

日本船舶振興会昭和55年度補助事業
“船舶の外力と設計基準に関する研究”

研究資料No.337

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 56 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4年度（最終年度）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開始挙動評価に関する検討、脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討、直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討）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有用な知見を得た。

はしひき

本報告は、日本船舶振興会昭和15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研究部会において実施した「船体構造の破壊管理制御設計に関する研究」の成果をとりまとめたものである。

第169研究部会委員名簿（敬称略・五十音順）

部会長	金沢 武（東京大学）		
幹事	町田 進（東京大学）	矢島 浩（三菱重工業）	
	渡辺 昌建（三菱重工業）		
委員	青木 真一（川崎製鉄）	青木 满（神戸製鋼所）	
	浅野 浩三（日本钢管）	池田 一夫（神戸製鋼所）	
	石橋 敬男（佐野安船渠）	板垣 浩（横浜国立大学）	
	岩城 秀夫（日本海事協会）	後川 理（石川島播磨重工業）	
	大浦 啓義（佐世保重工業）	大野 章（新日本製鉄）	
	大橋 延夫（川崎製鉄）	尾川 宣之（日本钢管）	
	片岡 繁夫（長崎大学）	川野 始（三菱重工業）	
	川原 正吉（日本钢管）	栗田 義之（日本钢管）	
	黒川 常夫（長崎大学）	古賀 敏昭（住友金属工業）	
	阪井 大輔（三菱重工業）	酒井 啓一（石川島播磨重工業）	
	酒井 茂（山下新日本汽船）	酒戸 恒男（住友重機械工業）	
	佐藤 邦彦（大阪大学）	沢柳 政弘（三井造船）	
	鈴木 省輔（函館ドック）	恒成 利康（川崎重工業）	
	富吉 勉之（川崎重工業）	豊貞 雅宏（日立造船）	
	豊田 政男（大阪大学）	中田 宣久（三井造船）	
	長田 光洋（大阪造船所）	新村 豊（東京大学）	
	半沢 貞（新日本製鉄）	樋口 道之助（横浜国立大学）	
	松村 裕之（川崎重工業）	三村 宏（新日本製鉄）	
	宮田 隆司（名古屋大学）	村田 征一郎（日立造船）	
	山口 雄三（住友重機械工業）	吉田 靖夫（石川島播磨重工業）	
	渡辺 孝也（住友金属工業）		

第169研究部会第1幹事会委員名簿

主査	渡辺 昌建（三菱重工業）		
幹事	青木 满（神戸製鋼所）	浅野 浩三（日本钢管）	
	池田 一夫（神戸製鋼所）	板垣 浩（横浜国立大学）	
	岩城 秀夫（日本海事協会）	後川 理（石川島播磨重工業）	
	尾川 宣之（日本钢管）	川野 始（三菱重工業）	
	川原 正吉（日本钢管）	栗田 義之（日本钢管）	

幹 事	阪 井 大 輔	(三 梅 重 工 業)	酒 井 啓 一	(石 川 島 播 磬 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 駆 之	(川 崎 重 工 業)	
豊 貞 雅 宏	(日 立 造 船)	豊 田 政 男	(大 阪 大 学)	
中 田 宜 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 梅 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 壇	町 田 進	(東 京 大 学)		
幹 事	青 木 満	(神 戸 製 鋼 所)	浅 野 皓 三	(日 本 鋼 管)
	片 岡 繁 夫	(長 崎 大 学)	川 野 始	(三 梅 重 工 業)
	川 原 正 言	(日 本 鋼 管)	栗 田 義 之	(日 本 鋼 管)
	酒 井 啓 一	(石 川 島 播 磬 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)
	豊 貞 雅 宏	(日 立 造 船)	豊 田 政 男	(大 阪 大 学)
	新 村 豊	(東 京 大 学)	半 泽 貞	(新 日 本 製 鉄)
	三 村 宏	(新 日 本 製 鉄)	矢 島 浩	(三 梅 重 工 業)

第 169 研究部会 討議 参加者

飯 野 輝	(石 川 島 播 磬 重 工 業)	岩 永 寛	(住 友 金 屬 工 業)
茅 沼 秀 高	(三 井 造 船)	賀 田 和 夫	(川 崎 重 工 業)
寺 本 德 郎	(筑 波 大 学)	立 石 勝	(日 立 造 船)
萩 原 行 人	(新 日 本 製 鉄)	豊 福 正 繼	(日 本 鋼 管)
平 田 隆 明	(三 梅 重 工 業)	林 誠 二 郎	(石 川 島 播 磬 重 工 業)
藤 田 高 弘	(日 本 鋼 管)	福 岡 哲 二	(三 井 造 船)
松 島 義 男	(石 川 島 播 磬 重 工 業)	三 輪 茂	(日 立 造 船 情 報 シ ス テ ム)
山 本 聰	(日 本 鋼 管)	吉 成 仁	(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開始挙動評価に関する検討	8
4.1.1 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 —曲げを受ける切欠き材の場合—	8
4.1.1.1 目的と重点	8
4.1.1.2 実験	8
4.1.1.3 片側表面切欠き材の巨視的変形と破壊強度	9
4.1.1.4 片側表面切欠き材の切欠き先端近傍の開口挙動	10
4.1.1.5 曲げを受ける表面切欠き材の破壊非性指標と等価貫通欠陥寸法に関する考察	11
4.1.1.6 まとめ	14
参考文献	15
4.1.2 疲労亀裂生長過程における脆性不安定破壊発生挙動に関する検討	29
4.1.2.1 目的	29
4.1.2.2 試験片形状	29
4.1.2.3 C E S溶接ボンド部のC O D試験結果	29
4.1.2.4 疲労亀裂伝播試験結果	33
4.1.2.5 考察	41
4.1.2.6 結論	46
参考文献	47
4.2 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	48
4.2.1 多点負荷型超広幅二重引張試験	48
4.2.1.1 目的	48
4.2.1.2 標準型二重引張試験	48
4.2.1.3 多点負荷型超広幅二重引張試験	48
4.2.1.4 解析	49
4.2.1.5 考察	51
4.2.1.6 まとめ	51
参考文献	52
4.3 直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討	67
4.3.1 I型梁による疲労亀裂伝播試験（その1）	67
4.3.1.1 目的	67
4.3.1.2 実験	67
4.3.1.3 実験結果	67
4.3.1.4 まとめ	68

参考文献	68
4.3.2 I型梁による疲労亀裂伝播試験（その2）	77
4.3.2.1 目的	77
4.3.2.2 疲労試験の内容	77
4.3.2.3 試験結果	77
4.3.2.4 まとめ	78
4.3.3 I型梁による疲労亀裂伝播試験（その3）	86
4.3.3.1 目的と概要	86
4.3.3.2 実験	86
4.3.3.3 実験結果	86
4.3.3.4 まとめ	89
4.3.4 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動評価（その1）	
— 平板から直交交差部へ突入する疲労亀裂の伝播挙動評価 —	92
4.3.4.1 目的および概要	92
4.3.4.2 疲労亀裂伝播クライテリオン	92
4.3.4.3 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動およびその支配因子	93
4.3.4.4 疲労亀裂伝播挙動を支配する因子にもとづく実験結果の整理	94
4.3.4.5 直交交差隅肉溶接部近傍の疲労亀裂伝播挙動評価のまとめ	95
参考文献	95
4.3.5 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動評価（その2）	
— 隅肉溶接部に沿う疲労亀裂の伝播挙動評価 —	98
5. むすび	102

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。近年急速に発展して来た破壊力学を駆使し、船殻設計担当者と破壊力学研究担当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"（別冊）が作成された。

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二つの幹事が設置され、活発に活動した。

本報告書は、第169研究部会の昭和55年度研究、すなわち第4年度（最終年度）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

一般船構造の強度設計は、長年の間に培われた膨大な実績を基礎に、いわゆる経験工学に基づく各國船級協会規則などを基準に行なわれてきた。すなわち、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を繰返しながら改良を加えるという手法に頼ってきた。

しかしながら、船体構造の如き高次の不静定構造物においては、厳密には亀裂の発生強度を検討基準にすることは不可能に近く、また経済的でない場合も多い。亀裂が存在すること自体が設計上の不備を意味し、損傷の発生を許容応力の低減によってのみ回避しようとする従来の設計思想には、自ずから限界があると考えられる。

ここ数年来、我が造船界では、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、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趨勢となっている。

このような社会的要求は、船舶だけに留まらず、広く構造物あるいは輸送機関などに及んでいるところである。例えば、原子炉容器等の圧力容器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的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（破壊管理体制の考え方）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。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、船構設計担当者と破壊力学研究担当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体制とは、したがって、船構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、船構部材の許容応力あるいは寿命の計算、欠陥許容値の設定、材料選定の判断基準など、現行の各種の要判断事項に対して一つの根拠を与えることである。また、亀裂の存在は許容しても、使用期間中に致命的な破

壊を起こさずに機能を全うできる構造形式の開発・設計を追求することでもある。他方、一度間違えば多大の人命損失や自然環境破壊につながるような、特殊船開発・建造に対する、各種規則上の厳しい安全性証明要求を満足させるための道具としても利用されるべきものであることは、言うまでもない。

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

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

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（直交交差部構造要素）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、ならびに脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討。

基礎的立体構造モデル（直交交差部構造要素）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

船体構造の破壊管理制御設計指針の整理・作成、および新設計あるいは損傷解析への適用。

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⁾、昭和53年度報告書²⁾あるいは昭和54年度報告書³⁾を参照されたい。

そもそも、船殻設計担当者と破壊力学研究担当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”⁴⁾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.326、昭和55年3月
- 4) 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55年度研究としては表3.1に示す項目を、各担当場所で分担実施した。すなわち、次の項目である。

(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開始挙動評価に関する検討
- 脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討
- 直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討

(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検討作業は進められた。

第1幹事会で行なわれた設計指針の整理・作成においては、予め決められた月次案に沿っての内容の検討・とりまとめと、大手造船7社が各々担当した“破壊力学の応用例”の一層の充実が計られた。さらに、第2幹事会においては、今年度（昭和55年度）実施した試験結果に関する検討以外に、昭和54年度研究で実施された“多点負荷型超広幅二重引張試験”結果に関する検討が、再度熱心に討議された。

以下に、昭和55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開始挙動評価、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
- (3) 直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性把握、ならびに力学的取り扱い方の確立

等についての検討が、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行なわれた。

- (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

——曲げを受ける切欠き材の場合——

構造部材の溶接部に存在する欠陥からの、あるいは構造不連続部から発生・伝播した疲労亀裂などからの不安定破壊伝播開始挙動の解明に資する目的で、昨年度に引き続き、片側表面切欠きを有する平板試験片（長さ850mm、幅100mm、板厚19mm）を供試し、純曲げを受ける場合の巨視的変形、および破壊強度に及ぼす切

欠き寸法の影響について検討を加えるとともに、亀裂先端の開口状態や延性亀裂成長に注目した亀裂先端近傍の微視的変形などが観察された。

これらの結果を用いて、曲げを受ける表面切欠き材の不安定脆性破壊強度評価、ならびに全面降伏域における破壊強度評価、特に等価貫通欠陥寸法を用いた評価法などが検討され、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) 表面切欠きからの疲労亀裂生長過程における脆性不安定破壊発生挙動に関する検討

船殻における溶接維手、特にエレクトロスラグ溶接維手部において、ボンド部に沿って生長する疲労亀裂生長過程での脆性不安定破壊発生挙動が実験的に調査・観察された。すなわち、エレクトロスラグ溶接維手を中心（荷重垂直方向）に有する長さ 1200 mm、中央部幅 200 mm、板厚 20 mm の K A S 鋼平板試験片が供試され、適時低温に保持しながら疲労亀裂伝播試験が実施された。

疲労亀裂伝播過程で観察される brittle step などから、疲労による韌性劣化の度合を把握するなど、種々新たな知見が得られた。

3.1.2 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、ならびに昭和 54 年度研究で実施されたその検証試験結果が検討された。

(1) 多点負荷型超広幅二重引張試験

一般船体用軟鋼材 K A S 鋼板を供試した昭和 53 年度研究に引き続き、昭和 54 年度より継続して、K E N 鋼板による試験が実施され、その結果が検討された。

すなわち、亀裂伝播部幅 1150 mm より 1400 mm の、一様温度・勾配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・検討された。

3.1.3 直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討

昭和 53 年度研究に引き続き、基礎的立体構造モデルすなわち直交交差部構造要素についての疲労亀裂伝播特性が把握・検討された。

(1) I 型梁による疲労亀裂伝播試験

直交交差部材の隅肉溶接部またはその近傍に進展してきた疲労亀裂が、隅肉溶接部に沿って伝播するかあるいは隅肉溶接部を横切って伝播するかを実験的に検証するために、また、隅肉溶接部を伝播している疲労亀裂が隅肉溶接部より逸れる条件を実験的に把握するために、I 型梁を供試しての曲げ荷重による疲労亀裂伝播試験（3 種類）が行なわれた。なお、供試モデルには、板厚 12 mm の K A M 鋼板および板厚 20 mm の K A S 鋼板が使用された。

(2) 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動評価

板骨構造の集積である船殻の破壊機構解析を実施するうえで、最重要問題の一つである、隅肉溶接部あるいはその近傍での疲労亀裂伝播経路予測について、上述の試験結果を基に検討された。

すなわち、平板から直交交差部へ突入する疲労亀裂の伝播挙動評価と、隅肉溶接部に沿う疲労亀裂の伝播挙動評価が行なわれ、伝播経路推定に関する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來た破壊力学（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、船殻設計担当者と破壊力学研究担当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して、船体構造の破壊管理制御設計指針が整理・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

昭和54年度研究で討議・検討されとりまとめられた、"船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子"に則り、設計指針の完成を目指した内容の充実に関連した検討が、第1幹事会において重点的に行なわれた。

設計指針全般にわたる検討・充実が計られたが、特に、"破壊力学解析の解説"、"基本要素のK値解析"、"材料定数の便覧化"、あるいは大手造船7社が各々担当した"破壊力学の応用例"などの一層の充実が計られた。

なお、作成された設計指針の目次ならびに担当場所を表3.2に示す。

表3.1 SR169 "船体構造の破壊管理制御設計に関する研究"

第4年次(昭和55年度)実施項目・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開始挙動評価に関する検討	2.1.1	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 —曲げを受ける切欠き材の場合—	阪大 日立
			2.1.2	表面切欠きからの疲労亀裂生長過程における脆性不安定破壊発生挙動に関する検討	日立
	2.2	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	2.2.1	多点負荷型超広幅二重引張試験	鋼管
	2.3	直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討	2.3.1	I型梁による疲労亀裂伝播試験	石播、日立、三菱
			2.3.2	直交交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動評価	石播、日立、三菱
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(a) "船体構造の破壊管理制御設計指針"

目次ならびに担当場所

項目				担当場所
1. 破壊管理制御と本指針について				日立
2. 破壊力学解析の解説	2.1	線形破壊力学と脆性破壊の取り扱い方		東大、名古屋大
	2.2	非線形破壊力学と脆性破壊の取り扱い方		東大、名古屋大
	2.3	脆性破壊伝播停止の取り扱い方		東大
	2.4	疲労亀裂伝播の取り扱い方		東大
	2.5	欠陥評価法		東大、名古屋大
	2.6	破壊力学解析の標準的手順		三菱
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	基本要素の長値	*	三菱、石播、川重、鋼管、住重
	3.6	亀裂の進展経路の選択則		日立
4. 基本要素の K値解析の例	4.1	基本要素④のK値解析		石播
	4.2	基本要素③のK値解析		川重
	4.3	基本要素⑤のK値解析		住重
	4.4	基本要素⑥のK値解析		鋼管
	4.5	スチフナエンド部の表面亀裂のK値解析		石播
5. 材料定数の便覧 (材料特性値、物性 値の便覧)	5.1	疲労亀裂の伝播特性に関するもの		鋼管
	5.2	脆性亀裂の発生特性に関するもの		N.K.、石播、神鋼、阪大
	5.3	脆性亀裂の伝播停止特性に関するもの		N.K.、鋼管、新日鉄、三菱、長大
6. 各種モデル化に基づく破壊力学解析の手順				日立
7. 破壊力学の応用例	7.1	60型タンカーの横強度部材・局部強度部材の疲労強度の検討		石播
	7.2	タンカーのBottom Trans.損傷の検討		日立
	7.3	外板および隔壁板の疲労破壊強度の検討		石播
	7.4	船艤タンク外板の振動による亀裂損傷の検討		住重
	7.5	バルクキャリアーの内底板ナックル部損傷の検討		川重
	7.6	Car CarrierのDeck Beam End Bracket 損傷の検討		川重
	7.7	木村連搬船の船側構造損傷の検討		三井
	7.8	破壊力学の適用による許容欠陥寸法の算定		三井
	7.9	疲労寿命推定マニュアルの検討		三菱
	7.10	海洋構造物HT60溶接継手の脆性破壊に対する 安全性の評価		鋼管
	7.11	韌性を考慮した船殻材選定の考え方		三菱
8. 破壊力学解析の詳 細解析実例集	8.1	ダブルハル構造部の試計算		横国大、鋼管
	8.2	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
	8.3	外板とロンジ材との接合部にあるスカラップ周辺		住重
	8.4	外板とロンジ材との接合部周辺		三菱
	8.5	クロスタイとサイドロンジ接合部周辺		石播

*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開始挙動評価に関する検討

4.1.1 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

——曲げを受ける切欠き材の場合——

4.1.1.1 目的と重点

船舶構造部材の溶接部に存在する欠陥から、あるいは構造不連続部から発生・伝播した疲れ亀裂などからの不安定破壊の開始を防止することは重要な課題である。

前年度本研究部会においては、このような重要性にかんがみて、従来実験的検討があまりなされていなかつた板厚非貫通の、とくに片側表面切欠き材が引張り荷重を受ける場合について、その破壊挙動の実験的検討を行なった。さらにその結果に基づいて従来のBS 1¹⁾やWES 2805²⁾などによる欠陥限界評価で用いられている応力拡大係数を基にした等価貫通欠陥寸法の考え方の適用性についてとくに全面降伏後破壊も含めて検討を加えた。

前年度の結果によると、等価貫通欠陥寸法の決定をLEFMに基づいてなす従来の手法は、全面降伏後破壊域においても限界評価手法としてBS 1やWES 2805によるとき、ほぼ適切で conservative な結果を与えることが認められた。

本年度は、引続いて同じような片側表面切欠き材が曲げを受ける場合についての変形挙動と破壊挙動に関する実験を実施して、表面切欠き材が純曲げを受ける場合の巨視的変形、き裂先端の開口状態や延性き裂成長に注目したき裂先端近傍の微視的変形、さらには低温域における破壊実験による破壊強度・延性とそれの支配パラメータなどに関する検討を行なう。さらに、それらを基礎として、純曲げを受ける場合の破壊性能に注目した表面切欠きからの等価貫通欠陥寸法への換算手法のあり方についての検討を実験結果を基にして行う。

4.1.1.2 実験

(1) 供試材と試験片形状及び試験内容

実験には板厚19mmの造船用軟鋼K A S鋼から作製した片側表面切欠き材を用いた。表4.1.1.1は供試材の化学組成(ミルシート)と機械的性質を示したものである。図4.1.1.1は試験片形状と切欠き寸法の一覧を示したもので、6種類の表面切欠き材とそれぞれ一種類の板厚及び板幅貫通切欠き材と切欠き加工をしていない平滑材を実験に供した。切欠き加工はすべて放電加工により作製し、切欠き先端は0.2mm幅を目標として加工した。

これらの試験片を用いて図4.1.1.1(b)に示すように表面切欠き側が引張り側となるような4点曲げ載荷による巨視的な純曲げ試験を実施し、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

表面切欠き材が純曲げを受ける場合の巨視的な変形、および切欠き先端部に注目した切欠き開口挙動や安定延性き裂の発生挙動を明らかにするために、室温で4点曲げ試験を実施し、

- 1) 荷重、たわみ(巨視的ひずみ)関係に及ぼす切欠き寸法・形状の影響
- 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) 表面切欠き前線に沿う切欠き開口変位の分布と切欠き寸法・形状の関係

に注目した実験を実施した。巨視的変形に関しては切欠きのない平滑材に対する実験との比較から、本実

手法での巨視的変形指標としてのひずみの測定に関する検討を行い、また2)、3)の亀裂開口変位については前年度と同じく、載荷中断後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、光学顕微鏡にて観察・測定する手法を採用した。

(実験2) 片側表面切欠き材の破壊挙動に関する実験

表面切欠き材が純曲げを受ける場合の破壊強度・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破壊開始条件に関する検討を行うために適当な低温域で破壊試験を行う。

(2) 実験方法

4点曲げ試験には容量 200 ton の電子管式万能試験機を用いて行い、曲げ試験中、荷重、荷重点たわみ、切欠き表面中央の開口変位および、切欠き線から 75 mm と 30 mm (代表的試験片のみ) の位置における引張側となる面のひずみを測定、記録した。75 mm の位置は荷重載荷点直下に位置し、その点に塑性ゲージを貼付してひずみ測定を行った。また切欠き表面中央の開口変位はクリップゲージを、たわみは出力式ダイヤルゲージを用いて荷重とともに自動記録した。

破壊試験は -160 °C ~ -50 °C の範囲で行ない、冷却は冷却用バスを試験片及び曲げ治具にも取り付け、液体窒素を冷媒として用いて行い、温度測定には銅 - コンスタンタン熱電対を用いて、切欠き先端近傍の温度を管理した。

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

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 BS I、DD 19 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 4.1.1.2 にはそこで得られた限界 COD - 温度曲線を示してある。

4.1.1.3 片側表面切欠き材の巨視的変形と破壊強度

図 4.1.1.3 は代表的な試験片に対する荷重と荷重点たわみの関係を示したものである。荷重・たわみ関係は、当然予想されるように切欠き寸法が大きくなるほど同じ荷重に対してたわみが大きくなることがうかがえる。曲げを受ける場合の切欠き材における巨視的変形の指標として何をとるかは設計などの立場によって異なるが、一般には巨視的な曲げモーメントが与えられていることが多い。図 4.1.1.4 は表面切欠き材における作用曲げモーメント M と本実験で測定した荷重点直下の引張側の表面中央における測定ひずみ ϵ_b との関係の代表例である。図では曲げモーメント及びひずみを本供試材のグロス断面における Full plastic モーメント M_p ($= \frac{1}{4} W t^2 \sigma_y$ 、 W : 板幅、 t : 板厚、 σ_y : 降伏応力) 及び降伏ひずみ ϵ_y ($= \sigma_y/E$ 、 E : Young 率) で除して示してある。なお、図中の破線は、切欠きをもたない平滑材における同じく $M - \epsilon_b$ 関係を示したものである。図からわかるように本実験におけるモーメント - ひずみ関係は切欠きの有無に関係なくほぼ同一の関係が認められる。これは、本実験における測定手法によって測られた表面曲げひずみ ϵ_b は巨視的曲げモーメントに対応するグローバルひずみとなっていることを示している。また図 4.1.1.5 には荷重点直下表面 (切欠き線から 75 mm 離れた点) 及び切欠き線から 30 mm 離れた点における板幅方向のひずみ分布の測定例を示したものである。この図からも 75 mm も離れた点における測定ひずみは板幅方向にもほぼ一定となって、グローバルひずみを与えているといえる。また、図 4.1.1.4 からもわかるようにモーメント M - ひずみ ϵ_b 関係は材料の応力・ひずみ線図のような関係にあり、モーメントが M_p に近くなると、急激に表面の塑性ひずみが増大する。このような関係から巨視変形の指標としては変形の小さな範囲ではモーメント M あるいはそれに対応する表面

曲げ応力 σ_b ($= 6 M / W t^2$) をとり、また全断面塑性に近くなる大変形域では表面曲げひずみ ϵ_b をとるのが妥当であるといえる。

図 4.1.1.6 は本実験で得られた表面切欠き材の破壊強度・延性の温度依存性を(a)図は破壊モーメント M_F で(b)図は破壊時ひずみ ϵ_F でみたものである。図のように本供試材の範囲では -100°C 以下の温度においては巨視的に全断面降伏以前あるいは直後あたりで不安定破壊を生じ、破壊は全て脆性的であり、瞬間に 2 つに分離するような破壊を呈し、このような範囲では、一般に切欠き寸法の大きいものはほど小さな破壊強度を呈する。S-30-10 の試験片では約 -120°C 以下において $M_F < M_s$ すなわち、グロス断面では弾性状態で破壊が生じるようになる。一方、本供試材では -90°C 以上の試験温度では、変形途中に切欠き先端から延性き裂の成長が認められるが、荷重たわみ曲線で最高荷重を呈し、その後大きく変形しても不安定な破壊は生じなかった。そこで、このような範囲では、最高荷重時（力学的不安定点）をもって限界とし、図 4.1.1.6 中にプロットしてある。最高荷重時のモーメント（＊印の付いたプロット点）はほぼ材料力学的全塑性モーメント M_P と同じレベルであり、その時の表面曲げひずみ ϵ_M は 1 ~ 3 % 程度となっている。

このように曲げを受ける切欠き材では、引張荷重を受ける場合に比べて延性き裂成長を伴なった不安定脆性破壊を生じる温度範囲が狭く、脆性的低強度破壊が生じなければ、最高荷重を呈して十分な変形を伴なう挙動を示すというように遷移は急激のようである。

4.1.1.4 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破壊挙動さらには、曲げを受ける表面切欠き材の一般的な破壊発生挙動につい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 K が小規模降伏域では有効となることが予想され、曲げを受ける場合についても切欠き前縁に沿う K_I の分布算定手法が Newman ら³⁾ によって既に与えられている。ここでは、さらに大規模降伏を伴うような場合をも対象として、き裂先端開口変位 COD に注目し、COD の推定や COD と巨視的変形パラメータとの関係について、曲げを受ける表面切欠き材の場合について検討を加える。

(1) 表面切欠き材における切欠き前縁に沿う COD の分布

切欠き先端の COD は前年度の引張り荷重を受ける場合と同じように、表面切欠き材を適当なレベルまで負荷して、それを除荷したものを縦割りにして、切欠き先端近傍の断面形状拡大写真から測定した。図 4.1.1.7 は断面写真の一例であり、COD の定義は引張りを受ける場合と同じように、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 点間の変位から初期切欠き幅を差し引いたものとして求めることにする。またき裂進展長さ λ は図 4.1.1.7 に図示する長さでもって定義する。

図 4.1.1.8 はこのようにして求めた切欠き前縁に沿う COD の分布を示したもので、測定位置は図中に示すように切欠き部板表面からの角度で示してある。なお、COD、 δ はその段階での測定値の最大値 δ_{max} で無次元化しており、いずれの切欠き材についても全塑性モーメント近くの 2 段階について示してある。図中黒ぬりの点は延性き裂の発生の認められたものである。COD 分布は、引張りを受ける場合にはほぼ切欠き最深部 ($\varphi = 90^\circ$) で最大となるような分布を示していたが、曲げを受ける表面切欠き材では、図 4.1.1.8 に示すように最深部が最大となる山型の分布を呈するものと、逆に板表面近くが最大となる谷型を呈する場合とに分かれる。一般的に浅い表面切欠き材では最深部が最大となるのに対して切欠き深さが深くなると板表面が大きくなるようになる。また谷型の分布の場合には、S-10-10 のように半円形に近い、すなわち切欠き長さの短かいものは板表面で最大になるような分布を呈するのに比して深くて長い表面切欠きでは、

板表面から少し中の方へ入った部分で開口量が最大となり、また明らかに延性き裂の発生も板表面側より少し内側で先行していることがうかがえる。このような COD の分布形状は図 4.1.1.9 に Newman ら³⁾の計算手法によって得られた応力拡大係数 K_I の切欠き前縁に沿う分布と比較して示すように、山型、谷型の傾向は全く一致している。しかし、Newman らの算定式では例えば S-30-15 の試験片にみられるような COD 値が表面側で小さくなるような極端な分布型は得られていない。このような変形挙動を示すのは、板表面側で切欠き先端近傍での板厚方向のへこみ変形が深く長い表面切欠きでは著しく、そのために開口を大きくしなくとも局部的な変形が確保されることによると想像される。

(2) 切欠き先端 COD の推定と巨視的変形との関係

前項のように定義された COD は表面切欠き材の局部的変形挙動を代表しており、破壊の発生挙動を知る一つの指標といえる。しかし、このように定義される 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 と表面切欠き材の最大 COD δ_{max} との関係に注目し、適当な換算手法について検討を加えた。引張りを受ける場合には 2 次元問題として Dugdale き裂模型を適用してほぼ評価することが可能であったが、曲げを受ける場合には最大 COD を示す位置の変化など複雑な要因があり、必ずしも有効な解析的手法はない。図 4.1.1.10 は、いま中断試験で得られた δ_{max} と V_g の関係を本実験の全ての表面切欠き材についてプロットしたものである。図にみるように多少のばらつきは見られるが、切欠き形状・寸法によらず V_g と δ_{max} はほぼ一対一の対応関係にあるといえる。ただし、表面切欠き形状によっては必ずしも広範囲な V_g にわたってデータがあるわけないが、各試験片タイプに対する実験点の上限は、図 4.1.1.6 に示す最大荷重点近くの COD をカバーしており、図 4.1.1.10 を用いて内挿的に V_g から δ_{max} を求めることが妥当のようである。

図 4.1.1.11 はこのような手法によって求めた COD の最大値 (δ と表示する) とグローバルひずみ ϵ_b との関係を示したものである。一般に同じグローバルひずみに対して切欠き寸法が大きくなるほどより大きな COD を呈することがわかる。また、いずれの切欠き材もグローバルひずみ ϵ_b が降伏ひずみ ϵ_y (≈ 0.13) を過ぎる付近で COD が急激に大きくなり、その後はほぼ $\delta - \epsilon_b$ 関係が直線関係を呈している。この COD の急激な増加は、切欠きが深くなるほど著しく、これは切欠き断面の降伏 (Full yield) 後にグローバルな曲げ変形とは別に切欠き断面のみに変形が集中した局部変形が生じたためと思われる。このような局部曲がり変形は本実験が有限幅であり、切欠き長さに対してそれほど大きくないためにより顕著に現われたと予想され、もし無限平板を想定する場合には、この急激な COD の上界は本実験ほどに大きくならないかも知れない。

4.1.1.5 曲げを受ける表面切欠き材の破壊非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非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。前年度の引張りを受ける場合には低応力破壊域では、線形破壊力学が、高ひずみ不安定脆性破壊域では COD 仮設の適用がほぼ可能であることを示した。そこで次に曲げを受ける場合について同様の考察を行いう。

図 4.1.1.12 は本実験の -130 °C 付近における完全脆性破壊を呈した温度範囲での限界応力拡大係数 K_c を Newman ら³⁾ の方法によって求めたものである。(a) 図は限界 K_c 値に及ぼす切欠き長さの影響を、(b) 図は切欠き深さの影響を示したものである。多少のばらつきは見られるが、ほぼ一定の温度域では切欠き寸法に因らずほぼ一定の K_c 値を呈している。また参考のため行なった板厚貫通切欠き材の引張り試験では $K_c \cong 182 \text{ kg/mm}^2$ ³⁾ となっており、曲げを受ける表面切欠き材とともに同じ値を示しているといえる。

すなわち、低温域で不安定脆性破壊を生じる場合には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可能であるといえる。

図4.1.1.13は本実験における限界COD、 δ_c 、あるいは最高荷重を呈したものではその点のCOD、 δ_m を温度に対してプロットしたものである。図中には参考のためにTT-15試験片に対する引張り試験結果も同時にプロットし、また破線は3点曲げCOD試験結果である。-100°C以下の低温域では、3点曲げ、引張り、表面切欠き材の曲げともにはほぼ一定の値を示しており、線形破壊力学とともにCODを基準とすることも可能のようである。一方、高温域(-90°C以上)では、本実験のような曲げを受ける切欠き材は、延性き裂成長は伴なうが、引張りの場合のように不安定脆性破壊へ遷移することなく、力学的不安定による最高荷重を呈してしまう。図中の δ_m はその点におけるCODをプロットしたものであるから破壊開始とは関係のない指標であり、当然、引張りにおける δ_c よりは小さな値を呈することになる。本実験では延性き裂成長を伴なう破壊に対してCOD仮設が適用できるかどうかは明らかではないが、表面切欠き材の-80°C近傍の表面切欠き材の一部は最高荷重後すぐに破壊しているものもあり、しかもその値が引張りで得られる δ_c に近いことから曲げを受ける場合にも延性き裂成長の著しくない範囲にてCODを破壊指標とできる可能性がうかがえる。

(2) 曲げを受ける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、BSI¹⁾やWES2805²⁾の提案のように何らかの方法によって等価な貫通欠陥代表寸法に換算することが行なわれる。通常は表面切欠き材の破壊代表パラメータとして十分に計算がなされている応力拡大係数K_I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

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi b} F(b/a, b/t) \quad (4.1.1.1)$$

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

$$\bar{a}_k = F^2 \cdot b \quad (4.1.1.2)$$

の形で表わされている。

このような手法は、図4.1.1.14に示すように引張り荷重を受ける場合には、作用応力 σ と等しいとおいて容易に評価され、結局図4.1.1.15に示すような等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_k と表面切欠き寸法の関係が求められる。BSI、WESとともにこの図4.1.1.15を表面切欠きの等価貫通欠陥寸法を算定するのに用いている。

しかし、純曲げを受ける本実験のような場合には(4.1.1.2)式のような単純な形で等価貫通欠陥寸法を決定するのに問題が残る。すなわち、純曲げモーメントを受ける場合に等価貫通欠陥を算定する場合の等価な引張応力としてどのような値をとるかという問題が生じる。図4.1.1.16は曲げを受ける表面切欠き材における等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_k を用いた評価手法の考え方の代表的な2つの考え方を示したものである。(a)の考え方は、等価貫通切欠き材に作用する引張応力として表面曲げ応力 σ_b をとって

$$\bar{a}_k^I = [F^I(b/a, b/t)]^{1/2} \cdot b \quad (4.1.1.3)$$

として求められる \bar{a}_k^I を等価貫通欠陥寸法として用いる方法である。図4.1.1.17はこのような考え方から求めた \bar{a}_k^I をいろいろな表面切欠き寸法に対して示したものである。この考え方によれば純曲げの場合には、実際の表面切欠き寸法に対する応力拡大係数を正確に評価できることになるが、図中にも示してあるように図4.1.1.15で求められる引張りを受ける場合の等価欠陥寸法 \bar{a}_k とは異なる値となり、実際の限界

評価の手順上は複雑になることが考えられる。

(b)の考え方は、等価貫通欠陥寸法としては、図4.1.1.14 の引張り荷重を受ける場合に求まる \bar{a}_K を用い、曲げが作用する場合には、作用する引張応力として表面曲げ応力 σ_b の α 倍 ($\alpha \leq 1$) とする考え方である。WES、BSIともにこの考え方を採用しており、BSI¹⁾ では $\alpha = 1$ とし、WES 2805²⁾ では、純曲げの場合

$$\alpha = 0.75$$

をとる方法が提案されている。ところが(b)の考え方立つとき、曲げを受ける表面切欠き材の応力拡大係数を正確に評価するとき、 α の値をいくらにすべきかは表面切欠き寸法に依存するはずである。そこで Newman らの解析を基にして(b)の考え方立てる正しい応力拡大係数を評価するための α の値 α_c を計算したものが図4.1.1.18 である。図のように α_c の値は同じ b/a の値に対して切欠きが深くなるほど大きくなり、また、 b/a が 1 に近いすなわち半円形の表面切欠きに近づくほど大きくなる。図からわかるように非常に浅い切欠きでしかも深さに比べて短かい場合を除いて α_c の値はすべての範囲で 1 以下となっている。したがって BSI による評価は全てに対してほぼ conservative であるといえる。それに対して $\alpha = 0.75$ とした場合には浅い切欠きに対して必ずしも conservative とはならないことがわかる。図4.1.1.19 は本実験での -130°C 付近の破壊試験から得られた破壊曲げ応力 $(\sigma_b)_F$ と図4.1.1.16 (b) の考え方に基づく等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_K と図4.1.1.12 の限界K値 K_c (平均値を採用) から

$$(\bar{\sigma}_b)_F = K_c / \alpha \sqrt{\pi \bar{a}_K} \quad (4.1.1.4)$$

を用いて推定した $(\bar{\sigma}_b)_F$ との対応をプロットしたものであり (a) 図は $\alpha = 1.0$ 、(b) 図は $\alpha = 0.75$ としたものである。図4.1.1.18 からも予想されるように(a)図では $(\bar{\sigma}_b)_F$ の方が推定値よりはるかとなっており評価手法がほぼ conservative といえる。一方、 $\alpha = 0.75$ では浅い切欠きに対して危険側の評価を与えている。ところが、WES 2805 では破壊ひずみの推定には、CODを基準として

$$\delta = 0.557 \cdot 2\pi \bar{a}_K \alpha \epsilon_y \quad (4.1.1.5)$$

を用いることが提案されている。いま K_c から $\delta_c = K_c^2 / E \epsilon_y$ として δ_c を評価して推定される $(\bar{\epsilon}_b)_F$ と実際の破壊試験で得られた破壊ひずみ $(\epsilon_b)_F$ ($= (\sigma_b)_F / E$) の対応をプロットしたものが図4.1.1.1.20 であり、(4.1.1.5) 式を用いる前提に立つとき、 $\alpha = 0.75$ としてもはる保守的であるといえる。

以上のように線形破壊力学に基づいた場合破壊強度の推定には等価貫通欠陥寸法として引張りを受ける場合に求まる図4.1.1.15 の \bar{a}_K を用いて表面曲げ応力 σ_b が引張応力として作用すると考える手法 (BSI 手法) がほぼ妥当である。一方、WES の手法では小規模降伏域において開口変位の算定上に安全率が考慮されていて、結局 $\alpha = 0.75$ とする。考え方、すなわち曲げ応力 σ_b の 0.75 倍が引張応力として作用すると考える手法はほぼ conservative といえる。

一方、全面降伏後破壊を呈するときは、線形破壊力学に基づく \bar{a}_K なる等価貫通欠陥寸法の値をそのまま用いることができるか問題が残る。前年度の引張りを受ける表面切欠き材に関する考察では BSI や WES などによる従来手法に \bar{a}_K を適用してもはる保守的であることが示された。図4.1.1.21 は前年度の引張りを受ける場合のデータを

$$\frac{\delta}{2\pi \bar{a}_K \epsilon_y} = m \frac{\epsilon_T}{\epsilon_y} \quad (4.1.1.6)$$

とおいたときの m の値を作用グローバルひずみ ϵ_T に対してプロットしたものである。表面切欠き材は切

欠き形状・寸法に拘らず、(4.1.1.6)式のような表示をするととき m の値はほぼ斜線で示すばらつきの範囲に入り ϵ_t/ϵ_y のみではば決まる。一方、曲げを受ける表面切欠き材の場合と同じように

$$\frac{\delta}{2\pi\bar{a}_K\epsilon_y} = m - \frac{\alpha\epsilon_b}{\epsilon_y} \quad (4.1.1.7)$$

とおいて $m-\alpha$ の値を ϵ_b/ϵ_y に対してプロットすると、図4.1.1.22 のようになる。この場合も一定のばらつきの範囲に入りそうであり、図22(b)に引張りの場合の m のばらつきと曲げの場合のばらつきを比較して示してあるように曲げを受ける場合の $m\alpha$ の値は m とそれほど大きく変らず、評価ひずみは $\alpha=1.0$ とすることが妥当のようである。十分 ϵ_b/ϵ_y の大きい範囲では $\alpha < 1.0$ たとえば $\alpha < 0.75$ としても conservative であるといえる。

次にBSIやWESでは(4.1.1.6)式の形で δ を評価し、与えられた材料の \bar{a}_c との比較から破断ひずみや許容欠陥寸法を決定することが行なわれる。この場合 BSIでは $m \approx 1.0$ 、WESでは $m = 0.557$ とし評価する手法が提案されている。表面切欠き材に対して(4.1.1.6)式の評価式を用い、図4.1.1.15で与えられる等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_K を用いる場合には m の値としては図4.1.1.22の縦軸に示すような値を採用する必要がある。図からわかるようにひずみの小さな範囲すなわち ϵ_t あるいは ϵ_b が $5\epsilon_y$ 以下の範囲で $m > 1$ とし、とくに曲げを受ける場合には $m \approx 2.5$ 程度にもする必要がある。この値はBSI、WESで採用している m の値よりはかなり大きな値となっている。このような結果を与えたのは、本実験は比較的板幅の小さな試験片について行っているため Full yield 時の変形が COD に大きく影響していることが一つの原因として考えられる。実際に板幅が切欠き寸法に比べてより大きな場合の貫通切欠き材では m が 1 を越えることは実験においてもほとんど見られること、また図4.1.1.11でも示したように切欠き寸法の大きなものほど Full yield 後の COD の増加が著しいことなどの結果から Full yield 時の変形によって m が 1 よりもかなり大きくなつたことが予想される。それに対して ϵ_t 、 ϵ_b の十分に大きい全面降伏後 (General yielding 域) では m の値は 1 よりも小さくなつており、 $\epsilon_{t(b)} > 10\epsilon_y$ では $m < 0.6$ にもなっている。

以上のように高ひずみ域での破壊に対して線形破壊力学による等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_K を用いる場合、図4.1.1.22 からも予想されるように BSI 提案式では $\epsilon_{t(b)} \approx 1 \sim 3$ 程度を除いては引張り、曲げともに十分に conservative な結果を与える。

一方、WES 提案式では、表面切欠き材では

$$\text{引張りの場合 } m = 0.557$$

$$\text{純曲げの場合 } m\alpha = 0.418$$

となっており、図4.1.1.22 からわかるように $\epsilon_{t(b)} > 10\epsilon_y$ の範囲では、ほぼ conservative であるといえる。しかし、いずれの提案式においてもグローバルひずみが降伏ひずみを少し超えたような範囲においては、局部的な変形によって COD が算定式による推定値を上回ることがあることを本実験結果では示唆している。この点に関してはより広幅の表面切欠き材に関する実験的検討を加えることが必要であろう。

4.1.1.6 まとめ

片側表面切欠き材を用いて、主として曲げを受ける場合について、その巨視的変形、破壊強度に及ぼす切欠き寸法の影響について実験的に検討を加えるとともに、さらに、切欠き先端近傍の変形をき裂開口変位に注目して実験的な考察と応力拡大係数との関連において表面切欠き形状・寸法の影響について考察を加えた。

純曲げを受ける表面切欠き材の破壊強度は脆性破壊を呈する場合には引張りを受ける場合と同じように切欠き寸法の影響は顕著であるが、安定延性き裂成長を伴う不安定脆性破壊は生じにくく、本実験では延性き裂成長を伴なうような温度範囲では力学的不安定による最高荷重を呈するようになる。また切欠き先端部の局部変

形は全体的には応力拡大係数の傾向と同じであるが、曲げを受ける場合、深い切欠き材では板表面から少し中央に入った点での開口変形が最大となり、延性き裂もその点から成長はじめる。

曲げを受ける表面切欠き材の場合も不安定脆性破壊を呈した範囲では破壊時の限界最大 K 値、 K_c が切欠き寸法に関係なくほぼ一定値を示し、線形破壊力学の適用が可能である。

片側表面切欠き材が曲げを受ける場合には、線形破壊力学に基づく等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_K を評価に用いることが可能であるが、評価の上で、長さ $2\bar{a}_K$ の貫通欠陥をもつ板が一様引張応力 σ をうけるものとして限界評価を試みるとき、引張応力の評価の上で問題が残る。小規模降伏域では従来の BSI や WES 2805 提案のように曲げを受ける場合についても、引張りを受ける場合について求まる等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_K (図 4.1.1.15) を採用する場合、評価の上でも引張応力 σ として表面曲げ応力 σ_b をとれば全ての場合についてほぼ conservative となる。一方 WES 提案の評価手法においても評価式に含まれる安全率のためほぼ conservative である。

また、全面降伏域においては COD を基礎とするとき、作用ひずみが降伏ひずみ近傍の小さなひずみ範囲を除いて、 \bar{a}_K を用いる評価手法はほぼ妥当であり、作用ひずみ ϵ として表面曲げひずみ ϵ_b を採用する BSI 提案は conservative であり、 $\epsilon = 0.75 \epsilon_b$ とする。WES 提案式もほぼ conservative な結果を与える。

ただし純曲げを受ける場合、本実験では全面降伏後不安定破壊を示す実験例が得られず、COD 仮設の妥当性さらには全面降伏直後の変形挙動とともに今後検討を行なうことが必要であろう。

参考文献

- 1) Guidance on some methods for the derivation of acceptance levels for defects in fusion welded joints, British Standard Document.
- 2) 日本溶接協会 脆性破壊発生に対する溶接欠陥の許容制定規準, WES 2805
- 3) J.C. Newman, I.S. Raju : Analyses of Surface cracks in Finite Plates Under Tension or Bending Loads, NASA Technical Paper 1578, (1979)

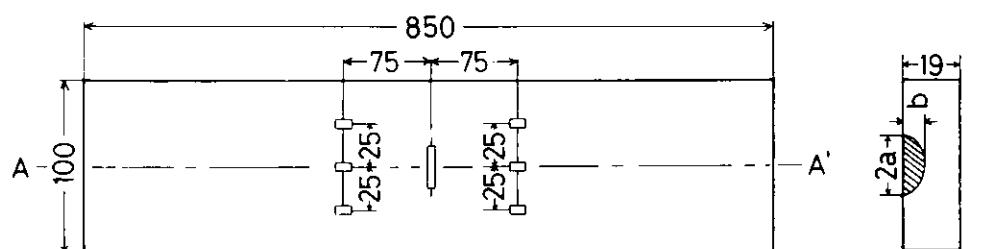
表 4.1.1.1 供試材の化学組成と機械的性質

Material	Chemical compositions (%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	σ_y (N/mm ²) (kg/mm ²)	σ_u (N/mm ²) (kg/mm ²)	E.L. (%)
KAS	0.10	0.17	0.90	0.022	0.009	257.7 26.3	421.4 43.0	36.0

σ_y : Yield stress

σ_u : Ultimate tensile strength

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



Unit : mm

□ : Point of plastic strain gauge

Specimens		a (mm)	b (mm)	Specimen symbols
Specimen with a surface notch	Surface notch	10	10	S - 10 - 10
		15	5	S - 15 - 5
		15	10	S - 15 - 10
		30	2	S - 30 - 2
		30	5	S - 30 - 5
		30	10	S - 30 - 10
		30	15	S - 30 - 15
	Single edge through-width notch	50	2	TW - 2
Specimen with a through-thickness notch		15	20	TT - 15

