は引張曲げ荷重に対しては、特に大きくなりが、剪断荷重に対してはかなり大きい。剪断荷重に対する損傷防止策は開孔基準等が既に報告されており、損傷も少なくなっている。

本報告では、開孔基準とは別な視点で、上甲板、防撃材の亀裂が強度に及ぼす影響を考察する。

4.1.3.3 計算

(1) スカロップ附近から生じる亀裂の径路について

スカロップ附近からの亀裂には、上甲板の亀裂(半亀裂長さa)とロンジの亀裂(亀裂深さb)を考える。

- ① 型 ロンジに亀裂がなく、上甲板に脆性破壊が生じる場合
 - ② 型 上甲板に亀裂がなく、ロンジのみの亀裂が進む場合
 - ③ 型 ロンジが破断して、上甲板に亀裂が生じる場合
 - ④ 型 ロンジの亀裂が進展し、上甲板にも亀裂が生じてロンジ、上甲板の2亀裂が進展する場合
 - ⑤ 型 上甲板の亀裂が進展し、ロンジに亀裂が発生して2亀裂が進展する場合
- の5つの破壊モードがある。

図4.1.3.5は後述する計算結果を図示し、①～⑤のモードを示した。

(2) K値の計算について

図4.1.3.6と7に上甲板亀裂とロンジ亀裂のK値 K_A 、 K_B を亀裂長さa、bをパラメータとして示す。なお K_A 、 K_B は上甲板の縦曲げ応力の特性を考慮して、図4.1.3.8の有限要素法モデルにより計算し、部材端の変位 δ を一様伸びとして与え、等価応力 σ_0 が 1kgf/mm^2 の単位荷重に対して示した。そして図中に中央亀裂と片側亀裂のK値を示した K_A 、 K_B と対比した。有限要素計算からK値を求める際、亀裂先端からの距離rの変位uを用い次式でK値を定めた。

$$K = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\pi}{2}} \times E u, \quad E = 21,000 \text{ kgf/mm}^2$$

(3) 外荷条件

(脆性破壊発生の韌性値と最大応力)

SRI53-SF小委では変動応力と静水中応力が最大 20kgf/mm^2 と想定し、解析が行なわれたが本報告では 24kgf/mm^2 として解析する。図4.1.3.6から判るように、上甲板亀裂は $a < 1000\text{mm/m}$ では K_A の最大が 29kgf/mm^2 で $K_c = 600\text{kgf/mm}^2\sqrt{mm}$ と考えると最大応力が 20kgf/mm^2 では破壊が生じないことになる。

このために便宜上の処置として、軟鋼の規格値相当の最大応力 24 kgf/mm^2 が作用するものとし、後記の検討を行なう。

(なお、 $K_c = 500 \text{ kgf/mm}^2 \sqrt{mm}$ で最大応力 20 kgf/mm^2 の場合にもなる)

(4) 疲労亀裂伝播則と荷重

SR153-SF小委にならい

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_A^m$$

$$\frac{db}{dN} = C \Delta K_B^m$$

$$C = 1.44 \times 10^{-9} \quad m = 2.5$$

とし、等価一定繰返し応力 $\sigma_a = 3.00 \text{ kgf/mm}^2$ が作用し遭遇する繰返し応力総数の 0.1 のみが亀裂伝播に寄与するものとした。

(5) 残余寿命と強度

図 4.1.3.9～11 に甲板亀裂またはロンジ亀裂が成長して脆性破壊発生に至るまでの残余寿命 N_R と残余強度 σ_c を示す。なお、②の亀裂経路ではロンジ亀裂が 450 % になるまでの亀裂の残余寿命と強度を示した。

(6) 単一亀裂からの 2 つの亀裂への分岐の計算

①型、②型の亀裂が④、⑤型の亀裂へ変化する限界値と寿命を図 4.1.3.12 と 13 に示した。(7)に示すように計算では亀裂進展とともに応力増加の影響を図 4.1.3.14 のように考慮し MINER 則の USAGE FACTOR = 1 となると亀裂が発生するものとし、図 4.1.3.15 の S-N 曲線を用いた。なお、図 4.1.3.9 と 10 では单一欠陥 a、b を持つ構造から、2 つの亀裂を持つ構造までの寿命 (N_F) を単一亀裂の進展量を考慮せずに求めた。

(7) 単一亀裂から 2 つの亀裂への分岐の計算手法

亀裂想定個所の応力 σ が dN 回繰返えすと、USAGE FACTOR df はマイナー則によって次式で表わされる。

$$df = \frac{dN}{N_i} \quad \dots \quad (4.1.3.1)$$

ここで $N_i = 10^{(0.2\sigma+3.4)}$ として図 4.1.3.15 より近似する。

σ は FEM 計算により図 4.1.3.14 から次式で表示される。

$$\sigma = k_s (1 + K_a \cdot a) \cdot \sigma_0 \quad \dots \quad (4.1.3.2)$$

a : 亀裂の長さ

σ_0 : 切欠部を離れた個所の応力

k_s : 亀裂 a のない場合の応力集中係数 (スカラップ下で 1.2、デッキで 1.1)

k_a : 応力再配分による応力増加係数 (" 0.004 " 0.001)

一方 dN 回応力変動がある間に da の亀裂が進展すると Paris 則で次式となる。

$$dN = \frac{da}{CK^m \sigma_0^m} \quad \dots \quad (4.1.3.3)$$

K = 図 4.1.3.6、7 の単位応力による K 値

以上 (4.1.3.1)～(4.1.3.3) によって初期欠陥 a_0 が a の長さになる寿命 N 、と USAGE FACTOR f が

それぞれ求められる。

図 4.1.3.12～13は初期欠陥 a_0 の時 $f = 0$ のロンジ、デッキの継手部が $f = 1$ になる時の亀裂長さ a と寿命を例示した。

4.1.3.4 検討および考察

以上の計算結果をまとめると次のようになる。

- (1) K値の計算結果は図 4.1.3.6～7に見るとおり、上甲板のK値はスカロップの亀裂にあまり影響されないが、スカロップの亀裂のK値は、上甲板の亀裂に大きく影響される。この傾向は、図 4.1.3.1.4の注目点の応力増加からも類推され、上甲板は主部材でロンジが2次部材であるものと考えることができる。
- (2) 上甲板の亀裂のK値は、ロンジの亀裂の有無に拘わらず、 a がロンジ間隔以下では、上限値がある。
- (3) 図 4.1.3.1.2に見るように、 a 、 b とも約200%以下の初期亀裂では、④、⑤のモードのように、2つの亀裂が進展する可能性があり、200%以上の初期亀裂では、单一亀裂として、構造強度を考えて良いと思われる。

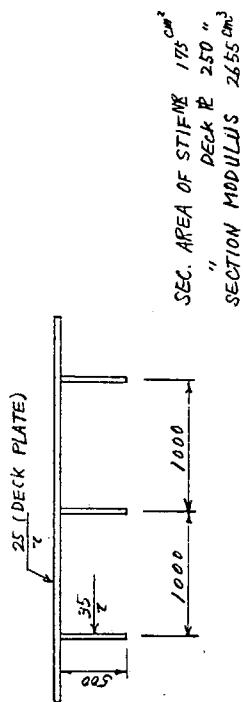
4.1.3.5 まとめ

上甲板付ロンジのスカロップ附近の亀裂の成長様相を検討してスカロップから伝播する亀裂の径路と亀裂の寿命と残余強度を求め、構造上の問題点を考察した。その結果、従来から設計で採用されている考え方通り、上甲板は1次部材、ロンジは2次部材であると考えることができる。そして、上甲板ロンジ亀裂が小さいとき(約200%以下)では2つの亀裂が進展して構造破壊する場合があるが200%以上の大亀裂では、单一亀裂のまま構造破壊する場合もあり亀裂を評価する基準となる亀裂寸法が考察された。

参考文献

- (1) 日本造船研究協会 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”日本造船研究資料 No.267-2、昭和52年3月

SECTION DECK LONGIT'L'S



DETAIL OF SCALLOP
AND WELD JOINT

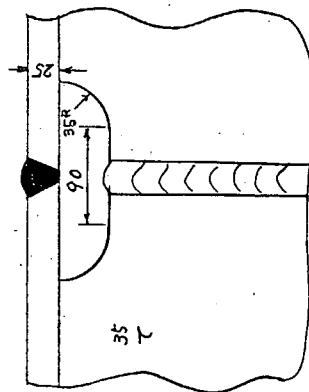


FIG. 4.1.3.1 DIMENSION OF DECK STRUCTURE

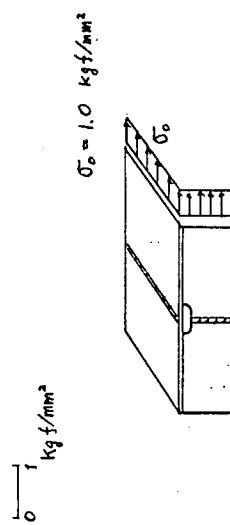
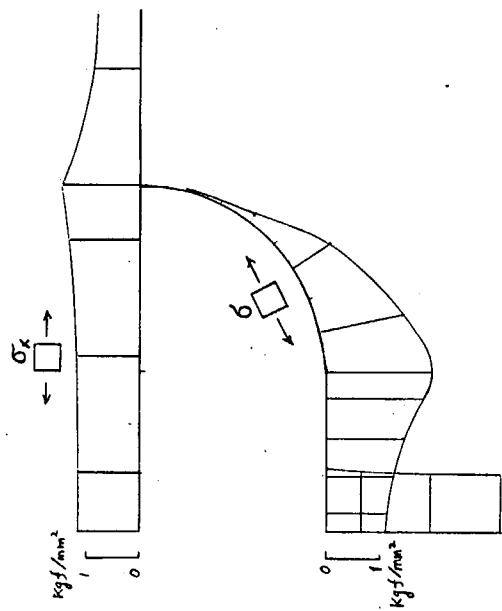


FIG. 4.1.3.2 STRESS DISTRIBUTION AROUND SCALLOP
UNDER TENSILE LOAD

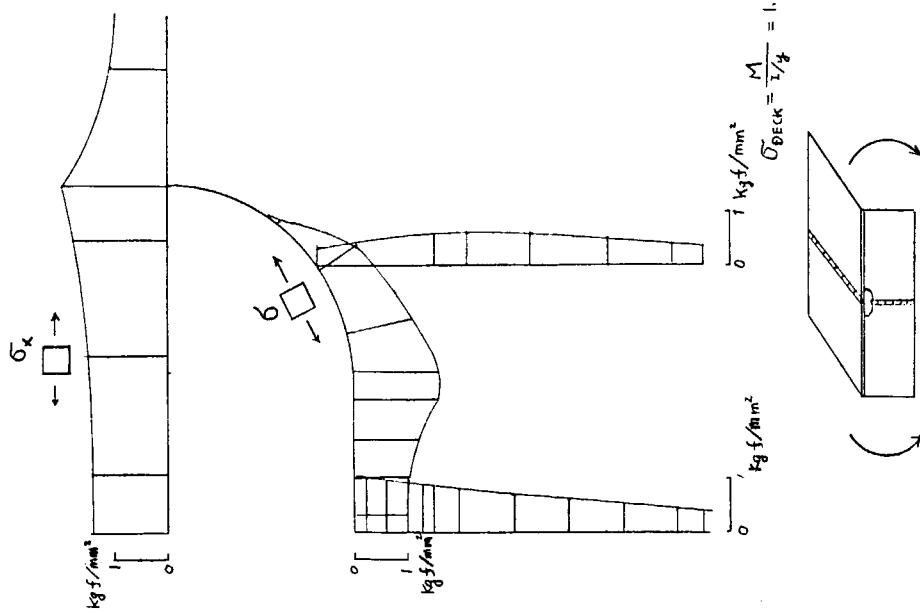


図 4.1.3.3 STRESS DISTRIBUTION AROUND SCALLOP
UNDER BENDING LOAD

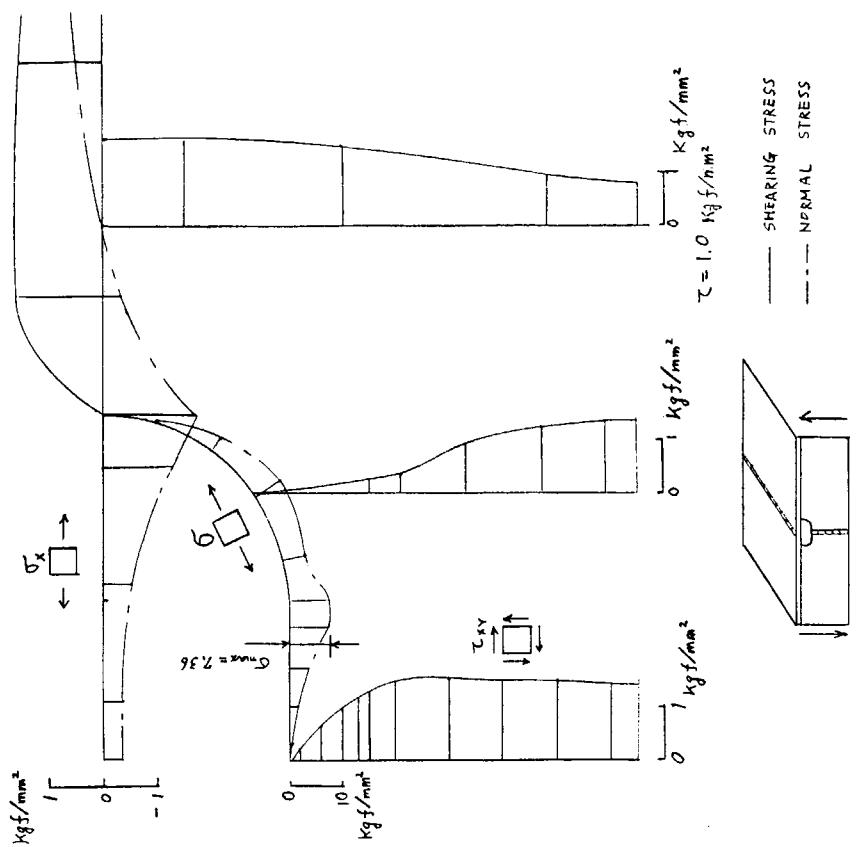


図 4.1.3.4 STRESS DISTRIBUTION AROUND SCALLOP
UNDER SHEARING LOAD

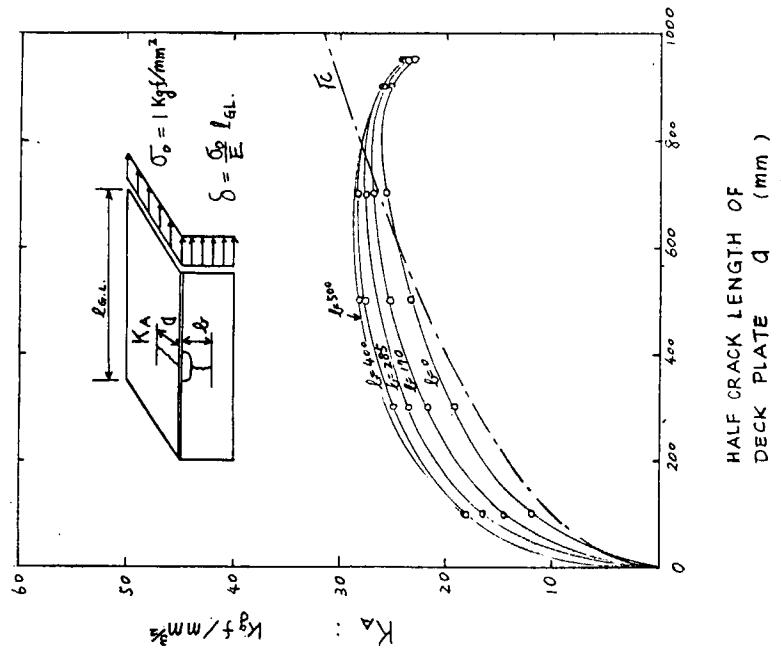


图 4.1.3.6 K - q 值在甲板板上

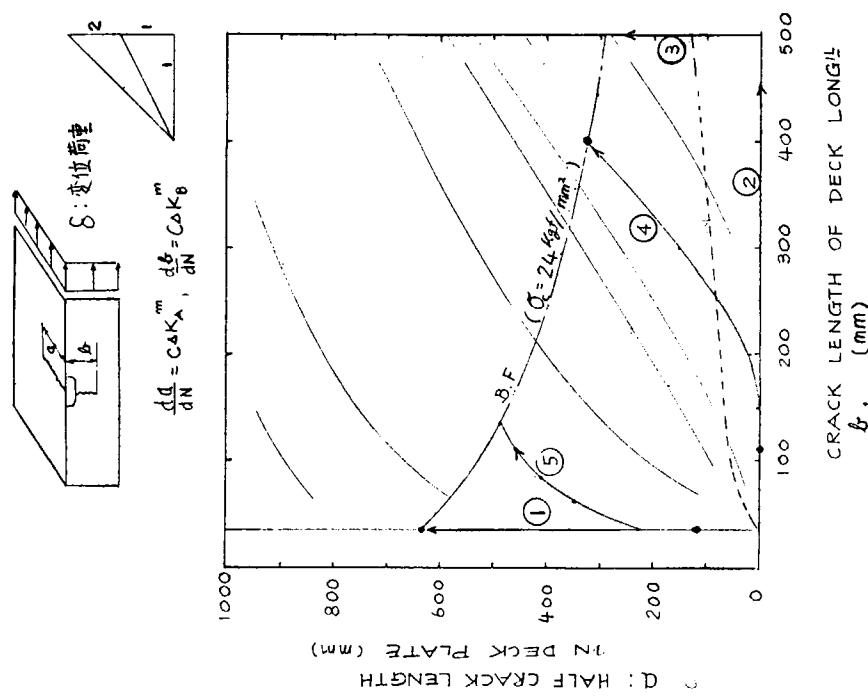


图 4.1.3.5 裂缝路径

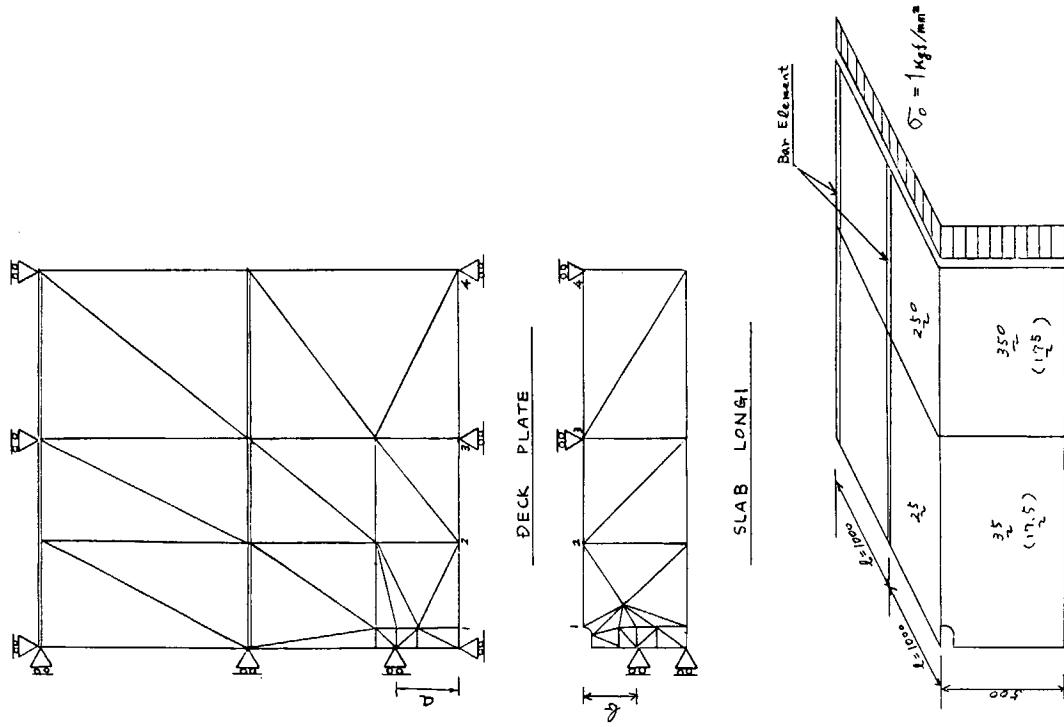


図 4.1.3.8 IDEALIZATION AND MESH DIAGRAM

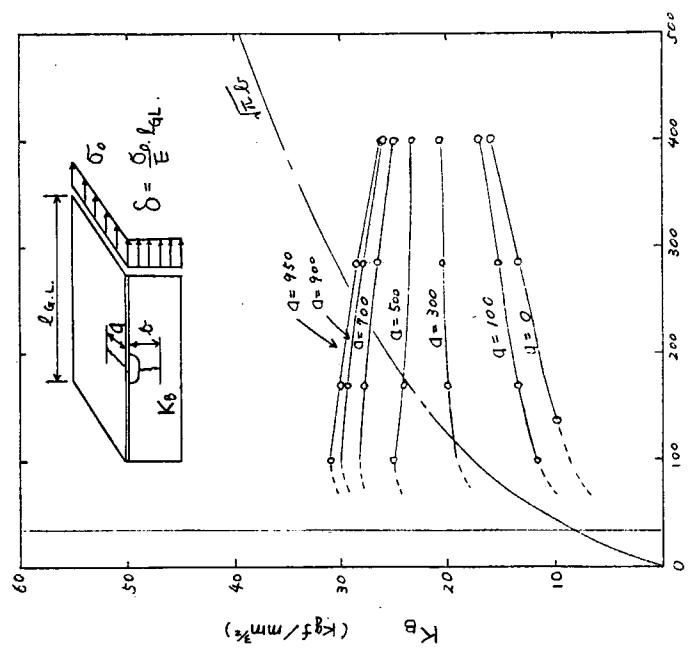


図 4.1.3.7 K-VALUE IN DECK LONGITUDINAL

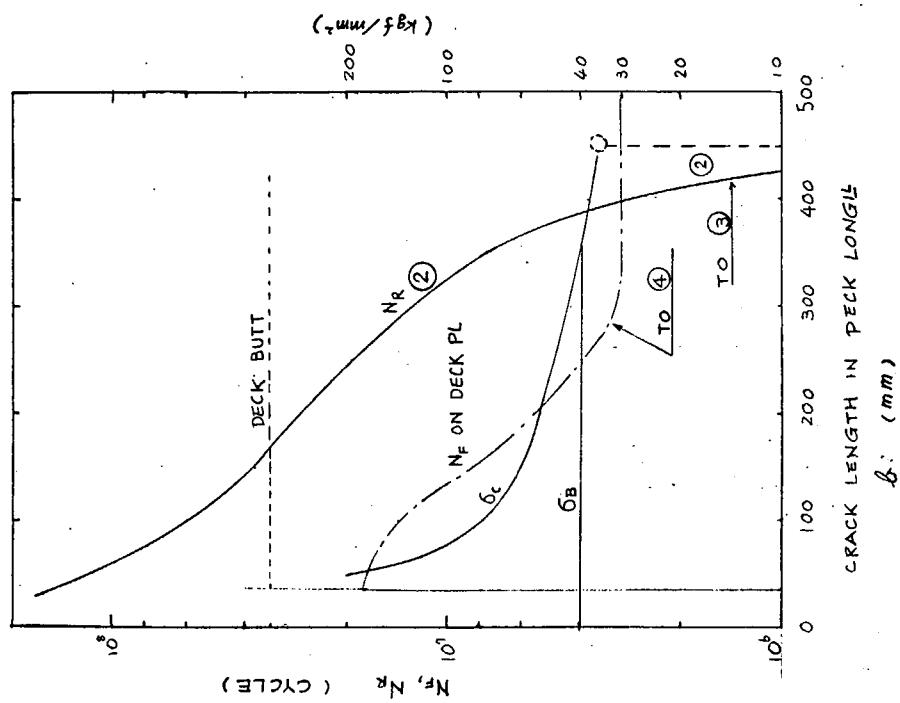


图 4.1.3.10 RESIDUAL LIFE IN PATH ②

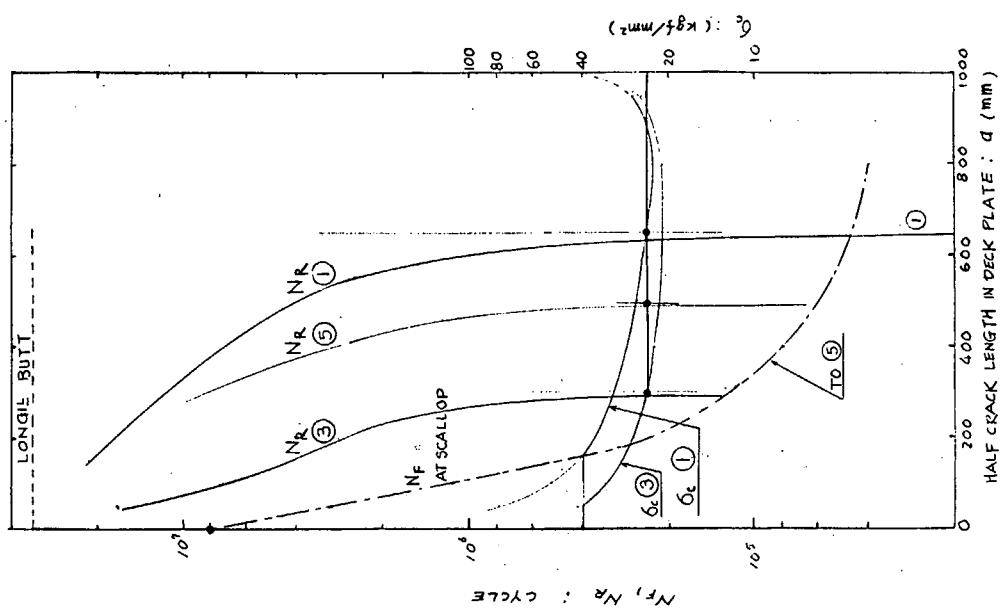


图 4.1.3.9 N_f, N_R AND $\delta_c \sim a$ CURVE

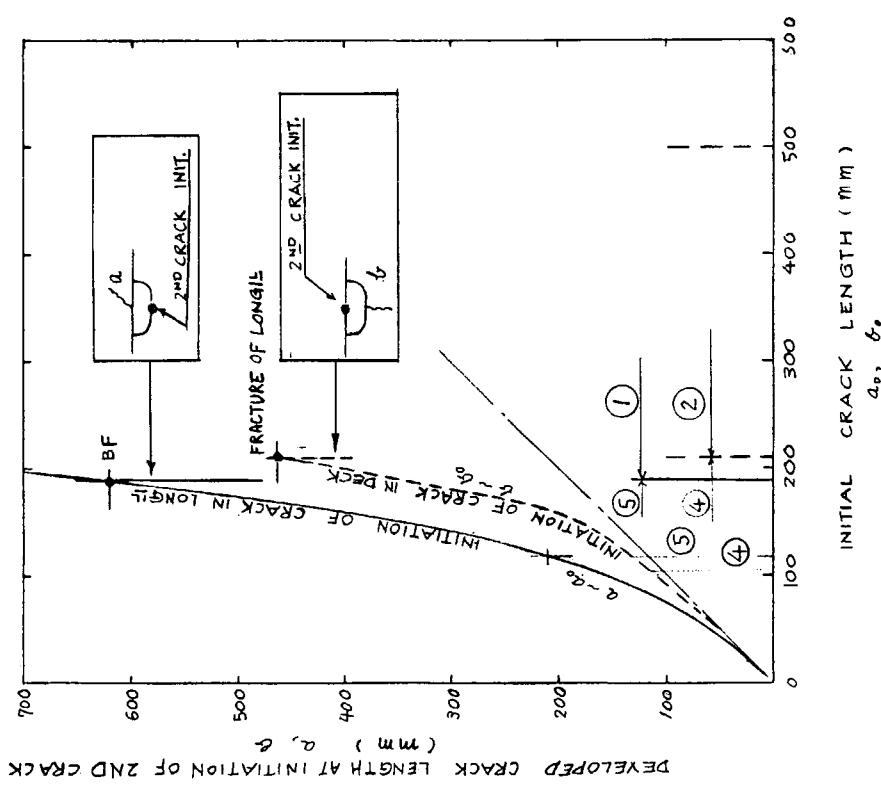


图 4.1.3.12 TRANSITION FROM SINGLE CRACK TO DOUBLE CRACK

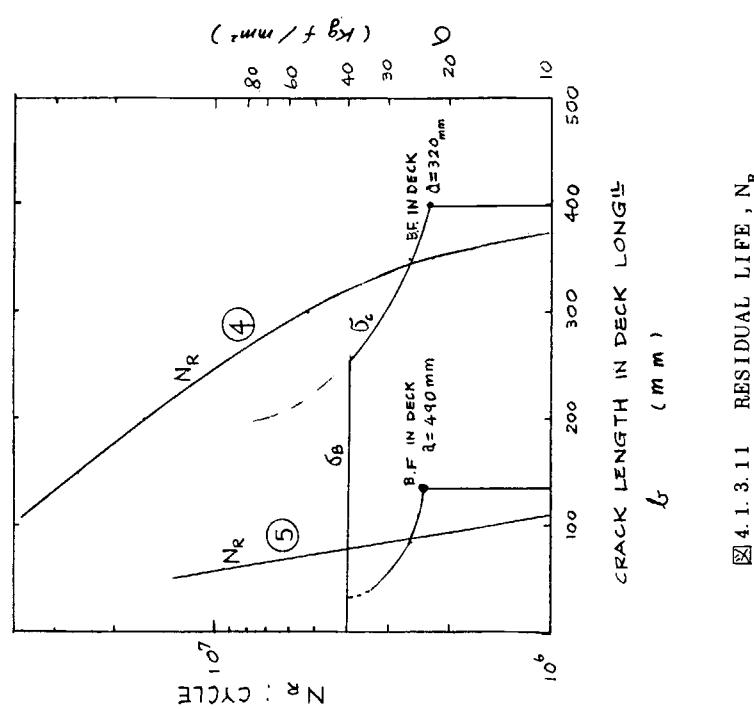


图 4.1.3.11 RESIDUAL LIFE, N_r

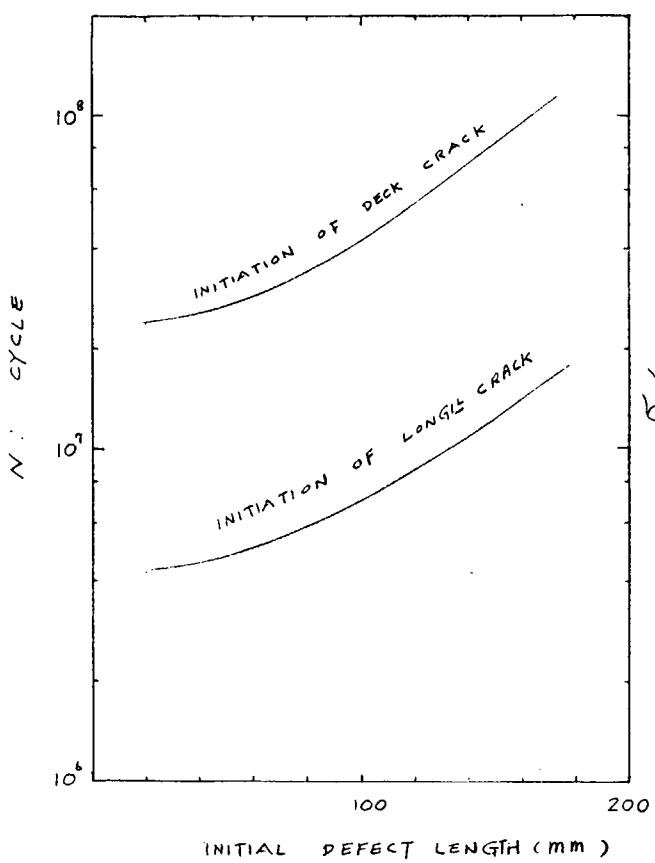


図 4.1.3.13 LIFE TO DOUBLE CRACK

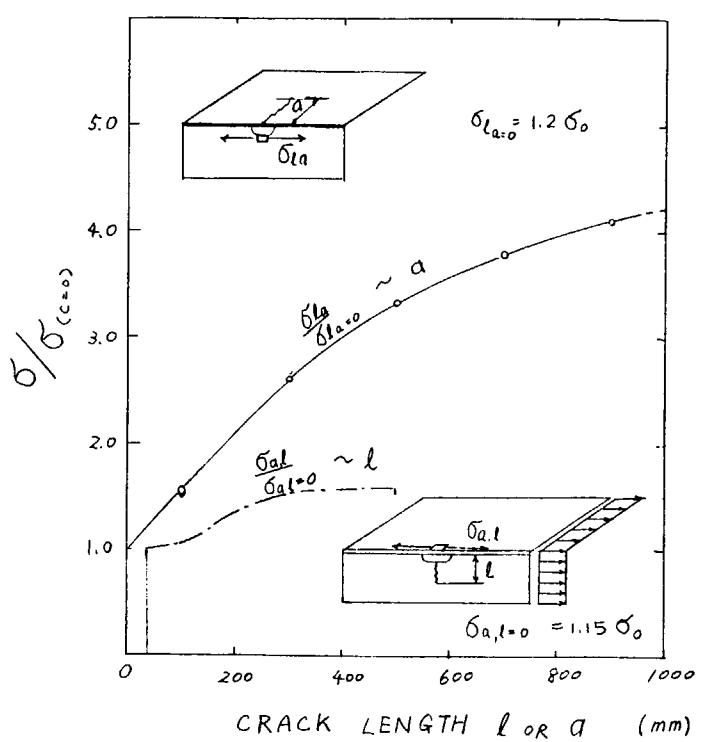


図 4.1.3.14 STRESS INCREMENT DUE TO CRACK EXTENSION

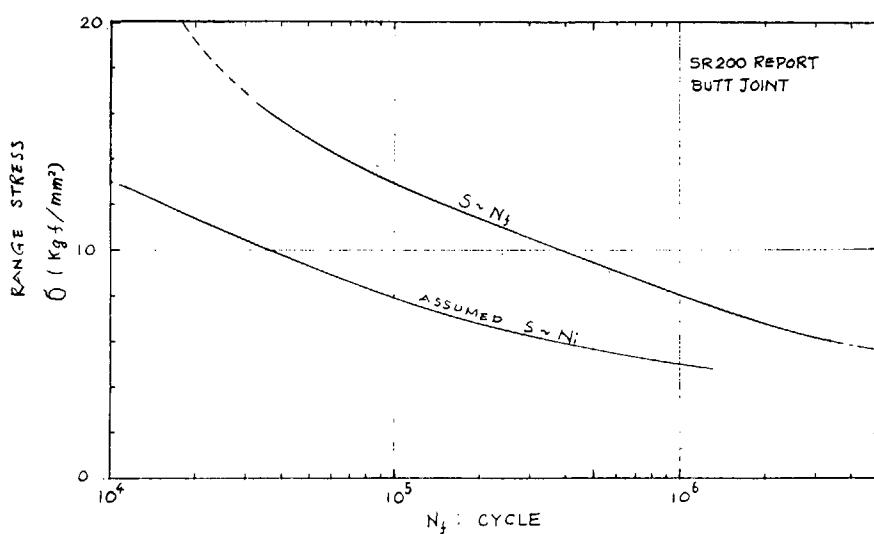


図 4.1.3.15 ASSUMED $S \sim N_f$ CURVE

4.1.4 デッキロンジ部の試計算(その2)

—交叉部隅内溶接近傍の亀裂—

4.1.4.1 目的

デッキプレートのロンジまわり構造は、形状的にも応力条件的にも比較的単純な部分である。損傷の実績という面からは、ほとんど問題視されない箇所であるが、船殻構造の中核を成す部分であり、その船の強度を代表するものの一つであるという見方から、SRI53部会破壊力学検討小委員会(略称SF小委)ではケース・スタディの対象の一つに取り上げられた。¹¹⁾

SF小委のケース・スタディ¹¹⁾では、特定寸法が与えられたデッキプレート付きのロンジ部を単純なT型断面梁に理想化し(さらに、計算の際のモデル化ではデッキプレートと同じ断面積をもつ梁に置換した平板問題と見なし)て、この部分の疲労亀裂伝播寿命や残余強度(不安定破壊を起こすのに必要な仮想的な荷重の大きさ。亀裂の進展具合によって変化する)を検討している。また、この検討の際に遭遇した種々の問題点や不足情報についてもまとめられている。

しかし、SF小委での検討対象範囲は、結果的には、ロンジ一本が亀裂破断する程度、ないしはデッキプレート部に若干亀裂が入り込む程度までを扱ったものである。加えて、亀裂がロンジとデッキプレートの交叉部にある連続隅内溶接部を横切る際の様相については詳細を省略して(寿命の計算を省いて)扱っていた。

ロンジとデッキプレートの交叉部のように、一般に、平板が交叉する部分あるいは板厚の厚い部分へ亀裂が進入する際にはK値が減少し、構造的なアレスト効果が発揮される。したがって、疲労の伝播寿命という点からは、この部分で相当の寿命が費されるべきものと推測される。このような観点から、本試計算では亀裂が平板交叉部を横切る際の挙動追跡を試みた。対象構造の寸法・形状は、したがってSF小委でのものと同一とした(図4.1.4.1)。

またもう一つの項目として、SF小委が対象とした亀裂の規模を若干広げて、数ロンジ間隔伝播した亀裂の先端が次のロンジに近づいてゆく際のK値減少の様相についても若干の試計算を試みた。ただし、この種の極端に長大化した亀裂が存在することは実際的には全くないことであり、また、ケース・スタディの主旨からも特に興味ある問題とは考え難い。しかし、SF小委での検討不足分を充足させる、つまり防撓板の潜在的にもっている構造上のアレスト効果を静的計算を前提に確かめる、という意味から実施した。蛇足ながら長大化した亀裂は、実際的には不安定亀裂の場合しか考え難く、したがって動的な解析手法を探らない限り本質的なアレスト性能と言い難いとも考えられよう。

4.1.4.2 亀裂が骨から皮に進入する際の挙動の検討

作用荷重としては、船体縦曲げモーメントのみ考える。すなわち、SF小委での応力値と同じく超過確率10⁻⁸レベルの縦曲げ応力として16kg/mm²、また静水中応力として4kg/mm²をとる。これを基準に、不安定亀裂の検討に対しては一様引張り応力20kg/mm²を用い、また疲労亀裂の伝播計算に用いる応力としては、等価応力3kg/mm²(4Kt_hの存在を考慮したものである。詳細はSF小委報告¹¹⁾に譲る)をとる。

対象構造(図4.1.4.1)であるデッキロンジ部は、構造としての規則性があるので、これをを利用して、1ロンジと1ロンジスペース分のデッキプレートを取り出して亀裂挙動の検討に当てることができる。SF小委では、デッキプレート部分と同じ面積を有する梁と見なし、かつ荷重条件としては、亀裂から離れた位置の変位に亀裂長さによらない一定の条件を課してK値計算している。その結果を図4.1.4.2として再掲した。しかし、SF小委におけるモデル化、特にデッキプレートと同じ断面積の梁で置換した措置は、亀裂が深くなるに従って端部作用力を実際より大きく要求することになり、したがってK値を過大評価するかも知れないという問題を含んでい

た。

そこで、デッキプレート部分を後述するような引張り剛性をもつトラスで置換して、深い切欠きの問題（切欠き深さはロンジ深さの7割（DC7と称す）と9割（DC9と称す）の場合）を、再度計算してみた。計算モデルが図4.1.4.3に示されている。有限要素の各節点間に配されたトラスに与えるべき剛性すなわち断面積は、節点間距離に依存させた。その決め方については、付録[1]に記すこととして、結果のみを図4.1.4.4に記す。亀裂の進展によりデッキプレートの面外曲げが大きくなるが、これを拘束した場合も含めてK値の計算結果が表4.1.4.1に示されている。また、図4.1.4.5にはSR153SF小委の結果と対比して今回の計算結果を図示した。デッキプレートの面外撓みおよび一様強制変位条件を課した端部での節点反力を図4.1.4.6に表わした。図4.1.4.5でSF小委での結果と比較すると、予想されたように今回の計算値の方が小さい値をとっている。後述するロンジが完全に切れてデッキプレートに表面亀裂として入った場合のK値を、ロンジ亀裂長さ(C)500mmの場合のK値と見なして今回の計算結果との間を滑らかに結んだ線が図4.1.4.5に記されている。この曲線をもとにし、ロンジ内を伝播中の亀裂が完全にロンジを破断するまでに必要な繰返し数を残余寿命と定義して、図4.1.4.7に示す結果を得た。隅肉溶接部付近で疲労寿命を稼ぐようすが数値的に示されている。

また、デッキプレートの面外曲げが拘束される場合には、例えば多田のハンドブック²⁾に記載のある例題と比較的似た問題と見なせる。表4.1.4.1の（デッキプレートの面外曲げを拘束した場合の）計算結果を用いて、平板が交叉する問題を板厚不連続の問題に置き換えてみた。本検討対象構造について、計算結果から増厚部(n')としてどの程度が逆算されるか調べて図4.1.4.8に示した。

次のステップとして、亀裂が正しくデッキプレートに入り込んだ以後の状況について以下のよう概略的取り扱いを行なった。すなち、亀裂先端の輪郭変化は、模式的に図4.1.4.9のごとく考えられる。ただし、図4.1.4.9は隅肉溶接部の未溶着部が無い場合を考えたものであり、交叉部でのアレスト性能に深く関与していると思われる未溶着部が存在する場合には、本図より多少複雑な変化となる。このような交叉部の表面亀裂の問題を厳密にオーソドックスに扱うことは、極めて莫大な作業を要するものと思われる。しかし、切断されたロンジがデッキプレートに授ける応力があらかじめ評価できれば、これをデッキプレート単独の問題に対する境界条件として与えることにより、近似解ではあるが比較的容易に評価することができるのではないかと考えた。授受される応力としては、剪断応力と直応力がある。しかし、デッキプレートの面外曲げを拘束した場合には主として剪断応力が働くと考えられるので、計算上の単純さをも配慮して、ここでは仮に剪断応力のみに着目した。（昭和53年度の本部会研究では交叉部の面外曲げが検討対象の一つに予定されており、直応力についての取り扱いが行なわれよう。）

そこで、ロンジとデッキプレートとの交叉部で授受され剪断応力について調べてみた。図4.1.4.10(a)および(b)には、SF小委での検討モデルおよび図4.1.4.3の深い切欠きモデルの応力解析結果による剪断応力分布が表示されている。これらの図からわかるように、剪断応力は亀裂のある位置では対象性より零であるが、分布はほとんど亀裂位置近傍に限られている。W.Hovgaard³⁾や渡辺恵弘⁴⁾は、変位係数(Displacement Coefficient)という考え方を導入して、例えば、付加物が平板の荷重軸方向に付いている場合の力の授受を評価する簡便な方法を示している。図4.1.4.11(a)には、この方法を適用した時の付加物の端部に生ずる剪断応力(ε)が表わされている。同図からわかるように、剪断応力は断面積の変化に対応して付加物の端部付近に集中して生ずる。ロンジが切断された問題は、ちょうど図4.1.4.11(b)のように二つの付加物が近接して存在する場合に極く近い。この例からもわかるように、知りたい剪断応力分布は亀裂近傍での分布であって、遠く離れた位置(図4.1.4.11(b)におけるx≈±L位置)での剪断応力分布は必ずしも必要でない。この意味で、以下の説明では特に断らない限り

り、亀裂近傍で生ずる剪断応力のみを念頭に置く。図 4.1.4.1 0 で示された剪断応力分布の特性量、すなわち亀裂近傍での剪断応力の積分値、および最大剪断応力が生ずる位置が図 4.1.4.1 2 に記されている。W.Hovgaard³⁾ らの結果を考慮し、剪断応力分布型として、仮に次の分布を仮定することとする。

$$\tau(x) = \alpha x e^{-\beta x}, \quad (\alpha, \beta : \text{未定定数}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.1)$$

この式は、最大剪断応力 (τ_{\max}) および最大剪断応力が生ずる位置 (x_0) を用いて次の形にも表現できる。

$$\tau(x) = \tau_{\max} \left(\frac{x}{x_0} \right) e^{-\beta \left(\frac{x}{x_0} \right)}, \quad (\tau_{\max}, x_0 : \text{未定定数}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.2)$$

また剪断応力の積分値(Q)としては次の表現を得る。

$$Q \approx 2.718 \tau_{\max} t x_0, \quad (t = \text{デッキプレートの板厚}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.3)$$

(4.1.4.2)式、(4.1.4.3)式と図 4.1.4.1 2 を用いることにより、本対象構造の交叉部周辺の亀裂解析がかなり容易になる。

ロンジからデッキプレートに与えられる剪断力が概略評価できたので、次にデッキプレートに入った表面亀裂の K 値計算を試みる。より精密な評価法が種々ありうることは明白であるが、ここでは図 4.1.4.1 3 で略記するように、現在までに解かれている問題を組み合わせて近似的に評価する。表面亀裂を有する平板に集中力が働く問題を次の三つの問題の組合せと見なす。

- (1)貫通亀裂を有する平板に集中力が働く問題 ($K^{(1)}$)
- (2)表面亀裂を有する平板に遠方一様応力が働く問題 ($K_A^{(2)} K_B^{(2)}$)
- (3)貫通亀裂を有する平板に遠方一様応力が働く問題 ($K^{(3)}$)

すなわち、本問題の K 値を $K^{(1)} \times K^{(2)} / K^{(3)}$ で近似した。ただし、この近似⁴⁾は表面亀裂の最奥点(図 4.1.4.1 3 の点 A)と縁点(図 4.1.4.1 3 の点 B)との K 値の比率は、集中力の働く位置によらず一定となり若干不都合な面もある。

初期表面亀裂形状として、表面長さとして $2a = 57\text{mm}$ (=板厚十脚長の 2 倍)、深さ $(b) 1\text{mm}$ の場合を考え、亀裂成長を追跡してみた。結果は図 4.1.4.1 4 に示されている。亀裂先端の輪郭は、表面長さがほとんど変化せず、深さ方向にはかり一方的に成長してゆくという特徴がある。寿命と残余強度が図 4.1.4.1 5 に示されているが、当然のことながら表面亀裂の段階での残余強度は相当高い点が確認できる。おおよそ、表面長さ ($2a$) 65mm で板厚貫通亀裂に移行する(図 4.1.4.1 4 参照)。

デッキプレートの貫通亀裂となった以後の取り扱い方も、基本的には先の例と同じくロンジから与えられる剪断力を見積り、デッキプレートへの境界力として与えることで解決できる。図 4.1.4.1 6 には、このような剪断応力の例が示されている。これをもとにして、剪断応力の分布型を規定する量として、剪断応力の積分値と最大剪断応力値を考えて、これらの切欠き寸法に対する変化を調べた。結果が図 4.1.4.1 7 である。これらの境界力をもとに、デッキプレートに入り込んだ貫通亀裂の K 値計算を行なった結果が図 4.1.4.1 8 である。デッキプレートの亀裂長さ ($2c$) が 300mm 程度で残余強度レベルが 20kg/mm^2 となることがわかる。

4.1.4.3 デッキプレートの長い亀裂に対する防撓板の効果

本項の最初に触れたように、数ロジンスペースにも達する亀裂が(動的にでは無くて)静止した状態で存在することは、極めて考え難いことではある。亀裂先端がロンジに接近した際のアレスト傾向に絞って試計算を行な

った。計算ケースの一覧が表 4.1.4.2 に示されている。計算モデルを図 4.1.4.19 に示す。ただし、K 値計算の対象としてはデッキプレート中の亀裂先端のみを考えており、ロンジ中の亀裂先端については K 値評価のために必要な程度の要素分割の細分化は施していない。ロンジの破断割合としては、完全に切れたものと部分的に破断したものを見定しているが、これらの配置は計算のための条件としてアприオリに与えたものであって、必ずしも十分な考察に基づいてはいない。

K 値評価は、二つの作業に分けて行なわれた。すなわち、全体構造の板骨解析により、各々のロンジの荷重分担が考慮された亀裂先端周辺の変位場が求められる。この例が図 4.1.4.20 に示されている。次にこの変位アウトプットをもとに、二次元問題として解析解重畠法⁵⁾により K 値が求められた。この際の亀裂先端部のズーミング要領が図 4.1.4.21 に示されている。計算結果は図 4.1.4.22 に図示されている。

完全には破断していないロンジの直前または直後に亀裂先端が位置する場合には、相当に K 値が低下するようすが伺える。ロンジが完全に破断しないことが重要であるとすれば、それはデッキプレート中の亀裂とロッジの亀裂の相互干渉を算入しながら両者を進展させる必要があることが改めて認識された。

疲労亀裂の伝播のように準静的現象に対しては、本計算結果に示されているごとく、ロンジ部に接近する場合の伝播速度の減少は著しいものと予測される。しかし、不安定的な亀裂の伝播現象に対しては、K 値の静的評価以外の要素も大きく関与しているものと想像され、必ずしもアレスト性能を十分保証するだけの試計算とは言い難いと考えられよう。

4.1.4.4 まとめ

デッキプレートのロンジまわり構造をとり挙げて、特に亀裂が骨から皮に進入する場合の挙動、および長くなつたデッキプレート中の亀裂が隣のロンジに近づく際の K 値評価を試計算として実施した。

その結果、平板交叉部が形状的に有している亀裂アレスト能力については、ある程度の数量的評価を与えることができた。

しかし、平板交叉部には形状的なアレスト能力の他にも、鋼板の組織方向が亀裂進行方向に対し 90 度変化する効果や、あるいは試計算では織り込めなかった隅肉溶接着部の存在など、幾つかの要素が重畠している。交叉部を通過する際の亀裂の形態（不安定亀裂か疲労亀裂か）によっても、どの因子の寄与が効くかは種々変化する可能性もある。疲労亀裂に対しては、本試計算のような形状的効果を応力解析により追跡することは、ある程度本質に迫るものと思われる。しかし、不安定亀裂に対しては、静応力解析と同時に、モデル化された構造での動的試計算が不可欠と思われ、その基本データ（例えば亀裂速度変化など）を得るための実験の起案および計画にも力点が置かれるべきことが改めて痛感される。

付録(I) 図 4.1.4.4 の算出過程

Timoshenko and Goodier, "Theory of Elasticity" より、無限板中の 1 点に集中力 P が働く問題（図 4.1.4.23）の応力場は次のとく求まつてくる。

$$\sigma_r = -\frac{(3+\nu)}{4\pi} \cdot \frac{P \cos \theta}{r} = -\frac{(3+\nu)P}{4\pi} \cdot \frac{x}{x^2 + y^2} \quad (4.1.4.4(a))$$

$$\sigma_\theta = \frac{(1-\nu)}{4\pi} \cdot \frac{P \cos \theta}{r} = \frac{(1-\nu)P}{4\pi} \cdot \frac{x}{x^2 + y^2} \quad (4.1.4.4(b))$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{(1-\nu)}{4\pi} \cdot \frac{P \sin \theta}{r} = \frac{(1-\nu)P}{4\pi} \cdot \frac{y}{x^2 + y^2} \quad (4.1.4.4(c))$$

(4.1.4.4) 式の基本解より図 4.1.4.2 4 の応用場が次式として表わせる。

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_r = -\frac{(3+\nu)q}{4\pi} \cdot \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(x-h)}{(x-h)^2 + (y-y_0)^2} - \frac{(x+h)}{(x+h)^2 + (y-y_0)^2} \right] dy_0 \\ \sigma_\theta = \frac{(1-\nu)q}{4\pi} \cdot \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(x-h)}{(x-h)^2 + (y-y_0)^2} - \frac{(x+h)}{(x+h)^2 + (y-y_0)^2} \right] dy_0 \cdots (4.1.4.5) \\ \tau_{r\theta} = \frac{(1-\nu)q}{4\pi} \cdot \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(y-y_0)}{(x-h)^2 + (y-y_0)^2} - \frac{(y+y_0)}{(x+h)^2 + (y-y_0)^2} \right] dy_0 \end{array} \right.$$

点 B ($\eta, 0$) での $\sigma_r^{(B)}$, $\sigma_\theta^{(B)}$, $\tau_{r\theta}^{(B)}$ は

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_r^{(B)} = -\frac{(3+\nu)q}{4\pi} \cdot \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(\eta-h)}{(\eta-h)^2 + (y_0)^2} - \frac{(\eta+h)}{(\eta+h)^2 + (y_0)^2} \right] dy_0 \\ \sigma_\theta^{(B)} = \frac{(1-\nu)q}{4\pi} \cdot \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(\eta-h)}{(\eta-h)^2 + (y_0)^2} - \frac{(\eta+h)}{(\eta+h)^2 + (y_0)^2} \right] dy_0 \cdots (4.1.4.6) \\ \tau_{r\theta}^{(B)} = \frac{(1-\nu)q}{4\pi} \cdot \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(-y_0)}{(\eta-h)^2 + (y_0)^2} - \frac{(-y_0)}{(\eta+h)^2 + (y_0)^2} \right] dy_0 \end{array} \right.$$

である。ところで、 $\sigma_r^{(B)} = \sigma_x^{(B)} = E \nabla \frac{\partial u}{\partial \eta}$ より $u^{(B)}$ は次のとく求まる。

$$\frac{\partial u^{(B)}}{\partial \eta} = -\frac{(3+\nu)q}{4\pi E \nabla} \cdot \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(\eta-h)}{(\eta-h)^2 + (y_0)^2} - \frac{(\eta+h)}{(\eta+h)^2 + (y_0)^2} \right] dy_0 \cdots (4.1.4.7)$$

$$= -\frac{(3+\nu)q}{4\pi E \nabla} \cdot 2 \int_{-y_1}^{+y_1} \left[\frac{(\eta-h)}{(\eta-h)^2 + (y_0)^2} - \frac{(\eta+h)}{(\eta+h)^2 + (y_0)^2} \right] dy_0 \cdots (4.1.4.7 \nabla)$$

$$\int_0^{y_1} \frac{(\eta-h)}{(\eta-h)^2 + (y_0)^2} dy_0 = \tan^{-1} \frac{y_1}{\eta-h} \cdots (4.1.4.8)$$

$$\therefore \frac{\partial u^{(B)}}{\partial \eta} = -\frac{(3+\nu)q}{2\pi E \nabla} \cdot \left\{ \tan^{-1} \frac{y_1}{\eta-h} - \tan^{-1} \frac{y_1}{\eta+h} \right\} \cdots (4.1.4.9)$$

$$\therefore u^{(B)}(\eta) = -\frac{(3+\nu)q}{2\pi E \nabla} \cdot \int_0^\eta \left\{ \tan^{-1} \frac{y_1}{\eta-h} - \tan^{-1} \frac{y_1}{\eta+h} \right\} dy \cdots (4.1.4.10)$$

積分を実行して $\arctan x$ の値として $[0 \sim \frac{\pi}{2}]$ の値をとるよう表現を改める

$$u^{(B)}(\eta) = \left\{ \begin{array}{l} \frac{(3+\nu)q}{2\pi E \nabla} \left\{ \eta \left(\pi - \tan^{-1} \frac{h-\eta}{y_1} - \tan^{-1} \frac{h+\eta}{y_1} \right) + h \left(\tan^{-1} \frac{h-\eta}{y_1} - \tan^{-1} \frac{h+\eta}{y_1} \right) + \frac{y_1}{2} \log \frac{(\eta+h)^2 + y_1^2}{(\eta-h)^2 + y_1^2} \right\} \\ \quad (0 \leq \eta \leq h \text{ の時}) \\ \frac{(3+\nu)q}{2\pi E \nabla} \left\{ \eta \left(\tan^{-1} \frac{\eta-h}{y_1} - \tan^{-1} \frac{\eta+h}{y_1} \right) + h \left(\pi - \tan^{-1} \frac{\eta-h}{y_1} - \tan^{-1} \frac{\eta+h}{y_1} \right) + \frac{y_1}{2} \log \frac{(\eta+h)^2 + y_1^2}{(\eta-h)^2 + y_1^2} \right\} \\ \quad (h \leq \eta \text{ の時}) \end{array} \right. \quad (4.1.4.11)$$

バネ係数 ($k \equiv$ 力 / 着力点変位) については

$$\text{力 : } P = q (2y_1)$$

$$\text{着力点間の変位 : } 2 \cdot u (\eta = h)$$

であるから、等置されるバネのバネ係数 k は、

$$k / t_p = \frac{2qy_1}{2 \cdot u (\eta = h)}$$

$$= \frac{2\pi E \nabla y_1}{(3+\nu)} \cdot \left\{ 2h \tan^{-1} \frac{y_1}{2h} + \frac{y_1}{2} \log \left(1 + \left(\frac{2h}{y_1} \right)^2 \right) \right\}^{-1} \quad (4.1.4.1.2)$$

となる。

$$\begin{cases} \nu = 0.3, E \nabla = \frac{E}{1-\nu^2} = \frac{21000}{1-(0.3)^2} \\ y_1 = 35 \text{ mm} \end{cases} \quad (4.1.4.1.3)$$

のときの $k (= k (2h))$ をもとにして、標点間距離 $2h$ の等価なトラス要素の断面積 (S_e) を求めたものが図 4.1.4.4 である。

$$\begin{aligned} S_e &= \frac{k (2h)}{E} \\ &= \frac{2\pi}{(3+\nu)(1-\nu^2)} \cdot \frac{t_p \cdot y_1 \cdot (2h)}{\left\{ 2h \tan^{-1} \frac{y_1}{2h} + \frac{y_1}{2} \cdot \log \left(1 + \frac{4h^2}{y_1^2} \right) \right\}} \quad (4.1.4.1.4) \end{aligned}$$

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”、日本造船研究協会研究資料 No. 267-2、和年 52 年 3 月
- 2) H. Tada, P. C. Paris, G. R. Irwin, “The Stress Analysis of Cracks Handbook”, DEL Research Corporation, Hellertown, Pennsylvania, 1973
- 3) W. Hovgaard, “A New Theory on the Distribution of Shearing Stresses in Riveted and Welded Connections and its Application to Discontinuities in the Structure of a Ship”, T.I.N.A., 1931
- 4) 渡辺恵弘、“不連続縦桁の縦通有効率と応力集中の問題”、造船協会誌、第 73 号、昭和 18 年
- 5) 安藤 清、“船体構造部材の亀裂強度解析 — 面内弾性問題 — ”、三菱重工技報、Vol. 10、No. 3、昭和 48 年 5 月

$L \times B \times D \times d : 320m \times 54m \times 26m \times 20m$
 $(I/y)_{\text{RC}} : 9.5 \times 10^5 \text{ m} \cdot \text{cm}^2$
 Trance Ring Space : 5.2m

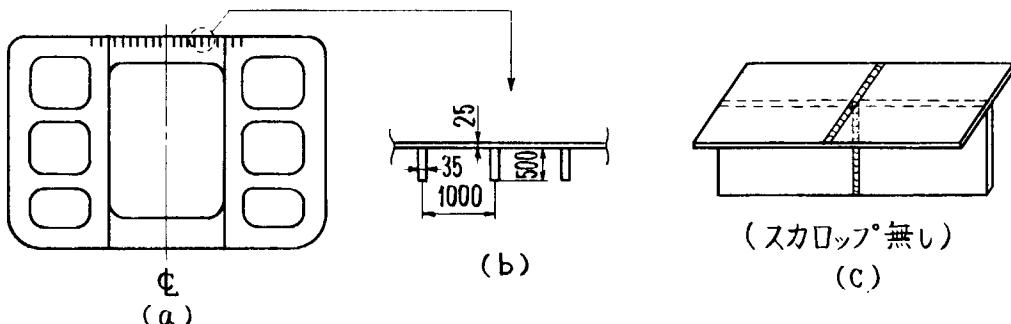


図 4.1.4.1 対象構造

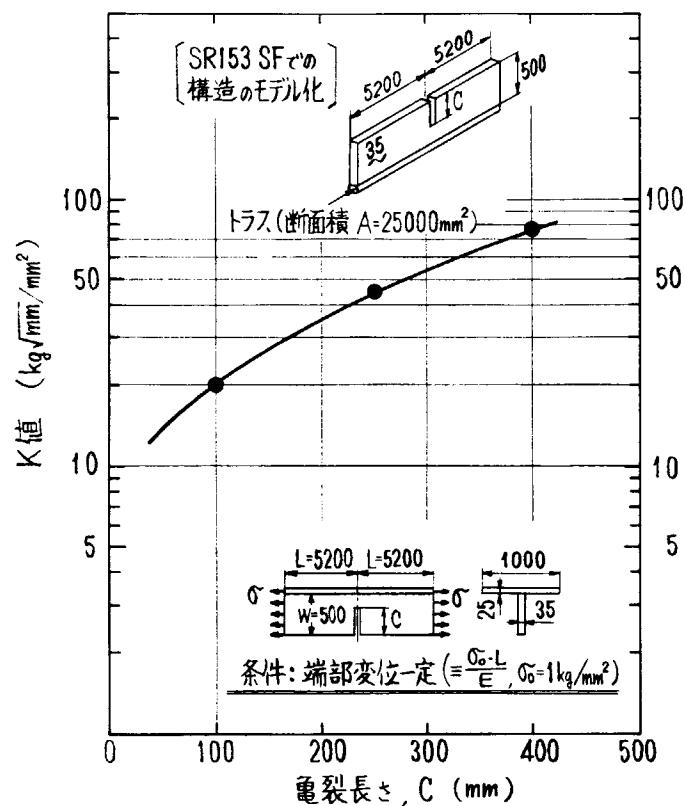
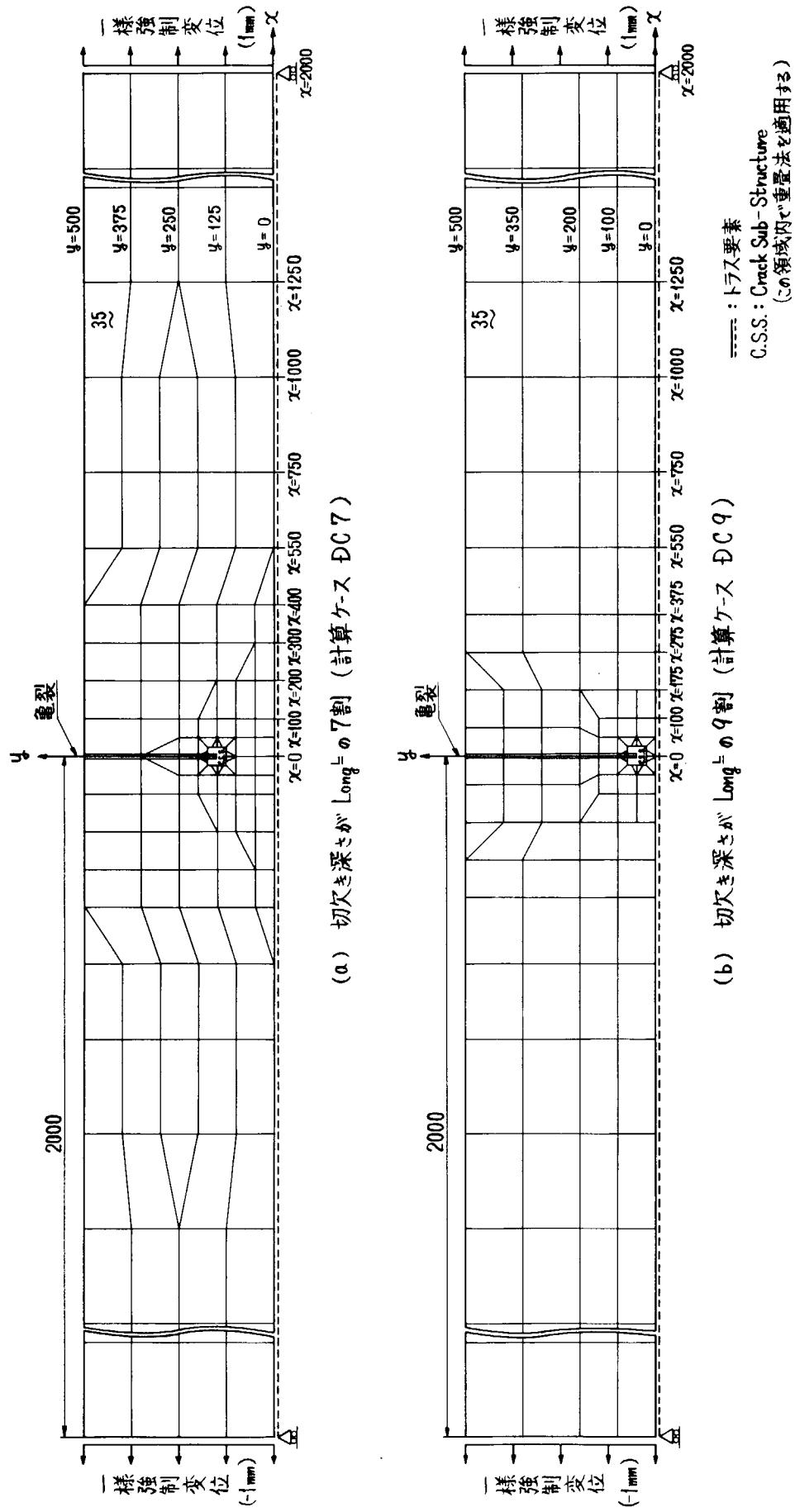


