

本資料は2001年10月23日付けで
登録区分変更する。 [技術展開部技術協力課]

配布限定

PNC SJ225 85-03

JWES-AE-8504

分

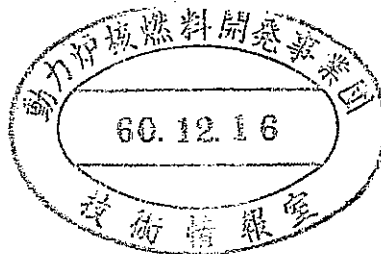
昭和59年度動力炉・核燃料開発事業団委託研究

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(II)

<契約件名：高速炉構造材料の疲労き裂進展挙動特性に関する試験研究(II)>

成果報告書

昭和60年2月



社団法人 日本溶接協会
原子力研究委員会
F C C 小委員会

本資料は、核燃料サイクル開発機構の開発業務を進めるために作成されたものです。したがって、その利用は限られた範囲としており、その取扱には十分な注意を払ってください。この資料の全部または一部を複写・複製・転載あるいは引用する場合、特別の許可を必要としますので、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)



配 布 限 定
PNC^TJ 225 85-03
JWES-AE-8504
1985年2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(Ⅱ)*

日本溶接協会原子力研究委員会
F C C 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であって、このために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、データの蓄積なら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カ年にわたる1連の試験研究の第二年度にあたる。

第1年度は、その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づく予備的研究を行った。即ち、

- 1) クリープ疲労き裂伝播の研究の現状を把握するためのアンケート及び文献調査
- 2) SUS 304 こうをもちいた 650 °Cにおけるクリープ疲労き裂伝播に関する予備試験
- 3) 弾塑性クリープ有限要素解析による実験の支援

文献調査の結果とし、より妥当な実験方法、より妥当な破壊力学パラメータについて示唆を得た。更に文献抄訳集、関連文献リストも作成した。

予備実験はSUS 304 鋼のCCT試験片、CT試験片、SEN試験片、中空円筒試験片を用い、三角波と10分保持の台形波で行った。更に試験方法の標準化に向けてCCTのJ積分範囲測定に用いるゲージ長さを2種類に変えた実験も行った。その結果、ゲージ長さ=5 mmでJ積分範囲を測定すれば、試験片の形状や制御方法、負荷レベルの違いにかかわらず、 $da/dN-\Delta J$ の関係は一定であることが分かった。10分保持試験結果についてもクリープJ積分範囲がよさそうであるが、バラツキなどの点でまだ検討の余地があった。また、制御方法として、スロープライン法の有効性についても確認することができた。

第1年目の解析はJ積分の簡易評価法の検討のために実験で用いたCCT試験片のFEM弾塑性クリープ解析を行い、積分値の積分経路独立性、簡易評価法における開口変位測定場所による差などについて検討を行った。

* 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

本年度は

- 1) 各種パラメータの比較検討のため長時間試験のデータ収集
- 2) 試験方法の標準化のために試験片サイズの影響の実験的検討
- 3) 試験方法の標準化のために温度分布の影響の解析的検討
- 4) CCT試験を用いた試験方法の標準化のために(多直線近似応力ひずみ曲線を用いて) J積分範囲用ゲージ長さの影響に関する解析的検討

を行った。

その結果、次のような結論を得た。

- 1) 各種の1時間周期の疲労試験結果を ΔJ_c で整理すると試験片形状や荷重波形や制御方法に依存しないで1つの相関関係が得られることがわかった。そのデータのバラツキもかなり小さかった。

変位保持のように顕著なクリープ成分が出ない場合についてき裂進展速度データの整理方法及び ΔJ_c の求め方について提案し、実験データに適用しその有効性が確かめられた。

- 2) 試験片サイズの影響については、1年度の試験片の半分のサイズの試験片ではCTかCCTかに関係なく昨年度のデータと同じ da/dN vs ΔJ_c 関係が得られた。しかし、昨年度の2倍の試験片の結果では、大きい方の試験片の結果が少し早い伝播速度を示す傾向があるようである。

- 3) 上下方向に $\pm 5^\circ\text{C}$ の温度分布をつけた場合とつけない場合のJ積分をFEMで計算した結果によると両者の差は約15%程度であり、工学的にはあまり問題にならない程度であることがわかった。

- 4) 構成式に多直線近似の応力ひずみ関係を用いてFEMで求めたJ積分値と簡易J値決定法で求めたJ積分値とを比較検討した結果、ゲージ長0mmで開口変位を計れば妥当なJ積分値が得られること、また、ゲージ長5mm程度でもき裂全長が2mm以上であれば問題なさそうであることがわかった。更に、これら解析で計算したJ値が実験で求めた値と良く一致することも確認した。

また、CCT試験片で開口変位を試験片の側面(き裂からもっとも遠い面)で測定しJ積分をもとめるのは間違った値を計算することがあるので注意が必要である。



Not for Publication
PNC/SJ 225 85-03
JWES-AE-8504
February, 1985

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

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

Abstract

The development of the fracture mechanics approach for an integrity assessment of high temperature structures of LMFBR is needed. For that purpose, present study aims at the determination of a standard test technique, an accumulation of necessary data and the selection of reasonable fracture mechanics parameters for creep-fatigue crack propagation analysis in high temperature components of LMFBR structures. This report summarises the second year activity of a series of three years activities.

During the first year, following studies were performed.

- 1) Critical survey of relating publications published after 1978 in order to make clear the state of arts of creep fatigue crack propagation study.
- 2) Experimental studies on creep-fatigue crack propagation behaviors of SUS304 stainless steel at 650°C.
- 3) Finite element inelastic (elastic-plastic-creep) analysis to support the experimental works.

As results of the critical survey of the literature and of inquiries to outstanding Japanese research groups of high temperature strength, many useful suggestions were obtained concerning testing techniques, data trends and available fracture mechanics parameters. The brief summaries of selected literatures and list of the important publications were prepared. The data on the type 304 stainless steel were collected.

The preliminary experiments were performed on CCT, CT, SEN and hollow cylinder specimens at 650°C under triangular and trapezoidal waves with 10 minutes hold time. The experiments with two extensometers for the measurements of the cyclic deformation were also performed for standardization of the testing technique. It was found that the J-integral measured with 5 mm gage length could be used to represent crack propagation behaviors being independent of the type of specimen, cyclic load level and the mode of control. The

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

** University of Tokyo.

data under the trapezoidal wave can be represented by J-integral although the scatter of the data was relatively large. The usefulness of the sloping method were also noticed.

In order to examine the simplified experimental method of the J-integral determination, the FEM inelastic analysis of a CCT specimen which was used in the experiments were performed. From the FEM analysis, the path independence of the J-integral were confirmed and the effect of the gage length for the simplified method were discussed.

On the basis of first year results, the following research topics were selected for cooperative research activity.

- (1) Crack propagation behavior under one hour cyclic period
- (2) The effect of specimen size on the crack propagation behavior
- (3) The effect of the temperature distribution on the ΔJ -integral value
- (4) The appropriate gage length for the crack center opening displacement (CCOD) measurement for the simplified method of determining the J-integral values in the CCT specimen.

As the results of these studies, following conclusions were obtained.

(1) The $da/dn \Delta J_c$ relations of all experiments of one hour cyclic period under the variety of test conditions were found to be nearly equal to each other. The scatter of the data points were smaller than the results of the last year.

Two simplified methods for determining the ΔJ_c integral values of the deformation controlled experiments were compared and it was found that the ΔJ_c -integral values obtained by these methods were nearly equal to each other. The $da/dn \Delta J_c$ relation obtained by these two ΔJ_c 's were nearly equal to those obtained for the load controlled tests (the definition of the ΔJ_c for load controlled test were already proposed).

(2) Concerning the effect of the specimen size, two sizes of the CCT and CT type specimens were additionally tested. It was confirmed that the $da/dn \Delta J_c$ relation was size independent, although the crack propagation rates of the specimens twice as large as first years specimens were slightly larger than the other results.

(3) Concerning the effect of the temperature distribution on the J-integral values, FEM analysis were performed for the cases of CCT specimen with and without ± 5 degree C temperature distribution. It was found that the change of the J-values due to the 5 degree C temperature distribution was about 15% and it was considered to be insignificant.

(4) The J-integral values calculated by the path integration of the FEM results (obtained using the multilinear constitutive equation) and also by simplified methods for various gage lengths were compared in order to search the appropriate gage length for the CCOD measurement. As a results of the comparison, it was found that the J-integral values from the CCOD measured at the 0 mm gage length was most accurate and that J-integral values calculated from the CCOD measured at 5 mm gage length was equally accurate for the cracks larger than 2 mm long.

The J-integral values obtained from the displacement at the side of the CCT specimens was found to be invalid when the crack length was small.

原子力研究委員会FCC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) 6275	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
”*	島川 貴司	川崎重工業(株) 原子力本部 技術部技術第二課	江東区南砂2-4-25 03-645-1111	136
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	(財)電力中央研究所 エネルギー研究所機械部高温材料 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
”	池本 喜和	川崎重工業(株) 原子力本部 開発部開発第二課	川崎市川崎区桜本2-32-1 044-288-5351 (内) 82	210
”	成本 朝雄	川崎製鐵(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
”	藤原 優行	(株)神戸製鋼所 材料研究所 鉄鋼技術センター鉄鋼材料研究室 主任研究員	神戸市中央区脇浜町1-3-18 078-251-1551 (内) 2149	651
”	横幕 俊典	(株)神戸製鋼所 材料研究所 鉄鋼技術センター鉄鋼材料研究室	神戸市中央区脇浜町1-3-18 078-251-1551 (内) 2149	651
”	高島 弘教	新日本製鐵(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
”	永田 三郎	住友金属工業(株) 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(株)中央技術研究所 機械研究室主任研究員	尼崎市西長洲本通1-3 06-401-6201 (内) 332	660
”	田中 健一	住友金属工業(株)中央技術研究所 機械研究室副主任研究員	尼崎市西長洲本通1-3 06-401-6201 (内) 332	660
”	紺谷 健一郎	(株)東芝 原子力事業本部 動力炉開発部主査	横浜市磯子区新杉田町8 045-756-2410	235

* 解析グループとりまとめ

	氏名	所属	住所	〒
会社委員	尾崎 哲	(株)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	(株)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 正信	日本鋼管(株) 中央研究所 第一材料研究部強度研究室長	川崎市川崎区南渡田町 1-1 044-355-1111 (内) 2184	210
"	北尾 幸一	日本鋼管(株) 中央研究所 第一材料研究部強度研究室	川崎市川崎区南渡田町 1-1 044-355-1111 (内) 2184	210
"	本間 亮介	(株)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
"	小崎 明郎	(株)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	千代田区有楽町 1-1-2 03-501-6111 (内) 213	100
"	岩館 忠雄	(株)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
"	田中 泰彦	(株)日本製鋼所 室蘭製作所 研究部	室蘭市茶津町 4 0143-22-9211 (内) 3016	051
"	宇佐美 三郎	(株)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
"	佐藤 善美	(株)日立製作所 機械研究所 第三部	日立市幸町 3-1-1 0294-21-1111 (内) 2581	300
"	榎田 義勝	(株)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(株) 原子力プラント 統括部品品質保証部長	川崎市川崎区田辺新田 1-1 044-333-7111 (内) 2401	210
"	山下 満男	(株)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(株) 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) 4310	676
"	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) 4310	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主幹	港区赤坂 1-9-13 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	港区赤坂 1-9-13 三会堂ビル 03-586-3311 (内) 477	107

	氏 名	所 属	住 所	〒
委託者側 委員	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長	東茨城郡大洗町成田町 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	東茨城郡大洗町成田町 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	東茨城郡大洗町成田町 4002 0292-67-4141 (内) 379	311 -13
”	吉 武 明 英	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	東茨城郡大洗町成田町 4002 0292-67-4141 (内) 379	311 -13
事 務 担 当 者	嗟 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

目 次

第1章 緒 言	1
1.1 試験研究の目的と活動方針	3
1.2 初年度の研究成果のまとめ	4
1.3 第2年度の研究内容	8
第2章 高温クリープ疲労き裂伝播試験	9
2.1 試験方法と試験条件	11
2.2 クリープ疲労き裂伝播特性の寸法効果	16
2.2.1 荷重制御・1 TCT試験	16
2.2.2 荷重制御・1/4 TCT試験	23
2.2.3 荷重制御・小型CCT試験	31
2.2.4 荷重制御・大型CCT試験	43
2.3 クリープ疲労き裂伝播特性の長時間保持効果	53
2.3.1 変位制御・DEN・台形波試験	53
2.3.2 変位制御・CCT・台形波試験	63
2.3.3 荷重制御・CCT・台形波試験	75
2.3.4 変位制御・CCT・鋸歯状波試験	86
2.3.5 荷重制御・CT・台形波試験	97
2.3.6 スロープライン制御・CT試験	107
2.4 クリープき裂伝播（CCT）試験	125
第3章 高温き裂の有限要素法解析	137
3.1 解析モデル・条件・方法	139
3.2 クリープ構成式の検討	144
3.3 構成式の影響	146
3.3.1 $2a = 2\text{ mm}$ の場合	146
3.3.2 $2a = 5\text{ mm}$ の場合	159
3.3.3 $2a = 7\text{ mm}$ の場合	166
3.3.4 $2a = 10\text{ mm}$ の場合	175

3.4	簡易評価式の検討	180
3.4.1	2 a = 2 mmの場合	180
3.4.2	2 a = 5 mmの場合	186
3.4.3	2 a = 7 mmの場合	195
3.4.4	2 a = 10mmの場合	200
3.5	温度分布の影響	201
3.5.1	2 a = 5 mmの場合	201
3.5.2	2 a = 10mmの場合	207
第4章	総合評価	211
4.1	実験結果の総合評価	213
4.2	解析結果の総合評価	225
4.3	今後の課題と展望	230

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ヶ年にわたって実施する試験研究の第2年度に当る。3ヶ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あり、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先端近傍の領域での応力、歪場が明らかな時、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ヶ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 初年度の研究成果のまとめ

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) クリープ疲労き裂伝播速度を適切に評価し得る標準的試験方法の策定ないし提案。
- 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じ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及び整理に用いる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。また、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。

初年度試験研究の主要な成果は以下の通りである。

(1) 事前調査について

上記目的に沿って、高温における疲労、クリープ・疲労及びクリープのき裂伝播を特性づける破壊力学パラメータと試験法に重点を置き文献調査を行った。文献調査の対象は1978年以降の国内外の論文とし、24編の論文を調査した。文献リスト及び論文の要旨をとりまとめた文献整理票は初年度報告書にまとめられている。また、本文献調査では研究対象となった材料は限定しなかったが、本試験研究を進める上で有効と思われる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データベースとして、初年度報告書にとりまとめた。

さらに試験方法についてアンケート調査を行い、45の国内主要研究機関の回答を得た。この調査結果及び上述の文献調査結果に基づき、初年度の予備実験方案を作成した。

(2) 試験方法について

標準試験法の確立及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, DEN, 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。なお材料はSUS 304 板材, 試験

温度は 650℃とした。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。
- (3) 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、パラメータ及び実験結果の妥当性について検討した。

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)DEN、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・荷重制御のデータ及び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。

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_e 、 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 $\Delta K_e - da/dN$ 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。 $da/dN - \Delta J$ ($=\Delta J_f + \Delta J_c = \Delta J_f$) 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 の測定精度や評価法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。

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、試験条件及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。

(4) 有限要素法解析について

将来高速炉高温構造の健全性評価に破壊力学を導入する場合、実際の構造部材に想定される欠陥の破壊力学パラメータを算定する必要が生じる。非弾性変形場のき裂のパラメータの算定には、現状では有限要素法による詳細非弾性解析に頼らざるを得ず、その技術の確立が必要である。

初年度は予備実験実施例より一例を抽出し、CCT試験片に単調増加荷重及び荷重保持を加えた場合の J 、 J' 等の破壊力学パラメータの解析を行った。主要な知見と今後の課題を以下にとりまとめる。

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ったため、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とっ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も討も行えた。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せ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。

1.3 第2年度の研究内容

本年度は前年度の研究成果を踏まえ、標準試験法の確立及び破壊力学パラメータの検討をさらに推進した。

本年度は文献調査等を行わず、クリープ・疲労き裂進展試験と高温き裂の有限要素法非弾性解析に重点を置いた研究を行った。本年度の研究内容の主要なものを以下に列記する。

1) クリープ・疲労き裂進展に及ぼす板厚・試験片寸法の影響

標準試験法の確立のためには、板厚や試験片寸法に依存しないき裂進展データの取得が不可欠である。本年度は、前年度と同一条件下で板厚及び試験片寸法を変えた試験を追加実施し、これらの影響の有無を検討した。またクリープき裂伝播試験では、前年度のCT試験片の試験に加えて、本年度はCCT試験片のクリープ試験を実施し、試験片形状の影響を検討した。

2) クリープ・疲労き裂進展に及ぼす長時間保持の影響

前年度予備実験において10分保持台形波の試験結果は、三角波の場合に比べてバラツキが多く、破壊力学パラメータの評価法など検討すべき課題が残された。本年度はクリープの影響がより顕著となる1時間保持台形波及び1時間周期鋸歯状波の試験を実施し、クリープ・疲労相互作用の有無、クリープ支配型疲労き裂進展の破壊力学パラメータの評価法について検討した。特に従来評価法が確立していなかった変位（ひずみ）保持台形波での ΔJ_c の評価法について新たな提案を行った。

3) 試験片中の温度分布の影響

試験片中の温度分布は必ずしも均一ではなく、ある程度の分布を示す。この温度分布が特に破壊力学パラメータの実験的決定にどの程度の影響を及ぼすかを把握しておく必要がある。この定量的評価は実験で行うのは精度上困難であるので、数値解析により定量的に把握することとした。すなわち、試験片軸方向に $\pm 5^\circ\text{C}$ の温度分布を与え、有限要素法非弾性解析により、各点の変位や J' がどの程度変化するかを調べた。

4) 高温き裂の有限要素法解析

前述3)の解析に加え、前年度と同様なモデルについて有限要素法非弾性解析を実施した。ただし、前年度は動的応力-ひずみ関係式の2直線近似を用い、荷重制御下の解析を行い、非弾性の効果が予想より小さくなる結果が得られたので、本年度は、多直線近似もしくは関数型の動的応力-ひずみ関係式を用い、荷重制御に加えてひずみ制御の解析も行った。前年度の結果と比較して、構成式、き裂長及びひずみ制御と荷重制御の違いが、 J 及び J' などにどのような影響を生じるかを検討した。

以上述べた本年度の試験研究により得られた結果を、前年度の結果と比較検討し、総合的評価を行った。

第2章 高温クリープ疲労き裂伝播試験

第2章 高温クリープ疲労き裂伝播試験

2.1 試験方法と試験条件

2.1.1 供試材

動燃事業団で保有の SUS 304 板材 (40 t) で KOM 等で試験されている材料と同じものを用いた。その製造工程を図 2.1.1 に、製造仕様の概要を表 2.1.1 に示す。化学分析結果、熱処理結果、機械試験結果、及びその他の試験結果をそれぞれ表 2.1.2 - 表 2.1.5 に示す。化学成分及び室温に於ける機械的性質は両者とも規格値を満足している。

2.1.2 試験片

今年度は DEN, CCT, CT 3 種類の試験片を用いた。更に試験片サイズの影響を調べるためにサイズを第1年度のサイズ (CT: 12.5 t, CCT: 5 t × 20 w) を倍半分にかえた CCT 及び CT 試験片の実験も行った。疲労試験では試験片にサイドグループはつなげなかったが、クリープ試験ではトンネル効果を少なくするためにサイドグループをつけた試験片を用いた。(サイドグループのサイズ: 板厚の10%深さ, 1.5 R)。予き裂導入法については今年度も特に指定はしなかった。室温での高サイクル疲労 (応力振幅は実験の応力振幅をこえない) で導入したものと、特に予き裂としては導入せずに実験を始めて初期データの約 1 mm の値を捨てる方法がとられた。どちらの方法でえられた結果も特に差が見られなかった。

2.1.3 実験条件

加熱方法と温度分布: 高周波加熱, 輻射炉及び電気抵抗炉が用いられた。温度分布は、ほとんどの試験機関で $\pm 5^{\circ}\text{C}$ 以内に制御されている。

き裂長さ測定法: 有尺顕微鏡, ビデオや自動カメラ, 電位差法, レプリカ法等で測定されている。

開口変位測定法: CT 試験片では荷重線上において, また CCT 試験片では中心線上のき裂から約 2.5 mm ずつ上下に離れた位置にて測定されている。

制御方法: 荷重制御, 変位制御及びスロープライン制御で行い, 制御方法による差の有無を調べている。

負荷波形: 試験片サイズの影響を調べる試験では三角波と10分保持波で行い, 長時間実験では1時間保持波及び1時間周期の鋸歯状波を用いた。

試験温度: 650°C

負荷値及び試験機関: 表 2.1.6 に主な試験条件をまとめた。

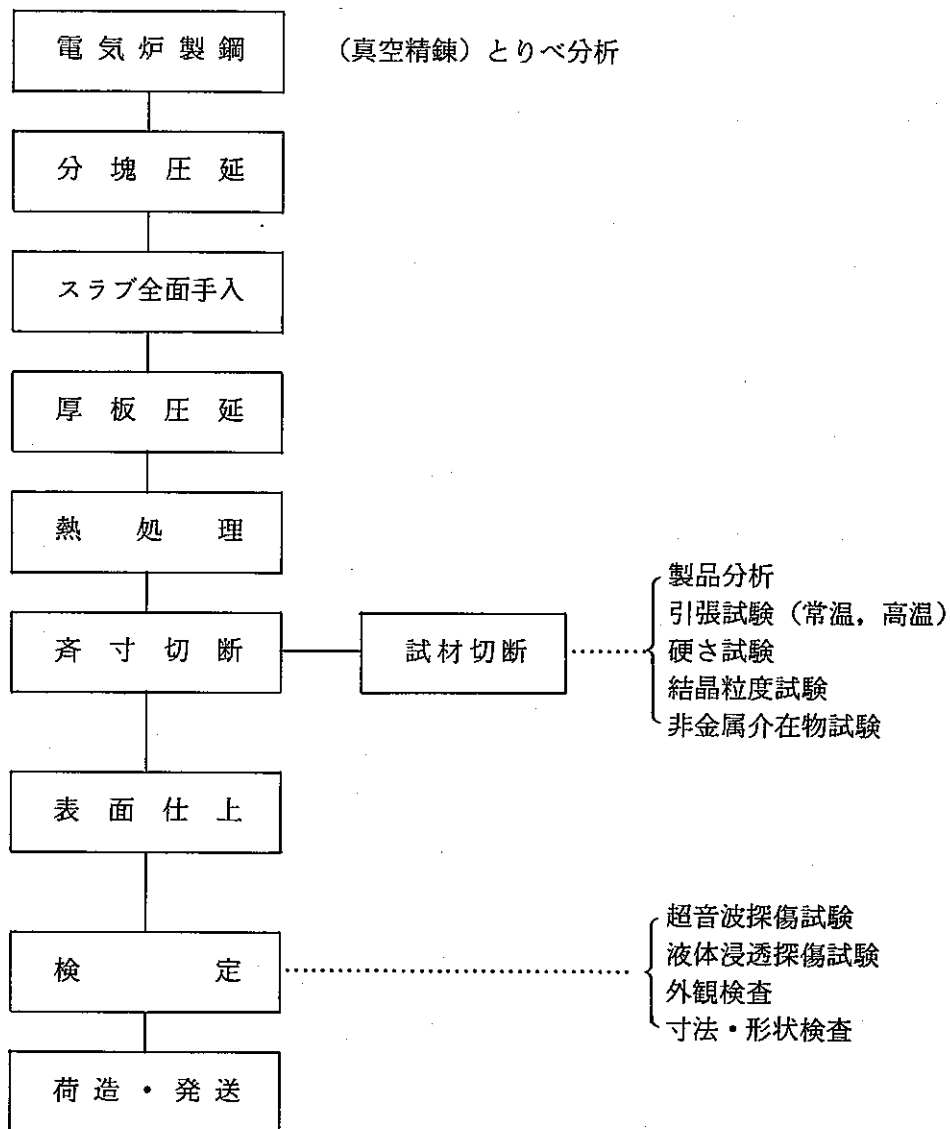


図 2.1.1 SUS 304 板材の製造工程

Fig 2.1.1 Manufacturing process for SUS 304.

表 2.1.1 SUS 304 板材の製造仕様概要

Table 2.1.1 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う。 (1) 加熱温度：1010～1150℃ (2) 保持時間：(30×板厚/25 mm) 分以上 (3) 冷却：水冷																																								
品質	1. 化学成分 (とりべ分析値, %) (wt・%) <table border="1" style="margin: 10px 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: 10px 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 2.1.2 分析試験結果

Table 2.1.2 Certified chemical analysis result for SUS304.

(wt%)

規格値 材 料	C	Si	Mn	P	S	Nj	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
SUS 304 板 材 と り べ 分 析	0.05	0.59	0.87	0.027	0.003	8.98	18.47	0.12
SUSF 304 板 材 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 2.1.3 熱処理結果

Table 2.1.3 Results of heat treatment for SUS304.

熱処理条件 材 料	温 度 °C	保持時間 (分)	冷 却 方 法
	1010~1150	48	水 冷
SUS 304 板 材	1100	- 48	水 冷

表 2.1.4 機械試験結果

Table 2.1.4 Certified mechanical properties for SUS304.

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 %	プリネリ硬さ
	≥ 21	≥ 53	≥ 40		≤ 187
SUS304 板材 温 度 室 温	23	64	63		135
温 度 550°C *	12	39	40		

*参考値

表 2.1.5 その他の試験結果

Table 2.1.5 Other certified test results for SUS 304.

試験項目 材料	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*
SUS 304 板 材	4.5	良	良	良	良	良

*素材寸法 40t × 1000w × 1000L (mm)

表 2.1.6 実験条件 (59年度)

サイズ効果試験

試験片形状	試験条件	試験機関
CT t = 1 インチ	$(2P/Bb) = 4 \text{ kg/mm}^2$, th = 0, 10min	新日鉄
CT t = 0.25 インチ	同上	東芝
CCT 2.5 * 10	$\pm 13 \text{ kg/mm}^2$, th = 0, 10min	I H I
CCT 10 * 40	同上	住金

長時間保持効果試験

試験片形状	試験条件	試験機関
DEN	$\epsilon = \pm 5\%$, th = 1 h	日立
CCT 5 * 20	同上	富士電機
同上	$\sigma = \pm 13 \text{ kg/mm}^2$, th = 1 hr	K H I
同上	$\epsilon = \pm 5\%$, 1時間 / 1秒鋸歯状波	川鉄
CT t = .5 インチ	荷重制御	MH I(高)
同上	スロープライン法	MH I(長)

クリニク

試験片形状	試験条件	試験機関
CCT	$\frac{P}{2Bb} = 9.6, 8.0, 7.2 \text{ kg/mm}^2$	日製鋼

2.2 クリープ疲労き裂伝播特性の寸法効果

2.2.1 荷重制御・1 T C T試験

(1) 研究目的

58年度は $\frac{1}{2}$ T C T試験片を用いて荷重制御 ($R = -1$) により, S U S 304材について650℃の高温疲労き裂伝播及びクリープき裂伝播試験を実施した。59年度は1 T C T試験を用いて同様の実験を行い板厚効果を検討する。

(2) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片

供試材はR N Cより提供された40mm 鋼板で, 板厚中心部から図2.2.1-1に示す1 T C T試験片を採取した。

(b) 制御方法

荷重制御完全両振 ($R = -1$) で, 三角波 (0.5 Hz) 及び三角波 (0.5 Hz) + 10分保持の2方法で行った。

(c) 加熱方法及び温度分布

たて型ニクロム線加熱電気炉を用いた。温度分布は $\pm 2^\circ\text{C}$ であった。

(d) 疲労き裂導入方法

室温大気中, $R = 0.1$, 10 Hz で初期には $P_{\max} = 1290 \text{ kgf}$ で, 全疲労予き裂約 3.5 mm 導入した。

(e) 荷重線変位測定法

図2.2.1-2に示す変位計 (D T F) を用いて荷重線変位を測定した。

(f) き裂長さ測定方法

電気炉に設けた円型窓から読取顕微鏡で試験片表裏面のき裂長さを測定した。また試験終了後ビーチマーク等のクラックフロント形状から, 試験片表面の2点を含む5点計測のき裂長さも求めた。

(3) データ整理法

(a) da/dn

Incremental Polynominal 法 ($n = 3$) によった。

(b) ΔK

$$K_1 = \frac{P}{B\sqrt{w}} F_1 (\xi)$$

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

$$\xi = a/w$$

(c) ΔJ_f

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

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

(d) ΔJ_c

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

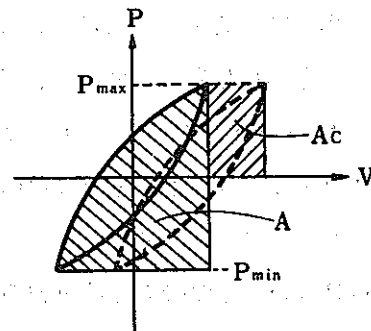
$$= \frac{\alpha}{\alpha + 1} \cdot (r - \frac{\beta}{\alpha}) \cdot \frac{P \cdot \dot{V} \cdot t_H}{Bb}$$

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

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

$\alpha = 6.37$ (クリープ指数)

(e) $\Delta J = \Delta J_f + \Delta J_c$



(4) 試験条件

種類	温度	試験片No.	波形
保持なし 三角波	650℃	FCC2CT1 FCC2CT2	
保持あり 三角波	650℃	FCC2CT3	

(5) 試験結果及び考察

(a) き裂伝播特性

き裂長さを試験片表裏の2点で測定した場合と5点で測定した場合の相違はき裂長さによらず約1.5 mm程度5点で測定した平均値の方が長くなっていた(データ整理表参照)。

き裂長さ(2点)と繰返し数の関係を図2.2.1-3に示す。

da/dN と ΔK の関係を図2.2.1-4(a)・(b)に示す。10分保持台形波の場合は板厚効果はなく、荷重保持なし三角波の場合には1 TCTの方が $1/2$ TCTよりも若干伝播速度が大きい。しかし、き裂長さを5点で計測すると両者の差は若干小さくなる。これは、荷重保持なしでは1 TCTの方が $1/2$ TCTよりも tunnellingが大きいことによるものである。

da/dN と ΔJ の関係を図2.2.1-5に示す。5点計測のき裂長さを用いてもほぼ同様の傾向となるので省略した。

荷重保持時間のある方が伝播速度は速い。なお同図中には前年度求めた三角波のバラツキ範囲とクリープ試験結果を示してある。三角波の場合は前年度のバラツキの範囲内にあった。

da/dt と J' の関係を図2.2.1-6に示す。前年度行った $1/2$ TCT試験片の J' はピストン変位から求めたので精度上問題がある。

P-Vループの代表例を図2.2.1-7に示す。

(b) 破面形態

破面写真を図2.2.1-8に示す。疲労予き裂を導入した時点で板厚中央部のき裂が表面部のそれよりもかなり先行していた。高温疲労あるいは高温疲労クリープによってき裂進展過程で生ずる tunnelling はそれほど大きくなかったが、 $1/2$ TCT 試験片と比較すると tunnelling は荷重保持ありではほとんど差はないが、荷重保持なしでは1 T試験片の方が大きい。破面のフラクトグラフィーを図2.2.1-9に示す。保持時間なしではストライエーションが明瞭に認められるが10分保持では粒界破面が主体となる。

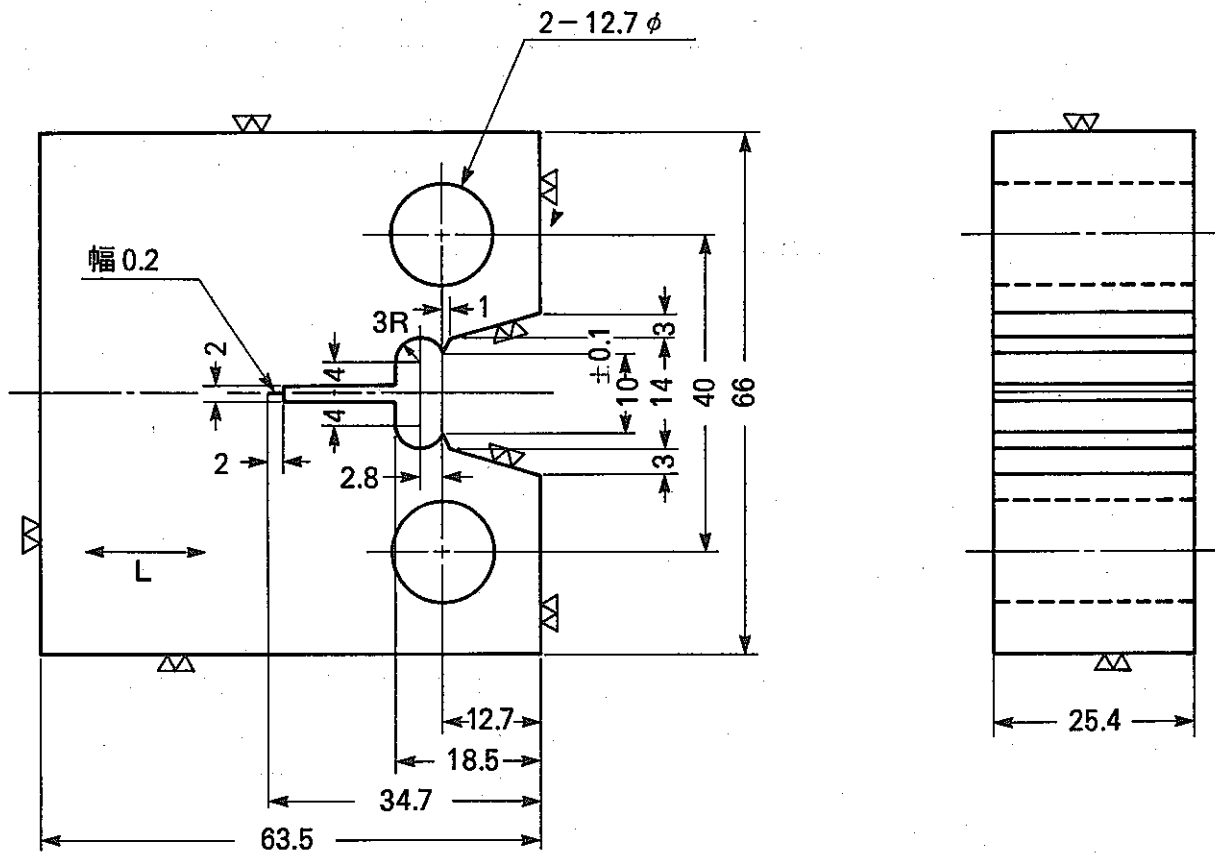


図 2.2.1-1 CT 型 試 験 片 〔▽▽ (▽▽) 〕
 Fig. 2.2.1-1 Geometry of CT Specimen. 〔▽▽ (▽▽) 〕

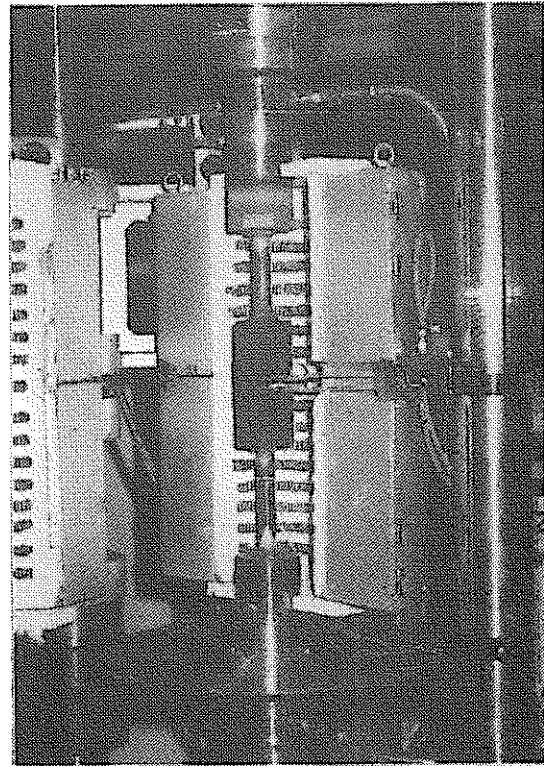
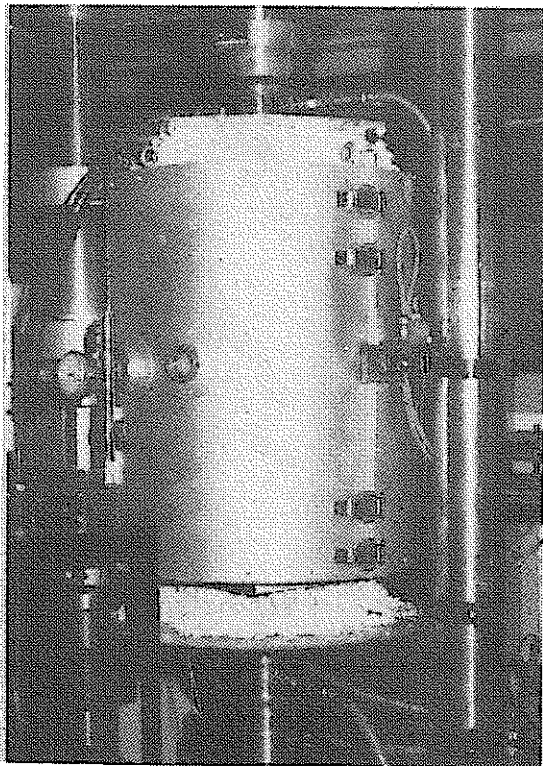


図 2.2.1-2 電気炉の内部状況及び試験片，変位計の取付け状況
 Fig. 2.2.1-2 Test set up for CT specimen with electric furnace, extensometer.

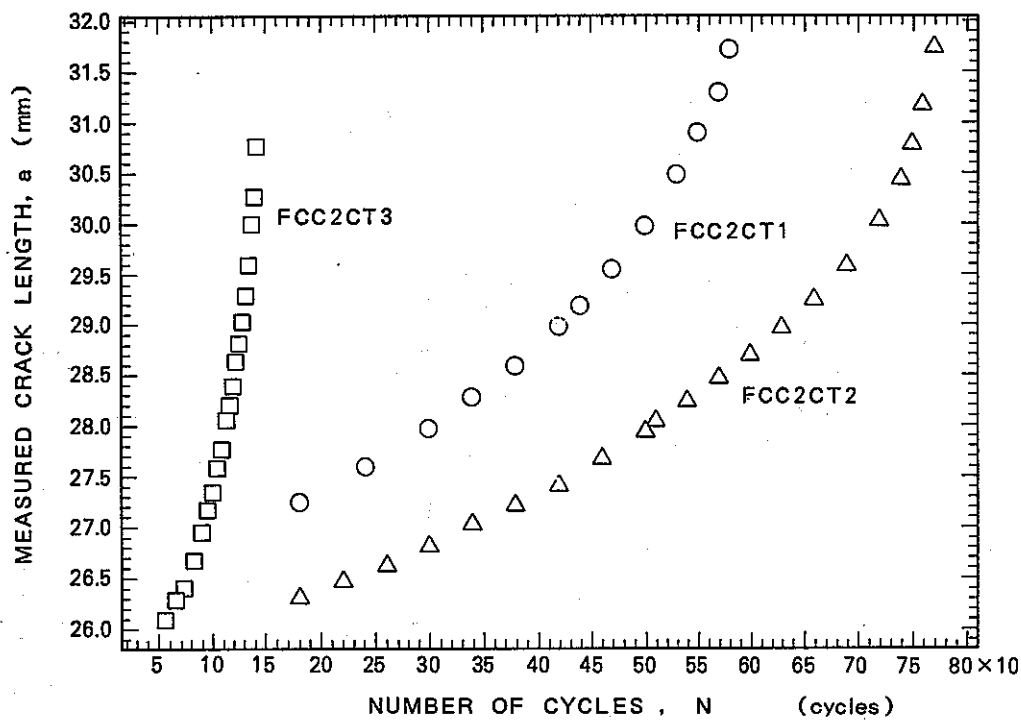


図 2.2.1 - 3 き裂長さとの繰返し数の関係 (a : 表裏測定の平均値)

Fig.2.2.1-3 Crack length vs. N

(a : average of front and rear surface measurements)

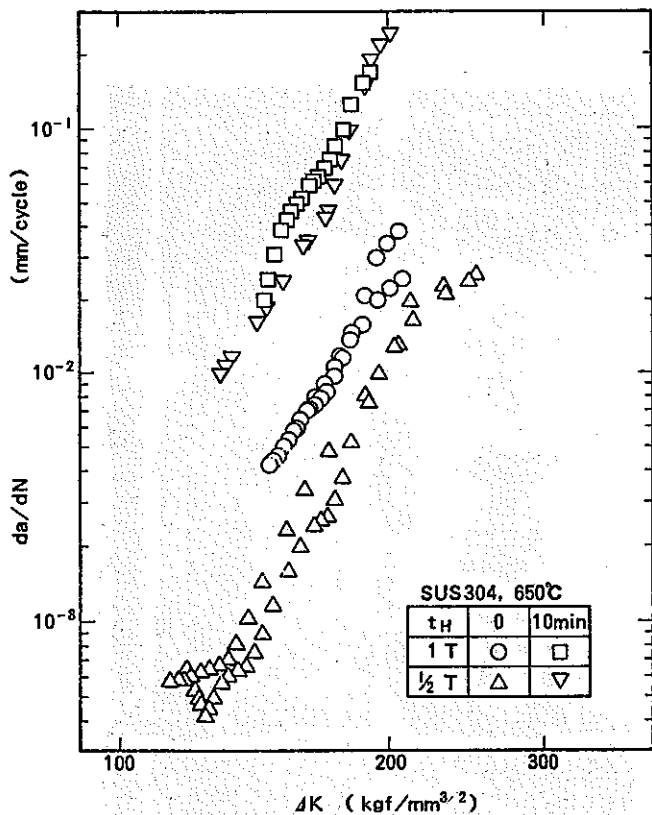


図 2.2.1 - 4(a) da/dN と ΔK の関係
(a : 表裏測定の前平均値)

Fig. 2.2.1 - 4(a) da/dN vs. ΔK
(a : average of on front and rear surface measurements)

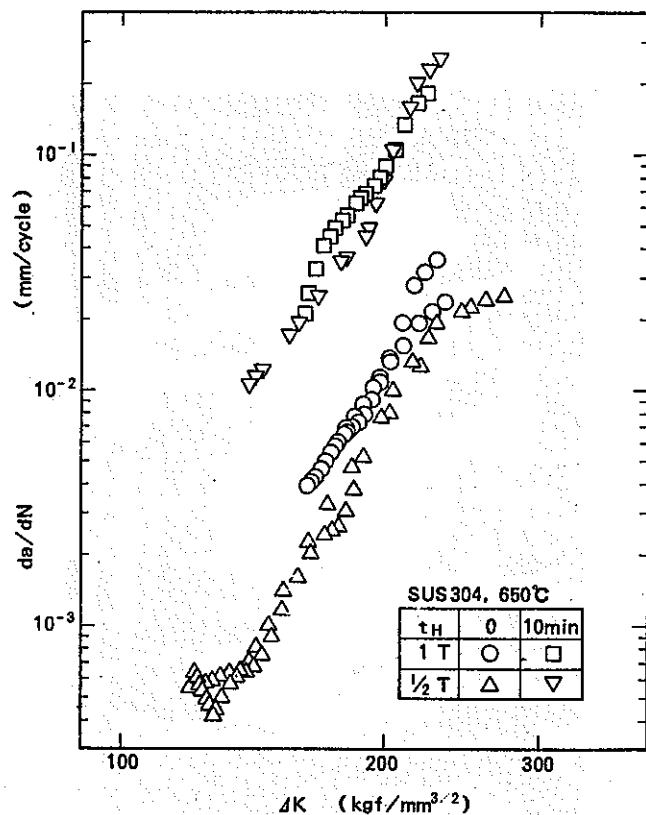


図 2.2.1 - 4(b) da/dN と ΔK の関係
(a : 5点測定の前平均値)

Fig. 2.2.1 - 4(b) da/dN vs. ΔK
(a : corrected for crack front curvature)

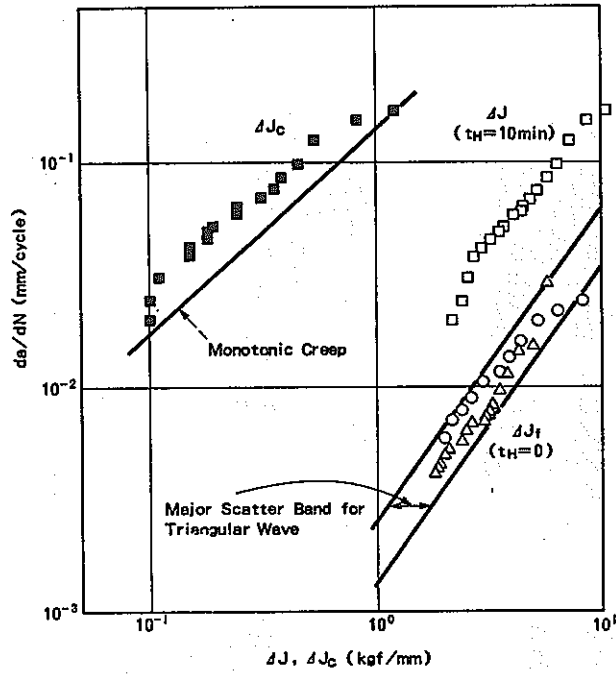


図 2.2.1-5 da/dN と ΔJ の関係 (a : 表裏測定の平均値)
 Fig. 2.2.1-5 da/dN vs. ΔJ (a : average of front and rear surface measurements)

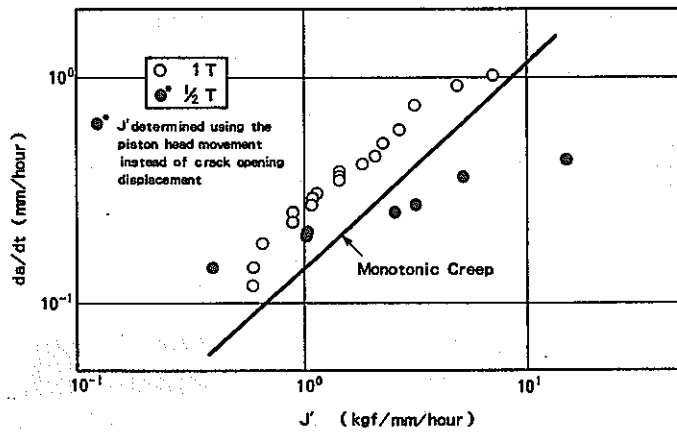


図 2.2.1-6 da/dt と J' の関係
 Fig. 2.2.1-6 da/dt vs. J'

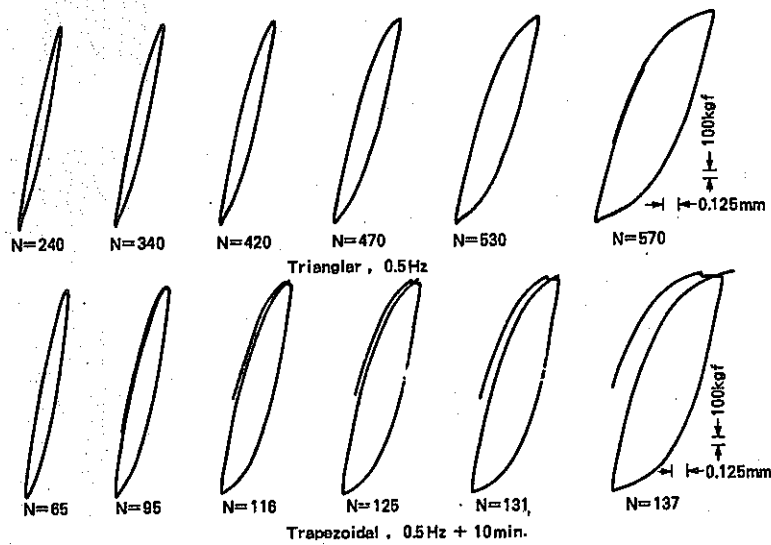


図 2.2.1-7 P-Vループの代表例
 Fig. 2.2.1-7 Examples of P-V loop

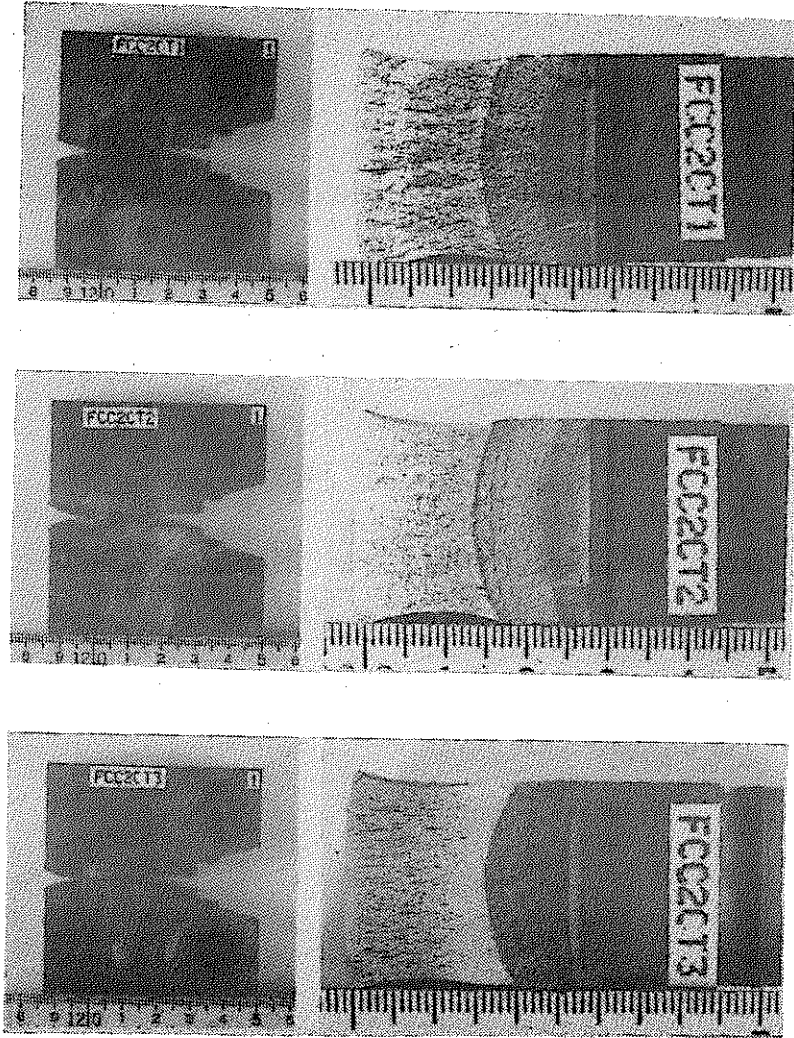
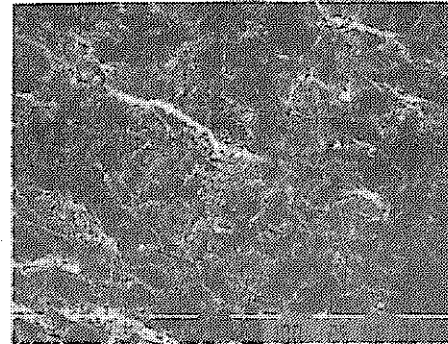
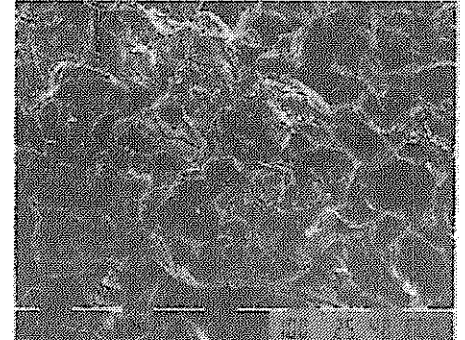