図 4.1.1.1(a) 試験片形状・寸法

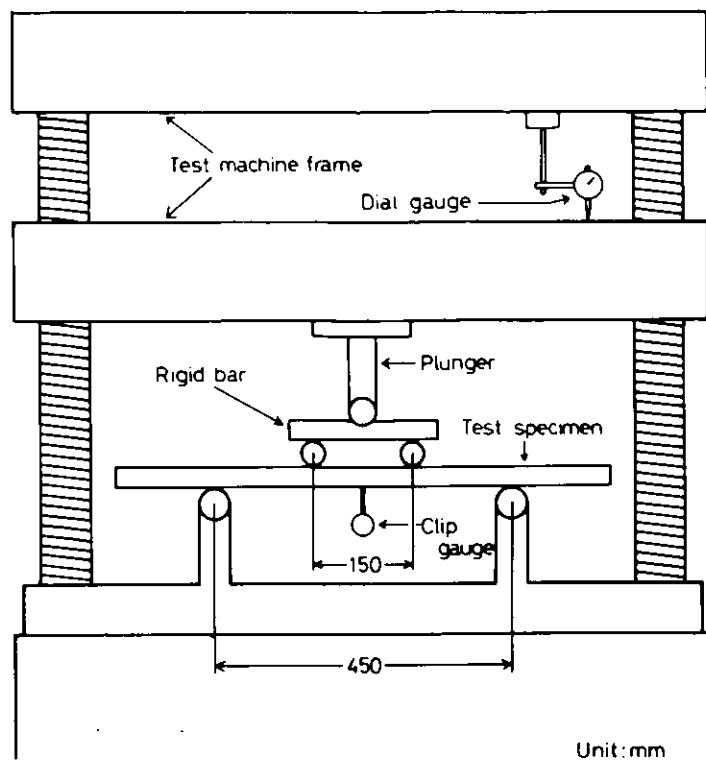


図 4.1.1.1(b) 4点曲げ載荷試験

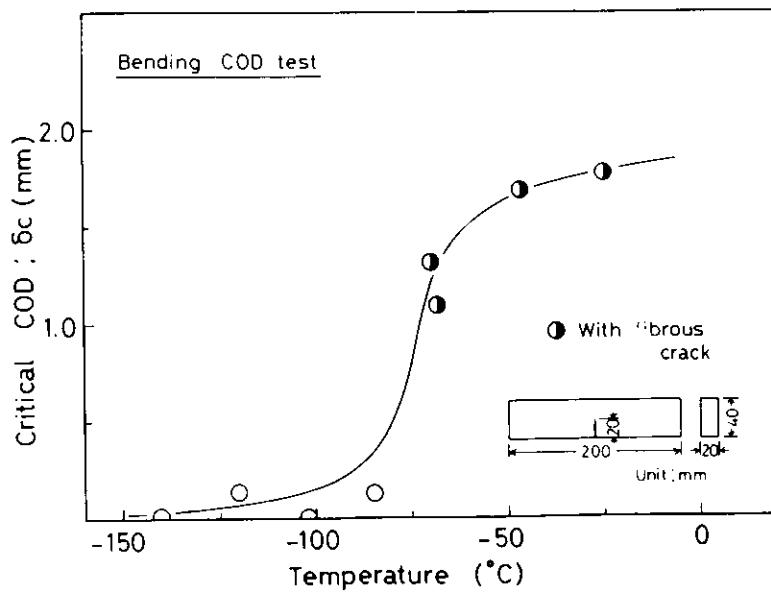


図 4.1.1.2 曲げ COD 試験によって得られた
限界 COD の温度依存性

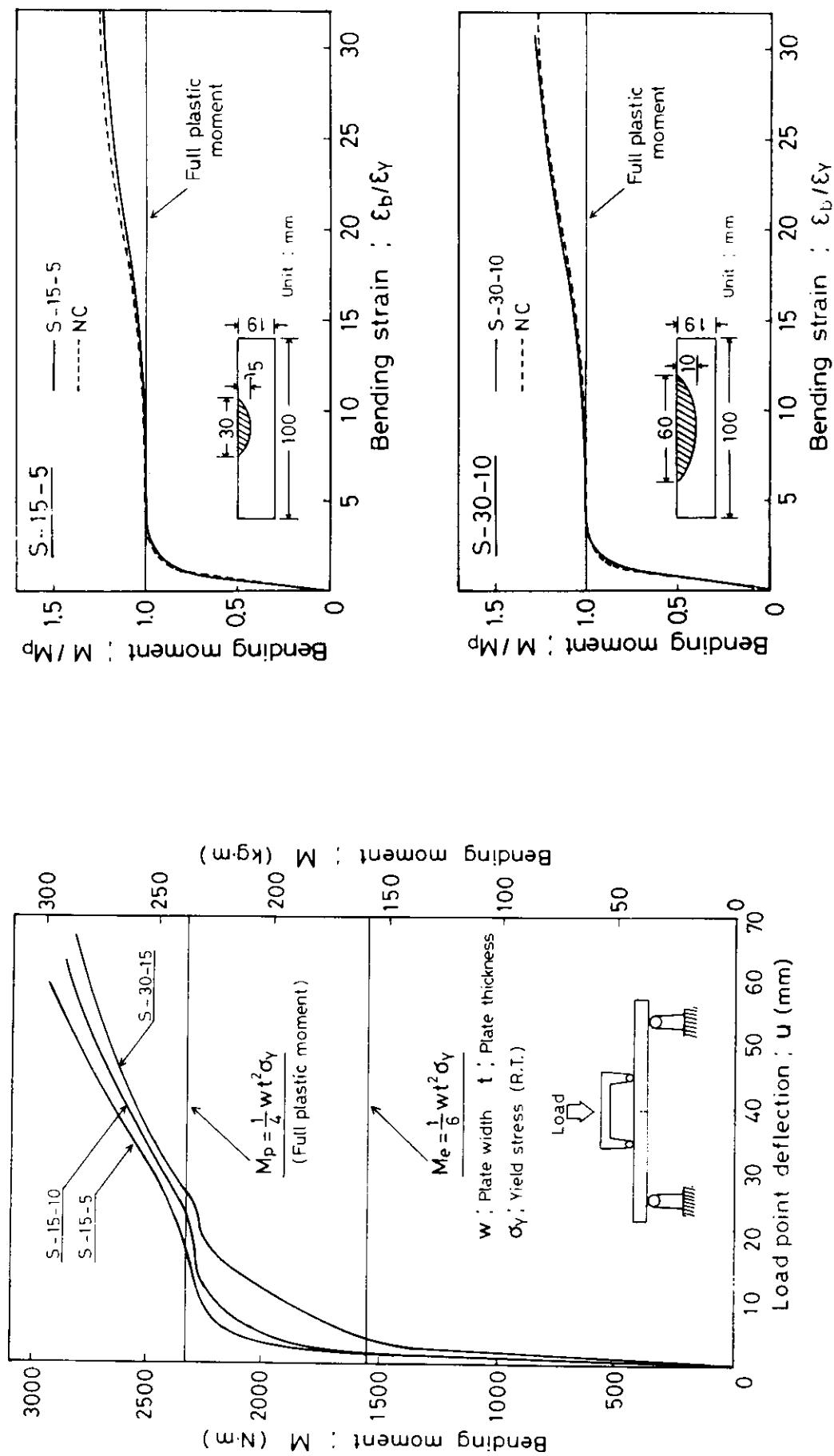


図 4.1.1.3 4点曲げにおける表面切欠き材の荷重・荷重点たわみ線図の代表例
—巨視的ひずみ ϵ_b 、関係の代表例

図 4.1.1.4 片側表面切欠き材の曲げモーメント M
—巨視的ひずみ ϵ_b 、関係の代表例

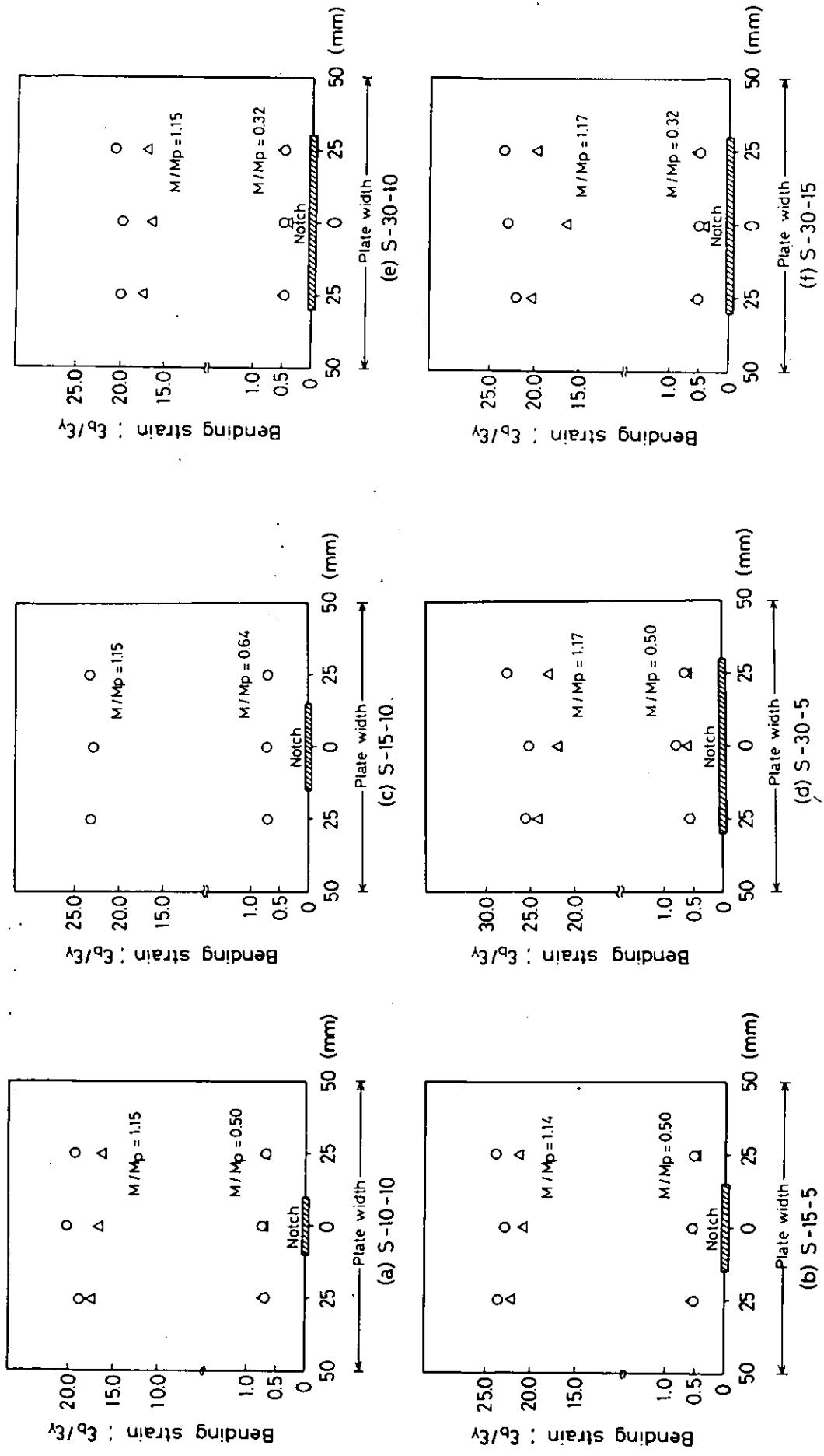
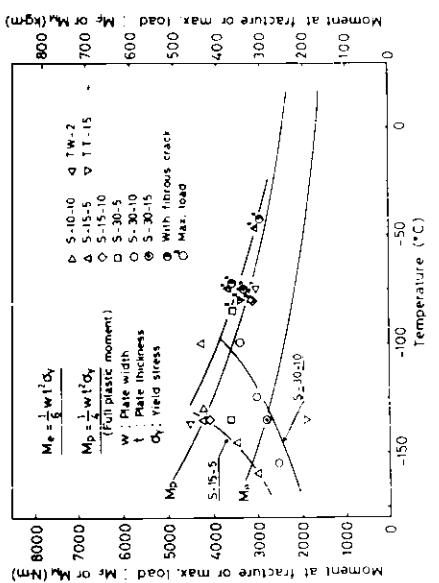
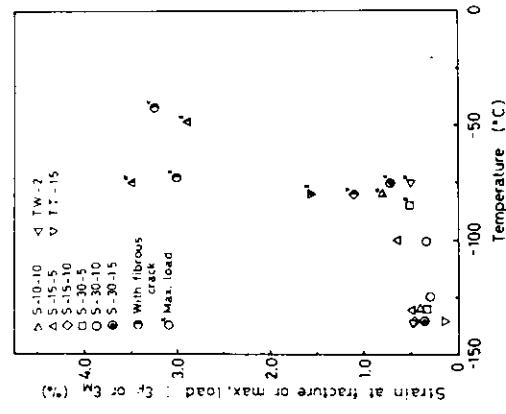


図 4.1.1.5 片側表面切欠き材が曲げを受ける場合の切欠き側板表面におけるひずみ分布
(ひずみ測定位置：切欠き線から 75 mm (○印)、30 mm (△印))



(a) 破壊モーメント



(b) 破断延性

図 4.1.1.6 4点曲げを受ける片側表面切欠き材の破壊強度延性の
温度依存性

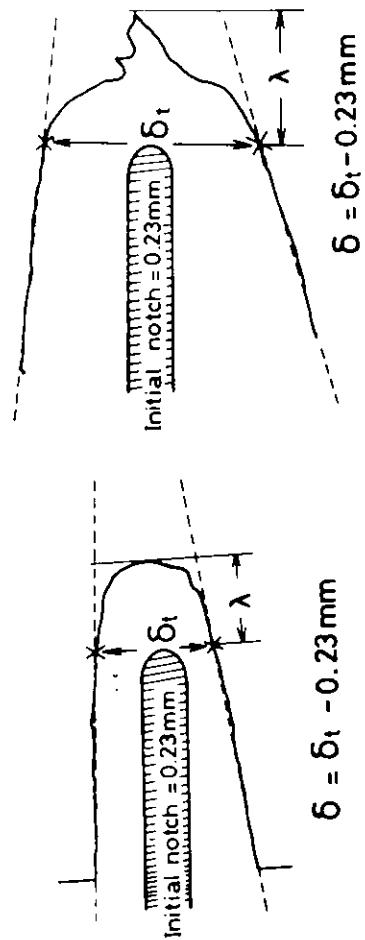


図 4.1.1.7 表面切欠き材の切欠き先端近傍の
断面写真と COD の定義

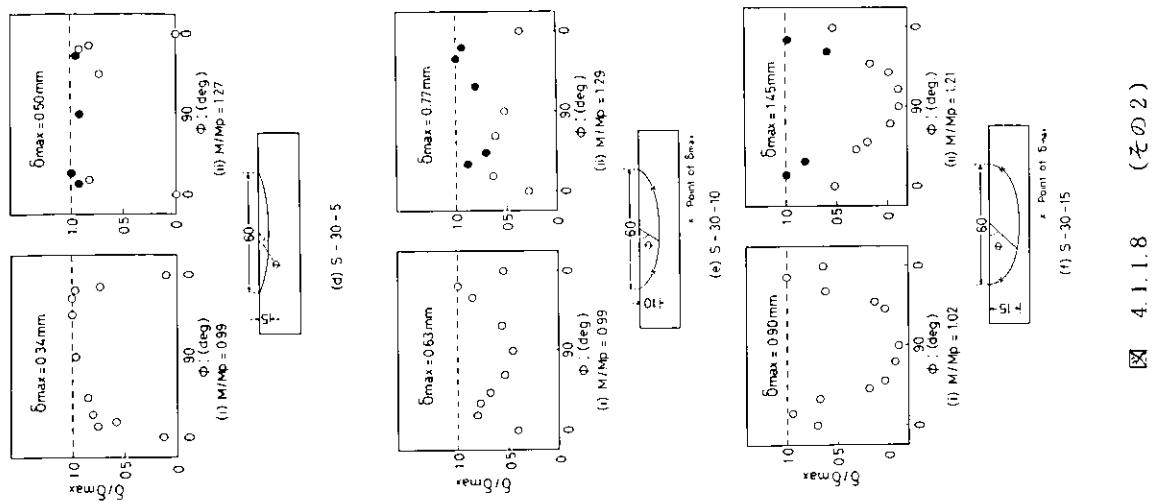
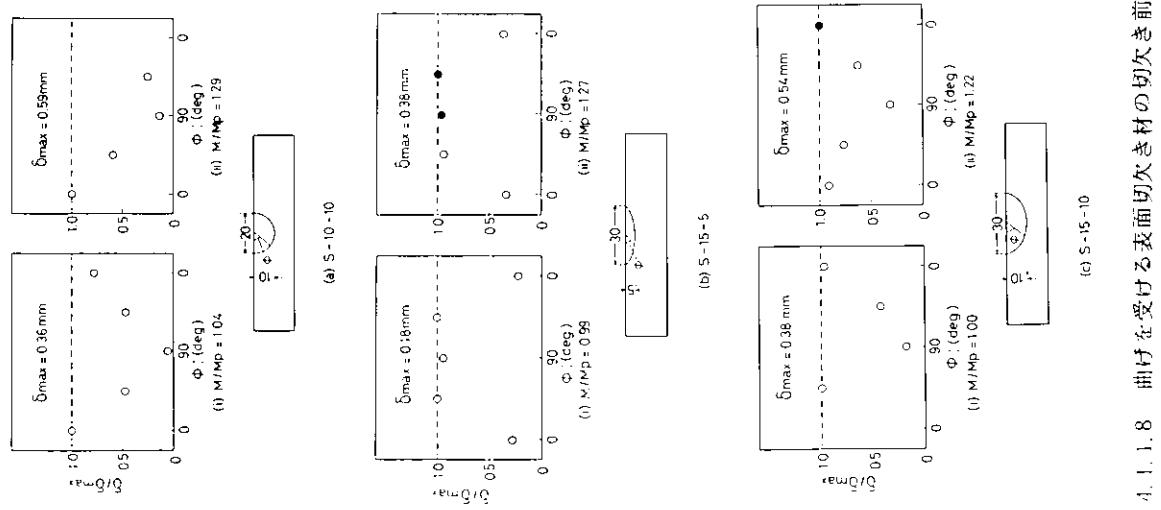


図 4.1.1.8 (その2)

曲げを受ける表面切欠き材の切欠き前縁に沿う
(その1) CODの分布
(黒丸のプロットは延性き裂を伴うもの)

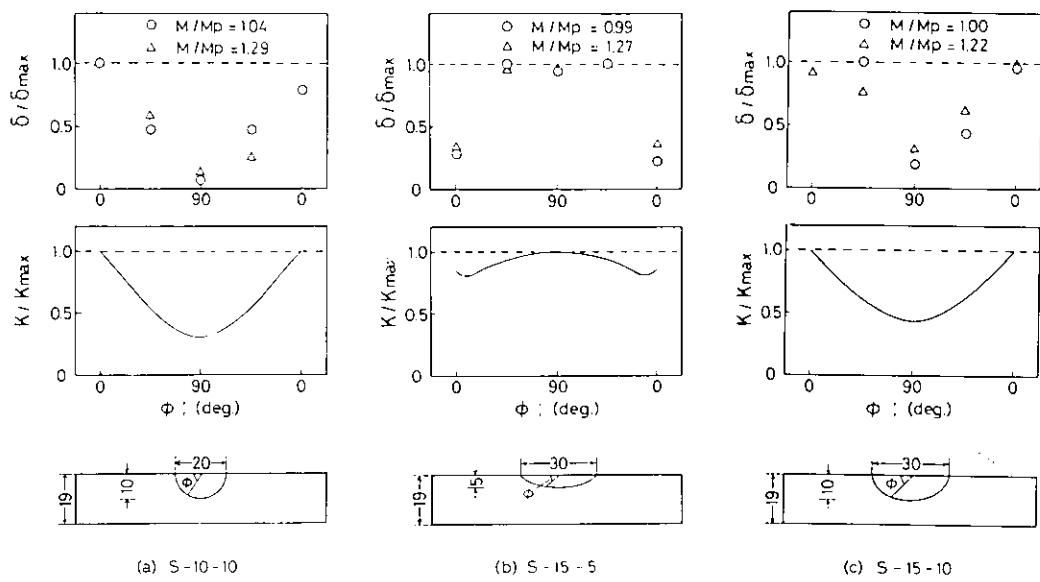


図 4.1.1.9 曲げを受ける表面切欠き材の切欠き前線に沿う K_I 分布と δ 分布との比較
(その 1)

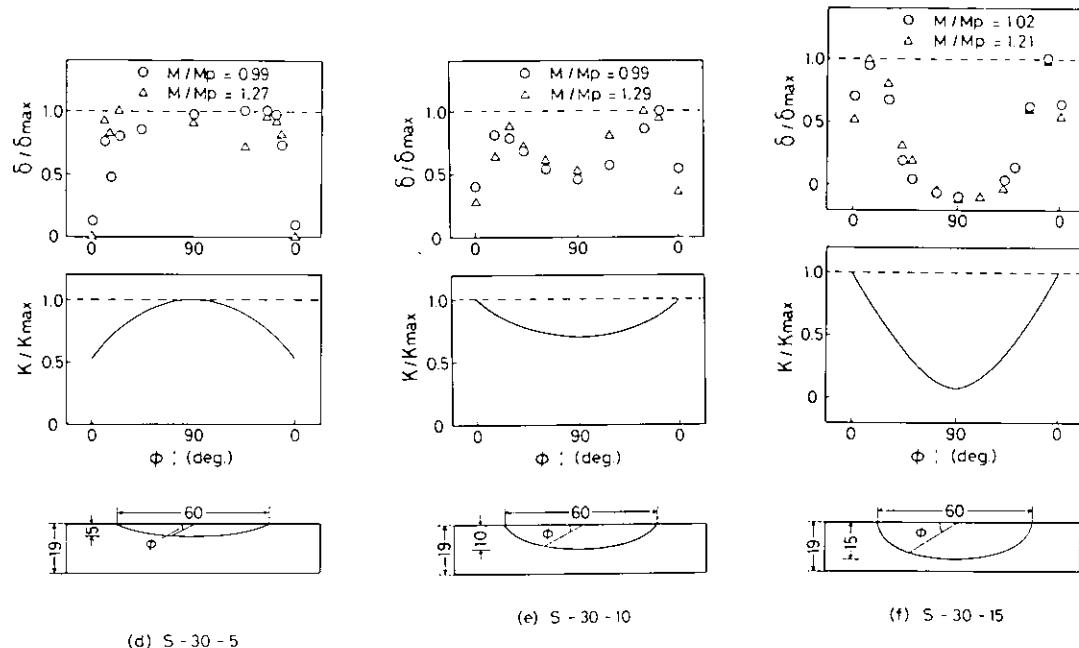


図 4.1.1.9 (その 2)

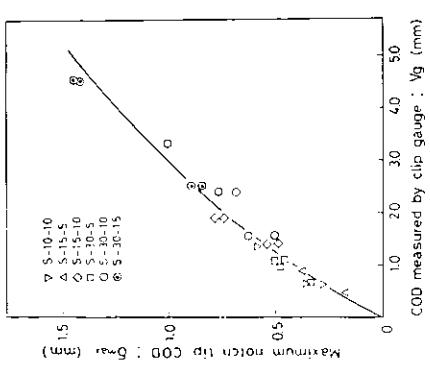


図 4.1.1.10 曲げを受ける表面切欠き材の引張り COD、 $\dot{\theta}_{max}$ の関係
最大 COD、 $\dot{\theta}_{max}$ とクリアランス COD、 V_g の関係

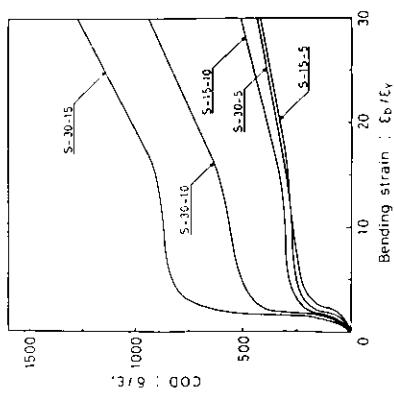


図 4.1.1.11 曲げを受ける表面切欠き材のグローバル
曲げひずみ ϵ_b と COD の関係におよぼす切欠き
寸法の影響

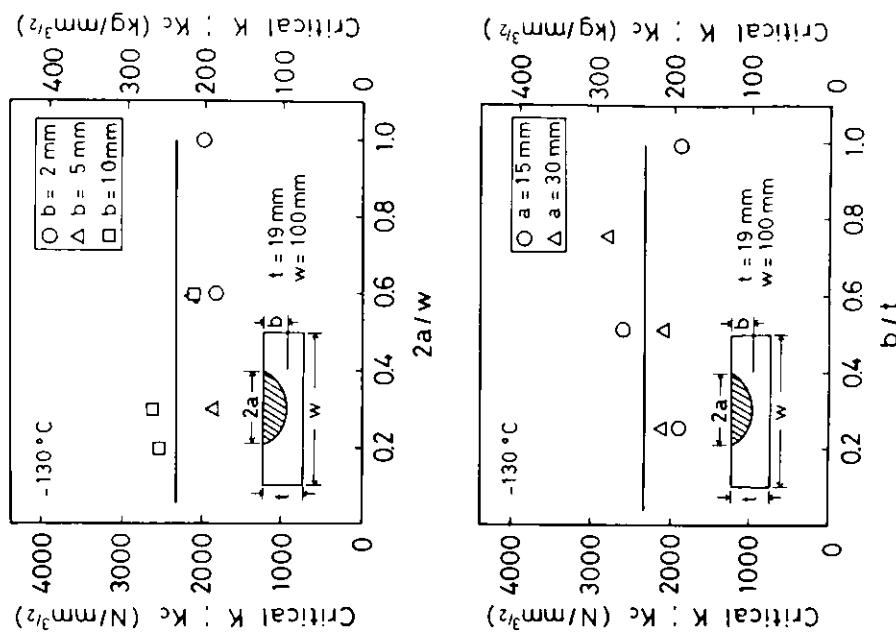
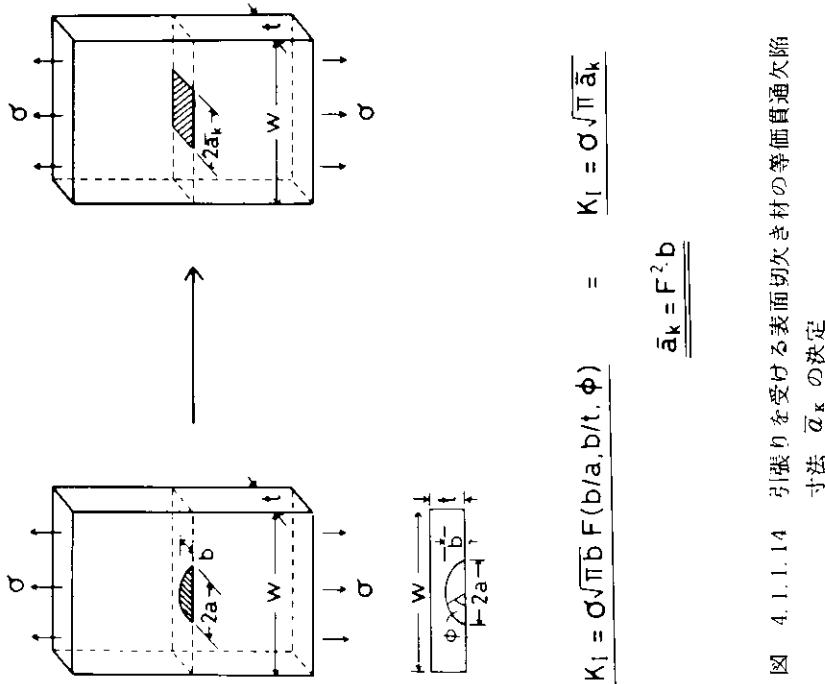


図 4.1.1.12 限界 K 値に及ぼす切欠き形状・寸法の影響
(a) 切欠き長さ (2 a) の影響
(b) 切欠き深さ (b) の影響



$$K_I = \sigma \sqrt{\pi b} F(b/a, b/t, \phi) \quad = \quad$$

$$\bar{a}_k = F^2 b$$

図 4.1.1.14 引張りを受ける表面切欠き材の等価貫通欠陥寸法 \bar{a}_k の決定

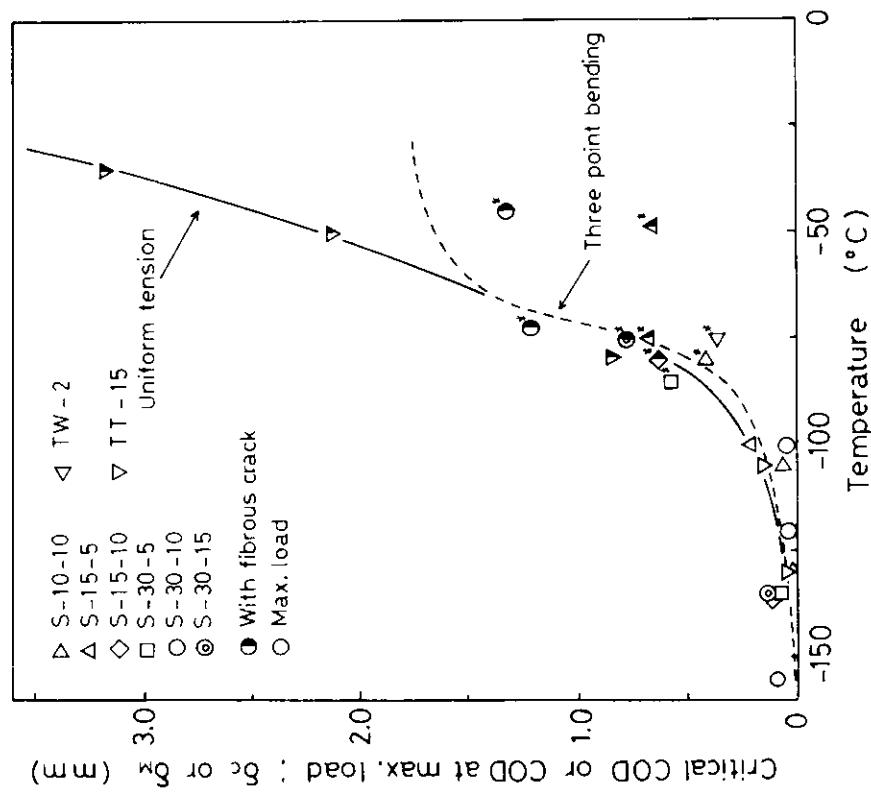


図 4.1.1.13 曲げを受ける表面切欠き材の限界COD、 δ_c および最大荷重時COD、 δ_m の温度依存性

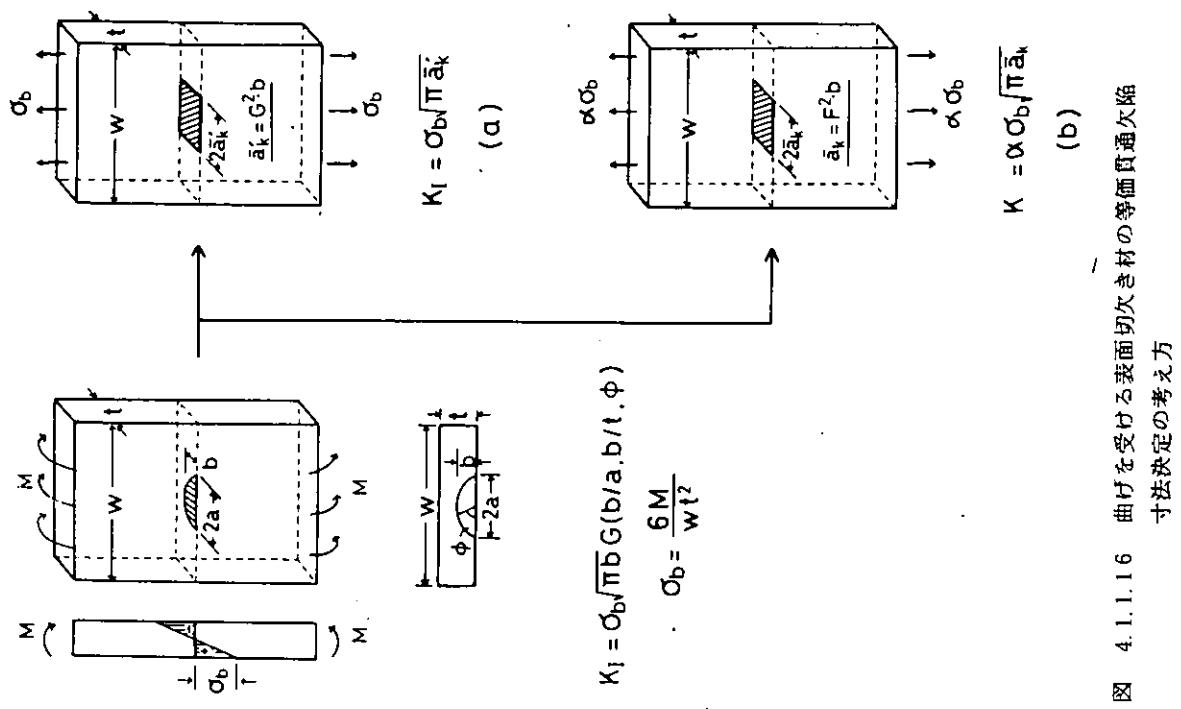


図 4.1.1.16 曲げを受ける表面切欠き材の等価貫通欠陥寸法決定の考え方

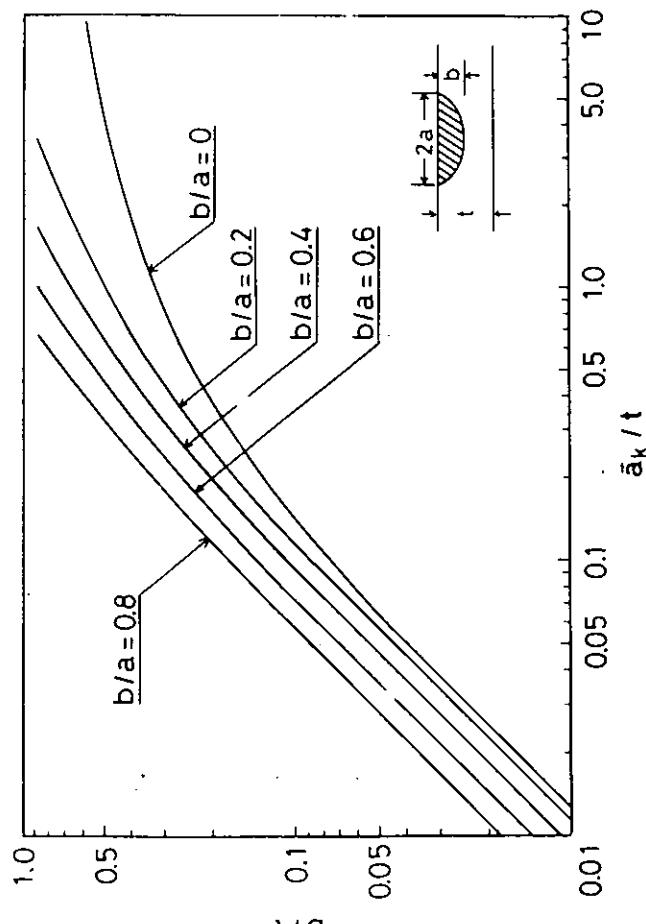


図 4.1.1.15 引張りを受ける表面切欠き材の等価貫通欠陥寸法の算定例

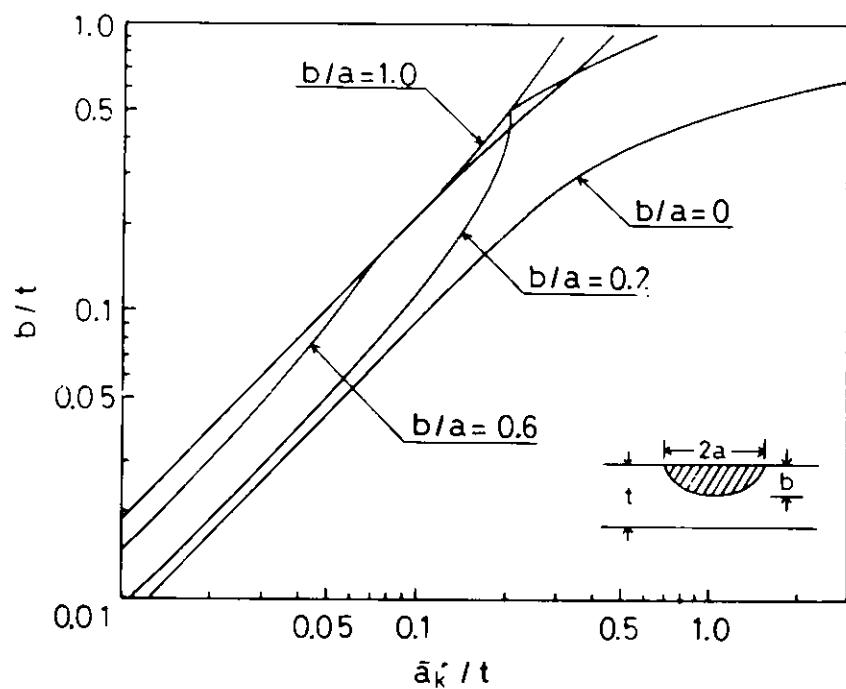


図 4.1.1.17 曲げを受ける表面切欠き材の等価貫通欠陥寸法
 $\bar{\alpha}_k'$ の算定例

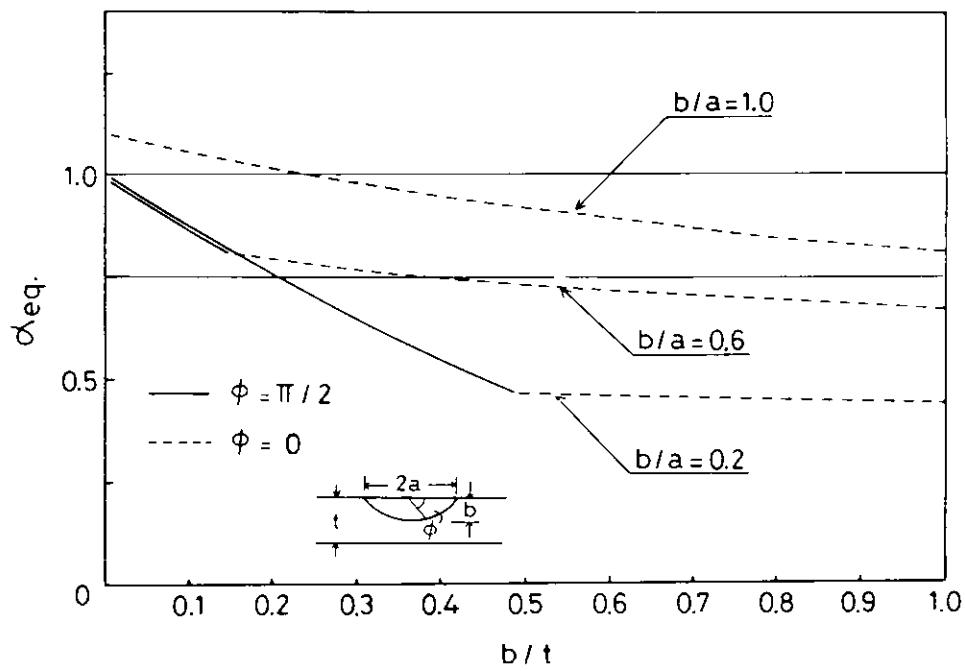


図 4.1.1.18 α_{eq} に及ぼす表面切欠き寸法の影響

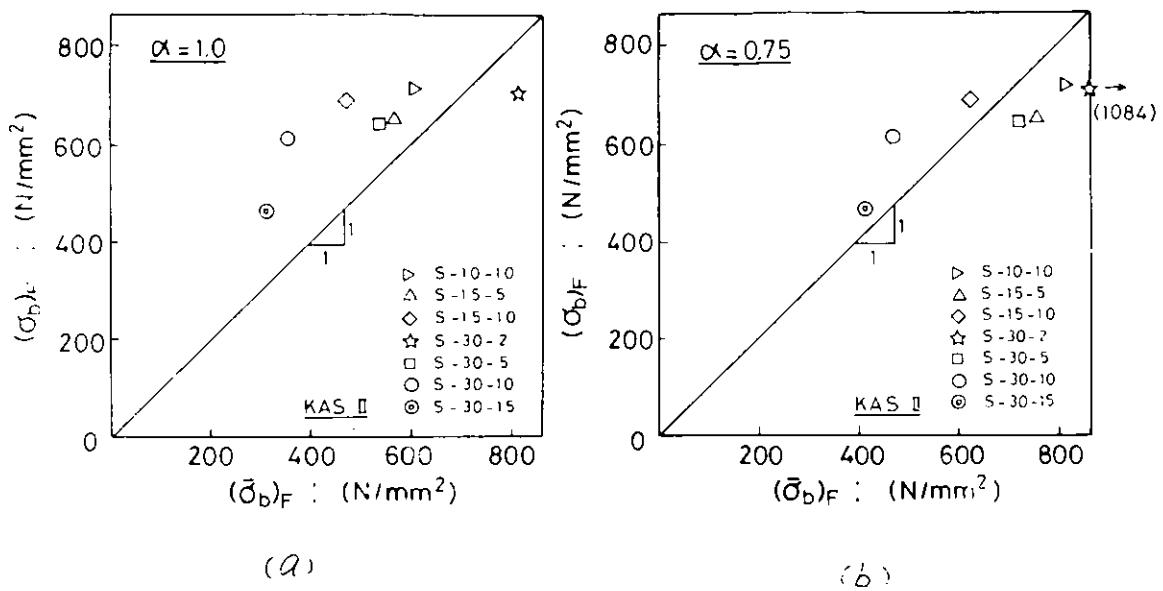


図 4.1.1.19 等価貫通欠陥寸法 $\bar{\alpha}_k$ を用いた破壊曲げ応力の推定値 $(\bar{\sigma}_b)_F$ と
実験値 $(\sigma_b)_F$ の比較 (線形破壊力学に基づく場合)

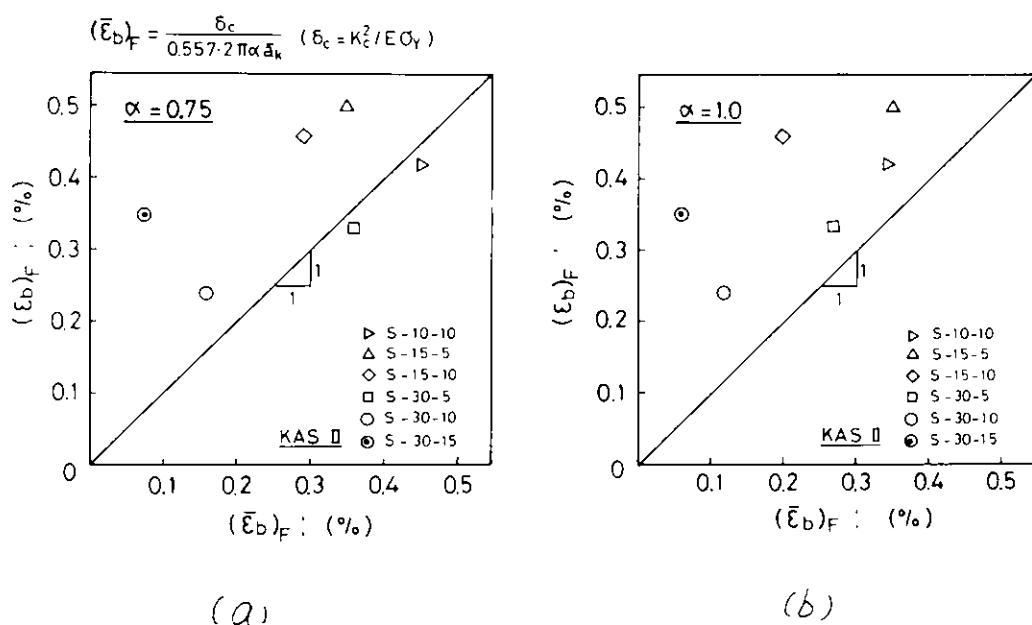


図 4.1.1.20 WES 2805 の考え方方に立って $\bar{\alpha}_k$ を用いた破壊曲げひずみの推定値と
実験値の比較

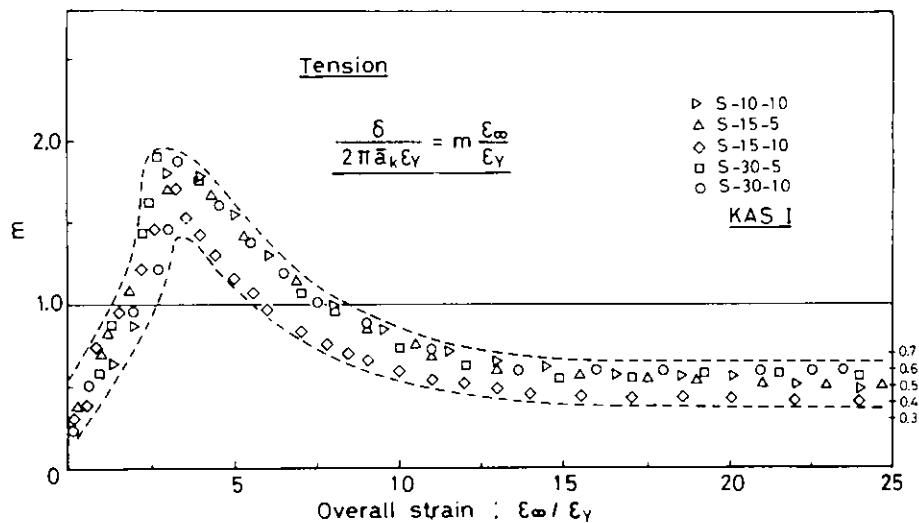
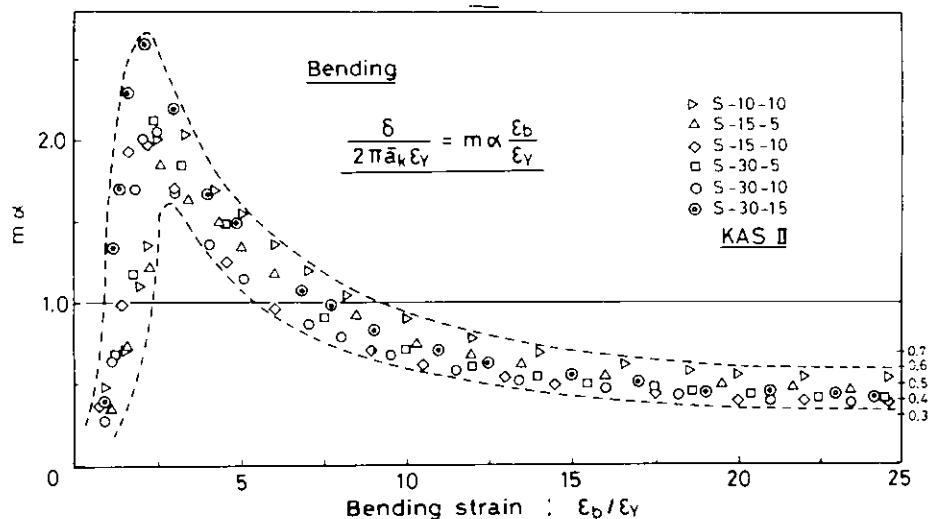
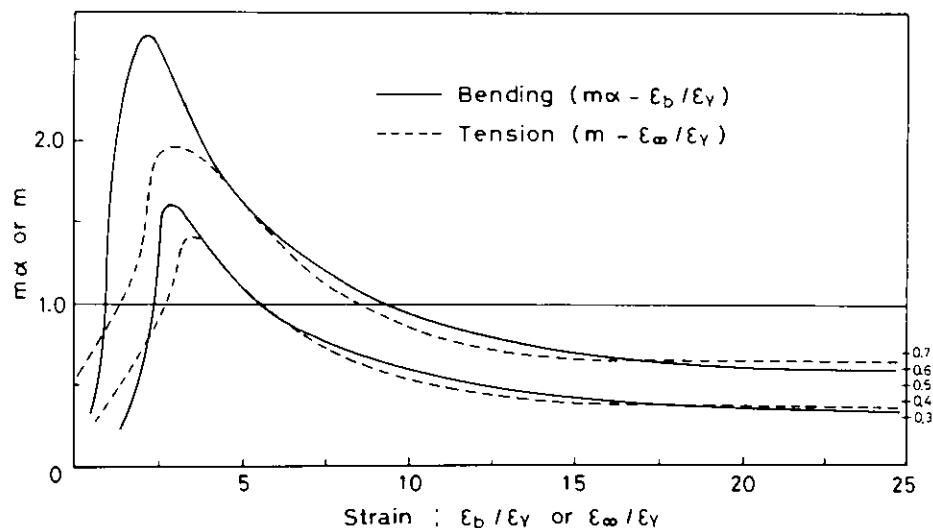