図 4.1.4.2 ロンジを切断する亀裂のK値変化 (SRI 153 SF 小委の結果)¹⁾



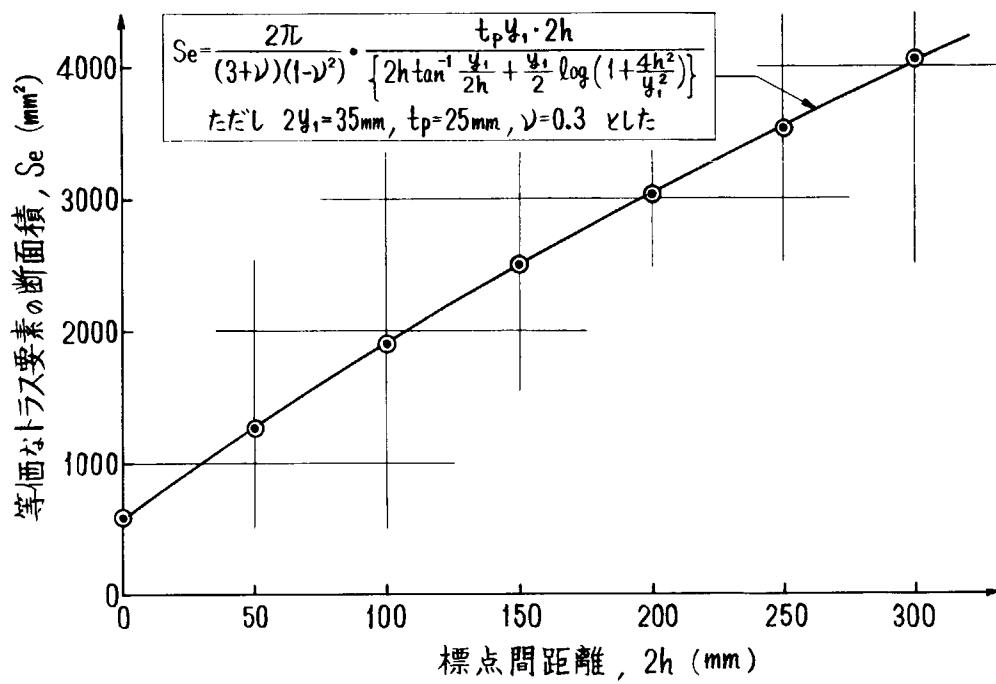


図 4.1.4.4 トラス要素に与えるべき等価断面積 Se

表 4.1.4.1 深い切欠きのK値計算結果

| | 切欠き深さ C (mm) | デッキプレートの 面外曲げ 拘束の有無 | K 値 ($\text{kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$) | |
|------|----------------------|---------------------------|---|---|
| | | | 端部($x=\pm 2000$)に $\pm 1\text{mm}$ の強制変位 | 端部に $\frac{C_0 L}{E}$ mm の強制変位 ($C_0=1\text{kg/mm}^2$, $L=2000\text{mm}$) |
| DC7 | ロジの7割 350 | 面外曲げを 拘束しない | 518.4 | 49.4 |
| DC9 | ロジの9割 450 | | 496.8 | 47.3 |
| DC7C | ロジの7割 350 | 面外曲げを 拘束する | 395.5 | 37.7 |
| DC9C | ロジの9割 450 | | 423.9 | 40.4 |

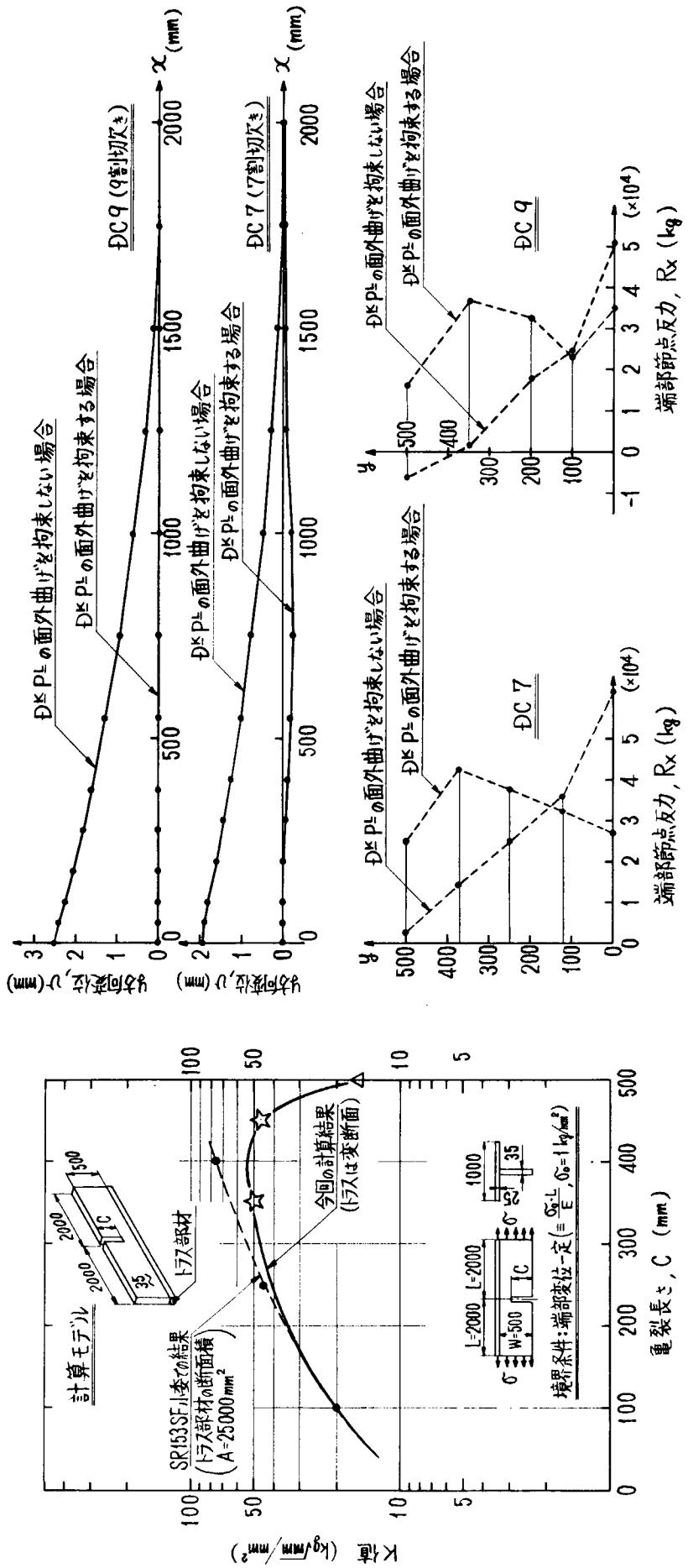


図 4.1.4-6 深い切欠きをもつT型梁の変形・端部節点反力

図 4.1.4-5 深い切欠きの計算結果

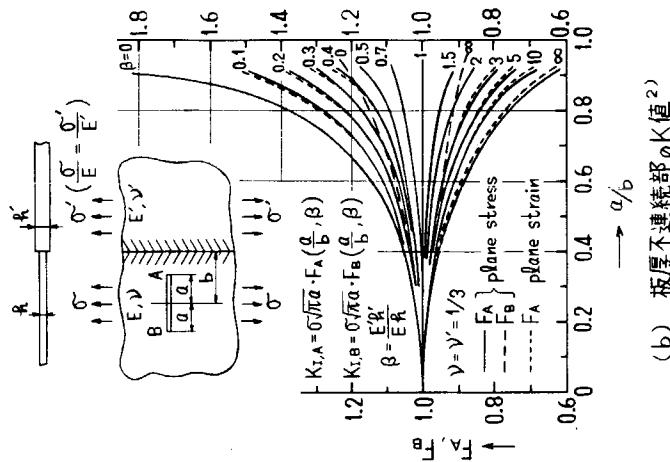


図 4.1.4.8 不連続板厚の問題との関連

(a) 等価な増厚寸法
(b) 板厚不連続部のK値²⁾
(デッキプレートの面外曲げは省略されている)

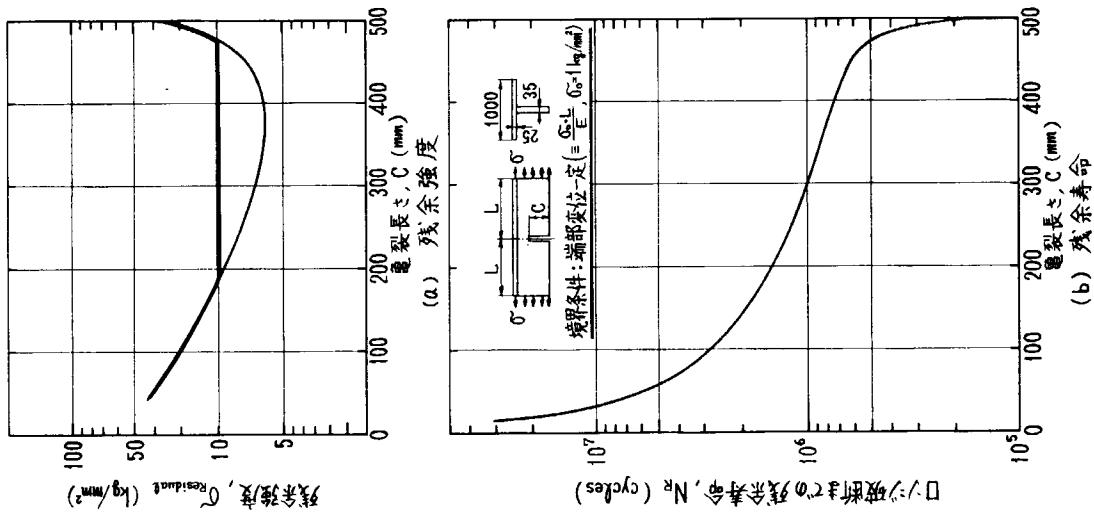


図 4.1.4.7 ロンジが完全に切れるまでの残余強度と残余寿命

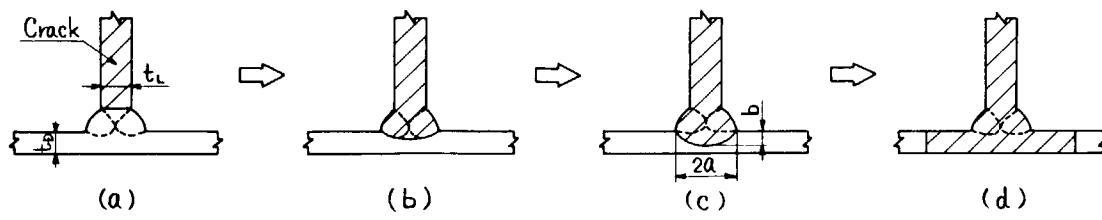


図 4.1.4.9 龟裂先端が作る輪郭の変化(模式図)
(未溶着部のない場合)

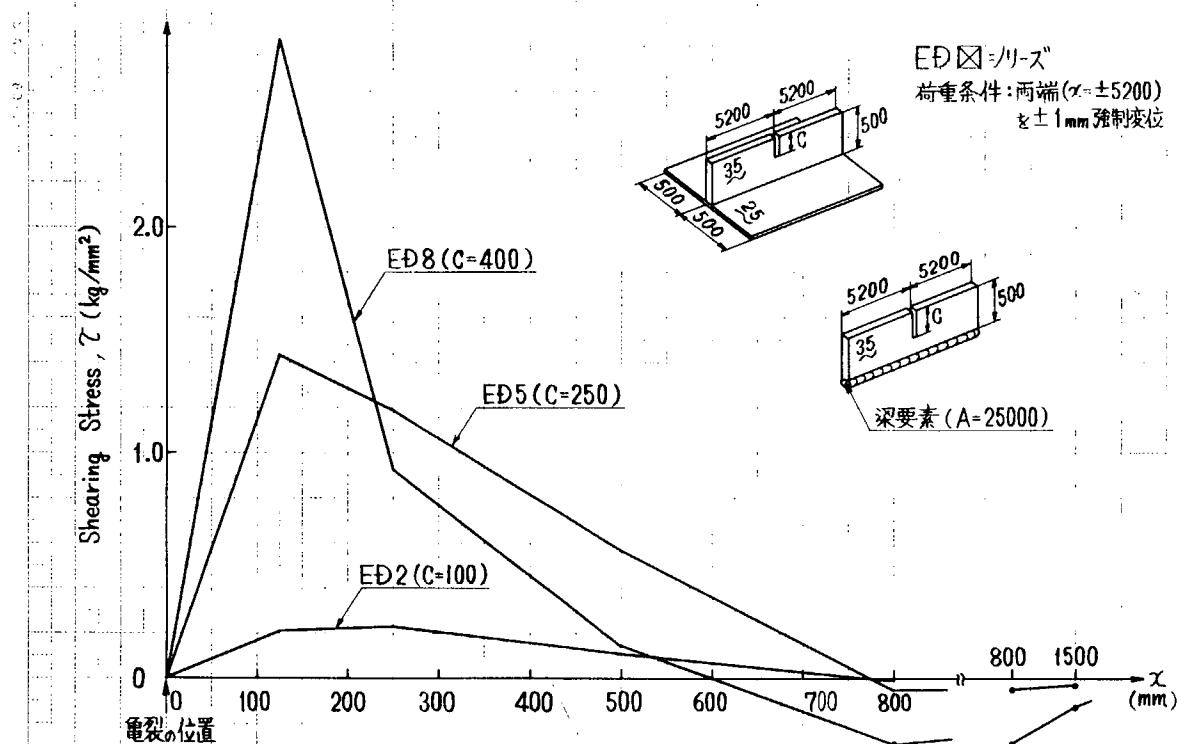


図 4.1.4.10(a) 剪断応力の分布 (S R153 SF 小委の結果)

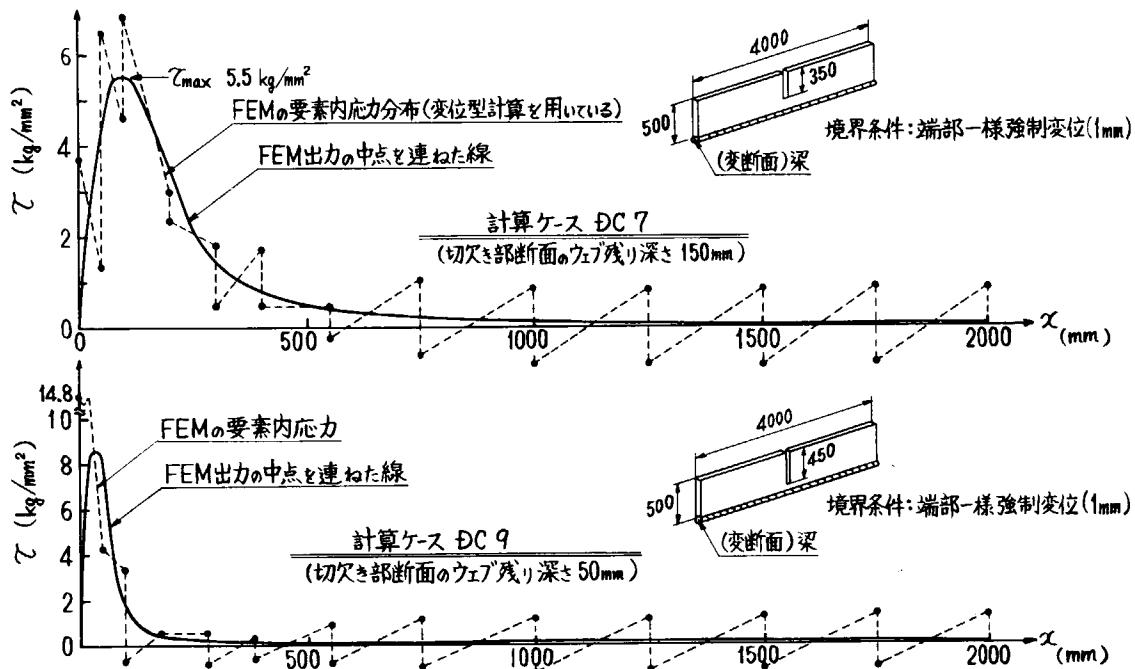
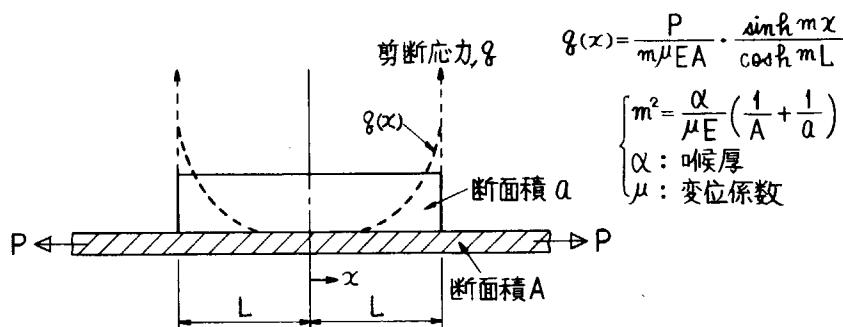
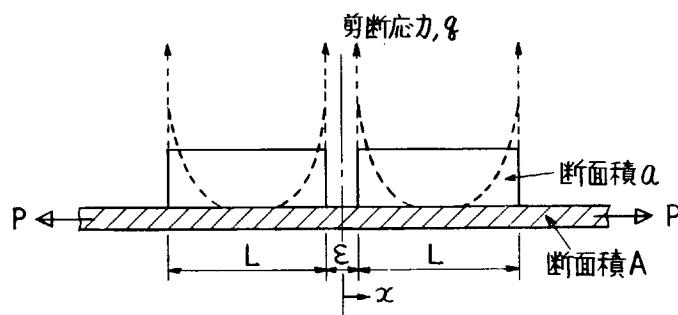


図 4.1.4.10(b) 深い切欠きの計算モデルでの交叉部剪断応力の例



(a) 付加物の端部に生ずる剪断応力分布⁴⁾



(b) 龟裂部に生ずる剪断応力分布(ε:微小)

図 4.1.4.11 剪断応力の分布

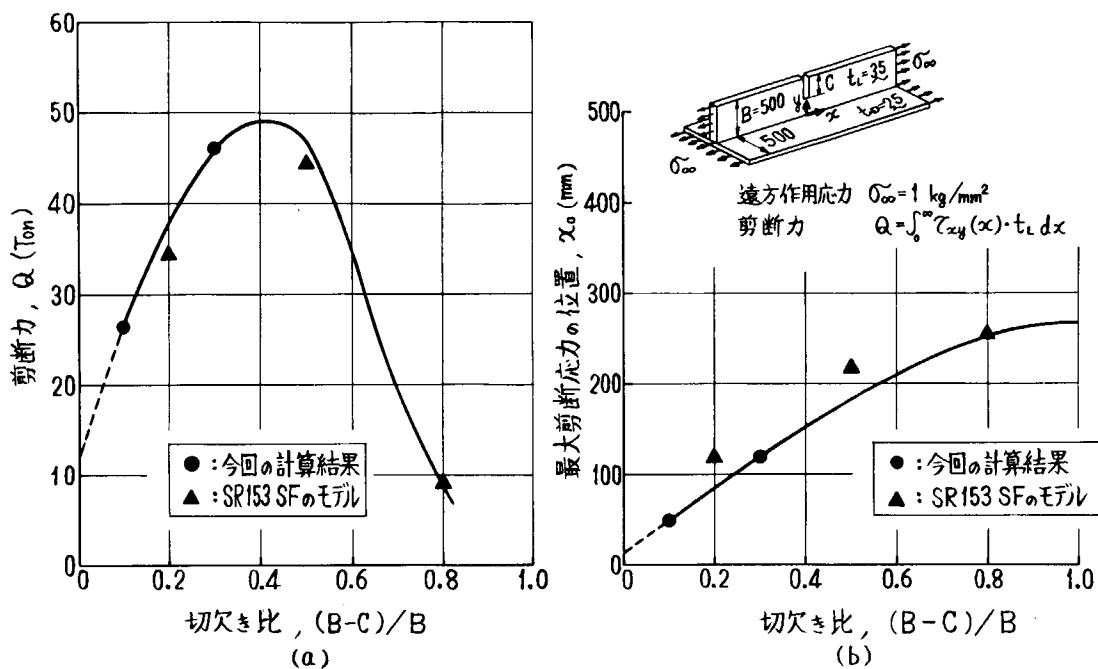


図 4.1.4.12 ロンジとデッキプレート間で授受される剪断力（その 1）

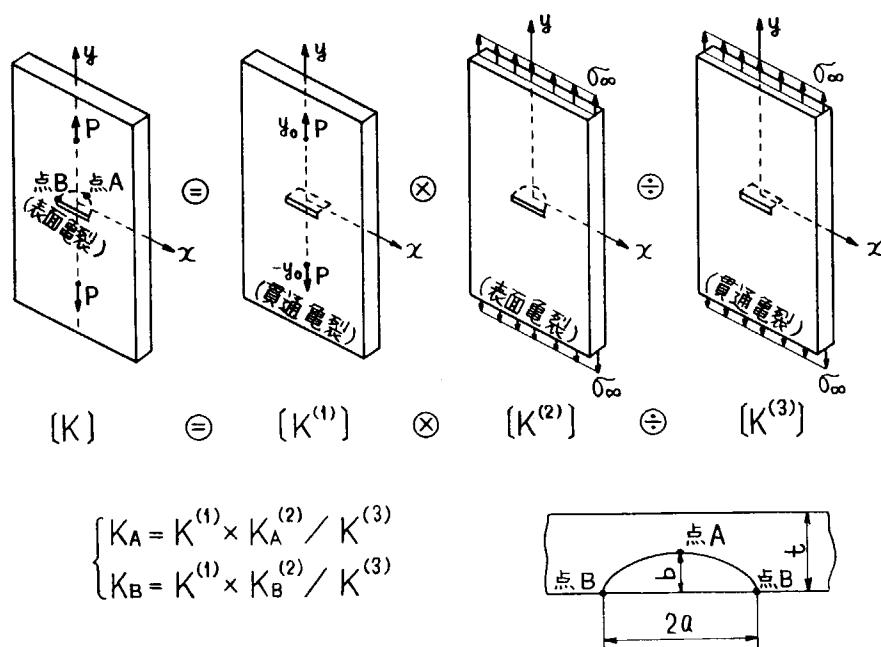


図 4.1.4.13 表面亀裂の K 値の簡易評価

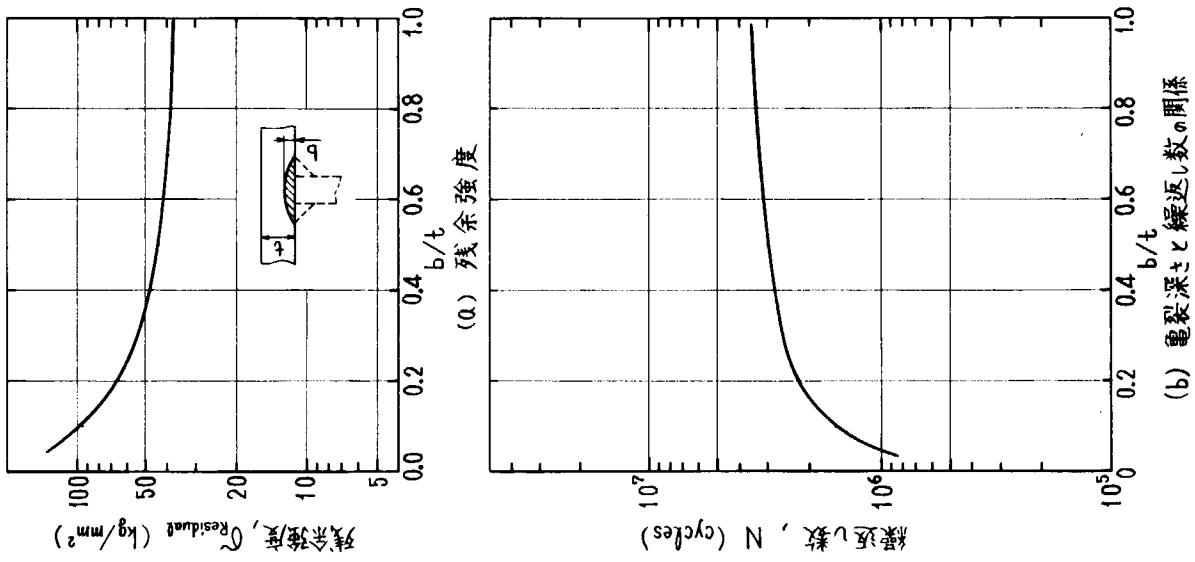


図 4.1.4.15 交叉部表面亀裂の成長状況と残余強度

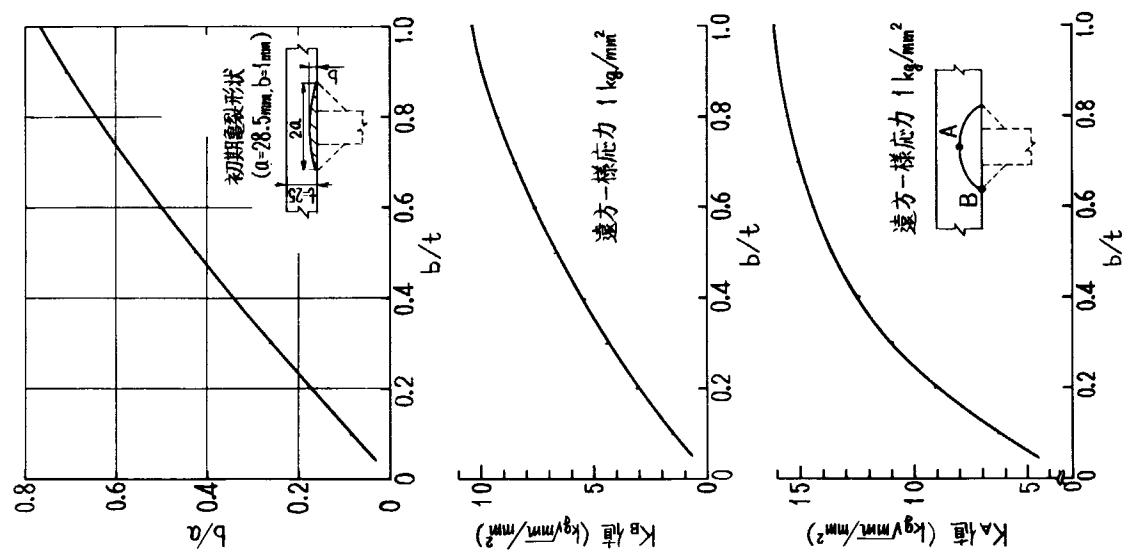


図 4.1.4.14 交叉部の表面亀裂の成長状況

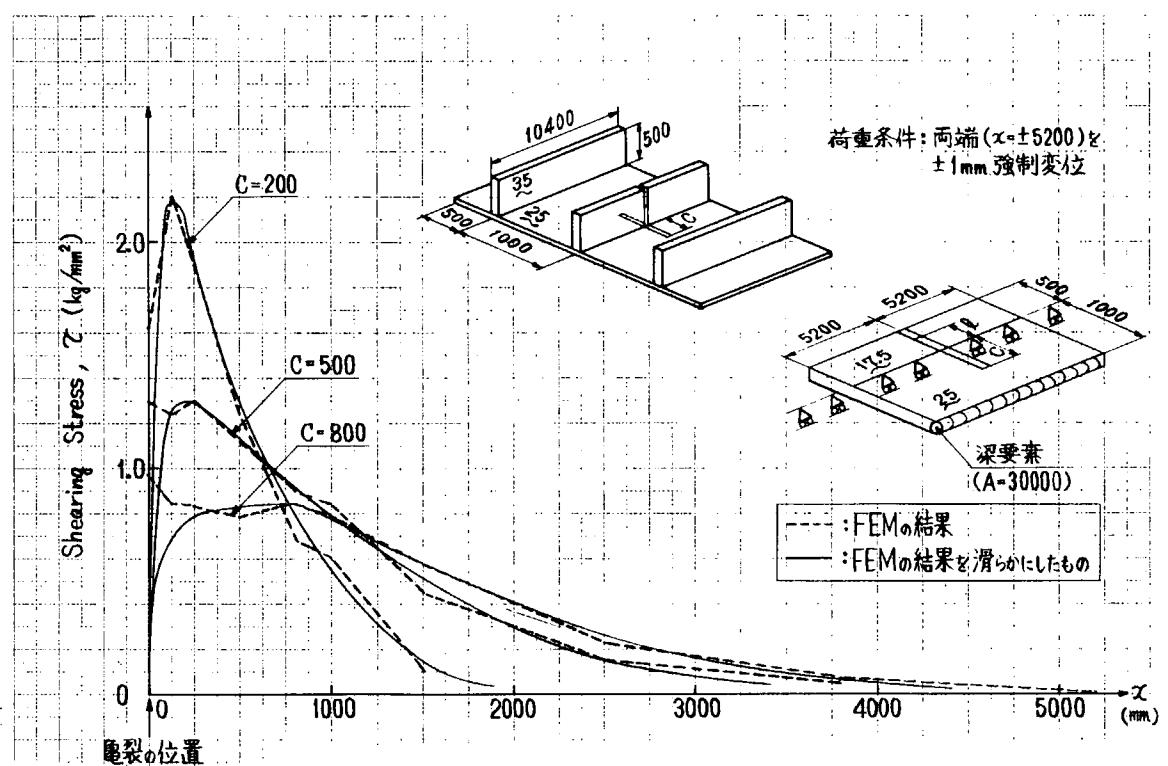


図 4.1.4.16 剪断応力の分布

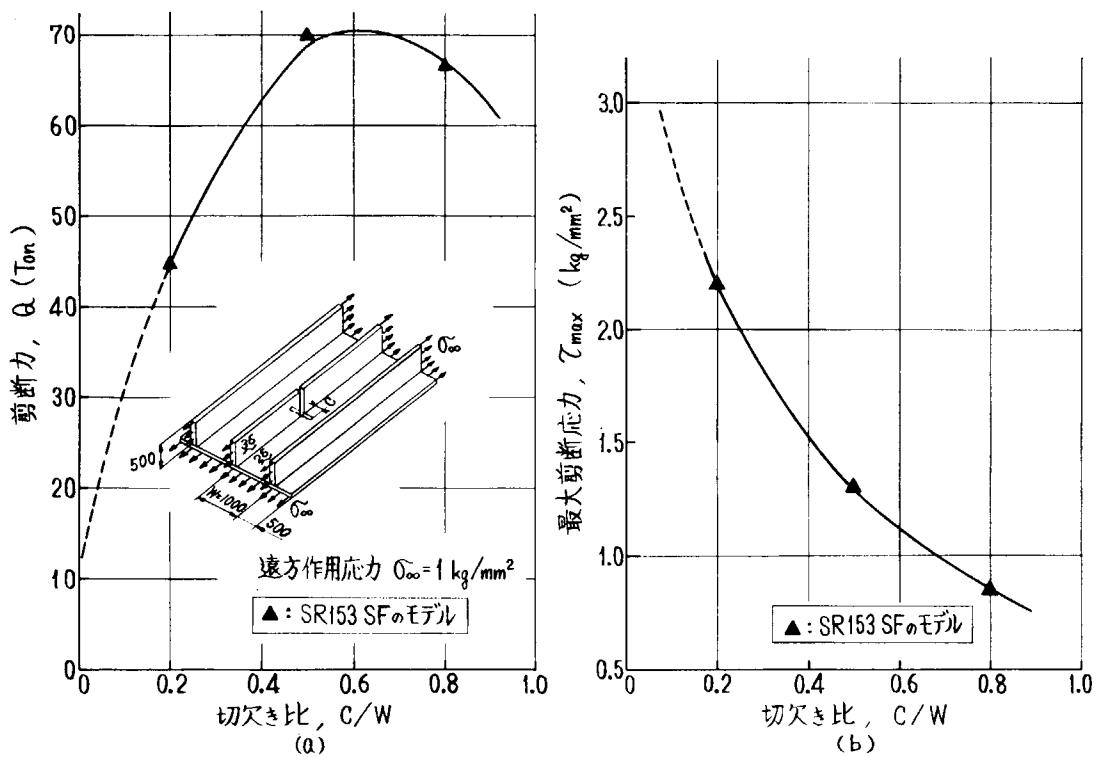


図 4.1.4.17 ロンジとデッキプレート間で授受される剪断力(その2)

表 4.1.4.2 計算ケースと K 値計算結果

| 計算 ケース | 亜裂先端の位置 | Long ^L の破壊状況 | K 値計算結果 (kg/ $\sqrt{\text{mm}}$ / mm ²) |
|-----------|---|-------------------------|--|
| Case 1 | 2 Long ^L の中央部 | 亜裂 亀裂 | 1086 |
| | | 亀裂 亀裂 | 461 |
| Case 2 | | 亜裂 亀裂 | |
| Case 4 | Long ^L の直前 | 亜裂 亀裂 | 466 |
| Case 5 | $\left[\frac{1}{10} \text{Long}^L \text{ Sp.だけ} \right] \text{Long}^L \text{ の手前}$ | 亜裂 亀裂 | 155 |
| Case 7 | Long ^L の直後 | 亜裂 亀裂 | 1130 |
| Case 8 | $\left[\frac{1}{10} \text{Long}^L \text{ Sp.だけ} \right] \text{Long}^L \text{ の直後}$ | 亜裂 亀裂 | 216 |

注)

計算モデル 図 4.1.4.19

境界条件 (1) 上下端 ($y_0 = \pm 10000$) 上で δ 方向変位と $\sum F_y$ に拘束 ($\delta_0 = 20 \text{ kg/mm}^2$)

(2) 左右端 ($x_0 = \pm 2500$) 上で δ 方向変位を零に拘束

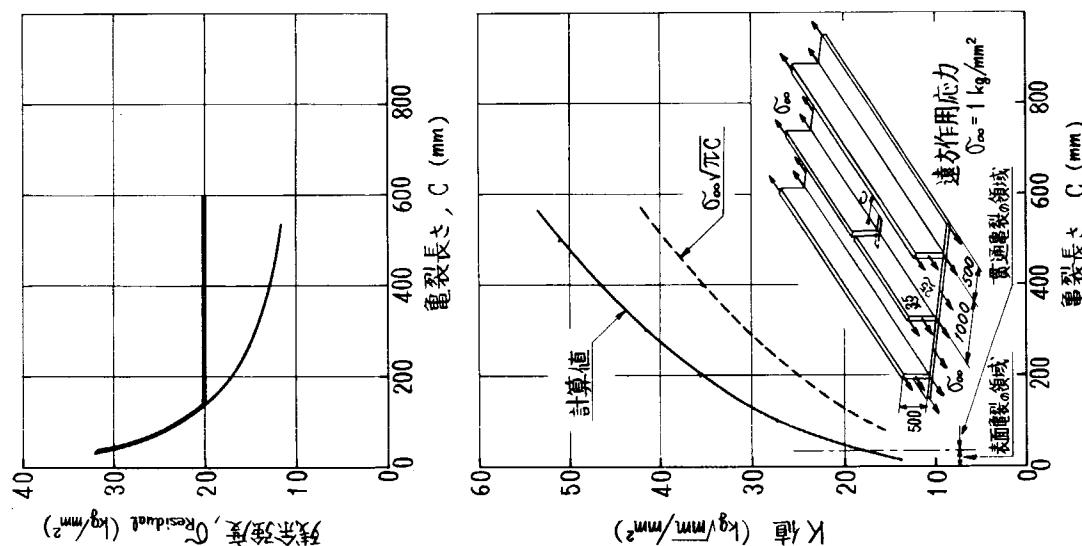


図 4.1.4.18 デッキプレートに入り込んだ亜裂

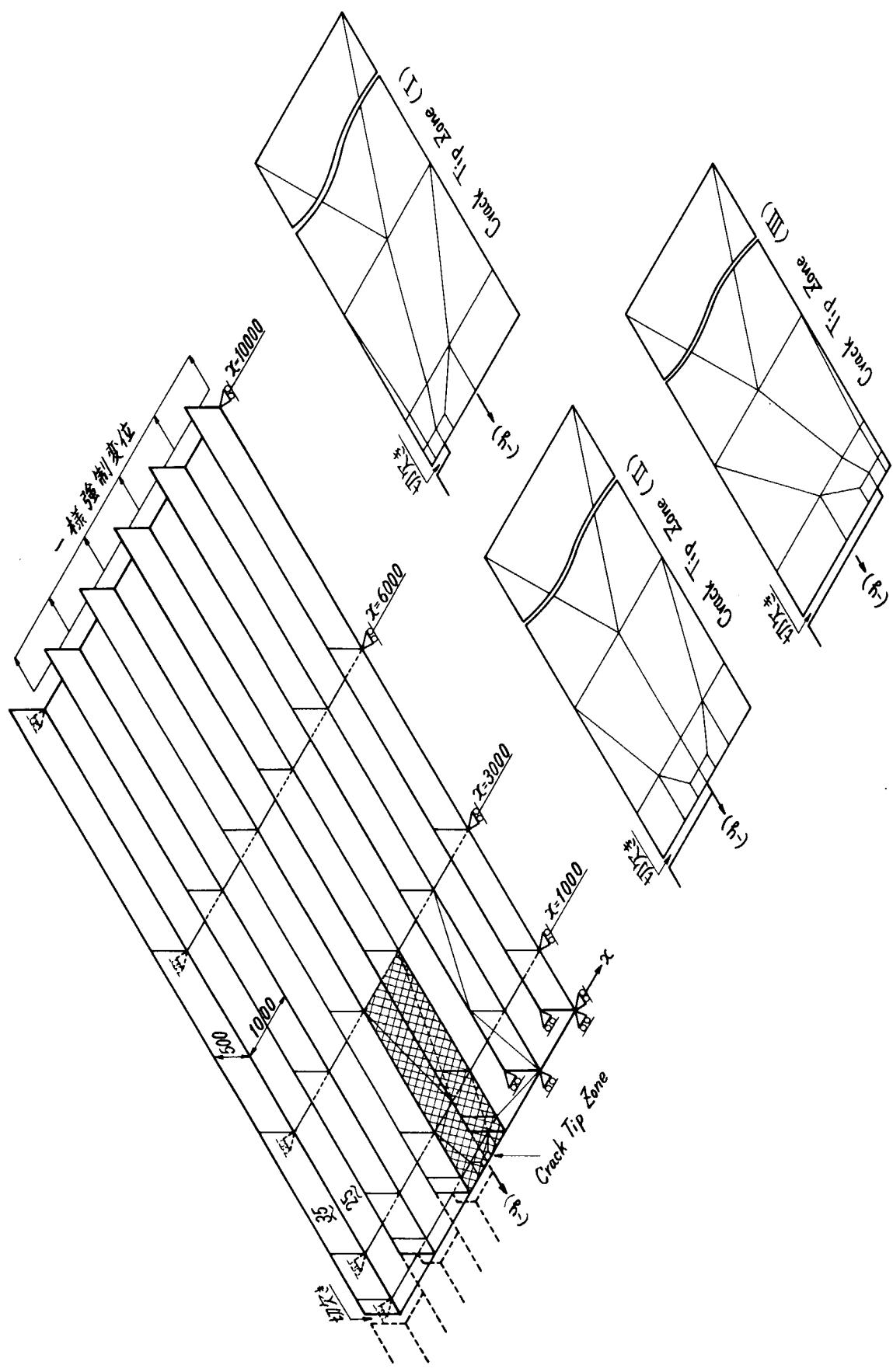


図 4.1.4.19 長大化した亀裂のK値評価に用いたモデル

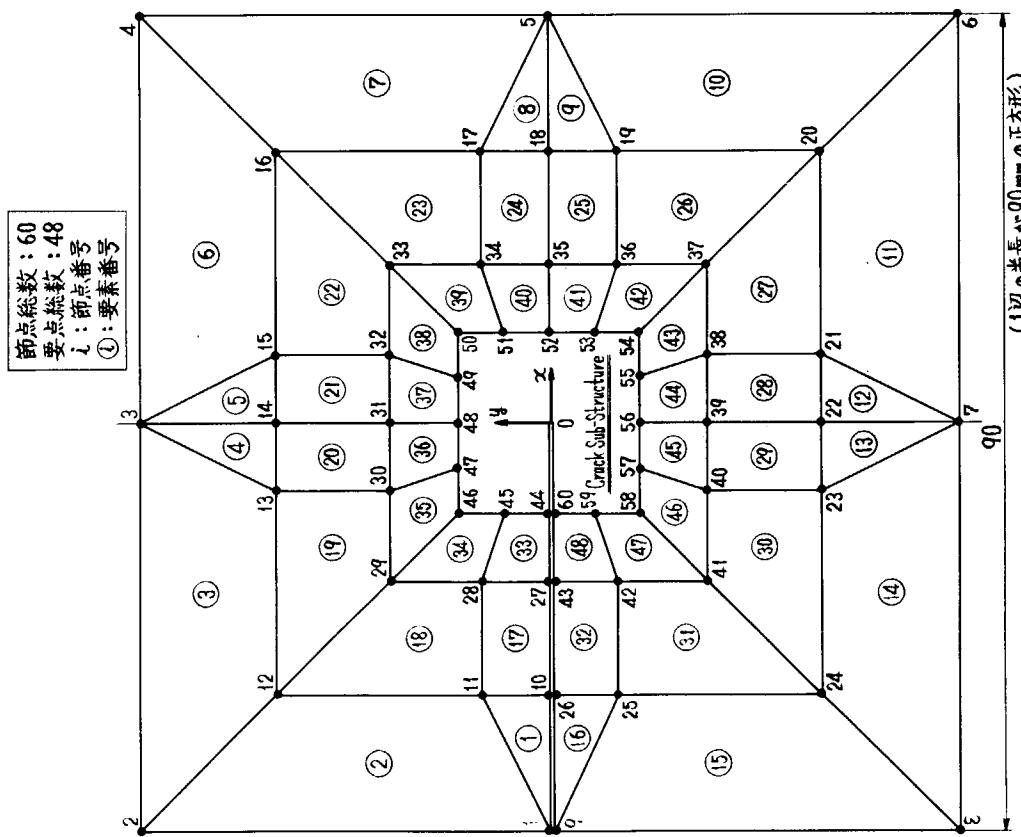


図 4.1.4.21 K 値評価のための亜裂先端部のスミング要領

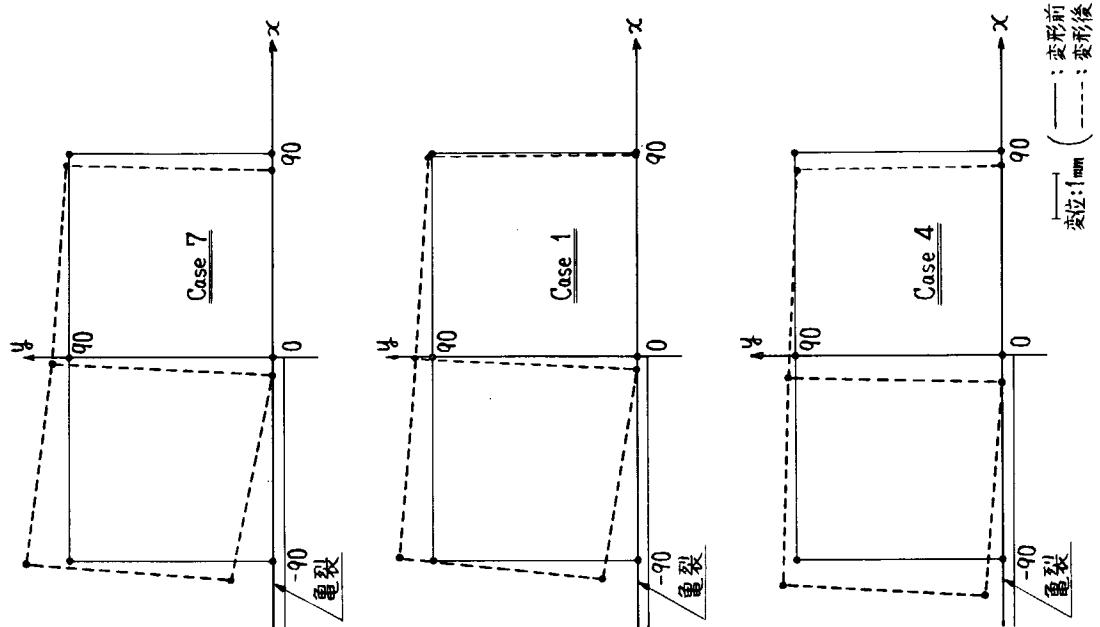


図 4.1.4.20 亜裂先端周辺要素の変形の様子

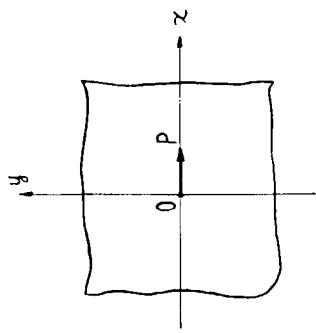


図 4.1.4.23

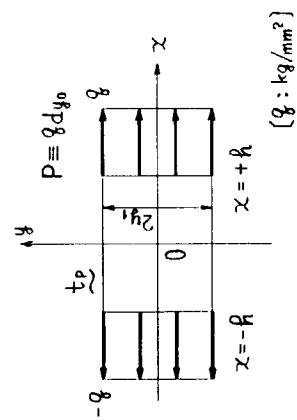
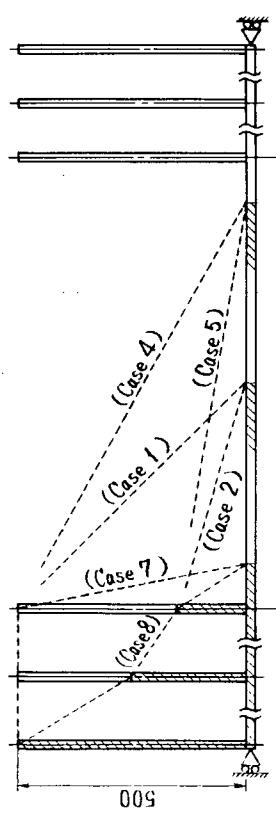


図 4.1.4.24



境界条件: 表 4.1.4.2 参照

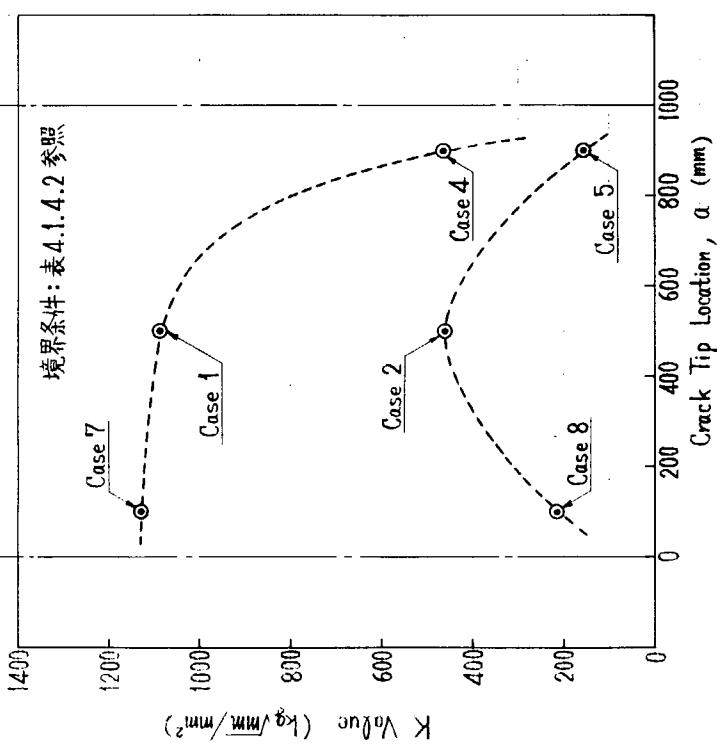


図 4.1.4.22 ロンジの存在による K 値の減少効果

4.1.5 まとめ

船殻破壊強度試計算として、前節までに4つのケース・スタディーが行なわれた。本節では、これら各ケースにおける解析の枠組み、解析手法、それぞれのケースにあらわれた固有の問題点とその解決へのアプローチについてまとめを行ない、合わせて今後の検討を要する諸課題の抽出・整理を試みる。

4.1.5.1 解析の枠組み

各ケースで解析対象となっている構造部分の特性により、若干の手順の差異があるが、全体として、図4.1.5.1に示すような枠組みで解析が進められている。

すなわち大きく分けて、次のような項目で構成されている。

- (i) 外荷重の設定
- (ii) 亀裂についての設定
- (iii) 応力解析および応力拡大係数の算定
- (iv) 疲労亀裂伝播解析
- (v) 安全性判定

このうち、数値解析の上で最も大きな努力が必要とされるのは、(iii)に含まれる応力拡大係数の算定であり、各ケースそれぞれで固有な工夫が試みられている。

一般に亀裂を含む構造物を平面問題として取扱う解析が可能な場合は、比較的容易に計算を進めることができるが、亀裂が直交部材に到達した場合などのように3次元的応力解析が必要な場合は解析が困難となる。ケース4のデッキロンジ部—交叉隅肉溶接近傍の亀裂においてはこの困難に対して、平面問題におきかえるモデル化が試みられているが、このような試みが、今後、実験的アプローチをも含めて、船殻破壊強度計算の重要な課題となるものと考えられる。

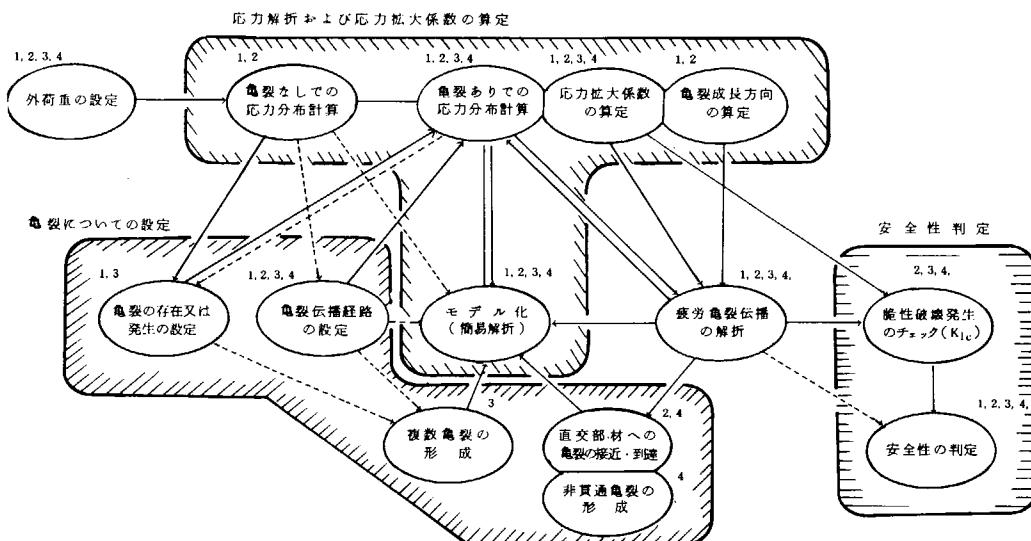


図4.1.5.1 各ケース・スタディーにおける解析の枠組み
(添数字は、取扱っているケース番号を示す)

4.1.5.2 応力拡大係数についての解析手法

(1) 板厚貫通亀裂についての解析手法

板厚貫通亀裂の面内応力条件下の応力拡大係数は、平面問題としての応力解析で比較的容易に解くことが出来る。各ケースで用いられた計算手法を表4.1.5.1に示す。

直交部材が存在する場合の取扱いとして、最も簡単なものは、板厚の増大に置きかえた平面モデル解析法(ケース1、2)である。ケース3では、面内力だけに対象を絞り、2つの平板の接合点での変位を合わせる手法が用いられている。

ケース4では、直交部材に対する解析を無限板中の集中力の応力場の解の重ね合せとトラス部材への置きかえによって求める手法が試みられている。交叉部における剪断応力の分布について適当な表現式が確立されれば、直交部材の解析の簡易化を大きく進めるものとして注目される。

ケース1で用いられた亀裂進展シミュレーション・プログラムは、平面問題の範囲で諸機能を総合させた専用プログラムである。亀裂が平面内で曲線を描いて伝播する場合の解析などに便利なようにつくられている。

亀裂を含まない部材における応力分布の解を用いて、半無限板中の縁亀裂の解を適用する応力拡大係数の簡易解析が、ケース1、2で試みられている。初期亀裂設定位置近傍に極端に大きな応力変化がない場合には、ある適当な亀裂長さの範囲(縁の曲率半径の1~2倍程度で、近くに直交部材などが存在しない場合)に10~20%以下の誤差で近似解を得ることが出来る。

表4.1.5.1 応力拡大係数の解析手法

| | 解析手法の概要 | 特徴 |
|--------------------------------|---|--|
| 半無限板近似による簡易解析 (ケース1、2) | 亀裂なしの応力分布の解析結果を用いて、半無限板の縁亀裂のモデルをあてはめ応力拡大係数を算定する | 極めて簡単(亀裂を含むFEM計算が不要である) |
| 特異性を含むサブストラクチャーによる解析 (ケース1) | 特異要素(複素数級数表示)を含むサブストラクチャーを用い、 $\sigma_{\theta \max}$ クライテリオンで、亀裂を自動進展させる、亀裂進展シミュレーション・プログラム | 比較的高精度 予め設定した範囲内で亀裂を自動的に進展させる専用プログラム |
| アイソパラメトリック要素による解析 (ケース2) | クラック先端で、要素節点を要素の辺の $\frac{1}{4}$ のところに設けて i/\sqrt{r} の特異性を持たせている 亀裂進展は、 $\sigma_{\theta \max}$ クライテリオンを用いる | 比較的容易な解析手法 |
| 亀裂先端変位による解析 (ケース3) | アイソパラメトリック要素により求められる亀裂先端変位の解より、 $K = \sqrt{\pi/2} r \cdot E u / 2$ の関係を用いて応力拡大係数を求める | 比較的容易な解析手法 |
| 解析解重畠法 (ケース4) | 特異性を有する解析解と境界条件を適合させるためのアイソパラメトリック要素による解とを重ね合わせる方法 ~~~~~ 直交部材の影響を算入するための剪断応力分布の算定と等価トラスの設定 | 比較的高精度 サブ・ストラクチャー ズーミング ~~~~~ 無限板中の集中力の応力場の解の重ね合わせ |

(2) 板厚非貫通亀裂の解析手法

ケース4では、直交部材隅内溶接を通過する亀裂の伝播挙動解析のため、表面亀裂のモデルが合わせて用いられている。ケース4でのK値評価は、表面亀裂に一様遠方応力が働く場合の解と、貫通亀裂に集中力が働く場合の解など、既に解かれている問題を適当に組合せて、いわば工学的な簡易な推測によって評価された値である。

現時点では、同様の問題を直接3次元解析で解くのに莫大の手間と費用がかかるので、いずれにしても何らかの簡易解析法の設定が必要である。ケー4で試みられた解析は、更に今後、適当な実験解析と比較検討の要があるとしても、同様の計算を蓄積し、妥当性の高い簡易解析法を探る努力が必要である。

4.1.5.3 疲労亀裂の伝播成長解析

疲労亀裂の伝播成長については、いずれのケースでも、下限条件なしのParis則：

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (4.1.5.1)$$

が用いられている。

船殻にかかる応力変動は、ある頻度分布を持つランダム波として表現されるが、(4.1.5.1)式は荷重形式が一定である限り、応力変動幅 $\Delta\sigma$ の m 乗をそのまま重ね合せる形となっているので、次のような式であらわされる定振幅等価応力 $\Delta\sigma_{eq}$ に置き換えることが出来る。

$$(\Delta\sigma_{eq})^m = \frac{1}{N} \int_0^N (\Delta\sigma)^m dN \quad (4.1.5.2)$$

本章で行われたケース・スタディーは形式的に定振幅応力変動について、伝播寿命の積分が行なわれているが、ランダム波について(4.1.5.2)により、容易に等価振定を行なうことが出来る。

4.1.5.4 問題点と今後の課題

本章に報告した4つのケース・スタディーより、次のような問題点と課題とが抽出される。

- (1) 直交交叉部材に接近・到達した亀裂についての解析手法の確立
- (2) 新たに発生する疲労亀裂についての取扱い。
- (3) 複数個の亀裂の伝播成長の取扱い。
- (4) 応力拡大係数についての簡易解析法
- (5) 疲労亀裂伝播則についての検討： ΔK_{th} 、応力比
- (6) 荷重頻度分布、ランダム波についての検討
- (7) 脆性破壊発生・伝播の安全性評価への算入法
- (8) その他

特に(1)に挙げた直交交叉部材に関する解析は、実際の現象について不明な点が多く、解析面でも困難が多い。ケース4において、第1歩としての試計算が行なわれた。このような解析の試みを蓄積すると共に、実験を解析を合せて、総合的な検討を行なうことが必要である。

本章におけるケース・スタディーでは、単純な K_{ic} による判定だけですませた脆性破壊に対する安全性評価は更に、その発生・伝播の過程を通じた総合的解析法の確立に向って検討を進めねばならない。

応力拡大係数の算定法は複数亀裂、板厚非貫通亀裂を含めて、簡易解析手法を確立することが実際問題への応用に際して重要である。

疲労亀裂伝播について多くの検討課題が残されているが、特にランダム波に対してParisにどの程度の修正が必要かが今後の大規模な検討課題となる。 ΔK_{th} 、応力比、過大荷重効果などの実験的解析結果を、設計上どのように有効に算入して行くかが大きな課題となる。

5. 構造要素強度に関する基礎的研究

5.1 内構材から外板への脆性亀裂伝播現象に関する検討

5.1.1 目的

脆性破壊や疲労破壊に対する破壊力学的観点からの研究が、その検討・確認の対象として平板や丸棒など形状的には不連続性の少ない構造から出発したのは、境界条件の平易さという点で至極当然の事であった。

材料特性値や現象の支配則の解明の為には、境界条件の平易さは優先される必要のある条件である。

一方、現実の構造物は要求される機能を全うする為の結果として、相当に形状的には不連続性に富んだものとなっている。例えば、船舶では、一般に少ない鋼材で必要な強度を確保する目的から、“骨に皮を張る”という考え方で建造されており、しかも各々の骨材には種々の防撓構造・補強構造が二次部材として付いている。

したがって、船舶のような現実の構造物に対し、破壊力学を持ち込もうとする場合には、個々の破壊現象に対する工学的な判断条件（クライテリオン）や、基礎的材料特性値が明確であるだけでなく、特有の不連続構造様式（直交交叉部など）に対しての十分な構造解析手法（内力や応力の評価法など）が必要とされ、また破壊の形態変化に対する信頼度の高い体験則などが確立される必要があろう。場合によっては、不連続構造部に対して、新らたな工学的判断基準が必要とされる事もある。この様な理解に立って、本節では骨（内構材）から皮（外板）に亀裂が進入する際の挙動について、今までに行なわれた幾つかの実験や報告をもとに、主としてその形態変化についての特徴的な点を記した。ただし、亀裂としては脆性不安定亀裂を念頭に置くこととした。疲労亀裂が骨から皮へ伝播する際の挙動については、SR153部会昭和51年度研究の一部¹⁾その他で扱われており、また本SR169部会昭和53年度研究としても実施が予定されている。

5.1.2 脆性不安定亀裂が骨から皮へ進入する際の挙動に関する実験的研究概要

SR169部会昭和52年度研究の“脆性亀裂伝播停止特性に及ぼすコンプライアンスの影響に関する検討（5.2節に記載）”では、T型断面をした直交交叉部構造要素モデルを用いた大形二重引張試験が実施された。すなわち試験片のウェブ板からフェイス板に脆性亀裂を突入させる試験が行なわれた。

試験内容の詳細は5.2節に譲るが、破壊の形態を要約的に述べると、1300mmのウェブ板（板厚15mm）を伝播してきた脆性亀裂は、一部の試験片では直交交叉部の隅肉溶接金属を伝播した時点で（フェイス板には入らずに、あるいは表面亀裂として入り込んだ状態で）停止しており、他の試験片では隅肉溶接部を通ってフェイス板（板幅300mm、板厚15mm）内に入り込み、そのままフェイス板を破断に至らしめたりするというものであった。ただし、一体の試験片だけは直交交叉部の手前約30mmの位置で亀裂が停止していた。試験結果を表5.1.1に示す。また、この試験の実施時に補足試験として実施した、応力9%²⁾の試験結果では、亀裂は隅肉溶接部を通ってフェイス板内に入り込み、貫通亀裂となった段階で停止していた。このような結果から、伝播停止した試験片について停止時の亀裂先端の輪郭を分類すると、図5.1.1に示すように、概ね4種類に分けられそうである。また、他にも同様に骨から皮に脆性亀裂が突入する際の現象を把握する実験が実施されている。すなわち、供試鋼板としては板厚18mmのKAS鋼が用いられ、図5.1.2に示す様なESSO型試験片による脆性亀裂伝播停止試験が実施されている。すなわち、T型断面の直交交叉部構造要素モデルを用い、内構材と見なす端部からクサビにより脆性亀裂を発生・伝播させて、伝播してきた亀裂がフェイス板で停止する条件（応力および温度の条件）を調査したものである。試験片は4体供試されており、各々の試験片の温度分布を図5.1.3に示す。試験結果を表5.1.2および図5.1.4に、また、直交交叉部の破面状況を写真5.1.1に示す。さらに、前述の表5.1.1に示した結果と合わせ図5.1.5に示す。

これらの結果から、概略次のことがわかる。

(1) 皮部材で脆性亀裂が停止するか否かには、応力条件よりも温度条件の方が支配的な役割を果していると考えられる。

(2) S T 型モデルと S T' 型モデルで、脆性亀裂が T 型直交交叉部で停止する限界に若干の差がある。

(3) 試験片破面の観察から、脆性亀裂の停止状況は、先に示した図 5.1.1 の分類と酷似している。

ただし、これらの結果については、両者の供試材料の違い、あるいは試験方法(二重引張型と E S S O 型)の違い等を考慮する必要があろう。

以上は、脆性不安定亀裂が骨から皮へ伝播し停止する際の挙動を、実験的に調査したものである。次に、実際の損傷で、しかも相当に損傷解析を成し得た数少ない例が I I W 資料の中にあるので、これを紹介する。³⁾

損傷は、米国東北部のハイウェイ橋のガーダプレートに生じたもの(1973年に発見)である。損傷ガーダ部の亀裂成長の様子を図 5.1.6 に模式的に示す。

Stage I は、長さ 114 mm にも達するいわば初期切欠きであって、一見して劣悪と見なされる程度の溶接部(不完全溶け込みを大きく含んでいた)が輸送や構築中に割れて初期切欠きと化したものである。この割れはウェブに達して一旦停止したが、その後約 10 年間ほど疲労亀裂として伝播したものが Stage II である。この過程は、破面のストライエーションと遭遇応力の解析とから確認されたものである。そして Stage III は、1972年12月から翌年3月の間の低温度の日に脆性不安定亀裂として伝播したと考えられる部分である。Stage III の脆性亀裂は、フランジ中で停止した際の亀裂先端の輪郭は、明瞭には確認されていない。この損傷例は、実験的に再現された前述の現象と全く同一視できるような現象が、実際にも生ずる事を示しているという意味で貴重である。

ただし、脆性不安定亀裂が停止する際の状況等については、実際の構造物では引張荷重以外に曲げ応力も働いていると考えられるし、温度分布や周辺剛性の分布も実験室内での試験とは異なると考えられるので、実験室的現象をそのまま実構造物にあてはめることは無理であるかも知れない。しかし図 5.1.5 に示した、作用応力と温度による T 型直交交叉部での停止条件の調査結果などは、その鋼種に関しての一応の目安を与えるものと考えても大きな誤りはないものと考える。

