

分 冊

本資料は2001年10月23日付けで
登録区分変更する。 (技術院研部技研動力課)

配 布 限 定

PNC/J22584-01

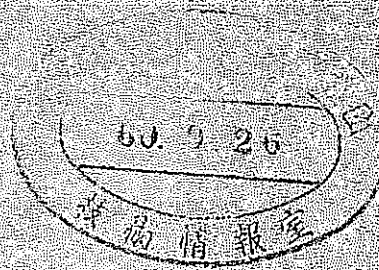
JWES-AE-8403

昭和58年度動力炉・核燃料開発事業団委託研究

高速炉構造材料のクリープ疲労き裂伝播に関する試験研究

成 果 報 告 書

昭 和 5 9 年 9 月



社団法人 日本溶接協会

原子力研究委員会FCC小委員会



配 布 限 定
PNC T&J 225 84-01
JWES-AE-8403
1984 年 9 月

高速炉構造材料のクリープ疲労き裂伝播に関する試験研究[※]

日本溶接協会原子力研究委員会
FCC 小委員会 ^{※※}
主 査 朝 田 泰 英

要 旨

本試験研究の目的は高速炉高温構造の健全性評価に適用し得る破壊力学的手法の開発を行うこととであって、このための高温機器のクリープ疲労き裂伝播挙動を求めるための標準的試験法の確立、データの蓄積並びに結果の評価を妥当に行い得る破壊力学パラメータの抽出にある。本研究は3ヶ年にわたる一連の試験研究の初年度に当り、その主要な目標は今後の研究に展望を与えるために文献調査及び実験的及び解析的手法に基く予備的研究を行うことである。

初年度の本研究は次の3項目の内容を取扱った。

- 1) クリープ・疲労き裂伝播の研究の現状を的確に把握するための関連文献の調査
- 2) SUS304鋼を用いた650℃におけるクリープ・疲労き裂伝播に関する予備試験（実験変数を大幅に振る。）
- 3) 弾塑性クリープ有限要素解析による実験の支援

文献調査は1978年以後発刊の学術誌、会議論文集等よりの論文を対象とし、より妥当な実験方法、実験データの傾向と実験変数の設定、妥当な破壊力学パラメータの選定に対し示唆を得る目的で行った。24篇の論文を調査し各論文毎に文献要約を作成した。この他主要な実験結果の図表を抽出し別冊のデータシートにまとめた。関係文献リストも作成した。

予備実験はSUS304鋼を用い650℃において行った。小型のCCT試験片、CT試験片、SEN試験片、中空円筒試験片を用い、引張圧縮両振り又は片振りの荷重制御又は変位制御試験を連続波及び10分の引張保持波で行った。この他、スロープライン法による繰返し試験及びクリープき裂伝播試験も行った。実験結果のうち荷重、変位、COD、き裂長さ等の記録はデータシートにまとめ、後日一括数値処理を行えるようにした。さらにこの試験結果を文献より得られたデータと比較し、実験法の妥当性について検討した。

実験に使用したCCT試験片による試験の一例について有限要素法による弾塑性クリープ解析を行った。同一試験片でき裂長さを3段階変え、実験を行った荷重レベルを負荷する単調及び保持負荷条件での解析を行い、各場合の破壊力学パラメータ $K, J, J', COD, CTOD$ を求め実験結果の評価に便宜を与えた。

※ 本報告書は、日本溶接協会原子力研究委員会が動力炉・核燃料開発事業団の委託により実施した研究成果である。

※※ 東京大学 工学部



Not for Publication
PNC/J 225 84-01
JWES-AE-8403
September, 1984

Creep-Fatigue Crack Propagation Behaviors of Structural Materials for LMFBR*

Y. Asada, Chairman**
FCC Committee
Japan Welding Engineering Society

Abstract

The purpose of the present study is to develop a fracture mechanics approach which is applicable to an integrity assessment of high temperature structures of LMFBR. The development activity includes an establishment of a standard test technique, accumulation of necessary data and recommendation of reasonable fracture mechanics parameters for creep-fatigue crack propagation analysis in high temperature components of LMFBR structures. This report summarizes the results of the first year activity of a series of three-years activities. The primary purposes of the present first year activity is to give a reasonable background for the studies in the following years by performing a critical survey of publications and by performing some preliminary experimental and analytical studies.

Following three items have been treated in this first year study.

- 1) Critical survey of relating publications to make clear the state-of-arts of creep-fatigue crack propagation study.
- 2) Trial experimental studies on creep-fatigue crack propagation behaviors of 304 stainless steel at 650°C with many experimental parameters.
- 3) Finite element inelastic (elastic-plastic-creep) analyses intending to support the experimental works.

A critical survey of publications published after 1978 has been made to obtain suggestions for better testing techniques, data trends and experimental variables, and available fracture mechanics parameters. Total 24 papers have been subjected to the survey. A leaf of a brief summary has been prepared for each surveyed paper. Figures and tables of experimental results shown in the papers have been picked-up to be summarized in a data sheet. A list of publications has been also prepared.

Preliminary experiments have been performed on 304 stainless steel at 650°C. The tests have been performed with small size CCT, CT, SEN and hollow cylindrical specimens which have been subjected to reversed or pulsating push-pull loading under load-controlled or displacement-controlled conditions using triangular waves with and without 10 min tensile hold time. The slope-line method and creep loading have been also performed in addition to the above loading conditions. The load, displacement, COD and crack length have been recorded and summarized into data sheets for numerical treatment in the future. The present experimental results were compared with each other and with published data to examine whether the experimental devices of the present tests were reasonable.

A finite element analysis has been made with one case of CCT specimen tests. The models with three different crack lengths were subjected to the FEM examination of an elastic-plastic-creep analysis with a loading condition adopted in the experiment, that is, ramp loading held at the maximum load of the experiment. The analyses gave the values for fracture mechanics parameters, such as K , J , J' , COD and CTOD as references for evaluation of the experimental data.

* Work performed by Japan Welding Engineering Society under contract with Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation.

** University of Tokyo.

原子力研究委員会 F C C 小委員会名簿

	氏 名	所 属	住 所	〒
主 査	朝 田 泰 英	東京大学 工学部機械工学科教授	文京区本郷7-3-1 03-812-2111 (内)6276	113
副 主 査	結 城 良 治	東京大学 生産技術研究所助教授	港区六本木7-22-1 03-402-6231 (内)2114	106
幹 事	古 平 恒 夫	日本原子力研究所 高温工学部 高温材料強度研究室副主任研究員	那珂郡東海村 0292-82-5074	319-11
"	北 川 正 樹	石川島播磨重工業(株) 技術研究所金属材料部課長	江東区豊洲3-1-15 03-534-3387	135
中立委員	矢 川 元 基	東京大学 工学部原子力工学科教授	文京区本郷7-3-1 03-812-2111 (内)6993	113
"	山 口 弘 二	金属材料技術研究所 疲れ試験部 第三研究室主任研究官	目黒区中目黒2-3-12 03-719-2271 (内)367	153
"	新 田 明 人	(株)電力中央研究所 エネルギー研究所機械研究部 高温材料研究室主査研究員	狛江市岩戸北2-11-1 03-480-2111 (内)467	201
会社委員	野 中 勇	石川島播磨重工業(株) 技術研究所金属材料部	江東区豊洲3-1-15 03-534-3387	135
"	長 渡 甲 太 郎	川崎重工業(株) 原子力本部 開発部開発第二課長	川崎市川崎区桜本2-32-1 044-288-5351 (内)80	210
"	成 本 朝 雄	川崎製鉄(株) 技術研究所 厚板特殊鋼研究室主任研究員	千葉市川崎町1 0472-64-2453	260
"	豊 田 裕 至	(株)神戸製鋼所 中央研究所 主任研究員	神戸市中央区脇浜町1-3-18 078-251-1551 (内)2573	651
"	横 幕 俊 典	(株)神戸製鋼所 中央研究所	神戸市中央区脇浜町1-3-18 078-251-1551 (内)2573	651
"	高 島 弘 教	新日本製鉄(株) 第二技術研究所 厚板条鋼研究センター次長研究員	相模原市淵野辺5-10-1 0427-54-2111 (内)414	229

	氏名	所属	住所	〒
会社委員	永田三郎	住友金属工業㈱ 鋼管技術部主任部員	千代田区大手町1-1-3 03-282-6171	100
"	時政勝行	住友金属工業㈱ 中央技術研究所機械研究室	尼崎市西長洲本通1-3 06-401-6201 (内)332	660
"	羽田幹夫	㈱東芝 原子力事業本部 動力炉開発部主幹	横浜市磯子区新杉田町8 045-756-2410	235
"	尾崎哲	㈱東芝 原子力事業本部 原子力技術研究所課長代理	横浜市磯子区新杉田町8 045-756-2372	235
"	斎藤正博	㈱東芝 原子力事業本部 原子力材料化学技術部主務	横浜市磯子区新杉田町8 045-756-2121	235
"	川原正言	日本鋼管㈱ 中央研究所 第一材料研究部強度研究室室長	川崎市川崎区南渡田町1-1 044-355-1111 (内)2184	210
"	本間亮介	㈱日本製鋼所 鉄鋼重機事業本部 原子力技術部原子力技術グループ 課長	千代田区有楽町1-1-2 03-501-6111 (内)423	100
"	岩館忠雄	㈱日本製鋼所 室蘭製作所 研究部課長補佐	室蘭市茶津町4 0143-22-9211 (内)3016	051
"	高張研一	ニュークリアデータ㈱ 構造解析事業部長	目黒区中目黒1-1-7ニールセンビル 03-792-2601 (内)93	153
"	宇佐美三郎	㈱日立製作所 機械研究所 第三部主任研究員	土浦市神立町502 0298-31-5111 (内)3035	300
"	榎田義勝	㈱日立製作所 日立工場 原子力開発部技師	日立市幸町3-1-1 0294-21-1111 (内)2830	317
"	中島力	富士電機㈱ 原子力プラント 統括部品質保証部長	川崎市川崎区田辺新田1-1 044-333-7111 (内)2401	210
"	山下満男	㈱富士電機総合研究所 基礎研究所副主任研究員	横須賀市長坂2-2-1 0468-56-1191 (内)342	239
"	遠藤忠良	三菱重工業㈱ 高砂研究所 材料強度研究室長	高砂市荒井町新浜2-1-1 07944-2-2121 (内)3133	676

	氏名	所 属	住 所	〒
会社委員	佐 近 淑 郎	三菱重工業(株) 高砂研究所 材料強度研究室主任	高砂市荒井町新浜2-1-1 07944-2-2121 (内)3130	676
"	紀 博 徳	三菱重工業(株) 長崎研究所 強度研究室主任	長崎市飽の浦1-1 0958-61-2111 (内)7053	850-91
委託者側 委員	加 納 茂 機	動力炉・核燃料開発事業団 高速増 殖炉開発本部構造材料グループ主幹	港区赤坂1-9-1 3三会堂ビル 03-586-3311 (内)477	107
"	森 下 正 樹	動力炉・核燃料開発事業団 高速増 殖炉開発本部構造材料グループ 研究員	港区赤坂1-9-1 3三会堂ビル 03-586-3311 (内)477	107
"	二 瓶 勲	動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター高速炉機器開発部 ナトリウム材料開発室室長	東茨城郡大洗成田4002 0292-67-4141 (内)360	311-13
"	中 西 征 二	動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター高速炉機器開発部 構造物強度試験室副主任研究員	東茨城郡大洗成田4002 0292-67-4141 (内)353	311-13
"	和 田 雄 作	動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター高速炉機器開発部 ナトリウム材料開発室副主任研究員	東茨城郡大洗成田4002 0292-67-4141 (内)379	311-13
事 務 担 当 者	嵯 峨 敬	(社)日本溶接協会 事業二課主任	千代田区神田佐久間町1-11 03-257-1521	101
"	小野沢 昭 一	(社)日本溶接協会 事業二課	千代田区神田佐久間町1-11 03-257-1521	101

成果報告書編集責任者氏名

朝 田 泰 英 (東京大学)
結 城 良 治 (")
矢 川 元 基 (")
古 平 恒 夫 (日本原子力研究所)
北 川 正 樹 (石川島播磨重工業(株))
野 中 勇 (")
島 川 貴 司 (川崎重工業(株))
田 中 泰 彦 (株日本製鋼所)
近 藤 良 元 (三菱重工業(株))
紀 博 徳 (")

目 次

第1章 緒 言	3
1.1 試験研究の目的と活動方針	3
1.2 試験研究の内容	4
第2章 高温クリーブ・疲労き裂伝播に関する調査	9
2.1 文献調査方法と文献リスト	9
2.2 破壊力学パラメータに関する文献調査のまとめ	15
2.3 オーステナイト系ステンレス鋼のき裂伝播データのまとめ	24
2.4 き裂伝播試験方法に関するアンケート調査	70
第3章 高温クリーブ・疲労き裂伝播の予備実験	79
3.1 実験方案と実験条件	79
3.2 供試材と材料特性	84
3.3 実験データの整理法・評価法	87
3.4 実験結果	92
3.4.1 荷重制御低サイクル疲労試験結果	92
3.4.2 変位制御低サイクル疲労試験結果	186
3.4.3 スロープライン制御低サイクル疲労試験結果	229
3.4.4 クリーブき裂伝播試験結果	261
3.5 総合評価	273
第4章 高温き裂の有限要素法解析	281
4.1 解析モデルと解析方法	281
4.2 材料の構成式の決定	286
4.3 解析結果と考察	288
第5章 総 括	315
5.1 試験方法について	315
5.2 試験結果と破壊力学パラメータについて	316
5.3 有限要素法解析について	318
5.4 今後の課題	319
付録．文献整理票一覧	323

第1章 緒言

第 1 章 緒 言

1.1 試験研究の目的と活動方針

高速増殖炉高温構造部材の健全性評価に際しては破壊力学的手法の適用を必要とするが、現状においては高温の非弾性変形領域に対し破壊力学的手法を応用するには、基礎データが少なく、手法が十分確立されているとは言い難い。そればかりか標準的試験方法自体定まっていな
いと言える。

本試験研究は動力炉・核燃料開発事業団がその委託により、上記の現状を改善して、近い将来高速炉高温部材の健全性評価に適用できる破壊力学的手法の確立並びにこれを支援する知見の集積を目指して昭和58年度より3ケ年にわたって実施する試験研究の初年度に当る。3ケ年の試験研究の成果として期待される所は高速炉高温構造材料について高温における疲労、クリープ、クリープ疲労き裂進展のデータの調査、当該データ集積のための試験方法の標準化とデータの蓄積を図るとともに、これら知見に基き高温構造部材の健全性評価に使用し得る破壊力学パラメータの抽出とその適用法を明らかにすることで、初年度である本年度試験研究においては予備試験を主体として調査を実施することとした。

3ケ年にわたる本試験研究において期待される成果について具体的に述べれば次の3点に要約される。

- a. 高速炉高温構造の健全性評価手法の提案が可能なこと。
- b. 上記手法を構成するシステムの提案が可能なこと。
- c. 上記システム構成の妥当性を示すデータの蓄積があること。

この成果目標を達成するには以下の諸点について現実的な解答を用意する必要があり、本小委員会活動の具体的目的となった。

- 1) 繰返し負荷を受ける高温構造においてき裂の幾何学的性質ならびにき裂を含む近傍の領域での応力、歪場が明らかかな時、き裂進展速度を一対一対応を持つ破壊力学パラメータ(FMP)を見出すこと。これが困難な場合でも現存するFMPとき裂伝播速度の対応関係を明らかにしておくこと。
- 2) 目的1)を支持する裏付けデータを蓄積すること、並びにデータ蓄積を行うに必要な試験方法を確立し、標準化しておくこと。

以上の目的の為の3ケ年の活動方針として以下の事項を定めた。

- i) 現在提案されているFMPのうち高温非弾性繰返し負荷に対し適用可能なものを検討する(実験ベース)。
- ii) 上記i)のFMPにつき実構造物の健全性評価に適用可能なものの検討(設計・解析ベース)。
- iii) 上記i), ii), について文献調査では不明な点について実験及び解析の実施。
- iv) 上記iii)の実験方法についての調査検討の実施。
- v) 上記iii)の実験を実施するに当たっての解析的検討による支援。
- vi) 試験の実施(材料・温度・負荷条件等の設定)。
- vii) 実施した試験方法, FMPの適切さの評価のための試験結果の解析。

1.2 試験研究の内容

事業団の仕様書によって与えられた第1年度試験研究の目的は次の通りである。

- 1) クリープ疲労亀裂伝播速度を適切に評価し得る標準的試験方法の策定乃至提案。
- 2) 上記1)により暫定的に提案された試験方法(複数)による試験の実施とこれによるデータの蓄積。
- 3) 上記2)による試験結果の評価とそれを通しての試験方法の評価。
- 4) 上記2), 3)の試験結果に基くFMPの評価。

上記目的の1)は具体的にクリープ, 疲労き裂伝播試験において伝播速度および整理に用いるFMPとして適用可能性, 難易, 適用上の注意事項, FMPを同定するに必要な計測値, 解析値等を明らかにすることであり, これに立脚して, 試験方法の具体的検討に入らなければならない。即ち目的1)を達成するには試験結果の評価に用いるFMPの選択とその決定法, 過去の試験方法が判明していることが前提である。このためには文献調査, 国内外研究者へのアンケート調査が有効であり, 標準試験法の提案に先立って実施した。

目的2)は目的1)に記載の提案された標準試験方法による試験の実施であり, この際方法は複数でよい。この試験に当っては事前調査で適否を判定し得なかった試験法上の問題点等を含め, 出来るだけ広い範囲でパラメータを分布させることにより広く情報を集めることとした。

目的3)については目的4)と関連するが, 提案した標準試験法の問題点, 計測量の十分さ, 精度, 方法の難易と代替測定方法の有無, 制御量の選択等の主として試験技術上の問題点を試験結果の評価とからめて検討した。又, 目的4)は, これらの検討の基礎に立ってFMPの適

切さを検討した。

前記3)の概略目的・内容を基に次の項目の試験を実施した。

(1) 事前調査

適用可能なFMP, 試験法について事前調査を行った。調査の方法は文献調査及びアンケート調査とし, 文献調査の対象は1978年以降発刊の論文を考え, 主として次の3点に関連する文献のリスト及び要旨を作成し要旨についてはFMPと試験法の記述に重点を置いた。

- a) クリープ, 疲労き裂
- b) 高温低サイクル疲労き裂
- c) クリープき裂

これらの論文における研究対象となった材料については限定せず, 温度はクリープ温度又はそれに近い温度を念頭に置いた。又, 他研究者のデータを再評価した一次ソースも価値があれば採用した。

文献調査に当っては要旨作成要領及び書式を定め統一した方法により調査を進めた。又, 別に試験法については試験法の調査用紙を作成し, これに記入した。

アンケート調査は国内外主要研究者に配布し, 現在当該機関で採用されている試験方法, 試験の現状, 既刊報告書類の回答を求めるもので, 報告書類はFMPに関する文献調査をも対象とした。

この事前調査は58年9月より59年2月までの6ヶ月間に終了して, 標準試験の立案が可能なるようにした。

(2) 標準試験方法の立案・検討

(1)の事前調査結果及び各担当者の使用可能設備を念頭におき, 次の各項目を決定した。供試材は事業団供試のSUS304板材とした。

- a) 試験片形状寸法
- b) 加重方法, 温度分布
- c) 荷重・変位測定方法
- d) き裂長さ測定方法
- e) 予備き裂発生方法
- f) 制御方法
- g) 整理に用いるFMP (採用可能なFMP)

h) その他

各担当者の上記の項目に関する文書による提案に基づいて小委員会として検討の上、実験計画書を作成した。

(3) 試験の実施

試験は各担当者において2本の試験片による試験を行った。

試験方法は(2)によったが状況に応じ途中での変更は随時行ってよいものとした。試験条件は担当者間での重複を許し別途記載の条件とした。

(4) 解析による評価

(3)で実施した試験条件中より1例を抽出し、試験の場合と同一の条件(試験片形状寸法、制御方法、温度、負荷速度、負荷範囲、保持時間)の下で適切な繰返し数(き裂長さ)における単調負荷でのFEMによる二次元詳細非弾性解析を実行し、実験との比較、実験では測定困難な量の解析を実施した。

併せ、 K 、 J 、 J' 、 COD 、 $CTOD$ 等を算出した。

(5) 評価

(3)による試験結果を適切なFMPにより整理し、FMPの適用可能性等について検討した。この検討を通し試験法の標準化のための評価も行った。

第2章 高温クリープ・疲労き裂 伝播に関する調査

第2章 高温クリープ・疲労き裂伝播に関する調査

2.1 文献調査方法と文献リスト

クリープ疲労き裂伝播挙動を支配する破壊力学パラメータ及びその計測方法，き裂伝播試験方法に関する試験研究の現状と課題を把握し，き裂伝播に関する標準的試験方法の確立と，高速炉構造材料のクリープ疲労き裂伝播データベースの構築を目的として，国内及び海外文献の調査を実施した。

対象文献は1978年以降とし，金属材料（材料はとくに限定せず）の高温における下記の項目について調べた。

- a) 低サイクル疲労き裂伝播（熱サイクル疲労も含む）
- b) クリープき裂伝播
- c) クリープ・疲労き裂伝播

文献の収集は，FCC小委員会の中に文献調査ワーキンググループを組織し各委員からの所持文献リストの提出，INISによる文献検索の他，試験法調査アンケートの参考文献を加えることにより行った。そして，これらの収集文献の中から，文献調査ワーキンググループの討議を経て，重要かつ参考となると思われる文献を抽出し，表2.1.1に示す文献リストを作成した。なお，文献調査ワーキンググループの構成メンバーは，以下に示すとおりである。

文献調査ワーキンググループ

朝田主査，結城副主査，古平幹事（原研），山口（金材研），成本（川鉄），高島（新日鉄），尾崎（東芝），宇佐美（日立製作所），紀（三菱重工）

なお，表2.1.1に示した文献リストの論文の中から，本小委員会にとって有用と思われたものについては，FCC小委員会の委員が文献抄訳を作成すると共に内容の紹介を行った。本報告書の付録に文献整理票としてこれらを示す。

Table 2.1.1 List of literatures

表 2.1.1 文献リスト

No.	分類	著者	標 題	書, 雑誌名	巻	号	頁	年	備 考
1	F, C C-F (総説)	山内, 瀬戸口, 紀, 山内	高温機器のクリープ疲労き裂成長 評価に関する諸問題	日本材料学会, 第20回 高温強度シンポジウム			38 ~ 44	1982	
2	き裂長さ計 測法	A. Saxena	Electrical Potential Technique for Monitoring Subcritical Crack Growth at Elevated Temperature	Engg. Fracture Mechanics	13		741 ~ 750	1980	
3	C(総説)	K. Sadananda P. Shahinian	Review of the Fracture Mechanics Approach to Creep Crack Growth in Structural Alloys	Engg. Fracture Mechanics	15	3 & 4	327 ~ 342	1981	
4	C-F	C.E. Jaske	Creep-Fatigue Crack Growth in Type 316 Stainless Steel	Advances in Life Prediction Method (ASME)			93 ~ 103	1983	
5	C-F	C.W. Marrchall C.M. Charman J.F. Hildebrand A.R. Rosenfield	Elevated Temperature Fatigue Crack Growth Rates Generated in Controlled - ΔJ Tests	ASME MPC-8			247 ~ 263	1983	
6	F, C-F	R.P. Skelton	Growth of Short Cracks during High Strain Fatigue and Thermal Cycling	ASTM STP 770			337 ~ 381	1982	
7	F	Y. Asada R. Yuuki D. Sunamoto	Fatigue Crack Propagation under Elastic-Plastic Creep Medium	Engg. Aspect of Creep, Vol. II I Mech E	II		23 ~ 27	1980	ISES 7809, ISES 7902(2) により説明

No.	分類	著者	標 題	書, 雑誌名	巻	号	頁	年	備 考
8	C-F	大路	クリープ領域におけるき裂伝播挙動	材料強度と破壊 国内シンポジウム		-	31 ? 52	1983	
9	F	K. Sadananda P. Shahinian	Elastic-Plastic Fracture Mechanics for High Temperature Fatigue Crack Growth	ASTM STP 700			152 ? 163	1980	
10	C-F	A. Saxena R.S. Williams T.T. Shih	A Model for Representing and Predicting the Influence of Hold Time on Fatigue Crack Growth Behavior at Elevated Temperature	ASTM STP 743			86 ? 89	1981	
11	C	R. Pilkington D. Worswick	Crack Propagation in Creep Damaged Components	I Mech E Vol. I			233 ? 238	1980	
12	C	G.J. Lloyd	The Relationship Between Creep Crack Growth Rates and Creep Fatigue Crack Growth Rates in Austenitic Type 316 Steel	I Mech E Vol. I			239 ? 248	1980	抄録なし
13	C-F	A. Saxena T.T. Shih	Characterizing and Predicting Crack Growth Behavior in Alloys at Elevated Temperature	Advances in Fracture Research, 5th Int. Conf. on Failure Vol. 5			2403 ? 2412	1981	
14	F	K. Sadananda P. Shahinian	A Fracture Mechanics Approach to High Temperature Fatigue Crack Growth in Udimet 700	Engg. Fracture Mechanics	11		73 ? 86	1979	抄録なし
15	F, C-F (総説)	J. Wareing	Mechanism of High Temperature Fatigue and Creep Fatigue Failure in Engineering Materials	Fatigue at High Temperature			135 ? 186	1983	ed. by R.P. Skelton Appl. Science Pub.

No.	分類	著者	標 題	書, 雑誌名	巻	号	頁	年	備 考
16	F, C-F	G.J. Lloyd	High Temperature Fatigue and Creep Fatigue Crack Propagation; Mechanics, Mechanism and Observed Behavior in Structural Materials	Fatigue at High Temperature			187 ? 258	1983	
17	F	J.S. Huang R.M. Pelloux	Low Cycle Fatigue Crack Propagation in Hastelloy-X at 25 and 750 °C	Metal. Trans.	11A	6	899 ? 904	1980	
18	C	A. Saxena	Evaluation of C* for the Characterization of Creep Crack Growth Behavior in 304 Stainless Steel	ASTM STP 700			139 ? 151	1980	
19	C	L.S. Fu	Creep Crack Growth in Technical Alloys at Elevated Temperature, A Review	Engg. Fracture Mechanics	13		307 ? 330	1980	
20	F	山口, 金沢	SUS321 ステンレス鋼の高温低サイクル疲労におけるき裂伝播速度	鉄と鋼	64		2187 ? 330	1978	抄録なし
21	F	北村, 新田, 桑原	インコネル718の時間依存性疲労き裂伝播	第2回破壊力学シンポジウム講演論文集			79 ?	1983	
22	C-F	平, 大谷, 北村, 山田	クリープ疲労重畳下のき裂伝播に関するJ積分による検討	材 料	28	308	414 ?	1979	
23	F	大谷, 山田, 柏木, 松原	304 ステンレス鋼の高温低サイクル疲労き裂伝播	機 論	48A	435	1378 ?	1982	

No.	分類	著者	標 題	書, 雑誌名	巻	号	頁	年	備 考
24	F	M.S. Starkey R.P. Skelton	A Comparison of the Strain Intensity and Cyclic J Approach to Crack Growth	Fatigue of Engg. Mater. and Structure	5	4	329 ? 341	1982	
25	C	R. Pilkington D.A. Miller D. Worswick	Cavitation Damage and Creep Crack Growth	Met. Trans.	12A		173 ? 181	1981	
26	C	G.G. Musicco D.J. Boerman R. Matera G. Piatti G. Bernasconi	J* Characterization of Creep Crack Growth Behaviour for AISI 304 SS	Trans. 6th SMiRT		L5/4		1981	
27	C-F	C.E. Jaske	A Crack-Tip-Zone Interaction Model for Creep-Fatigue Crack Growth	Fatigue of Engg. Mater. and Structures	6	2	159 ? 166	1983	
28	F	紀, 山内, 中野	スローブライン制御法による弾塑性疲労き裂成長挙動の評価と高温域への適用	三菱重工報 (+) 日本材料学会第25回破壊力学部門委員会資料	18	6		1981	
29	C-F	T. Yokobori H. Sakata T. Yokobori, Jr.	Studies on Crack Growth Rate Under High Temperature Creep, Fatigue and Creep Fatigue Interaction-II	Engg. Fracture Mechanics	13		523 ? 532	1979	抄録なし
30	C	T. Yokobori H. Sakata T. Yokobori, Jr.	A New Parameter for Prediction of Creep Crack Growth Rate at High Temperature	Engg. Fracture Mechanics	13		533 ? 539	1979	"

No.	分類	著者	標 題	書, 雑誌名	巻	号	頁	年	備 考
31	F	小寺沢, 森, 中井	疲労・クリープ条件下のき裂伝ばとフラクトグラフィ	材 料	29	321	592 ? 598	1980	抄録なし
32	C	小寺沢, 中村, 藤田	高温におけるクリープ, 疲労条件下の表面き裂伝ば	材 料	32	355	446 ? 450	1983	"
33	F	大南, 浜田	組合せ応力下の高温低サイクル疲労き裂伝ば挙動に関する研究	材 料	30	335	822 ? 828	1981	"
34	C-F	岡崎, 白岩, 服部, 小泉	SUS304 鋼の高温低サイクル疲労き裂の進展に及ぼすひずみ波形の影響	材 料	32	357	645 ? 650	1983	"

2.2 破壊力学パラメータに関する文献調査のまとめ

2.2.1 目的

高温における疲労およびクリープき裂伝播試験法の確立および高温機器の破壊力学に基づく寿命推定や健全性評価などに際し、先ず高温き裂伝播を支配する破壊力学パラメータは何かという問題に直面する。本章では、この点に着目して文献調査結果をとりまとめた。すなわち、高温における a) 塑性(低サイクル)疲労き裂伝播、b) クリープき裂伝播 c) クリープ・疲労き裂伝播 を支配する弾塑性破壊力学パラメータの調査を行った。

以下では、このような高温き裂伝播に関して、

- 1) どのようなパラメータが使用されているか。
- 2) どのパラメータが有効であるか、またどのような因子の影響が統一的に評価できるか。
- 3) パラメータが有効とされる材料・実験条件範囲。
- 4) 有効とされるパラメータの評価方法。
- 5) クリープ・疲労相互作用下のき裂伝播速度の整理法と推定法。

について概説する。なお本文献調査で得られたオーステナイト系ステンレス鋼の高温き裂伝播特性データについては次節にまとめている。

2.2.2 破壊力学パラメータの種類とその有効性

調査した24文献(表2.1.1参照)について、破壊力学パラメータおよび実験条件等を整理して、一覧表にして表2.2.1に示す。この表から使用され、推奨される破壊力学パラメータを知ることができる。調査文献には、多くの最近の総論(レビュー)が含まれ(1, 3, 6, 8, 15, 16, 19, 23など)ているので、現状の把握に有益であった。特に我国でのこの分野の研究は高い水準にあり、大路(8)、大谷ら(22, 23)の解説、論文は本委員会の今後の方針を決定する上で極めて有益な示唆を与えるものである。

以下では、1) クリープき裂伝播 2) 塑性疲労き裂伝播 3) クリープ・疲労き裂伝播のそれぞれについて使用されているパラメータの種類とその有効性について説明する。

(1) クリープき裂伝播のパラメータ

高温におけるクリープき裂伝播を支配するパラメータについて10数年来研究が続けられてきたが、主要なパラメータとして以下のものがある。

- a) 応力拡大係数, K , (3, 19など)
- b) 正味断面公称応力 σ_{net} , reference 応力 σ_{ref} (3, 19など)

c) き裂開口変位速度 $\dot{\delta}$ (19, 25 など)

d) 修正 J 積分 (クリープ J 積分) J' (1, 3, 4, 8, 11, 18, 19, 25, 26 など)

なお、 J' については、 C^* , \dot{J} , J^* などの記号が使われることも多いがここでは J' に統一して用いた。K は、小規模クリープ、 σ_{net} , σ_{ref} は延性クリープに使用が限定され、 $\dot{\delta}$ も試験片形状・寸法の影響が必ずしも評価できず、 J' が有効なパラメータとして国際的に認識されつつある。クリープき裂伝播速度 da/dt を J' で整理すると、試験片形状・寸法、荷重レベルはもとより、温度や熱処理、化学成分、予ひずみの影響もほとんど見られず、統一的に整理できることが明らかにされている。

J' については、その簡便評価法が必ずしも確立していないことまた、次式のように定常状態に遷移するまで時間的に変化すること

$$J' = J_e / (n+1) t \quad (2.2.1)$$

$$J_e = (1 - \nu^2) K^2 / E, \quad n : \text{Norton 則の指数} \quad t : \text{時間}$$

や J' は履歴の影響を受けるなど多くの解決すべき課題も残されているが、現状では最も有効なパラメータと考えられる。

(2) 塑性疲労き裂伝播のパラメータ

高温における繰返し数依存型の疲労き裂伝播にも、小規模降伏条件が満たされる限り、 ΔK ないしき裂開口現象を考慮した ΔK_{eff} が有効なパラメータであることが明らかにされ、多くデータが蓄積されている。しかし、大規模降伏を伴う低サイクル疲労き裂伝播については、各種のパラメータが提案されており、パラメータは必ずしも確立されていない。また高温におけるこの種データは、その重要性にもかかわらず比較的データは少ない。調査文献中使用されていたパラメータを列記すると、

a) 応力拡大係数範囲 ΔK , 有効応力拡大係数範囲 K_{eff}

(1, 2, 7, 9, 10, 16, 28)

b) 相当応力拡大係数範囲 ΔK_{eq} , ひずみ拡大係数範囲 ΔK_e

(6, 7, 24)

c) き裂長ないし $B(\Delta \epsilon_p)$ ($da/dN = Ba$)

(6, 15)

d) き裂開口変位 δ ないし Tomkin の式

$$(15, 17)$$

e) 繰返し J 積分 ΔJ

$$(1, 4, 5, 6, 7, 9, 10, 17, 21, 22, 23, 24, 28)$$

低サイクル疲労においても、周波数が高い場合などに ΔK や ΔK_{eq} , ΔK_e が使用されることがあり、また特に微小き裂を対象として ΔK_e や B が使用されることがあるが、Dowling らの室温低サイクル疲労き裂伝播に ΔJ を適用し良い対応が見られて以来、高温低サイクル疲労き裂伝播にも ΔJ を適用する多くの試みが行なわれている。 ΔJ は荷重-荷重点変位ないし荷重-き裂開口変位のヒステリシスループの面積から求められるが、一般に高温における変位の測定に困難を伴うこと、また中央き裂帯板試験片 (CCT) タイプでは、変位をいくらの標点間距離でとれば良いか明確でないなどの課題が残されているが、 ΔJ は高温における低サイクル疲労き裂伝播の有力なパラメータと考えられる。なお、文献 (24) には、 ΔJ と ΔK_{eq} との比較・対応が検討されており、興味深い。

(3) クリープ・疲労き裂伝播のパラメータとモデル

クリープ条件下の高温低サイクル疲労において、周波数が小さい場合や引張保持時間を長くすると時間依存性のき裂伝播が生じることが知られている。このようなき裂伝播を特性づけるパラメータおよびクリープき裂伝播や繰返し数依存の疲労き裂伝播のデータからその成長速度を推定する方法について以下にとりまとめる。

a) Saxena の式 (1), (10), (13)

Saxena らは、クリープき裂伝播および繰返し数依存のき裂伝播が次式のように K で特性づけられることを仮定した。

$$da/dt = C (K/t)^m \quad (2.2.2)$$

$$da/dN = C_0 (\Delta K)^n \quad (2.2.3)$$

この仮定の下で、周波数保持時間の効果を定量的に評価する次式を提案している。

$$da/dN = C_0 (\Delta K)^n + C_1 (\Delta K)^{2m} (\nu^{m-1} - \nu_0^{m-1}) + C_2 t_h^{1-p} (\Delta K)^{2p} \quad (2.2.4)$$

ここで、 ν_0 は時間依存性が生じる限界周波数であり、 ν は使用されている周波数、

t_h は保持時間であり、右辺第3項のPは、(2.2.2)のmと同じであるが、荷重変動に伴うクリープき裂伝播速度は一定荷重の場合と異なることを考慮して区別している。

上記の式は小規模クリープ状態が保たれる範囲内で有効であるが、保持時間が長いと、大規模クリープに遷移し、その遷移時間 t_1 は、(2.2.1)式を書き直して次式で与えられる。

$$t_1 = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{E (1 + n) J'} \quad (2.2.5)$$

大規模クリープ下では、Kが適用できず、 J' を用いてクリープき裂伝播を特性づけることにすると

$$da/dt = C' (J')^q \quad (2.2.6)$$

(2.2.4)式は、以下のように拡張される。

$$da/dN = C(\Delta K)^n + A'(\Delta K)^{2p}(t_1)^{1-p} + C'(J')^q(t_h - t_1) \quad (2.2.7)$$

上式は実験的に検証するに至っていないが、興味深い。

b) Jaske のモデル^{4), 27)}

クリープと疲労の相互作用の評価方法として、塑性域寸法を基準としたJaskeのモデルが提案されている。Jaskeは、疲労で形成される塑性寸法 r_f とクリープにより形成される塑性域を r_c とし、小規模状態を仮定して、次式で求めた。

$$r_f = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_f} \right)^2 \quad (2.2.8)$$

$$r_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_f} \right)^2 \quad (2.2.9)$$

ここで、 σ_f は破壊応力ないし flow 応力である。

r_f および r_c の大小により、相互作用の有無を判定している。たとえば、一定荷重に保った状態から繰返し荷重を負荷した場合、 $r_f < r_c$ ならば相互作用ありとし、

$r_f \geq r_c$ ならば相互作用なしと考えている。

c) 大谷らの方法^{22), 23)}

大谷らは、高温における種々の周波数、波形を用いた疲労き裂伝播は、繰返し数依存性と時間依存性の現象に分離でき、繰返し数依存疲労では、前述の繰返し J 積分 ΔJ と類似の ΔJ_f により、時間依存疲労では、前述の J' のサイクル中の時間積分に相当する ΔJ_c がそれぞれ適用できることを明らかにし、ひずみ範囲分割法にならったヒステリシスループから実験的に ΔJ_c と ΔJ_f を分離評価する方法を提案している。その評価法は文献(22)に詳しく述べられている。また、動クリープは、 ΔJ_f で、サイクリッククリープは ΔJ_c で良く整理できることを示している(23)。また S15C の場合、

$$\begin{array}{ll} \Delta J_f > 10 \Delta J_c & \text{繰返し数依存} \\ \Delta J_c < 0.1 \Delta J_f & \text{時間依存} \end{array} \quad (2.2.10)$$

により区別される。また SUS316 の場合 $\Delta J_c / \Delta J_f = 0.1$ により、区別できることも明らかにしている。

大谷らの考え方に従えば、クリープ・疲労の相互作用の影響は比較的少なく、(2.2.10) 式のような判定条件に従い、クリープないし疲労のどちらかの特性に支配されることになる。

d) 大路らの方法⁸⁾

大路らは、文献(8)において J' の過渡応答について詳細な検討を行ない、この結果を基に保持時間 t_h と遷移時間 t_i [(2.2.1) 式] の比 β が、繰返し数と時間依存性の判定の重要なパラメータとなりうることを提案している。

$$\beta = t_h / t_i = (n+1) \Delta J_c / \Delta J_f \quad (2.2.11)$$

また SUS304 鋼について、上式が成立することを実験により確認している。

e) 新田らの方法²¹⁾

新田らは、大谷、大路らの研究をもとに、小規模クリープから大規模クリープへの遷移過程での J' の変化を考慮して、次式に示す時間平均クリープ J 積分 J_t^* の適用を提案している。

$$J_t^* = \frac{1}{t_h} \int_0^{t_h} J^* dt, \quad J^* = \begin{cases} J_{tr}^* & (0 \leq t < t_1) \\ J_s^* & (t > t_1) \end{cases} \quad (2.2.12)$$

ここで、 J^* は J' と同じであり、 J_{tr}^* は遷移状態下の J' 、 J_s^* は定常状態下の J' を意味し、 t_h は引張荷重保持時間、 t_1 は遷移時間を示す。またIN718について、時間依存性疲労き裂伝播速度 da/dt と上式の J_t^* の関係は、大規模クリープ状態下の静クリープの $da/dt-J_s^*$ 関係と一致することを明らかにしている。

2.2.3 特記事項

前述の破壊力学パラメータに関するもの以外で、本文献調査により分った事項の主なものを以下に列記する。

- 1) 高温き裂伝播試験におけるき裂計測法として直流電位差法が有効である。(2)
- 2) 弾塑性疲労き裂伝播データを得る新しい試験法として、スロープライン制御法が一つの有力な手法として提案されている。(1, 28)
- 3) 実機の評価に際し、微小き裂の伝播特性が重要となり、高温においても微小き裂の研究が最近若干見られるようになった。(4, 6, 24)
- 4) クリープ損傷の効果とキャビティとの関係について検討されている。(11, 25)
- 5) 熱疲労き裂伝播に関する文献は、今回の調査では1件のみであった。(6)
- 6) 従来クリープ試験では、一定荷重の試験が通常であったが、短時間で安定なデータを得るためクロスヘッドの変位速度を一定に制御するクリープ試験法が採用されつつある。(2, 18, 26)

表 2.2.1 破壊力学パラメータに関する調査結果

Table 2.2.1 List of FMP used in literatures.

文献番号 (注)	著者名	分類	実験条件					破壊力学パラメータ			備考
			材料	温度	試験片	制御方法	波形	使用パラメータ	推奨パラメータ	統一的に評価される影響因子	
1	山内, 瀬戸口, 紀, 山内	FCG CCG (総論)	2½Cr-1Mo SUS304 Cr MoV	RT 538° 578° 593°	—	—	—	ΔK, ΔJ J'(C*)	ΔK, ΔJ J'(C*)		Sexena の式の紹介 小規模降伏, クリープ下でΔK, K, 大規模降伏, クリープ下でΔJ, J'が有効
2	A.Saxena	FCG CCG (実験)	SUS304 A470	594° 538°	OT COT	荷重 定変位速度		—	—	—	電位差法(直流)は, 高温でも有効, 校正曲線は, 材料温度に依存しない。
3	K.Sadananda P.Shahinian	CCG (総論)	各種	150° ? 850°	OT COT SEN DEN	荷重		K, J', σ _{ref}	J' (K, σ _{ref})	試験片形状 温度, 材料の影響が少ない	パラメータは, 環境感受性とクリープ延性に依存。 J'とσ _{ref} の評価式の一覧
4	C.E.Jaske	FCG CCG (実験)	SUS316	593° 649°	OT 表面欠陥 付中実丸棒	荷重 ひずみ	三角波 台形波	ΔK, ΔJ J'	ΔJ, J'	き裂の大小, 試験片	微小表面のFCGもΔJが有効クリープ・疲労の相互評価にCrack-tip-zone interaction modelが有効
5	C.W.Marshall C.M.Charmant 他	FCG (実験)	2½Cr-1Mo (A217)	540°	GT	クロスヘッド の変位	矩形波 (圧縮保持)	ΔJ	ΔJ		ΔJ controlled 試験 圧縮保持時間を1日から2minにすると da/dNは1/1.3 ~ 1/2.0となる。
6	R.P.Skelton	FCG 熱疲労き裂 (総論)	ステンレス鋼 Cr Mo系	RT ? 750°	各種	ひずみ 荷重	三角波 台形波	ΔK, B, ΔK _{eq} ΔJ	B, ΔK _{eq} , ΔJ		微小き裂, 熱衝撃 酸化の影響
7	ISES 13G	FCG (実験)	SUS304	550°	COT 中空円筒	荷重 ひずみ	三角波 台形波	ΔK, ΔK _{eq} ΔJなど	ΔK _{eq} , ΔJ	試験片, 制御 Δσ, Δε	小規模降伏下のデータとの適合性荷重点変位から求めたΔJとda/dN関係に折れ曲がりが生じる。保持時間(1時間まで)効果なし
8	大路	CCG (総論)	SUS304 CrMoV	600° 565°		荷重	一定 台形波	J', K, σ _{net}	J'	試験片形状・寸法	
9	K.Sadananda P.Shahinian	FCG (実験, 総論)	UD700 SUS316 In718	850° 593° 650°	GT	荷重 変位	台形波	ΔK, ΔJ, K _{max} , J _{max}	ΔJ, J _{max}	荷重レベル	応力比の影響(R=0~0.8)
10	A.Saxena R.S.Williams T.T.Shih	FCG (実験, 理論)	A470 (CrMoV)	538°	OT	荷重 変位	三角波 台形波	ΔK, ΔJ (J')	ΔJ, (J')		保持時間効果の評価式の提案

注) 出典は表 2.1.1 参照。

文献番号	著者名	分類	実験条件					破壊力学パラメータ			備考
			材料	温度	試験片	制御方法	波形	使用パラメータ	推奨パラメータ	統一的に評価される影響因子	
11	R.Pilkington D.Warwick	COG (実験)	1/2Cr-1/2Mo -1/4V	550° (真空)	3点曲げ	荷重	一定	σ_{net}, K, J'	$J'(I), J'(\Delta)$ $\delta: OOD$ $\Delta: 荷重線$ 変位	荷重レベル 処女材とクリープ損傷材	クリープ損傷材と処女材との比較 Nixらのモデル検討
12											抄録なし
13	A.Saxena T.T.Shih	FCG COG (理論)	A470 SUS304	538° 594°				$\Delta K, \Delta J$ J'	$\Delta K, J'$		周波数・保持時間効果の評価式の提案とその 限界 文献10)と同じ
14											抄録なし
15	J.Wareing	FCG (実験, 結論)	SUS304 SUS316	RT 625°	丸棒 (表面き裂)	ひずみ	三角波 台形波	$B, \delta, \Delta J$			疲労寿命予測 $da/dN < \delta/2$ Tomkinsモデル
16	G.J.Lloyd	FCG (結論)	SUS304 SUS316 他	538° 550° 650°	COT CT	荷重	三角波 台形波	$\Delta K, \Delta J, J'$ K_{max}	$\Delta K, J'$		多くの文献を引用 ただし、塑性疲労・クリープ塑性疲労のデー タは少ない。
17	J.S.Huang R.M.Pelloux	FCG (実験)	ハステロイ -X	RT 760°	SEN	歪制御 (板厚方向)	正弦波	$(\Delta \epsilon_p)^{a_a},$ $\Delta K, \Delta J$	ΔJ	$\Delta \epsilon_p$	Tomkinsモデルは不適 ΔJ の評価は、Shih & Hutchinsonの解析 結果を用いた。
18	A.Saxena	COG (実験)	SUS304	594°	COT CT	定変位 速度		$J'(C^*)$	$J'(C^*)$	試験片形状 温度、熱処理、化学成分の影響が 少ない。	J' の単一試験片解析法を用いた。 今後の展望とまとめ
19	L.S.Fu	COG (結論)	各種	RT ? 850°	各種			K, σ_{net}, δ J'			クリープき裂成長のマイクロとマクロモデルの 検討 引用文献 多数
20											抄録なし

文献 番号	著者名	分類	実 験 条 件					破 壊 力 学 パ ラ メ ー タ			
			材 料	温 度	試験片	制御方法	波 形	使用パラメータ	推奨パラメータ	統一的に評価される影響因子	
21	北村, 新田, 桑原	FCG COF (実験)	インコネル 718	650°	中空円筒	荷重制御	台形波	K_{max}, J_s^* J_{tr}^*, J_s^*	J_t^*	波形, 保持時間 荷重	時間平均クリープJ積分 J_t^* の提案 小規模から大規模クリープへの遷移
22	平, 大谷 北村, 山田	FCG (実験)	S15C (SUS316)	400° (600°, 650°)	中空円筒	荷重制御	矩形波 三角波	$\Delta J_f, \Delta J_c$	$\Delta J_f, \Delta J_c$	波形, 周波数	$\Delta J_c, \Delta J_t$ の決定法 $\Delta J_t > 10 \Delta J_c$: 繰返し数依存 $\Delta J_c < 0.1 \Delta J_f$: 時間依存 両者の相互作用なし
23	大谷, 山田 柏木, 松原	FCG (実験)	SUS304	650° (真空)	中空円筒	荷重	正弦波 PP, CG CP, PC 波	$\Delta K, \Delta J_f$ $\Delta J_c, J'$	$\Delta J_f, \Delta J_c$	波形, 周波数	動クリープは ΔJ_f で, サイクリッククリープは ΔJ_c で整理できる。 高温き裂全般について総括。
24	M.S.Strarhey R.P.Stelton	FCG (理論・実験)	SUS316 他	625° (真空)	中空円筒 丸棒	ひずみ	三角波	$\Delta K_{eq}, \Delta J$	$\Delta K_{eq}, \Delta J$	$\Delta \epsilon_p$ 微小き裂と貫通き裂応力比	ΔJ と ΔK_{eq} との比較 微小き裂
25	R.Pilkington D.A.Miller D.Worswick	COG (実験・理論)	$\frac{3}{4}Cr - \frac{1}{4}Mo$ $-\frac{1}{2}V$	550°	三点曲げ	荷重	一定	$K, J', \dot{\delta}$	$\dot{\delta}, J'(\dot{\delta})$	荷重 処女材とクリープ損傷材	クリープ損傷材 クリープき裂伝播モデル キャビティの観察
26	G.C.Musicca D.J.Boerman R.Matra 他	COG (実験)	SUS304	550°	OT	定変位 速度		$J'(C^*)$	$J'(C^*)$		J' の簡便評価式の比較 破面観察も
27	C.E.Jaske	FCG (理論)	—	—	—	—	—	—	—	—	クリープ・疲労相互作用評価のための Crack-tip-zone interaction model の提案 (抄録なし)
28	紀, 山内 中野, 中島	FCG (実験)	$2\frac{1}{4}Cr$ $-1Mo$	RT 570°	OT OOT	スロープ ライン	三角波	$\Delta K, \Delta J$	ΔJ	試験片, 板厚 周波数(5~0.015cpm) 制御方法	スロープライン制御法の有効性
29											
30											

FCG……疲労き裂伝播, クリープ疲労き裂伝播

COG……クリープき裂伝播

OT……コンパクト試験片

OOT……中央き裂入り帯板試験片

SEN……片側き裂入り試験片

DEN……両側 "

2.3 オーステナイト系ステンレス鋼のき裂伝播データのまとめ

表 2.1.1 に示した文献リストの論文の中から、本小委員会にとって有用と思われたものについては、FCC小委員会の委員が文献抄訳を作成すると共に、内容の紹介を行い、き裂伝播に関する試験研究の現状と課題の理解を深めた。本報告書の付録に文献整理票として、これらの文献抄訳の成果を一括して示す。

上記の文献紹介で示された金属材料の低サイクル疲労、クリーブ・疲労及びクリーブき裂伝播データの中から、今後のデータベース構築のための基礎資料として、オーステナイト系ステンレス鋼（主としてSUS304及び316）のデータを抽出、整理して以下にまとめて示す。尚、これらのデータは、表 2.1.1 の文献リストにおいて、下記の文献番号のものより抽出した他、FCC小委員会に提出し審議された資料からも採取しているが、これらも以下に示す。

- 1) 文献番号：1, 3, 4, 6, 7, 8, 9, 13, 15, 16, 18, 22, 23
- 2) FCC資料：

{	FCC-4-13 「日立における疲労き裂進展試験の現状」
	FCC-5-2'-1 「クリーブ疲労き裂伝播試験方法(案)，(電中研)」

低サイクル疲労及びクリープ・疲労
き裂伝播データ

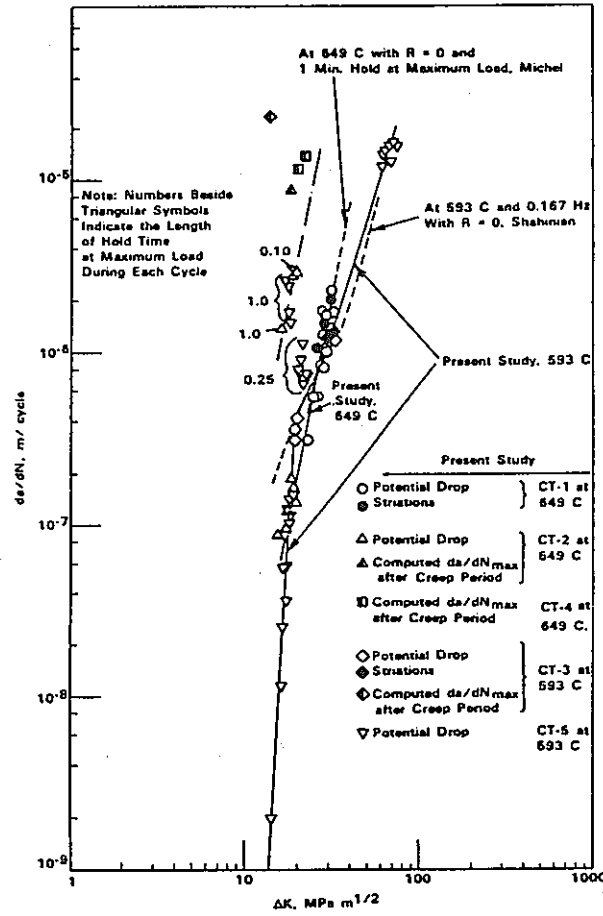


図 2.3.1 316 ステンレス鋼の 593°C 及び 649°C における ΔK と da/dN の関係

Fig. 2.3.1 Fatigue-crack propagation behavior of Type 316 stainless steel in air at 593 and 649 C in terms of the elastic stress intensity factor.

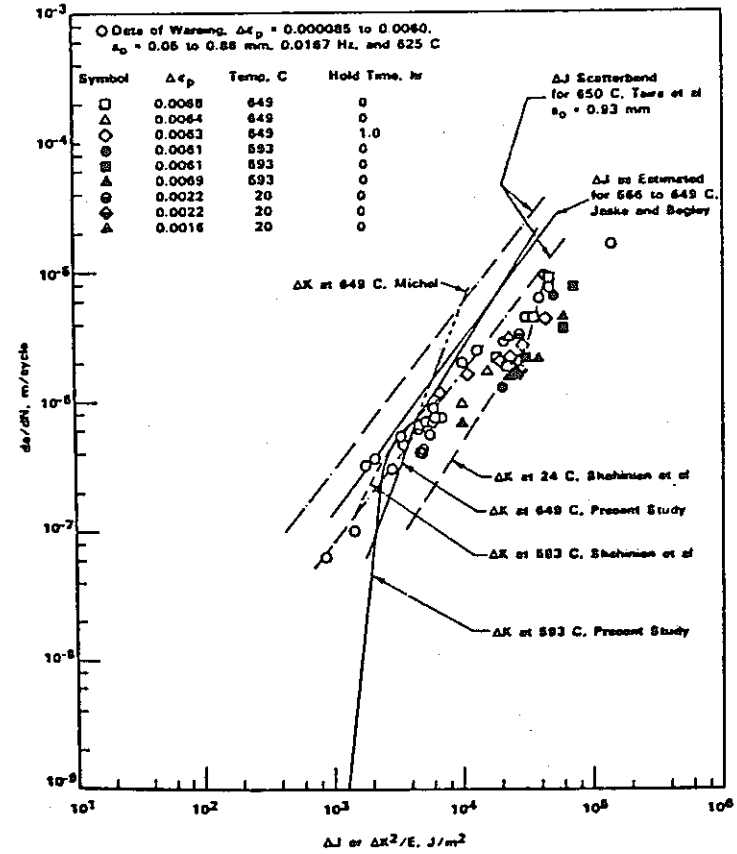


図 2.3.2 316 ステンレス鋼の 593°C 及び 649°C における $\Delta K^2/E$, ΔJ と da/dN の関係

Fig. 2.3.2 Fatigue-crack-growth-rate behavior for Type 316 stainless steel at 593 to 649 C in terms of $\Delta K^2/E$ for nominally linear elastic cycling and in terms of ΔJ for nominally or small-scale in elastic cyclic deformation.

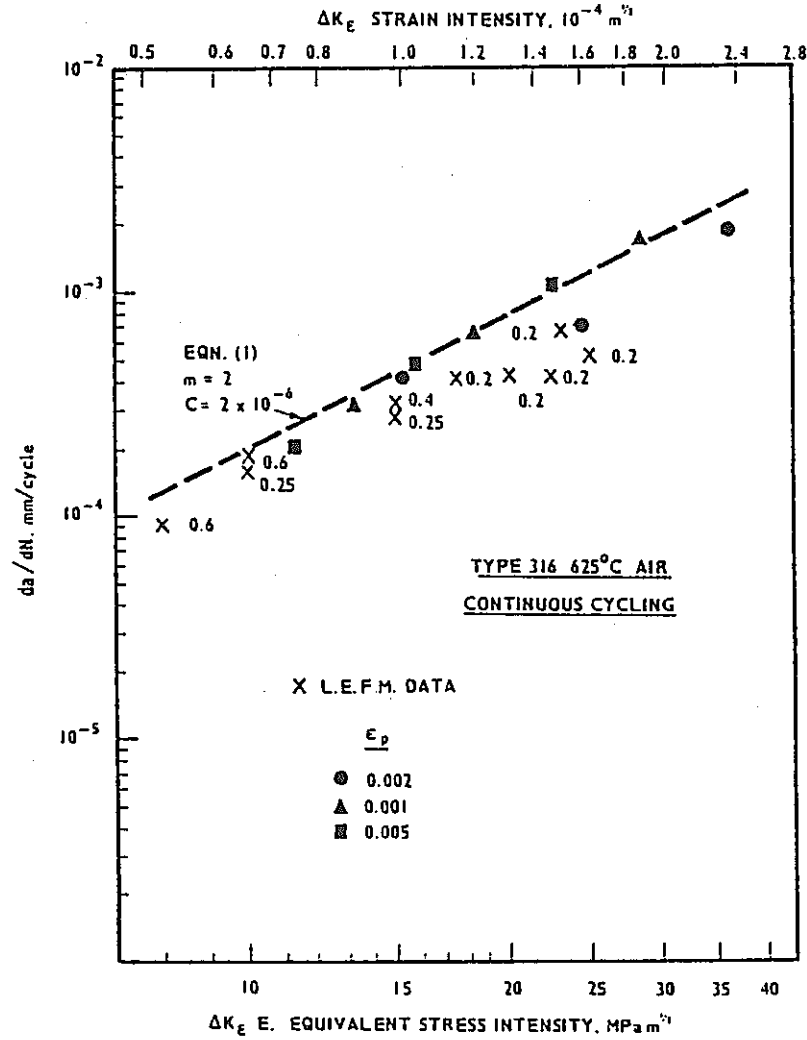


図 2.3.3 ΔK_E E と da/dN との関係

Fig. 2.3.3 As for Fig. 10 Numbers denote R-value.

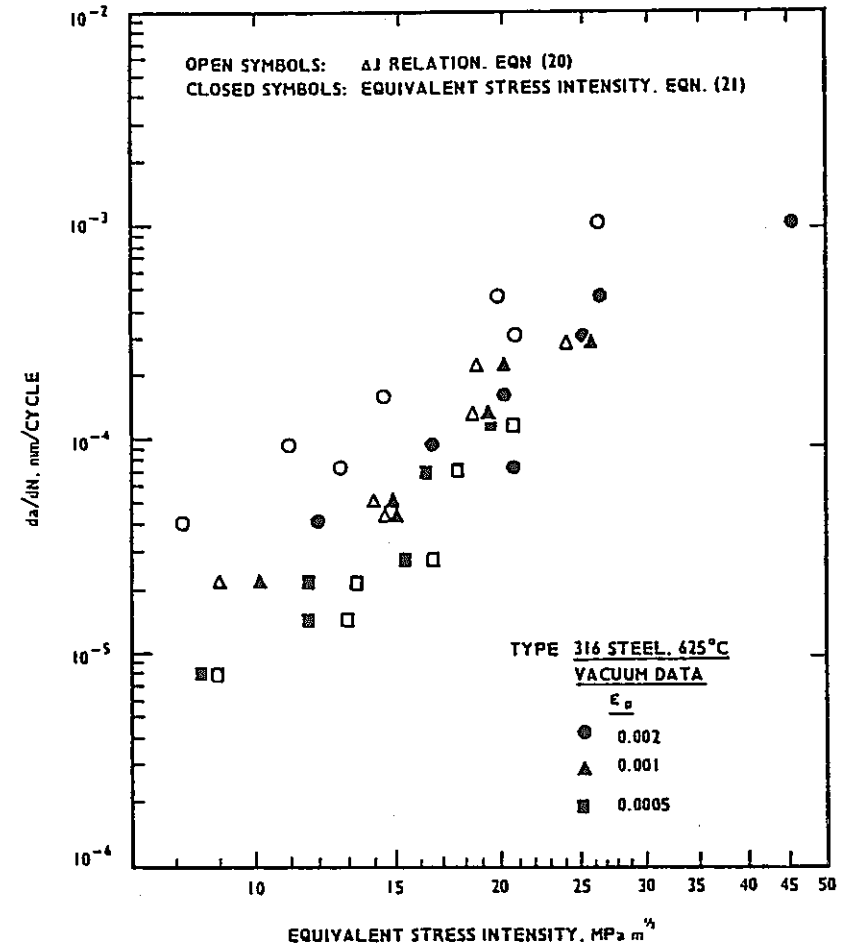


図 2.3.4 ΔK_E E と da/dN との関係

Fig. 2.3.4 Equivalent stress intensity and ΔJ methods compared at high temperature.

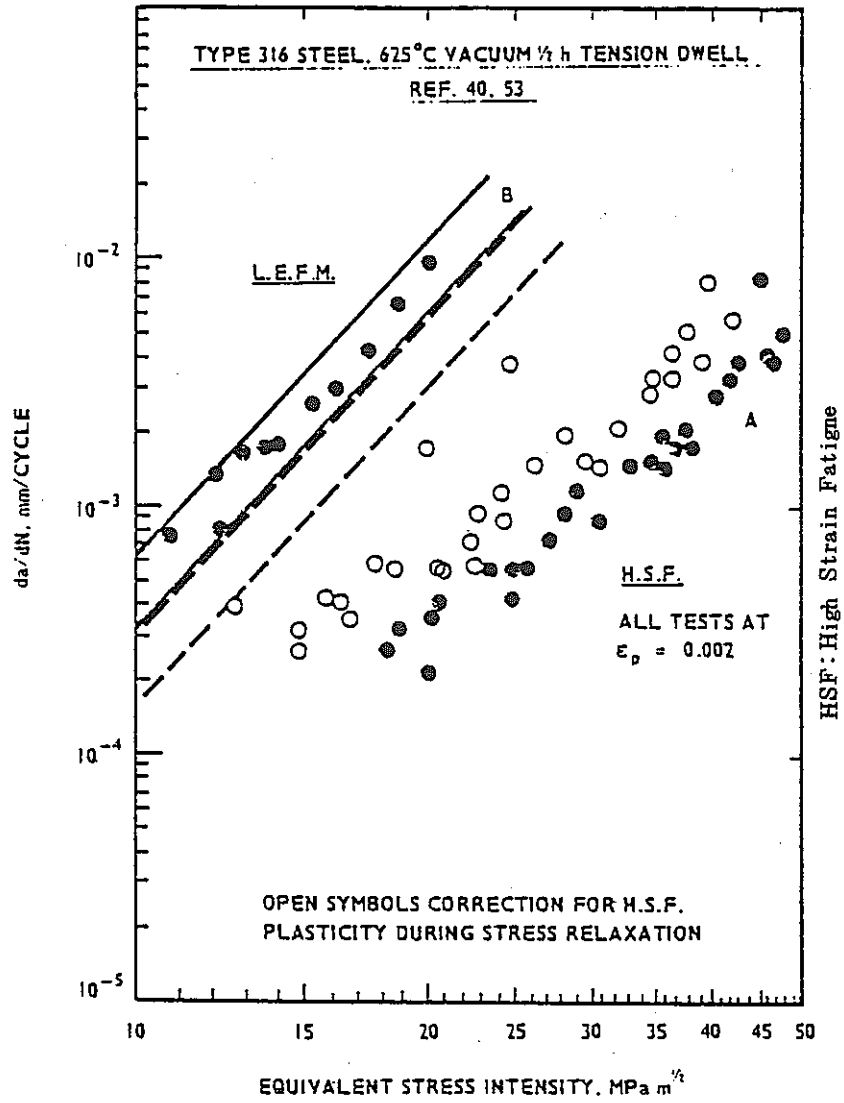


図 2.3.5 K_e と da/dN の関係

Fig. 2.3.5 HSF and LEFM data compared for case of dwell.

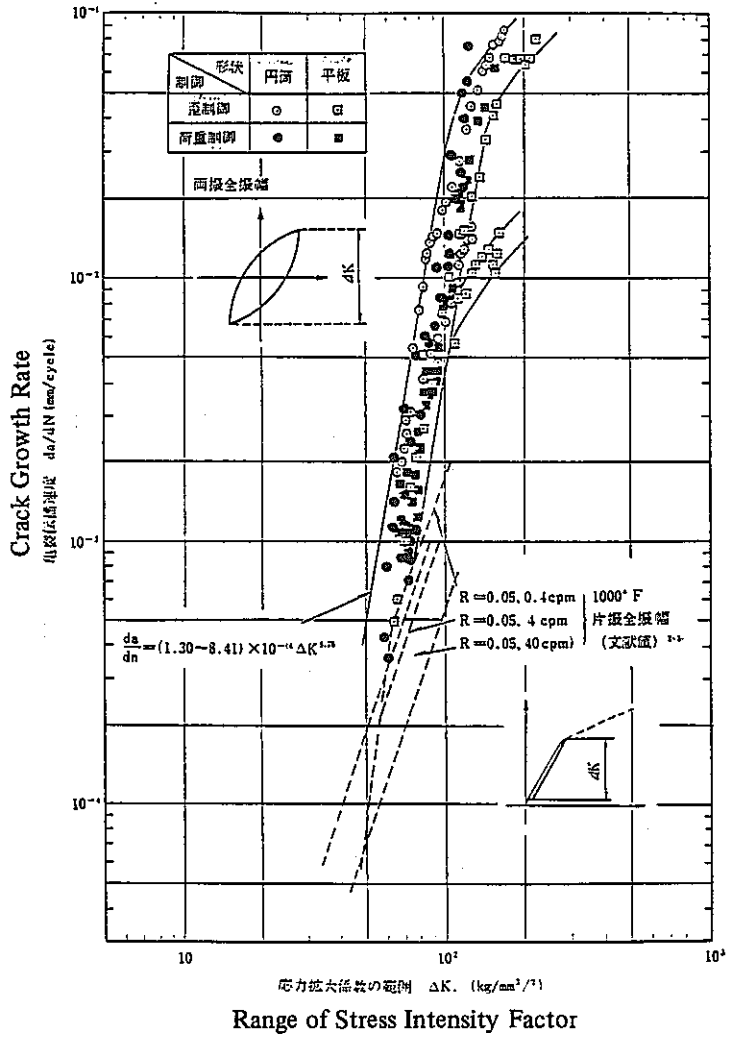


図 2.3.6 応力係数の範囲と亀裂伝播速度の関係

Fig. 2.3.6 Relationship between ΔK and da/dN .

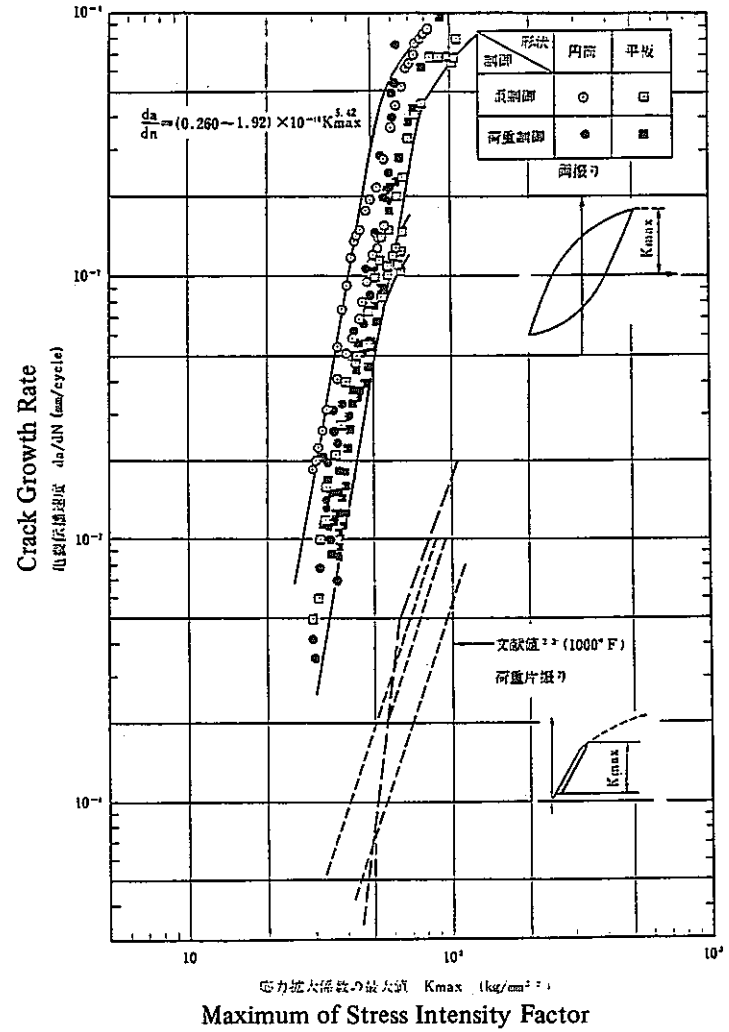


図 2.3.7 応力拡大係数の最大値と亀裂伝播速度の関係

Fig. 2.3.7 Relationship between maximum of stress intensity factor K_{max} and da/dN .

文献No 7 (第1年度)

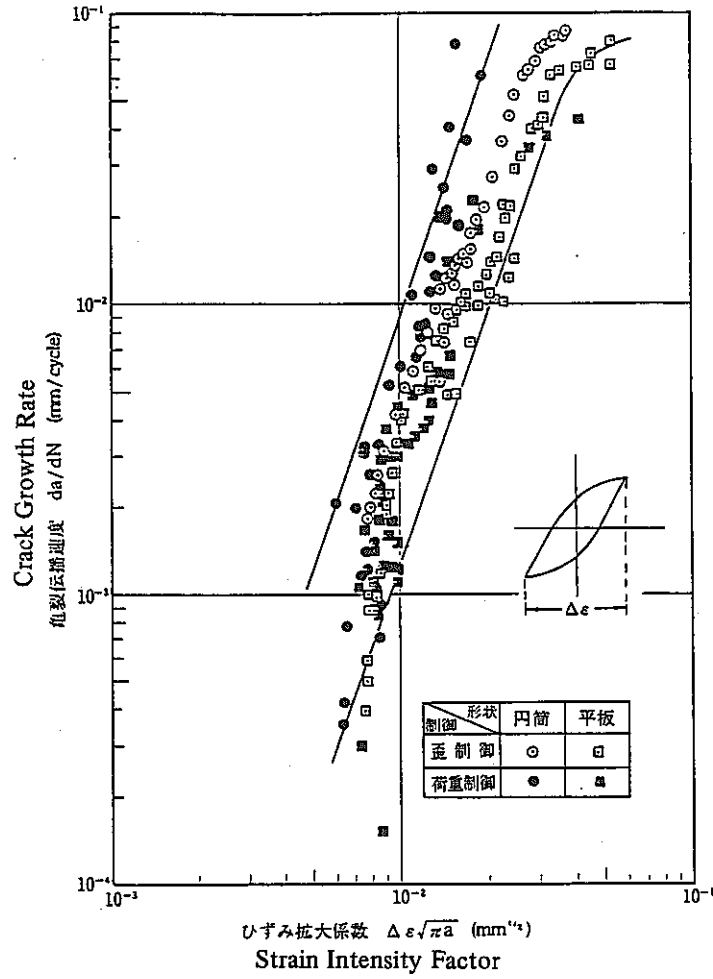


図 2.3.8 ひずみ拡大係数と亀裂伝播速度の関係

Fig. 2.3.8 Relationship between $\Delta\epsilon \pi a$ and da/dN .

文献No 7 (第1年度)

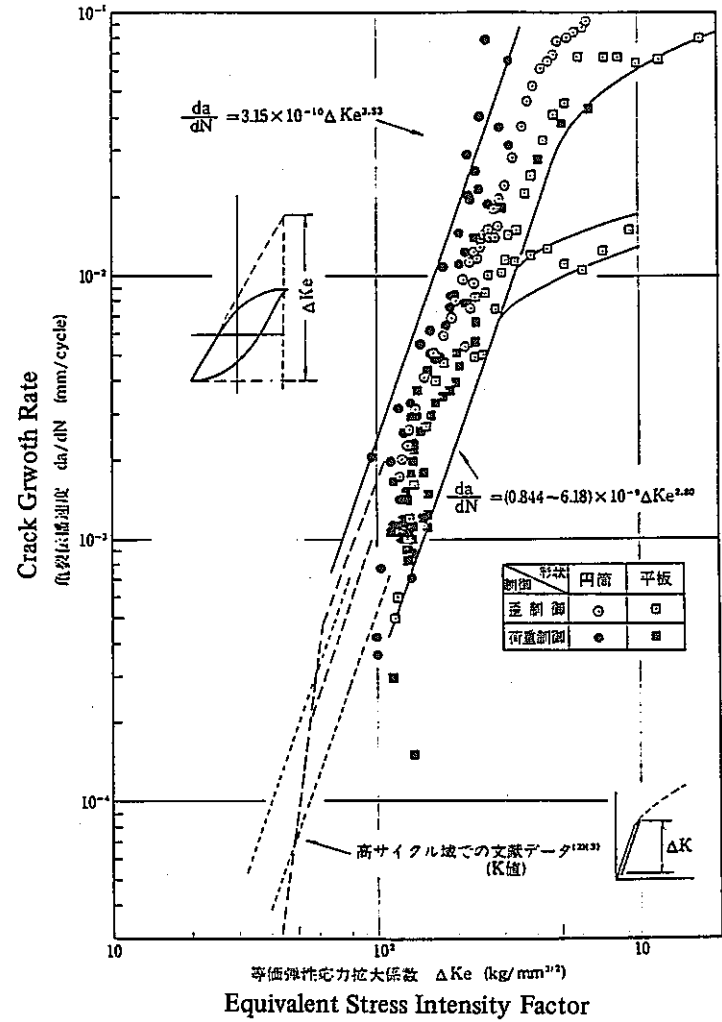


図 2.3.9 等価弾性応力拡大係数と亀裂伝播速度との関係

Fig. 2.3.9 Relationship between ΔK_e and da/dN .

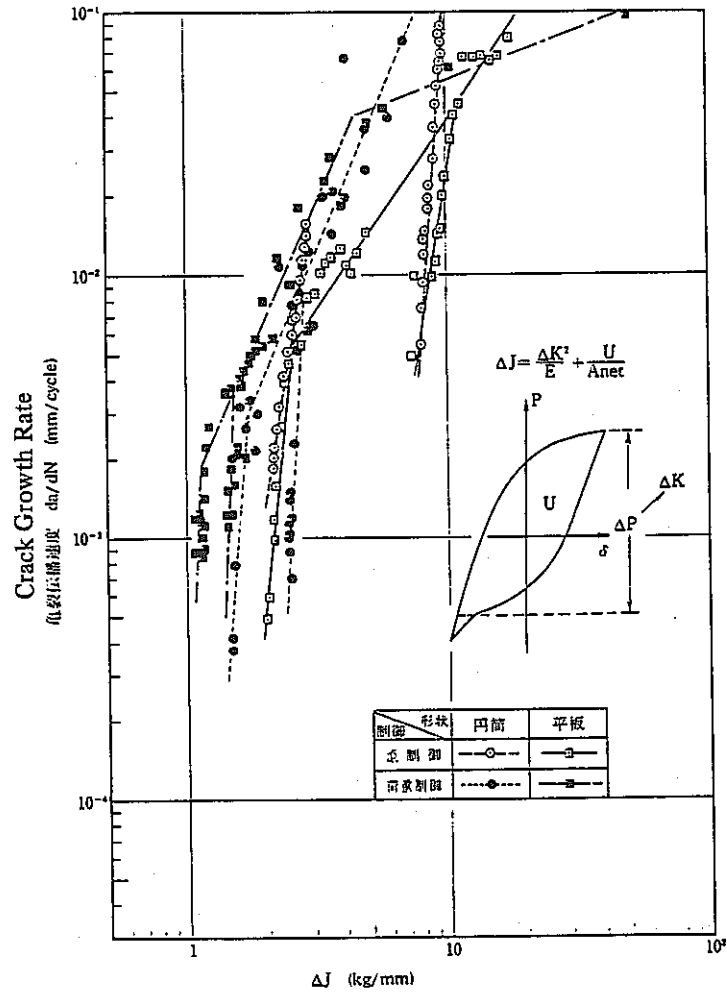


図 2.3.10 ΔJ と亀裂伝播速度の関係
Fig. 2.3.10 Relationship between ΔJ and da/dN .

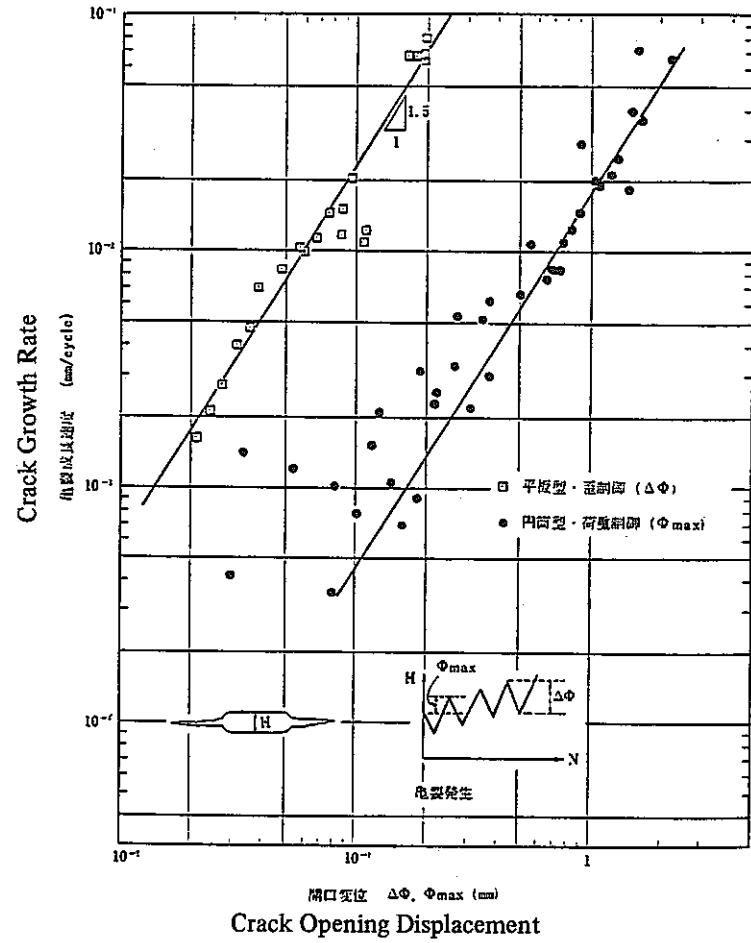


図 2.3.11 開口変位と亀裂伝播速度の関係

Fig. 2.3.11 Relationship between $\Delta\phi$ or ϕ_{max} and da/dN .

文献No 7 (第1年度)

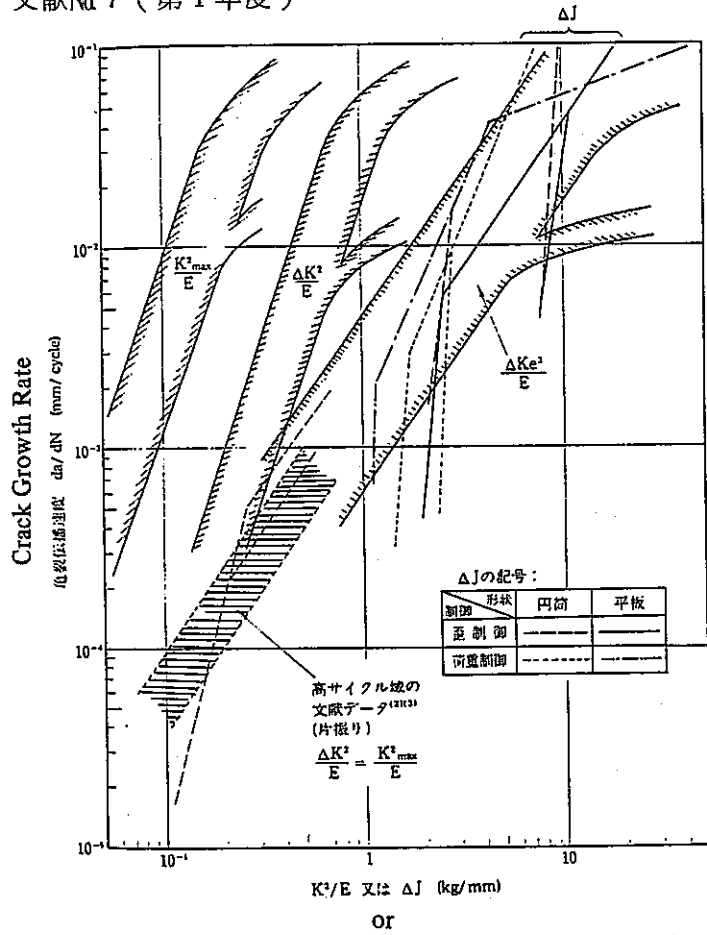


図 2.3.12 各種整理パラメータの比較

Fig. 2.3.12 Comparison of several parameters.

文献No 7 (第2年度)

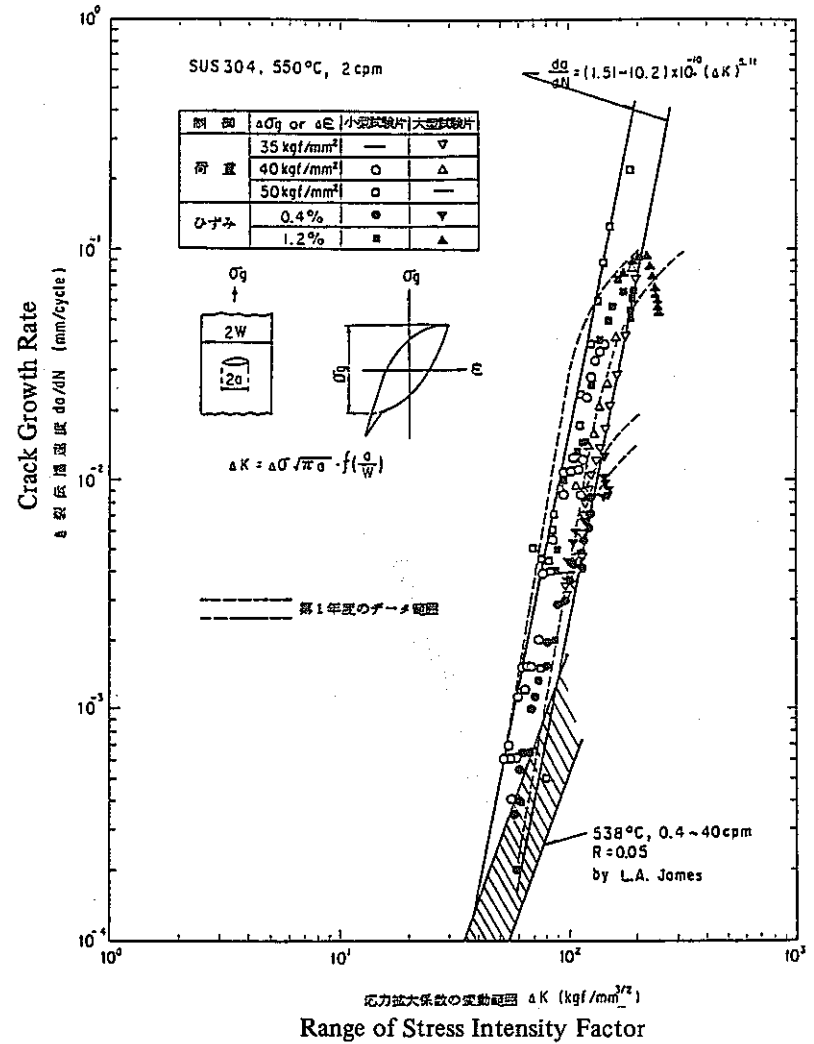


図 2.3.13 応力拡大係数範囲による整理

Fig. 2.3.13 Relationship between ΔK and da/dN.

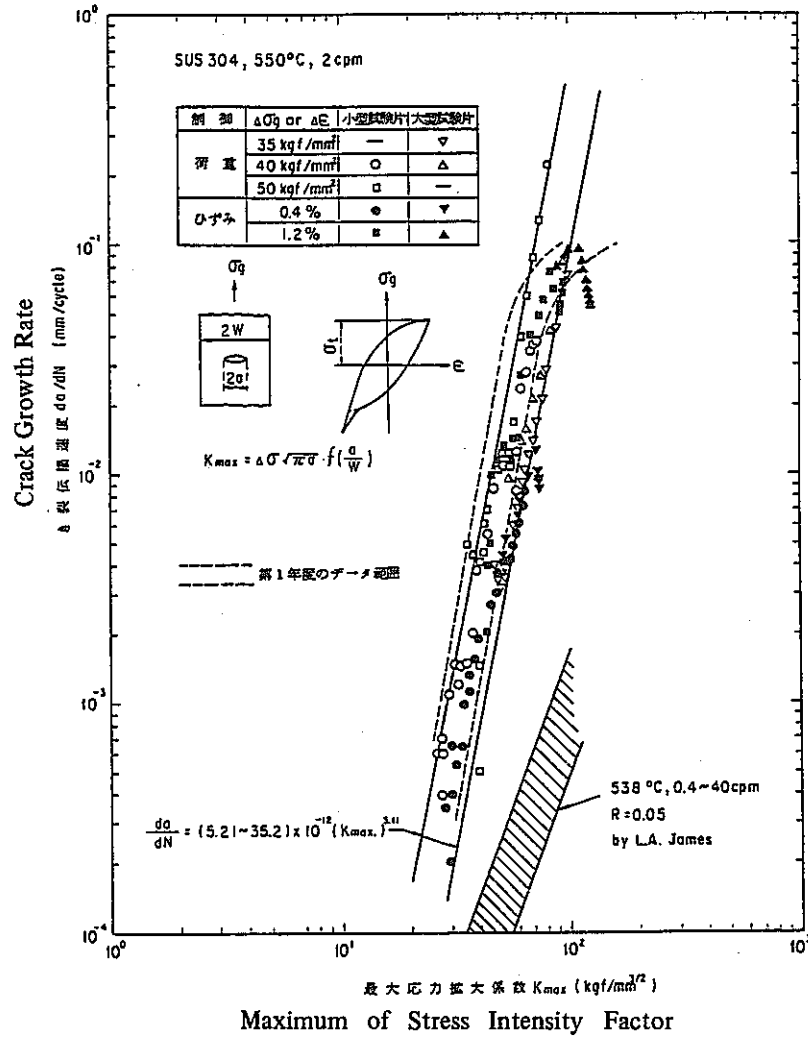


図 2.3.14 最大応力拡大係数による整理
Fig. 2.3.14 Relationship between K_{max} and da/dN .

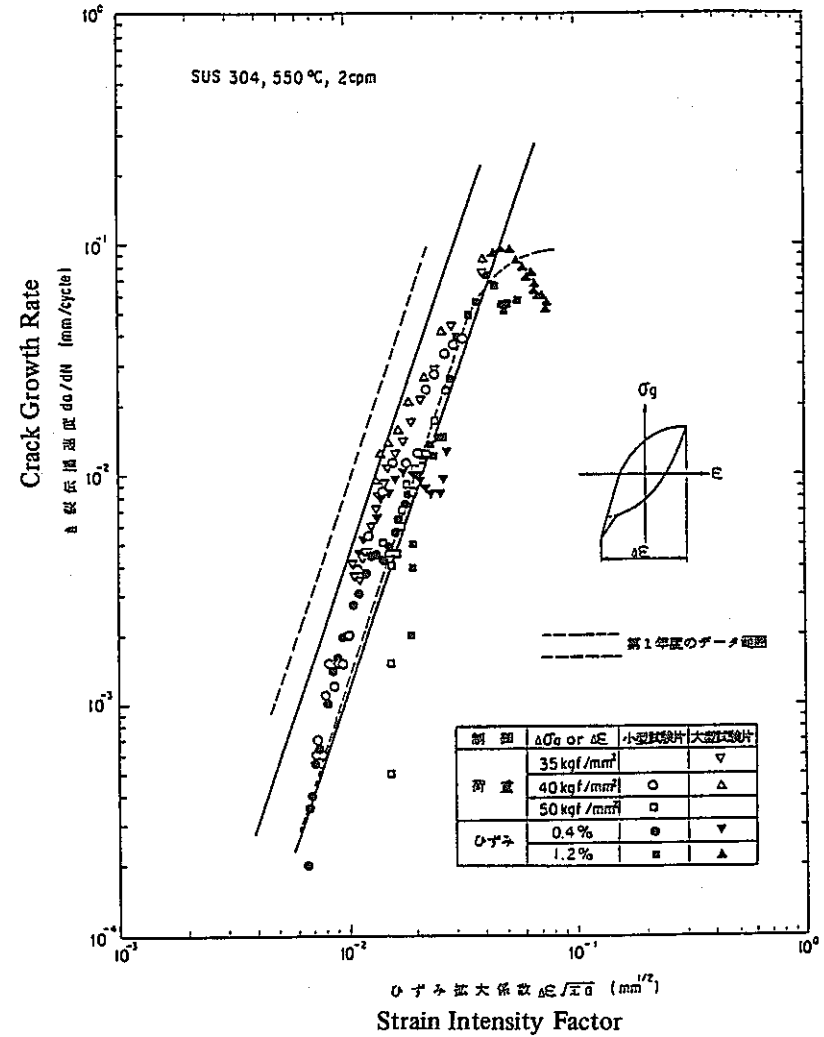


図 2.3.15 ひずみ拡大係数による整理
Fig. 2.3.15 Relationship between $\Delta E \sqrt{\pi a}$ and da/dN .

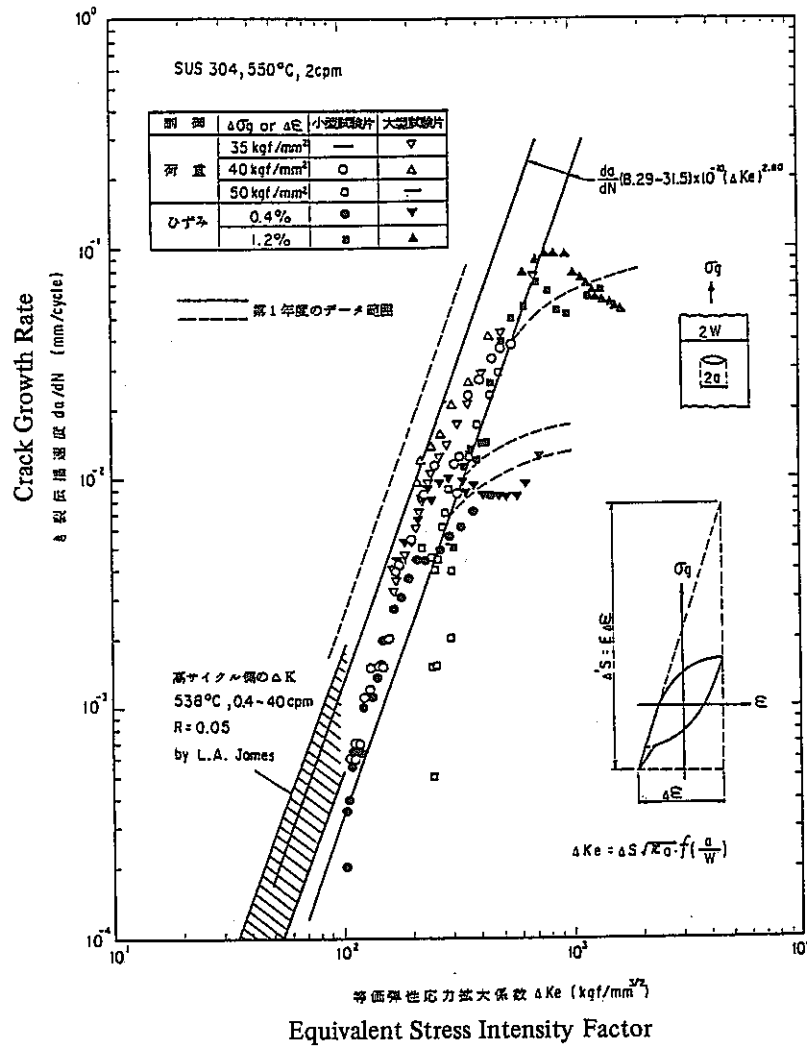


図 2.3.16 等価弾性応力拡大係数による整理

Fig. 2.3.16 Relationship between ΔKe and da/dN .

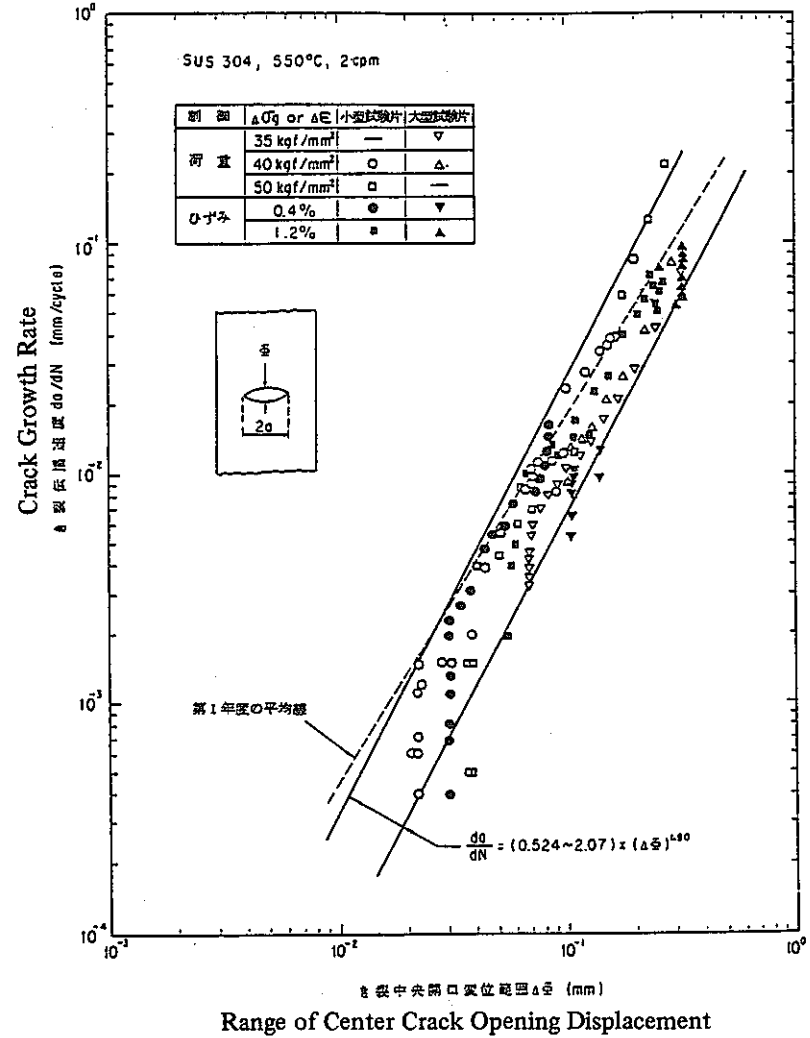


図 2.3.17 き裂中央開口変位による整理

Fig. 2.3.17 Relationship between $\Delta\phi$ and da/dN .

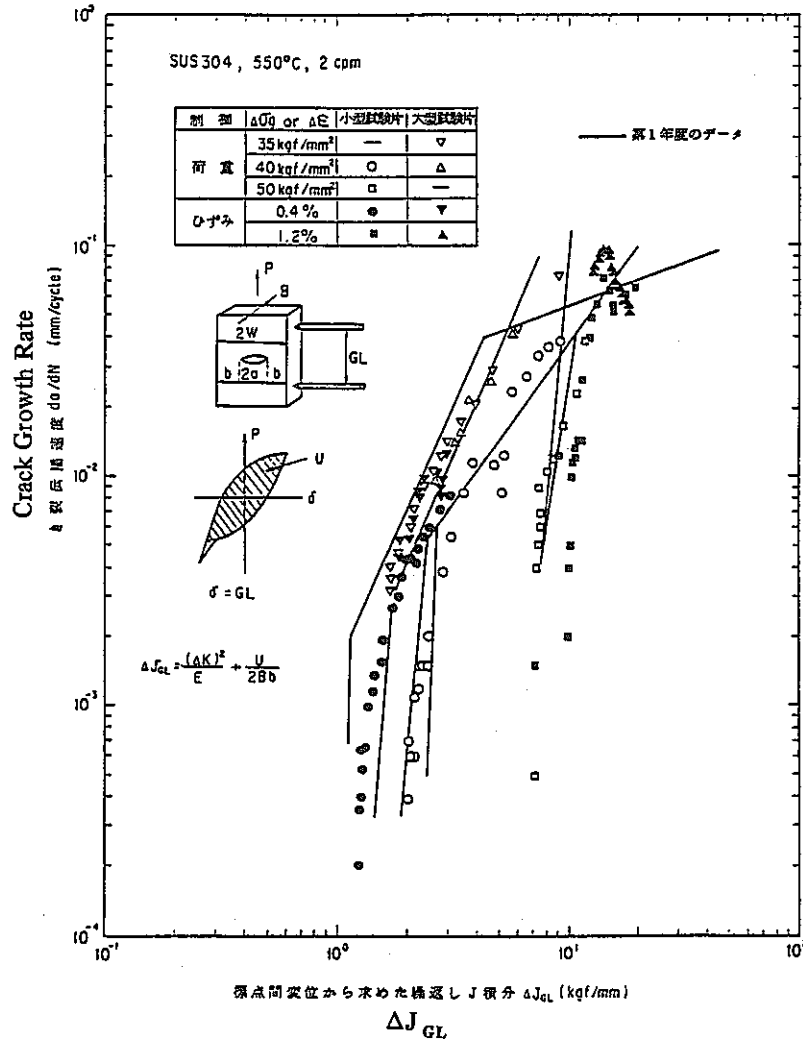


図 2.3.18 標点間変位から求めた繰返し J 積分による整理

Fig. 2.3.18 Relationship between ΔJ_{GL} and da/dN.

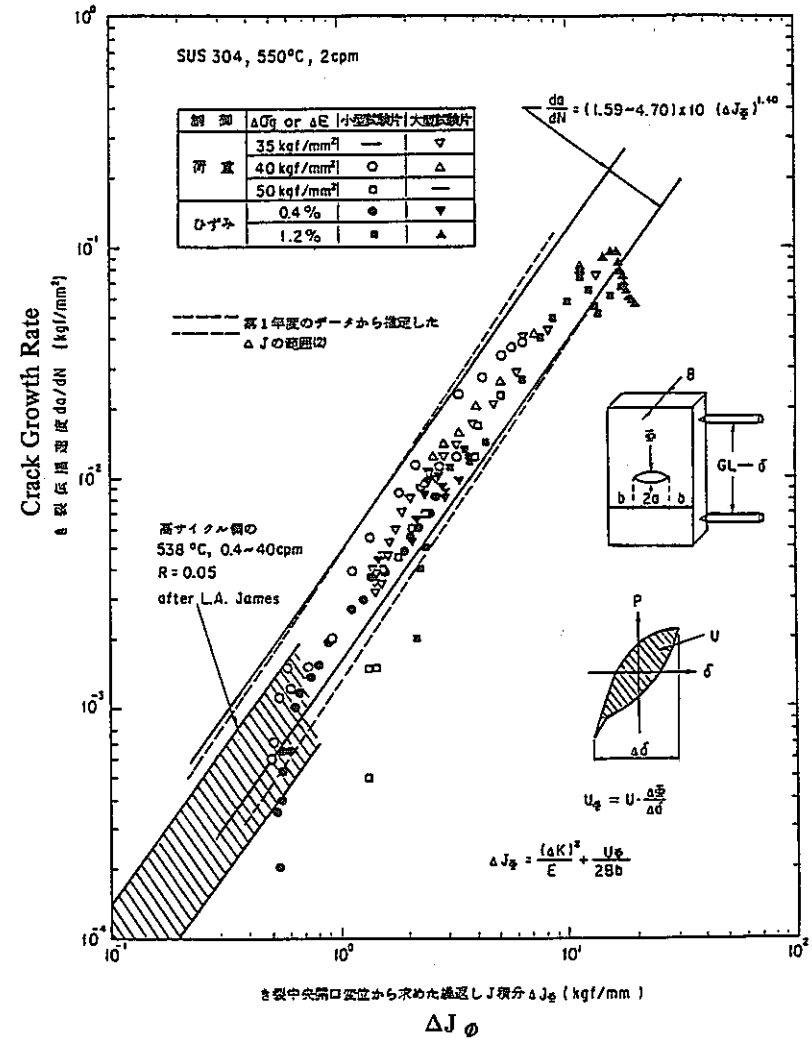


図 2.3.19 き裂中央開口変位から求めた繰返し J 積分による整理

Fig. 2.3.19 Relationship between ΔJ_{ϕ} and da/dN.

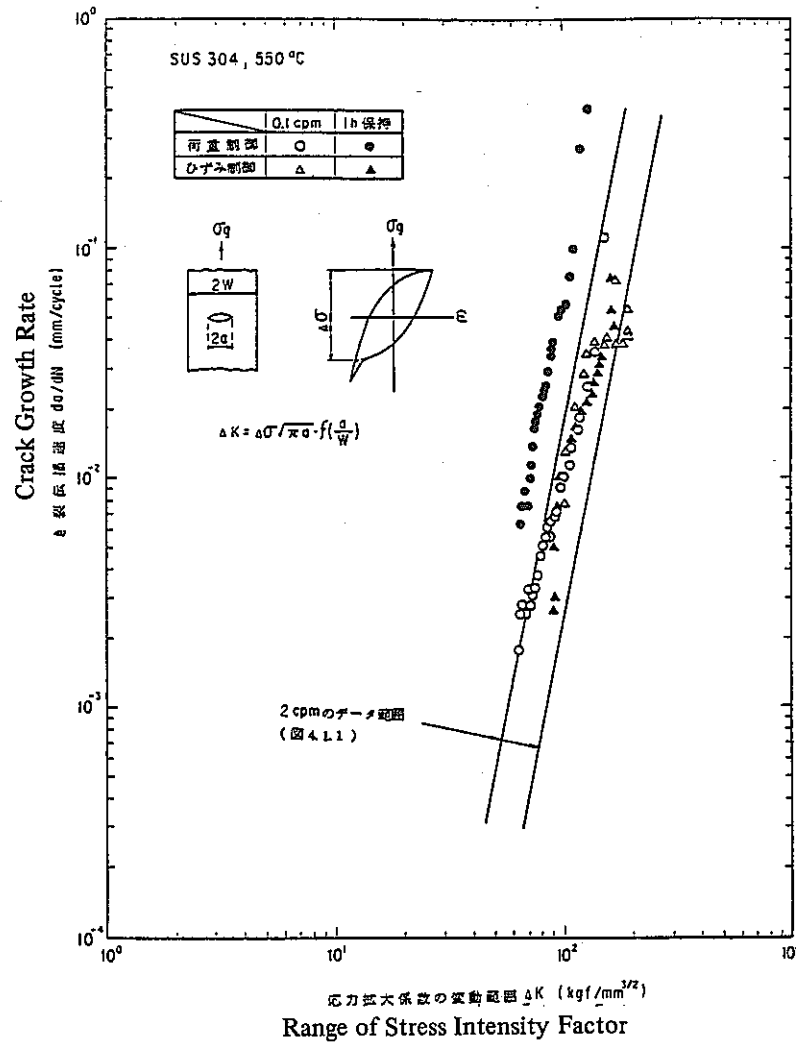


図 2.3.20 応力拡大係数範囲による整理

Fig. 2.3.20 Relationship between ΔK and da/dN.

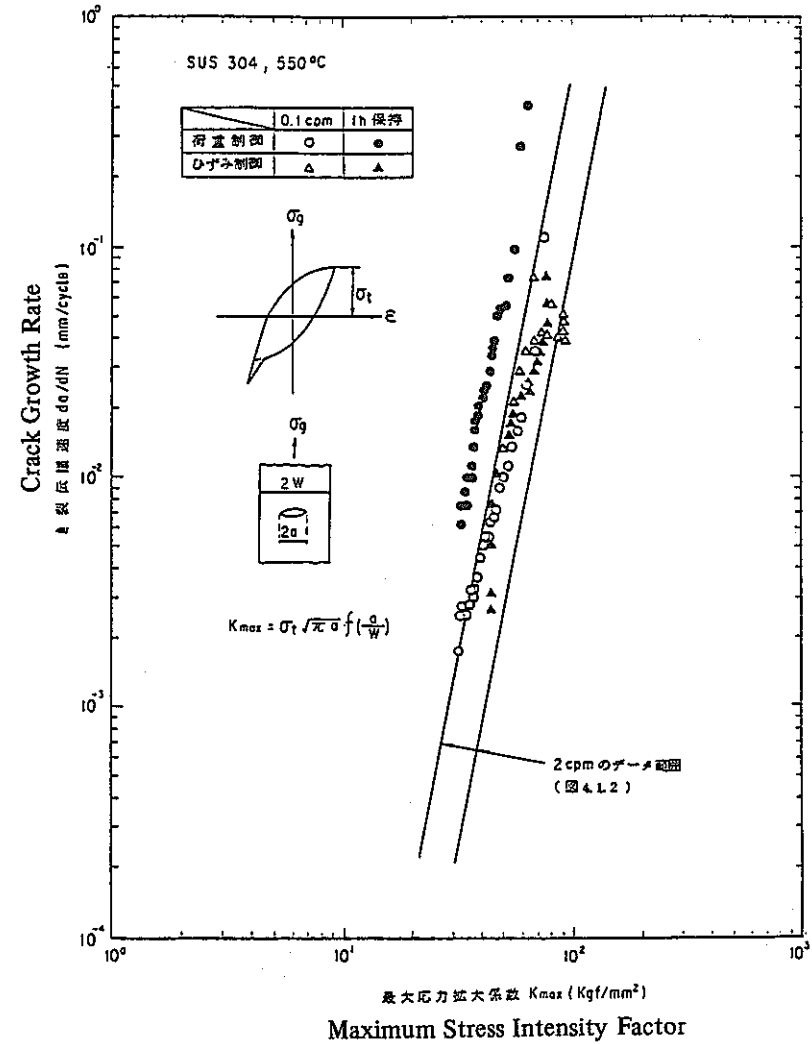


図 2.3.21 最大応力拡大係数による整理

Fig. 2.3.21 Relationship between K_{max} and da/dN.

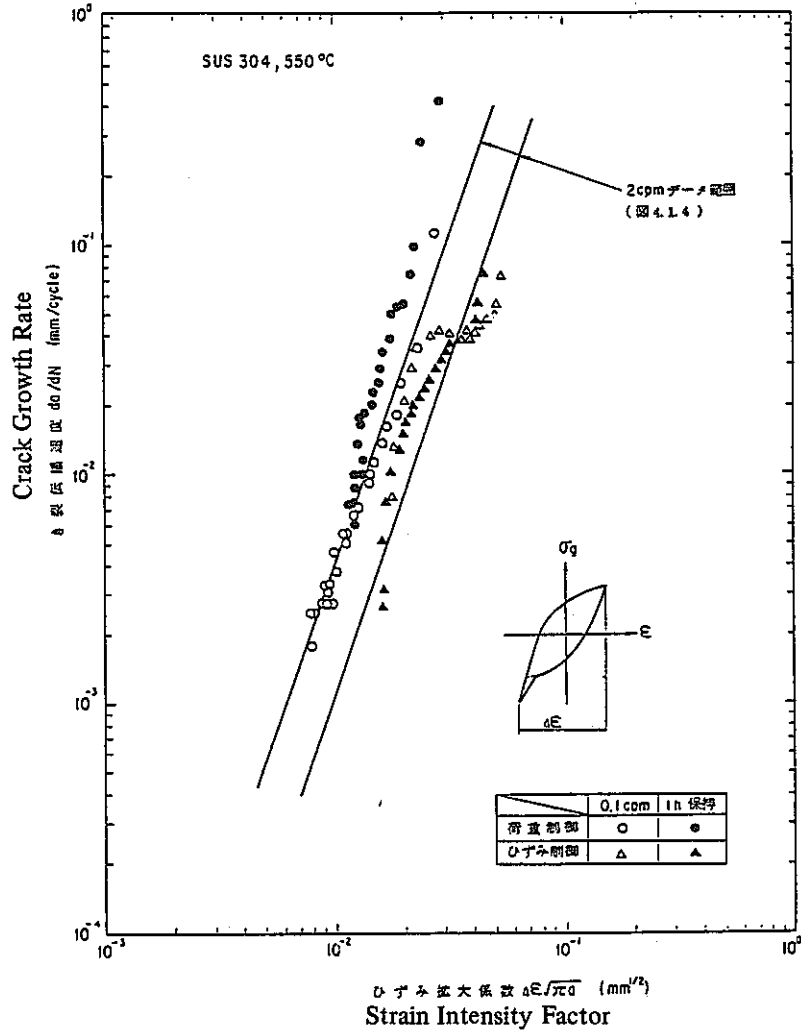


図 2.3.2 2 ひずみ拡大係数による整理

Fig. 2.3.22 Relationship between $\Delta \epsilon \sqrt{\pi a}$ and da/dN .

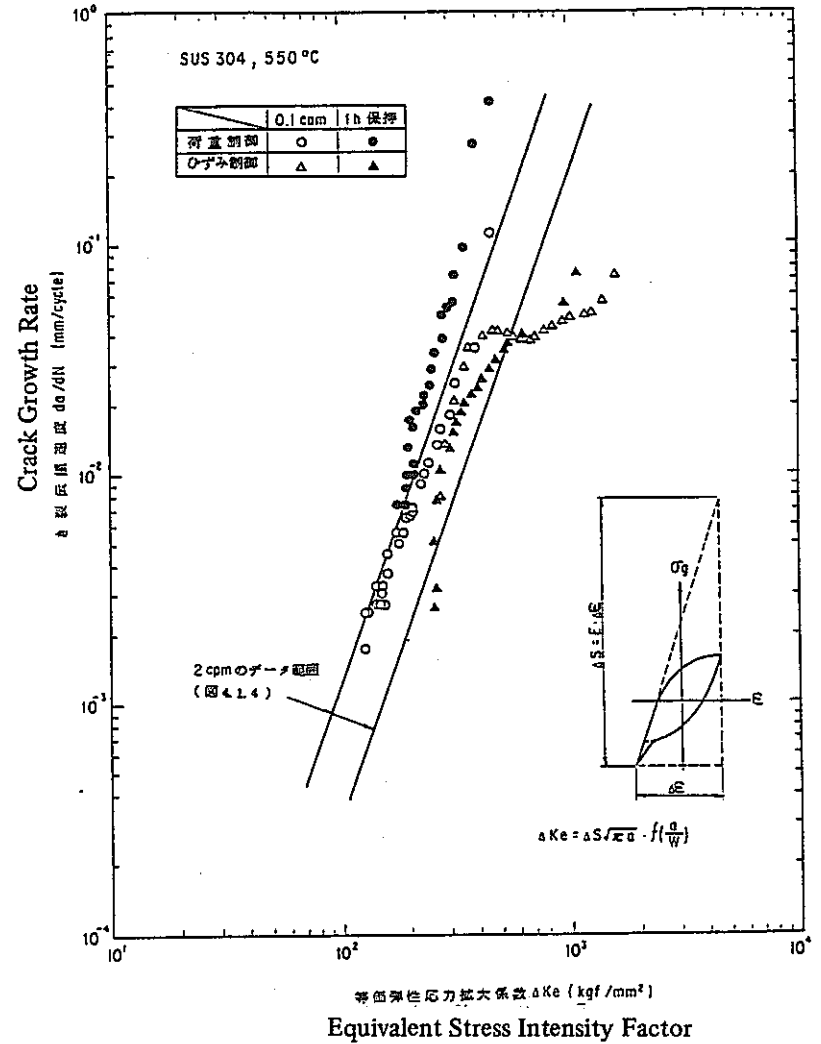


図 2.3.2 3 等価弾性応力拡大係数による整理

Fig. 2.3.23 Relationship between ΔK_e and da/dN .

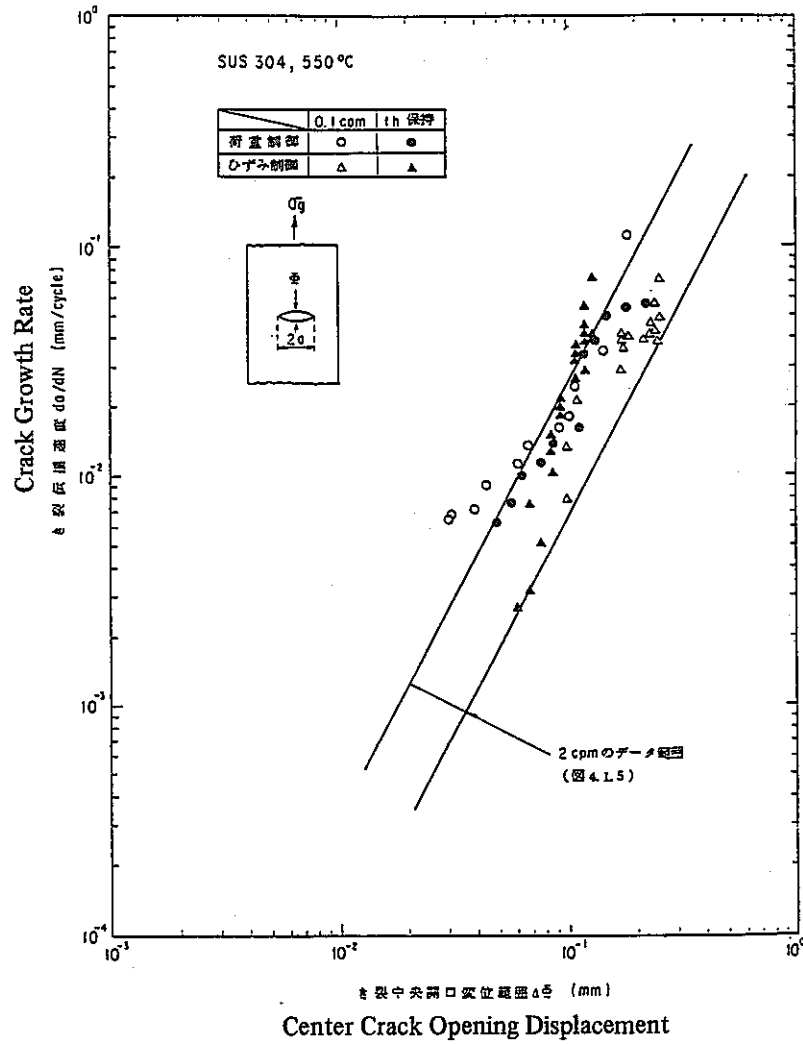


図 2.3.24 き裂中央開口変位による整理
Fig. 2.3.24 Relationship between $\Delta\phi$ and da/dN.

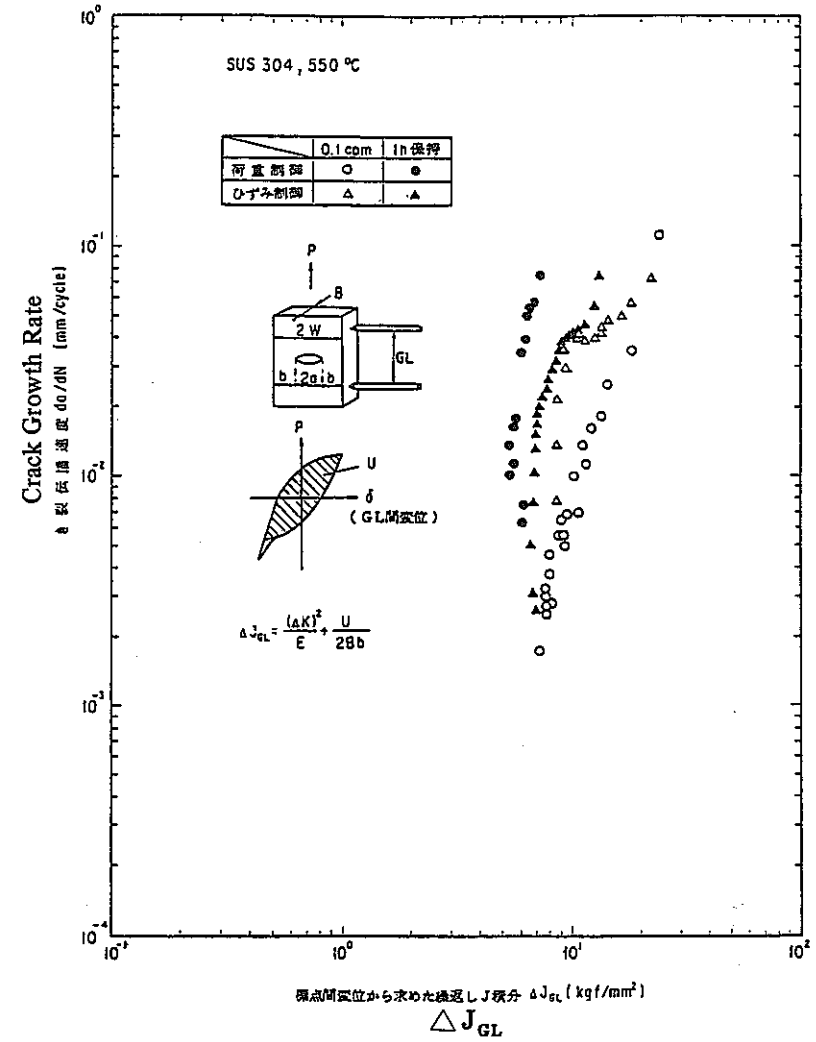


図 2.3.25 標点間変位から求めた繰返し J 積分による整理
Fig. 2.3.25 Relationship between ΔJ_{GL} and da/dN.

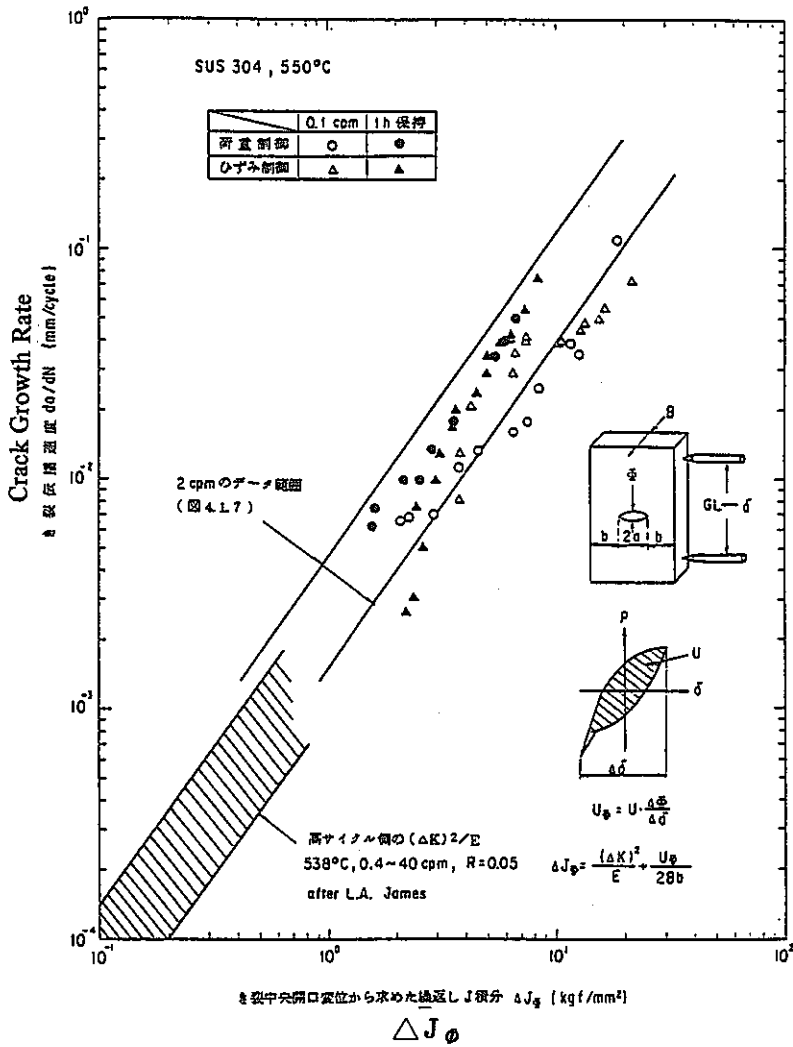


図 2.3.26 き裂中央開口変位から求めた繰返し J 積分による整理
 Fig. 2.3.26 Relationship between ΔJ_{ϕ} and da/dN .

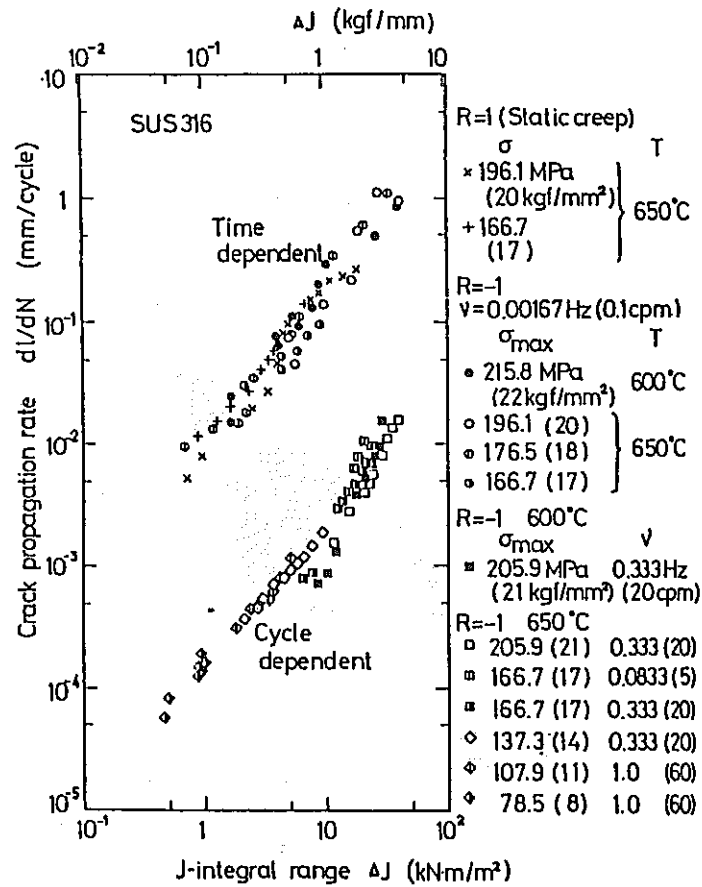


図 2.3.27 時間依存形および繰返し数依存形き裂伝ば挙動の ΔJ_c および ΔJ_f による表示 (20)(21)

Fig. 2.3.27 Relationship between ΔJ_c or ΔJ_f and da/dN .

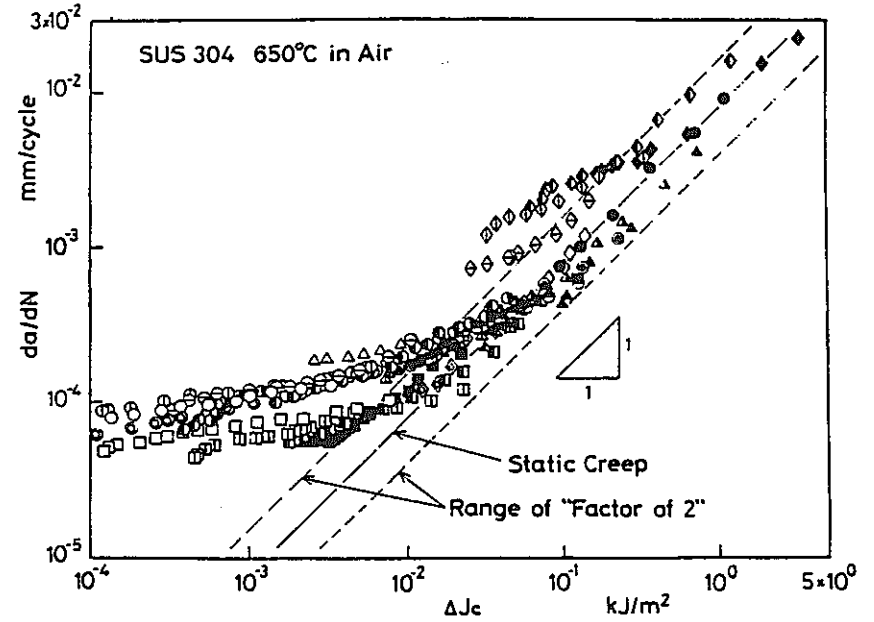


図 2.3.28 き裂伝ば速度と ΔJ_c の関係 (24)

Fig. 2.3.28 Relationship between ΔJ_c and da/dN .

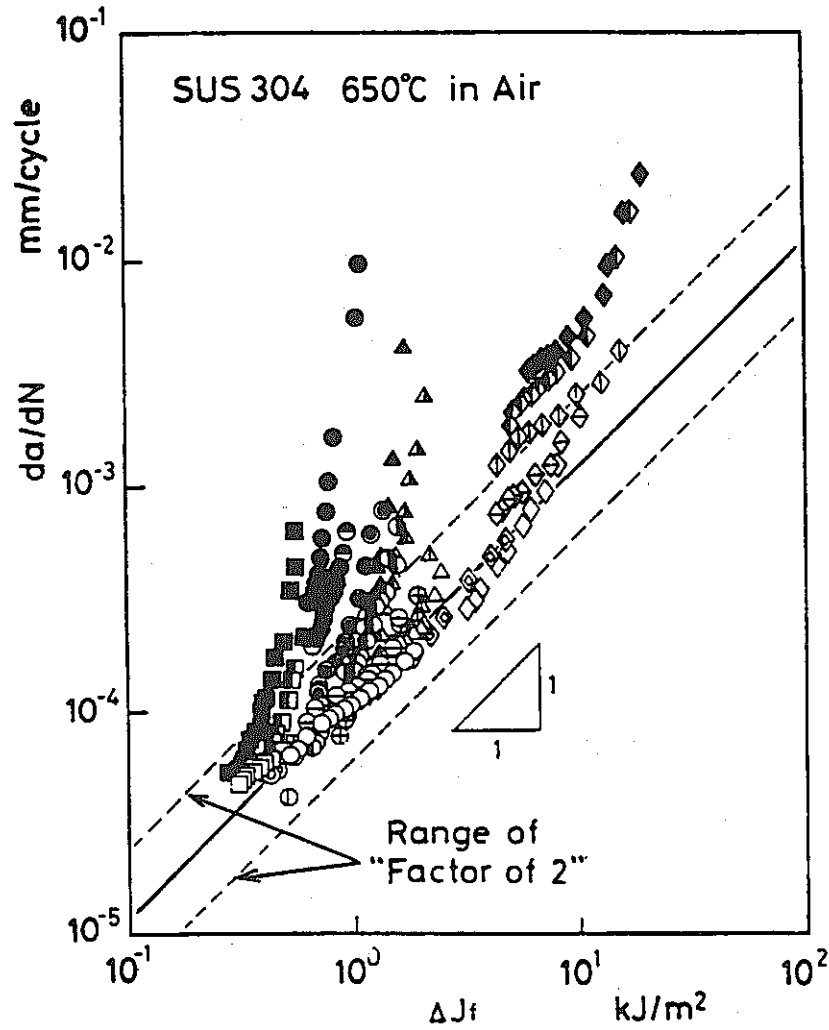


図 2.3.29 き裂伝ば速度と ΔJ_f の関係 (24)

Fig. 2.3.29 Relationship between ΔJ_f and da/dN.

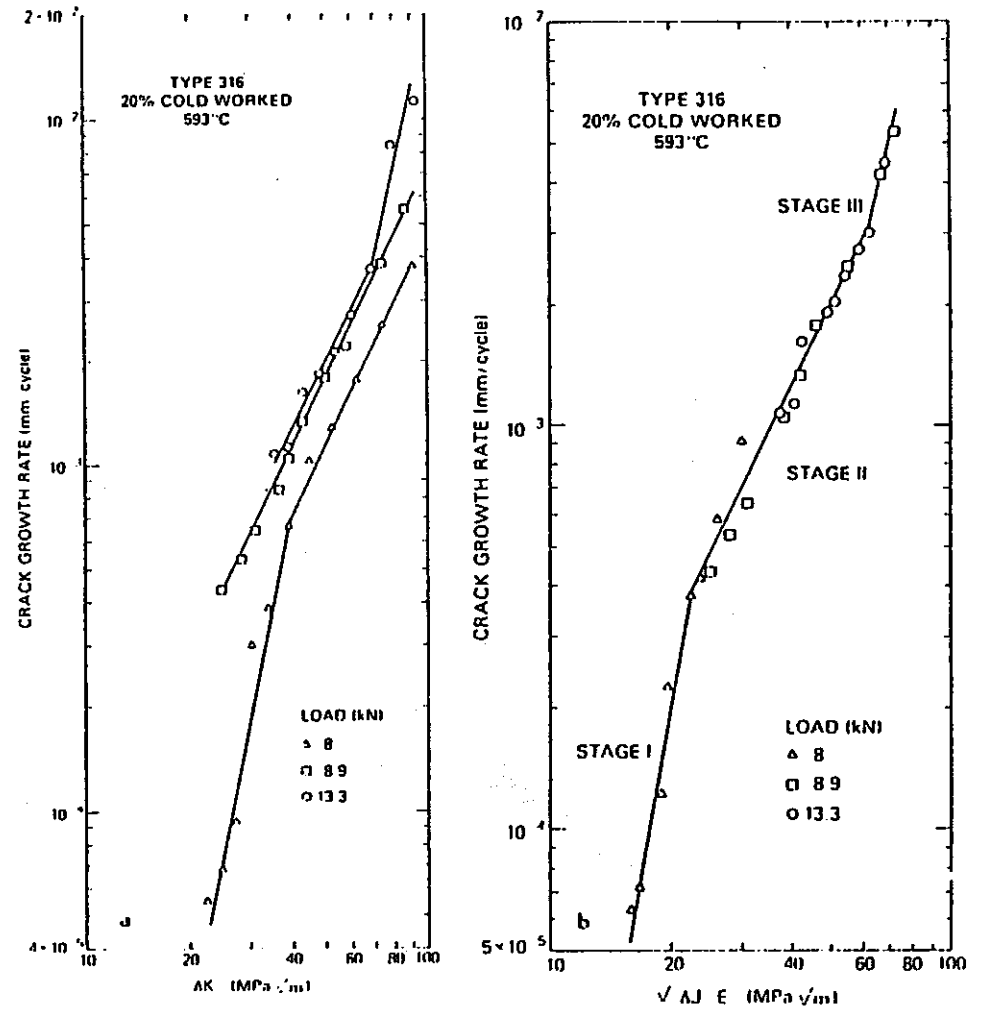


図 2.3.30

20%冷間加工したステンレス鋼の ΔK , ΔJ とき裂伝播速度との関係

Fig. 2.3.30 Crack growth data for 20 percent cold-worked stainless steel in terms of (a) stress intensity range and (b) J-integral parameter.

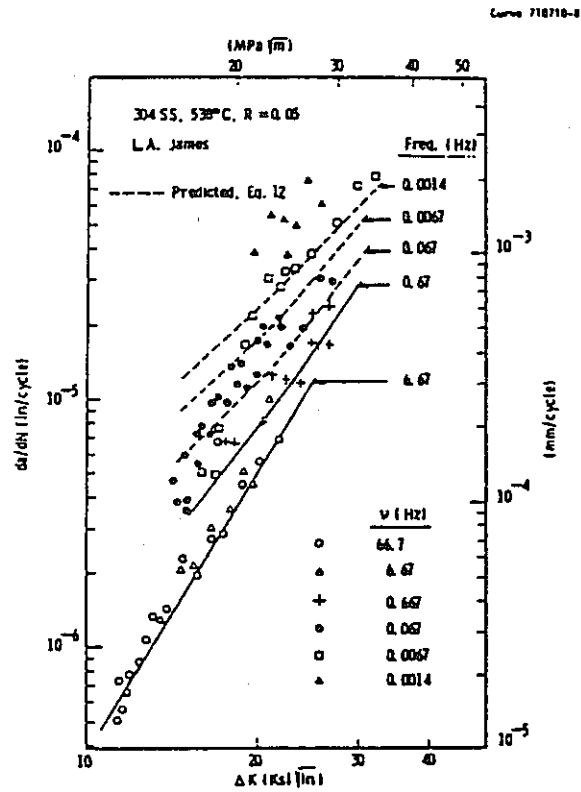


図 2.3.31 304 ステンレス鋼の 538°C におけるき裂伝播速度に及ぼす繰返し速度の影響

Fig. 2.3.31 Fatigue crack growth rate at various frequencies for 304 SS at 538°C.

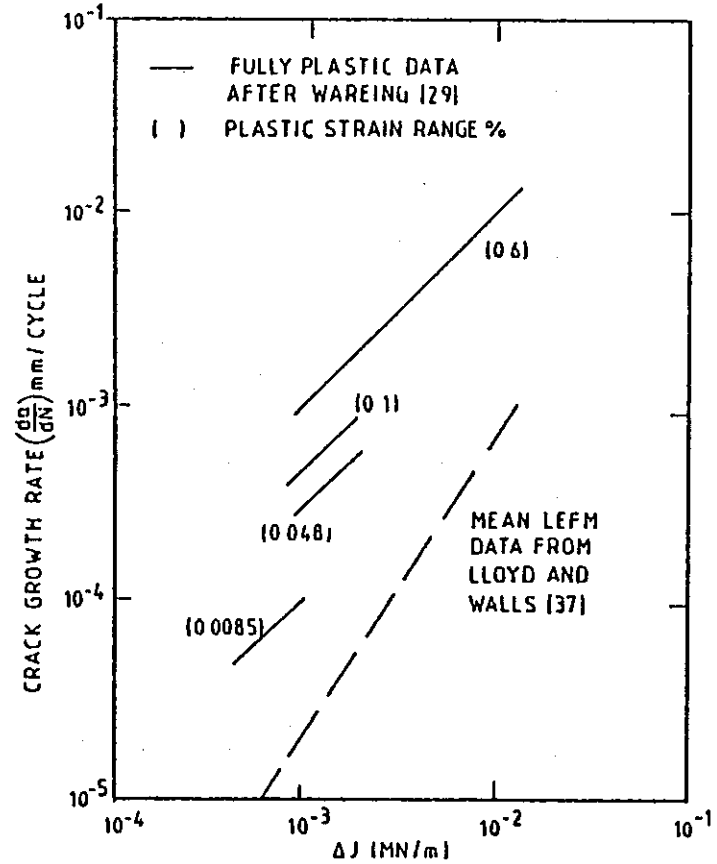


図 2.3.32 316 ステンレス鋼の 625°C における ΔJ と き裂伝播速度との関係

Fig. 2.3.32 Crack growth rate versus cyclic J integral for type 316 stainless steel at 625°C.

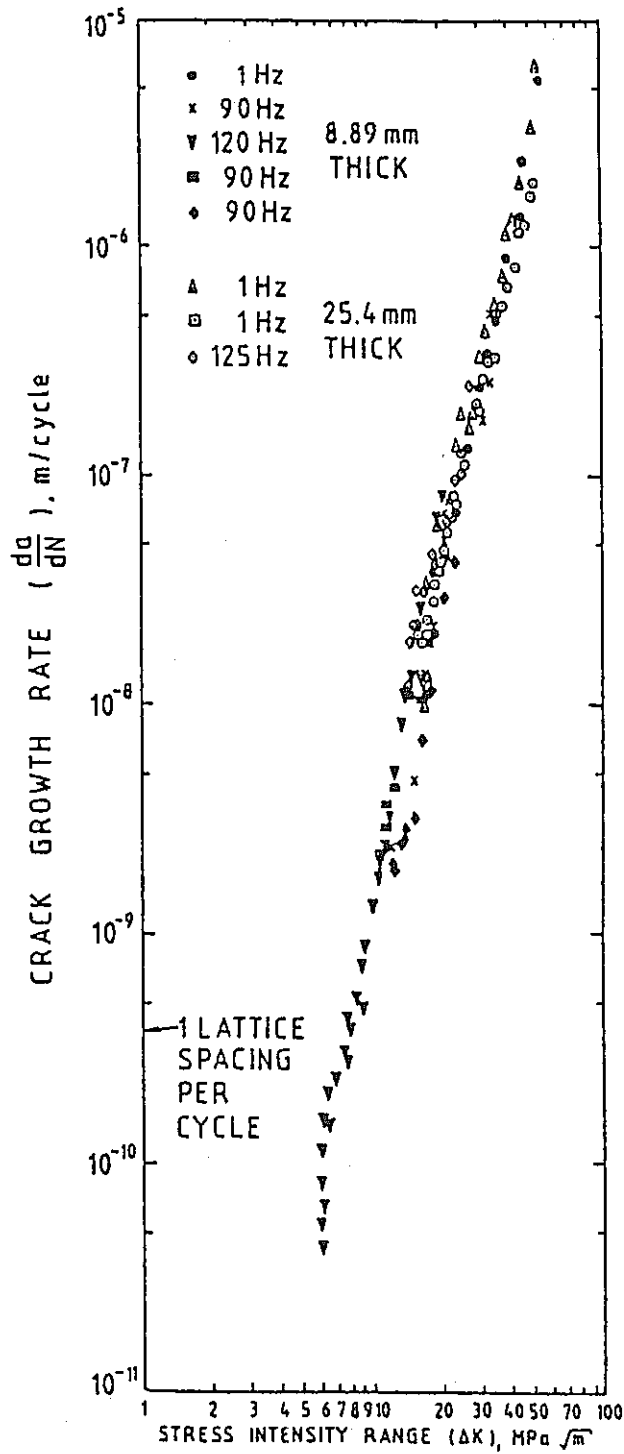


図 2.3.33 22°Cにおける316ステンレス鋼のき裂伝播速度に及ぼす試験片厚さと繰返し速度の影響

Fig. 2.3.33 Thickness and frequency independence of fatigue crack propagation in type 316 steel at 22°C [66].

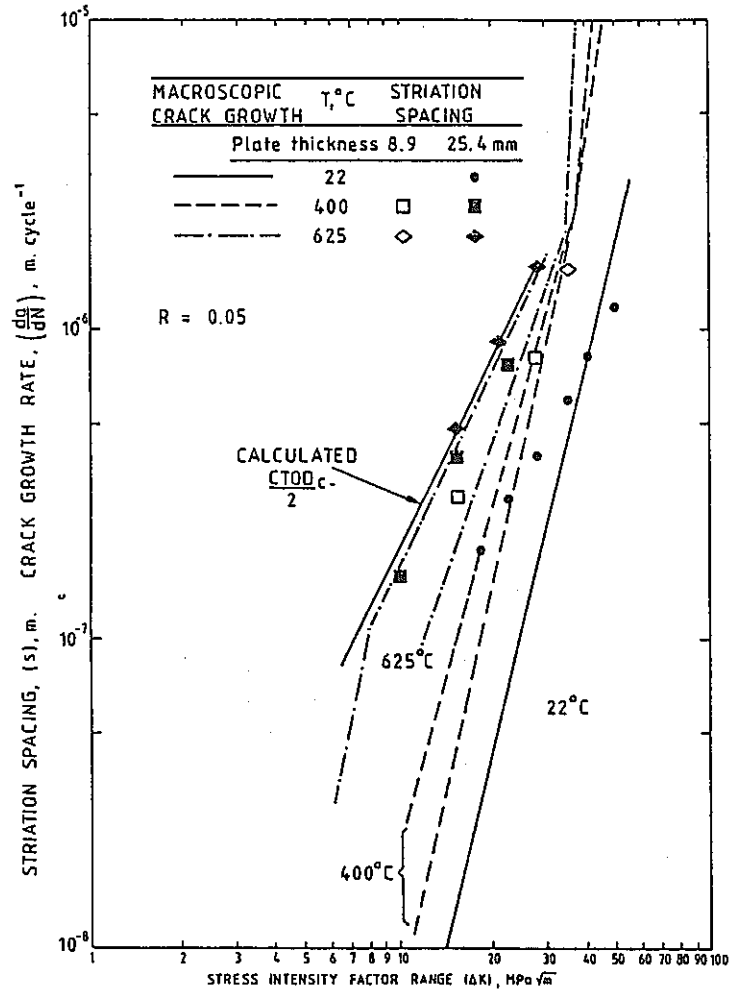


図 2.3.34 316 ステンレス鋼の 1 Hz でのき裂伝播速度に及ぼす試験温度の影響

Fig. 2.3.34 Temperature dependence of fatigue crack propagation in type 316 steel at 1 Hz [55].

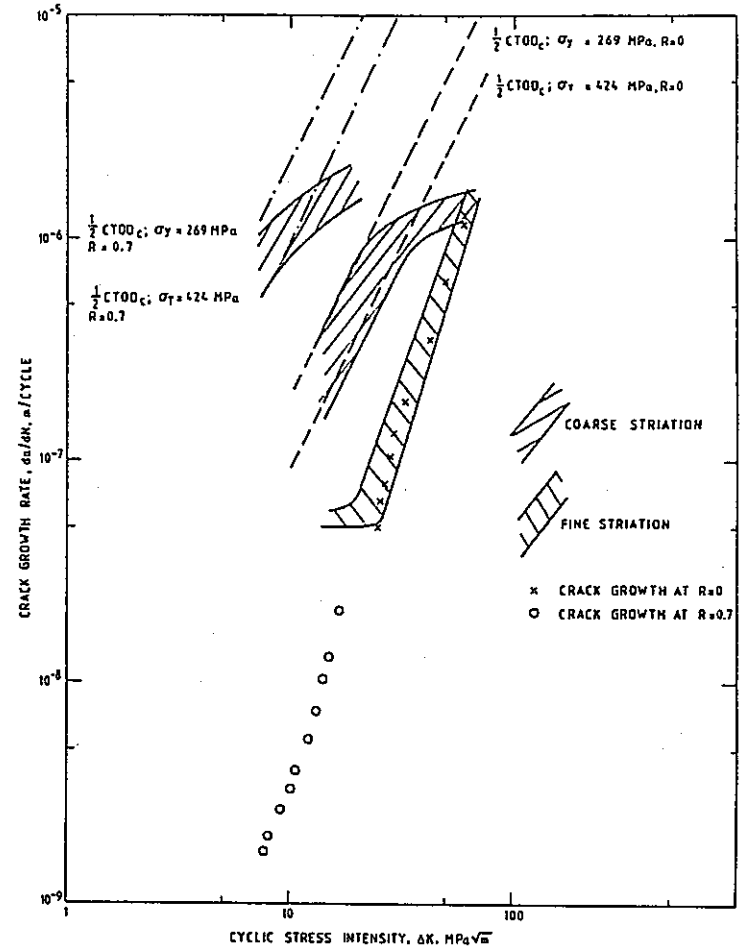


図 2.3.35 R = 0, 0.7 での大気中における 304 ステンレス鋼のき裂伝播速度, ストライエーション間隔及び CTOD との相関

Fig. 2.3.35 Correlation between crack growth rates, striation spacings and crack tip opening displacement for type 304 stainless steel tested in air at R = 0 and 0.7 [56].

文献No 1 6

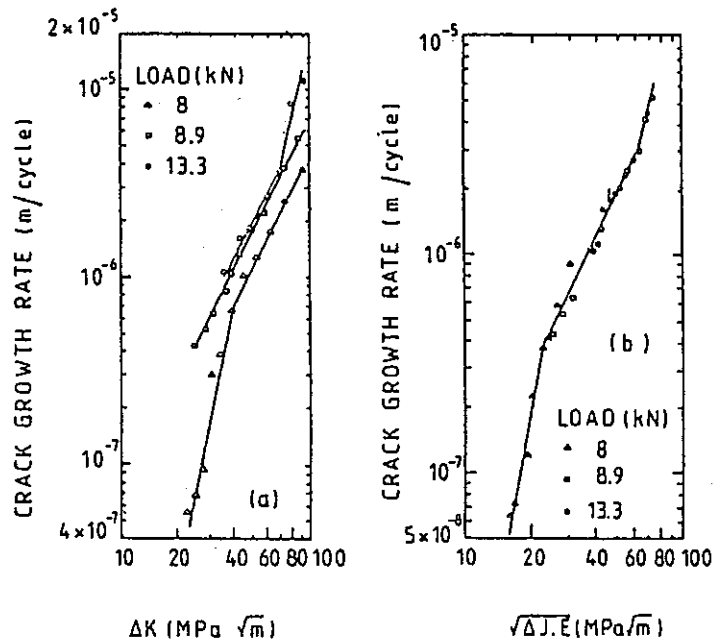


図 2.3.3 6

20%冷間加工した316ステンレス鋼の593°Cにおける
 ΔK , ΔJ とき裂伝播速度との関係

Fig. 2.3.36 Crack propagation rates in 20% cold worked type 316 steel at 593°C as a function of (a) stress intensity factor range and (b) normalised cyclic J.

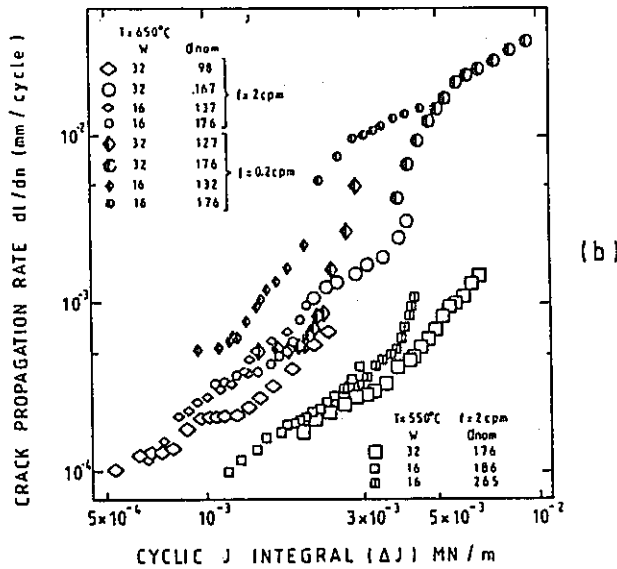
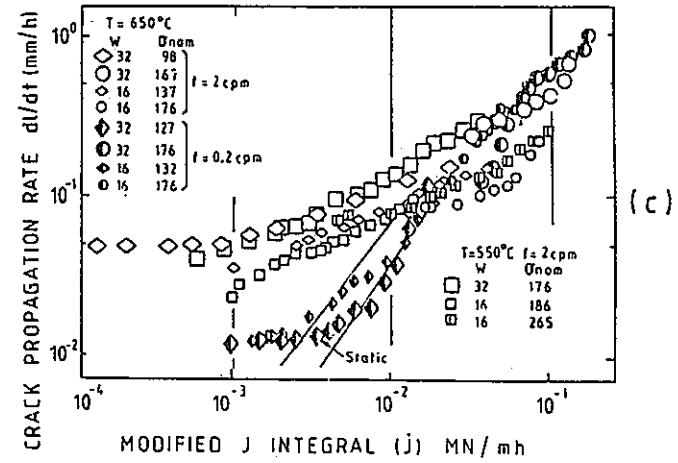
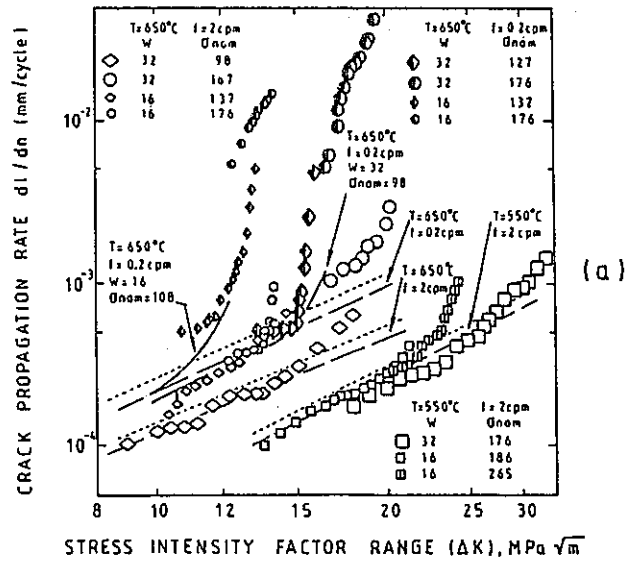


図 2.3.37

304ステンレス鋼の550℃及び650℃における台形波試験時のき裂伝播速度と ΔK , ΔJ , J' の関係

Fig. 2.3.37 Crack propagation rates in type 304 steel at 550 and 650°C subjected to continuous square wave cycling: (a) in terms of stress intensity factor range; (b) cyclic J integral and (c) modified J integral (C^*) [110]. All stresses are in MPa and W is in mm.

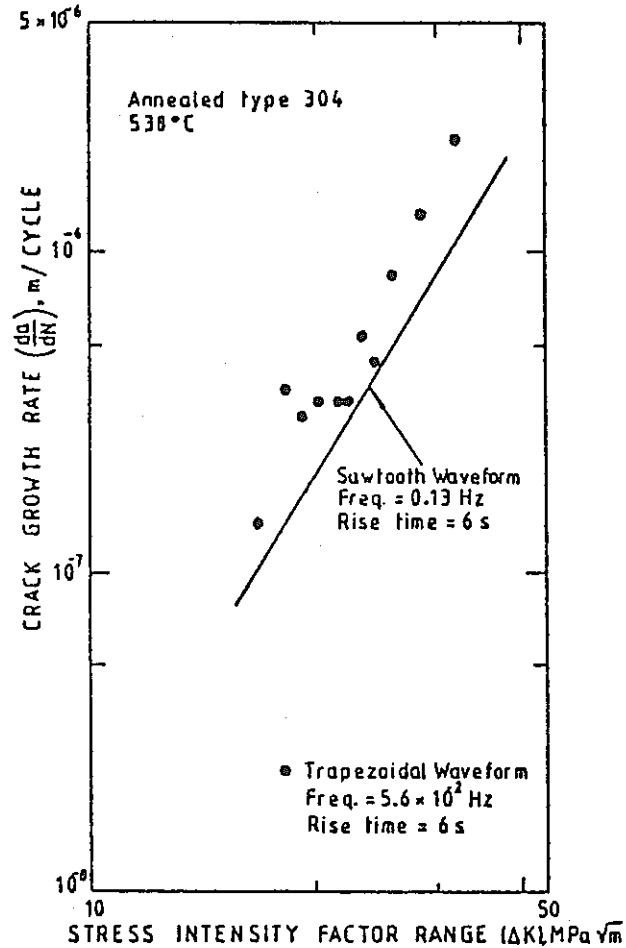


図 2.3.38

304 ステンレス鋼のき裂伝播速度に及ぼす荷重波形の影響
(rise time が等しい場合)

Fig. 2.3.38 The effect of loading waveform of equal initial rise times upon fatigue crack propagation in type 304 steel. Data from James [124].

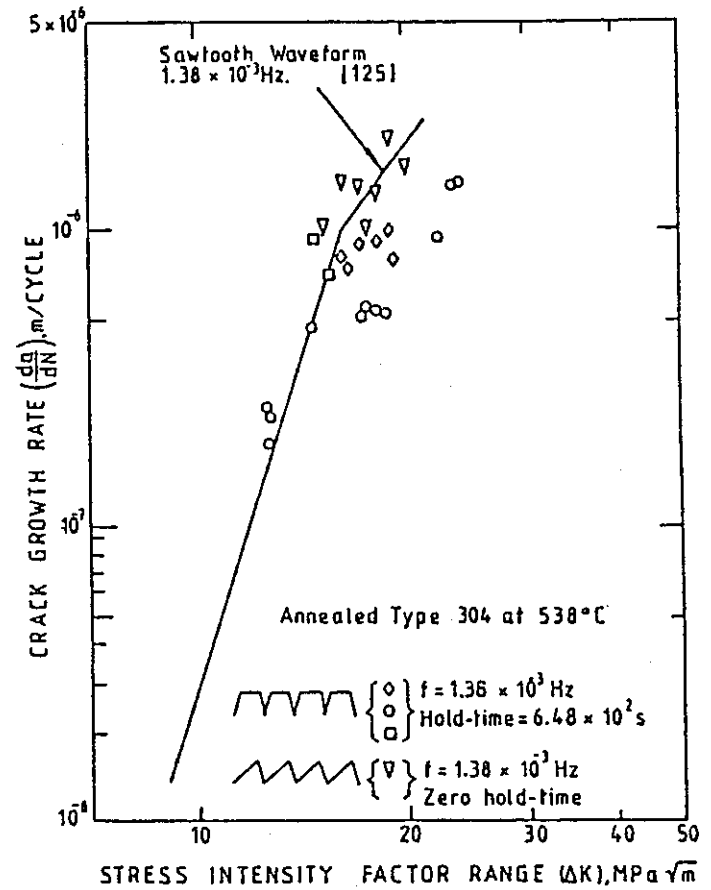


図 2.3.39

304 ステンレス鋼のき裂伝播速度に及ぼす荷重波形の影響
(繰返し期間が等しい場合)

Fig. 2.3.39 The effect of loading waveforms of equal total cycle period upon fatigue crack propagation in type 304 steel [124].

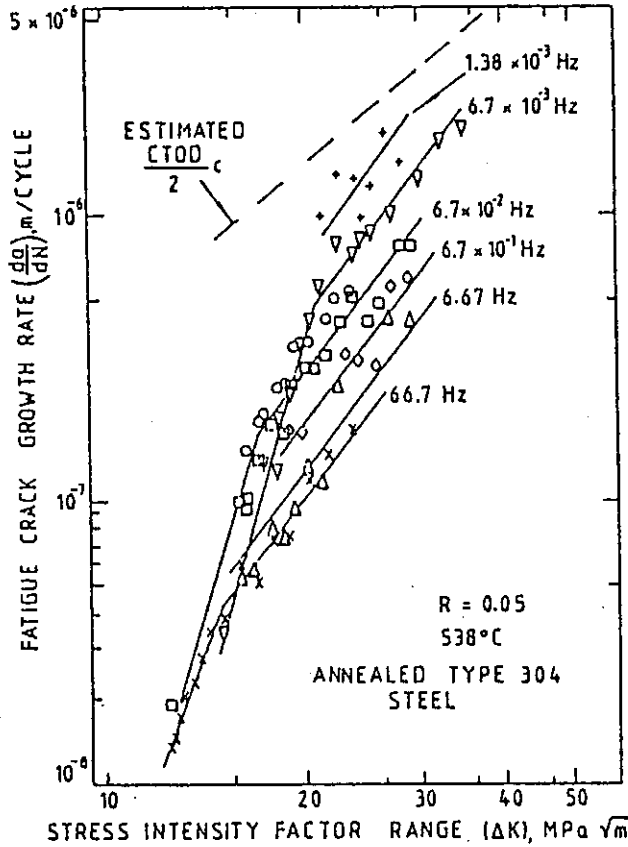


図 2.3.40

304 ステンレス鋼の鋸歯状波試験時の
き裂伝播速度に及ぼす繰返し速度の影響

Fig. 2.3.40

Fatigue crack growth rates in type 304 steel subjected to a sawtooth waveform of differing frequencies. An estimate of the $\text{CTOD}_c/2$ for this steel at 538°C is also shown [125].

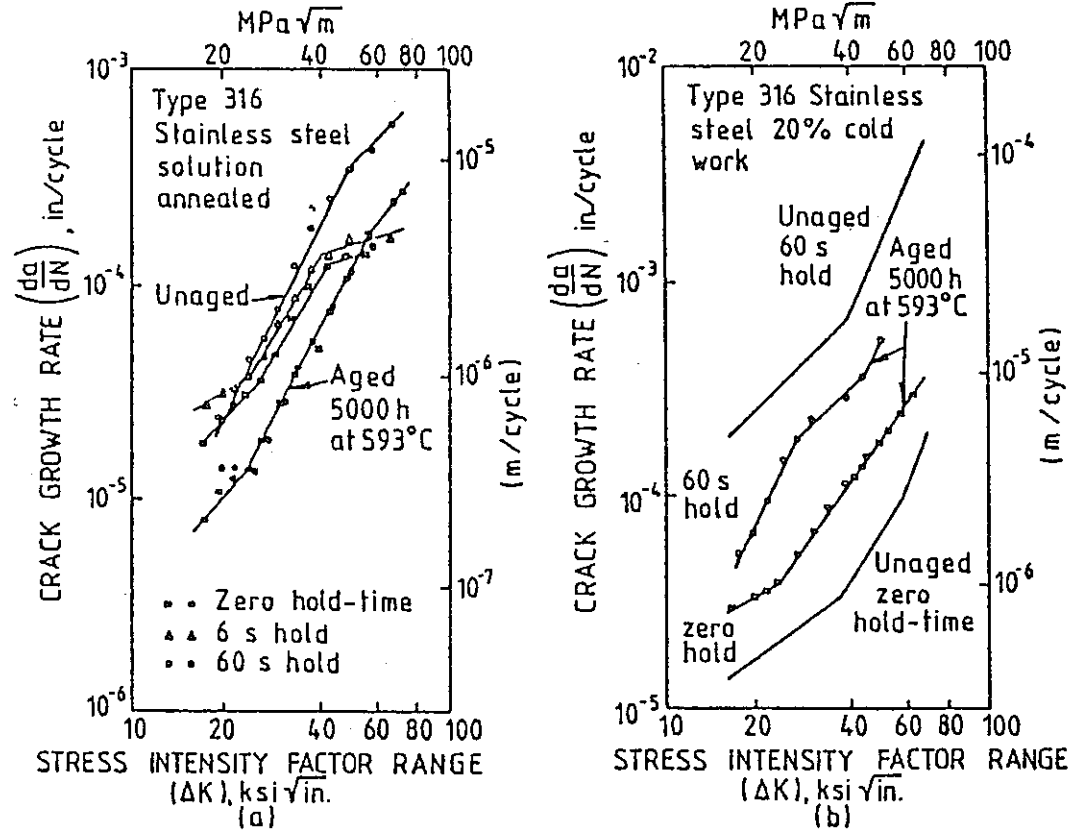


図 2.3.41 316 ステンレス鋼溶体化及び 20% 加工材のき裂伝播速度に
及ぼす保持時間及び時効処理の影響

Fig. 2.3.41 Effect of hold time on fatigue crack propagation rate in air at 593°C for (a) solution annealed type 316 steel before and after ageing; (b) 20% cold worked type 316 steel before and after ageing [128].

クリープき裂伝播データ

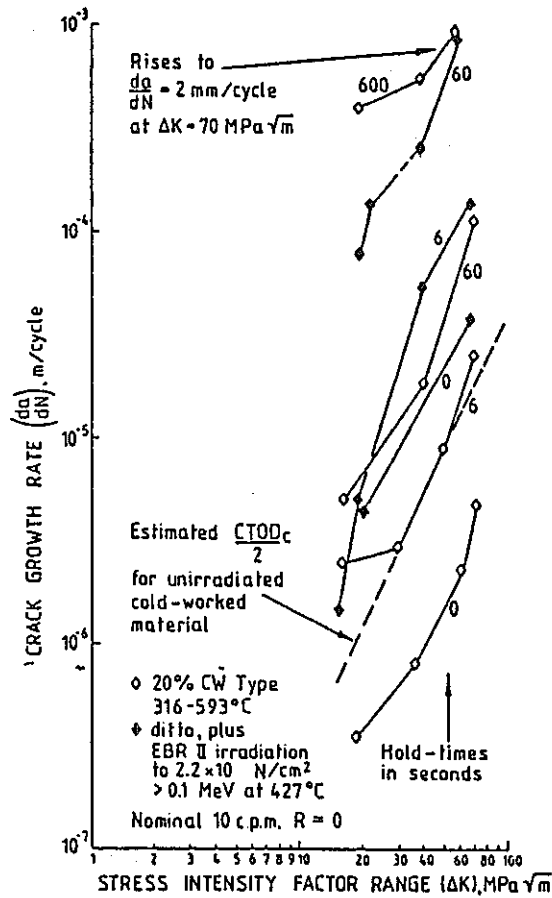


図 2.3.4.2

316 ステンレス鋼の 593°C におけるき裂伝播速度に及ぼす 20% 冷間加工及び中性子照射の影響

Fig. 2.3.4.2 The influence of 20% cold work and a subsequent irradiation upon fatigue crack growth in type 316 stainless steel at 593°C [130, 131].

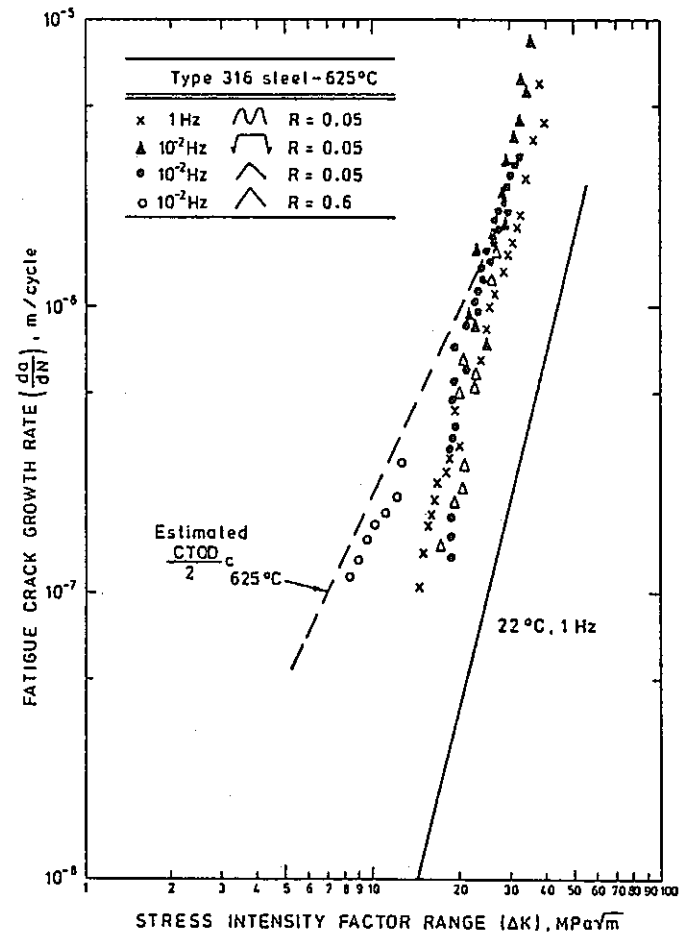


図 2.3.4.3

316 ステンレス鋼の 625°C におけるき裂伝播速度に及ぼす波形、繰返し速度及び R の影響

Fig. 2.3.4.3 The effect of cyclic waveform, frequency and R ratio upon crack propagation in type 316 steel at 625°C [138].

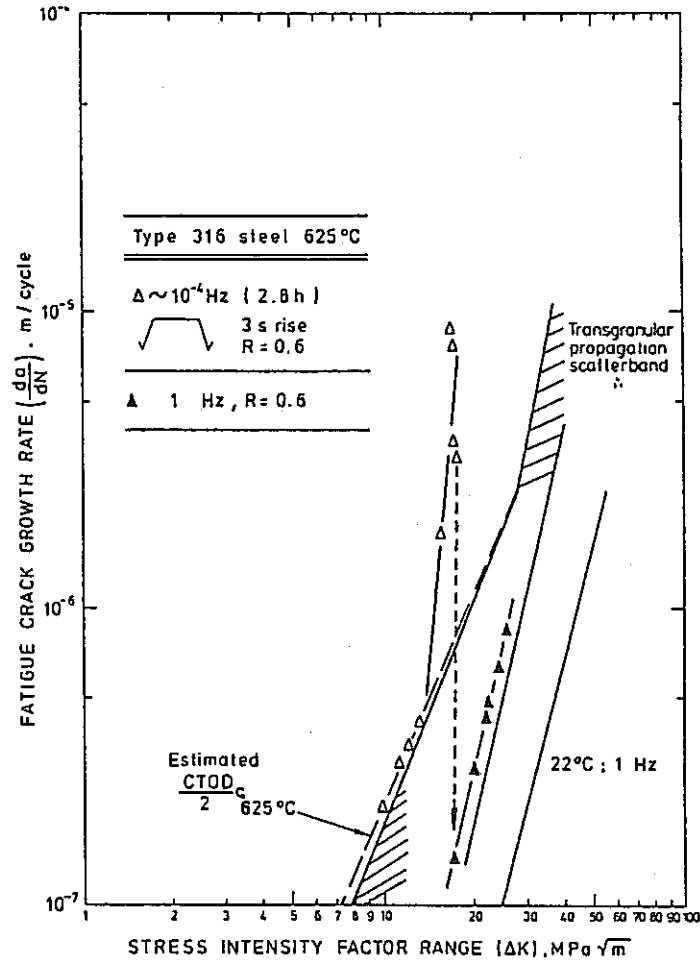


図 2.3.4 4
3 1 6 ステンレス鋼の 6 2 5 °C における遷移疲労き裂伝播挙動
Fig. 2.3.44 Transitional fatigue crack propagation behaviour in type 316 steel at 625°C [112].