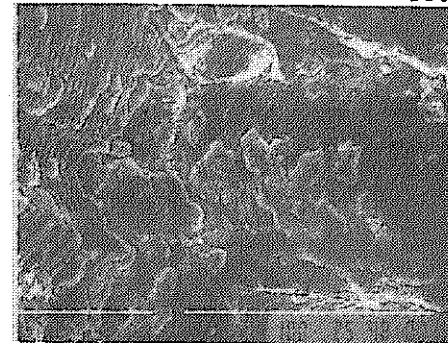
図 2.2.1-8 破面マクロ写真
Fig. 2.2.1-8 Macroscopic view of fracture surface



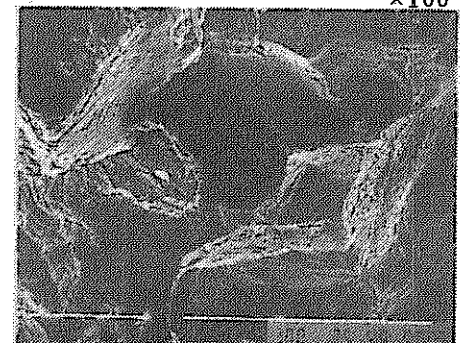
×100



×100



三角波, 0.5 Hz ×500



三角波, 0.5 Hz + 10分 ×500

図 2.2.1-9 フラクトグラフィー
Fig. 2.2.1-9 Fractography

2.2.2. 荷重制御・ $\frac{1}{4}$ TCT試験

(1) 研究目的

58年度FCC小委員会で $\frac{1}{2}$ TCTサイズ（板厚12.7mm）のコンパクト試験片によるSUS 304鋼の650℃での疲労及びクリープ疲労き裂進展挙動試験を実施したが、本年は $\frac{1}{4}$ TCTサイズ（板厚6.4mm）での同様の試験を行い、両者の結果を比較・検討することにより、板厚がき裂進展挙動に及ぼす影響を調べる。

(2) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片

供試材としてPUCより提供された40tのSUS 304鋼圧延材を用いた。試験片形状を図2.2.2-1に示す。また、図2.2.2-2に試験片の採取位置を示す。位置は $\frac{1}{8}t$ 、 $\frac{2}{8}t$ 、 $\frac{3}{8}t$ 、 $\frac{4}{8}t$ の4段で、採取方向は機械切欠の方向が圧延方向と同一になるようにした。

(b) 制御方法

荷重制御完全両振で公称応力 $\frac{2P}{Bb} = \pm 4 \text{ kgf/mm}^2$ の三角波及び引張側10分間保持台形波の試験を行った。繰返し速度はいずれも0.5 Hzとした。

(c) 加熱方法及び温度分布

タテ型ワークコイルによる高周波誘導加熱により、き裂面上650℃ \pm 5℃を目標に温度制御を行った。

温度分布の測定例を図2.2.2-3に示す。

板厚が薄いため温度制御が難しく、安定を欠き、また、上下方向の温度分布も良好ではなかったが、経時変化も含めほぼ ± 5 ℃以内に保つことができた。

(d) 予き裂導入法

三角波の試験条件で約2mmの疲労き裂を導入し、予き裂として扱った。

なお、予き裂のフロントに $R = 0.1$ の条件で100サイクルのビーチマークを導入し、き裂フロント形状の識別を容易にすることができた。

(e) 開口変位測定法

試験片にビス止めしたレザーブレードに高温クリップ・ゲージ（300℃用）を取り付け、荷重線変位を測定した。

クリップ・ゲージの取り付け状況を図2.2.2-4の写真で示す。

(f) き裂長さ測定法

クラックメータ（東京衡機製）を用いたACポテンシャルドロップ法によるき裂長さの測定を行った。

電流リード線はビス止めとしたほか、電圧リード線の支持をするためのドリル孔（ $\phi 0.3$ ）を設け、孔にリード線を差し込んでスポット溶接することによりリード線の脱落を防止するとともにノイズを減らすことができた。図2.2.2-4の写真にき裂長さ測定用のリード線の取り付け状態も見ることができる。

(3) 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 E 647 の Incremental Polynomial 法 ($n=3$) によった。

② ΔK (ASTM E 647 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)

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

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

④ ΔJ_c

$$\Delta J_c = \int_0^{t_h} J dt$$

$$= \frac{\alpha}{\alpha+1} \cdot \left(r - \frac{\beta}{\alpha}\right) \cdot \frac{1}{Bb} \int_0^{t_h} P \cdot \dot{V} dt$$

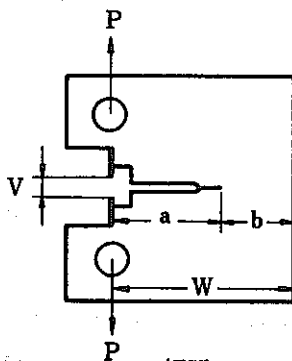
$$= \frac{\alpha}{\alpha+1} \cdot \left(r - \frac{\beta}{\alpha}\right) \cdot \frac{P \cdot \Delta V_c}{Bb}$$

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

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

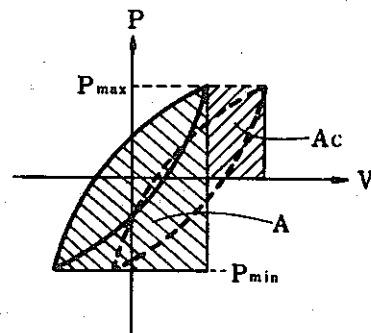
$$\alpha = 6.37 \text{ (クリープ指数)}$$

(注)



板厚: B

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



(4) 試験条件

表 2.2.2-1 実験条件

Table 2.2.2-1 Test Conditions

設定値 (荷重, 歪)	$\frac{2P}{Bb} = \pm 4 \text{ kgf/mm}^2$	$\frac{2P}{Bb} = \pm 4 \text{ kgf/mm}^2$
波形, 周波数	三角波 0.5 Hz	引張保持台形波 0.5 Hz + 10分間
試験片番号	T-3	T-4

なお, き裂フロントの観察のため, 予き裂フロントにビーチマークを導入したほか, 台形波のほぼ中間の繰返し数で 100 サイクル, $R = 0.1$ のビーチマークの導入を試みたが, 破面の観察では明瞭には認められなかった。三角波の場合はクラックメータの較正のためのビーチマークを同一荷重条件で $R = -1$ の 100 サイクルと $R = 0.1$ の 100 サイクルを交互に繰返して導入しているので改めて実施しなかった。いずれの場合も繰返し速度は 0.5 Hz のままとした。

(5) 試験結果及び考察

(a) き裂伝播特性

図 2.2.2-5 にき裂長と繰返し数の関係を示す。繰返し数は, 予き裂導入時からの通算繰返し数 N_{total} で示し, 58年度との比較を容易にしている。なお, 台形波の繰返し数は, 保持繰返し数である。

図より, $\frac{1}{4}$ TCT のき裂進展が $\frac{1}{2}$ TCT より速くなっていることが分かる。

図 2.2.2-6 にはき裂進展速度と応力拡大係数範囲 ($da/dN - \Delta K$) の関係を示す。 $\frac{1}{2}$ TCT の結果に近いが, き裂の進展に従って da/dN が大きい方へずれていくのが分かる。58年度の結果で 5 mm 厚の CCT のグループが 12.7 mm 厚の CT のグループより da/dN の大きい方へずれていたのと傾向は似ている。

ところが, 図 2.2.2-7 に示すき裂進展速度と J 積分範囲 ($da/dN - \Delta J$) の関係では, ΔJ の結果では $\frac{1}{4}$ TCT と $\frac{1}{2}$ TCT の結果はほぼ同じとなっており, 板厚による違いは見られない。 ΔJ_c の結果も同様であるが ΔJ_f についてはき裂の進展に従って da/dN が加速傾向を示している。

図 2.2.2-8 及び図 2.2.2-9 にはそれぞれ三角波と台形波のヒステリシス・ループの変化を代表例で示した。

(b) 破面形態

図 2.2.2-10 に破面のマクロ写真を示す。写真では分かりにくいですが, き裂の進展とともに, 左側 (反 No. 側) で 45° 上方へ右側 (No. 側) で 45° 下方へき裂が進んでいる。

三角波のビーチマークの結果から, き裂長が小さく, き裂進展速度が小さいうちは半月状 (Thumb Nail) にき裂フロントが形成されるが, き裂進展速度が大きくなるとトンネル化する (Tunnelling) ことが分かる。

図 2.2.2-11(1)及び図 2.2.2-11(2)に破面の SEM 写真を示す。三角波ではストライエーションが観察されるが、台形波では粒界破面を示していることが分かる。

(c) き裂フロントの観察

予き裂フロントに入れたビーチマークについては、SEM では識別可能であった。三角波の場合はストライエーションのない部分として帯状に認められたが、台形波の場合も、ストライエーションから粒界破面へ遷移する境界に空白の部分として断続的に認められ、やや不明瞭であった。

三角波の中間に入れたビーチマークからは、図 2.2.2-10(a)に見るように半月状にき裂フロントが形成されるが、図 2.2.2-10(b)では、き裂最先端がやや鋭くなっているように見える。

また、台形波の中間に入れたビーチマークは、SEM 観察の高倍写真にそのごく一部が見られたのみで、全体のフロント形状は分らなかった。

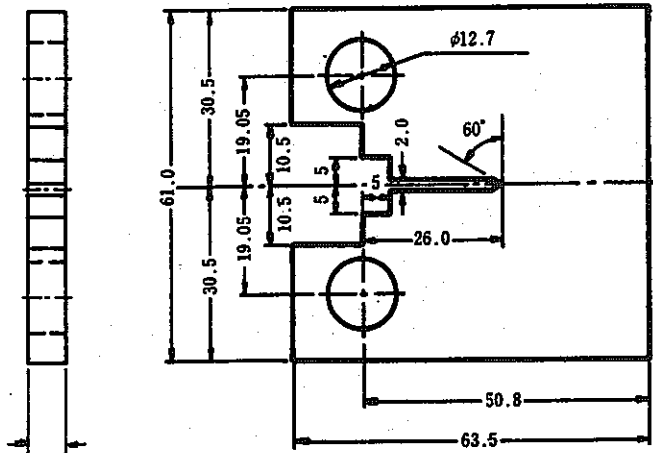


図 2.2.2-1 試験片形状
Fig. 2.2.2-1 Test Piece.

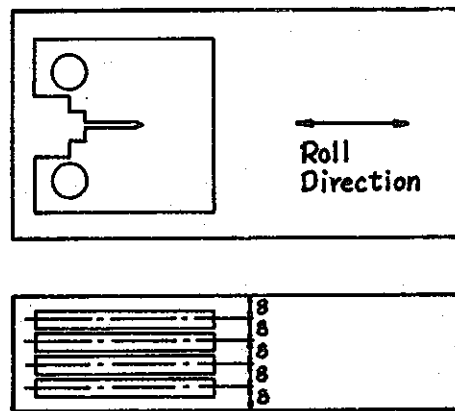


図 2.2.2-2 試験片採取方法
Fig. 2.2.2-2 Sampling of Test pieces.

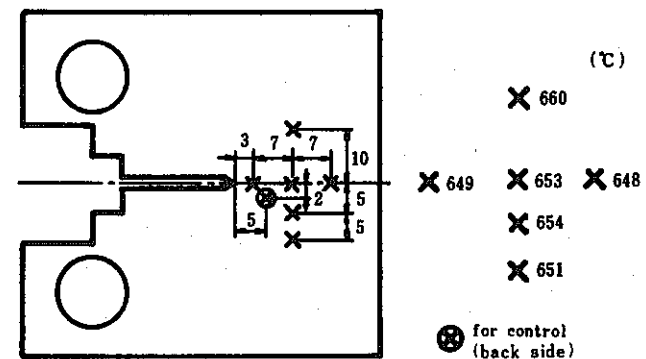


図 2.2.2-3 温度分布測定例
Fig. 2.2.2-3 Example of Temperature distribution.

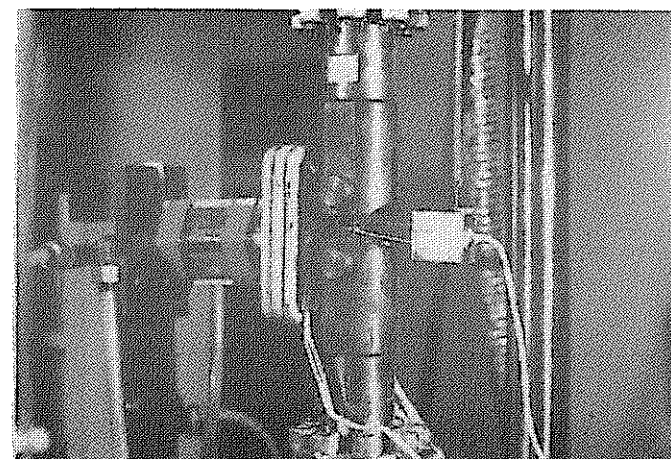
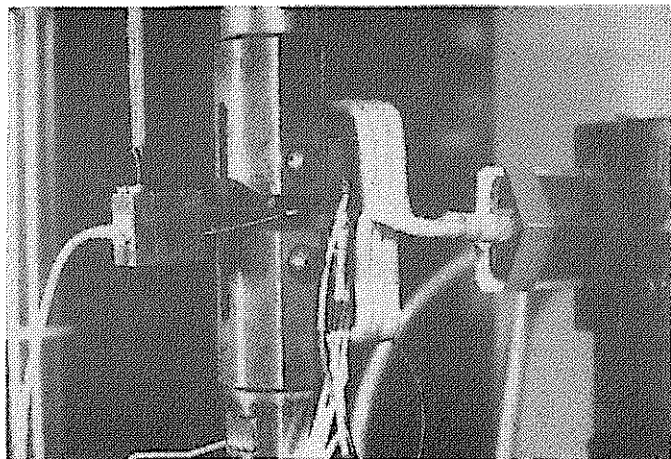


図 2.2.2-4 クリップゲージ取付状況
Fig. 2.2.2-4 Side View of Test Articles

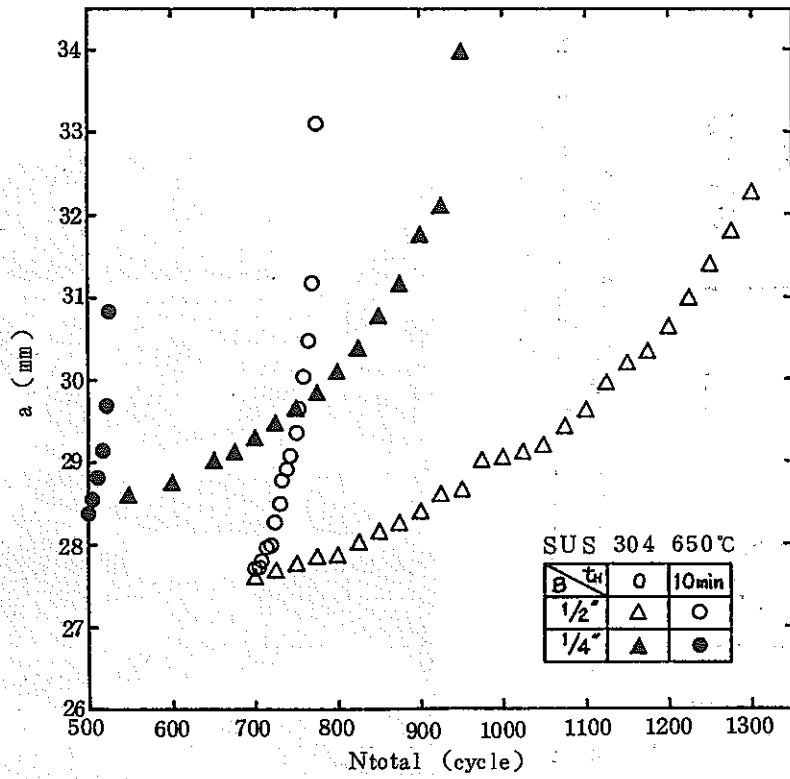


図 2.2.2-5 き裂長と繰返し数
 Fig. 2.2.2-5 Crack Length vs. Total Number of Cycles.

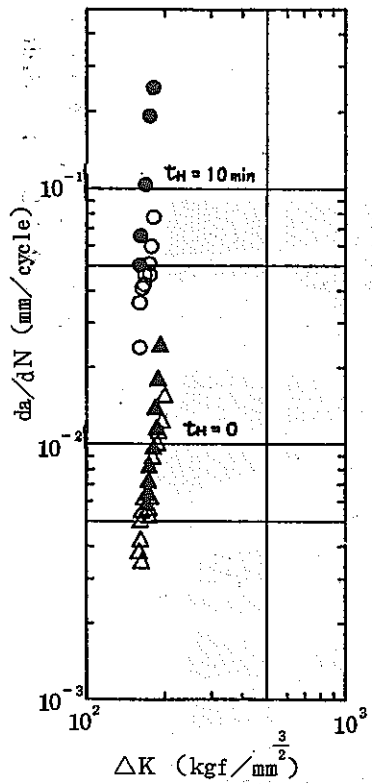


図 2.2.2-6 き裂進展速度と
 応力拡大係数範囲
 Fig. 2.2.2-6 Crack Growth Rate vs.
 Stress Intensity Factor
 Range

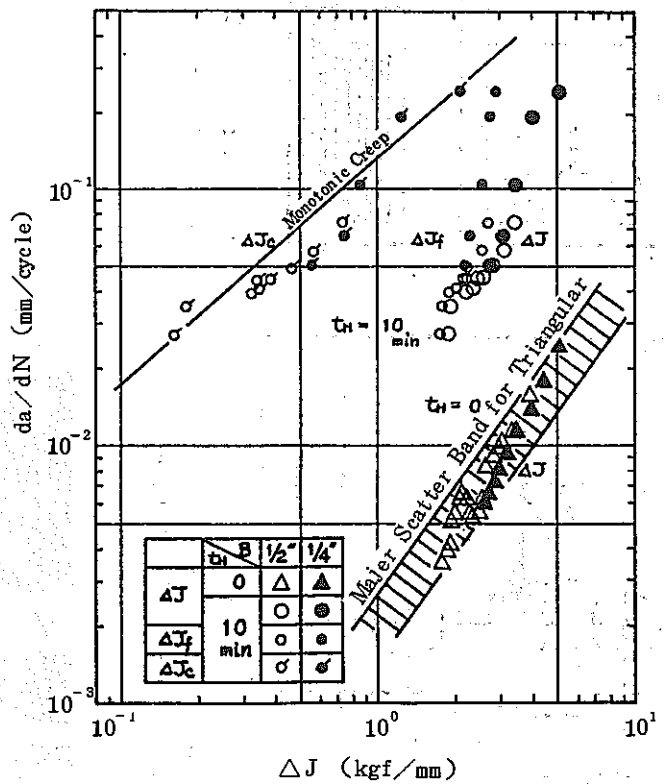


図 2.2.2-7 き裂進展速度とJ積分範囲
 Fig. 2.2.2-7 Crack Growth Rate vs.
 J-integral Range

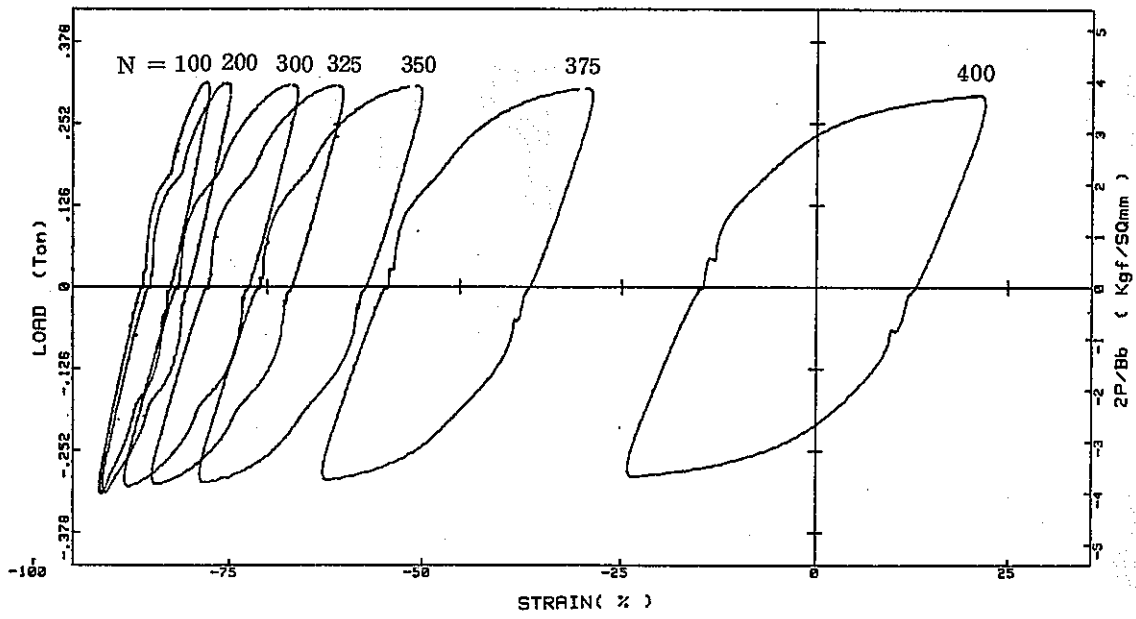


図 2.2.2-8 ヒステリシスループの変化(三角波)

Fig. 2.2.2-8 Typical Stress-Strain Curves (Triangular, $t_R=0$)

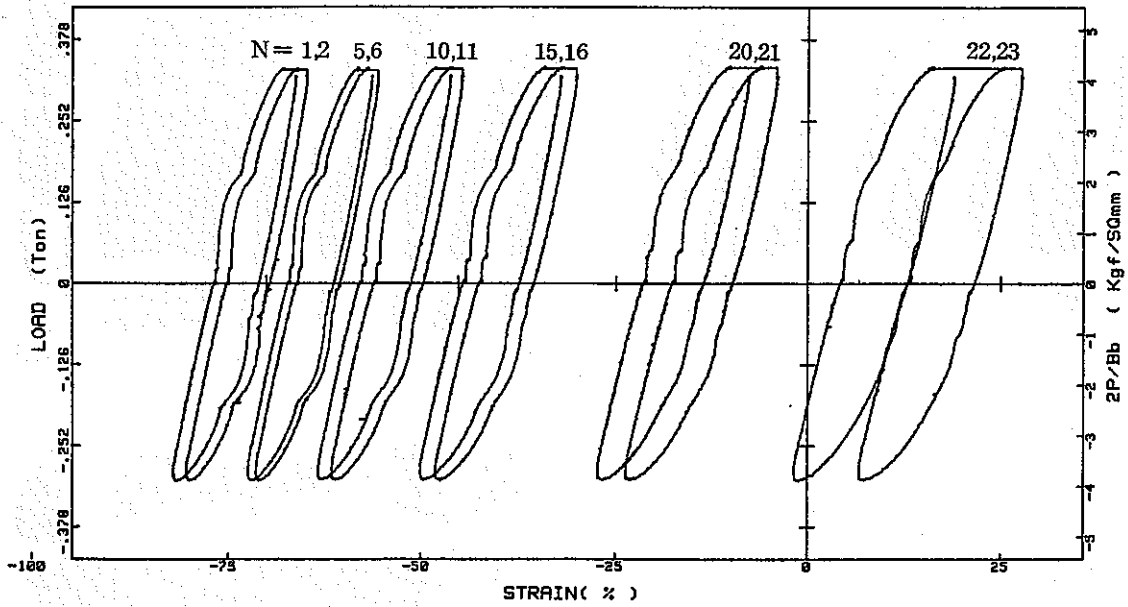
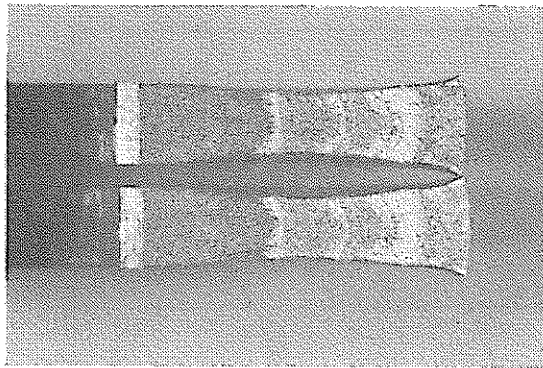
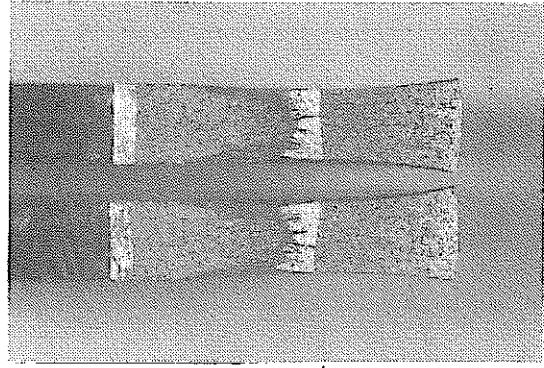


図 2.2.2-9 ヒステリシスループの変化(台形波)

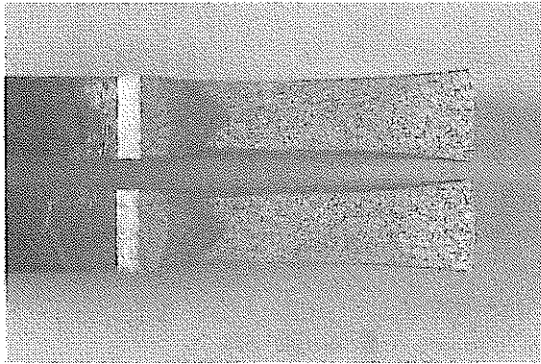
Fig. 2.2.2-9 Typical Stress-Strain Curves (Trapezoidal, $t_R=10min$)



(a) TRIANGULAR
(Beach Mark) $t_H = 0$ (#T-2)



(c) TRAPEZOIDAL
(#T-4) $t_H = 10 \text{ min}$



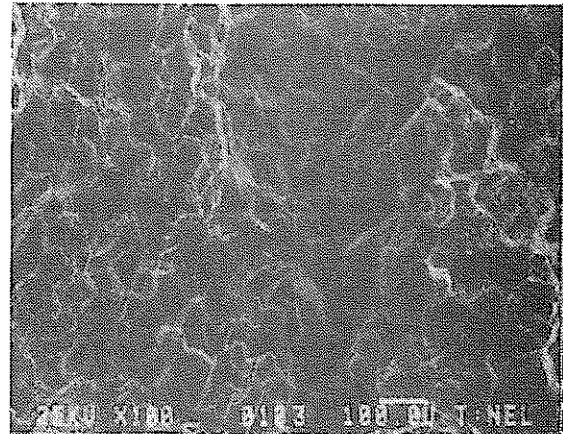
(b) TRIANGULAR
(#T-3) $t_H = 0$

5 mm

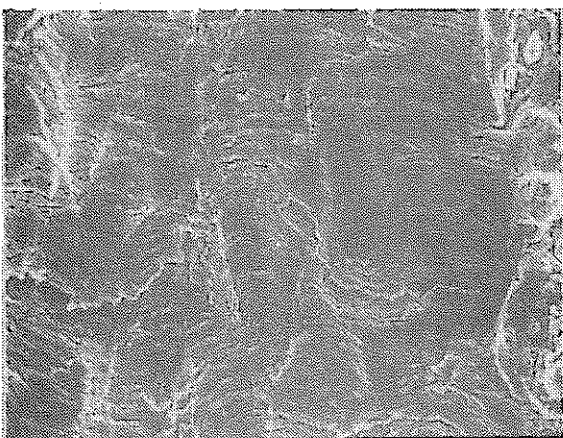
图 2.2.2 - 10 破面マクロ写真
Fig. 2.2.2 - 10 Macro Fractographs.



0.1 mm

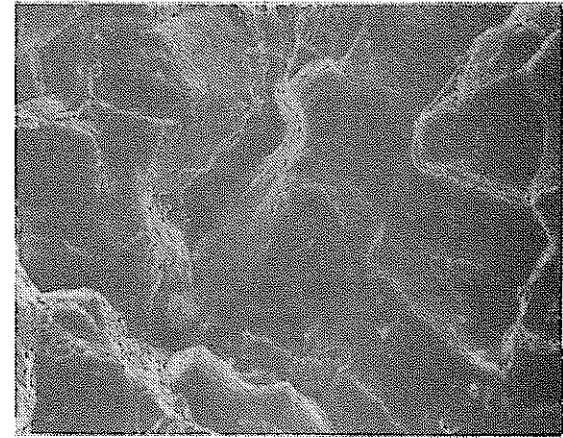


0.1 mm



0.1 mm

亀裂進行
方向
Crack
Front



0.1 mm

亀裂進行
方向
Crack
Front

图 2.2.2 - 11 (1) 破面SEM写真(1) 三角波
Fig. 2.2.2 - 11 (1) Micro Fractographs by
SEM (Triangular, $t_H = 0$)

图 2.2.2 - 11 (2) 破面SEM写真(2) 台形波
Fig. 2.2.2 - 11 (2) Micro Fractographs by
SEM (Trapezoidal, $t_H = 10 \text{ min}$)

2.2.3 荷重制御，小型 CCT 試験

(1) 研究目的

高温疲労及びクリープ疲労き裂伝播特性に及ぼす試験片形状（小型）の影響を明らかにする。

(2) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片

供試材として PNC より提供された 40 t の SUS 304 圧延板を用いた。試験片形状を図 2.2.3-1 に示す。試験片の採取位置及び採取方向を図 2.2.3-2 に示す。

(b) 制御方法

荷重制御

(c) 加熱方法及び温度分布

高周波誘導方式，試験片荷重軸方向 20 mm の範囲において $650\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 5\text{ }^{\circ}\text{C}$

(d) 予き裂導入方法

試験温度で試験荷重を 1 Hz で負荷，ただし荷重保持は行なかつた。

(e) 開口変位測定法

ゲージ長 12 mm の押し当て式ひずみゲージ型の伸び計でゲージ長 5 mm のき裂中央開口変位を測定した。

試験概況を図 2.2.3-3 に示す。

(f) き裂長さ測定法

有尺顕微鏡

(3) データ整理方法

(a) 破壊力学パラメータ

(i) $\Delta\sigma_{\text{net}}$

$$\Delta\sigma_{\text{net}} = \Delta\sigma_{\text{gross}} \cdot W / (W - a)$$

(ii) ΔK

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} (1 - 0.5\xi + 0.37\xi^2 - 0.044\xi^3) / \sqrt{1 - \xi}$$

ただし， $\xi = a/W$

(iii) ΔJ

$$\Delta J = \Delta K^2 / E + S_p / Bb$$

S_p の求め方については図 2.2.3-4 に示す。

(iv) ΔJ_c

$$\Delta J_c = \{(\alpha - 1) / (\alpha + 1)\} \{S_c / (2Bb)\}$$

ただし，クリープ指数 $\alpha = 6.37$ ， S_c の求め方については，図 2.2.3-4 に示す。

(b) き裂伝播速度の求め方

Seven Point Incremental Polynomial Method

(4) 試験条件

試験条件は以下のとおりである。

設定値	$\Delta\sigma = 26.6 \text{ kgf/mm}^2$	$\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$
波形, 周波数	完全両振対称三角波 (0.33 Hz)	引張荷重保持台形波 (10 min 保持)
試験片番号	FCC 23	FCC 24

(5) 試験結果及び考察

(a) 連続サイクルの場合

(i) ヒステリシスループとき裂伝播曲線

き裂の進展にともなう荷重変位ヒステリシスループの変化を図 2.2.3-5 に示す。中型試験片 (58年度試験で使用した $2W=20\text{mm}$, $B=5\text{mm}$, $2a_0=1\text{mm}$ の試験片) の場合には, ほとんどみられなかったき裂閉口現象が本研究の小型試験片には比較的初期の段階からみられた。

き裂伝播曲線を図 2.2.3-6 に示す。小型, 中型試験片ともに, き裂の発生から最終破断までの繰返し数は 4000 サイクル程度とほぼ等しいが, き裂の発生については小型試験片の方が遅い。

(ii) き裂伝播速度と破壊力学パラメータ

まず, 始めに da/dN を $\Delta\sigma_{net}$ で整理した結果を図 2.2.3-7 に示す。小型試験片の da/dN は同一の $\Delta\sigma_{net}$ に対して, 中型試験片の約 $1/2$ である。 $\Delta\sigma_{net} = \Delta\sigma_{gross} \cdot W / (W-a) = \Delta\sigma_{gross} \cdot [1 / (1-a/w)]$ であるため, 同一の $\Delta\sigma_{net}$ においては, 小型試験片の a は中型試験片の $1/2$ である。このため, 仮に, da/dN が CTOD に支配されているとすれば, 小型試験片の CCOD (き裂中央開口変位) は約 $1/2$ になり, き裂進展のためのエネルギーも $1/2$ になると思われる。次に, $da/dN/2w$ と $\Delta\sigma_{net}$ の関係を図 2.2.3-8 に示す。この整理法は, 森, 小寺沢¹⁾らが提案したものであるが, 小型, 中型試験片のデータはほぼ一致しており, 同一形状の相似型試験片に関しては, この整理法が有効であると思われる。

次に, da/dN と ΔK の関係を図 2.2.3-9 に示す。小型と中型試験片のデータはほぼ一致しており, 同一形状の相似型試験片に関しては, ΔK が有効なパラメータである可能性もある。

最後に da/dN と ΔJ の関係を図 2.2.3-10 に示す。小型と中型試験片のデータは良く一致しており, さらに, このデータが他のデータ (58年度のデータバンド) とも一致していることを考えると, ΔJ が最も有効なき裂伝播速度整理パラメータであると思われる。逆に, ΔJ による整理においては, 試験片の形状効果は存在しないと思われる。

(b) 10min 荷重保持の場合

(i) ヒステリシスループとき裂伝播曲線

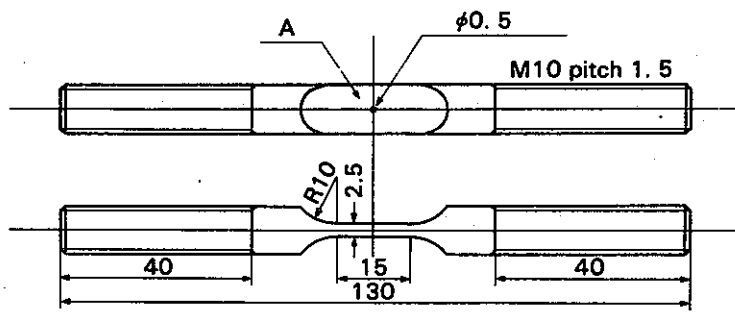
き裂進展にともなう荷重変位ヒステリシスループの変化を図 2.2.3-13に、き裂伝播曲線を図 2.2.3-14に示す。いずれも連続サイクルの場合と同様な結果である。

(ii) き裂伝播速度と破壊力学パラメータ

da/dN と $\Delta\sigma_{net}$ の関係を図 2.2.3-15に、 $da/dN/2w$ と $\Delta\sigma_{net}$ の関係を図 2.2.3-16に示す。連続サイクルの場合と同様に、 da/dN と $\Delta\sigma_{net}$ の関係においては、小型試験片が中型試験片と比較して約 $1/2$ の da/dN を示すが、 $da/dN/2w$ と $\Delta\sigma_{net}$ の関係においては、相似型試験片のデータはほぼ一致し、形状効果はないようである。

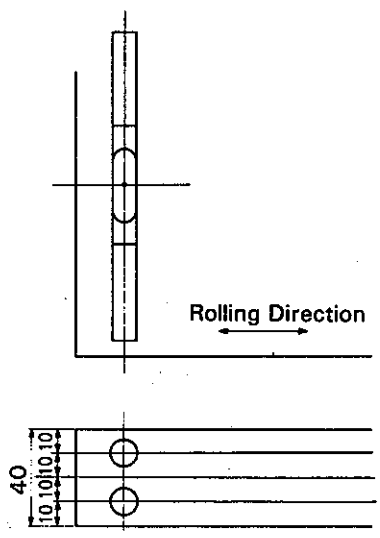
次に、 da/dN と ΔJ_r の関係を図 2.2.3-17に、 da/dN と ΔJ_c の関係を図 2.2.3-18に示す。いずれの関係においても、相似型試験片のデータは良い一致を示しており、試験片の形状効果はみられない。さらに、 da/dN と ΔJ_c の関係は他のデータともほぼ一致しており、 ΔJ_c が最も有効なき裂伝播速度整理パラメータであると思われる。

参考文献 1) 森 時彦, 小寺沢良一: 機構論集, No. 780-9, p. 129 (1978)



試験片形状 (1/1, mm)
Specimen dimensions

図 2.2.3 - 1 試験片形状
 Fig. 2.2.3 - 1 Specimen dimensions.



試験片採取位置
**Orientation of test specimen
 in the plate**

図 2.2.3 - 2 試験片採取位置
 Fig. 2.2.3 - 2 Orientation of test specimen
 in the plate.

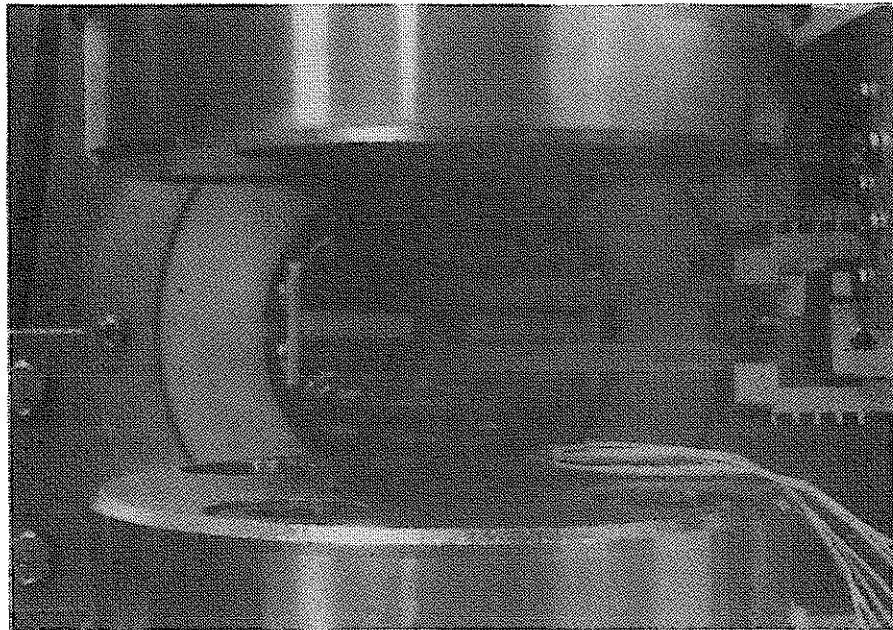
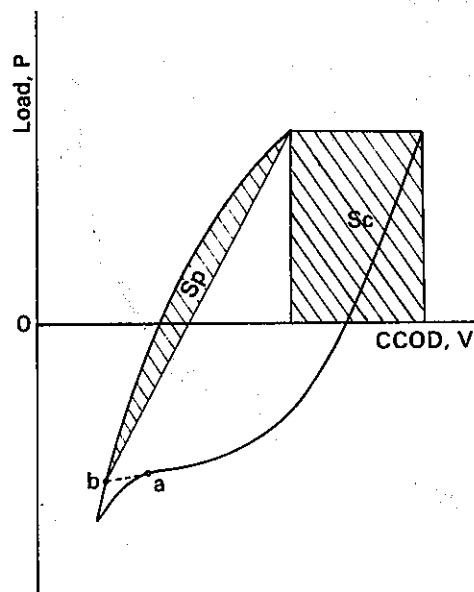


図 2.2.3-3 試験概況
Fig. 2.2.3-3 Test assembly.



Sp, Sc の求め方
Definition of Sp and Sc

図 2.2.3-4 Sp, Sc の求め方
Fig. 2.2.3-4 Definition of Sp and Sc.

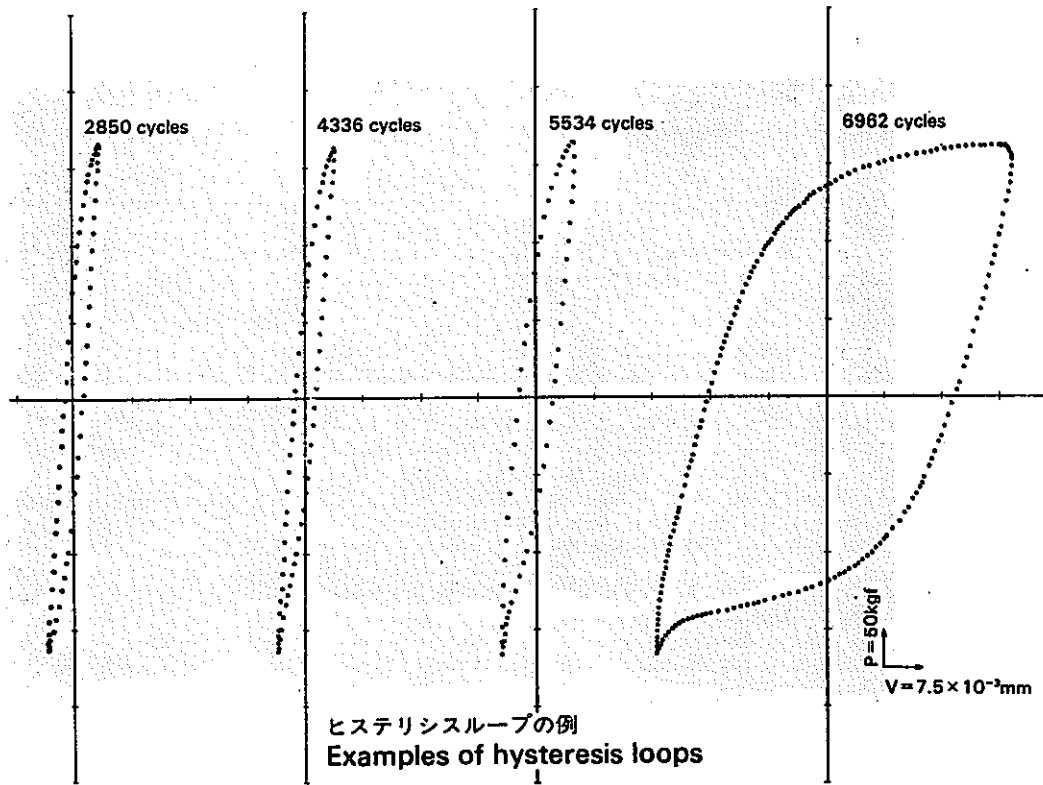
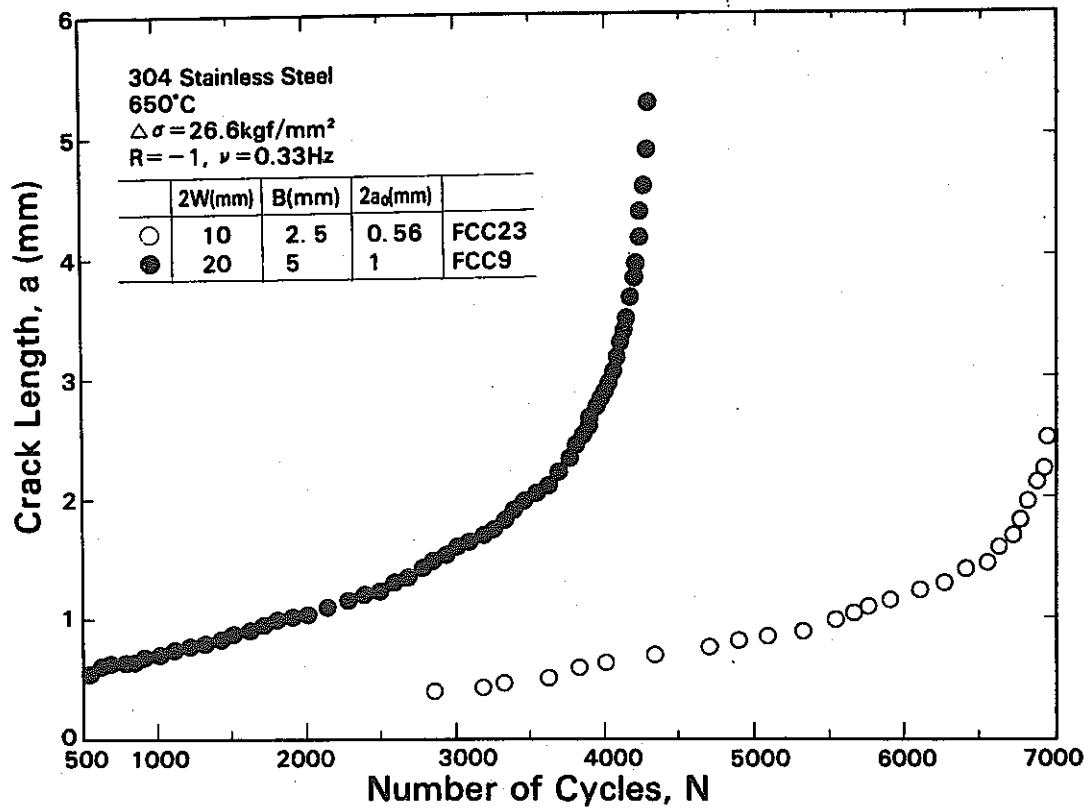
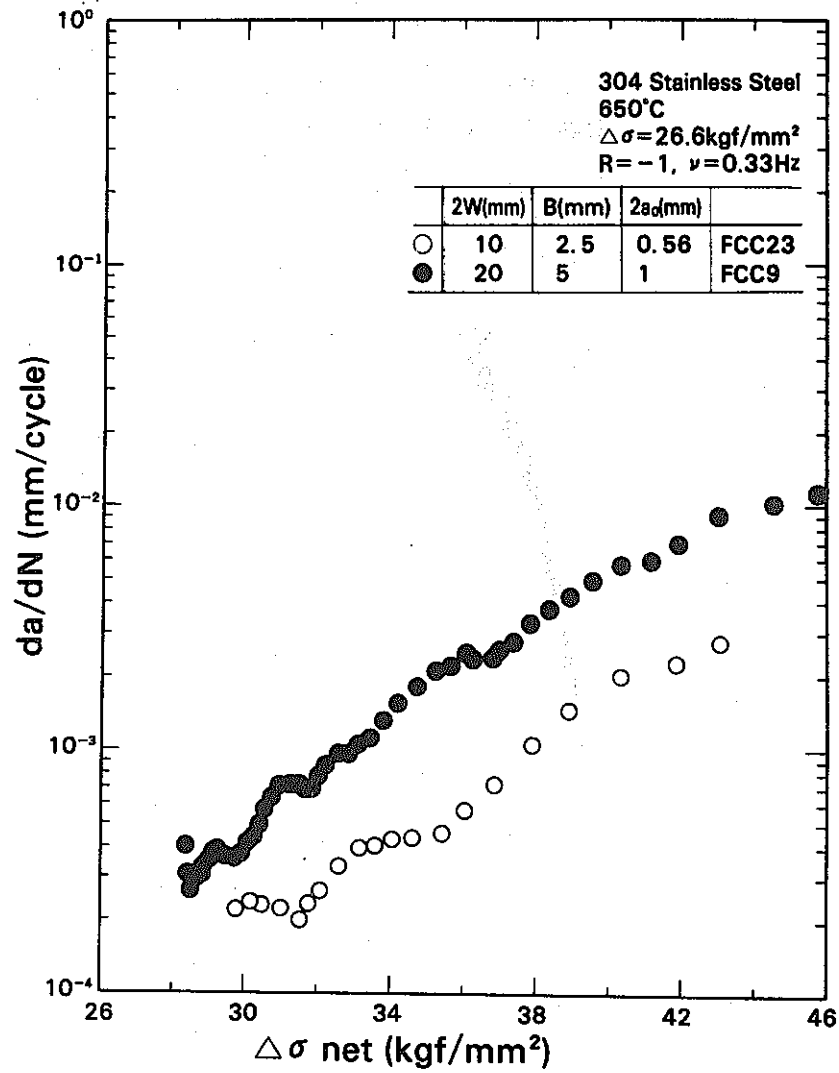