5.1.3 T 型直交交叉部での脆性不安定亀裂伝播停止に関する要因についての考察

前項では幾つかの実験結果を紹介し、T 型直交交叉部に突入しようとする脆性不安定亀裂の挙動の特徴を記した。本項では、T 型直交交叉部またはその附近で、脆性不安定亀裂を停止させる効果のある幾つかの要因を列挙し、図 5.1.1 に示した亀裂停止状況の破面分類と定性的な関係をつけることを試みた。T 型直交交叉部において脆性亀裂を停止させる効果をもつ要因として、次のようなものが考えられよう。

(1) 亀裂先端がフェイス板に近づく、すなわち剛性の大きなものに接近して行く事による K 値の減少。これと同質のものと考えられるが、応力の再配分により亀裂先端の応力集中が緩和される。

(2) 隅肉溶接部に未溶着部が存在すること。

(3) 亀裂先端が位置している部分の材質的不連続性。(これには、フェイス板に亀裂が入る際には、板の圧延工程で生ぜる板厚内の組織方向性に抗して進入する必要がある等の、板そのものの板厚方向の組織上の異方性も含まれる。)

(4) 隅肉溶接部が本質的にもっている内部応力。(溶接残留応力)このうち(1)の要因が一般的に最も大きな役割を果していると考えられる。そこで、この点を踏まえて T 型直交交叉部における亀裂停止に及ぼす各種の要因と、先の亀裂停止状況の分類(図 5.1.1)との大略的な関係を推測してみると、表 5.1.3 が一つの見方として考えられる。

ただし、分類で示されたいずれの現象も、動的亀裂の伝播停止によって持たらされることはあるようないこ

ろである。したがって、上記(1)～(4)の要因が伝播停止の原因として働くことは事実でも、停止時の亀裂形状を決めるものは、亀裂の速度や応力あるいは歪の動的変化であり、現象の解釈のためにはこれらの値を考慮した動的解析が待たれるところである。

5.1.4 まとめ

平板のT型直交交叉部である骨材と皮材の隅肉溶接部合部に、脆性不安定亀裂が骨材のウェブを破断しながら突入してきた場合を想定して、実験例および事故例により、この種の現象に特有な形態変化について触れてきた。しかし、動的破壊力学がその緒についたばかりの現状にあって、境界条件の複雑なこの種の問題を掘り下げるには自づと限界がある。脆性不安定亀裂がT型直交交叉部で停止するためには、前項で触れた各種要因が有効に働く必要がある事は判ったが、これらの定量的評価については明らかにされていない部分が多い。ただ、次節(5.2節)にもあるように、脆性亀裂の伝播継続あるいは伝播停止の工学条件の定量的扱いが、試行錯誤を繰り返しながらも着々と進められており、有力な武器を手にしつつあることも事実である。

本SR169部会の昭和53年度研究として、平板の直交交叉部における脆性不安定亀裂あるいは疲労亀裂の挙動に関する系統的な調査が計画されており、さらに深い理解と応用が可能になるものと考えられる。

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、5.5 内構材から外板への疲労亀裂伝播試験、”日本造船研究協会研究資料No.267-1、昭和52年3月
- 2) 三菱重工業株式会社社内報告書(未公表)
- 3) 日置進、“Crack Growth in Highway Bridge Girder, IIW-XIII-793-76 の抄訳、”J I W -XIII
— 406 — 76, 1976

表 5.1.1 T型直交交叉部構造要素モデルでの脆性亜裂伝播・伝播停止試験結果一覧
(その1、ST型(二重引張型))

| 符号 | 鋼種 | 板厚 t_e (mm) | 試験片寸法 主板幅 B (mm) | 引張板幅 W (mm) | 引張間距離 L (mm) | 試験片分布 温度分布 | 亜裂長さ δ_a (mm) | 試験部 温度 T_a (°C) | 備考 (亜裂伝播状況) |
|------|-----|---------------------|-----------------------------|---------------------|----------------------|---------------|----------------------------|----------------------------|----------------|
| ST-1 | | | | | | | 12 | >1,300 0 | -20 NO GO 亜裂停止 |
| ST-2 | | | | | | | 12 | >1,300 >300 | >-40 60 未破断領域 |
| ST-3 | | | | | | | 12 | >1,300 >300 | >-30 60 未破断領域 |
| ST-4 | | | | | | | 12 | >1,300 >300 | >-25 60 未破断領域 |
| ST-5 | KAS | 15 | 1,300 | 300 | 6,000 | 温度平坦 | 12 | 1,300 0 | -20 NO GO 亜裂停止 |
| ST-6 | | | | | | | 18 | >1,300 >300 | >-20 60 未破断領域 |
| ST-7 | | | | | | | 18 | 1,300 0 | -10 NO GO 亜裂停止 |
| ST-8 | | | | | | | 18 | >1,300 >300 | >-14 60 未破断領域 |
| ST-9 | | | | | | | 12 | >1,300 >300 | >-23 60 未破断領域 |

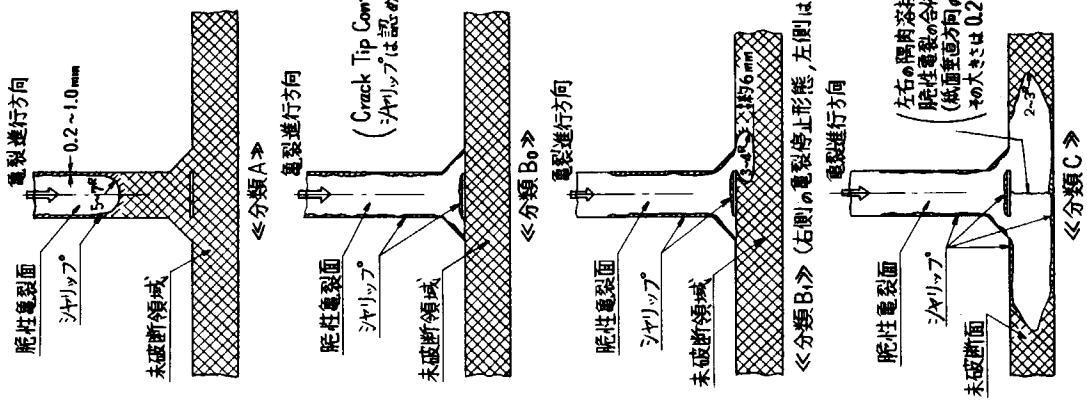


図 5.1.1 T型直交交叉部構造要素モデルでの脆性亜裂伝播停止試験における亜裂停止状況の破面分類

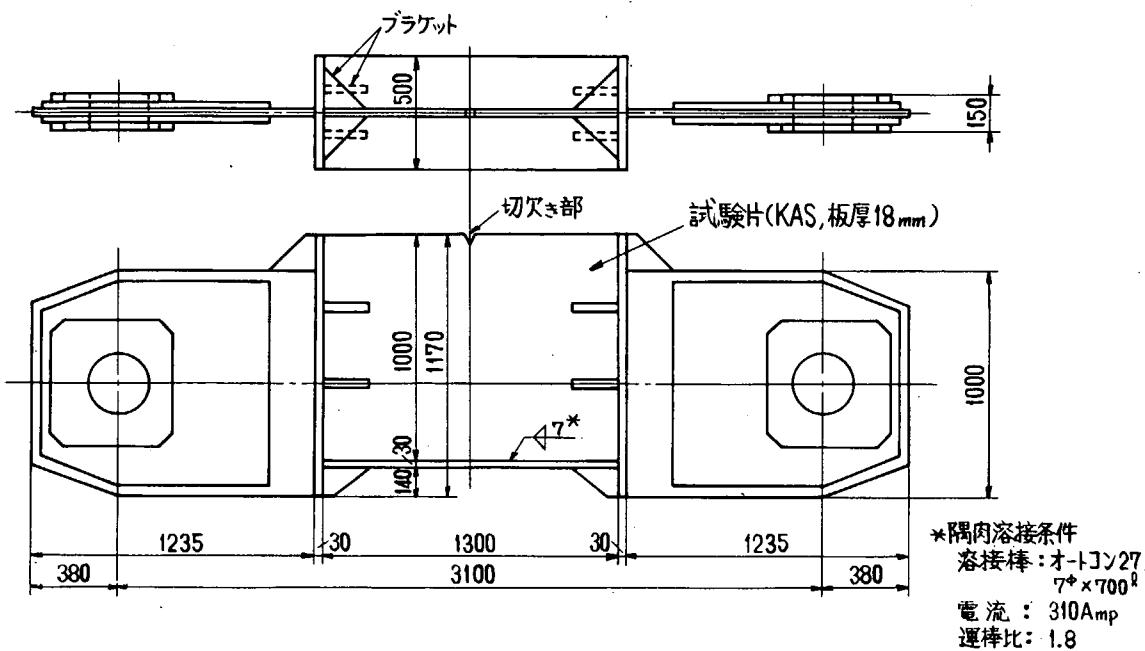


図 5.1.2 脆性亀裂伝播・伝播停止試験用 T型直交交叉部構造要素
モデル形状 (S T'型 (ESSO型))²⁾

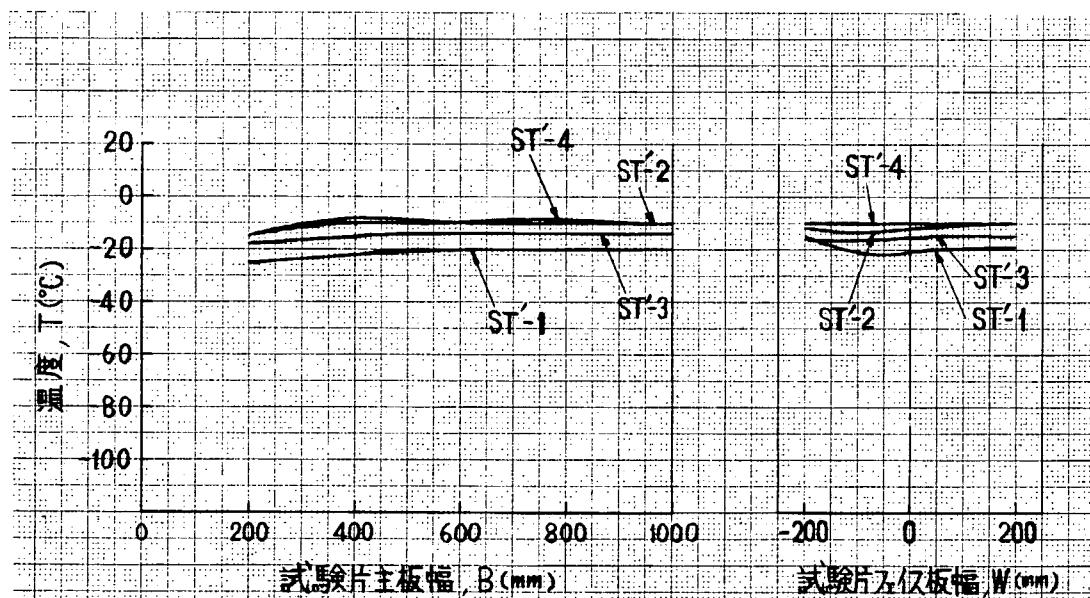


図 5.1.3 S T'型試験片の温度分布²⁾

表 5.1.2 T型直交交叉部構造要素モデルでの脆性亀裂伝播・伝播停止試験結果一覧
(その2、ST'型(ESSO型))²⁾

| 符号 | 鋼種 | 試験片寸法 | | | | 試験片 温度分布 | グロス応力 σ_g (kg/mm ²) | 亀裂長さ a (mm) | 製高部 温度 T_a (°C) | 備考 (亀裂伝播状況) | |
|-------|-----|-------------------|--------------------|----------------------|----------------------|-------------|--|---------------------|----------------------------|----------------|-----------------------|
| | | 板厚 t (mm) | 主板幅 B (mm) | ワイス板幅 W (mm) | ピン間距離 L (mm) | | | | | | |
| ST'-1 | KAS | 18 | 1,000 | 500 | 3,100 | 温度平坦 | 10 | >1,000 | 60 | -20 | NO GO 脆性破壊 亀裂停止 |
| ST'-2 | | | | | | | 10 | 1,000 | 0 | -10 | NO GO 脆性破壊 亀裂停止 |
| ST'-3 | | | | | | | 10 | >1,000 | 63 | -14 | NO GO 脆性破壊 亀裂停止 |
| ST'-4 | | | | | | | 13 | 1,000 | 0 | -10 | NO GO 脆性破壊 亀裂停止 |

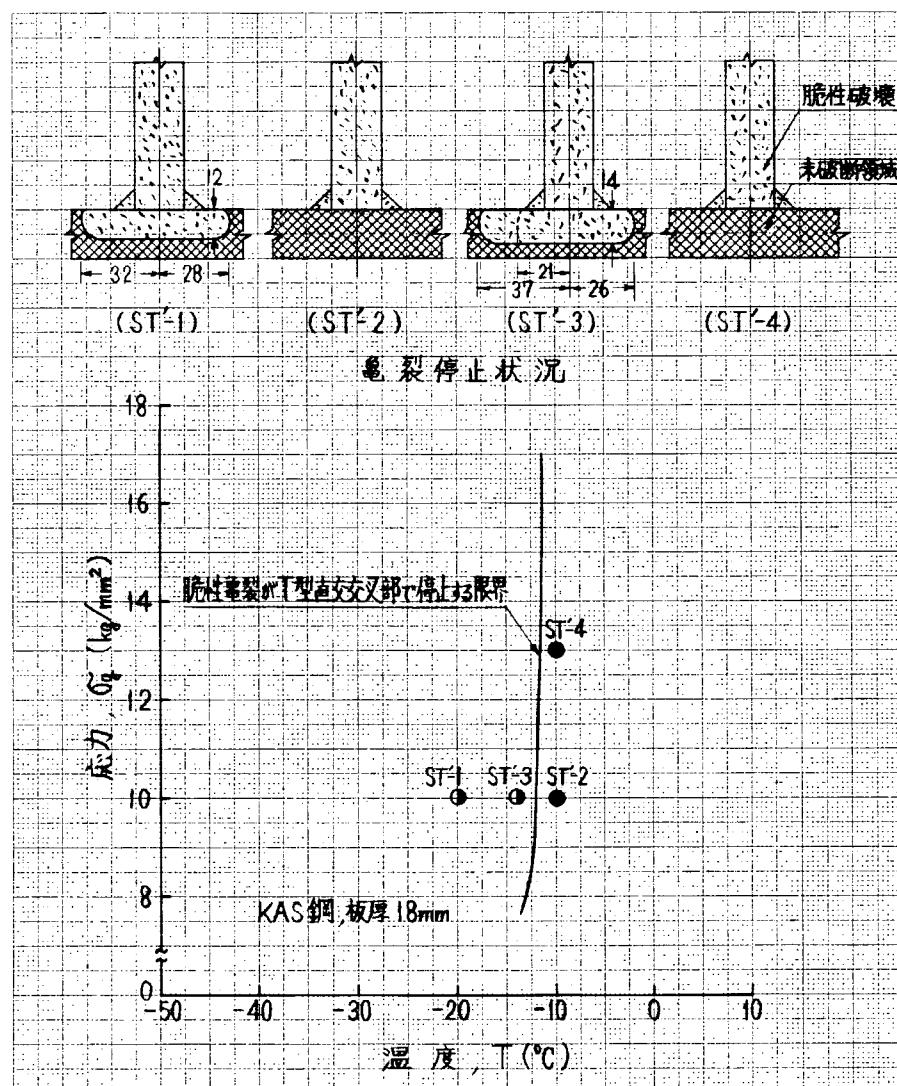


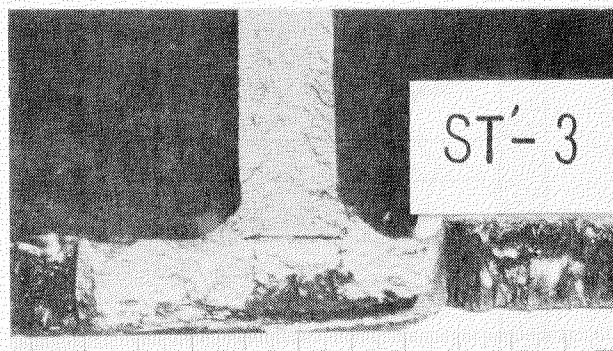
図 5.1.4 T型直交交叉部構造要素モデルでの脆性亀裂
伝播・伝播停止試験結果(ST'型(ESSO型))²⁾



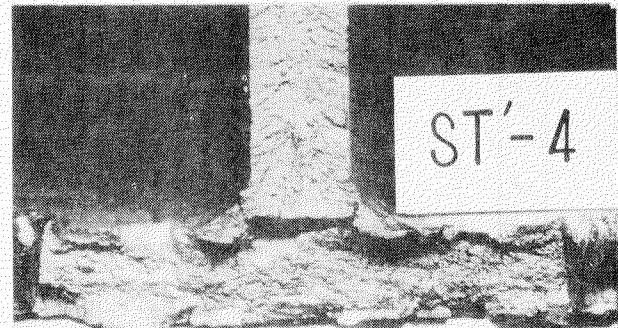
試験片符号:
ST'-1
試験応力:
 10 kg/mm^2
試験温度:
 -20°C



試験片符号:
ST'-2
試験応力:
 10 kg/mm^2
試験温度:
 -10°C



試験片符号:
ST'-3
試験応力:
 10 kg/mm^2
試験温度:
 -14°C



試験片符号:
ST'-4
試験応力:
 13 kg/mm^2
試験温度:
 -10°C

写真 5.1.1 T型直交交叉部構造要素モデルでの脆性亀裂伝播・
伝播停止試験による直交交叉部の破面状況
(ST'型(ESSO型))²⁾

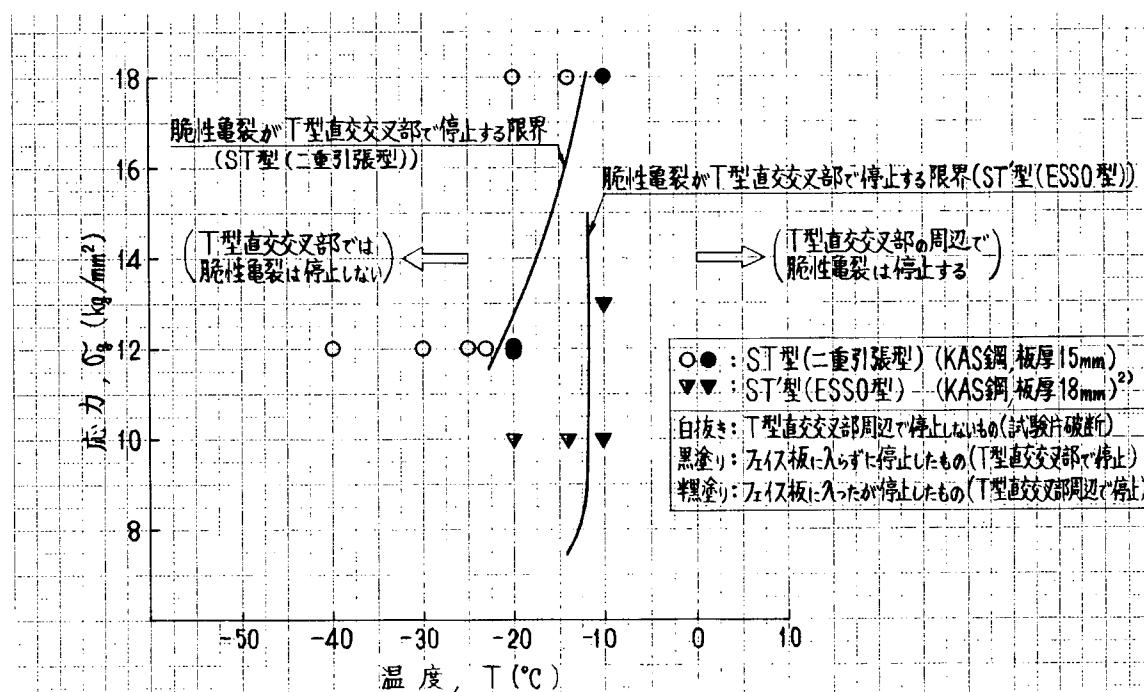


図 5.1.5 T型直交交叉部構造要素モデルでの脆性亀裂伝播・伝播停止試験結果
(ST型(二重引張型)、ST'型(ESSO型))

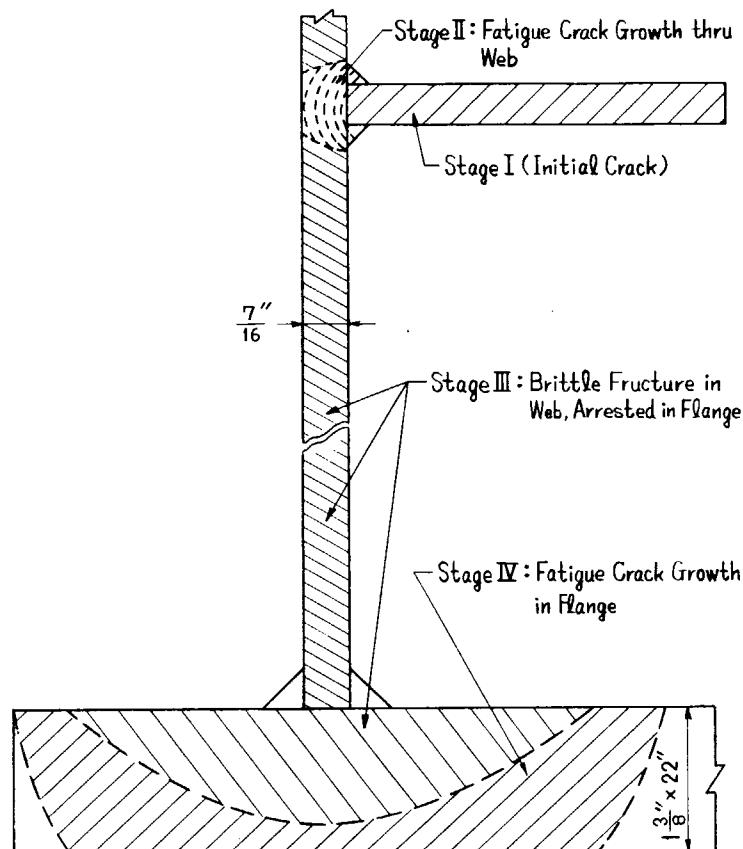


図 5.1.6 ハイウェイ橋のガーダープレートに発生した損傷例の模式図³⁾

表 5.1.3 T型直交交叉部にかける脆性亀裂停止に及ぼす各種要因

| 停止亀裂の形状分類 | 亀裂停止状況 | 亀裂伝播を阻止する効果 | | | |
|----------------|--|------------------------------------|-------------------|------------------------------|-----------------|
| | | (1) 剛性部材への接近 あるいは応力再配分によるK値減少効果 | (2) 隅肉溶接部の未溶着部の存在 | (3) 材質の不連続的変化および鋼板の板厚内異方性の効果 | (4) 隅肉溶接の溶接残留応力 |
| A |  | ○ | | | |
| B ₀ |  | △ | ○ | △ | △ |
| B ₁ |  | △ | ○ | △ | △ |
| B ₂ |  | △ | ○ | △ | △ |
| C |  | ○ | | | |

(○: 大きく関与している, △: 関与している, 無印: 関与していない, または不明)

5.2 脆性亀裂伝播停止特性に及ぼすコンプライアンスの影響に関する検討

5.2.1 脆性亀裂伝播ならびに伝播停止現象に関する基礎検討（その1）

—コンプライアンスを変化させた脆性亀裂伝播停止試験による検討—

5.2.1.1 目的

亀裂の動的挙動には、初期条件として亀裂発生条件に関係する種々のパラメータが関与することは勿論であるが、亀裂の伝播途中および伝播停止時の亀裂先端または亀裂を囲む周辺部の遭遇温度や剛性分布（などの静特性）、あるいは周辺部分の振動特性（などの動特性）などが深く関与しているものと考えられる。したがって、亀裂の伝播途中での諸量の定量的把握が、問題解明に対して不可避なものであろう。しかし、脆性亀裂の伝播速度は超高速であり、実験的には常に計測上の困難さを伴っており、十分な精度で捉えることが容易でない場合が多い。

このような状況であるから、伝播あるいは伝播停止現象の本質解明という観点からの研究では、出来るだけ単純な境界条件下の問題から出発して、現象の支配則を見出し、確認を重ねて応用するというアプローチが盛んに試みられつつある。これに近い立場からの亀裂の伝播解析が、次章以下に示されるであろう。

一方、色々な破壊形態での材料抵抗値を設計の基礎知識として実際に把握したいとする立場からは、十分な理論的裏付けと同時に、複雑な条件下ではあっても頻繁に出合る可能性の高いケースについては、予め大略の定性的傾向を知りたいという要求がある。

このような観点から、亀裂を囲む部分の剛性が亀裂伝播挙動にどのような影響を与えるかを知る目的で、¹⁾ SR153 部会研究において、温度勾配型の大形二重引張試験（試験片亀裂伝播部幅 1600 mm）が実施された。すなわち、試験片部分と試験機との間にバネ部材（コンプライアンスユニットと称す）を挿入した場合の影響について実験的に調べられた。その結果、試験条件（試験片温度勾配と作用応力）を一致させて脆性亀裂の伝播停止試験を行なった場合、コンプライアンス・ユニットを装着したものは極くわずかながら停止亀裂長さは長くなっていた。

しかし、脆性不安定亀裂に対してかなり支配的な役割を果しているパラメータと考えられる温度がどの程度精度良く設定し得たか、あるいはコンプライアンス・ユニットのもつバネとしての効果以外の影響（例えば、試験片の隣りに相当な質量を置いた影響）がどう働いたか、などを考えたときに上記の結果がどの程度一般化できるものか一部で疑問視された。試験片を含む試験機系が持ち合わせた剛性（および質量）分布がそのまま境界条件として入った実験室での亀裂伝播試験と、実構造物中を亀裂が走る状況とでは、明らかに差異があると考えられる。したがって、上記試験結果の定性的傾向が本質的なものか否かは非常に重要であると判断された。

本報告は、コンプライアンス・ユニットの装着という措置によって従来の試験機系の剛性分布を変化させて得られた前述の結果が、一般化し得るものか否か結論づける目的で再度実施された脆性亀裂伝播試験結果を記したものである。

5.2.1.2 検討内容および供試材

前項で触れたSR153 部会研究での伝播試験結果を踏まえて、また一般的に温度の上昇が亀裂破壊に対する材料抵抗値を向上させる傾向を考えると、温度平坦型の大形二重引張試験（SR153 部会研究では温度勾配型である）を実施した場合には、コンプライアンス・ユニット装着の有無により“GO”（試験片が亀裂伝播により破断する場合）と、“NO GO”（試験片内で亀裂が停止する場合）の限界の差異が拡大するものと考え

られた。すなわち、コンプライアンス・ユニットを装着した試験の方が容易に“GO”し易いものと予想された。したがって、本研究で実施する試験として温度平坦型の大形二重引張試験を計画した。ただし、コンプライアンス・ユニットを装着しない場合も“GO”するような試験条件下では、ユニット装着の有無による差異を計測し難いことが予想されたので、試験片下端部にフェイス板を隅肉溶接したT型断面の直交交叉部での亀裂停止現象と、フェイス板突入時の亀裂先端が作る輪郭などの様態の違いを見る試験シリーズをもうけた。また、試験に際し試験片温度分布の勾配平坦部分の温度と、一様作用応力についても幾通りかの場合を設定した。

以下に試験内容を順次記すこととする。

供試鋼板は板厚15mmの一般船体用軟鋼板（K A S鋼）である。供試材の化学成分ならびに機械的性質を表5.2.1.1に、また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それぞれ図5.2.1.1および図5.2.1.2に示す。

試験片を含む試験機系の剛性を変える目的で、コンプライアンス・ユニットを用いた場合（以下Cシリーズと称す）と、コンプライアンス・ユニットを用いない場合（以下Sシリーズと称す）について試験した。ピン間の部材配置のようすを図5.2.1.3に示す。コンプライアンス・ユニットそのものの形状寸法を図5.2.1.4に、また同ユニットの静的引張り特性を図5.2.1.5に示す。

脆性亀裂伝播速度の計測法としては、ゲージ切断法を採用した。すなわち、亀裂が通過すると予測される位置に、所定の間隔でCDゲージを貼付して電気回路を組んでおき、亀裂伝播に伴う歪ゲージ切断による電圧変化時の時刻を計測・記録して速度を算定した。時刻の計測に際してのトリガーとしては、初期切欠きに接近して貼付したCDゲージの切断により起こる電圧変化を使用した。また、亀裂進展に伴う荷重変化を求めるため、このトリガーと連動させて、亀裂から離れた位置に貼付した歪ゲージによる荷重（歪）の過渡変動も同時に計測した。亀裂伝播速度および荷重変化の計測要領の概要を図5.2.1.6に図示する。また、亀裂伝播速度を計るためのCDゲージ貼付位置を図5.2.1.7中に記した。荷重変化計測用の歪ゲージはピン穴まわり（図5.2.1.3中の計測点A）およびタブ板（図5.2.1.3中の計測点B）に貼られている。

用いた試験片は、試験片下端部にフェイス板の無いもの（以下I型と称す）と、あるもの（以下T型と称す）の2種類である（図5.2.1.7参照）。T型試験片のフェイス板の隅肉溶接は、脚長6mmの1層溶接により下溶着部が残る条件で実施されている。

試験片肉の一次応力の分布は、図5.2.1.8に例示するように、表裏で幾分の曲げ応力が入ってはいるが、面内曲げ応力は殆どない。またフェイス板内もほぼ一様応力に近い状態であることが確認された。

脆性亀裂伝播試験は、試験片亀裂伝播部に所定の大きさの一次応力を与えた状態で、サブテンション装置により耳部（亀裂発生部）にトリガー荷重を加え、切欠き部から脆性亀裂を発生させ、試験片亀裂伝播部内に脆性亀裂として突入させて行なった。また、試験片内の温度分布は、初期切欠きから約600mmまでに温度勾配を与える、それ以上離れた位置は一様平坦温度とした。したがって、セパレートの冷却槽に適量の液体窒素を注入して所定温度に設定した。

5.2.1.3 試験結果および考察

フェイス板無し（I型）のSIシリーズおよびCIシリーズについての試験結果一覧を表5.2.1.2に示す。また、フェイス板付き（T型）のSTシリーズおよびCTシリーズについての試験結果を、表5.2.1.3に一覧する。一覧表の右端備考欄には、亀裂伝播状況を“GO”（試験片破断）あるいは“NO GO”（試験片内で停止）の記号で表示し、フェイス板付近で停止した亀裂についてはその概形を記した。なお、STシリーズおよびCTシリーズについての直交交叉部の破面状況を写真5.2.1.1～写真5.2.1.4に示す。

試験結果を、試験片内の温度勾配平坦部の温度と一様(一次)応力との関係で表示したものが図5.2.1.9である。すなわち、図5.2.1.9中に示した限界曲線より左側の領域では試験片の完全破断が起り、右側域では亀裂は伝播・停止する。STシリーズおよびCTシリーズの限界曲線は、フェイス板の隅肉溶接部またはその直前で亀裂が停止するか否かの限界を表現している。一方、SIシリーズおよびCIシリーズの限界曲線は、温度勾配平坦部(後述するように、伝播距離約600mm～1600mmの領域が温度平坦となっている)に突入し得るか否かの限界に対応しており、STシリーズ・CTシリーズの限界曲線とは若干その意味する内容が異なっている。STシリーズ・CTシリーズの限界曲線には、勾配平坦部の温度や亀裂伝播速度が関与していることは勿論であるが、平板の直交交叉部が潜在的に有している亀裂停止性能(アレスト性能)が密接に関係しているものと考えられる。また、SIシリーズ・CIシリーズの限界曲線には試験片内の内部応力、主として熱応力(温度勾配平坦部以外の亀裂発生部近傍では、発生を容易にするため温度勾配をつけて初期切欠き先端部を低温に保持しているために熱応力が発生すると考えられる)が関係しているものと思われる。内部熱応力の数値的評価については、試験片の温度分布とともに後述する。また、STシリーズとCTシリーズの限界線が若干異なっており、CTシリーズの方が幾つかではあるが容易に破断し易い。この差異は、亀裂速度や荷重変化と対応づけて説明されるべきものである。しかしながら、実施された試験条件下でこのような傾向があったことを実験事実として物語っているものである。

図5.2.1.10¹⁾には、初期応力(σ_0)と停止亀裂長さ(C_a)とを用いて評価した指標としての意味合いをもつ K_c 値と温度との関係を示す。

破壊発生時の試験片内の温度分布を、図5.2.1.11(SIシリーズ)、図5.2.1.12(CIシリーズ)、図5.2.1.13(STシリーズ)および図5.2.1.14(CTシリーズ)に示す。試験片幅のうち、およそ600～1300mm(または1600mm)の部分を温度勾配平坦領域とした。初期切欠きの近傍は、亀裂の発生を容易にするため局部冷却しており、600mm位置付近までは概ね直線的な温度勾配が付与されている。STシリーズ・CTシリーズについては、フェイス板部分も温度勾配平坦部と同一温度でほぼ一様温度に保持されている。

亀裂伝播速度計測用に貼付したCDゲージの切断時刻計測結果が、図5.2.1.15(SIシリーズ・CIシリーズ)、図5.2.1.16(STシリーズ)および図5.2.1.17(CTシリーズ)に示されている。この計測結果をもとに、連続する4個の計測点間の変化を3次多項式で結んで(各点での亀裂速度を求めておき、さらに連続する2個の計測点間の変化を3次多項式で近似することにより)、計測点の間の亀裂速度を推定した。その結果が図5.2.1.18(SIシリーズ・CIシリーズ)、図5.2.1.19(STシリーズ)および図5.2.1.20(CTシリーズ)に示されている。このようにして求めた亀裂伝播速度には、図中に示されているように、若干不自然な速度の加減速が認められる。これは、CDゲージ切断時刻の計測値と、実際に亀裂が通過した時刻に幾許かの誤差があるためと思われる。特に、STシリーズ(図5.2.1.19)で亀裂長さが短い領域において他の試験片と若干異なる傾向を呈している。試験片符号ST-2など3本の速度変化図には、トリガーとなつたCDゲージの切断時刻計測に若干大きな誤差が混入した疑いがある。トリガーゲージは他のCDゲージよりもより低温にさらされている。したがって、亀裂速度もより高速となり得る可能性があるため、計測誤差が混入し易いものと判断される。このように、計測上多少の困難さがあるが、亀裂伝播速度計測結果の一般的傾向として、亀裂長さおよそ600mm程度までは速度の急激な減速が生じており、その後はほぼ一様に600～700m/secで伝播していることが認められる。また、CIシリーズ試験片とSIシリーズ試験片との間に顕著な差異は認められない。亀裂が伝播停止した試験片についても計測は実施したが、停止寸前での急激な減速過程(数十mmの亀裂進行の間に起こっていると想像される)は計測できていない。同様に亀裂発生時の急激な加速過

程も計測は非常に困難であり、正確に計測されていない。

次に、亀裂伝播中の荷重変化のようすについての計測結果を示す。S I シリーズ・C I シリーズ、S T シリーズおよびC T シリーズの計測点A、すなわちコンプライアンス・ユニットを装着した場合には、ユニットを介さない側のピン穴まわりに貼った歪ゲージによる計測結果を、それぞれ図 5.2.1.21、図 5.2.1.22 および図 5.2.1.23 に示す。

これらの計測結果から判断できるように、荷重変動検出用の歪ゲージに変化が現われ始める時刻と、トリガーゲージが切断される時刻の間には、応力波の伝播時間だけの隔たりがある。また、荷重の大きな変動の他に、若干高周波の小さな変動が重畠して計測される特徴がある。これらの点を配慮して、応力波の到達時間だけ時間をずらし、また高次変動をカットして荷重の変化の様子を書き改めたものが、図 5.2.1.24 (S I シリーズ・C I シリーズ)、図 5.2.1.25 (S T シリーズ) および図 5.2.1.26 (C T シリーズ) である。これらの図から、C T シリーズとS T シリーズの亀裂伝播中の荷重変化の差異としては、C T シリーズの方が停止直前になってわずかながら荷重低下が大きいという点が認められるが、全体的には余り大きな定性的相違は認められないようと考えられる。

また、計測点B、すなわちコンプライアンス・ユニットを装着した場合のユニットを介する側のピン穴に近いタブ板に貼った歪ゲージによる荷重変化の計測結果の例が、図 5.2.1.27 に示されている。この結果によれば、計測点Bでは亀裂伝播中には全く歪変化を生じておらず、伝播停止後の試験機系が慣性力による振動を始める時期になってやっと変化が現われているようである。

試験片の温度分布のうち、亀裂伝播方向(幅方向)の分布については既に図 5.2.1.11～図 5.2.1.14 に示した。荷重軸方向の温度分布について計測した例を図 5.2.1.28 に示す。同図より、平坦部温度と室温との隔たりに対応して荷重軸方向にもおよそ 500～600 mm 程度は温度勾配が付いていることがわかった。しかし、この方向の温度勾配は試験片の幅方向に連続的に付与されており、直接的には内部応力を生まない。試験片の幅方向の温度勾配を折れ線で近似し、しかも試験片内の温度分布を軸対称と近似して熱応力を略算してみた(半無限板の計算である)。

$$\Delta T = \begin{cases} T_0 \left(1 - \frac{r}{e} \right), & (0 \leq r \leq e \text{ のとき}) \\ 0, & (e < r \text{ のとき}) \end{cases} \quad (5.2.1.1)$$

ただし、 T_0 ：初期切欠き先端の温度と温度勾配平坦部の温度差(< 0)

r ：初期切欠き先端から試験片内の任意の点へ至る距離(mm)

$e = 600 \text{ mm}$

である。

亀裂の伝播線を x 軸として、この上の熱応力(σ_{therm})の値は次式で求まる。

$$\sigma_{\text{therm}} = \sigma_{\text{therm}}^{(1)} - \sigma_{\text{therm}}^{(2)} \quad (5.2.1.2)$$

ただし

$$\sigma_{\text{therm}}^{(1)} = \begin{cases} \alpha T_0 E \left(-\frac{1}{2} + \frac{2}{3} \frac{x}{e} \right), & (0 \leq x \leq e \text{ のとき}) \\ \alpha T_0 E \left(\frac{e^2}{6x^2} \right), & (e < x \text{ のとき}) \end{cases} \quad (5.2.1.3)$$

$$\sigma_{\text{therm}}^{(2)} = \left(\frac{4}{\pi}\right) \alpha T_0 E \left\{ \left(\frac{1}{4} + \frac{1}{12} \frac{e^2}{x^2}\right) t_{on}^{-1} \frac{e}{x} + \frac{1}{12} \frac{(e)}{x} - \frac{\pi}{24} \frac{(e)^2}{x} \right. \\ \left. - \frac{1}{3} \left(\frac{x}{e}\right) \log \left(\frac{x^2 + e^2}{x^2}\right) \right\} \quad \dots \quad (5.2.1.4)$$

α : 热膨胀係数 ($= 12.0 \times 10^{-6}$)
 E : ヤング率 ($= 21000 \text{ kg/mm}^2$)

热応力が評価できれば、これを用いて亀裂が入った時のK値が計算できる。

T_0 の値として、仮に -75°C をとったときの σ_{therm} (热応力)，および热応力がつくるK値についての計算結果を図 5.2.1.2.9 に示す。

S I シリーズ・C I シリーズの温度平坦型試験片について，“GO”，“NO GO”的結果を説明するための一助として、これら热応力の計算値をベースとした次の様な検討を行なってみた。すなわち、試験機の主荷重によるK値を近似的に次式で評価し、热応力によるK値と足し合わせ、その亀裂長さに対する変化を調べた。

$$K = \left\{ \sigma_{\text{gross}} \cdot g \left(\frac{C}{B}\right) \right\} \sqrt{\pi C} \quad \dots \quad (5.2.1.5)$$

ただし、
 σ_{gross} : 初期(発生時)応力
 g : 亀裂進展に伴う荷重低下の割合

S I シリーズ・C I シリーズの温度平坦型試験では、 $\sigma_{\text{gross}} = 12 \text{ kg/mm}^2$ で試験している。この場合荷重低下の割合としては図 5.2.1.2.1 の平均的なものをとることとし、また、初期切欠き先端と温度平坦部の温度差は約 -75°C であることから、これらの数値をもとに図 5.2.1.3.0 中の実線が得られた。この図から、亀裂長さ 400 mm の位置でK値は最大になり、その後わずかに減少する傾向にあることがわかる。したがって、この部分で伝播亀裂を停止させる潜在能力があるものと推測できる。この部分でのK値停留の傾向は、内部熱応力を考慮しないと表われない傾向である(図 5.2.1.3.0 の破線)。しかし、S I シリーズおよびC I シリーズの温度平坦型試験 5 枚のうち、2枚のみが“GO”した結果を厳密に証明するためには、この様な静的取扱いでは不十分である。参考までに、試験片内の温度分布と供試材の破壊抵抗値(K_c)の温度依存特性(図 5.2.1.1.0 中の実線)とから求めた各位置での破壊抵抗値(K_c)を、図 5.2.1.3.0 中の一点鎖線として示した。

5.2.1.4 まとめ

試験機系の剛性をコンプライアンス・ユニットを挿入して変化させて、大形二重引張試験(I型、T型)を実施した。その結果は、前項までに詳述されているが、概要を以下に略記する。

- (1) 実験に用いたコンプライアンスの変化範囲では、脆性亀裂の伝播および伝播停止特性に対して、顕著で特徴的な差は与えないと言える。しかし、細かく観察するならば、荷重変化については、停止直前ではコンプライアンス・ユニットを装着したものは低下がわずかに大きくなるようである。また、平板のT型直交交叉部で亀裂が停止するか否かの限界温度は、コンプライアンス・ユニットを装着したものは、幾分高温側に位置するかも知れない。
- (2) 一般船体用軟鋼板(K A S 鋼、板厚 15 mm)を供試した本実験の範囲内では、平板の隅肉溶接によるT型直交交叉部に向って、ウェブ板中を進行してきた脆性不安定亀裂を、交叉部またはその周辺で停止させるためには、温度条件のみに着目した場合、 $-20^\circ\text{C} \sim -10^\circ\text{C}$ 以上である必要が見出された。

(3) 鋼板中の脆性不安定亀裂の伝播速度は、亀裂先端部分の温度と一定の関係にある様に思われた。-10°C～-40°Cの一様温度鋼板中では 600～700 m/sec で伝播することが計測された。脆性不安定亀裂の伝播速は、その材料中の縦波速度（鋼では $\sqrt{\frac{E}{\rho}} \approx 5000 \text{ m/sec}$ ）の約3割程度（したがって鋼中では約 1500 m/sec²⁾）とする文献¹⁾での推定よりも遅い値が計測された。この限りでは、文献では板厚が無限大のソリッド中の伝播を対象としているのに対し、実験では 15 mm の有限板厚であり、板の表裏面には、若干のシャリップを伴いながら伝播しているという点の相違によるものであろう。

次に、以上の定量的結論の外に、実験を通じて感じた点を一つ記したい。

(4) 脆性不安定亀裂が発生し停止する迄の、コンプライアンス・ユニットの効果については、(1)で記した通り、ユニットの無い場合と大差なかった。しかし、亀裂停止後の状況は大いに異なる。より大きな歪エネルギーを貯えた上で脆性亀裂の発生に臨む C シリーズ試験では、いわゆる破壊音も数段大きいように感ぜられた。コンプライアンス・ユニットを装着した C シリーズ試験では、停止後の亀裂開口量が、コンプライアンス・ユニットを装着しない S シリーズに比し相当に大きく、また亀裂停止後の系の振動によって発生時荷重値よりも大きな荷重が瞬間的ではあるが働くことも計測によって認められた。

実構造物の様に多くの不静定度を有する系の一個所で不安定亀裂が発生して停止したとして、その後の系の振動が原因で最初の荷重条件よりも一段と厳しい状態が局部的にでも現われるかどうかは難しい問題である。しかし、その可能性があるとすれば、将来とり組むべき問題の一つとなるのではないかと想像された。

[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”，日本造船研究協会研究資料 No. 267-1，昭和 52 年 3 月
- 2) 例えは、Fazil Erdogan, "Crack-Propagation Theories", Fracture, Volume II Chapter 5, Edited by H. Liebowitz, Academic Press, 1968

表 5.2.1.1 供試材の化学成分ならびに機械的性質

| 鋼種 | 熱処理 | 板厚 (mm) | 化学成分(%) | | | | | 機械的性質 | | |
|-----|-----------|------------|---------|------|------|-------|-------|--|---|------------------|
| | | | C | Si | Mn | P | S | 降伏点 σ_y (kg/mm ²) | 引張強さ σ_b (kg/mm ²) | 伸び El. (%) |
| KAS | As Rolled | 15.0 | 0.11 | 0.33 | 0.75 | 0.022 | 0.008 | 30 | 44 | 33 |

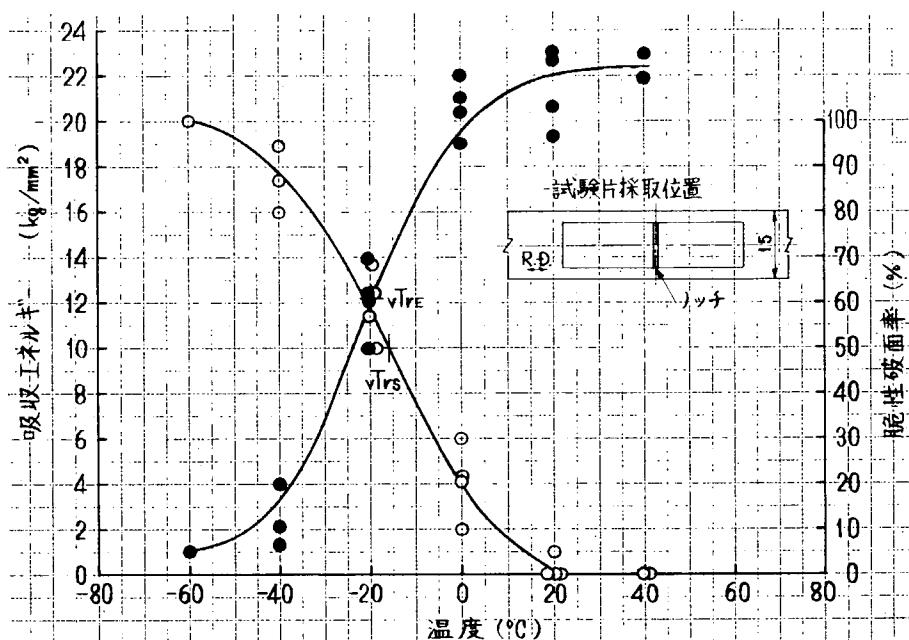


図 5.2.1.1 V - ノッチシャルピー試験結果
(KAS 鋼, 板厚 15 mm, 母材)

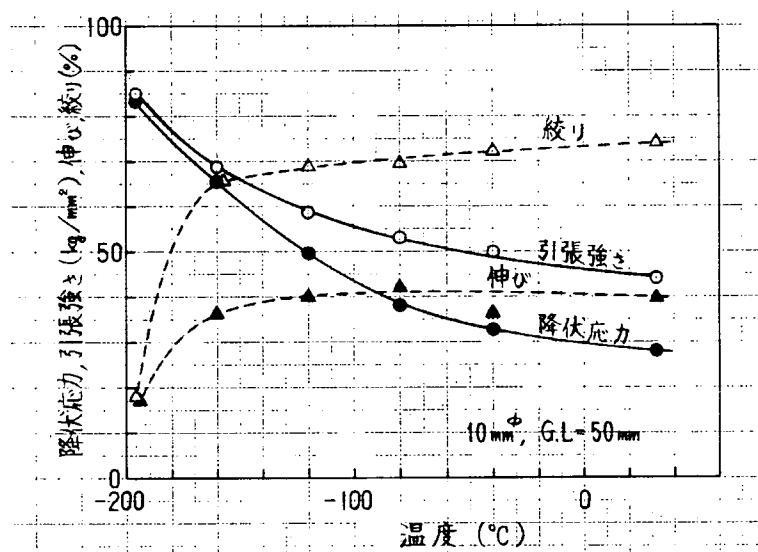


図 5.2.1.2 丸棒引張試験結果
(KAS 鋼, 板厚 15 mm, 母材, L 方向)

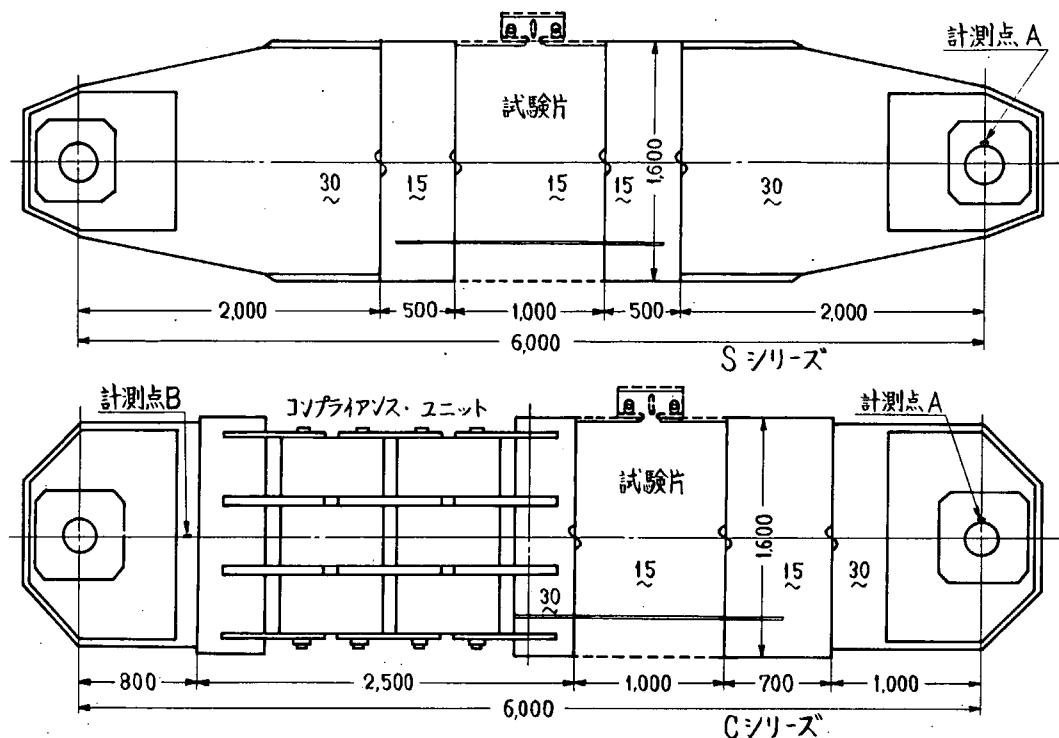


図 5.2.1.3 脆性亀裂伝播・伝播停止試験に供試した大形伝播試験片形状

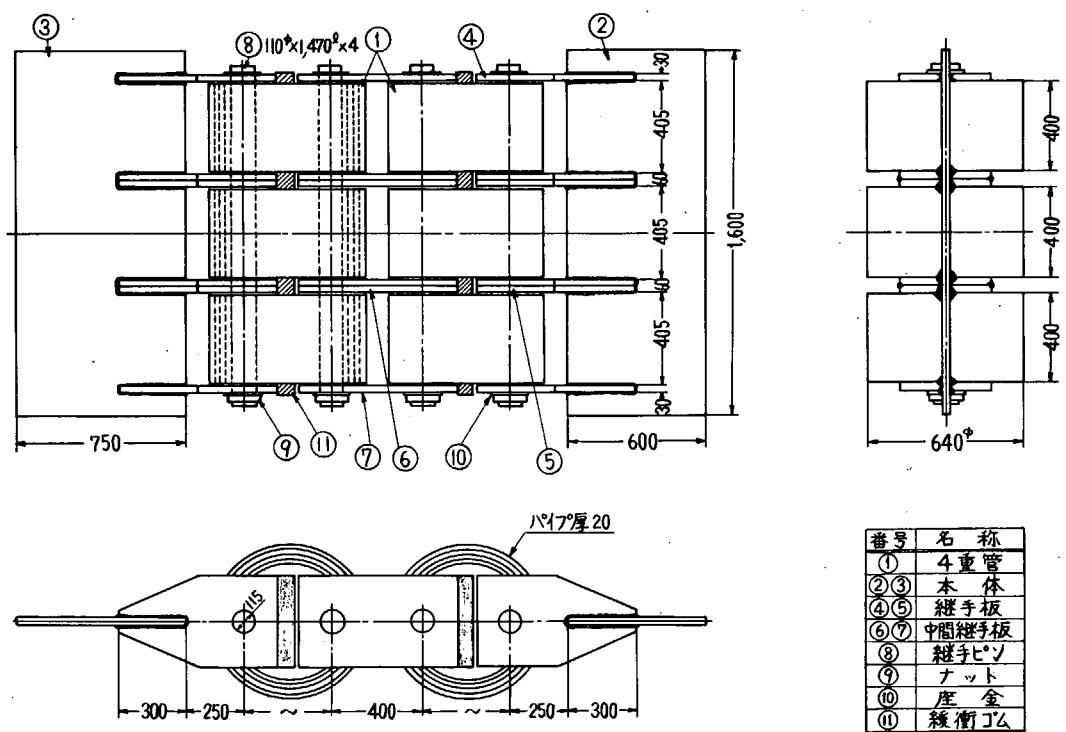


図 5.2.1.4 コンプレイアンス・ユニットの形状・寸法

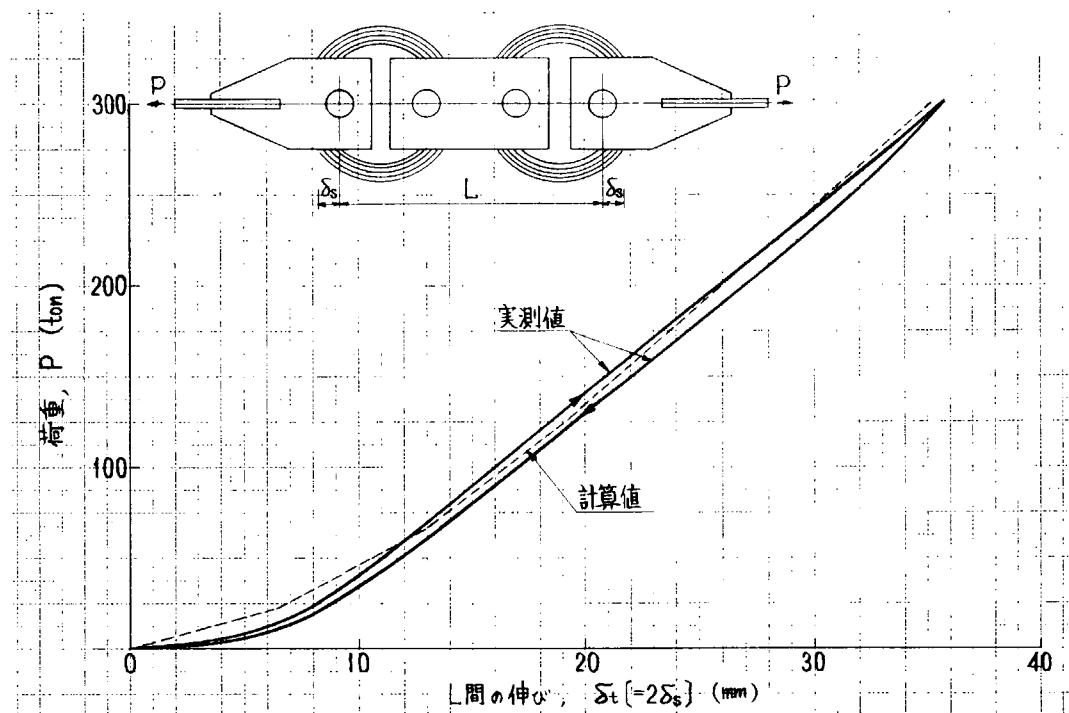


図 5.2.1.5 コンプライアンス・ユニットの引張り特性(荷重～伸び線図)

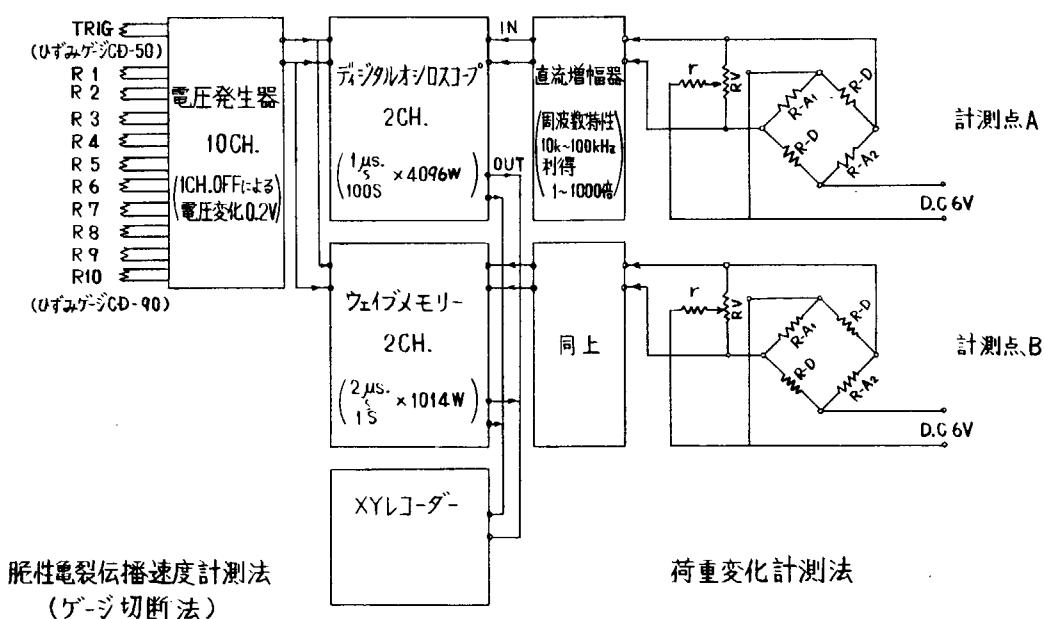


図 5.2.1.6 脆性亀裂伝播速度計測法および脆性亀裂進展にともなう荷重変化の計測要領

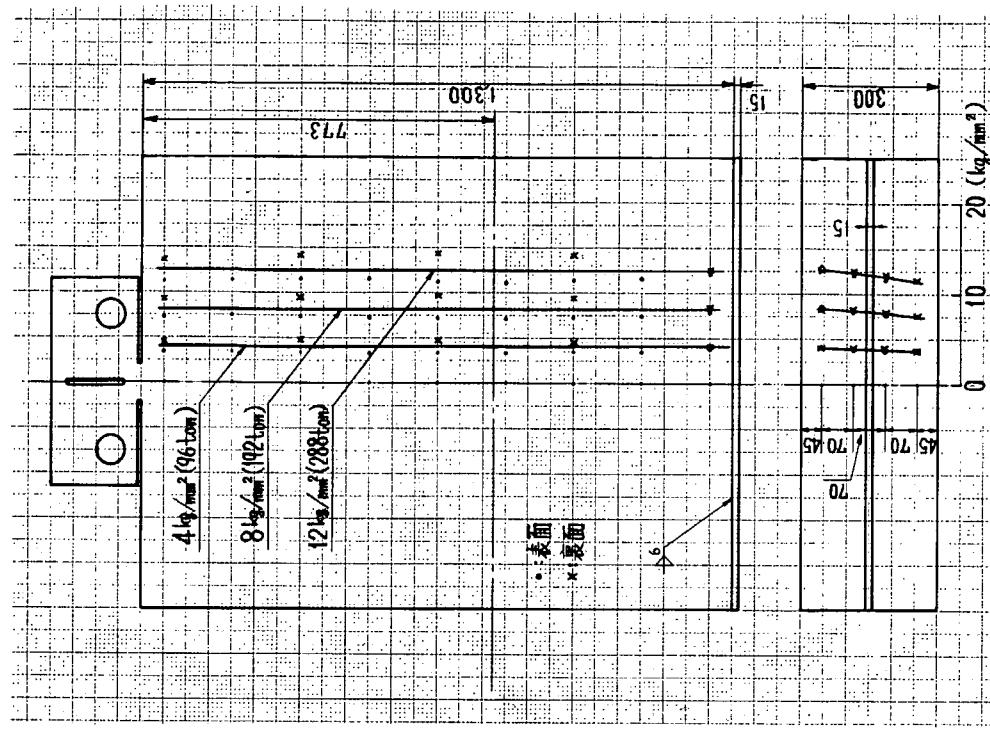


図 5.2.1.8 大形伝播試験片(T型)の応力分布測定例

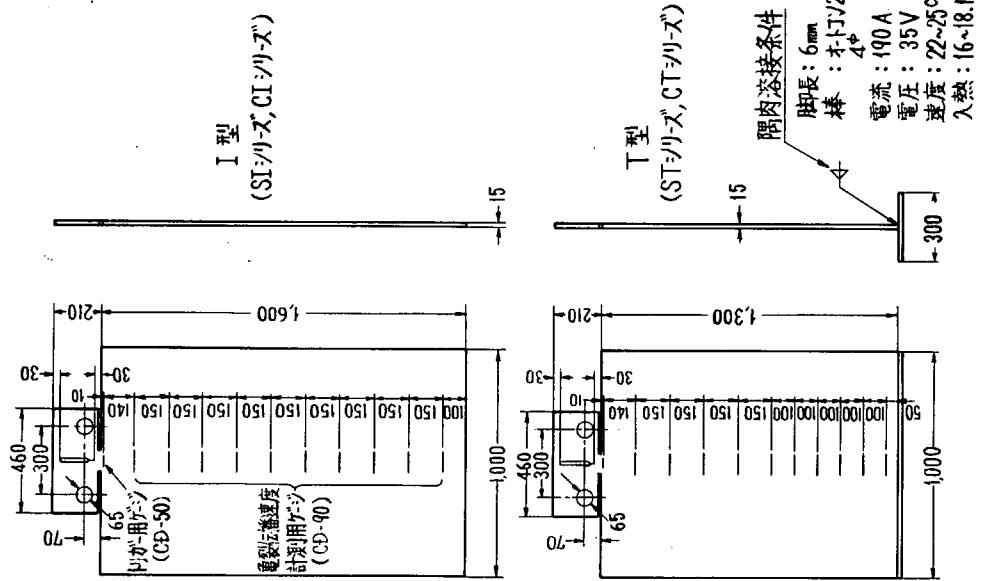


図 5.2.1.7 大形伝播試験片形状・寸法
(KAS鋼, 板厚 15mm)

表 5.2.1.2 大形伝播試験結果一覧 (S I シリーズ・C I シリーズ)

| 符号 | 鋼種 | 試験片寸法 | | | 試験片 温度分布 | グロス応力 σ_g (kg/mm ²) | 亀裂長さ C_a (mm) | 電気停止部温度* | | K_c^{**} (kg/mm/mm ²) | 備考 |
|------|-----|-------------------|------------------|----------------------|----------------------------|--|-----------------------|---------------|-----------------------------------|--|-------|
| | | 板厚 t (mm) | 幅 B (mm) | ピン間距離 L (mm) | | | | T_a (°C) | $10^3/T_k$ (°K ⁻¹) | | |
| SI-1 | KAS | 15 | 1,600 | 6,000 | 温度勾配 | 12 | 955 | 8 | 3.56 | 792 | |
| SI-2 | | | | | 温度平坦 | 12 | 490 | -10 (-5) | 3.80 (3.73) | 490 | NO GO |
| SI-3 | | | | | | 12 | 500 | -14 (-10) | 3.86 (3.80) | 496 | NO GO |
| SI-4 | | | | | | 12 | >1,600 | >-15 | <3.88 | — | GO |
| CI-1 | | | | | 6,000 コノブライアス ユニット使用 | 12 | 550 | -13 (-10) | 3.85 (3.80) | 525 | NO GO |
| CI-2 | | | | | | 12 | >1,600 | >-15 | <3.88 | — | GO |

注) *: () 値は平坦部温度を示す。

$$**: K_c = \tilde{\sigma}_g \cdot \sqrt{\pi C_a} \cdot \sqrt{\frac{2B}{\pi C_a}} \tan \frac{\pi C_a}{2B}$$

