

日本船舶振興会昭和54年度補助事業
“船舶の外力と計設基準に関する研究”

研究資料No.326

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55年3月

社 団 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

本年度研究は、4ヶ年計画の第3年度として、構造要素強度に関する基礎的研究（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、脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価に関する検討）および総合評価（船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子の作成）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54年度補助事業「船舶の外力と設計基準に関する研究」の一部として日本造船研究協会第169研究部会においてとりまとめたものである。

第169研究部会委員名簿（敬称略・五十音順）

部会長	金沢 武（東京大学）	矢島 浩（三菱重工業）
幹事	町田 進（東京大学）	青木 满（神戸製鋼所）
	渡辺 昌建（三菱重工業）	池田 一夫（神戸製鋼所）
委員	青木 真一（川崎製鉄）	板垣 浩（横浜国立大学）
	浅野 啓三（日本钢管）	大浦 啓義（佐世保重工業）
	石橋 敬男（佐野安船渠）	大橋 延夫（川崎製鉄）
	後川 理（石川島播磨重工業）	片岡 繁夫（長崎大学）
	大野 章（新日本製鉄）	川原 正言（日本钢管）
	尾川 氷之（日本钢管）	栗田 義之（日本钢管）
	川野 始（三菱重工業）	古賀 敏昭（住友金属工業）
	北田 博重（日本海事協会）	酒井 啓一（石川島播磨重工業）
	黒川 常夫（長崎大学）	酒戸 恒男（住友重機械工業）
	阪井 大輔（三菱重工業）	沢柳 政弘（三井造船）
	酒井 栄（山下新日本汽船）	恒成 利康（川崎重工業）
	佐藤 邦彦（大阪大学）	豊貞 雅宏（日立造船）
	鈴木 省輔（南館ドック）	中田 宣久（三井造船）
	富吉 匠之（川崎重工業）	新村 豊（東京大学）
	豊田 政男（大阪大学）	樋口 道之助（横浜国立大学）
	長田 光洋（大阪造船所）	三村 宏（新日本製鉄）
	半沢 貢（新日本製鉄）	村田 征一郎（日立造船）
	松村 裕之（川崎重工業）	吉田 靖夫（石川島播磨重工業）
	宮田 隆司（名古屋大学）	
	山口 雄三（住友重機械工業）	
	渡辺 孫也（住友金属工業）	

第169研究部会第1幹事会委員名簿

主査	渡辺 昌建（三菱重工業）	浅野 啓三（日本钢管）
幹事	青木 满（神戸製鋼所）	板垣 浩（横浜国立大学）
	池田 一夫（神戸製鋼所）	尾川 宣之（日本钢管）
	後川 理（石川島播磨重工業）	川原 正言（日本钢管）
	川野 始（三菱重工業）	栗田 義之（日本钢管）
	北田 博重（日本海事協会）	酒井 啓一（石川島播磨重工業）
	阪井 大輔（三菱重工業）	

酒 戸 恒 男 (住友重機械工業)	沢 柳 政 弘 (三井造船)
恒 成 利 康 (川崎重工業)	富 吉 勲 之 (川崎重工業)
豊 貞 雅 宏 (日立造船)	豊 田 政 男 (大阪大学)
中 田 章 久 (三井造船)	樋 口 道 之 助 (横浜国立大学)
町 田 進 (東京大学)	松 村 裕 之 (川崎重工業)
三 村 宏 (新日本製鉄)	宮 田 隆 司 (名古屋大学)
村 田 征一郎 (日立造船)	矢 島 浩 (三菱重工業)
山 口 雄 三 (住友重機械工業)	

第169研究部会第2幹事会委員名簿

主幹 幹事	町 田 進 (東京大学)	浅 野 啓 三 (日本钢管)
	青 木 満 (神戸製鋼所)	川 野 始 (三菱重工業)
	片 岡 繁 夫 (長崎大学)	栗 田 義 之 (日本钢管)
	川 原 正 言 (日本钢管)	鶴 戸 恒 男 (住友重機械工業)
	酒 井 勅 一 (石川島播磨重工業)	恒 成 利 康 (川崎重工業)
	沢 柳 政 弘 (三井造船)	豊 田 政 男 (大阪大学)
	豊 貞 雅 宏 (日立造船)	半 沢 貢 (新日本製鉄)
	新 村 豊 (東京大学)	矢 島 浩 (三菱重工業)
討議參加者	三 村 宏 (新日本製鉄)	
	飯 野 輝 (石川島播磨重工業)	豊 本 容 岳 (東京大学)
	賀 田 和 央 (川崎重工業)	河 野 一 之 (横浜国立大学)
	公 江 茂 樹 (川崎重工業)	木 村 公 隆 (東京大学)
	橋 原 泰 四 郎 (日本钢管)	久 米 範 佳 (三井造船)
	鈴 木 健 央 (新日本製鉄)	立 石 勝 (日立造船)
	寺 本 德 郎 (東京大学)	豊 福 正 繼 (日本钢管)
	日 野 隆 博 (三菱重工業)	福 岡 哲 二 (三井造船)
	藤 田 高 弘 (日本钢管)	松 島 義 男 (石川島播磨重工業)
	山 本 聰 (日本钢管)	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	4
4. 構造要素強度に関する基礎的研究	8
4.1 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	8
4.1.1 脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験(その1)	
—混成型二重引張試験に基づくクラックアレスターの性能評価—	8
4.1.1.1 目的	8
4.1.1.2 試験内容および方法	8
4.1.1.3 試験結果	8
4.1.1.4 解析および考察	9
4.1.1.5 まとめ	10
4.1.2 脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験(その2)	
—PMMA材の各種アレスターによる停止試験—	23
4.1.2.1 目的	23
4.1.2.2 供試材および試験片	23
4.1.2.3 実験装置および実験手順	23
4.1.2.4 実験結果	23
4.1.2.5 解析および考察	24
4.1.2.6 まとめ	24
4.1.3 多点負荷型超広幅二重引張試験	29
4.1.3.1 目的	29
4.1.3.2 標準型二重引張試験	29
4.1.3.3 多点負荷型超広幅二重引張試験	29
4.1.3.4 解析	30
4.1.3.5 考察	31
4.1.3.6 まとめ	32
4.1.4 直交交叉部構造要素の脆性不安定亀裂伝播試験	44
4.1.4.1 目的	44
4.1.4.2 試験内容	44
4.1.4.3 試験結果	44
4.1.4.4 考察	45
4.1.4.5 まとめ	52
4.2 脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価に関する検討	85
4.2.1 片面表面切欠き材の変形・破壊挙動と等価貫通欠陥寸法に関する検討	85
4.2.1.1 目的と重点	85
4.2.1.2 実験	85

4. 2. 1. 3 片側表面切欠き材の巨視的変形と破壊応力・延性	8 6
4. 2. 1. 4 片側表面切欠き材の切欠き先端近傍の開口挙動	8 7
4. 2. 1. 5 表面切欠き材の破壊革性指標と等価貫通欠陥寸法に関する考察	8 8
4. 2. 1. 6 まとめ	9 0
4. 2. 2 疲労亀裂の成長から脆性不安定破壊への遷移挙動と疲労破壊革性に関する検討	1 0 1
4. 2. 2. 1 目的	1 0 1
4. 2. 2. 2 試験片形状	1 0 1
4. 2. 2. 3 T形試験片の疲労亀裂伝播挙動と脆性破壊への遷移挙動	1 0 1
5. 船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子	1 1 4
5. 1 まえがき	1 1 4
5. 2 破壊力学解析の解説	1 1 4
5. 3 計算手法の便覧	1 1 5
5. 3. 1 破壊力学解析の詳細	1 1 5
5. 3. 2 計算対象範囲の設定	1 1 5
5. 3. 3 破壊形態と外荷重(作用応力)	1 1 8
5. 3. 4 構造要素などにおける内力の簡易評価法	1 1 8
5. 3. 5 基本要素のK値	1 2 0
5. 3. 6 亀裂の進展経路の選択則	1 2 1
5. 4 材料定数の便覧	1 2 2
5. 4. 1 疲労亀裂の伝播特性に関するもの	1 2 2
5. 4. 2 脆性亀裂の発生特性に関するもの	1 2 3
5. 4. 3 脆性亀裂の伝播停止特性に関するもの	1 2 3
5. 5 各種モデル化に基づく破壊力学解析の手順	1 2 5
5. 5. 1 まえがき	1 2 5
5. 5. 2 破壊力学解析を行うにあたっての初期応力値の設定	1 2 6
5. 5. 3 初期欠陥寸法の設定	1 2 6
5. 5. 4 疲労亀裂伝播則におけるc, m値の設定	1 2 8
5. 5. 5 等価応力係数について	1 2 9
5. 5. 6 亀裂伝播経路の設定	1 3 1
5. 5. 7 亀裂伝播経路に沿うK値の推定	1 3 2
5. 5. 8 亀裂伝播寿命の推定	1 4 4
5. 6 破壊力学が応用できる設計法の例	1 4 4
5. 6. 1 外板および隔壁板の疲労破壊強度の検討	1 4 4
5. 6. 1. 1 目的	1 4 4
5. 6. 1. 2 検討方法	1 4 4
5. 6. 1. 3 疲労破壊強度の計算	1 4 6
5. 6. 1. 4 適用例	1 4 7
5. 6. 2 CAR CARRIER の DECK BEAM END BRACKET 損傷の検討	1 5 5
5. 6. 2. 1 目的	1 5 5

5. 6. 2. 2	損傷の概要	155
5. 6. 2. 3	応力解析	155
5. 6. 2. 4	亀裂伝播解析	155
5. 6. 2. 5	考 察	156
5. 6. 2. 6	結 言	157
5. 6. 3	海洋構造物 HT 60 溶接継手の脆性破壊に対する安全性の評価	163
5. 6. 3. 1	目 的	163
5. 6. 3. 2	HT 60 溶接継手の破壊靄性値	163
5. 6. 3. 3	許容欠陥寸法パラメータ \bar{a}	163
5. 6. 3. 4	溶接継手における許容欠陥寸法	164
5. 6. 3. 5	結 論	165
5. 6. 4	船尾タンク外板の振動による亀裂損傷の検討	175
5. 6. 4. 1	目 的	175
5. 6. 4. 2	亀裂伝播寿命	175
5. 6. 4. 3	すみ内附近の応力	175
5. 6. 4. 4	損傷解析	175
5. 6. 4. 5	むすび	175
5. 6. 5	タンカーの大骨の Ship End に対する破壊力学の適用例	181
5. 6. 5. 1	概 要	181
5. 6. 5. 2	応力解析	181
5. 6. 5. 3	亀裂伝播解析	182
5. 6. 5. 4	実船との比較	183
5. 6. 5. 5	ま と め	183
5. 6. 6	木材運搬船の船側構造損傷の検討	189
5. 6. 6. 1	まえがき	189
5. 6. 6. 2	解析手順	189
5. 6. 6. 3	解析結果とその考察	190
5. 6. 6. 4	ま と め	191
5. 6. 7	就航時の Crack 対策 Manual の検討	196
5. 6. 7. 1	序 文	196
5. 6. 7. 2	疲労 Crack 伝播寿命の簡略推定法 Manual 検討の手順	196
5. 6. 7. 3	Manual の適用例(1)	197
5. 6. 7. 4	" (2)	197
5. 6. 7. 5	" (3)	198
5. 6. 7. 6	Manual の解説(1)	198
5. 6. 7. 7	" (2)	199
5. 6. 7. 8	" (3)	200
5. 6. 7. 9	" (4)	200
5. 6. 7. 10	今後の検討課題	201

5.7 破壊力学解析の詳細解析実例集	208
5.7.1 ダブルハル構造部の試計算	208
5.7.2 サイドフレーム下端と内底板交叉部のソフトウ周辺	208
5.7.3 外板とロンジ材との接合部にあるスカラップ周辺	208
5.7.4 外板とロンジ材との接合部周辺	209
5.7.5 クロスタイとサイドロンジ接合部周辺	209
6 む　す　び	210

1. まえがき

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

なお、本研究部会には全体委員会のほかに、

第1幹事会：亀裂損傷の評価を目指した船殻局部構造の破壊強度試計算、船体構造の破壊管理制御設計指針の整理・作成 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54年度研究、すなわち第3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

ここ数年来、我国造船界では、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課題になってきた。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請は、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あるいは航空機などに対しては、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非常に細かな規定あるいは指針が提示され要求されているのが現状である。

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

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

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

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

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

ための道具としても利用されるべきものであることは、言うまでもない。

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

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

1) 船殻破壊強度試計算

船殻局部構造の破壊強度試計算、すなわち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開始挙動評価、ならびに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

破壊管理制御設計指針の確立、および新設計あるいは損傷解析への適用。さらには合理的な欠陥評価から工作精度・検査基準改善への発展。

なお、これらの作業内容に関する考え方あるいは具体的な内容などに関しては、本研究部会の昭和52年度報告書¹⁾あるいは昭和53年度報告書²⁾を参照されたい。

そもそも、船殻設計関係者と破壊力学研究者が密接に協力し合い、破壊力学的知見（これまでに蓄積された脆性破壊強度・疲労強度に関する研究成果）を有効に活用し応用しようとすることは、この分野における最初の試みであり、画期的である。

最後に、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³⁾において練られたものであることを付記しておく。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第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』、日本造船研究協会研究資料No.297、昭和53年3月
- 2) 日本造船研究協会第169研究部会、『船体構造の破壊管理制御設計に関する研究報告書』、日本造船研究協会研究資料No.315、昭和54年3月
- 3) 日本造船研究協会第153研究部会、『厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究報告書Ⅱ』、日本造船研究協会研究資料No.267-2、昭和52年3月

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54年度研究としては表A-1に示す項目を、各担当場所で分担実施した。すなわち、次の項目である。

(1) 構造要素強度に関する基礎的研究

- ・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
- ・脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価に関する検討

(2) 総合評価

- ・船体構造の破壊管理制御設計指針の整理・作成

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：亀裂損傷の評価を目指した船殻局部構造の破壊強度試計算、船体構造の破壊管理制御設計指針の整理・作成 担当

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

上記の研究項目のうち、(1)は主として第2幹事会、(2)は主として第1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を繰り返し、しかも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。

第1幹事会で行なわれた設計指針の整理・作成において、“基本要素のK値解析”、“各種モデル化に基づく破壊力学解析の手順”ならびに大手造船7社が各々1例づつ担当した“破壊力学が応用できる設計法の例”などが熱心に討議・検討された。さらに、第2幹事会において、今年度（昭和54年度）研究に関する検討以外に、昭和53年度研究で実施された“直交交叉隅内溶接部の波形亀裂伝播特性に関する検討”が再度熱心に討議され、その成果に従って昭和55年度研究計画が立案されることを付記しておく。

以下に、昭和54年度研究として実施された研究内容を要約する。

3.1 構造要素強度に関する基礎的研究

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

- (1) 脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明、ならびに力学的取り扱い方の確立
- (2) 脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価、ならびに力学的取り扱い方の確立

等についての検討が、第2幹事会において重点的に行なわれた。

3.1.1 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

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

すなわち、一般船体用軟鋼材KAS鋼板（板厚20mm）、KEN鋼板（板厚20mm）ならびにPMMA材平板、あるいは基礎的立体構造モデルすなわち直交交叉部構造要素が供試され、以下の諸試験ならびに動的解析が試みられた。

(1) 脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験（その1）

—混成型二重引張試験に基づくクラックアレスターの性能評価—

脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構把握・解明に関する基礎的検討として、第1年次（昭和52年度）および第2年次（昭和53年度）に試みた二重引張試験による不安定亀裂の動的解析・検討がさらに追加実施され

た。すなわち、KAS鋼板（板厚20mm）とクラックアレスターとしての高韌性鋼板（KEN鋼板、板厚20mm）とを組み合せた混成型二重引張試験が一様温度条件で実施され、動的解析により挿入型クラックアレスターの性能評価が試みられた。

(2) 脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験（その2）

— PMMA材の各種アレスターによる停止試験 —

第1年次および第2年次研究において、PMMA材平板を供試して不安定亀裂伝播および伝播停止試験が実施され、種々の境界条件に対する亀裂伝播停止挙動が把握された。すなわち、Shadow Pattern法により実験解析され、高速亀裂の動的挙動についての基礎的側面が調査された。引き続き第3年次（昭和54年度）研究においては、PMMA材により製作されたクラックアレスターの基礎的モデル、すなわちパッチ型モデル、スチフナ型モデルあるいは円孔型モデルなどによる亀裂伝播停止試験が実施され、Shadow Pattern法による動的解析により、それら各モデルのアレスター効果が再確認された。

(3) 多点負荷型超広幅二重引張試験

第2年次（昭和53年度）研究（KAS鋼板が供試された）に引き続き、亀裂伝播部幅3000mm～1000mmの多点負荷型超広幅二重引張試験が実施され、鋼種・試験条件が異なる場合の、脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構の動的解析による検討が試みられた。すなわち、KEN鋼板（板厚20mm）を供試し、一様温度・勾配応力条件あるいは勾配温度・一定応力条件における多点負荷型超広幅二重引張試験が実施され、高速長大亀裂の伝播および伝播停止挙動が把握された。さらに、供試KEN鋼板の標準型二重引張試験も実施され、脆性不安定亀裂伝播停止の基本的特性が把握された。

(4) 直交交叉部構造要素の脆性不安定亀裂伝播試験

第2年次（昭和53年度）研究に引き続き、直交交叉部構造要素の脆性不安定亀裂アレスト能力が把握された。すなわち、平板交叉部をモデル化した基礎的立体構造モデル試験片（亀裂伝播部幅1600mm、スチフナ高さ500mm）が供試され、交叉部周辺での温度条件を一様とした脆性不安定亀裂伝播停止試験が実施された。また、スチフナの無い大形二重引張試験や複合DCB試験も含せて実施された。

その結果、平板中および交叉部周辺での亀裂伝播速度の変化や亀裂停止の有無など、伝播停止機構解明のための基礎データが得られた。さらに、これらデータを用いて、脆性不安定亀裂の伝播挙動推定法（亀裂速度変化や停止位置予測など）の確立に関して検討が加えられた。また煩雑な計算を回避し、平易に挙動予測を行う方法が考察され、その推定精度が調べられた。これら諸検討により、実構造物中の脆性不安定亀裂伝播挙動予測の基礎の確立に寄与することが出来た。

3.1.2 脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価に関する検討

脆性不安定亀裂発生強度に関する力学的取り扱い方を総合的に整理する上での問題点解明のため、一般船体用軟鋼材KAS鋼板（板厚20mm）を供試して、脆性不安定亀裂発生試験が行なわれ、亀裂の伝播開始挙動評価に関する以下の諸検討が試みられた。

(1) 片側表面切欠き材の変形・破壊挙動と等価貫通欠陥寸法に関する検討

構造部材の不安定破壊伝播開始挙動の解明に資する目的から、片側表面切欠きおよび貫通切欠きを有する平板試験片（長さ850mm、幅100mm、板厚20mm）などが供試され、破壊時の巨視的変形や切欠き部近傍の変形挙動などが観察・計測された。

これらの結果を用いて、従来から広く求められている破壊靭性パラメータとしてのCODの意義が考察されると共に、内外の各種欠陥評価基準で採用されている等価欠陥寸法パラメータ算定式の相互比較が試みられ、この分野の工学的手法の精度向上に関する新たな知見が得られた。

(2) 疲労亀裂の成長から脆性不安定破壊への遷移挙動と疲労破壊非性に関する検討

船殻構造において、内構材から外板へ疲労亀裂が伝播し、さらに不安定亀裂化する場合を想定し、このような状況下での亀裂挙動を実験的に調査することが試みられた。すなわち、ステンレスを破断してきた疲労亀裂が主材のC E S溶接継手ボンド部に達する状況を、長さ1000mmのT型継手試験片において再現し、繰返し荷重条件下での疲労亀裂伝播挙動および脆性不安定亀裂への遷移現象が実験的に把握された。COD試験や切欠き付き平板試験の結果と合せて、この種の構造不連続部での破壊現象の推定評価法（疲労による非性劣化の度合や、構造的応力集中の算定など）確立のための新たな知見が得られた。

3.2 総合評価

近年急速に発展して来た破壊力学（脆性破壊強度および疲労強度の両面を同時に解析できる）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して、船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子が作成された。

3.2.1 船体構造の破壊管理制御設計指針の整理・作成

第2年次（昭和53年度）研究で討議・検討されとりまとめられた、設計指針に織り込むべき内容および目次案を基礎に、具体的検討が第1幹事会において重点的に行なわれ、『船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子』が作成された。なお、作成された設計指針骨子の目次案ならびに担当場所を表3-2に示す。

なお、今年度作業としては、第3章、第5章および第6章などが、特に重点的に検討された。

表3-1 SR169『船体構造の破壊管理制御設計に関する研究』

第3年次（昭和54年度）実施計画（担当場所一覧）

研究項目				担当場所
2.構造要素強度に関する基礎的研究	2.1	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	2.1.1	脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験（その1）
			2.1.2	脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験（その2）
			2.1.3	多点負荷型超広幅二重引張試験
			2.1.4	直交交叉部構造要素の脆性不安定亀裂伝播試験
2.2	2.2	脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価に関する検討	2.2.1	片側表面切欠き材の変形・破壊挙動と等価貫通欠陥寸法に関する検討
			2.2.2	疲労亀裂の成長から脆性不安定破壊への遷移挙動と疲労破壊非性に関する検討
3総合評価	3.1	船体構造の破壊管理制御設計指針の整理・作成		東大、N K、新日鐵、阪大、石播、住重、横国大、川重、日立、名古屋大、鋼管、三井、長大、神鋼、三菱

表3-2 "船体構造の破壊管理制御設計指針"
目次案ならびに担当場所

項目			担当場所
1. まえがき			東大, 三菱
2. 破壊力学解析の解説			東大*, 横国大, 名古屋大, 日立
3. 計算手法の便覧	3.1	破壊力学解析の詳細	住重
	3.2	計算対象範囲の設定	三菱
	3.3	破壊形態と外荷重(作用応力)	石播*, 川重, 三井
	3.4	構造要素などにおける内力の簡易評価法	住重*, 川重
	3.5	基本要素のK値	三菱*, 石播, 川重, 鋼管, 住重
	3.6	亀裂の進展経路の選択則	鋼管
4. 材料定数の便覧 (材料特性値, 物性値の便覧)	4.1	疲労亀裂の伝播特性に関するもの	鋼管*, 東大, 日立
	4.2	脆性亀裂の発生特性に関するもの	神鋼*, 阪大, NK, 石播
	4.3	脆性亀裂の伝播停止特性に関するもの	三菱*, 長大, NK, 鋼管, 新日鉄
5.	各種モデル化に基づく破壊力学解析の手順		日立*, 東大, 三菱
6. 破壊力学が応用できる設計法の例	6.1	外板および隔壁板の疲労破壊強度の検討	石播
	6.2	Car Carrier の Deck Beam End Bracket 損傷の検討	川重
	6.3	海洋構造物 HT 60 密接縫手の脆性破壊に対する安全性の評価	鋼管
	6.4	船艤タンク外板の振動による亀裂損傷の検討	住重
	6.5	タンカーの大骨の Snip End	日立
	6.6	木材運搬船の船側構造損傷の検討	三井
	6.7	就航時の Crack 対策 Manual の検討	三菱
7. 破壊力学解析の詳細 解析実例集	7.1	ダブルハル構造部の試計算	横国大, 鋼管
	7.2	サイドフレーム下端と内底板交差部のソフトウ周辺	日立
	7.3	外板とロンジ材との接合部にあるスカラップ周辺	住重
	7.4	外板とロンジ材との接合部周辺	三菱
	7.5	クロスティとサイドロンジ接合部周辺	石播
8. あとがき			東大, 三菱

*印はとりまとめ担当

4. 構造要素強度に関する基礎的研究

4.1 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

4.1.1 脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎試験（その1）

—混成型二重引張試験にもとづくクラックアレスターの性能評価—

4.1.1.1 目的

鋼材の脆性破壊伝播停止特性は昭和52年度¹⁾、53年度報告²⁾を通じてかなり明らかになった。すなわち鋼材の動的破壊靱性値が温度と亀裂速度に依存する固有の関数として定義づけられたことである。この事実を踏まえ、本年度は実在のそら入型クラックアレスターの性能を動力学的に評価するため、これをモデル化した混成型二重引張試験を一様温度条件下で行ない、アレスト判定の基準を確立することを目的とする。

4.1.1.2 試験内容および方法

混成型二重引張試験を行なう前に船体用鋼板の主体であるA級鋼およびアレスターとしてのE級鋼の動的破壊特性を調べるために温度勾配型二重引張試験を行なった（これをAシリーズ、Eシリーズと呼ぶ）。供試材はそれぞれ20mm板厚のKASおよびKENである。化学成分と機械的性質を表4.1.1.1に試験片形状を図4.1.1.1に示す。約30mm厚さのタブ板の長さを含めピン間距離を約3000mmとした。伝播部には油圧式400トン構造物試験機により一様応力を負荷せしめ、発生部を冷却してサブロードにより脆性亀裂を発生させた。

亀裂速度は図4.1.1.1に示したように30mm間隔に貼付したクラックゲージによって計測した。またG1～G4の位置の歪の変化ならびに荷重歪としてのG5の位置（ピン穴まわり）の歪の変化の様子を記録した。

次に混成型試験片は図4.1.1.2に示すように、A級鋼（KAS）とE級鋼（KEN）が伝播部入口から280mmの位置で電子ビーム溶接されている。（日本鋼管による）この試験片をAEシリーズと呼ぶことにする。電子ビーム溶接は通常の溶接法と異なり、溶接線に沿う高い残留応力の巾は狭く、かつ溶接線巾も狭い（約5mm）のでこれらの突入亀裂に対する影響はかなり少ないものと思われる。さらに残留応力を軽減するために約22kg/mm²の応力を予め負荷し、伝播部近傍の溶接線の余盛を削除しA級鋼あるいはE級鋼と同一の板厚とした。計測対象、位置、方法ともA、E両シリーズと同様である。ただしクラックゲージ位置のみ若干変更した。

4.1.1.3 試験結果

A、E両シリーズの結果を表4.1.1.2に示す。温度勾配は図4.1.1.3に示す2通りとした。初期応力 σ_0 はAシリーズでは3通り、Eシリーズでは4通りとした。表中の a_A 、 T_A は亀裂停止長さ、停止点の温度である。 K_c^A は静的近似法によるみかけの停止靱性値であり、 K_D^A は動的解析による停止靱性である。図4.1.1.4(a)、(b)にA、E両シリーズの亀裂伝播速度の変化を示す。Aシリーズでは伝播部入口の速度がほぼ等しいのに比べ、Eシリーズでは伝播部入口の速度の大きさ、その後の速度変化の様子にそれぞれ差が生じている。

AEシリーズの結果を表4.1.1.3に示す。設定温度は-10℃と-30℃の2通りとした。初期応力 σ_0 は-10℃では4通り、-30℃では3通りとした。亀裂がアレスター内で停止したものについては停止長さ a_A を記し、試験片を貫通したものについては G^0 を記入した。また伝播亀裂がアレスターに突入する直前の速度 \dot{a}_b 、直後の速度 \dot{a}_a を表記してある。AE-3は予荷重を加えすぎたため（25kg/mm²）試験片全面にリューダース帯が生じ問題が多いので同一条件にてAE-8を行なった。AE-7は初期応力が小さいためスターター内で停止したものである。亀裂伝播速度の変化を図4.1.1.5(a)～(f)に示す。図中には温度分布を点線で示してある。亀裂速度はアレスターに突入した時点で不連続的に落下し、あるものは停止に至り、あるものは再び速度が上昇しアレスターを貫通する。E級鋼のアレスターとしての役割がこの現象によっても立証されるであ

ろう。またアレストした試験片とそうでない試験片のアレスター突入後の破面にはかなり様相が異なっている。すなわち前者の破面はかなりシャリップが発達しており延性破壊に近い破壊形態をしているらしい。

4.1.1.4 解析および考察

前報同様、試験片を二次元弾性体とみなして以下の運動方程式を用いて伝播亀裂を解析した。

$$\begin{aligned}\ddot{u} &= c_1^2 u_{xx} + (c_1^2 - c_2^2) v_{xy} + c_2^2 u_{yy} \\ \ddot{v} &= c_2^2 v_{xx} + (c_1^2 - c_2^2) u_{xy} + c_1^2 v_{yy}\end{aligned}\quad (4.1.1.1)$$

ここで u, v は各々 x, y 方向の変位であり、たて波速度 c_1 、よこ波速度 c_2 は各々 5760 m/s , 3070 m/s である。なお A, E 両級鋼ともヤング率 $E = 20000 \text{ Kg/mm}^2$, ポアソン比 $\nu = 0.3$ を仮定した。(4.1.1.1) 式を二次元差分法を用いて解析した、メッシュサイズは $h = 10 \text{ mm}$ の正方形、時間メッシュは $\Delta t = 1 \mu \text{ sec}$ とした。解析する試験片寸法は主として直ゲージ測定線上までの部分的な解析を用いた。G 1 ~ G 4 に示す位置の測定歪の分布を境界条件として差分法の計算に入力した。A E シリーズの直 G 1 ~ G 4 の時間変化を図 4.1.1.6(a)~(f)に示す。図中の縦軸は初期歪 ϵ に対する割合、横軸はトリガーゲージが切断された後の経過時間である。図中にはアレスター突入時の時刻、亀裂停止時の時刻あるいは試験片貫通時の時刻をゲージ位置と切断時間の関係から推定して記してある。図 4.1.1.6(e)の破線はタブ板を含めた試験片全体を解析した場合の G 1 ~ G 4 の位置における歪の変化であり、実測歪(実線)とほぼ合っている。この場合の境界条件は荷重線上の応力を G 5 の歪の変化に合わせて一様に落下させたものである。

次に動的破壊靭性値 K_D と亀裂速度および温度との関連性を調べてみた。 K_D の算出法は前年度報告に準じている。A, E 両シリーズに対して 2 例ずつ図 4.1.1.7(a)~(d)に示す。図中には設定温度分布、亀裂速度および帶板に存在する中央亀裂に対して一様応力が遠方で作用する場合の静的 K 値 ($\sigma_0 \sqrt{2B \tan(\pi a/2B)}$) を併記してある。 K_D の算出に当っては大部分は歪分布を境界条件とした場合の計算結果を示してあるが A-4 については荷重落下を考慮した全体解析の結果を●印で表している。両解析による差はほとんどないと思われる。また E-3 については歪の計測が不可能であったため、定変位および定荷重の条件下での全体解析の結果を示している。いずれのケースについても言えることだが亀裂停止直前に K_D は K_s に漸近する傾向があるようである。図 4.1.1.8 は亀裂停止点における動的破壊靭性値 K_D^A と停止温度との関係を示したものである。□印は A シリーズの K_D^A , ■印は E シリーズの K_D^A を表わしている。図中には静的解釈による停止特性すなわち tangent form で表わされる K_c^A を A, E シリーズに対してそれぞれ○, ●印で表わしているが両シリーズに対して個々の関係が見い出せる。脆性亀裂の停止の見地からは E シリーズは A シリーズより $200 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ ほど高い靭性レベルを有するようである。次に前年度報告でも示したが K_D と温度、亀裂速度の関係を図 4.1.1.9(a), (b)に示す。それぞれ A, E シリーズの解析結果にもとづいて K_D が亀裂速度と温度に依存する; $K_D = f(a, T)$ と考え 各温度 (-60°C ~ $+10^\circ\text{C}$) に対して K_D と a の関係をプロットしたものである。特に A シリーズについては上述の関係の有無はデータ数も不足しているので明確ではないが温度による差は歴然としており、この靭性曲線を否定するものではないだろう。しかしながら低速度域および高速度域での様相は実験の困難さもあって依然不明であり、現在のところ推測の域を出ない。²⁾ 本実験で行なったような二重引張試験では脆性破壊は常にその一部を見せておりにすぎず理論面からも実験技術面からも今後の研究にまつところが多い。

以上のように図 4.1.1.9 で示した特性には問題が残るが、この曲線の存在に立脚して話を進めることにする。まず一様温度 (-10°C および -30°C) で実施した A E シリーズを差分法を用いて動的解析し、上述の靭性曲線に矛盾しないことを確かめようと思う。図 4.1.1.10(a)~(f)に動的破壊靭性値 K_D の亀裂進展に伴う変化を示す。図中には設定温度分布、亀裂速度および静的 K 値 ($\sigma_0 \sqrt{2B \tan(\pi a/2B)}$) も記してある。アレスター

内で停止した試験片は AE-1, 2 および 3 であり、いずれも -10°C の結果である。AE-3 については前述したように試験片全体にリードダース帯が生じたので同一条件にて実験 (AE-8) を行なったがこの場合、亀裂はアレスターを貫通している。従って AE-3 は力学的要因で亀裂が停止したというよりむしろ材料が変質しその動的特性が変化したと考えるべきであろう。さて AE-1 は亀裂がアレスターに突入した直後に停止したが AE-2 はアレスター内に 3.6 mm 突入した後停止している。E 級鋼板中で亀裂速度の減少に伴い K_D は逆に増加している。この傾向は動的破壊非性値曲線の低速度域への単純な延長線上を辿るものではなく新たなモデル；たとえばシャリップに着眼したモデルにより説明されねばならないが、これは後に考察することにしたい。アレスターを貫通した試験片については E 級鋼板中で脆性破壊（高速破壊）をひきおこし K_D と亀裂速度 \dot{a} の関係を再度プロットしたものである。○印および●印はそれぞれ A, E シリーズの結果に対応しており、○印、●印は AE シリーズにおける A 級鋼、E 級鋼に対応するものである。A 級鋼には若干のばらつきがあるが E 級鋼には図中に示した速度範囲で固有の曲線の存在が確認されるであろう。この範囲内では破面にはシャリップが少なく亀裂は脆性挙動を示すと考えてもよいだろう。しかしこの曲線を速度 0 までそのまま延長すること（一点鎖線）は物理的直觀から言っても妥当ではない。Battelle の報告³⁾によればこの曲線の形状は鋼種、温度によって異なるが高温域では亀裂速度の増加とともに非性値が減少している。元来脆性亀裂は板表面近傍のシャリップ形成に要するエネルギーと中央部の平面歪破壊に要するエネルギーを消費しながら進むものである。高速では歪速度の上昇に伴いシャリップが生じにくくなる反面、破面は荒れそれに要するエネルギーは大きいようであり、他方低速ではシャリップがかなり大きく延性破壊の度合が増していくようである。このような観察にもとづいた事実および Battelle の結果を考え合わせると動的破壊非性値曲線は低速度域が破線のように表わされ最小値 K_m を有する曲線と推測される。この場合、亀裂の停止条件は 2 通りあるであろう。1つは K_D が K_m 以下になる場合；これは系から亀裂先端へエネルギーを供給できなくなった状態、2つ目は左側の曲線（延性破壊を表わす）を辿る場合である。後者に相当する場合の条件は現在未知である。つまり一個の K_D に対して 2 種類の亀裂速度が求まり、どのような原因で突入してきた亀裂が延性破壊もしくは脆性破壊となるか不明である。試みに -10°C を例にとって AE-1, 2, 4, 8 の場合のアレスター突入時の非性値を $\sigma_0 \sqrt{230\pi}$ で与えてみる。図中には停止したものと貫通したものを記してある。AE-1 は $K_D < K_m$ の状態で停止したのであるが、AE-2 は左側の曲線を辿り停止、AE-4, 8 は右側の曲線を辿り貫通している。二重引張試験のような形状では多くの場合 driving force は亀裂の進展と共に上昇するから左側の曲線では停止、右側の曲線では高速度で伝播することになるのである。自下のところ延性破壊と脆性破壊を分つ原因是判明していないが今後、延性破壊を考慮した脆性伝播亀裂のアレスト判定条件を確立することが望まれる。

なお図中の KEN 鋼の停止非性値 K_D^A は図 4.1.1.8 から推定したものであるが、前述のアレスト判定が可能であることを示唆しているものの、現段階ではアレスト長さを推測できるまでには到ってはいない。同様なアレスト判定は静的な解釈によっても可能である。図 4.1.1.12(a), (b) は -10°C および -30°C における静的 K 値と KEN 鋼の停止非性値 K_c^A との関係によりアレスト判定したものである。 K_c^A は図 4.1.1.8 から推定したものである。亀裂が停止したものについてはその停止位置を示し、貫通したものについては GO を記してある。初期応力 $\sigma_0 = 12 \text{ kg/mm}^2$ の場合を除いてほぼ満足できる結果になっているが、従来より標準サイズ二重引張試験程度の亀裂長さでは静的解釈の有効性が示されており、より一般的な場合たとえば長大亀裂に対しては充分説明しえないものであろう。

4.1.1.5 まとめ

A ならびに E 級鋼を供試した温度勾配型二重引張試験および混成型二重引張試験を行なったところ以下の諸

点が判明した。

- (1) A および E 級鋼において、それぞれ停止靱性と温度の関係ならびに動的破壊靱性値と亀裂速度、温度との固有の関係が見い出された。
- (2) A E シリーズの結果、亀裂がアレスター内で停止したものはかなり大きなシャリップを生じていたが、アレスターを貫通したもののはシャリップは少なく脆性で伝播していた。
- (3) 動的破壊靱性値曲線は最小値 K_m を有する曲線を構成しており、最小値に相当する速度以下では破壊は延性を呈し、逆にそれ以上では脆性を示すことが判明した。
- (4) 短い亀裂長さでは静的近似法によるアレスト判定が確実可能である。

参考文献

- 1) 船体構造の破壊管理制御設計に関する研究、日本造船研究協会第169研究部会報告書（1978）
- 2) 船体構造の破壊管理制御設計に関する研究、日本造船研究協会第169研究部会報告書（1979）
- 3) Hoagland, R. G. et al ; ASTM STP 627 (1977)

表 4.1.1.1 化学成分と機械的性質

鋼種	化 学 成 分 (%)					機 械 的 性 質		
	C	Si	Mn	P	S	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	伸び(%)
KAS	0.16	0.23	0.73	0.022	0.004	30	47	29
KEN	0.11	0.23	1.11	0.020	0.003	32	46	33

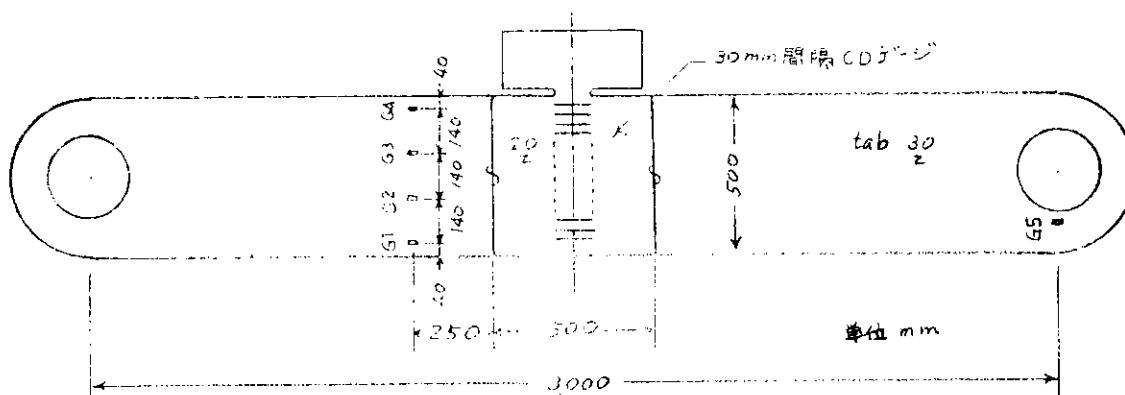


図 4.1.1.1 試験片形状およびゲージ位置

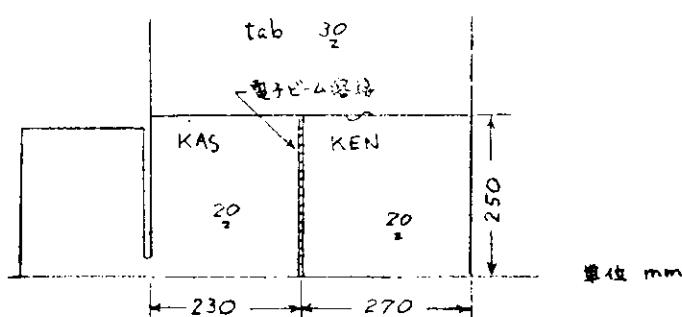


図 4.1.1.2 A E シリーズの試験片形状

表 4.1.1.2 A および E シリーズの結果

試験片	温度勾配	初期応力 σ_0 (kg/mm^2)	停止長さ a_A (mm)	停止温度 T_A (°C)	K_C^A * ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)	K_D^A ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)
A - 1	I	1.2	446	29	917	700
A - 2	I	1.0	366	15	473	530
A - 3	I	8	367	12	380	304
A - 4	II	8	292	6	289	318
E - 1	I	1.2	319	1	475	470
E - 2	I	1.6	371	16	772	862
E - 3	I	1.4	360	13	645	640
E - 4	I	1.0	298	-6	369	348

$$* \quad \sigma_0 \sqrt{2B \tan(\pi a_A / 2B)} \quad B = 500 \text{ mm}$$

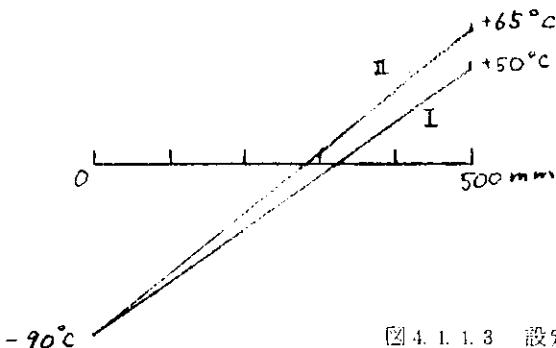


図 4.1.1.3 設定温度分布

表 4.1.1.3 A, E シリーズの結果

試験片	温 度 T (°C)	初期応力 σ_0 (kg/mm^2)	停止長さ a_A (mm)	$a_A = 230$ (mm)	突入直前速度 a_b (m/s)	突入直後速度 a_a (m/s)	備 考
AE - 1	-10	1.0	240	10	470		
AE - 2	-10	1.2	266	36	602	235	
AE - 3	-10	1.4	350	120	620	400	予荷重過大
AE - 4	-10	1.6	GO		799	503	計測ミス
AE - 5	-30	1.0	GO				
AE - 6	-30	8	GO		670	445	
AE - 7	-30	6	80				発生直後停止
AE - 8	-10	1.4	GO		763	600	

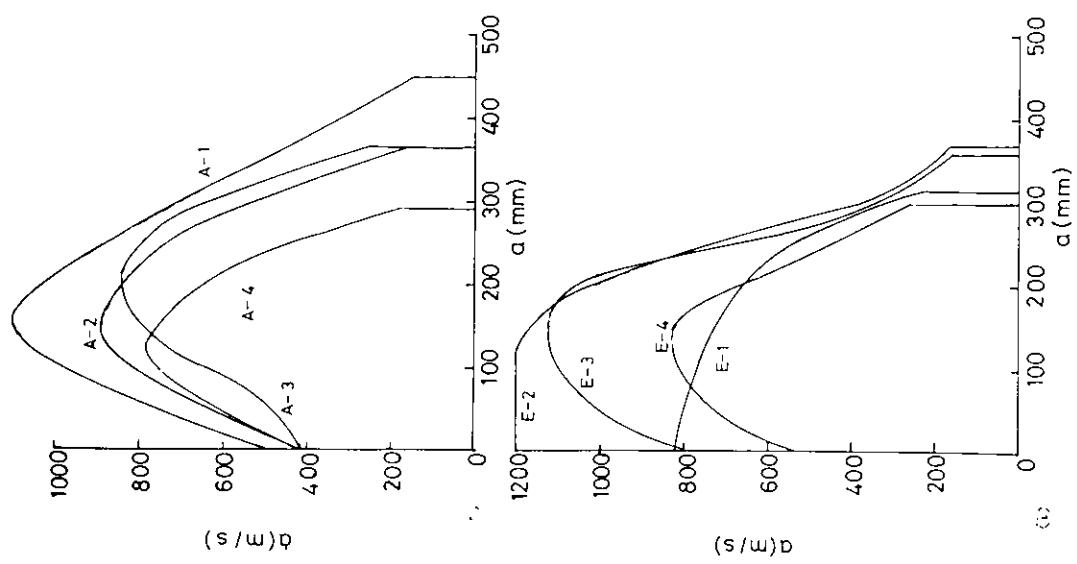


図 4.1.1.4 剥離速度の変化

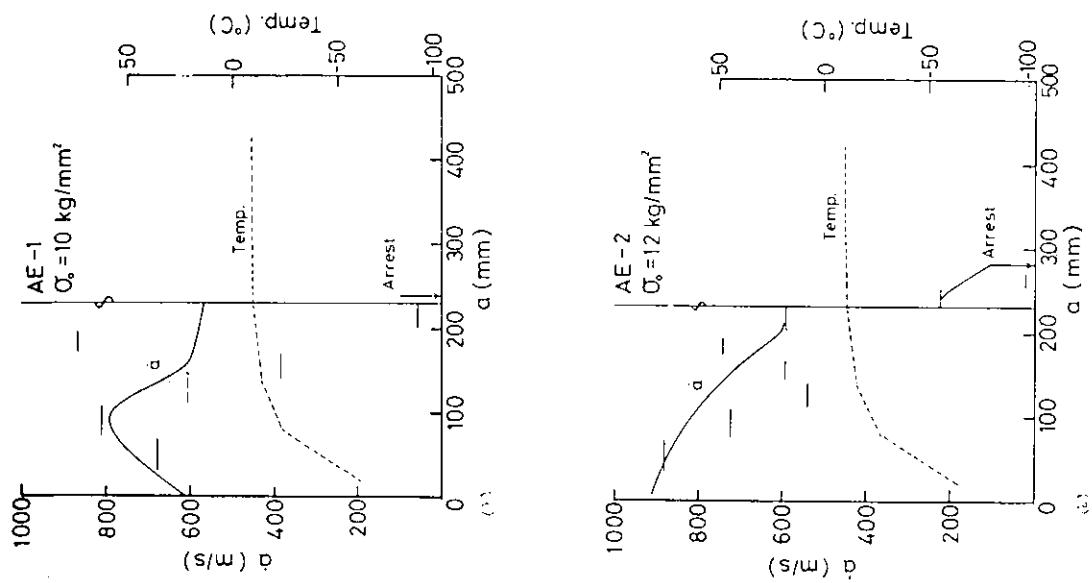


図 4.1.1.5 剥離速度の変化および温度分布

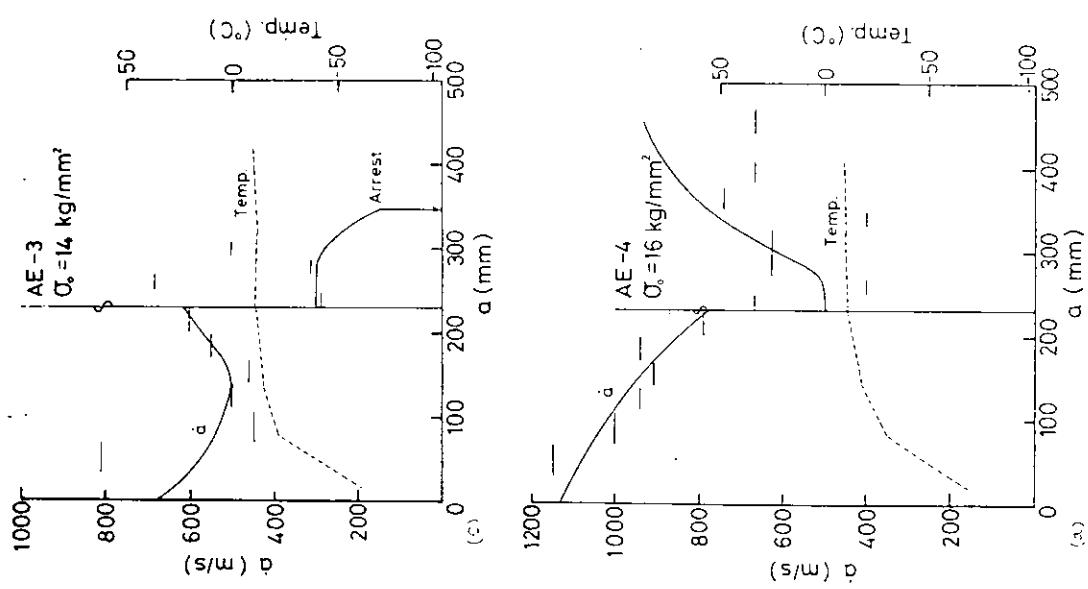


図 4.1.1.5 破裂強度の変化および品厚分布

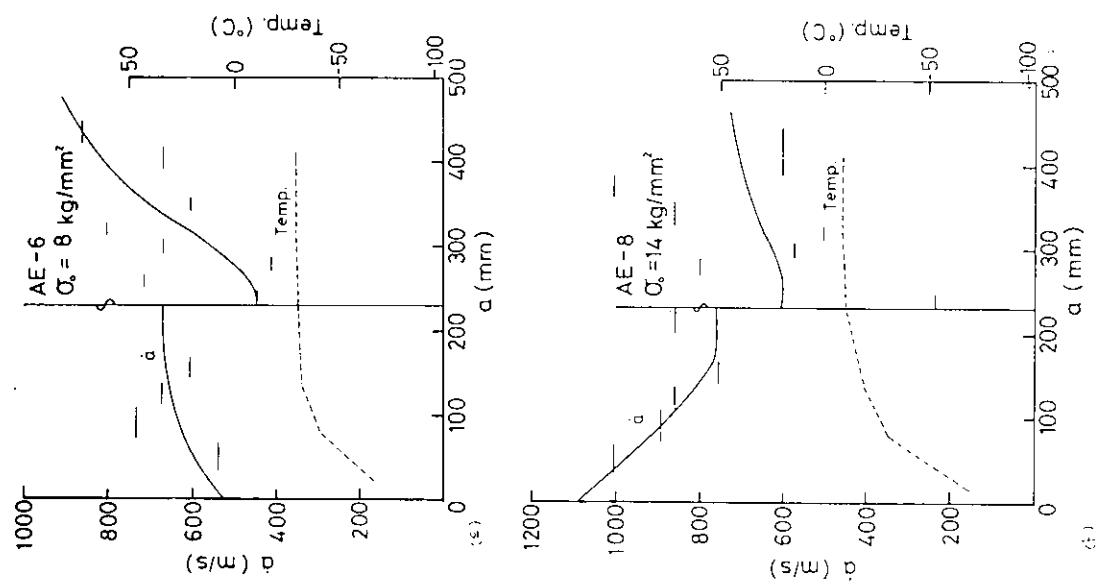


図 4.1.1.6 破裂速度の変化および品厚分布

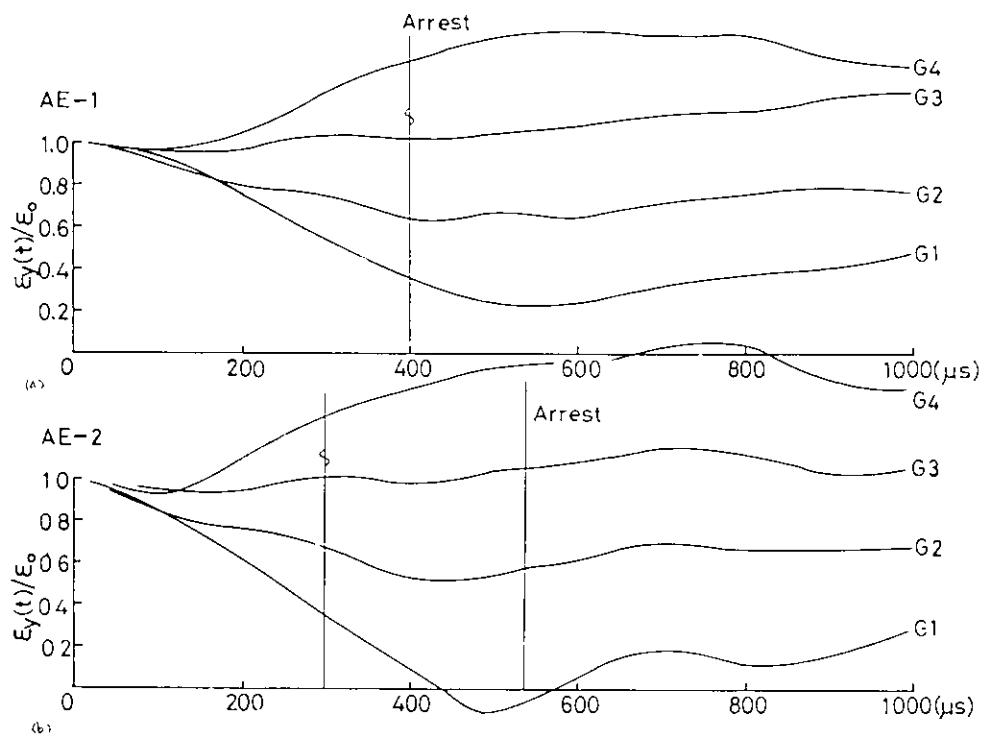


図 4. 1. 1. 6 離の時間変化

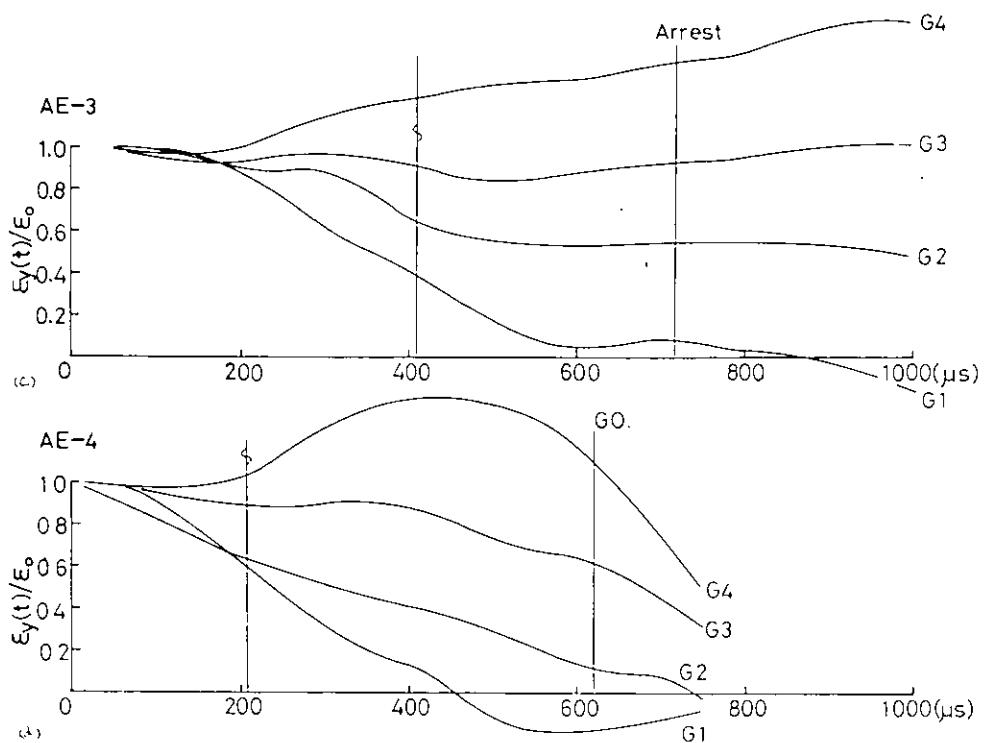


図 4. 1. 1. 6 離の時間変化

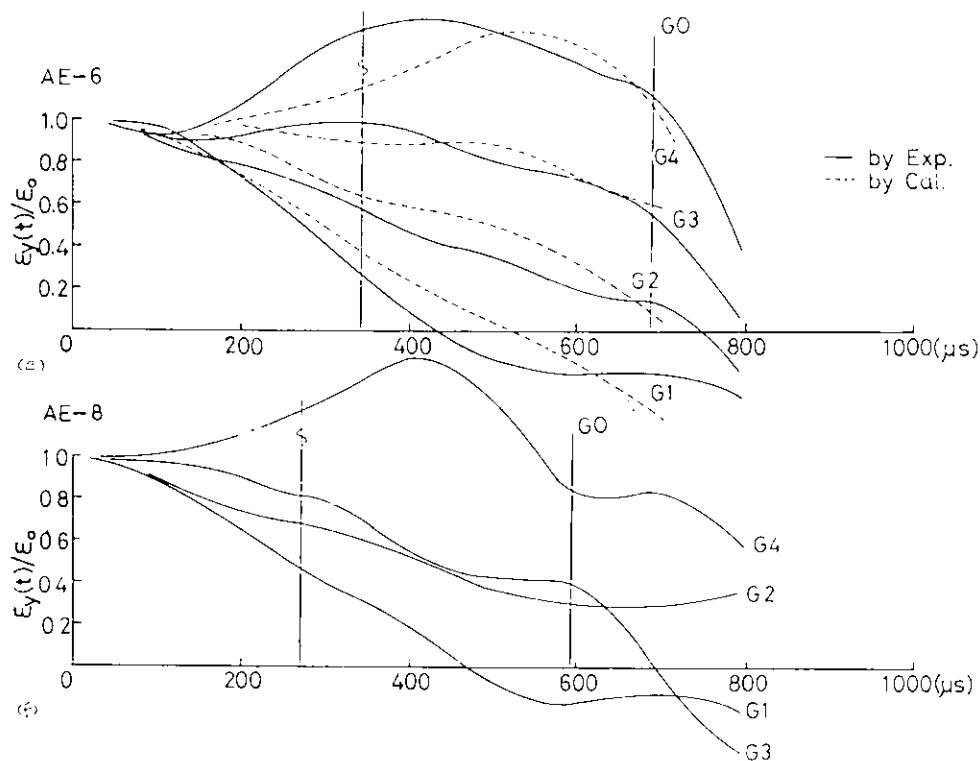


図 4.1.1-6 張の時間変化

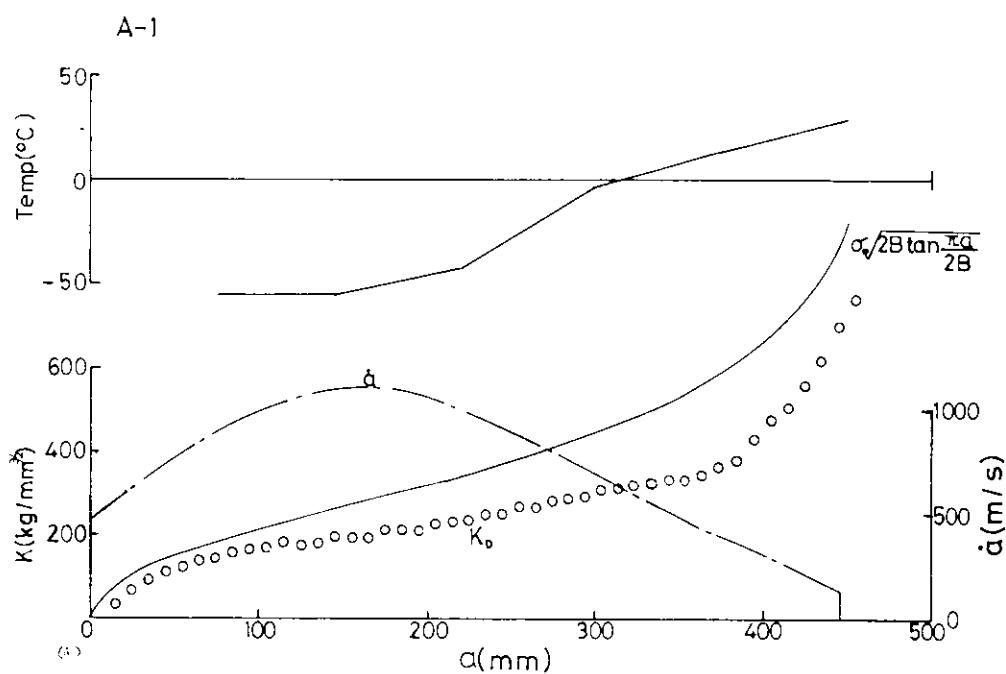


図 4.1.1-7 動的破壊靭性値と亀裂速度の変化および温度分布

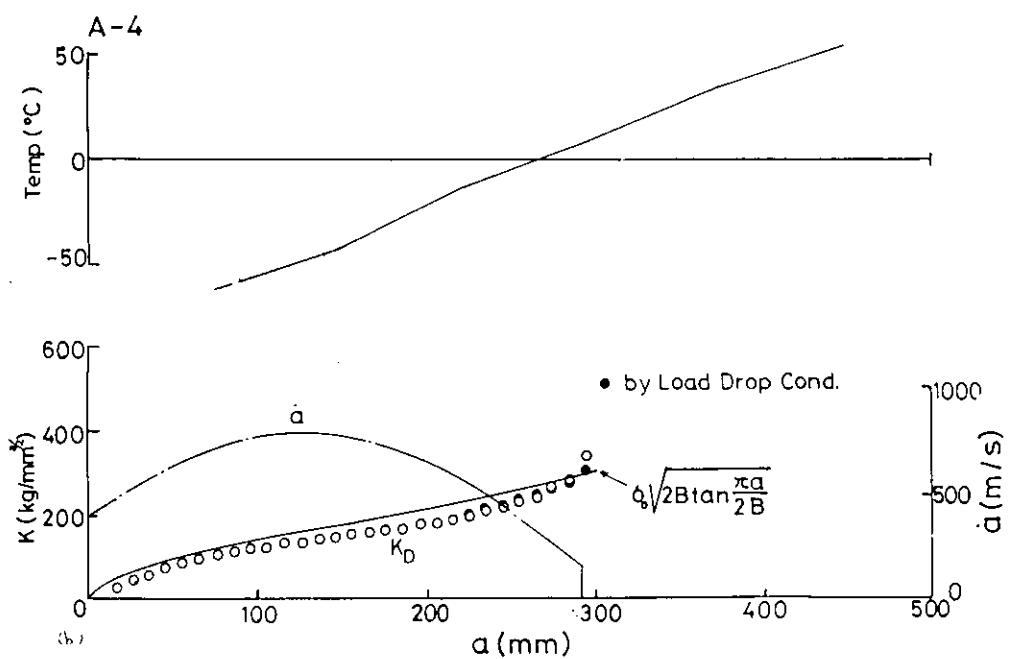


図 4.1.1.7 動的破壊非性値と亀裂速度の変化および温度分布

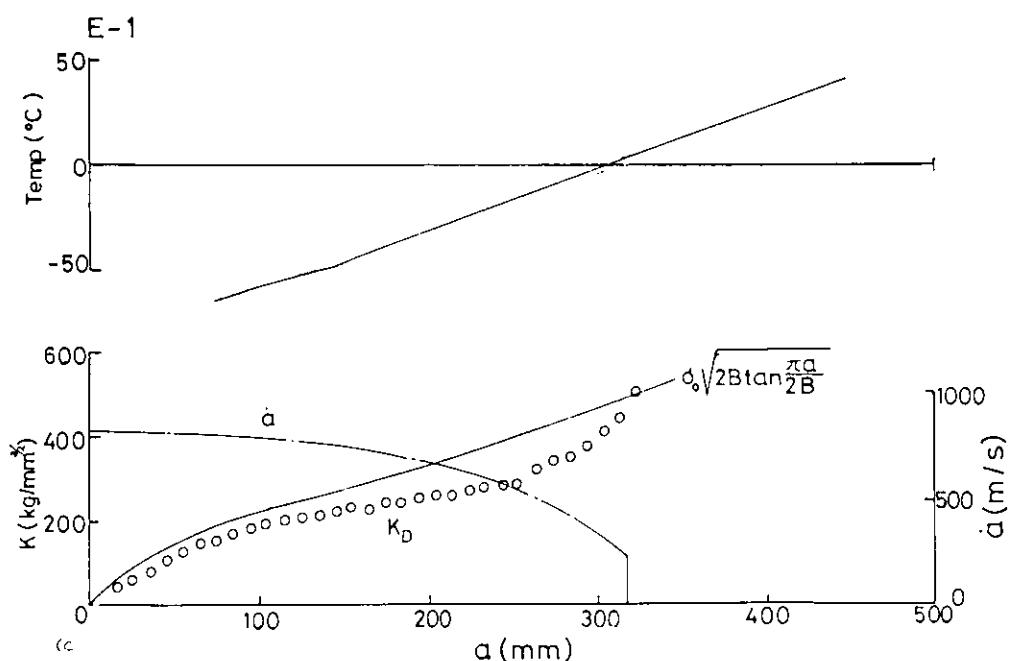


図 4.1.1.7 動的破壊非性値と亀裂速度の変化および温度分布

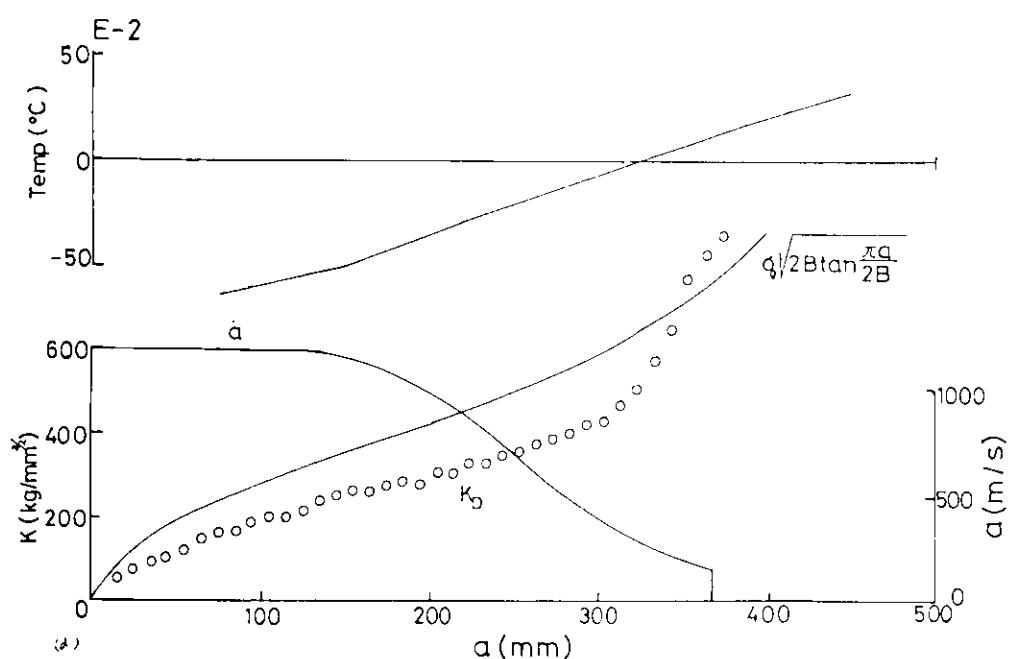


図 4.1.1.7 動的破壊非性値と角張速度の変化および温度分布

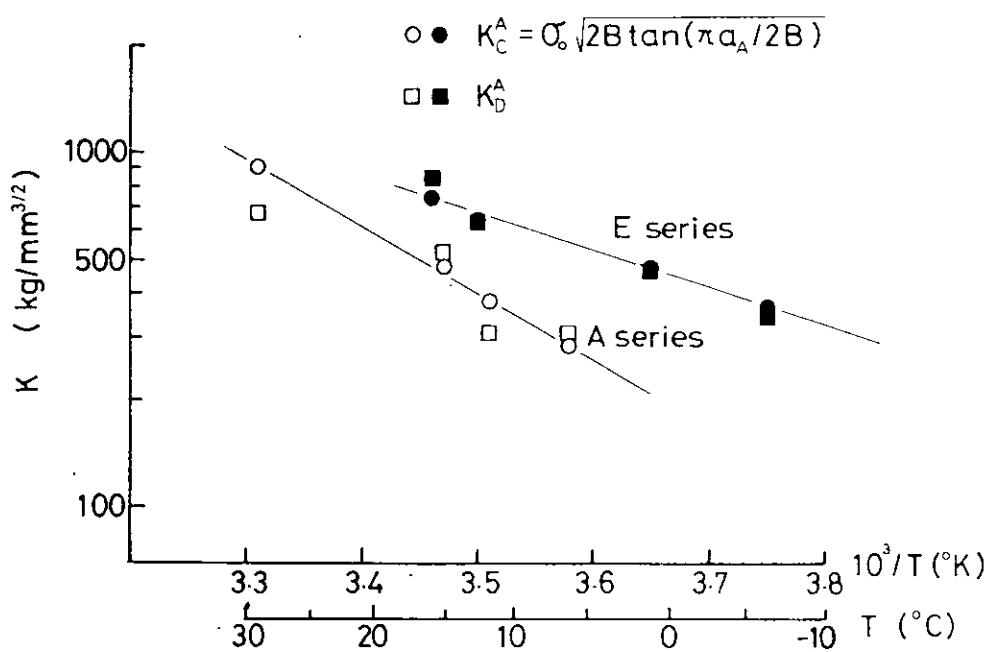


図 4.1.1.8 停止非性と温度の関係

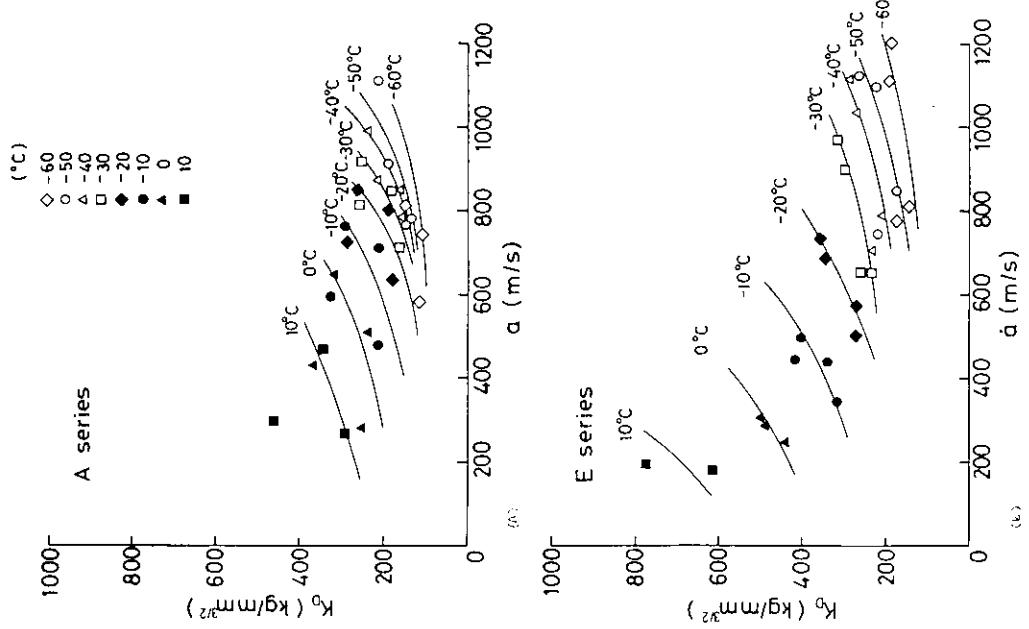


圖 4.1.1.9 動的破壞韌性值曲線

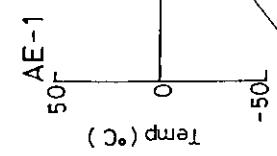


圖 4.1.1.10 動的破壞韌性值與裂變速度 v 及 α 之關係

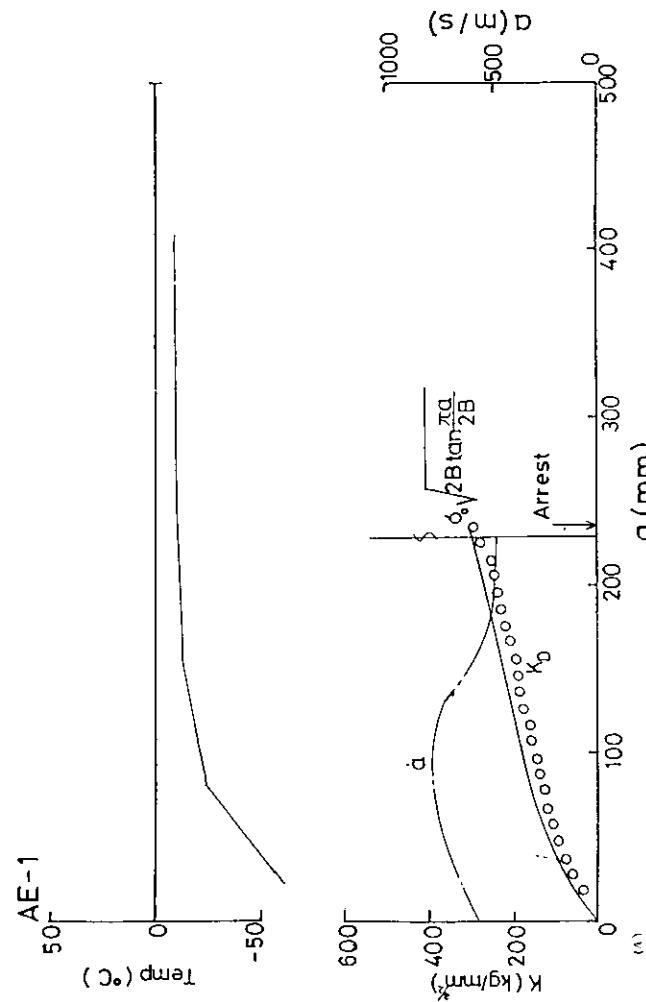


圖 4.1.1.10 動的破壞韌性值與裂變速度 v 及 α 之關係

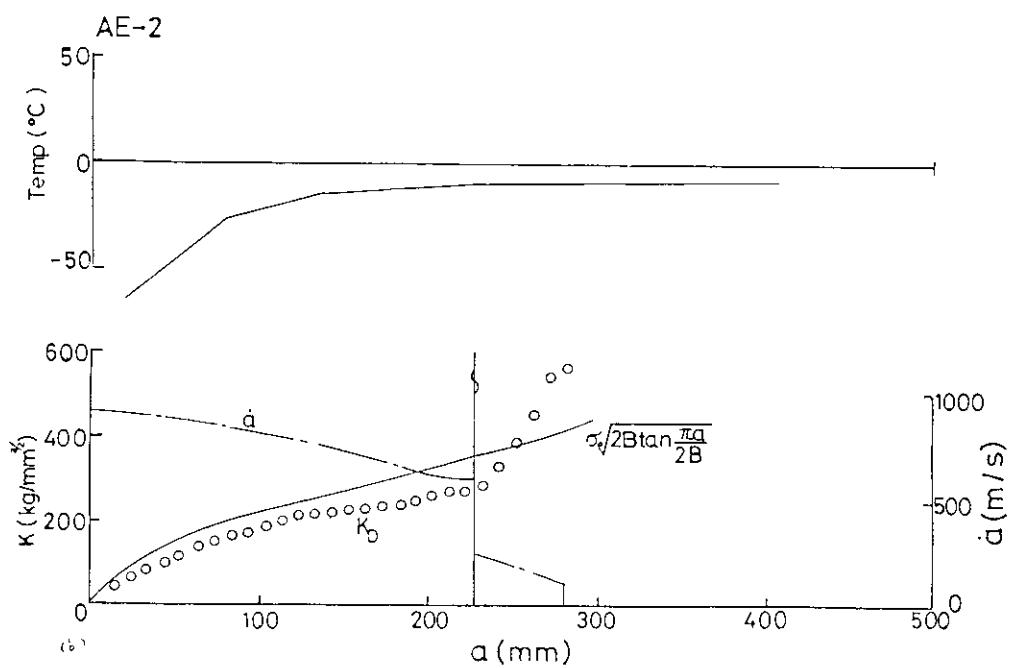


図 4. 1. 1. 10 動的破壊非性値と亀裂速度および温度分布

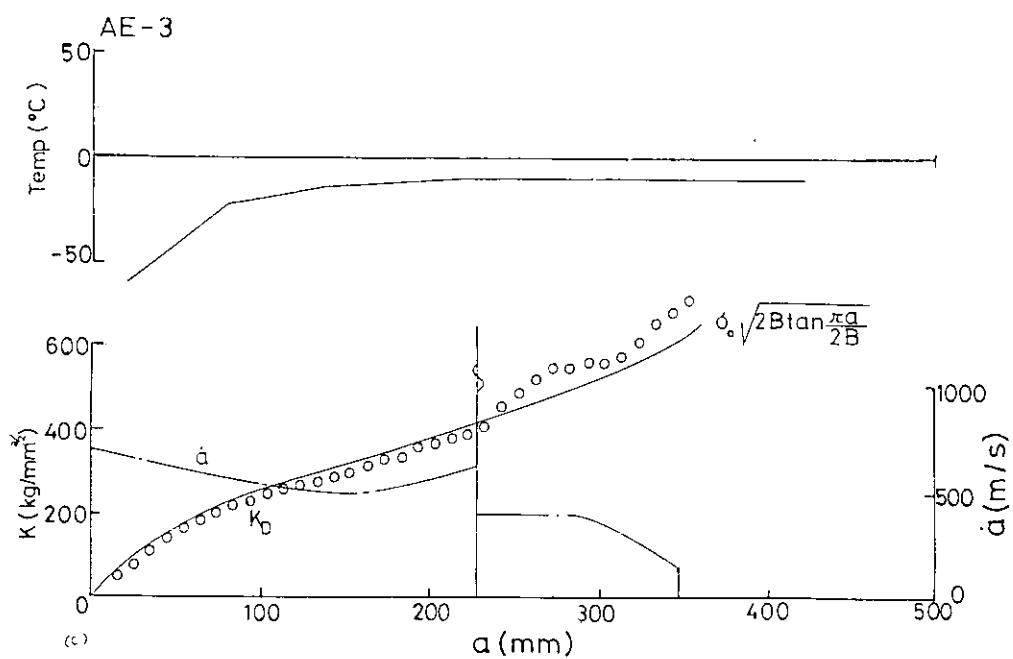


図 4. 1. 1. 10 動的破壊非性値と亀裂速度および温度分布

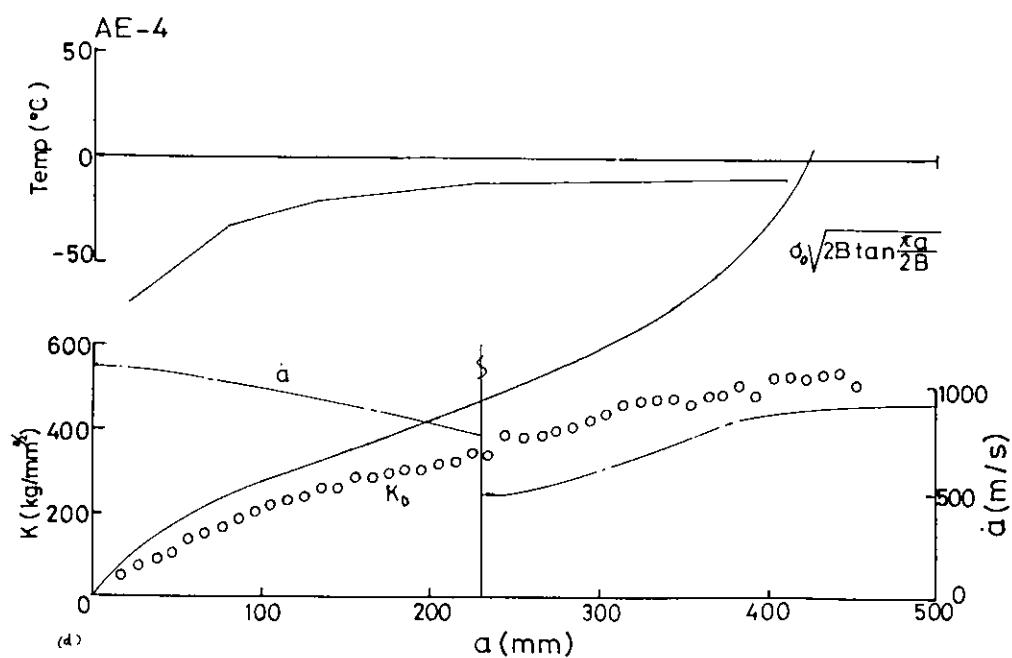


図 4.1.1.10 動的破壊非性値と亀裂速度および温度分布

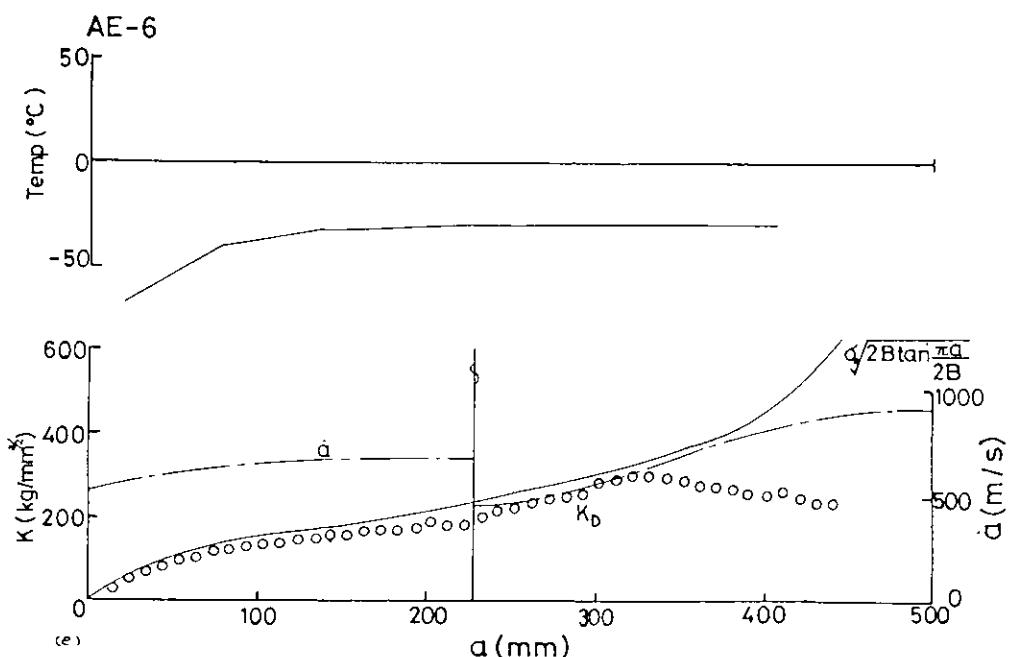


図 4.1.1.10 動的破壊非性値と亀裂速度および温度分布

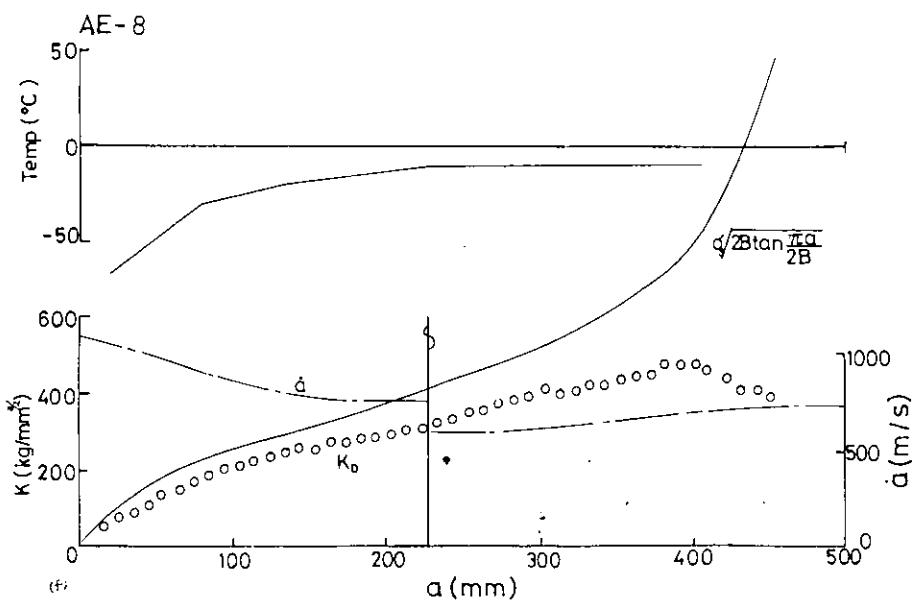


図 4.1.1.10 動的破壊革性値と亀裂速度および温度分布

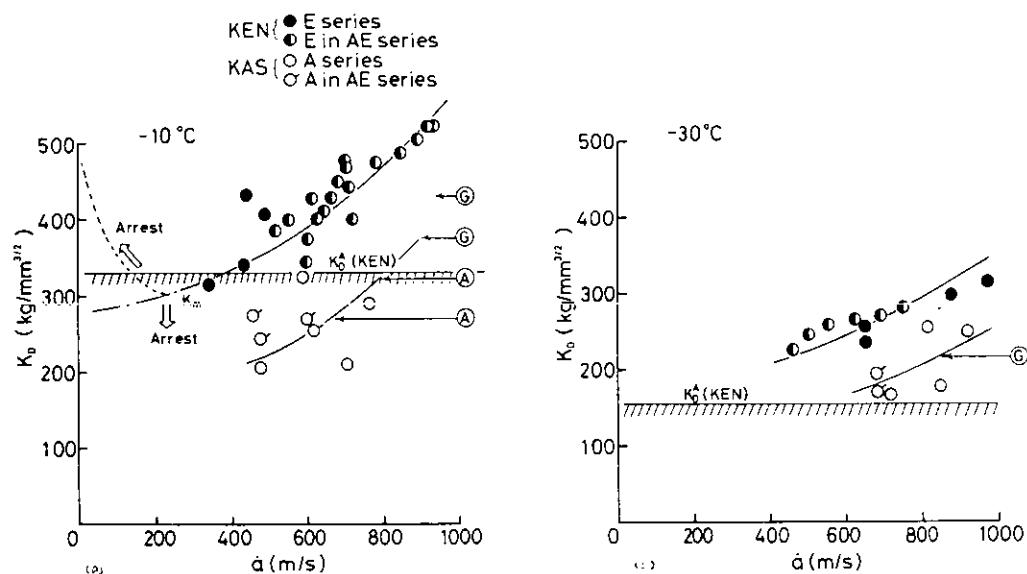


図 4.1.1.11 動的破壊革性値 K_D と亀裂速度の関係

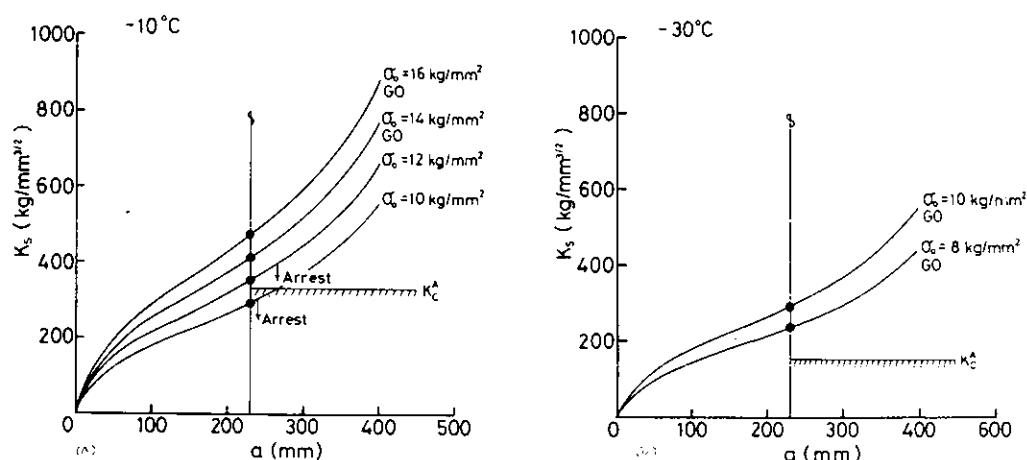


図 4.1.1.12 静的応力拡大係数 K_s と亀裂長さの関係

4.1.2 脆性不安定亜裂伝播停止機構解明に関する基礎試験（その2）

— PMMA材の各種アレスターによる停止試験 —

4.1.2.1 目的

クラックアレスターとは、き裂が進展しようとする力より大きな材料の抵抗力を何らかの方法で実現させ、き裂を停止させようとするものであり、船体構造ではかなり以前から経験的知見をもとに、実際に用なわれているものであり、大別して以下の4種に分類できる。

- [1] 伝播き裂の進展力を減少により、停止させるもの。
- [2] 高韌性の材料を配し、突入するき裂を停止させるもの。
- [3] き裂進展力を減少と、材料の抵抗力の増大を同時に実現するもの。
- [4] 継手の一体性、連続性を小さくすることにより、一方を伝播してきたき裂が、他方に継続伝播しないようにするもの。

これらの方法は既に1960年代、多くの研究者^(1~6)により、静的取扱いでのアレスターの有効性が確認されているが、ここでは、Shadow pattern法(Caustic法)による動的取扱いにより、その有効性を再確認しようというものである。具体的にはpatchをつけたり、stiffenerを設けたり、或いは円孔をあけたりして、いわゆる伝播するき裂の進展力を減少させることを目的とした種々のアレスターの実験を行ない、これまで行なった停止試験での動的破壊停止韌性値 $K_D^A = 2.5 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ ($K_D \sim v$ 関係の最小値 K_m に相当するもの)が、 K_s とほぼ等置できるか否かを調べる為、アレスターにより生ずる K_s の最小値が、 K_m より高い場合、低い場合をあらかじめ設定した実験を行なう。

4.1.2.2 供試材及び試験片

用いたPMMAは、DTシリーズ(昭和53年度)⁽⁷⁾で用いたものと同一材料であり、従って機械的性質及び諸波速度は、表4.1.2.1のようになる。ここで、密度は $\rho = 1.19 \text{ gr/cm}^3$

表4.1.2.1 供試PMMA材の機械的性質と諸波速度

歪速度 $\dot{\epsilon}$	ボアソン比 ν	ヤング率 E	引張強さ σ_H	破壊韌性値 K_c	bar wave 速度 C_0	縦波 C_1	横波 C_2
$5.0 \times 10^{-5} \text{ 1/s}$	0.38	30.6 Kg/mm^2	5.11 Kg/mm^2	$4.72 \text{ Kg/mm}^{3/2}$	1587 m/s	2172 m/s	955 m/s

試験片形状は図4.1.2.1に示すようにバッチャタイプ、スチフナタイプ及び円孔タイプとし、円孔の位置が2通りある。バッチャタイプは、 $30 \times 40 \times 10 \text{ mm}^3$ の平板を試験片両面に貼付したもの、スチフナタイプは、 $40 \times 52.0 \times 10 \text{ mm}^3$ の平板を両面に接着、円孔タイプは、 $60 \phi \text{ mm}$ の円孔を中心線に対称に設けたものである。

4.1.2.3 実験装置及び実験手順

用いた高速度カメラは、DTシリーズと同様、Cranz-Selardinカメラ(8駒)であり、実験装置の配置関係も同様で、従って、用いた校正曲線も同様である。

実験手順として、あらかじめ定変位条件下でき裂を静的に進展させていったときの K_s を、四辺形入節点アイソパラメトリック有限要素法によるJ積分から換算して算出し、アレスターによる K_s の最小値が、 $K_m = 2.5 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ よりも小さい値をとるようにすると、大半は停止し、逆に大きいと必ず貫通するであろうとの予測をたてて行なった。図4.1.2.2はその説明図である。

4.1.2.4 実験結果

表4.1.2.2に、各種アレスターによる実験結果を示す。図4.1.2.3～4.1.2.5にそれぞれのタイプの高速度カメラ撮影例を示す。その速度結果は、図4.1.2.6～4.1.2.10に示す通りである。速度は、DTシリーズ同様、銀ペイントと高速度カメラの両方から得られ、両者は良好な一致をみている。DTシリーズにおける停止試験

では、なだらかな応力勾配のため、次第に減速して停止するに到ったが、本 SAA シリーズにおいては、種々のアレスターによる急激な応力変化により、速度も急激に変化して、停止に到る挙動を示しているのが特徴的である。

4.1.2.5 解析及び考察

解析結果は、図 4.1.2.6～4.1.2.10 に示す通りである。 K_s は前述のように有限要素法で、J 値から換算されたものであり、この値は、変位から求めた K_s の値とも非常に良く一致した。一方、Shadow pattern 法によって求められた K_D (Exp) は、伝播中、常に K_s よりも低い 70% 内外の値をとっている。DT シリーズでも伝播初期の段階では、この程度の値であった。しかし、停止挙動についてみると、これまでの DCB, SEN, DT シリーズでは、 K_s を越えるような形で停止していたのに比べ、SAA シリーズでは、必ずしもそうではない。これは、バッヂ及びスチフナタイプでは、板厚部の K_s 値の評価が必ずしも十分でない為と、 K_D (Exp) に関しては、主板とバッヂ及びスチフナ間の接着技術の問題とその評価がむずかしい点があげられる。又、円孔タイプでは、き裂進展が必ずしも対称的に直進するのではなく、円孔付近で多少でも上下にずれたき裂が、そのまま円孔に突入してしまい、Caustic の評価が十分でない点が考えられる。最後に、アレスト後の時間経過による K_d 値の振動現象も考えられる。以上述べたような理由から、 K_D^A は、これまでの停止試験結果より低目の値をとったものと解釈される。

いずれにせよ、図 4.1.2.6～4.1.2.10 で説明したように、 K_s の最小値を K_m よりも低くとったものは、図 4.1.2.7～4.1.2.9 のように、ほど停止しているとみてよく、逆に K_s の最小値が K_m よりも高い図 4.1.2.10 のような例では、停止せずに貫通してしまったことから判断して、 K_m がアレスト条件を規定する材料定数であることをアレスター付試験で確認したといえよう。

又、SAA シリーズの K_D (Exp)～v 関係は、図 4.1.2.11 のように、ほど DT シリーズの幅内に収まっており、同一材料による K_D ～v 関係が、DCB, SEN の場合と同様、幅を持たせた形で表わすことができた。

4.1.2.6 まとめ

DT 試験の SPL 試験片をベースにした各種アレスターによる停止試験を行なった結果は、以下の様にまとめる事ができる。

- [1] K_D (Exp)～v 関係は、DT シリーズの K_D ～v 関係のバンド内に收まり、従って、試験片形状によらない同一材料によって定義できる K_D ～v 関係が幅を有する形で存在する。
- [2] K_D ～v 関係における最小値 K_m (= K_D^A) 値が材料定数であり、種々のアレスター付実験でアレスター部の K_s が K_m より高ければ、き裂は貫通し、逆に低いと停止した。これは、 K_m が動的概念に基づいた設計基準になる可能性を示唆している。

参考文献

- [1] 吉識雅夫・金沢武・町田進：日本造船学会論文集、第113号（昭38） pp125
- [2] 金沢武・町田進・的場正明：“ 第115号（昭39） pp 78
- [3] 金沢武・町田進・大八木正広：“ 第121号（昭42） pp225
- [4] 金沢武 外4名：“ 第116号（昭39） pp124
- [5] 金沢武・町田進・土井均：“ 第124号（昭43） pp321
- [6] 町田進・青木満：“ 第131号（昭47） pp367
- [7] 船体構造の破壊管理制御設計に関する研究：日本造船研究協会、第169研究部会報告書（1979）

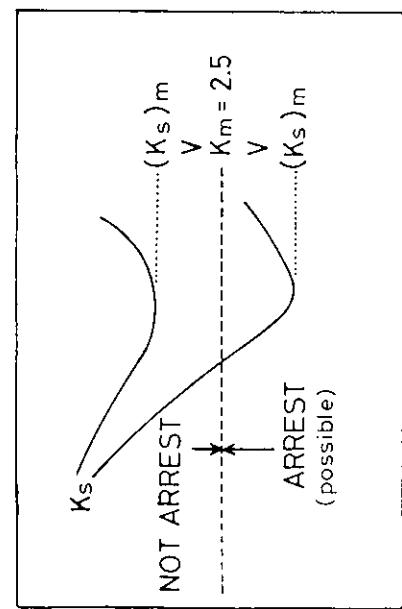


図 4.1.2.2 停止する場合としない場合の説明図

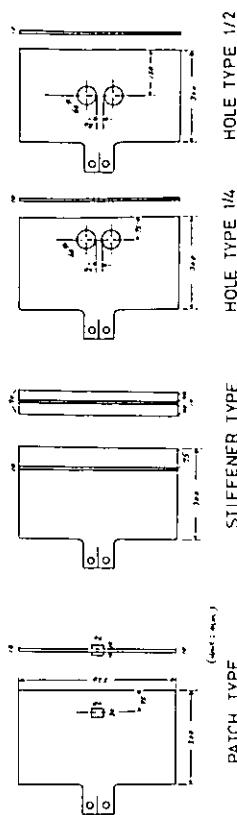
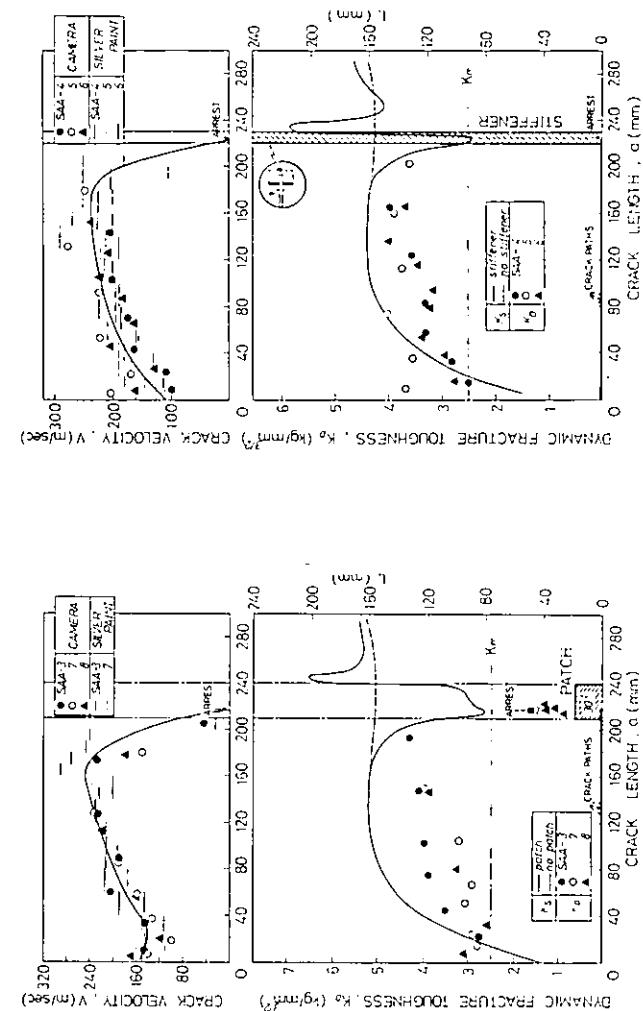


図 4.1.2.1 各種アレスター型の試験片形状



[図 4.1.2.6] $a \in K_s$, K_d (E_{xp}) 及び v の関係(ハッチ型) $a \in K_s$, K_d (E_{xp}) 及び v の関係(スザンナ型)

[図 4.1.2.7]

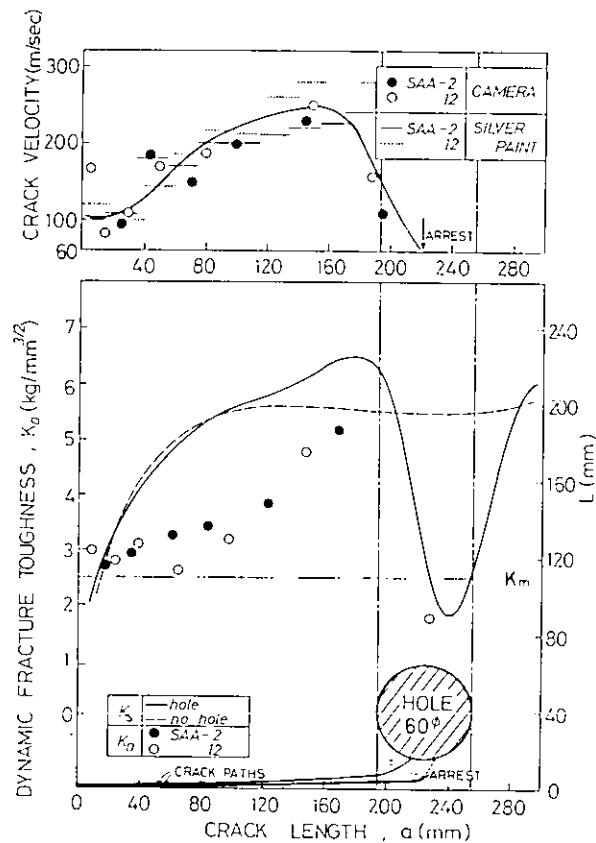


図 4.1.2.8

a と K_s , K_D (Exp) 及び v の関係 ($1/4$ 円孔型)