図 4.1.1.21 引張りを受ける表面切欠き材の m 値と作用ひずみ ϵ_∞ の関係



(a) 曲げを受ける表面切欠き材の $m\alpha$ 値と作用曲げひずみ ϵ_b の関係



(b) 表面切欠き材の COD とグローバルひずみの関係を支配する m 、 $m\alpha$ 値の同一グローバルひずみに対する引張りと曲げの比較

図 4.1.1.22

4.1.2 疲労亀裂成長過程における脆性不安定破壊発生挙動に関する検討

4.1.2.1 目的

疲労亀裂成長過程において、突然脆性破壊が発生する場合の破壊靱性値は、静的に求まる破壊靱性値より小さくなることがあり、この時いわゆる Brittle step と呼ばれる小さな脆性破壊が生じる。この現象はこれまで切欠付 3 点曲げ試験で、かなり低靱性の場合生じることが確認されている。3 点曲げ試験では、亀裂前方に圧縮応力場が存在するため short crack arrest が生じており、もし一様引張応力場あるいは拘束の大きな箇所で生じるとすれば、Brittle step の発生がそく構造物の致命的な損傷につながる可能性もある。

そこで引張応力下あるいは表面亀裂成長中に Brittle step が生じる場合、どの様な挙動を呈するかを実験的に検討することとした。

4.1.2.2 試験片形状

表 4.1.2.1 に示す KA 鋼を使用して、図 4.1.2.1 に示す中央貫通切欠付引張試験片、図 4.1.2.2 に示す表面切欠付引張試験片および図 4.1.2.3 に示す T 形溶接継手試験片を作成した。この 3 種の試験片は亀裂形態が異なる場合の Brittle step の発生挙動を比較するために計画したものである。

Brittle step 現象が船体で生じるとすれば、低靱性箇所であると考えられることから、これら試験片では亀裂を大入熱溶接ボンド部に沿って伝播させるように計画し、その溶接として CES エレクトロスラグ溶接を採用した。その CES エレクトロスラグ溶接の溶接条件を表 4.1.2.2 に示す。また実験温度を決定するため、図 4.1.2.4 に示すように切欠付 3 点曲げ試験片（機械切欠材および疲労予亀裂材）を採取した。切欠は図に示すように溶接ボンド部に加工した。

なお図 4.1.2.3 に示す試験片は直交差部材へ亀裂が表面切欠状に伝播したことを想定したもので、解析的取扱いを容易にするため、表 4.1.2.3 に示す溶接条件で完全溶込み溶接を施工している。図 4.1.2.1 の試験片と図 4.1.2.2 の試験片は同一溶接線を含んでいる。この溶接ではかなりの大きさの角変形が生じたため、図 4.1.2.2 の試験片では、溶接部に力をかけないようにして、溶接部近傍についての曲がりを矯正し、角変形によって生じる曲げ応力を低下させるようにした。

4.1.2.3 CES 溶接ボンド部の COD 試験結果

低温における疲労亀裂伝播試験に先だって、CES エレクトロスラグ溶接ボンド部の破壊靱性値を把握するために図 4.1.2.4 に示す切欠き付 3 点曲げ試験を実施した。試験片は 0.2 mm 幅の切欠先端を有する機械切欠材と、疲労予亀裂を有するものの 2 種とした。切欠長は両者とも 20 mm 長とした。そして疲労予亀裂の賦与に際しては、予荷重が破壊靱性に影響を与えないようするため K_{max} を $60 \text{ kgf}\cdot\text{mm}^{3/2}$ とした。ただし K_{max} は疲労亀裂賦与時の K 値の最大値である。そして疲労予亀裂長は 3 mm とした。

得られた結果を機械切欠材について表 4.1.2.4、疲労予亀裂材について表 4.1.2.5 に示す。クリップゲージ変位から切欠先端における COD 値への換算は wells の式¹⁾ によった。また機械切欠材については、available COD 値 δ_c^* も以下の式²⁾ によって求めた。

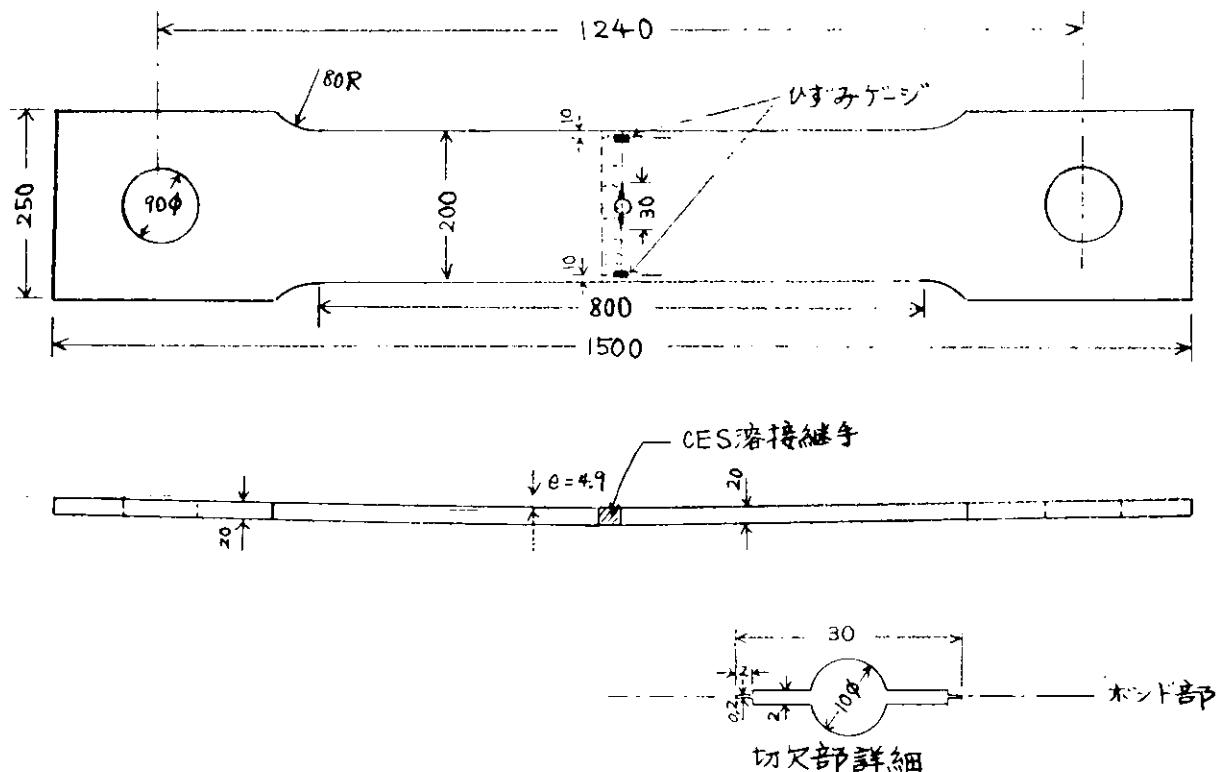


図4.1.2.1 中央貫通切欠付試験片形状

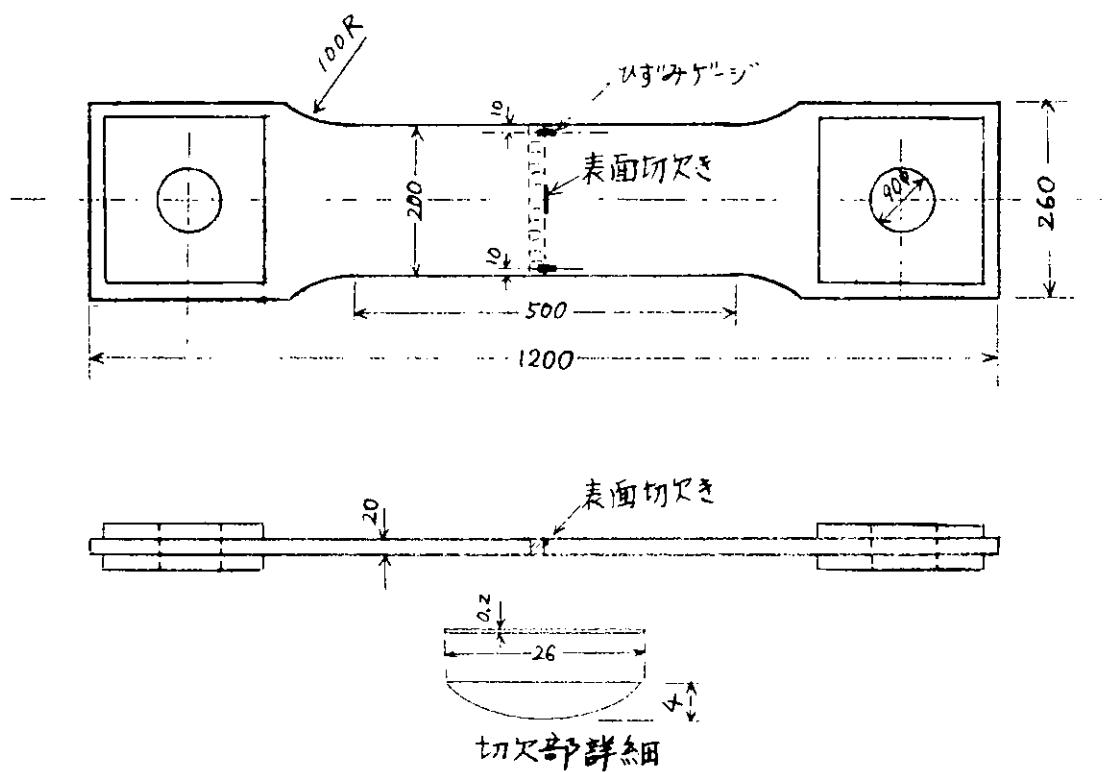


図4.1.2.2 表面切欠付試験片形状

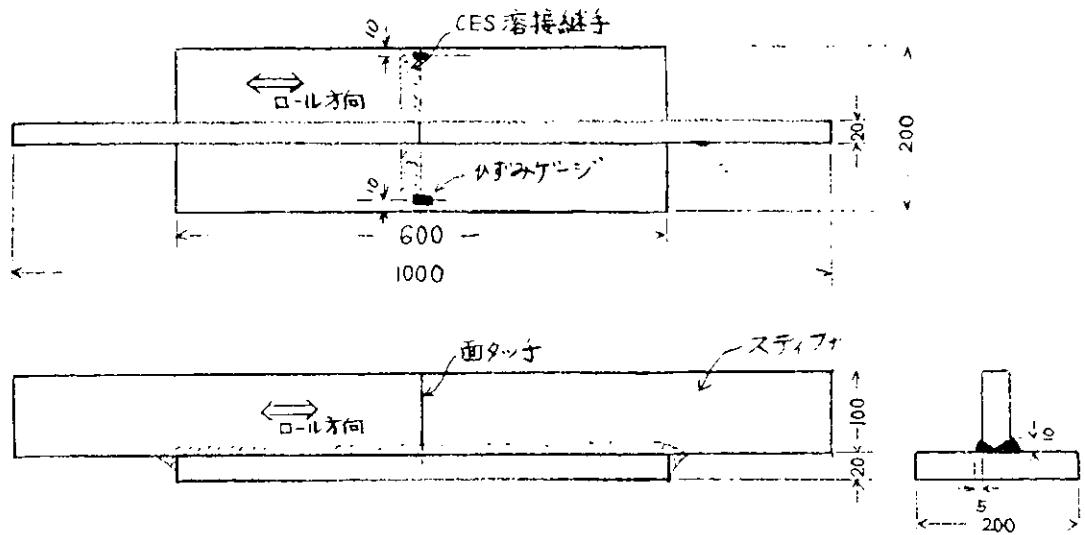


図4.1.2.3 T形溶接継手試験片形状

表4.1.2.1 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 (%)					C_{eq} (%)	引張試験		
		C	Si	Mn	P	S		σ_y (kgf/mm ²)	σ_b (kgf/mm ²)	δ_e (%)
KAS	20.0	.16	.23	.73	.022	.004	.28	30	47	29 (G.L=200) mm

表4.1.2.2 消耗ノズルエレクトロスラグ溶接継手の溶接条件

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

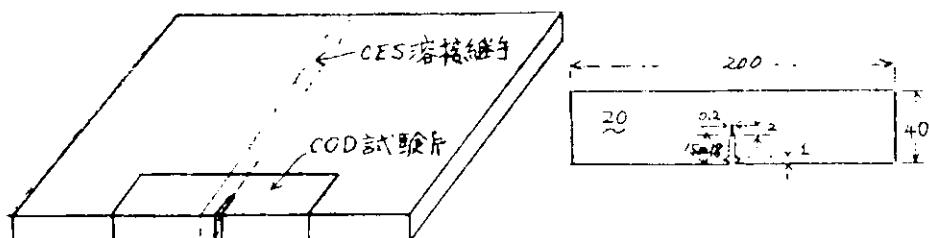


図4.1.2.4 CESエレクトロスラグ溶接ボンド部COD試験片の採取位置と試験片形状

表4.1.2.3 T継手溶接条件

Build-up sequence	Welding rod	Past	Electrode	Current (Amp)	Volt	Speed (cm/min)
	B-17	1	3.2φ	110	23~24	29~31
		2	3.2φ	110	23~24	29~31
		3	5φ	190	23~24	29~31
		4	5φ	190	23~24	29~31

表4.1.2.4 エレスラボンド部COD試験結果（機械切欠）

Specimen No.	Testing Temp. (°C)	Yield stress (kgf/mm²)	Maximum Load (tonf)	Clip gauge COD (mm)	Critical COD (mm)		K_c^{**} value (kgf-mm $^{-\frac{1}{2}}$)	
					machined notch	available COD	machined notch	available K_c value
M-1	16	27.5	3.25	2.405	0.749	0.368	658	461
-2	0	28.0	3.15	2.179	0.676	0.330	630	440
-3	-21	29.2	3.57	3.560	1.119	0.554	828	583
-4	-41.5	30.1	3.86	6.037	1.944	0.957	1100	778
-5	-60	32.5	3.20	1.907	0.585	0.282	632	439
-6	-80	35.0	1.82*	0.185	0.029	0.014	146	101
-7	-100	38.0	2.00**	0.103	0.0083	0.0050	82	63
-8	-120	41.8	1.55**	0.093	0.0062	0.0039	74	58

* Fracture initiation load

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

表4.1.2.5 エレスラボンド部COD試験結果（疲労予亀裂材）

Specimen No.	Testing Temp. (°C)	Yield stress (kgf/mm²)	Maximum Load (tonf)	Clip gauge COD (mm)	Critical COD (mm)	K_c value (kgf-mm $^{-\frac{1}{2}}$)
1	-1	28.0	4.18	0.662	0.186	330.7
2	-21	29.2	4.35	0.887	0.256	396.2
3	-50	31.3	4.70	0.736	0.206	368.0
4	-60.5	32.3	5.75	1.434	0.426	537.5
5	-65	32.8	3.52	0.187	0.03	183.7
6	-68	33.2	2.70	0.168	0.03	144.6
7	-73	33.8	4.57	0.456	0.115	285.7

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

$$\delta_c^* = \begin{cases} \frac{0.45 (W - a)}{0.45 W + 0.55 a + Z} (V - V_e - V') & (V - V_e \geq 2V') \\ \frac{0.45 (W - a)}{0.45 W + 0.55 a + Z} \left[\frac{(V - V_e)^2}{4V'} \right] & (V - V_e < 2V') \end{cases} \quad (4.1.2.1)$$

$$V_e = \begin{cases} 0.8 d^{0.3} V & (V \geq 4V') \\ \left\{ 0.8d^{0.3} - 0.74 d^{0.45} \left(1 - \frac{V}{4V'} \right) \right\} V & (V < 4V') \end{cases}$$

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

$$\gamma = 4.05 \left(\frac{a}{W} \right)^4 - 7.03 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 1.93 \left(\frac{a}{W} \right)^2 + 3.40 \left(\frac{a}{W} \right)$$

ただし W : 試験片高さ

a : 切欠き

E : ヤング率 ($= 21000 \text{ kgf/mm}^2$)

σ_y : 降伏点

ν : ポアソン比 ($= 0.3$)

Z : クリップゲージ挿入位置 ($a + Z$: クリップゲージ挿入位置と切欠先端との距離)

d : 初期切欠の先端における幅 (ただし $d \leq 0.4 \text{ mm}$)

V' : 弹性限度 COD

V : クリップゲージ変位

なお上式は $d = 0$ の時 Wells の式そのものとなる。また得られた切欠先端の COD 値から、 small scale yielding F における K 値と COD 値 δ との以下の関係

$$K = \sqrt{E \sigma_y \delta} \quad (4.1.2.2)$$

を使用して、 K_c 値も求めてある。なお降伏点は丸棒引張試験より得た結果より求めてある。

図 4.1.2.5 に得られた限界 COD 値を示す。機械切欠材より得た available COD 値は、疲労亜裂材より得た限界 COD 値とよく一致している。本実験で採用した鋼板と溶接法の組合せによるボンド部の破壊靭性値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（昭和 55 年度 SR169 報告書、 4.2.1 項参照）と同様の傾向を示している。図には SR147³⁾ で行なわれた KAS 鋼板（板厚 25 mm）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 0.2 mm）で得られている限界 COD 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。

4.1.2.4 疲労亜裂伝播試験結果

a) 中央貫通切欠付引張試験

図 4.1.2.1 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、切欠部より疲労亜裂を発生・伝播させた。図 4.1.2.1 に示したように、本供試片は 3.3 mm / 1000 mm の角変形が溶接のために生じていた。そこで図に示した試験片端部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、破断にいたるまで 2000 cycle 毎に行なった。

この初期の負荷は機械切欠底部から疲労亜裂を発生させ、疲労亜裂伝播速度を計測することを目的としたものである。疲労亜裂を発生させるため、この時の負荷は 1 ~ 24 tonf といったかなり大きな値としている。

つぎに低温で brittle step が生じる時はかなり低い K 値になるということを想定して負荷を小さくすることにした。しかし負荷を小さくすると前ステップで生じた塑性域を亀裂が脱出するまでは delayed deterioration 効果により亀裂伝播速度が急激に低下するので、第 2 ステップは室温で 1 ~ 13 tonf の小さな負荷を与え、亀裂を成長させた。

その後低温に保持して疲労亀裂伝播試験を行なうことにした。温度の設定は図 4.1.2.5 の結果を参照し、遷移温度領域である -70 °C を選んだ。温度制御は亀裂をはさんだ上下表裏面に冷却バスを配置し、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流入量を手動で制御する方法を採用した。この低温における第 1 ステップ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 delayed deterioration 効果が小さく問題とならない状態ということを考慮して、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（たとえば音あるいは亀裂が瞬時に伝播し、クラックゲージが 2 本同時に切断させるなど）が認められなかったため、この後負荷を段階的に増加させることとした。ただし各ステップで少なくとも 2 mm 程度は亀裂を伝播させることを原則とし、負荷荷重の増加も前ステップの 10 % 程度以内にするようにした。

以上のようにして得た亀裂伝播曲線を図 4.1.2.6 に示す。亀裂は切欠の左右に生じるので、初期に加工した機械切欠の中央を原点にとり、それと亀裂先端の距離として亀裂長を表わしている。試験片には角変形が生じていたため曲げ応力が引張応力よりも大きく発生し、曲げ応力が圧縮側となる面での亀裂の成長は 2.677,000 cycle 以後であったので、図には片面側のみの亀裂成長曲線を示してある。図 4.1.2.7 には -70 °C ± 5 °C の範囲の温度域における疲労亀裂伝播曲線を示す。図に示すように最終破断は 273 万回で生じた

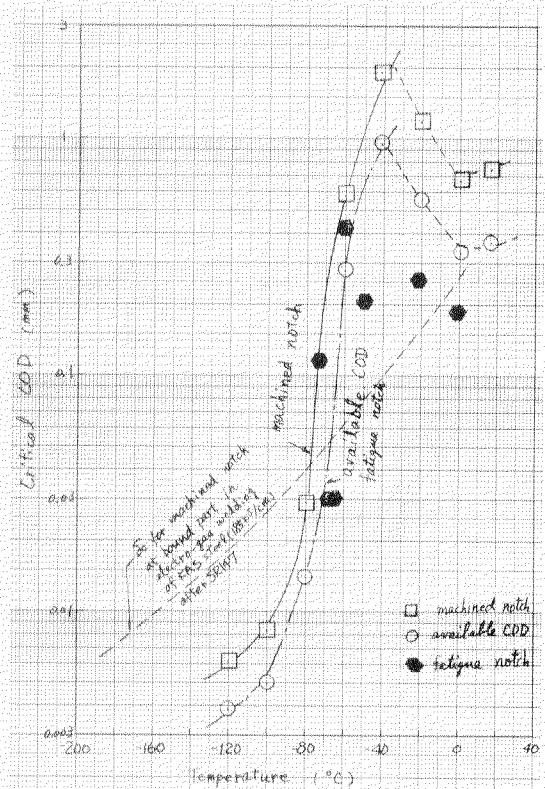


図 4.1.2.5 KA 鋼エレクトロスラグボンド部の機械切欠（切欠先端幅 0.2 mm）COD 試験結果

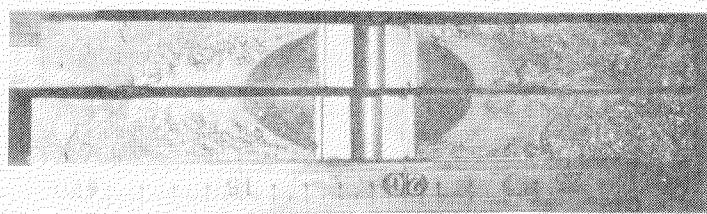


図 4.1.2.8 低温疲労亀裂伝播試験の破面
(中央貫通切欠付試験片)

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 5 回目と 6 回目の brittle step と表示した時期に小さな“ピーン”という音が発生したのみであった。しかし図 4.1.2.8 に示すように、最終の脆性破壊による試験片破断にいたる前に 6 回の brittle step が破面より観察された。この

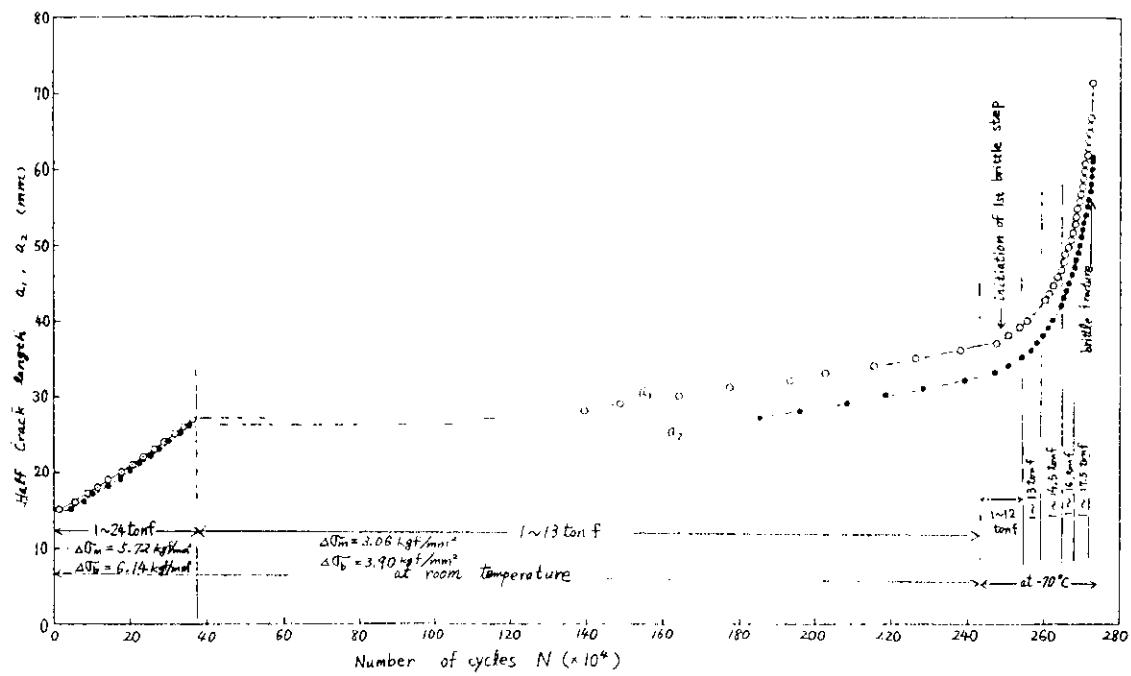


図4.1.2.6 KAS鋼エレクトロスラグ溶接ボンド部の疲労亀裂伝播曲線

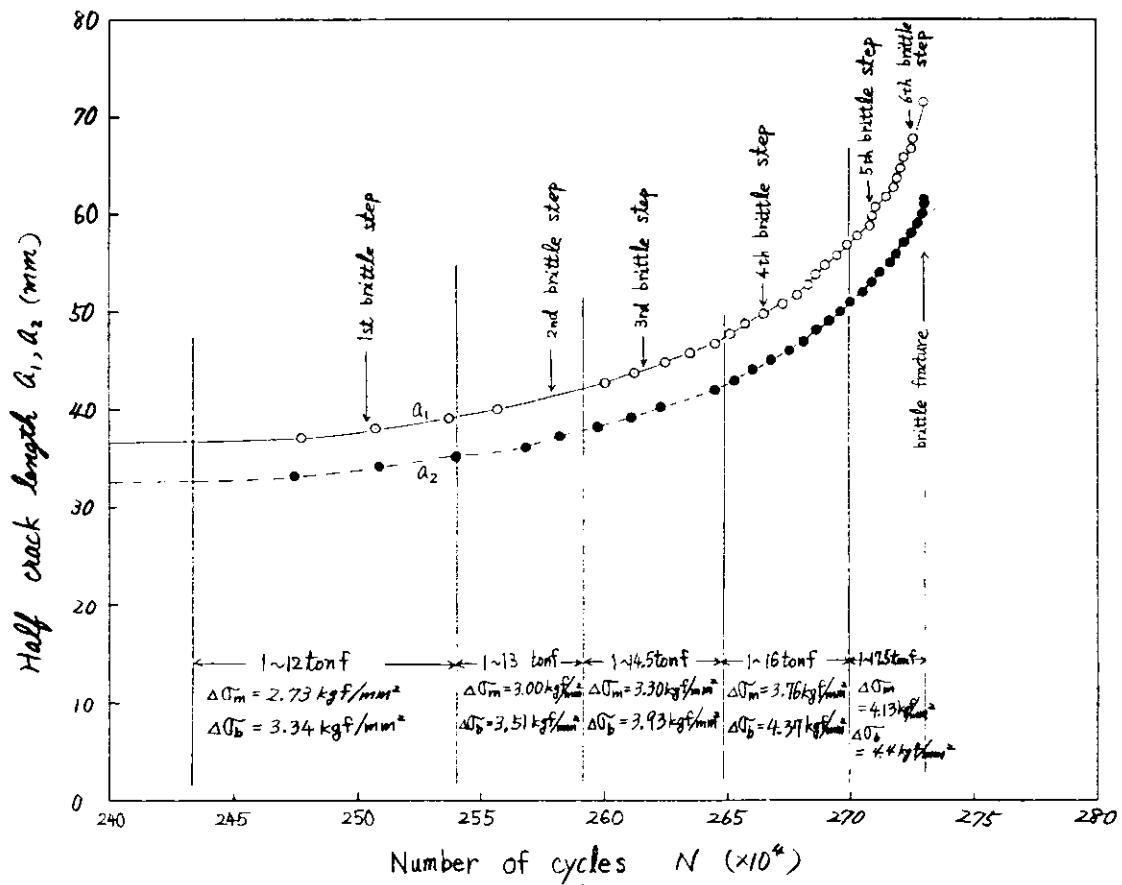


図4.1.2.7 -70°C におけるA級鋼ボンド部の亀裂成長曲線

brittle step の発生位置を読みとり、図 4.1.2.6、図 4.1.2.7 に示した。図 4.1.2.6 の亀裂成長曲線において亀裂伝播速度が丁度第 1 回目の brittle step が発生した時点から急増しているようにみれる。しかし図 4.1.2.8 に示すように brittle step は板内部にのみ生じており、表面における伝播速度に不連続的な現象が生じていない。なお最初の brittle step が生じた時の表面の亀裂長は $a_1 = 37.8 \text{ mm}$ となっていた。また疲労亀裂は巨視的には CES 溶接エレクトロスラグ溶接のボンド部に沿って伝播していた。

b) 表面切欠付試験片

前記の貫通切欠試験片同様、本試験片では表面亀裂が伝播中に brittle step を生じさせるための実験を実施することにした。また亀裂が板厚貫通した後については前記 a) と同じ状態となるので、この時点以後についても低温での疲労亀裂伝播試験を実施するようにした。温度制御は切欠をはさんだ上下表裏面に冷却バスを配し、そのバスへ液体窒素を流入させることにより行なった。この時切欠部が -70°C 前後に一定に保持できる様、流入時間および流入の間隔を set し、半自動的に制御するようにした。その結果温度は -70°C ± 3°C の範囲で実験中制御されていた。

負荷は前記 a) の実験と同様、低温においての実験時は出来るだけ小さくし、なおかつ前負荷ステップの delayed deterioration 効果が出ないようにして亀裂を伝播させるようにした。試験条件を表 4.1.2.6 に示す。亀裂の成長は試験片に貼付したクラックゲージで計測した。実験状況を図 4.1.2.9 に示す。

表 4.1.2.6 試験条件（表面切欠付試験片）

荷重ステップ	実験温度(℃)	荷重範囲(t)	亀裂の状態	繰返し数
1	RT	1 ~ 50	表面切欠	1.230.000
2	RT	1 ~ 40	"	1.512.000
3	-70	1 ~ 40	"	288.000
4	RT	1 ~ 34	表面 → 貫通	1.578.000
5	RT	1 ~ 30	貫通切欠	124.000
6	RT	1 ~ 20	"	4.780.000
7	-70	1 ~ 22	"	178.000
8	-70	1 ~ 24	"	66.000
9	-70	1 ~ 26	"	92.000
10	-70	1 ~ 28	"	42.000
11	RT	1 ~ 28	"	394.340

実験で得られた試験後の破面を図 4.1.2.10 に示す。本試験中には brittle step が発生したと考えられるような音の発生は確認されなかった。本破面からは、板厚貫通前には brittle step は発生しておらず、貫通後に図 4.1.2.10 に示す brittle step が観察された。

本破面で得られた荷重ステップ変化時のピーチマークの測定と、クラックゲージによる板表面での亀裂成長の測定結果より求めた亀裂成長曲線を図 4.1.2.11 および図 4.1.2.12 に示す。本試験片では曲げはほとんど働いておらず、引張応力の 5 % が曲げ応力として作用していることがひずみゲージによる測定から得られた。ただし曲げ応力が引張応力として作用しているのは penetration side であった。したがって図 4.1.2.12 に示すように裏面での亀裂が、表面での亀裂よりも、貫通後しばらくすると大きくなっている。なおこの試験は 3 Hz の繰返し速度の条件下で行なった。

c) T 形溶接継手試験片

本試験片ではスティーフナの面タッチの箇所から、T 形完全溶込みすみ肉溶接部を亀裂は伝播し、直交交差

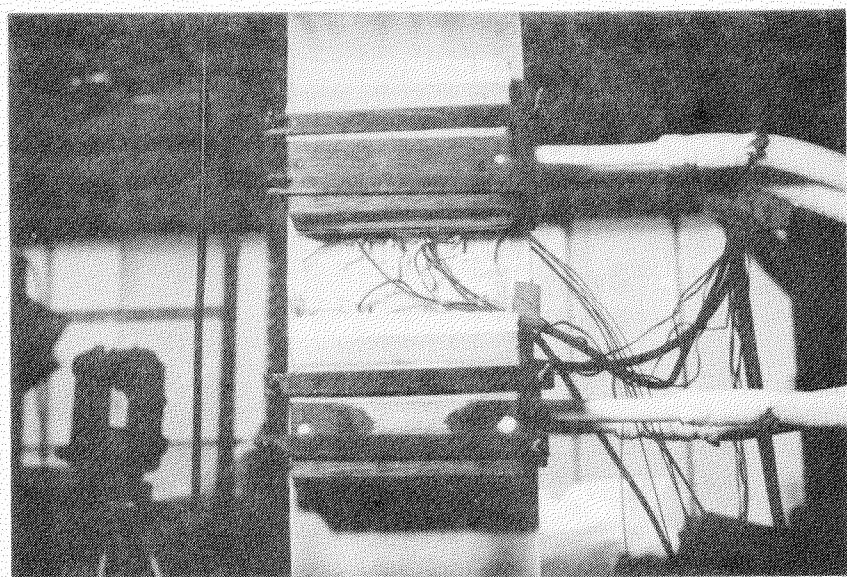


図4.1.2.9 実験状況

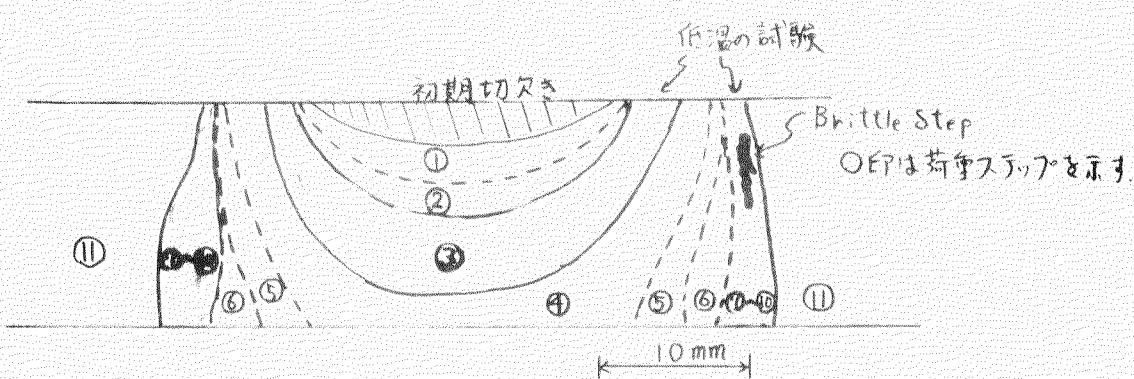
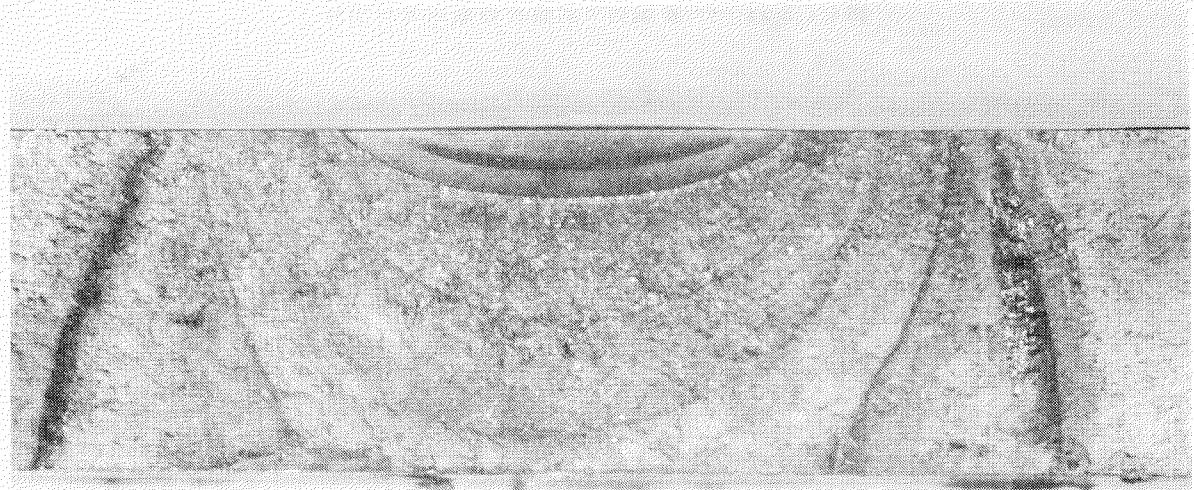


図4.1.2.10 表面切欠疲労試験破面

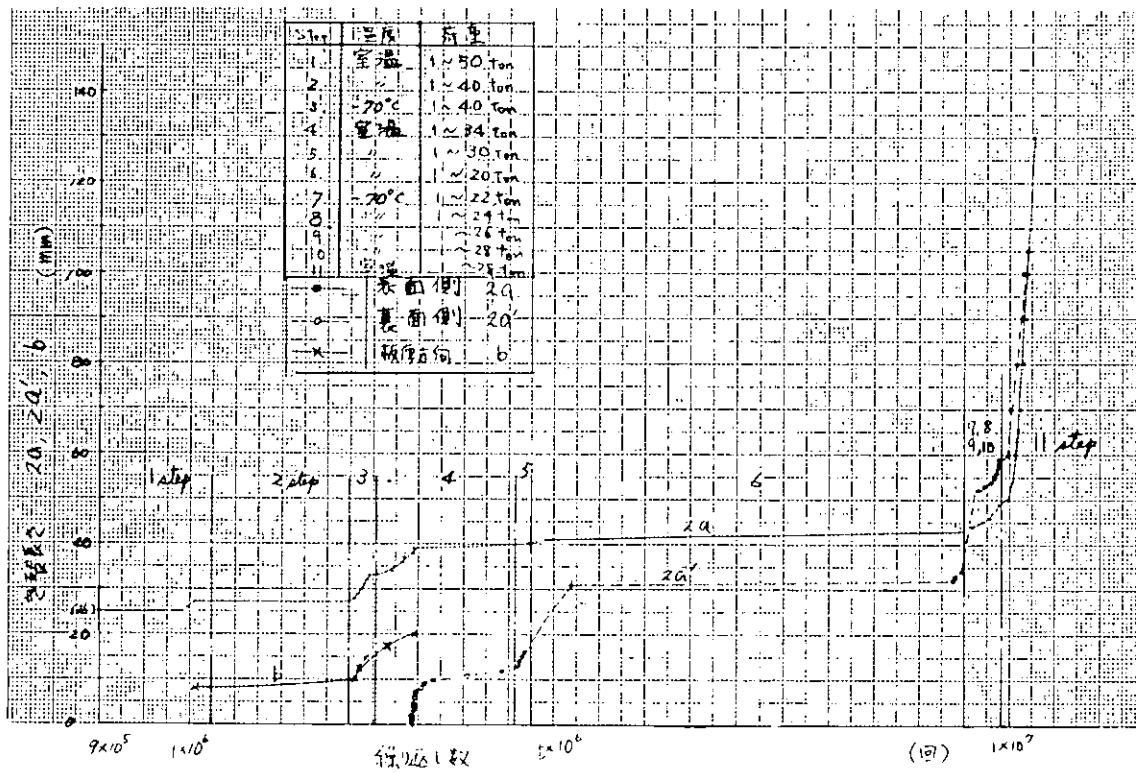


図4.1.2.11 表面切欠試験片の亀裂成長曲線

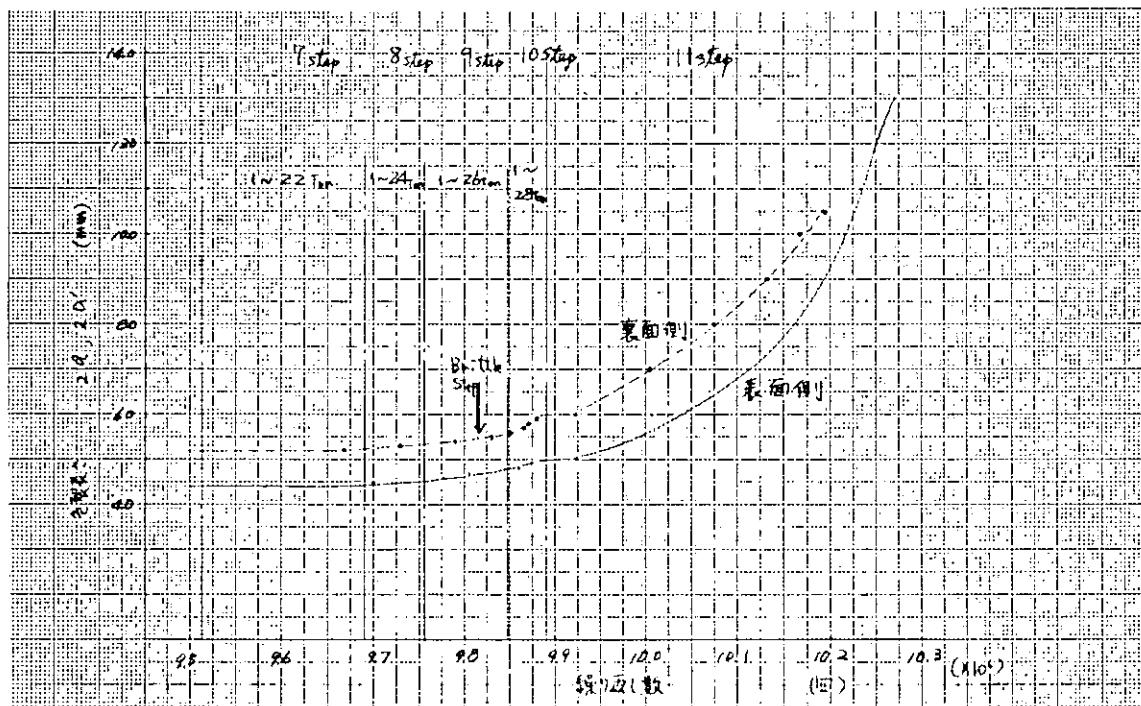


図4.1.2.12 表面切欠試験片の低温における疲労亀裂成長曲線

部材へ表面亀裂状に進入していく。このように置交差部材に進入した表面亀裂についてのK値は現在のところ求められていない。したがってここではまず、このK値を簡易的に推定することとし、その妥当性を疲労亀裂伝播試験を媒体として検討することとした。したがって1体の試験片は室温で一定荷重振幅下の疲労亀裂伝播試験に供した(TFB-1試験片)。その後別のT形溶接継手試験片(TFB-2試験片)を使用して、a)、b)項の試験同様-70°Cにおける疲労亀裂伝播試験を実施することにした。低温における試験では平板部にCES溶接継手をはさんで上下に配置した冷却バスに液体窒素を適時流入させ、CES溶接継手部の温度を制御した。試験片はその結果-70°C±5°Cの範囲に保たれていた。

試験に先だって表4.1.2.7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引張応力および公称曲げ応力を計測した。

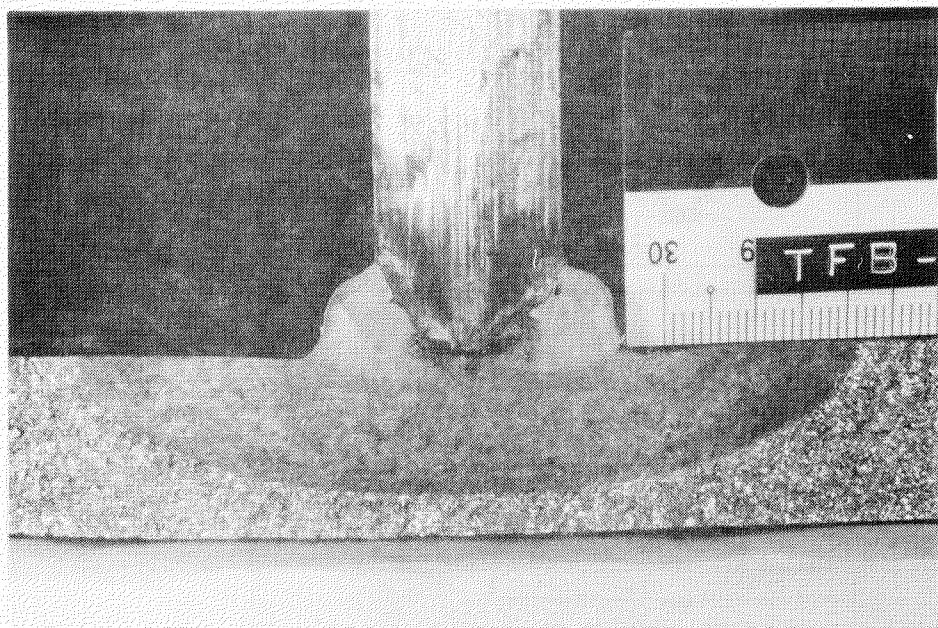


図4.1.2.13 TFB-1 試験片の破面

室温の疲労亀裂伝播試験は0~7 tonfの繰返し荷重を与えて行なった。試験中適時3.5~7 tonfの繰返し荷重を数千回与え、ビーチマークを破面につけることにした。このようにして得られた試験片の破面を図4.1.2.13に示す。本破面に生じたビーチマークと、試験中にクラックゲージにより測定した亀裂長より亀裂成長曲線を求めた結果を図4.1.2.14に示す。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ーと平板との角巻き溶接止端部よりスティフナーに発生・伝播