表 5.2.1.3 大形伝播試験結果一覧 (S T シリーズ・C T シリーズ)

| 符号 | 鋼種 | 試験片寸法 | | | | 試験片 温度分布 | グロス応力 σ_g (kg/mm ²) | 亀裂長さ | | 電気停止部 温度 T_a (°C) | 備考 (亀裂伝播状況) |
|------|-----|-------------------|--------------------|---------------------|----------------------|-------------|--|------------------------|------------------------|------------------------------|-----------------|
| | | 板厚 t (mm) | 主板幅 B (mm) | 内側板幅 W (mm) | ピン間距離 L (mm) | | | 板(方孔) C_a (mm) | フェイク板 f_a (mm) | | |
| ST-1 | KAS | 15 | 1,300 | 300 | 6,000 | 温度平坦 | 12 | 1,300 | 0 | -20 | NO GO 亀裂発生 亀裂停止 |
| ST-2 | | | | | | | 12 | >1,300 | >300 | >-40 | GO |
| ST-3 | | | | | | | 12 | >1,300 | >300 | >-30 | GO |
| ST-4 | | | | | | | 12 | >1,300 | >300 | >-25 | GO |
| ST-5 | | | | | | | 12 | 1,300 | 0 | -20 | NO GO 亀裂発生 亀裂停止 |
| ST-6 | | | | | | | 18 | >1,300 | >300 | >-20 | GO |
| ST-7 | | | | | | | 18 | 1,300 | 0 | -10 | NO GO 亀裂発生 亀裂停止 |
| ST-8 | | | | | | | 18 | >1,300 | >300 | >-14 | GO |
| ST-9 | | | | | | | 12 | >1,300 | >300 | >-23 | GO |
| CT-1 | | | | | | | 12 | — | — | — | — |
| CT-2 | | | | | | | 12 | >1,300 | >300 | >-25 | GO |
| CT-3 | | | | | | | 12 | >1,300 | >300 | >-20 | GO |
| CT-4 | | | | | | | 12 | 1,270 | 0 | -15 | NO GO 亀裂停止 |

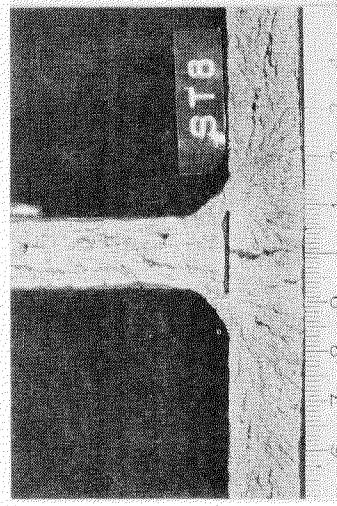
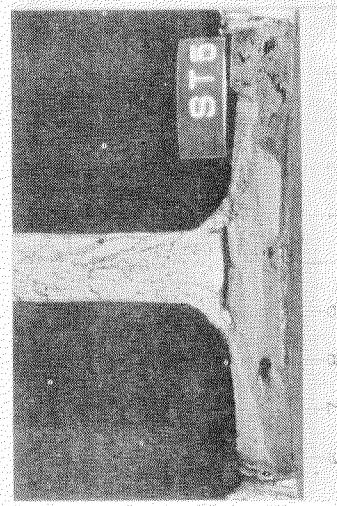
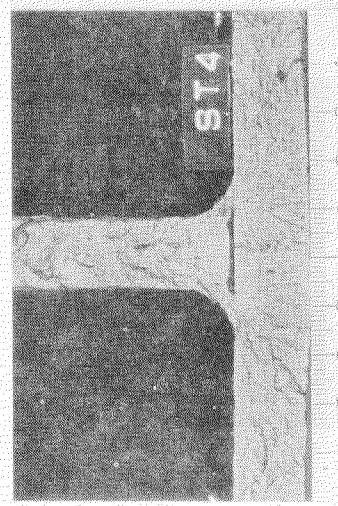
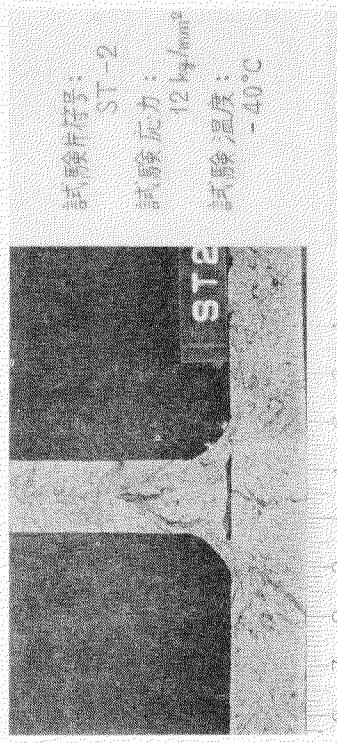
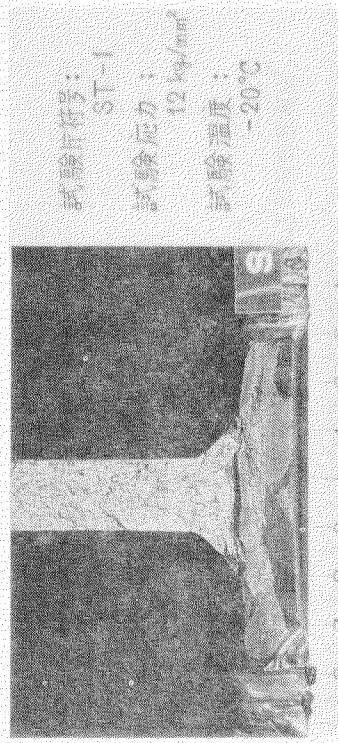


写真 5.2.1.1 大形伝播試験による直交交叉部の破面状況
(STシリーズ, その1)

写真 5.2.1.2 大形伝播試験による直交交叉部の破面状況
(STシリーズ, その2)

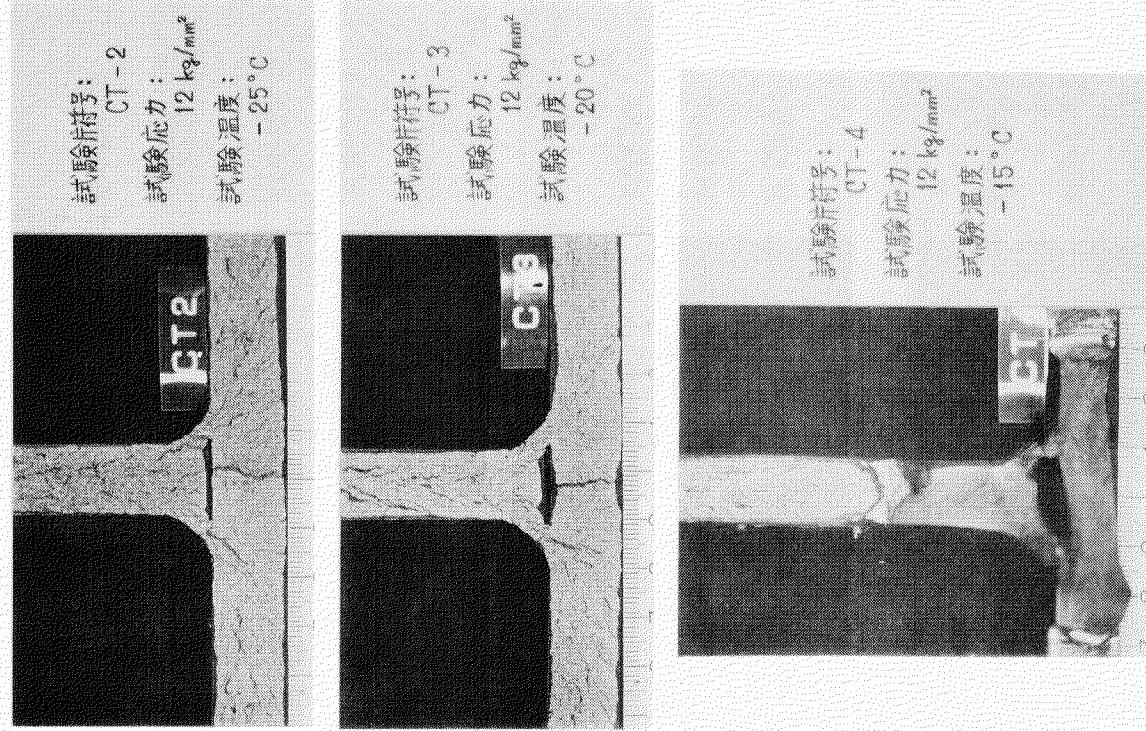


写真5.2.1.4 大形伝播試験による直交交叉部の破面状況
(CTシリーズ)

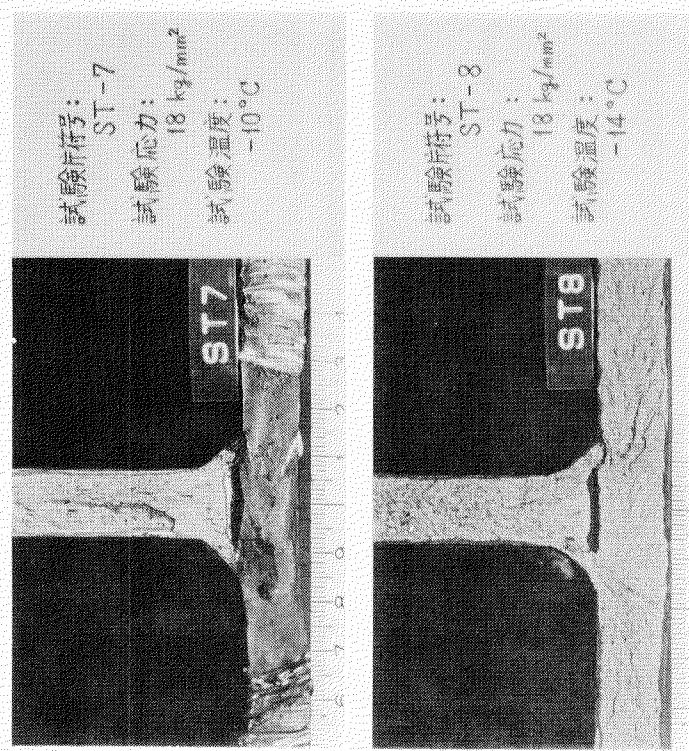
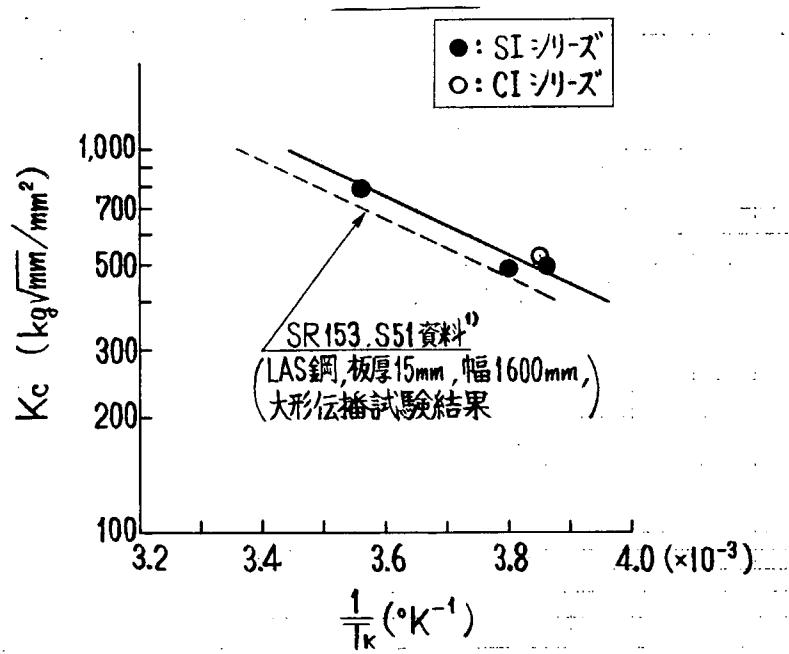
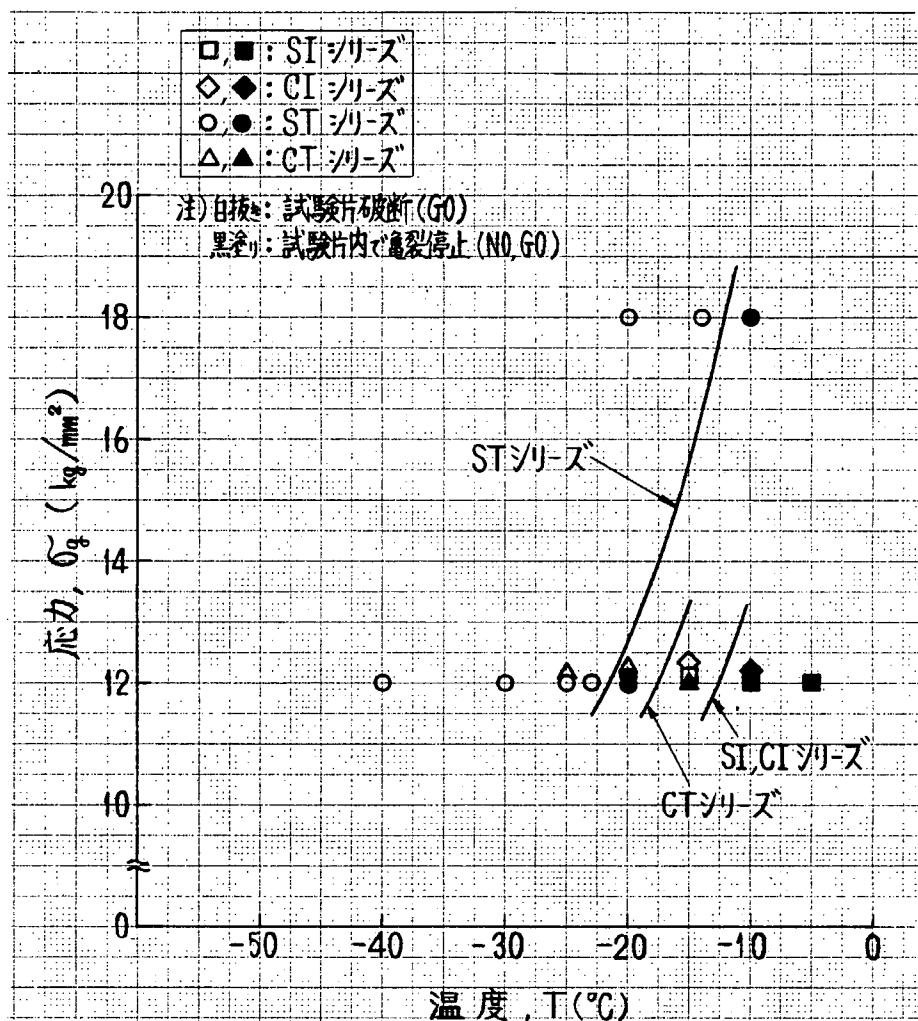


写真5.2.1.3 大形伝播試験による直交交叉部の破面状況
(STシリーズ、その3)



(脆性亀裂伝播停止特性)
 (K A S 鋼, 板厚 15 mm)

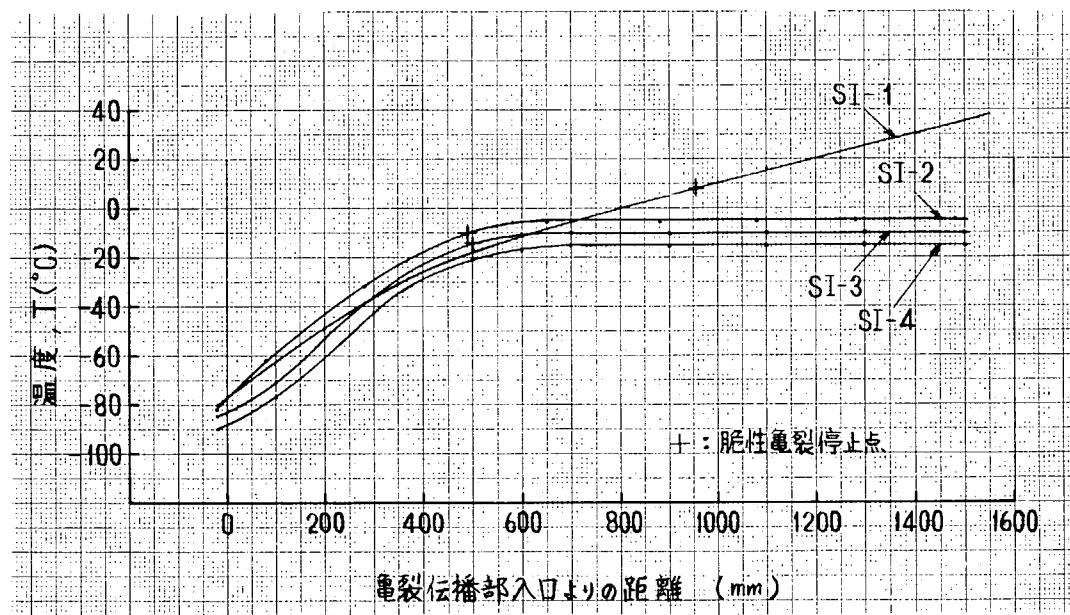


図 5.2.1.11 大形伝播試験片の温度分布 (S I シリーズ)

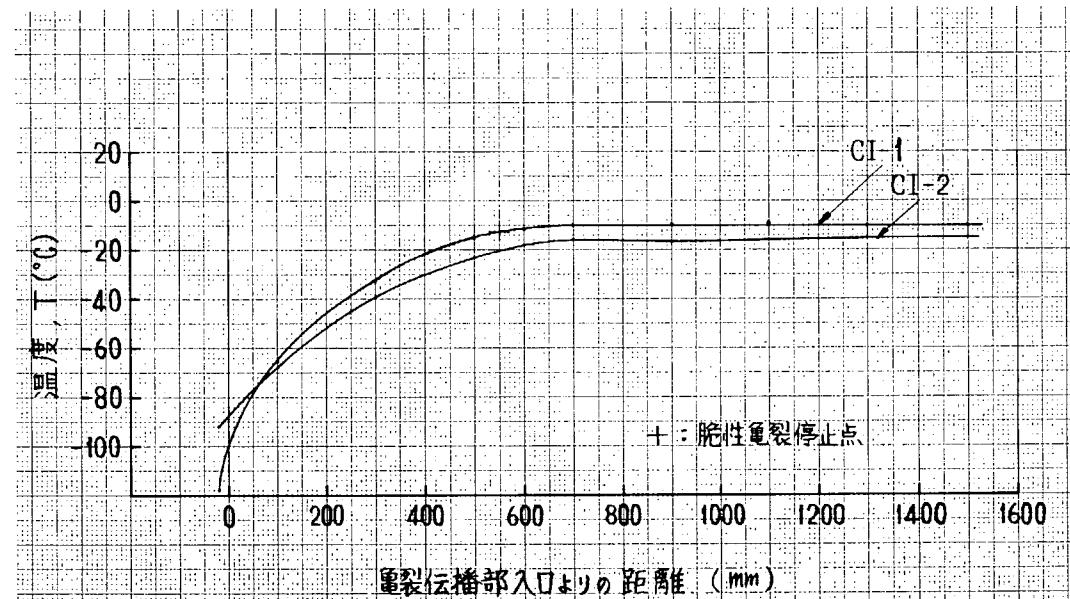
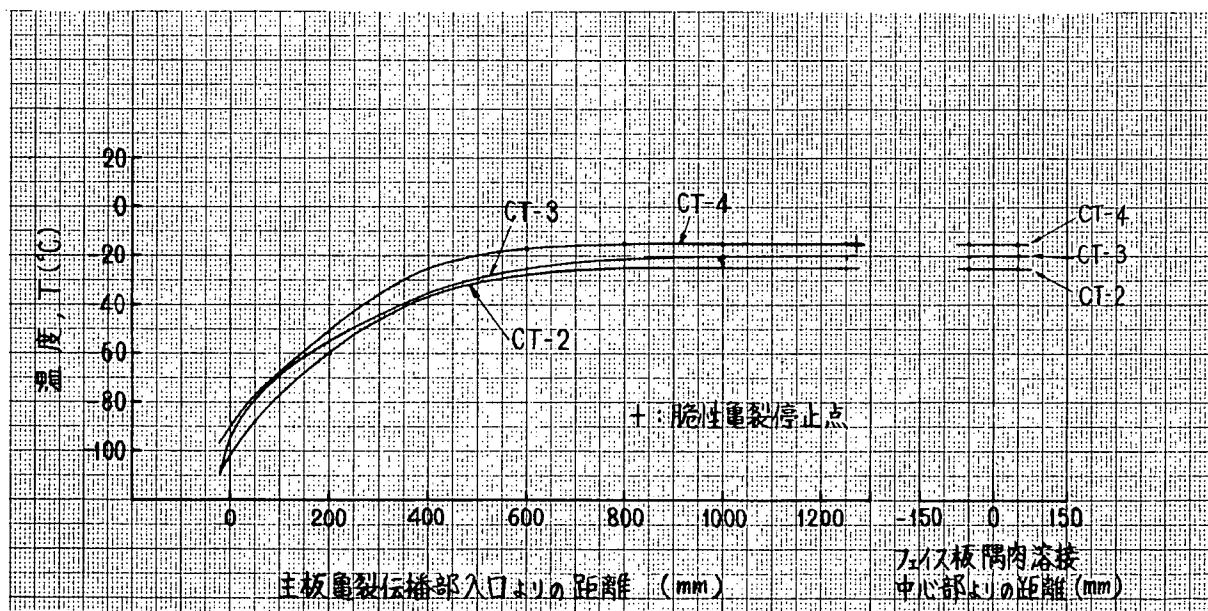
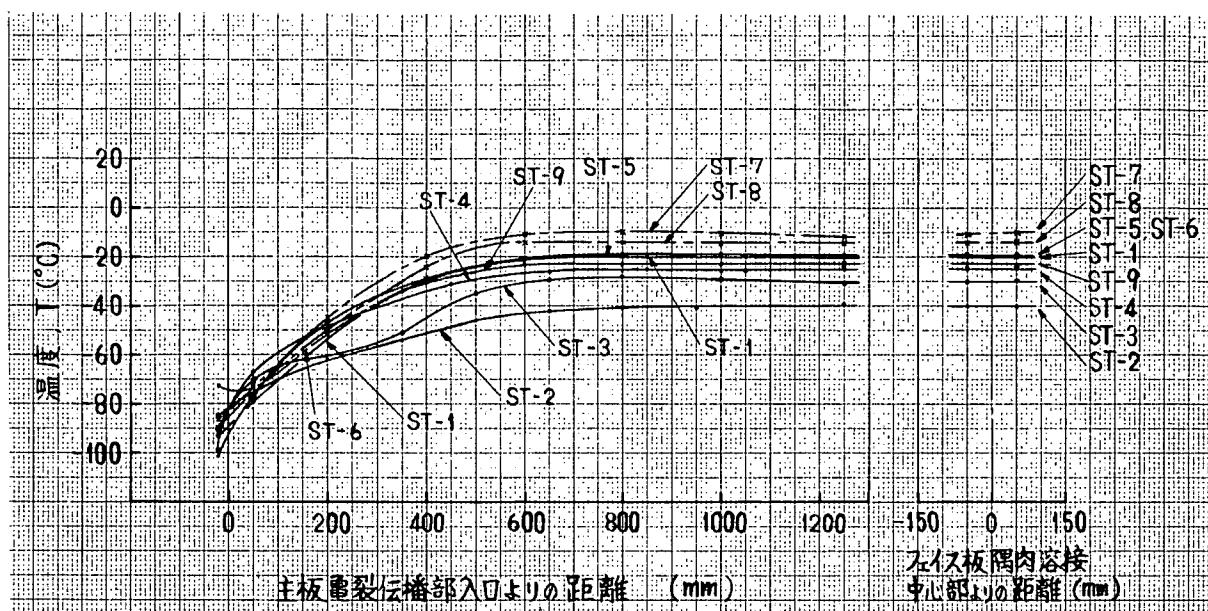


図 5.2.1.12 大形伝播試験片の温度分布 (C I シリーズ)



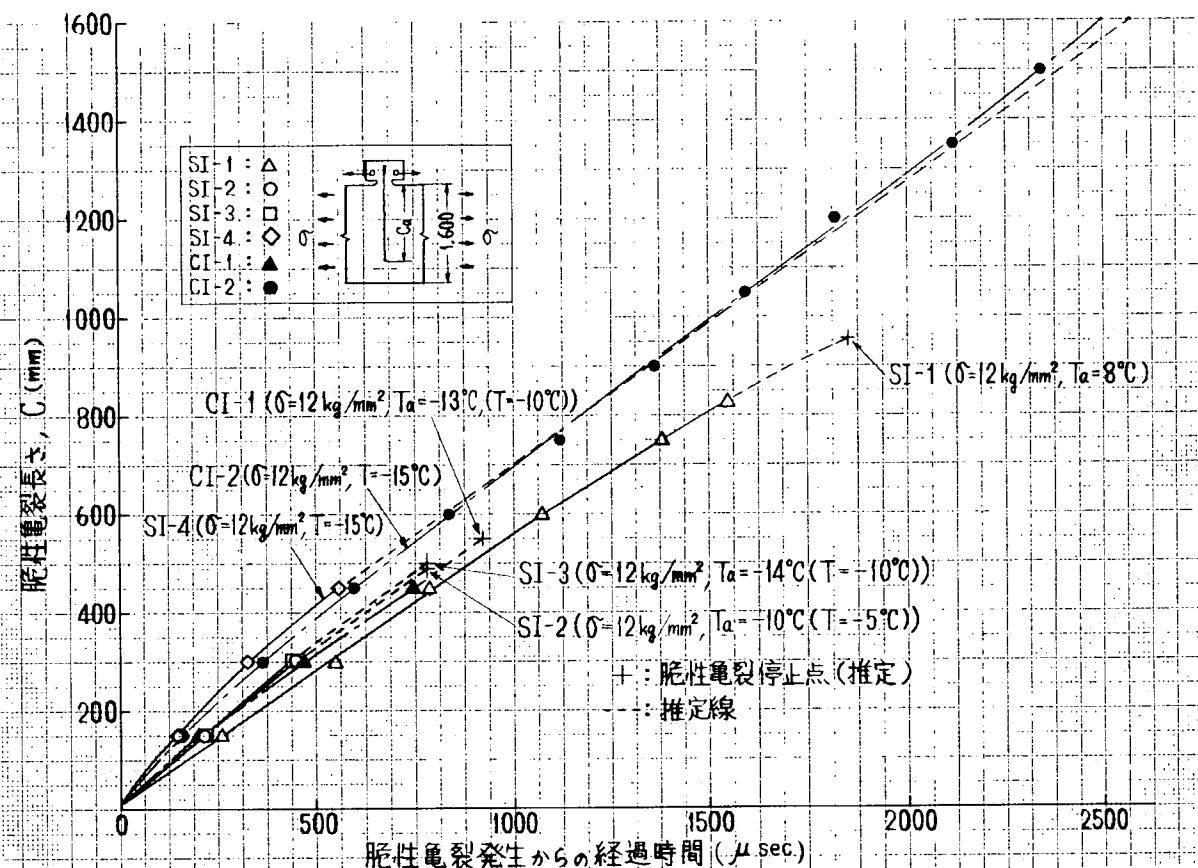


図 5.2.1.15 脆性亀裂先端の位置とその経過時間の関係 (S I シリーズ, C J シリーズ)

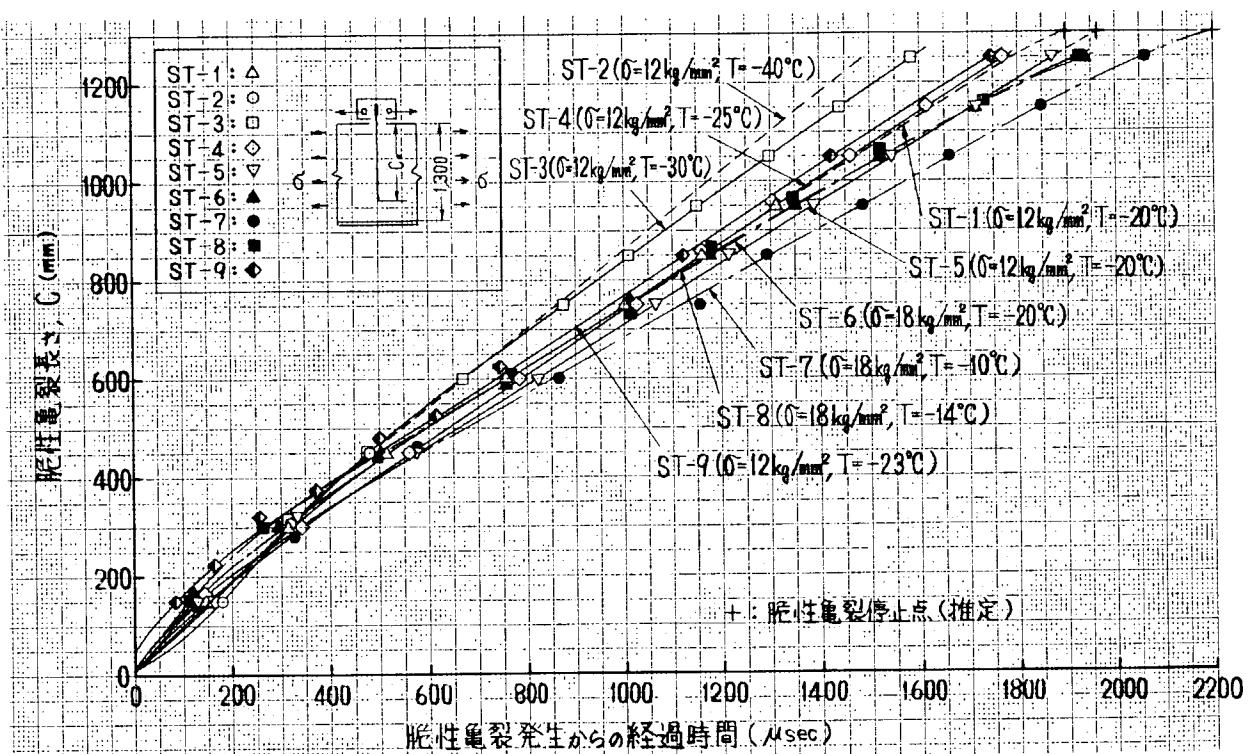


図 5.2.1.16 脆性亀裂先端の位置とその経過時間の関係 (S T シリーズ)

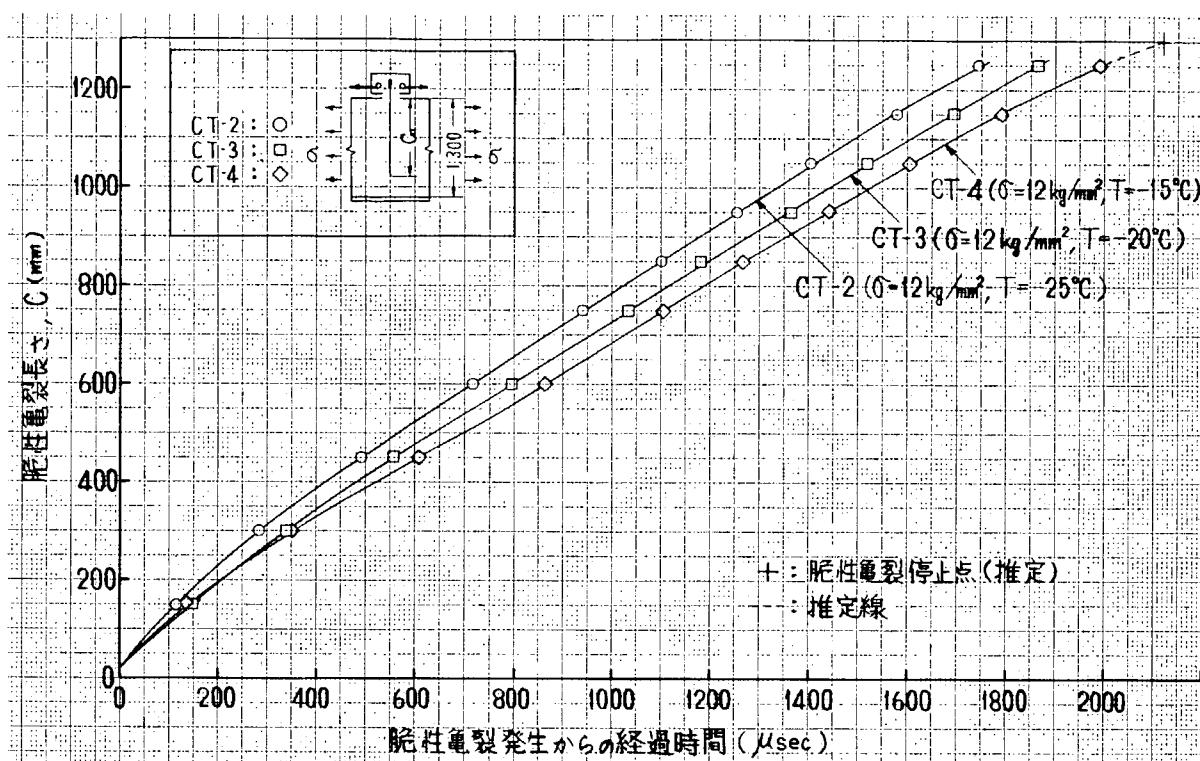


図 5.2.1.17 優性亜裂先端の位置とその経過時間の関係 (CT シリーズ)

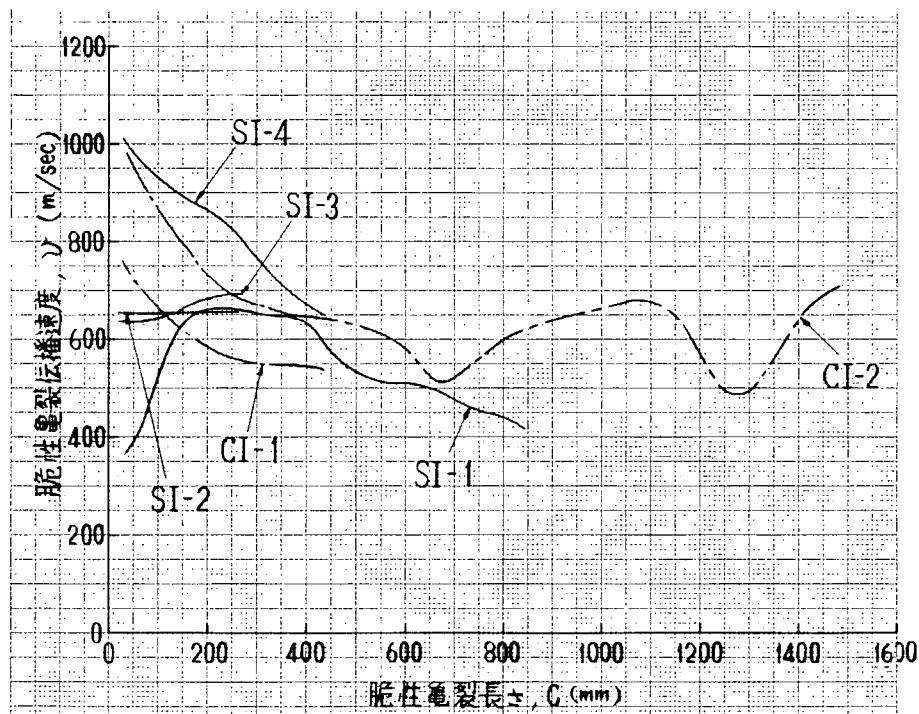


図 5.2.1.18 優性亜裂伝播速度 (SI シリーズ, CI シリーズ)

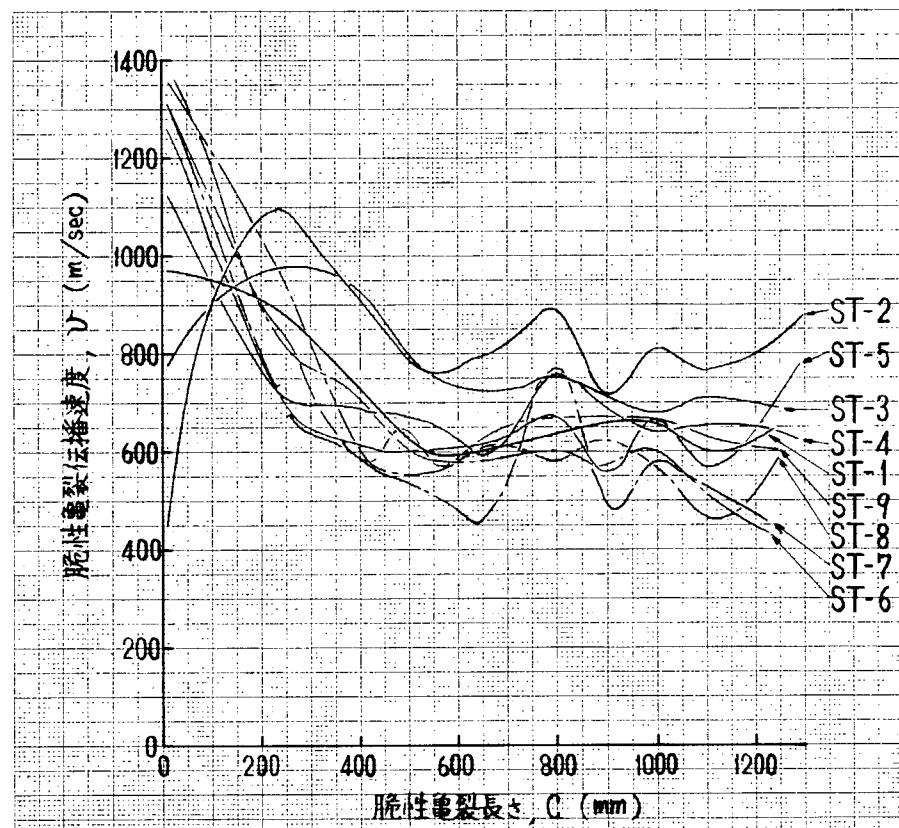


図 5.2.1.19 脆性亀裂伝播速度 (ST シリーズ)

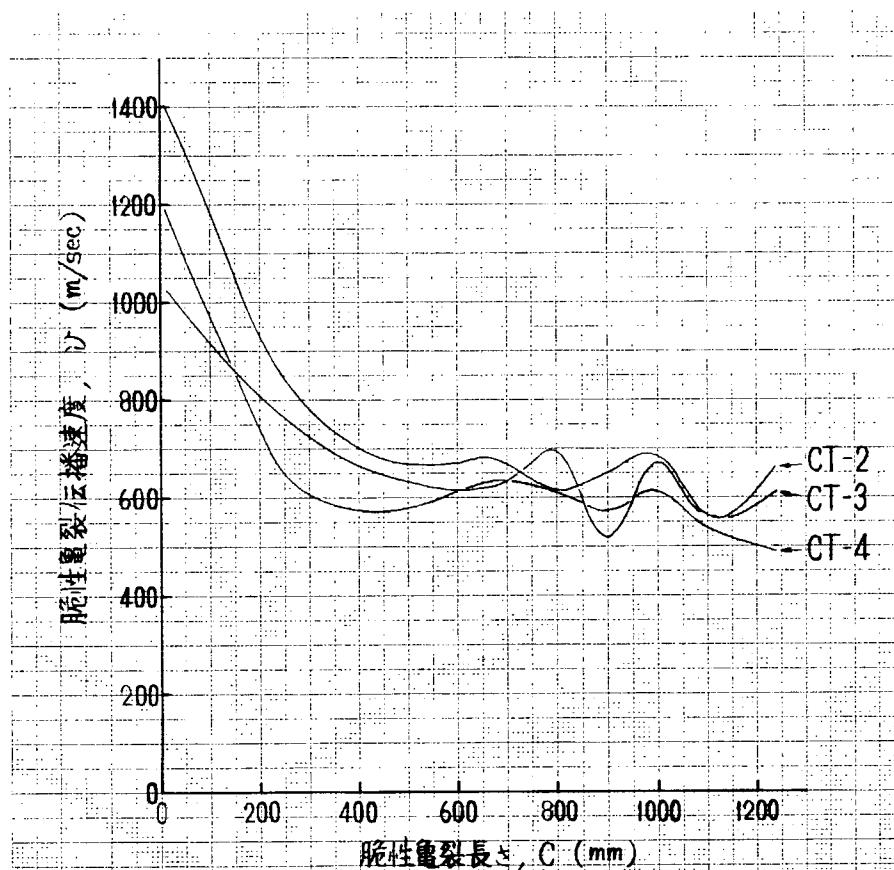


図 5.2.1.20 脆性亀裂伝播速度 (CT シリーズ)

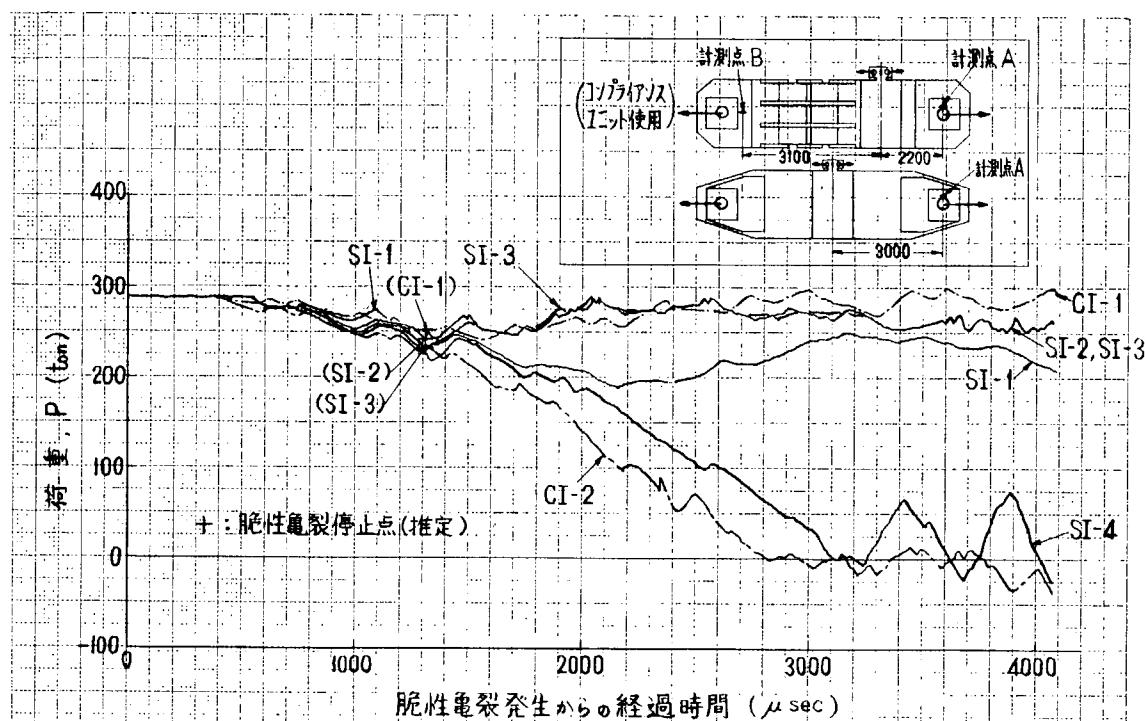


図 5.2.1.21 脆性亀裂進展にともなう荷重変化(計測点A)
(S I シリーズ, C I シリーズ)

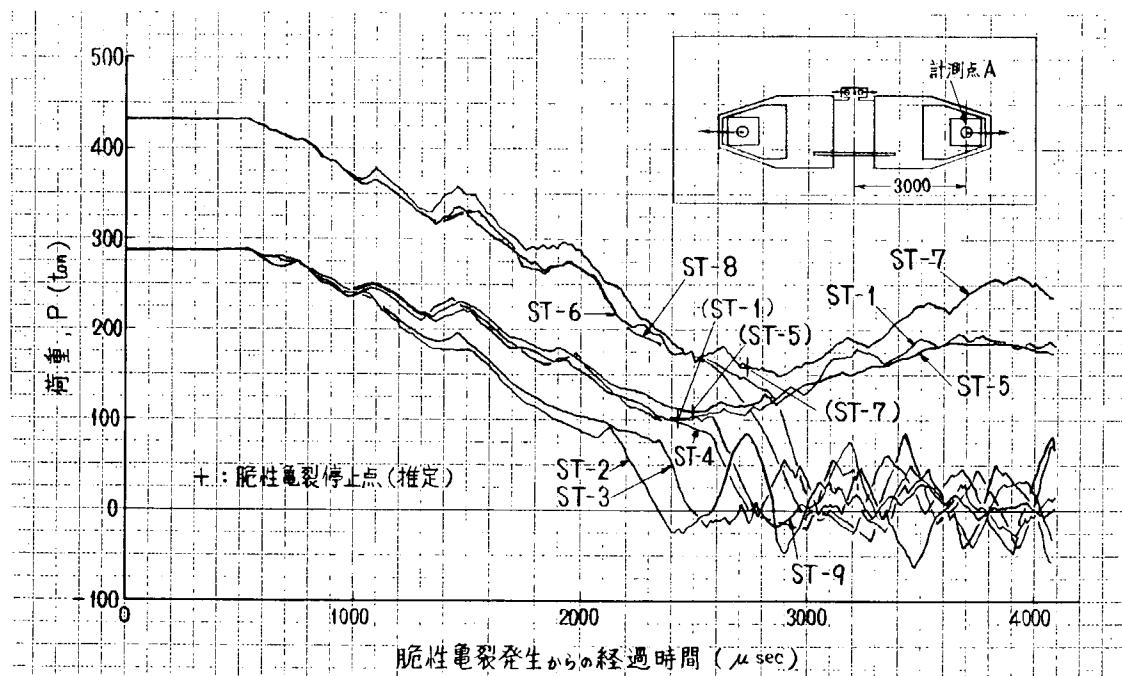
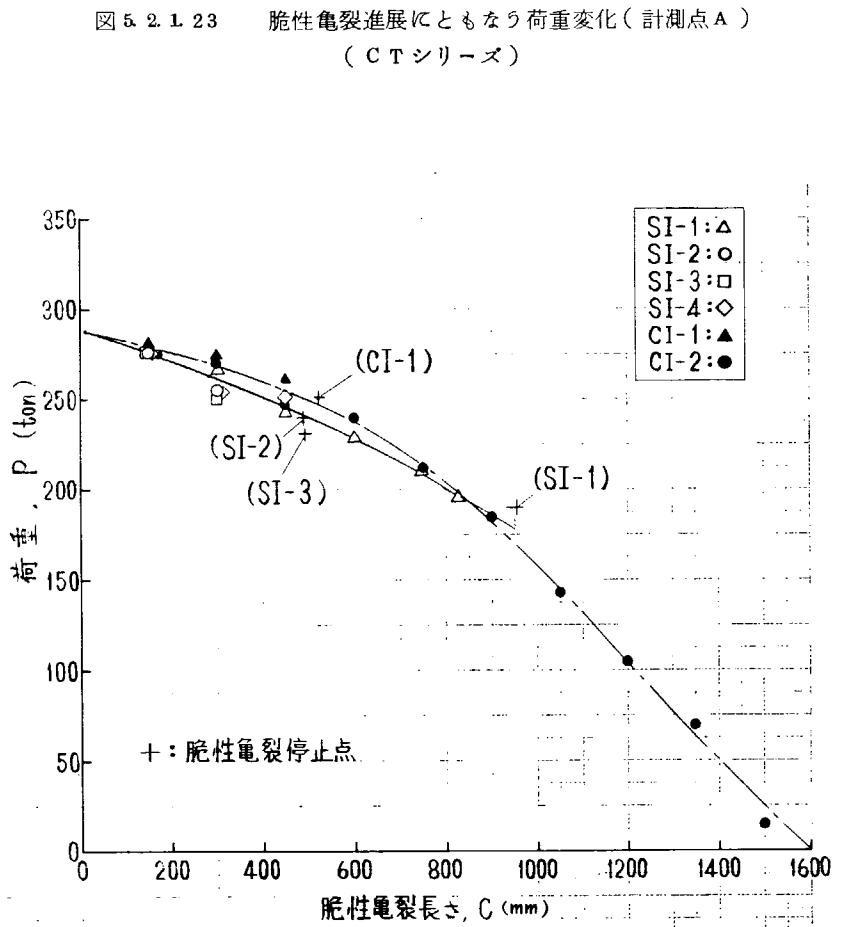
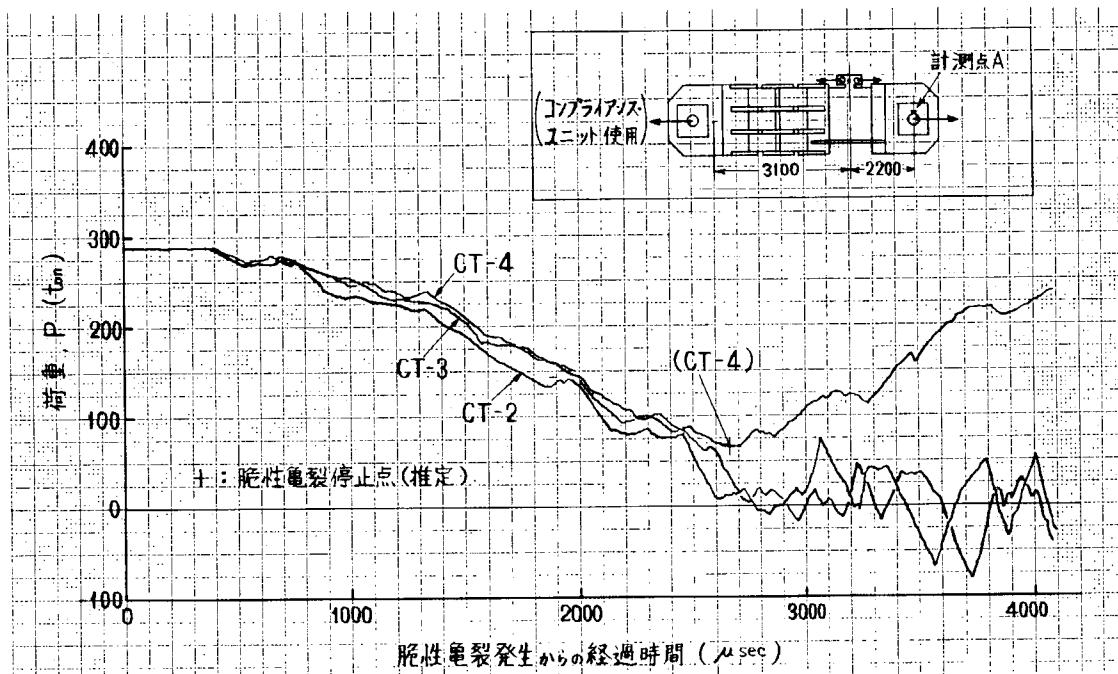


図 5.2.1.22 脆性亀裂進展にともなう荷重変化(計測点A)
(S T シリーズ)



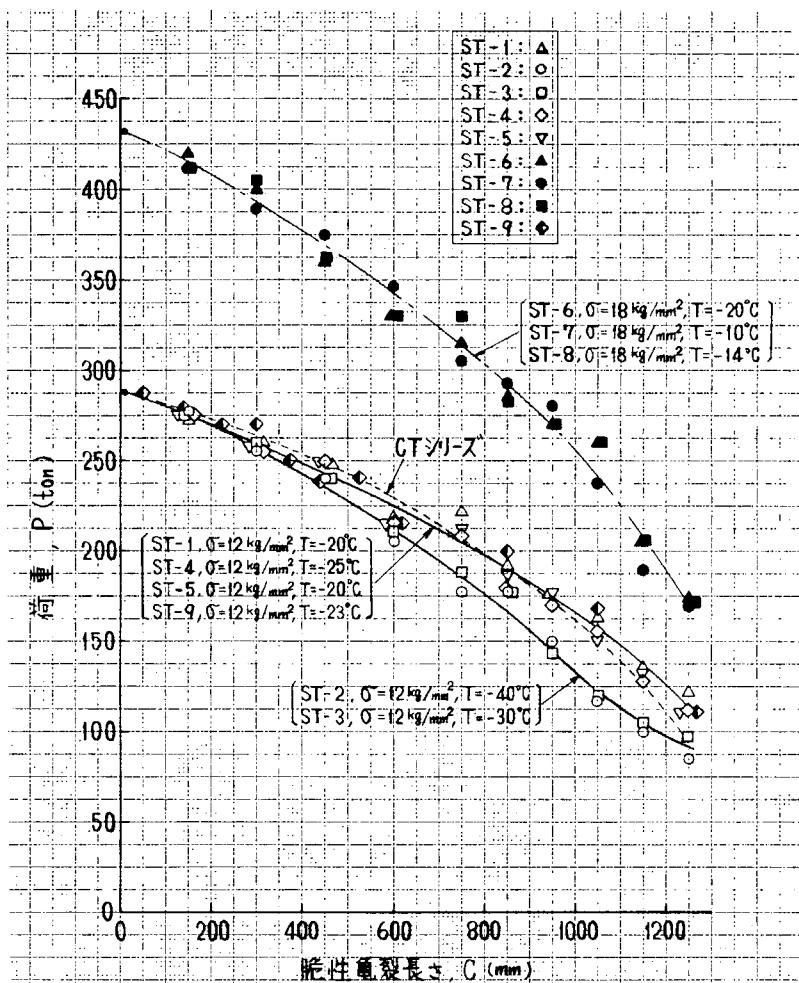


図 5.2.1.25 脆性亀裂伝播にともなう荷重変化(ST シリーズ)

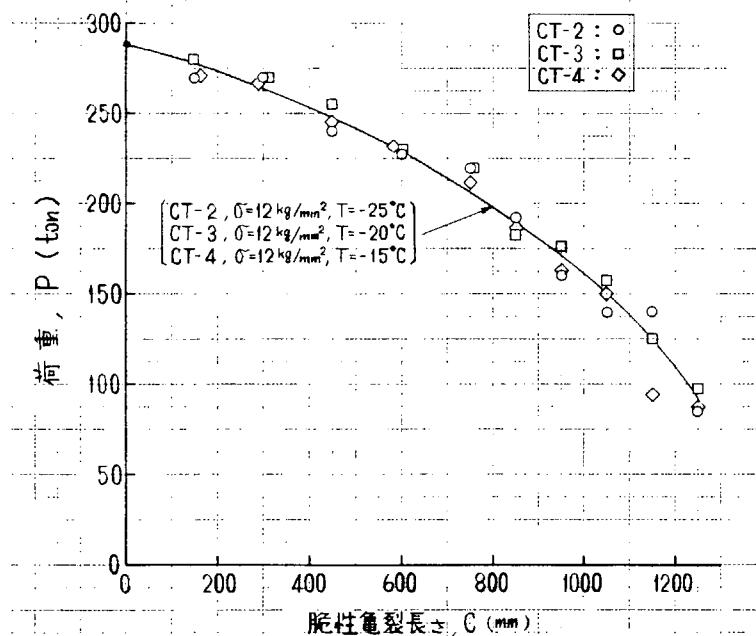


図 5.2.1.26 脆性亀裂伝播にともなう荷重変化(CT シリーズ)

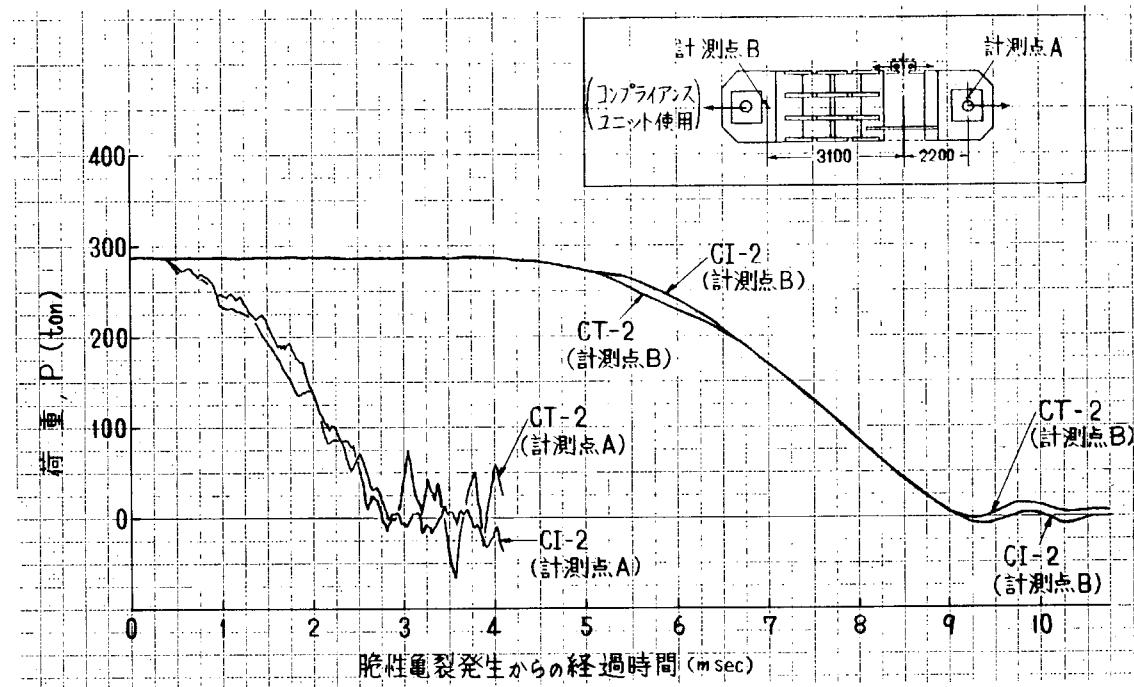


図 5.2.1.27 脆性亀裂進展とともに荷重変化(計測点Aおよび計測点B)
(CIシリーズ, CTシリーズの例)

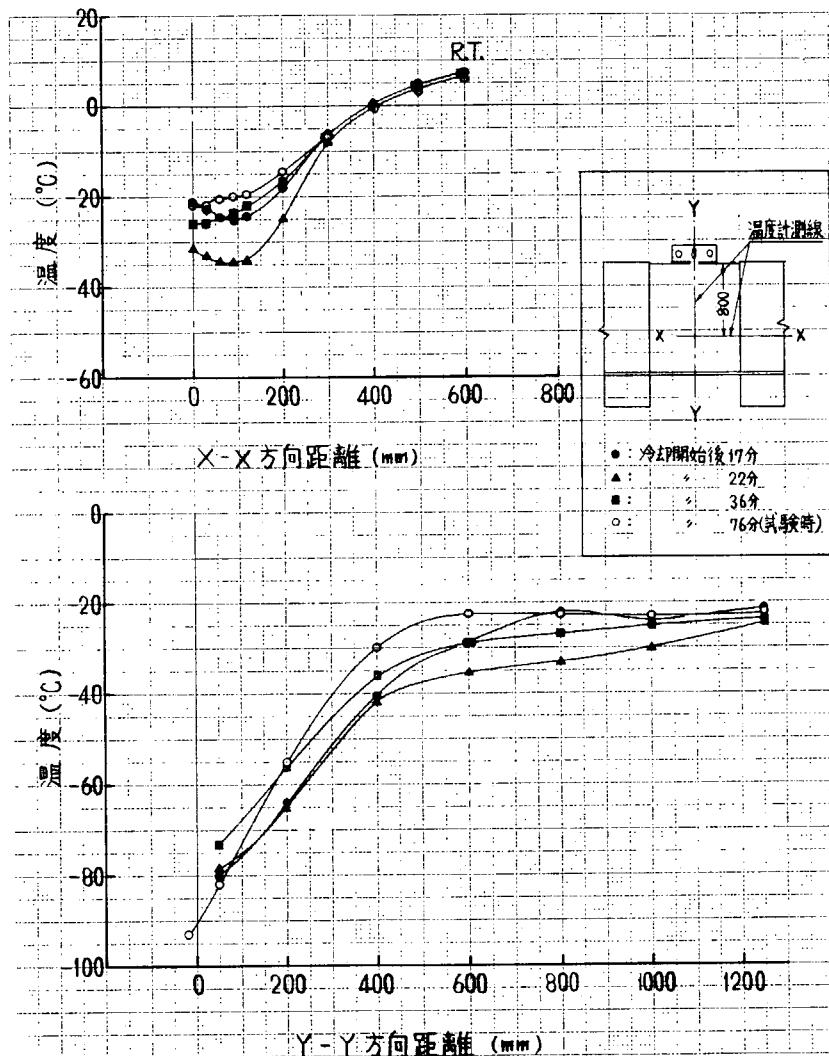


図 5.2.1.28 ST-9 試験片の温度分布

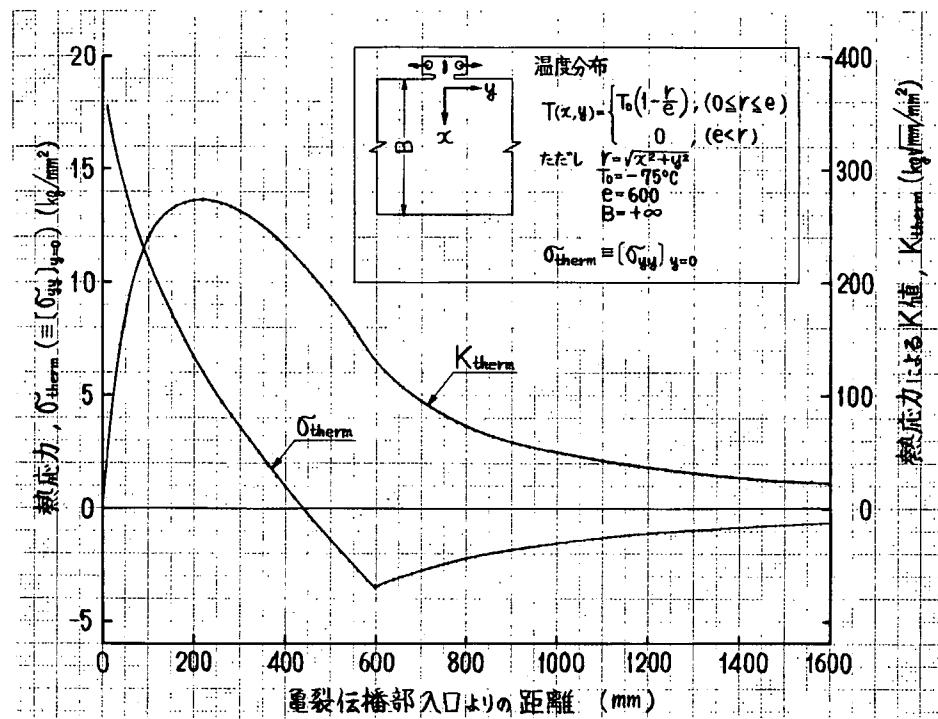


図 5.2.1.29 I 型試験片内に生ずる熱応力および熱応力によるK値

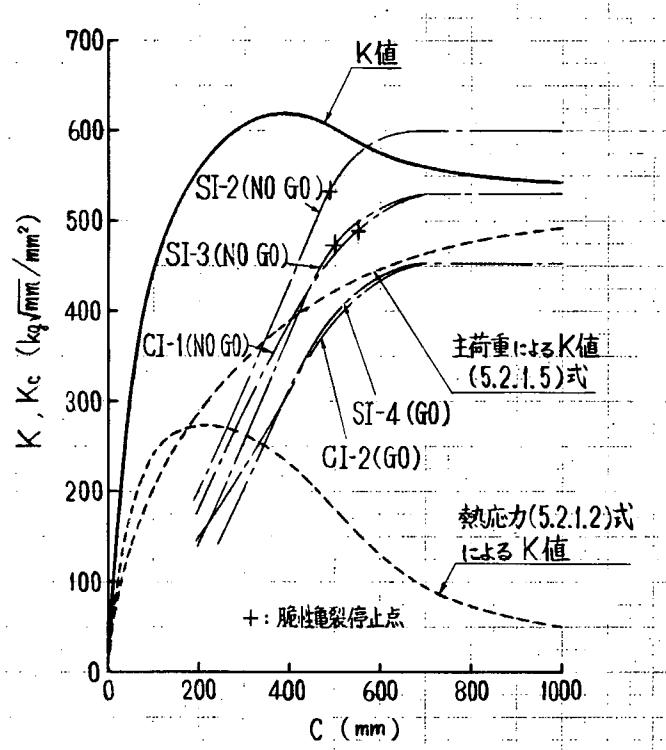


図 5.2.1.30 S I シリーズ・C I シリーズの静的K値と各試験片での見掛けのKc値

5.2.2 脆性亀裂伝播ならびに伝播停止現象に関する基礎検討(その2)