図 2.2.3-5 ヒステリシスループの例
Fig. 2.2.3-5 Examples of hysteresis loops



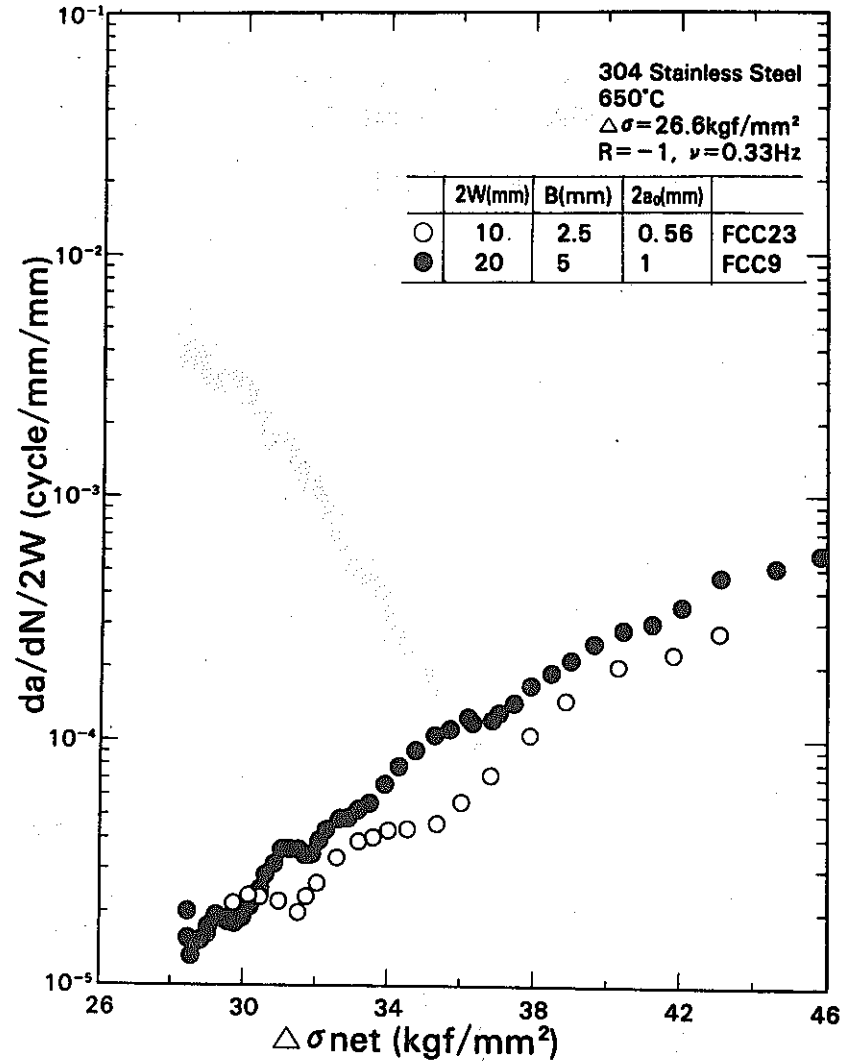
き裂伝播曲線
Crack propagation curve

図 2.2.3-6 き裂伝播曲線
Fig. 2.2.3-6 Crack propagation curve



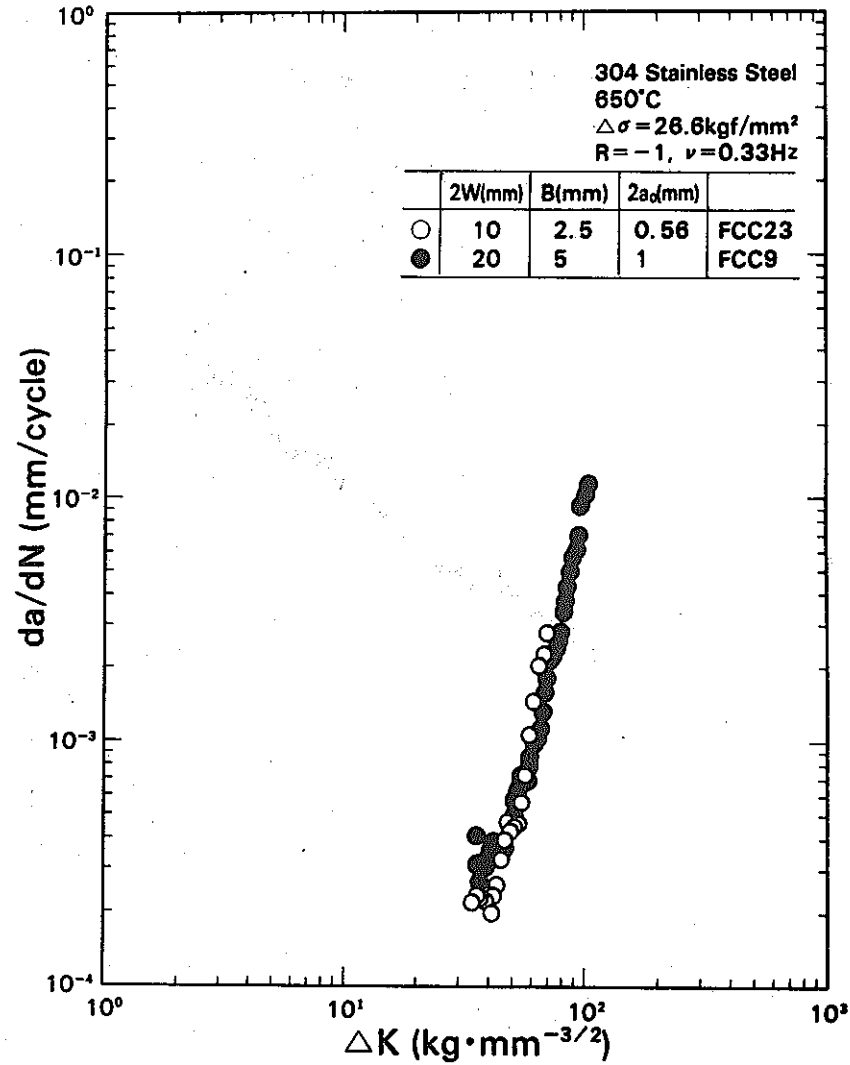
da/dN と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
 da/dN - $\Delta\sigma_{net}$ relation

図 2.2.3-7 da/dN と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
 Fig. 2.2.3-7 da/dN - $\Delta\sigma_{net}$ relation



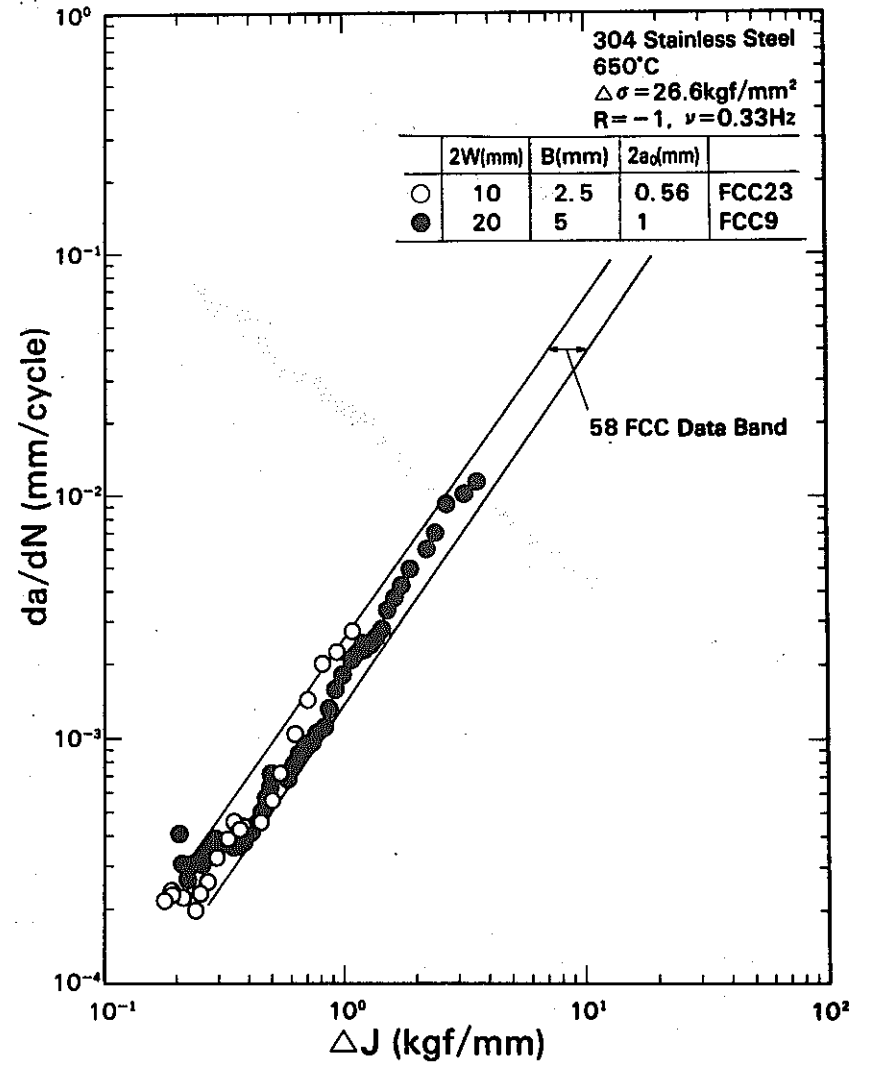
da/dN/2W と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
 da/dN/2W - $\Delta\sigma_{net}$ relation

図 2.2.3-8 da/dN/2w と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
 Fig. 2.2.3-8 da/dN/2w - $\Delta\sigma_{net}$ relation



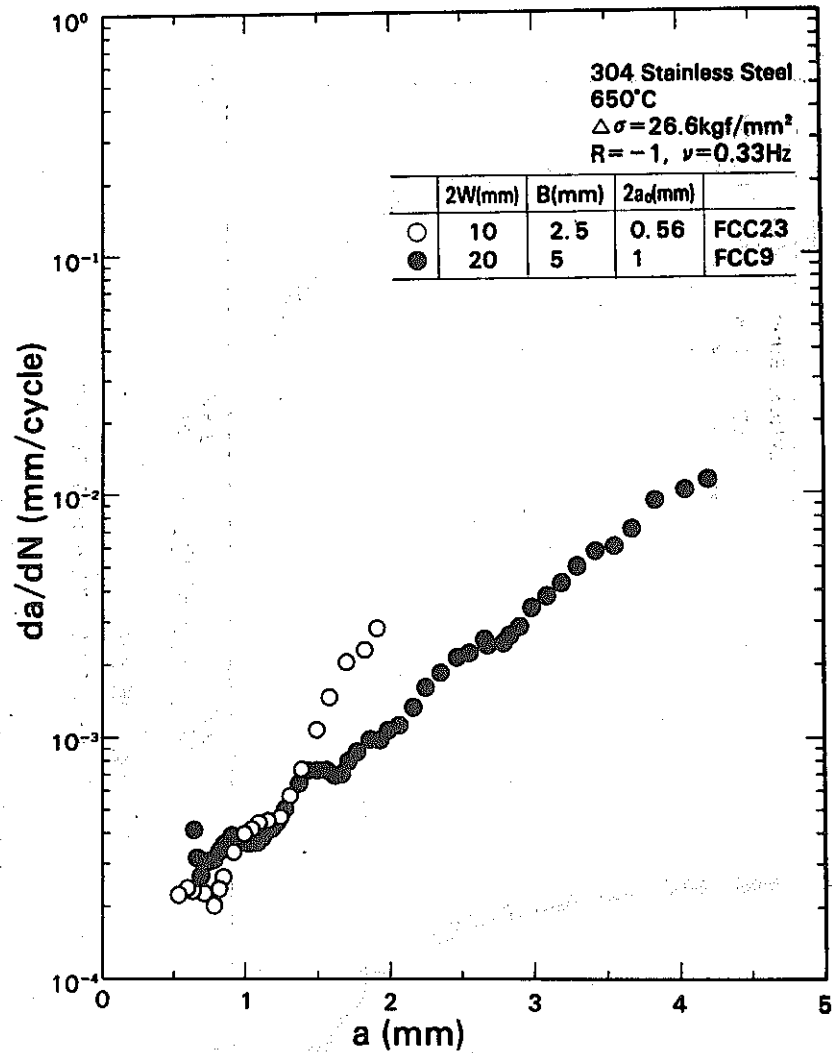
da/dN と ΔK の関係
da/dN-ΔK relation

図 2.2.3-9 da/dN と ΔK の関係
Fig. 2.2.3-9 da/dN-ΔK relation



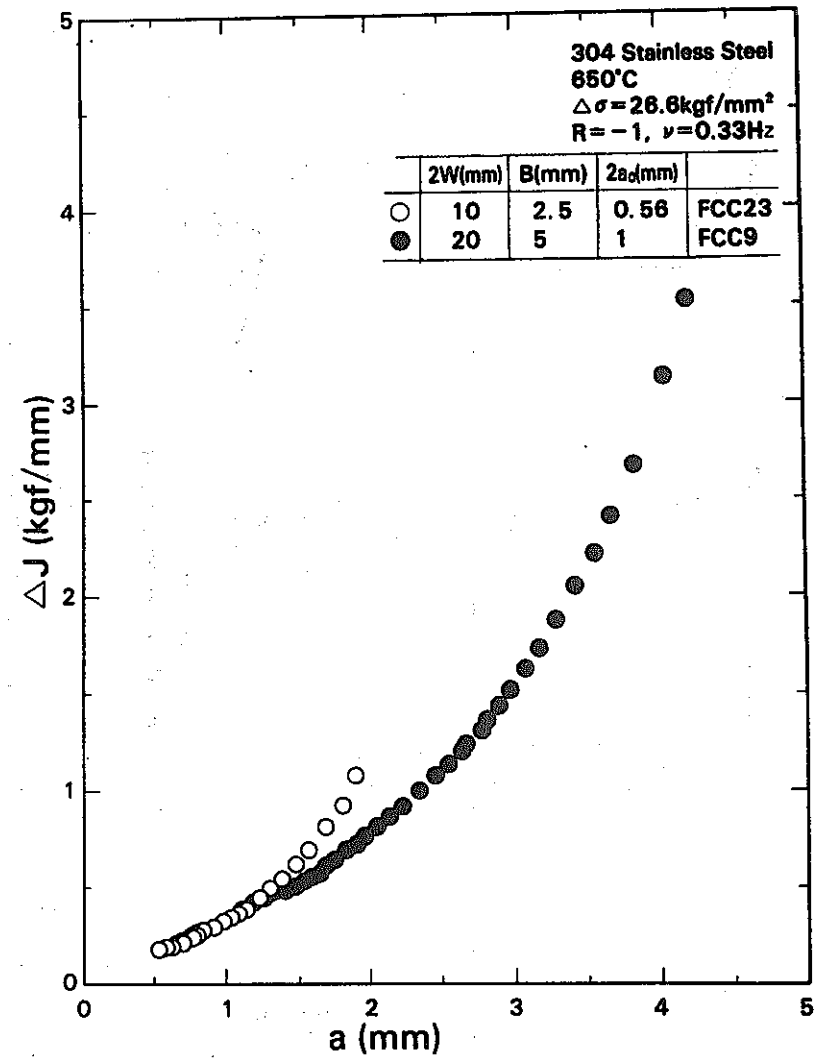
da/dN と ΔJ の関係
da/dN-ΔJ relation

図 2.2.3-10 da/dN と ΔJ の関係
Fig. 2.2.3-10 da/dN-ΔJ relation



da/dN と a の関係
da/dN—a relation

図 2.2.3 - 11 da/dN と a の関係
Fig. 2.2.3 - 11 da/dN—a relation



da/dN と a の関係
da/dN—a relation

図 2.2.3 - 12 da/dN と a の関係
Fig. 2.2.3 - 12 da/dN—a relation

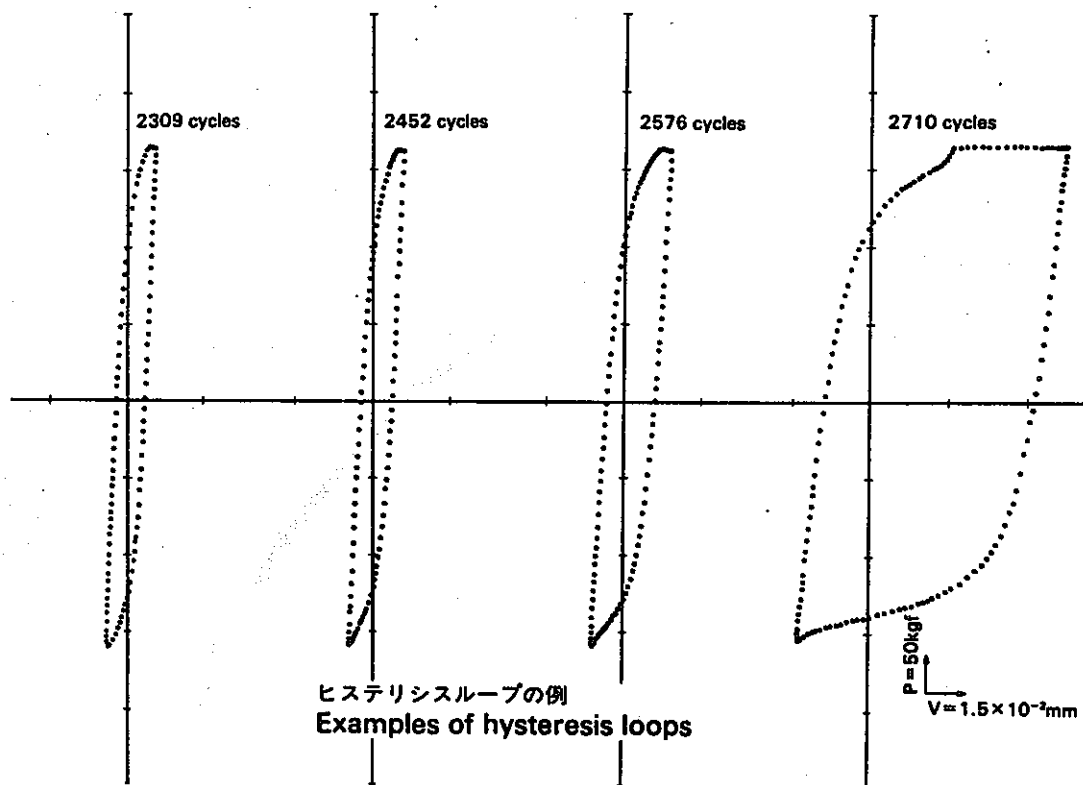
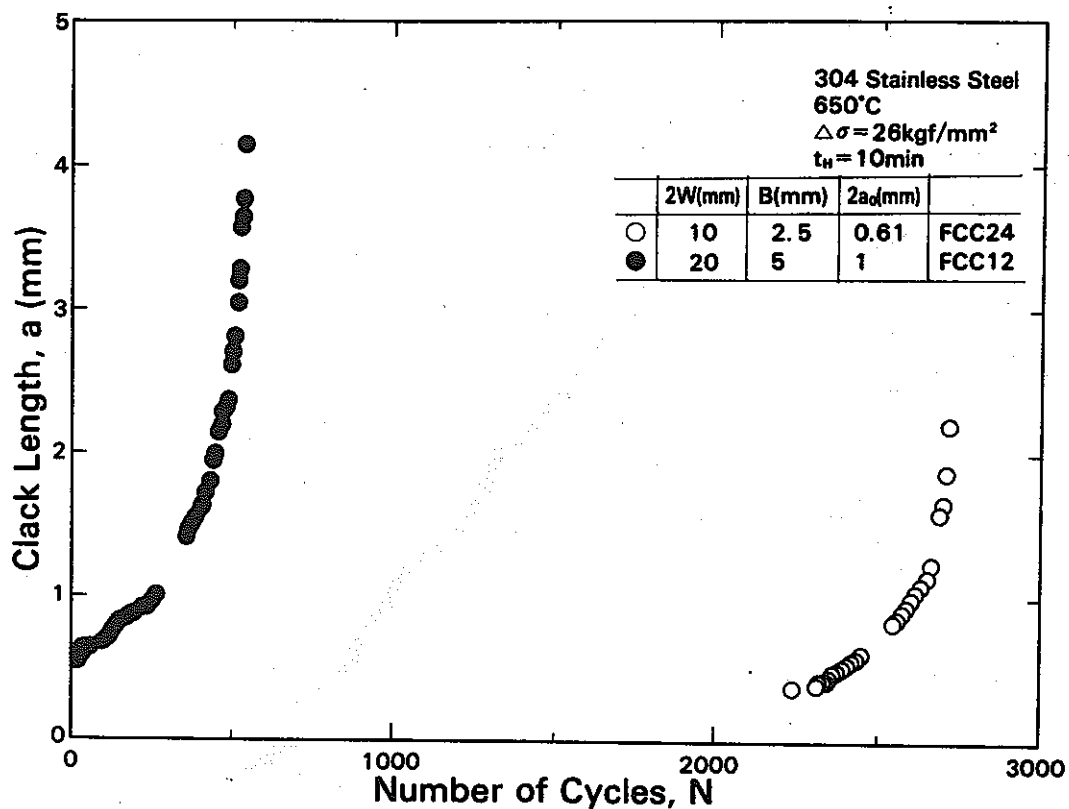
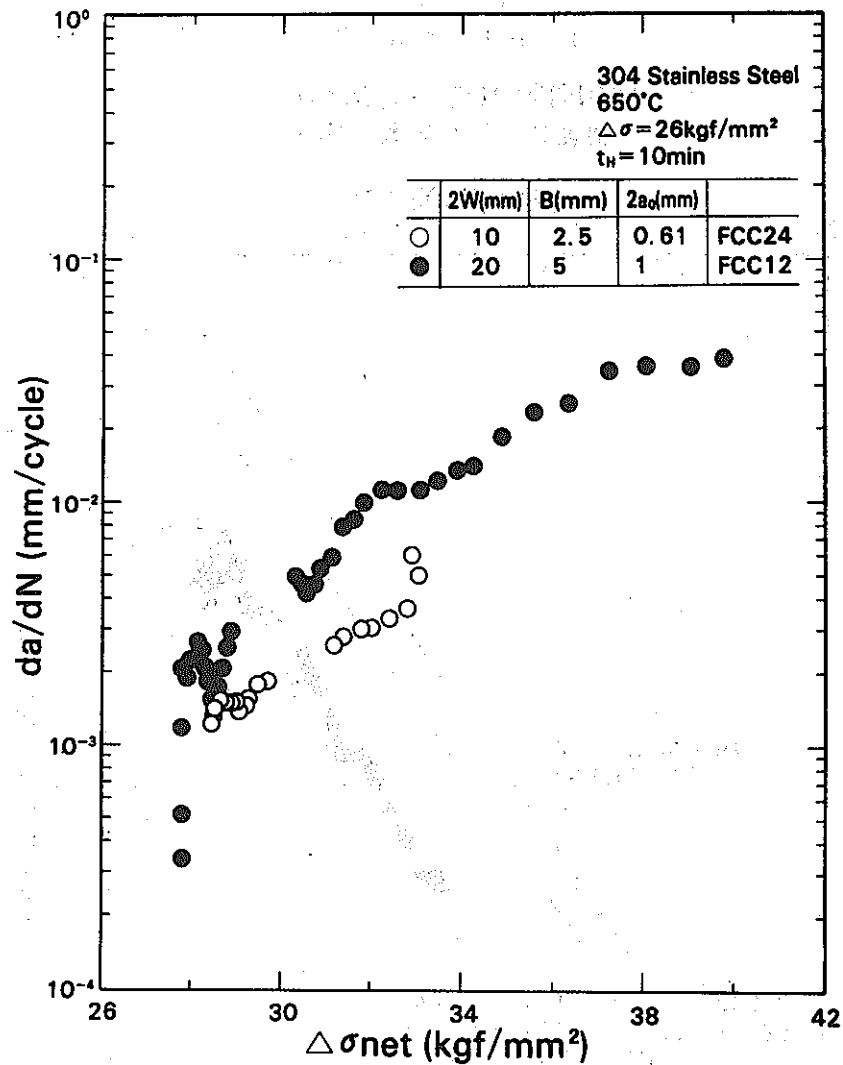


図 2.2.3 - 13 ヒステリシスループの例
Fig. 2.2.3 - 13 Examples of hysteresis loops



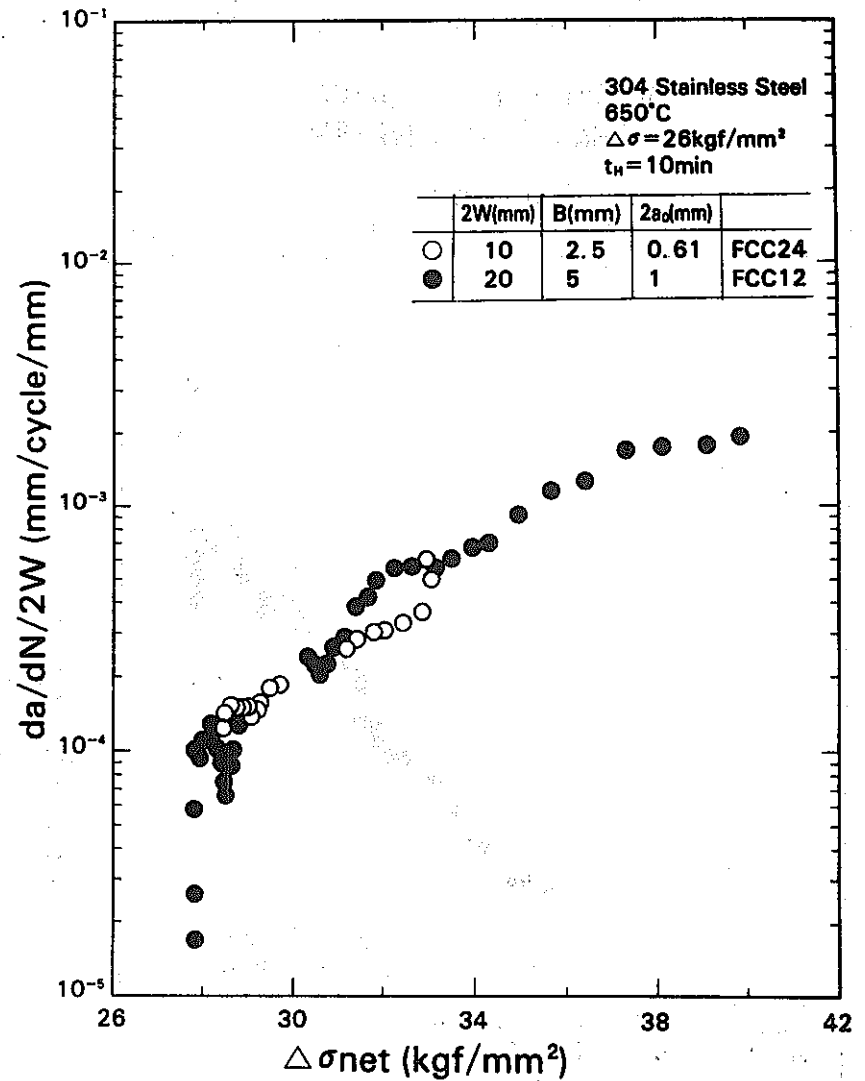
き裂伝播曲線
Crack propagation curve

図 2.2.3 - 14 き裂伝播曲線
Fig. 2.2.3 - 14 Crack propagation curve



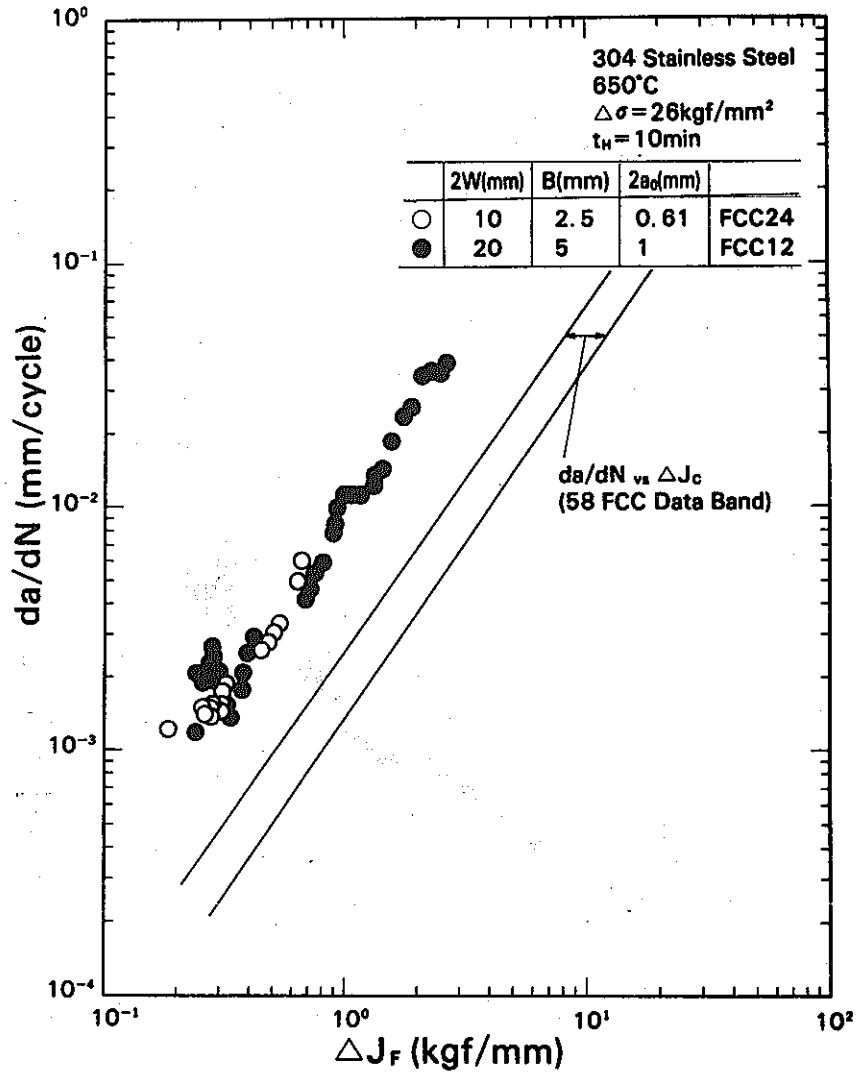
da/dN と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
da/dN- $\Delta\sigma_{net}$ relation

図 2.2.3 - 15 da/dN と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
Fig. 2.2.3 - 15 da/dN- $\Delta\sigma_{net}$ relation



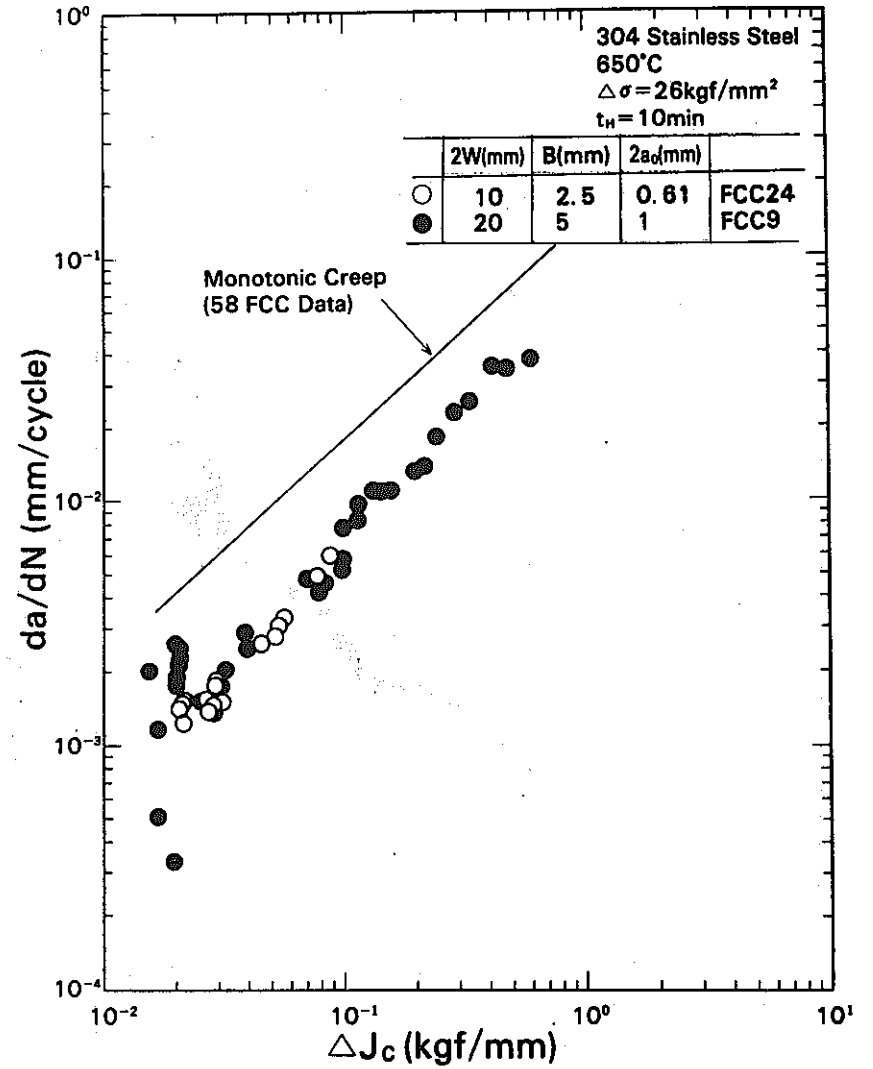
da/dN/2W と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
da/dN/2W- $\Delta\sigma_{net}$ relation

図 2.2.3 - 16 da/dN/2w と $\Delta\sigma_{net}$ の関係
Fig. 2.2.3 - 16 da/dN/2w- $\Delta\sigma_{net}$ relation



da/dN と ΔJ_F の関係
da/dN- ΔJ_F relation

図 2.2.3-17 da/dN と ΔJ_F の関係
Fig. 2.2.3-17 da/dN- ΔJ_F relation



da/dN と ΔJ_c の関係
da/dN- ΔJ_c relation

図 2.2.3-18 da/dN と ΔJ_c の関係
Fig. 2.2.3-18 da/dN- ΔJ_c relation

2.2.4 荷重制御・大型CCT試験

(1) 研究目的

クリープ疲労き裂伝播特性に及ぼす試験片の寸法（板厚，板幅）の影響を検討する。

(2) 試験方法

- (a) 試験材料及び試験片：供試材としてPNCより提供された40tのSUS 304圧延板を用いた。試験片形状を図2.2.4-1に示す。

試験片の採取位置及び採取方向を図2.2.4-2に示す。

(b) 制御方法

荷重制御

(c) 加熱方法及び温度分布

赤外線加熱

650℃±2℃（平行部25mm間）

(d) 予き裂導入方法

常温大気中，両振三角波（ $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$ ，1.7 Hz）にて人工き裂先端より $\Delta a \approx 1 \text{ mm}$ の疲労き裂導入。

(e) 伸び／開口変位測定法

クリップゲージ（GL：5mm）にて測定。

試験概況を図2.2.4-1に示す。

(f) き裂長さと測定法

マイクロスコープ（10倍）を用いてき裂長さ $2a$ を測定。

(3) データ整理方法

(a) 破壊力学パラメータ

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

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

$$\bullet \Delta J_f = \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{S_p}{Bb} \quad S_p, S_c \text{は図2.2.4-4に示す面積}$$

$$\bullet \Delta J_c = \frac{\alpha-1}{\alpha+1} \cdot \frac{S_c}{2Bb}$$

(b) き裂伝播速度の求め方

Secant 法による。

(4) 試験条件

設 定 値 (荷重, 歪)	$\sigma_a = 13 \text{ kgf/mm}^2$	$\sigma_a = 13 \text{ kgf/mm}^2$
波 形, 周波数	完全両振対称三角波 0.5 Hz	引張荷重保持台形波 (10分保持)
試 験 片 番 号	F C C - 11	F C C - 12

試験中 0.5 Hz で約 300 ~ 350 回の $R = 0.1$, $\sigma_{\max} = 13 \text{ kgf/mm}^2$ の応力を負荷。き裂進展量は約 0.1 mm。

(5) 試験結果及び考察

(a) き裂伝播特性

(i) $\Delta K \sim da/dN$ 関係

両振三角波 ($\Delta \sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$) 及び10分保持台形波 ($\Delta \sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$) の $\Delta K \sim da/dN$ 関係を図 2.2.4 - 5 及び図 2.2.4 - 6 に示す。

両振三角波の場合も10分保持台形波の場合も ΔK で整理するとき裂進展速度に試験片寸法の差 (板幅20 mmと板幅40 mm) は現われない。

(ii) $\Delta J_f \sim da/dN$ 関係

両振三角波 ($\Delta \sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$) 及び10分保持台形波 ($\Delta \sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$) の $\Delta J_f \sim da/dN$ 関係を図 2.2.4 - 7 及び図 2.2.4 - 8 に示す。三振三角波では、板幅が20 mm の場合に比較して、板幅が40 mm の場合は J_f が低い場合には da/dN が高く、 J_f の上昇につれ da/dN はほぼ一致する傾向にある。

これに対し、10分保持波では板幅が40 mm の場合の da/dN は板幅が20 mm の場合の約 2 倍となる。

(iii) $\Delta J_c \sim da/dN$ 関係

10分保持台形波 ($\Delta \sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$) の $\Delta J_c \sim da/dN$ 関係を図 2.2.4 - 9 に示す。10分保持台形波の da/dN は J_c で整理すると板幅20 mm の場合と40 mm の場合で差は認められない。

(6) 破面形態

(a) 破断状況

両振三角波及び10分保持台形波による疲労き裂進展試験片の破断状況を図 2.2.4 - 10及び図 2.2.4 - 11に示す。

両振三角波 ($\Delta \sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$) の場合、試験破面は平坦であるが、き裂前縁は若干わん曲しており、両側面のき裂進展速度も若干異なる。これに対し、十分保持の場合は、せん断方向にき裂が進展し、試験部の絞れも大きい。

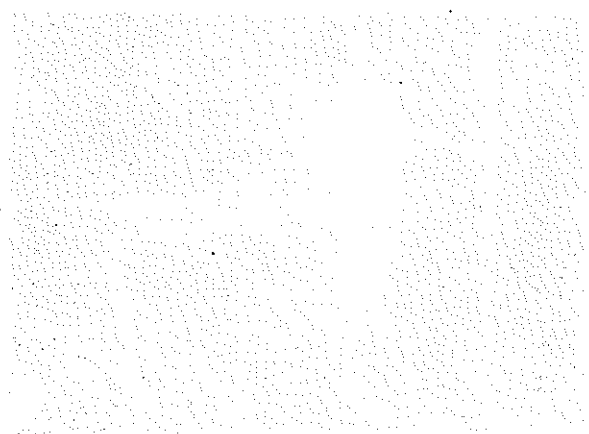
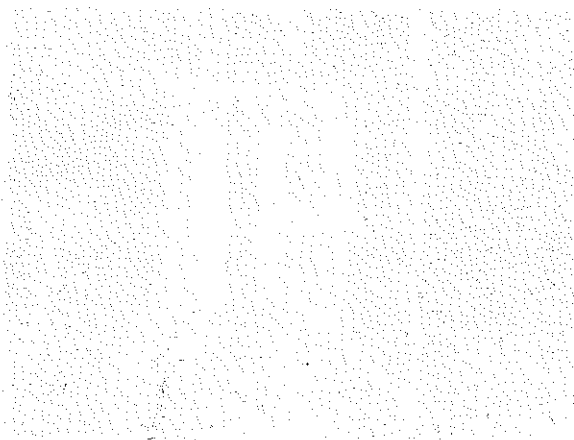
(b) 破面のSEM観察

図 2.2.4 -12及び図 2.2.4 -13にそれぞれ両振三角波及び10分保持波の場合の疲労破面観察結果を示す。

両振三角波 ($\Delta\sigma = 26 \text{ kgf / mm}^2$) の場合は全面ストライエーション破面を呈し、10分保持台形波の場合は全面粒界破面を呈する。

(7) ヒステリシス形状

図 2.2.4 -14及び図 2.2.4 -15にそれぞれ両振三角波及び10分保持台形波($\Delta\sigma = 26 \text{ kgf / mm}^2$) の場合の試験中のヒステリシスの例を示す。



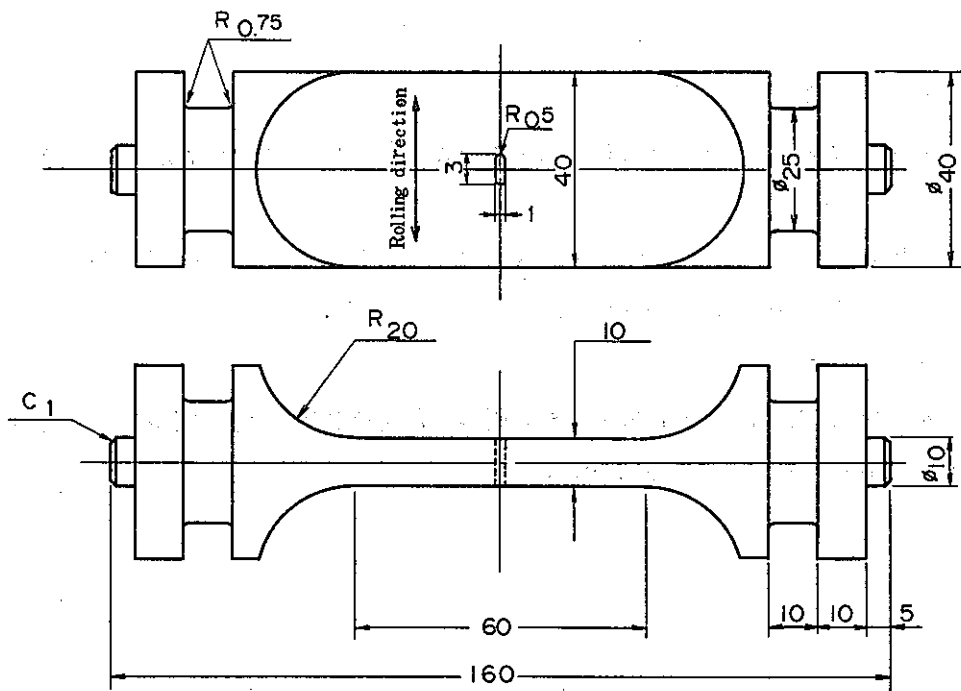


図 2.2.4-1 試験片の形状

Fig. 2.2.4-1 Dimensions of a test specimen.

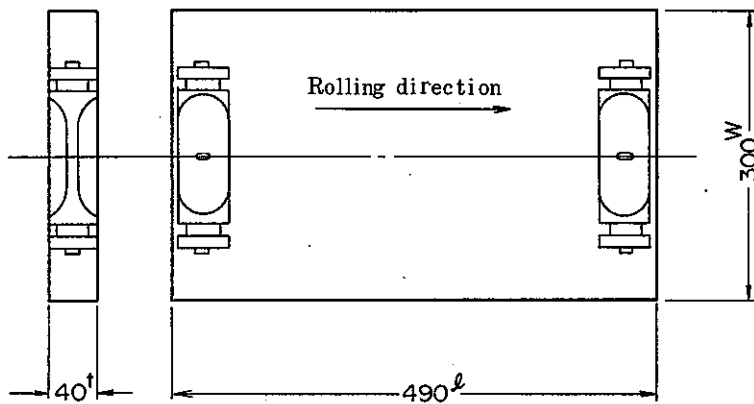
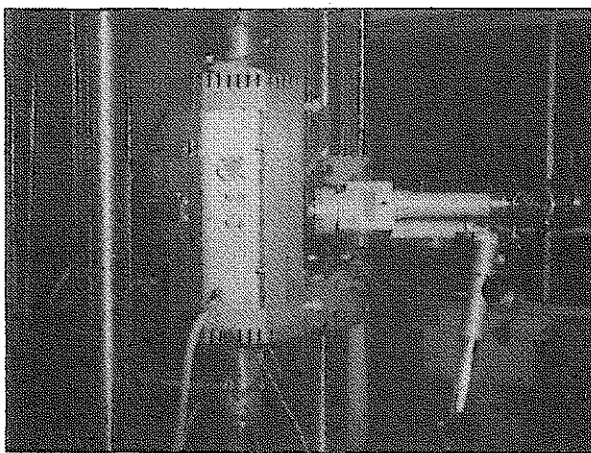
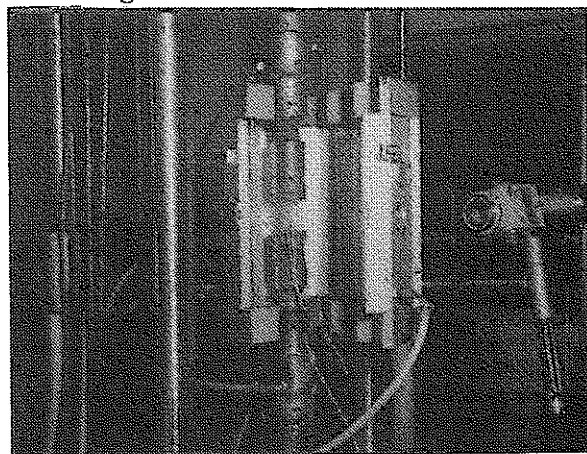


図 2.2.4-2 試験片採取要領

Fig. 2.2.4-2 Specimen axis direction relative to rolling direction



(i)



(ii)

図 2.2.4-3 試験状況

Fig. 2.2.4-3 Appearance of test apparatus.

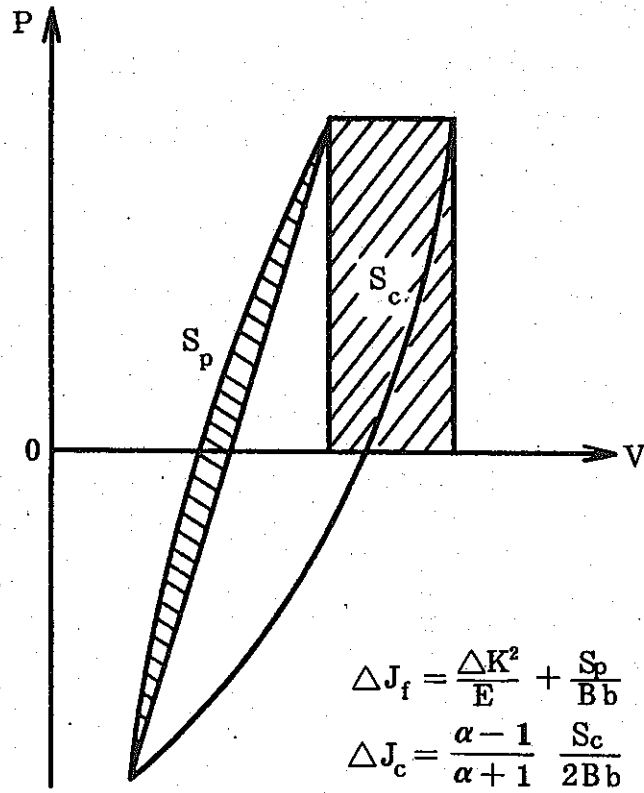


図 2.2.4-4 ΔJ_f , ΔJ_c の求め方
 Fig. 2.2.4-4 Calculation of ΔJ_f and ΔJ_c .

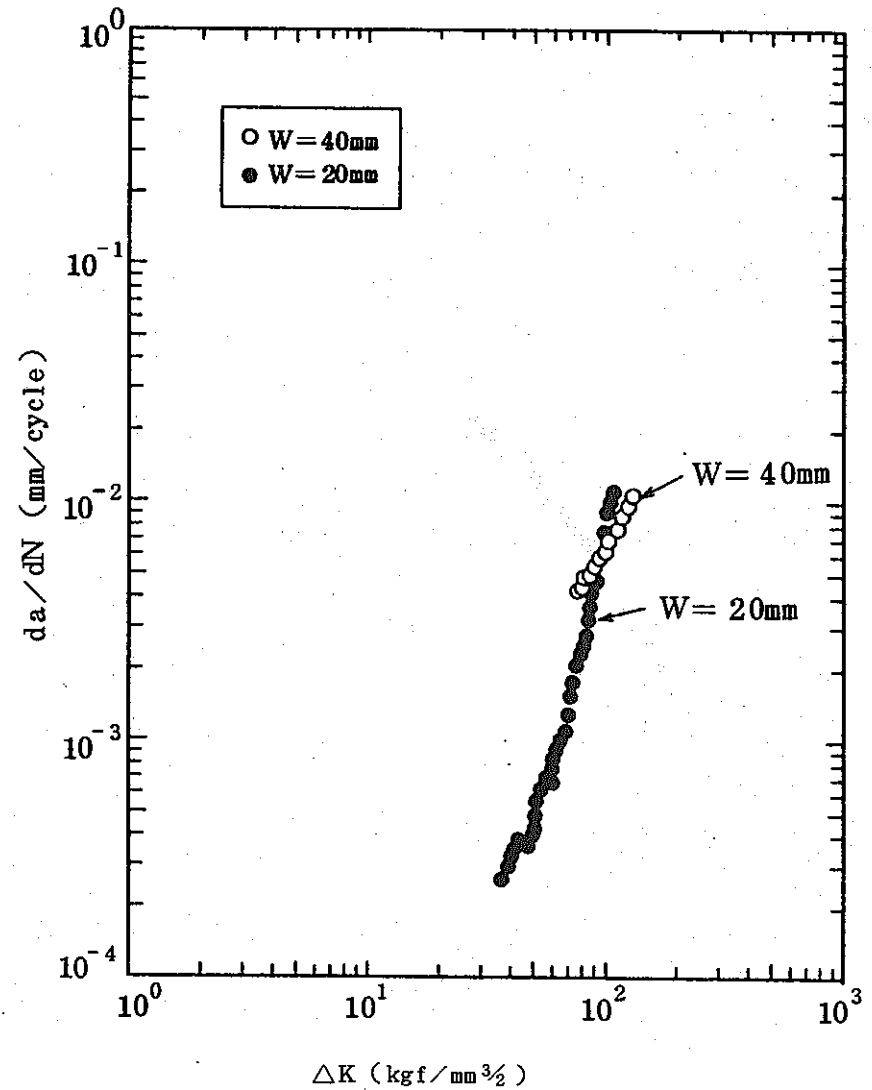


図 2.2.4-5 $\Delta K \sim da/dN$ の関係 (両振三角波, 0.5 Hz $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
 Fig. 2.2.4-5 $\Delta K \sim da/dN$ relationships.

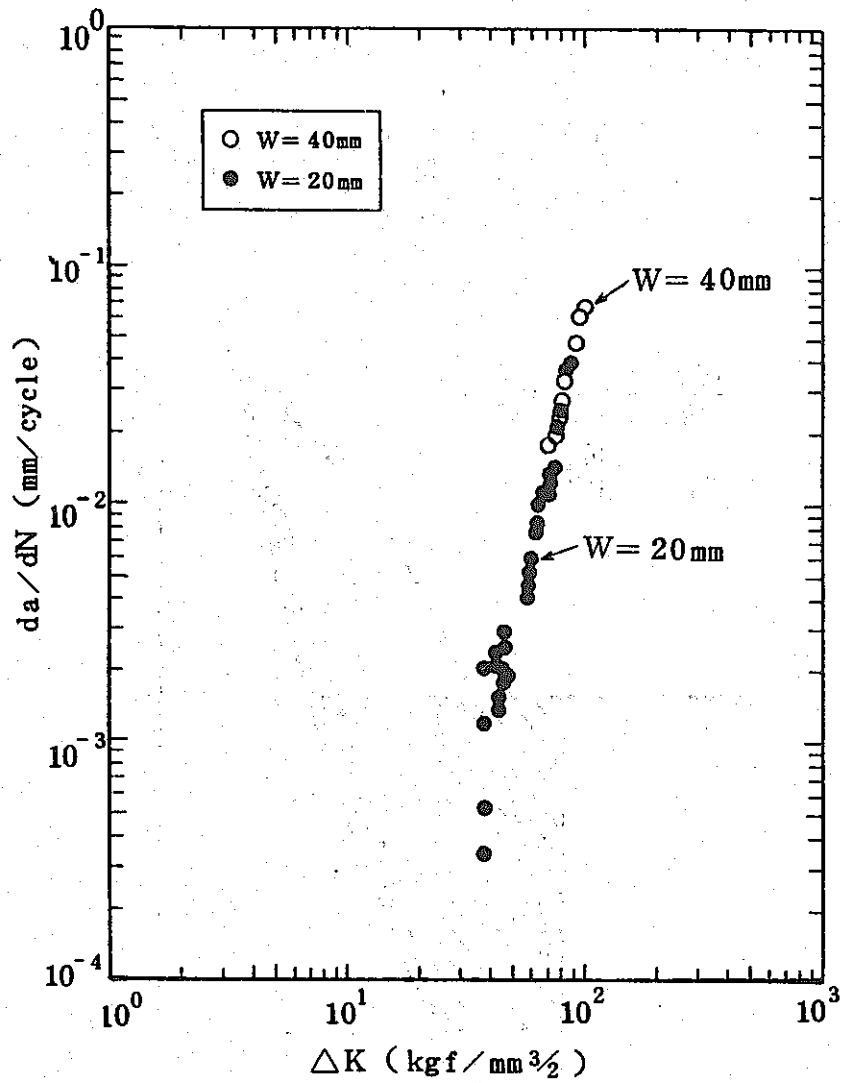


図 2.2.4-6 $\Delta K \sim da/dN$ の関係
(10分保持台形波 $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
Fig. 2.2.4-6 $\Delta K \sim da/dN$ relationships.