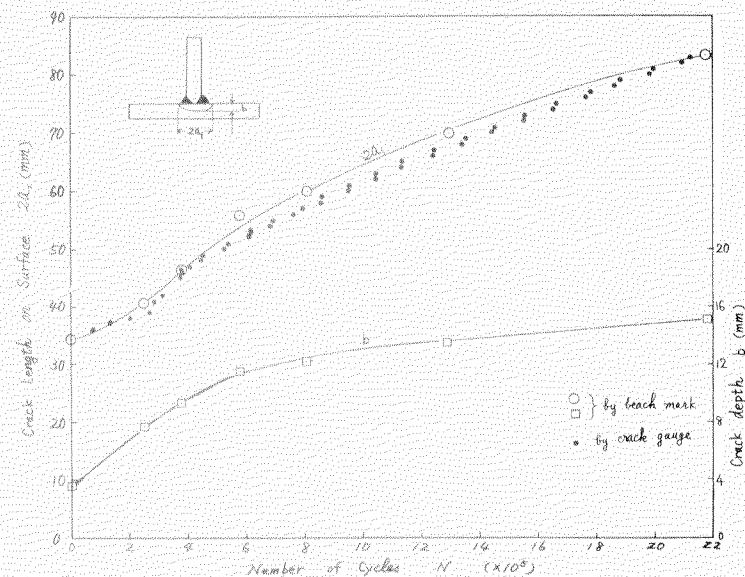
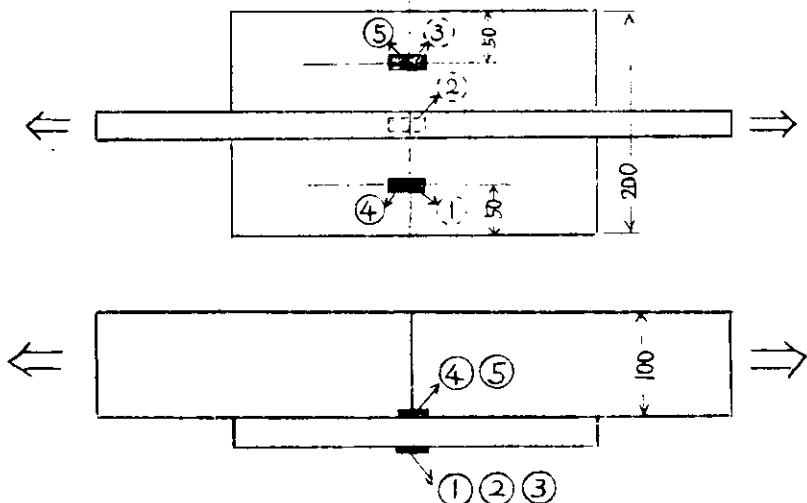


図4.1.2.14 TFB-1 試験片の疲労亀裂伝播曲線
(外荷重0~7 tonf)

表 4.1.2.7 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 (tonf)		ひずみゲージ貼付位置*				
			①	②	③	④	⑤
TFB-1	3.0	ひずみ	-204 μ	-345 μ	-199 μ	300 μ	273 μ
		応力	-4.08 (kgf/mm ²)	-6.90 (kgf/mm ²)	-3.98 (kgf/mm ²)	6.00 (kgf/mm ²)	5.45 (kgf/mm ²)
TFB-2	4.0	ひずみ	-247 μ	-437 μ	-244 μ	375 μ	314 μ
		応力	-4.94 (kgf/mm ²)	-8.74 (kgf/mm ²)	-4.88 (kgf/mm ²)	7.49 (kgf/mm ²)	6.27 (kgf/mm ²)

* ひずみゲージ貼付位置



した亀裂によりもたらされた。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割っており、図 4.1.2.13 の最終破断面にみられる脆性破面はこの時に生じたものである。また図 4.1.2.14 で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ー・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ったことによるものでないかと考えられる。しかし亀裂伝播速度を求める場合、クラックゲージによっても充分精度良く測定できるものと本図から期待される。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 4.1.2.13 ではビーチ・マーク挿入に要したサイクル数は省略した。

TFB-2 試験片は初期には室温で 0 ~ 7 tonf の負荷により T 形完全溶込みすみ肉溶接部を横切るまで亀裂を伝播させた。その後低温 (-70°C ± 5°C) 下で 0 ~ 7 tonf の繰返し荷重を 183,350 cycle かけた後、0 ~ 7.6 tonf に変更して低温疲労亀裂伝播試験を実施した。0 ~ 7.6 tonf に変更した後 40,300 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停止した。そこで低温での試験をこの時点で終了し、室温で 0 ~ 7.6 tonf の繰返し荷重を 20,000 cycle 与えた後、-196°C で試験片を破断させた。

このようにして得られた破面を図 4.1.2.15 に示す。この破面より脆性破壊に疲労亀裂から遷移した時の亀裂の大きさは、深さ b は 3.6 mm であり、表面での亀裂長さ 2a は 36.2 mm であった。

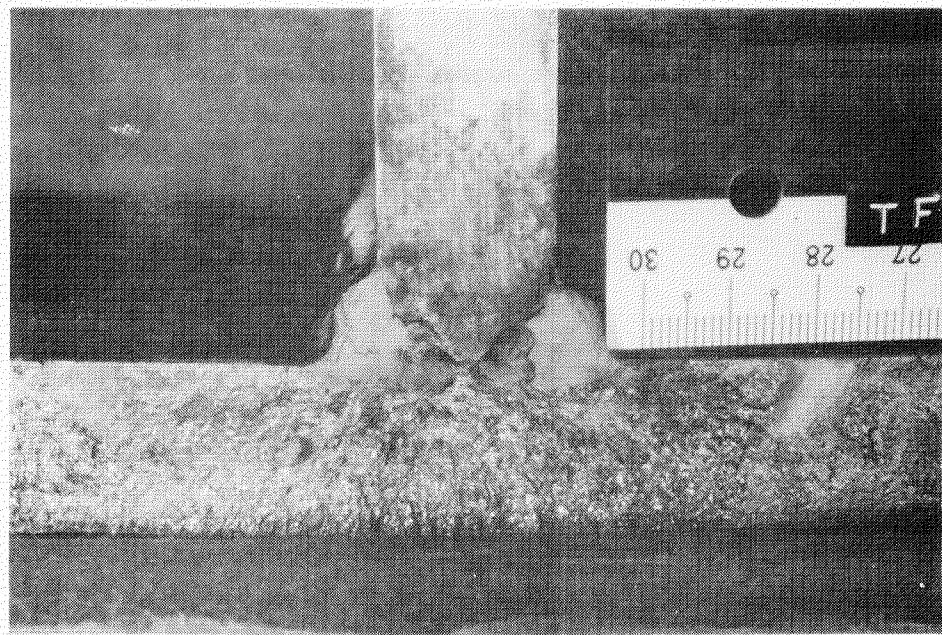


図 4.1.2.15 TFB-2 試験片の破面

4.1.2.5 考 察

a) T形継手における表面亀裂のK値の簡易式とその妥当性および低温における疲労亀裂伝播速度

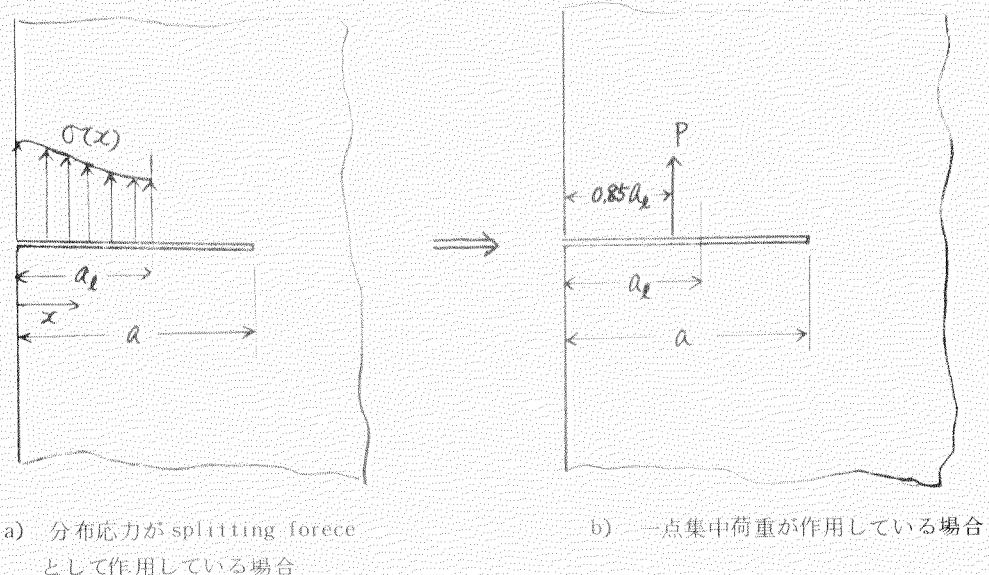


図 4.1.2.16 分布荷重の一点集中荷重への理想化

別冊 6 章付録によれば、 $0 \leq x \leq a_l$ に作用する応力分布が a ($a \geq a_l$) なる長さの亀裂に作用する時の K 値は K_P は、図 4.1.2.16-b) に示すように $0.85a_l$ の位置に集中荷重 P を与えて近似的に求めることができる。すなわち

$$K_P = 2P\sqrt{\frac{1}{\pi a} \left(\frac{1}{1 - \xi_1^2} + (1 - \xi_1^2)(0.2945 - 0.3912\xi_1^2 + 0.7685\xi_1^4 - 0.9942\xi_1^6 + 0.5094\xi_1^8) \right)} \quad (4.1.2.3)$$

$$\text{ただし } P = 0.445 \sqrt{a_\ell} \cdot K_{a\ell}$$

$K_{a\ell}$: $a = a_\ell$ の亀裂に $\sigma(x)$ が作用した場合の K 値

したがって、直交交差部材にこの原理を適用すれば、直交交差部材へ進入した表面亀裂（図 4.1.2.17 参照）の最深部の K 値は、平板における表面亀裂の最深部の K 値⁴⁾ と組み合わせて

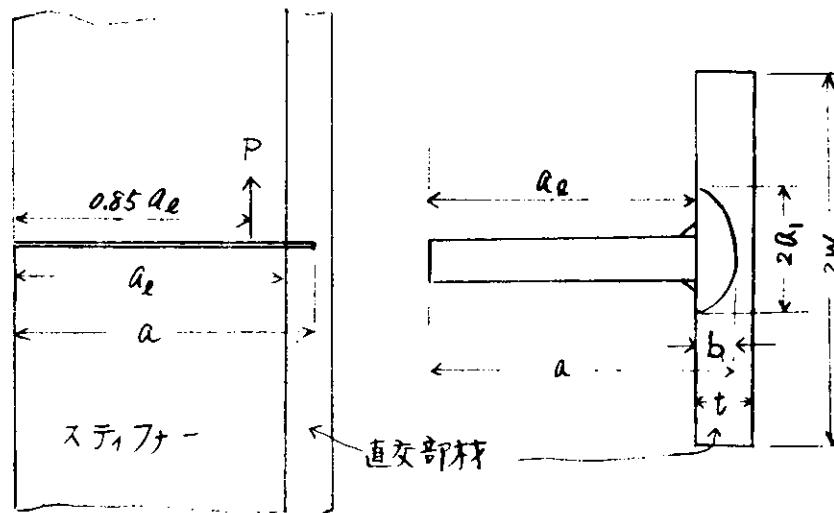


図 4.1.2.17 直交交差部材へ進入した表面亀裂

$$K = K_F + (\sigma_M + H_2 \sigma_B) \sqrt{\pi \frac{b}{Q} F} \quad (4.1.2.4)$$

ただし

σ_M, σ_B : 直交部材に作用する公称膜応力および公称曲げ応力

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{b}{a_1} \right)^{1.65}$$

$$F = (M_1 + M_2 \left(\frac{b}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{b}{t} \right)^4) f_w$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \left(\frac{b}{a_1} \right)$$

$$M_2 = -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + b/a_1}$$

$$M_3 = 0.5 - \frac{1}{0.65 + b/a_1} + 1.4 (1 - b/a_1)^{2.4}$$

$$f_w = \sqrt{\sec \left(\frac{\pi a_1}{2W} \sqrt{\frac{b}{t}} \right)}$$

$$H_2 = 1 + G_1 \left(\frac{b}{t} \right) + G_2 \left(\frac{b}{t} \right)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12 \left(\frac{b}{a_1} \right)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05 \left(\frac{b}{a_1} \right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{b}{a_1} \right)^{1.5}$$

$a = a_\ell$ における K 値 $K_{a\ell}$ はスティフナーに作用する応力分布

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^{\infty} C_n x^n \quad (4.1.2.6)$$

による K 値に直交交差部材による修正係数 M 値を乗することにより、

$$K_{a\ell} = M \sum_{n=0}^{\infty} \tilde{k}_n C_n a_\ell^n \sqrt{\pi} a_\ell^{-1} \quad (4.1.2.7)$$

$$\text{ただし } M = 0.58 \left(\frac{a_\ell}{a}\right)^2 + 0.14 \left(\frac{a_\ell}{a}\right) + 1 = 0.56$$

$$\tilde{k}_0 = 1.1215$$

$$\tilde{k}_1 = 0.6829$$

$$\tilde{k}_2 = 0.5255$$

$$\tilde{k}_3 = 0.4410$$

$$\tilde{k}_4 = 0.3868$$

より求められる。

そこで 4.1.2.4 における疲労亀裂伝播速度を求め、 ΔK 値との関係を調べることにした。

まず T 形試験片の表面亀裂伝播形状について図 4.1.2.14 のビーチマークの測定結果より b/a_0 と b/t の関係を調べた。その結果を図 4.1.2.18 に示す。図中には川原らが求めた平板中を伝播する表面亀裂形状に関する以下の実験式を TFB-1 試験片に適用した結果を点線で示してある。すなわち

$$b_0/a_0 < A - B b_0/t \text{ のとき}$$

$$a_1 = b \left\{ \left(\frac{1}{A - B b_0/t} \right)^n + a_*^n \right\}^{1/n} \quad (4.1.2.8)$$

ただし

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

$$A = 0.98 + 0.07 R_B$$

$$B = 0.06 + 0.94 R_B$$

$$R_B = \frac{\Delta \sigma_n}{\Delta \sigma_m + \Delta \sigma_b}$$

t : 板厚

b : 亀裂深さ

a_1 : 表面亀裂半長

b : 初期亀裂深さ

a_0 : 初期表面亀裂半長

n : Paris 式の指数を m とすると

$$n = m/2 + 1$$

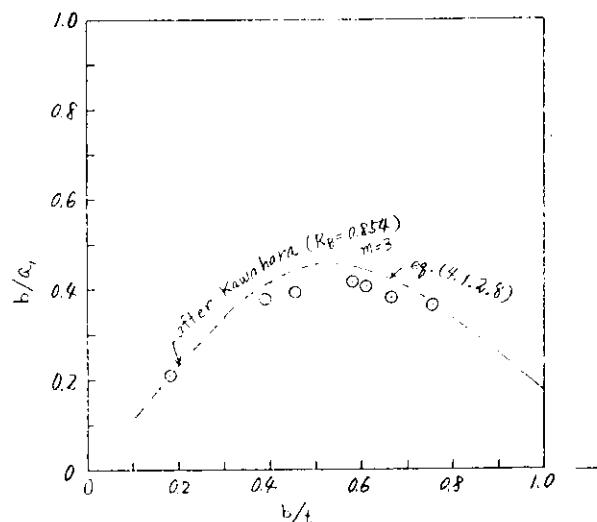


図 4.1.2.18 TFB-1 試験片の亀裂伝播形状

そこで表 4.1.2.7 より R_B を求め、その結果の $R_B = 0.854$ を使用し、かつ m を後述の結果より 3 として亀裂伝播形状を推定している。本結果より T 形継手の場合も、表面亀裂伝播形状は川原らが求めた実験式ではほぼ推定できることがわかる。直交交差部材から亀裂が進入する場合 a_0 はスティフナーの板厚の半分とすみ肉脚長を加えたものとして与え、 b_0 を 0 とすればよいことになる。

つきに各試験片で得られた疲労亀裂伝播速度と ΔK 値との関係を調べた。この時中央貫通切欠付引張試験片についての K 値としては、角変形によって曲げ応力 σ_B が作用しているので、このことを考慮して、以下の式⁶⁾ を採用した。

$$K = (\sigma_m + 0.37\sigma_b) \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{2W}{\pi a}} \tan \frac{\pi a}{2W} \quad (4.1.2.9)$$

ただし W : 試験片半幅

a : 亀裂半長

また表面切欠付試験片については、板厚貫通前については(4.1.2.4)式の右辺第2項で、貫通後については(4.1.2.9)式を使用することにした。ただしこの場合 $\sigma_b = 0$ としている。

このようにして得た疲労亀裂伝播速度と ΔK 値との関係を図4.1.2.19に示す。図中表面亀裂については板厚方向の疲労亀裂伝播速度を、貫通亀裂については板表面での疲労亀裂伝播速度を示している。疲労亀裂伝播速度を求めるにあたっては、ピーチマークを挿入、あるいは負荷応力振幅を変化させた直後のデータは無視して求めている。また板厚方向の伝播速度を求めるにあたっては、深さと表面長さの関係および表面の亀裂成長曲線より、深さ方向の亀裂成長曲線を求め、これより疲労亀裂伝播速度を求めた。

本図より ΔK 値が同一レベルにある疲労亀裂伝播速度について以下のことがいえる。

- (1) 室温における貫通亀裂の疲労亀裂伝播速度
(●印)は、表面切欠付引張試験片の-70°Cにおける貫通後の疲労亀裂伝播速度(□印)および貫通前の疲労亀裂伝播速度(△印)と同じ程度になっている。
- (2) T継手の表面亀裂の板厚方向の疲労亀裂伝播速度は(1)の●印、-□-印、△印の伝播速度と同一レベルにある。したがって(4.1.2.4)式のK値はほぼ妥当な値を与えていているようであることがわかる。ただし浅い亀裂では低目の、深い亀裂では高目のK値推定をしているようにみれる。
- (3) 貫通切欠付試験片の-70°Cにおける疲労亀裂伝播速度(△印)は上記(1)、(2)における疲労亀裂伝播速度よりも大となっている。この場合図4.1.2.7および図4.1.2.8に示すように brittle step を多く含んでいる。
- (4) (1)のように brittle step を含まない場合の低温の疲労亀裂伝播速度(-□印、△印)は、室温の亀裂伝播速度と同じと考えてよいが brittle step を含むようになると見かけ上疲労亀裂伝播速度が上昇する。上記の結果よりT継手の表面亀裂のK値は(4.1.2.4)式ではほぼ妥当な値を与えていていること。またその形状は(4.1.2.8)式で推定できることが明らかとなった。さらに低温における疲労亀裂伝播速度は従来得られているように室温のそれとあまり変わらないが、brittle step を含むようになると見かけ上伝播速度が上昇する。

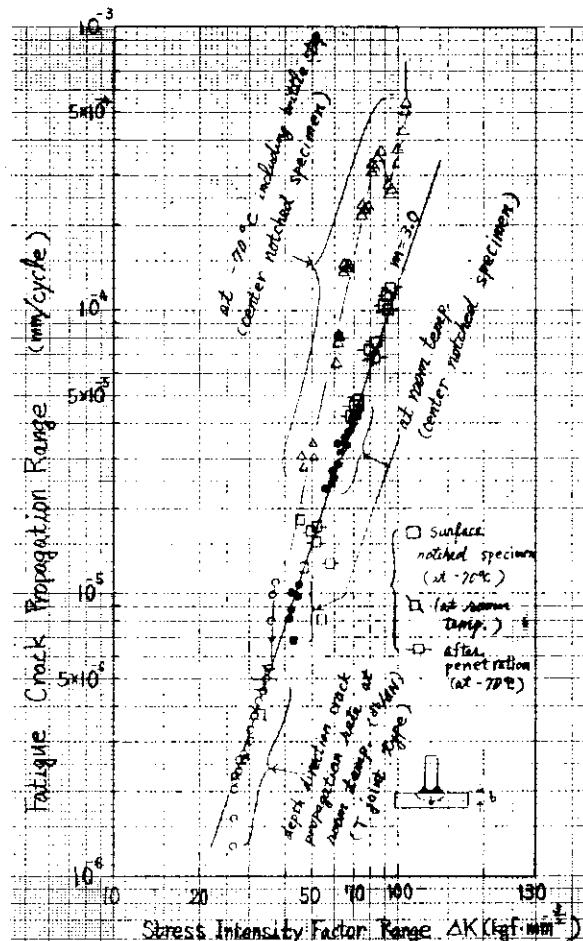


図4.1.2.19 KAS鋼CES溶接ボンド部の疲労亀裂伝播速度

b) brittle step の発生について

前述のように -70°C付近に制御された温度域における疲労亀裂伝播中、明らかに脆性破壊が生じており、この脆性亀裂の大きさも試験片により異なっている。いま最初に脆性破壊を生じた時のK値を、亀裂の大きさと与えた Peak load から求めてみると、中央貫通切欠付試験片では $48.0 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ 、表面切欠付試験片では $46.6 \sim 50.3 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ における表面亀裂状態では brittle step が生じなかつたが、板厚貫通後 $59.7 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ で生じている。またT形試験片では $41.0 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ で脆性破壊が生じ、この亀裂は脆性的に板厚を貫通している。T形試験片では図4.1.2.19に示すように小さな亀裂の場合、K値を少し低目にみつもっているので、すみ肉継手からぬけた直後ということで、図4.1.2.19の○印の初期値と実線との差異がこの低温における脆性破壊発生時にも生じていたと考えると、 $41.0 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ が $50 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ 程度となる。

したがって最初の brittle step が生じた時点のK値は $48 \sim 60 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ 程度となっている。この値と静的な試験(COD試験)で得た(4.1.2.3項参照) K_c 値とを比較したのが図4.1.2.20である。-70°C付近における静的な試験で得られた K_c 値は $20 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ 程度であるのに対し、上記疲労亀裂伝播中に生じた脆性破壊発生時のK値は約4程度まで低下している。この最初に brittle step が発生した時点のK値はばらつきが少しあるようにみれるが、ほぼ $50 \text{ Kgf} \cdot \text{mm}^{-\frac{2}{3}}$ 前後であり一定しているとも考えられる。しかしながら貫通亀裂で生じた brittle step と、T形継手の表面亀裂で生じた brittle step の亀裂長に大きな差異を生じている。

この brittle step の亀裂長に差異を生じた理由はさだかではないが、考えられることは拘束の差異と、応力の集中度合であろう。brittle step が貫通亀裂から生じる場合、これまでの研究結果からは^{7), 8)} あまり大きな脆性亀裂には成長しないと思われ、疲労亀裂の伝播速度が上昇するものとして見かけ上安全側の評価をすることが可能かもしれない。しかしT形継手のような拘束が大で、応力が集中すると考えられるような場合、brittle step 発生が速く、板厚貫通のような大きな亀裂に脆性的に伝播する可能性があることを示唆している。

ところで疲労亀裂伝播中に脆性亀裂に遷移する場合、なぜ静的な試験で得られた破壊靭性値レベルよりも極端に低いK値でこの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。豊田ら⁷⁾の研究結果によると疲労亀裂伝播中に除荷して、亀裂前方の硬度を測定した結果硬度が上昇しており、このことから靭性劣化が生じているものと推論している。他の因子としてはSR153および溶接協会FTC委員会で調査されたように、同一試験温度で数10本の母材についてのCOD試験が行なわれた場合、限界COD値には大きなばらつきが測定され、靭性値は場所によって非常に異なることが考えられる。上記の調査結果では限界COD値は最大値と最小値の比は約1.3倍(K_c 値ベースに換算すると約3.6倍)にも達している。疲労亀裂伝播中に脆性破壊に遷移する現象を考えると、亀裂先端が低靭性箇所にぶつかる確率は静的破壊靭性試験で切欠を加工して、(あるいは室温で疲労亀裂を賦与して)低靭性箇所にあたる確率よりもきわめて大きいと考えられる。

したがって上記2つの因子によって静的に求まる K_c 値よりもきわめて低いK値で brittle step が生じるものと考えられる。過去の研究^{7), 8)}によると上記のような現象が生じるのは遷移温度以下で顕著であり、ある程度温度が高くなるとこのK値は静的な試験で求まる K_c 値からは顕著には低下しない。この原因是さだかではないが、おそらく繰返しひずみによる靭性劣化は低温になる程顕著になるのではないかと思われる。

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、早急に解明されなければならない問題であろう。

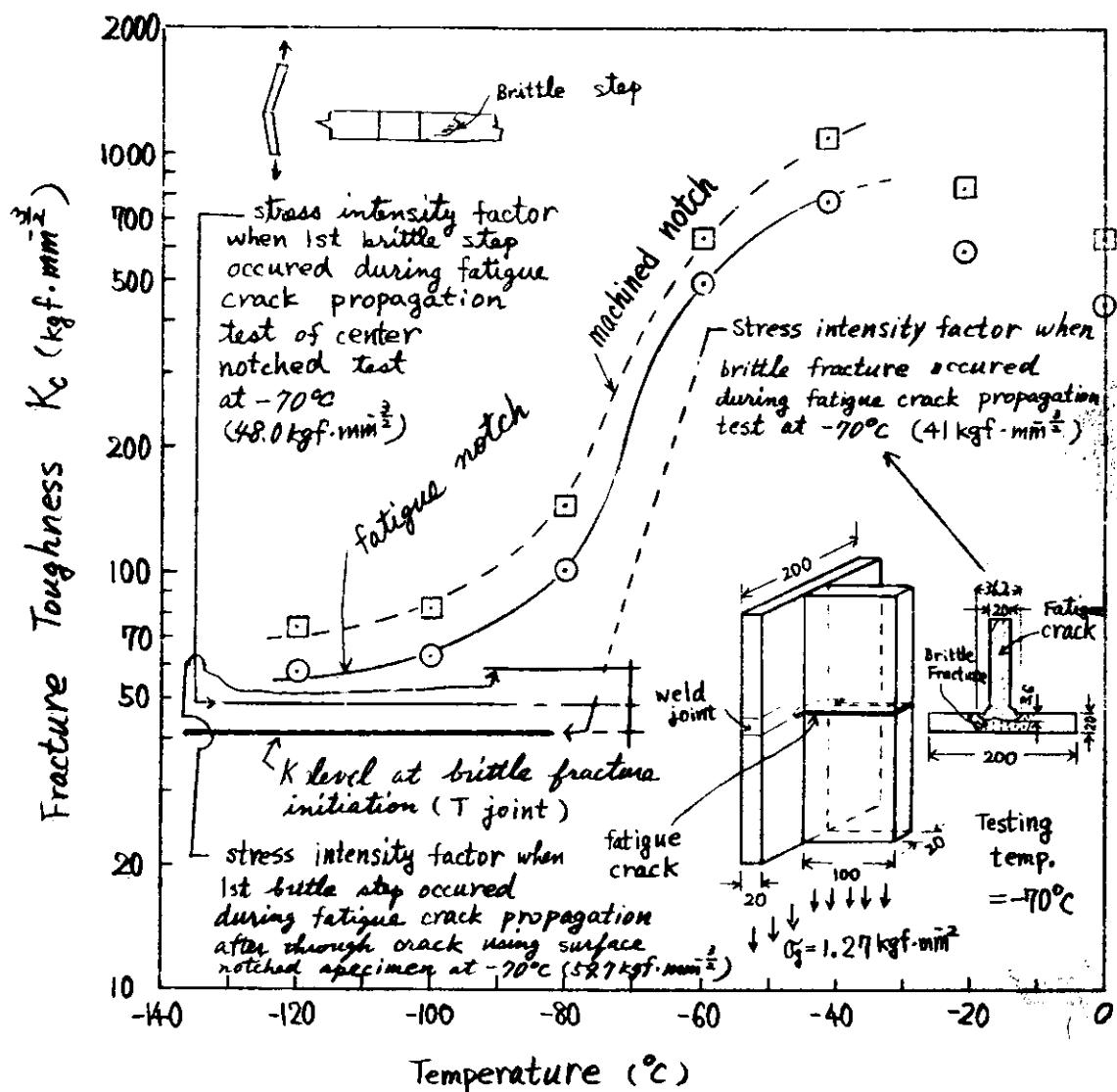


図 4.1.20 A 級鋼板エレクトロスラグ溶接ボンド部の三点曲げ COD 試験

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

4.1.2.6 結論

- 1) T 継手の表面亀裂に対しての K 値は (4.1.2.4) 式で実用上良い近似を与えている。
- 2) 疲労亀裂伝播中に脆性破壊に遷移する場合、その時の破壊靭性値は、静的な試験で得た破壊靭性値よりも低くなり、本試験の場合約 $\frac{1}{4}$ に低下していた。
- 3) 上記の遷移現象、すなわち brittle step の亀裂の大きさは、T 形継手のような拘束が大で、応力集中度が大なる時、大きくなる傾向にある。

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、造船学会論文集、Vol. 143 (昭53) p455
- 3) SR147 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)
- 4) J.C.Newman, Jr. and I.S. Raju : Analysis of Surface Cracks in Finite Plates Under Tension or Bending Loads , NASA Technical Paper , 1578 (1979)
- 5) 川原、栗原：表面亀裂の疲労による伝播成長過程に関する予備的考察、造船学会論文集、Vol.136 (昭49) p207
- 6) 金沢、町田、豊貞他：曲げと引張を受ける貫通欠陥の疲労亀裂伝播速度と脆性破壊発生について、造船学会論文集、Vol.136 (昭49) p191
- 7) 豊田：疲労破壊非性に関する一考察、造船学会溶接研究委第1分科会資料、1-504-80 (1980)
- 8) 安藤他、機械学会論文集 Vol.46, No.409 (1980)

4.2 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

4.2.1 多点負荷型超広幅二重引張試験

4.2.1.1 目的

脆性破壊における高速の亀裂伝播および伝播停止現象は、過去本研究部会の活動^{1), 2)}によってかなり明らかにされてきた。すなわち、鋼材やPMMA材を用いた各種の脆性破壊試験およびその解析により、動的破壊靭性値と亀裂速度および温度との間に試験片形状によらない固有の関係があることが示された。また、この動的破壊靭性値曲線を用いて、脆性不安定亀裂の伝播・停止現象をシミュレートする試みもなされた。

本研究では、昭和54年度より継続して従来の標準型二重引張試験（以下標準型試験と称す）より伝播部長さの長い多点負荷型の超広幅二重引張試験（以下広幅試験と称す）を実施し、高速長大亀裂の伝播および伝播停止挙動を把握し動的靭性値曲線の意味を明らかにすることを目的とする。

供試材は、板厚2.0mmのKAS鋼とKEN鋼である。化学成分と機械的性質を表4.2.1.1に示す。広幅試験用の試験機能力の制約により、実験に際しては標準型試験、広幅試験とともに亀裂伝播部を5mmまで減厚した。

4.2.1.2 標準型二重引張試験

広幅試験に先立ち、伝播部長さ500mmの標準型試験を実施した。図4.2.1.1に試験要領を示す。亀裂速度ゲージの1枚目をトリガーとして、高速現象装置により亀裂速度、荷重変化、ひずみ変化を記録した。亀裂速度は長さ90mmのひずみゲージによるゲージ切断法によって求め、ひずみ変化は1軸ゲージにより荷重方向のひずみを、荷重変化は2軸ゲージをタブの両面に貼付し4ゲージ法によって測定した。

試験は

KAS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
KEN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4.2.1.2に試験片の温度分布を示す。

試験結果を表4.2.1.2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

$$K_c = \sigma \sqrt{2B \tan(\pi a/2B)} \quad (4.2.1.1)$$

で整理したのが図4.2.1.3である。この図から、KEN鋼はKAS鋼よりもよい伝播停止靭性値を有することがわかる。

図4.2.1.4は亀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亀裂速度が減少し、下限界速度が400mm/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亀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。

4.2.1.3 多点負荷型超広幅引張試験

広幅試験の要領を図4.2.1.5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。当初は3本の油圧シリンダーにより幅3000mmの超広幅試験を行なう予定であったが、大多数の試験片で亀裂がわん曲し所期の目的にあう結果が得られなかった。これは、複数のシリンダーにより均一の応力分布を得ることが実際には困難であったことが原因であると推察され、図4.2.1.5のように試験片の形状と試験方法を変更した。

試験前においては、亀裂伝播想定線上に貼付したゲージによりひずみ分布を求めた。図4.2.1.6に差分法によって求めた伝播想定線上の応力分布を示すが、実測値とよくあっている。このように広幅試験では応力

勾配が得られ、伝播部の温度を一定に保つことにより勾配応力・一様温度条件の試験ができる。

破壊発生後は、亀裂速度と動的荷重変化を測定した。亀裂速度ゲージは標準型試験と同一のものを使用したが、亀裂がわん曲する場合を考えトリガー用以外は3枚から5枚を直列に貼付した。荷重変化は負荷治具に貼付したひずみゲージ(4ゲージ法)により測定した。

実施した試験のうち、データを採用したのは

KAS鋼(A Lシリーズ) …… 2体

KEN鋼(E Lシリーズ) …… 4体

の計6体で、それぞれの試験要領は図4.2.1.5に示したとおりである。図4.2.1.7に試験片温度分布を示す。

前述したように、すべて勾配応力・一様温度条件をめざした。

試験結果(亀裂伝播径路図)を図4.2.1.8に示す。多少直進性が損なわれているものの、ほぼ所期の目的を達した結果といえる。図4.2.1.9は実験で得られた亀裂伝播速度の変化図である。これによると、大部分のデータにおいて亀裂速度はほぼ応力勾配とともに減少しており、また温度の低いほど速度が速いことがわかる。したがって、脆性破壊における不安定亀裂伝播は、温度や力学的条件を敏感に反映しているといえる。現在、これらを定量的に整理するパラメータとして動的破壊靄性値が考えられている。

4.2.1.4 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、

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} \\ \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} \end{aligned} \quad (4.2.1.2)$$

と表わされる。また、応力-ひずみの関係式は

$$\begin{aligned} \sigma_x &= (\lambda + 2\mu) \frac{\partial u}{\partial x} + \lambda \frac{\partial v}{\partial y} \\ \sigma_y &= \lambda \frac{\partial u}{\partial x} + (\lambda + 2\mu) \frac{\partial v}{\partial y} \\ \sigma_{xy} &= \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \end{aligned} \quad (4.2.1.3)$$

である。ここに、 λ 、 μ はラーメの定数で、ヤング率E、ポアソン比νによって

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (4.2.1.4)$$

と表わされる。さらに、縦波速度 C_1 、横波速度 C_2 とすると

$$\begin{aligned} C_1^2 &= \frac{\lambda + 2\mu}{\rho} = \frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)} \\ C_2^2 &= \frac{\mu}{\rho} = \frac{E}{2\rho(1+\nu)} \end{aligned} \quad (4.2.1.5)$$

で与えられる。(4.2.1.3)式、(4.2.1.5)式を(4.2.1.2)式に代入して

$$\begin{aligned}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} &= C_1^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + C_2^2 \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \\ \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} &= C_2^2 \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + (C_1^2 - C_2^2) \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + C_1^2 \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\end{aligned}\quad (4.2.1.6)$$

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、すなわち亀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4.2.1.0のようにモデル化をすると、境界条件は、

$$\begin{aligned}\sigma_y &= 0, \tau_{xy} = 0 & 0 \leq x \leq a, y = 0 \\ v &= 0, \tau_{xy} = 0 & a \leq x \leq W, y = 0 \\ \sigma_x &= 0, \tau_{xy} = 0 & x = 0, 0 \leq y \leq H \\ \sigma_x &= 0, \tau_{xy} = 0 & x = W, 0 \leq y \leq H \\ v &= v_0, \tau_{xy} = 0 & 0 \leq x \leq W, y = H\end{aligned}\quad (4.2.1.7)$$

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 (4.2.1.6) を境界条件 (4.2.1.7) のもとで解くことにより、亀裂の伝播・停止の問題を取扱うことができる。数値解析の手法としては、差分法を用いた^{3) 4) 5)}。図4.2.1.11に解析フローチャートを示す。

まず、亀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、亀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出力によって調べる。その一例を図4.2.1.12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亀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、亀裂伝播中のエネルギー・バランスは

$$E_s + E_k + E_d = E_w \quad (4.2.1.8)$$

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

$$E_s = 2 \int_0^W \int_0^H \frac{1}{2E} ((1-\nu^2)(\sigma_x^2 + \sigma_y^2) + 2(1+\nu)(\tau_{xy}^2 - \nu \sigma_x \sigma_y)) dx dy \quad (4.2.1.9)$$

で表わされ、 E_k は

$$E_k = 2 \int_0^W \int_0^H \frac{\rho}{2} [(\frac{\partial u}{\partial t})^2 + (\frac{\partial v}{\partial t})^2] dx dy \quad (4.2.1.10)$$

となる。 E_{w0} を $t = 0$ における外力仕事とすると

$$E_w = E_{w0} = \text{const} \quad (4.2.1.11)$$

である。 E_D は亀裂伝播に費され、(4.2.1.8) 式より

$$E_D = E_{W_0} - E_S - E_K \quad (4.2.1.12)$$

したがって、動的破壊靭性値 K_D を次のように定義する。

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}} \cdot \frac{dE_D}{da} \quad (\text{平面ひずみ}) \quad (4.2.1.13)$$

なお、今回の計算に使用した材料定数は、 $E = 20157 \text{ kg/m}^2$ 、 $\nu = 0.283$ 、 $\rho = 8 \text{ g/cm}^3$ で、(4.2.1.5) 式より $C_1 = 5639 \text{ m/sec}$ 、 $C_2 = 3102 \text{ m/sec}$ となる。また、標準型試験では格子間隔 $h = 10 \text{ mm}$ 、時間増分 $\Delta t = 1 \mu\text{sec}$ 、広幅試験では $h = 20 \text{ mm}$ 、 $\Delta t = 2 \mu\text{sec}$ とした。

標準型試験についての計算結果例を図 4.2.1.13、図 4.2.1.14 に示す。図 4.2.1.13 は亀裂伝播中のエネルギー変化を表わしている。ひずみエネルギー、運動エネルギー、散逸エネルギーを亀裂速度とともに示してある。この散逸エネルギー曲線を用いて (4.2.1.13) 式より動的破壊靭性値が求められるが、ここでは近似的に $dE_D/da = dE_D/\Delta t$ として計算した。その結果が図 4.2.1.14 である。比較として (4.2.1.1) 式による従来の静的破壊靭性値もプロットした。

4.2.1.5 考 察

標準型試験の場合、図 4.2.1.14 からもわかるように、亀裂が高速で伝播中は動的破壊靭性値 K_D は静的破壊靭性値 K_S よりも低い値を示しており、これは従来の通念と一致する結果と思われる。

広幅試験の動的解析結果を図 4.2.1.15 に示す。いずれも一様温度・勾配応力条件下の試験であり、 K_D 値が減少し亀裂が停止する傾向がわかる。

ここで数値解析上の問題点について触れておく。前述のように、運動方程式を解くに際しては境界条件として定変位を仮定している。本研究で用いた試験系は定変位にかなり近いものの、実際は定変位条件と定荷重条件の間にみるとみるべきであろう。境界条件の影響については金沢ら⁶⁾ が解析を行なっており、亀裂先端で生じた応力波が境界で反射して再び伝播線上に戻るまでは境界条件の影響を受けないことが報告されている。本試験系の場合、反射波が戻るまでに要する時間は、標準型試験で約 $450 \mu\text{sec}$ 、広幅試験で約 $150 \mu\text{sec}$ である。この時間と破壊現象を比べてみると、標準型勾配温度試験では亀裂はほぼ停止しており、一様温度試験では亀裂が $300 \sim 350 \text{ mm}$ を走っている時間にあたる。広幅試験においては、この時間では亀裂長さはたかだか 150 mm 程度である。したがって、境界条件の影響があるとすれば、標準型の勾配温度条件ではほとんど受けないが一様温度条件では後半約 $1/3$ 、広幅試験では大半が影響を受けることになる。

これらを前提として、亀裂速度と K_D の関係を温度をパラメータとして図 4.2.1.16 に示した。標準型試験は勾配温度条件・一様温度条件ともにプロットし、広幅試験のデータのはらつきが大きいが、これは前述のように計算の際ににおける境界条件によるものであると思われる。試験片や試験条件の違いにもかかわらず一本の靭性曲線が構成されており、この関係は材料固有のものであると考えられる。

4.2.1.6 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) 一様応力下では温度勾配の付与によって亀裂速度が減少し、下限界速度が 400 m/sec 程度である。また、一様温度にすると亀裂は一定速度で伝播し、その速度レベルには温度依存性がある。
- (2) 亀裂伝播中の動的破壊靭性値は対応する静的破壊靭性値よりも低い値を示す。
- (3) 亀裂速度と動的破壊靭性値の関係を示す靭性曲線が存在する。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材料固有の一本の曲線を構成する。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第169研究部会報告書、(1979)
- 2) 日本造船研究協会第169研究部会報告書、(1980)
- 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
- 6) 金沢武、町田進、新村豊、寺本徳郎、吉成仁志：日本造船学会論文集、144 (1978) 349

表 4.2.1.1 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

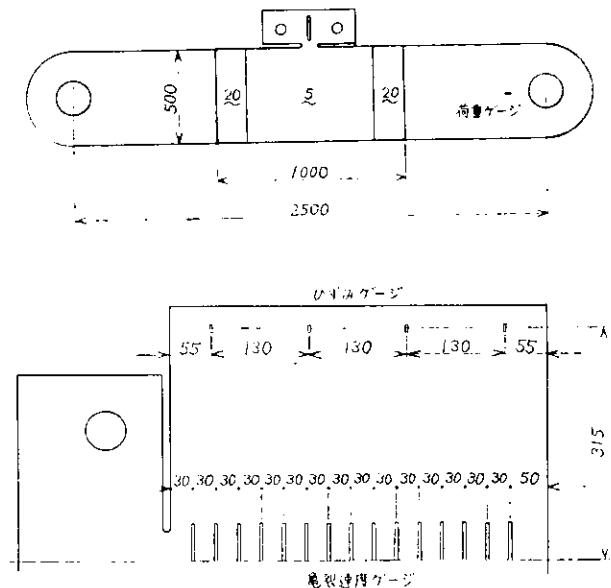


図 4.2.1.1 標 準 型 試 験 要 領

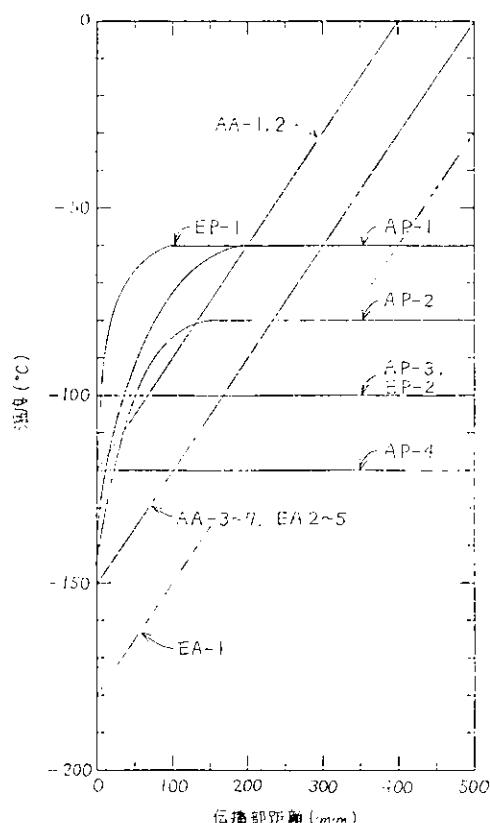


図 4.2.1.2 標 準 型 試 験 温 度 分 布

表 4.2.1.2 標準型二重引張試験一覧

符 号	伝播部応力 σ (kg/mm ²)	亀裂長さ 亀裂停止部温度			K_c (kg/mm ²)	備 考
		a (mm)	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					亀裂分岐
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

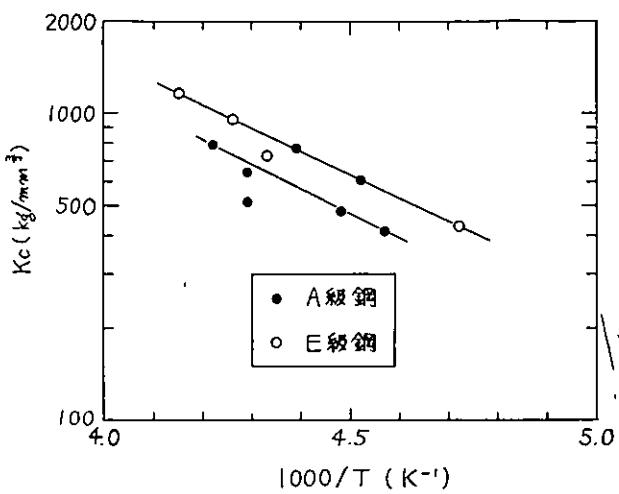


図 4. 2. 1. 3 静的靶性値の比較

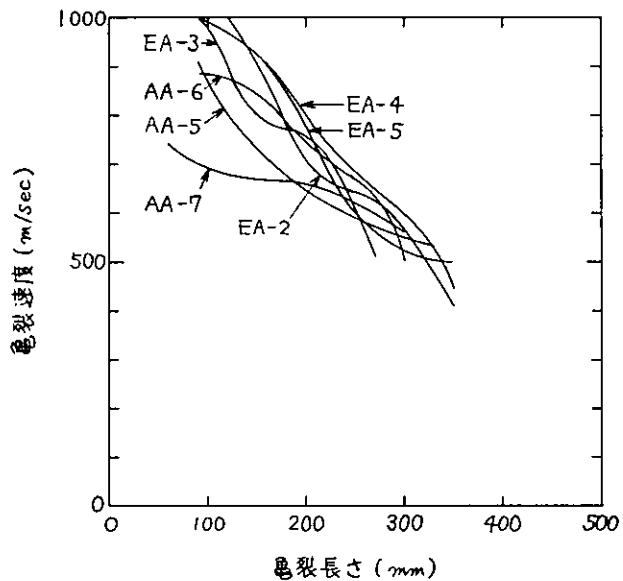


図 4. 2. 1. 4 (a) 龟裂速度 (勾配温度条件)