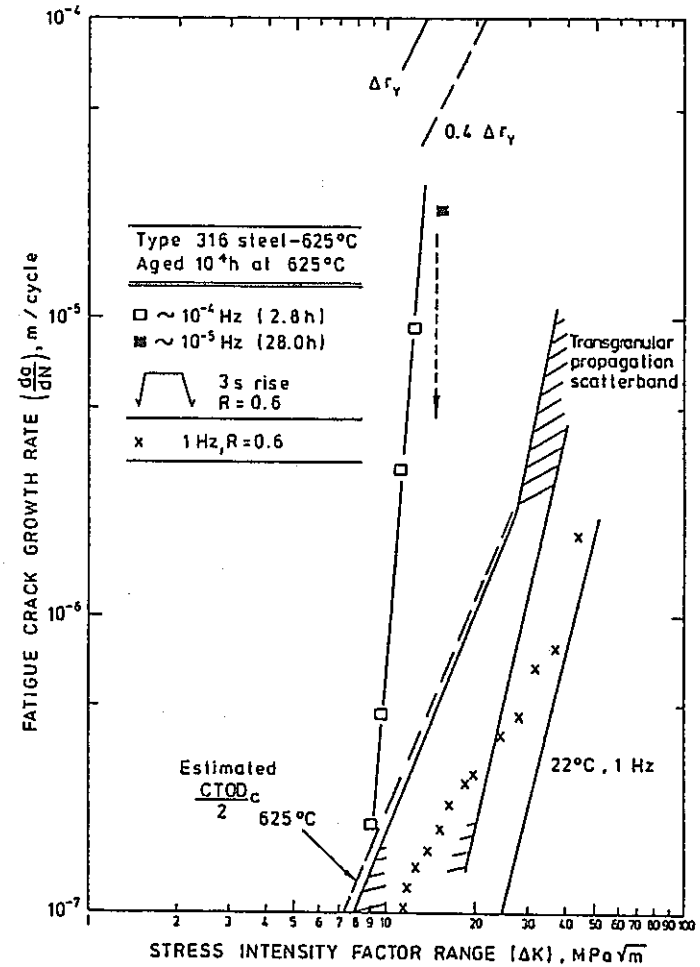


図 2.3.4 5 き裂伝播速度に及ぼす時効の効果
Fig. 2.3.45 Pre-ageing leads to accelerated crack propagation from the commencement of cycling [137].

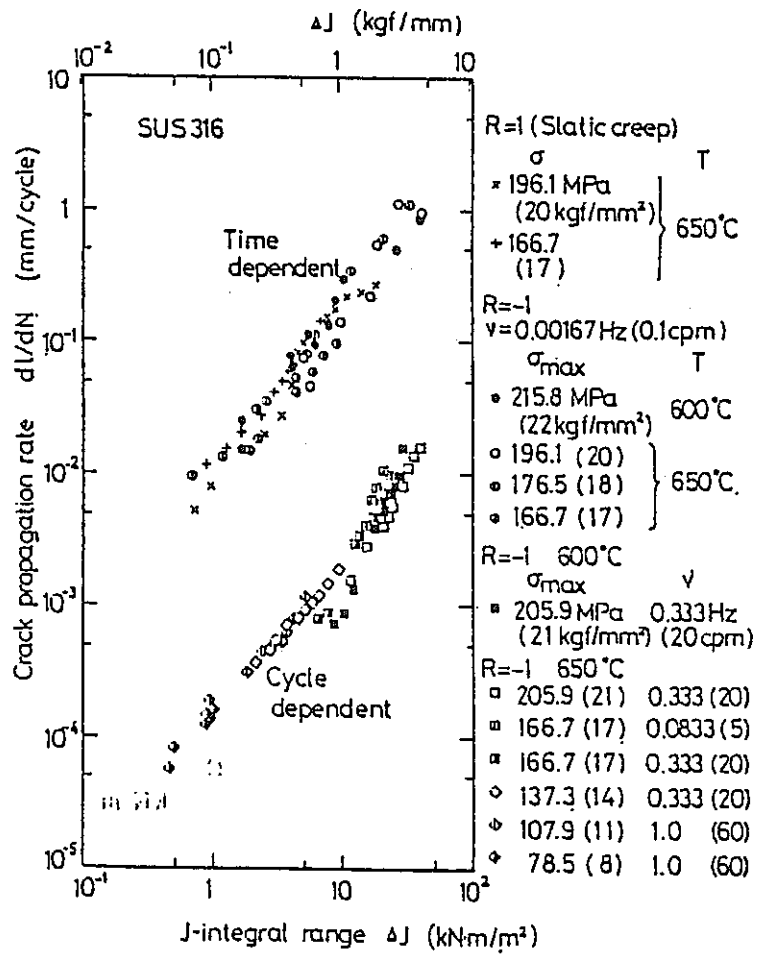


図 2.3.46 316 ステンレス鋼の ΔJ_f , ΔJ_c と dl/dN との関係

Fig. 2.3.46 Relationship between dl/dN and ΔJ_f for cycle dependent fatigue and between dl/dN and ΔJ_c for time dependent fatigue of SUS 316 steel.

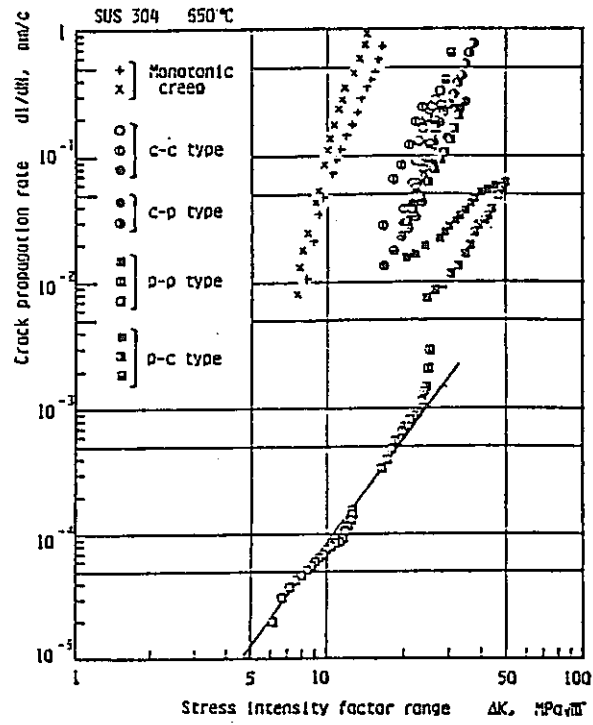


図 2. 3. 4 7 4 種類の応力波形によるき裂伝ば速度と弾性応力拡大係数範囲の関係

Fig. 2.3.47 Effect of loading waveform on crack growth rate.

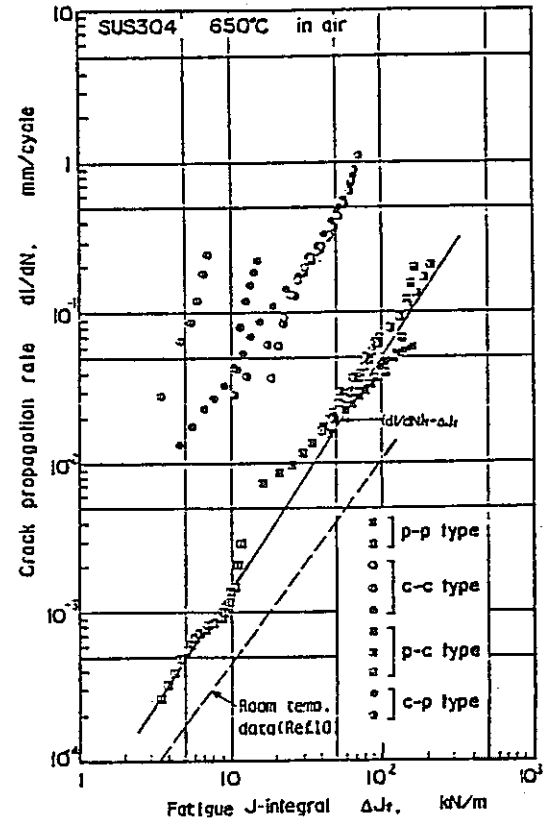


図 2. 3. 4 8 き裂伝ば速度と疲労 J 積分範囲の関係

Fig. 2.3.48 Relationship between ΔJ_f and dl/dN .

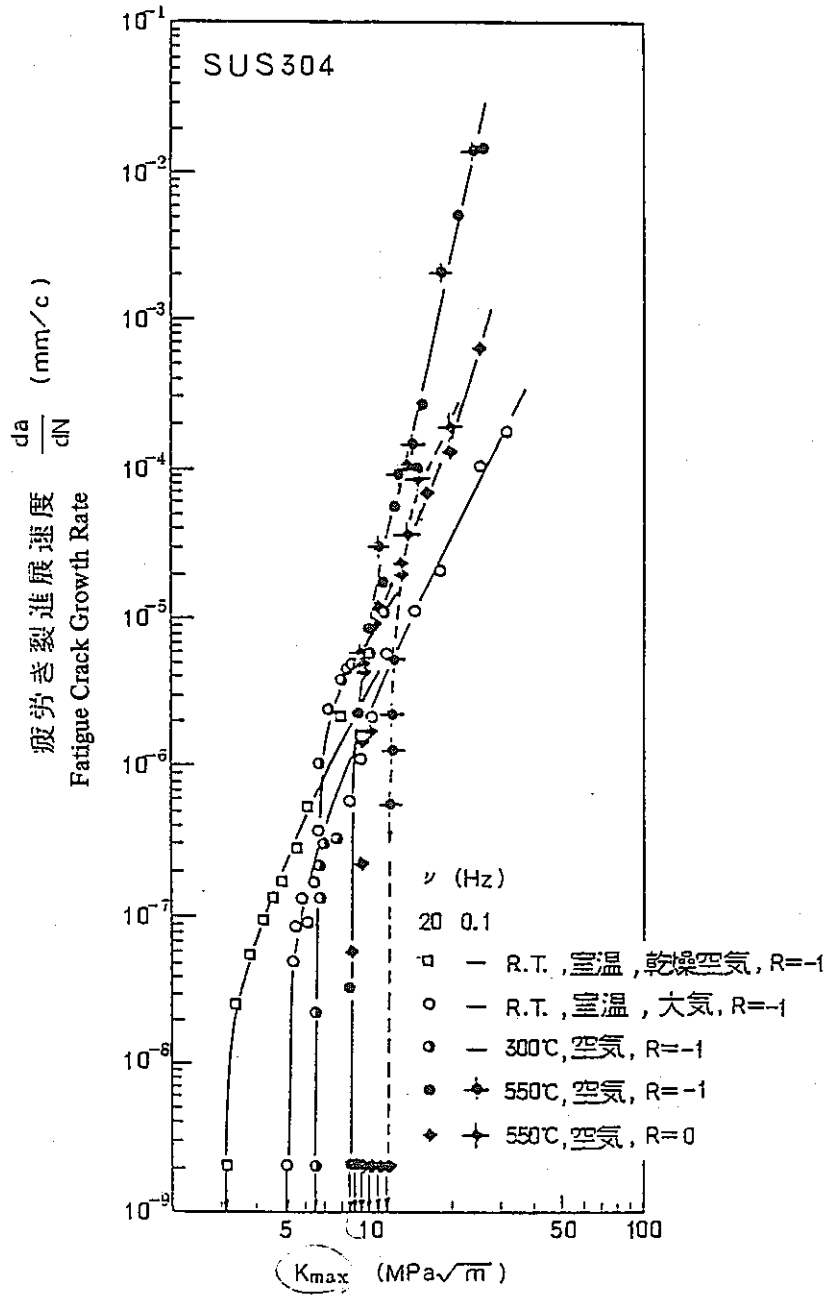


図 2.3.49 弾性疲労き裂進展速度 (CN試験片)

Fig. 2.3.49 Relationship between K_{max} and da/dN .

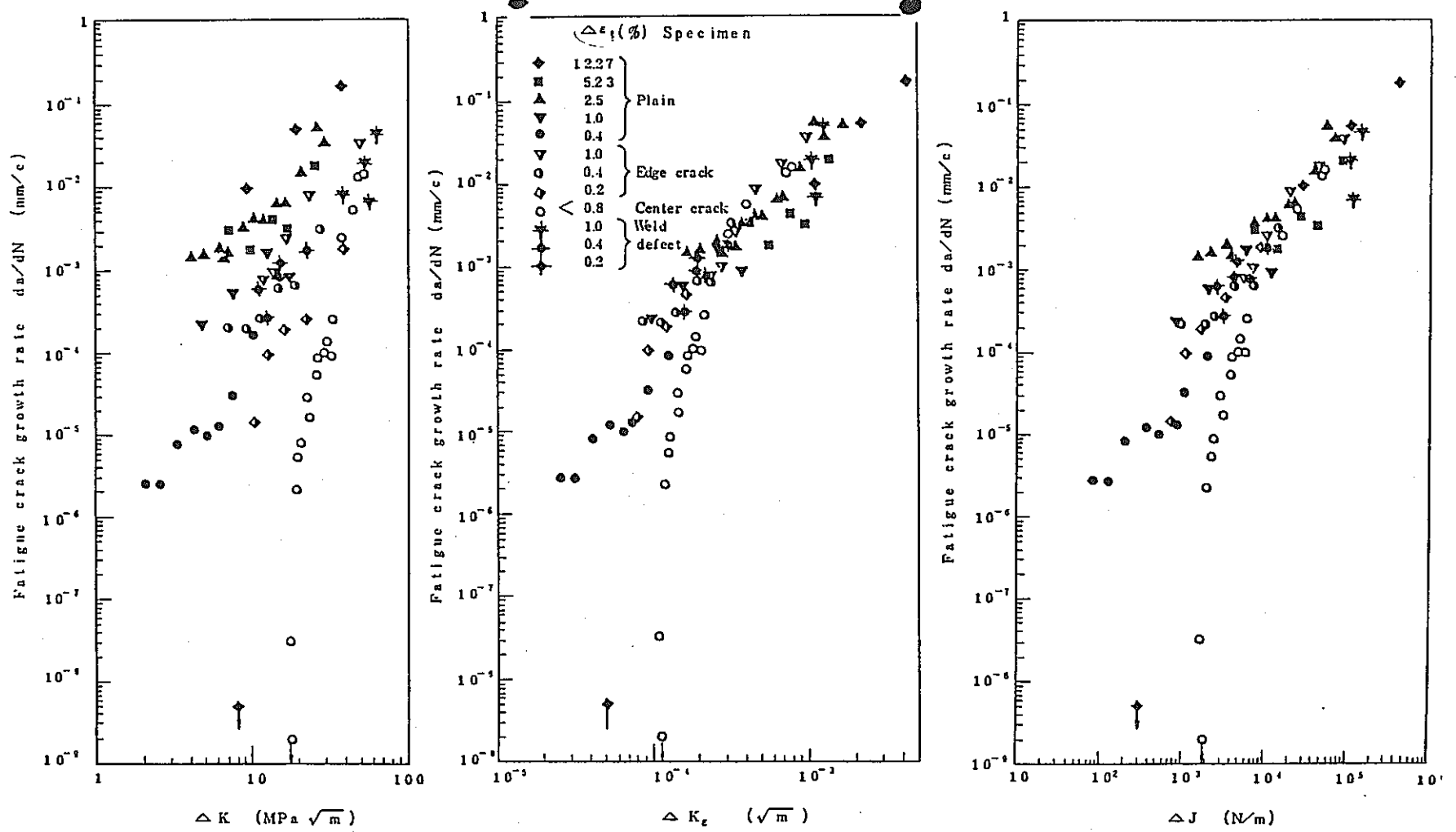
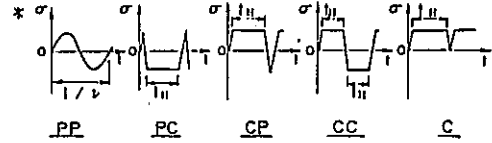


図 2.3.50 550 °C 大気中試験結果の ΔK , ΔK_ϵ , ΔJ による整理 ($R = -1$)

Fig. 2.3.50 Relationship between ΔK , ΔK_ϵ or ΔJ and da/dN .

資料Na 5 - 2'(1)

Material	Temperature (K)	Stress waveform*				
		PP ν (Hz)	PC t_H (s)	CP t_H (s)	CC t_H (s)	C t_H (h)
Ni-Mo-V steel	823	0.5	300	300	300	—
2/4 Cr-Mo steel	573 ~ 823	0.5	300	300	300	—
Cr-Mo-V cast steel	823	1	600	600	1 ~ 3600	—
304 stainless steel	773 ~ 973	0.1 ~ 1	300	300	10 ~ 18000	—
A 286	923	0.5	600	600	10 ~ 3600	—
Inconel 718	923	1	600	600	60 ~ 3600	24 ~ 160



(a) 304 stainless steel (Material B)

Test No.	Stress waveform	Stress (MPa)		Loading time (s)				Temperature (K)	Symbol
		σ_{max}	σ_{min}	t_U	t_{TH}	t_D	t_{CH}		
PP1	PP	140	-140	$\nu = 1.0 \text{ Hz}$				773	⊙
PP2		140	-140	$\nu = 0.5 \text{ Hz}$				823	⊕
PP3		140	-140	$\nu = 1.0 \text{ Hz}$				873	⊖
PP4		140	-140	$\nu = 1.0 \text{ Hz}$				923	⊗
PP5		140	-140	$\nu = 1.0 \text{ Hz}$				973	○
PP6		100	-100	$\nu = 1.0 \text{ Hz}$				973	⊙
PC1	PC ^k	180	-140	0.5	0	0.5	300	973	△
PC2		160	-120	0.5	0	0.5	300	973	△
CP1	CP ^k	140	-180	0.5	300	0.5	0	973	▽
CP2		120	-160	0.5	300	0.5	0	973	▽
CC1	CC	180	-180	0.5	300	0.5	300	973	⊞
CC2		140	-140	0.5	300	0.5	300	973	⊞
CC3		120	-120	0.5	300	0.5	300	973	□

(b) 304 stainless steel (Material F)

Test No.	Stress waveform	Stress (MPa)		Loading time (s)				Temperature (K)	Symbol
		σ_{max}	σ_{min}	t_U	t_{TH}	t_D	t_{CH}		
PP1	PP	245	-245	$\nu = 0.5 \text{ Hz}$				823	⊕
PP2		245	-245	$\nu = 0.5 \text{ Hz}$				823	⊕
PP3		245	-245	$\nu = 0.1 \text{ Hz}$				823	⊙
PP4		196	-196	$\nu = 0.5 \text{ Hz}$				823	⊖
PP5		147	-147	$\nu = 0.5 \text{ Hz}$				823	○
PP6		118	-118	$\nu = 0.5 \text{ Hz}$				823	⊕
CC1	CC	245	-245	1	10	1	10	823	□
CC2		245	-245	1	60	1	60	823	⊞
CC3		245	-245	1	600	1	600	823	⊞
CC4		245	-245	1	3600	1	3600	823	⊞
CC5		245	-245	1	18000	1	18000	823	⊞
CC6		196	-196	1	3600	1	3600	873	◆
CC7		196	-196	1	3600	1	3600	923	◆

* PC, CP波形ではラッチェティング防止のため σ_{max} と σ_{min} の調整が必要

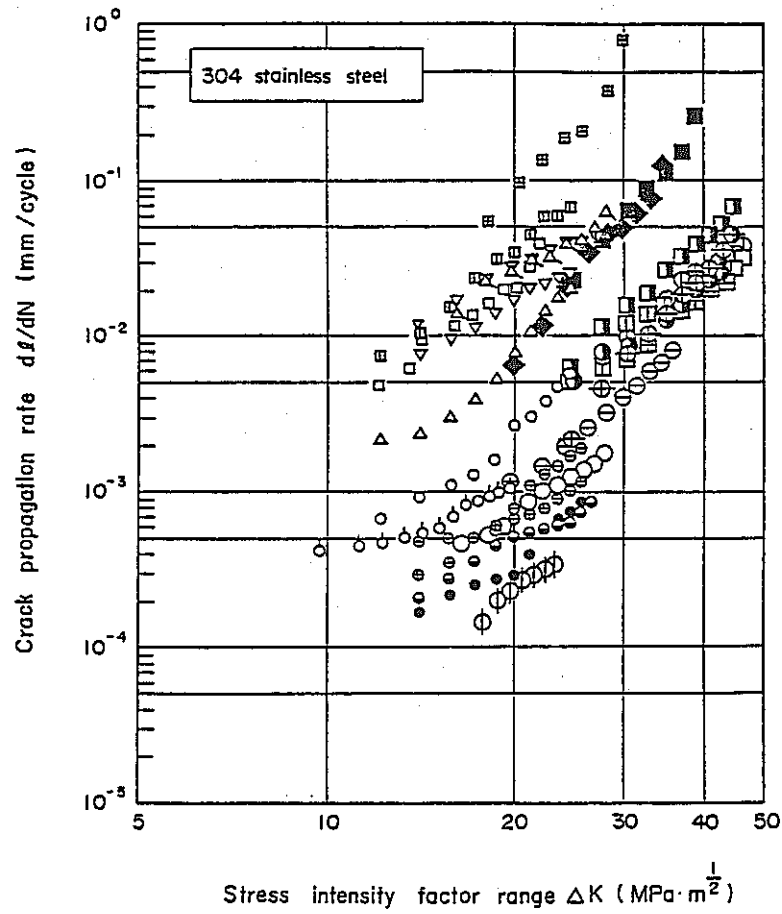


図 2.3.51 ΔK と dI/dN との関係
Fig. 2.3.51 Relationship between ΔK and dI/dN .

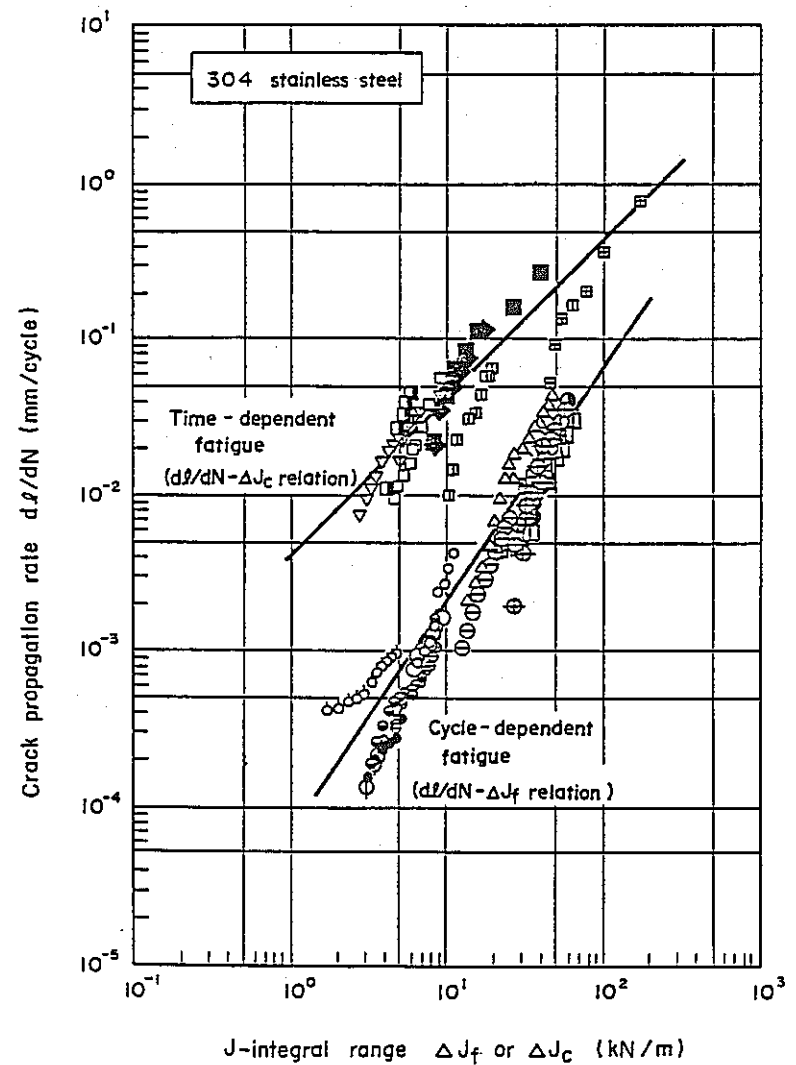


図 2.3.52 ΔJ_f , ΔJ_c と dI/dN との関係
Fig. 2.3.52 Relationship between ΔJ_f or ΔJ_c and dI/dN .

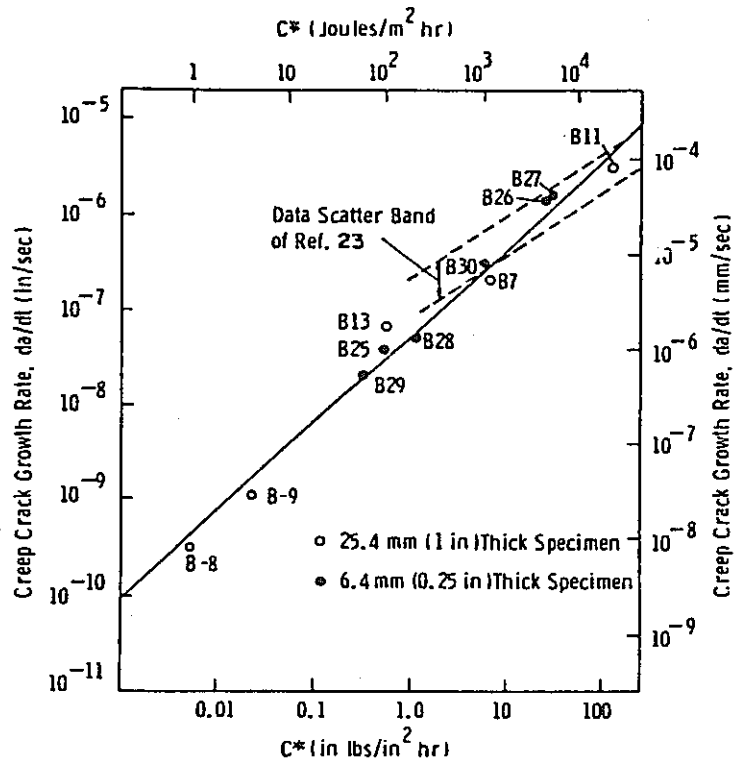


図 2.3.53 クリープき裂成長速度と C^* 積分値との関係¹³⁾ ⇒ (after T.T. Shih)

Fig. 2.3.53 Relationship between C^* and da/dt .

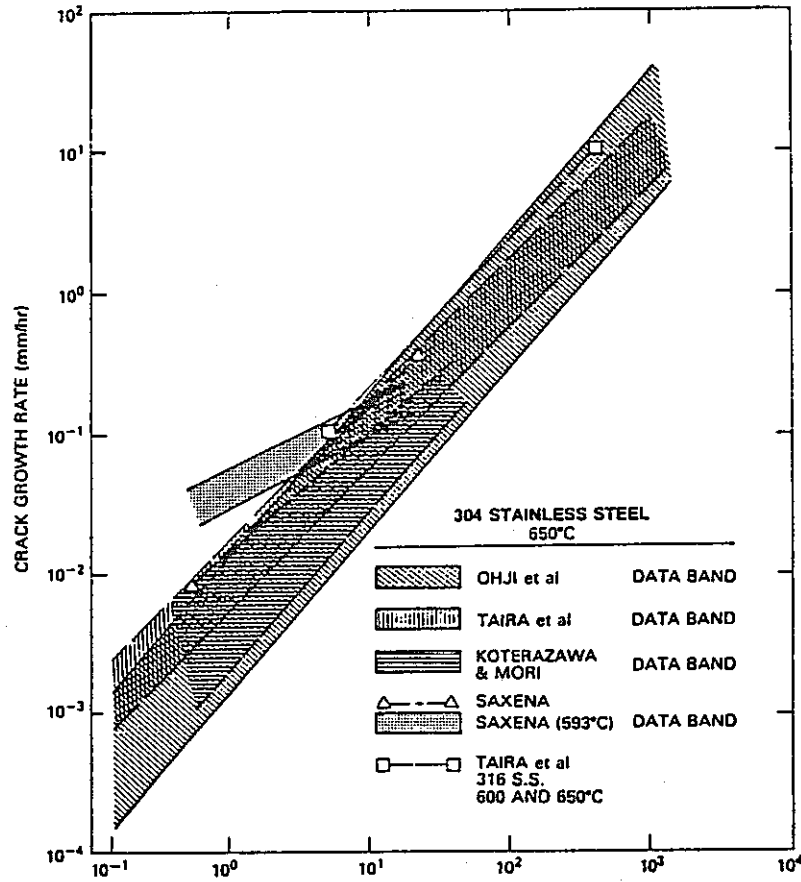


図 2.3.54 J^* で整理したオーステナイトステンレス鋼のクリープき裂伝播速度

Fig. 2.3.54 Creep crack growth rate in austenitic stainless steel in terms of J^* integral.

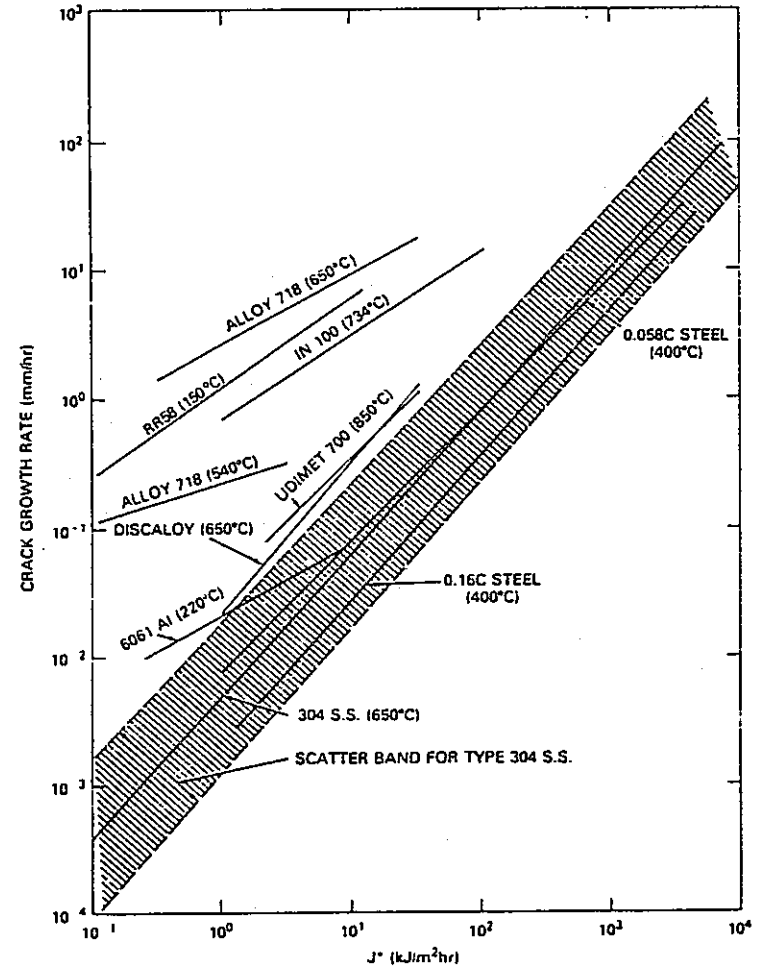


図 2.3.55 数種の金属材料の J^* と da/dt との関係

Fig. 2.3.55 Creep crack growth data of several alloys in terms of J^* parameter. Data for materials that show crack growth by predominantly deformation process fall within or close to the data band for Type 304 stainless steel.

文献No. 4

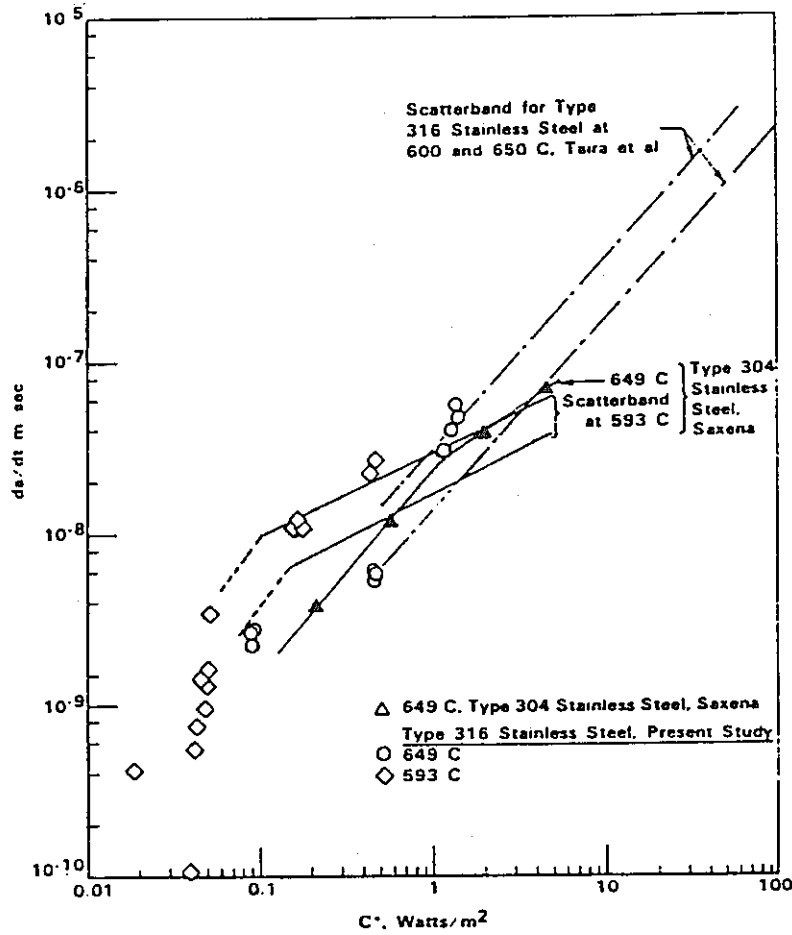


図 2.3.56 593°C及び649°Cにおける316及び304ステンレス鋼のクリーブき裂伝播速度

Fig. 2.3.56 Creep-crack growth of Type 316 and Type 304 stainless steel at 593 and 649°C in air.

文献No. 13

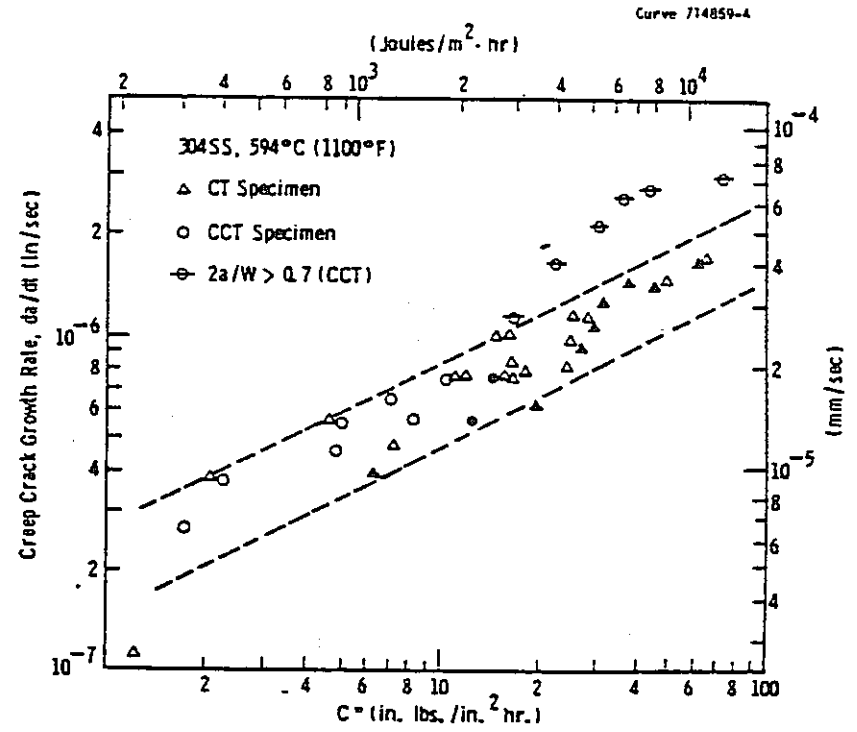


図 2.3.57 2種の試験片形状の304ステンレス鋼の593°Cにおける C^* と da/dt との関係

Fig. 2.3.57 Creep crack growth rate of 304 SS at 594°C as a function of C^* for two specimen geometries.

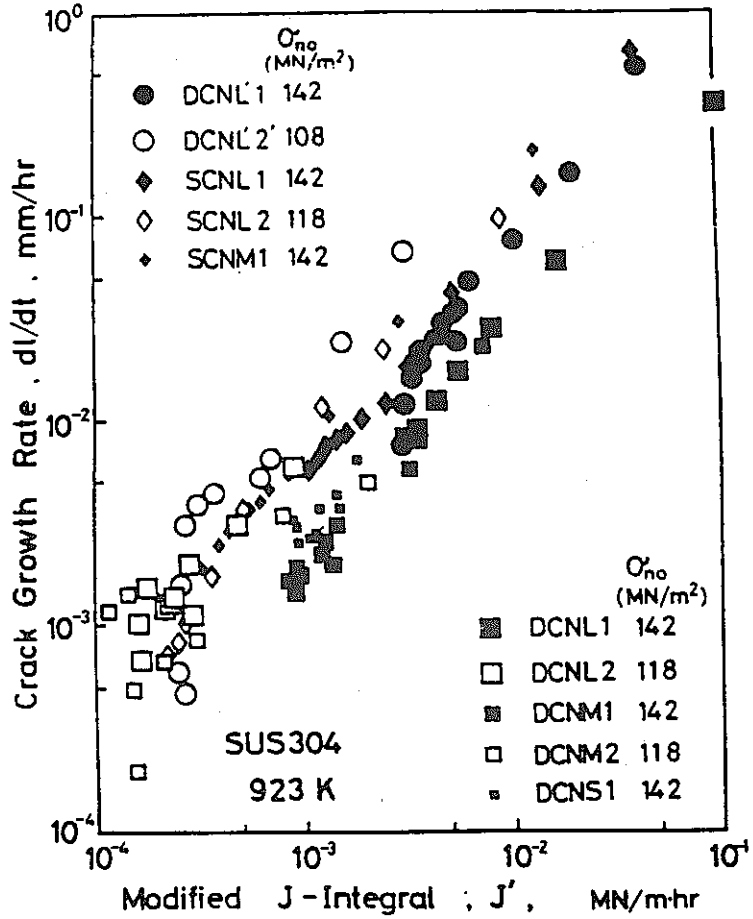


図 2.3.5 8
クリープき裂伝ば速度の J' による表示 (12)(13)

Fig. 2.3.58 Relationship between J' and dl/dt .

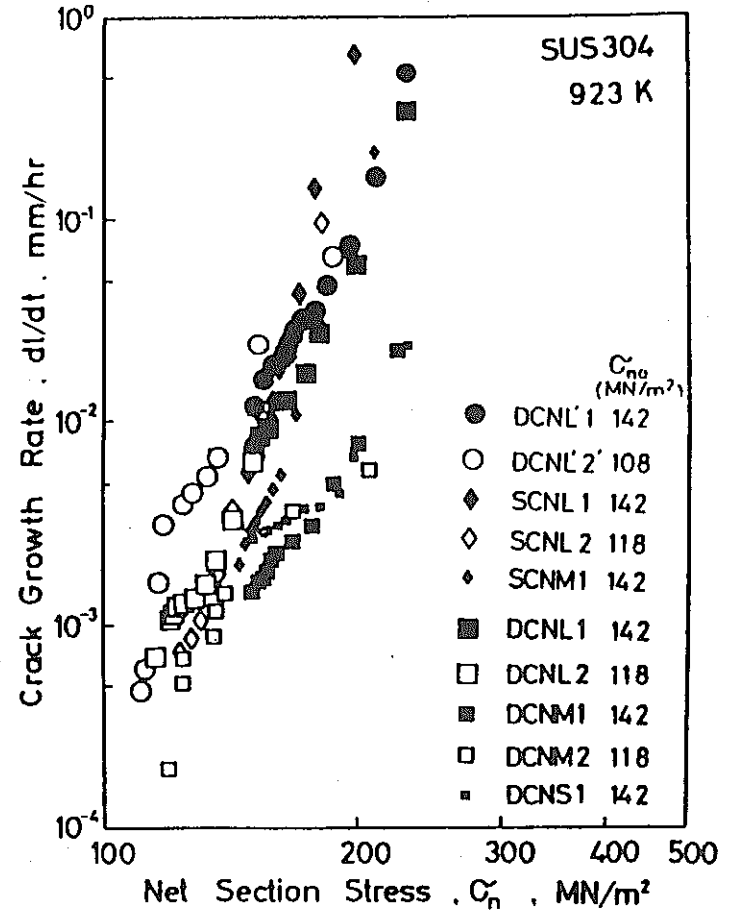


図 2.3.5 9 クリープき裂伝ば速度の正味断面応力による表示 (12)(13)

Fig. 2.3.59 Relationship between σ_n and dl/dt .

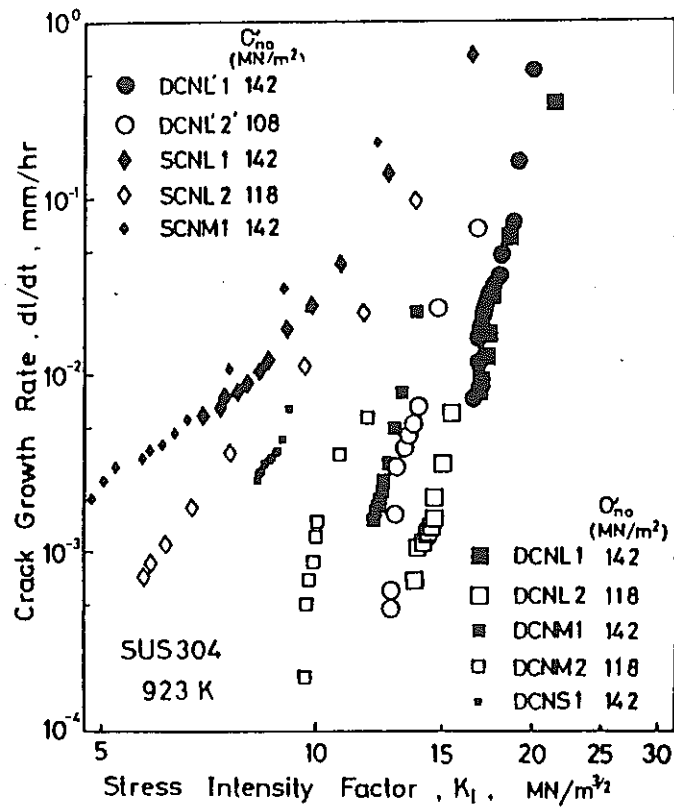
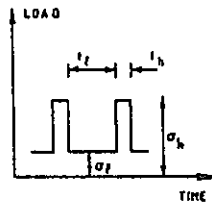
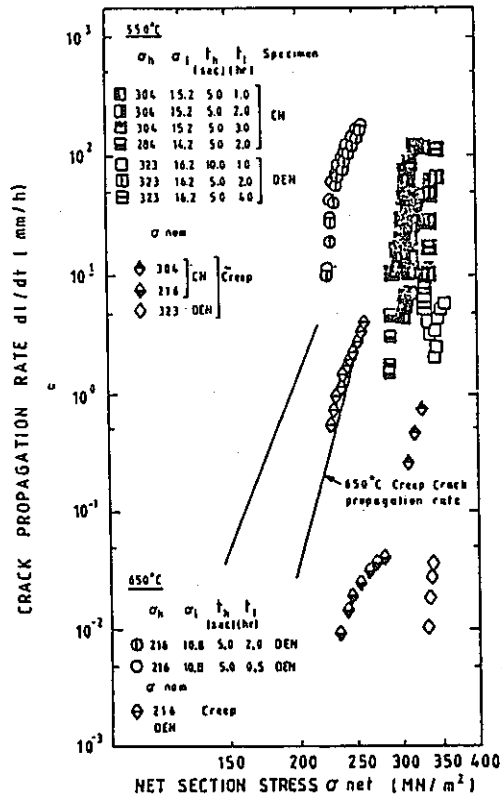
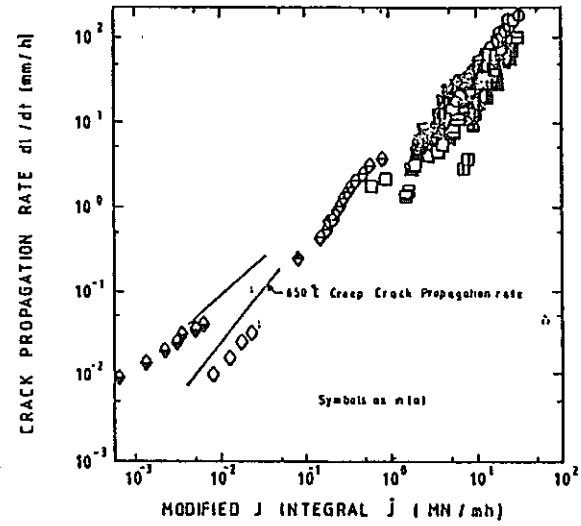


図 2.3.60 クリープき裂伝ば速度の応力拡大係数による表示(12)(13)

Fig. 2.3.60 Relationship between K_I and dl/dt .



(a)



(b)

図 2.3.61 304 ステンレス鋼の 550 °C 及び 650 °C における (a) σ_{net} と dl/dt との関係及び (b) J と dl/dt との関係

Fig. 2.3.61 Showing the superior correlation capability of the modified J integral (C^*) for creep-fatigue crack propagation in type 304 steel at 550 and 650°C [110]. All stresses are in MPa.

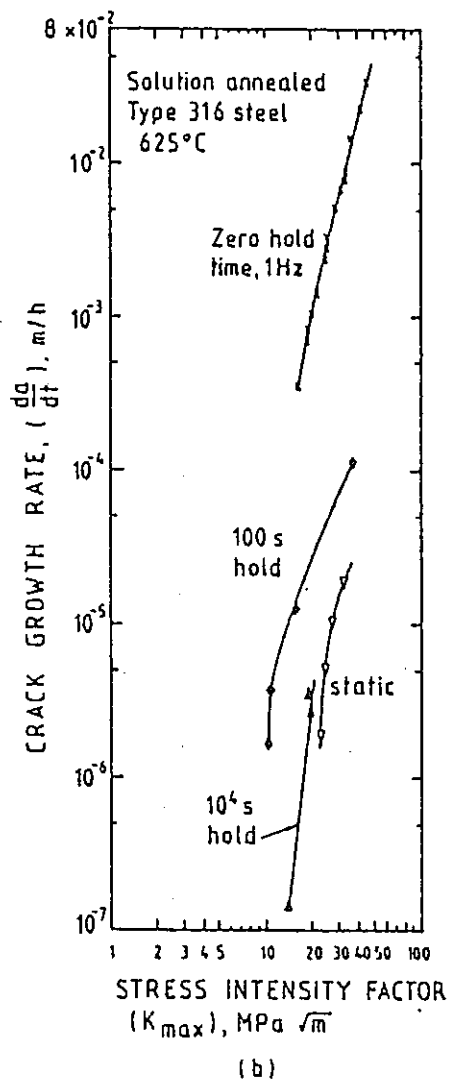


図 2.3.62 種々の荷重条件下での 316 ステンレス鋼の 625°C における
き裂伝播挙動

Fig. 2.3.62 Crack growth rates per unit time under various loading
conditions in annealed type 316 steel at 625°C [137].

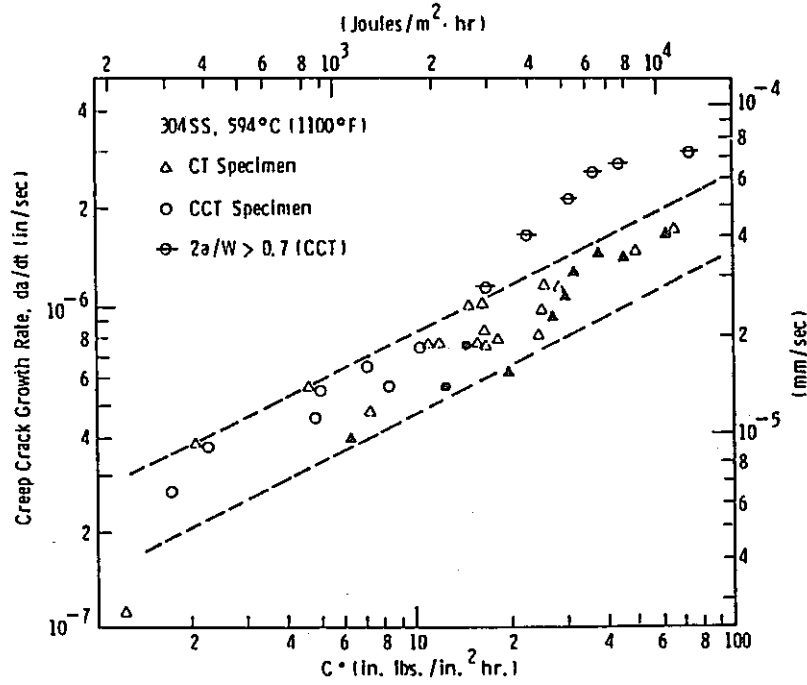


図 2.3.6 3
3 0 4 ステンレス鋼の 5 9 3 °C における C^* と da/dt との関係

Fig. 2.3.63 Creep crack growth rate of 304 stainless steel at 594°C (1,100°F) as a function of C^* for two specimen geometries. Filled points were obtained by multiple specimen data reduction technique and open points by fully plastic plane-strain solutions.

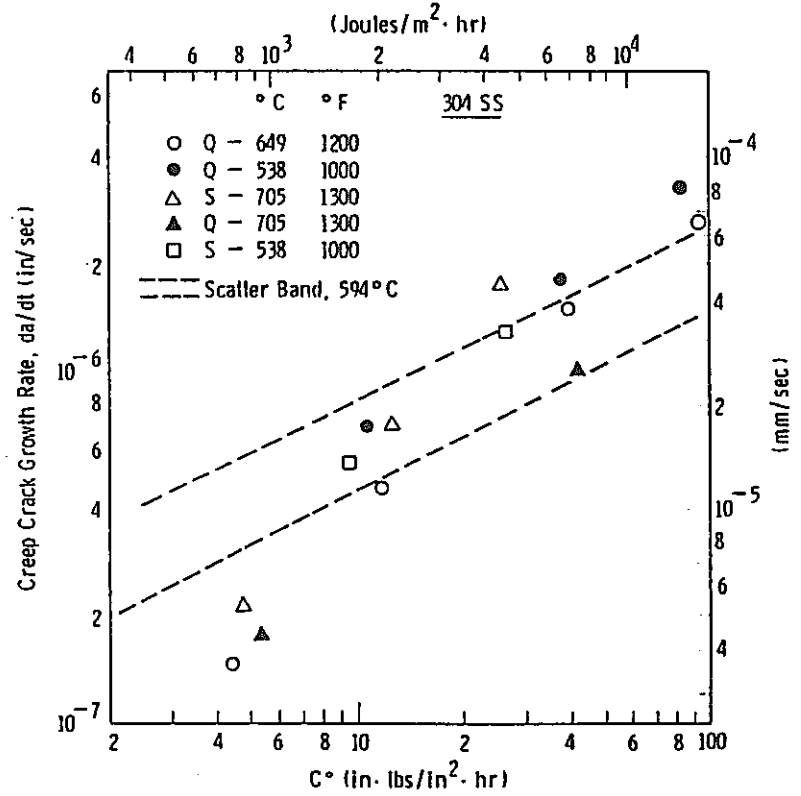


図 2.3.6 4
3 0 4 ステンレス鋼のクリープき裂伝播速度に及ぼす熱処理の影響

Fig. 2.3.64 Creep crack growth rate as a function of temperature and heat treatment for 304 stainless steel. "S" refers to sensitized treatment and "Q" refers to an "as quenched condition."

	Stress ratio $R = \sigma_{min} / \sigma_{max}$	Mean stress σ_m (MPa)	Stress amplitude σ_a (MPa)	Frequency ν (Hz)	Symbol In figures
Static creep	1	137.2	0		+
Dynamic creep	0.87	137.2	9.8	5 0.5	●
	0.75	137.2	19.6	5	○
	0.50	137.2	45.7	5 0.5	□
	0.33	137.2	68.6	5 0.5	⊙
	0	102.9	102.9	5 0.5	⊞
	-0.50	44.1	132.3	3 0.3	□

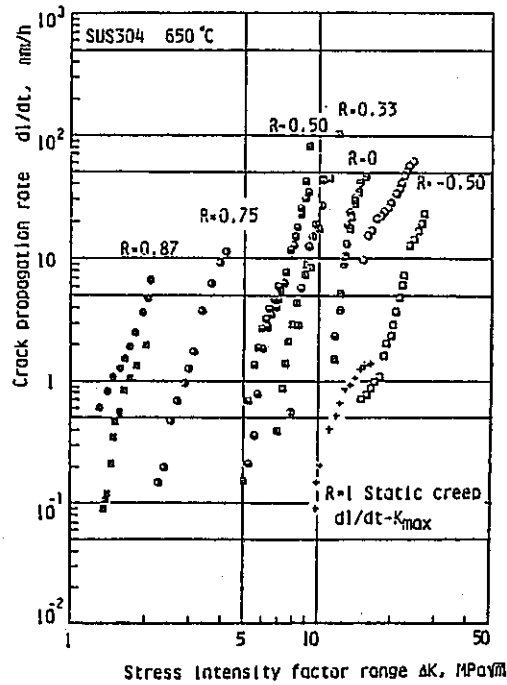


図 2.3.65 動クリープき裂伝播速度および疲労 ($R = -0.5$) と静クリープ ($R = 1$) のき裂伝播速度と応力拡大係数範囲の関係

Fig. 2.3.65 Relationship between ΔK and dl/dt .

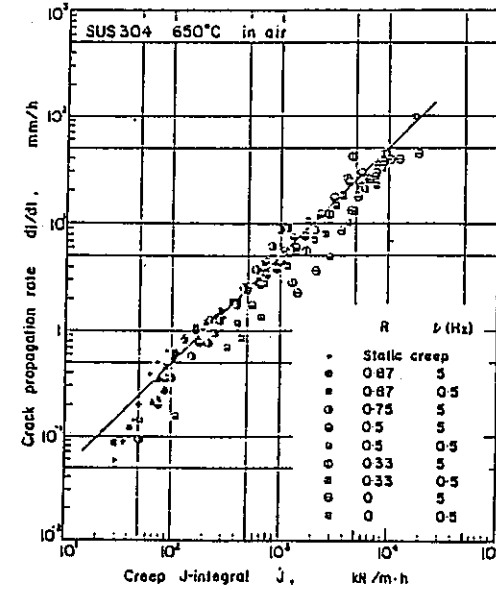


図 2.3.66 動クリープき裂伝播速度とクリープ J 積分の関係

Fig. 2.3.66 Relationship between J and dl/dt .

2.4 高温き裂伝播試験方法に関するアンケート調査

アンケートの配布数126, 有効回答数45で, 有効回答率は36%であった。有効回答の内訳は, 会社24, 大学17, 国立研究機関4であった。集計結果を, 図2.4.1(a)~(c)に示す。

また, 添付資料として, 有効回答者のリストを表2.4.1に, アンケート用紙を表2.4.2に示す。

以下は, 集計結果のまとめである。

(1) 実験方法

試験片は, CTとCCTが最も多く, SENがそれに次いでおり, その他としてDEN, 環状切欠, 円筒, 平滑丸棒などがある。

制御方法としては, 荷重と変位制御が中心で, その他としてK値, ストローク変位速度(疲労), C^* 制御(クリーブ)がある。

負荷波形は, 疲労では三角波サイン波, クリーブ疲労では引張保持圧縮保持, 鋸歯状波, クリーブでは荷重一定が多い。

加熱方法としては, 電気抵抗炉, 高周波, が多く, 輻射炉, 直接通電などもある。

(2) 測定項目および測定法

開口変位の測定は, 測微顕微鏡(写真撮影の併用も含む)によるものが多く, 差動トランス, CODゲージがこれに次いでいる。また, ΔJ_F や ΔJ_C 測定のために, き裂の中央開口変位を数mmのゲージ長を有する差動トランスで検出している例もある。

荷重点変位は, J値算出のために必要であるが, 差動トランス方式が多く, 顕微鏡(写真撮影を含む)によるものがこれに次いでいる。

き裂長さ測定方法としては, 目視または有尺顕微鏡によるものが最も多く, ポテンシャルドロップと写真撮影によるものがこれに次ぎ, コンプライアンスも数件ある。その他としてテレビカメラによる録画(連続撮影)ビーチマーク法, クラックゲージ法, 微小格子法, 酸化部測定法, レプリカ法がある。
















また, その他の測定項目としては, き裂閉口問題と ΔJ_F , ΔJ_C およびき裂先端局所ひずみがあり, 測定法としては, ひずみ, ひずみ分布測定のための画像処理法, 塑性域測定のためのコースティック法, 面内微小変位測定のためのスペックル法がある。

(3) データ整理

き裂伝播整理パラメータとしては, 疲労では, KとJが最も多く, σ_{net} , COD, ひずみ拡大係数がこれに次いでいる。クリーブではK, J, J^* , C^* が多い。その他として,

ΔJ_F & ΔJ_C , ΔK_{eff} , σ_g , き裂長さ, き裂中央開口変位速度, き裂先端局所ひずみがある。

da/dN , da/dt 算出方法としては, Secant法, ASTM法, べき級数近似が多く, その他として, グラフの平均的傾向に接線を引く方法, 3次スプライン補間近似法, ストライェーション間隔測定法がある。

試験片	OT	
	CCT	
	SEN	
	その他	DEN(5), 環状切欠(2), 丸穴切欠付円筒(2), 内圧円筒(1), 平滑丸棒(1), 対角切欠付四角柱(1)
制御	荷重	
	K値	
	変位	
	その他	0*(1), ストローク変位速度(1)
負荷波形	三角波	
	サイン波	
	引張保持波	
	圧縮保持波	
	鋸歯状波	
	荷重一定	
	その他	内圧(1), 引張圧縮保持(1)
加熱方法	高周波	
	輻射炉	
	電気抵抗炉	
	その他	直接通電(1)

(a) 実験方法

(a) Experimental methods

図 2.4.1 アンケート調査結果

Fig. 2.4.1 Summary of answers to the inquiries.

		10	20	30	40	
温度測定法	P R熱電対					
	A O熱電対					
変位測定法	グロス伸び	差動トランス方式				
		ひずみゲージ方式				
	開口変位	測微顕微鏡(写真撮影)				
		差動トランス				
		CODゲージ(クリップゲージ)				
		微小格子				
	荷重点変位	差動トランス				
		顕微鏡(写真撮影)				
		ひずみゲージ				
		ダイヤルゲージ				
	き裂長さ測定法	目視(有尺顕微鏡)				
		ポテンシャルドロップ				
コンプライアンス						
バックストレイン						
写真撮影						
その他		テレビカメラ録画(2), ビーチマーク(2), クラックゲージ(1), 微小格子(1), 酸化部測定(1), レプリカ(1)				

(b) 測定項目および測定法(1)

(b) Measured items and their methods

		10	20	30	40
その他項目および測定法	項目	き裂閉口			
		$\Delta J_P, \Delta J_Q$			
		き裂先端局所ひずみ			
	測定法	画像処理法			
		Caustic法	（塑性域測定）		
		Speckle法	（面内微小変位測定）		

表 2.4.1 アンケートの有効回答者リスト
Table 2.4.1 List of institutes who answered to the inquiry.

1. 電力中央研究所	新 田 明 人
2. 日本鋼管(株)技術研究所	山 田 武 海
3. (株)富士電機総合研究所	山 下 満 男
4. 石川島播磨重工業(株)技術研究所	北 川 正 樹
5. 川崎重工業(株)原子力本部	長 渡 甲 太 郎
6. 住友金属工業(株)中央技術研究所	時 政 勝 行
7. 金属材料技術研究所	金 沢 健 二
8. 三菱重工業(株)長崎研究所	紀 博 徳
9. (株)東芝重電技術研究所	深 倉 寿 一
10. 新日本製鉄(株)第2技術研究所	乙 黒 , 山 内
11. (株)日立製作所機械研究所	宇 佐 美 三 郎
12. 東京大学工学部機械工学科	朝 田 泰 英
13. 東京大学工学部原子力工学科	矢 川 元 基
14. 東芝タービン工場開発部	村 松 正 光
15. 東京大学生産技術研究所	結 城 良 治
16. (株)日本製鋼所室蘭製作所	岩 館 忠 雄
17. 京都大学工学部物理工学教室	大 谷 隆 一
18. 慶応義塾大学理工学部	国 尾 武
19. 長岡技術科学大学	岡 崎 正 和
20. 東北大学工学部	横 堀 寿 光
21. 東北大学工学部	島 田 平 八
22. 三菱重工業(株)高砂研究所	近 藤 良 之
23. I H I 航空宇宙事業本部研究部	神 保 喜 一 (川島代)
24. 立命館大学理工学部	大 南 正 英
25. 日本原子力研究所	植 田 脩 三
26. (株)神戸製鋼所中央研究所	横 幕 俊 典
27. パプコック日立(株)呉研究所第2部	車 地 隆 治
28. 大阪大学工学部産業機械工学科	大 路 清 嗣
29. 大阪大学基礎工学部	小 倉 敬 二
30. 三菱重工業(株)高砂研究所	佐 近 淑 郎
31. (株)日立製作所日立研究所	志 賀 正 男
32. 広島電機大学機械工学科	元 家 勝 彦
33. 熊本大学工学部	竹 園 茂 男
34. 筑波大学構造工学系	小 寺 沢 良 一
35. 高松工業高等専門学校	堀 口 正 一

表 2.4.2 (高温疲労, クリープ, クリープ疲労)き裂伝播試験法に関するアンケート調査用紙
 Table 2.4.2 Inquiry format about the test methods of (high temperature fatigue, creep, creep-fatigue) crack growth.

研究機関		記入者			
実験方法	試験機	容量 (TON), 制御系 (<input type="checkbox"/> 電気油圧サーボ <input type="checkbox"/> その他)			
	試験片	<input type="checkbox"/> CT <input type="checkbox"/> CN <input type="checkbox"/> SN <input type="checkbox"/> その他 ()			
	制御	<input type="checkbox"/> 荷重 <input type="checkbox"/> K値 <input type="checkbox"/> 変位 <input type="checkbox"/> その他 ()			
	負荷波形	<input type="checkbox"/> 三角波 <input type="checkbox"/> サイン波 <input type="checkbox"/> 引張保持波 <input type="checkbox"/> 圧縮保持波 <input type="checkbox"/> 鋸歯状波 <input type="checkbox"/> その他 ()			
	加熱方法	<input type="checkbox"/> 高周波 <input type="checkbox"/> 輻射炉 <input type="checkbox"/> 電気抵抗炉 <input type="checkbox"/> その他 ()			
測定項目 および 測定法	温度測定法	<input type="checkbox"/> PR熱電対 <input type="checkbox"/> AC熱電対 <input type="checkbox"/> その他 ()			
	変位測定法	グロス伸び	<input type="checkbox"/> 差動トランス方式 <input type="checkbox"/> ひずみゲージ方式		GL= mm
		開口変位	(記述)		GL= mm
		荷重点変位	(記述)		GL= mm
		その他			
	荷重測定法	(記述)			
	き裂長さ測定法	<input type="checkbox"/> 目視 <input type="checkbox"/> ポテンシャルドロップ <input type="checkbox"/> コンプライアンス <input type="checkbox"/> バックストレイン <input type="checkbox"/> 写真撮影 (有尺顕微鏡) <input type="checkbox"/> その他 ()			
その他の項目 および測定法					
実績		1	2	3	4
	材料				
	雰囲気				
	温度	~ °C	~ °C	~ °C	~ °C
	荷重、K値 およびひずみ	~	~	~	~
	試験時間	~ h	~ h	~ h	~ h
	試験目的				
データ整理	き裂伝播 整理パラメータ	<input type="checkbox"/> K <input type="checkbox"/> J <input type="checkbox"/> σ_{NET} <input type="checkbox"/> COD <input type="checkbox"/> ひずみ拡大係数 (COA) <input type="checkbox"/> その他 ()			
	da/dN, da/dt の算出方法	<input type="checkbox"/> Secant法 <input type="checkbox"/> ASTM法 <input type="checkbox"/> べき級数近似 <input type="checkbox"/> その他 ()			
公表文献	1				
	2				
	3				

第3章 高温クリープ・疲労き裂 伝播の予備実験

第3章 高温クリープ・疲労き裂伝播の予備実験

3.1 実験方案と実験条件

3.1.1 研究の目的

本小委員会の究極の目的は、FBR機器材料のクリープ温度領域でのクリープ疲労き裂伝播に関する①最適FMPの選定 ②その標準試験法の検討である。これらの目的を達成するために文献調査，アンケート調査，解析的検討に合わせて，実験的検討を行う。

文献調査結果からも明らかなように最近のこの分野の研究をみると，J-integralを用いた評価を無視して上記の目的達成は難しいと考えられるが，アンケート結果からも明らかなように現状ではクリープ・疲れ重畳下のき裂伝播研究の経験は（他の材料試験に比べて）一般に浅い。そこで一年目はJ-integralを含めた幅広い評価法の検討が出来ることを，最低要求事項と考え，試験方法については特に定めず各研究機関の手持ちの設備で出来る範囲で実験を行い，各種パラメータの比較検討を行う。

標準試験法の設定には，一般に下記のような項目についても検討が必要である。

- a) 試験片形状や寸法の規定の必要性の有無又有の場合の規定
- b) 加熱方法や温度分布の #
- c) (開口)変位測定法の #
- d) き裂長さ測定法の #
- e) 予き裂導入方法の #
- f) 制御方法の #

これら項目について更に実験研究が必要かどうかは一年目の経験をもとにして，検討し必要テーマについては二年目以降に行う。

3.1.2 試験方法

(1) 供試材及び試験片

- 供 試 材 動燃事業団で保有のSUS304板材(40t)でKOM等の材料試験で用いている供試材と同じもの
- 化学成分 } 3.2節に記述
- 機械的性質 }

実験や、荷重点変位速度を制御する一方向負荷実験等)により適当な制御値を検討し変えてることもある。適当な予備実験は新材料、新条件でのデータ収集には重要である。

- 波 形 疲労き裂伝播特性の表示に対する適合性とクリープに対する適合性の両面からFMPの評価が出来るように三角波と10分保持の両方を各機関で分担することにした。
- 加 熱 方 法 各機関任意(高周波, 電気抵抗炉, 輻射炉)
- 温 度 分 布 特に規定せず(温度分布の代表例を報告のこと)
クリープ温度領域では温度の効果が大きいと考えられるので, クリープ試験程度の温度分布, 温度変動が望ましい。
- 温 度 測 定 特に規定せず(熱電対の種類, 制御点, とりつけ方等報告)
- 変 位 測 定 開口変位又は荷重点変位(可能なかぎり測定)
Jの正しい評価が出来るためにはCTでは荷重線上の変位 CCTではき裂に出来るだけ近い所でのき裂中央開口変位を測定することが望ましい。
深いき裂では, 荷重点変位で良いことになっているが荷重点変位の測定位置に関してどのくらいの長さのき裂に対して測定位置とどのくらいまで離れていてよいのかは明確でない。この点を検討するためCCTでの開口変位測定のゲージ長を2種類並用した実験を一機関で行う。又同じ目的でCCT試験片のFEM解析を解析グループで行う。
- 負 荷 方 法 荷重については微小な曲げ応力がアンバランスなき裂進展の原因になるので注意が必要。
- き裂長さ測定方法 有尺顕微鏡, ビデオ又は自動カメラ, 電位差法(直), コンプライアンス法(除荷), レプリカ法
き裂長さ測定については正しい値が測定出来れば方法は問われないが省力化, 精度, 使いやすさ, コスト等から比較検討が期待出来る。
本委員会メンバー機関ではカメラや目視が多いようである

が、外国では、電位差法やコンプライアンス法が多い。本委員会メンバーでも電位差法やコンプライアンス法を試る予定の機関がある。

◦ 試 験 温 度 6 5 0 ℃

短時間でクリープ効果を出すことが出来、動的ひずみ時効が顕著でない。

表1 試験条件

	T.P.形状	制御変数	測定変数	負荷値(*)	温度	波形	加熱法	き裂測定法	予き裂導入法	SG有無	担当	
1	中空円筒	ΔP	$\delta (GL=10)$	$\frac{\Delta P}{2} = \pm 15.3 \text{ kg/mm}^2$	650℃	三角波 (0.5Hz) 及び 10分保持 (引張側のみ)	I	顕微鏡(×30)	同条件	無	電中研	
2	SEN	$\Delta \epsilon_{GL}$	P	$\Delta \epsilon_{GL} = 0.5\%$			I ER	レプリカ	同条件	無	日立	
3	COT	$\Delta \epsilon_{GL}$ (GL=25)	$\delta (GL \approx 5)$	$\Delta \epsilon_{GL} = 1\%$			I	写真(×10)	同条件	無	川鉄	
4				$\Delta \epsilon_{GL} = 0.5\%$			I	写真	同条件	無	富士電	
5			ΔP	$\delta (GL = \frac{5}{25})$			$\frac{\Delta \sigma}{2} = \begin{cases} \pm 13 \text{ kg/mm}^2 \\ \pm 15 \text{ kg/mm}^2 \end{cases}$	I	有尺顕微鏡	同条件	無	IHI
6							$\delta (GL = 5)$	$\frac{\Delta \sigma}{2} = \pm 15 \text{ kg/mm}^2$	I	光電マイクロ付移動顕微鏡 交流電位差法	同条件	無
7			$\frac{\Delta \sigma}{2} = \begin{cases} \pm 17 \text{ kg/mm}^2 \\ \pm 14 \text{ kg/mm}^2 \end{cases}$	R			マイクロスコープ	同条件	無	住金		
8	CT	ΔP	δ	$P = \begin{cases} \pm 654 \text{ kgf} \\ \pm 484 \text{ kgf} \end{cases}$			ER	顕微鏡	常温低K 予き裂=3~4mm	無	新日鉄	
9				$'' = \pm 4 \text{ kg/mm}^2$			I (ER)	カメラのビデオ AC電位差法	同条件 予き裂=1.6mm	無	東芝	
10		$\Delta \delta$	P	$\Delta \delta = 0.5, 0.7, 1.1, 1.4 \text{ mm}$			I	カメラ 有尺顕微鏡	同条件	無	MHI(高)	
11		スロープ ライン					S=720~880kgf D=2.45~3.65mm	ER	直流電位差法	室温 $\Delta K = 50 \text{ kgf/mm}^{\frac{3}{2}}$ R=0.1	無	MHI(長)
12							S=2000,2500kgf D=7.5mm(他)	ER	Compliance	室温 1.5mm $\Delta K = 50 \text{ kgf/mm}^{\frac{3}{2}}$	無	神鋼
13		クリープ	δ	$\frac{2P}{Bb} = \begin{cases} 4.5 \text{ kg/mm}^2 \\ 6.5 \text{ kg/mm}^2 \end{cases}$			ER	直流電位差法	E647 $\Delta K = 50 \text{ kgf/mm}^{\frac{3}{2}}$	有	日製鋼	

*暫定値 加熱法 I:高周波 R:輻射炉 ER:電気抵抗炉

3.2 供試材と材料特性

供試材の熱間圧延オーステナイトステンレス鋼 SUS 304 鋼板の製造工程を図 3.2.1 に示す。製造仕様の概要は表 3.2.1 の通りである。

供試材のとりべ分析値及び製品分析値を表 3.2.2 に示す。いずれも規格値を満足している。また、表 3.2.3 には素材の熱処理条件を示す。

表 3.2.4 に室温と 550℃における引張試験結果を示す。室温における各値はいずれも規格値を満足している。

結晶粒度及び非金属介在物測定結果、浸透探傷及び超音波探傷試験結果、並びに外観検査及び寸法検査の結果をまとめて表 3.2.5 に示す。いずれも良好な結果となっている。

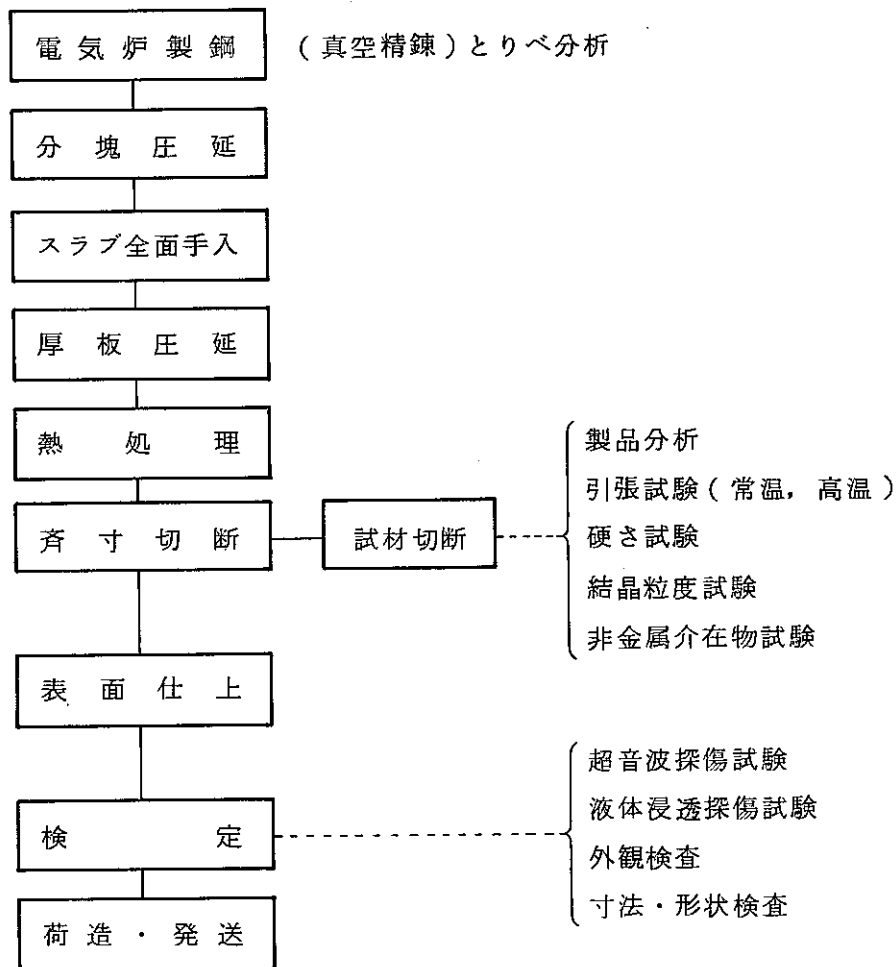


図 3.2.1 SUS 304 板材の製造工程

Fig. 3.2.1 Manufacturing process for SUS 304.

表 3.2.1 SUS 304 板材の製造仕様概要

Table 3.2.1 Manufacturing specifications for SUS 304.

項目	内 容																																								
適用規格	1. JIS G 4304 (1977) 「熱間圧延ステンレス鋼板」 2. 通産省告示第 501 号 「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」 昭和 55 年 10 月発行																																								
製 造	1. 製造方法 鋼板は電気炉製鋼後、真空脱ガス処理を施した鋼塊より熱間圧延方式により製造する。 2. 熱処理 鋼板は熱間圧延後、下記固溶化熱処理を行なう。 (1) 加熱温度：1010～1150℃ (2) 保持時間：(30×板厚/25mm)分以上 (3) 冷 却：水冷																																								
品 質	1. 化学成分(とりべ分析値, %) <div style="text-align: right;">(wt.%)</div> <table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <thead> <tr> <th>C</th> <th>Si</th> <th>Mn</th> <th>P</th> <th>S</th> <th>Ni</th> <th>Cr</th> <th>Co</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>0.04</td> <td>1.00</td> <td>2.00</td> <td>0.040</td> <td>0.030</td> <td>8.00</td> <td>18.00</td> <td>0.25</td> </tr> <tr> <td>}</td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td>}</td> <td>}</td> <td></td> </tr> <tr> <td>0.08</td> <td>以下</td> <td>以下</td> <td>以下</td> <td>以下</td> <td>10.50</td> <td>20.00</td> <td>以下</td> </tr> </tbody> </table> 2. 機械的性質 <table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <thead> <tr> <th>0.2%耐力 (kg/mm²)</th> <th>引張強さ (kg/mm²)</th> <th>伸 び (%)</th> <th>ブリネル硬さ</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>21以上</td> <td>53以上</td> <td>40以上</td> <td>187以下</td> </tr> </tbody> </table>	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Co	0.04	1.00	2.00	0.040	0.030	8.00	18.00	0.25	}					}	}		0.08	以下	以下	以下	以下	10.50	20.00	以下	0.2%耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	ブリネル硬さ	21以上	53以上	40以上	187以下
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Co																																		
0.04	1.00	2.00	0.040	0.030	8.00	18.00	0.25																																		
}					}	}																																			
0.08	以下	以下	以下	以下	10.50	20.00	以下																																		
0.2%耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	ブリネル硬さ																																						
21以上	53以上	40以上	187以下																																						
試験および 検 査	1. とりべ分析 ; JIS G 1253 2. 製品分析 ; JIS G 1211～1217及びJIS G 1222 3. 引張試験(室温) ; JIS Z 2241 4. 高温引張試験 ; JIS G 0567 5. 硬さ試験 ; JIS Z 2243 6. 結晶粒度測定 ; JIS G 0551 7. 非金属介在物試験 ; JIS G 0555 8. 寸法検査 ; 9. 外観検査 ; 鋼板全数全表面目視検査 10. 超音波探傷試験 ; 通産省告示 501号																																								

表 3.2.2 分析試験結果

Table 3.2.3 Certified chemical analysis result for SUS 304

(wt %)

規格値 材 料	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Co	
	0.04* 0.08	1.00 以下	2.00 以下	0.040 以下	0.030 以下	8.00 10.50	18.00 20.00	0.25*	以下
SUS304板 と り べ 分 析	0.05	0.59	0.87	0.027	0.003	8.98	18.47	0.12	
SUSF304板 製 品 分 析	0.05	0.60	0.87	0.026	0.002	8.94	18.59	0.12	

*は追加スペック

表 3.2.3 熱処理結果

Table 3.2.3 Results of heat treatment for SUS 304.

熱処理条件 材 料	温 度 ℃	保持時間 (分)	冷 却 方 法
		1010~1150	48
SUS304 板 材	1100	48	水 冷

表 3.2.4 機械試験結果

Table 3.2.4 Certified mechanical properties for SUS 304.

規格値 材料・試験条件	0.2%耐力 kg/mm ²	引張強さ kg/mm ²	伸 び %	絞 り %	ブリネル硬さ
		≥21	≥53	≥40	
SUS304板 温 度 室 温	23	64	63		135
温 度 550℃*	12	39	40		

*参考値

表 3.2.5 その他の試験結果

Table 3.2.5 Other certified test results for SUS 304.

材料	試験項目	結晶粒度	非金属介在物	浸透探傷	超音波探傷	外観検査	寸法検査*
SUS304 板 材		4.5	良	良	良	良	良

*素材寸法 40 t × 1000 W × 1000 L (mm)

3.3 実験データの整理法・評価法

3.3.1 データの整理方法とパラメータの評価法

1) き裂成長速度の計算

$da/dN, da/dt$ の計算法は、ASTM E647のIncremental Polynomial法に従うものとする。点数としては7点ないし5点とする。ただしデータ点数が少ない場合は、Secant法を用いても良い。

2) 破壊力学パラメータの評価法

文献調査の結果、使用されるパラメータとして以下のものが考えられる。

- | | |
|---|---|
| { | 疲労（繰返し数依存）の場合 |
| | …………… $\Delta K, \Delta K_{eff}, \Delta K_{eq}, B, \Delta J$ など |
| | クリープ・疲労（時間依存）の場合 |
| …………… $\Delta J_c, (\Delta J_f)$ など | |
| クリープの場合 | |
| …………… $K, \sigma_{net}, \sigma_{ref}, \dot{V}$ （荷重点変位速度）, J' など | |

上記のようなパラメータによる評価を試みる。このうち $K, \Delta J, J'$ の評価式を、使用した各種試験片について表3.3.1にまとめて示した。

なお、使用したパラメータの計算式・方法は各自報告するものとした。

3) その他

単位系は、従来単位系を用いるものとした。また得られたデータは表3.3.2を用いて、数値データとして報告するものとした。（ファイルにしてまとめる）

3.3.2 データの報告

1) 表3.3.3に示す用紙に実験条件、担当者、所見などを記入し、報告することとした。

2) 数値データは、表3.3.2を用いて、各試験片毎に詳細に報告する。

3) 以下の項目についても、報告するものとする。

- 破壊力学パラメータの計算法
- 予き裂導入法と条件
- 試験片の温度分布測定例とその測定法
- 変位測定法
- き裂フロントの変化

- 試験中断の有無
- 実験上の問題点および工夫した点

4) 以下の図面を用意する。

- 試験片形状
- ヒステリシスループ
- $\Delta \varepsilon \sim N$, $\Delta \sigma - N$ 曲線
- da/dN , da/dt を破壊力学パラメータで整理した図

5) 破断後の試験片のマクロ写真およびフラクトグラフィの写真もできれば添付する。

表 3.3.1 FMP 評価式

Table 3.3.1 Formulation for fracture mechanics parameters.

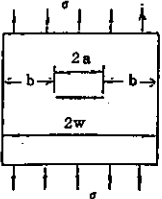
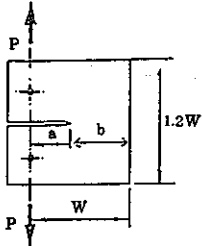
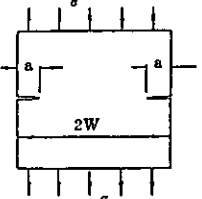
試験片	<p>CCT (円筒も含む)</p>  <p>B:板厚</p>	<p>CT</p>  <p>B:板厚</p>	<p>DEN (SEN)</p>  <p>B:板厚</p>		
K	$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} F_I(\xi), \xi = a/w$ $F_I(\xi) = \sqrt{\sec(\pi \xi / 2)}$ <p>または,</p> $F_I(\xi) = (1 - 0.5\xi + 0.370\xi^2 - 0.044\xi^3) / \sqrt{1-\xi}$	$K_I = \frac{P}{B\sqrt{W}} F_I(\xi), \xi = a/w$ $F_I(\xi) = \frac{(2+\xi)}{(1-\xi)^{3/4}} \{ 0.886 + 4.64\xi - 1.332\xi^2 + 1.472\xi^3 - 5.6\xi^4 \}$	$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} F_I(\xi), \xi = a/w$ $F_I(\xi) = \{ 1.122 - 0.561\xi - 0.205\xi^2 + 0.471\xi^3 - 0.191\xi^4 \} / \sqrt{1-\xi}$		
ΔJ	$\Delta J = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{A}{2Bb}$ <p>A:ヒステリシスループ面積 荷重 - 荷重点変位(き裂大) 荷重 - 中央開口変位(き裂小)</p>	$\Delta J = \frac{2A}{Bb} \frac{1+\eta}{1+\eta^2}$ $\eta = \sqrt{(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2} - (2a/b + 1)$ <p>A:負荷時の荷重-荷重点変位曲線下の面積</p>	$\Delta J = 2\pi [\Delta W_e + f(n)\Delta W_p] a$ $f(n) = (n+1) [3.25(1-n)/\sqrt{n} + \pi n]$ $\Delta W_e = (\Delta\sigma)^2 / E$ $\Delta W_p = \Delta\sigma \Delta\epsilon_p / (n-1)$		
J' (O*)	$J' = \frac{\alpha-1}{\alpha+1} \cdot \frac{P}{Bb} \cdot \dot{V}$ <p>b:リガメント長さ V:荷重点変位速度</p>	$J' = \frac{2\alpha}{\alpha+1} \cdot \frac{P}{Bb} \cdot \dot{V}$ <p>または</p> $J' = \frac{\alpha}{\alpha+1} \cdot \frac{P\dot{V}}{Bb} \left(r - \frac{\beta}{\alpha} \right) \text{ (ASTM STP 791)}$ $\beta = \eta / \left\{ \eta + \frac{1+a/w}{1-a/w} \right\}$ $r = \frac{2(1+\eta)(1+a/w)}{(1+\eta^2)} + \eta \left(1 - \frac{a}{w} \right) / \left(1 + \frac{a}{w} \right) + \eta \left(1 - \frac{a}{w} \right)$	$J' = \frac{\alpha-1}{\alpha+1} \cdot \frac{P}{Bb} \cdot \dot{V}$		
材料定数	<p>SUS304 at 650°</p>	<p>ヤング率 E=14706.0 kg/mm²</p>	<p>加工硬化指数 n=0.205</p>	<p>クリープ指数 α=6.37</p>	<p>降伏応力 その他 σ_y =</p>

表 3. 3. 3 実験データ報告書表紙
Table 3.3.3 Cover of experimental data reported.

F C C 小委員会共同研究 実験データ報告書

昭和 年 月 日提出

試験機関				担当者	
試験片		1. 中央円筒 2. 中央き裂入り平板		3. OT 4. 両側縁き裂	
制御方法		1. 荷重制御 2. 変位(ひずみ)制御		3. スロープライン法 4. 荷重一定(クリープ)	
試験温度		℃土	℃	加熱方法	
予き裂導入法				き裂測定法	
破壊力学パラメータ				き裂速度の求め方	
実 験 条 件	試験片番号	No		No	
	設定荷重・ひずみ				
	波形・周波数				
	測定したき裂長 a	~	mm	~	mm
	破断までのサイクル数・時間				
	その他				
所見					

3.4 実験結果

3.4.1 荷重制御試験結果

荷重制御試験は、中空円筒試験片（1機関）、CCT試験片（3機関）、CT試験片（2機関）で、下記の試験条件で行われた。

T.P 形状	荷重条件	担当	波形	温度
中空円筒	$\pm 15 \text{ kgf/mm}^2$	電中研	三角波 及び 3角波 + 10分保持	650℃
CCT	$\pm 13 \text{ kgf/mm}^2 (\pm 15)$	IHI		
	$\pm 15 \text{ kgf/mm}^2$	KHI		
	$\pm 17 \text{ kgf/mm}^2 (\pm 14)$	住金		
CT	$\pm 3 \text{ kgf/mm}^2$	新日鉄		
	$\pm 4 \text{ kgf/mm}^2$	東芝		

3.4.1(a) 荷重制御低サイクル疲労試験結果 (I)

(1) はじめに

SUS304鋼のクリープ疲労き裂伝播を支配する破壊力学パラメータを検討するため円孔切欠きを有する薄肉中空円筒状試験片を用いる荷重制御下のクリープ疲労き裂伝播試験を分担した。

本報告はその結果をとりまとめたものである。

(2) 試験方法

1) 試験片

クリープ疲労き裂伝播試験に用いた試験片はFig.3.4.1(a)-1に示す薄肉中空円筒状のものであり、平行部中央に0.8φの円孔切欠きを設けている。また、き裂の開口変位量を計測するために、切欠きの上下5mmの位置に変位取出し用の金具が点溶接されている。

試験片は40t SUS304鋼板の圧延方向に垂直に採取し、き裂伝ば方向が圧延方向と一致するようにした。また、試験片は厚さ方向(40mm)から2本採取した。

なお、ここでは、試験に際し予き裂の導入は行わなかった。

2) 試験装置

本試験に用いた装置は電気油圧サーボ式引張・圧縮疲労試験機であり、制御・記録用にマイクロコンピュータを具備したものである。

加熱には高周波誘導方式を採用し、温度の測定は切欠きに対し 180° 反対側の平行部中央に点溶接した 0.2ϕ のクロメル・アルメル熱電対により行った。温度分布は今回の試験においては特に測定しなかったが、以前の実測結果では、変位計測用金具が付いた状態においても、平行部中央の標点間 10 mm の範囲内で $\pm 6^\circ\text{C}$ 以内にあることが確認されている。

き裂長さは、き裂半長にして約 2.9 mm まで、試験中随時測微顕微鏡により目視測定した。また、き裂伝播速度はSECANT法により求めた。

き裂開口変位は、切欠きを中心とする軸方向 10 mm を標点間距離として、標点間両端に点溶接した金具に設けた円孔(1ϕ)に先端が円錐形の石英ガラス棒を押し当て、ひずみゲージ式の変位計を用いて計測した(Fig.3.4.1(a)-2参照)。計測された変位はX-tレコーダに連続的に記録するとともに、荷重と変位のループを随時X-Yレコーダに記録した。

3) 試験条件

き裂伝播試験はすべて 650°C の大気中において荷重制御下で実施した。応力条件は $\pm 15.3\text{ kgf/mm}^2$ (応力比 $R=-1$)であり、波形は周波数 0.5 Hz の正弦波と三角波、および 10 min の最大引張応力保持の台形波である。これらの試験番号を以後それぞれPP1, PP2およびCP1とする。

4) 破壊力学パラメータ評価法

本試験において検討した破壊力学パラメータは応力拡大係数範囲 ΔK 、有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} の線型破壊力学パラメータと、疲労J積分範囲 ΔJ_f 、クリープJ積分範囲 ΔJ_c の非線型破壊力学パラメータである。各パラメータの評価法は以下の通りである。

a) 応力拡大係数範囲 ΔK

ΔK は次式により求めた。

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a \sec(a/D)} \quad (1)$$

ここで、 $\Delta \sigma =$ 応力範囲 ($= 2 \sigma_{\max}$)、

$a =$ き裂半長、

$D =$ 試験片外径

b) 有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} (or ΔK^*)

ΔK_{eff} は次式により求めた。

$$\Delta K_{\text{eff}} = \Delta \sigma^* \sqrt{\pi a \sec(a/D)} \quad (2)$$

$$\text{ここで、} \Delta \sigma^* = \Delta P^* / (\pi D B) \quad (3)$$

$B =$ 肉厚

ΔP^* は Fig. 3. 4. 1 (a) - 3 参照。

c) 疲労 J 積分範囲 ΔJ_f

ΔJ_f は、Fig. 3. 4. 1 (a) - 4 に示すように、P-Vループを用い次式によって評価した。

$$\Delta J_f = \frac{(\Delta K^*)^2}{E} + \frac{S_p}{B b} \quad (4)$$

ここで、 $E =$ ヤング率 ($= 14,706 \text{ kgf/mm}^2$)、

$b =$ リガメント長さ、

$S_p =$ P-Vループの面積 (Fig. 3. 4. 1 (a) - 4 参照)。

d) クリープ J 積分範囲 ΔJ_c

ΔJ_c は、Fig. 3. 4. 1 (a) - 4 (b) に示すように、P-Vループから次式によって求めた。

$$\Delta J_c = \frac{S_c}{2 B b} \quad (5)$$

ここで、 S_c は、Fig. 3. 4. 1 (a) - 4 (b) に示す面積である。

(3) 試験結果

き裂伝ば試験結果は一覧表にとりまとめ、付表として添付している。

1) き裂伝播曲線

各試験におけるき裂伝ば曲線 ($a-N$ 線図) を Fig. 3. 4. 1 (a) - 5 に示す。

PP1, PP2の試験は試験終了まで連続して実施したが、CP1では、試験時間の都合により、Fig. 3. 4. 1 (a) - 5 (b)中に示すように、 $N=42, 102, 185$ において試験を中断した。Fig. 3. 4. 1 (a) - 6 に試験中断前後の開口変位 V の時間的変化を示すが、中断による顕著な影響はないように思われる。

2) 荷重-き裂開口変位ループ

Fig. 3. 4. 1 (a) - 7 に各試験における代表的な $P-V$ ループを示す。

PP1およびPP2では、き裂の成長とともにき裂の閉口が顕著になっているが、CP1ではき裂の閉口点がほとんど認められない。

3) き裂伝播速度

き裂長さ a とき裂伝播速度 da/dN の関係を Fig. 3. 4. 1 (a) - 8 に示す。正弦波 (PP1) と三角波 (PP2) の da/dN はほぼ等しいが、引張応力保持台形波 (CP1) の da/dN は PP1, PP2 に比べ約1オーダー速いことがわかる。

Fig. 3. 4. 1 (a) - 9 に、上述した破壊力学パラメータで da/dN を整理した結果を示す。 $da/dN-\Delta K$, $da/dN-\Delta K_{eff}$ と $da/dN-\Delta J_f$ 関係を見ると、台形波の関係は正弦波あるいは三角波の関係とは一致せず、高伝播速度領域にある。

4) 破壊形態

各試験における破面をSEMで観察した結果を Fig. 3. 4. 1 (a) - 10 に示す。

正弦波 (PP1) および三角波 (PP2) の場合には明瞭なストライエーションの見られる疲労破壊を呈している。一方、引張応力保持台形波では、粒界破壊が支配的である。

5) 従来データとの比較

SUS304鋼に関しては、 $500^{\circ}\text{C}\sim 700^{\circ}\text{C}$ の範囲内で、Fig. 3. 4. 1 (a) - 11 に示すように、繰返し数依存と時間依存の疲労き裂伝播に大別され、それぞれ ΔJ_f と ΔJ_c が破壊力学パラメータとして有効であるという結果を得ている。今回得られた結果を Fig. 3. 4. 1 (a) - 11 の結果と対比させると、Fig. 3. 4. 1 (a) - 12 のように

なり、従来データとほぼ一致することがわかる。

なお、Fig.3.4.1(a)-12中には、 $a = 0.5, 0.6, 0.7$ mm の比較的き裂が小さい領域における結果も示しているが、き裂長さが短いところ ($a < 0.6$ mm) では、 da/dN が切欠きによって影響されるようである。因みに、 da/dN に関するデータは従来から切欠きの影響が問題にならないと考えられる $a \geq 0.8$ mm (切欠き寸法の2倍の長さ)において求めている。

Fig.3.4.1(a)-12に示した台形波の場合、き裂長さが長くなると、 da/dN が急激に増大する傾向が見受けられる。この領域では、荷重条件が $R = -1$ であることから、引張方向への顕著なラッチェティングが生じていた。

(4) おわりに

今回の試験の結果、三角波あるいは正弦波では疲労破壊を呈し、引張保持台形波では粒界破壊が支配的であったことから、破壊力学パラメータとしては、前者は ΔJ_f 、後者は ΔJ_c が有効であると考えられる。また、今回得られた $da/dN-\Delta J_f$ 、 $da/dN-\Delta J_c$ 関係は従来データともほぼ一致した。

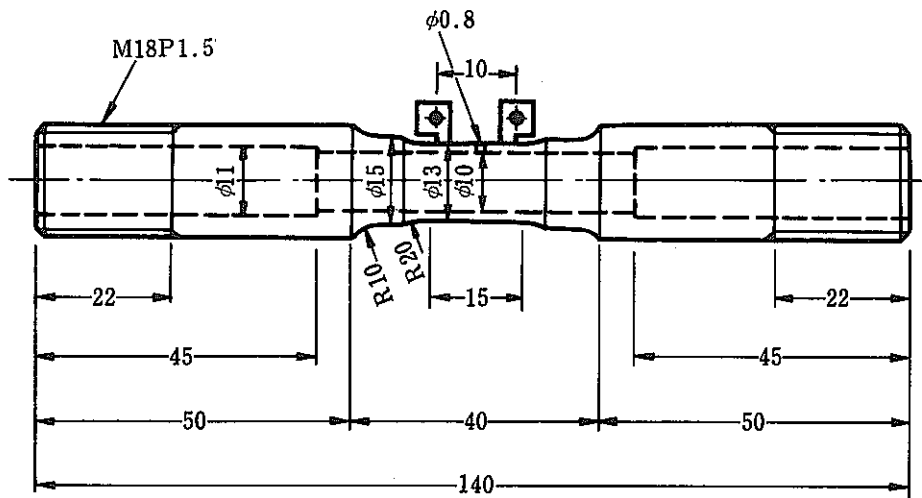


図 3.4.1 (a)-1 円孔切欠き薄肉中空円筒 (クリープ疲労き裂伝播試験)

Fig. 3.4.1 (a)-1 Thin-walled cylindrical specimen with circular notch.

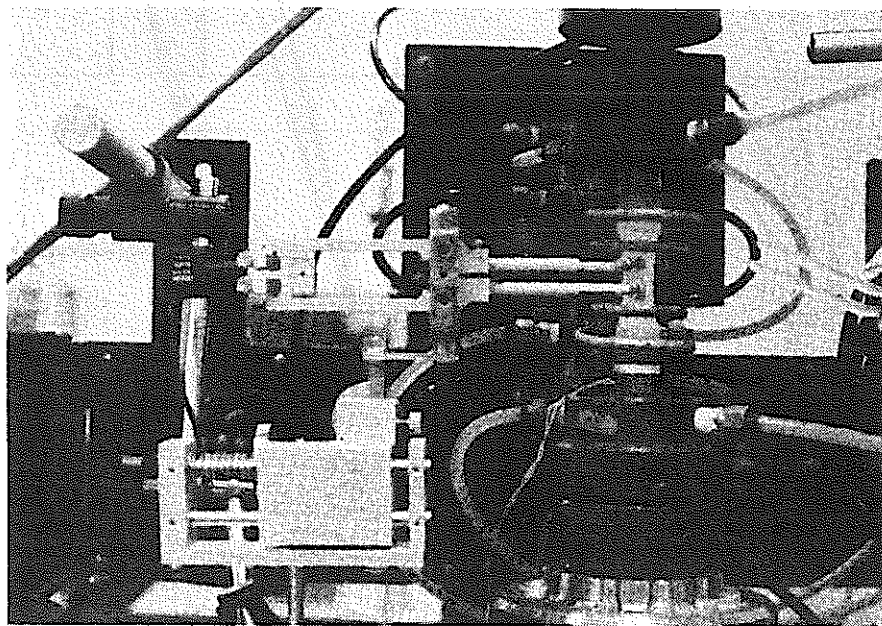


図 3.4.1 (a)-2 き裂開口変位計測用伸び計

Fig. 3.4.1 (a)-2 Extensometer for measurement of crack opening displacement.

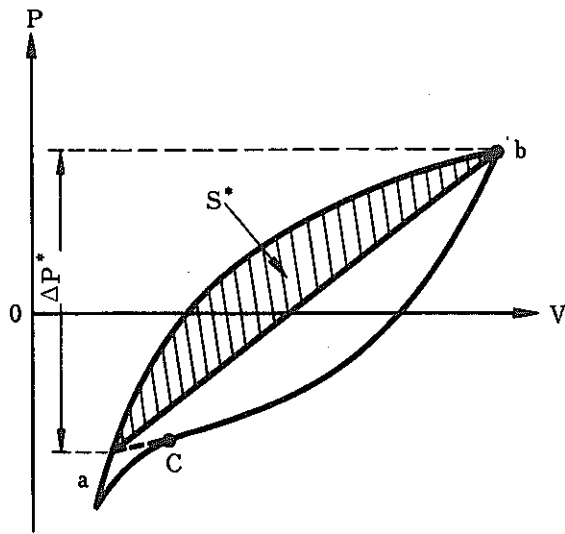


図3 P-Vループの模式図

Fig. 3.4.1 (a)-3 Schematic diagram showing load vs. crack opening displacement loop.

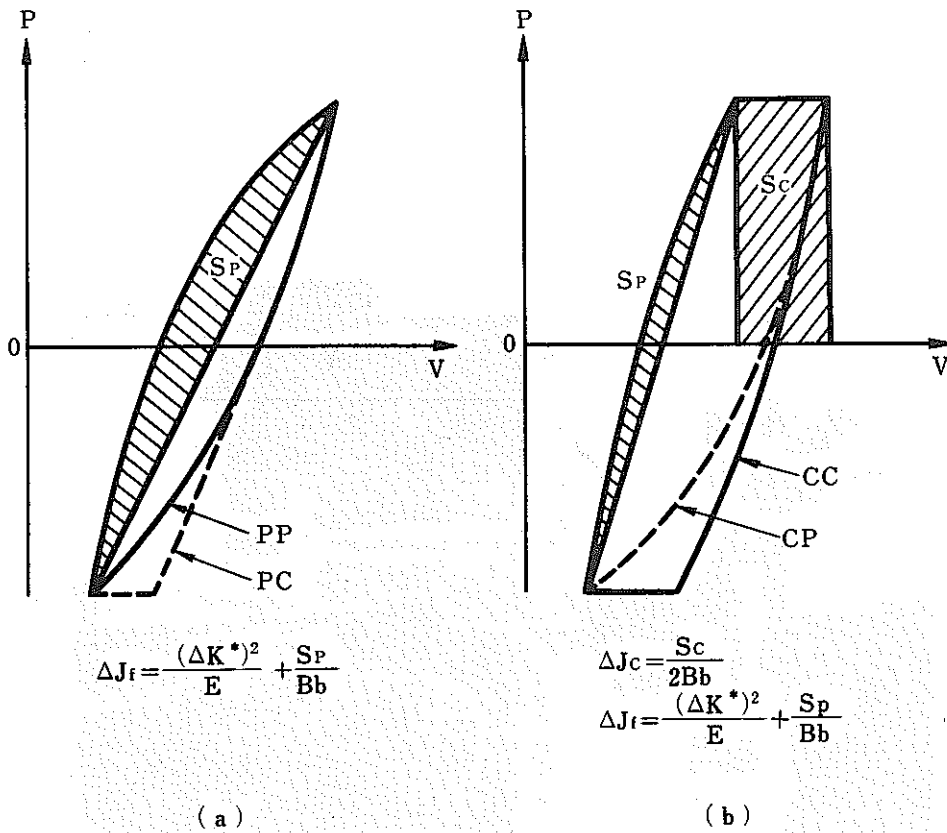
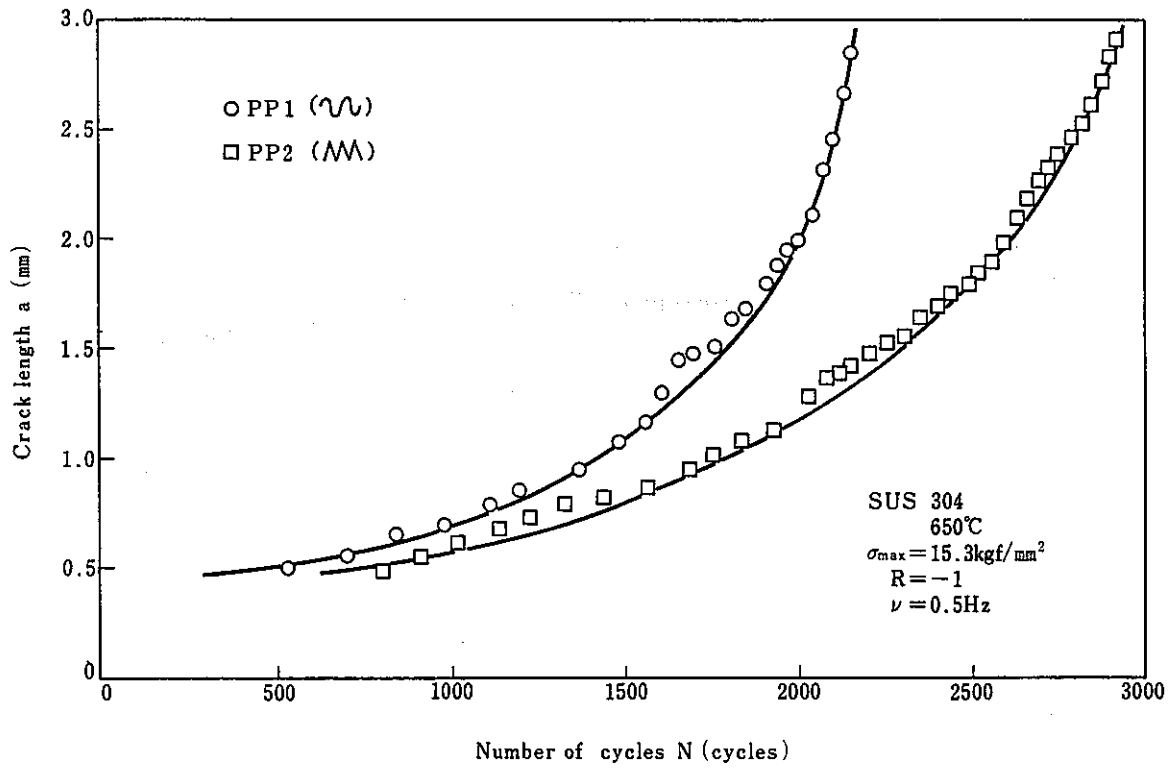
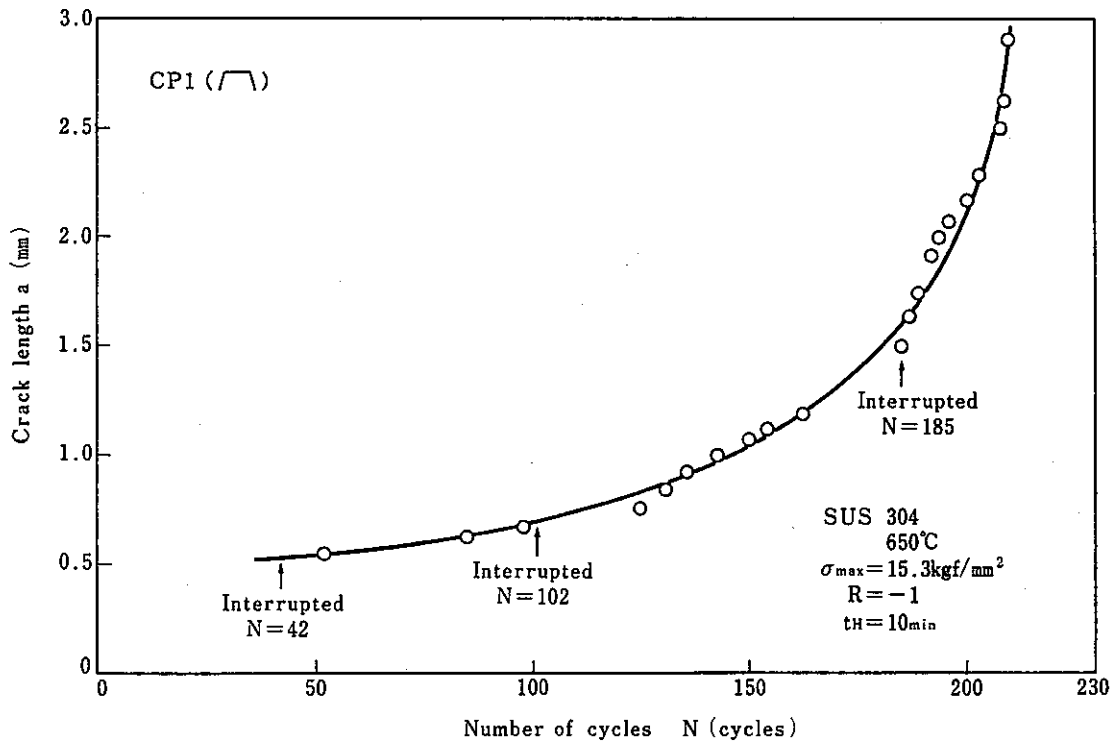


図4 P-VループからJ積分範囲を求める方法を示す模式図

Fig. 3.4.1 (a)-4 Schematic diagram showing the procedure of evaluating the J-integral ranges from P-V loop.



(a) 正弦波および三角波
(a) Sine and triangular waveforms



(b) 引張保持台形波 (0.5 Hz + 10 min)
(b) Trapezoidal waveform with tension hold-time of 10 min.

図 3.4.1 (a)-5 き裂伝播曲線
Fig. 3.4.1 (a)-5 Crack propagation curves.

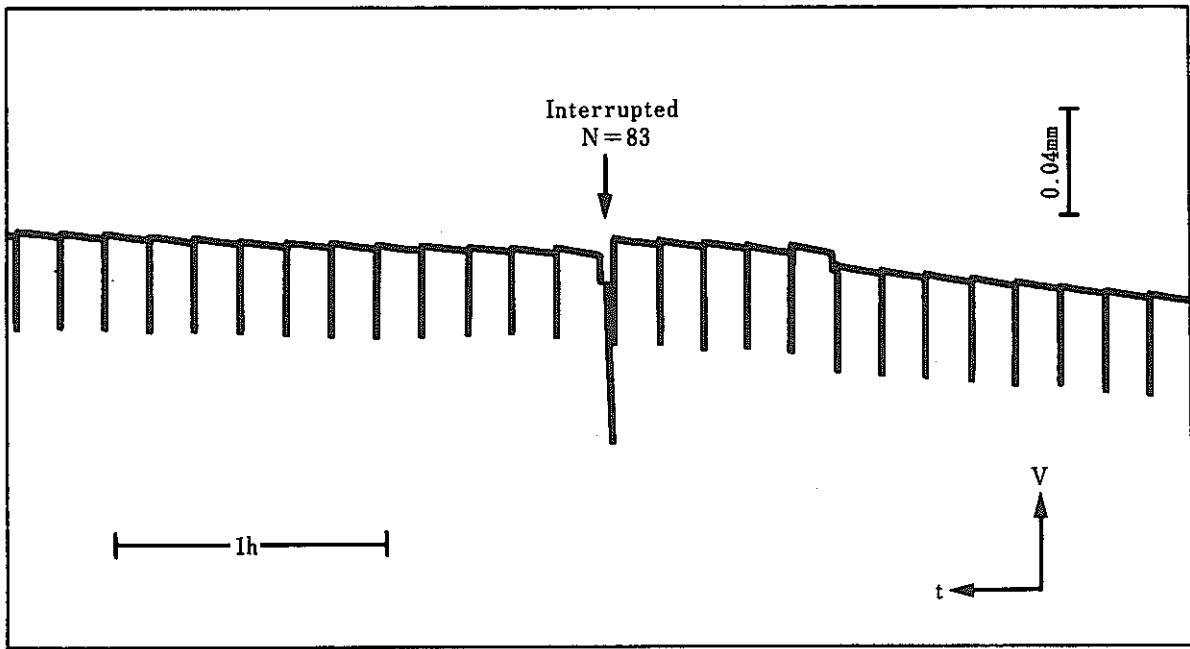


図 3.4.1 (a)-6 試験中断前後の V-t 曲線 (CP1)

Fig. 3.4.1 (a)-6 The V-t curve after and before test interruption in case of CP1 under trapezoidal waveform with tension hold-time of 10 min.

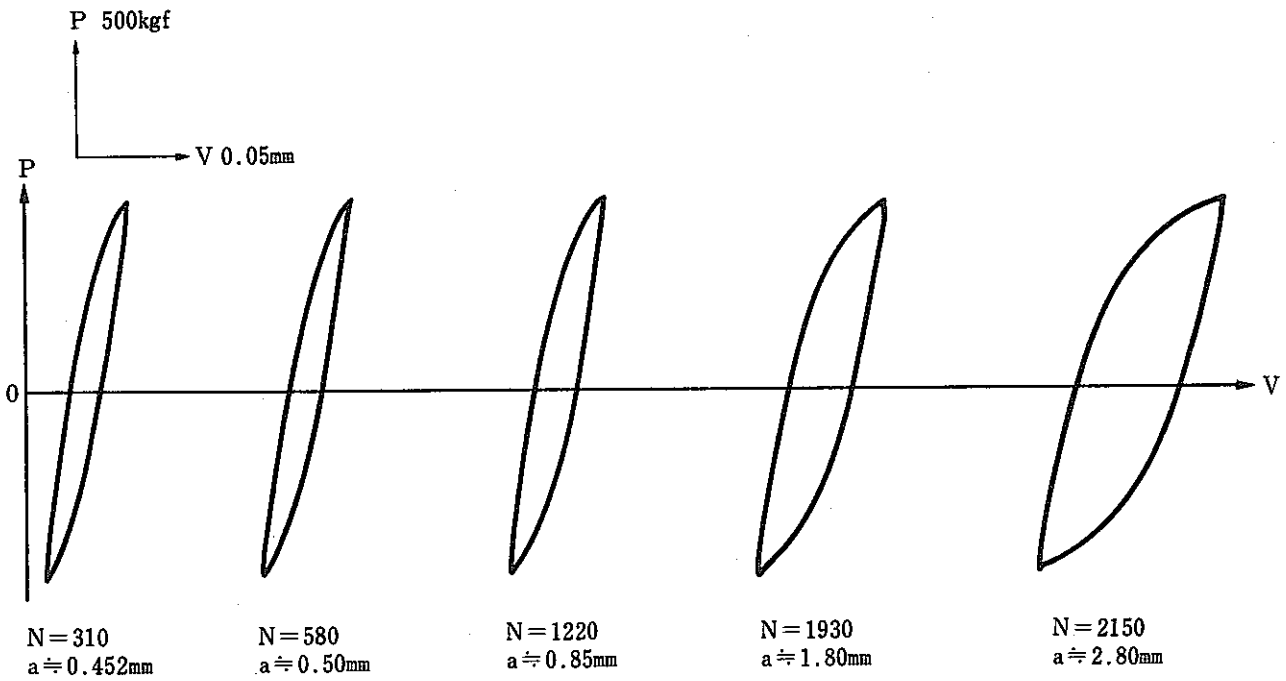


図 3.4.1 (a)-7 (a) P-Vヒステリシスループ (PP1; 正弦波 0.5 Hz)

Fig. 3.4.1 (a)-7 (a) P-V loops in case of PP1 at 0.5 Hz under sine waveform.

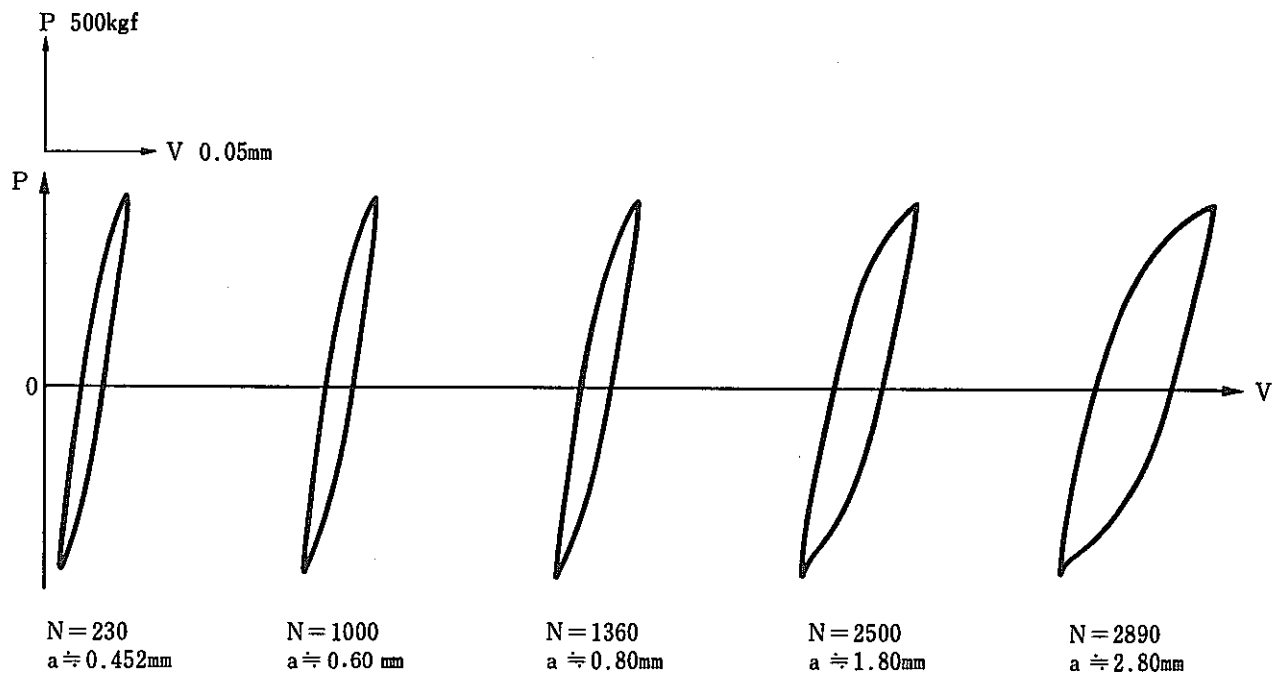


図 3.4.1 (a)-7 (b) P-V ヒステリシスループ (P P 2 ; 三角波, 0.5 Hz)

Fig. 3.4.1 (a)-7 (b) P-V loops in case of PP2 at 0.5 Hz under triangular waveform.

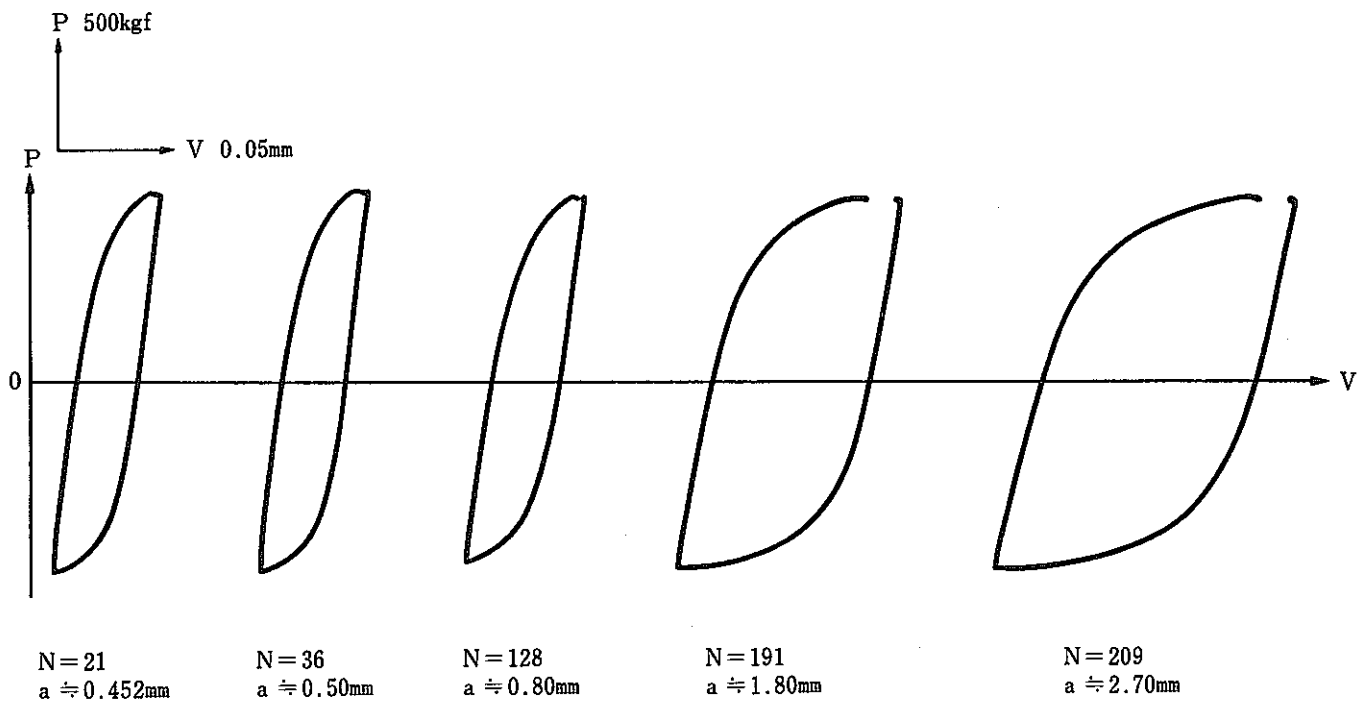


図 3.4.1 (a)-7 (c) P-V ヒステリシスループ (C P 1 ; 引張保持台形波, 0.5 Hz + 10 分)

Fig. 3.4.1 (a)-7 (c) P-V loops in case of CP1 under trapezoidal waveform with tension hold-time of 10 min.

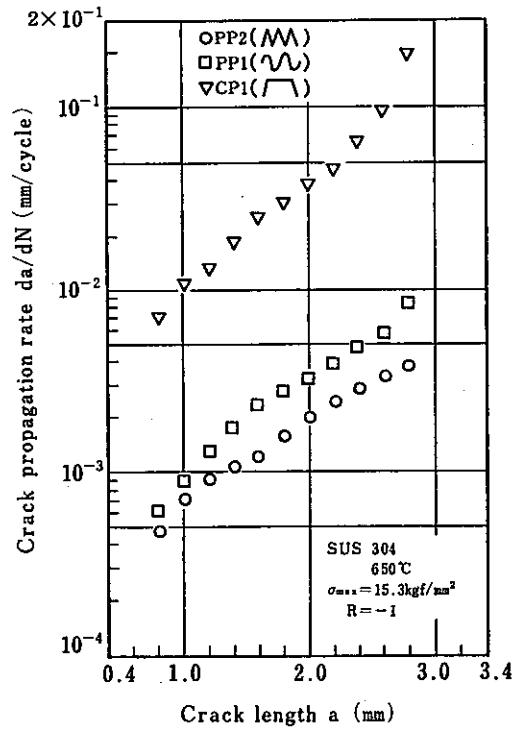


図 3.4.1 (a)-8 da/dN - a 関係
 Fig. 3.4.1 (a)-8 da/dN vs. a relation.

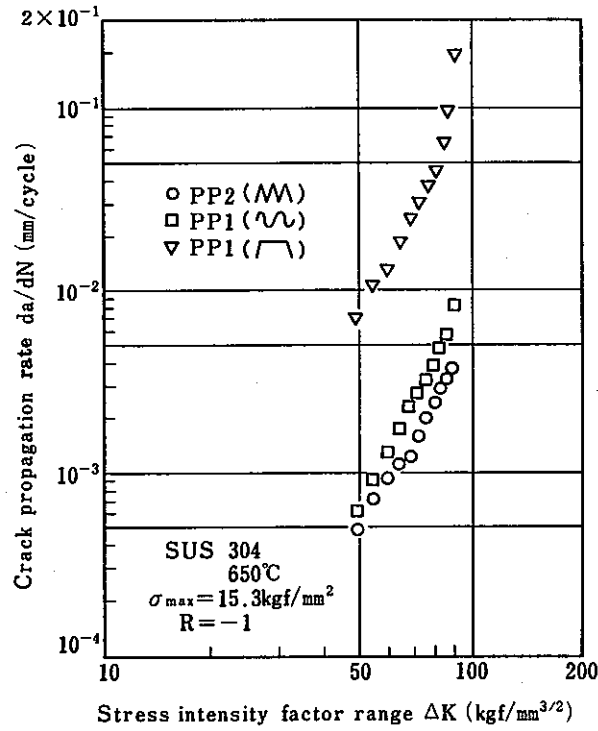


図 3.4.1.(a)-9 (a) da/dN - ΔK 関係
 Fig. 3.4.1 (a)-9 (a) da/dN vs. ΔK relation.

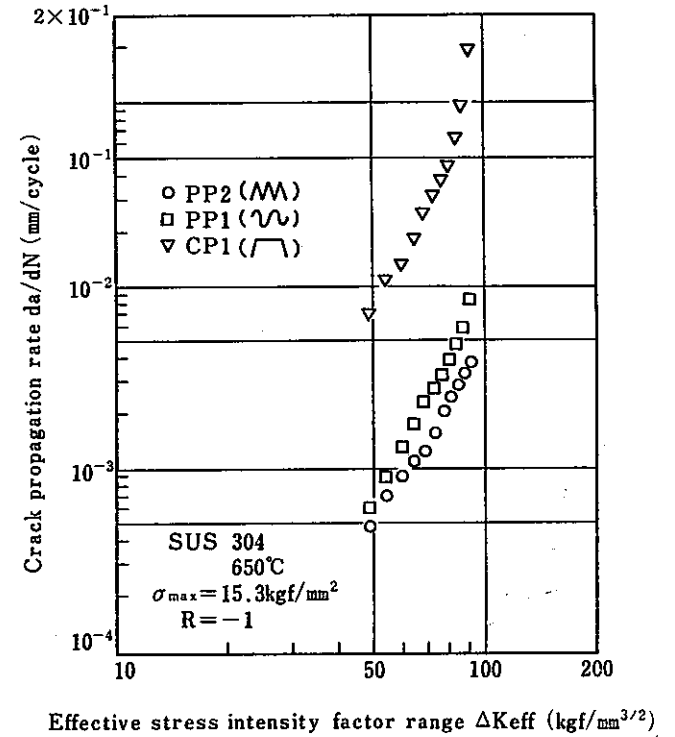


図 3.4.1 (a)-9 (b) da/dN - ΔK_{eff} 関係
 Fig. 3.4.1 (a)-9 (b) da/dN vs. ΔK_{eff} relation.

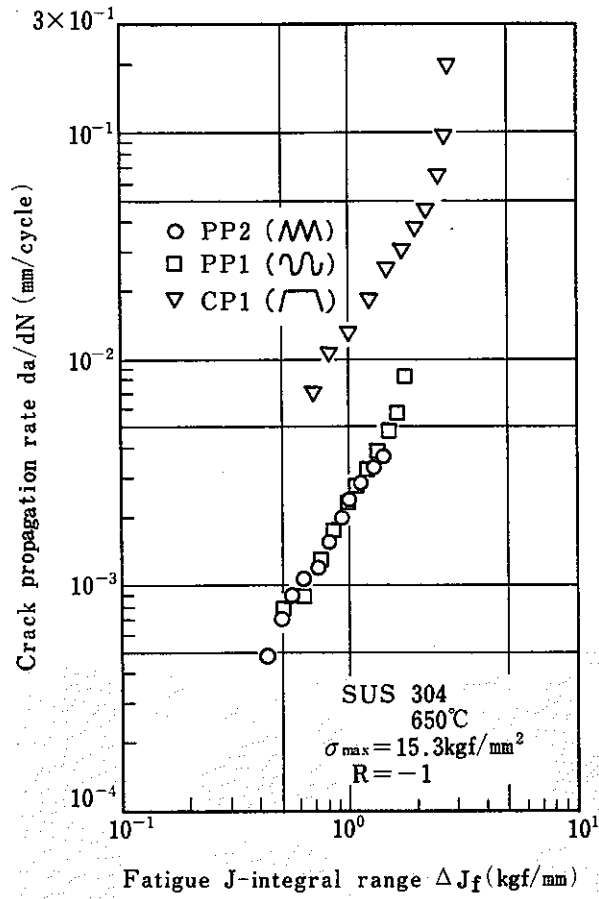


図 3.4.1 (a) - 9 (c) $da/dN - \Delta J_f$ 関係

Fig. 3.4.1 (a)-9 (c) da/dN vs. ΔJ_f relation.

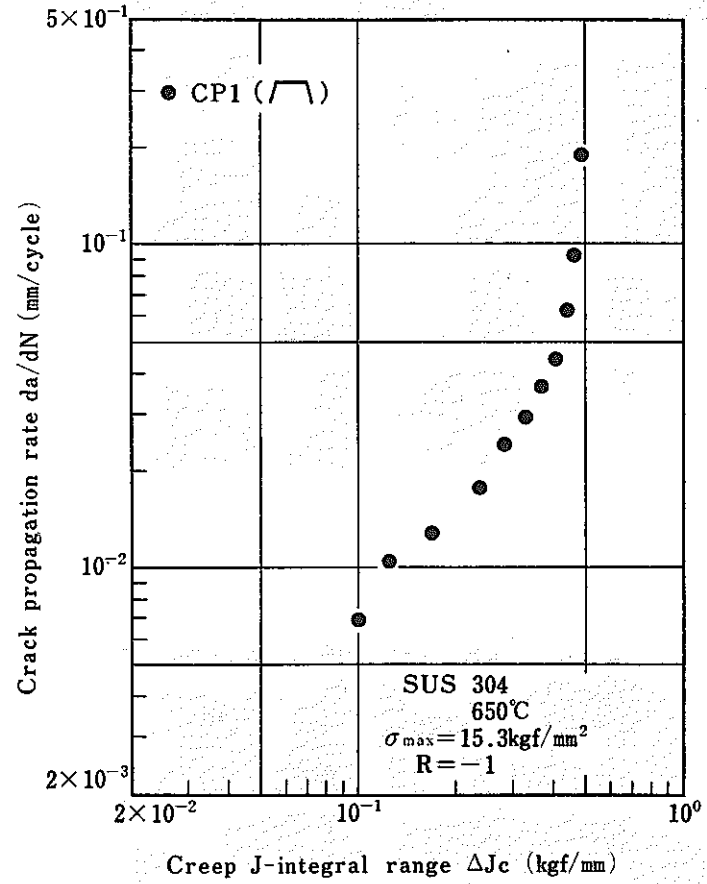
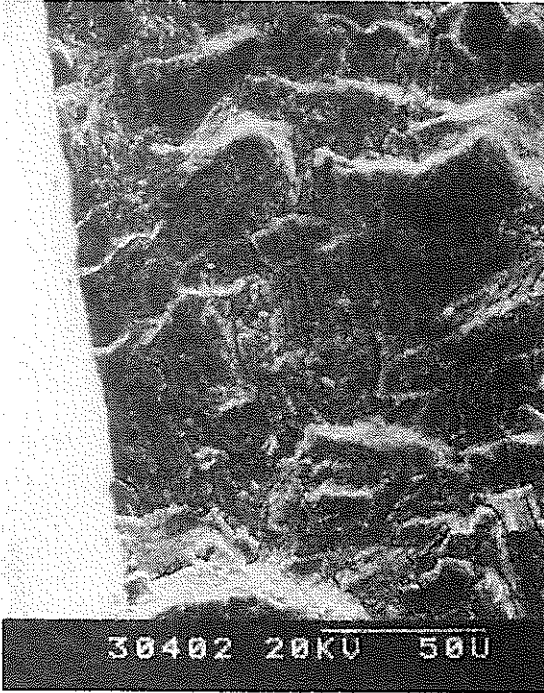
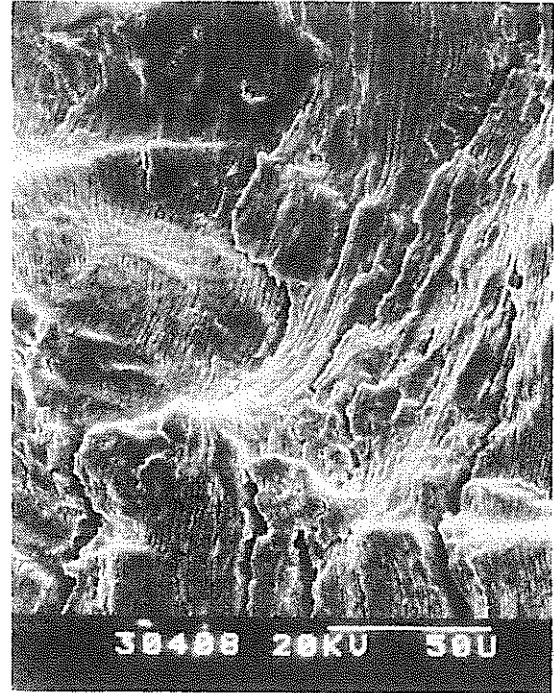


図 3.4.1 (a) - 9 (d) $da/dN - \Delta J_c$ 関係

Fig. 3.4.1 (a)-9 (d) da/dN vs. ΔJ_c relation.

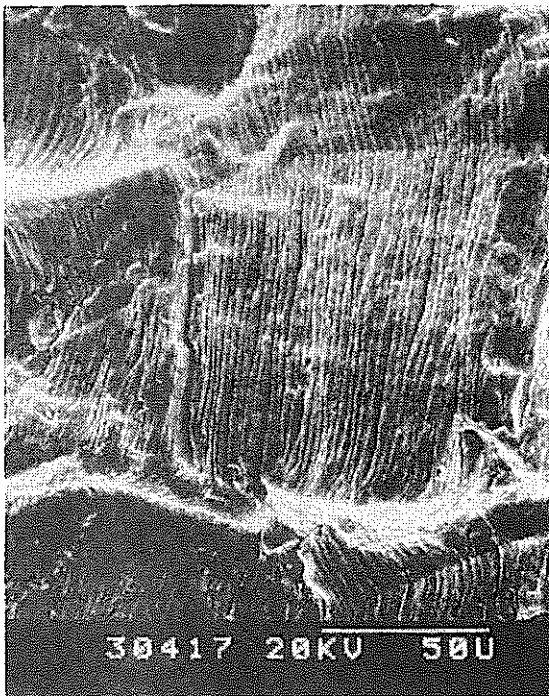


(a) Near notch root (x 500)



(b) $a \approx 1.0 \text{ mm}$ (x 500)

PP1 (650°C , $\pm 15.3 \text{ kgf/mm}^2$)
sine wave, 0.5 Hz



(c) $a \approx 1.5 \text{ mm}$ (x 500)

图 3.4.1 (a) - 10 (a) SEM 破面写真
(正弦波)

Fig. 3.4.1 (a)-10 (a) SEM fractographs of PP1 specimen
tested under sine waveform at 0.5 Hz.

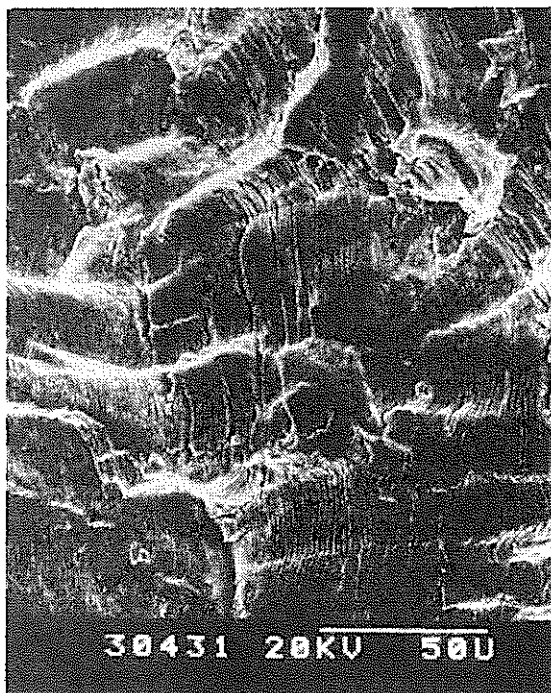


(a) Near notch root (x 500)



(b) $a \approx 1.0 \text{ mm}$ (x 500)

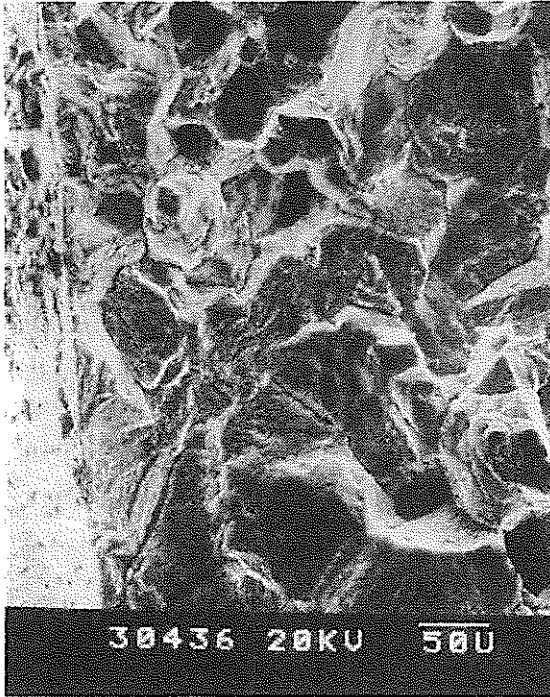
PP2 (650°C , $\pm 15.3 \text{ kgf/mm}^2$)
 triangular wave, 0.5 Hz



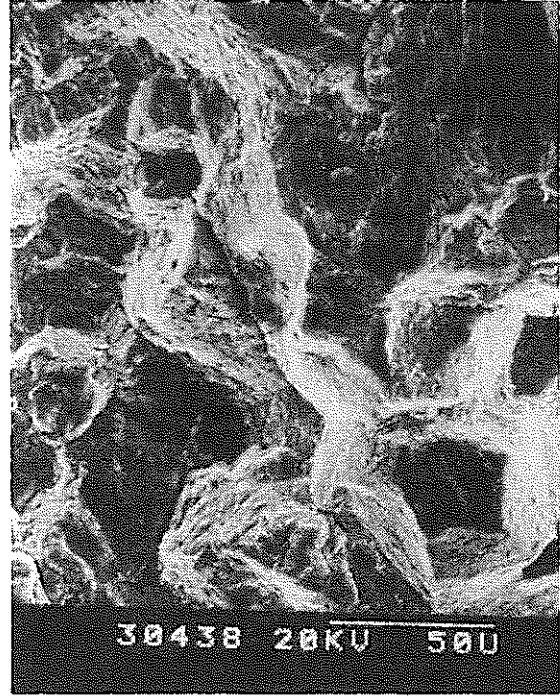
(c) $a \approx 1.5 \text{ mm}$ (x 500)

图 3. 4. 1 (a) - 1 0 (b) S E M 破面写真
 (三角波)

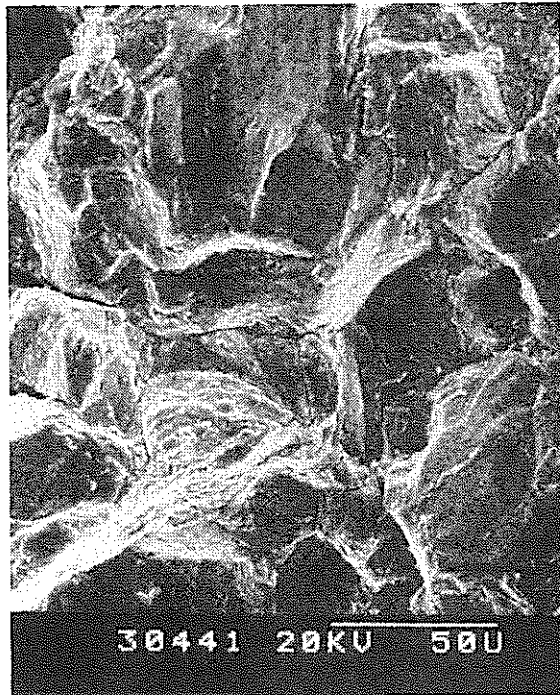
Fig. 3.4.1 (a)-10 (b) SEM fractographs of PP2 specimen
 tested under triangular waveform at 0.5 Hz.



(a) Near notch root (x 200)



(b) $a \approx 1.0 \text{ mm}$ (x 500)



(c) $a \approx 1.5 \text{ mm}$ (x 500)

CP1 (650°C , $\pm 15.3 \text{ kgf/mm}^2$) trapezoidal wave
 $0.5 \text{ Hz} + 10 \text{ min. tension-hold}$

图 3.4.1 (a) - 10 (c) SEM 破面写真
 (台形波)

Fig. 3.4.1 (a)-10 (c)
 SEM fractographs of CP1 specimen tested under
 trapezoidal waveform with tension hold-time of
 10 min.

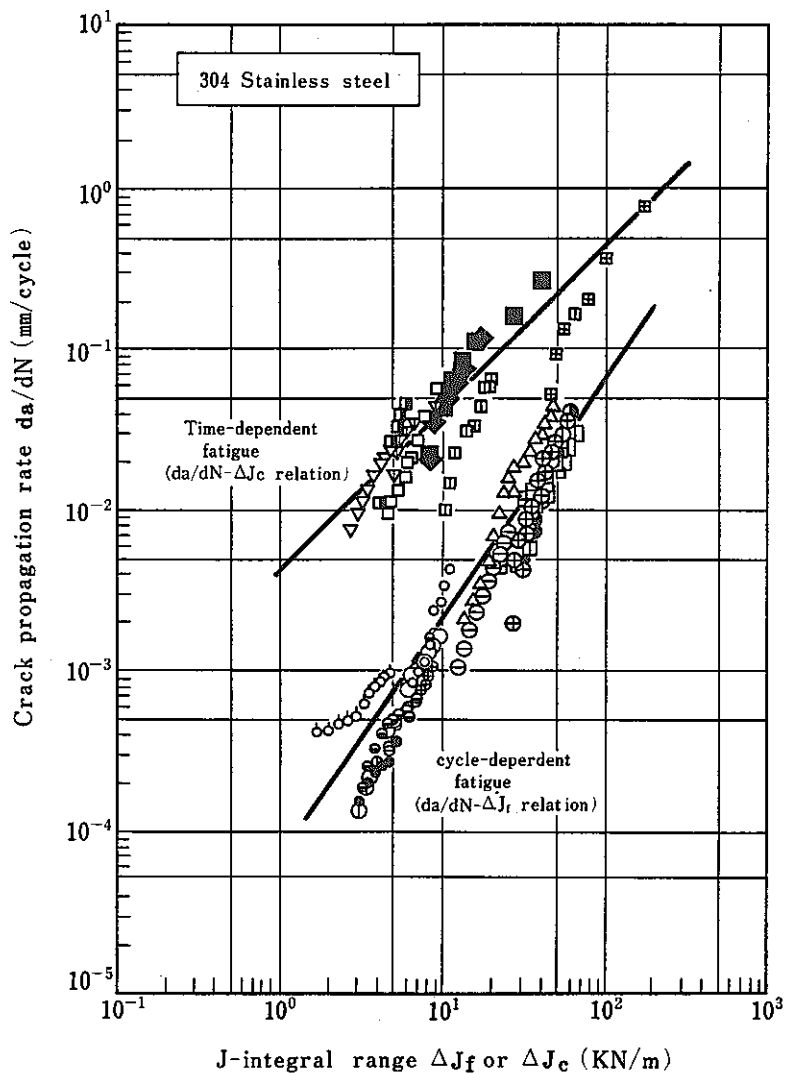


図 3.4.1(a)-1 1 SUS304 鋼のクリープ疲労き裂伝播に関する従来データ

Fig. 3.41 (a)-11 The existing data of crack propagation in SUS 304.

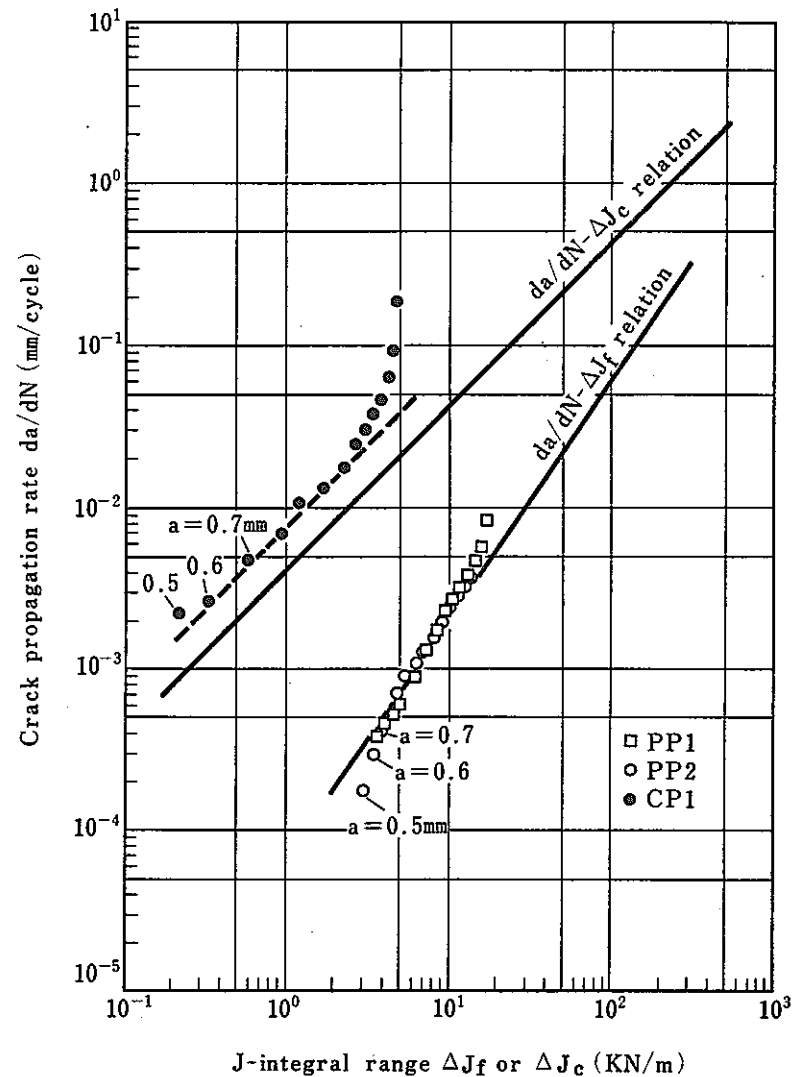


図 3.4.1(a)-1 2 今回得られた試験結果と従来データとの比較

Fig. 3.4.1 (a)-12 Comparison between the present results and the existing data.

3.4.1(b) 荷重制御低サイクル疲労試験結果(Ⅱ)

(1) 試験条件

図 3.4.1(b)-1 に示す板幅 50 mm, 切欠き全長 5 mm, 板厚 5 mm の中央切欠き平板を電気抵抗炉中で 650 °C に加熱し, $\pm 5 \text{ kgf/mm}^2$ の応力 ($\pm 1,250 \text{ kgf}$ の荷重) を繰返し加えた。荷重波形は三角波で繰返し速度は 0.25 Hz である。き裂の計測にあたっては, 荷重を零として試験片を室温まで冷却し, 再び上限応力を負荷した状態で試験片の片面のレプリカを採取し, そのレプリカを 100 倍に拡大してき裂長さを測定した。その他の条件は下記のとうりである。き裂速度は secant 法によった。

i) 予き裂導入法: 切欠きのまま。

ii) 温度分布: 試験片中央部 (幅 50 mm, 長さ 100 mm) において約 $\pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$ 。

iii) 変位測定: 切欠き中央部における荷重軸方向の変位を自家製の電気容量型変位センサにて計測。標点間距離は 0.65 mm。

き裂の発生しない状態での変位は弾性解 $\delta = 4 \sigma a / E$ に近い。また, き裂が発生すると, 引張応力側のみの変位が大きくなる。き裂開閉口点の厳密な計測の可能性については引続き検討が必要と考えられる (図 3.4.1(b)-2)。

iv) き裂フロントの変化

v) 試験中断の影響: 不明。但し, 本実験では荷重が零の状態に加熱, 冷却を行っており, 大きな影響はないと考えられる。

vi) FMP 計算法

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad F$$

$$F = \sqrt{\frac{\pi a}{\sec \frac{\pi a}{2W}}} \quad ; 2W: \text{板幅}, a: \text{き裂半長}$$

弾性域では

$$\Delta K_{\epsilon} = \Delta K / E$$

$$\Delta J = (\Delta K)^2 / E$$

(2) 実験結果および考察

図 3.4.1 (b)-3 には切欠き底近傍におけるき裂進展速度を示す。切欠き半径は 0.1 mm であるが、切欠き底から約 0.4 mm まではき裂進展速度が低下し、その後は上昇している。図には SUS 304 鋼の同一形状の試験片で、切欠き全長が 10 mm の結果(1)も併せて示すが、今回の切欠き全長が 5 mm の場合はそれよりも進展速度が低く、き裂進展による進展速度の低下が大であり、き裂停留条件に近いことを示している。

図 3.4.1 (b)-4 には、切欠きの影響を脱したと思われる、き裂長さ l が 0.4 mm 以上の結果を ΔK と da/dN との関係で示す。図には SUS 304 鋼の上述の中央切欠き平板での結果(1)も併せて示す。本実験結果は文献(1)の結果のほぼ延長線上に位置し、 ΔK_{th} よりもやや低い ΔK においてき裂が進展している。

参考文献

- 1) S. Usami, Y. Fukuda and S. Shida, Micro-Crack Initiation, Propagation and Threshold in Elevated Temperature Inelastic Fatigue, ASME Paper 83-PVP-97 (1983)

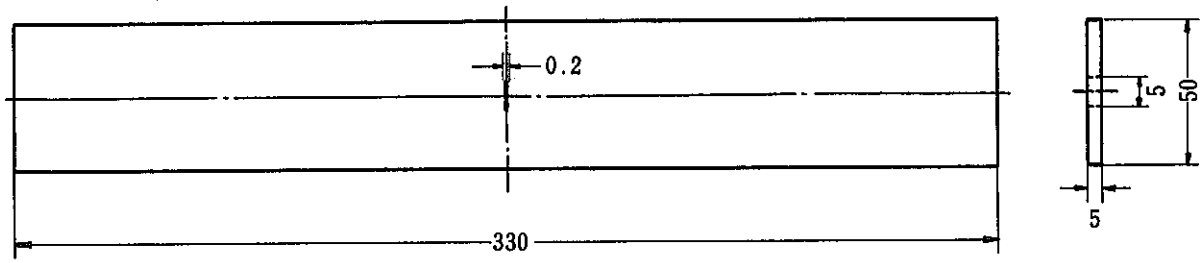


図 3.4.1 (b)-1 試験片の形状寸法

Fig. 3.4.1 (b)-1 Test specimen.

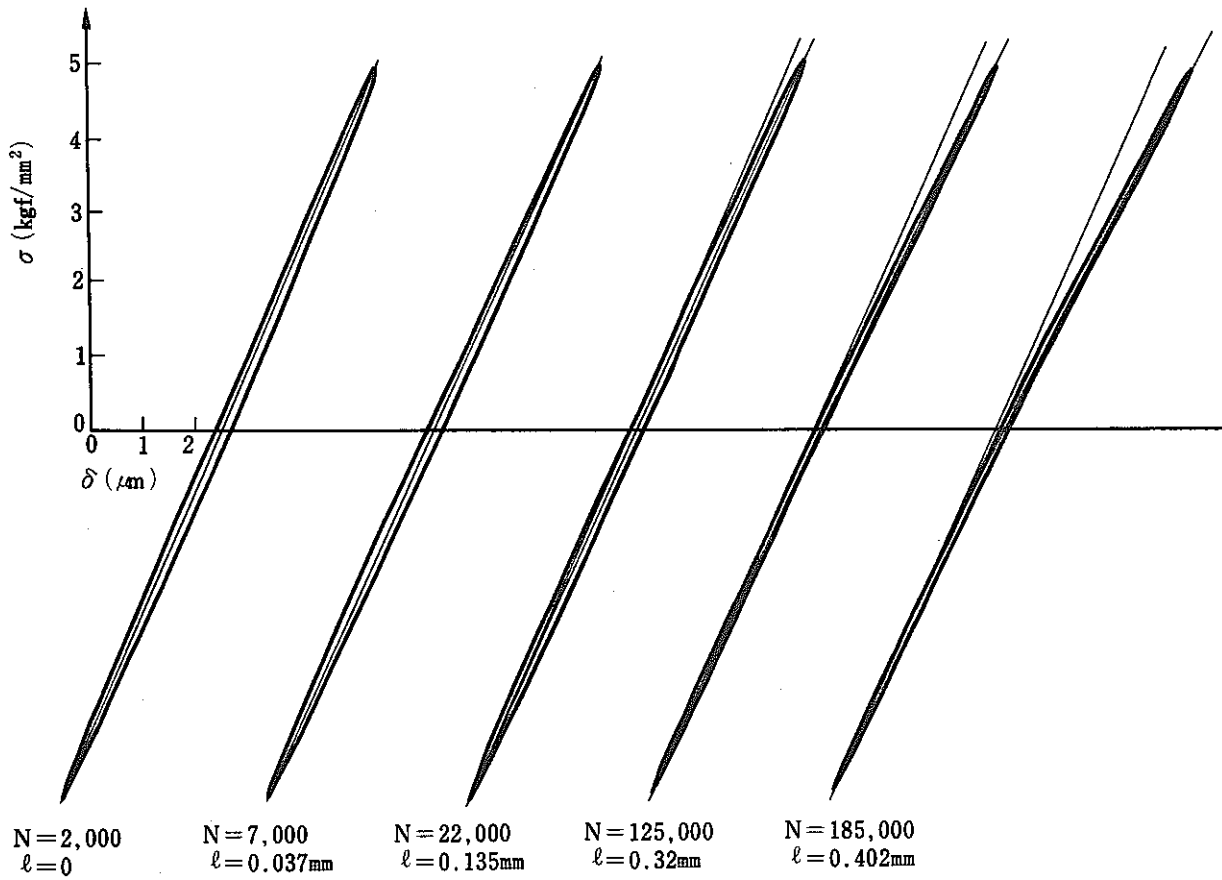


図 3.4.1 (b)-2 切欠き中央部の変形

Fig. 3.4.1 (b)-2 Cyclic notch opening displacement.

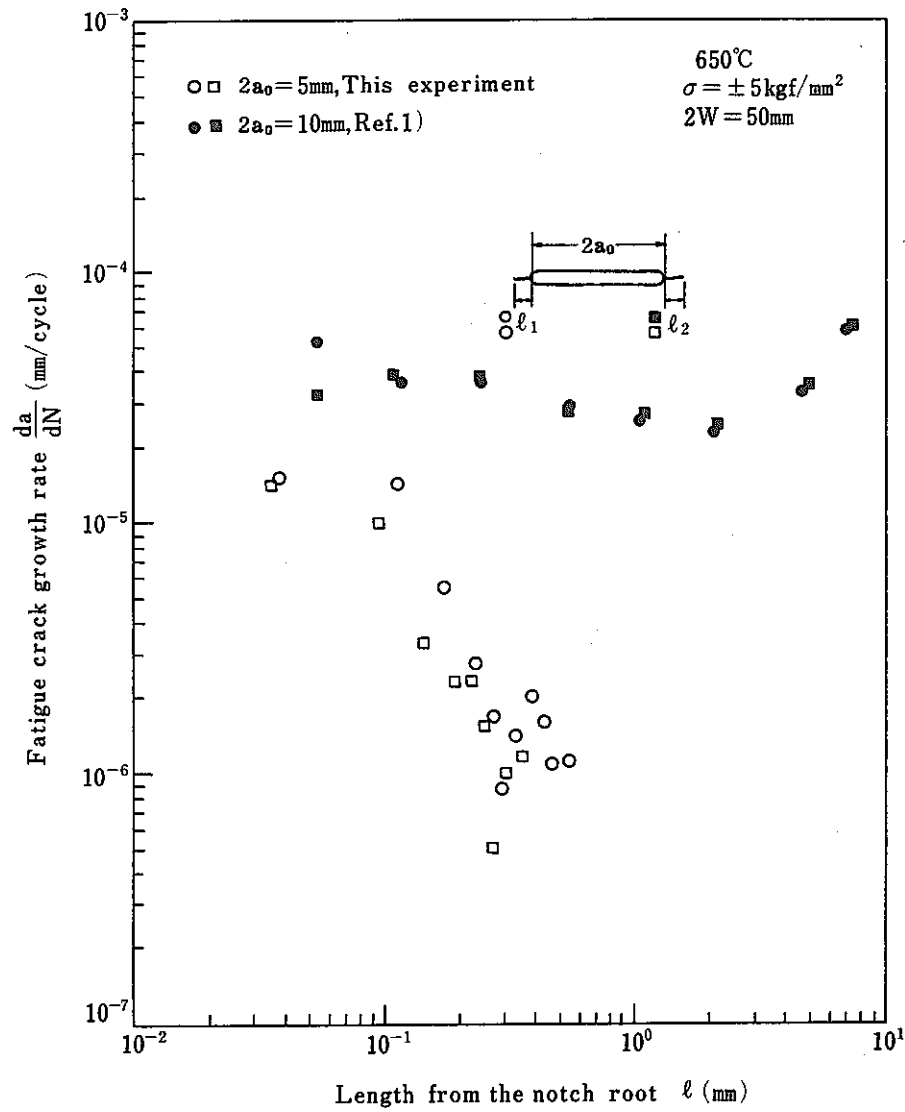


図 3.4.1 (b)-3 切欠き底近傍における疲労き裂進展

Fig. 3.4.1 (b)-3 Fatigue crack growth rate at the notch.

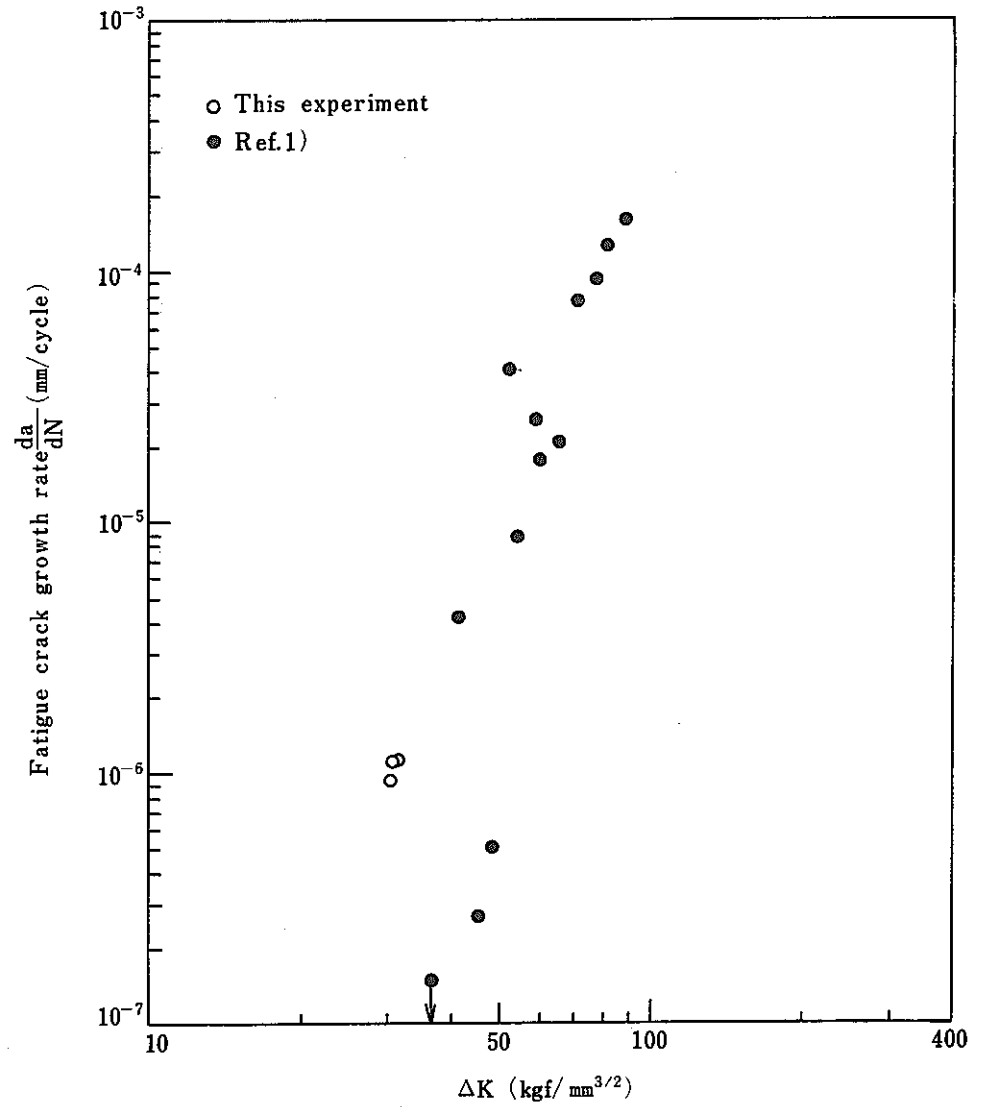


図 3.4.1 (b)-4 ΔK と da/dN の関係

Fig. 3.4.1 (b)-4 Relationship between ΔK and da/dN .

3.4.1(c) 荷重制御低サイクル疲労試験結果(Ⅲ)

(1) 実施項目

CCT試験片の荷重制御によりSUS304材について650℃の高温疲労き裂伝播試験を実施した。実施の目的は①荷重点変位測定の際のゲージ長の影響を実験的に検討すること、及び②荷重制御時のCCT試験片におけるき裂伝播特性を得ることの二点である。

試験内容の一覧を下表に示す。

T.P.	制御モード	波 形	制 御 値	温 度	開 口 変 位 測 定	T.P.No
C.C.T.	荷 重	三 角 波	15 kgf/mm ²	650℃	V ₁ (GL=5mm), V ₂ (GL=25mm)	FCC7
			13 "		"	FCC9
		保持付三角波	13 "		"	FCC12

(2) 試験片形状

図3.4.1(c)-1のような厚さ5mm巾20mmのCCT試験片を用いた。中央切欠は放電加工により製作した。

(3) 試 験 法

1) 加熱法, 温度分布

高周波により加熱し温度分布は650℃±5℃であった。温度測定はPt-Ph13熱電対を用い図3.4.1(c)-2に示す位置で測定した。

2) 制御方法

荷重制御で行い、三角波は0.167Hzで行い、保持付三角波はその三角波の引張側に10分の定荷重の時間をもったものである。

3) き裂測定法

50倍の有尺顕微鏡で周期的に最大荷重点で測定した。

4) COD計測法

図3.4.1(c)-3に示す機構により、GL=5mmとGL=25mmで同時にCODを測定し、それぞれXYレコーダに記録させた。

5) データ整理方法

ΔJ 値は下記の方法で求めた。

◦ 三角波の場合

$$\Delta J = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{S_p}{B b}$$

(Dowling の提案)

◦ 保持波の場合

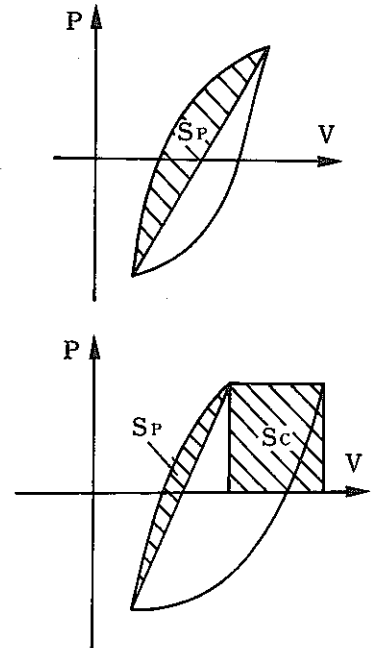
$$\Delta J_f = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{S_p}{B b}$$

$$J' = \sigma_{net \max} \dot{V}$$

$$= \frac{P_{max}}{2 B b} \dot{V}$$

$$\Delta J_c = J' t_H = \sigma_{net \max} \dot{V} t_H$$

$$= \frac{P_{max}}{2 B b} \Delta V = \frac{S_c}{2 B b}$$



ΔK は下式で求めた。

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} F_1 (\xi)$$

$$\text{但し } F_1 (\xi) = (1 - 0.5 \xi + 0.37 \xi^2 - 0.044 \xi^3) / \sqrt{1 - \xi}$$

$$\xi = (a / w)$$

(B : 板厚 2W : 板巾 2a : き裂全長 2b ≡ 2W - 2a)

da/dN は Incremental polynomial (n = 3) で求めた。

(4) 試験結果及び考察

1) CCT試験片におけるJ評価のための開口変位測定精度の比較

本試験では、開口変位を求めるために標点距離5 mmの変位 V_1 と標点距離25 mmの変位 V_2 を同時に測定して比較した。

その結果を図3.4.1(c)-4～図3.4.1(c)-7に示す。

制御荷重 $\pm 13 \text{ kgf/mm}^2$ と $\pm 15 \text{ kgf/mm}^2$ の結果から

- ① V_2 ($GL=25 \text{ mm}$)より求めた ΔJ は同一 da/dN 値に対して V_1 ($GL=5 \text{ mm}$)より求めた ΔJ よりも大きな値を示す。両者の差は伝播初期に大きく、き裂が長くなるにつれて小さくなり、最終的にはほぼ等しくなること、
- ② V_2 より求めた ΔJ は制御荷重に依存し、大きい荷重ほど V_1 より求めた ΔJ との差が大きくなる。しかし V_1 より求めた ΔJ は制御荷重に依存せず同一の $da/dN - \Delta J$ 線図が与えられる。また、図5に示すように V_1 から得たこの線図は他の既存データと良い一致を示すこと、
- ③ 保持時間のある場合についても $\Delta J_c - da/dN$ 関係について同様の傾向がみられ、しかも $\Delta J_c - da/dN$ 関係も $GL=5 \text{ mm}$ にとると文献値とほぼ等しい結果が得られること、(図3.4.1(c)-6～7)

等がわかる。

図3.4.1(c)-8～9に $P-V_1$ と $P-V_2$ ヒステリシスループの比較を、 $N=680$ 及び $N=4246$ の二つの場合について示す。実験初期においては V_1 と V_2 の差は 0.024 mm であり、実験後期では 0.01 mm 程度である。 V_1 は実験後期で急激に大きくなるが、 V_2 はそれほど大きくならない。 V_1 と V_2 の差を考慮してみると、この差は 5 mm と 25 mm の間の変形量であるが、この間の変形が全て弾性変形であると仮定すると次式が得られる。

$$\begin{aligned}\Delta V_2 &= V_1 + \frac{\sigma_{\max}}{E} (25 - 5) \\ &= V_1 + \frac{13}{14900} \times 20 = V_1 + 0.017 \text{ mm}\end{aligned}$$

これは前述の測定値 (0.024 mm) とほぼ一致する。その差 0.007 mm (0.024 mm - 0.017 mm) は塑性変形であろう。V₁ と V₂ の差が実験初期に比べて、実験後期で小さくなるのは、材料の繰返し硬化により、同一応力に対して発生するひずみが小さくなること、また、き裂が長くなることにより V₁ と V₂ の応力が低くなることが原因と思われる。

2) 荷重制御 CCT 試験片の da/dN 特性

$\Delta\sigma/2 = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$ の三角波及び 10 分保持波下の実験結果を以下に示す。

本機関分担分の実験結果を下図に示す。

図 3.4.1(c)-10~11 ヒステリシスループ例 (三角波 $\pm 13 \text{ kgf/mm}^2$)

図 3.4.1(c)-12~14 $da/dN-\Delta K$, $da/dN-\Delta J_5$, $da/dN-\Delta J_{25}$
(三角波 $\pm 13 \text{ kgf/mm}^2$)

図 3.4.1(c)-15~16 ヒステリシスループ例 (荷重保持台形波, $\pm 13 \text{ kgf/mm}^2$)

図 3.4.1(c)-17~21 $da/dN-\Delta K$, $da/dN-\Delta J_{f5}$, $da/dN-\Delta J_{f25}$,
 $da/dN-\Delta J_{c5}$, $da/dN-\Delta J_{c25}$
(荷重保持台形波, $\pm 13 \text{ kgf/mm}^2$)

図 3.4.1(c)-22~23 破面写真

図 3.4.1(c)-24 は、ストライエーションの間隔とマクロな da/dN の比較を示すが両者はかなり良い一致を示すことがわかる。

(参考文献)

- (1) 大谷ほか, 機論, Vol.48, no.435(1982), P.1378

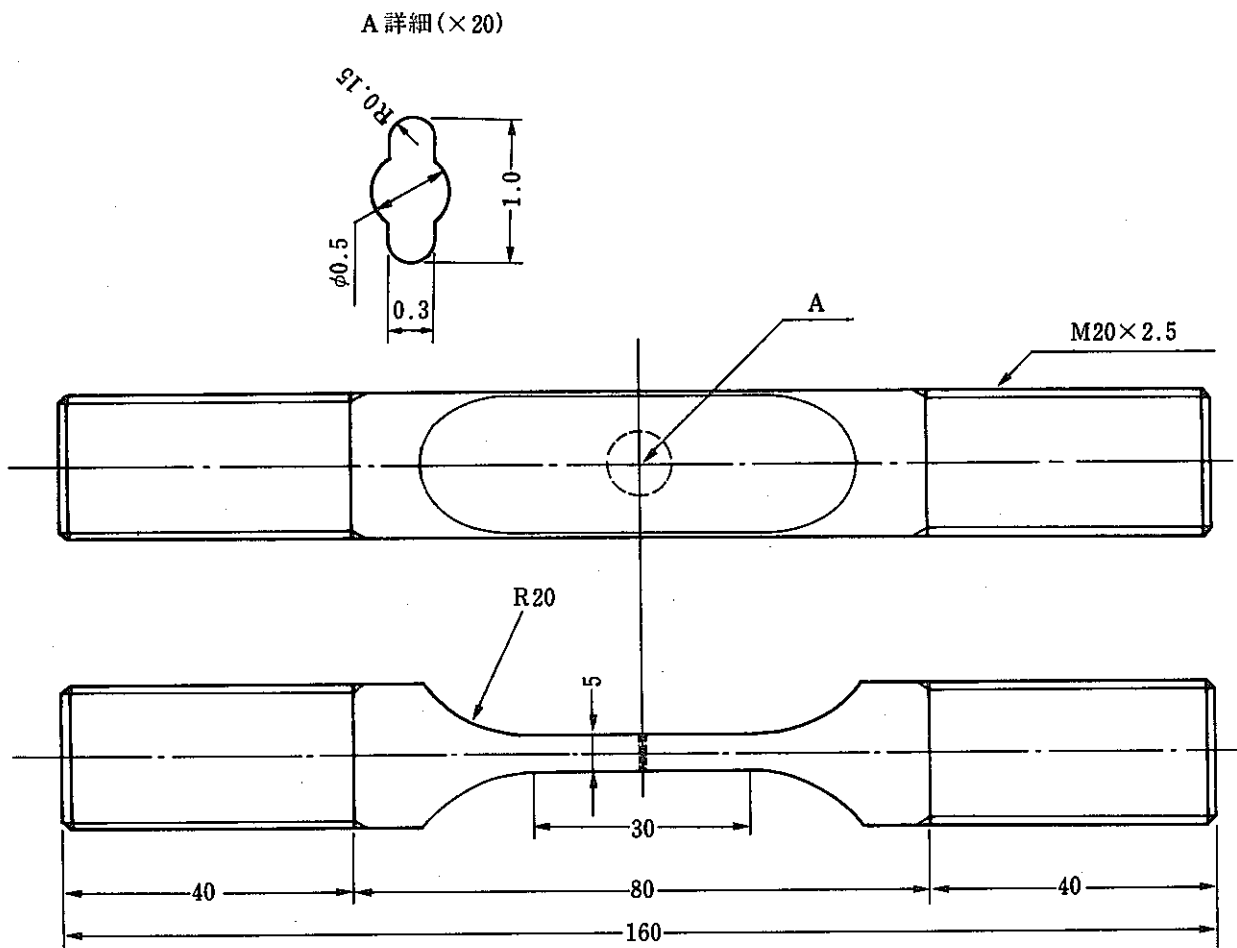


図 3.4.1 (c)-1 試験片形状

Fig. 3.4.1 (c)-1 Specimen dimensions.