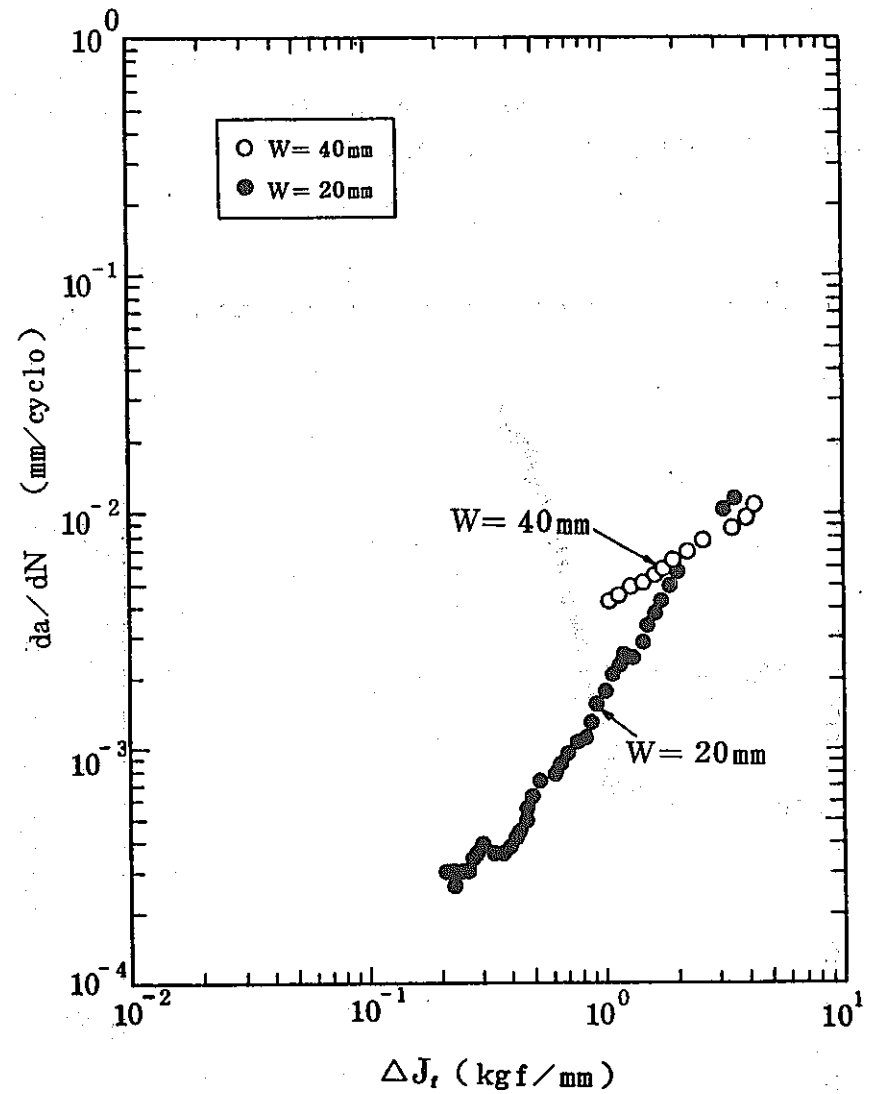


図 2.2.4-7 $\Delta J_r \sim da/dN$ の関係
(両振三角波, 0.5 Hz $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
Fig. 2.2.4-7 $\Delta J_r \sim da/dN$ relationships.

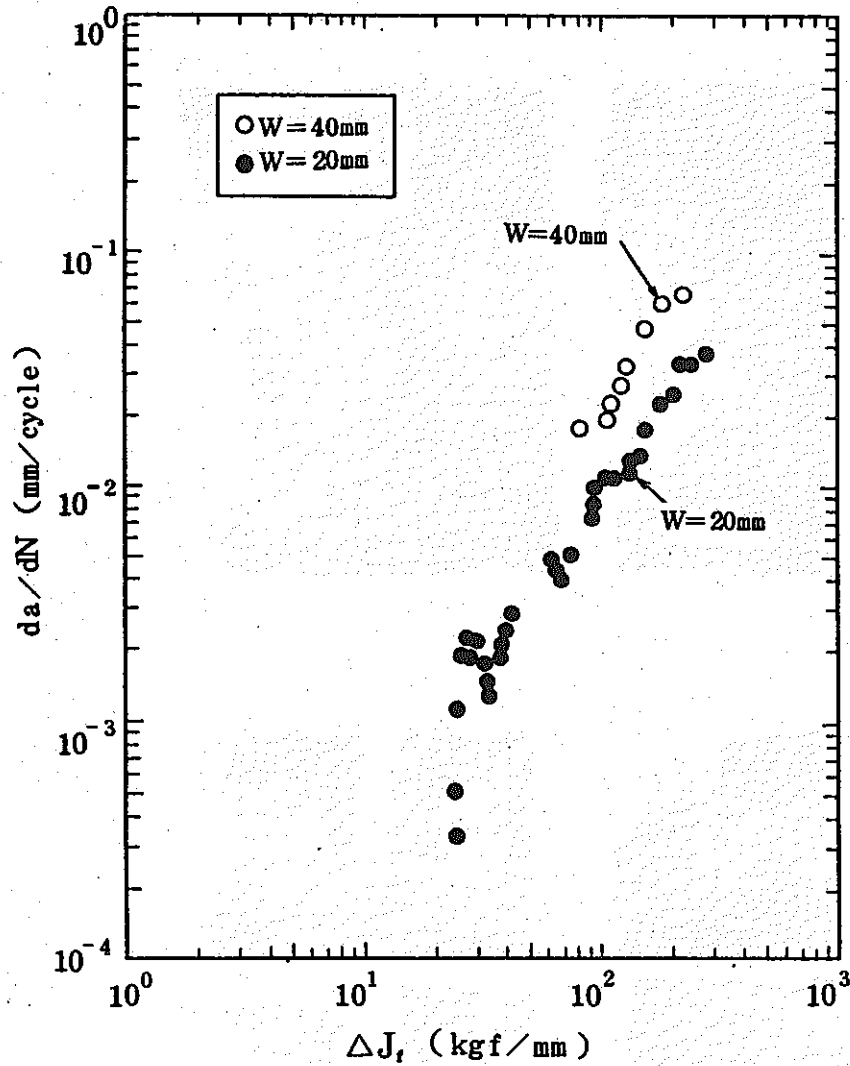


図 2.2.4-8 $\Delta J_r \sim da/dN$ の関係 (10分保持台形波 $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
Fig. 2.2.4-8 $\Delta J_r \sim da/dN$ relations

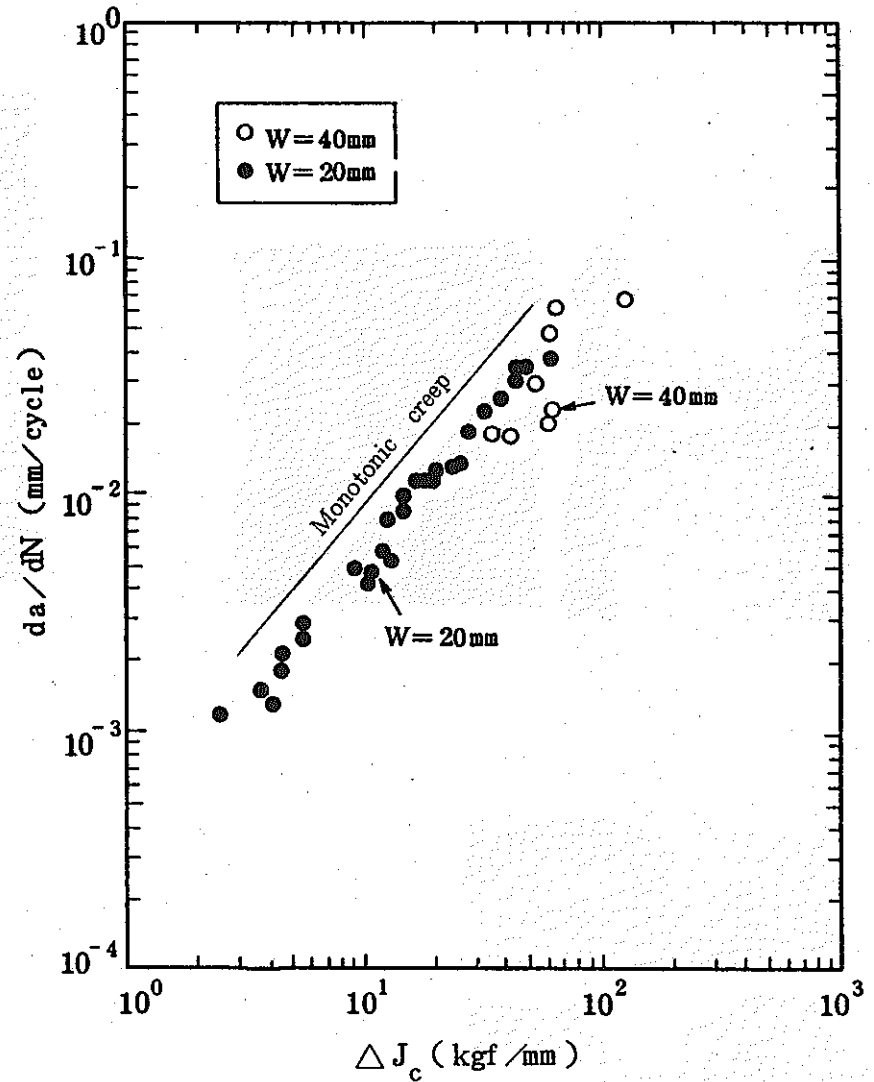
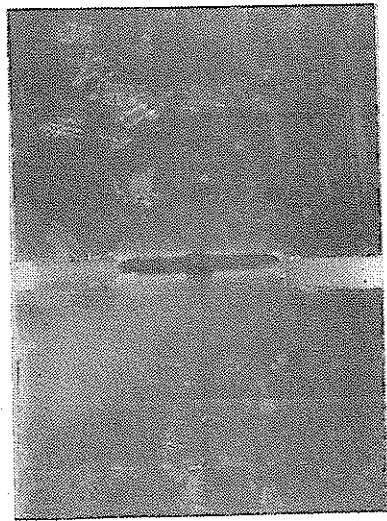
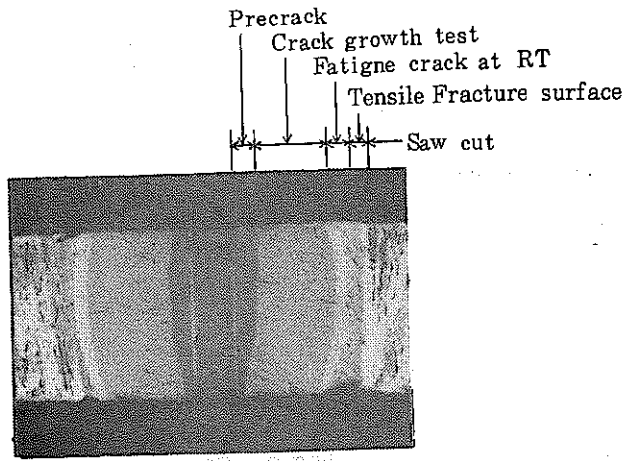


図 2.2.4-9 $\Delta J_c \sim da/dN$ の関係 (10分保持台形波 $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
Fig. 2.2.4-9 $\Delta J_c \sim da/dN$ relations

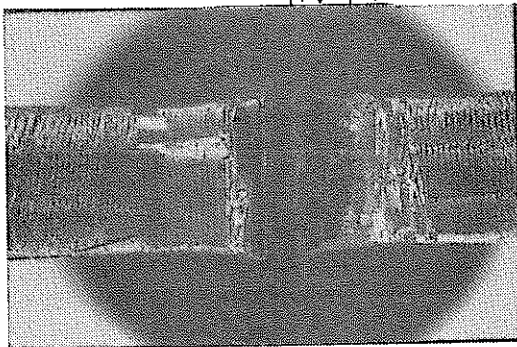
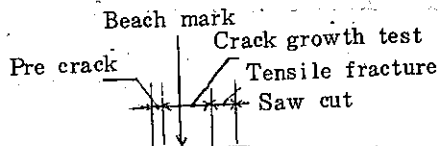


(a)

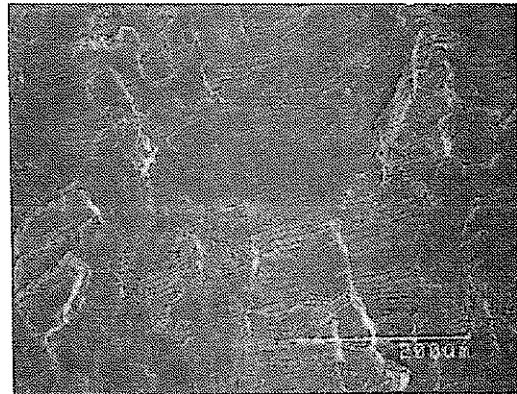
図 2.2.4-10 試験片の破断状況
(三角波, $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
Fig. 2.2.4-10 Fracture appearance of
the specimen
(Triangular wave, $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)



(b)

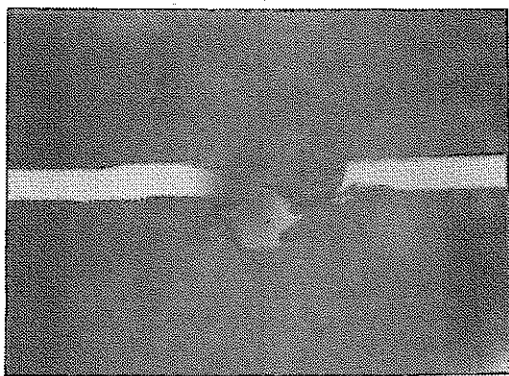


$\times 3.2$

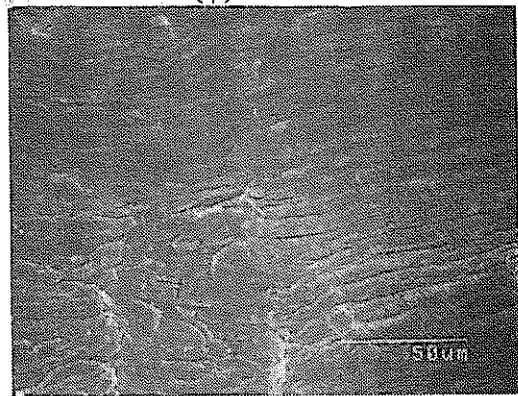


(i)

$\times 200$



$\times 3.2$

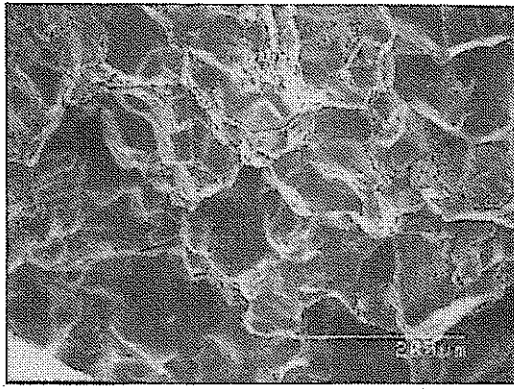


(ii)

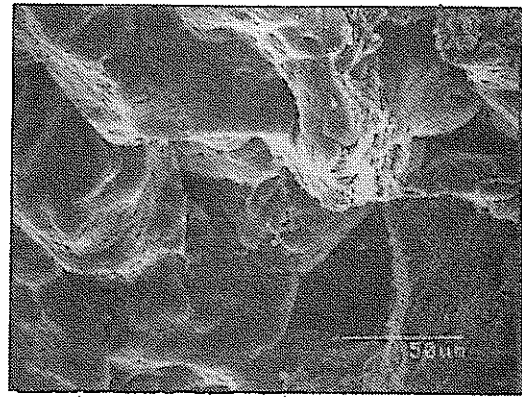
$\times 600$

図 2.2.4-11 試験片の破断状況
(台形波, $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
Fig. 2.2.4-11 Fracture appearance of
the specimen
(Trapezoidal wave, $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)

図 2.2.4-12 破面観察例 (三角波, $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
 $a = 2.7 \text{ mm}$ 位置 板厚中央部
Fig. 2.2.4-12 Fractured surface SEM
(Triangular wave $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
 $a = 2.7 \text{ mm}$, at the middle of thickness



(i) × 200



(ii) × 600

図 2.2.4 - 13 破面観察例 (台形波, $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
 $a = 3.8 \text{ mm}$ 位置 板厚中央部

Fig. 2.2.4 - 13 Fractured surface SEM (trapezoidal wave,
 $\Delta\sigma = 26 \text{ kgf/mm}^2$)
 $a = 3.8 \text{ mm}$, at the middle of thickness

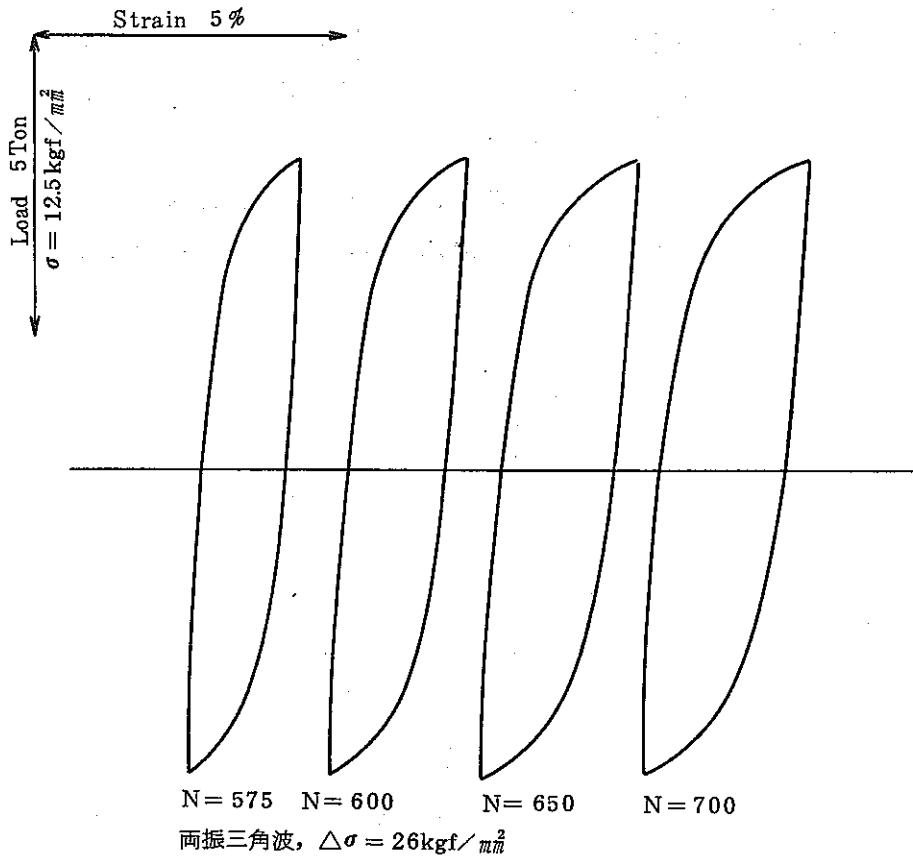


図 2.2.4 - 14 荷重～開口変位ヒステリシスの例

Fig.2.2.4 - 14 Examples of Stress-strain hysteresis curves

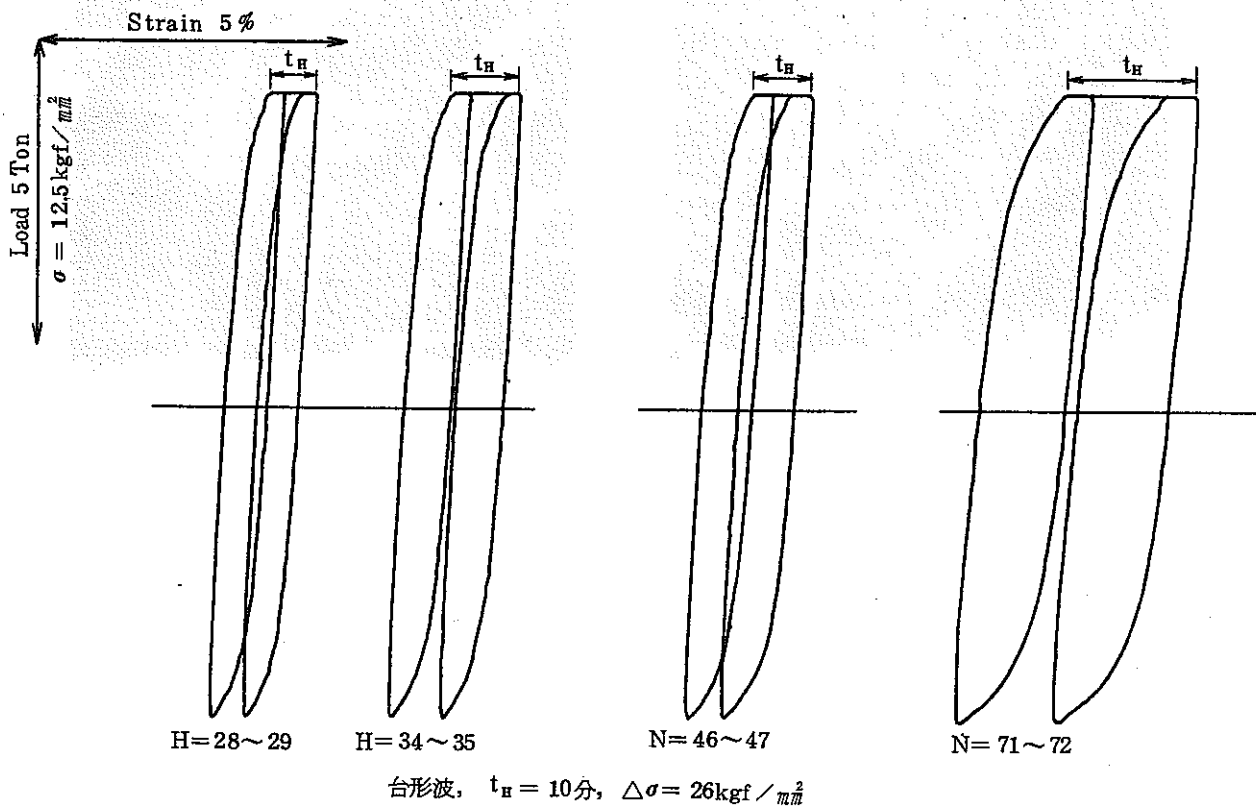


図 2.2.4-15 荷重～開口変位ヒステリシスの例

Fig.2.2.4-15 Examples of Stress-strain hysteresis curves

2.3 クリープ疲労き裂伝播特性の長時間保持効果

2.3.1 変位制御・DEN・台形波試験

(1) 研究目的

上限ひずみでの変位保持下における微小なクリープ疲労き裂の進展速度を明らかにする。

(2) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片：供試材として PNC より提供された40 t の SUS 304 圧延板を用いた。試験片形状を図 2.3.1-1 に示す。

試験片の採取位置及び採取方向を図 2.3.1-2 に示す。

(b) 制御方法：標点間距離25mm間の変位制御。

(c) 加熱方法及び温度分布：高周波誘導加熱，変位制御範囲内で $650^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$ 。

(d) 予き裂導入方法：図 2.3.1-1(a)に示す両側切欠き材に $\Delta \epsilon_t = 0.5\%$ の繰返し変形を 200 回加えて 0.2 ~ 0.5 mm のき裂を発生させた後，切欠き部を削除して 0.2 ~ 0.3 mm の縁き裂を残存させた（図 2.3.1-(b)）。

(e) 伸び測定法：MTS 社製石英棒押当式ひずみゲージ型水冷クリップゲージを用いた。石英棒先端はV字形で，稜に設置した。

試験概況一試験片近傍の写真一を図 2.3.1-3 に示す。

(f) き裂長さ測定法：レプリカ法による表面き裂長さの計測。

(3) データ整理方法

(a) 破壊力学パラメータ

$$(i) \Delta K = F \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a}$$

左右のき裂はほぼ対称に進展したため，両側き裂平板の引張りとして取扱った。

$$\sqrt{\pi} F = 1.98 + 0.36 \left(\frac{2a}{w} \right) - 2.12 \left(\frac{2a}{w} \right)^2 + 3.42 \left(\frac{2a}{w} \right)^3$$

ここに， a ：き裂長さ， w ：板幅（20mm）である。Fの値を図 2.3.1-4 に示す。き裂長さ a が約 1 mm 以下では F の値は両側き裂（DEN），片側き裂（SEN）ともに 1.12 ~ 1.13 であり，半無限板の引張りの場合にほぼ等しい。

$$(ii) \Delta J_f = 2 \pi \left[\Delta W_e + f(n) \Delta W_p \right] (1.1215)^2 a$$

き裂長さが約 1 mm 以下の場合について無限板近似し，Shih-Hutchinson の式を用いた。 $(1.1215)^2 = 1.258$ は縁き裂の補正係数である。

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

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

動燃団提示の繰返し応力ひずみ関係を Ramberg-Osgood 型に近似すると

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2 \times 68} \right)^{1/0.205}$$

と表わされるから， $n = 0.205$ ， $f(n) = 1.42$

これから

$$\Delta J = (1.1215)^2 2 \pi (\Delta \sigma) \left[\frac{\Delta \sigma}{2E} + 1.18 \Delta \epsilon_p \right] a$$

$$= \frac{(\Delta K)^2}{E} + (1.1215)^2 \times 7.40 \Delta \sigma \cdot \Delta \epsilon_p \cdot a$$

$$(iii) \Delta J_C = (K_{max}^2 - K_r^2) / E$$

図 2.3.1-5 に示す斜線の部分に対応する J 値を ΔJ_C と定義した。

$$\Delta J_C = F^2 (\sigma_{max}^2 - \sigma_r^2) \pi a / E$$

ここに、 σ_{max} は上限応力、 σ_r は緩和応力。

$$(iv) B = (da/dN) / (1.1215)^2 a$$

(b) き裂伝播速度の求め方：セカント法

(4) 試験条件

(a) 試験温度：650 °C

(b) 全ひずみ幅 $\Delta \epsilon_t$ ：0.5 %

(c) ひずみ波形：引張保持台形波，0.5 Hz + 60 min

(d) 試験片番号：DEN-FC-2

(5) 試験結果及び考察

(a) 試験結果

応力緩和曲線を図 2.3.1-6 に、応力-ひずみ繰返しに伴う応力の変化を図 2.3.1-8 に、疲労き裂進展曲線を図 2.3.1-9 に示す。

き裂が約 2 mm となると、ヒステリシス曲線に tail が生じるが、それ以下では大きな変化はみられない。連続サイクル試験及び 10 分保持試験に比して、上限応力 σ_{max} は若干低い、下限応力は大差ない。引張保持中の応力緩和量 $\sigma_{max} - \sigma_r$ は、10 分保持波の場合、1.8 ~ 2.0 kgf/mm² であったが、この 60 分保持波の場合は約 6.5 kgf/mm² に増大している。

引張負荷過程での $\Delta W_p / \Delta \sigma \cdot \Delta \epsilon_p$ の値は、前出式では 0.830 と得られるが、ヒステリシス曲線から求めた値は、 $t_H = 0, 10 \text{ min}, 60 \text{ min}$ において、それぞれ約 0.90, 0.85, 0.89 であった。

図 2.3.1-10 にはき裂長さ a と ΔJ_f の関係を、CCT 試験片の結果と併せて示す。CCT 試験片における Shih-Hutchinson 式の ΔJ_f は、 $\Delta \sigma = 34.5 \text{ kgf/mm}^2$ から $\Delta \epsilon_p = 0.5 - 34.5/E = 0.264 \%$ を得、これらを前出式で $(1.1215)^2$ を除いた関係に代入し、 $\Delta J_f = 0.93$ と得た。Shih-Hutchinson 式による ΔJ_{s-H} は CCT と DEN の両試験片で互に近い値となっている。CCT 試験片で荷重-変位ヒステリシス曲線の面積 S_p を用いて次式から得た ΔJ_f の値も併せて示す。

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

上式の値は、 $Y = 12.5 \text{ mm}$ では著しく大で、き裂の進展とともに $Y = 2.5 \text{ mm}$ での値に近づいている。 $Y = 2.5 \text{ mm}$ での値は、初期に若干高いが、き裂が約 1.3 mm 以上では ΔJ_{s-H} にほぼ一致している。なお、微小き裂では ΔJ_f はき裂長さに比例するが、上式の第 2 項はこの点の考慮がないため、 $2a/W$ が小さい範囲では、高目の ΔJ_f を与えると考えられる。

(b) き裂伝播特性

図 2.3.1-9 に示した繰返し数 N とき裂長さの対数 $\log a$ の関係は、き裂の短い場合を除き、ほぼ直線で表される。なお、後出の破面写真より、初期き裂の寸法は表面では $0.2 \sim 0.27 \text{ mm}$ であるが、内部では約 0.5 mm と大であることが明らかとなった。そのため、表面き裂が約 0.5 mm 以下では表面で計測したき裂の進展速度は大きく得られていると思われるので、以下の整理には用いないこととした。前年度の SEN-F-1 についても同様に扱った。

ΔJ_f と da/dN 、 ΔJ_c と da/dN の関係をそれぞれ図 2.3.1-11、図 2.3.1-12 に示す。引張保持台形波のひずみ制御ではクリープ変形が応力緩和としてのみ現われる小さい値であるため、疲労支配型とクリープ支配型の中間の特性を示すためか、 ΔJ_f 、 ΔJ_c のいずれも良好な整理パラメータとはなっていない。図 2.3.1-11 に示した $t_H = 0$ のデータを結ぶ直線を基礎に、同一の $\Delta J_f + \Delta J_c$ に対応する da/dN から、 $(da/dN) - (da/dN)_f$ と ΔJ_c の関係を求めた。その結果を図 2.3.1-13 に示す。ばらつきは大きいですが、 $t_H = 10 \text{ min}$ と $t_H = 60 \text{ min}$ のデータは連続性が増している。これらは、静クリープの場合に近く、それよりもやや低いですが、疲労とクリープの相互干渉下では粒内破壊と粒界破壊が交互には生じないため進展抵抗が増すことが理由として考えられる。

図 2.3.1-14 は、CCT 試験片と DEN 試験片の結果を併せて示す。同一条件の場合、両者の直線の傾きはほぼ等しい。図 2.3.1-15 はこれから得られた無次元疲労き裂進展速度 B を引張負荷時間との関係で示す。き裂進展速度に対して引張保持時間の影響は小さい。

(c) 破面形態

破面及びその SEM 写真を図 2.3.1-16 に示す。き裂は板厚の内部がやや優先して進展している。SEM 写真から、き裂はストライエーションも形成しつつ進展しており、 $a = 2.7 \text{ mm}$ では粒界破壊の様相を呈するが、明瞭ではないことがわかる。

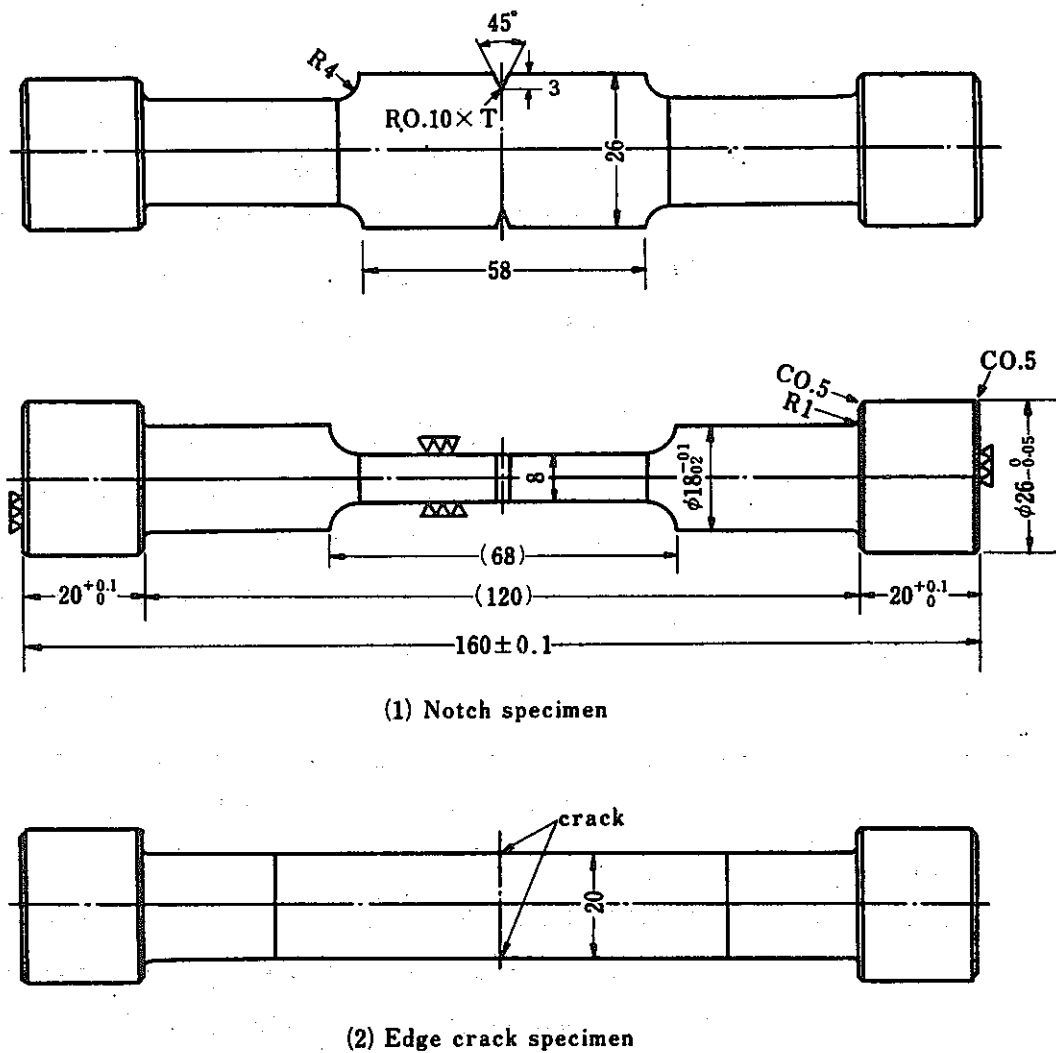


図 2.3.1-1 試験片の形状寸法
Fig. 2.3.1-1 Test specimen.

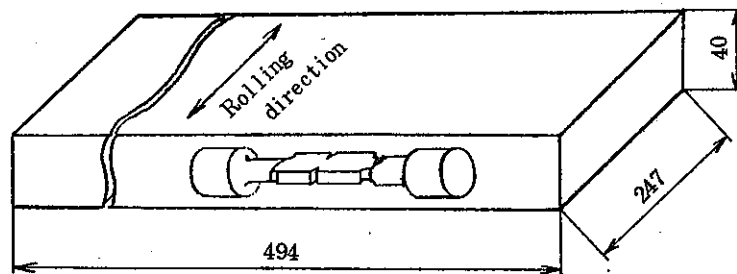


図 2.3.1-2 試験片の採取位置
Fig. 2.3.1-2 Cut out location of specimens in supplied plate.

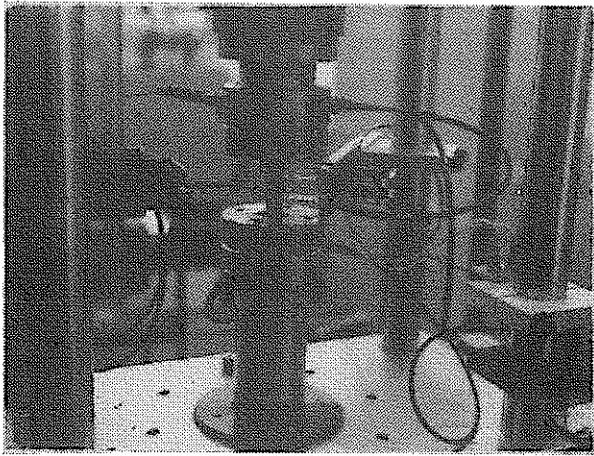


図 2.3.1-3 試験概況
Fig. 2.3.1-3 Test assembly

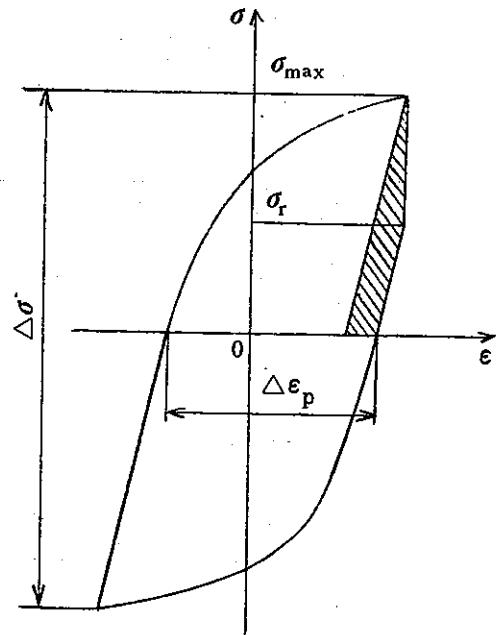


図 2.3.1-5 ΔJ_e の定義
Fig. 2.3.1-5 Definition of ΔJ

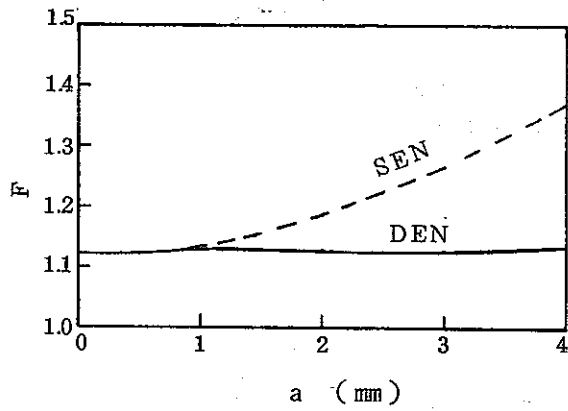


図 2.3.1-4 応力拡大係数の補正係数 F
Fig. 2.3.1-4 The value F in equation of S.I.F.

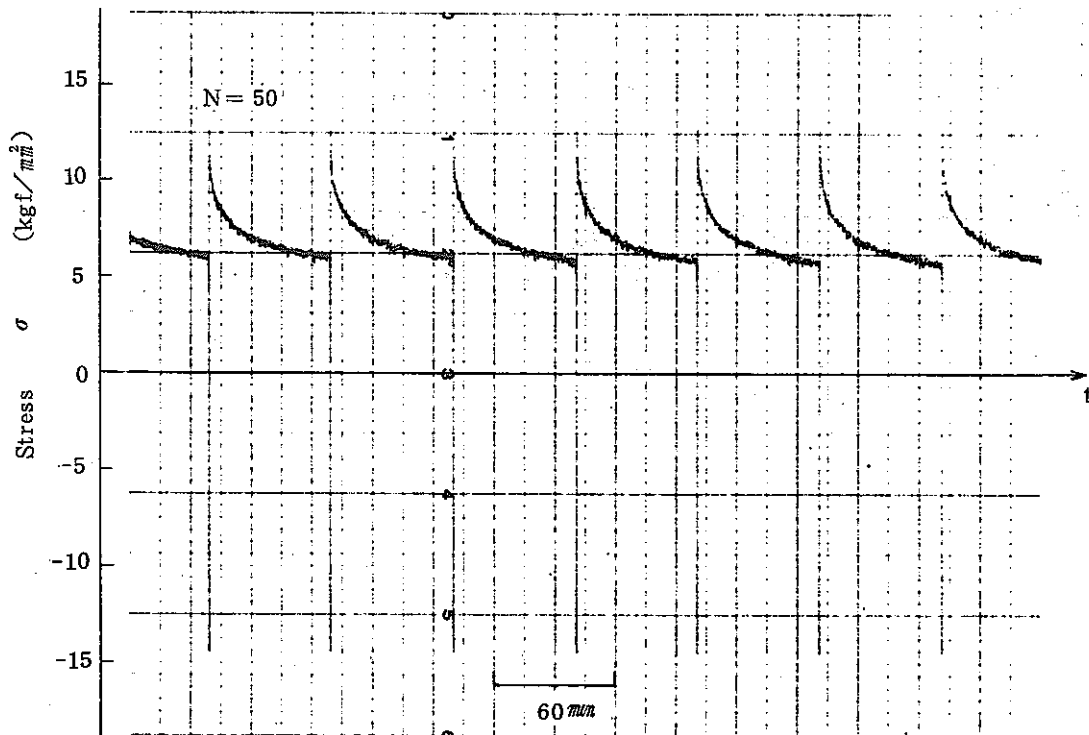


図 2.3.1-6 応力緩和曲線
Fig. 2.3.1-6 Stress relaxation curves.

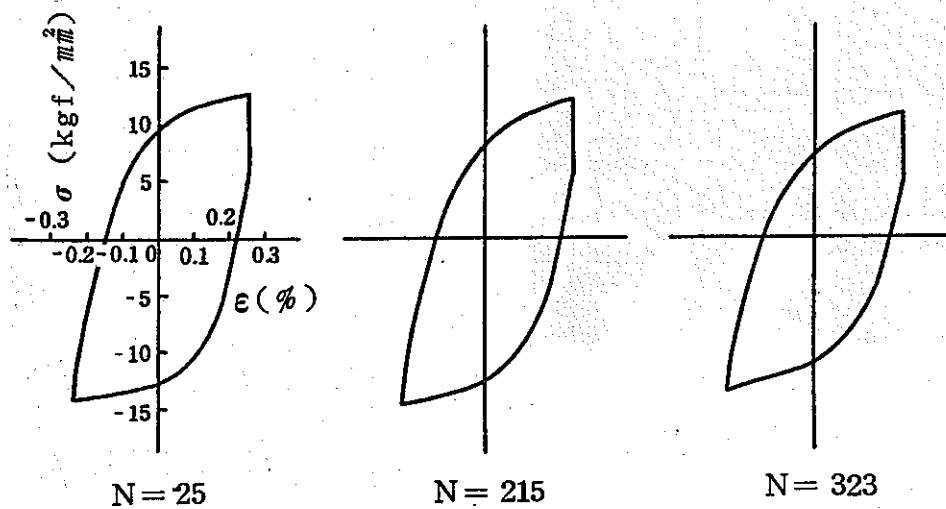


図 2.3.1-7 応力-ひずみヒステリシス曲線
 Fig. 2.3.1-7 Stress-strain hysteresis curves.

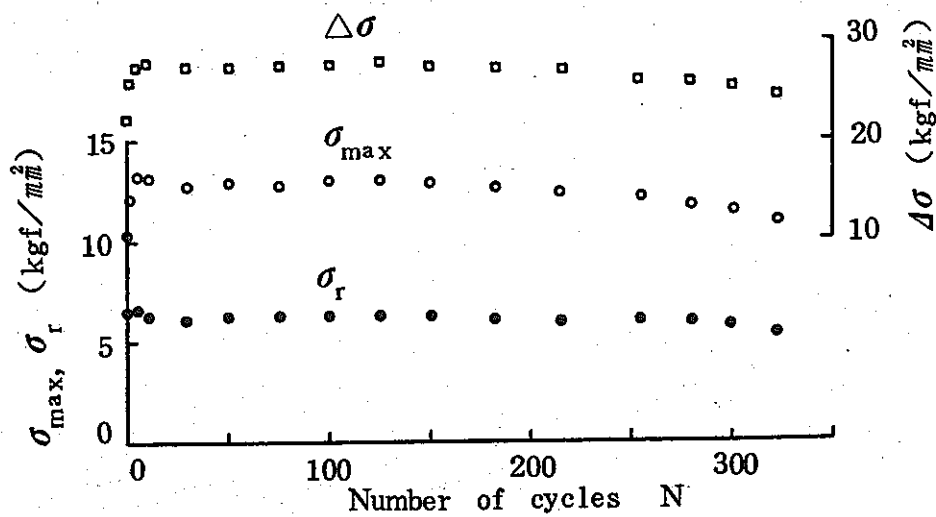


図 2.3.1-8 ひずみ繰返しに伴う応力の変化
 Fig. 2.3.1-8 Cyclic stress condition.

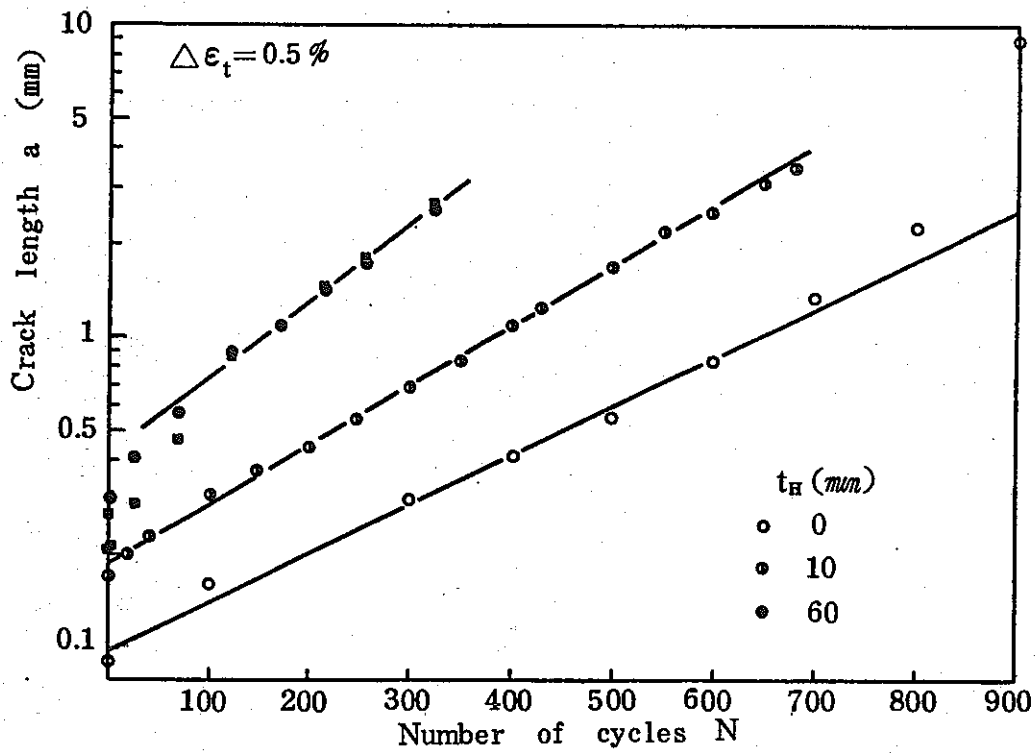


図 2.3.1-9 疲労き裂進展曲線
Fig. 2.3.1-9 Fatigue crack growth curve.