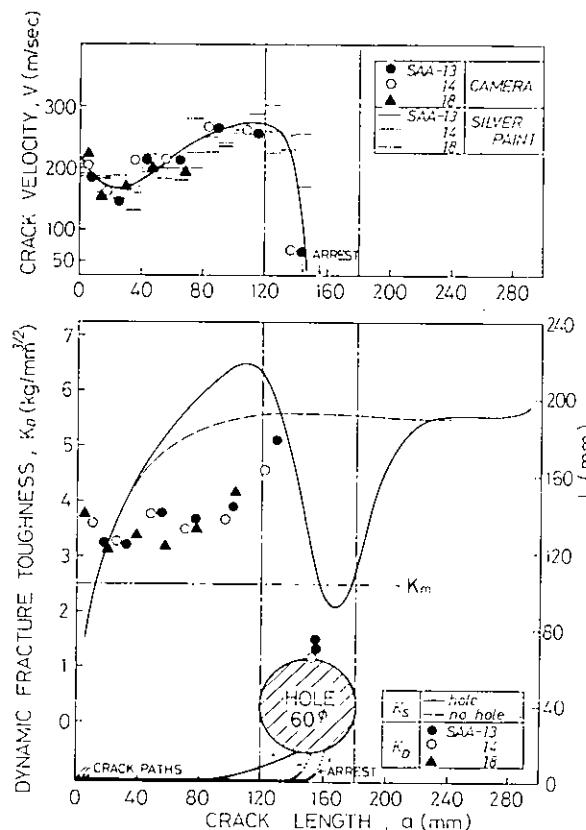


図 4.1.2.9

a と K_s , K_D (Exp) 及び v の関係 ($1/2$ 円孔型)

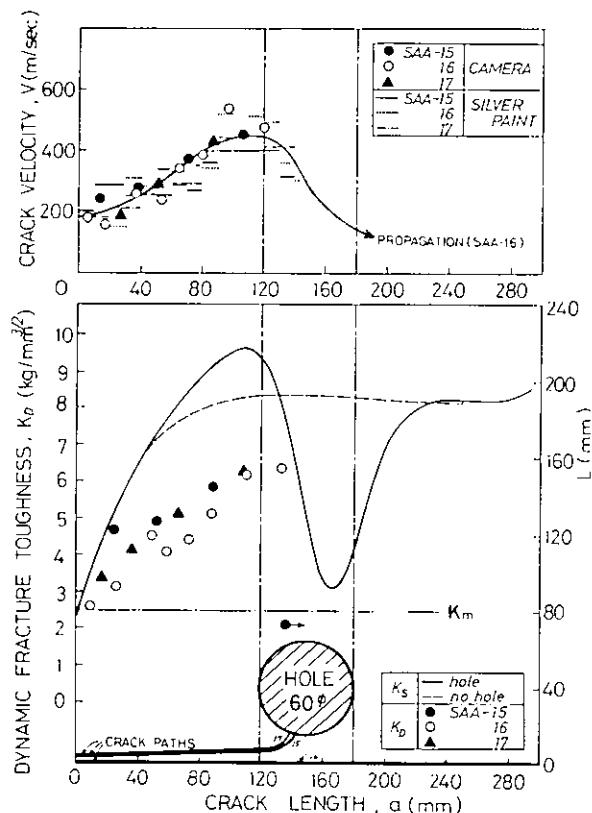


図 4.1.2.10

a と K_s , K_D (Exp) 及び v の関係 ($1/2$ 円孔型)

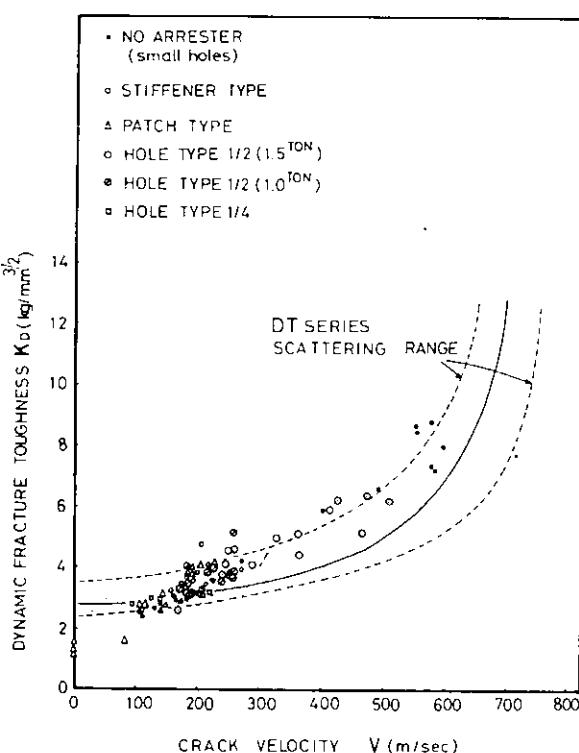
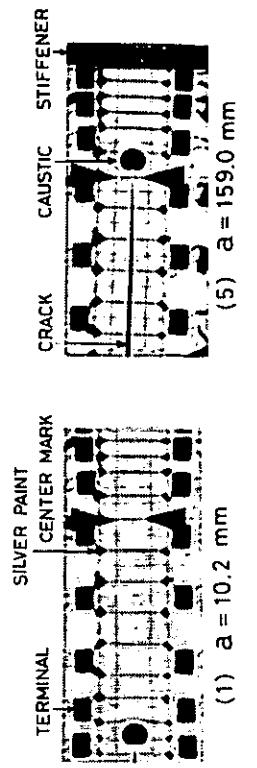
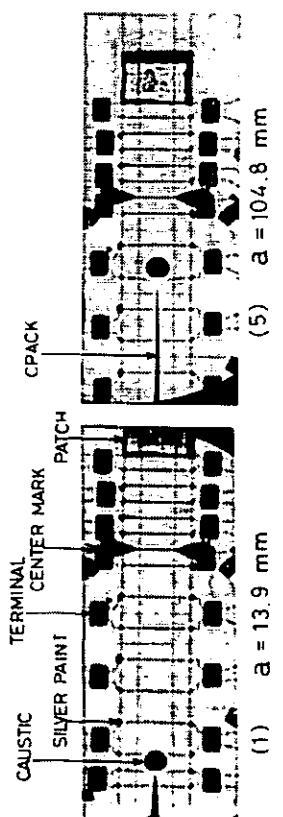


図 4.1.2.11 $K_D \sim v$ 関係 (斜線部組, DT シリーズ)

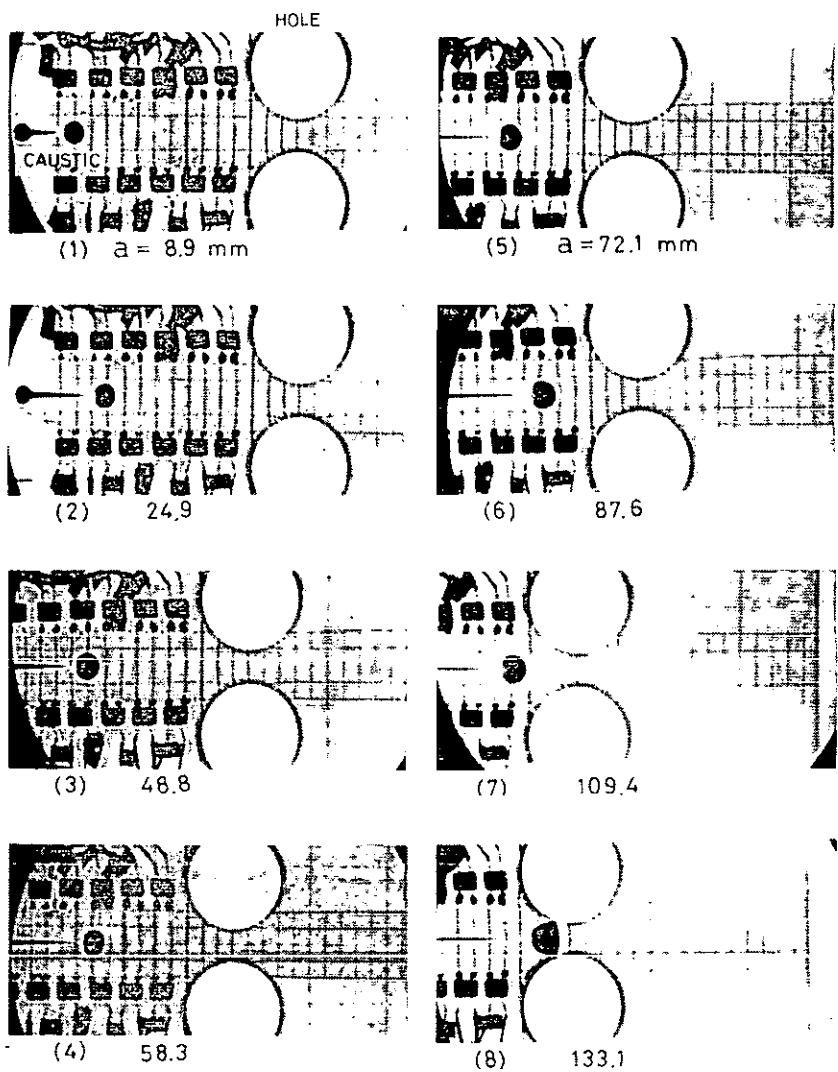


PATCH TYPE ($\sigma_0 = 33.3 \text{ kg/cm}^2$, SAA-7)

図 4. 1. 2. 3

STIFFENER TYPE ($\sigma_0 = 33.3 \text{ kg/cm}^2$, SAA-5)

図 4. 1. 2. 4



1/2 HOLE TYPE ($\sigma_0 = 50.0 \text{ kg/cm}^2$, SAA -16)

Fig. 4. 1, 2, 5

4.1.3 多点負荷型超広幅二重引張試験

4.1.3.1 目的

従来、脆性破壊、不安定延性破壊などの高速のき裂伝播および伝播停止現象は、準静的取扱いによる解析手法によって、材料の伝播中の抵抗値あるいは伝播停止抵抗値が求められ、多くの場合、これらの値が鋼材に対する延非性要求値として規格などに取り入れられてきた。しかしながら準静的解析手法が妥当か否かは、現在までのところ学問的に未解決の問題である。

これらの理由から、原子力圧力容器の脆性破壊、パイプラインの不安定延性破壊などに関する伝播阻止の問題を動的に解こうとする研究が、近年米国、日本などで活発に行なわれはじめた。これまでのいくつかの動的解析による研究結果は、従来の準静解から得られる非性値が根本的に検討し直される必要があることを示唆している^{1),2)}。

本研究ではこれらの背景をふまえたりえで、船体構造のFracture Control Systemづくりの一環という観点から、高速長大きき裂の伝播および伝播停止挙動の把握をその目的として、伝播部長さ1000mm～3000mmの試験片を用いた多点負荷型超広幅二重引張試験（以下超広幅試験と称す）という試験法を開発し、得られた実験結果に対し差分法による動的解析を試みた。

供試材は、板厚20mmのKAS鋼とKEN鋼である。化学成分と機械的性質を表4.1.3.1に示す。実験に際しては、試験機能の制約によりき裂伝播部を5mmまで減厚した。

4.1.3.2 標準型二重引張試験

超広幅試験に先立ち、伝播部長さが500mmの標準型二重引張試験（以下標準型試験と称す）を実施した。図4.1.3.1に標準型試験要領を示す。

き裂速度ゲージの1枚目をトリガーとして、高速現象装置によりき裂速度、荷重変化、ひずみ変化を記録した。き裂速度は長さ90mmのひずみゲージによるゲージ切断法によって求め、ひずみ変化は1軸ゲージにより荷重方向のひずみを、荷重変化は2軸ゲージをタブの両面に貼付し4ゲージ法によって測定した。

試験は

K A S 鋼	勾配温度条件 (A A シリーズ) ……	7 体
	一様温度条件 (A P シリーズ) ……	4 体
K E N 鋼	勾配温度条件 (E A シリーズ) ……	5 体
	一様温度条件 (E P シリーズ) ……	2 体

の計18体を実施した。図4.1.3.2に試験片の温度分布を示す。

試験結果を表4.1.3.2に示す。勾配温度条件の結果を従来の静的な方法、すなわち

$$K_c = \sigma \sqrt{2B \tan(\pi a / 2B)} \quad (4.1.3.1)$$

で整理したのが図4.1.3.3である。この図から、KEN鋼はKAS鋼よりもよい伝播停止非性値を有することがわかる。

図4.1.3.4はき裂速度変化を示したものである。まず図(a)から、温度勾配の付与によってき裂速度が減少し、下限界速度が400m/sec程度であることが認められる。次に図(b)によると、一様温度条件下ではき裂は一定速度で伝播し、その速度レベルには温度依存性のあることがわかる。

4.1.3.3 多点負荷型超広幅二重引張試験

超広幅試験の試験要領を図4.1.3.5に示す。KAS鋼に関しては図(a), (b)の2タイプ、KEN鋼に関しては図(c), (d)の2タイプについて試験を実施した。いずれもき裂伝播部中央両面にゲージを貼付し試験前におけるひずみ分布を求め、破壊発生後はき裂速度と負荷治具に貼付したひずみゲージ(4ゲージ法)により荷重変化

を測定した。特にき裂がわん曲する場合を考え、き裂速度ゲージはトリガー用以外は3枚から5枚を直列に貼付した。

図4.1.3-6に試験片の温度分布を示す。また、図4.1.3-7に差分法によって求めた伝播部中央の応力分布を示すが、多少のばらつきはあるものの実測値とよくあっている。

試験結果（き裂伝播経路図）を図4.1.3-8に示す。この図からもわかるように、負荷領域が増すにつれてき裂の直進性が損なわれることがわかる。得られたき裂速度については、図4.1.3-15に動的解析結果とともに示した。

4.1.3.4 解析

(1) 運動方程式

二次元弾性体の運動方程式は、密度を ρ 、 x 、 y 方向の変位をそれぞれ u 、 v とすれば

$$\begin{aligned}\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \\ \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y}\end{aligned}\quad (4.1.3-2)$$

と表わされる。また、応力-ひずみの関係式は

$$\begin{aligned}\sigma_x &= (\lambda + 2\mu) \frac{\partial u}{\partial x} + \lambda \frac{\partial v}{\partial y} \\ \sigma_y &= \lambda \frac{\partial u}{\partial x} + (\lambda + 2\mu) \frac{\partial v}{\partial y} \\ \tau_{xy} &= \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)\end{aligned}\quad (4.1.3-3)$$

である。ここに、 λ 、 μ はラメの定数で、ヤンク率 E 、ボアソン比 ν によって

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (4.1.3-4)$$

と表わされる。さらに、継波速度 C_1 、横波速度 C_2 とすると

$$\begin{aligned}C_1^2 &= \frac{\lambda + 2\mu}{\rho} = \frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)} \\ C_2^2 &= \frac{\mu}{\rho} = \frac{E}{2\rho(1+\nu)}\end{aligned}\quad (4.1.3-5)$$

で与えられる。 $(4.1.3-3)$ 式、 $(4.1.3-5)$ 式を $(4.1.3-2)$ 式に代入して

$$\begin{aligned}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= C_1^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + C_2^2 \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \\ \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= C_2^2 \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + C_1^2 \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\end{aligned}\quad (4.1.3-6)$$

が得られる。

(2) 境界条件

今回の解析においては定変位条件、すなわちき裂伝播中におけるピン間距離は不变であるという仮定のもとに計算を行なった。たとえば標準型試験の場合、問題の対称性から試験系の上半分を考え図4.1.3-9のようにモデル化をすると、境界条件は

$$\begin{aligned}\sigma_y &= 0, \quad \tau_{xy} = 0 & 0 \leq x \leq a, \quad y = 0 \\ v &= 0, \quad \tau_{xy} = 0 & a \leq x \leq W, \quad y = 0\end{aligned}$$

$$\begin{array}{ll}
 a_x = 0, \tau_{xy} = 0 & x = 0, 0 \leq y \leq H \\
 a_x = 0, \tau_{xy} = 0 & x = W, 0 \leq y \leq H \\
 v = v_0, \tau_{xy} = 0 & 0 \leq x \leq W, y = H
 \end{array} \quad (4.1.3.7)$$

となる。 v_0 は、 $t = 0$ における荷重点変位である。

(3) 差分法による動的解析

平衡方程式(4.1.3.6)を境界条件(4.1.3.7)のもとで解くことにより、き裂の伝播・停止の問題を取り扱うことができる。数値解析の手法としては、差分法を用いた^{3),4),5)}。図4.1.3.10に解析フローチャートを示す。

まず、き裂が伝播する前に一定応力の静的引張状態を設定しなければならない。その手法としては、き裂のない試験片に衝撃応力を与え、運動方程式に粘性項を加えることにより衝撃による振動を減衰させ一定応力の静的引張状態を得る。このとき、試験片のひずみエネルギー E_S と運動エネルギー E_K を計算し、 $E_S \gg E_K$ となった時点を静的引張状態とした。また、そのチェックとして試験片内3点の応力変化をプロッターアウトputによって調べる。その一例を図4.1.3.11に示す。

静的状態が得られたのちに、実験によって得られたき裂先端位置と時間の関係を入力データとして用い、動的解析を行なう。

線形破壊力学を動的な問題に拡張した場合、き裂伝播中のエネルギー・バランスは

$$E_S + E_K + E_D = E_W \quad (4.1.3.8)$$

と表わすことができる。 E_D は散逸エネルギー、 E_W は外力仕事である。ただし、いずれも単位板厚当たりとする。

E_S は平面ひずみ条件に対し

$$E_S = 2 \int_0^W \int_0^H \frac{1}{2E} \left[(1-\nu^2)(a_x^2 + \sigma_y^2) + 2(1+\nu)(\tau_{xy}^2 - \nu \sigma_x \sigma_y) \right] dx dy \quad (4.1.3.9)$$

で表わされ、 E_K は

$$E_K = 2 \int_0^W \int_0^H \frac{\rho}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial t} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial t} \right)^2 \right] dx dy \quad (4.1.3.10)$$

となる。 E_{W0} を $t=0$ における外力仕事とすると

$$E_W = E_{W0} = \text{const} \quad (4.1.3.11)$$

である。 E_D はき裂伝播に伴され、(4.1.3.8)式より

$$E_D = E_{W0} - E_S - E_K \quad (4.1.3.12)$$

したがって、動的破壊靭性値 K_D を次のように定義する。

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \frac{\alpha E_D}{\alpha a}} \quad (\text{平面ひずみ}) \quad (4.1.3.13)$$

なお、今回の計算に使用した材料定数は、 $E = 20157 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\nu = 0.283$ 、 $\rho = 8 \text{ g/cm}^3$ で、(4.1.3.5)式より $C_1 = 5639 \text{ m/sec}$ 、 $C_2 = 3102 \text{ m/sec}$ となる。また、格子間隔 $h = 10 \text{ mm}$ 、時間増分 $\Delta t = 1 \mu \text{ sec}$ とした。

計算結果の一例を表4.1.3.3に示す。同時にプロッター(C, エネルギー変化図(図4.1.3.12), 破壊靭性値変化図(図4.1.3.13))を出力した。

4.1.3.5 考 察

標準型試験の場合、図4.1.3.13からもわかるように、き裂が高速で伝播中は動的破壊靭性値 K_D は静的破壊

非性値 K_S よりも低い値を示しており、これは従来の通常と一致する結果と思われる。また勾配温度条件の結果をもとに、図 4.1.3.14 にき裂速度と K_D の関係を温度をパラメータとして示した。KAS 鋼に比べ KEN 鋼にはかなりのばらつきがあるが、非性曲線が温度依存性をもつことがわかる。

超広幅試験の動的解析結果を図 4.1.3.15 に示す。いずれも一様温度・勾配応力条件での試験であり、 K_D 値が減少しき裂が停止する傾向がわかる。これをもとに非性曲線をつくり標準型試験の結果とあわせてプロットすると、図 4.1.3.16 のようになる。試験片や試験条件などの違いにもかかわらず一本の非性曲線が構成されるとは、非性曲線の妥当性を示していると思われる。また、得られた動的破壊停止非性値 K_{DA} を Arrhenius 型の整理方法を用いて静的破壊停止非性値 K_{SA} と比較してみると、図 4.1.3.17 のようにほぼ一直線上にのることがわかり、従来の伝播停止の概念を支持しているものと思われる。

4.1.3.6 まとめ

KAS 鋼、KEN 鋼による脆性破壊伝播試験を実施し、得られたデータを用いて差分法による動的解析を試みた。その結果を要約する。

- (1) き裂速度には温度依存性がある。すなわち温度勾配の付与によってき裂速度が減少し、一様温度条件下では一定速度で伝播し、その速度レベルは温度に依存する。また下限界速度が存在し、400 m/sec 程度である。
- (2) き裂伝播中の動的破壊非性値は対応する静的破壊非性値よりも低い値を示す。
- (3) き裂速度と動的破壊非性値の関係を示す非性曲線が存在する。この曲線は温度依存性をもち、試験片や試験条件の違いによらず一本の曲線を構成する。
- (4) 動的破壊停止非性値は、Arrhenius 型の整理をすることにより静的破壊停止非性値とほぼ同一直線上にのり、従来の伝播停止の概念を支持していると思われる。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第169研究部会報告書、(1979)
- 2) 栗田義之、藤田高弘、大須賀立美：鉄と鋼、64(1978) S 851
- 3) M. Shmueli, Z. S. Alterman : Trans. of the ASME, Journ. of Applied Mechanics, 40 (1973) 902
- 4) M. Shmueli, D. Peretz : Int. Journ. of Solids and Structures, 12 (1976) 67
- 5) 金沢武、町田進、寺本徳郎：日本造船学会論文集、141(1977) 290

表 4.1.3.1 供試材の化学成分と機械的性質

年 度	鋼 種	板 厚 (mm)	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 %
53	KAS	20	0.11	0.21	0.92	0.013	0.008	28	43	34
54	KEN	20	0.11	0.23	1.11	0.020	0.003	32	46	33

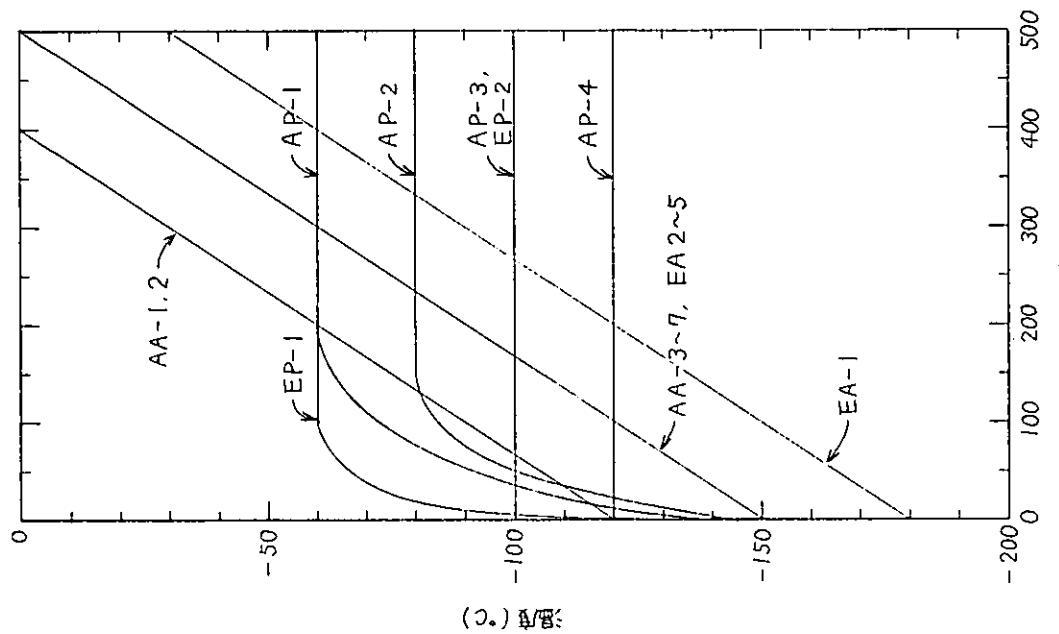


図 4.1.3.2 試験片温度分布

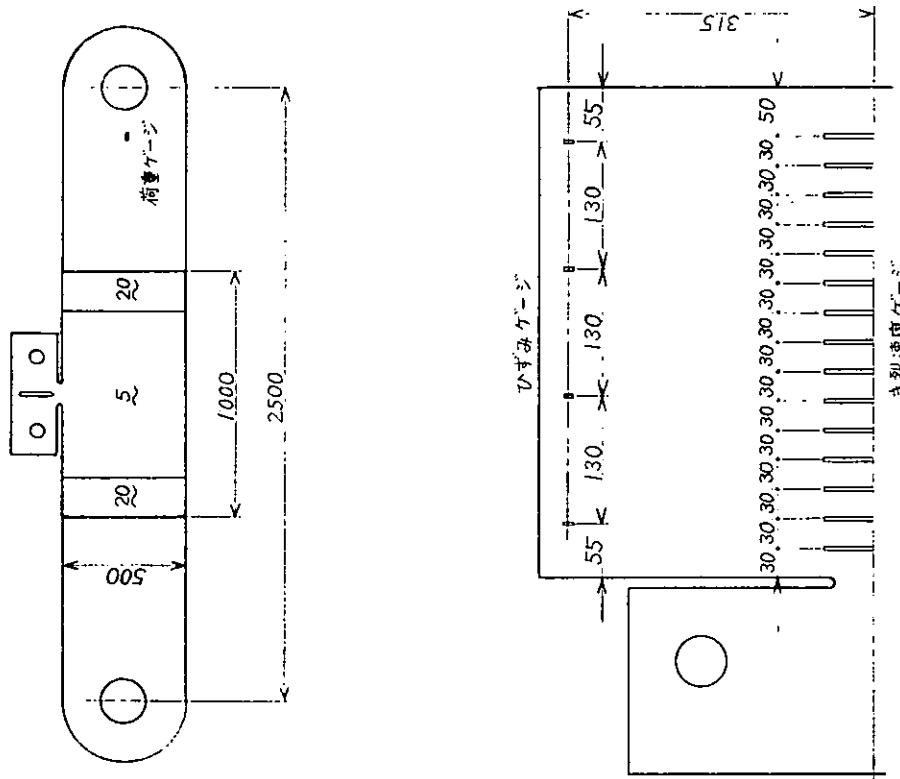


図 4.1.3.1 標準型試験要領

表 4.1.3.2 標準型二重引張試験一覧

符 号	伝播部応力 σ (Kg/mm ²)	き裂長さ a (mm)	き裂停止部温度		K _c $\frac{3}{(Kg/mm^2)}$	備 考
			T (°C)	$10^3/T$ (K ⁻¹)		
AA-1	15.2	273	-40	4.29	518	No Data
AA-2	19.0	273	-40	4.29	647	No Data
AA-3	15.7	380	-36	4.22	793	No Data
AA-4	11.8	327	-50	4.48	481	No Data
AA-5	17.9	347	-45	4.39	774	
AA-6	14.9	331	-52	4.52	608	
AA-7	10.5	321	-54	4.57	414	
AP-1	14.4	GO (-60°C一定)				
AP-2	15.8	GO (-80°C一定)				
AP-3	15.7	GO (-100°C一定)				
AP-4	14.1	GO (-120°C一定)				No Data
EA-1	19.9					き裂分岐
EA-2	15.6	365	-42	4.33	731	
EA-3	11.9	292	-61	4.72	430	
EA-4	20.0	370	-38	4.26	959	
EA-5	23.8	375	-32	4.15	1164	
EP-1	19.5	GO (-60°C一定)				
EP-2	19.7	GO (-100°C一定)				No Data

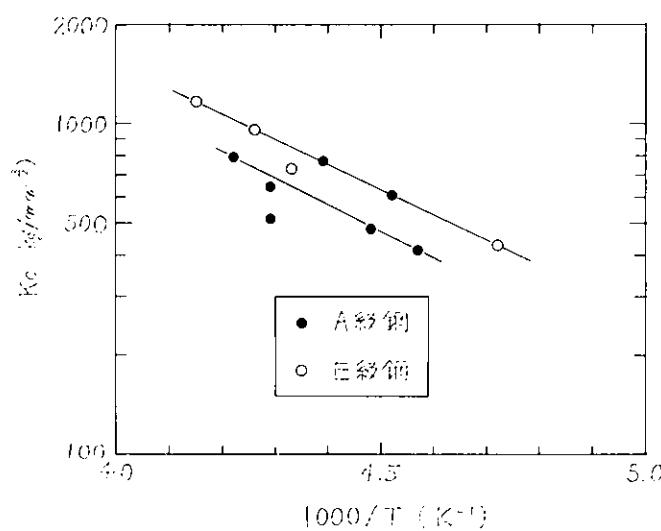


図 4.1.3.3 静的韌性値の比較

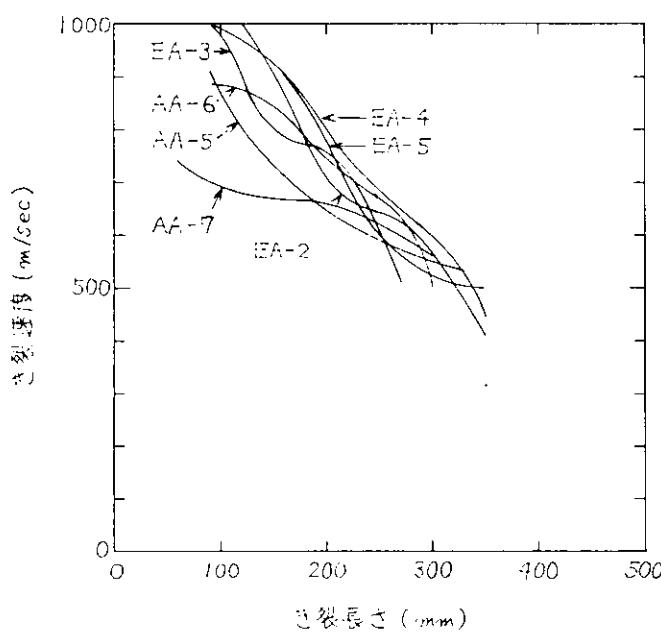


図 4.1.3.4(a) 亀裂速度(勾配温度条件)

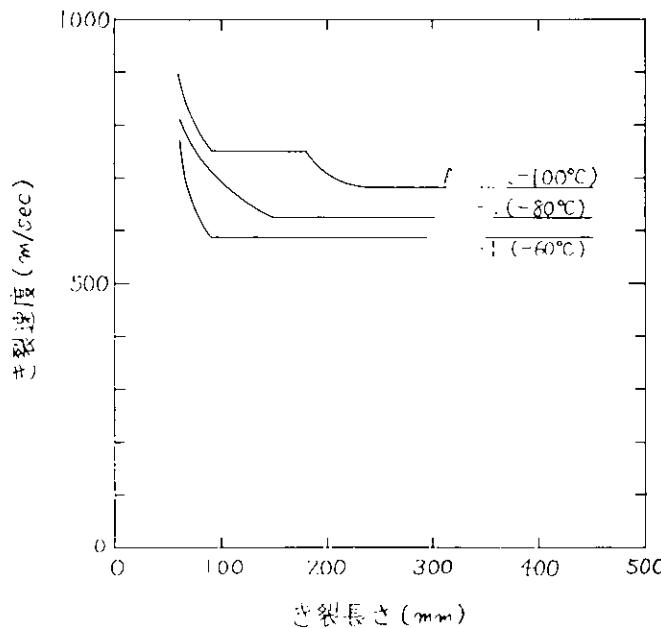


図 4.1.3.4(b) 亀裂速度(一様温度条件)

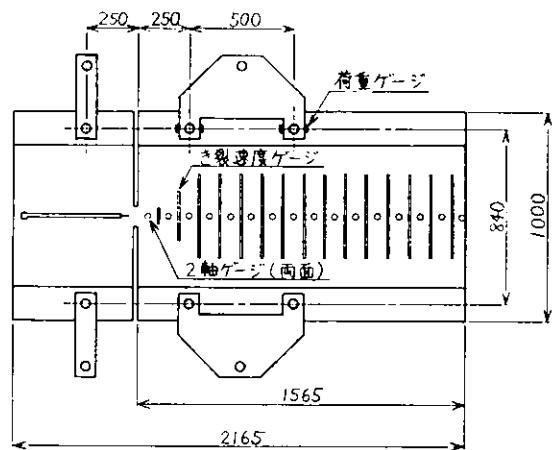


図 4.1.3.5(a) 超広幅試験要領 (AL-1)

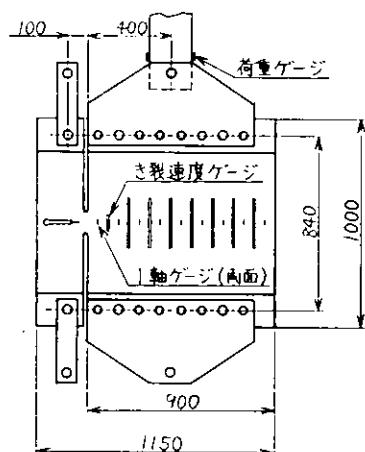


図 4.1.3.5(b) 超広幅試験要領 (AL-2)

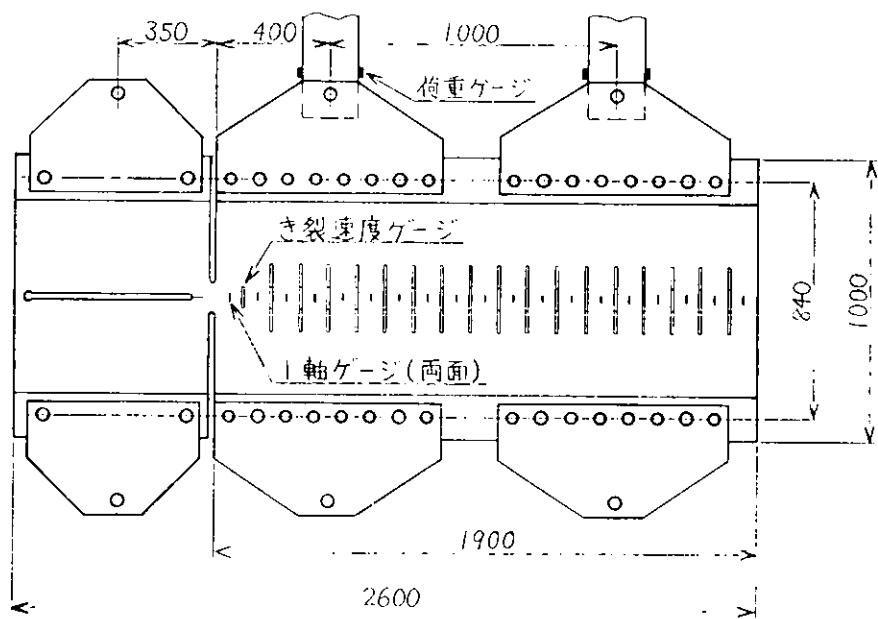


図 4.1.3.5(c) 超広幅試験要領 (EL-1)

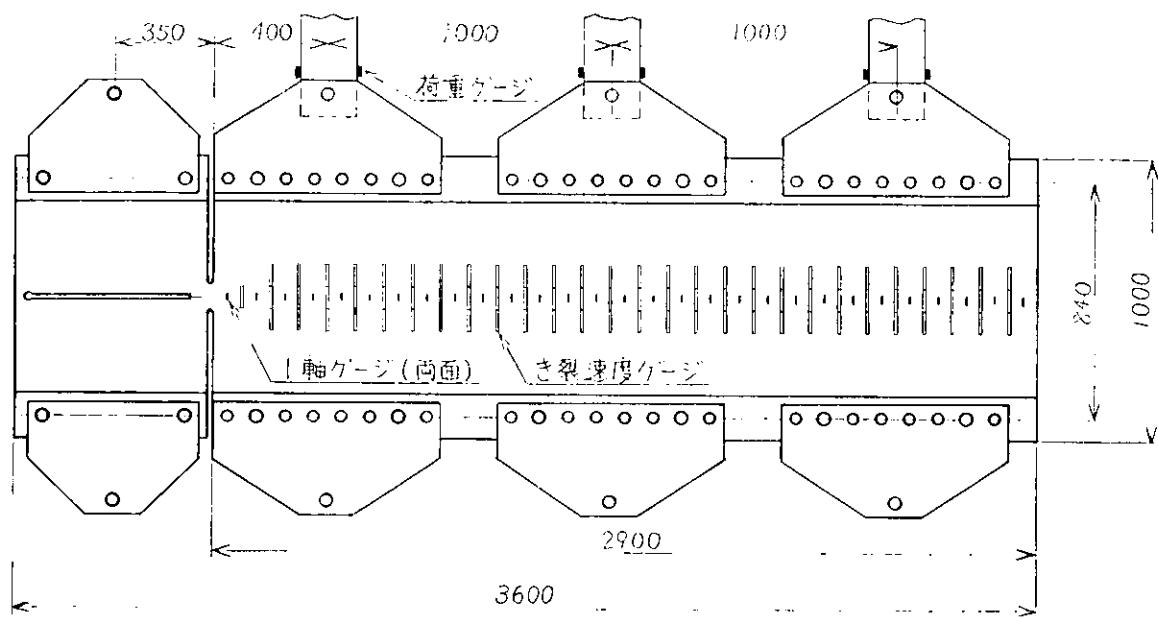


図 4.1.3.5(d) 超広幅試験要領(EL-2)

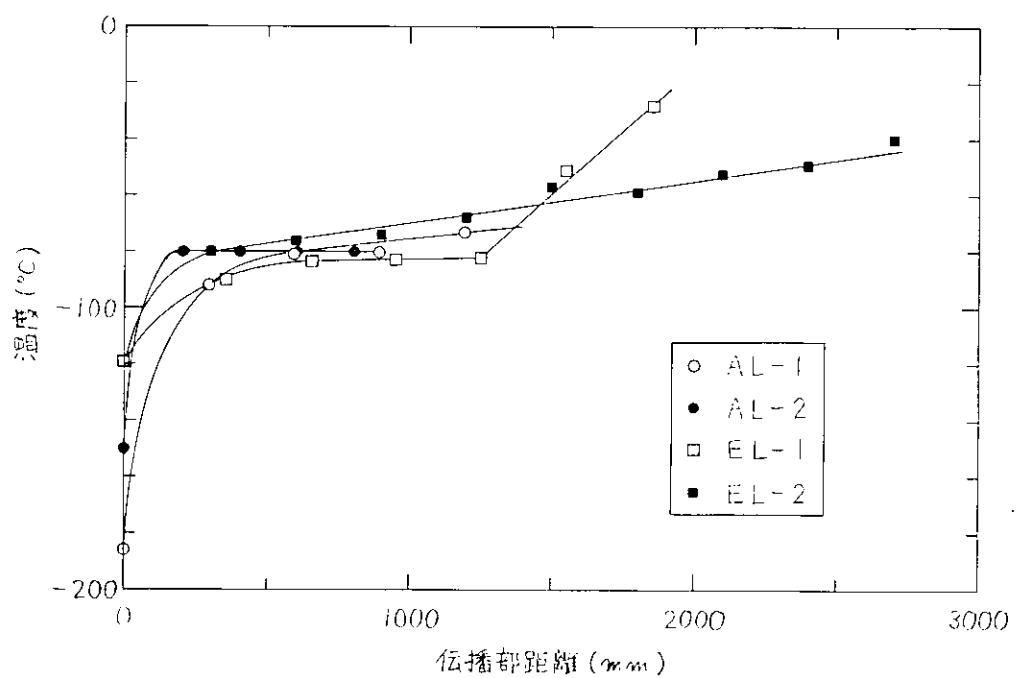


圖 4.1.3.6 超広幅試験片温度分布

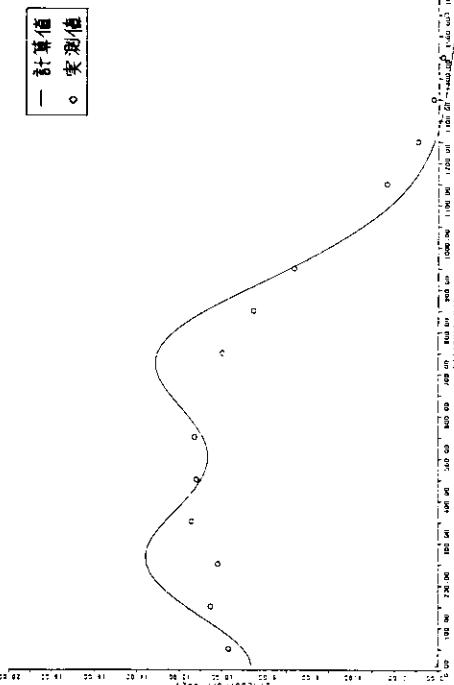


図 4.1.3.7(a) R_E^- 力分布 (A L - 1)

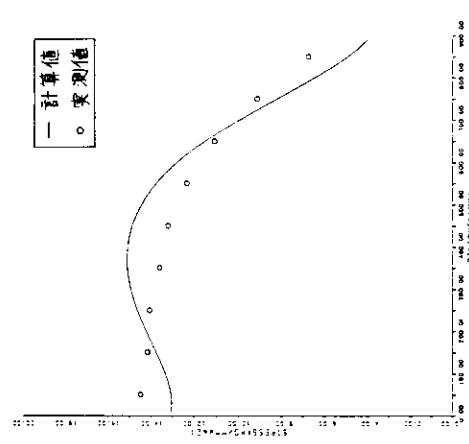


図 4.1.3.7(b) R_E^- 力分布 (A L - 2)



図 4.1.3.8(a) 剥裂伝播経路 (A L - 1) 図 4.1.3.8(b) 剥裂伝播経路 (A L - 2)

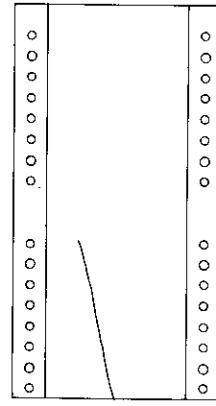


図 4.1.3.8(c) 剥裂伝播経路 (E L - 1)

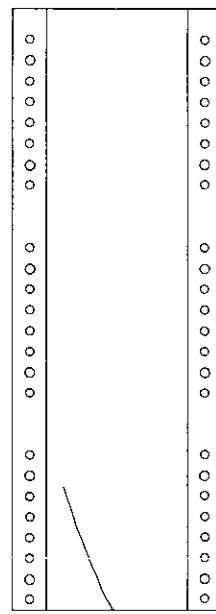


図 4.1.3.8(d) 剥裂伝播経路 (E L - 2)

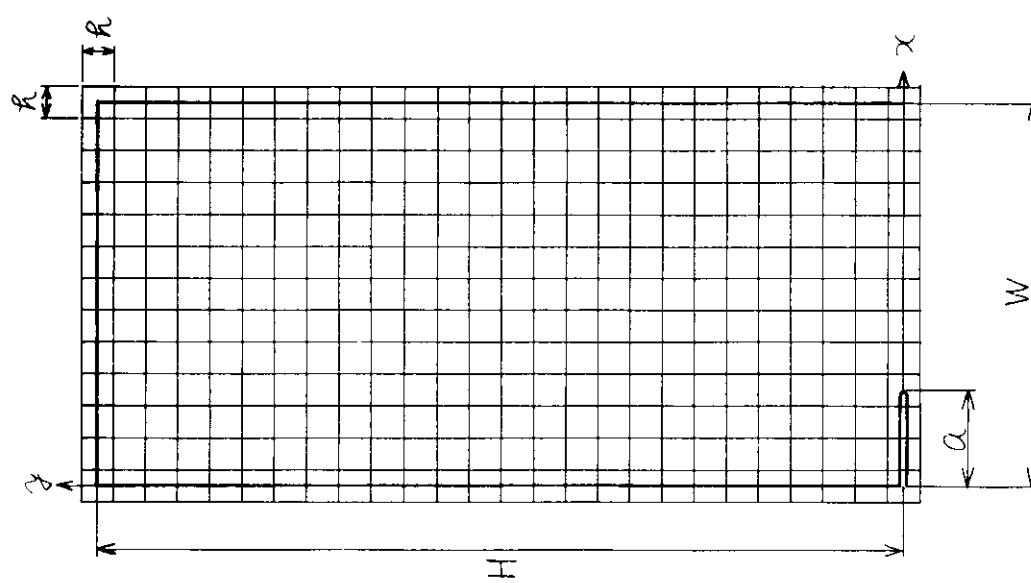


図 4.1.3.9 解析モデル（標準型試験）

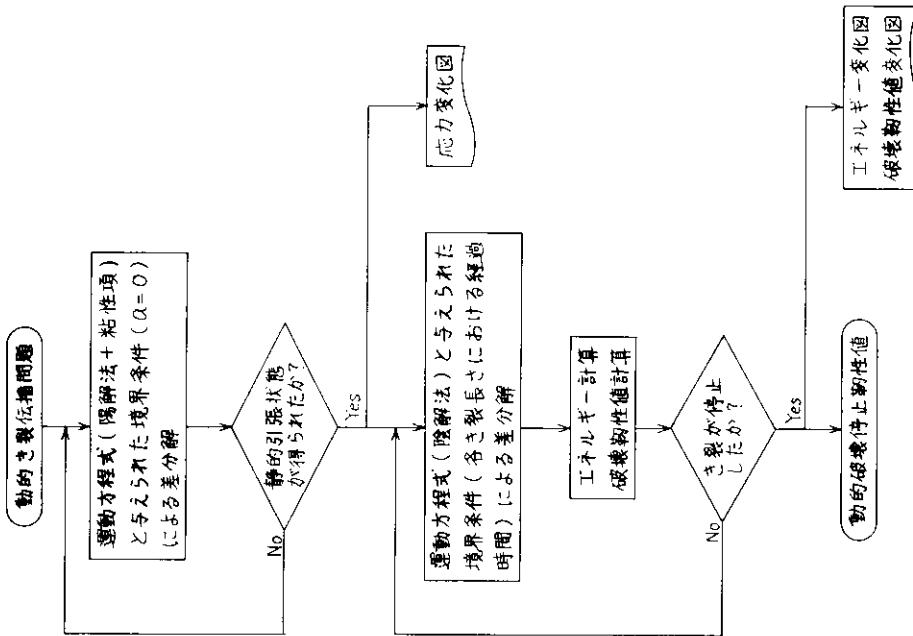
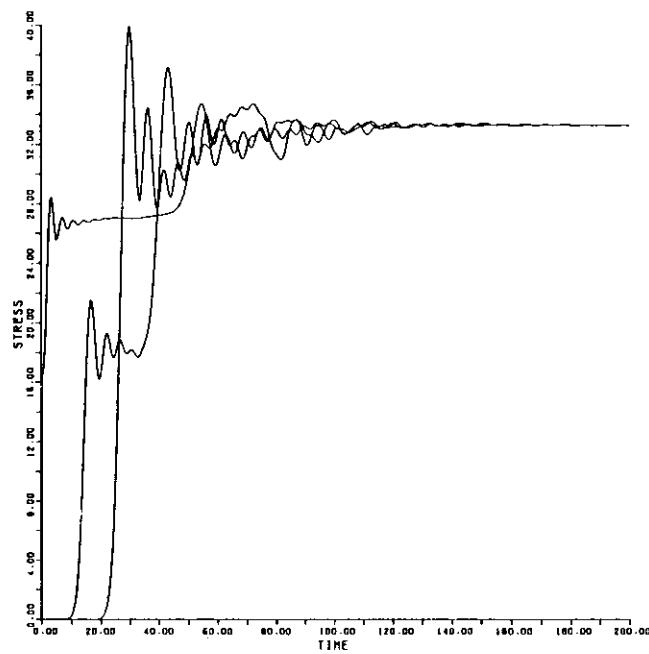


図 4.1.3.10 動的解析フローーチャート



STRESS STATE BEFORE ANALYSIS

図 4.1.3.11 応力変化図

表 4.1.3.3 動的解析結果

STANDARD DUELL TENSION TEST	LENGTH / TIME / VELOCITY	SIGMA ENERGY	KINETIC ENERGY	DISSIPATED ENERGY	STATIC K	DYNAMIC K
MM. SEC. SEC.	MM. SEC.	KG/MM ²				
0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.0	0.0
1.000	1.000	0.000	0.000	0.000	1.0	1.0
2.000	2.000	0.000	0.000	0.000	2.0	2.0
3.000	3.000	0.000	0.000	0.000	3.0	3.0
4.000	4.000	0.000	0.000	0.000	4.0	4.0
5.000	5.000	0.000	0.000	0.000	5.0	5.0
6.000	6.000	0.000	0.000	0.000	6.0	6.0
7.000	7.000	0.000	0.000	0.000	7.0	7.0
8.000	8.000	0.000	0.000	0.000	8.0	8.0
9.000	9.000	0.000	0.000	0.000	9.0	9.0
10.000	10.000	0.000	0.000	0.000	10.0	10.0
11.000	11.000	0.000	0.000	0.000	11.0	11.0
12.000	12.000	0.000	0.000	0.000	12.0	12.0
13.000	13.000	0.000	0.000	0.000	13.0	13.0
14.000	14.000	0.000	0.000	0.000	14.0	14.0
15.000	15.000	0.000	0.000	0.000	15.0	15.0
16.000	16.000	0.000	0.000	0.000	16.0	16.0
17.000	17.000	0.000	0.000	0.000	17.0	17.0
18.000	18.000	0.000	0.000	0.000	18.0	18.0
19.000	19.000	0.000	0.000	0.000	19.0	19.0
20.000	20.000	0.000	0.000	0.000	20.0	20.0
21.000	21.000	0.000	0.000	0.000	21.0	21.0
22.000	22.000	0.000	0.000	0.000	22.0	22.0
23.000	23.000	0.000	0.000	0.000	23.0	23.0
24.000	24.000	0.000	0.000	0.000	24.0	24.0
25.000	25.000	0.000	0.000	0.000	25.0	25.0
26.000	26.000	0.000	0.000	0.000	26.0	26.0
27.000	27.000	0.000	0.000	0.000	27.0	27.0
28.000	28.000	0.000	0.000	0.000	28.0	28.0
29.000	29.000	0.000	0.000	0.000	29.0	29.0
30.000	30.000	0.000	0.000	0.000	30.0	30.0
31.000	31.000	0.000	0.000	0.000	31.0	31.0
32.000	32.000	0.000	0.000	0.000	32.0	32.0
33.000	33.000	0.000	0.000	0.000	33.0	33.0
34.000	34.000	0.000	0.000	0.000	34.0	34.0
35.000	35.000	0.000	0.000	0.000	35.0	35.0
36.000	36.000	0.000	0.000	0.000	36.0	36.0
37.000	37.000	0.000	0.000	0.000	37.0	37.0
38.000	38.000	0.000	0.000	0.000	38.0	38.0
39.000	39.000	0.000	0.000	0.000	39.0	39.0
40.000	40.000	0.000	0.000	0.000	40.0	40.0
41.000	41.000	0.000	0.000	0.000	41.0	41.0
42.000	42.000	0.000	0.000	0.000	42.0	42.0
43.000	43.000	0.000	0.000	0.000	43.0	43.0
44.000	44.000	0.000	0.000	0.000	44.0	44.0
45.000	45.000	0.000	0.000	0.000	45.0	45.0
46.000	46.000	0.000	0.000	0.000	46.0	46.0
47.000	47.000	0.000	0.000	0.000	47.0	47.0
48.000	48.000	0.000	0.000	0.000	48.0	48.0
49.000	49.000	0.000	0.000	0.000	49.0	49.0
50.000	50.000	0.000	0.000	0.000	50.0	50.0
51.000	51.000	0.000	0.000	0.000	51.0	51.0
52.000	52.000	0.000	0.000	0.000	52.0	52.0
53.000	53.000	0.000	0.000	0.000	53.0	53.0
54.000	54.000	0.000	0.000	0.000	54.0	54.0
55.000	55.000	0.000	0.000	0.000	55.0	55.0
56.000	56.000	0.000	0.000	0.000	56.0	56.0
57.000	57.000	0.000	0.000	0.000	57.0	57.0
58.000	58.000	0.000	0.000	0.000	58.0	58.0
59.000	59.000	0.000	0.000	0.000	59.0	59.0
60.000	60.000	0.000	0.000	0.000	60.0	60.0
61.000	61.000	0.000	0.000	0.000	61.0	61.0
62.000	62.000	0.000	0.000	0.000	62.0	62.0
63.000	63.000	0.000	0.000	0.000	63.0	63.0
64.000	64.000	0.000	0.000	0.000	64.0	64.0
65.000	65.000	0.000	0.000	0.000	65.0	65.0
66.000	66.000	0.000	0.000	0.000	66.0	66.0
67.000	67.000	0.000	0.000	0.000	67.0	67.0
68.000	68.000	0.000	0.000	0.000	68.0	68.0
69.000	69.000	0.000	0.000	0.000	69.0	69.0
70.000	70.000	0.000	0.000	0.000	70.0	70.0
71.000	71.000	0.000	0.000	0.000	71.0	71.0
72.000	72.000	0.000	0.000	0.000	72.0	72.0
73.000	73.000	0.000	0.000	0.000	73.0	73.0
74.000	74.000	0.000	0.000	0.000	74.0	74.0
75.000	75.000	0.000	0.000	0.000	75.0	75.0
76.000	76.000	0.000	0.000	0.000	76.0	76.0
77.000	77.000	0.000	0.000	0.000	77.0	77.0
78.000	78.000	0.000	0.000	0.000	78.0	78.0
79.000	79.000	0.000	0.000	0.000	79.0	79.0
80.000	80.000	0.000	0.000	0.000	80.0	80.0
81.000	81.000	0.000	0.000	0.000	81.0	81.0
82.000	82.000	0.000	0.000	0.000	82.0	82.0
83.000	83.000	0.000	0.000	0.000	83.0	83.0
84.000	84.000	0.000	0.000	0.000	84.0	84.0
85.000	85.000	0.000	0.000	0.000	85.0	85.0
86.000	86.000	0.000	0.000	0.000	86.0	86.0
87.000	87.000	0.000	0.000	0.000	87.0	87.0
88.000	88.000	0.000	0.000	0.000	88.0	88.0
89.000	89.000	0.000	0.000	0.000	89.0	89.0
90.000	90.000	0.000	0.000	0.000	90.0	90.0
91.000	91.000	0.000	0.000	0.000	91.0	91.0
92.000	92.000	0.000	0.000	0.000	92.0	92.0
93.000	93.000	0.000	0.000	0.000	93.0	93.0
94.000	94.000	0.000	0.000	0.000	94.0	94.0
95.000	95.000	0.000	0.000	0.000	95.0	95.0
96.000	96.000	0.000	0.000	0.000	96.0	96.0
97.000	97.000	0.000	0.000	0.000	97.0	97.0
98.000	98.000	0.000	0.000	0.000	98.0	98.0
99.000	99.000	0.000	0.000	0.000	99.0	99.0
100.000	100.000	0.000	0.000	0.000	100.0	100.0

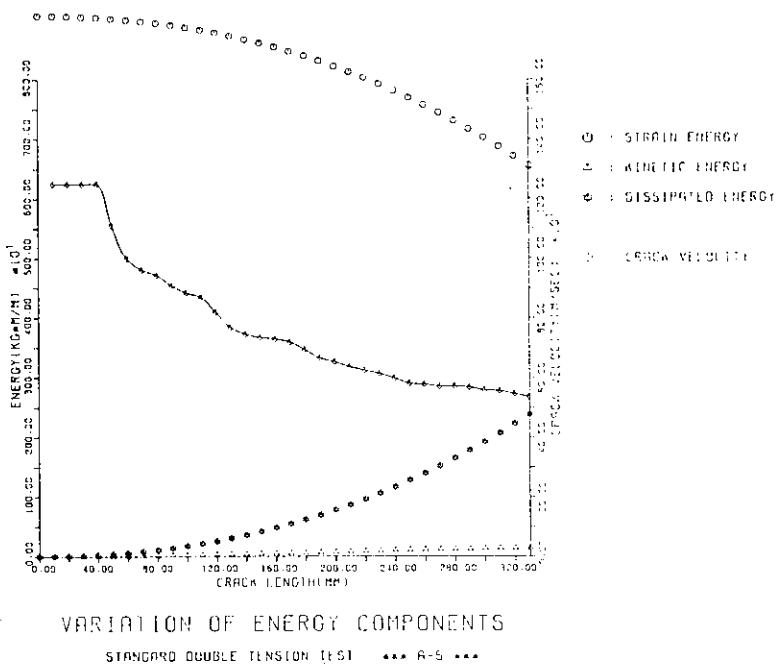


図 4.1.3.12 エネルギー変化図

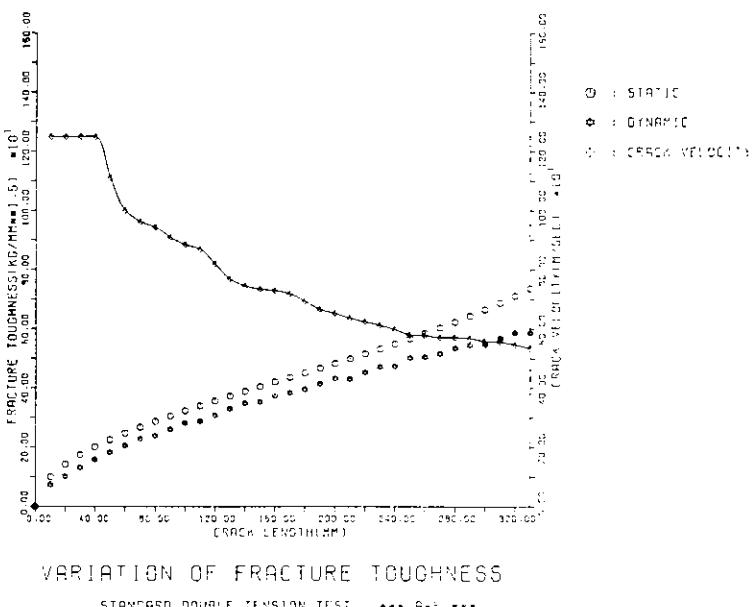


図 4.1.3.13 破壊非性値変化図

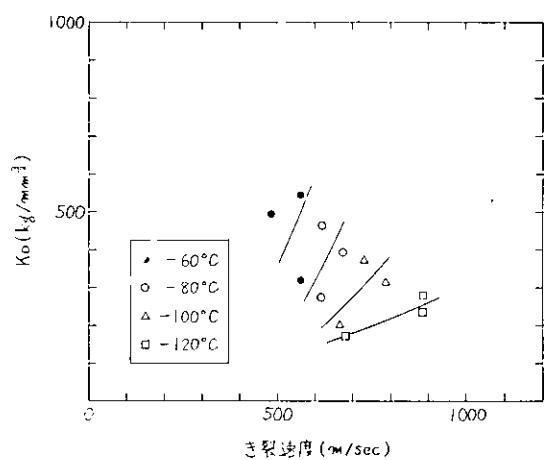


図 4.1.3.14 (a) 動的破壊韌性値曲線 (K A S)

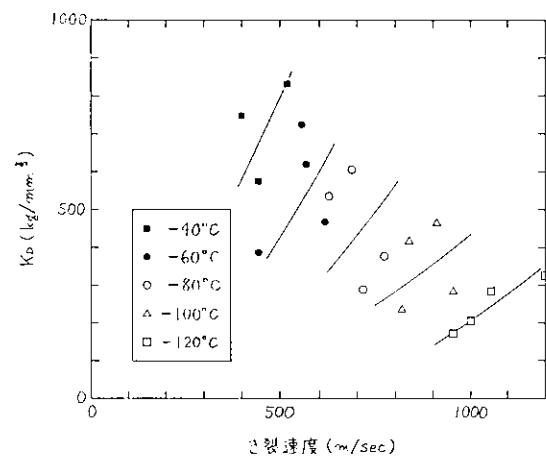


図 4.1.3.14 (b) 動的破壊韌性値曲線 (K E N)

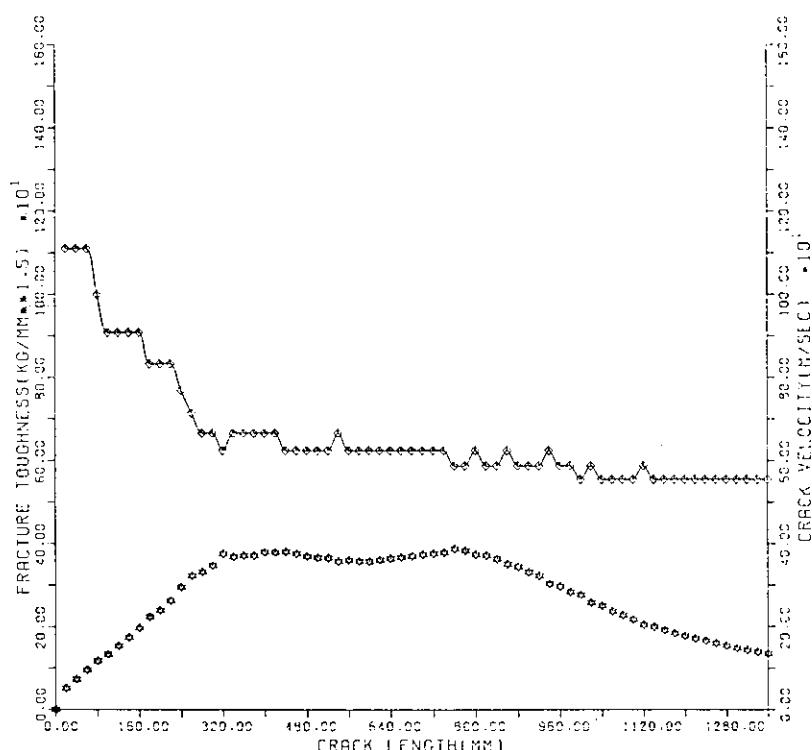


図 4.1.3.15 (a) 動的解析結果 (A L - 1)

* : DYNAMIC K
◊ : CRACK VELOCITY

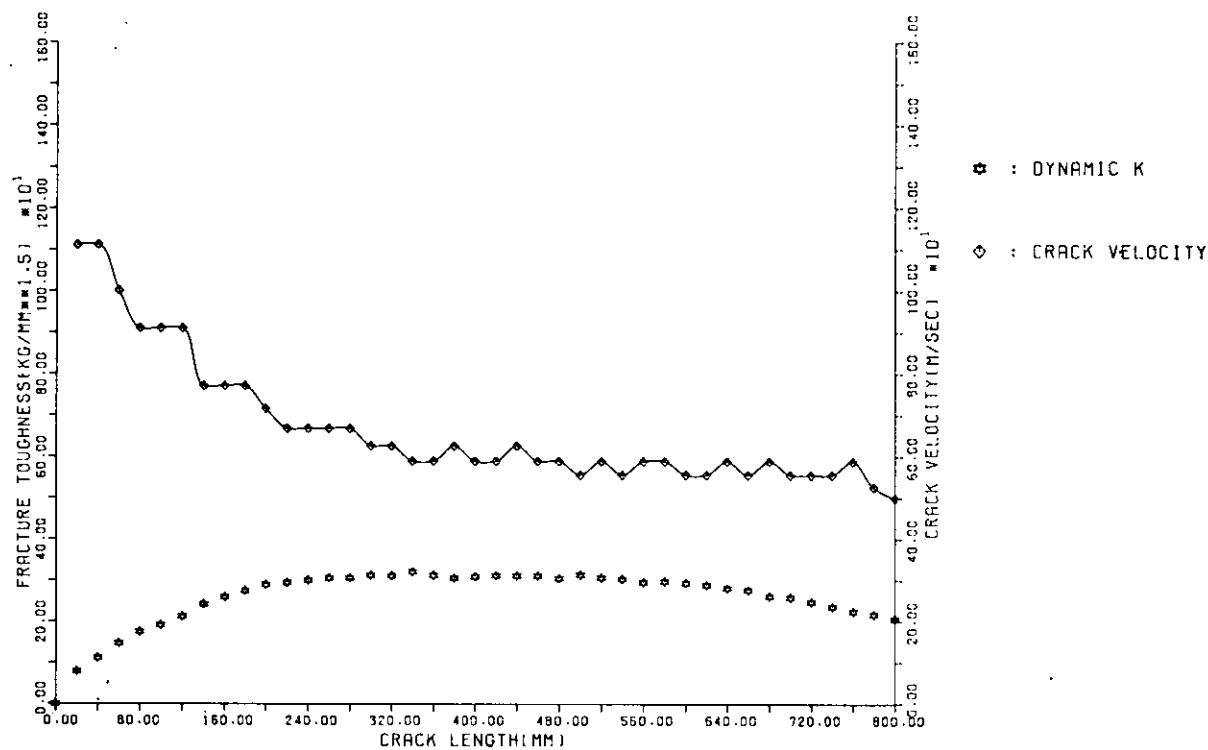


図 4.1.3.15(b) 動的解析結果(AL-2)

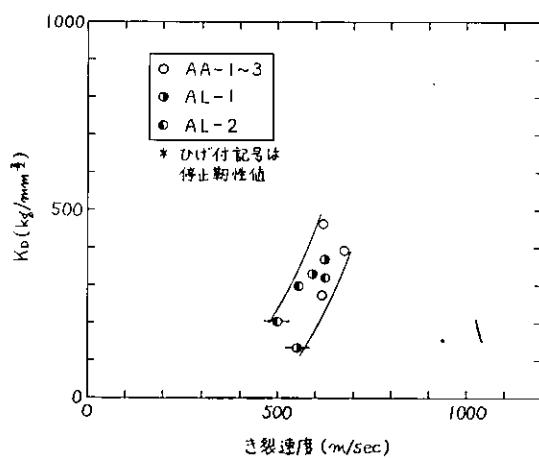


図 4.1.3.16 動的破壊靱性値曲線(KAS, -80°C)

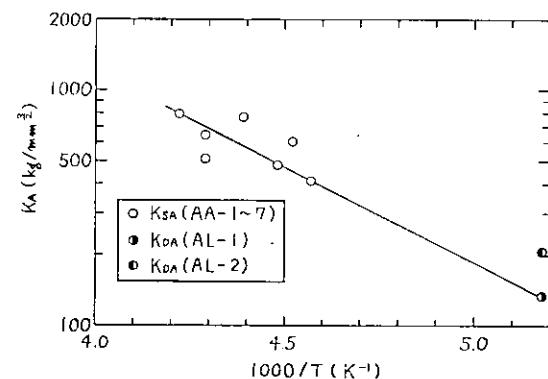


図 4.1.3.17 静的・動的靱性値の比較

4.1.4 直交交叉部構造要素の脆性不安定亀裂伝播試験

4.1.4.1 目的

昭和52年度研究¹⁾では、T型の直交交叉部構造要素モデル（KAS鋼、板厚15mm）を用いた大形伝播試験を実施した。引き続き昭和53年度研究²⁾では、4種類の直交交叉部構造要素モデル（KAS鋼、板厚20mm）についての大形伝播試験を行い、脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明の基礎データの把握と直交交叉部でのアレスト能力比較を行った。

今年度は、直交交叉部の構造と試験温度の組合せの中で、これまでの実験範囲のうちデータ不足の領域を補足することをねらって再現実験を行った。すなわち、一般船体用軟鋼板（KAS鋼、板厚20mm）を供試し、基礎的立体構造モデルとして亀裂伝播部幅1,600mmの直交交叉部構造要素をとりあげ、二重引張り型の大形亀裂伝播試験を実施した。

4.1.4.2 試験内容

供試材は、板厚20mmの一般船体用軟鋼板（KAS鋼）である。供試材の化学成分および機械的性質を表4.1.4.1に、Vノッチ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4.1.4.1および図4.1.4.2に示す。

今年度供試材は、昭和53年度供試材と同グレード・同板厚であるが、図4.1.4.1より明らかのように、昭和53年度供試材に比較して、vTrsではなく40°C高温側にあり、靭性値が低い材料であることがわかる。

供試モデルは、全幅1,600mmの亀裂伝播部に、高さ500mmのスチフナを隅側に隅内溶接した、2種類の直交交叉部構造要素である。供試モデル形状を図4.1.4.3(a)および図4.1.4.3(b)に示す。同図に示す如く、スチフナは亀裂発生側端部より1,200mmの位置にあり、BLS型とBILS型ではスチフナの貫通の仕方を違えてある。いずれのモデルも、スチフナの隅内溶接は同一条件（手溶接、脚長7mm、1バス溶接）で施工された。

実験に際し、亀裂伝播速度および数点での過渡応力変動を計測する目的から、供試モデルにはひずみゲージを貼付した。ひずみゲージ貼付位置の例を図4.1.4.4に示す。また、荷重境界の性質が二重引張り型の亀裂伝播試験よりもより定変位型となれば、低速度での亀裂伝播部分が多い再現実験になると考えられるので、この種のデータ収集の目的から、図4.1.4.5に示す形状の複台DCB試験片（以下DDCB試験片と称す）も供試した。この場合の亀裂伝播速度計測用のひずみゲージ貼付位置を図4.1.4.6に示す。

試験は、1,000トンテストリグおよび150トンサブテンション装置を用いたいわゆる二重引張り方式で実施された。すなわち、供試モデル全幅を所定温度に冷却保持し、所定応力を負荷した後サブテンション装置により切欠き部から脆性不安定亀裂を発生させ主板に進入させた。この時の亀裂伝播速度変化や、数点での過渡応力変動および荷重変動を計測した。測定に用いた計測装置系統図を図4.1.4.7に示す。

亀裂進展に伴う荷重変化ならびに供試モデル内の過渡応力変動の計測点は、図4.1.4.3(b)中の計測点Aおよび計測線b-b'上の各点とした。

供試モデルの温度分布は、脆性不安定亀裂の発生と伝播を容易にするため、切欠き部付近を極低温（約-100°C）にし、切欠き部から600mm位までの主板部には温度勾配を付け、その先は温度平坦とした。

各供試モデルの温度分布を図4.1.4.8に示す。なお、DDCB試験片では伝播部を一様温度分布とした。

4.1.4.3 試験結果

大形二重引張試験片（SI型）および直交交叉部構造要素モデル（BLS型、BILS型）での脆性亀裂伝播・伝播停止試験結果の一覧を、表4.1.4.2に示す。試験片SI-1およびSI-2に対して、従来から通例的に行っている整理法、すなわち初期応力（または停止時応力）と停止亀裂長さから求まるKc値（またはKc-a値）と停止位置温度との関係を図4.1.4.9(a)に示す。また、同様の表示を破壊形態との関連で表わしたもの図4.1.4.9(b)に示す。また、直交交叉部構造要素モデルでの試験結果のうち、交叉部での破壊形態と平坦部温

度との関係を図4.1.4.10に示す。同図には比較のために昭和53年度研究結果（スチフナ高さ150mm両側付モデル）も併せ示した。同図より、直交交叉部構造の類似モデル（BLS型とBS型、BILS型とBIS型）の破壊形態遷移温度（脆性亀裂が直交交叉部で停止するか否かの限界を示す温度）の比較では、今年度供試モデル（BLS型、BILS型）の方が前年度供試モデル（BS型、BIS型）より約5°C高温側にあることがわかる。

供試モデル直交交叉部の破面写真を写真4.1.4.1に示す。

亀裂伝播速度の計測結果を図4.1.4.11に、亀裂進展にともなう荷重変化計測結果を図4.1.4.12に示す。図より、スチフナを亀裂が通過したモデル（BLS-1, BILS-2）においては、スチフナ位置で若干の亀裂伝播速度低下が認められた。また、ピン孔部に貼付したひずみゲージからの荷重変動計測結果（図4.1.4.12）には、従来から確認されているように、ひずみゲージ貼付位置に応力波（縦波）が到達するに要する時間（約538μsec）だけ遅延が生じている。

さらにb-b'線上（図4.1.4.3(b)参照）の応力変化計測結果を図4.1.4.13～図4.1.4.16(c), o-o'線上のひずみ変化計測結果例を図4.1.4.17に示す。

次に、DDCB試験結果の一覧を表4.1.4.3に示す。亀裂先端の位置と脆性亀裂発生後の経過時間の関係を図4.1.4.18に、同図をもとに得られた脆性亀裂伝播速度を図4.1.4.19に示す。また、タブ板に貼付したひずみゲージ出力から求めた、亀裂進展にともなう荷重変化計測結果を図4.1.4.20に示す。DDCB試験では、二重弓張り型に比べてかなり低速で脆性亀裂が伝播すること、および脆性亀裂停止以前に荷重の急激な低下および増減繰返しが認められる点が特徴的である。

4.1.4.4 考 察

前項までに昭和54年度研究として実施した試験内容およびその結果について記した。本項では、昭和54年度研究結果だけでなく、本部会研究として実施された前年度までの実験結果^{1),2)}も併せて考察し、脆性不安定亀裂伝播挙動解析およびその簡略化等について検討した。

考察内容を項目順に列挙すると以下の通りである。

- ① 単純モデル（ばね質点系）による脆性亀裂伝播試験の過渡変動追跡
→問題の理想化、試験機系特性値の決定ほか
- ② 脆性亀裂伝播停止の計算シミュレーション
→計算フロー、脆性亀裂伝播に及ぼす試験機系剛性の影響調査ほか
- ③ 脆性亀裂伝播挙動の簡易予測法
→簡易化の考え方、実験結果との比較および推定精度の検討ほか

まず、①単純モデル（ばね質点系）による脆性亀裂伝播試験の過渡変動追跡について触れる。検討対象とする試験として、昭和53年度研究²⁾で行った試験片SI-1およびSI-2をとりあげてみる。すなわち、試験片形状は図4.1.4.21(a)に示されているように、今年度（昭和54年度）試験片と同一であるが、温度分布（図4.1.4.21(b)）が若干異なり、また供試材そのものの靱性に相違がある。すなわち、昭和53年度供試材は昭和54年度供試材に比し、シャルピー試験結果のvTrsで約40°C低温側にあり優れている（図4.1.4.1参照）。試験結果として図4.1.4.21(c)に示される脆性亀裂伝播速度が得られている。

これらの試験結果を用いて、脆性亀裂伝播試験中の試験機系や試験片の過渡的挙動について、簡単なモデルにより調べてみる。

亀裂伝播試験に用いた試験機の概形は図4.1.4.22(a)および図4.1.4.22(b)に示すとおりである。試験機に装着された試験片中で、脆性不安定亀裂伝播が起っている状態を最も単純なばね質点系にモデル化して検討する。

すなわち、図4.1.4.23(a)のようにモデル化する。本モデルでは、亀裂伝播現象は、その結果として生ずる(仮想上の静的)はね定数の低減という形でモデル化される。以下の取扱いでは、対称性から半分を取り出し図4.1.4.23(b)を基本のモデルとして考えることとする。

試験機を代表する質点(m_R)および試験片の重心の動きを表わす質点(m_S)の平衡方程式は、変位の取り方について図4.1.4.24に従うと、次のとおりである。

$$m_R \ddot{x}_R = -k_R (x_R - x_R^*) - k_{SN} ((x_R - x_R^*) - (x_S - x_S^*)) - r (\dot{x}_R - \dot{x}_S) \dots \quad (4.1.4.1(a))$$

$$m_S \ddot{x}_S = -k_{SC}(x_S - x_S^*) - k_{SN}((x_S - x_S^*) - (x_R - x_R^*)) - r(\dot{x}_S - \dot{x}_R) \dots \dots \dots (4.1.4.1(b))$$

ただし、 $\overset{*}{x}_R$, $\overset{*}{x}_S$ は、動的挙動の或る瞬間の仮想的静的平衡位置を示している。すなわち、時刻tのばね係数(k_{SC})および仮想荷重(P)を用いて次式により与えられる。

$$x_s^* = P(1/k_B + 1/k_{SN}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.2(b))$$

$$\delta = P \left(\frac{1}{k_B} + \frac{1}{k_{SN}} + \frac{1}{k_{SG}} \right), \quad (= \text{constant : 全体伸び量}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.2(c))$$

また、ばね係数 k_{SC} および k_{SN} の具体的表現として次式を用いる(図 4.1.4.25 参照)。

$$k_{\text{SC}} = (\text{荷重}) / (\text{点 } \phi \sim \text{点 } G_1 \text{ 間の伸び})$$

$$= (\sigma_0 b t) \vee \left(\frac{\sigma_0 h^*}{E} + \frac{2\sigma a V_2}{E} \right)$$

$$= \frac{E b t}{h^* + 2\sigma a V_2} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.3(a))$$

$$k_{\text{SN}} = \frac{E_b t}{h - h^*} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.3(b))$$

$$\text{ただし, } V_2 = V_2 \left(\frac{a}{b} \right) - \frac{\left(\frac{a}{b} \right)}{\left(1 - \frac{a}{b} \right)^2} \left\{ 0.99 - \frac{a}{b} \left(1 - \frac{a}{b} \right) \left(1.3 - 1.2 \frac{a}{b} + 0.7 \frac{a^2}{b^2} \right) \right\} \quad \dots \dots \quad (4.1.4.3(c))$$

基礎方程式(4.1.4.1式)を、与えられた初期条件(亀裂発生時の条件)およびねじり係数 k_{SC} の時間依存関係(すなわち、亀裂長さの時間依存(亀裂速度変化))をもとに数値的に解けば、質点系の運動が明らかになる。この時、試験片の端部、すなわち、試験片部分と試験機部分の接合部での荷重(Pend)は、

で表わされることになる。また、系の各部のエネルギーについては次の表示ができる。

(試験片部分について)

$$\text{ひずみエネルギー : } U^{(S)} = \frac{1}{2} k_{SC} (\delta - x_S)^2 + \frac{1}{2} k_{SN} (x_S - x_R)^2 \quad \dots \quad (4.1.4.5(a))$$

$$\text{運動エネルギー} : K^{(S)} = \frac{1}{2} m_S (\dot{x}_S)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.5(b))$$

$$\text{試験機から成された仕事: } W^{(S)} = - \int_{x_0}^{x_R} P_{\text{end}} dx_R \quad \dots \quad (4.1.4.5(c))$$

(試験機部分について)

$$\text{ひずみエネルギー: } U^{(R)} = \frac{1}{2} k_R (x_R)^2 \quad \dots \quad (4.1.4.5(d))$$

$$\text{運動エネルギー} : K^{(R)} = \frac{1}{2} m_R (\dot{x}_R)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.5(e))$$

$$\text{摩擦により失なわれる仕事: } F^{(R)} = \int_0^T r(\dot{x}_R - \dot{x}_S) d(x_R - x_S) = \int_0^T r(\dot{x}_R - \dot{x}_S)^2 dt \quad \dots (4.1.4.5(g))$$

したがって、摩擦仕事 $F^{(R)}$ 以外で、この系から散逸したエネルギー ($-D$) は次式で与えられる。

$$-D = \pi - [\pi]_{t=0} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.6.)$$

ただし、

$$\pi = (U^{(S)} + K^{(S)} + W^{(S)}) + (U^{(R)} + K^{(R)} + W^{(R)}) + F^{(R)}$$

$$= U^{(S)} + U^{(K)} + U^{(R)} + K^{(R)} + F^{(R)} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.7)$$

である。また、(4.1.4.6)式で与えられる散逸エネルギー(D)から、動的破壊塑性値(K_D)は、(4.1.4.8)式で求めることができる。

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}} \cdot \frac{1}{t} \cdot \frac{dD}{da} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.8)$$

さて、前述の昭和53年度実験に用いた試験片 S I - 1 を取りあげて、質点 m_S および m_R の動きを数値的に求めることを試みた(数値解法には Runge-Kutta-Gill 法を用いた)。ここで、基礎方程式に含まれる試験片部分の定数は図 4.1.4.21(a) より、次の値となる。

$$m_S = 1.50 \times 10^3 \text{ kg} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.9(a))$$

$$k_{SN} = 7.07 \times 10^9 \text{ Kg/sec}^2 (= 7.21 \times 10^5 \text{ Kgf/mm}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.9(b))$$

$$[k_{SC}]_{t=0} = 1.84 \times 10^9 \text{ Kgf/sec}^2 \quad (= 1.88 \times 10^5 \text{ Kgf/mm}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.9(c))$$

試験機部分に対応する定数 (m_R , k_R , r) については、同一の試験機を用いる限り同一の値をとる必要はあるものの、ばね質点系にモデル化された構造に対して、どのような値を与えるべきか即座には決まらない。

そこで、任意の値 (m_R , k_R , r) を与えて、試験片端部すなわち試験片部分と試験機部分の接合部での荷重 (P_{end}) の計測データと良好な適合を与える値をさがした。

その結果、以下の値のとき図4.1.4.26に示すように比較的良い適合となり、また化粧停止後の自由振動特性も割合良好にシミュレートできることが判った。

この試験機系特性を用いて、試験片 SL-2 での Pend 変化を推定した結果が図 4.1.4.26 の中に破線で示されている。

次に、②脆性亀裂伝播停止の計算シミュレーションについて述べる。

昭和53年度研究での試験片 S I-1 および試験片 S I-2 に関して、(4.1.4.10)式の試験機系特性値を用いたばね質点系モデルにより、エネルギー収支計算((4.1.4.6)式)を行った。その結果、(4.1.4.8)式で定義した動的破壊靶性値(KD)の変化として図4.1.4.27を得た。さらに周知のように、動的破壊靶性値(KD)は、(材料毎に)亀裂伝播速度(v)と温度(T)に依存する値である。次の形の関係を仮定して、図4.1.4.27の結果から未定係数(β_{ij})の最適値をさがしてみた。

$$\gamma_0 = \beta_{0,0} + \beta_{0,1} T + \beta_{0,2} T^2 \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.11(b))$$

$$r_2 = \beta_{2,0} + \beta_{2,1} T + \beta_{2,2} T^2 \quad \dots \quad (4.1.4.11(c))$$

$$v_0 = 5200 \text{ m/sec}$$

$$n \cdot m/\text{sec} \cdot K_D : K_{af} / \text{mm}^2, T : ^\circ\text{C}$$

その結果、次の関係が実験的に得られた(図4.1.4.28参照)。

$$\tau_0 = 6.1539 + 4.6409 \times 10^{-2} T + 4.2857 \times 10^{-4} T^2 \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.12(a))$$

$$\tau_2 = 2.2005 \times 10^1 - 1.0048 T - 2.4955 \times 10^{-2} T^2 \quad (\text{昭和53年度供試材に対して}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.12(b))$$

ただし、(4.1.4.12)式を得たもとのデータの範囲は、 $-5.5 \leq T \leq 10$, $v \leq 1000$ であり、この範囲で有効な実験式である。

以上で、昭和53年度供試材の動的破壊靭性値(K_D)の温度依存性や亀裂伝播速度依存性が明らかになった。したがって、(ばね質点系モデルによる)エネルギー収支計算が実施できることを条件に、図4.1.4.29に示す不安定亀裂の伝播挙動予測フローを遂行することが出来る。動的破壊靭性値の表示式((4.1.4.11(a)式)とばね質点系モデルの動的計算とから、亀裂伝播速度変化を計算で求めた例を以下に示す(図4.1.4.30参照))。

試験機系特性値については、(4.1.4.10)式の値をとる場合(現存の試験機での実験に対応する場合)と、より定変位条件に近い場合、およびより定荷重条件に近い場合の3ケースを設定する。試験片形状寸法については、前述の試験片S1型と同一とし、温度分布については試験片S1-1と同一の場合および実験による停止位置($a = 785\text{mm}$)をビボットとして温度勾配を半分にした場合の2ケースを設定して、シミュレート計算を行った。その結果が、図4.1.4.30に示されている。同図中には、試験片S1-1の亀裂伝播速度の実測値も併記されているが、対応する推定計算①線とは比較的良好な対応を示している。また、試験片S1-1と同じ温度分布を与えた場合では、より定変位条件に近い試験機系特性値を与えても、また、より定荷重条件に近い値を与えても、亀裂伝播速度には殆ど相違がないと推定される。

しかし、温度勾配を既として若干高温域での亀裂伝播をシミュレートした場合では、より定荷重条件に近い試験機系特性値を与えたものの方が、より定変位条件の値を与えたものよりも高速度で伝播し停止長さも若干長くなる結果を得た。

ただし、現実の試験片では、亀裂伝播線上の温度を上げると亀裂発生そのものが起らなくなる筈であるが、シミュレート計算では人為的に一定速度(200m/sec)で切欠きを進展させた。また、亀裂が停止する場合も、 200m/sec 以下に達すれば直ちに停止するものと考えた。

次に、③脆性亀裂伝播挙動の簡易予測法について触れる。

脆性不安定亀裂の伝播挙動予測に関する正攻法的なアプローチについては、既に図4.1.4.29で示した。同図中の太実線で囲まれた箇所、すなわち散逸エネルギー率を動的計算から求める箇所が本質的に重要なところである。ただし、散逸エネルギー率の変化を細かく捉えるためには、亀裂の長さを小刻みに増加させ、その都度動的解析を行う必要がある。正攻法のこのアプローチでは莫大な計算手数が必要になるものと思われる。そこで、繰返し動計算より散逸エネルギー率を求める代りに、後述のようにこれと密接な関係にある動的応力拡大係数($K^{(D)}$)を簡易的に、本質的には静的に推定する手法について記したい。簡易化の基本的な考え方は、L.B.Freundによる無限板中の半無限長さ亀裂の定常伝播問題の解^{3),4)}を非定常な場合へ便宜的に拡張することに相当している。この便宜的拡張の可能性については、一部既に昭和53年度報告²⁾にて調べられている。

L.B.Freund³⁾によれば、無限遠方で一様応力が働く場合の半無限長亀裂先端の動的応力拡大係数($K^{(D)}$)は次のように表わされる。

$$K^{(D)} = k(v) K^{(S)} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.13)$$

ここで、 $K^{(S)}$ は静的応力拡大係数であり、 $k(v)$ は亀裂伝播速度(v)の或る関数である。

また、もう一つの重要な結論として、動的エネルギー解放率($G^{(D)}$)と動的応力拡大係数($K^{(D)}$)との関係と

して、(4.1.4.14)式を導いている。

$$\dot{\epsilon}^{(D)} = \frac{1-\nu^2}{E} A(v) (K^{(D)})^2, \quad (\text{単位板厚当たり}) \quad \dots \quad (4.1.4.14)$$

ここで、 $A(v)$ は亀裂伝播速度(v)の成る関数である。

亀裂伝播中のエネルギー論的平衡条件は、動的エネルギー解放率($\dot{\epsilon}^{(D)}$)と、散逸エネルギー率($\frac{dD}{da}$)((4.1.4.8)式中の因子)とが両量であるという条件で表示できる。

$$\dot{\epsilon}^{(D)} = \frac{dD}{da} \quad \dots \quad (4.1.4.15)$$

すなわち、(4.1.4.13)式、(4.1.4.14)式を代入すると次の表示となる。

$$K_D = \sqrt{A(v)} k(v) K^{(S)} \quad \dots \quad (4.1.4.16)$$

文献⁵⁾によれば、(4.1.4.16)式は、僅かの誤差を許せば次の簡略表現ができる。

$$K_D \cong \sqrt{1 - \frac{v}{v_R}} K^{(S)} \quad \dots \quad (4.1.4.17)$$

ここで、 v_R はRayleigh wave velocity ($\nu=0.25$ のとき $v_R \cong 0.92\sqrt{\frac{G}{\rho}}$) である。また、(4.1.4.17)式を変形した(4.1.4.18)式は、左辺は亀裂長さに無関係であって、温度と亀裂速度から定まり、右辺は逆に温度や亀裂速度には依存しない値となる。

$$\frac{K_D}{\sqrt{1 - \frac{v}{v_R}}} = K^{(S)} \quad \dots \quad (4.1.4.18)$$

すなわち、(4.1.4.18)式の両辺ともincrementalに追跡する必要がなく、また動的計算の必要もなくなり、亀裂伝播挙動予測が著しく簡単になる。例えば、单一平板中の亀裂伝播速度の図式解法として図4.1.4.31が考えられる。また、より一般的な場合として、例えば平板直交交叉部に亀裂が突入した場合を含む簡易予測法のフローチャートとして図4.1.4.32を示す。

さて、昭和53年度研究で用いた試験片SI-1および試験片SI-2について、図4.1.4.31の図式解法による簡易推定を行ってみた。亀裂進展による $K_D/\sqrt{1 - \frac{v}{v_R}}$ および $K^{(S)}$ の変化が図4.1.4.33(a)および図4.1.4.33(b)に示されており、亀裂伝播速度変化の推定値が図4.1.4.34に表わされている。同時に、動的破壊靱性値(K_D)のバラツキを考慮して推定に幅をもさせている。試験片が破断分離する直前を除けば、概ね良好な推定精度と判断される。

次に、昭和53年度研究で実施した直交交叉部構造要素をモデル化した大形二重引張り型伝播試験片BS-1および試験片BS-2について、伝播挙動の簡易推定を行ってみる。

試験片形状は図4.1.4.35(a)に示されているとおりであり、温度分布は図4.1.4.35(b)に示す如く与えられている。

簡易化基礎式((4.1.4.18)式)の右辺、すなわち静的応力拡大係数($K^{(S)}$)の算定を、以下のように亀裂位置に応じた3つの領域に分けて行う(図4.1.4.36参照)。まず、第1番目の領域である亀裂先端が平板交叉部よりかなり手前にある時には、右出の解⁶⁾を当てる。ただし、図4.1.4.37に示すようにスチフナを90°回転させて主板板厚の増加と見なし、不連続板厚(h')として主板板厚とスチフナ板厚(両側分)の和をとることとした。

また、第3番目の領域である亀裂先端が平板交叉部に突入して以後(図4.1.4.38参照)の $K^{(S)}$ 値算定は、平板交叉線上に分布する内力をクラック面上の一点での集中力(P)に置換する金沢・町田・土井の方法⁷⁾に従って求める。集中力(P)の大きさは、交叉部での主板とスチフナの開口変位が等しい条件から決定されるが、図

4.1.4.3.9 の記号定義に従い、具体的に記すと以下のとおりである。

$$V_{\text{main}} = V_{\text{stiff}} \quad \dots \quad (4.1.4.19)$$

ただし、

$$V_{\text{main}} = \frac{2}{E} \left[\sigma_0 \sqrt{a^2 - a_0^2} - \frac{2(P/t_{\text{main}})}{\pi} \left\{ \cosh^{-1} \left(\frac{a^2 + a_0^2}{2a a_0} \right) + \frac{a_0}{\sqrt{a^2 - a_0^2}} \cos^{-1} \left(\frac{a_0}{a} \right) \right\} \right] \quad (4.1.4.20(a))$$

$$V_{\text{stiff}} = \frac{2(P/t_{\text{stiff}}/t_{\text{main}})}{\pi E} \left[2d \cdot \cosh^{-1} \left(\sec \frac{\pi a_{\text{stiff}}}{2d} \right) \left\{ 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{t_{\text{main}}}{2a_{\text{stiff}}} \right) \right\} \right. \\ \left. + t_{\text{main}} \cosh^{-1} \left(\frac{2a_{\text{stiff}}}{t_{\text{main}}} \right) \right] \quad (4.1.4.20(b))$$

である。従って、次式を得る。

$$P = \pi \sigma_0 t_{\text{stiff}} \sqrt{a^2 - a_0^2} / f \quad \dots \quad (4.1.4.21)$$

$$f = \left(\frac{1}{t_{\text{main}}} \right) \left[2d \cdot \cosh^{-1} \left(\sec \frac{\pi a_{\text{stiff}}}{2d} \right) \cdot \left\{ 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{t_{\text{main}}}{2a_{\text{stiff}}} \right) \right\} + t_{\text{main}} \cdot \cosh^{-1} \left(\frac{2a_{\text{stiff}}}{t_{\text{main}}} \right) \right. \\ \left. + 2t_{\text{stiff}} \left\{ \cosh^{-1} \left(\frac{a^2 + a_0^2}{2a a_0} \right) + \frac{a_0}{\sqrt{a^2 - a_0^2}} \cdot \cos^{-1} \left(\frac{a_0}{a} \right) \right\} \right] \quad (4.1.4.22)$$

応力拡大係数の表示は次のとおりである。

$$K_{\text{main}}^{(S)} = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \left\{ 1 - \frac{2\sqrt{a^2 - a_0^2}}{f t_{\text{main}}} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{t_{\text{stiff}}}{\sqrt{a^2 - a_0^2}} \right) \right\} \quad (4.1.4.23(a))$$

$$K_{\text{stiff}}^{(S)} = \frac{P}{t_{\text{main}} \sqrt{d}} \left\{ 1 + 0.297 \left(1 - \cos \frac{\pi a_{\text{stiff}}}{2d} \right) \right\} \frac{1}{\sqrt{\sin \frac{\pi a_{\text{stiff}}}{d}}} \quad (4.1.4.23(b))$$

これらの式によって、主板およびスチフナ中の亀裂長さが a_{main} および a_{stiff} の状態での静的応力拡大係数 $K_{\text{main}}^{(S)}$ および $K_{\text{stiff}}^{(S)}$ が求まる。したがって、図 4.1.4.3.1 のフローチャートにも示されているように、次式の方程式の解から、この状態を通過する際の亀裂速度 v_{main} および v_{stiff} が求まる。

$$\frac{K_D(v_{\text{main}}, T_{\text{main}})}{\sqrt{1 - \frac{v_{\text{main}}}{v_R}}} = K_{\text{main}}^{(S)} \quad (4.1.4.24(a))$$

$$\frac{K_D(v_{\text{stiff}}, T_{\text{stiff}})}{\sqrt{1 - \frac{v_{\text{stiff}}}{v_R}}} = K_{\text{stiff}}^{(S)} \quad (4.1.4.24(b))$$

亀裂速度 v_{main} および v_{stiff} が求まれば、微小時間 (Δt) の間の定速度伝播を考えると、各々の亀裂伝播量の比は $v_{\text{main}} \Delta t : v_{\text{stiff}} \Delta t$ となり、次の亀裂伝播状態を考えることができ、incremental に挙動追跡が行える。

最後に第 2 番目の領域、すなわち、亀裂先端が平板交差部直前に達していく石田の解が与えられていない場合について触れる。この場合には、形状不連続（スチフナがあること）による修正係数 (F) を滑らかに内挿して静的応力拡大係数 ($K^{(S)}$) を求めることとした。

$$F = \frac{K^{(S)}}{\sigma_0 \sqrt{\pi a}} \quad (4.1.4.25)$$

ただし、この際に第 3 番目の領域の初期値、すなわち亀裂が直交交差部に突入した初期の状態を仮定する必要が生じる。厳密に現象的な意味からは離れるが、便宜的に次式を想定することとした。

$$a_{\text{main}} = \frac{1}{2} t_{\text{stiff}} \quad (4.1.4.26(a))$$

$$a_{\text{stiff}} = \frac{1}{2} t_{\text{main}} \quad (4.1.4.26(b))$$

具体的に、試験片 BS-1（および BS-2）について上記の値を想定して（4.1.4.19）式～（4.1.4.23）式より授受力（P）ほかを求めた。その結果、以下の値を得た。

$$P = 3.27 \times 10^4 \quad (\text{kgf}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.27(a))$$

$$V_{\text{main}} (= V_{\text{stiff}}) = 0.0780 \quad (\text{mm}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.27(b))$$

$$K_{\text{main}}^{(S)} = 3.29 \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.27(c))$$

$$K_{\text{stiff}}^{(S)} = 2.93 \quad (\text{kgf/mm}^2) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.27(d))$$

すなわち、（4.1.4.25）式で与えられる修正係数（F）は、亀裂先端が平板交叉部中にあるとき、

$$F = 0.447 \left(= \frac{3.29}{1.2 \times \sqrt{3.14 \times 1200}} \right) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.28)$$

となる。したがって、図4.1.4.40に示す修正係数（F）の内挿補間が得られた。これらを用いて求めた静的応力拡大係数（K^(S)）が、図4.1.4.41(a)および図4.1.4.41(b)中に太い実線で示されている。前述の方法に従い、亀裂伝播速度変化が図4.1.4.42(a)（試験片 BS-1）および図4.1.4.42(b)（試験片 BS-2）として求まる。次に、亀裂が平板交叉部に達して以後の挙動推定を具体的に行ってみる。亀裂が交叉部に突入した初期状態に関して（4.1.4.27(a))～(4.1.4.27(d))式が得られている。K_{main}^(S)、K_{stiff}^(S)の値を（4.1.4.24）式に代入して得られる亀裂速度は次の値となる。

（試験片 BS-1 の場合）

$$v_{\text{main}} = 1.72 \text{ m/sec}, \quad (0 \sim 307 \text{ m/sec}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.29(a))$$

$$v_{\text{stiff}} = 0 \text{ m/sec}, \quad (0 \sim 137 \text{ m/sec}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.29(b))$$

（試験片 BS-2 の場合）

$$v_{\text{main}} = 5.07 \text{ m/sec}, \quad (4.26 \sim 5.71 \text{ m/sec}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.29(c))$$

$$v_{\text{stiff}} = 4.17 \text{ m/sec}, \quad (3.18 \sim 4.92 \text{ m/sec}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.29(d))$$

ただし、（ ）内の値は動的破壊靭性値（K_D）に±10%のバラツキを想定して求めたものであり、亀裂速度が零というのは（4.1.4.24）式を満足する解が無いこと（亀裂停止）を意味している。

平板交叉部に突入以後については、（4.1.4.29(c)）式および（4.1.4.29(d)）式の値をもとに微少進展量を仮定し、以後 incremental に繰返し計算を実施して亀裂伝播速度変化を追った。その結果が、図4.1.4.42(c)として記されている。同図には、破線で実験値も併記されている。

推定精度について言うと、前出の単一平板の場合と同様、試験片が破断分離する直前を除けば概ね良好な精度と考えられる。特に、交叉部での亀裂停止の有無については、（計算上では 200 m/sec 以下に減速した亀裂は直ちに停止すると見なすと）ほぼ完全な対応を与えることが出来る。

以上、主として昭和53年度実験の結果を中心て簡易推定法を適用して来たが、今年度の結果についても以下で推定してみる。

ただし、図4.1.4.1のシャルピー特性曲線にも表われているように、昭和53年度供試材は昭和54年度供試材に比べて若干良すぎたので、動的破壊靭性値（K_D）の温度・亀裂速度依存性としては、図4.1.4.28と同一の値を用いることは出来ない。本年度供試材での試験片 S-1-1 および試験片 S-1-2 の結果について動的計算（ばね質点系モデルによる）を行ったところ、ほぼ 15°C の温度軸シフトを施す必要があることが判った。すなわち（4.1.4.12）式に代えて次の値を与えることとした。

$$K_D = \exp \left\{ \gamma_0 + \gamma_2 \left(\frac{v}{v_0} \right)^2 \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.30(a))$$

$$\gamma_0 \cong 61539 + 4.6409 \times 10^{-2} (T - 15) + 4.2875 \times 10^{-4} (T - 15)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.30(b))$$

$$\gamma_2 \cong 2.2005 \times 10^1 - 1.0048(T-15) - 2.4955 \times 10^{-2}(T-15)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (4.1.4.30(c))$$

$$v_0 = 5200 \text{ m/sec}, \quad v : \text{m/sec}, \quad T : \text{C}, \quad K_D : \text{kgf/mm}^2$$

動的破壊靭性値 (K_D) の値 ((4.1.4.30)式) をもとに、前出の昭和53年度の試験片 S I - 1 および試験片 S I - 2 の推定と同様の簡易推定を実施した。その結果が図 4.1.4.43(a) および図 4.1.4.43(b) に示されている。

また、今年度研究として実施した直交交叉部構造要素モデルのうち、試験片 BLS-1 および試験片 BLS-2 についての亀裂伝播挙動の推定結果が、図 4.1.4.44(a) および図 4.1.4.44(b) に示されている。試験片 BLS-1 は破断したが、この結果と一致する傾向が推定できている。しかし、試験片 BLS-2 については、 $a=1286$ mm 位置での停止が観察された結果はうまく説明できていない。

また、試験片 BLS-1 および試験片 BLS-2 についても、BLS 型と同様の計算推定を行い、図 4.1.4.45(a) および図 4.1.4.45(b) に示した。ただし、BLS 型と BLS 型とでは交叉部構造が異なっている。スチナ板が貫通し主板が一旦切れている BLS 型では、亀裂がこの部分を通過する際には S1 タイプ再現試験から求めた破壊靭性値 (K_D) よりも大きな亀裂阻止特性があるものと想像されるが、これを無視している。