— 小形DCB試験および二重引張試験による検討 —

5.2.2.1 目的

第二次世界大戦中、全溶接船において頻繁に発生した不安定脆性破壊を契機に線型破壊力学が生まれ現在その長足の進歩をみた。今日圧力容器、パイプライン、LNGタンカー等の大形鋼構造物は苛酷な条件下で使用される場合が多く、破壊力学に対する需要はますます増えつつある。しかし、あらゆる条件下で脆性破壊の発生を回避することは極めて困難であり、経済上、非常にコストの高いものとなる。一方、不時に生じた脆性破壊が大災害をひきおこす以前にアレスターで防止できるとすれば経済的であり、かつ実用性もかなり高い。

従来わが国では二重引張試験等の脆性破壊伝播停止試験による精力的な研究がなされ、一応アレストデザインの確立という成果をみるに到ったがその後の研究で、特に大形ESSO試験の結果により、上記のアレストデザイン¹⁾に破綻を来している。この種のデザインが静的な概念に基づいていた事実に起因する。

近年、バッテル記念研究所、ワシントン大学、メリーランド大学を始め世界の各地で高速亀裂の伝播停止挙動に対する実験的理論的研究が盛んに行なわれている。そして、その大部分が伝播中の亀裂の挙動が静的のそれとは異なり動的效果の重要性を説いている。いわゆる動的破壊力学研究の発端となったバッテルでは一次元ビームモデル²⁾が考案されエネルギー論的立場から実験事実を巧みに説明している。また、ワシントン大学、メリーランド大学では高分子材料の脆性破壊挙動を光弾性を用いて^{3), 4)}、フライブルグの研究所ではシャドウウパターン法を用いて⁵⁾動的K値と速度がある一定の関係にあることを示唆している。わが国においても弾性の運動方程式を用い二次元差分法による実験解析⁶⁾が行なわれ、同様な結論が得られている。

以上のような状況に鑑み、鋼材の脆性破壊伝播停止の動的挙動の基礎的侧面を把握することはアレストデザインへの有力な足がかりとなるであろう。もちろん鋼材の脆性破壊でしばしば観察される亀裂先端の塑性域、シャリップ等の特有の現象も高速亀裂の伝播停止挙動と密接な関連があることを忘れてはならないが、この研究では一応これらの現象を度外視して第一段階として高速亀裂の動的挙動が常に温度と速度のみに依存することにする。高速で伝播する亀裂先端の歪速度は大きく従って降伏点も静的なそれの2~3倍程度の値を示し、近似的には弾性挙動をすると考えても差し支えなかろう。このような観点から比較的低速の脆性破壊伝播停止挙動の把握のためにDCB試験、高速の脆性破壊伝播並びに伝播停止挙動の把握のために標準サイズ二重引張試験(以下DT試験と呼ぶ)を行なった。解析に当っては動的計測量(速度等)を境界条件とし、各各一次元ビームモデル²⁾、二次元差分法解析プログラムに入力し高速亀裂の挙動を数値的に再現した。いずれのケースにおいても一貫して高速亀裂の進展に伴なう試験片のエネルギー差から間接的にこの試験に供試した材料の動的韌性値を求める手法を採用した。ただし、両ケースにおいて亀裂進展力あるいは散逸エネルギー率を得る手法は異なる。また、5.2.1節で行なわれた大型二重引張試験結果を利用し、その解析も行ない合せて比較検討する。

5.2.2.2 小形DCB試験による実験および検討

(1) 実験方法

供試材はSM41A(15mm t)でその化学成分と機械的性質を表5.2.2.1に示す。

DCB試験片は、図5.2.2.1に示す200^W×570^Lの形状寸法で、切欠長さ160mmのピン荷重形式のものを用いた。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⁷⁾をおき、切欠加工後サイドプレスノッチを施した。切欠先端半径は、破壊発生時のK値の大小が亀裂の動的挙動に及ぼす効果を観察するため、放電加工で0.1^R, 0.4^R, 0.7^Rに加工した。

載荷要領は、図 5.2.2.2 に示すようなビン間に 15° の角度をもつクサビ状治具を押し込む方法をとり、試験機は 20 ton インストロン型万能試験機を用いた。

解析に必要となる計測事項は、破壊発生時の荷重点変位と亀裂伝播速度であるが、前者は試験片上端部でクリップゲージにより計測した変位から算定し、後者は図 5.2.2.3 に示したような 10 mm 間隔に貼付したクラックゲージを切断する手法により計測した。また、参考データとして同図中 A 点に示した位置にひずみゲージを貼付し、亀裂伝播中のひずみの推移を計測した。動的現象の計測模式図を、図 5.2.2.4 に示す。実験温度は -40°C とした。

(2) 実験結果

計測結果を表 5.2.2.2 に示す。切欠先端半径が大きくなる程、破壊発生時のクリップゲージ変位が増加する傾向が認められるが、両者の関係は明確ではなく、また、後述する亀裂伝播速度との対応で明らかのように、本実験に関する限り切欠先端半径の動的挙動への及ぼす効果は観察できなかった。図 5.2.2.5 に亀裂伝播経路を示す。切欠先端半径が小さい程亀裂は直進する傾向をもつこと、また、切欠先端半径が大きくなると亀裂は分岐やすくなることがわかる。動的解析で用いる荷重点変位と、破壊発生時の K 値とを算出し表 5.2.2.3 に示す。なお K 値の算出には次式⁸⁾ を用いた。

$$K = 2\sqrt{3} \cdot \frac{P \cdot a}{bh^2} \left\{ 1 + \frac{2}{3} C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + \frac{1}{3} C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \right\}^{1/2} \quad (5.2.2.1)$$

$$\text{ただし } P = \delta \cdot \frac{3EI}{a^3} \left\{ 1 + C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 + C_3 \left(\frac{h}{a} \right)^3 \right\}^{-1}$$

a : 切欠長さ, b : 板厚, h : 試験片幅, E : 縦弾性係数

$$I : 惣性モーメント (= bh^3/12), C_1 = 1.68, C_2 = 1.50, C_3 = 0.42$$

動的挙動の計測例を写真 5.2.2.2 に示す。この計測値からクラックゲージ間の平均亀裂伝播速度を求めると図 5.2.2.6 のような結果が得られる。この図から、最高速度が 600 m/s 程度の比較的低い亀裂速で伝播していることがわかる。また、亀裂発生直後の速度が特に低いが、この一因として切欠先端近傍に溶接した硬化肉盛ビードの残留応力が考えられる。次に、亀裂伝播に伴う試験片端部 A 点のひずみ変化を図 5.2.2.7 に示す。D7-1 を除き、ほぼ $100 \mu\text{s}$ でひずみが解放されていることがわかる。

破面様相においては、わずかながら shear lip が観察された。

(3) 理論

DCB 試験の解析モデルとして、Kanninen の Timoshenko beam on a generalized foundation model⁸⁾ を用了。Kanninen 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 5.2.2.8 に模式的に示す。

さて beam の Z 方向の断面平均変位 $W(x)$ 、断面平均回転角 $\psi(x)$ を次のように定義する。

$$W = \frac{1}{A} \int_A \int U_Z dy dz \quad (5.2.2.2)$$

$$\psi = -\frac{1}{I} \int_A \int Z U_X dy dz \quad (5.2.2.3)$$

ただし $A = bh$, $I = bh^3/12$ である。

解析モデルの運動方程式は、このW, ψ を使って次のように書ける。

$$EI \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + KGA \left(\frac{\partial W}{\partial x} - \psi \right) - H^* K_r \psi = \rho I \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \quad (5.2.2.4)$$

$$KGA \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) - H^* K_e W = \rho A \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} \quad (5.2.2.5)$$

ここで E = Young's Modulus

ν = Poisson's Ratio

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

ρ = Density

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

K_r = Rotational Stiffness of the Foundation = $KGA/2$

K = 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。

$$U = \int_{-e}^L \left\{ EI \left(\frac{\partial \psi}{\partial x} \right)^2 + KGA \left(\frac{\partial W}{\partial x} - \psi \right)^2 + H^* [K_e W^2 + K_r \psi^2] \right\} dx \quad (5.2.2.6)$$

$$K = \int_{-e}^L \left\{ \rho A \left(\frac{\partial W}{\partial t} \right)^2 + \rho I \left(\frac{\partial \psi}{\partial t} \right)^2 \right\} dt \quad (5.2.2.7)$$

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

$$W = U + K + D \quad (5.2.2.8)$$

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。

$$D = U_0 - U - K \quad (5.2.2.9)$$

U_0 は亀裂発生直前の歪エネルギーである。

定変位条件下において、動的な場合のエネルギー 解放率 g は静的な場合と同様に (5.2.2.9) 式より

$$g = \frac{1}{b} \frac{dD}{da} = \frac{1}{b} \left(- \frac{dU}{da} - \frac{dK}{da} \right) \quad (5.2.2.10)$$

と書ける。また、(5.2.2.6), (5.2.2.7) 式を (5.2.2.10) 式に代入すると

$$g = \frac{1}{b} [K_e W^2(a) + K_r \psi^2(a)] \quad (5.2.2.11)$$

が得られる。ここで $W(a)$, $\psi(a)$ は亀裂先端の値であり、g はバネに蓄えられるエネルギーを示している。

亀裂進展時において、バネで消費されるエネルギーは、亀裂先端で解放されるエネルギーに等しいと考えられる。ここで Fracture Energy R を亀裂伝播速度 a の関数とすると上述の関係は次式の様に表わされる。

$$g(a, t) = R(a) \quad (5.2.2.12)$$

また、Dynamic Fracture Toughness $K_d (= \sqrt{E_R})$ は、

$$K_D(a) = \sqrt{Eg} = \sqrt{\frac{E}{b} [K_e W^2(a) + K_r \phi^2(a)]} \quad (5.2.213)$$

となる。

ところで、Static Stress Intensity Factor K_s は、荷重 P と荷重点変位 δ を用いて(図 5.2.28 (a)),

$$K_s^2 = Eg = \frac{E}{b} \frac{d}{da} (P\delta) \quad (5.2.214)$$

と示される。これにより、このモデルにおいては K_s は

$$K_s = 2\sqrt{3} \frac{Pa}{bh^{3/2}} \left(1 + \frac{2}{3} C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + \frac{1}{3} C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \right)^{1/2} \quad (5.2.215)$$

となり、又、コンプライアンスは

$$\frac{\delta}{P} = \frac{a^3}{3EI} \left\{ 1 + C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 + C_3 \left(\frac{h}{a} \right)^3 \right\} \quad (5.2.216)$$

ここで、 $C_1 = \frac{3\sqrt{5}}{4}$, $C_2 = \frac{3}{2}$, $C_3 = \frac{3\sqrt{5}}{16}$ と書ける。

(4) 解析

計算の方法について、簡単に説明する。まず初期状態は(5.2.24), (5.2.25)式中の慣性項のない場合の運動方程式から得られる。亀裂進展中は、(5.2.24), (5.2.25)式を差分法(陽解法)を用いて解かれる。差分計算はすべて無次元化して行う。長さ方向のメッシュ $\Delta\xi = \Delta x/\hbar$ と時間のメッシュ $\Delta\tau = \frac{C_0}{\sqrt{12}} \cdot \frac{\Delta t}{h}$ ($C_0 = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$; bar wave velocity) の間には、解の安定のために次の条件を満たす必要がある。

$$\frac{\Delta\tau}{\Delta\xi} < \min \left\{ \frac{1}{2\sqrt{3}}, \left(\frac{1+\nu}{6K} \right)^{1/2} \right\} \quad (5.2.217)$$

さて本解析に用いる材料定数、試験片形状を表 5.2.2.4, 表 5.2.2.5 に示す。本計算では $\Delta\xi = 0.05$, $\Delta\tau = 0.01$ とする。計算に当っては、亀裂が直進しつつ亀裂速度が精度よく測定されている 3 例について行ない、荷重条件は定変位として扱う(表 5.2.2.6)。入力データとしては、Initiation Stress Intensity Factor K_q 及び Crack Velocity a が重要である。 K_q は実験値の変位から、(5.2.215), (5.2.216)式より求まる。入力速度は以下に示す i), ii) 2通りである。

- i) 図 5.2.2.9(a)に亀裂長さと時間の関係を 1 例示したが、実験結果をなめらかに結び(図の実線), 各メッシュ間に応する時間(すなわち亀裂速度)で亀裂を進展させる。
- ii) 3 例ともすべて図 5.2.2.9(a)と同じように、亀裂は現象の初期において非常に遅い速度で進展している。多くの文献^{9), 10)}によれば、DCB 試験片の場合、亀裂発生直後より高速で進展することが報告されており、また本実験の場合サイドプレスを施したためにトリガーゲージが実際の亀裂が通過する前に破断し(トリガーゲージはプレスされたみぞの上に貼付されている)，そのため実際より遅い亀裂速度が観測されたことが考えられる。従ってここでは初期の段階から比較的高速で亀裂が進展したとみなし、図 5.2.2.9(b)中に示した点線を用い i) と同様な手法で亀裂速度を入力した。なお結果を図示する時は、試験片番号を D1 - 1' のようにダッシュをつけて i) と区別する。

(5) 解析結果及び考察

図 5.2.2.10, 5.2.2.11, 5.2.2.12 (i) の場合, 図 5.2.2.13, 5.2.2.14, 5.2.2.15 (ii) の場合の計算結果を図示する。各図(a)には差分法で得られた K_D 値および (5.2.2.15), (5.2.2.16) 式で与えられる K_s 値ならびに入力した亀裂速度を併せてプロットしてある。この D の傾きが g に相当する。

全体的に言えることは、本実験では亀裂は試験片寸法に比較して短い距離しか進んでおらず、また得られた亀裂速度もほとんどが bar wave velocity $C_0 (= 4972 \text{ m/sec})$ の 10 %未満である。そのため運動エネルギーはさほど大きくならず、特に i) の場合には K_D は K_s と大きな差異をみせない。エネルギー論的な考え方からすれば、初期に与えられた歪エネルギーが亀裂の進展に伴い一部は亀裂進展力として散逸され、一部は運動エネルギーとして蓄えられる。そして後半運動エネルギーが亀裂の進展力として寄与する。すなわち、静的な取扱いでは充分ではない。確かにこのような考え方は図 5.2.2.14 に典型的に表われている。亀裂が高速で長距離を進展する場合には K_D と K_s の差は著しくなると思われ、動的解析の必要性は増大するであろう。

さて、本解析結果においては動的效果は小さいが運動エネルギーの寄与は確実に表われており、 Arrest 時の K_D の値すなわち K_D^a は各試験片についてほぼ一定の値を示しており、この材料の Arrest Toughness と考えられる。これは Kalthoff^[1] らの結果とも一致する。次に、亀裂速度 a と K_D との関係を図 5.2.2.16 (a), (b) (i), (ii) の場合について示す。いずれの場合にも比較的低速の領域しか K_D 値は存在せず、 a と K_D の関係をこの図から見い出すことはできない。同材料を用いて行なった二重引張試験ではより高速の領域で K_D と a の関係が得られており、その解析結果と合わせて論ずる必要がある。

まとめてみると、実施された DCB 試験は多数ではあるが、成功した試験は 3 例であった。この 3 例にしても、亀裂進展距離、亀裂速度、 K_q 値がほぼ同じであり、動的效果が充分現れるためには、より大きい亀裂速度と停止長さの得られるような、広範囲の実験結果が望まれる。入力データとしては、i), ii) の 2 通り行なったが、やはり ii) の方が妥当なように思われる。その理由としては、亀裂発生直後の段階における亀裂速度の測定精度に問題があると思われること、および多くの文献^{[9], [10]} と照しあわせてみると DCB 試験片では亀裂発生直後からかなりの高速が得られていることなどによる。さらに解析結果からも ii) の方がエネルギー論的に納得のいく結果を示している。

二重引張試験との比較検討は ii) の結果 (図 5.2.2.16 (b)) によって行なうこととする。

5.2.2.3 標準サイズ二重引張試験による実験および検討

(1) 実験方法および結果

まず動的靶性値 (K_D) と比較する上で供試材の平面歪破壊発生靶性値 (K_{IC}) を求める。そのために予備試験として図 5.2.2.17 に示す形状の小型三点曲げ試験を行なった。 K_{IC} 算定に当っては次式^[12]によった。

$$K_{IC} = \sqrt{E \sigma_y \delta_c} \quad (5.2.2.18)$$

ここに E : ヤング率、 σ_y : 降伏点 (5.2.1 節参照) および δ_c : 限界 COD は実測されたクリップゲージ変位 V_c より Wells の式^[13] を用いて求めた。得られた K_{IC} を表 5.2.2.7, K_{IC} と温度とのグラフを図 5.2.2.18 に示す。

次に DT 試験については温度平坦型 (以後 SP シリーズと呼ぶ) と温度勾配型 (以後 SA シリーズと呼ぶ) の 2 シリーズの実験を行なった。前者は主として高速亀裂が直進して試験片を貫通する。後者は主として温度勾配により、すなわち靶性値の変化により高速亀裂を停止させることをねらったものである。試験片形状

は図 5.2.2.19(a)に示すように亀裂発生部と 500 mm の伝播部よりなる。この試験片におよそ 30 mm 厚さのタブ板を溶接し、全長はほぼ 3,000 mm とした。さらに試験片端部に生ずる溶接残留応力の影響を除去するため端部に引線が現われるまで予荷重を作用させた。荷重形式は油圧式 400 トンスクリュー・タイプ構造物試験機を行い、伝播部に一様応力を生ぜしめた。発生部は冷却し、サブロードを加え亀裂を発生させた。

解析に当っては前述したが、亀裂速度および荷重条件が必要となる。亀裂速度の測定方法は、図 5.2.2.19(b)に示す位置に CD ゲージを 30 mm 等間隔に 15 枚貼付しオシロスコープに通じ、CD ゲージの切断による電圧変化を記録した。また、同図に示す G1 ~ G5 の位置に歪ゲージを荷重方向に貼付し亀裂進展に伴う歪の変化を計測した。

i) SP シリーズ

ここでは初期作用応力 σ_0 の亀裂伝播速度に与える影響を調べるために σ_0 を 12, 16, 20, 24 kg/mm² の 4 種類とした。設定した温度は -60°C および -40°C である。温度測定は試験片伝播部に 6 点銅コンスタンタン熱電対を接続し、所定の温度に達した時点で実験を遂行した。冷却方法は発生部には液体窒素、伝播部にはドライアイスとアルコールを用いた。結果を表 5.2.2.8 に示す。P_s は亀裂発生時のサブロードの値、a は記録された平均速度である。-60°C のシリーズは亀裂が曲進、分岐、伝播部入口付近で停止する結果となった。原因としては予荷重を加えすぎるために伝播部入口付近に圧縮残留応力が存在していたためと思われる。図 5.2.2.20(a)に亀裂速度の変化を表わす。SP-1, SP-5 を除いて伝播中を通じてほぼ一定速度あるいは次第に一定速度に近づいている。しかし Mott の理論解¹⁴⁾によれば終端速度は $0.38\sqrt{\frac{E}{\rho}}$ ($= 1,890 \text{ m/sec}$) であり、本実験で得られた速度との間にはかなり隔りがある。この一因として亀裂先端の塑性域の効果が考えられる。

ii) SA シリーズ

SP シリーズ同様、初期作用応力 σ_0 の亀裂伝播速度と停止における影響を調べるために 8, 12, 16, 20 kg/mm² の 4 種類の応力をえた。さらに温度勾配による影響を調べる目的で同一応力 $\sigma_0 = 16 \text{ kg/mm}^2$ にて温度勾配を 3 種類えた。(表 5.2.2.9 および図 5.2.2.21) P_s, a は SP シリーズと同様、T_a は亀裂停止温度、a_A は停止長さ、K_c は従来の方法による停止韌性を表わしている。亀裂速度の変化を図 5.2.2.20(b)に示す。SA-4 を除いて高速で伝播している亀裂が急激に停止する様子が伺える。 σ_0 の大きい程、温度勾配小さい程、亀裂速度が大きく停止長さも長い。

(2) 解析および考察

試験片を二次元弾性体と考える。これを支配する運動方程式は平面歪の場合

$$\begin{aligned} \ddot{U} &= C_1^2 U_{xx} + (C_1^2 - C_2^2) V_{xy} + C_2^2 U_{yy} \\ \ddot{V} &= C_2^2 V_{xx} + (C_1^2 - C_2^2) U_{xy} + C_1^2 V_{yy} \end{aligned} \quad (5.2.2.19)$$

と与えられる。ここで U, V は各々 x, y 方向の変位であり、変位の添字は偏微分を表わす C_1, C_2 は

$$C_1 = 5,670 \text{ m/sec} \quad (\text{たて波速度})$$

$$C_2 = 3,099 \text{ m/sec} \quad (\text{よこ波速度}) \quad (5.2.2.20)$$

である。上記の運動方程式を差分法(陽解法)を用いて解く。試験片はタブ板に溶接されており、タブ板の厚さは試験片のそれの 2 倍程度(30 mm)であり剛性の違いも少ないと推察されるのでタブ板を含めて解析することとした。解析の対象となる試験体は従って全長 3,000 mm とし、形状は近似的に便宜上長方形とした。図 5.2.2.22 には試験体の上半分のメッシュ分割を示す。メッシュサイズは $h = 10 \text{ mm}$ の正方形

とし、時間巾 $\Delta t = 1 \mu\text{sec}$ とした。亀裂の先端はメッシュの中央と仮定した。さらに実際の荷重条件は定荷重と定変位の中間であろうから二者の場合について解析し比較した。初期状態すなわち亀裂がない場合の試験体の静的引張状態を実現するために無限板中に遠方で一様応力が作用する場合の解を与え初期状態を決定し、しかる後に亀裂を入力速度に従って進展させた。

i) SP シリーズ

定変位条件の場合図 5.2.2.2.3 (a)～(e)に各エネルギーの亀裂長さに対する変化を示す。U, K, D は夫々歪エネルギー、運動エネルギー、散逸エネルギーであり D はエネルギーの保存則から算出される。

$$D = W_0 - U - K \quad (5.2.2.2.1)$$

ここで W_0 は試験体に初期に静的になされた仕事である。ただしエネルギーは全て無次元化してある。いずれの場合も歪エネルギーは減少し運動エネルギー、散逸エネルギーは亀裂の進展に伴ない増加してゆく。これは物理的直観から明らかであろう。次に定荷重の場合の結果を図 5.2.2.2.3 (f) に一例を示す。

図 5.2.2.2.3 (b) と比較してみると散逸エネルギー D は全く一致することが分る。これは最初伝播部に突入した亀裂先端から発生した応力波が境界に到達し、反射して戻ってくるまでに亀裂はほぼ試験片を貫通するからである。試験体の長い場合境界条件の差に影響されることは興味深い。

さて実測した歪分布を差分解と比較してみる。(図 5.2.2.2.4 (a), (b)) 図中の縦軸は初期歪 ϵ_0 に対する変化量、横軸は伝播部方向、挿入した数字はトリガーが切断されてから経過した時間を表わす。差分解にはばらつきが見られるが傾向的には比較的実験値とよく合致しておりこの解析手法の妥当性が確認された。図 5.2.2.2.5 (a), (b) には亀裂伝播部入口の開口量の変化を示している。開口量は振動しながら徐々に大きくなる様子が分る。また、参考として定荷重および定変位条件下の静的解を点線で示す。動的な場合にはいずれの場合よりも小さな変位である。

動的破壊靭性値を求める方法を以下に述べる。図 5.2.2.2.3 (a)～(f) 中に現われた D の勾配により原理的には求まるが、煩雑さを避けるため、ここでは簡便な方法で求めてみる。図 5.2.2.2.6 (a) に示した半長 a の亀裂が h だけ進展した場合を考える。このとき亀裂先端に最短の距離にある点の応力一変位の時間変化に対する曲線は例示的に図 5.2.2.2.5 (b) の如くなる。静的な場合の類推から長さ h だけ亀裂が進んだときの crack closure energy ΔE_c は近似的に

$$\Delta E_c = h \times \int \sigma_y(t) dV(t) \quad (5.2.2.2.2)$$

と表わせる。さらに

$$g = \frac{\Delta E_c}{h} = \int \sigma_y(t) dV(t) \quad (5.2.2.2.3)$$

と変形すると上式の第三項は図中の斜線部の面積を表わし、結局動的な亀裂進展力すなわち動的破壊靭性値としての意味を有する。ここで再び静的な場合の類推から g を応力拡大係数の次元に換算し、次式式の如く

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}} \frac{\Delta E_c}{h} = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \int \sigma_y(t) dV(t)} \quad (5.2.2.2.4)$$

を定義する。図 5.2.2.2.7 (a)～(e) には K_D の亀裂の進展に伴なう変化を示す。さらに同図には速度変化と定変位条件下での静的解も合せてプロットしてある。発生部はおよそ -120°C に冷却したため伝播部入口付近は設定温度よりかなり低くなつた。従つてこの領域を除き亀裂長さが約 250 mm 以上の領域では K_D はほぼ一定の値をとり速度との対応がみられるようである。また、 K_D はいずれも静的解より小さく、その差

が運動エネルギーとして保存されていると思われる。

ii) SA シリーズ

定変位条件の場合図 5.2.2.28(a)~(d)に各エネルギーの亀裂長さに対する変化を示す。記号は SP シリーズと同一である。やはりここでも同じ傾向がみられるが散逸エネルギーの増加はかなり緩やかであり、停止の場合に要するエネルギーは伝播の場合に比べて小さいことが分る。さらに定荷重条件の場合の結果を図 5.2.2.28(e)に示す。この場合は SP シリーズと異なり散逸エネルギーの大きさに若干差が生じている。境界条件の差による影響が生じたと考えられる。停止に近づくにつれて定荷重条件の場合歪エネルギー、運動エネルギーがやや増加の傾向にあることが分る。

次に図 5.2.2.29(a), (b)には実測歪分布と差分解との比較を示したものである。SA-5 の $300\mu\text{sec}$ での値は少し傾向が異なるがこれを除けばほぼ実験値とよく合っている。この値も応力波が戻るまでの状態であり荷重条件による差は認められない。そこで応力波が戻って来てから ($700\mu\text{sec}$) の歪分布の様子を図 5.2.2.30 に表わす。実測歪分布は定荷重条件と定変位条件の間に存在することが分る。さて図 5.2.2.31(a), (b)には亀裂開口量と亀裂長さの関係を示す。伝播停止過程においては開口量は SP シリーズよりも激しく振動し、また、停止に近づくにつれて大きくなり静的解に近づく傾向にある。図 5.2.2.32 には SP, SA 両シリーズを通じて定変位条件下での境界の荷重落下の時間変化を示している。いずれも亀裂速度の大きい程荷重落下は大きいことは明白に表われている。

図 5.2.2.33(a)~(e)には K_p の a に対する変化を示している。同図中には亀裂速度の変化、定変位条件下での静的解並びに温度分布も合せてプロットしてある。亀裂速度がほぼ一定の領域で K_p は線型に増加しており、温度の直線分布に対応していると考えても良さそうである。また、 K_D は SP シリーズ同様静的解より常に小さく、従ってバッテルの提唱するように運動エネルギーは回復していないことが分る。試験体の長さ、すなわち応力波が定っているかどうかによって伝播亀裂の挙動はかなり異なり、一概にバッテルの一次元モデルと比較することはできないようと思われる。

iii) SI シリーズ

5.2.1 節で行なわれた大型二重引張試験の SI シリーズのうち亀裂が停止した SI-1, SI-3 のスケスを動的解析した。試験片形状、記録された亀裂速度は 5.2.1 節を参照されたい。図 5.2.2.34(a), (b) に亀裂進展に伴う各種エネルギーの変化を示す。図中にモデル化した試験体を示す。試験体は $1,600^B \times 6,000^L \times 15^t$ の寸法を有する。メッシュサイズは $h = 30\text{mm}$ とした。図 5.2.2.35(a), (b) には動的破壊非性値 K_p の亀裂長さに対する変化を示す。図中には亀裂速度および温度分布をプロットしてある。この試験においては伝播中の速度は殆ど変化せず K_p の増加はそのまま温度勾配に対応していると見做せる。また、SI-3 において停止直前で K_p 値の減少がみられる。

DT 試験の結果を概観してみると以下のようなようになろう。まず試験片の巾に対して長さが大 ($L/B = 6$) だったので伝播試験においても停止試験においても応力波が戻る前にあるいは戻ってから少し時間が経過したところで現象は終了している。すなわち、境界条件の差は解析上数値誤差以外には現われていない。次に停止試験において、たとえば SA-5, SI-3 で観察されるように亀裂が停止する直前で動的破壊非性値 K_p が減少している。これは恐らく入力速度特に停止直前の速度の影響を受けているものと思われる。温度勾配型 ESSO 試験結果を解析した文献^{15), 16)}によれば停止直前でかなり K_p が減少しているようである。今後の研究の課題として試験片の大きさ、縦横比を考慮した試験を実施する必要があろう。また、入力する亀裂速度はかなり重要性を帶びているため、停止直前までの亀裂速度の精度よい測定が望まれる。

5.2.2.4 まとめ

前述したように鋼材の動的挙動を把握する目的で、得られる亀裂速度の範囲を予測してDCB試験およびDT試験という異なる形状の試験片を異なる荷重様式で異なる解析手法を用いて別個に解析してきた。この節ではDCB、DT試験の結果および5.2.1節の大形DT試験の結果も合わせて考察してみよう。

亀裂の伝播停止挙動は材料の靭性値に強く依存しているようである。逆にこの材料の靭性値は主として温度および亀裂速度の二つのパラメータに支配されているらしい。式で表わすと

$$K_D = f(\dot{a}, T) \quad (5.2.2.5)$$

となる。ここで試験片から亀裂先端へ流れるエネルギーは材料の靭性値と平衡を保ちながら亀裂は進展すると仮定してみよう。この仮定を考察する上で簡単のため $T = -40^\circ\text{C}$ とした場合のDCB試験とDT試験の結果を合わせて示す。図5.2.2.3.6には -40°C におけるSM41A材の動的破壊靭性値 K_D と速度との関係を表わしている。黒ぬき点はDCB試験及びSPシリーズの結果である。白ぬき点はSA及びSIシリーズの -40°C における値をプロットしたものである。多少のばらつきが存在するが全ての試験片を通じて一本の曲線上にあり、よって -40°C においては K_D と亀裂速度にはユニークな関係が存在するようである。しかし停止靭性 (K_D^a と記す) は -40°C における脆性破壊発生靭性値 K_{Ic} ($\approx 1,000 \text{ Kg/mm}^{3/2}$) に比べ極めて低い。 $(\approx 200 \text{ Kg/mm}^{3/2}) K_{Ic}$ で発生した亀裂が進展する場合どのような曲線を辿るかはこの曲線だけから判断することはできない。

次に K_D^a が温度に対してどのような関係にあるか考察してみよう。SA、SIシリーズにおいて停止時の K_D を求め、温度に対してプロットした図が図5.2.2.3.7である。参考のため白ぬきの点は従来の静的な整理による K_c 値である。SI-3の点を除いて一本の直線上にあることが分る。しかし -40°C における K_D^a が先に述べたように約 $200 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ である点を考え合わせればこの直線にはプラトーが存在する可能性もある。今後低温域での停止試験による定量的な検討を行なう必要があろう。

最後に、この研究を通じて一貫してエネルギー論的検討による整理を行なってきた。その結果、繰り返し述べるが、材料の動的破壊靭性値と亀裂速度および温度にある種の関係があるらしいことが分ってきた。今後の研究においてより広い温度範囲、速度範囲を有する効果的な実験を行ない、靭性曲線の意味合いを明確にしていくとともに図5.2.2.3.6のような曲線を用いて様々な条件下で亀裂の伝播停止を予測する簡便な手法を開発していきたいと考えている。

[参考文献]

- 1) 町田 進、青木 满、"クラックアレスターに関する基礎的研究(第7報)-長大クラックの阻止とクラックアレスターの設計について", 日本造船学会論文集第130号, 昭和46年
- 2) G.T. Hahn, R.G. Hoagland, A.R. Rosenfield & R. Sejnoha, "Rapid Crack Propagation in a High Strength Steel", Metallurgical Transaction, Vol. 3 Feb. 1974, pp 475~482
- 3) A.S. Kobayashi, S. Mall & M.H. Lee, "Fracture Dynamics of Wedge-Loaded Double Cantilever Beam Specimen", ASTM STP 601, 1976, pp 274~290
- 4) T. Kobayashi & J.W. Dally, "Relation Between Crack Velocity and the Stress Intensity Factor in Birefringent Polymers", ASTM STD 627, 1977, pp 257~273
- 5) J.F. Kalthoff, J. Beinert & S. Winkler, "Measurement of Dynamic Stress

Intensity Factor for Fast Running and Arresting Cracks in Double-Cantilever-
Beam Specimens", ASTM STP 627, 1977, pp 167~176

- 6) 金沢 武, 町田 進, 新村 豊, 寺本徳郎, "高速クラックの動的様相に関する研究(第2報)-PMMAの動的破壊特性-", 日本造船学会論文集 第142号, 昭和52年12月
- 7) 川口喜昭 "鋼材の脆性破壊伝播停止特性を求める小形試験の開発", 住友金属 Vol. 25 No. 2
- 8) G. T. Hahn et al., "Fast Fracture Resistance and Crack Arrest in Structural Steels", SSC-242, Ship Structure Committee, Dec. 1973
- 9) R. G. Hoagland et al., "A Crack Arrest Measuring Procedure for K_{IM} , K_{ID} , and K_{Ia} Properties", ASTM STP 628, 1977, pp 177~202
- 10) P. B. Crosley and E. J. Ripplng, "Characteristics of a Run-Arrest Segment of Crack Extension", ASTM STP 627, 1977, pp 203~227
- 11) J. F. Kalthoff et al., "On the Determination of the Crack Arrest Toughness", Fracture 1977, Vol. 3, ICF4
- 12) たとえば川口喜昭, "溶接構造用鋼板の脆性破壊特性からみた材質の評価と判定についての一考察", 学位論文, 昭和49年
- 13) A. A. Wells, "The Status of COD in Fracture Mechanics", 3rd Canadian Cong. Appl. Mech., 1971, pp 59
- 14) N. F. Moff, "Brittle Fracture in Mild-Steel plates-II", Engineering, Jan. 1948, pp 16~18
- 15) T. Kanazawa, and S. Machida, "Energy Considerations In Dynamic Crack Propagation And Arrest", Fracture, Vol. 3, ICF4, June 1977, pp 223~231
- 16) T. Kanazawa, A. S. Kobayashi, S. Machida and Y. Urabe, "Fracture Dynamic Analysis Of Crack Arrest Test Specimens", Jan. 1978 (to be published)

表 5.2.2.1 供試材(SM41A, 15^t)の化学成分と機械的性質

| 化 学 成 分 (%) | | | | | 機 械 的 性 質 | | |
|-------------|------|------|-------|-------|------------------------------|-------------------------------|-----------|
| C | Si | Mn | P | S | 降伏点 (kg/mm ²) | 引張強さ (kg/mm ²) | 伸び (%) |
| 0.11 | 0.33 | 0.75 | 0.022 | 0.008 | 28 | 43 | 34 |

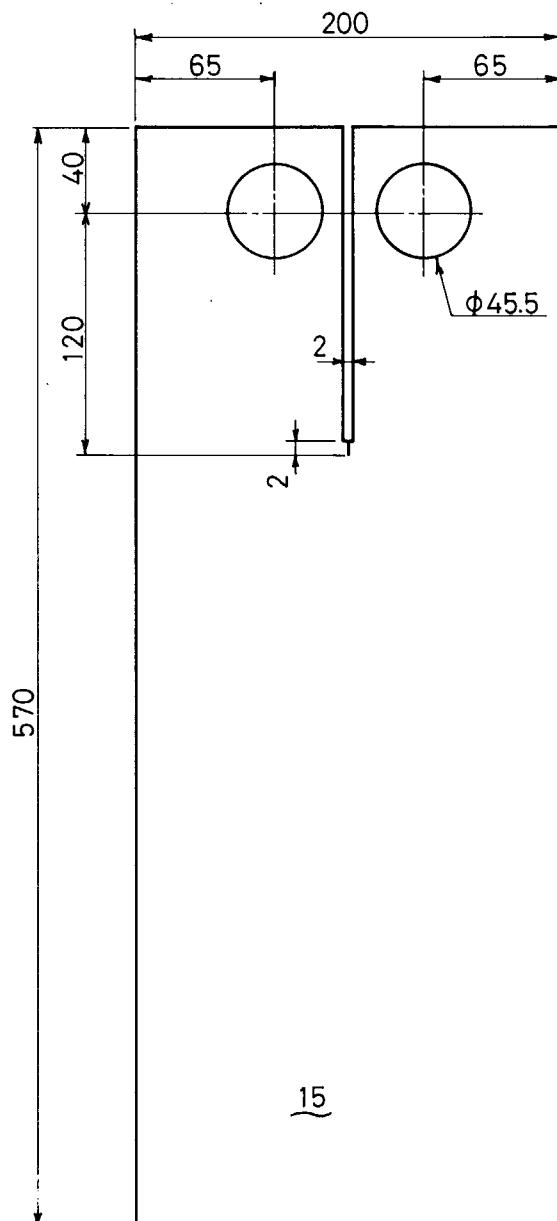
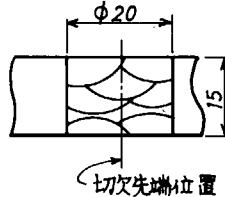


図 5.2.2.1 DCB 試験片

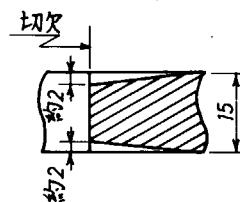
注

1. 切欠先端部の脆化
ビード加工は下図の要領
で行なう。

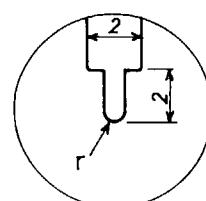


- 脆化ビード溶接條件
溶接棒 : φ250
溶接電流: 360A

2. 切欠先端部のプレス
ノッチ加工要領を
下図に示す。



3. 切欠先端部の詳細を
下図に示す。



$$r = 0.1, 0.4, 0.7$$

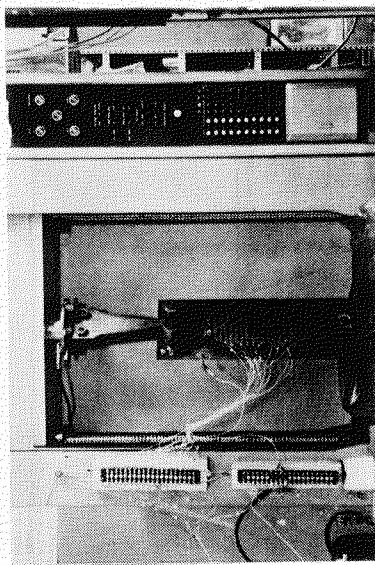


写真 5.2.2.1 実験装置

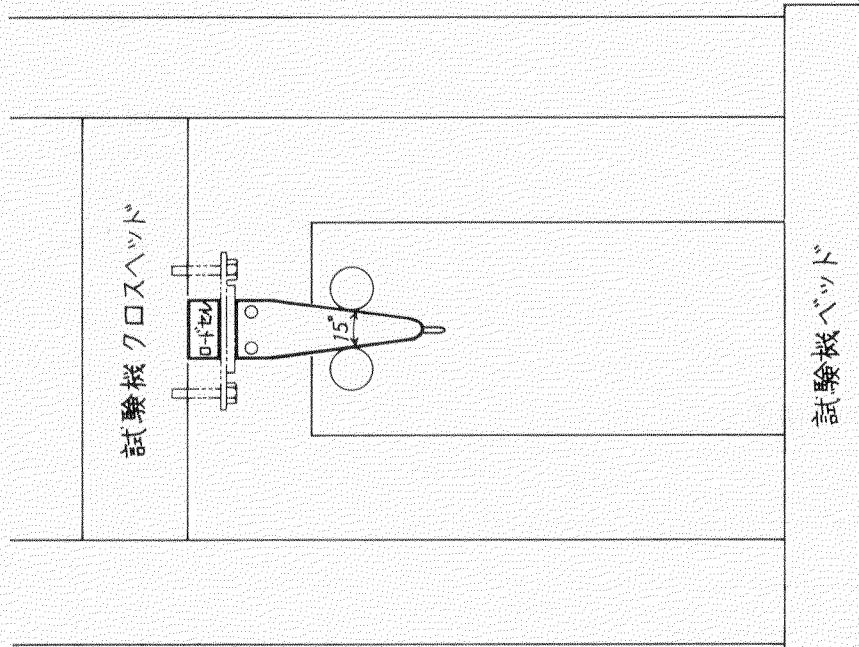


図 5.2.2.2 載荷要領

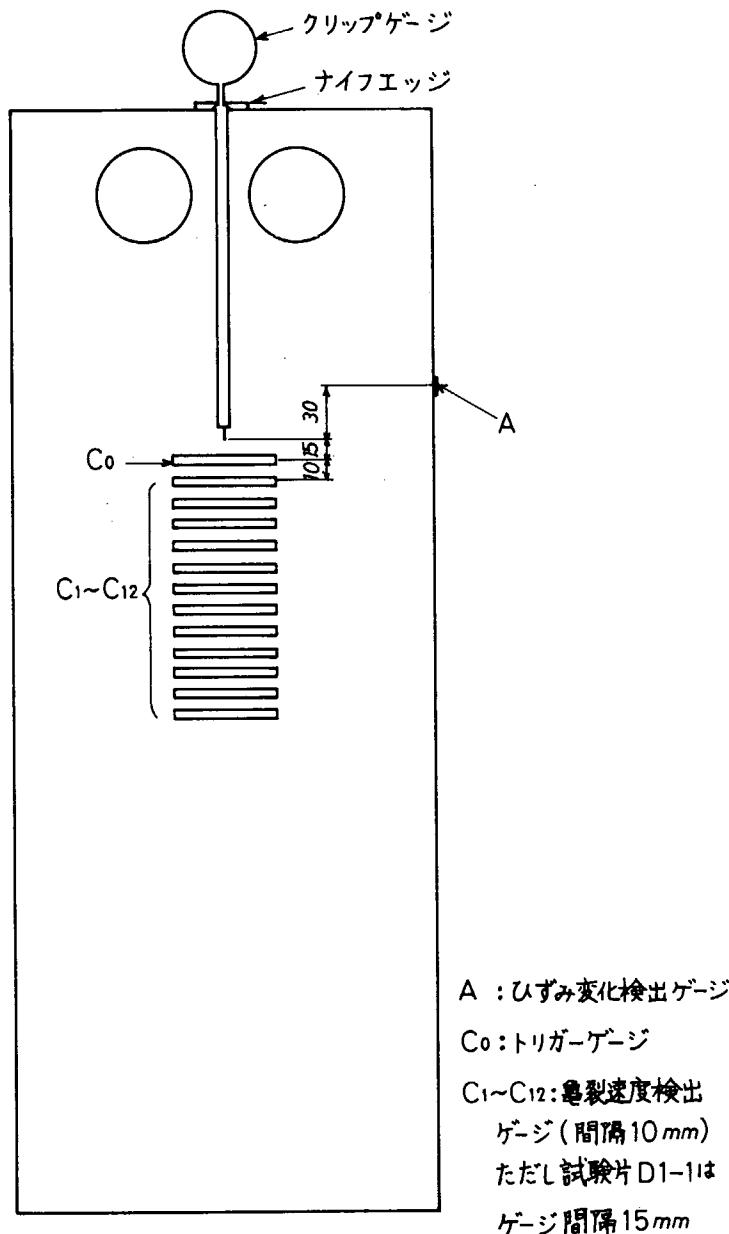
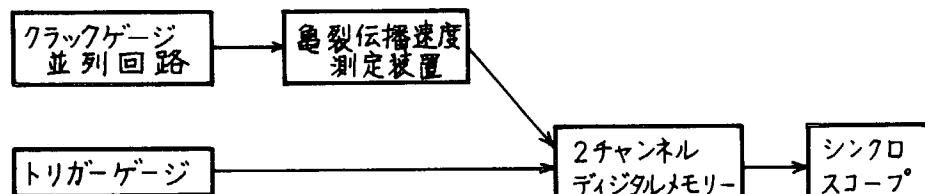


図 5.2.2.3 ひずみゲージ貼付位置とクリップゲージ装着位置

〈動的伝播速度の計測〉



〈ひずみの時間変化の計測〉

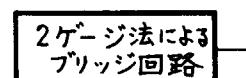


図 5.2.2.4 動的計測模式図

表 5.2.2.2 DCB 試験結果

| 項目 試験片番号 | 切欠先端半径 r (mm) | 試験温度 $(^{\circ}\text{C})$ | クリヤゲージ 変位 V (mm) | 破壊荷重 (kg) | 亀裂伝播 長さ Δa (mm) | 備考 |
|-------------|--------------------|------------------------------|--------------------------|-----------------------|-------------------------------|--------------------------|
| D1-1 | 0.1 | -40 | 2.05 | 6.250 | 92 | |
| D1-2 | 0.1 | -40 | 1.90 | 4.850 | 87 | 亀裂速度計測不良 |
| D1-3 | 0.1 | -40 | 2.05 | 5.350 | 98 | |
| D4-1 | 0.4 | -40 | 1.90 | 6.250 | 73 | 亀裂速度計測不良 |
| D4-2 | 0.4 | -40 | 2.35 | 4.150 | 86 | |
| D4-3 | 0.4 | -40 | 4.40 | 5.750 | 67* | 亀裂3本に分歧 |
| D7-1 | 0.7 | -40 | 3.25 | 7.850 | 114 | トリガーベジ早期破断 ^{*2} |
| D7-2 | 0.7 | -40 | 4.95 | 5.020 | 89 | トリガーベジ早期破断 ^{*2} |
| D7-3 | 0.7 | -40 | 4.45 | 7.550 | 54* | 亀裂2本に分歧 |
| D7-4 | 0.7 | -40 | 3.30 | 4.620 | 77* | 亀裂2本に分歧 |
| D7-5 | 0.7 | -40 | 2.50 | 4.900 | 89* | 亀裂大きく曲る |

表 5.2.2.3 破壊発生時の荷重点変位と K 値

| 項目 試験片番号 | 荷重点変位 δ (mm) | 破壊発生時の K 値 $(\text{kg}/\text{mm}^{3/2})$ |
|-------------|------------------------|--|
| D1-1 | 0.797 | 397 |
| D1-2 | 0.739 | 368 |
| D1-3 | 0.797 | 397 |
| D4-1 | 0.739 | 368 |
| D4-2 | 0.914 | 455 |
| D4-3 | 1.712 | 852 |
| D7-1 | 1.264 | 629 |
| D7-2 | 1.926 | 958 |
| D7-3 | 1.731 | 861 |
| D7-4 | 1.284 | 639 |
| D7-5 | 0.973 | 484 |

*1 切欠面への投影長さを表わす。

*2 切欠先端から 3mm の位置にゲージを貼ったが、脆性亀裂発生前にゲージが破断したもの。

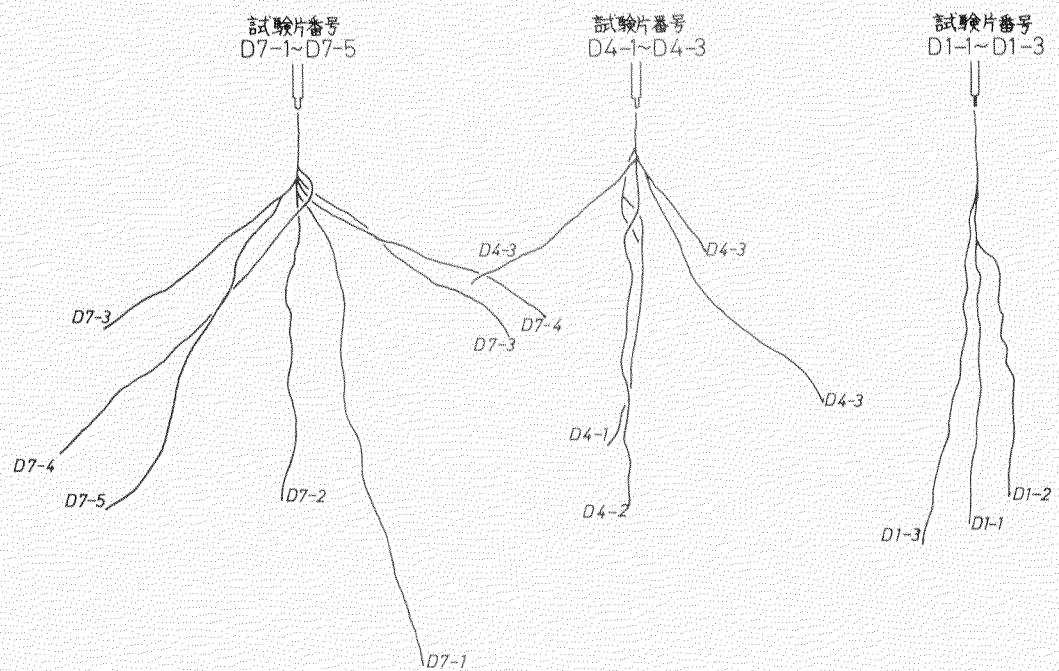
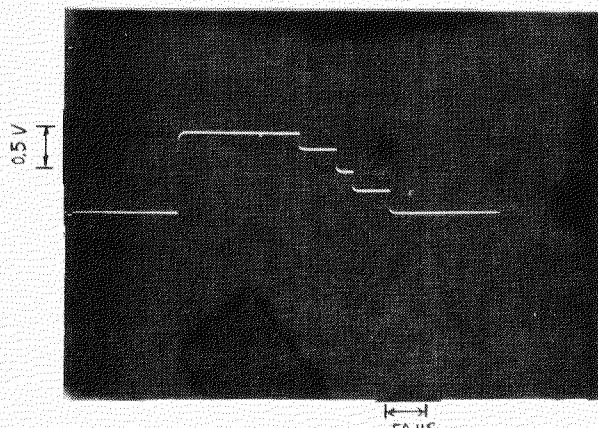
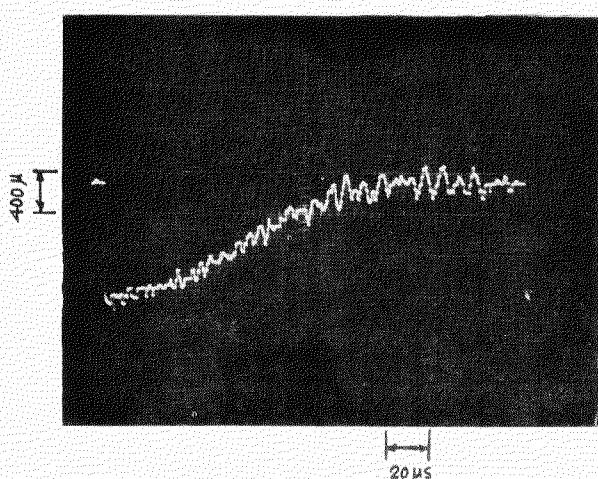


図 5.2.2.5 龜裂伝播経路



(a) 龜裂伝播速度



(b) ひずみの時間変化

写真 5.2.2.2 龜裂伝播速度とひずみの時間変化計測例

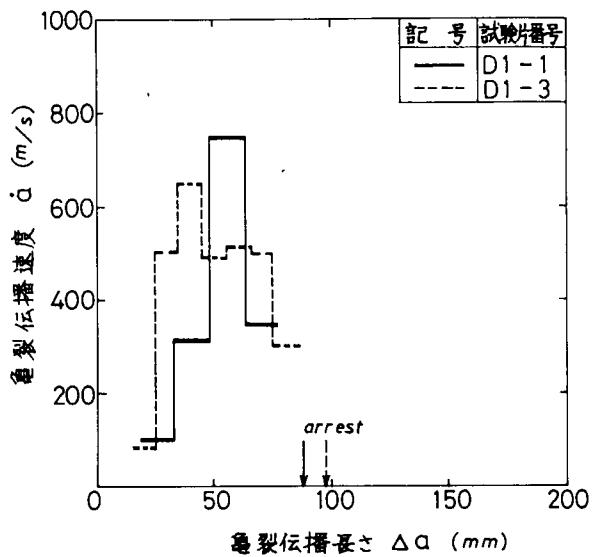


図 5.2.2.6 (a) 亀裂伝播速度(その1)

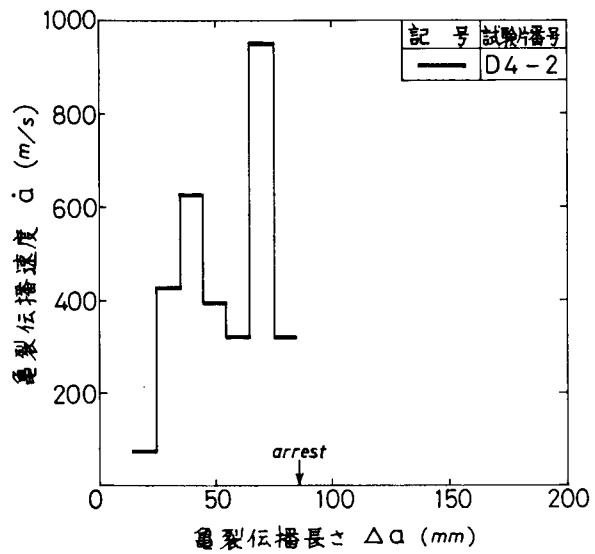


図 5.2.2.6 (b) 亀裂伝播速度(その2)

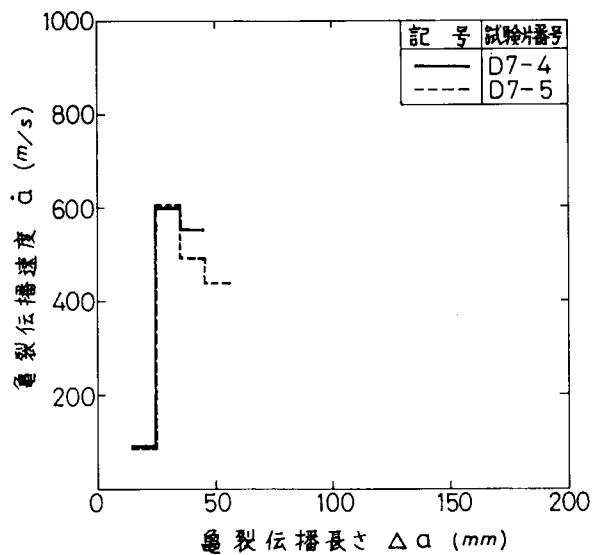


図 5.2.2.6 (c) 亀裂伝播速度(その3)

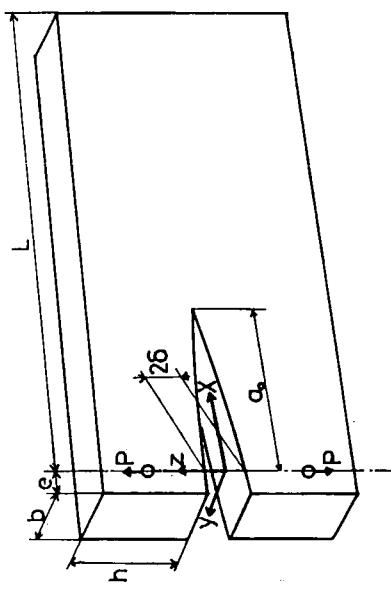


図 5.2.28 (a) DCB Specimen

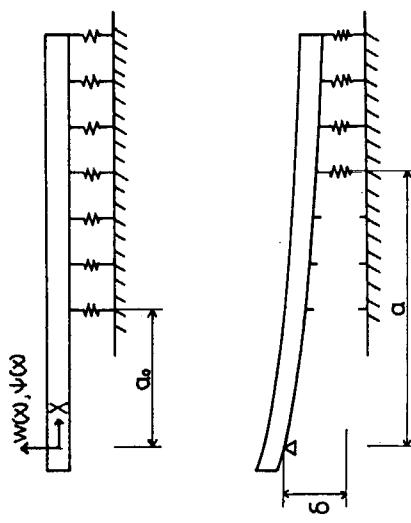


図 5.2.28 (b) Beam on Elastic Foundation Model

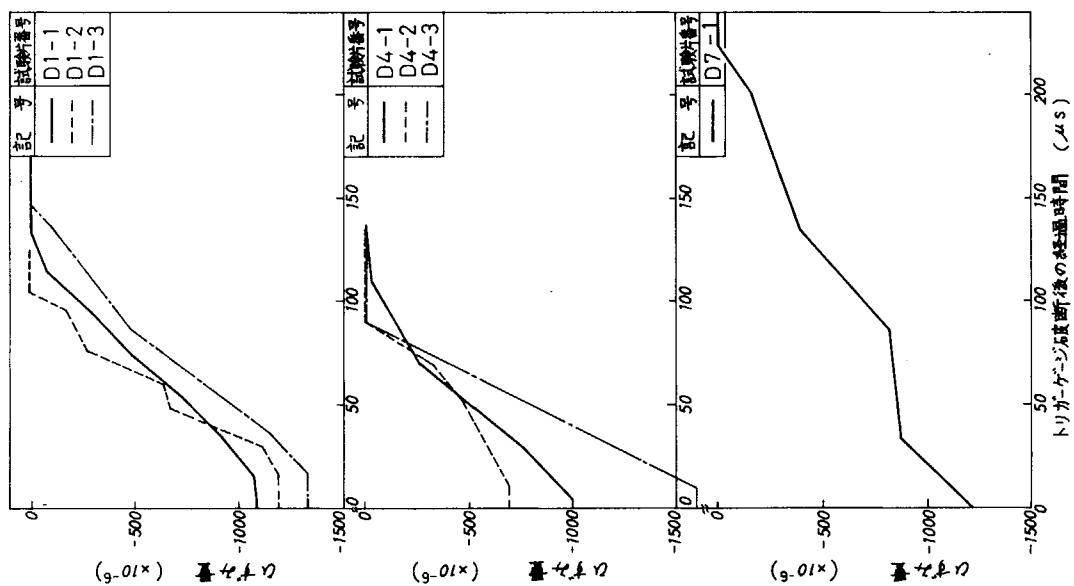


図 5.2.27 壊裂伝播に伴う A 点ひずみ量の推移

表 5.2.2.4 Mechanical Properties for SM41A

| Young's Modulus E (kg/mm ²) | Density ρ (g/cm ³) | Poisson's Ratio ν | | |
|--|--|--------------------------|----|-------|
| 20180 | 8.0 | 0.287 | | |
| L | e | h | b | a_0 |
| 530 | 40 | 100 | 15 | 120 |

表 5.2.2.5 Specimen Dimensions (mm)

| σ (mm) | K_g (kg/m ^{3/2}) | Arrest Length (mm) |
|---------------|------------------------------|--------------------|
| D1-1 | 0.797 | 396.6 |
| D1-3 | 0.797 | 396.6 |
| D4-2 | 0.914 | 454.6 |

表 5.2.2.6 Experimental Results

| Temp. = -40°C | | | |
|---------------|------------------------------|--------------------|----|
| σ (mm) | K_g (kg/m ^{3/2}) | Arrest Length (mm) | |
| D1-1 | 0.797 | 396.6 | 92 |
| D1-3 | 0.797 | 396.6 | 98 |
| D4-2 | 0.914 | 454.6 | 86 |

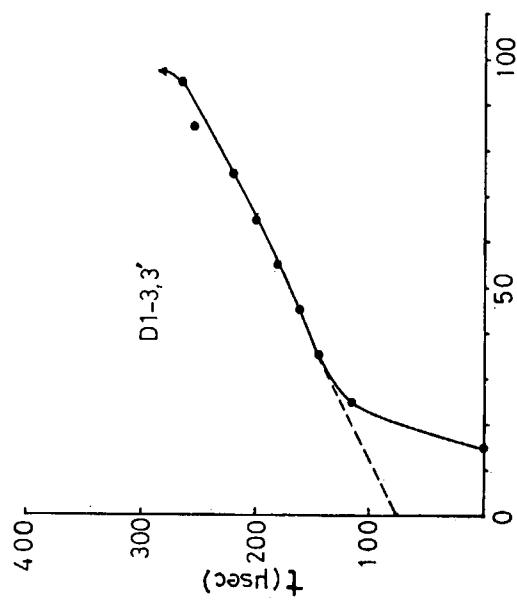


図 5.2.2.9 (a) Crack Length vs. Time

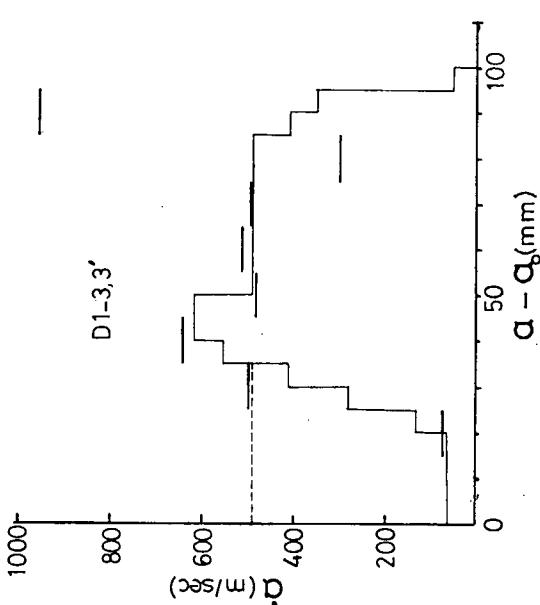


図 5.2.2.9 (b) Crack Length vs. Velocity

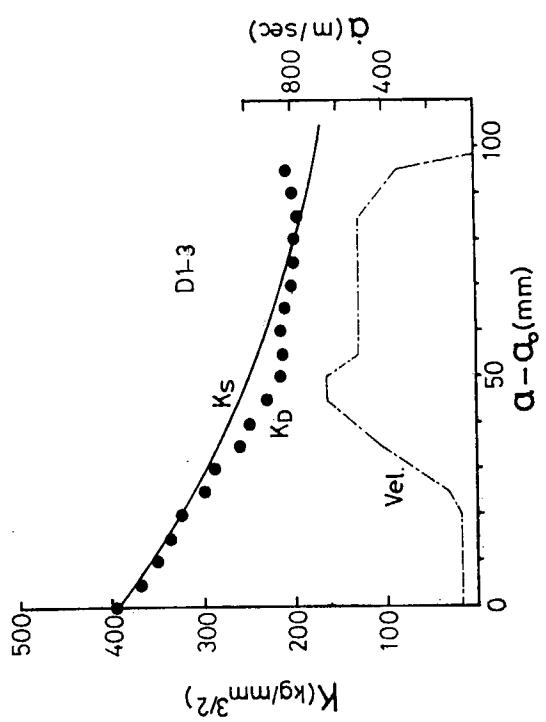


図 5.2.2.11 (a)