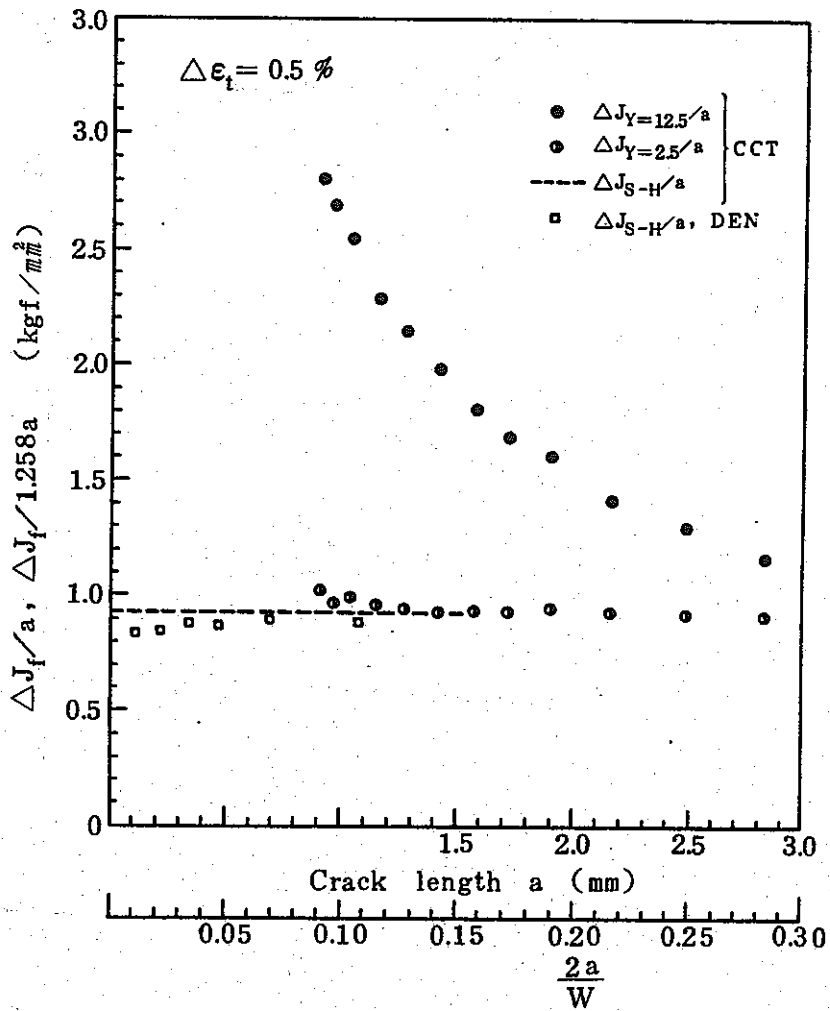


図 2.3.1-10 き裂長さと ΔJ_I の関係
Fig. 2.3.1-10 Relationship between crack length and ΔJ_I

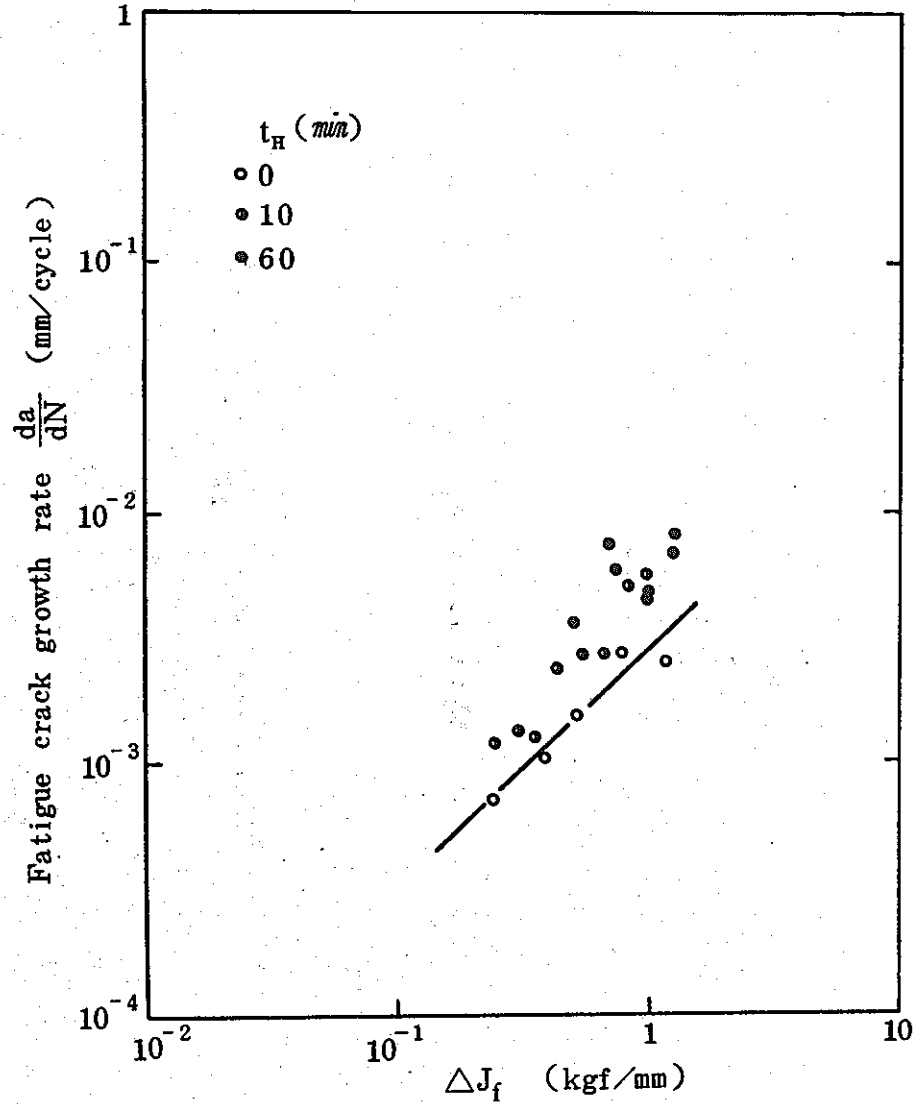


図 2.3.1-11 ΔJ_f と da/dN の関係
Fig. 2.3.1-11 Relationship between ΔJ_f and da/dN

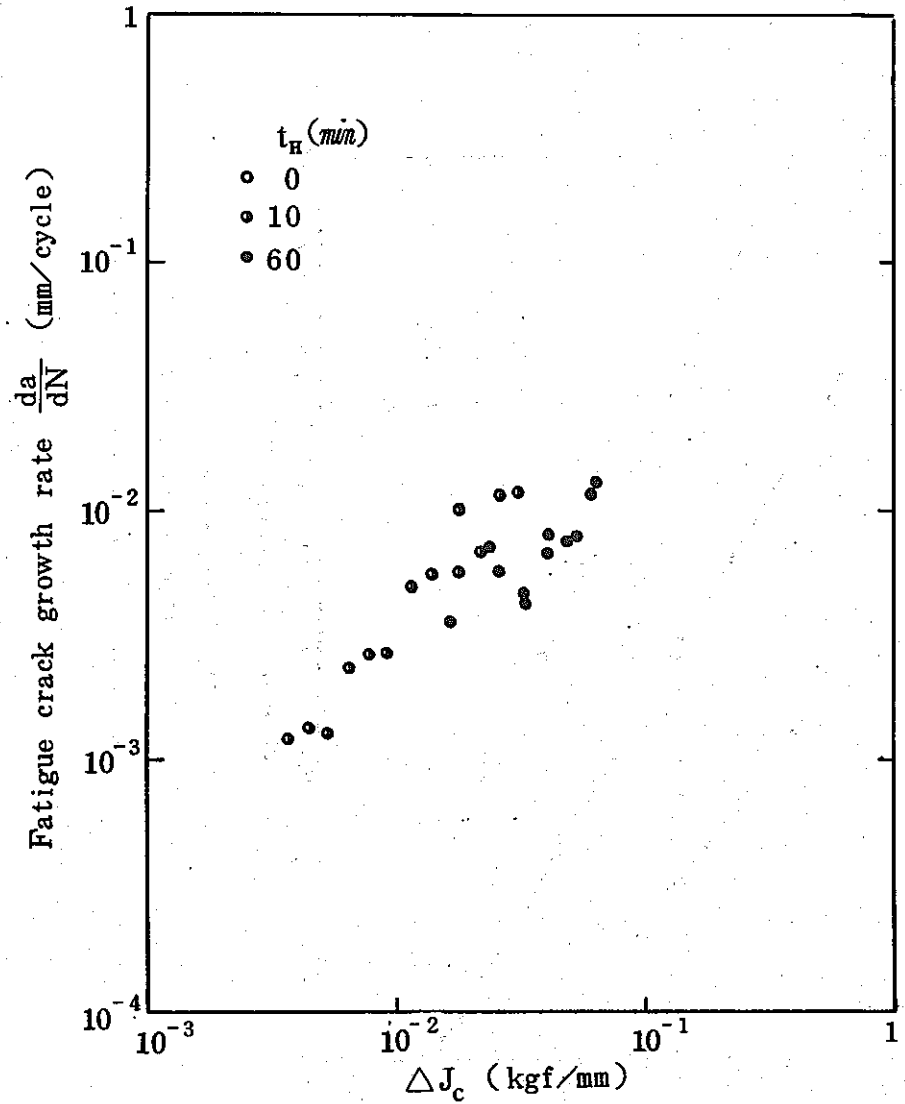


図 2.3.1-12 ΔJ_c と da/dN の関係
Fig. 2.3.1-12 Relationship between ΔJ_c and da/dN

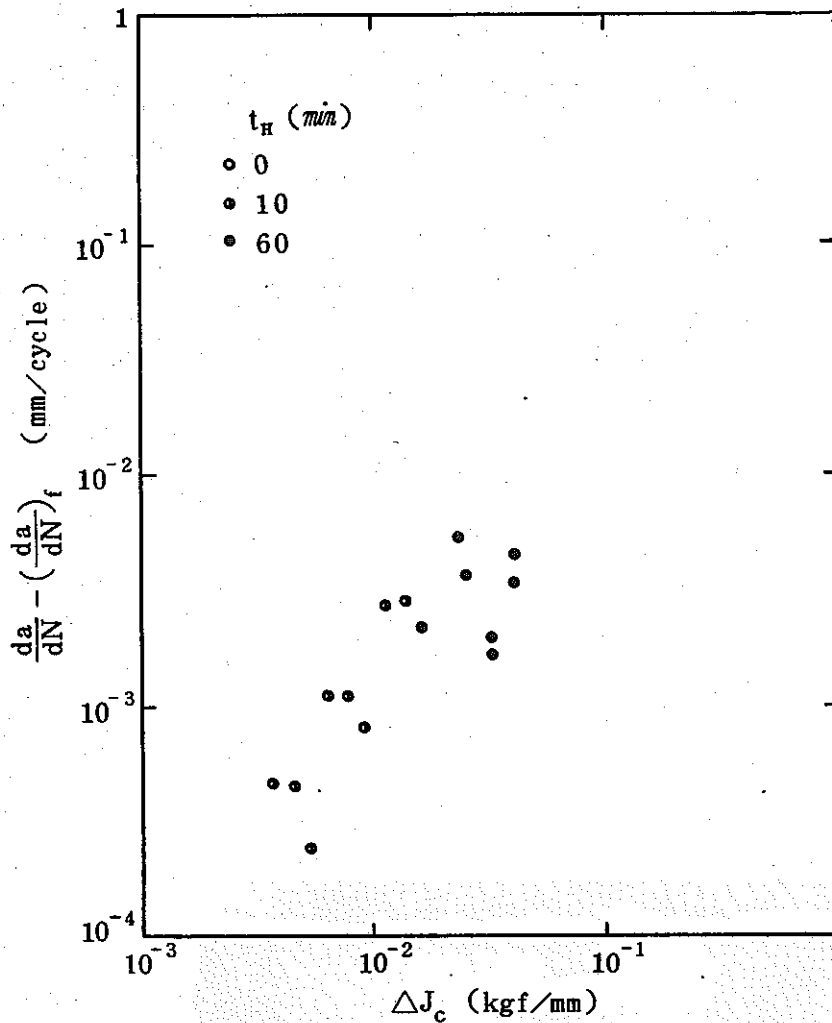


図 2.3.1-13 ΔJ_c と $\frac{da}{dN} - \left(\frac{da}{dN}\right)_f$ の関係
 Fig. 2.3.1-13 Relationship between ΔJ_c and $\frac{da}{dN} - \left(\frac{da}{dN}\right)_f$.

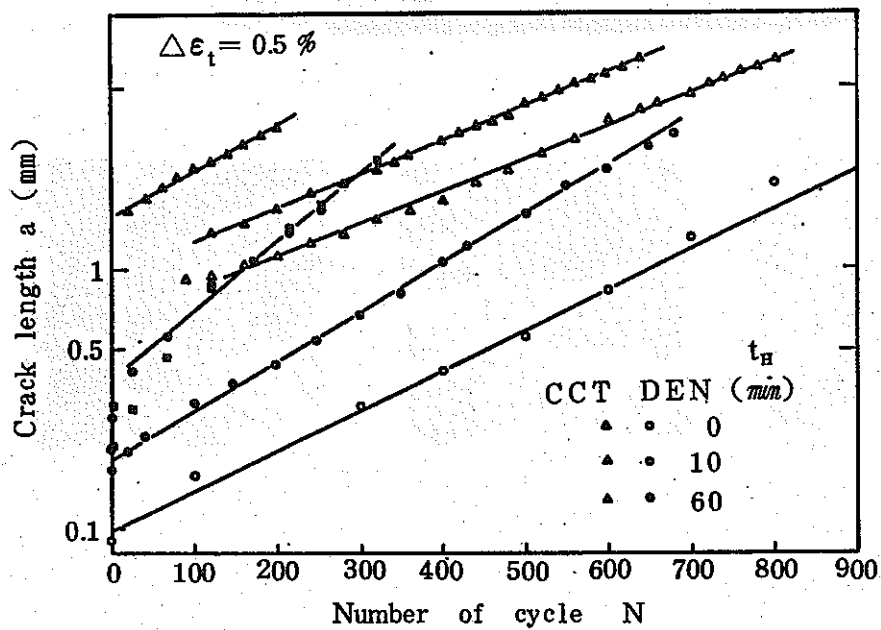


図 2.3.1-14 CCT 試験片と DEN 試験片における疲労き裂進展曲線の比較
 Fig. 2.3.1-14 Comparison of fatigue crack growth curves for CCT and DEN specimens.

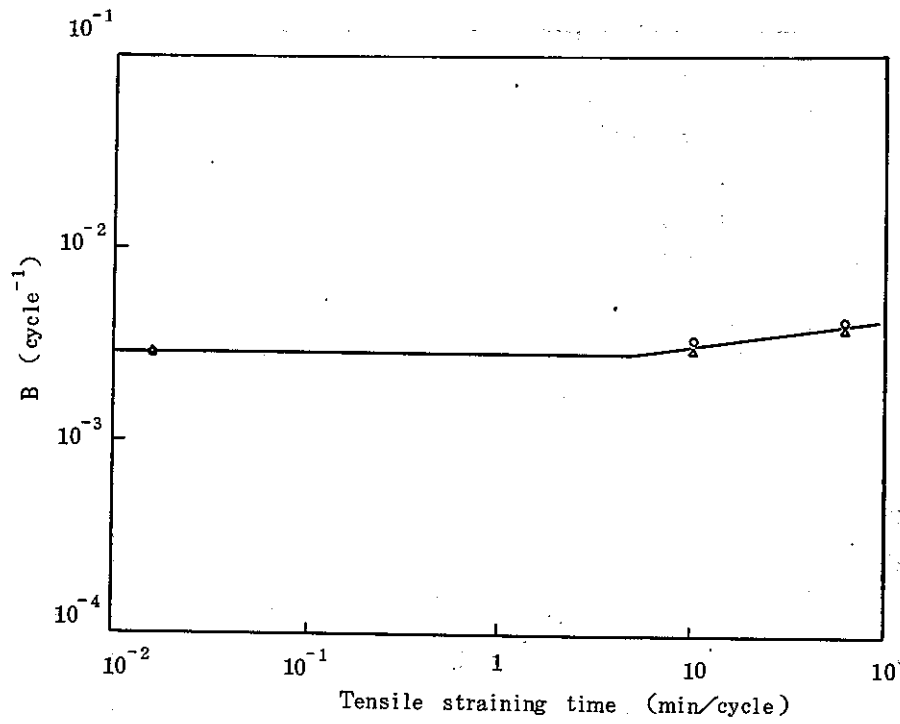
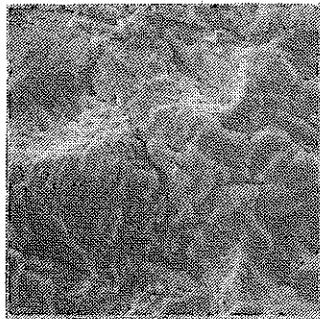
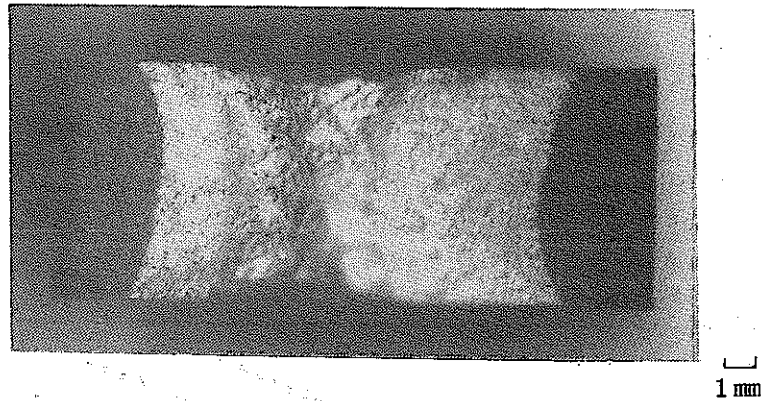
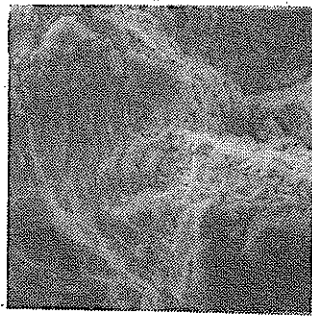


図 2.3.1-15 引張負荷時間と無次元き裂進展速度 B の関係

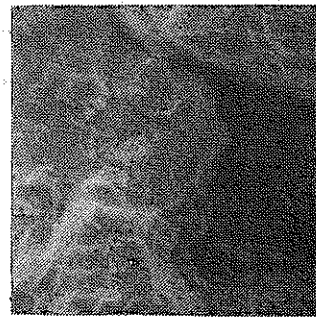
Fig. 2.3.1-15 Relationship between tensile straining time and normalized fatigue crack growth rate B.



a = 1 mm



a = 2 mm



a = 2.7 mm

10 μm

図 2.3.1-16 破面及び SEM 写真

Fig. 2.3.1-16 Fracture surface and SEM micro photographs.

2.3.2 変位制御・CCT・台形波試験

(1) 研究目的

SUS 304 鋼の 650 °C、変位制御クリープ疲労下での疲れき裂伝播特性に及ぼす保持時間効果を明らかにする。本年度は、引張り側保持60分の疲れき裂伝播試験を行い、前年度の連続サイクル及び引張り側保持10分の試験結果と比較検討した。

(2) 試験条件

設定ひずみ	制御波形	標点間距離
$\Delta \epsilon_t = 0.5\%$	引張り保持台形波 0.5 Hz + 60分	GL = 25mm

(3) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片

供試材は、動燃事業団より提供された40mm厚の SUS 304 鋼板材を用いた。試験片形状を図 2.3.2-1 に示す。板厚 5 mm、板幅 20mm の CCT 試験片を用いた。中央切欠き（長さ 1 mm、幅 0.3 mm）は、放電加工により設けた。試験片の採取位置及び採取方向を図 2.3.2-2 に示す。

(b) 制御方法

ひずみ制御は、平板側面に石英棒を押し当て、GL = 25 mm で行った（図 2.3.2-3）。全ひずみ範囲は $\Delta \epsilon_t = 0.5\%$ であり、三角波 0.5 Hz の引張り側で 60 分保持した。

(c) 加熱方法及び温度分布

高周波コイルで加熱した。温度測定は、図 2.3.2-4 に示す 3 点で 13% PR 熱電対を用いて測定した。温度分布は、GL 25mm 内は 650 °C ± 2 °C であった。

(d) 予き裂導入法

予き裂は、試験条件と同じ 650 °C、 $\Delta \epsilon_t = 0.5\%$ 、三角波（0.5 Hz）で導入した。試験時間の関係で、引張り保持台形波を 220 サイクル実施した後（ $a = 3.85$ mm）、連続サイクルでき裂長さ $a = 4.6$ mm まで伝播させ、その後再び引張り保持台形波試験を行った。

(e) き裂開口変位測定方法

き裂開口変位は、図 2.3.2-3 に示すようにき裂をはさむ GL = 5 mm で、石英棒を押し当てて測定した。

(f) き裂長さ測定方法

き裂長さは、き裂開口変位測定面とは反対側の面上のき裂長さを写真撮影することにより測定した。

(4) データ整理方法

(a) 破壊力学パラメータ

破壊力学パラメータ ΔK , ΔK_{eff} , ΔK_{ϵ} , ΔJ_f の算出には次式を用いた。

$$\Delta K = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{2w}\right)} \dots\dots(1)$$

$$\Delta K_{eff} = \Delta \sigma_{eff} \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{2w}\right)} \dots\dots(2)$$

$$\Delta K_{\epsilon} = E \cdot \Delta \epsilon_t \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{2w}\right)} \dots\dots(3)$$

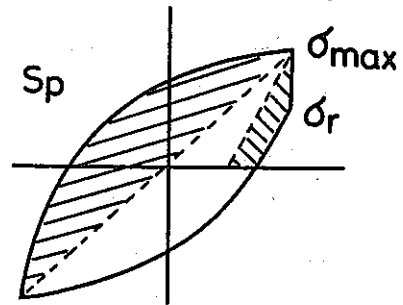
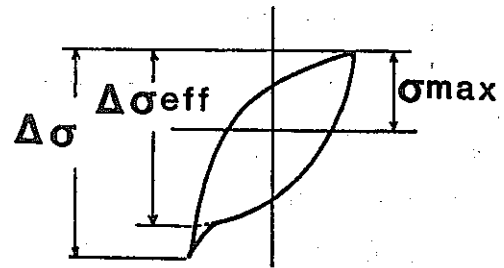
$$E = 14706 \text{ kgf/mm}^2$$

$$\Delta J_f = \frac{\Delta K_{eff}^2}{E} + \frac{Sp}{Bb} \dots\dots(4)$$

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

ΔJ_c は, 次の方法で算出した。

$$\Delta J_c = (K_{max}^2 - K_r^2) / E \dots\dots(5)$$



(5) 試験結果

以下の各図では, 本年度の60分保持試験結果と, 前年度の連続サイクル三角波及び10分保持試験結果を併記している。

き裂長さ a 及び応力 (σ_{max} , $\Delta \sigma$, $\Delta \sigma_{eff}$) の繰返し数に伴う変化を図 2.3.2-5, 図 2.3.2-6 に示す。保持効果試験データは, 三角波と比較しやすくするため, 予き裂長さが, 三角波データ上のき裂長さと同じとするサイクル数だけシフトして, プロットしている。

GL = 5 mm での開口変位の繰返し数に伴う変化 (δ_{max} , δ_{min}) を, 図 2.3.2-7 に, また, 開口量変動幅 $\Delta \delta$ の変化を, 図 2.3.2-8 に示す。

図 2.3.2-7 で, 60分保持試験にて, 開口変位が途中で下側に大きくシフトしているのは, 試験を中断した際, 伸び計の零点をセットし直したためである。 $\Delta \delta$ は, a ≧ 6 mm 以上で低下傾向を示しているが, これは応力がかなり低下しているためと考えられる。

き裂長さ $a = 2.3 \text{ mm}$, 5.8 mm での, $GL = 5 \text{ mm}$ での応力-変位ヒステリシスループを図 2.3.2-9 に, き裂の進展状況を写真 2.3.2-1 に示す。1 時間保持中での, $GL = 5 \text{ mm}$ の変位の変化は, ほとんど認められなかった。60 分保持試験の破面を写真 2.3.2-2 に示す。き裂長さの観察位置によらず, 粒内ストラエーションが支配的であった。き裂長さと da/dN の関係を図 2.3.2-10 に示す。

da/dN と ΔK の関係を図 2.3.2-11 に, da/dN と ΔK_{eff} の関係を図 2.3.2-12 に示す。 ΔK , ΔK_{eff} が, 比較的小さい領域では保持時間が長くなるとともに da/dN は大きくなっているが, ΔK が大きくなると 10 分, 60 分保持は同程度である。

da/dN と ΔK_e の関係を図 2.3.2-13 に示す。

$GL = 5 \text{ mm}$ の荷重-変位ヒステリシスループから求めた ΔJ_f と da/dN の関係を図 2.3.2-14 に示す。保持時間が長くなるとともに, da/dN はやや大きくなる傾向があり, クリープの効果が認められる。

変位制御下での ΔJ_c として, 前述の(5)式で算出し, プロットしたのが図 2.3.2-15 である。同図には, 前年度の荷重制御の試験結果及び今年度の DEN 変位制御試験で同一方法で ΔJ_c を算出した結果をプロットしている。変位制御のデータは, 荷重制御より高目に位置している。Monotonic Creep の曲線とはほぼ一致している。

破面形態が, 荷重制御の場合は粒界割れ支配, 変位制御の場合は粒内ストライエーションが支配的であった点を考えると, 両者のクリープによる加速効果に関しては, さらに検討が必要かと思われる。

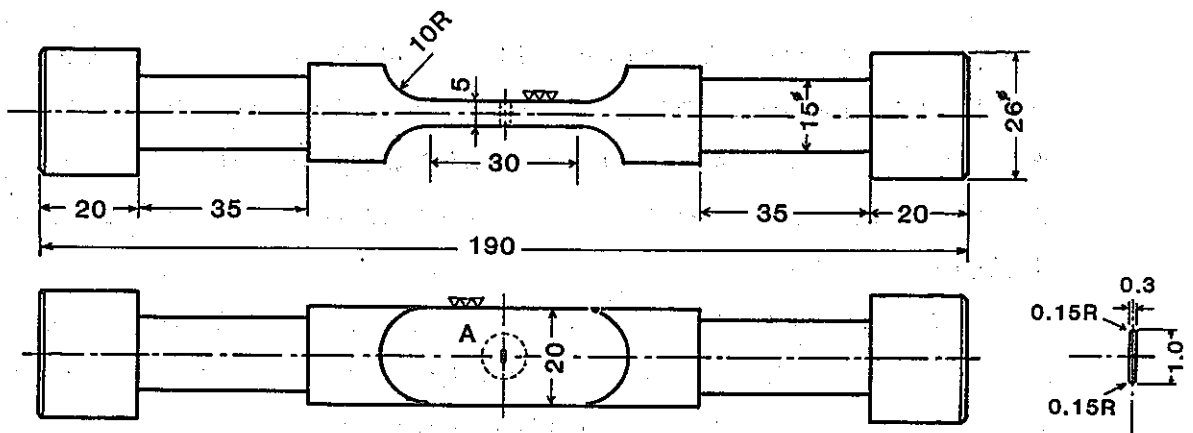


图 2.3.2-1 試驗片形状

Fig. 2.3.2-1 Crack propagation test specimen.

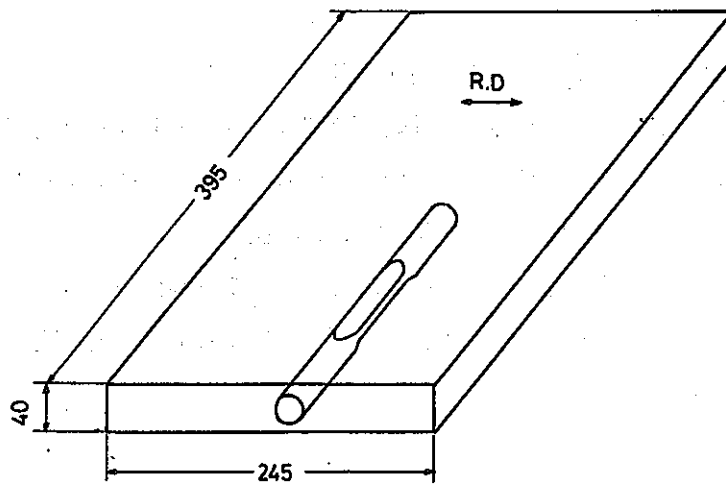


图 2.3.2-2 試驗採取方法

Fig. 2.3.2-2 Sampling method of test specimen.

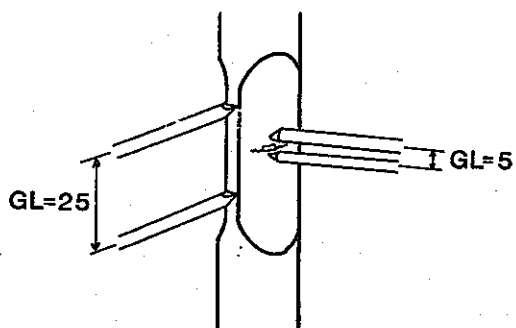


图 2.3.2-3 變位測定方法

Fig. 2.3.2-3 Measured point of
GL=5mm and 25mm.

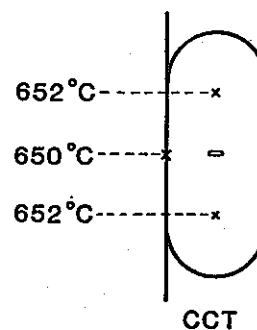


图 2.3.2-4 溫度分布

Fig. 2.3.2-4 Distribution of
temperature.

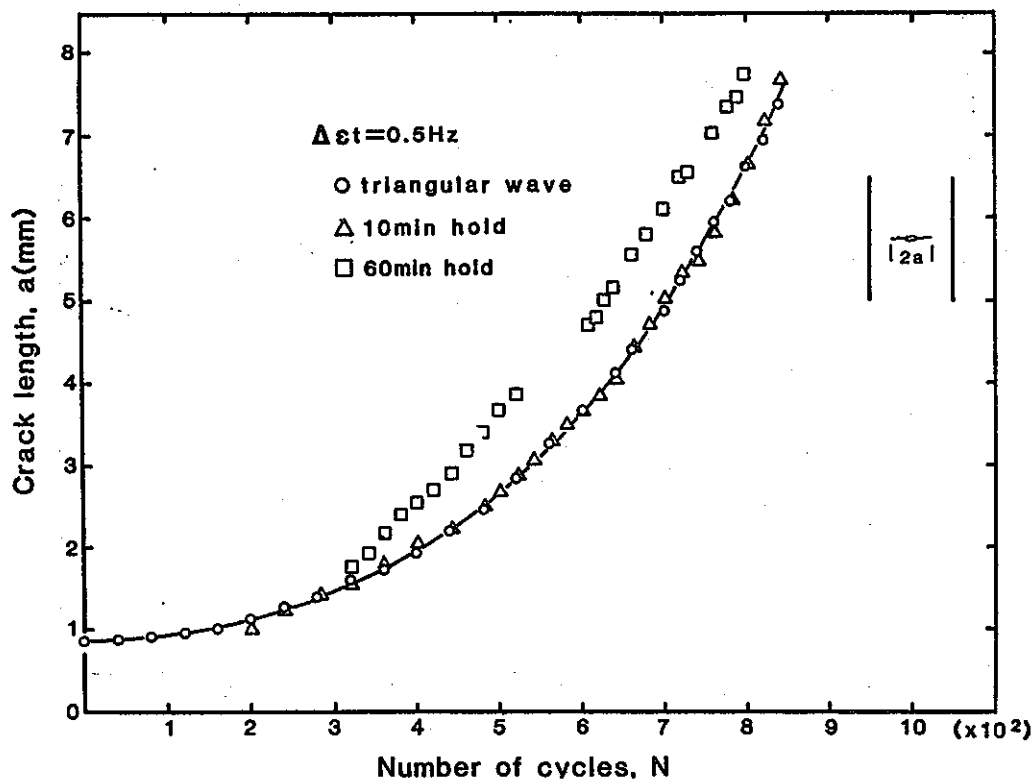


図 2.3.2-5 繰返しサイクルに伴うき裂長さの変化
 Fig. 2.3.2-5 Crack length changes during reversed strain cycling

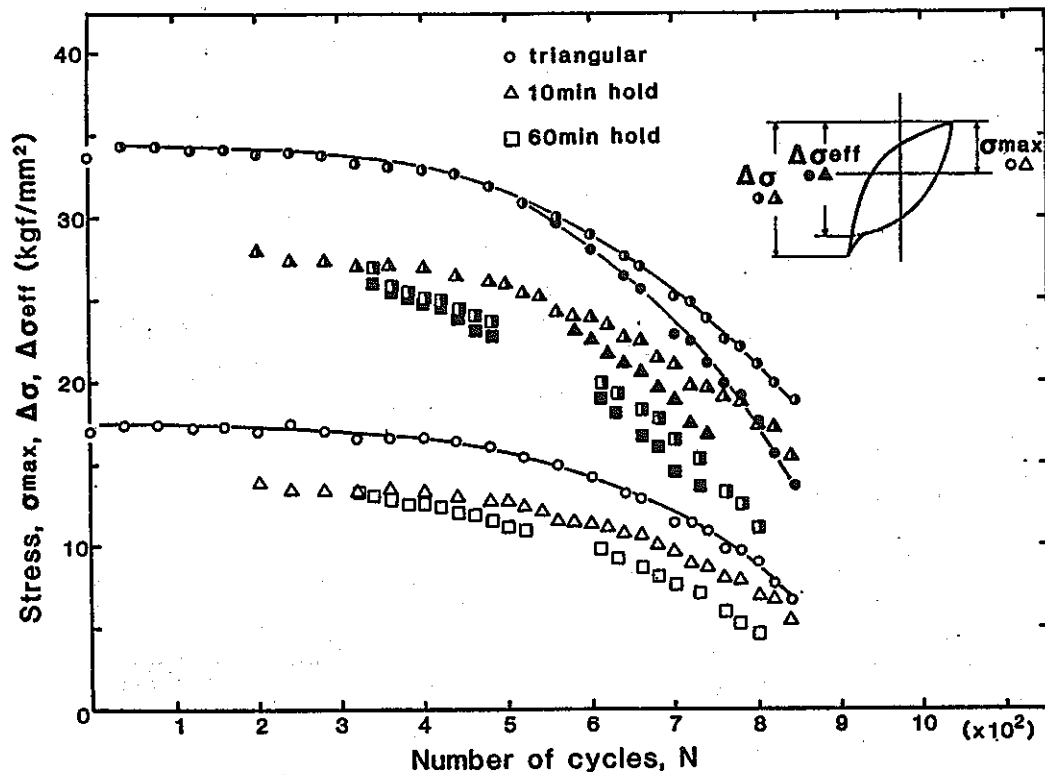


図 2.3.2-6 繰返しサイクルに伴う応力の変化
 Fig. 2.3.2-6 Stress changes during reversed strain cycling

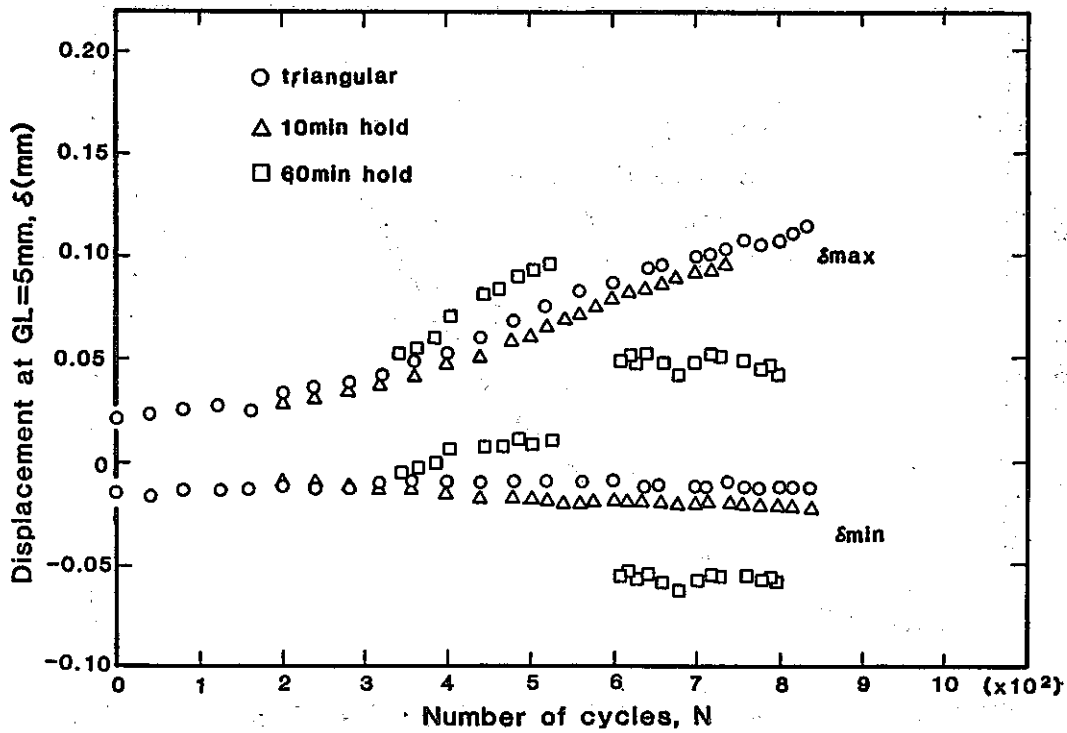


図 2.3.2-7 GL=5mmにおける変位の繰返し数に伴う変化
 Fig. 2.3.2-7 Changes of displacement at gage length 5mm

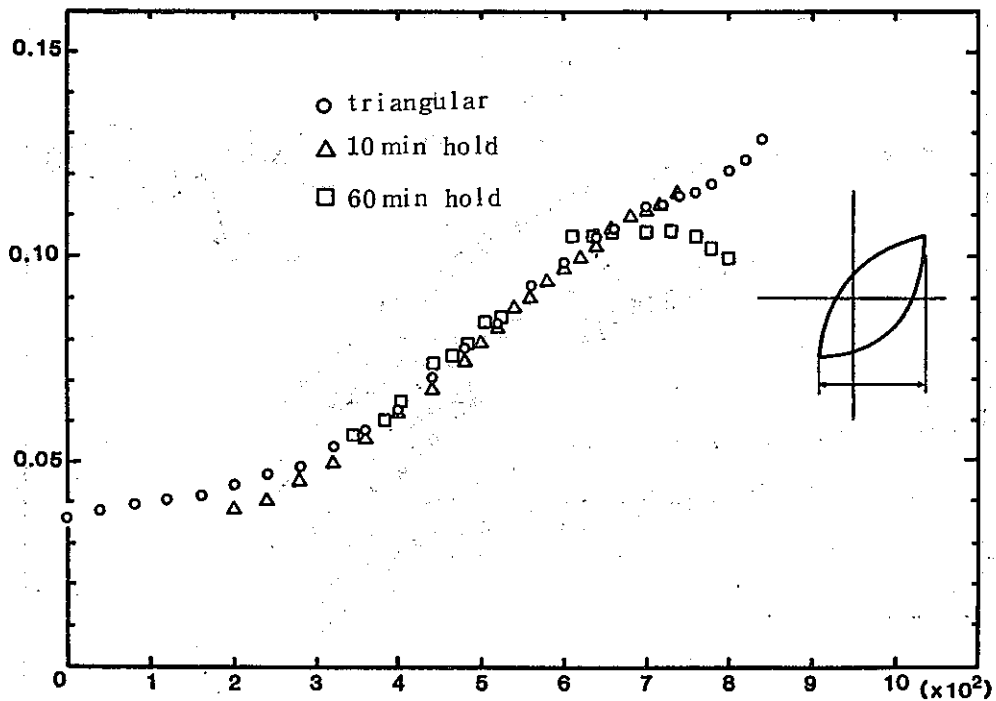
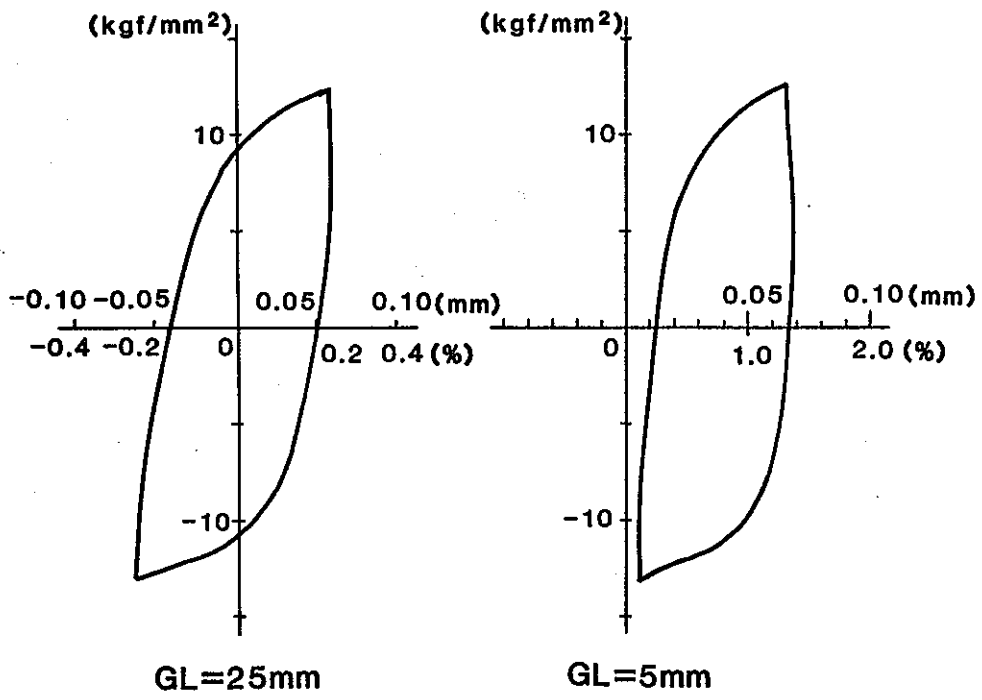
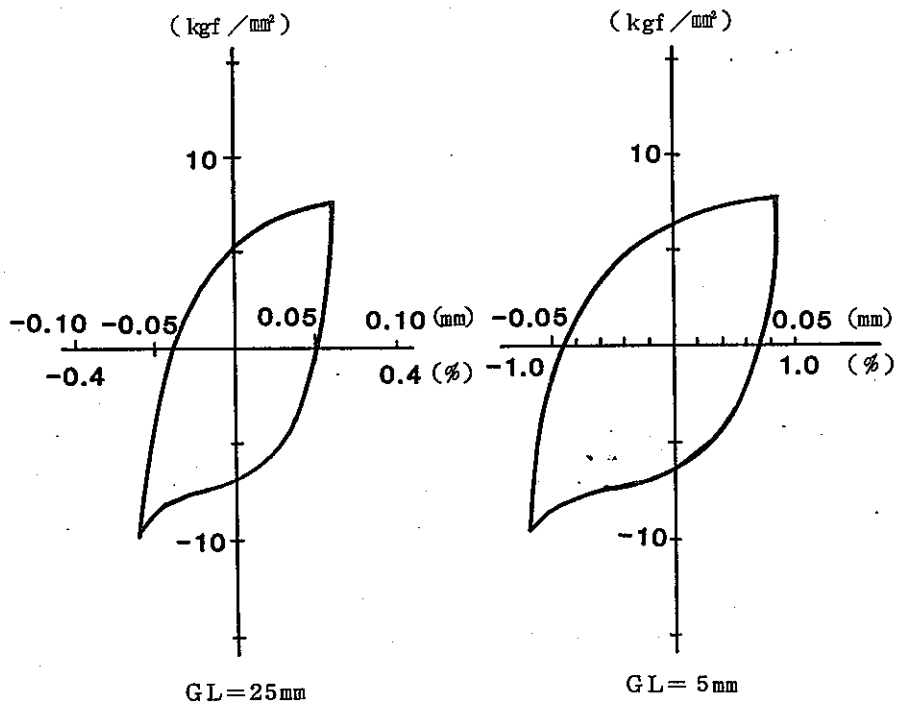


図 2.3.2-8 GL=5mmにおける変位の変動範囲の繰返し数に伴う変化
 Fig. 2.3.2-8 Changes of displacement range at gage length 5mm



Crack length $a = 2.3$ mm



Crack length $a = 5.8$ mm

図 2.3.2-9 ヒステリシスループ
 Fig. 2.3.2-9 Hysteresis loop

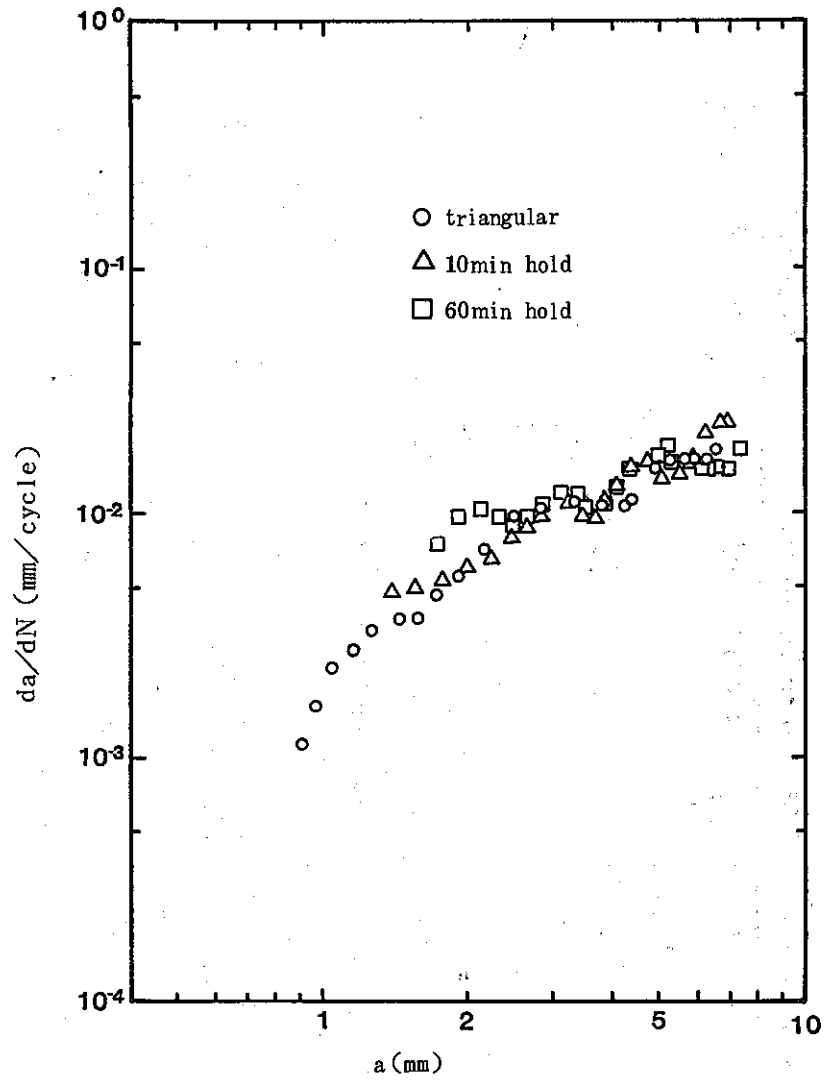


図 2.3.2-10 da/dN と a の関係
Fig. 2.3.2-10 Relation between da/dN and crack length

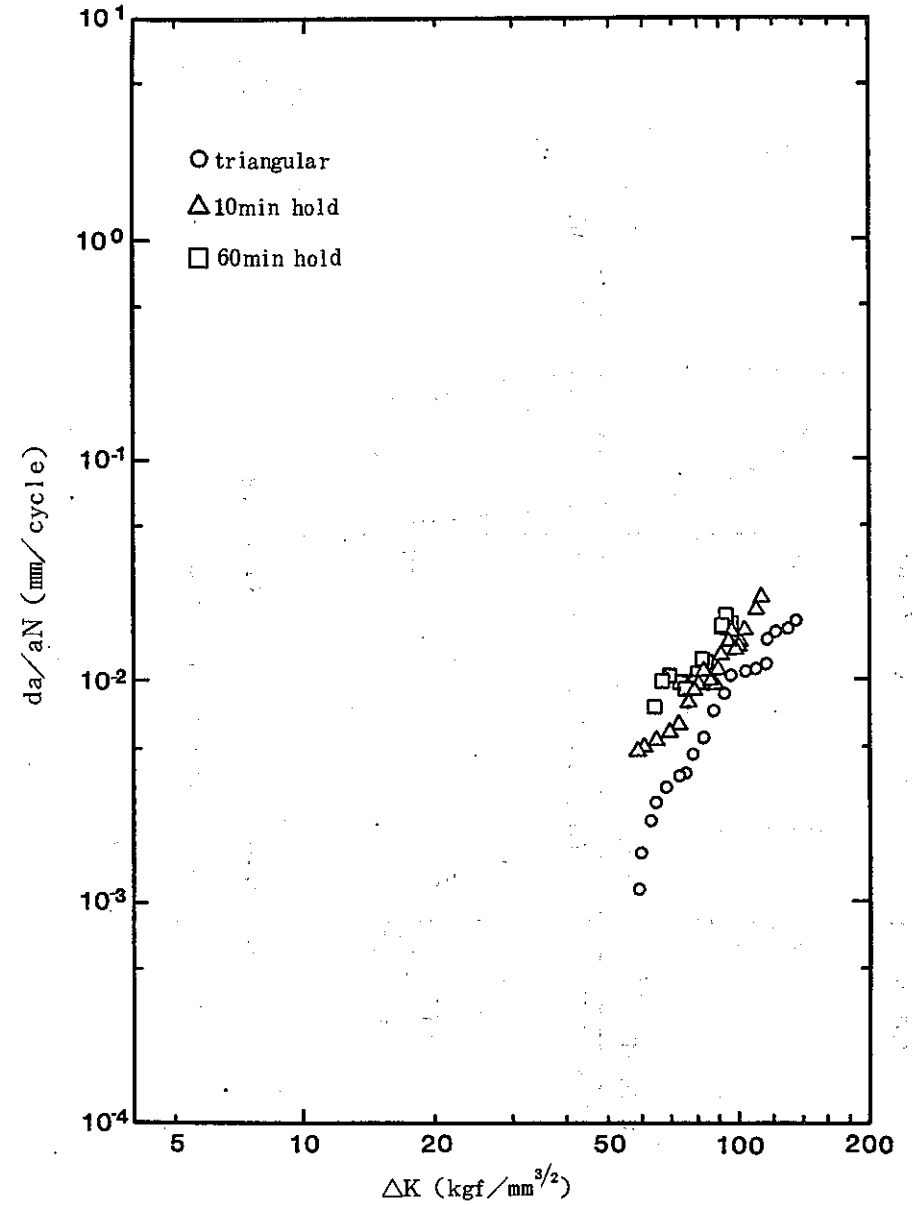


図 2.3.2-11 da/dN と ΔK の関係
Fig. 2.3.2-11 Relation between da/dN and ΔK

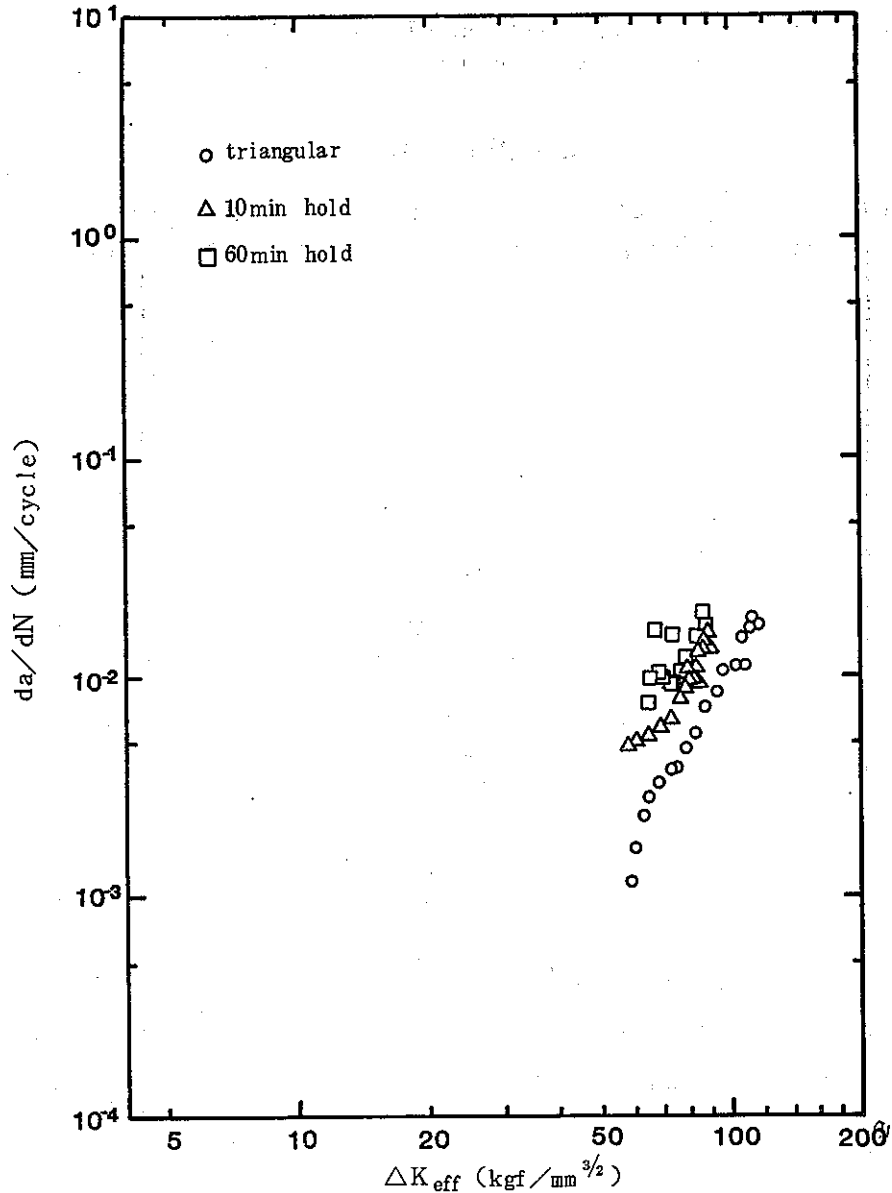


図 2.3.2 - 12 da/dN と ΔK_{eff} の関係
Fig. 2.3.2 - 12 Relation between da/dN and ΔK_{eff}