試験片 BLS-1 では交叉部を貫通するという予測になっているが、この効果を考慮すると、実験的に観測されたように交叉部で停止する傾向を捉え得るものと考えられる。

以上、脆性不安定亀裂の伝播挙動（伝播速度変化および停止位置）予測の簡易法による推定について記した。最後に、この簡易法の推定が成り立つ筈の範囲について若干触れる。L.B.Freund が導いている (4.1.4.13) 式、(4.1.4.14) 式は、無限板中の亀裂の定常伝播問題に於いて成立する式であるが、本報告では非定常伝播挙動予測に対しても適用している。定常と非定常との相違は亀裂速度が一様であるか否かということで代表されるが、エネルギー平衡条件 ((4.1.4.15)式) を考える立場からは亀裂伝播中に荷重境界が新たな仕事をするか否か（着力点変位が伝播中に変化するか否か）という点も一つのポイントである。

すなわち、供試試験片での亀裂伝播現象について言えば、荷重境界が新たな変位をする以前（つまり亀裂先端から生じた応力波がピン孔部まで伝わり、さらにピン孔部の応答が亀裂先端まで折り返し伝達される迄の時間）では、亀裂伝播挙動に影響が入り得ない筈であり、無限板中の伝播問題でのエネルギー平衡条件がほぼそのまま成立すると考えられる。この関係を簡易評価した試験片で具体的に計算してみた。その結果が図 4.1.4.46 である。

亀裂長さが約 1000 mm 内外までは、荷重境界の性質の影響が入り得ない範囲であり、これ以前の簡易推定結果にはこの意味での推定誤差は混入していないと考えられる。しかし、これ以上の亀裂長さに対しては、その程度は明らかでないが、荷重境界の性質が影響を及ぼしている可能性がある（したがって簡易推定の精度が悪い）。今後の問題として、荷重境界の性質を考慮した簡易推定の精度向上に取り組む必要があろう。

4.1.4.5 まとめ

平板直交交叉部構造要素モデルを用いて脆性不安定亀裂伝播試験を実施し、不安定亀裂の挙動予測について検討を加えた。その結果、以下の成果が得られた。

- (1) 温度勾配型および平坦型の大形二重引張試験片および直交交叉部構造要素モデルを用いた大形伝播試験により、一般船体用軟鋼板 (KAS 鋼、板厚 20 mm) の脆性不安定亀裂伝播特性基礎データが得られ、直交交叉部での亀裂伝播速度低下現象を把握することが出来た。その結果、動的破壊靭性値 (K_D) や直交交叉部形式によるアレスト能力の相違を把握することが出来た。
- (2) 平板試験片および主板にスチナが付いた直交交叉部モデルを含めて、脆性不安定亀裂の挙動推定（伝播速度や停止位置の予測）を行い、大略良好な評価が出来ることが判った。また、手法簡易化を検討し、正攻法の動的計算の繰返しを実施しなくとも、試験片の分離・破断寸前などを除いて、かなりの推定精度がある

ことを確認した。

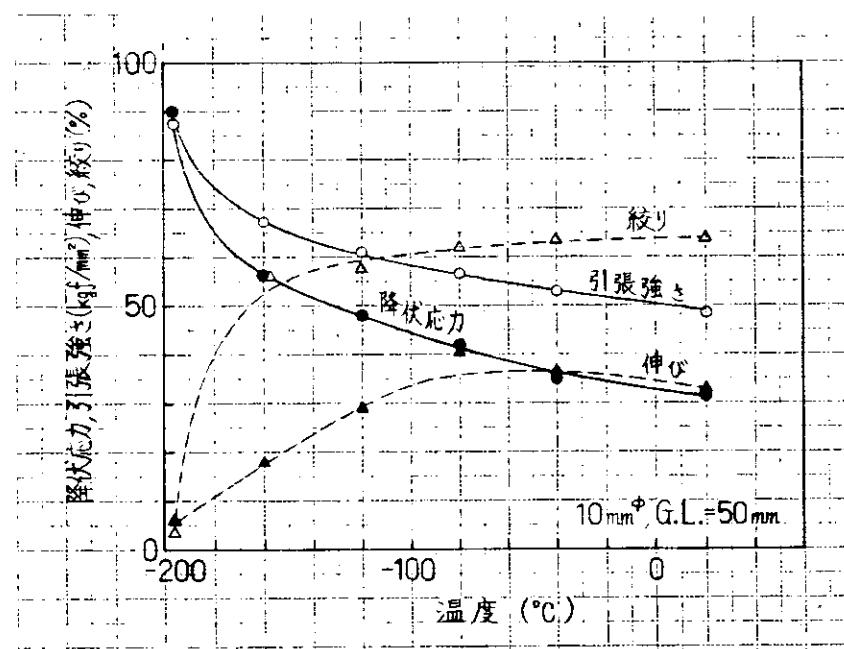
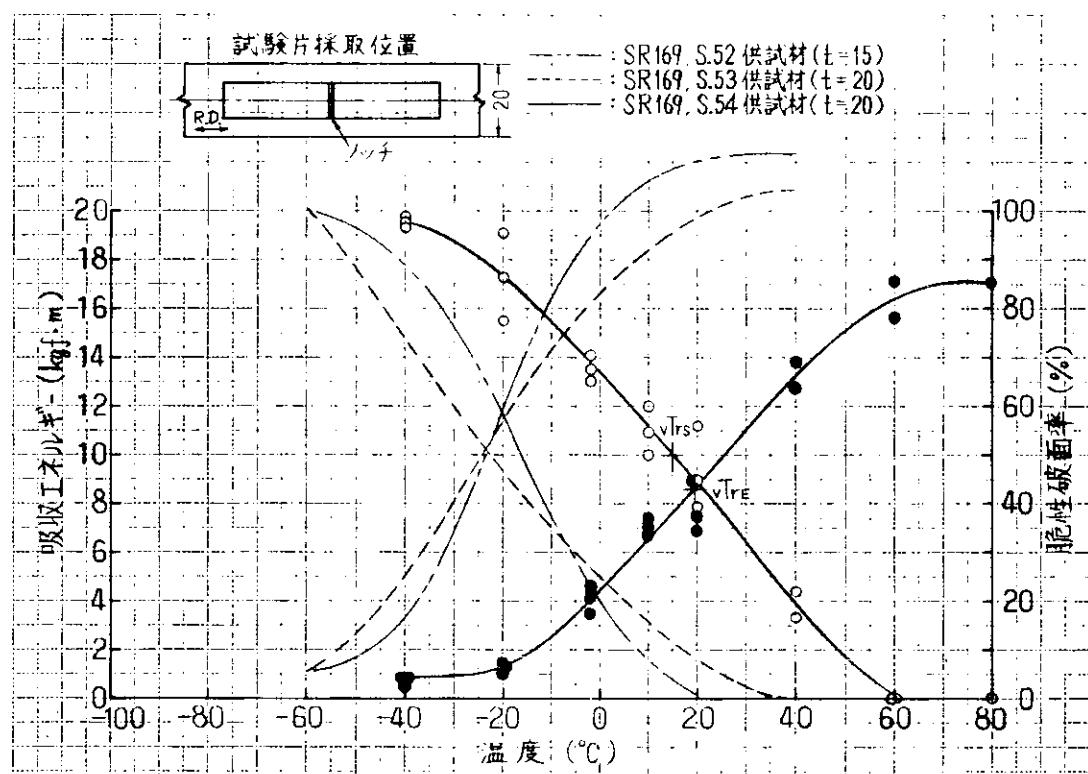
- (3) シミュレート計算の結果として、伝播部幅1600mm程度の試験片で行う脆性不安定亀裂伝播試験では、一様速度に近い高速度(600~700m/sec以上)亀裂が伝播停止する場合には、試験機系剛性の影響は殆ど無いことが判った。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第169研究部会, "船体構造の破壊管理制御設計に関する研究," 日本造船研究協会研究資料No.297, 昭和53年3月
- 2) 日本造船研究協会第169研究部会, "船体構造の破壊管理制御設計に関する研究," 日本造船研究協会研究資料No.315, 昭和54年3月
- 3) L.B.Freund, "Crack Propagation in an Elastic Solid Subjected to General Loading—I, Constant Rate of Extension," J.Mech. Phys. Solids, 1972, Vol.20, pp.129-140
- 4) L.B.Freund, "Crack Propagation in an Elastic Solid Subjected to General Loading—III, Stress Wave Loading," J.Mech. Phys. Solids, 1973, Vol.21, pp.47-61
- 5) たとえば, S.S.C.Report, "A Study of Ship Hull Crack Arrester System," Ship Structure Committee, SSC-265, 1977
- 6) M. Isida, "Analysis of Stress Intensity Factors for Plates Containing Random Array of Cracks," Bulletin of Japan Soc. Mech. Engrs., Vol.13, 1970
- 7) 金沢 武, 町田 進, 土井 均, "クラックアレスターに関する基礎的研究(第6報)——スチフナ型アレスターの有効性について——," 日本造船学会論文集第124号, 昭和43年12月

表 4.1.4.1 供試材の化学成分および機械的性質

供試材 年 度	鋼 種	熱 处 理	板 厚 (mm)	化 学 成 分 (%)					機 械 的 性 質		
				C	Si	Mn	P	S	降伏点 σ_y (Kgf/mm ²)	引張強さ σ_B (Kgf/mm ²)	伸 び E ₁ (%)
52	KAS	As Rolled	15	0.11	0.33	0.75	0.022	0.008	30	44	33
53	KAS	As Rolled	20	0.13	0.23	0.87	0.018	0.004	29	45	33
54	KAS	As Rolled	20	0.16	0.23	0.73	0.022	0.004	30	47	29



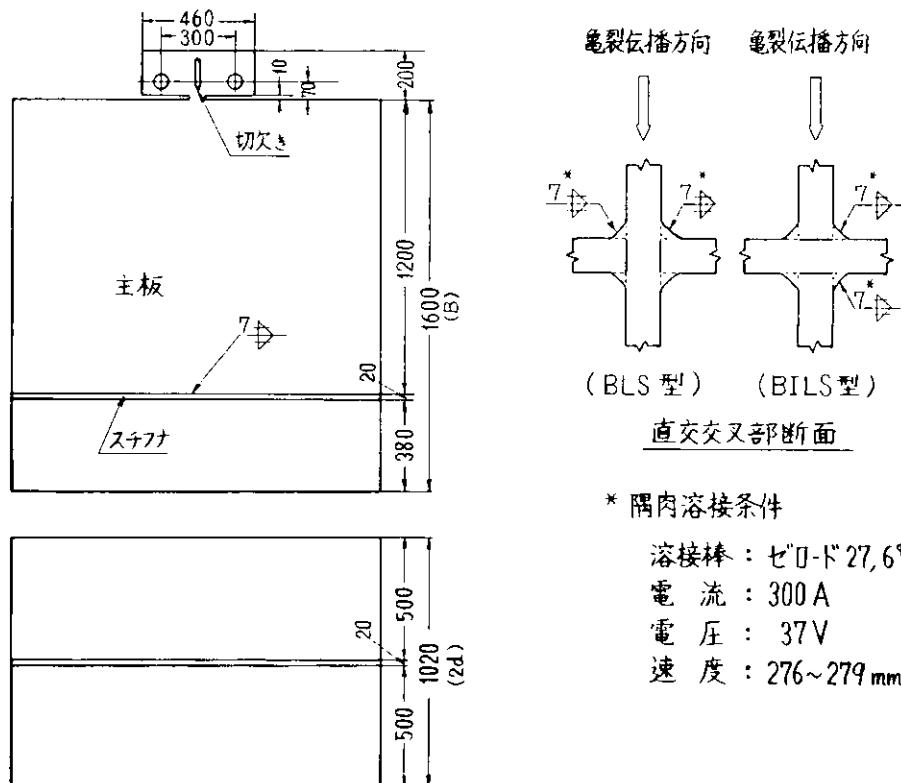


図 4.1.4.3(a) 直交交叉部構造要素モデル形状

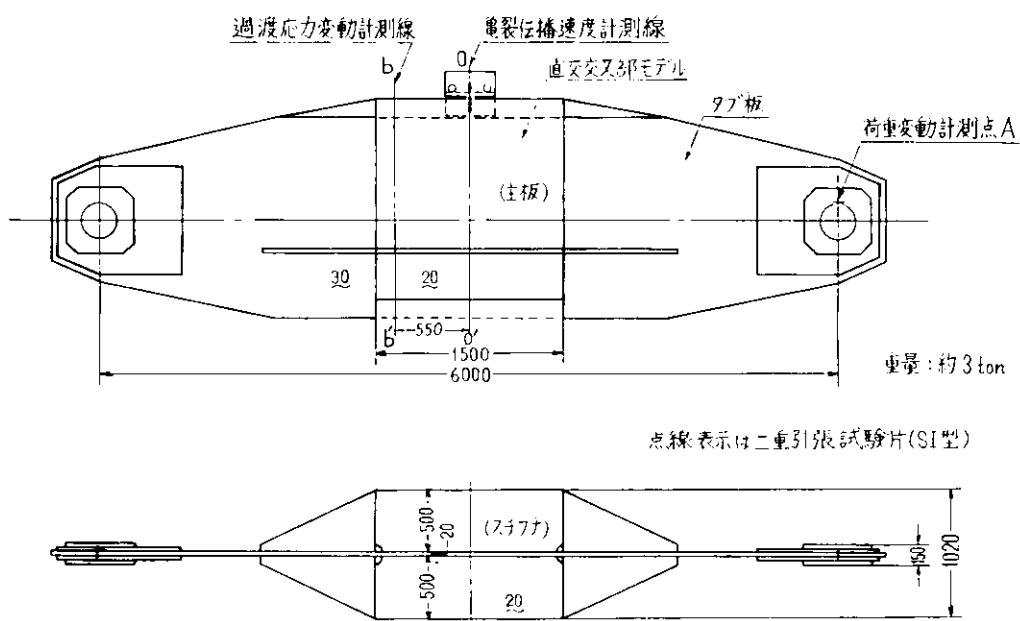
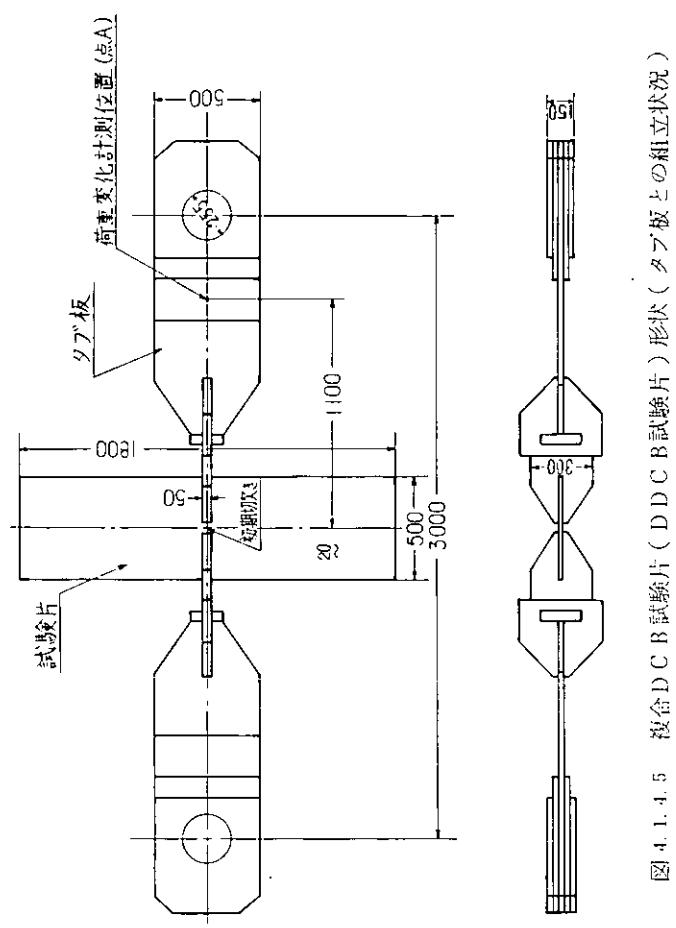
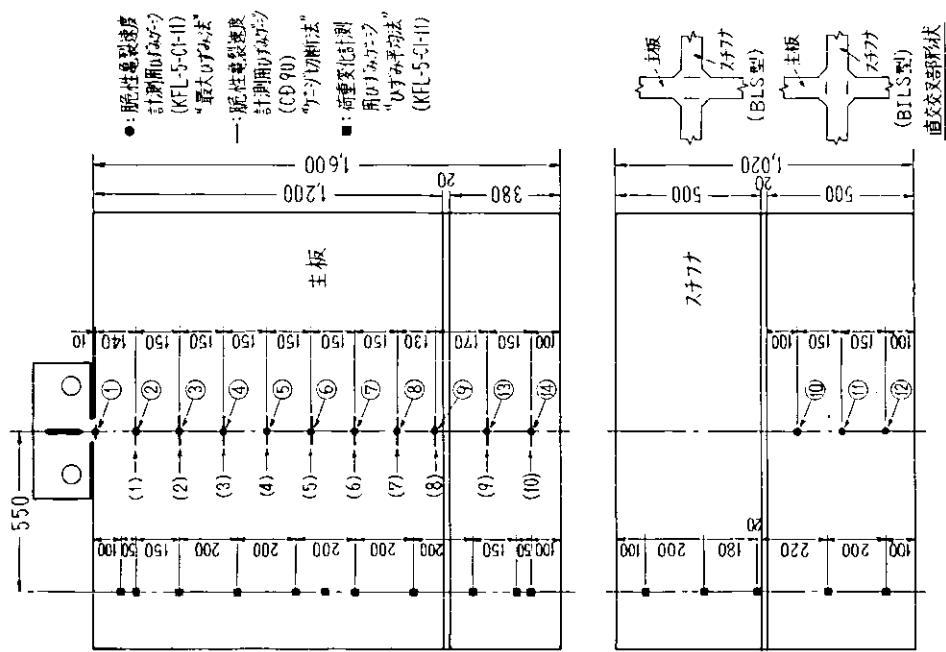


図 4.1.4.3(b) 直交交叉部構造要素モデル形状(タブ板との組立状況)



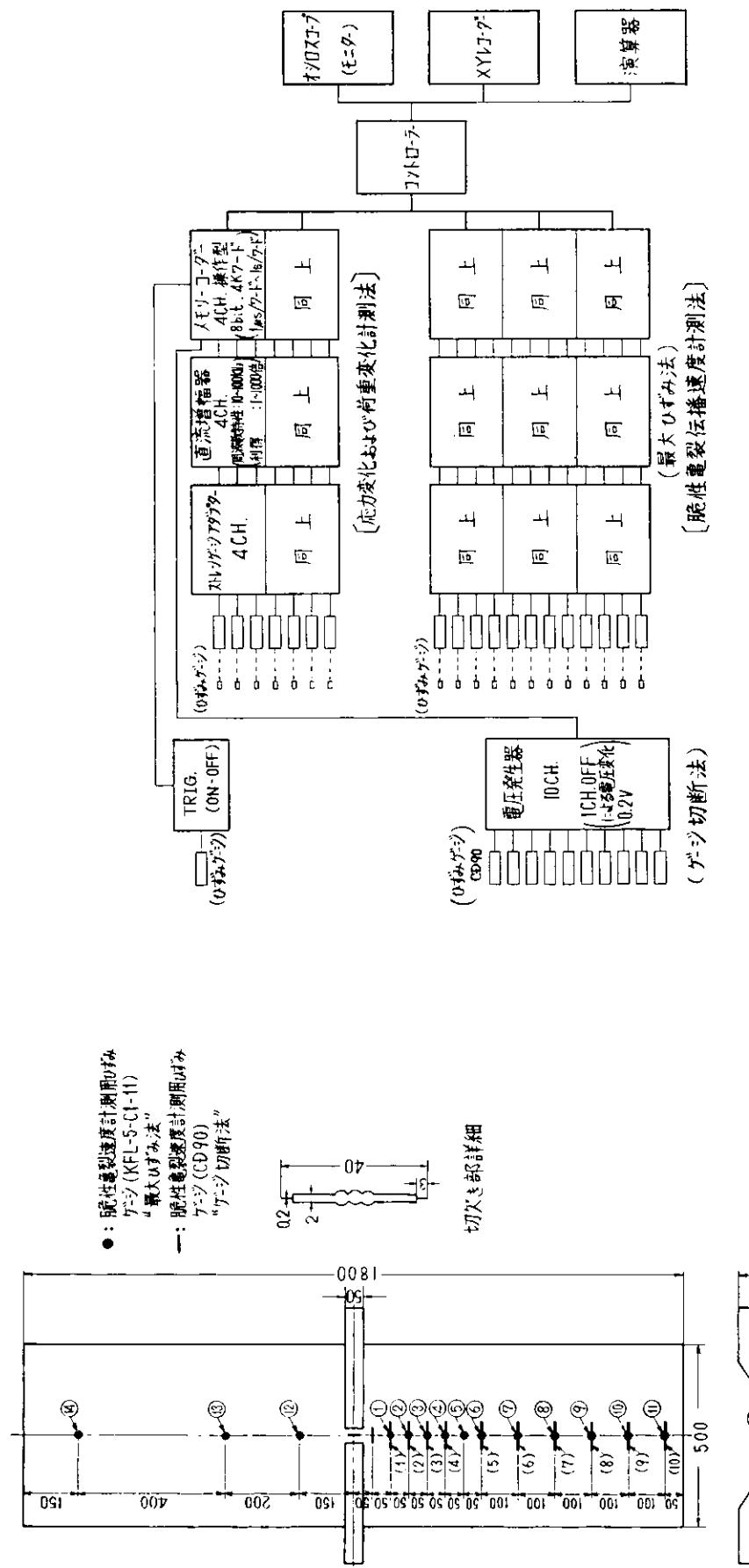


図 4.1.4.6 試験片形状寸法ならびにひずみゲージ貼付位置 (DDCB型)

図 4.1.4.7 脆性亜裂伝播速度および脆性化裂進展にともなう荷重(応力)変化の計測装置系図

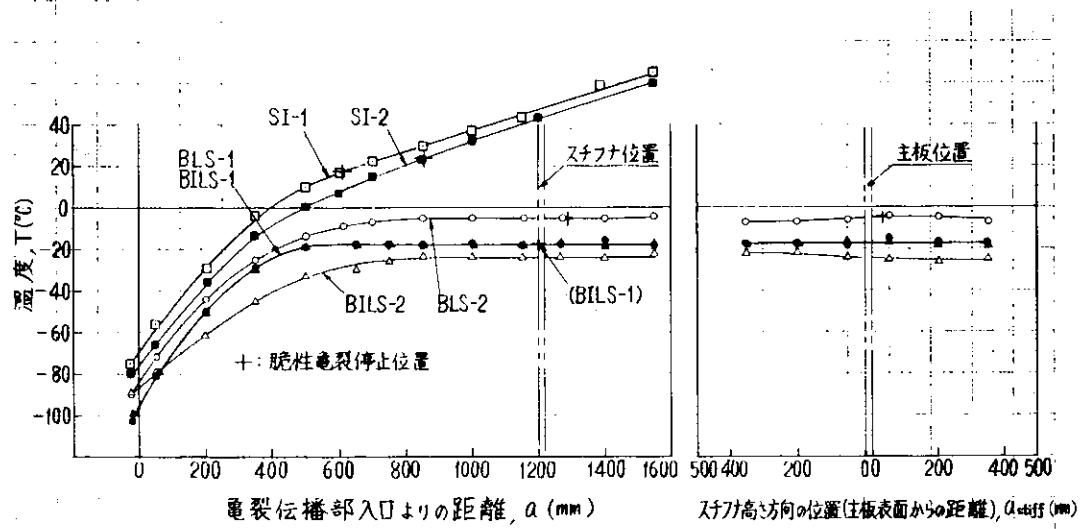
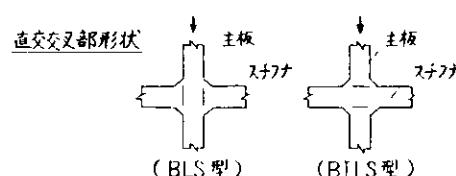


図 4.1.4.8 脆性亀裂伝播部の温度分布 (BLS型, BIL型, SI型)

表 4.1.4.2 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

符号	鋼種	試験片寸法				試験片 温度分布 (kgf/mm ²)	応力 σ_0 (kgf/mm ²)	亀裂長さ		亀裂停止部 における直交 交叉部温度 $T_{a,T}$ (°C)	K_c^{**} (K_{c-a}) (kgf/mm ²)	直交交叉部の 破壊形態	備考
		板厚 t (mm)	主板幅 (側かわ幅) B (mm)	対角板高さ $2d$ (mm)	ビン間距離 (mm)			主板 (ウェブ板) C_a (mm)	スチナ板 l_a (mm)				
SI-1	KAS	20	1,600	—	6,000	勾配	12	610	—	18	561 (439)	—	
SI-2						勾配	12	860	—	24	720 (581)	—	
BLS-1	KAS	20	1,600 (1,200)	1,020	6,000	平坦	12	>1,600 左 >500 右 >500	>-18 -5	—	IV	G0	
BLS-2						平坦	12	1,286 左 0 右 29	-5	—	II	N0-G0	
BILS-1	KAS	20	1,600 (1,200)	1,020	6,000	平坦	12	1,200 左 0 右 0	-18	—	I	N0-G0	
BILS-2						平坦	12	>1,600 左 >500 右 >500	-25	—	III	G0	

注) × I: 脆性亀裂が直交交叉部到達以前に停止したもの
 II: 脆性亀裂が直交交叉部に到達し、スチナ内の表面亀裂として停止したもの
 III: 脆性亀裂が直交交叉部に到達し、スチナの貫通亀裂として停止したもの
 IV: 脆性亀裂が直交交叉部を貫通し、スチナを完全破断したもの



$$** K_c = \bar{\sigma}_0 \sqrt{\pi C_a} \cdot \sqrt{\frac{2B}{\pi C_a}} \tan \frac{\pi C_a}{2B}$$

$$K_{c-a} = \bar{\sigma}_0 \cdot G \left(\frac{C_a}{B} \right) \sqrt{\pi C_a} \cdot \sqrt{\frac{2B}{\pi C_a}} \tan \frac{\pi C_a}{2B}$$

$$\bar{\sigma}_0 \cdot G \left(\frac{C_a}{B} \right) : \text{脆性亀裂停止時応力}$$

$$= \text{脆性亀裂停止時荷重} / \text{原断面積}$$

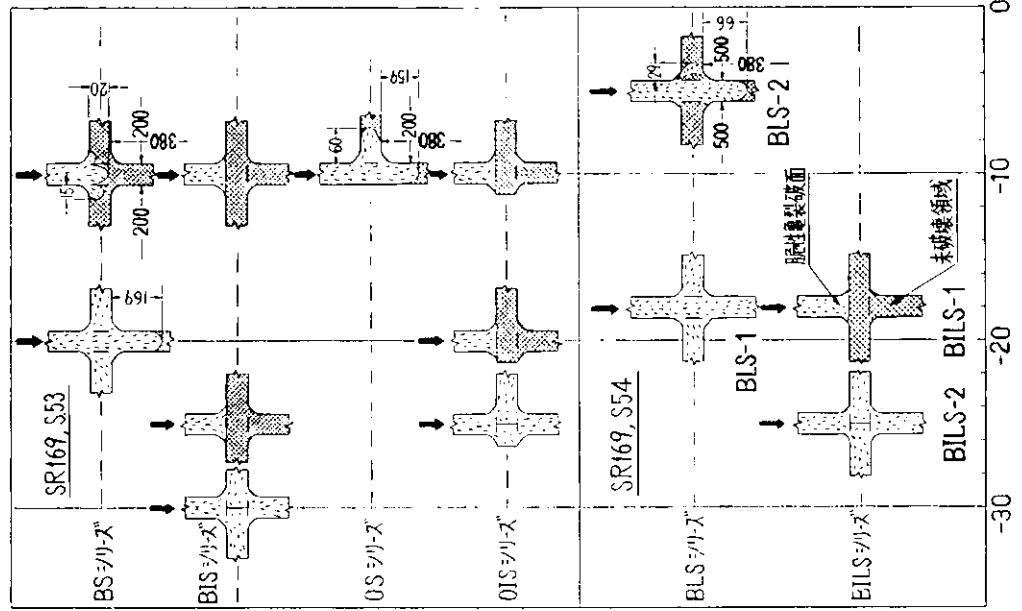


図 4.1.4.9 (a)
直交交叉部構造要素モデルでの脆性亜裂伝播・伝播停止試験結果
(試験应力, $\sigma_0 = 12 \text{ Kg f/mm}^2$)

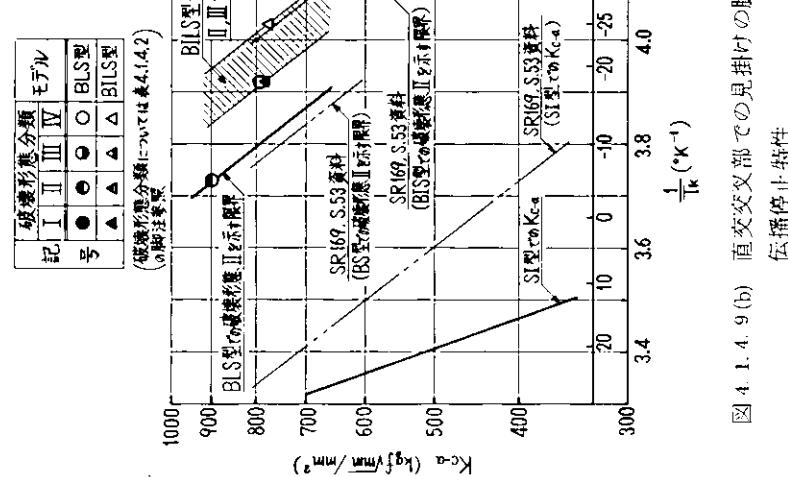


図 4.1.4.9 (b)
直交交叉部での見掛けの脆性亜裂
伝播停止特性

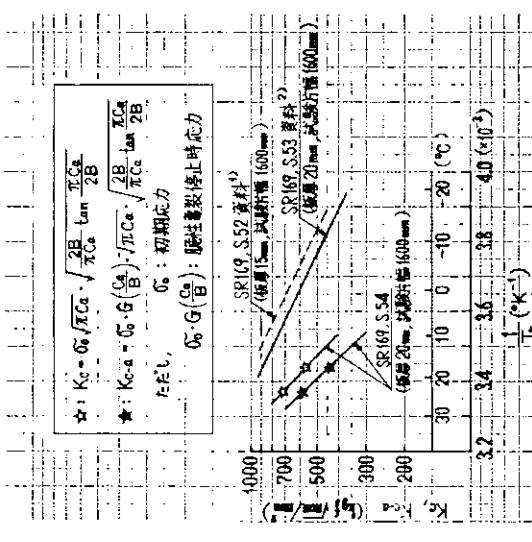


図 4.1.4.9 (c)
脆性亜裂伝播停止特性
〔二重引張試験結果 (S 1型)
KAS鋼板, 板厚 1.5mm, 2.0mm〕

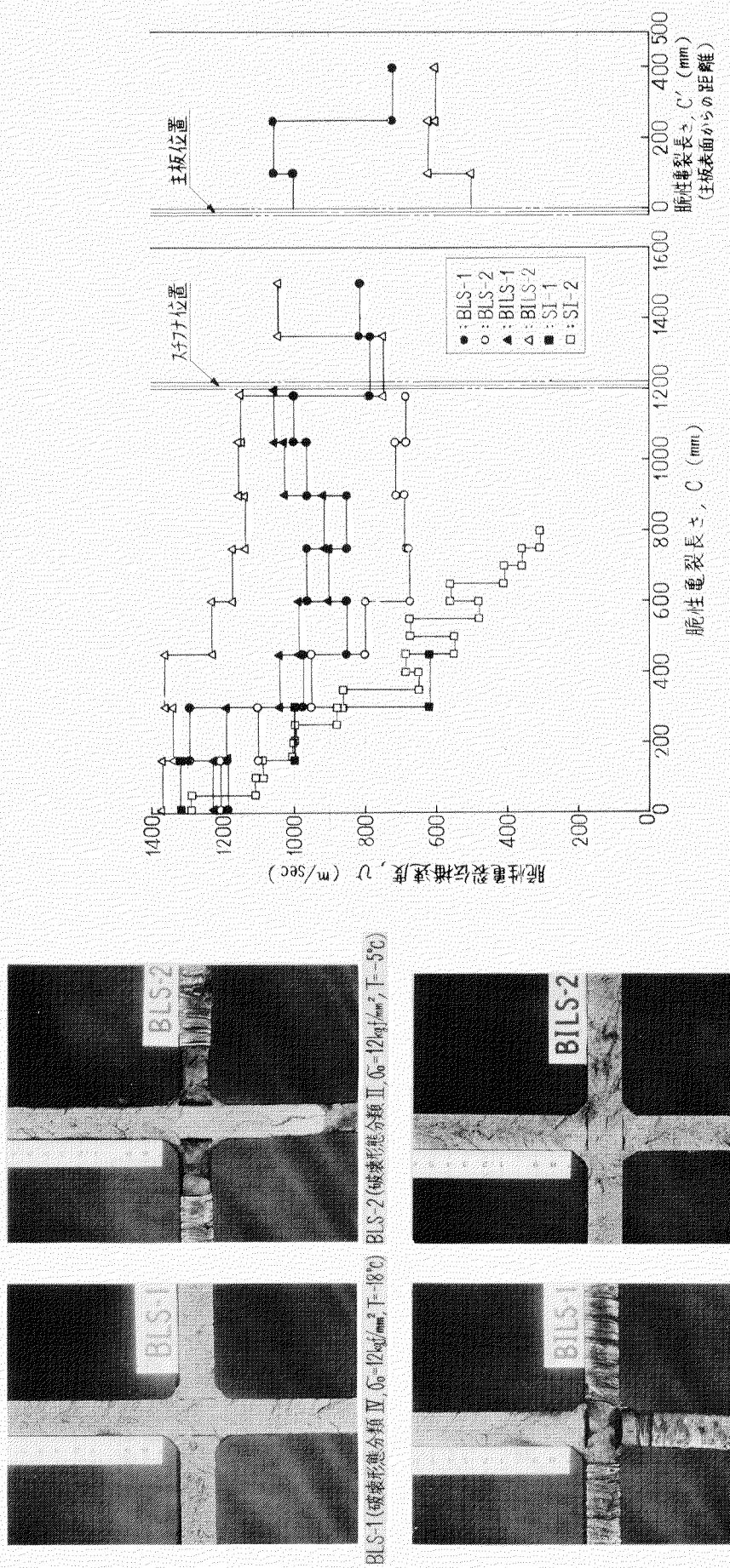


図 4.1.4.11 脆性亀裂伝播速度計測結果 (BLS型, BILS型, S I型)

写真 4.1.4.1 直交交叉部の破断面状況

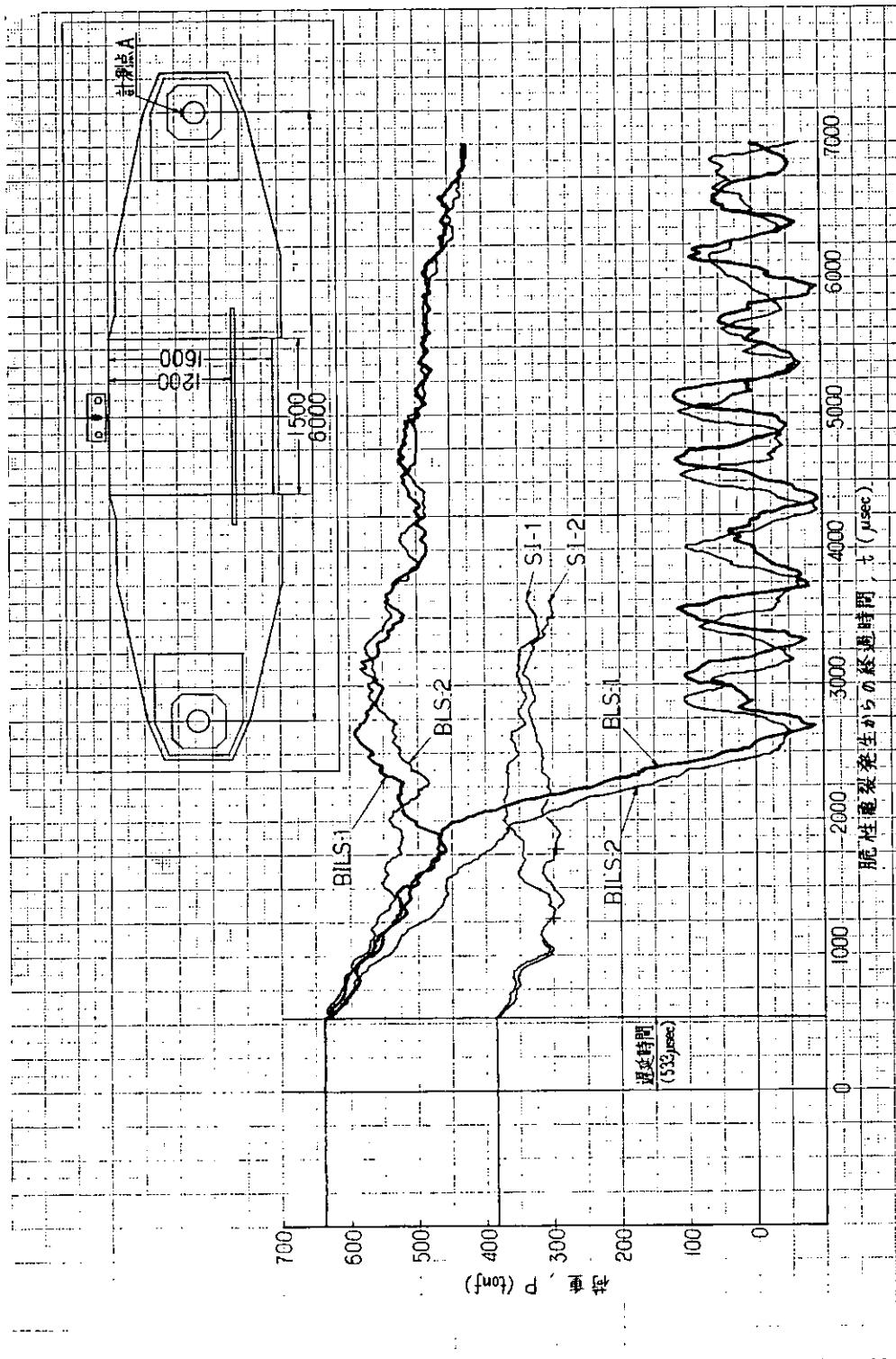


図 4.1.4.12 脆性亀裂進展とともになら荷重変化(試験点A)

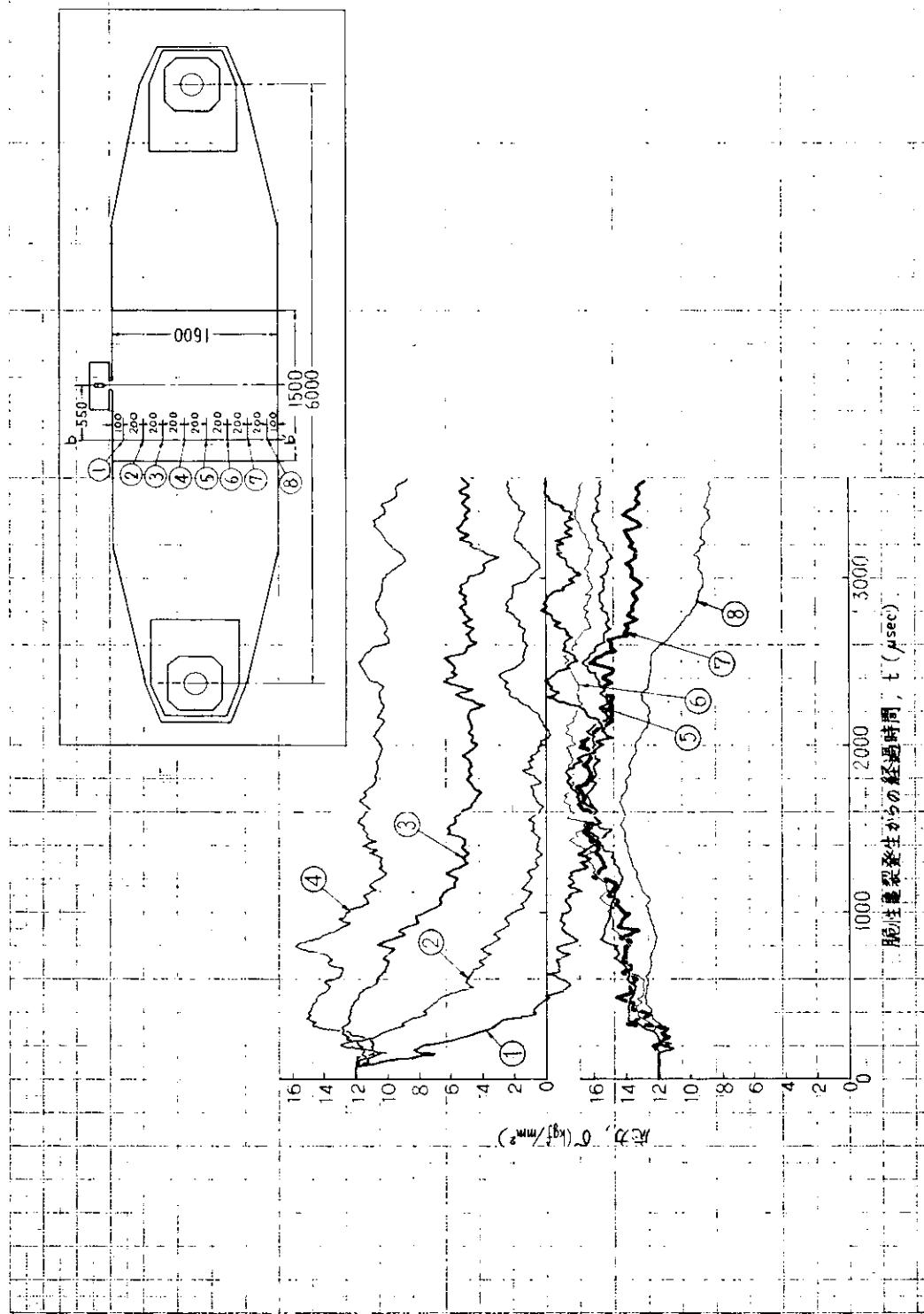


図 4.1.4.13 脆性亀裂進展にともなう速度変化(計測位置: b - b' 線上) (S I - 2)

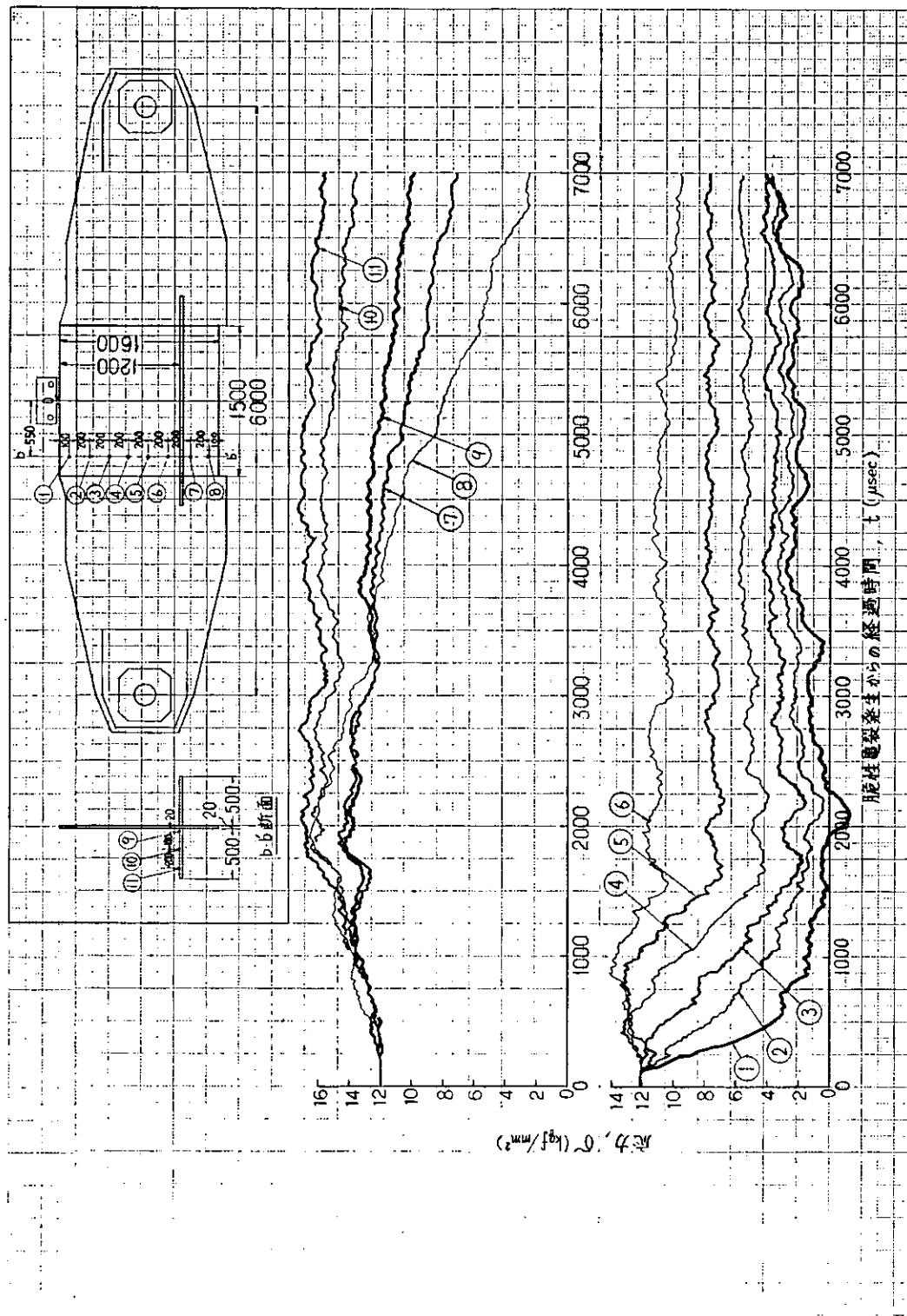


図4.1.4.14 脆性亀裂進展にともなう応力変化(計測位置: b - b' 線上)(BLS-2)

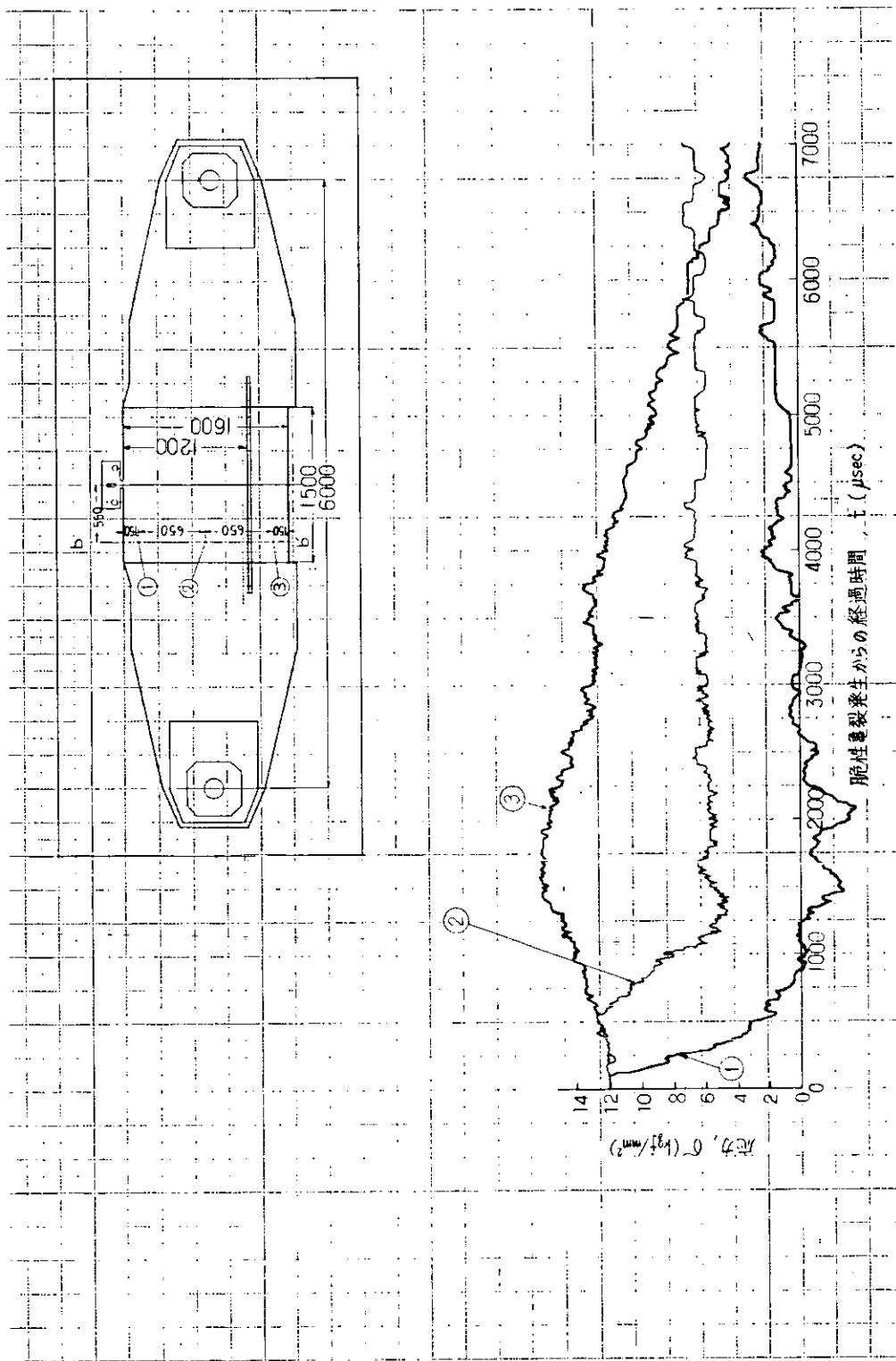


図 4.1.4.15 優性亜裂進展にともなう応力変化(計測位置: b - b' 線上) (B I L S - 1)

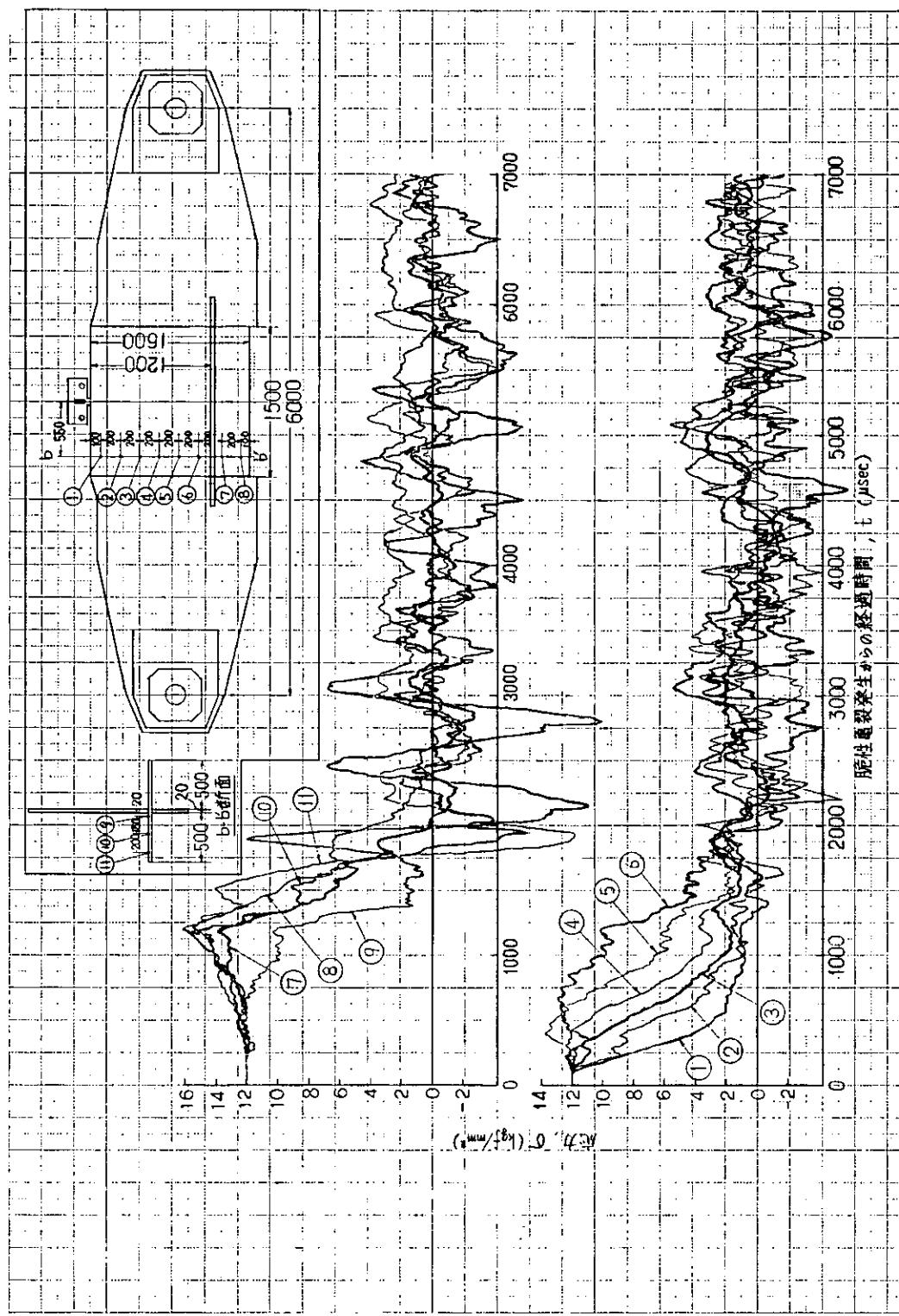


図 4.1.4.16 脆性亀裂進展にともなう応力変化(計測位置: b - b' 線上) (B I I S - 2)

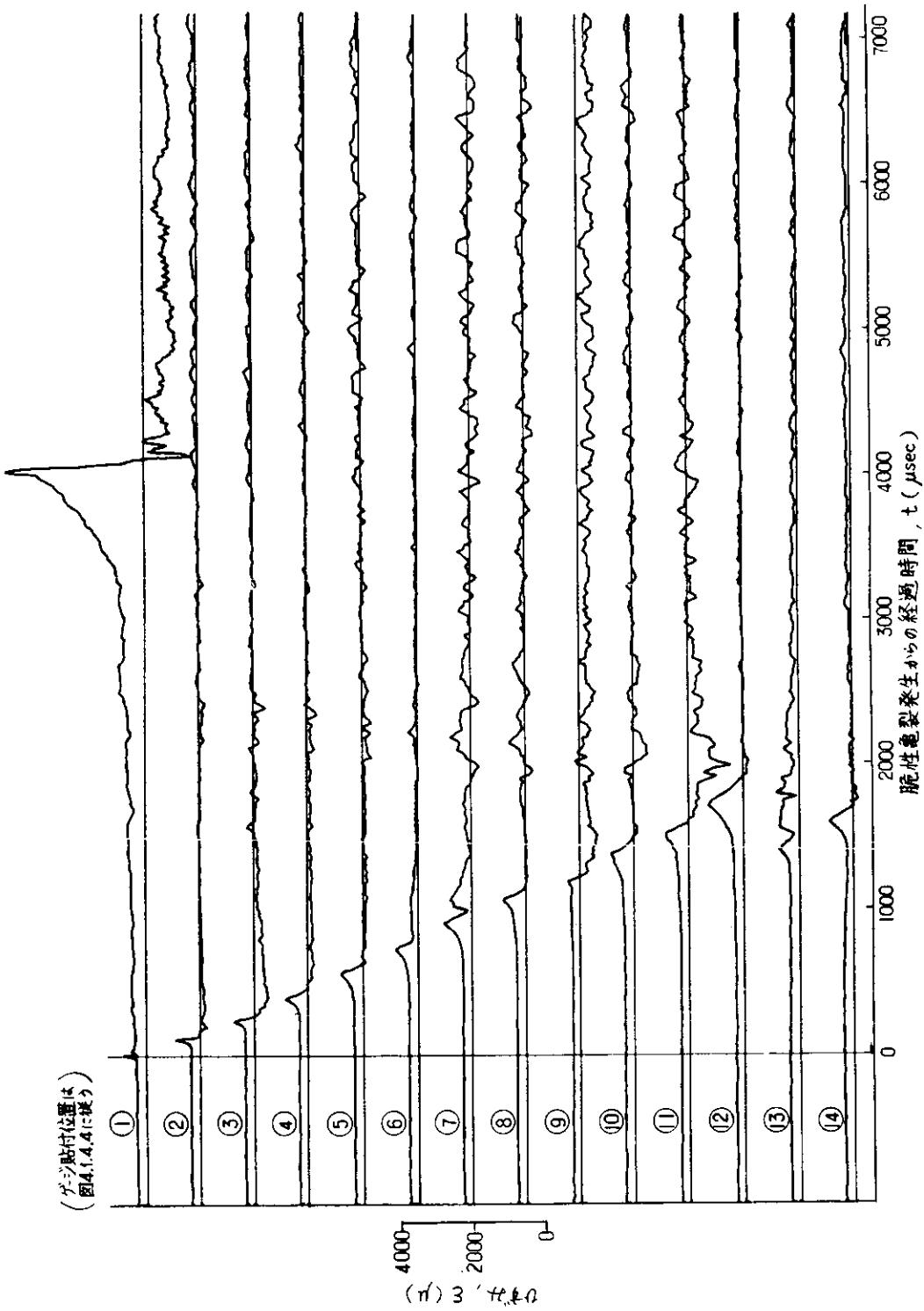


図 4.1.4.17 脆性化製進展とともにならうO-O'線上でのひずみ変化(BLS-1)

表 4.1.4.3 DDCB 試験結果一覧

符号	鋼種	試験片寸法				温度 T (°C)	亜裂発生荷重 P (tonf)	亜裂発生時 COD* Vc (mm)	伝播停止亜裂長さ	
		板厚 t (mm)	幅 2L (mm)	長さ 2H (mm)	初期取扱長さ 2a (mm)				C ₁ (mm)	C ₂ (mm)
DDCB-1	KAS	20.0	1800	500	40	-60	94	0.19	872	883
DDCB-2		20.0	1800	500	40	-30	80	0.19	475	545

*: 切欠き中央に装着したクリップゲージによる計測値

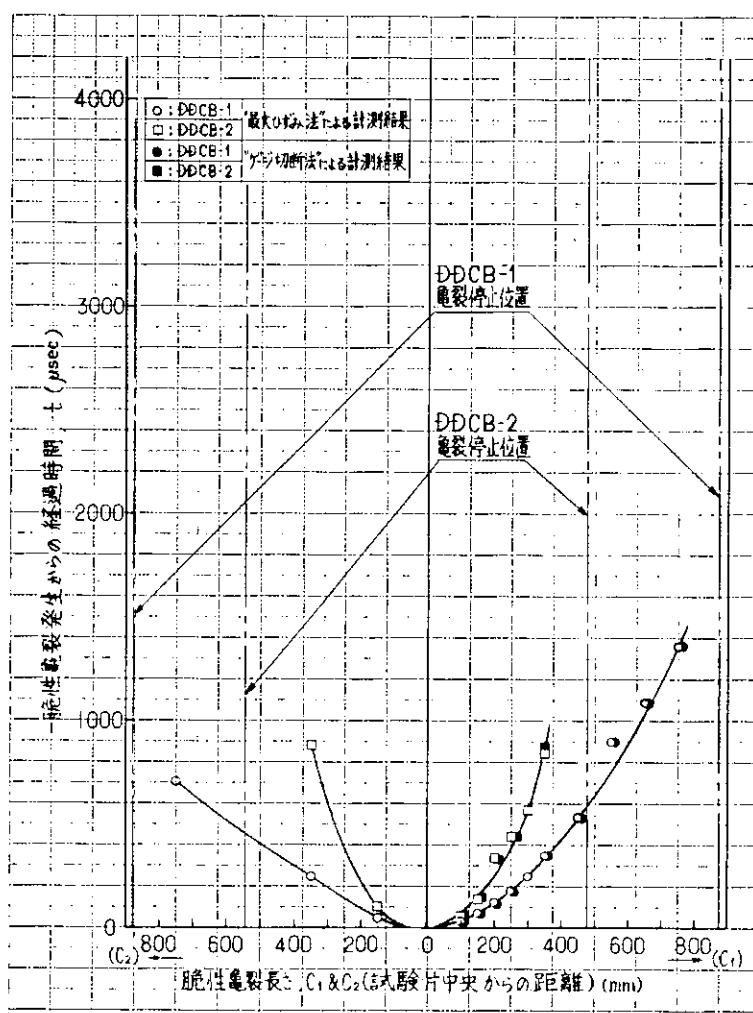
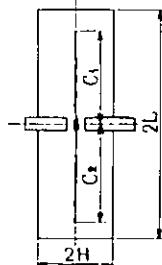


図 4.1.4.18 脆性亜裂先端の位置と経過時間の関係 (DDCB型)

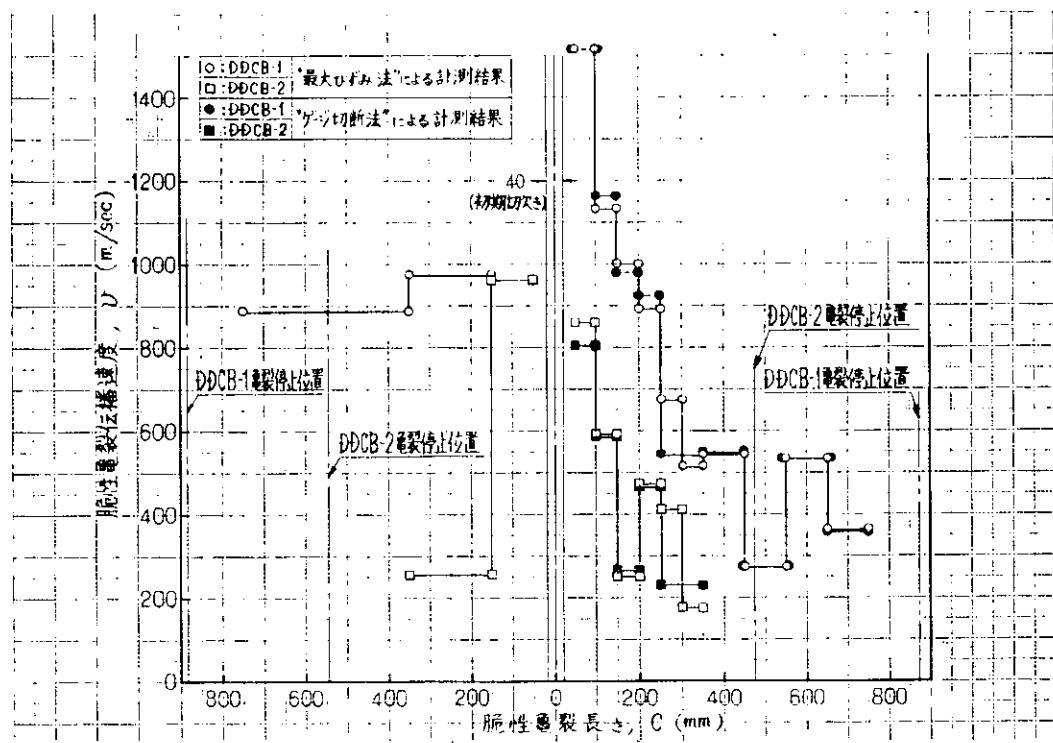


図 4.1.4.19 脆性亀裂伝播速度計測結果 (D D C B 型)

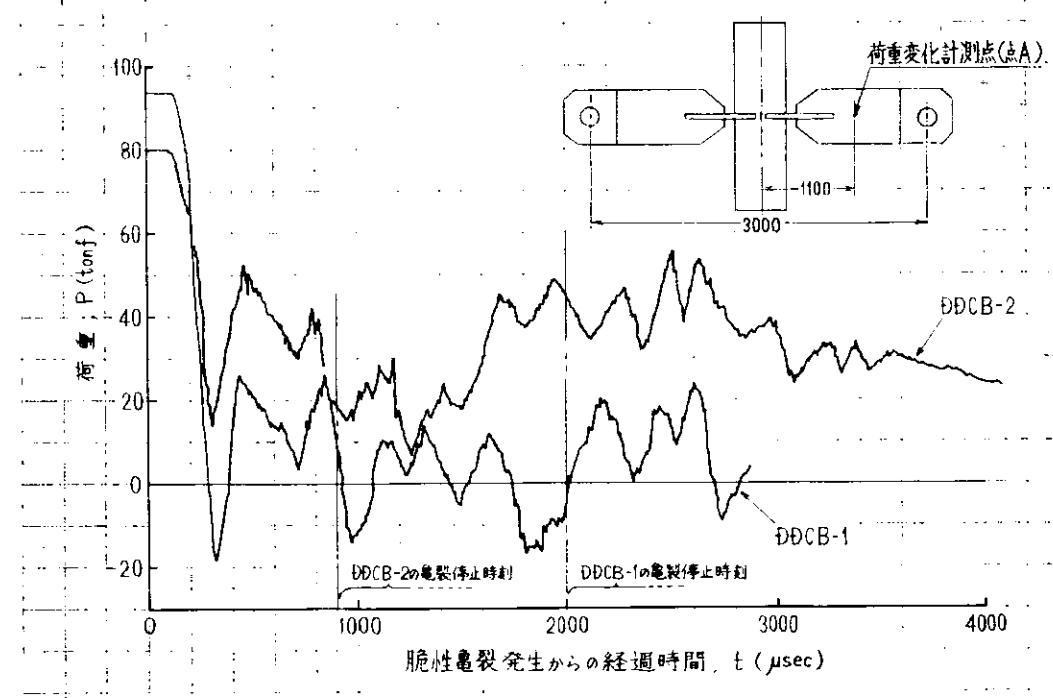


図 4.1.4.20 脆性亀裂進展による荷重変化 (計測点 A)

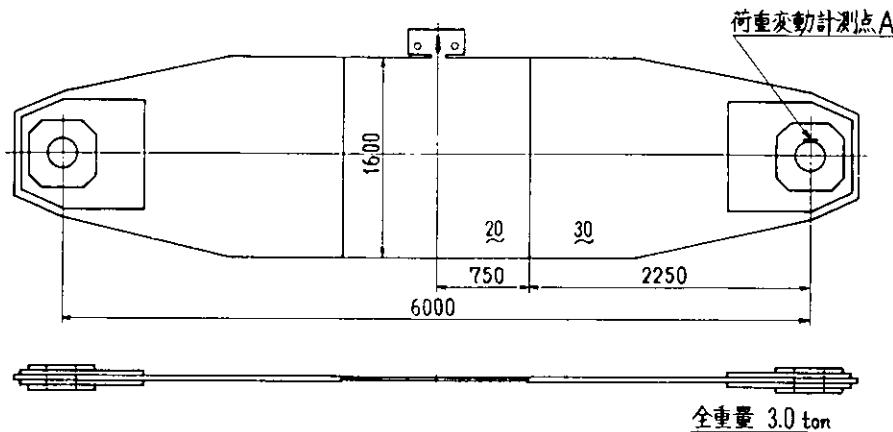


図 4.1.4.21(a) 大型二重引張り型亀裂伝播試験片 (KAS 鋼)
(昭和 53 年度研究)

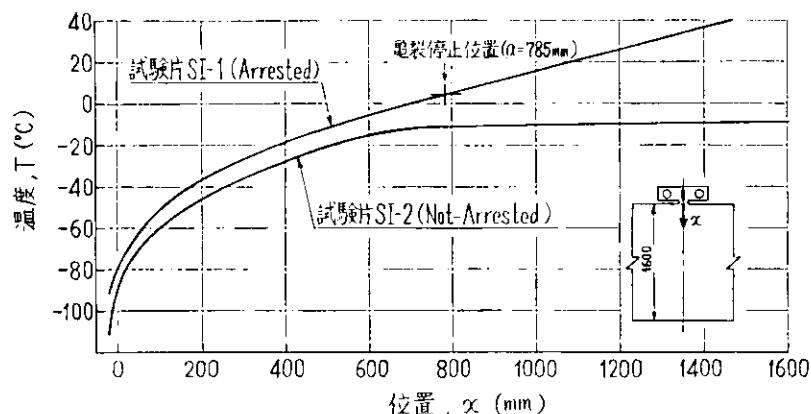


図 4.1.4.21(b) 試験片内に設けた温度分布
(昭和 53 年度研究)

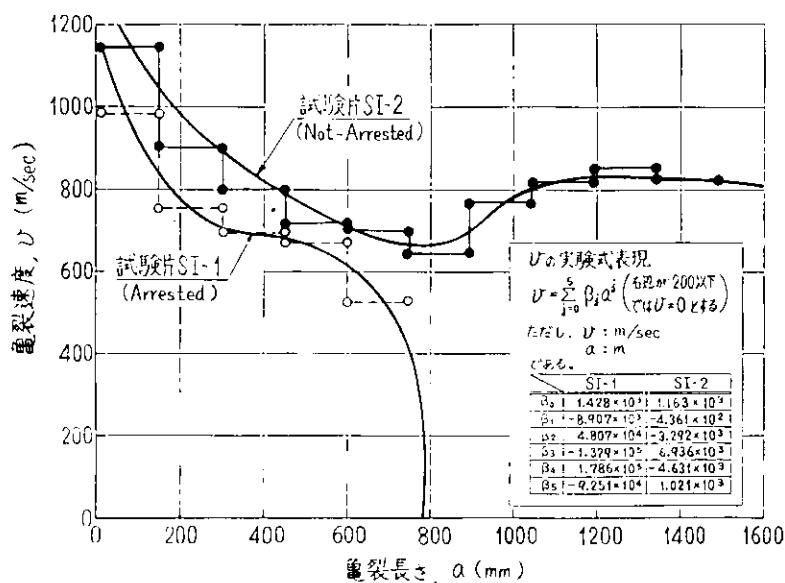


図 4.1.4.21(c) 亀裂速度の計測結果 (昭和 53 年度研究)

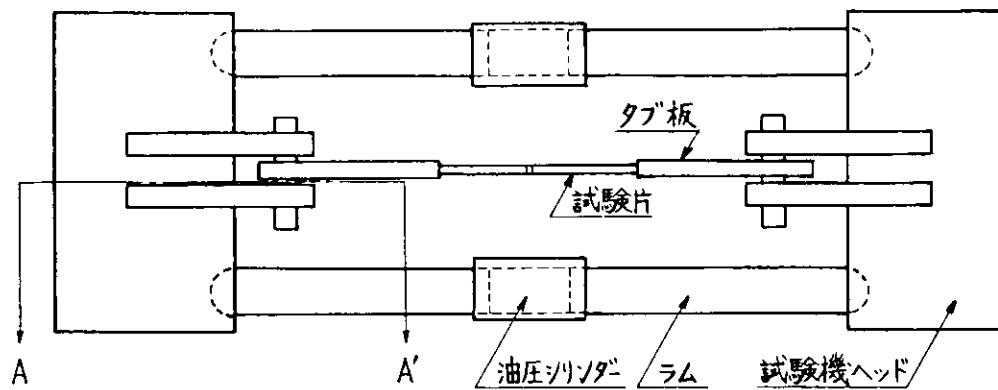


図 4.1.4.22(a) 破壊試験時の試験機系一般配置正面図

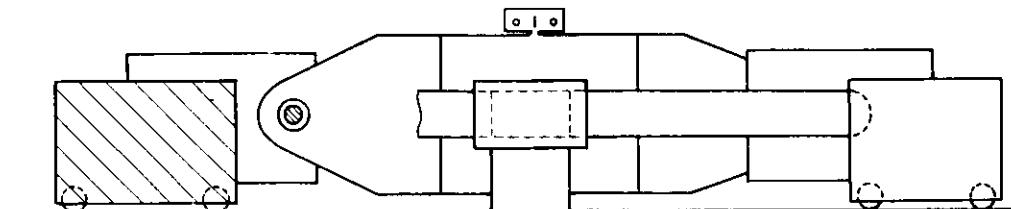


図 4.1.4.22(b) 破壊試験時の試験機系一般配置正面図

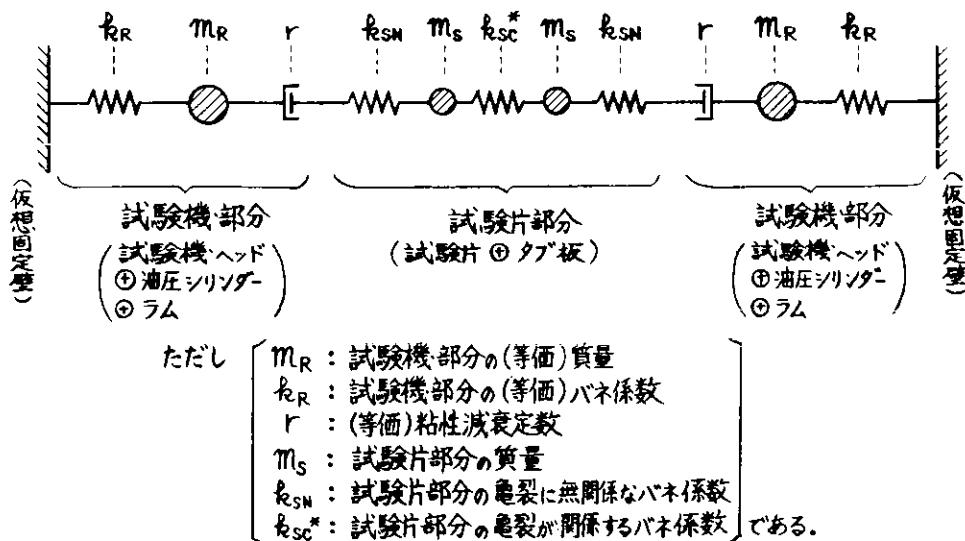


図 4.1.4.23(a) バネ質点系にモデル化された試験機系

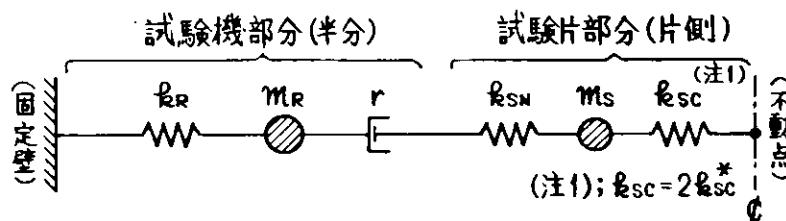


図 4.1.4.23(b) 対称性より $1/2$ 構造をとり出したモデル

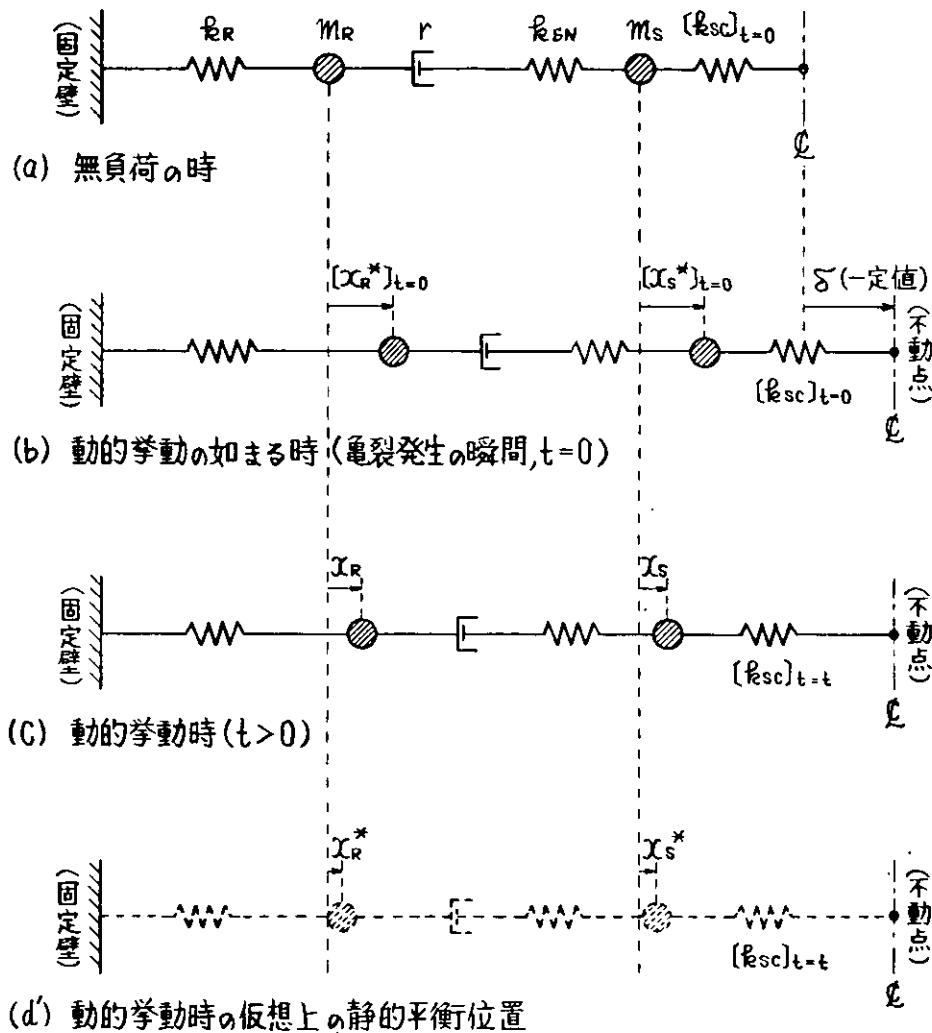


図 4.1.4.24 モデル化された試験機系での変位のとり方

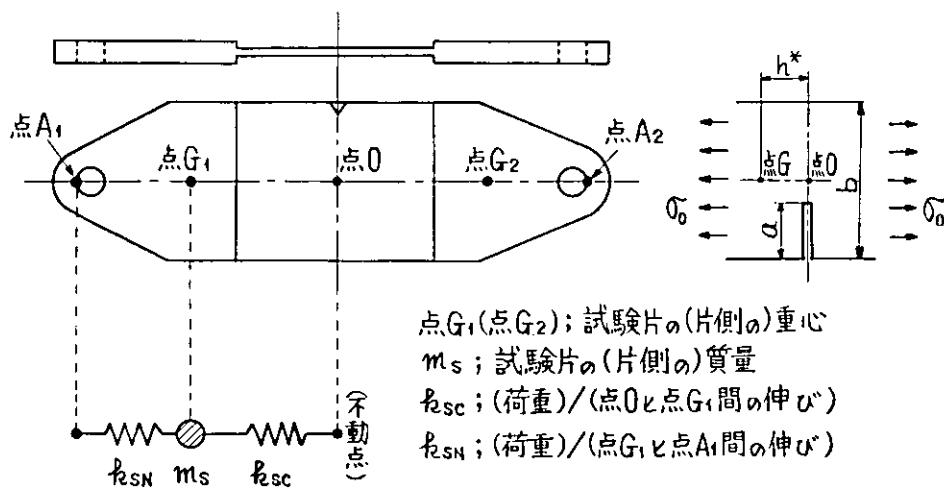


図 4.1.4.25 試験片部分のバネ係数の与え方

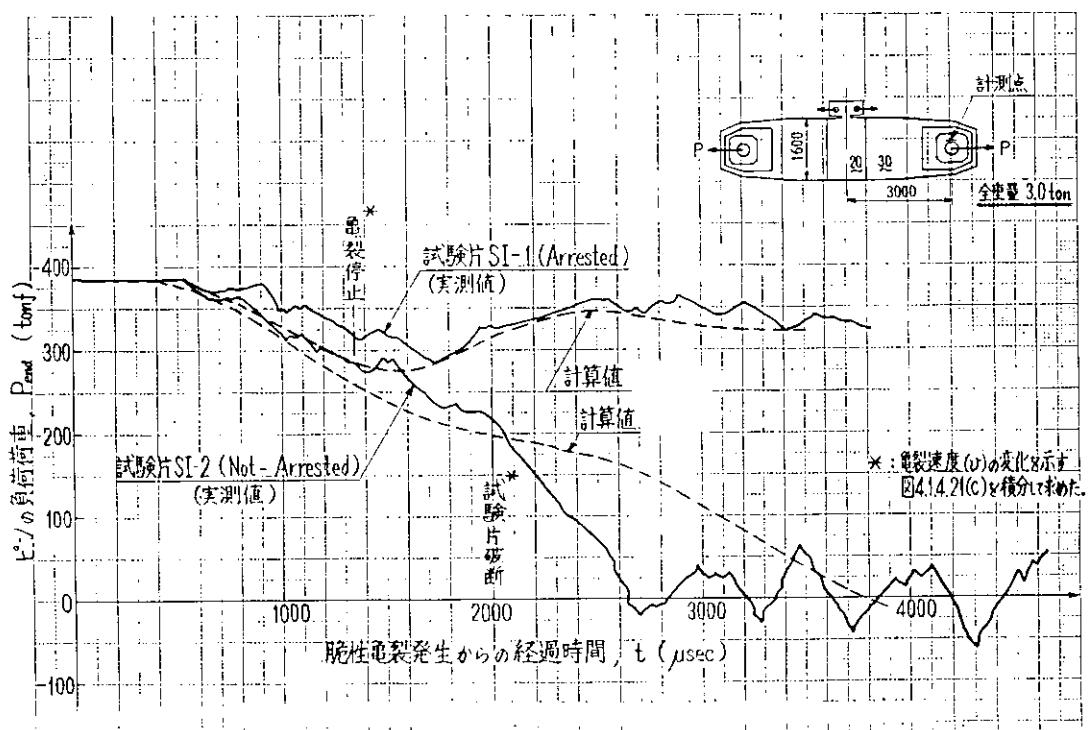


図 4.1.4.26 ピンの負荷荷重変動計測結果および推定計算値

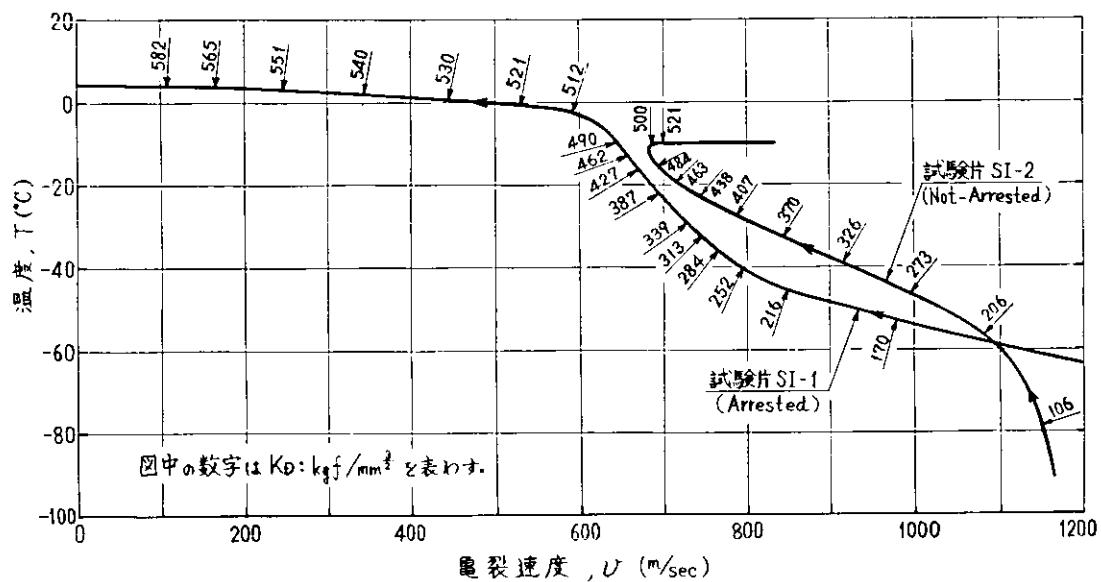


図 4.1.4.27 シミュレート計算による K_D 値の変化(昭和 53 年度試験片)

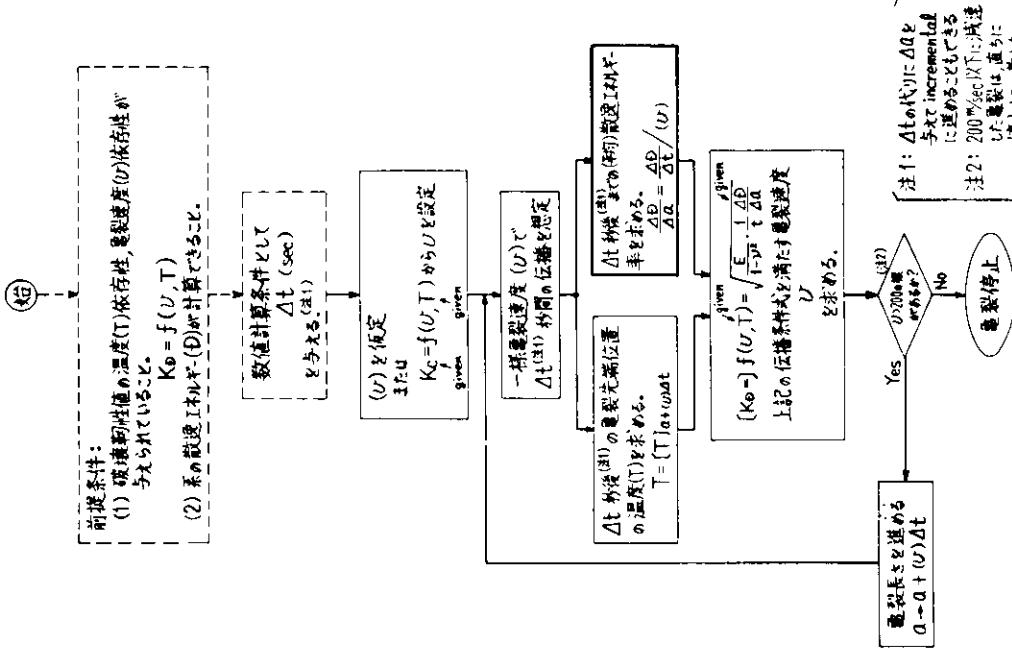
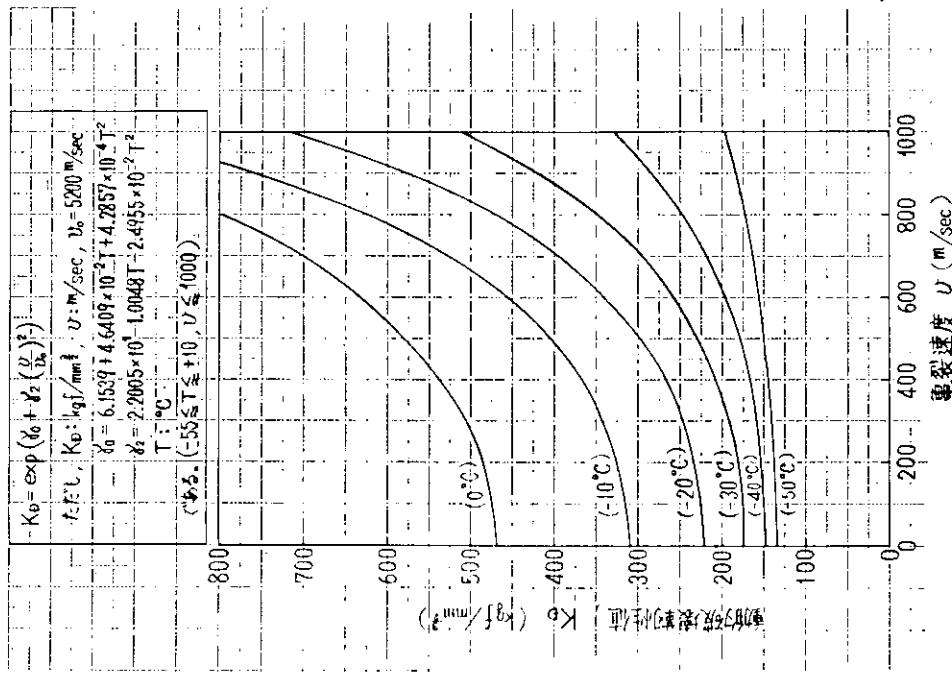


図 4.1.4.28 横的破壊耐性値の品質上とび角變速度依存性
(昭和 5.3 年度試験結果)

卷四
不論集體的行動運動予圖二十一

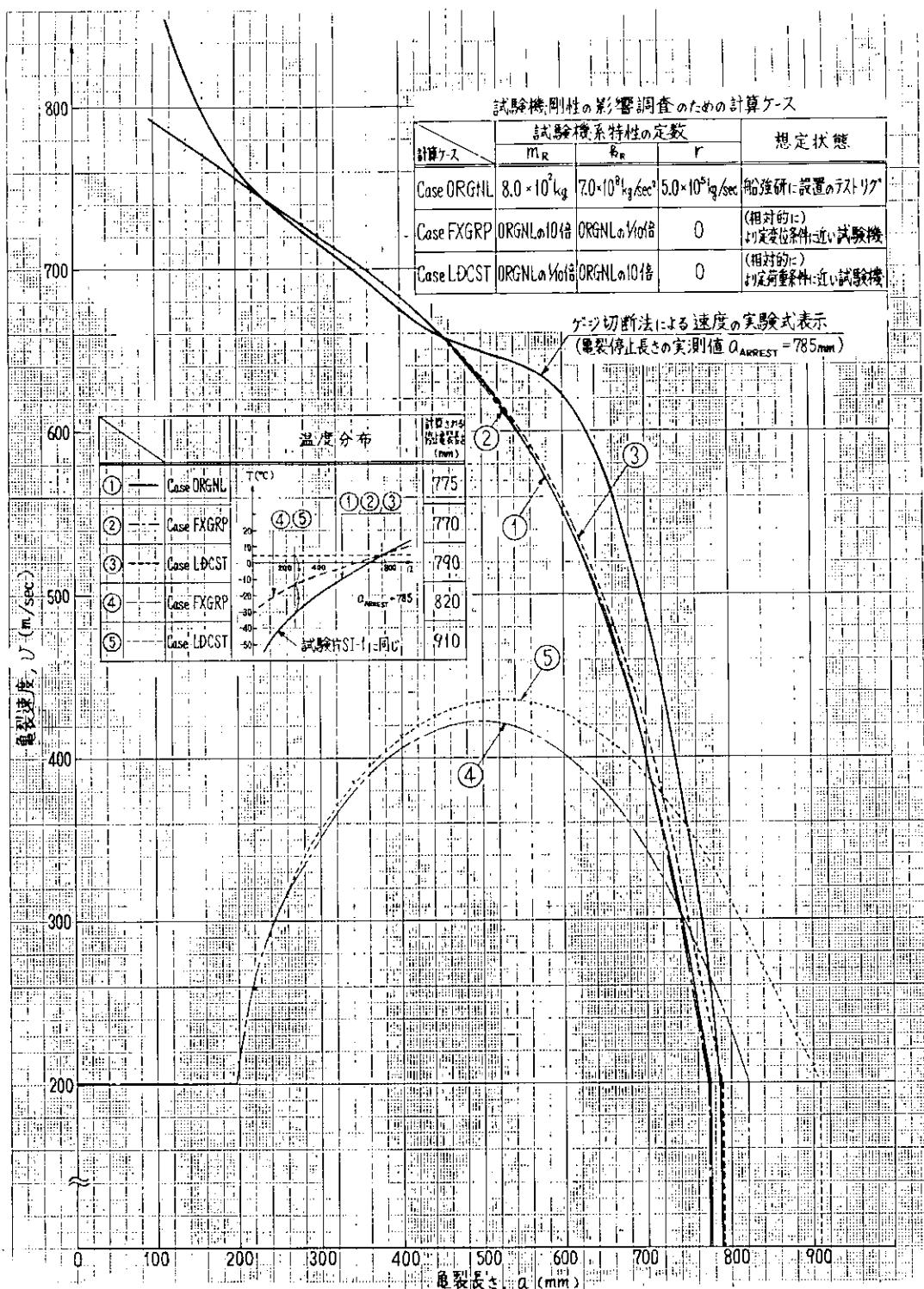


図 4.1.4.30 試験機系剛性が亀裂速度に及ぼす影響(シミュレート計算結果)

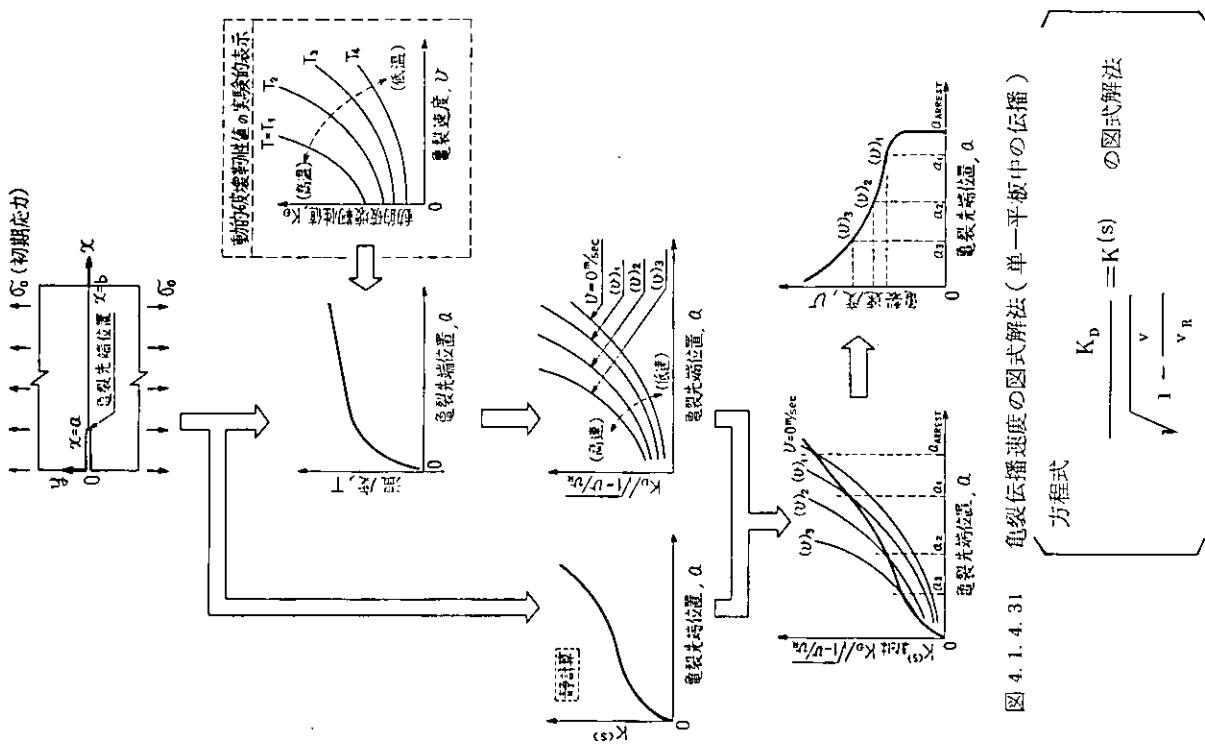


図 4.1.4.31 電気伝播速度の図式解法（単一平板中の伝播）

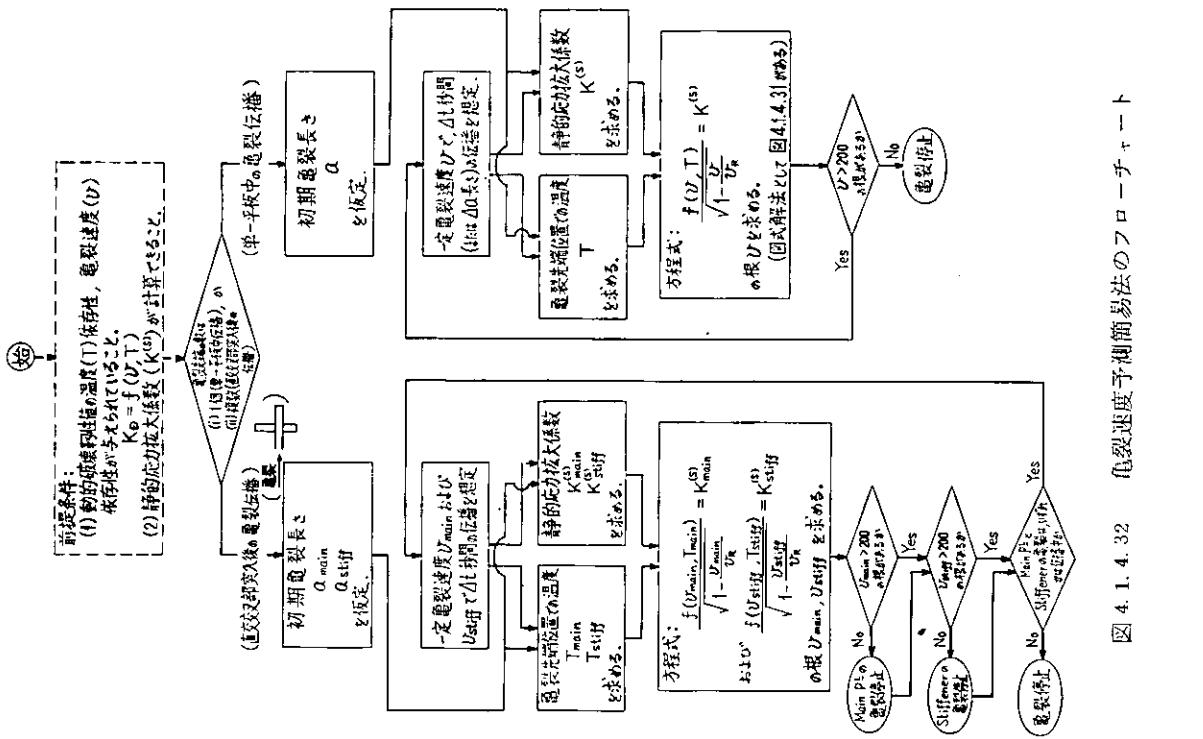


図 4.1.4.32 伝播速度の測定法のフローチャート

$$\frac{K_D}{\sqrt{1 - \frac{v}{v_R}}} = K(s)$$

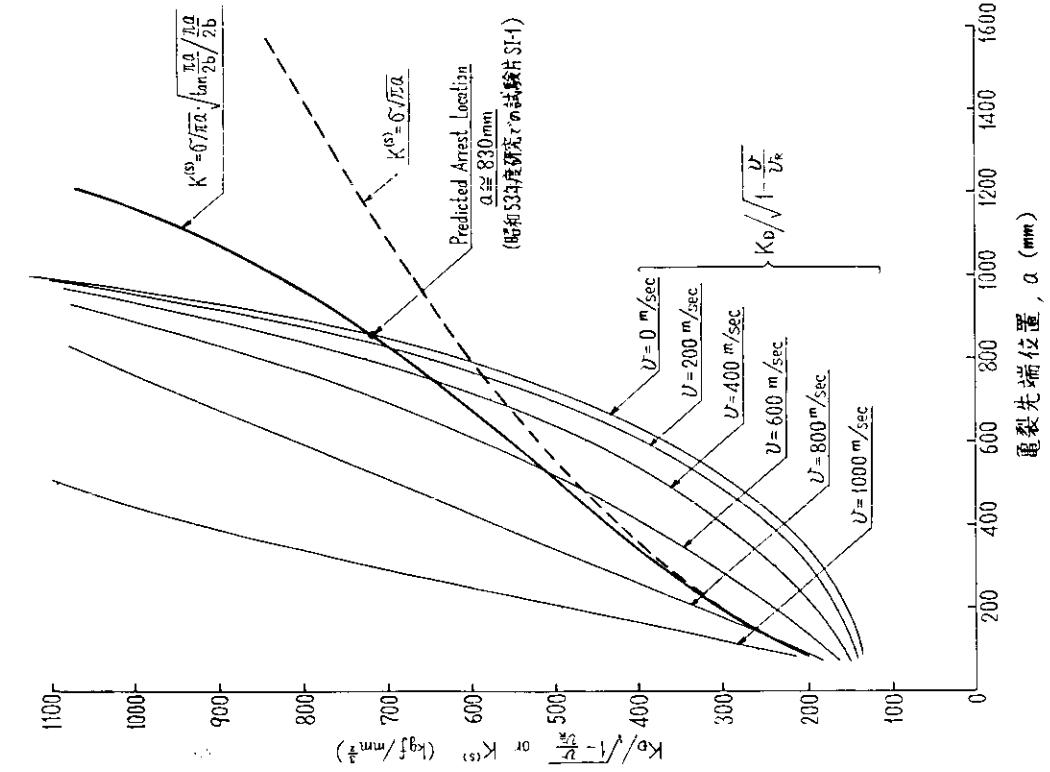


図 4.1.4.33 (a) 亜破裂進展に よる K_D の変化
 $\sigma = \sqrt{1 - \frac{v}{v_R}} \cdot K(s)$

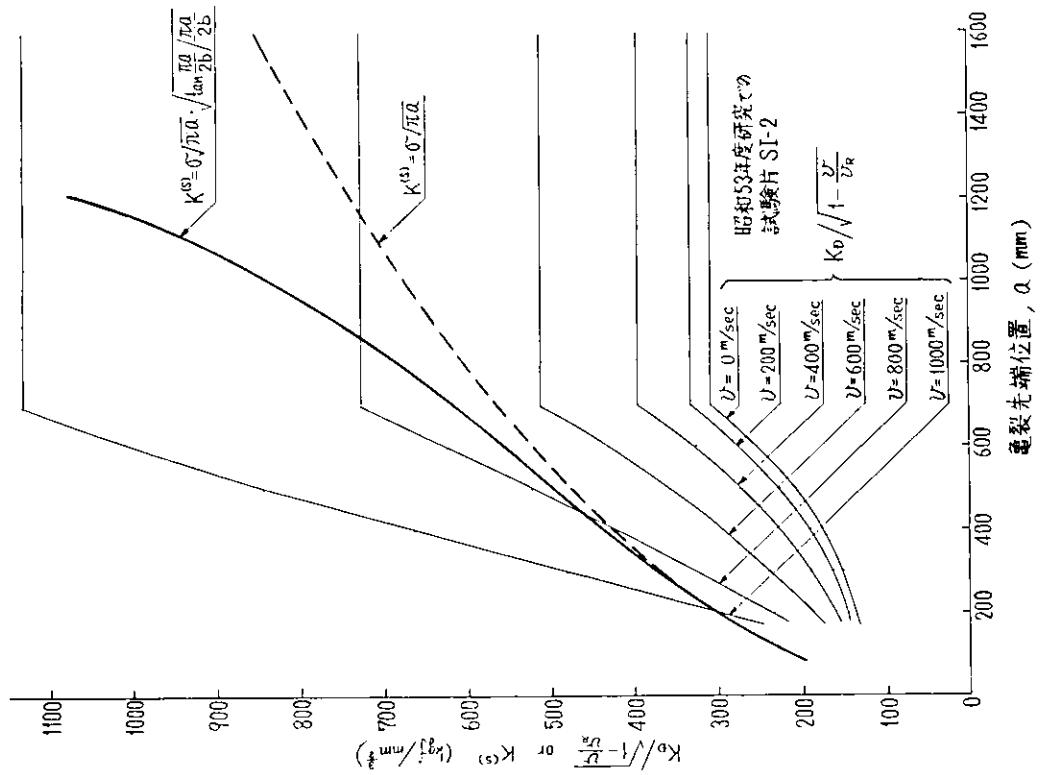


図 4.1.4.33 (b) 亜破裂進展に よる K_D の変化
 $\sigma = \sqrt{1 - \frac{v}{v_R}} \cdot K(s)$

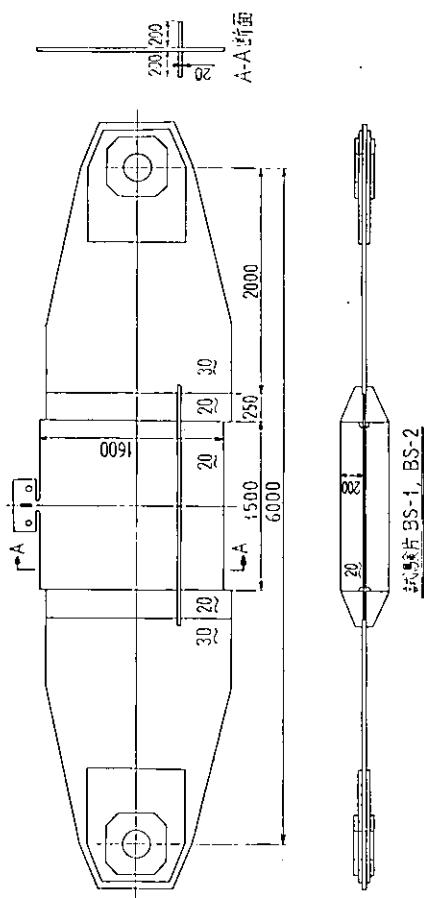


図 4.1.4.35(a) 直交交叉部構造要素モデル形状(二重引張り型)(昭和53年度研究)