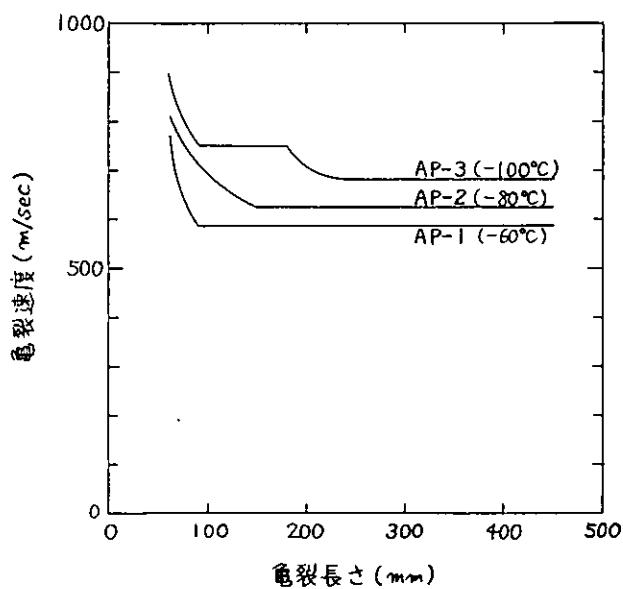


図 4. 2. 1. 4 (b) 龟裂速度 (一様温度条件)

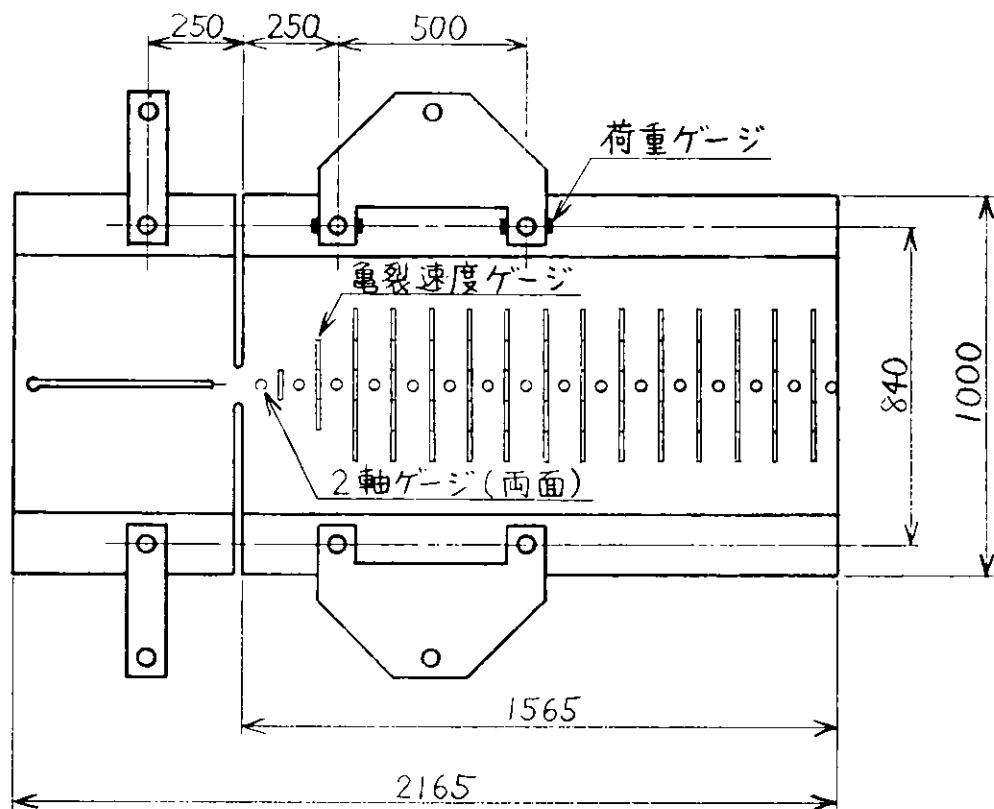


図 4. 2. 1. 5 (a) 広幅試験要領 (AL-1)

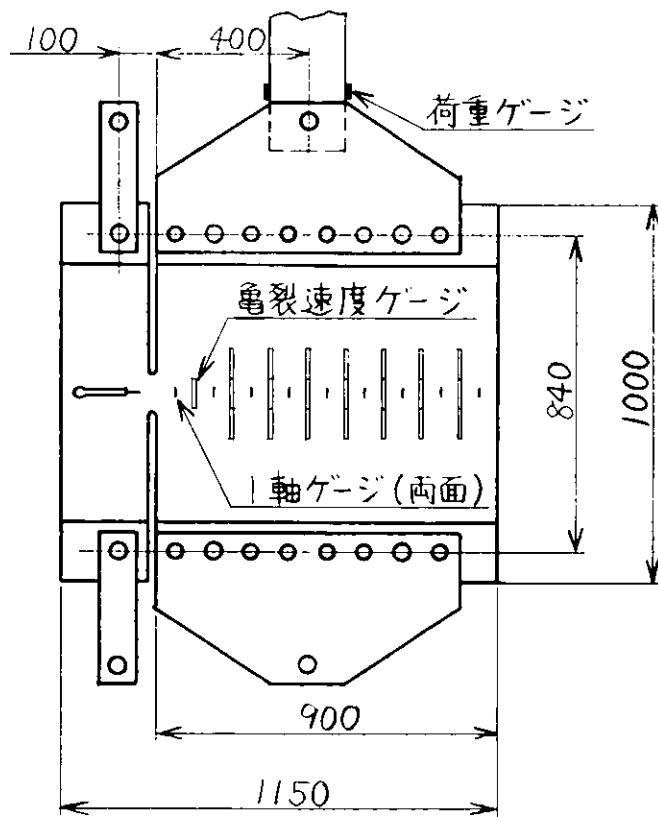


図 4. 2. 1. 5 (b) 広幅試験要領 (AL-2)

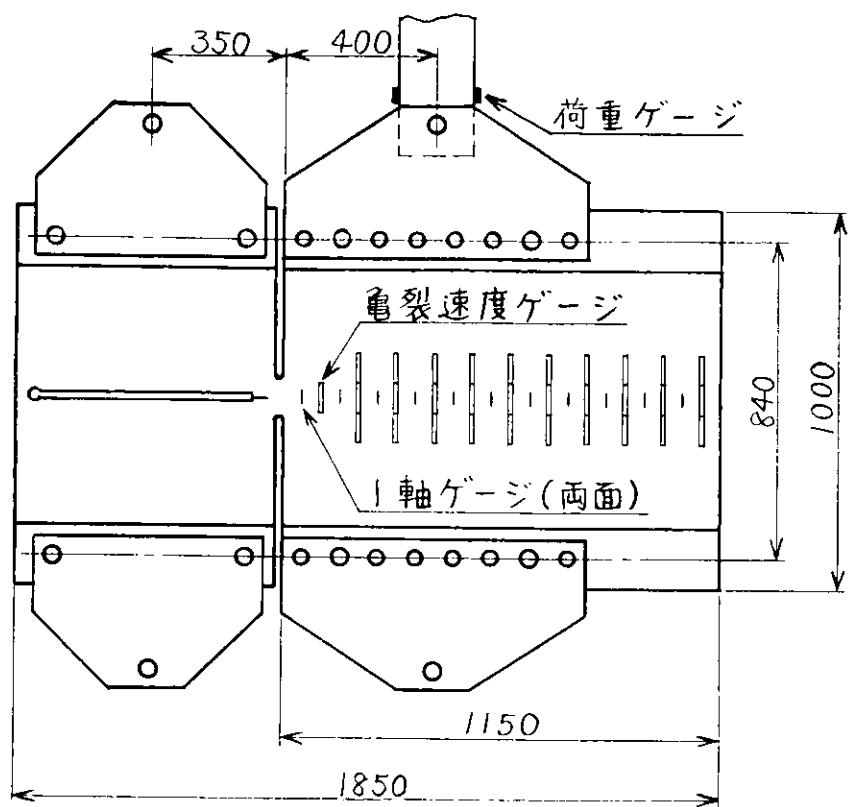


図 4. 2. 1. 5 (c) 広幅試験要領 (EL - 3, 5)

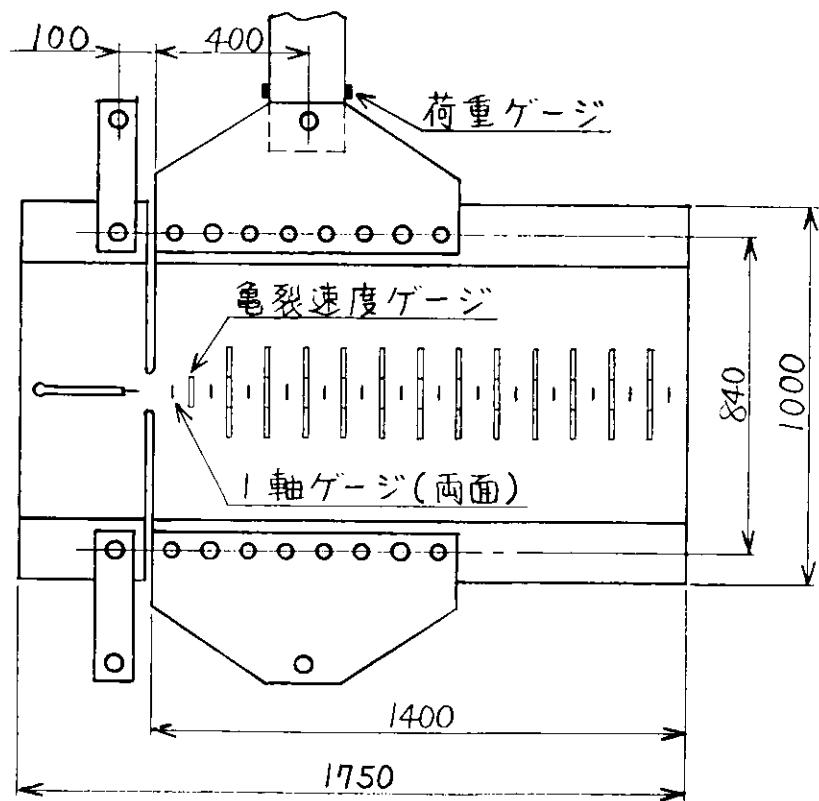


図 4. 2. 1. 5 (d) 広幅試験要領 (EL - 6, 7)

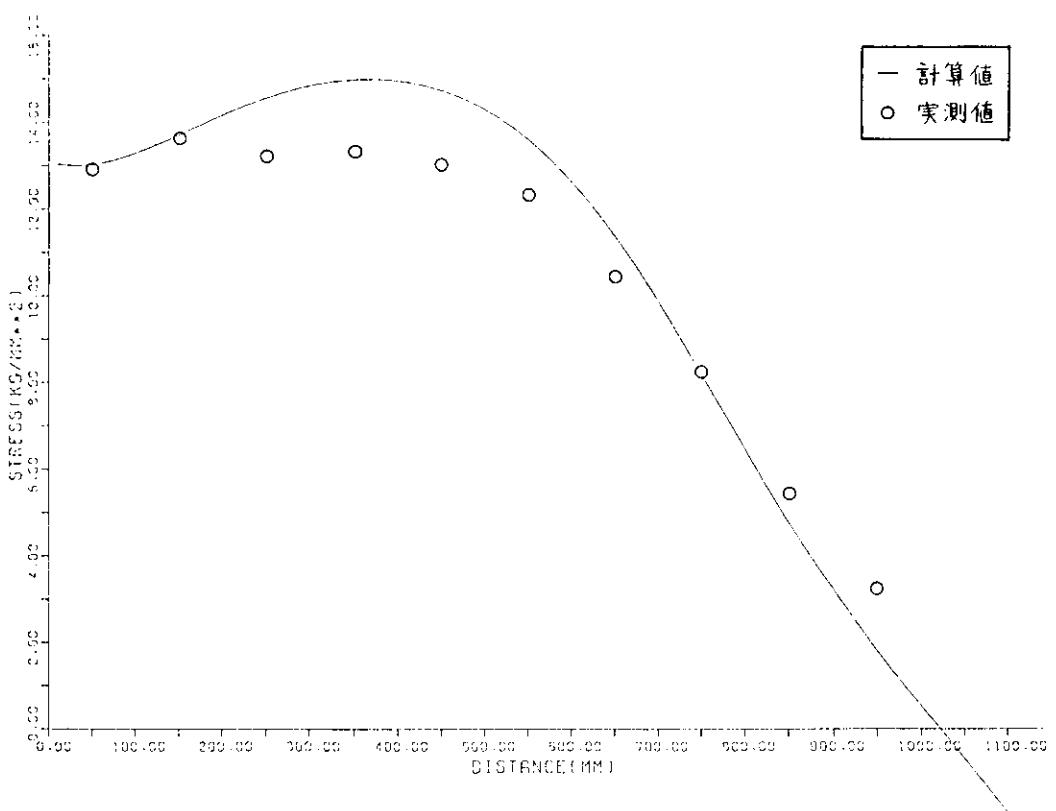


図 4.2.1.6 広力分布の比較 (EL-3)

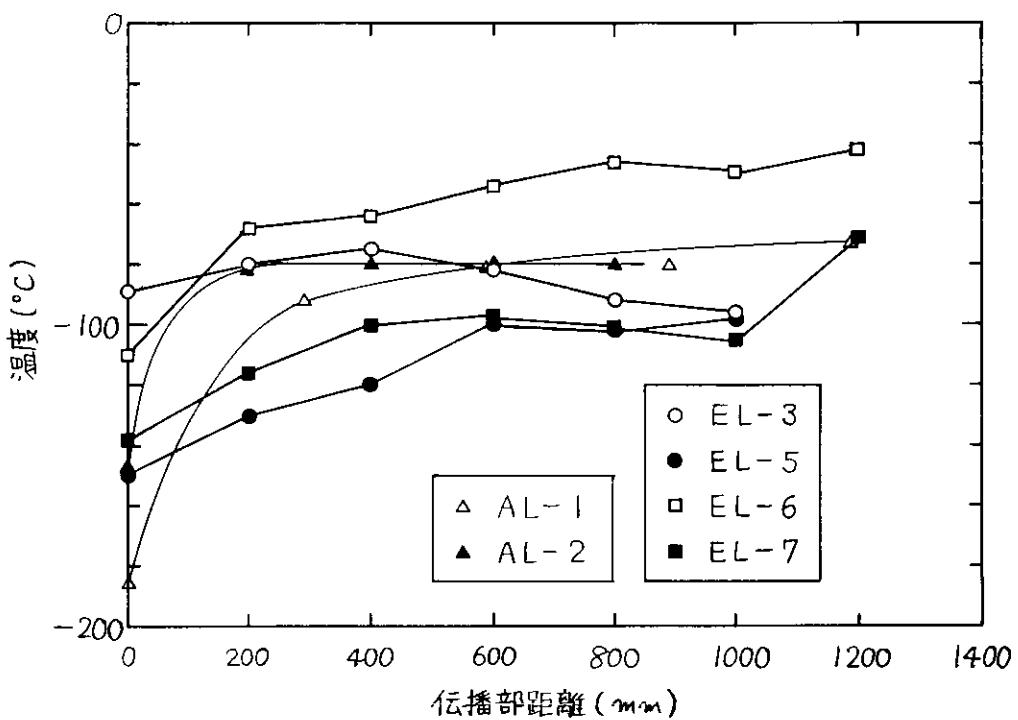


図 4.2.1.7 広幅試験温度分布

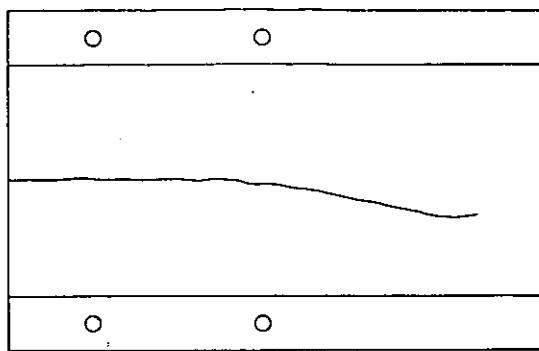


図4.2.1.8(a) 龜裂伝播経路 (A L - 1)

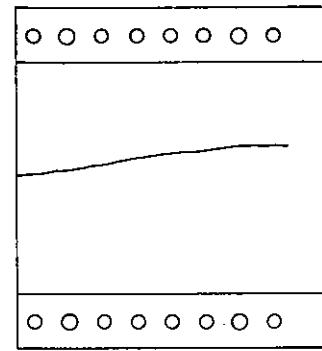


図4.2.1.8(b) 龟裂伝播経路 (A L - 2)

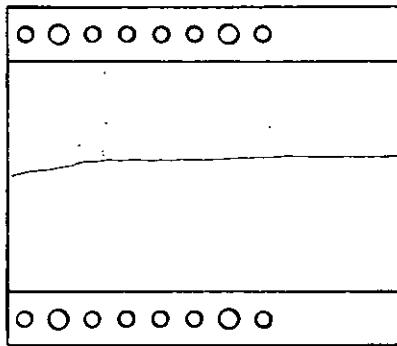


図4.2.1.8(c) 龜裂伝播経路 (E L - 3)

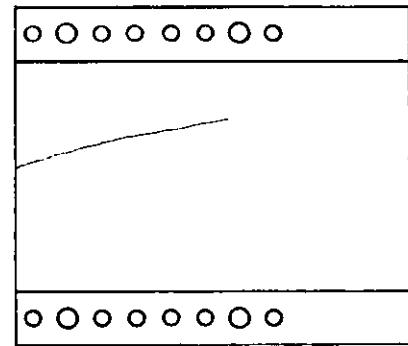


図4.2.1.8(d) 龜裂伝播経路 (E L - 5)

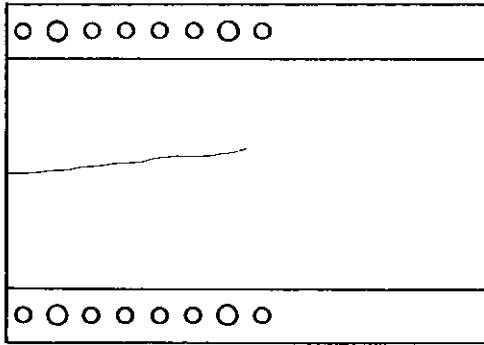


図4.2.1.8(e) 龜裂伝播経路 (E L - 6)

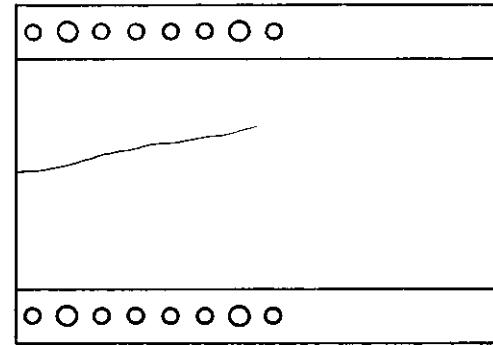


図4.2.1.8(f) 龜裂伝播経路 (E L - 7)

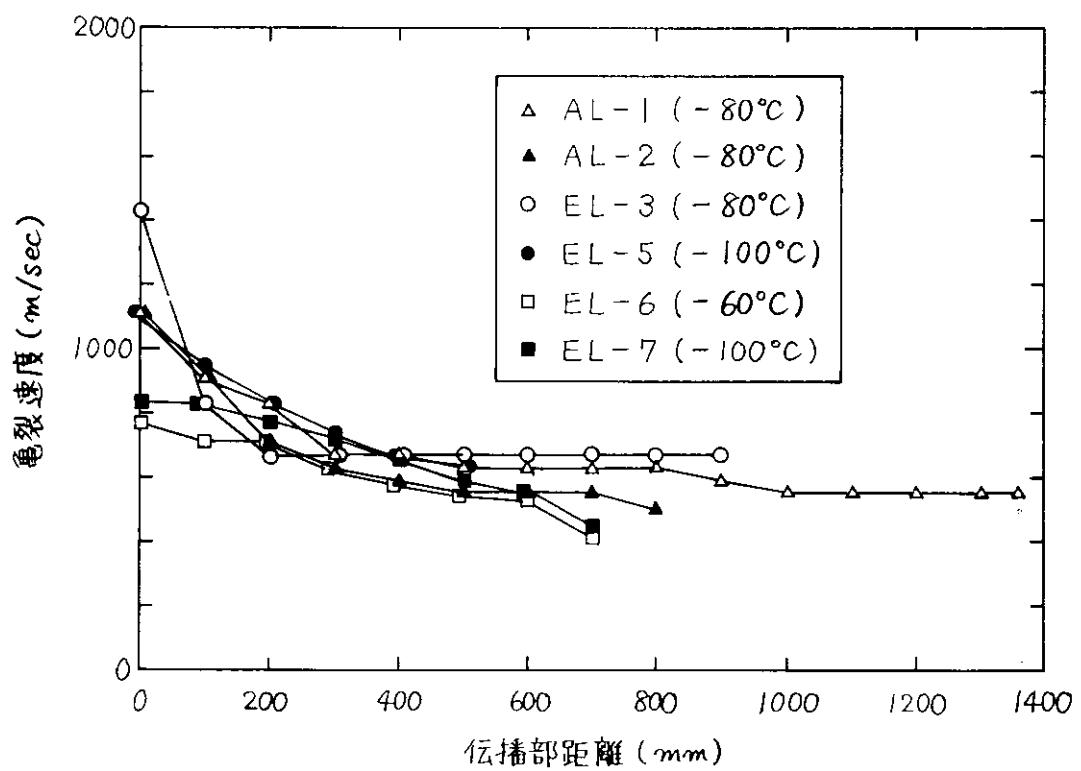


図 4.2.1.9 龟裂伝播速度

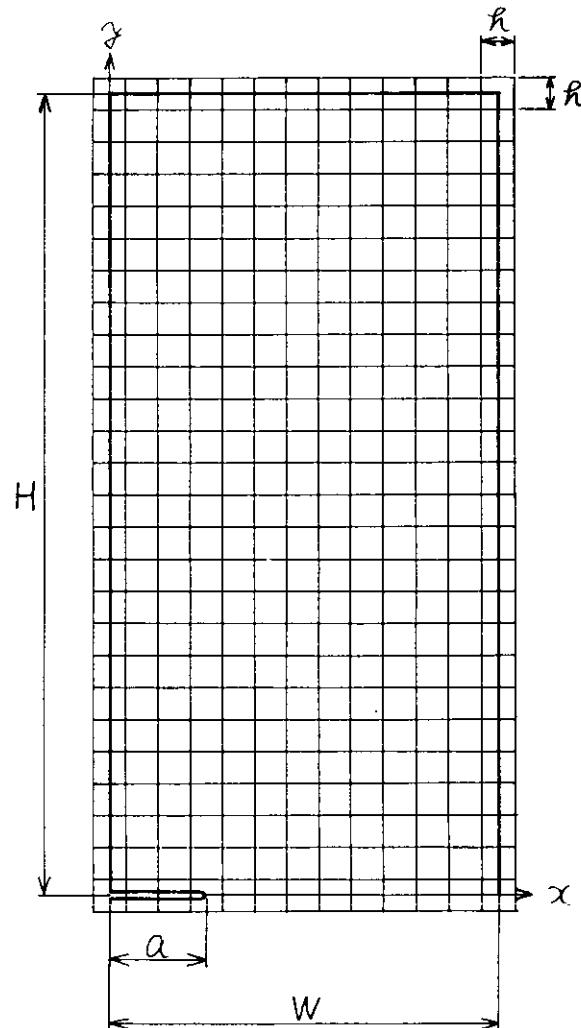
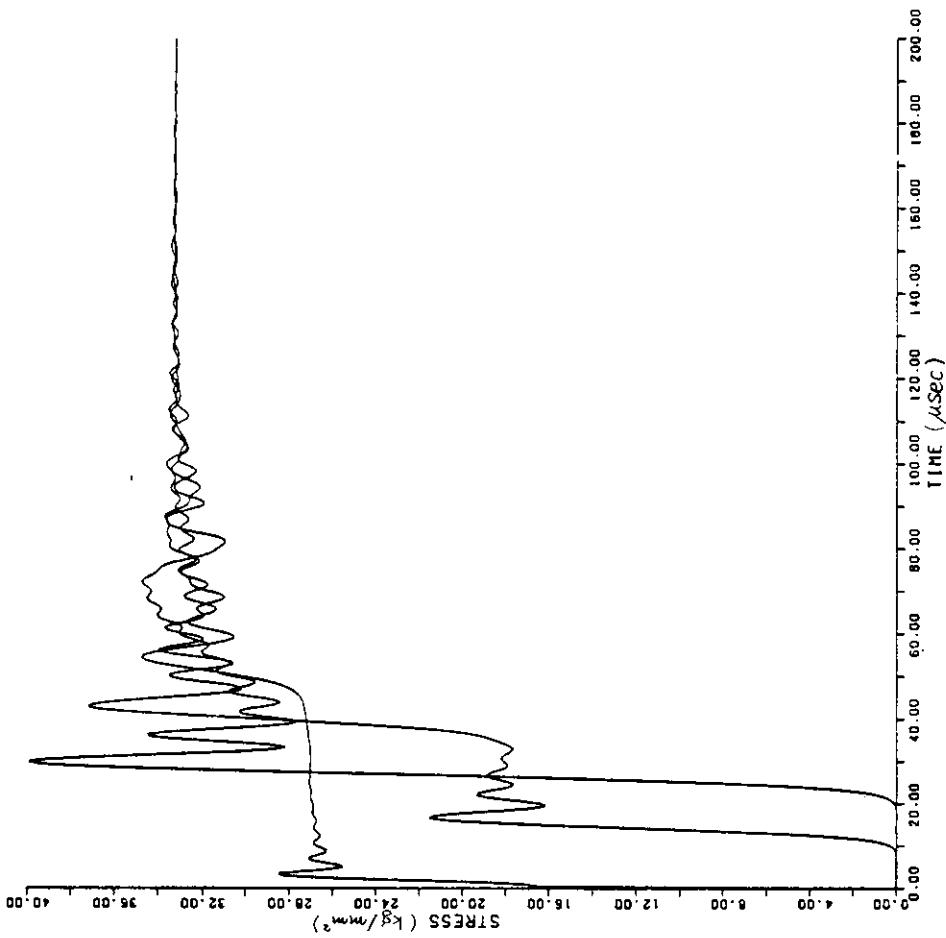
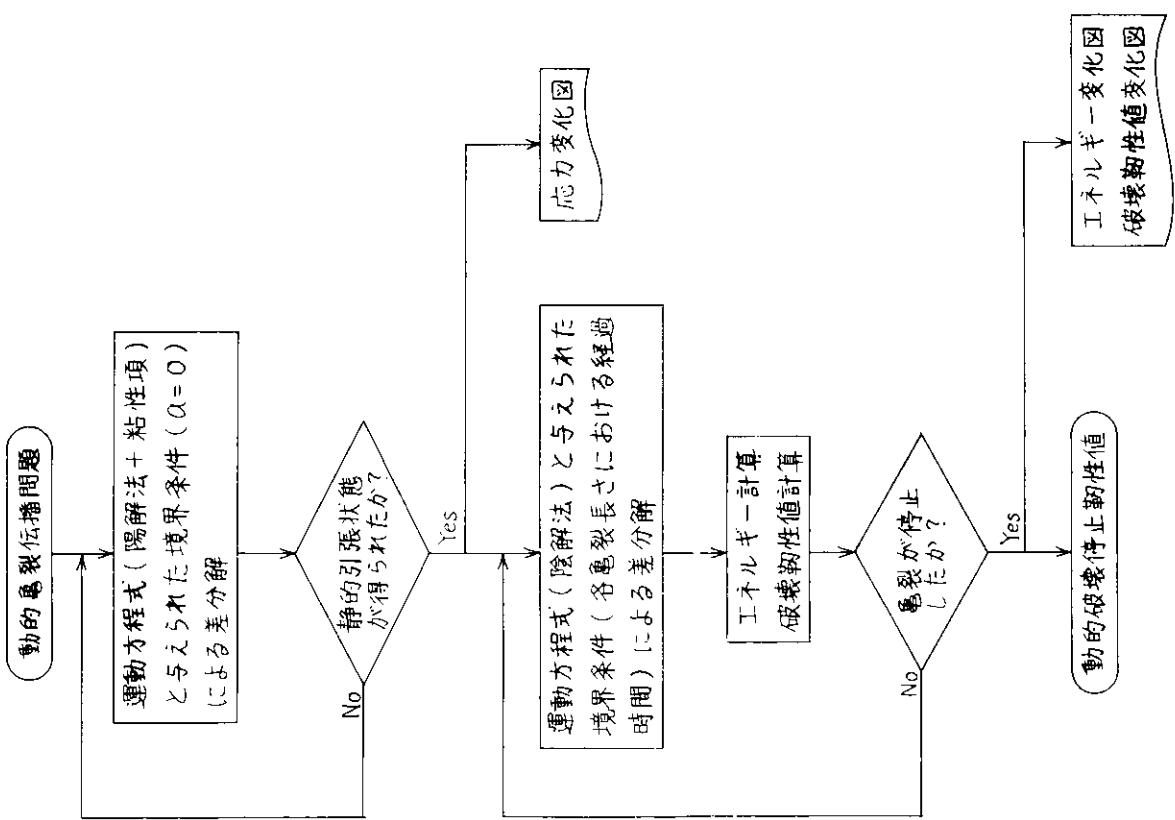


図 4.2.1.10 解析モデル（標準型試験）



STRESS STATE BEFORE ANALYSIS

図 4.2.1.12 応力変化図

図 4.2.1.11 動的解析フローchart

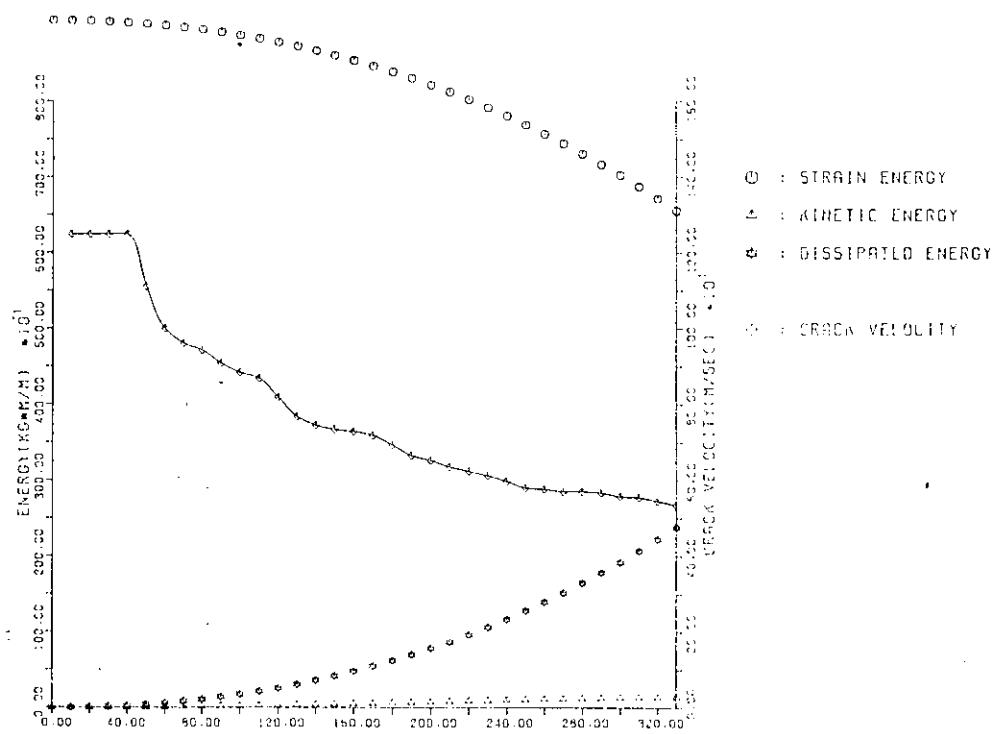


図4.2.1.13 エネルギー変化図

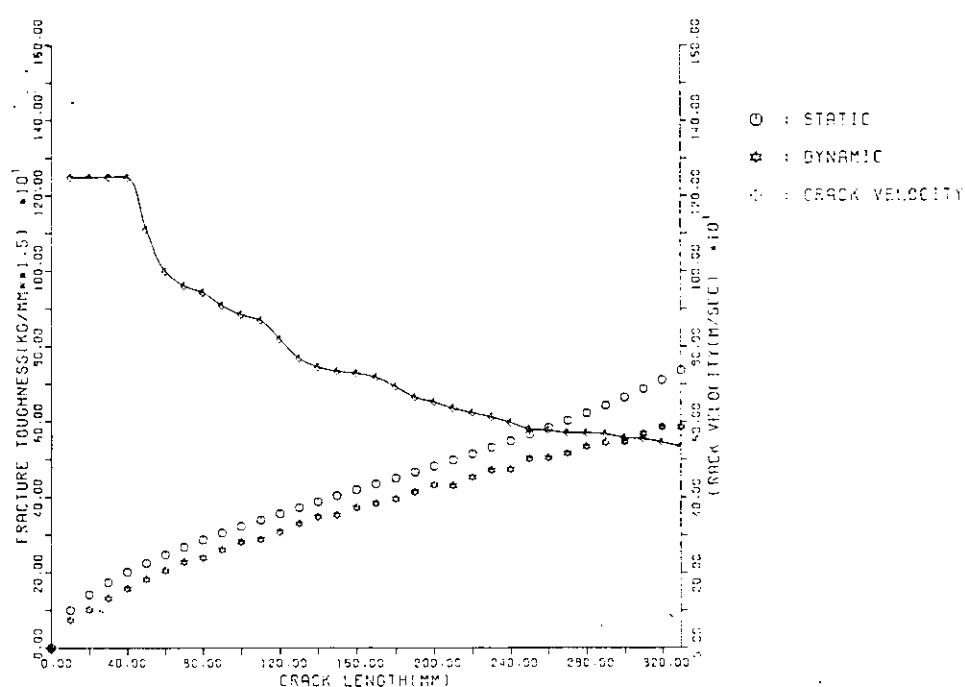


図4.2.1.14 破壊靱性値変化図

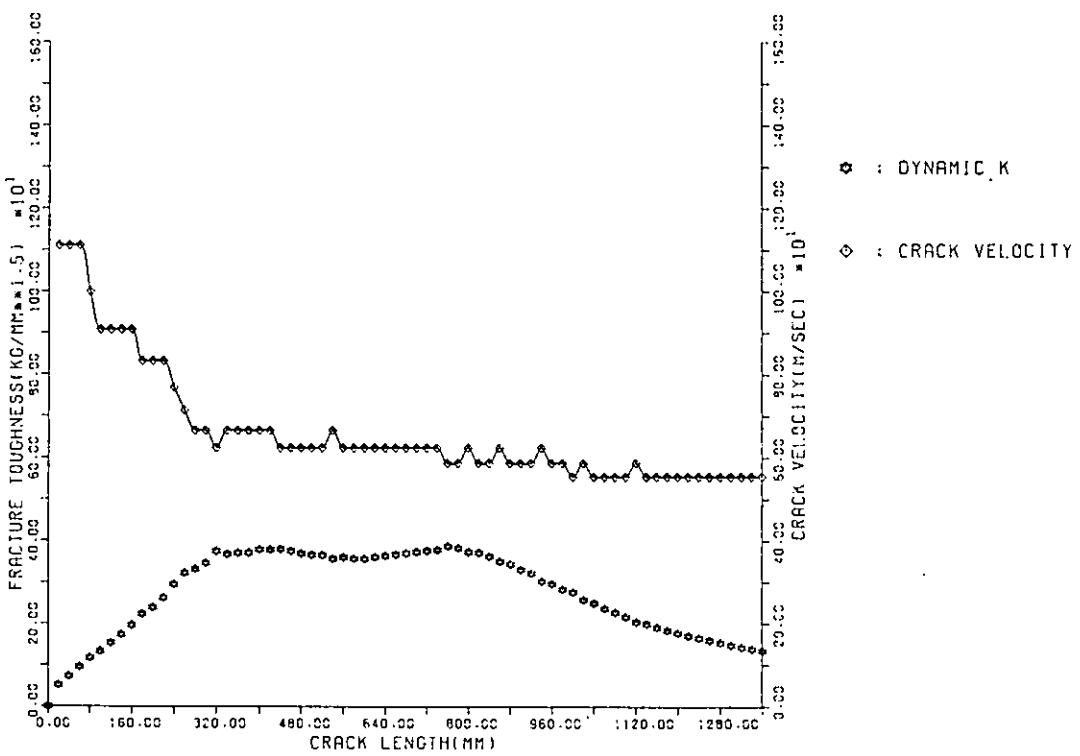


図4.2.1.15(a) 破壊靱性値変化図 (AL-1)

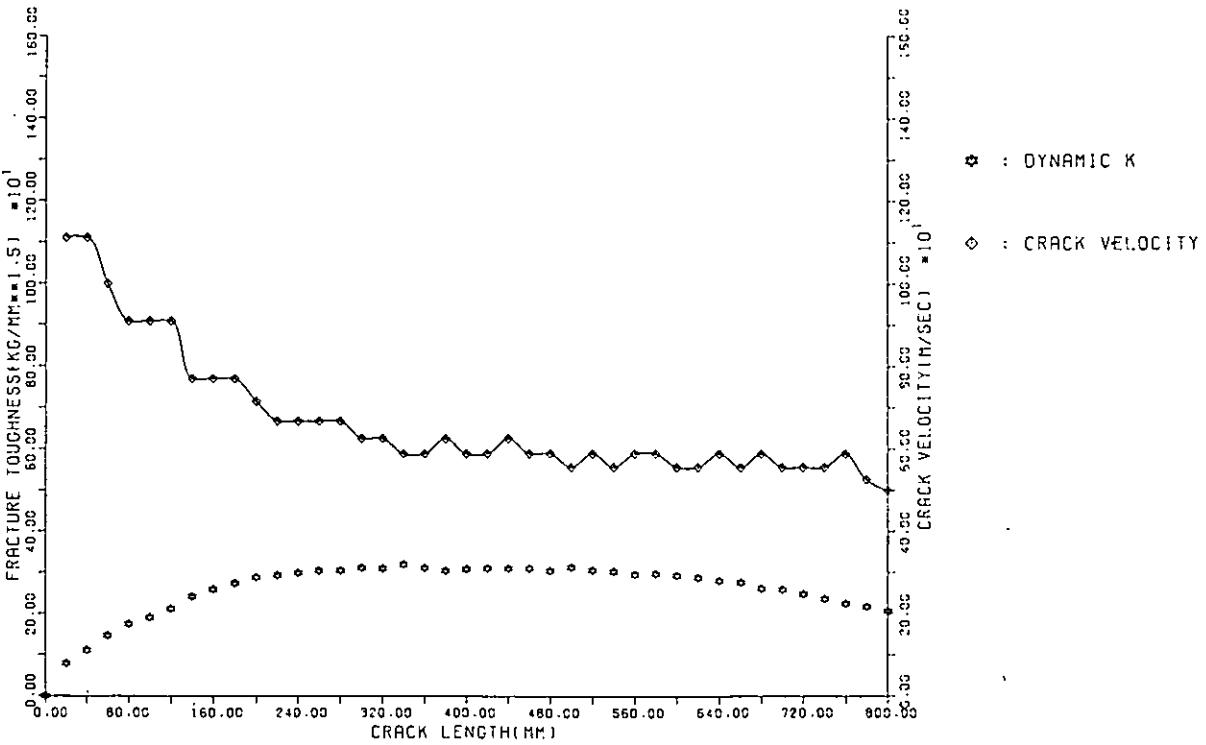
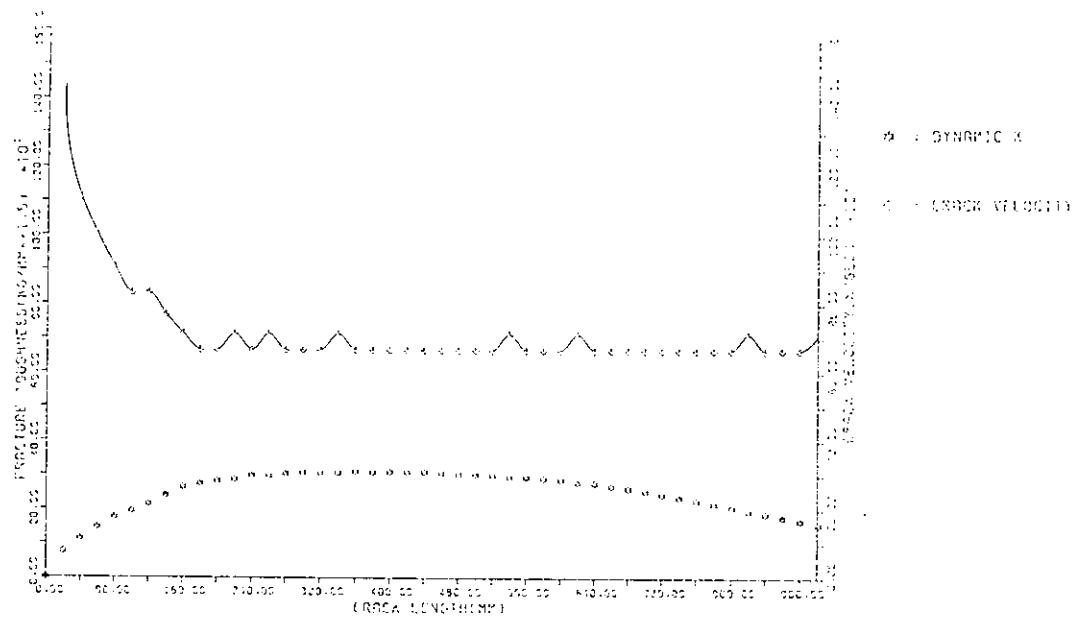
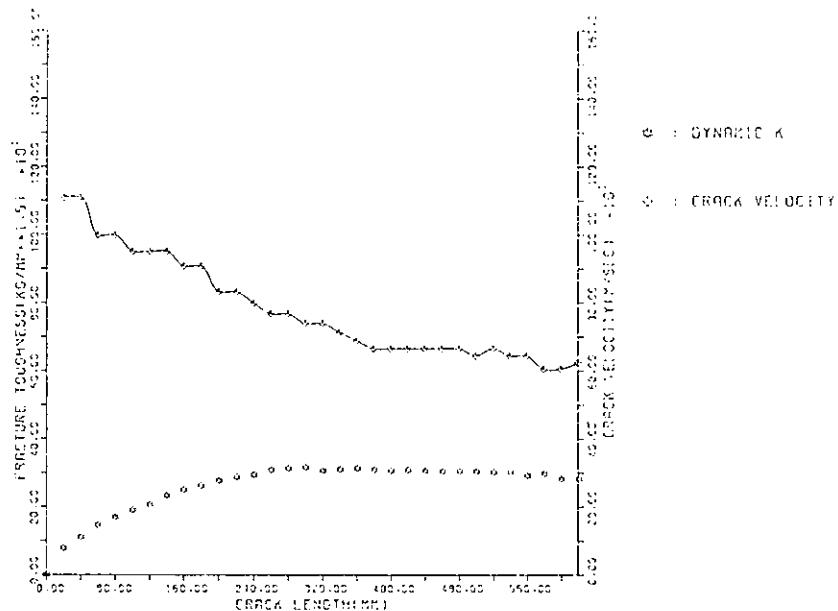


図4.2.1.15(b) 破壊靱性値変化図 (AL-2)



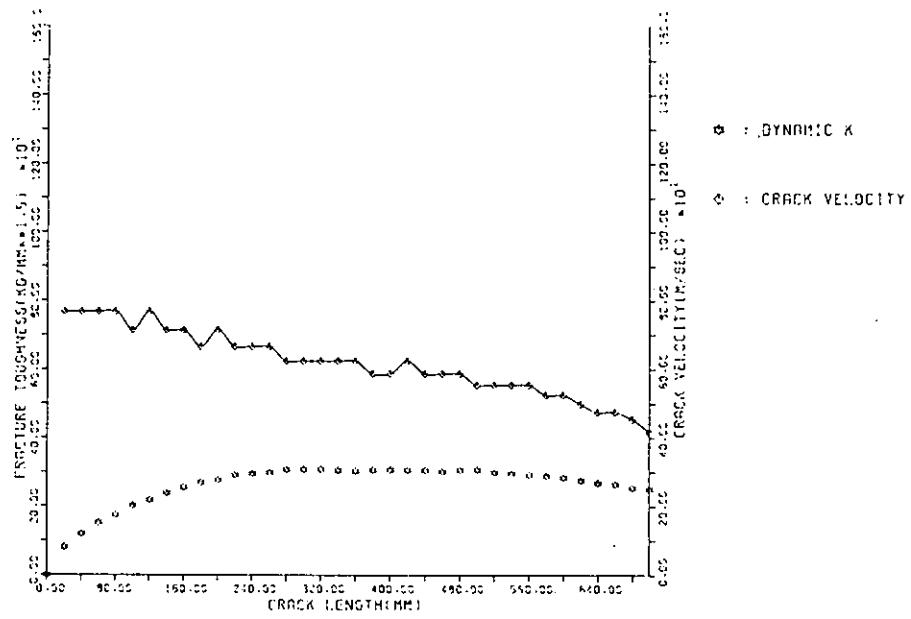
VARIATION OF FRACTURE TOUGHNESS
MULTI-LOADED WIDE DOUBLE TENSION TEST *** EL-3 ***

図4.2.1.15(c) 破壊非性値変化図 (EL-3)



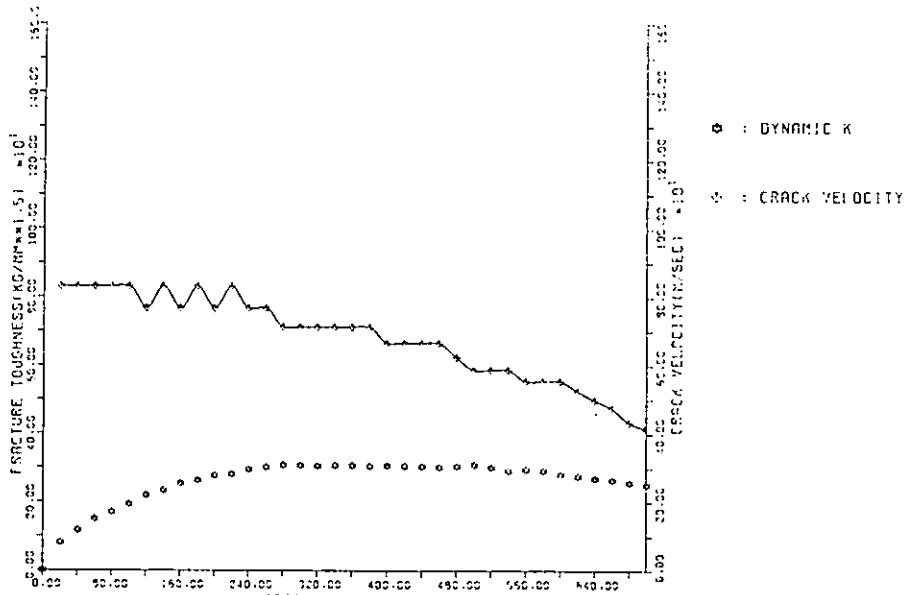
VARIATION OF FRACTURE TOUGHNESS
MULTI-LOADED WIDE DOUBLE TENSION TEST *** EL-5 ***

図4.2.1.15(d) 破壊非性値変化図 (EL-5)