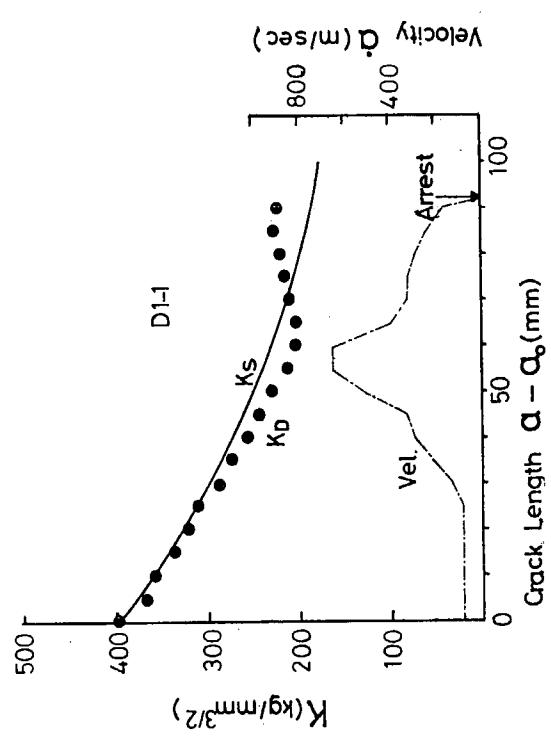


図 5.2.2.10 (a) Crack Length vs. K

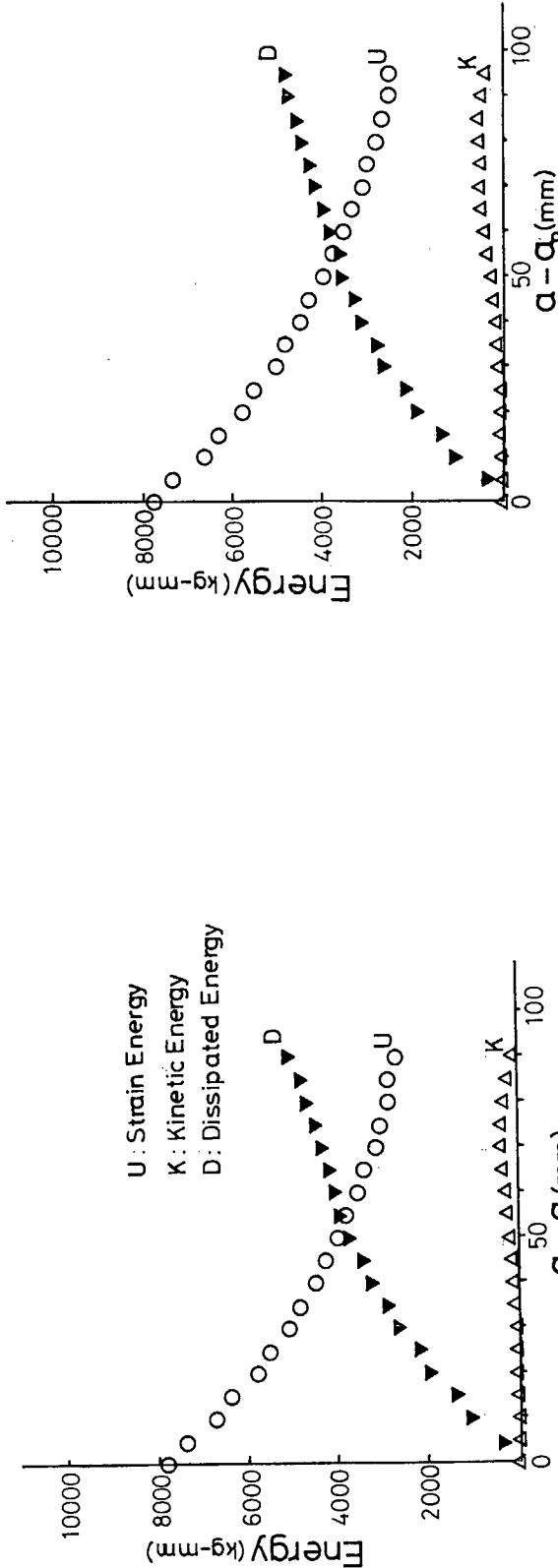


図 5.2.2.10 (b) Crack Length vs. Energy

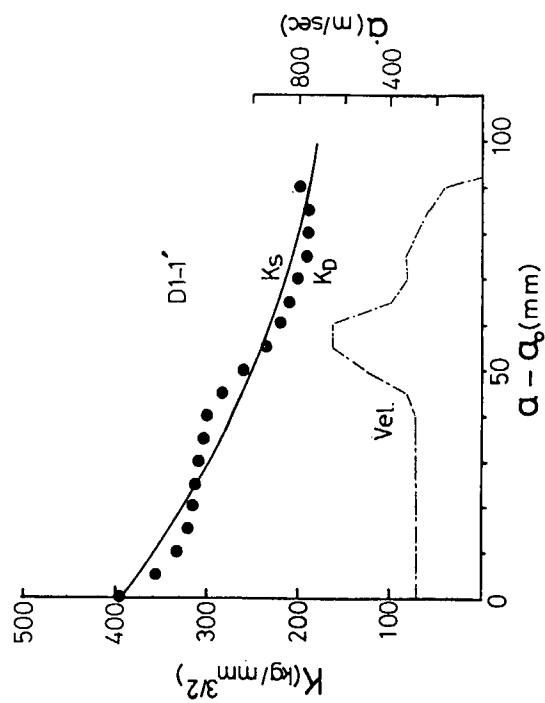


図 5.2.2.13 (a)

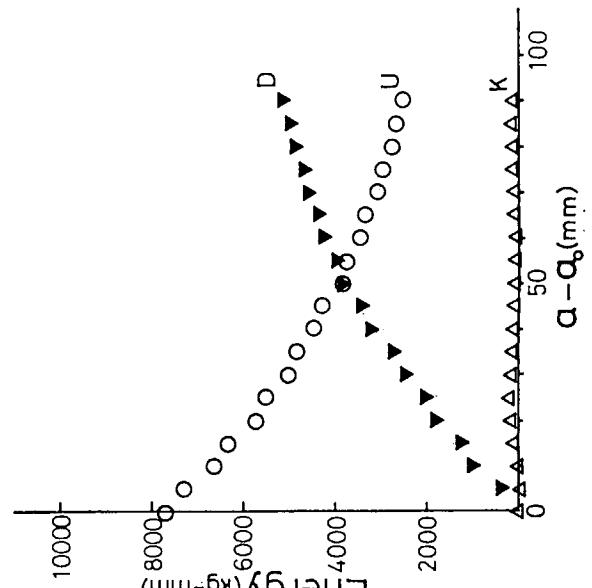


図 5.2.2.13 (b)

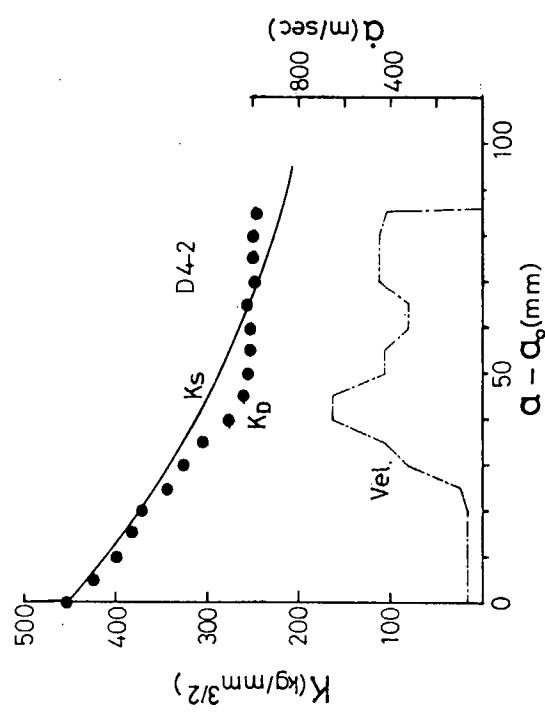


図 5.2.2.12 (a)

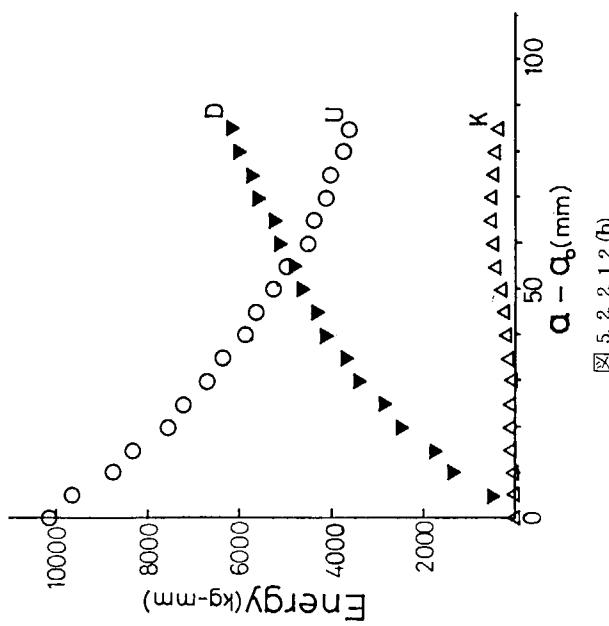


図 5.2.2.12 (b)

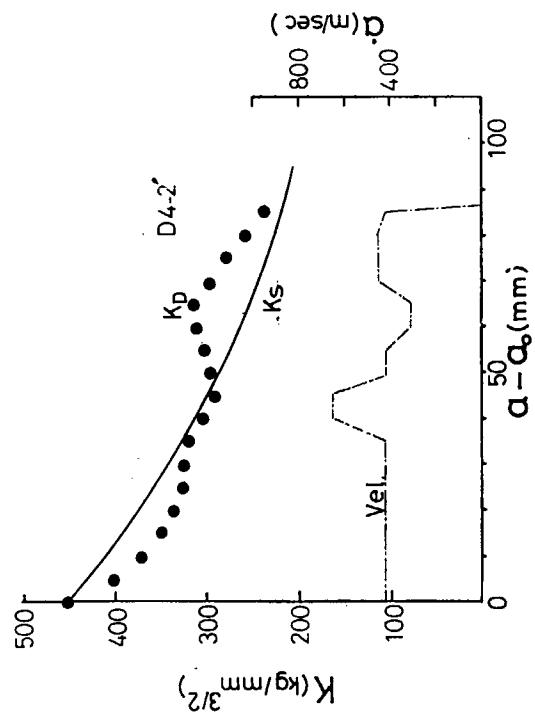


図 5.2.2.15 (a)

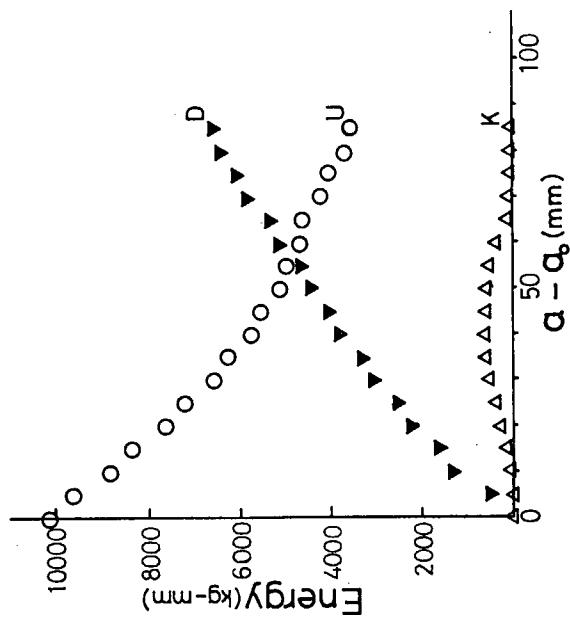


図 5.2.2.15 (b)

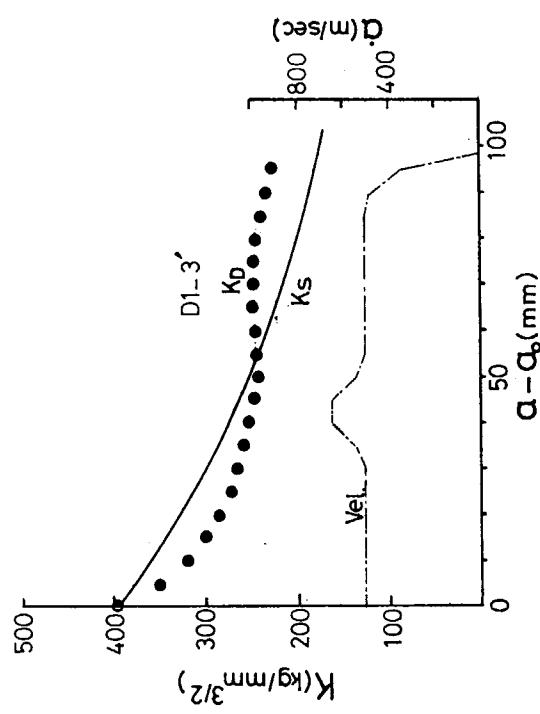


図 5.2.2.14 (a)

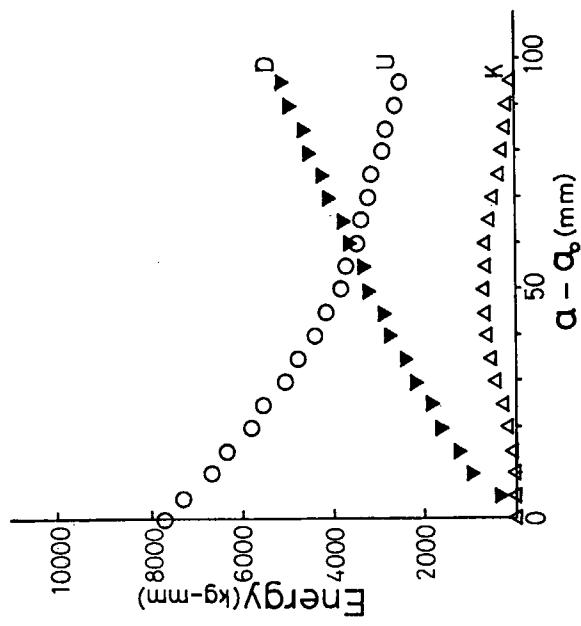
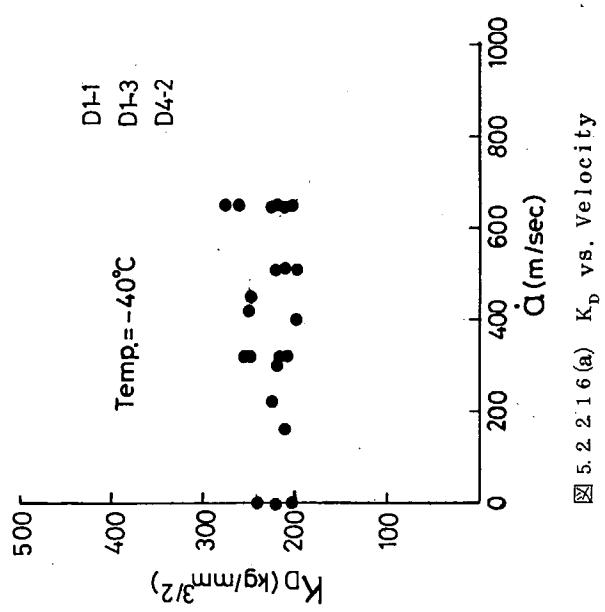


図 5.2.2.14 (b)



-131-

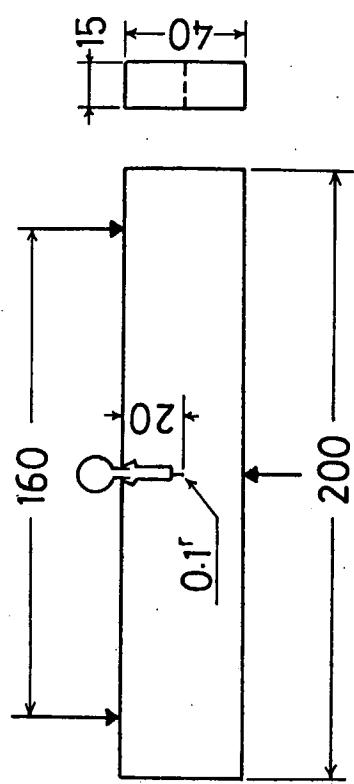


図 5.2.217 小形曲げ試験片

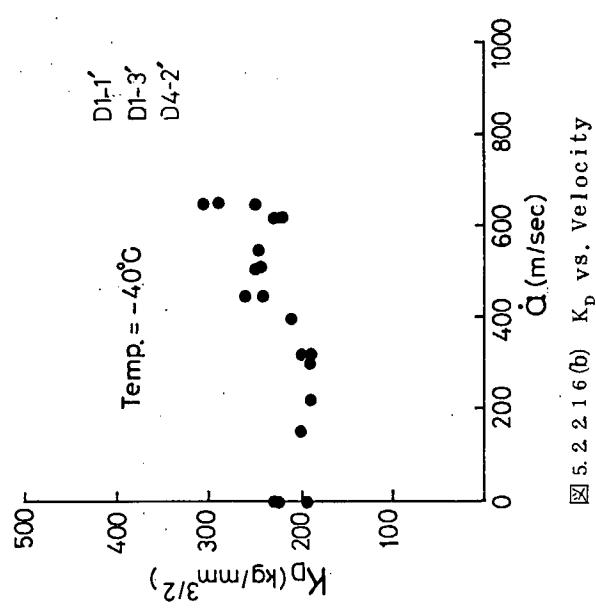


図 5.2.216 (b) K_D vs. Velocity

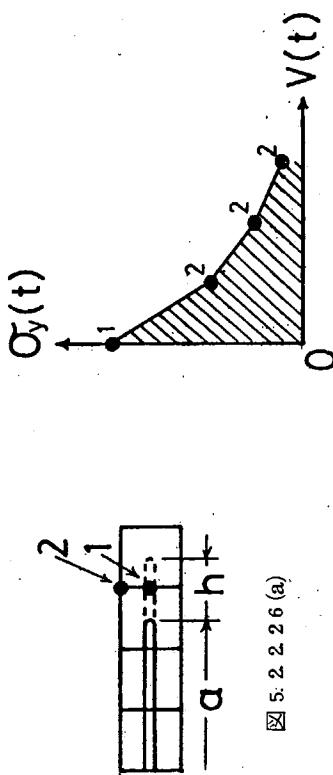


図 5.2.226 (b)

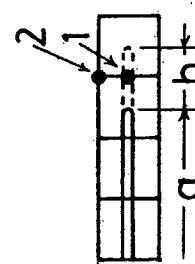


図 5.2.226 (a)

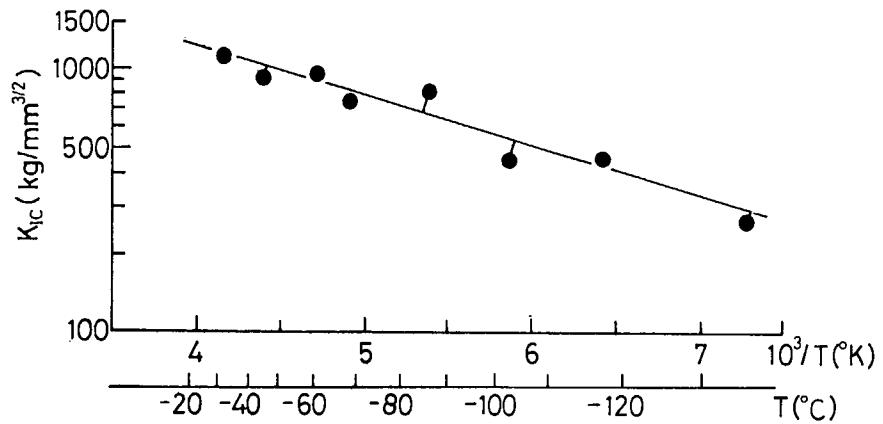


図 5.2.2.18 K_{Ic} と温度の関係

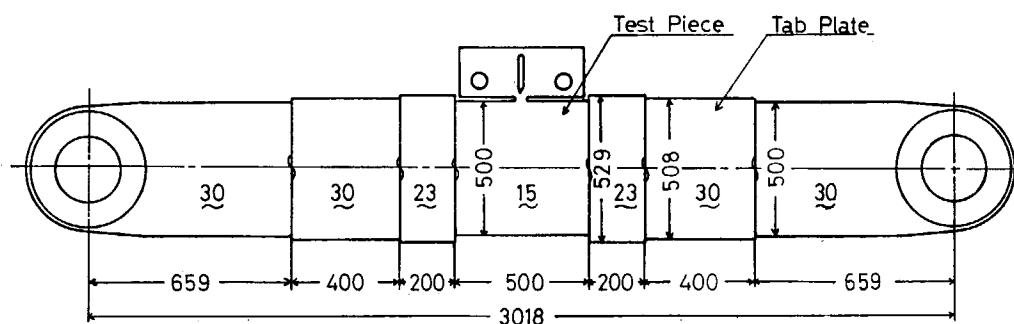


図 5.2.2.19(a) 試験片形状

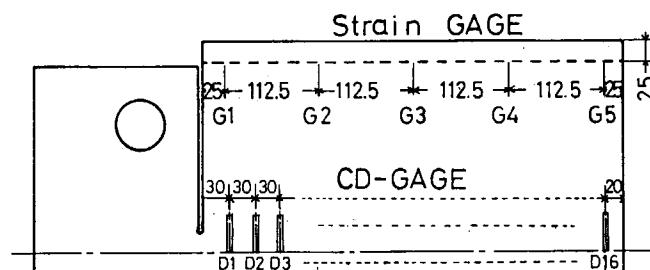


図 5.2.2.19(b)

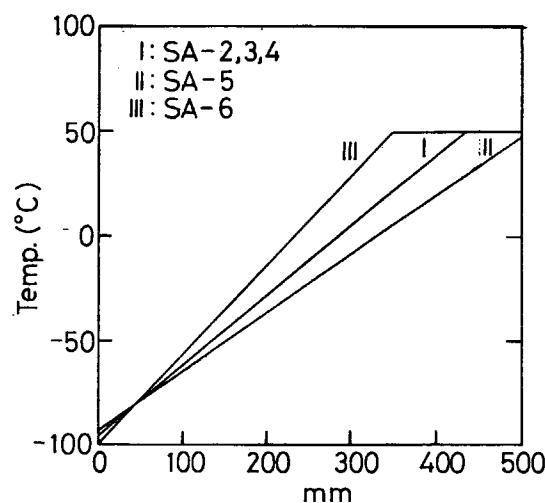


図 5.2.2.21 温度勾配

表 5.2.2.7 小形曲げ試験の結果

| | T (°C) | Pc (TON) | σ_N/σ_Y | Vc (mm) | δ_c (mm) | KIC (kg/mm ^{3/2}) |
|-------|-----------|-------------|---------------------|------------|--------------------|--------------------------------|
| B - 1 | - 45 | 2.35 | 2.41 | 4.37 | 1.32 | 1041 |
| B - 2 | - 68 | 2.34 | 2.03 | 2.82 | 0.84 | 899 |
| B - 3 | - 60 | 2.52 | 2.34 | 4.7 | 1.42 | 1133 |
| B - 4 | - 32 | 2.54 | 2.82 | 6.26 | 1.91 | 1202 |
| B - 5 | - 86 | 2.58 | 2.02 | 3.42 | 1.02 | 1044 |
| B - 6 | - 102 | 2.19 | 1.54 | 1.19 | 0.32 | 621 |
| B - 7 | - 135 | 2.00 | 1.14 | 0.54 | 0.11 | 401 |
| B - 8 | - 117 | 2.45 | 1.58 | 1.23 | 0.33 | 655 |

表 5.2.2.8 伝播試験の結果

| | σ_o (kg/mm ²) | T (°C) | Ps (TON) | \dot{a} (m/s) | |
|--------|-------------------------------------|-----------|-------------|--------------------|--------|
| SP - 1 | 20 | - 61 | 6.5 | 1100 | |
| SP - 2 | 16 | - 60 | 25.2 | — | CURVE |
| SP - 3 | 24 | - 60 | 8 | 850 | BRANCH |
| SP - 4 | 16 | - 61 | 22.5 | — | NO GO |
| SP - 5 | 24 | - 40 | 21 | 1000 | |
| SP - 6 | 20 | - 40 | 19 | 950 | |
| SP - 7 | 16 | - 42 | 23.5 | 900 | |
| SP - 8 | 12 | - 40 | 15 | 750 | |

表 5.2.2.9 停止試験の結果

| | σ_o (kg/mm ²) | Ps (TON) | Ta (°C) | a _A (mm) | Kc (kg/mm ^{3/2}) | \dot{a} (m/s) |
|--------|-------------------------------------|-------------|------------|------------------------|-------------------------------|--------------------|
| SA - 1 | 8 | 20 | — | — | — | — |
| SA - 2 | 12 | 11 | 0 | 280 | 417 | 650 |
| SA - 3 | 16 | 7 | 8 | 305 | 604 | 750 |
| SA - 4 | 20 | 20 | 12 | 320 | 794 | 1000 |
| SA - 5 | 16 | 26 | 14 | 373 | 878 | 850 |
| SA - 6 | 16 | 12.5 | 4 | 241 | 492 | 750 |

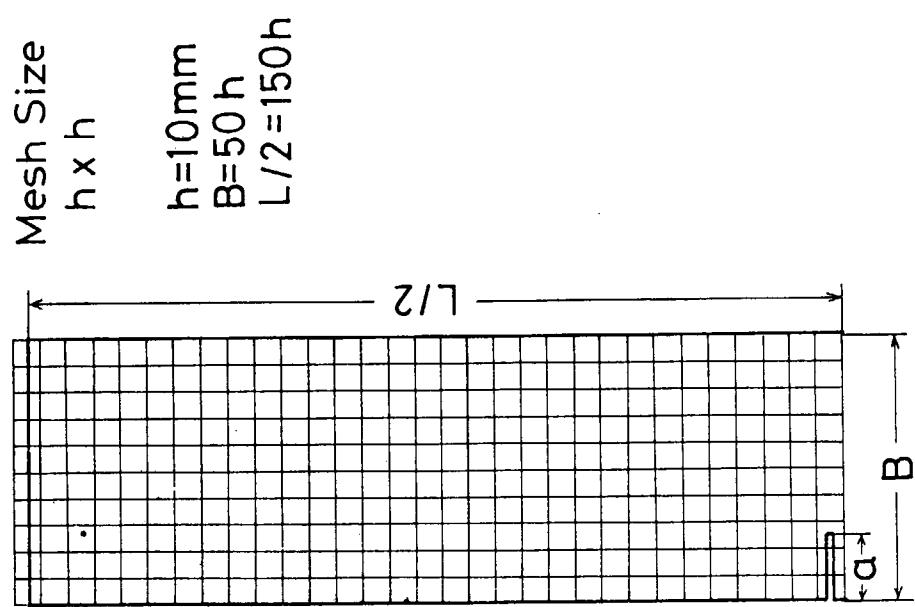


図 5.2.2.2 試験片メッシュ分割

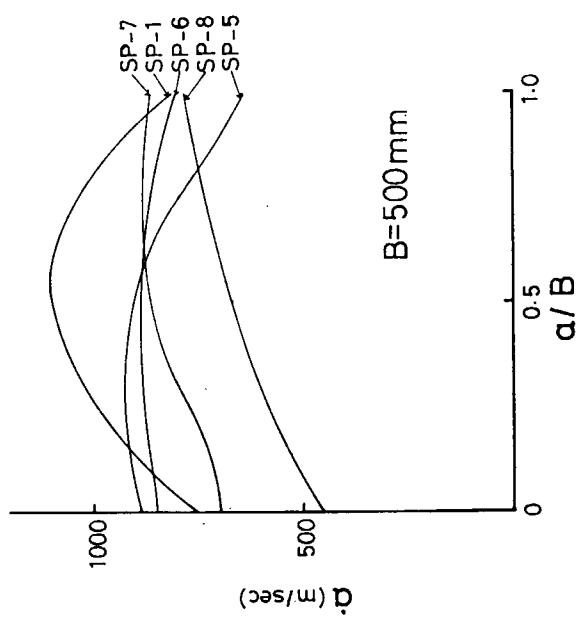


図 5.2.2.2.0(a) 龟裂速度の変化

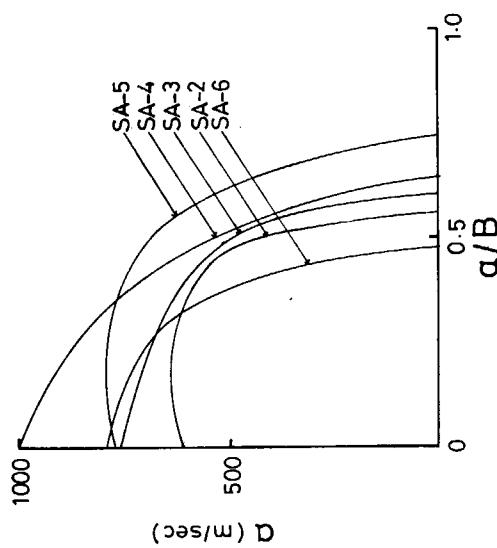


図 5.2.2.2.0(b)

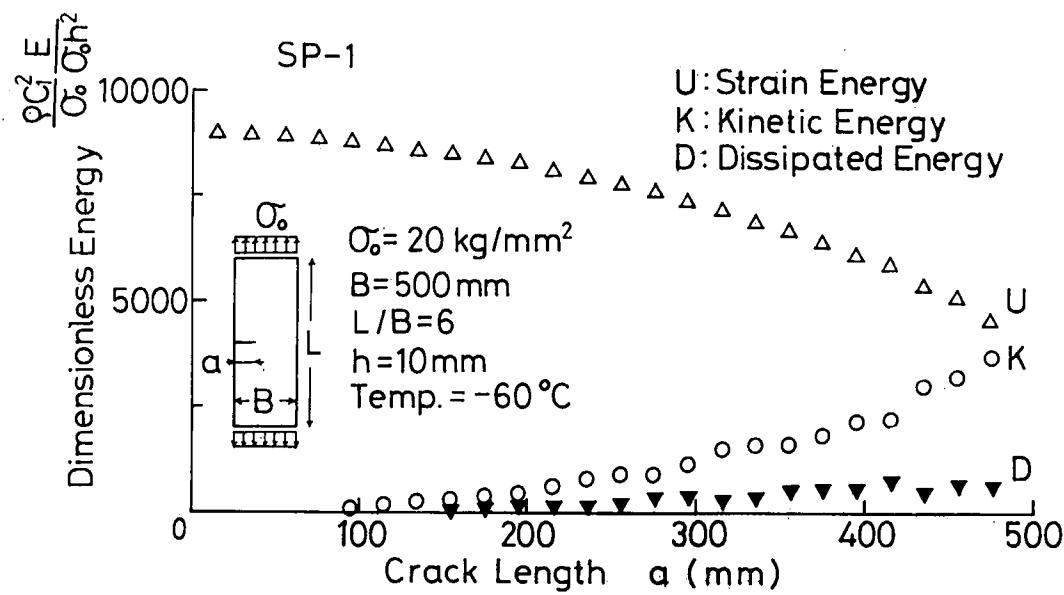


図 5.2.2.2.3 (a) 龜裂進展に伴うエネルギー変化

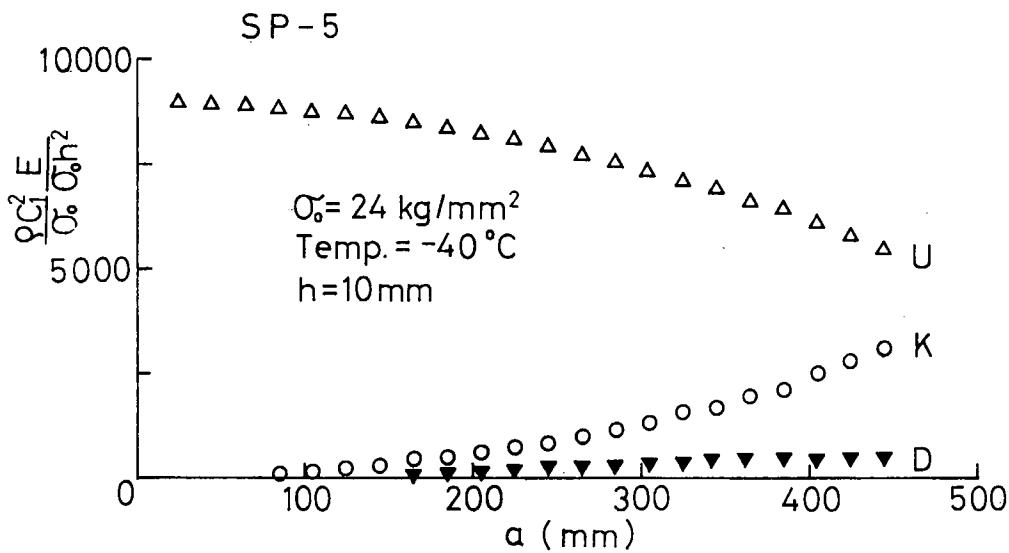


図 5.2.2.2.3 (b) 龜裂進展に伴うエネルギー変化

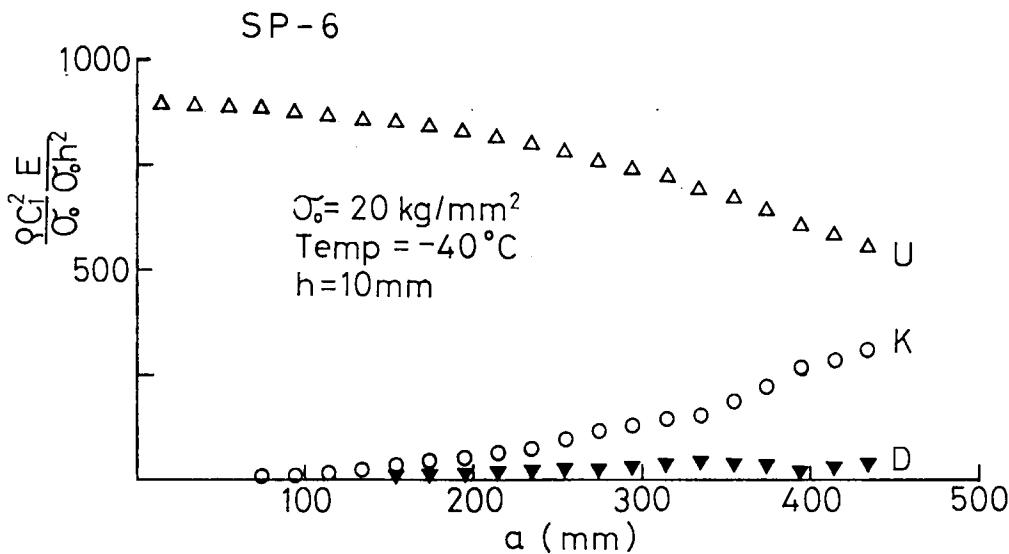


図 5.2.2.2.3 (c) 龜裂進展に伴うエネルギー変化

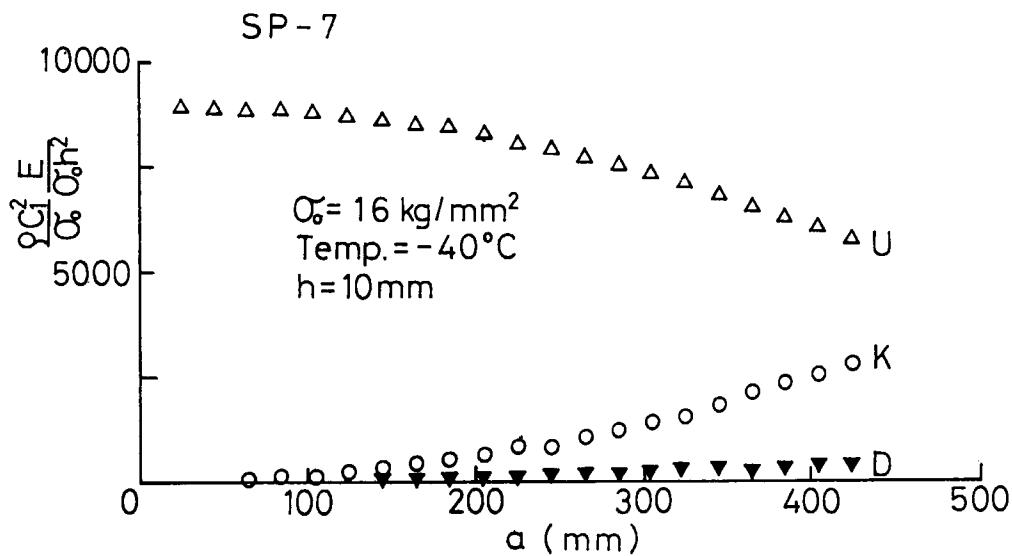


図 5.2.2.2.3 (d) 龜裂進展に伴うエネルギー変化

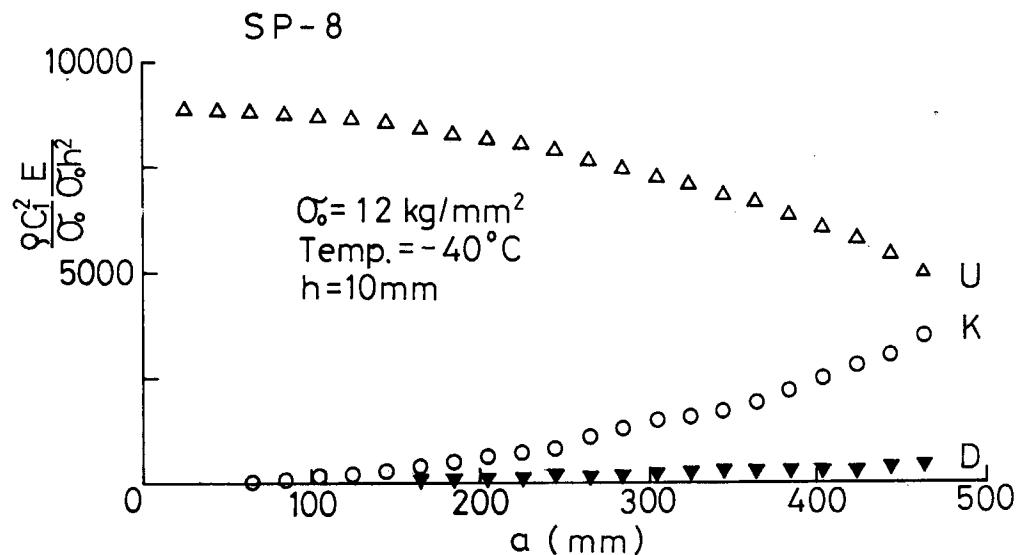


図 5.2.2.2.3 (e) 龜裂進展に伴うエネルギー変化

□ W (External Work Done)