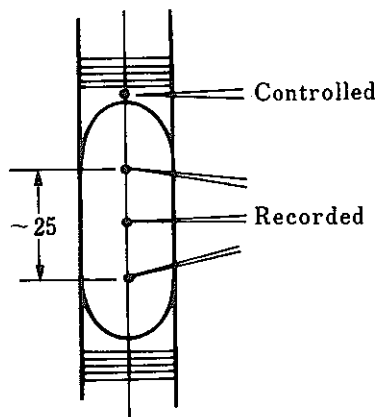


図 3.4.1 (c)-2 a 温度測定位置

Fig. 3.4.1 (c)-2a Location of thermocouples.

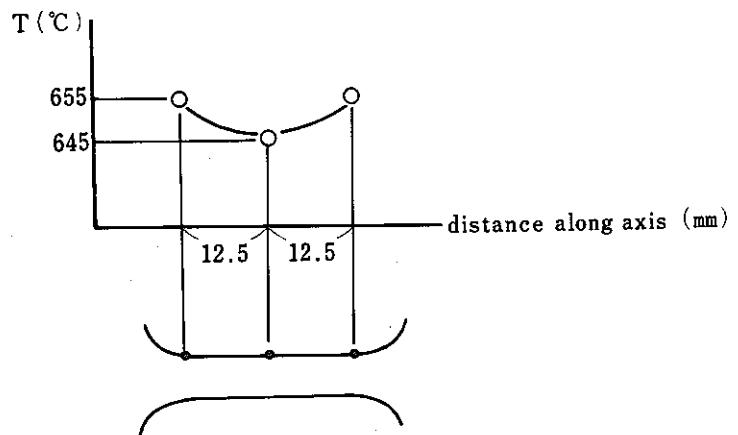


図 3.4.1 (c)-2 b 温度分布測定例

Fig. 3.4.1 (c)-2b Temperature distribution.

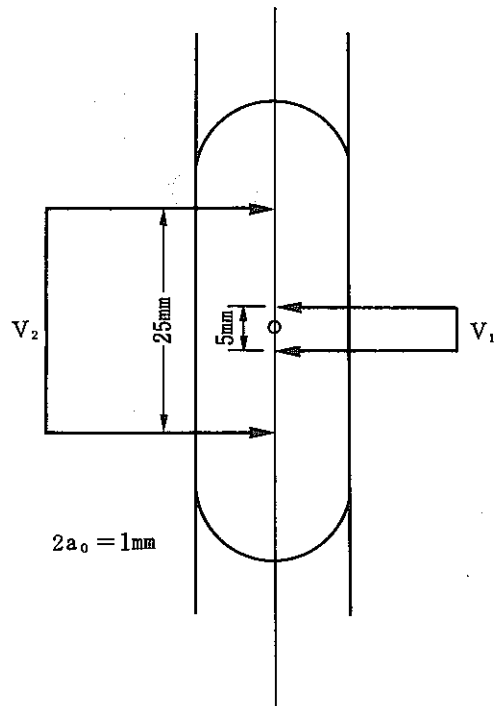


図 3.4.1(c)-3 COD測定位置

Fig. 3.4.1(c)-3 Locations of clip gages for COD measurement.

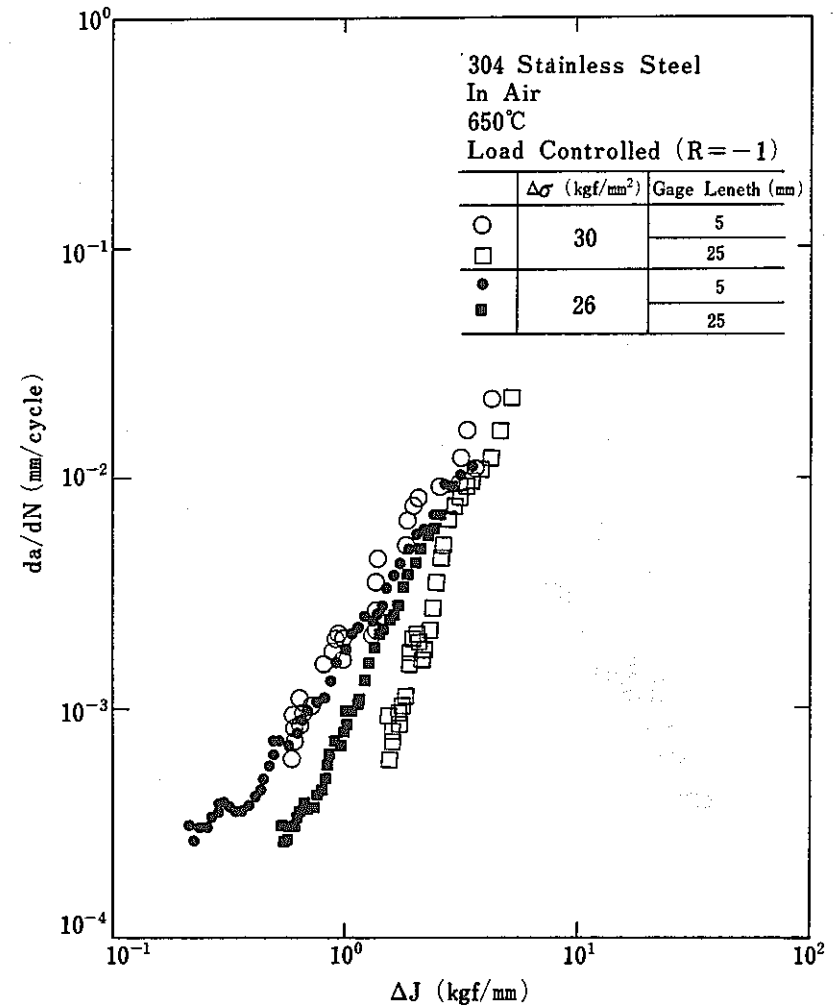


図 3.4.1(c)-4 $da/dN-\Delta J$ 特性に及ぼす開口変位測定用ゲージ長の影響

Fig. 3.4.1(c)-4 The effect of gage length for COD measurement on $da/dN-\Delta J$ characteristics.

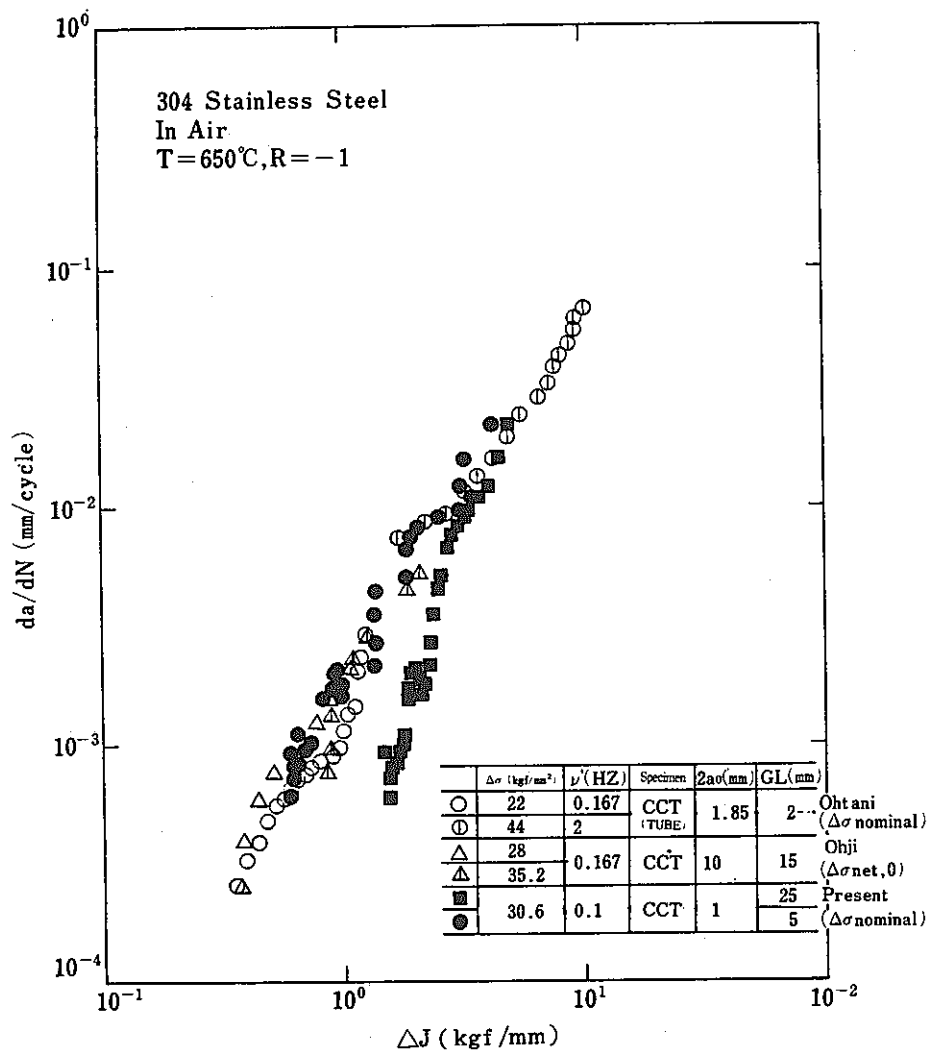


図 3.4.1 (c)-5 文献データとの比較 ($da/dN - \Delta J$)
Fig. 3.4.1 (c)-5 Comparison of the present data with published data ($da/dN - \Delta J$).

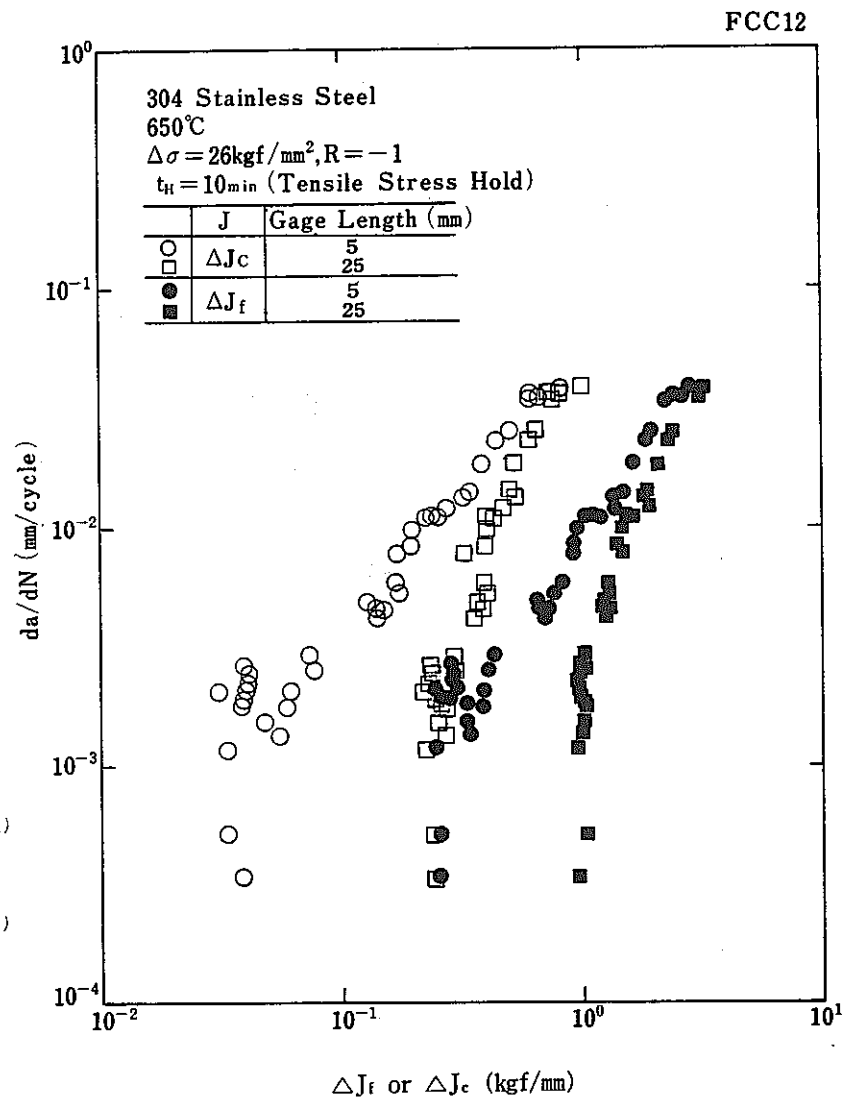


図 3.4.1 (c)-6 10分保持試験の $da/dN - \Delta J_f$ 及び $da/dN - \Delta J_c$ 関係に及ぼす開口変位測定用ゲージ長さの影響
Fig. 3.4.1 (c)-6 The effect of gage length on the $da/dN - \Delta J$ relations.

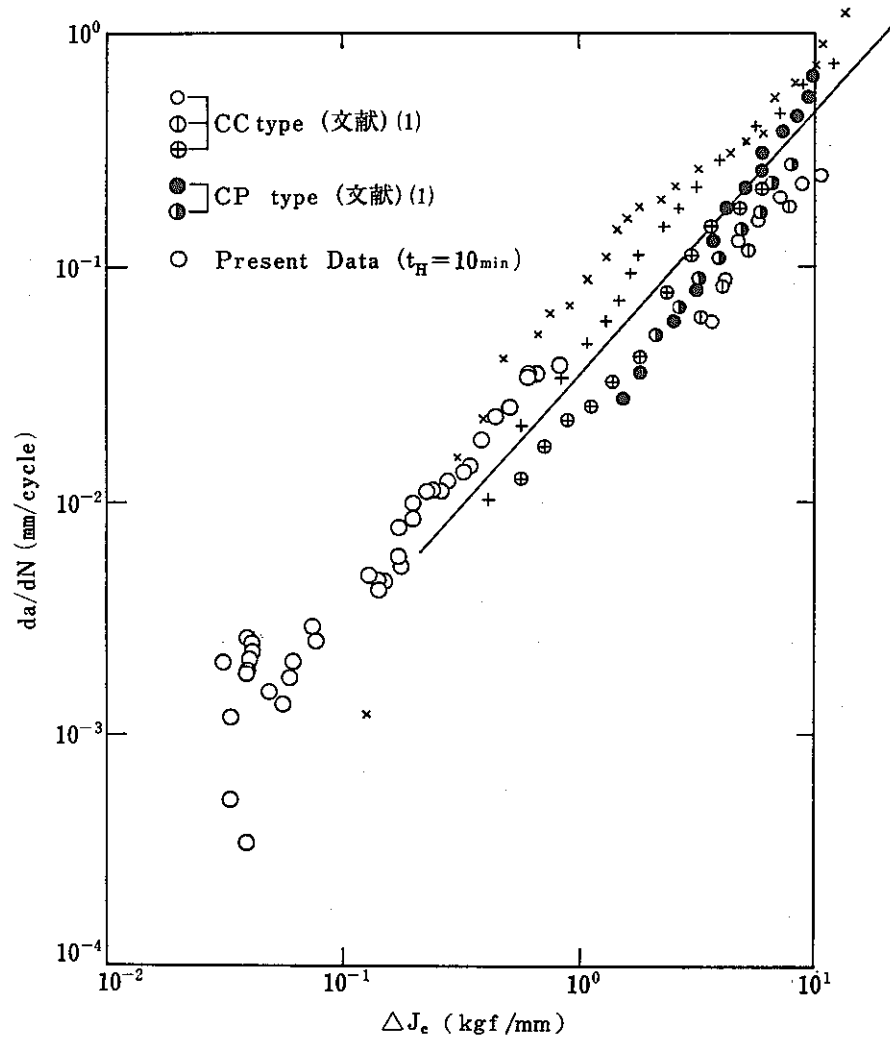


図 3.4.1 (c)-7 $da/dN - \Delta J_c$ (GL=5 mm) の文献値との比較
($t_H = 10 \text{ min}$)

Fig. 3.4.1 (c)-7 Comparison of the present data with published data
(GL = 5 mm, $t_H = 10 \text{ min}$)

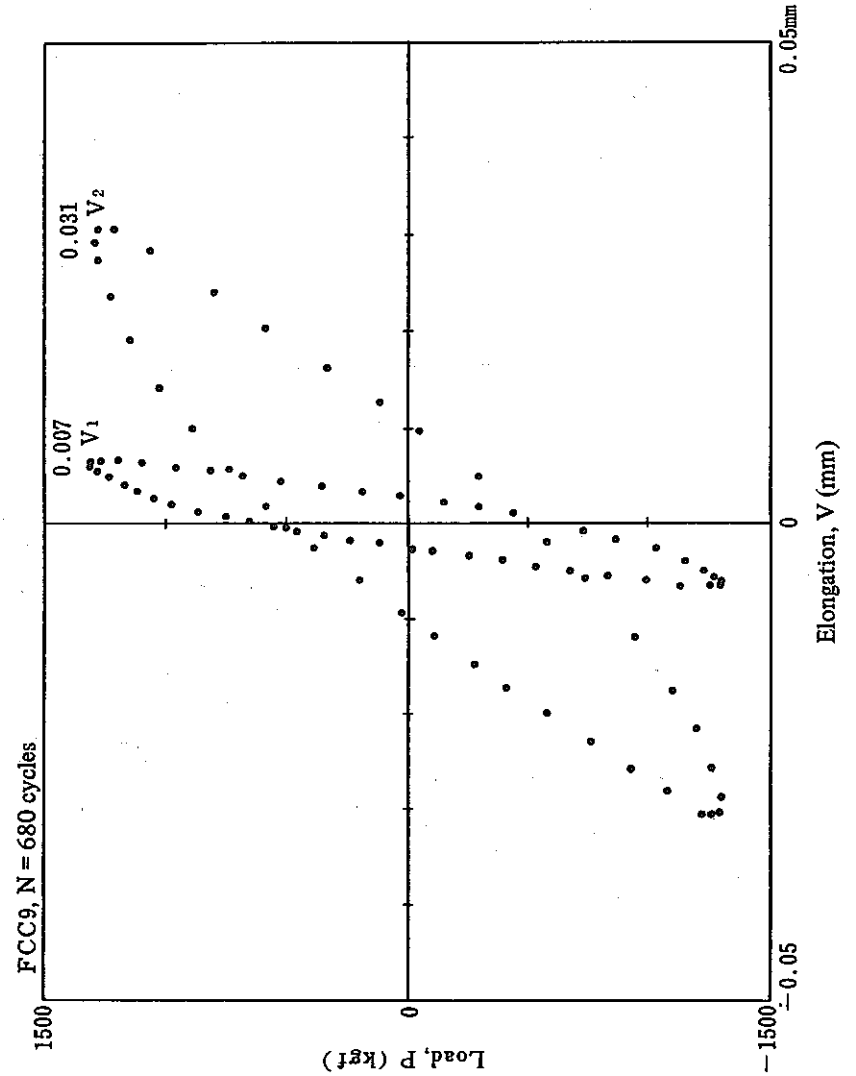


図 3.4.1 (c)-8 $P - V_1$ と $P - V_2$ ヒステレシス
ループの比較 (N = 680 cycles)

Fig. 3.4.1 (c)-8 Comparison of hysteresis loops of $P - V_1$ and $P - V_2$
(at N = 680 cycles).

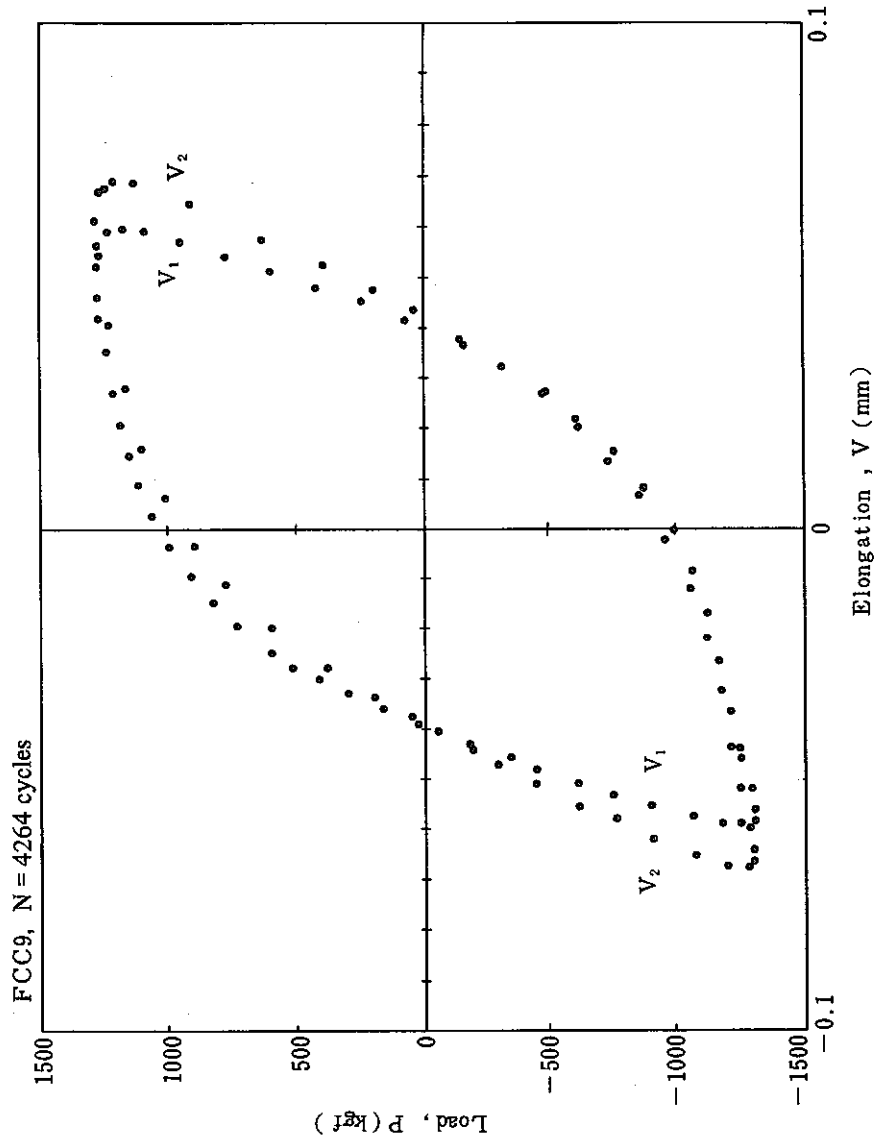
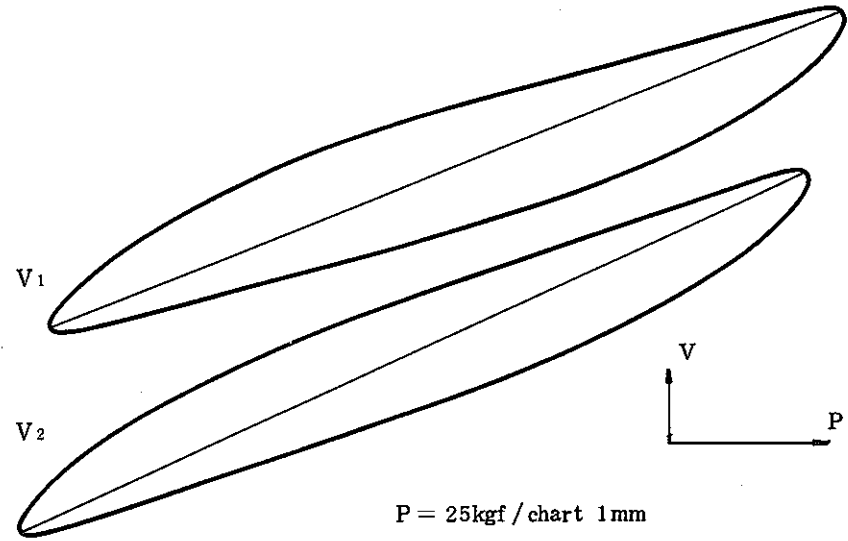


図 3.4.1(c)-9 P-V₁ と P-V₂ ヒステレシス
ループの比較 (N=4246 cycles)
Fig. 3.4.1(c)-9 Comparison of hysteresis loops of P-V₁ and P-V₂
(at N=4264 cycles).

FCC9 ($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, 650°C)

N=490 cycles

$N/N_f = 490/4310 = 0.11$



$V_1 = 0.0003 \text{ mm/chart } 1 \text{ mm}$

$V_2 = 0.00125 \text{ mm/chart } 1 \text{ mm}$

図 3.4.1(c)-10 ヒステレシスループ例 (その1)

($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, N=490 cycles)

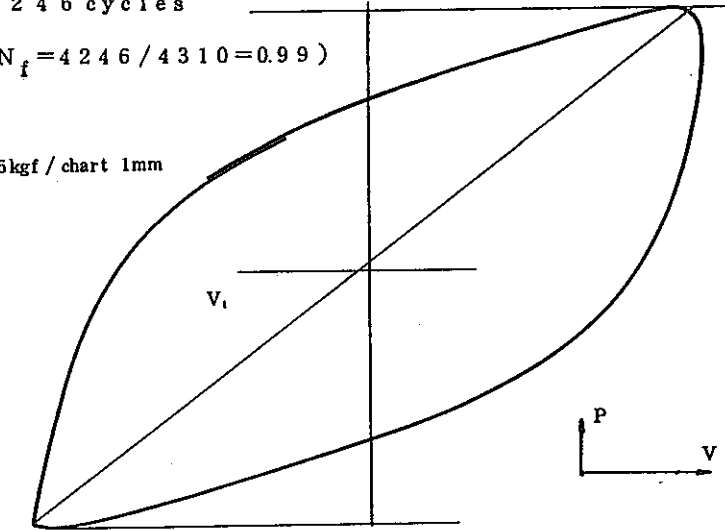
Fig. 3.4.1(c)-10 Examples of hysteresis loops - continue
($\Delta\sigma/2 = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, N=490 cycles).

FCC-9 ($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, 650^\circ\text{C}$)

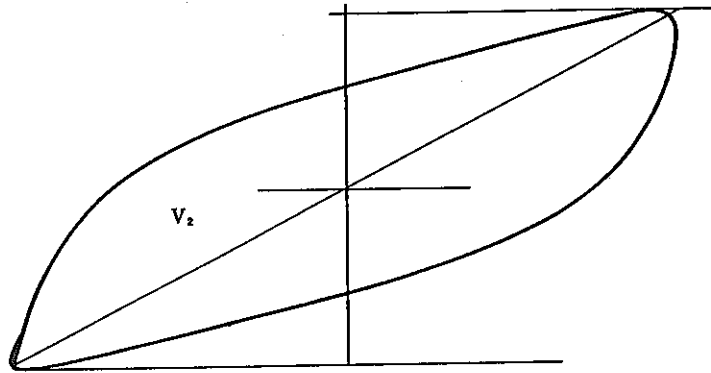
N = 4246 cycles

($N/N_f = 4246/4310 = 0.99$)

P = 25kgf / chart 1mm



$V_1 = 1.5 \times 10^{-3} \text{ mm/chart 1mm}$



$V_2 = 2.5 \times 10^{-3} \text{ mm/chart 1mm}$

図 3.4.1(c)-11 ヒステリシスループの例(その2)

($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, N = 4246 \text{ cycles}$)

Fig. 3.4.1(c)-11 Examples of hysteresis loop continued ($\Delta\sigma/2 = \pm 13 \text{ kg/mm}^2, N = 4246 \text{ cycles}$).

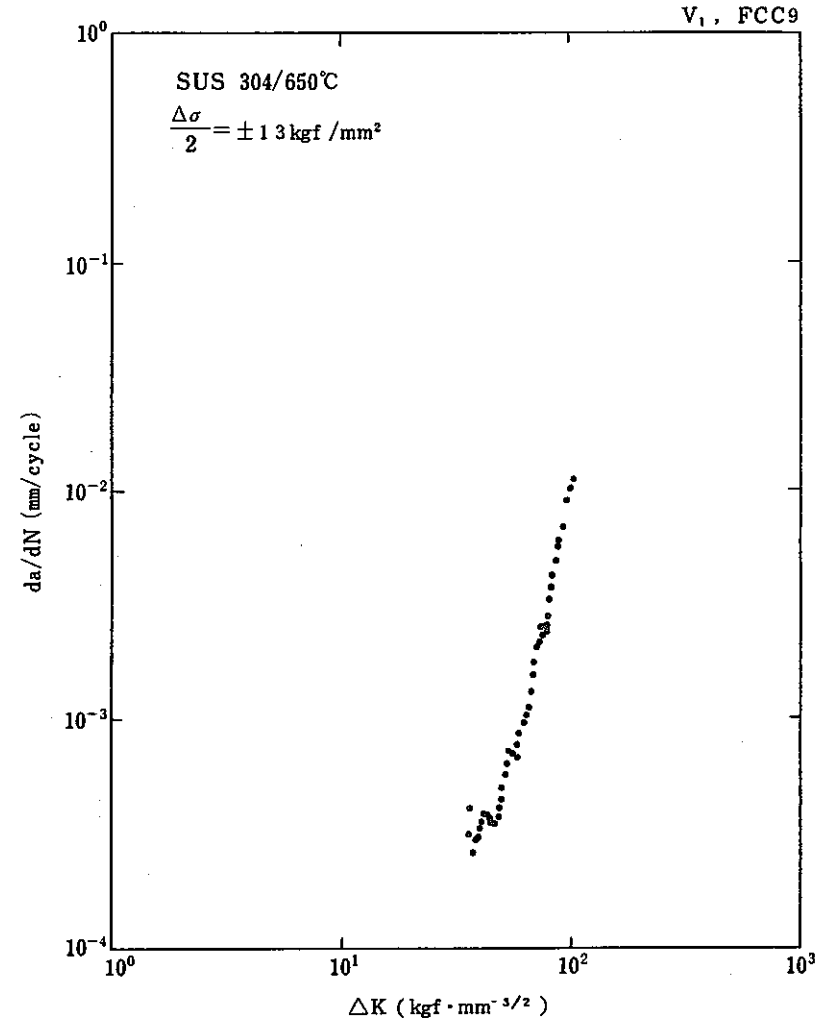


図 3.4.1(c)-12 $da/dN - \Delta K$ 関係 (三角波, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$)
($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, 650^\circ\text{C}$)

Fig. 3.4.1(c)-12 $da/dN - \Delta K$ relation (triangular wave, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$).

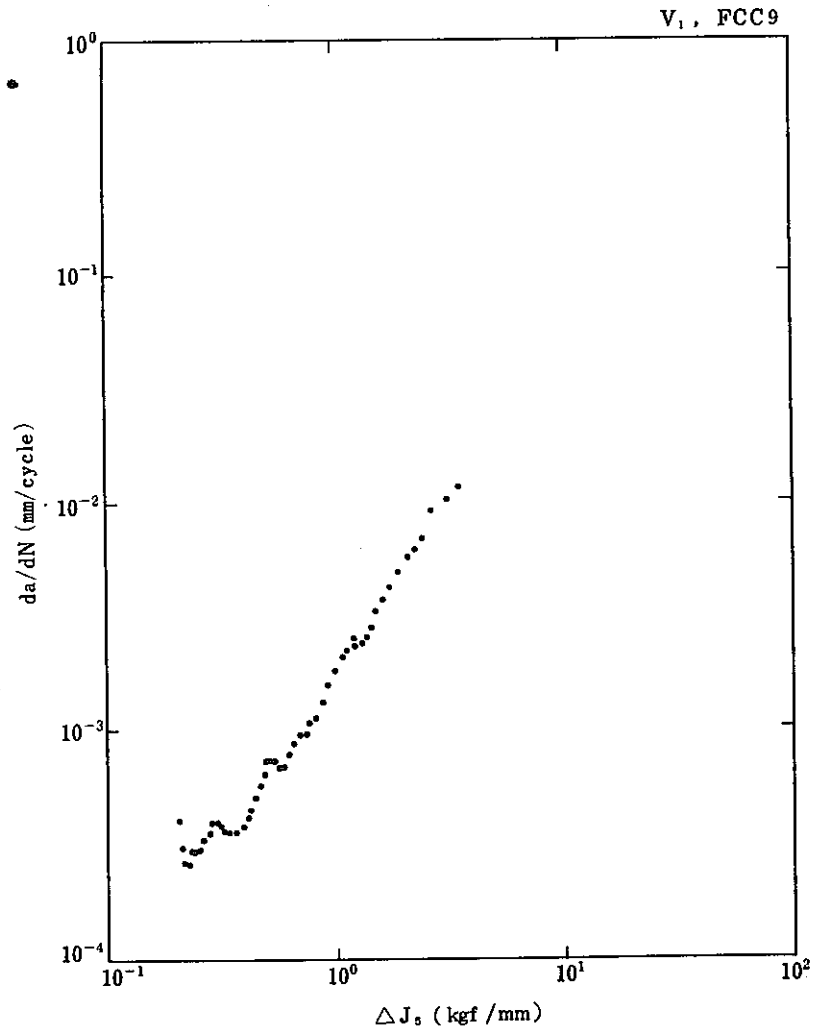


図 3.4.1 (c) - 13 $da/dN - \Delta J_5$ 関係 (三角波, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$)
($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, 650°C)

Fig. 3.4.1 (c)-13 $da/dN - \Delta J_5$ relation (triangular wave, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$).

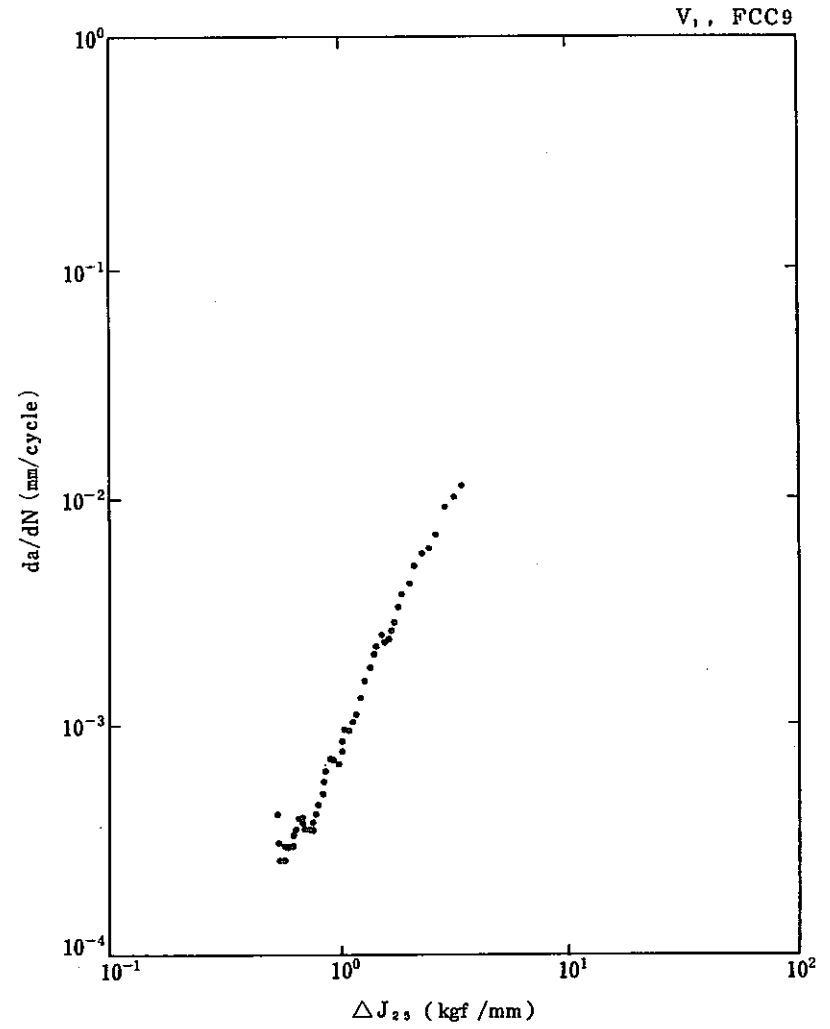


図 3.4.1 (c) - 14 $da/dN - \Delta J_{25}$ (三角波, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$)
($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, 650°C)

Fig. 3.4.1 (c)-14 $da/dN - \Delta J_{25}$ (triangular wave, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$)
($\Delta\sigma/2 = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, 650°C).

FCC12. ($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{min}$, $650 \text{ }^\circ\text{C}$)

$N = 139 \text{ cycles}$

$$\frac{N}{N_f} = 139/543 = 0.26$$

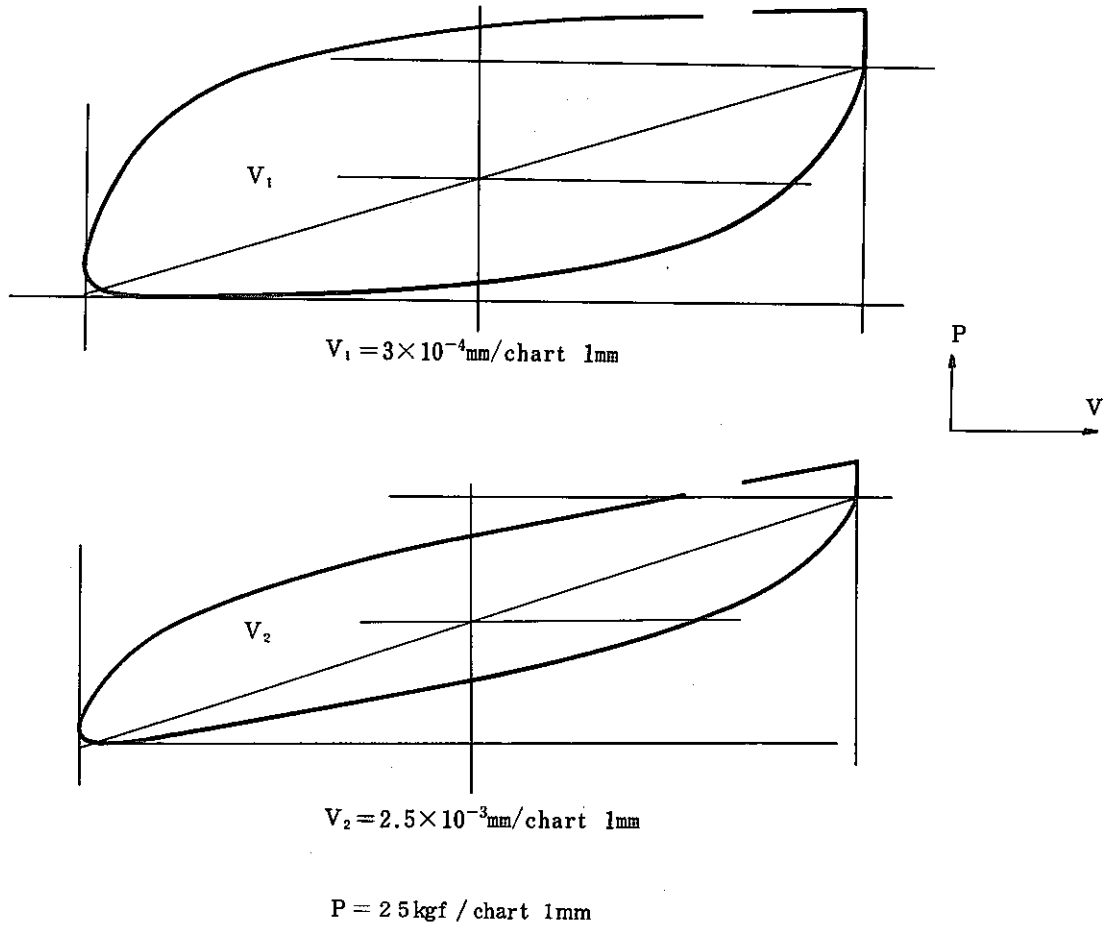


図 3.4.1 (c) - 15 ヒステリシスループ例 (その 3)

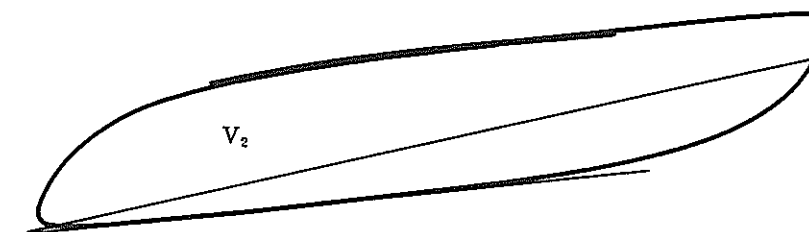
($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{min}$, $N = 139 \text{ cycles}$)

Fig. 3.4.1 (c)-15 Examples of hysteresis loops (continued)
($\Delta\sigma/2 = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$, $N = 139 \text{ cycles}$).

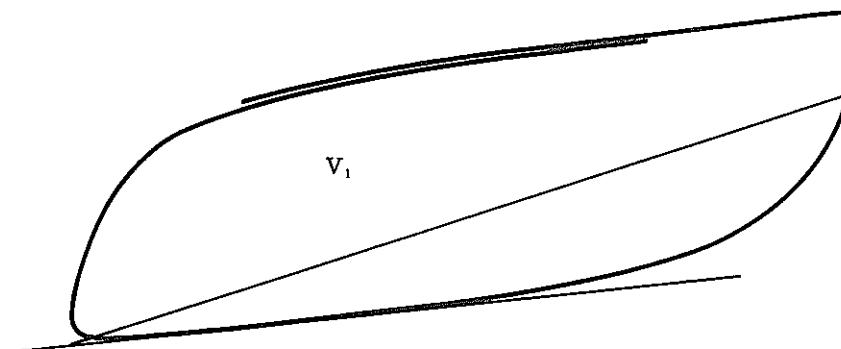
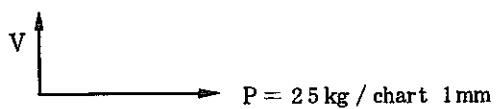
FCC12 ($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$, $650 \text{ }^\circ\text{C}$)

$N = 522 \text{ cycles}$

$$\frac{N}{N_t} = 522 / 543 = 0.96$$



$$V_2 = 6.25 \times 10^{-3} \text{ mm/chart } 1 \text{ mm}$$



$$V_1 = 3 \times 10^{-3} \text{ mm/chart } 1 \text{ mm}$$

図 3.4.1 (c) - 16 ヒステリシスループ例 (その 4)

($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$, $N = 522 \text{ cycles}$)

Fig. 3.4.1 (c)-16 Examples of hysteresis loops
($\Delta\sigma/2 = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$, $N = 522 \text{ cycles}$).

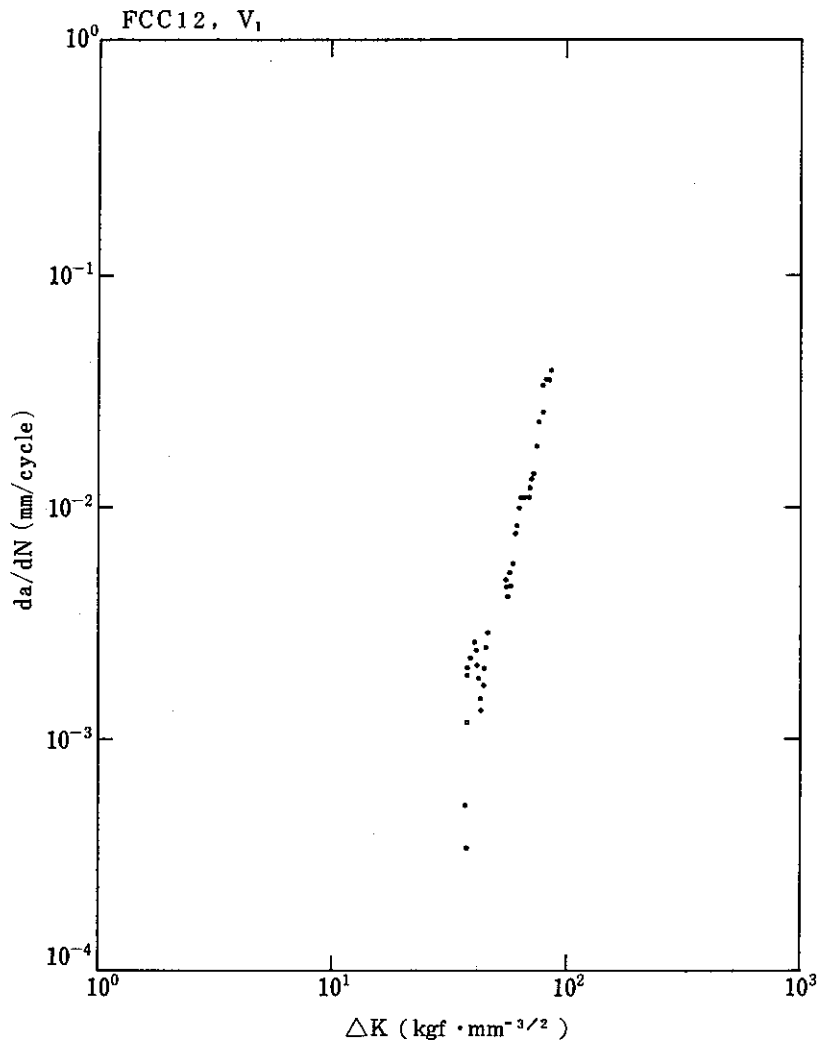


図 3.4.1 (c) - 17 da/dN - ΔK 関係 (荷重保持台形波)

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right)$$

Fig. 3.4.1 (c)-17 da/dN - ΔK relation (10 min-load-hold trapezoidal wave).
 $\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right)$

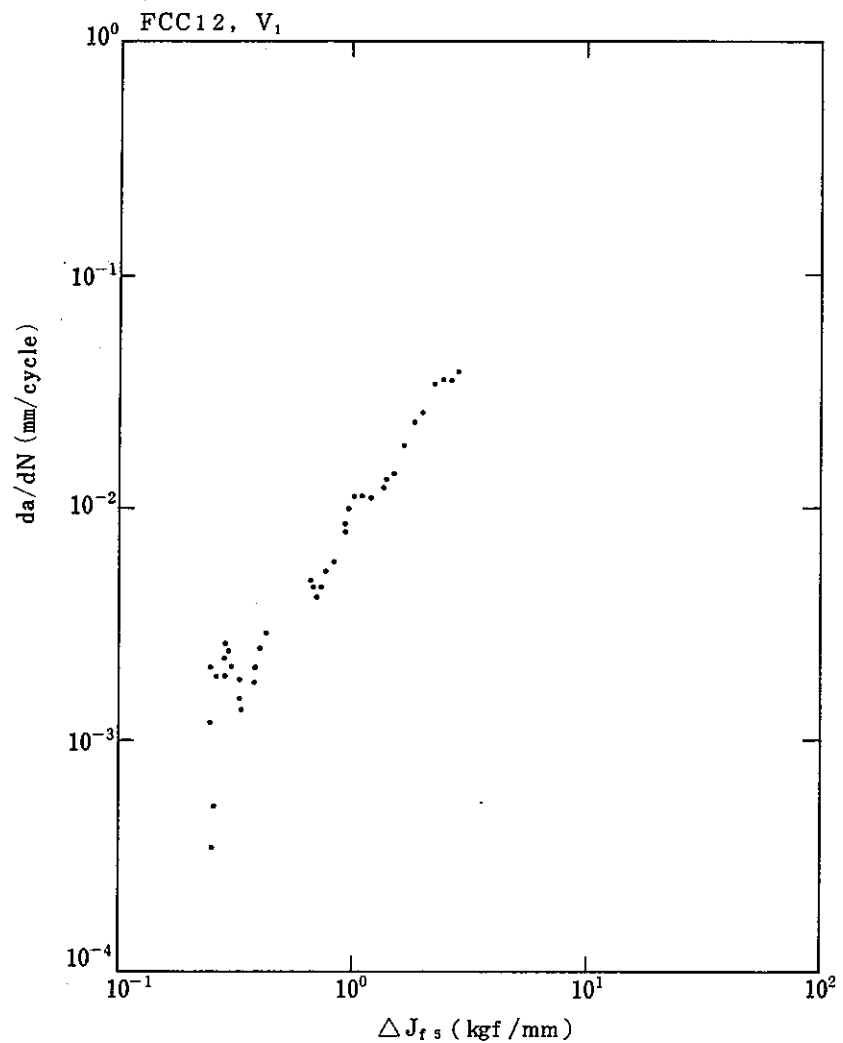


図 3.4.1 (c) - 18 da/dN - ΔJ_{fs} (荷重保持台形波)

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right)$$

Fig. 3.4.1 (c)-18 da/dN - ΔJ_{fs} (10 min-load-hold trapezoidal wave).
 $\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right)$

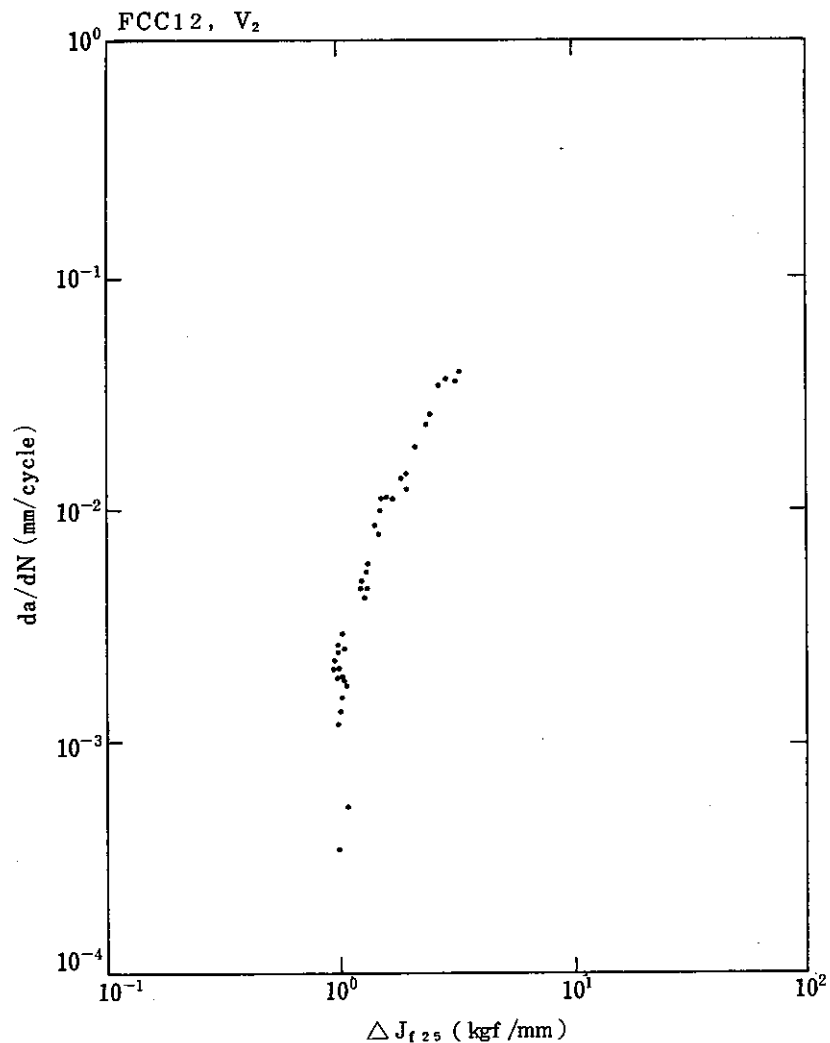


图 3.4.3 (c) - 19 $da/dN - \Delta J_{f25}$ 關係 (荷重保持台形波)

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right)$$

Fig. 3.4.1 (c)-19 $da/dN - \Delta J_{f25}$ relation (10 min-load-hold trapezoidal wave).

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right).$$

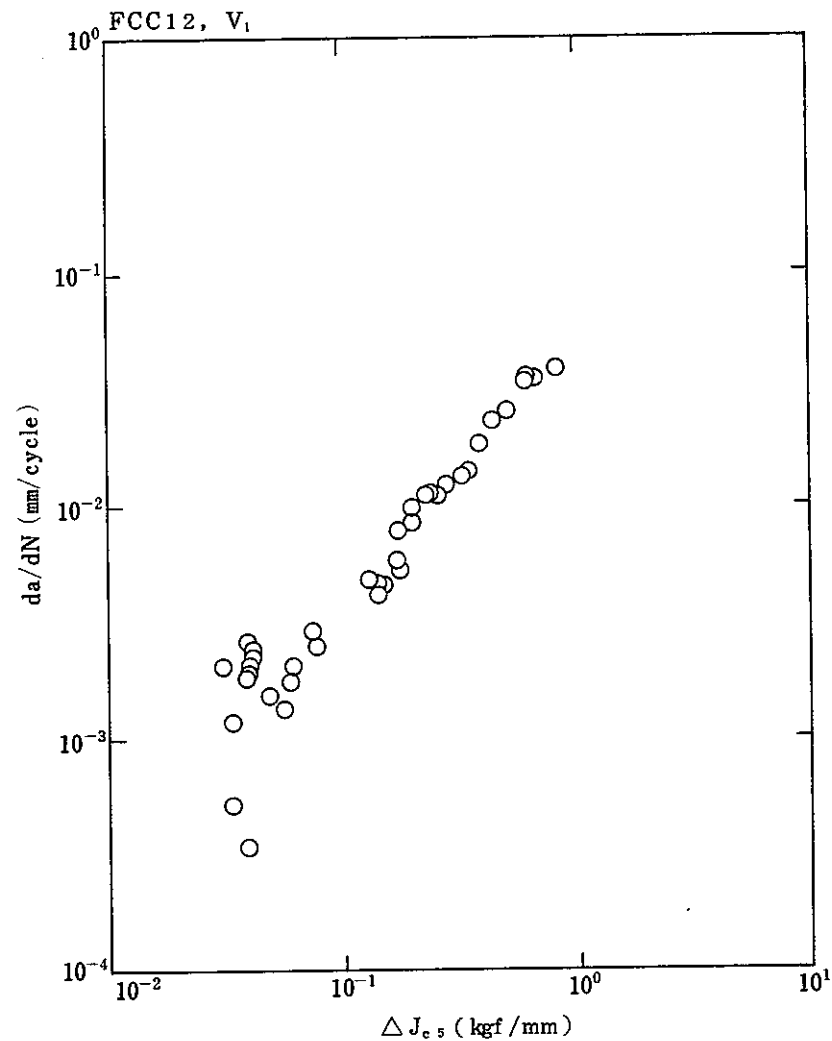


图 3.4.1 (c) - 20 $da/dN - \Delta J_{c5}$ 關係 (荷重保持台形波)

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right)$$

Fig. 3.4.1 (c)-20 $da/dN - \Delta J_{c5}$ relation (10 min-load-hold trapezoidal wave).

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2, t_H = 10 \text{ min}, 650^\circ\text{C}\right).$$

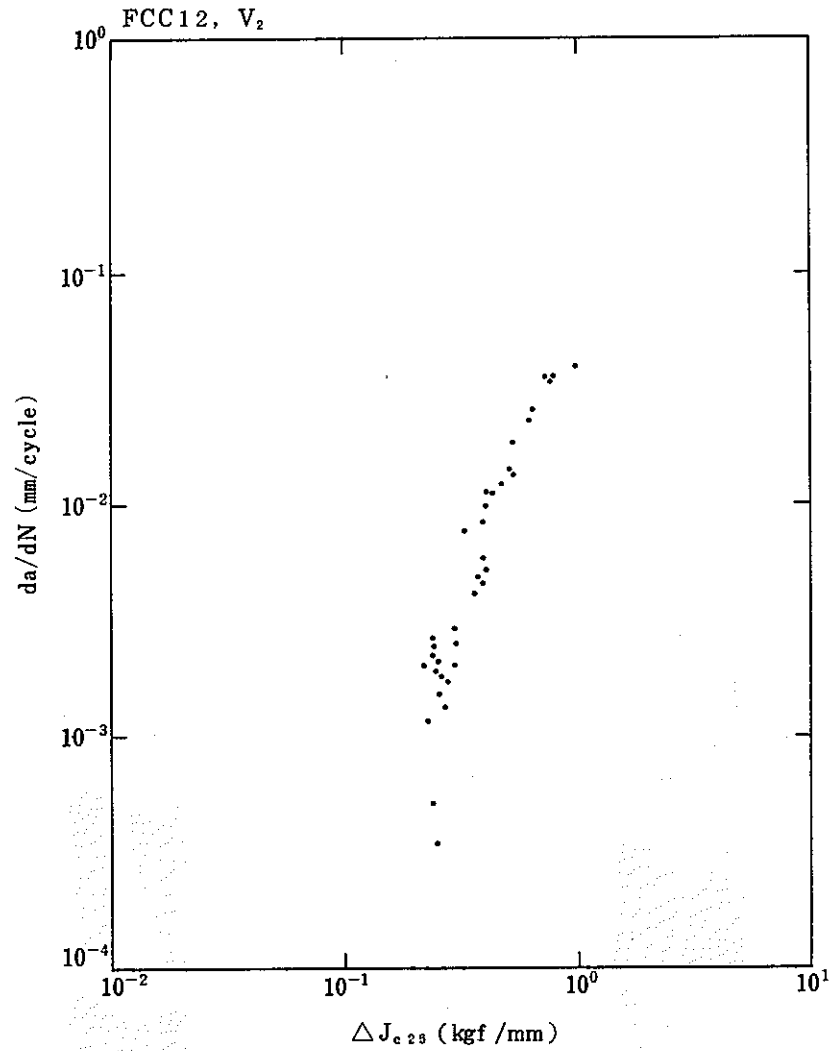
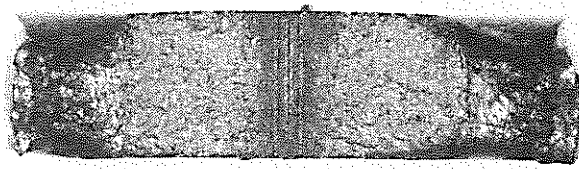


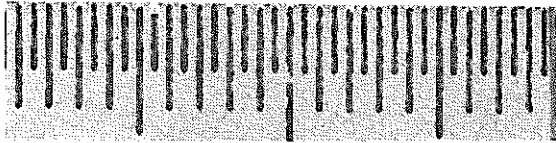
图 3.4.1 (c) - 21 $da/dN - \Delta J_{c25}$ 關係 (荷重保持台形波)
($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$, 650°C)

Fig. 3.4.1 (c)-21 $da/dN - \Delta J_{c25}$ relation (10 min-load-hold trapezoidal wave).
($\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$, 650°C)

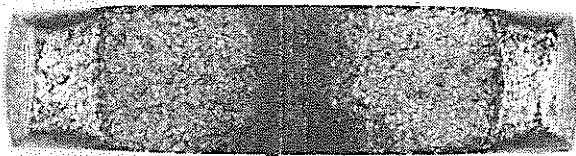


Triangular, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 1.5 \text{ kgf/mm}^2$$

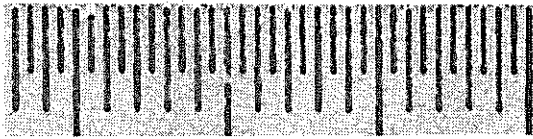


No. 7

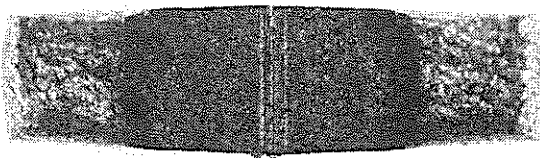


Triangular, $\nu = \pm 0.167 \text{ Hz}$

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 1.3 \text{ kgf/mm}^2$$

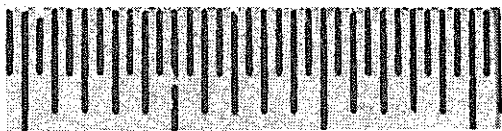


No. 9



Trapezoidal, $t_H = 10 \text{ min}$

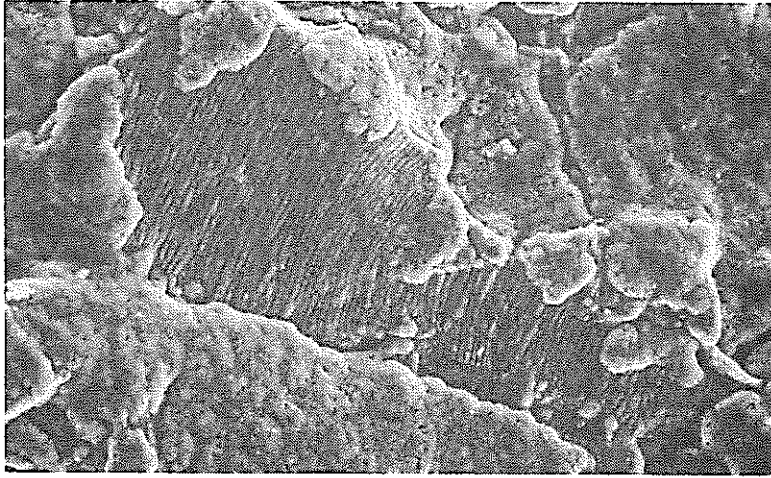
$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 1.3 \text{ kgf/mm}^2$$



No. 12

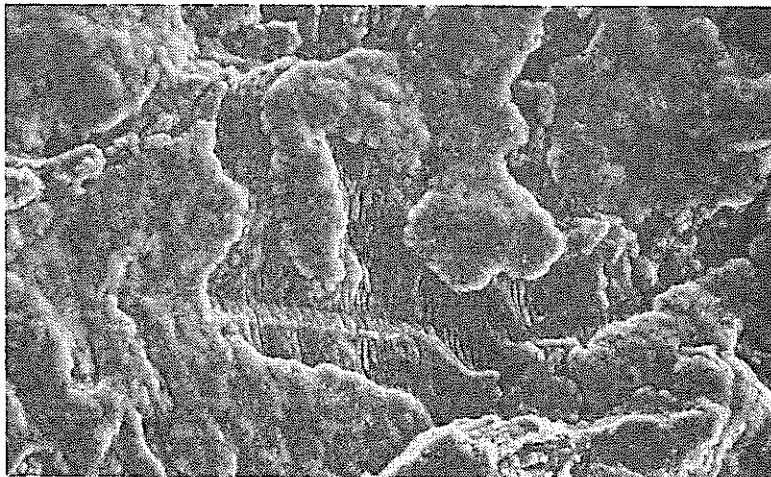
图 3.4.1 (c) - 22 破面概観写真 (SUS304, 650°C)

Fig. 3.4.1 (c)-22 Photographs of fractured surfaces (SUS 304, 650°C).



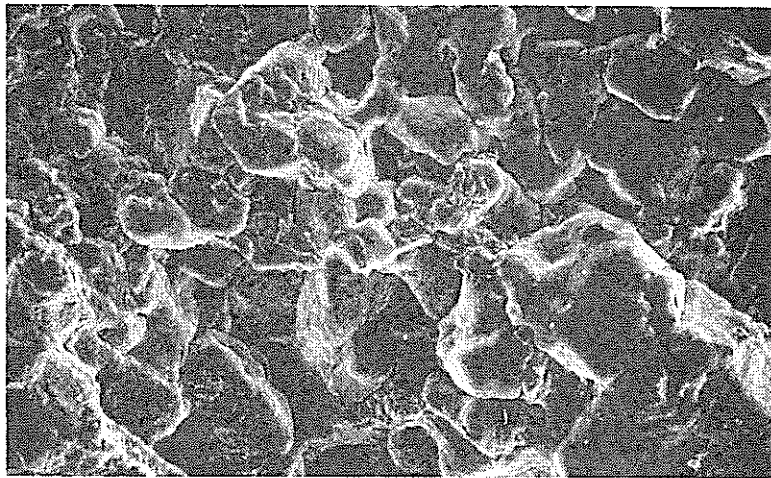
Triangular, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 15 \text{ kgf/mm}^2$$



Triangular, $\nu = 0.167 \text{ Hz}$

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$$



Trapezoidal, $t_H = 10 \text{ min}$

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \pm 13 \text{ kgf/mm}^2$$

图 3.4.1 (c) - 23 破面 SEM 写真 (SUS304, 650°C)

Fig. 3.4.1 (c)-23 SEM photographs of fractured surfaces (SUS304, 650°C).

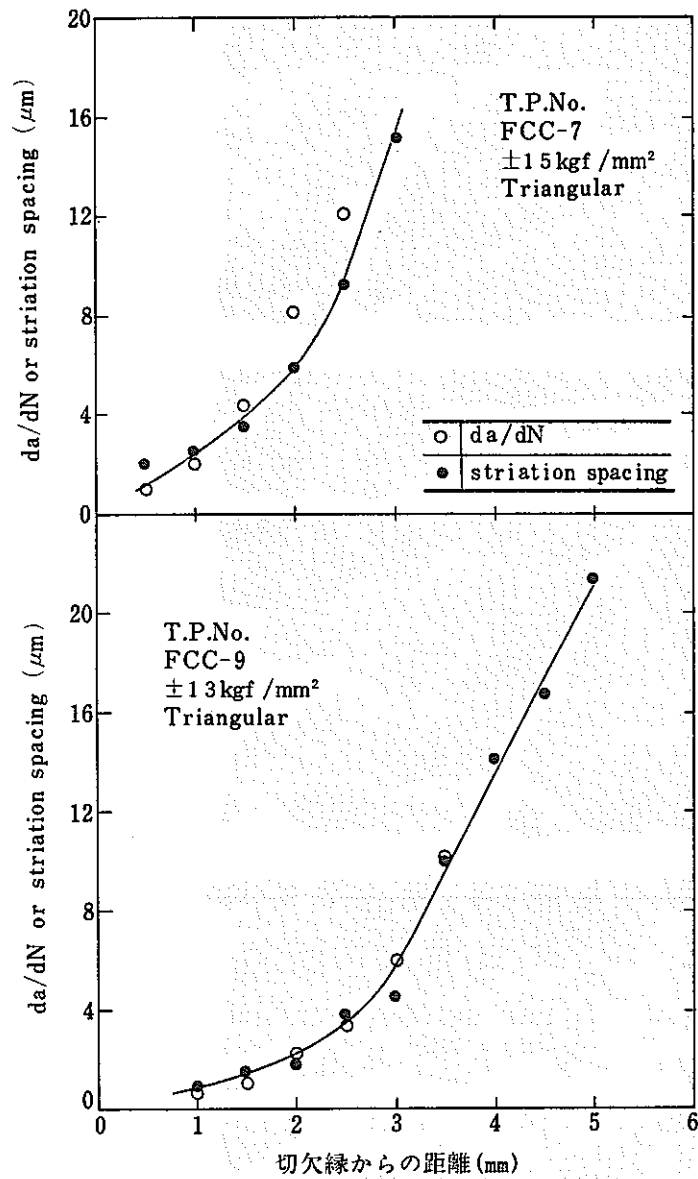


図 3.4.1 (c) - 24 ストライエーション間隔測定結果と da/dN の比較

Fig. 3.4.1 (c)-24 Comparison of striation spacing and da/dN .

3.4.1 (d) 荷重制御低サイクル疲労試験結果 (IV)

(1) 目的

SUS304鋼の中央き裂平板を用いた荷重制御下でのクリープ・疲労き裂伝播試験を分担し、破壊力学パラメータの選定と試験方法の標準化のための予備的検討を実施した。

(2) 試験方法

1) 試験片

試験片の形状および寸法を図3.4.1(d)-1に示す。切欠きはワイヤカット放電加工によって設けた。スリットの全長は約2mm、幅は約0.2mmであるが、中央に直径約0.5mmの穿孔穴を有する。き裂伝播方向が圧延方向と一致するようにして試験板の板厚(40mm)中央部から試験片を採取した。なお、予き裂の導入は実施しなかった。

2) 試験装置

試験装置としては高周波誘導加熱炉(100kHz, 5kVA)および計測・制御用のマイクロコンピュータを付属した高温低サイクル疲労試験機(容量±5tonf)を使用した。き裂長さの計測方法は光電マイクロメータを用いた移動型顕微鏡(倍率100倍)による目視計測ならびにACポテンシャル法による自動計測を併用した。図3.4.1(d)-2に温度、ACポテンシャルおよび変位計測法を模式的に示す。図3.4.1(d)-3に温度分布例を示す。き裂部を中心に、軸方向±10mmの範囲が設定温度650℃に対して-10~+0℃の温度差内にある。試験中は荷重、変位およびACポテンシャル変化を付属のマイクロコンピュータを使用してフロッピーディスクに記憶させた。

3) 試験条件

試験は650℃、大気中において荷重制御で実施した。応力は±15kgf/mm²であり、波形は三角波(0.5Hz)および引張保持台形波(0.5Hz+10分)である。

4) 破壊力学パラメータ評価法

応力拡大係数 ΔK 、等価弾性応力拡大係数 ΔK_e 、J積分範囲 ΔJ 、疲労J積分範囲 ΔJ_f およびクリープJ積分範囲 ΔJ_c について検討を行った。各パラメータの評価法は以下の通りである。

① 応力拡大係数 ΔK

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} F_I(\xi)$$

$$F_I(\xi) = (1 - 0.5\xi + 0.370\xi^2 - 0.044\xi^3) / \sqrt{1-\xi} \dots\dots\dots (1)$$

ここに

$2a$ = き裂全長, b = リガメント長さ, B = 板厚, $2W$ = 試験片全幅

$$\xi = a/w$$

- ② 等価弾性応力拡大係数 ΔK_e .

$$\Delta K_e = E \Delta \varepsilon \sqrt{\pi a} F_I(\xi) \dots\dots\dots (2)$$

ここに

E = ヤング率, $\Delta \varepsilon$ = 公称ひずみ範囲 ($GL = 5 \text{ mm}$)

- ③ J 積分範囲 ΔJ

$$\Delta J = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{A}{2Bb} \dots\dots\dots (3)$$

ここに

A = P-V ヒステリシスループ面積

- ④ 疲労 J 積分範囲 ΔJ_f

$$\Delta J_f = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{S_p}{Bb} \dots\dots\dots (4)$$

ここに S_p は図 3.4.1 (d) - 4 に示す P-V ヒステリシスループ中の面積。

- ⑤ クリープ J 積分範囲 ΔJ_c .

$$\Delta J_c = \frac{S_c}{2Bb} \dots\dots\dots (5)$$

ここに S_c は図 3.4.1 (d) - 4 に示す P-V ヒステリシスループ中の面積。

(3) 試験結果および考察

1) き裂進展量 - AC ポテンシャル変化

図 3.4.1 (d) - 5 にき裂進展量 $2 \cdot \Delta a$ と AC ポテンシャル変化 ΔV の関係を示す。

AC ポテンシャル変化とき裂進展量との関係は、三角波と台形波の場合で異なった傾向を示す。しかし、同じ三角波の間では応力レベルが異っても同一の曲線に沿って変化している。また、台形波の場合でも同一応力レベルの実験データで再現性が認められる。AC ポテンシャル法による自動計測を確立させるためには、AC ポテンシャル変化に及ぼす諸量の影響を明確にしておく必要がある。

2) き裂伝播曲線

図 3.4.1 (d) - 6 ~ 3.4.1 (d) - 7 に各試験におけるき裂伝播曲線を示す。引張保持台形波の場合は $N = 28, 43, 69, 83$ サイクルにおいて試験の中断 ($N = 43$ サイクルは降温を伴う中断, 他の場合は高温で荷重を 0 に保持して数分間停止) を行ったが, 破断直前を除いてその影響はあまり顕著に現われていない。台形波の場合は三角波に比較して約 10 倍程度き裂伝播が速くなっている。

3) 繰返し中のひずみ変化

繰返し中のひずみ変化を図 3.4.1 (d) - 8 ~ 3.4.1 (d) - 9 に示す。三角波, 台形波の場合とも繰返しに伴ってひずみが徐々に引張側に移行している。なお, 台形波の場合は伸び計のスケールアウトに伴い数回伸び計の再セットを行った。

4) ヒステリシスループの変化

図 3.4.1. (d) - 10 ~ 3.4.1 (d) - 11 に各試験における代表的な P-V ループを示す。三角波の場合はヒステリシスループはほぼ閉じているが, 引張保持台形波の場合は, 閉じないで顕著なクリープ変形を伴う。

5) き裂伝播速度-破壊力学パラメータの関係

各種破壊力学パラメータでき裂伝播速度を整理した結果を図 3.4.1 (d) - 12 ~ 3.4.1 (d) - 15 に示す。図 3.4.1 (d) - 12 は ΔJ で整理した結果であるが, 三角波の場合は大谷¹⁾らによる結果と比較的良く一致している。図 3.4.1. (d) - 15 は ΔJ_f および ΔJ_c で整理した結果である。本図には大谷⁽¹⁾らによって求められた $da/dN - \Delta J_f$ 曲線および $da/dN - \Delta J_c$ 曲線も同時に示しているが, 三角波の場合は $da/dN - \Delta J_f$ 曲線に, 引張保持台形波の場合は $da/dN - \Delta J_c$ 曲線に比較的良く一致している。

6) 破壊形態

試験片の破断状況を図 3.4.1 (d) - 16 に示す。三角波の場合は引張変形は比較的少ないが, 引張保持台形波の場合は引張変形ならびにき裂面のトンネリングが顕著に認められる。図 3.4.1 (d) - 17 および 3.4.1 (d) - 18 は走査型電子顕微鏡による破面写真を示す。三角波の場合は粒内破壊でストライエーションが観察されるのに対して, 引張保持台形波の場合は, 粒界破壊を呈している。

(4) 結 言

本研究の結果を要約すると以下の通りである。

- 1) 三角波の場合は従来データの $da/dN - \Delta J$ あるいは ΔJ_f 関係と、台形波の場合は $da/dN - \Delta J$ 関係と比較的良く一致した。
- 2) 三角波の場合は粒内破壊を呈し、ストライエーションが観察されたが、引張保持台形波の場合は粒界破壊を呈した。
- 3) ACポテンシャル法により求めたポテンシャル変化とき裂進展量との関係は三角波と台形波で異なった傾向を示した。

参考文献

- 1) 大谷隆一，山田勝彦，柏木隆文，松原引明：304ステンレス鋼の高温低サイクル疲労き裂伝ば，日本機械学会論文集，48巻，435号（昭57-11），P1378~1390.

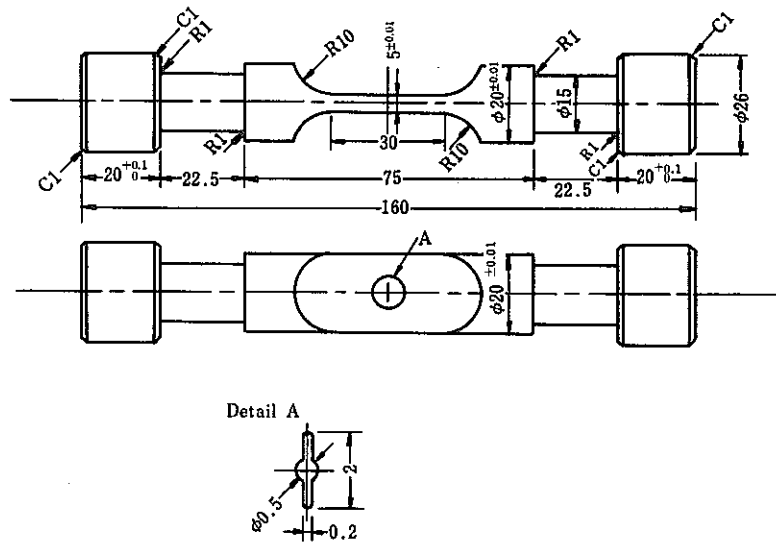
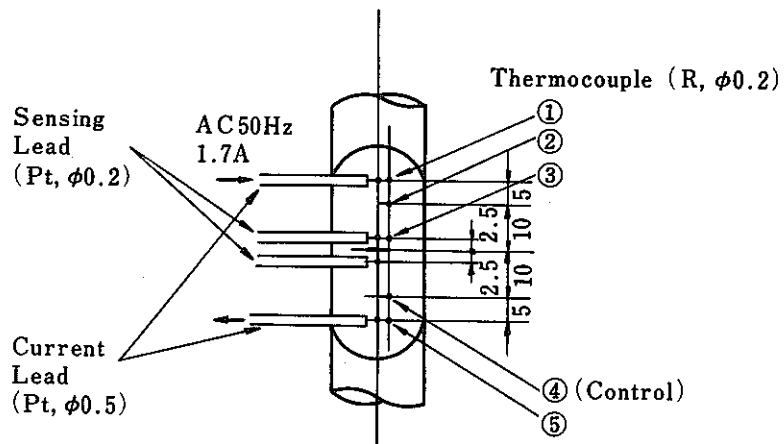
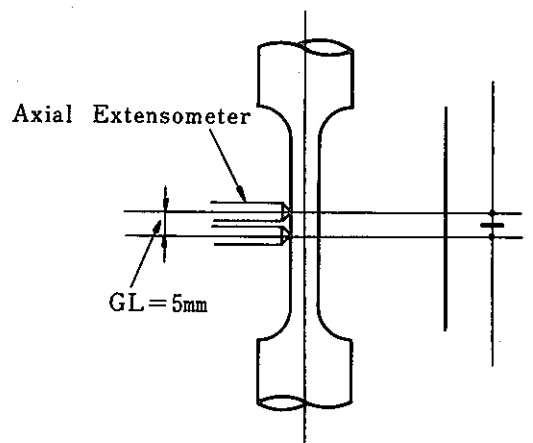


図 3.4.1 (d) - 1 試験片形状
Fig. 3.4.1 (d)-1 Test specimen.



(a) Temperature and AC potential measurement.



(b) Displacement measurement.

図 3.4.1 (d) - 2 試験方法の模式図
Fig. 3.4.1 (d)-2 Schematic testing procedure.

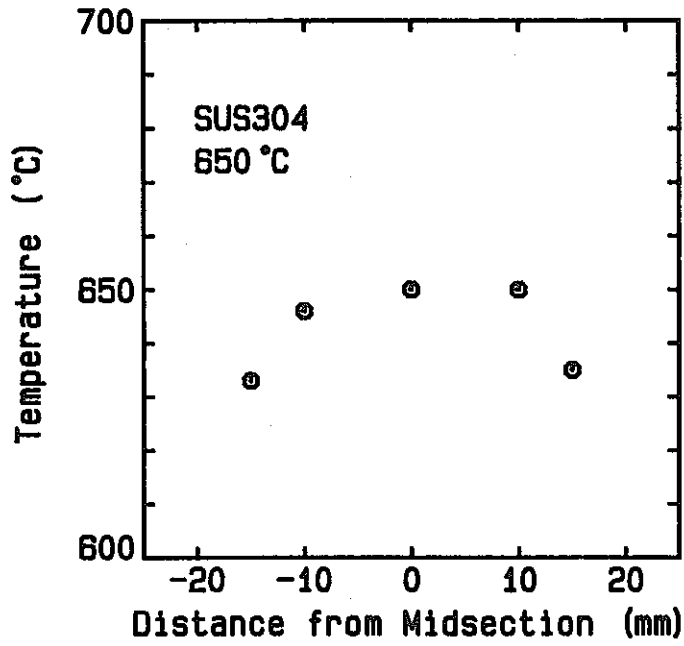


図 3.4.1 (d) - 3 温度分布例

Fig. 3.4.1 (d)-3 An example of temperature distribution.

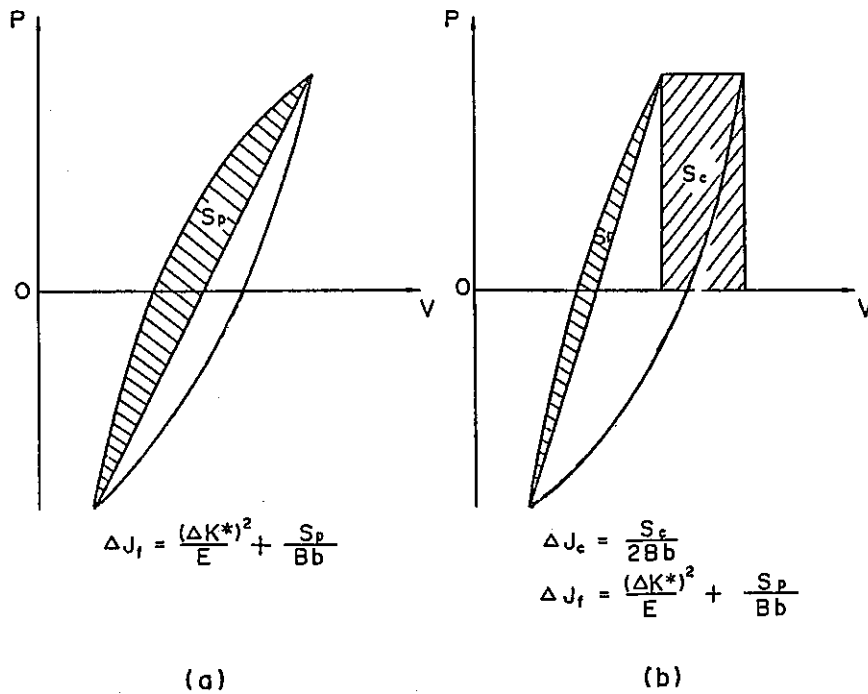


図 3.4.1 (d) - 4 J 積分範囲 ΔJ_f , ΔJ_c の求め方

Fig. 3.4.1 (d)-4 Evaluation method of J-integral range ΔJ_f , ΔJ_c .

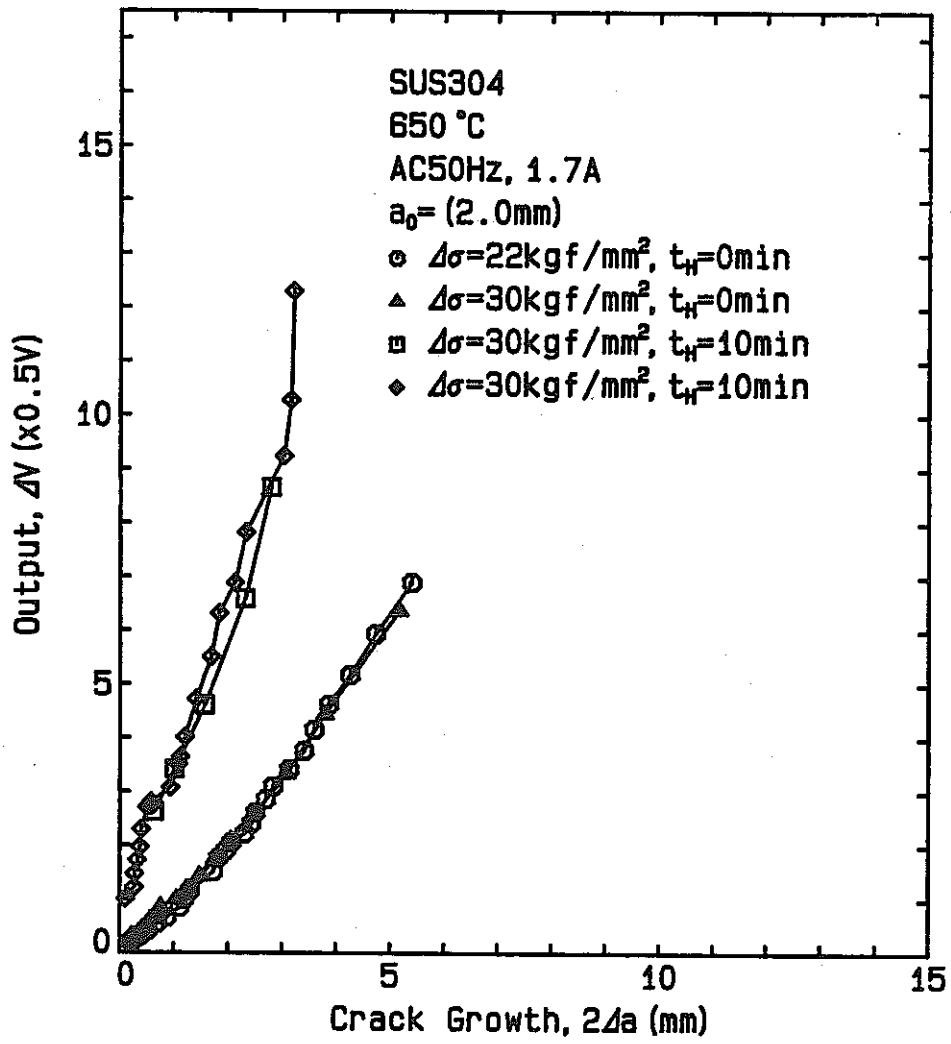


図 3.4.1 (d) - 5 ACポテンシャル変化

Fig. 3.4.1 (d)-5 Change in AC potential drop versus crack growth.

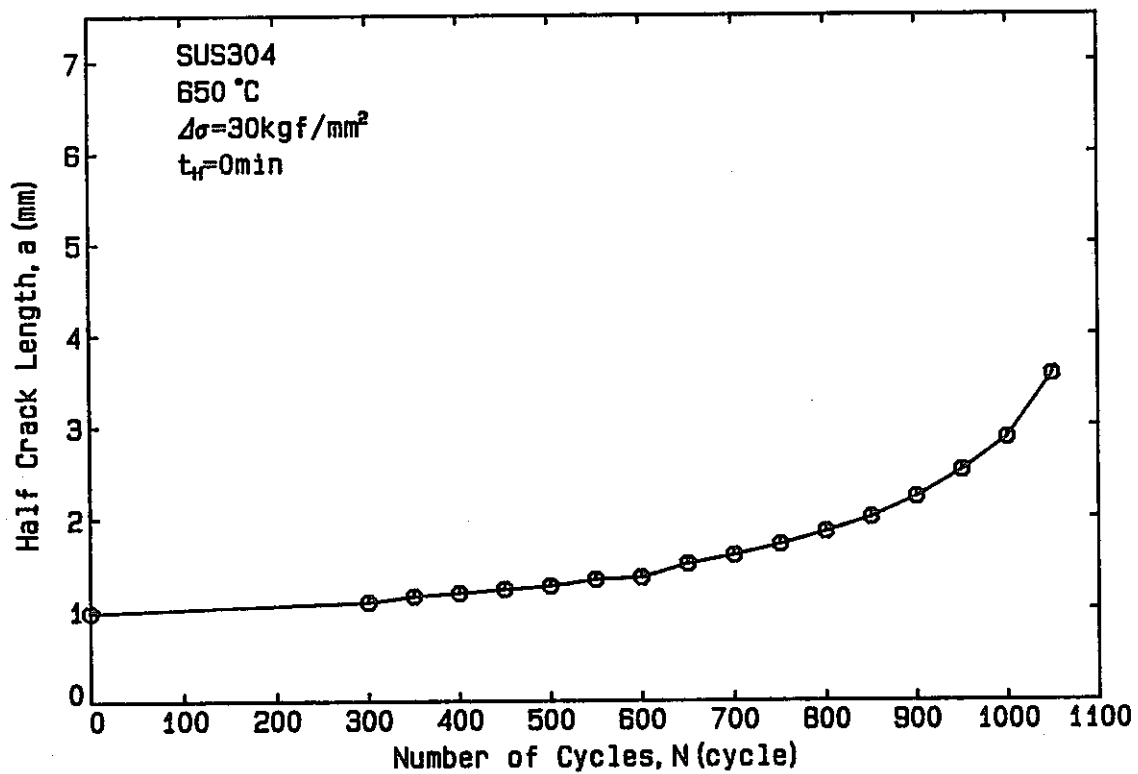


図 3.4.1 (d) - 6 き裂伝播曲線 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$)

Fig. 3.4.1 (d)-6 Crack length versus number of cycles
($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$).

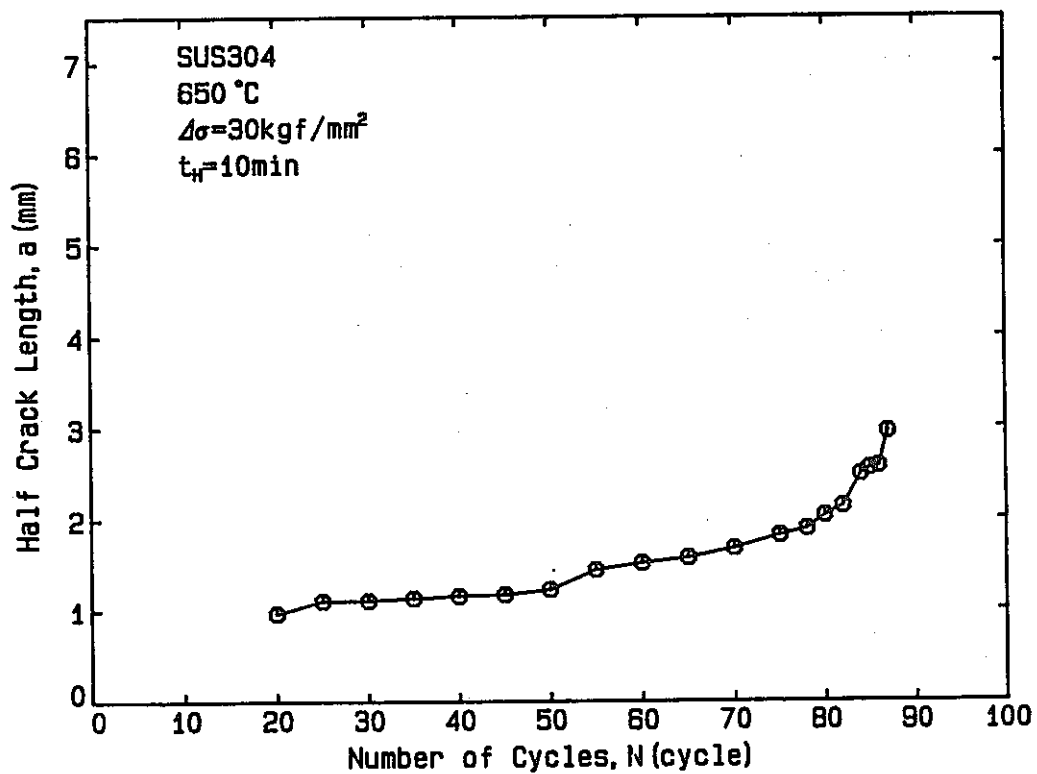


図 3.4.1 (d) - 7 き裂伝播曲線 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$)

Fig. 3.4.1 (d)-7 Crack length versus number of cycles
($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$).

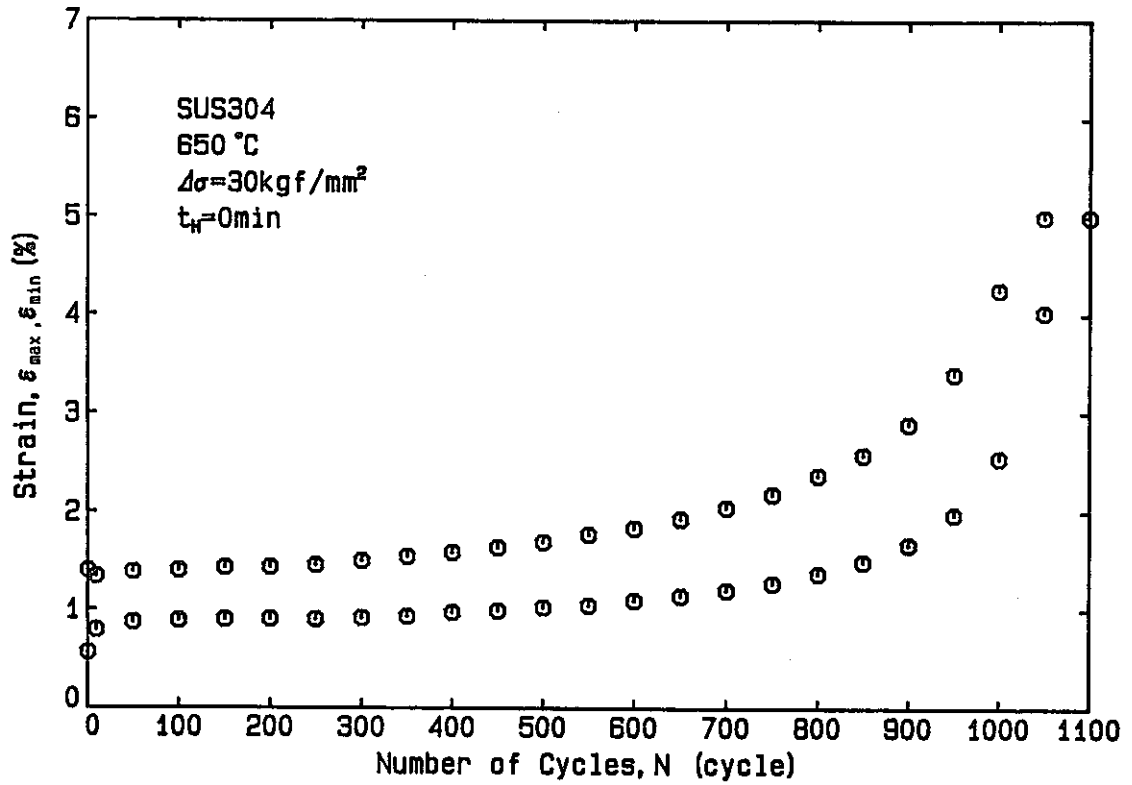


図 3.4.1 (d) - 8 繰返し中のひずみ変化 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$)
Fig. 3.4.1 (d)-8 Variation of strain with number of cycles ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$).

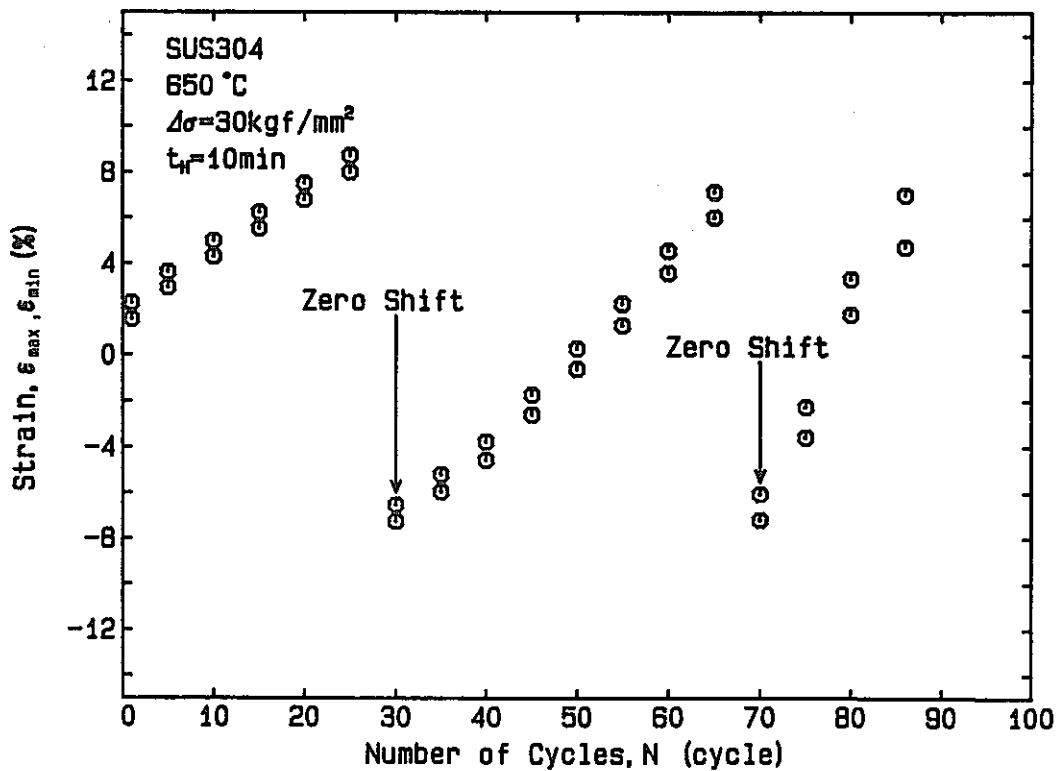


図 3.4.1 (d) - 9 繰返し中のひずみ変化 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$)
Fig. 3.4.1 (d)-9 Variation of strain with number of cycles ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$).

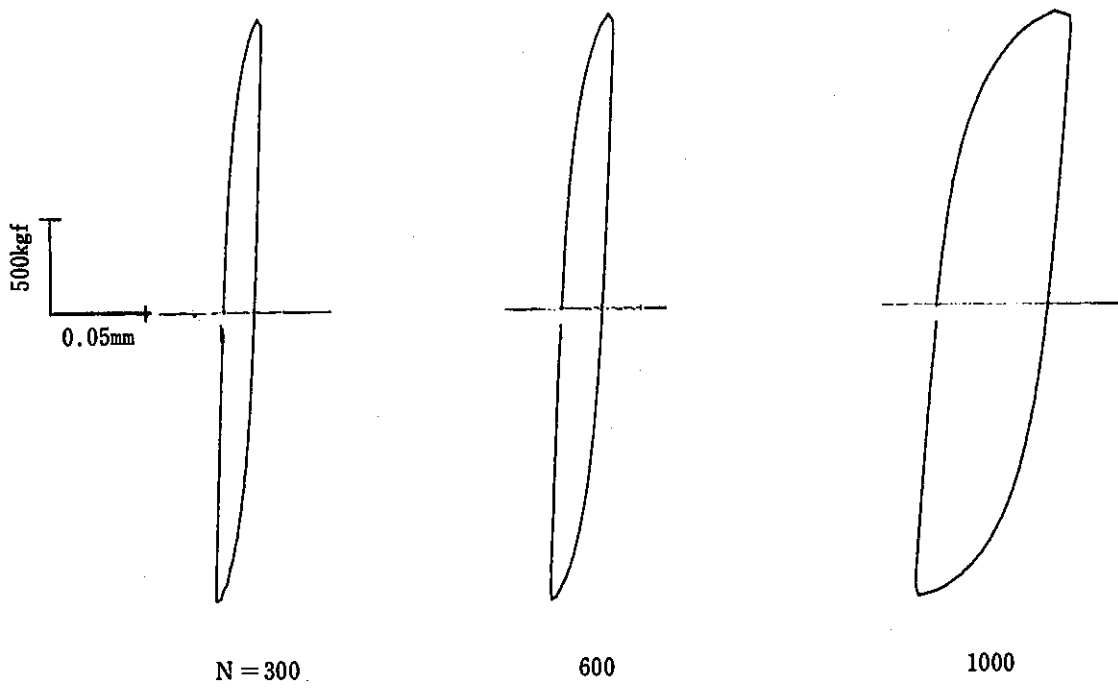


図 3.4.1 (d) - 10 ヒステリシス曲線 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$)

Fig. 3.4.1 (d)-10 Hysteresis curve
($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$).

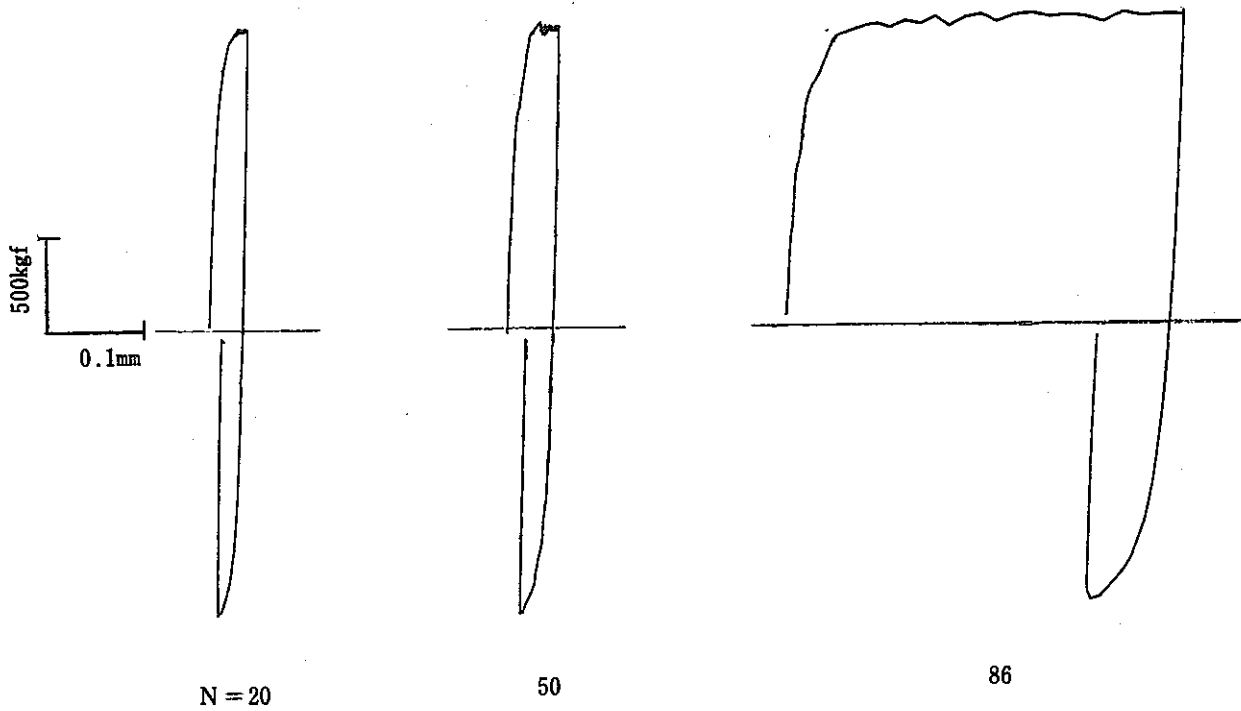


図 3.4.1 (d) - 11 ヒステリシス曲線 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$)

Fig. 3.4.1 (d)-11 Hysteresis curve
($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$).

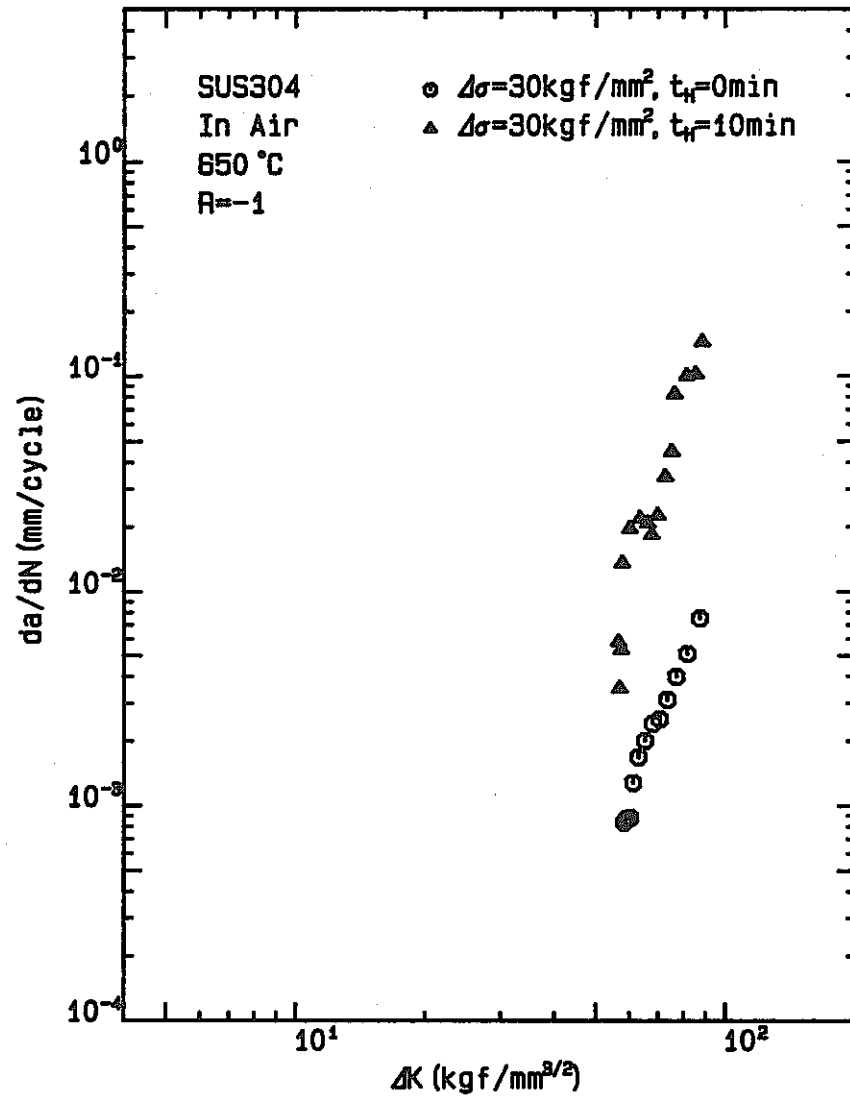


図 3.4.1 (d) - 12 $da/dN - \Delta K$ 関係

Fig. 3.4.1 (d)-12 Relation between crack propagation rate and stress intensity factor range (SUS 304, 650°C, R = -1).

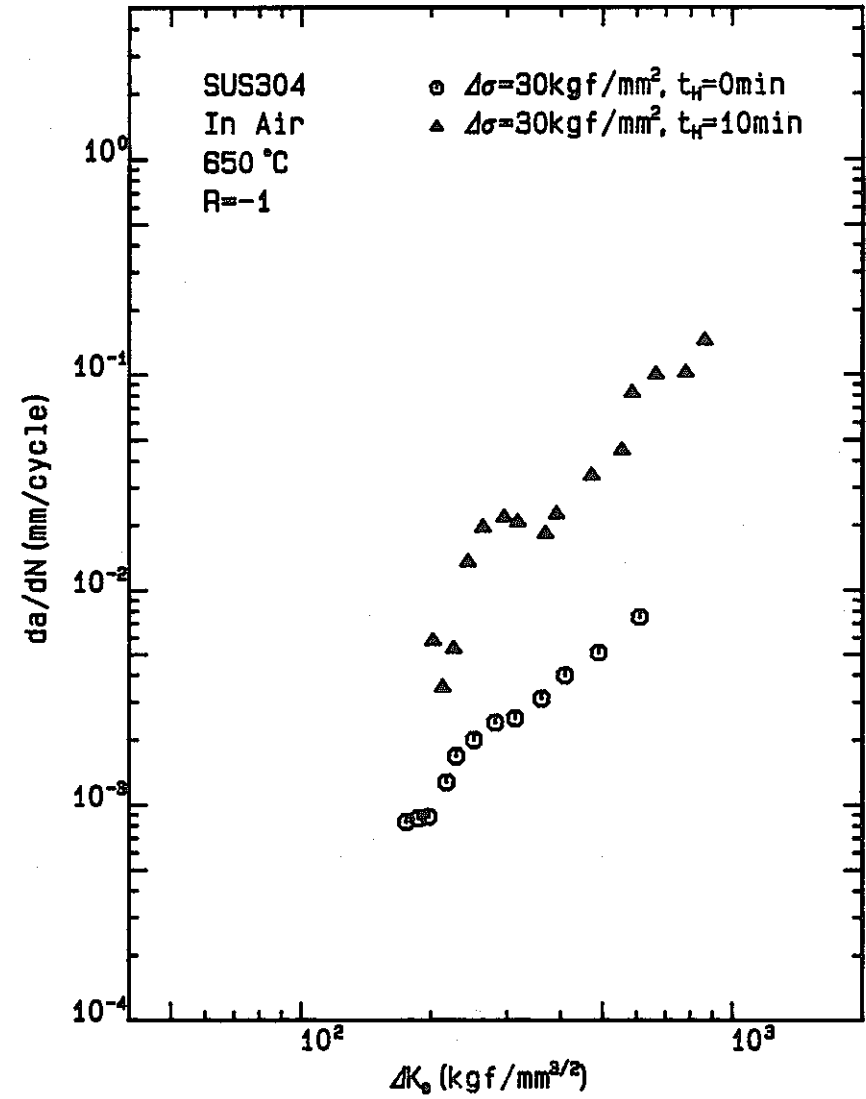


図 3.4.1 (d) - 13 $da/dN - \Delta K_e$ 関係

Fig. 3.4.1 (d)-13 Relation between crack propagation rate and equivalent stress intensity factor range (SUS 304, 650°C, R = -1).

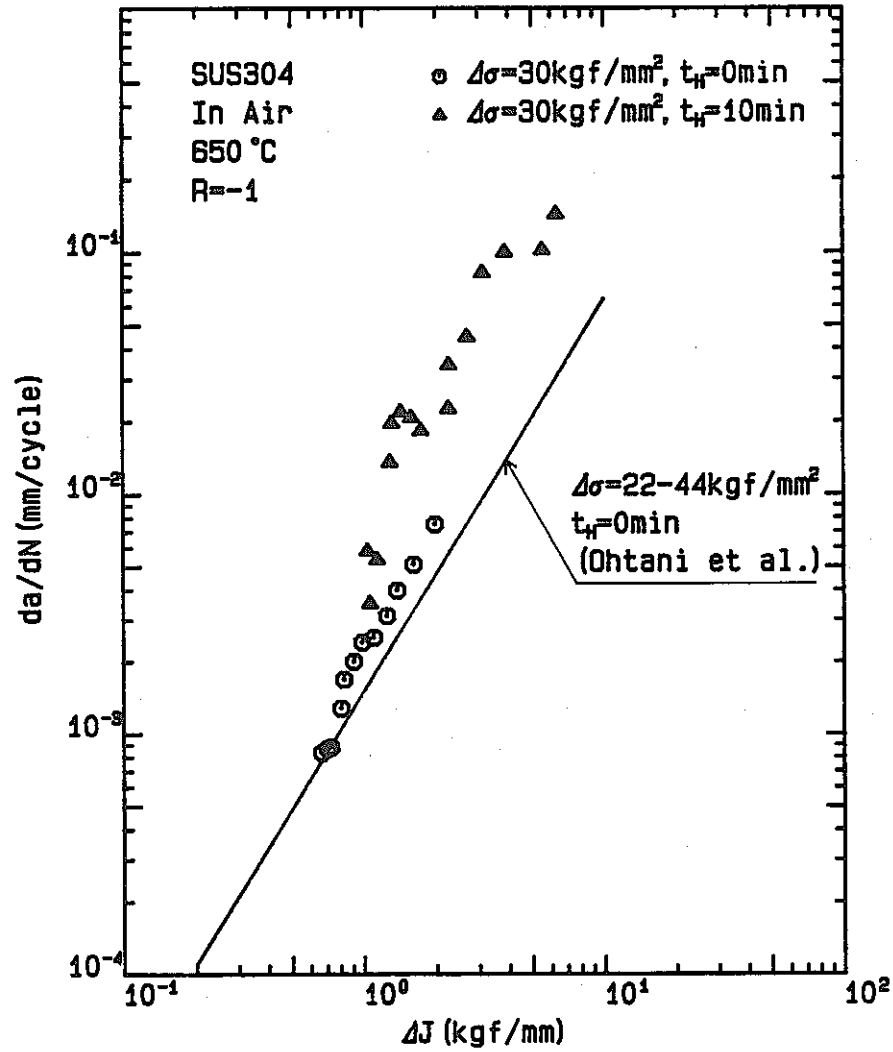


図 3.4.1 (d) - 14 $da/dN - \Delta J$ 関係

Fig. 3.4.1 (d)-14 Relation between crack propagation rate and J-integral range ΔJ (SUS 304, 650°C, R = -1).

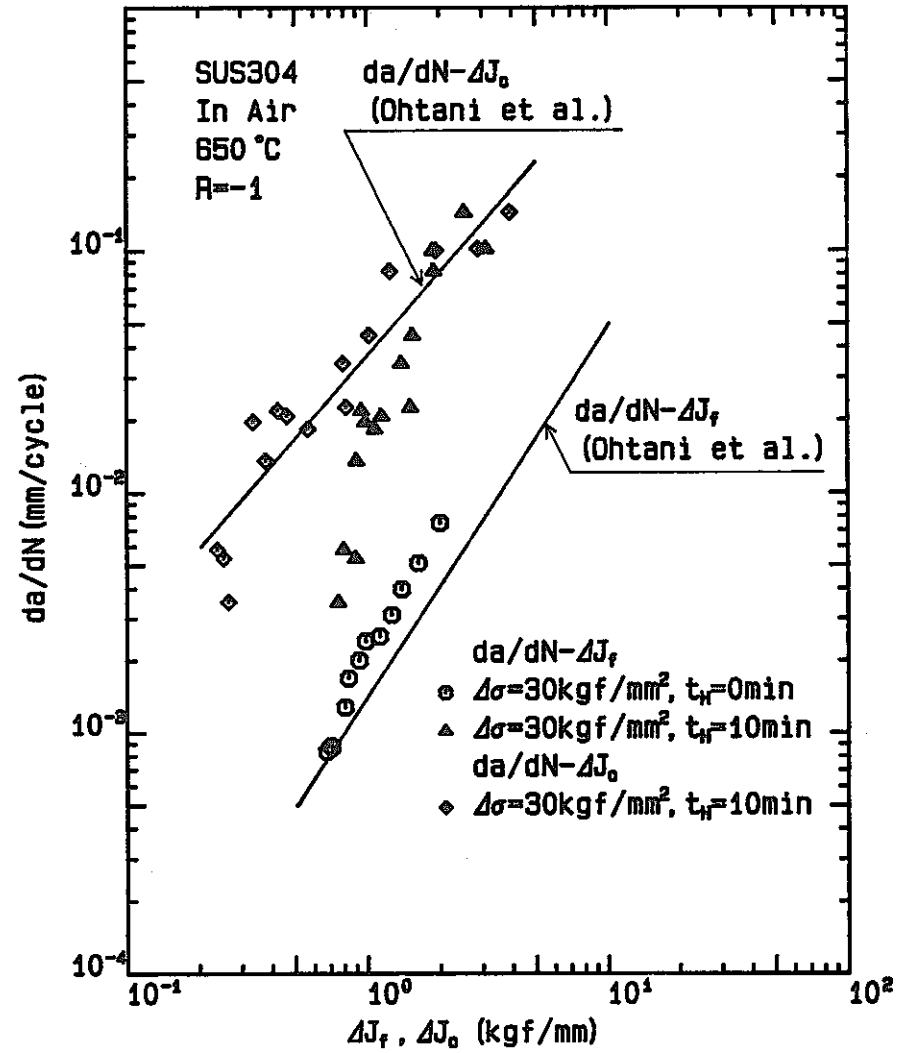
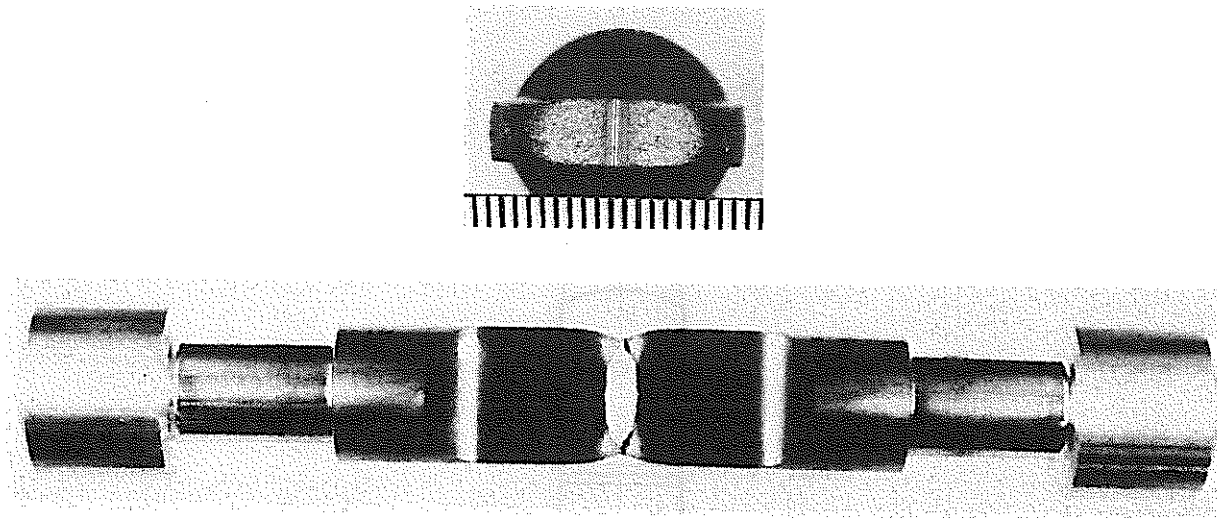
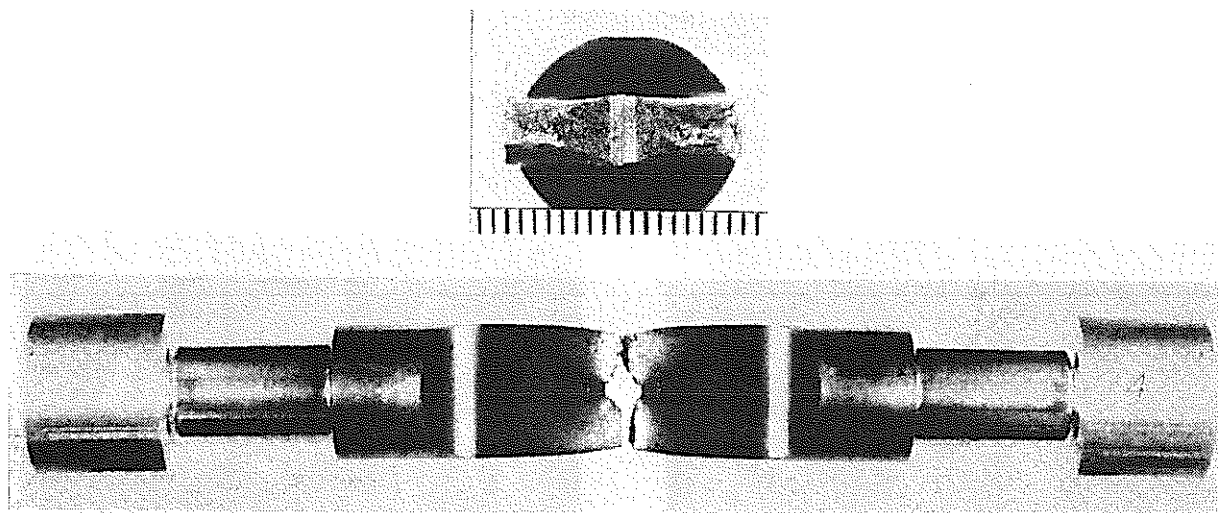


図 3.4.1 (d) - 15 $da/dN - \Delta J_r, \Delta J_c$ 関係

Fig. 3.4.1 (d)-15 Relation between crack propagation rate and J-integral range $\Delta J_r, \Delta J_c$ (SUS 304, 650°C, R = -1).



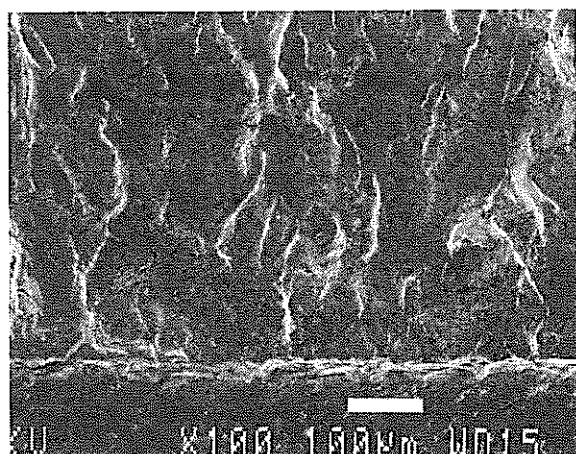
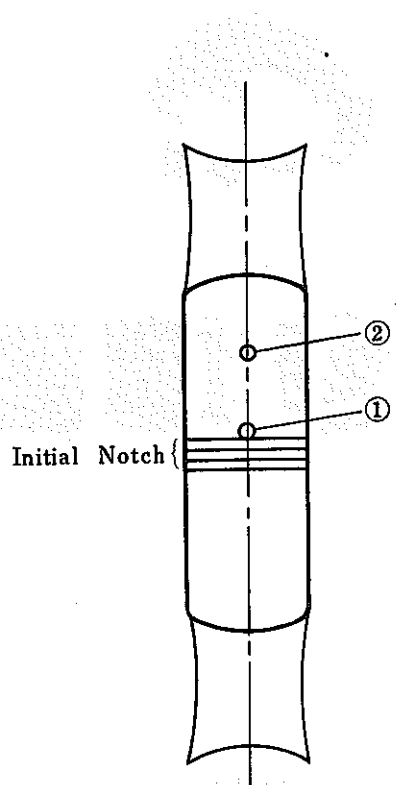
(a) $\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$



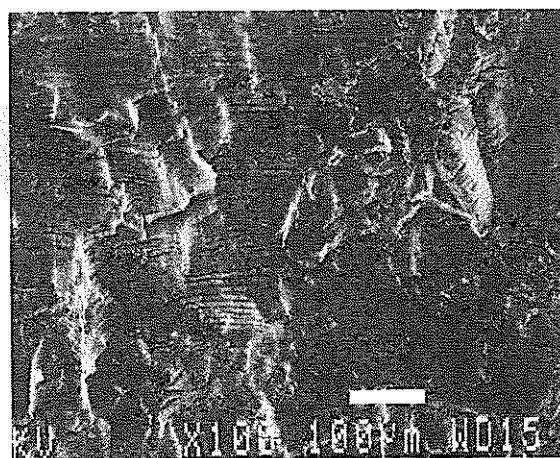
(b) $\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$

図 3.4.1 (d) - 16 試験片の破断状況

Fig. 3.4.1 (d)-16 Appearance of specimens after test.



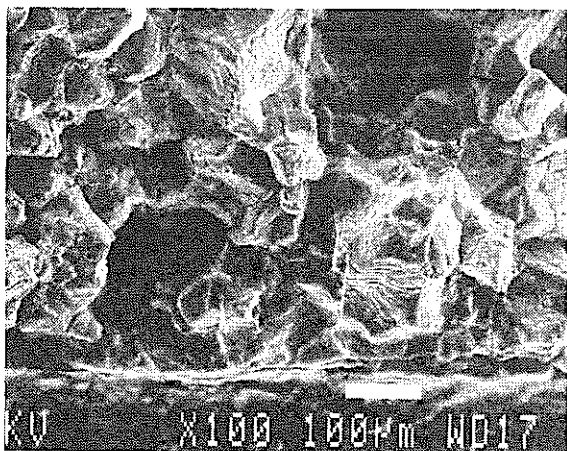
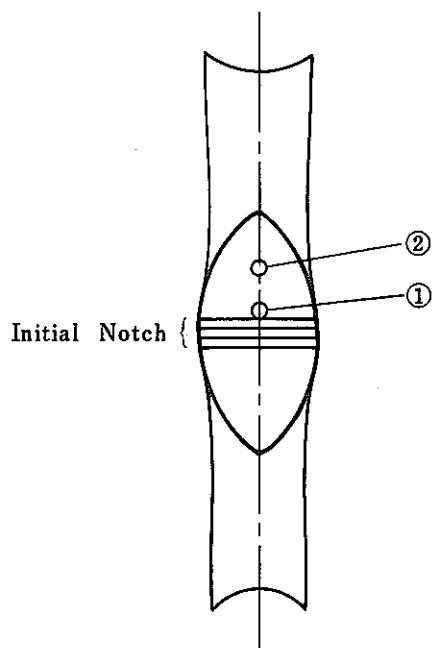
① × 100



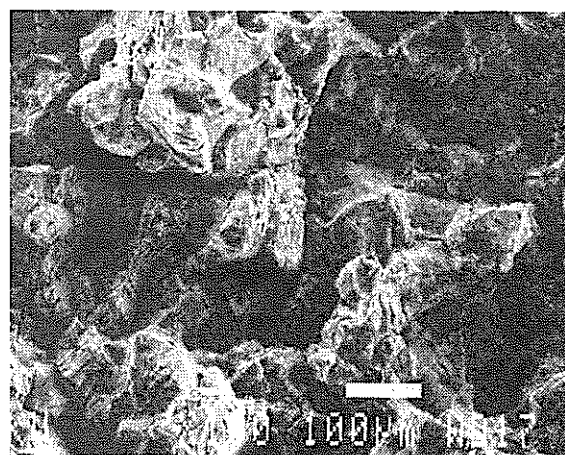
② × 100

图 3.4.1 (d) - 17 破面写真 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$)

Fig. 3.4.1 (d)-17 Fractograph ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 0 \text{ min}$).



① $\times 100$



② $\times 100$

图 3.4.1 (d)-18 破面写真 ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$)

Fig. 3.4.1 (d)-18 Fractograph ($\Delta\sigma = 30 \text{ kgf/mm}^2$, $t_H = 10 \text{ min}$).

3.4.1 (e) 荷重制御低サイクル疲労試験結果 (V)

(1) 実験条件

CCT 試験片を用い、表 3.4.1 (e) - 1 に示す条件の荷重制御疲労き裂伝播試験を実施した。なお、当社は当初、両振三角波 $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ と引張保持台形波 $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の 2 条件を分担したが、後者の条件では応力が過大で引張変形が大きく、き裂長さの測定も困難な為、低応力の $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$ の引張保持台形波の試験を自主研究として追加した。

(2) 試験片

試験片は、素材 (寸法 $35^t \times 300^l \times 247^w$) の圧延方向とき裂進展方向が一致するように、素材板厚の中央より採取した。

試験片の形状は、図 3.4.1 (e) - 1 に示す CCT 試験片 (人工切欠長さ $2a = 1 \text{ mm}$, 板厚 $B = 5 \text{ mm}$, 板幅 $2w = 20.6 \text{ mm}$) で、疲労予き裂は導入せずに供試した。

(3) 試験方法

1) 試験装置

電気油圧サーボ式疲労試験機 (MTS 製) を用い、コンピュータ制御波形にて試験を実施した。

試験片の加熱は赤外線フィラメントにて行った。試験片平行部の温度分布測定結果を図 3.4.1 (e) - 2 に示す。き裂面付近では $650 \text{ }^\circ\text{C} \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$ を十分満足している。

2) 変位の測定方法

ひずみゲージ型クリップゲージ (MTS 製) に、図 3.4.1 (e) - 3 に示すように石英棒を取り付け、切欠中央部における変位を 5 mm の標点距離で測定した。

3) き裂長さの測定方法

目盛付マイクロスコープ (10 倍) を用いて、き裂長さ $2a$ を測定した。

試験状況を図 3.4.1 (e) - 4 に示す。

(4) 試験データの整理方法

試験データの整理に使用した破壊力学パラメータの計算法を以下に示す。

① 応力拡大係数範囲 ΔK

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} F(\xi), \quad \xi = a/w$$

$$F(\xi) = (1 - 0.5\xi + 0.370\xi^2 - 0.044\xi^3) / \sqrt{1 - \xi}$$

② 繰返し J 積分 ΔJ

$$\Delta J = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{A}{2Bb} \quad (\text{対称三角波の場合})$$

A : 荷重～開口変位ヒステリシスループの面積

③ 疲労 J 積分範囲 ΔJ_f

$$\Delta J_f = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{S_p}{Bb} \quad (\text{引張保持台形波の場合})$$

S_p : 図 3.4.1 (e) - 5 に示す面積

④ クリープ J 積分範囲 ΔJ_c

$$\Delta J_c = \frac{S_c}{2Bb} \quad (\text{引張保持台形波の場合})$$

S_c : 図 3.4.1 (e) - 5 に示す面積

(5) 試験結果

両振三角波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の場合の $\Delta K \sim da/dN$ 関係を図 3.4.1 (e) - 6 に, $\Delta J \sim da/dN$ 関係を図 3.4.1 (e) - 7 に示す。

引張保持台形波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ および 28 kgf/mm^2 の場合の $\Delta K \sim da/dN$ 関係をそれぞれ図 3.4.1 (e) - 8 および図 3.4.1 (e) - 9 に, $\Delta J_f \sim da/dN$ 関係を図 3.4.1 (e) - 10 および図 3.4.1 (e) - 11 に, $\Delta J_c \sim da/dN$ 関係を図 3.4.1 (e) - 12 および図 3.4.1 (e) - 13 に示す。

引張保持台形波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の場合で, $\Delta J_f \sim da/dN$ 関係 (図 3.4.1 (e) - 10) および $\Delta J_c \sim da/dN$ 関係 (図 3.4.1 (e) - 12) の $da/dN = 10^{-1} \text{ mm}^2/\text{cycle}$ 付近に不連続が見られるが, これは $da/dN < 10^{-1} \text{ mm}/\text{cycle}$ の領域で変位計の取付けが不良であったためと考えられる。

(6) 試験片の破断状況

試験片の破断状況を図 3.4.1 (e) - 14 に示す。両振三角波の $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の場合は図 3.4.1 (e) - 14 (j) に示すように, 疲労破面は最終破断面を除き比較的平坦である。これに対して, 引張保持台形波では $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の場合も $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$ の場合も断面収縮が大きく破面の凹凸も大きい。

(7) 破面観察結果

試験終了後の破面をSEMで観察した結果を図3.4.1(e)－15～17に示す。

三角波の $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の場合は図3.4.1(e)－15に示すように破面のほぼ全面にストライエーションが発生しており，粒界破面は認められない。これに対し，引張保持台形波の場合は， $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$ の場合も $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の場合も共に粒界断面とディンプルの混在した破面となっており，応力が高い場合の方がディンプル径は大きい。

(8) 荷重～開口変位ヒステリシス測定結果

疲労き裂進展試験中の荷重～開口変位ヒステリシスの測定例を図3.4.1(e)－18(i)～(iii)に示す。三角波の場合も荷重保持波の場合も，今回行った試験条件ではき裂の閉口は認められない。

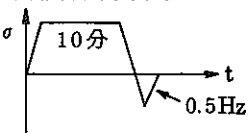
荷重保持試験では引張保持時の変形が大きく図3.4.1(e)－19および20に示すように $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$ の場合も $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$ の場合もヒステリシスループは閉ループにはならない。

(9) 所 見

- 1) 引張荷重保持試験ではき裂長さの測定が，マイクロスコープによる表面観察では難しい。
- 2) 引張荷重保持試験で応力が高くなると，引張変形が大きくなり，試験断面のくびれが生ずること，および引張平均ひずみの影響で，同一 ΔJ_I および ΔJ に対するき裂進展速度は増加すると考えられる。

表 3.4.1(e)－1 実験条件

Table 3.4.1(e)－1 Condition of experiments

試験片No.	荷重波形	応力範囲 $\Delta\sigma$ (kgf/mm ²)	制御 モード	試験 温度	開口変位 の測定
FCC-1	三角波 0.5 Hz	34.0	荷重	650℃	ゲージ長 5mm
FCC-2	引張保持台形波 	34.0			
FCC-3		28.0			

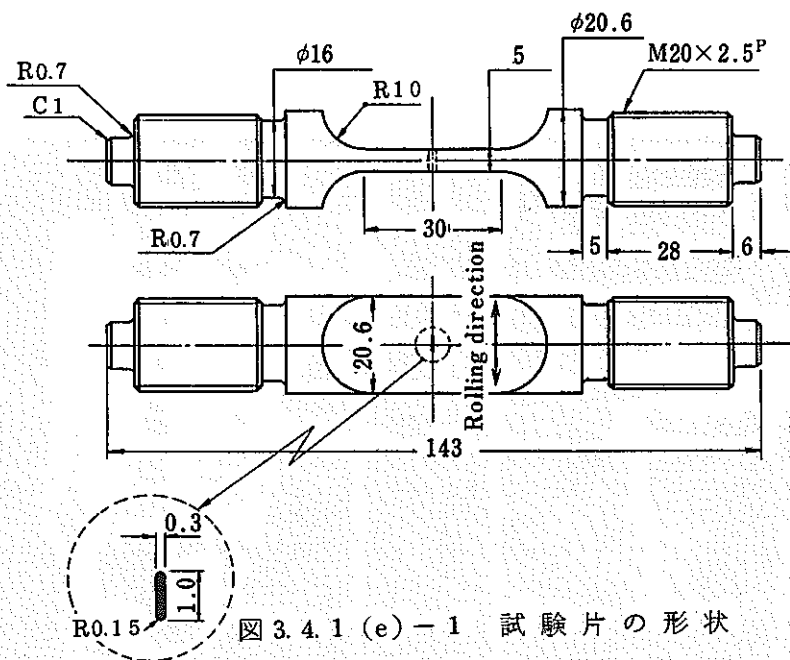


図 3.4.1 (e)-1 試験片の形状

Fig. 3.4.1 (e)-1 Dimensions of a test specimen.

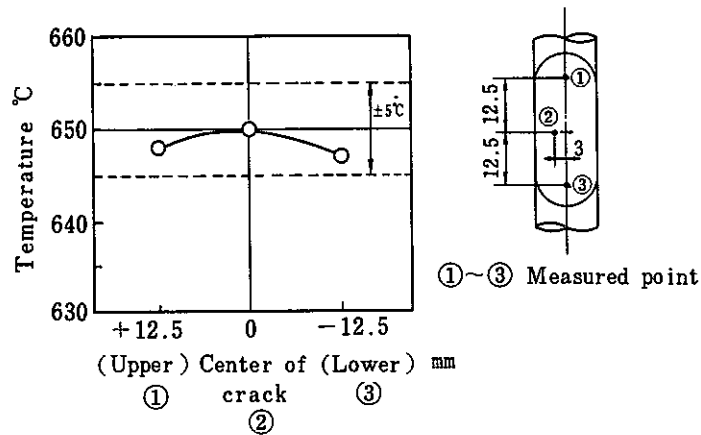


図 3.4.1 (e)-2 温度分布測定結果

Fig. 3.4.1 (e)-2 Temperature distribution of a test specimen.

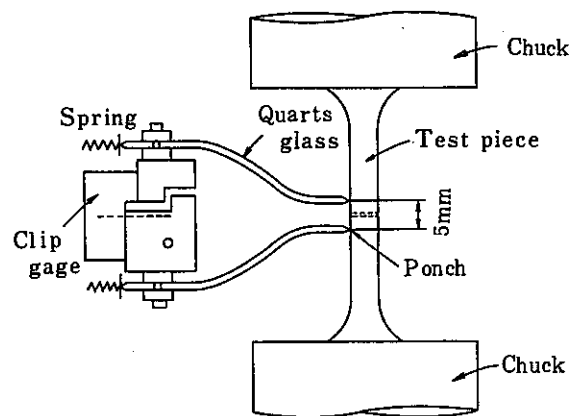


図 3.4.1 (e)-3 開口変位測定要領

Fig. 3.4.1 (e)-3 Measurement of crack opening displacement.

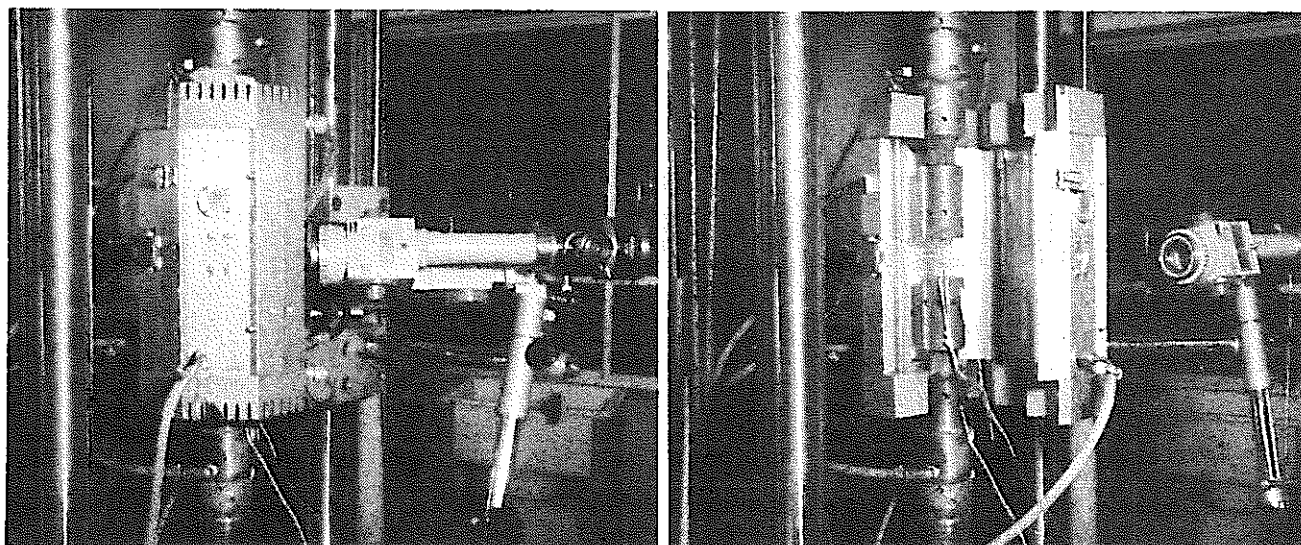


図 3.4.1 (e) - 4 試験状況

Fig. 3.4.1 (e)-4 Appearance of test apparatus.

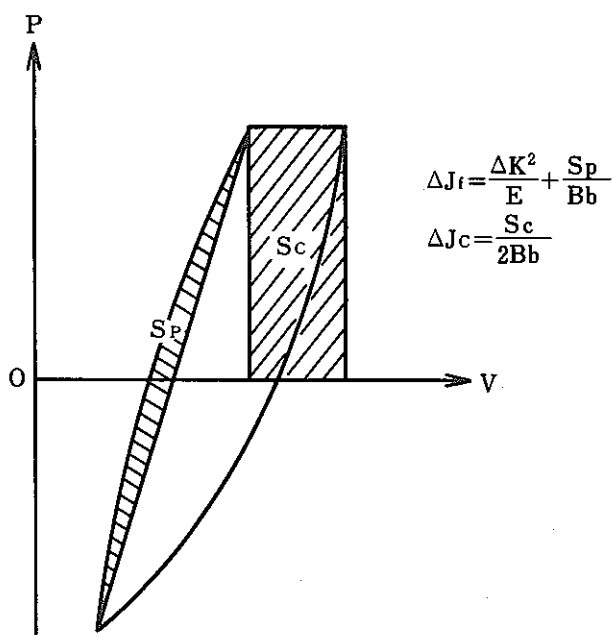


図 3.4.1 (e) - 5 ΔJ_f , ΔJ_c の求め方

Fig. 3.4.1 (e)-5 Calculation of ΔJ_f and ΔJ_c .

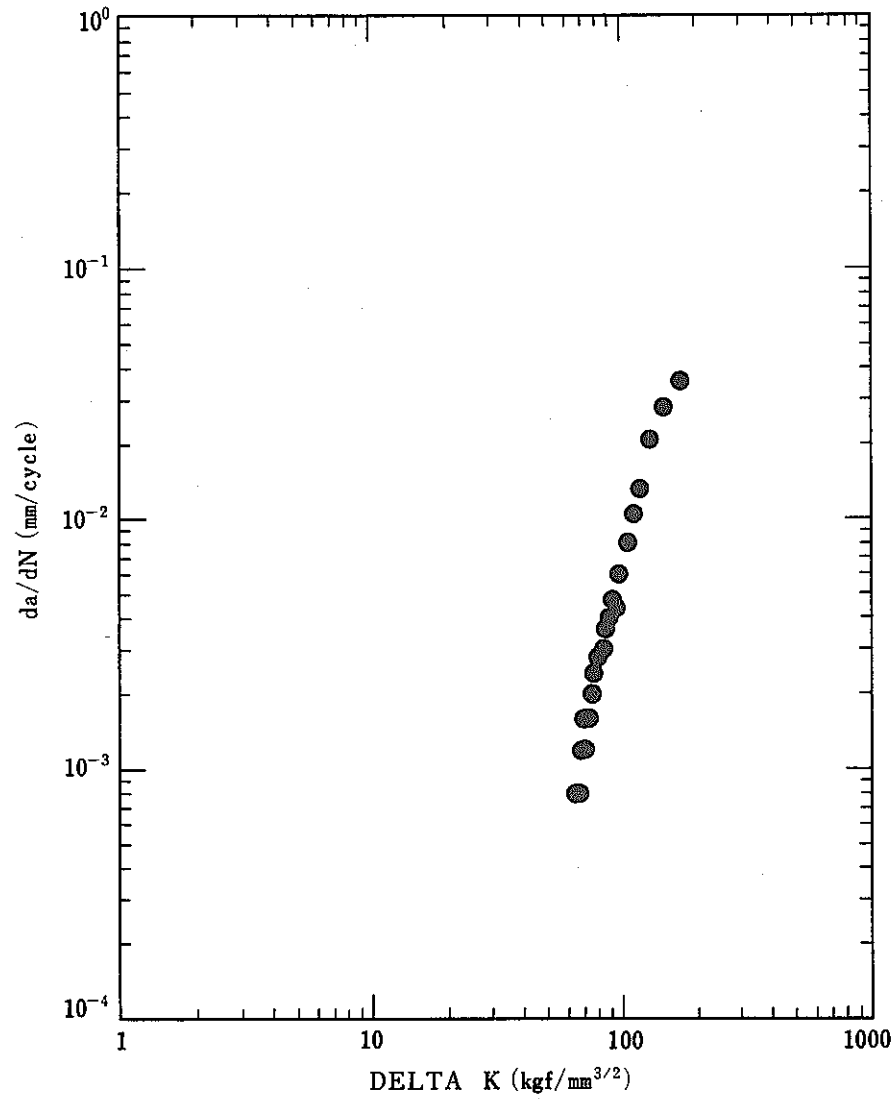


図 3.4.1 (e) - 6 $\Delta K \sim da/dN$ 関係
(両振三角波 0.5 Hz , $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-6 Relation of ΔK and da/dN

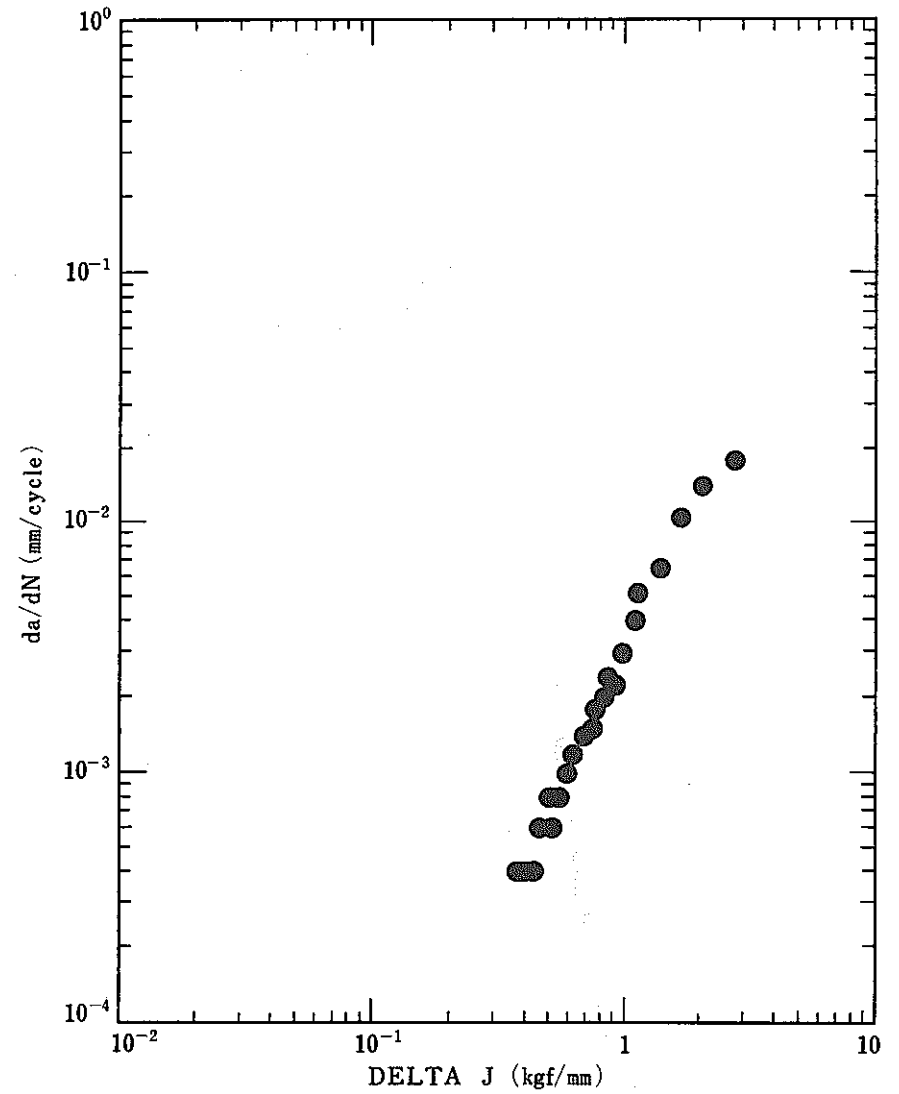


図 3.4.1 (e) - 7 $\Delta J_f \sim da/dN$ 関係
(両振三角波 0.5 Hz , $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-7 Relation of ΔJ_f and da/dN .

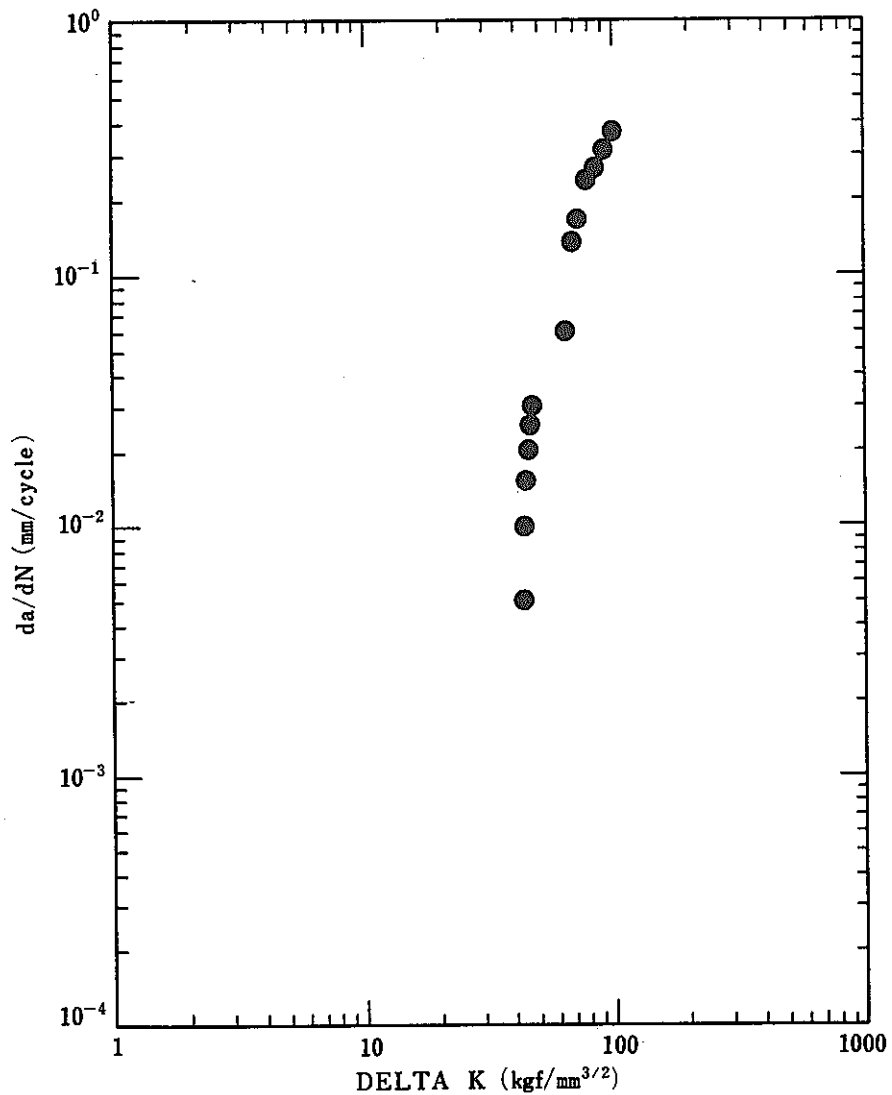


図 3.4.1 (e) - 8 $\Delta K \sim da/dN$ 関係
(10min 保持台形波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-8 Relation of ΔK and da/dN .

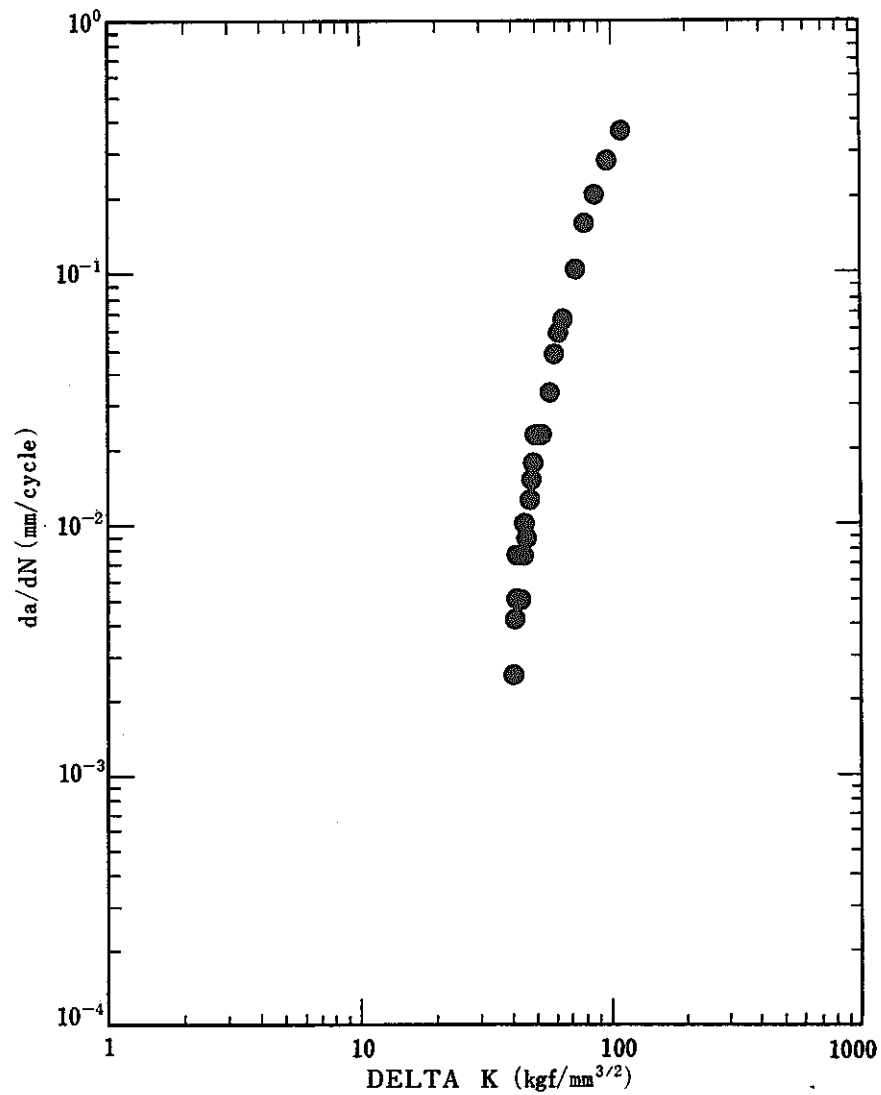


図 3.4.1 (e) - 9 $\Delta K \sim da/dN$ 関係
(10min 保持台形波, $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-9 Relation of ΔK and da/dN .

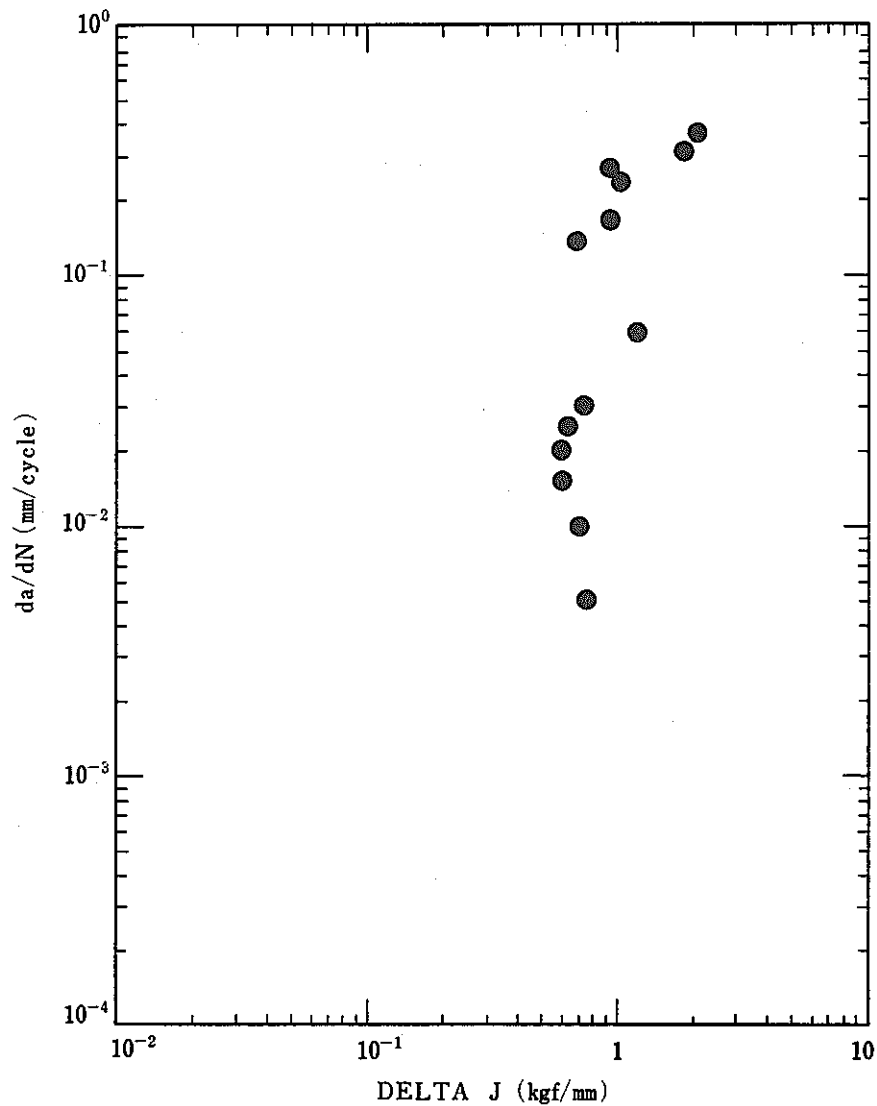


図 3.4.1 (e) - 10 $\Delta J_f \sim da/dN$ 関係
(10min 保持台形波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-10 Relation of ΔJ_f and da/dN .

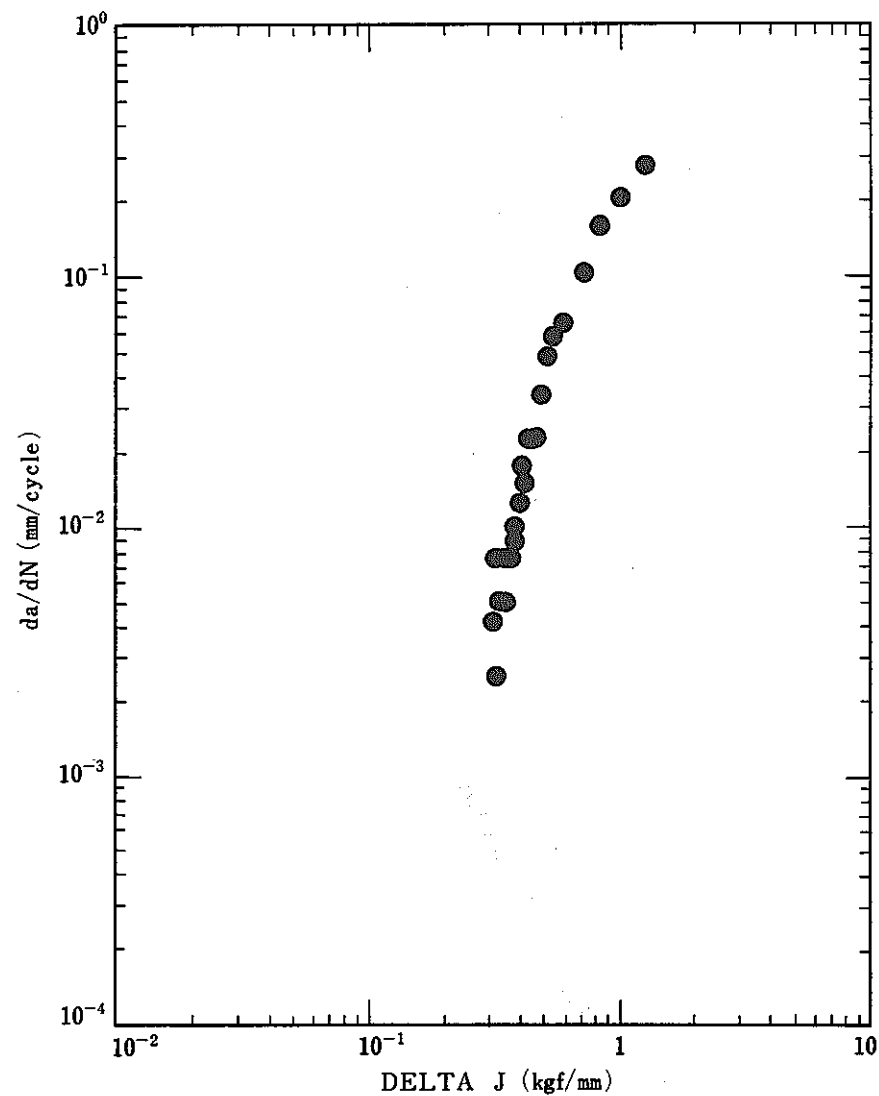


図 3.4.1 (e) - 11 $\Delta J_f \sim da/dN$ 関係
(10min 保持台形波, $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-11 Relation of ΔJ_f and da/dN .

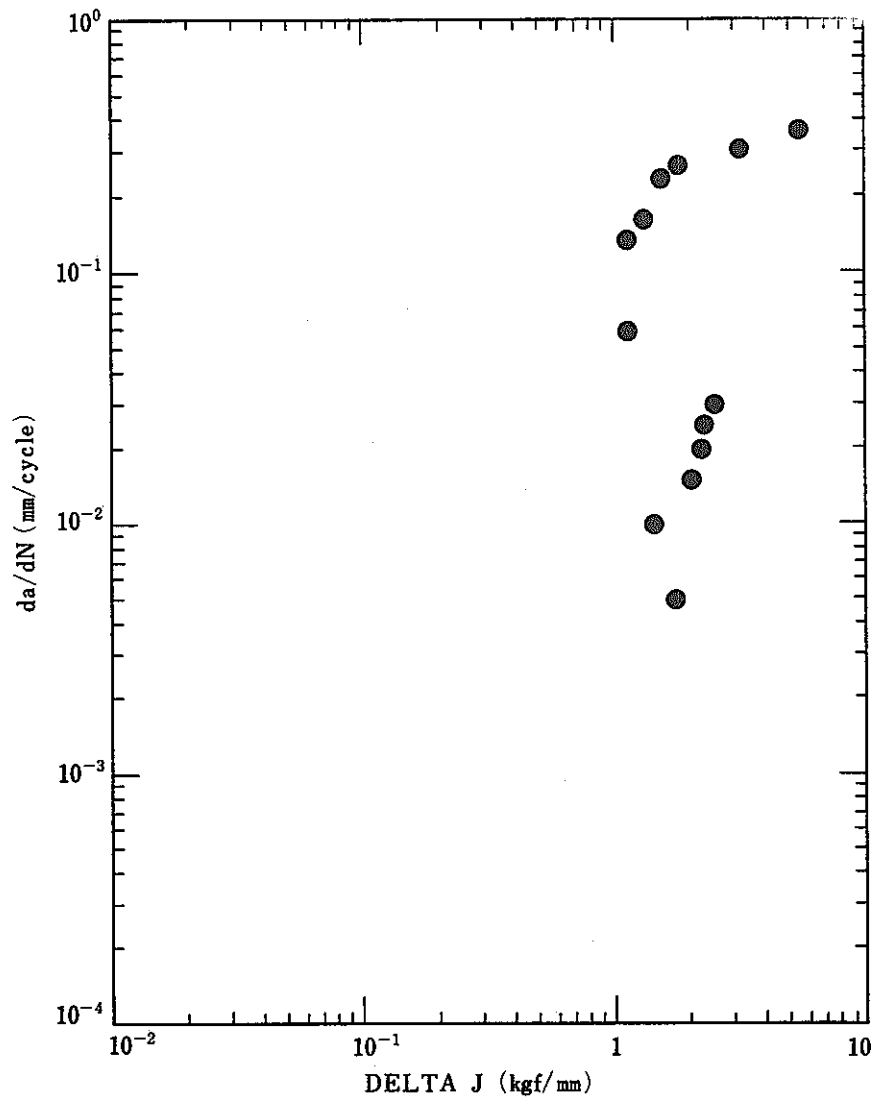


図 3.4.1 (e) - 12 $\Delta J_c \sim da/dN$ 関係
(10min 保持台形波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-12 Relation of ΔJ_c and da/dN .