VARIATION OF FRACTURE TOUGHNESS
MULTI-LOADED WIDE DOUBLE TENSION TEST *** EL-6 ***

図 4.2.1.15(e) 破壊非性値変化図 (EL-6)



VARIATION OF FRACTURE TOUGHNESS
MULTI-LOADED WIDE DOUBLE TENSION TEST *** EL-7 ***

図 4.2.1.15(f) 破壊非性値変化図 (EL-7)

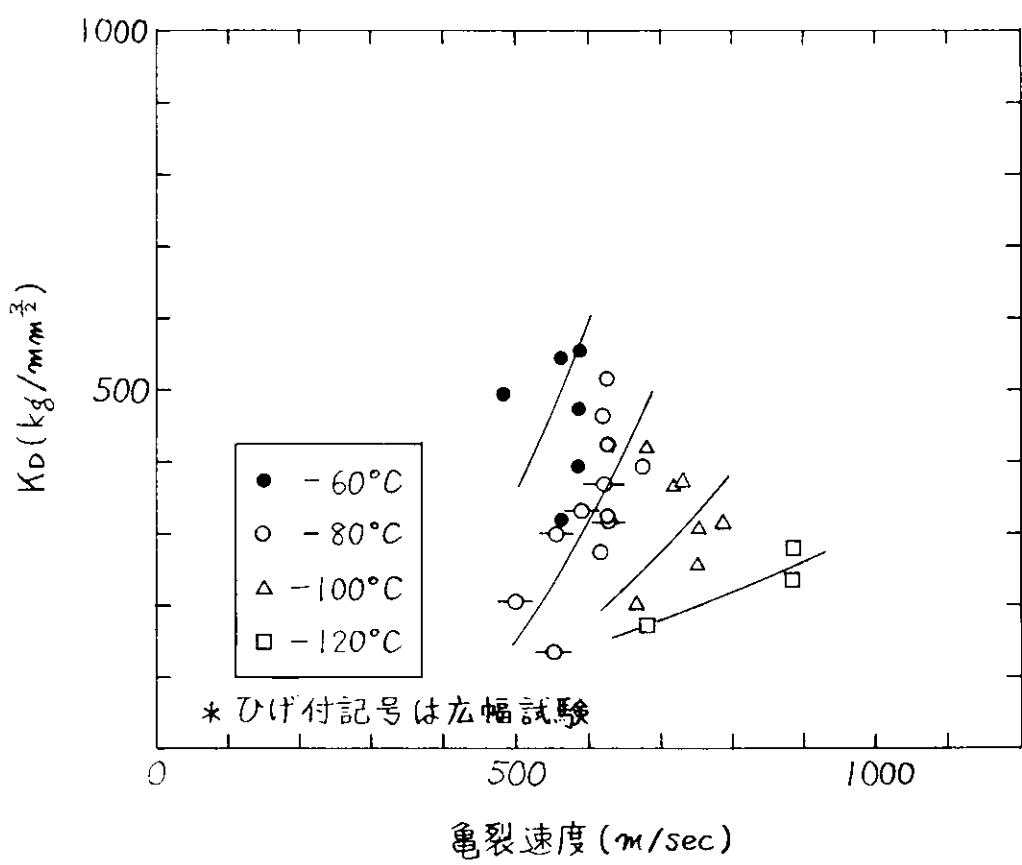


図 4.2.1.16 (a) 動的破壊革性値曲線 (KAS)

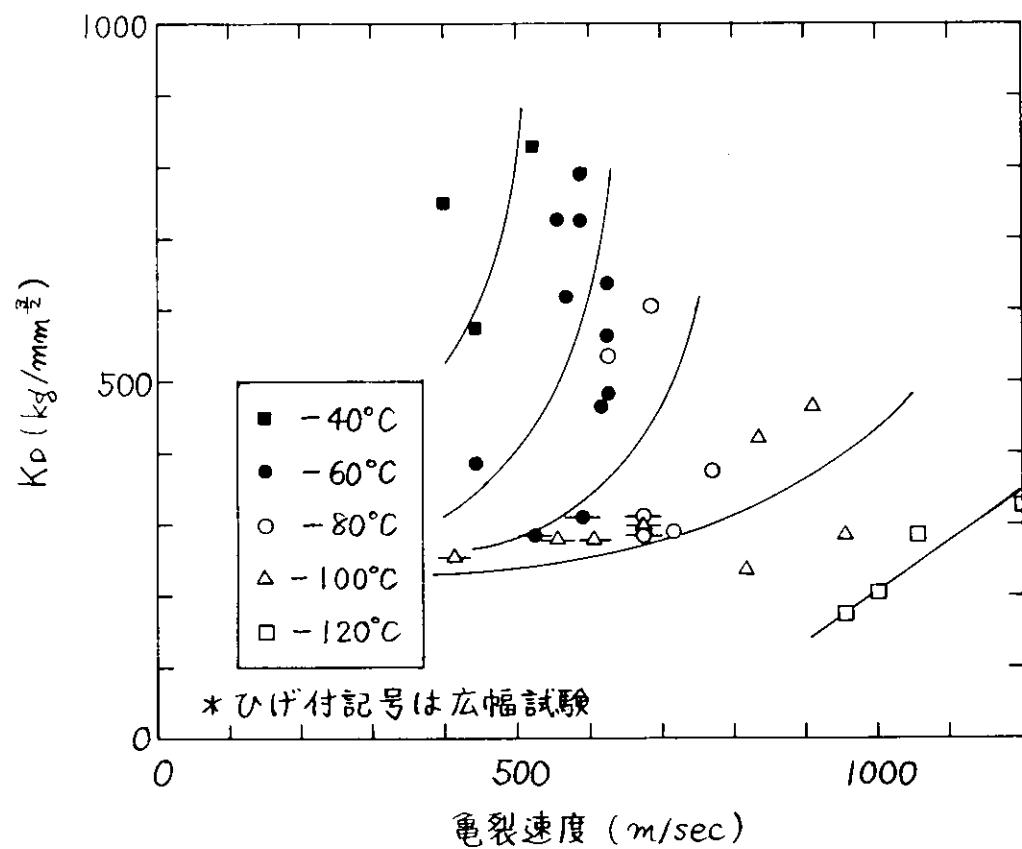


図 4.2.1.16 (b) 動的破壊革性値曲線 (KEN)

4.3 直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討

4.3.1 I型梁による疲労き裂伝播試験(その1)

4.3.1.1 目的

本項では直交交差隅肉溶接部における疲労き裂伝播特性を明らかにする目的の一環として、I形梁ウェブの引張曲げ応力側に機械切欠きを導入し荷重制御3点曲げ疲労試験を行なった。

昭和53年度の研究¹⁾において、直交交差隅肉溶接部の疲労き裂伝播特性を支配する因子としてウェブとフランジ境界上における最大主応力とフランジのなす角度 θ が与えられたが、その他にも

(i) 直交交差部材の応力状態

(ii) 隅肉溶接の疲労強さ

が考えられたので、本年度は疲労き裂を縦リブ材とウェブ隅肉溶接部に向けて伝播させることにより上述した角度 θ と(i)を検証し、隅肉溶接の脚長を変えることにより(ii)を検証した。

4.3.1.2 実験

(1) 供試材および試験体

表4.3.1.1に示す化学成分および機械的性質を有するKAS鋼(厚さ20mm)とKAM鋼(厚さ12mm)を用いて図4.3.1.1(a)に示す試験体を3体製作した。各試験体の機械切欠き位置および機械切欠き詳細はそれぞれ図4.3.1.1(b)および(c)に示す通りである。各試験体とも、疲労き裂伝播方向前方にある縦リブ材のみウェブを貫通させた。

(2) 実験方法

実験は電気油圧サーボ制御200トン疲労試験機により行なった。載荷方法はスパン1600mmの3点曲げである。疲労試験に先立ち各試験体について静的ひずみ測定を行なった。試験体No.1の疲労試験は、繰返し数 $N = 6.22 \times 10^4$ まで40トン～4トン、 $N = 6.22 \times 10^4 + 12.11 \times 10^4$ までは46トン～4.6トン、 $N = 12.11 \times 10^4$ 以降は50トン～5トンで行なった。試験体No.2とNo.3の疲労試験は50トン～5トンで行なった。繰返し速度はすべての供試体について5Hzである。

4.3.1.3 実験結果

(1) 主応力分布

試験体No.1、No.2、No.3の主応力分布をそれぞれ図4.3.1.2～図4.3.1.4に示す。図4.3.1.2～図4.3.1.4中の破線は機械切欠きが存在しない状態で(通常の梁理論によって)求めた値である。FEM解析結果を図4.3.1.5に示す。各試験体とも機械切欠き付近における実験値と計算値が多少異なるが、その他の点の実験値は計算値とよい一致を示している。

図4.3.1.6は試験体No.1の疲労き裂が隅肉溶接に突入し、ウェブ側止端から約2.5mmの点に達したとき(238.5×10^4)の主応力分布である。このように疲労き裂が隅肉溶接に突入しても、応力再配分は生じていない。試験体No.3の主応力分布もNo.1と同様の傾向を示した。

(2) 試験体No.1の疲労き裂伝播状況

機械切欠き先端から発生した疲労き裂は機械切欠きと同一面内を伝播した。図4.3.1.5中には、疲労き裂は最大主応力方向に対して直角方向に伝播するものと仮定した予想径路が破線で示されている。図4.3.1.7は、その予想径路と実際の伝播径路を比較し、実際の伝播径路任意点における梁理論による最大主応力とその方向を図示したものである。図から明らかなように、疲労き裂は隅肉溶接に到達するまではほぼ最大主応力方向に対して直角方向に伝播する。図4.3.1.8は疲労き裂長さと繰返し数の関係である。

疲労き裂伝播状況を図4.1.3.9(a), (b)に示す。疲労き裂は隅肉溶接突入後も最大主応力方向に対し直角方向に伝播し、縦リブ材に突入した。縦リブ材表面での疲労き裂長さは隅肉溶接止端から約2mmである。この時点 ($N = 432.9 \times 10^4$) から試験終了まで ($N = 654 \times 10^4$) 、試験体表面から観察する限り、き裂の伝播は認められなかった。

図4.3.1.10は直交交差部内部の疲労き裂伝播状況である。疲労き裂は縦リブ材突入後も機械切欠きと同一平面上、すなわち最大主応力方向に対し直角方向に伝播している。

(3) 試験体No.3の疲労き裂伝播状況

試験体No.3の疲労き裂伝播状況は、図4.3.1.11から明らかなように、上述したNo.1のそれとほぼ等しい。疲労き裂長さと繰返し数の関係を図4.3.1.12に示す。

図4.3.1.13は直交交差部の破面写真である。試験体No.1と同様に隅肉溶接に突入後も最大主応力方向に対し直角方向に伝播していることから、試験を続行すれば疲労き裂はNo.1と同様に縦リブ材に突入すると考えられる。

(4) 試験体No.2の疲労き裂伝播状況

疲労き裂伝播状況を図4.3.1.14に示す。き裂発生点は幅2mmの機械切欠きの角であり、最大主応力方向に対し直角方向に伝播した。このことから平板中の疲労き裂伝播挙動について次のことが明らかである。すなわち、船体の直交交差部隅肉溶接付近に、最大主応力と平行な欠陥が存在しそれを起点としてき裂が発生、伝播しても隅肉溶接に到達することはない。

(5) 試験体No.1～No.3の疲労き裂伝播状況まとめ

実験結果から明らかなように、昭和53年度の研究¹⁾で得られた判定条件（最大主応力と直交交差部材のなす角度）には適用限界があるものと考えられる。すなわち、試験体No.1とNo.3の機械切欠きに前回の研究で得られた判定条件を適用すると、直交交差隅肉溶接に沿うと予想されたが、実験結果は上述のように疲労き裂は直交交差部材に突入している。したがって、ウエブ（平板部）から直交交差隅肉溶接部に突入する疲労き裂の伝播経路判定に際しては、最大主応力と直交交差部材のなす角度の他に何らかの因子を考慮すべきであろう。伝播経路を支配する因子については4.3.4において考察する。

4.3.1.4 まとめ

溶接組立I形梁のウエブ引張応力側に機械切欠きを導入し、3点曲げ疲労試験を行い直交交差部における疲労き裂伝播挙動を実験的に確めた。その結果次のことが明らかになった。

- (1) ウエブに導入した機械切欠きから発生した疲労き裂は、直交交差隅肉溶接部に到達するまでは、疲労き裂が存在しないとした梁理論によって求めた最大主応力方向に対し、直角方向に伝播する。
- (2) 疲労き裂が直交交差隅肉溶接部に到達するまでは応力再配分は生じない。
- (3) ウエブ（平板部）から直交交差隅肉溶接部に突入する疲労き裂が隅肉溶接に沿うか、あるいは直交交差部材に突入するかを判定する条件（最大主応力と直交交差部材のなす角度）には適用範囲が存在するものと考えられる。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会：船体構造の破壊管理体制設計に関する研究報告書、研究資料No.315

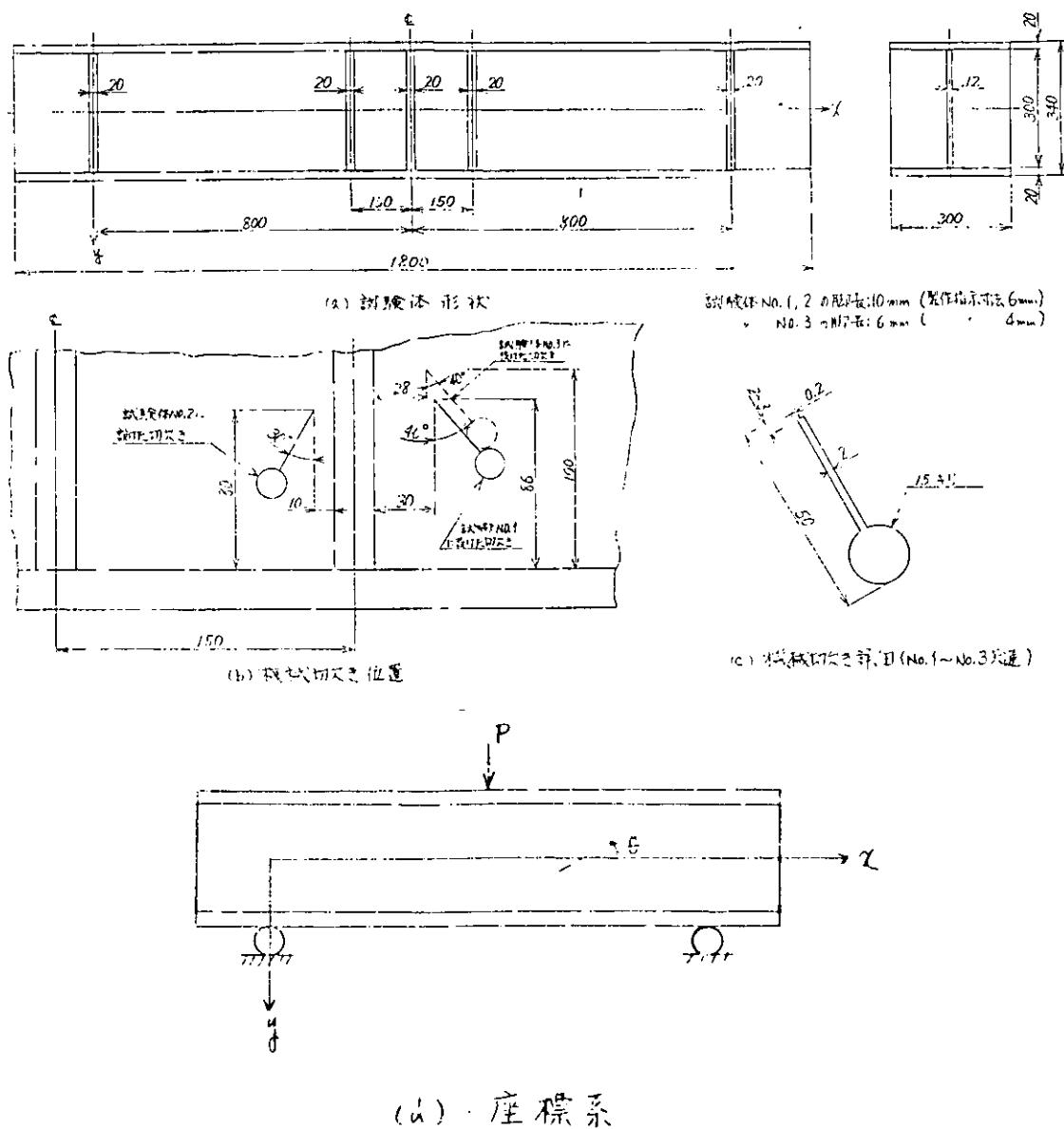


図 4.3.1.1 試験体

表 4.3.1.1 供試材の機械的性質と化学成分
(ミルシートによる)

鋼種	機械的性質			化学成分 %				
	G _r kg/mm ²	G _s kg/mm ²	E _l & %	C	S _i	Mn	P	S
KAS	30	47	30	0.14	0.24	1.08	0.019	0.017
KAM	34.7	43.9	26	0.16	0.24	0.55	0.028	0.020

* Gauge Length = 200 mm

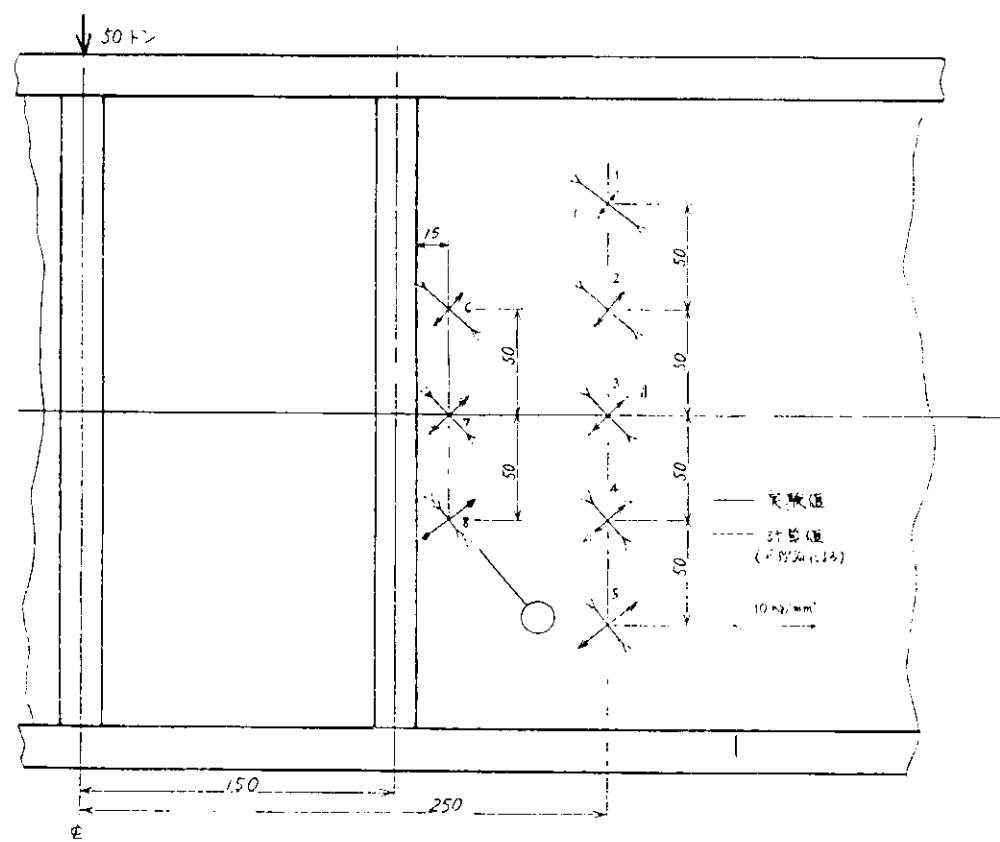


図 4. 3. 1. 2 試験体 No. 1 主応力分布

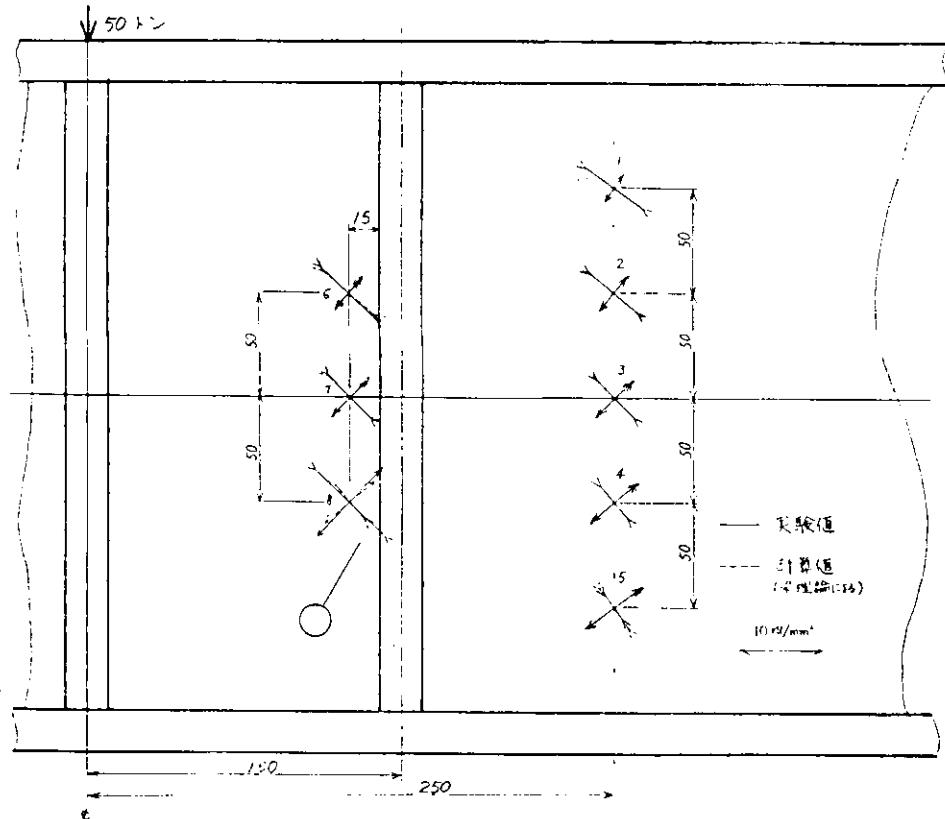


図 4. 3. 1. 3 試験体 No. 2 主応力分布

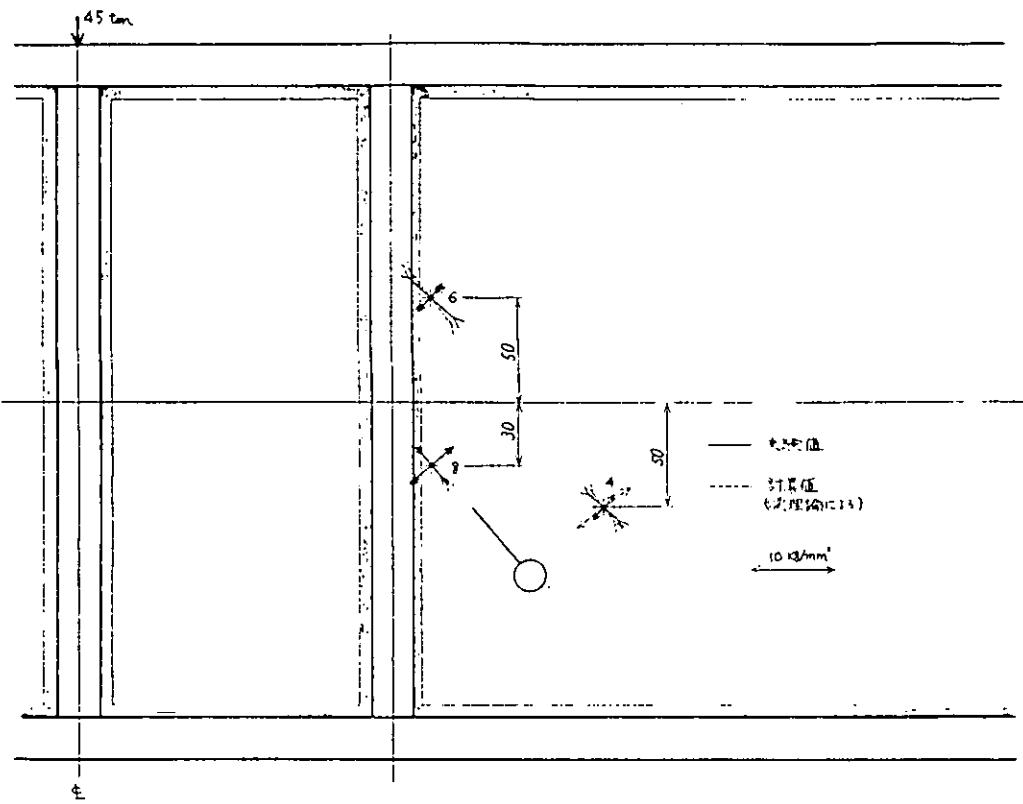


図 4.3.1.4 試験体 No.3 主応力分布 ($N = 1$)

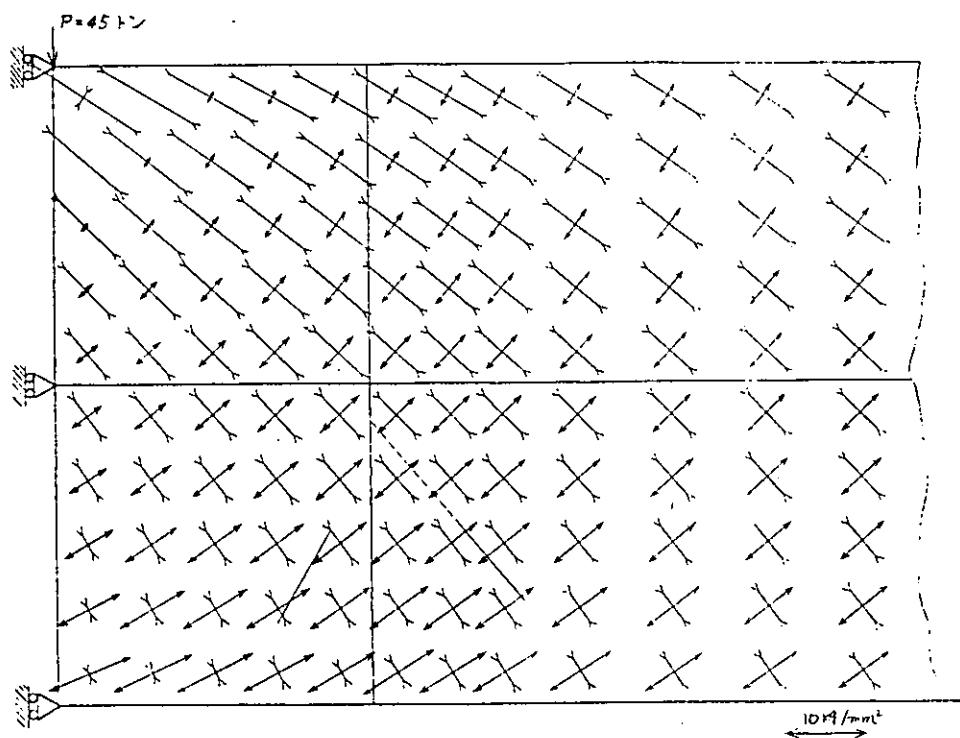


図 4.3.1.5 ウエブ板の主応力分布およびき裂の予想伝播経路
(FEM 解析結果)

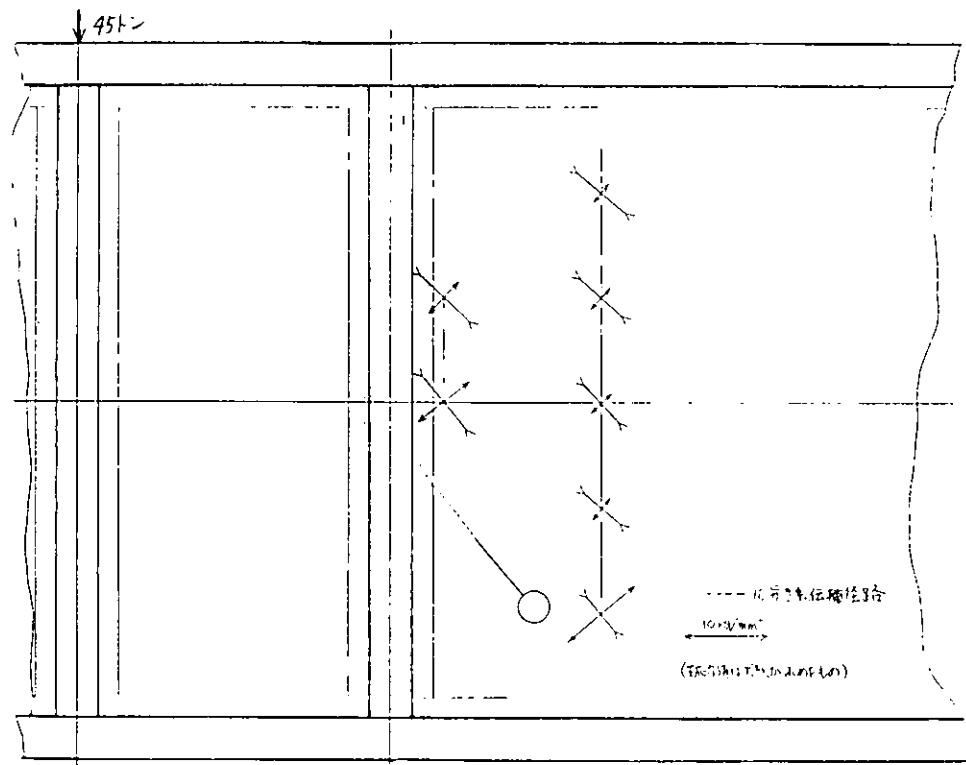


図 4.3.1.6 試験体 No. 1 主応力分布 ($N = 238.5 \times 10^4$)

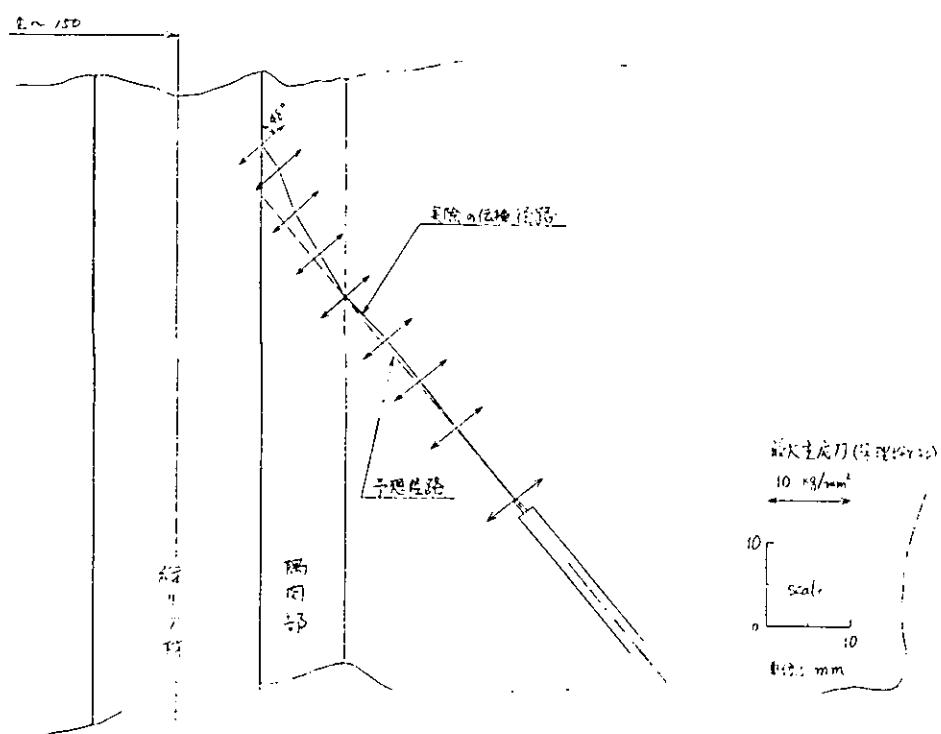


図 4.3.1.7 疲労き裂の進展経路 (試験体No.1)

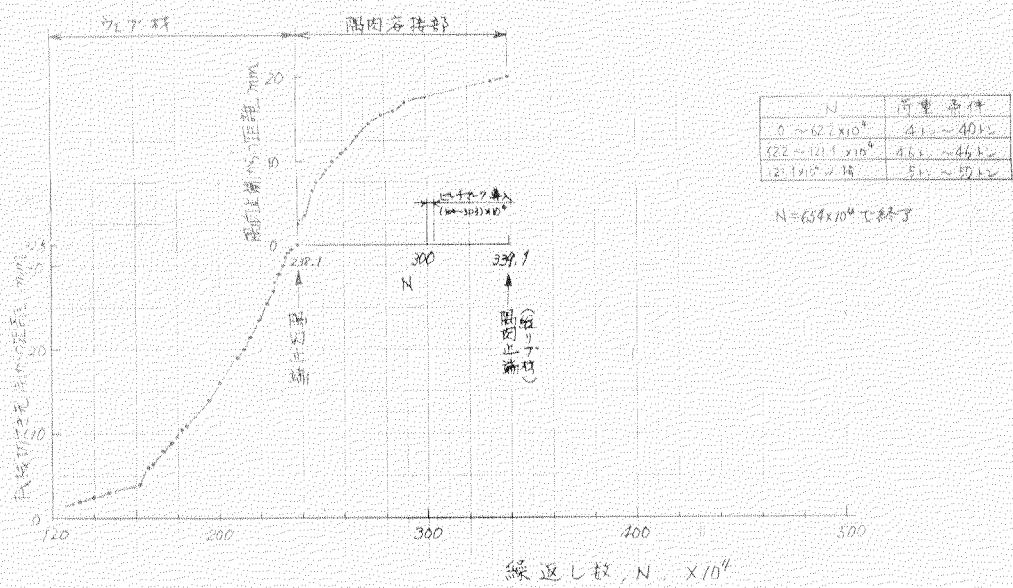


図 4.3.1.8 疲労き裂長さと繰返し数の関係（試験体No.1）

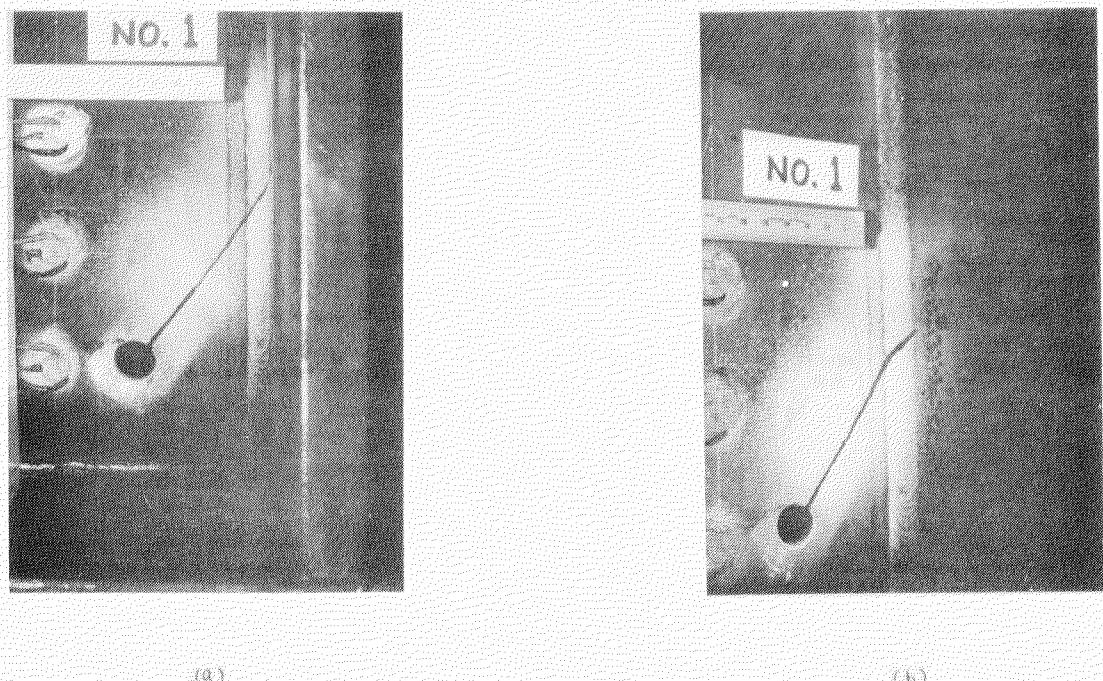
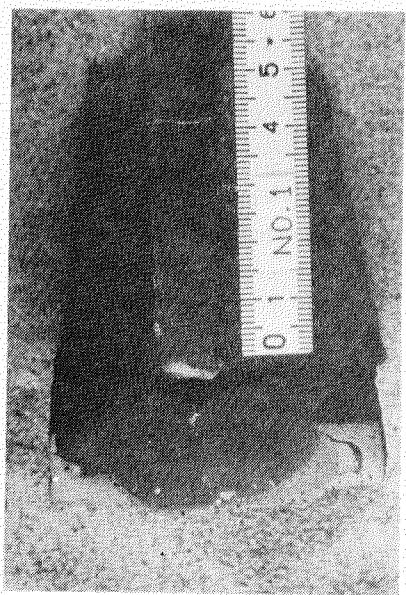
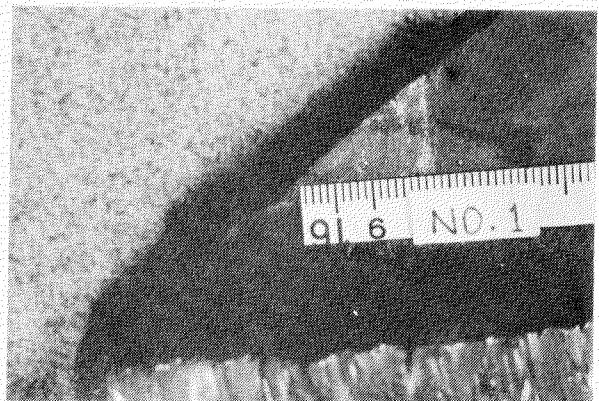


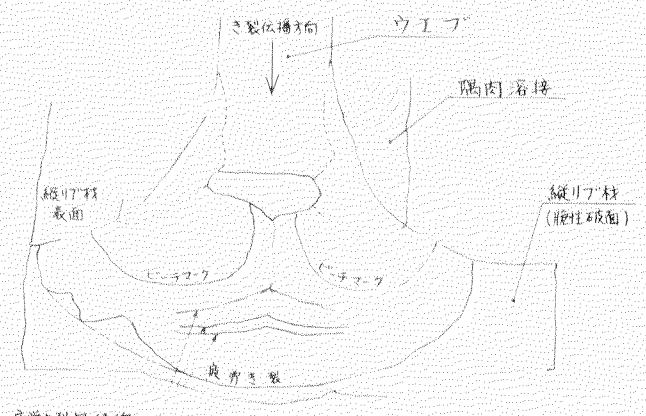
図 4.3.1.9 疲労き裂伝播状況（試験体No.1、 $N = 654 \times 10^4$ ）



(a)



(b)



(c) 中央の「ウエーブ」部分は縫肉溶接未着部
(縦リブ材表面と同一平面)

図 4.3.1.10 直交交差部内部のき裂伝播状況（試験体No.1）

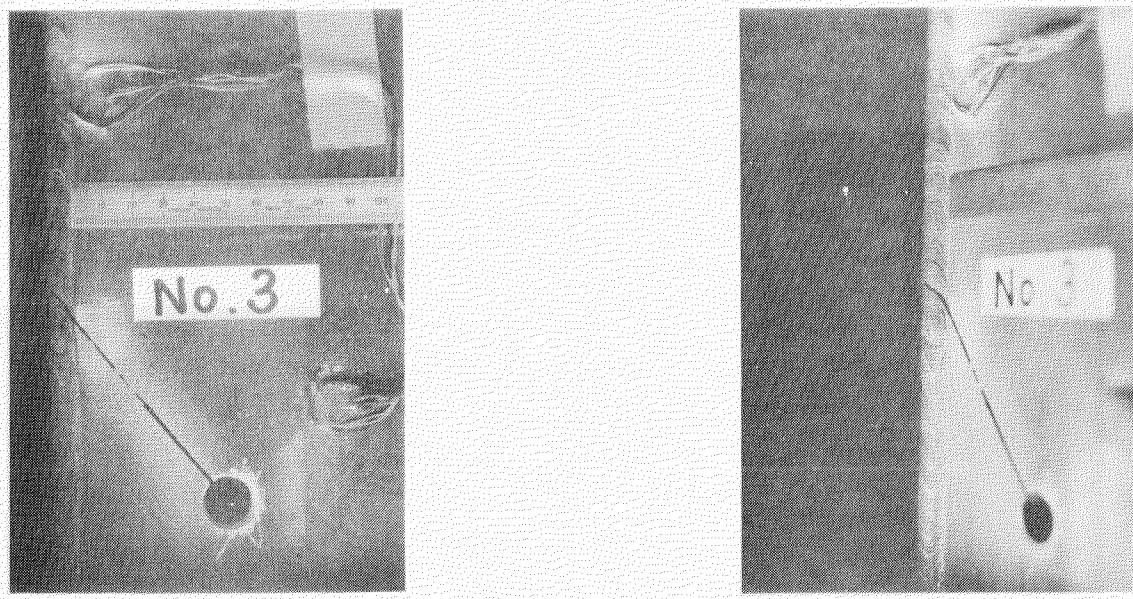


図 4.3.1.11 疲労き裂伝播状況（試験体No.3、 $N = 188.5 \times 10^4$ ）

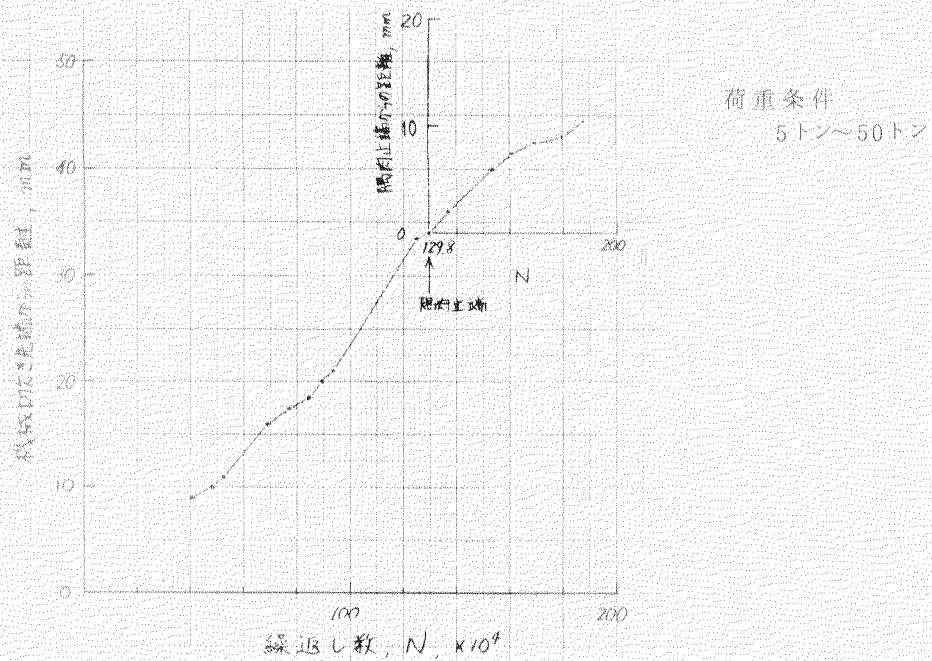


図 4.3.1.12 疲労き裂長さと繰返し数の関係（試験体No.3）

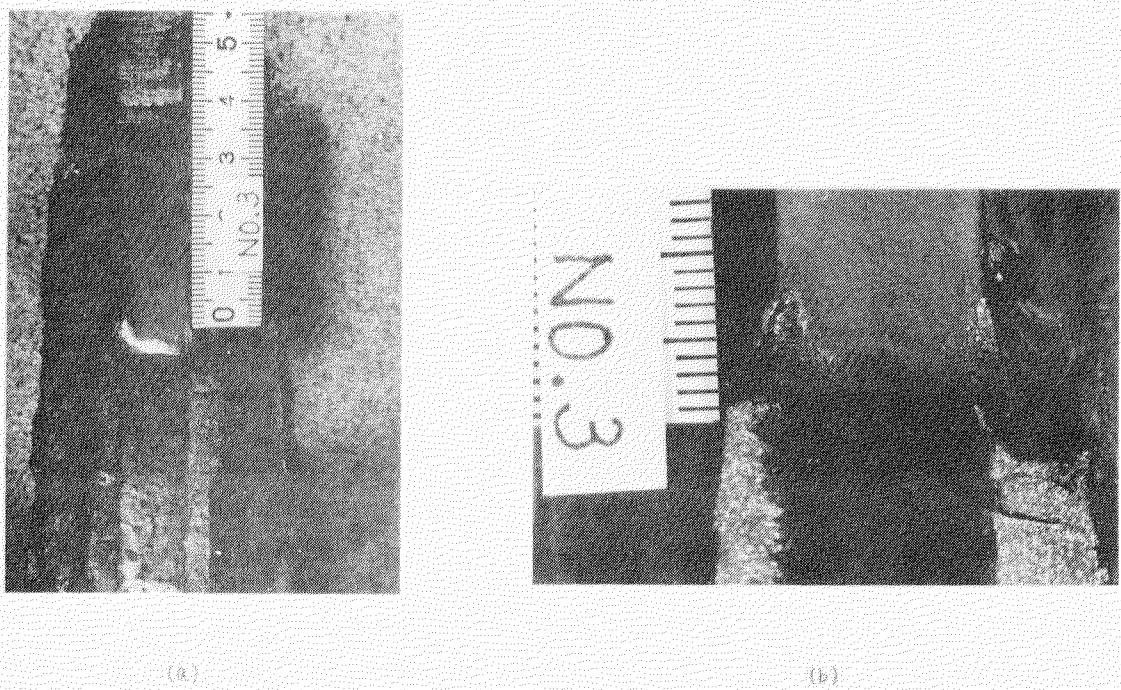


図 4.3.1.13 直交交差部のき裂伝播状況（試験体No.3）

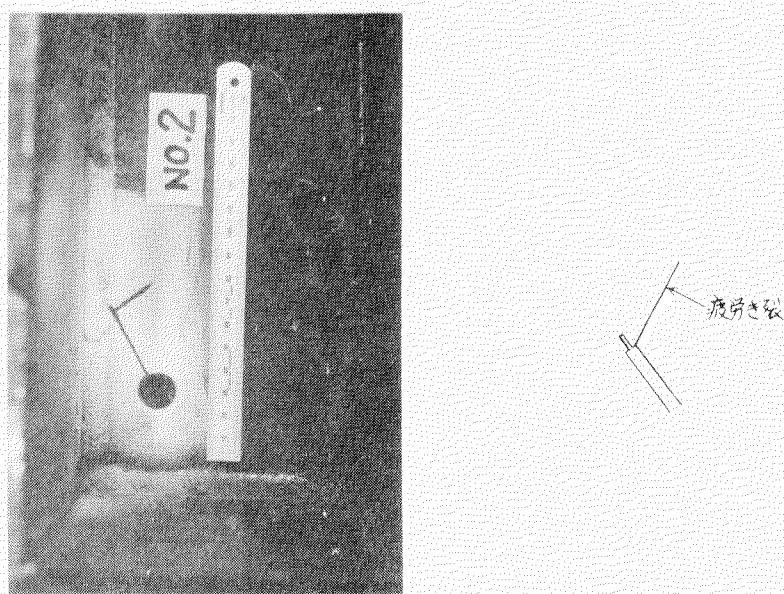


図 4.3.1.14 疲労き裂伝播状況（試験体No.2、 $N = 89.4 \times 10^4$ ）

4.3.2 I型梁による疲労亀裂伝播試験(その2)

4.3.2.1 目的

板交差部、すなわち隅肉溶接部またはこの近傍に進展してきた疲労亀裂が、隅肉溶接に沿って進展するか、あるいは隅肉溶接を横切って進むかを実験的に検証し、構造物の強度を評価する際の判断資料の一助とする事を目的とする。