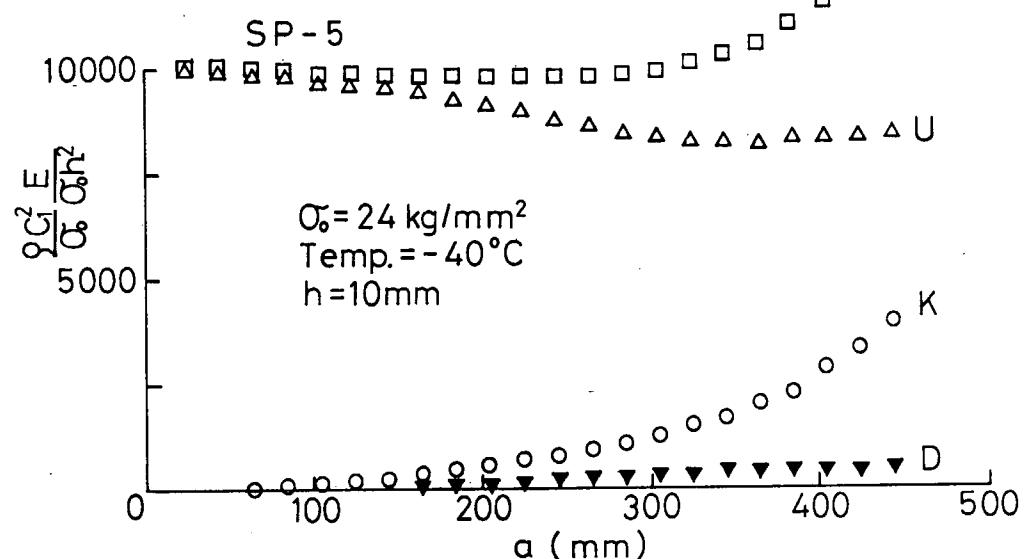


図 5.2.2.2.3 (f) 龜裂進展に伴うエネルギー変化

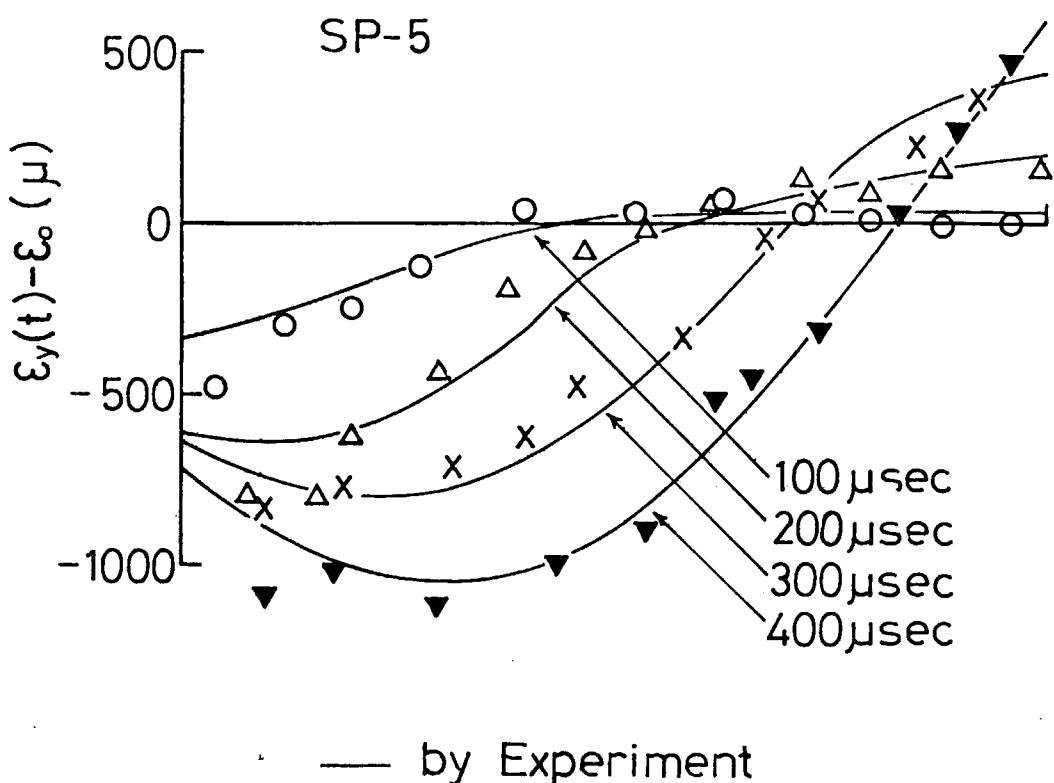


図 5.2.2.4 (a) 歪分布の時間変化

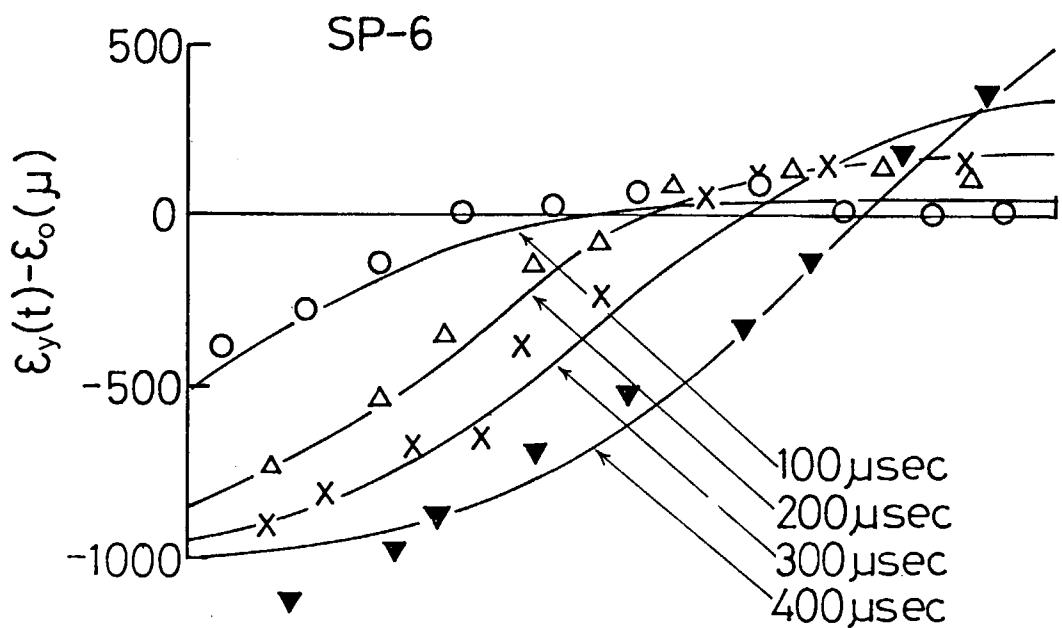


図 5.2.2.4 (b) 歪分布の時間変化

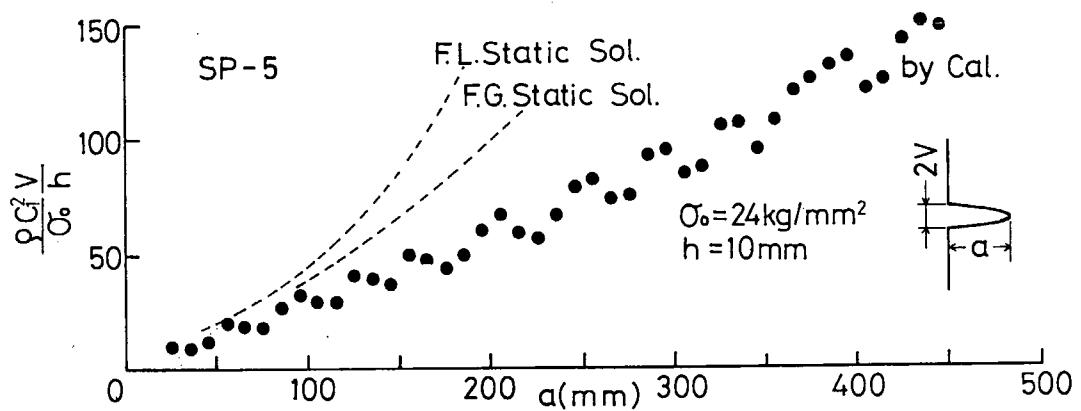


図 5.2.2.25 (a) 亀裂開口量と亀裂長さとの関係

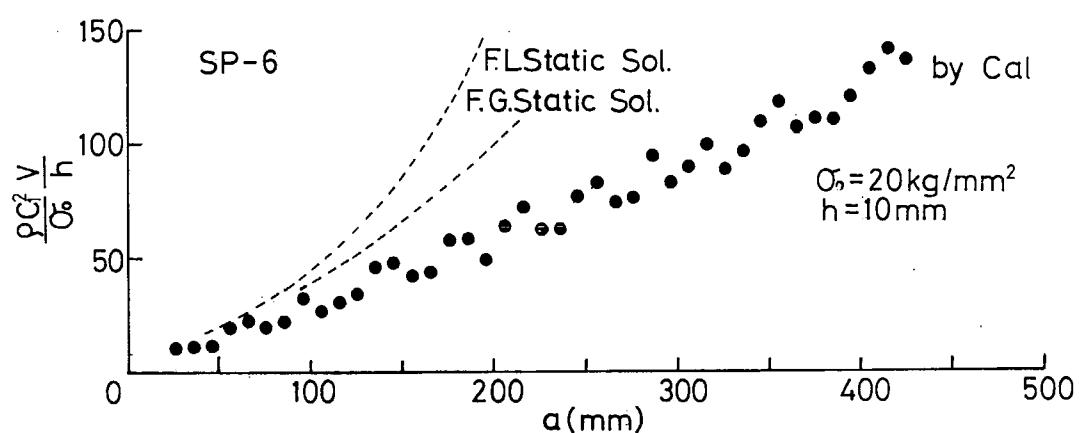


図 5.2.2.25 (b) 亀裂開口量と亀裂長さとの関係

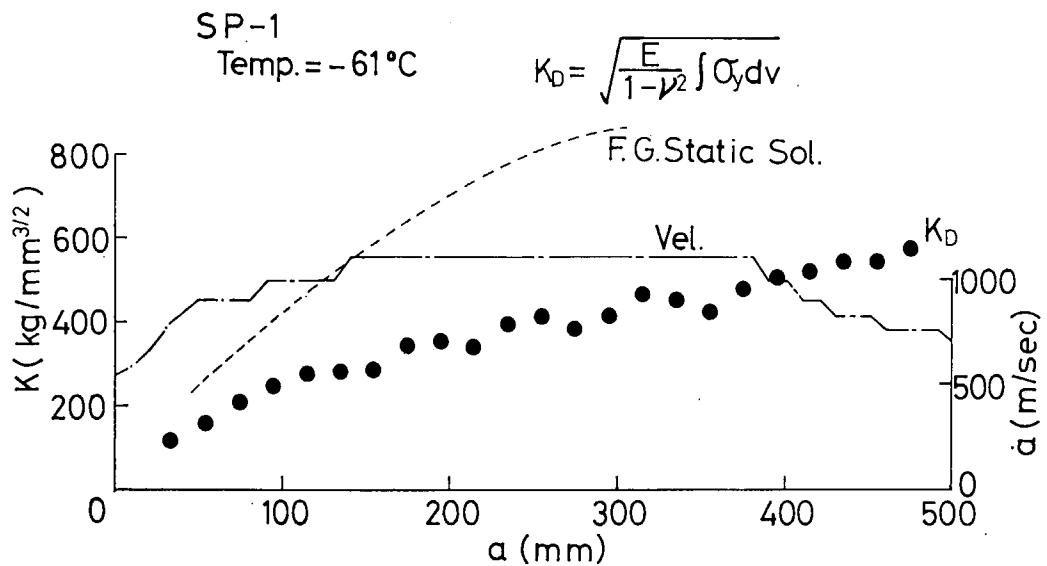


図 5.2.2.2.7 (a) 龜裂進展に伴う動的破壊靄性値 K_D と速度の変化

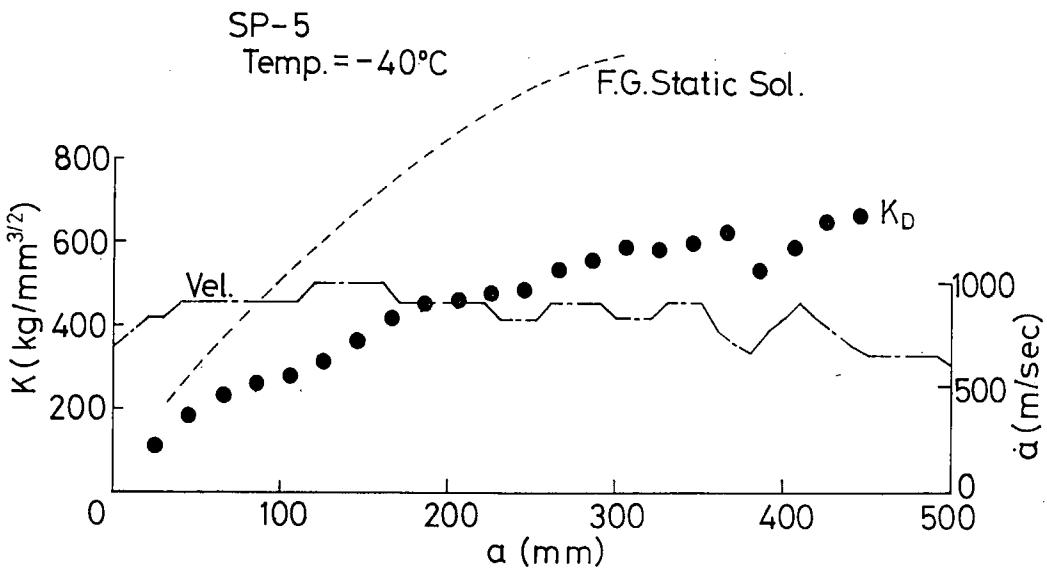


図 5.2.2.2.7 (b) 龜裂進展に伴う動的破壊靄性値 K_D と速度の変化

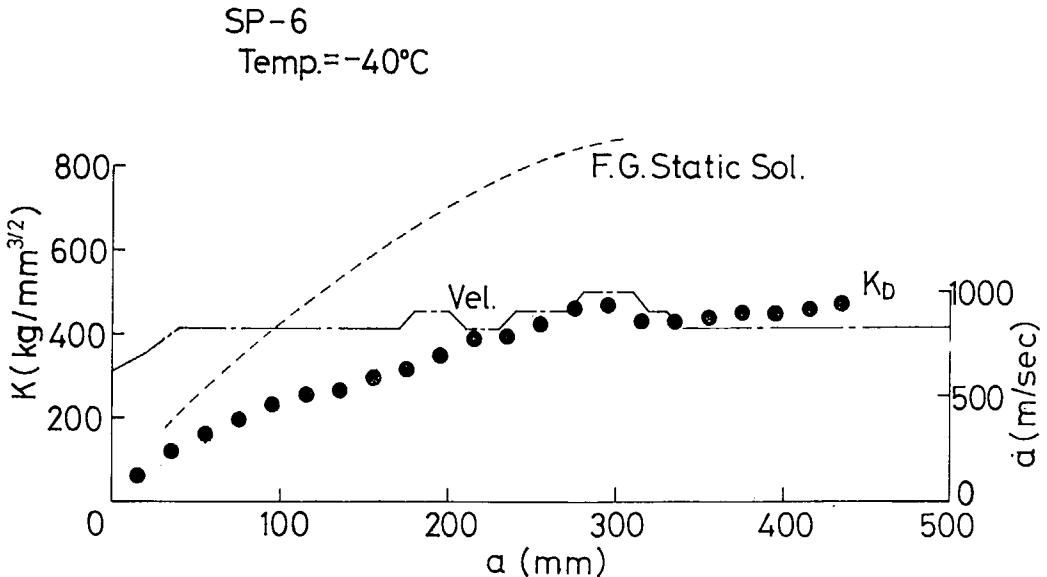


図 5.2.2.2.7 (c) 龜裂進展に伴う動的破壊靄性値 K_D と速度の変化

SP-7
Temp. = -42 °C

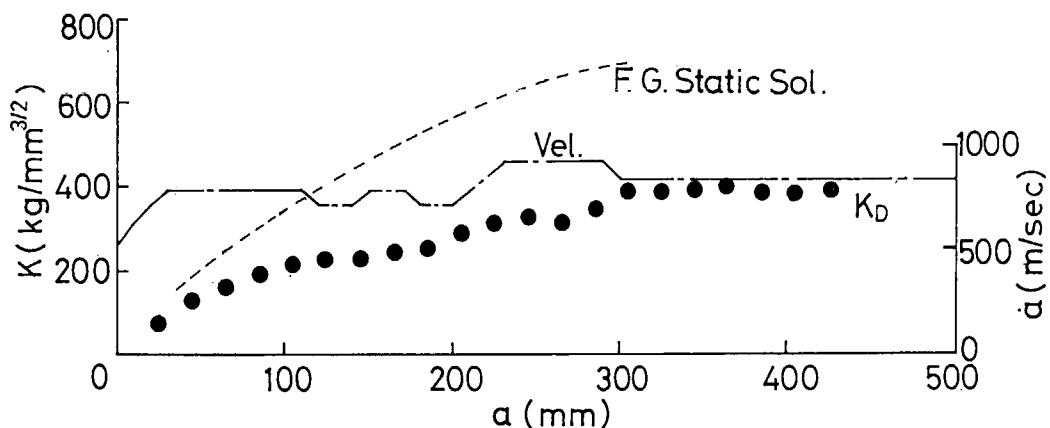


図 5.2.2.27 (d) 龟裂進展に伴う動的破壊靄性値 K_D と速度の変化

SP-8
Temp. = -40°C

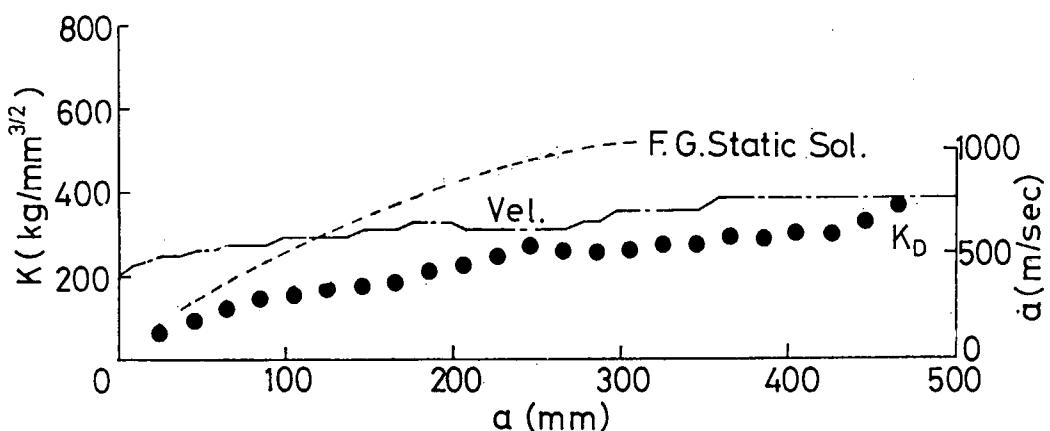


図 5.2.2.27 (e) 龟裂進展に伴う動的破壊靄性値 K_D と速度の変化

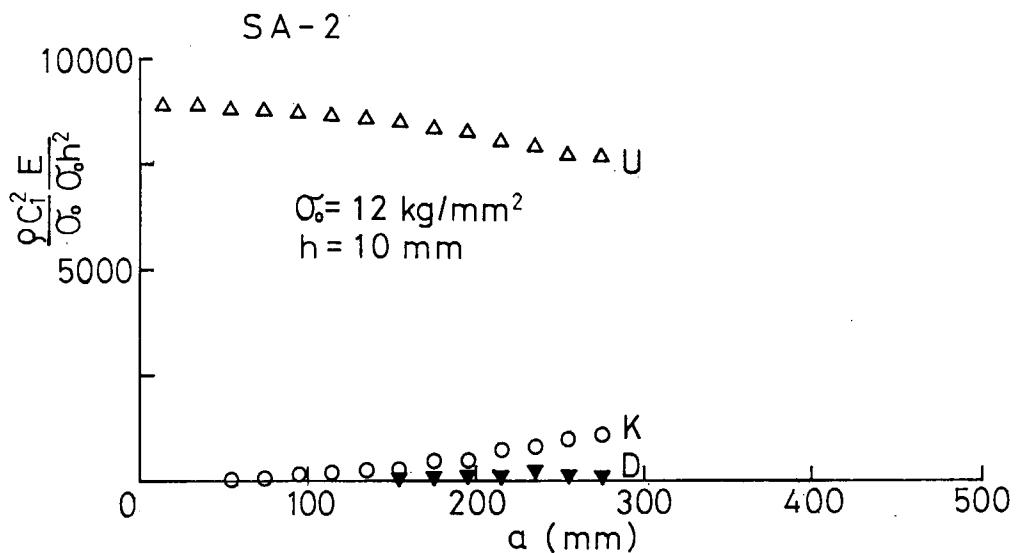


図 5.2.2.28 (a) 龟裂進展に伴うエネルギー変化

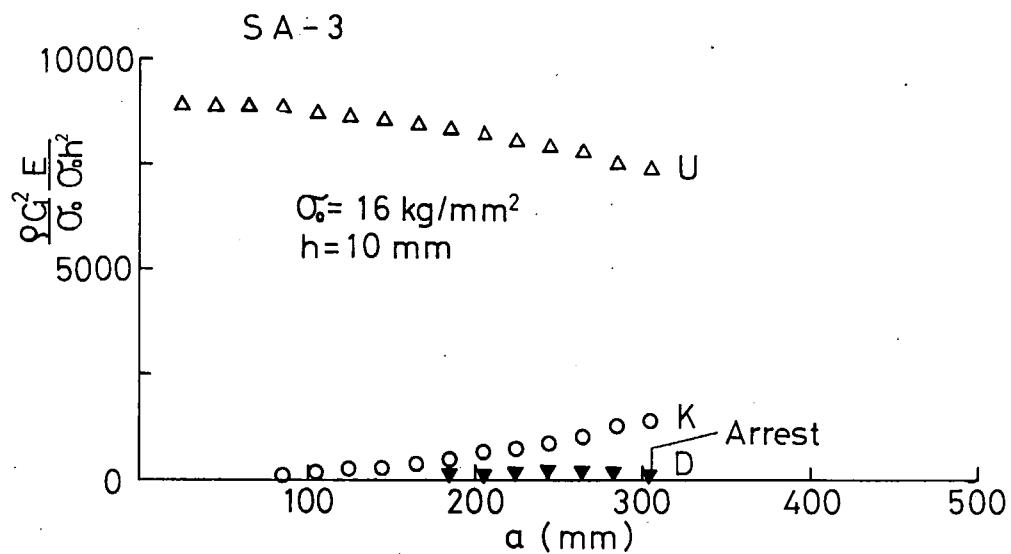


図 5.2.2.2.8 (b) 亀裂進展に伴うエネルギー変化

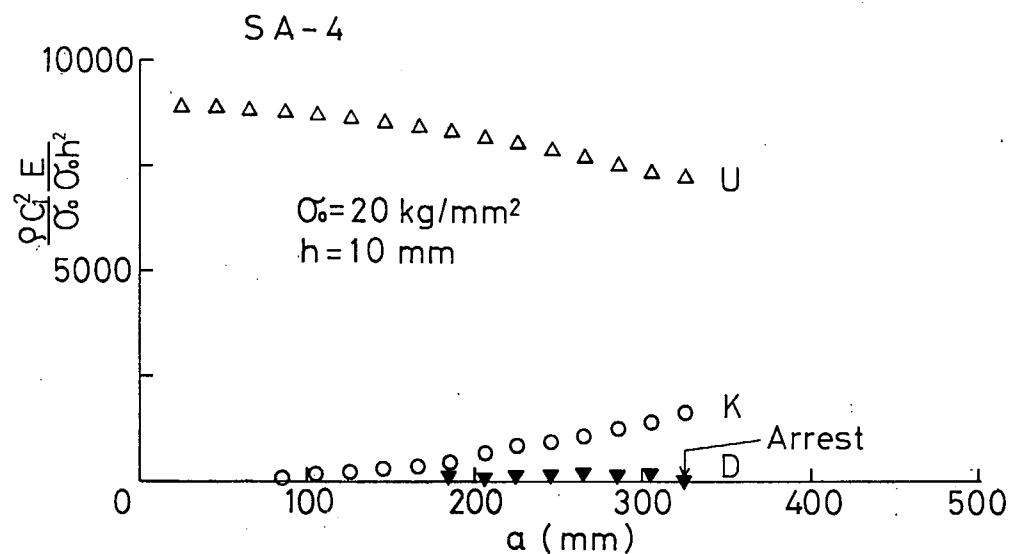


図 5.2.2.2.8 (c) 亀裂進展に伴うエネルギー変化

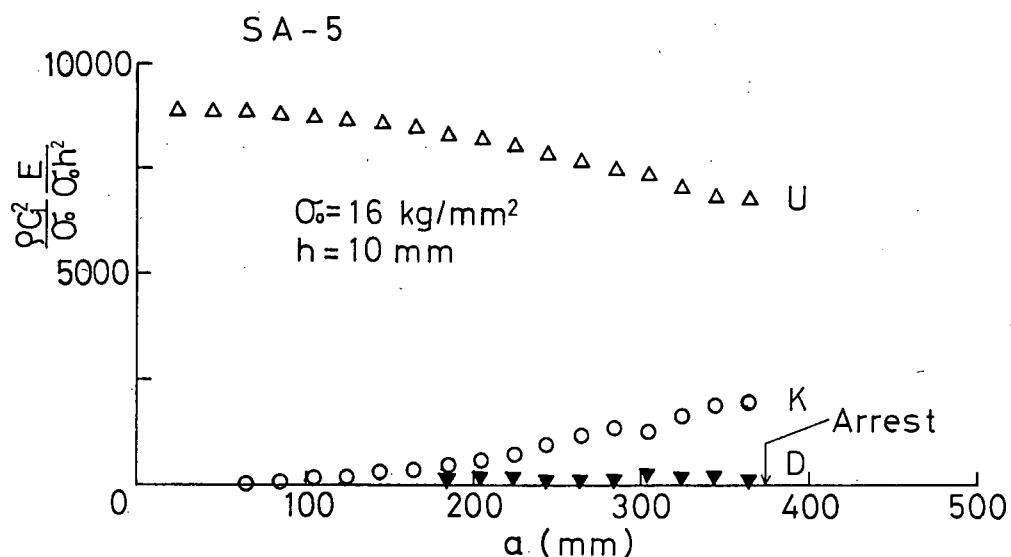


図 5.2.2.2.8 (d) 亀裂進展に伴うエネルギー変化

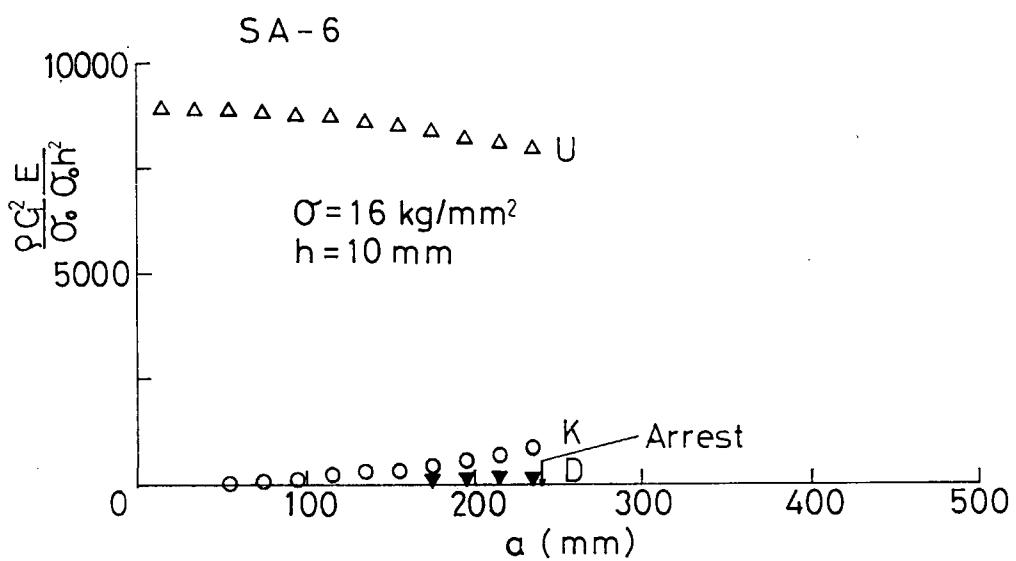


図 5.2.2.28 (e) 亀裂進展に伴うエネルギー変化

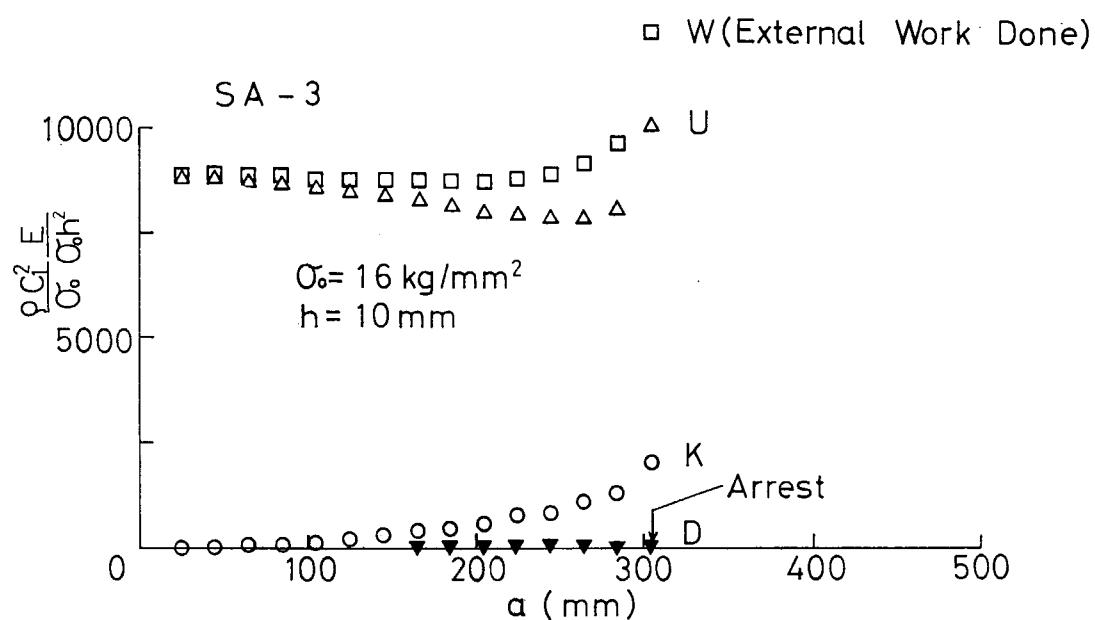


図 5.2.2.28 (f) 亀裂進展に伴うエネルギー変化

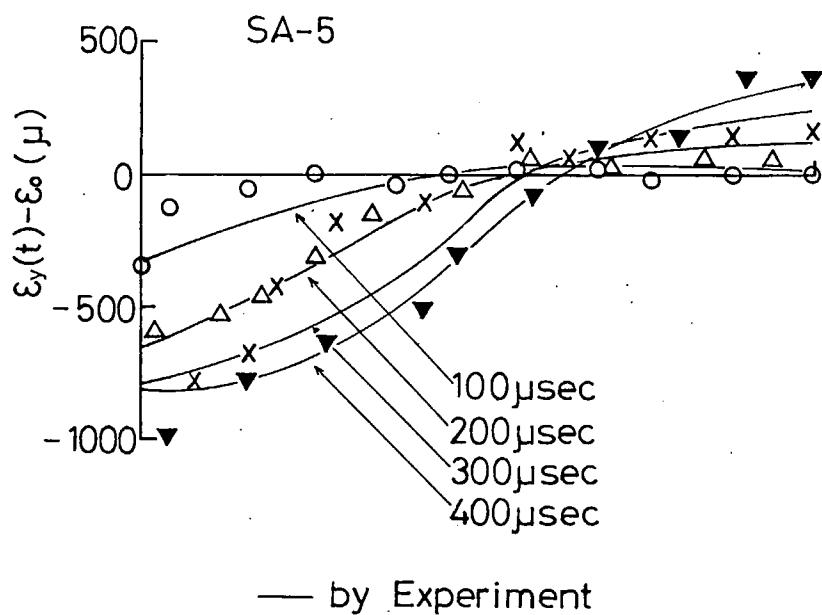


図 5.2.2.29(a) 歪分布の時間変化

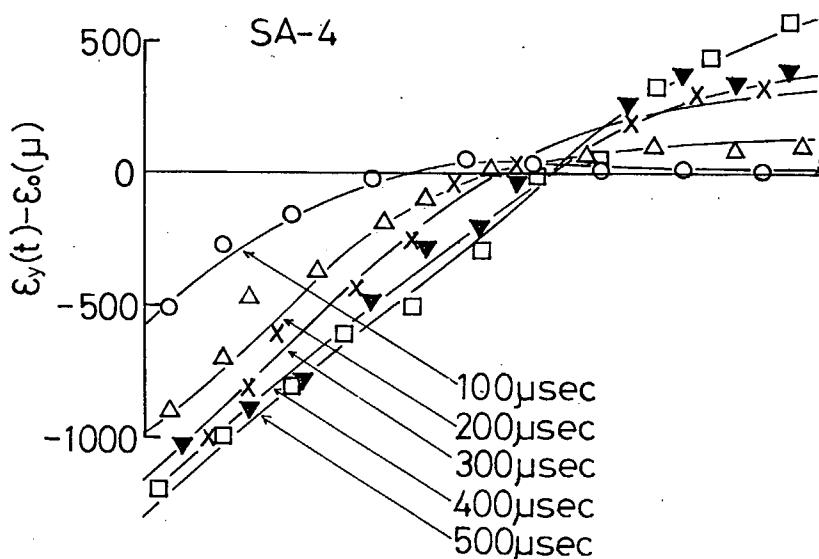


図 5.2.2.29(b) 歪分布の時間変化

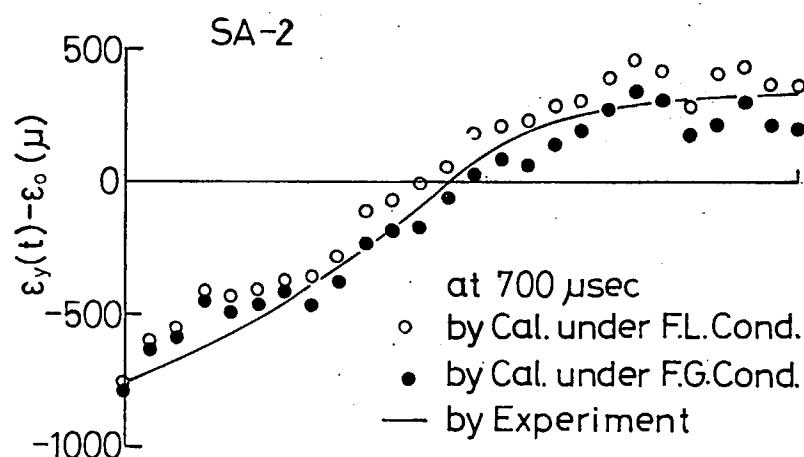


図 5.2.2.30 荷重条件の差による亀裂停止後の歪分布

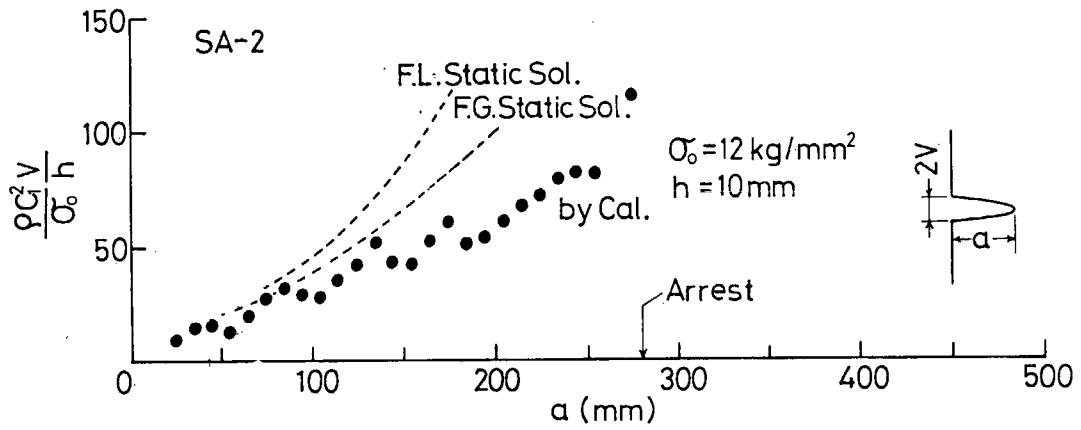


図 5.2.2.3.1(a) 龜裂開口量と亀裂長さとの関係

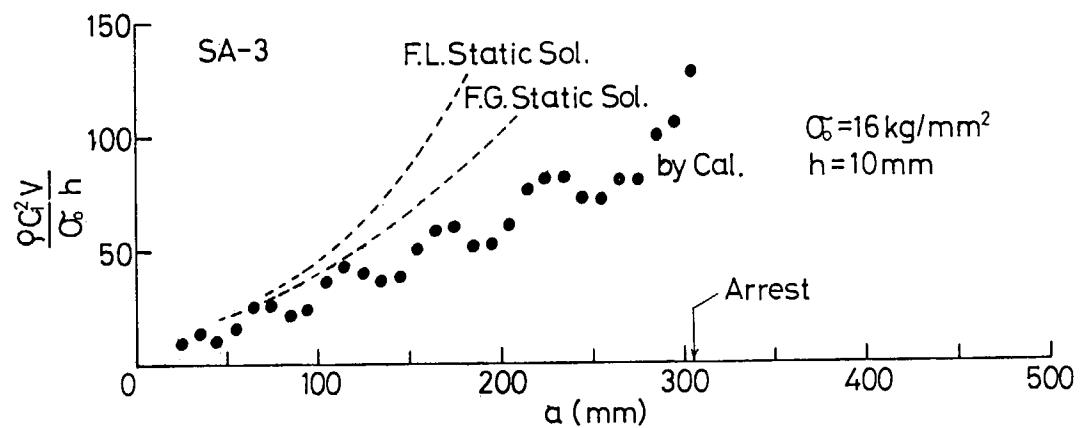


図 5.2.2.3.1(b) 龜裂開口量と亀裂長さとの関係

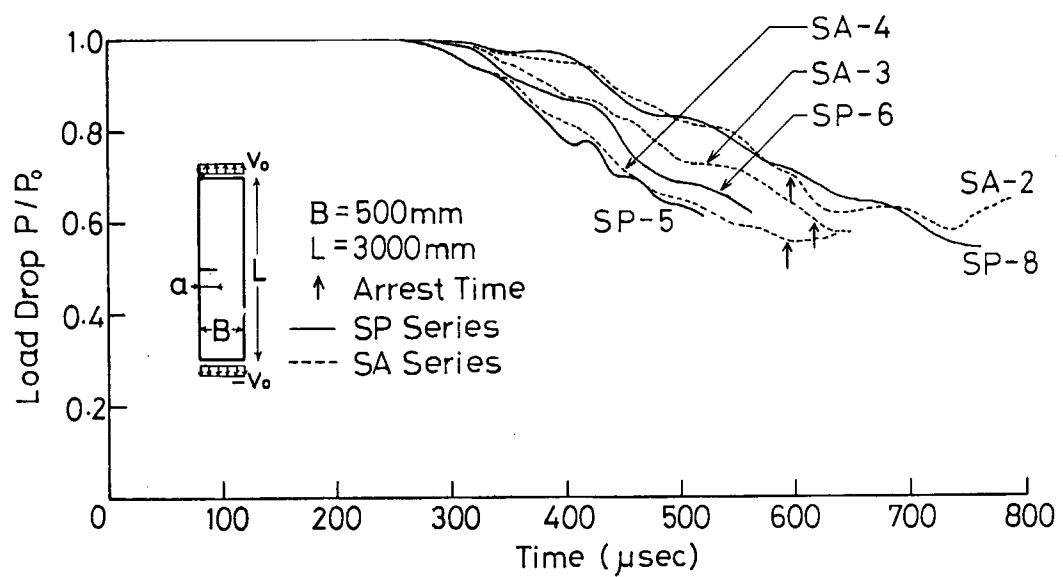


図 5.2.2.3.2 荷重落下の時間変化

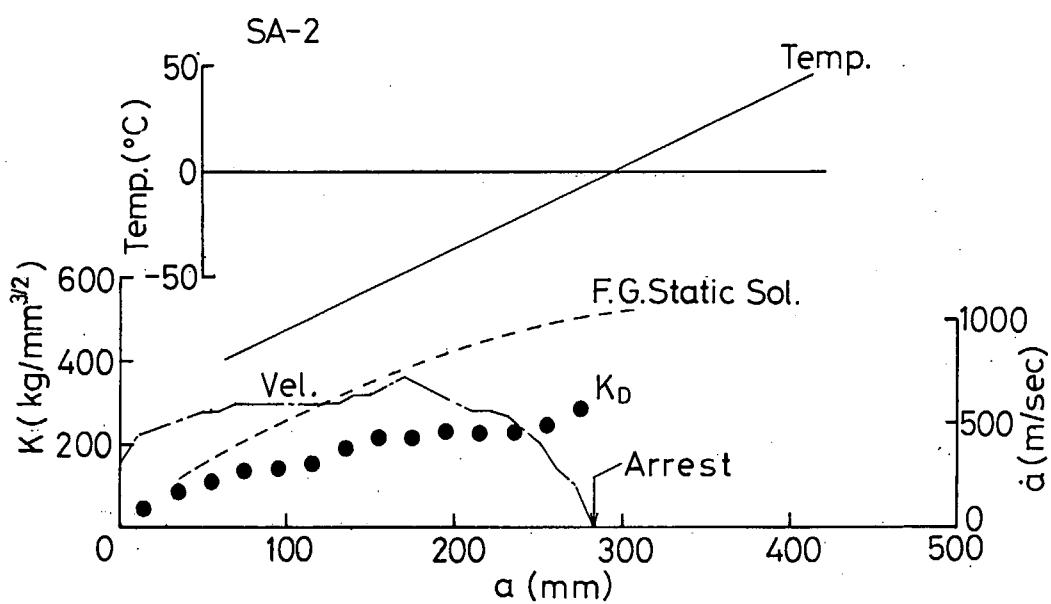


図 5.2.2.3.3 (a) 亀裂進展に伴う動的破壊靄性値 K_D と速度の変化及び温度分布

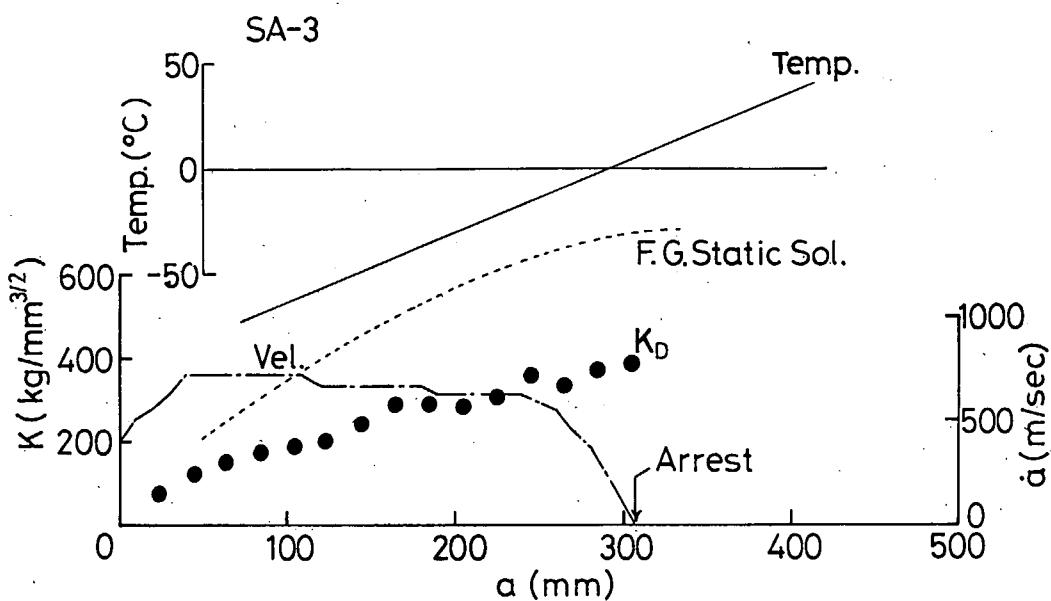


図 5.2.2.3.3 (b) 亀裂進展に伴う動的破壊靄性値 K_D と速度の変化及び温度分布

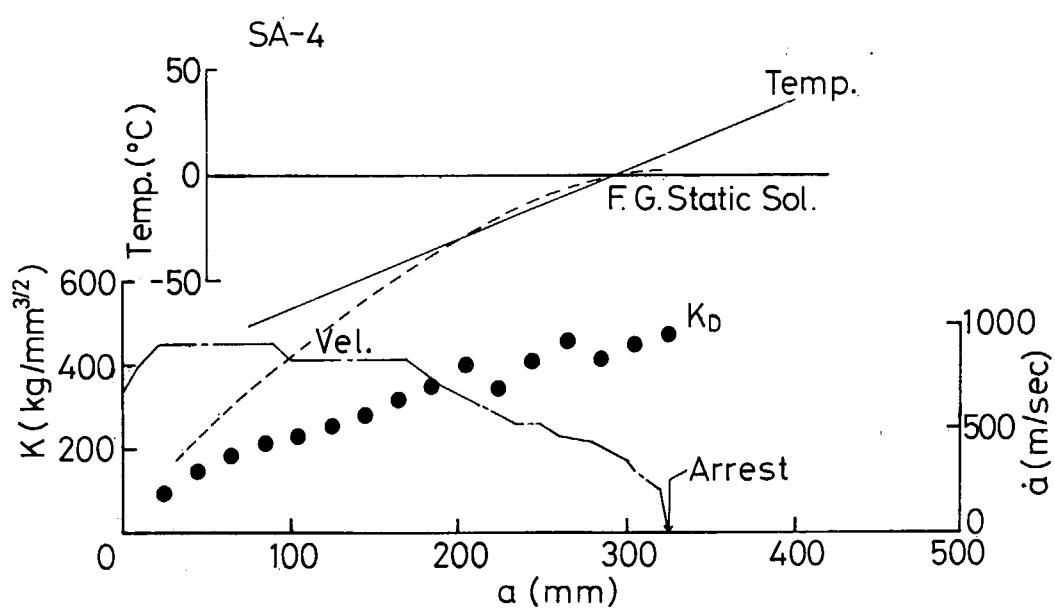


図 5. 2. 2. 33 (c) 亀裂進展に伴う動的破壊靱性値 K_D と速度の変化及び温度分布

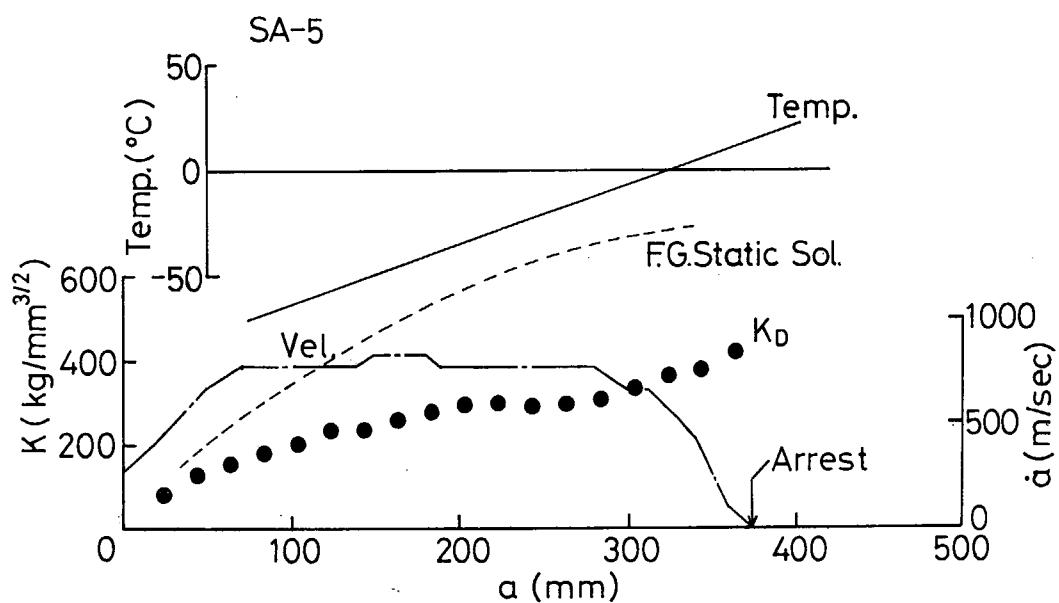


図 5. 2. 2. 33 (d) 亀裂進展に伴う動的破壊靱性値 K_D と速度の変化及び温度分布

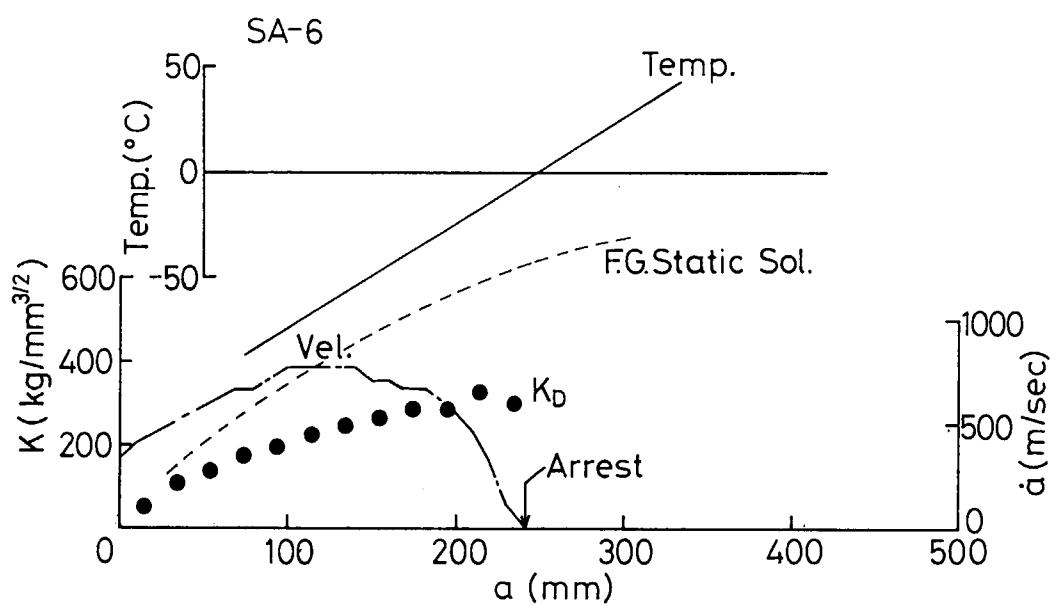


図 5.2.2.3.3 (e) 龜裂進展に伴う動的破壊革性値 K_D と速度の変化及び温度分布

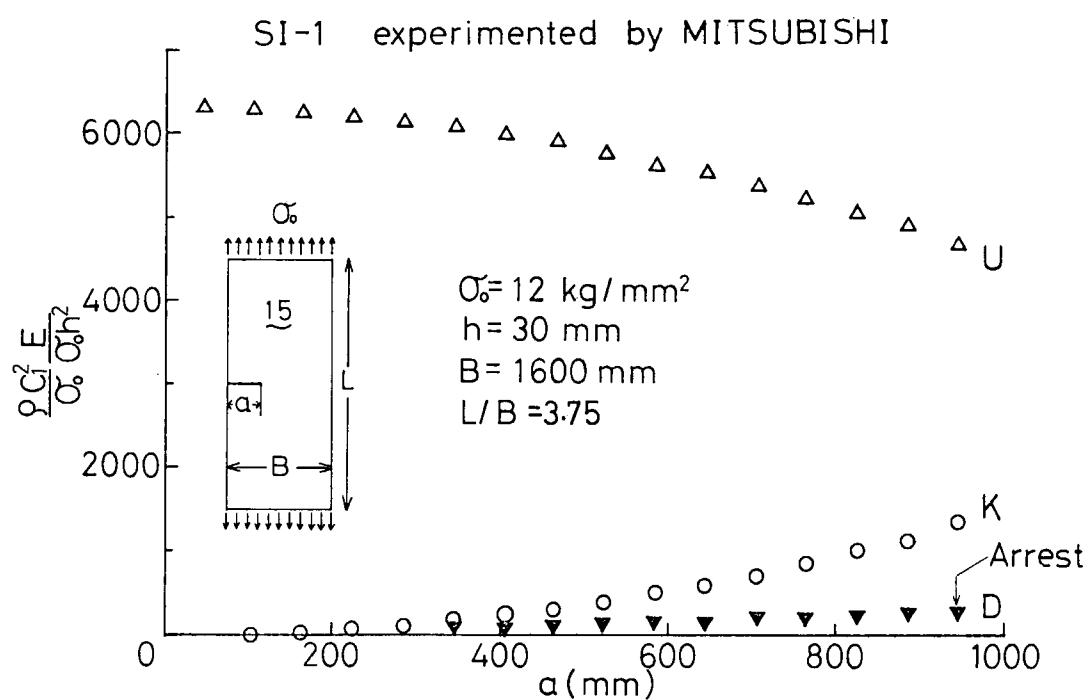


図 5.2.2.3.4 (a) 龜裂進展に伴うエネルギー変化

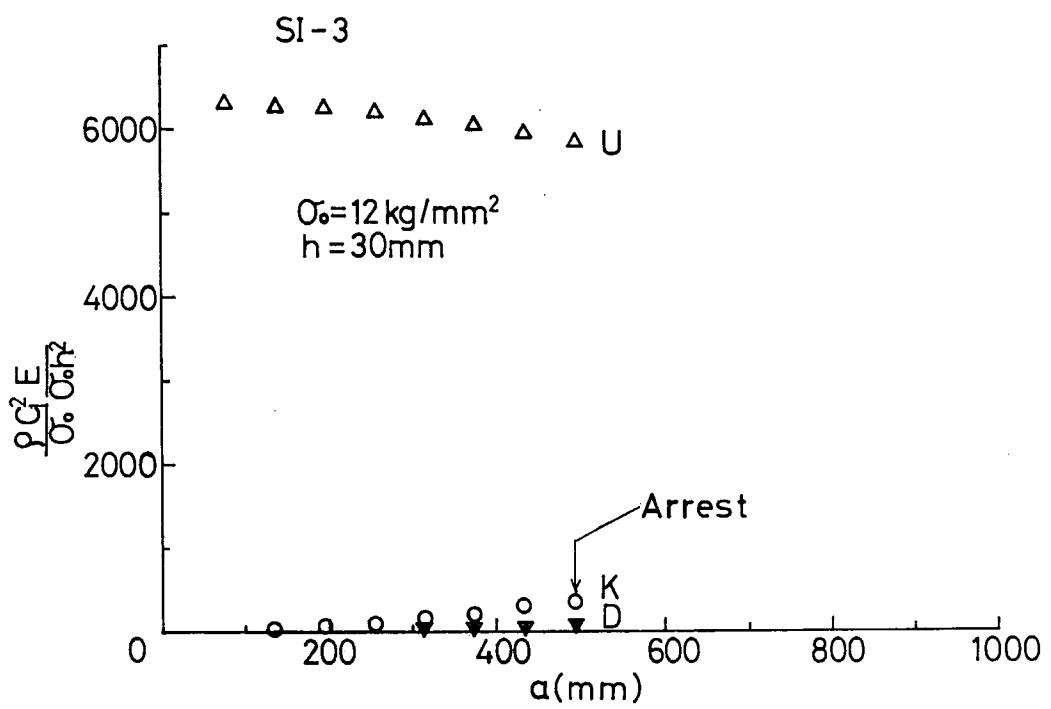


図 5. 2 2. 3 4 (b)

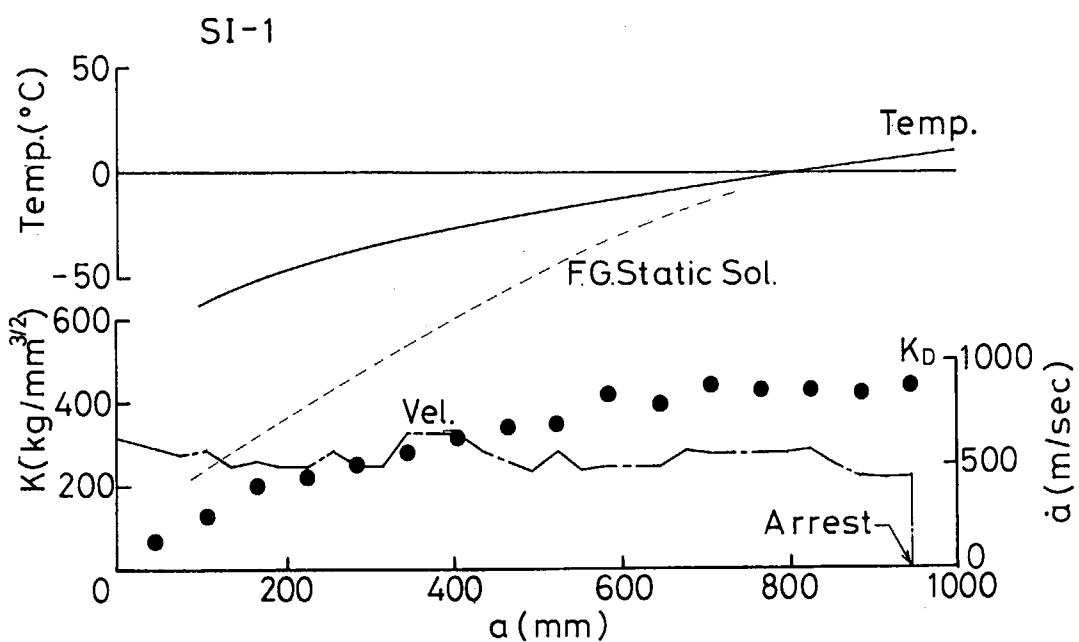


図 5. 2 2. 3 5 (a) 龜裂進展に伴う動的破壊靱性値 K_D と速度の変化及び温度分布

SI-3

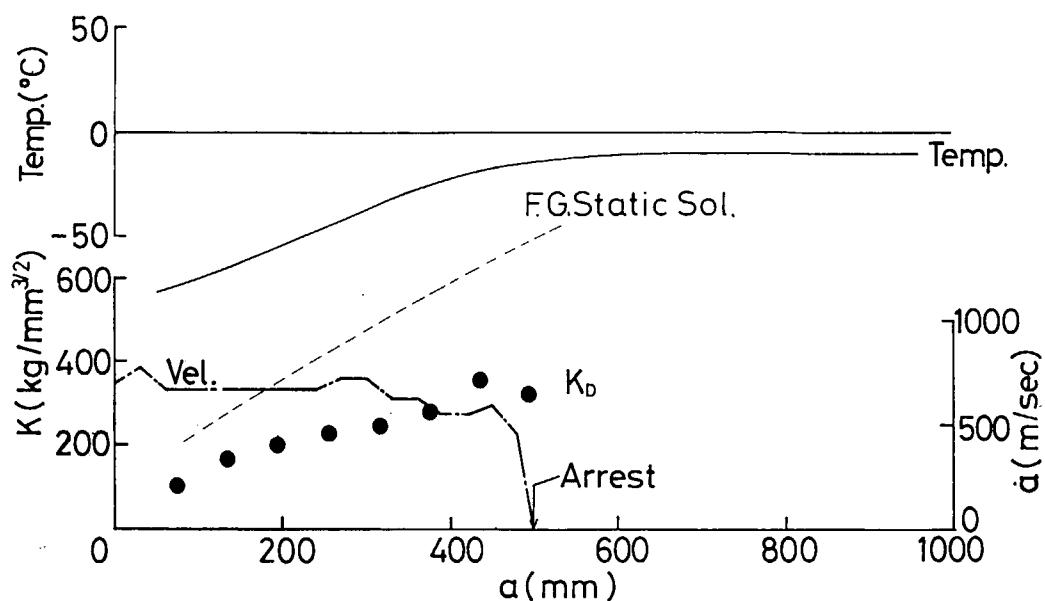


図 5.2.2.3.5 (b)

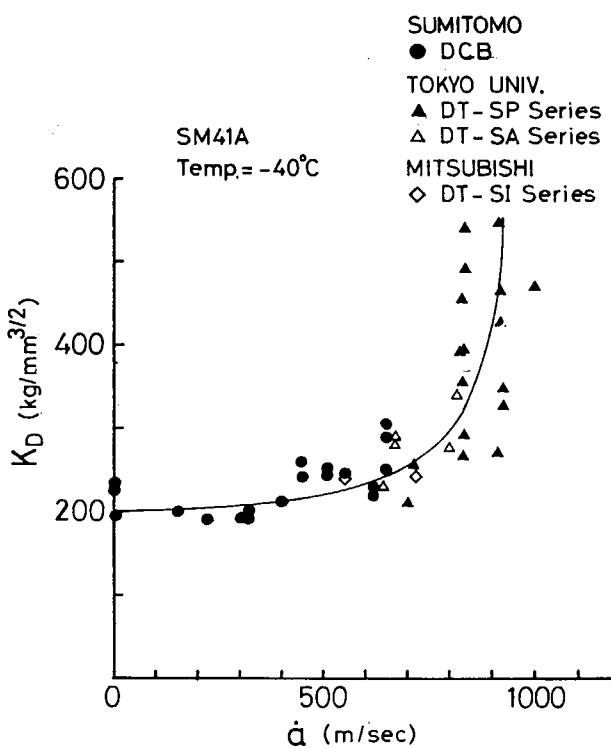


図 5.2.2.3.6 動的破壊革性値 K_D と亀裂速度の関係

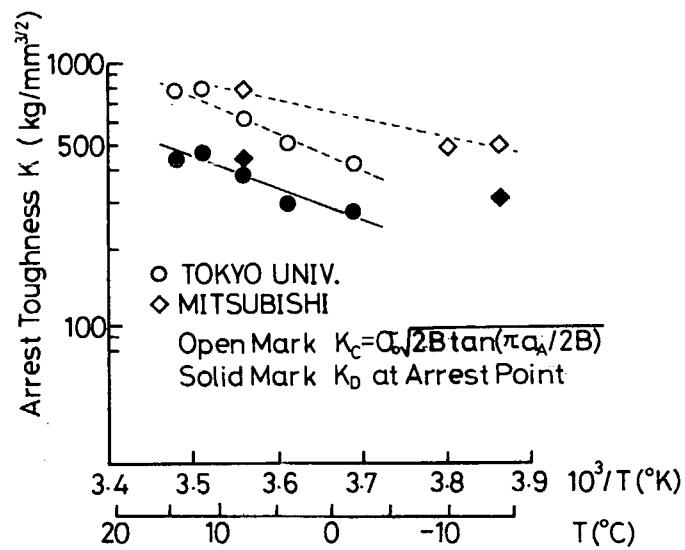


図 5.2.2.37 停止靱性と温度との関係

5.2.3 脆性亀裂伝播ならびに伝播停止現象に関する基礎検討(その3)

— PMMA 材による亀裂伝播挙動の検討 —

5.2.3.1 目的

脆性破壊のような高速亀裂伝播停止の挙動についての動力学的立場からの研究が、最近活発に行なわれているが、現象が非常に複雑で多くの困難さを伴うので、数値解析、実験解析ともまだ十分とはいえない。

ここでは、伝播・停止に関する謂ゆる“静的アプローチ”¹⁾と“動的アプローチ”²⁾の考え方を比較検討しながら、さきに行なった³⁾差分法による数値解析での静的な K_I 値 (K_I^S) と動的な K_I 値 (K_I^D) の相違を、DCB型試験片およびその変形というべき SEN型試験片につき、Shadow pattern 法 (caustic 法) を用いて、実験的に明らかにすることを目的とする。

5.2.3.2 試験内容

DCB型、SEN型とともに供試材は、PMMA (ポリメチルメタアクリレート) で、その機械的性質を、表 5.2.3.1 に示す。PMMA は本質的に粘弾性材料なので、歪速度依存性がある。なお、板厚の違いによる分子量の違い⁴⁾で、機械的性質には差がない。

試験装置模式図および概観を図 5.2.3.1 および写真 5.2.3.1 に示す。ここでは収束光線を用いている。高速度カメラは、最高 $1 \mu\text{s}/駒$ 駒動可能の回転反射鏡方式駒どり高速度カメラ Beckman-192 型 (80 駒) を用いた。写真 5.2.3.2 にこれを示す。Trigger は銀ペイント (Du Pont 4817 Conductive Silver Coating Material) またはレーザ光線を用いた。銀ペイントの場合は切断、レーザ光線の場合には亀裂進行前方にあて、おきフォトトランジスタで光線を受ける。亀裂が発生して光線がそれることにより Trigger が作動する。これにより Xe ランプが発光し、その光線が凹面鏡で反射後、試験体を通過し、スクリーン上面に像を結び、これを高速度カメラで撮影する。収束光線を使用する際、caustic の外径 μ が最大値をとる位置が存在する。本実験では像の鮮明度等から $\frac{Z_0}{A} = 0.25$ の位置にスクリーンを置いた。

本実験で用いた手法 “shadow pattern” 法は、Manogg⁵⁾によって開発され、Theocaris⁶⁾によって応用発展してきた。簡単にいえば図 5.2.3.2 に示すように、透過物体中の亀裂先端応力集中部は板厚を減じ、その部分に入ってきた光の屈折を変える働きをする。その結果、光の通過しない影の部分と、その輪郭をなす光の集中域 (caustic) を形成し、その像がスクリーン面上に投影されることになる。この方法は steel など非透過物質についても反射を利用して応用できる。 K_I 値と caustic の外径 μ との間には、図 5.2.3.3 に示すような関係式が存在する。実際に試験を行なう位置での K_I と μ との関係を写真 5.2.3.3、これから得られた較正曲線を図 5.2.3.4 に示す。 K_I が小さくなるにつれて、急に曲がるような傾向を示し、原点を通過するのであるが、最小自乗法の直線近似であるゆえ、原点を通過する式にはなってないが、実際に使用する領域は $K_I > 2 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ であり、問題はない。式 5.2.3.1 で各材料によって決まる値を代入した傾きの大きさと比較しても多少の違いがある。スリット巾を変えた center notch, side notch 等の試験片で行なった較正曲線も同様な傾向を示すので式 5.2.3.1 の実験理論式の補正が考慮されるべきかもしれない。本実験での K_I 値の算定は全て図 5.2.3.4 の較正曲線によった。

いずれの試験片でも、伝播中の shadow pattern は高速度カメラで駒間隔 $1.5 \sim 4.5 \mu\text{s}$ で連続的に撮影した。Trigger が作動し、Xe ランプが発光し写真撮影に必要な光量に達するまで約 $80 \mu\text{s}$ の動起時間を費す。したがって、亀裂発生の状態を撮影するにはそれなりの工夫が必要となる。本実験では伝播停止の挙動を把握することに主眼をおいた。

5.2.3.3 試験結果と考察

(1) DCB 試験

表 5.2.3.2 に試験結果の一覧表を示す。図 5.2.3.5 に示すように、試験片形状は $320 \times 130 \times 10 \text{ mm}^3$ で、初期亀裂長さは、 $a_0 = 65 \text{ mm}$ 、切欠先端半径は $\rho = 0.075 \sim 3.0 \text{ mm}$ の範囲、ピン間の（さび角度 $2\theta = 25^\circ$ 、はりのたわみ 2δ は自家製の cantilever 型 elip gage で荷重点間距離を測定した。亀裂進展の初期じん性値 K_{Iq} は切欠先端半径 ρ を変化させることにより、 $2278 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ まで得られた。 K_{Ic} は center notch の試験片数本から得られ、 $K_{Ic} = 5.23 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ である。動的亀裂伝播中の shadow patter の例を、写真 (5.2.3.4), (5.2.3.5) にそれぞれ直進および曲がったものの例を示す。DCB では多くの亀裂が直進せず曲った。なお、亀裂先端は caustic の中心よりも、やゝ亀裂側寄りにある。相応する時間間隔の亀裂長さはそれぞれの駒写真で測定することによって得られる。

時間と亀裂長さとの関係は、亀裂が直進したもの (図 5.2.3.6) 曲ったもの (図 5.2.3.7) でそれぞれ示す。いずれの場合も傾きが一定でないということは、定速度でないことを示している。 K_{Iq} と速度との関係は K_{Iq} が大きい程、弾性エネルギーが蓄えられるので、速度も高くなる。

図 5.2.3.8 に示すように亀裂長さに対する速度変化はかなり振動している。

Hahn や Shmnely⁷⁾ らによれば図 5.2.3.9 で示すように亀裂速度と停止長さの関係があり、それらは単に試験片形状に依存するものであり、材料韌性値には依存しないとする考え方がある。プロットした実験点の最大速度 (V_{max}) は、図 5.2.3.6 と図 5.2.3.7 の平均的最大傾きによった。直進しない場合も、実長のまゝプロットしてある。

図 5.2.3.10 は動的 K_I 値 (K_I^d)、静的 K_I 値 (K_I^s) および一次元バネ理論からの計算による動的 K_I 値をあわせ示したものである。 K_I^d は、shadow pattern から直接わかり K_I^s は実測した荷重点変位 2δ から、Kanninen⁸⁾ の定変位条件の式から導入した。計算による動的 K_I は速度を入力し、まず図 5.2.3.11 のよな動的なエネルギーの釣合い式 $D = W - U - K$ から散逸エネルギーを求め、散逸エネルギーの傾きから G 値を求め、これを K_I 値に換算したものである。図 5.2.3.10 によれば速度が大きくなれば、運動エネルギーの影響が次第に大きくなり、 K_I^d と K_I^s との差が大きくなっているようである。傾向として、最初 K_I^d が K_I^s よりも低目の値をとり、最終的には静的アレスト値 K_{Ia}^s のまわりを振動するようなかたちで止まるようである。いずれの場合も K_{Ic} よりも低い値で停止している。図 5.2.3.12 は亀裂が曲ったもので、静的に考えると K_I と K_{II} の 2 つのモードが組合さったものと考えることができるが、動的な場合には caustic の形状⁹⁾からして、亀裂の進行方向に常に直角方向の力、即ち K_I モードのみしか作用していないとみなせるので、直進した場合と同様 K_I のみで整理したものである。これによると亀裂が曲がりはじめて以後、 K_I^d がほぼ一定値をとる。図 5.2.3.13 は亀裂停止後の K_I^d の時間的変化をみたものである。応力波の影響がミリセント単位の時間続いた後、一定値に收れんしている。その間、 K_I は約 $0.8 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ を最高巾として振動した。

図 5.2.3.14 は、試験片全部についての K_I^d と V との関係を示している。 K_{Ic} よりも低い K_{Im} が存在する。Kalthoff¹⁰⁾ らが araldite ($321 \times 127 \times 10 \text{ mm}^3$) を用いて行なった DCB 試験では、亀裂は定速で進行し K_I 値に関しては亀裂伝播前半では、 $K_I^s > K_I^d$ で後半は $K_I^s < K_I^d$ という大小関係になっており、Hahn らのエネルギー的考え方と基本的に一致をみせている。そして、速度に依存しない動的アレスト値 K_{Ia}^d という値が存在し、この値は材料韌性値 K_{Ic} と静的アレスト値 K_{Ia}^s の中間値をとるとしている。本実験でも、 K_I^s と K_I^d との大小関係に彼らの指摘するような傾向はあるが、エネルギー的な考え方を明確にはいえない。Kalthoff らの実験では伝播速度がほぼ一定であったが、本実験ではかなり振動している。この傾向は、

Kobayashi¹¹⁾ も指摘している。果してこれが測定誤差によるものか、本質的に材料の不均質性や自由境界面で反射した応力波の影響によるものかという点に関して Van, Elst¹²⁾ らが用いた流しカメラ (streaking camera) による予備実験で本質的に、速度は振動しているという見方を強めている。

(2) SEN 試験

表 5.2.3.3 に試験結果を示す。図 5.2.3.15 に示すように試験片は $270 \times 360 \times 10$ (または 5) mm³ で、初期亀裂長さは $a_0 = 70$ mm, 切欠先端半径 $\rho = 0.5 \sim 2.5$ mm 变化させた。亀裂は全てほぼ直進している。高速度カメラによる撮影例を写真 5.2.3.6 に示す。図 5.2.3.16 には時間と亀裂長さの関係を示す。DCB とは違い、巨視的には一定速度で進展しているが、速度を亀裂長さに対し、プロットしてみると図 5.2.3.17 のようになり、DCB ほどではないにしても振動している。振動の割合が DCB とくらべて少なくなっているという事実は速度振動が、自由境界面で反射した応力波の影響と考えられる一つの示唆である。図 5.2.3.18 は、最大平均速度と停止長さをそれぞれ無次元化した座標のプロットであり、非常にきれいに直線上にのる。図 5.2.3.19～21 は K_I^S と K_I^d を亀裂長さを横軸に、速度をパラメータとして比較したものである。 K_I^S は、定歪三角要素を用いた FEM 解析によって、静的に亀裂を定変位条件で進めていった場合の歪エネルギーの差から G を出し、これを換算して求めた。図 5.2.3.19 は Kalthoff¹⁰⁾ が DCB 試験で出した関係とよく似たものであり、エネルギー論的に説明できるものである。しかし、図 5.2.3.20 は自由境界直前で停止する影響が入ったものとみられる。図 5.2.3.19 と 20 のグラフの K_I^d を比較してみると、ほぼ一定の値をとる場合と少しずつさがる傾向の場合とに区別できる。図 5.2.3.21 は次第に減少しつつ、最終的に破断した場合である。図 5.2.3.22 は K_I^d のアレスト値 K_{Ia}^d が、速度に依存せず一定値をとるという結果を示している。

図 5.2.3.23 は試験片全部についての K_I^d と V との関係を示すものである。DCB と同様、 K_{Ic} よりも低い値 K_{Im} が存在する。図 5.2.3.24 に各種試験片について得られた K ～ V 曲線をあわせ示した。速度が振動するのか否かによって、K ～ V 曲線を材料固有の靭性曲線とすることができるか否か、議論のあるところだが、1 つの幅 (バンド) を持たせる形で、特性曲線を規定できそうである。

5.2.3.4 まとめ

shadow pattern (caustic) 法を用いた動的実験解析で、以下のことが判明した。

- 1) DCB は SEN と比較して、速度振動が著しいため、 K_I^d と K_I^S の大小関係を比較するとき、両者の間ではその傾向に明瞭な違いがある。(図 5.2.3.8 と図 5.2.3.17 比較)
- 2) まず、DCB は伝播過程では K_I^d は K_I^S より幾分低目の値をとりながら、アレスト直前で $K_I^d > K_I^S$ となるか K_I^d は K_I^S のまわりを振動する傾向を示す。これは、araldite による同様な実験結果 (araldite の場合、速度一定) と違い、エネルギー的には説明できない。(図 5.2.3.10)
- 3) その点ほど速度一定の SEN では前半 $K_I^d < K_I^S$ の関係があり、後半 $K_I^d > K_I^S$ の関係となる場合が多く、この結果はエネルギー的に解釈できる。即ち、前半蓄えられたエネルギーが、後半消費されるかたちで、亀裂はアレストする。(図 5.2.3.19)
- 4) DCB で、亀裂は曲がりはじめてからほど等しい K_I^d 値をとる。(図 5.2.3.12)
- 5) DCB で、アレスト後応力波の影響がミリセンド単位で続く。(図 5.2.3.13)
- 6) SEN で、亀裂平均速度とアレスト長さの間には直線関係がある。(図 5.2.3.18)
- 7) SEN で、速度に依存しない動的アレスト定数 K_{Im}^d が存在する。(図 5.2.3.22)

8) DCB, SEN いずれの $K \sim U$ 関係でも K_{IC} よりも低い K_{IM} が存在する。また、幅(バンド)を持たせる形で、材料固有の特性曲線としての、靱性曲線が規定できそうである。(図 5.2.3.14, 図 5.2.3.23, 図 5.2.3.24)

[参考文献]

- 1) Crosley, P.B. & Ripling, E.J. Proceedings of the Second International Conference on Pressure Vessel Technology, San Antonio Texas, ASME, October 1973, pp 995~1005
- 2) Hahn, G.T., et al, Second Annual Progress Report Battelle Columbus Laboratories 1976
- 3) Kanazawa, T., et al, "Dynamic Aspects of Fast Fracture & Crack Arrest" to be published in the Pro. of International Conference on Fracture Mechanics & Technology, Hong Kong, 1977
- 4) Döll, W., Eng. Fracture Mechanics, 1973 vol 5, pp 259~268
- 5) Manogg, P., "Anwendungen der Schattenoptik zur Untersuchung des Zerreißvorgangs von Platten" Dissertation Albert-Ludwigs-Universität Freiburg/Br. 1964
- 6) Theocaris, P. S., International Journal of Fracture Mechanics, vol 8, №1, March 1972 pp 37~47
- 7) Shmueli, M., "Analysis of Fast Fracture & Crack Arrest by Finite Differences", 1976 March
- 8) Kanninen, M. F., Internathonal Journal of Fracture Mechanics, vol 9, №9, March 1973, pp 83~92
- 9) Theocaris P.S., Journal of Applied Mechanics, Transactions of tha ASME June 1970 pp 409~415
- 10) Kalthoff, J. F., Beinert, J. & Winkler, S., "Symposium on Fast Fracture & Crack Arrest" ASTM Comittee E-24 on Fracture Testing of Materials, Chicago, Illinois, June 28~30, 1976
- 11) Kobayashi, A.S.; Wade, B.G. & Bradley, W. B., "Fracture Dynamics of Homalite-100", Deformation & Fracture of High Polymers, Plenum Press, New York 1973, pp 487~500
- 12) Elst, H.C. van, Trans. AIME 230 460 (1964)

表 5.2.8.1 PMMA Mechanical Properties

| Instron Cross Head Speed (mm/s) | Strain Speed $\dot{\varepsilon}$ (1/s) | Poisson's Ratio ν | Young's Modulus E (kg/mm ²) | Ultimate Strength σ_u (kg/mm ²) |
|---------------------------------|---|--------------------------|--|---|
| A) 0.5 | 4.50×10^{-5} | 0.354 | 322 | 5.20 |
| B) 500 | 2.28×10^{-2} | 0.333 | 360 | |

| Density ρ (g/cm ³) |
|-------------------------------------|
| 1.19 |
| Molecular Weight (M _w) |

| Bar Wave Speed C_0 (m/s) | Dilatational Wave Speed C_1 (m/s) | Distorsional Wave Speed C_2 (m/s) |
|-------------------------------|--|--|
| A) 1628 | 2032 | 990 |
| B) 1722 | 2153 | 1050 |

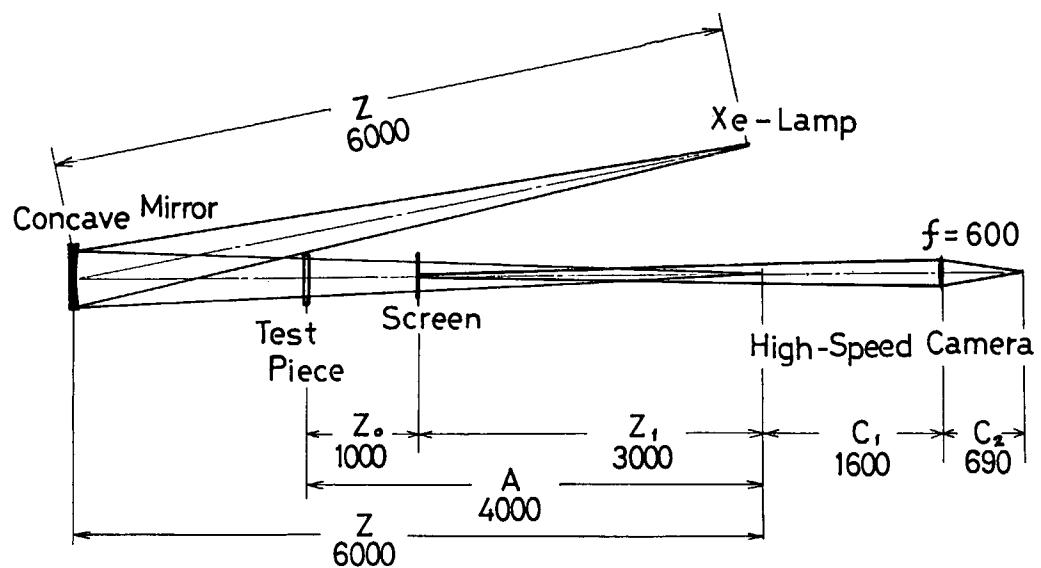


図 5.2.3.1 EXPERIMENTAL ARRANGEMENT (mm)

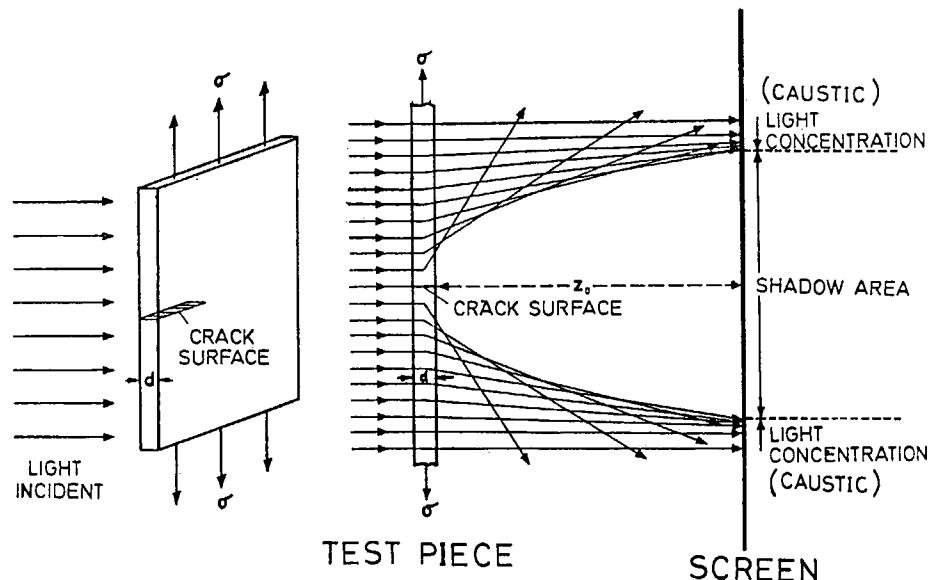
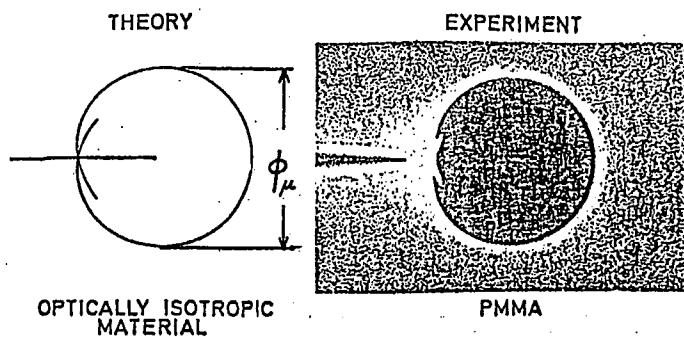


図 5.2.3.2 METHOD OF SHADOW PATTERN AFTER MANOOGG



$$K_I = \frac{2\sqrt{2}\pi}{3 \cdot f_\lambda^{5/2} \cdot c \cdot d \cdot z_0 \cdot \mu^{3/2}} \cdot \phi_{\mu}^{5/2}$$

K_I = stress intensity factor

ϕ_{μ} = diameter of shadow pattern (caustic)

f_λ = numerical factor

c = optical constant

d = thickness of plate

z_0 = distance of screen

μ = geometrical factor

図 5.2.3.3

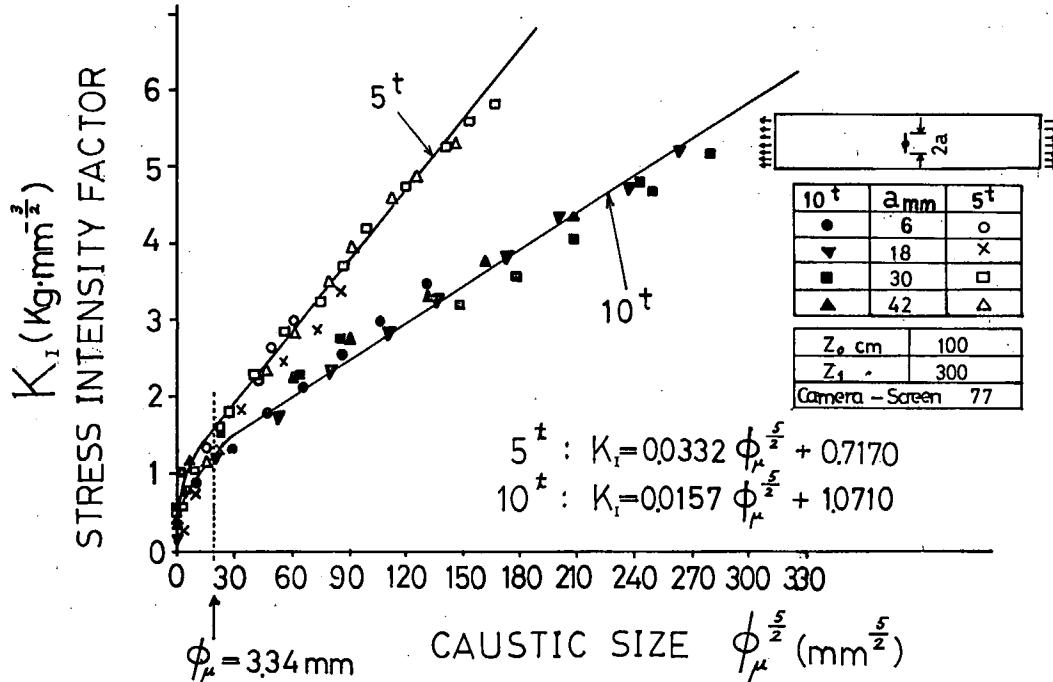


図 5.2.3.4

表 5.2.3.2

DCB test specimens

(2θ=25°, plate thickness d=10 mm)

| NO (*=arrest) | δ (mm) | $2\delta c$ (mm) | Pf (kg) | $(2\delta c/Pf) \times 10^3$ (mm/kg) | K_{iq} (kg/mm $^{3/2}$) | Vm (m/s) | t (μs) |
|------------------|------------------|---------------------|------------|---|-------------------------------|-------------|-----------|
| 8* | 2.25 | 1.54 | 257 | 5.99 | 10.83 | 220 | 44.7 |
| 9 | 3.0 | 2.91 | 320 | 9.09 | 20.46 | 214 | 44.4 |
| 10 | 2.5 | 2.84 | 397 | 7.16 | 19.96 | 306 | 45.6 |
| 11 | 2.0 | 3.24 | 456 | 7.11 | 22.78 | 300 | 44.1 |
| 12 | 1.5 | 2.57 | 428 | 6.00 | 18.06 | 250 | 45.6 |
| 13* | 1.0 | 2.79 | 401 | 6.95 | 19.68 | 320 | 40.2 |
| 14* | 1.4 | 1.05 | 167 | 6.29 | 7.38 | 180 | 40.0 |
| 15* | 1.2 | 1.22 | 176 | 6.94 | 8.58 | 200 | 37.5 |
| 16* | 0.8 | 0.80 | 138 | 5.82 | 5.76 | 163 | 40.5 |
| 17* | 1.0 | 2.38 | 316 | 7.54 | 16.73 | 425 | 42.1 |
| 18* | 1.0 | 1.02 | 131 | 7.80 | 7.17 | 140 | 38.9 |
| 19* | 1.2 | 1.54 | 237 | 6.50 | 10.83 | 230 | 40.1 |
| 20* | 0.9 | 0.90 | 167 | 5.39 | 6.33 | — | 34.4 |
| 21* | 0.8 | 0.76 | 140 | 5.44 | 5.34 | 165 | 39.3 |
| 22* | 0.7 | 1.78 | 239 | 7.45 | 12.51 | 200 | 40.8 |
| 23* | 0.075 | 0.53 | 108 | 4.90 | 3.73 | — | 41.7 |
| 24* | 1.5 | 1.93 | 304 | 6.34 | 13.57 | 215 | 40.1 |
| 25* | 1.2 | 1.14 | 158 | 7.22 | 8.01 | 173 | 35.0 |