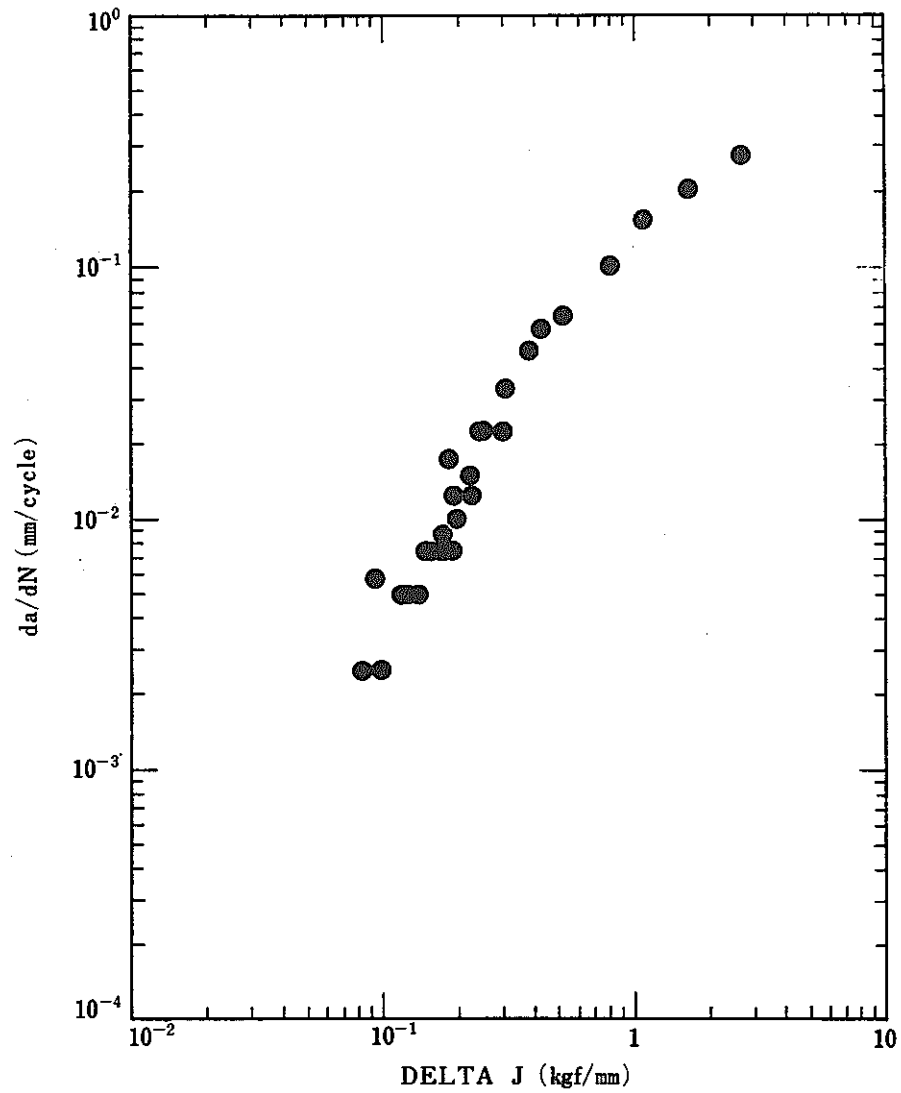
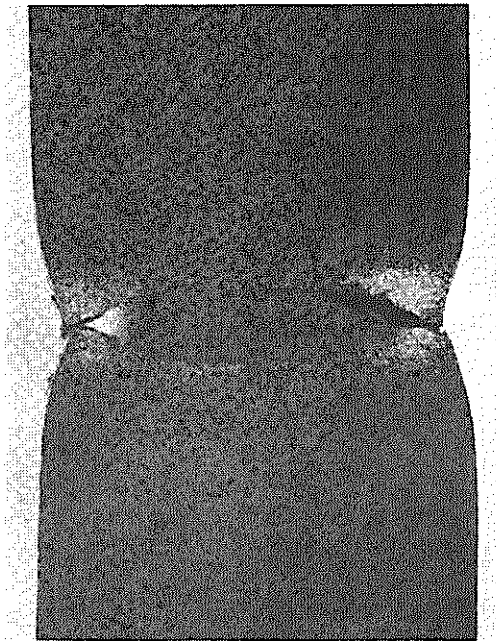
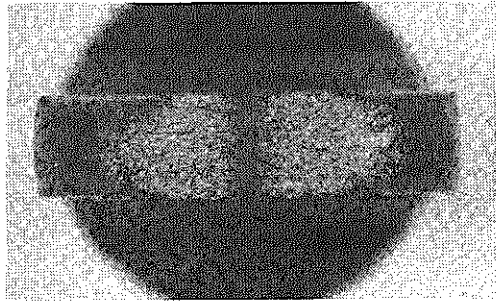
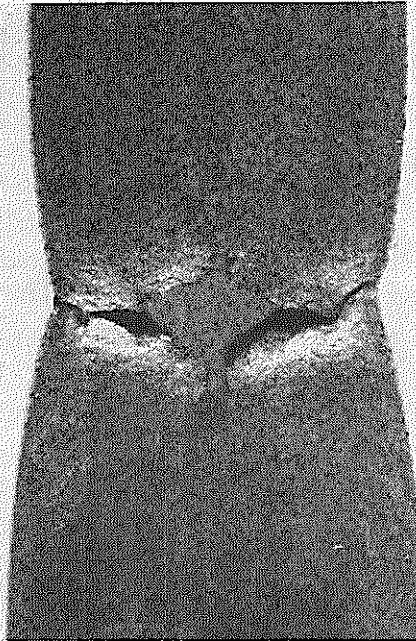


図 3.4.1 (e) - 13 $\Delta J_c \sim da/dN$ 関係
(10min 保持台形波, $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$)

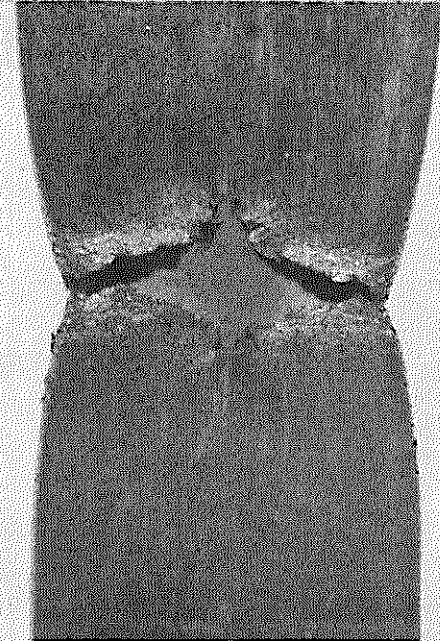
Fig. 3.4.1 (e)-13 Relation of ΔJ_c and da/dN .



(i) 兩振三角波, $t_H = 0, \Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$



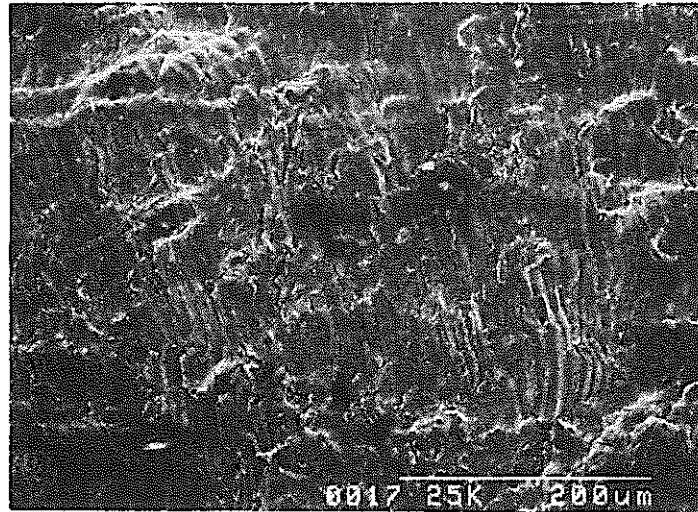
(ii) 台形波, $t_H = 10 \text{ min}, \Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$



(iii) 台形波, $t_H = 10 \text{ min}, \Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$

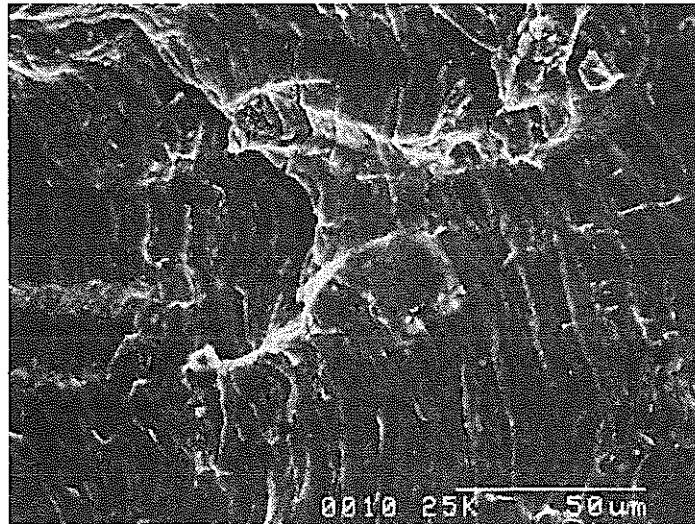
図 3.4.1 (e) - 14 試験片の破断状況

Fig. 3.4.1 (e)-14 Appearance of failed specimens.



(i)

×200



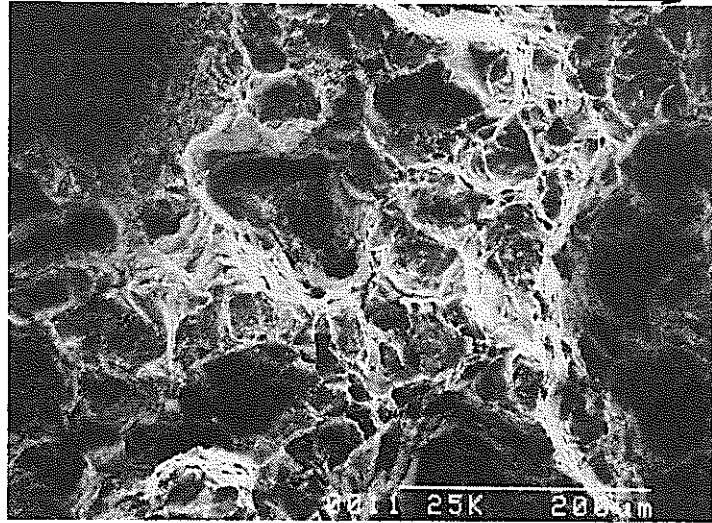
(ii)

×600

图 3.4.1 (e) - 15 破面觀察例 (三角波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$)

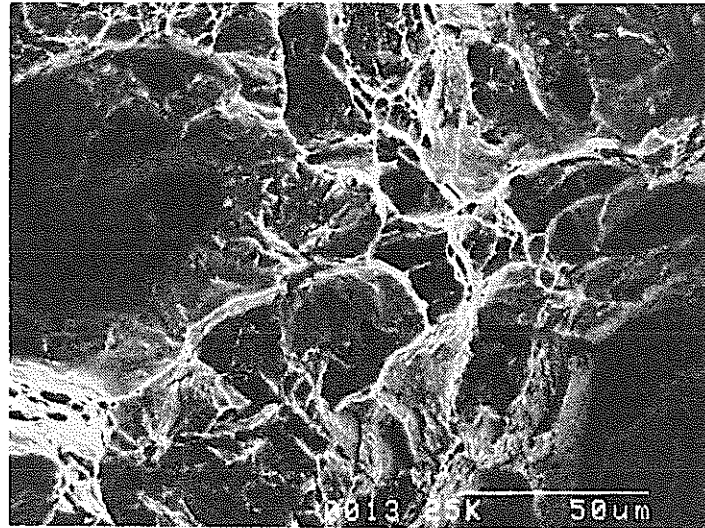
Fig. 3.4.1 (e)-15 Fracture surfaces of a test specimen
(Triangular wave, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$).

Crack propagation



(i)

×200

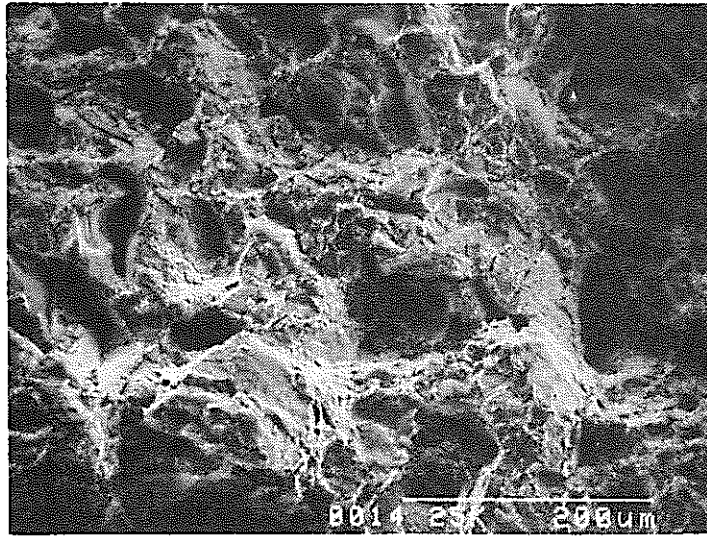


(ii)

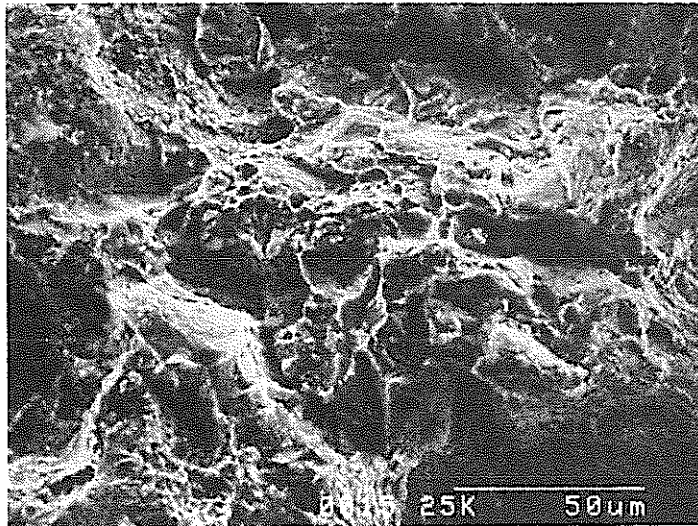
×600

图 3.4.1 (e) - 16 破面觀察例 (10分保持台形波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-16 Fracture surfaces of a test specimen
(Tensile hold time 10 min, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$).



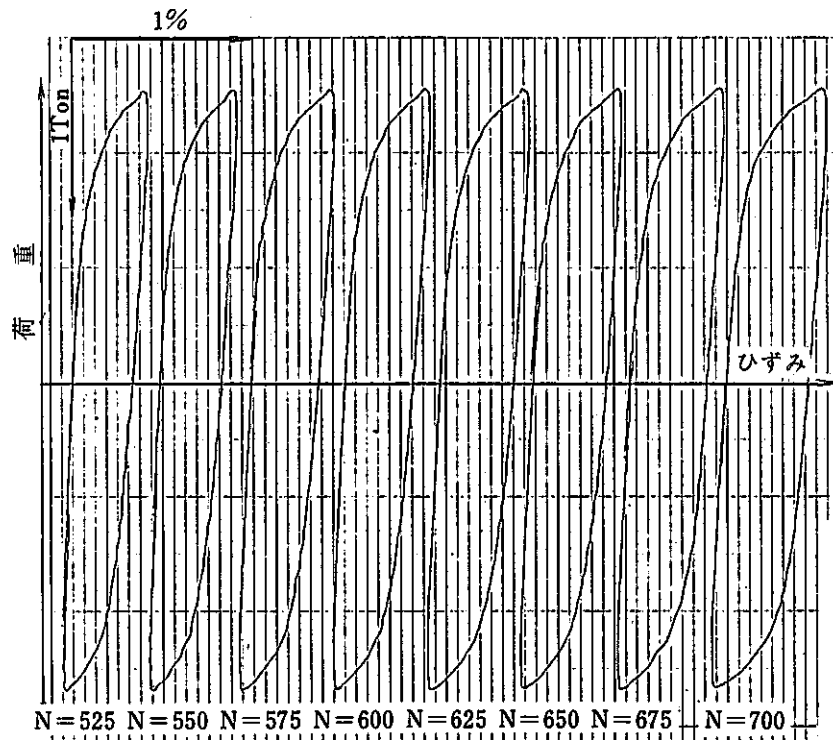
×200



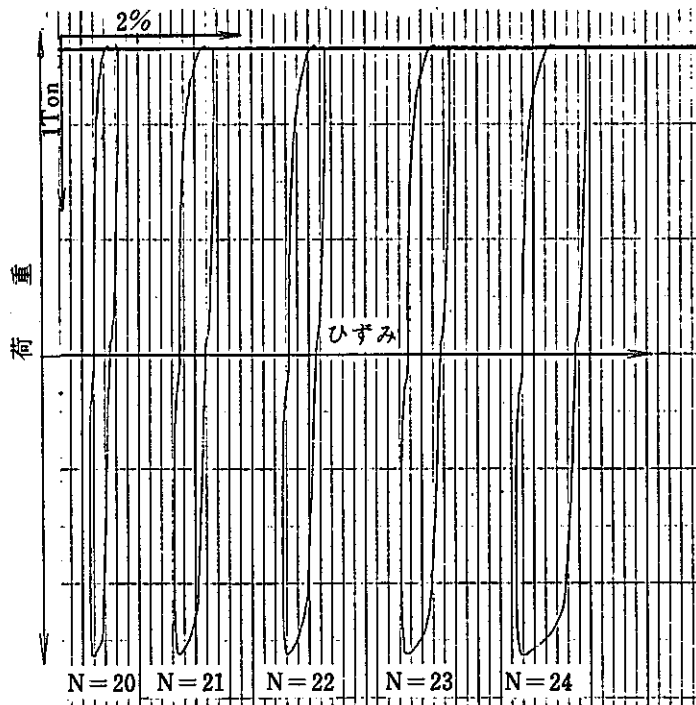
×600

図 3.4.1 (c) - 17 破面観察例 (10 分保持台形波, $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$)

Fig. 3.4.1 (e)-17 Fracture surfaces of a test specimen
(Tensile hold time 10 min, $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$)



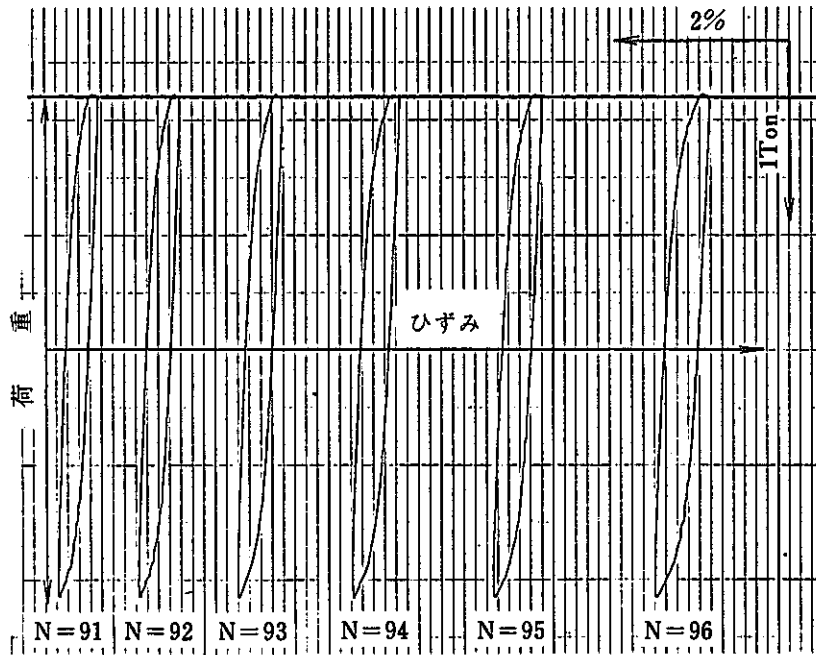
(i) 三角波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$



(ii) 10分保持台形波, $\Delta\sigma = 34 \text{ kgf/mm}^2$

図 3.4.1 (e) - 18 荷重～開口変位ヒステリシスの例

Fig. 3.4.1 (e) - 18 Example of hysteresis of load - crack opening displacement.



(iii) 10分保持台形波, $\Delta\sigma = 28 \text{ kgf/mm}^2$

図 3.4.1 (e) - 18 (続き)

3.4.1 (f) 荷重制御低サイクル疲労試験結果 (V)

(1) 実験条件

供試材 (SUS304 鋼) につき, CT試験片の荷重制御による高温疲労及びクリープ疲労き裂伝ば試験を 650℃にて実施した。実施条件を表 3.4.1 (f) - 1 に示す。

表 3.4.1 (f) - 1 実験条件 · Table 3.4.1 (f) - 1 Test Conditions

波 形 条 条	荷重条件, $\frac{2P}{Bb}$	試験片No.
三角波, 0.5Hz, R = -1	$\pm 4.0 \text{ kgf/mm}^2$	T - 8
引張保持台形波, 0.5Hz + 10分間, R = -1	$\pm 4.0 \text{ kgf/mm}^2$	T-11

(2) 試験片形状

試験片は, 1TOTサイズのCT試験片で, 板厚は 12.7mmとした。形状及び寸法を図 3.4.1 (f) - 1 に示す。(ASTM E813 準拠)

予き裂は, 650℃で実験条件の三角波により, 約1.6mm(700サイクル)分を疲労予き裂として導入した。

(3) 試験方法

1) 加熱方法及び温度測定

加熱は, タテ型ワークコイルによる高周波誘導加熱によった。温度測定点及び温度測定例を図 3.4.1 (f) - 2 に示す。き裂面付近では 650℃ \pm 5℃を満足している。経時変化は, 測定時の加熱中断(6秒間)を除き, ± 2 ℃の範囲にある。

2) 制御方法

荷重制御により完全両振 ($R = P_{\min} / P_{\max} = -1$) で実施した。

3) き裂計測方法

ACポテンシャルドロップ法により, き裂長を測定した。き裂長の較正は, 三角波の実験条件により, 室温で $R = -1$ と $R = 0$ の2段荷重負荷ピーチマーク法で実施した。

4) 変位計測方法

ASTM E399 に準拠したクリップゲージ (高温用 300℃) を使用し, 試験片に固定

したレザブレードに取付けて、荷重線変位Vを測定した。計測ブロック図を図一

3.4.1 (f) - 3に示す。

5) データ整理方法

実験データは以下により整理した。記号の意は(注)に示す。

- ① da/dN ASTM E647 の Incremental Polynomial法 (n=3) によった。

- ② ΔK (ASTM E647 準拠)

$$\Delta K = \frac{P_{\max} - P_{\min}}{B \cdot W^{1/2}} \cdot F(a/w)$$

$$F(a/w) = \frac{2 + a/w}{(1 - a/w)^{3/2}} \cdot [0.886 + 4.64(a/w) - 13.32(a/w)^2 + 14.72(a/w)^3 - 5.6(a/w)^4]$$

- ③ ΔJ (ΔJ_f)

$$\Delta J (\Delta J_f) = \frac{A}{Bb} \cdot f(a/w), \quad f(a/w) = \frac{2(1+\eta)}{1+\eta^2},$$

$$\eta = [(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2]^{1/2} - (2a/b + 1)$$

- ④ ΔJ_c

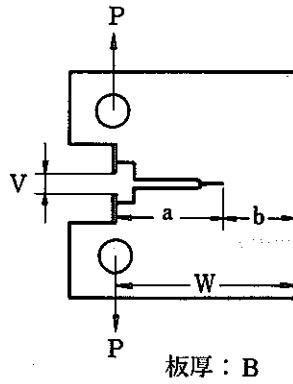
$$\Delta J_c = J' \cdot t_H$$

$$= \frac{\alpha}{\alpha+1} \cdot \left(r - \frac{\beta}{\alpha}\right) \cdot \frac{P \cdot \dot{V} \cdot t_H}{Bb}$$

$$= \frac{A_c}{Bb} \cdot \frac{\alpha}{\alpha+1} \cdot \left(r - \frac{\beta}{\alpha}\right)$$

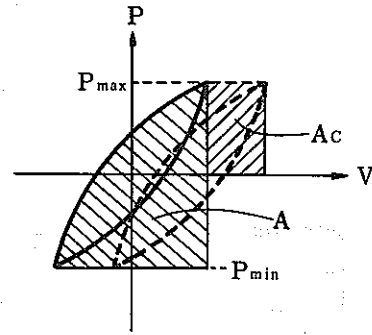
$$\beta = \frac{\eta}{\eta + \frac{1+a/w}{1-a/w}}, \quad r = \frac{\frac{2(1+\eta)(1+a/w)}{1+\eta^2} + \eta(1-a/w)}{(1+a/w) + \eta(1-a/w)}$$

$$\alpha = 6.37 \text{ (クリープ指数)}$$



板厚：B

$$\text{歪} : \Delta \varepsilon = \frac{\Delta V - \Delta V_0}{\Delta V_0}, \Delta V_0 = 3(\text{mm})$$



(4) 試験結果

1) き裂伝ば及び開口変位

き裂長 a と繰返し数 N の関係を図 3.4.1 (f) - 4, ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ と繰返し数 N の関係を図 3.4.1 (f) - 5, き裂進展速度 da/dN とき裂長 a の関係を図 3.4.1 (f) - 6, き裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係を図 3.4.1 (f) - 7, き裂進展速度 da/dN と J 積分範囲 ΔJ , ΔJ_f , ΔJ_c の関係を図 3.4.1 (f) - 8 にそれぞれ示す。

2) 荷重・変位曲線

繰返しに伴うヒステリシスループの変化の例を図 3.4.1 (f) - 9, 10 に示す。

3) 破面観察

破面のマクロ写真及び SEM 写真の例を図 3.4.1 (f) - 11 に示す。

(5) 試験所見

- ① き裂進展速度 da/dN は J 積分範囲 ΔJ , ΔJ_f または ΔJ_c 。(台形波の場合)で良く整理でき, 他機関データ及び文献データとも一致が良い。
- ② ポテンシャルドロップ法は, 高周波誘導加熱と併用可能で, 長時間試験でも, 中断なしに無人計測が可能であり, 有用である。
- ③ CT 試験片で荷重制御の両振試験を行う場合は, ピン, 治具及び試験片の製造公差を厳しくしてギャップを小さくするとともに, 試験機の PID 調整で最適制御点を見出す必要がある。(荷重 P - 荷重線変位 V 曲線に不整を生じ, ΔJ を求める際の誤差原因となるため。ただし, ギャップが小さすぎるとカジリや焼きつきを生じ, ピンが抜けなくなる恐れがある。)

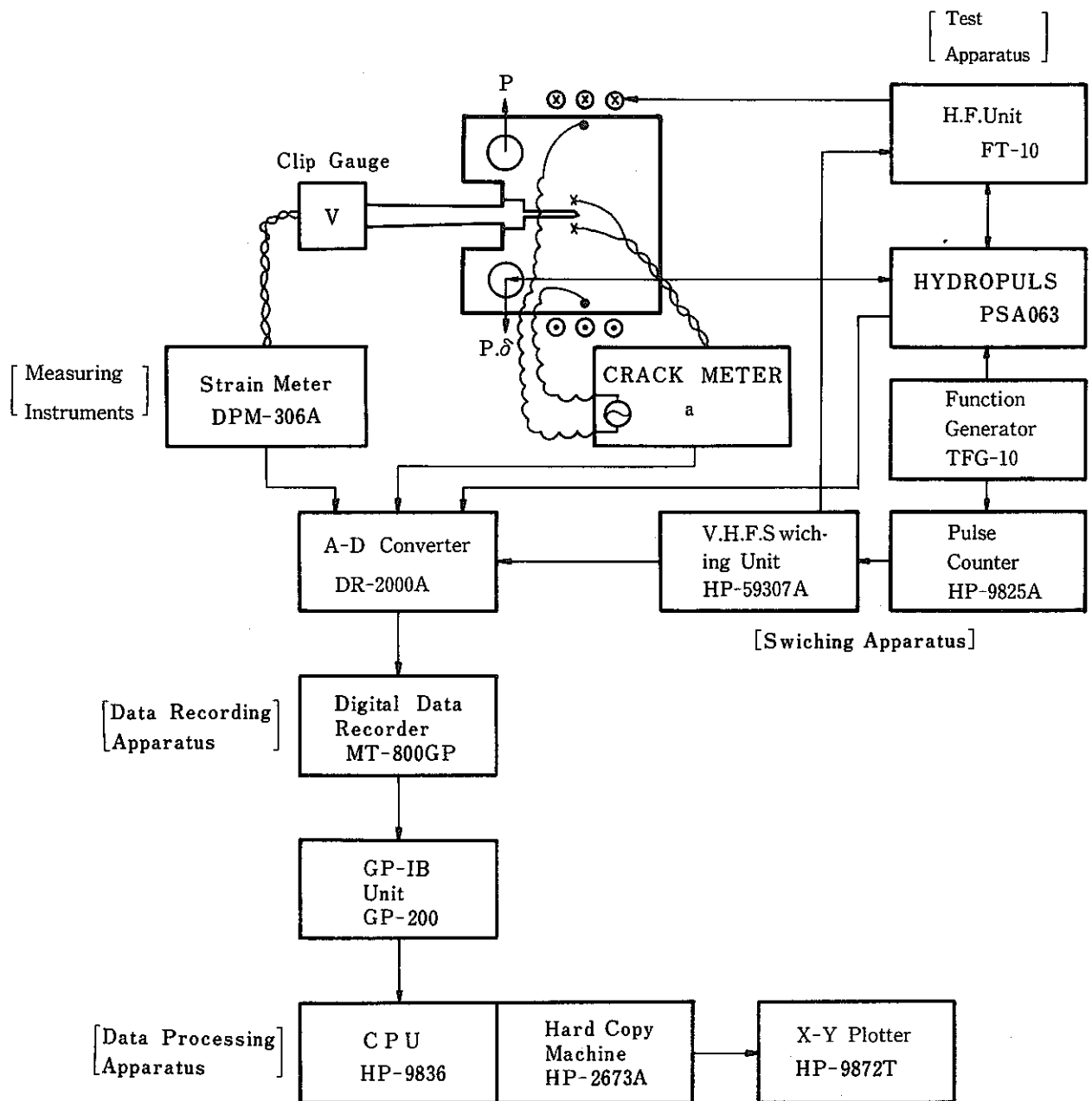


図 3.4.1 (f) - 3 計測ブロック図

Fig. 3.4.1 (f)-3 Instrumentation block diagram.

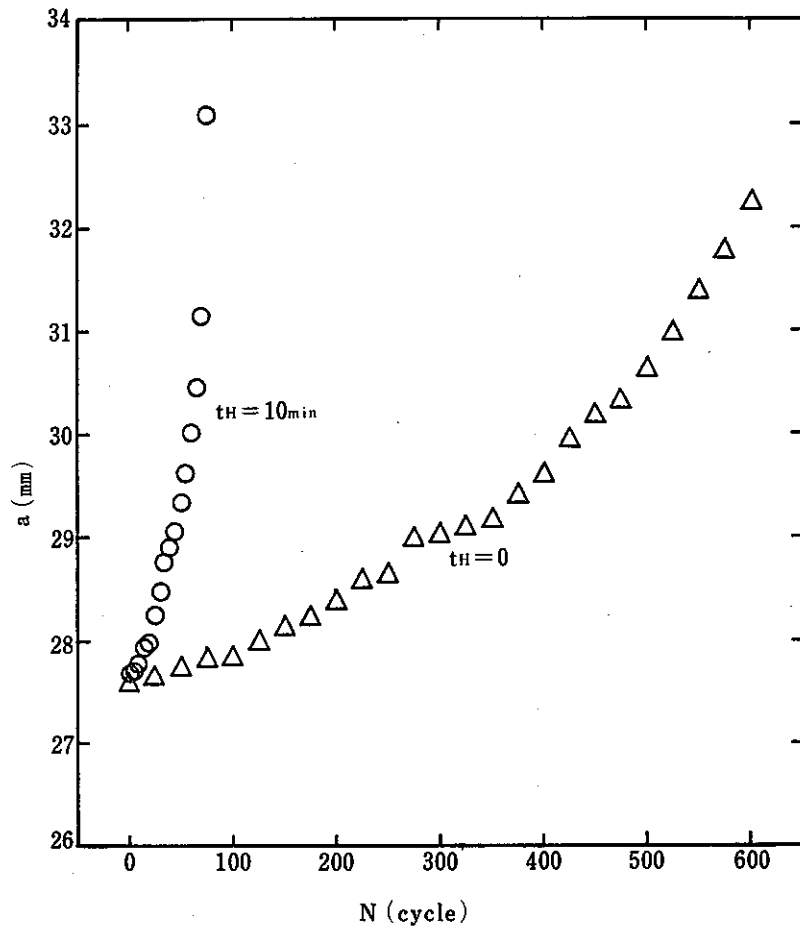


図 3.4.1 (f) - 4 き裂長と繰返し数

Fig. 3.4.1 (f)-4 Crack length vs. number of cycles.

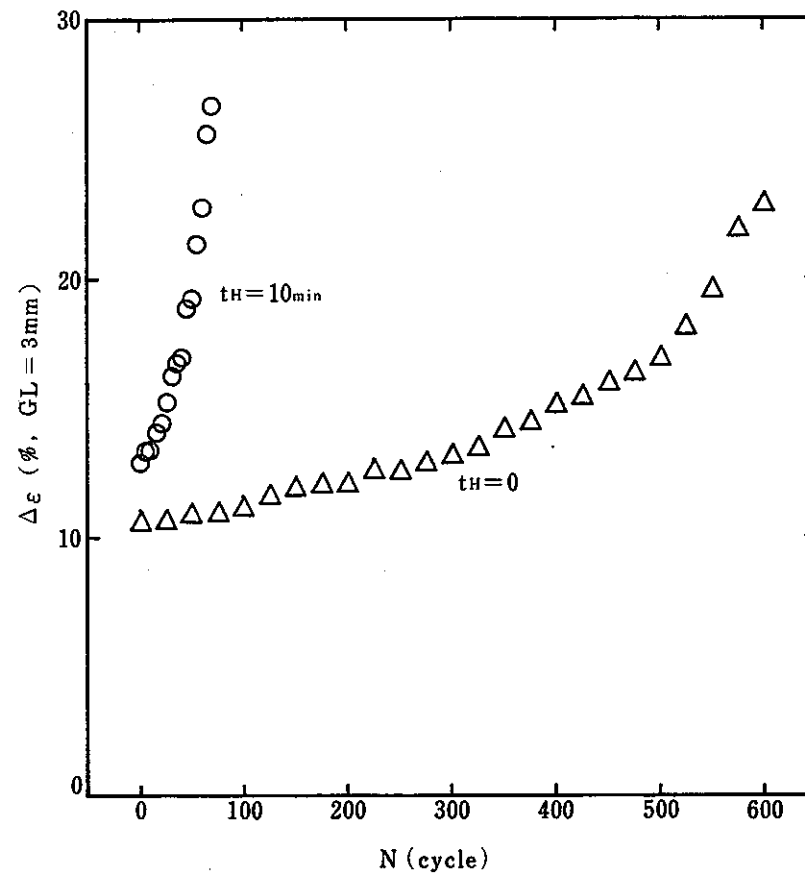


図 3.4.1 (f) - 5 ひずみ範囲と繰返し数

Fig. 3.4.1 (f)-5 Strain range vs. number of cycles.

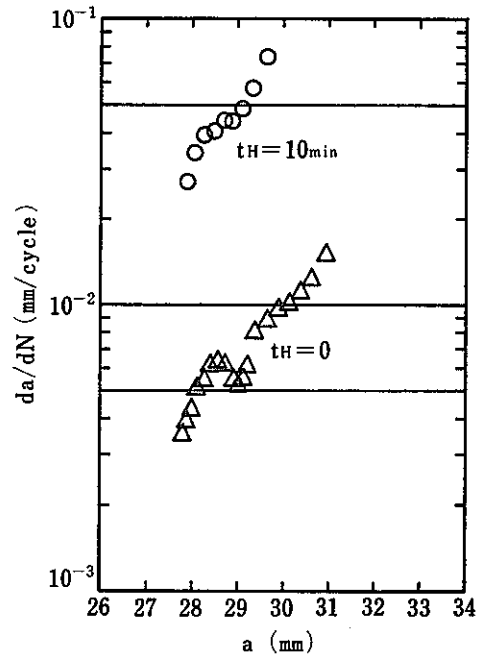


図 3.4.1 (f) - 6 き裂進展速度とき裂長さ
Fig. 3.4.1 (f)-6 Crack growth rate vs. crack length.

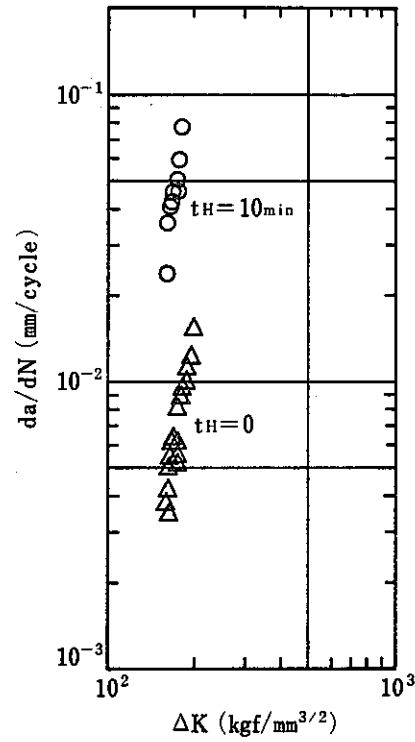


図 3.4.1 (f) - 7 き裂進展速度と応力拡大係数範囲
Fig. 3.4.1 (f)-7 Crack growth rate vs. stress intensity factor range.

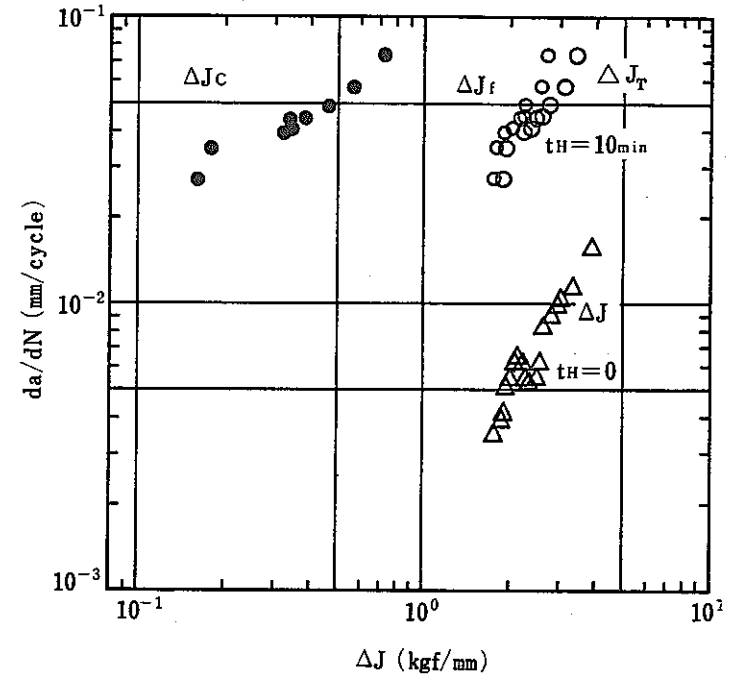


図 3.4.1 (f) - 8 き裂進展速度と J 積分範囲
Fig. 3.4.1 (f)-8 Crack growth rate vs. J-integral range.

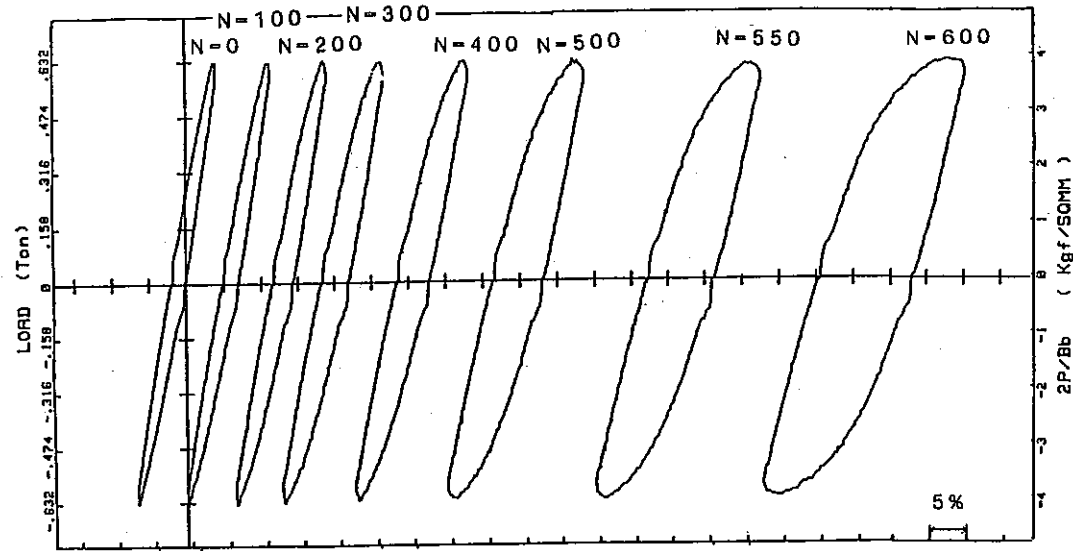


図 3.4.1 (f) - 9 ヒステリシスループの変化 (三角波)
Fig. 3.4.1 (f)-9 Typical stress - strain curves (triangle).

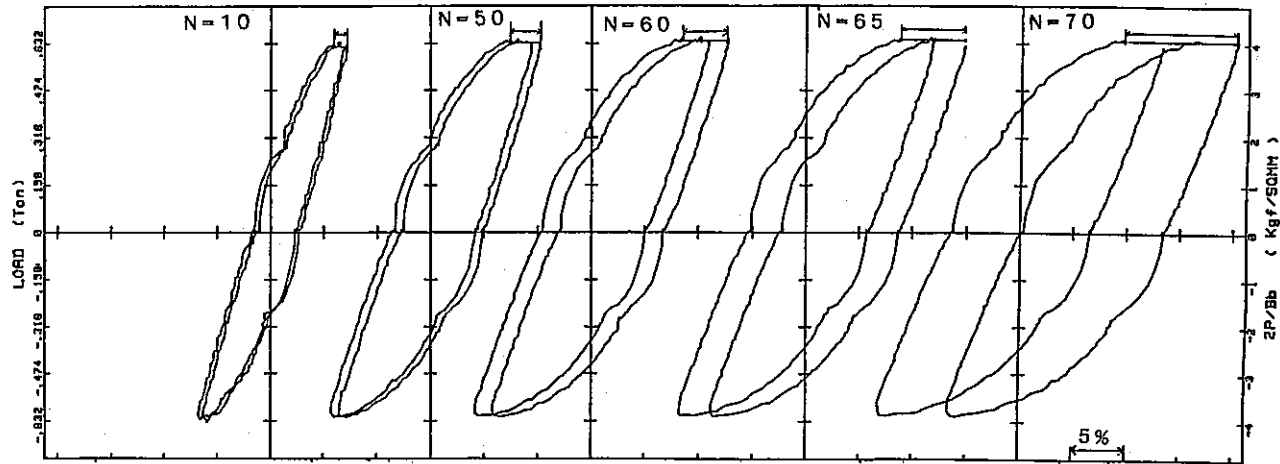


図 3.4.1 (f) - 9 ヒステリシスループの変化 (台形波)
Fig. 3.4.1 (f)-10 Typical stress - strain curves (trapezoidal).

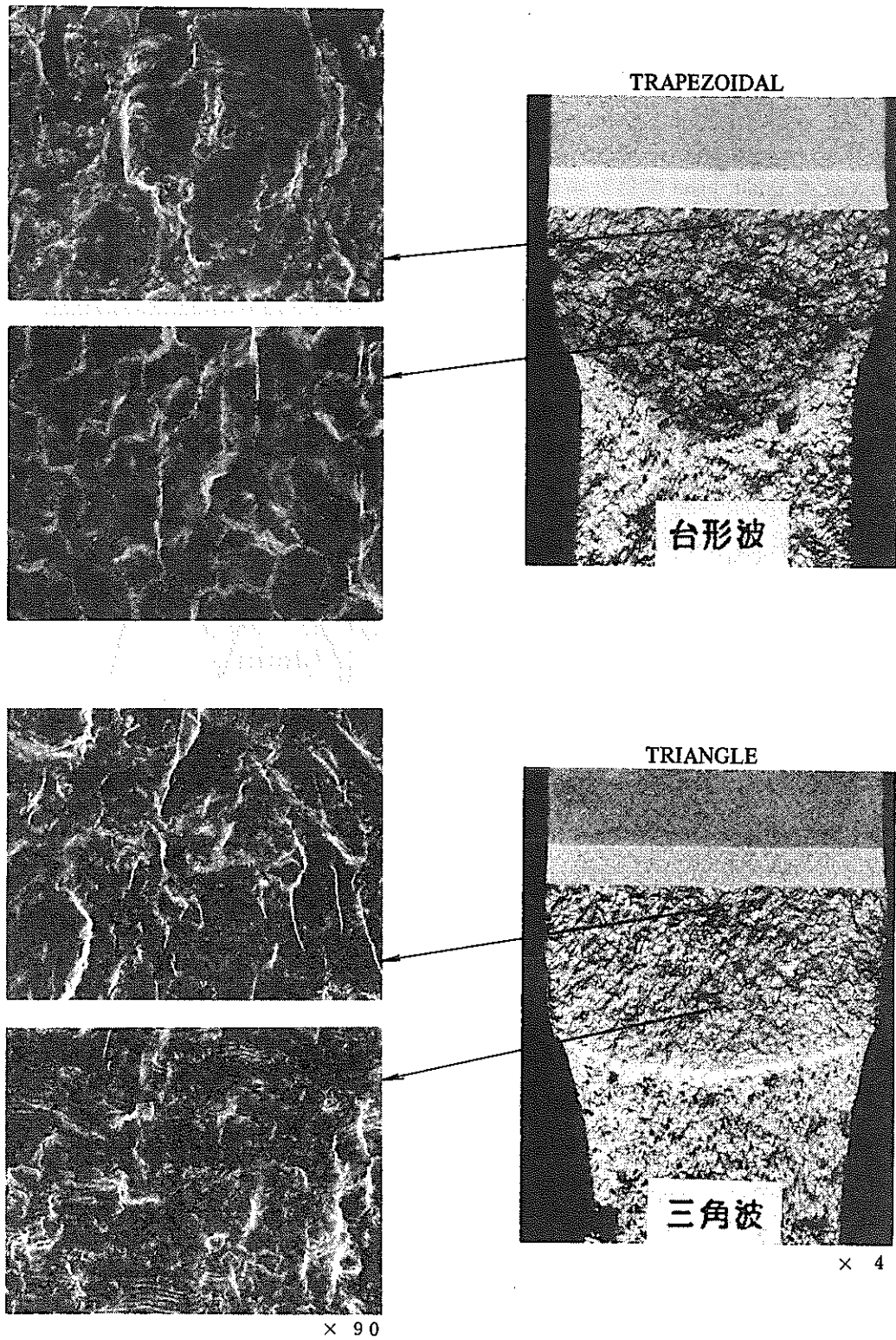


図 3.4.1 (f) - 11 破面マクロ写真及びSEM写真

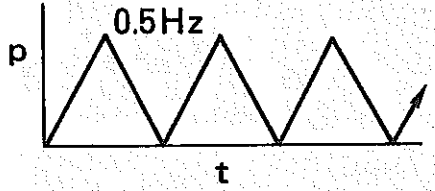
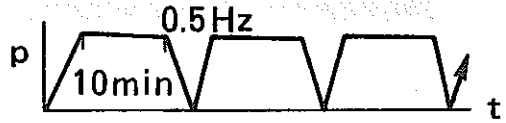
Fig. 3.4.1 (f)-11 Fractographs of test pieces after tests.

3.4.1 (g) 荷重制御低サイクル疲労試験結果 (VI)

(1) 実施項目

CT試験片を用いて荷重制御 ($R = -1$) により, SUS 304材について 650℃の高温疲労き裂伝播試験を実施した。高温での Load line 変位計測が行えなかったため, 室温の試験に於て Load line 変位計測を行なった。

実施した試験内容の一覧を下表に示す。

種 類	温 度	試 験 片 No.	波 形
保持なし 三角波	650℃	FCCCT1 FCCCT2	
	RT	FCCCT4	
保持あり 三角波	650℃	FCCCT8	

(2) 試験片形状

図 3.4.1 (g) - 1 に示す 1TCT サイズの CT 試験片で, 板厚は 12.7mm である。予き裂導入条件を表 3.4.1 (g) - 1 に示す。

(3) 試験法

1) 加熱法および温度分布

電気抵抗炉 (ニクロム線) を用いた。温度分布は図 3.4.1 (g) - 2 に示すように CT 試験片に熱電対をスポット溶接して計測した。その結果温度分布は ±2℃ に入っていた。

2) 制御法

10 tonf MTS サーボ疲労試験機により, 荷重制御した。

3) き裂計測法

読取顕微鏡で行なった。

4) データ整理法

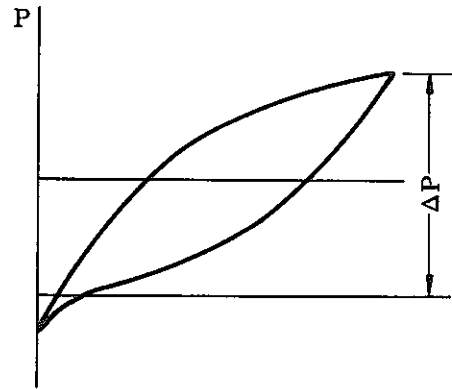
① K 値

$$K_I = \frac{P}{B\sqrt{w}} F_1(\xi), \quad \xi = a/w$$

$$F_1(\xi) = \frac{(2+\xi)}{(1-\xi)^{3/2}} \{ 0.886 + 4.64\xi - 13.32\xi^2 + 14.72\xi^3 - 5.6\xi^4 \}$$

② K_{eff}

上式の P に右図の ΔP を代入して得た。



③ J'

$$J' = \frac{2\alpha}{\alpha+1} \cdot \frac{P}{Bb} \dot{V}$$

但し $\alpha = 6.37$

\dot{V} ; ピストン変位速度 (平均速度)

(4) 試験結果

1) き裂伝播速度

き裂長さ a と繰返し数 N の関係の一例を図 3.4.1.(g) - 3 に示す。破断状況の写真を写真 3.4.1 (g) - 1 に示す。

ΔK と da/dN の関係を図 3.4.1 (g) - 4 に示す。高温の伝播速度は室温のそれに比し約 10 倍速い。さらに 10 分間の荷重保持があると約 10 倍速くなる。

ΔK_{eff} と da/dN の関係を図 3.4.1 (g) - 5 に示す。室温と高温の差は小さくなるが、高温に於ける荷重保持の有無による疲労き裂伝播速度の差は ΔK による整理よりも大きくなる。

J' との da/dt の関係を図 3.4.1 (g) - 6 に示す。この場合の da/dt は 1 cycle の保持時間が、10 分であるので da/dN (mm/cycle) の 6 倍が da/dt (mm/hr) であるとして略算したものである。この計算では繰返し応力 (疲労) によるき裂伝播速度をもクリープ速度に取込んだ結果となっているが、Fig. 3.4.1 (g) - 4 でも明らかなように 10 分保持 (台形波) の方が保持なし (三角波) よりも 10 倍以上伝播速度が速いので、大きな誤差とはなっていないと考えられる。

表 3.4.1 (g) - 1 予き裂導入条件

FCC1CT1

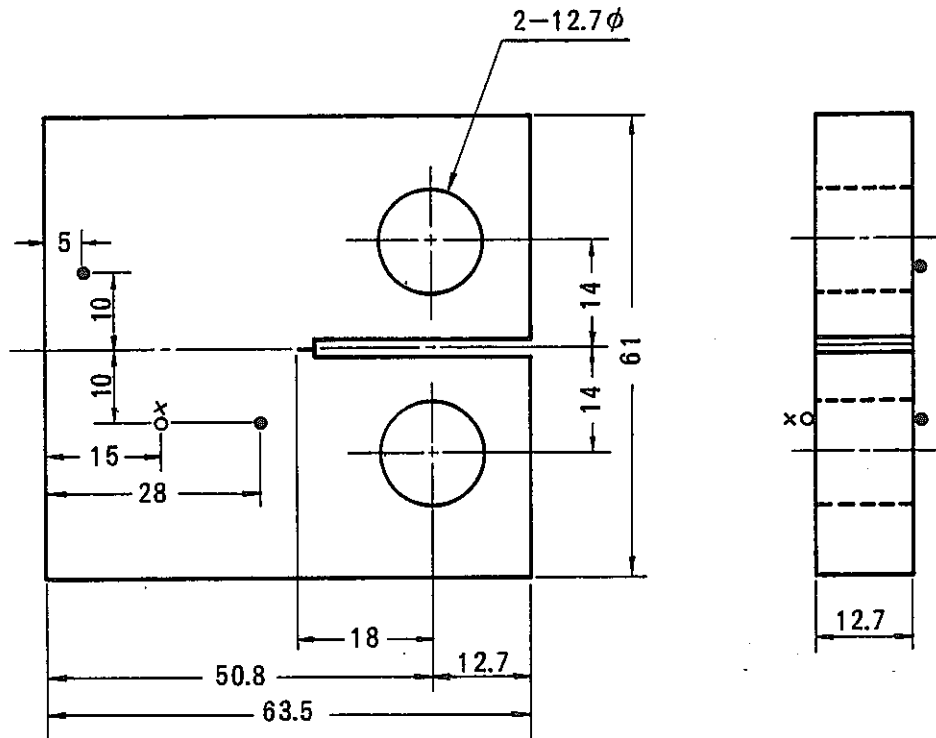
室温, 三角波, 1 Hz

繰返し数	荷重 (kgf)	き裂長さ (mm)
0		17.84
{	±484	
17300		"
{	±728	
20900		19.34
{	±608	
50800		20.84
{	±484	
124500		21.72
{	242~484 正弦波, 10Hz	
198500		21.89

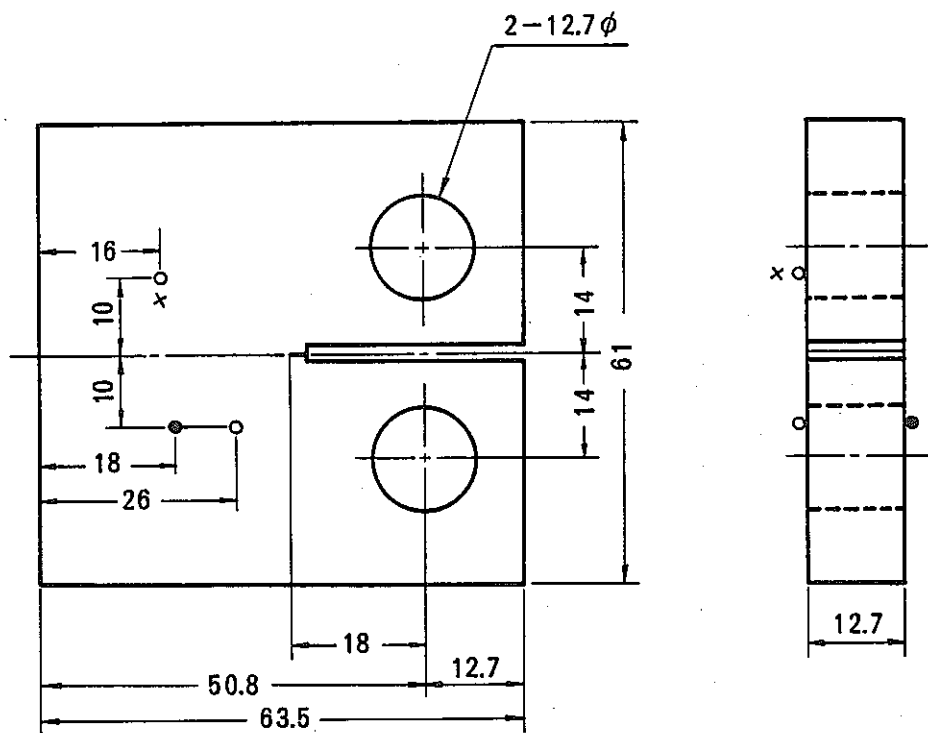
FCC1CT2

室温, 正弦波, 10 Hz

繰返し数	荷重 (kgf)	き裂長さ (mm)
0		17.91
{	72.8~728	
171700		22.18
{	60.8~608	
215200		24.12
{	48.4~484	
285700		26.48
{	24.2~484 20 Hz	
325700		26.61



FCC1CT1



FCC1CT2

×：試験中に脱落

Fig. 3.4.1 (g) - 2 熱電対 (PR, $0.5\text{mm}\phi$) 取付位置

Fig. 3.4.1 (g)-2 Position at which thermocouple spot-welded.

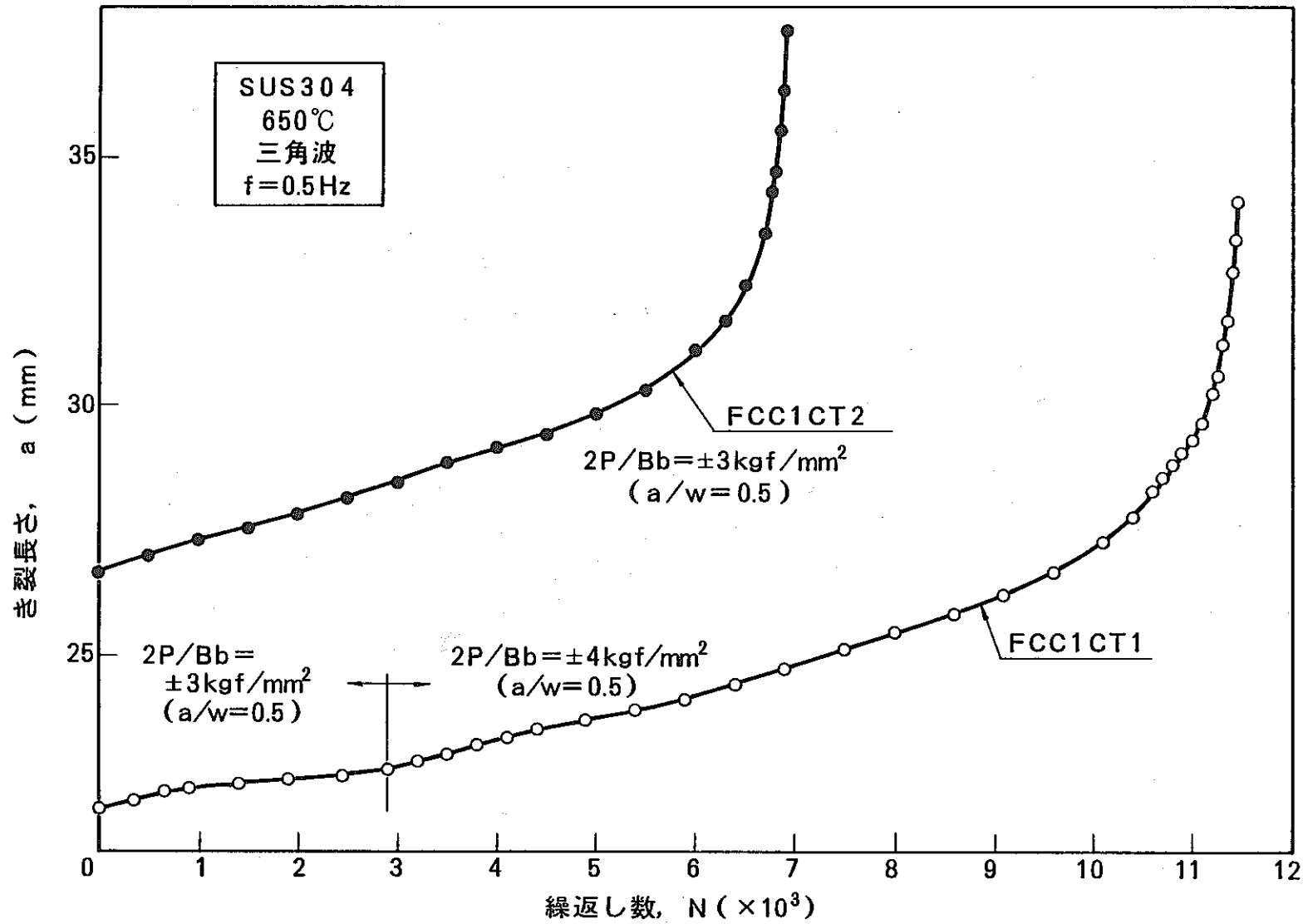


Fig. 3.4.1 (g) - 3 a と N の関係

Fig. 3.4.1 (g)-3 Relationship between a vs. N.

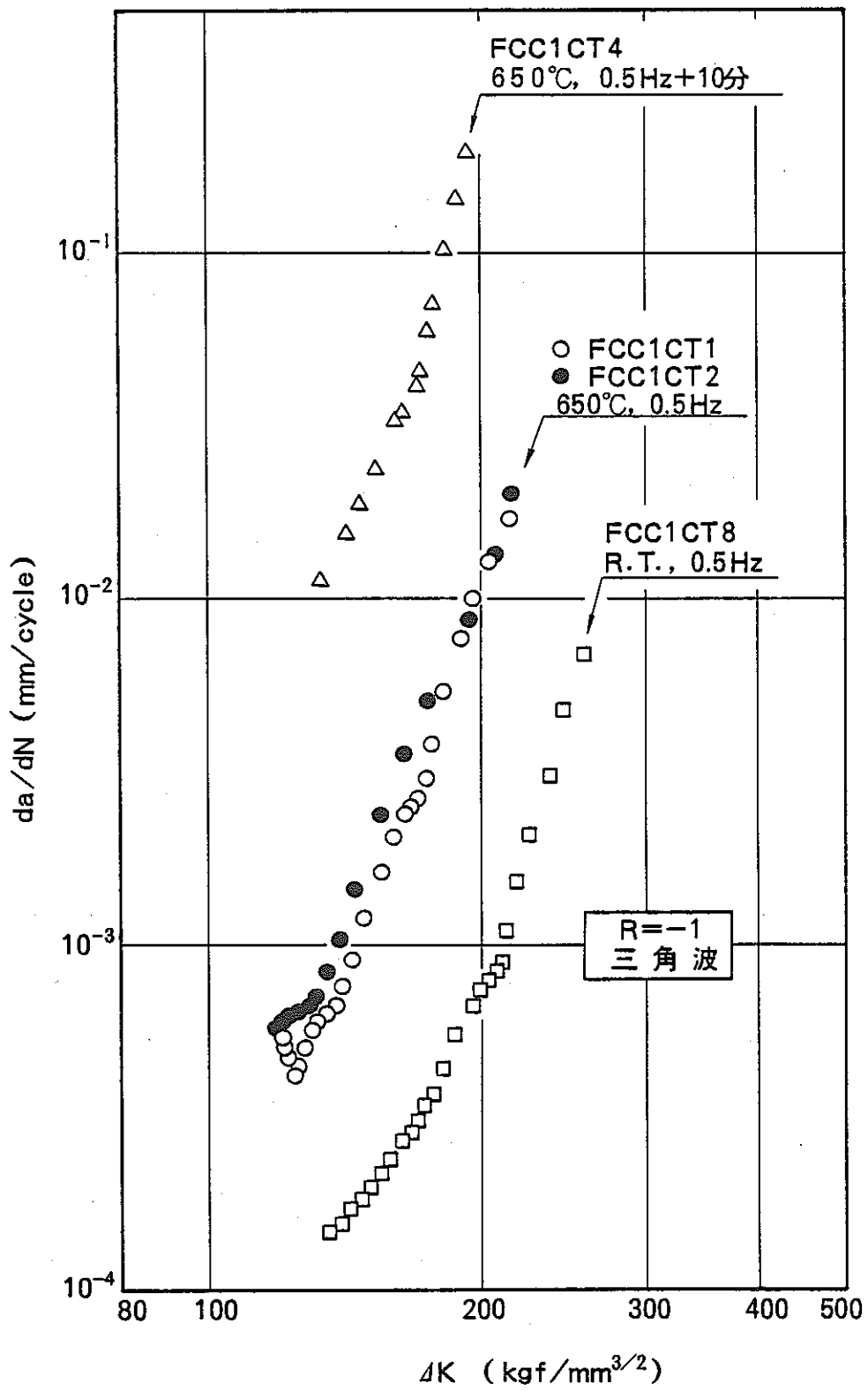


Fig. 3.4.1 (g)-4 da/dN と ΔK の関係

Fig. 3.4.1 (g)-4 Relationship between da/dN vs. ΔK .

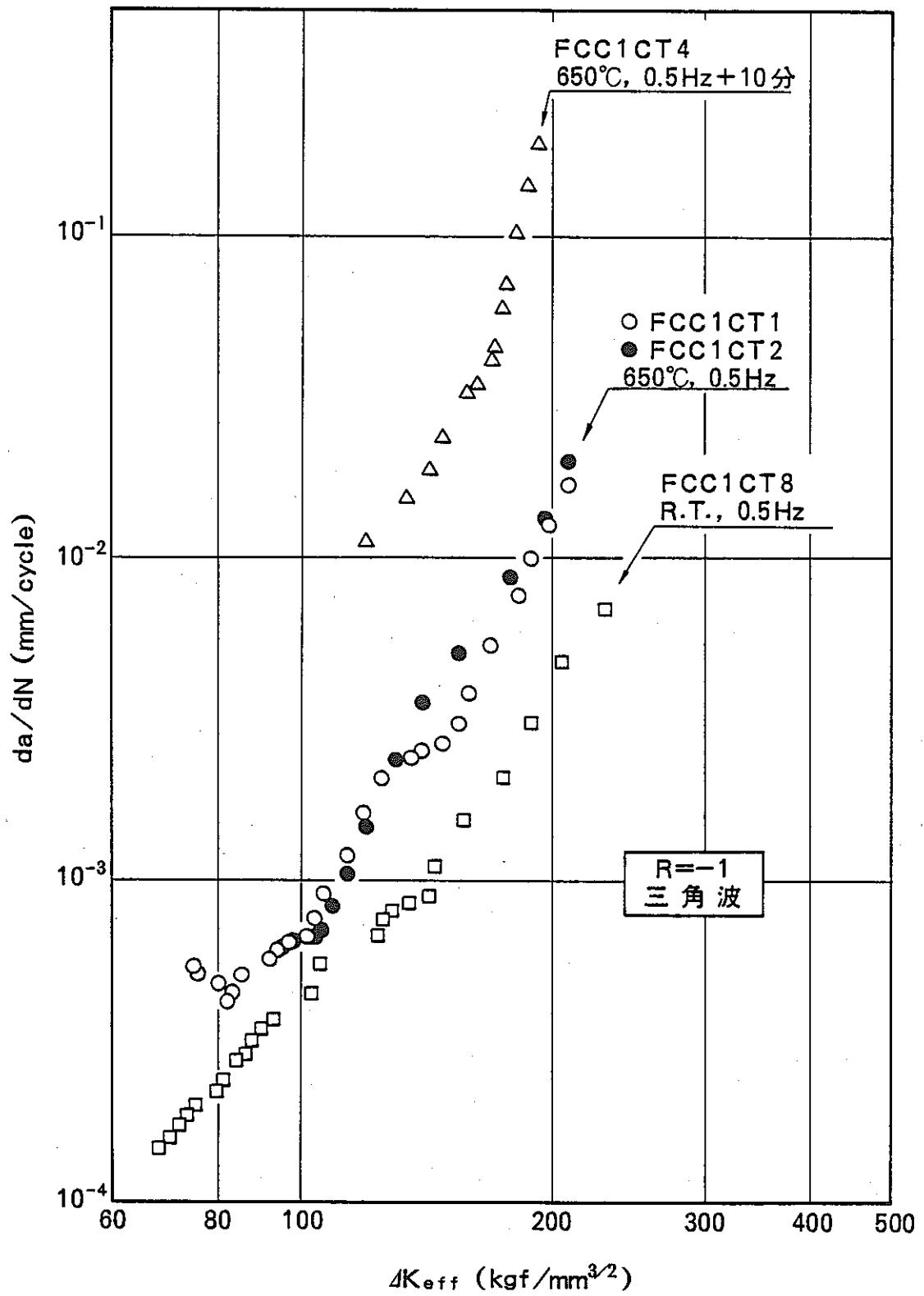


Fig. 3.4.1 (g) - 5 da/dN と ΔK_{eff} の関係

Fig. 3.4.1 (g)-5 Relationship between da/dN vs. ΔK_{eff}

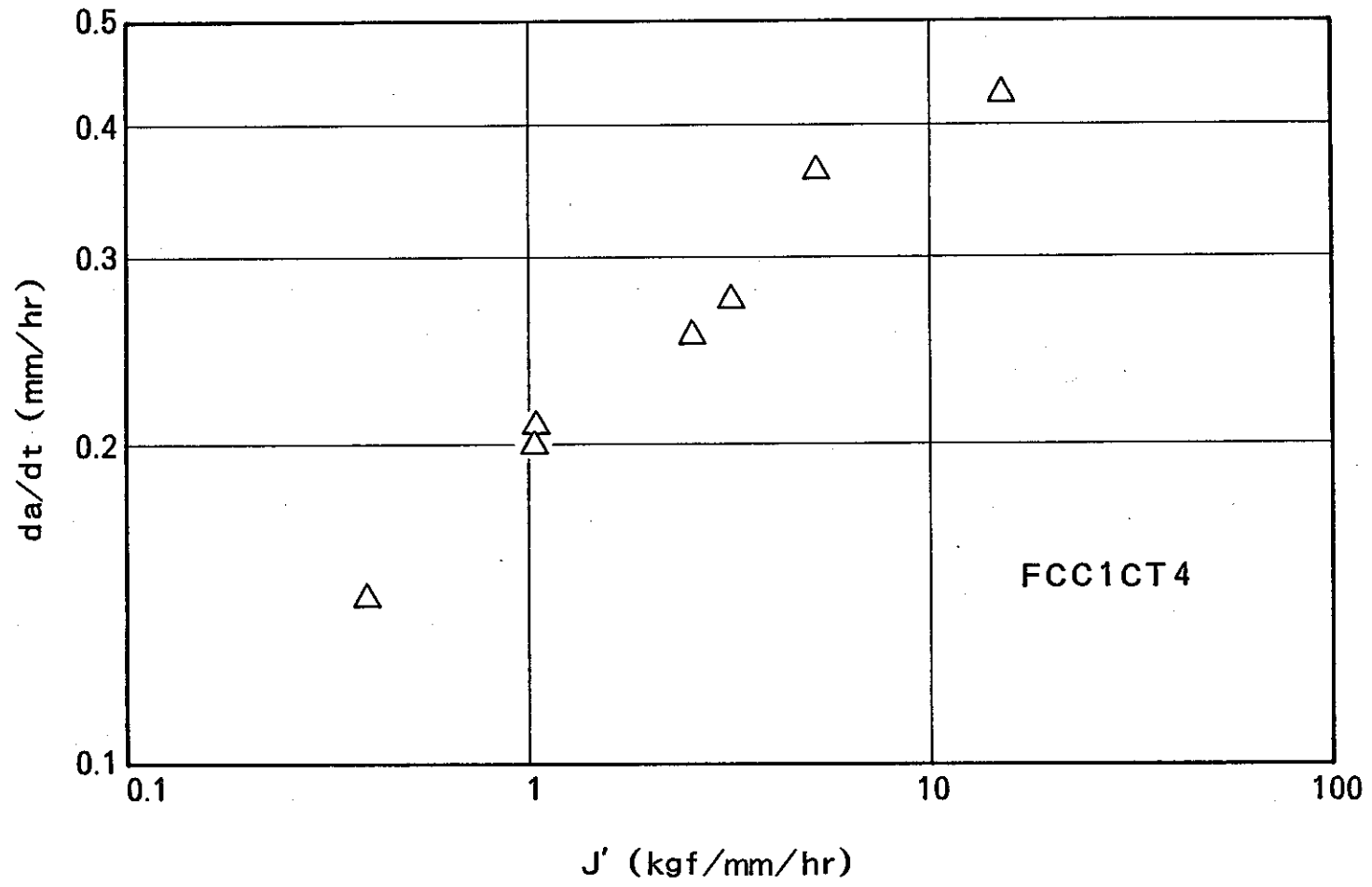


Fig. 3.4.1 (g) - 6 da/dt と J' の関係

Fig. 3.4.1 (g)-6 Relationship between da/dt vs. J'

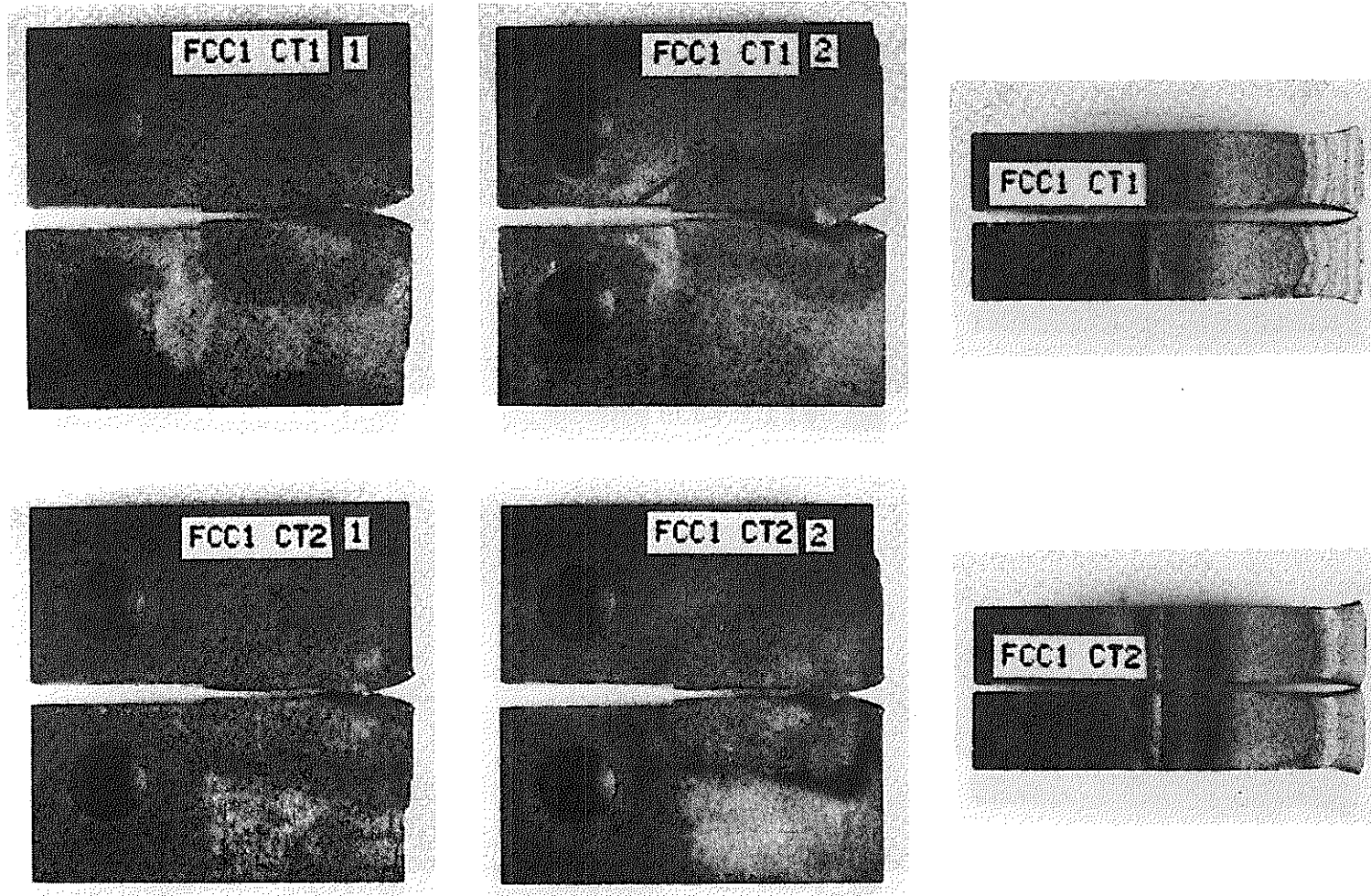


Photo. 3.4.1 (g) - 1 a 破断状況および破面

Photo. 3.4.1 (g)-1a Appearance of fractured specimen.

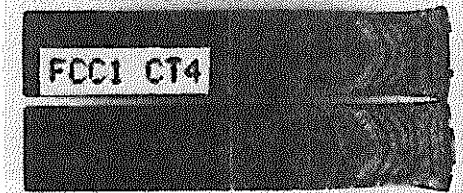
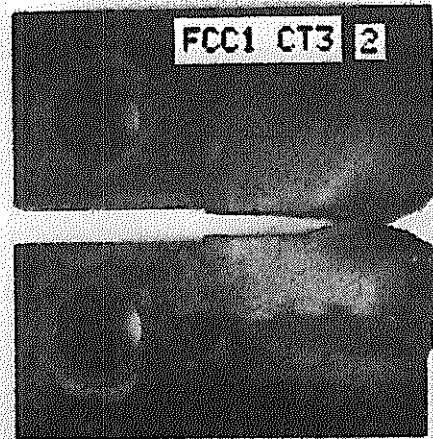
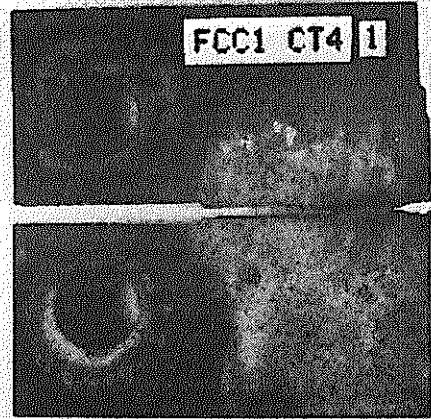
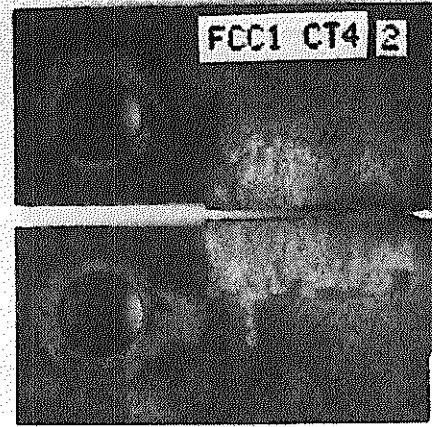
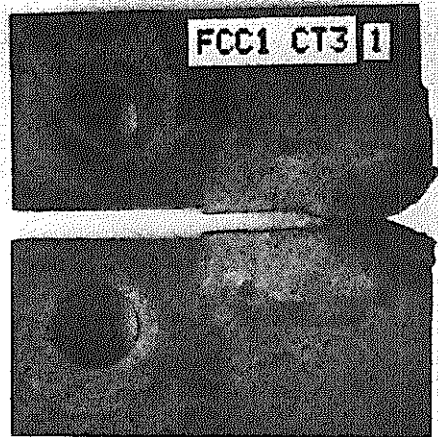


Photo. 3.4.1 (g)- 1b 破断状況および破面

Photo. 3.4.1 (g)-1b Appearance of fractured specimen.

3.4.1 (h) 荷重制御低サイクル疲労試験結果のまとめ

荷重制御試験結果より以下のことがわかる。

(1) 試験法に関して

本研究では、 ΔJ の評価が出来ることを前提として始めたが、COT 試験での開口変位測定に用いるゲージ長に関して標準化したものがない。試験法としては出来るだけ短かい方がよいが、実用面からはあまり短かく出来ないし、又設計を考えるとグロスな平均ひずみが良いとも云える。

本研究では一機関で $GL = 5\text{mm}$ と $GL = 25\text{mm}$ を同時測定した結果、図 3.4.1 (c) - 4 に示すように、 $GL = 25\text{mm}$ では応力依存性が出てきたり、文献データとも合わなかったりするので、 GL は 5mm 程度の短かいものが必要であることがわかった。

以下では、 ΔJ の比較は全て $GL = 5\text{mm}$ のものを用いることにした。

又、CT 試験で初期き裂長さの全試験時間に及ぼす影響が大きいこともわかった。図 3.4.1 (g) - 3 にその一例を示す。実験計画の時に十分検討する必要がある。

(2) 試験結果

三角波の試験結果を図 3.4.1 - 1 ~ 2 に示す。

$da/dN - \Delta K$ の関係はそれぞれの試験片形状毎にバラツキは少なく、荷重レベルにも依存しない一本の傾向線がひけるが、COT (中空円筒) と CT では明らかに異なる二つの線となる。一方、 $da/dN - \Delta J$ の関係は試験片形状や荷重レベルに無関係に一本の傾向線がひけることがわかる。但し ΔJ (又は da/dN) が大きい領域では、バラツキが多少大きくなるようである。一年目の成果で試験法等について細かい規則もなしに行った実験データであることを考えると大へんよくまとまっている。あえて差異をみつけると、(1) 中空円筒の a が大きくなる範囲で全体の傾向より da/dN が立ち上る傾向がある、(2) COT の $\pm 17\text{kg/mm}^2$ のデータが高い目の値を与える等の傾向が見られる。

前者は、 a が大きくなるにつれて曲げの影響が大きくなることが考えられるし、後者は $\pm 17\text{kg/mm}^2$ という応力が SOS 304, 650°C では高すぎる恐れもあるが、今後検討する必要がある。

又、全体の傾向は文献のデータ (大谷⁽¹⁾, 大路⁽²⁾) ともかなり良い一致を示すことが Fig. 3.4.1 (c) - 5 に示されている。

(3.4.1 - 2)

引張荷重保持台形波の結果を図 3.4.1-3~5 に示す。 $da/dN-\Delta K$ 関係は、三角波の場合と同様、試験片形状により二つの傾向線に分かれるようである。又、同一タイプの試験片内のバラツキも大きくなる。又、 $da/dN-\Delta J_f$ ($\Delta J = \Delta J_f + \Delta J_c$) の関係はかなりバラツキている。三角波の場合の傾向線と比較すると全ての場合についてかなり加速されていることがわかる。次に $da/dN-\Delta J_c$ の関係は上記二つの場合より少し良い相関になっているがかなりバラツキがある。特に、CCTの $\pm 17 \text{ kg/mm}^2$ の場合が上下に大きくバラツキている。この試験条件では、ラチェット変形が非常に大きいことが報告されており、このような場合の実験が非常に困難であることを示している。

クリープデータとの比較では、クリープき裂伝播データが全てのデータより大きい側にある。この傾向は、大谷⁽¹⁾や大路⁽²⁾のデータによる傾向と同じである。但し、バラツキの量は、本研究の方が大きい。

$da/dN-\Delta J_c$ のデータについては、 J や J_f/J_c の比等の面から更に検討が必要である。

参考文献

- 1) 大谷, 山田, 柏木, 松原, 機論, 第 48 巻, 第 435 号, P. 1378 ~ 1390, 昭和 57 年 11 月
- 2) 大路, 小倉, 久保, 斉藤, 福本, 材料, 第 33 巻, 第 365 号, P. 145 ~ 151, 昭和 65 年 2 月

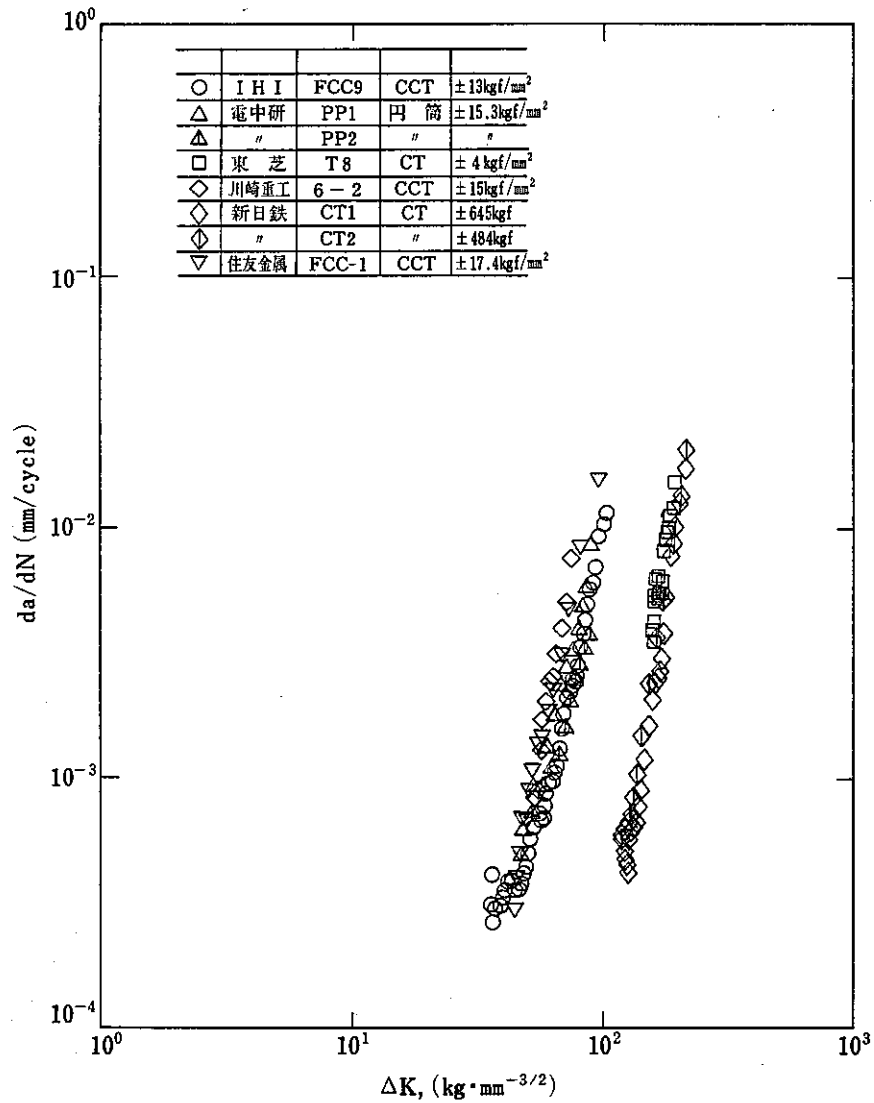


図 3.4.1-1 荷重制御三角波試験における $da/dN - \Delta K$ 関係

Fig. 3.4.1-1 $da/dN - \Delta K$ relation for load controlled triangular wave tests.

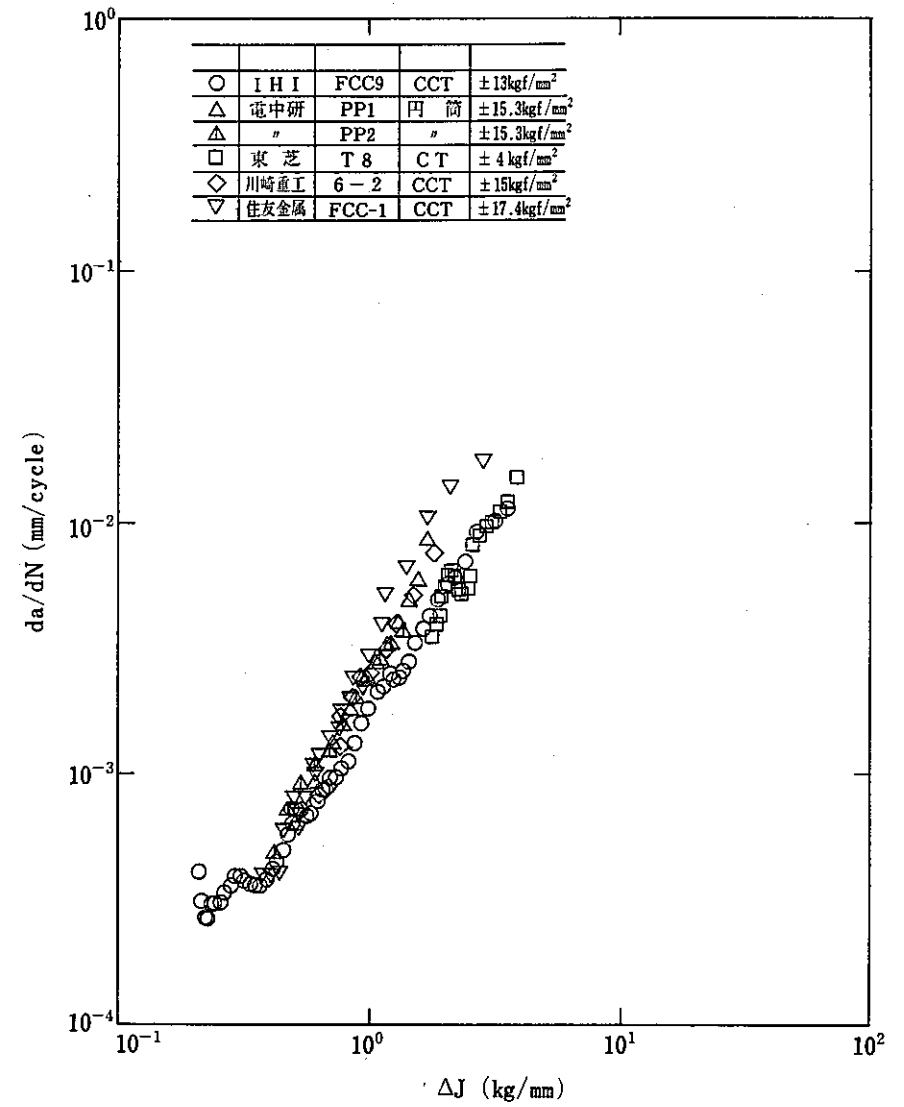


図 3.4.1-2 荷重制御三角波試験における $da/dN - \Delta J$ 関係

Fig. 3.4.1-2 $da/dN - \Delta J$ relation for load-controlled triangular wave tests.

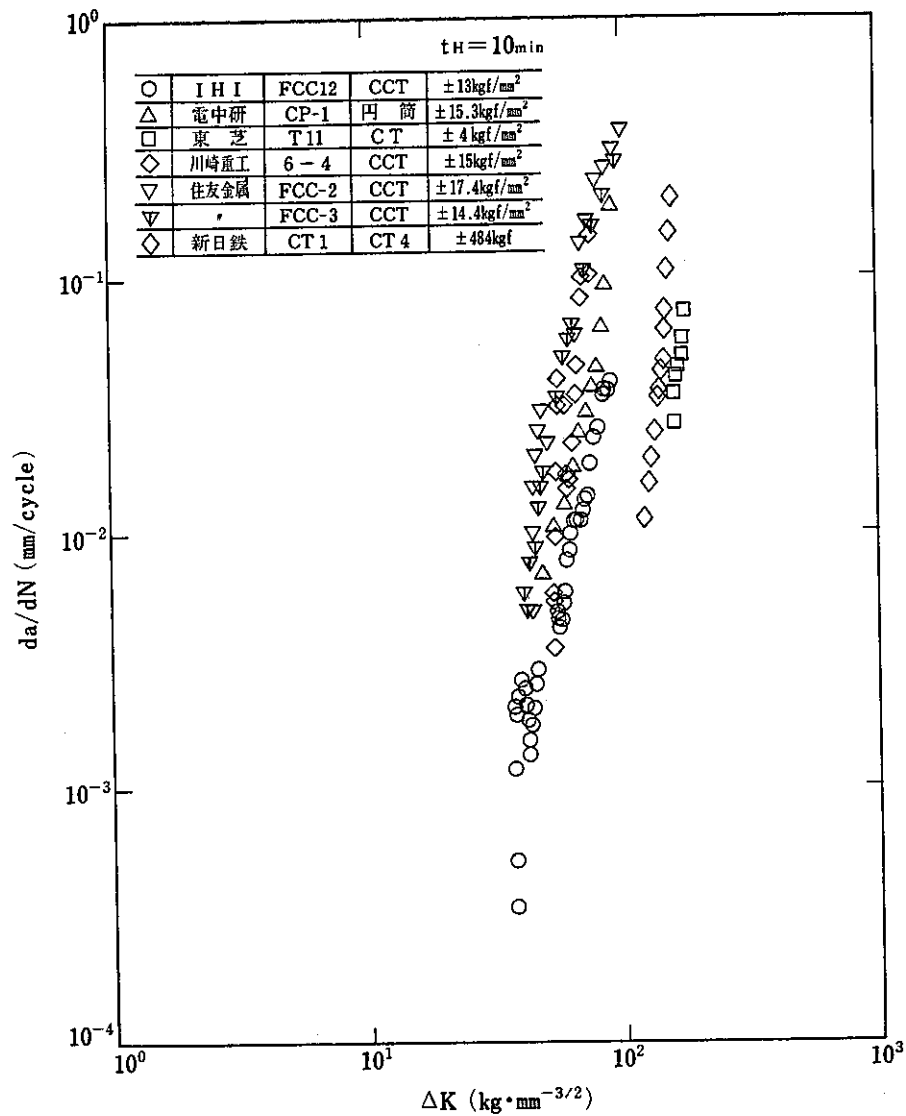


図 3.4.1-3 荷重制御台形波試験における da/dN - ΔK 関係図
 Fig. 3.4.1-3 da/dN - ΔK relation for load controlled trapezoidal wave tests.

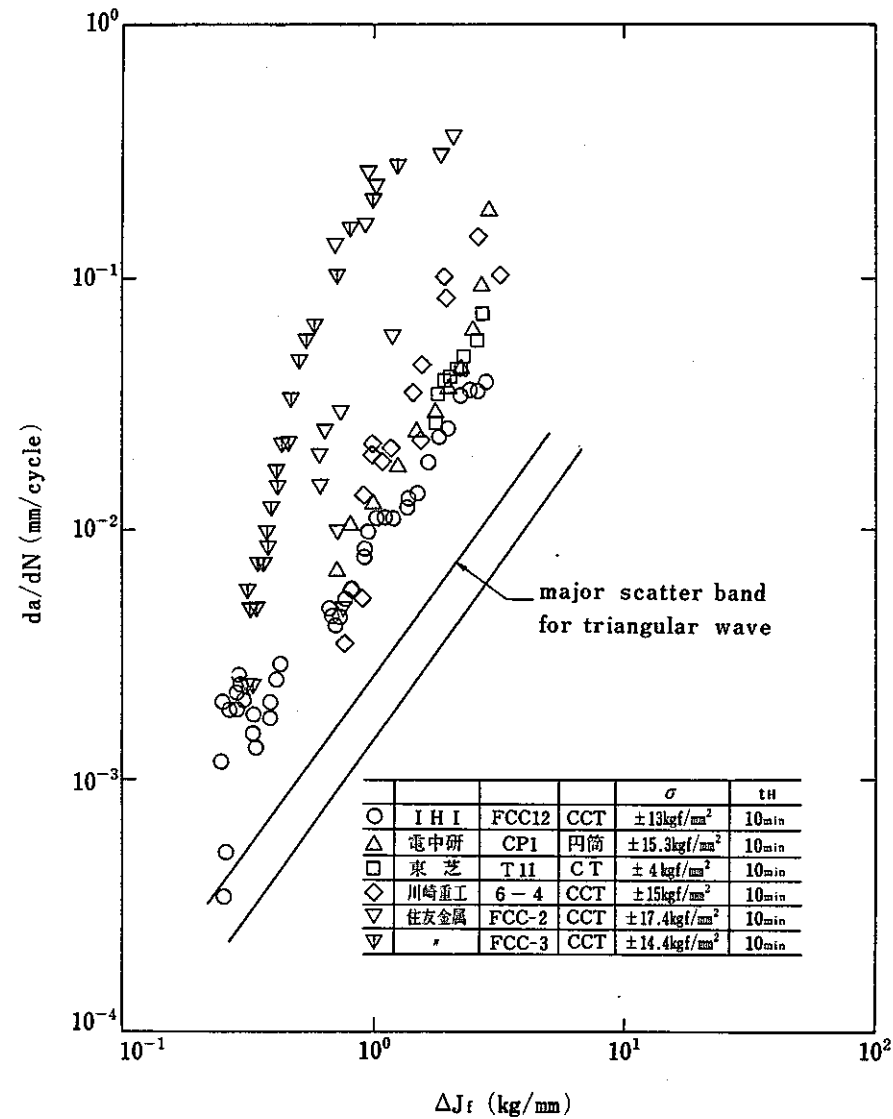


図 3.4.1-4 荷重制御台形波試験における da/dN - ΔJ_r 関係図
 Fig. 3.4.1-4 da/dN - ΔJ_r relation for load controlled trapezoidal wave tests.

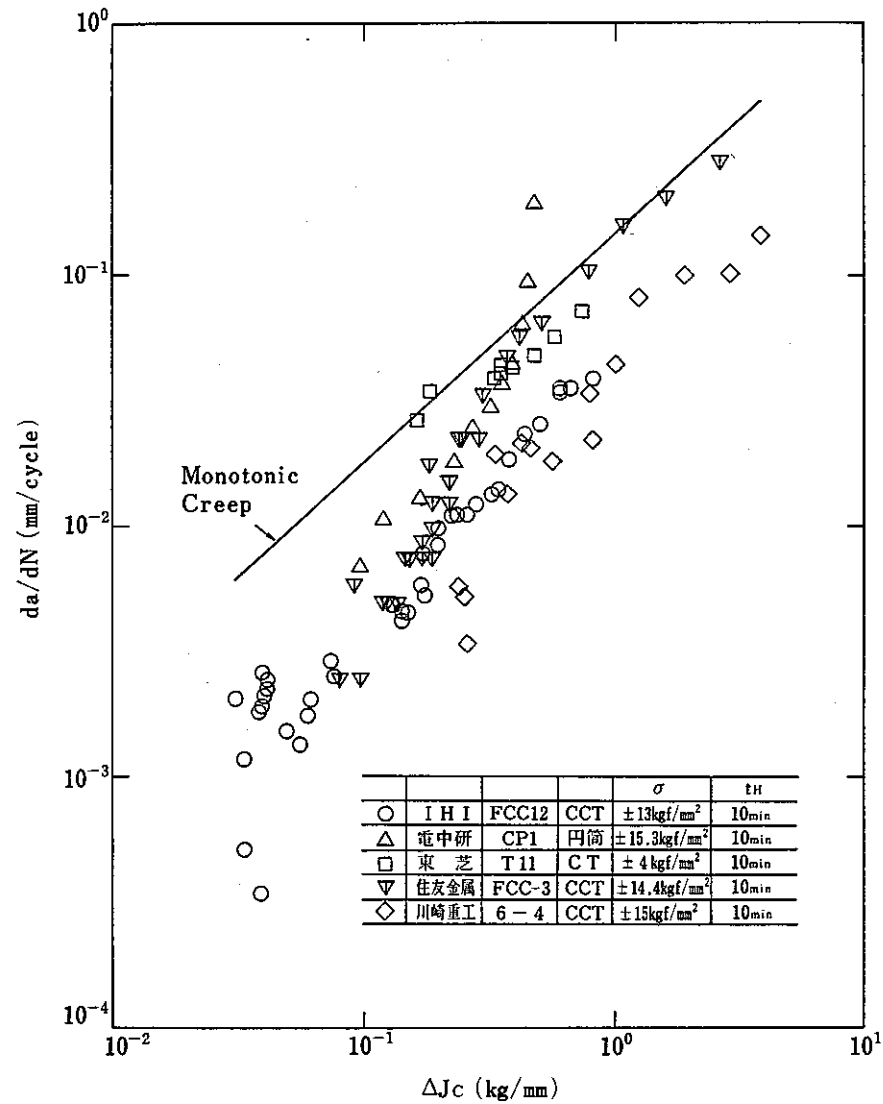


図 3.4.1-5 荷重制御台形波試験における $da/dN - \Delta J_c$ 関係

Fig. 3.4.1-5 $da/dN - \Delta J_c$ relation for load controlled trapezoidal wave tests.

3.4.2 変位制御低サイクル疲労試験結果

本節では変位制御により低サイクル疲労試験を実施した結果について述べる。

試験片形状，試験条件および担当機関の一覧を表 3.4.2-1 に示す。

表 3.4.2-1 試験条件一覧

Table 3.4.2-1 Test conditions.

試験片	条 件	機 関
両側き裂	$\Delta \epsilon_t = 0.5\%$	日 立
中央き裂	$\Delta \epsilon_t = 1\%$	川 鉄
中央き裂	$\Delta \epsilon_t = 0.5\%$	富 士
O T	$\Delta \delta = 0.5, 0.7, 1.1\text{mm}$ 三角波 1.4mm 引張保持台形波	三 菱 高 砂

3.4.2 (a) 両側縁き裂試験片の変位制御疲労試験結果 (I)

(1) 試験方法

- a) 予き裂導入法：切欠き材に室温にて $\Delta \varepsilon_t = 0.5\%$ の繰返し変形を加えて 0.2 ~ 0.5 mm のき裂を発生させた後、切欠き部を削除し、0.1 ~ 0.2 mm の縁き裂を残存させた (図 3.4.2 (a) - 1)
- b) 温度分布：変位制御範囲内で約 $\pm 5^\circ\text{C}$ 。高周波誘導加熱。
- c) 変位測定：MTS 製の石英棒押当式ひずみゲージ型水冷クリップゲージ。石英棒先端は V 字型で、図 3.4.2 (a) - 81 に示す破面写真の左上隅に設置。標点間距離は 2.5 mm。
- d) き裂フロントの変化：図 8 から、連続サイクル試験に比して上限ひずみ保持試験 (SEN-FC-1) では板厚中央部が優先する傾向がある。
- e) 試験中断の影響：不明。但し、他の試験においてほとんど影響のないことを経験している。
- f) FMP 計算法：片側のき裂が優先的に進展したため、片側き裂平板の引張りとして取扱った。 $a/w \lesssim 0.1$ では両側き裂材と片側き裂材で K の値に大差ない。 ΔK_ε , ΔJ は無限体近似が可能と思われる $a/w \lesssim 0.05$ の範囲で計算した。なお、 a/w が 0.05 の場合の K は a/w が 0 の場合の 1.012 倍である。

$$\textcircled{1} \quad \Delta K = F \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a}$$

$$\sqrt{\pi} F = 1.99 - 0.41 \left(\frac{a}{w} \right) + 18.7 \left(\frac{a}{w} \right)^2 - 38.48 \left(\frac{a}{w} \right)^3 + 53.85 \left(\frac{a}{w} \right)^4$$

$$\textcircled{2} \quad \Delta K_\varepsilon = 1.1215 \Delta \varepsilon_t \sqrt{\pi a} \quad ; \quad \frac{a}{w} < 0.05$$

$$\textcircled{3} \quad \Delta J = 2\pi \left[\Delta W_o + f(n) \Delta W_p \right] (1.1215)^2 a \quad ; \quad \frac{a}{w} < 0.05$$

$$f(n) = (n+1) \left[3.85(1-n) / \sqrt{n} + \pi n \right] / 2\pi$$

$$\Delta W_o = (\Delta \sigma)^2 / 2E, \quad \Delta W_p = \Delta \sigma \cdot \Delta \varepsilon_p / (n+1)$$

動燃団提示の繰返し応力ひずみ関係は $\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2 \times 68} \right)^{1/0.205}$ と近似で

きるから、 $n = 0.205$, $f(n) = 1.42$ 。

これらから、 $\Delta J = 7.92(\Delta\sigma) \left[\frac{\Delta\sigma}{29412} + \frac{\Delta\epsilon_p}{84.86} \right] a$ と表わされる。

SEN-F-1の場合の典型的な状態では $\Delta\sigma = 30.5 \text{ kgf/mm}^2$ 、 $\Delta\epsilon_p = 0.30\%$ であり、 $\Delta J = 7.92(\Delta\sigma) [1.04 \times 10^{-3} + 3.5 \times 10^{-3}] a$ なる関係から、 ΔJ に対する弾性成分と塑性成分の寄与率は約1:3.5と考えられる。

④ $B = (da/dN) / 1.1215^2 a$

$a/w < 0.05$ における結果から、SEN-F-1では $B = 2.92 \times 10^{-3} / \text{cycle}$ 、SEN-FC-1では $B = 3.49 \times 10^{-3}$ と得られ、10分間の上限ひずみ保持によって進展速度が約1.2倍となったことがわかる。

(2) 試験条件

- a) 試験温度：650℃
- b) 全ひずみ幅 $\Delta\epsilon_t$ ：0.5%
- c) ひずみ波形：i) 三角波，0.5Hz，ii) 引張保持台形波 0.5Hz + 10min
- d) き裂測定法：レプリカ法
- e) き裂速度算出法：secant法

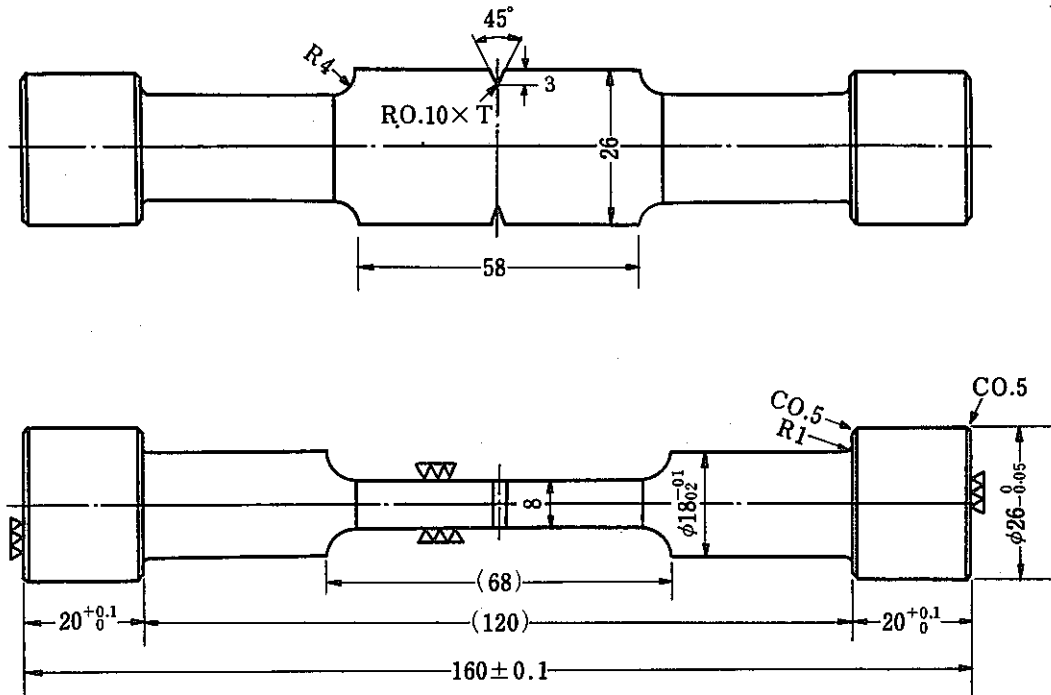
(3) 実験結果および検討

応力-ひずみヒステリシス曲線を図3.4.2(a)-2に、ひずみ繰返しに伴う応力の変化とき裂進展の状況を図3.4.2(a)-3に示す。き裂が2mm程度まで進展しないと、ヒステリシス曲線に大きな変化はみられない。

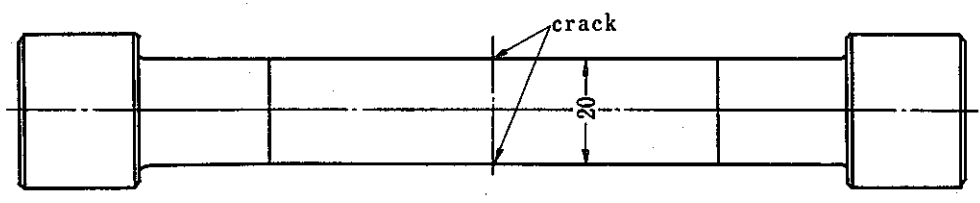
得られたき裂進展速度 da/dN を ΔK 、 ΔK_e および ΔJ との関係で整理して図3.4.2(a)-5から図3.4.2(a)-7に示す。これらには、SUS304鋼平滑材の塑性疲労における表面半円き裂の測定結果¹⁾と板幅50mmの中央き裂平板の弾性疲労における結果²⁾も併せて示す。これらを総合すると、弾性疲労と塑性疲労の結果はいずれのパラメータを用いても一致しないが、塑性疲労の場合は ΔK_e による整理が良好で、 ΔJ がそれに次ぐようである。図3.4.2(a)-8の破面写真から、 $t_H = 0$ ではストライエーションが支配的であるが、 $t_H = 10 \text{ min}$ では粒界破壊も若干混在することがわかる。

参考文献

- 1) 宇佐美，福田，志田，日本機械学会講演論文集，No.810-7(1981)219-224
- 2) S. Usami, Y. Fukuda and S. Shida, ASME Paper 83-PVP-97(1983)

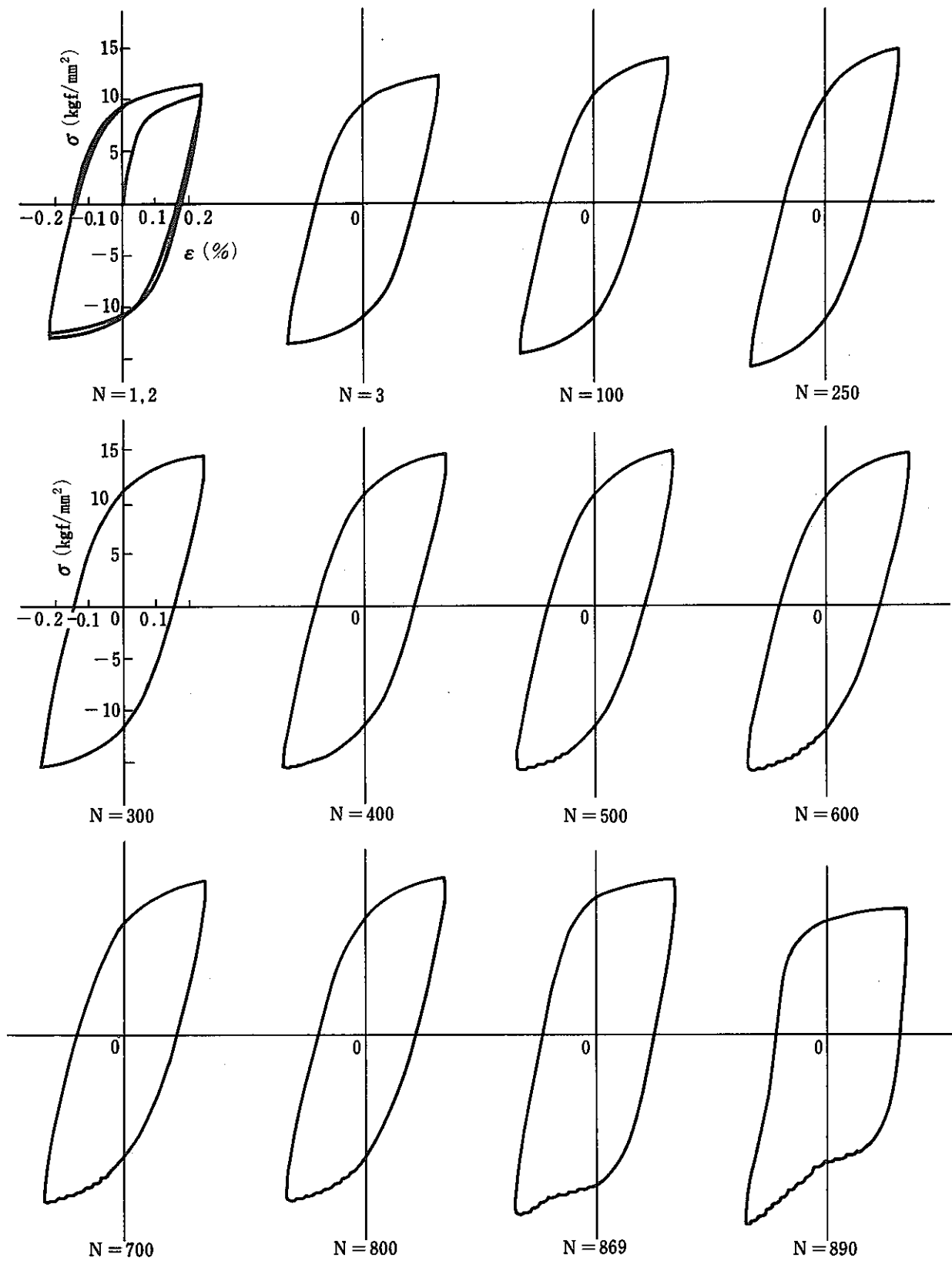


(1) Notch specimen



(2) Edge crack specimen

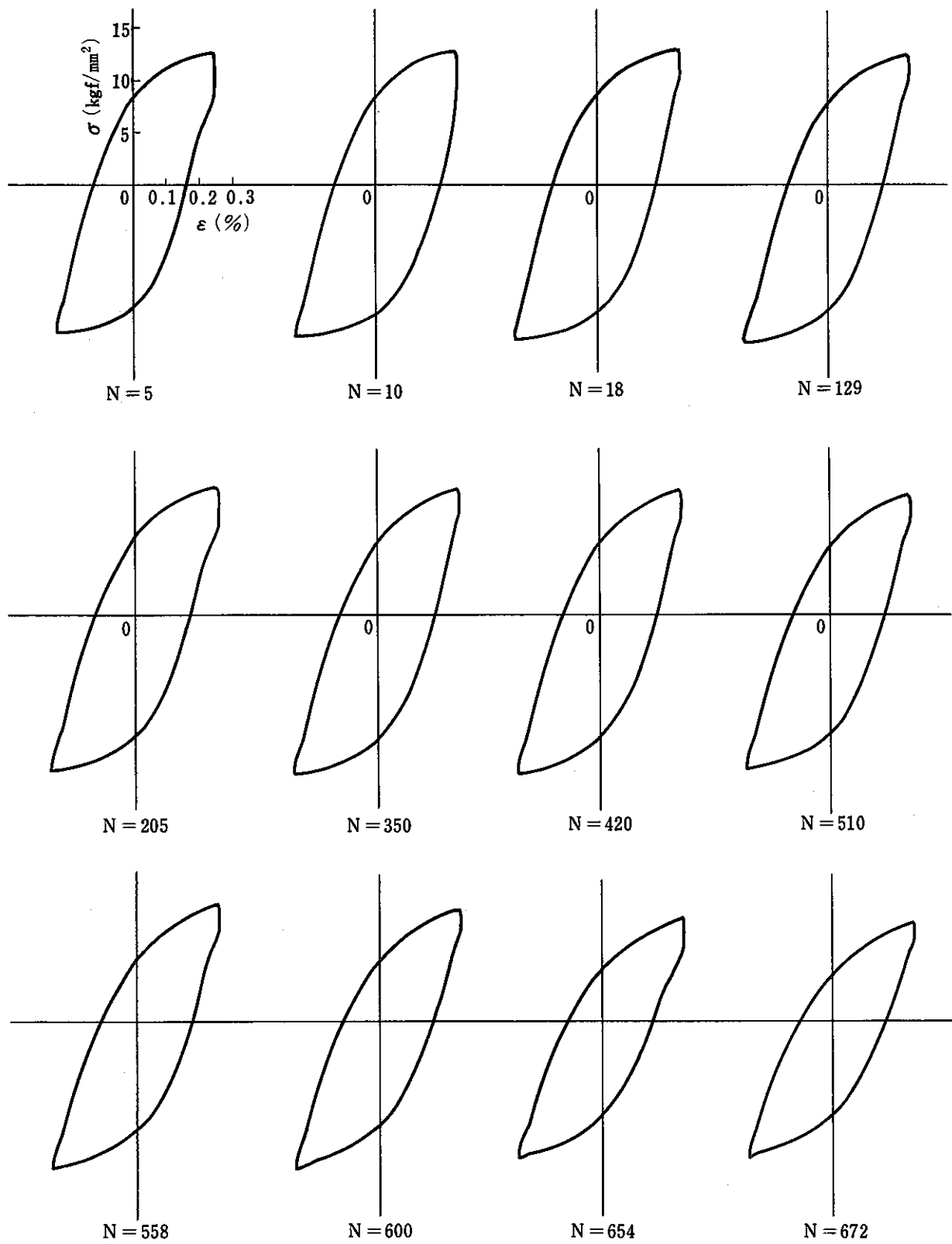
図 3.4.2 (a) - 1 試験片の形状寸法
Fig. 3.4.2 (a)-1 Test specimen.



(a) SEN-F-1

図 3.4.2 (a) - 2 応力-ひずみヒステリシス曲線

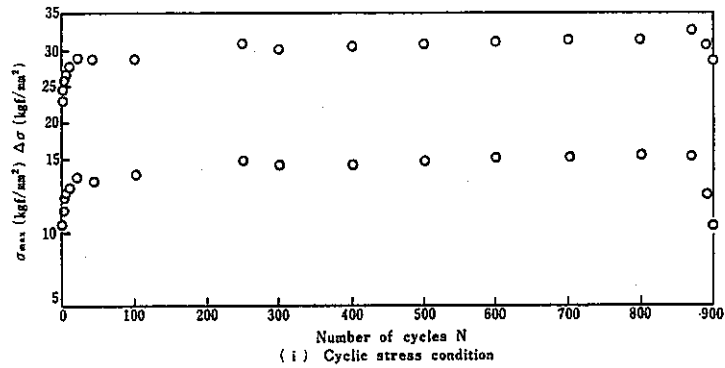
Fig. 3.4.2 (a)-2 Stress-strain hysteresis curves.



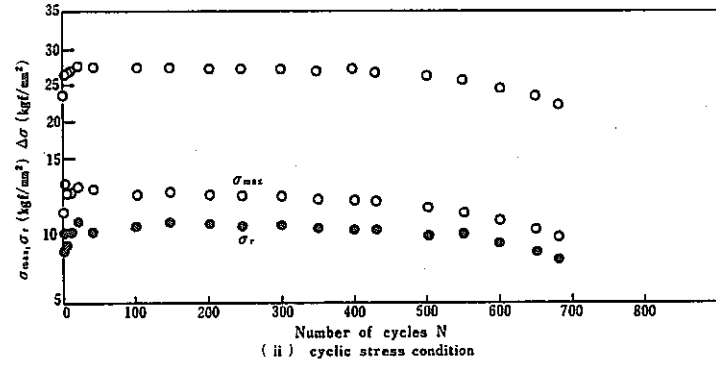
(b) SEN-FC-1

図 3.4.2 (a)-2 応力-ひずみヒステリシス曲線 (つづき)

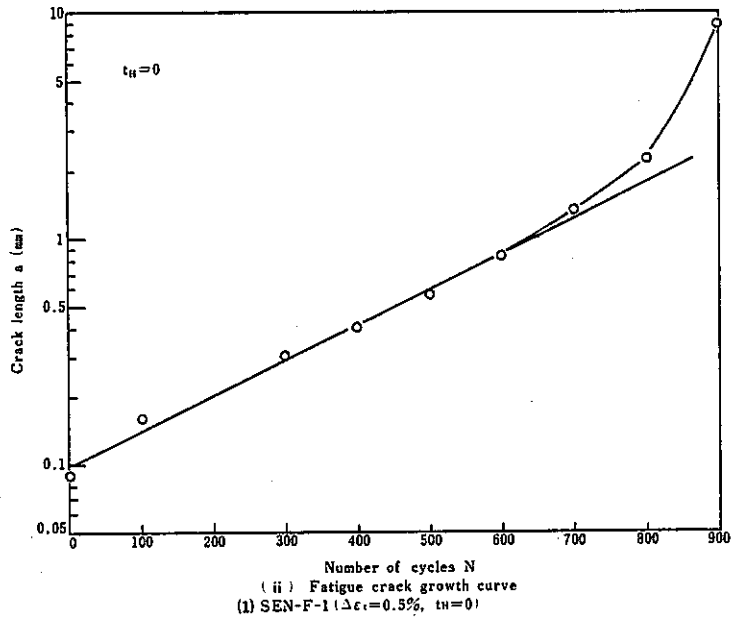
Fig. 3.4.2 (a)-2 Stress-strain hysteresis curves (continue).



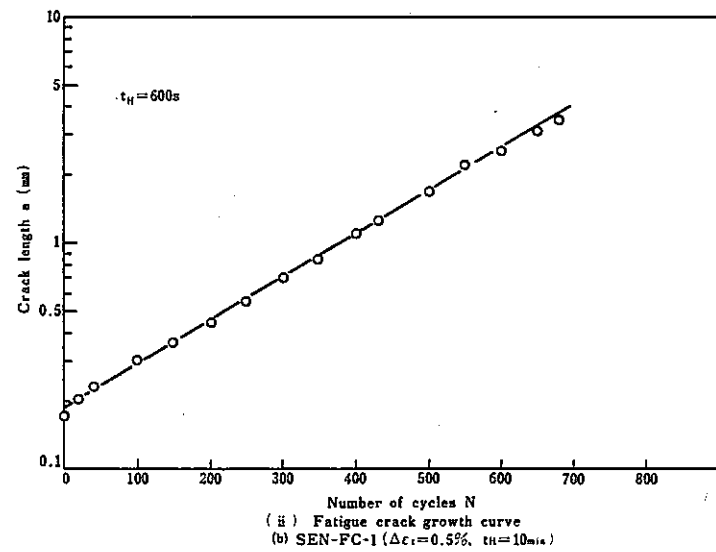
(i) Cyclic stress condition



(ii) Cyclic stress condition



(ii) Fatigue crack growth curve
 (i) SEN-F-1 ($\Delta\epsilon_t = 0.5\%$, $t_H = 0$)



(ii) Fatigue crack growth curve
 (b) SEN-FC-1 ($\Delta\epsilon_t = 0.5\%$, $t_H = 10 \text{ min}$)

図 3.4.2 (a) - 4 ひずみ繰返しに伴う応力の変化とき裂進展
 Fig. 3.4.2 (a)-4 Cyclic stress condition and fatigue crack growth.

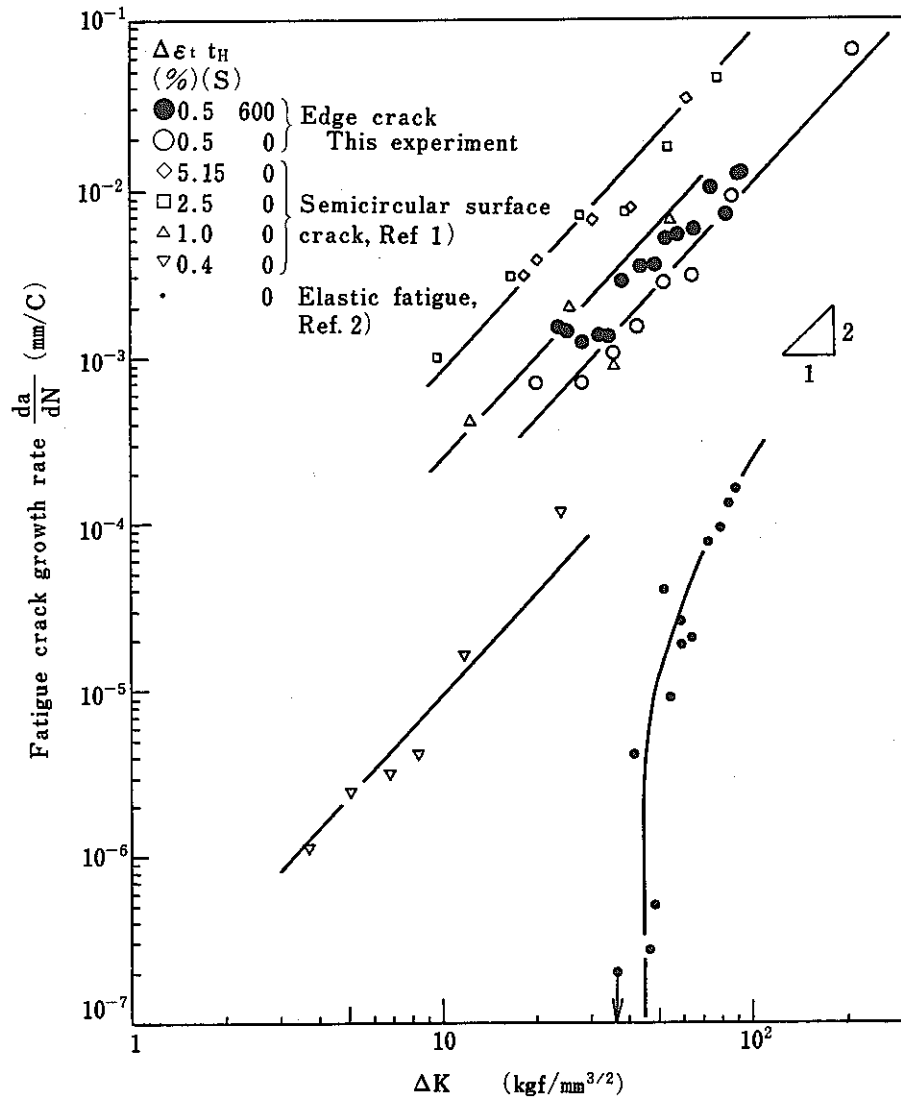


図 3.4.2 (a) - 5 ΔK と da/dN の関係
 Fig. 3.4.2 (a)-5 Relationship between ΔK and da/dN .

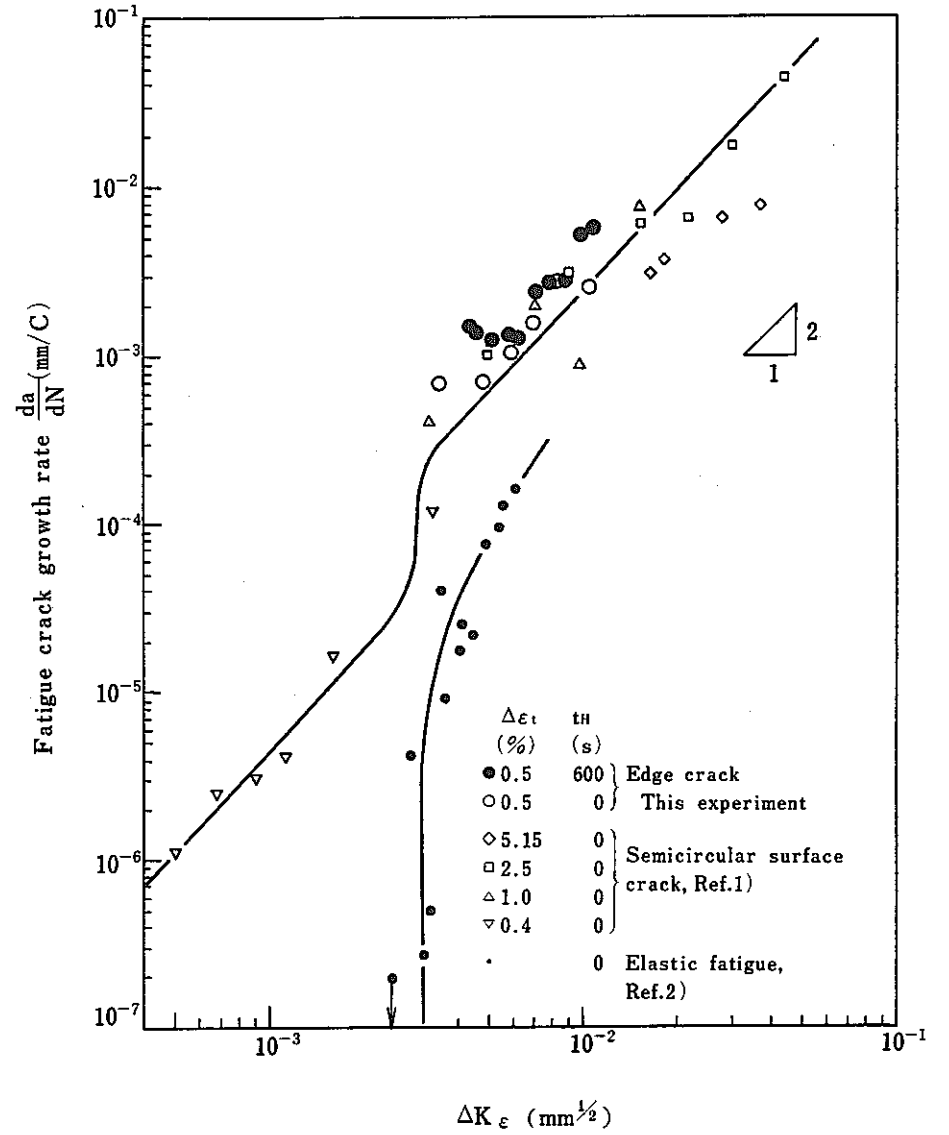


図 3.4.2 (a) - 6 ΔK_e と da/dN の関係
 Fig. 3.4.2 (a)-6 Relationship between ΔK_e and da/dN .

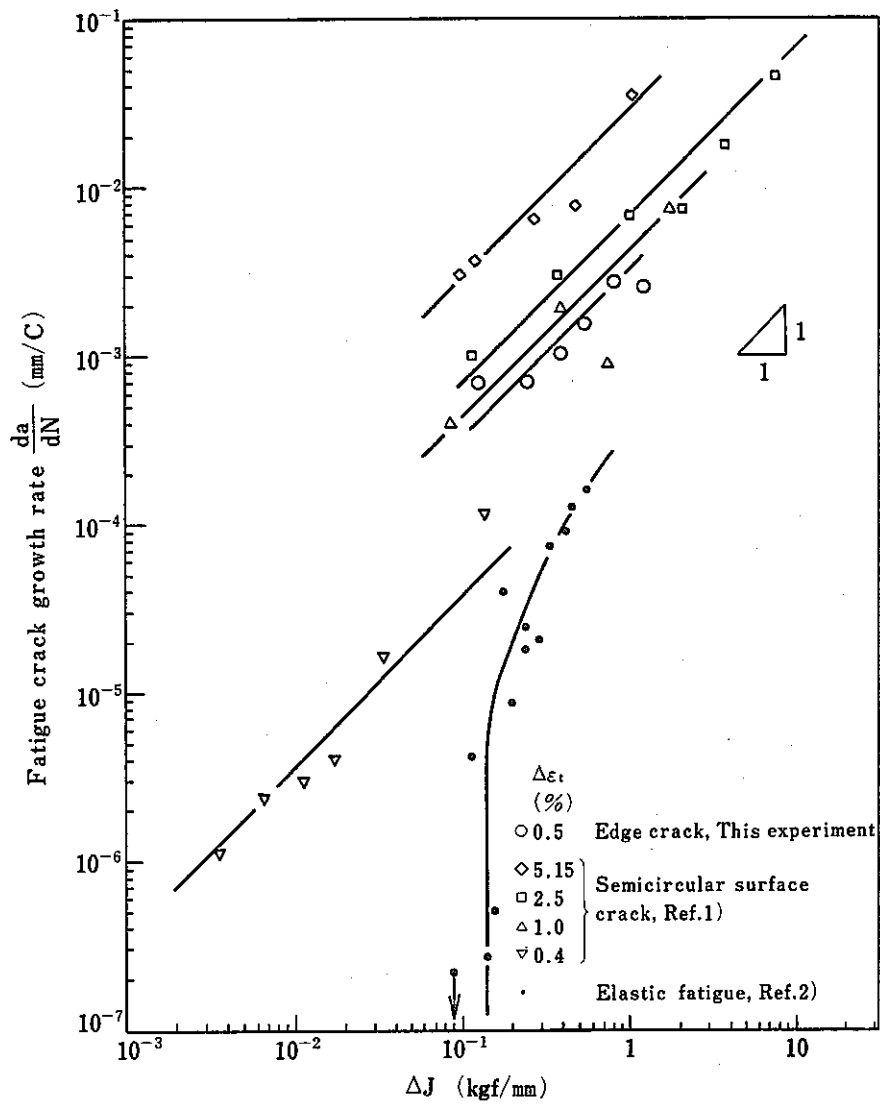
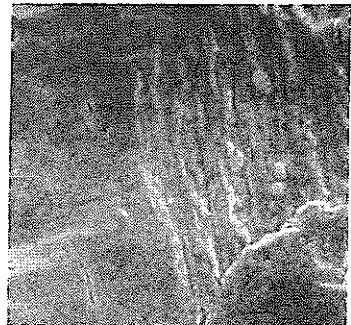
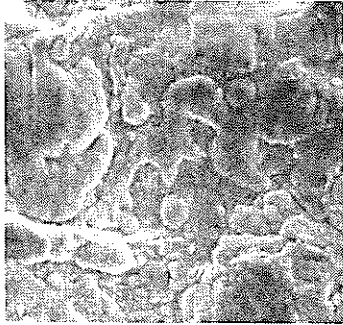
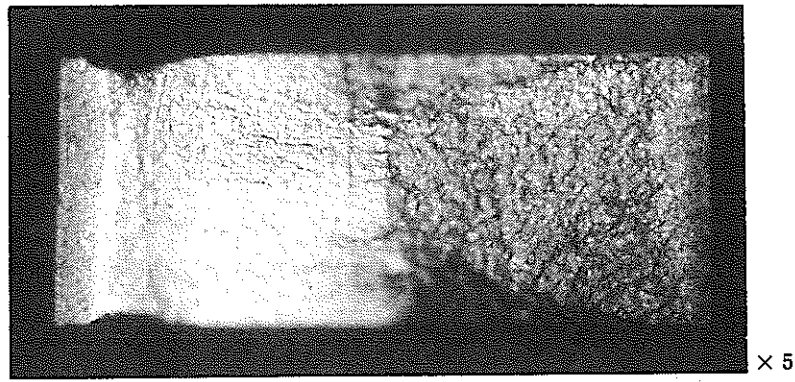


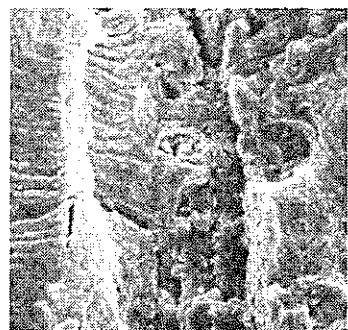
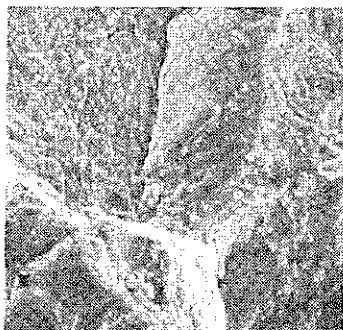
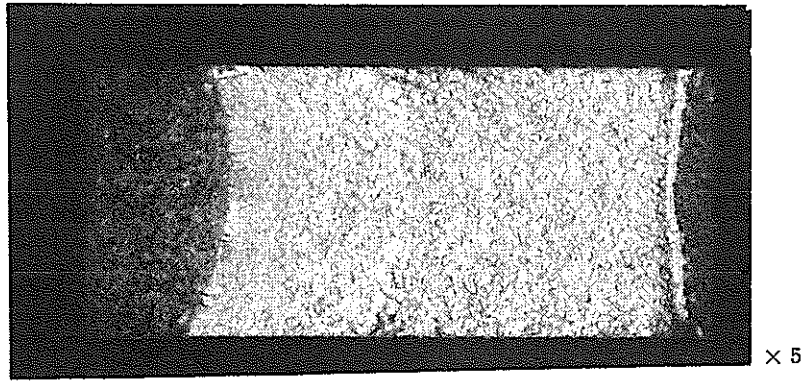
図 3.4.2 (a) - 7 ΔJ と da/dN の関係

Fig. 3.4.2 (a)-7 Relationship between ΔJ and da/dN .



$a = 0.5\text{mm}, \frac{da}{dN} = 1.8 \times 10^{-3}\text{mm/c}$
 $a = 1\text{mm}, \frac{da}{dN} = 2.5 \times 10^{-3}\text{mm/c}$
 $a = 2\text{mm}, \frac{da}{dN} = 10 \times 10^{-3}\text{mm/c}$

(1) SEN-F-1 ($\Delta \epsilon_t = 0.5\%$, $t_H = 0$)



$a = 0.5\text{mm}, \frac{da}{dN} = 1.8 \times 10^{-3}\text{mm/c}$
 $a = 1\text{mm}, \frac{da}{dN} = 5.2 \times 10^{-3}\text{mm/c}$
 $a = 2\text{mm}, \frac{da}{dN} = 11 \times 10^{-3}\text{mm/c}$

(2) SEN-FC-1 ($\Delta \epsilon_t = 0.5\%$, $t_H = 10\text{min}$)

图 3.4.2 (a)-8 破面写真

Fig. 3.4.2 (a)-8 Fracture surfaces.

3.4.2 (b) CCT試験片による歪制御き裂伝播試験結果 (II)

(1) 試験方法

図 3.4.2 (b) - 1 に示す中央切欠平板試験片を用いて軸歪制御き裂伝播試験を行なった。試験要領の模式図を図 3.4.2 (b) - 2 に示す。ゲージ長 25mm の伸び計を用いて軸歪を制御し、切欠をはさむように間隔 5mm で点溶接された棒を用いて、ゲージ長 5mm の変位を測定した。き裂長さは 10 倍の顕微鏡にカメラを取りつけ適宜写真を撮影して測定した。試験片の加熱には高周波誘導コイルを用いた。試験条件は以下の通りである。

試験温度	650℃
歪範囲	1.0% (G.L. 25mm 両振り)
歪波形	三角波 0.25Hz (FCC-1) 引張保持台形波 0.25Hz + 10分 (FCC-4)
予き裂	無し (FCC-1) 保持時間無しで導入 (FCC-4)

き裂長さ測定時にゲージ長 5mm での変位、 δ_5 と荷重のヒステリシスループを記録し、これより図 3.4.2 (b) - 3 に示す各値を求め、これらを用いて以下の各パラメータを計算し、き裂伝播速度の整理に用いた。

$$\Delta K_{\text{off}} = \frac{\Delta P_{\text{off}}}{2WB} \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec(\pi a/2W)} \dots\dots\dots 3.4.2 (b) - 1$$

$$\Delta K_{\epsilon} = E \Delta \epsilon_{\text{off}} \sqrt{\pi a} \sqrt{\sec(\pi a/2W)} \dots\dots\dots 3.4.2 (b) - 2$$

(P- ϵ_{25} ループを使用)

$$\Delta J = \frac{\Delta K_{\text{off}}^2}{E} + \frac{S_p}{Bb} \dots\dots\dots 3.4.2 (b) - 3$$

(P- δ_5 ループを使用)

ここに、 $E = 14706.0 \text{ kgf/mm}^2$ (650℃)

(2) 試験結果

試験片での温度分布を図 3.4.2 (b) - 4 に示す。FCC-1 では両端の温度が中央より高い。FCC-4 では座屈防止の観点から加熱コイルの間隔を狭くし中央部の温度が両端

より高くなるように改善した。図 3.4.2 (b) - 5 に $\delta_5 - P$ ヒステリシスループの例を示す。歪繰返しにともなうき裂長さの変化を図 3.4.2 (b) - 6 に示す。これより 7 点増分、多項式法により $a_1 - N_1$ 関係を修正し、 N_1 における修正き裂長さ \bar{a}_1 を求め、以下の解析に用いた。

図 3.4.2 (b) - 7 にき裂進展にともなう δ_5 の変化を示す。FCC-1 では初期の δ_5 の増加が著しく FCC-4 より大きい、TP 座屈にともなう歪検出棒の角変形の影響を受けている可能性がある。但し、巨視的な座屈は観察されていない。FCC-4 ではこの点を改善したため正しい値が測定できたのではないかと考えられる。この点今後再検討する必要がある。

歪繰返しにともなう σ_{max} , σ_{min} , σ_{op} の変化を図 3.4.2 (b) - 8 および 9 に示す。初期に繰返し硬化がみられるがその後き裂進展にともなう荷重低下が見られ、またき裂閉口現象が明瞭になってくる。

き裂伝播速度と ΔJ , \bar{a} , ΔK_{eff} , ΔK_e の関係をそれぞれ図 3.4.2 (b) - 10 ~ 13 に示す。 \bar{a} , ΔK_{eff} , ΔK_e で整理した場合は、引張保持台形波における da/dN は保持無しの場合の 1.5 ~ 2.0 倍に加速されているが、 ΔJ で整理すると 3 ~ 5 倍に加速されている。しかし、前述のように、保持無しの場合の ΔJ が過大に評価されている可能性があることを考慮し再度確認する必要がある。同じき裂長さにおいて、ここで用いた破壊力学パラメータは保持時間の導入によって大きく変化しないと仮定すれば、図 3.4.2 (b) - 6 から、保持時間導入による da/dN 加速は 1.5 倍程度と見積られる。

写真 3.4.2 (b) - 1 に保持無しの場合の破面の SEM 写真を示す。最終分離破断まで試験を続けたため、破面が損傷されているがほぼ全面にストライエーションがみられた。写真 3.4.2 (b) - 2 に引張保持台形波における破面を示す。(c) では明瞭なストライエーションがみられる。板厚中央部である (a) (b) ではこれが明瞭ではないが、破面は延性的であり典型的な粒界破面は見られなかった。

(3) まとめ

CCT 試験片を用いて、650℃で軸歪制御き裂伝播試験を実施し、以下の結果を得た。

- 1) 三角波と引張保持台形波におけるき裂伝播速度を ΔK_{eff} , ΔK_e , \bar{a} , ΔJ で整理した結果、いずれの場合も引張保持による加速現象がみられた。加速の程度はほぼ 1.5 ~ 2 倍であると考えられる。破面は三角波の場合はストライエーションであり、引張保持台形波の場合はストライエーションが不明瞭ではあるが、典型的な粒界破壊はみられない。

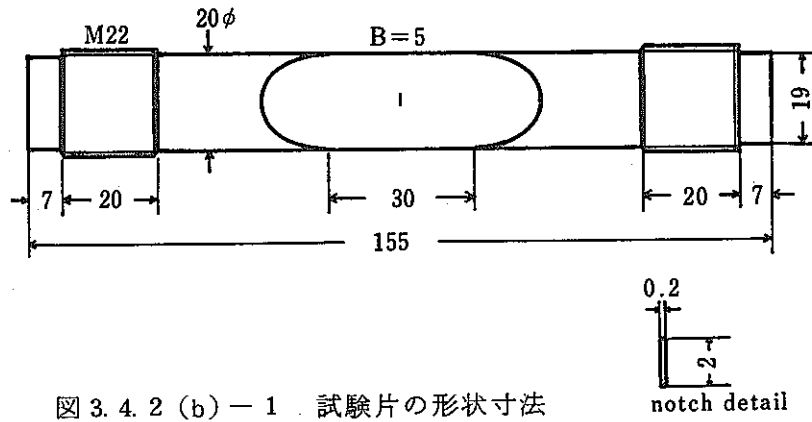


図 3.4.2 (b) - 1 試験片の形状寸法
Fig. 3.4.2 (b)-1 Shape and size of specimen.

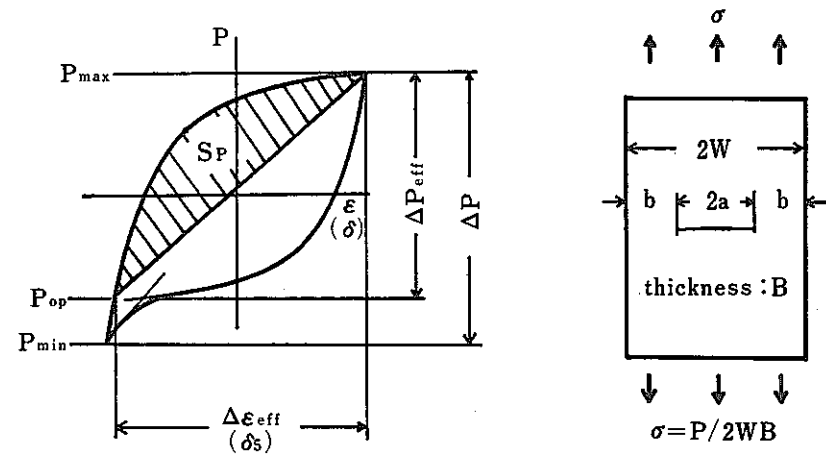


図 3.4.2 (b) - 3 FMP算出に用いる測定量の定義

Fig. 3.4.2 (b)-3 Definition of variables used in the calculations of FMP.

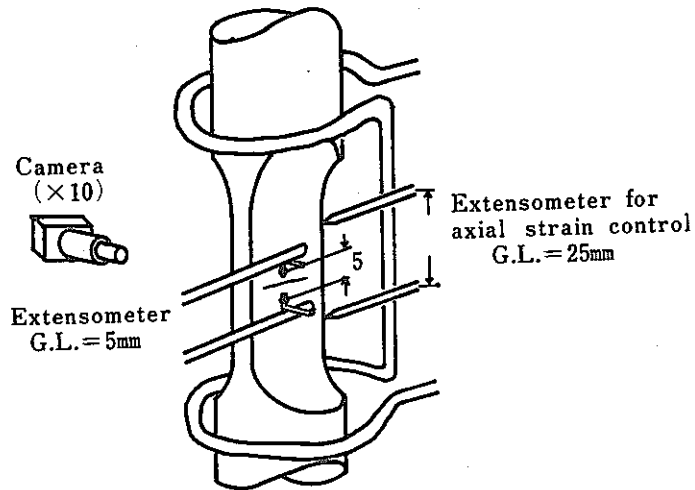


図 3.4.2 (b) - 2 試験要領の模式図
Fig. 3.4.2 (b)-2 Schematic illustration of testing apparatus.

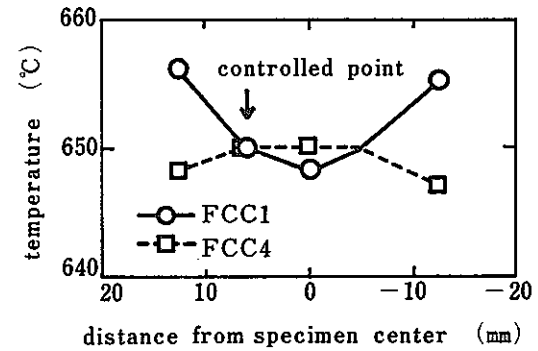


図 3.4.2 (b) - 4 温度分布
Fig. 3.4.2 (b)-4 Distribution of temperature.

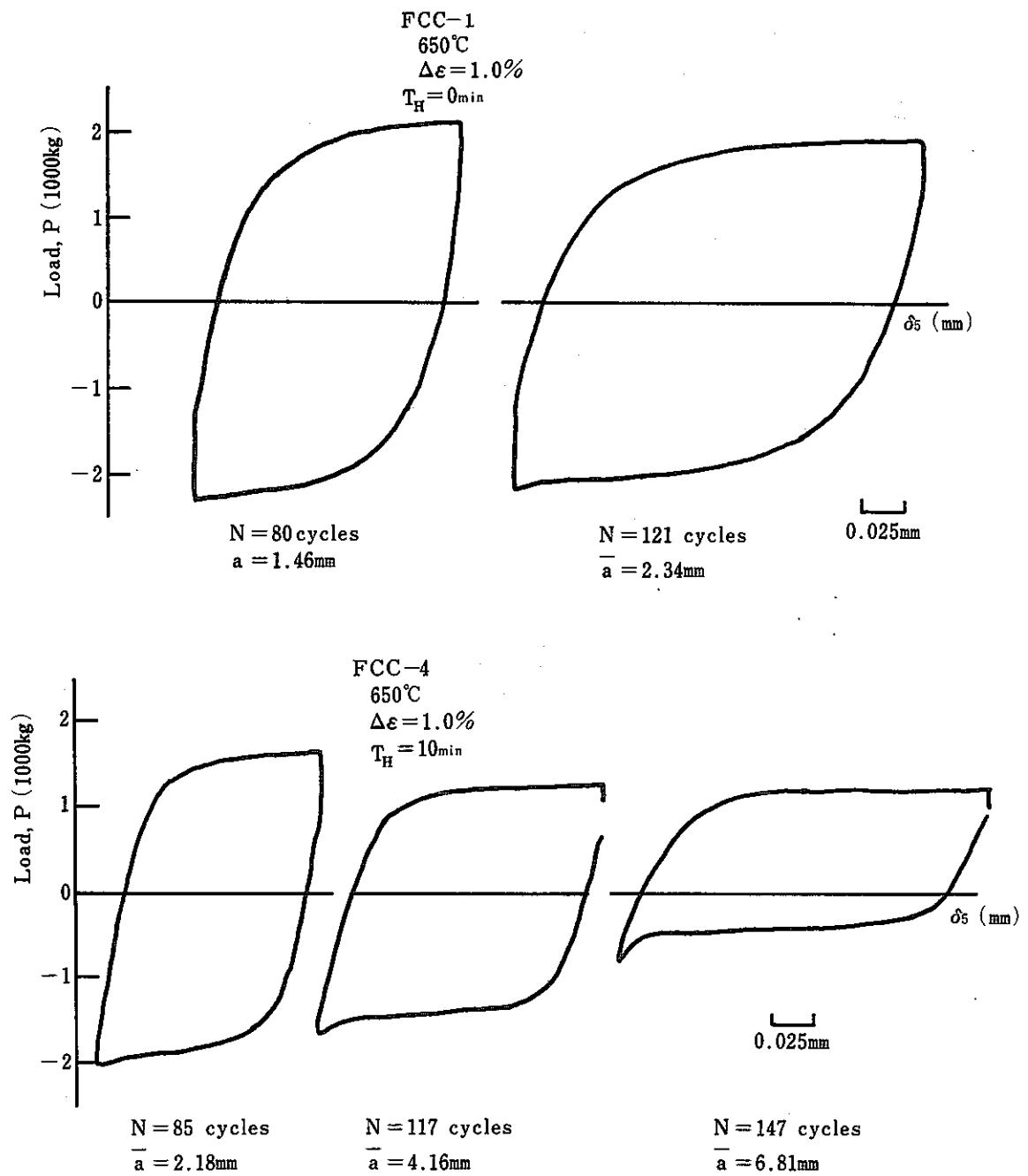


図 3.4.2 (b) - 5 δ_s - 荷重ヒステリシスループ

Fig. 3.4.2 (b)-5 δ_s -load hysteresis loops.

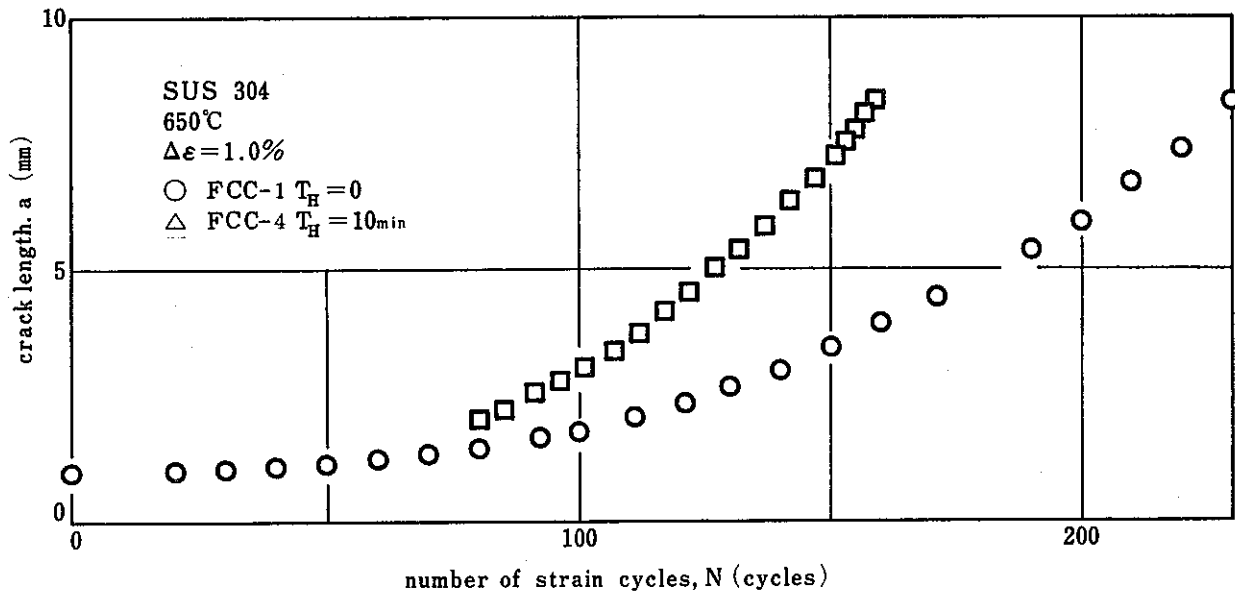


図 3.4.2 (b) - 6 歪繰返しにともなうき裂長さの変化
Fig. 3.4.2 (b)-6 Increase in crack length due to strain cycling.

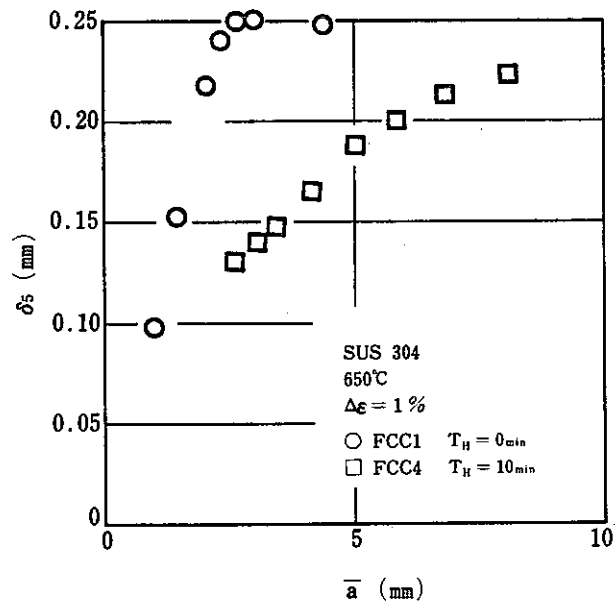


図 3.4.2 (b) - 7 き裂進展にともなう δ_5 の変化
Fig. 3.4.2 (b)-7 Change in δ_5 due to crack growth.

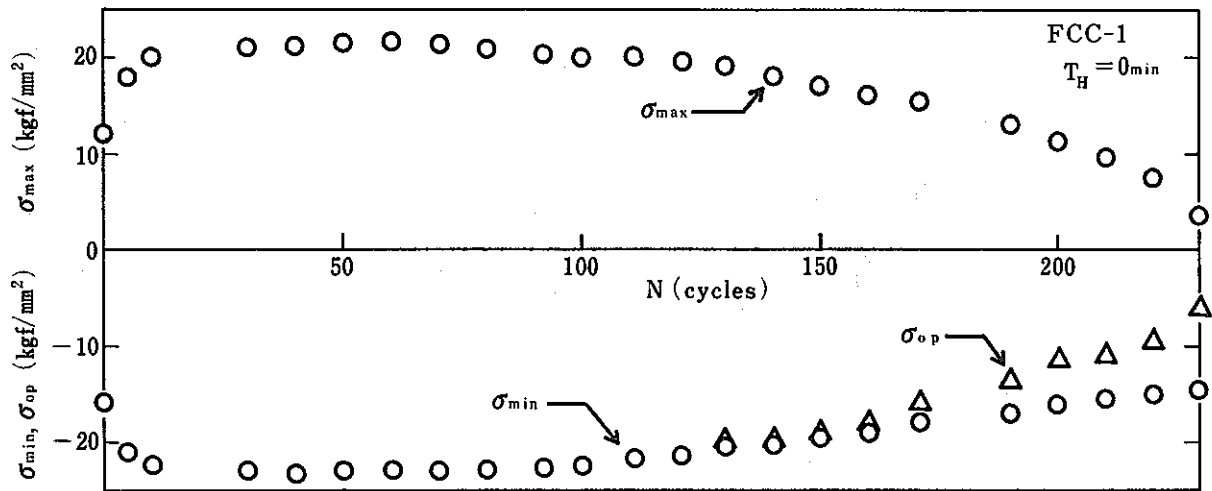


図 3.4.2 (b) - 8 歪繰返しにともなう σ_{\max} , σ_{\min} , σ_{op} の変化

Fig. 3.4.2 (b)-8 Change in σ_{\max} , σ_{\min} , σ_{op} due to strain cycling.

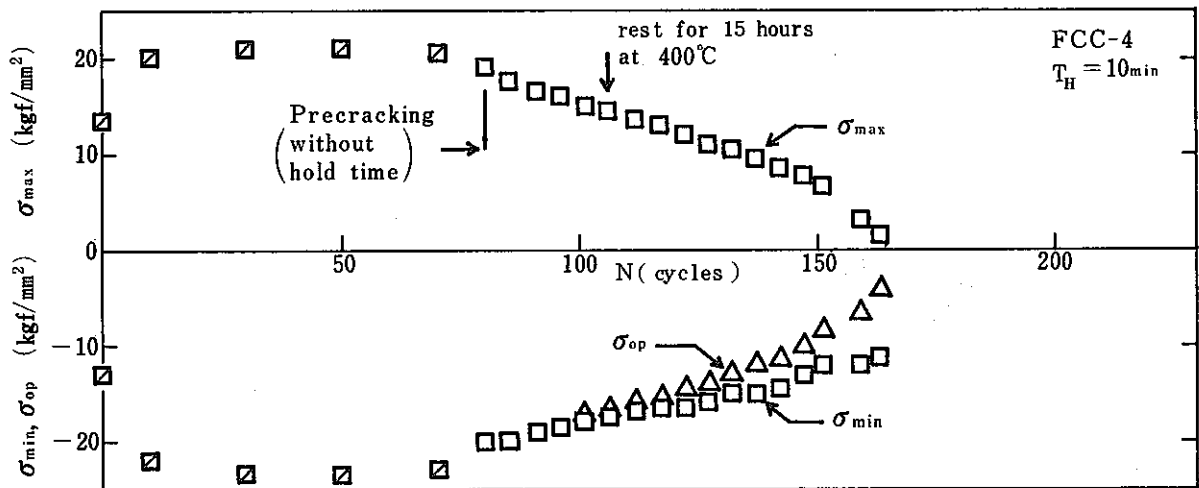


図 3.4.2 (b) - 9 歪繰返しにともなう σ_{\max} , σ_{\min} , σ_{op} の変化

Fig. 3.4.2 (b)-9 Change in σ_{\max} , σ_{\min} , σ_{op} due to strain cycling.

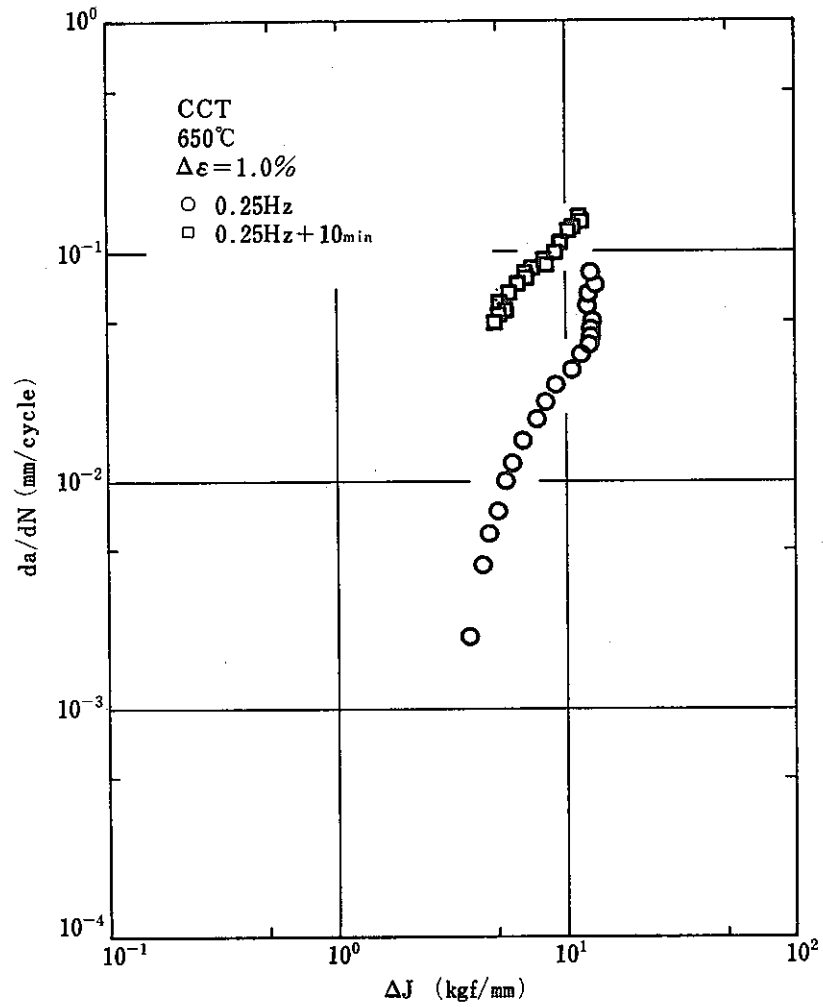


図 3.4.2 (b) - 10 き裂伝播速度と ΔJ の関係

Fig. 3.4.2 (b)-10 Relation between crack growth rate and ΔJ .

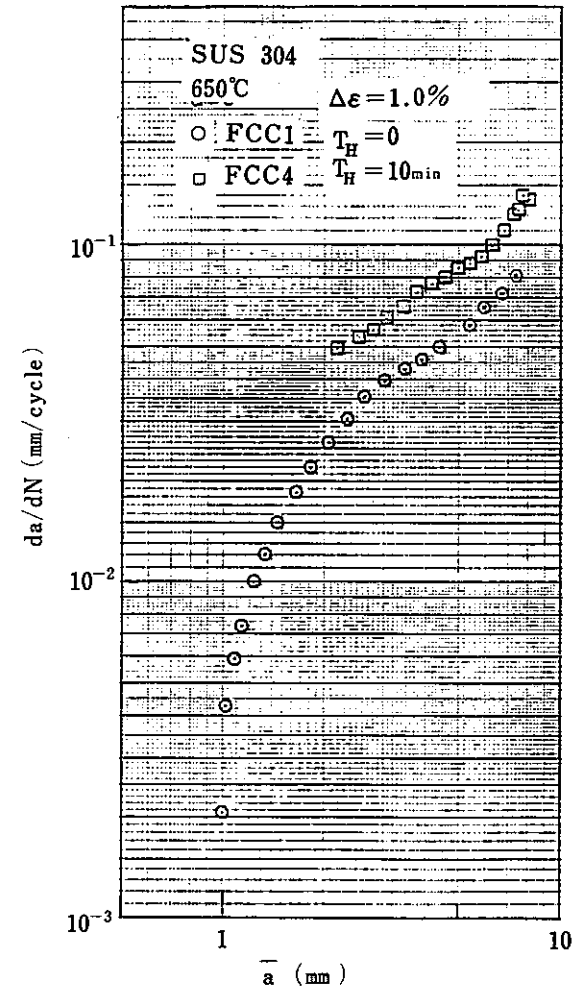


図 3.4.2 (b) - 11 き裂伝播速度と \bar{a} の関係

Fig. 3.4.2 (b)-11 Relation between crack growth rate and \bar{a} .

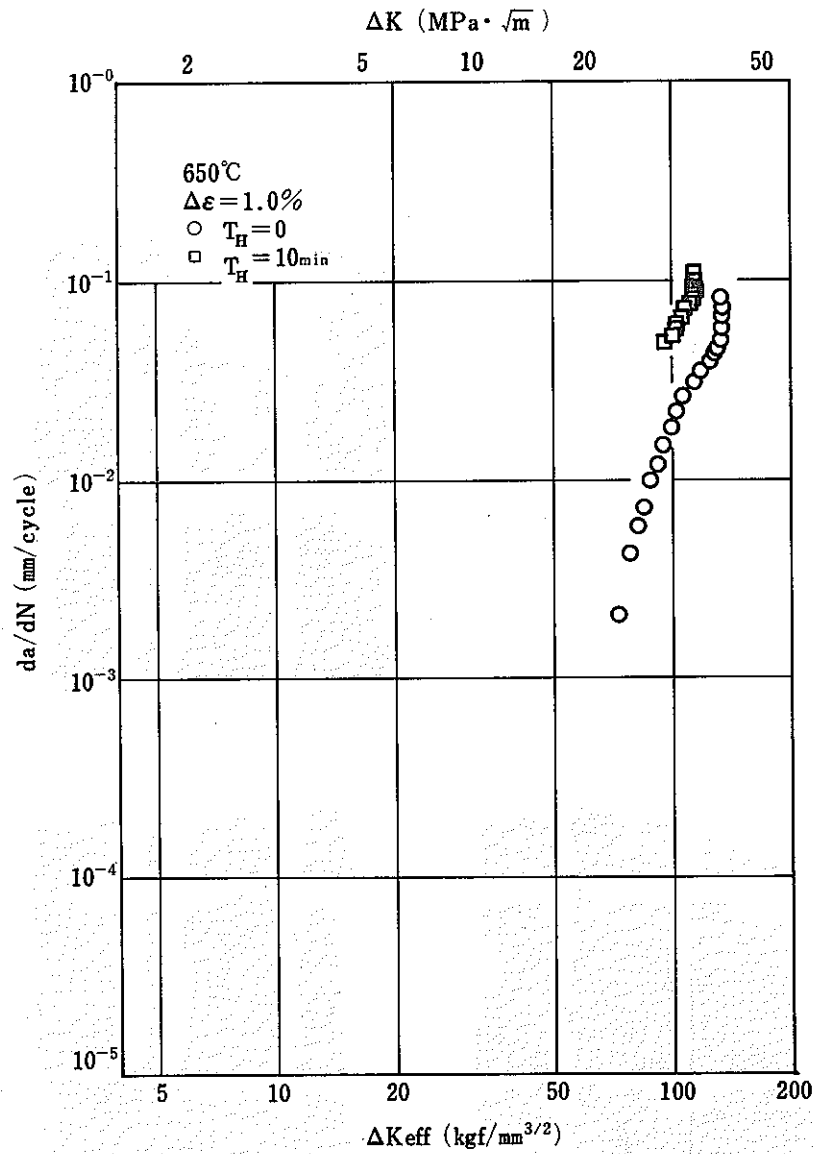


図 3.4.2 (b) - 12 き裂伝播速度と ΔK_{eff} の関係
 Fig. 3.4.2 (b)-12 Relation between crack growth rate and ΔK_{eff} .