なお、本項で実施するI型梁の3点曲げ試験は“その2”であり、予め検討された実験計画に従い、圧縮応力域に機械切欠きを設けた供試体で実験した。

4.3.2.2 疲労試験の内容

(1) 供試材および試験体

供試材は板厚20mmのKAS鋼板と板厚12mmのKAM鋼板である。供試材の機械的性質を表4.3.2.1に示す。

試験体は、全体形状が同一のもの3体を用意した。試験体の形状寸法を、図4.3.2.1(a)に示す。荷重点直下およびこれから150mm位置にはリブ(板厚20mm)が付いており、150mm位置ではウェブ(板厚12mm)は切れている。

荷重点より150mm位置のリブ外側の隅肉溶接部(目標脚長8mm)付近の、梁の曲げ応力が圧縮になる位置に、初期切欠きを加工した。初期切欠きの位置および形状を図4.3.2.1(b)に示す。

初期切欠きの方向は、最大引張り主応力に直交する向き(溶接線法線となす角度40°、図4.3.2.1(b)参照)にとった。

リブの隅肉溶接脚長は目標値8mmとしたが、後述する様に、No.1試験体の試験結果が予想に反して、疲労亀裂が隅肉部に到達する以前に隅肉ルート割れが散発するというものであったため、部分的に増脚長とした。ただ、疲労亀裂が突入して来る位置周辺の隅肉溶接部は、目標脚長8mmを保った。また初期切欠きの両端のうち中立軸に近い端部は、直径13mmのストップホールを設けて全周にわたり面取り後、その表面をヤスリで研磨し、疲労亀裂の発生を防止した。しかし、後述の表(表4.3.2.2)にもあるように、結果的には亀裂が発生した試験体があり、孔径を大きくし研磨するという作業を繰返さざるを得なかったものがある。

(2) 実験方法

電気油圧サーボ制御100トン疲労試験機を用いて、3点曲げ負荷形式で試験した。曲げスパンは1600mmとした。

疲労試験に先立ち静試験を行ない、歪を計測した。

疲労試験荷重は、最低荷重を1.0トンとし、最大荷重は、No.1試験体では50トン、No.2およびNo.3試験体では60トンとした。

また荷重の繰返し速度は、すべて300cpmで実験した。

4.3.2.3 試験結果

静試験結果から求めた試験体内の応力分布を図4.3.2.2に示す。結果は、切欠きを無視した梁理論による推定値と良く一致している。

疲労試験の結果一覧を表4.3.2.2に示す。

繰返し数が約 1×10^5 位から切欠き先端に疲労亀裂が発生し始め、その後、繰返し数と共に伝播成長するのが観察された。

しかし、No.1およびNo.2試験体では疲労亀裂亀裂が隅肉部に到達する以前から、その延長線上付近一帯のリブの隅肉溶接部ルート割れが見え始めた。その状況例を図4.3.2.3(a)～(c)に示す。

疲労亀裂の伝播方向は、図4.3.2.3にも示されている様に、初期切欠きの延長方向から僅か（ $2^{\circ} \sim 6^{\circ}$ ）に突入角度を減少させていた（No.1およびNo.2試験体）。この結果は、梁理論による主応力線図から予想される径路と比較的一致しており、角度の減少量も推定値 2.5° 減少（= $39.0^{\circ} - 41.5^{\circ}$ ）にかなり近い。

疲労亀裂の伝播長さと繰返し数との関係を図4.3.2.4(a)および(d)に示す。

試験終了後、ルート割れを起こした部分については喉厚を計測した。その結果を図4.3.2.3中に示した。

参考のために、破断面写真を写真4.3.2.1(a)～(d)に示す。

4.3.2.4 まとめ

圧縮側に機械切欠きを挿入加工したI型梁の3点曲げ疲労試験を行ない、疲労亀裂の伝播径路について調べた。

その結果、次の知見を得た。

- (1) 機械切欠きから発生した疲労亀裂は、隅肉密接に到達するまでは、梁理論により求めた最大主応力方向と直角方向に進展する。
- (2) 機械切欠きから発生した疲労亀裂が伝播している間に、隅内部の未密着部から発生したルート割れ亀裂の多発が認められた。

従って、機械切欠きから発生した疲労亀裂が隅内部へ到達後は、隅内部のルート割れ亀裂と合体し、いわゆる喉切れ破断が観察された。

表4.3.2.1 供試材の機械的性質

鋼種 (板厚)	機械的性質			化 学 成 分 (%)					
	σ_y (kgf/mm ²)	σ_b (kgf/mm ²)	E ℓ * (%)	C	Si	Mn	P	S	Ceq
KAS (20mm)	30.0	47.0	30	0.14	0.24	1.08	0.019	0.017	0.32
KAM (12mm)	34.7	48.9	26	0.16	0.24	0.55	0.028	0.020	0.25

ミルシートによる値

* G.L. = 200mm

表 4.3.2.2 隅肉溶接まわりの疲労亀裂伝播試験結果

試験体	試験体形状			繰返し荷重		亀裂成長の結果		備考
	試験体寸法	切欠角度 θ_0 (度)	切欠長さ (mm)	P_{max} (ton)	P_{min} (ton)	Δ_{vsN} 線図	亀裂経路	
No.1		40	50	50.0	1.0	図4.3.2.4(a)	隅肉部までは、ほぼ最大主応力と直交方向に伝播(図4.3.2.3(a)) その後、同時成長していたルート亀裂と合体した。	
No.2	図4.3.2.1	40	50	60.0	1.0	図4.3.2.4(b)	隅肉部までは、ほぼ最大主応力と直交方向に伝播(図4.3.2.3(b)) その後、同時成長していたルート亀裂と合体した。	$N=5.558 \times 10^5$ にて、stop holeに生じた亀裂が大きくなつたので、 $13^\circ \rightarrow 18^\circ$ とgrinder仕上げ。
No.3		40	89	60.0	1.0	図4.3.2.4(c)	隅肉部までは、ほぼ最大主応力と直交方向に伝播(図4.3.2.3(c)) その後、隅肉ルートを切りながら、溶接線に沿って伝播した。	$N=3.748 \times 10^5$ にて、stop holeに生じた亀裂が大きくなつたので、 $13^\circ \rightarrow 18^\circ$ とgrinder仕上げ。 $N=3.97 \times 10^5$ にて、再度stop holeに生じた亀裂が大きくなつたので、 $18^\circ \rightarrow 36^\circ$ とgrinder仕上げのうえバーナと水で焼入れ。

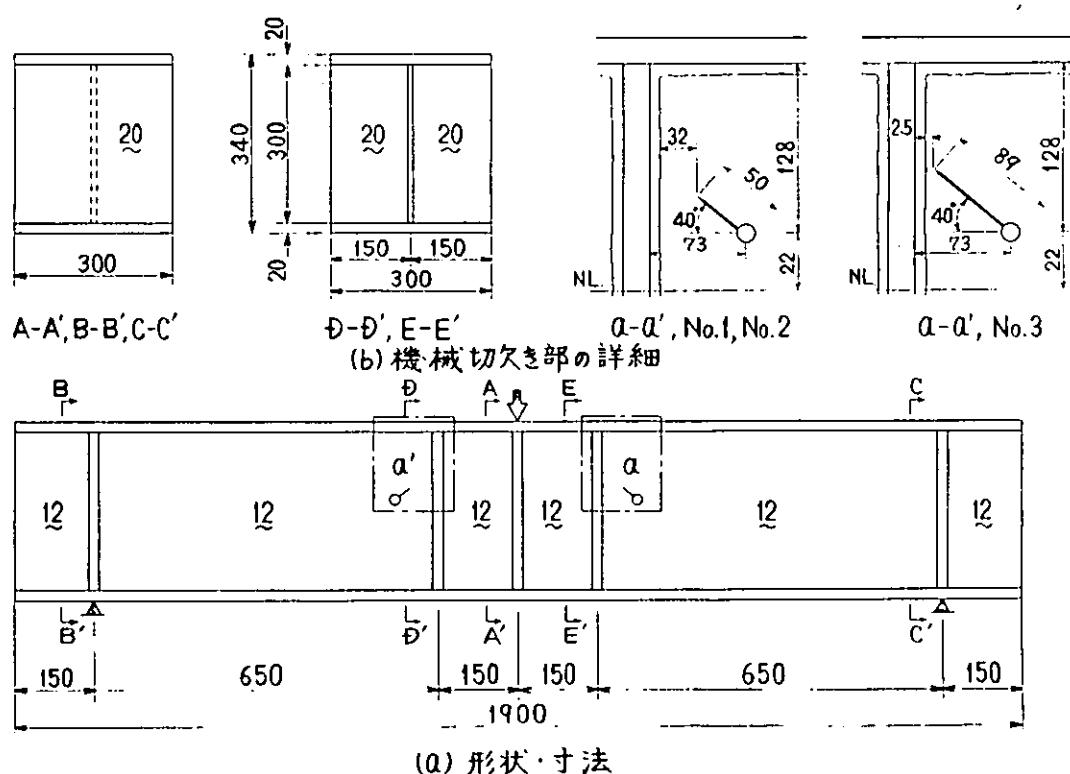


図4.3.2.1 試験体形状・寸法

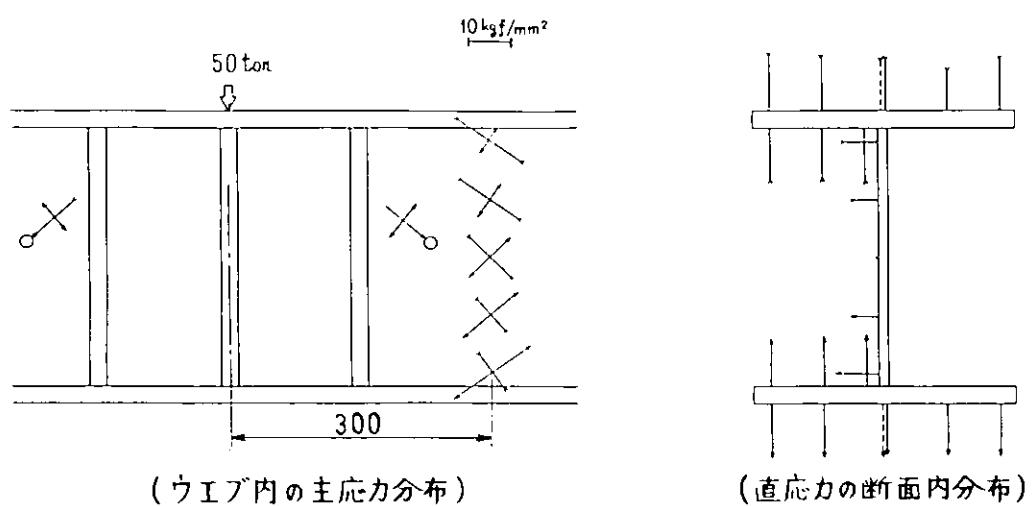


図 4. 3. 2. 2 (a) 試験体 No. 1 の応力分布 ($P_{\max} = 50 \text{ ton}$)

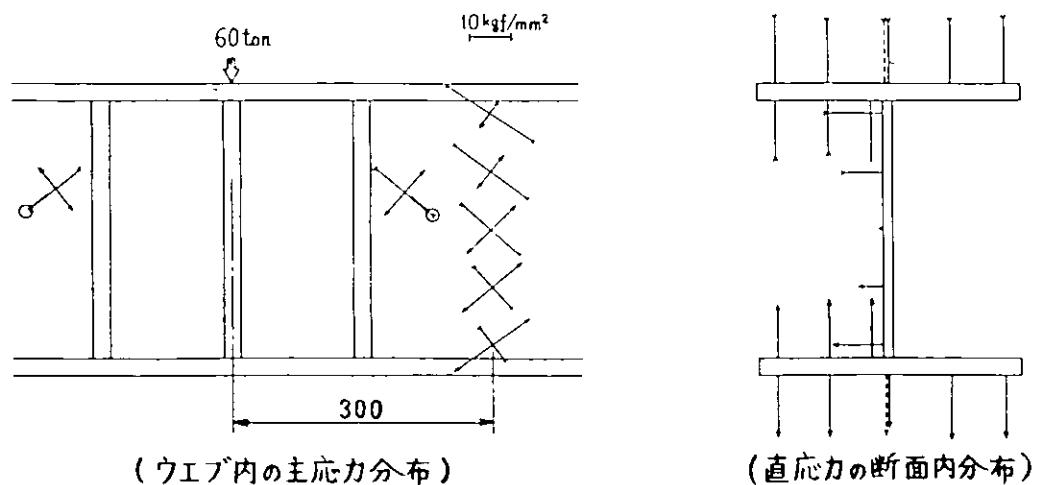


図 4. 3. 2. 2 (b) 試験体 No. 2 の応力分布 ($P_{\max} = 60 \text{ ton}$)

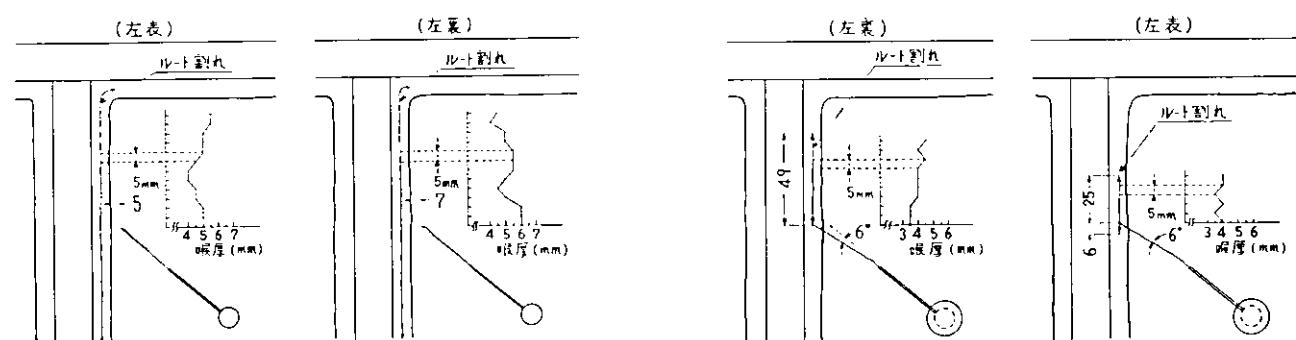
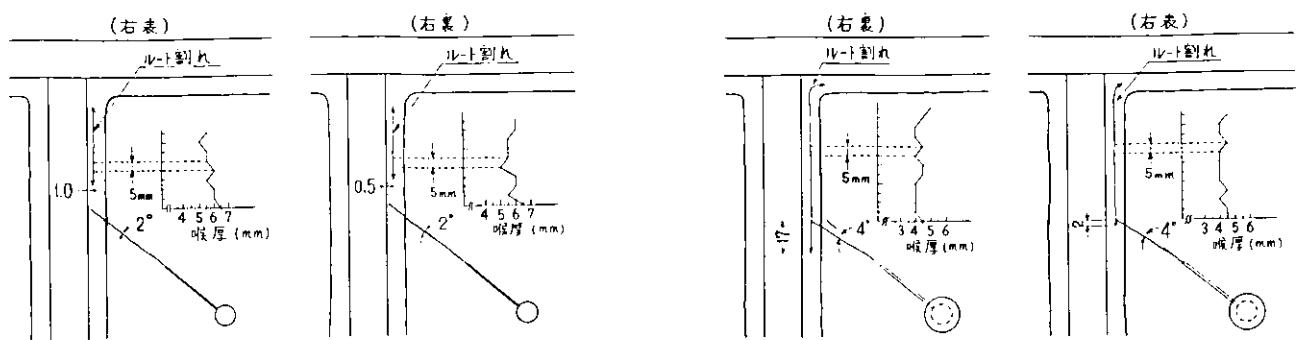


図 4.3.2.3 (a) 試験体No. 1 の亀裂状況
($P_{max} = 50 \text{ ton}, N = 2.534 \times 10^6$)

図 4.3.2.3 (b) 試験体No. 2 の亀裂状況
($P_{max} = 60 \text{ ton}, N = 9.14 \times 10^5$)

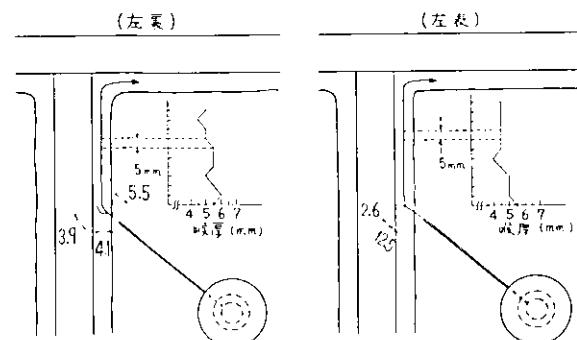
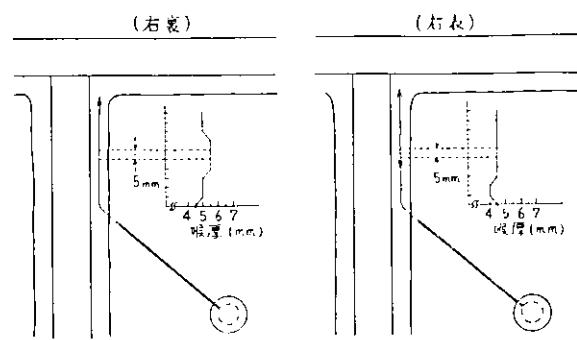


図 4.3.2.3 (c) 試験体No. 3 の亀裂状況
($P_{max} = 60 \text{ ton}, N = 5 \times 10^5$)

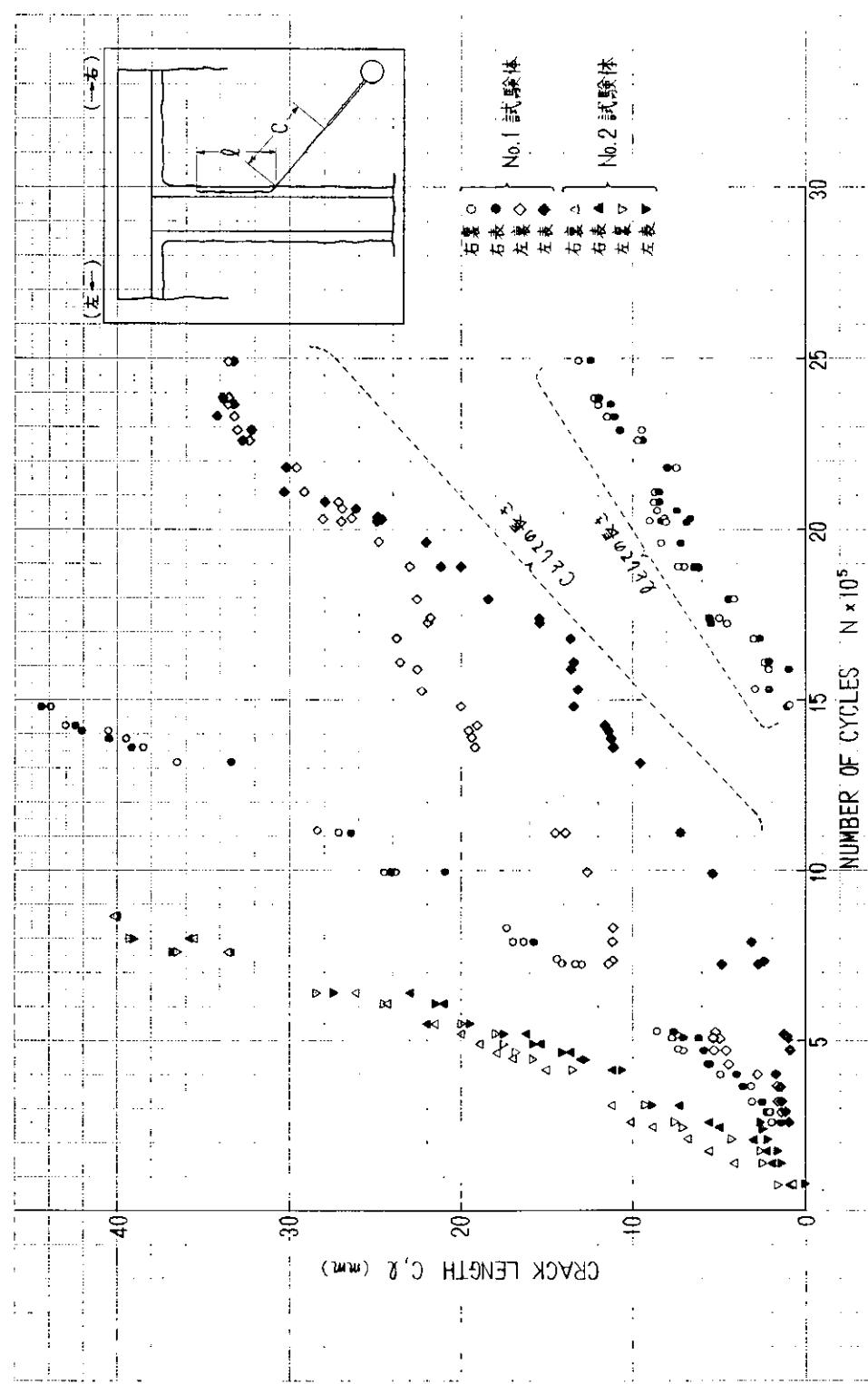


図 4.3.2.4 (a) Measured Crack Propagation Rates (No.1, No.2)

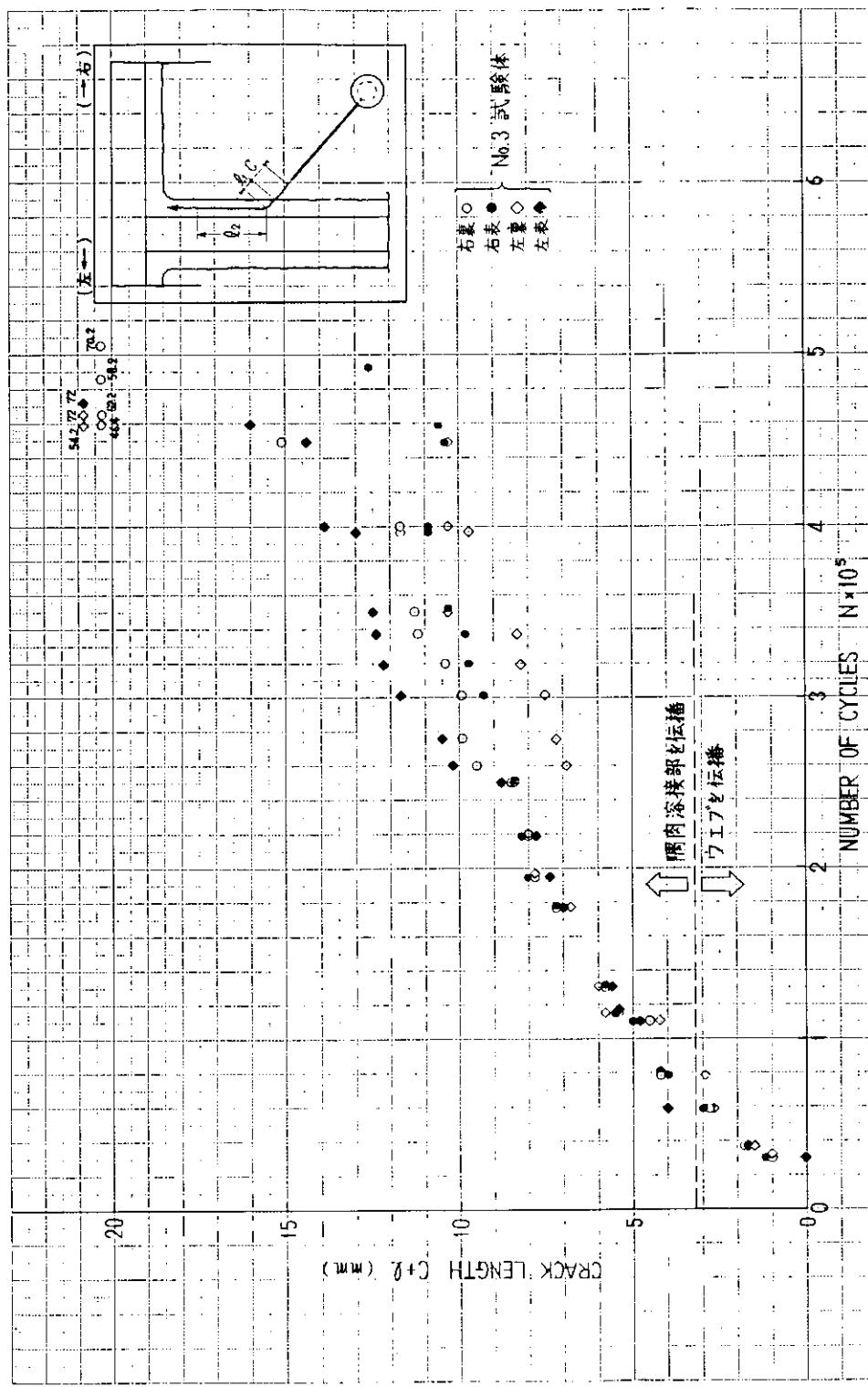


図 4.3.2.4 (b) Measured Crack Propagation Rates (No. 3)

写真 4.3.2.1 (b) 試験体 No.2 の破断面状況（右側亀裂）

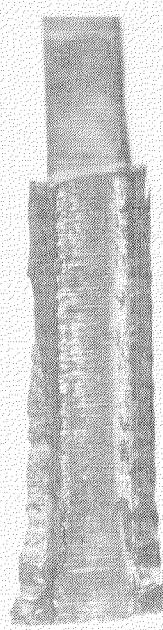


写真 4.3.2.1 (a) 試験体 No.2 の破断面状況（右側亀裂）

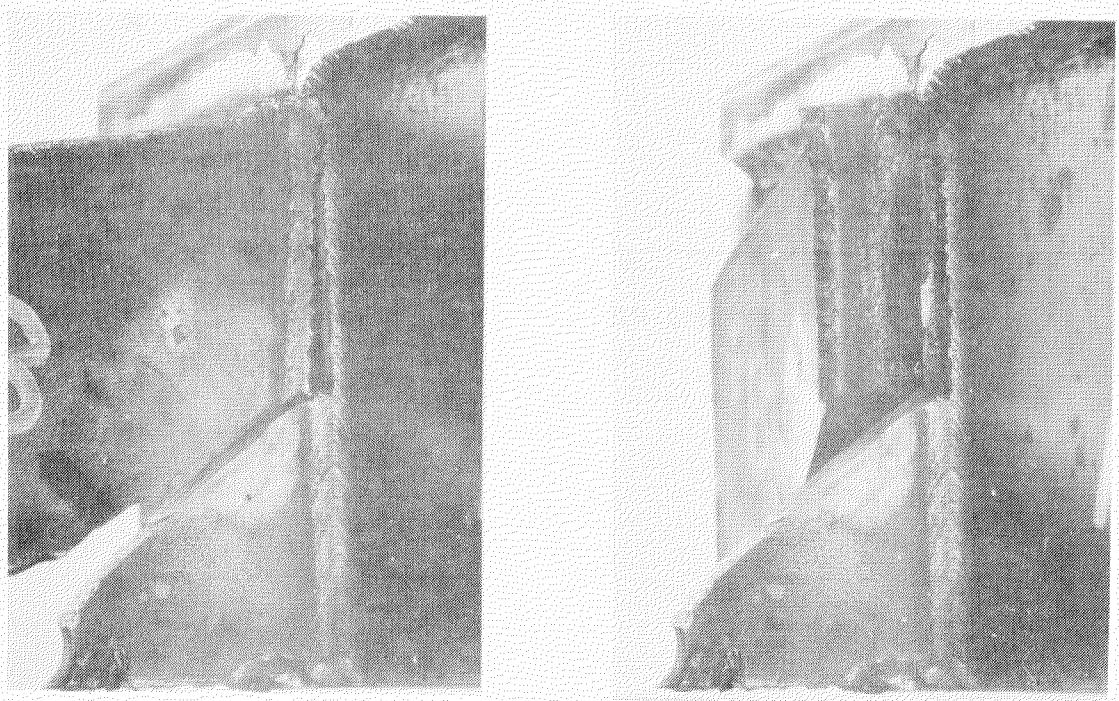


写真 4.3.2.1 (d) 試験体 № 2 の破断面状況（左側亀裂）

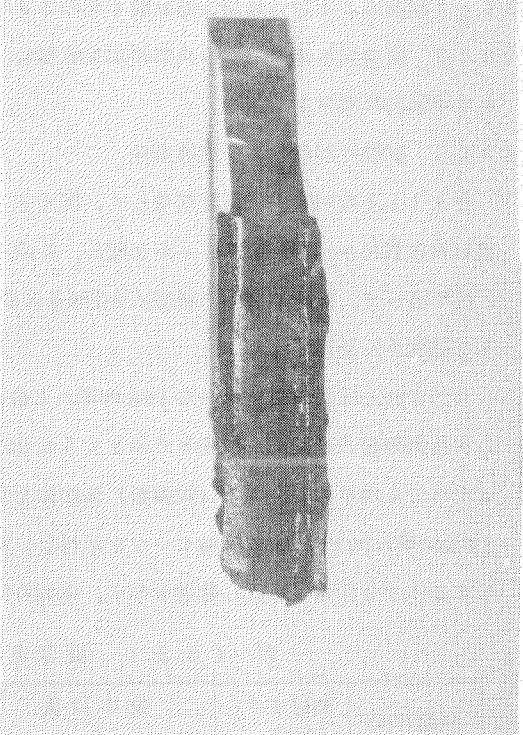
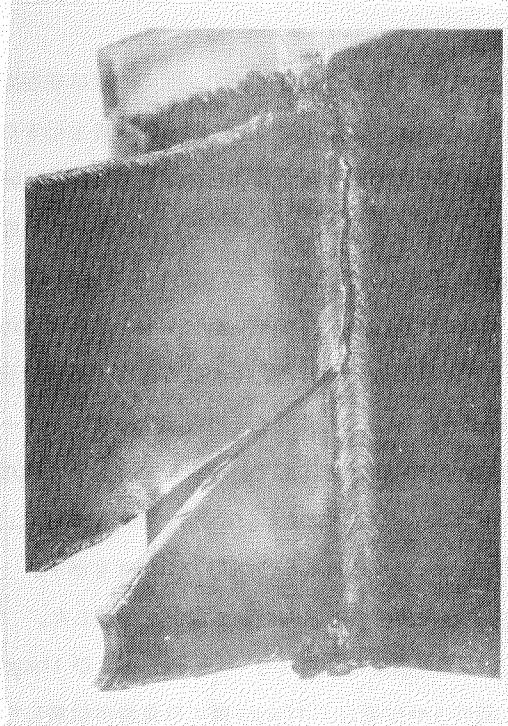
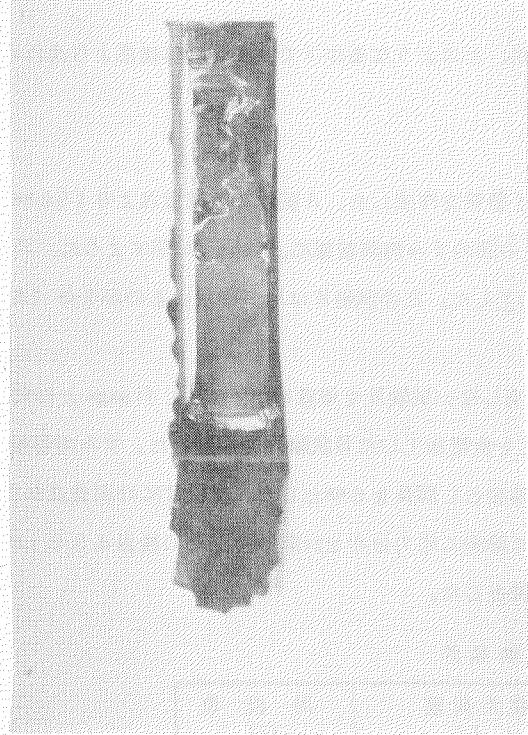
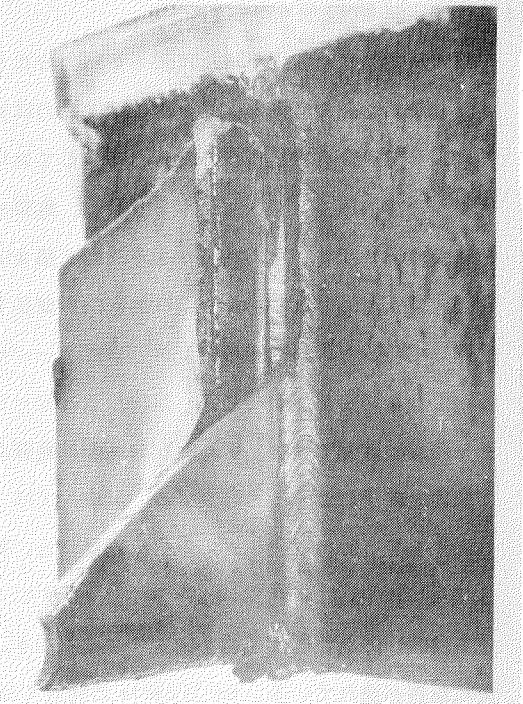


写真 4.3.2.1 (c) 試験体 № 2 の破断面状況（左側亀裂）



4.3.3 I型梁による疲労亀裂伝播試験(その3)

4.3.3.1 直交交差部材のすみ肉溶接部を伝播している亀裂が、どのような条件下で、すみ肉溶接部より逸れるかを実験的に検討する。

4.3.3.2 試験片形状および実験条件

表4.3.1.1に示す供試材を使用して、図4.3.3.1に示すI型梁を作成した。A試験片は荷重点より150mm離れた位置にweb貫通型のribを配し、このribとwebの間のすみ肉溶接部に、詳細(a)に示すように、のど部に沿って、試験片の中立軸部に30mm長の切欠を放電加工した。この試験片は同一形状のものが2体(A1、A2試験片)用意された。

またこれとは別に荷重点から150mm離れた位置にribを有しない試験片を用意し、webとflangeとの間のすみ肉溶接のど部に、詳細Bに示すように50mm長の切欠を放電加工したB試験片を用意した。すみ肉溶接はすべて6mmφのLB-24(神鋼製)溶接棒を用い、一層溶接とし脚長を6mmとした。試験片には荷重点から475mm離れたweb内に三軸ゲージを貼付し、実験開始前に静的応力分布を計測した。その後表4.3.3.1に示す条件で3点曲げ繰返し荷重を与えて、亀裂の伝播経路を調査した。

表4.3.3.1 疲労亀裂伝播試験条件

試験片NO	曲げスパン(mm)	最小荷重(tonf)	最大荷重(tonf)	周波数(Hz)
A ₁	1550	5	50	3
A ₂ *	1550	5	50	3
B*	1550	560.000cycleまで	5	3
		560.000cycle以後	6	

* 実験の途中で最小荷重を最大荷重の1/2まで上昇させてビーチマークを適時導入

4.3.3.3 試験結果

疲労試験に先だって試験片に働く応力分布を計測した。その結果を図4.3.3.2に示す。図中実線は梁理論により求めた結果である。また点線の主応力は実測値である。図にはA₁試験片についての実験結果を示すが、A₂、B試験片も本結果とはほとんど一致しており、試験体には正常な応力が作用することが確認された。試験体すみ肉部にはクラックゲージを貼付し、亀裂成長曲線を求めた。図4.3.3.3、図4.3.3.4には試験片Aの亀裂成長曲線を示す。この亀裂はすみ肉のど部を伝播し、flangeに達するまで亀裂がすみ肉溶接部を逸れる何らの兆候も認められなかった。なお亀裂の成長をクラックゲージで計測したが、クラックゲージをすみ肉部に貼付しているため、亀裂の成長とともにゲージのはく離が起こり、亀裂の大なる場所における亀裂成長曲線を測定できなかった。そこでA₂試験片ではビーチマークを適時導入したが、試験終了後の破面ではビーチマークを明確に確認できなかった。なお試験は亀裂がリブすみ肉部をすべて伝播するまで行なっており、その時点で試験を終了した。その時点はA₁試験片では348,180cycle、A₂試験片では480,000cycleであった。

図4.3.3.5には試験片Aの亀裂伝播経路と、梁理論より求まるwebのすみ肉に沿う主応力の角度を示す。本実験では $32^\circ \leq \theta \leq 44^\circ$ 、 $46^\circ \leq \theta \leq 59^\circ$ の範囲をすみ肉溶接のど部に沿って亀裂が伝播した。

B試験片の亀裂伝播経路を図4.3.3.6に示す。この試験片では切欠部よりいきなりweb側、およびflange側に亀裂が逸れている。96万cycleの時点では亀裂はweb側に5mm伝播し、flange側には亀裂が伝播している様子が明確には認められなかったが、その後flange側への亀裂が成長し、この亀裂がflange部を切断して試験を終了している。この時点は2,542,030cycleであった。亀裂の成長はビーチマークで計測すること

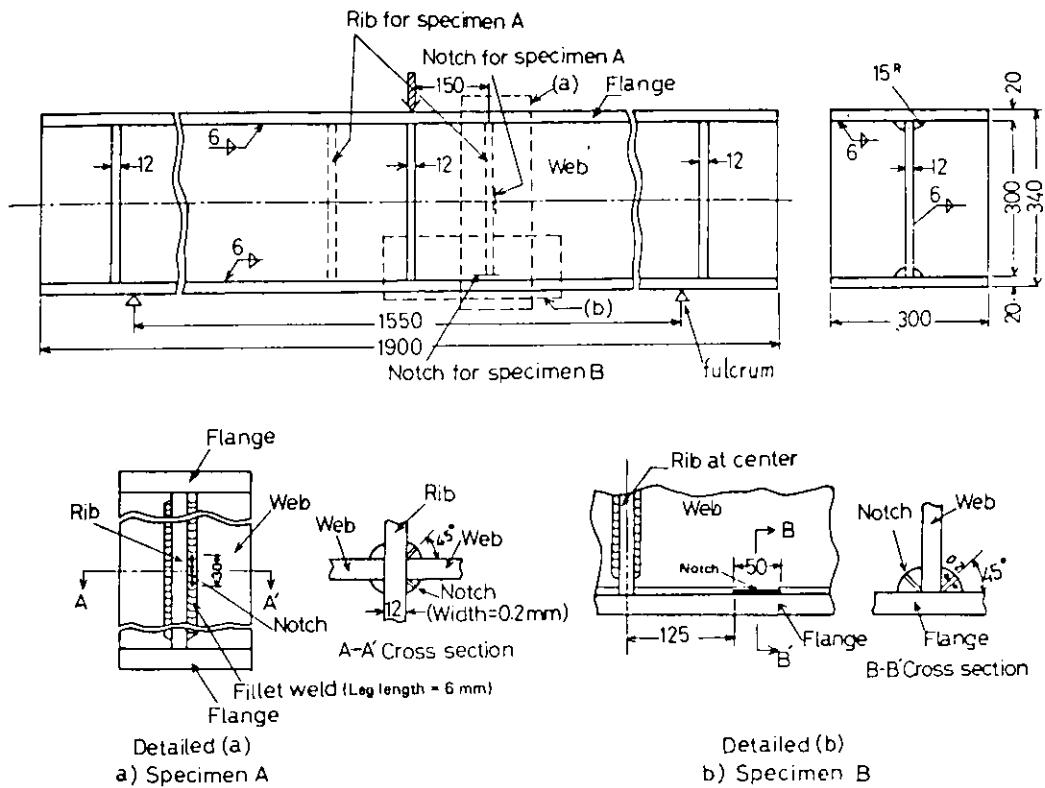


図 4.3.3.1 A 試験片および B 試験片の試験片形状

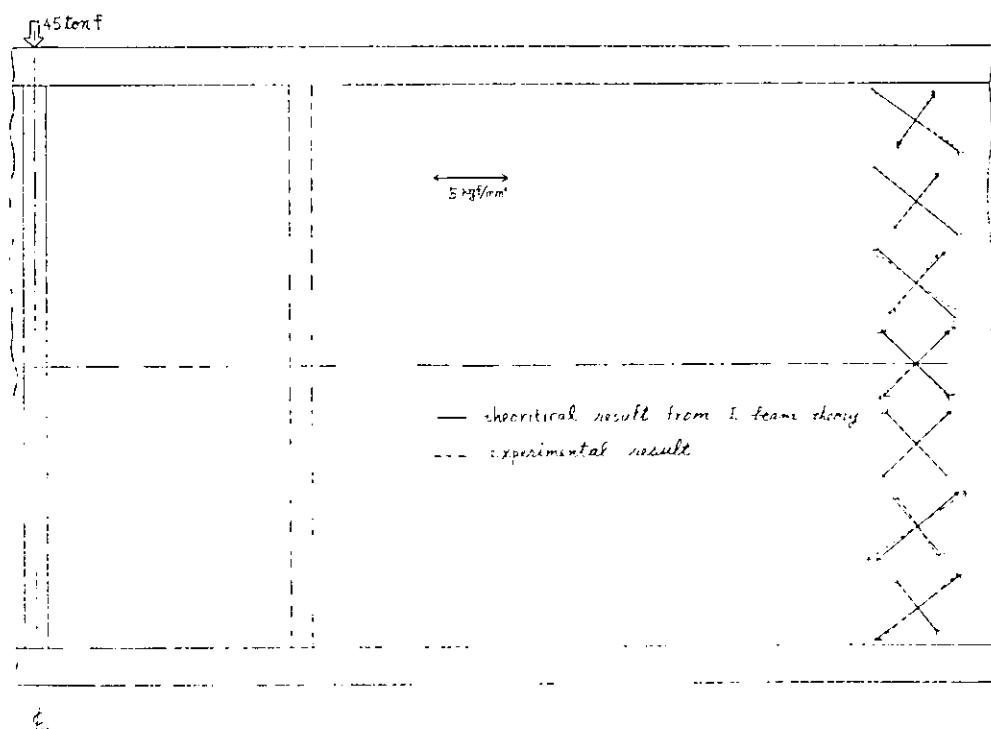


図 4.3.3.2 試験片 A₁ での主応力分布

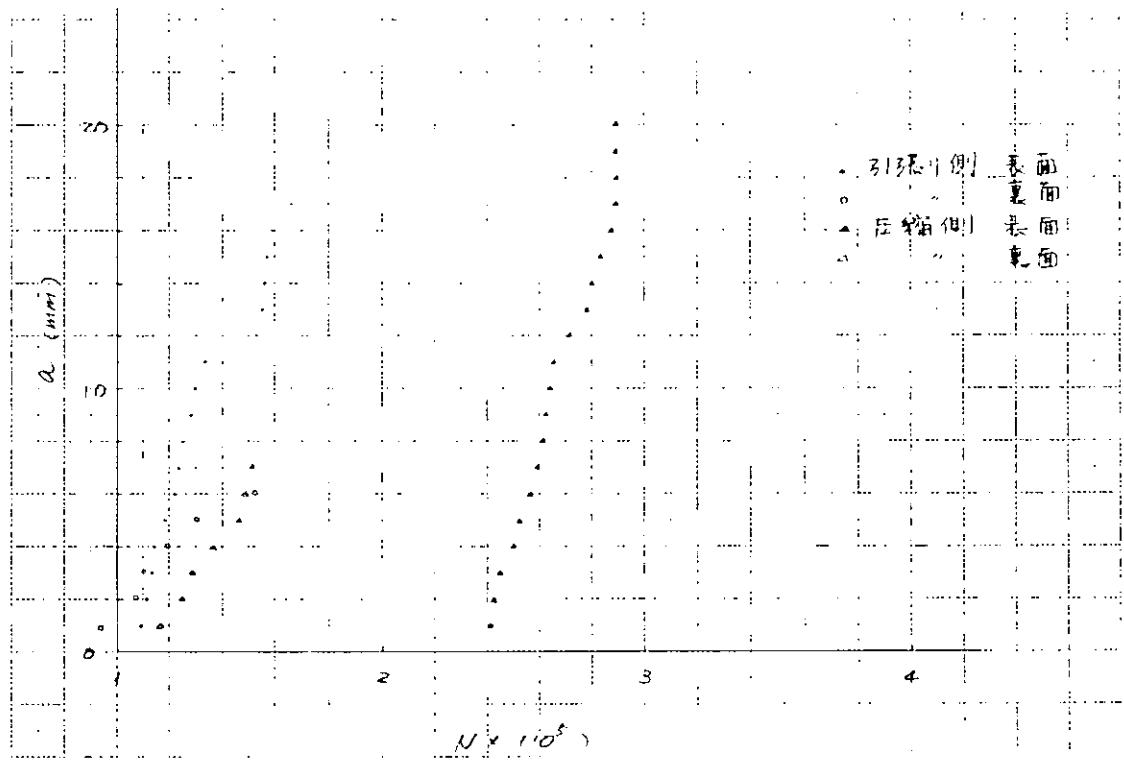


図 4.3.3.3 試験体 No. A₁ の疲労亀裂成長曲線

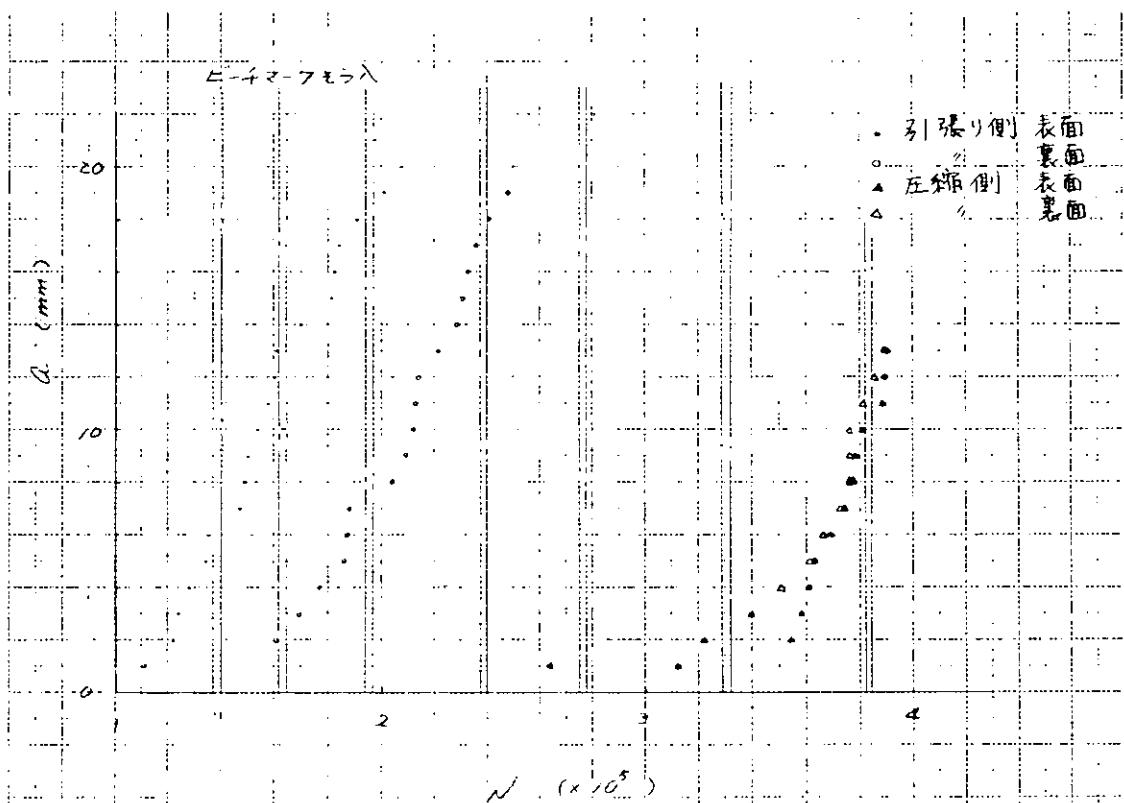


図 4.3.3.4 試験体 No. A₂ の疲労亀裂成長曲線

とにしたが、破面が荒かったために伝播曲線のデータは計測できなかった。

この試験では図4.3.3.6に示すように主応力の角度が 29.5° と 30.5° のところですみ肉溶接部より逸れているという結果となった。この試験片の切欠部先端のすみ肉溶接部に亀裂が入っているか否かを破面をけずって調査した結果を図4.3.3.7、図4.3.3.8に示す。図にみるとすみ肉のど部にも、ルート部からの亀裂の成長が認められた。このことからこの試験では亀裂がすみ肉部を沿うか、逸れるかの境界付近になっているものと考えられる。