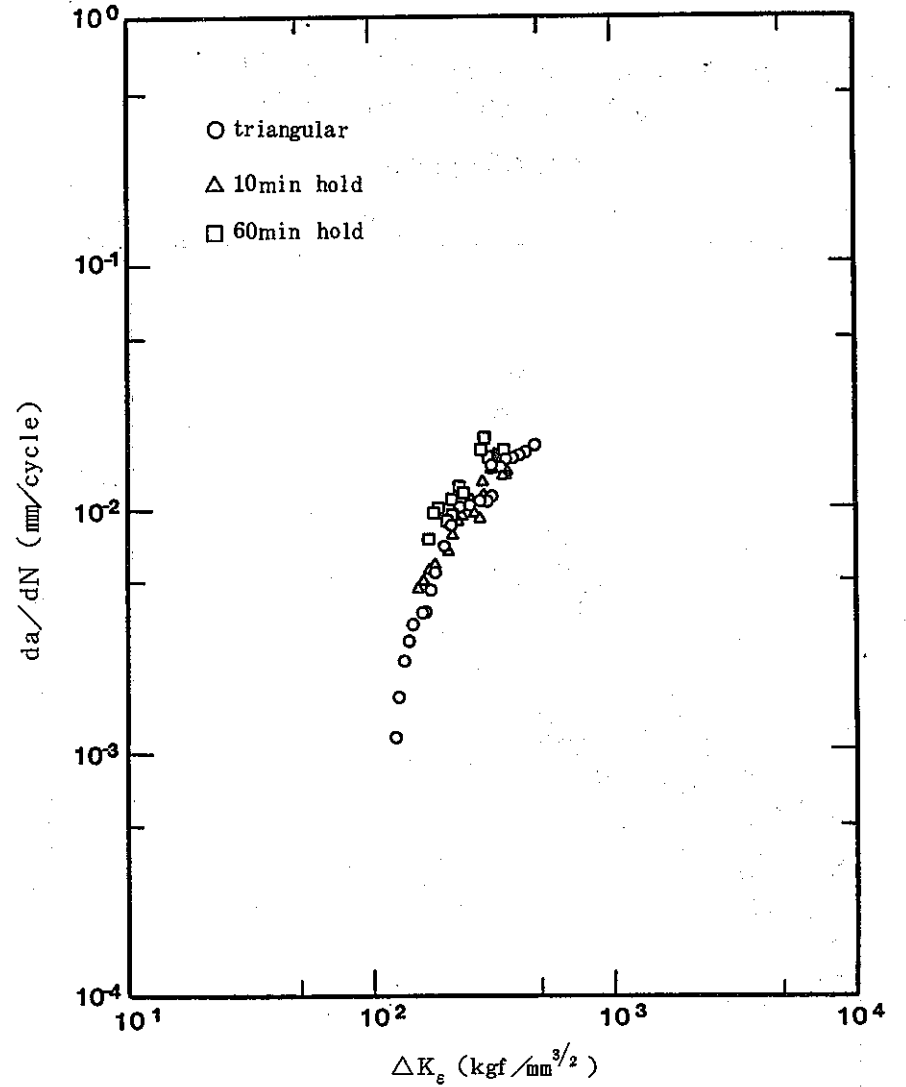


図 2.3.2 - 13 da/dN と ΔK_e の関係
Fig. 2.3.2 - 13 Relation between da/dN and ΔK_e

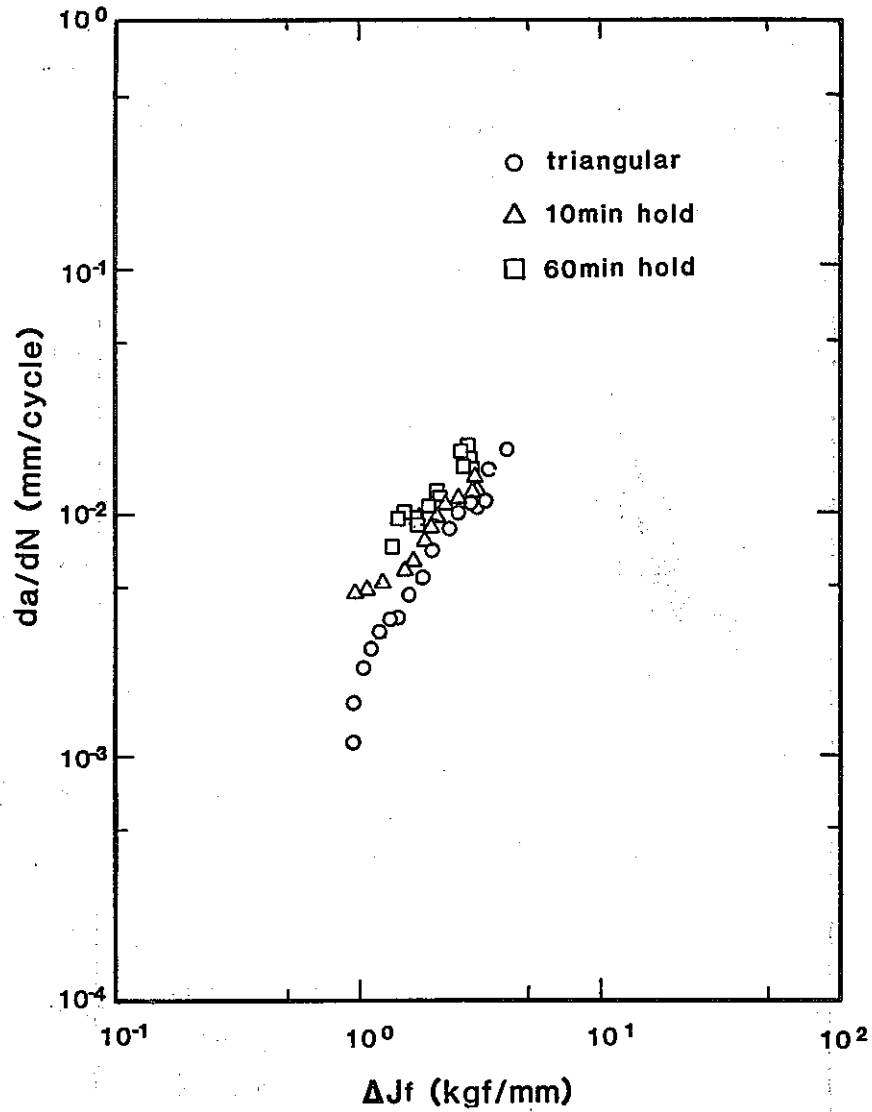


図 2.3.2-14 da/dN と ΔJ_f の関係
 Fig. 2.3.2-14 Relation between da/dN and ΔJ_f

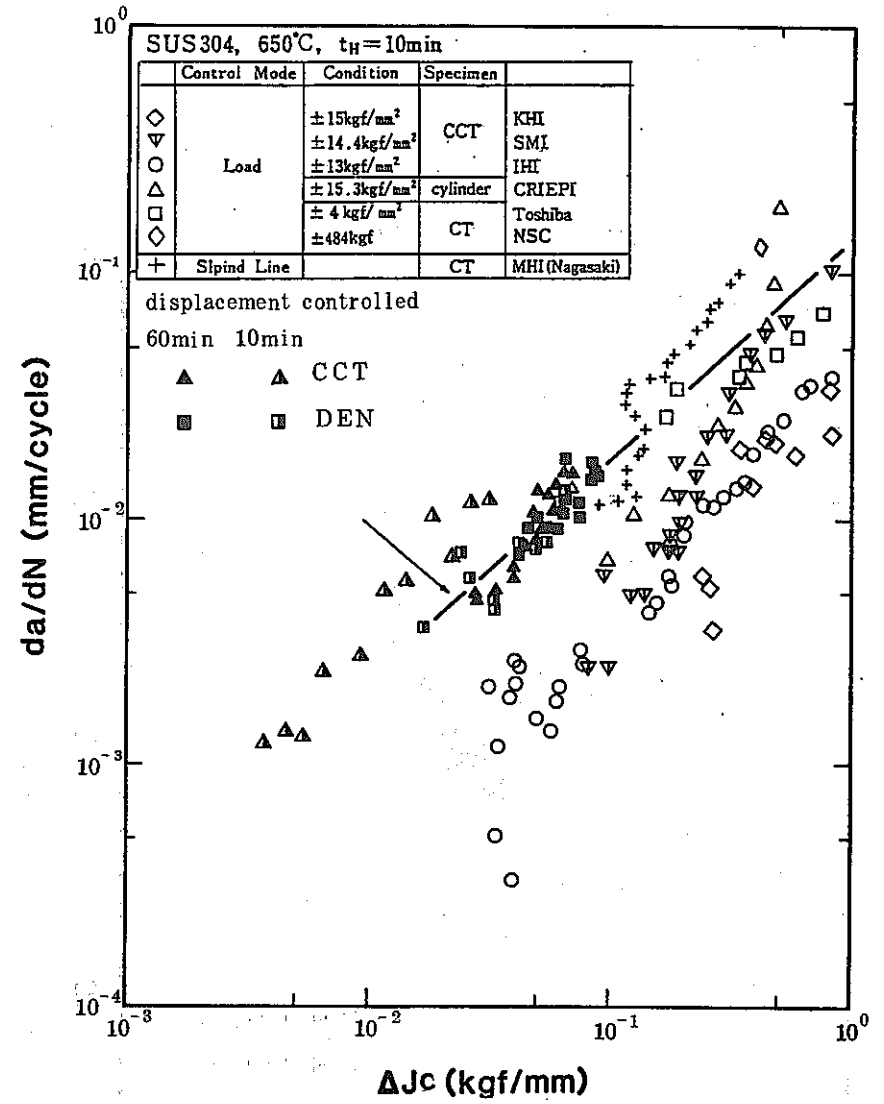
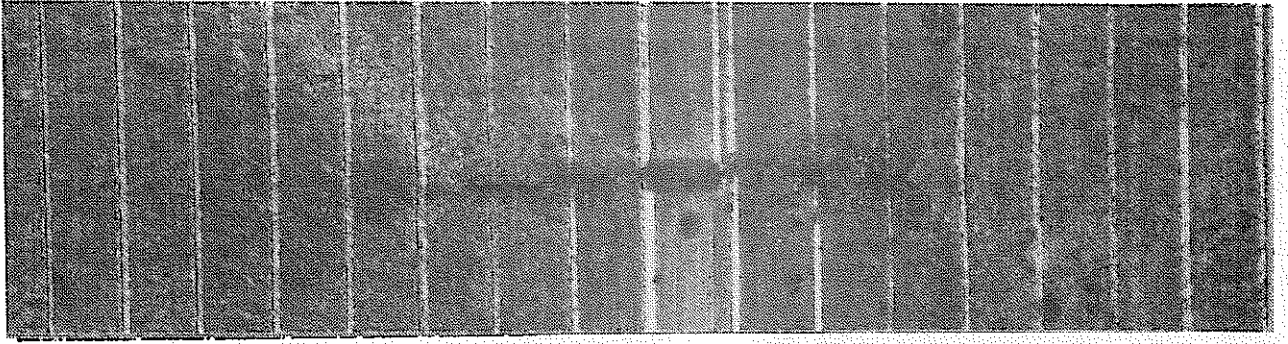
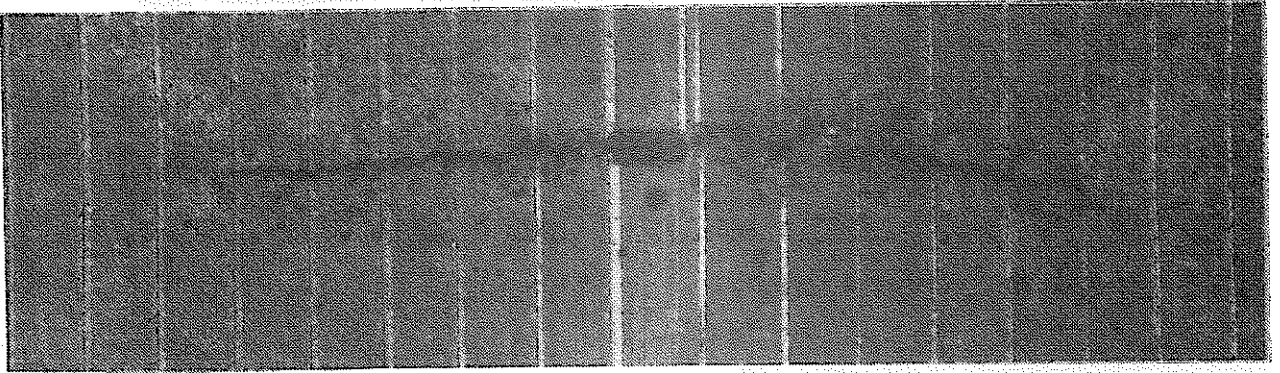


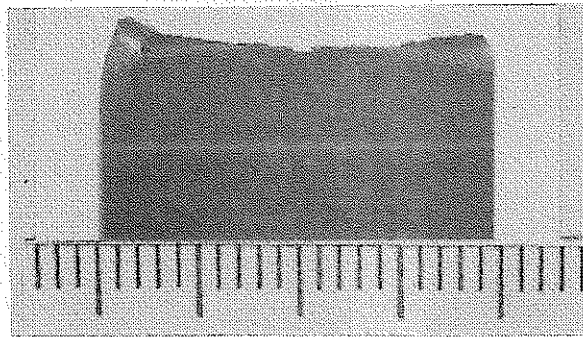
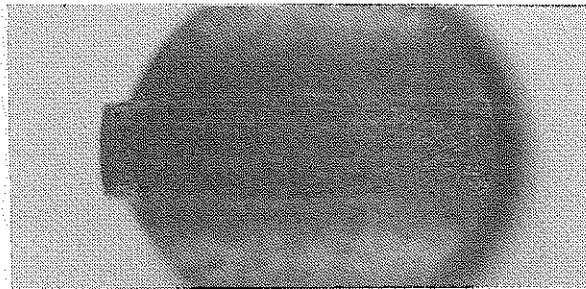
図 2.3.2-15 da/dN と ΔJ_c の関係
 Fig. 2.3.2-15 Relation between da/dN and ΔJ_c



$a = 30 \text{ mm}$



(a) き裂進展状況



(b) 破断後外観

写真 2.3.2 - 1 き裂進展状況および破断後外観

Photo. 2.3.2 - 1 Propagating crack viewed in surface and fracture appearance

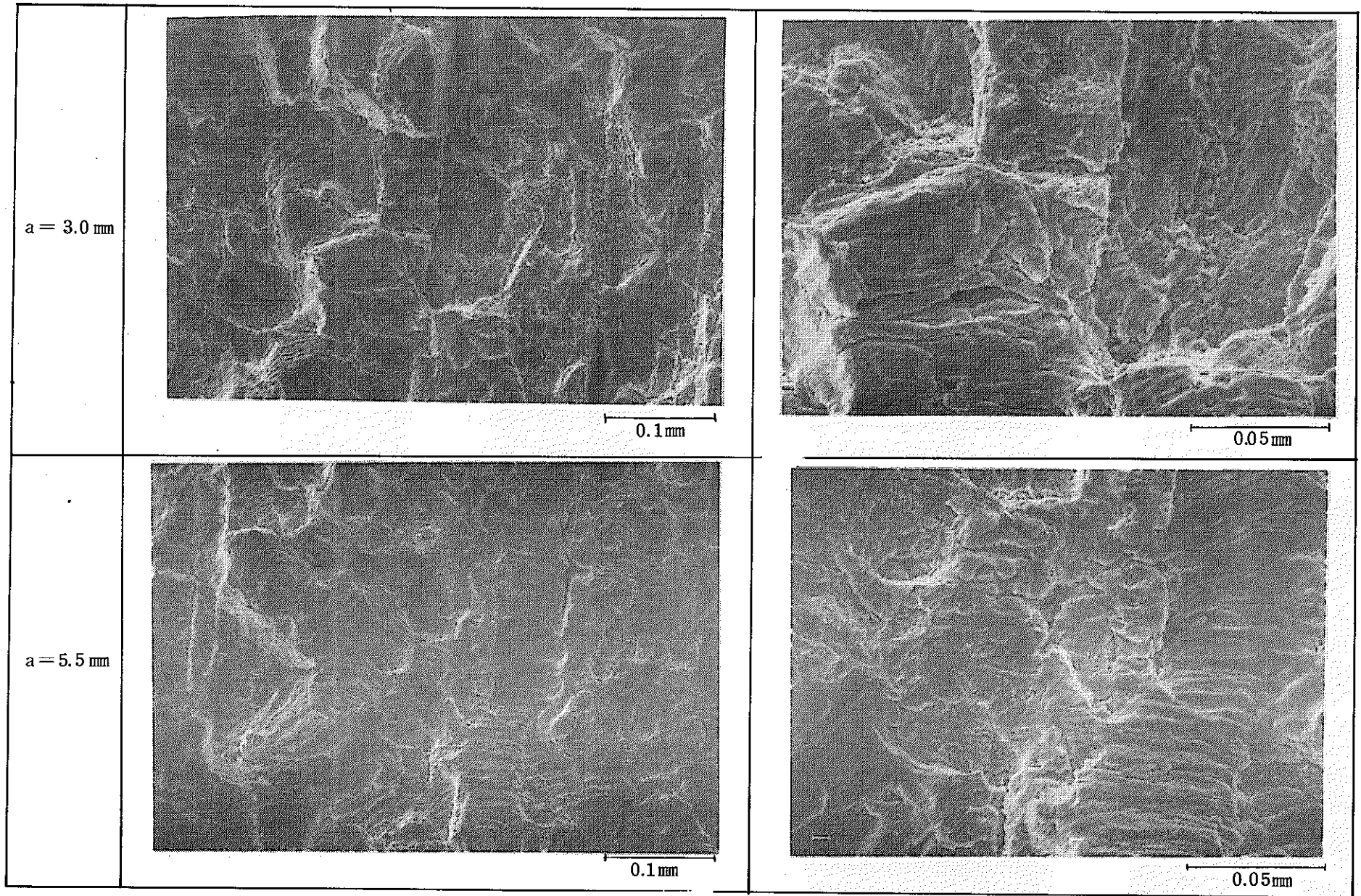


写真 2.3.2-2 き裂破面

Photo.2.3.2-2 SEM fractographs after creep-fatigue crack propagation test

2.3.3 荷重制御・CCT・台形波試験

(1) 研究目的

SUS 304 鋼の中央き裂平板について 650 °C の長時間荷重保持効果試験を実施した。本研究の目的はクリープ・疲労き裂伝播における破壊力学パラメーターの選定ならびに試験方法の標準化のための基礎的資料を得ることである。

(2) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片

供試材として PNC より提供された 40 mm 厚さの SUS 304 圧延板を用いた。試験片形状を図 2.3.3-1 に示す。試験片の採取位置及び採取方向を図 2.3.3-2 に示す。

(b) 制御方法

コンピュータ制御，電気油圧サーボ方式の高温低サイクル疲労試験機を使用し，荷重制御完全両振りで行った試験を実施した。

(c) 加熱方法及び温度分布

加熱方法は高周波誘導加熱（100 kHz，5 kw）によった。試験片の温度分布を図 2.3.3-3 に示す。

(d) 予き裂導入方法

放電加工切欠を有する試験片に対して 650 °C における完全両振三角波（ $\Delta\sigma/2 = 13\text{kgf}/\text{mm}^2$ ，0.5 Hz）を用いて疲労予き裂を導入した。

(e) 伸び／開口変位測定法

開口変位は標点間距離 5 mm の差動変圧器式の伸び計を使用して測定した。伸び計の測定レンジは 0.5 mm であり，クリープ変形の進行に伴ってスケールアウトする毎に取付位置を修正した。試験方法の模式図を図 2.3.3-4 に示し，試験概況を図 2.3.3-5 に示す。

(f) き裂長さ測定法

移動顕微鏡による目視計測によった。対物及び接眼レンズの倍率は×10倍を使用した。顕微鏡の移動量を精度 1/1000 mm のデジタルマイクロメータで計測しき裂長さを求めた。また，参考のため，ACポテンシャル法による電位差変化も測定した。

(3) データ整理方法

(a) 破壊力学パラメーター

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 ， ΔJ_f ， ΔJ_c について検討を行った。各パラメーターの評価法は以下の通りである。

(i) 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

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

(ii) 等価弾性応力拡大係数

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

ここに

E = ヤング率, $\Delta \epsilon$ = 公称ひずみ範囲 (標点間距離 5 mm)

(iii) J積分範囲

$$\left. \begin{aligned} \Delta J &= \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{A}{2Bb} \\ \Delta J_f &= \frac{\Delta K^2}{E} + \frac{S_p}{Bb} \\ \Delta J_c &= \frac{\alpha-1}{\alpha+1} \cdot \frac{S_c}{2Bb} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (3)$$

ここに A , S_p , S_c は図 2.3.3-6 に示す P-V ヒステリシスループ中の各面積を示す。

(b) き裂伝播速度の求め方

き裂伝播速度は ASTM 規格に示されている増分多項式法によって求めた。但し、データ点数 n は 5 とした。

(4) 試験条件

荷重の設定値は公称応力で $\Delta \sigma / 2 = 13 \text{ kgf/mm}^2$ ($R = -1$) とした。波形及び周波数は引張保持台形波 (0.5 Hz + 60 min) である。

(5) 試験結果及び考察

(a) き裂伝播特性

図 2.3.3-7 に P-V ヒステリシスループを示す。図に示すようにクリープによる引張方向へのラチェッティングが非常に顕著であった。図 2.3.3-8 に繰返しに伴うき裂長さの変化を示す。本試験片には試験の中断は含まれていないが、データに若干の変動が認められる。これは試験片表面の凹凸ならびにき裂先端の分岐が顕著であり、き裂先端の判別がきわめて困難であったことに起因している。図 2.3.3-9~13 にそれぞれ ΔK , ΔK_e , ΔJ , ΔJ_f , ΔJ_c と き裂伝播速度の関係を示す。荷重制御引張保持台形波の場合は ΔJ_c で整理すると保持時間によらず比較的良く一致した傾向を示し、かつ、静クリープの場合のデータ ($da/dt-j$) とほぼ一致している。これは図 2.3.3-7 に示す P-V ループならびに以下に示す破面形態より推定して静クリープに近い破壊を呈したためであろう。なお、60分保持の場合のデータが少し下方に位置しているがこの理由は不明であり、今後さらに検討する必要がある。

(b) 破面形態

図 2.3.3-14 に試験片の破断状況を示し、図 2.3.3-15 に破面のマクロ写真を示す。断面収縮及びき裂前縁の彎曲が顕著に認められる。図 2.3.3-16 に破面の SEM 写真を示す。三角波による予き裂導入部はストライエーションが認められるが、引張保持台形波によるクリープ・疲労き裂部は粒界割れが支配的となっている。

(c) ACポテンシャル変化

図 2.3.3-17にき裂進展に伴う AC ポテンシャルの変化を示す。三角波の場合は負荷応力に依らずほぼ同一の曲線上にデータが位置しているが、台形波の場合は負荷応力、波形及び初期き裂長さによって曲線が異なっている。

(6) 結 言

本研究の結果を要約すると以下の通りである。

- 1) 引張荷重保持の場合は ΔJ_c で整理すると静クリープの場合の $da/dt - J$ 関係と比較的良く一致する。
- 2) 引張荷重保持の破面形態は粒界破面が支配的であった。
- 3) き裂進展に伴う AC ポテンシャル変化は引張荷重保持の場合は負荷応力、波形及び初期き裂長さの影響をかなり受ける。

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播，日本機械学会論文集，第48巻，435号（昭57-11）p 1378～1390。

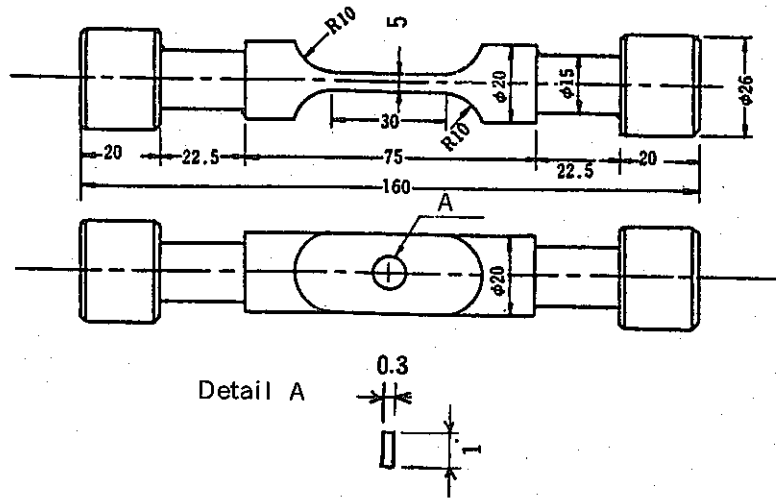


圖 2.3.3-1 試驗片形狀
Fig. 2.3.3-1 Test specimen.

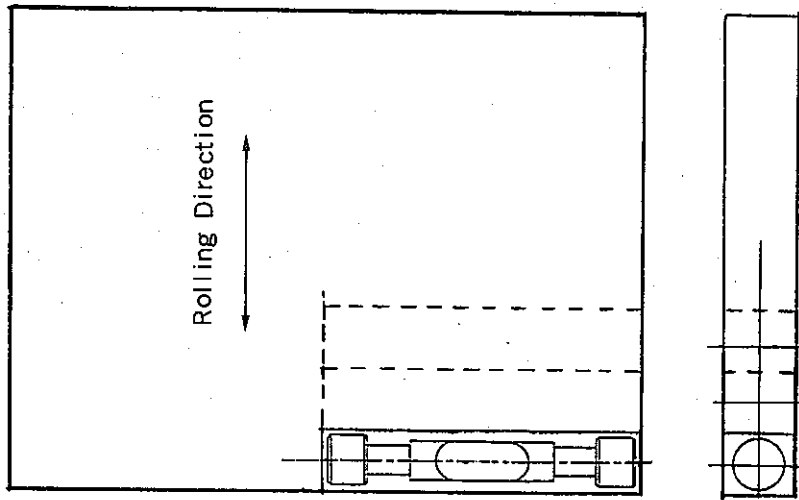


圖 2.3.3-2 試驗片採取位置
Fig. 2.3.3-2 Location of specimen.

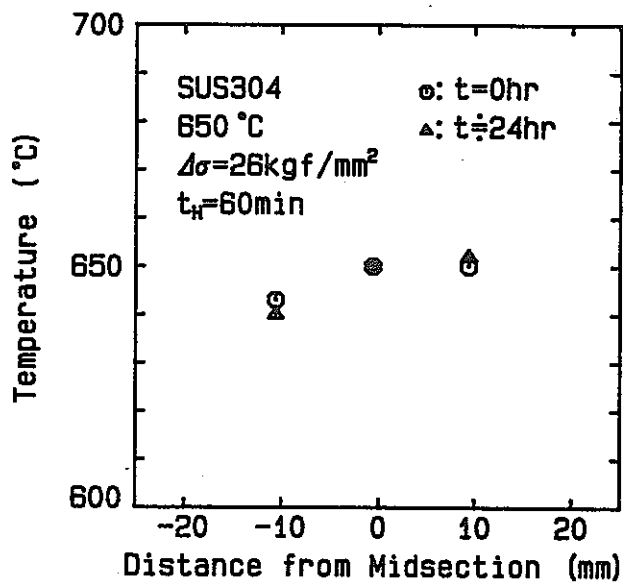
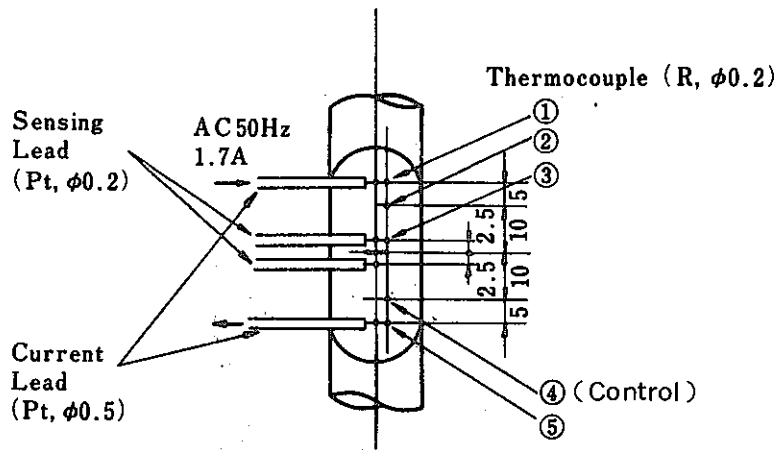
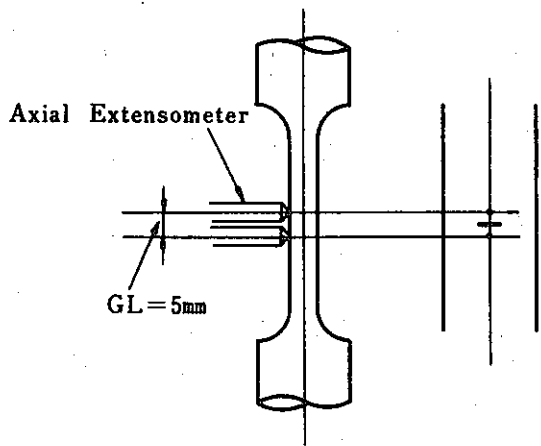


圖 2.3.3-3 溫度分布
Fig. 2.3.3-3 Temperature distribution.



(a) Temperature and AC potential measurement.



(b) Displacement measurement.

図 2.3.3-4 試験方法の模式図
Fig. 2.3.3-4 Schematic testing procedure.

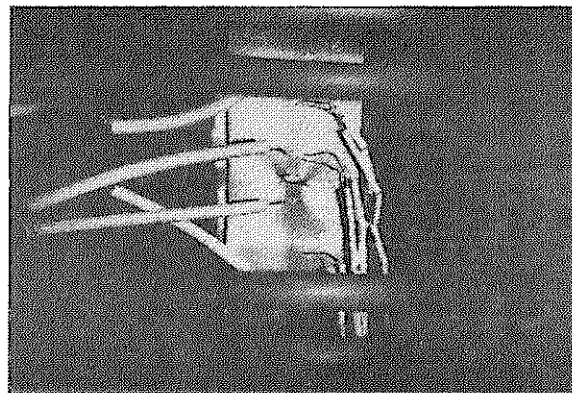


図 2.3.3-5 試験概況
Fig. 2.3.3-5 Specimen under test.

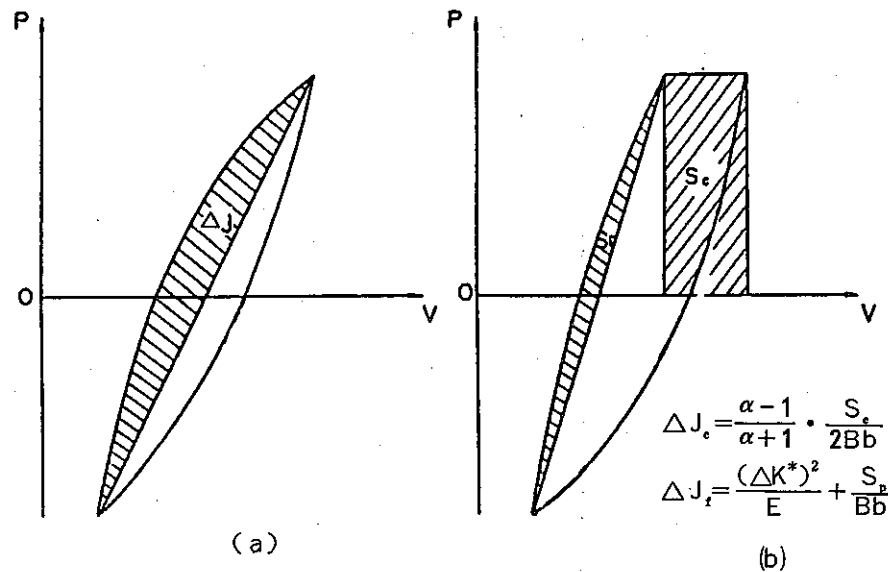


図 2.3.3-6 J 積分範囲 ΔJ , ΔJ_r , ΔJ_e の求め方
Fig. 2.3.3-6 Evaluation method of J-integral range ΔJ , ΔJ_r , ΔJ_e .

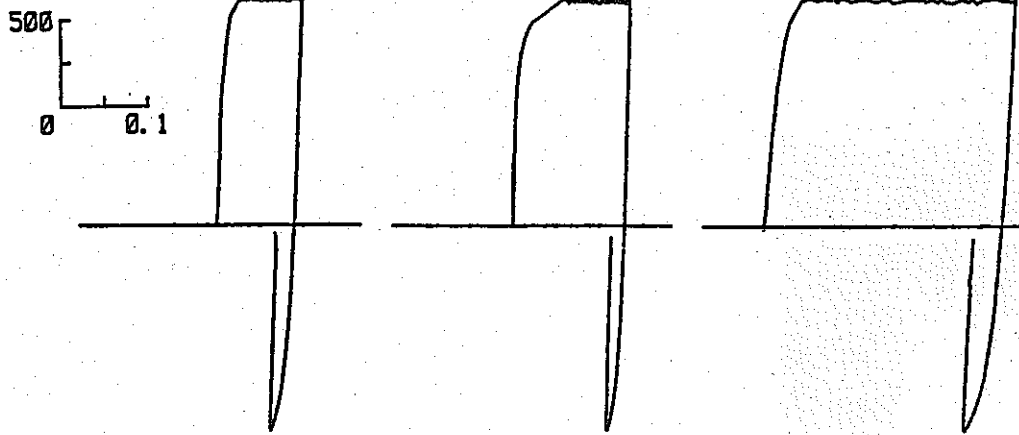


図 2.3.3-7 P-Vヒステリシスループ
 Fig. 2.3.3-7 P-V Hysteresis loop.

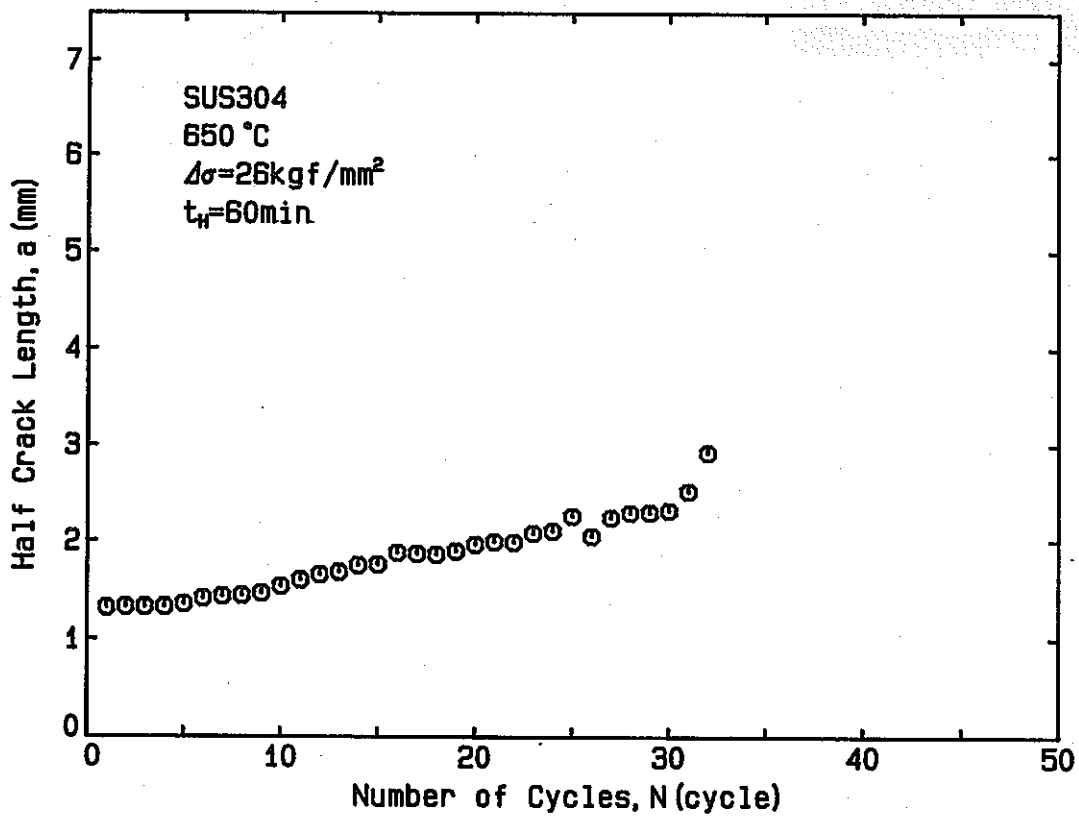


図 2.3.3-8 き裂伝播曲線 ($\Delta\sigma=26\text{kgf}/\text{mm}^2$, $t_H=60\text{min}$)
 Fig. 2.3.3-8 Crack length versus number of cycles
 ($\Delta\sigma=26\text{kgf}/\text{mm}^2$, $t_H=60\text{min}$).

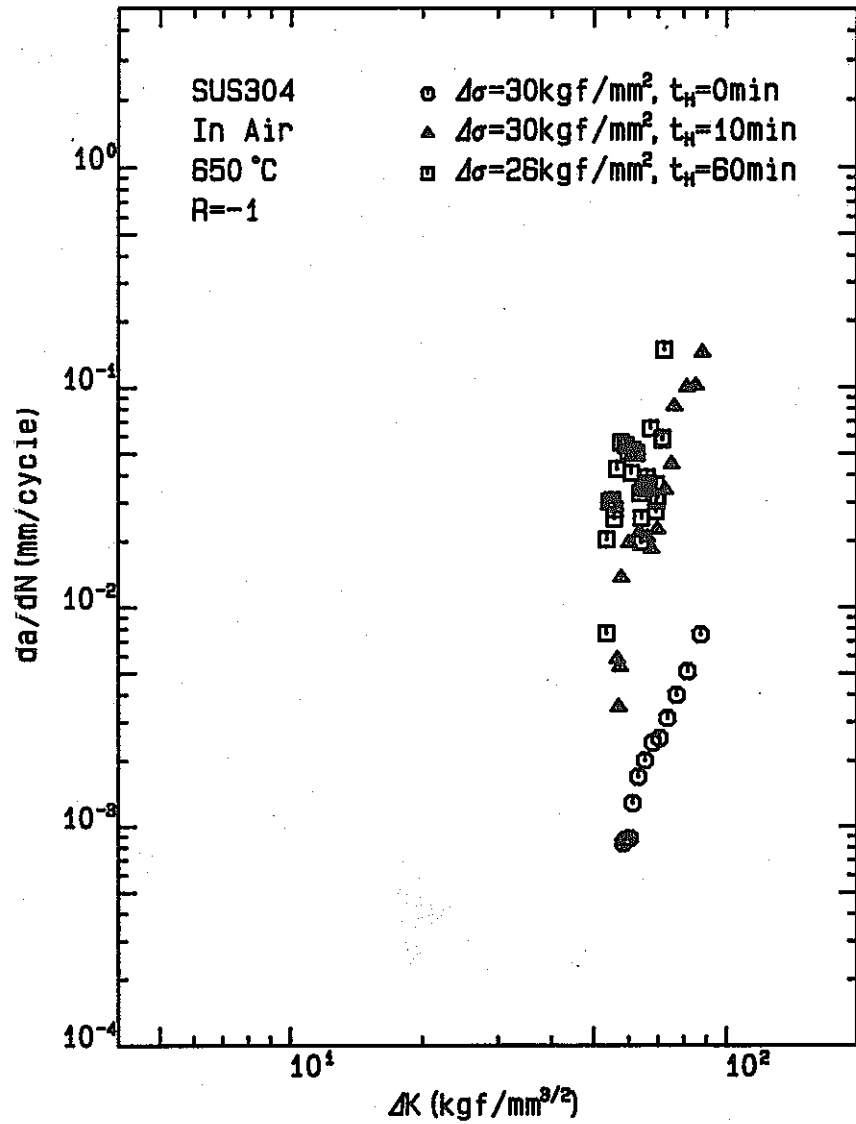


図 2.3.3-9 da/dN - ΔK 関係 (SUS304, 650 °C, R=-1)
Fig. 2.3.3-9 Relation between crack propagation rate and stress intensity factor range (SUS304, 650 °C, R=-1).

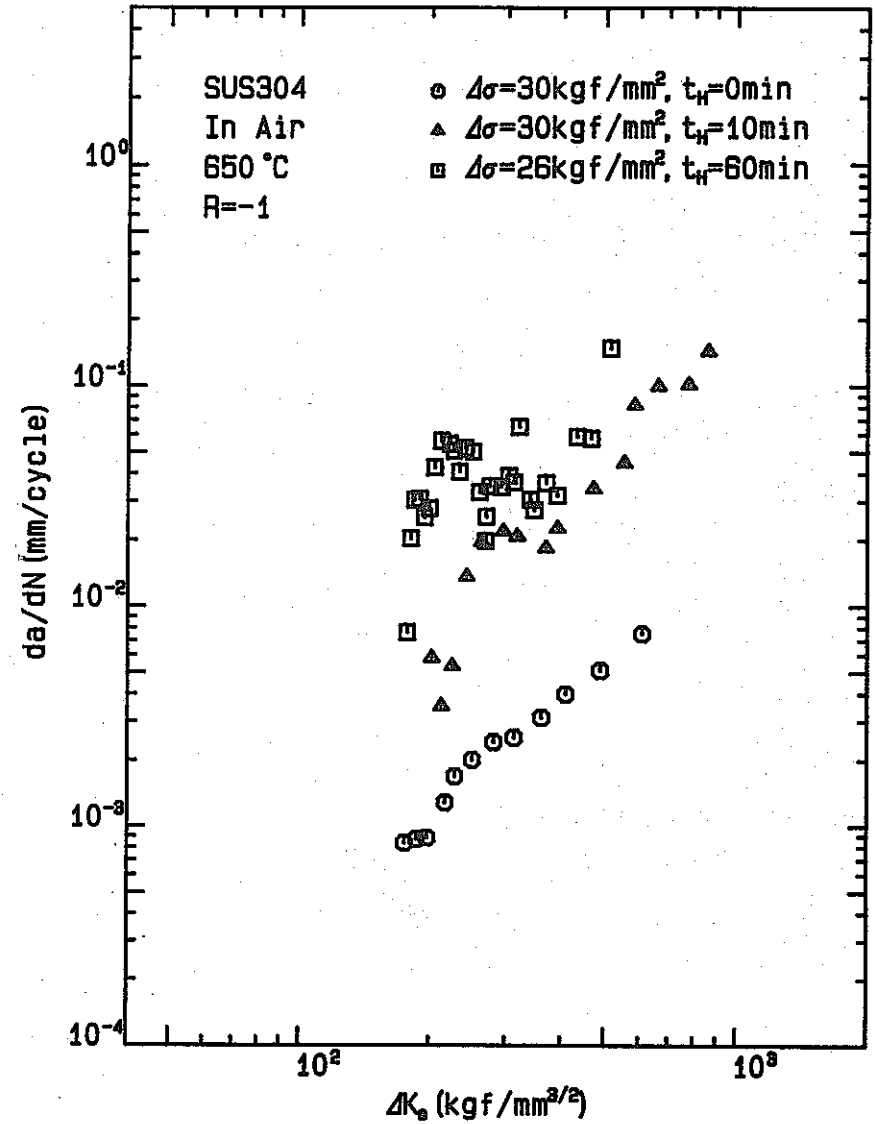


図 2.3.3-10 da/dN - ΔK_e 関係 (SUS304, 650 °C, R=-1)
Fig. 2.3.3-10 Relation between crack propagation rate and equivalent stress intensity factor range (SUS304, 650 °C, R=-1).

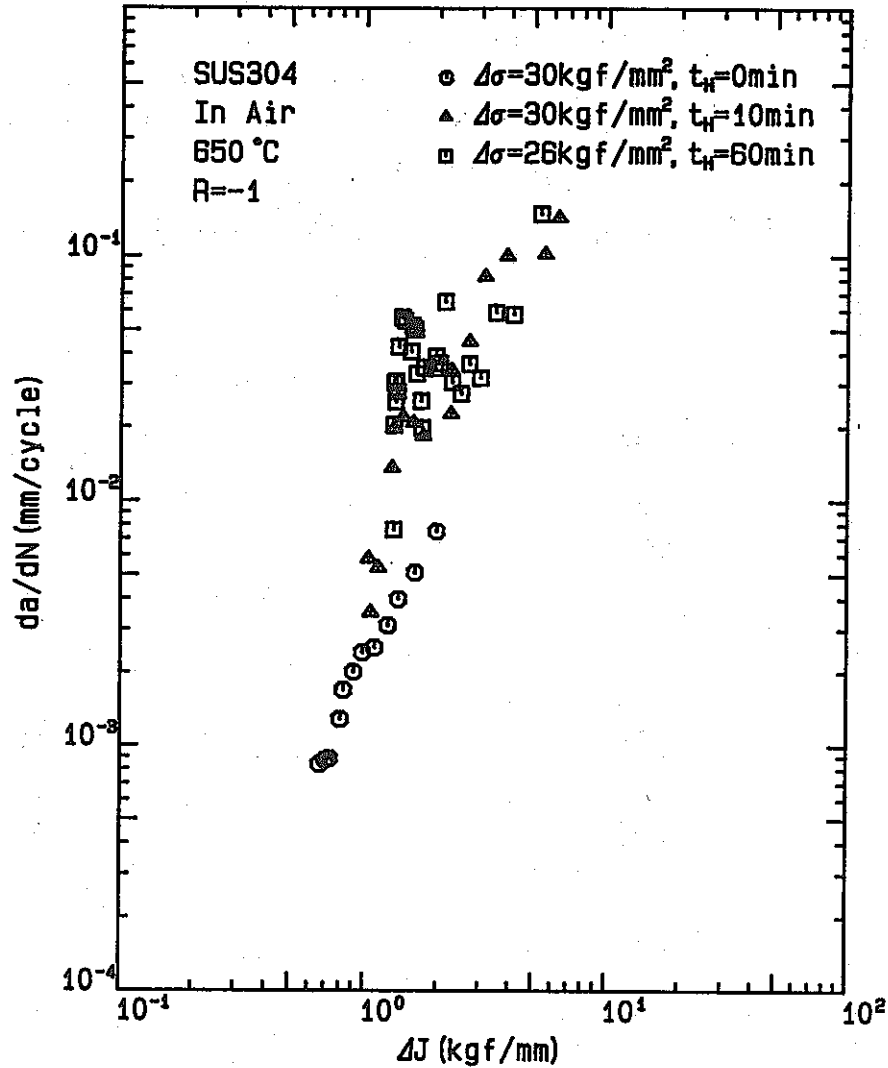


図 2.3.3 - 11 $da/dN - \Delta J$ 関係 (SUS304, 650 °C, R=-1)
Fig. 2.3.3 - 11 Relation between crack propagation rate and J-integral range ΔJ (SUS304, 650 °C, R=-1).

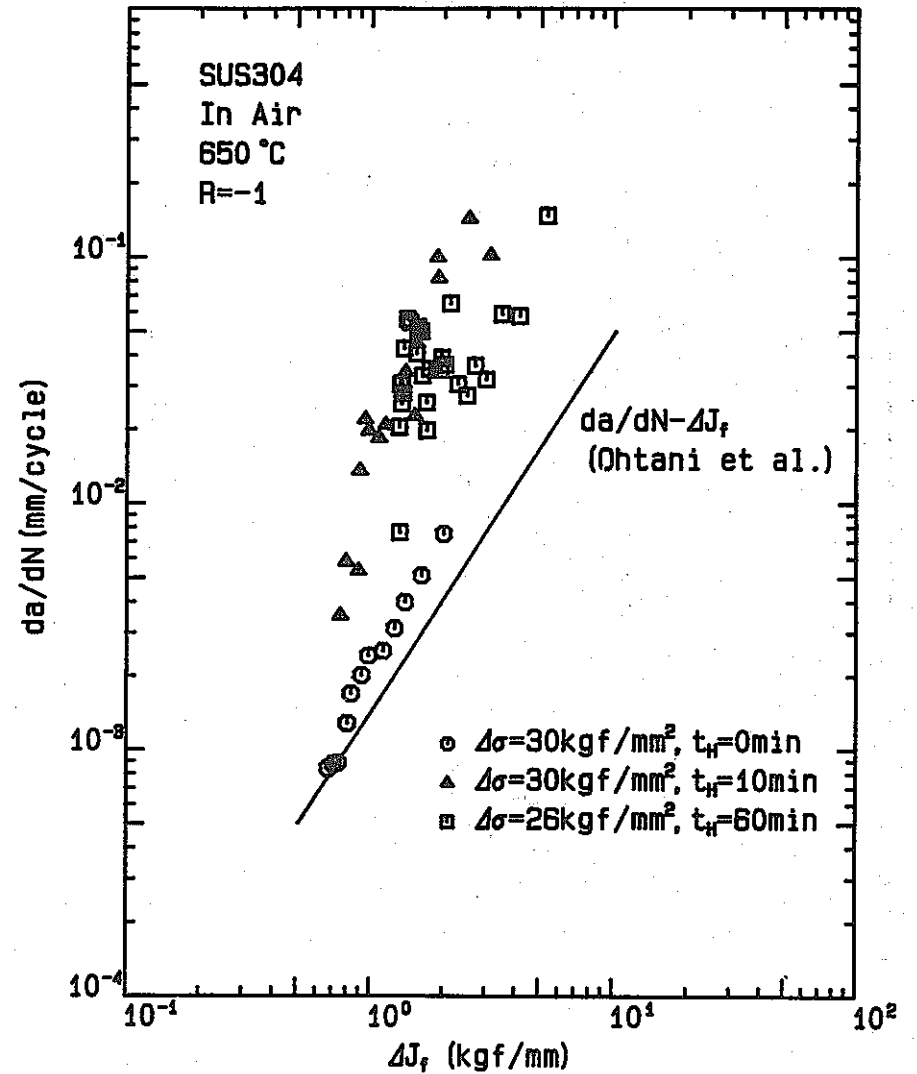


図 2.3.3 - 12 $da/dN - \Delta J_r$ 関係 (SUS304, 650 °C, R=-1)
Fig. 2.3.3 - 12 Relation between crack propagation rate and J-integral range ΔJ_r (SUS304, 650 °C, R=-1).

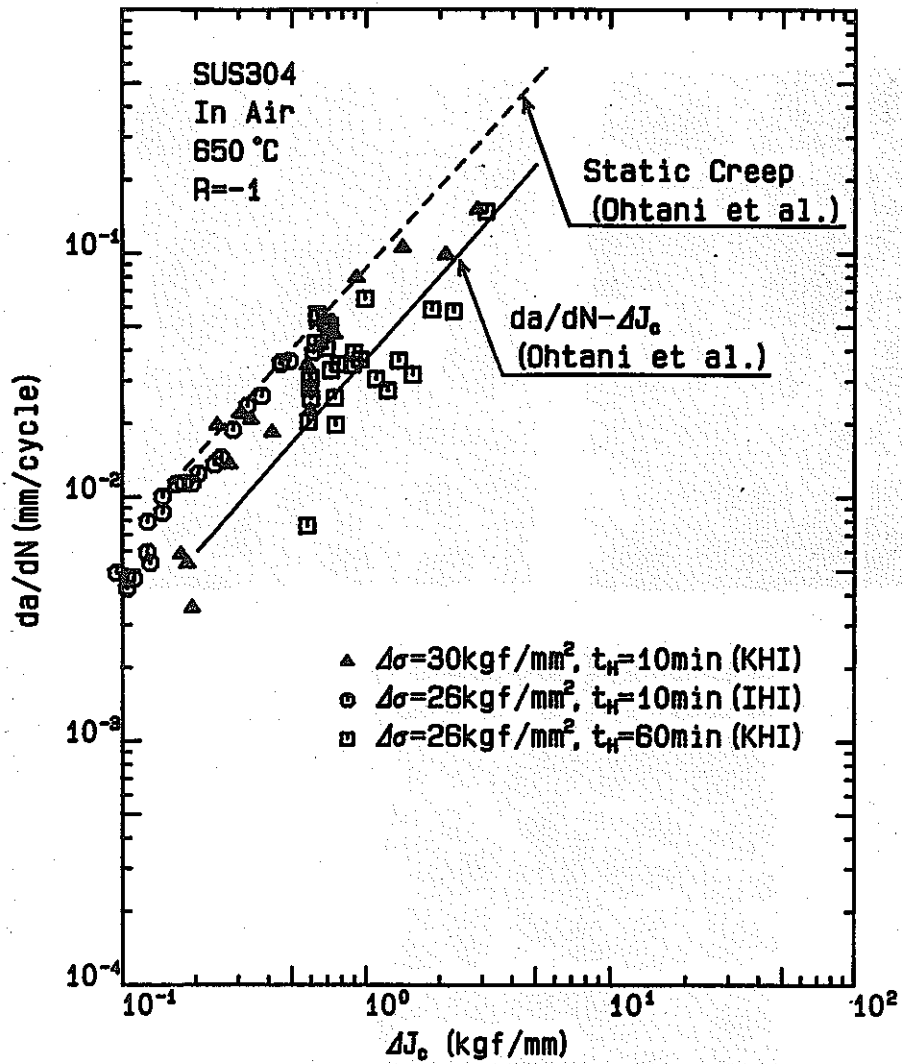


図 2.3.3-13 $da/dN-\Delta J_0$ 関係 (SUS304, 650°C, R=-1)
 Fig. 2.3.3-13 Relation between crack propagation rate and J-integral range ΔJ_0 . (SUS304, 650°C, R=-1)

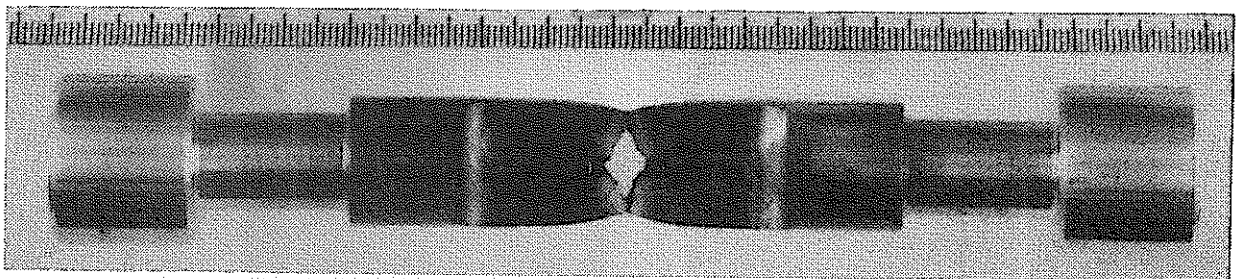


図 2.3.3-14 試験片の破断状況 (×1)
 Fig. 2.3.3-14 Appearance of specimen after test (×1).