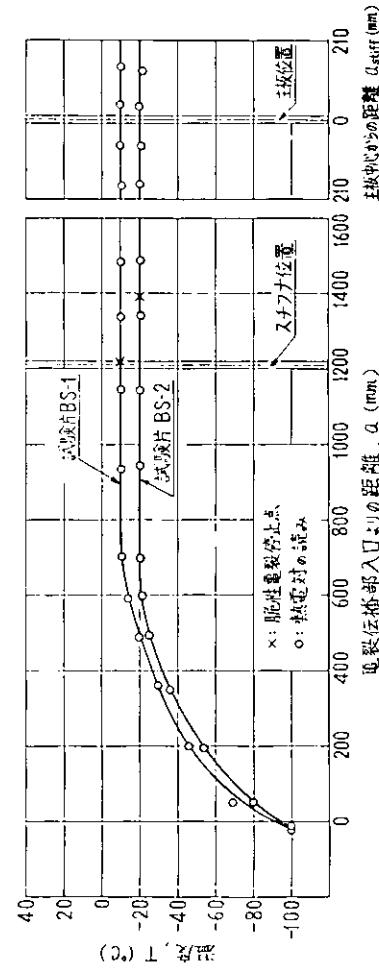


図 4.1.4.35(b) 脆性不定定亜裂伝播部の温度分布(昭和53年度研究)

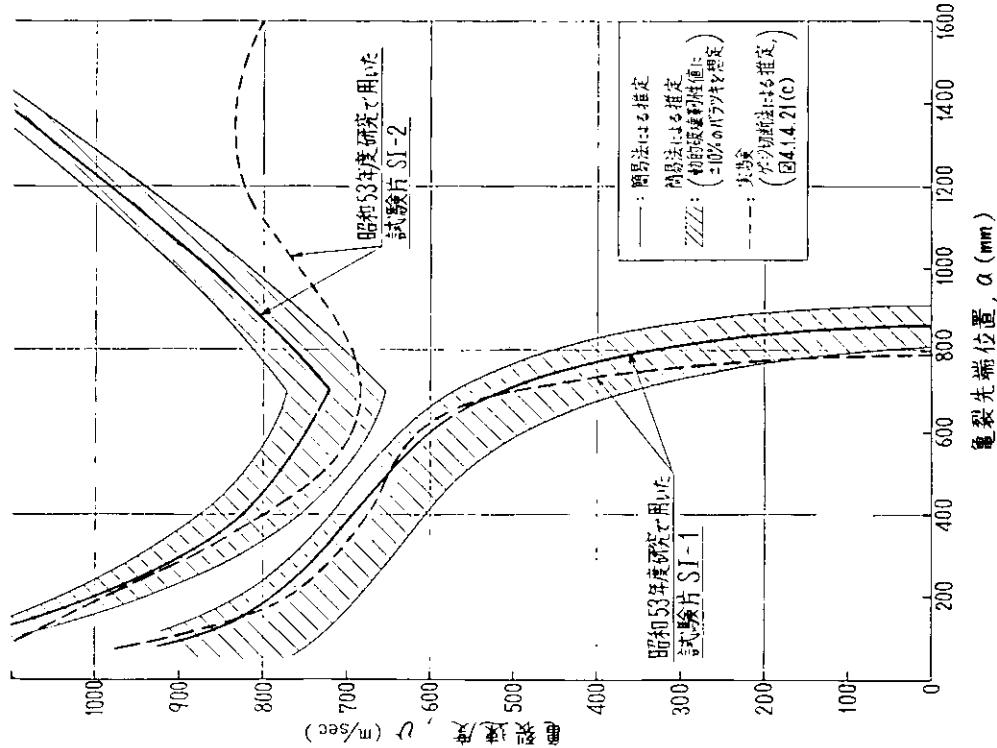


図 4.1.4.34 簡易法による亜裂挙動(速度変化)予測

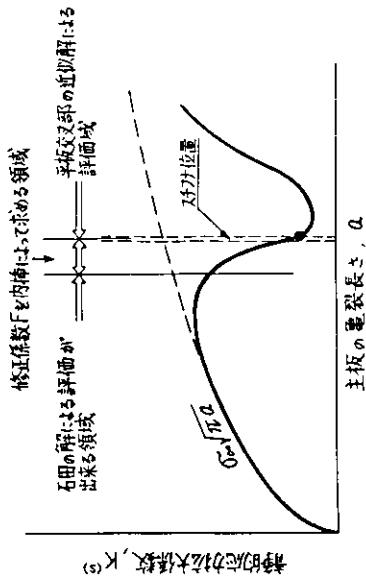


図 4.1.4.36 静的応力拡大係数 $K_I(s)$ の評価手法の使い分け
(模式図)

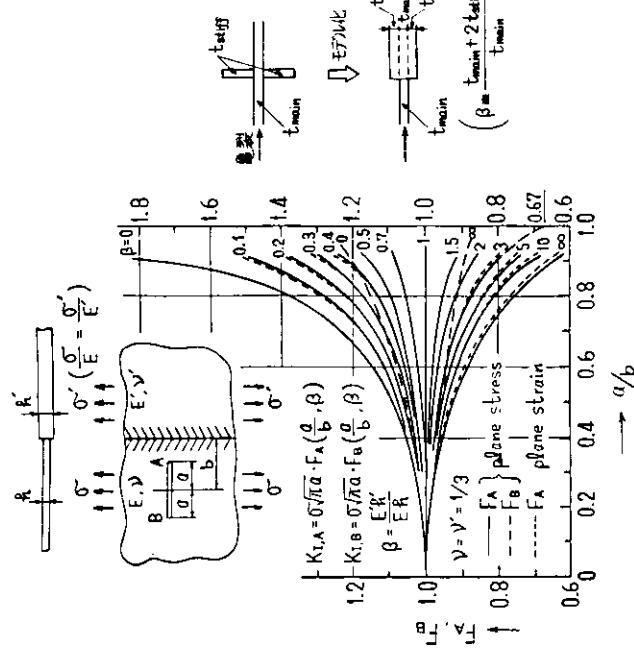


図 4.1.4.37 板厚不連続による修正係数

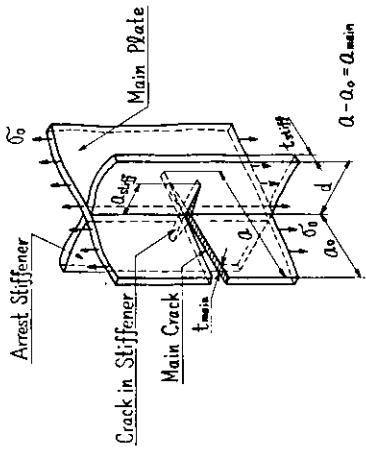


図 4.1.4.38 Schematic illustration of stiffener plate-type arrester

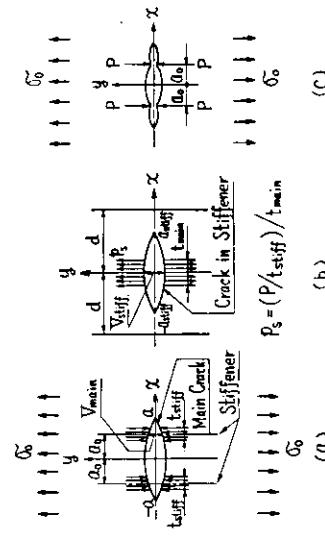


図 4.1.4.39 Approximation for crack arresting forces of stiffener type arrester

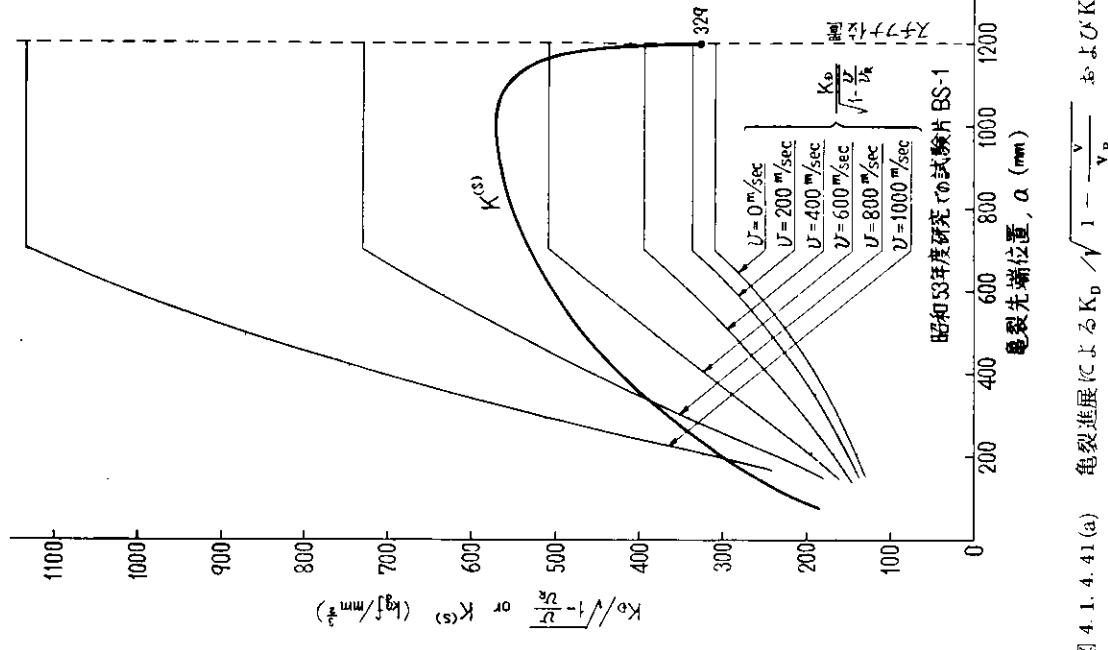
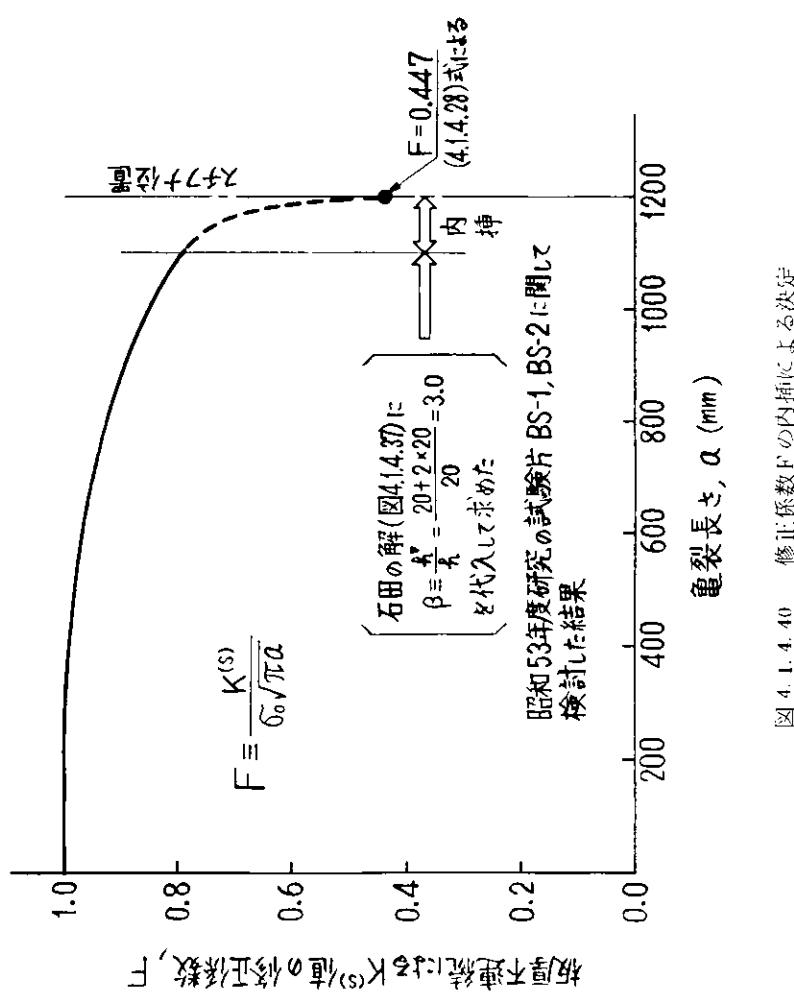


図 4.1.4.41 (2) 龟裂進展による $K_0 / \sqrt{1 - v/v_R}$ および $K(s)$ の変化



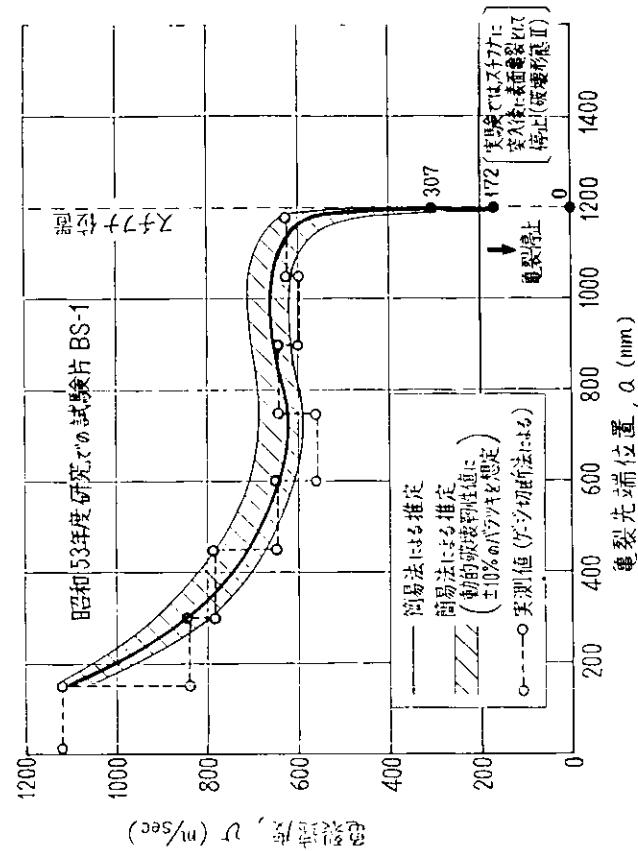


図 4. 1. 4. 42 (a) 簡易法による亀裂挙動（速度変化）予測

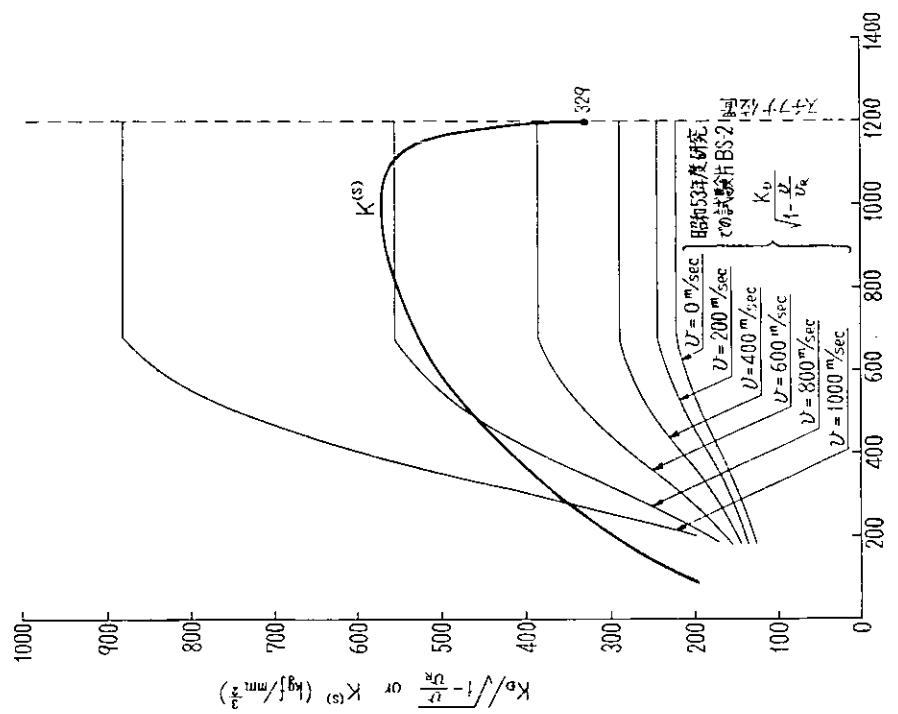


図 4. 1. 4. 41 (b) 亀裂進展に伴う $K_D \sqrt{1 - \frac{v}{v_R}}$ および $K(s)$ の変化

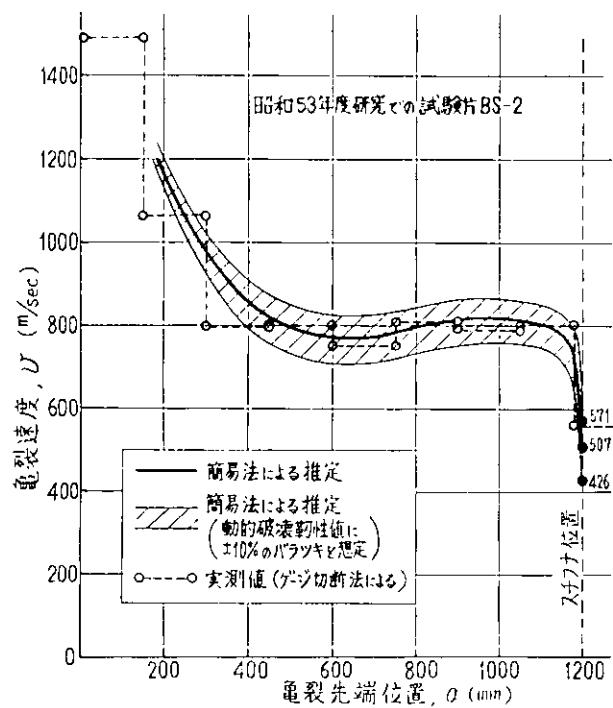


図 4.1.4.42 (b) 簡易法による亀裂挙動(速度変化)予測

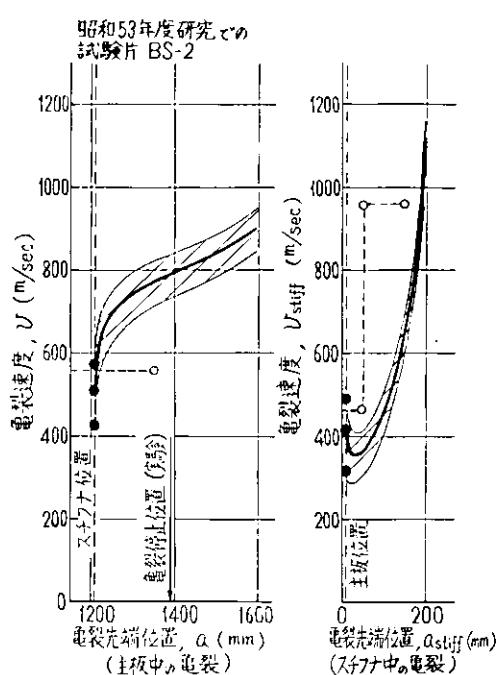


図 4.1.4.42 (c) 平板交叉部突入以後の亀裂挙動(速度変化)予測

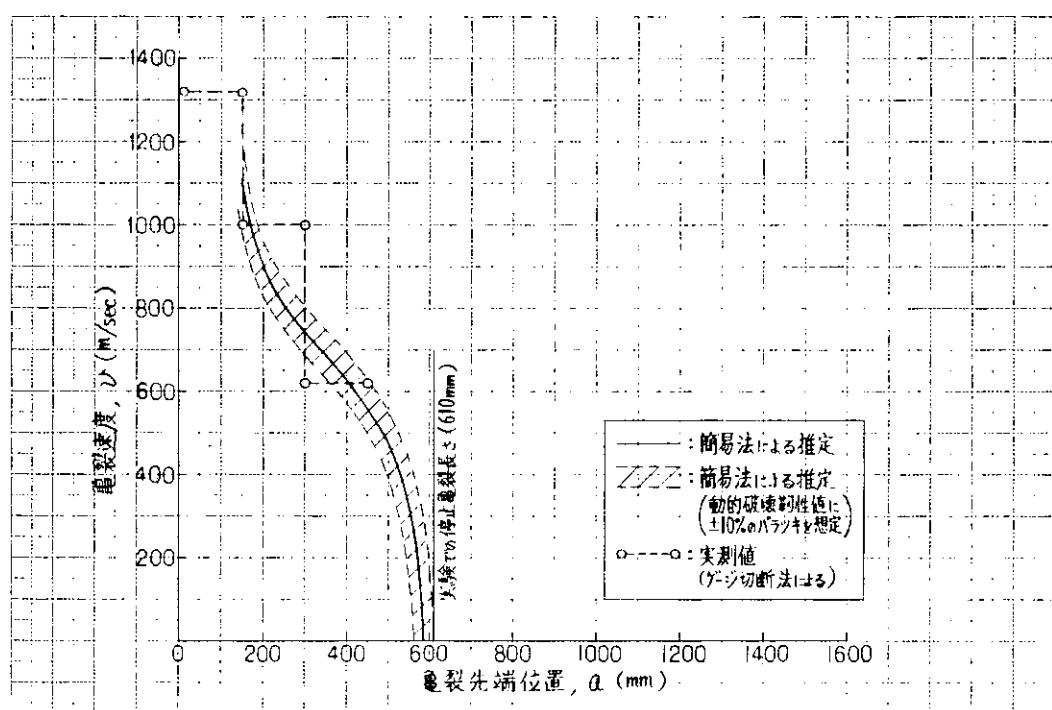


図 4.1.4.43 (a) 簡易法による亀裂挙動(速度変化)予測(SI-1)

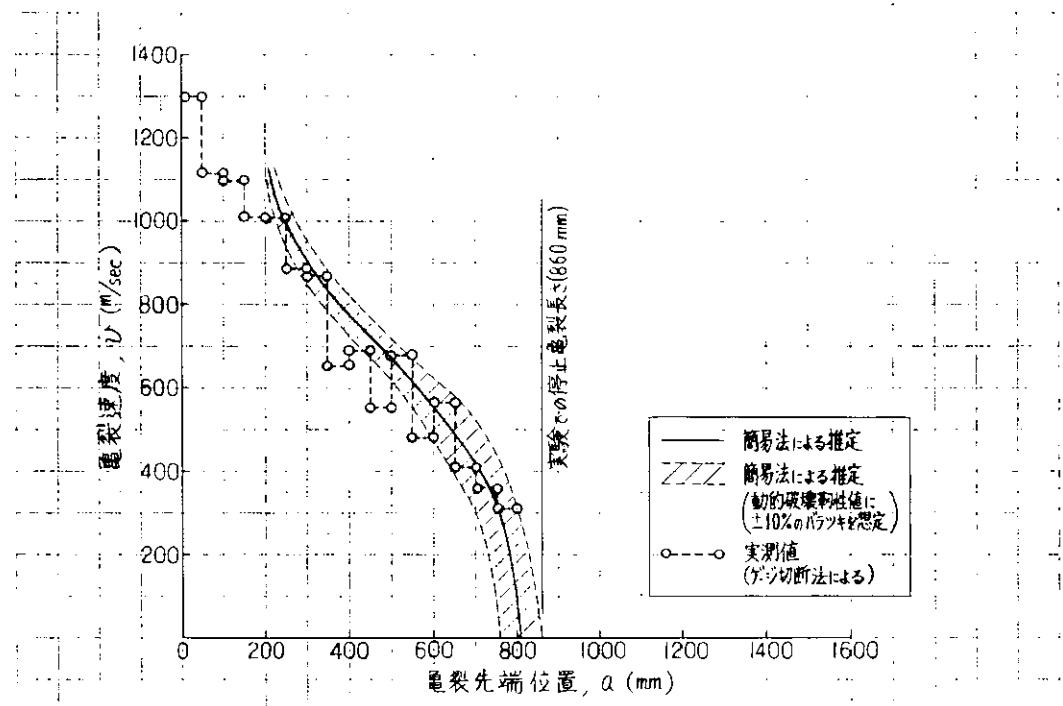


図 4.1.4.43(b) 簡易法による亀裂挙動(速度変化)予測(S-I-2)

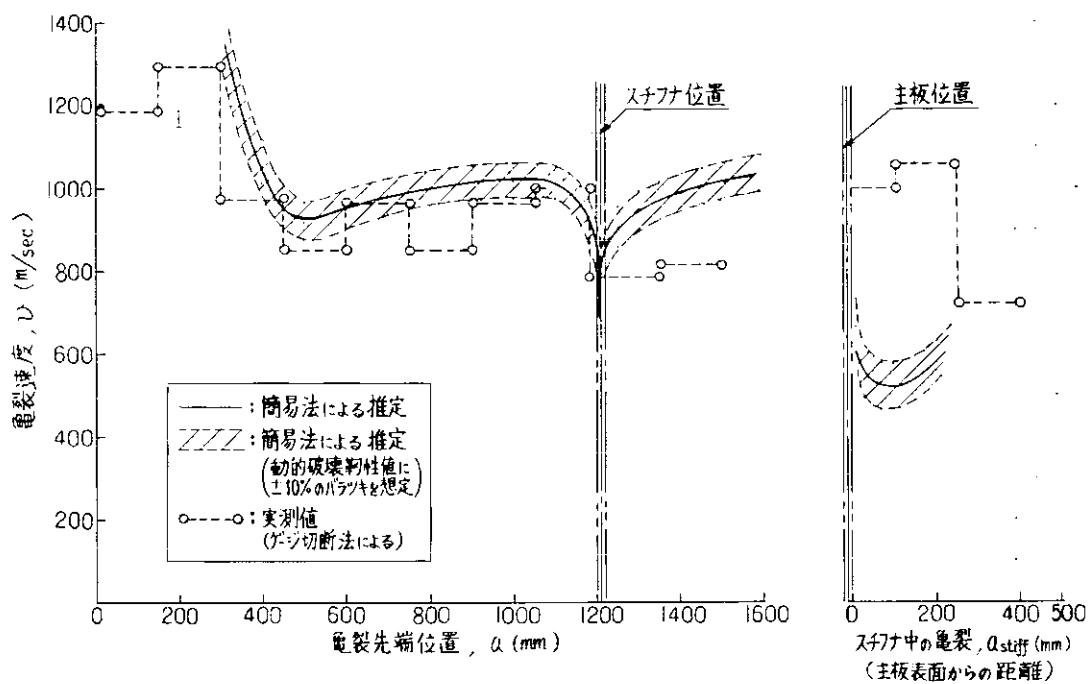


図 4.1.4.44(a) 簡易法による亀裂挙動(速度変化)予測(BLS-1)

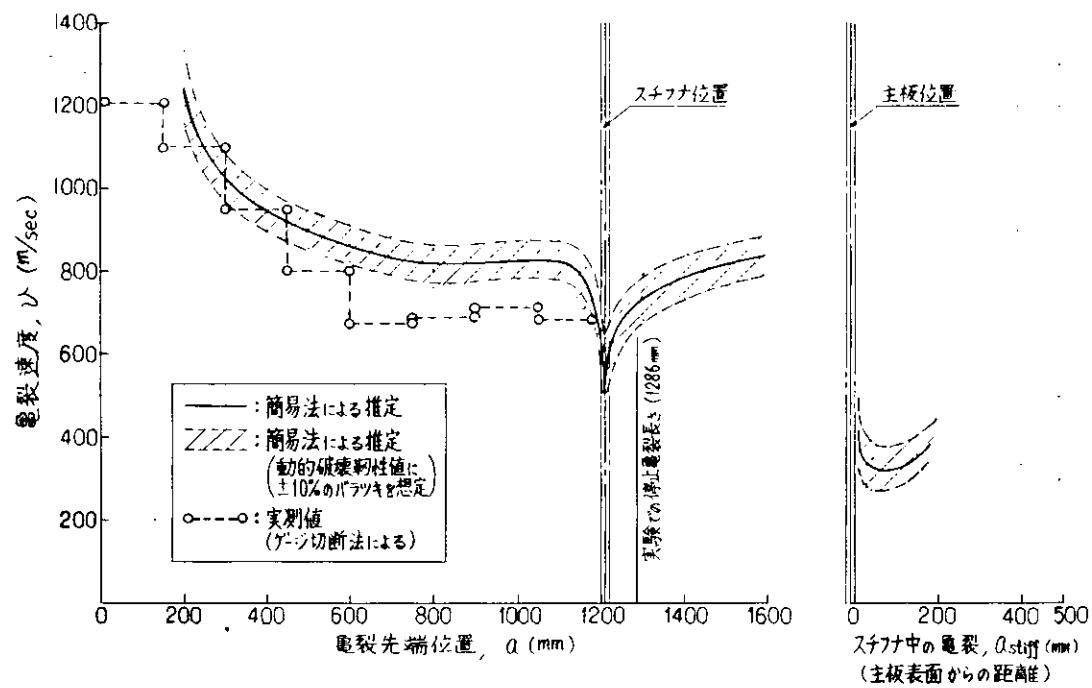


図 4. 1. 4. 44 (b) 簡易法による亀裂挙動(速度変化)予測(BILS-2)

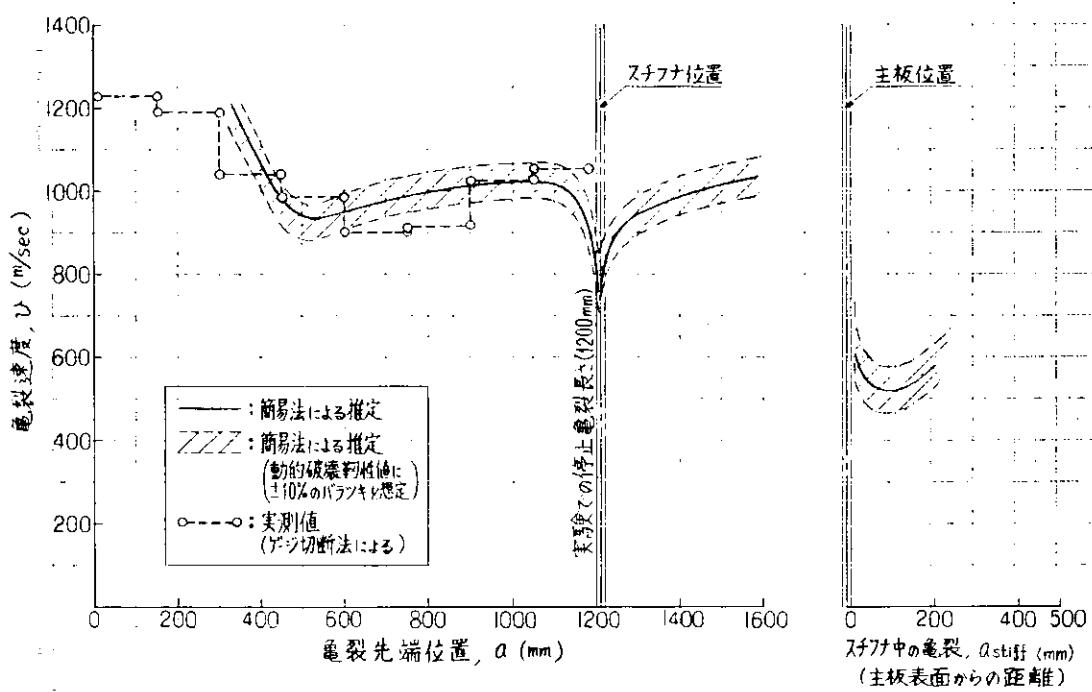


図 4. 1. 4. 45 (a) 簡易法による亀裂挙動(速度変化)予測(BILS-1)

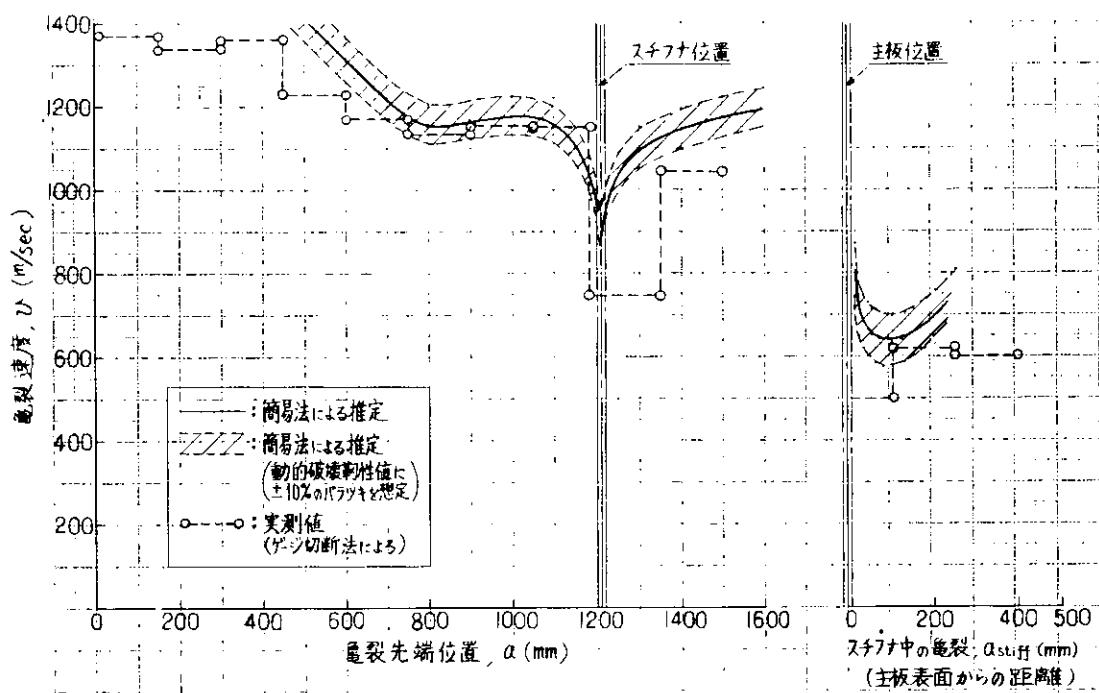
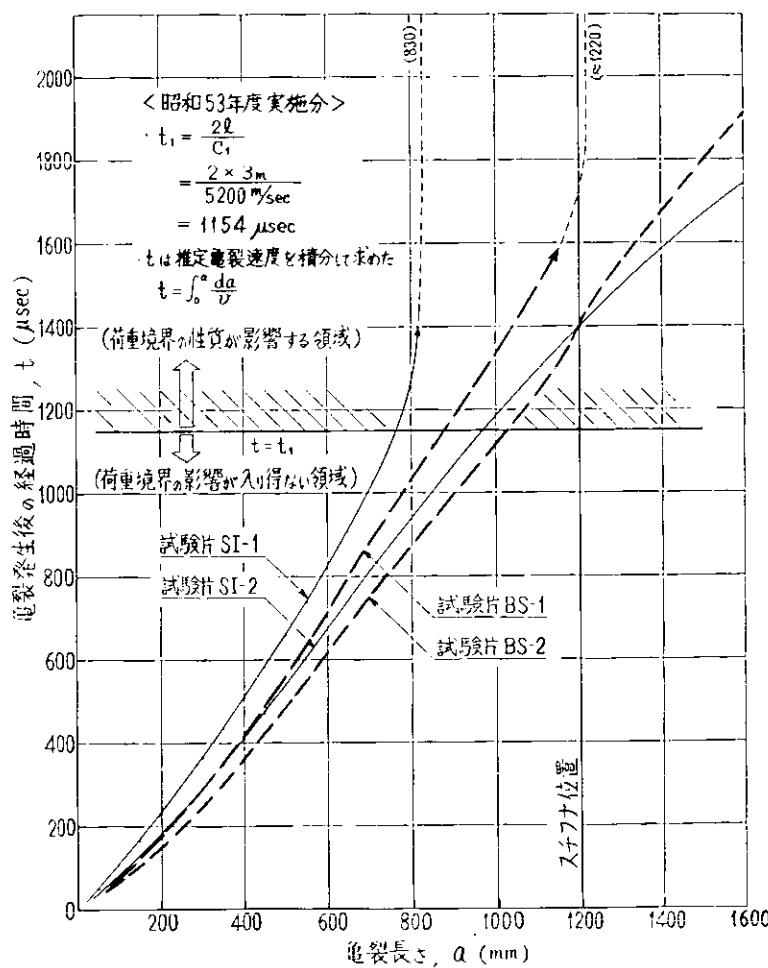


图 4.1.4.45(b) 简易法による亀裂挙動(速度変化)予測(BILS-2)



4.2 脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価に関する検討

4.2.1 片側表面切欠き材の変形・破壊挙動と等価貫通欠陥寸法に関する検討

4.2.1.1 目的と重点

船舶構造部材の溶接部に存在する欠陥から、あるいはその欠陥や構造不連続部から発生・伝播した疲れき裂などの欠陥から、時として不安定破壊に到ることがあり、そのため、溶接欠陥を不安定破壊防止の観点から十分な限界評価と管理の必要性が生ずる。その手法については、これまでにも多くの検討がなされてきて、評価手法についても例えは WS D 提案¹⁾などに結実されている。ここでは、従来の成果を参考にしつつ、次に述べる構造部材の不安定破壊に関する考察を基にして、比較的既研究が豊富でない、表面き裂からの不安定破壊の開始に重点をおいた。

構造部材における不安定破壊の開始には、

- a) 繰返し荷重などによって欠陥からき裂の成長が生じ、設計設定応力レベルの最高荷重において疲れなどにより成長したき裂から直接的に不安定（脆性）破壊へ遷移する場合、と
- b) 溶接欠陥や疲れき裂の存在する部材に設計設定応力レベル以上の不測の大きな荷重が生じて不安定破壊に到る場合、

の2つが考えられよう。現実には両者の原因が重複して生ずる場合もあるが、破壊様式的に見ると、a) では疲れき裂から直接的に脆性（へき開）破壊へ遷移し、b) では先在き裂先端で大きな変形を生じ、時には安定延性き裂の成長さえも伴なう脆性破壊を呈する、という点において多少の差がみられよう。いずれの場合にも、工学的評価手法としては、先在き裂に対する静的破壊の力学を適用して行なうことになるが、そこで残された問題としては

- a) について、疲れき裂の進展から不安定破壊へ遷移する場合の破壊抵抗値、すなわち疲れ破壊非性の評価と、
- a), b) について、表面き裂材の変形挙動と工学的評価を可能にするための表面き裂における欠陥寸法パラメータ（あるいは等価貫通欠陥寸法）への換算手法の検討、が大きな課題として挙げられよう。

ここでは、後者の問題に重点をおき、片側表面切欠をもつ帯板の引張試験を実施し、巨視的変形、切欠近傍部の変位挙動に関する考察、さらには破壊試験を実施し、破壊強度・延性の温度依存性やそれらに及ぼす表面切欠寸法の影響について比較・検討を行なう。それらの検討を基にして欠陥寸法パラメータに関する工学的手法について何らかの新たな知見を得ることを試みる。

4.2.1.2 実験

(1) 供試材と試験片形状及び試験内容

実験には、板厚 20 mm の造船用軟鋼である KAS 鋼から作製した片側表面切欠き材を用いた。表 4.2.1.1 は供試材の化学組成と機械的性質を示したものである。図 4.2.1.1 は試験片形状と切欠き寸法の一覧を示したもので、5 種類の梢円状片側表面切欠き材と 2 種類の板幅貫通表面切欠き材および参考のために用いた板厚貫通切欠き材を対象とした引張試験を実施した。切欠きはすべて放電加工により作製し、先端は 0.2 mm 幅を目標としてある。

以上のような切欠き材を用いて次のような内容の実験を行なった。

(実験 1) 片側表面切欠き材の変形挙動に関する実験

表面切欠き材の引張荷重下における巨視的変形および切欠先端部に注目した切欠開口挙動や安定延性き裂の成長挙動を明らかにするために、室温で引張試験を実施し、

1) 荷重・伸び関係や塑性変形の進行挙動に及ぼす切欠き形状・寸法の影響

2) 表面切欠き材の切欠き先端の開口変位の定義や切欠き表面開口変位からの換算手法の検討

3) 表面切欠き前縁に沿う切欠開口変位・延性き裂長さの分布と切欠き形状・寸法の関係、
に注目した実験を実施する。2), 3) の実験では、引張試験途中の適当な変形段階で負荷を中断し、除荷して、試験片を図 4.2.1.2 に模式的に示すように切欠き部を適当な縦断面に切断し、それを研磨・腐食の後、光学顕微鏡にて切欠の開口変形や安定延性き裂の長さの観察を行なう。

(実験 2) 片側表面切欠き材の破壊挙動に関する実験

表面切欠き材が引張荷重をうける場合の破壊強度や破断延性の温度依存性とそれらに及ぼす切欠き形状・寸法の影響を明らかにするためと、表面切欠き材からの不安定破壊開始条件に関する検討を行なうために、破壊様式が変化するような適当な試験温度で破壊試験を行なう。また、前実験で定義した切欠先端開口変位、あるいは線形破壊力学での応力拡大係数に注目して破壊観性に及ぼす切欠き形状・寸法の影響や破壊開始条件の適用性の検討を加える。

(2) 実験方法

引張試験には容量 200 ton の電子管式万能試験機を用いて行ない、引張試験中、荷重、切欠き表面中央の開口変位、切欠きをまたぐ標点距離 300 mm の伸び（試験片表面の両面で測定）、および切欠線から 120 mm 離れた位置での表裏面におけるひずみを測定、記録した。測定に際しては、切欠き表面中央の開口変位はクリップゲージを、伸びは出力式ダイヤルゲージを用い、ひずみゲージは塑性ゲージを貼付して、それぞれデジタル式ひずみ計を用いて記録した。

破壊試験は室温から -160 °C の範囲で行ない、冷却は冷却用バスに液体窒素、メチルアルコール、ドライアイスの冷媒を用いて行なった。温度測定には銅-コンスタンタン熱電対を用い、切欠先端近傍の温度を管理した。

切欠開口挙動の観察には、試験片を適当な段階まで負荷・除荷したもの高速切断機およびミクロカッターで縦割りした後所定の切欠断面を研磨し、ナイタール液で腐食して光学顕微鏡により倍率 50 倍で切欠先端の開口量の測定および安定延性き裂の進展挙動を観察した。

なお実験に先立ち供試材の限界 COD の温度依存性を調査するために BS I, DD19 に準じた原厚の曲げ COD 試験（切欠き先端 0.2 mm 幅の機械切欠き）を実施した。図 4.2.1.3 にはそこで得られた限界 COD - 温度曲線を示してある。

4.2.1.3 片側表面切欠き材の巨視的変形と破壊応力・延性

(1) 表面切欠き材の変形挙動

図 4.2.1.4 は一例として試験片 S-15-5 の場合の応力（グロス応力）・ひずみ関係を示したものである。(a) 図はひずみとしてダイヤルゲージで測定した標点距離 300 mm 間の平均ひずみ（実線）と切欠線から 120 mm 離れた位置での塑性ゲージによるひずみ（点線）を採用してある。塑性ゲージによるひずみは測定位置では板幅方向にはほとんど同じ値を示し、さらに試験片の表裏面でも差はほとんど認められない。したがって、そのひずみは無限大標点距離間のひずみ、すなわち overall strain ϵ_{∞} に対応しているといえる。一方ダイヤルゲージによる G.L. 300 mm 間の平均ひずみも変形の大きないわゆる全面降伏後段階になるとほぼ塑性ゲージのものに等しく、ほぼ ϵ_{∞} に対応する値といえる。(b) 図はダイヤルゲージで測定する場合のダイヤルゲージの位置を表面切欠側（表面）にとるか、反対側（裏面）にとるかによる差をみたものである。片側表面切欠き材を引張った場合、曲げ変形を伴うため表裏でひずみに差が生ずることが予想される。(b) 図のように降伏域近傍では表裏の差が大きく、曲げ変形が著しいことがわかるが、この場合にも全面降伏後では表裏のひずみ差はほとんどなく、本測定手法によるダイヤルゲージの平均ひずみは overall strain に対応しているといえる。

表面切欠き材の巨視的応力・ひずみ関係は切欠きの寸法に関係なく図4.2.1.5に示すように4段階に分類できる。すなわち、a)塑性変形域が板厚や板幅などの試験片寸法に比べて小さな小規模降伏域、2)ネット断面のみが全面降伏したFull yielding域、3)標点距離内のクロス断面に塑性域が拡がってゆく instability域、4)全クロス断面が降伏するGeneral yielding域、に分かれる。この分類は貫通切欠き材と変わらないが、片側表面切欠き材では2)のFull yieldは、板厚方向リガメント断面降伏と板幅方向リガメント断面降伏の2段階があり、切欠き形状・寸法に依存してその順序が異なる。3)のinstability regionは本供試材のように軟鋼クラスのものではかなりのひずみ範囲を占め、それが終るひずみは $\epsilon_y (= \sigma_y / E)$ の10~15倍にも及ぶことがある。

切欠き寸法の影響は応力-overall strain関係ではほとんど見られないが、本実験のようなダイヤルゲージによるひずみを指標とするとき、降伏域段階では局部ひずみの影響がみられ図4.2.1.6に示すように切欠き寸法が大きくなるほどFull yield荷重が小さくなる影響がみられる。

(2) 表面切欠き材の破壊強度と延性

図4.2.1.7は本実験で得られた不安定破壊時の破壊応力-温度関係を示したもので、(a)図はグロス応力で、(b)図はネット応力で示してある。いずれの切欠き材も破面様式は低温から高温に移るにしたがって完全脆性から延性き裂を伴なう脆性、完全延性へと遷移する。それらの遷移温度は、切欠き寸法の影響は大きくないようである。図中の曲線は切欠き寸法の最も大きなS-30-10試験片とS-15-5試験片について示しており、他の試験片については、主に-130°C近傍の低応力脆性破壊域と-50°C近傍の高ひずみ破壊域の2温度を選んで重点的に試験を実施してある。破壊応力は切欠き寸法が大きくなると当然のことながら低下するが、概して切欠き深さ、bの影響が大きい。

図4.2.1.8は破断ひずみ ϵ_F (ほぼ破壊overall strainに対応)の温度依存性を示したものである。図4.2.1.7(b)に示す高温域では破壊応力は切欠き寸法が変わっても大きく変化しないが、破断延性の変化は大きい。切欠き寸法の影響は破壊応力に対するものとはほぼ同様である。板幅貫通切欠きTW-10のように切欠き面積が大きいものではFull yielding域で破断しており、破断延性はかなり低くなる。

4.2.1.4 片側表面切欠き材の切欠き先端近傍の開口挙動

前項で示したような表面切欠き材の変形・破壊挙動に関して考察を加えるために切欠き先端近傍に注目して変形挙動の検討を行なう。切欠き材の変形の指標としては線形破壊力学による応力拡大係数が低応力破壊域では有効となることが予想されるが、全面降伏後破壊域での指標となると問題が残る。そこで、ここではCODに注目し、片側表面切欠き材におけるCODの推定やそれに注目した巨視的変形との関係について検討を加える。

(1) 表面切欠き材におけるCODの定義と切欠き前線に沿うCODの分布

図4.2.1.9は表面切欠き材を負荷・除荷した後に、試験片を縦割りして得た切欠き先端近傍の断面形状拡大写真である。本供試材の切欠き先端は図4.2.1.9と同じような観察によると初期には0.23mm幅の切欠きであったが、負荷によって切欠き先端に鈍化が生じ、さらに大きな負荷を加えると(b)図のように延性き裂の成長がみられる。ここではCODとして延性き裂の発生とは関係なく初期切欠き先端位置の開口量をとることにし、その決定には切欠き上下面が、ほぼ変形前と同じ直線を保持する面に沿って写真上に直線を引き、切欠き先端近傍でその直線から切欠きcontour線が離ればじめる2点A-B間の変位(δ_t)から初期切欠き幅0.23mmを引いたものとして求めることにする。またき裂進展長さ Δ は図4.2.1.9に図示する長さでもって定義する。

図4.2.1.10はこのようにして求めた切欠き前線に沿うCODの分布を示したもので、測定位置は図中に図

示してある通りである。なお、縦軸は切欠き最深点（C点）の COD を基準にとっており、斜線の施したものは延性き裂の発生の認められたものである。(a)図は半円状切欠きに対するものであり、この場合には、切欠き前縁に沿ってほぼ一様に開口しているが、(b)図のように切欠き深さは同じで切欠きが長くなると、最深点の COD が切欠き表面部より大きくなり、延性き裂の成長も板厚方向にのみ著しくなる。引張試験においては、最深点の COD に注目すればよいといえよう。

ここで定義された COD を断面観察から毎回測定することは困難である。そこで切欠き表面中央で測定されるクリップゲージ変位 V_g と C 点の COD, δ との関係に注目し、適当な換算手法について検討を加える。実験を行なった種々の試験片について δ/V_g を求める同一試験片では多少のばらつきがあるが、試験片形状ごとに S-30-10; 0.57, S-30-5; 0.64, S-15-10; 0.54, S-15-5; 0.56, S-10-10; 0.41, なる値が得られた。半円形切欠きを除いてはほぼ同じような値が得られているともいえるが、この比を各試験片ごとに求めることは大変である。いま、切欠き深さに比べて長さのある程度長いものを対象とすると、十分に長い片側表面切欠材の換算手法が適用できる可能性がある。そこで片側表面切欠材の 2 次元問題として Dugdale き裂模型を適用して δ/V_g の比を求める、Full yield 時には

$$\begin{aligned}\delta/V_g = f(b/t) &= 0.91037 - 0.50172(b/t) - 2.3658(b/t)^2 \\ &\quad + 6.2621(b/t)^3 - 7.0128(b/t)^4 + 2.7972(b/t)^5\end{aligned}$$

でほぼ表示できる。図 4.2.1.11 は上式による換算比を用いて V_g から推定した δ_{es} と実測の δ_{mes} を比較したもので、上式による換算によって切欠き先端の COD がほぼ推定できることがわかる。

(2) COD に注目した表面切欠き材の変形

図 4.2.1.12 (a) は片側表面切欠き材の切欠き最深点の COD, δ と overall strain (ダイヤルゲージによる測定ひずみ) ϵ_∞ との関係を示したものである。 $\delta - \epsilon_\infty$ 関係は (b) 図に示すように前述の変形の 4 段階に対応して 4 つの領域に分けられる。表面切欠き材では切欠きが非常に小さい場合を除いて Full yield 時に COD が大きく上昇する現象は避けがたい。Full yield 後、全面降伏までは単に塑性域の試験片長手方向への拡がりによるひずみ ϵ_∞ の増加が顕著で、その間切欠き断面部では新らかな変形はほとんど生じないので COD の増加はみられない。したがって棚状の $\delta - \epsilon_\infty$ 関係を呈する。全面降伏後においては、これまでの貫通切欠材における $\delta - \epsilon_\infty$ 関係と同様にほぼ線形関係にある。

$\delta - \epsilon_\infty$ 関係に及ぼす切欠き寸法の影響は、当然予想されるように切欠き寸法の大きいものほど同じ ϵ_∞ でも δ は大きくなり、その変化～は切欠き深さが大きく影響することがわかる。

4.2.1.5 表面切欠き材の破壊靭性指標と等価貫通欠陥寸法に関する考察

(1) 表面切欠き材の破壊靭性指標と諸因子の影響

表面切欠き材の不安定破壊の開始がどのような指標によって評価できるかを明らかにしておくことは、欠陥の限界評価にとって重要なことである。そこで片側表面切欠き材の破壊試験結果をもとに不安定破壊開始の靭性パラメータについて検討を加える。

Full yield 以前の低応力域においては、従来から線形破壊力学に基づく $K = K_c$ なる破壊条件の適用が可能とされている。そこで本実験での -130°C 近傍において Full yield 以前で破壊したもののが破壊応力から Kobayashi⁵⁾ によって求められた次式の応力拡大係数 K_I の評価式を用いて求めた K_c に及ぼす切欠き寸法の影響を示したもののが図 4.2.1.13 である。

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi b} \frac{M_K}{E(k)}, \quad E(k) : \text{第2種完全積分} \\ k = 1 - (b/a)^2$$

$$M_K = 1.135 + 0.83733 \left(\frac{b}{t} \right) - 0.21504 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.13978 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 0.75386 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right) \\ + 0.20711 \left(\frac{b}{a} \right)^2 + 0.19058 \left(\frac{b}{t} \right)^3 + 0.07473 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.05136 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right)^2 \\ - 0.11415 \left(\frac{b}{a} \right)^3$$

この温度で Full yield 以前に不安定脆性破壊を生じたものでは切欠き寸法によらず K_c の値はほぼ一定値を示している。すなわち、Full yield 以前の破壊に関しては引張りを受ける片側表面切欠き材においても線形破壊力学に基づく破壊開始条件が適用できるようである。

一方、Full yield 以後においては K_c 評価は必ずしも有効ではない。そこで前項までの考察で得られる切欠最深部の COD, δ に注目し、不安定破壊開始時の δ_c と温度の関係をプロットしたものが、図 4.2.1.14 である。参考のために三点曲げ COD 試験で得られた限界 COD- 温度曲線も合せて示してある。表面切欠き材の引張荷重下では曲げ COD 試験に比べて δ_c が大きく、とくに全面降伏後破壊で延性き裂を伴なうようになるとその傾向は著しい。低温域は前述のように K_c を指標とすることができますが、 δ_c でもほぼ諸因子の影響を受けないようである。しかし、測定精度の問題もあり、ばらつきが大きい。

全面降伏後破壊を呈する場合の δ_c に及ぼす切欠き寸法の影響を -55°C 近傍に注目してまとめたものが図 4.2.1.15 である。この温度範囲では延性き裂の成長を伴なうにも拘らず、切欠き断面が極端に大きく Full yielding 域で破壊する場合を除いて、 δ_c は切欠き寸法の影響をほぼ受けないといえる。すなわち、全面降伏後破壊に対してはここで定義したような切欠き先端での δ_c は諸因子の影響をほとんど受けない一つの軸性パラメータといえる。

(2) 表面切欠き材の等価貫通欠陥寸法に関する考察

表面切欠きのような板厚非貫通切欠きの限界評価においては、WSD¹⁾ や BSI²⁾ の提案のように何らかの方法によって等価な貫通欠陥寸法に換算することが行なわれている。通常は表面切欠き材の破壊パラメータとして十分に計算がなされている K_I 値を基準にして、同じ破壊応力 σ_F が得られるような等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_K を求めている。すなわち、表面切欠き材の最大 K_I 値は

$$(K_I)_{\text{表面}} = \sigma \sqrt{\pi b} M(b/a)$$

で与えられるので $\sigma \sqrt{\pi \bar{a}_K}$ と等置して

$$\bar{a}_K = [M(b/a)]^2 b$$

の形で表わされている。

以上の等価欠陥パラメータ \bar{a}_K は線形破壊力学に基づき、破壊応力を基準とするときには妥当であろうが、従来提案されている WSD 提案¹⁾ などでは必ずしも基礎概念は同一でない。

等価欠陥寸法パラメータに関する考察には、限界評価プロセスで提案されている評価式などとの関連において考察されなければならない。表 4.2.1.2 は従来の限界評価法^{1)~4)} における評価式、破壊性能の指標と定義、等価欠陥寸法の取扱い方などをまとめたものである。以下に本実験での結果をもとに、これら評価手法の問題点と一試案について考察を加える。

まず、Full yield 以前の低応力破壊について考える。この場合には図 4.2.1.13 からも予想されるように線形破壊力学に基づく等価欠陥寸法パラメータ \bar{a}_K を用いての性能評価が妥当であると思われる。図 4.2.1.6(a)には、本実験結果に対して K_c - 基準により $\sigma_F = K_c / \sqrt{\pi \bar{a}_K}$ より推定された破壊応力と実測値との比較をしている。(b)図は WSD 提案¹⁾ をそのまま実行したときの推定破断ひずみ $\bar{\epsilon}_F$ と実測 $\bar{\epsilon}_F$ を比較したもので、WSD 提案でもふれられているように低応力域では評価手法が十分 conservative になっている。

次に全断面降伏後の破壊について考える。この場合には破壊性能の指標としてひずみが採用されるのが普通であるが、各提案においてひずみの定義が必ずしも同一ではない。いま十分に標点距離の長い場合の overall strain ϵ_{∞} を基準とすると表 4.2.1.2 に示す各提案では、破断ひずみ評価式は、ほぼ

$$(\epsilon_{\infty})_F = \frac{1}{m} \cdot \frac{\delta_c}{2\pi \bar{a}_K}$$

の形に書ける。いずれの提案も δ_c - 基準を基礎としているから、 δ から等価欠陥寸法パラメータ \bar{a} が決定される必要があるが、それが不明であるために線形破壊力学に基づく \bar{a}_K 換算を準用している。

いま、 δ_c としては実測値を、 \bar{a} としては K - 解析に基づく換算手法による値 \bar{a}_K を用いるとして各提案式の妥当性の検討を行なったものが図 4.2.1.17 である。表面切欠き材に対しては B.D. 提案、S.T. 提案はかなり安全側の評価を与えている。一方 W.S.D. 提案は表面切欠き材に対してはほぼ妥当となっているが、今回の結果でも、従来のものと同じように板厚貫通切欠き材では非安全側の評価を与えていた。図 4.2.1.17 のように貫通切欠きと表面切欠きで同じ提案式でも評価が異なるのは、全断面降伏破壊域での \bar{a} の評価に単純に K - 解析から求められるものを適用しているところに問題があろう。ところで図 4.2.1.17 のいずれの図も表面切欠き材に対してはほぼ原点を通る線形関係にあり、この点を考慮すると、破壊 overall strain(ϵ_{∞})_F に注目した評価式としては

$$(\epsilon_{\infty})_F = \frac{1}{m} \cdot \frac{\delta_c}{2\pi (\beta \bar{a}_K)}$$

なる形式のものを用いるのが妥当であり、S.T. 提案では軟鋼に対して $m=1$ 、 $\beta=0.6$ 程度とすればよく、W.S.D. 提案では形式上 $m\beta=0.577$ となっていて表面的には同じ評価式を与える。すなわち、表面切欠き材が引張荷重をうけるとき、本実験の範囲内では、W.S.D. 提案は conservative であるといえる。

4.2.1.6 まとめ

片側表面切欠き材を用いてその巨視的変形・降伏挙動・破壊応力・延性に及ぼす切欠き寸法の影響について実験的 IC 検討を加え、さらに破壊靭性パラメータとしての COD の意義に関連して、表面切欠き材からここで定義した COD を求める手法とそれに及ぼす諸因子の影響について考察を行なった。

片側表面切欠き材が引張荷重をうける場合には、低応力で破壊する Full yield 以前破壊では線形破壊力学を、高ひずみで破壊する全断面降伏後破壊ではここで定義した COD 仮設を適用することが可能のようである。

片側表面切欠き材の等価欠陥寸法パラメータに関して一試案を提案し(表 4.2.1.3)、引張りを受ける片側表面切欠き材では W.S.D. 提案による評価手法はほぼ conservative であることを提示した。

今後、荷重様式の異なる場合やひずみ集中場に存在する切欠きの場合について同様の考察を行なう必要があろう。

参考文献

- 1) 日本溶接協会、W.S.D.委員会：脆性破壊発生に対する溶接欠陥の許容判定規準、WES-2805 (1976)
- 2) Proposed assessment methods for flaw with respect to failure by brittle fracture, IIW Doc. 471-74, Welding in the World, 13 (1975), 29
- 3) 豊田政男、伊藤義康、佐藤邦彦：構造用鋼材とその溶接部の全面降伏後不安定破壊開始と破断延性、日本造船学会論文集, 145 (1979), 212
- 4) K. Satoh, M. Toyoda : An Engineering Criterion to Evaluate Weld Joint Properties in Structural Component, Proc. of 3WS, (1978-9), 57

- 5) A. S. Kobayashi : Crack Opening Displacement in a Surface Flawed Plate Subjected to Tension or Plate Bending, ICM-II (1977)

表 4.2.1.1 供試材の化学組成と機械的性質

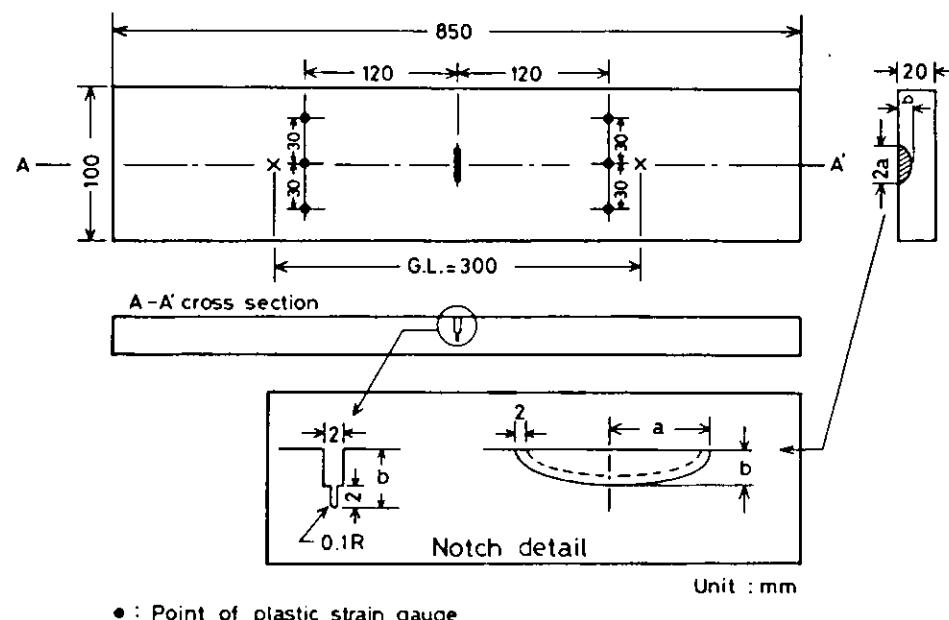
Material	Chemical compositions (%)					Mechanical properties			
	C	Si	Mn	P	S	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	E.L. (%)	vTs (°C)
KAS	0.16	0.23	0.73	0.022	0.004	27.5	47.0	29.0	20.0

σ_y : Yield stress

E.L. : Elongation (G.L.=200mm)

σ_u : Ultimate tensile stress

vTs : Fracture transition temperature
in V-notch charpy test



	Configuration of notch	a (mm)	b (mm)	Specimen symbol	
Surface notch specimen	One side surface notch (Non-through width notch)	10	10	S-10-10	Mechanical notch
		15	5	S-15-5	
		15	10	S-15-10	
		30	5	S-30-5	
		30	10	S-30-10	
	30	10		SF-30-10	Fatigue notch
One side surface through-width notch	50	5		TW - 5	Mechanical notch
	50	10		TW - 10	
Specimen with a through-thickness notch	15	20		TT - 15	

図 4.2.1.1 試験片形状と切欠き寸法

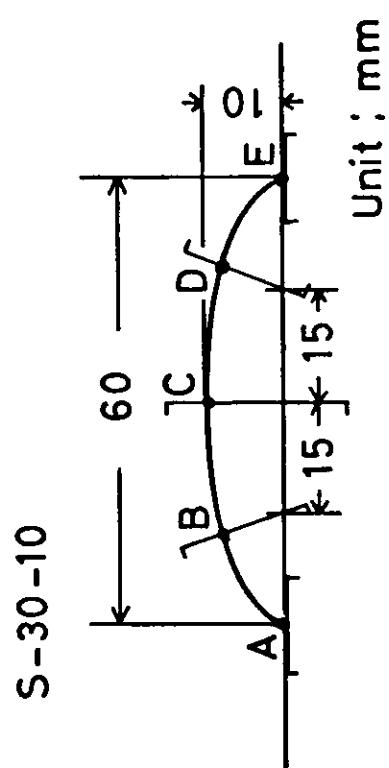


図 4.2.1.2 切欠きの変形観察のための継断面切断状況

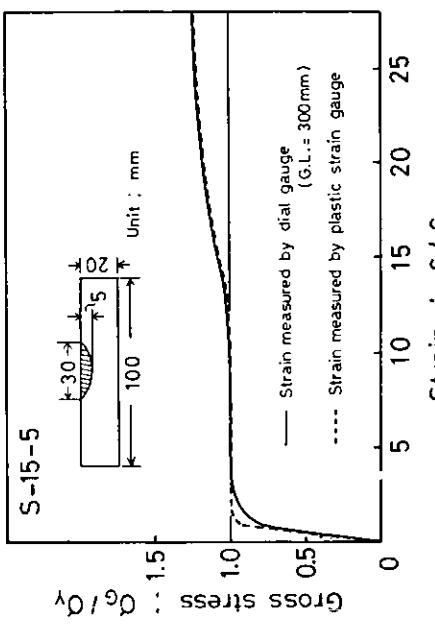


図 4.2.1.4 (a) 応力,ひずみ関係に及ぼすひずみ評価手法の影響

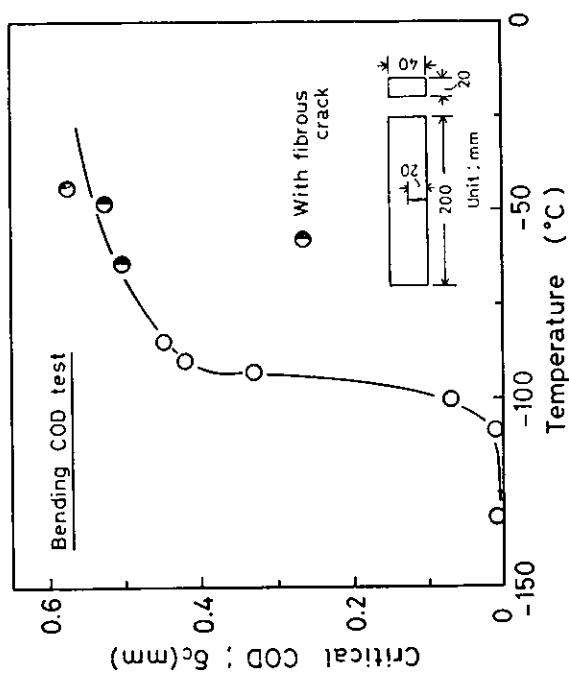


図 4.2.1.3 限界 COD 温度曲線

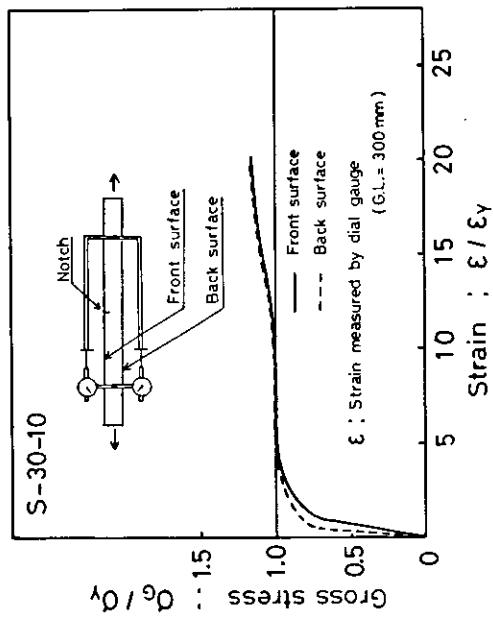


図 4.2.1.4 (b) 応力,ひずみ関係に及ぼす測定手法の影響

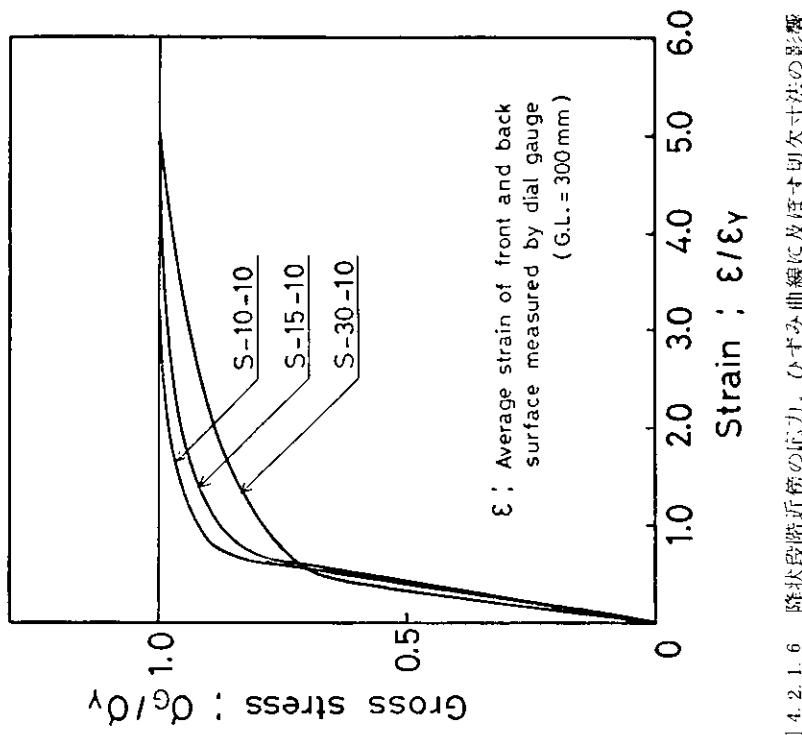


図 4.2.1.6 降伏段階近傍の応力、ひずみ曲線に及ぼす引欠寸法の影響

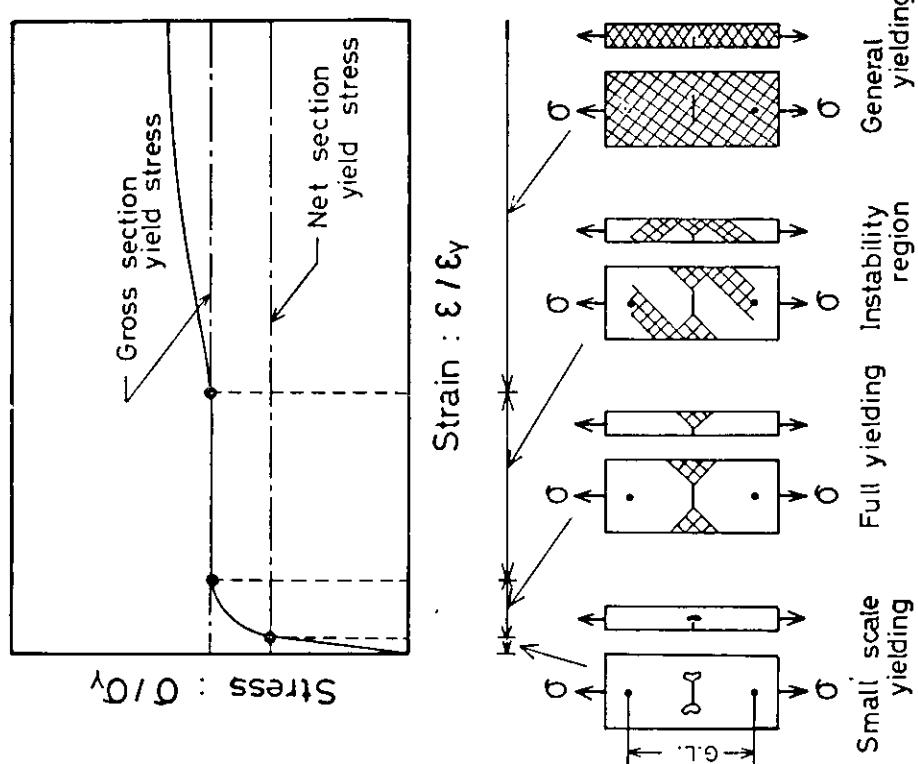


図 4.2.1.5 片側表面引欠き材の変形段階の分類

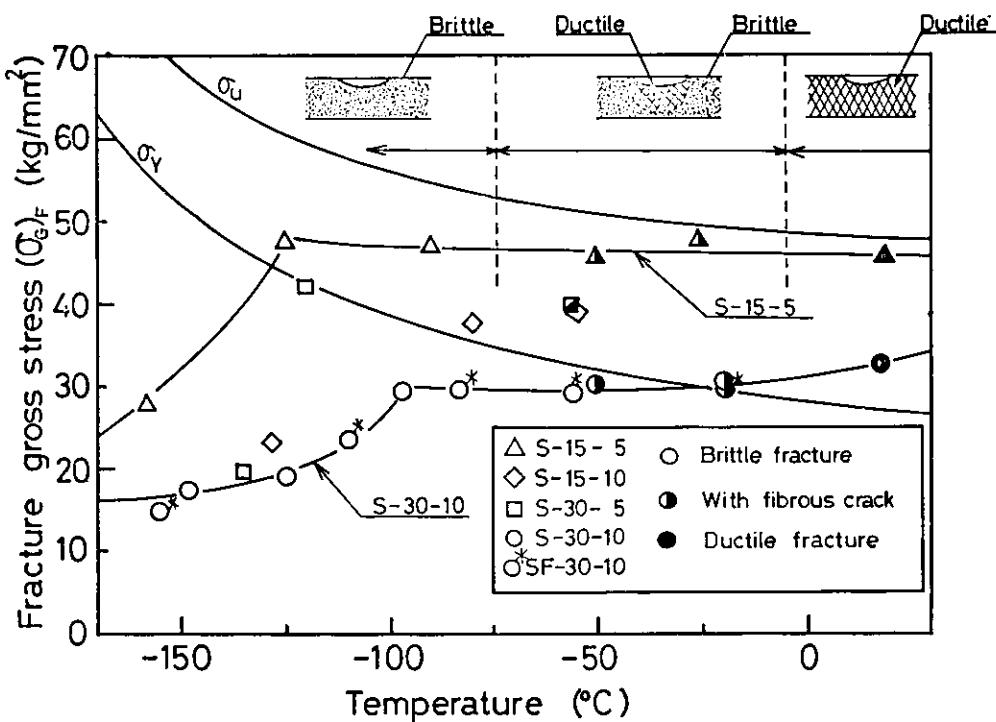


図 4.2.1.7 (a) 片側表面切欠き材の破壊グロス応力－温度曲線

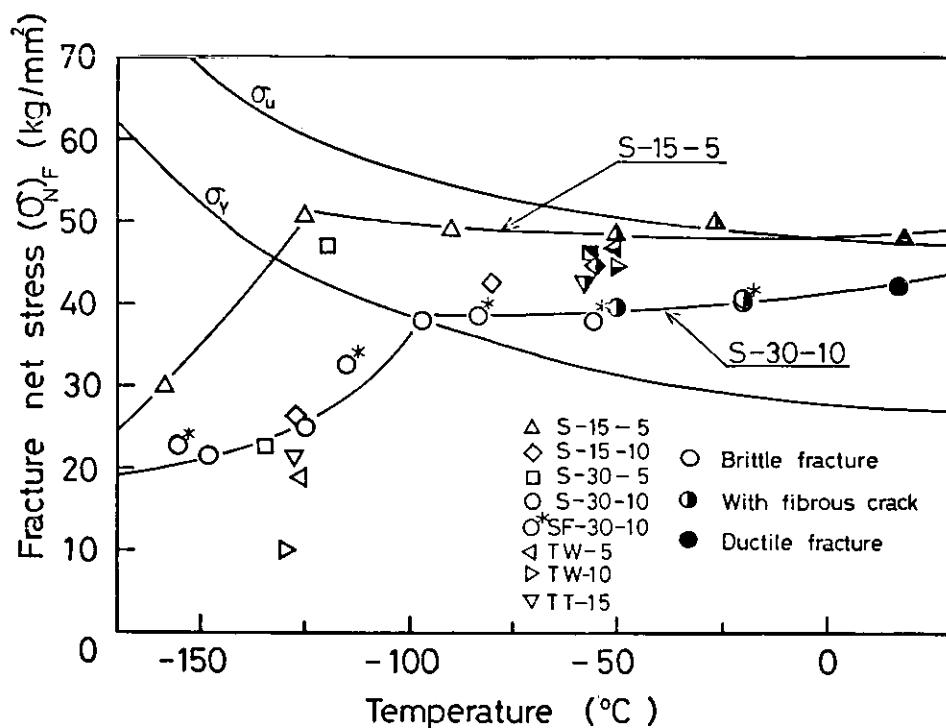


図 4.2.1.7 (b) 片側表面切欠き材の破壊ネット応力－温度曲線

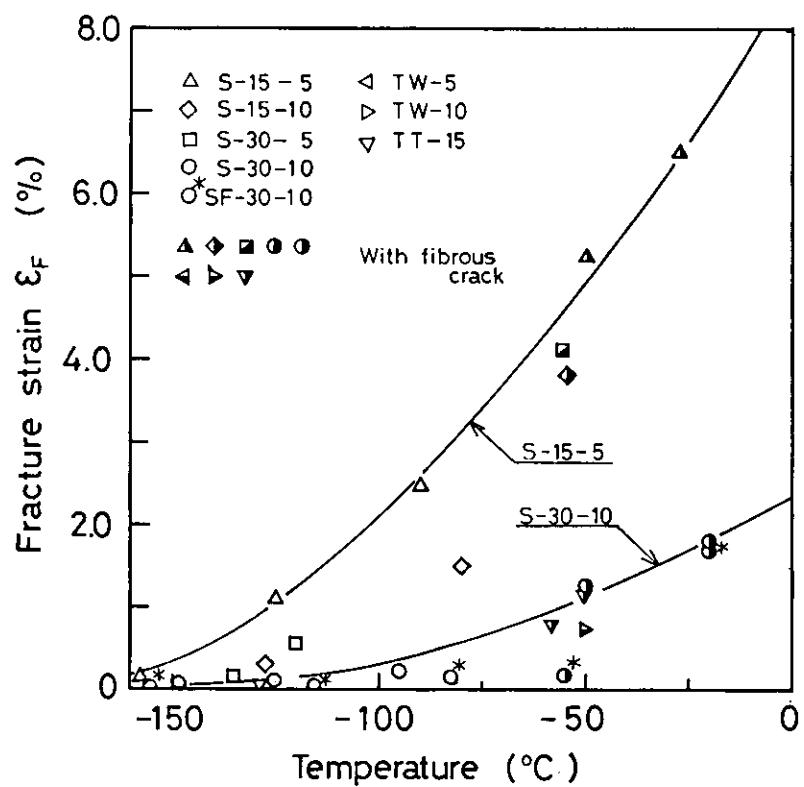


図 4.2.1.8 片側表面切欠き材の破断ひずみ-温度曲線

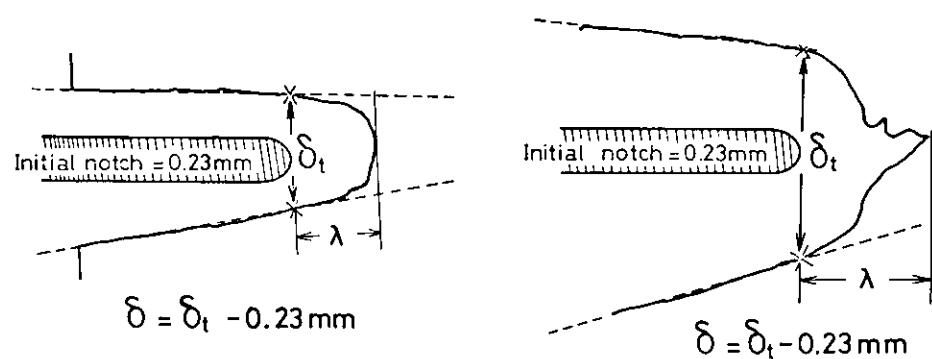
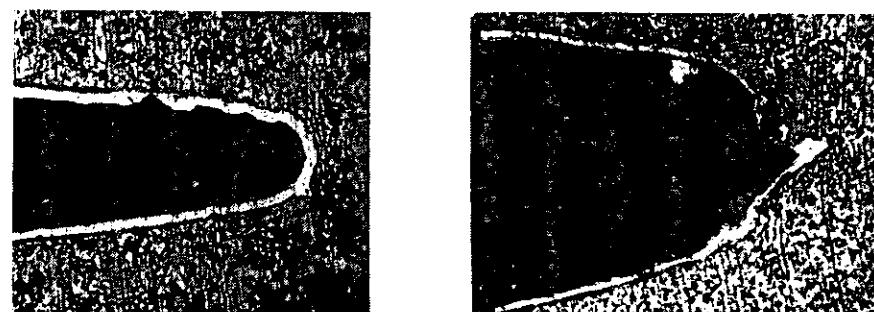


図 4.2.1.9 C O D (δ) と亀裂進展長さ (λ) の定義

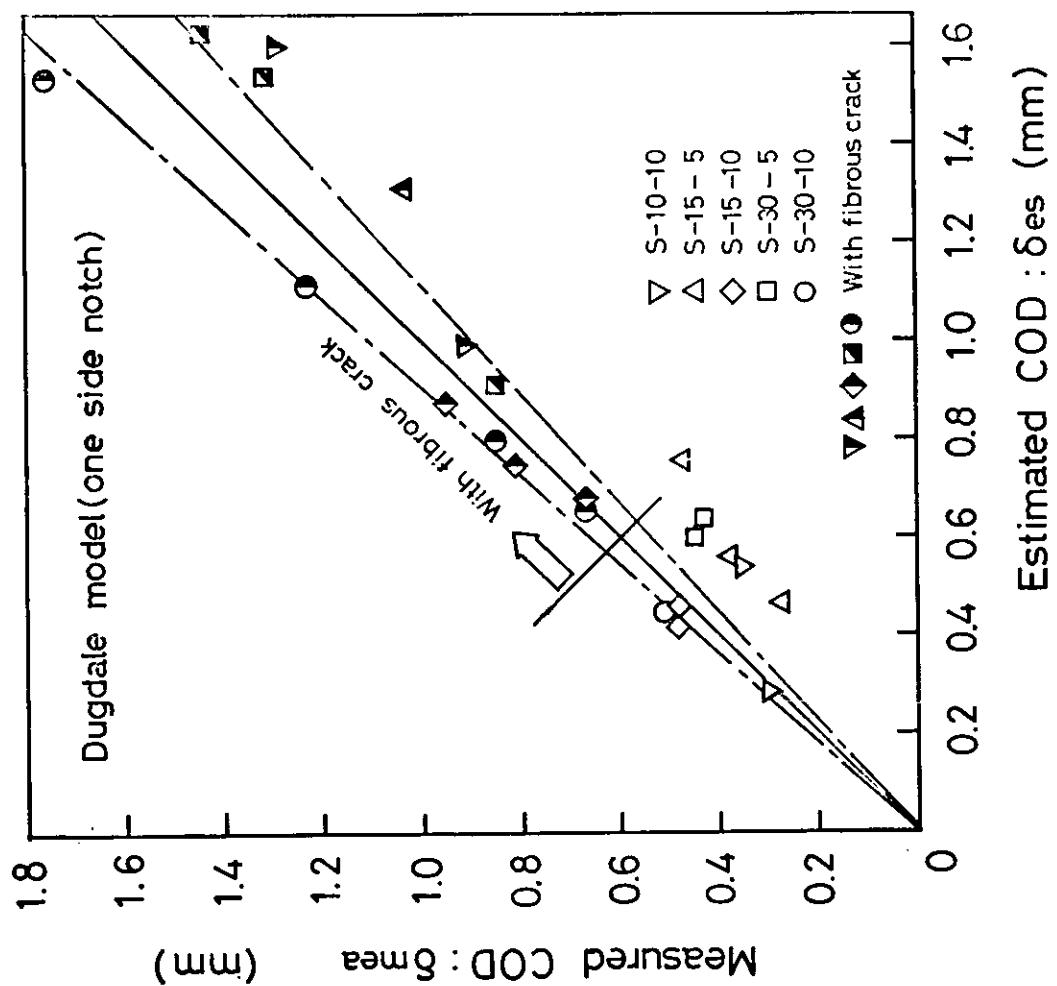


図 4.2.1.11 切欠き先端 COD の推定手法の検討

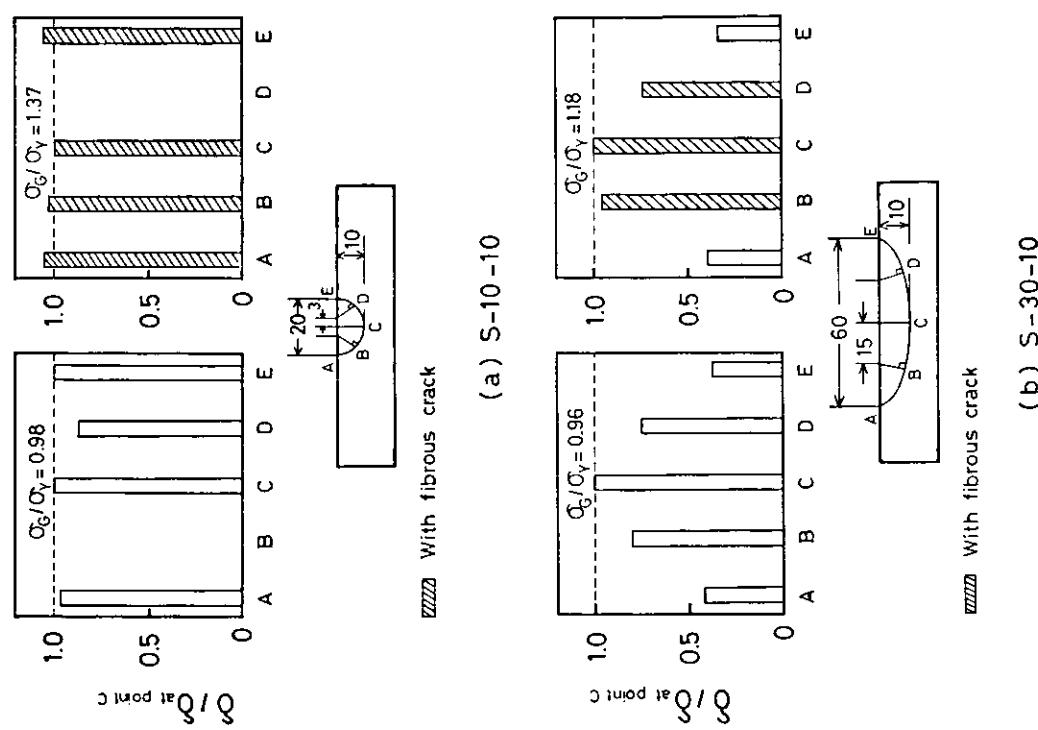


図 4.2.1.10 片側表面切欠き材の切欠き前線に沿う COD の分布と安定延性亀裂の発生

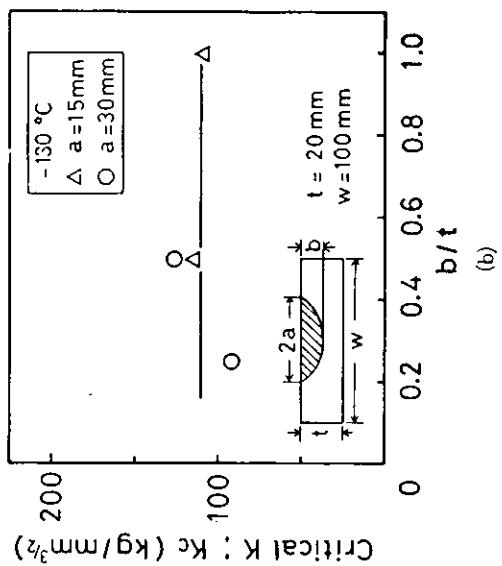
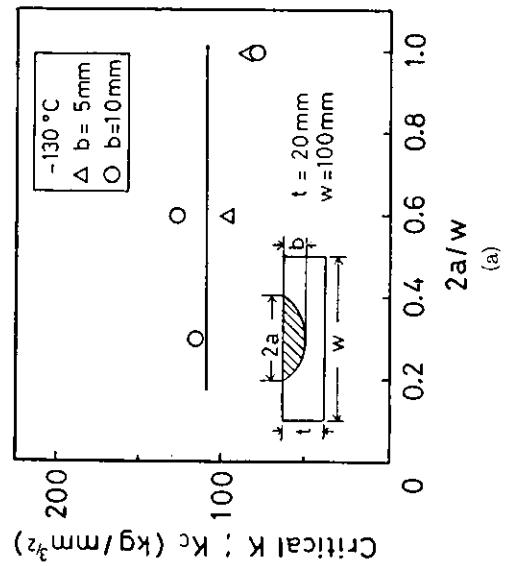


図 4.2.1.13 限界応力拡大係数(切欠き最深部) K_c 及ぼす切欠き寸法の影響

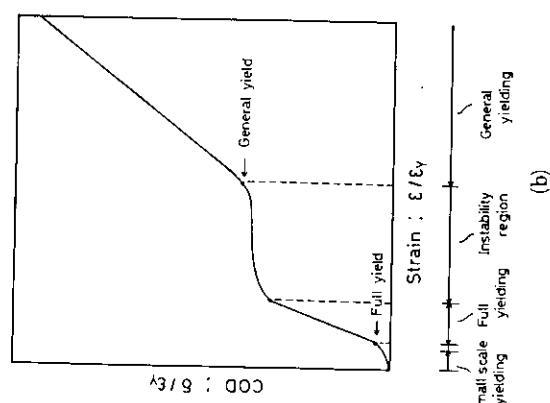
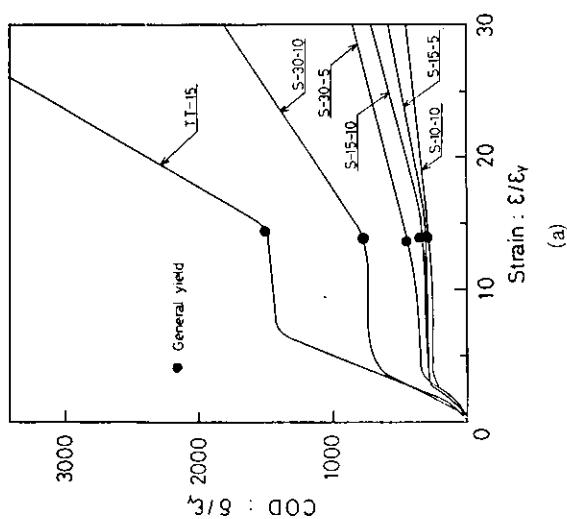


図 4.2.1.12 $\frac{1}{t}$ 側表面切欠き材の COD と overall strain の関係に及ぼす切欠き寸法の影響

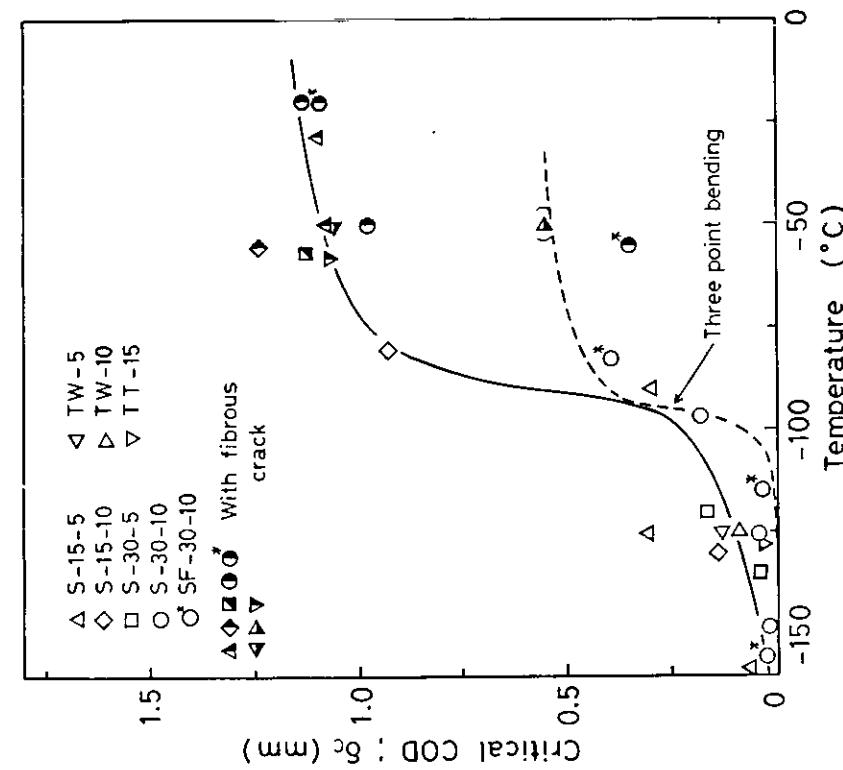


図 4.2.1.14 片側表面切欠き材の限界 COD(切欠き最深部)の温度依存性

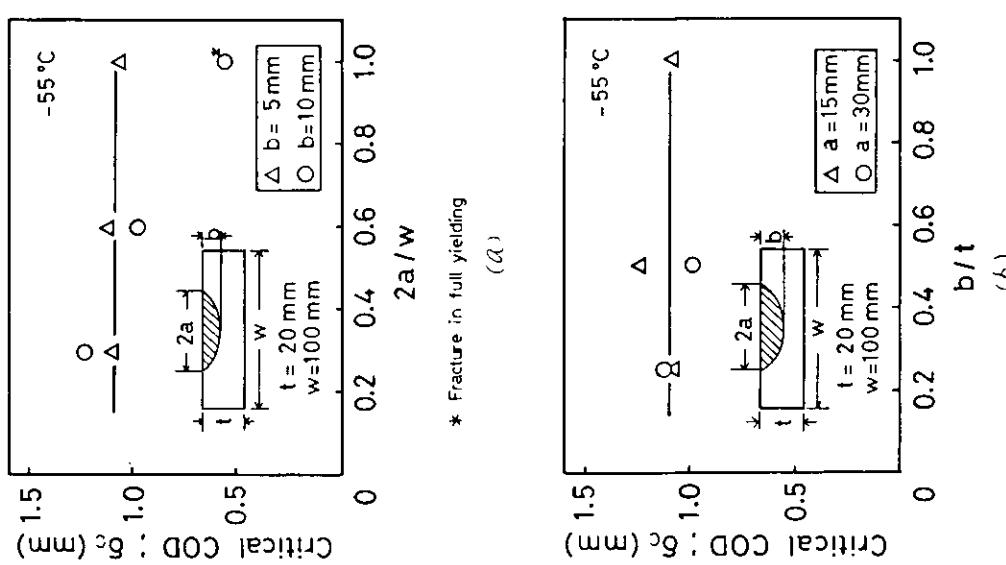


図 4.2.1.15 限界 COD(切欠き最深部)に及ぼす切欠き寸法の影響

表 4.2.1.2 欠陥限界評価式の比較
(C O Dに注目したもの)

	提案評価式	破壊塑性	評価ひずみ	非貫通欠陥の取り扱い
Burdekin and Dawes ²⁾	$\frac{\delta}{2\pi\sigma_Y a} = \left(\frac{\epsilon_\infty}{\sigma_Y}\right)^2$ $\epsilon_\infty/\sigma_Y \leq 0.5$ $\frac{\delta}{2\pi\sigma_Y a} = \frac{\epsilon_\infty}{\sigma_Y} - 0.25$ $\epsilon_\infty/\sigma_Y > 0.5$	曲げC O D試験 (DD19) T形 荷重 S _c	overall strain ϵ_∞ (?)	LEFMに基づく等価 貫通欠陥寸法への 換算 $\frac{a}{t} = \left(\frac{M_s M_t}{E}\right)^2 \frac{a}{t}$ (Newmanの解析)
W S D Committee ³⁾	$\frac{\delta}{2\pi\sigma_Y a} = 0.557 \frac{\epsilon}{\sigma_Y}$ $\frac{\delta}{\sigma_Y a} = 3.5 \frac{\epsilon}{\sigma_Y}$	規定なし (曲げC O D試験) (v E グラフの S _c 推定)	き ϵ_∞ 荷点距離 $\approx 2 \times (\text{切欠長さ})$ 板厚を想定	同上 (LEFMによる)
Satoh and Tovoda ^{4),5)}	$\frac{\delta}{2\pi\sigma_Y a} = m \frac{\epsilon_\infty}{\sigma_Y}$ $\epsilon_\infty/\sigma_Y \geq 1$ $m = \frac{1}{2} [3.85\sqrt{1/n}(1-n) + 4n]$ n : ピズみ硬化指数	同じ荷重形式で 荷重 S _c (曲げC O D試験の S _c は延性き裂を 伴なう範囲で引 張荷重下のもの) 小)	overall strain ϵ_∞	考慮されていない