4.3.3.6 まとめ

I型梁にRibをもうけ、RibとWebとの間のすみ肉溶接のど部に切欠を加工したA試験片では、亀裂はすみ肉に沿って伝播した。この経路に沿う主応力とRibのなす角度は $32^{\circ} \sim 44^{\circ}$ および $46^{\circ} \sim 59^{\circ}$ であった。

一方I型梁のWebとFlangeとの間のすみ肉溶接のど部に切欠を加工したB試験片では、いきなりWeb側およびFlange側に亀裂が発生・伝播した。しかし本試験片では切欠先端よりすみ肉溶接ルート部を起点としたすみ肉に沿う亀裂も観察された。したがってB試験片はすみ肉に沿っている亀裂が、すみ肉溶接部から逸れる境界付近の現象を呈したと考えられる。この切欠先端部における主応力とFlangeのなす角度は 29.5° および 30.5° であった。

直交交差部材に接近してきた亀裂がすみ肉溶接部に沿うか直交交差部材に進入するかの境界として、主応力と直交交差部材のなす角度が 20° 前後（ただしすみ肉溶接に作用するせん断応力の大小により異なるが）であるという結果と比較すると、上記の結果はこれまでの実験結果の延長上になく、主応力の角度ですみ肉溶接部を伝播している亀裂の経路を推定することはできないと思われる。

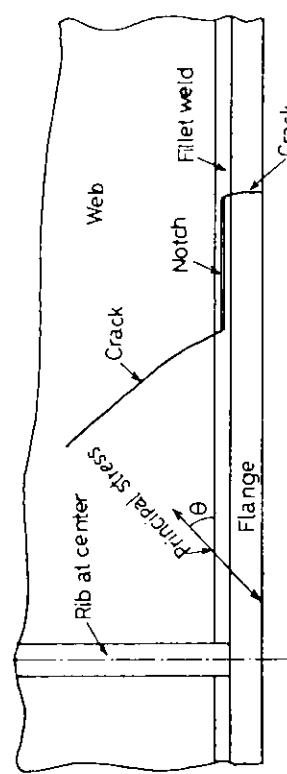
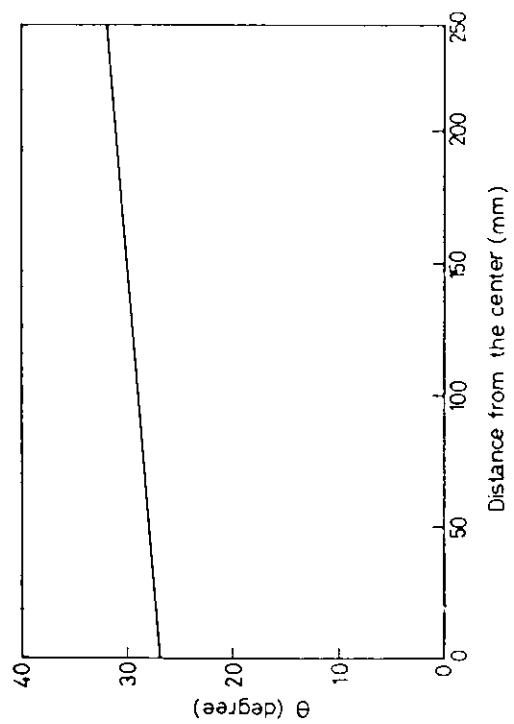


図 4.3.6 試験片 B の板厚亀裂伝播経路とすみ肉溶接後に沿う主応力の角度

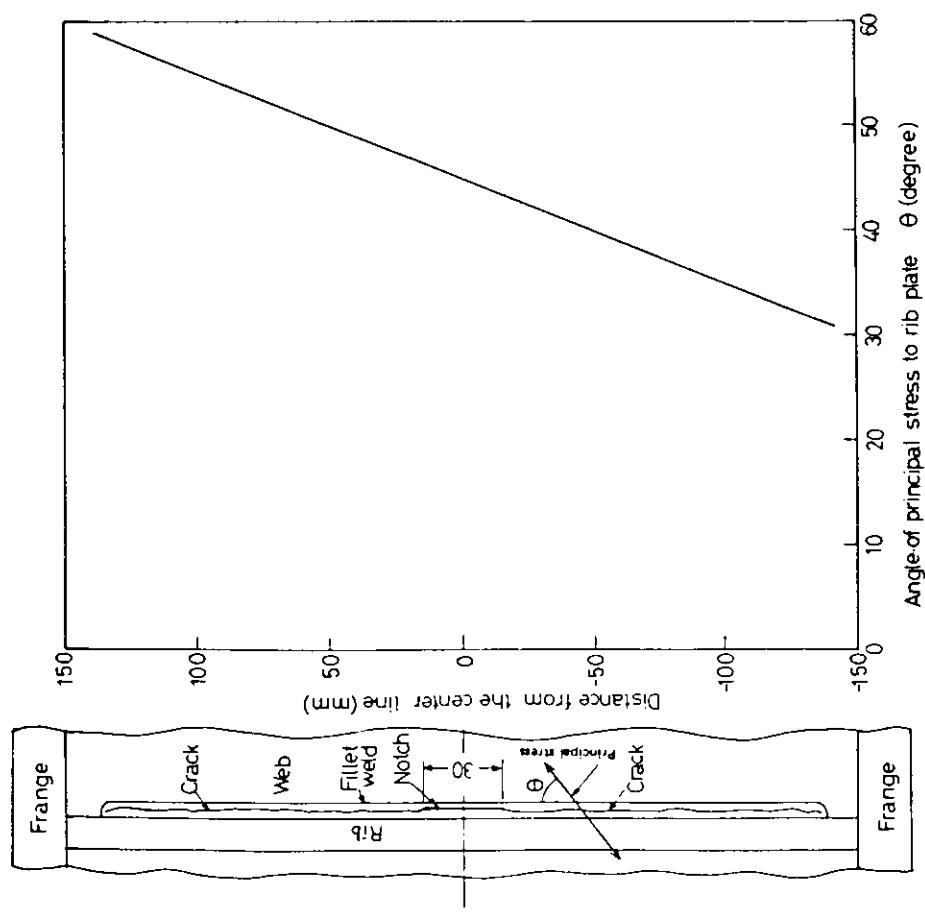


図 4.3.5 試験片 A の板厚亀裂伝播経路と径路上の主応力の角度

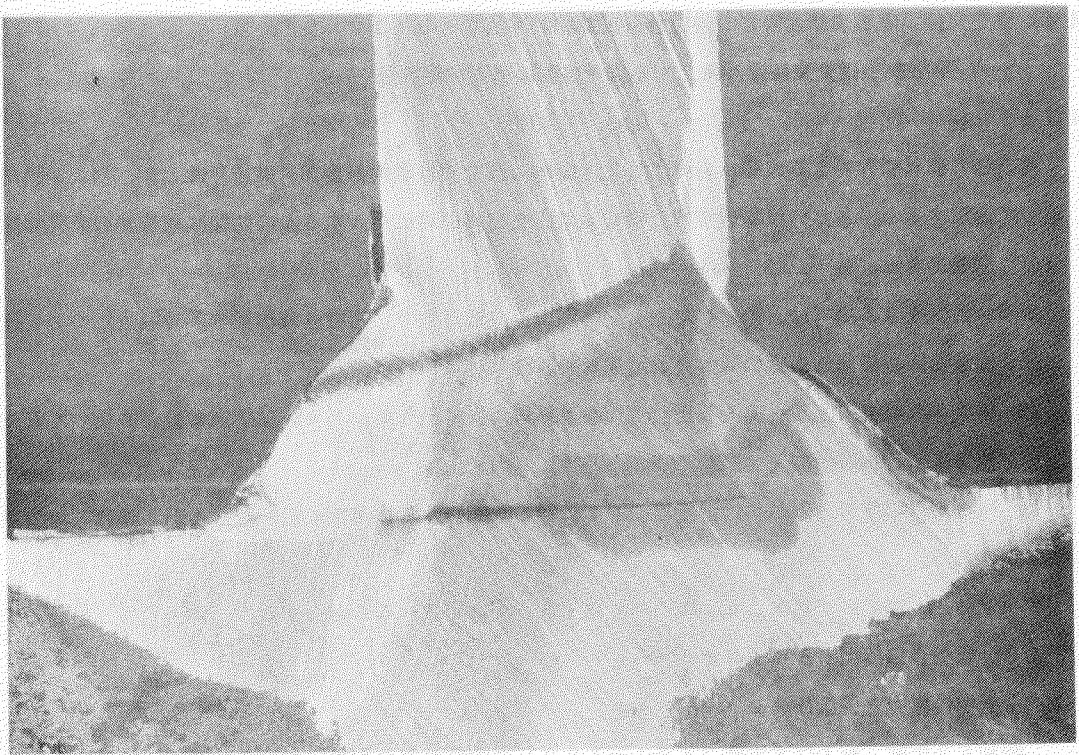


図4.3.3.7 B試験片で荷重点側切欠先端部よりすみ肉溶接に沿って伝播した亀裂

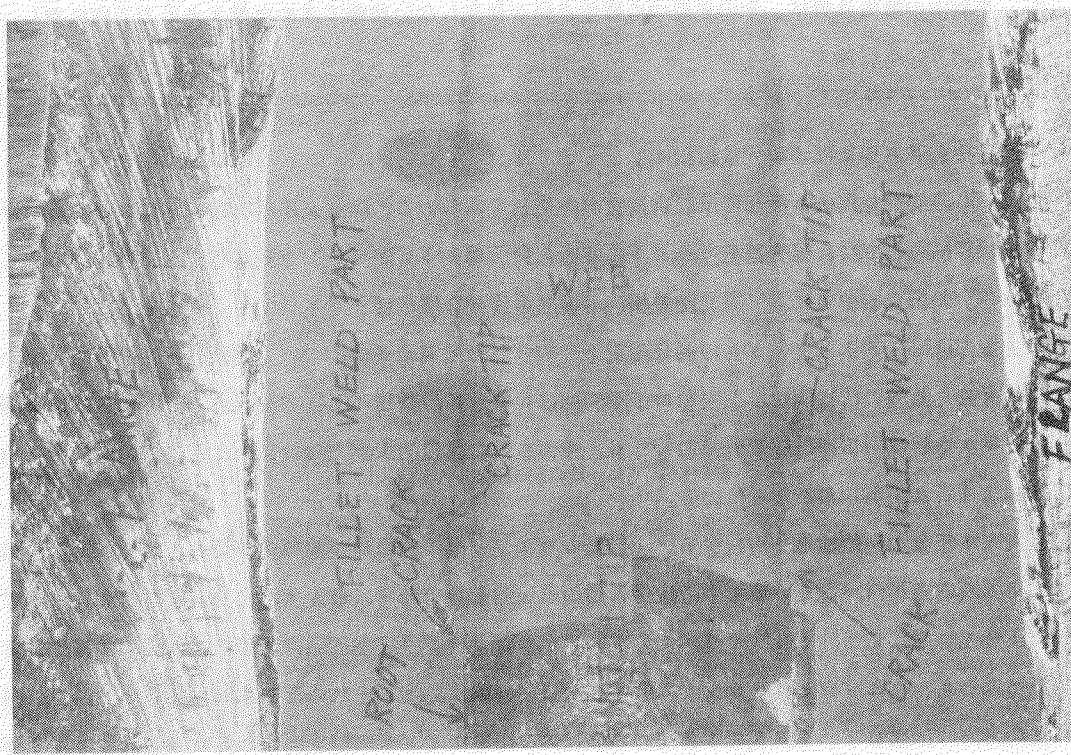


図4.3.3.8 B試験片で支点側切欠先端よりすみ肉溶接に沿って伝播した亀裂
(写真の最下面が切欠先端位置)

4.3.4 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動評価(その1)

—平板から直交交差部へ突入する疲労き裂の伝播挙動評価—

4.3.4.1 目的

構造物の部材に存在する欠陥から発生したき裂が、直交交差隅肉溶接部に到達したとき、き裂が隅肉溶接に沿って伝播するか、あるいは隅肉溶接を横切って直交交差部材に突入するかの問題は構造物の最終強度評価上重要な問題である。

本項および4.3.5項では、上述した直交交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動評価法について述べる。

直交交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動評価は

- i) 平板から直交交差部へ突入した疲労き裂が隅肉溶接に沿うか、あるいは隅肉溶接を横切って直交交差部材に突入するかの予測
 - ii) 平板からの疲労き裂が隅肉溶接に沿って伝播した場合、隅肉溶接に沿い続けるか、逸れるかの予測
- に分類される。

本項ではi)について述べ、ii)については4.3.5項にて述べることとする。

4.3.4.2 疲労き裂伝播クライテリオン

(1) 平板中の疲労き裂伝播のクライテリオン

¹⁾ 昭和53年度²⁾ および本年度(4.3.1～4.3.3)の実験結果からウェブ中を伝播する疲労き裂は、疲労き裂が存在しないとした梁理論により求められる最大主応力方向に対して直角方向に伝播することが明らかになった。

この実験事実を一般化し、平板中の疲労き裂伝播のクライテリオンを次のように設定する。

平板中の疲労き裂は、その平板中に疲労き裂が存在しない状態で求めた最大主応力方向に対し、直角方向に伝播する。

(2) 直交交差隅肉溶接部の疲労き裂伝播クライテリオン

一般に直交交差隅肉溶接部には混合荷重が作用しているので、直交交差隅肉溶接部における疲労き裂伝播挙動評価に際しては、混合荷重モード下の疲労き裂伝播クライテリオンを明確化する必要がある。ここでは大塚ら²⁾の研究を参考にして直交交差隅肉溶接部の疲労き裂伝播クライテリオンを求める。

大塚らはモードIとモードIIの混合荷重下でのき裂伝播開始条件について実験的研究を行なっている。その結果せん断型の伝播開始、引張型の伝播開始は K_I と K_{II} の比によって決まること、さらに伝播開始がせん断型あるいは引張型のいずれであっても、疲労き裂の巨視的伝播方向は最大主応力方向に対し直角方向に伝播することが明らかとなっている。

次に本年度の実験結果を検討する。I形梁のウェブと縦リブの交差部隅肉溶接のど断面には、溶接線方向にせん断応力が作用しているものの疲労き裂の巨視的伝播方向は、最大主応力方向に対し直角方向である。

(4.3.1参照)また、4.3.3で述べたようにウェブとフランジ交差部隅肉溶接のど断面に機械切欠きを導入した場合も、ウェブおよびフランジに伝播した疲労き裂は、それぞれの部材における最大主応力方向に対し直角方向に伝播している。4.3.1と同形の試験体を用いた4.3.2の結果については後述(4.3.4.3参照)する。

以上のことから、直交交差隅肉溶接部の疲労き裂伝播クライテリオンとして

平板から直交交差隅肉溶接部に突入した疲労き裂は、基本的には最大主応力方向に対し直角方向に伝播する。

ただし、疲労き裂が直交交差隅肉溶接部に到達するまでに、隅肉溶接が破断するなどして、応力再配分が生じている場合はこの限りでない。

を設定する。

4.3.4.3 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動およびその支配因子

ここでは造研における研究等^{1), 3) ~ 5)}にもとづき直交交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動および疲労き裂伝播挙動を支配する因子を考察する。

(1) 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動

最初に、ウェブ等に機械切欠きが存在しない溶接組立I形梁を考えてみる。溶接組立I形梁の曲げ、せん断、あるいはそれらの組合せ応力疲労については岡田ら³⁾と多田ら⁴⁾の研究がある。その結果によれば、隅肉溶接の応力状態に関係なく疲労き裂は隅肉溶接不溶着部底から発生する。

次に昭和53年度¹⁾あるいは本年度の試験体のように、ウェブに機械切欠きを有するI形梁の疲労き裂伝播挙動について、上述した文献3、4の結果を考慮して考察する。

さて実験結果から明らかかなように、機械切欠きから発生した疲労き裂が直交交差隅肉溶接部に到達するまでは顕著な応力再配分は生じない。したがって上述したような機械切欠きがないI形梁と機械切欠きを有するI形梁の形状および隅肉溶接形状が等しい場合、両者の隅肉溶接不溶着部底における疲労被害量は等しいと考えられる。換言すれば、き裂発生点は2ヶ所存在することである。すなわち、ウェブ中の機械切欠きと直交交差隅肉溶接不溶着部底である。

このような考え方は昭和52年度のSR153における研究結果⁵⁾からも妥当である。したがって、直交交差隅肉溶接に到達した疲労き裂が隅肉溶接に沿う破壊形式は、平板からの疲労き裂が連続的に隅肉溶接に沿うのではなく、平板からの疲労き裂と隅肉溶接不溶着部底から発生した疲労き裂が合体することにより生じると解釈できよう。本年度の実験(4.3.2参照)からもこの解釈が妥当なことがわかる。

(2) 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動を支配する因子

上述したように種々の実験結果にもとづいて検討すると、平板からの疲労き裂が隅肉溶接に沿うか、あるいは隅肉溶接を横切って直交交差部材に突入するかの判定に際しては、隅肉溶接の疲労強度を考慮する必要があることがわかった。そこで直交交差隅肉溶接の疲労強度に影響を及ぼす因子について本年度の実験から考えてみる。

本年度の実験で4.3.1と4.3.2は試験体形状、試験条件がほぼ等しいにもかかわらず、疲労き裂伝播状況は異なっている。両試験体の縦リフ位置は等しいのでせん断応力も等しい。しかし隅肉溶接形状を調べたところ、のど厚に違いがみられた。すなわち両者の脚長は等しかったが、4.3.1と4.3.2の隅肉溶接のど厚はそれぞれ、5.5～6.5mm、および4～5.5mmであった。このように4.3.1の隅肉形状は、ほぼflat(平)であるのに対し、4.3.2のそれはconcave(へこみ)であったため、疲労き裂伝播状況が異なったと考えられる。

ここで隅肉溶接の疲労強度はのど厚の違いによって影響されることが判明した。

また隅肉溶接の疲労強度は繰返し数(すなわち機械切欠きから発生した疲労き裂が直交交差部に到達するまでの期間)の長短にも関係する。すなわち平板中の疲労き裂伝播速度が第2の因子と考えられる。この

ことは昭和53年度の研究¹⁾から推察し得る（ウェブからの疲労き裂突入点が試験体中心から離れる一伝播速度が遅くなるほど隅肉溶接に沿う傾向が大となる）。さらに本年度（4.3.2参照）の結果からも疲労き裂伝播速度を考慮することが必要なことがわかる。4.3.2においてNo.1とNo.2はほぼ同じ伝播状況であるが、機械切欠きを隅肉溶接部に近づけたNo.3の伝播状況はNo.1、No.2と異なっている。この結果も(1)の疲労き裂伝播挙動に関する考え方を裏付けるとともに、伝播速度が隅肉溶接の疲労強度を支配する因子であることを表わしている。ここでは、伝播速度を陰に表わす疲労き裂突入点での最大主応力を第2の因子とする。

さらに詳細な議論として、疲労き裂による隅肉溶接不溶着部底の応力拡大が考えられる。実験結果からはこの件については全く不明である。しかし、4.3.2の実験結果から明らかのように、隅肉溶接が破断する時期は疲労き裂長さに関係しないこと、および応力再配分が生じるのは疲労き裂が隅肉溶接に突入した後であろうから、応力拡大が生じるときも疲労き裂が隅肉溶接突入後と考えられる。以上2点のことから疲労き裂による隅肉溶接不溶着部底の応力拡大効果は無視する。

結局、直交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動を支配する因子として、

- (i) 隅肉溶接のど厚
- (ii) 疲労き裂突入点での最大主応力

が得られた。

4.3.4.4 疲労き裂伝播挙動を支配する因子にもとづく実験結果の整理

直交差隅肉溶接部近傍での疲労き裂伝播挙動評価法を確立するために、ここでは4.3.4.3において得られた疲労き裂伝播挙動を支配する因子にもとづき前年度および本年度の実験結果を整理する。

(1) 直交差隅肉溶接部の応力計算

計算を簡単にするため、不溶着部底の応力集中を無視し、応力は隅肉溶接のど断面に一様に働くものと仮定する。また前述したように直交差隅肉溶接部には混合荷重が作用しているが、疲労き裂発生に対してはせん断応力成分のみが寄与するものとする。

隅肉溶接部のせん断応力は次式で与えられる。

$$\tau_c = \frac{Q P}{2 a l} \quad (4.3.4.1)$$

ここに

Q：フランジ断面の中立軸に関する断面一次モーメント

P：荷重

a：隅肉溶接のど厚

l：断面二次モーメント

(2) 疲労き裂突入点における最大主応力の計算方法

最大主応力は疲労き裂が存在しないとした通常の梁理論で与えられる式により求める。すなわち

$$\sigma_1 = \frac{1}{2} \left[\sigma_z + \sqrt{\sigma_z^2 + 4 \tau_{xy}^2} \right] \quad (4.3.4.2)$$

$$\sigma_z = \frac{P}{2 l} x y$$

$$\tau_{xy} = \frac{P}{z_1 l} \int_{y_1}^{y_1} z y dy$$

ここに、xおよびyは図4.3.1.1(d)の座標系に従い、z₁：せん断応力を求める点の梁断面の幅、z：梁断面の幅、e₁：中立軸からの距離である。

(3) 計算結果

計算結果をまとめて表4.3.4.1および表4.3.4.2に示す。なお表4.3.4.1は昭和53年度¹⁾の結果、表4.3.4.2は本年度(4.3.1と4.3.2参照)の結果であり、疲労き裂伝播状況の概略も示した。表中隅肉溶接部突入角度は疲労き裂突入点での最大主応力と直交交差部材のなす角度である。

図4.3.4.1は縦軸にて σ_c 〔(4.3.4.1)式〕、横軸に σ_1 〔(4.3.4.2)式〕をとって計算結果をまとめたものである。この結果から隅肉溶接のせん断応力が同レベルであっても、疲労き裂突入点の最大主応力が違えば直交交差部における疲労き裂伝播挙動は全く違ってくることが明らかである。すなわち前述したように、直交交差部における疲労き裂伝播挙動評価は、隅肉溶接の疲労強度と平板中に存在する欠陥から直交交差部に到達するまでの期間(平板中の疲労き裂伝播速度)を考慮する必要がある。

なお図4.3.4中で本年度の実験結果は昭和53年度の結果と比べると、挙動がはっきりしていない。これは、機械切欠き位置が中立軸に対しほぼ対称に導入されたこと、および隅肉溶接のど厚もほぼ等しいことから、疲労き裂が隅肉溶接に沿うか否かの境界を示していると考えられる。またそれらの点は $\sigma_c = 13 \sim 15 \text{kg/mm}^2$ ⁴⁾に集中しており、これは隅肉溶接の疲労限度の $14 \sim 16 \text{kg/mm}^2$ ⁴⁾にほぼ一致している。

4.3.4.5 直交交差隅肉溶接部近傍の疲労き裂伝播挙動評価のまとめ

昭和53年度および本年度の実験結果は、隅肉溶接のど断面のせん断応力と疲労き裂突入点における最大主応力を用いれば、疲労き裂伝播挙動をほぼ評価できるものと思われる。また疲労き裂が直交交差隅肉溶接部に突入した後の伝播経路は4.3.4.2のクライテリオンで評価できよう。

以上の結果から実構造物へ適用可能な評価法を確立するには、不明な点が多い。たとえば隅肉溶接の疲労強度にはせん断応力のみ影響するとしたが、実際には組合せ応力状態であること、あるいは実験点が少いことなどがあげられる。したがって今後は実験点を多くし、疲労き裂伝播挙動を支配する因子を明確にする必要がある。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会：船体構造の破壊管理制御設計に関する研究報告書、
研究資料No.315(昭54)，PP.185-207
- 2) 大塚、森、宮田、山本：混合形荷重モードにおける疲労き裂進展開始の条件について
日本機械学会論文集、Vol.42 No.357(昭51-5)，PP.1313-1323
- 3) 岡田、森脇：曲げを受ける溶接組立梁の疲れ破壊の応力条件に関する研究(第1報、第2報)
溶接学会誌、Vol.31, No.7(1962), PP.571-583 Vol.32, No.5(1963), PP.443-449
- 4) 多田、小松原、喜本、他：溶接組立梁の剪断強度に関する研究、溶接学会誌、
Vol.30, No.1(1961), PP.30-43
- 5) 日本造船研究協会：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Ⅰ、
研究資料No.267-1(昭52), PP.148-161

表 4.3.4.1(a) 昭和 53 年度実験結果のまとめ（その 1）

— 文献 1 の P185～P192 —

試験体番号	脚長 [*] (のど厚)	機械切欠き番号	隅肉溶接部突入角度	隅肉溶接部せん断応力 τ_c , Kg/mm ²	疲労き裂突入点の最大主応力 σ_1 , Kg/mm ²	疲労き裂伝播状況
1	4 mm (2.8 mm)	A	21.8°	27.4	12.0	ウェブからの疲労き裂は隅肉溶接のど部に沿って伝播した。
		B	17.8°		16.4	疲労き裂はフランジに突入し、破断。
2	8 mm (5.6 mm)	A	—	13.7	—	機械切欠きからの疲労き裂はほとんど伝播せず。
		B	17.8°		16.4	疲労き裂はフランジに突入し、破断。

*隅肉溶接を等脚長であったと仮定し、脚長 ℓ とのど厚 a の単純な幾何学的関係により算出した。

すなわち $a = 0.7 \ell$

表 4.3.4.1(b) 昭和 53 年度実験結果のまとめ（その 2）

— 文献 1 の P193～P207 —

試験体番号	脚長 [*] (のど厚)	機械切欠き番号	隅肉溶接部突入角度	隅肉溶接部せん断応力 τ_c , Kg/mm ²	疲労き裂突入点の最大主応力 σ_1 , Kg/mm ²	疲労き裂伝播状況
1	8 mm (5.6 mm)	1	45°	11.2	9.3	下フランジに到達した疲労き裂は隅肉溶接止端に沿って約 30 mm 成長したが、フランジに分岐したき裂が main crack となり破断した。
		2	—		—	機械切欠きから発生した疲労き裂は試験終了まで約 30 mm 伝播しただけ。
2	4 mm (2.8 mm)	1	45°	22.4	9.6	下フランジに到達した疲労き裂は隅肉溶接のど部に沿って約 30 mm 伝播した。その後フランジ方向に進み始めたが、機械切欠き番号 2 からの疲労き裂によって下フランジが破断したため試験を終了した。
		2	40°		15.9	疲労き裂は隅肉溶接部で多少沿う傾向を示したが、巨視的には、フランジに突入し、破断した。

*隅肉溶接は等脚長であったと仮定し、脚長 ℓ とのど厚 a の単純な幾何学的関係により算出した。

すなわち $a = 0.7 \ell$

表 4.3.4.2 (a) 本年度実験結果のまとめ（その 1）
— 4.3.1 の実験結果 —

試験体番号	脚長 [*] (のど厚) [*]	機械切欠き番号	隅肉溶接部突入角度	隅肉溶接部せん断応力 $\tau_c, \text{kg/mm}^2$	疲労き裂突入点の最大主応力 $\sigma_{11}, \text{kg/mm}^2$	疲労き裂伝播状況
1	9 <small>mm</small> (6.5 mm)	—	約 41°	10.2	6.7	疲労き裂は縦リブに突入後も機械切欠きと同一平面上を伝播し、隅肉溶接に沿うことはなかった（縦リブに突入した）。
3	6 (4 mm)	—	約 39°	16.6	6.4	疲労き裂が縦リブに突入する直前で試験を終了したが、試験体 No.1との比較から、そのまま試験を続行すれば No.1 と同様に縦リブに突入することが予想された。

*脚長、のど厚とも実測値。

表 4.3.4.2 (b) 本年度実験結果のまとめ（その 2）
— 4.3.2 の実験結果 —

試験体番号	脚長 [*] (のど厚) [*]	機械切欠き番号	隅肉溶接部突入角度	隅肉溶接部せん断応力 $\tau_c, \text{kg/mm}^2$	疲労き裂突入点の最大主応力 $\sigma_{11}, \text{kg/mm}^2$	疲労き裂伝播状況
1	(5.5 mm)	—	約 40°	13.2	7.0	機械切欠きからの疲労き裂が隅肉溶接部に到達したとき、すでに隅肉溶接のど部にも疲労き裂が発生しており、それらのき裂が合体し結果的に隅肉溶接に沿って伝播した。
2	(4.0 mm)	—	約 40°	21.8	7.6	No.1 とほぼ同じ
3	(6.0 mm)	—	約 40°	14.5		疲労き裂は隅肉溶接のど断面を切りながら隅肉溶接に沿って伝播した。なお疲労き裂が隅肉溶接部に到達したとき、隅肉溶接表面で疲労き裂は発見されなかった。

*隅肉溶接破断面を 5 mm ピッチで測定した平均値

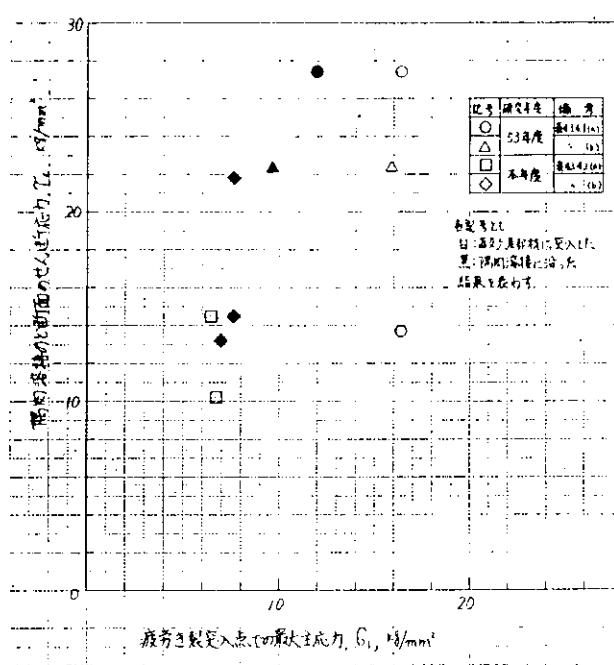


図 4.3.4.1 実験結果

4.3.5 直交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動評価(その2)

隅肉溶接部に沿う疲労亀裂の伝播挙動評価

平板部を伝播してきた亀裂が直交差部材へ達し、すみ肉部を伝播するか、横ぎって直交差部材へ進入するかは主応力の方向ではほぼ決まり、 θ が 20° 程度を境として、それより大ならすみ肉溶接部に沿い、小ならすみ肉溶接部を横切り直交差部材に進入していた。平板部から伝播してきた亀裂がすみ肉溶接部を沿う現象は、平板部から亀裂が直交差部材に近づくにつれて、すみ肉部に作用する応力が大となり。すみ肉ルート部から新たな亀裂が発生、伝播するものと考えられる。

したがってすみ肉部を沿うか逸れるかという条件と上記の条件とは当然異なってしかるべきだと考えられる。このことが4.3.3項のB試験片ですみ肉より逸れる時の主応力が 30° 前後になった要因と考えられる。そこですみ肉溶接部を逸れるか、沿うかを考えるにあたり、亀裂に作用する応力成分を考えてみた。図4.3.5.1は、すみ肉溶接部を伝播する亀裂に作用する応力成分を考えたものである。

すみ肉溶接部に沿う亀裂長を $2a_1$ とし、BからAの方向に亀裂が伝播するとし、この方向に伝播する亀裂がすみ肉溶接部を以後伝播するのか、逸れるのか条件を実験結果より考察してみる。すみ肉溶接部に沿う亀裂にせん断応力

$$\tau(x_1) = \sum_{n=0}^4 C_n x_1^n \quad (4.3.5.1)$$

ただし x_1 : 平板部の亀裂が直交差部材に達した場所(ここではB点)を原点とする座標

C_n : 応力分布を表わす定数

とおくと、この成分によるA点のK値 K_1 は(図4.3.5.1(a)参照)

$$K_1 = \sum_{n=0}^4 \hat{C}_n^* a_1^{n+1} / \sqrt{\pi a_1^-} \quad (4.3.5.2)$$

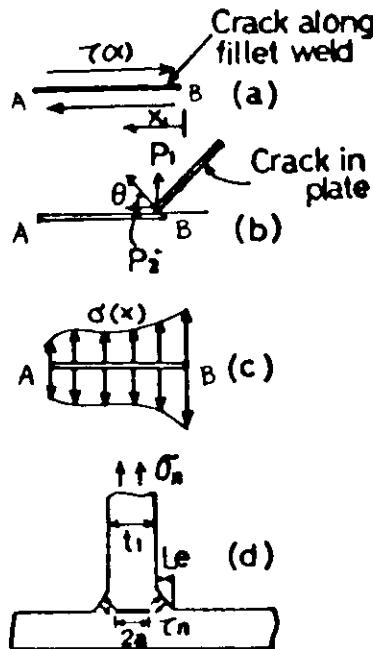


図 4.3.5.1 すみ肉溶接継手に沿う亀裂に作用する各種応力成分

ただし

$$\left. \begin{aligned}
 C_0^* &= C_0 - C_1 a_1 + C_2 a_1^2 - C_3 a_1^3 + C_4 a_1^4 \\
 C_1^* &= C_1 - 2 C_2 a_1 + 3 C_3 a_1^2 - 4 C_4 a_1^3 \\
 C_2^* &= C_2 - 3 C_3 a_1 + 6 C_4 a_1^2 \\
 C_3^* &= C_3 - 4 C_4 a_1 \\
 C_4^* &= C_4 \\
 \hat{\kappa}_0 &= \pi \\
 \hat{\kappa}_1 = \hat{\kappa}_2 &= \frac{\pi}{2} \\
 \hat{\kappa}_3 = \hat{\kappa}_4 &= -\frac{3}{8}\pi
 \end{aligned} \right\} \quad (4.3.5.3)$$

となり、この K_1 値はモードⅡに対応するものであるから、すみ肉溶接部より亀裂を逸れさせる成分と考えられる。つぎに直交差部材に達するまでの平板中の亀裂伝播上で作用していた初期応力が、すみ肉溶接に沿う亀裂先端 AにおよぼすK値 K_F は、以下のように与えられる。

$$\begin{aligned}
 K_F &= 0.89 K_{a\ell} \sqrt{\frac{a\ell}{\pi(a\ell + 2a_1)(1-\xi)}} \left[1 + (1-\xi)(0.2945 - 0.3912\xi^2 \right. \\
 &\quad \left. + 0.7685\xi^4 - 0.9942\xi^6 + 0.5094\xi^8) \right] \quad (4.3.5.4)
 \end{aligned}$$

ただし

$$\xi = 0.85 a\ell / (a\ell + 2a_1)$$

$K_{a\ell}$ ：平板中の亀裂が直交差部材へ達した時点でのK値

$a\ell$ ：平板中の亀裂カース長

この K_p 値にはせん断成分と opening mode が混在すると考えられる。(図 4.3.4.1(b)参照) そこでこのせん断成分 K_2 と opening mode 成分 K_3 を

$$\left. \begin{aligned} K_2 &= K_p \cos \theta \\ K_3 &= K_p \sin \theta \end{aligned} \right\} \quad (4.3.5.5)$$

ただし

θ : 直交交差部材に平板中の亀裂が達したところの主応力の角度

と考える。この K_2 は K_1 と同様すみ肉部から亀裂を逸れさせる成分であろう。また K_3 は opening mode であるから亀裂をすみ肉溶接に沿って伝播しつづける成分と考えられる。

またすみ肉溶接に沿う亀裂に働く垂直応力 $\sigma(x_1)$ (図 4.3.5.1(c)参照) による K 値 K_4 は opening mode に対応するから、すみ肉溶接に沿って伝播さしつづける成分と考えられる。 $\sigma(x_1)$ を

$$\sigma(x_1) = \sum_{n=0}^{\infty} \tilde{C}_n x_1^n \quad (4.3.5.6)$$

ただし \tilde{C}_n : 応力分布を表わす定数

とおくと、 K_4 は以下のように与えられる。

$$K_4 = \sum_{n=0}^{\infty} \hat{k}_n \tilde{C}_n^k a_1^{n+1} / \sqrt{\pi a_1} \quad (4.3.5.7)$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} \tilde{C}_0^k &= \tilde{C}_0 - \tilde{C}_1 a_1 + \tilde{C}_2 a_1^2 - \tilde{C}_3 a_1^3 + \tilde{C}_4 a_1^4 \\ \tilde{C}_1^k &= \tilde{C}_1 - 2\tilde{C}_2 a_1 + 3\tilde{C}_3 a_1^2 - 4\tilde{C}_4 a_1^3 \\ \tilde{C}_2^k &= \tilde{C}_2 - 3\tilde{C}_3 a_1 + 6\tilde{C}_4 a_1^2 \\ \tilde{C}_3^k &= \tilde{C}_3 - 4\tilde{C}_4 a_1 \\ \tilde{C}_4^k &= \tilde{C}_4 \end{aligned} \right\} \quad (4.3.5.8)$$

$$\begin{aligned} \hat{k}_0 &= \pi \\ \hat{k}_1 &= \hat{k}_2 = \frac{\pi}{2} \\ \hat{k}_3 &= \hat{k}_4 = \frac{3}{8} \pi \end{aligned}$$

さらにすみ肉溶接部に沿って亀裂が伝播しつづけるためには、すみ肉溶接ルート部から亀裂が発生、伝播することが必要である。そこでこのすみ肉ルート部の K 値 K_5 を、亀裂先端の A 点に働く直線に垂直な応力 σ_n と、すみ肉溶接に作用しているせん断応力 τ_n より

$$K_5 = (\sigma_n + \tau_n) \sqrt{(t_1 + 2L_e) \tan \frac{\pi a}{t_1 + 2L_e}} \quad (4.3.5.9)$$

として与えられるものと考える(図 4.3.5.1(d)参照)。

ただし t_1 : 平板部の板厚

L_e : すみ肉溶接脚長

$2a$: すみ肉溶接未溶接部の長さ

以上の考察より $(K_1 + K_2)$ はすみ肉溶接部から亀裂を逸れさせる成分の K 値であり、 $(K_3 + K_4 + \alpha K_5)$ はすみ肉溶接部に沿って亀裂を伝播させしつづける成分の K 値であると考えられる。ここで K_5 値に定数 α を乗じたのは $K_1 + K_2$ 値と K_5 値の意味が異なるためである。したがって $(K_1 + K_2)$ と $(K_3 + K_4 + \alpha K_5)$ の比によって亀裂が

すみ肉溶接に沿うか、逸れるかの現象が生じるものと考えられる。すなわち $(K_1 + K_2) / (K_3 + K_4 + \alpha K_5)$ が大ならすみ肉溶接より亀裂が逸れることが期待され、小ならばすみ肉溶接に沿いつづけることが期待される。

ところで、上記 α 値を求めるには、ここで実験を行なったような試験片で初期切欠からすみ肉溶接部に沿ってある長さ亀裂を伝播させ、その後逸れるような実験を行なう必要がある。たとえば B 試験片で初期切欠を支点側にずらすような試験が必要である。このような試験結果は現在のところ行なわれていないので、ここでは α を簡単のため 1 として、これまでの実験結果をまとめてみた。その結果を図 4.3.5.2 に示す。ここで矢印はすみ肉溶接に沿っている領域であり、星印はすみ肉溶接部より逸れたところの値である。この結果より $(K_1 + K_2) / (K_3 + K_4 + K_5)$ が 2.1 以上ではすみ肉溶接部から亀裂が逸れ、1.9 以下ではすみ肉溶接部に沿っている。またこの中間ではどちらかいえばすみ肉溶接部から逸れるような結果となることが期待されるが、2.1 のもの（B 試験片）のルート部には 10 mm 程度すみ肉ルート部で亀裂が発生していることから考えて、どちらとも云えない状態にあるものと思われる。したがって設計時の亀裂伝播経路予測として、すみ肉に沿いつづけるか、逸れるかは、以下のようないくつかの設定が現状では妥当と考えられる。

〔設定〕 すみ肉溶接部に沿って伝播している亀裂のその後の経路は

$(K_1 + K_2) / (K_3 + K_4 + K_5) \geq 2.1$ のとき：亀裂前方の最大主応力の法線方向に亀裂が逸れる。

$(K_1 + K_2) / (K_3 + K_4 + K_5) \leq 1.9$ のとき：すみ肉溶接部に沿って亀裂は伝播しつづける。

$2.1 > (K_1 + K_2) / (K_3 + K_4 + K_5) > 1.9$ のとき：上記のいづれかとなる。（どちらの経路がより危険か、あるいは機能喪失につながるかを考慮して、その方向に経路を設定する。）

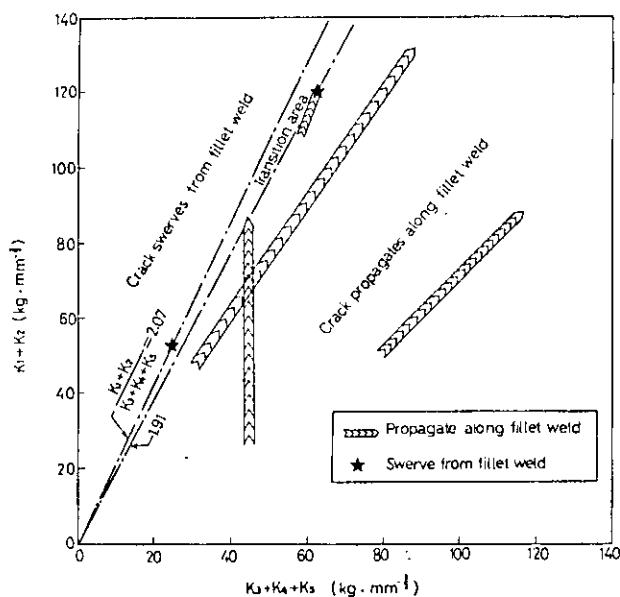


図 4.3.5.2 すみ肉溶接部に沿って伝播する亀裂の挙動

5. むすび

本研究部会の共同研究は、船殻の破壊強度を最終破壊に至るまで一貫して総合的に推定・把握し、新造船の設計・材料選定・工作等に反映すること、あるいは就航中の万一の損傷に対する緊急処置および補修法決定に反映すること、などを目的として、昭和52年4月より4ヶ年計画で実施されたものである。

昭和55年度には第4年度（最終年度）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開始挙動評価に関する検討
- 脆性不安定亀裂伝播および伝播停止機構解明に関する基礎検討
- 直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討

(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

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、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慶度に関する基礎的研究 担当

の2つの幹事会が設置され、活発に活動した。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は進められた。

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

— 曲げを受ける切欠き材の場合 —

② 表面切欠きからの疲労亀裂生長過程における脆性不安定破壊発生挙動に関する検討

- 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 多点負荷型超広幅二重引張試験による検討

- 直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性把握、ならびに力学的取り扱い方の確立

① 1型梁による疲労亀裂伝播試験による検討

② 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動評価（その1）

— 平板から直交交差部へ突入する疲労亀裂の伝播挙動評価 —

③ 直交交差隅肉溶接部近傍での疲労亀裂伝播挙動評価（その2）

— 隅肉溶接部に沿う疲労亀裂の伝播挙動評価 —

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なわれ、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。特に、“直交交差隅肉溶接部の疲労亀裂伝播特性に関する検討”が熱心に討議され、その成果を設計指針に織り込むことが出来たことを付記しておく。

研究項目(2)においては、船殻設計担当者と破壊力学研究担当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、昭和54年度研究で作成された“船体構造の破壊管理制御設計指針の骨子”に則り、設計指針の完成を目指した内容の充実が、第1幹事会において重点的に行なわれた。

設計指針全般にわたる検討・充実が計られたが、特に、“破壊力学解析の解説”、“基本要素のK値解析”、“材料定数の便覧化”，あるいは大手造船7社が各々担当した“破壊力学の応用例”などの一層の充実が計られた。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、船殻設計担当者と破壊力学研究担当者が密接に協力し合い、これまでに蓄積された脆性破壊強度・疲労強度に関する研究成果を有效地に活用した努力は、この分野における最初の試みであり、画期的でもあった。