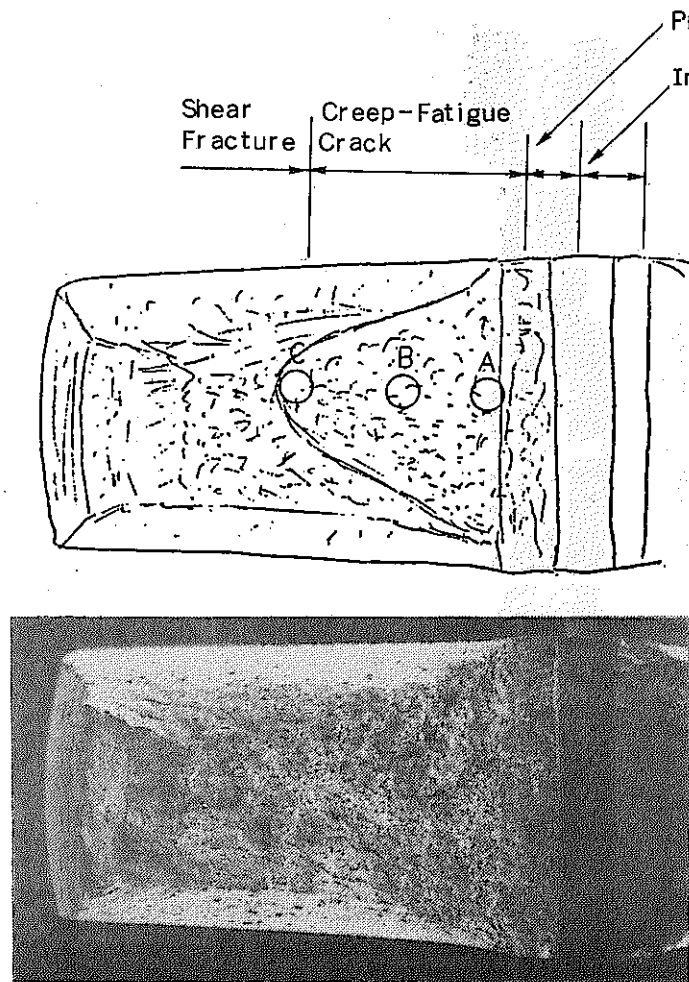


図 2.3.3-15 破面マクロ写真 (×10)
Fig. 2.3.3-15 Macro cross section (×10).

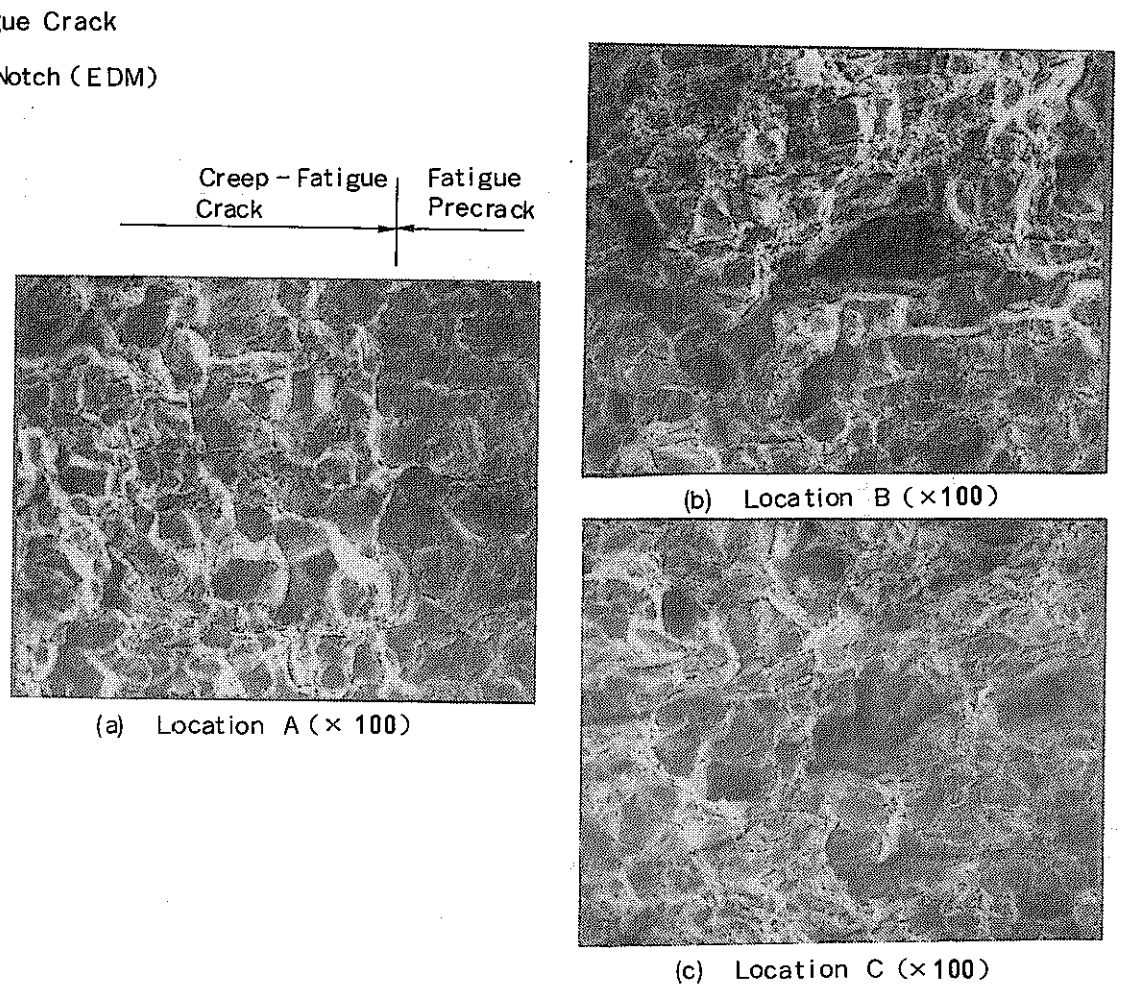


図 2.3.3-16 破面SEM写真 (×100)
Fig. 2.3.3-16 SEM fractographs (×100)

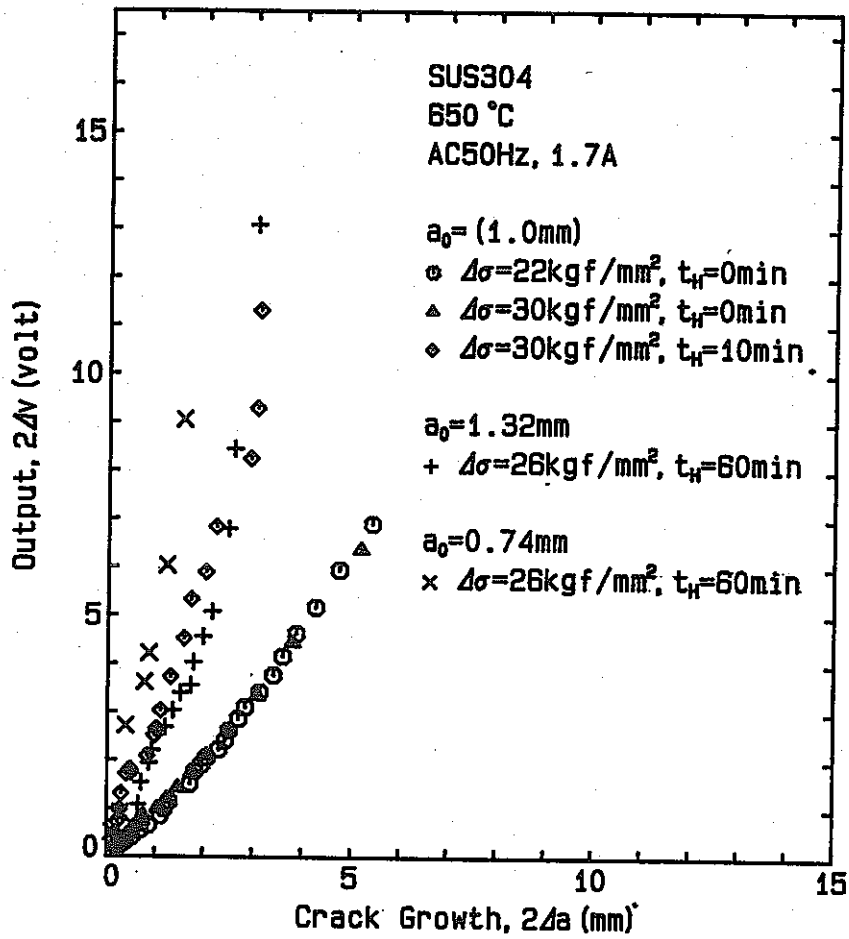


図 2.3.3 - 17 ACポテンシャル変化

Fig. 2.3.3 - 17 Change in AC potential drop versus crack growth.

2.3.4 変位制御・CCT・鋸歯状波試験

(1) 研究目的

SUS 304 の高温き裂伝播に及ぼす長時間保持効果調査の一部として、変位制御長時間鋸歯状波試験を行い、保持台形波試験結果と比較する。また、前年度研究の変位制御対称三角波試験を確認のため追加して行った。

(2) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片

供試材として PNC より提供された 40 t の SUS 304 圧延板を用いた。試験片形状を図 2.3.4-1 に示す。試験片の採取位置及び採取方向を図 2.3.4-2 に示す。

(b) 制御方法

GL 25mm の伸び計を用いて軸方向変位を制御した。長時間鋸歯状波試験は歪範囲を 0.5 % とし、引張側 3600 秒圧縮側 1 秒とした。前年度の追加確認試験は歪範囲を 1.0 % とし、0.25 Hz の対称三角波で行った。

(c) 加熱方法及び温度分布

高周波誘導コイルを用いて、G.L. の 1/4 の位置に取りつけた熱電対により、650 °C に加熱保持した。GL 間の温度分布を図 2.3.4-3 に示す。

(d) 伸び・開口変位測定法

変位制御用の伸び計を用いて GL 25mm 間の変位を測定した。開口変位は、中央切欠をはさんで間かく 5 mm の位置に点溶接した鋼線に変位計を取りつけて測定した。これらの取付状況を図 2.3.4-4 及び写真 2.3.4-1 に示す。

(e) き裂長さ測定法

顕微鏡にカメラを取りつけ適宜写真を撮影した。倍率 20 倍の写真よりき裂長さを測定した。写真撮影は変位の引張側ピーク位置で行われた。

(3) データ整理法

(a) 破壊力学パラメータ

き裂伝播速度の整理には ΔK_{eff} 、 ΔK_e 、 ΔJ 、 ΔJ_c 、 σ_{net} を用いた。これらの破壊力学パラメータは、図 2.3.4-5 に示す測定値を用いて、次式により計算した。

$$\Delta K_{eff} = \frac{\Delta P_{eff}}{2WB} \sqrt{\pi \bar{a}} \sqrt{\sec(\pi \bar{a}/2w)} \quad (2.3.4-1)$$

$$\Delta K_e = E \Delta \epsilon_{eff} \sqrt{\pi \bar{a}} \sqrt{\sec(\pi \bar{a}/2w)} \quad (2.3.4-2)$$

$$\Delta J = \frac{\Delta K_{eff}^2}{E} + \frac{S_p}{Bb} \quad (2.3.4-3)$$

$$\Delta J_c = \frac{\alpha-1}{\alpha+1} \cdot \frac{S_{c1}-S_{c2}}{2Bb} \quad (2.3.4-4)$$

$$\sigma_{net} = P_{max}/2b \quad (2.3.4-5)$$

(b) き裂伝播速度の求め方

測定されたき裂長さ a_i 及びくり返し数 N_i のデータより、ASTM E 647 に示されている 7 Point Incremental Polynomial Method により、き裂伝播速度及び回帰式から計算されるき裂長さ \bar{a} を求めた。

(4) 試験条件

試験条件を以下に示す。

設定歪範囲	1.0%	0.5%
波形・周波数	0.25 Hz	3600/1 s
試験片番号	FCC-11	FCC-13

(5) 試験結果及び考察

ゲージ長 5 mm で測定した開口変位、 δ_o と荷重のヒステリシスループの例を図 2.3.4-6 に示す。前年度行った連続サイクル試験で得られたヒステリシスループは、引張、圧縮各ピーク位置通過後の形状がふくらんでいたが、再試験結果では正常な弾性変形挙動を示している。図 2.3.4-5 に模式的に示したき裂閉口点は観察されるが、き裂開口点は不明瞭である。いっぽう、長時間鋸歯状波による試験結果では両者が比較的明瞭に観察された。N = 139 回のときのヒステリシスループにおいて、記号(a)~(g)を付した位置におけるき裂写真を写真 2.3.4-2 に示す。(a)、(b)はヒステリシスループで観察されるき裂開口点前であり、(c)はその直後であるが、写真(c)以後徐々にき裂が開口しておりヒステリシスループの形状とよく対応している。また、写真(d)から(e)にかけてき裂がわずかに進展したことが観察された。

繰返しにともなうき裂長さの変化を図 2.3.4-7 に示す。連続サイクルではき裂長さの増加とともに伝播速度が加速されているが、長時間鋸歯状波ではほぼ一定の速度で伝播している。両者の巨視的な伝播速度はほぼ等しく、ひずみ範囲の差を考えると、長時間鋸歯状波では伝播速度が加速されていることが推察される。

図 2.3.4-8 にき裂進展にともなう開口変位、 δ_o の変化を示す。両者ともき裂長さの増加と共に δ_o が増加し、 a が約 3 mm 以上ではほぼ制御変位量に達しており、変位がき裂面近傍に集中していることを示している。図 2.3.4-9 及び図 2.3.4-10 に各試験片における歪繰返しにともなう応力の変化を示す。

図 2.3.4-11 に ΔJ と da/dN の関係を前年度の結果と比較して示す。連続サイクルの試験結果は前年度のデータバンドと一致している。長時間鋸歯状波については ΔJ の計算に用いるヒステリシスエネルギーとして S_p および $S_p - S_p'$ を採用し、それぞれ ΔJ_{cl} 及び ΔJ_{op} とし示したが、いずれも連続サイクルの結果より著しく加速されている。これを ΔJ_c で整理すると、昨年度のクリープデータと近い結果が得られた。今回の試験では ΔJ_c を求めるための引張側 Rapid 半サイクルの曲線を採らなかったため圧縮側カーブで代用したこと及び、650 °C では動的ひずみ時効のために変形応力のひずみ速度依存性が明らかでないことなどにより、

ここで求めた ΔJ_c は精度が充分でないことを考えれば、クリープデータとの間にみられる若干の差はやむを得ないと言えよう。

図 2.3.4-12と図 2.3.4-13に ΔK_{eff} 及び ΔK_I による整理結果を示すが、ここでも長時間鋸歯状波における加速現象が確認された。図 2.3.4-14に σ_{net} による整理結果を、静クリープ試験結果と比較して示す。静クリープ試験は一定応力で行われるのに対し、長時間鋸歯状波試験では引張側ピーク荷重を用いて整理しているため、両者を直接比較するには問題があるが、図 2.3.4-14に示すように両者は比較的近い値を示した。

写真 2.3.4-3(a)~(d)に破面の走査型電子顕微鏡写真を示す。連続サイクルではほぼ全面にストライエーションが観察され、疲労型のき裂進展機構を示している。いっぽう長時間鋸歯状波では全面が粒界破壊状の破面となっており、クリープ型のき裂進展機構であることを示している。

(6) まとめ

SUS 304 鋼 CCT 試験片を用いて 650 °Cにて、歪制御連続サイクル及び長時間鋸歯状波によるき裂伝播試験を行い以下の結果を得た。

- 1) 長時間鋸歯状波試験におけるき裂伝播速度は ΔJ 、 ΔK_{eff} 、 ΔK_e で整理した結果、前年度連続サイクル試験で得られた値より著しく加速された。 σ_{net} で整理すると、静クリープ試験結果と比較的よく一致した。
- 2) 連続サイクル試験の破面はストライエーション状であり、長時間鋸歯状波試験では粒界破面が観察された。

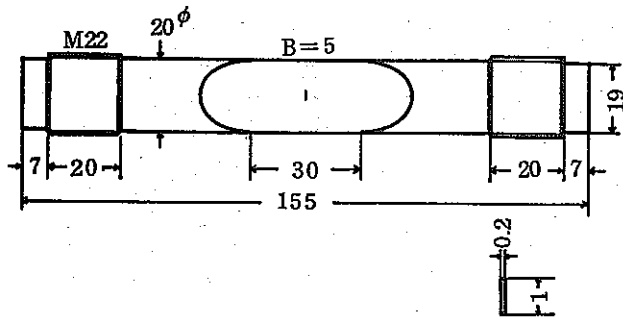


図 2.3.4-1 試験片の形状寸法
Fig. 2.3.4-1 Shape and size of specimen.

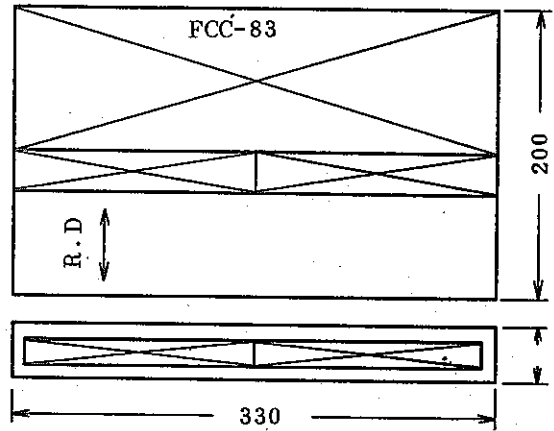


図 2.3.4-2 試験片採取要領
Fig. 2.3.4-2 Orientation of specimen

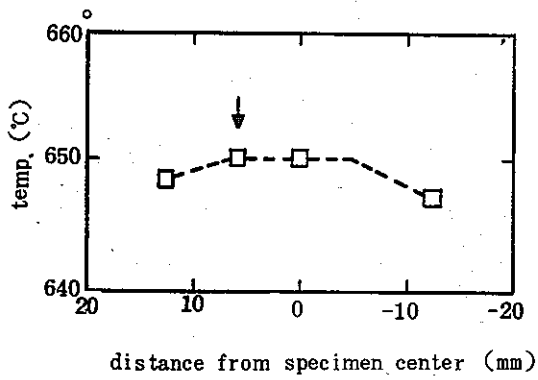


図 2.3.4-3 温度分布
Fig. 2.3.4-3 Distribution of temperature.

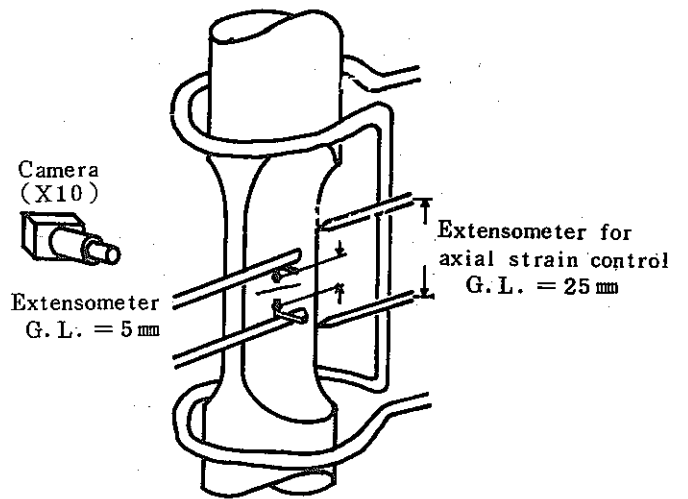


図 2.3.4-4 試験要領の模式図
Fig. 2.3.4-4 Schematic illustration of testing apparatus.

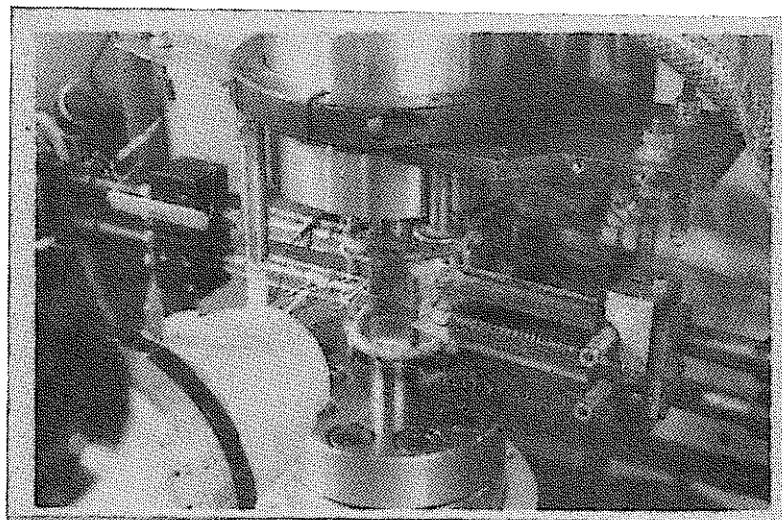


写真 2.3.4-1 試験状況
Photo. 2.3.4-1 View of a testing apparatus

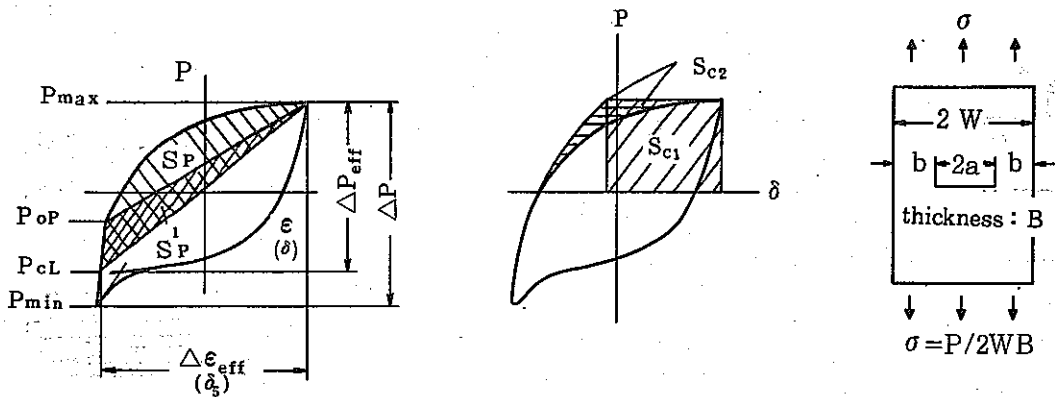


図 2.3.4-5 FMP 算出に用いる測定量の定義

Fig. 2.3.4-5 Definition of valuables used in the calculations of FMP.

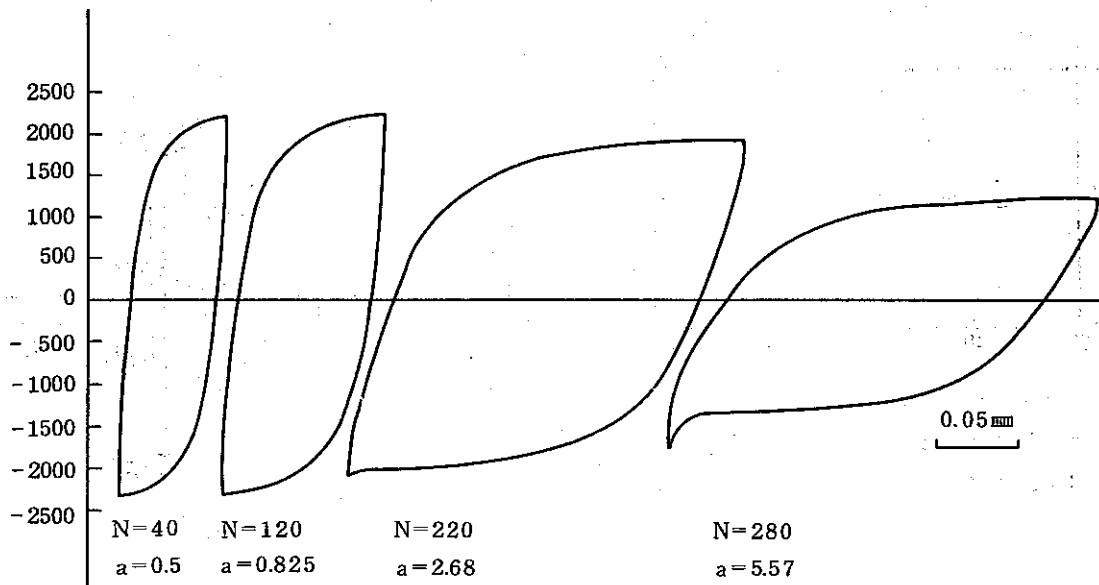


図 2.3.4-6(a) δ_s -荷重ヒステリシスループ (FCC-11 $\Delta\epsilon=1.0\%$ 0.25Hz)

Fig. 2.3.4-6(a) δ_s -P hysteresis loop (FCC-11 $\Delta\epsilon=1.0\%$ 0.25Hz)

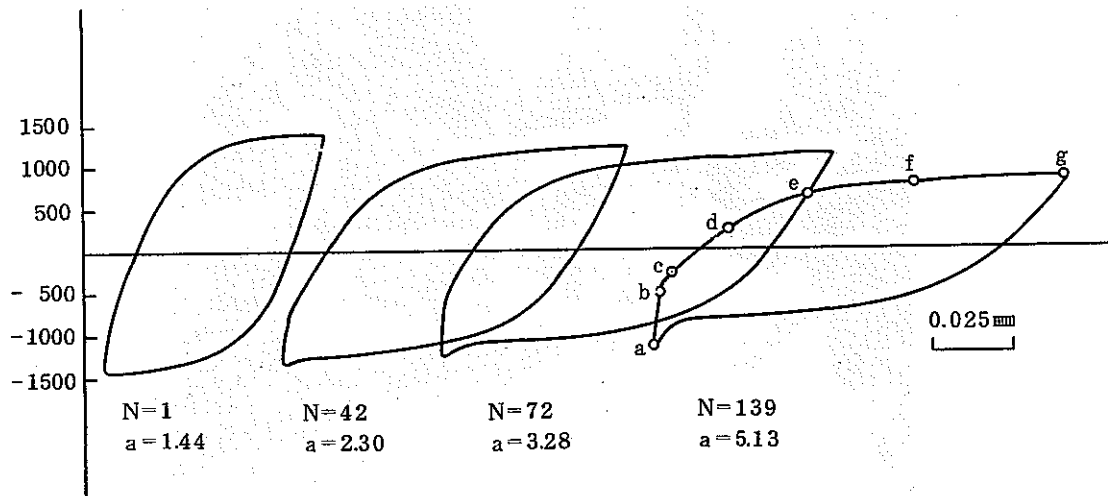
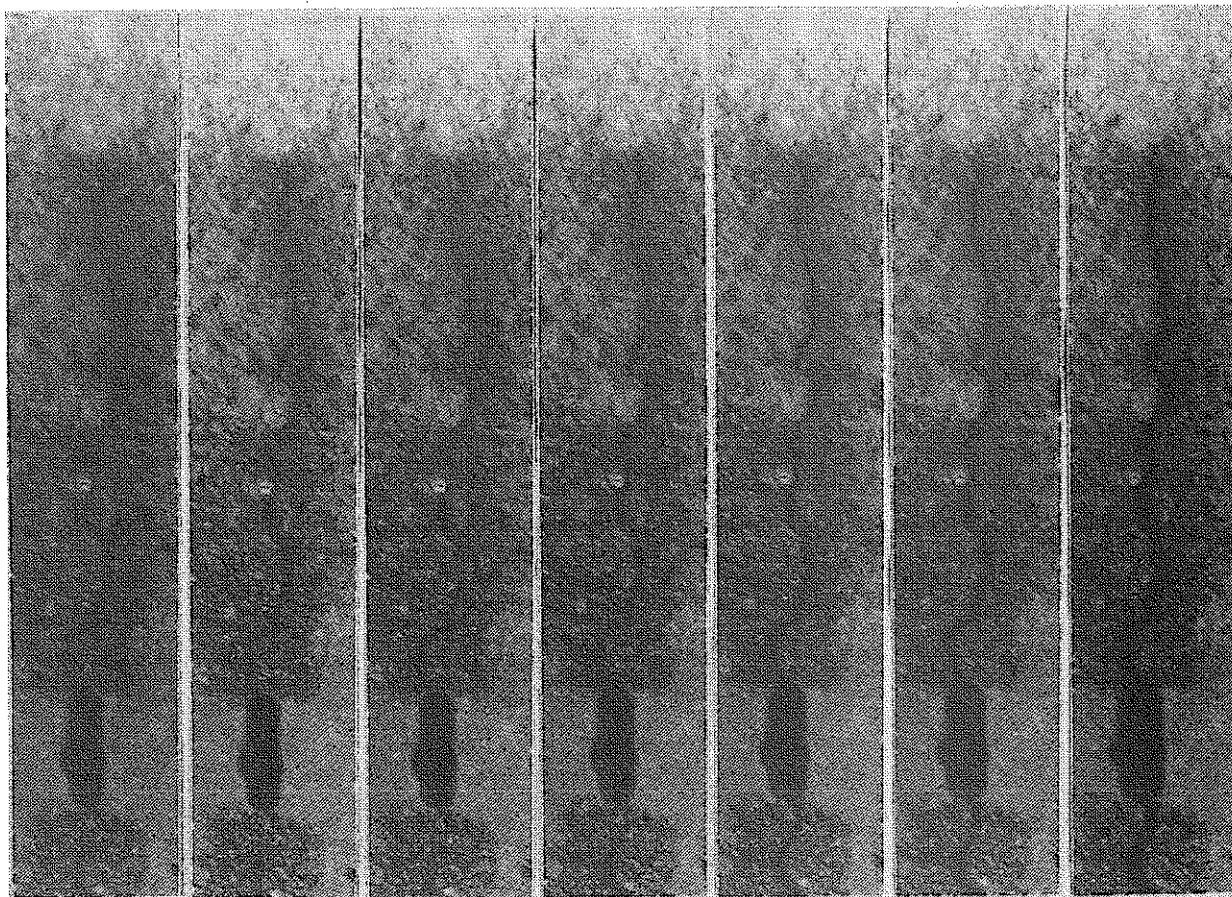


図 2.3.4-6(b) δ_s -荷重ヒステリシスループ (FCC-13 $\Delta\epsilon=0.5\%$ 3600-1 s)

Fig. 2.3.4-6(b) δ_s -P hysteresis loop (FCC-13 $\Delta\epsilon=0.5\%$ 3600-1 s)



(a) (b) (c) (d) (e) (f) (g)

写真 2.3.4 - 2 長時間鋸歯状波の引張側各位置におけるき裂開口状態
Photo. 2.3.4 - 2 Crack opening at each stage

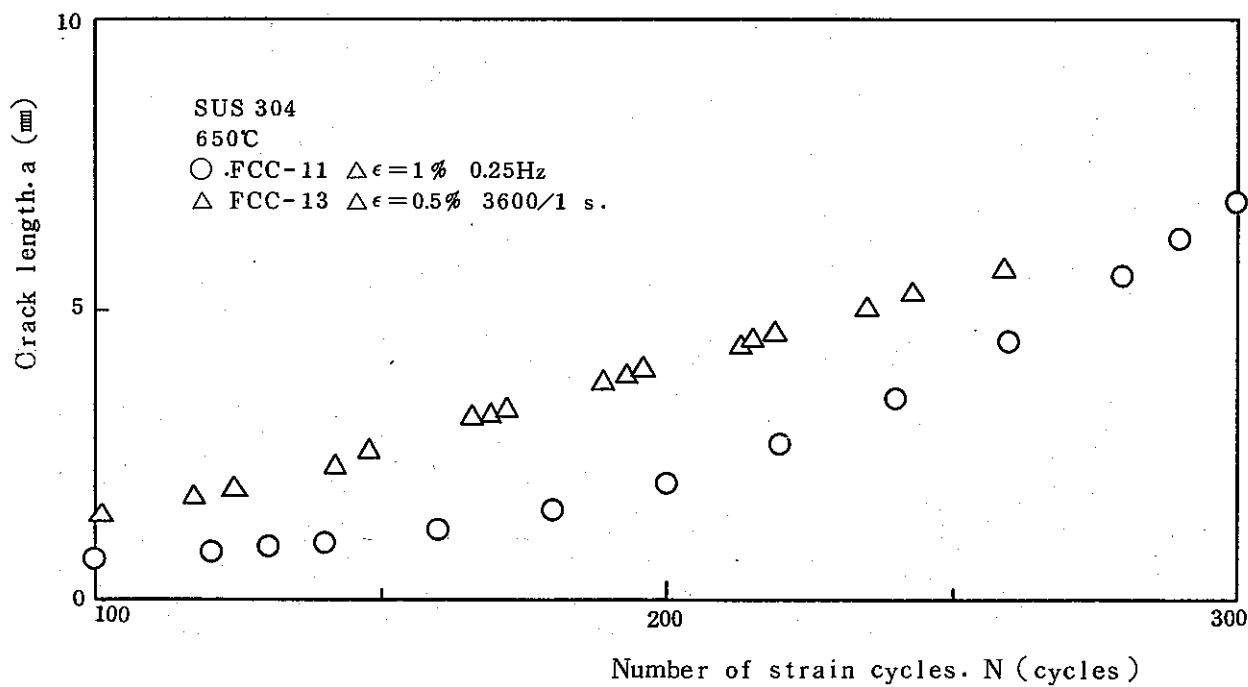


図 2.3.4 - 7 歪繰返しにともなうき裂長さの変化

Fig. 2.3.4 - 7 Increase, in crack length due to strain cycling.

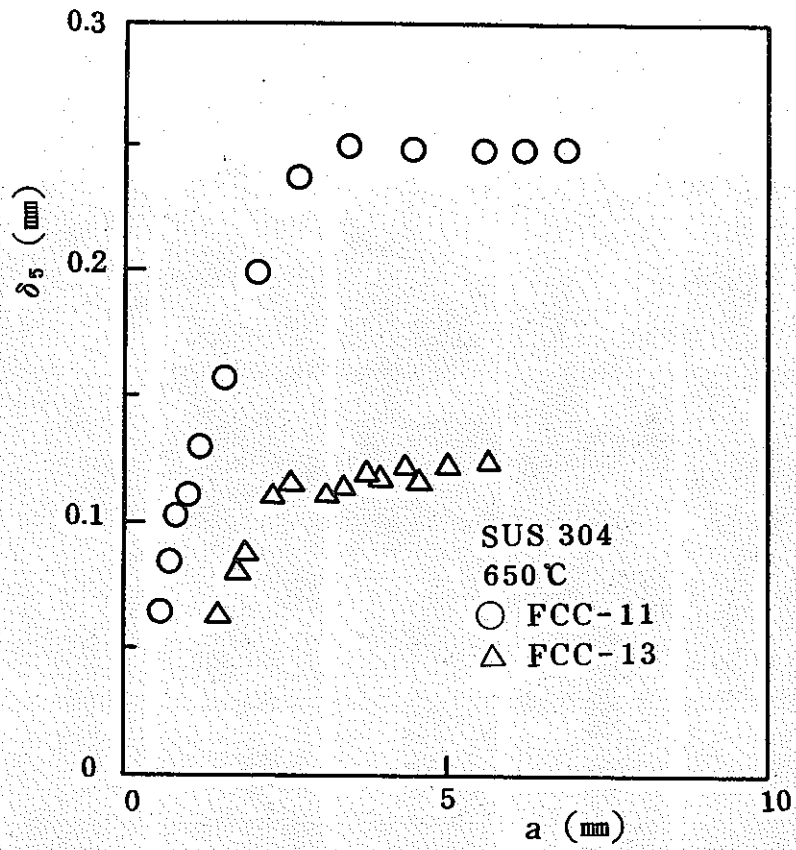


図 2.3.4-8 き裂進展にともなう δ_5 の変化
Fig. 2.3.4-8 Change in δ_5 due to crack growth.

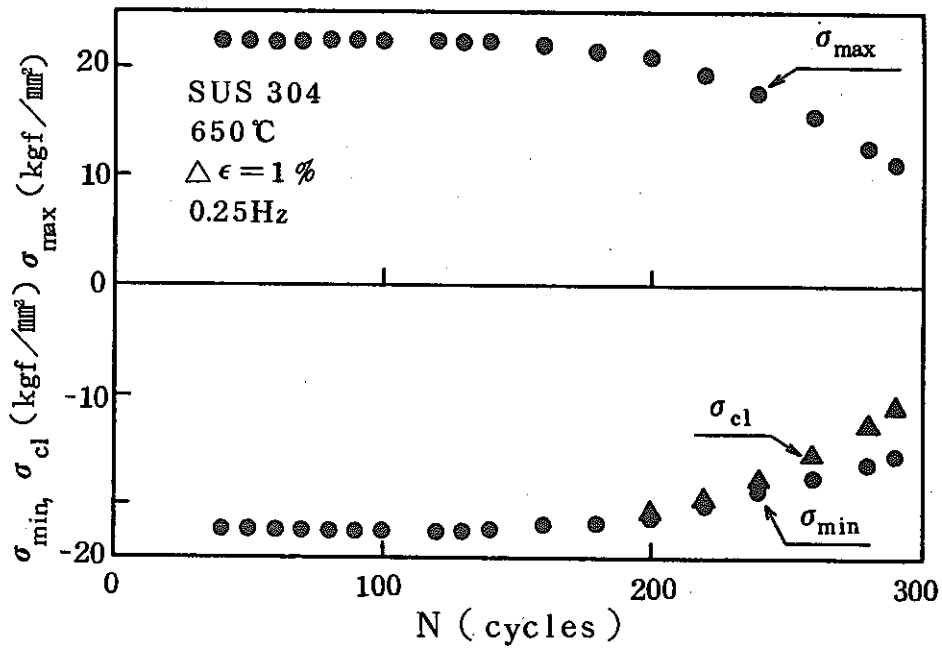


図 2.3.4-9 歪繰返しにともなう σ_{\max} , σ_{\min} , σ_{op} の変化
Fig. 2.3.4-9 Change in σ_{\max} , σ_{\min} , σ_{op} due to strain cycling.

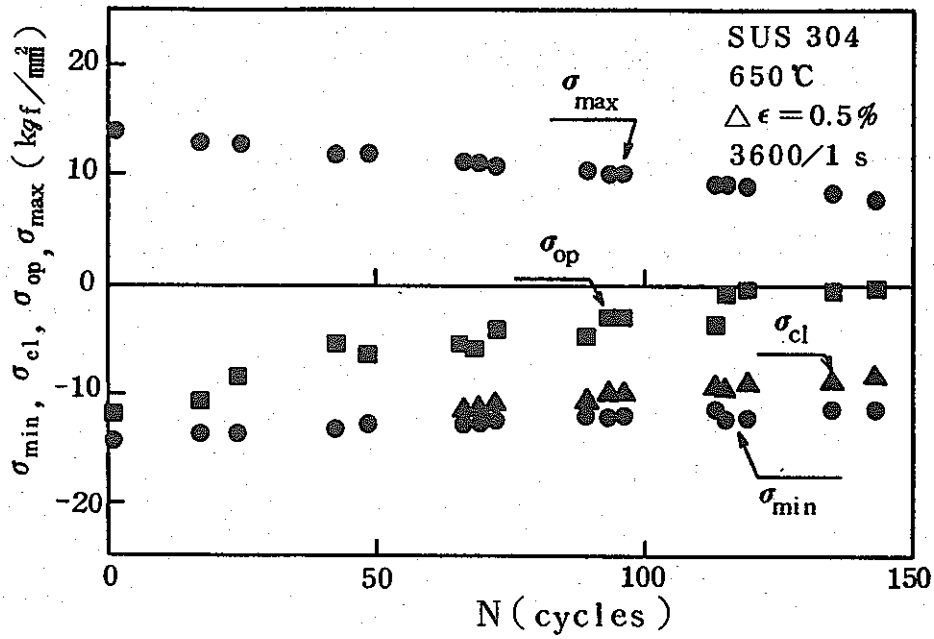


図 2.3.4-10 歪繰返しにともなう σ_{max} σ_{min} σ_{cl} σ_{op} の変化
 Fig. 2.3.4-10 Change in σ_{max} , σ_{min} σ_{op} due to strain cycling

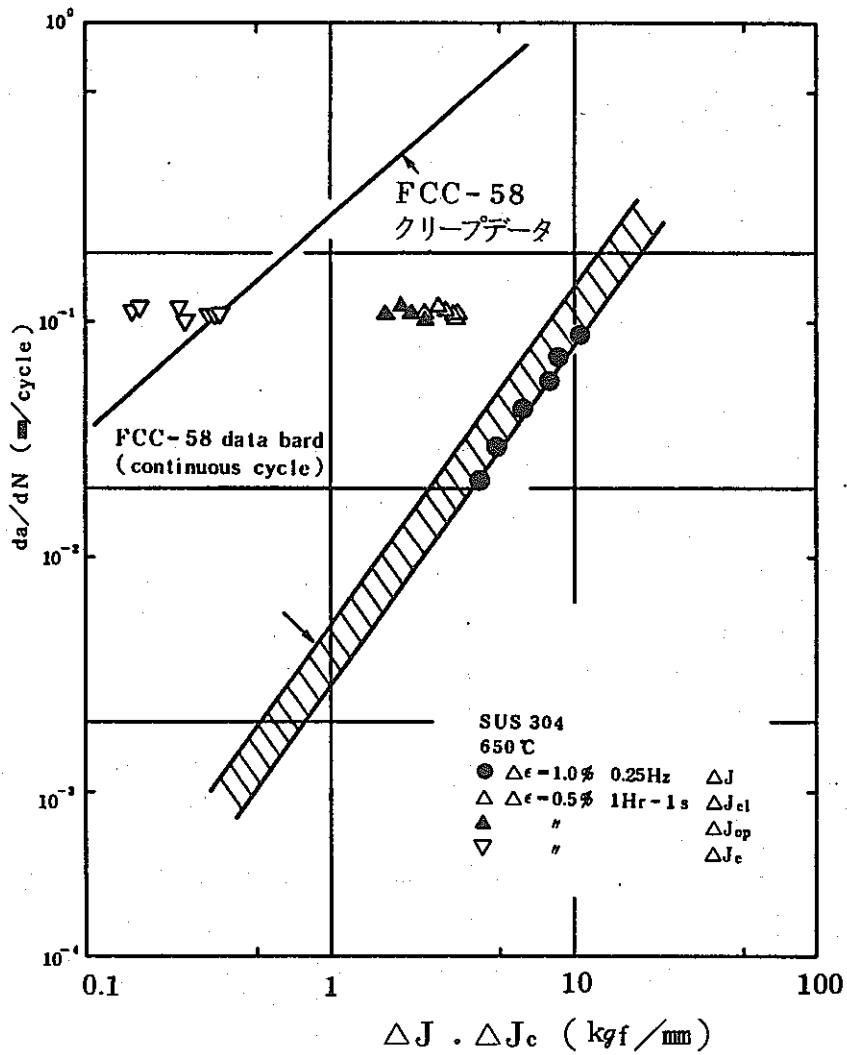


図 2.3.4-11 き裂伝播速度と ΔJ および ΔJ_c の関係
 Fig. 2.3.4-11 Relation between crack growth rate and ΔJ .

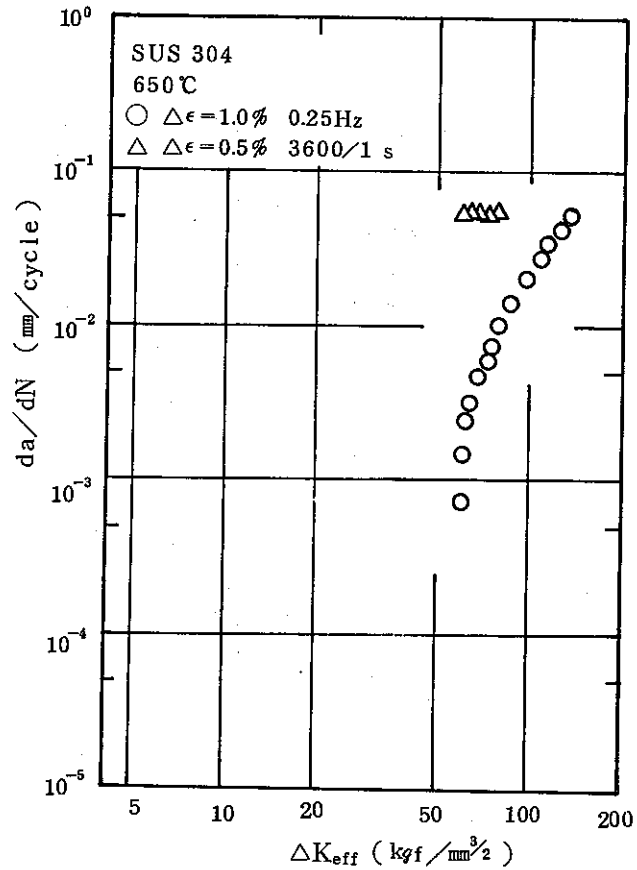


図 2.3.4-12 き裂伝播速度と ΔK_{eff} の関係
Fig. 2.3.4-12 Relation between crack growth rate and ΔK_{eff} .

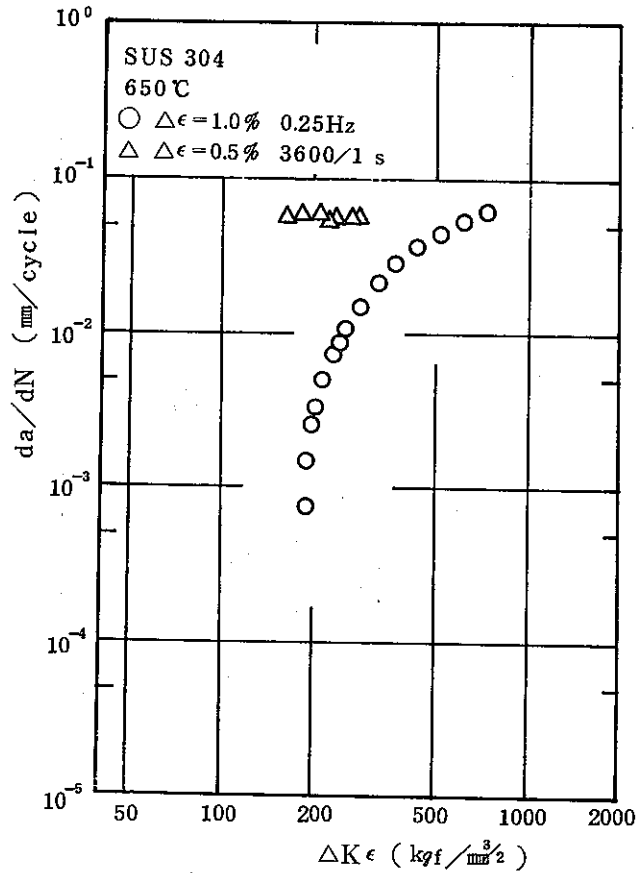


図 2.3.4-13 き裂伝播速度と ΔK_ϵ の関係
Fig. 2.3.4-13 Relation between crack growth rate and ΔK_ϵ .