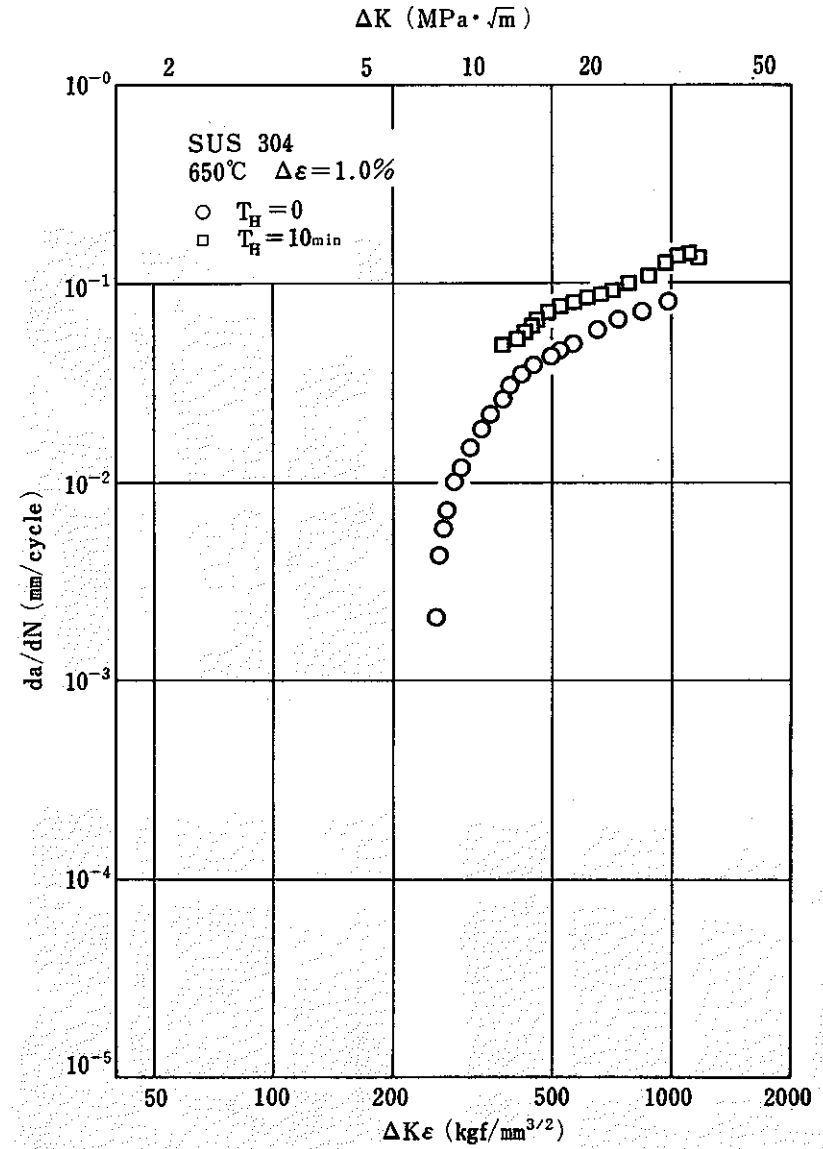
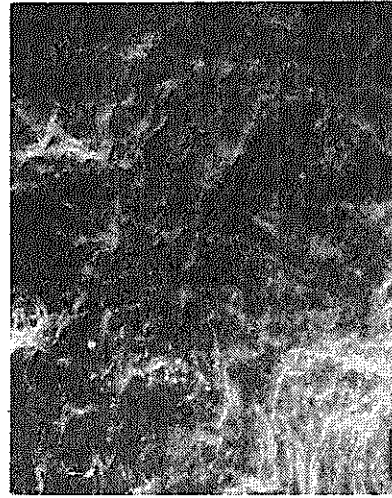


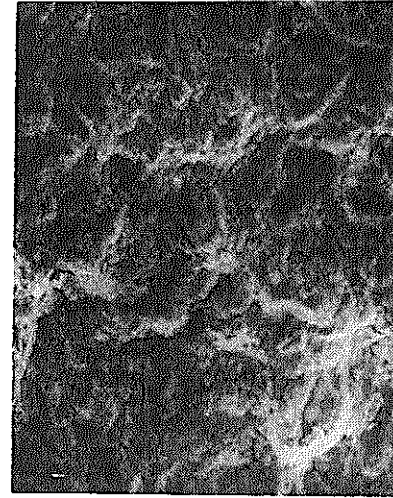
図 3.4.2 (b) - 13 き裂伝播速度と ΔK_e の関係
 Fig. 3.4.2 (b)-13 Relation between crack growth rate and ΔK_e .



(a) $a = 1.06 \text{ mm}$ 20μ



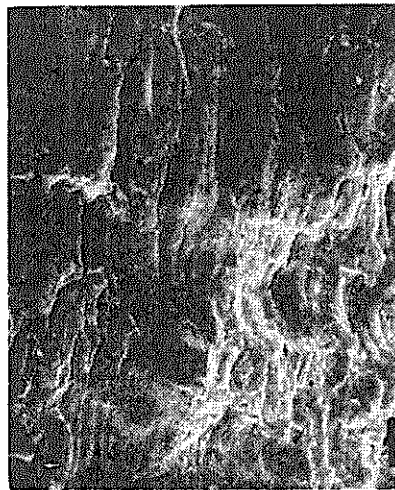
(c) $a = 6.0 \text{ mm}$ 100μ



(a) $a = 3.0 \text{ mm}$ 50μ

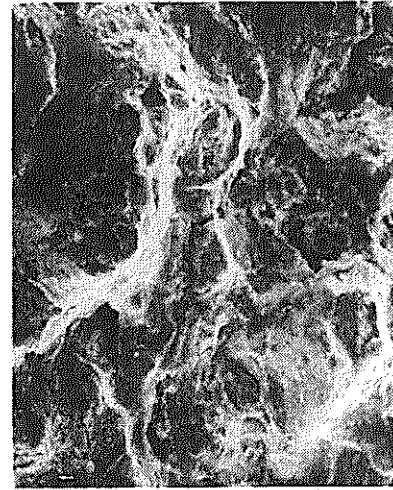
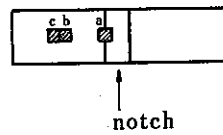


(c) $a = 6.0 \text{ mm}$ 100μ



(b) $a = 5.0 \text{ mm}$ 50μ

FCC-1
 550 °C
 $\Delta \epsilon = 1.0 \%$
 $T_H = 0 \text{ min}$



(b) $a = 5.0 \text{ mm}$ 50μ

FCC4
 550 °C
 $\Delta \epsilon = 1.0 \%$
 $T_H = 10 \text{ min}$

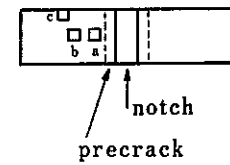


写真 3.4.2 (b) - 1 破面形態 (FCC1)
 Photo. 3.4.2 (b)-1 Fracture appearance.

写真 3.4.2 (b) - 2 破面形態 (FCC4)
 Photo. 3.4.2 (b)-2 Fracture appearance.

3.4.2 (c) CCT試験片によるひずみ制御き裂伝播試験結果(Ⅲ)

(1) 実施項目

SUS304鋼について、650℃でCCT試験片を用いひずみ制御の高温疲労き裂伝播試験を実施した。

試験内容を次に示す。

設定ひずみ	制御波形	標点間距離
$\Delta \epsilon_t = 0.5\%$	三角波 0.5 Hz 引張保持台形波 0.5 Hz + 10分	GL = 25 mm

き裂近傍荷重線上の開口変位を知るため、GL = 5 mmの変位を試験中測定した。

(2) 試験片形状

図3.4.2(c)-1に示す板厚5mm、板幅20mmのCCT試験片を用いた。中央切欠き(幅0.3mm、長さ1mm)は、放電加工により設けた。

(3) 試験方法

1) 加熱方法

高周波コイルで加熱した。温度測定は図3.4.2(c)-2に示す3点で13%PR熱電対を用いて測定した。温度分布は、GL25mm内は650℃±2℃であった。

2) 制御方法

ひずみ制御で、三角波(0.5Hz)およびこの波形の引張り側に10分保持を有する台形波の2種類行なった。全ひずみ範囲はいずれも $\Delta \epsilon_t = 0.5\%$ である。なお、ひずみ制御は、平板側面GL = 25mmで行なった(図3.4.2(c)-3)

3) き裂開口変位測定およびき裂長さ測定方法

き裂開口変位は図3.4.2(c)-3に示すようにき裂をはさむGL=5mmで、石英棒を押し当てて測定した。き裂長さは、その反対側の面上のき裂長さをひずみピーク点で写真撮影することにより測定した。印画紙上の倍率は7.5倍である。

4) 予き裂導入法

予き裂は、試験条件と同じ650℃、 $\Delta \epsilon_t = 0.5\%$ 、三角波(0.5Hz)で導入した。予き裂長さおよび導入に要したサイクル数を次表に示す。

試験条件		サイクル数	予き裂長さ
三角波	$\Delta \varepsilon_t = 0.5\%$, 0.5Hz	600	$a = 0.863\text{ mm}$
台形波	$\Delta \varepsilon_t = 0.5\%$, 0.5Hz 10分保持	694	$a = 0.962\text{ mm}$

台形波の場合は、上記要領で導入後、一旦、応力0、ひずみ0にし、その後、台形波試験を実施した。

5) データ整理方法

き裂進展速度 da/dN は、Incremental polynomial ($n=2$) で整理した。
破壊力学的パラメータ ΔK , ΔK_{eff} , ΔK_ε , ΔJ の算出には次式を用いた。

$$\Delta K = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{2w}\right)}, \quad \Delta \sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$$

$$\Delta K_{eff} = \Delta \sigma_{eff} \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{2w}\right)}, \quad \Delta \sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{close}$$

$$\Delta K_\varepsilon = E \cdot \Delta \varepsilon_t \cdot \sqrt{\pi a} \cdot f\left(\frac{a}{w}\right), \quad E = 14706 \text{ kg/mm}^2$$

$$\Delta J = \frac{\Delta K_{eff}^2}{E} + \frac{S_p}{Bb}$$

($2a$: き裂長さ, $2w$: 板幅, $2b = 2w - 2a$, B = 板厚)

(4) 試験結果

三角波および引張保持台形波の繰返し数に伴うき裂長さ a , 応力 (σ_{max} , $\Delta \sigma$, $\Delta \sigma_{eff}$) の変化を図 3.4.2 (c) - 4, 図 3.4.2 (c) - 5 に示す。き裂長さ $a = 2.5\text{ mm}$ 付近から、き裂の closure が認められる。

GL = 5mm での繰返し数に伴うひずみの変化 (ε_{max} , ε_{min}) を、図 3.4.2 (c) - 6 に、ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ の変化を図 3.4.2 (c) - 7 に示す。三角波と台形波は、 $a = 1.0\text{ mm}$ 以上では、 $\Delta \varepsilon_t$ は一致している。

き裂長さ $a = 1.4\text{ mm}$, 5.3 mm での、GL = 25mm, 5mm の応力-ひずみヒステリシスループを図 3.4.2 (c) - 8 に、き裂の進展状況を写真 3.4.2 (c) - 1 に示す。ヒステリシスカーブからわかるように、台形波 10分保持中に応力緩和は生じているが、GL = 5mm

の点での変位の変化は認められずほぼ一定であった。三角波および台形波の破面を写真 3.4.2.(c) - 2 に示す。三角波では、全面明瞭な粒内ストライエーションが観察される。これに対し、台形波では粒内ストライエーションが支配的ではあるが、サブクラックが観察され、多少凸凹している点で三角波と異なる。

da/dN と a の関係を図 3.4.2 (c) - 9 に示す。

da/dN と ΔK の関係を図 3.4.2 (c) - 10 に、 da/dN と ΔK_{eff} の関係を図 3.4.2 (c) - 11 に示す。台形波の方が三角波より da/dN は 2 倍程度大きく、10 分保持の効果が認められる。

da/dN と ΔK_e の関係を図 3.4.2 (c) - 12 に示す。三角波と台形波では、 $GL = 5\text{ mm}$ でのひずみ範囲は、ほぼ一致していたので(図 3.4.2(c)-7)，これに対応して、 ΔK_e で整理した場合には両者一致している。

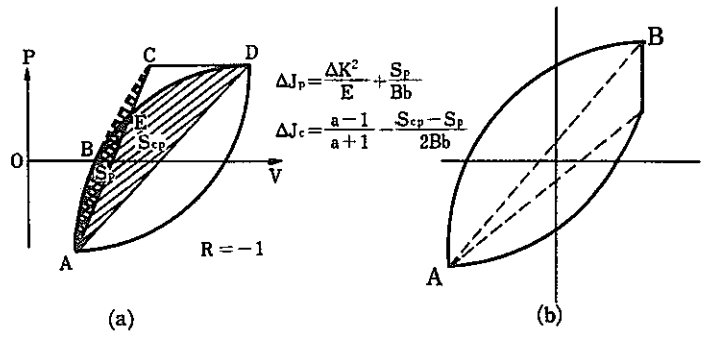
$GL = 25\text{ mm}$ 、 5 mm の荷重-ひずみヒステリシスループから求めた、 ΔJ_{f25} 、 ΔJ_{f5} と da/dN の関係を図 3.4.2 (c) - 13 に示す。三角波、台形波いずれにおいても、 $a = 4\text{ mm}$ 以上で、 ΔJ_{25} と ΔJ_5 は一致する傾向があり、 $a = 4\text{ mm}$ 以上では、 $GL = 25\text{ mm}$ での変位挙動は、き裂の開閉口ではほぼ占められていることがわかる。台形波の方が三角波より da/dN は高目に位置している。

(5) まとめ

今回のひずみ制御位置平板側面 $GL = 25\text{ mm}$ での ΔJ_{f25} で整理したものと、 $GL = 5\text{ mm}$ での ΔJ_{f5} は一致する。

変位制御下での ΔJ_e の求め方に関しては明確にされたものは見当たらない。本試験結果においては、 ΔK 、 ΔJ_f で整理した図 3.4.2 (c) - 10、図 3.4.2 (c) - 13 および破面観察結果からも、台形波引張り 10 分保持試験ではクリーブによる加速効果が認められる。しかし、ヒステリシスループ上からは、 $GL = 5\text{ mm}$ での開口変位が 10 分保持中に変化せず通常の荷重一定下での ΔJ_e は得られず、また、引張側最大荷重から 10 分間保持応力緩和後の荷重に至るまでの、両荷重点での除荷弾性線で囲まれる塑性変形分の面積で考えると、この面積は、 ΔJ_f に用いた引張側荷重-変位の面積に比べると ΔJ_e として補正するには小さすぎ、適切な値を与えない。そこで、ここでは参考として、次のようにして ΔJ_e として計算してみた。

ひずみ速度の遅い両振りの場合の ΔJ_t , ΔJ_c として, 大谷らは⁽¹⁾ 付図(a)を提案している。そこで, 本試験のひずみ保持部分(ABC)を ΔJ_c とみなして(b), 試算した結果が図 3.4.2(c)-14である。



参考文献

- 1) 平, 大谷, 材料. vol28, No 308(1979)

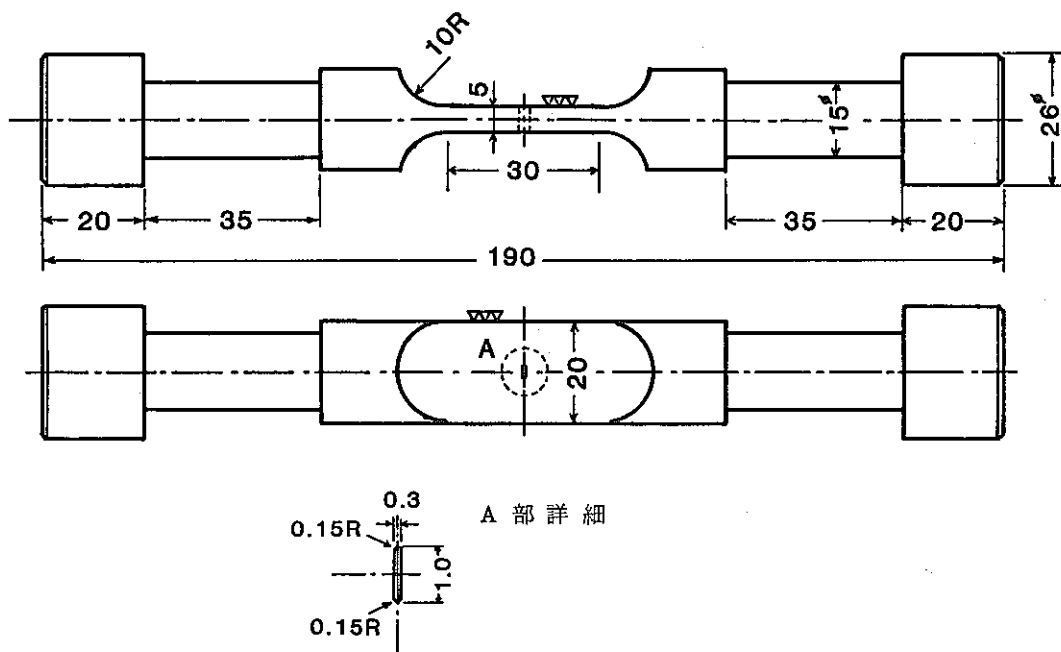


图 3.4.2 (c) - 1 試験片形状
 Fig. 3.4.2 (c)-1 Crack propagation test specimen.

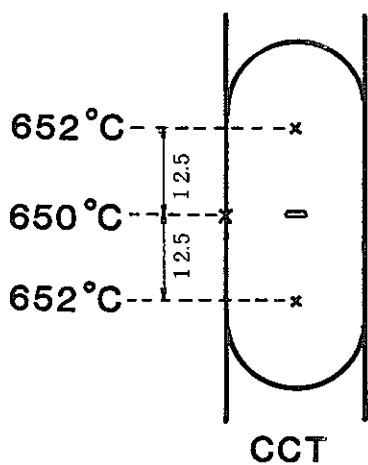


图 3.4.2 (c) - 2 温度分布
 Fig. 3.4.2 (c)-2 Distribution of temperature.

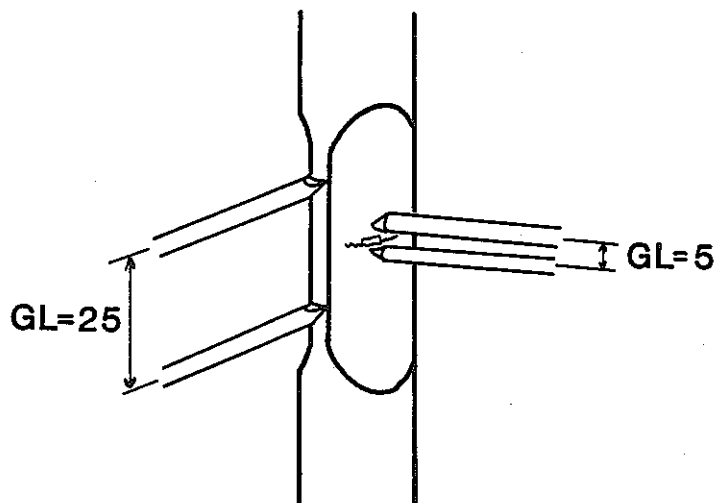


图 3.4.2 (c) - 3 変位測定方法
 Fig. 3.4.2 (c)-3 Measured point of GL = 5 mm and 25 mm.

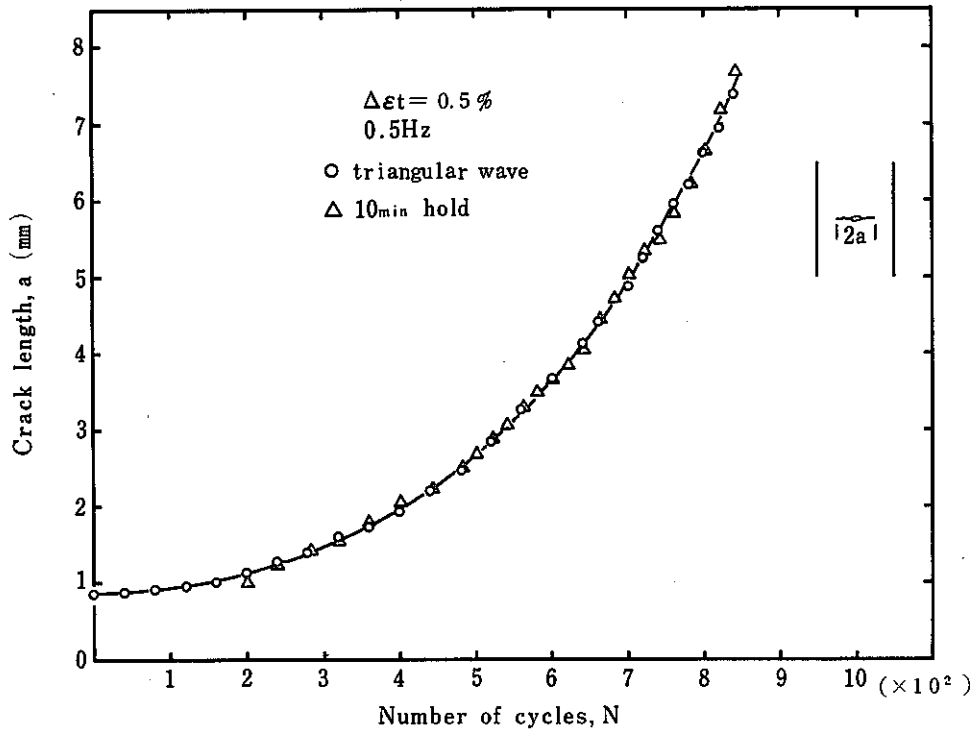


図 3.4.2 (c) - 4 繰返しサイクルに伴うき裂長さの変化
Fig. 3.4.2 (c)-4 Crack length changes during reversed strain cycling.

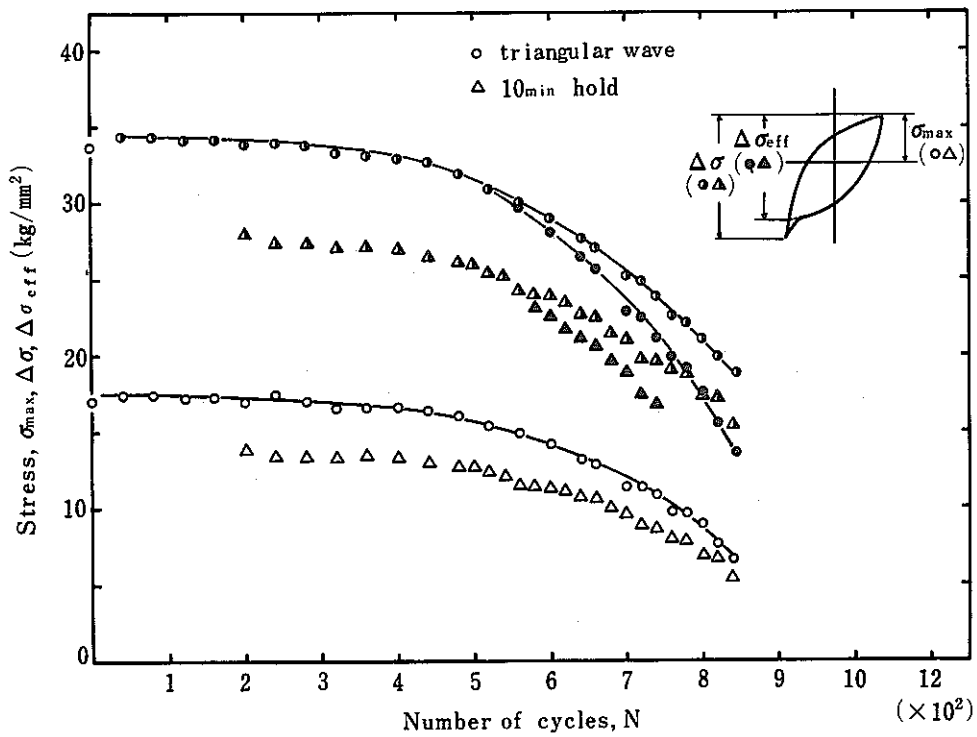


図 3.4.2 (c) - 5 繰返しサイクルに伴う応力の変化
Fig. 3.4.2 (c)-5 Stress changes during reversed strain cycling.

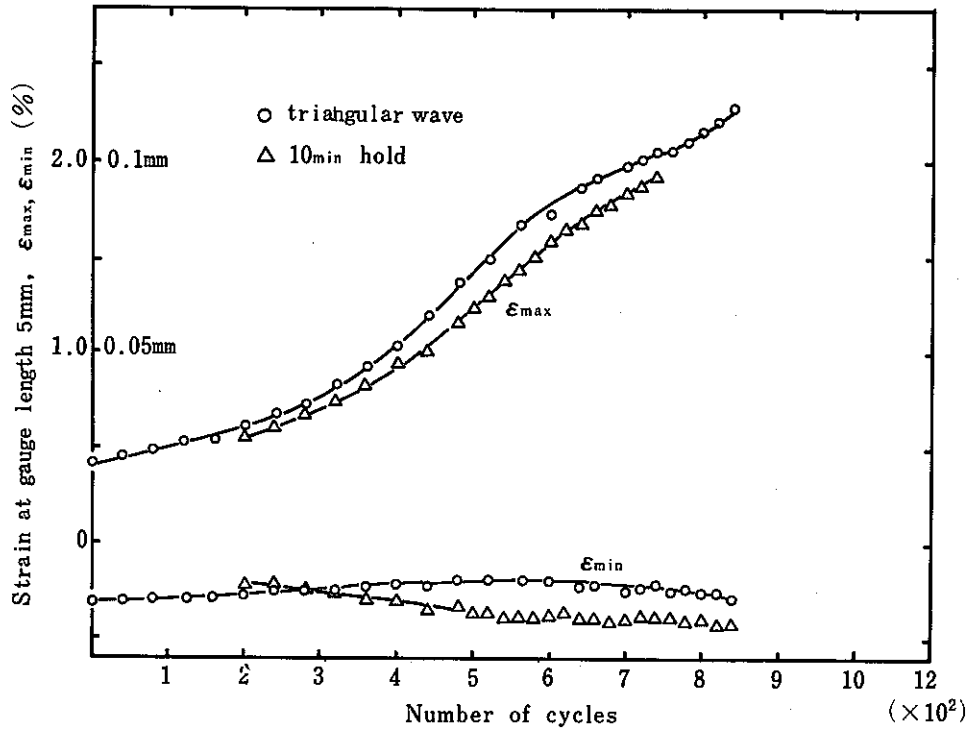


図 3.4.2 (c) - 6 GL = 5 mm における変位の繰返し数に伴う変化
 Fig. 3.4.2 (c)-6 Changes of strain at gauge length 5 mm during reversed strain.

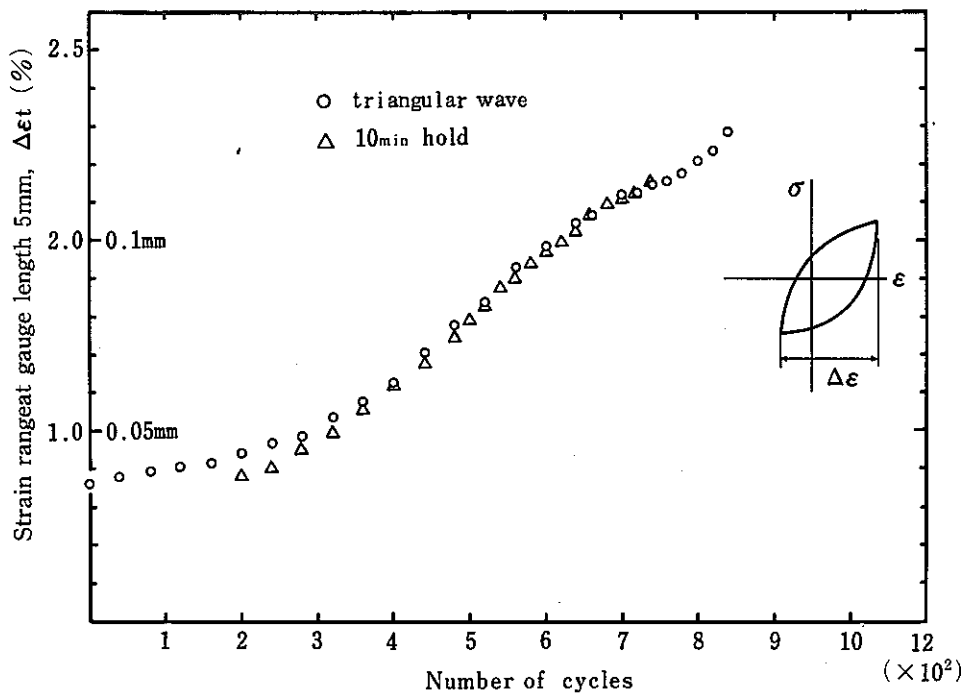


図 3.4.2 (c) - 7 GL = 5 mm におけるひずみ範囲の繰返し数に伴う変化
 Fig. 3.4.2 (c)-7 Changes of strain range at gauge length 5 mm during reversed strain cycling.

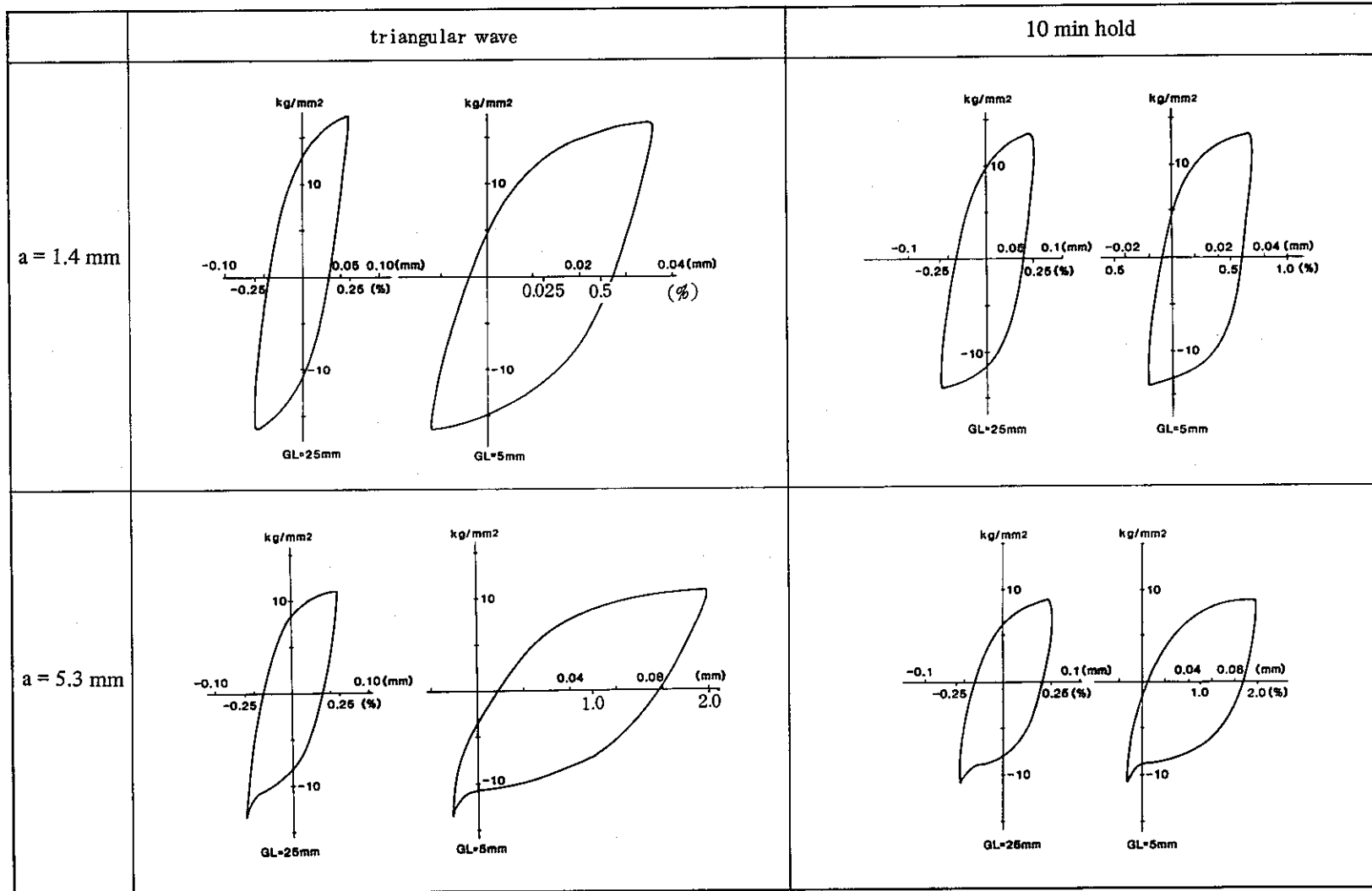


図 3.4.2 (c) - 8 ヒステリシスループ

Fig. 3.4.2 (c)-8 Stress-strain hysteresis loop.

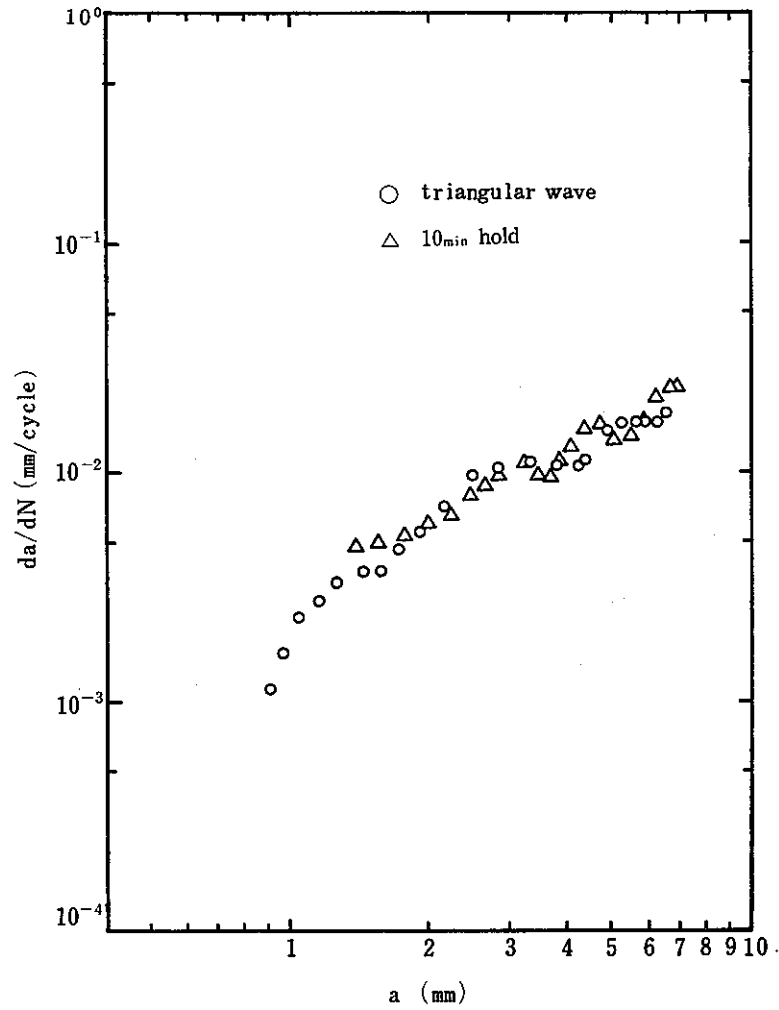


図 3.4.2 (c) - 9 da/dN とき裂長さ a の関係
Fig. 3.4.2 (c)-9 Relation between da/dN and crack length.

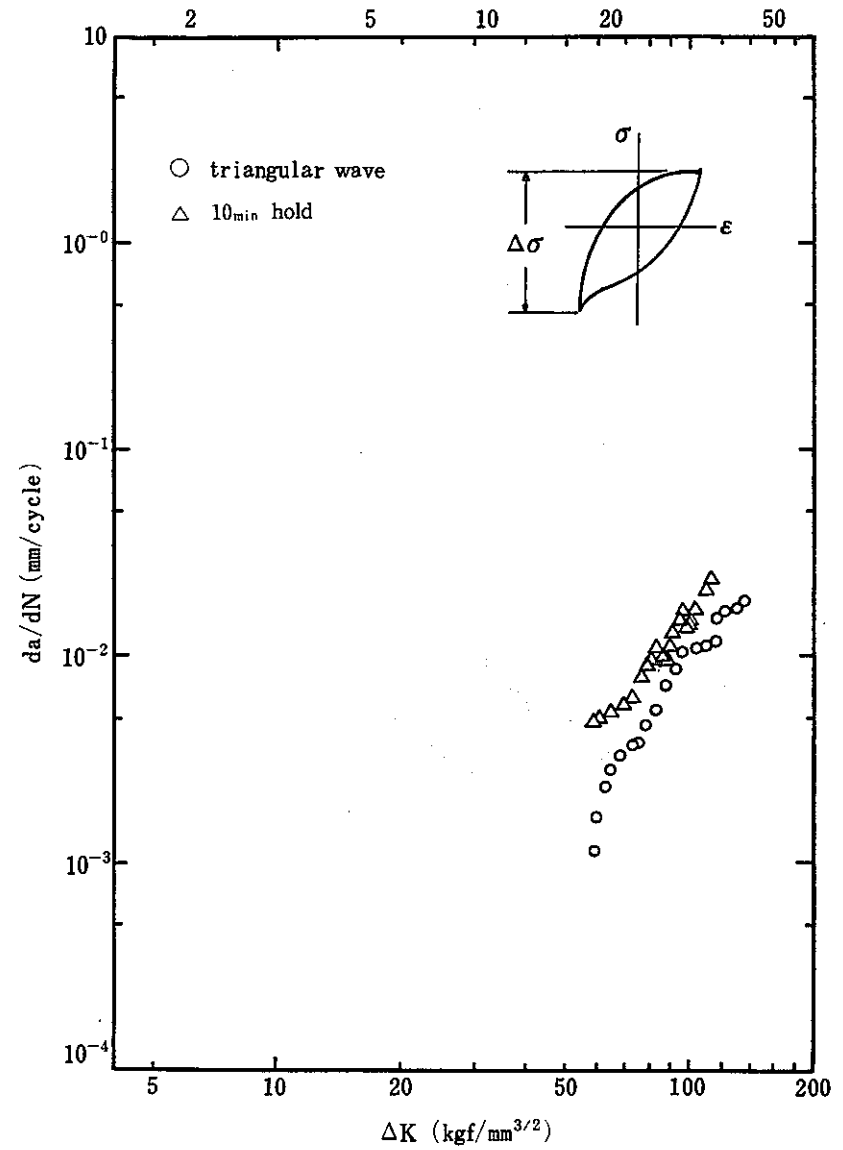


図 3.4.2 (c) - 10 da/dN と ΔK の関係
Fig. 3.4.2 (c)-10 Relation between da/dN and ΔK .

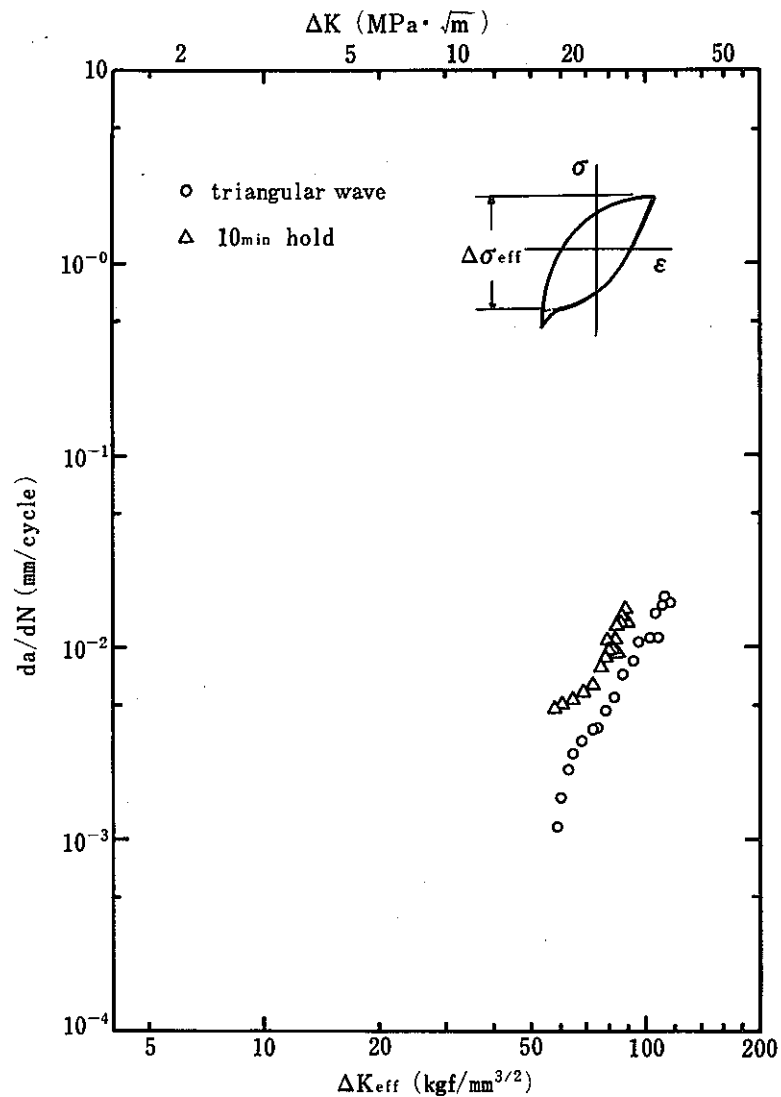


図 3.4.2 (c) - 11 da/dN と ΔK_{eff} の関係
 Fig. 3.4.2 (c)-11 Relation between da/dN and ΔK_{eff} .

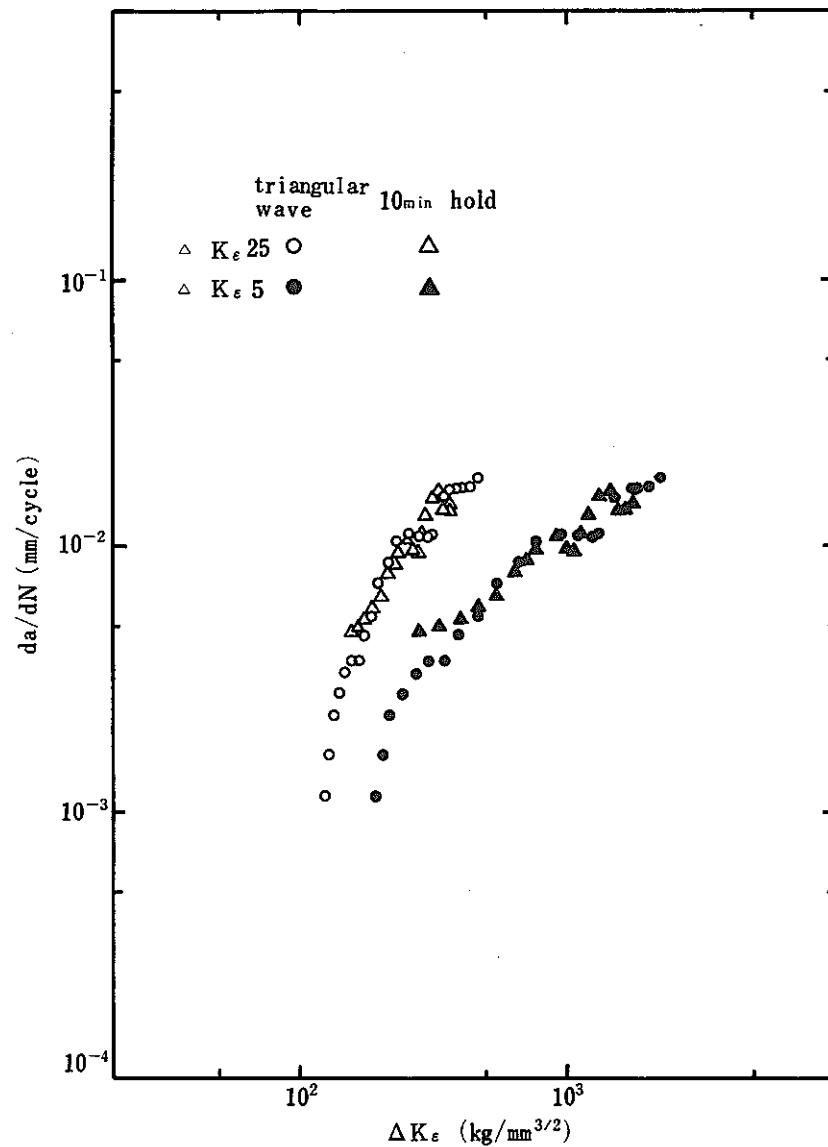


図 3.4.2 (c) - 12 da/dN と ΔK_{ϵ} の関係
 Fig. 3.4.2 (c)-12 Relation between da/dN and ΔK_{ϵ} .

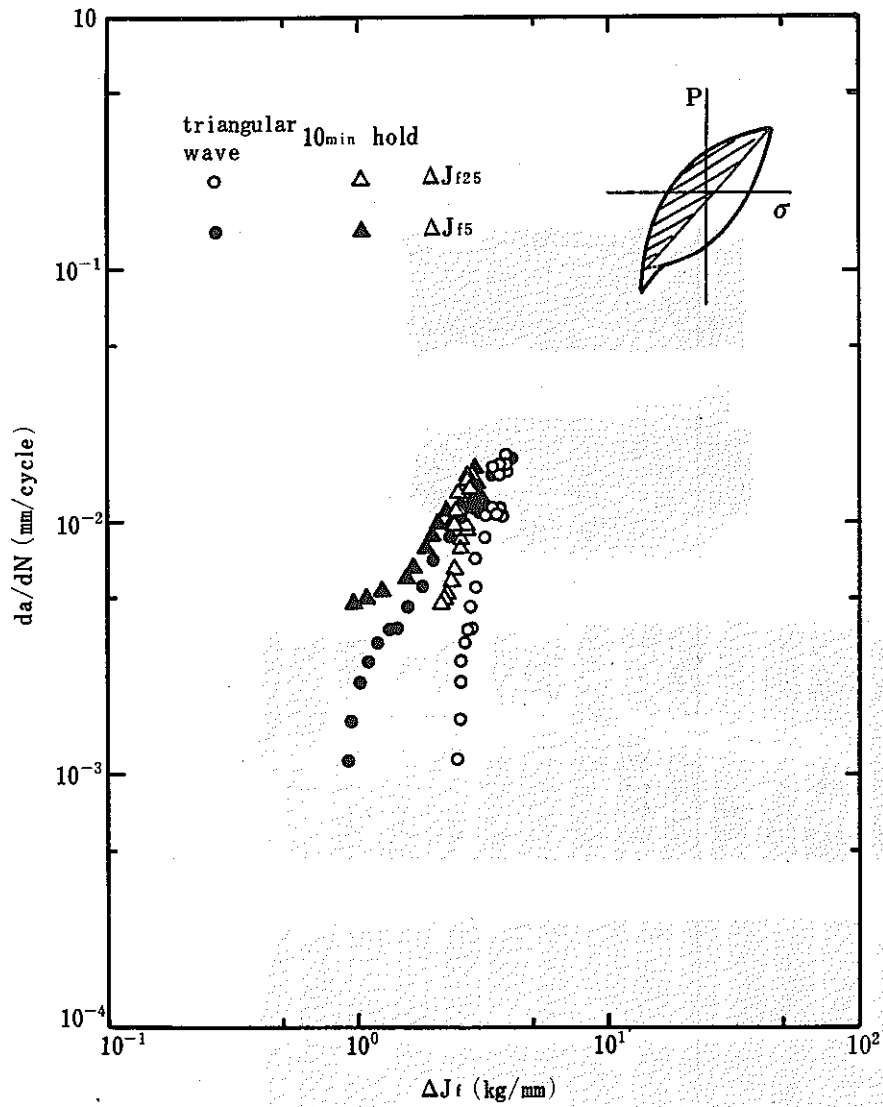


図 3.4.2 (c) - 13 da/dN と ΔJ_r の関係
 Fig. 3.4.2 (c)-13 Relation between da/dN and ΔJ_r.

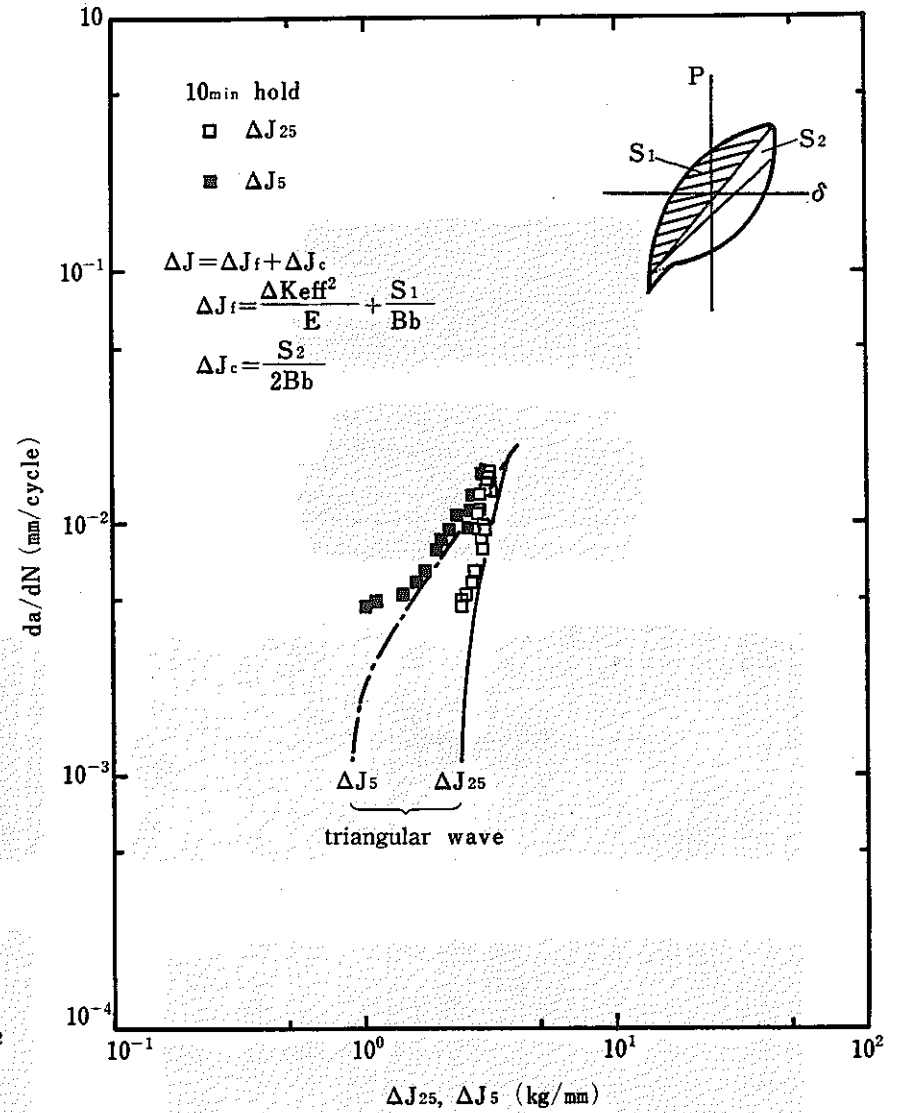


図 3.4.2 (c) - 14 da/dN と ΔJ の関係
 Fig. 3.4.2 (c)-14 Relation between da/dN and ΔJ.

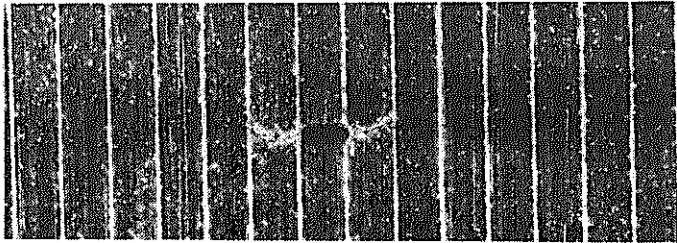
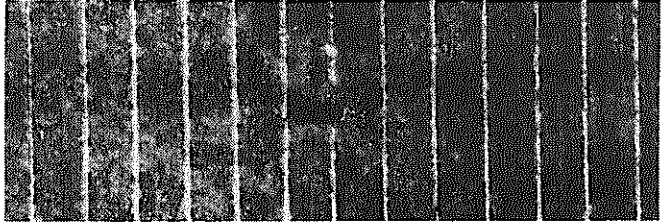
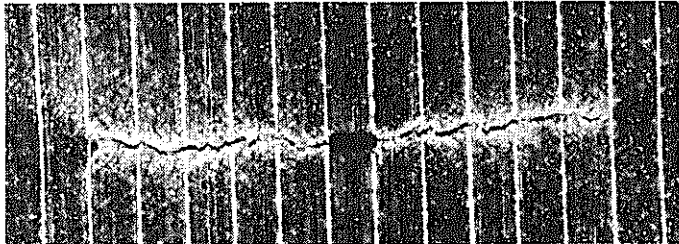
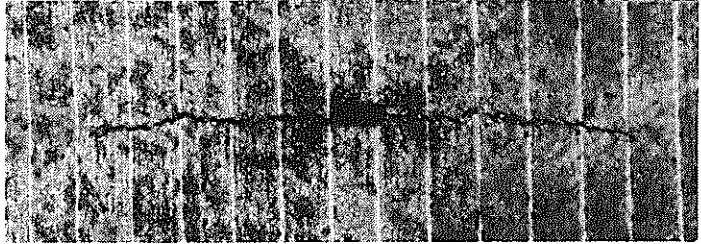
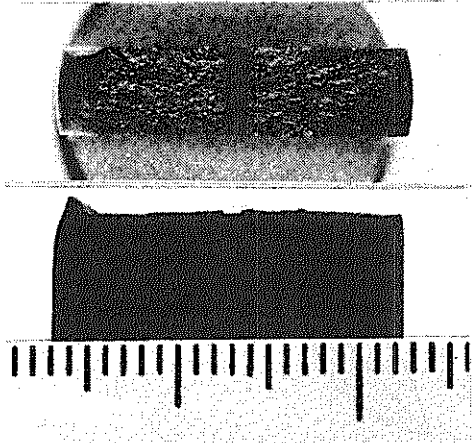

	triangular wave	10 min hold
a = 1.4 mm		
a = 5.3 mm		
Fracture appearance		

写真 3.4.2 (c) - 1 き裂進展状況および破断後の外観
Photo. 3.4.2 (c)-1 Propagating crack viewed in surface and fracture appearance.

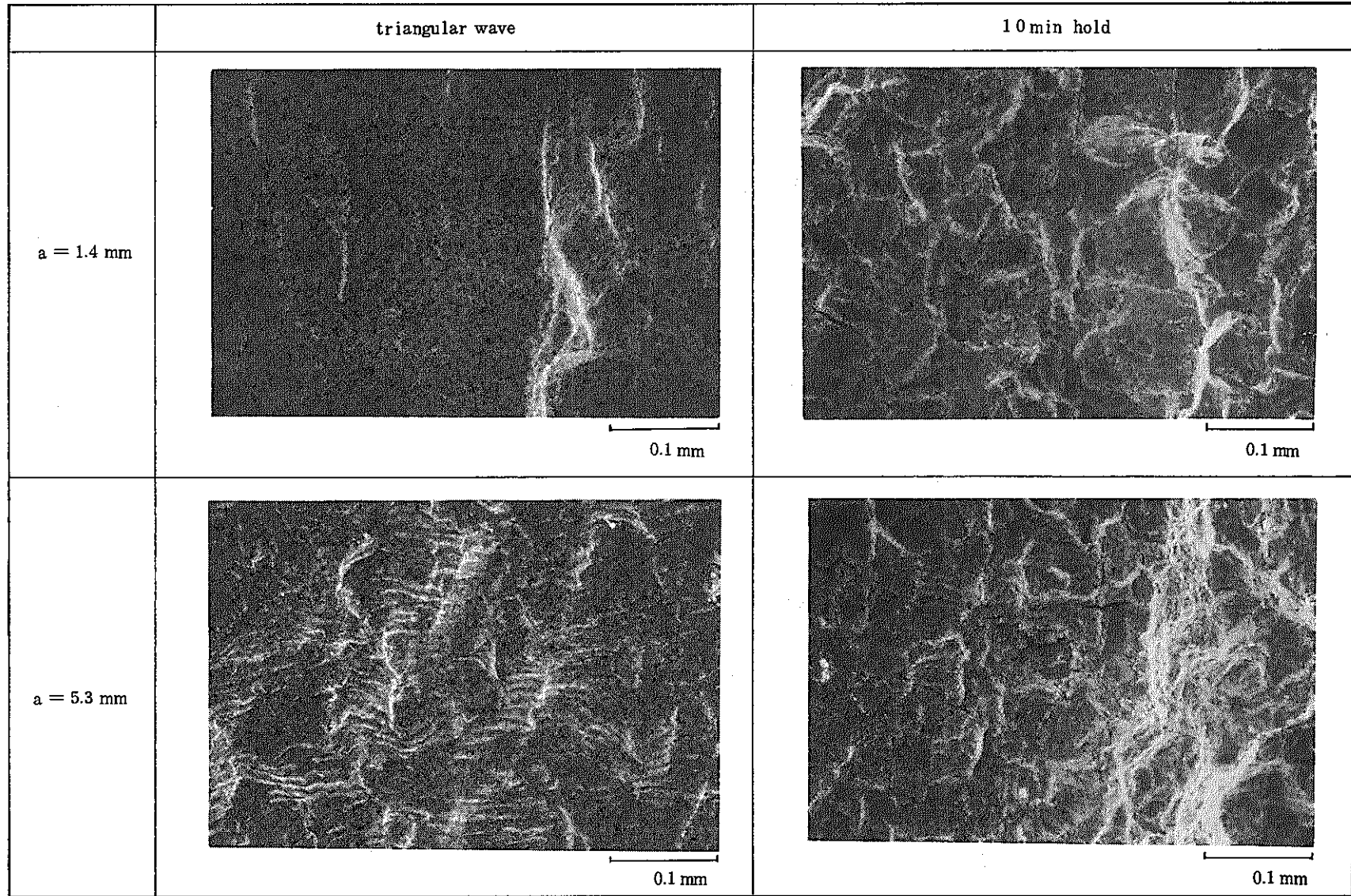


写真 3.4.2 (c) - 2 き裂破面
Photo. 3.4.2 (c)-2 SEM fractographs after fatigue crack propagation test.

3.4.2 (d) CT試験片の変位制御試験結果 (IV)

(1) 試験項目

CT試験片の変位制御により SUS304 材について 650 °C の高温疲労き裂伝ば試験を実施した。試験内容の一覧を表 3.4.2 (d) - 1 に示す。

(2) 試験方法

試験片は図 3.4.2 (d) - 1 に示す 1TCT サイズの CT 試験片で板厚は 12.5 mm である。試験状況写真を図 3.4.2 (d) - 2 に示す。

負荷はアクチュエータのストローク制御によって与え、荷重線上 COD が片振りになる様に調整した。

試験片の加熱は高周波加熱によって行った。温度分布の例を図 3.4.2 (d) - 3 に示している様に、き裂径路近傍では 650 ± 5 °C であり、時間的変動は約 ± 1 °C 程度であった。

き裂計測は移動顕微鏡による目視計測ならびに写真撮影法を併用した。

変位計測は差動トランス式の変位計を用い、図 3.4.2 (d) - 1 に示す様にセラミック製の変位取出し棒の先端をゲージレンジ 8 mm の間隔で押し当て、荷重線上 COD を計測した。

予き裂は導入せず、試験と同条件で切欠よりき裂を発生させた。

(3) データ整理法

データ整理に用いる破壊力学パラメータは次式によって計算した。

$$\left. \begin{aligned} \circ \frac{\Delta J}{\Delta J_f} \end{aligned} \right\} = \frac{2A}{Bb} \frac{1+\eta}{1+\eta^2}, \quad \eta = \sqrt{(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2} - (2a/b + 1)$$

$$\circ \Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} F_I(\xi), \quad F_I(\xi) = \frac{2+\xi}{(1-\xi)^{3/2}} \{ 0.886 + 4.64\xi - 13.32\xi^2 + 14.72\xi^3 - 5.6\xi^4 \}$$

ただし $\xi = a/w$

$$\circ \Delta K_{eff} = \frac{\Delta P_{eff}}{B\sqrt{W}} F_I(\xi); \quad \Delta P_{eff} \text{ は closure level 以上の荷重範囲}$$

a はき裂長, b はリガメント幅, B は試験片板厚であり, A, ΔP , ΔP_{eff} の定義は図 3.4.2 (d) - 4 に示す。

き裂伝ば速度 da/dN は incremental polynomial 7 点法によって求めた。

(4) 試験結果

1) a ~ N線図

伝ば曲線 a ~ N線図の一例を図 3.4.2 (d) - 5 に示す。

2) 荷重変位線図

き裂伝ばに伴う荷重変位線図の一例を、三角波について図 3.4.2 (d) - 6 に、引張保持台形波について図 3.4.2 (d) - 7 に示す。

3) き裂伝ば速度と破壊力学パラメータ

$da/dN \sim \Delta J$ 関係を図 3.4.2 (d) - 8 に示す。白印は三角波の場合であるが、変位条件によらずほぼ一本のバンドに入っている。一方黒印は引張保持台形波の場合（この場合横軸は ΔJ_f である）であるが、保持を含むことによって3倍程度加速されている。

$da/dN \sim \Delta K_{eff}$ 関係を図 3.4.2 (d) - 9 に示すが、白印の三角波の場合は良好な直線関係を示している。

$da/dN \sim \Delta K$ 関係を図 3.4.2 (d) - 10 に示すが、 ΔK が支配パラメータでないことが明白である。

4) マクロ破面

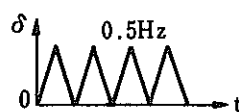
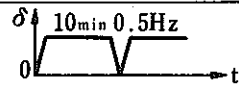
試験片のマクロ破面を図 3.4.2 (d) - 11 に示す。引張保持台形波の場合に若干トンネリングが顕著になっている。

5) SEM観察結果

破面の SEM 写真を図 3.4.2 (d) - 12 に示す。三角波の場合にはストライエーションがみられ、その間隔は巨視的伝ば速度とほぼ一致している。また引張保持台形波の場合には粒界破面がみられる。

表 3.4.2 (d) - 1. 試験条件

Table 3.4.2 (d)-1 Test conditions.

種類	試験片No	$\Delta \delta$ (mm)	波形
三角波	FCC 2	0.5	
	FCC 3	0.7	
	FCC 4	1.1	
引張保持台形波	FCC 5	1.4	

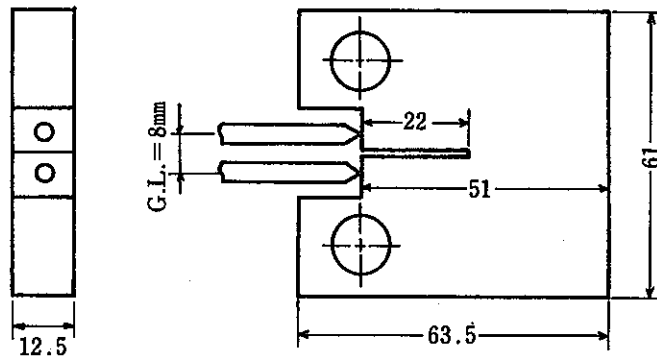


图 3.4.2 (d) - 1 试 验 片
Fig. 3.4.2 (d)-1 Test specimen.

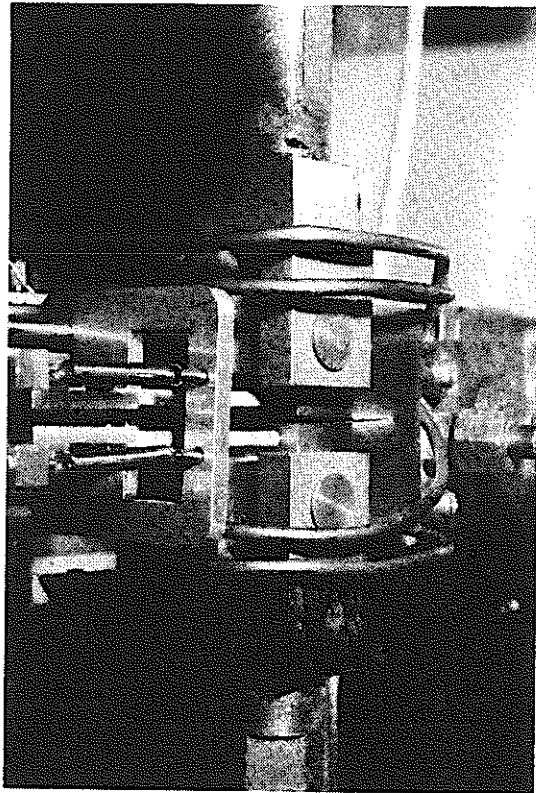
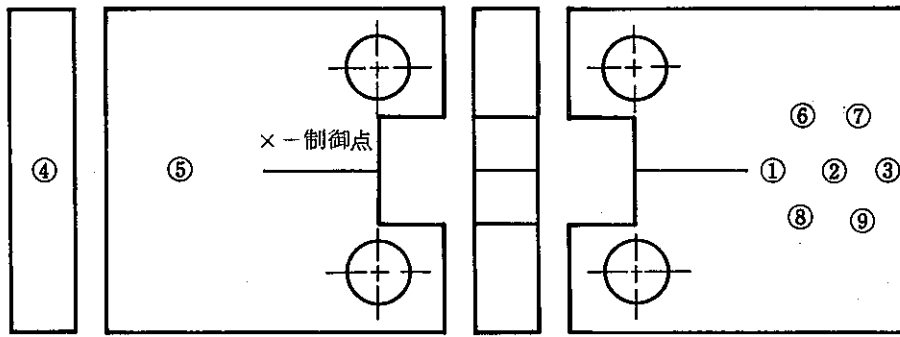


图 3.4.2 (d) - 2 试 验 装 置
Fig. 3.4.2 (d)-2 Testing rig.



No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Temp(°C)	654	648	647	651	645	654	650	651	649

図 3.4.2 (d) - 3 温度分布
Fig. 3.4.2 (d)-3 Temperature distribution.

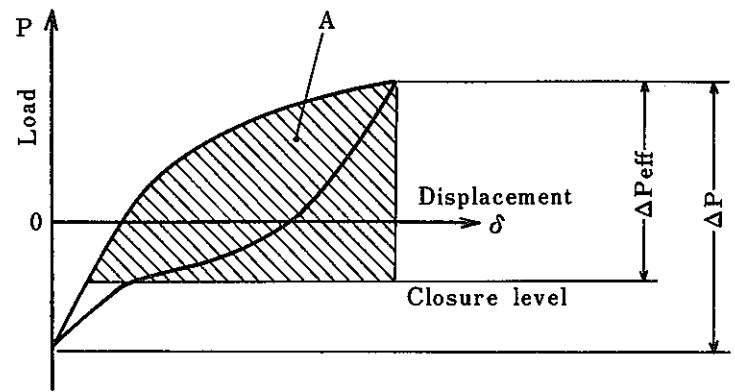


図 3.4.2 (d) - 4 荷重変位線図の模式図

Fig. 3.4.2 (d)-4 Modelling of load-displacement curve.

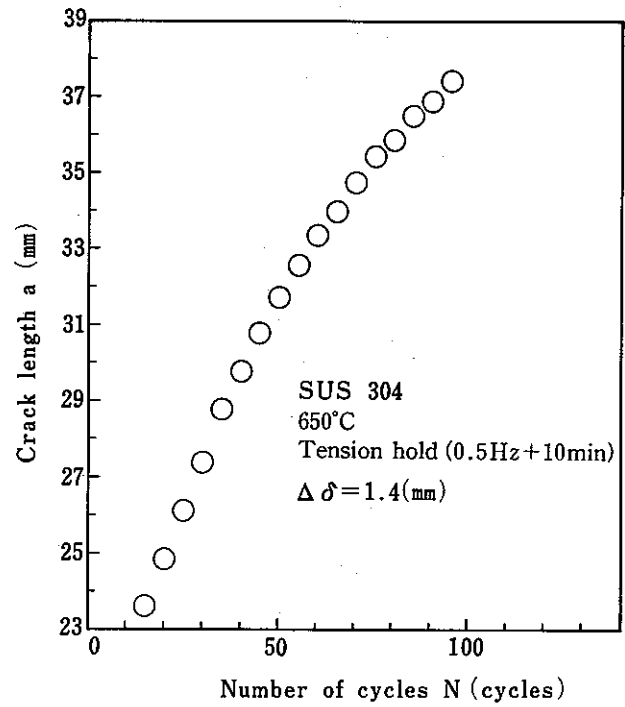
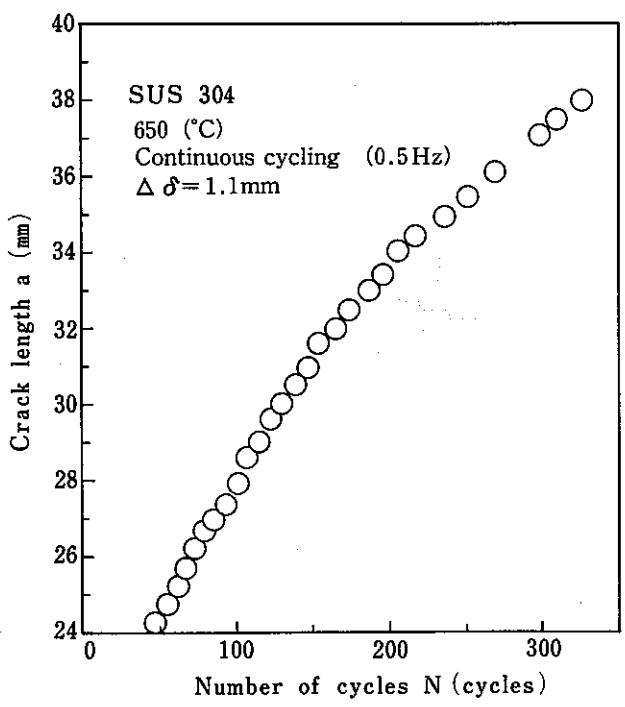


図 3.4.2 (d) - 5 き裂伝ば曲線 (a ~ N 関係)

Fig. 3.4.2 (d)-5 Crack propagation curve (a ~ N relation).

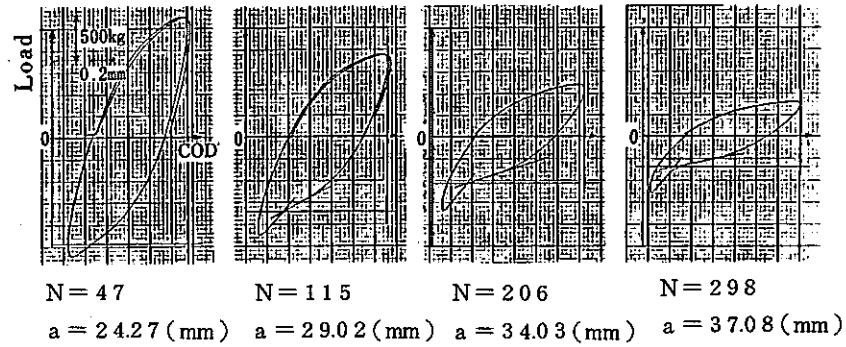


図 3.4.2 (d) - 6 荷重変位線図の例 (三角波 $\Delta\delta = 1.1$ mm)
 Fig. 3.4.2 (d)-6 Load-displacement curve (continuous cycling $\Delta\delta = 1.1$ mm).

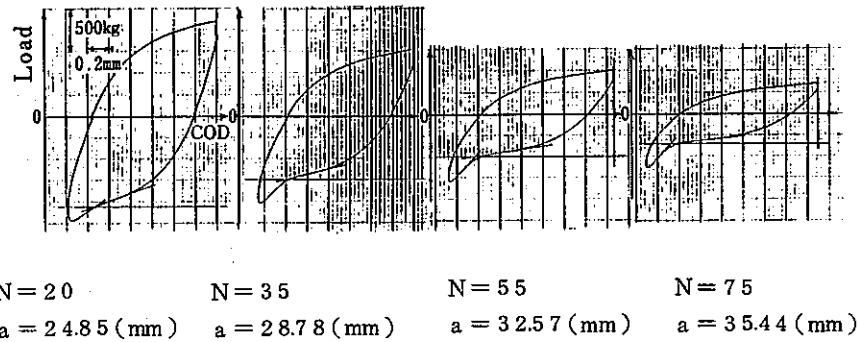


図 3.4.2 (d) - 7 荷重変位線図の例 (引張保持台形波 $\Delta\delta = 1.4$ mm)
 Fig. 3.4.2 (d)-7 Load-displacement curve (Tension hold $\Delta\delta = 1.4$ mm).

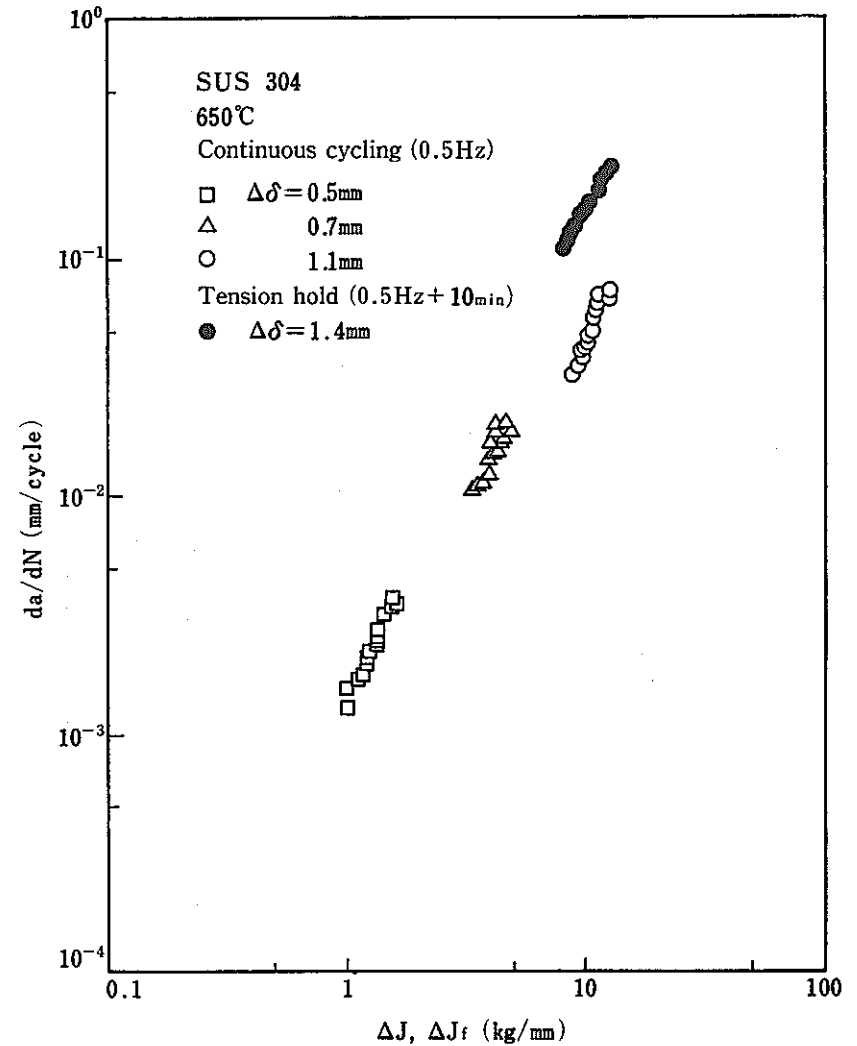


図 3.4.2 (d) - 8 疲労き裂伝ば速度と J 積分範囲の関係
 Fig. 3.4.2 (d)-8 $da/dN \sim \Delta J, \Delta J_f$ relationship.

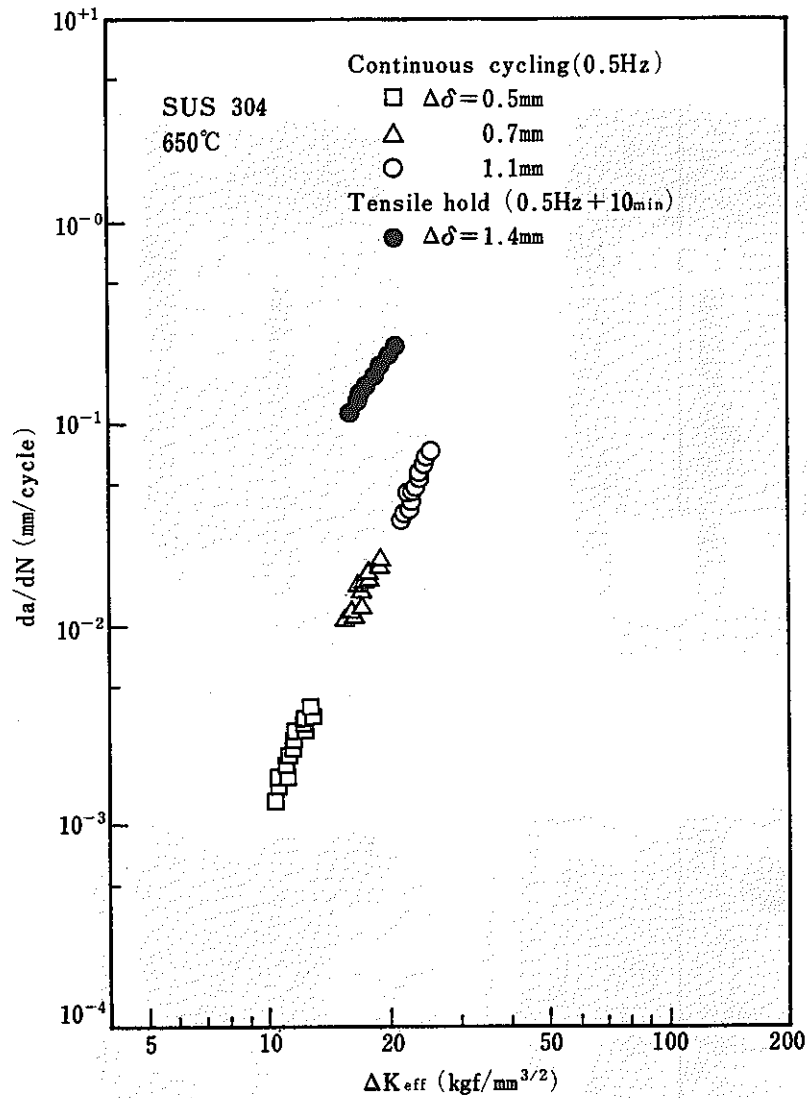


図 3.4.2 (d) - 9 疲労き裂伝ば速度と有効応力拡大係数の関係
 Fig. 3.4.2 (d)-9 $da/dN \sim \Delta K_{eff}$ relationship.

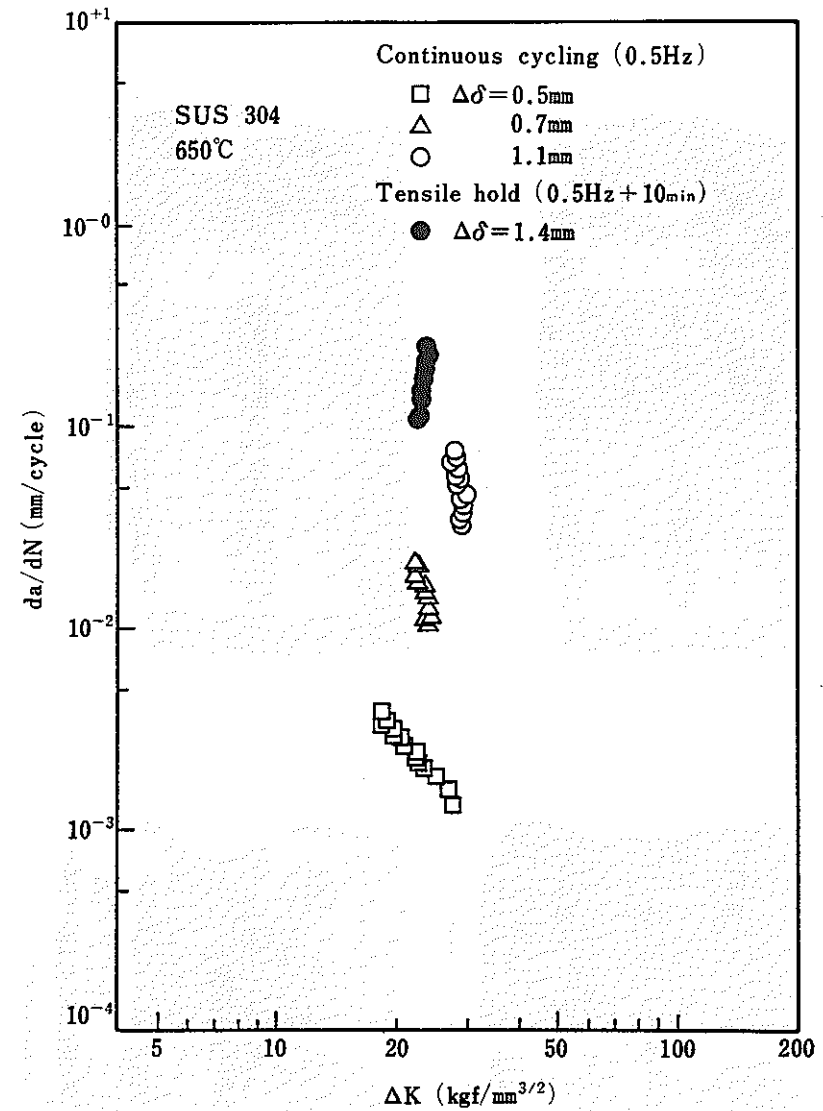
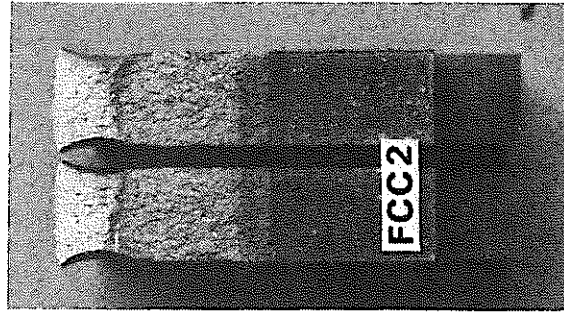
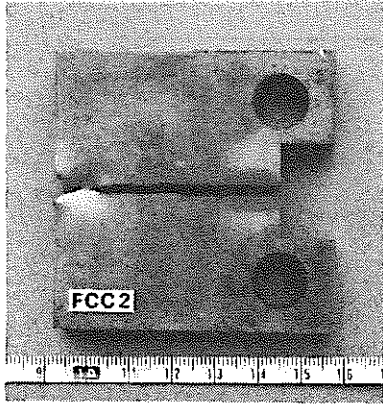
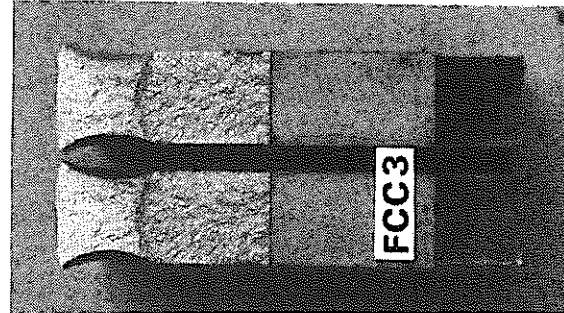
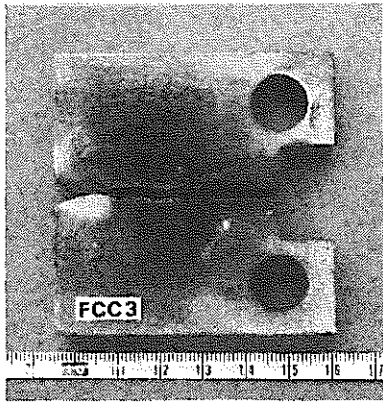


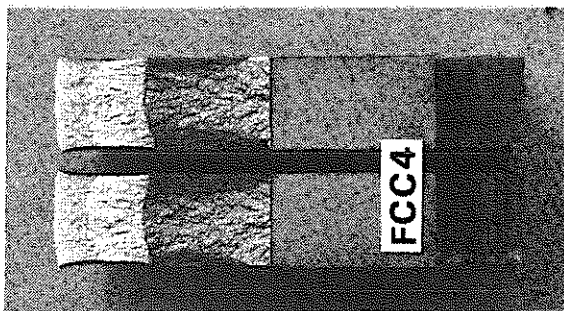
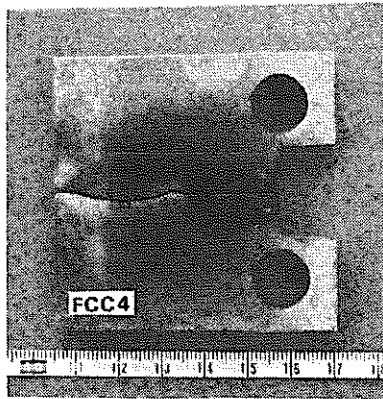
図 3.4.2 (d) - 10 疲労き裂伝ば速度と応力拡大係数の関係
 Fig. 3.4.2 (d)-10 $da/dN \sim \Delta K$ relationship.



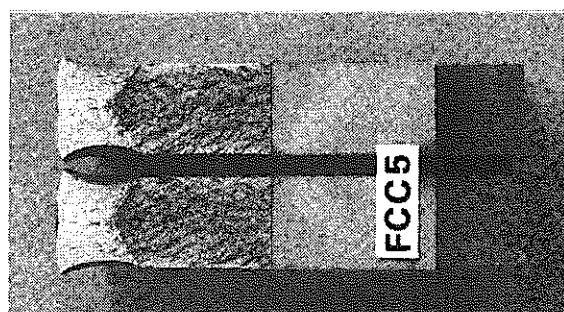
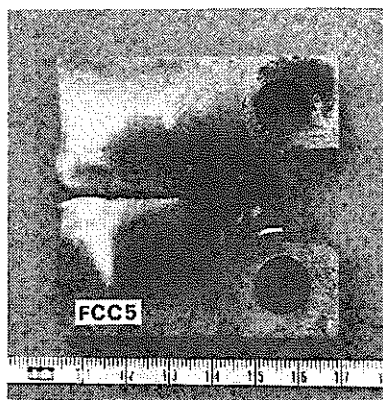
$\Delta \delta = 0.5 \text{ mm}$, Continuous cycling



$\Delta \delta = 0.7 \text{ mm}$, Continuous cycling

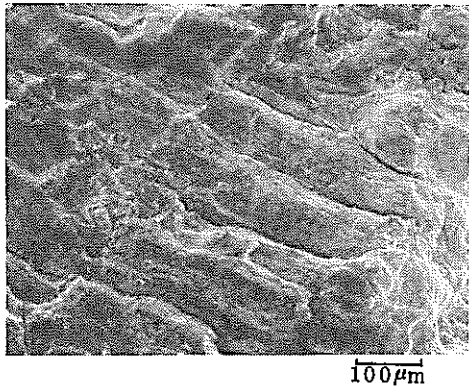


$\Delta \delta = 1.1 \text{ mm}$, Continuous cycling

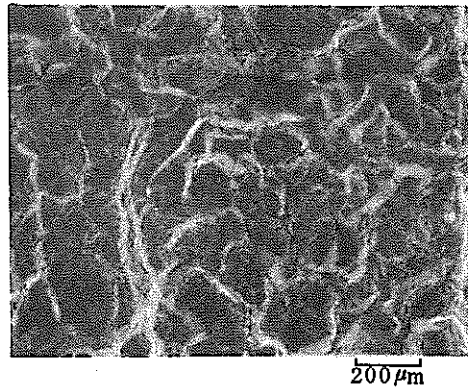


$\Delta \delta = 1.4 \text{ mm}$, Tension hold

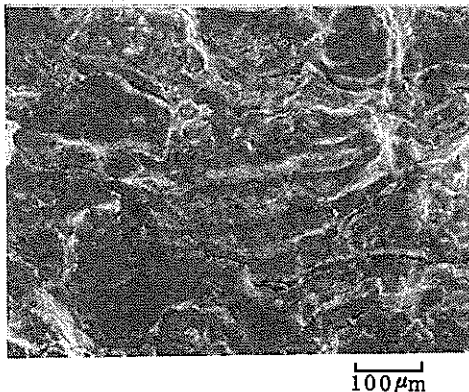
図 3.4.2 (d) - 11 マクロ破面写真
Fig. 3.4.2 (d)-11 Macroscopic fractography.



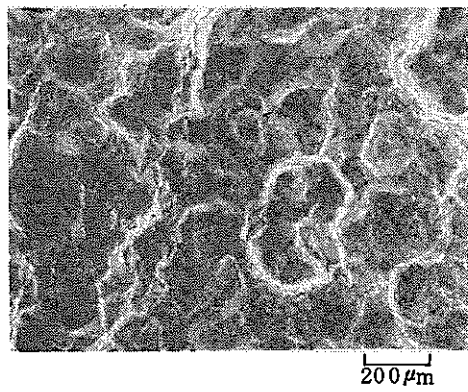
$a = 27.6 \text{ mm}$
 $da/dN = 6.6 \times 10^{-2} \text{ mm/cycle}$



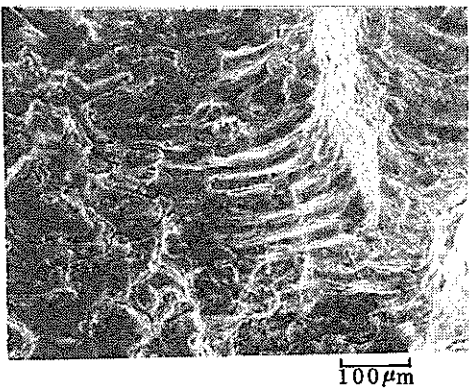
$a = 31 \text{ mm}$
 $da/dN = 2.0 \times 10^{-1} \text{ mm/cycle}$



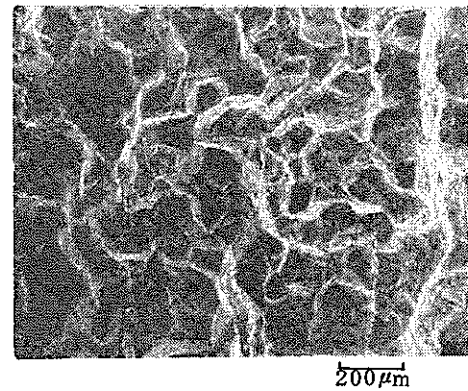
$a = 32 \text{ mm}$
 $da/dN = 5.1 \times 10^{-2} \text{ mm/cycle}$



$a = 34.5 \text{ mm}$
 $da/dN = 1.3 \times 10^{-1} \text{ mm/cycle}$



$a = 38 \text{ mm}$
 $da/dN = 2.9 \times 10^{-2} \text{ mm/cycle}$
 Continuous cycling (0.5Hz)



$a = 37 \text{ mm}$
 $da/dN = 1.1 \times 10^{-1} \text{ mm/cycle}$
 Tension hold (0.5Hz + 10min)

図 3.4.2 (d) - 12 破面の SEM 観察

Fig. 3.4.2 (d)-12 Microscopic fractography by SEM.

3.4.2 (e) 変位制御低サイクル疲労き裂伝ば試験結果のまとめ

変位制御試験で得られた疲労き裂伝ば速度を各種破壊力学パラメータで整理したものを以下に示す。

(1) $da/dN \sim \Delta J, \Delta J_f$ 関係

伝ば速度を J 積分範囲で整理したものを図 3.4.2-1 に示す。白抜き印が三角波に対する $da/dN \sim \Delta J$ 関係であり、黒印が引張保持台形波に対する $da/dN \sim \Delta J_f$ 関係であるが、保持の導入によって伝ば速度に加速がみられる。

データのばらつきは後述のパラメータに比較すれば多少良好であるが、ばらつきは少ない。□印と○印はほぼ同一のデータが得られているが、△印と◇印においてはき裂が短い領域で中心的傾向から離れる様である。ばらつきの傾向と試験条件の間には明瞭な相関は認められず、試験機関毎の差が現われている様である。

(2) $da/dN \sim \Delta K_{eff}$ 関係

伝ば速度をき裂閉口荷重以上の荷重範囲から計算した有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} で整理したものを図 3.4.2-2 に示す。CCT 試験片(△, □印)と CT 試験片(○印)はそれぞれの試験片形状毎に良好な直線関係がみられるが、試験片形状が変われば異なったカーブが得られる。

(3) $da/dN \sim \Delta K_e$ 関係

伝ば速度をひずみ拡大係数範囲 ΔK_e で整理したものを図 3.4.2-3 に示す。ばらつきは大きい。

(4) $da/dN \sim \Delta K$ 関係

き裂伝ば速度を全作用荷重範囲から計算した応力拡大係数範囲 ΔK で整理したものを図 3.4.2-4 に示す。試験片形状の差または荷重レベルによってデータがばらつき、 ΔK が支配パラメータでありえないことが明白である。

(5) 破面様相

SEM 観察によると、三角波の場合、破面のほぼ全域がストライエーション機構であるが、引張保持台形波の場合には比較的ストライエーションが不明瞭あるいは粒界破面が現れる傾向である。

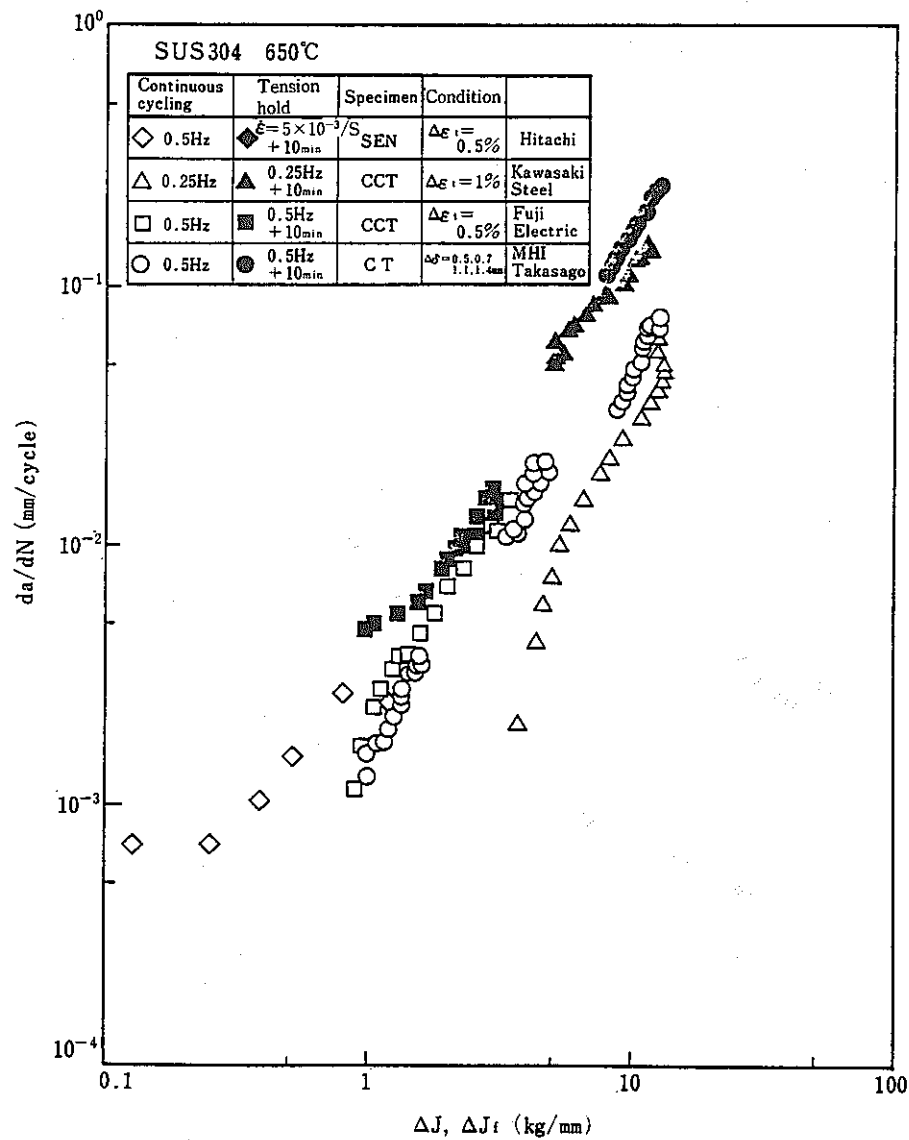


図 3.4.2-1 疲労き裂伝ば速度と J 積分範囲の関係
Fig. 3.4.2-1 $da/dN \sim \Delta J, \Delta J_f$ relationship.

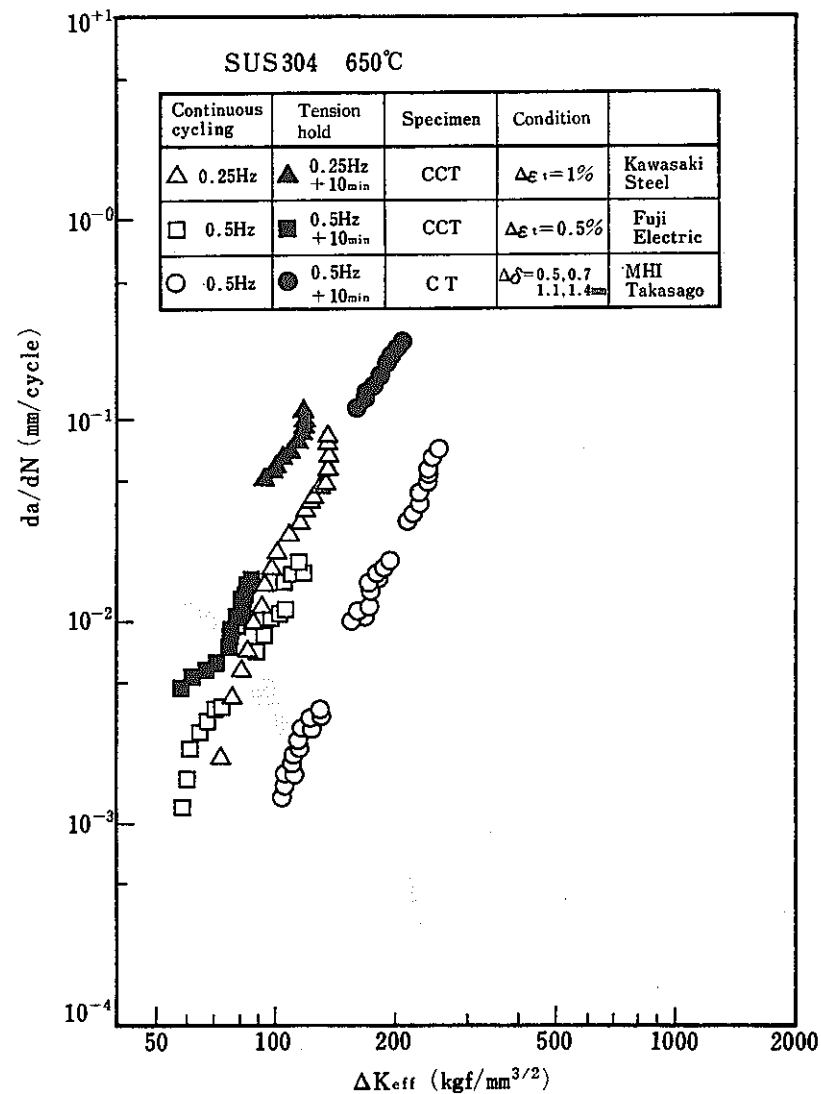
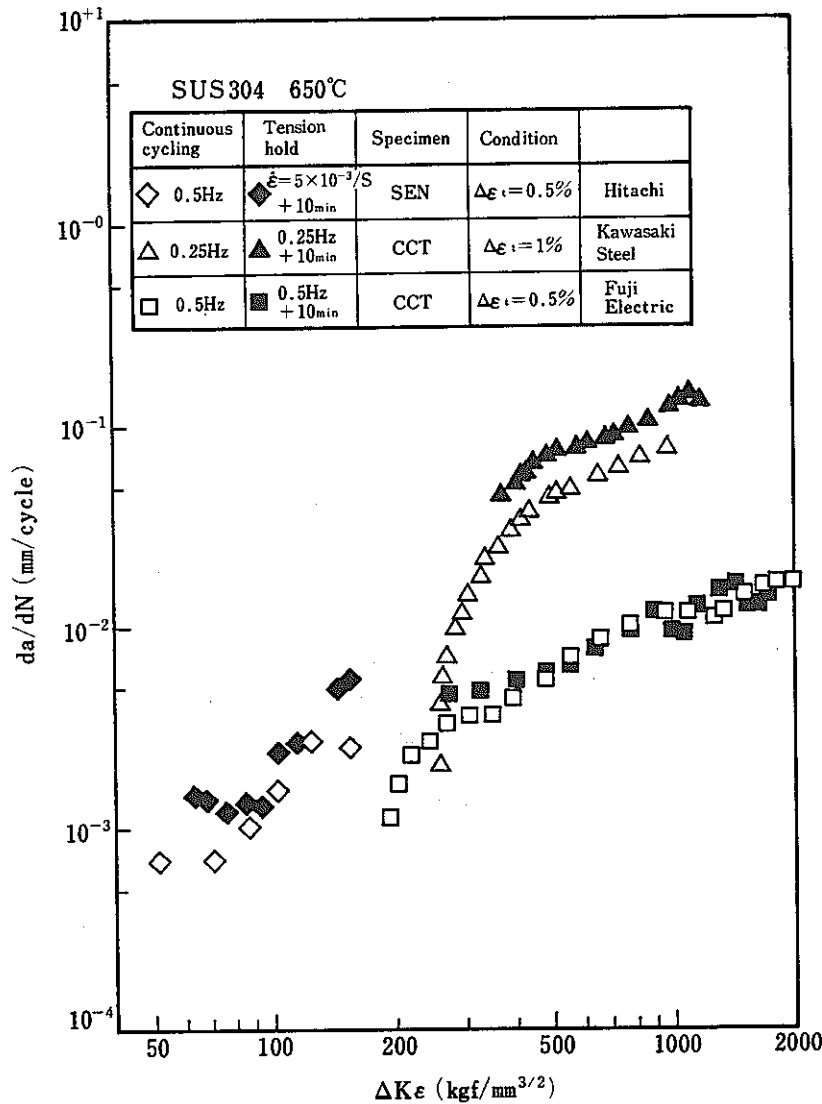


図 3.4.2-2 疲労き裂伝ば速度と有効応力拡大係数の関係
Fig. 3.4.2-2 $da/dN \sim \Delta K_{eff}$ relationship.



This scale for ◇ ◆ $\Delta K\epsilon = 1.1215\Delta\epsilon_t \sqrt{\pi a}$ (mm^{1/2}) 10^{-1}

図 3.4.2-3 疲労き裂伝ば速度とひずみ拡大係数の関係

Fig. 3.4.2-3 $da/dN \sim \Delta K\epsilon$ relationship.

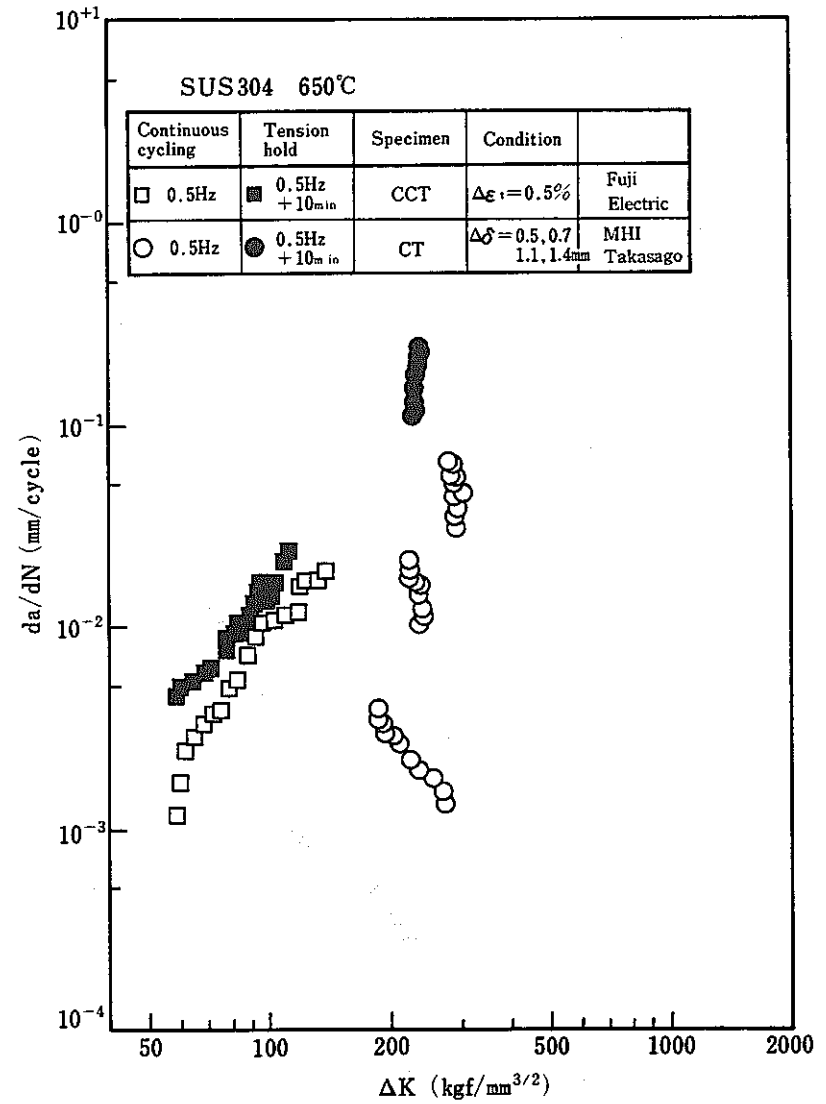


図 3.4.2-4 疲労き裂伝ば速度と応力拡大係数の関係

Fig. 3.4.2-4 $da/dN \sim \Delta K$ relationship.

3.4.3 スロープライン制御低サイクル疲労試験結果

弾塑性疲労き裂伝播試験において、初期き裂長さの長い破壊力学試験片を使用する場合には、従来実施されている単純な荷重制御方法は適当でない。例えば、一定の荷重範囲を繰り返す試験を実施すると、図 3.4.3-1 (a) に示すように、変形が引張側にずれてくる現象を示す。このような場合には、き裂伝播速度は急速に大きくなり、弾塑性状態において安定なき裂伝播データを採取することは難しくなる。一方、所定の変位間を繰り返す試験を実施すると、図 3.4.3-1 (b) に示すように、1 サイクルごとのき裂伝播に伴い荷重が減少し、き裂伝播速度も低下してくるために、弾塑性領域における効率的なき裂伝播データの採取が難しい。

以上のような単純な荷重、変位制御試験法の欠点を取除く弾塑性疲労き裂伝播試験方法として、W社 R & D の N. E. Dowling ら(1)は、次に示すような独自の試験方法を提案している。すなわち、図 3.4.3-2 に示すように、繰り返しの引張側では荷重軸と荷重点変位軸との間の斜線上で荷重反転を行い、圧縮側では変位が 0 となったときに荷重反転を行うというように一定荷重制御試験と一定変位制御試験の中間的な試験方法である。引張側では、図 3.4.3-2 の斜線と荷重軸、荷重点変位軸との交点をそれぞれ S、D とするとき、荷重 (P) と荷重点変位 (V) が、

$$P/S + V/D = 1 \quad \dots\dots\dots (1)$$

の関係を満たす場合に、荷重反転を行うのである。図 3.4.3-2 は CT 試験片の例であるが、CCT 試験片についても全く同様の試験が実施されている。このような試験方法を採用しているのは現在までのところ Dowling ら(1)及び紀ら(2)のみであり、その呼び名も定まっていなが、ここでは「スロープライン制御法」と称することにする。

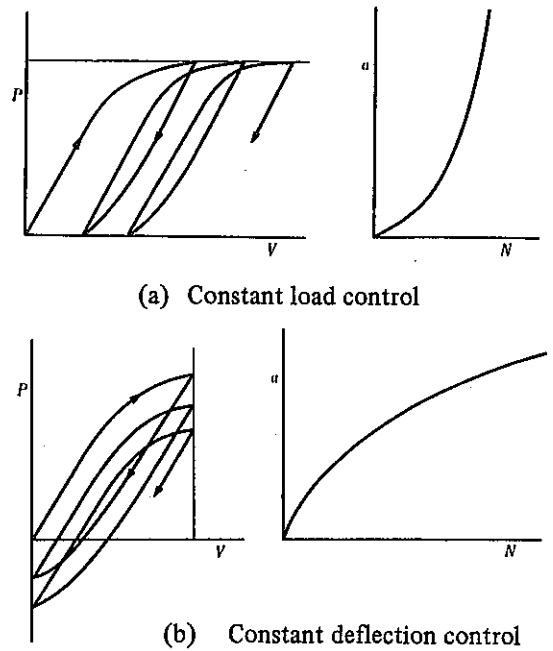


図 3.4.3-1

弾塑性疲労き裂伝播試験における荷重、変位制御方法の影響（長いき裂を有する破壊力学試験片を使用した場合）

Fig. 3.4.3-1 Behavior during cycling for elastic-plastic fatigue crack growth tests under constant load and deflection control (for the fracture mechanics specimens with a long crack).

本研究では、2種類のスロープライン制御試験を実施しており、一つは図3.4.3-2に示す変位片振の試験であり、もう一つは、負荷側は図3.4.3-2と同様な斜線上で反転するが、除荷側を変位ではなく荷重が0になったときに反転する荷重片振の試験である。変位片振試験については三菱重工業(株)長崎研究所で実施し、荷重片振試験については(株)神戸製鋼所中央研究所で実施した。

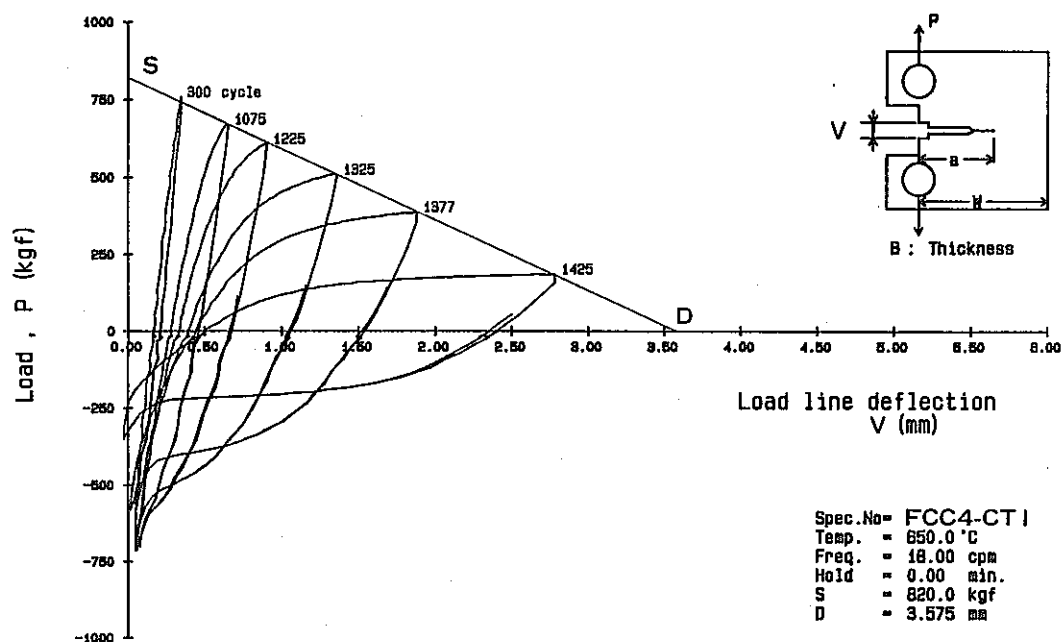


図 3.4.3-2 スロープライン制御法による CT 試験片の
荷重-荷重点変位ヒステリシスループ

Fig. 3.4.3-2 Load vs. load-line deflection hysteresis loops of CT specimen under slope line control.

3.4.3 (a) 片振れ引張変位条件下のスロープライン制御試験結果

(1) 試験方法

1) 試験片及び実験装置

使用試験片は板厚 (B) を 12.7 mm とした 1CT 試験片であり, 図 3.4.3 (a) - 1 に示すように荷重線変位計測用ナイフエッジを取付るため, ピン間距離を長くした ASTM E813 タイプのものを使用した。機械加工切欠の先端には, 放電加工スリット (約 1 mm) を入れ, その後, $\Delta K' \approx 39 \text{ kgf/mm}^{3/2}$, $R = 0.1$ の条件で室温にて 3 mm 程度の疲労予き裂を入れた(3)。図 3.4.3(a) - 1 には, き裂長さ計測に使用した電気ポテンシャル法の入出力リード線取付位置も併記している。

使用試験機は, 容量 5 Ton の MTS コンピュータ制御電気油圧式疲労試験機であり, 試験片の加熱には, 図 3.4.3 (a) - 2 に示すような大形の電気炉を使用した。試験片の温度は C. A. 熱電対により計測し, 電気炉内の雰囲気制御により温度調節した(3)。試験片温度分布の計測結果を図 3.4.3 (a) - 3 に, また, 熱電対取付位置及び取付状況を図 3.4.3 (a) - 4 に示す。試験部 (位置 1 ~ 10) では $\pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$ 以内に納まり, 時間的な温度変化も $\pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$ 以内であった。

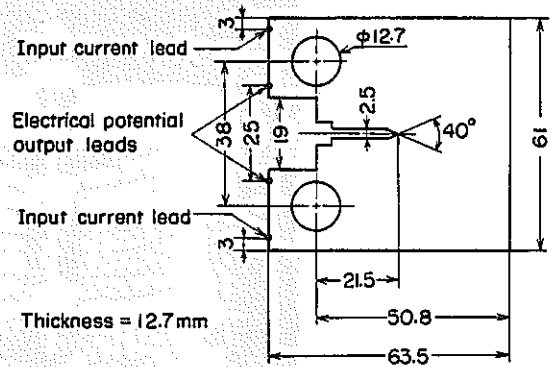


図 3.4.3 (a) - 1

試験片形状寸法及び電気ポテンシャル法の入出力リード線取付位置

Fig. 3.4.3 (a)-1 Dimensions of CT specimen with electrical potential lead locations.

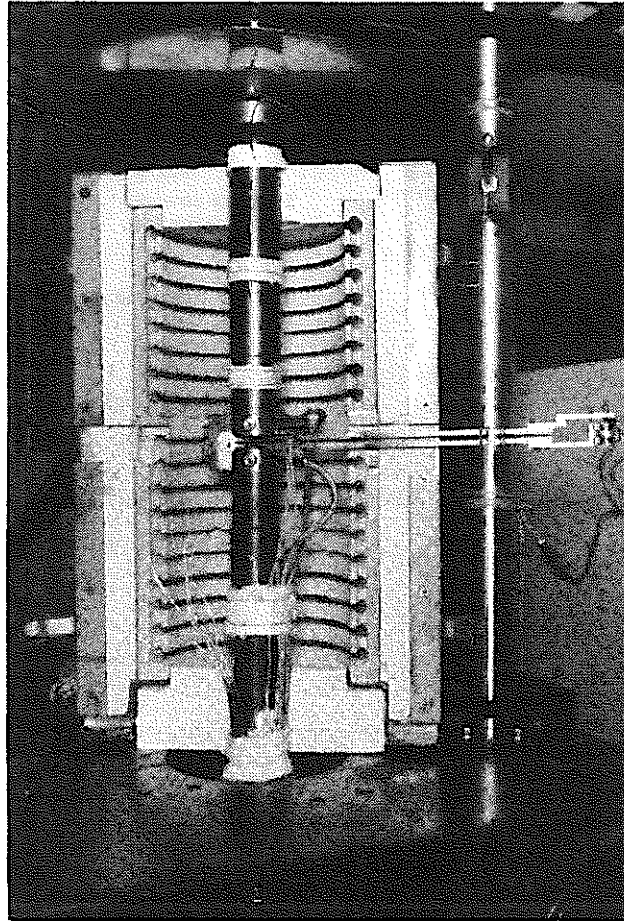
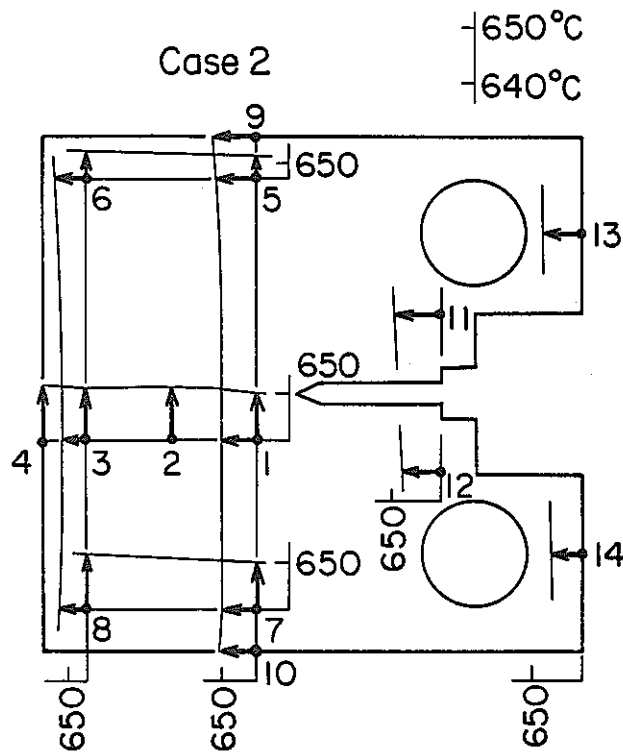


図 3.4.3 (a) - 2 電気炉内部状況及び試験片・変位計・
電気ポテンシャル法リード線の取付状況

Fig. 3.4.3 (a)-2 Test setup for CT specimen with electric furnace,
extensometer and electrical potential lead arrange-
ments.



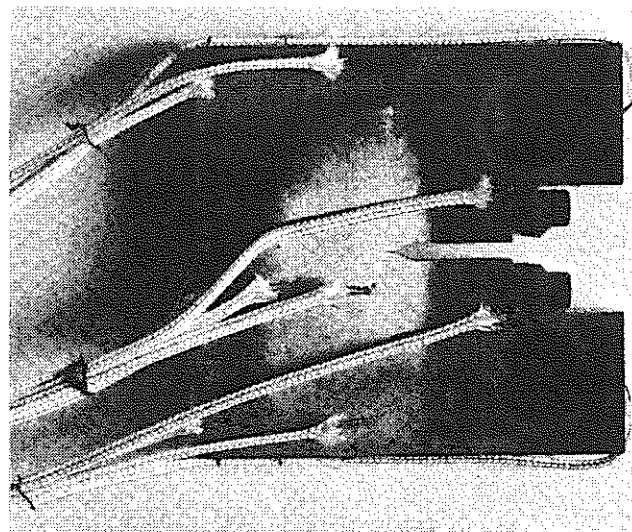
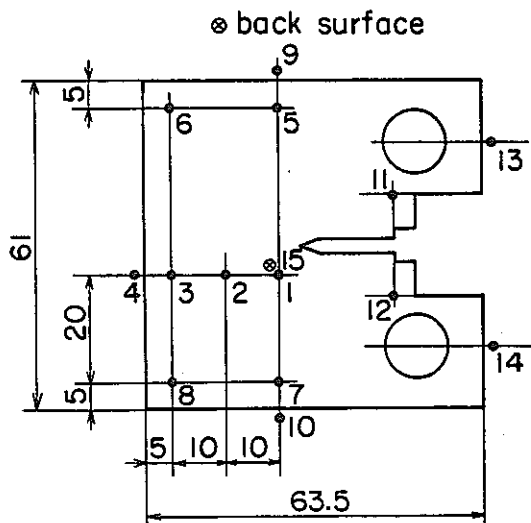
Location	Case 1 (°C)	Case 2 (°C)
1	650	650
2	651	651
3	651	651
4	651	651.5
5	651	651
6	652	652
7	650	650
8	651.5	651.5
9	651	651.5
10	650	650.5
11	649	649.5
12	648	648
13	648	648
14	645.5	646.5
15	650	650

→ back surface of location 1

Electrical resistance furnace
 Type-K(C.A.) thermo-couple
 SUS304, 650°C
 Spec. No. FCC4-CT3

図 3.4.3 (a) - 3 電気炉中における CT 試験片の温度分布

Fig. 3.4.3 (a)-3 Temperature distribution on CT specimen within electric furnace.



SUS 304
 Spec. No. FCC4-CT3

図 3.4.3 (a) - 4 熱電対取付位置及び取付状況

Fig. 3.4.3 (a)-4 Thermo-couple locations and close up view of specimen surface.

2) き裂長さ計測法及び変位計測法

電気炉中におけるき裂長さの計測には、直流電気ポテンシャル法を使用した(4)。試作装置の概要を図 3.4.3 (a) - 5 に示す。き裂長さの算出に際しては、実験で得られた電気ポテンシャル比を、初期き裂長さ比を $a_0/w = 0.25$ とした場合の電気ポテンシャル比 (V_a/V_{a_0}) に変換後、次式を使用してき裂長さに換算した。これらの式は図 3.4.3 (a) - 1 の形状・入出力リード線位置を有する場合に有効である。

$$\left[\frac{a}{w} \rightarrow \frac{V_a}{V_{a_0}} \text{ 用 (適用範囲 ; } 0.25 \leq \frac{a}{w} \leq 0.9 \text{)} \right]$$

$$\begin{aligned} \frac{V_a}{V_{a_0}} = & 0.7577295 + 1.398071 \left(\frac{a}{w} \right) - 2.512165 \left(\frac{a}{w} \right)^2 + 2.289824 \left(\frac{a}{w} \right)^3 \\ & + 6.191577 \left(\frac{a}{w} \right)^4 - 13.12022 \left(\frac{a}{w} \right)^5 + 7.285471 \left(\frac{a}{w} \right)^6 \end{aligned} \quad (3.4.3(a)-1)$$

$$\left[\frac{V_a}{V_{a_0}} \rightarrow \frac{a}{w} \text{ 用 (適用範囲 ; } 0.25 \leq \frac{a}{w} \leq 0.975 \text{)} \right]$$

$$\begin{aligned} \frac{a}{w} = & -1.509163 + 1.655814 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right) + 0.8667199 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^2 \\ & - 1.032131 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^3 + 0.2971397 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^4 - 0.02598198 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^5 \end{aligned} \quad (3.4.3(a)-2)$$

このような較正式と今回の実験値(破面き裂長さ)は図 3.4.3 (a) - 6 に示すように良く一致している。実験値の精度をさらに高めるために、ASTM E647 で提案されているような破面き裂長さを利用したき裂長さ修正も行った。き裂伝播速度の算出には、Seven Point Incremental Polynomial 法を使用した。

CT 試験片の荷重線変位の計測には、図 3.4.3 (a) - 7 に示すような変位計(2)を荷重線上のナイフエッジに取付け、電気炉外にて差動トランス(LVDT)により電圧出力に変換している。

3) スロープライン制御方法

図 3.4.3 - 2 に示したように、引張側の荷重(P)、変位(V)が所定の関係を満足した時点で負荷を反転するために、MTS BASICによりコンピュータ制御のソフトウェアを

作成し、試験状況に応じて、随時、改良を加えた。作成ソフトウェアでは、

- ① き裂成長に伴ない引張側反転時の荷重(P)が低下し、変位(V)が増加するが、その場合にも試験繰返し速度が一定となること。
- ② 最大引張変位において変位保持が可能なこと。

などを配慮した。今回の試験では委員会指定の0.5 Hzまで繰返し速度が上がらなかったが、これはソフトウェアの問題ではなく、CT試験片の変位量が大きいことによるコンピュータ制御時の試験機の応答性能上の問題と判断された。試験機のアクチュエータは変位をフィードバックして制御したが、変位計に生じる各種の外乱の影響を避けるために荷重線変位を直接フィードバックせずに、試験機のスローク変位をフィードバックした。

スロープライン制御試験における問題点の一つは、図3.4.3-2の斜線と荷重軸、荷重線変位軸との交点S、Dを適切に決定することである。今回の試験では新しい試みとして、EPR IのElastic-Plastic Fracture Handbook(5)に示されたFully Plastic Solutionを用いて、試験前にCT試験片の荷重-荷重線変位挙動(P-V曲線)及びJ積分値を推定して、図3.4.3(a)-8に示すような方法(6)により試験条件を決定した。実際の試験では、荷重線変位と試験機スローク変位の差、ピンとピン穴のスキマの影響などを考慮して、試験機スローク変位の制御条件を設定した。詳細は文献(3)を参照されたい。

4) データ記録法及び試験条件

荷重、荷重線変位、試験機スローク変位、電気ポテンシャル値の記録法として、X-Yレコーダ、X-Yレコーダを使用したアナログ記録法のほかに、パソコンによりデータを収集し中央処理装置へデータ転送後、解析処理を行うデジタル記録法も試用した。

試験は、650℃において、 $\nu = 0.3$ Hzの高温低サイクル疲労き裂伝播試験と、最大引張時において10分間の変位保持を有するクリープ疲労き裂伝播試験を実施した。

表 3.4.3 (a) - 1 試 験 条 件

Table 3.4.3 (a)-1 Test conditions.

試験片番号		スロープライン制御条件		波形・周波数	き裂長さ, a (mm)		繰返し数 (cycles)
		S(kgf)	D(mm)		a _i	a _f	
FCC4-CT1		820	3.575	三角波 0.3 Hz (18cpm)	25.610	45.226	1455
FCC4 -CT2	N ≤ 326	880	2.45	引張変位保持台形波 0.3 Hz + 10 min	25.625	41.839	471
	N ≥ 327	750	3.65				

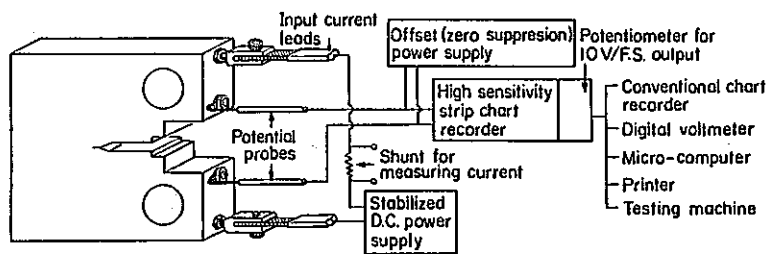


図 3.4.3 (a) - 5 直流電気ポテンシャル法によるき裂長さ計測装置
 Fig. 3.4.3 (a)-5 Schematic diagram of the D.C. potential system.

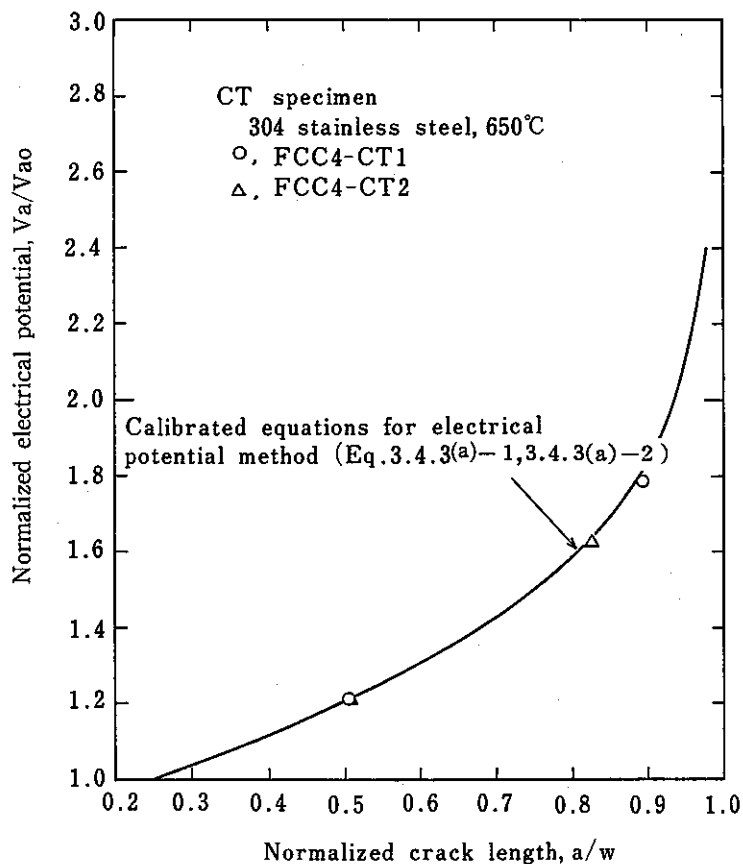


図 3.4.3 (a) - 6 電気ポテンシャル法の較正曲線と実験値との比較

Fig. 3.4.3 (a)-6 Comparison between calibrated equations and fatigue crack growth tests.

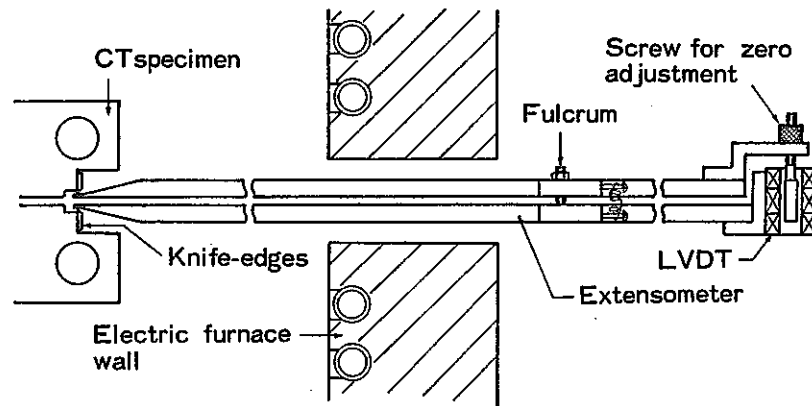


図 3.4.3 (a) - 7 荷重線変位計測用変位計
Fig. 3.4.3 (a)-7 Extensometer for load line deflection measurement.

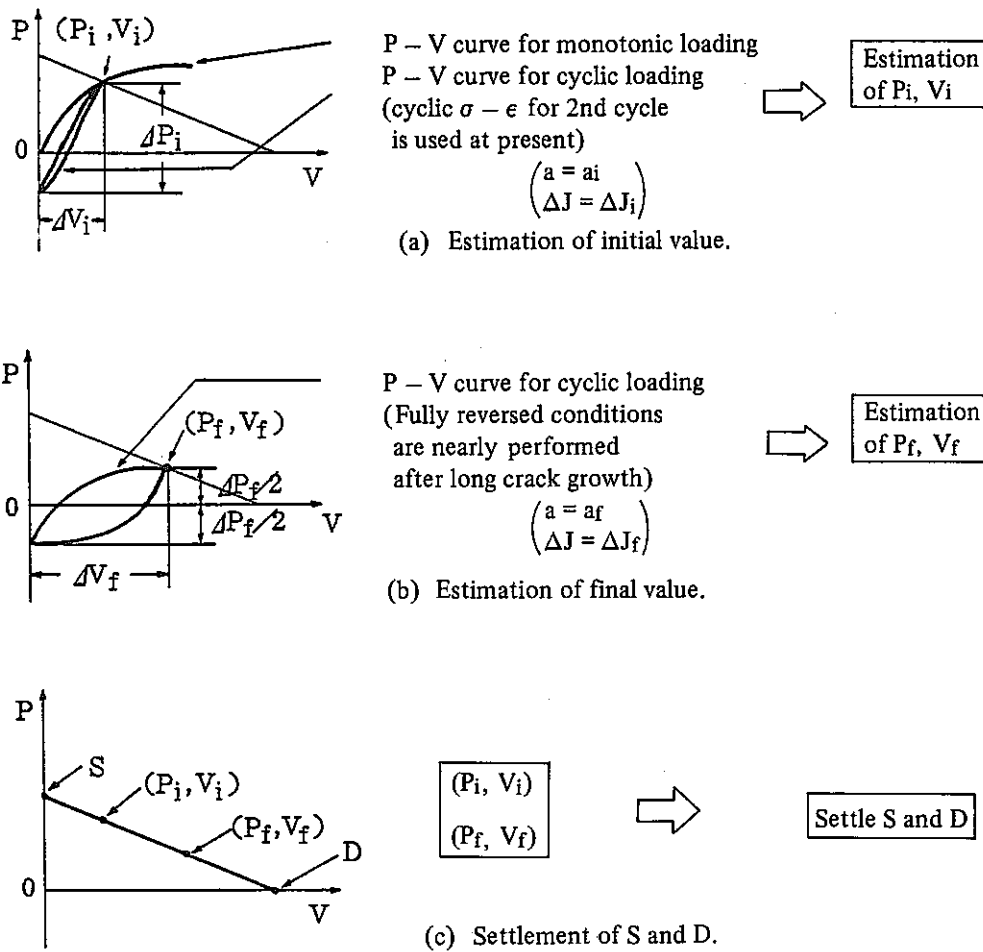


図 3.4.3 (a) - 8 全断面塑性解を用いたスロープライン制御法の試験条件の決定法
Fig. 3.4.3 (a)-8 Procedure for testing conditions under deflection control to sloping line using fully plastic crack analysis.

(2) 試験結果

$\nu = 0.3 \text{ Hz}$ で実施した高温低サイクル疲労き裂伝播試験の荷重、試験機ストローク変位及び荷重線変位の波形を図 3.4.3 (a) - 9 に示す。前に述べたような試験機の応答性能上の問題から、負荷対除荷が 2 対 1 程度の非対称三角波となっている。同図 (b) によると荷重 (P) が 0 の近傍で、ピンとピン穴のスキマの影響がみられる。図 3.4.3 (a) - 10 には、試験前期、中期、後期のヒステリシスループの代表例を示し、先に示した図 3.4.3 - 2 にはこれらのループをまとめている。

10 分保持を有する場合の荷重、変位などの変化挙動を、図 3.4.3 (a) - 11 に示す。同図 (b) によると、試験機ストローク変位を保持したことにより、荷重線変位の変動が非常に小さくなっていることがわかる。なお、同図 (b) に示すように、試験機ストローク変位を一定に保持しても、荷重線変位は保持中に若干、増大していく傾向が見られた。同図 (a) には、試験前期と後期の電気ポテンシャル値の変化挙動も示している。試験後期には 1 サイクルごとの繰返しによる電気ポテンシャル値の変化が顕著であるが、前期には保持時間中の電気ポテンシャル値の増大も見受けられる。保持時間中には室温変動などによっても電気ポテンシャル値は変化しているが、数サイクルの平均的な変化をとることにより、繰返しと保持の両者のき裂伝播を分離出来る可能性がある。図 3.4.3 (a) - 12 にはヒステリシスループの代表例を示している。図 3.4.3 (a) - 11 (b) も併せて観察すると変位保持中のリラクゼーションは小さいことがわかる。

図 3.4.3 (a) - 13, 3.4.3 (a) - 14 には、両試験のき裂伝播曲線と共に、3.3 に示された方法によって計算した ΔJ (ΔJ_f) 及び文献(3)の P.5 及び P.44 ~ P.46 に詳細に述べた方法によって計算した ΔJ の変化も示している。 ΔJ_f を求める際に必要となるき裂閉口点については、図 3.4.3 (a) - 10, 図 3.4.3 (a) - 12 に示すように、荷重 - 荷重線変位曲線の除荷時の圧縮ピーク荷重近傍に現れる変曲点をき裂閉口荷重と見なした。スロープライン制御法によるき裂伝播速度が徐々に増大する安定的なき裂伝播挙動を示すことがわかる。

図 3.4.3 (a) - 15 には、 $da/dN - \Delta J_f$ 関係を示す。 $\nu = 0.3 \text{ Hz}$ の結果は大谷ら(7)、新田ら(8)のデータと比較的良く一致しており、クリープを伴わない低サイクル疲労き裂伝播を支配するパラメータとして ΔJ_f が有望である。 $t_h = 10 \text{ min}$ の結果は $\nu = 0.3 \text{ Hz}$ の結果より加速されており、特に ΔJ_f が小さい領域では 2 ~ 3 倍の加速がみられる。図 3.4.3 (a) - 16 には、 $t_h = 10 \text{ min}$ の結果について、 $da/dN - \Delta J_f$ 関係と $da/dN - \Delta J$ 。

関係を比較している。ここで示した $da/dN - \Delta J_e$ 関係は、他のデータ (7) (8) とは一致しておらず、 ΔJ_e が小さい方にずれている。本実験の TPN₀FCC4 - CT2 の実験データ整理表 (3) によると、

$$\frac{\Delta J_e}{\Delta J_f} = 0.022 \sim 0.056$$

であり、大路ら (9) による繰返し依存形から時間依存形き裂伝播への遷移条件、

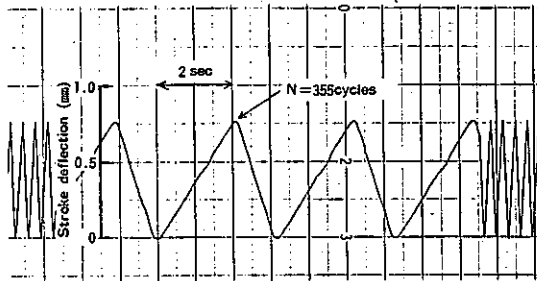
$$\frac{\Delta J_e}{\Delta J_f} = 0.015$$

より大きい、図 3.4.3 (a) - 15 によると $t_h = 10 \text{ min}$ のデータを時間依存形に遷移しているとは判断できない。

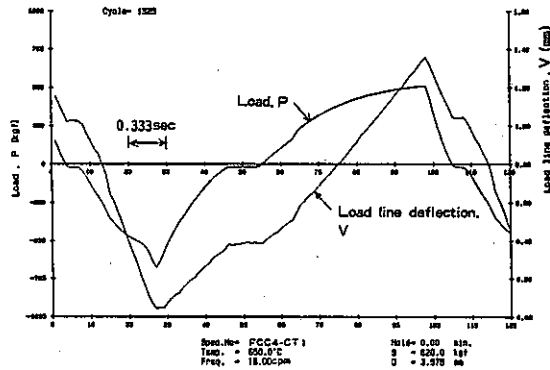
図 3.4.3 (a) - 11 (a) に示した電気ポテンシャル法の計測結果と図 3.4.3 (a) - 15 の $da/dN - \Delta J_f$ 関係を比較してみると、試験初期における da/dN の加速には保持中のき裂成長が寄与しているが、試験後期には保持の有無による da/dN の相違が小さく、図 3.4.3 (a) - 11 (a) の $N = 451$ 付近の電気ポテンシャル値の増加がほとんど繰返しによるものであるとの観察結果に一致している。このように、保持試験の da/dN には、繰返しによるき裂成長と保持中のき裂成長が含まれており、荷重負荷条件により両者の寄与が異なるので、両者を分離して取扱うことが必要と考えられる。例えば、今回の試験では、繰返しによるき裂成長のみを取出すと、 $t_h = 10 \text{ min}$ の $da/dN - \Delta J_f$ 関係は $\nu = 0.3 \text{ Hz}$ の $da/dN - \Delta J_f$ 関係に一致する可能性が考えられる。

図 3.4.3 (a) - 17 には、 $\nu = 0.3 \text{ Hz}$ 及び $t_h = 10 \text{ min}$ のそれぞれの試験片の表面、破面状況を示している。時間依存形き裂伝播で良くみられる断面減少 (絞り) は、10 分保持試験でも観察されない。

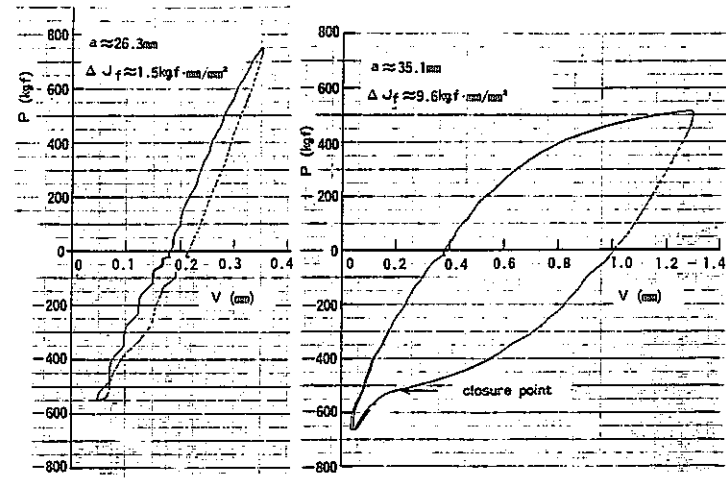
以上のような試験結果及び解析結果から、従来、主に荷重制御試験結果に基づいて提案されているクリープ疲労き裂伝播のモデル、すなわち、き裂伝播形態が繰返し依存形と時間依存形に分離され、それぞれ、単一の $da/dN - \Delta J_f$ 関係、 $da/dN - \Delta J_e$ 関係で良く表示されるとの結果は、変位保持条件下の場合には適用出来ない可能性もあり、今後、パラメータ ΔJ_e の算出法も含めてより一層の検討が必要である。



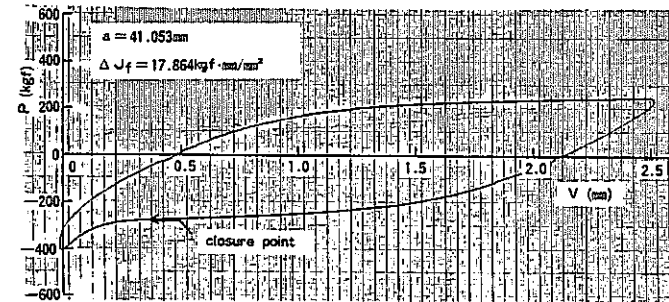
(a) 試験機ストローク変位の制御波形
(a) Stroke deflection for machine control.



(b) 荷重及び荷重線変位の波形 (デジタル記録)
(b) Load and load line deflection.



(a) N=250 (b) N=1320



(c) N=1411

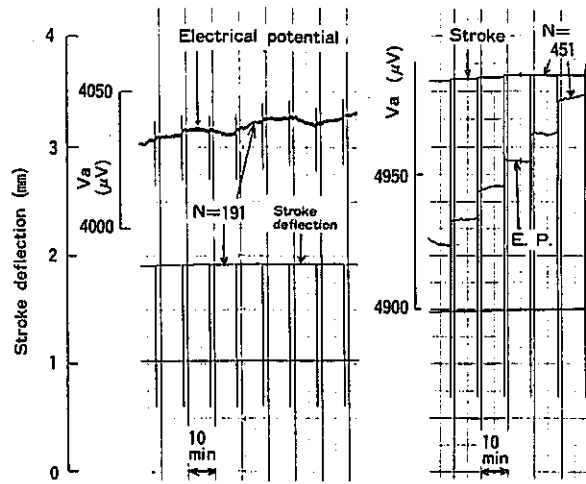
図 3.4.3 (a) - 9

荷重, 試験機ストローク変位及び荷重線変位の波形
(FCC4-CT1, 三角波 0.3Hz)

Fig. 3.4.3 (a)-9 Wave forms of load, stroke deflection and load line deflection (FCC4-CT1, triangular wave 0.3 Hz).

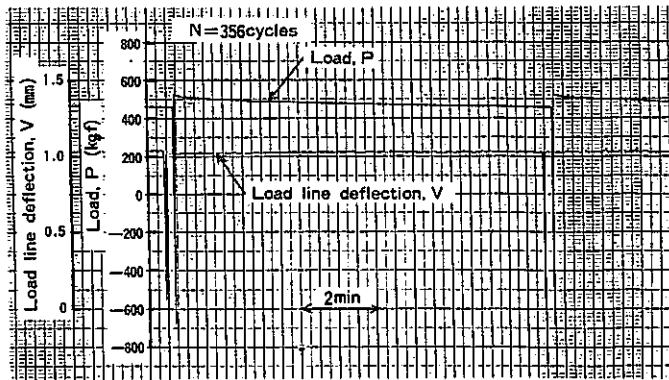
図 3.4.3 (a) - 10 繰返しに伴うヒステリシスループの変化
(FCC4-CT1, 三角波 0.3Hz)

Fig. 3.4.3 (a)-10 Variation with cycles of P-V hysteresis loops (FCC4-CT1, triangular wave 0.3 Hz).



(a) 試験機ストローク変位及び電気ポテンシャル値の変化

(a) Stroke deflection and electrical potential change.



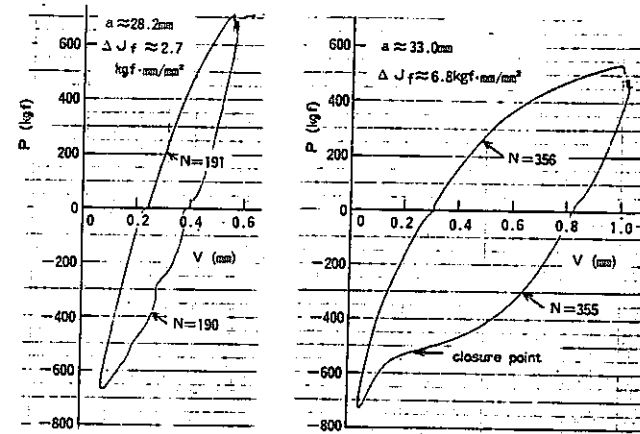
(b) 試験機ストローク変位保持中の荷重及び荷重線変位の変化

(b) Load and load line deflection change during stroke deflection hold.

図 3.4.3 (a) - 11

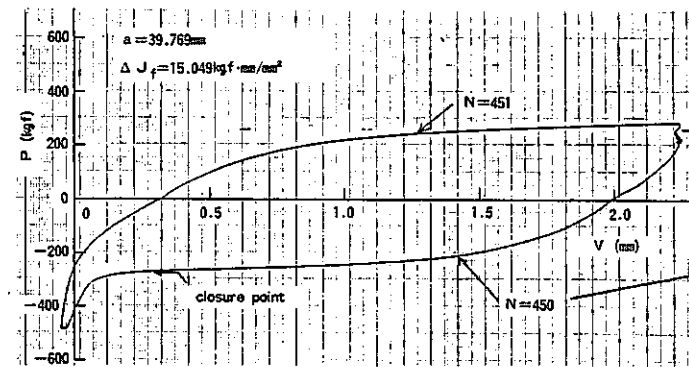
荷重, 試験機ストローク変位, 荷重線変位及び電気ポテンシャル値の変化挙動 (FCC4 - CT2, 引張保持台形波 0.3Hz + 10分)

Fig. 3.4.3 (a)-11 Load, stroke deflection, load line deflection and potential change during cycling (FCC4 - CT2, tensile hold trapezoidal wave, 0.3 Hz + 10 min).



(a) N = 191

(b) N = 356



(c) N = 451

図 3.4.3 (a) - 12

繰返しに伴うヒステリシスループの変化 (FCC4 - CT2, 引張保持台形波 0.3Hz + 10分)

Fig. 3.4.3 (a)-12 Variation with cycles of P - V hysteresis loops (FCC4-CT2, tensile hold trapezoidal wave, 0.3 Hz + 10 min).

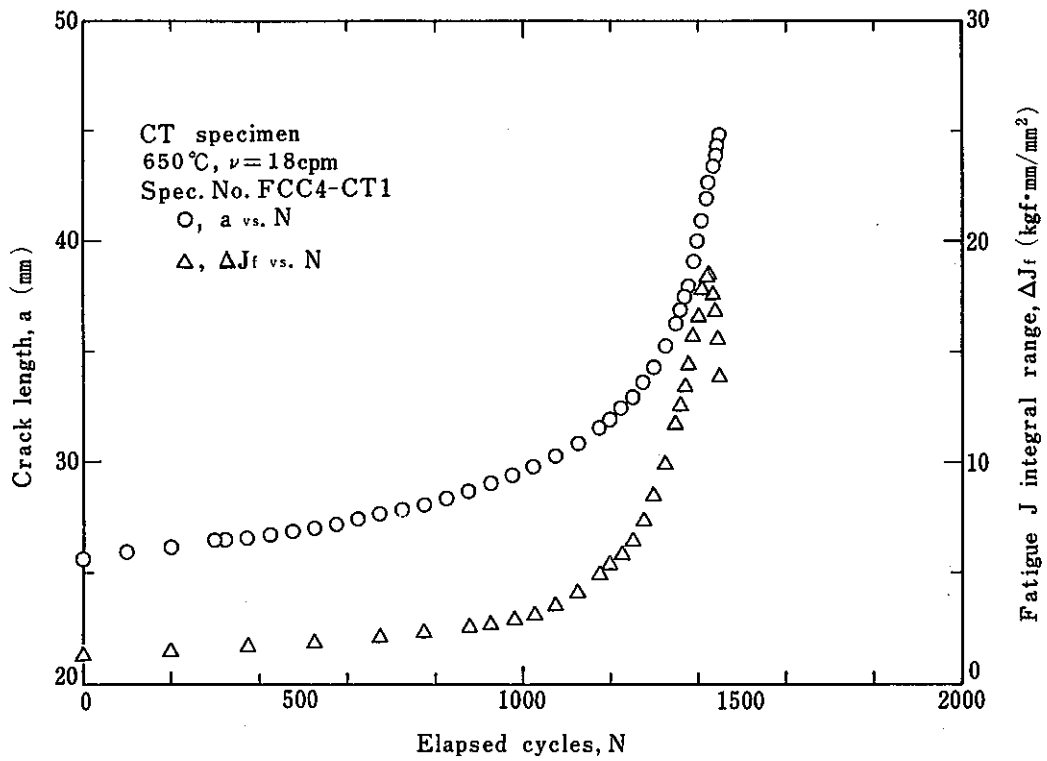


図 3.4.3 (a) - 13 き裂伝播曲線と繰返しに伴う ΔJ_f の変化 (FCC4-CT1, 三角波 0.3Hz)

Fig. 3.4.3 (a)-13 Variation with cycles of crack length and ΔJ (FCC4-CT1, triangular wave 0.3 Hz).

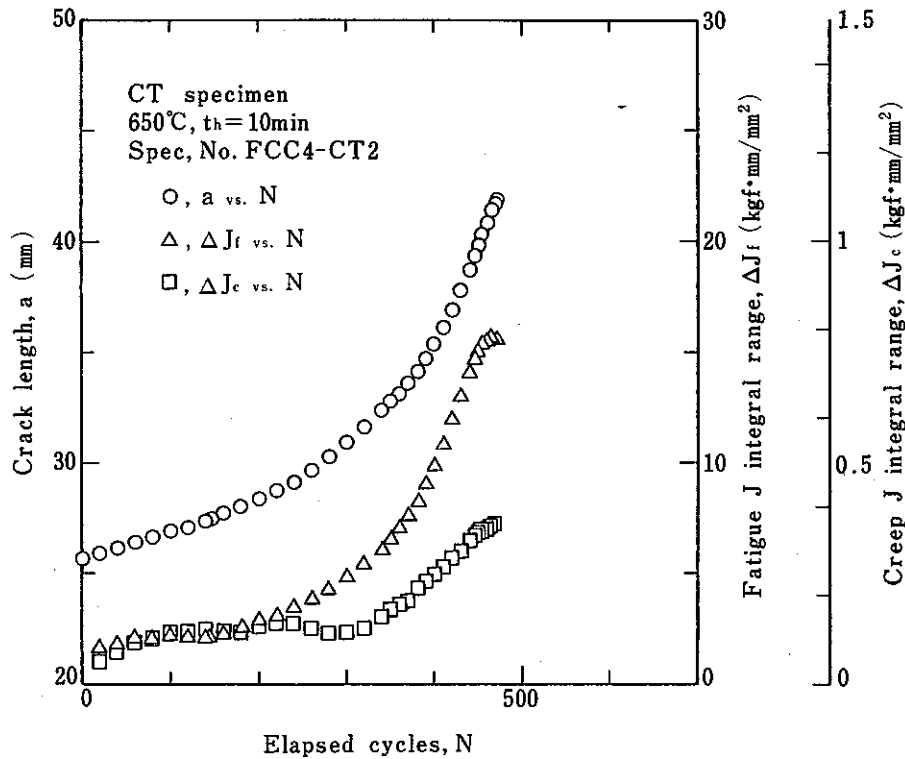


図 3.4.3 (a) - 14 き裂伝播曲線と繰返しに伴う ΔJ_f , ΔJ_c の変化 (FCC4-CT2, 引張変位保持台形波, 0.3 Hz + 10 分)

Fig. 3.4.3 (a)-14 Variation with cycles of crack length and ΔJ_f , ΔJ_c (FCC4-CT2, tensile deflection hold trapezoidal wave, 0.3 Hz + 10 min).

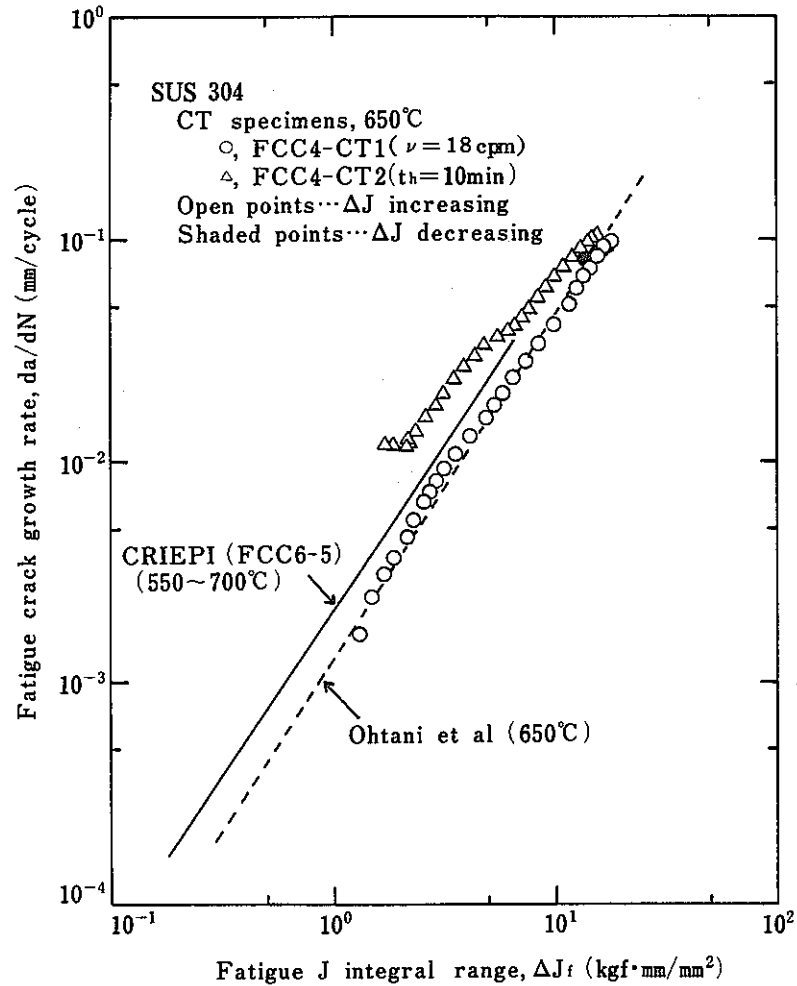


図 3.4.3 (a) - 15

疲労き裂伝播速度と疲労 J 積分範囲 (ΔJ_f) との関係

Fig. 3.4.3 (a)-15 Fatigue crack growth rate vs. fatigue J-integral range (ΔJ_f).

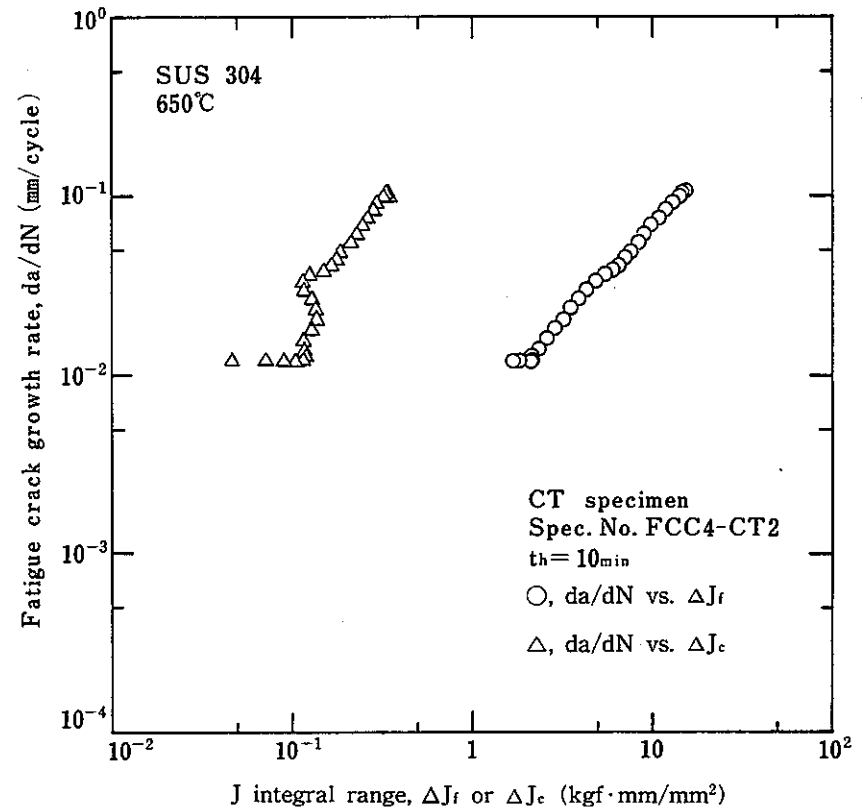
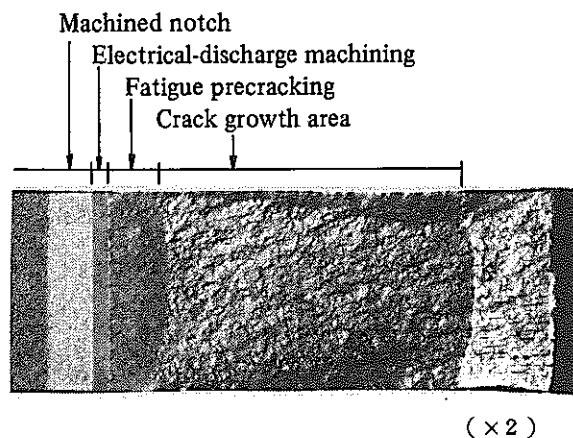
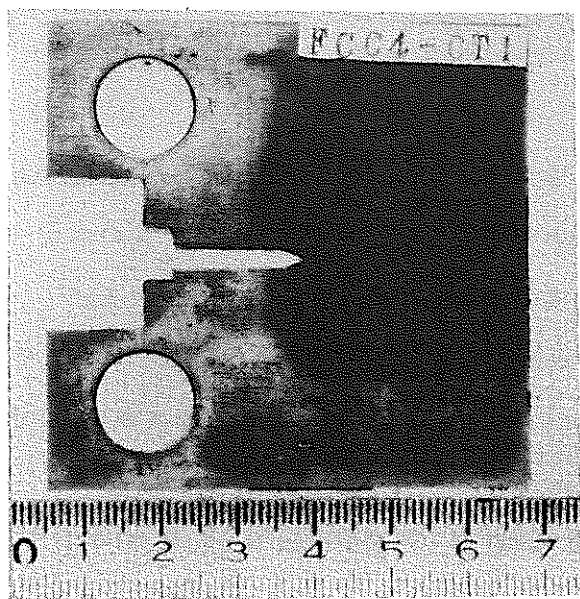


図 3.4.3 (a) - 16 引張変位保持試験における疲労き裂伝播速度と疲労

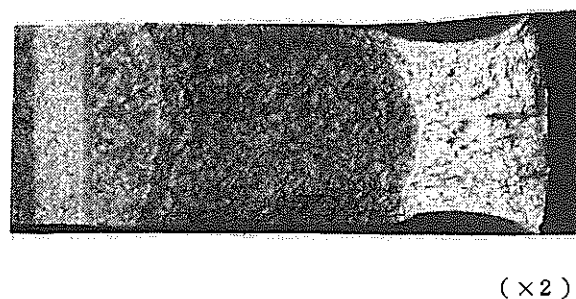
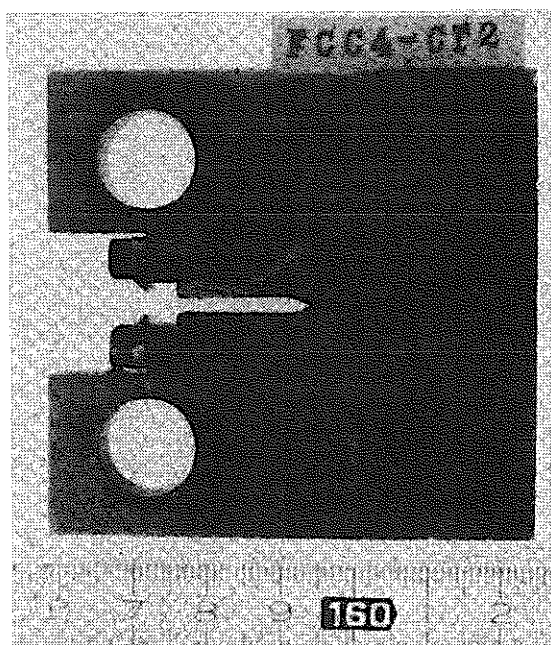
J 積分範囲 (ΔJ_f), クリープ J 積分範囲 (ΔJ_c) との関係

Fig. 3.4.3 (a)-16 Fatigue crack growth rate vs. fatigue J-integral range (ΔJ_f) and creep J-integral range (ΔJ_c) in tensile deflection hold tests.



650 °C

(a) 三角波 0.3Hz (FCC4 - CT1)
 (a) Triangular wave, 0.3 Hz (FCC4-CT1)



650 °C

(b) 引張変位保持台形波, 0.3 Hz + 10分 (FCC4 - CT2)
 (b) Trapezoidal wave with tensile deflection hold,
 0.3 Hz + 10 min (FCC4-CT2)

図 3.4.3 (a) - 17 試験後の表面・破面状況
 Fig. 3.4.3 (a)-17 Fracture appearance of specimens.