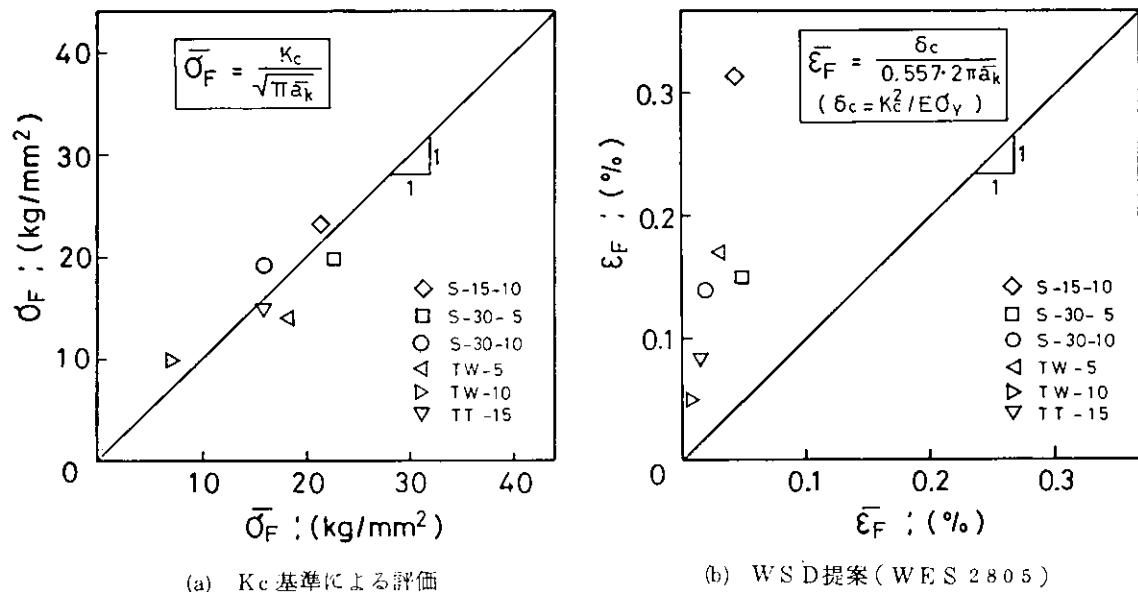


図 4.2.1.16 Full yield 以前の破壊に対する線形破壊力学およびW S D提案式に基づく
等価貫通欠陥寸法評価法の妥当性の検討

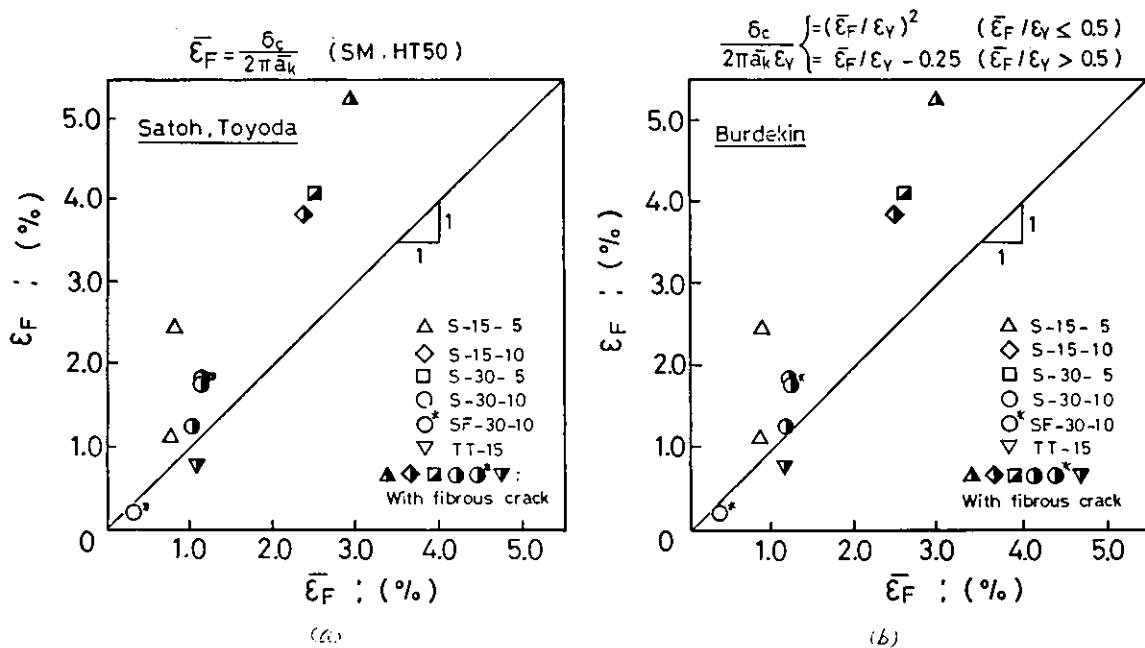


図 4.2.1.17 全面降状後の破壊に対する各種提案式の等価貫通欠陥寸法評価式の妥当性の検討

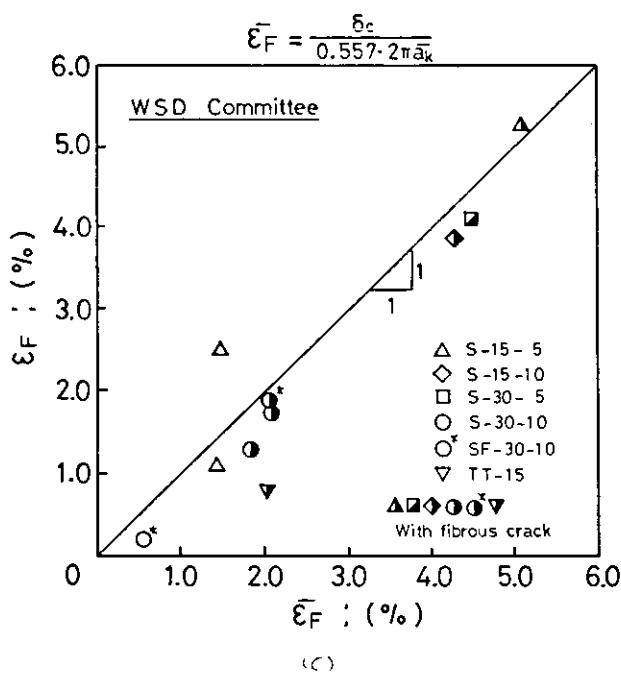


図 4.2.1.17 全面降状後の破壊に対する各種提案式の等価貫通欠陥寸法評価式の妥当性の検討

4.2.2 疲労亀裂の成長から脆性不安定破壊への遷移挙動と疲労破壊革性に関する検討

4.2.2.1 目的

疲労亀裂の伝ば中、突然不安定破壊に遷移する場合、モノトニックに負荷して得る破壊発生時の革性値から予想されるき裂長さで不安定破壊に遷移すると考えると非安全側の評価を行なう可能性がある。そこで上記の現象が生じるのか否かを検討することを一つの目的とした。また船殻構造において重要な課題である内構材から外板へ亀裂が伝ばする場合の亀裂成長挙動を疲労亀裂の伝ば、および脆性破壊発生の観点より実験的に調査し、5章のデザイン・マニアルのモデル化の取扱い法が妥当であるか否かを検討することも合わせて行なった。

4.2.2.2 試験片形状

表4.2.2.1に示すKA鋼を使用して図4.2.2.1に示す中央貫通切欠試験片と図4.2.2.2に示すT形溶接継手試験片を作成した。中央貫通切欠試験片は疲労亀裂伝ば速度ならびに疲労亀裂伝ば中に脆性破壊に遷移する挙動を調査するためのものである。一方T形溶接継手試験片は内構材から外板へ亀裂が伝ばする場合の疲労亀裂成長を定量的に評価するとともに、外板に表面亀裂状で進入した状態で脆性破壊に遷移する挙動を調査するためのものである。

疲労き裂から脆性破壊へ遷移することを考えると、低革性領域を伝ばする場合が最も危険であるので、両者の試験片とも、亀裂成長経路にはCESエレクトロスラグ溶接継手のボンド部を配置した。表4.2.2.2にはその溶接条件を示す。

疲労き裂から脆性破壊への遷移挙動を調査するための疲労試験温度を決定するため、図4.2.2.3に示すCOD試験片を前述の試験片と同じ継手から採取した。切欠は図に示すようにボンド部に加工した。

なお内構材から外板へ亀裂が成長する場合をモデル化したT形試験片では、解析的取扱いを容易にするため、T形継手部は完全溶込みの手溶接（入熱量14kJ/cm）を行なった。

COD試験は50トン・アムスラ試験機を使用した。また中央貫通切欠試験片はピン・チャックを介し、T形継手試験片はスティフナ部を油圧チャックでつかんで、100トン・サーボ疲労試験機を使用して実験を行なった。

4.2.2.3 CES溶接ボンド部のCOD試験結果

表4.2.2.3にCES溶接ボンド部のCOD試験結果を示す。表中の降伏点の値は母材の丸棒引張試験によって得られた値（4.2.1項）である。クリップゲージ変位から切欠先端におけるCODへの換算は以下のWells¹⁾の式によった。

$$\delta_c = \begin{cases} \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+Z} [V-V'] & \dots (V \geq 2V') \\ \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+Z} \left[\frac{V^2}{4V'} \right] & \dots (V < 2V') \end{cases} \quad (4.2.2.1)$$

ただし

$$V' = \frac{\gamma \sigma_Y W(1-\nu^2)}{E}$$

W : 試験片高さ

a : 切欠長

σ_Y : 降伏点

ν : ポアソン比

E : ヤング率

δ_c : 切欠先端でのCOD

V : クリップゲージ変位

Z+a : 切欠先端からクリップゲージ取付け位置までの距離

V' : 弹性限度 COD ($a/W = 0.5$ の時, $\gamma = 1.55$)

上式によって得た δ_c 値を表中の機械切欠の欄に示してある。疲労切欠に対する δ_c 値の推定は以下の式²⁾を使用して求めた。

$$\delta_c = \begin{cases} \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+Z} [V - V_e - V'] & (V - V_e \geq 2V') \\ \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+Z} \left[\frac{(V-V_e)^2}{4V'} \right] & (V - V_e < 2V') \end{cases} \quad (4.2.2.2)$$
$$V_e = \begin{cases} 0.8d^{0.3}V & (V \geq 4V') \\ \{0.8d^{0.3} - 0.74d^{0.45}(1 - \frac{V}{4V'})\}V & (V < 4V') \end{cases}$$

ただし d : 切欠先端幅 ($d \leq 0.4 \text{ mm}$)

その結果を available COD の欄に示してある。また機械切欠および疲労切欠に対する δ_c 値から、それぞれの δ_c 値に対応する K_c 値を小規模降伏条件下での以下の関係式を用いて求めた結果も合わせて示してある。

$$K_c = \sqrt{E\sigma_Y \delta_c} \quad (4.2.2.3)$$

図 4.2.2.4 にボンド部の限界 COD δ_c 値を示す。本実験で採用した鋼板と溶接棒の組み合せによる溶接ボンド部の破壊靭性は非常に急激な温度遷移を示しており、本供試鋼板の母材の特性(4.2.1 項参照)と同様の傾向を示している。図には SR 147³⁾ で行なわれた KAS 鋼板(板厚 25mm)のエレクトロガス溶接継手ボンド部の機械切欠付 COD 試験(切欠先端幅 0.2mm)で得られている δ_c 値を参考のため点線で示したが、この結果と比較しても上述の特性が明確であり、-80°C 程度以上の温度域では本供試部は通常の実績値よりもかなり良い靭性値を有しているようである。

4.2.2.4 中央貫通切欠試験片の疲労亀裂伝ば速度と、疲労から脆性破壊への遷移挙動

図 4.2.2.1 に示した試験片を使用して、まず室温で繰返し荷重を与える、切欠部より疲労亀裂を伝ばさせた。

図 4.2.2.1 に示した様に本供試体は消耗ノスルエレクトロスラグ溶接時に、1000mm長に対し 3.8mm の角変形が生じていたため、図に示すように試験端部より 10mm 離れた位置の表裏面にひずみゲージを貼付し、試験片に作用している引張応力、曲げ応力を計測した。本計測は試験中、破断まで 2000 cycle 毎に行なっている。

この初期の負荷は機械切欠底部から疲労亀裂を伝ばせる目的、ならびに疲労亀裂伝ば速度を計測する目的で行なった。そのためかなり大きな負荷の繰返し荷重(1~24 tonf)を与えた。つぎに低温で疲労亀裂伝ば中に脆性破壊に突然遷移する現象はかなり低い K 値で生じることを想定して負荷を小さくすることにした。しかししながら負荷を小さくすると前ステップにおいて発生していた塑性域を亀裂が脱出するまでは deterioration 效果により、亀裂伝ば速度が急激に小さくなることが知られているので、第 2 ステップは室温で小さな負荷の繰返し荷重(1~13 tonf)を与えた。その後低温で繰返し荷重を与えることとしたが、温度の設定は図 4.2.2.4 で遷移温度域にあたる -70°C を選定した。温度制御は亀裂をはさんだ上下に冷却バスを配し、常に試験部(ボンド部)が -70°C ± 5°C の範囲となる様、冷却バスへの液体窒素の量を制御する方法を採用した。この低温における第 1 回目の繰返し荷重としては、出来るだけ低く、なおかつ前ステップの影響による deterioration 效果の出ない状態ということで 1~12 tonf の繰返し荷重を与えた。なお低温での繰返し速度は 4 Hz とした。亀裂の追跡は試験片表裏面に貼付したクラックゲージで行なったが、本ステップ中には実験中脆性破壊を生じた形跡(たとえばある音あるいは亀裂が瞬時に伝ばしクラックゲージが切断されるなど)が

認められないため、この後段階的に負荷荷重を増加させることとした。ただし各ステップで少なくとも2mm程度は亀裂を伝はせることを原則とし、負荷荷重の増加も前ステップの10%程度以内とすることにした。

以上のようにして得た亀裂成長曲線を図4.2.2.5に示す。亀裂は左右に生じるので初期機械切欠の中央を原点にとり、それからの長さで示してある。試験片には角変形が生じていたため、曲げ応力がかなり発生し、曲げ応力が圧縮側となる裏面での亀裂の成長は2,677,000 cycle以後であったので、図には表面のみの亀裂成長曲線を示している。図4.2.2.6には-70°C±5°Cの範囲の温度域での亀裂成長曲線を示す。図に示すように脆性破壊による破断は273万回で生じたが、すくなくとも実験中には明確な脆性破壊発生の形跡は認められず、わずかに図中の5回目と6回目のbrittle stepと表示した時期に小さなピンという音が発生したのみであった。しかし図4.2.2.7に示す破面写真にみると、6回のbrittle stepが生じており、破面よりbrittle stepが発生した時期を求めたのが図4.2.2.6で示した位置に相当する。また図4.2.2.5で低温での試験を行なった後の亀裂が、室温での負荷よりも低下させているにもかかわらず、速く伝はしだした時期とbrittle stepが発生した時期とはほぼ一致していることがわかる。このbrittle stepは板内部のみで生じていたので亀裂の成長曲線には、この現象はみかけ上表われなかった。そこで本実験結果より△Kと亀裂伝は速度との関係を求めるにした。引張と曲げを受ける貫通欠陥のK値は近似的には

$$K = (\sigma_m + 0.37\sigma_b) \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2B}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2B}} \quad (4.2.2.4)$$

ただし B : 試験片半幅

と金沢ら⁴⁾の結果より与えることができ、これと表面における疲労亀裂伝は速度の関係が、膜応力のみが働く場合における△K値と疲労亀裂伝は速度との関係と一致するので、上式を使用して本実験結果を整理した。その結果を図4.2.2.8に示す。図中●印が室温における疲労亀裂伝は速度であり、△印が-70°Cにおける亀裂伝は速度である。通常低温になつても疲労亀裂伝は速度はあまり変わらないが、変化しても低温では疲労亀裂伝は速度は小さいが、この現象とは全く逆の傾向を示している。これは明らかにbrittle stepが生じているためであろうと思われる。今、破面より最初のbrittle stepが生じた時の表面の亀裂長さを推定すると $a_1 = 3.78\text{ mm}$ となり、この時点における負荷peak時のK値は(4.2.2.4)式を使用すると $48.0\text{ Kgf}\cdot\text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ となる。したがってbrittle stepが生じたのが負荷のpeak時に対応しているか否かは明らかでないので、最初のbrittle stepが生じた時のK値は $48.0\text{ Kgf}\cdot\text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ 以下であると考えられる。

この値をCOD試験より得たモノトニック下での破壊靭性値(-70°Cで約 $240\text{ Kgf}\cdot\text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)と比べると図4.2.2.9のようになり明らかに疲労亀裂伝は中にbrittle stepが発生した時のK値はモノトニック下で得られる破壊靭性値より、低くなっている。一方最終破断も脆性破壊様式であったが、この時の負荷peak時に対応するK値は $110.5\text{ Kgf}\cdot\text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ であり、この値も図と比較すれば、モノトニック下での値よりどちらかと云えば低目であることがわかる。

4.2.2.5 T形試験片の疲労亀裂伝はと脆性破壊への遷移挙動

T形試験片は2体製作し、1体は室温においての疲労亀裂伝は試験(TFB-1試験片)、他の1体は-65°C~-70°Cに試験部を保持した状態での疲労亀裂伝は試験(TFB-2試験片)に供した。T形試験片での表面亀裂状の亀裂のK値は現在のところ信頼できるものは求められていないので、TFB-1試験片で疲労亀裂伝は速度を計測し、5.5節で与えられた簡易的方法によるK値の精度を確認することとした。一方TFB-2試験片では、4.2.2.4節の試験温度に合わせて、その温度で疲労亀裂伝は試験を実施し、脆性破壊への遷移挙動が貫通切欠試験片のそれとどのような違いを示すのかを実験的に確かめることとした。

試験に先だって表4.2.2.4に示すように板材の表裏面にひずみゲージを貼付し、板材に作用する公称曲げ応

力を計測した。

図4.2.2.10は室温で外荷重を0~7.0tonfの間で繰返し作用させた時の疲労亀裂伝ば曲線の計測結果である。亀裂伝ば形状は試験中、適時3.5~7.0tonfの荷重範囲の繰返し応力を作用させて、試験後の破面(図4.2.2.11)に導入されたビーチ・マークより計測した。また板表面にはクラックゲージを貼付し、表面での亀裂成長を計測した。図4.2.2.10に示すようにクラックゲージによる測定がビーチ・マークによる測定よりも遅れているのは、ボンド部に多少のアンダ・カットが存在し、そのため充分なゲージの接着ができていなかつたことによるものでないかと考えられる。しかし亀裂伝ば速度を求める場合、クラックゲージによっても充分精度良く測定できることが、本図より推定できる。すなわちクラックゲージによる亀裂長さの測定の遅れは、全期間を通じてほぼ一定している。なお図にはビーチ・マーク挿入に要したサイクル数は省略している。なお本試験片は試験片形状の設計が悪かったため、試験片の破断はスティフナと板との角巻き溶接止端部よりスティフナに発生伝ばした亀裂によってもたらされた。したがって試験部は-196°Cに冷却して三点曲げ下で負荷して、破面を得た(図4.2.2.11参照)。

表4.2.2.4の板材の表裏におけるひずみの計測結果より、①、③と④、⑤の位置での表面応力を求めると、外荷重3tonfの時、それぞれ-4.03Kgf/mm²、5.725Kgf/mm²となり、この結果より測定位置での引張応力は0.83Kgf/mm²、曲げ応力は4.88Kgf/mm²となる。ところで外荷重3tonfに対する公称引張応力は0.5Kgf/mm²であるから、公称曲げ応力は2.93Kgf/mm²となる。したがって荷重範囲0~7tonfに対する公称引張応力は0~1.17Kgf/mm²、公称曲げ応力は0~6.88Kgf/mm²となる。本結果より曲げ成分比R_B

$$R_B = \frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma_m + \Delta\sigma_b} \quad (4.2.2.5)$$

$\Delta\sigma_m$ ：公称引張応力範囲

$\Delta\sigma_b$ ：公称曲げ応力範囲

を求めるとき⁵⁾0.854となる。平板での表面亀裂の伝ば形状は川原らの実験式より、以下のように与えられる。

$$b_0/a_0 < A - B b_0/t \text{ のとき}$$

$$a = b \left\{ \left(\frac{1}{A - B b_0/t} \right)^n + a_*^n \right\}^{1/n} \quad (4.2.2.6)$$

ただし

$$a_* = \left[a_0^n - \left\{ \frac{b_0}{A - B b_0/t} \right\}^n \right]^{1/n}$$

$$A = 0.98 + 0.07 R_B$$

$$B = 0.06 + 0.94 R_B$$

t：板厚、b：亀裂深さ、a：表面亀裂半長、b₀：初期亀裂深さ、a₀：初期表面亀裂半長

n：Parisの式の指数mと関連し、n=m/2+1

そこで上式と本実験結果の比較を行なった結果を図4.2.2.12に示す。図中○印がビーチ・マークより得た結果である。上式の計算においてn値は、4.2.2.4項の中央貫通切欠試験片の室温での疲労亀裂伝ば試験より得たm=3(図4.2.2.8参照)を使用して求めている。本結果よりおおむねT形継手に対しても、疲労亀裂伝ば形状は川原らの提案する実験式でも推定できるようである。

ところで5.5節によるとT形継手表面欠陥の最深部のK値は

$$K = 0.89 K_\ell \sqrt{\frac{a_\ell}{\pi(a_\ell + b)(1-\zeta^2)}} [1 + (1-\zeta^2)(0.2945 - 0.3912\zeta^2 + 0.7685\zeta^4 - 0.9942\zeta^6 + 0.5094\zeta^8)] + (M_K \cdot \sigma_m + M_B \cdot \sigma_b) \sqrt{\pi b} / E(k) \quad (4.2.2.7)$$

$$\text{ただし } K_{\ell} = M \sigma_m k_0 \sqrt{\pi a_{\ell}}$$

$$\zeta = 0.85 a_{\ell} / (a_{\ell} + b)$$

$$M = -0.58 (a_{\ell}/a_{\ell})^2 + 0.14 (a_{\ell}/a_{\ell}) + 1 = 0.56$$

$$k_0 = 1.1215$$

$$M_K = 1.135 + 0.837 (\frac{b}{t}) - 0.215 (\frac{b}{a}) - 0.140 (\frac{b}{t})^2 - 0.754 (\frac{b}{t})(\frac{b}{a}) + 0.207 (\frac{b}{a})^2$$

$$+ 0.191 (\frac{b}{t})^3 + 0.075 (\frac{b}{t})^2 (\frac{b}{a}) - 0.051 (\frac{b}{t})(\frac{b}{a})^2 - 0.115 (\frac{b}{a})^3$$

$$M_B = 1.102 - 0.612 (\frac{b}{t}) + 0.069 (\frac{b}{a}) - 0.168 (\frac{b}{t})^2 - 1.229 (\frac{b}{t})(\frac{b}{a}) - 0.172 (\frac{b}{a})^2$$

$$- 0.554 (\frac{b}{t})^3 + 0.856 (\frac{b}{t})^2 (\frac{b}{a}) + 0.224 (\frac{b}{t})(\frac{b}{a})^2 + 0.022 (\frac{b}{t})^3$$

$$E(k) = [1 + 1.464 (\frac{b}{a})^{1.65}]^{\frac{1}{2}}$$

a_{ℓ} : スティフナ高さ

そこで上式により ΔK 値を求め、板厚方向の疲労亀裂伝ば速度との関係を求めた。板厚方向の疲労亀裂伝ば速度を求めるに際しては、ピーチ・マークによって表面の亀裂半長と亀裂深さとの関係を求め、クラックゲージで計測された表面亀裂半長とサイクル数との関係より、亀裂深さの亀裂成長曲線を求める。そしてピーチ・マークを挿入した時期までを1つのデータ群とみなし、すなわちピーチ・マーク挿入直後のデータは無視して、疲労亀裂伝ば速度を求めた。このようにしたのはピーチ・マークの幅が無視できないくらいの幅になっている個所（すなわち、ピーチ・マークを挿入する回数が長すぎた）があると疲労亀裂伝播速度の計測に誤差を与えることによる。

上記のようにして得たT形継手の板厚方向の疲労亀裂伝ば速度と ΔK 値の関係を図4.2.2.8に示す。この結果は前項で得た疲労亀裂伝ば速度とかなり良く一致している。したがって(4.2.2.7)式は実用上は充分使用できる式であることがわかる。

T FB-2 試験片は初期には室温で、疲労亀裂がT形完全溶込み接合部を横切るまでは、0~7 tonf の荷重範囲で繰返し荷重がかけられた。その後試験片上下に配置した冷却バスに液体窒素を入れ、試験箇所を熱伝導により-65°C~-70°C の範囲で制御するようにして、再び疲労試験を荷重範囲が0~7 tonf で実施した。

183850 cycle をかけた後においても脆性破壊への遷移が生じなかっただけで、その後0~7.6 tonf に荷重範囲を変更して、低温における疲労亀裂伝ば試験を続行した。0~7.6 tonf に変更した後40300 cycle で突然脆性破壊が生じ、板材を貫通した状態で脆性亀裂が伝ば停止した。その破面を図4.2.2.13に示す。脆性亀裂へ遷移する直前の疲労亀裂は $b = 3.6 \text{ mm}$, $2a = 36.2 \text{ mm}$ であり、(4.2.2.7)式より負荷 peak 時の K 値を求める $41.0 \text{ Kg f} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ となった。この結果とモノトニック下で得られた破壊靭性値と比べると図4.2.2.9のようにならかに低いことがわかる。また前項の試験で第1回目の brittle step が発生した時の K 値 $48.0 \text{ Kg f} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ とはほぼ同程度の値であるが、貫通切欠材では非常に小さな脆性亀裂であるのに対し、T形継手では表面欠陥は深さ3.6 mm であったところから板厚2.0 mm を完全に貫通するような大きな脆性亀裂が発生している。したがってT形継手のような拘束の強い部材では、平板で生じるような brittle step 発生レベルの K 値になれば、かなり大きな脆性破壊の生じる可能性のあることを示唆している。

ところで疲労亀裂伝ば中に脆性亀裂に遷移する場合、何故モノトニック下で得られた破壊靭性値レベルよりも極端に低い K 値で現象が生じたのかが興味のあるところである。この原因の一つに繰返しひずみが亀裂先端に作用して、破壊靭性値を低下させるという影響があるのかもしれないが、疲労亀裂が伝ばしている過程ではひずみサイクルのための材料劣化が本試験結果程度にまで生じるのかは疑問である。また残留応力の影響も因

子の1つと考えられるが、中央貫通切欠試験片では亀裂がかなり成長してから brittle step 現象が生じてあり、この因子も本現象を説明できる程の影響を示すとは考えにくい。しかるに疲労亀裂が伝ばする過程では、き裂は種々の靱性値を有する個所を通過するものと考えられ、たまたま低靱性個所に亀裂先端がぶつかれば、そこで脆性破壊へ遷移することが考えられる。SR 153 および溶接協会 FTC 委員会での最近の研究によれば、同一温度において数10本の母材（軟鋼、HT 50 および HT 80）に於ける COD 試験を行ない、限界 COD 値のバラツキ是非常に大きいことを確認している。そのバラツキは限界 COD 値で最大値と最小値の比は約 1.8 倍 (K_c 値ベースに換算すると約 3.6 倍)にも達している。本結果をふまえて、疲労亀裂伝ば中に脆性破壊に遷移する現象を考えると、亀裂先端が低靱性個所にぶつかる確率は静的破壊靱性試験で切欠を加工して低靱性個所にあたる確率よりもきわめて大きいと考えられ、これが前項および本項できわめて低い K 値で脆性破壊に遷移せしめた最大の要因のように考えれば、一応のつじつまが合うことになる。

もし前述の考察が真であるとすれば、疲労亀裂が伝ばし脆性破壊に遷移する場合については、静的な破壊靱性試験で得られる破壊靱性値のバラツキの最下限を安全性評価の指標として与える必要があることになる。したがって今後いかにしてこの最下限を与えるのかが重要な研究課題となる。一方靱性が低ければ低い程、たとえ亀裂先端がそこにぶつかっても前項のように、小さな brittle step でとどまる可能性もあり、この場合は図 4.2.2.8 に示した様にみかけ上の疲労亀裂伝ば速度が上昇すると考えて設計することも実用面では可能であるかもしれない。この場合は本項での実験のように拘束が大であると brittle step が大きくなることになり、この定量的評価が重要となる。

いずれにしても本実験における結果は今後、安全性評価を行なう上で重要な問題点を投げかけており、早急に解明しなければならない問題であろう。

4.2.2.6 結論

- 1) T 継手の表面欠陥に対しての K 値は (4.2.2.7) 式で実用上良い近似を与えると考えられる。
- 2) 疲労亀裂伝ば中に脆性破壊に遷移する場合、その時の破壊靱性値は、静的な試験で得た破壊靱性値よりかなり低くなった。この原因としては靱性値はバラツキが大きく、疲労亀裂伝ば中には、低靱性個所に亀裂先端がぶつかる確率が大であることが考えられるが、今後の研究課題として非常に重要な問題の1つとなるものと思われる。
- 3) brittle step は拘束が大のとき、大きくなる傾向にあるように考えられる。

参考文献

- 1) British Standards Inspection : Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, DD 19 (1972)
- 2) 豊貞：曲げ COD 試験片における Notch Acuity 効果の定量化に関する一提案、日本造船学会論文集, Vol. 143 (昭 53 年) p. 455
- 3) SR 147 報告：船体用高張力鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度評価に関する研究, No. 244 (昭 51 年)
- 4) 金沢, 町田, 豊貞他：曲げと引張を受ける貫通欠陥の疲労き裂伝播速度と脆性破壊発生について、日本造船学会論文集, Vol. 136 (昭 49 年) p. 191
- 5) 川原, 栗原：表面き裂の疲労による伝播成長過程に関する予備的考察、日本造船学会論文集, No. 136 (昭 49 年) p. 207

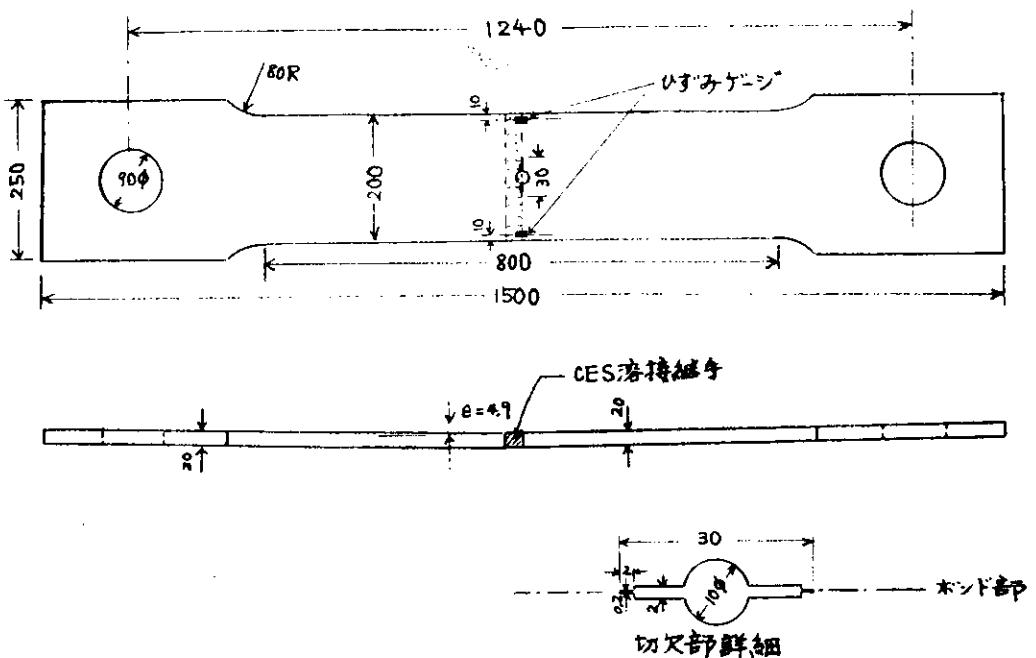


図 4.2.2.1 中央貫通切欠付試験片形状

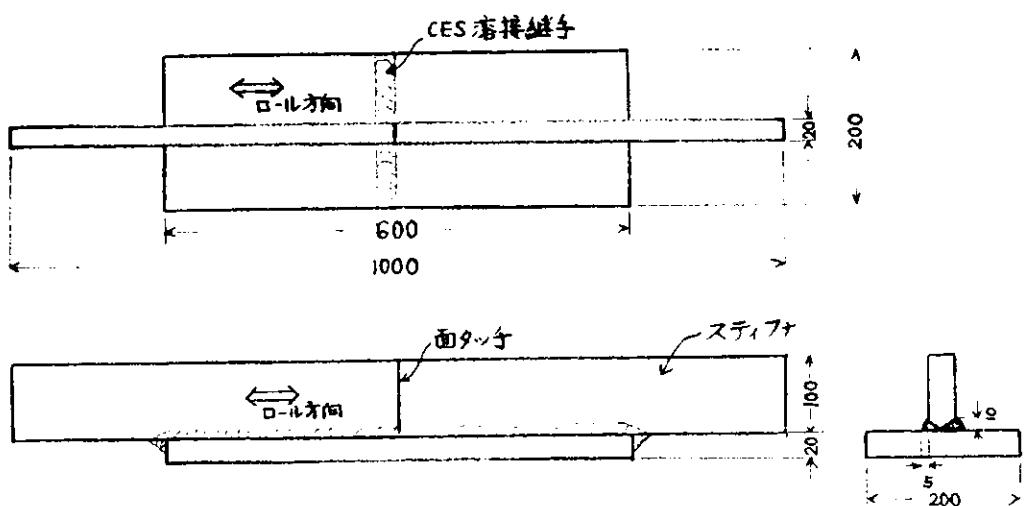
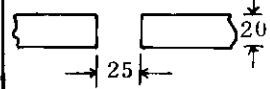


図 4.2.2.2 T 形継手溶接継手試験片形状

表 4.2.2.1 供試鋼板の化学成分と機械的性質(ミルシートより)

鋼種	板厚 (mm)	化 学 成 分 (%)					Ceq (%)	引 張 試 験		
		C	Si	Mn	P	S		σ_Y (Kgf/mm ²)	σ_B (Kgf/mm ²)	ϵ_{ℓ} (%)
KAS	20.0	.16	.23	.73	.022	.004	.28	30	47	$\frac{29}{(G.L=20.0)}$

表4.2.2.2 消耗ノズルエレクトロスラグ溶接継手の溶接条件

開先形状	溶接ワイヤ	ノズル	フラックス	電流(A)	電圧(V)	速度(mm/min)	入熱量(KJ/cm)
	Y-CS (2.4mmφ)	SES-15A (10mmφ)	MF-38	380	35	20.95	381

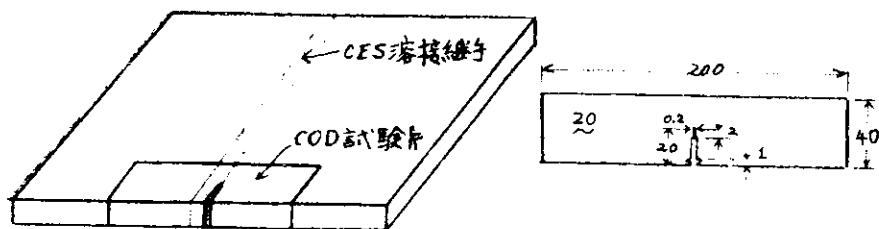


図4.2.2.3 CESエレクトロスラグ溶接ボンド部COD試験片の採取位置と試験片形状

表4.2.2.3 エレスラボンド部COD試験結果

Specimen No.	Festing Temp. (°C)	Yield Stress (Kgf/mm²)	Maximum Load (tonf)	Clip gauge COD (mm)	Critical COD (mm)		** Kc value (Kgf·mm⁻³/²)	
					machined notch	available COD	machined notch	available Kc value
M-1	16	275	325	24.05	0.749	0.368	6.58	4.61
-2	0	28.0	31.5	21.79	0.676	0.330	6.30	4.40
-3	-21	29.2	35.7	35.60	1.119	0.554	8.28	5.83
-4	-41.5	30.1	38.6	60.37	1.914	0.957	11.00	7.78
-5	-60	32.5	32.0	19.07	0.585	0.282	6.32	4.39
-6	-80	35.0	1.82*	0.185	0.029	0.014	1.46	1.01
-7	-100	38.0	20.0*	0.103	0.0083	0.0050	8.2	6.3
-8	-120	41.8	1.55*	0.093	0.0062	0.0039	7.4	5.8

* Fracture initiation load

$$** K_c = \sqrt{E \sigma_y \delta_c}$$

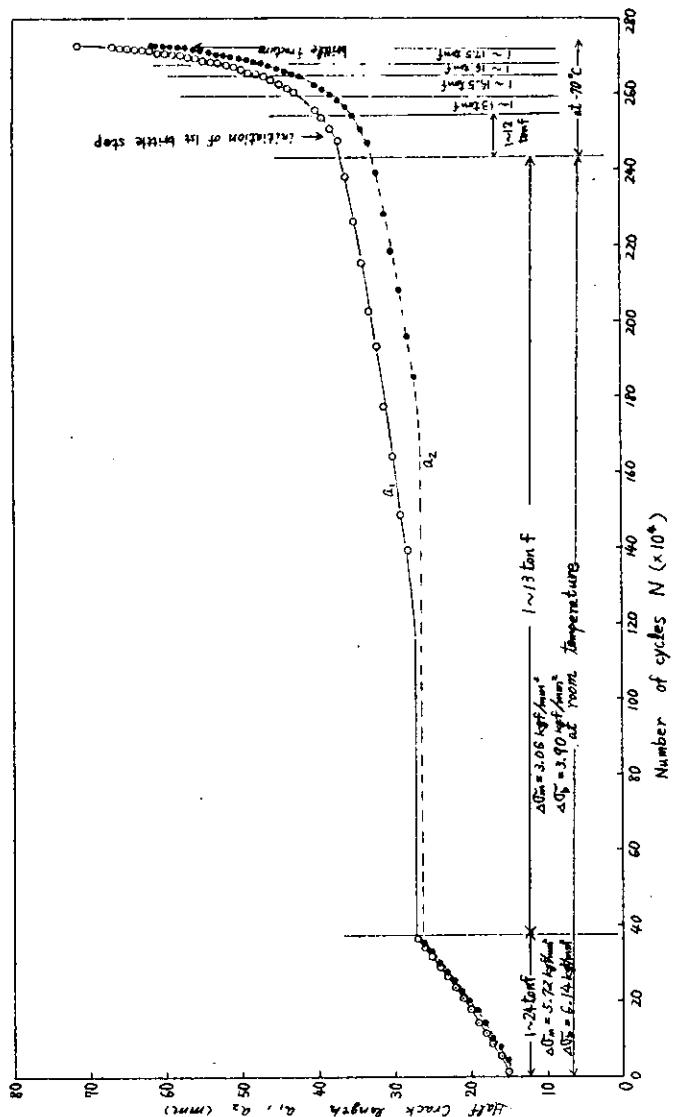


図 4.2.2.5 KAS 鋼エレクトロスラグ溶接ボンド部の疲労亀裂伝播曲線

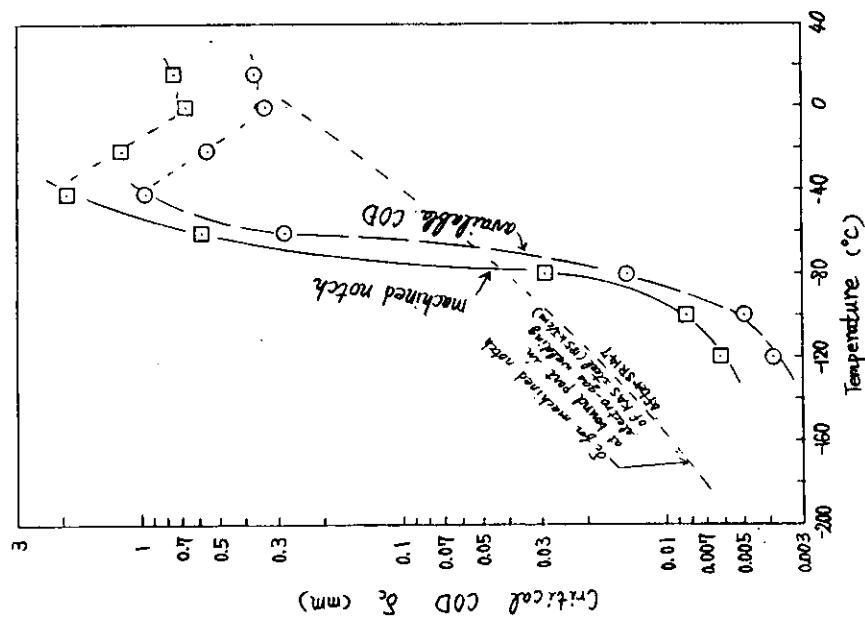


図 4.2.2.4 KA 鋼エレクトロスラグボンド部の機械引張
(切欠先端幅 0.2mm) COD 試験結果
(切欠先端幅 0.2mm)

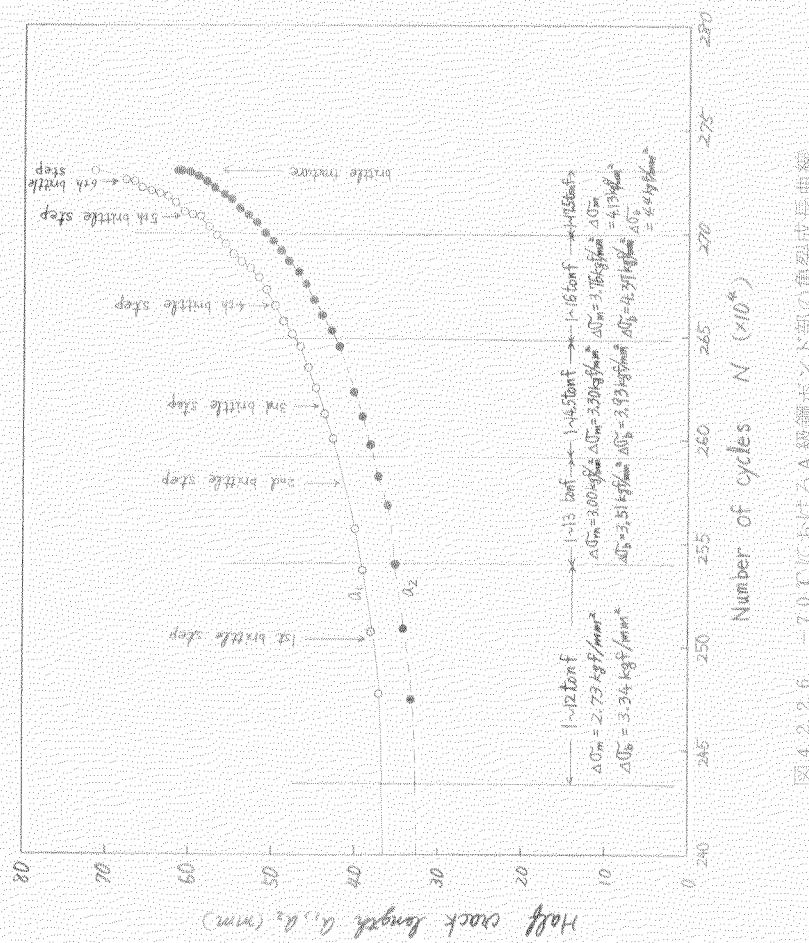


図 4.2.6 -70℃におけるA級鋼ント部の亀裂成長曲線

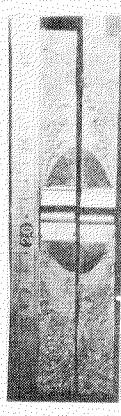


図 4.2.7 低温における疲労亀裂伝播試験中に生じた brittle step

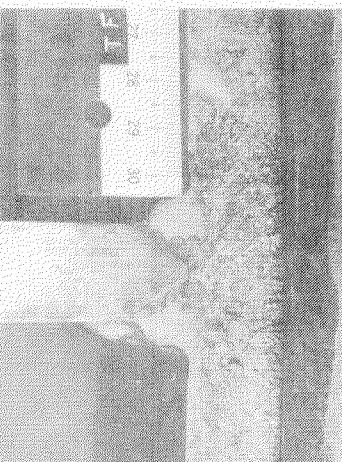


図 4.2.11 FB-1 試験片の破面



図 4.2.13 FB-2 試験片の破面

表 4.2.2.4 本実験前の静的引張下でのひずみ分布

試験片No.	作用荷重 (kgf)	ひずみゲージ貼付位置*					
		①	②	③	④	⑤	
TFB-1	3.0	ひずみ 応力	-204 μ (μstrain)	-345 μ (μstrain)	-199 μ (μstrain)	300 μ (μstrain)	273 μ (μstrain)
TFB-2	4.0	ひずみ 応力	-247 μ (μstrain)	-437 μ (μstrain)	-244 μ (μstrain)	375 μ (μstrain)	314 μ (μstrain)

* ひずみゲージ貼付位置

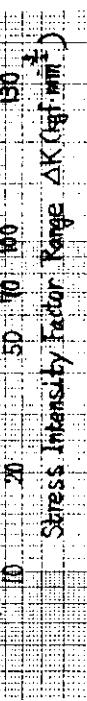
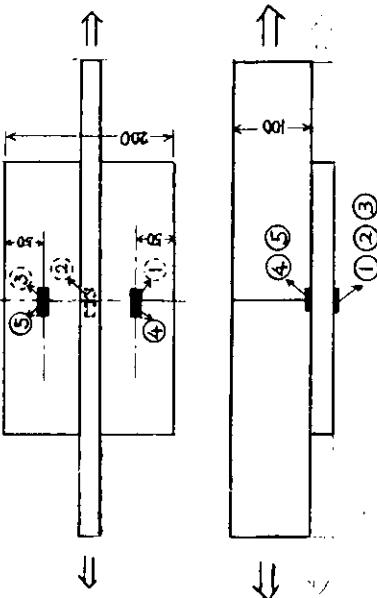
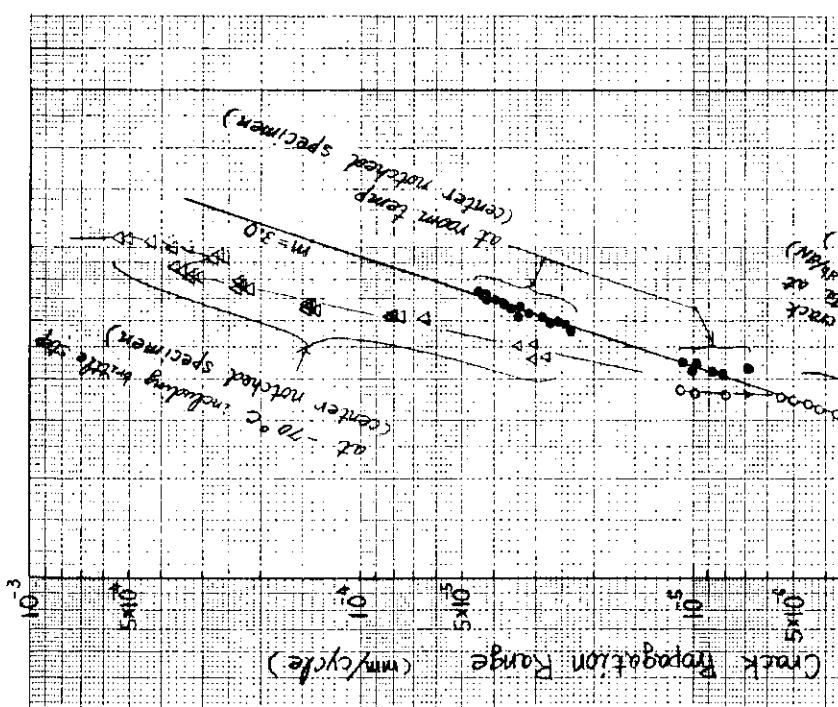


図 4.2.2.8 KAS鋼 CES 直接ボンド部の疲労亀裂伝播速度



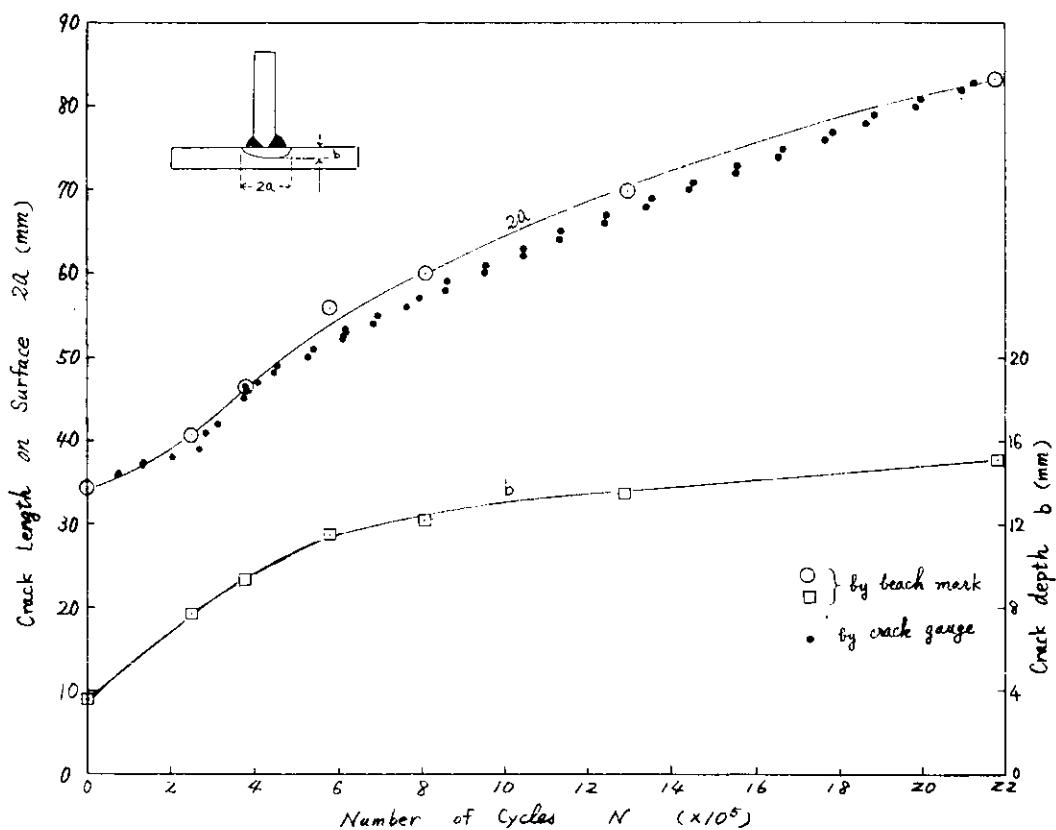


図 4.2.2.10 TFB-1 試験片の疲労亀裂伝播曲線(外荷重 0 ~ 7 tonf)

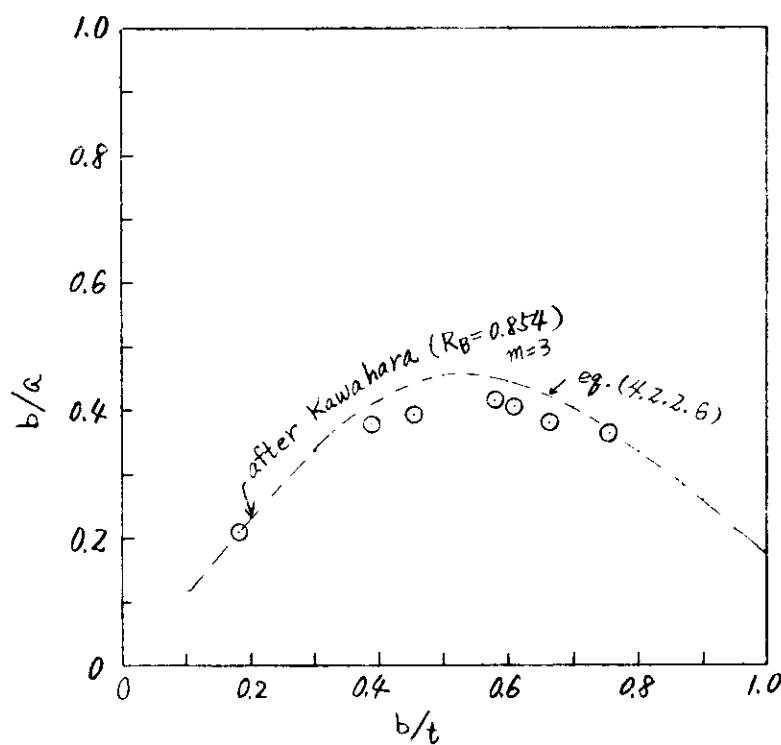


図 4.2.2.12 TFB-1 試験片の亀裂伝播形状

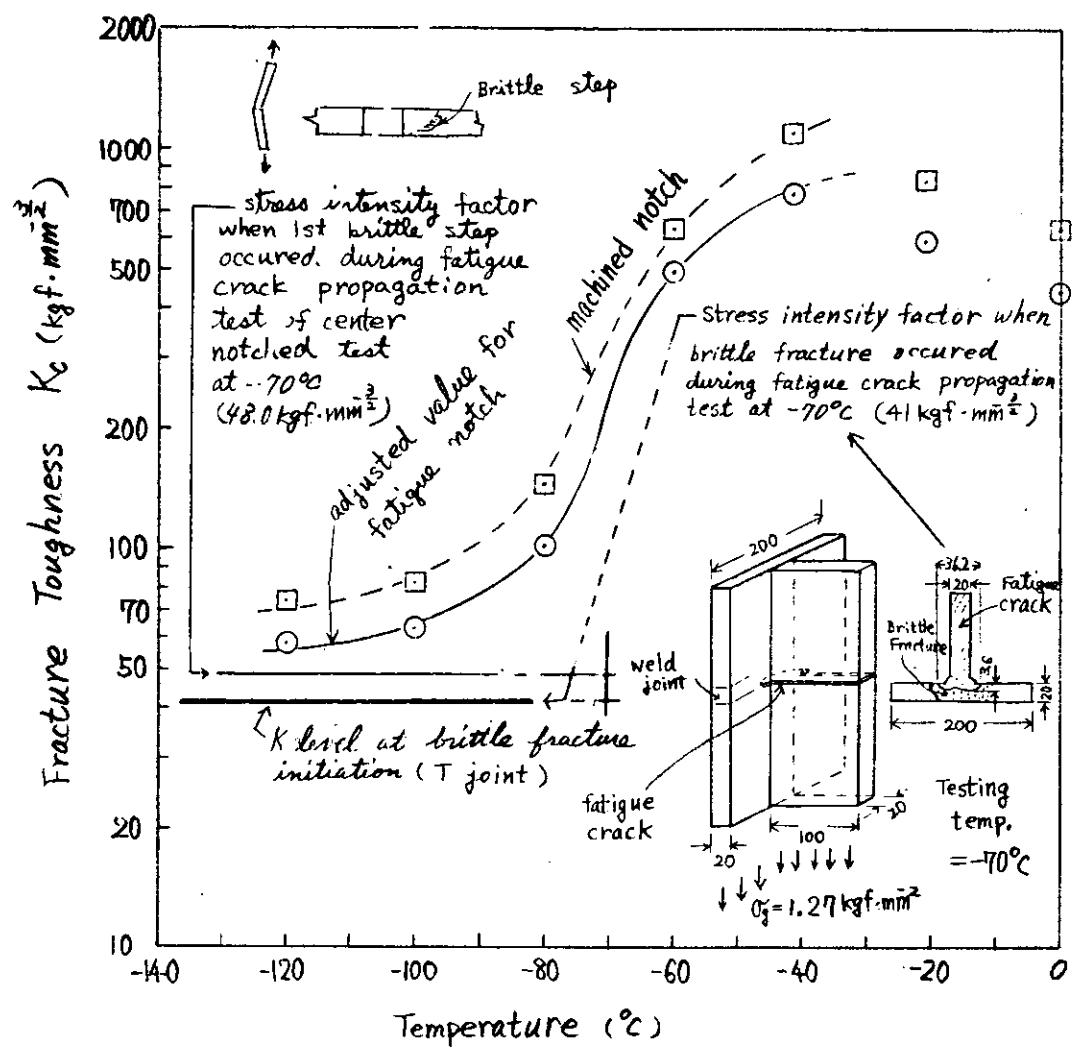


図 4.2.2.9 A 級鋼板エレクトロスラグ溶接ボンド部の三点曲げ C O D 試験
結果より得た破壊靭性値と -70°C におけるT型溶接継手
(スティフナーから伝播した疲労亀裂が平板のエレクトロスラグボンド
部を表面亀裂状で疲労により伝播させる実験) および中央貫通切欠試験
片の疲労亀裂伝播中に生じた脆性破壊発生時との K 値との比較

5. 船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子

5.1 まえがき

本指針は、船殻設計技術者が、日常業務で、船殻構造の安全性評価に関する一貫した総合検討、すなわち、応力レベル、使用温度、使用材料、工作法等の選定に直面した場合の判断事項に対する一根拠を与えるために、近年急速に発展して来た破壊力学を駆使し、現在までに得られた知見を基に、設計者レベルにおいても比較的容易に破壊力学解析が行えるようとりまとめたものである。

なお、本指針を根拠とした判断は、破壊管理制御すなわち fail-safe の考え方を設計段階に導入することになり、構造物の安全性をより合理的に設定出来ることになろう。

本年度は、記述すべき内容の骨子をまとめ、織り込むべき目次を設定し、各章毎の構想を 5.2 節以下に述べる如くまとめた。

なお、破壊力学解析を簡単に行える手法の開発、あるいは実際の構造物への適用が重要であり、本年度はこれらを中心報告する。

5.2 破壊力学解析の解説

本章では「破壊管理制御」という考え方とその構造について大まかに説明し、次いでその基礎をなす「破壊力学」における基礎的概念とその応用法の基本事項となるべく簡潔・平易に解説し、5.3 以下の本指針を理解し、利用する上で前提となっている基礎知識を提供する。下記のような内容を予定している。

(1) 破壊管理制御と本指針について

- 破壊管理制御とは
- 本指針の構成の概略説明と利用ガイド

(2) 線形破壊力学と脆性破壊の取扱い方

- 線形破壊力学の基礎
- 破壊革性値に関する基礎的事項
- 線形破壊力学の手法による脆性破壊発生挙動予測

(3) 非線形破壊力学と脆性破壊の取扱い方

- 非線形破壊力学の基礎
- 破壊革性値に関する基礎的事項
- 非線形破壊力学による脆性破壊発生挙動予測

(4) 脆性破壊伝播停止の取扱い方

- 静的近似による考え方
- 動的解析に基づく考え方

(5) 疲労亀裂伝播の取扱い方

- 疲労亀裂伝播則
- 材料特性値に関する基礎的事項
- 疲労亀裂伝播寿命に基づく安全性評価

(6) 欠陥評価法

- 既存の欠陥評価基準の説明

- 信頼性工学的観点からの補足説明
- (7) 材料選定の考え方
- 既存の材料選定基準を中心としてその考え方を概略説明
- (8) 破壊力学解析の標準的手順
- 破壊力学に基づく安全性評価の手順のフローチャートとその説明

5.3 計算手法の便覧

5.3.1 破壊力学解析の詳細

船殻構造の破壊力学解析を実施するには、船殻構造に存在するき裂のK値解析が必要である。船殻構造の形状によってはK値の厳密解がある場合には各種のハンドブックを参考としてK値解析ができる。それ以外の場合には電子計算機による有限要素解析による必要がある。

本項では、すみ肉溶接継手のルート部のK値解析を例にとり、破壊力学解析を詳細に実施する場合の具体的留意点をまとめる。詳細はSR169部会昭和53年度報告に示されている。

K値解析を有限要素法で行うとき、適用有限要素プログラム、K値の数値解析上のアルゴリズム、構造物のモデル化の相違が重複して精度に影響する。構造物のモデル化の方針は通常の構造解析手法に従うものとし、直接法、重ね合せ法、特異要素法等からなる6種のプログラムによりK値解析とき裂進展経路解析を行い、直接比較した。その結果、いずれのプログラムにおいてもき裂進展経路はほぼ一定でありK値のプログラムによる相違は高々10%であった。この事柄から有限要素法を破壊力学解析に適用しき裂伝播寿命を推定することは実用上効果のあるものと考えられる。一方在来の構造解析で多く使用されているプログラムにより直接法でK値解析する場合について、要素分割要領とK値の精度を定量的に求めた。その結果、K値を評価する場合にはき裂先端から若干離れた位置で評価するのが精度向上に都合が良いなどの具体的指針が得られた。

5.3.2 計算対象範囲の設定

破壊力学的検討を行なう場合の亀裂を含む検討対象の（力学的）境界条件は、亀裂が船殻のごとき大型板骨構造の中に存在しているという点に対応したものでなければならない。

これに対応する現実的な処理法として、検討対象範囲を亀裂形態（疲労亀裂の（発生・）伝播および不安定亀裂の発生・伝播・停止）に応じて使い分けることが考えられる。すなわち、亀裂の進展による境界力変動が相対的に小さくなるよう検討対象範囲を相応の大きさに広げることであり、これにより比較的単純な（力学的）境界条件下の計算で良好なモデル化と成すことである。

このような基本的考え方（SR153 SF小委員会¹⁾の考え方と同じ）に従い、対象構造をその大きさの観点から部分構造・構造要素・部材要素・基本要素の4レベルに分け、表5.3.2.1のごとく亀裂形態との一応の対応を設定する。最も詳細な分類レベルである基本要素として、現在のところ表5.3.2.2が考えられている。昭和55年度研究として表5.3.2.2を見直し・精選して、船殻構造を対象に上記の考え方による構造分類を実施する。構造分類は、SR153 SF小委員会の活動成果¹⁾を踏まえて、タンカー・バルクキャリアー・コンテナ船について実施する。その一例を表5.3.2.3に示す。

参考文献

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

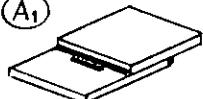
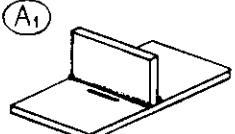
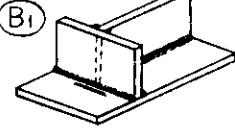
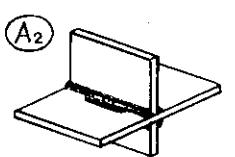
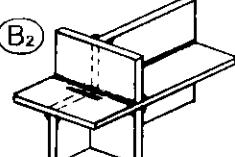
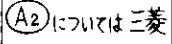
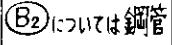
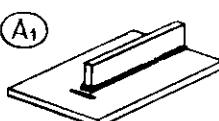
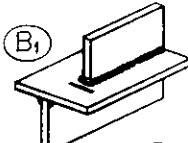
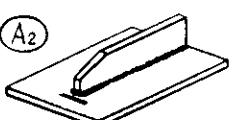
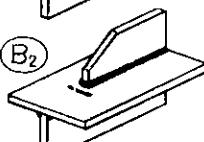
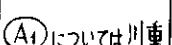
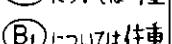
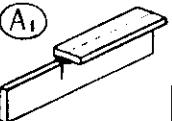
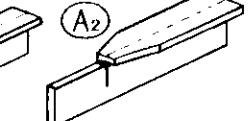
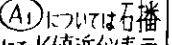
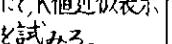
表5.3.2.1 検討対象構造レベルと亀裂形態との対応づけ

分類の 破壊様式 メッシュ	部分構造	構造要素	部材要素	基本要素
疲労亀裂	発生	—	—	○
	伝播	○	○	○
	停止	○	○	—
脆性不安定亀裂	発生	—	○	○
	伝播	○	○	—
	停止	○	—	—
○：主たる検討対象となるもの ○：問題となる可能性のあるもの				

表5.3.2.3 構造分類の一例（オイルタンカーの横桁・堅桁部分）

対象構造	記分構造	構造要素 (境界力に応じて複数)(保証を表示=応力集中)	部材要素	基本要素 〔○:表5.3.2.2中 □:対応する番号〕
甲板横桁、 船底横桁、 船側横桁、 堅桁等	甲板横桁、船底横桁、 船側横桁、堅桁等の ロジ貫通スリット	(例) 部材横桁カロジ 貫通スリット		

表 5.3.2.2 基本要素の種類

区分	概形	備考
① 板材(板)接合部 および 突合せ継手部	    	
② ラップ継手部 および 板厚不連続部	  	
③ T継手部 および 十字継手部	   	  <p>(昭和55年度研究)</p>
④ スチルエンド部 ブロックエンド部 など	   	  <p>(昭和55年度研究)</p>
⑤ フレムバーエンド 部など	 	  <p>(昭和55年度研究)</p>

(注) ——: 龜裂を示す

5.3.3 破壊形態と外荷重（作用応力）

一般船舶の船体に作用する外荷重は種類も多く複雑である。

本項では、まず、外荷重として考えられるものは、静水中荷重、波浪外力、スロッシング、スラミング、スプリッキング、船体振動、局部振動、蒸応力および残留応力などであることを述べ、簡単にそれらの外荷重の性質を述べる。

疲労破壊を検討する場合には、主に応力振幅とその繰返し数が必要であり、脆性破壊を検討する場合には、最大応力が必要となる。

従って、ここでは、各検討対象部材に対し、外荷重と破壊様式との関係について述べ、静水中荷重と波浪外力について、その荷重（応力）のモデル化の例を示す。

静水中荷重と波浪外力の超過確率分布型は図 5.3.3.1 のようにモデル化できる。

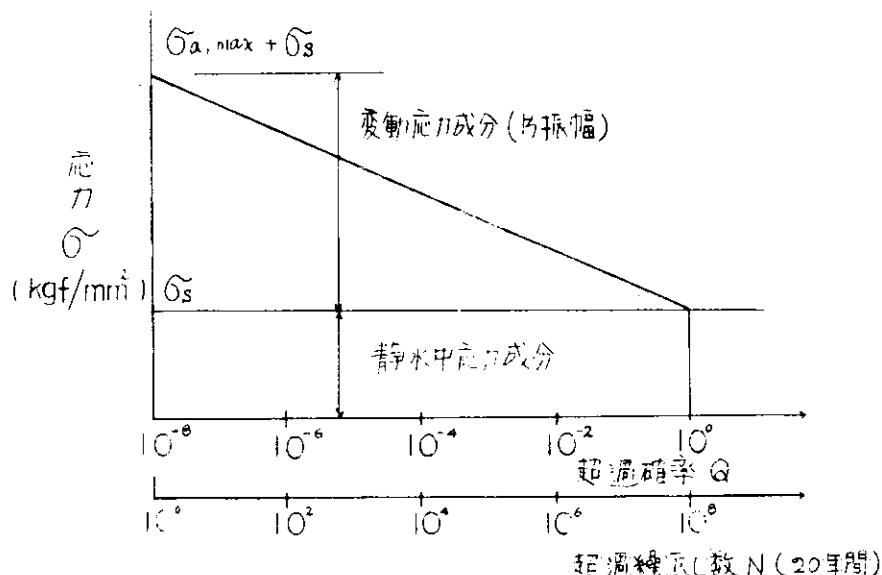


図 5.3.3.1 荷重（応力）のモデル化

$$Q = 10^{-8} \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{a,\max}} \right)$$

ここで、 Q : 超過確率レベル ($0 < Q \leq 1$)

σ_a : 超過確率レベルが Q である変動応力

$\sigma_{a,\max}$: $Q = 10^{-8}$ に対応する変動応力

疲労き裂伝播の検討の場合： 図 5.3.3.1 の分布型より応力振幅と繰返し数を求める。

脆性き裂の検討の場合： 検討の際の安全率に対応する超過確率レベル Q (通常は $Q = 10^{-8}$) を設定し、応力値は $\sigma_s + \sigma_a (Q = 10^{-8})$ とする。

5.3.4 構造要素などにおける内力の簡易評価法

船体を弾性体として厳密に取り扱うと、内力は船の種類と作用荷重の種類に応じて変わり、内力の量的評価方法も要求される精度とともに異なり統一的手法がないかのように見える。

本項では船級規則にも採用されている梁理論の考え方沿って、内力を部材に作用する断面力として考え、断面力による公称応力の求め方を整理する。公称応力は構造部分に作用する応力自身である場合とそうでなく見掛けの応力である場合も有るので、内力を簡易評価するとき、表 5.3.4.1 構造部分間の力の伝達要領に留意すること

とが必要である。同表に船殻に作用する外力が船体全体の重量と平衡するに至るまでの過程が分類されている。船殻構造の特長として局部強度系においては貨物の種類が荷重の載荷要領に大きく表われる。一方、横強度・縦強度系については静水中、波浪中の水圧と同様に貨物を取扱う場合が多い。

簡易評価方法としては、局部強度系に対しては各種の構造力学ハンドブックが整備されて、それを参照すると良い。^{1), 2)} 縦強度・横強度については電算による各種の計算が設計途中で実施されるためそれを参考とするのが普通である。要求される精度により、船級協会規則とその解説書^{3)~7)}に従い、荷重と解説書内の近似式を用いることも便法の一つである。

表 5.3.4.1 構造要素と力の伝達要領

大区分	段階	構造要素	力の伝達要領		簡易評価方法
			荷重	支持要領、支持構造	
局部強度系	1	外板 隔壁板 肘板、結合部 その他各部強度材	等分布、集中力 帯分布 荷重	防撓材、桁のウェブ材	帯板、板曲げ理論、ハンドブック等 例多い。 梁理論
	2	板付防撓材 小骨	板から受ける分布、 集中荷重	桁、隔壁板	梁理論 ハンドブック等例多い。
横強度系	3	桁材 2重底構造 船側構造 甲板構造	・防撓材から受ける集 中力 ・板から受ける分布力	・桁相持ち ・外板・隔壁板の面内	船種により異なる骨組理論 立体的解析も一部実施されている。
	4	外板 隔壁	・桁から受ける板の面 内力 ・桁構造方式と	系全体の平衡 自由／自由端	縦剪断力の修正 縦強度と構造配置の結合
縦強度系	5	上甲板、船底外板側 外板、縦通隔壁板、 その他縦通材	・外板・隔壁板から受 ける力 ・自重・積荷	系全体の平衡 自由／自由梁	縦強度計算書を参考とする。

表 5.3.4.2 出版書籍

番号	資料文献名	発行所	著者	発行年月	備考
1	船体構造力学	海文堂	寺沢一雄監修	昭和49年5月 初版	
2	造船設計便覧（第3版）	海文堂	関西造船協会	昭和51年2月	第4編船殻 p51s~581
3	鋼船規則集	日本海事協会	日本海事協会	昭和54年	
4	鋼船規則集検査要領	同上	同上	同上	
5	S53年度版鋼船規則及び検査要領の改 正点の解説	日本海事協会 会誌 №165		Oct. 1978	
6	LNG船規準（超低温式液化ガスタン ク船規準）		日本海事協会	昭和48年	
7	Code for the Construction And Equipment of Ships Carrying Ligu- fied Gas in Bulk, AnnexVII of MS CxxxII/19		IMO		Inter-Governmental Marine Consultative Organization.
8	同上訳 液化ガスばら積船構造設備規則 (案) 仮訳	日本造船研究 協会	第3基準研究 部会	昭和50年6月	

5.3.5 基本要素のK値

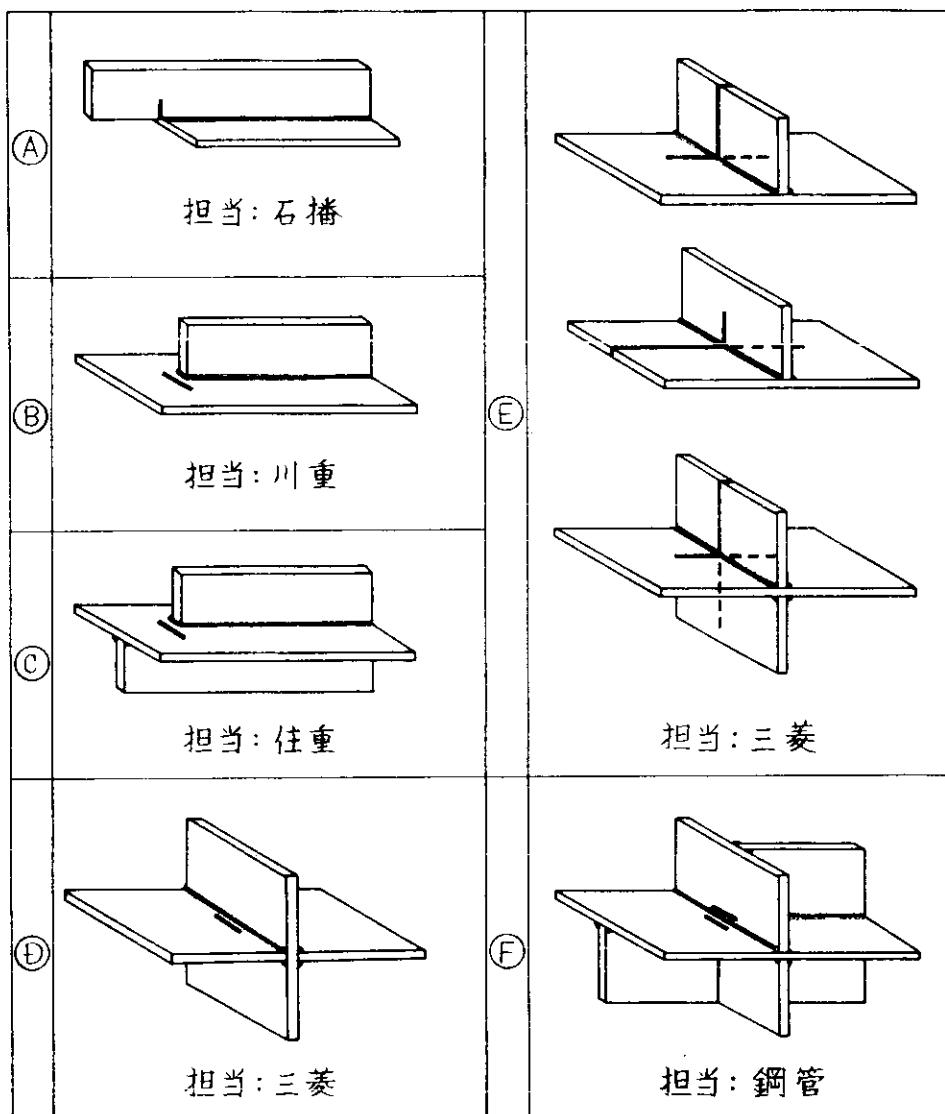
5.3.2項で記した構造レベル分類のうち基本要素については、境界条件が比較的単純であり、また介在する寸法・形状条件が限られている。したがって、逐一個別の（有限要素法などによる）K値計算を実行しなくともK値算定式の便覧を参照して評価できるものがある。

本項では、これらK値算定式の代表的なものについて収録する。ここに収録されていないものも多いが、それらについてはK値ハンドブックの文献リストを掲載し利用の便を計る。

昭和55年度研究が終了した時点では、

- ① 帯板中亀裂のK値についての代表例
- ② 無限板（半無限板）中亀裂のK値についての代表例
- ③ （無限板中の）半梢円表面亀裂のK値

などについて、便覧形式で判り易く収録する予定である。



1. (A)～(D): 表面亀裂から検討する（ただし各分担場所が適宜判断する）。
2. 外力の6成分のうちどれが必要であるかは分担場所が適宜判断する。

図 5.3.5.1 基本要素

また、船殻構造に特徴的と思われる幾つかの基本要素(図5.3.5.1)については、今年度研究に引き続き昭和55年度研究としてK値近似算定を計る予定であり、併せて便覧に記載する予定である。

5.3.6 龜裂の進展経路の選択則

(1) 平板中の貫通き裂について

平板中の貫通き裂に、モードI〔引張き型〕の負荷がかかる場合は、そのままき裂はその延長方向に進む。

混合モードの負荷の場合のき裂経路については、次のようないくつかの説がある。

(i) σ_θ 最大説¹⁾

(ii) 正エネルギー解放率最大説

(iii) 正エネルギー密度ファクター最大説

このうち最も算定しやすいのは(i)の σ_θ 最大説である。(ii), (iii)は、(i)といくつか異なる解を与えるが、実験のばらつきから考えると、(i)で実用的に十分な解が求められる。

き裂のない平板についての応力解が得られれば、最大の引張主応力に垂直な方向をトレースすることにより、き裂経路の第1近似解が得られる。

更に、き裂経路の推定精度を高めるには、き裂の入った応力解を得て、経路決定を行う必要がある。

(2) 表面き裂の形状変化について

表面き裂は、その初期形状と応力負荷形式との2つにより、その形状変化が支配される。

疲労き裂伝播における単純な半梢円形表面き裂の形状変化については、次のような一連の実験式が得られてゐる。²⁾

$$\left. \begin{aligned} A &= 0.98 + 0.07 \Delta\sigma_b / (\Delta\sigma_m + \Delta\sigma_b) \\ B &= 0.06 + 0.94 \Delta\sigma_b / (\Delta\sigma_m + \Delta\sigma_b) \end{aligned} \right\} \quad (5.3.6.2)$$

$\Delta\sigma_m, \Delta\sigma_b$: 応力変動巾の引張成分、曲げ成分

として、き裂半長 a 、き裂深さ b 、それらの初期値を a_0, b_0 とし、板厚を t とする。

(i) $a_0 \geq b_0 / (A - B b_0 / t)$ のとき、

$$a^n - \frac{b^n}{(A - B b_0 / t)^n} = a_0^n - \frac{b_0^n}{(A - B b_0 / t)^n} = \text{const} \quad (5.3.6.3)$$

(ii) $a_0 \leq b_0 / (A - B b_0 / t)$ のとき

$$a^n (A - B b_0 / t)^n - b^n = a_0^n (A - B b_0 / t)^n - b_0^n = \text{const} \quad (5.3.6.4)$$

ここで、 n は Paris則の指数 m より、 $n = m/2 + 1$ として求める。

(3) 直交交叉部材に近づくき裂

き裂が直交交叉部材に進入するか、又はこれに沿って伝播するかの選択条件に関する解析は、現時点でも最も困難な課題の一つに数えられ、必ずしも一般性を持った解が得られていない。

二、三の実験解析の結果によれば、直交交叉部材附近で、き裂がない時の最大主応力が直交交叉部材となす角 θ (図5.3.6.1参照)が重要な指標となる。

き裂は、最大主応力に直交して進展するけれども、結局 $0 < \theta < 20^\circ$ のとき、直交交叉部材に進入する。

$$* K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0 \quad (5.3.6.1)$$

θ : 存在するき裂の延長方向と、実際にき裂が進展する方向との角度差

K_I, K_{II} : モードI, IIの応力拡大係数

$\theta > 20^\circ$ のとき、き裂は直交交叉部材の隅内溶接に沿って伝播するが、 θ が 115° をこえると、隅内溶接に沿って伝播するき裂が平板部にそれる。

以上は、数少い実験での観察結果に基づく結論であつて、なお今後の理論的・実験的検討が必要である。

(4) 今後の課題

き裂の応力拡大係数が十分な精度で求められれば Paris 則と σ_{θ} 最大説とだけで、全てのき裂伝播経路が決定されるものと考えられる。しかし、直交部材を含んだ複雑な形態・形状のき裂については、応力拡大係数の計算そのものが困難となることが多く、何らかの簡易計算式とそれぞれの場合に合った経路選択又は形状変化則の設定が有用となる。いずれも今後の諸研究、諸解析にまつところが多い。

参考文献

- 1) G. C. Sih and H. Liebowitz ; Fracture, Vol. II, edit. by H. Liebowitz, Academic Press (1968)
- 2) 川原、栗原；日本造船学会論文集、第137号(1975) p.297
- 3) S R 153報告および S R 169 昭和53年度報告

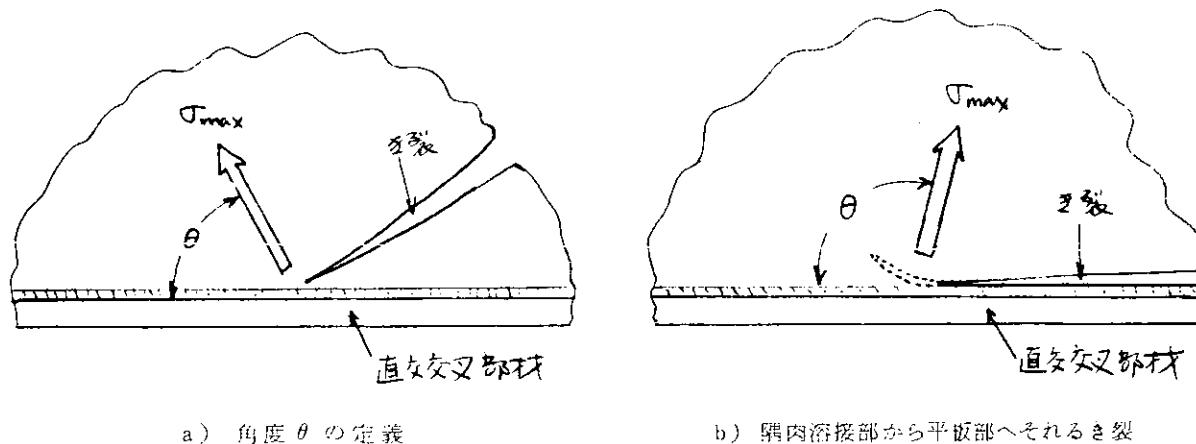


図 5.3.6.1 直交交叉部材とき裂

5.4 材料定数の便覧

5.4.1 疲労き裂の伝播特性に関するもの

(1) 疲労き裂伝播速度則

疲労き裂伝播速度に関して、数十に及ぶ実験式又は理論式が提案されているが、ここではそのうちの代表的なものをいくつか示し、解析の参考に供する。

しかし、構造物の設計、安全性評価には最も簡単な Paris 則が便利であり、本設計指針でも疲労き裂伝播解析は、もっぱら Paris 則によって行う。

他の諸提案式には、平均応力の影響、 ΔK の上限界又は下限界などを考慮に入れる解析に参考となるもののが含まれている。

(2) 疲労き裂伝播特性を表わす定数C, m

Paris 則に含まれる 2 つの定数 C, m が、材料の疲労き裂伝播特性として、数多く求められている。C, m の間には一つの相関関係があり、また m と材料の降伏点との間に弱い相関がある。設計に用いる C, m 値は、

これらの相関を参考にして選択されることとなる。

(3) 疲労亀裂伝播下限界条件 ΔK_{th}

疲労亀裂の伝播が起らなくなる ΔK の下限界 ΔK_{th} (Threshold Stress Intensity Factor Range)について実験で得られたデータを示し、又応力比の影響を示し、解析の参考に供する。

(4) 腐食環境下の疲労き裂伝播

船舶、海洋構造物の設計、安全性評価には、海水による腐食疲労が重要な検討項目の一つに数えられる。ここでは、海水中でのき裂伝播についていくつかの実験例を示し、設計上の考慮すべき点を挙げ参考に供する。

(5) 複数亀裂の成長と合体結合

溶接継手には、しばしば複数個の亀裂が形成される。これらの亀裂は近接すると互いに相互干渉を及ぼし、又は結合合体して、き裂成長の加速・減速が起る。今日まで得られている諸知見を挙げき裂伝播挙動解析の参考に供する。

(6) ランダム荷重下の疲労き裂伝播

ランダム荷重下の疲労き裂伝播については、Miner則により第1近似の評価が行われるが、実際には、過大荷重の効果、き裂の閉口・開口過程などの影響により、いろいろな変動が起る。

今まで発表されている諸研究により得られる知見を挙げ、疲労寿命解析の参考に供する。

5.4.2 脆性亀裂の発生特性に関するもの

(1) 破壊靭性値 (K_c 値および δ_c 値) の温度依存性

日本造船研究協会 SR 147, SR 153, SR 169, RR 3M 部会など、日本溶接協会 BE, HSE, TM, JI, FTC 委員会など、さらには日本鉄鋼協会標準部会のデータシート分科会で得られている破壊靭性値 (K_c 値および δ_c 値) に関するデータを提示する。また、大形の引張試験と小形の曲げ COD 試験から得られる破壊靭性値の同一性についても述べる。さらに、V シャルビ衝撃特性に関するデータも併せて示す。

(2) 破壊靭性に影響を及ぼす因子

破壊靭性に影響を及ぼす因子のうち、次に示す主なものについて述べる。

a. 板厚効果, b. 残留応力と応力除去焼なまし処理, c. 塑性拘束, d. 線状加熱, e. 荷重速度（動的および衝撃）, f. 正極による方向性, g. 塑性歪, h. 予荷重, i. 繰返し荷重

(3) シャルビ試験結果からの破壊靭性値の推定法

切欠靭性の指標と考えられているシャルビ衝撃特性値（吸収エネルギー値および破面遷移温度など）から破壊靭性値を大略推定するために提案されている種々の回帰式をその適用範囲とともに示す。

5.4.3 脆性亀裂の伝播停止特性に関するもの

脆性不安定亀裂が万一発生した場合でも、亀裂長さの短い段階で停止させることができれば大規模な破壊には至らない。この意味で、いわゆるクラックアレスターの設計は重要であり、古くから船殻設計における一つの仕様条件（主として現在は材質スペック）として知られている。全溶接船が出現し始めた頃に、特にアレスターとしてリベット接合を部分的に要求したことその現われであった。

また、クラックアレスター設計の重要性に呼応して、古くから脆性不安定亀裂伝播停止試験法が考案され豊富な再現実験の蓄積がある。

しかし、破壊力学的手法による脆性不安定亀裂伝播停止挙動の把握の仕方について言えば、研究の進展に伴うかなりの質的変化が知られている。一言で評すれば、静的計算に基づくアレスター部の相対的性能評価から、動的計算に基づくアレスト挙動の絶対的評価への指向である。

動的計算によるアレスト挙動評価と言っても、この分野の破壊力学の理論的構成やこれに呼応した再現実験お

表 5.4.3.1 クラックアレスター能力(電装停止位置)の評価 procedure の例

① インサートアーチ型 (実合せ溶接型)		② スチナ型
<p>a) C_{eff} の考え方</p> <p>b) K_{eff} の考え方</p> <pre> graph TD A["アーチ型の設計条件 Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] --> B["温度拘束型標準試験 (ESD基準、電装停止位置試験) Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] B --> C["Kcの導入 Kc = f(t) Gs / Ft"] C --> D["温度拘束型標準試験 (ESD基準、電装停止位置試験) Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] D --> E["Kcの算定 Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] E --> F["Kcの範囲 Kc: 270~400 K 600~1400 K Kc = Gs / Ft"] F --> G["Kcと範囲 Kc: Gs / Ft"] G --> H["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] H --> I["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] I --> J["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] J --> K["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] K --> L["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] L --> M["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] M --> N["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] N --> O["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] O --> P["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] P --> Q["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] Q --> R["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] R --> S["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] S --> T["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] T --> U["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] U --> V["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] V --> W["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] W --> X["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] X --> Y["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] Y --> Z["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] Z --> AA["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] AA --> BB["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] BB --> CC["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] CC --> DD["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] DD --> EE["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] EE --> FF["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] FF --> GG["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] GG --> HH["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] HH --> II["予測される 停止距離長さ C"] </pre>	<p>② スチナ型</p> <pre> graph TD A["アーチ型の設計条件 Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] --> B["温度拘束型標準試験 (ESD基準、電装停止位置試験) Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] B --> C["Kcの導入 Kc = f(t) Gs / Ft"] C --> D["温度拘束型標準試験 (ESD基準、電装停止位置試験) Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] D --> E["Kcの算定 Kc = f(t) Gs / Ft Gs: 初期引張応力 Ft: 初期引張強度 C: 停止距離長さ"] E --> F["Kcの範囲 Kc: 270~400 K 600~1400 K Kc = Gs / Ft"] F --> G["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] G --> H["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] H --> I["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] I --> J["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] J --> K["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] K --> L["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] L --> M["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] M --> N["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] N --> O["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] O --> P["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] P --> Q["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] Q --> R["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] R --> S["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] S --> T["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] T --> U["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] U --> V["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] V --> W["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] W --> X["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] X --> Y["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] Y --> Z["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] Z --> AA["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] AA --> BB["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] BB --> CC["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] CC --> DD["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] DD --> EE["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] EE --> FF["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] FF --> GG["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] GG --> HH["Kcの範囲 Kc: Gs / Ft"] HH --> II["予測される 停止距離長さ C"] </pre>	

(出典)・金沢町田大介、クラックアーチ型の基礎的研究(第4報)－統合スリッパーキャリアによる電装停止位置試験－、『機械学会論文集第17号(昭和44年6月)』
・金沢町田大介、クラックアーチ型の基礎的研究(第5報)－複数回電装停止位置試験－、『機械学会論文集第17号(昭和44年12月)』
・金沢町田大介、クラックアーチ型の基礎的研究(第6報)－形状寸法による電装停止位置試験－、『機械学会論文集第17号(昭和45年1月)』
・町田大介、クラックアーチ型の基礎的研究(第7報)－最大荷重下での電装停止位置試験について－、『機械学会論文集第17号(昭和45年6月)』

より計測は、未だその緒に着いたばかりである。したがって、絶対強度としてのアレスター性能の評価は未だ実施し得ない現状にあり、現在迄に考案された幾つかの相対強度評価手法をその適用範囲に留意しながら有効に活用していく必要がある。

クラックアレスターの形式としては、以下のものが知られている。

- ① インサートプレート型(突合せ溶接型)
- ② スチフナ型
- ③ リベット型
- ④ パッチ型

このうち①は材質的に優れた鋼板を部分的に挿入する方法であり、②から④は幾何形状による力学的效果として亀裂停止を計る方法である。

本指針では、主として①インサートプレート型および②スチフナ型を中心に、昭和55年度研究において下記項目についてのデータ収集ととりまとめを行なう予定になっている。

- (1) 伝播停止特性値(破壊靄性K_{ca}値)の温度依存性
- (2) 伝播停止特性(破壊靄性)に影響を及ぼす因子
- (3) シャルピー試験結果からの伝播停止特性値(破壊靄性値)の推定法
- (4) クラックアレスター能力の評価例

このうち、(3)ではシャルピー試験結果のエネルギー遷移温度(vT_{RE})から破壊靄性値を評価している規格の例などを紹介し、(4)では今までに考案されているクラックアレスター能力の評価法(表5.4.3.1)について述べる。

5.5 各種モデル化に基づく破壊力学解析の手順

5.5.1 まえがき

構造要素におけるき裂の挙動を追跡する場合、一般的には逐一き裂の成長段階に対応して、き裂を含む部材の応力解析ならびにK値解析が必要である。しかしながらこの作業は非常に庞大となるため、設計段階で上記手法を採用することは殆んど不可能である。上記解析は一般的には有限要素法を採用することになるが、直交差部材近傍のK値解析は三次元モデルを必要とし、龐大な費用、時間をかけてもその精度などの問題が存在し、現実的には解析不可能な問題も現時点では存在する。

したがってこのような現状では、種々の経験的工学知識をおりこんで、ある程度の大胆な仮定により、応力状態あるいは構造要素を適切にモデル化して破壊力学解析を行なうことがどうしても必要になる。

上記の観点から本節においては設計段階で船殻構造(溶接構造物一般に対しても)に破壊力学を適用する際の各種モデル化を行ない、き裂解析を行なう手順について提案する。

本方法は船殻におけるき裂に対するケース・スタディ、部材についてのき裂損傷実験、および実船の損傷実績を考慮して提案したものである。本手法提案からまだ日も浅いため、問題点を多く含んでいると考えられるが、現時点では最も簡便で、かつ合理的なものであると思われる。5.6節では本手法を適用して損傷解析を行なった例を一部示してあるが、本部会の最終年度である55年度は、さらに多くの損傷実績と本手法を対比し、改良を加える予定であり、本節の提案は暫定的なものであることを理解されたい。

本方法は上記に述べたようなき裂成長段階における応力解析を省略し、き裂を含まない部材の応力解析結果をもとにき裂解析を行なうもので、逐一き裂を入れて有限要素法を適用していく手法よりは精度の落ちることは宿命的であるが、非安全側にならないよう配慮している。また材料定数なども現場で知り得る情報をもとにしており、研究室的な実験結果がある場合は、その値を採用することが望ましいことはいうまでもない。

5.5.2 破壊力学解析を行うにあたっての初期応力値の設定

破壊管理制御設計を行うにあたっては、船体に作用する波浪外力の解析から、構造部材の破壊力学解析に至る広汎な解析が必要である。つまり

- (1) 波浪そのものの特性に関する統計的評価
- (2) 波浪外力および部材応力の波に対する応答計算
- (3) 構造全体あるいは部材の遭遇応力（最大期待値、頻度分布など）に関する統計的評価
- (4) 部材レベルでの疲労き裂発生および伝ば、脆性き裂の発生伝ばおよび停止に関する破壊力学的検討
- (5) 上記(4)の結果にもとづく、設計、現場工作および検査、補修の各種評価基準、規格値に対する継続的見直し検討

など一連の評価、検討を一貫した総合的手順で行う必要がある。

図5.5.1は破壊管理制御設計の、将来の設計内容の流れに関するビジョン的なものであり、各項目それぞれにおいて、複雑多岐にわたる因子が未解決のまま残されており、不明確な問題点が多いことも事実である。しかし大型電子計算機の出現と、波浪の計測資料の整備等により、上記(1)→(3)にいたる過程の計算は、ある程度信頼できる結果が得られるようになってきた。

破壊力学解析においては構造部材に作用する応力分布を与える必要があり、応力分布としては変動応力成分と静応力成分を求めておく必要がある。前者の変動応力成分を求める手法としては従来から行なわれている、二乗和平方根法と最近行なわれるようになってきたトータル・システム法がある。

すなわち、二乗和平方根法は応力を誘起する要因（例えば、縦曲げモーメント、水圧、各方向成分加速度等）間の相関がないとして、云いかえれば互いに統計的に独立として2乗和平方根法に基づき最大期待値を求めるものである。一方、トータル・システム法は応力を誘起する要因間の相関を考慮し、波浪外力から応力解析にいたるまでを一貫したものとして取扱い、応力の比答関数を求め、これに統計的処理を施して最大期待値を求めるものである。このトータル・システム法は龐大な計算を必要とし、最近の大型計算機の出現により解析可能となつたものである。

したがって後者のトータル・システム法によれば部材に作用する変動応力成分をかなり精度良く求めることができるが、計算に龐大な時間を要する。一方、二乗和平方根法はトータル・システム法に比して精度はおちるが、かなり合理的な値を得ていることも事実である。

したがって上記のどちらの手法を採用するかは、対象となる船に要求される安全性の程度により決定しなければならないが、トータル・システム法を採用する場合と二乗和平方根法を採用する場合とでは安全率の大きさは当然異なってしかるべきであると思われる。

上記いずれの方法を採用するにしても種々の超過確率レベルの応力期待値が計算できるので、これらの結果より変動応力成分の累積頻度分布が得られる。しかし、これまでの多くの計算結果から1超過確率レベルの応力期待値が得られていれば、応力累積頻度分布は片対数直線（図5.5.5参照）で表わしても実用的には良いようである。

したがって破壊力学解析における情報としては静応力分布と、1超過確率レベルの応力分布が与えられれば良いことになる。

5.5.3 初期欠陥寸法の設定

図5.5.2に本章で取扱うき裂寿命予測の手順を示す。破壊力学解析においては初期に存在する欠陥の大きさを定めなければならない。航海中に発見されたき裂に対しては、その後の船体の安全性を検討する場合は、発見されたき裂の寸法を初期値として設定すれば良い。一方設計時に、これまでの損傷実績あるいは応力解析により高

応力集中部とみとめられ、き裂発生の危惧のある個所、あるいは工作上欠陥が生じる可能性のある個所などについては、適当な大きさの初期欠陥を想定することが必要となる。この場合の初期欠陥の大きさは安全側のみつもりとして初期欠陥寸法を大きめに設定する必要がある。応力集中部のすみ内溶接トウ部から発生する疲労き裂は最も損傷の生じる可能性が大きいが、この場合疲労の発生は数箇所から生じ、小さな数個の表面き裂が合体後一つのき裂として伝ばする。このき裂合体時の大きさは表面は10 mm程度、深さは0.3~0.4 mm程度であり、この様な場合については初期の欠陥寸法は表面10 mm、深さ0.5 mmと設定すれば、安全側の評価が行なえるものと考えられる。一方工作上の欠陥としてはかなり大きな初期欠陥を想定する必要があると考えられる。

いずれにしても任意のき裂の大きさからのき裂伝ば寿命の予測が出来るので、大きくなつてからのき裂寿命が

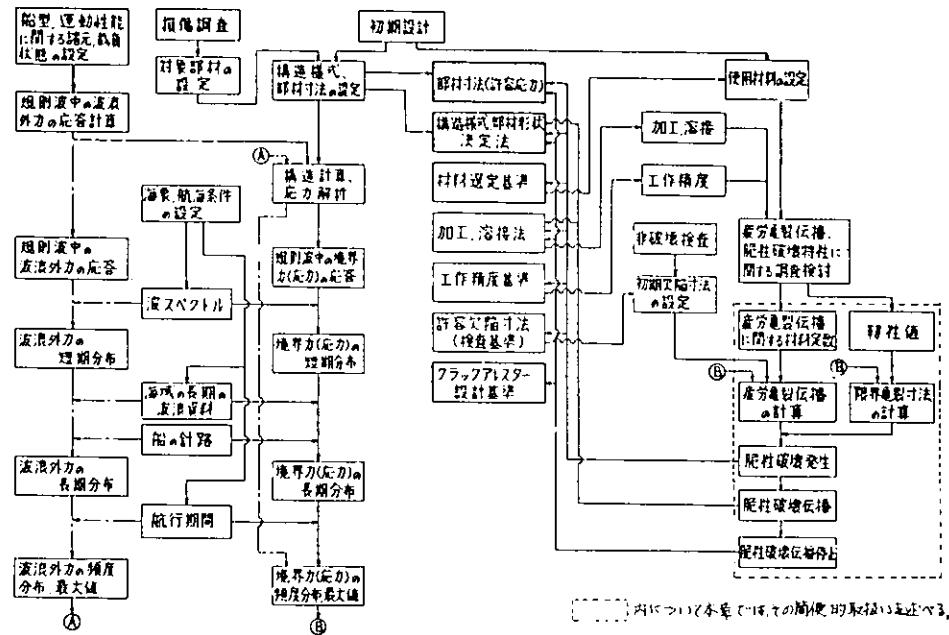


図 5.5.1 破壊管理制御のフローチャート

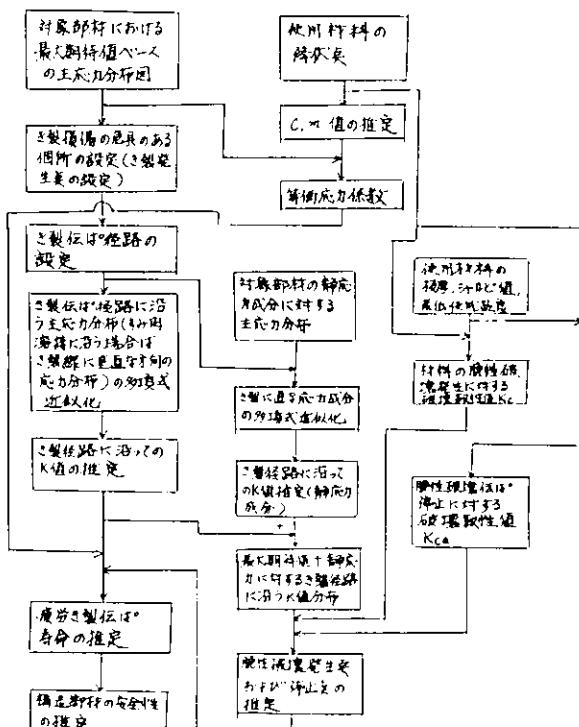


図 3.5.2 破壊力学解析フロー チャート

十分大きなものであるならば、初期き裂の大きさの設定はあまり重要でなくなる。

以下においては図5.5.2のフローチャートにしたがい、き裂伝ば寿命予測の簡便的取扱いについて述べる。

5.5.4 疲労き裂伝ば則におけるC, m値の設定

一般に疲労き裂伝ば速度は以下のParisの式で表示される。

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (5.5.1)$$

da/dN : き裂伝ば速度, ΔK : 応力拡大係数範囲

上記C, m値は材料定数ではなく、応力比や負荷形式の影響を受ける。これらの影響を考慮した式は5.4.1に示したように非常に多くの式が提案されている。しかし現在これらの式のうちどの式が最も妥当なものであるか否かは議論のあるところである。計算の簡単化のため、および上記の理由から疲労き裂伝ば則としては(5.5.1)式を採用し、C, m値については安全側のき裂伝ば寿命を推定するようにここでは設定する。図5.5.3¹⁾は軟鋼からHT80クラスの一般構造用鋼についてCとm値の関係を調べたものである。そこでC値としては安全側の答を得るために、図の上限値である

$$C = 5.53 \times 10^{-4} / 59.2 m \quad (5.5.2)$$

を採用する。図5.5.4²⁾はm値と降伏点の関係を調べたものであり、非常に大きなバラツキを示している。これは試験片の小さなものについての実験でステージIとステージIIをステージIIとみなされたために生じたのが大きな原因であり、幅広の中央貫通欠切試験片でステージI, II, IIIの区別のはっきりしたものについてのデータ(●印)は降伏点との関係において一本の直線上によくのっている。