 δ ----- notch root $2\delta c$ ----- clip gage displacement at fracture

Pf ----- fracture load

 $2\delta c/Pf$ ----- compliance K_{iq} ----- initial K_i

Vm ----- mean velocity

t ----- time interval of high speed camera

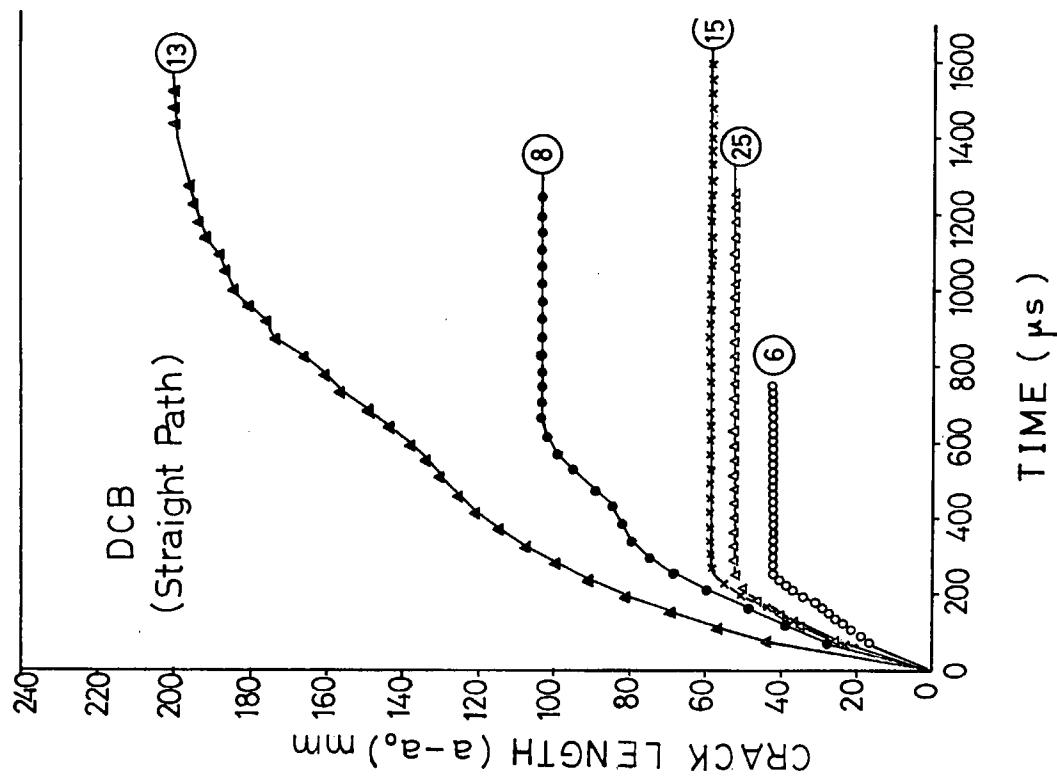


FIG. 5, 2, 3, 6

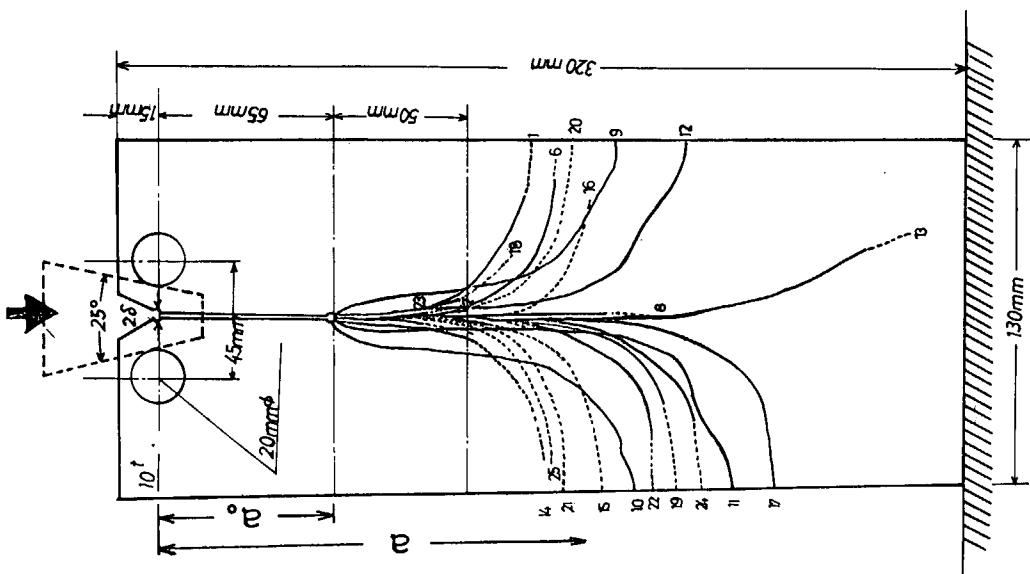


FIG. 5, 2, 3, 5 WEDGE-LOADED DCB SPECIMEN AND CRACK PATHS

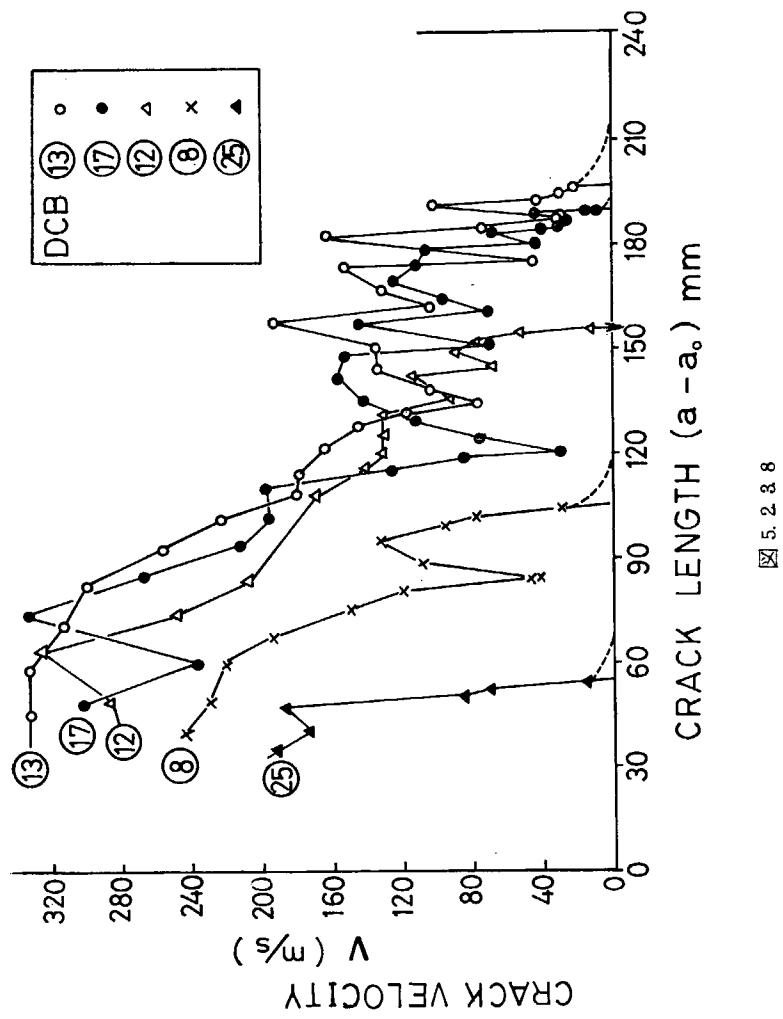


図 5.2.3.8

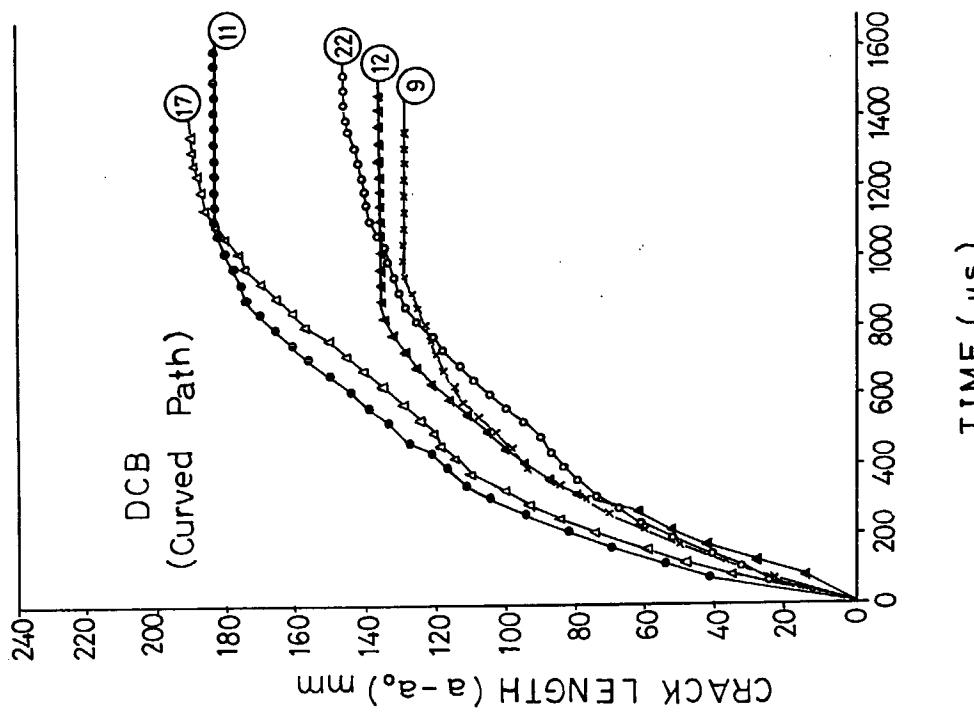
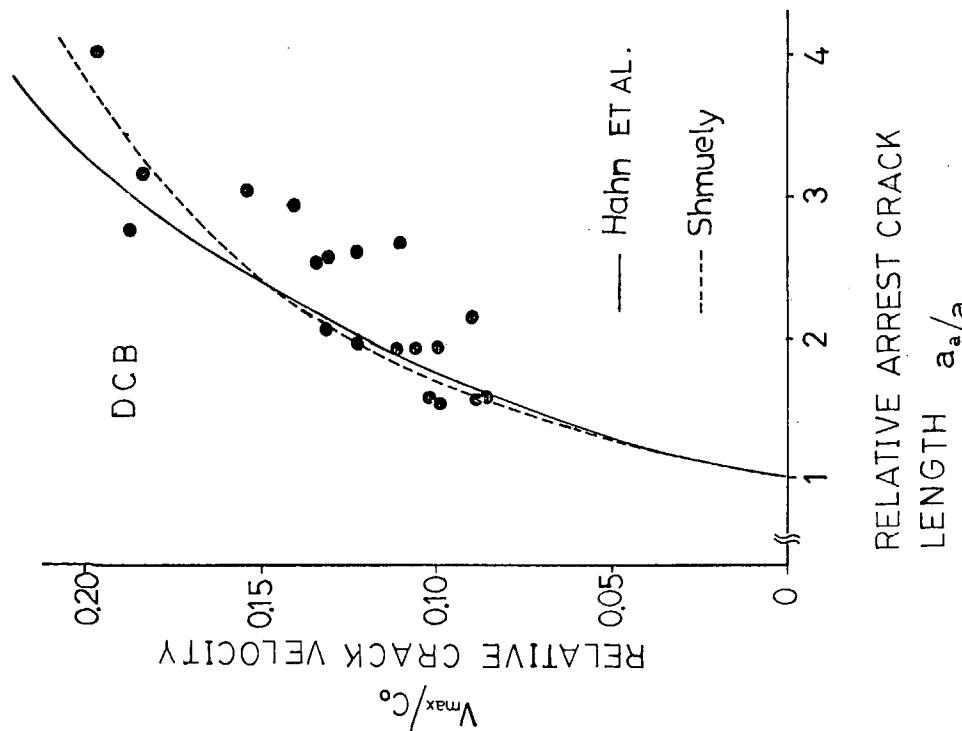
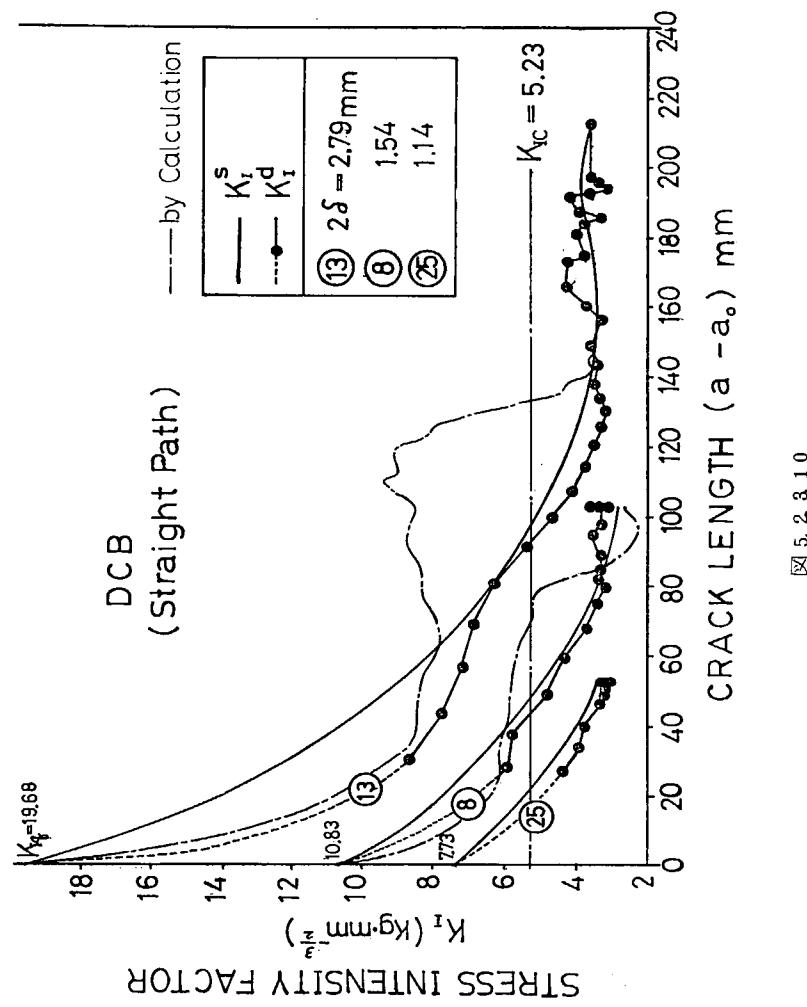


図 5.2.3.7



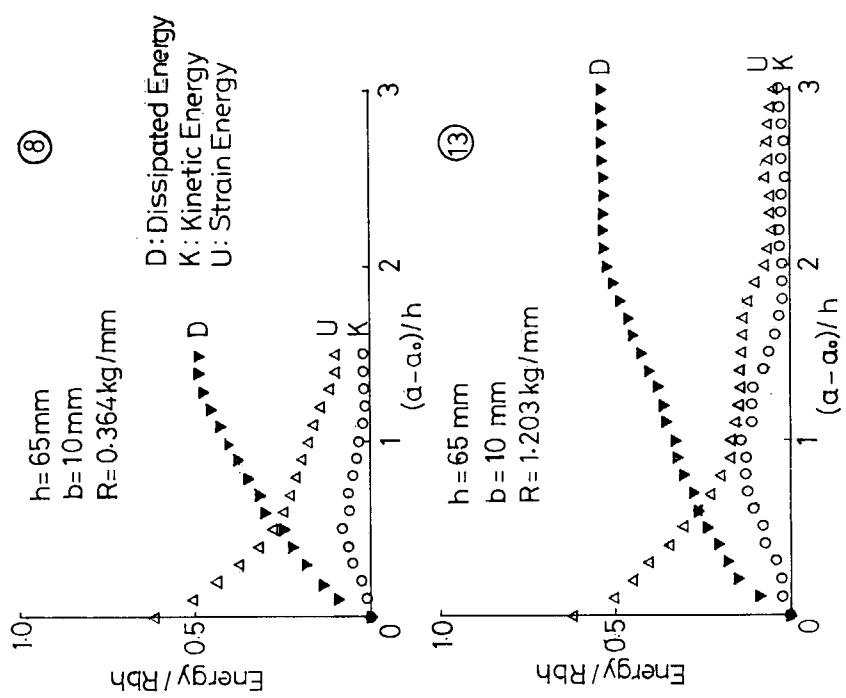


图 5.2.3.11

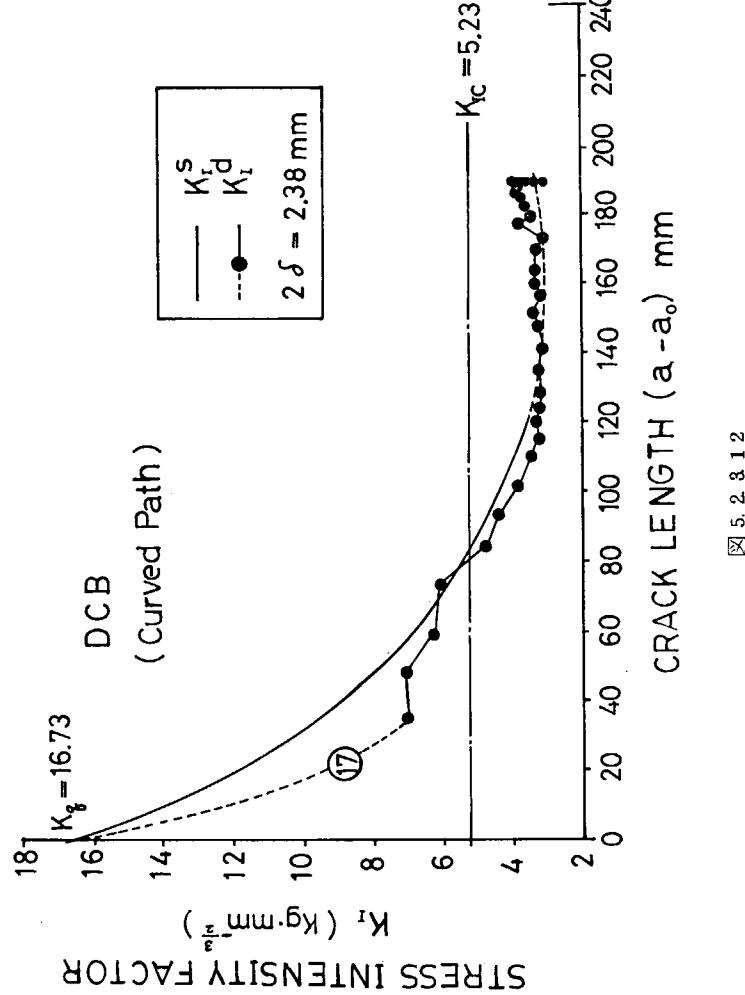


图 5.2.3.12

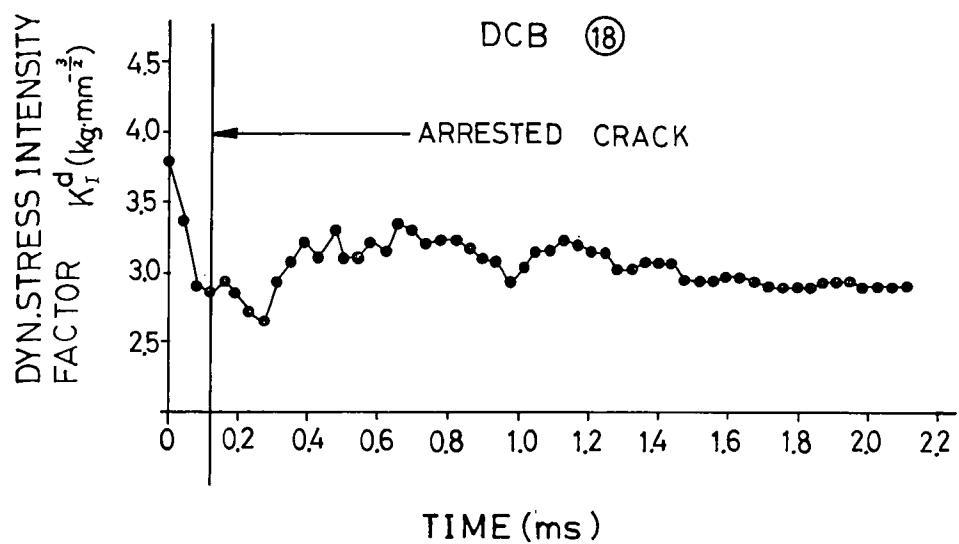


図 5. 2. 3. 1. 3

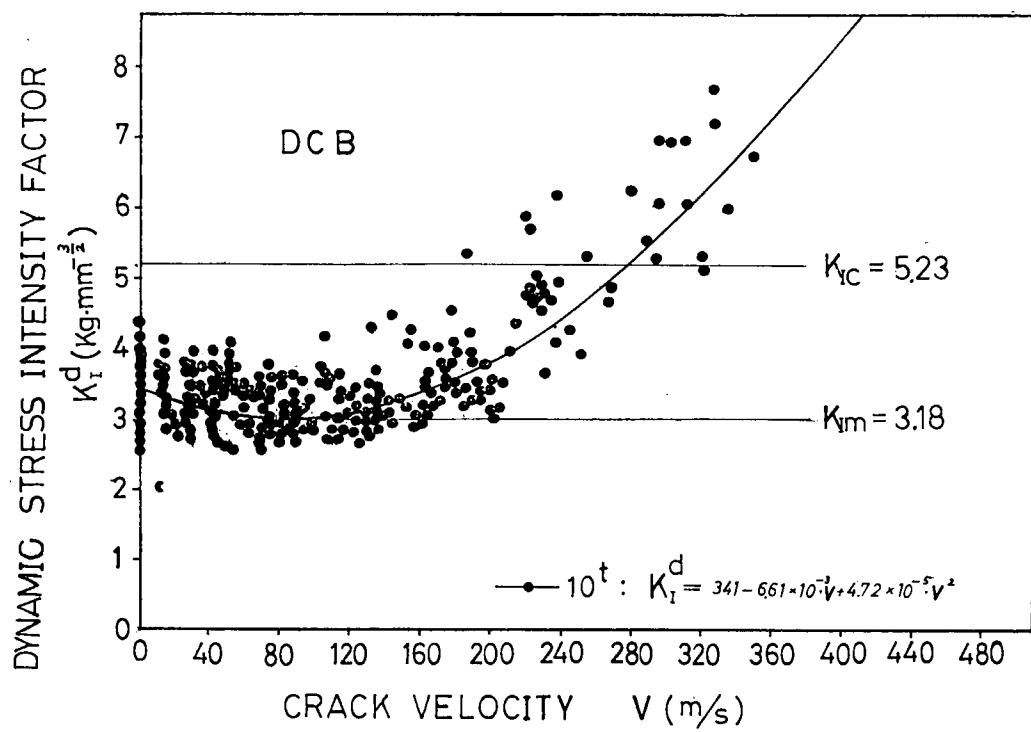


図 5. 2. 3. 1. 4

表 5.2.3

SEN test pieces

| NO (* = arrest) | d (mm) | δ (mm) | $2\delta_c$ (mm) | P_c (kg) | $2\delta_c/P_c$ (kg/mm) | K_{Iq} (kg/mm $^{3/2}$) | V_m (m/s) | t (μs) |
|--------------------|-----------|------------------|---------------------|---------------|----------------------------|-------------------------------|----------------|-----------|
| 1* | 5 | 1.5 | 0.66 | 180 | 3.67×10^{-3} | 10.87 | 230 | 32.2 |
| 2* | 5 | 2.0 | 0.91 | 250 | 3.64 | 14.99 | 260 | 32.4 |
| 3* | 5 | (0.5) | 0.28 | 103 | 2.59 | 4.61 | 170 | 30.6 |
| 4* | 10 | 2.5 | 1.22 | 665 | 1.83 | 14.21 | 360 | 32.8 |
| 5* | 10 | (0.5) | 0.35 | 220 | 1.59 | 4.08 | 180 | 30.9 |
| 6 | 5 | 2.2 | 1.83 | 350 | 5.23 | 30.14 | 340 | 29.3 |
| 9* | 10 | (0.4) | 0.67 | 375 | 1.79 | 7.80 | 230 | 44.4 |
| 10 | 10 | 0.8 | 1.13 | 545 | 2.07 | 13.16 | — | — |
| 11* | 5 | 0.8 | 0.80 | 230 | 3.48 | 13.18 | — | — |
| 12* | 5 | 2.5 | 0.42 | 117 | 3.59 | 6.92 | 200 | 44.7 |
| 13 | 10 | 0.8 | 0.93 | 480 | 1.94 | 10.83 | 300 | 44.1 |
| 14* | 10 | (0.5) | 0.33 | 205 | 1.61 | 3.84 | 190 | 37.9 |
| 15* | 10 | (0.7) | 0.68 | 410 | 1.66 | 7.92 | 200 | 38.6 |

δ ---- notch root
 d ---- plate thickness
 $2\delta_c$ --- clip edge displacement at fracture
 P_c --- fracture load
 $2\delta_c/P_c$ --- compliance
 K_{Iq} --- initial K_I
 V_m --- mean velocity
 t --- time interval of high speed camera

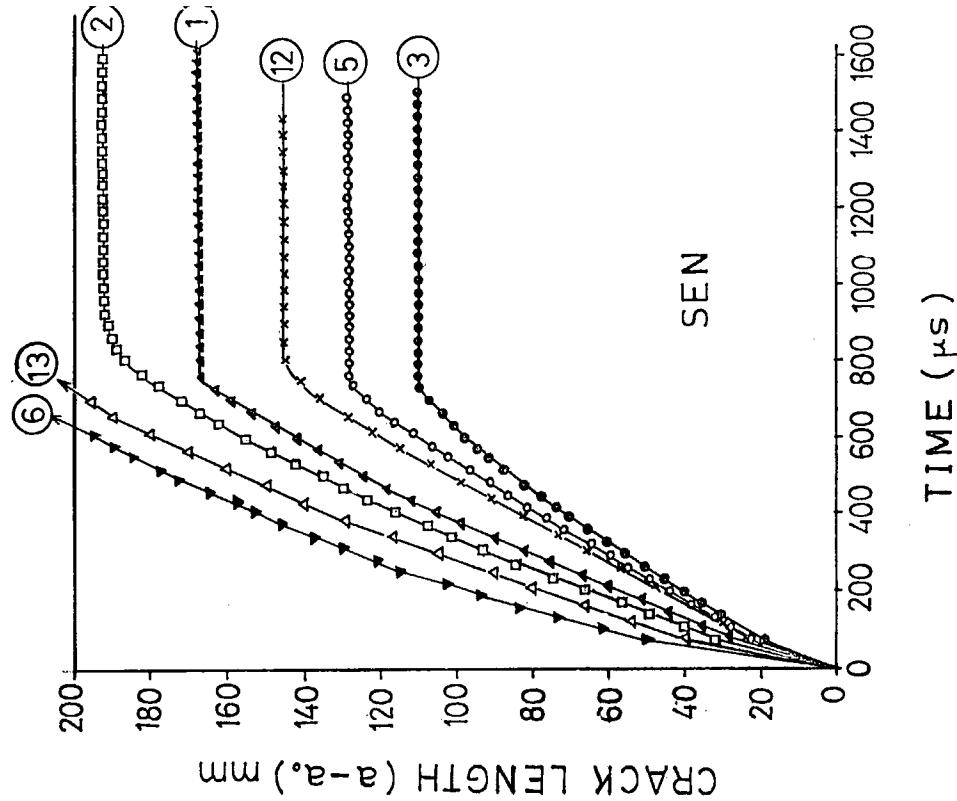


図 5.2.3.16

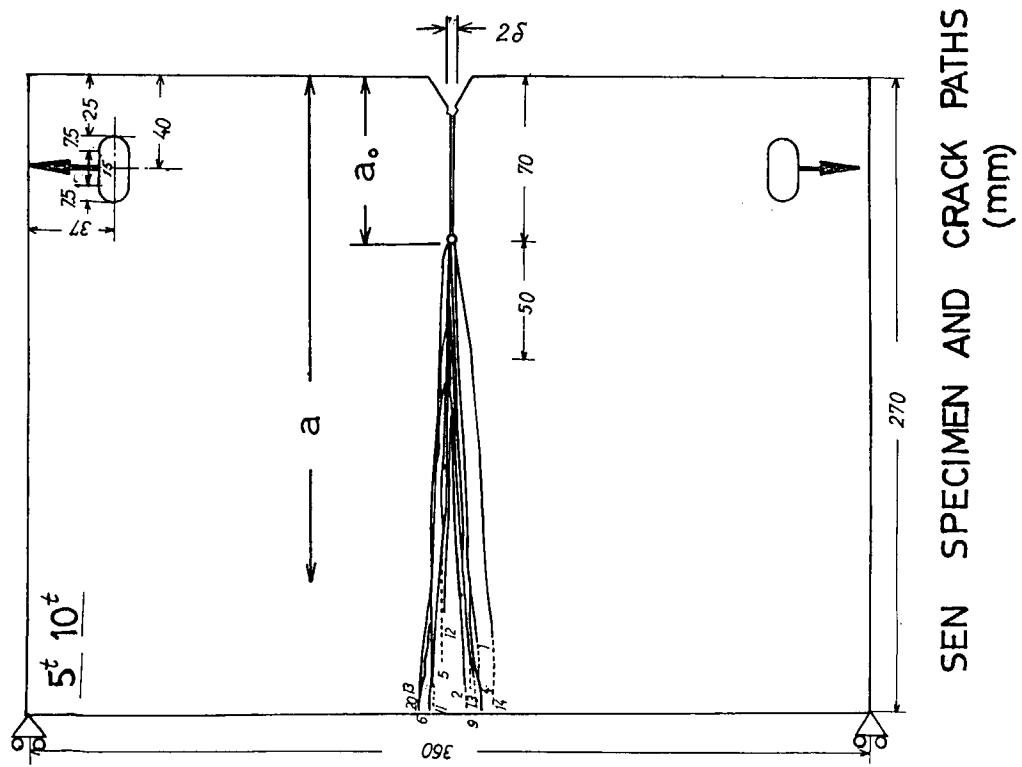


図 5.2.3.15

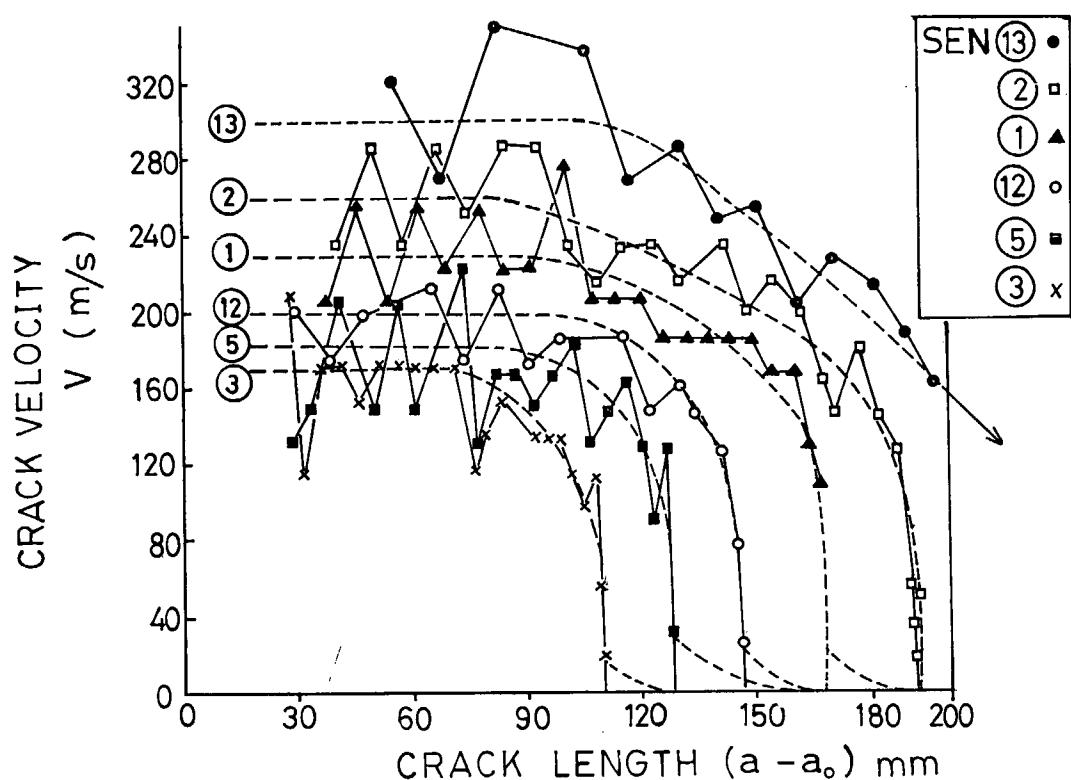
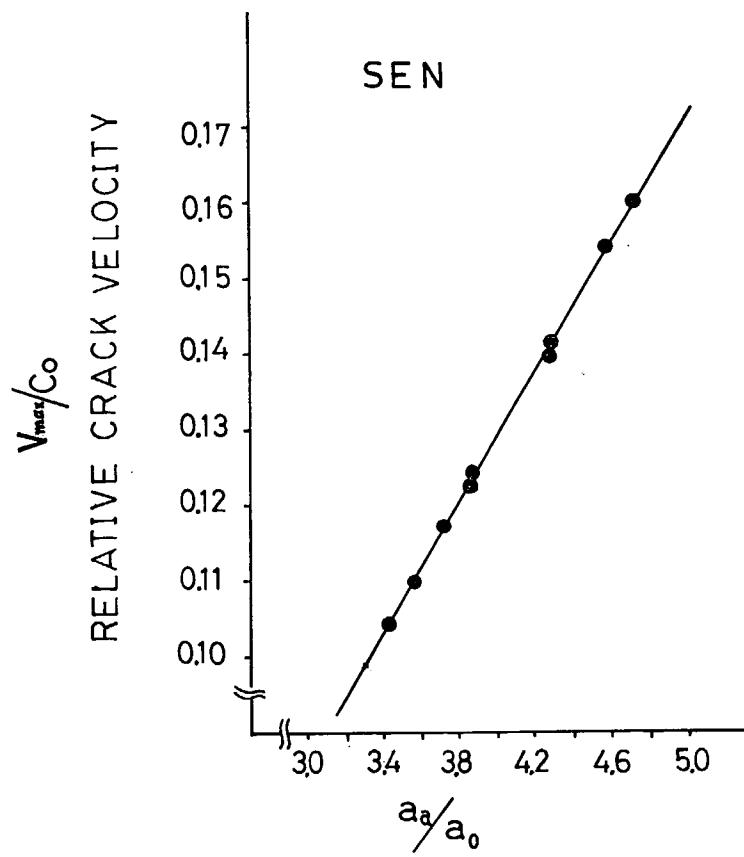


図 5.2.3.17



RELATIVE ARREST CRACK LENGTH

図 5.2.3.18

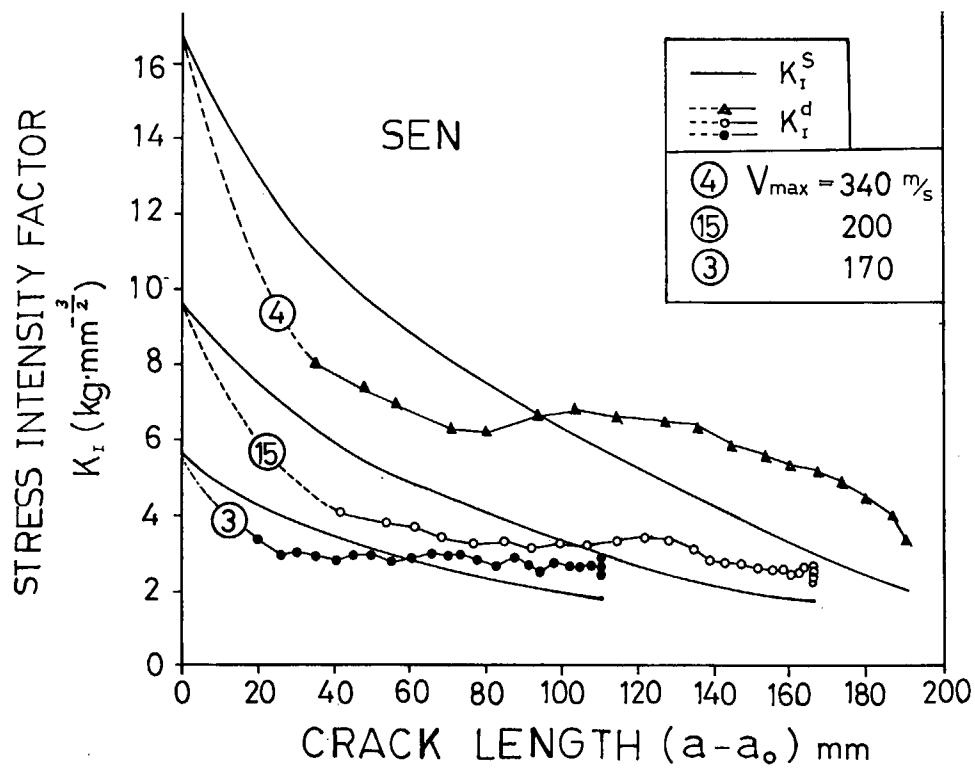


図 5.2.3.19

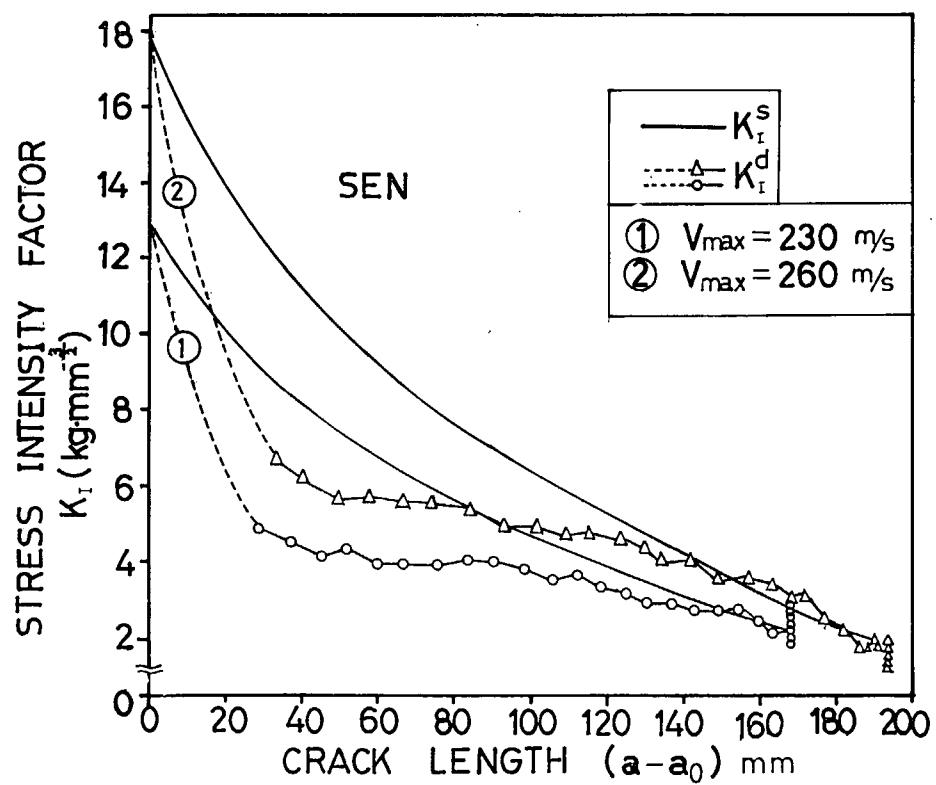


図 5.2.3.20

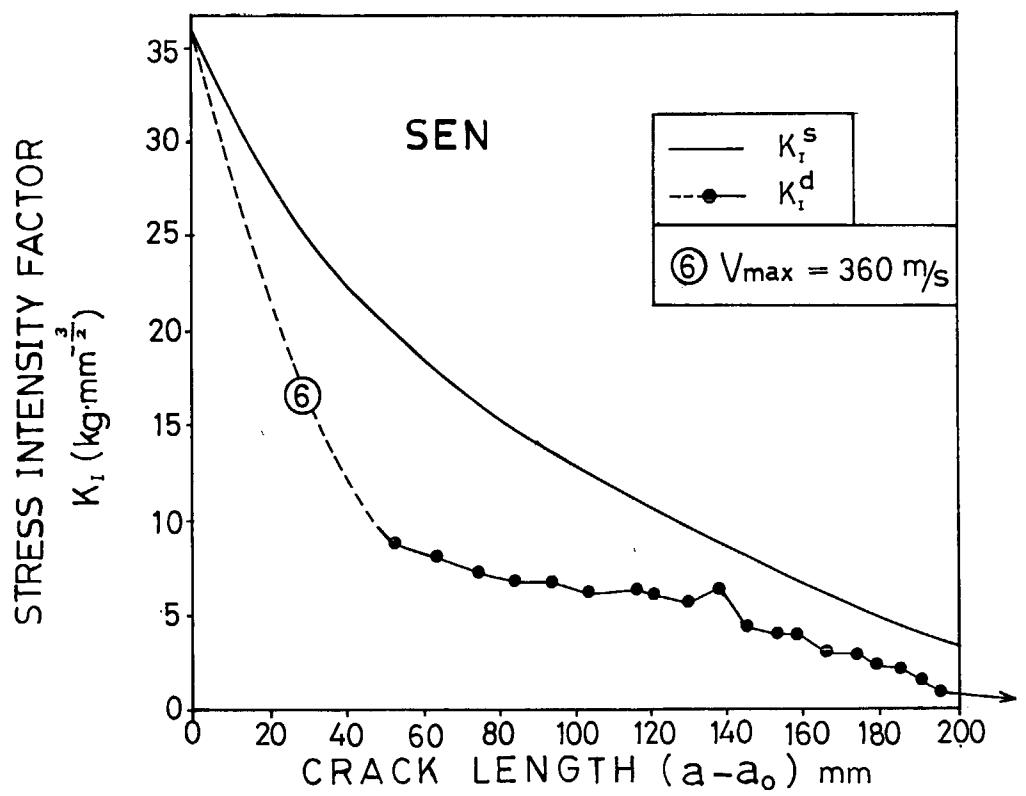


図 5.2.3.2.1

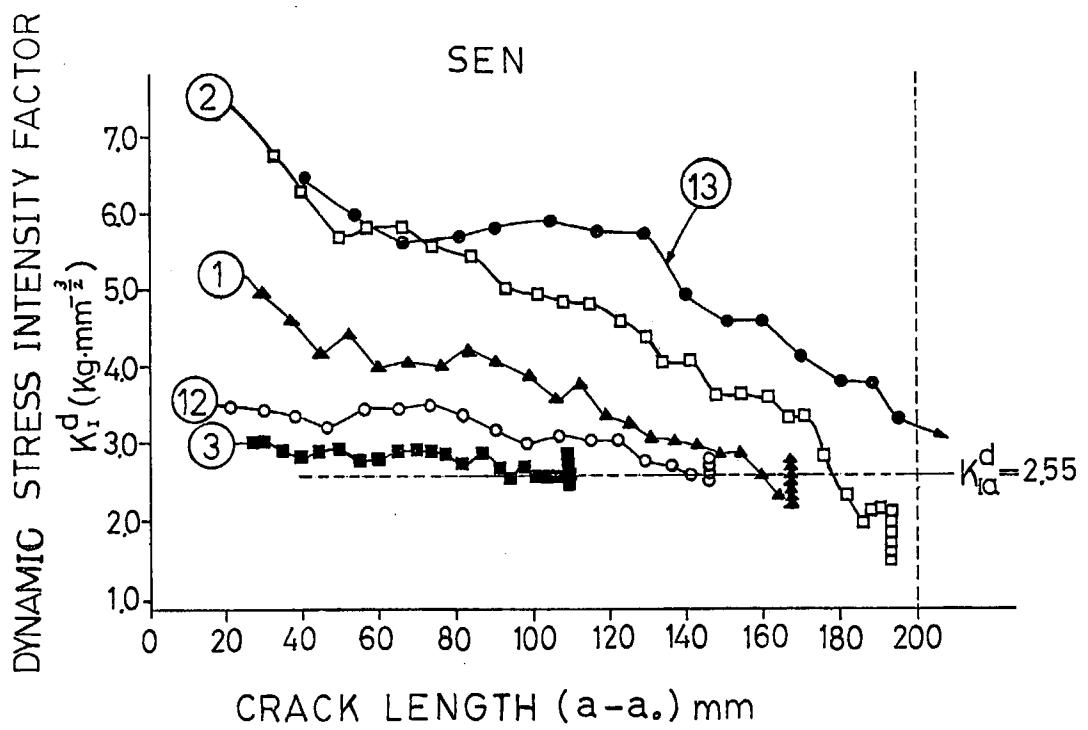


図 5.2.3.2.2

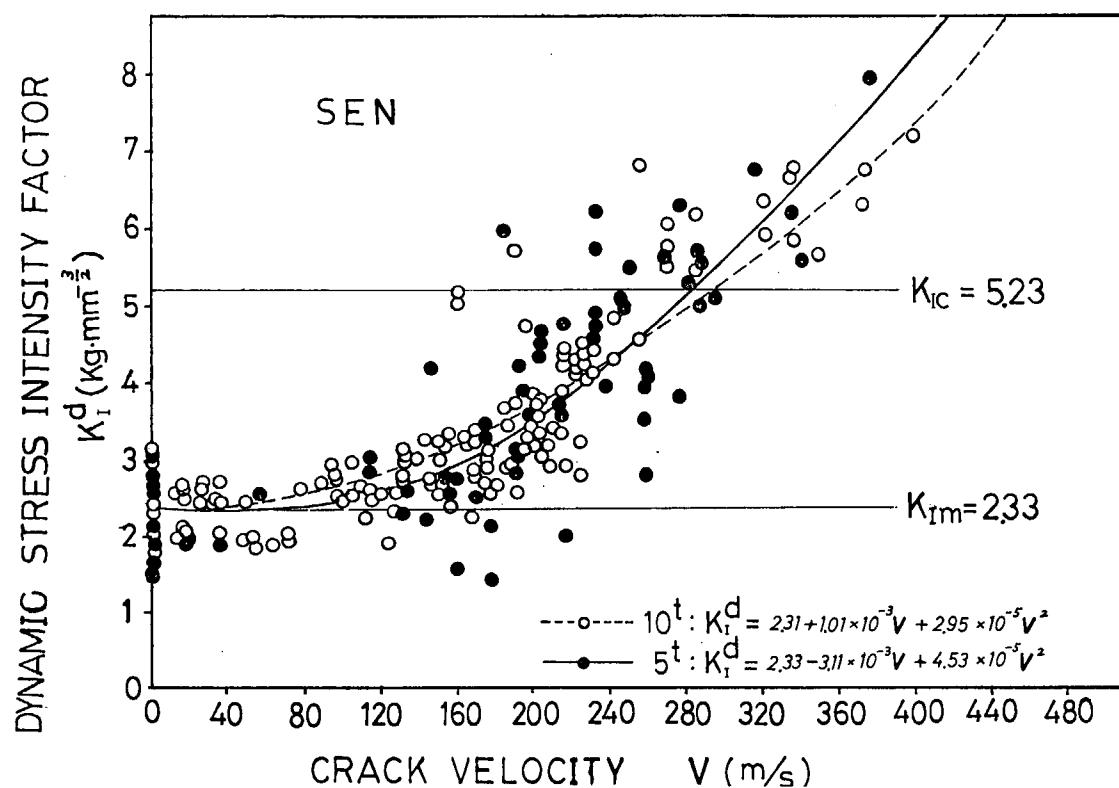


図 5.2.3.23

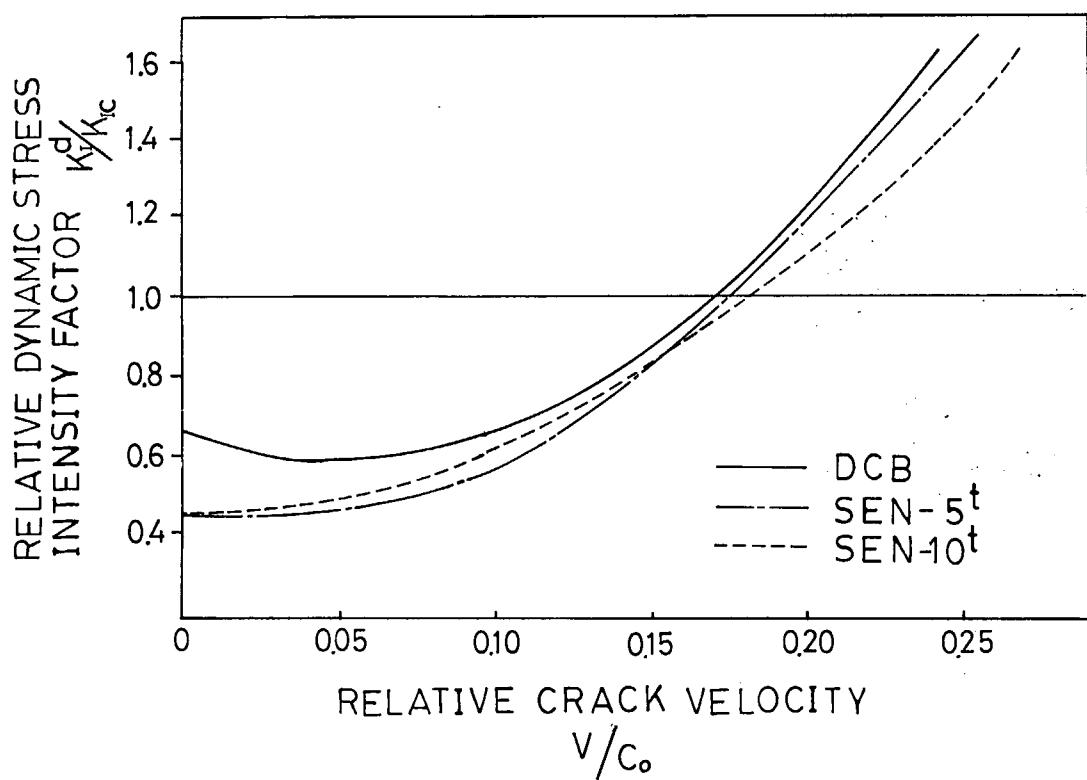
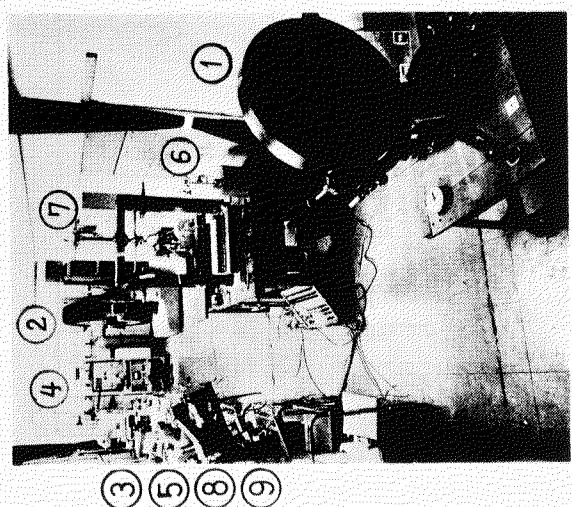


図 5.2.3.24



- ① CONCAVE MIRROR
- ② BECKMAN -192 HIGH SPEED CAMERA
- ③ Xe - LAMP
- ④ ELECTRIC APPARATUS
- ⑤ LASER
- ⑥ PHOTO TRANSISTOR
- ⑦ PORTABLE TENSILE MACHINE
- ⑧ X - Y RECORDER
- ⑨ DUAL BEAM SYNCHROSCOPE

写真 5.2.3.1

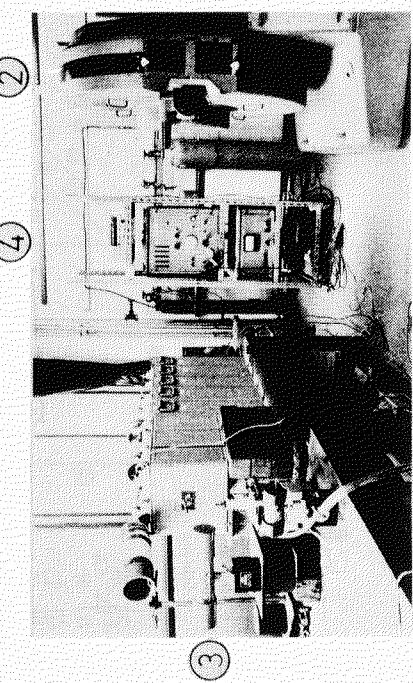
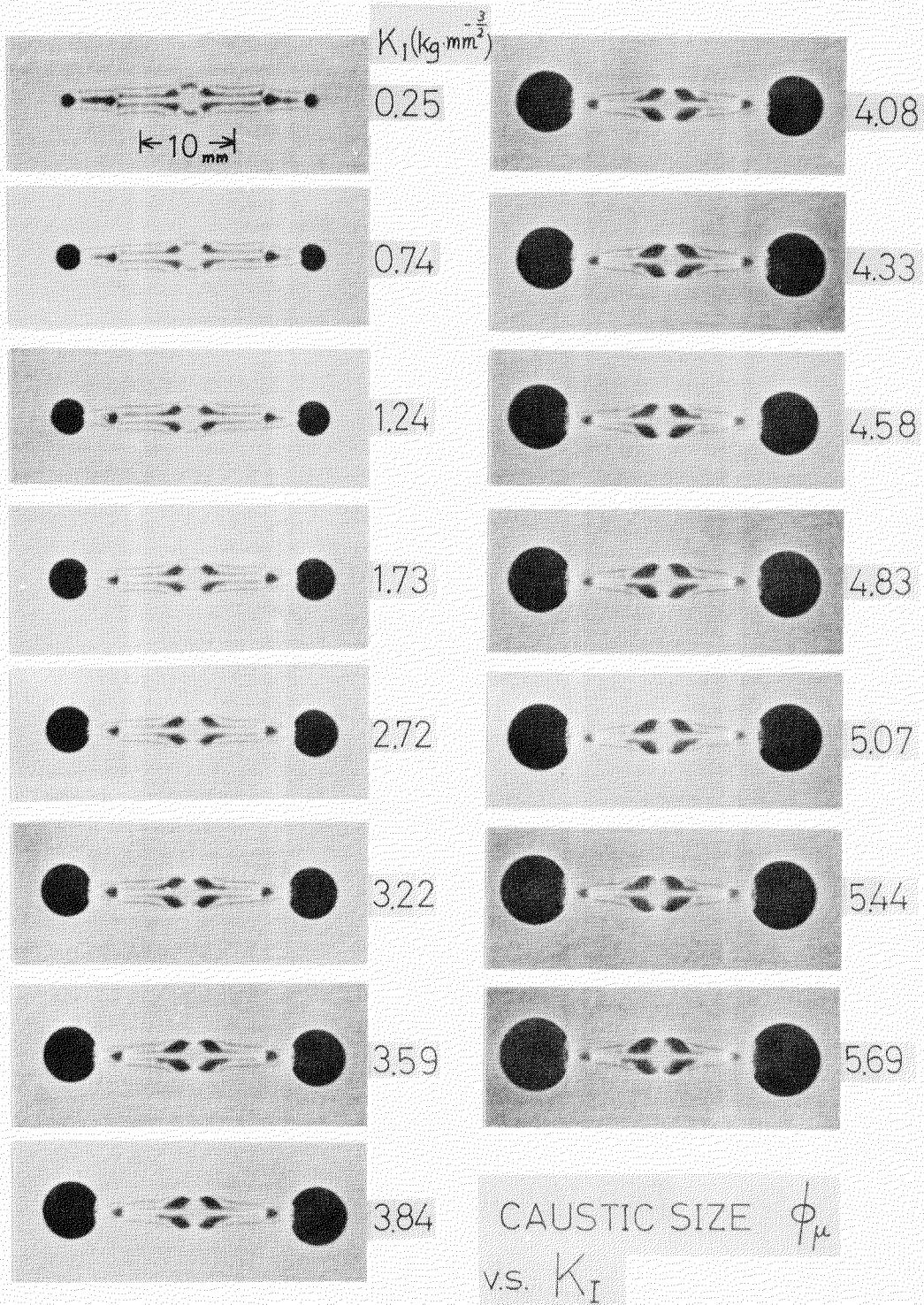
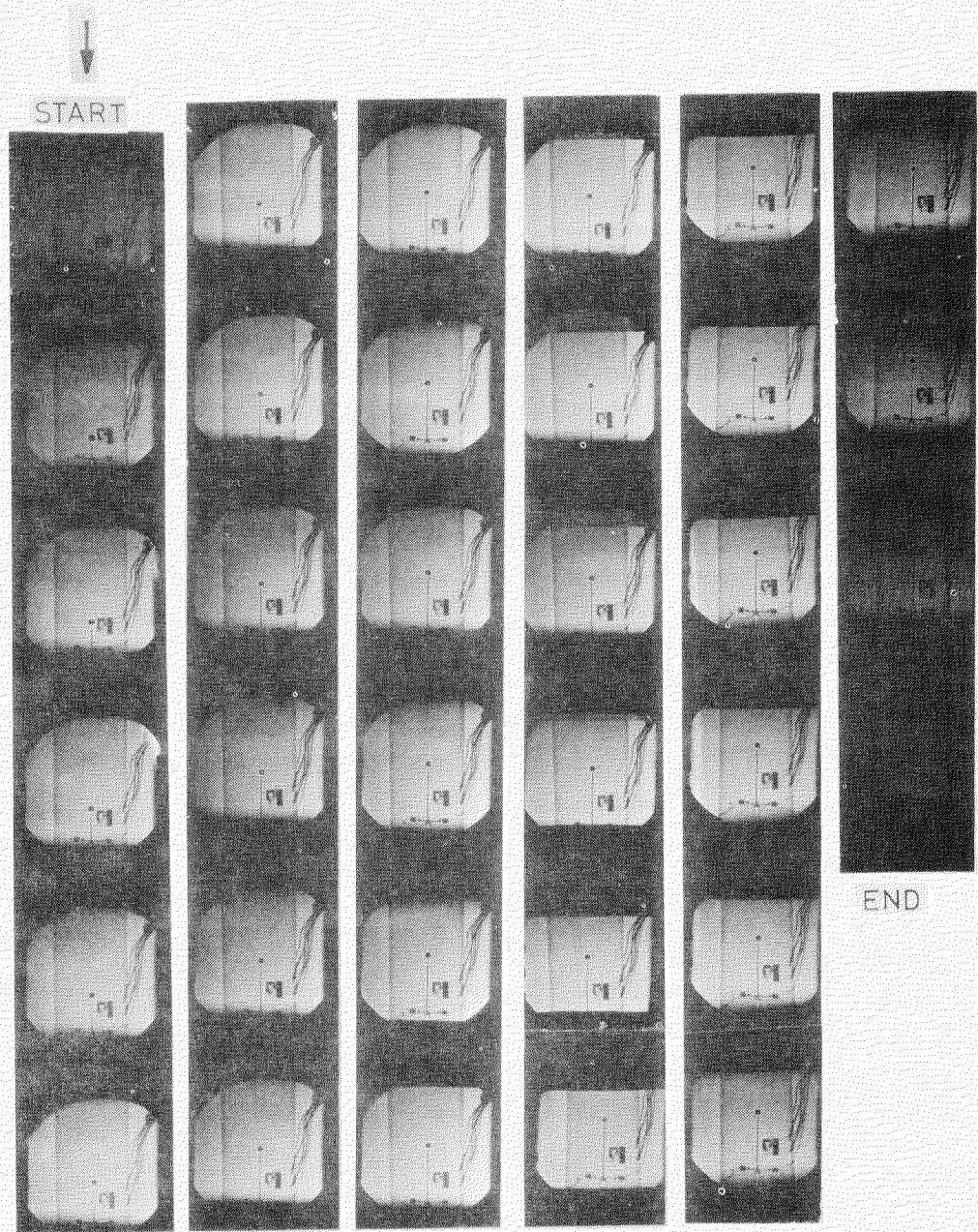


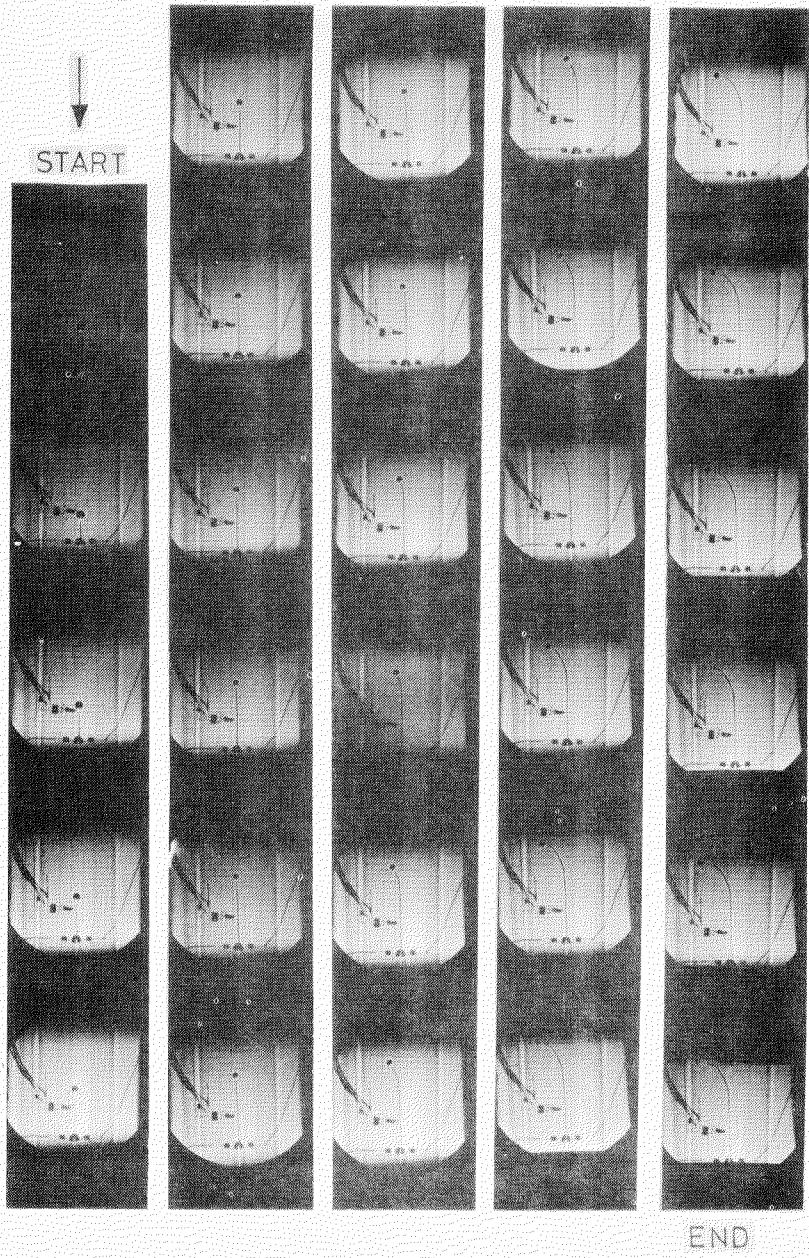
写真 5.2.3.2





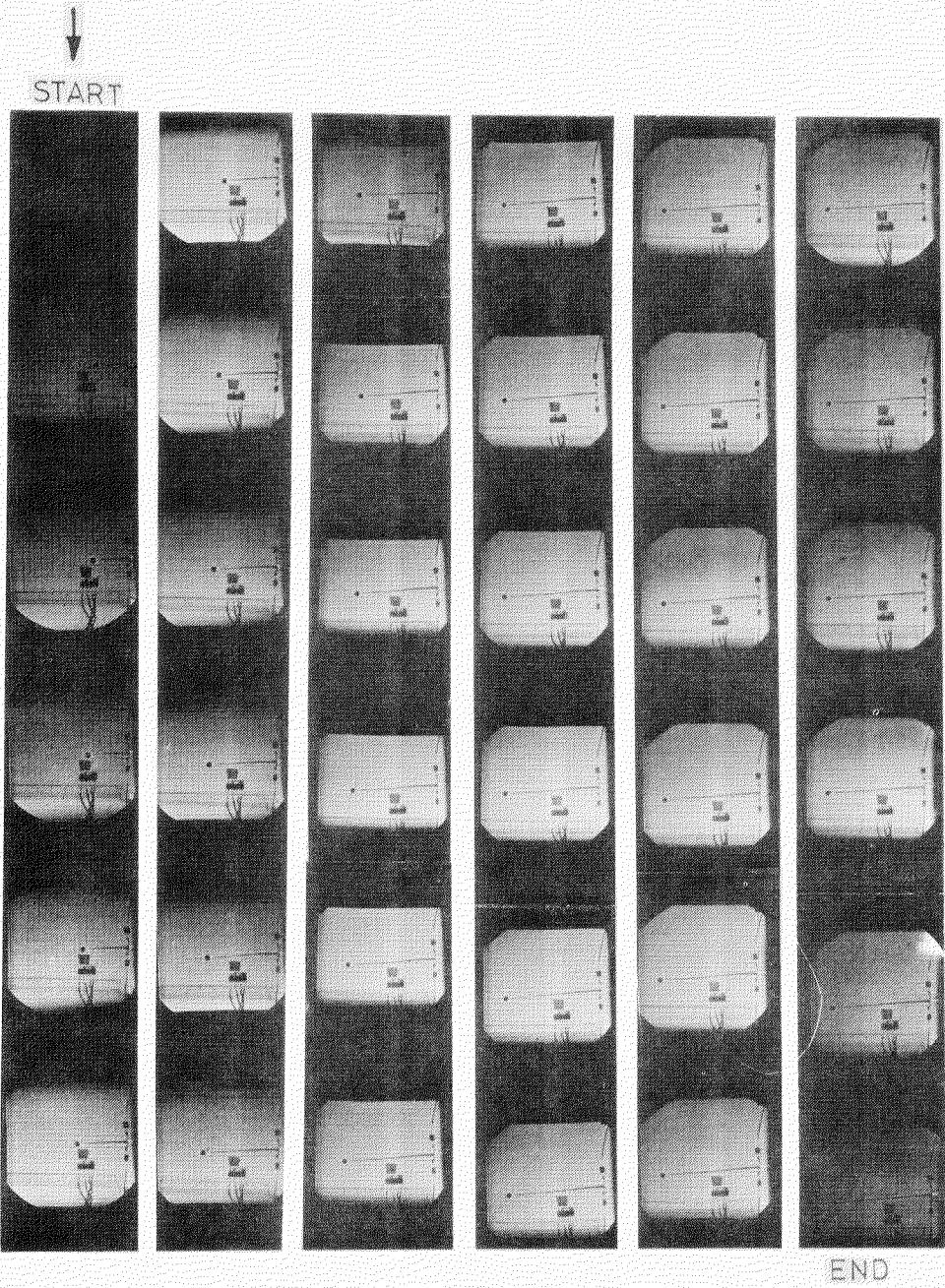
DCB ⑧ Time Interval 44.7 μ s

写真 5, 2, 3, 4



DCB ⑯ Time Interval 42.1 μ s

写真 5.2.3.5



SEN ⑯ Time Interval 39.6 μ s

写真 5. 2. 3. 6

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カ年計画で実施されることになったものである。

昭和52年度には、第1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

- 内構材から外板への脆性亀裂伝播現象に関する検討
- 脆性亀裂伝播停止特性に及ぼすコンプライアンスの影響に関する検討

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。

なお、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

の二つの幹事会が設置され、活発に活動している。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効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。