3.4.3 (b) 片振引張荷重条件下のスロープライン制御試験結果

(1) 試験方法

1) 試験片及び実験装置

使用した試験片は、図 3.4.3 (b) - 1 に示す厚さ 12.7 mm の 1CT 試験片で、荷重線上の切欠き開口部に変位測定用ナイフエッジをネジ止めした。各試験片には、後のスロープライン制御試験で負荷される最高荷重よりも低い荷重条件 ($\Delta K = 50 \sim 60 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$, 応力比 0.1, 周波数 10 Hz) で、室温にて約 1.5 mm の疲労予き裂を導入した。試験片によってはその後更に 650 °C において、 $\Delta K \approx 35 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$, 周波数 5 Hz でき裂を進展させた。

試験は電気炉加熱式のコンピュータ制御電気油圧サーボ疲労試験機 (容量 ± 10 トン) により実施した。

荷重線変位は図 3.4.3 (b) - 2 に示す歪ゲージ式開口変位計により測定した。測定範囲は 5 mm である。

2) き裂長さ測定法

き裂長さは、除荷コンプライアンス法により計測した。除荷コンプライアンスは荷重範囲の 60 ~ 80 % の間の荷重・変位データ (約 8 ~ 10 点) を最小二乗法で直線近似して求めた。これを次式によりき裂長さに換算した(1)。

$$a/w = 1.0002 - 4.06319U + 11.242U^2 - 106.043U^3 + 464.335U^4 - 650.677U^5 \quad (3.4.3 (b) - 1)$$

$$\text{ただし } U = 1 / \left\{ \left(\frac{EVB}{P} \right)^{1/2} + 1 \right\}$$

本方法により求めたき裂長さと、試験後破面観察により実測したき裂長さ (両表面, 1/4 t, 2/4 t および 3/4 t の 5 点平均) の対応を図 3.4.3 (b) - 3 に示すが両者はよく一致することがわかる。なお (3.4.3 (b) - 1) 式において室温および 650 °C のヤング率として、それぞれ 21000 および 14700 kgf/mm² を用いた。

3) スロープライン制御方法

図 3.4.3 (b) - 4 に示すように、最大荷重点の荷重 (P), 荷重線変位 (V) が、所定のスロープラインに一致した時に、負荷を反転し、最小荷重が 0 ~ 150 kgf の間でほぼ一定となるような、片振引張荷重条件下の荷重線変位制御試験とした。なお、ソフトウェ

アの都合上、試験開始直後の10～20サイクルは、試験周波数が優先されるため所定のスロープラインに到達する前に、負荷の反転を生じた。

4) データ記録法

荷重 P 、荷重線変位 V 、き裂長さ a 、および J 積分範囲は、所定の長さ、き裂が進展する毎に、コンピュータディスクに保存およびプリンター上に表示される。 $P-V$ ヒステリシスループは試験後上記のデータを図形化処理してプリンター上に得ることができる。1サイクル中のデータ数は負荷側で220点前後、除荷側で40点前後である。

上記のコンピュータによる自動計測以外に、適時 $X-Y$ レコーダにより $P-V$ ヒステリシスループを記録した。

5) 試験条件

表3.4.3(b)-1に試験条件を示す。試験片は室温用に1個、650℃用に3個用いたが、いずれも1個の試験片でスロープライン条件を2～4種類変えて実験を行なった。1条件の試験が終了後、変位信号を $P-V$ 線図上原点に戻して、次の条件の試験を行なったため、例えばFCC3は①～③で S 、 D が同じでも、 ΔJ 積分範囲が異なる試験条件となっている。

また、0.01Hzで試験を行なったFCC3③については、試験途中で数回、0.1Hzの急速波形を挿入して、ヒステリシスループを記録した。

(2) 試験結果

図3.4.3(b)-5に、 $P-V$ 線図の例を示す。同図(b)よりわかるように、ヒステリシスループには、一定変位制御試験や、前節の引張片振変位条件下のスロープライン制御試験で認められるようなき裂の閉口によるtailは生じていないところから、き裂閉口はなかったものと思われる。また(c)は0.01Hzの試験において、途中0.1Hzのrapid strainingを挿入した場合のヒステリシスループを示す。0.1Hzと0.01Hzとではヒステリシスループにほとんど差が認められなかったが、これは0.01Hzでは非弾性変形中に占めるクリープ成分がかなり小さいこと以外に、変位の測定レンジ(フルスケール5mm)の約4%の微小変位を測定しているため測定精度上の問題も含まれているのではないかと思われる。

図3.4.3(b)-6にき裂伝ば曲線と繰返しに伴う ΔJ の変化を示す。(a)は室温の例で、繰返しと共に ΔJ が増加し、き裂伝ば速度増加タイプの試験となっている。一方、650℃で、 $S=1000\text{ kgf}$ 、 $D=5\text{ mm}$ の条件下では、(b)のように ΔJ 、き裂伝ば速度

減少タイプの試験となり、 $S = 800 \text{ kgf}$ 、 $D = 8 \text{ mm}$ では(c)のように ΔJ およびき裂伝ば速度がほぼ一定となる試験になっている。

以上のように、引張片振荷重条件下のスロープライン制御試験においては、 S および D の与え方によって、繰返しに伴う ΔJ の変化のしかたが異なるため、き裂伝ば速度と ΔJ の関係を求めるのに最適な条件設定を行なうのが難しいというきらいがある。

図 3.4.3 (b) - 7 にき裂伝ば速度と ΔJ の関係を示す。650℃では、室温に比べて約2倍のき裂伝ば速度となっている。又650℃でも周波数が0.1Hzから0.01Hzになると、伝ば速度が倍に加速されることがわかる。先述の通り、ヒステリシスループにはクリープ変形の影響を確認することができなかったが、 ΔJ に占めるクリープ成分が非常にわずかでも、クリープの影響によってき裂伝ば速度が著しく加速することを示しているものと思われる。

図 3.4.3 (b) - 7 の中に、本委員会で実施された他の制御方式（荷重としては両振条件となっている）による650℃のデータ、およびJames (2)およびBrose and Dowling (3)の室温のデータのバンドを示した。引張片振荷重となる本方法のデータは、いずれの温度において若干高きき裂伝ば速度側にはずれている。図 3.4.3 (b) - 5 からわかるように、本制御方式では繰返し毎に一方向変形が累積されるため、き裂が疲労と静的破壊との組み合わせにより成長していたものと考えられる。上記の結果はこのような静的破壊の影響下での疲労き裂伝ば速度が、 ΔJ のみでは正確に評価し得ないことを示している。ただ、図 3.4.3 (b) - 8 に示すように ΔK や $\Delta \sigma_{\text{net}}$ で整理した場合には、試験片やスロープライン条件毎に伝ば速度の上下関係が異なっており、 ΔJ による整理の方がはるかにデータの収束性がよいようである。引張片振荷重条件下のスロープライン制御試験の是非は別としても、一方向変形の影響を受ける場合の疲労き裂伝ば則について、今後検討していく必要があると考えられる。

図 3.4.3 (b) - 9 に650℃試験後の破面外観写真を示す。一方向変形の累積のため、き裂伝ばとともに板厚が減少しているのが認められる。

図 3.4.3 (b) - 10 は、破面の走査電顕写真である。650℃において0.1Hzではストライエーションが形成されており、このストライエーション間隔から算出されるき裂伝ば速度は、図 3.4.3 (b) - 7 中に示すように巨視的き裂伝ば速度と一致している。一方0.01Hzでは粒界破面が形成されており、クリープの影響が認められる。

以上の結果をまとめると、片振引張荷重条件下のスロープライン制御試験においては、次のような特徴および問題点のあることが明らかになった。

- i) 一方向変形の進行とともに、疲労き裂の成長が起きるため、静的破壊の影響を受けて、き裂の成長が加速される。
- ii) 従ってき裂伝ば則を、 ΔJ のみでは正確に評価できない。
- iii) 累積される変形量に比べて、1サイクル中の変形量が小さいため、変位、J積分等の測定精度に限界があり、また、1本の試験片で得られる伝ば速度の範囲が小さいという問題点がある。

参考文献

- 1) A. Saxena and S. J. Hudak, Jr., Int. J. of Fracture, 14 (1978), 453
- 2) L. A. James, in Atomic Energy Review, 14-1 (1976), 37
- 3) W. R. Brose and N. E. Dowling, ASTM STP668 (1979), 720

表 3.4.3 (b) - 1 試験条件

Table 3.4.3(b) - 1 Test conditions

試験片 番号	条件 番号	温度	スロープライン条件		波形	周波数 (Hz)	き裂長さ (mm)		繰返数 (cycles)
			S(kgf)	D(mm)			a_i	a_f	
FCC1	①	RT	2000	7.5	三角波	0.1	22.9	25.2	912
	②		#	#		#	25.3	27.2	752
	③		2500	7.5		#	27.3	27.9	161
FCC2	①	650°C	1000	5	三角波	0.1	24.0	25.8	3249
	②		1200	6		#	25.8	27.6	1640
FCC3	①	650°C	1000	5	三角波	0.01	25.8	26.3	340
	②		#	#		#	26.3	27.6	575
	③		#	#		#	30.8	35.3	3634
FCC4	①	650°C	800	4	三角波	0.2	23.8	25.2	2838
	②		800	8		#	26.3	28.1	1928
	③		#	#		0.01	28.1	31.2	1854
	④		900	12		0.2	31.2	32.4	671

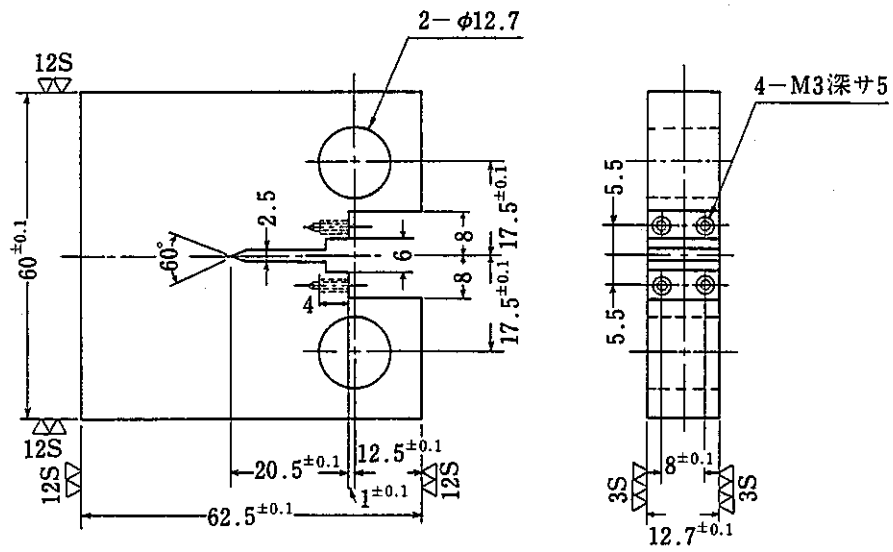


図 3.4.3 (b) - 1 試験片

Fig. 3.4.3 (b)-1 Test specimen.

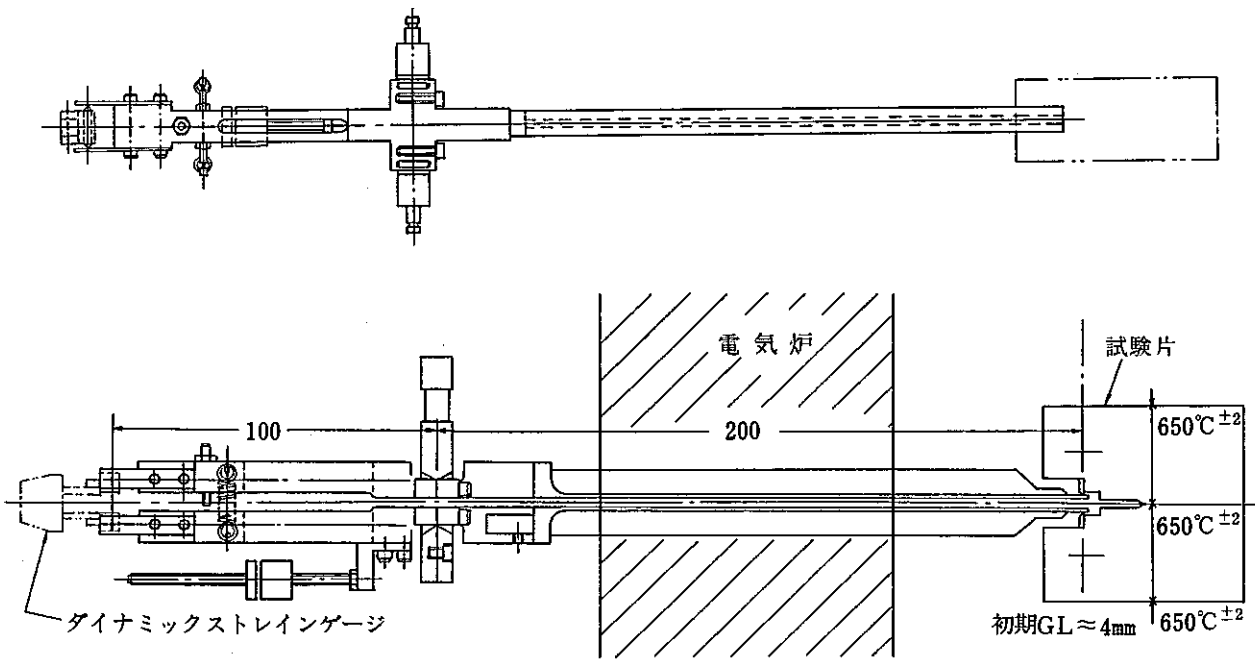


図 3.4.3 (b) - 2 変位計

Fig. 3.4.3 (b)-2 Displacement gage.

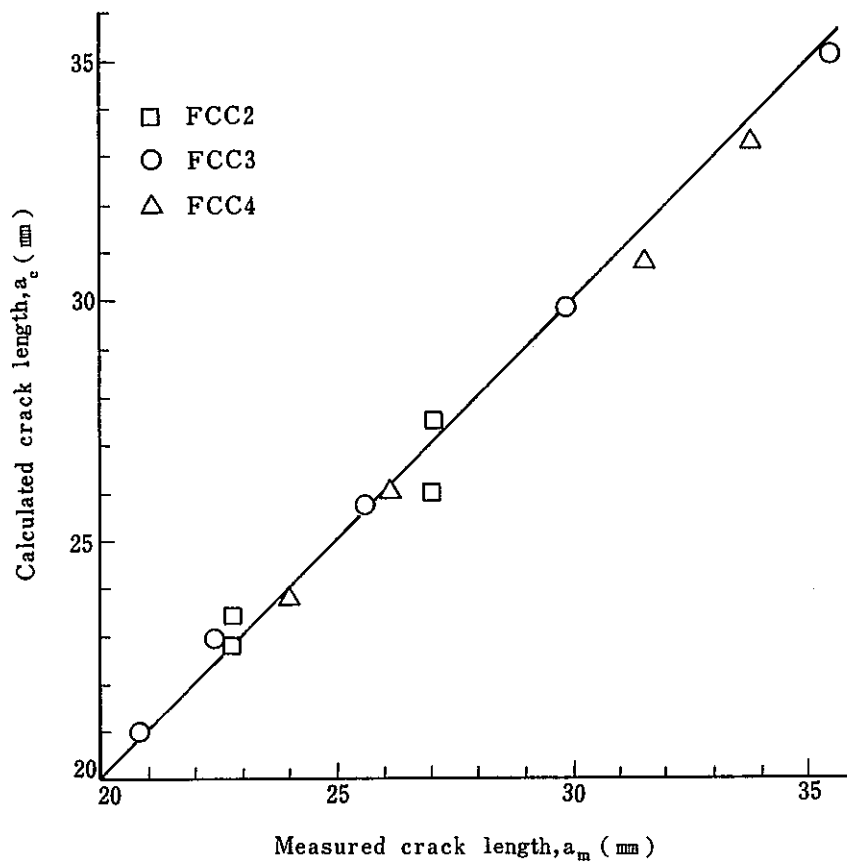


図 3.4.3 (b) - 3 実測き裂長さ と除荷コンプライアンス法による計算値の比較

Fig. 3.4.3 (b)-3 Comparison of measured crack length and calculated crack length by unloading compliance method.

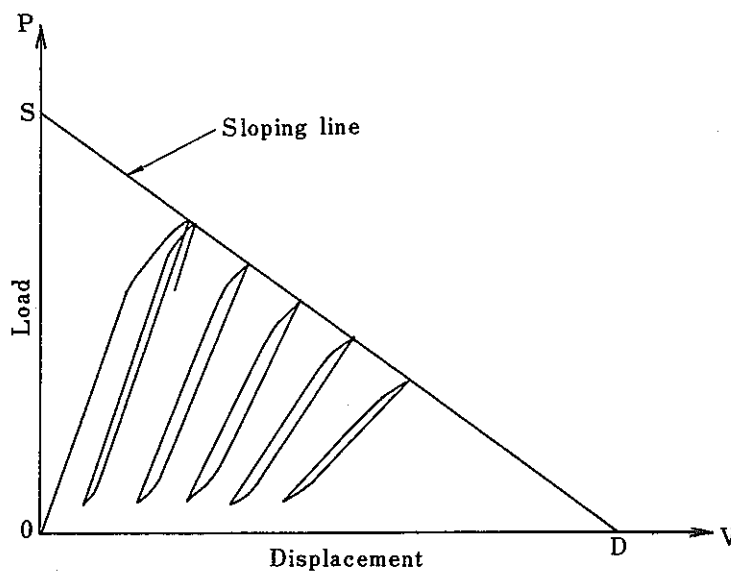
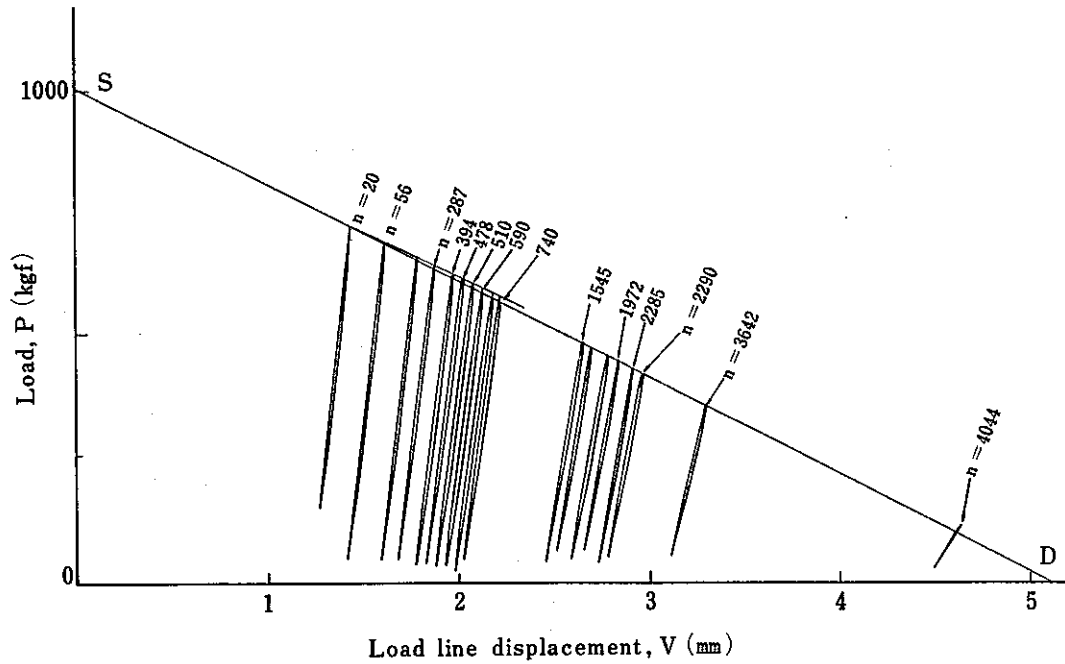
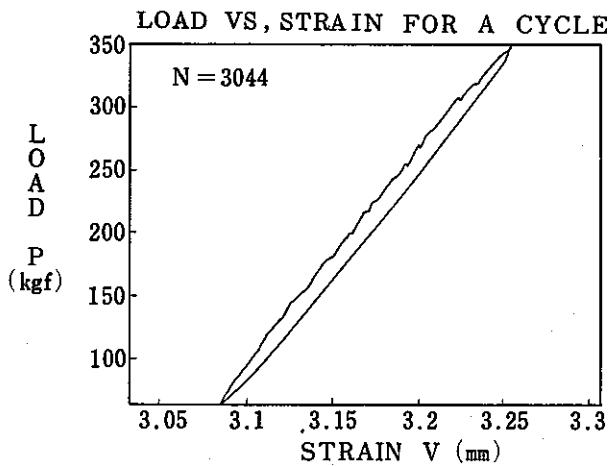
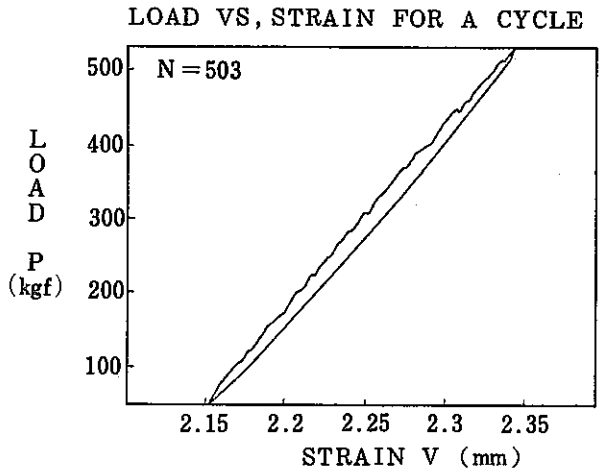


図 3.4.3 (b) - 4 片振引張荷重条件下のスロープライン制御波形

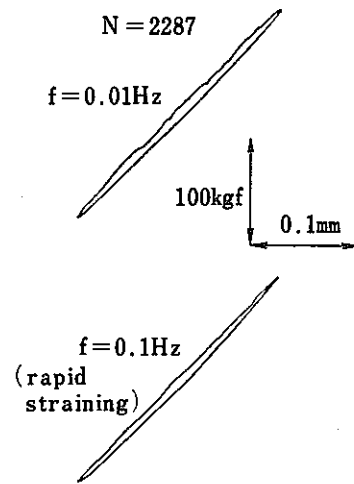
Fig. 3.4.3 (b)-4 Deflection control to sloping line under tension to tension loading.



(a) Overall load-load line displacement curve.



(b) P-V hysteresis loops.



(c) P-V hysteresis loops of normal and rapid straining.

图 3.4.3 (b) - 5 荷重-荷重線変位線図
(FCC3③, 650°C, 0.01Hz)

Fig. 3.4.3 (b)-5 Load-load line displacement curve
(FCC3③, 650°C, 0.01Hz)

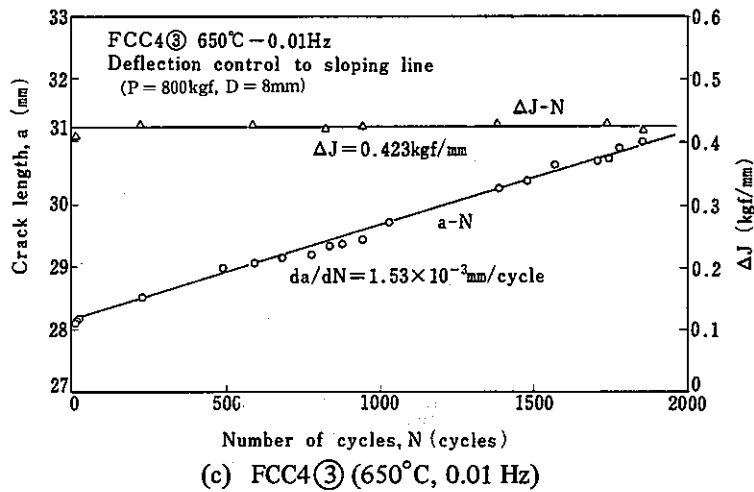
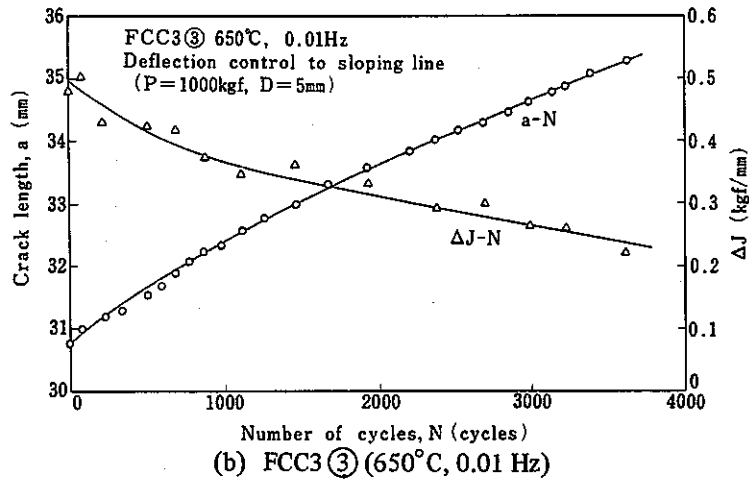
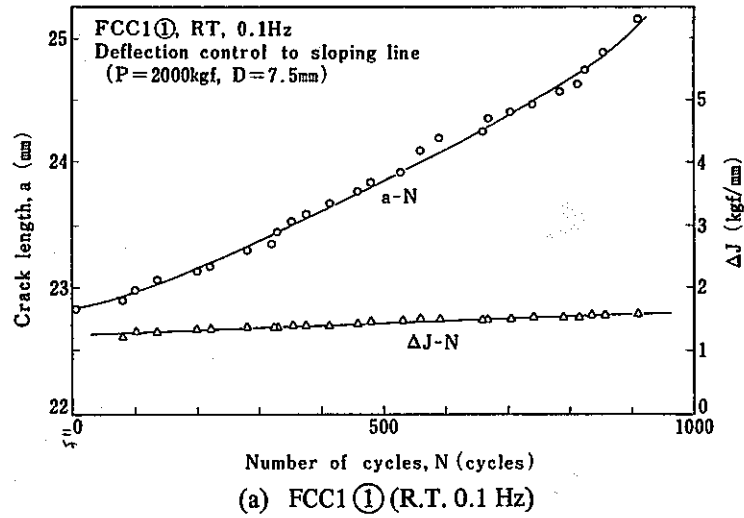


図 3.4.3 (b) - 6 繰返しに伴なうき裂長さおよび J 積分範囲の変化
Fig. 3.4.3 (b)-6 Variation of crack length and J-integral range during cycling.

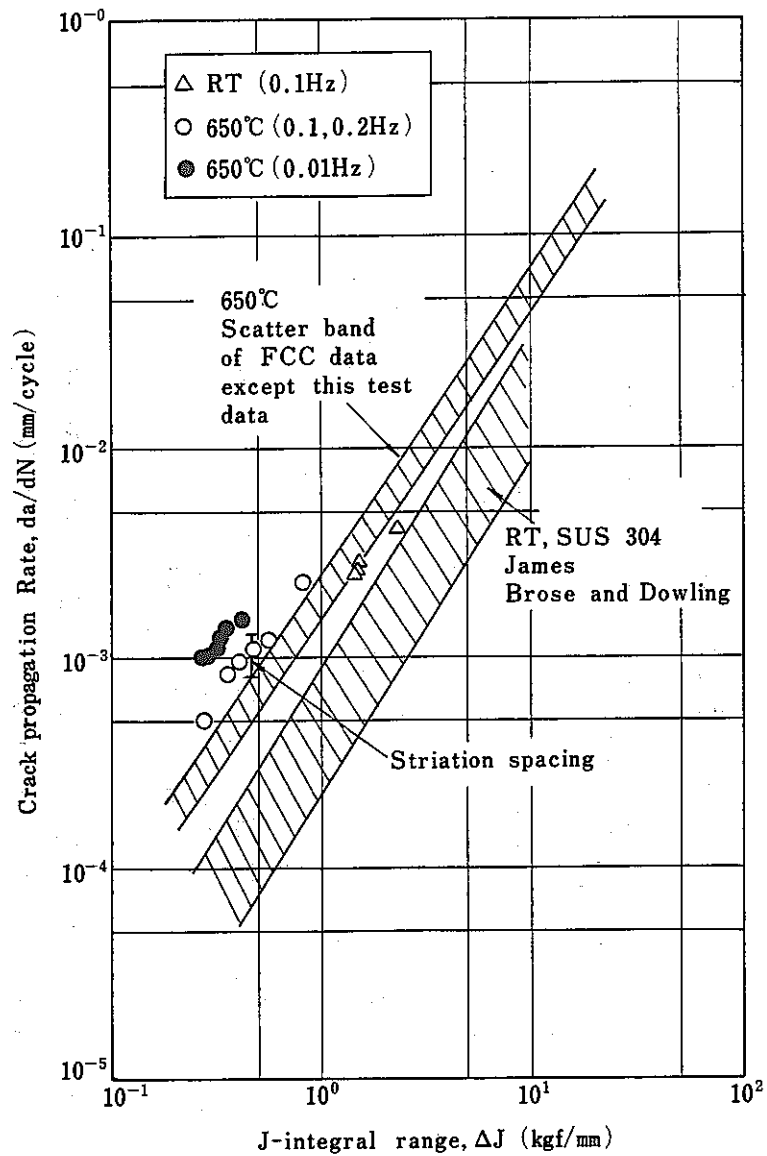


図 3.4.3 (b)-7 J積分範囲とき裂伝播速度の関係
 Fig. 3.4.3 (b)-7 Relationship between J-integral range and crack propagation rate.

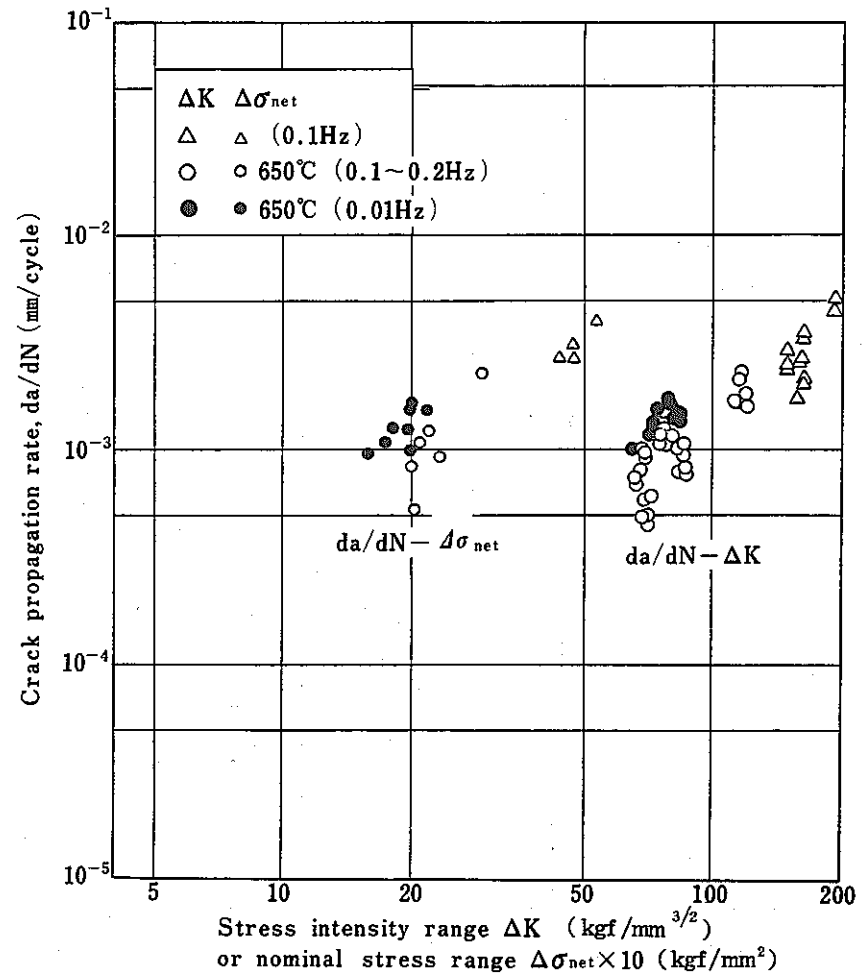
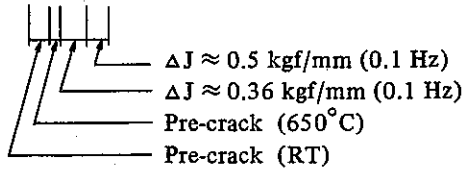
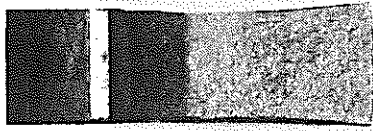
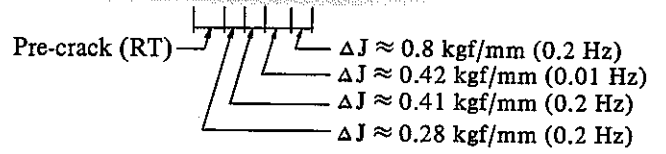
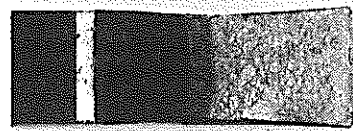


図 3.4.3 (b)-8 応力拡大係数範囲 ΔK および公称応力 $\Delta \sigma_{net}$ とき裂伝播速度の関係
 Fig. 3.4.3 (b)-8 Relationship between stress intensity range ΔK and nominal stress range $\Delta \sigma_{net}$.

FCC2



FCC4



FCC3

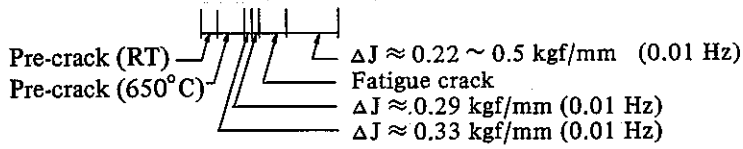
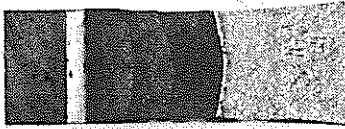


図 3.4.3 (b) - 9 破面のマクロ写真
 Fig. 3.4.3 (b)-9 Macro fractographs of fracture surface.

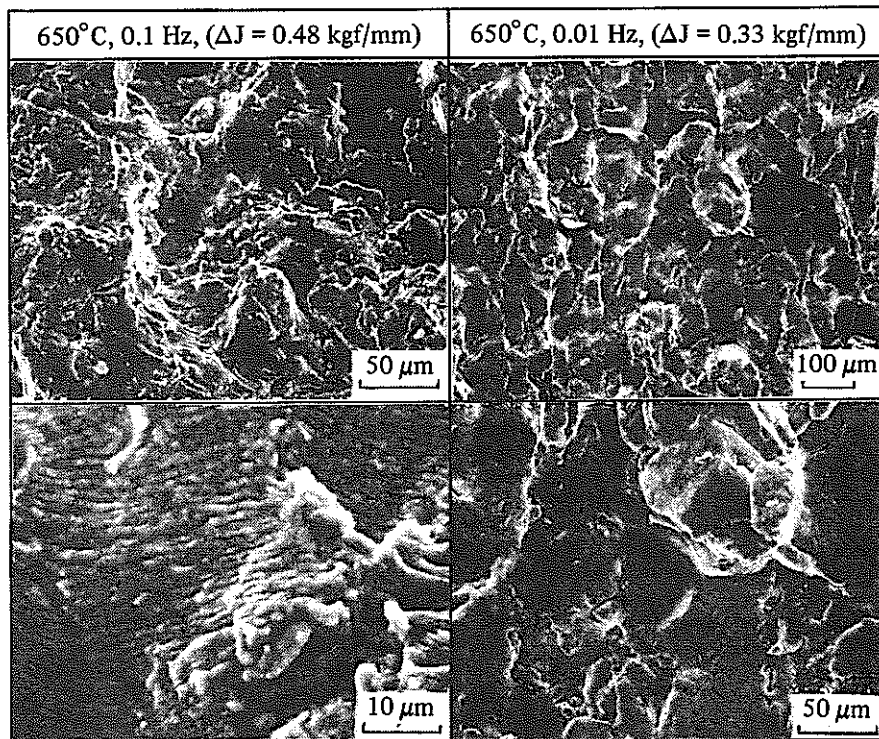


図 3.4.3 (b) - 10 破面の走査電顕写真
 Fig. 3.4.3 (b)-10 Scanning electron micrographs of fracture surface.

3.4.3 (c) スロープライン制御低サイクル疲労試験結果のまとめ

3.4.3 (a) で述べた片振れ引張変位試験と、3.4.3 (b) で述べた片振れ引張荷重試験の結果を、図 3.4.3-3 に比較している。片振れ引張変位試験結果は、後に示す他の制御方法による全データのバラツキ範囲内に入っているが、片振れ引張荷重試験結果は、若干、加速傾向を示しており、先に述べた引張側への大きな一方向変形が影響している可能性が考えられる。結局、スロープライン制御法としては、厚肉耐圧部の熱応力のようにひずみ制御タイプの外力を対象とする限り、図 3.4.3-2 に示したような片振れ変位制御試験が良いようである。

クリープを伴わないと考えられる高温低サイクル疲労き裂伝播挙動について、CT 試験片を用いた片振れ引張変位制御によるスロープライン制御試験と他の試験片形状・制御法による試験結果をまとめて図 3.4.3-4 に示している。今回の共同試験では、 da/dN が 1.8 倍程度のバラツキ範囲内にはほとんどのデータが納まっており、この種の試験としては非常にバラツキの少ない結果が得られているものと考えられる。但し、詳細に観察すると、CT に比べて CCT では ΔJ が小さ目の値となる傾向が見られ、CT のデータが da/dN バンド幅の小さい方に位置している原因となっている。2a/W の小さい領域の CCT 試験片の ΔJ 評価法(含、計算式)に若干の問題点が残されている可能性が考えられる(10)。き裂伝播試験では、破壊力学パラメータの計算のほか、き裂長さの計測精度も重要であり、標準試験片としては、比較的広い平面形状を有し、き裂長さの長い試験片を使用することが望ましい。試験機容量、変位計測などを考え併せると CT 試験片の使用が有利である。

荷重制御試験では、余り大きな荷重を負荷すると試験初期に塑性崩壊し、その後のき裂伝播データが採取出来ない。図 3.4.3-4 でも、低サイクル疲労領域の高き裂伝播速度データが採取出来たのは何れも変位制御試験によるものであり、荷重制御試験の限界が感じられる。また、荷重制御試験では高荷重条件でクリープによる一方向変形が顕著となり、試験後期に加速現象を示しており、一般的な低サイクル疲労き裂伝播特性の採取には不向きであるようだ。

一般的な CCT を用いた引張圧縮ひずみ制御試験では図 3.4.3-5 ($2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼, RT) に示すように、1 本の試験片で得られるき裂伝播データの範囲が狭いことが指摘されており(10)、今回のデータ(図 3.4.3-4 の ∇ 印)と傾向を異にする。これは、SUS304 鋼の著しい繰返し硬化特性と関係があるのではないかと考えられ、今後の検討が望まれる。参考までに、図 3.4.3-5 の内、 $\epsilon_a = 0.4\%$ の場合の荷重変化を図 3.4.3-6 に示す。繰返し硬化を示さない $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼では、試験開始直後(き裂成長開始)から荷重低下が見られるが、3.4.2 (c) 項

の SUS304 鋼では、試験初期には荷重低下が少なく、繰返し硬化により荷重制御に近い状態となっている。繰返し硬化を示さない材料の場合には、CCT 変位制御試験の前記の欠点を取り除くために、制御する変位量を徐々に広げて行くことが考えられ、今後の検討が望まれる。

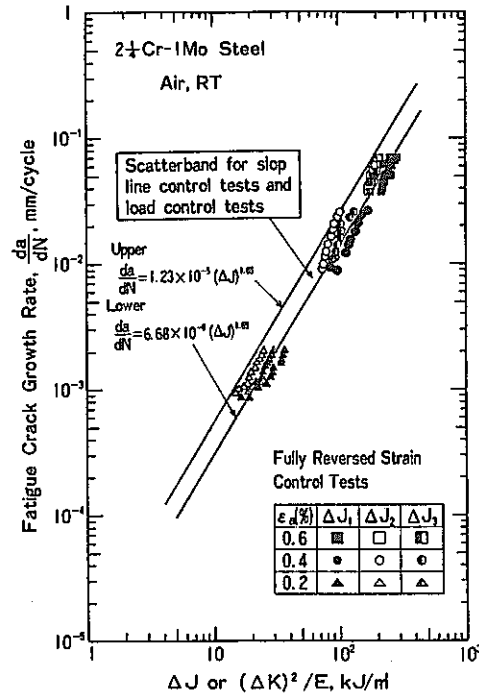


図 3.4.3-5 引張圧縮ひずみ制御下の CCT 試験片の $da/dN - \Delta J$ 関係

Fig. 3.4.3-5 Fatigue crack growth rate vs. ΔJ .

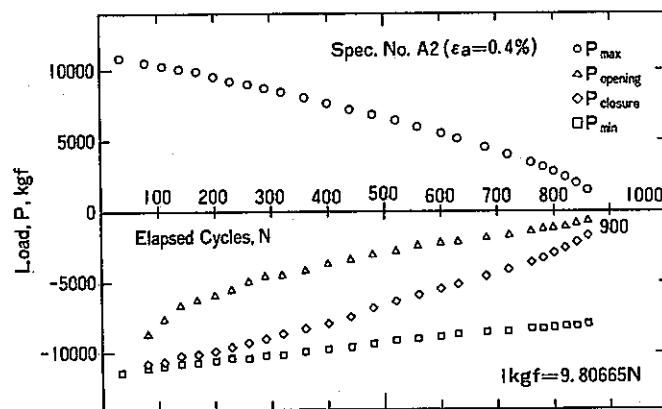


図 3.4.6 き裂成長に伴う荷重低下状況の一例

Fig. 3.4.3-6 Load change during cycling.

スロープライン制御試験結果は、CT 試験片を用いた他の制御方法（荷重制御，一定変位制御）による試験結果と極めて良く一致している。なお，文献（3）の理論計算結果からも明らかなよ

うに、CT試験片を用いて一定変位制御試験を実施すると、 ΔJ 減少タイプの試験となり、材料によっては定常的なき裂伝播データが得られない可能性もあり、この場合にも変位の制御範囲を徐々に広げていく試験方法の開発など、今後の検討が望まれる。スロープライン制御試験は、このような変位の制御範囲を連続的に広げて行く試験法であり、この面からも有効な試験法と考えられる。

今回のスロープライン制御試験では、データ採取範囲として、 da/dN を1.5 decade程度とすることを目標にして試験条件を設定した(3)。それでも、CTによる一定変位制御試験(図3.4.3-4の◇印)3本分の結果が1本の試験片で得られており、低サイクル域の高温疲労き裂伝播試験法として効率的な方法であることが実証されたものと考えられる。

今回の試験では、スロープライン制御試験においても、始めて、引張負荷時に変位保持を入れることを試み、他の10分保時試験結果と比較した。荷重負荷時のみを対象として算出した疲労J積分範囲(ΔJ_f)をパラメータとした図3.4.3-7では、実験プロット点とクリープを伴わないと考えられる三角波のデータ(図3.4.3-4)との差が保持の影響を示しており、主としてクリープの影響と考えられる。スロープライン制御法も含めた変位制御試験でも加速傾向が見られるが、荷重保持試験の加速は大きく、特に高荷重では著しい加速傾向を示しており、保持時の荷重制御条件の影響が大きい。変位保持でもさらに長時間保持では、より大きな加速傾向を示すことが、図3.4.3(a)-11(a)($N \sim 191$)の電気ポテンシャル値の変化から類推される。

保持のみを対象として算出したクリープJ積分範囲(ΔJ_c)をパラメータとした図3.4.3-8では、主として荷重保持試験結果を示しているが、バラツキが大きく、また静的クリープの結果とかなり異っているものもあり、 ΔJ_c の有効性は認められない。変位保持の結果としてはスロープライン制御法のみであるが、小さな ΔJ_c 値を与えている。大谷ら(7)、大路ら(9)によって提案されているモデルは、本研究結果にはそのまま適用出来ず、繰返しと保持のき裂成長の分離、保持開始直後の遷移クリープの取扱い(含、 ΔJ_c の算出法)など、より詳細な検討が必要となってきた。スロープライン制御法についても、長時間保持の挙動を検討すると共に、保持方法を種々変えることにより興味ある現象が観察される可能性があり、今後の研究結果が期待される。

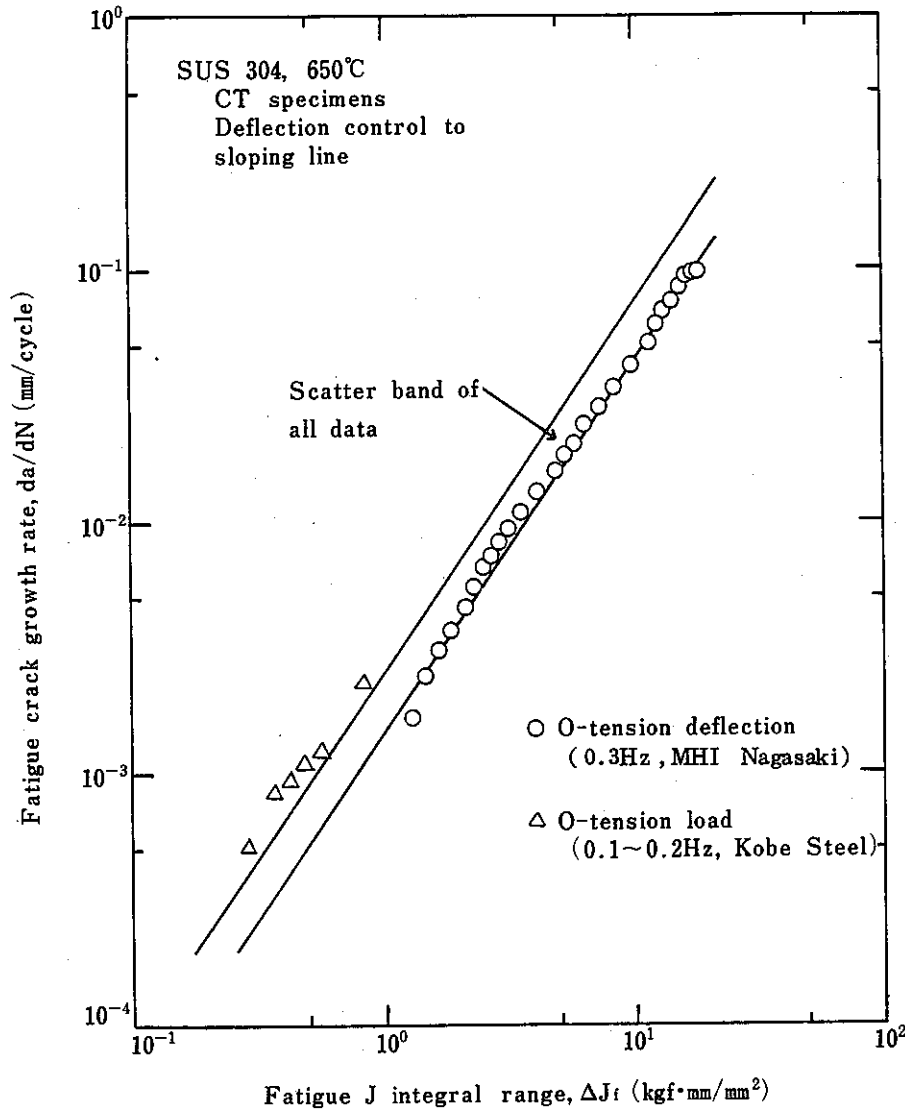


図 3.4.3-3 片振れ引張変位及び片振れ引張荷重によるスロープライン制御試験の比較

Fig. 3.4.3-3 Comparison of deflection control methods to sloping line.

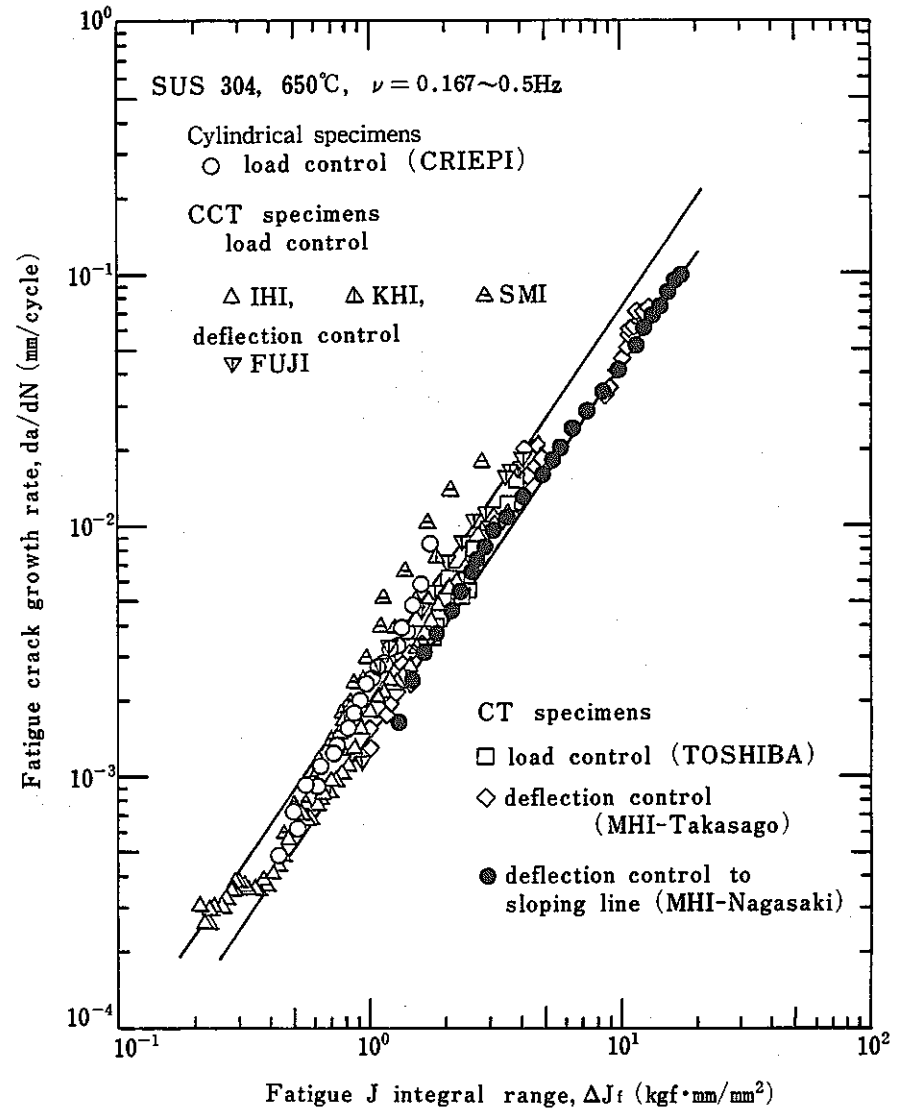


図 3.4.3-4 高温弾塑性疲労き裂伝播挙動に及ぼす試験片形状及び荷重制御方法の影響

Fig. 3.4.3-4 Elastic plastic fatigue crack growth rate vs. ΔJ_f on various testing methods.

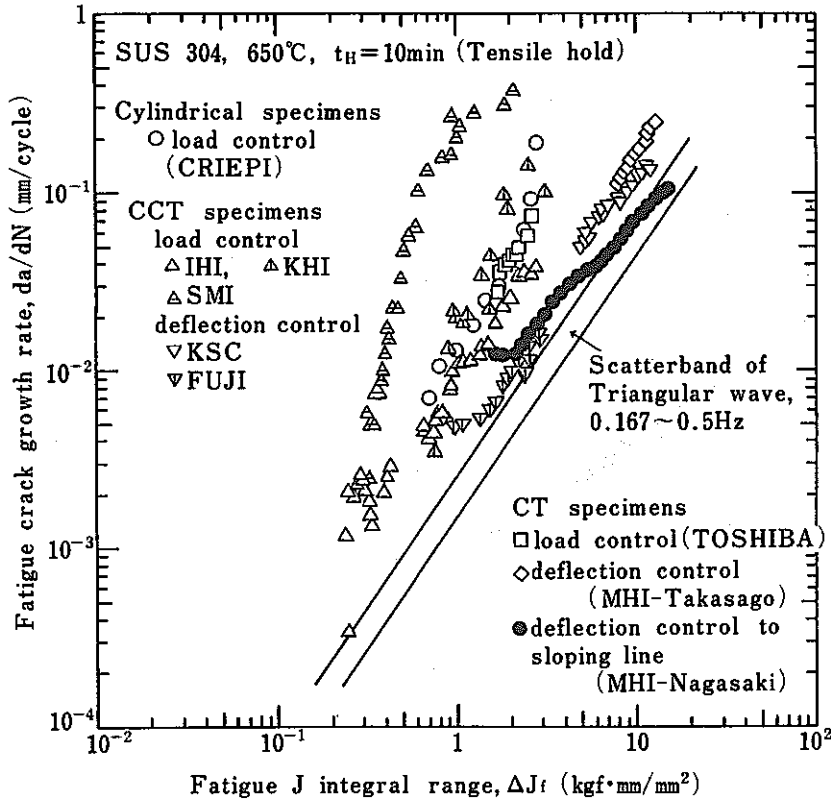


図 3.4.3-7 10分保持台形波の $da/dN-\Delta J_f$ 関係に及ぼす試験片形状及び荷重制御方法の影響

Fig. 3.4.3-7 $da/dN-\Delta J_f$ on various testing methods under trapezoidal wave with 10 min hold.

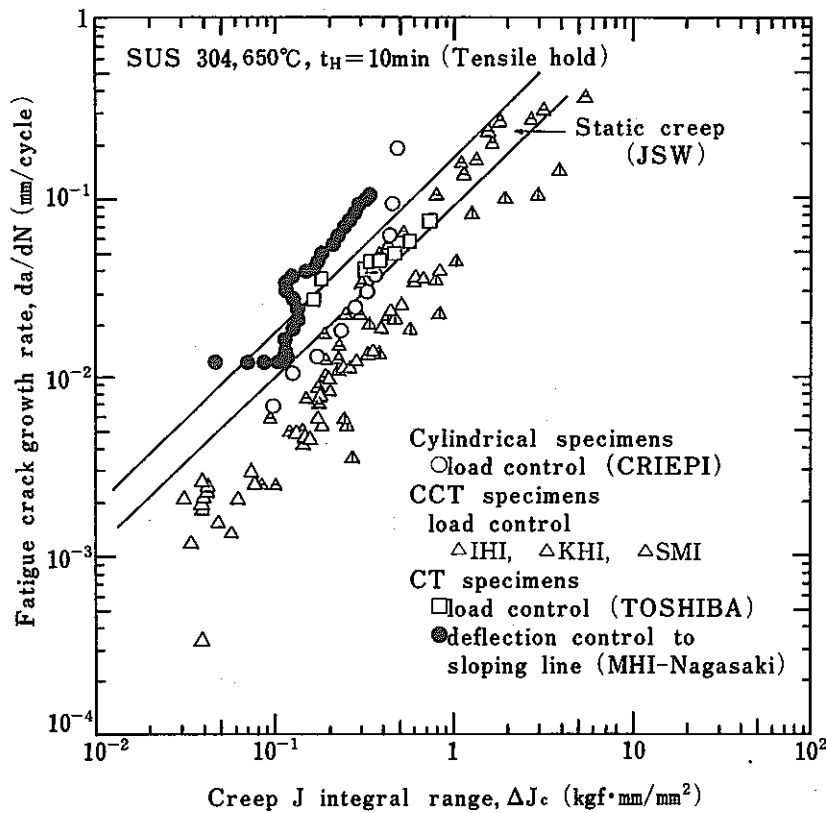


図 3.4.3-8 10分保持台形波の $da/dN-\Delta J_c$ 関係に及ぼす試験片形状及び荷重制御方法の影響

Fig. 3.4.3-8 $da/dN-\Delta J_c$ on various testing methods under trapezoidal wave with 10 min hold.

参考文献

- 1) N. E. Dowling, ASTM STP 601, (1976), p. 19
- 2) 紀・山内・中野, 三菱重工技報, 18-6, (1981), p. 801
- 3) 紀, FCC小委員会共同研究実験データ報告書(資料No. FCC-9-12), (1984)
- 4) 紀, 中島・山内, 材料学会第22回高温強度シンポジウム前刷集, (1984)
- 5) V. Kumar, M. D. German and C. F. Shih, EPRI Topical Report NP-1931, (1981)
- 6) 紀ほか, 材料学会第25回破壊力学部門委員会資料, (1983-10)(資料No. FCC4-11)
- 7) 大谷ほか, 日本機械学会論文集, 48-435(1982), p. 1378
- 8) 電中研, FCC小委員会資料No. FCC6-5
- 9) 大路・久保ほか, 日本機械学会論文集, 50-454(1984), p. 1218
- 10) 紀・山内・中野・中島, 日本造船学会論文集, 150(1981)(資料No. FCC5-6)

3.4.4 クリープき裂伝播試験結果

(1) 実施項目

コンパクトテンション(CT)試験片を用い, SUS304鋼の650°Cでのクリープき裂伝播試験を実施した。実験条件を表3.4.4-1に示す。

表 3.4.4-1 実験条件

Table 3.4.4-1 Experimental Condition

試験片	制御	波形	制御値	荷重 2P/Bb
CT	荷重	定荷重	650 °C	4.5 kgf/mm ²
				6.5 kgf/mm ²

(2) 試験片形状

図3.4.4-1に示す厚さ12.5mm,幅50mmのCT試験片を用いた。試験片には片側で板厚の10%の深さを有する先端半径1.5mmのサイドグループを加工した。初期き裂長さは約25mmとし,疲労予き裂は電気油圧サーボ疲労試験機により室温,10Hz, $K_{fmax} \leq 50$ kgf/mm^{3/2}の条件で導入した。

(3) 試験方法

クリープ試験にはレバー比20:1のクリープ試験機を用い,加熱はニクロム線加熱の電

気炉によって行なった。炉内での試験片上の温度分布は図 3.4.4 - 2 に示すとおりで、き裂進展面ではほぼ $\pm 1^\circ\text{C}$ となっている。

き裂進展は直流電位差法により測定し、荷重点変位は試験片の荷重線の切欠部分で差動トランスにより測定した。直流電位差法による電位差検出端子は図 3.4.4 - 1 に示すとおりで、端子間隔は 28mm、また電流供給端子間隔は 50mm であり、リードの銅線は試験片に TIG 溶接されている。

(4) 試験結果

供試鋼の 650°C での定荷重負荷時のき裂長さ (a) と経過時間の関係を図 3.4.4 - 3 および図 3.4.4 - 4 に示した。荷重条件はそれぞれ $2P/Bb = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$ ($P = 800 \text{ kgf}$)、 4.5 kgf/mm^2 ($P = 560 \text{ kgf}$) である (P : 荷重, B : 板厚, b : リガメント長さ)。図から明らかとなっており、 $2P/Bb = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$ では 59.5 時間で破断し、 $2P/Bb = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$ では 801 時間で破断している。図 3.4.4 - 5 および図 3.4.4 - 6 にはそれぞれの荷重条件での荷重点変位 (V) と経過時間の関係を示した。

図 3.4.4 - 7 および図 3.4.4 - 8 には測定されたき裂長さと正味断面応力 (σ_{net}) との関係を示す。き裂伝播速度は測定点を 5 点 incremental polynomial 法で 2 次曲線近似して算出した。また σ_{net} の計算には応力の引張成分と曲げ成分を考慮した 3.4.4.1 式 (1) を用いた。

$$\sigma_{\text{net}} = \frac{P}{(W-a)B} \left\{ 1 + \frac{3(W+a)}{W-a} \right\} \dots\dots\dots (3.4.4.1)$$

ここで W : 試験片幅

B : 試験片板厚 (サイドグループ底の板厚 10mm を用いた。)

a : き裂長さ

P : 荷重

図 3.4.4 - 9 および図 3.4.4 - 10 には、応力拡大係数 (K) とクリープき裂伝播速度 da/dt の関係を $P = 800 \text{ kgf}$ および $P = 560 \text{ kgf}$ のそれぞれについて示した。応力拡大係数の計算は 3.4.4.2 式によった。

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} \cdot F(\xi) \quad \xi = \frac{a}{W} \quad \dots\dots\dots (3.4.4.2)$$

$$F(\xi) = \frac{(2+\xi)}{(1-\xi)^{3/2}} (0.886+4.64\xi-13.32\xi^2+14.27\xi^3-5.6\xi^4)$$

図 3.4.4 - 11 および図 3.4.4 - 12 は、それぞれの荷重条件での伝播速度を修正 J 積分によって整理した結果である。なお、J 積分の計算には Ernst & Saxena (2, 3) による 3.4.4.3 式および大路らによる 3.4.4.4 式を用いた。図中の丸印は Ernst & Saxena, 三角印は大路らの式による結果である。

$$J' = \frac{\alpha}{\alpha+1} \cdot \frac{P}{Bb} (r - \beta / \alpha) \cdot \frac{dV}{dt} \quad \dots\dots\dots (3.4.4.3)$$

$$r = \frac{\frac{2(1+\eta)(1+a/W)}{1+\eta^2} + \eta(1-a/W)}{(1+a/W) + \eta(1-a/W)}$$

$$\beta = \frac{\eta}{\eta + \frac{1+a/W}{1-a/W}}$$

$$J' = \frac{2\alpha}{\alpha+1} \cdot \frac{P}{Bb} \cdot \frac{dV}{dt} \quad \dots\dots\dots (3.4.4.4)$$

ここで α はクリープ指数 ($\alpha = 6.37$), dV/dt は荷重点変位速度であり, B としてはサイドグループ底板厚 10mm を用いている。3.4.4.3 式および 3.4.4.4 式の計算結果では $a/W = 0.5$ で約 10% の差を生じるが, グラフ上での差は顕著ではない。

(5) まとめ

図 3.4.4 - 13 では本試験結果を正味断面応力 (σ_{net}) で整理したものを大路らの CT 試験片の 650°C での結果 (1) とともに示したが, 初期荷重の違いなどによって異なった伝播特性が得られている。

図 3.4.4 - 14 は同様に応力拡大係数により整理した結果であるが、やはり初期荷重条件が異なると異なった伝播特性が得られている。

図 3.4.4 - 15 は修正 J 積分 (J') について大路ら (1), 小寺沢ら (4), 平ら (5), および Saxena (6) のデータとともに示したものである。文献データは中央切欠付平板のものが多く、本実験で行なった結果と比べれば σ_{net} , K での整理に比べて比較的良い一致が得られており、クリープき裂伝播速度を整理するパラメータとして修正 J 積分 (J') が有効であることを示唆している。

参考文献

- 1) 大路ほか, 日本機械学会論文集, vol 45 (1979), p550
- 2) H.A Ernst; ASTM STP791(1), (1973), p550
- 3) A.Saxena; unpublished report.
- 4) R.Koterazawa and T.Mori; J.Engng.Mat.Tech. Trans ASME 99(1979), p298
- 5) S.Taira et al; J.Engng.Mat. Tech. Trans ASME 101(1979), p154
- 6) A.Saxena; ASTM STP700(1980), p131

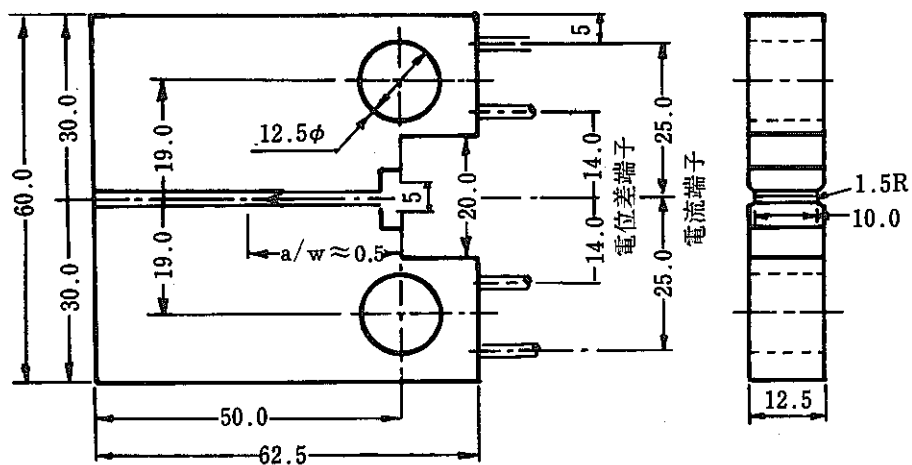


図 3.4.4-1 試験片形状

Fig. 3.4.4-1 Dimensions and configurations of the specimen used.

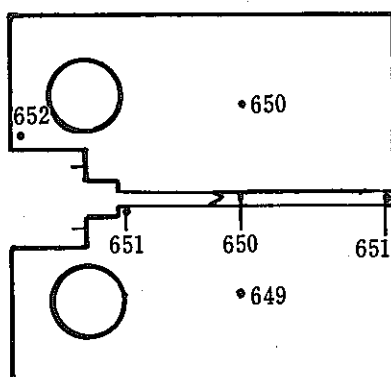


図 3.4.4-2 試験片形状上での温度分布

Fig. 3.4.4-2 Temperature on the specimen.

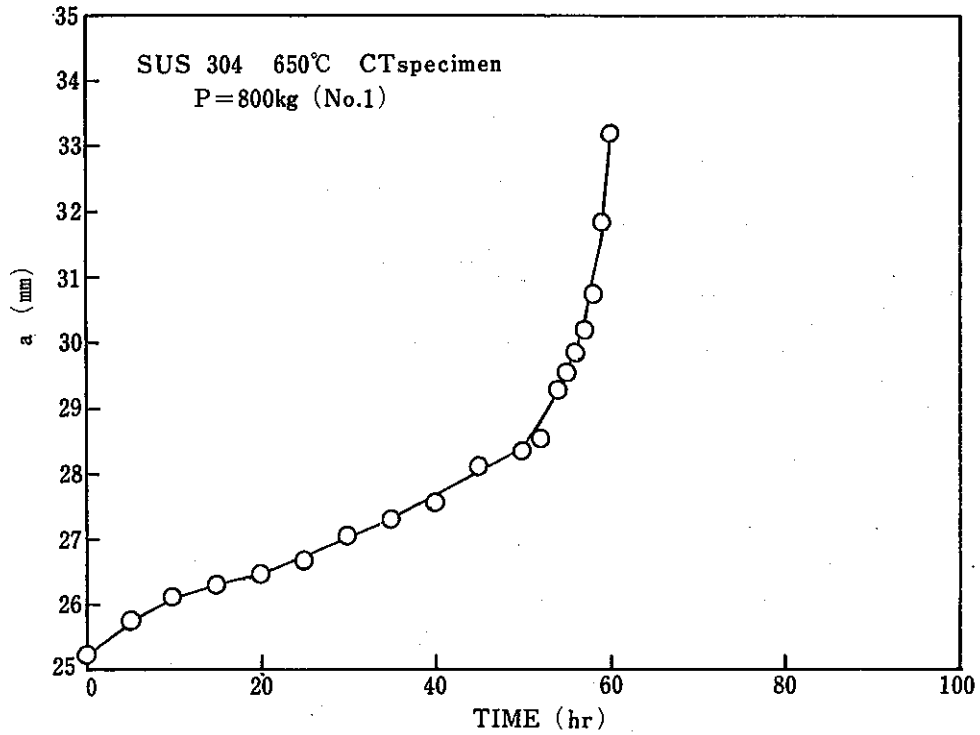


図 3.4.4 - 3 P = 800kgf ($2P/Bb = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$), 650°Cでのクリープき裂の進展

Fig. 3.4.4-3 Change in crack length ($2P/bB = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$).

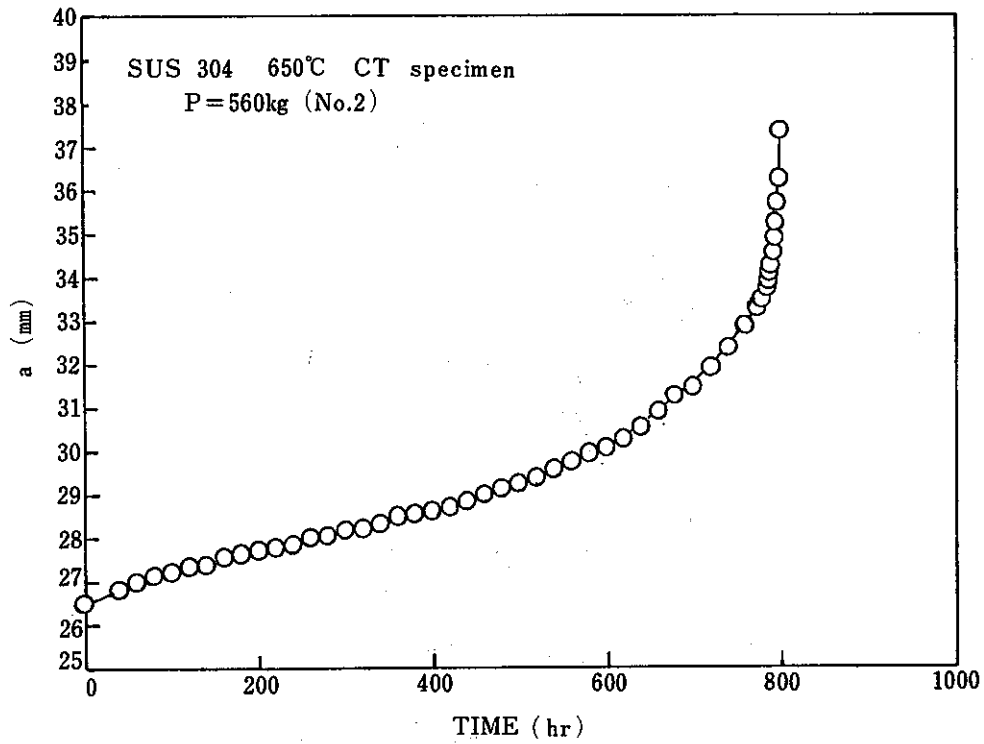


図 3.4.4 - 4 P = 560kgf ($2P/Bb = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$), 650°Cでのクリープき裂の進展

Fig. 3.4.4-4 Change in crack length ($2P/bB = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$).

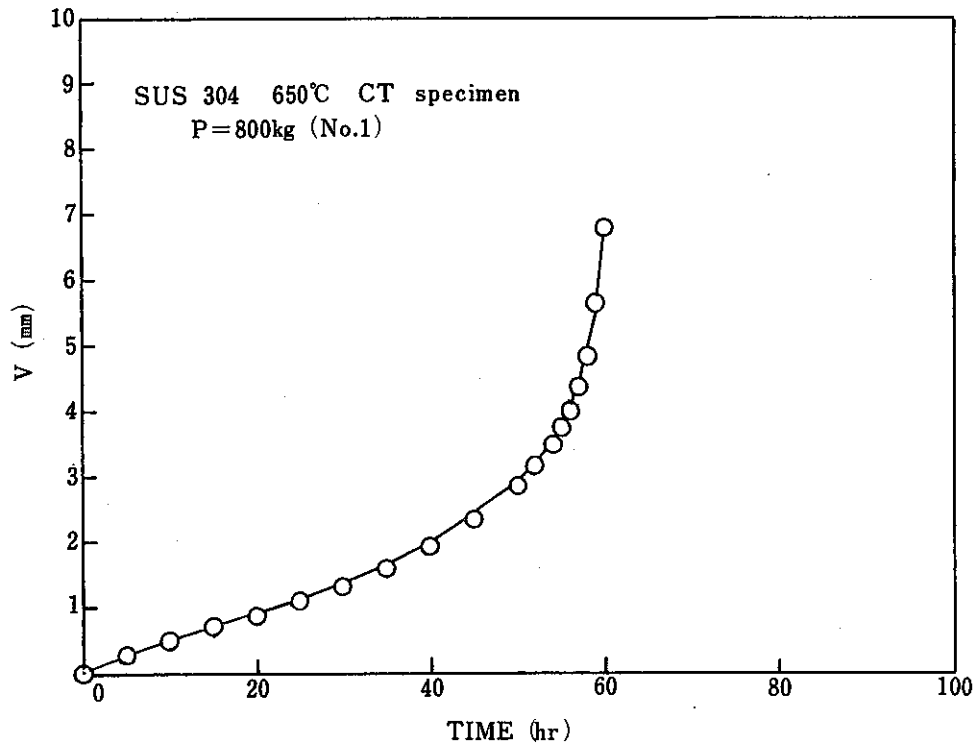


図 3.4.4-5 P = 800kgf ($2P / Bb = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$), 650°Cでの荷重点変位 (V) の変化

Fig. 3.4.4-5 Change in load point displacement ($2P/bB = 6.4 \text{ kgf/mm}^2$)

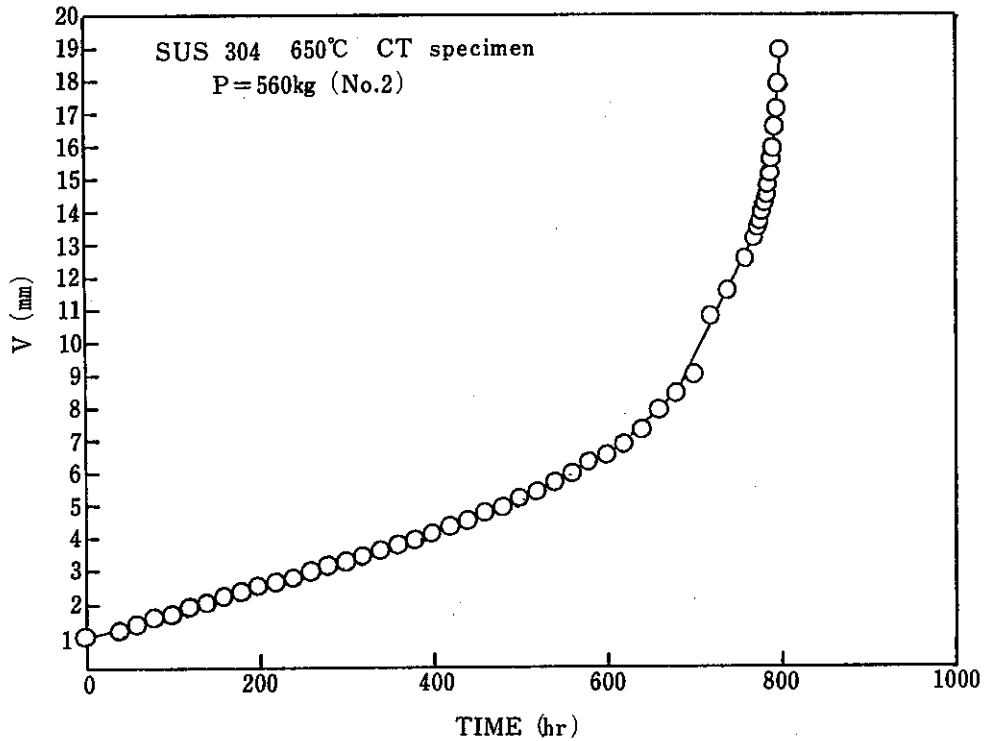


図 3.4.4-6 P = 560kgf ($2P / Bb = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$), 650°Cでの荷重点変位 (V) の変化

Fig. 3.4.4-6 Change in load point displacement ($2P/bB = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$)

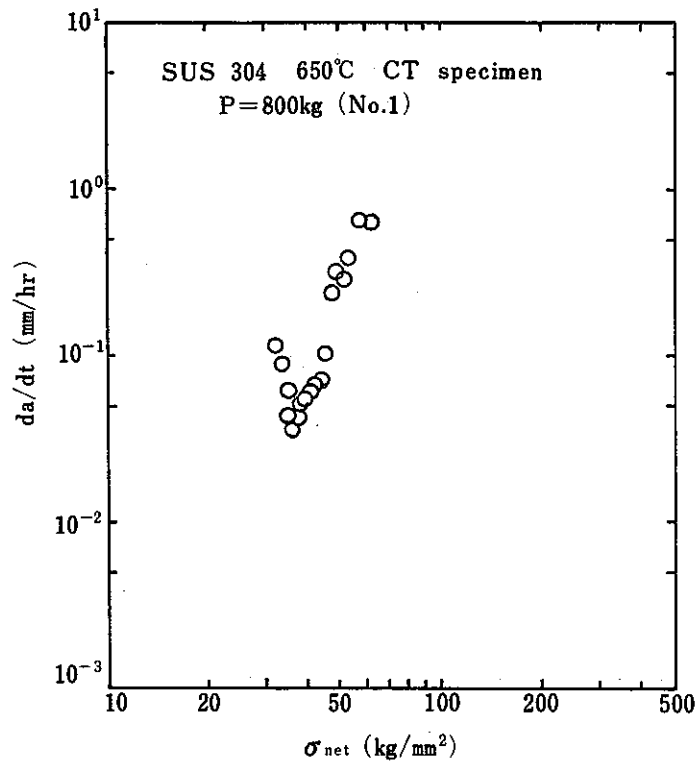


図 3.4.4-7 P = 800kgf ($2P/Bb = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$) でのき裂伝播速度 (da/dt) と正味断面応力 (σ_{net}) の関係

Fig. 3.4.4-7 Relationship between da/dt and σ_{net} ($2P/bB = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$)

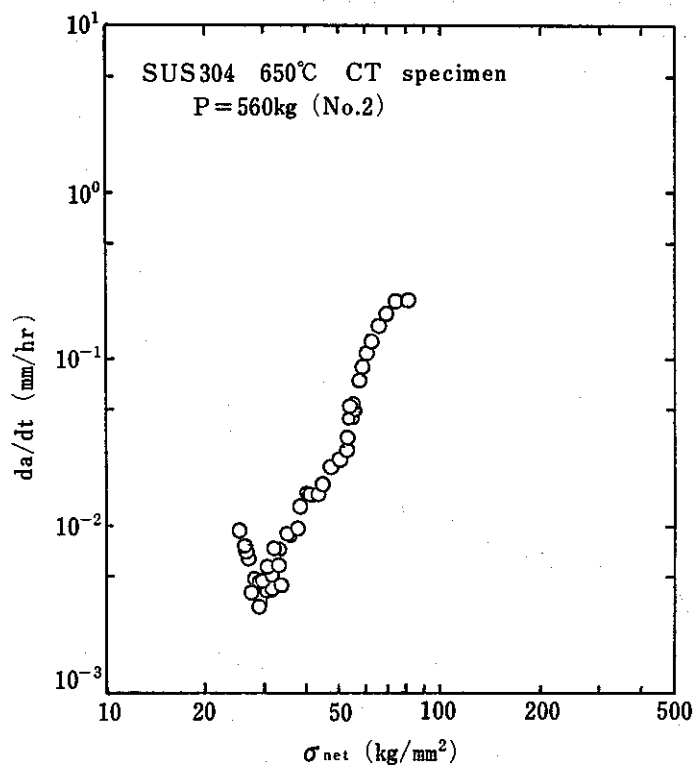


図 3.4.4-8 P = 560kgf ($2P/Bb = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$) でのき裂伝播速度 (da/dt) と正味断面応力 (σ_{net}) の関係

Fig. 3.4.4-8 Relationship between da/dt and σ_{net} ($2P/bB = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$)

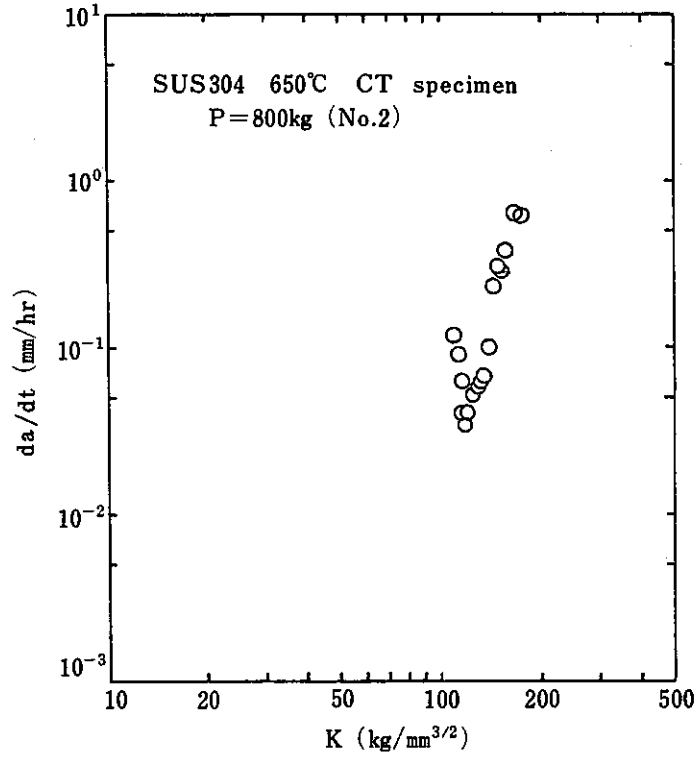


図 3.4.4-9 P = 800 kgf ($2P/Bb = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$) でのき裂伝播速度 (da/dt) と応力拡大係数 (K) との関係

Fig. 3.4.4-9 Relationship between da/dt and K ($2P/bB = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$).

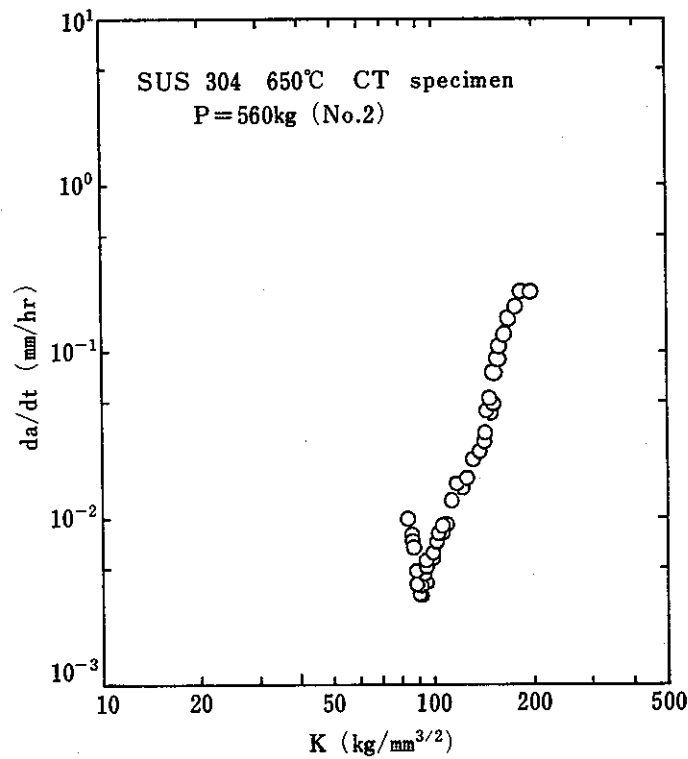


図 3.4.4-10 P = 560 kgf ($2P/Bb = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$) でのき裂伝播速度 (da/dt) と応力拡大係数 (K) との関係

Fig. 3.4.4-10 Relationship between da/dt and K ($2P/bB = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$)

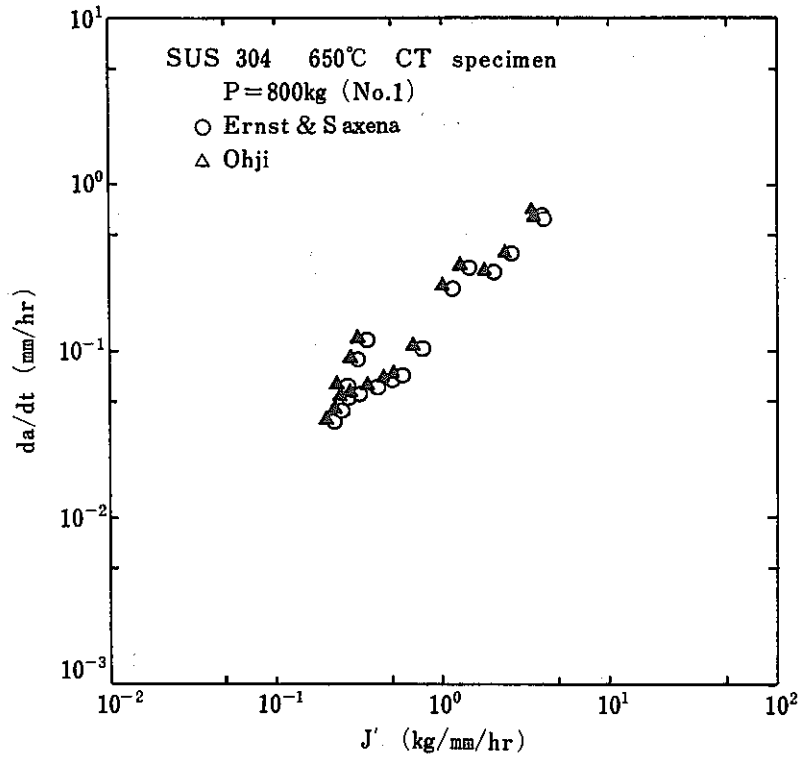


図 3.4.4-11 P = 800 kgf ($2P/Bb = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$) でのき裂伝播速度 (da/dt) と修正 J 積分 (J') との関係

Fig. 3.4.4-11 Relationship between da/dt and J ($2P/bB = 6.5 \text{ kgf/mm}^2$)

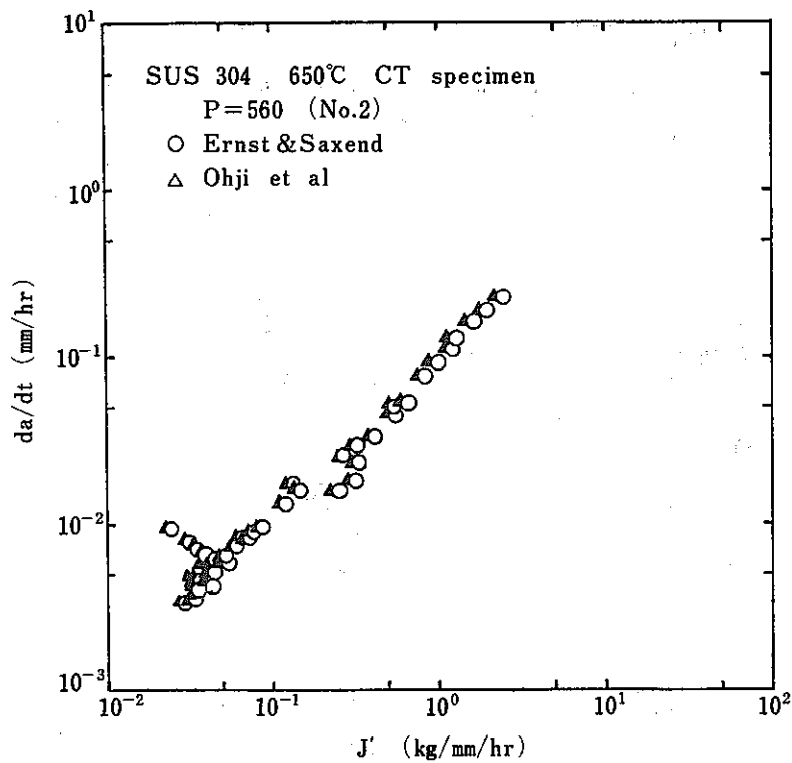


図 3.4.4-12 P = 560 kgf ($2P/Bb = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$) でのき裂伝播速度 (da/dt) と修正 J 積分 (J') との関係

Fig. 3.4.4-12 Relationship between da/dt and J ($2P/bB = 4.5 \text{ kgf/mm}^2$)

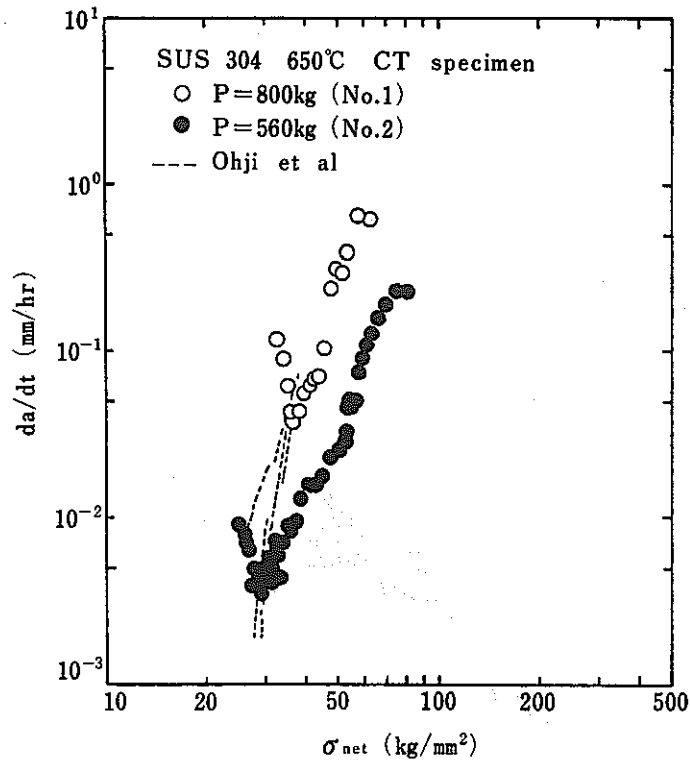


図 3.4.4-13 各試験条件でのき裂伝播速度 (da/dt) と正味断面応力 (σ_{net}) との関係

Fig. 3.4.4-13 Comparison of the crack growth rates in terms of σ_{net} .

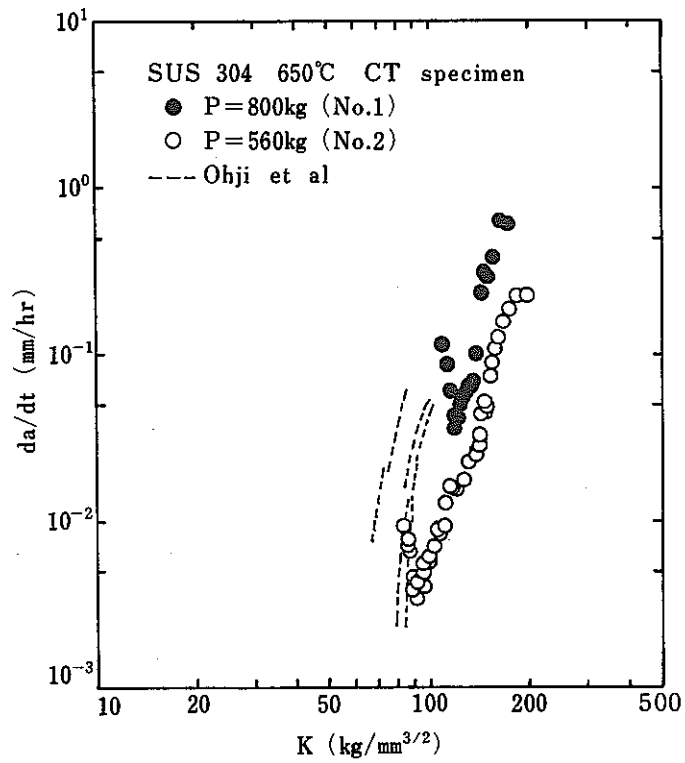


図 3.4.4-14 各試験条件でのき裂伝播速度 (da/dt) と応力拡大係数 (K) との関係

Fig. 3.4.4-14 Comparison of crack growth rate in terms of K .

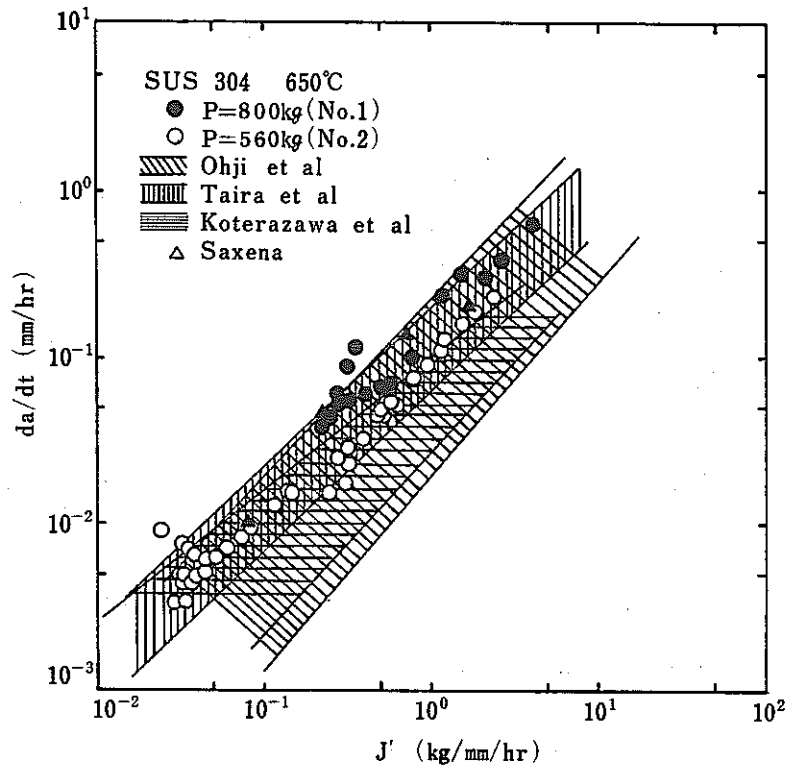


図 3. 4. 4-15 各試験条件でのき裂伝播速度 (da/dt) と修正 J 積分 (J') との関係

Fig. 3.4.4-15 Comparison of crack growth rate in terms of J.

3.5 総合評価

3.4 節で da/dN と各種パラメーターの相関性について制御方法毎に比較検討した。その結果、いくつかの問題点は残るが、 ΔJ による整理が最も多くの場合を一義的に近似出来そうであることがわかった。そこで本節では、制御方法相互の比較を ΔJ による整理結果に基づいて行う。て行う。

3.5.1 CCTの開口変位測定に用いるゲージ長について

CCT 試験の時に J の計算に用いる開口変位を測定するがき裂中央で測定するとして、どれだけ、き裂に近づけば良いかという問題が生じる。実験では1つの機関で $G.L. = 5\text{mm}$ $G.L. = 25\text{mm}$ の両方を測定する実験を行い、 $G.L. = 25\text{mm}$ の結果では $da/dN - \Delta J$ 関係に応力依存性が起ることがわかり、 $G.L. = 5\text{mm}$ ではその傾向がないので $a = 1\text{mm}$ の場合、少なくとも $G.L.$ は 5mm 程度である必要があることが確認された。図 3.5 - 1 参照。FEM 解析で両者の差の検討も試み、結果は第 4 章に示される。

3.5.2 三角波形試験結果の比較

図 3.5 - 2 に全てのデータを（一部はスキャターバンド）示した。

- 荷重制御型の殆どどのデータは図中のバンド内に入る。但し $17\text{kg}/\text{mm}^2$ の CCT の結果は全体的に高目であり、中空円筒の $15.3\text{kg}/\text{mm}^2$ の結果の a が大きい側のデータが高目に移行してゆく傾向がある。
- 変位制御型では4社の内2機関のデータが上記のバンド内に入るが SEN の 0.5% の結果の内特に a の小さい所で上記のバンドから da/dN の大きい方にずれる傾向がある。CCT の 1% の結果は全体に小さ目の da/dN を示しており、開口変位測定のゲージ長が 25mm の時と同様の傾向を示す。
- スロープライン法の結果は殆ど上記のバンドの中であるが荷重片振のスロープライン法の結果は、少し高目の da/dN を与える傾向がある。
- 上記のデータバンドは大谷⁽¹⁾、大路⁽²⁾のデータ（塑性き裂伝播）と同様である。全体の傾向から見て上記のバンドは制御方法に関係なく $da/dN - \Delta J$ 関係を代表していると考えられる。しかし一部のデータがバンドの外に出てくる原因としては以下の事が考えられる。

- a) 中空円筒の a の大きい所で da/dN が大きくなるのは a が大きくなるに伴い、試験片に曲げ応力がかかり、その分き裂が加速される可能性があることと関係があるのではないかと推測される。

- b) CCTの17kg/mm²のデータが大きい目であるのは、応力が大きいので実験が難しいこと、ネッキングやクリープ効果の起りやすいことと関係があると思われる。
- c) SENの0.5%のデータの内、aの小さい所のda/dNが大きい目に出るのはaが非常に小さいので、開口変位が正確につかめないことと関係しているのであろうと思われる。
- d) CCTの1%のデータがda/dNを小さ目に与えるのは、ひずみが大きいので座屈しやすく、故にJ（即ち開口変位）を大きく測定しすぎる可能性があることと関係があると思われる。
- e) 3.4.2(a)で述べたように弾性き裂伝播実験データ⁽³⁾とのつながりがよくない理由は不明である。

以上の検討は暫定的であり詳細は59年度以降に行なわれる予定である。

3.5.3 10分保持波形試験結果の比較

図3.5-3にda/dN- ΔJ_f （又は $\Delta J_f + \Delta J_c$ ）の関係を全試験について示す。（ $\Delta J_f \gg \Delta J_c$ なので ΔJ_f と $\Delta J_f + \Delta J_c$ の差は小さい）。同図には三角波の場合のMajor scatter bandを示すがいずれの試験条件でも10分の保持によってda/dNが早くなっているのがわかる。中でも引張荷重保持が最も加速が大きく（引張）変形保持での加速は高々2.5倍程度である。同図のバラツキの程度からしても ΔJ_f によって、保持波のda/dN特性を整理することは出来ないことがわかる。

そこで図3.5-4に示すようにda/dN- ΔJ_c の関係を全試験について求めた。図中には、クリープ試験結果も含めたが、バラツキは一部の大きくはずれているデータを除けば5倍程度となり、da/dN- ΔJ_f 関係よりはよくなった。このバラツキの程度は大谷、大路らの報告より少し大きい。今回の共同研究では多くの機関が自由に行った試験結果としてはやむを得ないと考えられる。しかし、このようなバラツキは、實際上、容認出来ないものであるのもっと詳細な検討が必要である。データの傾向として気づいたことを列記すると

- a) クリープ疲労のデータは一般的に静クリープのデータの下側にプロットされているが、クリープ疲労の場合、負荷反転に伴う遷移クリープに起因して J_c を大き目に評価する可能性があること及びda/dNが疲労中のものとクリープ中のもの両方が入っており、分離されていないことと関係がありそうである。
- b) 各機関毎のデータを見るとda/dN- ΔJ_c のスロープはクリープのそれと同じであることが多い。

c) CT 試験片の場合の J_c の評価の仕方が確立されていない。

本年度は実験条件等について十分な吟味もせずに行っているので特に、実験精度を要求されるクリープ関連のデータにバラツキが多くなるのは予想されていた所である。故にここで ΔJ_c の有効性について結論を出すのはさけ、59年度の検討課題としたい。

3.5.4 スロープライン法の有効性について

スロープライン法では負荷条件を変化させるので、一本の試験片で多くのデータをとれる長所がある。

本研究でもスロープライン法で求めたデータは他の方法のデータのバンド内に入ったので履歴の影響等は考慮する必要がないことが実証された。しかし、1本の試験片で得られるデータ数については SUS304 のように繰返し硬化する材料では他の負荷方法と大差ないことがわかった。(但し $2\frac{1}{4}$ Cr-Mo のように軟化材では、非常に有効になる⁽⁴⁾。) 但し、CT の変位制御のように ΔJ が a の増加と共に減少する場合には SUS304 のような硬化型材料においても有効である。

参考文献

- 1) 大谷ほか, 機論, Vol.48, No. 435 (1982), p. 1378
- 2) 大路ほか, 機論, Vol.50, No. 454 (1984), p. 1218
- 3) 宇佐美ほか, 機講論, No.810-7 (1981), p. 219
- 4) 紀ほか, 日本造船学会論文集, Vol.150, (1981)

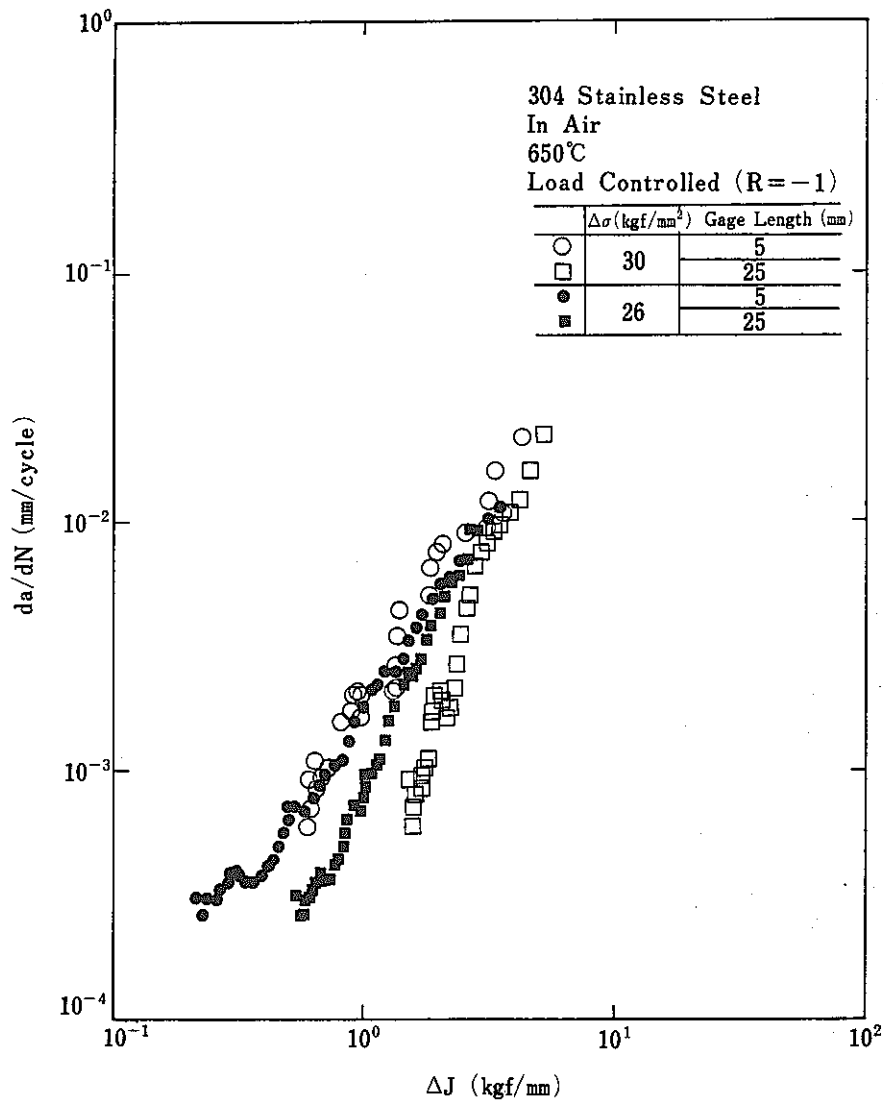


図 3.5-1 $da/dN-\Delta J$ 特性に及ぼす開口変位測定用ゲージ長の影響

Fig. 3.5.1 Effect of gauge length for COD measurement on $da/dN - \Delta J$ relation.

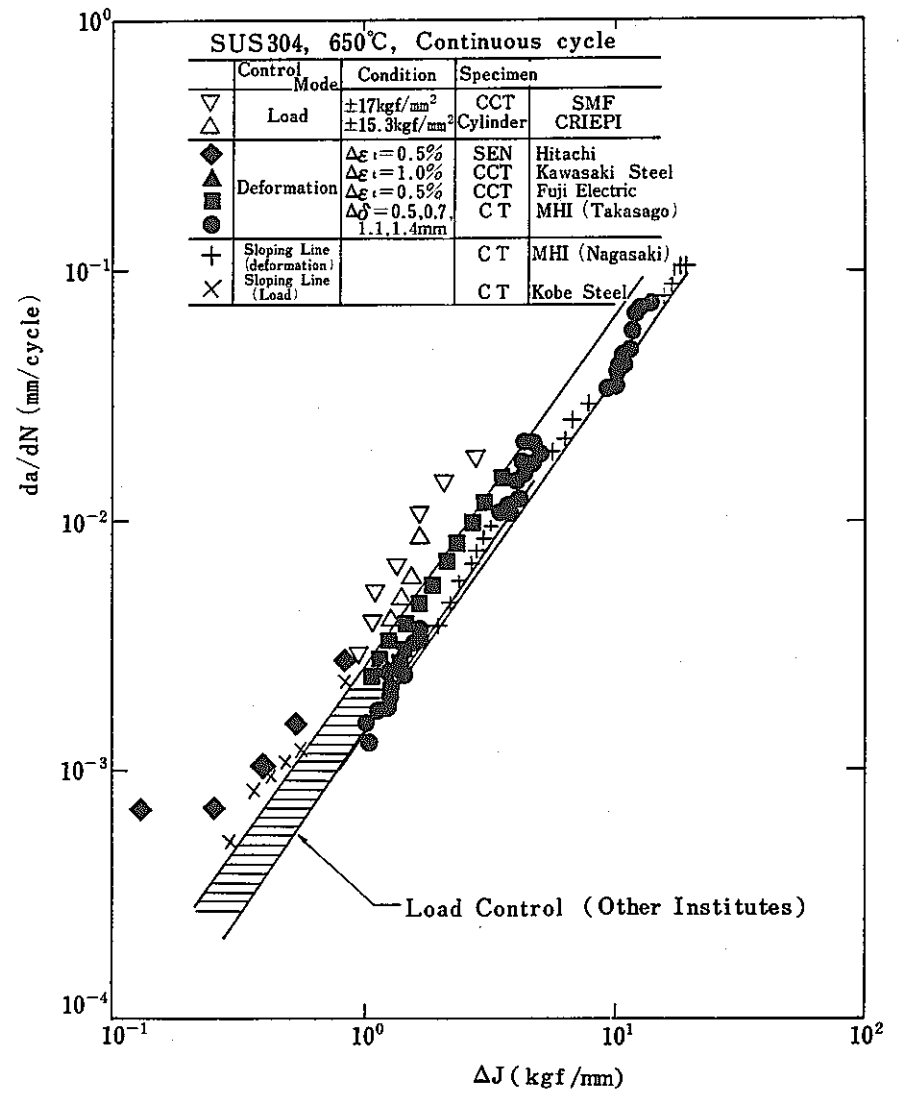


図 3.5-2 三角波試験における $da/dN-\Delta J$ 関係

Fig. 3.5-2 $da/dN - \Delta J$ relation for triangular wave tests.

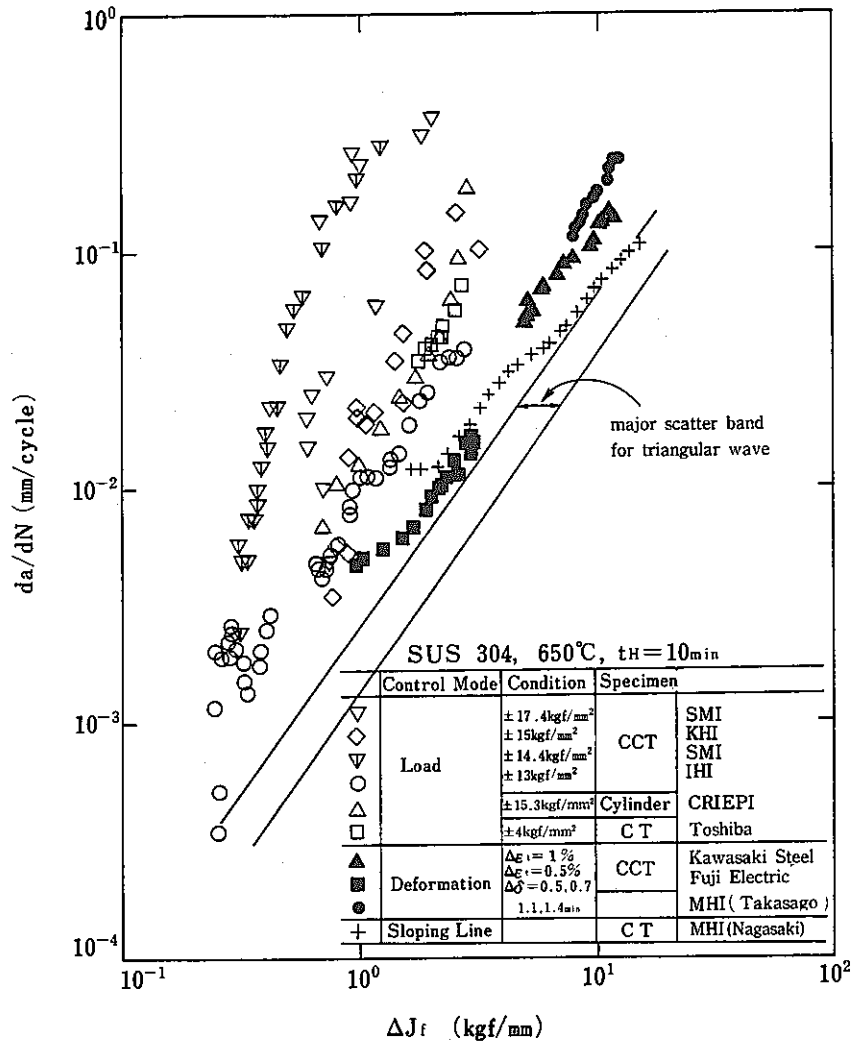


図 3.5-3 台形波試験における $da/dN - \Delta J_f$ 関係

Fig. 3.5-3 $da/dN - \Delta J_f$ relation for trapezoidal wave tests.

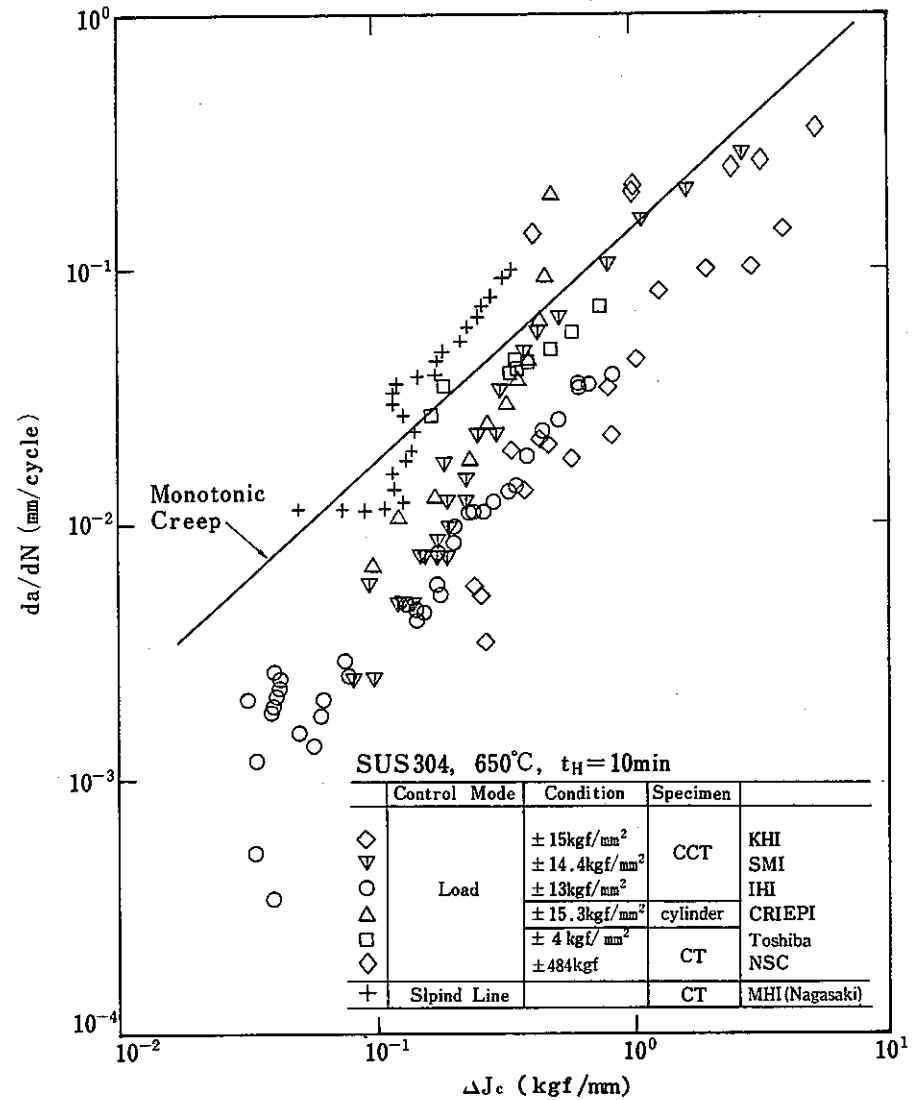


図 3.5-4 台形波試験及びクリープ試験における $da/dN - \Delta J_c$ 関係

Fig. 3.5-4 $da/dN - \Delta J_c$ relation for trapezoidal wave tests and creep tests.

第4章 高温き裂の有限要素法解析

第 4 章 高温き裂の有限要素法解析

4.1 解析モデルと解析方法

4.1.1 解析モデル

解析対象とする中央き裂平板試験片の形状・寸法を図 4.1.1-1 に示す。試験片は板厚 $t = 5 \text{ mm}$ ，平滑部長さ $2L = 30 \text{ mm}$ ，板幅 $2W = 20 \text{ mm}$ で，き裂長さは $2a = 2 \text{ mm}$ ， 5 mm ， 10 mm の 3 種類とした。

要素分割は図 4.1.1-1 の斜線で示した $1/4$ 部分に対して行った。 $2a = 2 \text{ mm}$ ， 5 mm ， 10 mm に対応する要素分割図を図 4.1.1-2 にそれぞれ示す。使用要素はいずれも平面応力 8 節点アイソパラメトリック要素で，き裂先端部の最小要素の大きさはき裂長さの半分の 10% とした ($0.1a$)。

境界条件はモデルの対称性を考慮し，図 4.1.1-3 のように与えた。上端部は一様変位となるように拘束し，荷重制御を行った。試験片端部での分布荷重が $\sigma = 13 \text{ kg/mm}^2$ となるまで引張負荷し，その後荷重制御のもとで 10 分間の保持を行った。荷重条件を図 4.1.1-4 に模式的に示す。

4.1.2 解析方法

き裂長さ $2a = 2 \text{ mm}$ ， 5 mm ， 10 mm の 3 ケースの解析担当機関と使用プログラムを表 4.1.2-1 にまとめて示す。いずれのケースにおいても応力-ひずみ関係式として 2 直線近似が用いられているが，硬化則は移動硬化則 ($2a = 2 \text{ mm}$ ， 5 mm) と等方硬化則 ($2a = 10 \text{ mm}$) の両者が

表 4.1.2-1 解析ケースと解法の特徴

Table 4.1.2-1 Feature of every analysis.

き裂長さ $2a$ (mm)	2	5	10
解析担当機関	日立製作所	川崎重工業	電力中央研究所
プログラム名	HI-EPICC	MARC	MARC
応力-ひずみ関係	2 直線近似	2 直線近似	2 直線近似
硬化則	移動硬化則	移動硬化則	等方硬化則
幾何学的非線形	有限変形理論	微小変形理論	微小変形理論
平衡方程式の解法	Newton-Raphson 法	接線剛性法	接線剛性法
J 積分計算法	経路積分法	仮想き裂進展法 経路積分法	仮想き裂進展法 経路積分法

用いられ，また $2a = 2 \text{ mm}$ のケースでは幾何学的非線形が考慮されている。しかし，本解析条件では除荷を生じず，また幾何学的非線形の小さな領域であることから上記解析手法の差異は本質的な影響は与えないと考えられる。

各ケースの解析ステップの概略を図 4.1.2-1 に示す。

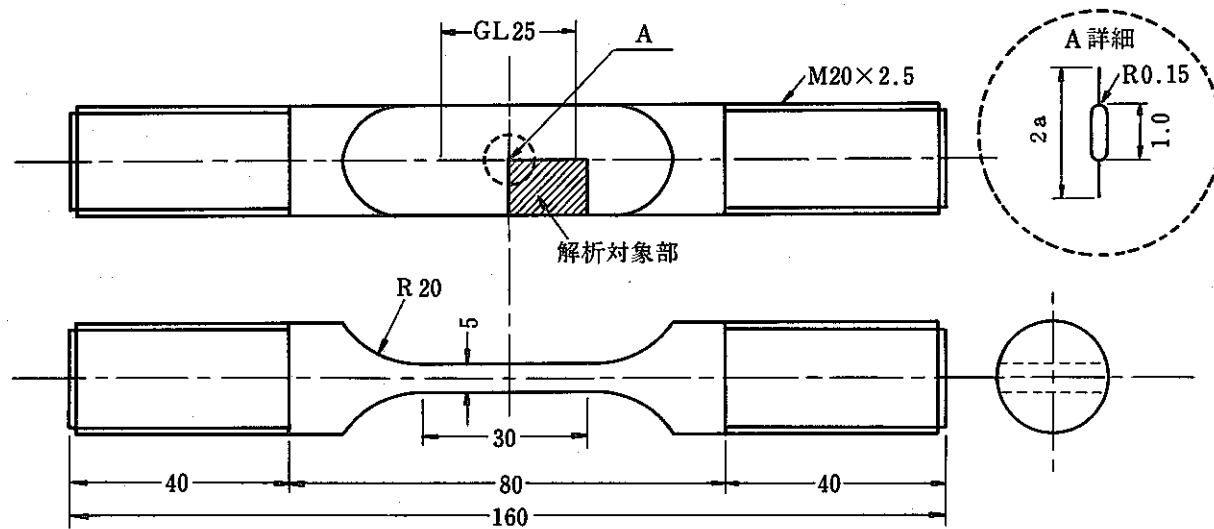


图 4.1.1 - 1 解析对象部形状

Fig. 4.1.1-1 Geometry of analytical model.

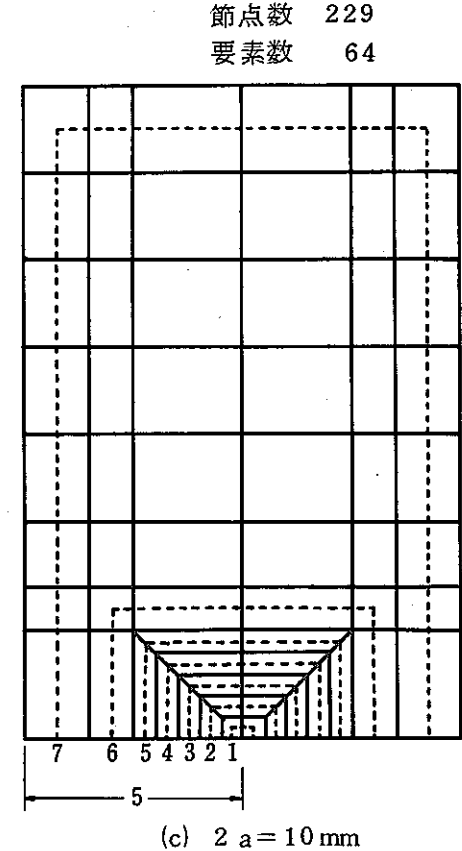
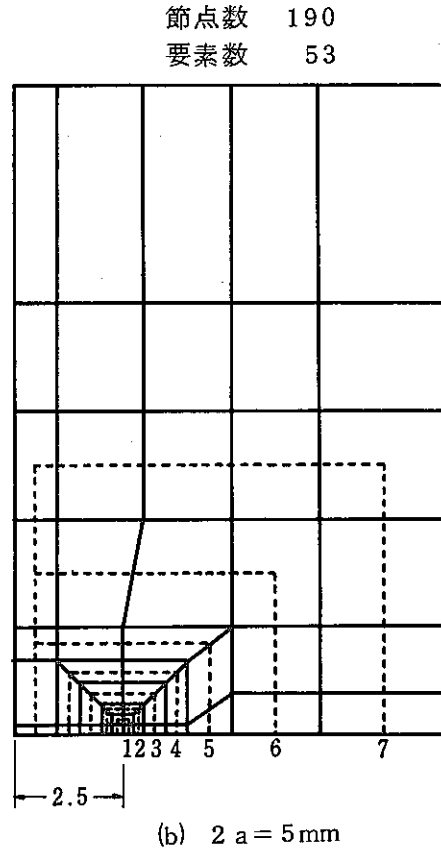
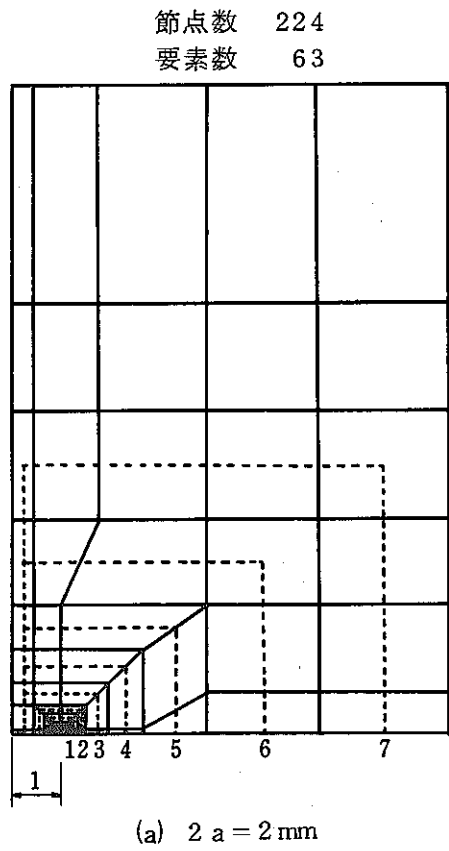


図 4.1.1 - 2 要素分割図と J 積分経路

Fig. 4.1.1-2 Meshes for analysis and paths for J-integral evaluation.

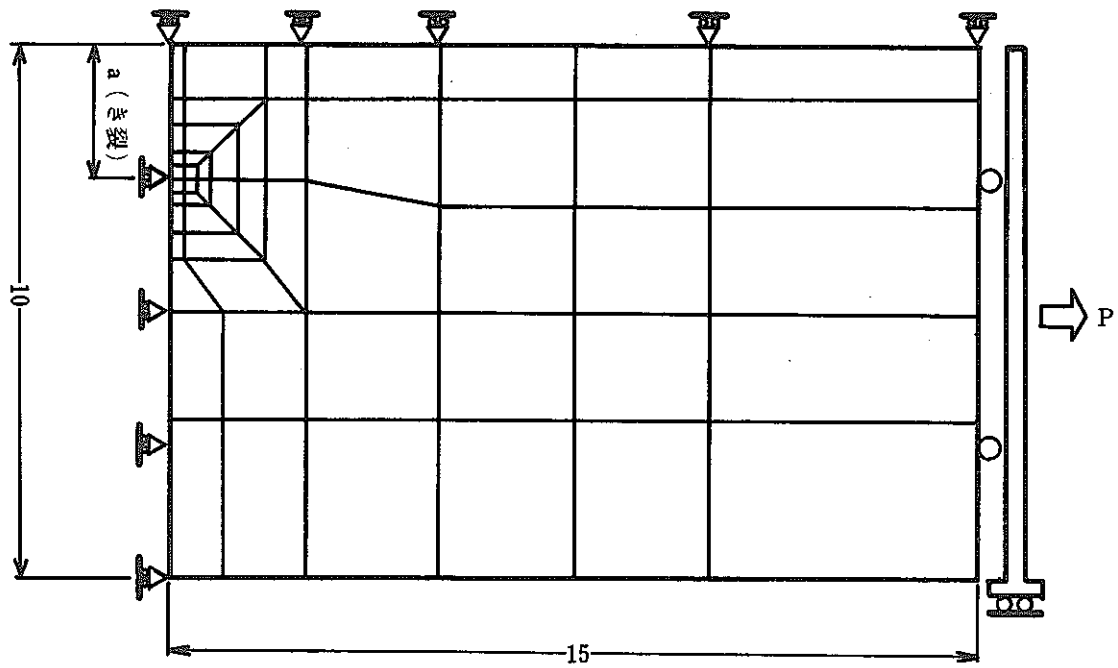


图 4.1.1-3 边界条件

Fig. 4.1.1-3 Boundary condition.

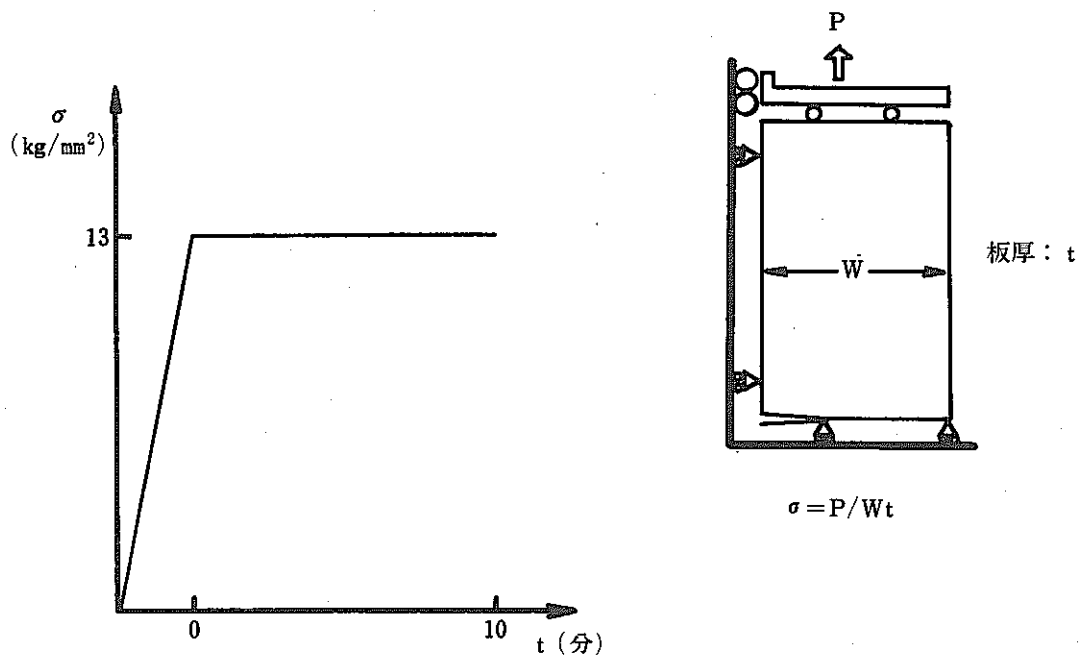
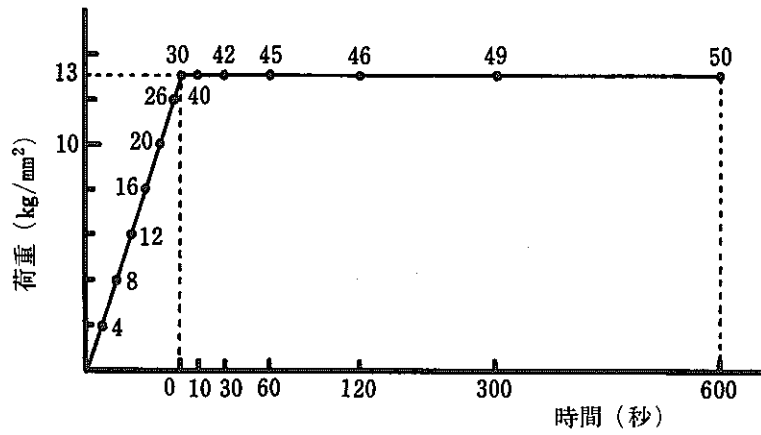
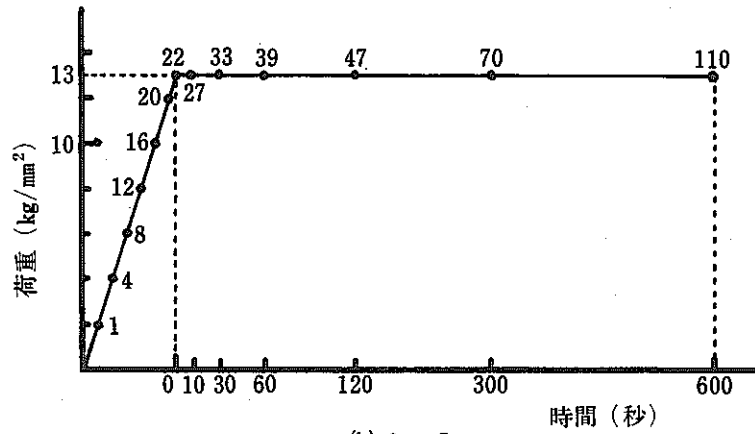


图 4.1.1-4 荷重条件

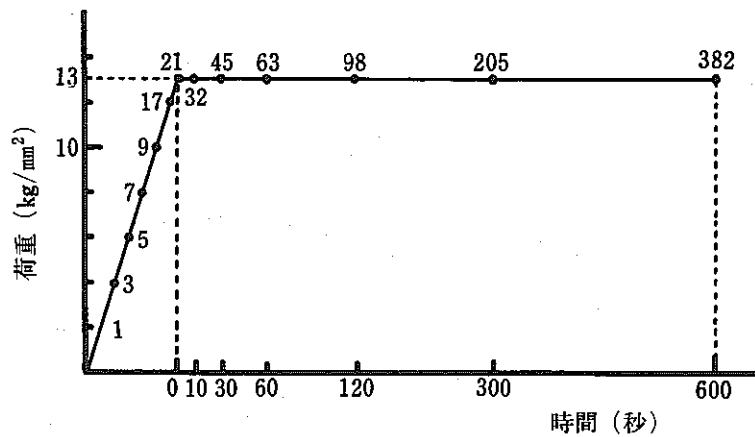
Fig. 4.1.1-4 Loading condition.



(a) $2a = 2\text{mm}$



(b) $2a = 5\text{mm}$



(c) $2a = 10\text{mm}$

図 4.1.2-1 各ケースの計算ステップ

Fig. 4.1.2-1 Analysis steps on every case.

4.2 材料の構成式の決定

4.2.1 弾塑性構成式

材料の弾塑性構成式の決定は供試材の動的応力-ひずみ挙動の平均傾向を基に行なった。

供試材の動的応力-ひずみ関係式は以下の式で表わされる。

(i) $\Delta\sigma / 2 > \sigma_p$ のとき

$$\log_{10} (\Delta\sigma - 2\sigma_p) = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} (\Delta\varepsilon_t - \Delta\sigma / E)$$

(ii) $\Delta\sigma / 2 \leq \sigma_p$ のとき

$$\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon_t$$

ここで $\Delta\sigma$; 応力範囲 (kg/mm²), $\Delta\varepsilon_t$; 全ひずみ範囲 (mm/mm)

試験温度条件 650℃における材料の動的応力-ひずみ挙動の平均傾向を最も良く表現する様に決定した各パラメータの値を表 4.2.1-1 に示す。

表4.2.1-1 動的応力-ひずみ関係式の各パラメータ値

Table 4.2.1-1 Calculated value of parameters in dynamic stress-strain equation.

パラメータ	650℃におけるパラメータの値
A ₀	2.1694
A ₁	0.3453
E	14706
σ _p	7.56

弾塑性構成式として上記関係式を $\Delta\varepsilon_t = 6.0\%$ に対し $\varepsilon_t = f(\sigma)$ の2直線近似として求めると σ_y , $d\sigma/d\varepsilon_t (=F)$, $d\sigma/d\varepsilon_p (=H')$ は表 4.2.1-2 に示す値として求められる。

表4.2.1-2 動的応力-ひずみ関係式の2直線近似計算結果

Table 4.2.1-2 Calculated results of dynamic stress-strain relation as a constitutive equation.

パラメータ	計 算 値
σ _y	20.189 (kg/mm ²)
dσ/dε _t (=F)	528.186 (kg/mm ²)
dσ/dε _p (=H')	547.863 (kg/mm ²)

一方、繰返し応力ひずみ関係式は、繰返し加工硬化係数 n を導入すると以下の式の様に近い出来る。即ち

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2 \times 68} \right)^{1/n}$$

$$n = 0.205$$

4.2.2 クリープ構成式

供試材のクリープひずみ式には、以下に示す Blackburn タイプの式を用いた。

$$\epsilon_c = C_1 (1 - e^{-r_1 t}) + C_2 (1 - e^{-r_2 t}) + \dot{\epsilon}_m \cdot t$$

C_1, C_2, r_1, r_2 ; 一次クリープ定数

$\dot{\epsilon}_m$; 定常クリープ速度 (mm/mm/hr)

t ; 時間 (hr)

さらに、上記パラメータは以下の式により求められる。

$$\dot{\epsilon}_m = 62.416 \cdot \exp \left\{ - \frac{40812}{8.31 \cdot (T + 273.15)} \right\} \cdot t_R^{-1.1335}$$

$$C_1 = 1.2692 \cdot \dot{\epsilon}_m^{0.74491} / r_1$$

$$C_2 = 0.48449 \cdot \dot{\epsilon}_m^{0.81155} / r_2$$

$$r_1 = 103.37 \cdot t_R^{-0.72607}$$

$$r_2 = 17.255 \cdot t_R^{-0.86775}$$

t_R は SUS304 に関するクリープ破断式 (下式) より求められる。

$$(T + 273.15) \{ \log_{10} (\alpha_R \cdot t_R) + C \} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \sigma + A_2 \cdot (\log_{10} \sigma)^2$$

なお上式における各パラメータの値を表 4.2.2-1 に示す。

表4.2.2-1 SUS304 のクリープ破断式の各パラメータの値
 Table 4.2.2-1 Calculated value of parameters in creep rupture equation for SUS304.

パラメータ	クリープ破断式における各パラメータ値
C	17.54301
A ₀	26248.54
A ₁	-6104.579
A ₂	-425.0012
α _R	3.0

さらに、構成式を遷移クリープを含めた $\dot{\epsilon}_c = f(\sigma)$ の形で求めるために、クリープひずみ式を時間微分し応力 σ に対する $\dot{\epsilon}_c$ 値を求め、最小二乗法にてパラメータを決定した。

$$\text{即ち } \dot{\epsilon}_c = C_1 \cdot r_1 \cdot e^{-r_1 t} + C_2 \cdot r_2 \cdot e^{-r_2 t} + \dot{\epsilon}_m$$

より時間 10 分後における応力と $\dot{\epsilon}_c$ の値を求め最小二乗法にて $\dot{\epsilon}_c = f(\sigma)$ の式を決定した。なお、式はNorton型として求めた。

求められた式を以下に示す。

$$\dot{\epsilon}_c = 3.4416 \times 10^{-10} \cdot \sigma^{6.37}$$

4.3 解析結果と考察

4.3.1 2a = 2 mm の場合

図 4.1.1-2(a) に示す解析モデルにより解析を実施した。解析で得られた試験片中心線上の 2.5 mm ピッチ位置での荷重と変位の関係を図 4.3.1-1 に示す。全体的には弾性挙動を示している。図 4.3.1-2 は試験片中心線上での変位分布を示す。き裂面から 1 mm 程度まではき裂面変位 (COD) 挙動とほぼ等しい変位を示すことがわかる。図 4.3.1-3 は COD と CTOD の変化を示す。CTOD はき裂先端からき裂長さの半分の 10 % の位置における変位として求めた。CTOD は荷重増加に従って徐々に勾配を増すが、COD はほぼ弾性的挙動を示す。図 4.3.1-4 は荷重増加による塑性域の進行状態を示す。荷重 200kgf では塑性域は存在しなかった。荷重が 1300kgf においても塑性域はそう大きくなっていない。

図 4.3.1 - 5 は経路積分法による 7 経路での J 積分値を荷重パラメータとして示す。き裂先端に最も近い経路 1 を除いて経路独立性を示している。図 4.3.1 - 6 は J 積分値の荷重による変化を示す。応力拡大係数 (K^2/E) を合せて示すが荷重 800kgf 程度までは経路による J 積分の差はなく K^2/E との差ない。図 4.3.3 - 7 は試験片中心線上における 2.5mm ピッチ位置での簡易 J 評価の結果を示す。簡易 J 値の挙動は K^2/E とほぼ等しく、弾性挙動に近い評価を与えていることを示す。経路積分による平均 J 値も合せて示すが、平均 J 値は簡易評価値より若干大き目の結果を示す。

図 4.3.1 - 8 は試験片中心線上での 2.5mm ピッチ位置での各時間での変位挙動を示す。時間に比例して変位増加することを示す。図 4.3.1 - 9 は COD と CTOD の荷重保持、つまりクリープによる変化を示す。時間に比例して増大する結果となっている。

図 4.3.1 - 10 は各時間における直接経路積分法より求めた J' 積分値を、図 4.3.1 - 11 は経路の時間による変化を示したものである。保持初期においては経路独立性は認められないが、時間の経過と共に経路 1 を除き経路独立性が存在することが認められる。図 4.3.1 - 12 は試験片中心線上におけるき裂面から 2.5mm ピッチに対して簡易評価した J' の結果を示す。保持初期において J' 値は安定しないが 120sec 以降は J' 値が一定値となり安定する。しかし、変位速度の計測点による J' 値の差は大きい。経路積分による平均値よりも簡易評価による J' の方が大きい値となった。図 4.3.1 - 13 は試験片側面における簡易 J' 積分評価値を示す。傾向は試験片中心線上の簡易 J' とほぼ同様である。

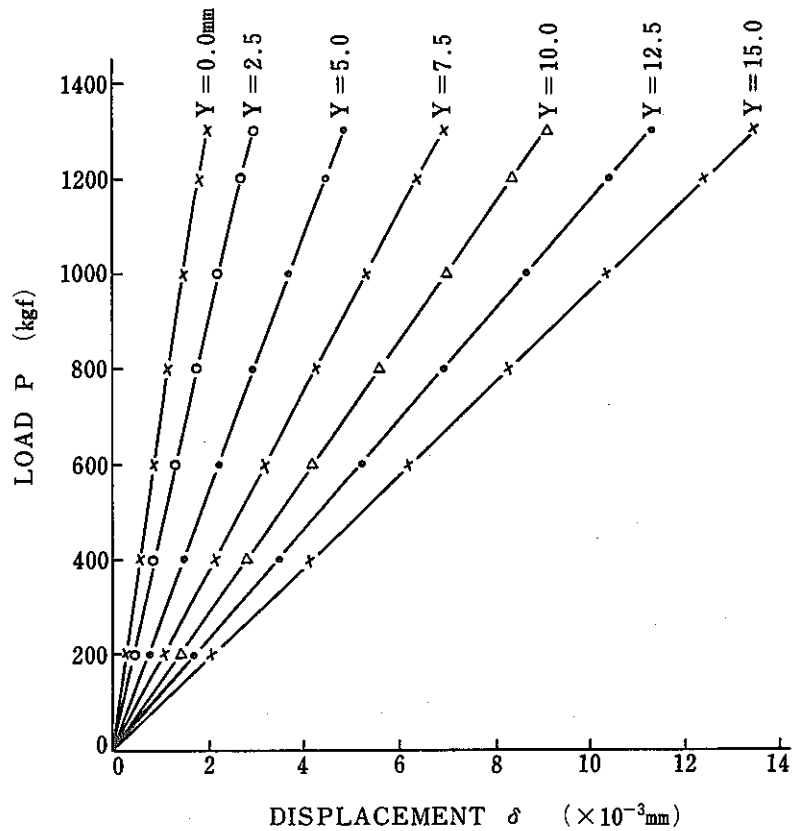


図 4.3.1-1 荷重 P と試験片中心線上変位 δ の関係

Fig. 4.3.1-1 Relation between displacement at center line points and applied loads.

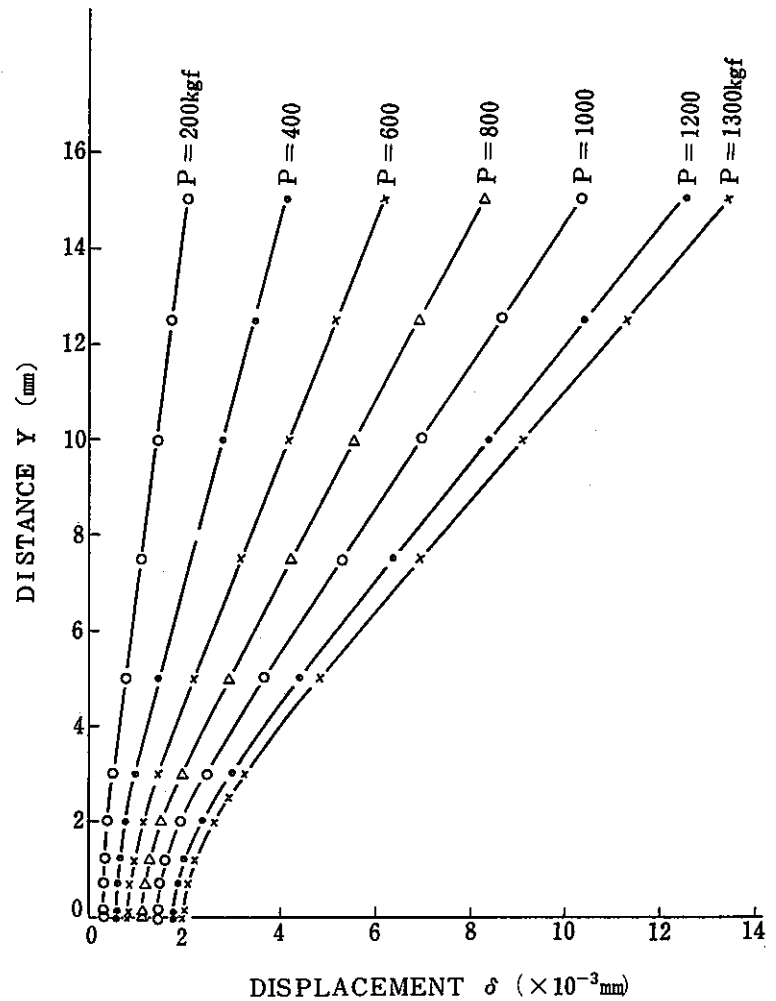


図 4.3.1-2 試験片中心線上の変位分布

Fig. 4.3.1-2 Variation of displacement at center line points.

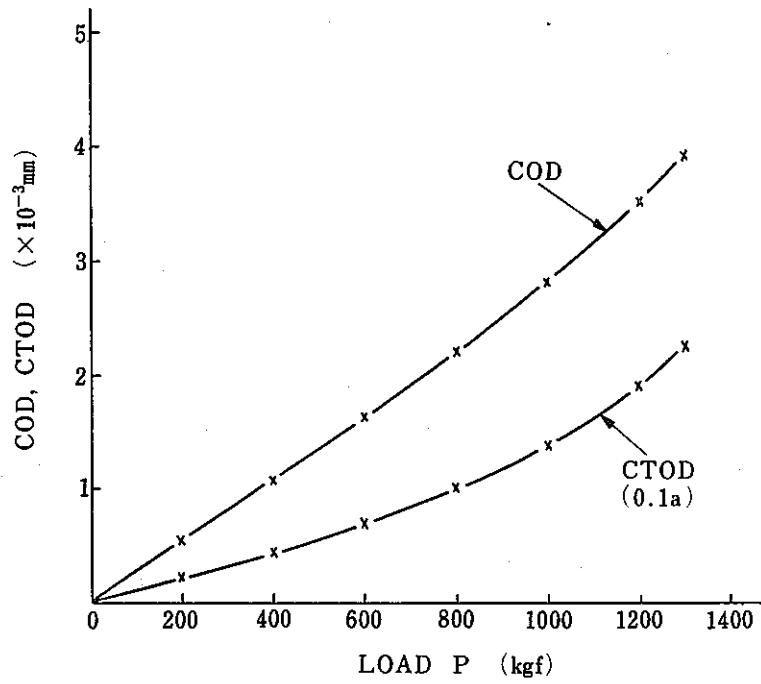


図 4.3.1 - 3 荷重 P と COD , CTOD の関係

Fig. 4.3.1-3 Relation between COD, CTOD and loads.

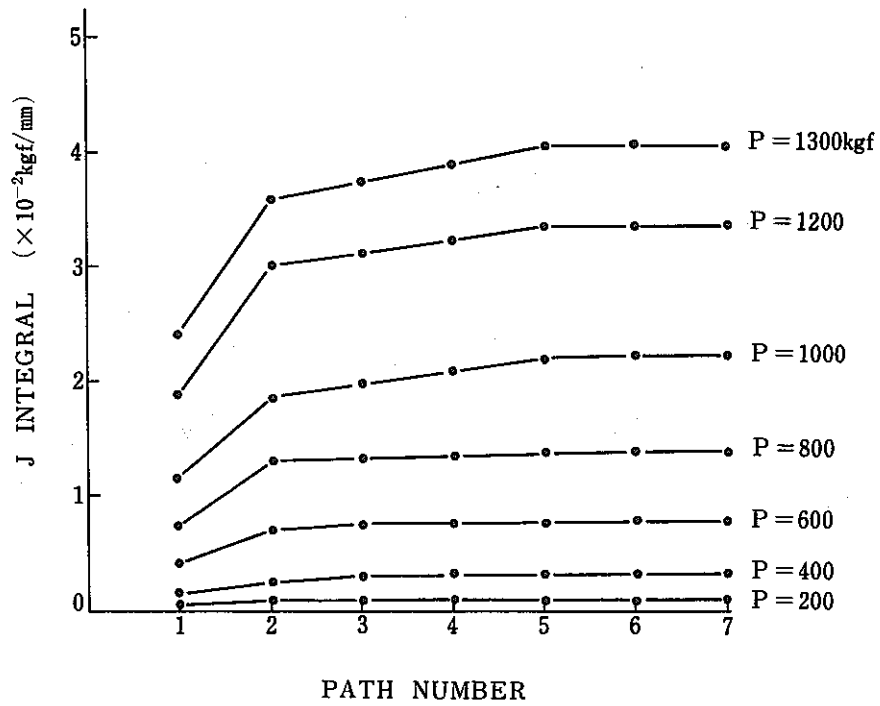


図 4.3.1 - 5 J 積分の経路独立性

Fig. 4.3.1-5 Path-dependence of J-integral.

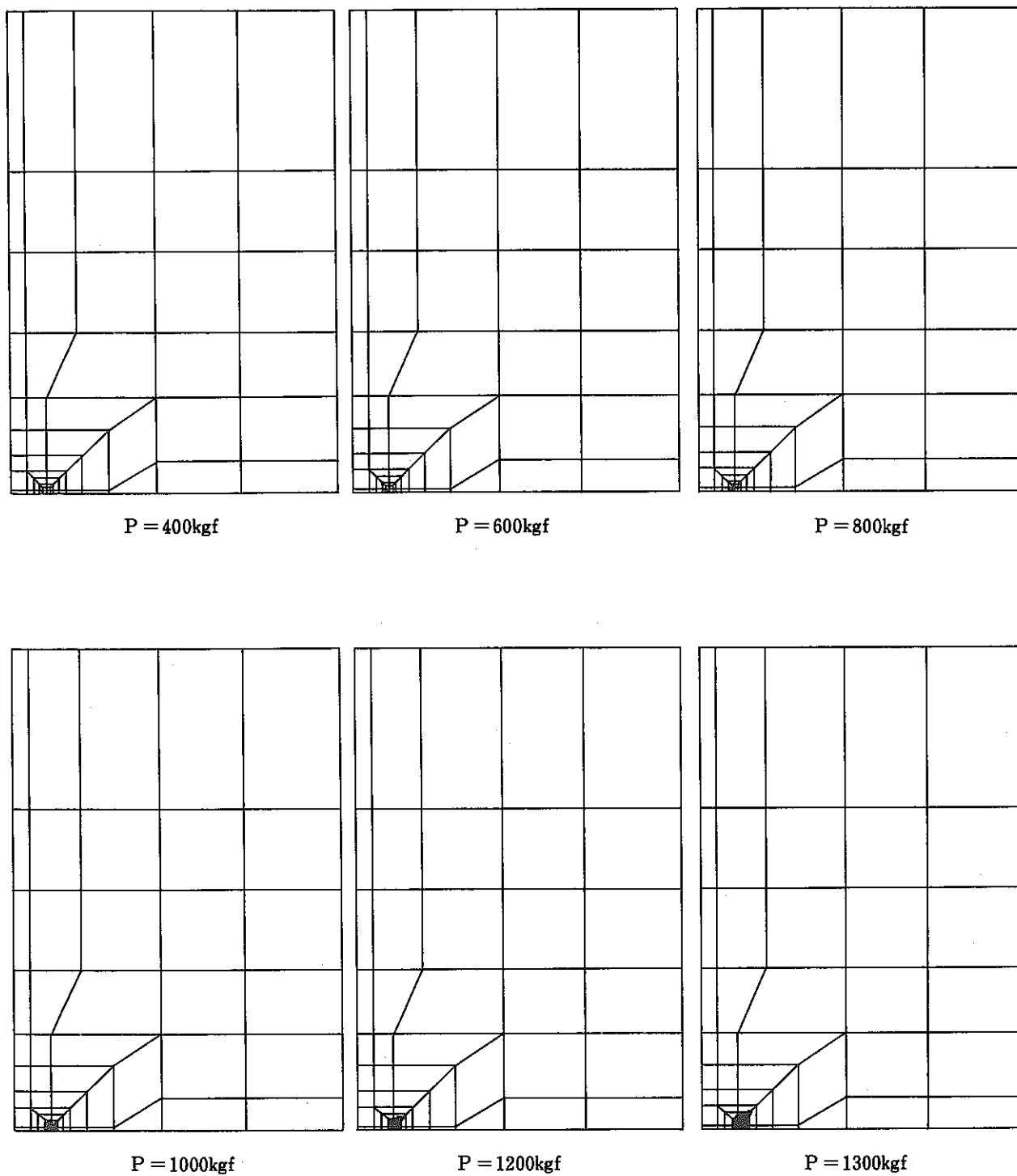


図 4.3.1 - 4 塑性域の拡大

Fig. 4.3.1-4 Extension of plastic zone.

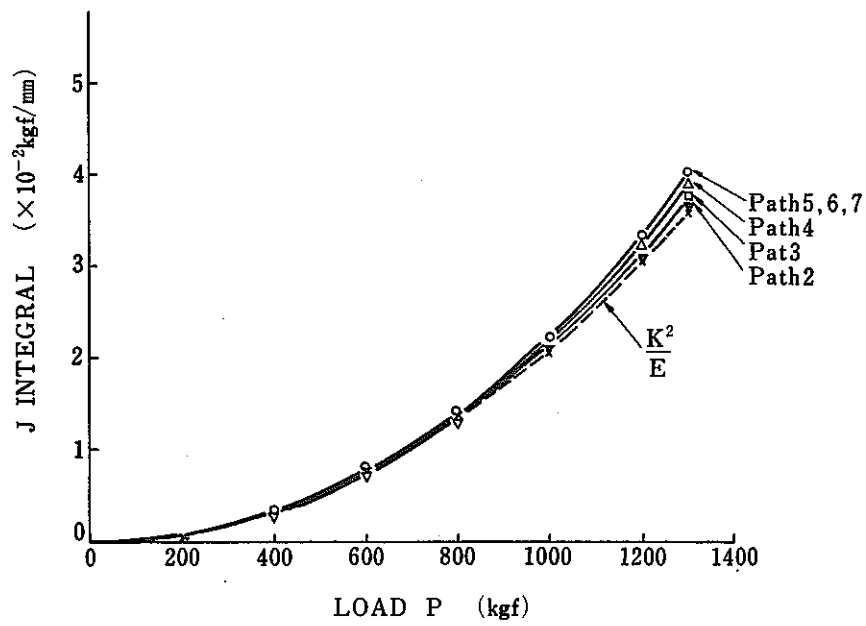


図 4.3.1-6 J 積分値の変化

Fig. 4.3.1-6 Relation between J-integral and loads.

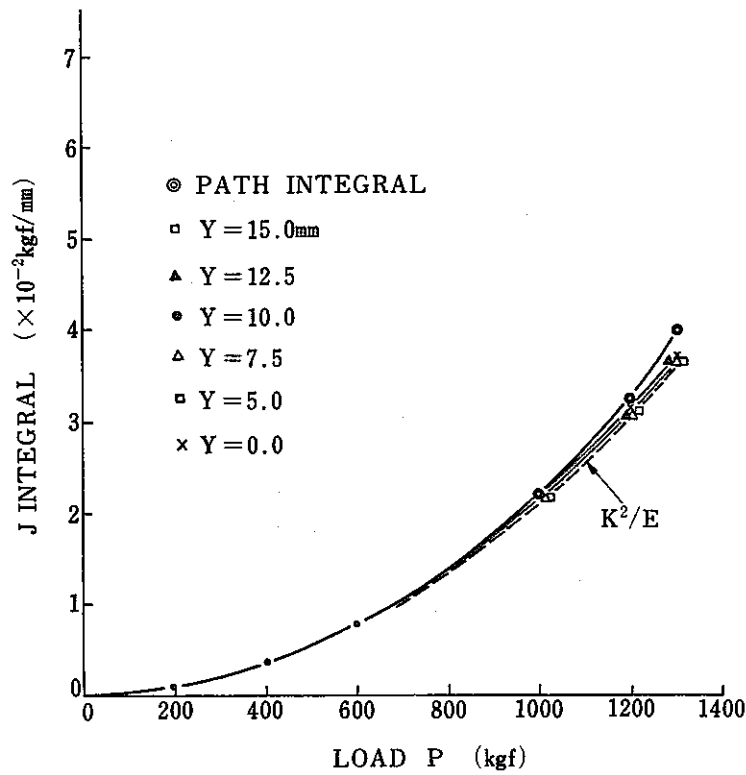


図 4.3.1-7 J 積分簡易評価法との比較 (試験片中心線上)

Fig. 4.3.1-7 Comparison of J-integral values for simple estimation formula and path integral value (center line points).

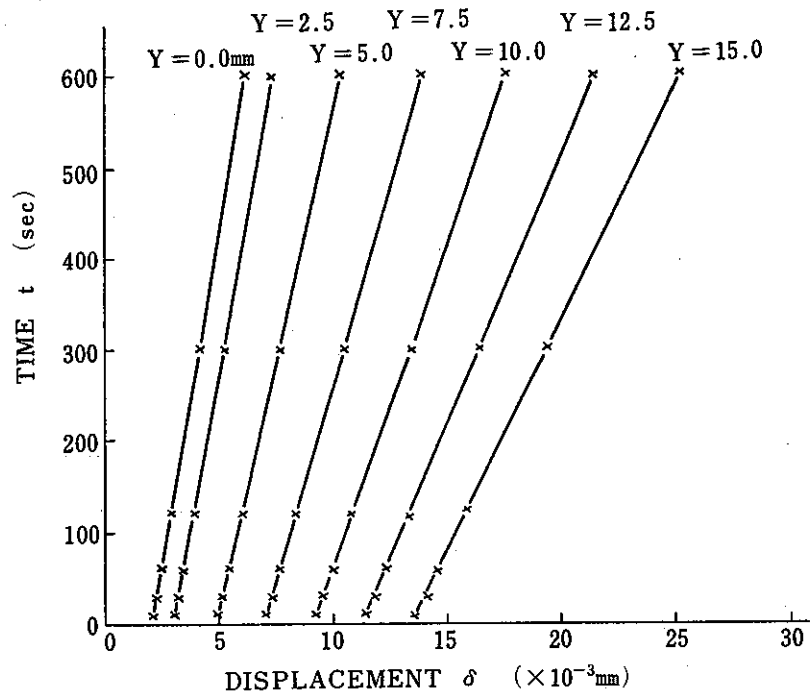


図 4.3.1-8 試験片中心線上の変形挙動 (クリープ解析)

Fig. 4.3.1-8 Time variation of displacements at center line points.

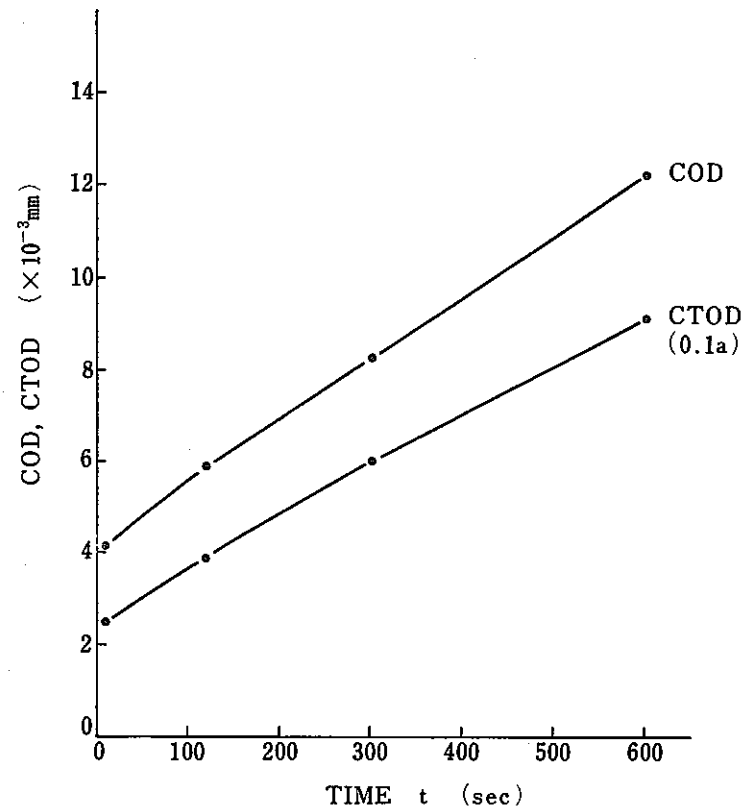


図 4.3.1-9 COD, CTOD の時間変化

Fig. 4.3.1-9 Time variation of COD, CTOD.

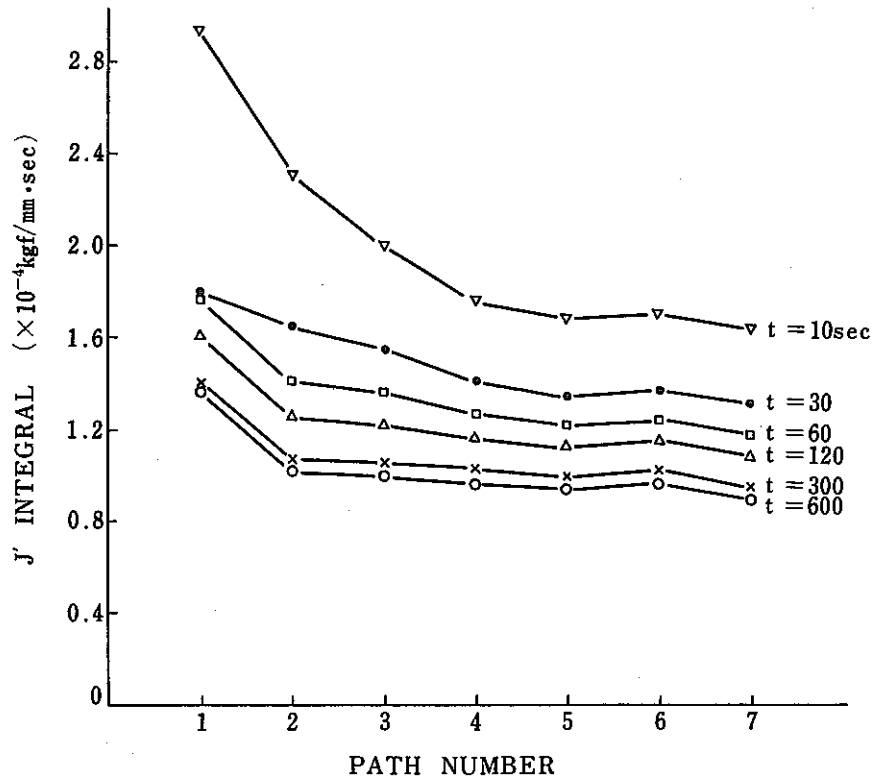


図 4.3.1-10 J' 積分値の経路独立性

Fig. 4.3.1-10 Path-dependence of J'-integral values.

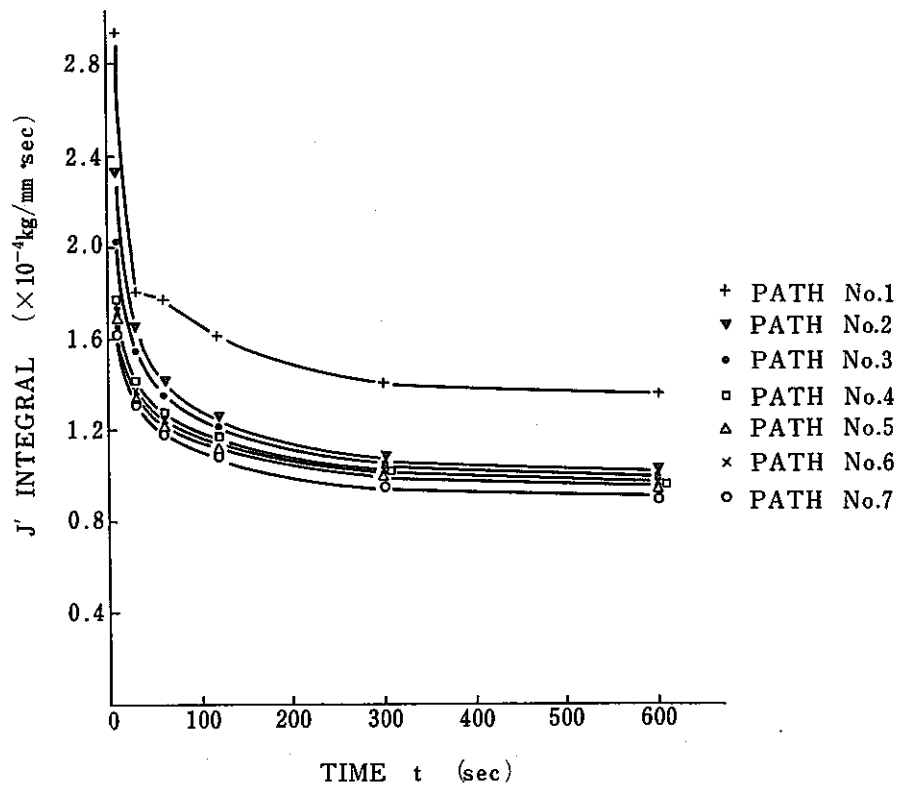


図 4.3.1-11 J' 積分値の時間変化

Fig. 4.3.1-11 Time variation of J'-integral values.

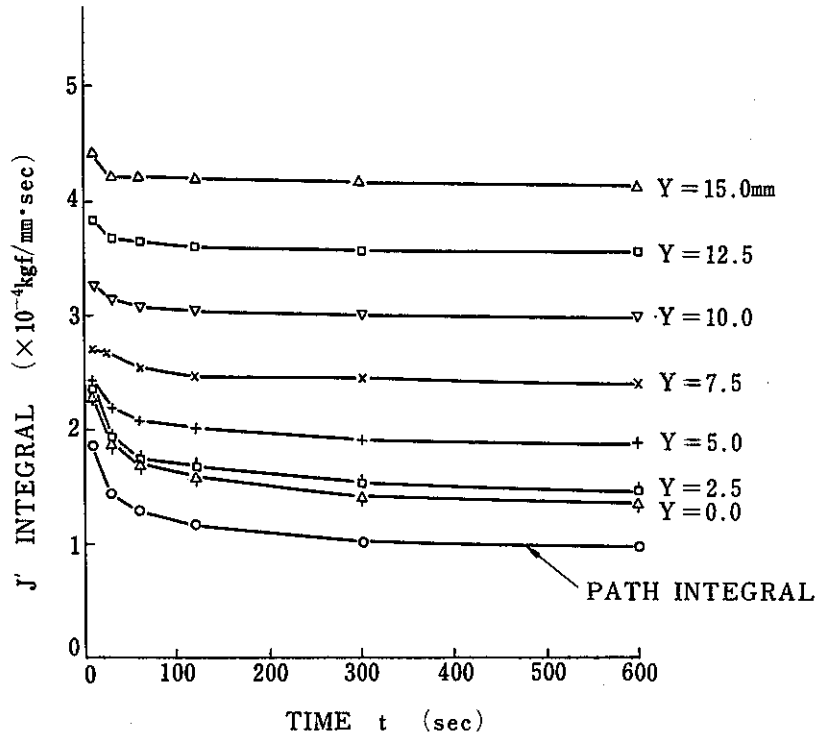


図 4.3.1-12 J' 積分値簡易評価法の比較 (試験片中心線上)

Fig. 4.3.1-12 Comparison of simple estimation values and path integration values for J' integral (center line points).

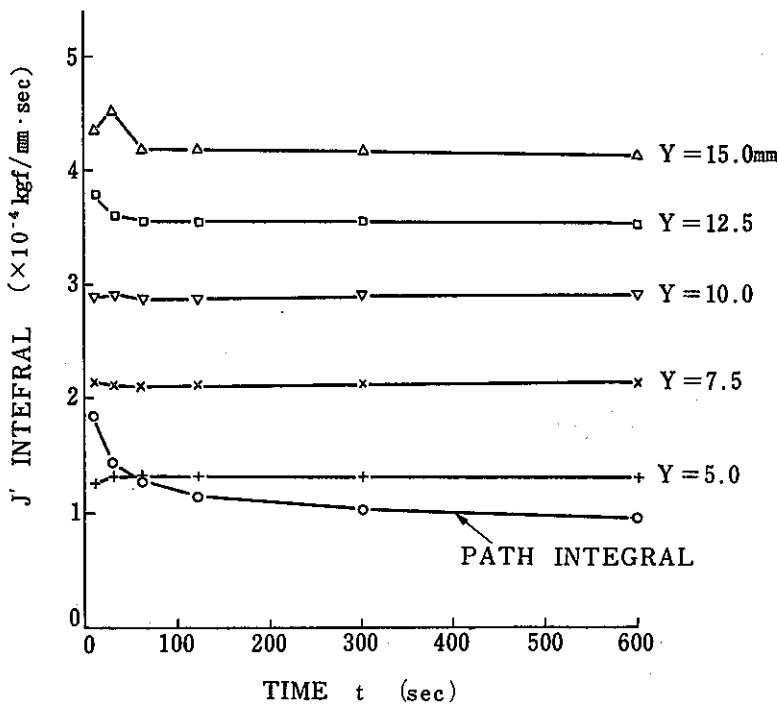


図 4.3.1-13 J' 積分値簡易評価法の比較 (試験片側面上)

Fig. 4.3.1-13 Comparison of simple estimation values and path integration values for J' integral (side line points).

4.3.2 2a=5mmの場合

4.1.1項図4.1.1-2(b)に示す7積分経路に従いJ積分値を算出した。J積分値の計算方法としては、Riceの定義に基づく直接経路積分法と、き裂の進展に伴うポテンシャルエネルギーの変化から求めるParksの仮想き裂進展法の両者を用いた。図4.3.2-1に各荷重値におけるJ積分値の経路独立性を示す。き裂先端近傍に最も近い経路1を除き、経路2から経路7ではほぼ等しいJ積分値が得られ経路独立性が認められる。また実線で示す直接積分法による解と、破線で示す仮想き裂進展法による解も経路1を除きほぼ等しい解が得られている。

図4.3.2-2および図4.3.2-3にRiceの簡便式から求まるJ積分値と直接経路積分法から求まるJ積分値の経路1を除く平均値との比較を示す。図4.3.2-2は図4.3.2-4に示す試験片中心線上での荷重-変位関係から求めたJ積分値の簡易評価結果で、Y=0.0mmでの変位はCOD、Y=12.5mmでの変位はG.L.変位に対応する。Riceの簡便式を用いた場合にはいずれも直接経路積分法から求めたJ積分値よりも小さな値となり、その精度は評価点がき裂面から離れるに従い悪くなる。一方、図4.3.2-3は試験片側面上での荷重-変位関係から求めたJ積分値の簡易評価結果で、この場合も直接経路積分法から求めたJ積分値よりも小さな値となっているが、評価点がき裂面から離れるに従い精度が良くなっている。しかし、各点から得られたJ積分の簡易評価値の差異は小さく、また図中破線で示した応力拡大係数から求まるG値(K^2/E)と平均J値の中間的な値となっている。これは図4.3.2-5に示すごとく塑性域が小さく、塑性の影響による非線形性が小さいためであると考えられる。

次に保持中のクリープによる修正J積分 J' についての結果を示す。

図4.3.2-6は各時間において直接経路積分法から求めた J' 積分値で、保持初期においては経路独立性は認められない。しかし、時間の経過に伴ない J' 積分値は経路1を除きほぼ一様となり、2分後($t=120$ 秒)以降で経路独立性が認められる。

図4.3.2-7および図4.3.2-8に簡便式を用いた J' 積分値と直接経路積分法から得られる各経路の J' 積分値の経路1を除く平均値との比較を示す。 J' 積分の簡易評価法としては大路らの簡便式を用いた。

$$J' = \frac{n-1}{n+1} \sigma_{net} \dot{\delta}$$

ここで n はクリープ指数、 σ_{net} は正味断面公称応力、 $\dot{\delta}$ は評価点の変位速度である。図4.3.2-9に試験片中心線上の変位の時間変化を示す。保持初期には若干の非線形性が認められるが、

ほぼ直線的に変形している。図 4.3.2 - 7はこの試験片中心線上の変位速度から求めた J'積分値の簡易評価結果で、いずれも直接経路積分法から求めた J'積分値よりも大きな値となり、評価点がき裂面から離れるに従い精度が悪くなっている。一方、図 4.3.2 - 8は試験片側面上での変位速度から求めた J'積分値の簡易評価結果で、評価位置によるバラツキが大きく簡便式による評価には適してないことが判る。

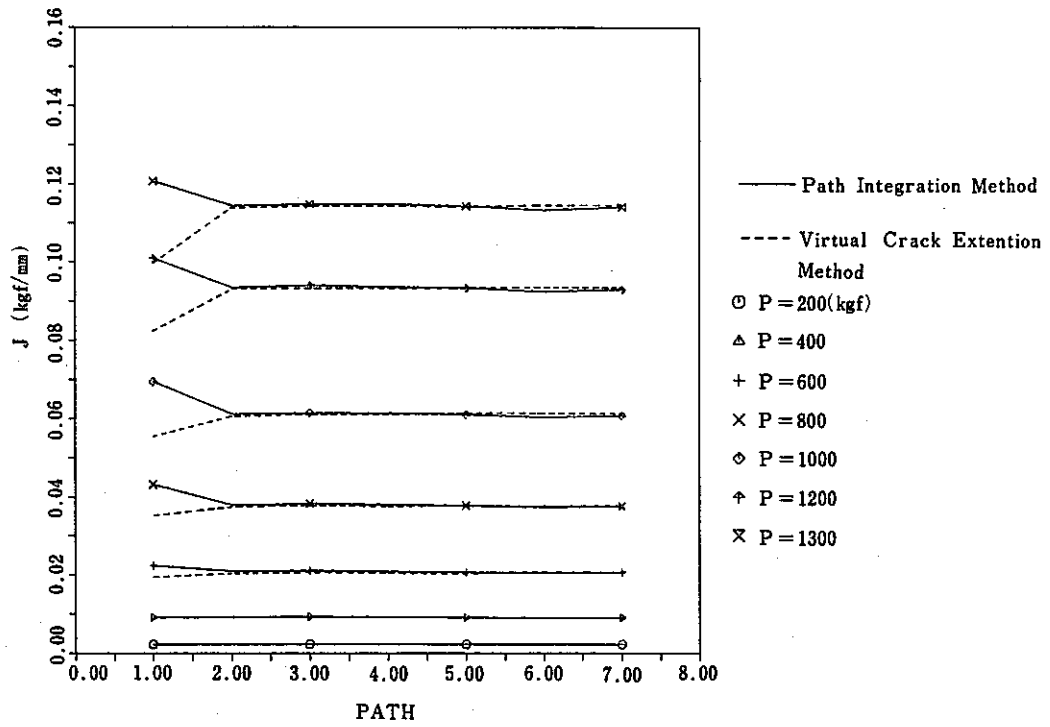


図 4.3.2 - 1 J 積分値の経路独立性
 Fig. 4.3.2-1 Path independent of J-integral.