またGurneyによるデータも幅広中央貫通欠切試験片のものであるが、4.6~5.8mmという薄板のものである。以上の結果と疲労き裂伝ばという観点から、き裂

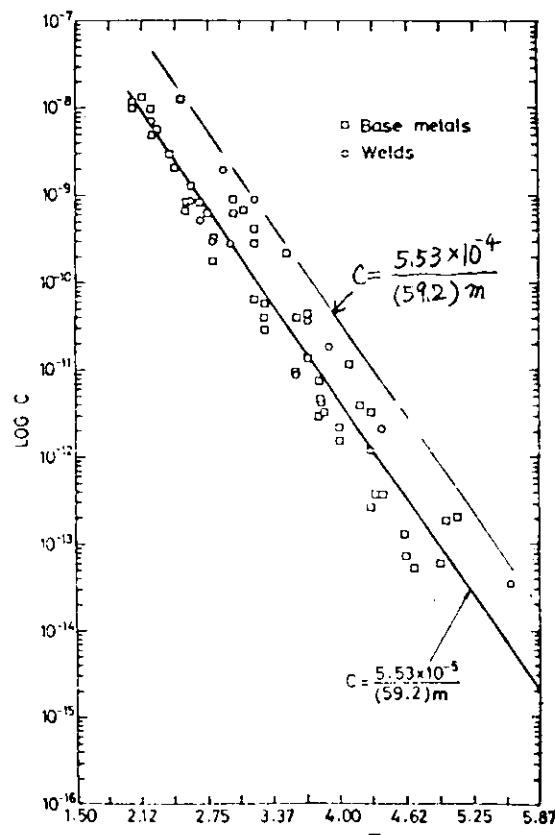


図5.5.3 Relation between C and m

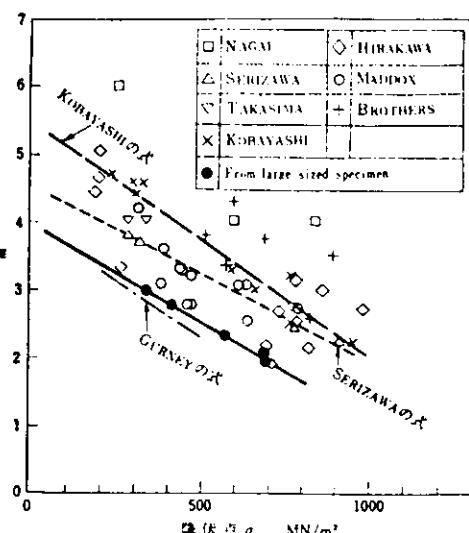


図5.5.4 m値と降伏点の関係

1) 金沢, 板垣, 町田, 川本, 造学Vol.146(1979)p.465

2) 豊貞, 機械の研究, 第31巻第9号(1979)p.13

して採用する。すなわち

$$m = 4 - 0.0327 \sigma_Y \quad (\sigma_Y : \text{kgf}/\text{mm}^2 \text{ unit}) \quad (5.5.3)$$

したがって部材の降伏点 σ_Y から (5.5.3) 式、(5.5.2) 式により m 、C 値が安全側として求められる。

5.5.5 等価応力係数について

5.5.2 に示したように船体の変動応力の期待値および累積頻度分布がトータルシステム法あるいは二乗和平方根法より求められる。その結果は図 5.5.5 に示すような片対数直線で近似できる。したがって

$$\Delta\sigma = \frac{2k-2i+1}{2k} \Delta\sigma_{\max} \quad (5.5.4)$$

(i=1, k)

レベルの応力は

$$\Delta N = 10^{\frac{ni}{k}} - 10^{\frac{n(i-1)}{k}} \quad (5.5.5)$$

(i=1, k)

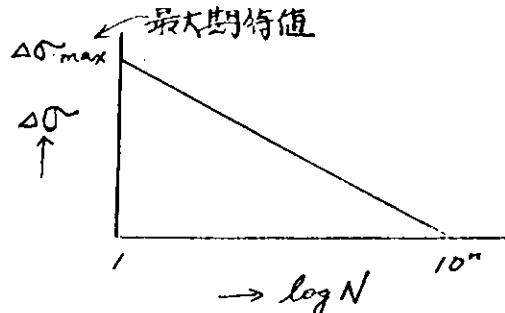


図 5.5.5 累積応力頻度分布

cycle 一生のうちで繰返えされることになる。ランダム荷重下では疲労き裂は (5.5.1) 式で示されるものよりも遅くなることが知られているが、この遅延効果を定量的に把握することは現状では困難な場合が多いので、また計算も複雑となるので、ここでは遅延効果を無視して安全側の評価を行うようとする。(5.5.1) 式の ΔK は

$$\Delta K = \Delta S \sqrt{\pi a} f(a) \quad (5.5.6)$$

ただし a : き裂長

S : 一様応力

$f(a)$: 修正係数

で与えられる。今分布応力が作用する場合を考えると

$$S = \sigma g(a) \quad (5.5.7)$$

ただし σ : き裂の存在によって影響を受けない点の応力

$g(a)$: 応力分布形状を表わすパラメータで、き裂長さの関数

と与えられる。(5.5.6)、(5.5.7) 式を (5.5.1) 式に代入し $\left\{ \frac{1}{\sqrt{\pi a} \cdot g(a) f(a)} \right\}^m$ の積分関数を $F(a)$ とおくと

$$F(a_f) - F(a_0) = C \sum (\Delta\sigma)^m \cdot \Delta N \quad (5.5.8)$$

a_f : 最終き裂長 a_0 : 初期き裂長

(5.5.8) 式の右辺は応力と繰返し数のみの関数であり、応力頻度分布が与えられ、その応力頻度分布に従って、ランダム波が作用した場合、その応力発生順序が任意であっても、応力頻度分布に相当する応力がすべて作用した後においては、右辺の値は一定となる。一方左辺はき裂長さのみの関数であるから、最終値が右辺は一定となることから、応力頻度分布に対応した応力がすべて作用した後の最終き裂長さは一定となる。すなわち遅延効果を無視した(さらには K_{th} の効果を無視すれば)場合、応力発生順序が任意であったとしても、累積応力頻度分布が一定なものを作成させた後の最終き裂長さは一定となる。

(5.5.4)～(5.5.7) 式を (5.5.1) 式に代入すると

$$\frac{1}{C} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\left\{ \frac{1}{\sqrt{\pi a} \cdot g(a) f(a)} \right\}^m} = \Delta\sigma_{\max}^m \lim_{k \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^k \left\{ \frac{2k-2i+1}{2k} \right\}^m \left\{ 10^{\frac{ni}{k}} - 10^{\frac{n(i-1)}{k}} \right\} \quad (5.5.9)$$

図 5.5.5 の累積応力頻度分布にしたがう応力が全て作用したすなわち 10^{10} cycle の負荷後には最終き裂長さ

a_f は (5.5.9) 式で与えられる。いま 10^n 回一定応力振幅 $\Delta\sigma_{eq}$ が作用して a_f にまでき裂が成長するような等価応力振幅 $\Delta\sigma_{eq}$ を考えると (5.5.9) 式の右辺は $\Delta\sigma_{eq}^m \cdot 10^n$ となる。したがって

$$\frac{\Delta\sigma_{eq}}{\Delta\sigma_{max}} = \left[\frac{\sum_{i=1}^k \left\{ \frac{2k-2i+1}{2k} \right\}^m \left\{ 10^{\frac{n(i)}{k}} - 10^{\frac{n(i-1)}{k}} \right\}^{\frac{1}{m}}}{10^n} \right] \quad (5.5.10)$$

$$= Ra \quad (\text{等価応力係数})$$

すなわち、 $\Delta\sigma_{eq}$ の一定応力振幅を全期間 (10^n cycle) 作用させた時の最終き裂長さ a_f は (5.5.9) 式で与えられる a_f と同じとなる。したがって $\Delta\sigma_{eq}$ を作用させて計算したき裂成長曲線は、全期間を通じた平均的き裂成長を与えることになる。等価応力係数 Ra の計算結果を図 5.5.6 に示す。したがって最大期待値に対する K 値に Ra を乗じたものを ΔK として (5.5.1) 式を適用すれば、全期間を通じた平均的寿命が計算できることになる。

ところで疲労き裂は ΔK_{th} (下限界応力拡大係数範囲) 以下では成長しないが、前記の Ra はこの効果を無視したもので、 ΔK_{th} 以下でもき裂は成長するとして求めたものである。 K 値はき裂長さおよび応力分布の関数であるが、上記のようにランダム応力下での平均的き裂寿命を計算する場合には、き裂長さの変化が生じるため、 ΔK_{th} の効果をき裂伝ばに考慮することは困難である。しかしながら最大期待値レベルの K 値がき裂成長とともに減少あるいは一定となる場合においては ΔK_{th} の効果を疲労き裂伝ば計算にある程度考慮させることは平均的き裂寿命をもとめる場合においても可能である。

いまき裂長さが a_1 から a_2 まで成長していく間に、最大期待値レベルの K 値が一定あるいは単調減少していく場があるとする。すなわち

$$Ka_1 \leqq Ka_2 \quad (\text{at maximum expected value}) \quad (5.5.11)$$

$$\text{ここで } Ka_1 = \Delta\sigma_{max} \cdot g(a_1) \sqrt{\pi a_1} \cdot f(a_1)$$

$$Ka_2 = \Delta\sigma_{max} \cdot g(a_2) \sqrt{\pi a_2} \cdot f(a_2)$$

外荷重がランダムに作用する場合、き裂長さが a_1 の時の ΔK 値は

$$\Delta K a_1 = \Delta\sigma \cdot g(a_1) \sqrt{\pi a_1} \cdot f(a_1) \quad (5.5.12)$$

であり、(5.5.11), (5.5.12) より

$$\Delta K a_1 = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{max}} Ka_1$$

となり

$$\Delta K a_2 \leqq \Delta K a_1 = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{max}} Ka_1 \leqq \Delta K_{th} \quad (5.5.13)$$

ただし

$$\Delta K a_2 = \Delta\sigma g(a_2) \sqrt{\pi a_2} \cdot f(a_2)$$

の時き裂は成長しないことになる。したがって (5.5.13) 式より

$$\Delta\sigma \leqq \frac{\Delta K_{th}}{Ka_1} \cdot \Delta\sigma_{max} \quad (5.5.14)$$

の外荷重レベルが作用する時には、き裂の成長は生じない。(5.5.10) 式と同様に等価応力 Ra を求めると

$$Ra = \left[\frac{\sum_{i=1}^k \left\{ \frac{2k-(1-\alpha)(2i-1)}{2k} \right\}^m \cdot \left\{ 10^{\frac{n(1-\alpha)i}{k}} - 10^{\frac{n(1-\alpha)(i-1)}{k}} \right\}^{\frac{1}{m}}}{10^n} \right] \quad (5.5.15)$$

$$\text{ただし } \alpha = \frac{\Delta K_{th}}{K a_1}$$

したがって後のK値解析により得られる最大期待値レベルのK値がき裂長の増加とともに一定あるいは単調減少する区間については(5.5.15)式で与えられるRaを使用しても安全側のき裂成長曲線が得られる。

5.5.6 き裂伝ば経路の設定

最大期待値に対する構造部材の主応力分布をもとに、き裂伝ば経路を設定する。き裂の伝ば方向については σ_θ クリテリアやひずみエネルギー解放率最大説などがあるが、この場合はき裂を含む部材に対するK値解析を有限要素法などでき裂の成長とともに逐一行っていく必要がある。しかしこの解析は非常に龐大な計算を必要とする。また直交交差部材近傍におけるき裂成長方向はこのような精密な計算を行なっても現時点では何をクリテリアとして決定するのかも未解決である。したがってここでは、これまでの研究成果をもとにき裂を含まない部材の応力分布のみからき裂伝ば方向を定めることを大胆に行なう。以下にその方法について述べる。

a) き裂発生箇所の設定

き裂発生箇所は以下の場所とする。

- 1) 応力解析結果より高応力集中部と認められる箇所
- 2) これまでの損傷実績よりき裂が入る可能性があると危惧される箇所
- 3) 工作上欠陥を生じせしめる可能性のある箇所
- 4) 就航中の実船解析に対しては、き裂の発見された箇所

以下の解析においてはこれらの発生箇所からの伝ばは各自独立のものとして取扱う。

b) 疲労き裂伝ば経路の設定

上記のき裂発生箇所より、主応力と垂直方向にき裂が伝ばすると仮定してき裂伝ば経路をさだめる。ただし板厚方向に進入するき裂は板に垂直に進行する[※]と仮定する。直交交差部材近傍におけるき裂伝ば経路は以下のようにしてさだめる。

- 1) 直交交差部材に近づいた時のき裂は最大期待値に対する部材の主応力分布をもとに、直交交差部材近傍の主応力と、直交交差部材のなす角 θ (図5.5.7参照)により経路を以下のように定める。

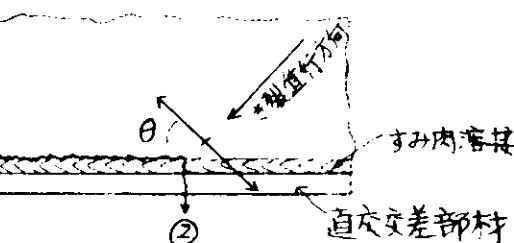


図5.5.6 等価応力係数とm値との関係

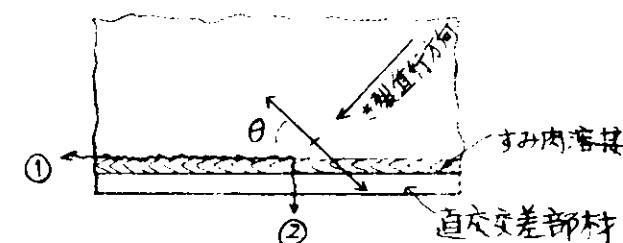


図5.5.7

2) 直交交差部材のすみ内密接部を伝はしているき裂は引張主応力の大なる方の角度 θ (図 5.5.8 参照)により以下のように径路を定める。

- $0^\circ < \theta \leq 20^\circ$ のとき ①直交交差部材へ進入
- $20^\circ < \theta < 115^\circ$ のとき ②すみ内密接部に沿う
- $115^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$ のとき ③平板部にそして伝は

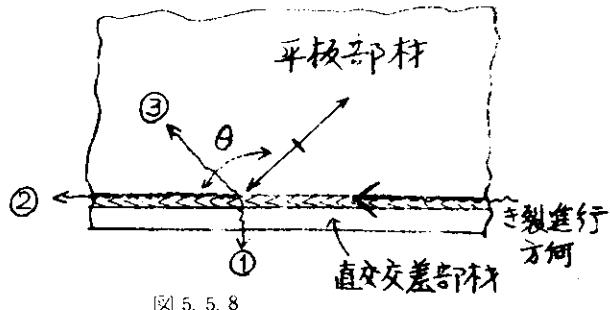


図 5.5.8

* 主応力の両方が引張で、その大きさが同程度の時はこの仮定によるき裂伝ば径路とかなり異なる方向に伝はする。しかし船殻においてこのような応力状態の生じる個所はほとんどないので、この仮定はほぼ適用できる。また直交交差部材の幅が小さくて、き裂が直交交差部材に近づいた時は、応力再配分により、き裂はこの仮定での径路よりもゆるい角度で(直交交差部材に達するまでのき裂のガース長さが長くなるように)伝はする傾向にあるが、本仮定では直交部材に達するまでのき裂のガース長を短く推定することになり安全側の評価を与えるものと考えられる。

** 直交交差部材に斜めに進入したき裂でも、すぐにき裂は直交交差部材に進入してから交差部材の板に対し直角に進む傾向がある。またたとえ斜めに直交交差部材を横ぎたとしても、板を横ぎるき裂長さは大きくなないので、後の伝ば径路を大きく誤まらすことはないから、このような仮定をもうけた。

*** 直交交差部材にき裂が近づいた時でも \ast の仮定で伝はするき裂は本仮定でき裂の径路が決定されていることが実験(SR158報告、SR169第53年度報告)で確認されている。また直交交差部材にき裂が近づいた時、応力再配分効果でき裂が \ast の仮定上を伝はしない場合においても、直交交差部材に達してからのき裂は(直交交差部材に達する点は \ast との仮定と異なった点に達しているにもかかわらず)本仮定で径路が決まっているようである。(SR169第53年度実験より)

すなわち \ast の仮定が直交交差部近傍で成立しない場合においても、 \ast の仮定と本仮定を用いれば直交交差部に達した後のき裂伝ば径路はほぼ正しく推定できるものと思われる。

**** 上記***の仮定およびダブルハル構造模型試験結果(SR169第53年度実験)で $\theta = 115^\circ$ でき裂がすみ肉より外れた事実より本仮定をもうけた。

5.5.7 き裂伝ば径路に沿うK値の推定

前節によりき裂伝ば径路が定まったので、本節では変動荷重の最大期待値に対する構造部材の応力分布、ならびに静荷重下における構造部材の応力分布より、き裂伝ば径路上のK値を推定する方法について述べる。なおK値としては最大期待値に対するものと、静荷重によるものを以下の手法により別々に求めることになる。

a) 線き裂のK値

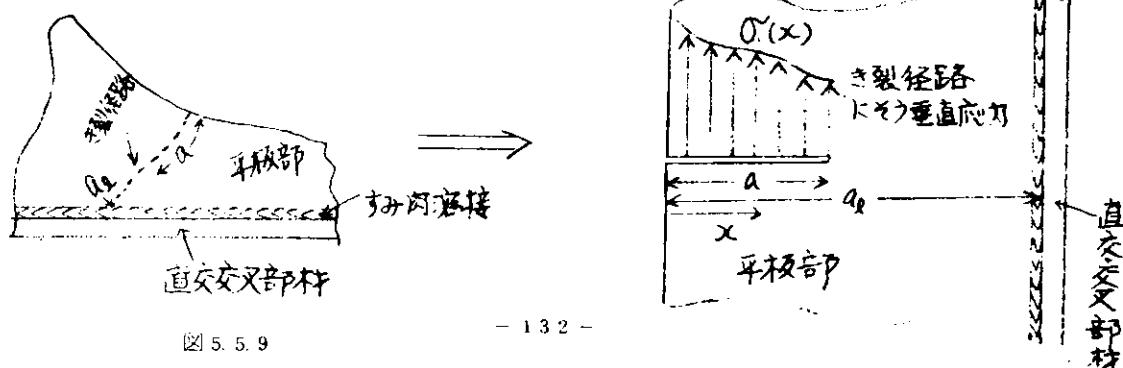


図 5.5.9

き裂伝ば経路上の、経路に対する法線応力を

$$\sigma(x) = \sigma_0 \sum_{n=0}^4 C_n x^n \text{ とおき} \quad (5.5.16)$$

$$K = M \sigma_0 \sum_{n=0}^4 k_n C_n a^n \sqrt{\pi a} \quad (5.5.17)$$

$$\text{ただし } M = -0.58(a/a_\ell)^2 + 0.14(a/a_\ell) + 1 \quad (5.5.18)$$

$$k_0 = 1.1215, k_1 = 0.6829, k_2 = 0.5255, k_3 = 0.4410, k_4 = 0.3868 \quad (5.5.19)$$

(5.5.17)式は半無限板の縁き裂に作用する集中荷重を積分した結果と、直交交差部材の幅が平板部板厚に対して充分広い場合の修正係数を乗じて求められたものである。ただしき裂長さはき裂経路に沿ったガース長をとり、原点をき裂発生点(縁)におく。この取扱いは5.7.2に示されるごとく非常に良いK値の近似を与える。

b) 縁き裂が直交交差部材とのすみ肉溶接に達し、すみ肉溶接部に沿う場合

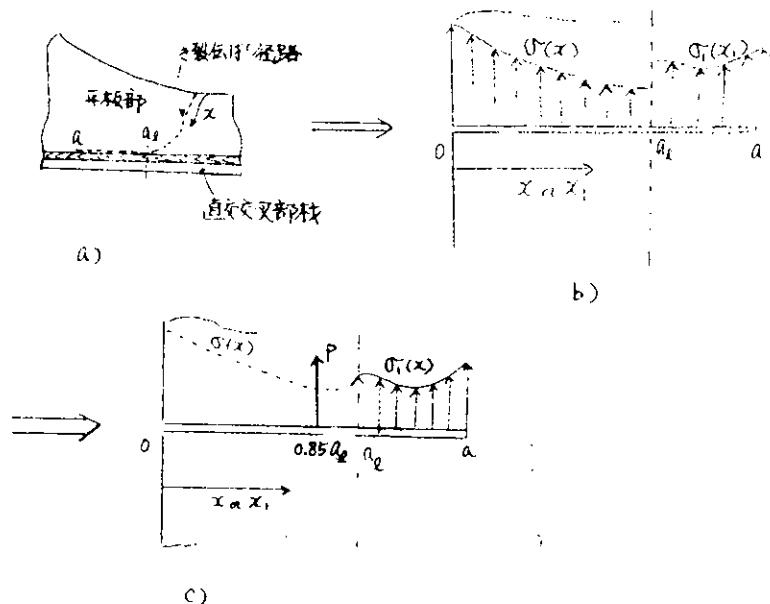


図 5.5.10

縁き裂が直交交差部材とのすみ肉溶接部に達してから、すみ肉溶接部に沿う場合、前項a)と同様、半無限板の縁き裂に集中荷重が作用する場合のK値

$$K = 2P\sqrt{\frac{1}{\pi a(1-\zeta^2)}} [1 + (1-\zeta^2)(0.2945 - 0.3912\zeta^2 + 0.7685\zeta^4 - 0.9942\zeta^6 + 0.5094\zeta^8)]$$

ただし $\zeta = x/a \text{ or } x_1/a$ (5.5.20)

に(5.5.18)式の $a = a_\ell$ における修正係数M値を乗じて積分することにより(図5.5.10(b)に対応)得られる以下のK値で近似できる。き裂伝ば経路に沿った経路に対する法線応力を、すみ肉溶接部に達するまでについて $\sigma(x)$ 、すみ肉溶接部に沿う個所について $\sigma_1(x)$ とおき、各々

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^4 C_n x^n \quad (5.5.21)$$

$$\sigma_1(x_1) = \sum_{n=0}^4 C_n x_1^n \quad (5.5.22)$$

と近似することにより

$$K = \sum_{n=0}^4 (k_n C_n + k_n^* C_n^*) a^{n+1} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \quad (5.5.23)$$

と与えられる。ただし、 k_n, k_n^* は

$$k_n, k_n^* = D_1 + D_2 \sin^{-2} \eta + \sum_{i=0}^3 E_i \eta^i (1-\eta^2)^{\frac{1}{2}} + \sum_{j=0}^7 F_j \eta^j (1-\eta^2)^{\frac{3}{2}} \quad (5.5.24)$$

ただし $\eta = a_\ell / a$

で与えられる。上式の各係数は表 5.5.1 で与えられる。図 5.5.11 には (5.5.24) 式で与えられる k_n, k_n^* の値を図示した。

一方 a_ℓ までの K 値の計算は前項 a) で求められており、この応力分布が与える K 値を一点の集中荷重で近似することも可能である。(図 5.5.10, (c) 参照)

この方法について以下に述べる。

$$P = 0.445 \sqrt{a_\ell} \cdot K_{at} \quad a=a_\ell \quad (5.5.25)$$

ただし $K_{at} \quad a=a_\ell$ は (5.5.17) 式で $a=a_\ell$ の時の値

とし

$$K = 2P \sqrt{\frac{1}{\pi a(1-\zeta_1^2)}} [1 + (1-\zeta_1^2)(0.2945 - 0.3912\zeta_1^2 + 0.7685\zeta_1^4 - 0.9942\zeta_1^6 + 0.5094\zeta_1^8)] \quad (5.5.26)$$

ただし $\zeta_1 = 0.85 a_\ell / a$

で与えられる K 値と、(5.5.22) 式ですみ肉溶接に沿う法線応力を与えて求まる。

$$K = \sum_{n=0}^4 k_n^* C_n^* a^{n+1} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \quad (5.5.27)$$

を加えることにより、図 5.5.10 (a) の K 値を近似することが出来る。

* すみ肉溶接に沿う法線方向応力は平板部の応力を用いるが、平板の板厚がすみ肉溶接の、のど厚より大なる時は、平板部の応力 × 平板部の板厚 / (2 × 溶接のど厚) として計算した応力を用いる。

** $\sigma(x)$ による K 値をある一点での集中荷重によるものと等価であると考えると (5.5.20) 式と (5.5.23) 式より

$$\begin{aligned} & 2P \sqrt{\frac{1}{\pi a(1-\zeta^2)}} [1 + (1-\zeta^2)(0.2945 - 0.3912\zeta^2 + 0.7685\zeta^4 - 0.9942\zeta^6 + 0.5094\zeta^8)] \\ & = \sum_{n=0}^4 k_n C_n \cdot a^{n+1} / \sqrt{\pi a} \end{aligned} \quad (5.5.28)$$

ただし $\zeta = x/a$

x : 集中荷重 P を仮想的に働かせる位置

ところで応力分布を集中荷重の集合体であると考えると、K 値はき裂先端に近いところの集中荷重が支配的である。さらに実構造物において、き裂径路に沿う応力分布は直交交差部材に達するまでの、直交交差部材付近ではなめらかな応力分布となっている。(5.5.28) 式における P は $0 \sim a_\ell$ 間における応力分布を代表するパラメータであるから、

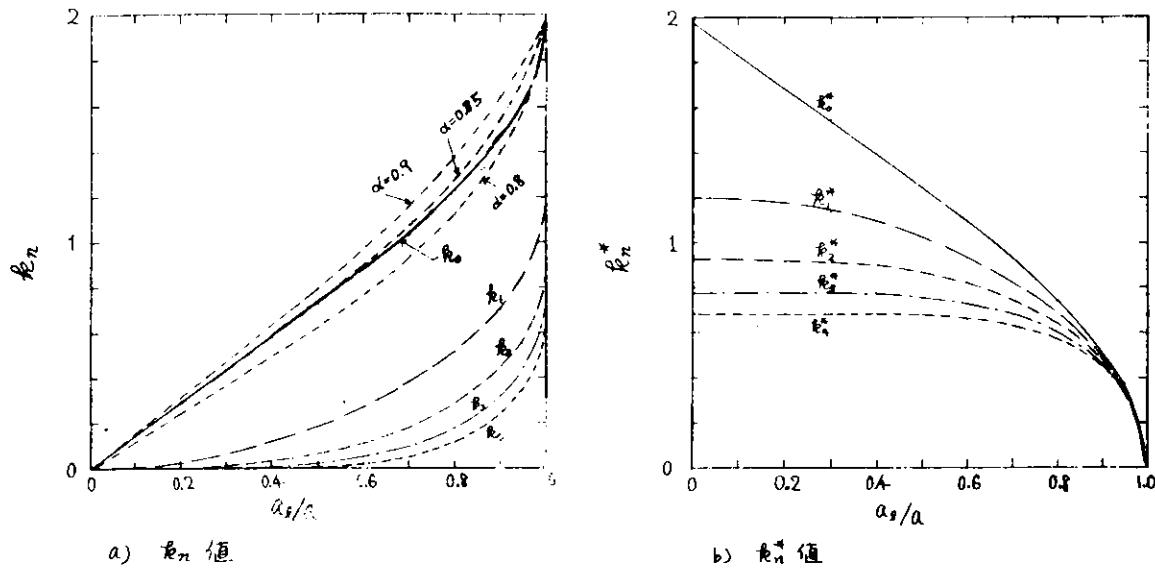
$$P = \sigma_e a_\ell \quad (5.5.29)$$

σ_e : 等価応力

で与えられ、一方 (5.5.28) 式における右辺の項は上記理由により一次以上の項を無視すると

表 5.5.1 K , K^* 値計算式の係数表

		$\eta^n (1 - \eta^2)^{\frac{1}{2}}$		$\eta^n (1 - \eta^2)^{\frac{3}{2}}$	
const	$\sin^{-1} \eta$	$n=0$	$n=1$	$n=2$	$n=3$
D ₁	D ₂	E ₀	E ₁	E ₂	E ₃
k_0	-	1.256	-	0.136	-
k_1	-	1.202	-	-1.120	-
k_2	-	0.589	-	-0.531	-
k_3	-	0.776	-	-1.120	-
k_4	-	0.433	-	-0.407	-
k_0^*	1.973	-1.256	-	-0.136	-
k_1^*	-	-	1.120	-	-
k_2^*	0.925	-0.589	-	0.531	-
k_3^*	-	-	-	-1.120	-
k_4^*	0.681	-0.433	-	0.407	-
					$n=4$
					$n=5$
					$n=6$
					$n=7$
					$n=8$
					$n=9$
					$n=10$
					$n=11$



[図] 5.5.11

$$2\sigma_e \sqrt{\frac{a\beta^2}{\pi(1-\alpha^2\beta^2)}} [1 + (1-\alpha^2\beta^2)(0.2945 - 0.3912\alpha^2\beta^2 + 0.7685\alpha^4\beta^4 - 0.9942\alpha^6\beta^6 + 0.5094\alpha^8\beta^8)] \\ = k_0 c_0 \cdot \sqrt{\frac{a}{\pi}} \quad (5.5.30)$$

ただし、 $2\beta = x/a$, $\beta = a_\ell/a$, $\alpha = x/a_\ell$

(5.5.30)式の左辺が $a=a_\ell$ のとき (5.5.17)式で与えられるK値と同じ値になるように σ_e を与え、 α に適当な値を代入して、(5.5.30)式の K_0 値を (5.5.23)式の K_0 値と同程度になるよう操作する。その結果

$$\alpha = x/a_\ell = 0.85 \quad (5.5.31)$$

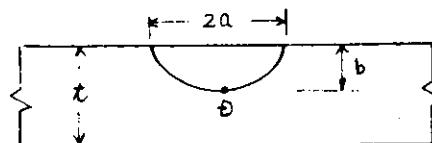
とすれば、図 5.5.11 a) に示すように k_0 値と良い一致が得られた。

したがって (5.5.20)式の右辺に 0.85 を代入し、Kをすみ内密接に達した時の値 $K_{at} a=a_\ell$ とすれば、(5.5.25)式が得られる。したがって $x=0.85a_\ell$ の個所に (5.5.25)式で与えられる集中荷重を作用させた (5.5.26)式で $0 \sim a_\ell$ に働いている応力によって生じるK値が近似的に求められる。

c) 面材に存在する表面欠陥および内部欠陥（密接トウ部を除く）は、トウがドレッシング仕上げをなされている場合のみ使用可）

面材に作用する最大期待値レベルの変動応力範囲を
膜応力成分について $\Delta\sigma_M^m$ 、曲げ成分について
 $\Delta\sigma_B^m$ として

$$R_B = \Delta\sigma_B^m / (\Delta\sigma_M^m + \Delta\sigma_B^m) \quad (5.5.32)$$



[図] 5.5.12

として与え、川原ら³⁾の提案する以下の実験式によりき裂伝ば形状を与える。

$$A = 0.98 + 0.07 R_B \quad (5.5.33)$$

$$B = 0.06 + 0.94 R_B$$

として定数 A, B を与え、初期き裂寸法を深さ b_0 、表面の長さの半長を a_0 と与えることにより

3) 川原、栗原、日本造船学会論文集、第139号(1976)

$b_0/a_0 < A - B \cdot b_0/t$ のとき

$$a = \left\{ \left(\frac{b}{A - B \cdot b_0/t} \right)^n + a_0^n \right\}^{\frac{1}{n}} \quad (5.5.34)$$

ただし

$$a_0 = \left[a_0^n - \left\{ \frac{b_0}{(A - B \cdot b_0/t)} \right\}^n \right]^{\frac{1}{n}} \quad (5.5.35)$$

$b_0/a_0 = A - B \cdot b_0/t$ のとき

$$a = \frac{b}{A - B \cdot b_0/t} \quad (5.5.36)$$

$b_0/a_0 > A - B \cdot b_0/t$ のとき

$$a = \left\{ b^n - b_0^n \right\}^{\frac{1}{n}} / (A - B \cdot b_0/t) \quad (5.5.37)$$

ただし

$$b_0 = [b_0^n - a_0^n (A - B \cdot b_0/t)^n]^{\frac{1}{n}} \quad (5.5.38)$$

ここに n : paris の伝ば式の指数 m より, $n = m/2 + 1$ と与えられる。 m は (5.5.3) 式で与えられる。

t : 板厚

b : き裂深さ

a : 切欠表面半長

上式によりき裂伝ば形状をあらかじめ定める。上記き裂形状に対しき裂最深点DのK値をA.S.Kobayashi⁴⁾が得た解を多項式近似した²⁾以下の式で求める。

$$K = (M_K \cdot \sigma_B + M_B \cdot \sigma_B) \sqrt{\pi b} / E(k) \quad (5.5.39)$$

$$\begin{aligned} M_K = & 1.135 + 0.837 \left(\frac{b}{t} \right) - 0.215 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.140 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 0.754 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right) + 0.207 \left(\frac{b}{a} \right)^2 \\ & + 0.191 \left(\frac{b}{t} \right)^3 + 0.075 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.051 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right)^2 - 0.115 \left(\frac{b}{a} \right)^3 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_B = & 1.102 - 0.612 \left(\frac{b}{t} \right) + 0.069 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.168 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 1.229 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right) - 0.172 \left(\frac{b}{a} \right)^2 \\ & - 0.554 \left(\frac{b}{t} \right)^3 + 0.856 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \left(\frac{b}{a} \right) + 0.224 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right)^2 + 0.022 \left(\frac{b}{a} \right)^3 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} E(k) = & \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \theta} d\theta \\ = & [1 + 1.464 \left(\frac{b}{a} \right)^{1.65}]^{\frac{1}{2}} \end{aligned}$$

ただし

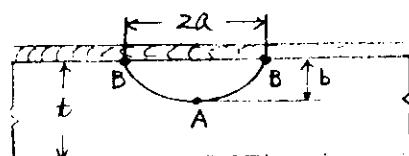
$$k^2 = 1 - \left(\frac{b}{a} \right)^2$$

ただし、 σ_M, σ_B はそれぞれ膜応力および曲げ応力であり、き裂の大きさを部材に対し、小さいので一様応力として与える。この一様応力としては (5.5.33)～(5.5.38) により貫通した時、すなわち $b = t$ となる時の a を求め、この範囲内の最大応力を与えることにより安全側の評価を行う。内部欠陥に対しては、初期き裂の板厚方向の長さを b_0 、板表面に平行なき裂半長の最大値を a_0 として、仮想的に表面欠陥が存在するとして上記と同じ計算を行う。このようにすれば安全側の評価を与えることになる。

d) 密接トウ部を伝ばする表面き裂

図 5.5.13 に示すように、すみ肉密接トウ部あるいは

突合せ鍵手トウ部のK値については、き裂最深部A



4) A.S.Kobayashi, ICM-II (1977)

図 5.5.13

点および表面B点のK値を以下のように個々に与え,⁵⁾ A点、B点の△K値をもとに

$$\left. \begin{aligned} \frac{da}{dN} &= C (\Delta K_B)^m \\ \frac{db}{dN} &= C (\Delta K_A)^m \end{aligned} \right\} \quad (5.5.40)$$

として、上式を連立させて、き裂の伝ば形状を与える。

$$K_A = M_F \cdot K_{td} (M_K \cdot \sigma_M + M_B \cdot \sigma_B) \sqrt{\pi b} / E(k) \quad (5.5.41)$$

$$K_B = K_{t2} \cdot K_{td} (1.18 M_{Tf} \cdot M_{Tb} \cdot \sigma_M \cdot \sqrt{\frac{b}{a}} + M_A \cdot \sigma_B) \sqrt{\pi b} / E(k) \quad (5.5.42)$$

ただし

$$M_K = 1.135 + 0.837 \left(\frac{b}{t} \right) - 0.215 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.140 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 0.754 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right) + 0.207 \left(\frac{b}{a} \right)^2$$

$$+ 0.191 \left(\frac{b}{t} \right)^3 + 0.075 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.051 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right)^2 - 0.115 \left(\frac{b}{a} \right)^3$$

$$M_B = 1.102 - 0.612 \left(\frac{b}{t} \right) + 0.069 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.168 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 1.229 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right) - 0.172 \left(\frac{b}{a} \right)^2$$

$$- 0.554 \left(\frac{b}{t} \right)^3 + 0.856 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \left(\frac{b}{a} \right) + 0.224 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right)^2 + 0.022 \left(\frac{b}{a} \right)^3$$

$$M_{Tf} = 1 + 0.12 (1 - b/a)^2$$

$$M_{Tb} = 0.994 - 0.0126 \left(\frac{b}{t} \right) + 0.0701 \left(\frac{b}{a} \right) + 0.0155 \left(\frac{b}{t} \right)^2 + 0.179 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right) - 0.211 \left(\frac{b}{a} \right)^2$$

$$- 0.084 \left(\frac{b}{t} \right)^3 + 0.231 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.300 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right)^2 + 0.162 \left(\frac{b}{a} \right)^3$$

$$M_A = 0.307 + 0.527 \left(\frac{b}{t} \right) + 1.252 \left(\frac{b}{a} \right) - 0.181 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 1.380 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right) - 0.544 \left(\frac{b}{a} \right)^2$$

$$- 0.0006 \left(\frac{b}{t} \right)^3 + 0.425 \left(\frac{b}{t} \right)^2 \left(\frac{b}{a} \right) + 0.224 \left(\frac{b}{t} \right) \left(\frac{b}{a} \right)^2 + 0.240 \left(\frac{b}{a} \right)^3$$

M_F ：すみ内溶接継手のトウ部を伝ばする場合の修正係数で、突合せ溶接継手トウ部を伝ばする場合は1。すみ内溶接トウ部を伝ばする場合以下の式

$$M_F = 1.01 (K_t - 1) e^{-7.3 \sqrt{b/t}} + 1.01 - 0.01 K_t$$

$$K_t = -0.0074 \left(\frac{\theta}{10} \right)^3 + 0.1444 \left(\frac{\theta}{10} \right)^2 - 0.10005 \left(\frac{\theta}{10} \right) + 1 \quad (\theta: \text{degree 表示}, \text{図5.5.14 参照})$$

K_{td} ：構造的不連続による応力集中係数でプラケット端部

で1.5

K_{t2} ：溶接トウ部の応力集中係数の平均値

すみ内溶接継手では $K_{t2} = 1 + 0.8 \sqrt{S_2/S_1}$ (S_1, S_2 :

すみ内脚長で図5.5.14 参照) ……角巻き溶接先端から

発生したき裂に対しては角巻き溶接部をき裂がそれる

と $K_{t2} = 1.0$ となる。

突合せ継手では上式の S_2 を溶接余盛高さとする。

K_A ：A点のK値 (図5.5.13 参照)

K_B ：B点のK値 ("")

σ_M ：公称膜応力

σ_B ：公称面外曲げ応力

e) 直交交差部材へ進入した表面き裂

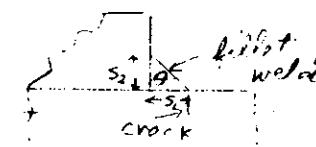


図5.5.14

き裂が直交交差部材に達した時のK値を K_{ℓ} とする。 K_{ℓ} は例えば a) 項の(5.5.17)式によって $a = a_{\ell}$ として求められる。船殻構造では通常全面溶込み溶接は採用されず、未溶着部が生じているから、直交交差部材へのき裂の進入は図 5.5.15 の部材 A と部材 B の取合部の

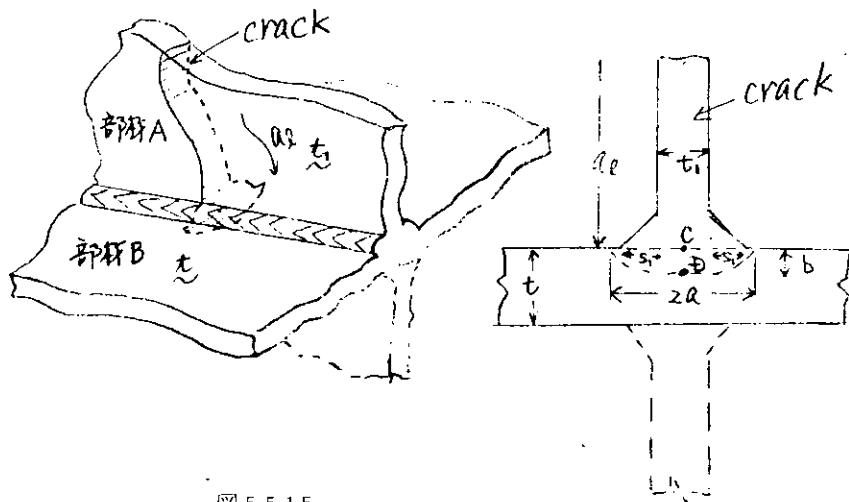


図 5.5.15

2ヶ所のすみ肉溶接部を伝ばし、部材 B に進入したところでは近接した 2 つの表面状き裂となり、その後その 2 つのき裂が合体して 1 つの表面き裂となる。現時点ではこのような直交交差部材に進入した表面き裂の K 値は解かれていないので、次のような仮定で K 値を与える。

すなわちき裂は全面溶込みすみ肉溶接部を伝ばする場合と同じ速度で伝ばすると考え、上記のような合体现象は考えない。そこで K 値としては(5.5.25), (5.5.26)式と c) 項を組み合わせて与える。すなわち、直交交差部材に進入した時点の表面き裂長さ $2a_{\star}$ を

$$a_{\star} = t_1/2 + s_1 \quad (5.5.43)$$

ただし s_1 : すみ肉溶接脚長

と与え、き裂の伝ば形状は(5.5.34)式

$$a = \left\{ \left(\frac{b}{A - Bb/t} \right)^n + a_{\star}^n \right\}^{1/n} \quad (5.5.44)$$

より計算する。ただし、A, B の値は(5.5.33)式で与えられ、 $\Delta\sigma_B^m$, $\Delta\sigma_M^m$ は部材 B の公称応力を採用する。したがって D 点の K 値は(図 5.5.15 参照)

$$K = 2P \sqrt{\frac{1}{\pi(a_{\ell}+b)(1-\zeta_2^2)}} \left[1 + (1-\zeta_1^2)(0.2945 - 0.3912\zeta_2^2 + 0.7685\zeta_2^4 - 0.9942\zeta_2^6 + 0.5094\zeta_2^8) \right] + (M_K \cdot \sigma_M + M_B \cdot \sigma_B) \sqrt{\pi b} / E(k) \quad (5.5.45)$$

ただし $\zeta_2 = 0.85 a_{\ell} / (a_{\ell} + b)$

$$P = 0.445 \cdot \sqrt{a_{\ell}} \cdot K_{\ell}$$

a_{ℓ} : 直交交差部材に達した時のき裂のガース長

M_K , M_B , $E(k)$: (5.5.39)式と同じ

上記の取扱いにより $b = t$ となるまでの K 値を与える。

f) 直交交差部材を横ぎった後の主き裂

部材 C の主き裂に沿う、主き裂径路の法線方向応力を

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^4 c_n x^n \quad (5.5.46)$$

ただし x : き裂発生点からのき裂径路に沿うガース長さ
と近似することにより、主き裂の K 値は

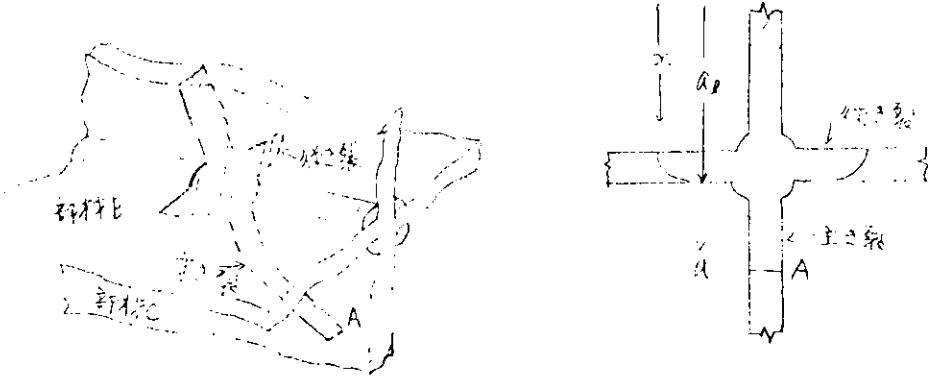


図 5.5.16

$$K = \left\{ 1.785 \sum_{n=0}^4 k_n^* c_n a^{n+1} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a}} + 0.89 \cdot K_\ell \sqrt{\frac{a \ell}{\pi a (1 - \zeta_1^2)}} [1 + (1 - \zeta_1^2) (0.2945 - 0.3912 \zeta_1^2) + 0.7685 \zeta_1^4 - 0.9942 \zeta_1^6 + 0.5094 \zeta_1^8] \right\} M \quad (5.5.47)$$

ただし $\zeta_1 = 0.85 a_\ell / a$

K_ℓ : 部材 B の板厚を貫通した時点の K 値、前項 e) から求まる。

k_n^* : (5.5.24) 式により与えられる。

$M := -0.58 (a/a_{\ell_2})^2 + 0.14 (a/a_{\ell_2}) + 1 \quad \{ (5.5.18) \text{ 式より} \}$

a_{ℓ_2} : 次の直交交叉部材までのき裂ガース長

g) 無限板中の貫通き裂

無限板中に貫通き裂が存在する場合の K 値は、

き裂の中央を原点として、応力分布を

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^4 c_n x^n \quad (5.5.48)$$

とおくと、点 A の K 値 (図 5.5.17) は集中荷重

による K 値を $(-a, a)$ まで積分することにより

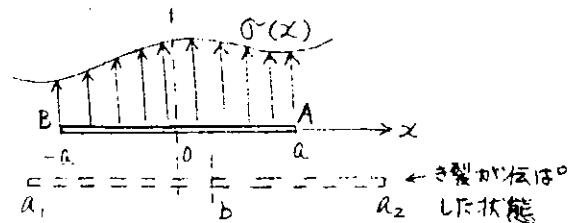


図 5.5.17

$$K = \sum_{n=0}^4 k_n c_n a^{n+1} / \sqrt{\pi a} \quad (5.5.49)$$

ただし $k_0 = \pi, k_1 = k_2 = \pi/2, k_3 = k_4 = \frac{3}{8} \pi$

として与えられる。

いま初期のき裂中央を原点として、(5.5.48) 式で応力分布が与えられ、き裂先端座標が a_1, a_2 となった場合を考えると

$$a = (a_2 - a_1) / 2 \quad (5.5.50)$$

$$b = (a_1 + a_2) / 2 \quad (5.5.51)$$

ただし b : き裂の中心位置

で b 点を原点として x と同方向に x_1 座標をもうけると

$$\sigma(x_1) = \sum_{n=0}^4 c_n (x_1 - b)^n = \sum_{n=0}^4 c_n^* x_1^n \quad (5.5.52)$$

より

$$\left. \begin{aligned} c_0^* &= c_0 - b c_1 + b^2 c_2 - b^3 c_3 + b^4 c_4 \\ c_1^* &= c_1 - 2b c_2 + 3b^2 c_3 - 4b^3 c_4 \\ c_2^* &= c_2 - 3b c_3 + 6b^2 c_4 \end{aligned} \right\} \quad (5.5.53)$$

$$\overset{*}{c}_3 = c_3 - 4b c_4$$

$$\overset{*}{c}_4 = c_4$$

}

として a_1 点の K 値は (5.5.49) 式より

$$K = \sum_{n=0}^4 k_n \overset{*}{c}_n a^{n+1} / \sqrt{\pi a} \quad (5.5.54)$$

ただし $a = (a_2 - a_1) / 2$

$$k_0 = \pi, \quad k_1 = k_2 = \pi / 2, \quad k_3 = k_4 = \frac{3}{8} \pi$$

で与えられる。同様に a_2 点の K 値は

$$\overset{*}{c}_0 = c_0 + b c_1 + b^2 c_2 + b^3 c_3 + b^4 c_4$$

$$\overset{*}{c}_1 = -c_1 - 2b c_2 - 3b^2 c_3 - 4b^3 c_4$$

$$\overset{*}{c}_2 = c_2 + 3b c_3 + 6b^2 c_4$$

$$\overset{*}{c}_3 = -c_3 - 4b c_4$$

$$\overset{*}{c}_4 = c_4$$

}

(5.5.55)

として、(5.5.54) 式により K 値が与えられる。一般的には A 点と B 点で K 値が異なるので、き裂の成長は

$$\frac{da_A}{dN} / \frac{da_B}{dN} = \left(\frac{\Delta K_A}{\Delta K_B} \right)^m \quad (5.5.56)$$

ただし m : Paris の依拠式の指数

da_A, da_B : A 点および B 点におけるき裂の増分

K_A, K_B : A 点および B 点の K 値 { (5.5.54) 式 }

として漸次き裂を進めて、A 点側および B 点側のき裂の成長関係を求める必要がある。

ところでここで対象としているき裂は初期に貫通欠陥として存在する場合はまれである。通常はカーリング等のすみ肉の角巻き溶接部トウ部などから発生し、表面き裂が伝ばして貫通き裂にいたるもので、この場合は d) 項で貫通にいたるまでを計算し、貫通時のき裂発生点側におけるき裂を図 5.5.17 のようにみなして計算が行われることになる。

h) 無限板中の貫通き裂前方に直交交差部材が存在する場合

g) 項におけるき裂の伝ば経路上

に直交交差部材が存在する場合、g)

項における K 値 (5.5.49) 式に、直
交交差部材が存在するための修正係
数 M を乗じて K 値を求ることにな
る。この M 値は (5.5.18) 式より

$$M = -0.58 \zeta_3^2 + 0.14 \zeta_3 + 1$$

(5.5.57)

ただし、 a_2 点に対しては

$$\zeta_3 = \frac{(a_2 - a_1)}{2} / \left(a_{\ell 1} - \frac{a_2 + a_1}{2} \right) \text{直交交差部材}$$

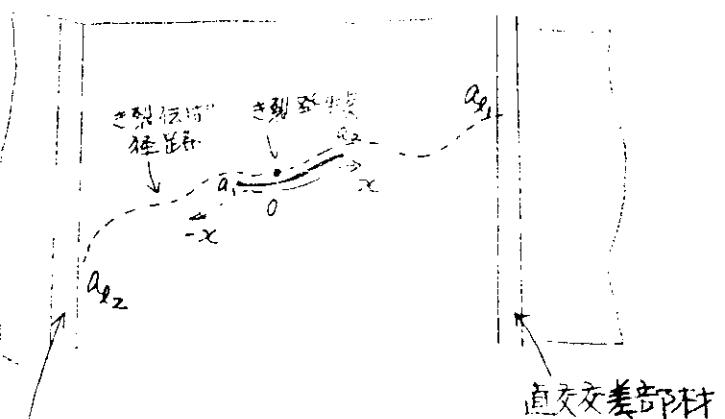


図 5.5.18

a_1 点に対しては

$$\zeta_3 = \frac{a_2 - a_1}{2} / \left(\frac{a_1 + a_2}{2} - a_{\ell 2} \right)$$

a_1, a_2 : き裂先端座標(き裂尖点を原点にとった曲線座標系)

$a_{\ell 1}, a_{\ell 2}$: 直交交差部材に達する点の座標(")

上記のようなき裂に対し $a_{\ell 1}$ 側の直交交差部材が存在しないで、自由端が存在し、 $a_{\ell 1}$ の位置が自由端の場合には、 a_1 点のK値は、(5.5.57)式のかわりに

$$M = \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2W}} \quad (5.5.58)$$

ただし $W = a_{\ell 1} - \frac{a_2 + a_1}{2}$

$$a = \frac{a_2 - a_1}{2}$$

を(5.5.49)式に乗じて求める。そしてき裂が $a_{\ell 1}$ 点に達した時点以後は a) 項の取扱いを行うことになる。

また図5.5.18に示すき裂が直交交差部材に進入していく場合については e) 項の取扱いを行えば近似的に評価される。ただしこの場合の座標の原点は $a_{\ell 1}$ に達した時のき裂の中央をとることになる。

i) 直交交差部材に進入し、直交交差部材を貫通した後の直交交差部材のき裂

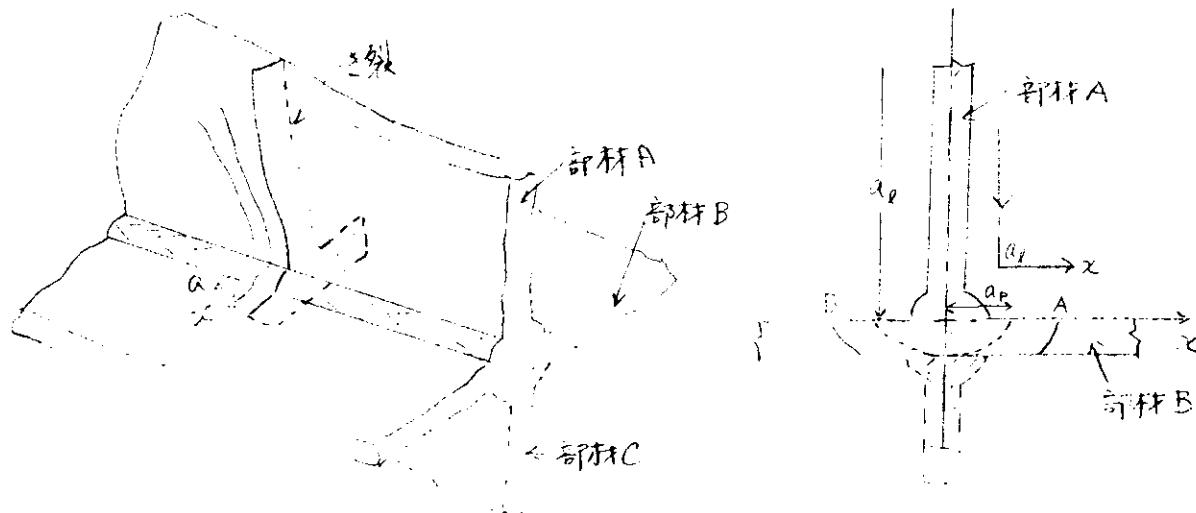


図 5.5.19

部材Aから部材Bに進入した直後のき裂についてはe)項の(5.5.45)式で与えられ、このき裂が部材Bを貫通するまで計算が行われる。この場合のK値はA点側とB点側のき裂を、それぞれ別個に取扱い、部材Bにおける応力分布を(5.5.46)式のように与え、(5.5.47)式でA点、B点のK値を与えるべきものと考えられる。

j) 直交交差部材の幅が有限である場合、直交交差部材に進入して直交交差部材の板厚を貫通してから後のき裂本質的には前項 i) の取扱いと同じであるが、部材Bが有限幅であることを考慮する必要がある。部材Bに作用している応力は部材Bが切断されないかぎり、あまり部材C(図5.5.19参照)に流入しないと考えられし、他方部材Aの応力も部材Bに流れこむよりも部材Cに主として流れ込むと考えられるので、有限幅の影響は部材Bについてのみ考慮する。したがって部材Bに作用する応力分布を(5.5.46)式で与えると

$$K = 1.785 \sum_{n=0}^4 k_n c_n a^{n+1} \frac{M_1}{\sqrt{\pi a}} + 0.89 K_{\ell} \sqrt{\frac{a_{\ell}}{\pi a (1 - \zeta_1^2)}} [1 + (1 - \zeta_1^2) (0.2945 - 0.3912 \zeta_1^2 + 0.7685 \zeta_1^4 - 0.9942 \zeta_1^6 + 0.5094 \zeta_1^8)] \quad (5.5.59)$$

$$\text{ただし } \zeta_1 = 0.85 a_{\ell} / a$$

K_{ℓ} : き裂が直交部材に達した時のK値

k_n^* : (5.5.24)式により与えられる。

$$M_1 = \sqrt{\frac{2(a_{\ell_1} - a_{\ell})}{\pi(a - a_{\ell})}} \tan\left(\frac{\pi(a - a_{\ell})}{2(a_{\ell_1} - a_{\ell})}\right)$$

a_{ℓ} : き裂が直交交差部材に達した時のき裂のガース長

a : き裂のガース長(全長さ)

a_{ℓ_1} : き裂が直交交差部材の自由端まで達した時のガース長

k) 有限幅の直交交差部材が切断された後の主き裂

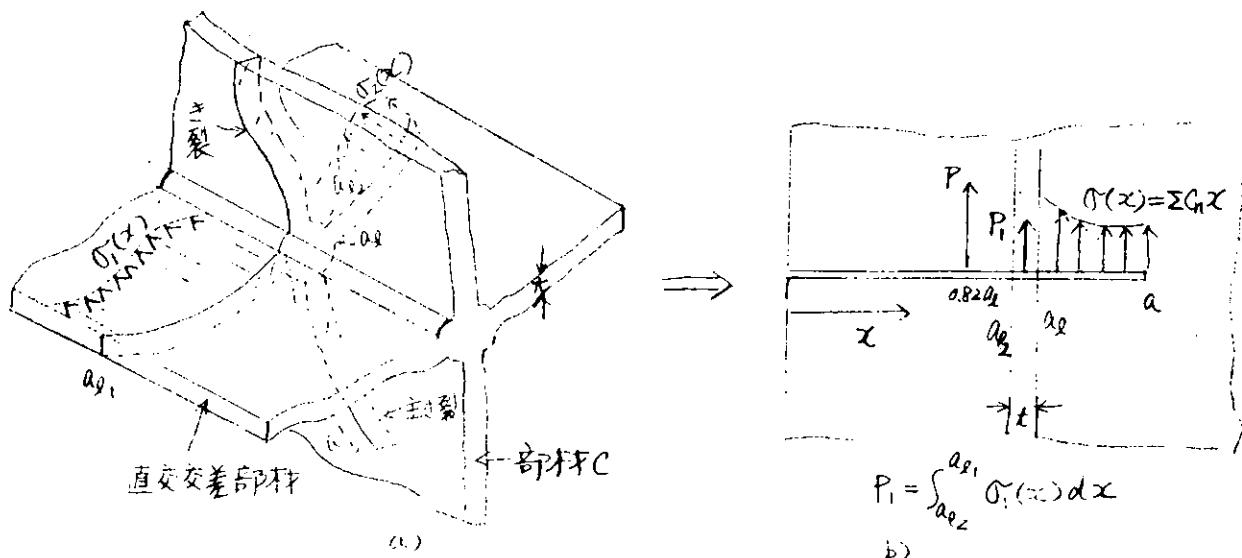


図 5.5.20

有限幅の直交交差部材が切断されると、切断された個所の応力は部材Cに流れ込み、主き裂のK値を上昇させる。したがって主き裂のK値はその効果を図5.5.20 b)に示すように集中力 P_1 をかけることにより理想化する。したがって主き裂のK値は

$$K = \left[1.785 \sum_{n=0}^4 k_n^* c_n a^{n+1} \frac{1}{\sqrt{\pi a}} + 0.89 K_{\ell} \sqrt{\frac{a_{\ell}}{\pi a(1-\zeta_1^2)}} \{ 1 + (1-\zeta_1^2)(0.2945 - 0.3912 \zeta_1^2 + 0.7685 \zeta_1^4 - 0.9942 \zeta_1^6 + 0.5094 \zeta_1^8) \} + 2P_1 \sqrt{\frac{1}{\pi a(1-\zeta_4^2)}} \{ 1 + (1-\zeta_4^2)(0.2945 - 0.3912 \zeta_4^2 + 0.7685 \zeta_4^4 - 0.9942 \zeta_4^6 + 0.5094 \zeta_4^8) \} \right] M \quad (5.5.60)$$

ただし k_n^* : (5.5.24)式により与えられる。

K_{ℓ} : き裂が直交交差部材の板厚を貫通した時点のK値 { (5.5.45)式 }

a_{ℓ} : 直交交差部材に達した時のき裂のガース長 a_{ℓ_1} + 直交交差部材の板厚

$$\zeta_1 = 0.85 a_{\ell} / a$$

a : き裂のガース長

$$P_1 = \int_{a_{\ell_2}}^{a_{\ell_1}} \sigma_1(x) dx \quad \dots \dots \text{反対側の直交交差部材も切断された時は}$$

$$P_1 = \int_{a_{\ell_2}}^{a_{\ell_1}} \sigma_1(x) dx + \int_{a_{\ell_2}}^{a_{\ell_1}'} \sigma_2(x) dx$$

a_{ℓ_1}' は反対側直交交差部材の端部までのき裂経路に沿うガース長

$$\zeta_4 = \left(a_{\ell} - \frac{1}{2} \right) / a$$

$$M = -0.58 \left(a / a_{\ell \text{ next}} \right)^2 + 0.14 \left(a / a_{\ell \text{ next}} \right) + 1$$

$a_{\ell \text{ next}}$: 引き裂き前方の直交交差部材にき裂が達した時のき裂のガース長

* この P_1 が直交交差部材に作用していを应力の積分で与えて、集中荷重とする取扱いはロングから外板に進入したき裂について実験が行われており、この取扱い法では近似できることがわかっている。R R 3 M 54年度報告

上述の手法を適当に組み合わせることにより、最大期待値ベースの K 値および静的荷重の K 値がき裂伝ば経路に沿って与えられことになる。

5.5.8 き裂伝ば寿命の推定

き裂発生点を定めると 5.5.6 節によりき裂伝ば経路が定められ、各々のき裂形態により 5.5.7 節の手法を組み合わせて、き裂伝ば経路にそろ K 値が、最大期待値レベルと静的荷重レベルに対して得られることになる。そこでこの両者を加えた値と、脆性破壊発生に対する破壊靄性値 K_c (5.5.9 節参照) 値ならびに脆性破壊伝ば停止に対する破壊靄性値 K_{ca} (5.5.10 節参照) と比較して、脆性破壊発生点および停止点を推定する。変動成分として最大期待値レベルの K 値を使用していることから、この方法は安全側の評価を考えることになる。

このようにして図 5.5.21 に示すように脆性破壊の発生あるいは停止点を定める。しかる後疲労により伝ばする寿命を

$$N = \sum_{i=1}^n \frac{1}{c} (a_i - a_{i-1}) \frac{1}{(Ra \cdot \Delta K)^m} \quad (5.5.6)$$

ただし、 Ra : 5.5.5 節参照、場によっては

Ra' を使用してもよい。

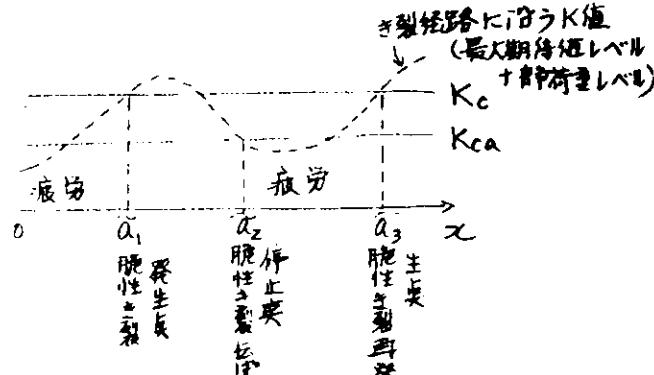


図 5.5.21

で漸次求めていくことになる。ただし $(a_i - a_{i-1})$ の間隔として概 1 ~ 2 mm とすることが望ましい。

5.6 破壊力学が応用できる設計法の例

5.6.1 外板および隔壁板の疲労破壊強度の検討

5.6.1.1 目 的

船舶では機能上、水密または油密の外板および隔壁板は重要な構造部材である。従って、それらが何らかの原因で破損し、板をき裂が貫通すると、油流出の場合は環境汚染問題を起こし、浸水の場合は船の復原性の低下を起こして、重大な事故に発展する危険性をはらんでいる。

一般船舶の外板および隔壁板の設計では、特に板の破断強度に対する考慮ははらわれていないので、ここでは、波浪荷重を受ける一般船舶の外板および隔壁板の板厚貫通までの疲労破壊強度を線形破壊力学を応用して検討する。

5.6.1.2 検討方法

(1) 対象部材および解析モデル

5.3.2 の計算対象範囲の設定の構造分類から、外板および隔壁板を表 5.6.1.1 に示す A (突合せ継手),

B(リブ隅肉継手), C(T継手), D(リブ十字継手)の4つの基本要素(継手)に整理した。

表5.6.1.1には、それぞれの基本要素に対し、対象構造部材例、対象荷重の種類、損傷例を示す。荷重は大別すると、軸引張荷重と面外曲げ荷重の2つに分けられる。

損傷例で見ると、波浪荷重を対象にすると、B(リブ隅肉継手)の場合には構造的な不連続と隅肉溶接との相乗効果により損傷が多い。

さらに、表5.6.1.1には板厚方向のき裂の応力拡大係数を求めるために行うF.E.M.応力解析モデルについても示した。

この応力解析モデルはA, C, Dは板厚断面の2次元平面歪モデルで、溶接部の影響を調べ、Bは立体板モデルで溶接部はモデル化せず構造的不連続を調べる。

また、き裂を想定する板厚は20mmに統一し、溶接継手からのき裂は全て止端部から発生すると仮定する。

A(突合わせ継手)とD(リブ十字継手)の場合は板の表裏から同時にき裂が進展するとし、C(T継手)の場合は板表面の片側からき裂は進展すると考える。

(2) 応力拡大係数の計算法

5.5にならい、溶接継手部での表面き裂の板厚方向のK値を次式で与える。

$$K = \frac{M_K \cdot M_F}{E(k)} \sigma \sqrt{\pi b} \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.1.1)$$

ここに、
b………板厚方向のき裂長さ

E(k)…第2種完全積分 ($k = \sqrt{1 - (b/a)^2}$)

a………板表面でのき裂長さの半分

M_K ………有限板幅の影響係数

C(B)モデル：5.5のA.S.Kobayashiの式

A, Dモデル：Rice法⁽¹⁾を適用し、板の両側からの表面き裂のK値を計算し次の近似式を求めた。(hは板厚)

$$\begin{aligned} M_K = & 1.16 - 0.71(b/h) - 0.56(b/a) - 2.71(b/h)(b/a) + 0.54(b/h)^2 \\ & + 1.48(b/a)^2 + 1.38(b/h)^2 + 0.06(b/h)^2(b/a) + 1.95(b/h)(b/a)^2 \\ & - 1.08(b/a)^3 \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.1.2)$$

MF………応力集中の影響係数

応力分布が $\sigma_m(x) = \sigma_0 \sum_{m=0}^4 c_m x^m$ で与えられた場合の修正係数：

$$MF = \frac{\sum_{m=0}^4 k_m}{1.1215} c_m \cdot b^m \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.1.3)$$

k_m ………5.3.5参照。

(5.6.1.1)式のE(k), M_K は表面き裂形状 b/a の関数であるため、き裂形状は Maddox⁽²⁾による隅肉溶接部の実験値の平均線とし、 $a = 3.355 + 1.29b$ と仮定する。

(3) 破断応力の計算法

疲労き裂伝播則の中の次式を使う。

$$\frac{d b}{d N} = C(\Delta K)^m \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.1.4)$$

ここに、
b………板厚方向のき裂長さ

N………繰返し数

$\Delta K = \Delta \sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ に対する K 値

m, C 材料定数 (5.5 にしたがい, $m = 3.2$, $C = 1.35 \times 10^{-10}$ とする。)

K 値を (5.6.1.1) の表示にし, 変形すると表面き裂が板厚を貫通するまでの疲労破壊強度は次式で与えられる。

$$\sigma_f^m \cdot N_f = \frac{1}{C} \int_{b_0}^h \frac{db}{\left[\frac{M_K \cdot MF}{E(k)} \sqrt{\pi b} \right]^m} \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.1.5)$$

ここに, b_0 初期き裂長さ

h 板厚

σ_f, N_f 表面き裂が板厚を貫通するまでの破断応力, 破断繰返し数

波浪荷重の場合, 積積頻度分布を片対数直線と仮定し, 20年間 ($N = 10^8$) に対する応力の最大期待値の等価繰返し数を計算すると次式で与えられる。

$$N_f = \ell \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n \left\{ 10^{\frac{1}{n} \log N} - 10^{\frac{i-1}{n} \log N} \right\} \left(\frac{2n-2i+1}{2n} \right)^m = 6.93 \times 10^4 \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.1.6)$$

従って, (5.6.1.5) 式の右辺は初期き裂長さ b_0 を仮定すると定数となり, S-N 線図の形式となっている。

また, (5.6.1.6) 式の N_f を (5.6.1.5) 式に代入すると 20 年間で板厚を貫通する破断応力の最大期待値が求まる。

5.6.1.3 疲労破壊強度の計算

(1) 溶接継手部の応力分布と K 値

表 5.6.1.1 に示す応力解析モデルを使って, 各基本要素の最大主応力分布を F.E.M. により計算した結果を図 5.6.1.1 ~ 図 5.6.1.5 に示す。

突合わせ継手の場合の余盛角を 30° とし, Lawrence⁽³⁾ による計算結果も並記した (図 5.6.1.1) がほぼ同等の値となっている。

また, 図 5.6.1.3 のリブ脚内継手の場合のリブ板の高さを $200, 500, 1000^{mm}$ と変化させると附加物との接合点で応力集中係数が変化する。

次に, 上記の応力分布を用いて, (5.6.1.3) 式の MF を計算し, $M_K \cdot MF = K \cdot E(k) / \sigma \sqrt{\pi b}$ の形で K 値を計算した結果も図 5.6.1.1 ~ 図 5.6.1.2, 図 5.6.1.4 ~ 図 5.6.1.5 に示す。

リブ脚内継手の $M_K \cdot MF$ は T 継手と同じであるが, 公称応力が図 5.6.1.3 の応力集中の分だけ大きくなっているとして K 値を求める。

T 継手の場合に, 5.5 の MF と比較してみたが, よく合っている (図 5.6.1.4)。

(2) 疲労試験データによる検証

前節による検討方法の検証を行うために, (5.6.1.5) 式で計算される S-N 線図を疲労試験データと比較した結果を図 5.6.1.6 ~ 図 5.6.1.9 に示す。

板厚を 10^{mm} として, 初期き裂長さ $b_0 = 0.01^{mm}$ とすると, 各種継手形式, 各荷重形式に対して実験データのはば平均線を与えることが分かる。

実際の溶接継手部の初期欠陥寸法は $0.1 \sim 0.5^{mm}$ 程度であるといわれているが, これは (5.6.1.5) 式では微小き裂の時期のき裂の停留などを考慮していないためであると思われる。

以上の検討により, 以下の計算では $b_0 = 0.01^{mm}$ と仮定する。

(3) 溶接継手部の疲労破壊強度

(5.6.1.5), (5.6.1.6)式から、表面き裂が、20年間で板厚を貫通する疲労破断応力を各基本要素、各荷重形式について計算した結果を図5.6.1.10に示す。

この図で、リブ隅肉継手(B)の場合のリブ板高さは200^{mm}とした。

また、引張荷重の場合は実際の船への負荷に合わせて、両振り荷重で計算した。図5.6.1.10を見ると、板厚の増加につれて、破断応力は増加するが、それほど大きくなことが分かる。また、引張荷重の方が、曲げ荷重より低目の破断応力となっている。

継手形式による優劣はリブ隅肉継手、リブ十字継手、T継手、突合せ継手の順に破断応力は大きくなっている。

波浪荷重によりリブ隅肉継手に損傷例が多いという表5.6.1.1の実際例を裏付けている。

5.6.1.4 適用例

船の外板および隔壁板の安全性評価を行う場合には、これまで求めた疲労破壊強度と同時に船の就航中に生じる実働応力も知る必要がある。

しかし、この実働応力は船の種類、大きさ、場所によって異なり、汎用性のあるものはない。

従って、ここでは適用例として、20万トンタンカーの外板および隔壁板について、疲労破断応力と実働応力を対比させて計算したものを、図5.6.1.11～図5.6.1.12に示す。

実働応力は引張応力については、いわゆるトータルシステム⁽⁴⁾による北大西洋海域での20年間の最大期待値を取り、曲げ応力はNK LNG船基準により波浪荷重を求め防撃材で囲まれるパネルにそれらの荷重がかかるとして求めた。

図5.6.1.11～図5.6.1.12から、全て破断応力が実働応力を上まわっているが、リブ隅肉継手(B)の場合はガスウェル部の高応力ではあまり余裕は大きくなことが分かる。その理由は実働応力の推定値が大きすぎるとも一因と思われる。

参考文献

- (1) J.R.Rice, N.Levy, 'The Part-Through Surface Crack in an Elastic Plate', Journal of Applied Mechanics, March 1972, pp.185-194
- (2) S.J.Maddox, 'A Fracture Mechanics Analysis of The Fatigue Behaviour of a Fillet Welded Joint', The Welding Institute Research Report E/50/72, January 1973, pp.1-38
- (3) F.V.Lawrence, 'Estimation of Fatigue-Crack Propagation Life in Butt Welds', Welding Journal Vol.52 No.5, May 1973, pp.212-220
- (4) 秋田好雄外、「船体構造解析に関するトータルシステム」日本造船学会論文集, 第135号, 1974年6月, pp.229～238

表 5.6.1.1 外板および隔壁板の疲労破壊強度の検討

区分	対象構造物	対象部材種類	標準例	基本要素		応力解析モデル
				船体横断面	波浪荷重、 バネに吸収荷重	
A 突合せ絞手	船底外板 船側外板 甲板板 舷邊隔壁板 横置隔壁板	突合せ絞手	「ヨコ」といふ。			
B アフロード 隔壁 内底板 舷邊板 Scallap Slot 部	Hopper pl. - Batt toe 内底板支承部 - Batt toe 舷邊板、防護板の Scallap Slot 部	船体横断面 波浪荷重、 タック吸収圧	多い。 対応する細所 が多く強度上 も問題があると 思われる。			
C T 絞手	外板、隔壁板と 舷邊板、防護板、 7口ととの結合部	船体横断面 波浪荷重、 タック吸収圧、 バネに吸収荷重	比較的多い。 振動による 船尾タック バネに吸収			
D アフロード 隔壁板 内底板 舷邊板 十字絞手	舷邊隔壁板 - 橫置隔壁板 舷邊板 - 内底板 Cor. Batt - Steel pl. 内底板 - Hopper pl.	船体横断面 タック吸収圧	「ヨコ」といふ。			

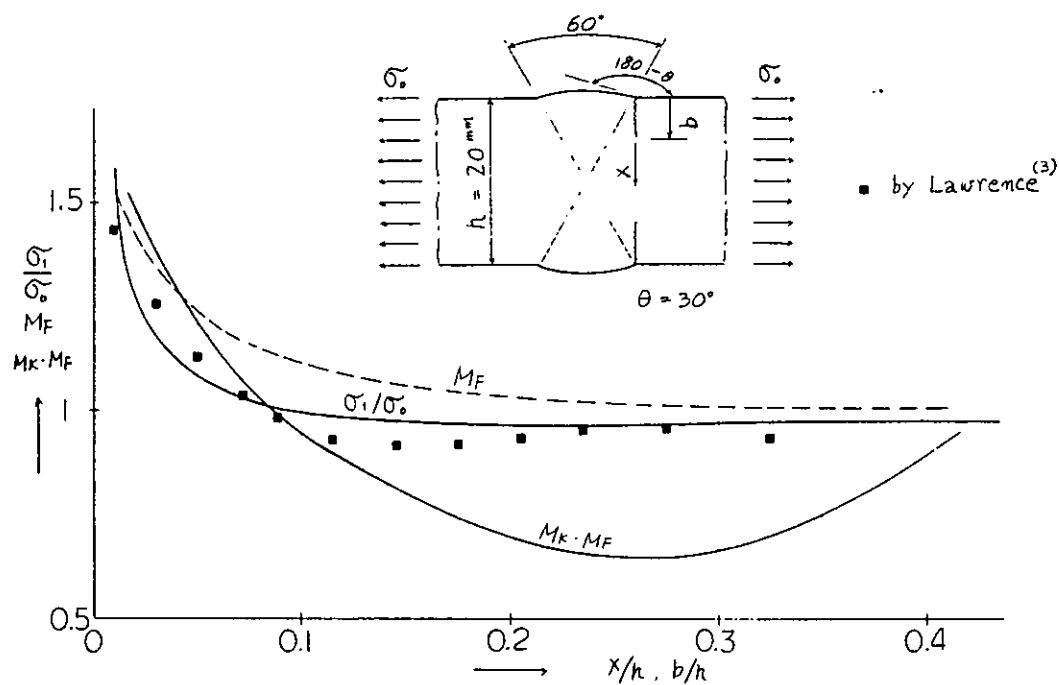


図 5.6.1.1 突合わせ継手の主応力, K 値 (引張荷重)

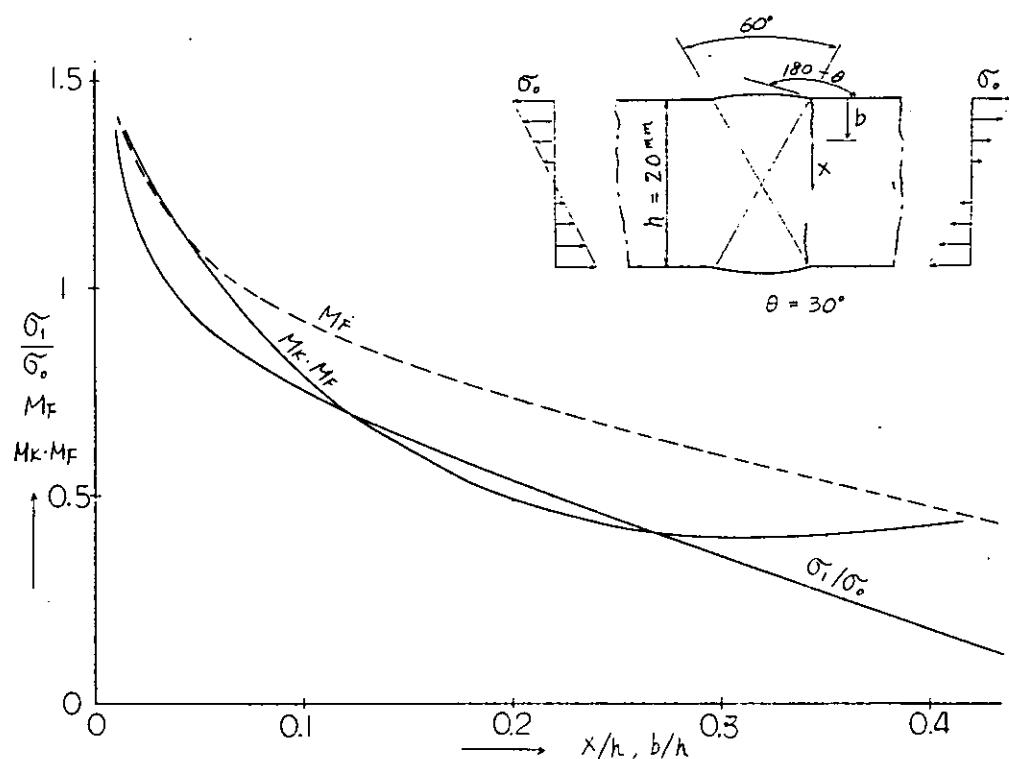


図 5.6.1.2 突合わせ継手の主応力, K 値 (曲げ応力)

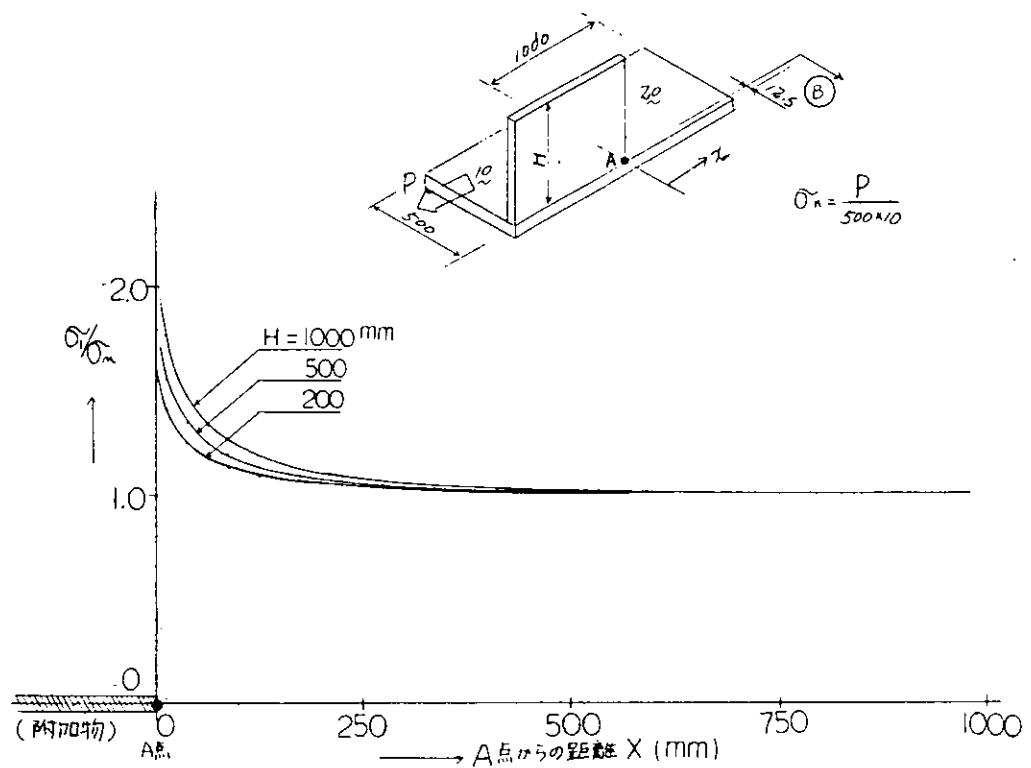


図 5.6.1.3 リブ隅肉継手の主応力分布(③断面)

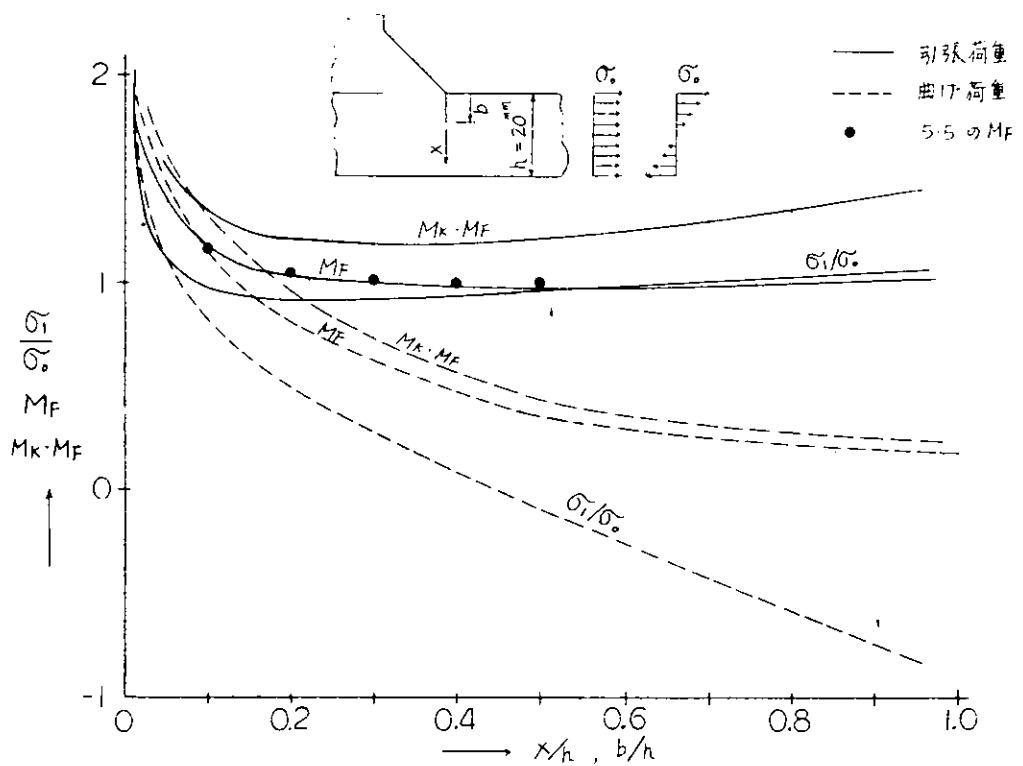


図 5.6.1.4 T 継手の主応力, K 値

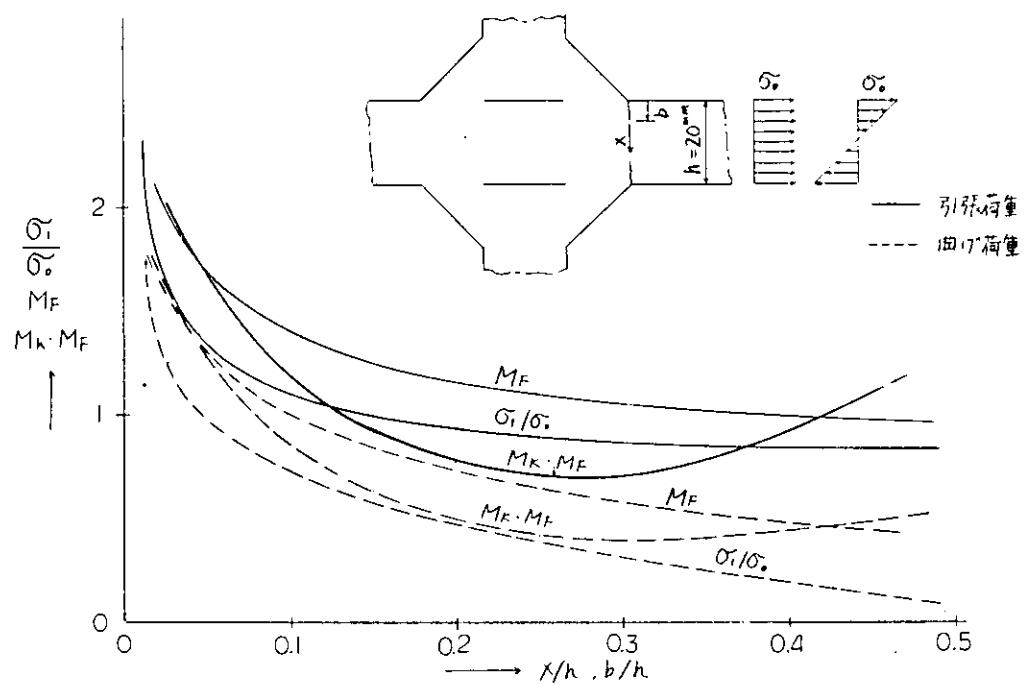


図 5.6.1.5 リブ十字継手の主応力、K 値

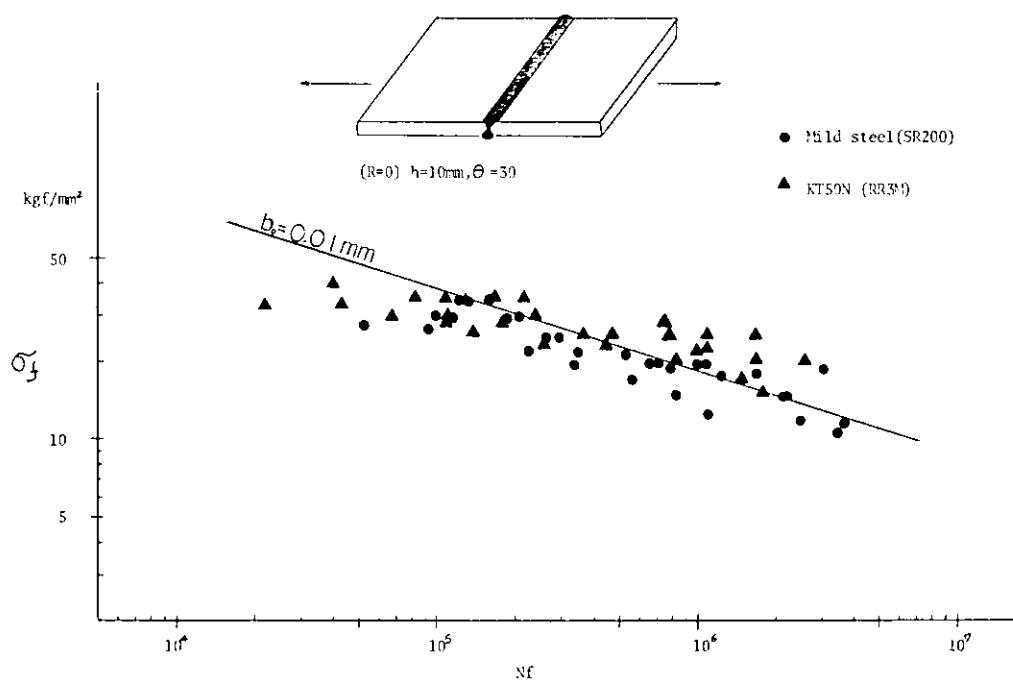


図 5.6.1.6 突合せ継手(引張荷重)の $\sigma_f - N_f$ 線図

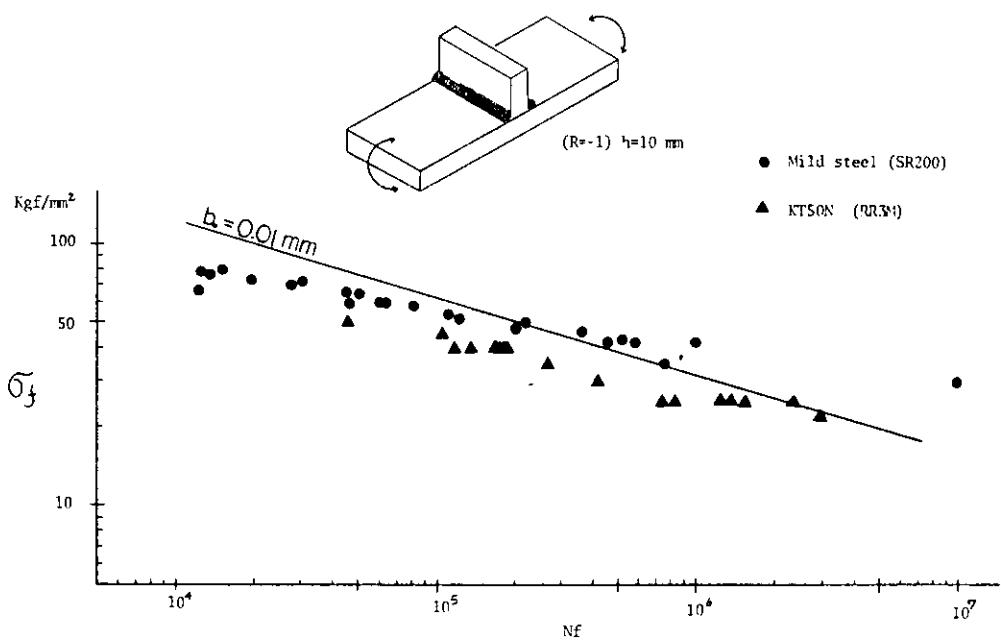


図 5.6.1.7 T 継手（曲げ荷重）の $\sigma_f - N_f$ 線図

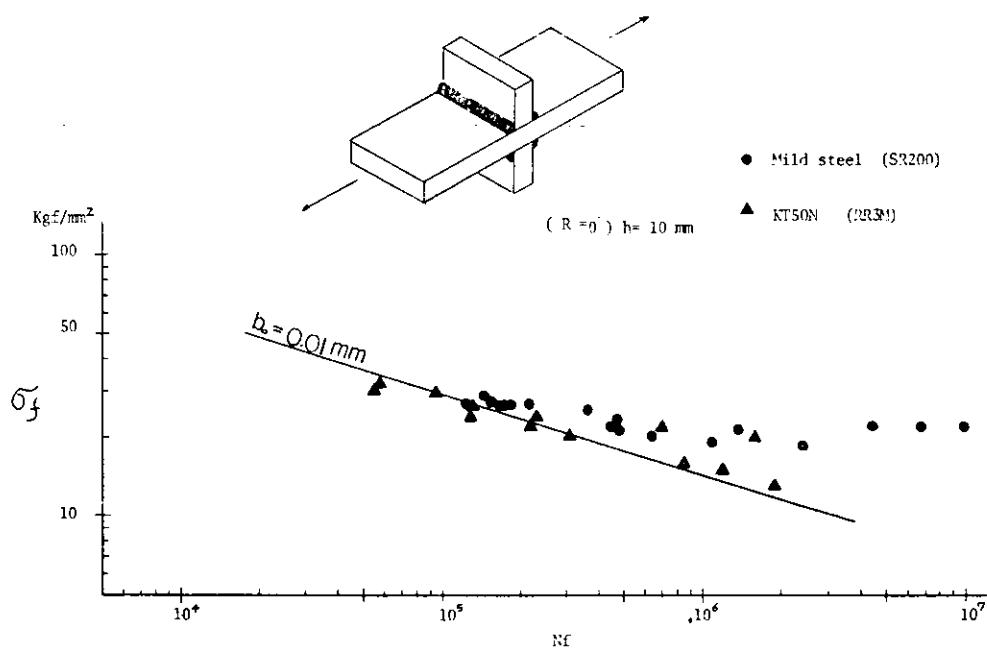


図 5.6.1.8 リブ十字継手（引張荷重）の $\sigma_f - N_f$ 線図

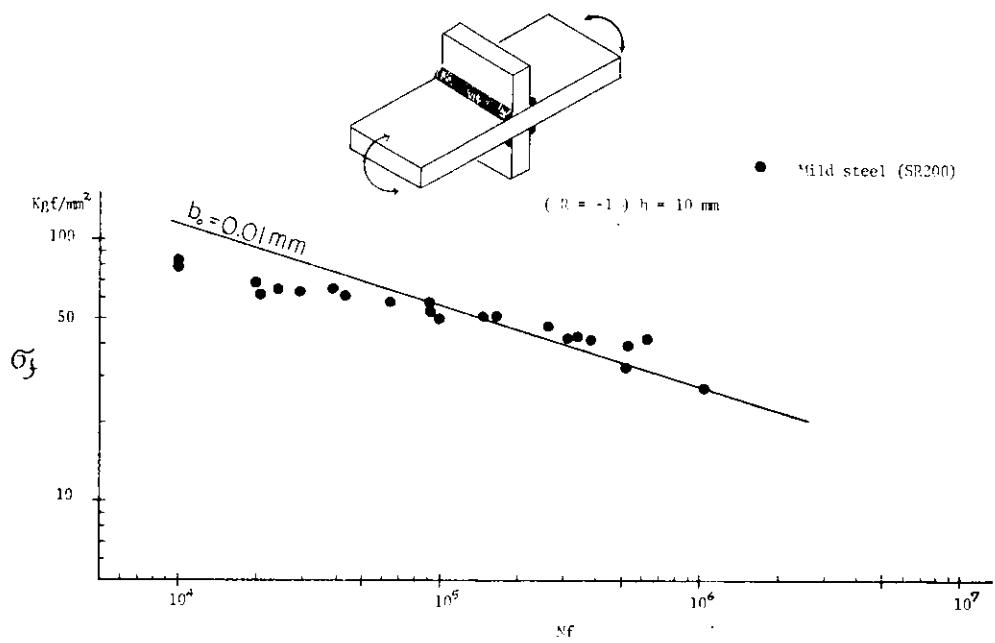


図 5.6.1.9 リブ十字継手(曲げ荷重)の σ_f-N_f 線図

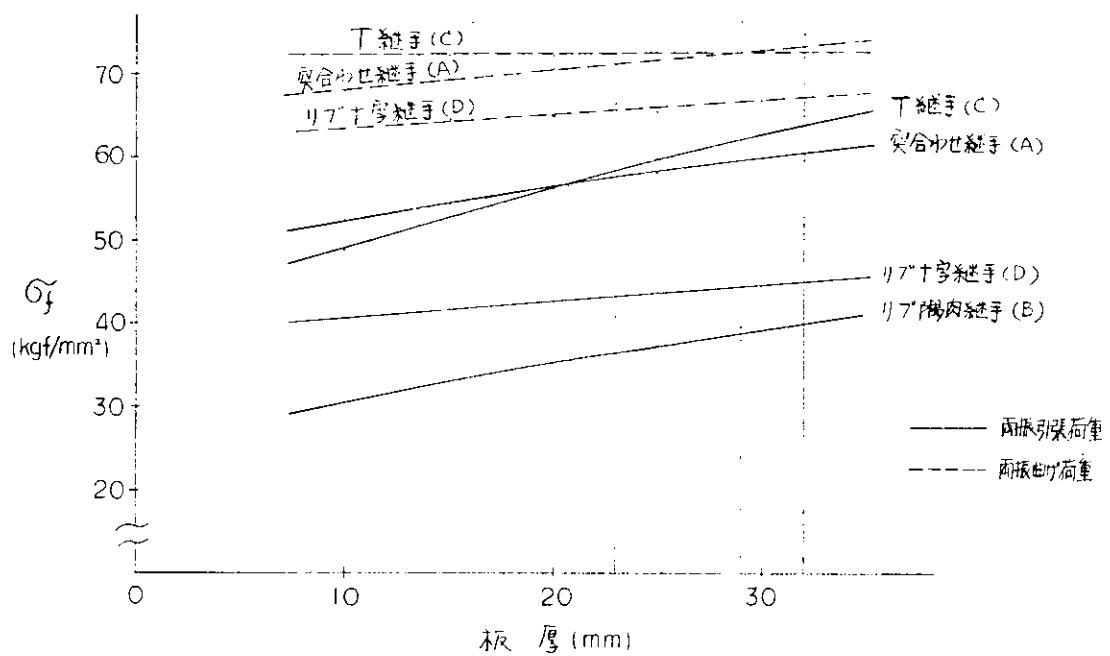
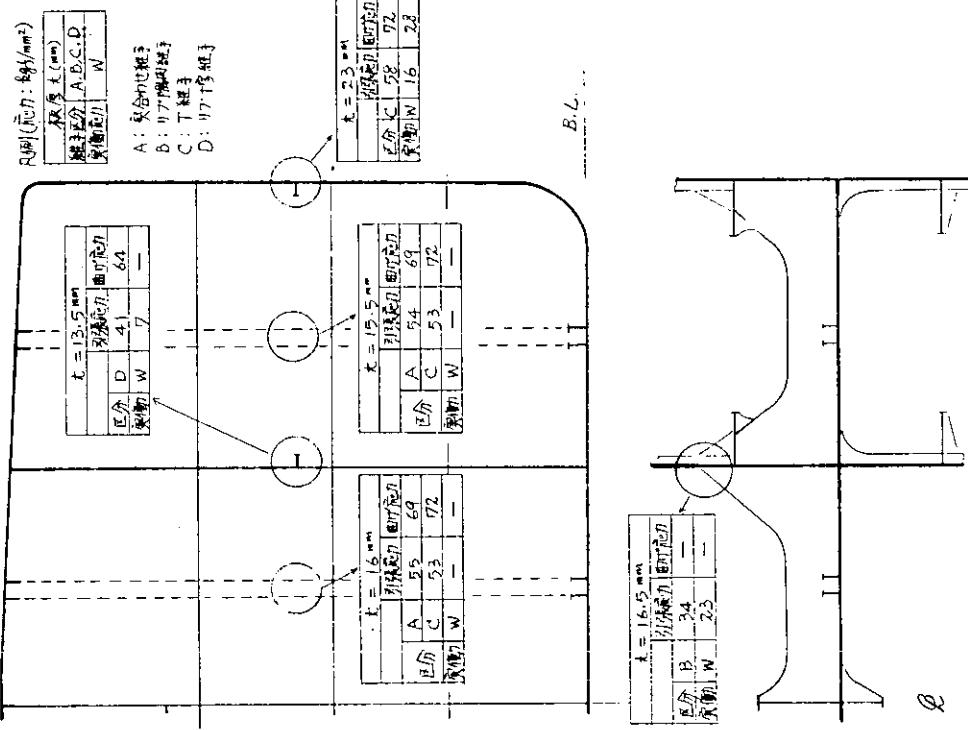
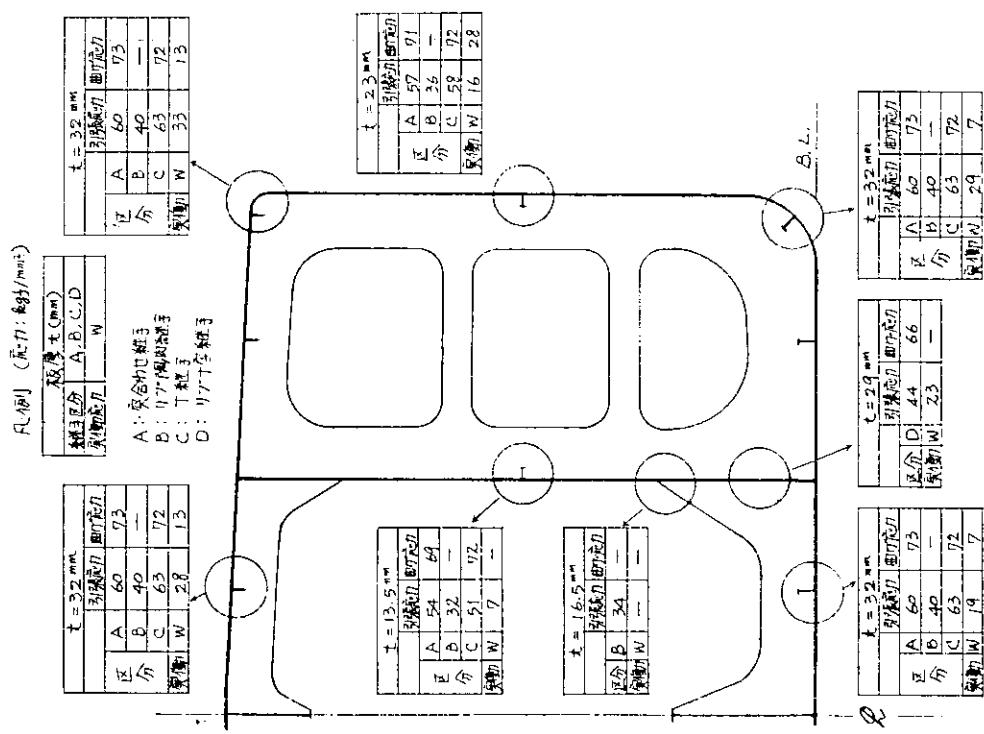


図 5.6.1.10 各種継手の疲労破断応力



5.6.2 CAR CARRIER の DECK BEAM END BRACKET 損傷の検討

5.6.2.1 目的

CAR CARRIER の DECK BEAM END BRACKET に発生した損傷に対して破壊力学の手法を用いて解析を行い、その発生原因等を検討する。

5.6.2.2 損傷の概要

本損傷は図 5.6.2.1 に示す如く CAR CARRIER ($L \times B \times D = 150^M \times 23.4^M \times 20.4^M$) の 3RD CAR DECK 及び 4TH CAR DECK の DECK BEAM END BRACKET の DECK PLATE との取合部の R 止端部近傍より CRACK が発生したもので、就航後約 7 年目に発見され発見当時 CRACK の長さはおよそ 50 MM から 200 MM に達していた。

5.6.2.3 応力解析

(1) 計算モデル

FEM 計算モデルを図 5.6.2.2 及び図 5.6.2.3 に示す。解析の対象を 4TH CAR DECK BEAM END BRACKET 部とし、BRACKET 近傍は平面膜要素、その他は梁要素でモデル化した。

尚、平面膜要素使用部分の DECK PLATE, SIDE SHELL PLATE 及び SIDE FRAME 等の FLANGE 部は棒要素でモデル化している。

(2) 荷重条件

本損傷の主因として、DECK 本体及び DECK 上の CAR LOAD の船体運動による荷重変動により BRACKET に生ずる曲げ変動応力が考えられる。

そこで、図 5.6.2.4 に示す如く、4TH CAR DECK に DECK 自重及び CAR LOAD の船体運動による上下変動荷重が働く場合を考え、応力解析を行う。

尚本変動荷重は IMO GAS CARRIER CODE 記載の式により、 10^{-8} レベル本船の船体運動による加速度を計算し求めたものである。

(3) 計算結果

4TH CAR DECK の DECK BEAM END BRACKET の主応力分布の計算結果を図 5.6.2.5 及び図 5.6.2.6 に示す。図 5.6.2.6 は図 5.6.2.5 の BRACKET R 部近傍を拡大したものである。これより本 BRACKET の DECK PLATE との取合部の R 止端部近傍に大きな引張り応力が発生していることがわかる。

5.6.2.4 亀裂伝播解析

(1) 亀裂伝播経路

図 5.6.2.6 に示す如く、BRACKET R 止端部の引張り応力が高く、損傷例の亀裂発生部と一致している。又同図中に亀裂が引張り主応力の法線方向に進むと仮定した場合の亀裂伝播経路を示す。本経路は、損傷例の亀裂進展方向とは概一致している。従って、以下の亀裂伝播解析は、R 止端部より発生した亀裂が本経路に添って進展するものとして行う。

(2) 亀裂先端の K 値

a) 亀裂伝播経路に沿った応力分布

(1)で設定した亀裂伝播経路上の引張り主応力の分布を図 5.6.2.7 に示す。またこの応力分布を下記の如く 4 次式で近似した結果を同図中に示す。

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^4 c_n x^n \quad \dots \quad (5.6.2.1)$$

尚、係数 c_n は以下に示す通りである。

$$\left\{ \begin{array}{l} c_0 = 2.010 \\ c_1 = -0.2496 \\ c_2 = -1.544 \times 10^{-3} \\ c_3 = -4.859 \times 10^{-5} \\ c_4 = -2.503 \times 10^{-7} \end{array} \right.$$

b) 亀裂先端のK値

本亀裂は BRACKET の R-END 部自由端より発生した縁亀裂と考えられるので、任意の亀裂長さにおける K 値は (5.6.2.1) 式を用いて以下の如く表せる。

$$K = \sum_{n=0}^4 k_n c_n a^n \sqrt{\pi a} \quad \dots \quad (5.6.2.2)$$

ここで、 a : 亀裂長さ (GIRTH 長さ)、又 k_n は縁亀裂として 5.5 に示される以下の値を用いる。

$$\left\{ \begin{array}{l} k_0 = 1.1215 \\ k_1 = 0.6829 \\ k_2 = 0.5255 \\ k_3 = 0.4410 \\ k_4 = 0.3868 \end{array} \right.$$

(5.6.2.2) 式を用いて計算した亀裂長さと K 値の関係を図 5.6.2.8 に示す。

(3) 亀裂伝播寿命の計算

疲労亀裂の伝播速度は以下の PARIS 式で表される。

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad \dots \quad (5.6.2.3)$$

これより繰り返し数 (N) と亀裂長さ (a) の関係は次式の如くなる。

$$N = \sum_{i=1}^n \frac{1}{C} (a_i - a_{i-1}) \frac{1}{(R_a \Delta K)^m} \quad \dots \quad (5.6.2.4)$$

a) 計算条件

(5.6.2.4) 式を用い以下の条件で計算を行った。(5.5 記載の計算条件設定基準を準用する)

- $m = 4 - 0.0327 \sigma_Y = 4 - 0.0327 \times 24 = 3.22$
- $C = 5.53 \times 10^{-4} / (59.2)^m = 5.53 \times 10^{-4} / (59.2)^{3.22} = 1.086 \times 10^{-9}$
- R_a (等価応力係数) = 0.102 ($m = 3.22$, $n = 8$ より)
- a_0 (初期亀裂長さ) = 0.5^{MM} (0.5^{MM} 程度の深さの潜在欠陥が存在したと仮定する)
- ΔK_{th} は考慮しない。

尚 CAR CARRIER の特質上全航海期間の場合は CAR LOAD がなく DECK 自重のみと考えられるが、簡略化の為、全期間 DECK 自重及び CAR LOAD の両者の変動荷重が DECK に働くものとした。

b) 計算結果

図 5.6.2.9 に亀裂長さ (a) と繰り返し数 (N) の関係を示す。これより亀裂伝播速度は亀裂長さが 1.0^{MM} を過ぎたあたりから速くなっていることがわかる。また亀裂長さは 7 年でおよそ 135^{MM} に達することがわかる。

5.6.2.5 考 察

- (1) 図 5.6.2.6 に示した本検討より得られた亀裂伝播経路と本船の損傷状況とは、亀裂の発生点及び進展経路

とも概略一致している。

従って、このBRACKETの損傷は、本検討で想定した如く、DECK及びDECK上のCAR LOADの船体運動による荷重変動によりBRACKETに生ずる曲げ変動応力が主因であると推定される。

(2) 図5.6.2.9に示した亀裂長さと繰り返し数の関係より、7年で亀裂が 0.5MM から 135MM 前後に進展することとなるが、これも本船の損傷が就航後約7年で亀裂長さが $50\text{MM} \sim 200\text{MM}$ に達していたのとよく一致している。

(3) 図5.6.2.10に本検討で用いたBRACKETに働く応力レベルが、増厚等の補強により、全体的に一様に減少したと仮定した場合の、応力レベル減少率と亀裂長さが 50MM となるまでに要する時間との関係を示す。

同図より例えば、補強等により応力レベルを20%減少させると、亀裂が 50MM まで進展する時間は、5年間から10年間に倍増する事となり、補強等により応力を下げる事による効果は非常に大きいという事が判る。

(4) 図5.6.2.9に示す如く、亀裂は、亀裂が短かい間は進展速度が非常に遅く、ある長さ以上となると、進展速度が急激に早くなる。この事は初期亀裂の大きさの設定が亀裂伝播寿命に大きく影響する事を示し、又この傾向は、本件に限らず、他の損傷に於ても同様の場合も多いと考えられ、検査基準、残余寿命の推定等に対して、有益なヒントを与えるものと考えられる。

5.6.2.6 結論

本検討の結果、該部の損傷原因、機構を概略明らかとする事が出来、又対策等についても有益な示唆を得る事が出来た。

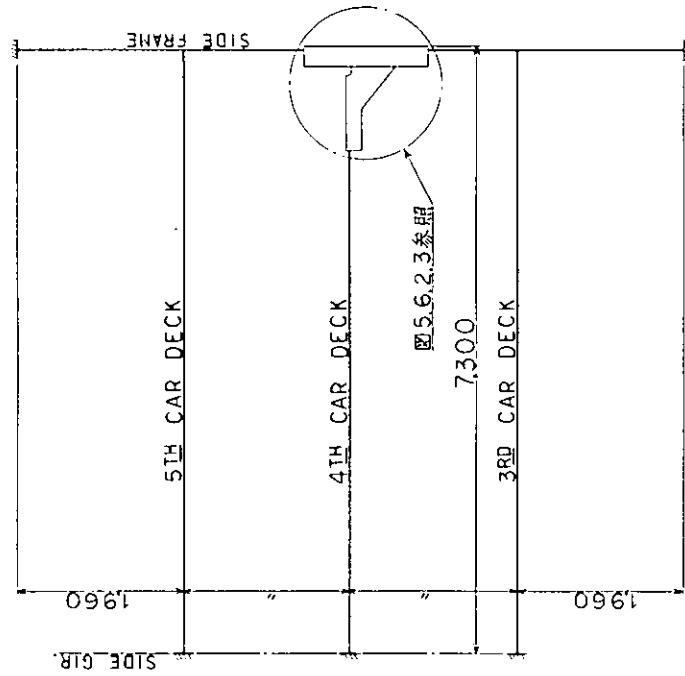


図 5.6.2.2 計算モデル(全体図)

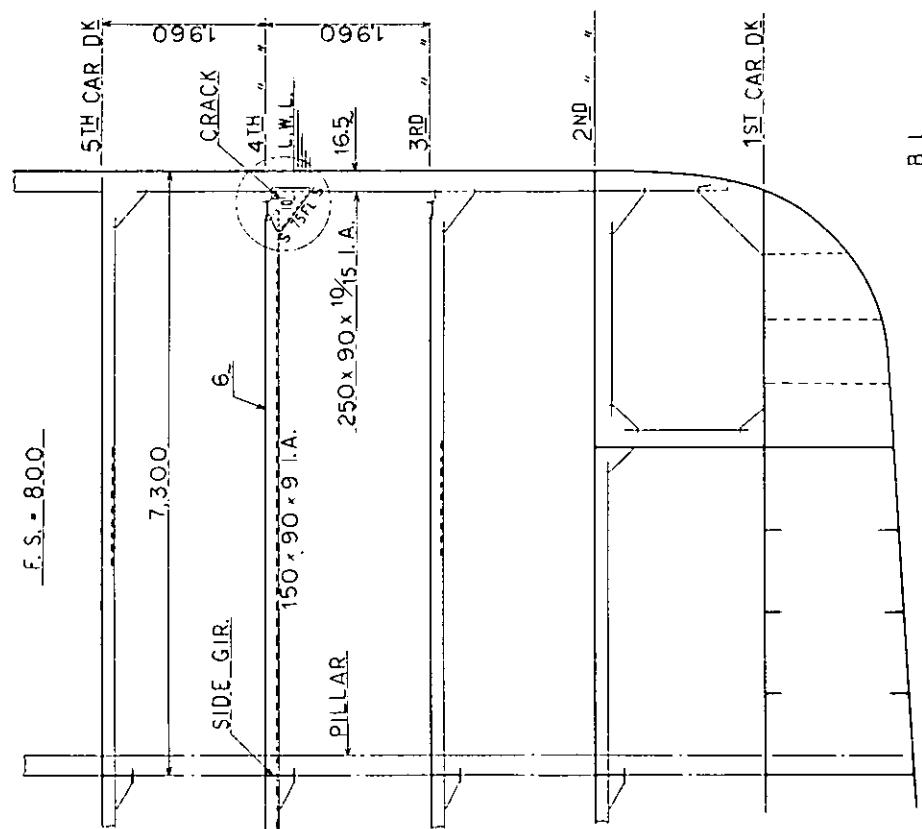


図 5.6.2.1 損傷の概要

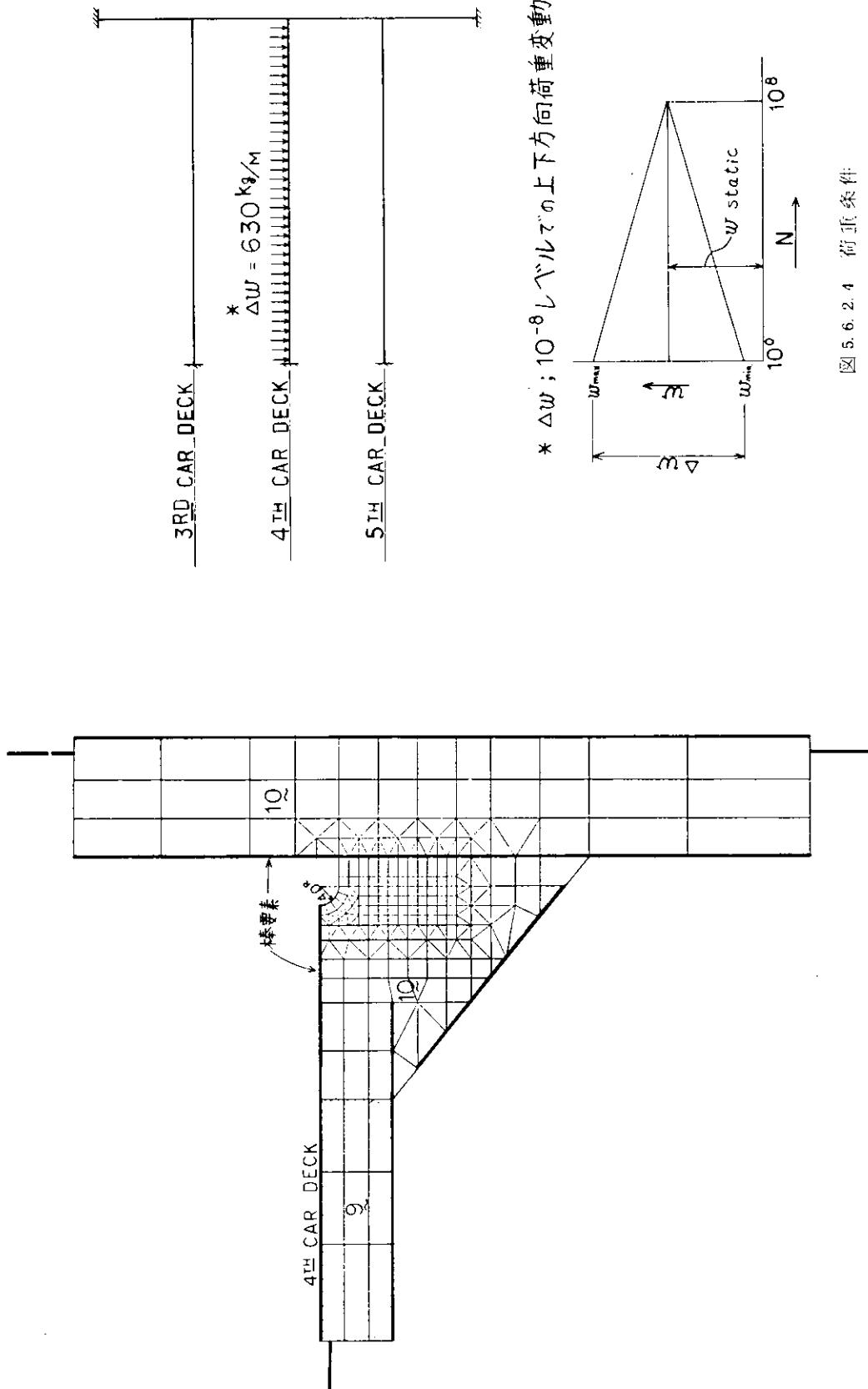


図 5.6.2.3 メッシュ分割図

図 5.6.2.4 游垂条件

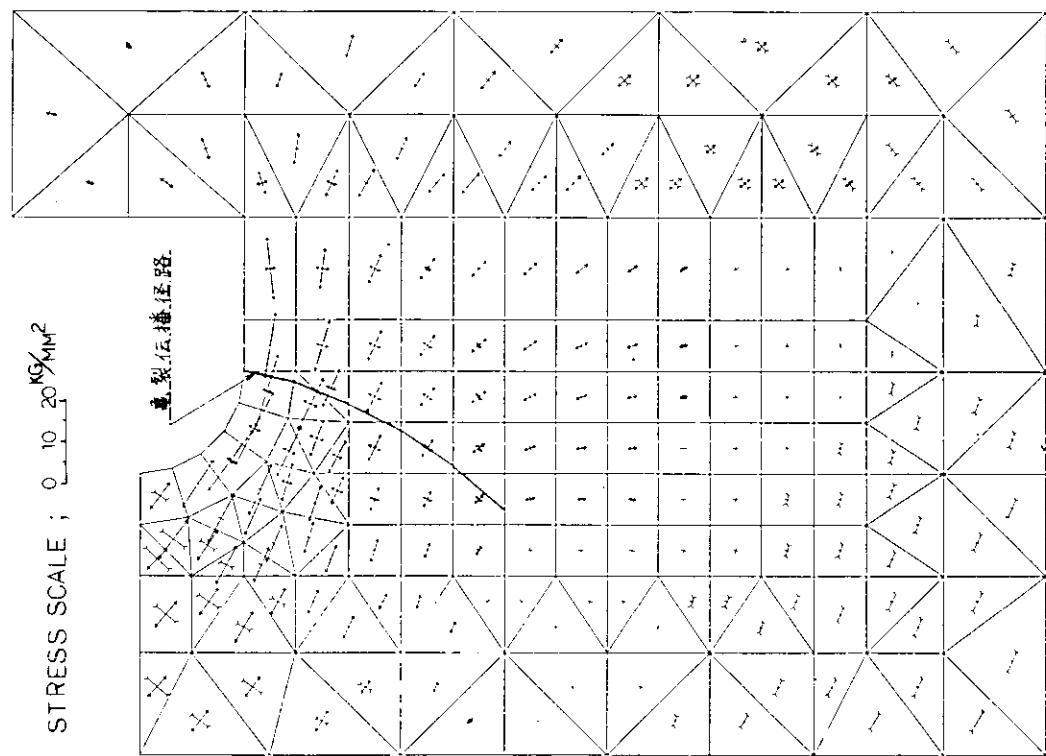


图 5.6.2.6 主应力分布(放大图)

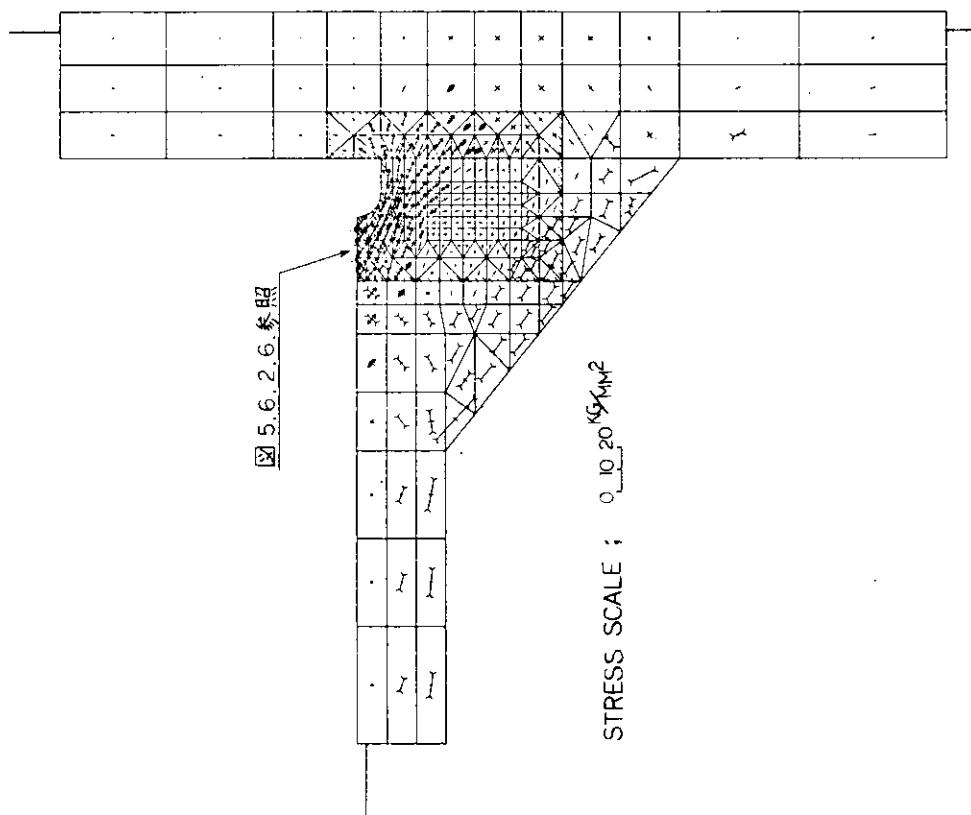


图 5.6.2.5 主应力分布

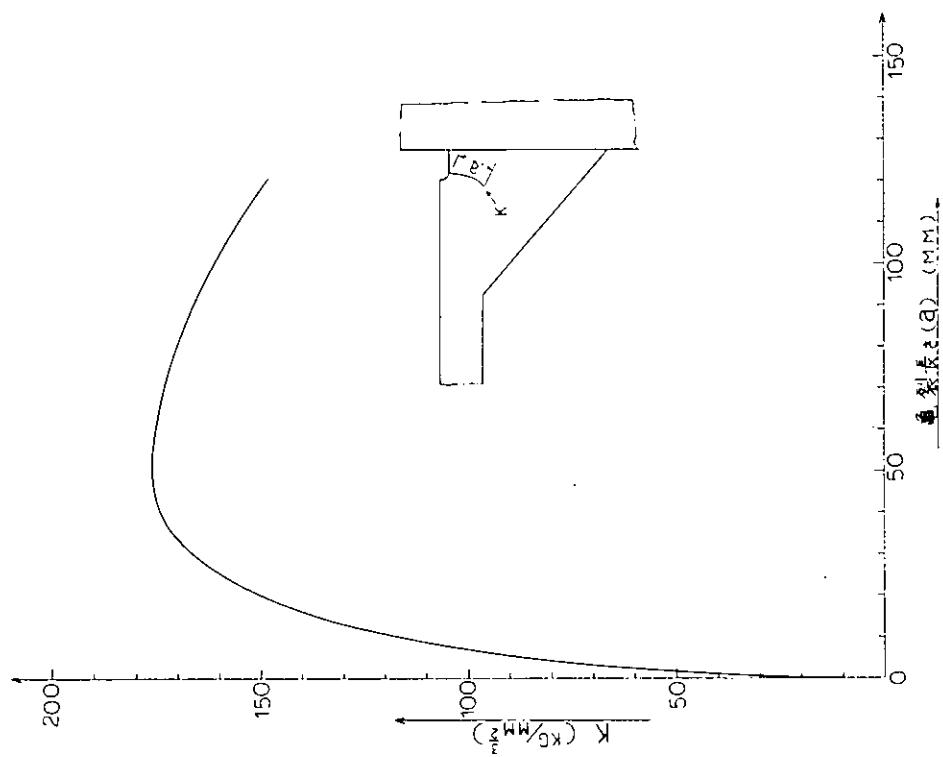


図 5. 6. 2. 8 亀裂長さ(a)とK値の関係

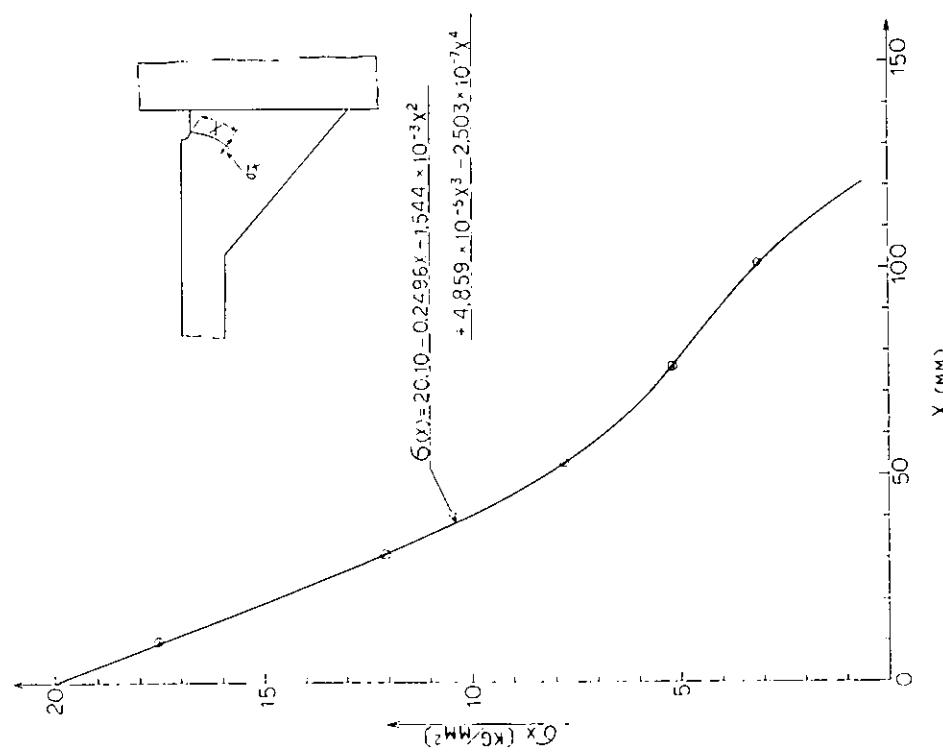


図 5. 6. 2. 7 亀裂伝播経路に沿った引張主応力分布(10⁻⁸レベル)

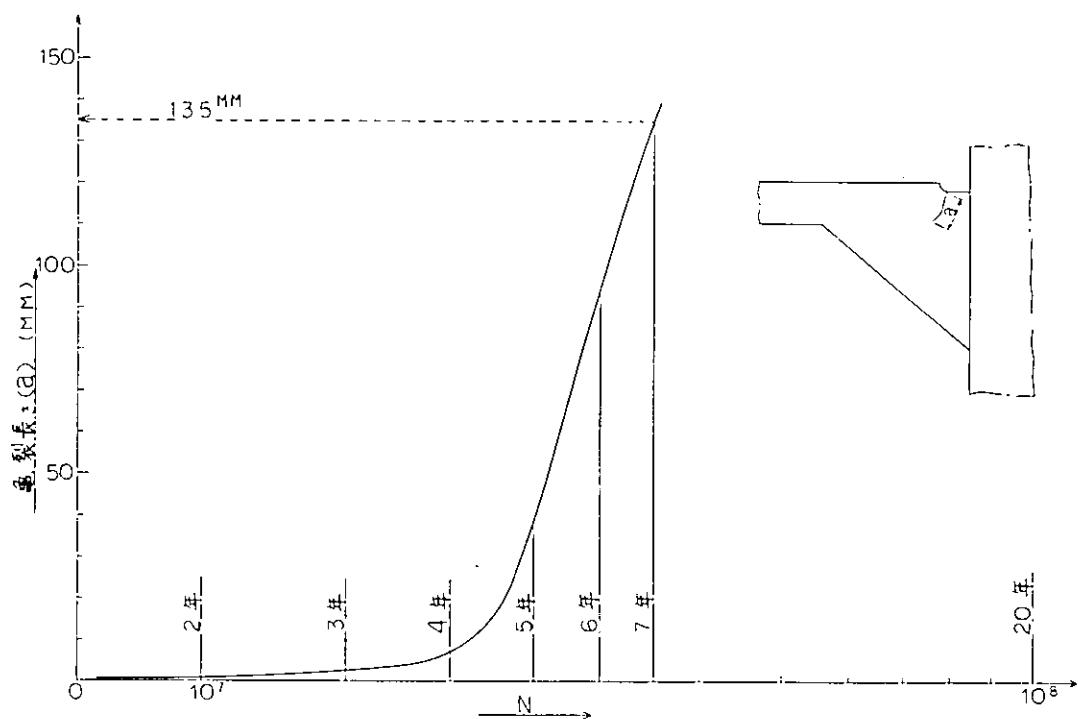


図 5.6.2.9 亀裂長さ(a)と繰り返し数(N)の関係

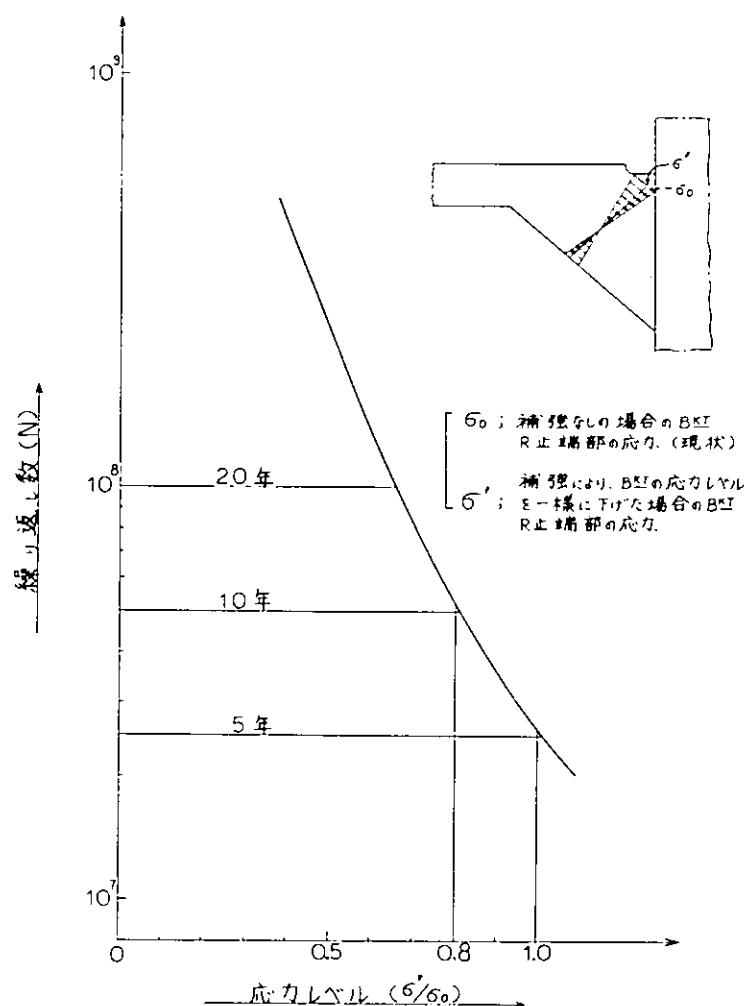


図 5.6.2.10 応力レベルと亀裂長 5.0mm となるまでの期間

5.6.3 海洋構造物 HT 60 溶接継手の脆性破壊に対する安全性の評価

5.6.3.1 目的

海洋構造物用として HT 60 板厚板（板厚 4.5 mm および 6.5 mm）の使用が検討され、その溶接継手について脆性破壊に対し許容し得るか、応力除去焼純を行うべきか否かについて判定することになった。

HT 60 溶接継手の破壊靱性値を得るために、比較的小型で簡便な 3 点曲げ COD 試験を実施した。その結果より、破壊力学的手法、特に日本溶接協会 WES-2805 規格の手法を応用して許容欠陥寸法を求め、安全性についての検討を行った。

5.6.3.2 HT 60 溶接継手の破壊靱性値

HT 60 溶接継手について、次のような条件で、3 点曲げ COD 試験を行い破壊靱性値 δ_c を求めた。即ち

- ① 板厚 : 6.5 mm, 4.5 mm
- ② 切欠位置 : 溶接金属部, HAZ
- ③ 方向 : 压延平行方向 L, 压延直角方向 C
- ④ 応力除去焼純 : 有り, なし

の組合せ $2 \times 2 \times 2 \times 2$ で、それぞれ 4 繰返し、計 64 本の実験を行った。

溶接条件を表 5.6.3.1～2 に示す。応力除去焼純の条件は、 $565 \pm 15^\circ\text{C} \times 25\text{ h}$ 保持で行った。

3 点曲げ COD 試験の試験片寸法は ASTM-E399 および BS1 DD19 に従った標準的なものであり、その詳細を表 5.6.3.1～2 に示す。試験温度は、本海洋構造物の最低使用温度と考えられる 7°C (45°F) である。

表 5.6.3.3 に 3 点曲げ COD 試験で得られた結果を示す。いずれも 7°C を実施した 4 本の試験の平均値である。

脆性破壊はいずれの試験片も塑性拘束の最も大きな板厚中央部から発生しており、亀裂は全断面を破断することなく停止している。しかし破面はいずれも完全脆性を呈している。

5.6.3.3 許容欠陥寸法パラメータ \bar{a}

表 5.6.3.3 に示した破壊靱性値 δ_c から、日本溶接協会 WES-2805 規格に従って、欠陥部に働く歪 ϵ と許容欠陥パラメータ \bar{a} についての算定を行った。

許容欠陥寸法パラメータ \bar{a} とは、許容欠陥の大きさを代表するパラメータであり、無限板中の板厚貫通欠陥の場合にはそのまま欠陥長さの $\frac{1}{2}$ となる量である。

一方、欠陥部に働く歪 ϵ とは、設計応力から換算される歪に溶接残留歪と構造形状に対する歪集中を加えたものである。

WES-2805 規格では δ_c , \bar{a} , ϵ は次式のように与えられる。

$$\bar{a} = \frac{1}{3.5(\epsilon/\epsilon_Y)} (\delta_c / \epsilon_Y) \quad (1)$$

ただし、 ϵ_Y は降伏歪である。降伏点を σ_Y 、ヤング率を E とすると

$$\epsilon_Y = \sigma_Y / E \quad (2)$$

また、 ϵ は次のように与えられる。

$$\epsilon = \epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 = \sigma_1 / E + \sigma_2 / E + \sigma_3 / E \quad (3)$$

ここで $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ はそれぞれ設計歪、溶接残留歪、歪集中による歪をあらわす。 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ はそれぞれ $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ に対応した応力値であって、次のように与えられる。

$$\sigma_1 = \sigma_{\text{membrane}} + \alpha_b \sigma_{\text{bending}} \quad (4)$$

α_b : 欠陥の種類で定まる定数

貫通欠陥 0.50, 埋没欠陥 0.25, 表面欠陥 0.75

$$\sigma_2 = \begin{cases} 0.6 \sigma_Y & : \text{溶接まゝ, 溶接線に直角な欠陥} \\ 0.2 \sigma_Y & : \text{溶接まゝ, 溶接線に平行な欠陥} \\ 0 & : \text{応力除去焼純} \end{cases} \quad (5)$$

$$\sigma_3 = (k_t - 1) \sigma_1 \quad (6)$$

ここで k_t は応力集中係数であり、別途に与えられる。

(1)式でにおける $\bar{\sigma}$ と ϵ の関係の例を図 5.6.3.4, 図 5.6.3.5 に示す。

今、設計応力 σ_1 を $0.75 \sigma_Y$ とし、欠陥の存在箇所に応力集中がない ($k_t = 1$) と仮定して、応力除去焼純のありなしによる許容欠陥寸法パラメータ $\bar{\sigma}$ の差異を対比したのが表 5.6.3.4 である。

表 5.6.3.4 に見られるように、応力除去焼純は、全体として $\bar{\sigma}$ を大きくする傾向にあるけれども、その効果はあまり顕著でない。破壊靭性値 δ_c は、応力除去焼純により低下する場合があり、残留応力の除去が必ずしもそのまゝ、安全性を高めることになっていないこととなる。

5.6.3.4 溶接継手における許容欠陥寸法

欠陥の存在位置が応力集中部でない ($k_t = 1$) 場合は、前項 5.6.3.3 での表 5.6.3.4 に示した $\bar{\sigma}$ が板厚貫通き裂のものに相当し、そのまゝで許容欠陥寸法が求められたこととなる。

しかし、一般の溶接継手の場合は、さまざまの応力集中があり、欠陥形状も板厚貫通き裂、埋没き裂、表面き裂と多様に変化する。

ここでは、板厚 6.3 mm の溶接金剛について、溶接まゝと、応力除去焼純を行ったものとの比較を行うこととする。溶接継手の形式としては、突き合せ溶接継手（横継手および縦継手）、十字隅肉継手、隅肉継手のまわり溶接部の 4 つのケースの算定を行う。

応力集中係数 k_t および溶接残留応力は、WSD 規格（案）に従い以下のように設定されることとなる。

(1) 横 繼 手

表面欠陥の場合、欠陥深さを b 、板厚を t として、

$$b \leq 0.15t \text{ のとき } k_t = 1.5$$

$$b > 0.15t \text{ のとき } k_t = 1.0$$

$$\sigma_2 = 0.2 \sigma_Y$$

埋没欠陥および余盛なしの場合

$$k_t = 1.0, \sigma_2 = 0$$

(2) 縦 繼 手

$$k_t = 1.0, \sigma_2 = 0.6 \sigma_Y$$

(3) 十字隅肉継手

表面欠陥の場合

$$b \leq 0.10t \text{ のとき } k_t = 3.0$$

$$b > 0.10t \text{ のとき } k_t = 2.0$$

$$\sigma_2 = 0.6 \sigma_Y$$

埋没欠陥、貫通欠陥の場合

$$k_t = 2.0, \sigma_2 = 0$$

なお完全溶込みの場合は、(1)の横継手(突合せ)の場合と同等とみなす。

(4) 隅肉継手まわし溶接部

補強板の高さを h として、

$$h \geq t \quad \text{のとき} \quad k_t = 3.0$$

$$h < t \quad \text{のとき} \quad k_t = 2.0$$

$$\sigma_2 = 0.6 \sigma_Y$$

許容欠陥寸法パラメータ \bar{a} から、表面欠陥、埋没欠陥の欠陥長さ、深さへの換算は、欠陥先端での K 値を媒介にして作成された図 5.6.3.6～7 により行った。

図 5.6.3.8～11 に、上に挙げた(1)～(4)のケースの表面欠陥の場合の許容欠陥寸法と設計応力の関係を示す。

埋没欠陥については今回測定された破壊靱性値 δ_c に対して全て許容されるので、グラフに示していない。

図 5.6.3.8 の横継手に示されるように、欠陥が溶接線に平行に存在する場合は、残留応力の影響が小さく、応力除去焼純により、破壊靱性値 δ_c がいくらか低下すると、許容欠陥寸法が小さくなってしまう可能性があることは注意を要する。

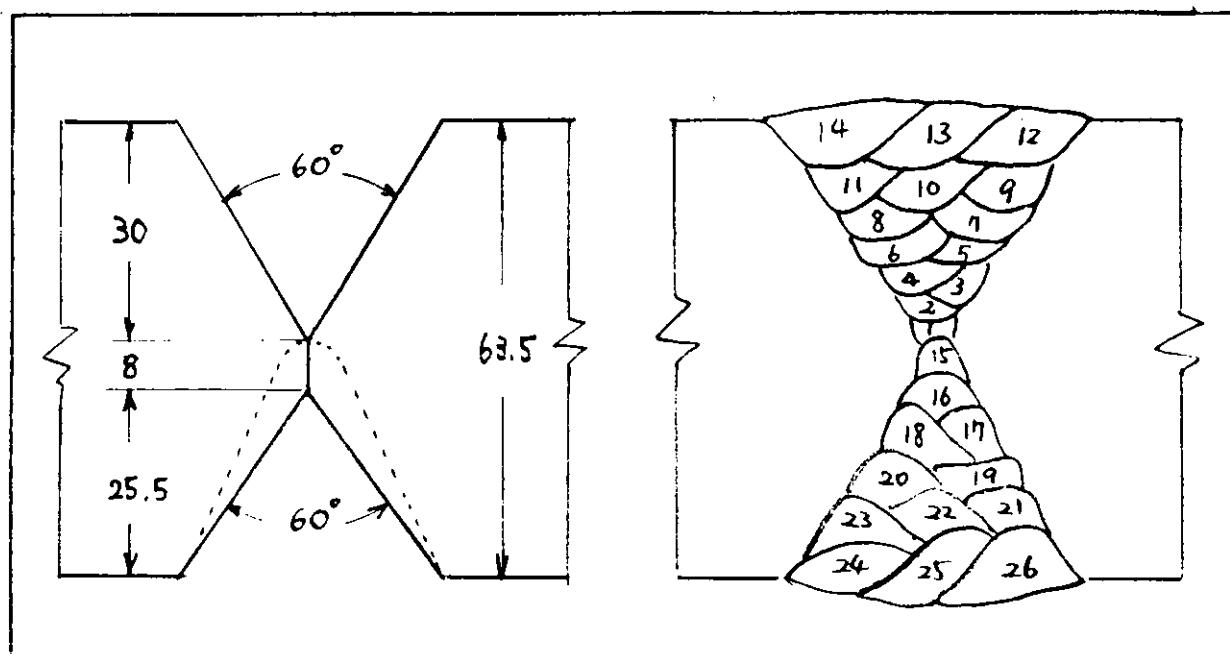
5.6.3.5 結論

HT 60 溶接継手の脆性破壊に対する許容欠陥寸法について、日本溶接協会 WES-2805 規格にもとづき検討を行った。特に設計、工作関係者が理解しやすいように、各種の溶接継手形式、欠陥位置、欠陥形状に対して、設計応力と許容欠陥寸法の関係をグラフ化した。

また、溶接部の応力除去焼純が許容欠陥寸法に及ぼす影響について考察した。応力除去焼純の採否は、設計者、工作者が、溶接法と許容欠陥寸法との関係、その他の要因を考慮して決定すべきであるが、一般に高強度の調質鋼では、応力除去焼純が靱性の劣化を招きやすく、溶接継ぎ目方向の欠陥に対して逆に許容欠陥寸法を小さくする場合があることに注意すべきである。

表 5.6.3.1 63.5 mm厚材の溶接条件

溶接法	SAW	溶接姿勢	1G (Flat)
開先形状	Double V	板厚	2.5" (63.5mm)

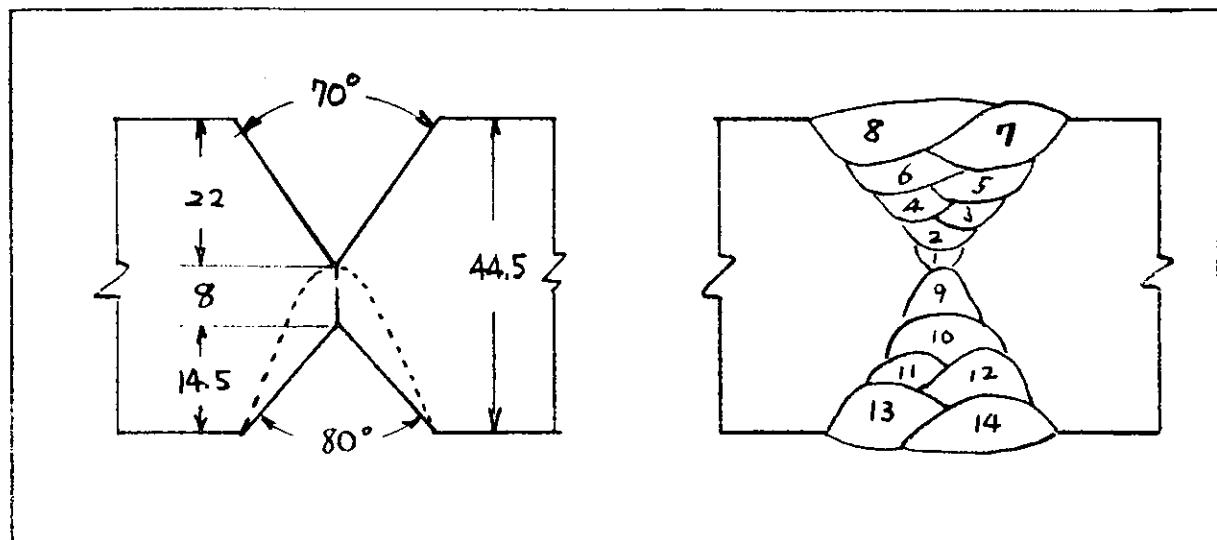


溶接条件

バース番号	溶接棒		電圧 (V)	電流 (A)	速度 (cm/min)	溶接法
	直径 (mm)	路号				
1	4.8	US56B(HS64)	3.3	680	3.5	SAW
2	"	"	3.4	700	3.5	"
3~13	"	"	3.4	740	3.5	"
14	"	"	3.6	740	3.2	"
15	"	"	3.3	680	3.5	"
16~25	"	"	3.4	740	3.5	"
26	"	"	3.6	740	3.2	"
		許容範囲	3.2~3.6	650~750	3.2~6.0	(50KJ/cm以下)

表 5.6.3.2 44.5mm厚材の溶接条件

溶接法	SAW	溶接姿勢	I G (Flat)
開先形状	Double V	板厚	17.5" (44.5mm)



溶接条件

バッジ番号	溶接棒		電圧 (V)	電流 (A)	速度 (cm/min)	溶接法
	直角 (mm)	商 品 号				
1	4.8	US49(HS-60) US50B(HS-64)	33	680	35	SAW
2~7	"	"	34	740	35	"
8	"	"	36	740	32	"
9	"	"	33	680	35	"
10	"	"	34	700	35	"
11~13	"	"	34	740	35	"
14	"	"	36	740	32	"
		許容範囲	3.2~3.6	650~750	3.2~4.0	(5KJ/cm以下)

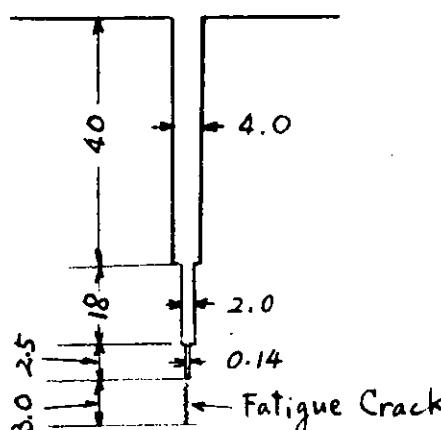
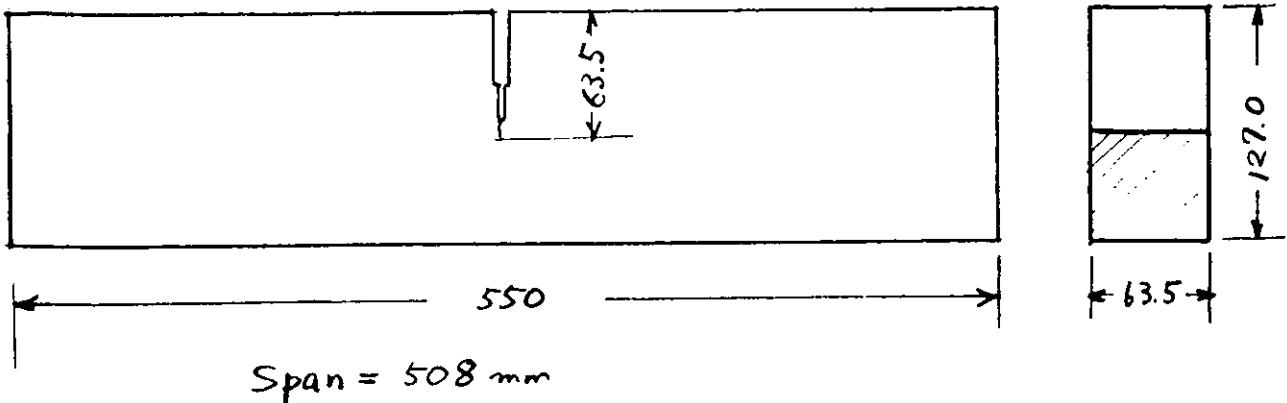
表 5.6.3.3 COD 試験結果

試験温度 45°F (7°C)

試験片	COD (mm)	
	溶接まゝ	応力除去焼鈍
L-1-W	0.340	0.236
L-1-H	0.805	0.414
C-1-W	0.282	0.377
C-1-H	0.367	0.436
<hr/>		
L-2-W	0.246	0.139
L-2-H	0.731	1.322
C-2-W	0.423	0.246
C-2-H	0.466	0.556

表 5.6.3.4 許容欠陥寸法パラメータ \bar{a}

試験片	COD (mm)		許容欠陥寸法パラメータ \bar{a} (mm)	
	溶接まゝ	応力除去焼鈍	溶接まゝ	応力除去焼鈍
L-1-W	0.340	0.236	2.64	3.30
L-1-H	0.805	0.414	6.64	6.52
C-1-W	0.282	0.377	2.19	5.27
C-1-H	0.367	0.436	3.03	7.01
<hr/>				
L-2-W	0.246	0.139	1.95	1.98
L-2-H	0.731	1.322	6.55	20.99
C-2-W	0.423	0.246	3.35	3.51
C-2-H	0.466	0.556	3.99	8.74



Fatigue Pre-cracking Condition

$$(1) \quad a = 60.5 \sim 62.5 \text{ mm}$$

$$P = 100 \sim 5,100 \text{ Kgf}$$

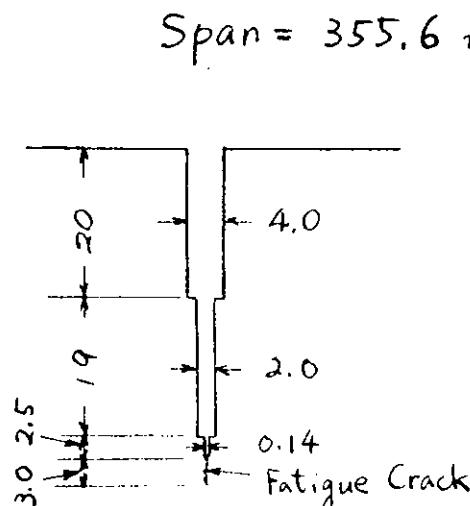
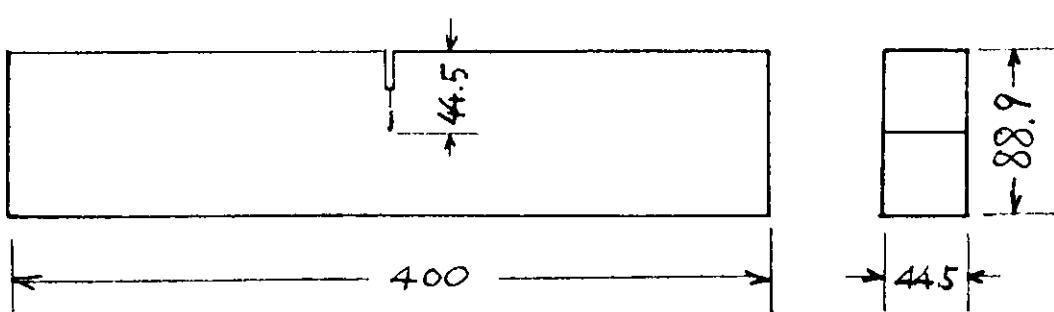
$$K = 1.5 \sim 73.7 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{1}{2}}$$

$$(2) \quad a = 62.5 \sim 63.5 \text{ mm}$$

$$P = 200 \sim 4,800 \text{ Kgf}$$

$$K = 3.0 \sim 71.2 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{1}{2}}$$

図 5.6.3.1 6.35 mm(2.5") 厚材の試験片形状



Fatigue Pre-cracking Condition

$$(1) \quad a = 41.5 \sim 43.5 \text{ mm}$$

$$P = 100 \sim 3,600 \text{ Kgf}$$

$$K = 2.5 \sim 88.3 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{1}{2}}$$

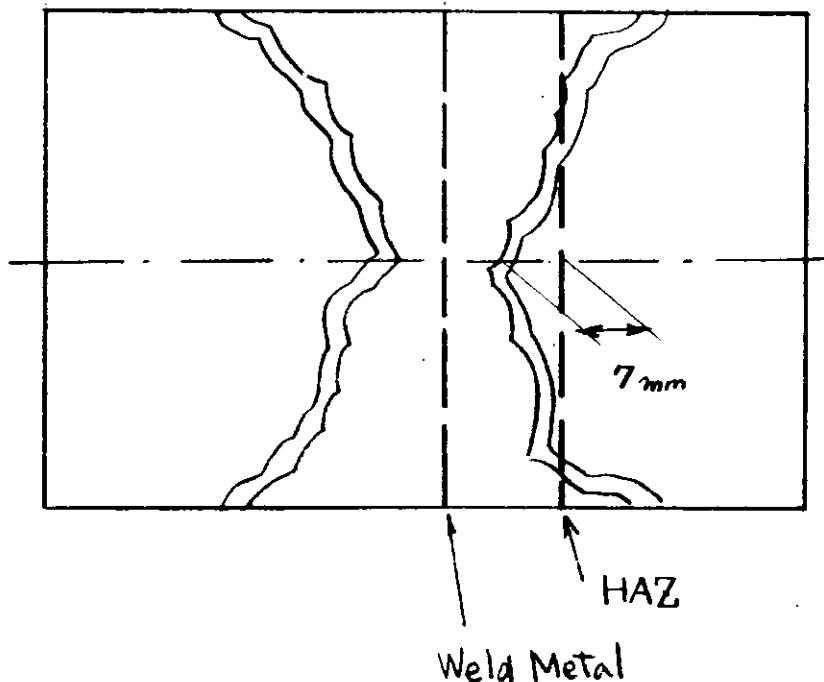
$$(2) \quad a = 43.5 \sim 44.5 \text{ mm}$$

$$P = 100 \sim 3,100 \text{ Kgf}$$

$$K = 2.5 \sim 78.5 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{1}{2}}$$

図 5.6.3.2 4.45 mm(1.75") 厚材の試験片形状

板厚 63.5 mm (2.5")



板厚 44.5 mm (1.75")

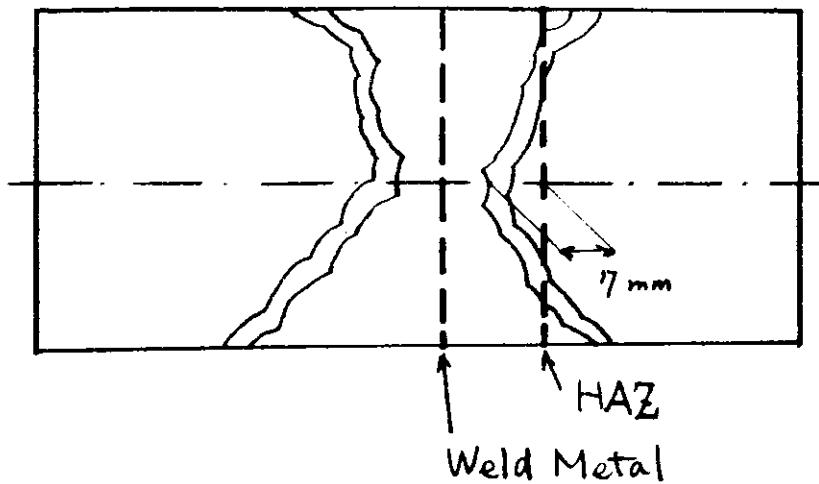


図 5.6.3.3 C O D 試験片での亀裂先端位置

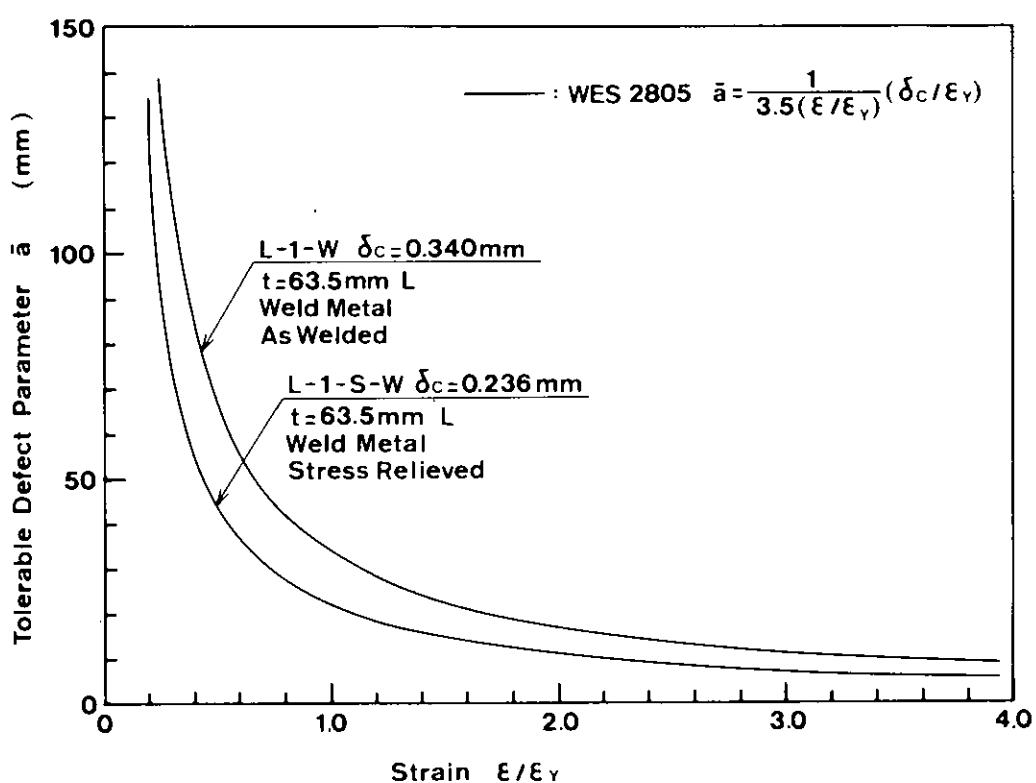


図 5.6.3.4 許容欠陥寸法パラメータと歪との関係：6.35 mm厚材，溶接金属

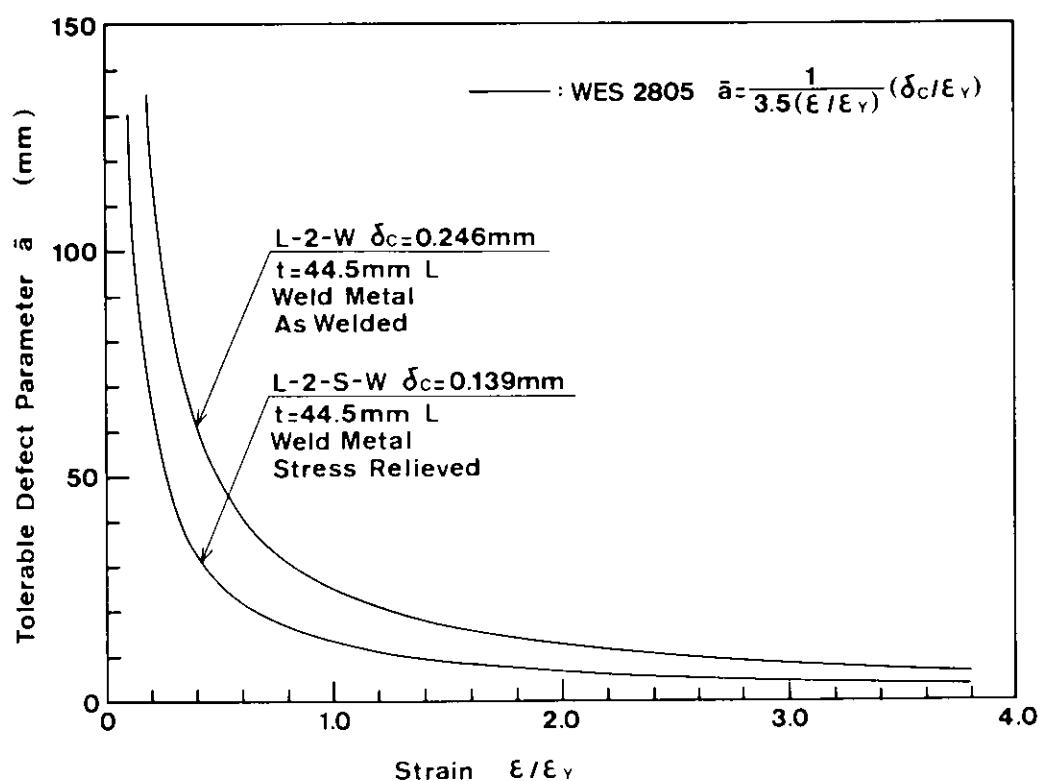


図 5.6.3.5 許容欠陥寸法パラメータと歪との関係：4.45 mm厚材，溶接金属

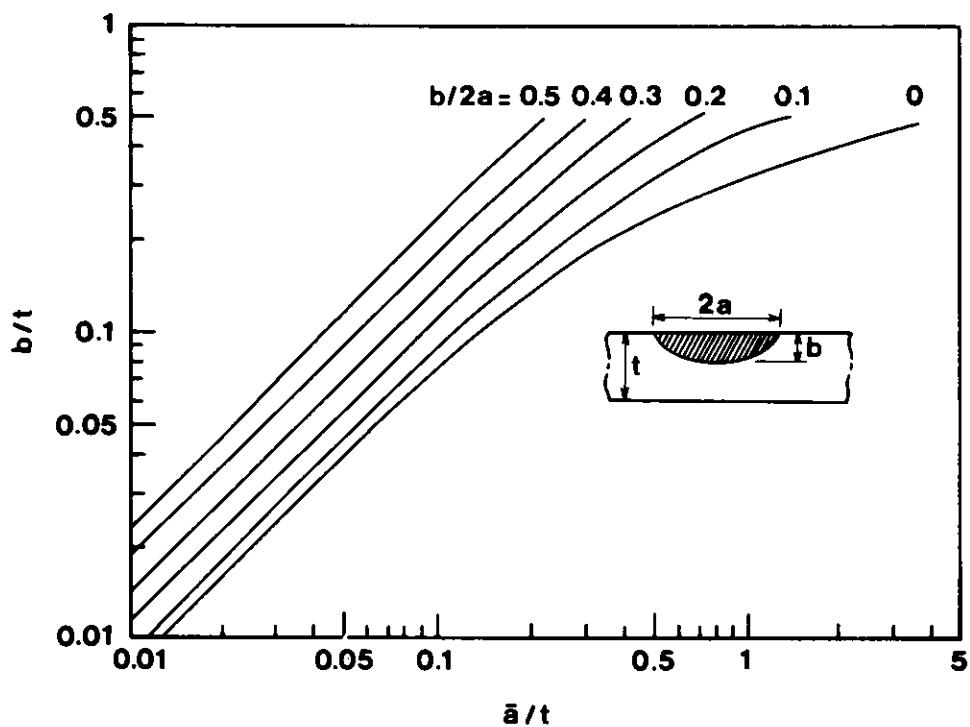


図 5.6.3.6 欠陥寸法と許容欠陥寸法パラメータとの関係：表面亀裂

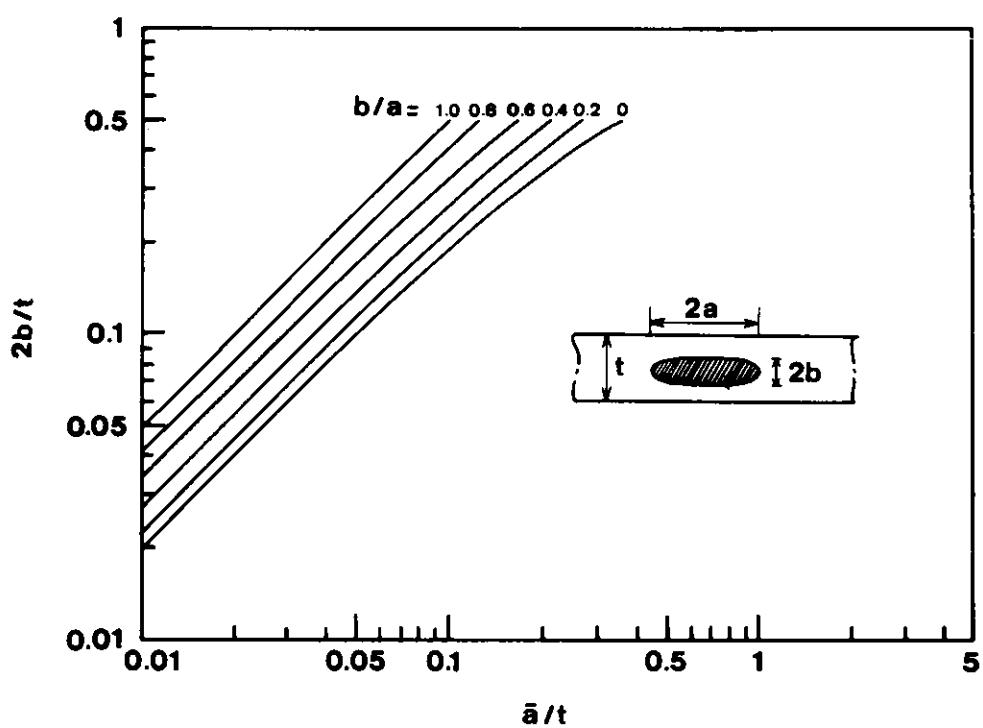
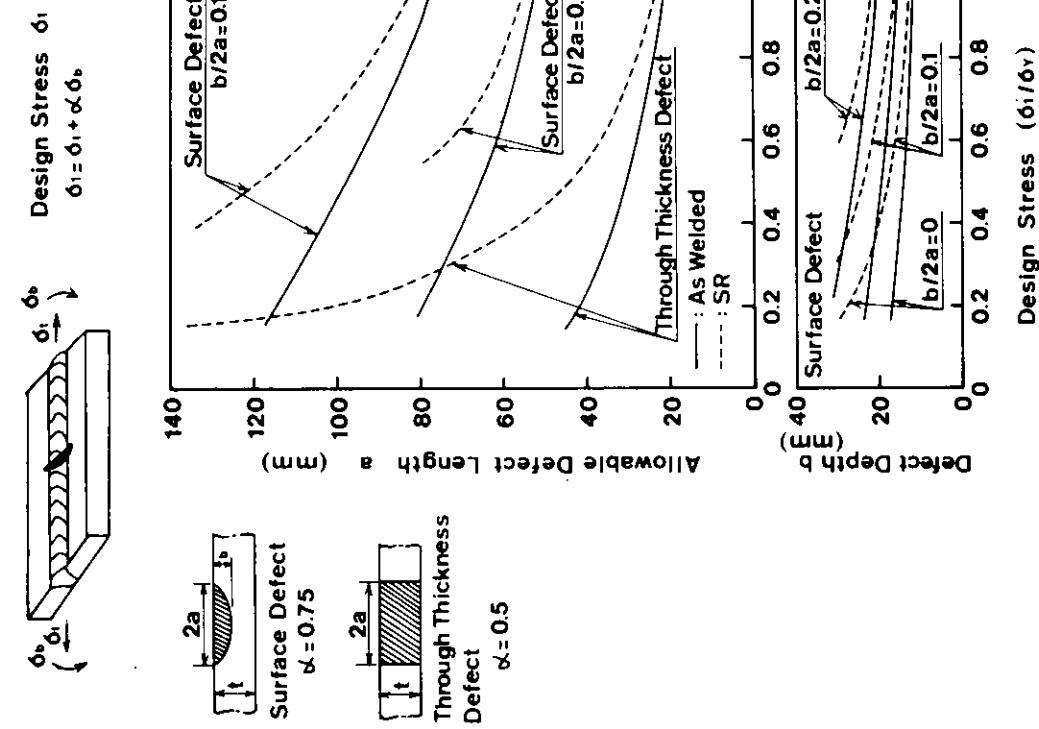
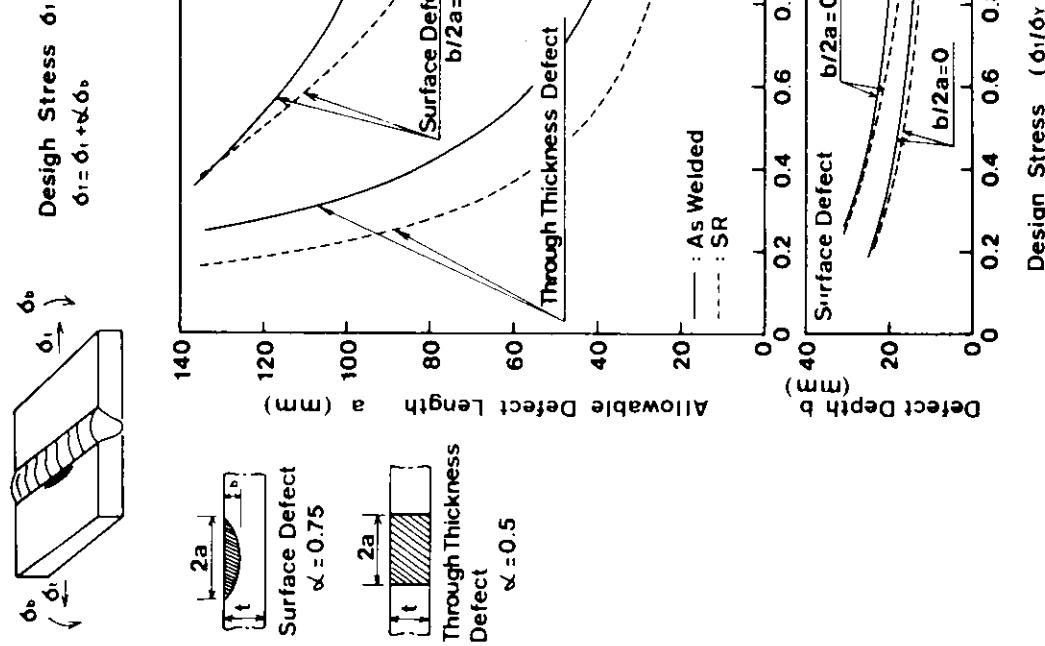


図 5.6.3.7 欠陥寸法と許容欠陥寸法パラメータとの関係：埋没欠陥



[図] 5. 6. 3. 8 焼き合せ縫手のための設計曲線：縫縫手

[図] 5. 6. 3. 9 焼き合せ縫手のための設計曲線：縫縫手

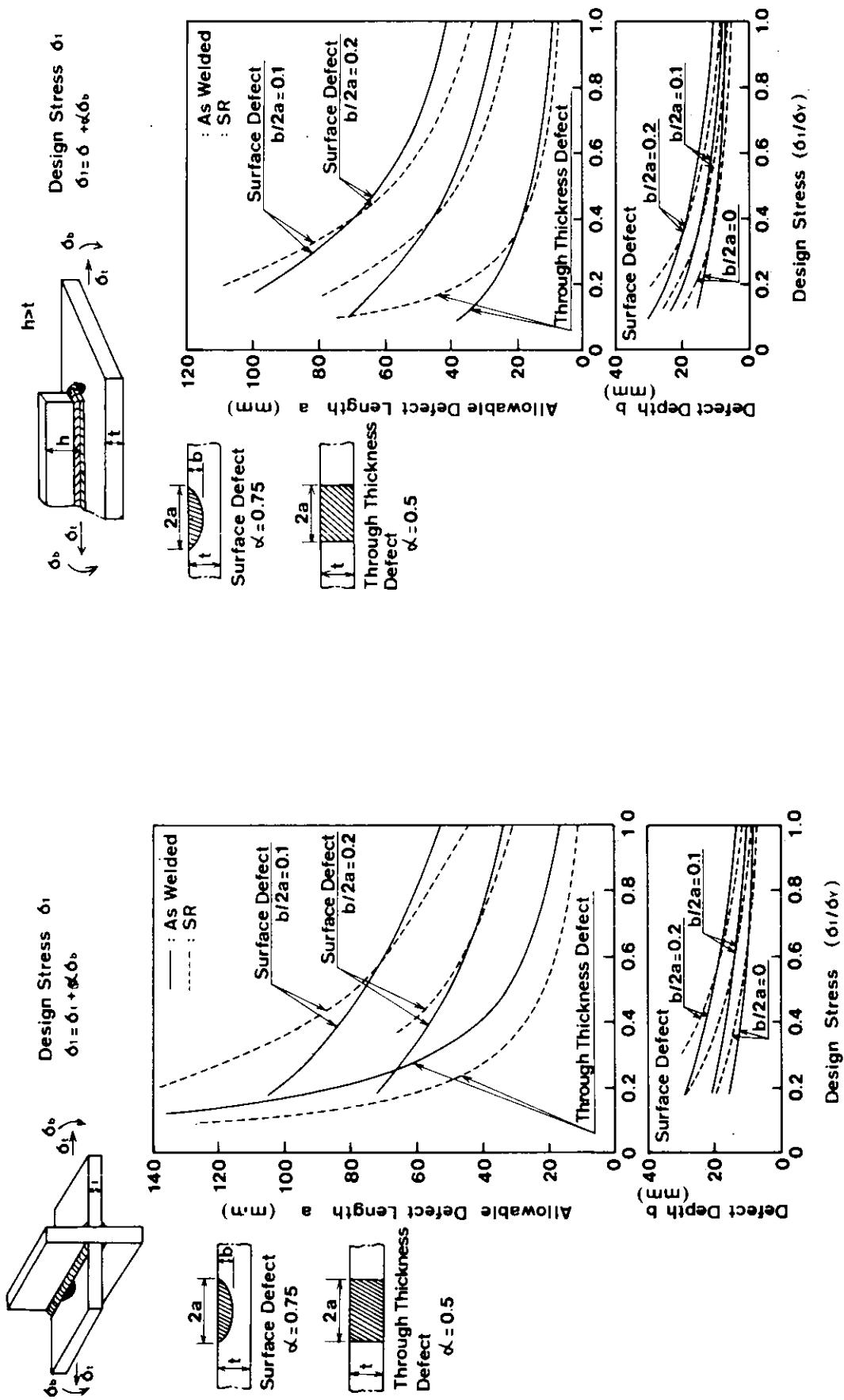


図 5. 6. 3. 10 十字継手のための設計曲線

図 5. 6. 3. 11 隅内継手のための設計曲線

5.6.4 船底タンク外板の振動によるき裂損傷の検討

5.6.4.1 目的

船底タンクの洩水事故を破壊力学を適用することにより、損傷形態と寿命について検討する。

5.6.4.2 き裂伝播寿命

船底タンク附近は、プロペラに近く水圧変動が大きい。実船においては内構材の共振によるき裂損傷が多いが、内構材のき裂の存在が外板に伝達する機構について明確では無い。本報告では実船の損傷例と理論値を対比して前記機構を考察する。

図 5.6.4.1 と 2 に損傷解析手順と実船の損傷形態を示す。解析では、内構材の溶接部（ウェブフレーム）がプロペラの水圧変動との共振で破損しそれ以後図 5.6.4.1 の過程を経るものとする。即ちウェブのき裂($2C_0$)からタンク洩水までの機構について考える。ウェブの共振時のき裂寿命は共振時の過大応力のため短いので洩れに至るまでの寿命は、すみ肉を伝播するき裂の寿命と溶接のまわし部を伝播するき裂の寿命について検討する。検討方法は前章の簡易計算法により溶接趾端部を伝播する表面き裂のK値を採用する。

き裂伝播寿命の計算は、初期欠陥深さが板厚の $1/100$ と設定しき裂が板を貫通するまでの寿命を求める。計算結果は図 5.6.4.3～5 のように板厚(t)、変動応力(σ)、初期寸法(a_0)と溶接部の形状(θ)、趾端部の応力集中率(K_{T2})とで異り次式で求めることができる。

$$N_R = 0.1266 \times 10^6 \times C_0(t) \times C_1(\sigma) \times \bar{N}_R(\theta, K_{T2}, a_0/t)$$

ただし、寿命計算では降伏点を $24\text{kgf}/mm^2$ として $m = 3.215$ とした。き裂の進展の積分には、 $1/10\text{t}$ 深さまでは $1/1000\text{t}$ ステップ、それ以上では $1/100\text{t}$ ステップとし、MILLINE法を採用した。

5.6.4.3 すみ肉附近の応力

ウェブの損傷長さとすみ肉附近の応力と撓みを図 5.6.4.6 のような FEM 解析をし、図 5.6.4.7 の結果を得た。図 5.6.4.7 によると、

- i 損傷が小さいと図 5.6.4.7 の(2)の応力が(1)のそれより大きくなり、損傷が大きいと(1)の応力が支配的になる。
- ii 撓みは、損傷が肋骨心距の約 50 % 以下であると損傷のないパネルの 2 倍程度であるが、損傷がさらに大きくなると撓みは急増する。

などが判る。

5.6.4.4 損傷解析

表 5.6.4.1 には、各種の内構材の損傷時の洩水までの寿命を示す。同表中には、損傷解析の前提となる溶接部の詳細(a_0/t , K_{T2} , θ)と作用外力の詳細(σ_0 , K)と計算寿命(N_R)を併せて示す。

なお同表中の変動水頭はプロペラの特性と船尾形状などの影響因子が多いため、 1^M と 2^M の間に有るものと推定され、その両者について寿命を求める。外板クラックが生じる日数は満載常用時を想定し Blade frequency を 580 cpm とした。

同表の状態 1 がウェブに損傷がない状態でその他が想定損傷状態である。

同表の結果と図 5.4.6.7 からウェブの損傷時には、溶接まわし部相当の外板クラックと外板のすみ肉クラックが混存する「へ」の字型のクラックの形態が予想される。一方、ウェブ損傷がない場合にはすみ肉に沿う外板クラックの形態となる。

損傷時の寿命は内構材損傷の拡大と共に短くなり、相当な損傷の場合には健全な状態の $1/10 \sim 1/100$ の寿命となり、外板クラックが容易に生じることが判り実船の洩水事故報告の傾向と合致する。

5.6.4.5 むすび

船尾清水タンクの洩水事故の損傷解析を行い、洩水のトリガーとなるタンク内構材横桁の共振と外板のクラックの相互関係を明らかにした。そして実船で観察された破損形態について考察した。

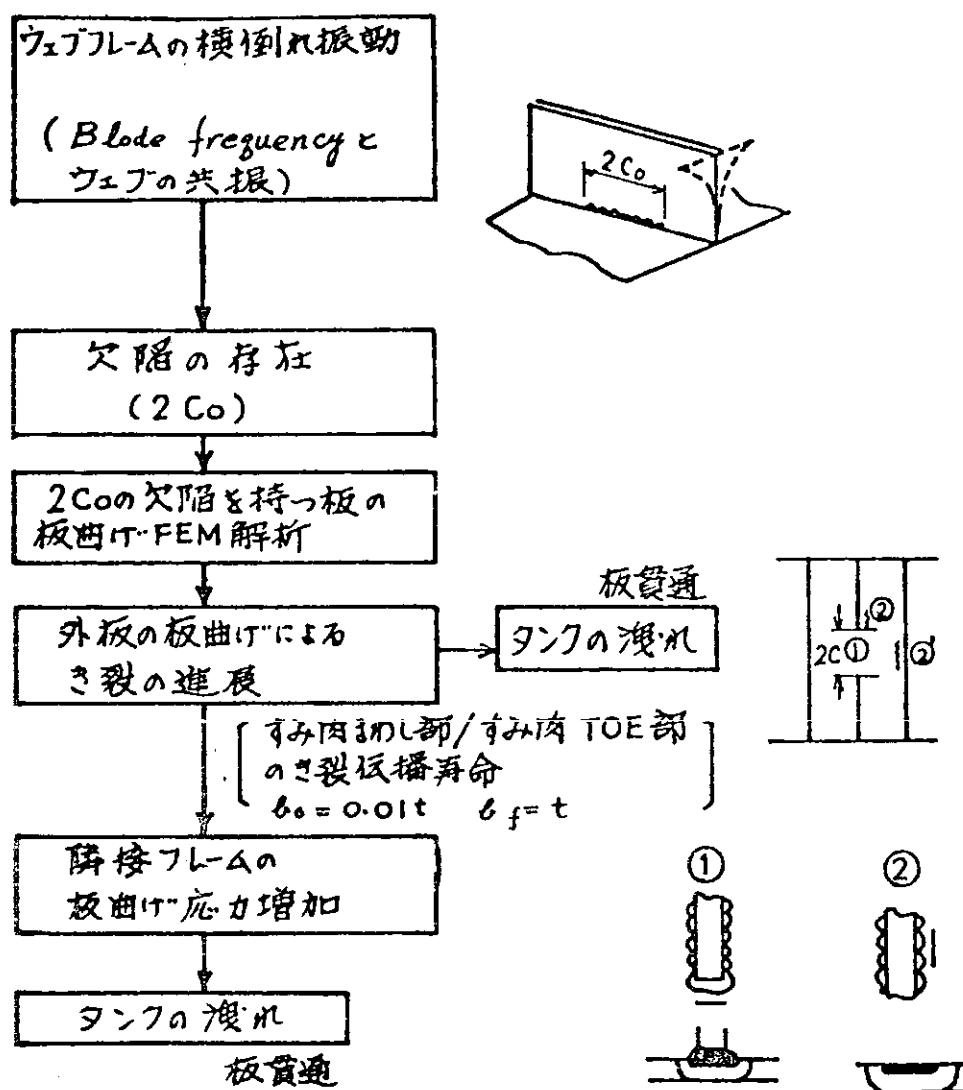
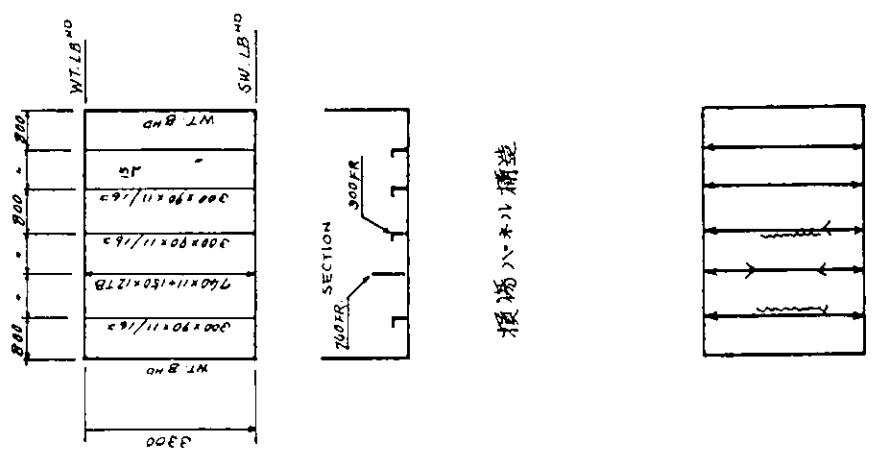


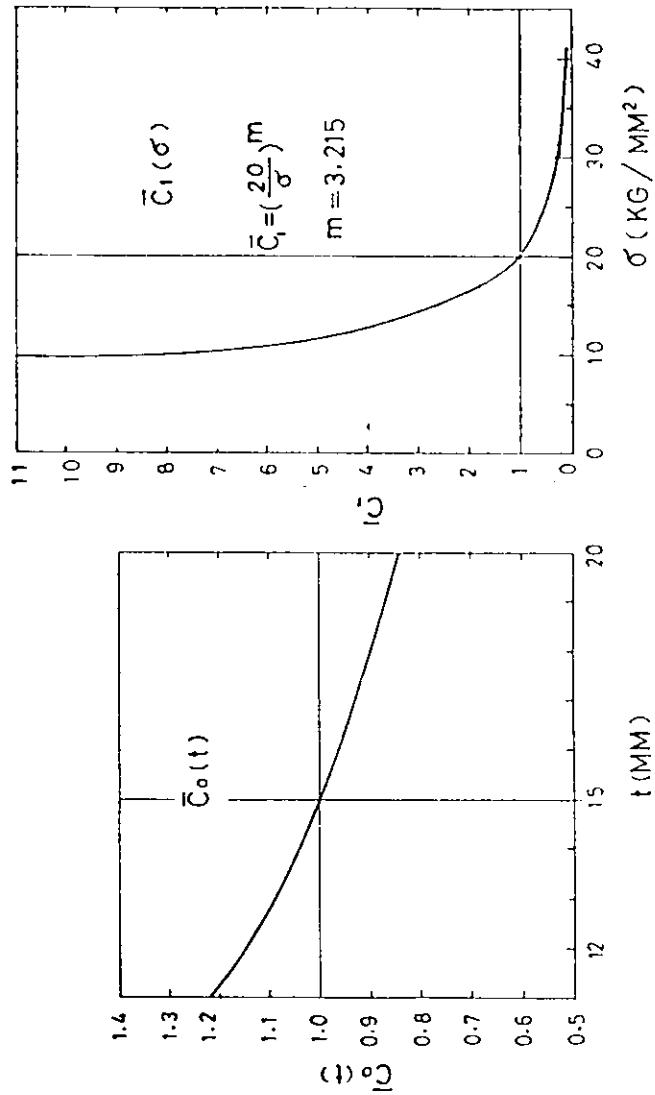
図5.6.4.1 船タンク外板の振動による損傷解析手順



[图] 5.6.4.2 桥 梁 及 桥 道

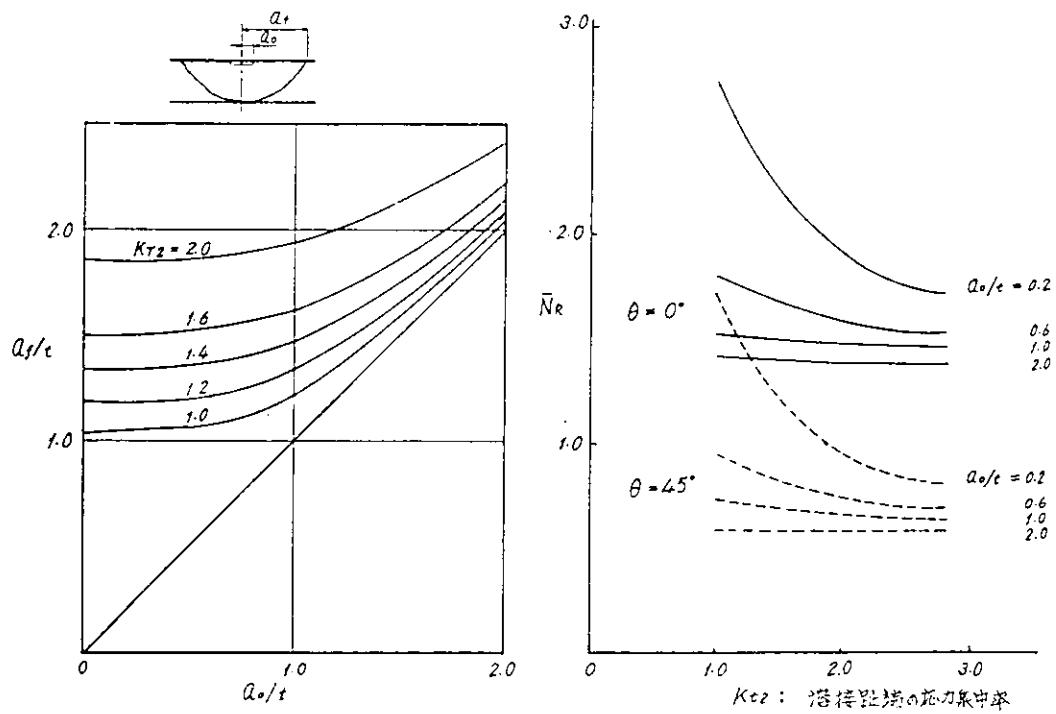
模 总 路

[图] 5.6.4.3 $C_0(t)$ 及 $C_1(\sigma)$



$$C_1 = \left(\frac{20}{\sigma}\right)^m$$

$$m = 3.215$$



初期欠陥寸法と貫通時欠陥寸法

$\bar{N}_R \sim K_{T2}$ 曲線

図 5.6.4.4 \bar{N}_R と a_f

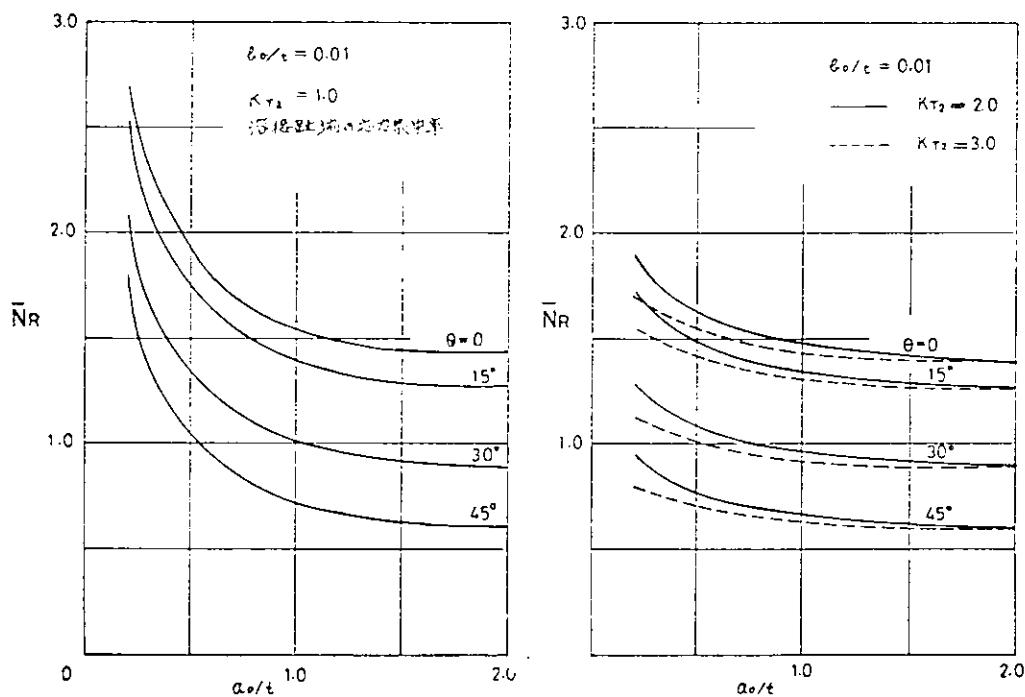


図 5.6.4.5 初期欠陥寸法と貫通寿命における K_{T2} の影響

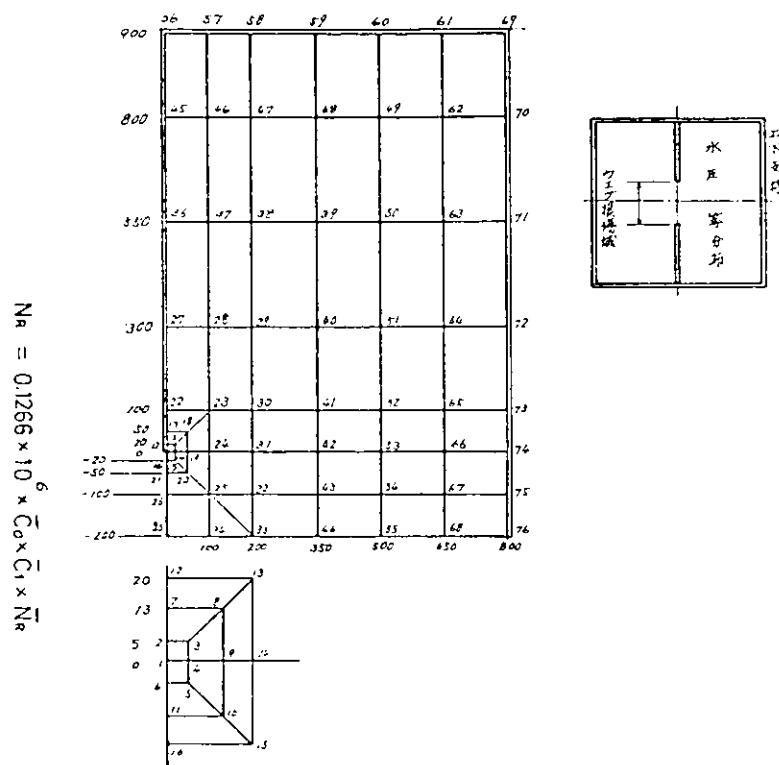


図 5.6.4.6 FINITE ELEMENT APPLIED

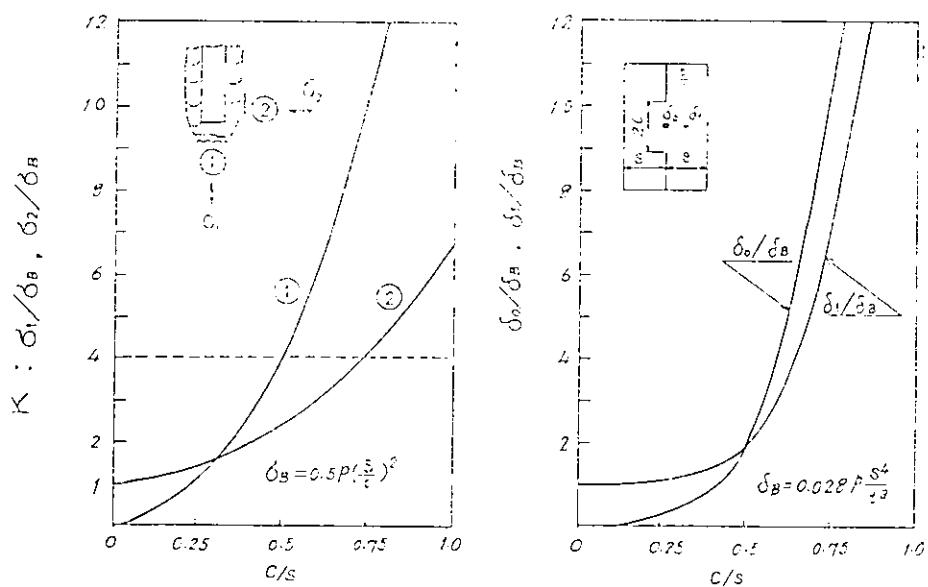


図 5.6.4.7 STRESS CONCENTRATION DUE TO DAMAGE IN STIFFENER

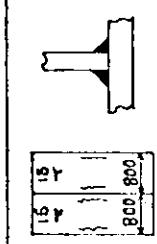
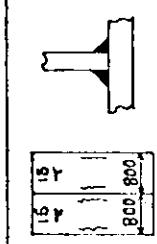
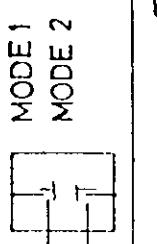
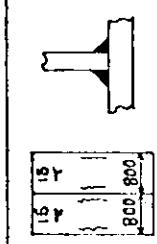
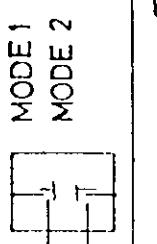
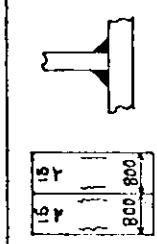
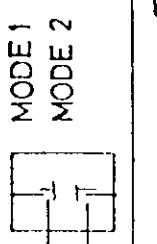
$H = \text{揚動水頭}$

$$N_R = 0.1266 \times 10^6 \times C_o \times C_1 \times \bar{N}_R$$

BLADE FREQ = 580 cpm

$$\bar{C}_o = FCR \quad H = 2.5$$

表 5.6.4.1 寿命算定結果

状態	機器構成	接続部詳細			作用外力詳細			\bar{N}_R	\bar{C}_o	\bar{C}_1	寿命	N_R	参考	
		Q_0/t	K_{tz}	θ	O_B	K	$O_{1/2}$							
1		1.0	2.0	45°	0.67	1.0	2.84	1.0	2.84	5.37	45.50	$\times 10^6$	4.22	$C_o = 0$ の場合 FR はクラック
2	 	1.0	2.0	45°	0.67	1.0	2.84	1.65	4.69	1.06	9.00	(55 day) (510 day)	(11 day)	すみ算 FR の場合 FR はクラック化
3	 	1.0	2.0	45°	0.67	1.0	2.84	4	11.36	6.2	0.52	(0.62 day) (5.8 day)	4.8	$C_o = \infty$ の場合 と Mode 2 の場合
4	 	1.0	1.0	0	1.54	1.0	2.84	4	11.36	6.2	1.20	(1.4 day) (13 day)	11.1	すみ算の場合 FR なし

5.6.5 タンカーの大骨の Snip Endに対する破壊力学の適用例

5.6.5.1 概 要

破壊力学を構造設計に応用できる例として、タンカーの C・T^K 内 Bottom Trans. と L. Bhd との取り合ひ部の Snip end 部より発生するき裂の伝播解析を行う。

最近は Bracket 端部の構造形状の改良により、該部の損傷例は比較的少なくなったが、従来該部は損傷頻度の高い部材の一つであった。

解析の手順は、まず全体および局部応力解析により該部の詳細な応力分布を求め、最も高応力となる部分に対して、前章の“縁き裂に対する簡便法”を適用して該部のき裂伝播挙動を解析する。次に実船の損傷例と比較して簡便法の妥当性を調べる。

なお破壊力学よりみた Bracket 端部構造の適正構造の設計法については次年度に検討を行う予定である。供試船の主要目は次の通りである。

$$L \times B \times D \times d = 233 \times 42 \times 18.5 \times 12.19$$

$$D.W. = 80000 \text{ L.T}$$

5.6.5.2 応力解析

(1) 荷重条件

き裂伝播解析を行うためには静応力と変動応力を分離して求める必要がある。供試船に対して構造強度の検討の対象となる積付け状態は種々のケースが考えられるが、ここでは該部の応力推定のための代表的荷重として、図 5.6.5.1(a)に示す C・T^K full W. T^K empty の満載状態を選ぶ。

変動荷重については、同一の積付け状態に対して、IMCO GAS CODE の近似式により変動内圧を推定し、静内圧とのスライドにより変動応力を求めるものとする(図 5.6.5.1(b))。

(2) 構造解析

次のステップに分けて応力解析を行う。

(a) ステップ 1：縦部材相対変位の計算

L. Bhd, S. Shell, Center Girder および T. Bhd なる平面格子構造計算を行い 縦部材間の上下相対変位を求める。結果を図 5.6.5.2(a)に示す。

(b) ステップ 2：Trans. Ring 平面 FEM

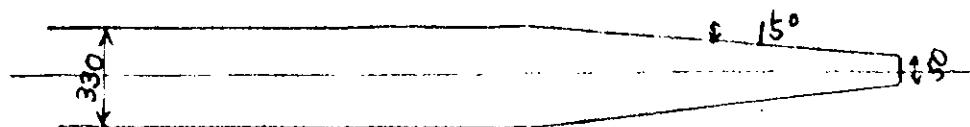
ステップ 1 により得られた相対変位を強制変位として Trans. Ring の平面 FEM モデルに加える。FEM モデルおよびその結果を図 5.6.5.2(b)に示す。

(c) ステップ 3：詳細局部応力解析

Snip end 近傍の構造を局部的にとりだし、ステップ 2 により得られた変位をモデル境界に強制変位として加え、高応力部の詳細応力解析を行う。構造モデルを図 5.6.5.2(c)に示す。