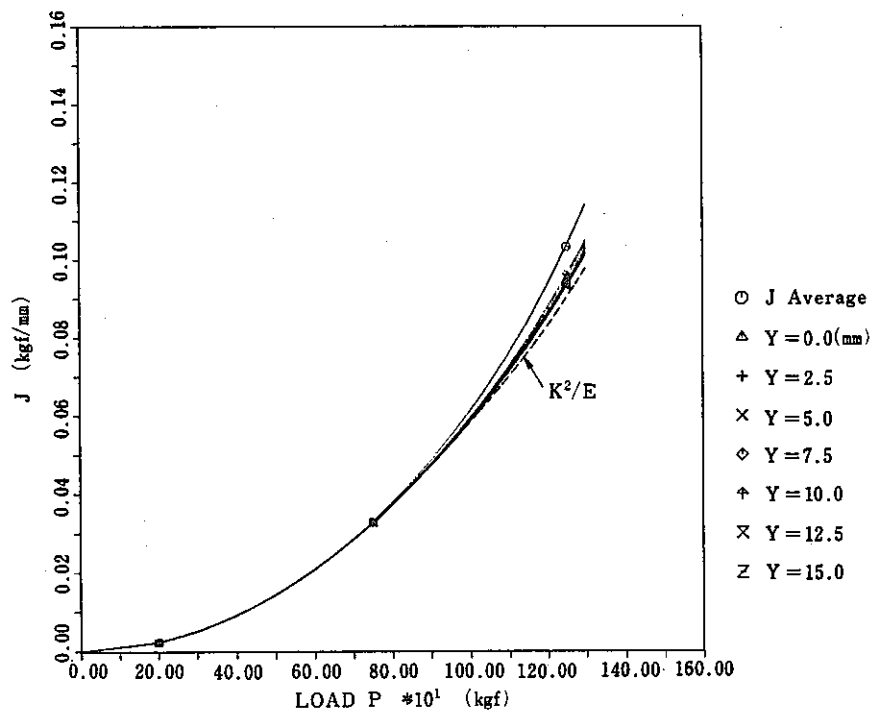


図 4.3.2 - 2 J 積分簡易評価法との比較 (試験片中心線上)
 Fig. 4.3.2-2 Comparison between simplified method and path integration method of J-integral evaluation (on the center line of CCT specimen).

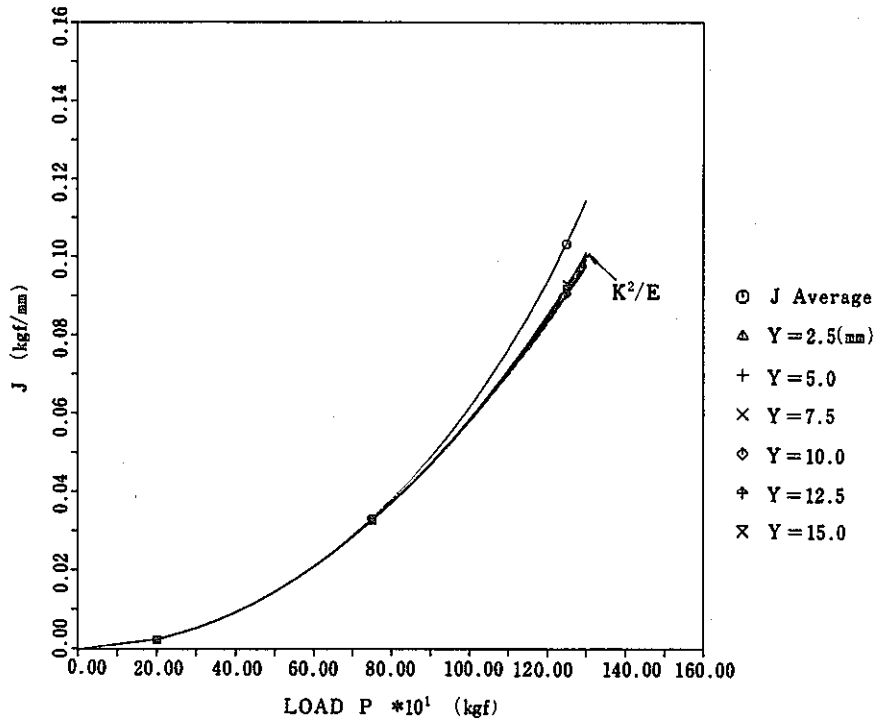


図 4.3.2 - 3 J 積分簡易評価法との比較 (試験片側面上)

Fig. 4.3.2-3 Comparison between simplified method and path integration method of J-integral evaluation (on the side line of CCT specimen).

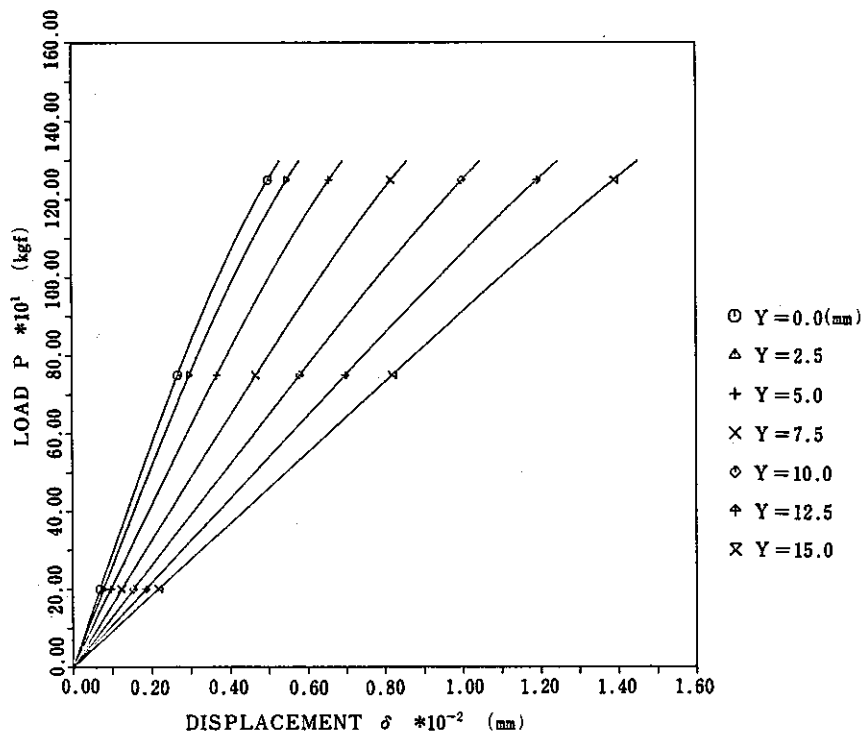
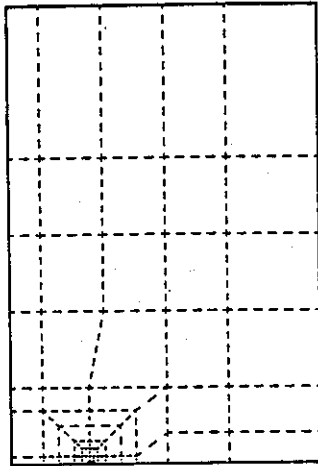
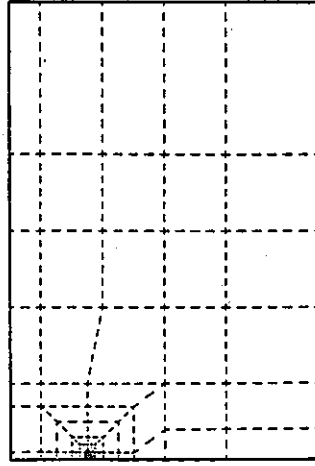


図 4.3.2 - 4 荷重-変位関係 (試験片中心線上)

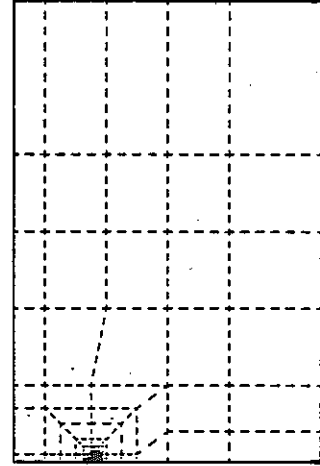
Fig. 4.3.2-4 Load-displacement curve (on the center line of CCT specimen).



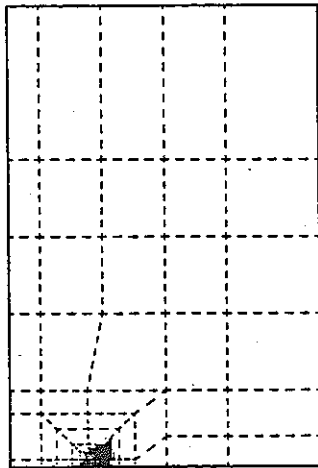
(a) $P = 400 \text{ kgf}$



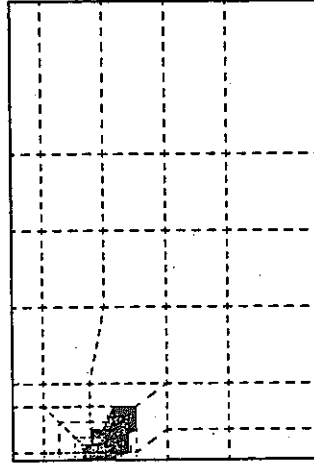
(b) $P = 600 \text{ kgf}$



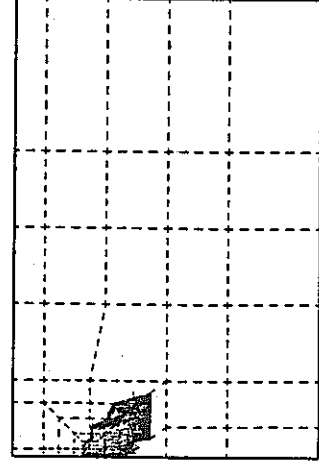
(c) $P = 800 \text{ kgf}$



(d) $P = 1000 \text{ kgf}$



(e) $P = 1200 \text{ kgf}$



(f) $P = 1300 \text{ kgf}$

図 4.3.2-5 塑性域の進展

Fig. 4.3.2-5 Growth of plastic zone.

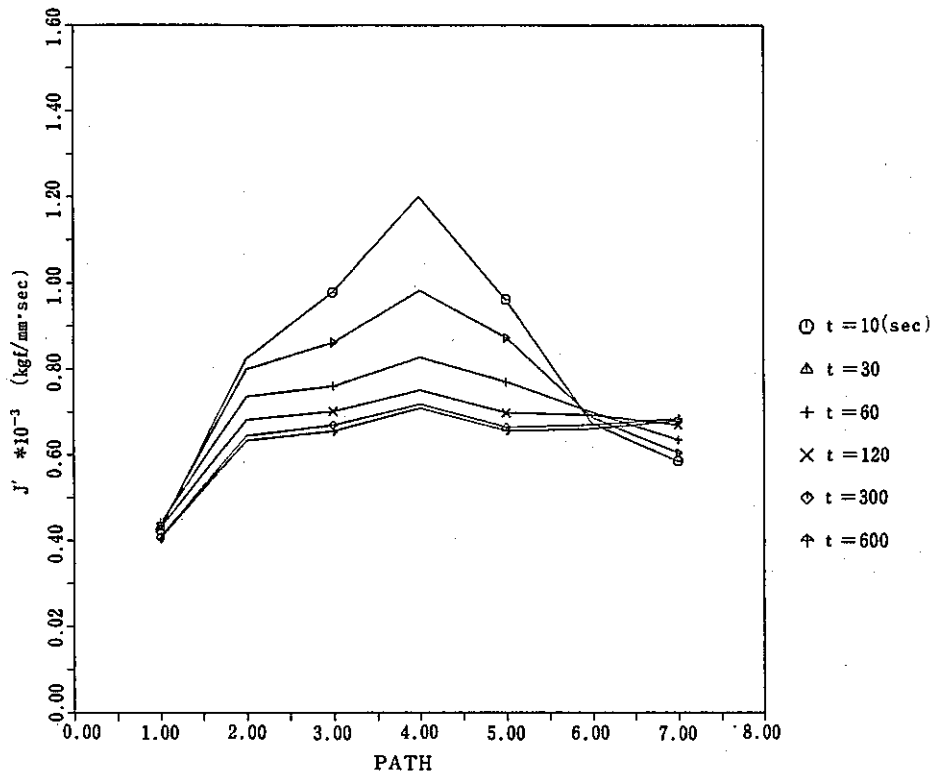


図 4.3.2 - 6 J' 積分値の経路独立性

Fig. 4.3.2-6 Path independent of J'-integral.

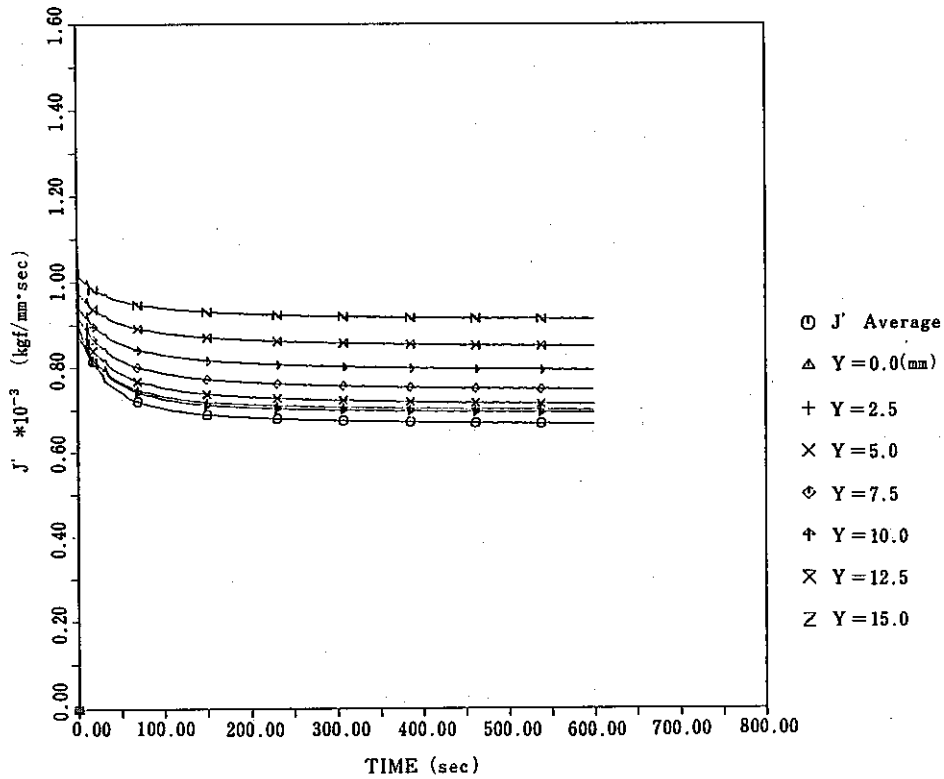


図 4.3.2 - 7 J' 積分簡易評価法との比較 (試験片中心線上)

Fig. 4.3.2-7 Comparison between simplified method and path integration method of J'-integral evaluation (on the center line of CCT specimen).

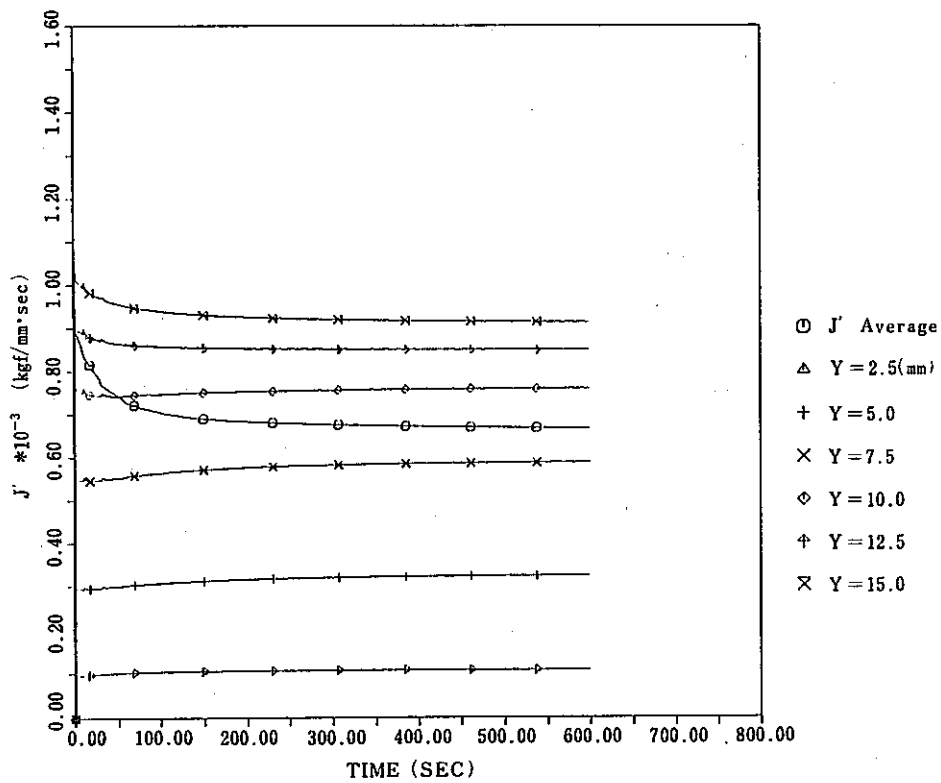


図 4.3.2-8 J' 積分簡易評価法との比較 (試験片側面上)

Fig. 4.3.2-8 Comparison between simplified method and path ingetration method of J' -integral evaluation (on the side line of CCT specimen).

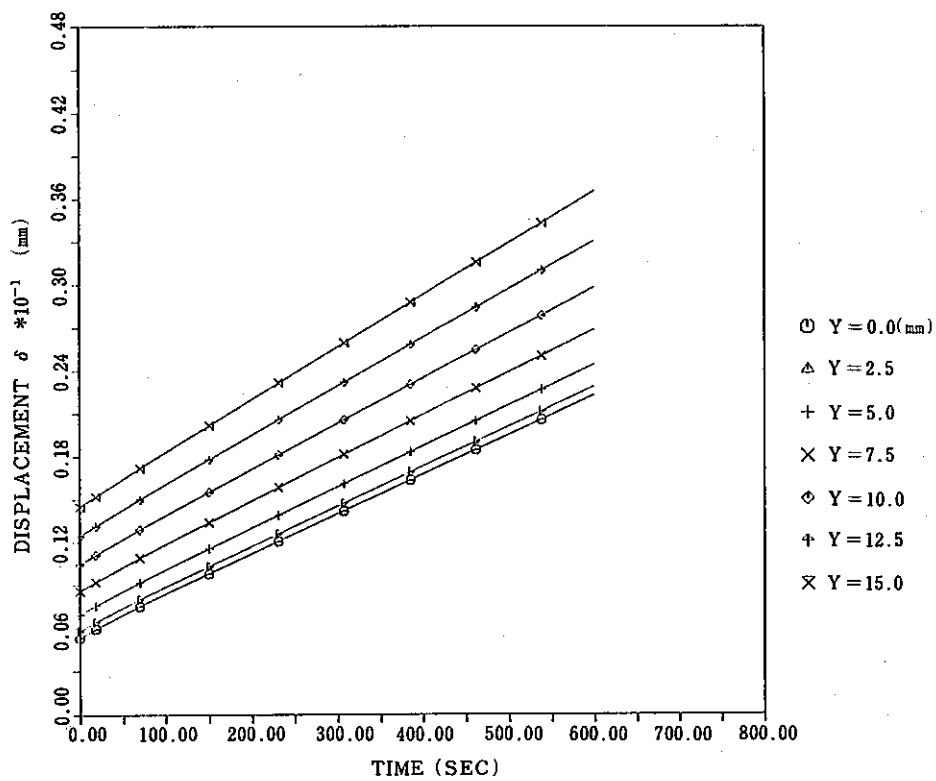


図 4.3.2-9 変位 - 時間関係 (試験片中心線上)

Fig. 4.3.2-9 Displacement - time curve (on the center line of CCT specimen).

4.3.3 $2a = 10 \text{ mm}$ の場合

弾塑性解析時の変形挙動を図 4.3.3-1 に示す。同図は縦軸に負荷応力 σ ，横軸には試験片中心線上（Y 軸上での）の各点における変位量を示す。これからわかるように $\sigma = 11 \text{ kgf/mm}^2$ 程度まで変位は荷重に比例して増加するが，それ以後は急激に非線形性を示すようになる。しかし各位置での変位量の差はその後ほぼ一定に保たれている。図 4.3.3-2 には，各応力時の塑性域の拡がりを示す。同図においても， $\sigma = 10 \text{ kgf/mm}^2$ と 12 kgf/mm^2 の間で全断面降伏に至っていることがわかり，図 4.3.3-1 の変形挙動との良い対応を示している。

各負荷状態において J 積分値を Rice の経路積分法と Parks の仮想き裂進展法の 2 種の方法によって求めた，図 4.3.3-3 は各負荷段階における経路独立性を示す。経路積分によった場合の経路 1 を除けば他は比較的良好な経路独立性を示している。経路 1 のズレは積分の方法によるものであり，本質的なものではなく，改良の余地を残している。次に経路積分によって求められた値のうち経路 1 を除いて，平均値としたものと，種々の点での変位量から Rice の簡便式を用いて評価した J 値との比較を図 4.3.3-4 および図 4.3.3-5 に示す。図 4.3.3-4 は，試験片中心線上各点での変位量から評価したものであり，全領域にわたって経路積分値とのきわめて良好な一致が見られる。一方，図 4.3.3-5 は，試験片側面上各点での変位量から評価したものであり，この場合にも $Y > 7.5 \text{ mm}$ では事実上経路積分値と一致した値が得られていることがわかる。しかし， $Y \approx 2.5 \text{ mm}$ 程度では，十分な精度が期待できない。

次にクリープ解析時（応力 13 kgf/mm^2 保持）の変形挙動を図 4.3.3-6 に示す。同図は横軸に時間，縦軸に試験片中心線上での各点での変位量を示すものであるが，初期の部分の傾きがやや大きいものの，ほぼ直線的に増加していくことがわかる。位置による差もほとんど変化しない。

次に各経路で J 積分と同様に経路積分によって評価された J' 積分 (C^*) の時間にもなう変化を図 4.3.3-7 に示す。前述したように経路 1 は精度が期待できないので省いてある。同図より，各経路での値は初期に大きく振動するものの $t \approx 2$ 分程度で落ち着き，その後はほとんど変動しないことがわかる。また，経路 2 の値はやや他に比べて高い値をとっていることがわかるが，ほぼ経路独立性が存在することがわかる。次に種々の位置における変位速度から，次式によって評価された J'_s 値と経路積分との比較を実施した。

$$J'_s = \frac{n-1}{n+1} \sigma_{\text{net}} \dot{d}$$

ここで n はクリープ指数 ($=6.37$), σ_{net} は実断面応力 ($=26 \text{ kgf/mm}^2$), $\dot{\Delta}$ は変位速度である。図 4.3.3-8 は, 試験片中心線上での各点における変位速度から評価した J'_s 値と経路積分値とを比較したものである。 J'_s 値は, 図 4.3.3-6 から予想されるように評価位置によらず一定であるが, 初期段階では大きく振動していることがわかる。また, 経路積分値に比べてかなり高い値をとっていることもわかる。しかしその後振動しながら減少し, $t \geq 2$ 分では, 経路積分値とほとんど一致した値に収束するのが見られる。定常状態での両者の一致はきわめて良好である。図 4.3.3-9 には, 試験片側面上の各点で評価した J'_s 値と経路積分値の時間的変化の比較を示す。この場合にも J'_s 値は大きな値から振動しながら定常値に近づいていくのがわかるが, $Y < 7.5 \text{ mm}$ では簡易評価値は十分な精度を示さないことがわかる。一方, $Y > 10.0 \text{ mm}$ では事実上経路積分値と一致した解が得られている。

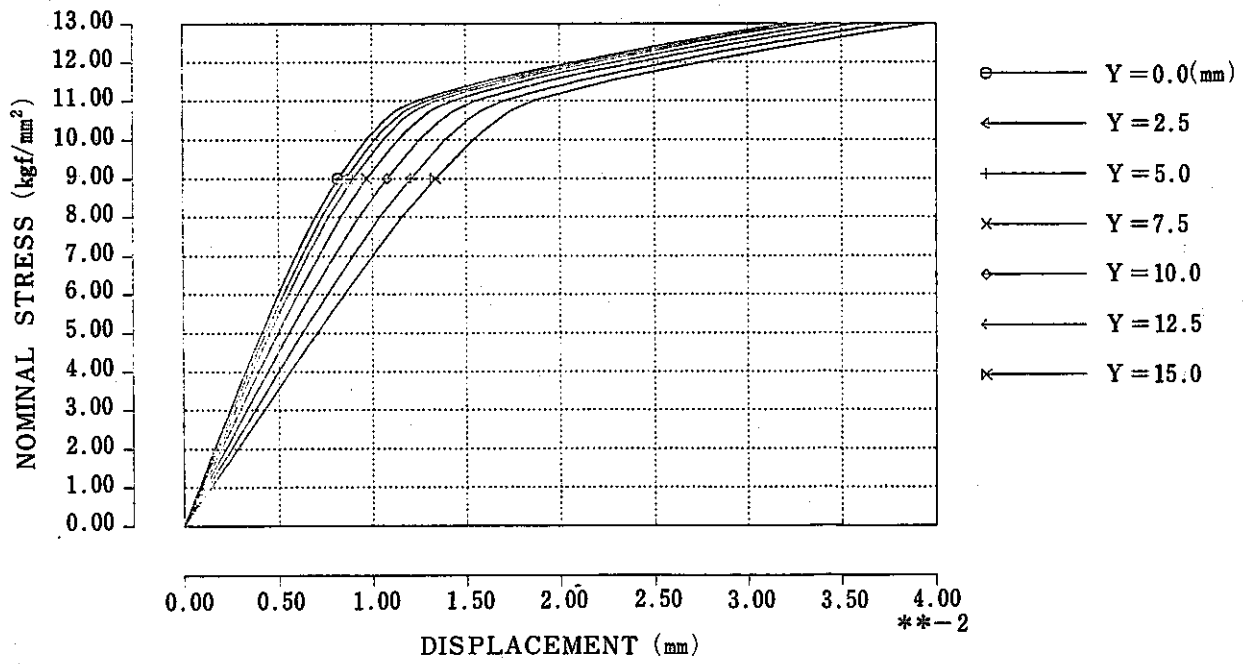


図 4.3.3 - 1 試験片中心線上の変位と荷重の関係

Fig. 4.3.3-1 Relation between displacements at center line and applied stress.

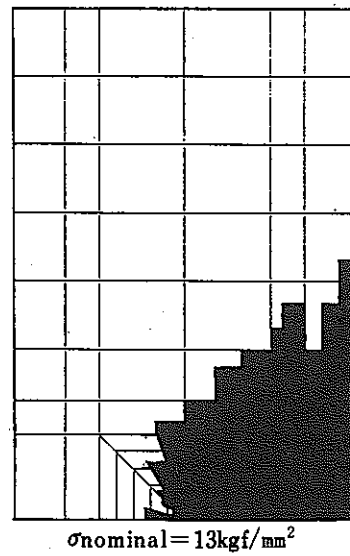
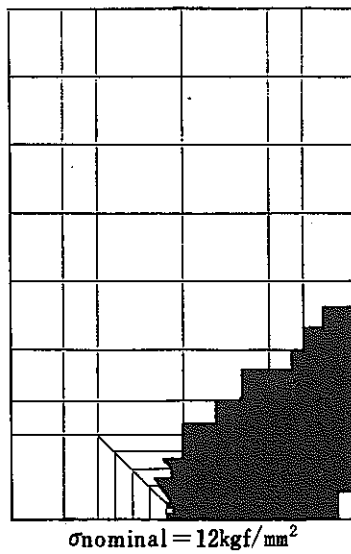
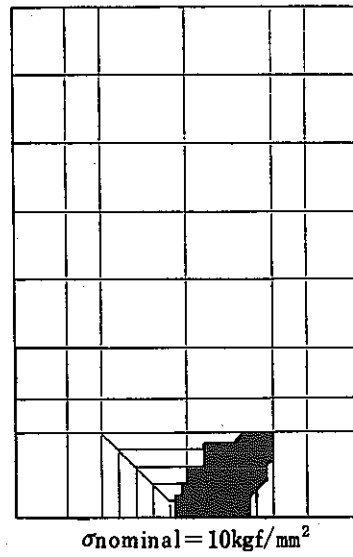
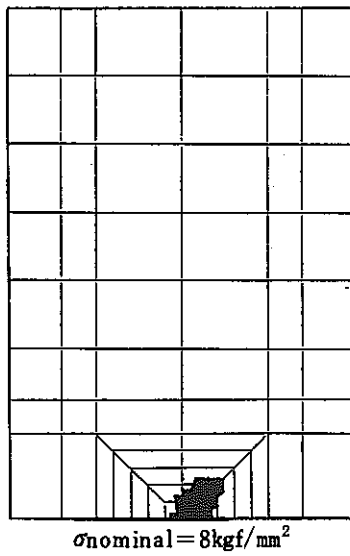
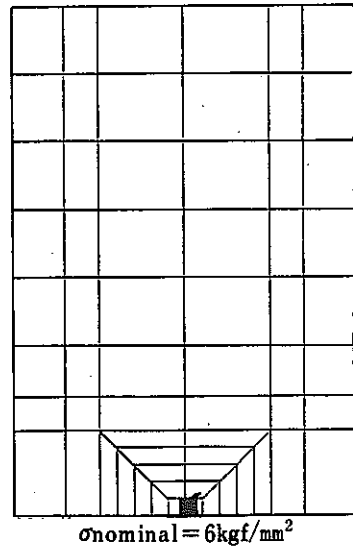
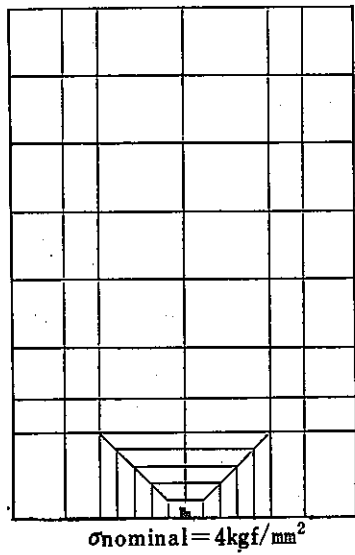


図 4.3.3-2 各応力値における塑性域の拡がり

Fig. 4.3.3-2 Extent of plastic zone at several applied strain values.

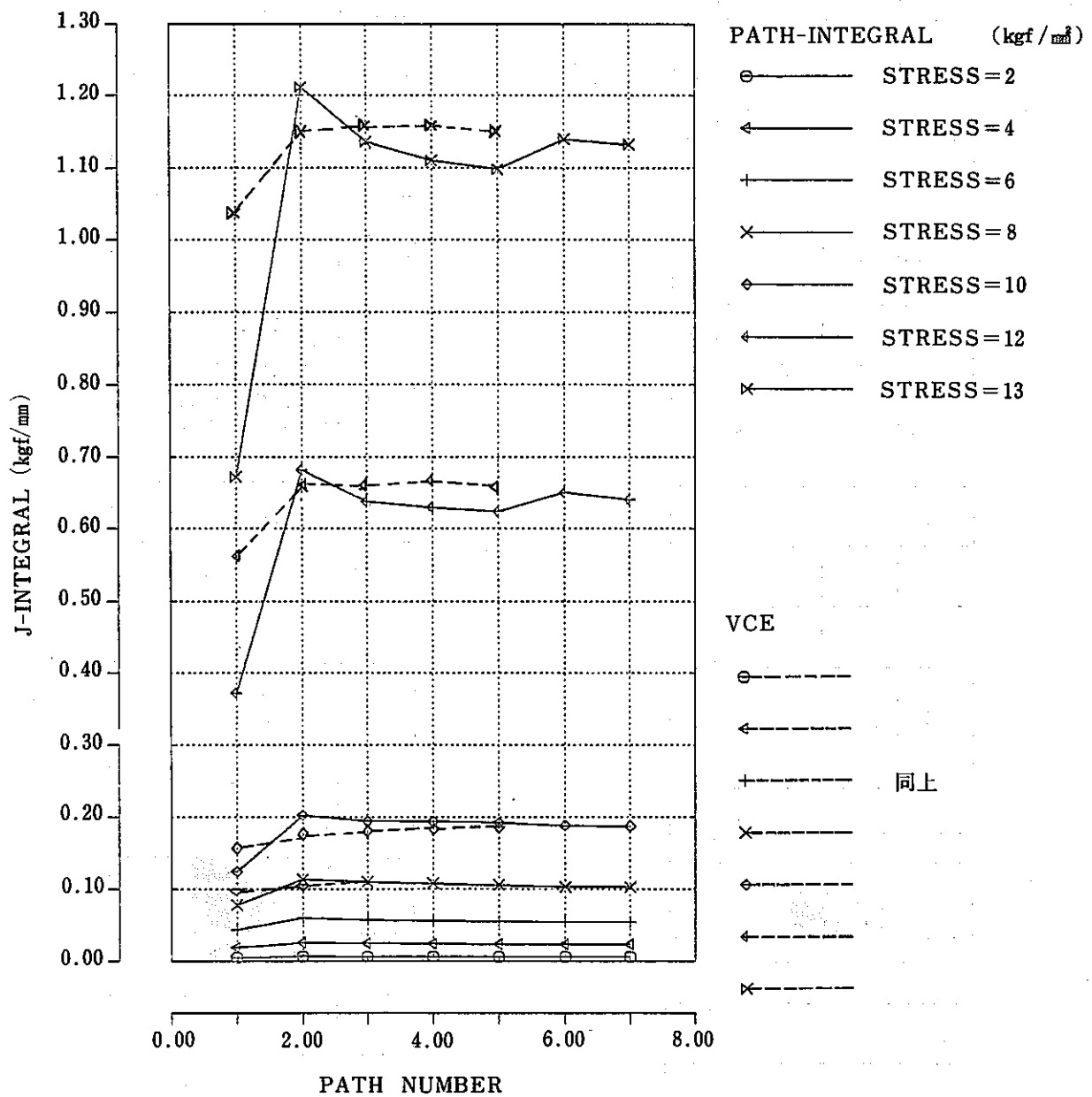


図 4.3.3-3 J 積分の経路依存性

Fig. 4.3.3-3 Path-dependency of J-integral.

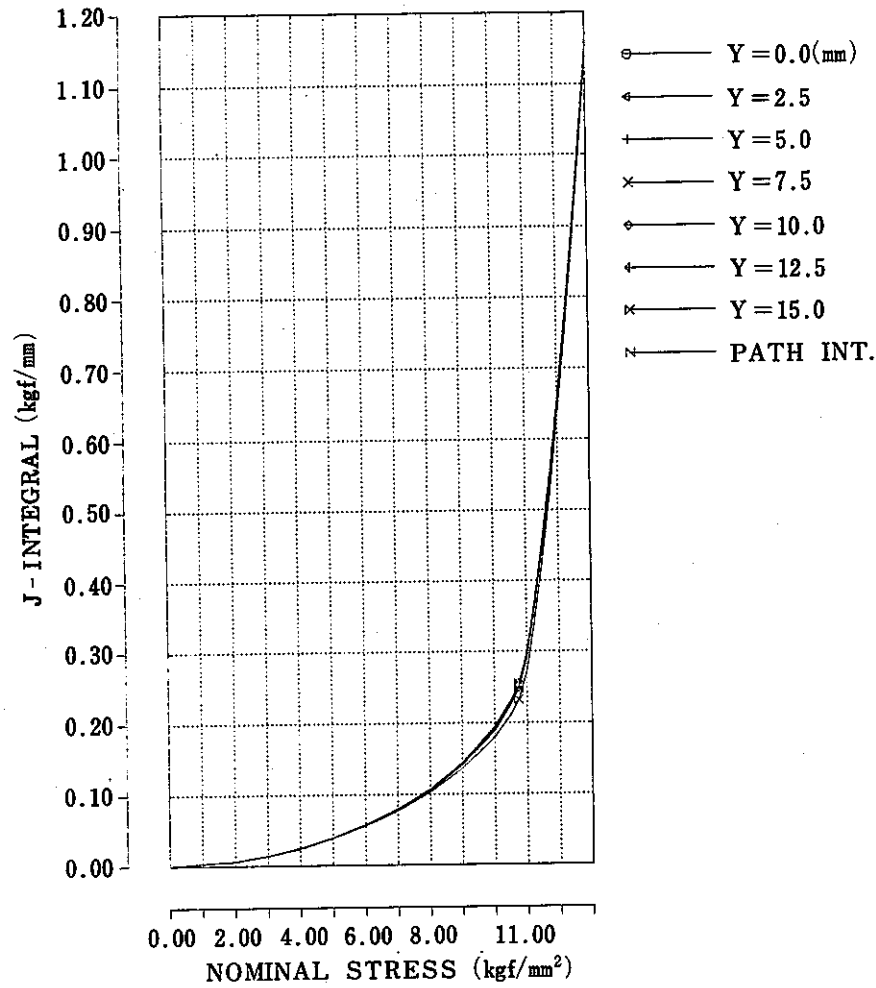


図 4.3.3-4 簡易評価法による J 値と経路積分値との比較
(試験片中心線上の変位を用いた場合)

Fig. 4.3.3-4 Comparison of J-integral values estimated from simple estimation formula and path integral value (displacements at center line are used).

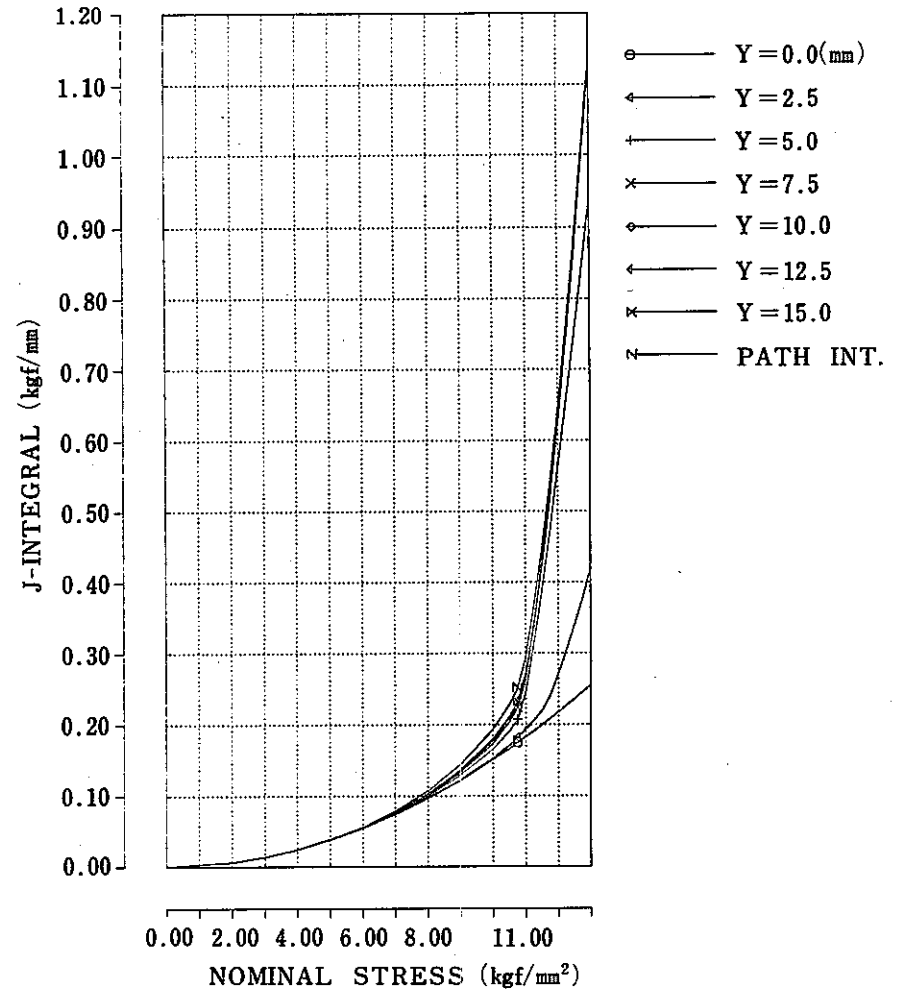


図 4.3.3-5 簡易評価法による J 値と経路積分値との比較
(試験片側面上の変位を用いた場合)

Fig. 4.3.3-5 Comparison of J-integral values estimated from simple estimation formula and path integral value (displacements at side line are used).

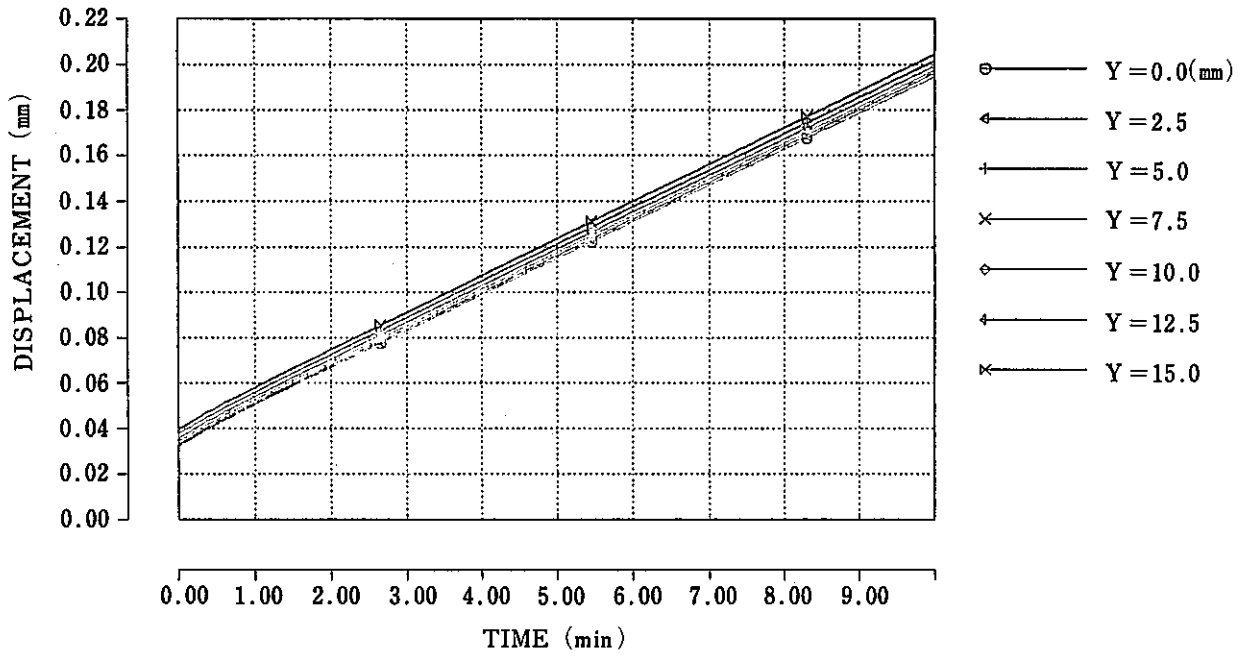


図 4.3.3-6 試験片中心線上各点での変位の時間的变化

Fig. 4.3.3-6 Time variation of displacements at center line.

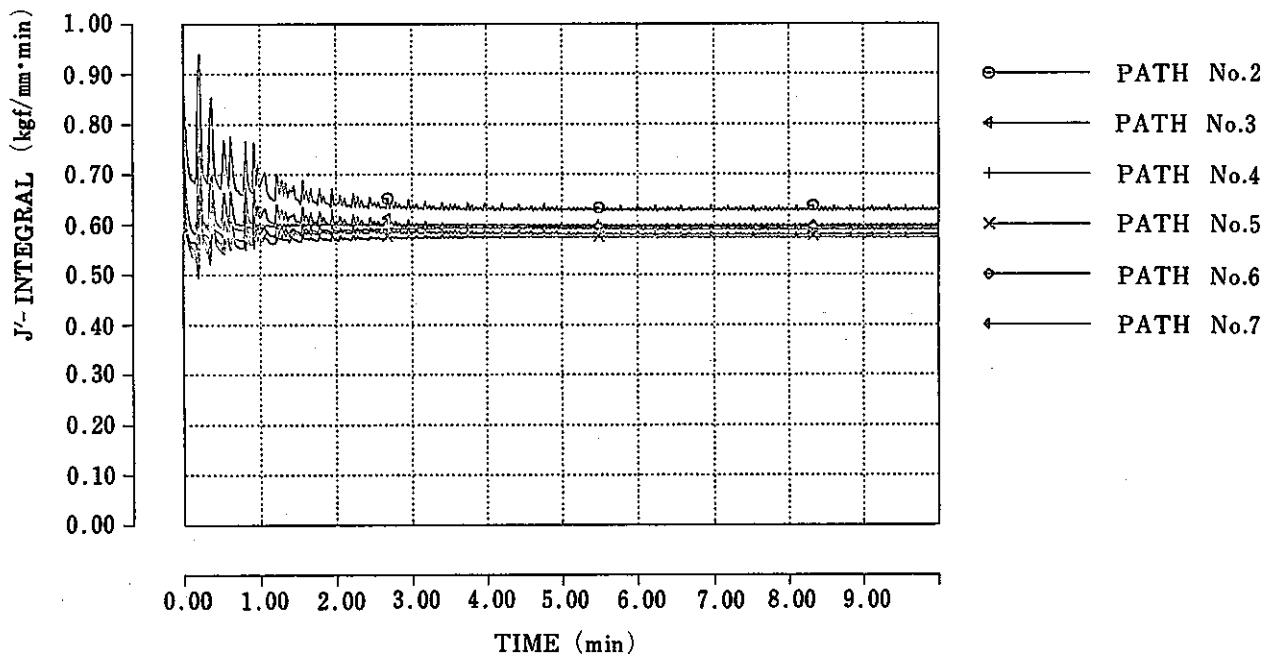


図 4.3.3-7 経路積分法による J'積分値の時間的变化

Fig. 4.3.3-7 Time variation of J'-integral values obtained by path integration.

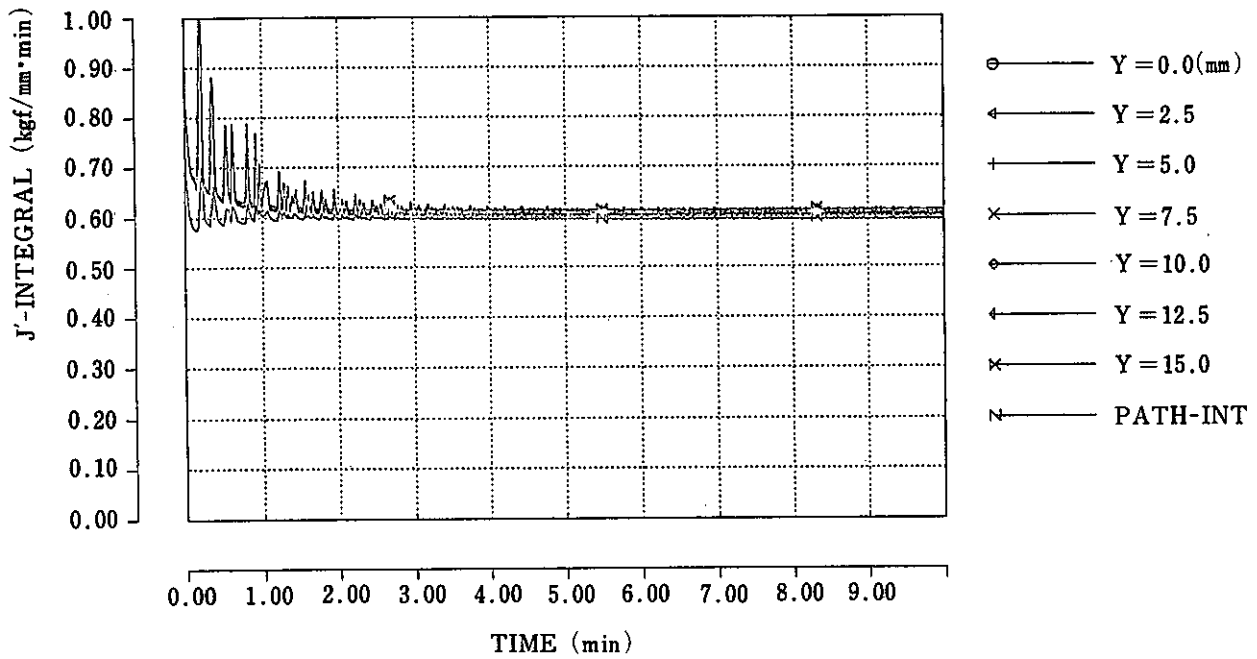


図 4.3.3-8 簡易評価法による J' 積分と経路積分値との比較
(試験片中心線上の変位を用いた場合)

Fig. 4.3.3-8 Comparison of simple estimation values and path integration value for J' -integral (displacements at center line are used).

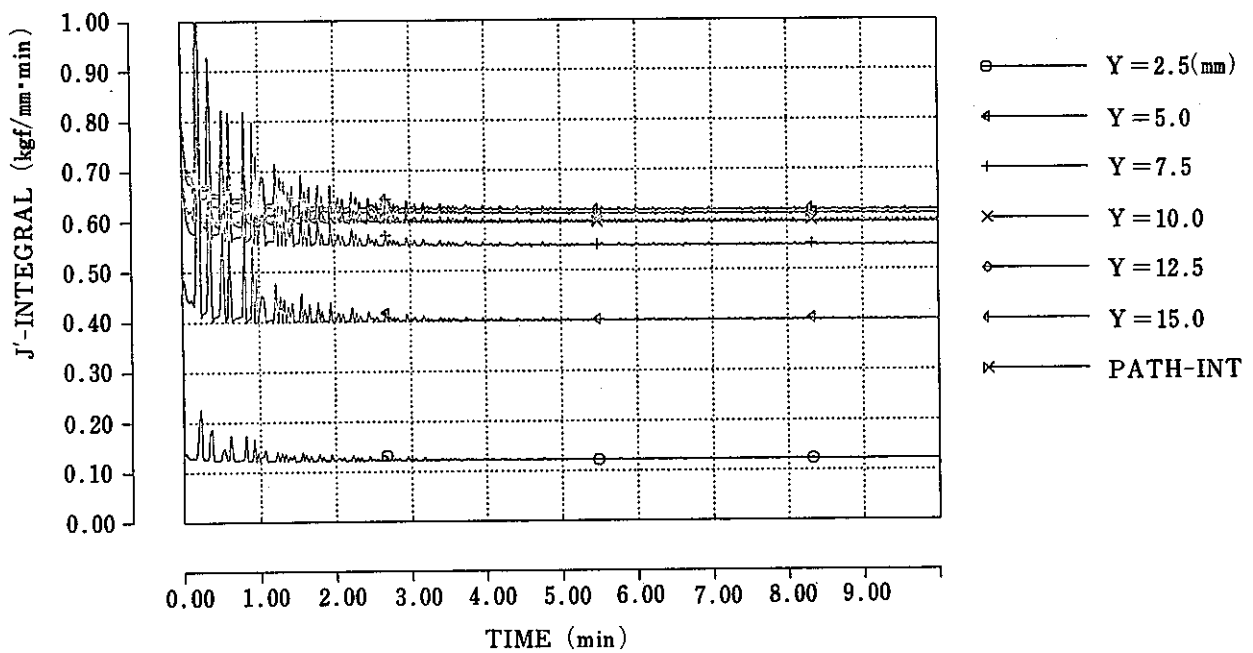


図 4.3.3-9 簡易評価法による J' 積分と経路積分値との比較
(試験片側面上の変位を用いた場合)

Fig. 4.3.3-9 Comparison of simple estimation values and path integration value for J' -integral (displacements at side line are used).

第5章 総括

第 5 章 総 括

高速炉高温構造の健全性評価のための破壊力学的手法の開発を目的とし、58年度は、①クリープ疲労き裂伝播の研究の現状調査（文献調査およびアンケート調査）、②クリープ疲労き裂伝播の予備実験（実験変数を振った）、③有限要素法による弾塑性・クリープき裂の解析などを実施した。主な結論を以下に総括する。

5.1 試験方法について

標準試験法の確立および有効な破壊力学パラメータの抽出を目的として、実験条件・方法を出来るだけ変化させて予備実験を行った。実験変数として、①試験片形状（CCT, CT, SEN, 中空円筒）、②制御方法（荷重、変位、スロープライン法）、③負荷波形（三角波、10分保持台形波、静荷重）・荷重（変位）レベル、④き裂測定法などを変えた。その結果、試験法に関して以下の点が明らかとなった。

- 1) 試験片形状についてはいずれを用いても大差のない結果が得られた。CCT試験片では開口変位を求める時のゲージ長を短くとる必要がある。CT試験片を用いて両振り疲労を行うには、ピンや治具の加工精度に注意する必要がある。またCTでは、導入予き裂長さによって試験時間が大きく変わるので注意が必要である。
- 2) 今回荷重制御、変位制御の他に、変位片振と荷重片振の2種のスロープライン制御法も試みたが、広範囲に安定なき裂伝播特性が得られた。ただし、荷重片振のスロープライン制御では、ラチェット変形が大きく、1サイクル中の変形量が小さいため ΔJ の測定精度や得られるデータの範囲が小さいなどの問題点があり、変位片振のスロープライン法が望ましい。
- 3) き裂の測定法として、交流ポテンシャル法、直流ポテンシャル法、コンプライアンス法などが一部用いられたが、いずれも良好な結果を得た。ただし交流ポテンシャル法では波形により校正曲線が変わることが指摘された。
- 4) 高温疲労試験では試験中断もしばしば生じ得るが、この中断の影響は直後を除き余り大きくないことが分かった。
- 5) 本試験では、いずれも $\pm 6^\circ\text{C}$ 以内の温度分布になるように設定され、この範囲内ではき裂伝播特性に影響は見られなかった。
- 6) 試験開始に先立ち疲労予き裂を導入する方法と切欠のまま試験に供し、最初のデータを捨

てる方法とを併用したが、得られたき裂伝播特性に両者の方法による差異は見られなかった。次年度以降、試験法の標準化の観点から以下の項目に関してさらに検討する必要がある。

- 1) CCT 試験片の開口変位測定のための適正なゲージ長,
- 2) 試験片板厚の影響,
- 3) サイドグループの影響,
- 4) 温度分布の許容範囲など。

5.2 試験結果と破壊力学パラメータについて

前述の各種条件下のクリープ疲労き裂伝播特性を各種破壊力学パラメータで整理し、パラメータおよび実験結果の妥当性について検討した。

(1) 三角波の場合（繰返し数依存性疲労き裂伝播）

- 1) 得られたデータを ΔK , ΔK_{eff} , ΔK_e , ΔJ などで整理したが、全てのデータを最も一義的に整理できるのは、 $da/dN-\Delta J$ 関係であり、試験片形状、制御方法などに関係なく、2倍以内の範囲で狭い一本の分散帯で表わせる。一方、 ΔK , ΔK_{eff} , ΔK_e で整理すると、CCTとCTとで別々の傾向となり、本実験条件下の破壊力学パラメータとして適切でないことが明らかとなった。
- 2) CCT 試験片の ΔJ の評価に際し、ゲージ長5mmと25mmにおいて開口変位を測定したが、ゲージ長5mmでは $da/dN-\Delta J$ 関係が一本の直線となり良好な結果が得られたが、ゲージ長25mmでは $da/dN-\Delta J$ 関係に折れ曲がりが生じ、荷重範囲依存性が見られた。き裂が小さいCCT試験片ではゲージ長を小さくして開口変位をとる必要がある。
- 3) 比較的良く整理出来た $da/dN-\Delta J$ 特性を詳細に見ると、(i) SEN, ひずみ制御のデータは、 ΔJ が小さい所で da/dN が大きくなる傾向がある。これはき裂が小さいためと考えられる。(ii) 中空円筒・荷重制御のデータおよびCCT荷重制御のデータは、若干加速側になる傾向となった。これは設定荷重が大きすぎたためかと考えられる。以上のデータを除くと非常に良い特性が得られ、しかも大谷や大路らの従来のデータとも一致している。
- 4) 得られた $da/dN-\Delta J$ 特性は小規模降伏下の $da/dN-\Delta K^2/E$ 特性とは必ずしも一致しなかった。

(2) 引張保持台形波の場合（時間依存性疲労き裂伝播）

- 1) 650°の引張保持10分の台形波においてはクリープによる加速が生じ、破面は粒界破

壊が支配的であった。この傾向は荷重制御試験で顕著となり、変位制御では破面にストライエーションも見られ、粒界破壊が必ずしも支配的ではなかった。また台形波の試験ではトンネル現象が顕著になった。

- 2) 台形波の試験結果を、 ΔK 、 ΔK_{eff} 、 ΔK_c 、 ΔJ で整理すると、三角波の場合に比べ全体的にバラツキが大きく、特に $da/dN-\Delta K$ 、 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 特性には、顕著な試験片形状依存性が生じた。また $\Delta K_c-da/dN$ 特性もバラツキが大きく、これらのパラメータは望ましくないものと思われる。 $da/dN-\Delta J (= \Delta J_f + \Delta J_c \approx \Delta J_f)$ 特性は、三角波の場合より加速されており、荷重制御では5倍程度、変位制御では2倍程度であり、スロープライン法の加速が最も小さかった。
- 3) 大谷や大路らの方法に従い、 ΔJ_f と ΔJ_c に分離して台形波のデータを整理すると、 $da/dN-\Delta J_c$ 特性はややバラツキが小さくなるが5倍程度のバラツキがあった。この $da/dN-\Delta J_c$ 特性はクリープの特性を上限としている。
- 4) この $da/dN-\Delta J_c$ 特性を詳細に見ると、荷重が高い場合、高速度になるとともに加速側となること、スロープライン法のデータは上限近くにあること、個々のデータの傾斜はほぼクリープのデータの傾斜と一致していることなどが明らかになり、 ΔJ_c の測定精度や評価などと合わせて今後検討する必要がある。
- 5) 今回の試験は、 $\Delta J_f \gg \Delta J_c$ となる実験条件であり、このような場合には、遷移クリープによる J' の変化や繰返し中と保持中のき裂伝播速度の分離など含めて評価方法の再検討の必要性が指摘された。
- 6) 変位制御台形波の $da/dN-\Delta J (= \Delta J_f)$ 特性は三角波の場合より2倍程度加速したが、この加速をどのように定量的に評価するか今後の検討が必要である。

(3) クリープの場合

- 1) クリープき裂伝播速度を、 K や σ_{net} で整理すると荷重条件により異なった特性となり、 J' で整理すると荷重条件の異なるデータが比較的良く一致し、しかもクリープき裂伝播の破壊力学パラメータとして J' が有効と考えられる。
- 2) J' の評価式としてCT試験片に対するErnst & Saxenaの式と大路の式を用いたが、両者は高々10%程度の差しかなく、 $da/dN-J'$ 線図上ではほぼ一致した。

以上まとめると、試験条件および試験機関が異なるにもかかわらず、三角波を用いた繰返し数依存型の疲労き裂伝播特性は ΔJ_f により良く整理でき、有効なデータが得られたが、台形波を用

いた時間依存型の疲労き裂特性は、バラツキが大きく、 ΔJ_c など破壊力学パラメータの評価法も含めて検討すべき課題が残された。今後長時間データの採取と合わせて検討していく予定である。

5.3 有限要素法解析について

この試験研究において第4章に述べた高温き裂の有限要素法解析が行われた理由は次の通りである。将来、高速炉高温構造の健全性評価に破壊力学的手法を導入する場合、実際の構造要素の形状・寸法、それにおける想定欠陥の位置、方向、形状、寸法に基き、その欠陥の破壊力学パラメータを、その要素の使用負荷条件、環境条件の下で、算定する必要が生じる。

この場合、使用される破壊力学パラメータは、非弾性変形場におけるき裂成長挙動を記述できる、例えば J 、 J' 、COD、CTOD等であり、その解析による算定には非弾性解析を必要とする事は明らかであって、実働条件下で任意の想定き裂に対し、これら非弾性破壊力学パラメータを算定し得る技術を有しておく事は、それと対になるき裂伝播挙動のデータ蓄積と並んで必須となる。

この要求に応えるには汎用の数値解析法である有限要素法に依らざるを得ない。よって、本試験研究では、現在使用可能な汎用有限要素プログラム及び非弾性構成方程式を用いて、この要求に応えられる限界を、先ず明確に把握し、併せ、将来へ向けての改善の為の研究開発に指針を得ることを前提として、高温き裂の有限要素法解析を試みている。

解析による算定の妥当性、限界等の評価には実験による検証を必要とするため、本年度試験研究では第3章記載の予備実験実施例より一例を抽出し、それをモデル化して解析対象に選定し、併せこの実験結果を検証データとして使用した。検証のチェック点は標点間変位測定値及びCOD測定値であり、それと解析値との一貫性をみる事とした。本来非弾性変形は負荷履歴依存性が強く、従って、これらの解析に当っては、検証用実験例と同一の負荷履歴をを与えた履歴計算を行わなければならないが計算コスト及び時間を考え、き裂長のみを3種類変化させた単調負荷計算とした。

解析の前提、モデル化、方法、結果については第4章に詳述してあるので省略し、主要知見並びに今後の課題について以下に纏める。

- 1) 本解析に当り、単調引張応力ひずみ曲線を二直線近似したが、この近似によりモデル化された材料の比例限を実際の材料のそれに比べ約3倍高目に見積る結果となり、特にき裂長の小さい場合、降伏域がき裂先端の小領域に限定されて、検証実験の荷重-変形挙動と大幅に異なる結果となった。この為、き裂長の小さい場合、折角非弾性解析を行いながら、全体としてはほぼ弾性変形とする結果となり、必要とする情報を得るに到らなかった。

- 2) 荷重保持時間を検証実験に合わせ短くとしたため、この間のクリープは定常クリープ近似とした。この点については問題は生じていないが、クリープ計算中の時間増分を大き目にした場合解に振動が生じていた。この点については理論的には解決済みであり、経験の蓄積あるいはコードの改良によって対処できる。
- 3) 破壊力学パラメーターについては、全体変形に依存するCODは先に述べた弾塑性変形モデル化の近似不良のため、検証実験で比較するに到らなかったが、 J, J' については径路独立性は良好であり、かつ J 値についてはRice等の簡便評価式の精度検討も行なえた。全体的には、この簡便式は変位評価点を適切に定めれば実用的精度を有していると判断できる。
- 4) J' の径路独立性についても良好であるが、荷重保持開始直後に多少の依存性が認められる。これはクリープによる応力の再配分が、特にき裂先端近傍の高応力域で急激に生じていることによるものと考えてよいが、この点については、今後、尚、検討する必要がある。又、 J' の径路積分値と大路らの簡易式との比較も十分な精度で行なえた。 J の場合と同様変位速度評価点を適切に定めれば実用上十分な精度を有している。

以上より、第2、第3年度において先ず実施すべき事は材料構成則を実際の挙動に出来るだけ近い形式にしたものを用い、検証実験との比較に耐える解析結果を求める事であり、併せて、同一計算コストでより多数の情報を求めるよう、計算手法に工夫を凝らしておくのが望ましい。この為、例えば荷重制御から変位制御に変更して、いずれの場合でも全断面降伏まで解析を行う事等の改善を行う必要がある。

いずれにせよ、有限要素法により、破壊力学パラメータの非弾性解析については十分な経験の蓄積のないのが現状であり、現段階にあつては、自由な着想に基いて、ケース・スタディーの例数を増しながら試行実験を行うのがよいと考える。併せ、この試行の評価基準として有用な実験データの充足が望ましい。

5.4 今後の課題

58年度試験研究の成果に関して、試験方法、破壊力学パラメータ及び有限要素法解析に分けて本章の各節で総括がなされ現状分析と問題点の指摘がなされている。ここでは、これらを踏まえて、今後の課題を以下に列挙してみる。

(1) 試験方法についての検討課題

a) 試験片に関するもの

- (i) 板 厚
 - (ii) サイドグループ
 - (iii) 試験片寸法
- b) 試験条件に関するもの
- (i) 温度分布
 - (ii) Rの影響
 - (iii) 長時間保持の影響
- c) 試験実施上の課題
- (i) き裂長さ測定法の精度（誤差）の定量化→同一試験片を用いて、各種測定法による相互比較
 - (ii) 試験中断の影響
 - (iii) 予き裂導入条件
- (2) 材料因子についての検討課題
- a) SUS304 ステンレス鋼
- (i) 長時間熱時効の影響（母材及び溶接継手）
 - (ii) 溶接部におけるき裂伝播挙動の把握
- b) $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼
- a), (i), (ii), に同じ。
- (3) 環境因子についての検討課題
- a) ナトリウム中におけるき裂伝播挙動
- b) 中性子照射の影響
- (4) 破壊力学パラメータについての検討課題
- クリープき裂伝播における J' 、塑性疲労き裂伝播における ΔJ は有用と判断されており、クリープ・疲労き裂伝播に適用し得るパラメータの検討が残されている。
- (5) 有限要素法解析における検討課題
- 単調及び繰返し負荷時の弾塑性応力-ひずみ関係式をパラメータとした解析と実験結果との対比による高温における非弾性解析技術の検証

付録 文献整理票一覧

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	1	抄録者 (所属)	紀 博 徳 (三菱重工業㈱ 長崎研究所)		抄録 年月	58年 11月
論文題目	高温機器のクリープ疲労き裂成長評価に関する諸問題					
著者名	山内英和, 瀬戸口克哉 紀 博徳, 山内雅文		研究 機関	三菱重工業㈱長崎研究所		
出典	日本材料学会第20回高温強度シンポジウム前刷集 巻 号 57年 9月 PP. 38~44					
研究目的	火力プラント機器における高温き裂成長評価の現状の概説と問題点の指摘					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播		A. 実 験			
	② クリープき裂伝播		B. 理 論			
	③ クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他()			
実験方法 注1)	材 料	2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼, 304ステンレス鋼, CrMoVロータ材		試 験 片	—	
	温 度	RT, 538°C, 570°C, 593°C		制御方法	—	
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	—	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta K, \Delta J, C^*$		推奨するパラメータ $\Delta K, \Delta J, C^*$		パラメータ計測方法 —	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>実機部材のクリープ・疲労重畳条件下のき裂成長評価例として、ボイラ過熱器管異材溶接継手部のき裂成長挙動を述べると共に、破壊力学を使用した高温き裂成長評価法の現状とその問題点を概説。</p> <p>(1) 高温き裂成長評価の破壊力学パラメータとしては、弾塑性疲労き裂成長挙動(含、高温)にはJ積分範囲(ΔJ)、クリープき裂成長挙動にはC^*積分(修正J積分)が有効であることを示している。</p> <p>(2) クリープ・疲労重畳条件下のき裂成長挙動を大きく分けると、小規模降伏・小規模クリープ状態を満足する場合と、大規模降伏・大規模定常クリープ状態にある場合に分けられ、前者ではK値が有効なパラメータとなる可能性のあること、後者では、J、C^*などのパラメータによるクリープ疲労き裂成長寿命予測法が有望であることを述べている。</p> <p>(3) 今後の課題として、塑性クリープ領域における効率的なき裂成長試験法、実機への適用法などについて議論されている。</p>						
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>クリープ疲労き裂成長挙動について、国内の最近の研究結果のレビューが不足している。</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

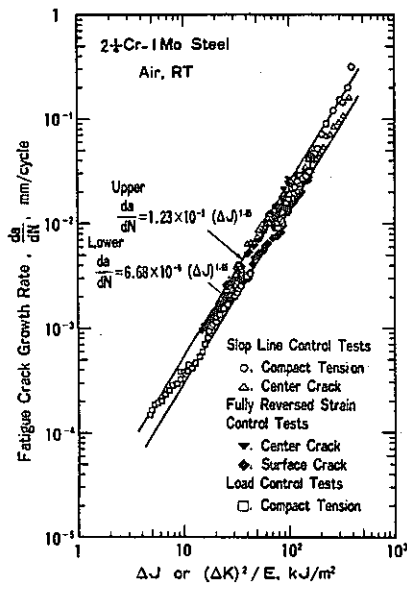


図6 疲労き裂成長速度と J積分範囲との関係⁷⁾⁸⁾

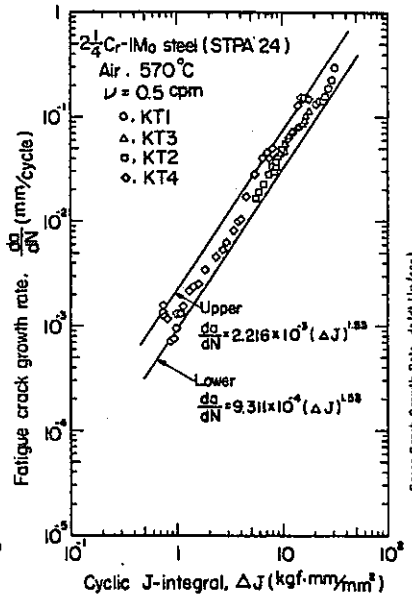


図7 高温における疲労き裂成長速度と J積分範囲との関係²⁾

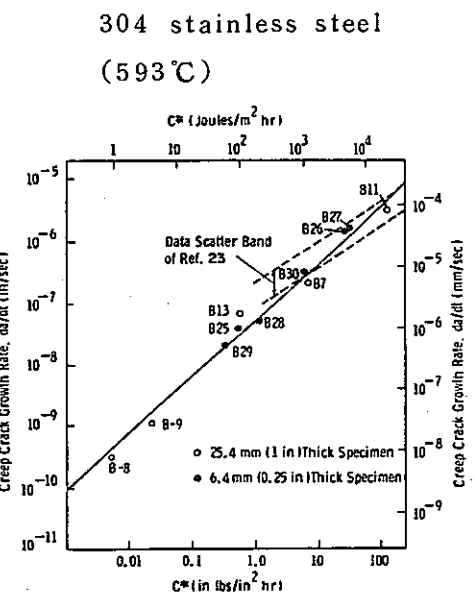


図8 クリープき裂成長速度と C*積分値との関係¹³⁾

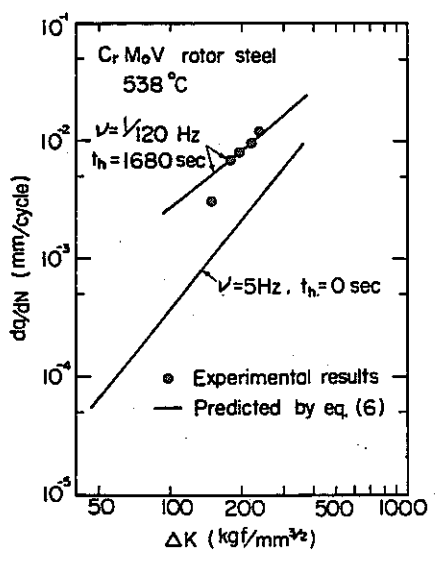


図9 高温き裂成長速度推定式と実験値の比較¹⁷⁾

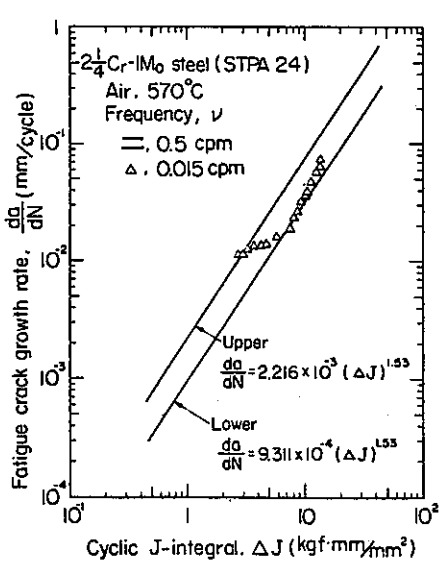


図10 高温疲労き裂成長特性に及ぼす繰返し速度の影響¹⁹⁾

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	2	抄録者 (所属)	古 平 恒 夫 (日本原子力研究所)		抄録 年月	Nov.25, '83
論文題目	Electrical Potential Technique for Monitoring Subcritical Crack Growth at Elevated Temperatures					
著者名	Ashok Saxena		研究 機関	WEC. R&D Centar		
出典	Engineering Fracture Mechanics 13巻 4号 1980年 月 PP. 741~750					
研究目的	高温(クリープ域)下における疲労, クリープき裂長さの測定法の確立					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播		④. 実 験			
	② クリープき裂伝播		B. 理 論			
	3. クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他(計測法)	
実験方法 注1)	材 料	SUS304 A470 class 8		試 験 片	CT及びCCT	
	温 度	594°C(SUS304), 538°C(A470)		制御方法	荷重制御, 定変位速度制御	
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	荷重制御は不明 定変位速度制御はランプ波と思われる。	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ —		推奨するパラメータ —		パラメータ計測方法 —	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>1) 直流電位差法は、高温下で疲労及びクリープき裂長さの正確な測定法であることを立証した。</p> <p>2) き裂進展と電位差変化で規格化した校正曲線は、同一形状の試験片では材料、温度に依存しない。</p> <p>3) CCT 試験片の実験により求めた校正曲線は、Johnsonの解析によるそれと良好な一致を示す。</p> <p>4) 疲労き裂伝播により作成した校正曲線は、クリープき裂進展を10%以内の精度で予測できる。</p>						
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>Fig. 4 及び Fig.5の結果より分かるように、校正曲線は、試験片毎にビーチマークを併用して検証する必要があると考えられる。</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

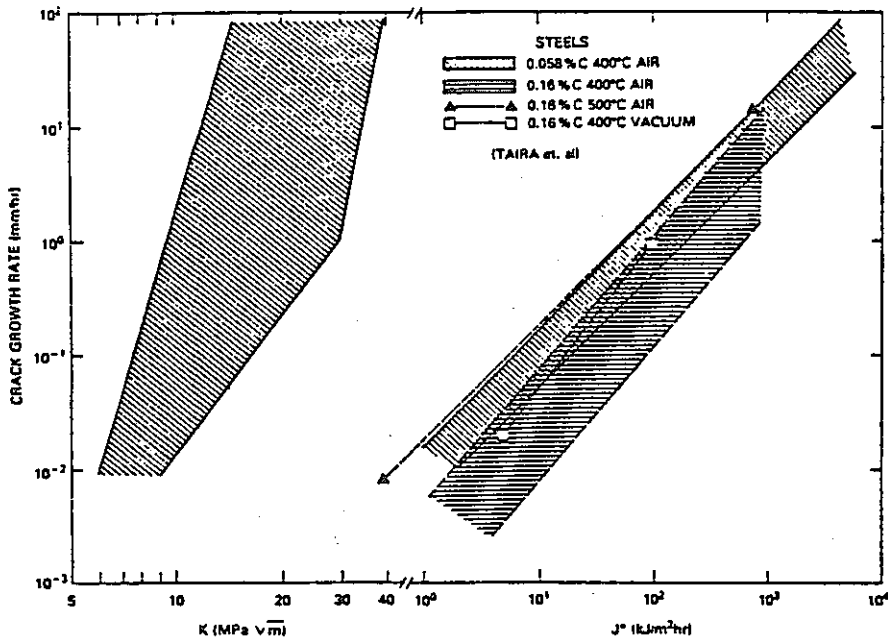
文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	3	抄録者 (所属)	成 本 朝 雄 (川鉄・技研)	抄録 年月	58年11月
論文題目	REVIEW OF THE FRACTURE MECHANICS APPROACH TO CREEP CRACK GROWTH IN STRUCTURAL ALLOYS.				
著者名	K.SADANANDA P.SHAHINIEN	研究 機関	Naval Research Laboratory USA		
出典	Engineering Fracture Mechanics 15巻 3-4号 1981年 月 PP.327~342				
研究目的					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 A. 実 験 ② クリープき裂伝播 B. 理 論 3. クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()				
実験方法 注1)	材 料	Al alloy;Stainless steel Steels;Super alloy	試 験 片	CT:CN:SEN:DEN:NRB	
	温 度	150°C-850°C	制御方法	Load	
	雰 囲 気	air vacuum	波 形		
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ K J* σ_{ref}	推奨するパラメータ J* K σ_{ref}	パラメータ計測方法		
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>クリープき裂進展への破壊力学の適用に関する研究を総説し、進展を支配するパラメータとして、K、σ_{ref}、J* を挙げ、これらの適用可能性は材料の環境感受性とクリープ延性に依存することを示した。材料の環境感受性が著しい場合はKが有効であり、き裂進展が本質的にクリープ変形によって支配されている場合はJ* が有効である。</p> <p>σ_{ref} は材料が著しく延性的である場合に適用され、クリープラブチャーデータに基づいて寿命を推定できる。</p> <p>クリープが支配的なき裂進展に関して、材料と温度によらず1つの $da/dt-J^*$ 関係が存在することが示唆され、興味深い。この事は種々の材料、TP形状を用いて不活性雰囲気中でさらに試験することにより確認されることが望まれる。</p>					
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>各種パラメータの適用条件を詳細に議論しており意義深い。今後の研究課題の設定に対して参考になると思われる。</p>					

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。



試験片

薄肉中空

切欠丸棒

CT

結果

- J^* でバラツキ小
- C量の影響
- 温度効果を J^* が吸収
- 大気, 真空差なし

Fig. 4 Creep crack growth rate in carbon steels in terms of K and J^* parameters.

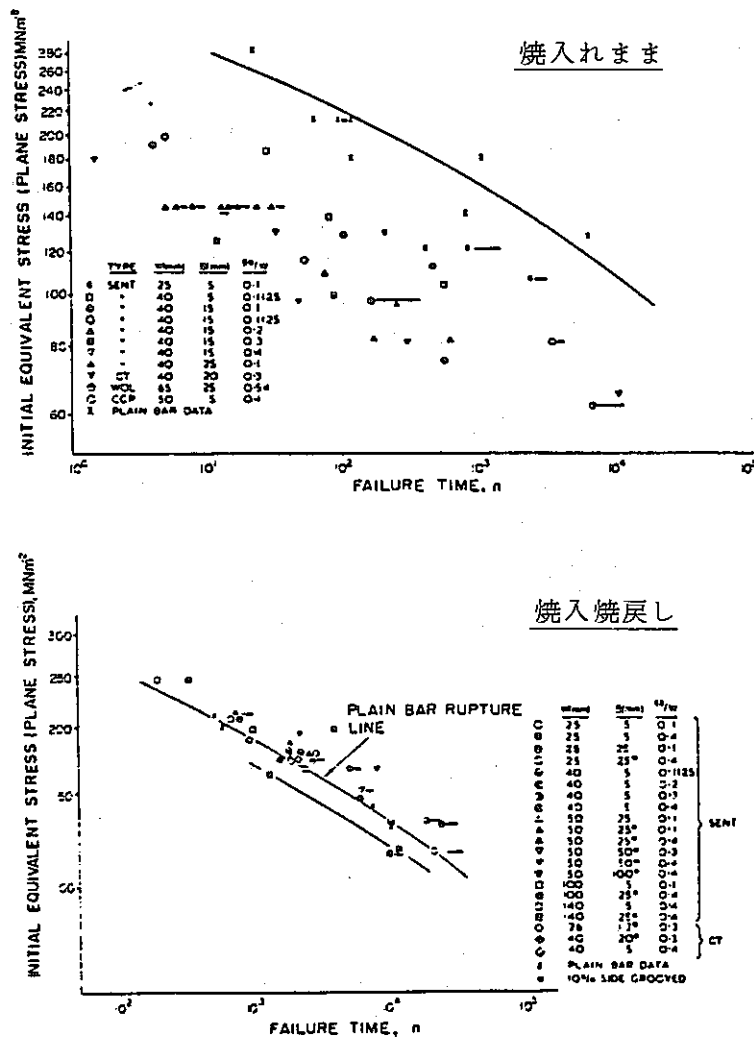


Fig. 6 Correlation of creep life in notched and unnotched Cr-Mo-V steel specimens in terms of reference stress or equivalent stress (from Ref. [23]).

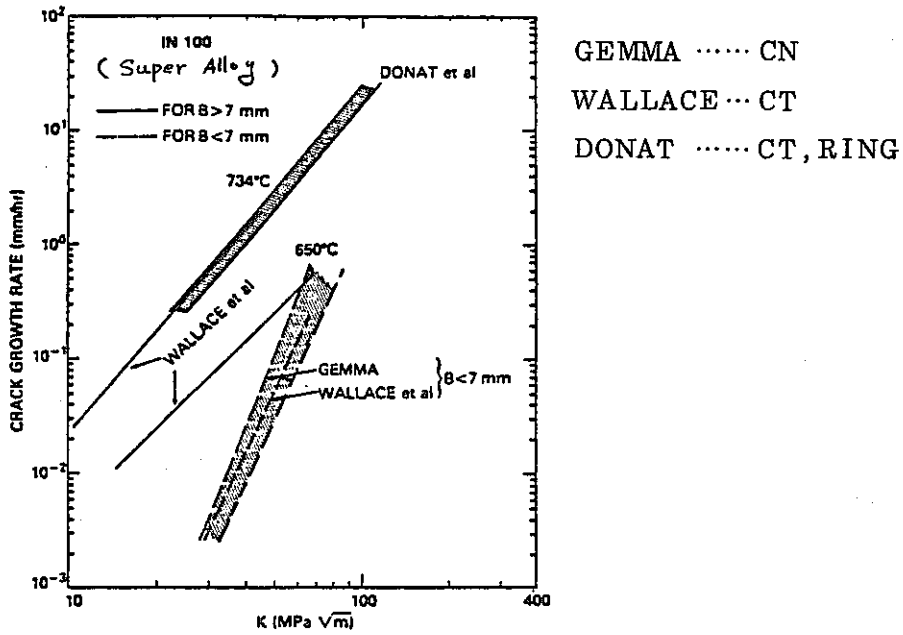


Fig. 8 Effect of temperature and specimen thickness on crack growth in Gatorized IN 100.

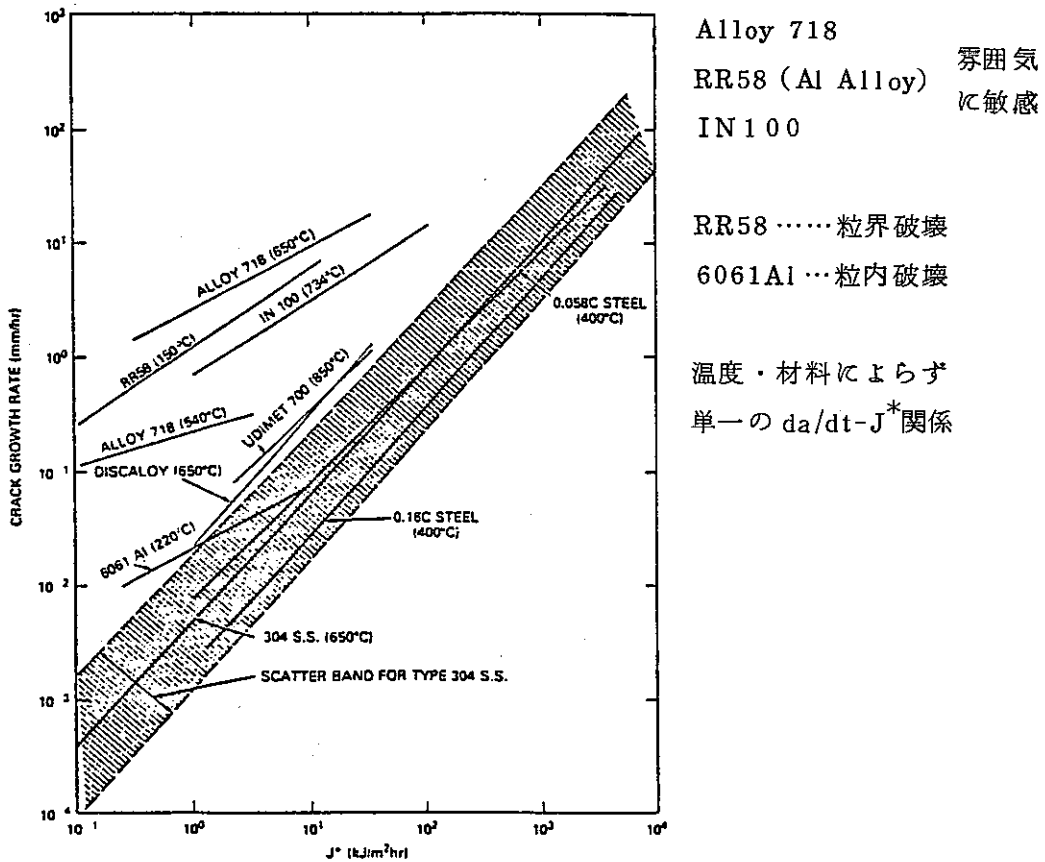


Fig. 10 Creep crack growth data of several alloys in terms of J^* parameter. Data for materials that show crack growth by predominantly deformation process fall within or close to the data band for Type 304 stainless steel.

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	4	抄録者 (所属)	野 中 勇 (石川島播磨重工業㈱)		抄録 年月	58.11.25
論文題目	CREEP FATIGUE CRACK GROWTH IN TYPE 316 STAINLESS STEEL					
著者名	C. E. Jaske		研究 機関	BATTELLE Columbus Laboratories, Columbus, Ohio		
出 典	Advances in Life Prediction Methods 巻 号 1983 年 月 PP. 93 ~103					
研究目的	高温でのき裂伝播評価への非線型破壊力学の適用					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播		④ 実験			
	② クリープき裂伝播		B. 理論			
	③ クリープ疲労き裂伝播		C. 総論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他 ()			
実験方法 注1)	材 料	Type 316 Stainless Steel		試 験 片	CT, 表面欠陥を有する中実丸棒	
	温 度	593°C, 649°C		制御方法	荷重, ひずみ	
	雰 囲 気	大 気		波 形	三角波, 台形波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta K, \Delta J, C^*$		推奨するパラメータ $\Delta J, C^*$		パラメータ計測方法 荷重点変位	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>① 微小表面き裂を有する中実丸棒の疲労, クリープ疲労試験の結果, 伝播速度 $10^{-7} \sim 10^{-5} \text{ m/cycle}$ の範囲で, ΔJ 積分は有効な整理パラメータである。</p> <p>② CT試験片によるクリープ試験の結果, 伝播速度 10^{-9} m/s 以上の範囲 (実機においては 10^{-9} m/s 以下のデータが必要であるが) で, C^* 積分が有効なパラメータである。</p> <p>③ クリープ疲労の相互作用評価に, Crack-tip-Zone interaction model を適用して良い結果を得た。</p>						
〈抄録者所見〉						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

試 験	試 験 片	制 御	き 裂 伝 播 整理パラメータ	パラメータ測定法	き裂長さ測定法	
疲 勞 クリープ疲労	CT	荷重制御 (クリープ疲労は) 最大荷重保持	ΔK	荷重(ロードセル) き裂長さ	<ul style="list-style-type: none"> • DC ポテンシャル ドロップ 予め"beachmark" (にてキャリブレーション) • フラクトグラフィ (ストライエーション) (間隔測定) 	<ul style="list-style-type: none"> • クリープ疲労とは別にクリープのみの影響を調べているが、この時は LVDT による荷重点変位速度を一定値に制御。 • クラック長さは、クラックフロントの7点平均 • 抵抗線加熱
疲 勞 (クリープ疲労)	表面微小き裂を有する中実丸棒 (微小き裂は0.076mmのルート半径で深さ0.178mm)	ひずみ制御	ΔJ	荷重-(変位) 履歴曲線	フラクトグラフィ- (ストライエーション) (間隔測定)	<ul style="list-style-type: none"> • 高周波加熱
ク リ ー プ	CT	(荷重制御)	C^*		(DCポテンシャル) ドロップ	

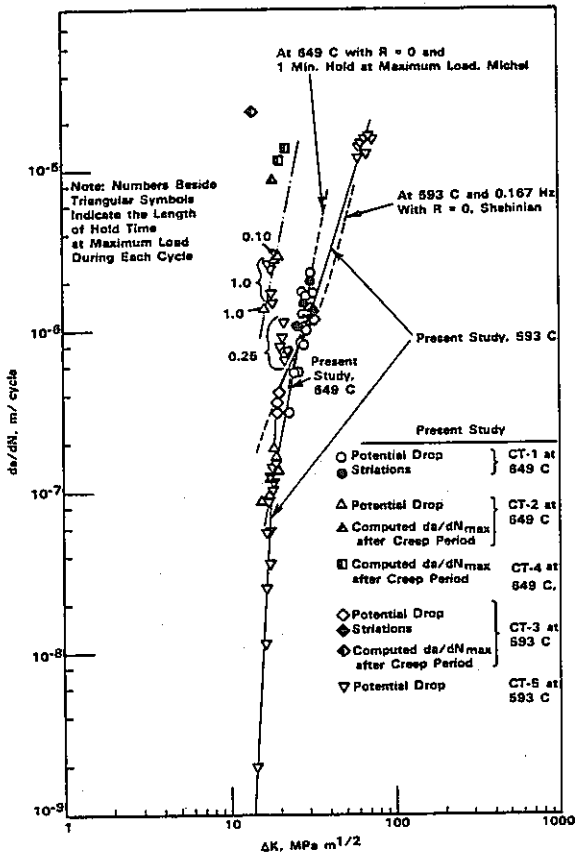


Fig. 2 Fatigue-crack propagation behavior of Type 316 stainless steel in air at 593 and 649°C in terms of the elastic stress intensity factor.

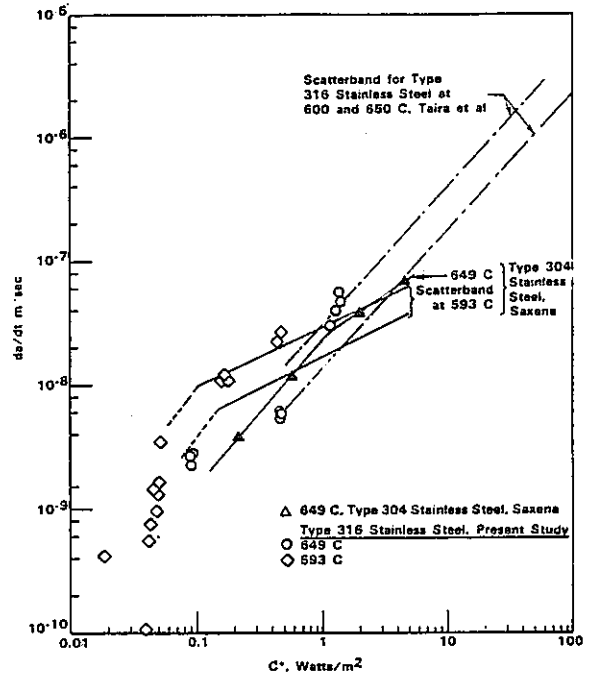


Fig. 4 Creep-crack growth of Type 316 and Type 304 stainless steel at 593 and 649°C in air.

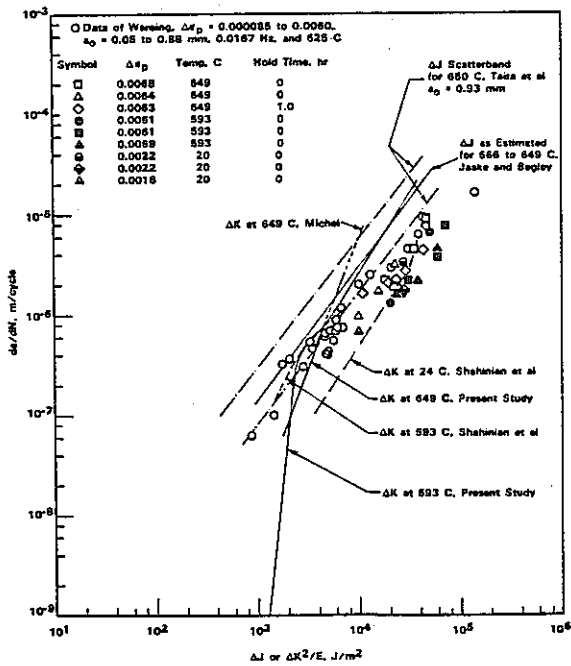


Fig. 3 Fatigue-crack-growth-rate behavior for Type 316 stainless steel at 593 to 649°C in terms of $\Delta K^2/E$ for nominally linear elastic cycling and in terms of ΔJ for nominally or small-scale inelastic cyclic deformation.

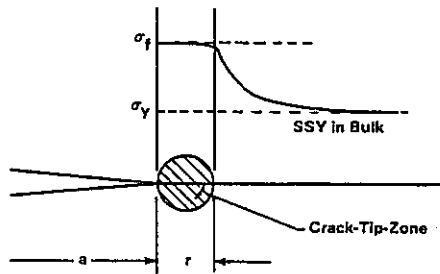


Fig. 1 Schematic depiction of crack-tip-zone model for creep fatigue-crack-growth interaction.

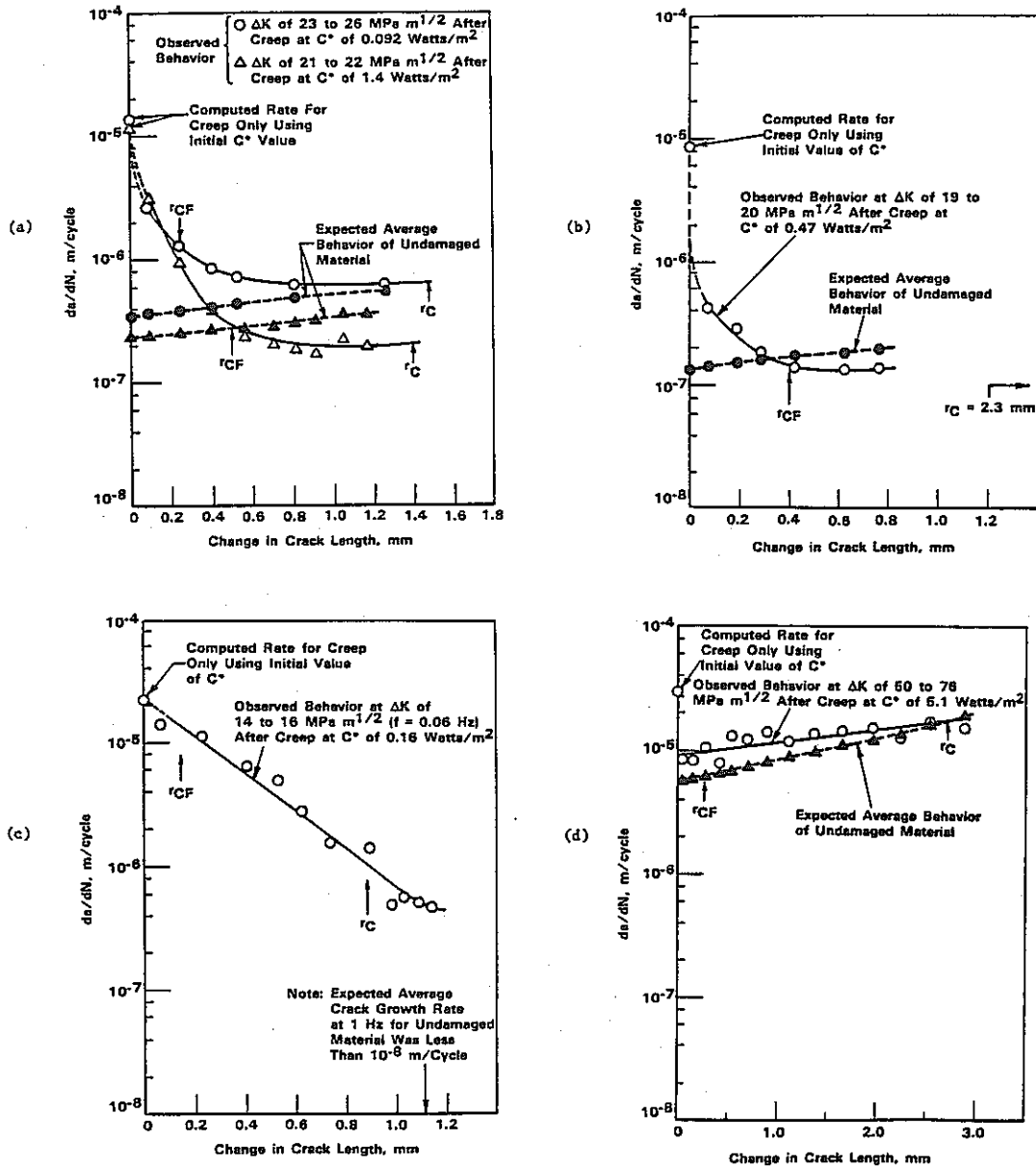


Fig. 12 Influence of prior creep-crack-growth on subsequent fatigue-crack growth for Type 316 stainless steel.

- (a) Two periods of creep followed by fatigue at 649°C.
- (b) One period of creep followed by fatigue at 649°C.
- (c) One period of creep followed by fatigue at a low-cyclic frequency causing intergranular cyclic crack growth at 593°C.
- (d) One period of creep followed by fatigue at a ΔK level greater than the K_{max} level in the prior creep period.

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	5	抄録者 (所属)	長 渡 甲 太 郎 (川崎重工業㈱)	抄録 年月	58年11月
論文題目	Elevated Temperature Fatigue Crack Growth Rates Generated in Controlled- ΔJ Tests (ΔJ を制御したテストで生じる高温疲労き裂の成長速度)				
著者名	C.W.Marshall*, C.M.Charman**, J.F.Hildebrand**, A.R.Rosenfield*	研究 機関	*Battelle, Columbus Laboratories **General Atomic Company		
出典	ASME MPC-8 巻 号 1978年 月 PP.247~263				
研究目的	圧縮状態で保持時間を有する J_{IC} 近傍の引張-圧縮負荷サイクルをうける高温の材料のき裂進展速度 $\Delta a / \Delta N$ を整理するパラメータ ΔJ の確認				
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 A. 実験 2. クリープき裂伝播 B. 理論 ③ クリープ疲労き裂伝播 C. 総論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()				
実験方法 注1)	材 料	2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 鋳造鋼 (ASTM A217 グレードWC9相当)	試 験 片	CT (25.4mm 厚)	
	温 度	540°C	制御方法	クロスヘッドの変位制御	
	雰 囲 気	大 気 中	波 形	圧縮で保持の矩形波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ ΔJ	推奨するパラメータ ΔJ	パラメータ計測方法 荷重対荷重線変位		
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>Δa を20回の負荷サイクルで生じた厚さ方向9点のき裂進展量の平均値で表すと、圧縮保持時間\sim1日、$\Delta J=60\sim 96$ kN/m に対して</p> $\Delta a / \Delta N = 6.0 \times 10^{-6} (\Delta J)^{2.24} \text{ mm/cycle}$ <p>$\Delta J=77$ kN/m (= J_{IC}) では、この式は室温の引張-引張テストによる ASTM517F 材の $\Delta a / \Delta N$ より一桁程大である。また、圧縮保持時間が2分の場合の $\Delta a / \Delta N$ は上記の式の $1/1.3 \sim 1/2.0$ になる。</p>					
<p>〈抄録者所見〉 ΔJ 制御試験を前提とすれば、ΔJ が大規模降伏のき裂伝播を記述する有力なパラメータになると言うのが論文著者らの見解である。</p> <p>(追記) 論文の表題は疲労き裂の成長速度となっているが、540°Cが試験片材料のクリープ域であり、圧縮保持時間を除いても負荷と除荷だけの経過時間が25乃至30分であることを考慮して、文献分類をクリープ疲労き裂伝播とした。クリープ域のき裂伝播を対象とする場合には予め疲労き裂伝播、クリープき裂伝播、クリープ疲労き裂伝播などの定義を明確にする必要があると思う。</p>					

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

(補足資料)

荷重線変位の測定法について

図 1 に示す CT 試験片の点 P_1 と点 P_2 間の長さを倍率 10 のフィラー (filar) 顕微鏡で読み取る。図 2 は CT 試験片の点 P_1 と点 P_2 を含む部分の拡大図である。図 2 から分るように、CT 試験片の厚さ方向の中央面上における荷重線上のノッチ幅の変化が荷重線変位として測定される。

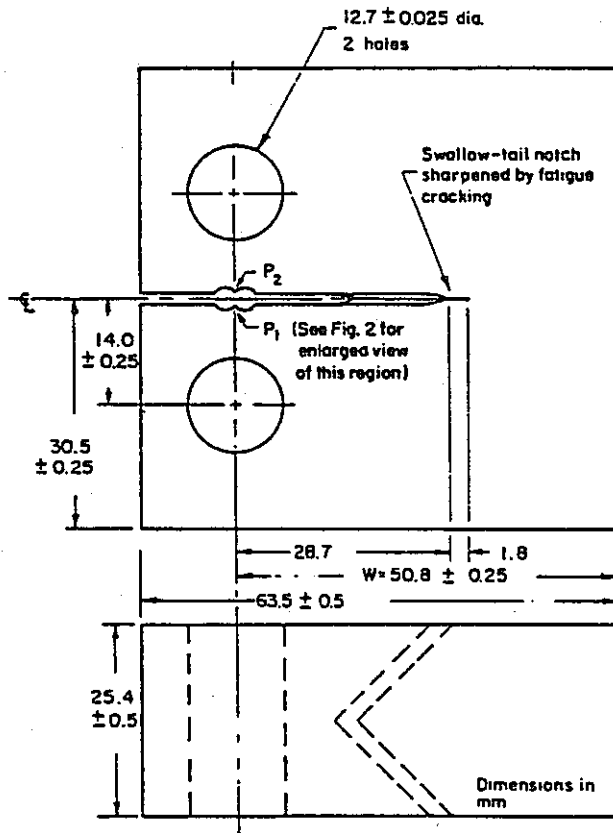


図 1 Compact tension (CT) specimen used in this study.
(Dimensions in mm)

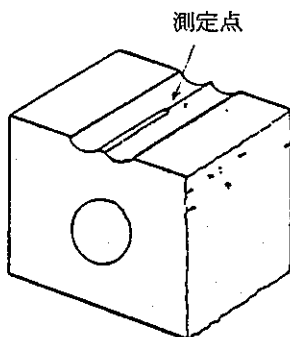


図 2 Enlarged view of bottom portion of CT specimen to show detail of measurement point P_1 .
Top portion of specimen containing point P_2 is a mirror image of the bottom portion.

テスト方法と ΔJ の定義について

ΔJ の定義を明らかにするために、調査対象文献に記述されている繰返しテストの手順の抄訳を以下に示す。図3は荷重線変位と荷重の関係を概略的に示した図である。

繰返しテストの手順（抄訳）

- (1) 試験片厚さ B とき裂が入っていないリガメント b の測定。
- (2) テスト装置に試験片をセットする。
- (3) 540°C に加熱してシステムを熱的平衡に到達させる。
- (4) ゼロ荷重でのフィラー (filar) 顕微鏡の読取値を記録 (図3の点A)。
- (5) 0.5 mm/min のクロスヘッド速度で予め定められた荷重または変位のところまで引張荷重を加える；クロスヘッドを停止し荷重と変位 (図3の点B) を記録する。

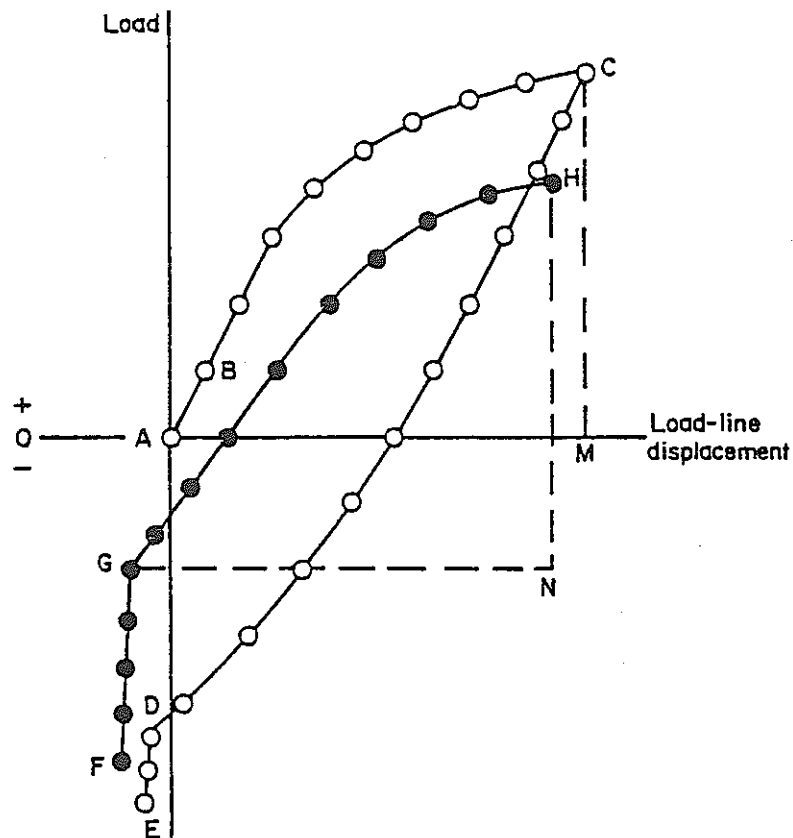


図3 Schematic representation of initial loading cycles.

- (6) $J = 2A / Bb$ を計算し記録する。ここで、A は、エネルギー単位で表示された、点 B での荷重-変位曲線下の面積。
- (7) J が予め定められた J_{I0} のパーセンテージ (図 3 の点 C, この面積は ABCM で定義される) に達するまでステップ (5) と (6) を繰返す; 約 10 回の増分に対する全経過時間は約 10 分である。
- (8) クロスヘッドの動きを反転し, 図 3 の曲線 CDE に沿って規則的な間隔で荷重-変位の読みを記録する。ただし, 点 C での引張荷重と大きさが等しい点 E の圧縮荷重に達するまでである; 点 D における勾配の急激な増加はき裂の閉鎖を示す; 点 E に到達したところでクロスヘッドを停止する; 点 C から点 E までの経過時間は約 10 分である。
- (9) 2 分または約 1 日のいずれかであるが, この間クロスヘッドを固定した状態に保つ。
- (10) 圧縮保持後の荷重と変位 (図 3 の点 F) を記録。
- (11) クロスヘッドの動きを反転する; 曲線 FGH に沿って規則的な間隔で荷重-変位の読取り値を記録。
- (12) 点 G (き裂面分離の開始点と考えられる) を起点として, それぞれの読取り値の組に対して $\Delta J = 2A / Bb$ を計算する。ここで, A は点 G を原点とした荷重-変位曲線下の面積であり, b は元のリガメント長さから先行サイクルによるき裂成長の推定値を減じた長さである。
- (13) 点 H まで続ける。この場合, 面積 GHN に対応する ΔJ は面積 ABCM に対応するステップ (7) での J-値に等しい; 点 F から点 H までの経過時間は約 15 分である。
- (14) クロスヘッドを反転し, 全数 20 サイクルの反転応力が試験片に加えられるまでステップ (8) からステップ (13) までを繰返す。
- (15) 試験片を取外し, 表面でのき裂進展の確認を行う。
- (16) 試験片をドライアイスで冷却し, 急速な引張荷重を加えてリガメントを脆性破壊させる。
- (17) 繰返しテスト中に生じたき裂進展量 Δa を厚さ方向に沿った等間隔の 9 点のところで測定する。

き裂面は 540°C の空気に晒されている間に酸化するので, 進展き裂は脆性破壊面と識別できる。

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	6	抄録者 (所属)	宇佐美 三 郎 (日立, 機械研)		抄録 年月	58年11月
論文題目	Growth of Short Cracks During High Strain Fatigue and Thermal Cycling					
著者名	R.P. Skelton		研究 機関	CERL, CEGB		
出典	Low-Cycle Fatigue and Life Prediction, ASTM STP 770 巻 号 1982年 月 PP. 337~381					
研究目的	熱衝撃を繰返し受ける部材の寿命評価					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播 A. 実 験 ② クリープき裂伝播 B. 理 論 ③ クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 ④ 熱疲労き裂伝播 5. その他 ()					
実験方法 注1)	材 料	オーステナイト系ステンレス, CrMo系		試 験 片	平滑, 微小切欠き, CT	
	温 度	R. T. ~ 750°C		制御方法	ひずみ, 荷重	
	雰 囲 気	空気, 真空, Ar ガス		波 形	三角, 台形	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta K, B, \Delta K_{eq}, \Delta J$		推奨するパラメータ $B, \Delta K_{eq}, \Delta J$		パラメータ計測方法 $\Delta \sigma, \Delta \epsilon_p$, 繰返し下ひずみ硬化係数	
<主なる結果、結論>注2) (1) 熱衝撃を受ける部材の寿命評価には、非弾性域における微小き裂の進展速度が、弾性域におけるき裂進展速度に加えて、必要である。 (2) $da/dN = Ba = C\epsilon_p^n a$, $da/dN = Ba^Q$ なる実験式, $\Delta J, \Delta K_{eq} = Y(\epsilon_p + \frac{1}{2}\epsilon_e)\sqrt{\pi a}$ が塑性域において有効である。第1式は Shear Decohesion Model から導かれる。 (3) クリープ疲労の機構を表わす十分なモデルは存在せず、温度の影響 ($\Delta K/E$), 不安定破壊条件 (COD = 粒間隔 - 粒径) のみが表示可能。 (4) 酸化雰囲気は一般的には強度を低下させる。低ひずみ幅では酸化物によるき裂のシール効果や不活性雰囲気中の再溶着が強度を向上させる。						
<抄録者所見>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

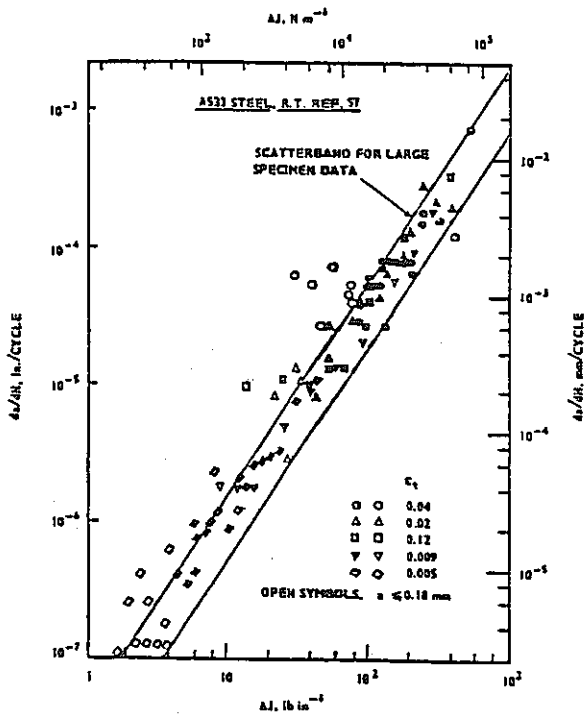


Fig. 8 Comparison of short crack data with long crack results.

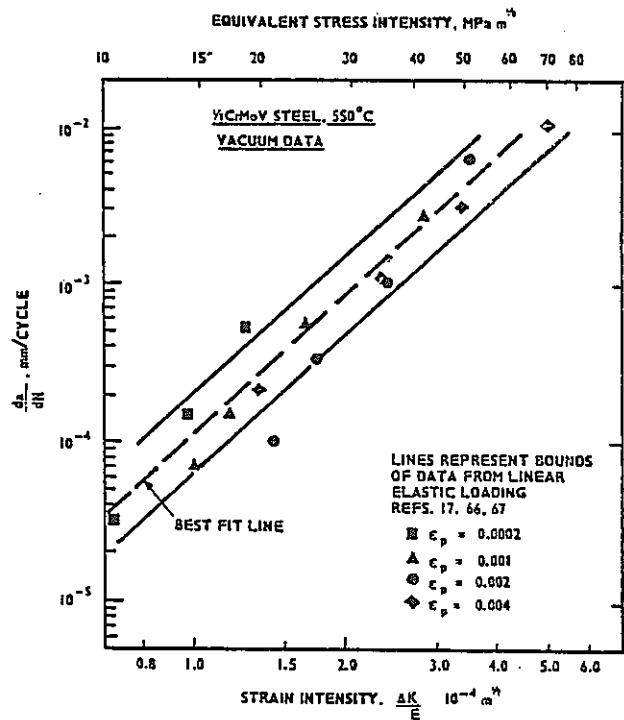


Fig. 10 Comparison of HSF and LFM crack growth data. Continuous cycling at 10^{-2} to 10^{-3} Hz.

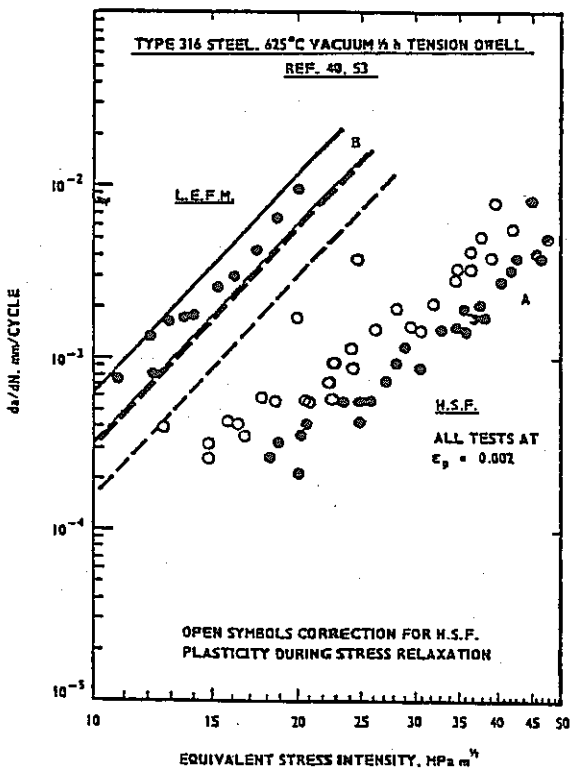


Fig. 18 HSF and LFM data compared for case of dwell.

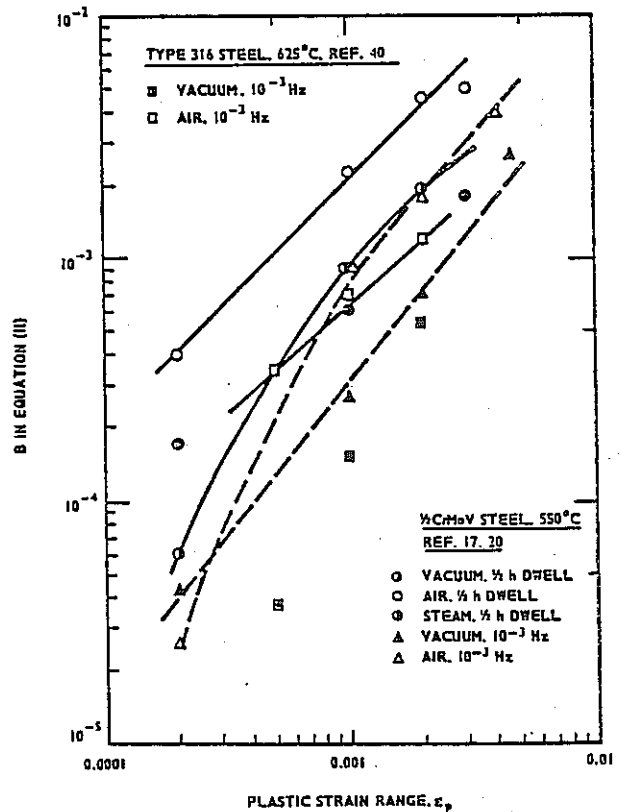


Fig. 22 At low strains in a ferritic steel growth rates in vacuum exceed those in oxidizing environments.

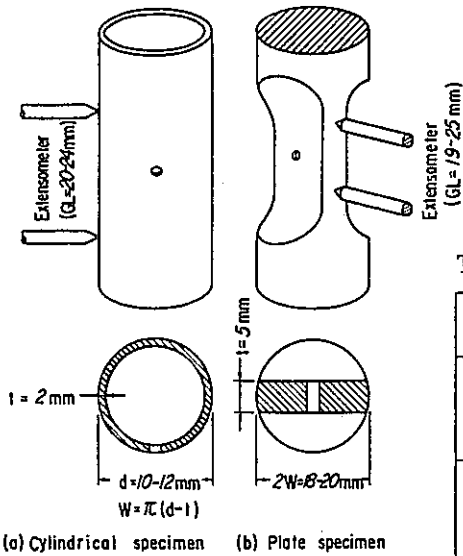
文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	7	抄録者 (所属)	結 城 良 治 (東大生研)		抄録 年月	58. 11. 25
論文題目	高速炉構造材料の破壊力学的強度に関する研究 —高温における破壊力学的特性(疲れ亀裂伝播特性)の試験法に関する予備実験— 成果報告書(Ⅱ), (Ⅳ)					
著者名	朝田泰英 北川英夫 結城良治	砂本大造 遠藤忠良 他	研究 機関	高温構造安全技術研究組合 (ISES)		
出典	ISES 7809 (昭和53年8月) ISES 7907 (昭和54年8月) 巻 号 年 月 PP. ~					
研究目的	高温低サイクル疲労き裂伝播の試験法および破壊力学パラメータの確立					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播		A. 実 験			
	2. クリープき裂伝播		B. 理 論			
	③ クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他()			
実験方法 注1)	材 料	SUS304 鋼(溶体化処理材)		試 験 片	中央き裂入り, 平板および中空円筒	
	温 度	550℃		制御方法	荷重およびひずみ	
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	三角波, 台形波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta K, K_{eff}, \Delta J, \Delta K_e (E\Delta K_e)$		推奨するパラメータ $\Delta K_e, \Delta J$		パラメータ計測方法 { G.L.ひずみ……LVDT, など 中央開口変位……写真撮影	
<p><主なる結果、結論>注2)</p> <p>本研究は、SUS304 鋼の550℃における低サイクル疲労き裂伝播に関するISES13G委員会共同研究の結果をまとめたものである。検討した影響因子は、制御方式、試験片形状、応力・ひずみレベル、波形などであり、得られたデータは、$\Delta K, K_{eff}, \Delta K_e$ or $\Delta K_e, \Delta \phi, \Delta J$などで整理し、各データの適合性、パラメータの妥当性を検討している。</p> <p>(第1年度)</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. $da/dN-\Delta K$ 特性は、比較的データのとまりが良いが、弾性域のデータとの適合性が良くない。 2. $da/dN-\Delta K_e (=E\Delta K_e)$ 特性は、バラツキが大きくなるが、弾性域のデータと連続性が良く、しかも実用的である。 3. $da/dN-\Delta J$ 特性は、ΔJの評価法に問題もあって、折れ曲がりが生じるが、ΔJを補正ないし正しく評価すれば、適用可能と思われる。 4. 10分保持のデータは、2 cpm 三角波のデータと余り差がない。 <p>(第2年度) 同一材中央き裂平板試験片の小型に加え、大型試験片も用い、応力・ひずみの異なるデータを補充し、かつ0.1 cpm, 1時間保持の試験を追加した。</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 前年度のデータと良く一致し、試験方法、応力・ひずみ範囲の影響は余り見られなかった。 2. 0.1 cpm の速度効果は見られず、1時間保持では、荷重制御のみ加速が見られた。 <p>なお、初年度の成果のみ、以下の文献で公表している。</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) Proc.4th Int.Conf.on Pressure Vessels Tech., London,1,C52/80,347~352 (1980.8) 2) Proc.Int.Conf.on Engineering Aspects of Creep. Sheffield,C230/80.Vol.2,23~27(1980.9) 						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。



(a) Cylindrical specimen (b) Plate specimen
Fig. 1 Schematics of centre notched specimens.

Table 2 Testing conditions

Testing method	Specimen shape	Strain or stress range	Wave form and stress	Temperature and environment
Strain controlled	Cylindrical type	$\Delta\epsilon = 1\%, 0.5\%$	Triangular 2 cpm $R = -1$	In air 550 °C
	Plate	$\Delta\epsilon = 1\%, 0.5\%$		
Stress controlled	Cylindrical type	$\Delta\sigma = 500 \text{ MPa}$ 450		
	Plate type	$\Delta\sigma = 500 \text{ MPa}$ 450		

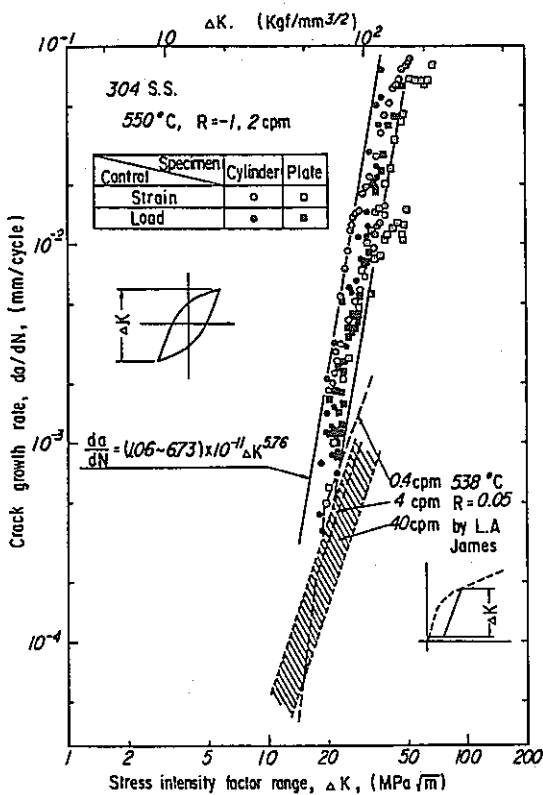


Fig. 3 Fatigue crack growth rate versus stress intensity factor range at various test conditions.

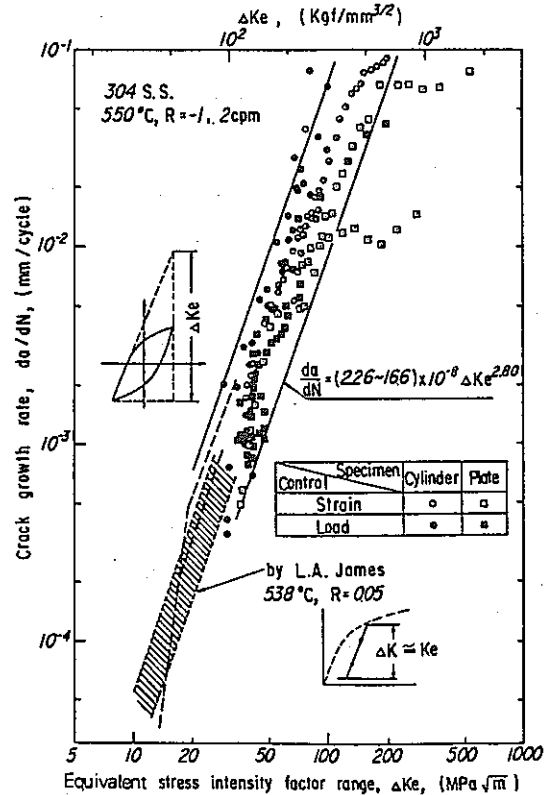


Fig. 5 Fatigue crack growth rate versus equivalent stress intensity factor at various conditions.

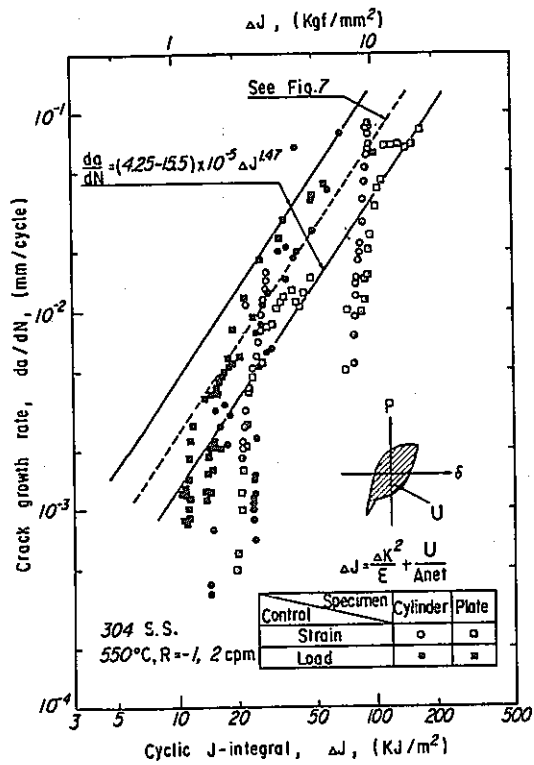


Fig. 6 Fatigue crack growth rate versus cyclic J-integral at various conditions.

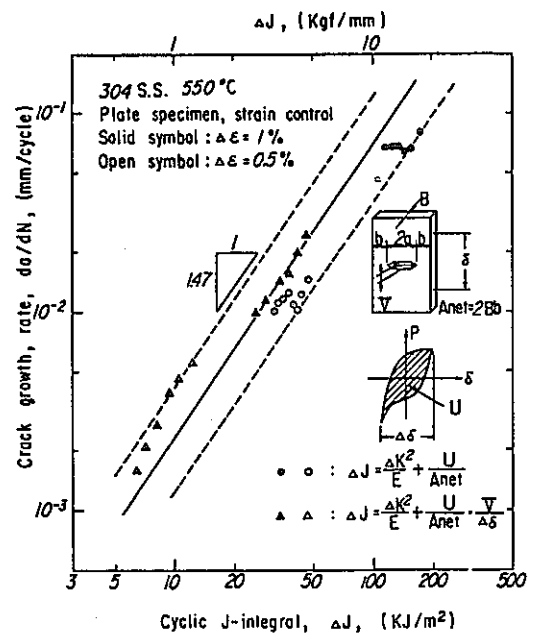


Fig. 7 Fatigue crack growth rate versus cyclic J-integral modified by notch opening displacement for strain controlled test of plate specimen.

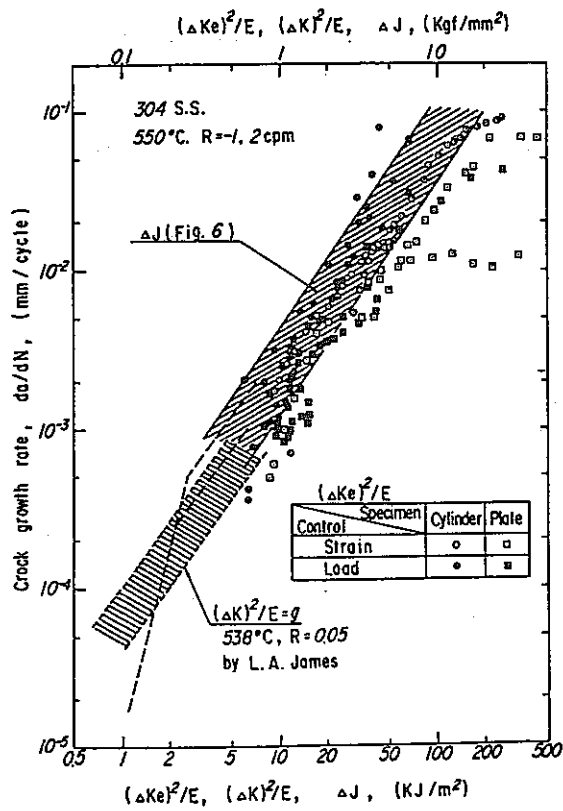


Fig. 8 Comparison of three parameter, $\Delta K_e, \Delta K, \Delta J$ for the evaluation of fatigue crack propagation rate.

文 献 整 理 表

日本溶接協会・FCC小委員会

文献番号	8	抄録者 (所属)	佐 近 淑 郎 (三菱重工・高砂研)		抄録 年月	59年1月
論文題目	クリープ領域におけるき裂伝播挙動					
著者名	大 路 清 嗣		研究 機関	大阪大学工学部		
出典	第28回材料強度と破壊国内総合シンポジウム論文集 巻 号 1983年 月 PP. 31~52					
研究目的	クリープき裂伝播に対するJ'の有効性に関する解説					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播		A. 実 験			
	② クリープき裂伝播		B. 理 論			
	3. クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他()			
実験方法 注1)	材 料	SUS304	CrMoV	試 験 片		
	温 度	600°C	565°C	制 御 方 法	荷重制御	
	雰 囲 気	大 気		波 形	定荷重及び台形波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ J', K, σ_{net}		推奨するパラメータ J'		パラメータ計測方法	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>(1) 全断面クリープ状態では、弾塑性でのJと同様にJが破壊力学パラメータとなる。しかし、小規模クリープ状態では、Jは①積分径路依存性、②時間依存性、③実験時に用いる簡便式との不一致、などの特徴を示す。(図1,2参照)</p> <p>(2) 繰返し荷重下では、上記の小規模クリープ状態が繰返されるため、き裂先端のJ'値は実験的評価値より大きい。(図3.4)</p> <p>(3) da/dtはJ'で整理するのがbest。低延性材は小規模クリープ的特徴があり、ややデータのまとまりが悪い。(図5~図11)</p> <p>(4) 応力変動クリープ下でもda/dt-J'関係は1本となる。(図12~13)</p> <p>(5) 繰返し荷重下において、周期が長くなると、繰返し数依存型き裂伝播から、時間依存型に遷移する。(図15~18) 時間依存部は$da/dN - \Delta J_c$、繰返し数依存部は$da/dN - \Delta J_f$の直線関係が成立する。(図19,20) その遷移は$\beta = t_2/t_{tr} = (n+1)J'_{st} t_2 / (\Delta K^2/E) = (n+1)\Delta J_c / \Delta J_f \approx 0.08$で起こる。(表1.)</p> <p>(6) 繰返しによりJ'_{ex}は全断面クリープ計算値よりも増大する。特に両振りが著しい。(図21,22)</p> <p>(7) J'の計算には履歴の影響も考慮した精度良い構成式を使うことが重要である。</p>						
〈抄録者所見〉						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

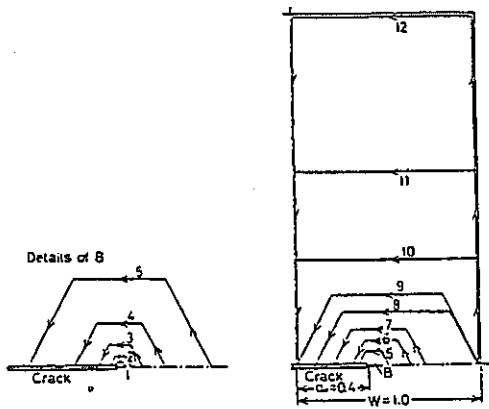


図1 解析形状と積分経路

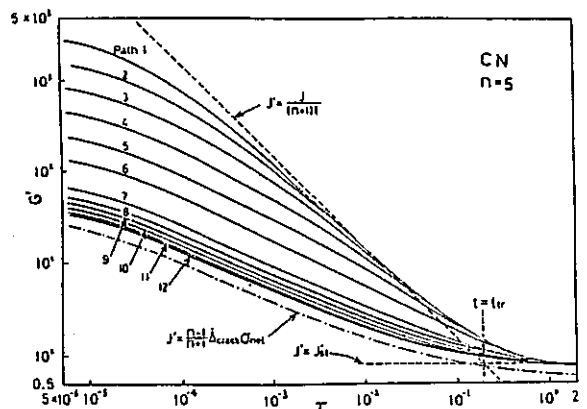


図2 静クリープ下の J' の遷移挙動⁽³⁾

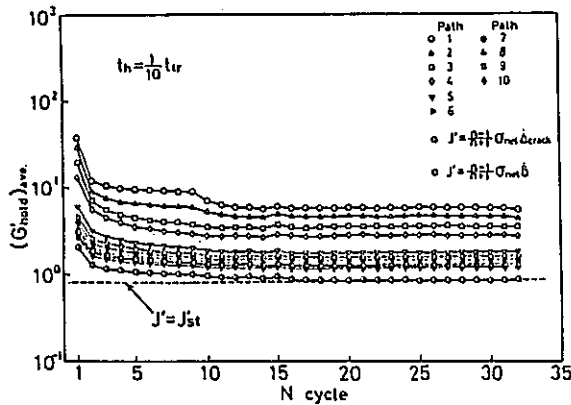


図3 繰返し応力下の $(J'_{hold})_{ave}$ の変化(片振り)⁽⁷⁾

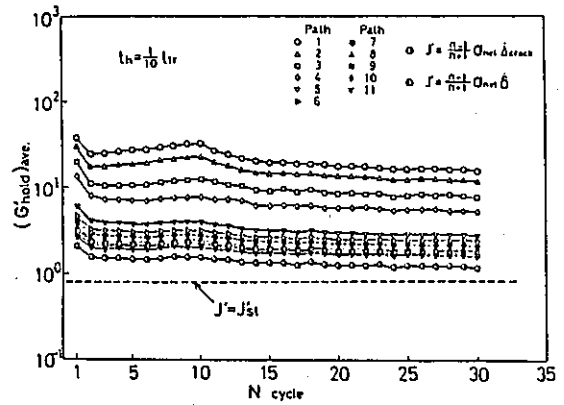


図4 繰返し応力下の $(J'_{hold})_{ave}$ の変化(両振り)⁽⁷⁾

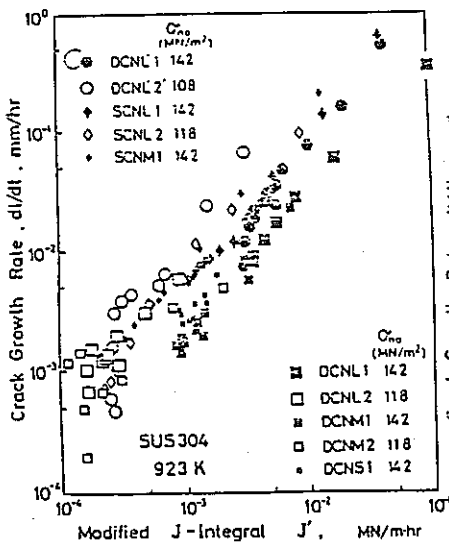


図5 クリープき裂伝ば速度の J' による表示⁽²⁾⁽³⁾

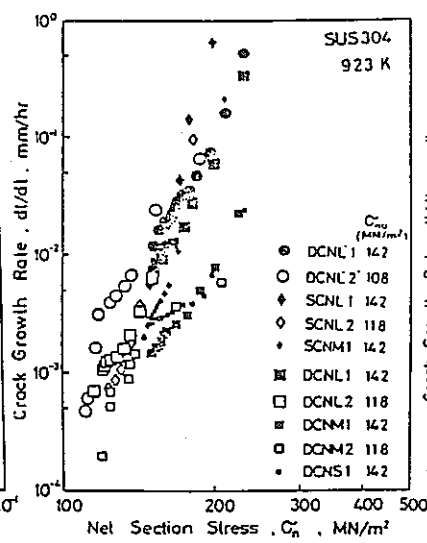


図6 クリープき裂伝ば速度の正味断面応力による表示⁽²⁾⁽³⁾

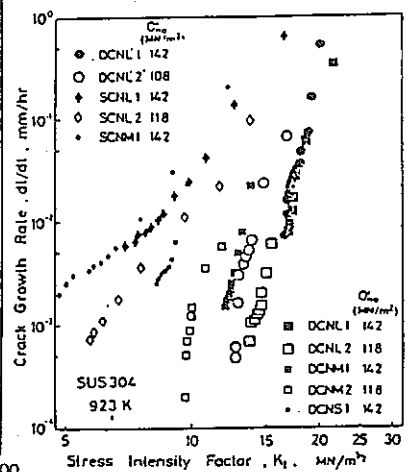


図7 クリープき裂伝ば速度の応力拡大係数による表示⁽²⁾⁽³⁾

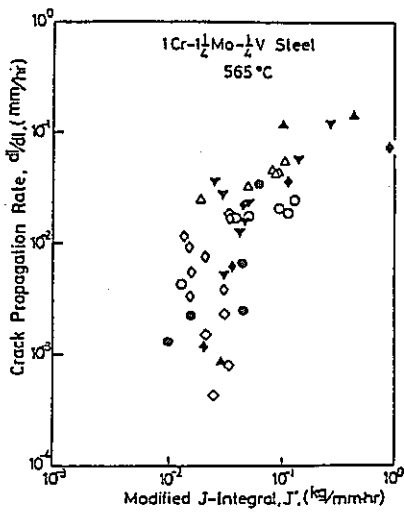


図8 Cr-Mo-V鋼のクリープき裂伝ば速度とJ'の関係(16)

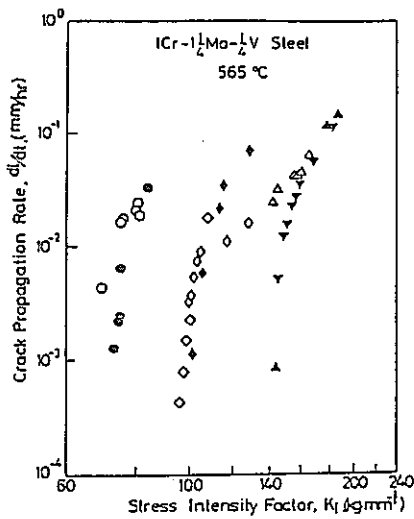


図9 Cr-Mo-V鋼のクリープき裂伝ば速度とK₁の関係(16)

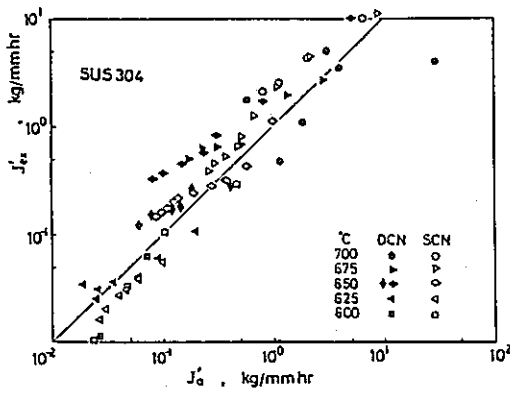


図10 クリープき裂伝ば試験中のJ'の実験値と解析値の比較(SUS 304鋼)(7)

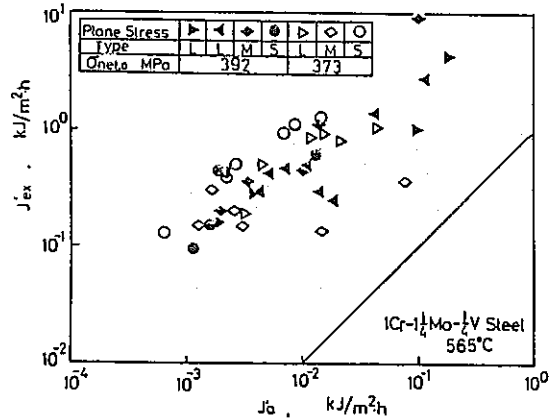


図11 クリープき裂伝ば試験中のJ'の実験値と解析値の比較(Cr-Mo-V鋼)(7)

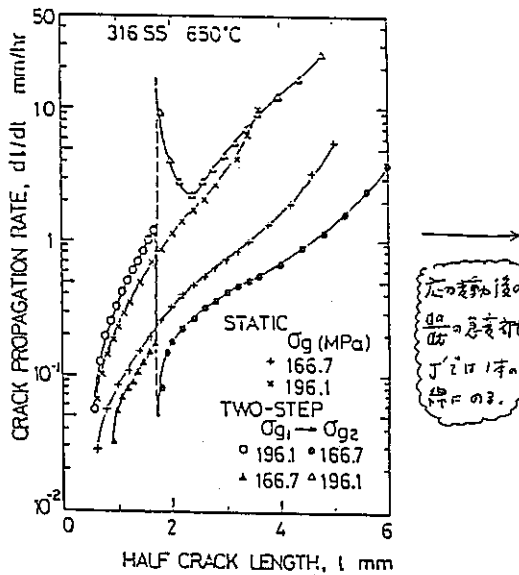


図12 応力変動に伴うクリープき裂伝ば速度の過渡挙動(15)

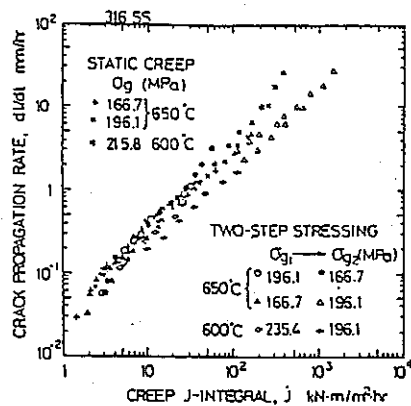


図13 応力変動に伴うクリープき裂伝ば挙動のJ'による表示(15)

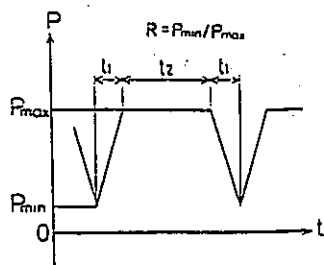


図15 荷重波形

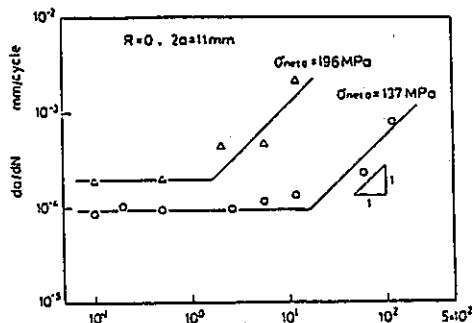


図16 き裂伝ば速度の繰返し数依存-時間依存遷移に対する応力の影響⁽²⁴⁾

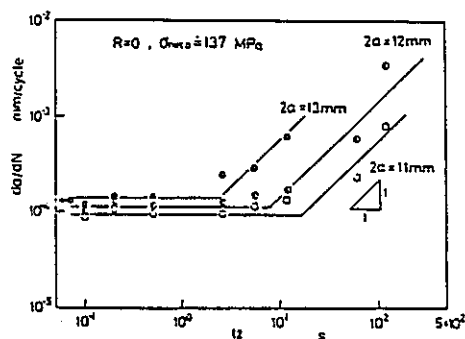


図17 き裂伝ば速度の繰返し数依存-時間依存遷移に対するき裂長さの影響⁽²⁴⁾

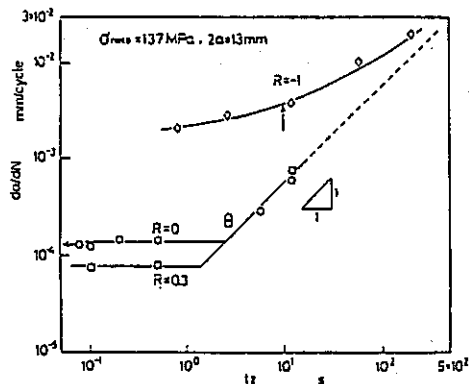


図18 き裂伝ば速度の繰返し数依存-時間依存遷移に対する応力比の影響⁽²⁴⁾

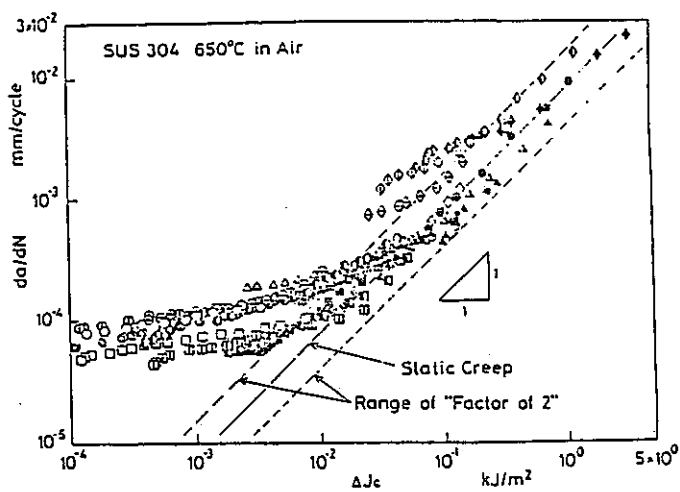


図19 き裂伝ば速度と ΔJ_c の関係⁽²⁴⁾

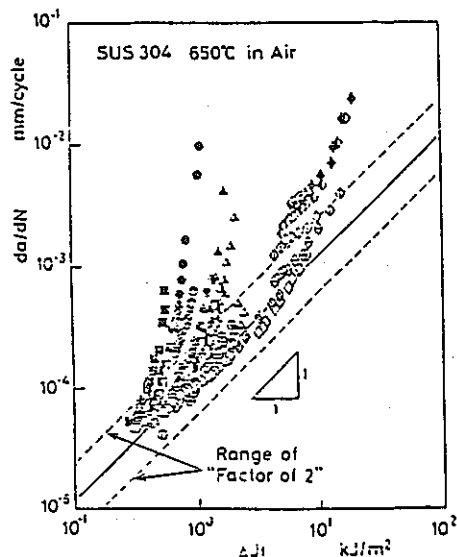


図20 き裂伝ば速度と ΔJ_f の関係⁽²⁴⁾

表1 き裂伝ば速度の繰返し数依存-時間依存遷移と β 値⁽²⁾

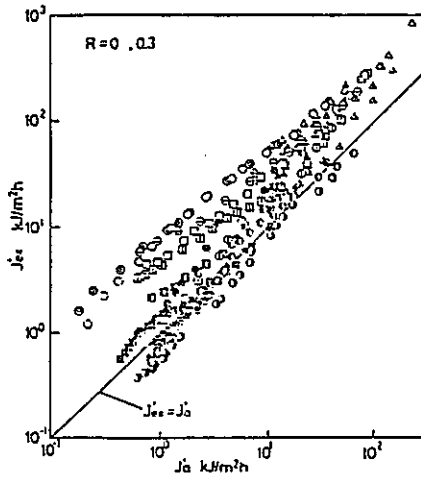
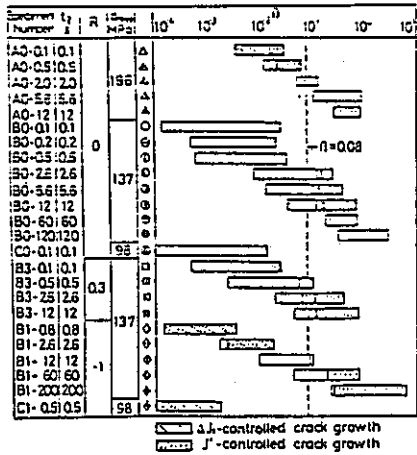


図21 繰返し応力下の J' の実験値と解析値の比較 ($R = 0, 0.3$)⁽²⁾

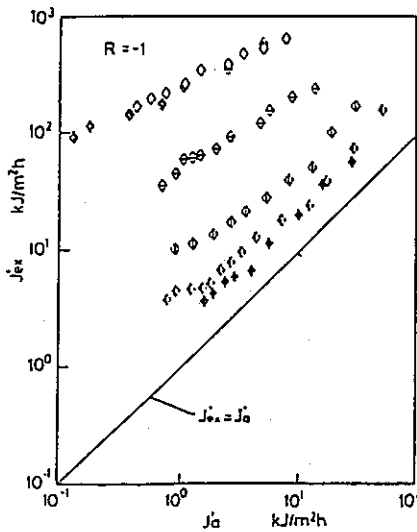


図22 繰返し応力下の J' の実験値と解析値の比較 ($R = -1$)⁽²⁾

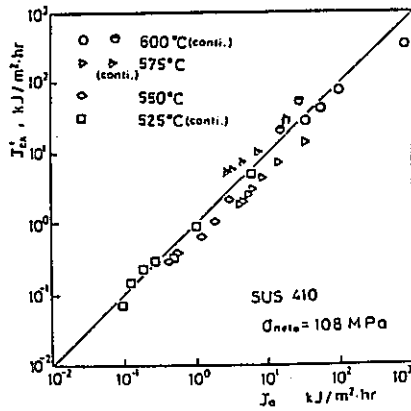


図23 SUS 410焼なまし材のクリープき裂伝ば試験中の J' の実験値と解析値の比較

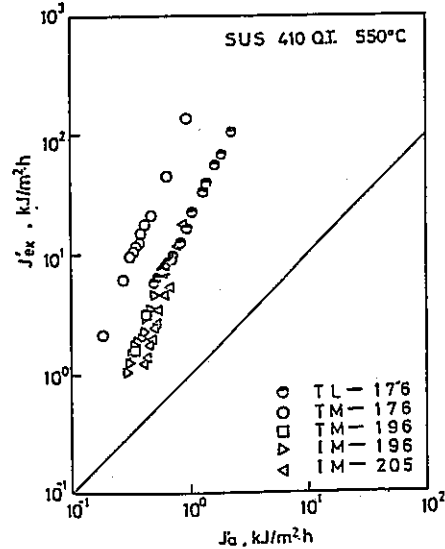


図24 SUS 410焼入れ 焼戻し材のクリープき裂伝ば試験中の J' の実験値と解析値の比較

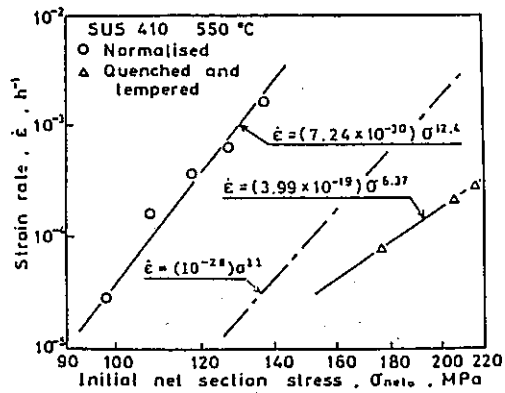


図25 SUS 410材の平滑およびき裂材の応力-ひずみ速度関係

図25の実験値に合うための式
 一印材の線形、軟化が
 起ると存じました。

422

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	9	抄録者 (所属)	時 政 勝 行 (住友金属)		抄録 年月	58年12月
論文題目	Elastic - Plastic Fracture Mechanics for High-Temperature Fatigue Crack Growth					
著者名	K. Sadananda and P. Shahinian		研究 機関	Naval Research Laboratory		
出典	Fracture Mechanics : Twelfth Conference, ASTM STP 700 巻 号 年 月 PP. 152~163					
研究目的	高温疲労き裂進展へのJ積分の適用性検討					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播		④. 実 験			
	2. クリープき裂伝播		B. 理 論			
	③ クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他 ()			
実験方法 注1)	材 料	UDIMET700, TYPE316 (20% C.W), 718		試験片	1CT	
	温 度	850°C	593°C	650°C	制御方法	荷重制御(変位制御)
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	0.17Hz R=0, 0.2, 0.5, 0.8 Zero hold, 1-min hold	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta K, \Delta J, K_{max}, J_{max}$		推奨するパラメータ $\Delta J, J_{max}$		パラメータ計測方法 図1, 図2	
<p><主なる結果、結論>注2)</p> <ol style="list-style-type: none"> J積分概念は低温のみならず高温での疲労き裂進展に適用できる。 J積分概念はまた時間依存型のき裂進展にも適用できる。 時間依存型と繰返し依存型のプロセスが同時におこっている場合には J_{max} と ΔJ の結合が必要である。(具体的提案なし) 						
<p><抄録者所見></p> <ol style="list-style-type: none"> 荷重制御試験における ΔJ の決定方法については吟味する必要がある。 開口変位が一方向に進行する場合、ΔJ だけでき裂進展挙動を記述できるのかどうか、基本的な検討が本論文の前段階として必要と思われる。 						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

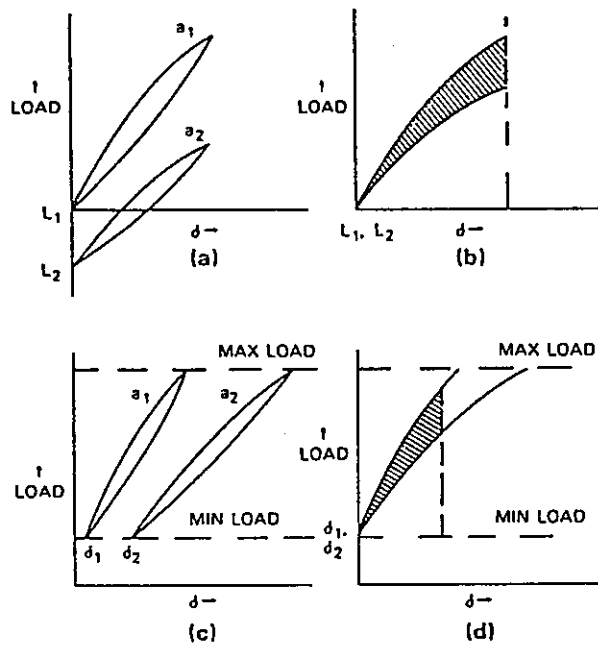


Fig. 1 Methods of determination of J-integral for displacement-controlled (a and b) and load-controlled (c and d) fatigue.

☒ 1

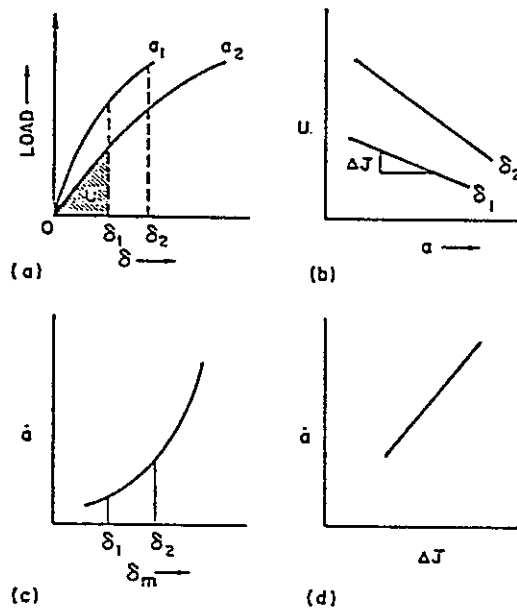


Fig. 3 Data reduction scheme for obtaining ΔJ vs. crack growth rate relation using load-extension curves.

☒ 2

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	10	抄録者 (所属)	山下 満 男 (富士電機)		抄録 年月	58.12.23
論文題目	A Model for Representing and Predicting the Influence of Hold time on Fatigue Crack Growth Behavior at Elevated Temperature					
著者名	A.Sexena, R.S.Williams, T.T.Shih		研究 機関	Westinghouse R & D Center		
出典	ASTM. STP 743 巻 号 1981年 月 PP. 86~99					
研究目的	クリープ疲労き裂成長速度に及ぼす保持時間の影響の予測式を提案					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 ④. 実 験 2. クリープき裂伝播 ⑤. 理 論 ③ クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他 ()					
実験方法 注1)	材 料	ASTM A470 Class 8 (CrMoV鋼)		試 験 片	CT (B=1 in, W=2 in)	
	温 度	538°C		制御方法	荷重, 変位	
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	三角波, 台形波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ △K, △J		推奨するパラメータ △K		パラメータ計測方法 △J (荷重線から4.44 cmの変位 を測定し, 荷重線変位に換算)	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>クリープ疲労での最大荷重保持期間は、2次クリープ変形がクラック先端に限定される過渡期間(クラック先端をKで表現)と2次クリープ変形がクラック先端に限定できない定常状態の期間(クラック先端をC*で表現)に分けられる。</p> <p>本論文では、繰返しサイクルと過渡期間を合わせたき裂成長速度として次式を提案し、</p> $\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n + A' \cdot (\Delta K)^{2P} \cdot t_h^{(1-P)} \dots\dots(1) \quad \left(\begin{array}{l} t_h : \text{保持時間, } P : \text{材料定数} \\ A' = f(\text{材数定数, 応力比}) \end{array} \right)$ <p>CrMoV鍛鋼 538°C (t_h = 0~50 sec) 実験結果, インコネル718, 538°C (t_h = 0~60 sec) 文献データで検証している。</p> <p>さらに、定常期間も含めたき裂成長速度を、上式にC*を用いた項を加え、提案している。</p>						
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>このモデル(1)式は、次の場合には適用できないとしている。</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 環境効果によるクリープ成長 2. 波形効果 3. 保持時間が長く、クリープ変形が局部的(クラック先端)でない場合、など 						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

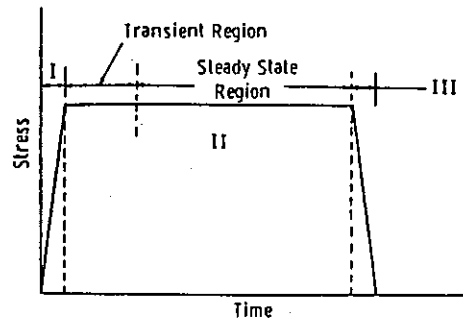


Fig. 1 Schematic of the load (or stress) history experienced by a turbine rotor.

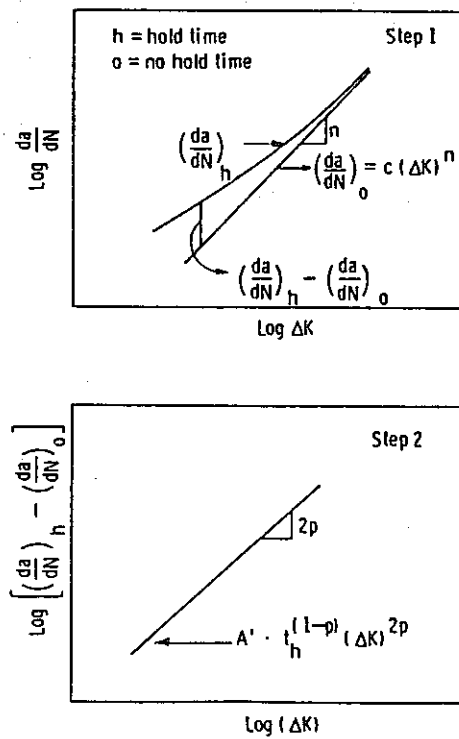


Fig. 2 Schematic representation of the steps involved in determining constants A' , c , n , and p .

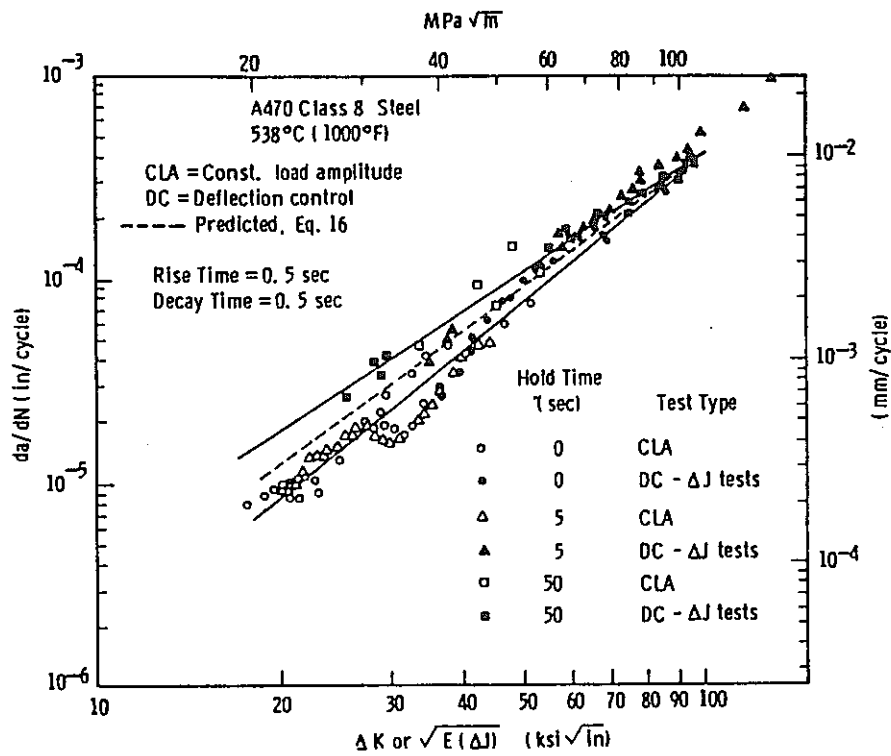


Fig. 3 Fatigue crack growth rate data for A470, Class 8 steel at 538°C for various hold times.

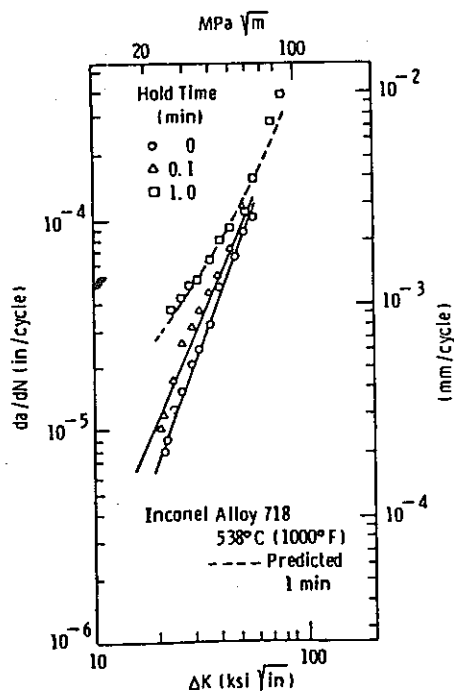


Fig. 4 Comparison between predicted and experimental crack growth rate data for fatigue with hold time. The data are taken from the work of Shahinian and Sadananda.

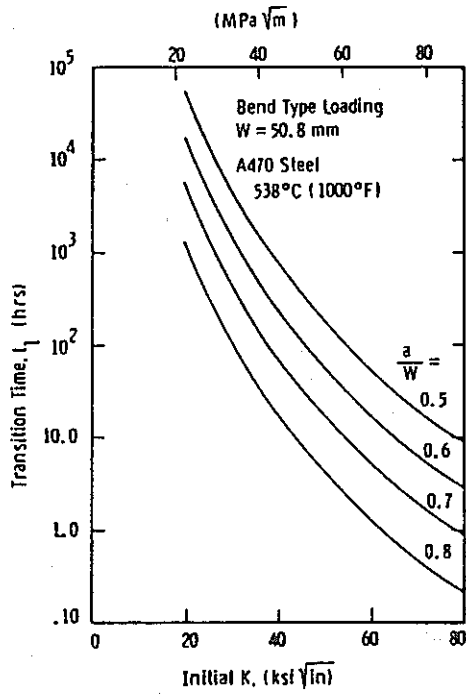


Fig. 5 Transition time for K-controlled to C*-controlled crack-tip conditions for bend-type loading.

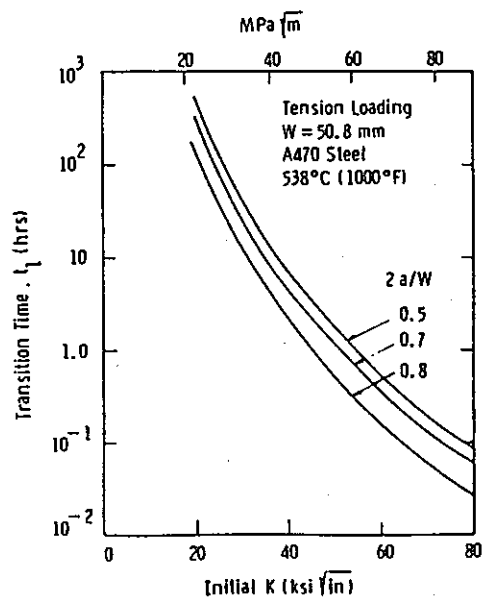


Fig. 6 Transition time for K-controlled to C*-dominated crack-tip conditions for tension-type loading.