本モデルは Snip end の応力集中を正確に把握するため、板厚の 1/2 程度の十分 fine な要素分割となっている。

なお供試船の Snip end の面材の形状は下図に示すように端部を 15° に taper させた構造となっていいる。



5.6.5.3 き裂伝播解析

(1) 伝播径路

き裂伝播径路を決定するための Bracket Web 内の主応力の分布および主引張り応力の方向と直交部材 (L, Bhd) とのなす角を図 5.6.5.3(a) および図 5.6.5.3(b) に示す。

き裂の径路は 5.5 の方法に従い設定する。すなわち

(a) き裂発生位置

Bracket edge の主応力が最大となる位置

(b) 進行方向

主応力と直交する方向に伝播

(c) 直交部材の影響

$90^\circ \geq \theta > 20^\circ$: すみ肉溶接部に沿う①

$\theta \leq 20^\circ$: 直交部材に進入 ②

(d) すみ肉溶接に沿った後のき裂

$0^\circ < \alpha \leq 20^\circ$: 直交部材に進入 ①

$20^\circ < \alpha \leq 115^\circ$: すみ肉に沿い続ける②

$115^\circ < \alpha \leq 180^\circ$: 平板にそれる ③

以上の条件により設定したき裂伝播径路と図 5.6.5.3(a) に示す。これより次のことが判る。

- き裂発生位置 : face 先端のまわし溶接部

- 直交部材到達時 : 直交部材のすみ肉に沿う ($\theta \approx 33^\circ$)

- すみ肉に沿った後 : すみ肉に沿い続ける ($20^\circ < \alpha \leq 115^\circ$)

(2) き裂伝播量

(a) 計算条件

- 計算法 : 5.5 の方法に従う。

- 材料定数 : 該部の材料は軟鋼である。C, m は (5.5.2), (5.5.3) より次の通りである。

$$m = 3.28, \quad C = 0.98 \times 10^{-10}$$

- 初期き裂長さ : 1.5 mm を設定する。

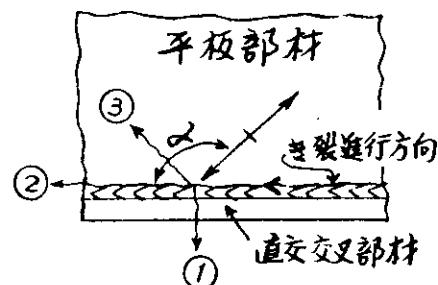
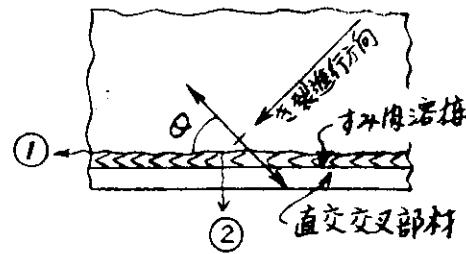
- 径路に沿う応力 : き裂径路に沿う応力を図 5.6.5.4(b) に示す。変動応力は前述したように静水圧と変動圧のスライド計算により推定されている。直交部材 (L, Bhd) はき裂発生点より約 40 mm (ガス長さ) の位置にあり、直交部材のすみ肉に沿った後のき裂はすみ肉に直交する成分を用いて計算される。

なお参考として図 5.6.5.4(a) に Bracket Web の edge に沿う応力分布を示す。Snip end 部の応力集中率は約 3.5 である。

- 応力頻度分布 : 対象期間を 20 年に想定し、応力スペクトラムは図 5.6.5.4(b) の変動応力を最大期待値とする直線指數分布として取り扱う。

(b) 計算結果

図 5.6.5.5 にき裂伝播量を示す。き裂は最初の 2 年間程度で急激に成長し、その後はややゆるやかとなり、約 4 年間で直交部材に到達する。直交部材に到達後は殆んど成長はみられない。これは高応力部がき裂発生点に限られていること、特に直交部材のすみ肉に垂直な成分の応力が極端に低いことによるものと



思われる。

5.6.5.4 実船との比較

解析結果の妥当性を調べるために該部の損傷が認められたA, B船との比較を行う。両船の特徴は次の通りである。

	A船(100型)	B船(150型)
検査時	4年	10年
Bracketの形状	直線タイプ	R-タイプ
腐食対策	bare	Paint処理

A, B船の損傷例を図5.6.5.6(a), (b)に示す。

A船は直交部材に到達後、Bhd内すみ肉に沿って約50~250mmのき裂が成長している。

B船は直交部材に到達後はき裂伝播は停止している。

供試船と損傷船が異なるので明確な比較は出来ないが、定性的な考察を行うと次のようになる。

(1) き裂経路

A, B船ともき裂発生点はFace端部で直交部材に約60°の角度で進入している。これは供試船の解析例とほぼ同じ傾向を示している。又A船の直交部材到達後の経路も解析例の想定経路と一致している。

(2) き裂伝播量

A船

解析例では直交部材到達後き裂がほぼ停止しているのに対して、A船ではその後最大250mmに達している例がある。この主な理由としては

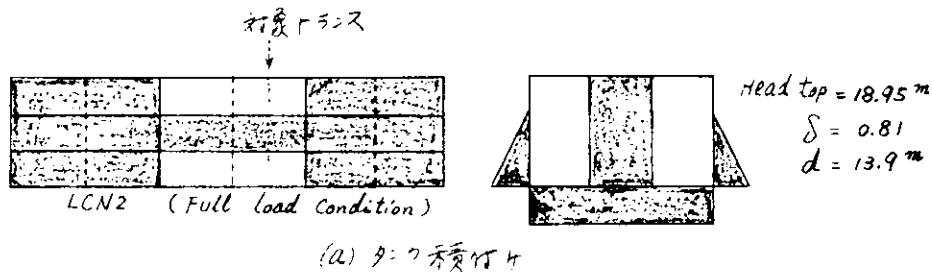
- A船のBracketの形状が直線タイプで応力的に厳しいと予想されること
 - 応力腐食により成長が促進されたこと
- 等が考えられる。

B船

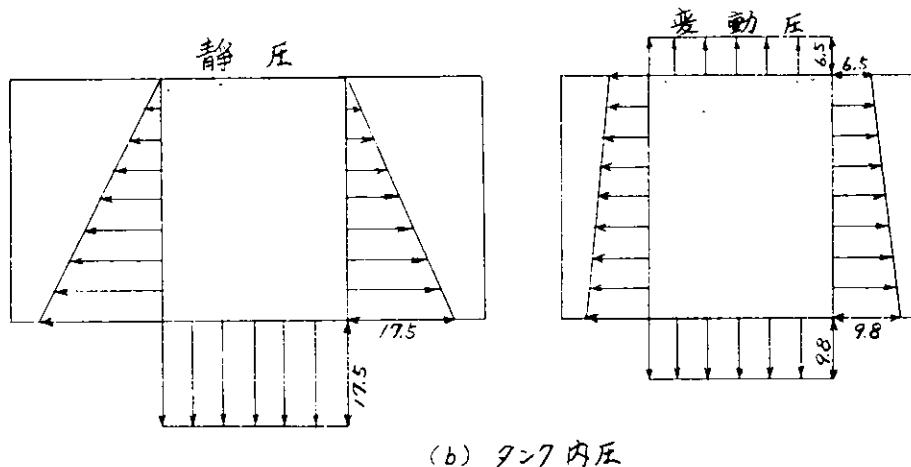
B船はBracket形状が解析例と同一で、Paintが施されている。伝播量は解析例と同オーダーである。

5.6.5.5 まとめ

き裂伝播量において解析値と実船の値が多少の差はあるが、解析結果はほぼ実船の損傷例を説明している。従ってここで採用した簡便法は設計段階で破壊力学の検討を行うにあたって、十分実用に供し得る方法であるといえる。



(a) 9:7 積荷



(b) 9:7 内圧

図 5.6.5.1 構造検討荷重

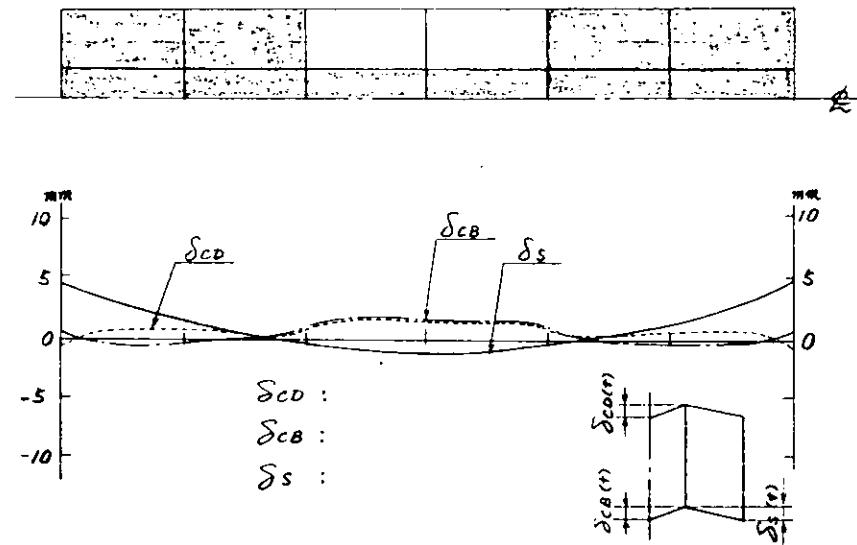


図 5.6.5.2 縦部材の相対変位

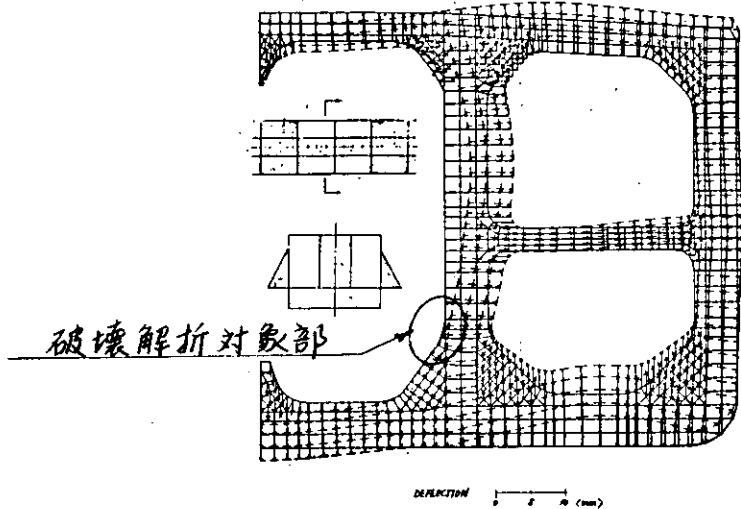


図 5.6.5.2(b) Trans. Ring 全体解析モデル

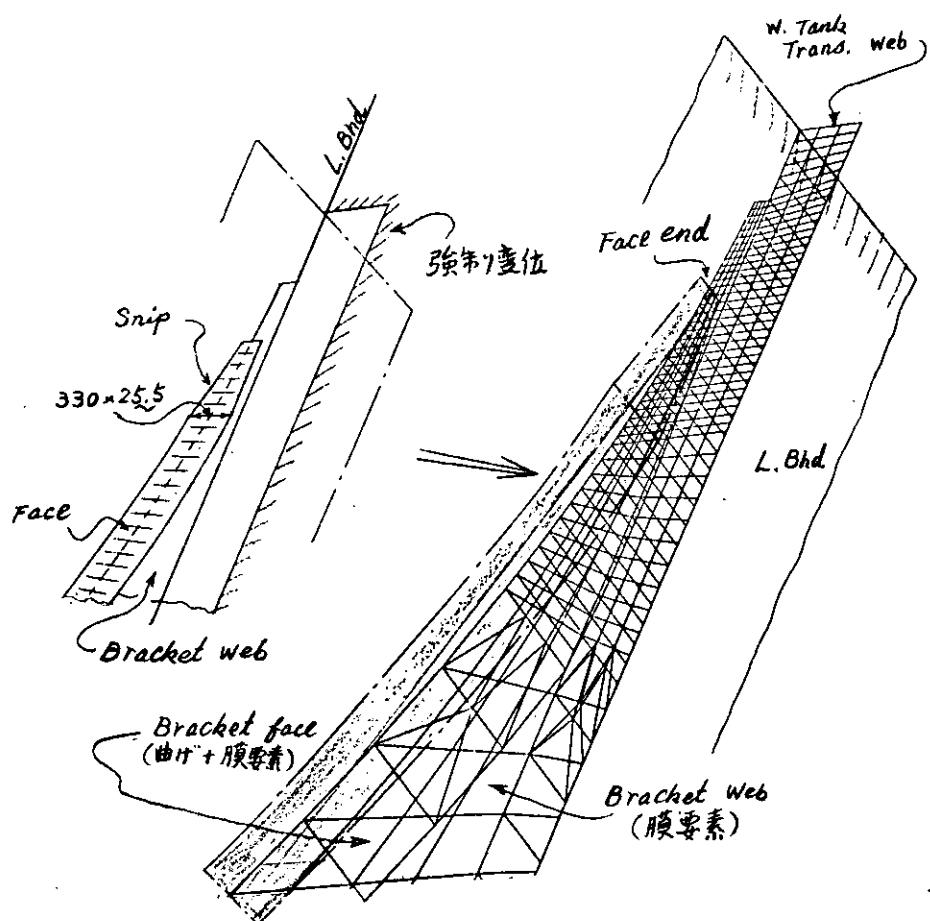


図 5.6.5.2(c) 破壊解析対象部構造モデル

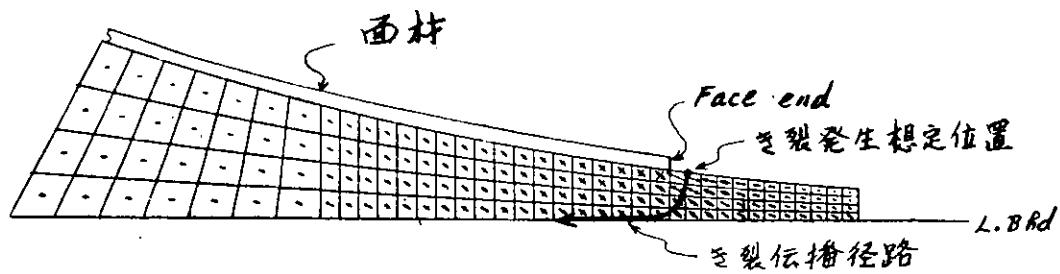


図 5. 6. 5. 3 (a) 亀裂想定部主応力分布

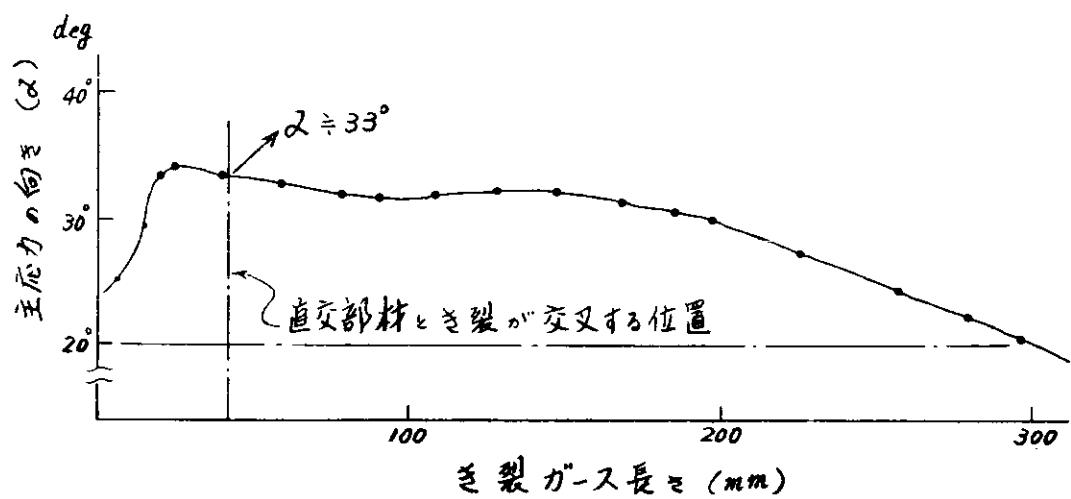
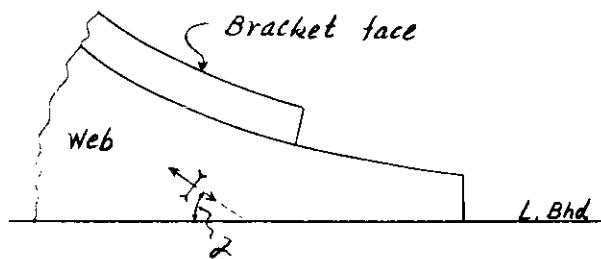


図 5. 6. 5. 3 (b) 主応力の方向と直交部材のなす角度

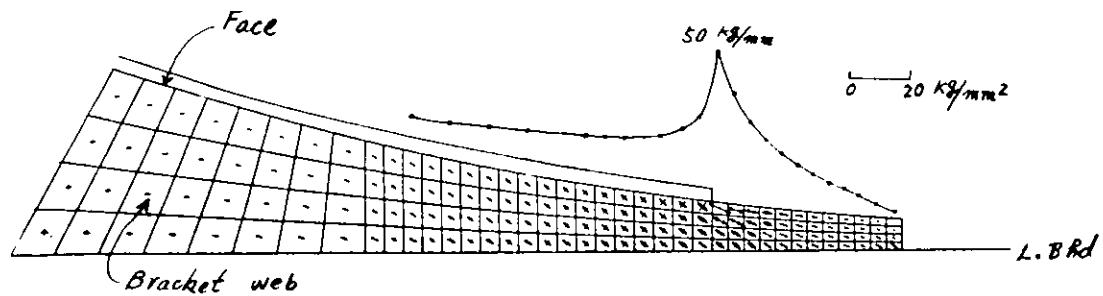


図 5. 6. 5. 4 (a) Bracket 線部蛇沿う応力

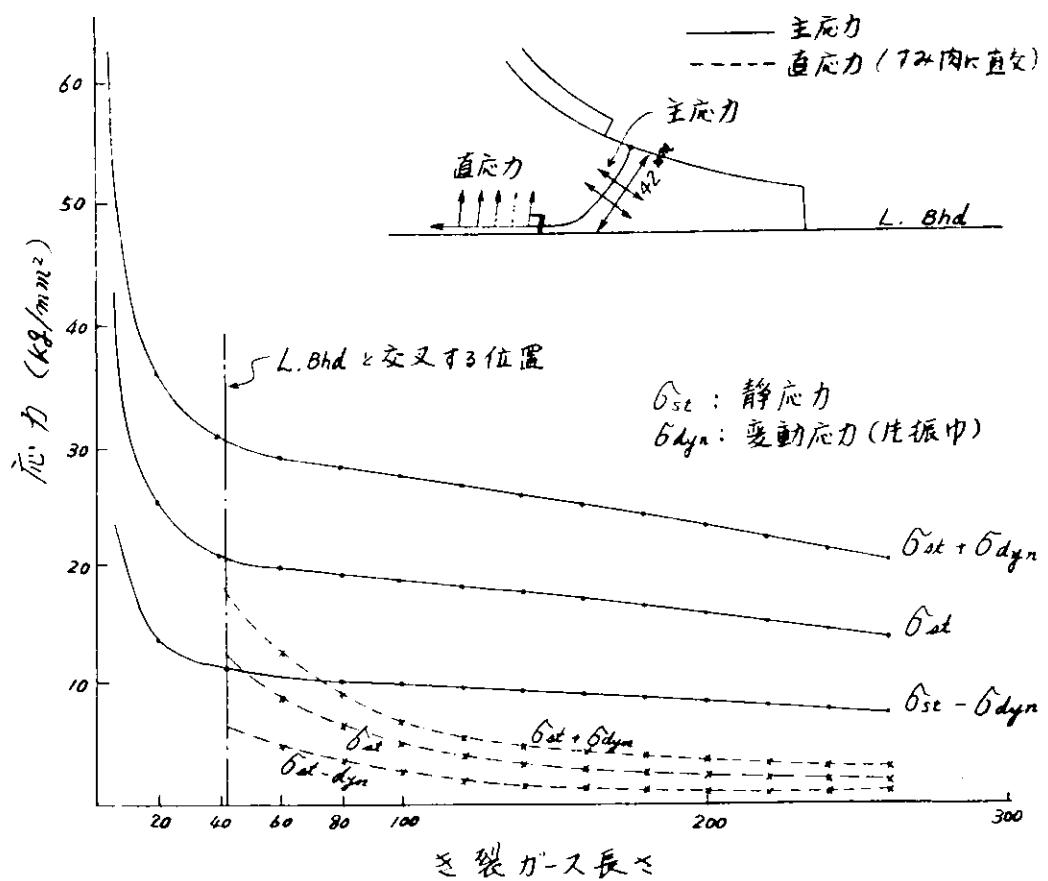


図 5. 6. 5. 4 (b) 剥離経路蛇沿う応力分布

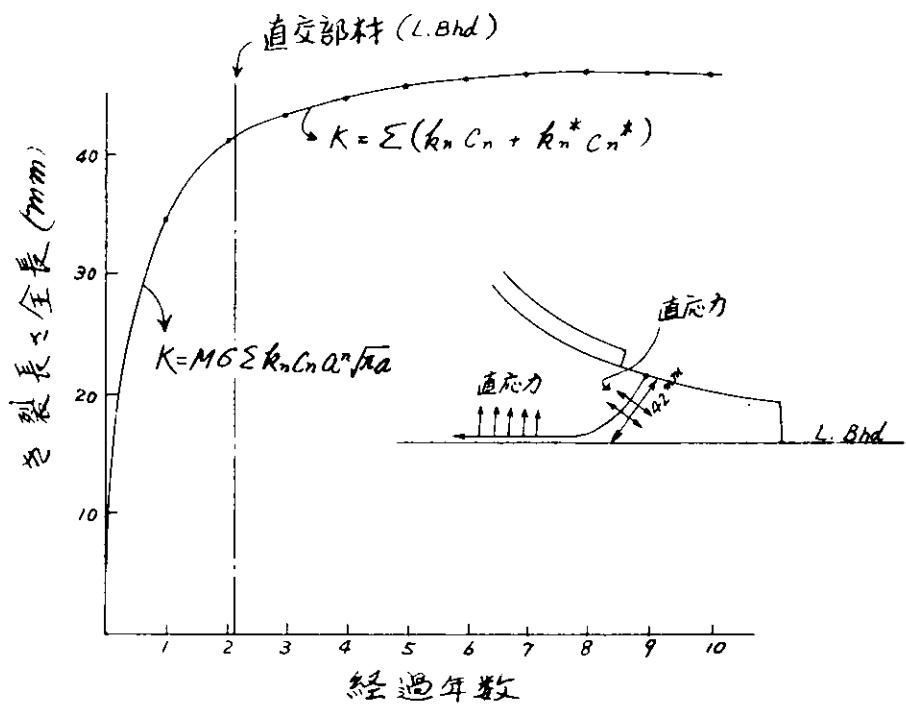


図 5.6.5.5 脆裂伝播量

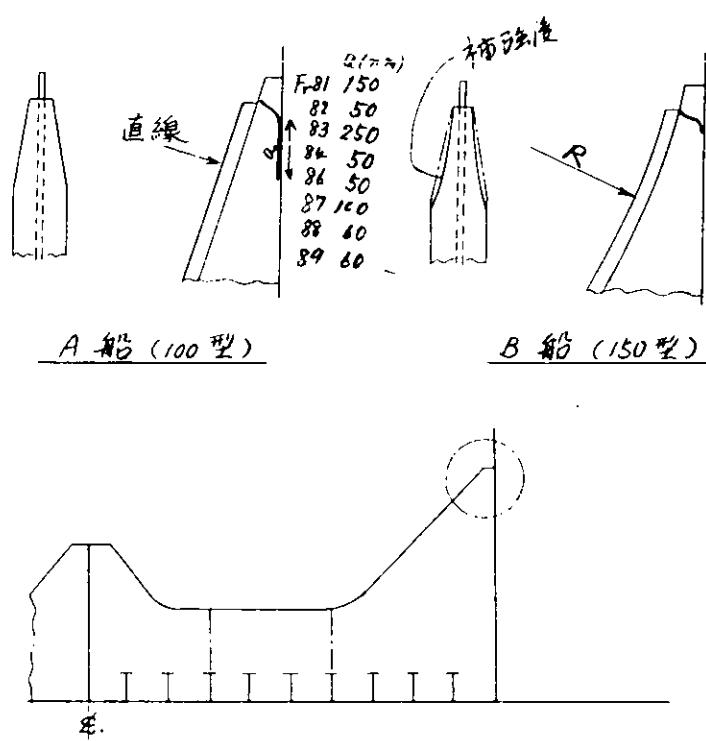


図 5.6.5.6 損傷船の実例

5.6.6 木材運搬船の船側構造の損傷の検討

5.6.6.1 まえがき

破壊力学の応用例として、木材運搬船の船側構造の損傷解析を行った。

損傷は、サイドタンクのウェブ下部のマンホールから四方に発生したクラックで、約60～230mmの長さに達していた（図5.6.6.1）。本損傷は、建造後4年目の定期検査時には発見されておらず、その9ヶ月後の中间検査のための入渠時に発見されたものである。

損傷の主な原因は、『タンクが長く、中间に支点となるべきウェブ・フレームが、タンク中央に1箇所しかないため、船側構造下端に、水圧の変動による大きな繰返し応力が生じたため』と考えられている。

5.6.6.2 解析手順

(1) 応力解析

船側構造に作用する外力は、波浪水圧によるものと仮定し、NKルールの検査要領¹⁾に与えられている波の山に相当する荷重（図5.6.6.2におけるC）と、波の谷に相当する荷重（B）の差によって生ずる荷重を基準外力（P₀）とする。この基準外力のもとで、1ホールド間の骨組構造解析を行い、各サイド・ストリンガーからウェブ・フレームに伝わる外力（F₁, F₂, F₃）を求める。その結果から、ウェブ・フレームのNo.3サイドストリンガー以下の部分について、平面応力解析を行い、マンホール周辺の応力分布を求める。

(2) き裂伝播経路の決定とK値の計算

前節で求めたマンホール周辺の応力分布から高応力が生じる点を選び、その点から、最大主応力方向の直角方向にき裂伝播経路を設定する。

そのき裂伝播経路にそった直応力の分布を多項式で近似する。すなわち、

$$\sigma(x) = \sum_{n=1}^5 c_n x^{n-1} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5.6.6.1)$$

マンホールの自由縁から発生したき裂を、縁き裂と見なすことにより、任意のき裂長さにおけるK値は（5.6.6.1）式を用いて、

$$K = \sum_{n=1}^5 B_n c_n a^{n-1} / \sqrt{\pi a} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5.6.6.2)$$

a : き裂長さ

$$\begin{cases} B_1 = 1.1215 \\ B_2 = 0.6829 \\ B_3 = 0.5255 \\ B_4 = 0.4410 \\ B_5 = 0.3868 \end{cases}$$

と表わすことができる。

(3) き裂伝播寿命の計算

疲労き裂伝播速度はParisの式で表わされるものとし、材料定数はSR 153²⁾において、造船用軟鋼材に対して得られている値を採用する。すなわち、

$$\frac{da}{dN} = 1.44 \times 10^{-9} \Delta K^{2.5} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5.6.6.3)$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$$

なお、両振り応力状態での有効なΔKの値としてK_{max}を用いる。

外力の履歴は図5.6.6.4に示すような片対数直線分布を仮定し、20年に1回（Q = 10⁻⁸）の最大期待値

ΔP_{max} を前述の基準外力 P_0 に対する比 (α) で表す。すなわち、

$$\Delta P_{max} = \alpha \cdot P_0 \quad \dots \quad (5.6.6.4)$$

以下 α をパラメーターとして計算を行う。

伝播期間としては、最初に発見されたき裂の伝播寿命と推定される 9 ヶ月（繰返し数 = 3.75×10^6 相当）と、定期検査の期間 4 ヶ年（繰返し数 = 2.0×10^7 相当）を探る。それぞれのケースの応力履歴は図 5.6.6.4 のように仮定し、9 ヶ月および 4 ヶ年間の最大期待値は、20 年間の最大期待値 ΔP_{max} の 0.822 および 0.913 とする。

上記のような分布外力のもとでの等価応力係数 R_a は (5.6.6.5) 式で表わされるが、 $m = 2.5$ とした時の値は、図 5.6.6.5 のようになる。

$$R_a = \left[\frac{\lim_{k \rightarrow \infty} \left(\frac{2k-2i+1}{2k} \right)^m \left\{ 10^{\frac{n}{k}i} - 10^{\frac{n}{k}(i-1)} \right\}^{1/m}}{10^{\frac{n}{k}i}} \right] \quad \dots \quad (5.6.6.5)$$

(4) き裂発生寿命の計算

素材の疲労強度特性として、堀田ら³⁾によって得られている SS 41 に対する値を用いる。すなわち

$$\Delta \epsilon_t = 0.0082 N_c^{-0.111} + 0.44 N_c^{-0.535} \quad \dots \quad (5.6.6.6)$$

ここで $\Delta \epsilon_t$: 金属範囲

(5.6.6.6) 式右辺の第一項、第二項は、それぞれ弾性塑範囲 ($\Delta \epsilon_e$)、塑性塑範囲 ($\Delta \epsilon_p$) に対応しており、

$$\left. \begin{array}{l} \Delta \epsilon_e = 0.0082 N_c^{-0.111} \\ \Delta \epsilon_p = 0.44 N_c^{-0.535} \end{array} \right\} \quad \dots \quad (5.6.6.7)$$

となる。したがって $\Delta \epsilon_p$ と $\Delta \sigma$ の関係、および N_c と $\Delta \sigma$ の関係は次のようになる。

$$\Delta \epsilon_p = 0.44 \left(\frac{\Delta \sigma}{0.0082 E} \right)^{4.82} \quad \dots \quad (5.6.6.8)$$

$$\Delta \sigma = 0.0082 E \cdot N_c^{-0.111} \quad \dots \quad (5.6.6.9)$$

ここで $\Delta \sigma$: 応力範囲

E : ヤング率

疲労被害度は線型被害則を仮定して次式で表わされる。

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} = \sum n_i \left(\frac{\Delta \sigma_i}{0.0082 E} \right)^{-0.01} \quad \dots \quad (5.6.6.10)$$

n_i : 応力範囲 $\Delta \sigma_i$ の繰返し数

N_i : 応力範囲 $\Delta \sigma_i$ に対する疲労寿命

5.6.6.3 解析結果とその考察

パネル 1, 2 における主応力分布を図 5.6.6.6, 7 に示す。両パネルとも図中の A ~ D 点において同程度の高応力が得られている。本結果は波浪による外力の変動幅に対するものであり、静止時の平均応力は倉内荷重等の考慮が複雑なため考慮していない。したがって、各点は両振り状態にあると仮定する。損傷報告によると各点による差違は明記されておらず不明であるが、少なくともき裂は各点で発見されている。

き裂の伝播経路は図 5.6.6.6, 7 に示すように予想されるが、この結果は実際の損傷と一致している。した

がって、該当パネルには大きな曲げ応力と、それと同程度の剪断応力が作用し、特にマンホール周辺においては剪断力による応力集中が大きく、き裂発生の原因となっていると考えられる。

疲労き裂伝播解析の結果の例を図5.6.6.8, 9に示す。

計算結果を表5.6.6.1にまとめた。4年間におけるマンホール周辺部の疲労被害度Dは高い値を示し、き裂発生寿命は2.3～14.8年となっている。また10mmのき裂は9ヶ月後には60～120mmに成長し、4年ではウェブプレートを破損に至らしめるという結果が得られた。

同表には $\alpha=0.6$ とした時の20年間における疲労被害度および4年後のき裂長さを同時に示した。疲労被害度はいずれの点においても0.1以下となっており、また10mmのき裂は4年後には110～190mmに生長するが、ウェブの破損には至らないことがわかる。したがって、損傷対策に際しては、応力レベルを6割程度に低減すれば十分であると考えられる。

実際の損傷対策としては、マンホール周辺のダブルリングプレートによる補強、ウェブフレームの増設等が採用されており、効果を得ている。

特にタンク隔壁とウェブフレームとの間にウェブフレームを増設することにより、応力値は5割程度に減少するという結果が得られており、有効であると思われる。

5.6.6.4 まとめ

以上の損傷解析の結果、以下のことがわかった。

- (1) 解析の結果予想されるき裂伝播経路は実船の損傷例と一致しており、損傷部には大きな曲げ応力と剪断応力が作用している。また、この応力状態は船側に作用する変動水圧によるものと考えられる。
- (2) マンホール周辺部での疲労き裂発生寿命は2.3～14.8年となり、20年間で疲労被害度Dが0.1以下となるためには、該部の応力値を6割程度に低減する必要がある。
- (3) 初期長さ10mmのき裂は、9ヶ月後には60～120mmのき裂となり、4年間ではウェブプレートは破損に至る。また、応力値を6割に低減すると、4年間でき裂は110～190mmとなるが、ウェブプレートの破損には至らない。

5.6.6.5 参考資料

- 1) 「鋼船規則集換算要領」、日本海事協会、昭和54年
- 2) 「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」 日本造船研究協会資料、No.267-2、昭和52年3月
- 3) 堀田外「鋼材の歪制御低サイクル疲労強度推定に関する研究(第3報)」 日本造船学会論文集、第128号、昭和45-12

表5.6.6.1 計算結果

SR169

PANEL	POSITION	D 4 YEARS	A(MM) 9 MONTHS	A(MM) 4 YEARS	D 20 YEARS	A(MM) 4 YEARS
1	A	0.27	60.0	-	0.014	100.0
1	B	1.45	120.0	-	0.077	190.0
1	C	1.63	100.0	-	0.085	160.0
1	D	0.56	70.0	-	0.029	110.0
2	A	1.77	90.0	-	0.095	150.0
2	B	1.65	100.0	-	0.085	165.0
2	C	1.65	100.0	-	0.085	160.0
2	D	1.73	80.0	-	0.091	125.0

*1) D = CUMULATIVE FATIGUE DAMAGE

*2) A = CRACK LENGTH (INITIAL LENGTH = 10.0 MM)

*3) -- = FAILURE OF WEB PLATE

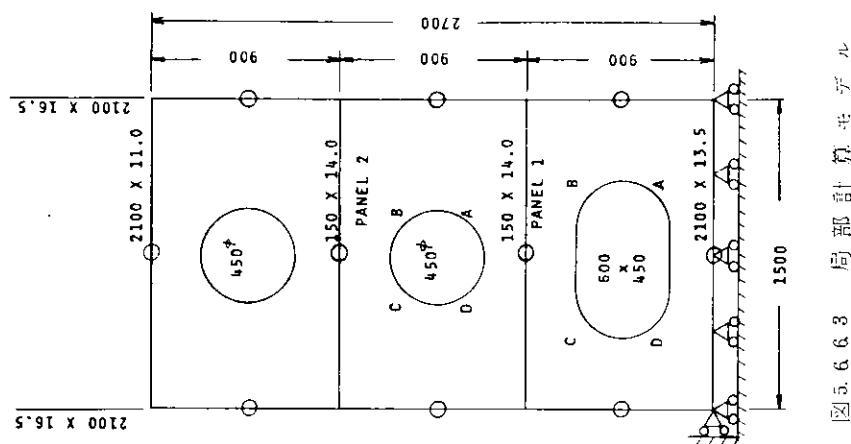


図 5.6.3 局部計算用示ル

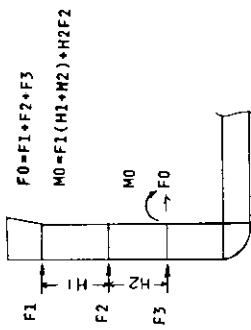


図 5.6.2 船側に作用する水圧荷重 1)

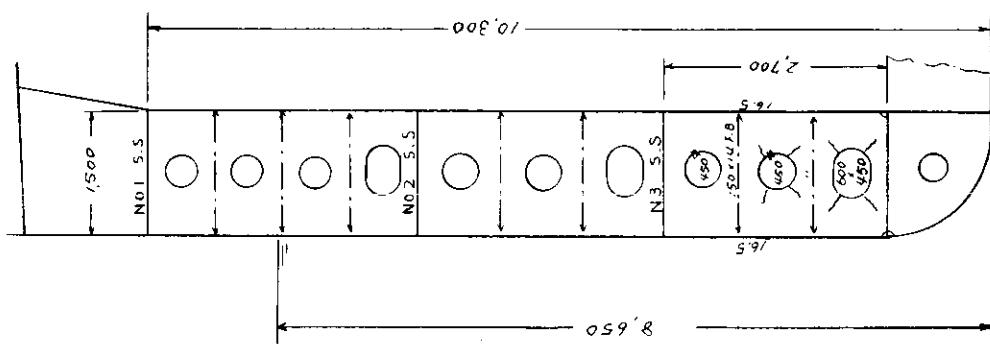
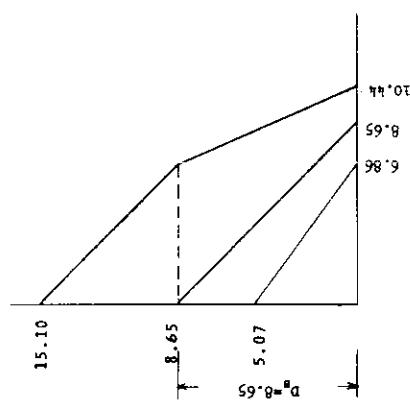


図 5.6.1 船側構造示ル

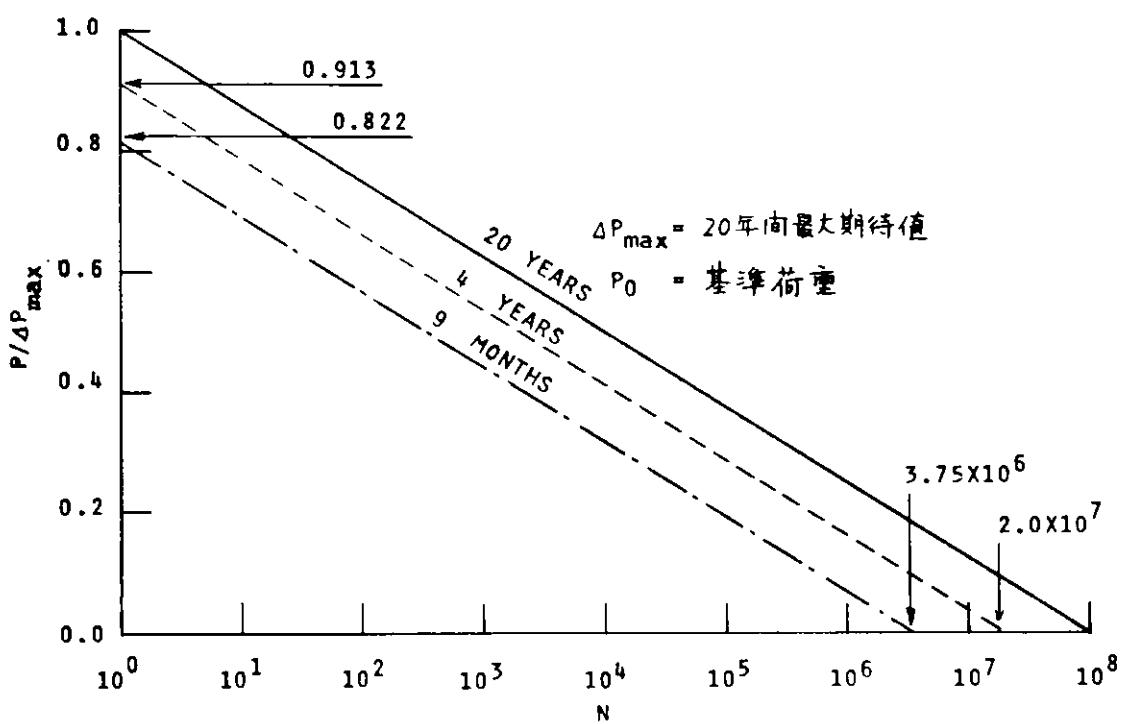


図 5.6.6.4 外力の長期分布

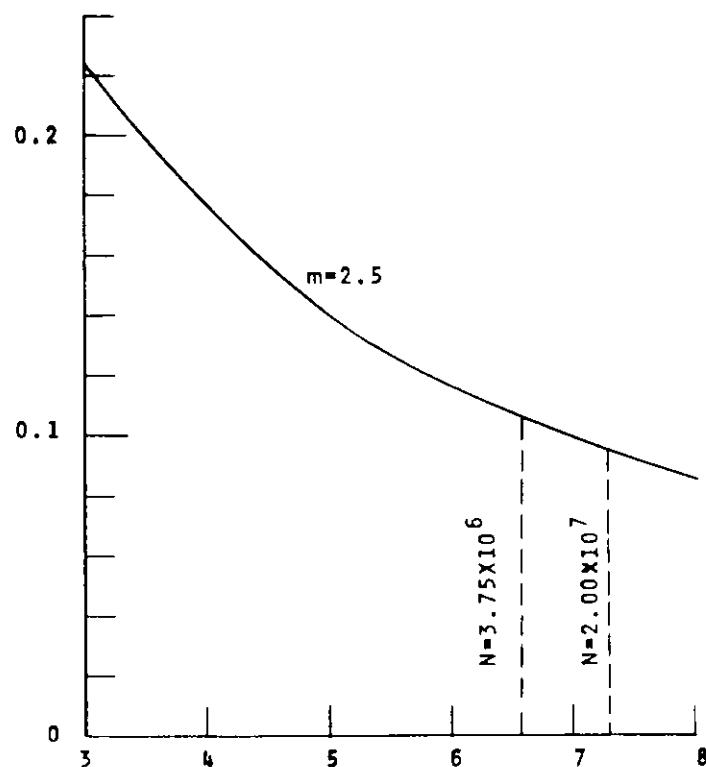


図 5.6.6.5 等価応力係数 R_a ($m=2.5$)

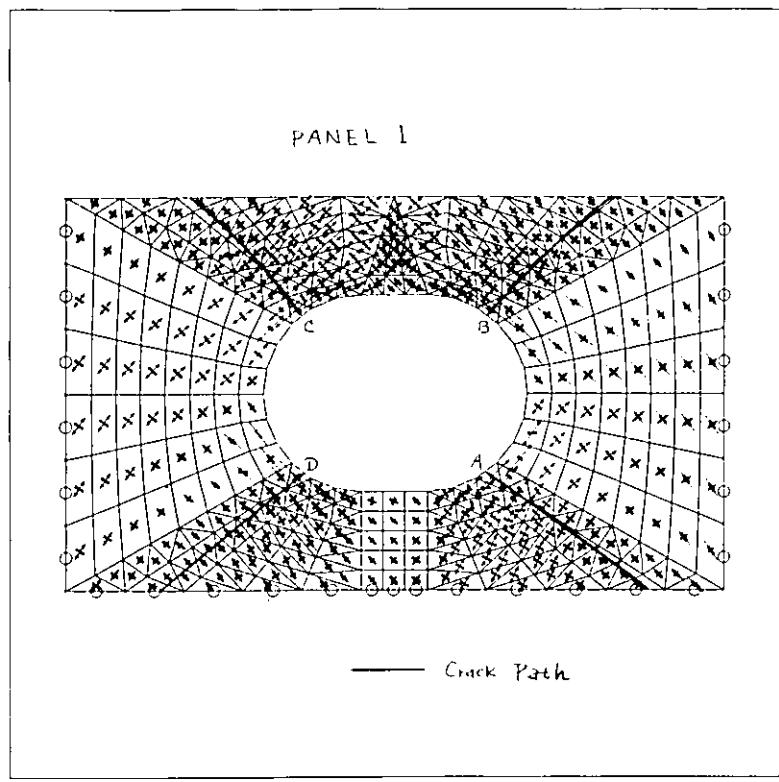


図5.6.6.6 主応力分布(パネル1)

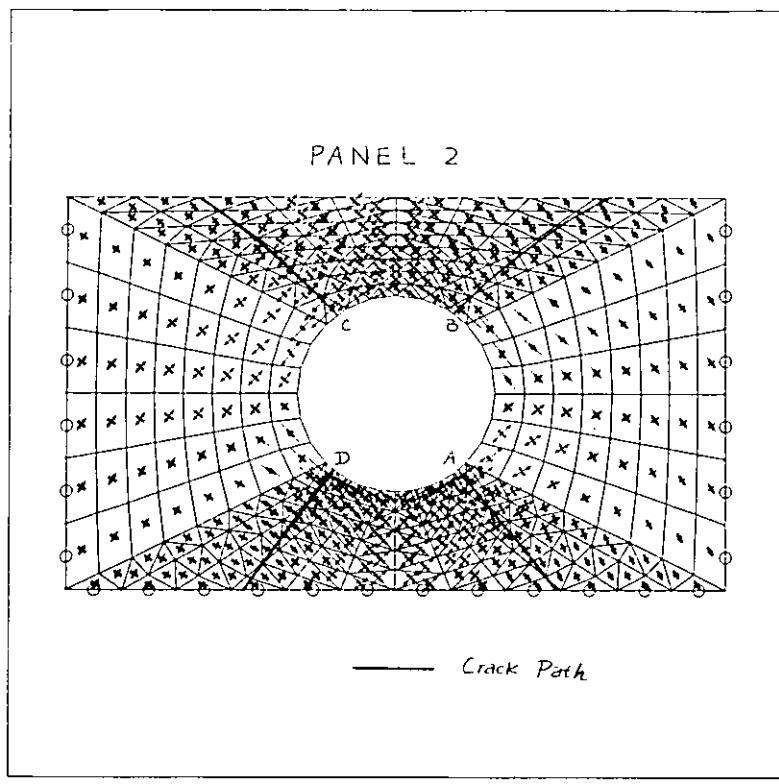


図5.6.6.7 主応力分布(パネル2)

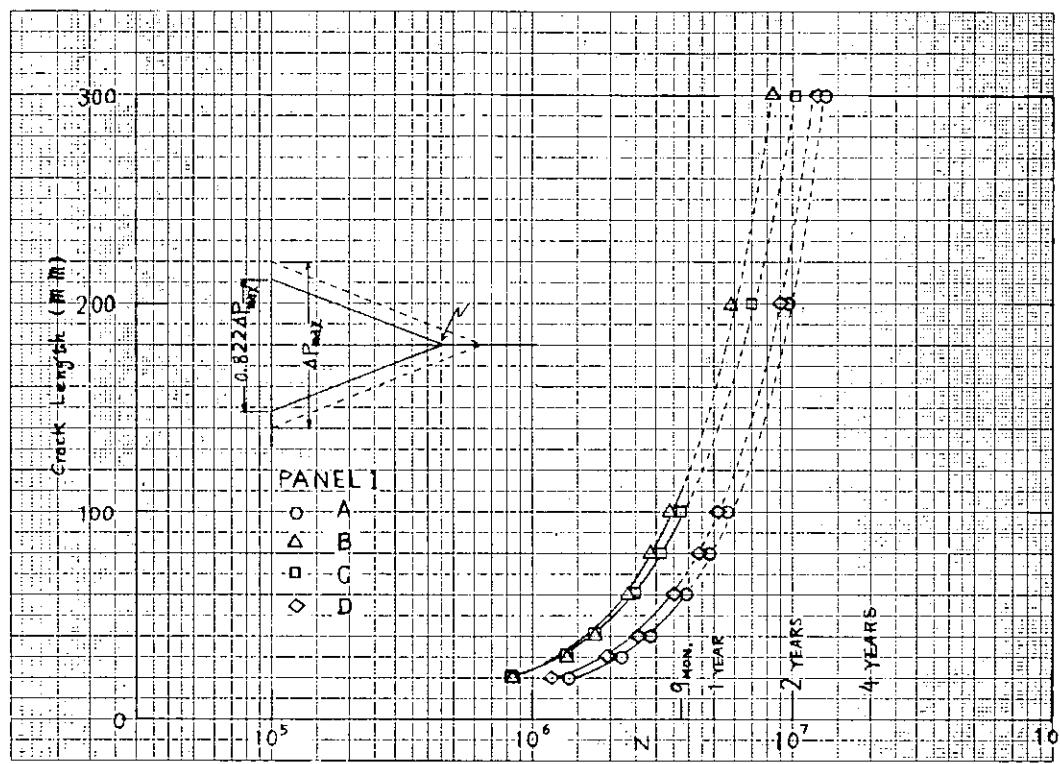


図5.6.6.8 き裂伝播計算結果（パネル1）

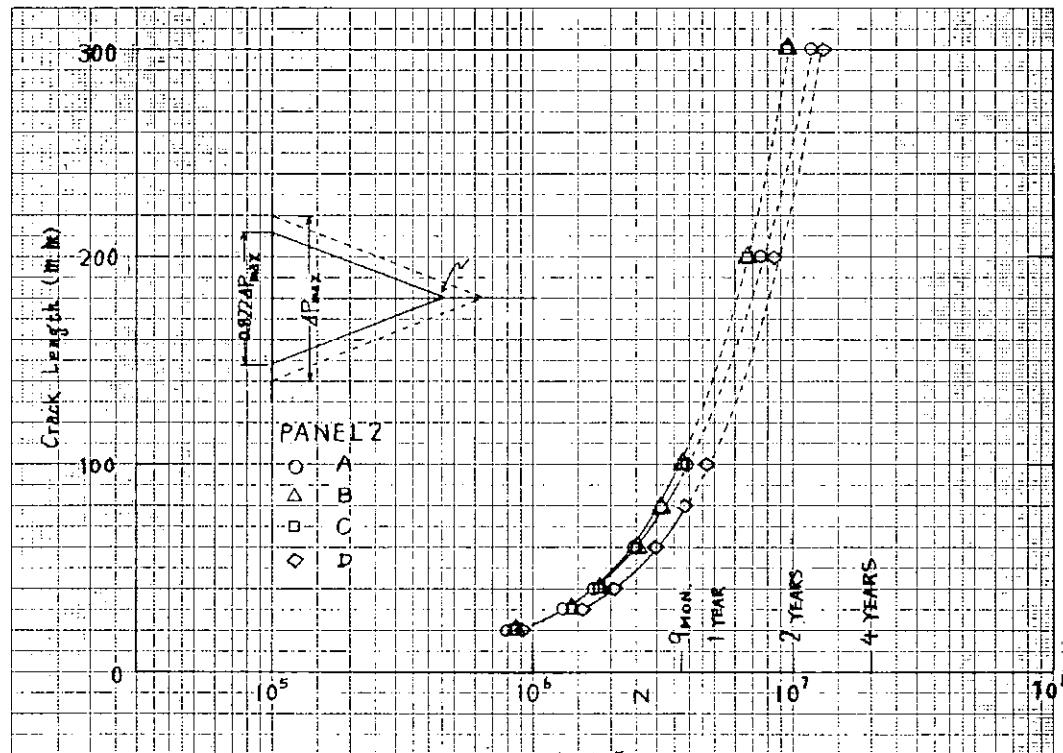


図5.6.6.9 き裂伝播計算結果（パネル2）

5.6.7. 就航時のCrack対策Manualの検討

一疲劳Crack伝播寿命の簡略推定法一

5.6.7.1. 序 文

船殻設計者にとって、通常“疲労強度検討”と言えば疲労crack発生強度の検討を意味し、理論的な疲労強度解析と損害実績のfeed backによって、疲労crackの発生を防止することが多い。

しかし、最近では破壊力学分野の発展とも関連して、下記のように疲労crackの伝播挙動を検討する機会もふえてきた。

- (1) モス方式LNGCおよびLPGC(TYPE-B)のように、詳細な破壊力学解析による安全性確認を前提としてsecondary barrierを軽減する場合。
- (2) 就航時にcrackが発見されて、入渠補修までの短期間の安全性判定が要求される場合。

就航時crackを取り上げてみると、即入渠補修すべきかどうかの判定は、

- (1) 船主の運行日程や契約上の経済的理由

- (2) 乗組員および船自身の安全性

の2点から非常に重要な問題であり、かつ極めて短期間で方針決定を要するため、設計者にとって“就航時のcrack対策manual”(疲労crack伝播寿命の簡略推定法)が整備されていれば非常に便利である。と同時に、迅速な対応により船主および乗組員の造船所に対する信頼性向上に大きく寄与すると考えられる。

なお、本年度はmanual化の第1ステップとして、非常に単純な場合を想定したmanual案の竹子を中間報告として作成した。

5.6.7.2. 疲労Crack伝播寿命の簡略推定法Manual検討の手順

- (1) 検討に必要なデータ(船主より情報入手すべきもの)

- (i) crack length : $2\alpha_0$ (mm)

発見時または検討の対象とするcrack length

- (ii) crackが存在している場所

- (2) 検討の条件(船主より情報入手すべきもの)

- (i) 伝播寿命を推定する対象期間: crackを補修せずに航海を続行する期間

(例 1航海: 1航海後に入渠補修する場合)

- (ii) 仮補修の有無: stop hole等の対策の有無およびその詳細に関する情報

- (iii) 荷物の積付け状態に関する情報

- (3) 応力頻度の推定

検討対象期間の応力頻度分布が必要であるが、標準的な縦強度部材の場合は5.6.7.6項を仮定してよい。

- (4) 等価な付加half crack length k (mm)の推定(詳細は5.6.7.9項参照)(1)の情報からcrackが存在している場所に応力集中度合に対応した等価付加half crack length k (mm)を推定する。

k (mm)は実際に存在するcrackではなく、応力集中の影響を設計的に簡略化するために用いる仮想crackである(最終的には任意の応力集中に対応するk値を便観化(一例を図5.6.7.2に示す)する予定であるが、今回はその第1ステップとしてk値計算例を5.6.7.9項に示す)。

- (5) crack伝播寿命の推定(表5.6.7.1参照)

図5.6.7.1により、次の手順で伝播寿命を推定する(図5.6.7.1では、平均的海象の場合と苛酷な海象の場合の2caseを示している。安全性判定用としては苛酷な海象を使用すること)。

$$(i) \alpha_{oe} = \alpha_0 + k \quad (5.6.7.1)$$

a_{oe} : 等価な初期 half crack length
 a_o : (1)より求まる実際の half crack length
 k : (4)より求まる等価付加 half crack length
 を求める。

(ii) a_{oe} に対応した V_{oe} を読み取る。

V_{oe} : 等価な初期 half crack length a_{oe} の時の残余寿命(航海数)

(iii) ($V_{oe} - 1$) 航海に対応する crack length a を読み取る。

(iv) $\Delta a = a_{oe} - a$ (5.6.7.2)

1 航海後の half crack length の進展量 Δa が求まる。

(v) 実際の crack length が a_o から a_i に進展するのに要する寿命(航海数) V_{ie} は、次式により求めることができる。

$$V_{ie} = V_{oe} - V_{ie} \quad \text{..... (5.6.7.3)}$$

ただし、 V_{oe} : $a_{oe} = a_o + k$ に対する残余寿命

V_{ie} : $a_{ie} = a_i + k$ に対する残余寿命

5.6.7.3. Manual の適用例-(1)

50キロ級HT材のupper deckに、crack length $2a_o = 200\text{mm}$ の貫通crackが発見され、1航海後のcrack進展量を求みたい場合(図5.6.7.3参照)。

(1) 応力頻度分布：HT材の場合許容力が高い為、通常考慮すべき応力頻度分布も高くなるが、この例では一航海での $\Delta \sigma_{max} = 24\text{kg/mm}^2$ の場合を想定する(図5.6.7.1において苛酷な海象の線を利用する)。

(2) k の推定：この場合は応力場の応力集中係数が1.0と考えて良いので、 $k = 0\text{ (mm)}$ とおける。

(3) $A_{oe} = a_o + k = 100\text{ (mm)}$

(4) $V_{oe} = 5.3\text{ (voyages)}$ (図5.6.7.1より)

(5) ($V_{oe} - 1$) voyage に対する a は $a = 145\text{ (mm)}$ (図5.6.7.1より)

(6) $\Delta a = 145 - 100 = 45\text{ (mm)}$

したがって、初期crack length $2a_o = 200\text{ (mm)}$ は1航海後に $2a = 290\text{ (mm)}$ に進展する危険性がある(ただし、この推定値では船の一生に一度という最も苛酷な海象に遭遇した場合の伝播速度であるから、例えば平均的な海象の場合には同様の手法により $2a = 230\text{ (mm)}$ 程度となる)。

5.6.7.4. Manual の適用例-(2)

MS材のupper deck(板厚 30 mm)に表面crackまたは表面欠陥が存在する場合(亀裂表面長さ 100 mm 、亀裂深さ 10 mm とする)(図5.6.7.4参照)。(応力集中率=1.0の場合)

(1) $a_{oe} = b_o (= 10\text{ mm})$ とする(詳細については5.6.7.8頁参照)。

(2) 図5.6.7.1よりMS材の最も苛酷な海象の場合

$$V_{oe} = 1.5\text{ (voyages)}$$

残余寿命($V_{oe} - 1$) voyages に対する crack length は、

$$a = 1.1\text{ (mm)}$$

$$\Delta a = 1.0\text{ (mm)} [= \Delta b]$$

したがって、1航海後のcrack進展量は約 1 mm となり無視できる程度である。

- (3) crack が板厚を貫通するまでの概略の寿命は、板厚 t だけの crack 進展に対応して
 $\alpha_{ie} = 3.0 \text{ (mm)}$

とすると、

$$V_{ie} = 7.5 \text{ (voyages)}$$

$$V_{oe} = 1.5.0 - 7.5 = 7.5 \text{ (voyages)}$$

したがって、ほぼ 7 航海程度を要すると推定できる。

5.6.7.5 Manual の適用例—(3)

MS 材の upper deck に直径 2 $R = 100 \text{ mm}$ の小さな開孔があり、この縁から crack が全長 20 mm 発生しているのが発見された場合を想定する（図 5.6.7.5 参照）。この crack が全長 100 mm に達するまでの寿命を考える（応力集中率 $K_t = 3$ の場合）。

- (1) 応力頻度分布：1 航海で最も苛酷な海象を想定する。
- (2) k の推定：図 5.6.7.2 より half crack length 10~50 mm の領域では $k/R \cong 1.5$ すなわち $k \cong 7.5 \text{ (mm)}$ とすることにより妥当な安全側の K 値近似表示が得られることがわかる。
- (3) $\alpha_{oc} = \alpha_0 + k = 8.5 \text{ (mm)}$
- (4) (3) より $V_{oe} = 4.1 \text{ (voyages)}$ (図 5.6.7.1 より)
- (5) $\alpha_{ie} = \alpha_i + k = 12.5 \text{ (mm)}$
- (6) (5) より $V_{ie} = 3.2 \text{ (voyages)}$ (図 5.6.7.1 より)
- (7) $V_{oe} = V_{ie} = 0.9 \text{ (voyages)}$

したがって、開孔縁に発見した全長 20 mm crack が全長 100 mm に達するまでの寿命として約 1 voyage が推定される。ちなみに厳密な伝播計算（図 5.6.7.10）と比較してみると、厳密計算では 2.2 航海 (= 4.8 - 2.6) である。 K 値を安全側評価したことにより、これだけの差が生じている。

5.6.7.6 Manual の解説(1)

— Manual 作成上の仮定条件 —

- (1) 作用応力の種類

作用応力としては軸応力のみを考える。したがって、本 manual を曲げ応力に対しても使用したい場合には、等価な軸応力への変換が必要である。

- (2) 応力頻度分布

図 5.6.7.6 の如く片対数直線分布を仮定する。また、船の一生での荷重頻度総和として 10^8 回を考える。

- (3) $Q = 10^{-8}$ の最大応力範囲 $\Delta \sigma_{max}$ として、

$$\Delta \sigma_{max} (Q = 10^{-8}) = 2.4 \text{ (kg/mm²)} \quad \dots \quad (5.6.7.4)$$

を仮定する。

- (4) 1 航海の応力頻度分布（図 5.6.7.6 参照）

船の一生を 200 航海と仮定する。したがって、1 航海での荷重頻度は

$$10^8 / 200 = 5 \times 10^5 \text{ 回} \quad \dots \quad (5.6.7.5)$$

となる。

また、1 航海における最大の変動応力範囲 $\Delta \sigma_{max}$ としては次の 2 case を考える。

(i) 平均的な海象の場合

1 航海における最大の応力範囲

$$\Delta \sigma_{\max} = 2.4 \times \left(\frac{\log 10^8}{\log(5 \times 10^8)} \right) \div \frac{2.4}{1.4} (kg/mm^2) \quad (5.6.7.6)$$

これは $Q = 10^{-8}$ に対応する $\Delta \sigma_{\max}$ として $2.4 kg/mm^2$ を考えたことになる。

(ii) 最も苛酷な海象の場合

1 航海における最大の応力範囲

$$\Delta \sigma_{\max} = 2.4 (kg/mm^2) \quad (5.6.7.7)$$

これは $Q = 10^{-8}$ に対応する $\Delta \sigma_{\max}$ としては $1.4 \times 2.4 kg/mm^2$ を考えたことになるが、これを安全側の仮定として $1.5 \times 2.4 = 3.6 kg/mm^2$ を考えることとする。

(5) ΔK_{th} の影響は安全側の検討として、

$$\Delta K_{th} = 0 \quad (5.6.7.8)$$

を仮定する。

(6) 平均応力の影響は無視する。

5.6.7.7 Manual の解説 - (2)

— Manual 作成の理論 —

(1) crack 伝播速度則として、Paris 則を採用する。

$$\frac{da}{dn} = C \Delta K^m \quad (5.6.7.9)$$

(2) K 値として下記を仮定する。

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5.6.7.10)$$

(3) crack が a_0 (mm) から a_i (mm) に達するまでの伝播寿命は、

$$N_{oi} = \frac{1}{\Delta \sigma^n} \times \frac{1}{C \pi^{\frac{n}{2}} (1 - \frac{m}{2})} \times \left(a^{1 - \frac{m}{2}} \right)_{a_0}^{a_i} \quad (5.6.7.11)$$

で表わされる。

(4) 材料定数 C , m は 5.4.1 項より、

$$m = 4.00 - 0.0327 \sigma_r \quad (5.6.7.12)$$

$$C = 0.5 \times 10^{-4} \times 5.5 m \quad (5.6.7.13)$$

である。したがって、MS ($\sigma_r = 2.4 kg/mm^2$) に対しては、

$$m \approx 3.2 \quad (5.6.7.14)$$

$$C \approx 1.4 \times 10^{-10} \quad (5.6.7.15)$$

HT ($\sigma_r = 3.2 kg/mm^2$) に対しては、

$$m \approx 3.03.2 \quad (5.6.7.16)$$

$$C \approx 1.4 \times 10^{-10} \quad (5.6.7.17)$$

を用いる。

(5) $a = a_0$ (mm) から $a = a_i$ (mm) に達するまでの伝播寿命 (航海数)

N_{oi} は、次式で求まる。

$$V_{0,i} = V_0 - V_i$$

$$= \alpha \times \frac{1}{(\sigma/\tau)^m} \left(a_0^{1-\frac{m}{2}} - a_1^{-1-\frac{m}{2}} \right) \dots \quad (5.6.7.18)$$

$$\alpha = \frac{200 \times 5.5^m}{0.5 \times 10^{-4} \times \pi^{\frac{m}{2}} \left(1 - \frac{m}{2}\right) 10^m \times 11e}$$

$$= \frac{4 \times 10^6 \times 5.5^m}{\pi^{\frac{m}{2}} \left(1 - \frac{m}{2}\right) \times 11e} \quad \dots \dots \dots \quad (5.6.7.1.9)$$

ne : 等価頻度

(図 5.6.7.6 のように、実際には片対数値直線の頻度分布を、計算簡略化のため、 $\Delta \sigma_{\max}$ のみが n_e 回働くと、等価に置き換えたもの)

$$ne = \sum_{i=1}^j 1 \cdot 0 \cdot \frac{8}{j} \left(1 - 1 \cdot 0 \cdot \frac{8}{j} \right) \left(\frac{j+0.5-i}{j} \right)^m \dots \quad (5.6.7.2.0)$$

△は応力類度分布の分割数でNV値△は8としている。

Vo i : $a = a_0$ から $a = a_i$ までの寿命

Vi : $\bar{a} = \bar{a}_i$ の時の残余寿命

V_0 : $a = a_0$ の時の残余寿命

V_i 等于 5.6.7.1 毫, ne 等于 5.6.7.7 毫, o 等于 5.6.7.8 毫示卡。

5. 6. 7. 8 Manual の解説一(3)

—表面Crackの取扱いについて—

本manualは本来、板厚貫通したcrackに対して適用すべきであるが、次のような方法により表面crackに対しても、設計的には十分な精度で適用できると考えた。正確なK値はKobayashiの解などを用いて計算することができるが、ここでは

$$K = \sigma \sqrt{\pi/b} \quad \dots \dots \dots \quad (5, 7, 6, 2, 1)$$

と仮定している。これにより、板厚貫通 crack と同様の扱いができる。

精度チェック例を図 5.6.7.9 に示す。(5.6.7.21) 式をベースとした簡略法と Kobayashi の値を使用した精度計算はかなり良い一致を示しており、 b_0 が大きいほど、また a_0/b_0 が大きくなるほど精度は高いことが分かる。また、簡略式による推定寿命は安全側であることも分かる。

5. 6. 7. 9 Manual の解説 —(4)

一等価付価 Half crack length k について

本 manual 案は、ベースとして一枚引張応力場における crack の K 値を使用している。

しかし、実際問題としては応力集中のない箇所からの疲労 crack 発生は考えられないわけで、全て応力集中の

高い箇所から crack は発生する。

このような応力集中の影響は crack 進展の初期において特に顕著であり、 crack が長くなると次第にその影響は小さくなるものと考えられる。本 manual 案では、応力集中の影響の考慮法として、等価付加 half crack length (ℓ) という簡易的な考え方を導入している。この考え方を言い換れば、

“応力集中率 K_t の応力場に存在する crack 2 a_0 (mm) は、応力集中のない応力場に存在する crack 2 $(a_0 + \ell)$ (mm) に等価である”と仮定するわけである。

この場合、

応力集中率 K_t の応力場に存在する crack に関する K 値の精密解を、

$$K = f(K_t, a) \sigma \sqrt{\pi a} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5.6.7.2.2)$$

とすれば、

$$f(K_t, a) = \sqrt{1 + \frac{\ell}{a}} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5.6.7.2.3)$$

と仮定したことになる。

逆に言えば、(5.6.7.2.3)式が成り立つようには ℓ 値を与えることができれば、応力集中率 K_t の影響を設計的に簡略化した形で考慮することができる。

実際には、 ℓ 値を決定するものは応力集中率 K_t とその応力傾斜と考えられるので、寸法効果の影響も考慮が可能であると考えられる。

したがって、各種応力集中（構造不連続部を含む）に対応した ℓ 値の便覧を整備しておけば、本 manual により極めて簡単に（数分程度の検討で答が出せる）、複雑な応力集中部の crack 伝播寿命の推定が可能となる。

今回はその第 1 段階として円孔の縁に発生した crack に対する ℓ 値を検討した（図 5.6.7.5 参照）。

円孔においては応力分布を決定するパラメータは半径 R のみである。したがって、 ℓ 値は R との比で与えられるべきものと考えられる。そこで、まず円孔の片縁に crack を持つ K 値の理論解は、Tada's handbook より、

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} F(a/R) \quad \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5.6.7.2.4)$$

一方、 ℓ 値の考え方より、

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \sqrt{1 + \frac{\ell}{b}} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5.6.7.2.5)$$

と近似できる。(5.6.7.2.4)式で与えられる厳密解と(5.6.7.2.5)式の近似解との比較の結果を図 5.6.7.2 として示した。当然のことであるが、crack 長さの全ての領域にわたって厳格に一致することはない、crack 長さの或る範囲内に限定すれば適当な ℓ を仮定することにより割合良好な K 値の近似とすることができる。また、亀裂伝播寿命の比較を図 5.6.7.1.0 として示した。

5.6.7.1.0 今後の検討課題

設計者が簡単にかつ短時間に、発生した疲労 crack の伝播寿命を推定する manual をより充実していくために次の検討が必要である。

(1) 等価付加 half crack length ℓ の便覧化

本 manual では、crack 存在箇所の応力集中の影響を等価な付加 half crack length ℓ に置き換えることにより煩雑な K 値解析の大幅簡略化を可能とした。今後は、既にある K 値の理論解および K 値解析 program による解析結果を収集し(5.3.5 項基本要素の K 値を利用)，これ等と等価な ℓ の便覧を整備することにより、種々の実船における crack に対する ℓ を詳細解析することなしに選び出せるようにしていく必要がある。

(2) 損傷実績との対比

短期間の crack 進展量のデータを収集し、本 manual による推定値と比較することにより、本 manual の精度をチェックする必要がある。

(3) 限界亀裂長さとの安全性判定

就航時 crack の安全性判定は、限界亀裂長さとの比較により決定すべきものであるので、この判定基準を織り込む必要がある。

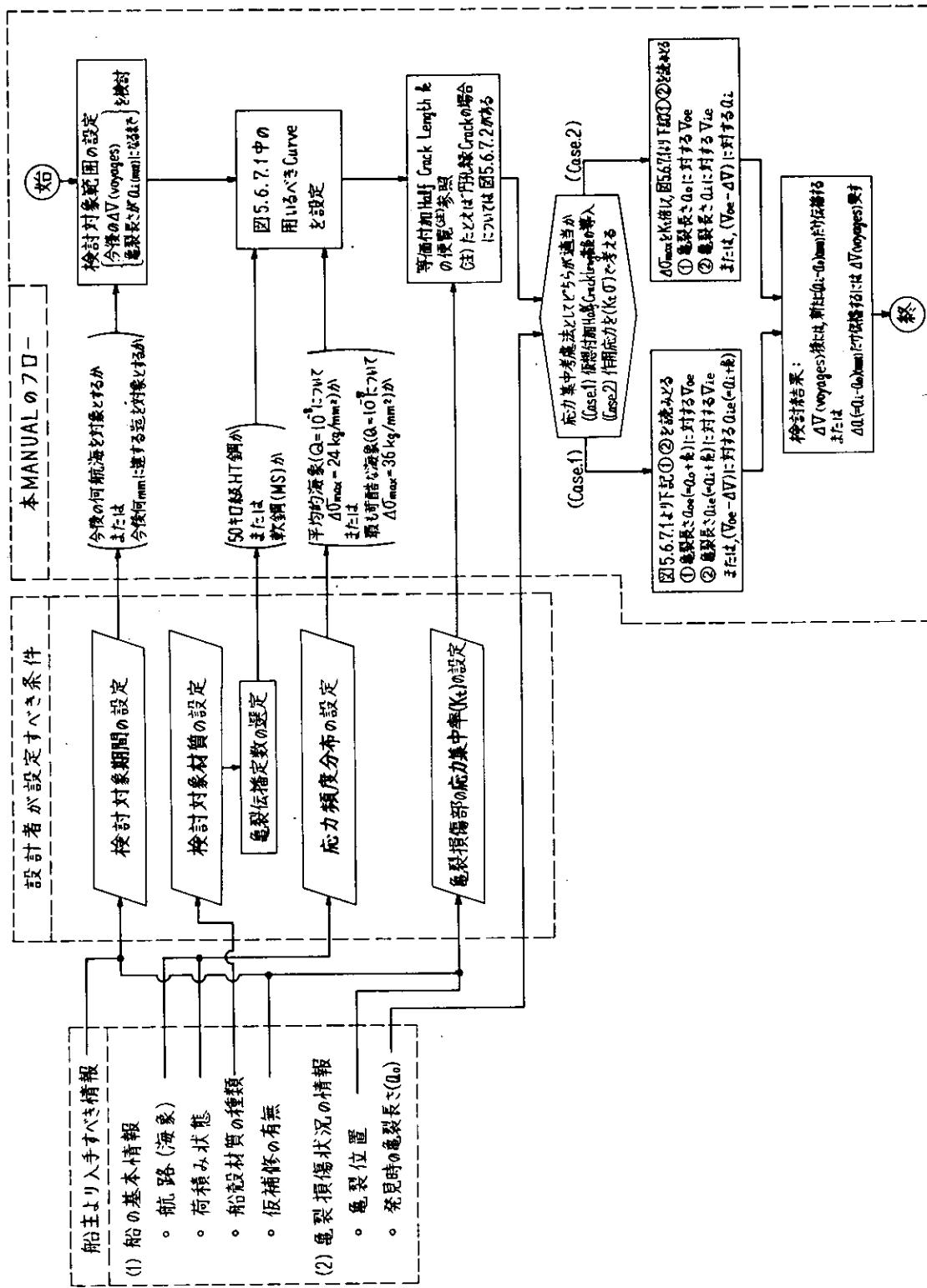
(4) Stop Hole の効果

一時的 crack 進展防止対策としての stop hole の定量的效果検討と、manual への織り込みが考えられる。

(5) その他

腐食環境の考慮、 ΔK_{th} の考慮、曲げ応力の考慮法などが、本 manual の精度向上のために将来必要となる。

表 5.6.7.1. 龟裂伝播寿命の簡易評価Manual フローチャート



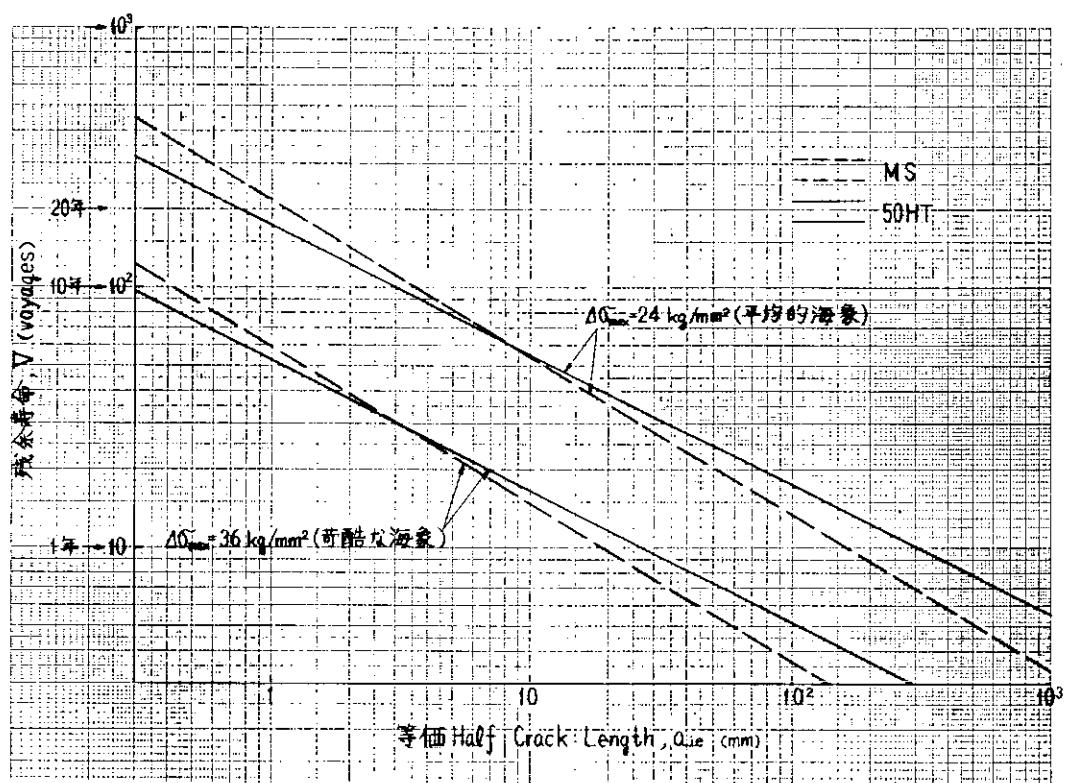


図 5. 6. 7. 1 Crack 部材の残余寿命

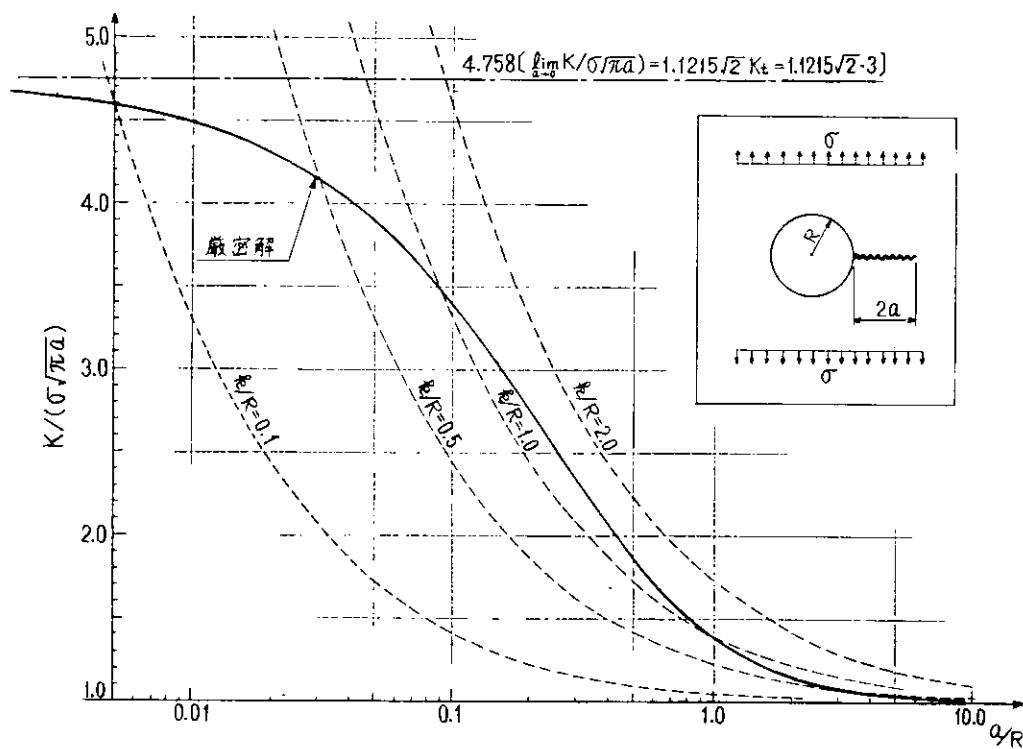


図 5. 6. 7. 2 円孔縁亀裂の K 値とその近似

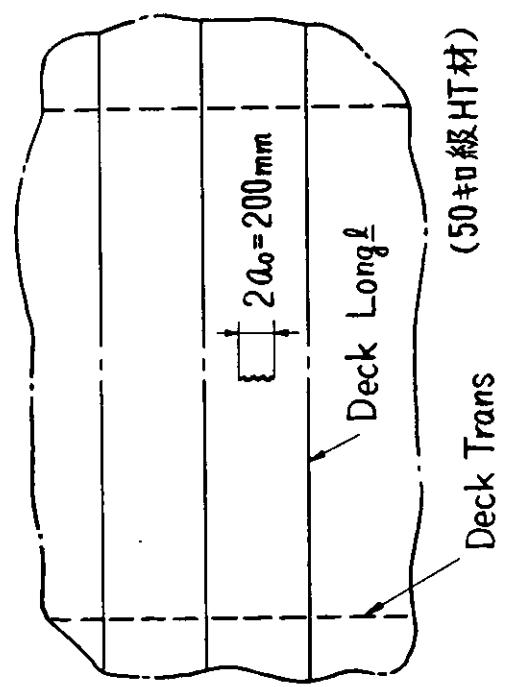


図 5. 6. 7. 3 Manual の適用例(1)–Upper Deck の Crack–

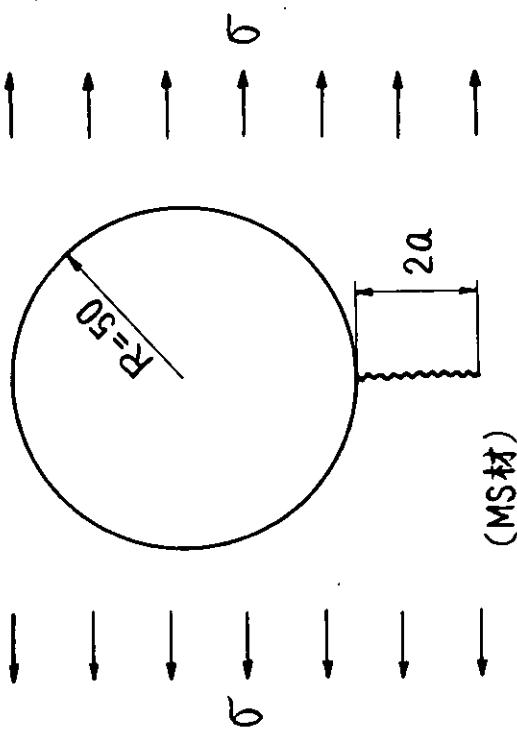


図 5. 6. 7. 5 Manual の適用例(3)–Upper Deck 開孔まわりの Crack–

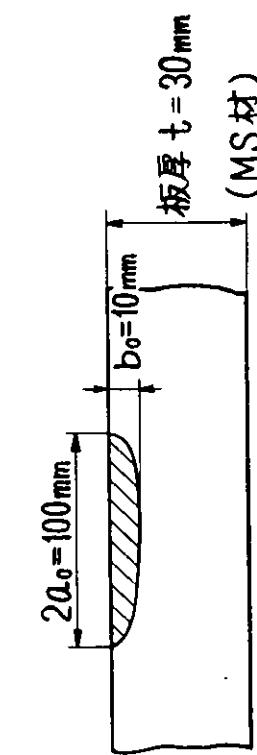


図 5. 6. 7. 4 Manual の適用例(2)–Upper Deck の表面 Crack–

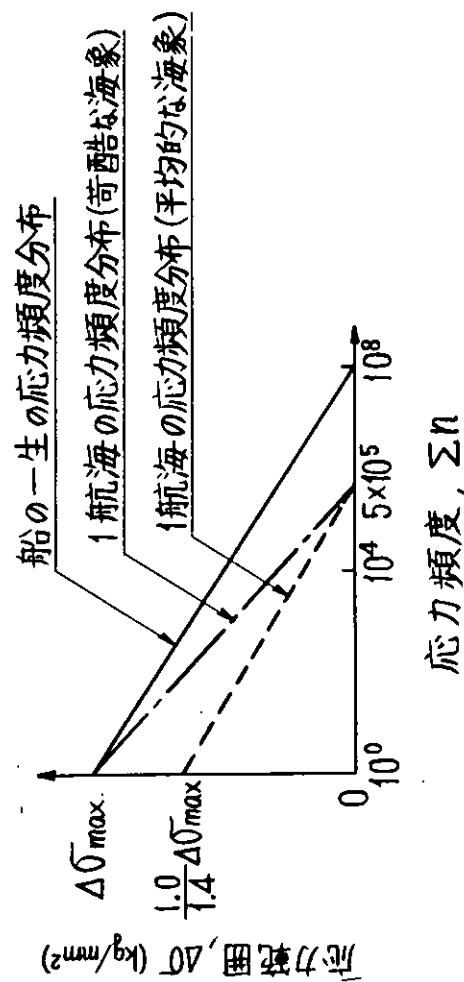


図 5. 6. 7. 6 応力頻度分布

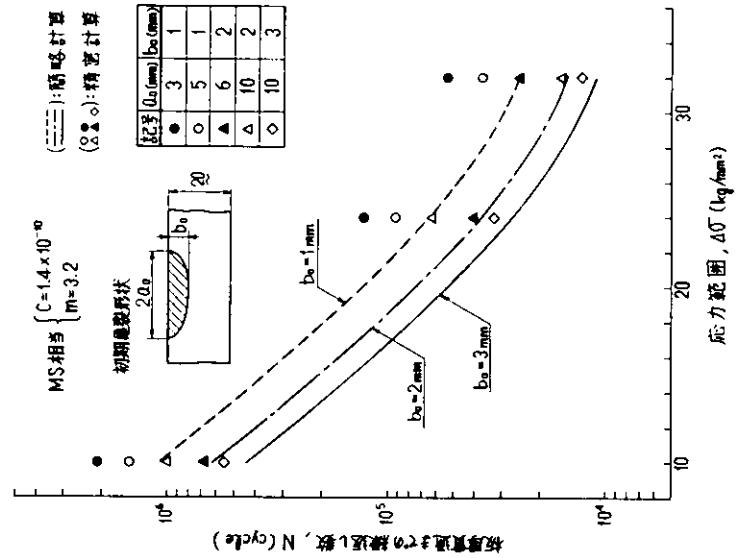


図 5. 6. 7. 9 簡略式の精度チェック例

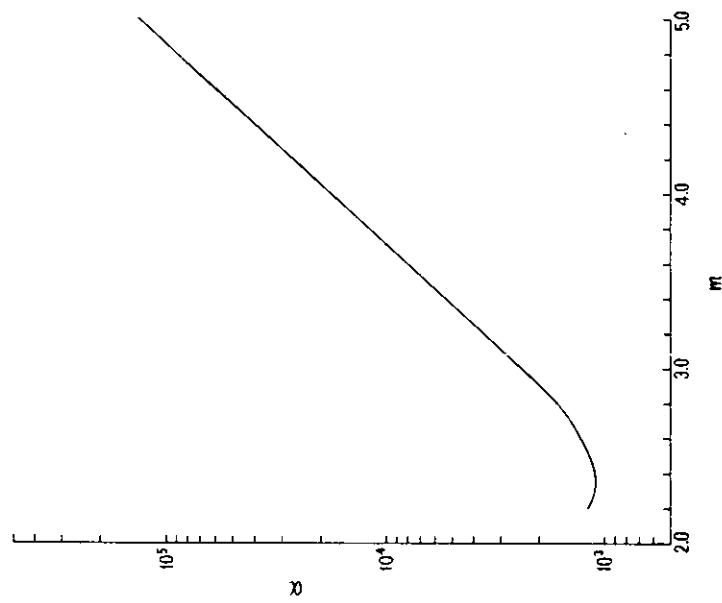


図 5. 6. 7. 8 $\alpha - m$ カーブ

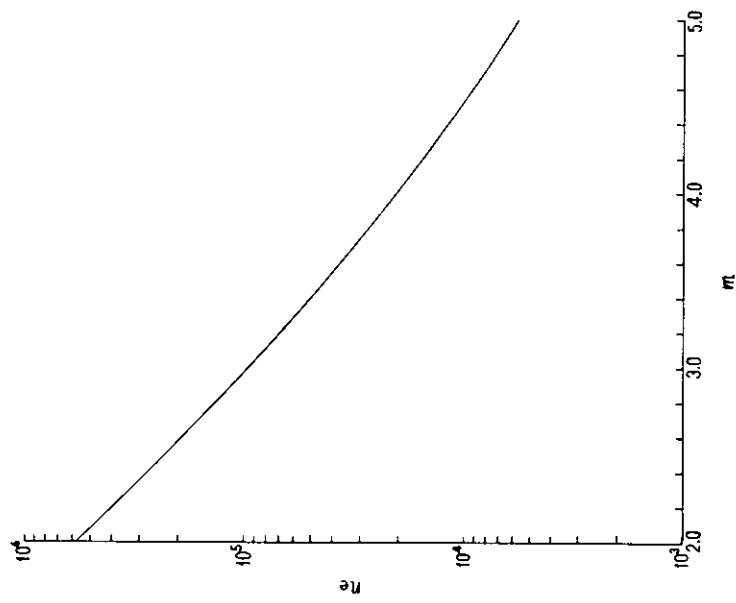


図 5. 6. 7. 7 $n e^{-m} \sigma - \beta$

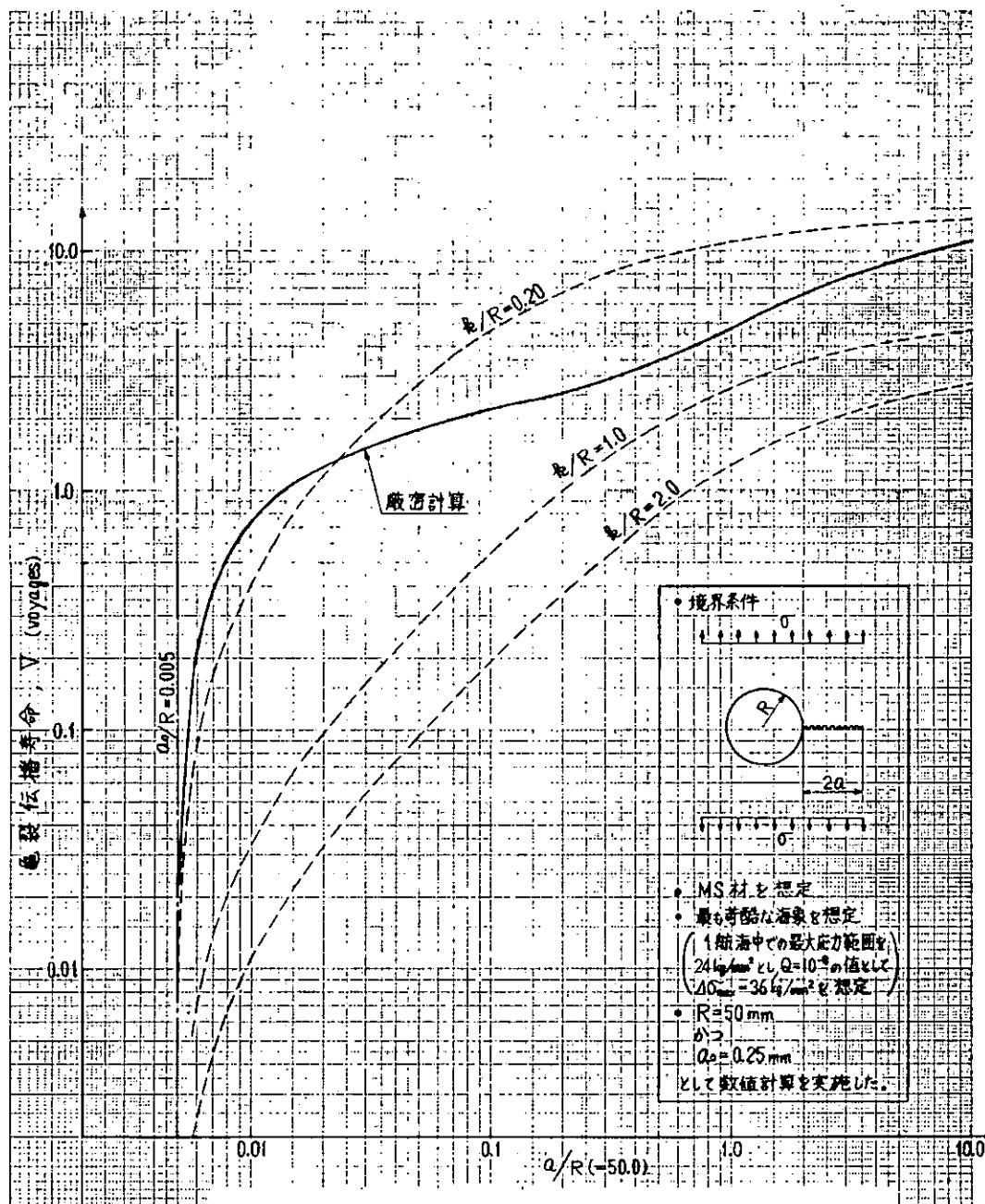


図 5.6.7.10 疲労亀裂伝播寿命計算の例(直径 100 mm の円孔縁亀裂の場合)

5.7 破壊力学解析の詳細解析実例集

船殻局部構造、すなわちダブルハル構造部、サイドフレーム下端と内底板交叉部、縫通部材およびクロスタイとサイドロンジ接合部などについて、破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に計算・推定した例について紹介する。なお、内容の詳細については、昭和52年度報告書¹⁾および昭和53年度報告書²⁾、ならびに第153研究部会報告書³⁾などを参照されたい。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第169研究部会、『船体構造の破壊管理制御設計に関する研究報告書』、日本造船研究協会研究資料No.297、昭和53年3月
- 2) 日本造船研究協会第169研究部会、『船体構造の破壊管理制御設計に関する研究報告書』、日本造船研究協会研究資料No.315、昭和54年3月
- 3) 日本造船研究協会第153研究部会、『厚鋼板大入熱溶接継手の脆性破壊強度および疲労強度に関する研究報告書Ⅱ』、日本造船研究協会研究資料No.267-2、昭和52年3月

5.7.1 ダブルハル構造部の試計算

ダブルハル構造において、マンホールより生じるき裂の進展をシミュレートし、破壊強度と寿命を推定することを目標とした。

曲げ、剪断、剪断曲げの3つの形式の荷重負荷を対象として、次のような項目の計算を行った。

- (i) き裂なしのモデルについての応力解析
- (ii) (i)の応力分布の解に基づく、初期き裂とき裂伝播経路の試設定
- (iii) き裂を含むモデルについての応力およびK値の解析
- (iv) Paris則の適用による残存寿命の算定

き裂はマンホール縁から発して、ウェブを伝播し、やがて周辺のフランジ部分に近づくが、ここでき裂がフランジへと進入するか、それともフランジとの隅内溶接を沿って伝播するかが重要な検討項目となる。しかし、このような直交交叉部材へのき裂の進入条件については、従来ほとんど解析が行われていないので、一つの単純なモデルを設定し、き裂成長方向についての試計算を行った。

K値はき裂なしのモデルで求められた応力分布と、半無限板についてのK値の解とを組合せて、近似的に求めることが出来て、き裂が周辺のフランジにあまり近づいていない範囲では、±20%の精度でK値が求められ粗い寿命推定が可能であることを示した。

5.7.2 サイドフレーム下端と内底板交叉部のソフトトウ周辺

ソフトトウ部すみ内溶接止端部より発生、伝ばするき裂の伝ば経路ならびにK値を、特異要求を有する有限要素法で解析した。その結果主応力に垂直にき裂が進入伝ばしていくと考え、K値は半無限体中の端き裂で前方に板厚の異なった板（き裂成長する前方にある棚板に対応）があるという近似的取扱いで充分精度良く求まることが判明し、この結果は5.5の解析手順により得られた。

5.7.3 外板とロンジ材との接合部にあるスカラップ周辺

デッキ構造のうち大型油送船のスラブロンジのスカラップ周辺から生じるき裂の進展と構造破壊の関係について、破壊力学を適用して、船体の縦曲げ応力によるスカラップ周辺のき裂の特性を、有限要素法によるK値解析とParis則による伝播寿命と構造破壊までの余裕寿命等を求めることにより検討した。

その結果、破壊機構解析によても、従来から設計思想で採用されている通り上甲板は1次部材、ロンジは2次部材であると考えることができた。そして上甲板とロンジき裂が約200%以下であると2つのき裂が進展して

構造破壊する場合も有るが、上甲板き裂が200箇所以上あると单一き裂のまま構造破壊することが判り、き裂を評価する基準となるき裂寸法が考案された。

5.7.4 外板とロンジ材との接合部周辺

船殻での代表的構造である外板とロンジ材との接合部周辺をとりあげ、輻引張り荷重および一様面外圧下において、ロンジバット部から亀裂が成長していく過程を追跡計算した例である。

また、ロンジ材が切断し外板への表面亀裂と化した状態のように、現状の計算技術では、正攻法の精密モデル化によつたのでは煩雑になり過ぎる箇所に関しては、適当な簡易化の例が示された。

5.7.5 クロスタイとサイドロンジ接合部周辺

実船損傷例のある 200,000 DWT タンカのクロスタイとサイドロンジ結合部について、とくに荷重条件の相違によるき裂伝播経路と応力拡大係数の大きさに注目した船殻破壊強度試算を行なつて、破壊力学によるアプローチの有効性を示した。

損傷原因と思われる波浪荷重と振動荷重条件で次のような解析を行なつた。

- a) き裂なしモデルのF.E.M. 応力解析
- b) 重ね合せ法によるK値解析

き裂なしモデルの応力解析結果による予測経路と重ね合せ法による接線方向応力最大説による伝播経路を比較すると、振動荷重の場合には、重ね合せ法は損傷例とほぼ一致しているが、き裂なしモデルからは経路予測はできない。

逆に、波浪荷重の場合には、重ね合せ法は損傷例とはずれているが、き裂なしモデルによる予測経路とはほぼ一致している。

次に、振動荷重と波浪荷重について、重ね合せ法によるき裂伝播経路に沿つたK値解析結果を用いて、Paris則に従つたき裂伝播解析を行なつた結果、図5.7.5.1に示すように、100～200 GAL のクロスタイの水平振動によって、損傷き裂長さに達することが分かった。

また、波浪荷重に対する計算では、き裂はほとんど伝播しなかつたが、波浪荷重による寄与分は大きくなると大きくなるので、ある程度き裂が長くなつた場合には波浪荷重による寄与分は大きくなると思われる。

これらの解釈を通して、クロスタイとサイドロンジ結合部のき裂損傷は、クロスタイの水平振動が主な原因であることが分かり、き裂伝播における構造系の変化の様子が明らかになつた。

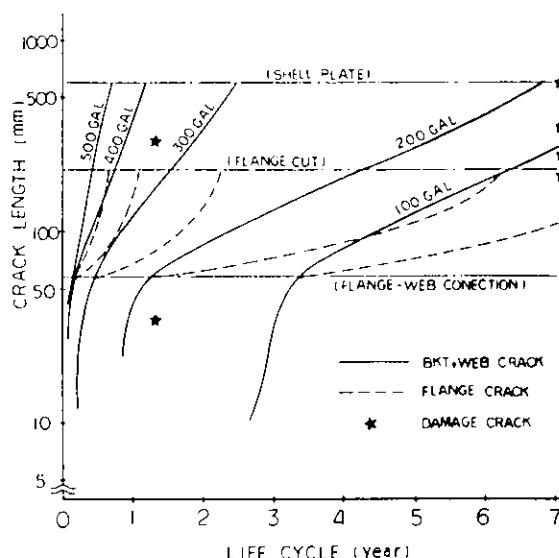


図5.7.5.1 振動荷重による疲労き裂伝播寿命

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・工法等を反映すること、あるいは就航中の万一の損傷に対する緊急処置および補修法決定に反映すること、などを目的として、昭和52年4月より4ヶ年計画で実施されているものである。

昭和54年度には、第3年度の研究として、

(1) 構造要素強度に関する基礎的研究

- ・脆性不安定亀裂伝播停止機構解明に関する基礎検討
- ・脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価に関する検討

(2) 総合評価

- ・船体構造の破壊管理制御設計の整理・作成

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。

また、本研究部会には、企画委員会のほかに、

第1幹事会：亀裂損傷の評価を目指した船殻局部構造の破壊強度試計算、船体構造の破壊管理制御設計指針の整理・作成担当

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ており、活発に活動している。すなわち、上記の研究項目のうち、(1)は主として第2幹事会、(2)は主として第1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を繰返し、しかも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が進められた。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。

研究項目(1)においては、船殻の破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に推定する上で、現在、重要問題と考えられている、

- ・脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明、ならびに力学的取り扱い方の確立。

- ① 混成型二重引張試験に基づくクラックアレスターの性能評価
- ② PMMA材の各種アレスターによる停止試験による検討
- ③ 多点負荷型超広幅二重引張試験による検討
- ④ 直交交叉部構造要素の脆性不安定亀裂伝播試験に基づく亀裂停止特性の評価

- ・脆性不安定亀裂伝播開始挙動評価、ならびに力学的取り扱い方の確立

- ① 片側表面切欠き材の変形・破壊挙動と等価貫通欠陥寸法に関する検討
- ② 疲労亀裂の成長から脆性不安定破壊への遷移挙動と疲労破壊靭性に関する検討

などについて、実験的・理論的検討が第2幹事会において重点的に行われた。なお、それぞれの課題に対して一応の成果および結論が得られ、所期の目的を達成することができたが、次年度においてはさらに詳細な解析および検討を行うと共に、各研究成果の総合的な分析・整理を実施する予定である。さらに、第2幹事会において、今年度（昭和54年度）研究に関する上記の検討以外に、昭和53年度研究で実施された“直交交叉隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討”が再度熱心に討議され、その成果に従って昭和55年度研究計画が立案されたことを付記しておく。

研究項目(2)においては、船殻設計関係者と破壊力学関係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て、設計指針の骨子が作成された。すなわち、昭和53年度研究で討議・検討されとりまとめられた、設計指針に織り込むべき内容および目次案を基礎に、具体的検討が第1幹事会において重点的に行われ、“船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子”が作成された。なお、設計指針骨子の整

理・作成において、

- ① 基本要素のK値解析
- ② 各種モデル化に基づく破壊力学解析の手順
- ③ 大手造船7社が各々1例づつ担当した、"破壊力学が応用できる設計法の例"

などが特に熱心に討議・検討された。

なお、船体構造への破壊管理制御設計の導入を目標に、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、画期的である。