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	11	抄録者 (所属)	豊田裕至 (神戸製鋼中研)	抄録 年月	1983.12		
論文題目	Crack Propagation in Creep Damaged Components						
著者名	R. Pilkington and D. Worswick	研究 機関	Department of Metallurgy, Manchester University				
出典	Int. Conf. Engineering Aspects of Creep, Univ. Sheffield, IME 1巻 Paper C206/80号 1980年 9月 PP.233~238						
研究目的	予クリーブ損傷を受けた材料におけるクリーブき裂伝播特性の評価法の検討						
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 ④. 実験 ② クリープき裂伝播 B. 理論 3. クリープ疲労き裂伝播 C. 総論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()						
実験方法 注1)	材 料	1/2Cr-1/2Mo-1/4V鋼	試 験 片	3点曲げ試験片(18.75 ^W ×12 ^B)			
	温 度	550°C	制御方法	荷 重			
	雰 囲 気	真 空	波 形	荷重一定			
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ σ_{net}, K, C^*	推奨するパラメータ $C^*(\delta), C^*(\Delta), \delta: COD$ $\Delta: 荷重線変位$	パラメータ計測方法 $\delta, \Delta, a: き裂長さ (EPM)$				
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>666°C, $10^{-6} s^{-1}$ で0.26% (シリーズ1)および0.58% (シリーズ2)まで引張ひずみを与えた後、550°Cでクリープき裂伝播挙動を求めた。</p> <p>1) σ_{net}とt_fの関係、da/dtとKあるいはt_fの関係をプロットすると、いずれも処女材とシリーズ1材では差がなく、シリーズ2材のみt_fの低下、da/dtの増加を示した。(Fig. 1~3)</p> <p>2) 一方、$d\delta/dt$とt_fの間には材料の履歴によらず1対1の関係が見出せる。(Fig.4)</p> <p>3) da/dtと$d\delta/dt$の間には1対1の関係が存在する。(Fig.5)</p> <p>4) da/dtに対して$C^*(\Delta) = P\Delta/Ba$がよいパラメータとなる。(Fig.6) Δの代わりにδを用いた$C^*(\delta)$はさらにより対応を与える。(Fig.7)</p> <p>5) da/dtとKの関係は、実測したキャビティの半径とキャビティ間の距離の値(下表)を用いるとNixらのモデルによる予測値とある程度一致する。(Fig.8)</p>							
Cavity sizes and spacings							
	Notional Virgin	Predamage Series 1	Predamage Series 2	Creep crack Virgin	Creep crack Series 1	Creep crack Series 2	
Cavity radius (μm)	0.01	0.65	0.92	Cavity radius (μm)	0.31	0.52	0.51
Cavity spacing (μm)	2.4	1.91	2.35	Cavity spacing (μm)	0.63	1.05	1.02

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

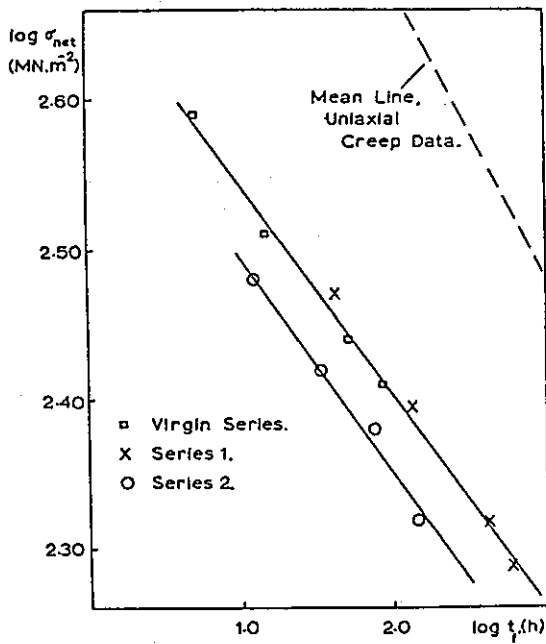


Fig. 1 Variation of rupture life against initial net section stress together with mean line creep data for smooth test pieces.

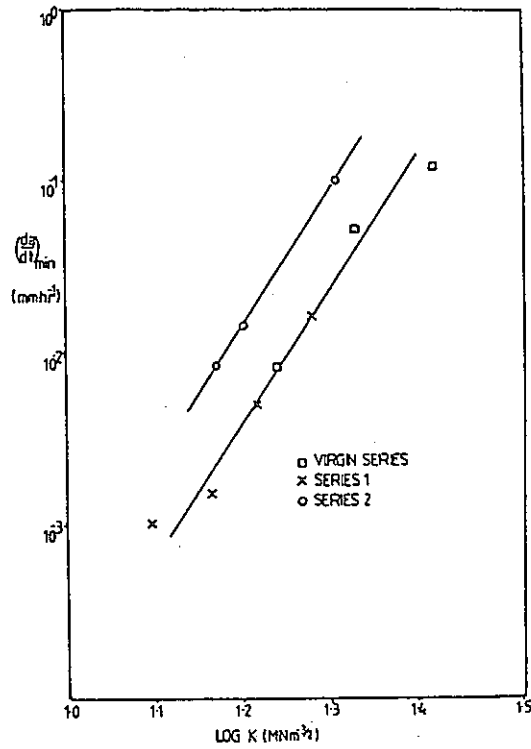


Fig. 2 Variation of minimum crack growth rates against stress intensity factor.

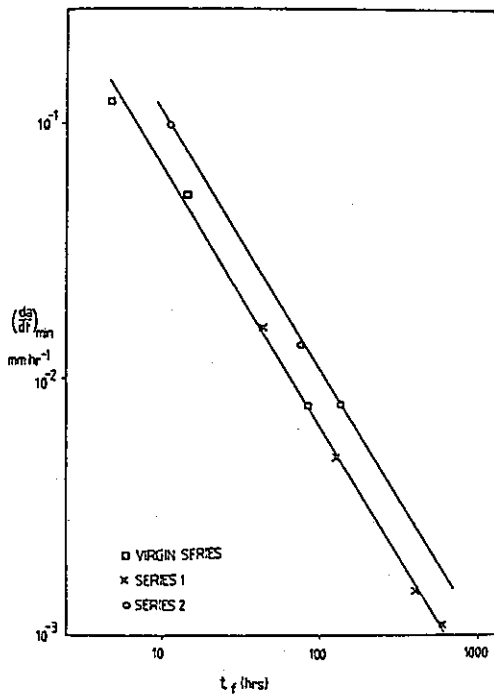


Fig. 3 Variation of minimum crack growth rates against time to fracture.

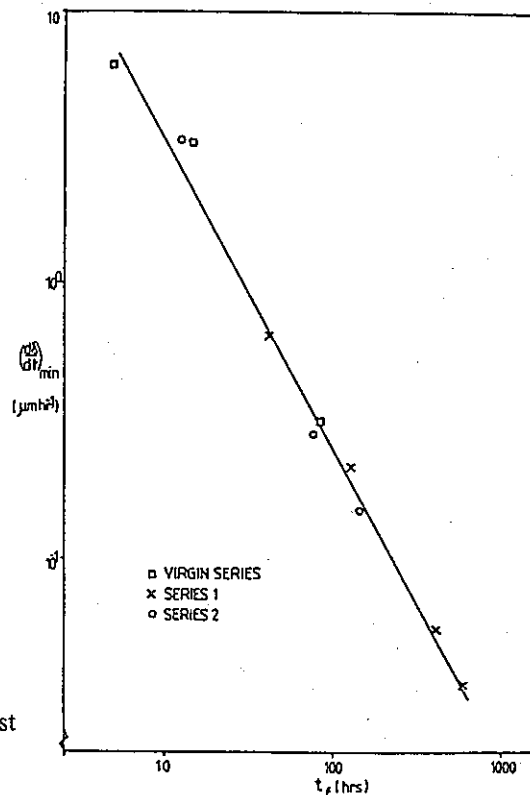


Fig. 4 Variation of minimum crack opening displacement rate against time to fracture.

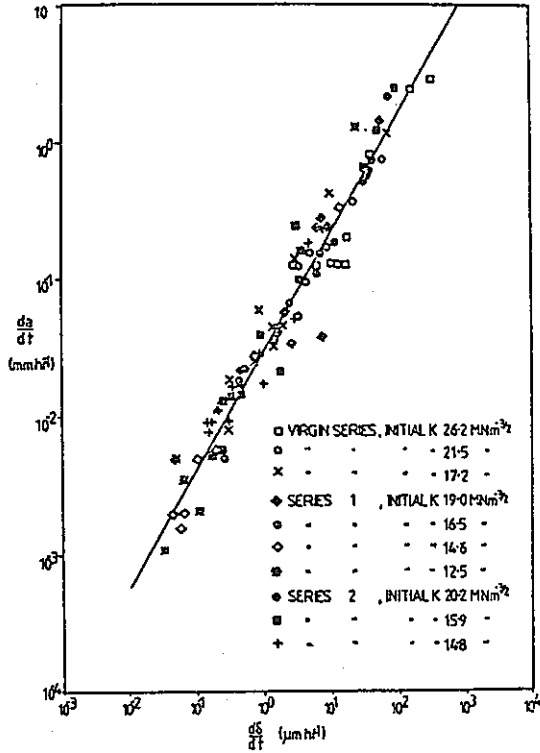


Fig. 5 Variation of crack growth rates against crack opening displacement rates.

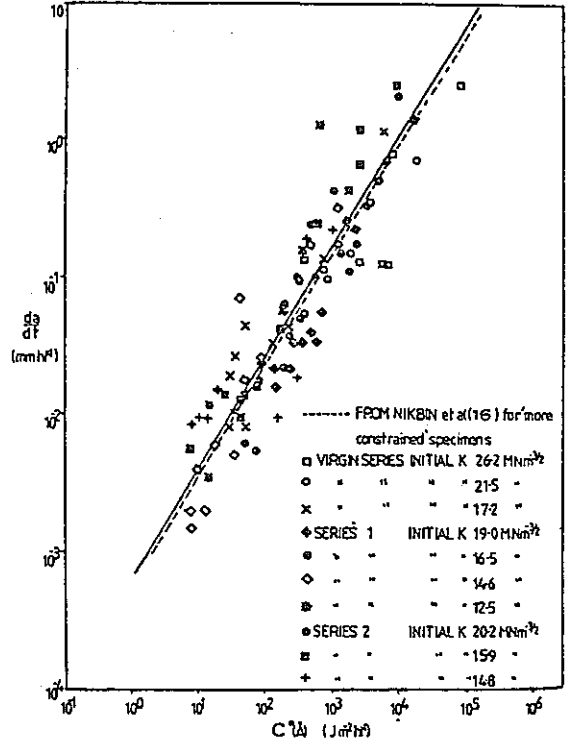


Fig. 6 Variation of crack growth rates against C* (Δ).

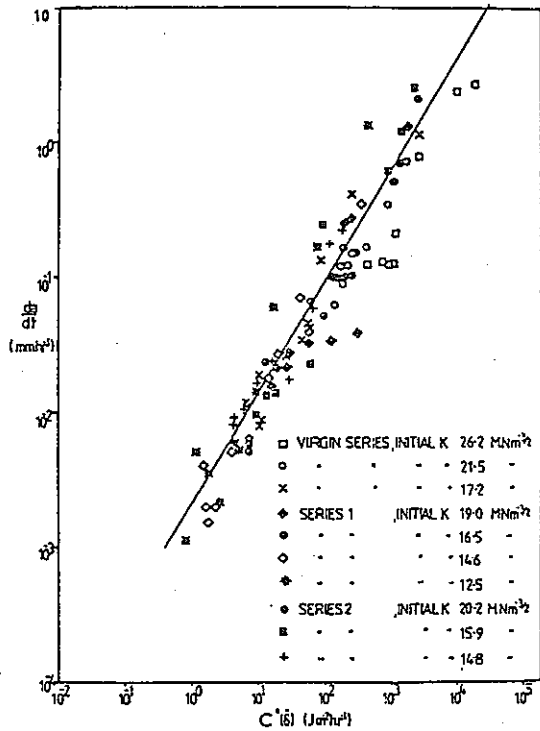


Fig. 7 Variation of crack growth rate against C* (δ).

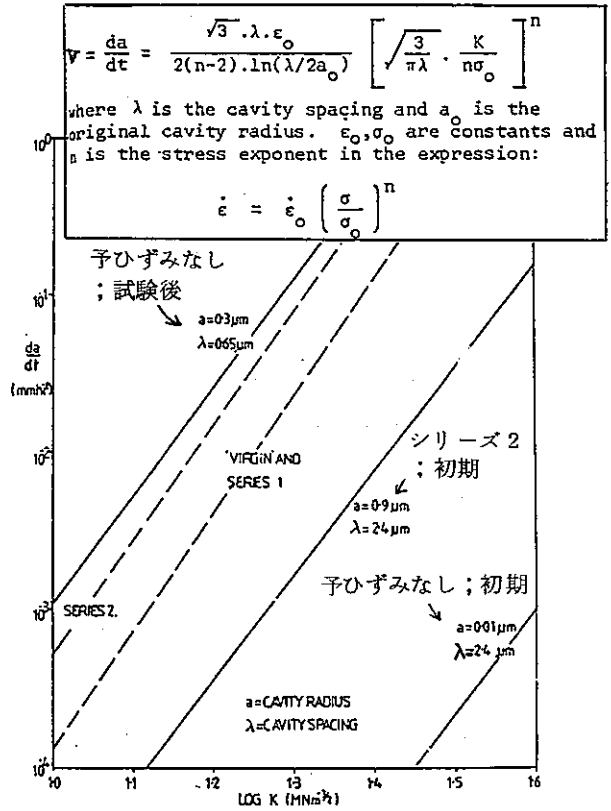


Fig. 8 Comparison of experimental and theoretical crack growth rates. (After Nix et al.)

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCCC小委員会

文献番号	13	抄録者 (所属)	尾崎 哲 (東芝)		抄録 年月	58年12月
論文題目	CHARACTERIZING AND PREDICTING CRACK GROWTH BEHAVIOR IN ALLOYS AT ELEVATED TEMPERATURE					
著者名	A. SAXENA and T. T. SHIH		研究 機関	WESTINGHOUSE R & D CENTER		
出典	Advances in Fracture Research, Vol. 5, 1981 巻 号 年 月 PP. ~					
研究目的	高温き裂進展挙動への K, C^* の適用と、き裂進展速度に対する周波数と保持時間の効果の予想式の妥当性					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播 A. 実 験 ② クリープき裂伝播 B. 理 論 3. クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()					
実験方法 注1)	材 料	A470 C1.8鋼	304鋼	試 験 片	CT, CCT	
	温 度	538°C	594°C	制御方法		
	雰 囲 気			波 形	三角波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ K, C^*		推奨するパラメータ K, C^*		パラメータ計測方法	
<主なる結果、結論>注2) (1) クリープ変形がき裂先端近傍の小領域に止まる場合は K が、また小領域に止まらずクリープ変形が拡大する場合は C^* がき裂先端の応力、ひずみ、及びひずみ速度の記述に適する。 (2) 高温での静的荷重負荷または繰り返し荷重負荷時のき裂進展速度が K 及び C^* で表現できる。 (3) き裂進展速度に対する周波数及び保持時間の効果を表す予測式の適用を検討し、き裂進展挙動を良く予測できることが示された。						
<抄録者所見> 著者及び他者の実験データや解析法のコンパクトなレビューで K 及び C^* (ただし、大部分は K)の適用例と da/dN の予測例を良くまとめている。(結果の主要な部分は著者の既報のまとめ)						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

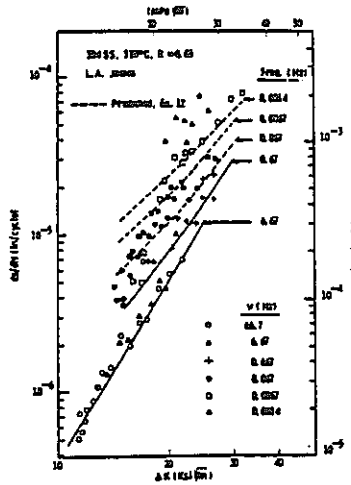


Fig. 4 Fatigue crack growth rate at various frequencies for 304 SS at 538°C.

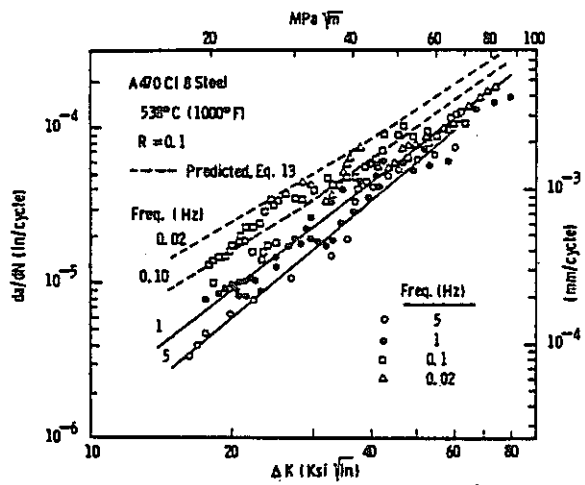


Fig. 5 Effect of frequency on the fatigue crack growth rate behavior of ASTM A470, C1 8 steel at 538°C.

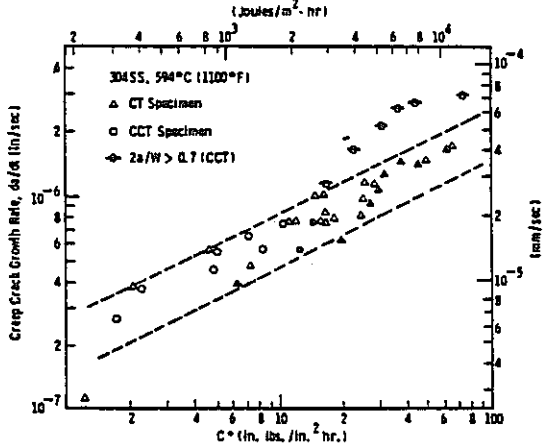


Fig. 3 Creep crack growth rate of 304 SS at 594°C as a function of C^* for two specimen geometries.

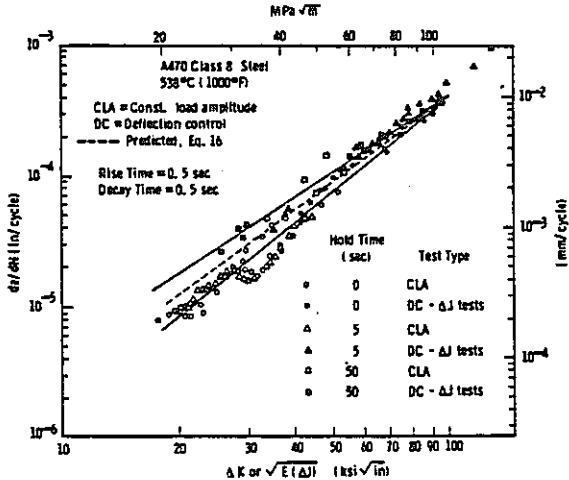


Fig. 6 Fatigue crack growth rate data for A470, class 8 steel at 538°C for various hold times.

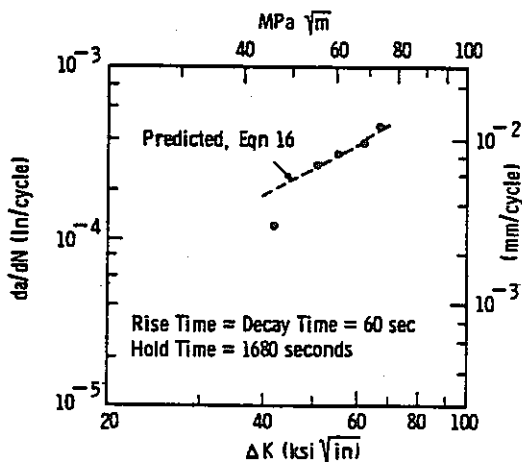


Fig. 9 Predicted and observed values of fatigue crack growth rate for A470, c1 8 steel at 538°C with 1680 seconds hold time.

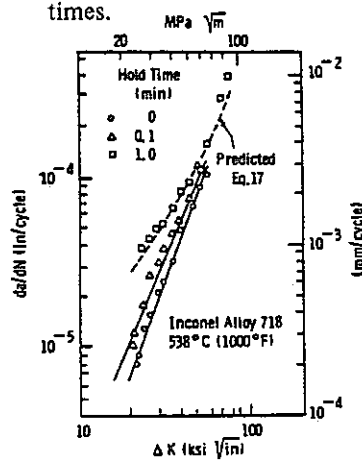


Fig. 10 Predicted and experimental crack growth rate data for fatigue with hold time.

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	15	抄録者 (所属)	北川正樹 (石 播)		抄録 年月	S 59. 1. 24
論文題目	Mechanisms of High Temperature Fatigue and Creep-fatigue Failure in Engineering Materials.					
著者名	T. Wareing		研究 機関	Springfields Nuclear Power Development Lab., U.K.		
出典	" Fatigue at High Temperature ", ed. R. P. Skelton, Appl. Sci. Pub. 巻 号 1983年 月 PP.135~186					
研究目的	き裂伝播研究のレビュー					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播		④. 実 験			
	2. クリープき裂伝播		⑤. 理 論			
	③ クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他 ()			
実験方法 注1)	材 料	SUS304, SUS316		試 験 片	丸 棒	
	温 度	625℃, 室温		制御方法	ひずみ制御	
	雰 囲 気	大 気		波 形	三角波, 台形波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ B, δ, J		推奨するパラメータ		パラメータ計測方法 実験方法に関する記述なし	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <ul style="list-style-type: none"> • 高温疲労寿命のうち、き裂発生寿命は、材料の変形特性に対する依存が大きい。故に発生寿命は材料によって変化が大きい。 • 多くの研究により一サイクル当りの進展量を表わすパラメータが示されている。 <ul style="list-style-type: none"> (a) 一サイクル当りの進展量の上限は、CTODの半分であろう。 (b) 応力振巾の小さい所でなぜ $da/dN \propto S$ (ストライエーションスペース) であるのかは不明 (c) 破面のストライエーションから破損原因応力を推定するにはもっと研究が必要 • クリープ疲労でき裂進展速度が加速される原因は、粒界ポイドによる表面き裂速度の加速と、1サイクル当りのクリープ損傷の蓄積による延性損傷によるき裂進展とが考えられる。 						
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>高温疲労挙動を、き裂伝播寿命の計算から推定、実験値と良い一致を見ている。CTOD, Striation 間隔及び da/dN の定量的解析的比較検討及びクリープ疲労についての Crock Tip Condition の考え方がおもしろい。</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

Bilby-Cottrell-Swindeman の解

$$\delta = \frac{Aa}{\beta E} \ln [\sec(\beta\sigma)] + Aa\epsilon_p \left[\frac{\beta}{1+n} + \frac{\beta\sigma^3}{3(1+3n)} + \dots \right] \quad (4)$$

where $A = 2$ for plastic relaxation on two 45° planes at the crack tip, $\beta = \pi/2T$, (T is the material flow stress=ultimate tensile stress(UTS)), E is Young's modulus and n is the work hardening exponent for a material with stress-strain relationship:

$$\epsilon = \epsilon_e + \epsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{k}\right)^{1/n}$$

Here ϵ_e and ϵ_p are the elastic and plastic components of the total strain, σ is the applied stress and k is a material constant. For small n and $(\sigma/T) > 0.5$:

$$\delta = 2a \ln \sec(\beta\sigma) \left[\frac{1}{\beta E} + \frac{2\epsilon_p}{1+n} \right] \quad (5)$$

At lower σ/T values:

$$\begin{aligned} \delta &= \frac{\pi\sigma^2 a}{2TE} + \frac{\pi\sigma\epsilon_p a}{T(1+n)} \\ &= \frac{\pi\sigma^2 a}{2TE} + \frac{k\pi\epsilon_p^{n+1} a}{T(1+n)} \end{aligned} \quad (6)$$

Tomkin のモデルによる da/dN

equation for plastic crack tip advance derived by Tomkins [22] to describe high strain fatigue crack growth [19, 26] viz:

$$\frac{da}{dN} = \Delta\epsilon_p D = \Delta\epsilon_p \left[\sec\left(\frac{\pi\sigma}{2T}\right) - 1 \right] a$$

where D is the extent of intense plastic deformation at the crack tip.

For $(\sigma/T) < 0.5$

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} &= \frac{\pi^2 \sigma^2 \Delta\epsilon_p a}{8T^2(1+2n')} \\ &= \frac{\pi^2 k^2 \Delta\epsilon_p^{(2n'+1)} a}{8T^2(2n'+1)} \end{aligned} \quad (9)$$

結論

$$\frac{da}{dN} \lesssim \frac{\delta}{2}$$

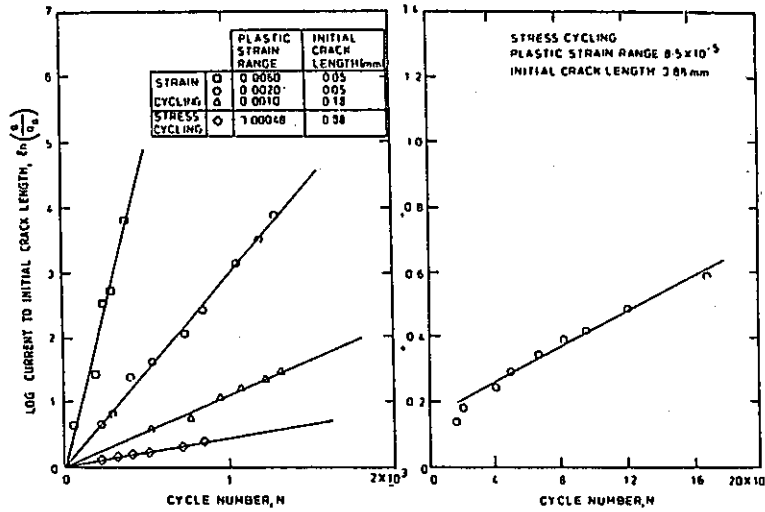


Fig. 8 (a). Log-linear plots of current to initial crack length against cycle number for type 316 stainless steel at 625°C, from Wareing [29].

$$\frac{da}{dN} = Ba$$

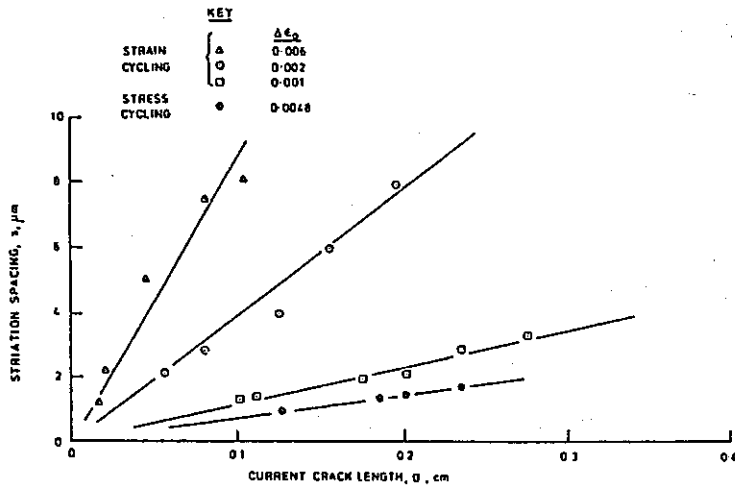
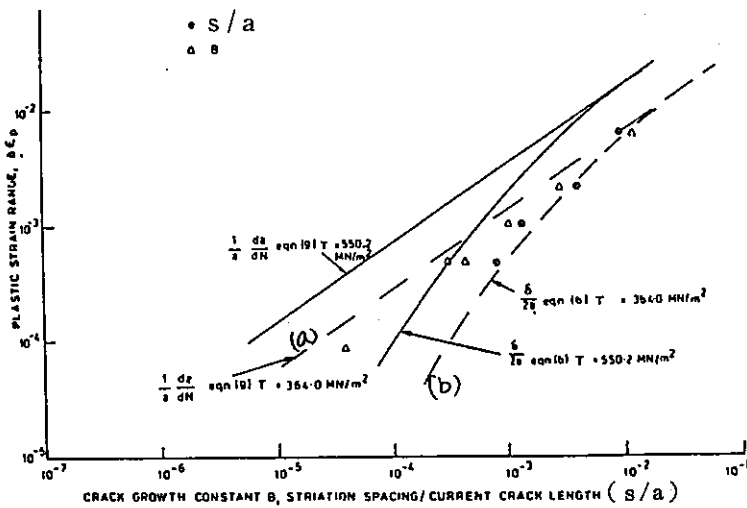


Fig. 8 (b). Striation spacing data for type 316 stainless steel crack propagation tests at 625°C, from Wareing and Vaughan [3].

$$S = B'a$$



$$\frac{da}{dN} = C \Delta \epsilon_p^p a$$

[(9)式と類似の式]

- 図中の破線^(a)は(9)式のTがリラクゼーションで低下することを考えて修正したもの。
- 破線^(b)は(6)式を同様に修正したもの。

Fig. 9 Crack growth rate and striation spacing data as a function of plastic strain range for type 316 stainless steel at 625°C, from Wareing and Vaughan [3].

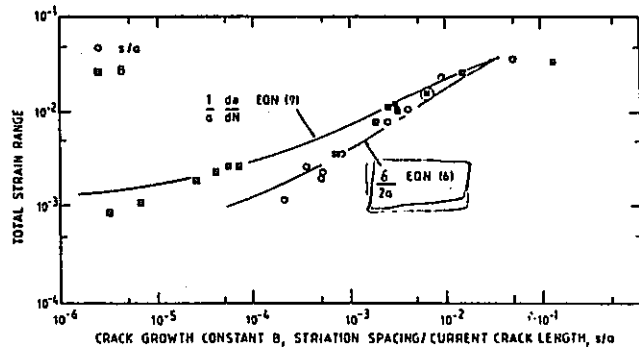


Fig. 10 Crack growth rate and striation spacing data as a function of total strain range for type 304 stainless steel at ambient temperature, from Tomkins [19].

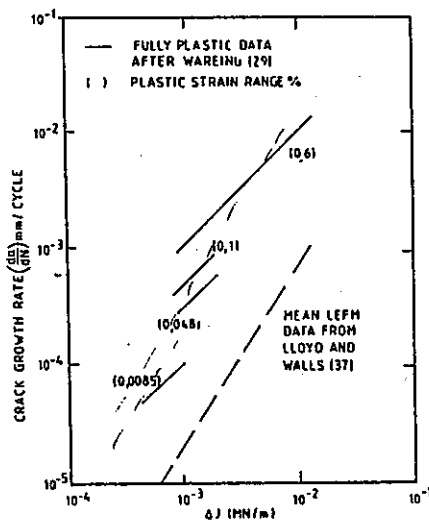


Fig. 11 Crack growth rate versus cyclic J integral for type 316 stainless steel at 625°C.

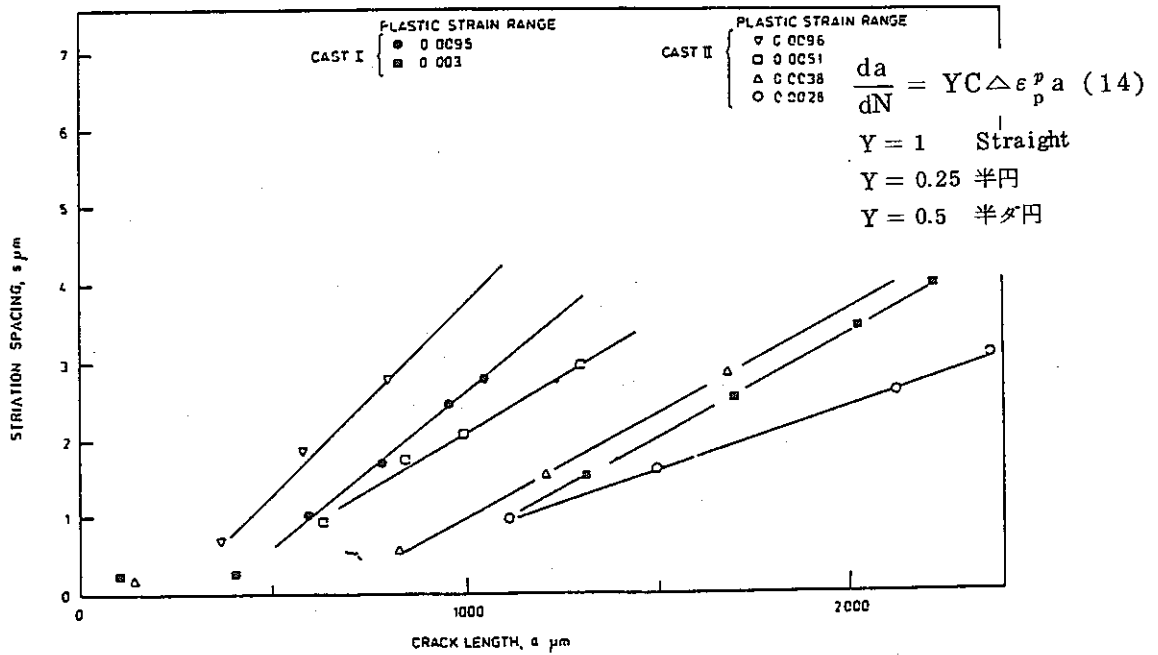


Fig. 12 Plots of striation spacing against crack length for type 316 stainless steel specimens tested at 400°C with electropolished surface, from Wareing and Vaughan [2].

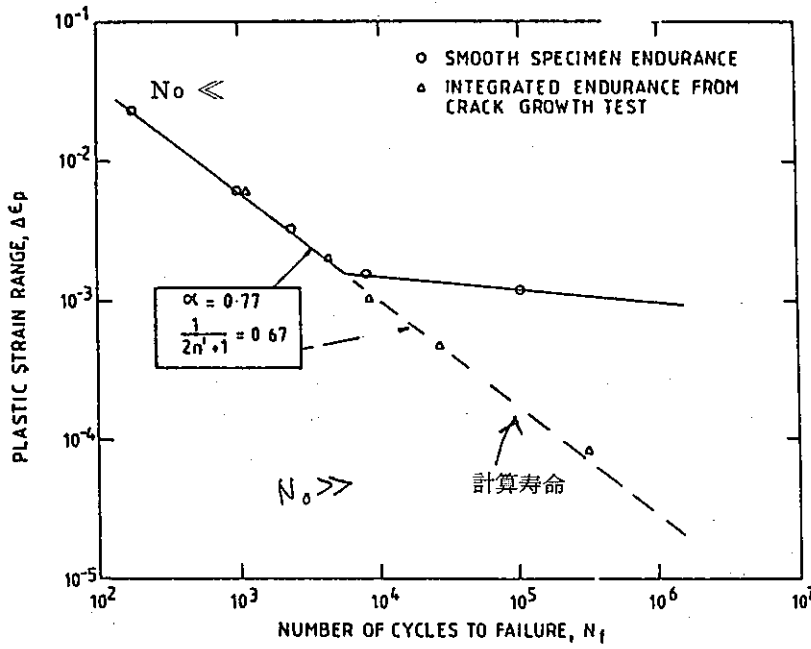


Fig. 13 Coffin-Manson plot for type 316 stainless steel at 625°C, from Wareing [29].

丸棒の寿命の推定

- LCFはOK
- HCFであわないのは
 - (1) 半円に対するYが小さい
 - (2) HCFではNoが大きい
- Polished材のNfが大きいのはPolished材では半円形のき裂伝播の時期が長いため

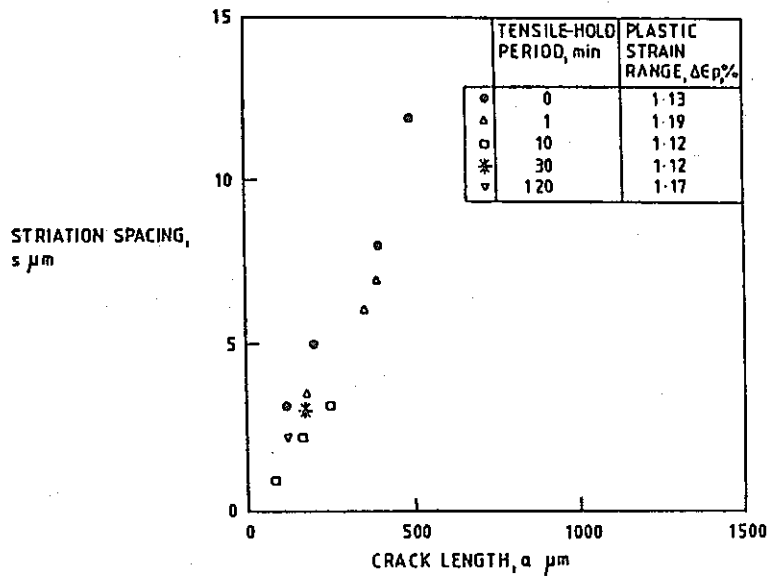
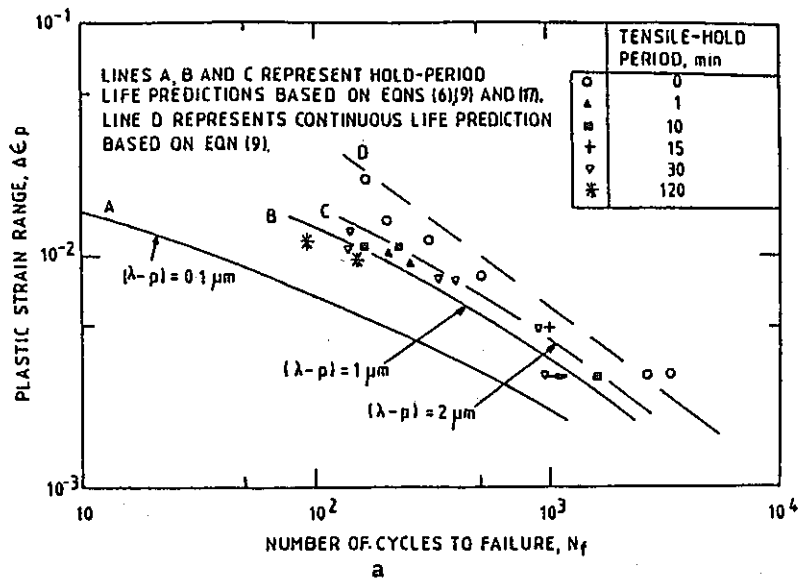


Fig. 18 Striation spacing-crack length relationships for continuous and tensile hold period cycling tests on type 316 stainless steel at 625°C, from Wareing, et al. [33].

保持時間によるストライエーション間の変化

シオン間の変化



クリープ疲労寿命の推定

$$N = \int_{a_0}^{a_f} da$$

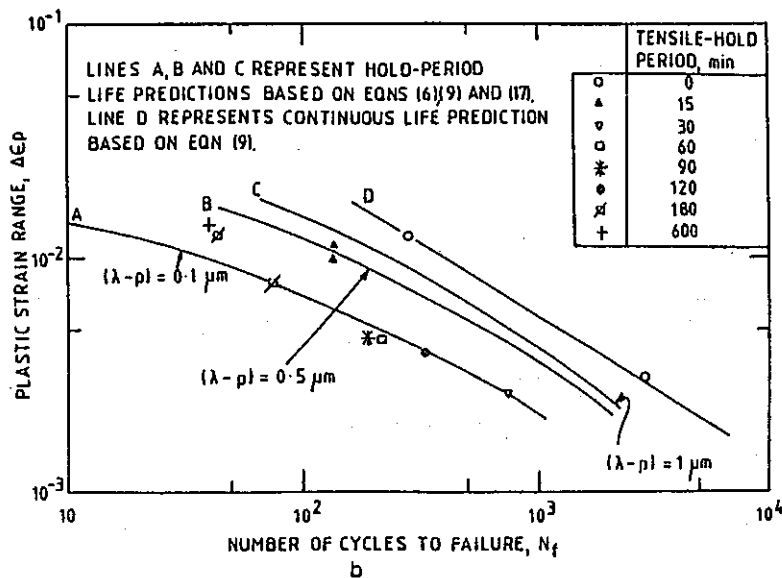
a_0 : 仮定

N_0 : 十分小さい

a_f : $\lambda - p = \frac{\sigma}{2} K$

なるような a

$\lambda - p$: Cavity Spacing



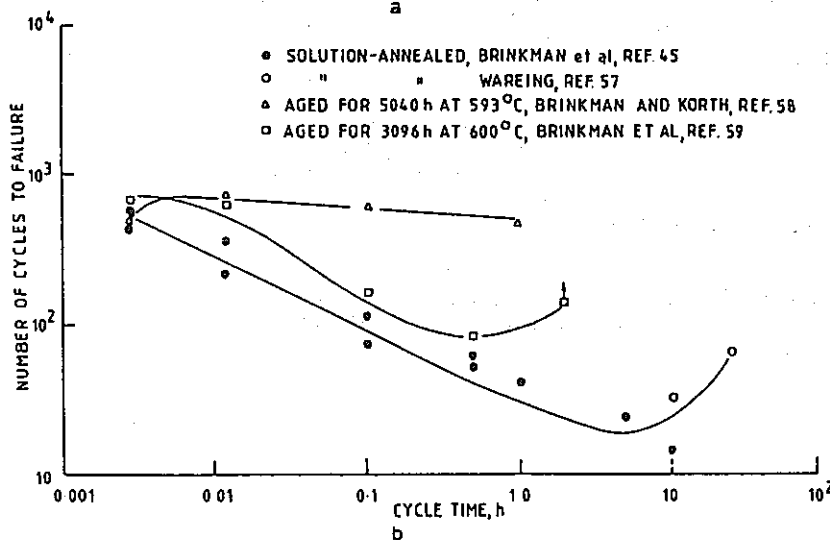
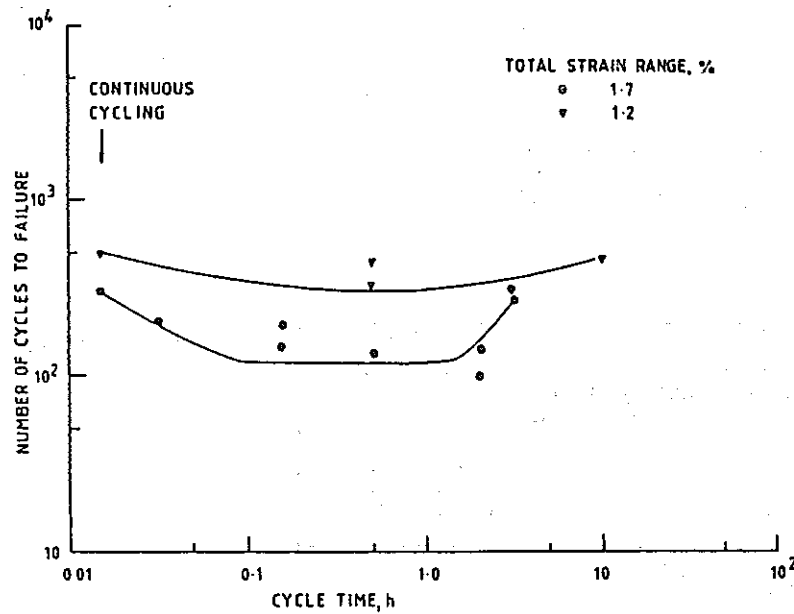
両材の炭化物間隔は $\sim 0.1 \mu$

Fig. 19 Effect of tensile hold period on fatigue life of type 316 stainless steel. (a) Cast A at 625°C, (b) cast B at 570°C from Wareing et al. [33].

TABLE 3
LINK BETWEEN STRESS RUPTURE DUCTILITY AND CREEP-FATIGUE RESPONSE OF SOLUTION ANNEALED TYPE 316 STAINLESS STEEL AFTER WAREING [57]

Material	Test temp (°C)	Maximum creep-fatigue life reduction factor	Stress rupture ductility at creep-fatigue test temperature (%)
Cast A	625	3	20-40
33	625	2.5	20-40
Cast A	570	12	8-18
Cast B	570	10	10
Heat 65808	593	35	10-20

Ductility の減少



$\lambda - p$ の回復か

Fig. 20 (a). Influence of hold time on fatigue life of cast A type 316 stainless steel at 625°C, from Wareing [57]. (b) Effect of thermal ageing on tensile hold period behaviour of type 316 stainless steel (Heat 65808) at 593°C and a total strain range of 2% from Wareing [57].

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	16	抄録者 (所属)	榎田 義勝 (日立)	抄録 年月	59. 2
論文題目	High Temperature Fatigue and Creep-Fatigue Crack Propagation; Mechanics, Mechanisms and Observed Behavior in Structural Materials				
著者名	G. J. Lloyd	研究 機関	Risley Nuclear Power Development Laboratories, UKAEA		
出典	Fatigue at High Temperature 巻 号 1983年 月 PP. 187~258				
研究目的	高温下での疲労き裂及びクリープ疲労き裂伝播の概要説明				
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播 A. 実 験 2. クリープき裂伝播 B. 理 論 ③ クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()				
実験方法 注1)	材 料	SUS316, SUS304 等	試 験 片	中央き裂材, CT	
	温 度	538°C, 550°C, 650°C 等	制御方法	荷重制御	
	雰 囲 気	大 気 中	波 形	三角波, 台形波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta K, \Delta J, C^*, \sqrt{\Delta J \cdot E}, K_{max}$	推奨するパラメータ $\Delta K, C^*$	パラメータ計測方法		
<主なる結果、結論>注2) (1) き裂伝播に関する線形及び非線形の種々の破壊パラメータの適用性を紹介 (2) 疲労き裂, クリープ疲労き裂, クリープき裂のき裂伝播については, 弾性範囲内で線形破壊力学が有効であって, クリープ支配域では C^* が有効である。 (3) SUS316, 625°Cでのデータを見ると, クリープ疲労のき裂伝播は, 炭化物の析出のため非常に大きくなっている。					
<抄録者所見> 塑性疲労, クリープ塑性疲労のデータが不十分である。					

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

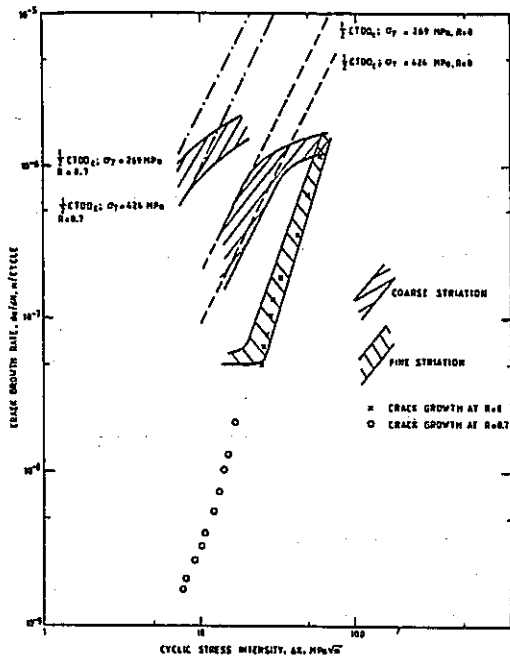


Fig. 11 Correlation between crack growth rates, striation spacings and crack tip opening displacement for type 304 stainless steel tested in air at R=0 and 0.7[56].

Table 2
Values of α estimated by EQN (16)

Material and condition	α	Data source
20% cold worked and aged type 316 steel	1-2	Michel and Smith [123]
Aged type 316 steel	3-4	Michel and Smith [123]
Annealed type 316 steel	~3	Lloyd [112]
Aged type 316 steel (fully plastic fatigue)	10-15	Min and Raj [118]
(maximum of 10 h at 800°C)	> 10	Wareing et al. [117]

$$\frac{CTOP}{Z} = \alpha(\lambda - P)$$

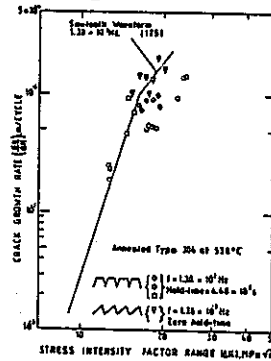


Fig. 22 The effect of loading waveforms of equal total cycle period upon fatigue crack propagation in type 304 steel [124].

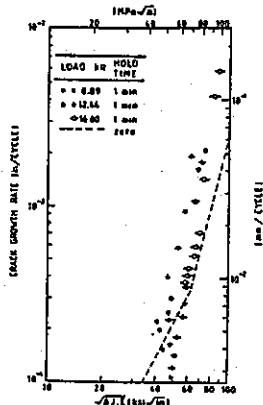


Fig. 16 Crack propagation rates in Udimet 700 at 850°C [109] as a function of normalised J integral.

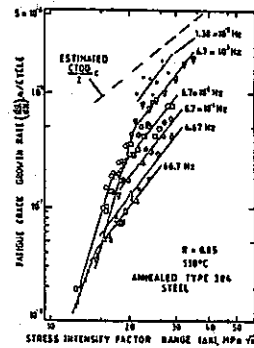


Fig. 23 Fatigue crack growth rates in type 304 steel subjected to a sawtooth waveform of differing frequencies. An estimate of the $CTOD_c/2$ for this steel at 538°C is also shown [125].

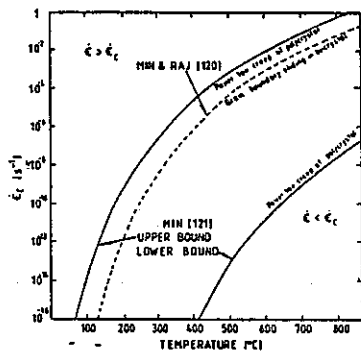


Fig. 20 The critical strain rate for triple junction cracking as a function of temperature for aged type 316 stainless steel [120, 121].

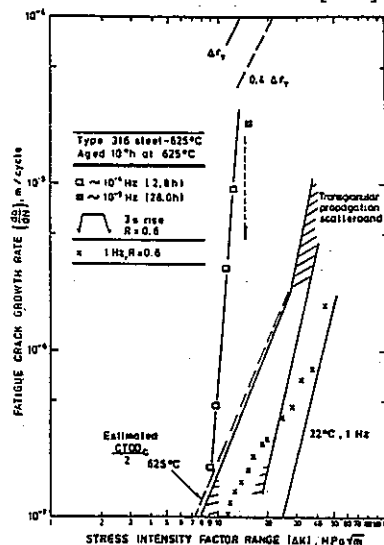


Fig. 30 Pre-ageing leads to accelerated crack propagation from the commencement of cycling [137].

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	17	抄録者 (所属)	高 島 弘 教 (新日鉄)		抄録 年月	59年2月
論文題目	Low Cycle Fatigue Crack Propagation in Hastelloy-X at 25 and 760°C					
著者名	J.S.Hung R.M.Pellowx		研究 機関	MIT (Dept of Materials Science and Engineering)		
出典	Met. Trans. 11A 巻 号 1980年 6月 PP. 899~904					
研究目的	① 低サイクル疲労き裂伝播にJを適用出来るかどうか調べる。 ② Tomkins' model の適用性と比較する。					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播		④. 実 験			
	2. クリープき裂伝播		B. 理 論			
	3. クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他()			
実験方法 注1)	材 料	Hastelloy-X		試 験 片	板状(4.47×11.7mm) SEN	
	温 度	25°C, 760°C		制御方法	板厚方向歪制御	
	雰 囲 気	大 気		波 形	サイン波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ ($\Delta\epsilon_p$) ^a , ΔK , ΔJ		推奨するパラメータ ΔJ		パラメータ計測方法 FEM数値解を利用	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>1. 実験範囲に於て疲労き裂伝播は Stage II の粒内伝播で明瞭なストライエーションをともなっている。</p> <p>2. 疲労き裂伝播速度は非線型破壊力学パラメータJで整理出来る。</p> $da/dN = 3.466 \times 10^{-4} (\Delta J)^{1.60} \quad 25^\circ\text{C}$ $da/dN = 2.838 \times 10^{-3} (\Delta J)^{1.12} \quad 760^\circ\text{C}$ <p>但し da/dNはmm/cycle, ΔJはJoules/cm²</p> <p>3. Tomkins によって導かれ疲労き裂伝播のCTOD Model [$= (\Delta\epsilon_p)^a$] は本実験結果にあてはまらない。</p> <p>4. $da/dN = A (\Delta\epsilon_p)^a$ は低サイクル疲労き裂伝播を一般的に表わすものでない。</p>						
〈抄録者所見〉						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	18	抄録者 (所属)	田 中 泰 彦 (併日本製鋼所 室蘭製作所)		抄録 年月	59. 3. 26
論文題目	Evaluation of C^* for the Characterization of Creep Crack Growth Behavior in 304 Stainless Steel.					
著者名	Ashok Saxena		研究 機関	WEC R & D center		
出典	Fracture Mechanics; Twelfth Conference (ASTM STP 700) 巻 号 1980年 月 PP. 131~151					
研究目的	AISI 304 鋼のクリープき裂成長挙動を特徴づける適切なパラメータを定める。					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 ①. 実 験 ② クリープき裂伝播 ②. 理 論 3. クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()					
実験方法 注1)	材 料	AISI 304 SS		試 験 片	CCT, CT	
	温 度	594°C (1100°F)		制御方法	定変位速度	
	雰 囲 気	大 気		波 形	(ランプ波)	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ C^*		推奨するパラメータ C^*		パラメータ計測方法 複数試験片法 (graphical Method) 単一試験片法	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>1) C^*は二次クリープ状態でのクリープき裂の成長速度 (da/dt) を特徴づける有力なパラメータである。da/dt が C^* の関数として示される場合 CT および CCT 試験片から得られる結果は同一の傾向を示す。(Fig.10)</p> <p>2) CCT 試験片で $2a/W$ が 0.7 より大きくなると成長速度の増大と CT 試験片データからの逸脱が生じる。これはリガメントの寸法が不足するために生じると考えられる。(Fig.10)</p> <p>3) 304 鋼の C^* の関数としてのクリープき裂成長速度は 538°C ~ 705°C の温度域では、温度、熱処理や化学成分のわずかな変動には、大きくは影響されない。(Fig.11)</p> <p>4) 完全塑性の J の解と同様な手法により単一試験片解析法 (Single specimen analytical method) を発展させた。この手法で得られた C^* と複数試験片法により得られた値とは 8 ~ 40 % の差異を生じている。</p>						
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>C^* によるき裂成長速度の評価には、さらに多くのデータの蓄積が必要であり、特に本論文で扱われている温度や材料の影響については今後より詳細な研究が必要と考えられる。</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

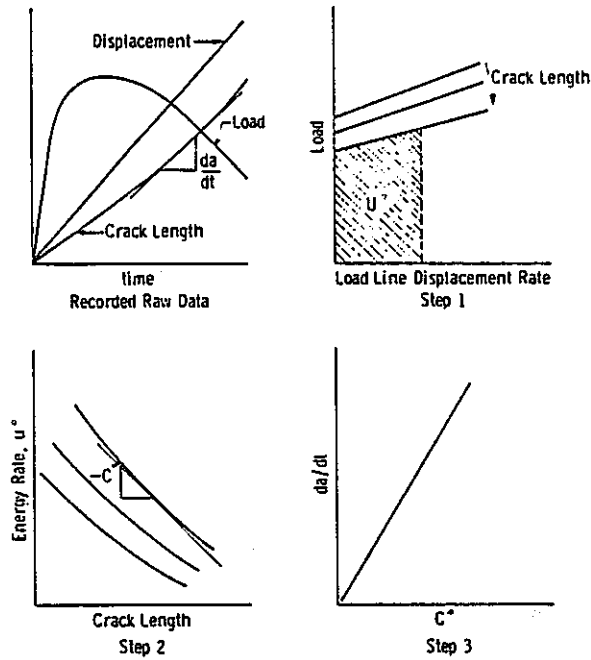


Fig. 8 Various steps involved in reducing creep crack growth rate data for constant displacement rate test.

obtains the following for CCT specimen

$$C^* = \frac{A g_1 (2a/W, n)}{(1 - 2a/W)^n} \left(\frac{3 P}{2W} \right)^{n+1} \quad (14)$$

for CT specimen

$$C^* = A h_1 (a/W, n) (W - a) \left(\frac{P(W + a)/2}{0.364(W - a)^2} \right)^{n+1} \quad (15)$$

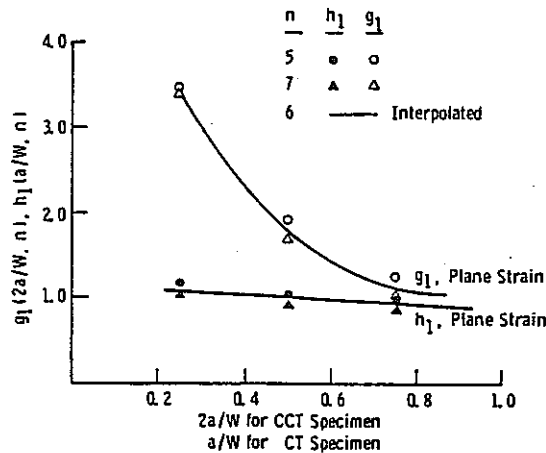


Fig. 9 Nondimensional parameters g_1 and h_1 in Eqs 8 and 9 as function of crack length for CCT and CT specimens, respectively [18].

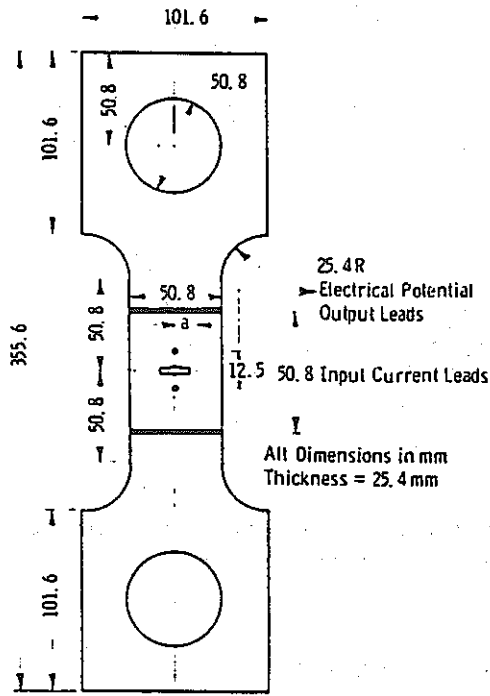


Fig. 3 Schematic of a center crack tension specimen.

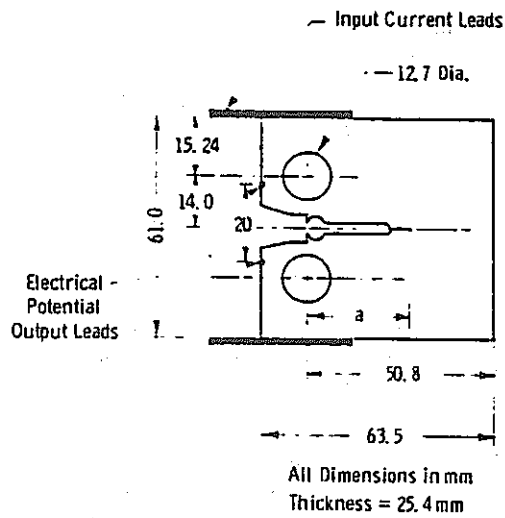


Fig. 4 Schematic of a compact type (CT) specimen.

Table 3 Comparison of C^* values estimated from the graphical technique to those obtained from eqs 8 and 9.

Specimen Type	a/W or $2a/W$	C^* ($J/m^2 \cdot h$)	
		Eq 8 or 9	Graphical Method
CCT	0.65	1.45×10^3	2.21×10^3
CCT	0.675	1.79×10^3	2.4×10^3
CT	0.595	2.05×10^3	3.48×10^3
CT	0.675	2.9×10^3	5.2×10^3
CT	0.740	8.4×10^3	7.8×10^3
CT	0.675	2.9×10^3	4.8×10^3
CT	0.800	10.8×10^3	7.3×10^3

Conversion factor— $J/m^2 \cdot h = 5.70 \times 10^{-3}$ in. \cdot lb/in. $^2 \cdot$ h.

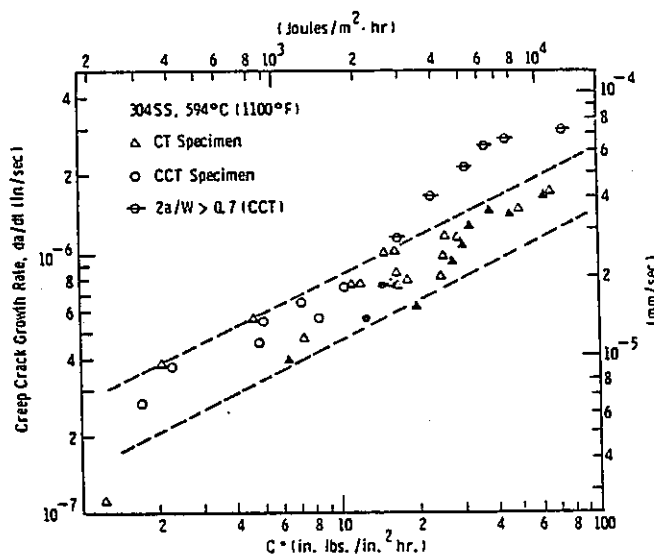


Fig. 10 Creep crack growth rate of 304 stainless steel at 594°C (1100°F) as a function of C^* for two specimen geometries. Filled points were obtained by multiple specimen data reduction technique and open points by fully plastic plane-strain solutions.

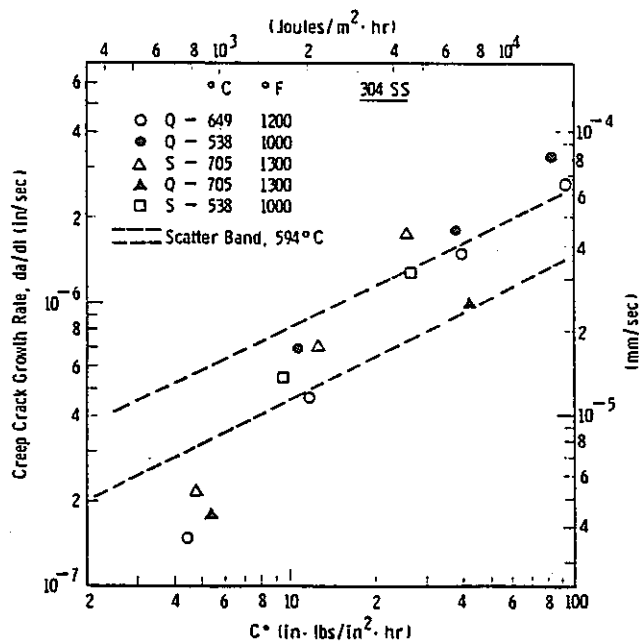


Fig. 11 Creep crack growth rate as a function of temperature and heat treatment for 304 stainless steel. "S" refers to sensitized treatment and "Q" refers to an "as quenched condition."

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	19	抄録者 (所属)	山下 満 男 (富士電機)		抄録 年月	59. 4. 25
論文題目	Creep crack growth in technical alloys at elevated temperature - A review.					
著者名	L. S. Fu		研究 機関	The Ohio State Univesity		
出典	Engineering Fracture Mechanics 13巻 号 1980年 月 PP.307~330					
研究目的	クリープき裂成長の現象, 評価方法に関する文献のレビュー					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播		A. 実 験			
	② クリープき裂伝播		B. 理 論			
	3. クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他 ()			
実験方法 注1)	材 料	低合金鋼, ステンレス, Ni基合金など		試 験 片	CCT, CT, DCB, DEN, SEN, WOL, K-定	
	温 度	RT~850°C		制御方法		
	雰 囲 気	大 気 中		波 形		
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ		推奨するパラメータ		パラメータ計測方法	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>次の内容について、文献がレビューされている。</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 高温疲れき裂成長に及ぼすクリープ効果 2. クリープき裂成長のミクロ的検討, およびクリープき裂成長試験結果の整理 3. クリープき裂成長のマクロ的検討 (解析的検討) <ol style="list-style-type: none"> (1) Critical strain model, (Barnby) (2) Model of critical plastic zone size (To) (3) Continuous rupture model (Purushothaman and Thien) (4) Model of critical C^*-integral (Landes and Begley) (5) Critical COD model (Vitek) 						
<p>〈抄録者所見〉</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

2. 高温疲れき裂成長に及ぼすクリープ効果

高温での疲れき裂成長に影響を及ぼす重要なパラメータとして周波数，応力比，温度がある。耐酸化性の弱い材料ではクラック先端での酸化損傷によっても，き裂成長は加速される。クリープ条件下では，時間依存の塑性変形が生じているので， $J_{or} C^*$ ，CTOD， σ_{net} ，CTOA による整理が提案されている。しかし，クリープ条件下でマクロ的に脆性的挙動を示す場合にはKで整理できる。

疲れとクリープが重畳している場合のき裂成長速度は次式で表現できる。

$$\begin{aligned}
 da/dN = & C_0 (0) f^m(K, R, n) \dots\dots\dots \text{cycle dominant} \\
 & + C_1 (0) f^m(K, R, n) (1/\nu)^k \exp\left(-\frac{Q_{ox}}{RT}\right) \dots\dots \text{oxidation damage} \\
 & + C_2 (0) f^m(F, R, n) (1/\nu)^k \exp\left(-\frac{Q_{cp}}{RT}\right) \dots\dots \text{creep damage} \\
 & \dots\dots\dots (2.2.1)
 \end{aligned}$$

C_0, C_1, C_2, m, n : 材料定数

$$f^m(K, R, n) = \Delta K^m \cdot (1-R)^{m+2n}$$

F : クリープ条件下でのき裂先端の評価パラメータ

F = K とすれば

$$\frac{da}{dN} = A(\nu, T) f^m(K, R, n) \dots\dots\dots (2.2.2)$$

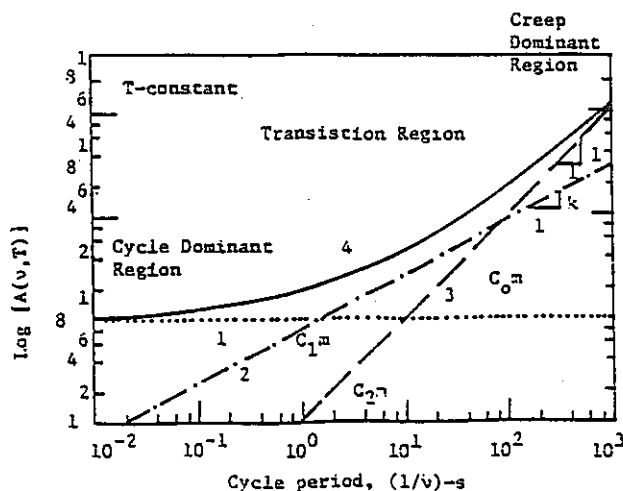


Fig. 1 Schematic representation of $\log A(\nu, T)$ vs $\log (1/\nu)$ at constant temperature illustrating various time-dependent contributions to the proportionality constant $A(\nu, T)$. (Doner 1976)

2.3 Summary

In summary, the fatigue-creep interaction exclusive of retardation effect is as follows:

(1) For given T and ΔK , the FCG rate (da/dN) increases with increasing temperature (Ohmura, et al. [8]; James [28]; Wallace, et al. [7]).

(2) For given T and ΔK , the FCG rate (da/dN) increases with decreasing frequency (Ohmura, et al. [8]; James [29]; Haigh [30]). At each temperature, there appears to be a critical frequency ($\nu_{\text{transition}}$) above which da/dN is more or less frequency independent. The $\nu_{\text{transition}}$ increases with increasing temperature and decreasing ΔK (Ohmura, et al. [8]).

(3) FCG rate under creep may be written as $da/dN = (da/dt) (1/\nu)$ for very low frequencies (Ohmura, et al. [8]) and/or very long hold-times (Popp and Coles [31]; Carden [12]), the crack growth rates under creep conditions appear as the lower limit of the FCG rates.

(4) At a given temperature and frequency, da/dN increases with increasing stress ratio R . For low cycle fatigue testing ΔK may be used for correlation (James [28]; Wallace, et al. [7]; Floreen [14]).

(5) FCG is associated with a transgranular-intergranular fracture mode transition. The fracture mode is entirely transgranular above $\nu_{\text{transition}}$ and predominantly intergranular below $\nu_{\text{transition}}$ (Ohmura, et al. [8]).

3. クリープき裂成長のミクロ的検討およびクリープき裂成長速度の評価

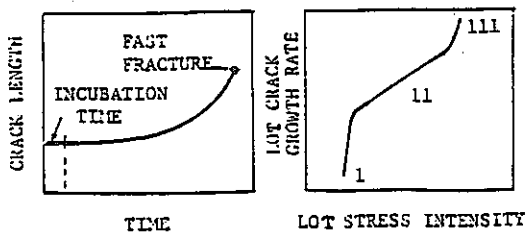
3.2 ミクロ的検討

高温でのクリープおよび疲れによる破壊は、多くは粒界でのボイドの成長、凝集のメカニズムで生じる。この点について、次の各検討がなされている。

- ボイドの形状
- クラックあるいはボイドの空孔の拡散、空孔の凝集、これらのクラック成長への寄与
- main crack とボイドの相互作用

3.3 クリープき裂成長挙動

- 破壊力学的に整理 (COD, K)



- I. Incubation period.
- II. Quasi-static crack growth.
- III. Fast fracture.

Fig. 11 Schematic illustration of crack growth data (Floreen [14]).

- き裂進展下限値 …………… 温度に依存する。

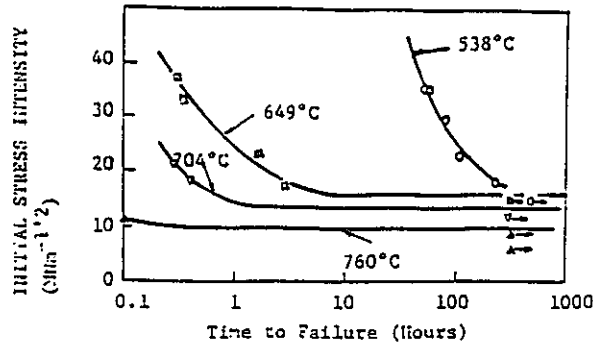


Fig. 10 Time to failure vs. initial stress intensity for INCONEL Alloy 718 at various temperatures. (Floreen [14]).

- クリープき裂成長は、次のいずれかの式で表現できる。

$$\frac{da}{dt} = A \cdot K^\alpha \quad \dots\dots\dots (3.4.1)$$

$$\frac{da}{dt} = C (dy/dt)^\nu \quad \dots\dots\dots (3.4.3)$$

$$\frac{da}{dt} = B \cdot \sigma_n^\beta \quad \dots\dots\dots (3.4.2)$$

$$\frac{da}{dt} = D (C^*)^\zeta \quad \dots\dots\dots (3.4.4)$$

K : 応力拡大係数

σ_n : net section stress.

dy/dt : 荷重線上の開口変位速度

reference stress.

3.5 Summary

In conclusion, CCG rates in metals at elevated temperatures are characterized as follows:

- (1) CCG rates in stages I and II increases significantly with an increase in temperature (Floreen [14]; Sadananda and Shahinian [56], Fig. 13).
- (2) CCG rates are sensitive to heat treatments and grain size (Floreen [14]).
- (3) The stress exponent p (or n) in the uniaxial creep law plays an important role in determining the characterization of the crack tip behavior. For p (or n) \leq 5 the stress intensity factor approach may be used, and for p (or n) \geq 7 the nominal stress approach may be used (Williams and Price [59]; Nicholson and Formby [22]; Floreen [14]).
- (4) Critical test conditions should consist of at least two geometries of different K/ σ_{net} ratio (Fig. 14, Williams and Price [59]; Landes and Begley [16]).
- (5) The exponent α in (3.4.1) decreases as K increases. This suggests that other functional forms may be used in place of the power law.
- (6) Since da/dt may not always be directly proportional to dy/dt, the COD rate criterion may have only limited application (Haigh [19]; Neate and Siverns [60]; Pilkington, et al. [21]).
- (7) CCG results from a combination of two competing processes, i.e. growth and coalescence of defects, which contributes to crack advancement and creep deformation process that causes retardation of crack growth and even its arrest (Fig. 13) Sadananda and Shahinian [56]).
- (8) Incubation time is reduced with increased initial crack length and by soaking the specimen at the test temperature before loading, indicating both geometry and aging sensitivity (Kenyon, et al. [61]).

4. クリープき裂成長マクロ的検討

クラックの発生、成長に関する評価方法として次のものが提案されている。

4.1 Critical strain model, Barnby

クラックの進展条件として main crack 先端と、最近接クリープポイドあるいは粒界き裂との距離 d_c における critical strain condition を考える。

Hoff :

弾性ひずみ ϵ_e がクリープひずみ ϵ_c より小さいとすれば $\dot{\epsilon}_c = \epsilon_e$

$$\frac{\dot{\epsilon}_c}{\dot{\epsilon}_0} = \frac{\epsilon_e}{\epsilon_0} \left(= \frac{\sigma_e}{\sigma_0} = \frac{K}{\sigma_0 (2\pi x)^{1/2}} \right) \quad \dots\dots\dots (4.1.1)$$

Barnby :

$$\frac{da}{dt} = \dot{\epsilon}_c \left(\frac{x}{d_c} \right)^{1/2} \quad \dots\dots\dots (4.1.6)$$

$$= \frac{\dot{\epsilon}_0}{d_c^{1/2}} \cdot \frac{K'}{\sigma_0 (2\pi)^{1/2}} \quad \dots\dots\dots (4.1.7)$$

$$\frac{da}{dt} = \frac{\dot{\epsilon}_0}{\sigma_0 (2\pi d_c)^{1/2}} \cdot K \frac{N(a, W)}{Y(a, W)} \quad \dots\dots\dots (4.1.10)$$

- 線形弾性モデルよりもクリープき裂成長を大きく予測する。
- 損傷が局部的でない場合には、本モデルは不適當。

4.2 Model of critical plastic zone size : To.

Dugdale によれば、き裂先端の降伏域 R は

$$R = C_0 \left\{ \sec \left[\frac{1}{2} \pi \left(\sigma / \sigma_Y \right) \right] - 1 \right\} \quad \dots\dots\dots (4.2.1)$$

T_0 は、時間依存性を、クリープ破断に関する Kachanov の理論を用いて導入した。

$$t_R = T_K \left(\sigma_K / \sigma_Y \right)^\nu \cdot \phi_0^{\nu+1} \quad \dots\dots\dots (4.2.3)$$

- t_R : 破断時間。 σ_K : クラックの存在しない材料の破断応力。
- T_K : σ_K に対する破断時間。 σ_Y : 降伏応力
- ϕ : continuity parameter. (perfect material $\phi=1$, 破断材 $\phi=0$)
- ϕ_0 : き裂先端の塑性変形域が到達する前の initial continuity.
- ν : 材料定数

time interval t_R でクラックは plastic zone size に等しい距離進む。
 き裂進展速度として、最終的に次式を導いている。

$$\frac{dC_n}{dt} = A (K/K_0)^n \quad \dots\dots\dots (4.2.8)$$

• A, n は、応力に依存するので、 K は、クラック成長速度の予測には利用できないし、
 また、本モデルのべき乗則はクリープき裂成長に対しては、適切でない。

4.3 Continuous rupture model, Purushothaman and Thien,

き裂先端の応力 (Orowan-Irwin による線形弾性解)

$$\sigma_Y(x) = \sigma_t (a/\rho + x)^{1/2} \quad \dots\dots\dots (4.3.1)$$

クリープ速度

$$\dot{\epsilon}(x) = A \{ \sigma_Y(x) / E(T) \}^m \exp(-Q_c/RT) \quad \dots\dots\dots (4.3.2)$$

クリープ速度と破断時間の関係

$$t_R = B \cdot (\dot{\epsilon}_c)^{-x} \quad \dots\dots\dots (4.3.3)$$

以上の式より

$$\left. \frac{da}{dt} \right|_{x=0} = \frac{2A^\alpha}{\alpha m B} \cdot \rho^{1-\frac{\alpha m}{2}} \{ K / Y E \pi^{1/2} \}^{\alpha m} \exp(-\alpha Q_c / RT) \quad \dots\dots\dots (4.3.4)$$

$$K : Y \sigma_\infty (\pi a)^{1/2}$$

ρ = クラック先端半径

このモデルは、連続的なき裂の成長を予測するものである。き裂が到達する前に受ける破断時間に及ぼす損傷については考慮されていない。従って、この理論は完全なものではない。また、Leeuwenは、(4.3.4)式は、焼なまし材以外の材料に対しては信頼性に欠けると指摘している。

4.4 Model of critical C^* - integral (Landes and Begley, Nikbin et al.)

(1) Landes and Begley.

線積分

$$C^* = -\frac{dU^*}{da} = \int_{\Gamma} [W^*(\dot{\epsilon}_{mm}) dy - \bar{T} \cdot \frac{\partial \dot{u}}{\partial x} ds] \quad \dots\dots\dots (4.4.3)$$

(2) Goldman and Hutchinson

クラッチ先端でのひずみ速度の singularity.

$$C^* = A\sigma_0 \epsilon_0 K_{\sigma} \dot{K}_{\epsilon} I_n = A\sigma_0 \epsilon_0 (\dot{K}_{\epsilon})^{(n+1)/n} \cdot I_n \quad \dots\dots\dots (4.4.4)$$

(3) J. Harper and Ellison

非弾性はり理論 (DCB 試験片)

$$C^* = \frac{1}{B} \cdot \frac{P}{n+1} \frac{d\dot{\Delta}}{da} \quad \dots\dots\dots (4.4.5)$$

(4) J. Harper and Ellison

$$C^* = \frac{n}{n+1} \frac{P\dot{\Delta}}{BW} \left[\frac{1}{m} \cdot \frac{dm}{d(a/w)} \right] \quad \dots\dots\dots (4.4.9)$$

$$m = \frac{\text{き裂材の引張限界荷重}}{\text{無欠陥材の引張限界荷重}}$$

4.5 Critical COD model (Vitek)

クラック先端の損傷域の時間的変化を計算することによって, CCGを現象論的に求めた。

塑性域では, 転位密度変化 $\partial B / \partial t$ は, $-\frac{\partial \dot{\epsilon}(x, t)}{\partial x}$ に比例する。

$$\frac{\partial B(x, t)}{\partial t} = -h \cdot \frac{\partial \dot{\epsilon}(x, t)}{\partial x} \quad \dots\dots\dots (4.5.1)$$

h : 塑性域サイズ

COD を近似的に次式で表わす。

$$\phi = \frac{4(1-V)}{\pi} \cdot a \cdot \left(\frac{\sigma_1^F}{G}\right) \ln \sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_1^F} \dots\dots\dots (4.5.3)$$

CCG 速度の式として、次式を導いた。

$$\frac{V}{V_0} = A \cdot K^\alpha \dots\dots\dots (4.5.4)$$

この理論は、クリープがクラック先端に限定される場合に適用される。また、基本的に単軸モデルであり、CT 試験片のような 2 次元試験片に対しては適用できない。

4.6 Summary

There are several models available for a theoretical prediction of the crack growth rate under sustained loading. Depending upon the criteria used for initiation and growth of cracks, these may be any of a number of power law relations between da/dt and various fracture characterization parameters. Although the results are not conclusive as to which parameter should be the best one to use, due to a lack of experimental data, it is of interest to point out the following:

(1) CCG rate is governed by the material behavior at the given temperature. Landes and Begley [16], Nikban, et al. [17], Vitek [20]. Non-linear analysis is generally required.

(2) A criterion of initiation of CCG must be determined. Barnby [62, 63], To [65], Landes and Begley [16], Vitek [20].

(3) For a creep matrix that is governed by Norton's law, there is a creep rate singularly at the crack tip, Goldman and Hutchinson [70]. If the stress exponent, n, is small, say less than five, intensive creep occurs only in the very near vicinity of the crack tip. Vitek [20].

(4) A functional relation between CCG rate and the governing fracture parameter depends on the criterion used to simulate the microscopic mechanism of CCG. Barnby [62, 63], Purushothaman and Tien [68].

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	21	抄録者 (所属)	新 田 明 人 ((財)電力中央研究所)		抄録 年月	58年12月
論文題目	インコネル718の時間依存性疲労き裂伝ば					
著者名	北 村 , 新 田 , 桑 原		研究 機関	(財)電力中央研究所		
出 典	第2回破壊力学講演論文集 (材料33巻368号に掲載予定) 巻 号 1983年 6月 PP. 79~83					
研究目的	小規模クリープから大規模クリープへの遷移条件下におけるき裂伝ばの破壊力学パラメータの評価					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 ④. 実験 ② クリープき裂伝播 B. 理論 ③ クリープ疲労き裂伝播 C. 総論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()					
実験方法 注1)	材 料	IN 718		試 験 片	薄肉中空円筒	
	温 度	650℃		制御方法	荷重制御	
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	台形波 (t _H = 1m - 160h)	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ K _{max} , J _s [*] , J _{tr} [*] , J _t [*]		推奨するパラメータ J _t [*] (時間平均クリープJ積分)		パラメータ計測方法 解析式に基づく評価	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>I. 時間依存性疲労き裂伝ば</p> <p>(1) 破壊様式は全試験において境界破壊であり、クリープ破壊によるき裂伝ばを示している。</p> <p>(2) き裂伝ば速度 dl/dt は最大応力拡大係数 K_{max} および定常クリープJ積分 J_s[*] と良い対応関係を示さない。これは小規模クリープから大規模クリープへの遷移に起因している。</p> <p>(3) この遷移を加味したクリープJ積分として次式で定義する時間平均クリープJ積分 J_t[*] を適用すると、dl/dt は J_t[*] と良好な対応関係を示す。</p> $J_t^* = \frac{1}{t_H} = \int_0^{t_H} J^* dt, \quad J^* = \begin{cases} J_{tr}^* & (\text{遷移状態 ; } 0 \leq t < t_{tr}) \\ J_s^* & (\text{定常状態 ; } t \geq t_{tr}) \end{cases}$ <p>ここで、t_H: 引張荷重保持時間, t_{tr}: 遷移時間, J_{tr}[*]: 遷移条件下のクリープJ積分</p> <p>II. クリープき裂伝ばとの比較</p> <p>(1) 時間依存性疲労き裂伝ばにおける dl/dt - J_t[*] 関係は、大規模クリープ状態にある静クリープ下の dl/dt - J_s[*] 関係と一致する。</p>						
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>小規模クリープ状態は高強度材である超合金において生じやすいと言えるが、これは高強度材に限られるものではなく、条件によっては低強度材でも起こり得ると思われる。</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

解 析 式

Crack propagation rate dZ/dt

$$dZ/dt = (dZ/dN)/t_H \quad (1)$$

Maximum stress intensity factor K_{max}

$$K_{max} = \sigma_{max} \sqrt{\pi D \tan(Z/D)} \quad (2)$$

Steady state creep J integral J_S^*

$$1/J_S^* = 1/J_{sd}^* + 1/J_{ss}^* \quad (3)$$

$$J_{sd}^* = C_d \sigma_{net} \dot{\epsilon}_{net}^{n-1} (W-Z) \quad (4)$$

$$J_{ss}^* = C_s \sigma_{net} \dot{\epsilon}_{net}^{n-1} Z \quad (5)$$

$$C_d = 4\pi / \{(\pi^2 - 4)\sqrt{n}\} \quad (6)$$

$$C_s = \pi(n\pi/2)^{(n-1)/(2n-1)} \quad (7)$$

Time-averaged creep J integral J_t^*

$$J_t^* = (\int_0^{t_H} J^* dt) / t_H \quad (8)$$

$$J^* = \begin{cases} J_{tr}^* & (0 < t < t_{tr}) \\ J_S^* & (t \geq t_{tr}) \end{cases} \quad (9)$$

$$J_{tr}^* = K_{max}^2 / \{(n+1)E(t+t_{p1})\} \quad (\text{plane stress}) \quad (10)$$

$$t_{tr} = K_{max}^2 / \{(n+1)EJ_S^*\} - t_{p1} \quad (11)$$

$$t_{p1} = A / \{(n+1)B\} \quad (12)$$

$$0 < t_H < t_{tr}$$

$$J_t^* = K_{max}^2 Zn(1+t_H/t_{p1}) / \{(n+1)Et_H\} \quad (13)$$

$$t_H \geq t_{tr}$$

$$J_t^* = K_{max}^2 \{Zn(1+t_{tr}/t_{p1}) + (t_H - t_{tr}) / (t_{tr} + t_{p1})\} / \{(n+1)Et_H\} \quad (14)$$

本報告で用いた記号

- A : m乗硬化則 ($\epsilon_{p1} = A\sigma^m$) の定数
- B : Norton 則 ($\dot{\epsilon}_c = B\sigma^n$) の定数
- b : リガメント長さ
- C_s, C_d : 定数
- dZ/dN : き裂伝ば速度 (1 サイクルあたり)
- dZ/dt : き裂伝ば速度 (単位時間あたり)
- E : ヤング率
- n : n に依存する定数
- J^* : クリープ J 積分
- J_p^* : 定常クリープ J 積分
- J_{sd}^* : き裂が深い場合の定常クリープ J 積分
- J_{ss}^* : き裂が浅い場合の定常クリープ J 積分
- J_t^* : 時間平均クリープ J 積分
- J_{tr}^* : 遷移クリープ J 積分
- K_{max} : 最大応力拡大係数
- ℓ : き裂半長
- m : m乗硬化則 ($\epsilon_{p1} = A\sigma^m$) の指数
- N : 繰り返し数
- n : Norton 則 ($\dot{\epsilon}_c = B\sigma^n$)
- D : 試験片外径
- W : 板幅半長 ($= \frac{\pi D}{2} - \ell$)

- R : 応力比
- r, θ : き裂先端を原点とし、き裂伝ば方向を始線とする極座標
- t : 時間
- t_a : 応力の上昇に要する時間
- t_b : 応力の降下に要する時間
- t_H : 応力保持時間
- t_{p1} : 塑性ひずみに関する特性時間
- t_{tr} : 小規模クリープから大規模クリープへの遷移時間
- ΔK : 応力拡大係数範囲
- $\dot{\epsilon}_{cmin}$: (最小)クリープひずみ速度
- $\dot{\epsilon}_{ij}$: ひずみ速度テンソル
- $\tilde{\epsilon}_{ij}(\theta)$: ひずみの θ に関する固有関数
- $\dot{\epsilon}_{net}$: $\dot{\epsilon}_{net} = B\sigma_{net}^n$
- ϵ_{p1} : 塑性ひずみ
- σ : 応力
- σ_{ij} : 応力テンソル
- $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta)$: 応力の θ に関する固有関数
- σ_{max} : 最大公称応力
- σ_{net} : (最大)正味断面応力

表 供試材の機械的性質

Material	Tensile properties									Stress rupture				Grain size number
	T=R.T.				T=923K				T=923K, $\sigma=637\text{MPa}$					
	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	δ (%)	ϕ (%)	D_p	t_r (h)	δ (%)	ϕ (%)	D_c	
A	1187	1412	19	31	1000	1147	16	22	0.248	163.3	17.7	27.4	0.320	8-9
B	1147	1344	19.5	31	951	1098	15	28	0.329	114.8	7.0	12.9	0.138	4-5

本供試材 (IN718) は、機械的性質からわかるように、高強度材である。

$$E = 1.65 \times 10^5 \text{ MPa (at } 650^\circ\text{C)}$$

$$\dot{\epsilon}_C = 1.22 \times 10^{-46} \sigma^{15.0} \text{ (at } 650^\circ\text{C)}$$

$$\epsilon_{p1} = 5.86 \times 10^{-46} \sigma^{14.3} \text{ (at } 650^\circ\text{C)}$$

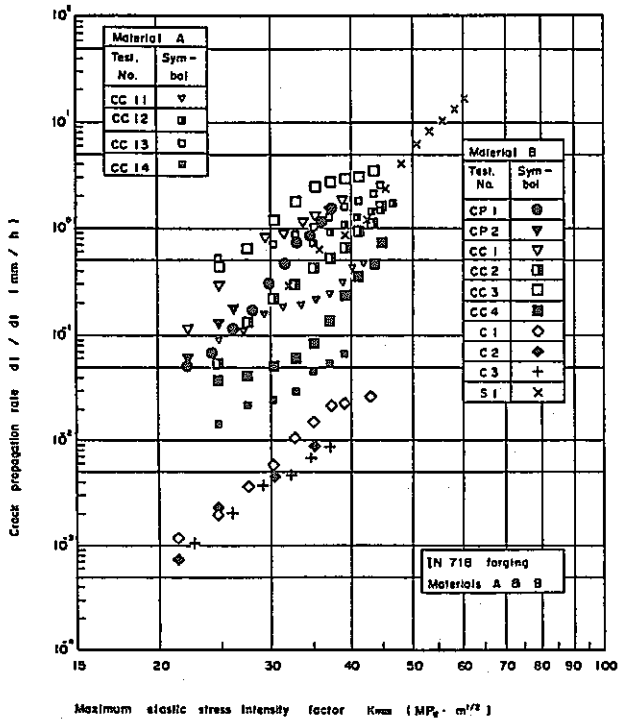


Fig. 1 dl/dt vs. K_{\max} relation.

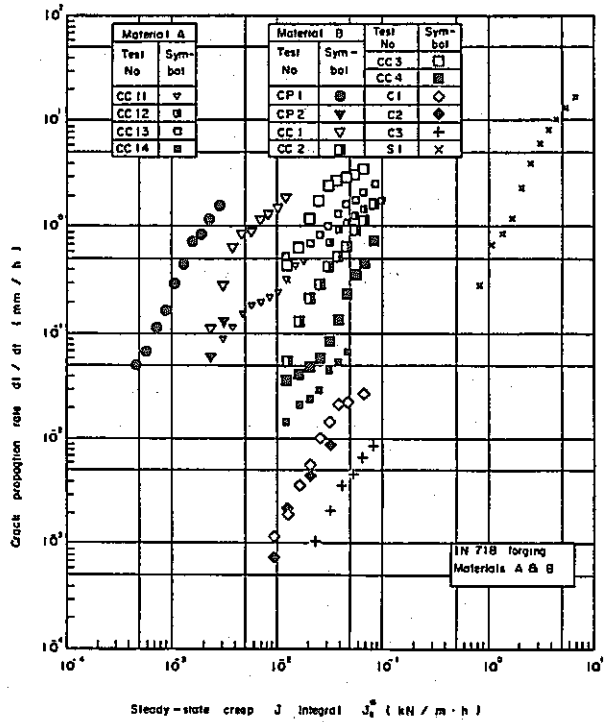


Fig. 2 dl/dt vs. J_s^* relation.

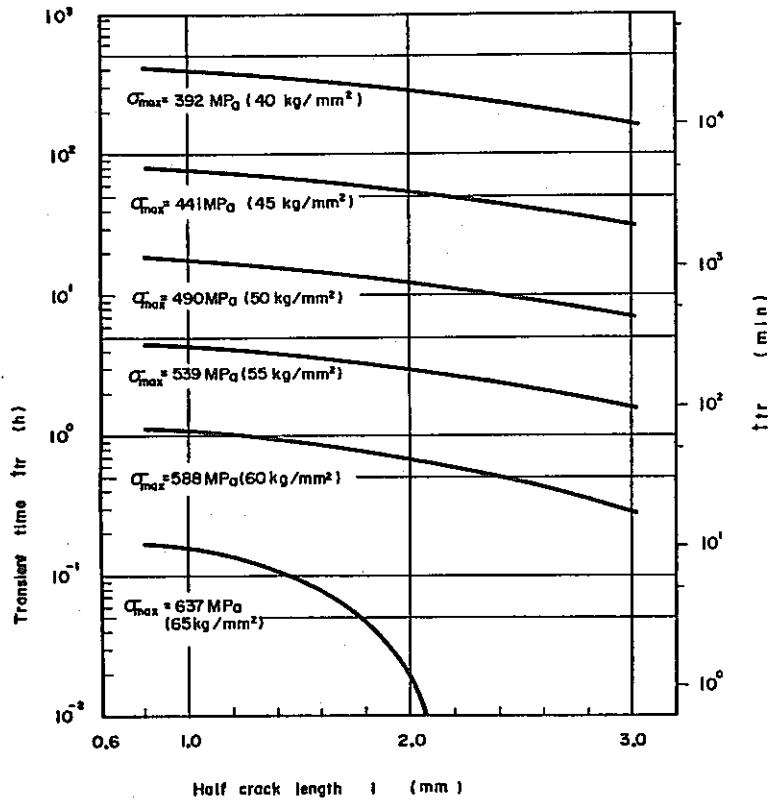


Fig. 3 t_{tr} vs. l relation.

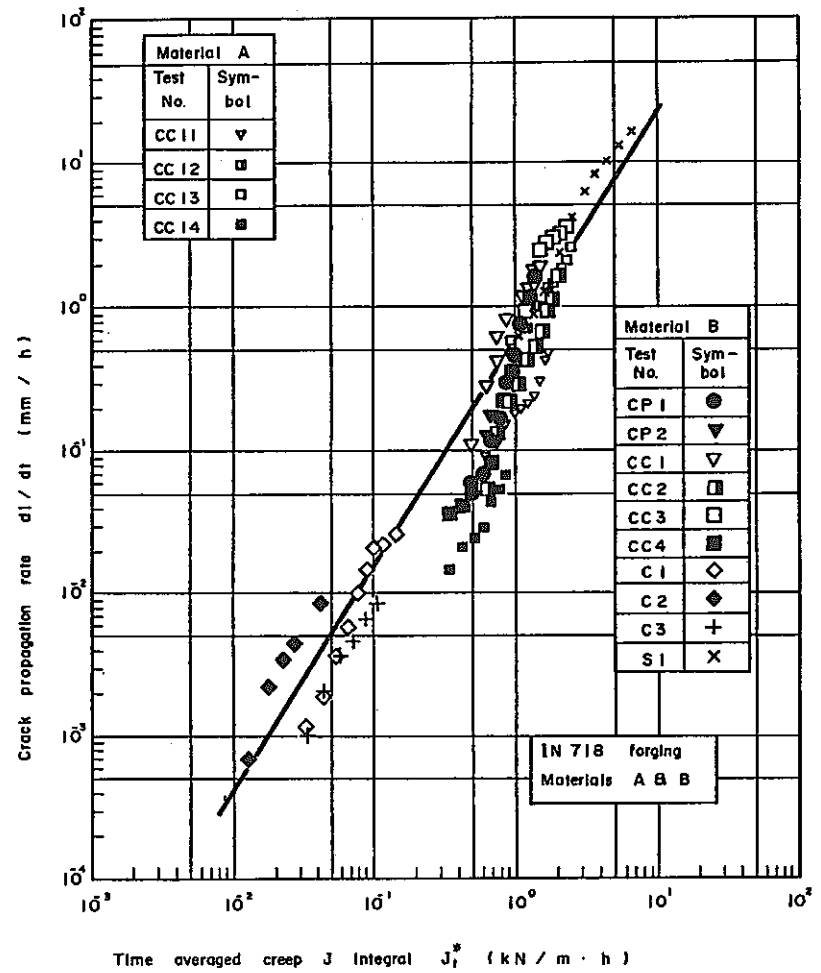


Fig. 4 dl/dt vs. J_t^* relation.

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

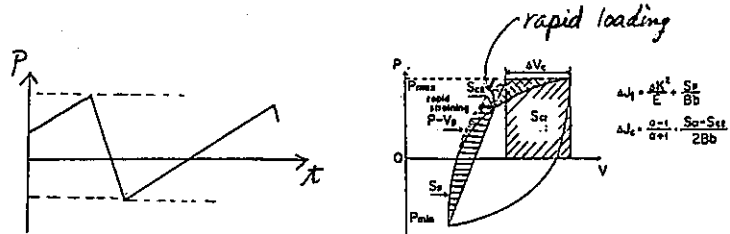
文献番号	22	抄録者 (所属)	横 暮 俊 典 (備神戸製鋼所中研)		抄録 年月	1984. 4
論文題目	クリープ・疲労重畳下のき裂伝ばに関するJ積分による検討					
著者名	平 修二, 大谷隆一 北村隆行, 山田勝彦		研究 機関	京都大学 工学部		
出典	材 料 28 巻 308号 1979年 5月 PP.414~420					
研究目的	高温疲労き裂伝ば挙動におよぼすクリープおよび繰返しの効果を, クリープJ積分および繰返しJ積分により評価し, 両者の相互作用の有無を明らかにする。					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播		A. 実 験			
	2. クリープき裂伝播		B. 理 論			
	③ クリープ疲労き裂伝播		C. 総 論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他()			
実験方法 注1)	材 料	S15C		試 験 片	中空薄肉円筒	
	温 度	400℃		制御方法	荷重制御	
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	矩形波, 三角波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta J_f, \Delta J_c$		推奨するパラメータ $\Delta J_f, \Delta J_c$		パラメータ計測方法 荷重-き裂中央開口変位のヒステリシス・ループをX-Yシンクロスコープにより写真撮影	
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>1) 浅いき裂を有する中央き裂試験片に対するクリープJ積分ΔJ_cおよび繰返しJ積分ΔJ_fを, 荷重-き裂開口変位線図より, 簡便に求める方法を提案した。(Fig.1)</p> <p>2) 高温き裂伝ば挙動は繰返し数依存性のものと時間依存性のものに大別され 高周波数領域($\Delta J_f > 10\Delta J_c$); $dl/dN = A_f \Delta J_f^{mf}$ (繰返し数依存型) 低周波数領域($\Delta J_f < 10\Delta J_c$); $dl/dN = A_c \Delta J_c^{mc}$ (時間依存型) で関係づけられる。(Fig.4, Fig.5)</p> <p>3) クリープ・疲労重畳条件下でも, き裂伝ば速度は, 繰返し数依存型か時間依存型かのいずれかに支配されており, 相互作用は認められない。(Fig.7)</p> <p>4) き裂伝ばに伴うΔJ_fおよびΔJ_cの増加によって, 繰返し数依存型から時間依存型き裂(またはその逆)への連続的な遷移は認められない。</p>						
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>1) 主として矩形波で実験されているが, 三角波での検討が望ましいところである。</p> <p>2) 時間依存型か繰返し数依存型か, は何によって決まるのかを, J積分中のΔJ_fとΔJ_cの比率で考察していたが, これに対する力学的な裏付けを検討してほしかった。</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は, 別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

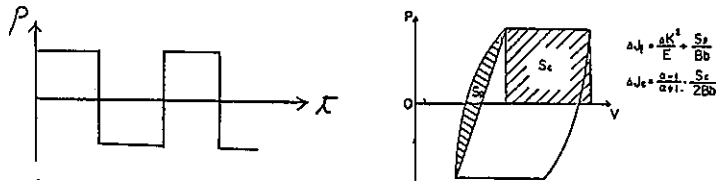
注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

ΔJ_f と ΔJ_c の実験的評価方法 (Fig.1)

(a) 一般応力波形の場合

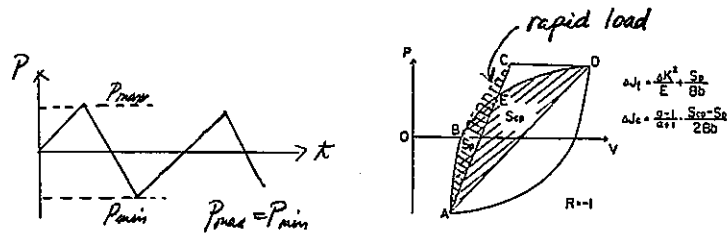


(b) 矩形応力波の場合

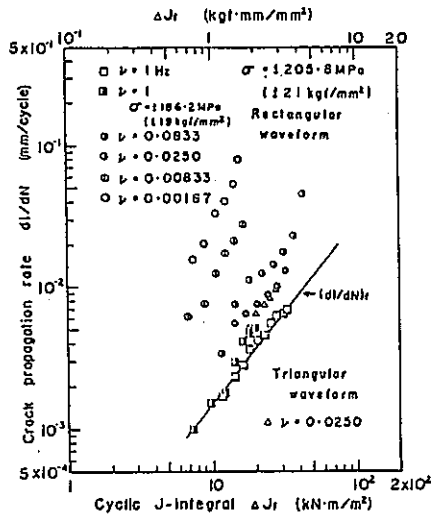


(c) $R = -1$ の一般波形の場合

(a) の特別な場合



き裂伝ば速度 dl/dN と
繰返し J 積分 ΔJ_f の関係 (Fig.4)

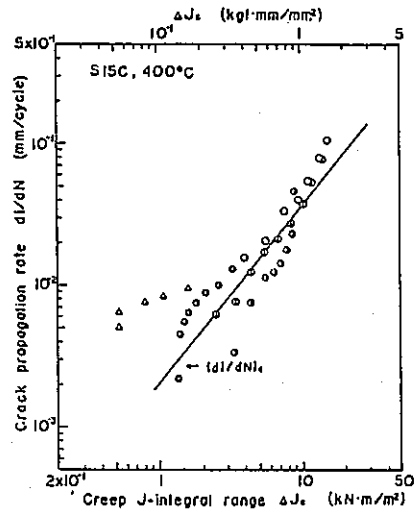


- $\nu = 1 \text{ Hz}$ では、時間依存性き裂開口変位成分 V_c は 0 で、クリープの影響なし。

$$dl/dN = A_f \Delta J_f^{m_f} \dots\dots\dots (1)$$

- $\nu < 1 \text{ Hz}$ で V_c による ΔJ_c を無視すれば ν の小さいもの程、高伝ば速度側に移行。

dl/dN とクリープ J 積分
 ΔJ_c の関係 (Fig.5)

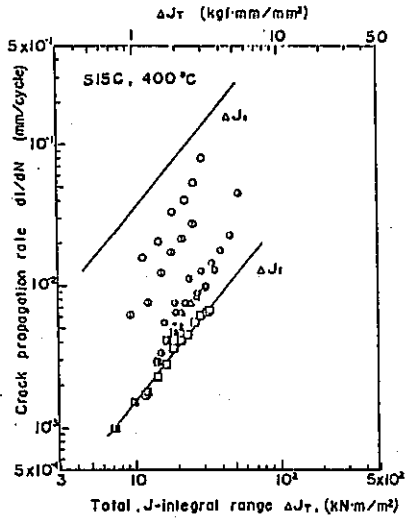


- $\nu < 0.0833 \text{ Hz}$ では

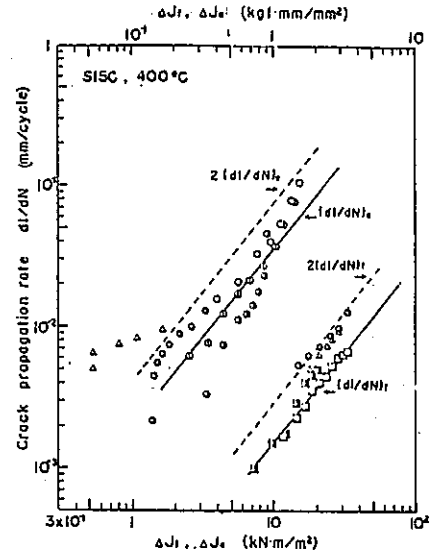
$$dl/dN = A_c \Delta J_c^{m_c} \dots\dots\dots (2)$$

- 三角波では、矩形波よりクリープが生じにくく、 ΔJ_c の値が小さく、上式より(1)式に近い。

dl/dNと全J積分範囲
△J_Tの関係 (Fig.6)

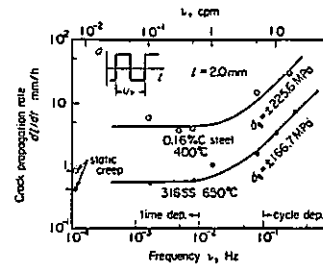
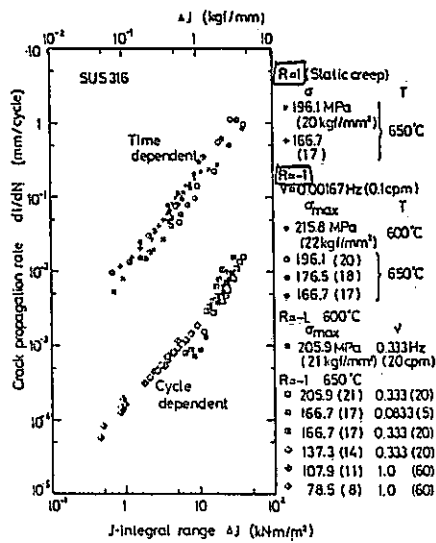


dl/dNと△J_f または
△J_cの関係 (Fig.7)



- $\Delta J_T = \Delta J_f + \Delta J_c$ とき裂伝ば速度を評価すると、実験結果は全て(1)および(2)の直線内に入り、 ΔJ_c の比率が大きくなる程、高伝ば速度側に位置する。
- (1), (2)式はき裂伝ば速度の上下限を与える。

- $\Delta J_f > 10\Delta J_c$ では(1)式 (繰返し数依存型)
- $\Delta J_f < 10\Delta J_c$ では(2)式 (時間依存型)



付図1 316 ステンレス鋼および S15C 鋼の高温低サイクル疲労き裂伝ば速度の周波数依存⁵⁾

S.Taira et al, Trans. ASME J. of Engng. Mat & Tech., 101 (1979) p.162

- S15Cに比べて、同一の ΔJ_c に対する dI/dN が大きい。
- $\Delta J_f < 100 \Delta J_c$ で時間依存性き裂伝ば挙動を示す。

- 図6の結果は、一見疲労とクリープの相互作用により、周波数毎にき裂伝ば速度が変化しているように思われる。
- 図7および付図1より、大部分の周波数に対して、き裂伝ば速度は、時間依存型か非時間依存型の、いずれかに支配されている。
- 相互作用はあっても高々2倍程度にしか伝ば速度は変化せず、むしろデータのバラツキの範囲内に入る。

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	23	抄録者 (所属)	近藤良之 (三菱, 高砂)		抄録 年月	59年4月
論文題目	304ステンレス鋼の高温低サイクル疲労き裂伝ば					
著者名	大谷隆一, 山田勝彦, 柏木隆文, 松原弘明		研究 機関	京都大学		
出典	日本機械学会論文集(A編) 48巻 435号 1982年 11月 PP.1378~1390					
研究目的	高温低サイクル疲労き裂伝ば, サイクリッククリープき裂伝ば, 動クリープき裂伝ばのメカニズム及び支配パラメータの検討					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播		④. 実験			
	2. クリープき裂伝播		B. 理論			
	③. クリープ疲労き裂伝播		C. 総論			
	4. 熱疲労き裂伝播		5. その他()			
実験方法 注1)	材 料	SUS304		試 験 片	中空薄肉円筒(切欠穴付)	
	温 度	650°C		制御方法	荷重制御	
	雰 囲 気	大 気 中		波 形	疲労サイクリッククリープ... PP, CC, PC, CP 動クリープ... 平均応力を有する正弦波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ J積分		推奨するパラメータ $\Delta J_f, \dot{J}, \Delta J_c$		パラメータ計測方法 き裂中央開口変位実測	
<p><主なる結果、結論>注2)</p> <p>(1) クリープ温度下の低サイクル疲労き裂伝ばには、繰返し数依存性を示すものと、時間依存性を示すものがある。</p> <p>(2) 繰返し数依存性き裂伝ばは $R < 0$ の場合に現われ、ストライエーションで伝ばし、繰返しJ積分 ΔJ_f で整理できる。</p> <p>(3) 時間依存性き裂伝ばのうち</p> <p>(i) 動クリープは R が1に近い高周波数域で現われ、伝ば速度は静クリープとほぼ等しい $dl/dt - J$ とほぼ等しい。</p> <p>(ii) サイクリッククリープは(2)の疲労き裂より低周波域で引張変形時にクリープが生じると現れる現象で、伝ば速度 dl/dN はクリープJ積分範囲 ΔJ_c で整理できる。</p>						
<p><抄録者所見></p> <p>高温低サイクル疲労き裂伝ばの全景を総括的に述べた論文で、この分野の研究の基本方向を示している。</p>						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

2. 試験片，波形

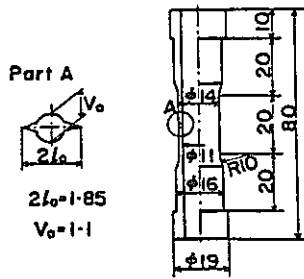


図1 試験片の形状と寸法

- き裂中央開口変位 V_0 を差動トランスで計測

3. 疲労き裂伝ば

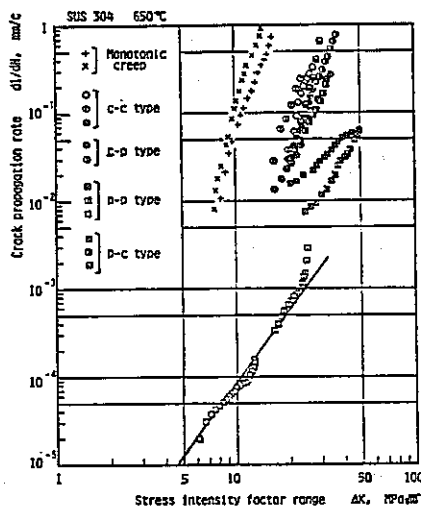


図4 4種類の応力波形によるき裂伝ば速度と弾性応力拡大係数範囲の関係

- 破面はストライエーション機構

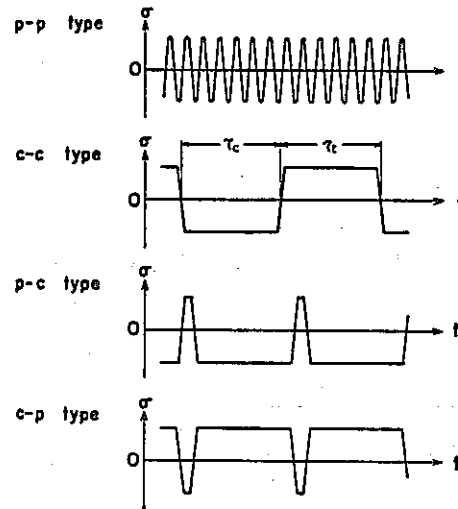


図2 疲労およびサイクリッククリープのき裂伝ば試験に用いた応力波形

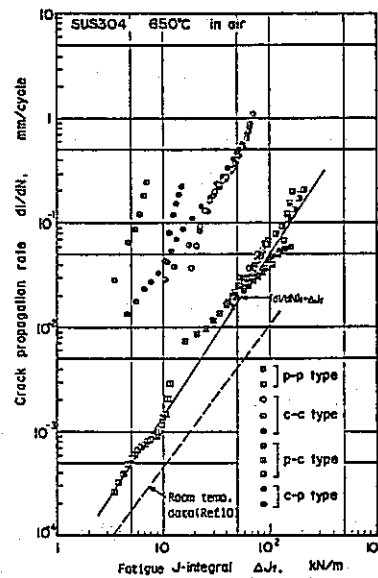


図5 き裂伝ば速度と疲労J積分範囲の関係

- 引張半サイクルの弾塑性できまり，圧縮時のクリープ (P-C) は効かない。
- CC, CPは上側へずれる。
- 繰返し数依存疲労き裂伝ばは繰返しJ積分 ΔJ_f で整理できる。

4. サイクリックリープき裂伝ぱ

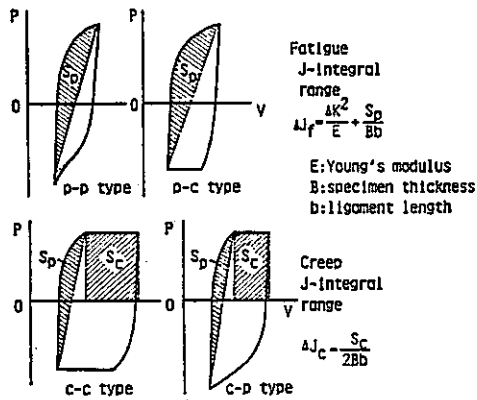


図6 4種類のP-Vヒステリシスループにおける疲労J積分範囲およびクリープJ積分範囲の求め方

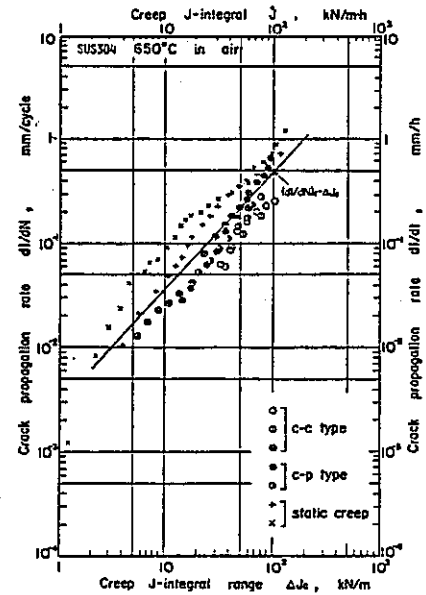


図9 c-c形およびc-p形波形によるサイクリックリープき裂伝ぱ速度とクリープJ積分範囲の関係、およびモニタリングクリープのき裂伝ぱ速度とクリープJ積分の関係

○ 破面は延性に富んだ粒界破面

- C-C, C-PはクリープJ積分範囲で整理できる。
- 波形依存性がなく(C-CとC-Pが同じ) 圧縮時クリープは効かない。

5. 動クリープき裂伝ぱ

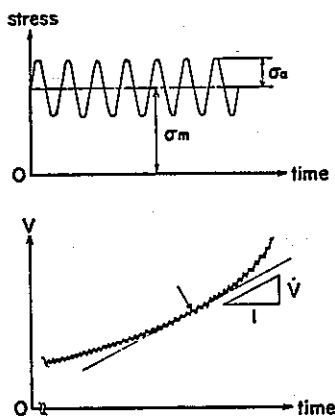
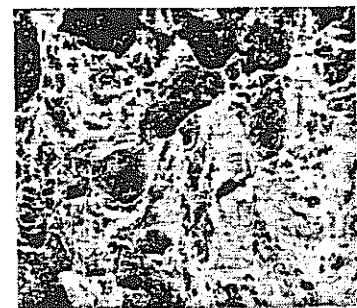


図11 動クリープの応力波形およびき裂中央開口変位曲線と開口変位速度のとり方

- $\dot{J} = (\sigma_e)_{net} \dot{V}$
- 動クリープ破面
 静クリープ破面とよく似ており数μmのディンプルRが小さい(R=0)とストライエーションが混じる。



(b) $R=0.87, \nu=5 \text{ Hz} (f=1.5 \text{ mm})$

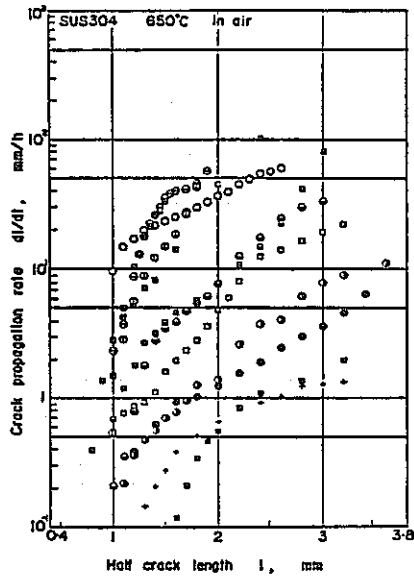


図 12 動クリープき裂伝ば速度の周波数および応力比依存性

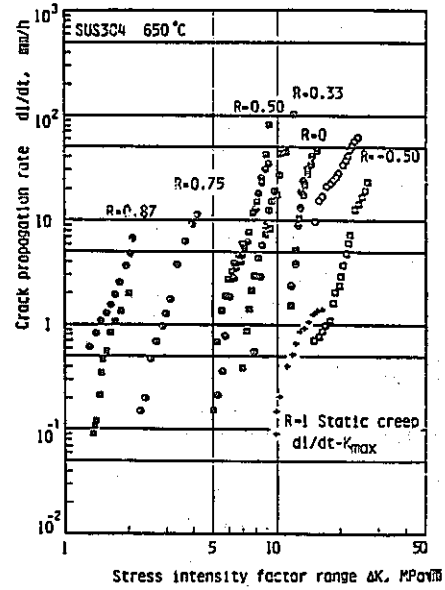


図 13 動クリープき裂伝ば速度および疲労 (R=-0.5) と静クリープ (R=1) のき裂伝ば速度と応力拡大係数範囲の関係

	Stress ratio $R = \sigma_{min} / \sigma_{max}$	Mean stress σ_m (MPa)	Stress amplitude σ_a (MPa)	Frequency ν (Hz)	Symbol in figures
Static creep	1	137.2	0	5	+
Dynamic creep	0.87	137.2	9.8	5 0.5	● ■
	0.75	137.2	19.6	5	○
	0.50	137.2	45.7	5 0.5	□ ◇
	0.33	137.2	68.6	5 0.5	▽ △
	0	102.9	102.9	5 0.5	□ ◇
	-0.50	44.1	132.3	5 0.5	□ ◇

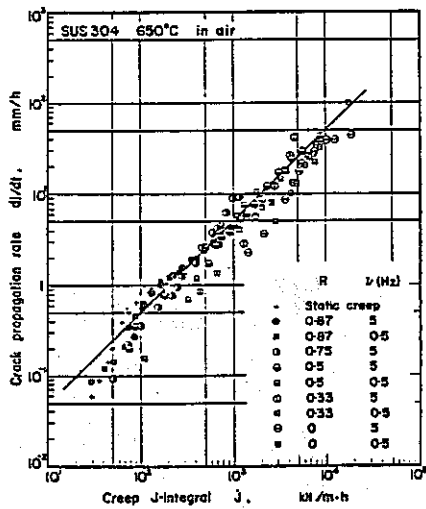


図 14 動クリープき裂伝ば速度とクリープ J 積分の関係

○ 動クリープはクリープ J 積分 J で整理できる。

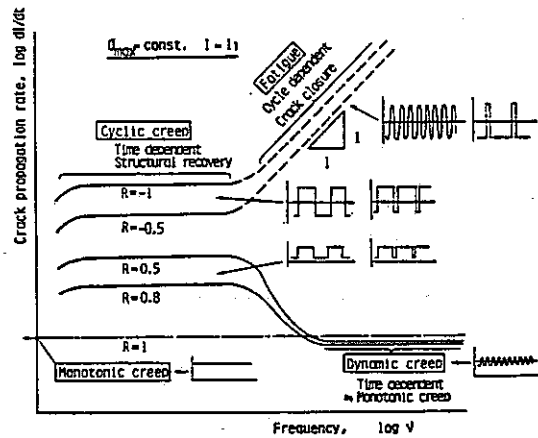


図 17 高温低サイクル疲労き裂伝ばの時間、繰返し数、周波数、応力、応力比および応力波形の依存性を示す説明図

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	24	抄録者 (所属)	尾 崎 哲 (東 芝)		抄録 年月	59年7月
論文題目	A COMPARISON OF THE STRAIN INTENSITY AND CYCLIC J APPROACHES TO CRACK GROWTH					
著者名	M. S. STARKEY and R. P. SKELTON		研究 機関	G. K. N. Technology Ltd., U.K. CEGB, U.K.		
出典	Fatigue of Engineering Materials and Structures 5巻 4号 1982年 月 PP. 329 ~ 341					
研究目的	高ひずみ疲労 (HSF) 及び線形弾性破壊力学 (LEFM) における繰返し J 積分 (ΔJ) と相当応力拡大係数 (ΔK_{eq}) の比較					
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播 Ⓐ. 実 験 2. クリープき裂伝播 B. 理 論 3. クリープ疲労き裂伝播 Ⓒ. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他 ()					
実験方法 注1)	材 料	AISI 316 他		試 験 片	中空円筒, 丸棒	
	温 度	625 °C 他		制御方法	ひずみ制御	
	雰 囲 気	真 空 中		波 形	(三角波)	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ ΔK_{eq} , ΔJ		推奨するパラメータ 同 左		パラメータ計測方法 $\sigma - \epsilon$ ヒステリシスカーブ	
< 主なる結果、結論 > 注2) (1) 繰返し J 積分 ΔJ と相当応力拡大係数 ΔK_{eq} との関係式 $\Delta K_{eq}^2 / E = \Delta J$ が、室温及び高温の引張・圧縮繰返し荷重下で高ひずみ領域に至るまで良好に成立する。 (2) ΔJ , ΔK_{eq} とともに、高ひずみ疲労下の微小き裂と線形弾性破壊力学下の長いき裂の進展速度を良く表す。 (3) ΔJ に対する貫通き裂より楕円き裂への換算係数が良く成り立つ。						
< 抄録者所見 >						

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

$$\Delta J = \left(1.12 \times \frac{2}{\pi} \right)^2 2\pi a (g(n)\Delta W_e + h(n)\Delta W_p) \quad (3)$$

$$\Delta K_{eq} = EY (q\Delta\epsilon_c + \Delta\epsilon_p) \sqrt{\pi a} \quad (5)$$

$$\Delta K_{eq}^2 = \left(2\pi a q^2 \Delta W_e + q\Delta W_p (1+n) + E \frac{\Delta\epsilon_p^2}{2} \right) \quad (7)$$

$$\Delta J \cong 2\pi a (g(n)q^2 \Delta W_e + h(n)q\Delta W_p) \quad (8)$$

$$\left(\frac{\Delta K_{eq}^2}{E} \right) / \Delta J = \frac{q^2 + 2qf + f^2}{q^2 g(n) + 2qf[h(n)/1+n]} \quad (9)$$

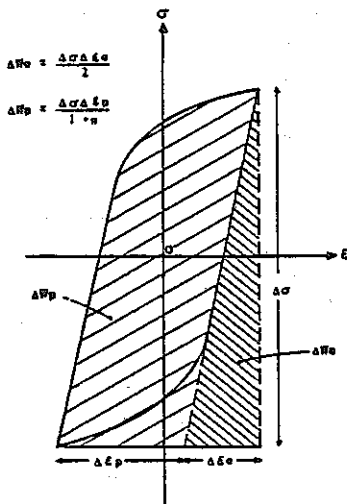


Fig. 1 Calculation of ΔW_p and ΔW_e from the hysteresis loop.

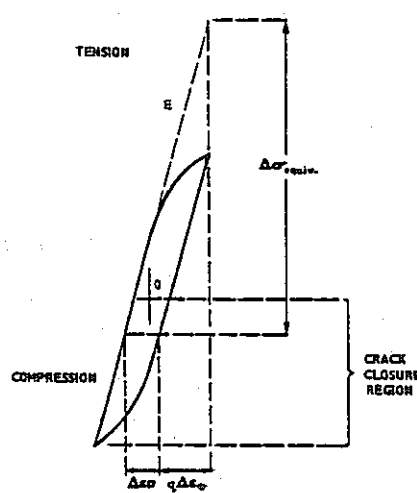


Fig. 2 (a) Definition of equivalent stress and strain.

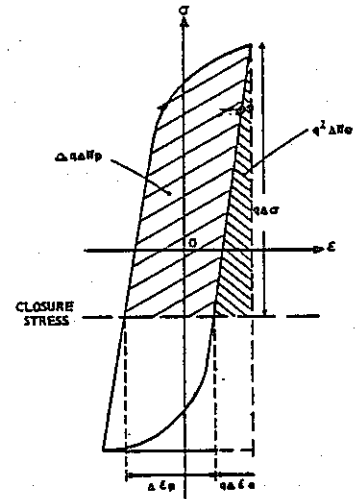


Fig. 2 (b) The effect of closure on strain energy.

Table 2 Comparison of ΔJ and equivalent stress intensity methods, equation (9).

Material	$\Delta\epsilon_e$	$\Delta\epsilon_p$	f	$\Delta K_{eq}^2/E$ divided by ΔJ	
				With Irwin factor	Without factor
60SM36	0.0048	0.0005	0.12	0.80	1.03
$n = 0.15$	0.0068	0.002	0.42	0.79	0.92
	0.0166	0.011	1.96	1.27	1.34
Ferritic	0.0026	0.0001	0.04	0.73	1.0
SG Iron	0.0036	0.0003	0.09	0.73	0.94
$n = 0.14$	0.006	0.0021	0.54	0.78	0.90
	0.010	0.0053	1.13	0.97	1.07
Pearlitic	0.0032	—	0	0.73	1.0
SG Iron	0.010	0.0038	0.613	0.82	0.93
$n = 0.14$	0.012	0.006	1.0	0.90	0.99

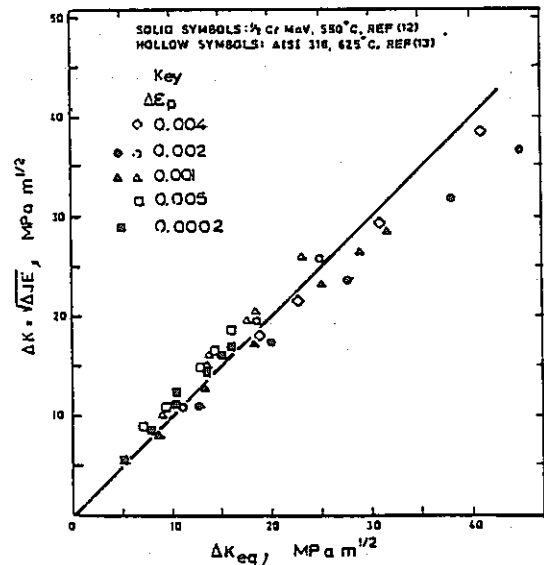


Fig. 3 Comparison of K values calculated by J and equivalent stress method.

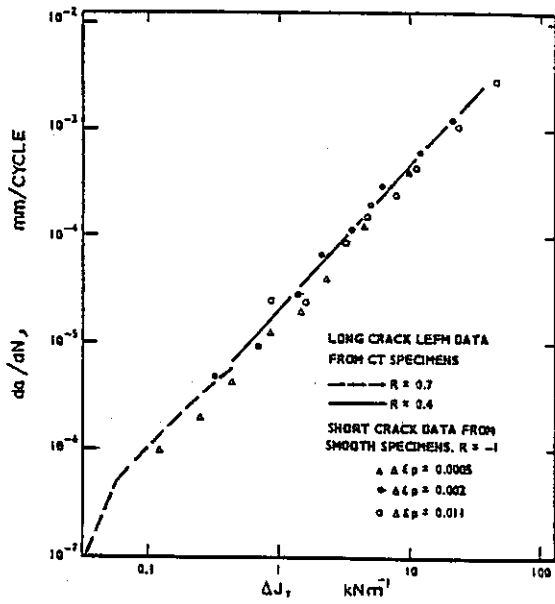


Fig. 4 Fatigue crack growth rates of 605M36 plotted against ΔJ .

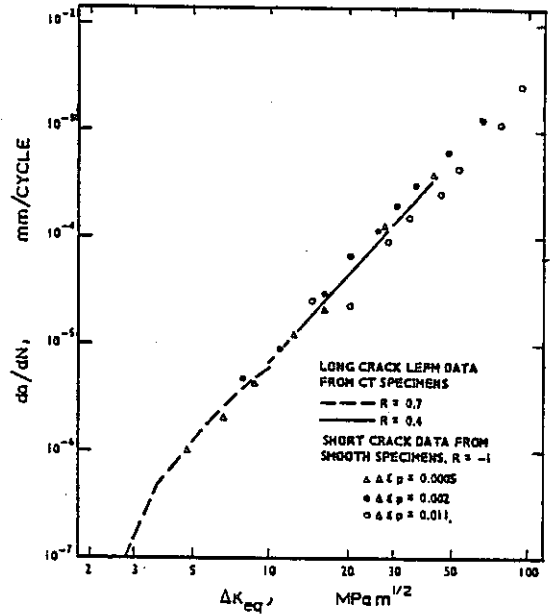


Fig. 5 Fatigue crack growth rates of 605M36 plotted against ΔK_{eq} .

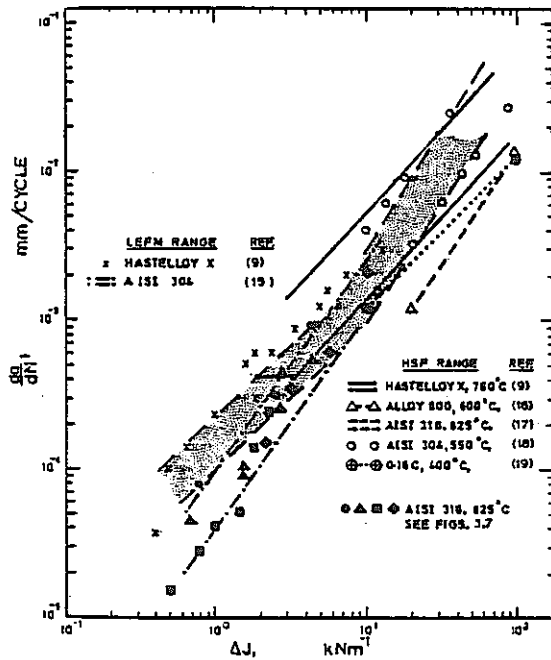


Fig. 6 Cyclic growth rates plotted against cyclic J.

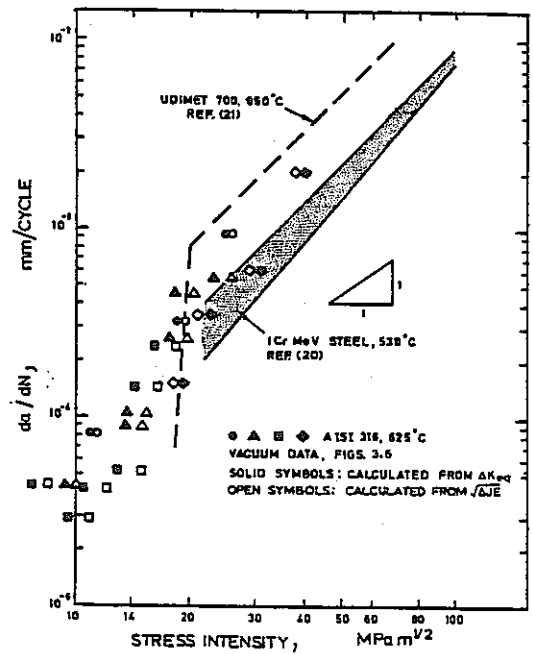


Fig. 7 Alternative presentation of elevated temperature data.

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	25	抄録者 (所属)	成 本 朝 雄 (川 鉄)	抄録 年月	59年6月
論文題目	Cavitation Damage and Creep Crack Growth				
著者名	R. Pilkington, D. A. Miller D. Worswick	研究 機関	Manchester Univ.		
出典	Metallurgical Transactions 12A巻 号 1981年 2月 PP.173~181				
研究目的	クリープき裂伝播モデルの、ミクロ的観察に基づく検討				
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 ④. 実 験 ② クリープき裂伝播 ⑤. 理 論 3. クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他 ()				
実験方法 注1)	材 料	1/2Cr-1/2Mo-1/4V steel	試 験 片	18.75 ^W ×12 ^t ×152 ^{GL} (mm); 予き裂 1/4W	
	温 度	823K	制御方法	荷 重	
	雰 囲 気	真 空	波 形	一定荷重	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ K, C*, δ	推奨するパラメータ	パラメータ計測方法		
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>923Kで $\dot{\epsilon} = 10^{-6}/S$ にて予ひずみを0.26%, 0.58% 与えた材料について、クリープき裂進展試験を行なった。キャビティーのミクロ的観察結果に基づきこれまでに提案されている5つのモデルを検討した。結果は以下のごとし</p> <p>(1) Kの初期値と破断寿命の間に相関があり、予歪の影響が明らかにされる。 この差は $(da/dt)_{min}$ の差である。</p> <p>(2) da/dt と $\dot{\epsilon}$ あるいは $C^*(\dot{\epsilon})$ の間には、予歪量によらず一定の相関がみられる。</p> <p>(3) 923Kでは平坦な粒界キャビティがみられ、823Kでは球状キャビティーが現われる。 クリープき裂はキャビティーの合体によって進展する。</p>					
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>クリープき裂進展機構に関して提案されている5つのモデルを、キャビティーのミクロ的観察結果に基づいて議論しており、基礎的考察に参考になる。</p>					

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

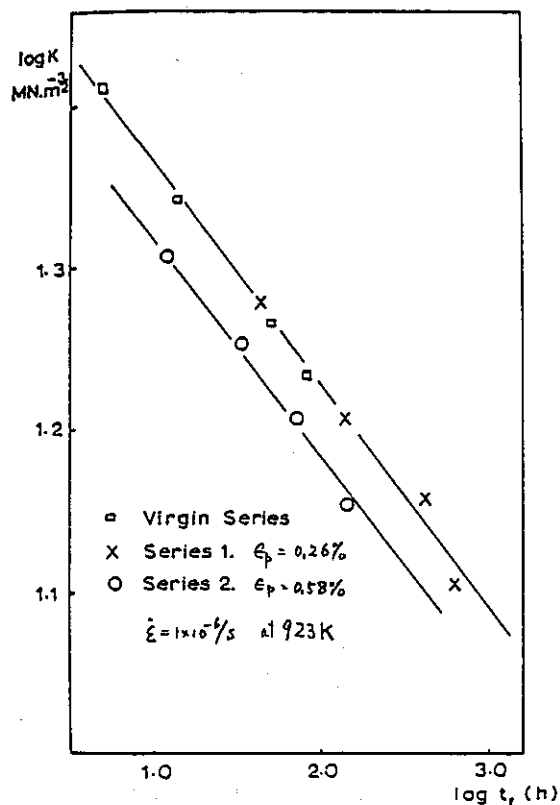


Fig. 1 Variation of time to failure with initial stress intensity factor.

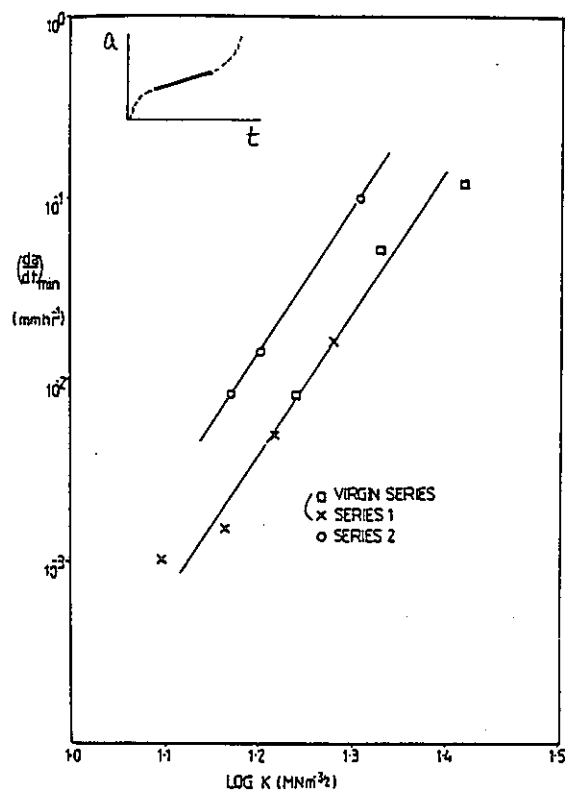


Fig. 2 Variation of minimum crack growth rates against initial stress intensity factor.

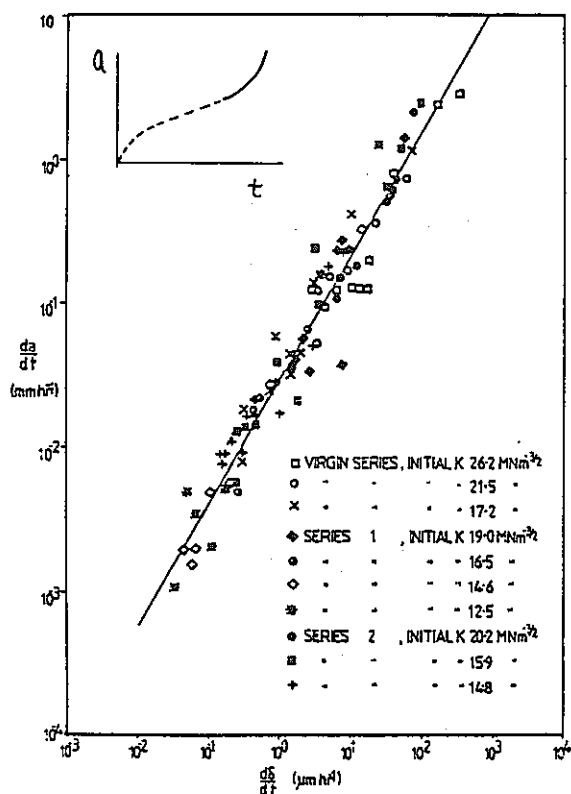


Fig. 3 Variation of accelerating crack growth rates against crack opening displacement rates.

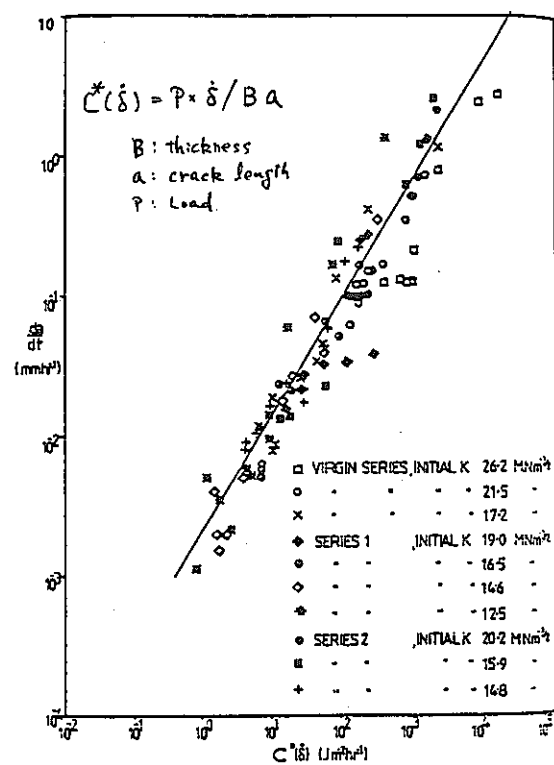


Fig. 5 Variation of accelerating crack growth rates against parameter $C^*(\delta)$.

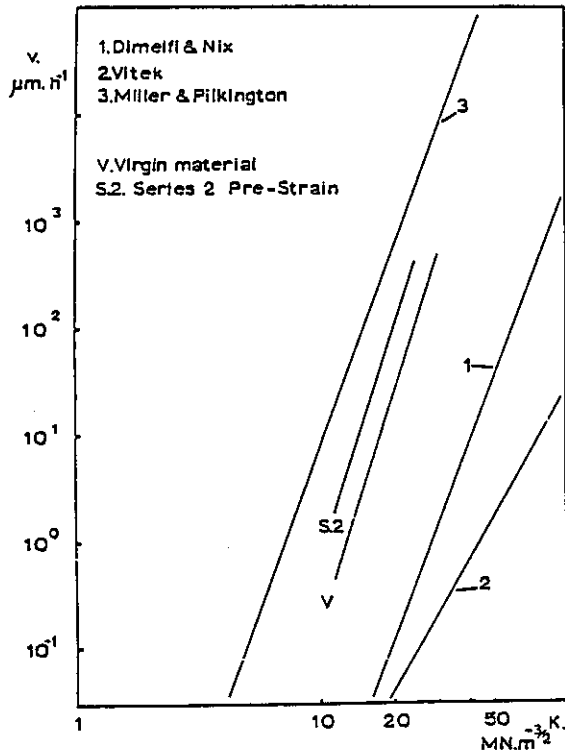


Fig. 10 Comparison of predicted and experimental steady state crack growth rates as a function of stress intensity factor.

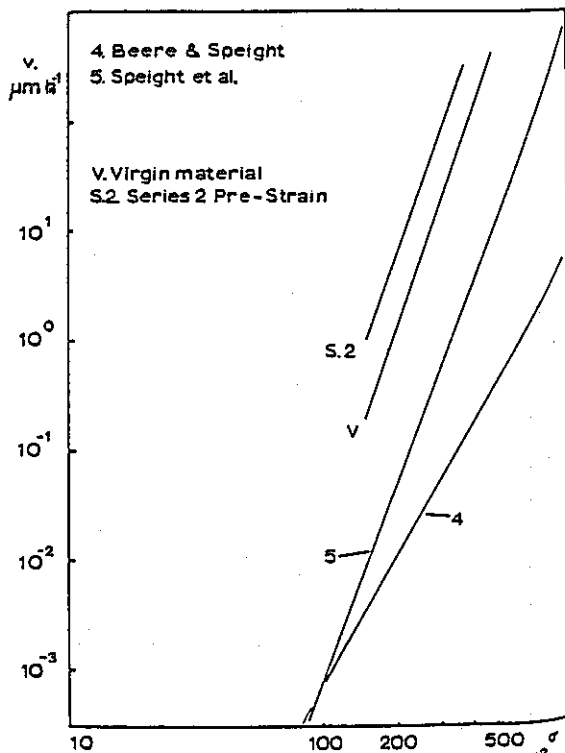


Fig. 11 Comparison of predicted and experimental steady state crack growth rates as a function of net section stress.

Table II Summary of size and spacing measurements of carbides and cavities

Carbides	Mean Diameter (μm)	Mean Spacing (μm)
VC (matrix)	0.041	0.11
VC (grain boundary)	0.21	0.28
M ₂ C (grain boundary)	1.08	5.14
Predamage cavities		
Series 1	1.29	1.91
Series 2	1.85	2.35
Creep crack cavities		
Virgin	0.62	0.63
Series 1	1.04	1.05
Series 2	1.01	1.02

APPENDIX

Difference Crack Growth Equations Examined

$$v = \frac{2A' \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{(n-1)} \cdot \left(\frac{3}{2n \cdot \sqrt{2\pi}}\right)^n}{(n-2) \cdot \left(\ln \frac{\lambda}{2a_0}\right) \cdot \left(\frac{\lambda}{2}\right)^{(n-2)/2}} \cdot \left[\frac{K}{\mu}\right]^n \quad [1]$$

where $\dot{\epsilon}_c = A' \cdot \sigma^n$, and: $A' = A \cdot D_v \cdot \frac{\mu b}{kT} \cdot \left(\frac{1}{\mu}\right)^n$

Dimelfi and Nix.

$$v = \frac{0.516 D_{gb} \cdot \delta \cdot \Omega \cdot \mu}{kT \cdot d^2} \cdot \left[\frac{K}{\mu}\right]^4 \quad [2]$$

Vitek

$$v = A \cdot D_v \cdot \frac{\mu b}{\lambda \cdot kT} \left(\frac{K}{\mu}\right)^n \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{\alpha\pi}}\right)^n \cdot \frac{1}{(n/2 - 1)} \cdot \frac{L^{-n/2+2}}{\ln(\lambda/2a_0)} \quad [3]$$

Müller and Pilkington

$$v = 0.63 \cdot \left[A \cdot D_v \cdot \frac{\mu b}{kT} \cdot \left(\frac{\sigma}{\mu}\right)^n\right]^{1/2} \cdot \left[\frac{kT}{D_s \cdot \gamma_s \cdot \Omega^2 \cdot X}\right]^{1/2} \cdot \left[\frac{D_s \cdot \delta \cdot \Omega \cdot \sigma}{kT}\right] \quad [4]$$

Beere and Speight

$$v = \frac{5 \cdot \Omega \cdot \pi(1 - \nu)}{6(kT)^{1/3} \cdot \mu \cdot (\gamma_s \cdot \Omega^{4/3})^{2/3}} \cdot \frac{(D_{gb} \cdot \delta)^3}{D_s^2} \cdot \sigma^6 \quad [5]$$

Speight *et al.*

文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	26	抄録者 (所属)	高 島 弘 教 (新日本製鉄佛 (代: 田中洋一) (第二技術研究所)	抄録 年月	59. 7. 12
論文題目	AISI 304SSのクリープ亀裂成長挙動の J^* による整理 (J^* Characterization of Creep Crack Behavior for AISI 304SS)				
著者名	G.G.Musicco, D.J.Boermen R.Matra, G.Piatti G.Bernasconi	研究 機関	Commission of European Communities Istituto di Meccanica e Costruzioni di Macchine		
出典	Trans 6th SMiRT L514 巻 号 1981年 月 PP. ~				
研究目的	クリープ亀裂成長速度の非線型破壊力学の適用性を評価する。 (各種の J^* 簡易評価式の検討)				
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	1. 疲労き裂伝播 ①. 実 験 ② クリープき裂伝播 B. 理 論 3. クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 5. その他()				
実験方法 注1)	材 料	AISI 304 SS	試 験 片	CT (CW = 40, B = 15mm)	
	温 度	550℃	制御方法	油圧サーボによる変位速度制御	
	雰 囲 気	大 気 中	波 形	—	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ J^*	推奨するパラメータ J^*	パラメータ計測方法 a = 読み取り顕微鏡		
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>CT試験片によるクリープ亀裂の成長速度を5種類のJ^*簡易評価式により整理した(別紙)。式(1)~(5)のうち、(3)式を除く4種類は平面応力、平面歪にかかわらず、結果はよい一致を示し $\dot{a} = AJ^{*2}$ という整理が可能である。(3)式が一致しなかったのはサイド・グループ付の試験片について求められた式だからであろう。</p> <p>初期のクリープ破面は粒界破壊を示し、サブ・クラックが多くみられるが、最終破面に近づくにつれて粒内破壊が現れ、またサブ・クラックは減少した。</p>					
〈抄録者所見〉					

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

CT 試験片に対する J^* 評価式

(1) $J^* = 2 \frac{P}{bB} \dot{\Delta}$ (Δ 荷重点変位
 $b = W - a$)

Koterazawa and Mori (1977)

(2) $J^* = 2 \frac{n}{n+1} \frac{P}{bB} \dot{\Delta}$ ($\dot{\epsilon} = A_n \sigma^n$)

Musicco et al. (1980)

(3) $J^* = \frac{n}{n+1} \frac{P}{aB_c} \dot{\Delta}$ (B_c : 亀裂部の厚さ)

Webster and Nikbin (1980)

(4) $J^* = \frac{n}{n+1} \left[-\frac{1}{m} \frac{dm}{d(a/w)} \right] \frac{P}{WB} \dot{\Delta}$ ($m = m(a/w)$: 無次元パラメータ)

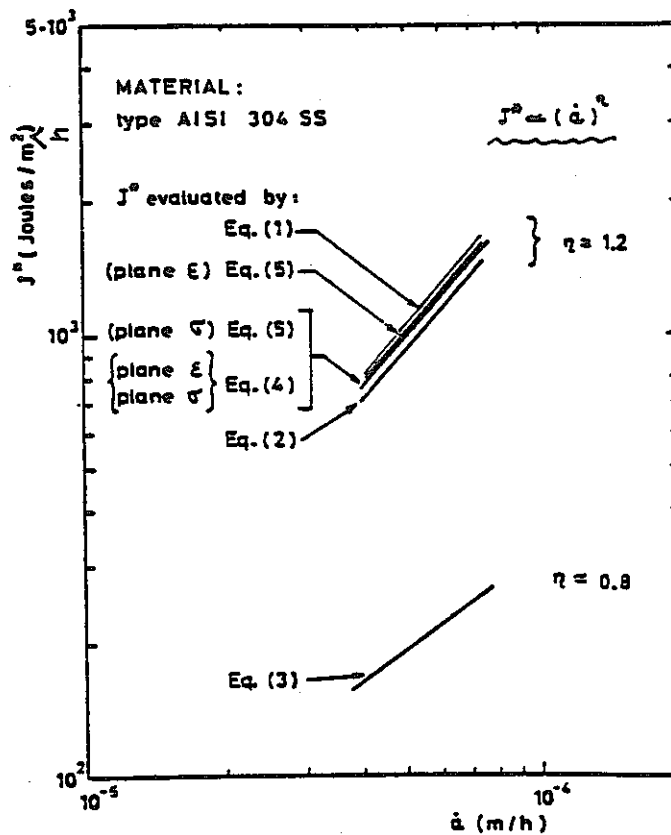
Ellison and Harper (1978)

(5) $J^* = \beta \frac{P}{bB} \dot{\Delta}$ ($\beta = \beta(\frac{a}{w}, n)$: 無次元パラメータ)

Goldmen et al. (1975)

Ashby et al. (1980)

Musicco et al. (1980)



文 献 整 理 表

日本溶接協会 FCC小委員会

文献番号	28	抄録者 (所属)	紀 博 徳 (三菱重工, 長崎研)	抄録 年月	59年3月
論文題目	スロープライン制御法による弾塑性疲労き裂成長挙動の評価と高温域への適用				
著者名	紀 博徳, 山内英和 中野庄喜, 中島慶一	研究 機関	三菱重工業㈱ 長崎研究所		
出典	日本材料学会第25回破壊力学部門委員会資料, 1983-10 及び三菱重工技報 18巻 6号 1981年 11月 PP. 801~808				
研究目的	弾塑性領域の疲労き裂成長評価に有望なパラメータを明確にすると共に, 効率的な試験法を検討				
文献分類 (○をお 付け下さ い複数可)	① 疲労き裂伝播 (A). 実 験 2. クリープき裂伝播 B. 理 論 ③ クリープ疲労き裂伝播 C. 総 論 4. 熱疲労き裂伝播 (D) その他 (試験法)				
実験方法 注1)	材 料	2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼 (A387 Gr.22 及び長期使用材)	試験片	CT, CCT	
	温 度	RT, 570°C	制御方法	スロープライン制御法	
	雰 囲 気	大 気 中	波 形	三角波	
破壊力学 パラメータ	使用しているパラメータ $\Delta K, \Delta J$	推奨するパラメータ ΔJ	パラメータ計測方法 荷重-変位曲線を利用した実験的 簡便法		
<p>〈主なる結果、結論〉注2)</p> <p>弾塑性疲労き裂成長挙動を支配するパラメータや効率的に $da/dN - \Delta J$ 関係を得る試験法について検討している。</p> <p>(1) 室温において、荷重負荷形態、試験片形状・板厚が大きく異なる CCT 試験片 (引張り) 及び CT 試験片 (曲げ) を用いた試験により、弾塑性疲労き裂成長挙動を支配するパラメータとして ΔJ が有望であることを示している。</p> <p>(2) 長いき裂を有する破壊力学試験片を使用したスロープライン制御試験法は、従来の試験法に比べて種々の特徴を有し、弾塑性領域の疲労き裂成長の基礎データを効率的に得る方法として有効であることを示している。また、EPRI弾塑性き裂解析ハンドブックを使用してスロープライン制御法の荷重・変位条件を簡便に決定する方法についても提案している。</p> <p>(3) スロープライン制御法を高温疲労き裂成長試験に適用し、高温域でも ΔJ が有望なパラメータであることを示すと共に、$da/dN - \Delta J$ 関係が、0.015cpm ~ 5cpm の範囲にわたって一致するとの結果を示している。</p>					
<p>〈抄録者所見〉</p> <p>スロープライン制御法の高温域への適用については、種々の材料・荷重条件 (保持, 繰返し速度など) に対する詳細検討が望まれる。</p>					

注1.) 高温き裂伝播試験法に有用な文献は、別途アンケート用紙に詳細を記入の上添付して下さい。

注2.) 別紙に必要な結果の図表を添付して下さい。

スロープライン制御法の高温疲労き裂成長挙動評価への適用

Table 1 Tested material.

(Long term service material
2¼ Cr-1 Mo steel)

Chemical compositions(%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0.11	0.42	0.52	0.008	0.006	2.10	0.91

Mechanical properties

Temp. (°C)	$\sigma_{0.2}$ (kgf/mm ²)	σ_B (kgf/mm ²)	El. (%)	R.A. (%)
27	18.5	44.2	34.2	67.7
570	12.7	22.3	45.2	72.2

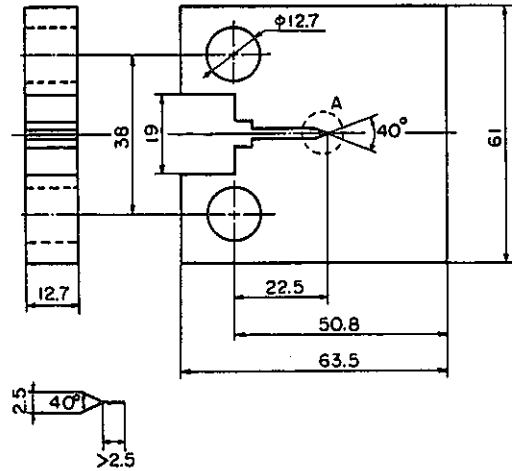


Fig. 1 Dimensions of CT specimen.

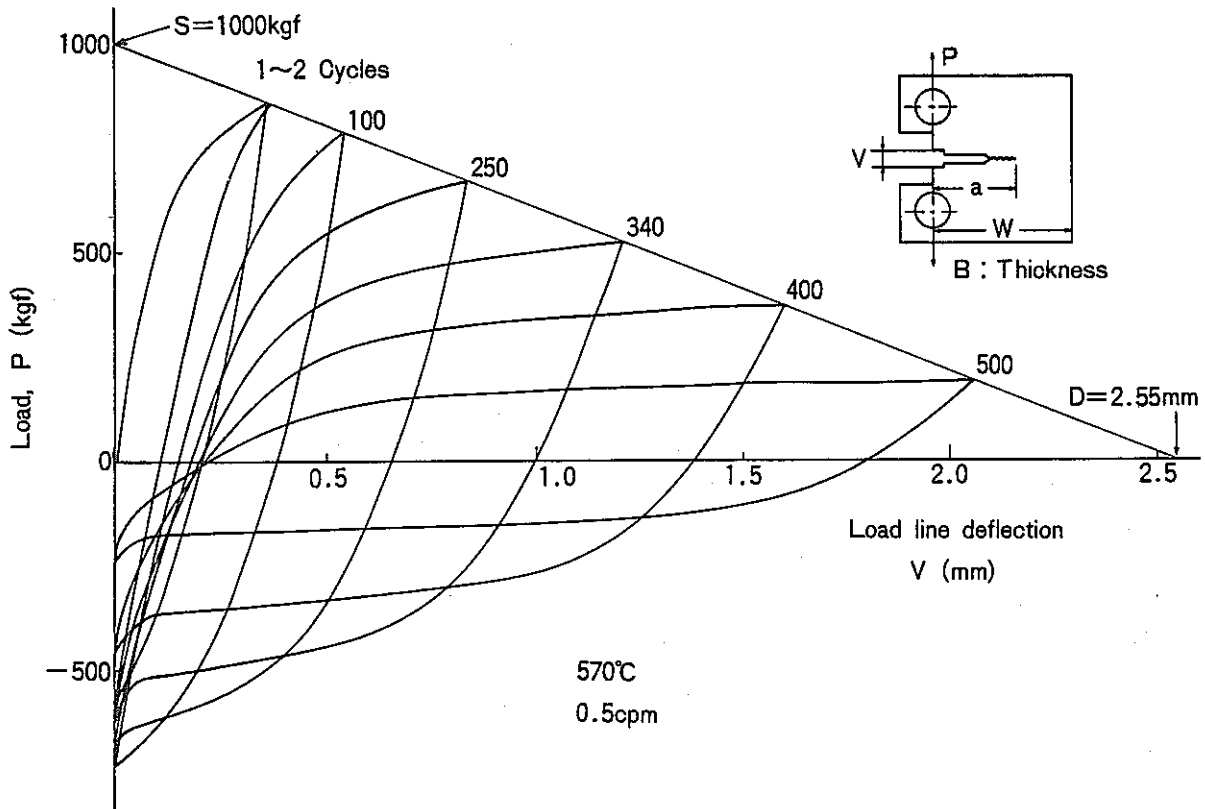
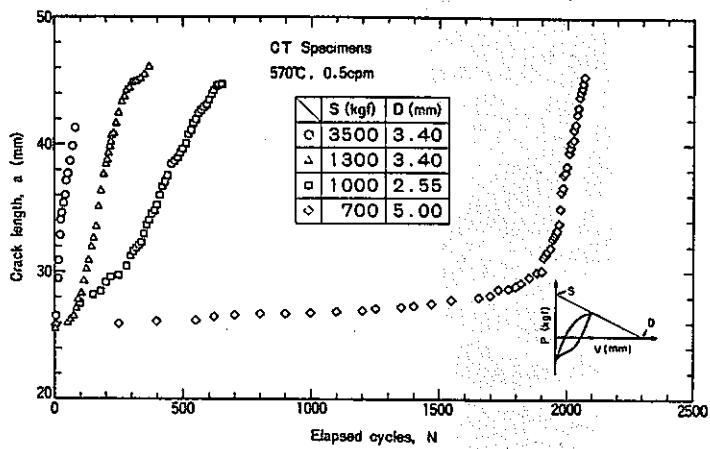
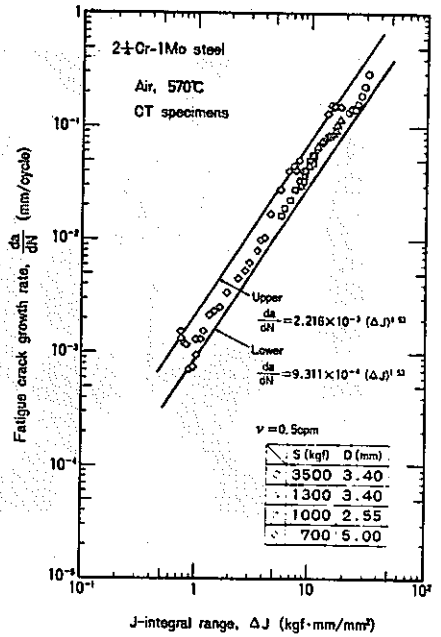


Fig. 2 Load vs. load-line deflection hysteresis loops of CT specimen under slope line control at elevated temperature.

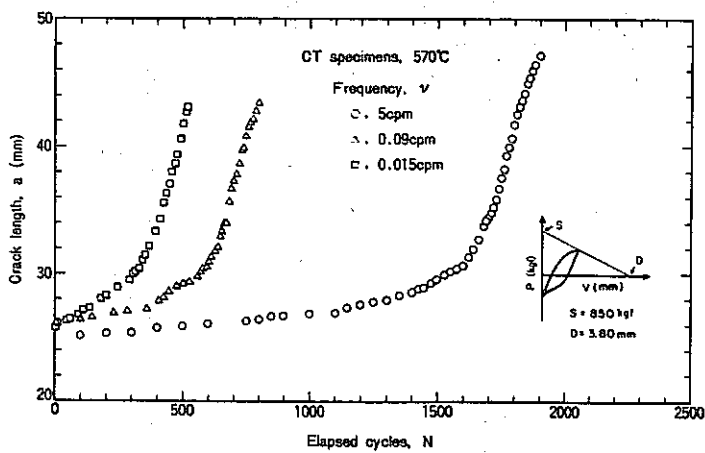


(a) Crack length vs. elapsed cycles

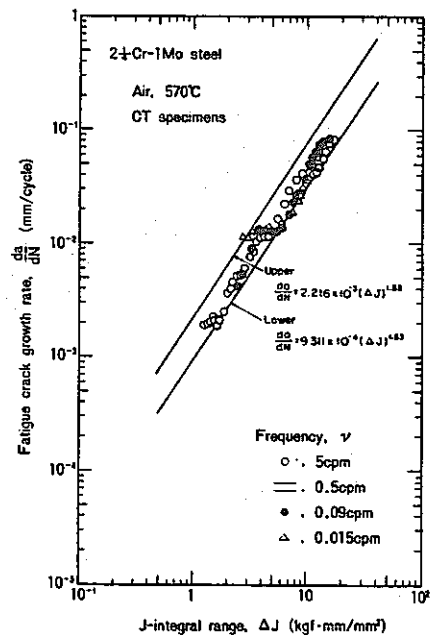


(b) Fatigue crack growth rate vs. ΔJ

Fig. 3 Elastic-plastic fatigue crack growth behavior at elevated temperature.



(a) Crack length vs. elapsed cycles



(b) Fatigue crack growth rate vs. ΔJ

Fig. 4 Influence of frequency on high temperature fatigue crack growth behavior.

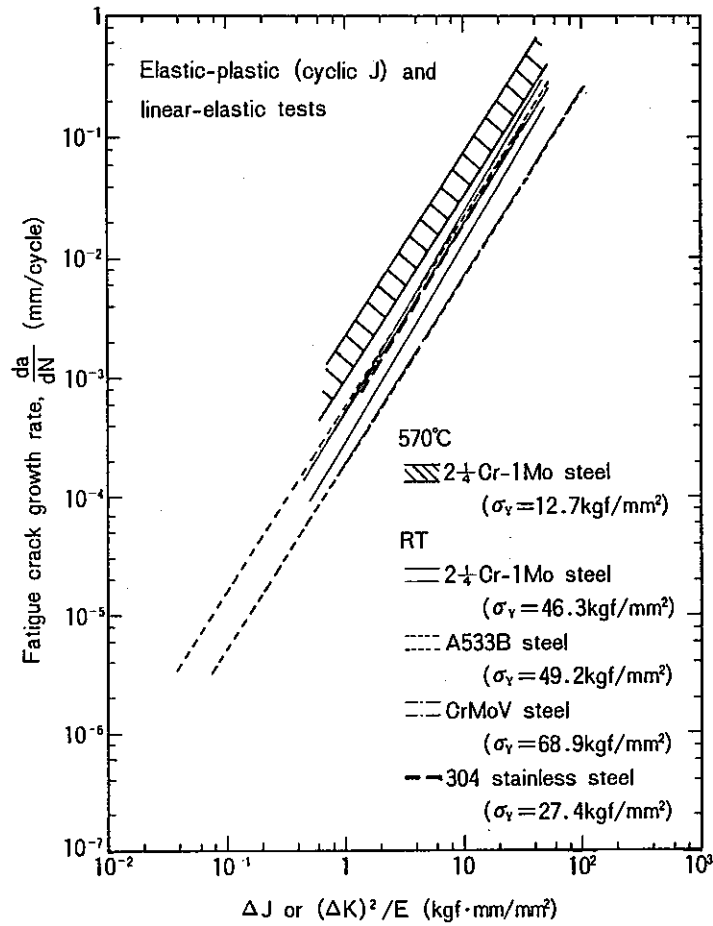
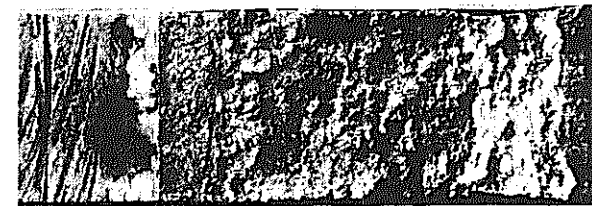
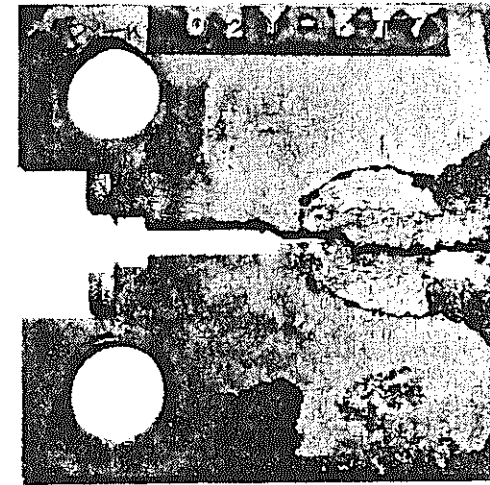


Fig. 5 Influence of temperature on elastic-plastic fatigue crack growth properties.



570°C, 0.015 cpm
S = 1050 kg
D = 4.50 mm

Fig. 6 Fracture appearance.

Appendix B. スロープライン制御法の試験条件の決定法

供試材のRamberg-Osgood式を求め、さらにEPRI Ductile Fracture Handbook B.1) を使用して、弾塑性応力状態におけるJ積分値・荷重線変位(V)を推定する。疲労き裂成長試験の初期及び最終状態のP, V推定値からスロープライン制御法の荷重・変位条件(S, D)を決定する。

例) CT試験片を用いた場合

(1) 単調増加荷重時のJ値, V値

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \quad \leftarrow \text{引強特性より}$$

$$J = J_{\text{elastic}} + J_{\text{plastic}}$$

$$V = V_{\text{elastic}} + V_{\text{plastic}}$$

$$J_{\text{elastic}} = \frac{K^2}{E} = \left(Y \frac{P}{B\sqrt{W}}\right)^2 / E$$

Y ; ASTM E399

$$V_{\text{elastic}} = \frac{P}{BE} Y'$$

Y' ; Saxena & Hudak

$$J_{\text{plastic}} = \alpha \epsilon_0 \epsilon_0 (W-a) h_1 \left(\frac{P}{P_0}\right)^{n+1}$$

$h_1(a/W, n)$; EPRI Handbook (平面応力)

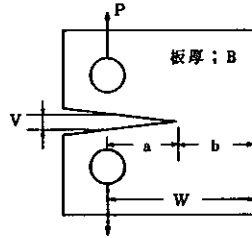
$$P_0 ; 1.072 \eta (W-a) \sigma_0 B$$

$$\eta = \sqrt{(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2} - (2a/b + 1)$$

$$b = W - a$$

$$V_{\text{plastic}} = \alpha \epsilon_0 a h_3 \left(\frac{P}{P_0}\right)^n$$

$h_3(a/W, n)$; EPRI Handbook (平面応力)



(2) 繰返し荷重時のΔJ値, ΔV値

ΔJ及びΔV計算における材料の構成式は、サイクル中の応力-ひずみヒステリシスループのUpper Branchが必要となり、Ramberg-Osgood式で表わされた繰返し応力-ひずみ曲線の σ_0, ϵ_0 を

$$\sigma_0 \rightarrow \Delta \sigma_0 (=2\sigma_0)$$

$$\epsilon_0 \rightarrow \Delta \epsilon_0 (=2\epsilon_0)$$

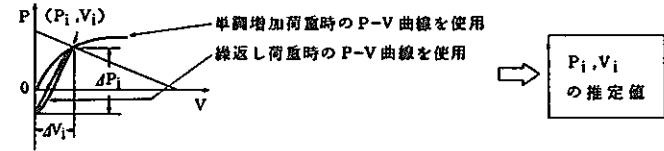
と置き換え、 J_{plastic} などについても同様の修正を施す。

$$\Delta J_{\text{plastic}} = 4\alpha \epsilon_0 \epsilon_0 (W-a) h_1 \left(\frac{\Delta P}{\Delta P_0}\right)^{n+1}$$

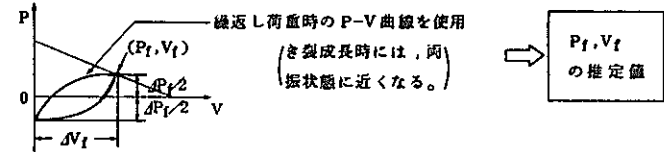
$$\Delta P_0 ; 2.144 \eta (W-a) \sigma_0 B$$

$$\Delta V_{\text{plastic}} = 2\alpha \epsilon_0 a h_3 \left(\frac{\Delta P}{\Delta P_0}\right)^n$$

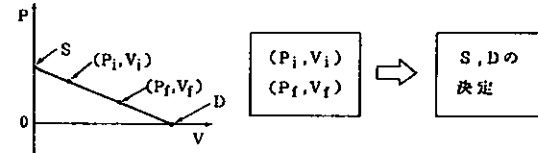
(3) 初期値の推定 ($a=a_i, \Delta J=\Delta J_i$)



(4) 最終値の推定 ($a=a_f, \Delta J=\Delta J_f$)



(5) スロープライン制御法の荷重・変位条件の決定



B.1) V. Kumar, M.D.German and C.F.Shib, "An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis," EPRI Topical Report NP-1931, (1981)