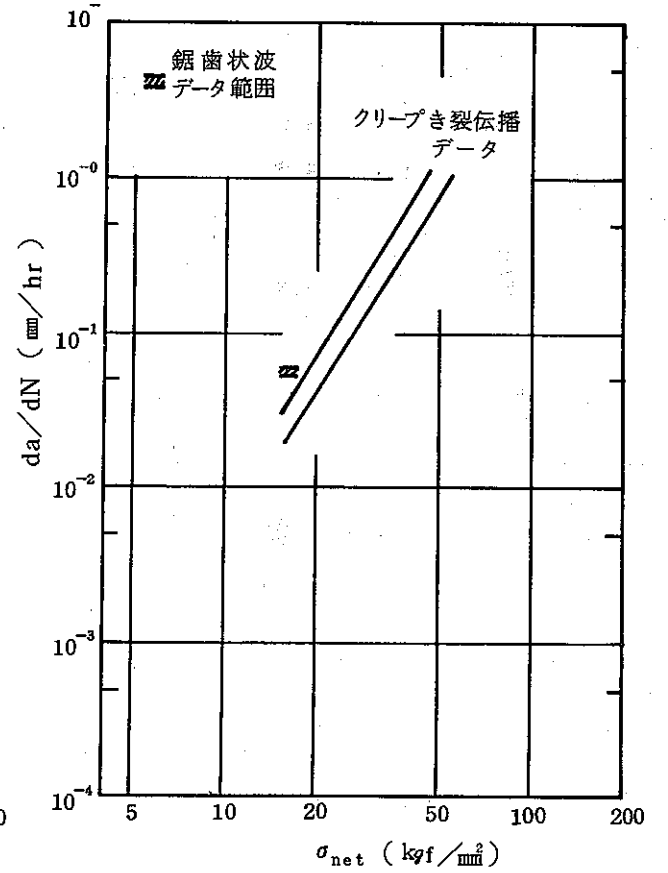
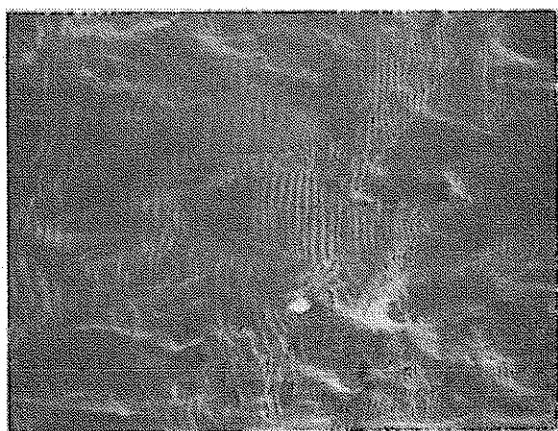
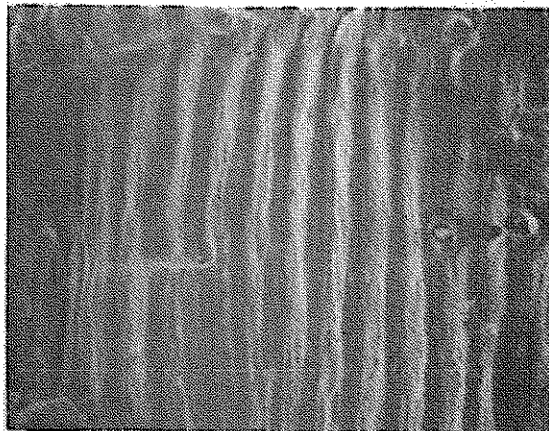


図 2.3.4-14 き裂伝播速度と σ_{net} の関係
Fig. 2.3.4-14 Relation between crack growth rate and σ_{net}

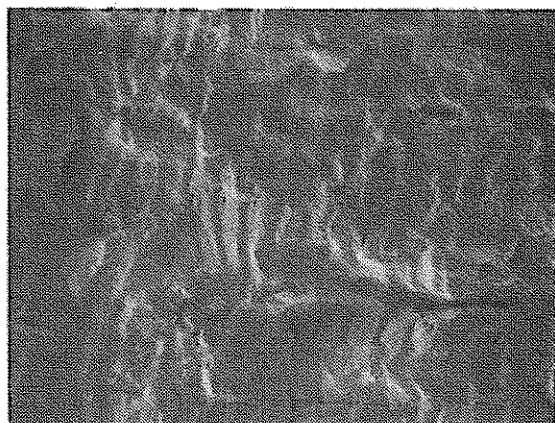


100 μ

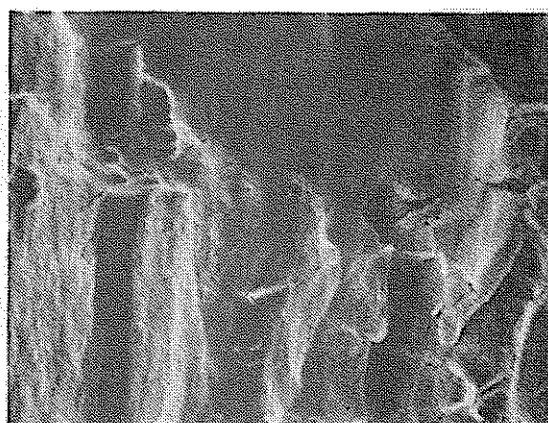


20 μ

写真 2. 3. 4 - 3 (a) 破面の SEM 写真 (FCC-11 a=1.0 mm)
Photo. 2. 3. 4 - 3 (a) SEM fractographs (FCC-11 a=1.0 mm)

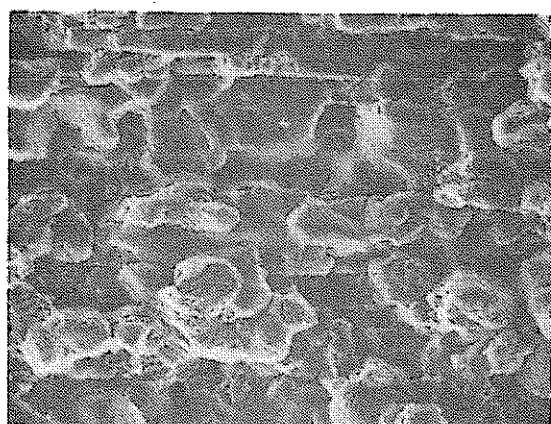


100 μ

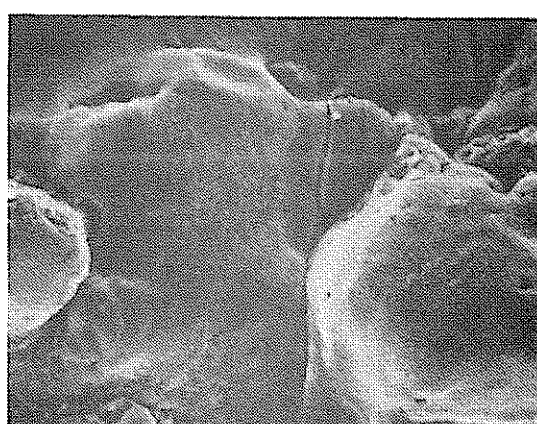


20 μ

写真 2. 3. 4 - 3 (b) 破面の SEM 写真 (FCC-11 a=4.5 mm)
Photo. 2. 3. 4 - 3 (b) SEM fractographs (FCC-11 a=4.5 mm)

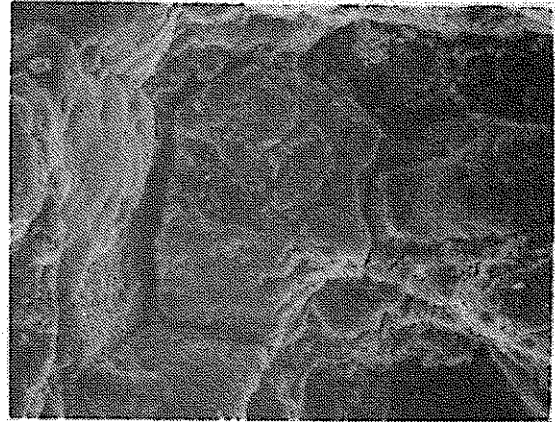


100 μ



20 μ

写真 2. 3. 4 - 3 (c) 破面の SEM 写真 (FCC-13 a=1.5 mm)
Photo. 2. 3. 4 - 3 (c) SEM fractographs (FCC-13 a=1.5 mm)



100 μ

写真 2.3.4 - 3 (d) 破面の SEM 写真 (FCC-13 a=4.5 mm)
Photo. 2.3.4 - 3 (d) SEM fractographs (FCC-13 a=4.5 mm)

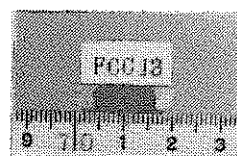
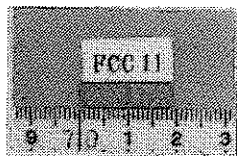
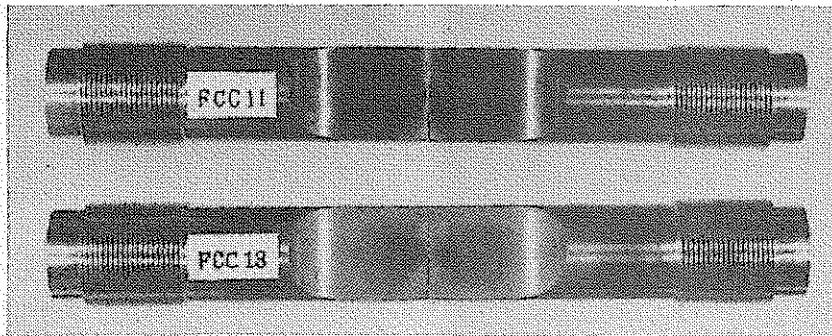


写真 2.3.4 - 4 試験後の外観写真
Photo. 2.3.4 - 4 Macroscopic photography after experiments

2.3.5 荷重制御・CT・台形波試験

(1) 研究目的

CT試験片の荷重制御により，SUS 304材について650℃で1時間保持台形波の高温疲労き裂伝播試験を実施し，長時間保持の影響について調べた。

(2) 試験方法

(a) 試験材料及び試験片

供試材としてPNCより提供された40tのSUS 304圧延板を用いた。試験片形状を図2.3.5-1に示す。試験片の採取位置及び採取方向を図2.3.5-2に示す。

(b) 制御方法

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

(c) 加熱方法及び温度分布

試験片の加熱は高周波加熱により行った。温度分布の例を図2.3.5-3に示す様に，き裂径路近傍では $650 \pm 5^\circ\text{C}$ であり，時間的変動は約 $\pm 1^\circ\text{C}$ 程度であった。

(d) 予き裂導入方法

予き裂は試験荷重及び温度と同条件で導入した。ただし荷重保持は行わなかった。

(e) 開口変位測定法

き裂開口変位の計測は差動トランス式の変位計を用い，図2.3.5-4に示すように，セラミック製の変位取出し棒の先端をゲージレンジ8mmの間隔で押し当て，荷重線上CODを計測した。

(f) き裂長さ計測法

き裂長さ計測は写真撮影法によって表裏のき裂長さを計測しその平均値をもってき裂長さとした。後述の様いき裂前縁は湾曲しているが，今回はその補正は行わなかった。

(3) データ整理方法

(a) 破壊力学パラメータ

◦ ΔK

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} F_1(\xi), \quad F_1(\xi) = \frac{2+\xi}{(1-\xi)^{3/2}} \left\{ 0.886 + 4.64\xi - 13.32\xi^2 + 14.72\xi^3 - 5.6\xi^4 \right\}$$

ただし $\xi = a/w$

◦ ΔK_{eff}

$$\Delta K_{\text{eff}} = \frac{\Delta P_{\text{eff}}}{B\sqrt{W}} F_1(\xi); \quad \Delta P_{\text{eff}} \text{ は closure level 以上の荷重範囲}$$

ただし今回の試験条件では全荷重範囲でき裂が開口していたため $\Delta P_{\text{eff}} = \Delta P$ であった。

◦ ΔJ_f

$$\Delta J_f = \frac{2A}{Bb} \frac{1+\eta}{1+\eta^2}, \quad \eta = \sqrt{(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2} - (2a/b + 1)$$

◦ ΔJ_c

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

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

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

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

$\alpha = 6.37$ (クリープ指数)

ここで、 a はき裂長さ、 b はリガメント幅、 B は試験片板厚であり A 、 Ac 、 ΔP の定義を図 2.3.5-5 に示す。

(b) き裂伝播速度の求め方

き裂伝播速度は Secant 法によって求めた。

(4) 試験条件

試験条件の一覧表を表 2.3.5-1 に示す。

表 2.3.5-1 試験条件

Table 2.3.5-1 Test conditions

設定荷重	$\frac{2P}{Bb} \sim \pm 3 \text{ kg/mm}^2 (\Delta P = 1020 \text{ kg})$	$\frac{2P}{Bb} \sim \pm 2.5 \text{ kg/mm}^2 (\Delta p = 850 \text{ kg})$
波形 周波数		
試験片番号	FCC7	FCC9

(5) 試験結果及び考察

(a) き裂成長線図 ($a \sim N$ 線図)

荷重の繰返し数に伴うき裂長さ a を図 2.3.5-6 に示す様になめらかな成長線図が得られている。

(b) 荷重変位線図

き裂成長に伴う荷重変位線図の変化の例を図 2.3.5-7 に示す。荷重保持中にクリープ変形が生じており、荷重繰返しに伴ないラチェットイングを生じ荷重変位ヒステリシスループは右方に移動した。

き裂閉口現象はみられなかった。

(c) き裂伝播速度と破壊力学パラメータ

(i) $da/dN \sim \Delta K$ 関係を図 2.3.5-8 に示す。き裂閉口が生じなかったので同図はまた $da/dN \sim \Delta K_{eff}$ 関係でもある。

- (ii) $da/dN \sim \Delta J_f$ 関係を図 2.3.5-9 に示す。試験荷重が異なってもほぼ一本の直線に乗っているが、実線で示す三角波の場合の $da/dN \sim \Delta J_f$ 関係と大きく離れている。
- (iii) $da/dN \sim \Delta J_c$ 関係を図 2.3.5-10 に示す。試験荷重によらずほぼ同一の直線上に乗っており、また実線で示すクリープき裂伝播の $da/dt \sim J'$ 関係 ($t_H = 1$ hr 故に $da/dN \sim \Delta J_c$ と同じ目盛で比較してよい。昭和58年度日製鋼データ平均線) とほぼ一致している。

以上(ii)(iii)の結果より1時間保持台形波の場合き裂成長の大部分は荷重保持中のクリープき裂伝播で占められていることが推察される。

- (iv) $da/dN \sim \Delta J_T$ ($\Delta J_T = \Delta J_f + \Delta J_c$) 関係の実験結果を図 2.3.5-11 に○, □印で示す。

ここで荷重保持台形波の場合の伝播速度が、荷重繰返しによる疲労き裂伝播と荷重保持によるクリープき裂伝播の線形累積によって与えられると仮定してき裂伝播速度を推定してみる。

伝播速度の推定値 $(da/dN)^{est}$ は

$$(da/dN)^{est} = (da/dN)_{fatigue} + \int_0^{t_H} \left(\frac{da}{dt}\right)_{creep} dt$$

ここで右辺第2項について保持中の (da/dt) の変化が小さいと仮定すれば

$$\int_0^{t_H} \left(\frac{da}{dt}\right)_{creep} dt = \left(\frac{da}{dt}\right)_{creep} \int_0^{t_H} dt = \left(\frac{da}{dt}\right)_{creep} \cdot t_H \text{ となる。}$$

ここで $(da/dN)_{fatigue}$ は昭和58年度報告の三角波に対する $da/dN \sim \Delta J_f$ 関係の平均線を用いた。

$(da/dt)_{creep}$ は昭和58年度報告の日製鋼のクリープき裂伝播に対する $da/dt \sim J'$ を用いた (図中に一点鎖線で示す)

実線結果の個々の点について ΔJ_f , ΔJ_c から $(da/dN)_{fatigue}$ と $(da/dt)_{creep}$ を求め、上式より $(da/dN)^{est}$ を求め ΔJ_T ($= \Delta J_f + \Delta J_c$) に対してプロットしたものが図中●, ■印であり、実験結果とほぼ良い一致がみられる。

(d) 破面形態

- (i) 図 2.3.5-12 に破面の外観写真を示す。ネッキングとともにき裂前縁のトンネリング現象がみられた。
- (ii) 図 2.3.5-13 に破面の SEM 写真を示す。破面の全領域が明瞭な粒界破面で占められていた。

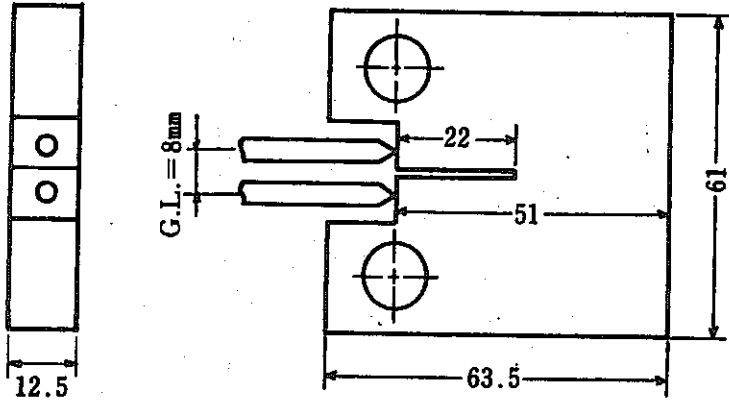
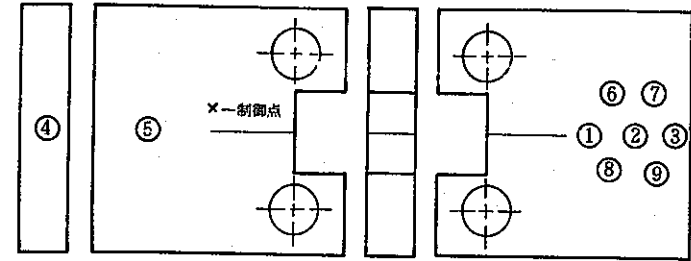


图 2.3.5-1 試驗片
Fig. 2.3.5-1 Test specimen



No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Temp(°C)	651	648	648	649	648	653	654	650	651

图 2.3.5-3 溫度分布
Fig. 2.3.5-3 Temperature distribution

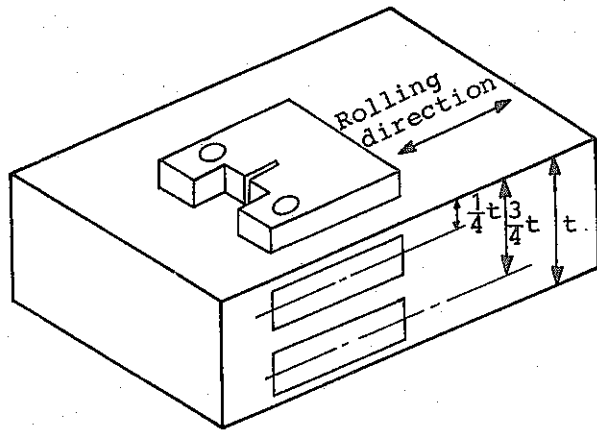


图 2.3.5-2 試驗片採取位置
Fig. 2.3.5-2 Orientation of test specimen
in thick plate

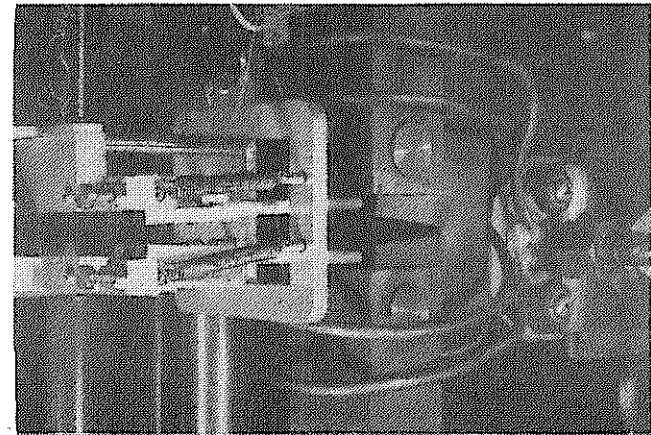


图 2.3.5-4 試驗裝置
Fig. 2.3.5-4 Testing rig.

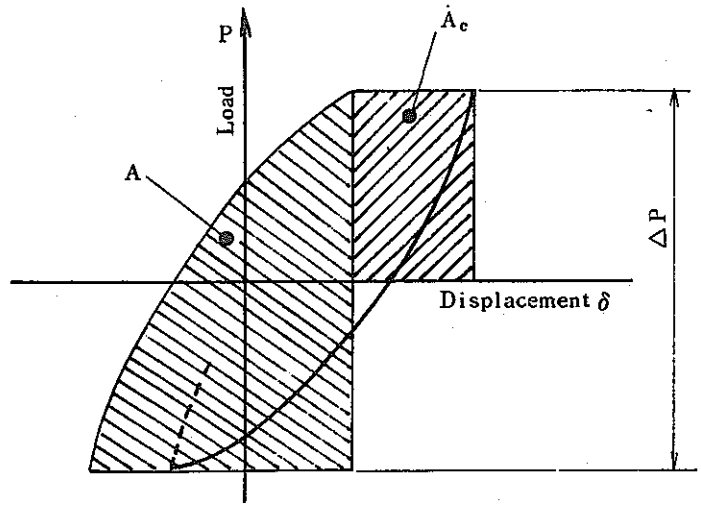
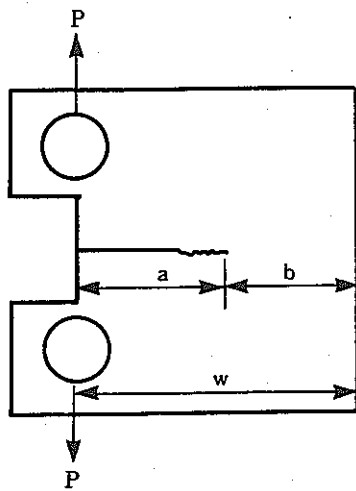


図 2.3.5-5 荷重変位線図の模式図

Fig. 2.3.5-5 Modelling of load-displacement curve.

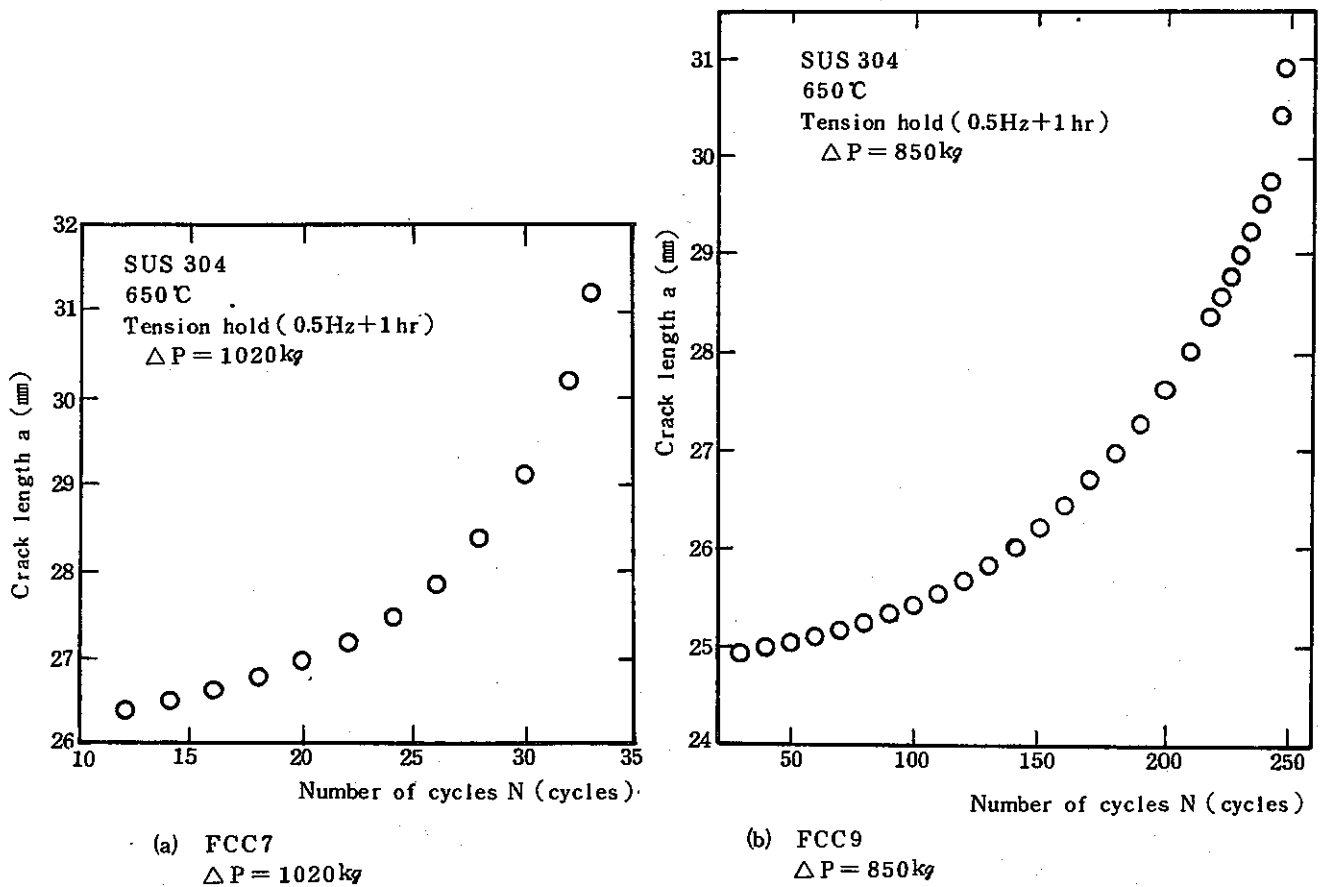
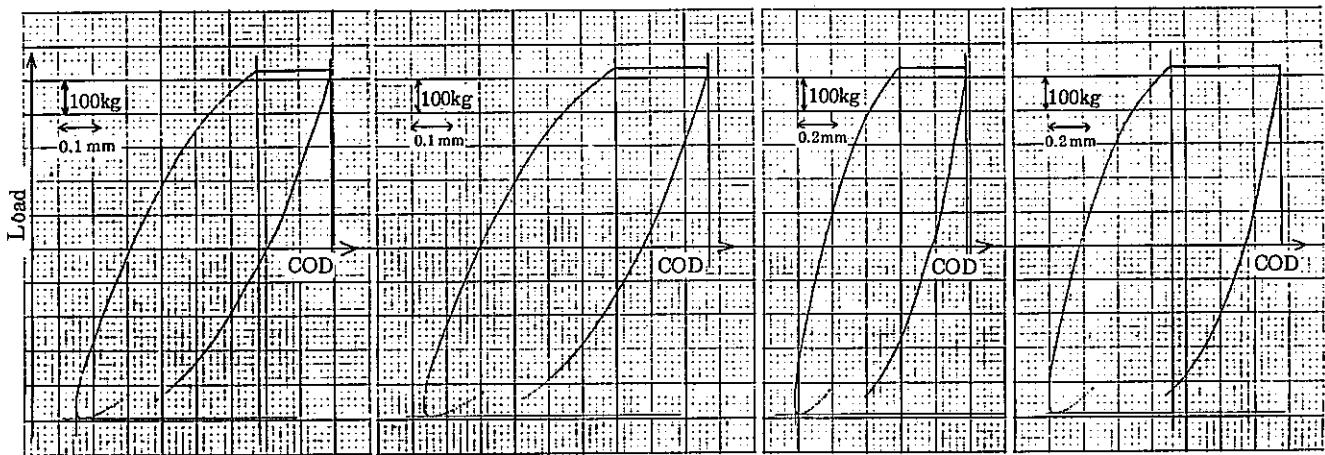


図 2.3.5-6 き裂伝播曲線 (a ~ N 関係)

Fig. 2.3.5-6 Crack propagation curve (a ~ N relation)



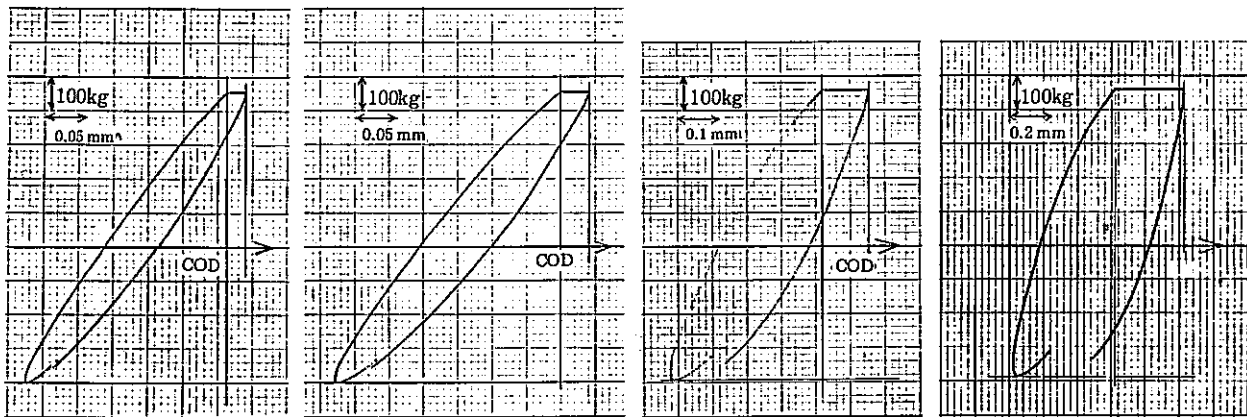
N = 16
a = 26.62 (mm)

N = 20
a = 26.96 (mm)

N = 24
a = 27.46 (mm)

N = 28
a = 28.37 (mm)

(a) $\Delta P = 1020 \text{ kg}$ (FCC7)



N = 30
a = 24.91 (mm)

N = 100
a = 25.42 (mm)

N = 200
a = 27.63 (mm)

N = 248
a = 30.93 (mm)

(b) $\Delta P = 850 \text{ kg}$ (FCC9)

図 2.3.5-7 荷重変位線図の例

Fig. 2.3.5-7 Load displacement curve

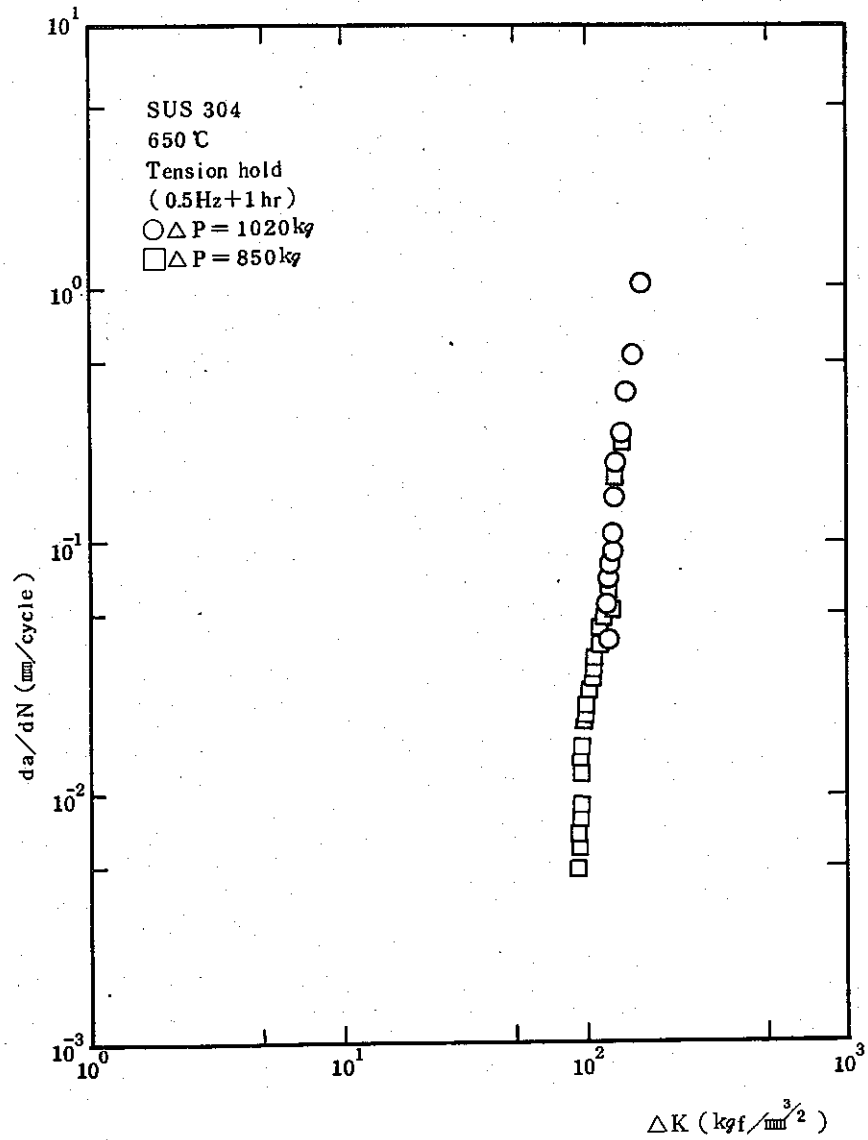


図 2.3.5-8 き裂伝播速度と ΔK の関係
Fig. 2.3.5-8 $da/dN \sim \Delta K$ relation.

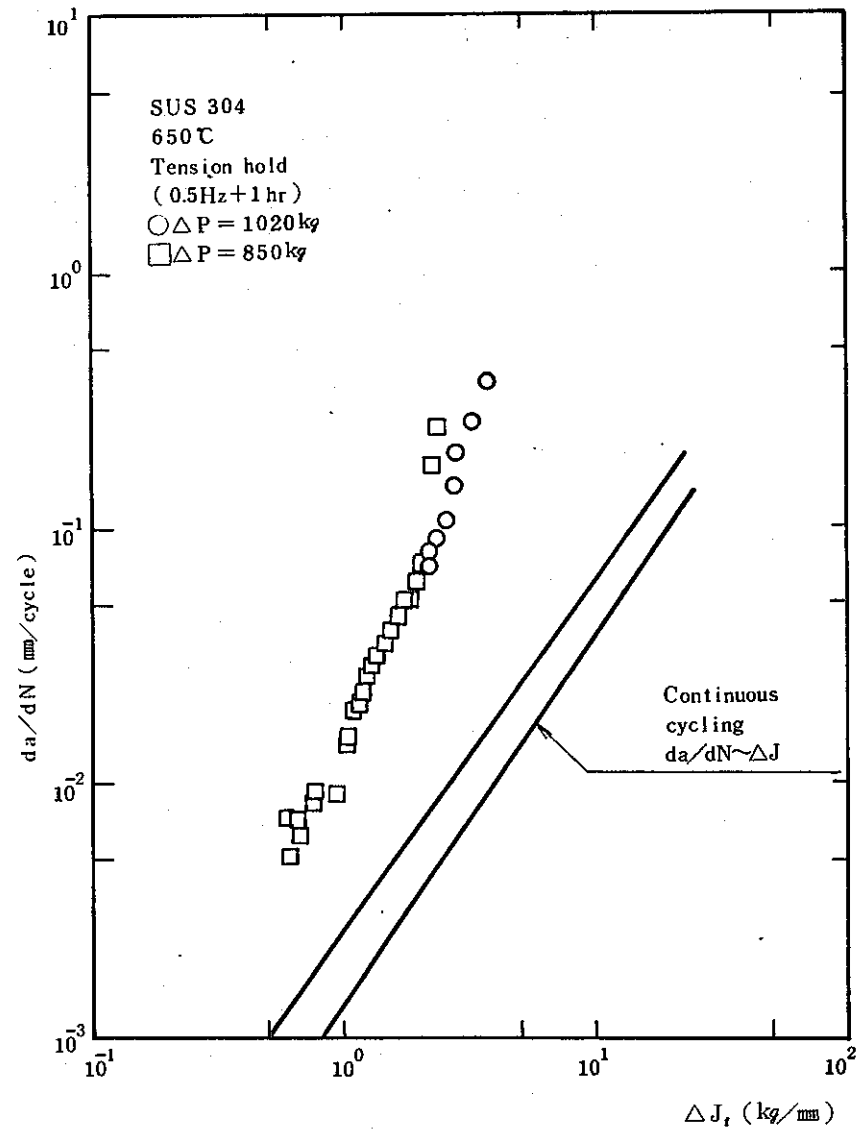


図 2.3.5-9 き裂伝播速度と ΔJ_r の関係
Fig. 2.3.5-9 $da/dN \sim \Delta J_r$ relation.

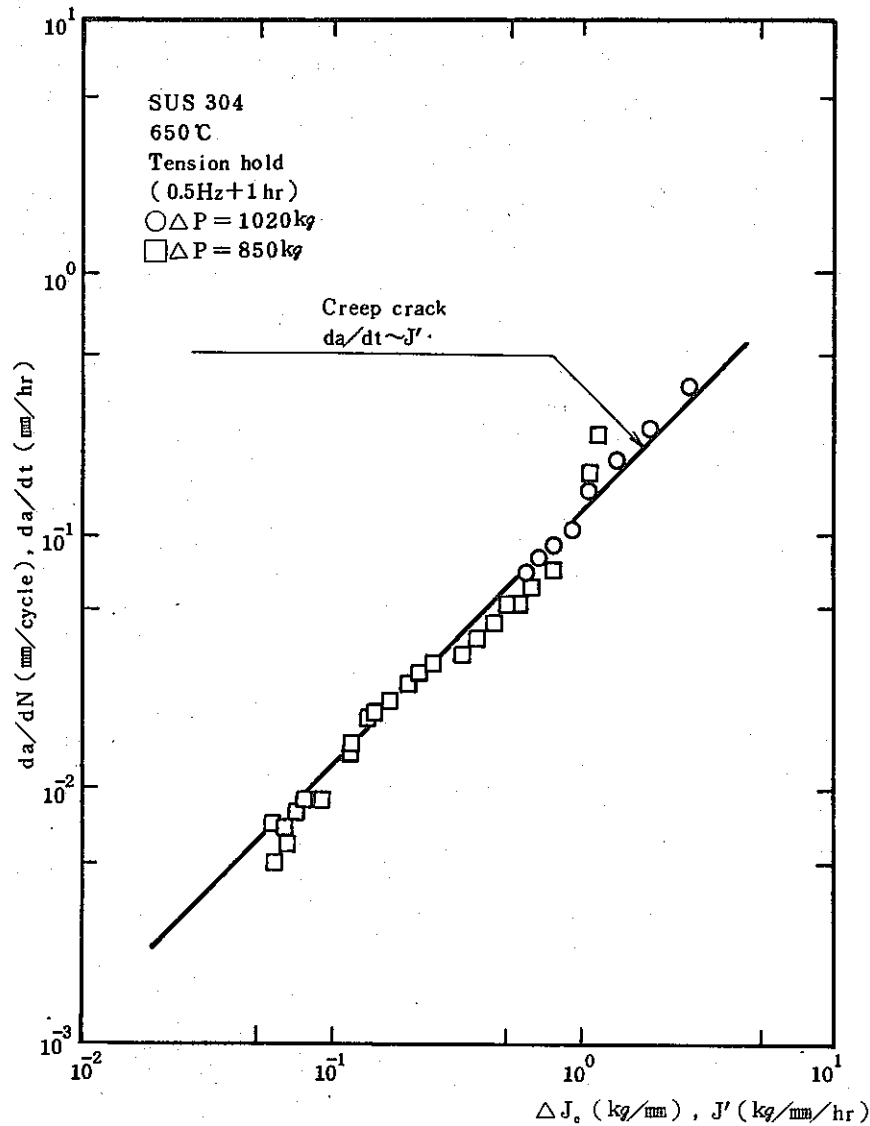


図 2.3.5-10 き裂伝播速度と ΔJ_c の関係
Fig. 2.3.5-10 $da/dN \sim \Delta J_c$ relation.

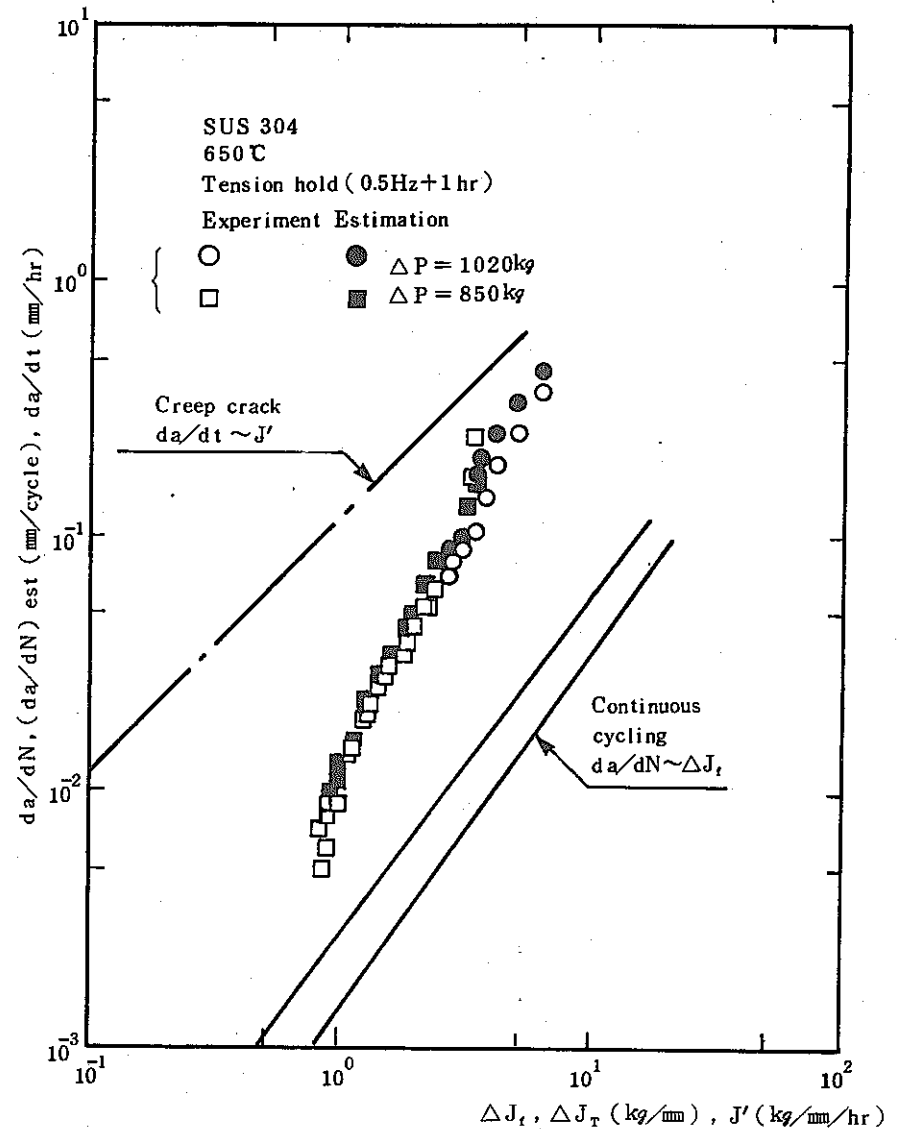
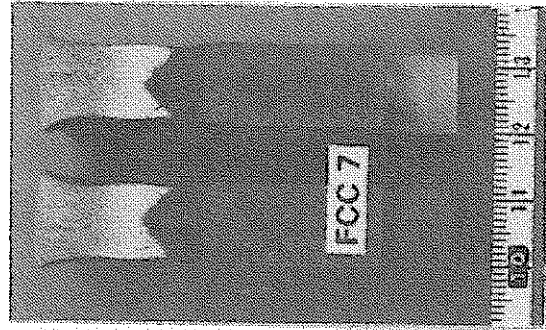
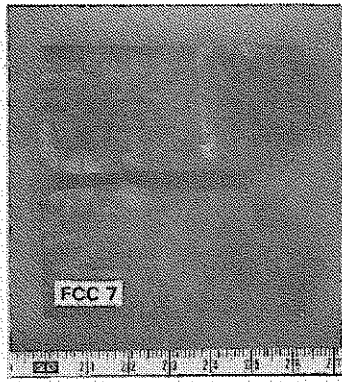
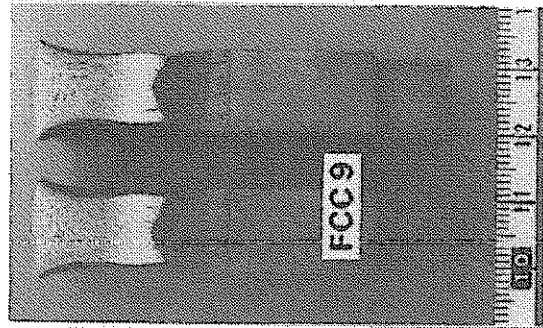
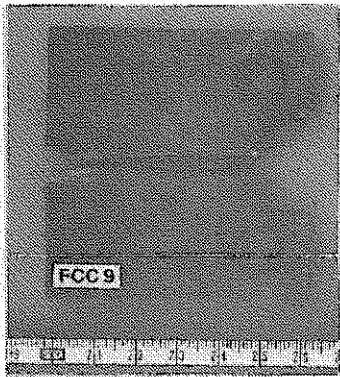


図 2.3.5-11 き裂伝播速度と $\Delta J_t (= \Delta J_c + \Delta J_e)$ の関係
Fig. 2.3.5-11 $da/dN \sim \Delta J_t (= \Delta J_c + \Delta J_e)$ relation.



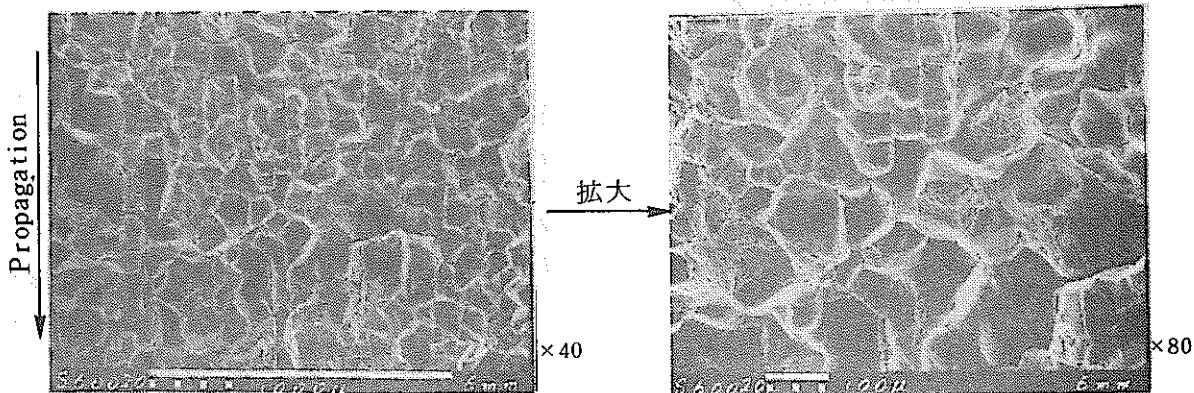
(a) FCC7 ($\Delta P=1020\text{kg}$)



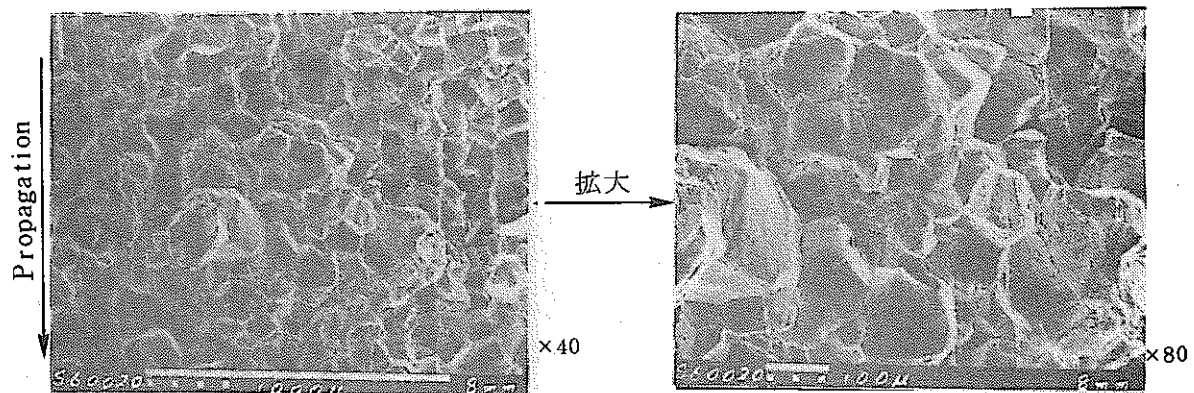
(b) FCC9 ($\Delta P=850\text{kg}$)

図 2.3.5-12 マクロ破面写真
Fig. 2.3.5-12 Macroscopic fractography

FCC7

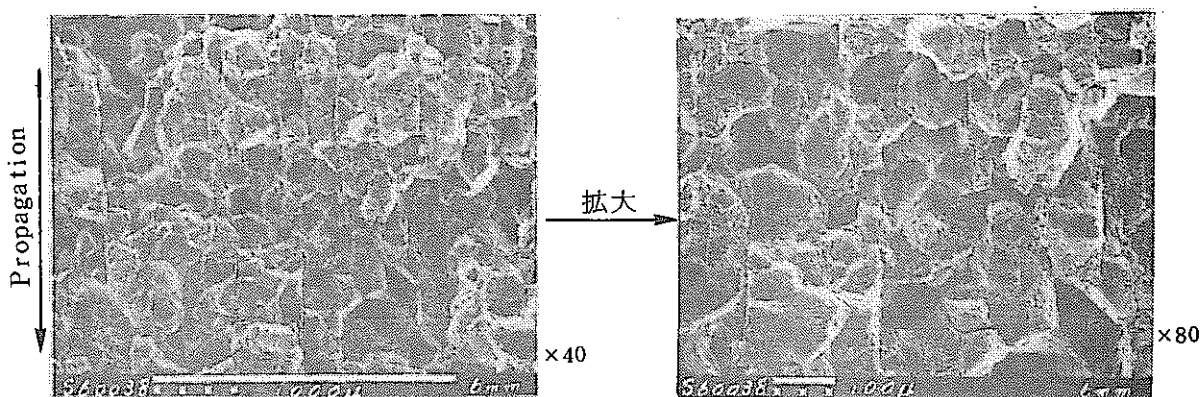


$$da/dN = 1.95 \times 10^{-1} \text{ mm/cycle}, \Delta J_i = 2.78 \text{ kg/mm}, \Delta J_c = 1.37 \text{ kg/mm}$$

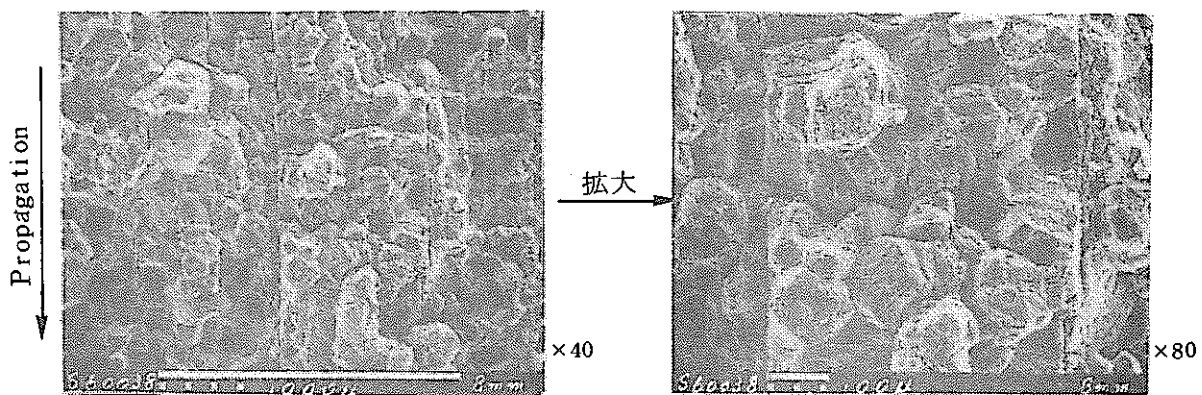


$$da/dN = 3.75 \times 10^{-1} \text{ mm/cycle}, \Delta J_i = 3.65 \text{ kg/mm}, \Delta J_c = 2.64 \text{ kg/mm}$$

FCC9



$$da/dN = 3.9 \times 10^{-2} \text{ mm/cycle}, \Delta J_i = 1.5 \text{ kg/mm}, \Delta J_c = 0.38 \text{ kg/mm}$$



$$da/dN = 7.25 \times 10^{-2} \text{ mm/cycle}, \Delta J_i = 2.05 \text{ kg/mm}, \Delta J_c = 0.76 \text{ kg/mm}$$

図 2.3.5-13 破面の SEM 観察

Fig. 2.3.5-13 Microscopic fractography by SEM.

2.3.6 スロープライン制御・CT・台形波試験

(1) 研究目的

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返す試験を実施すると、図 2.3.6-1(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、所定の変位間を繰返す試験を実施すると、図 2.3.6-1(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行くために、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、次に示すような独創的な試験方法を提案している。すなわち、図 2.3.6-2 に示すように、繰返しの引張側では荷重軸と荷重線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な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 2.3.6-2 の斜線と荷重軸、荷重線変位軸との交点をそれぞれ S、D とするとき、荷重(P)と荷重線変位(V)が、

$$P/S + V/D = 1 \dots\dots\dots (2.3.6-1)$$

の関係を満たす場合に、荷重反転を行うのである。図 2.3.6-2 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いが、ここでは“スロープライン制御法”と称することにする。

従来、スロープライン制御法による試験は三角波に限られていたが、クリープ・疲労重畳条件下におけるき裂伝播挙動の評価法を確立する一環として、58 FCC の 10 分保持試験に引き続き、1 時間引張変位保持を伴うスロープライン制御試験を実施し、支配パラメータ、試験法などを検討する。なお、本試験は、三菱重工業(株)長崎研究所で実施した。

(2) 試験方法

1) 試験材料及び試験片

供試材として PNC より提供された 40 t の SUS 304 圧延鋼板を用いた。使用試験片は板厚(B)を 12.7 mm とした 1 CT 試験片であり、図 2.3.6-3 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 E 813 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、 $\Delta K \sim 39 \text{ kgf}/\text{mm}^{3/2}$ 、 $R = 0.1$ の条件で室温にて 3 mm 程度の疲労予き裂を入れた。図 2.3.6-3 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。試験片の採取位置及び採取方向を図 2.3.6-4 に示す。

2) 制御方法及び加熱方法

使用試験機は、容量 25 Ton の MTS コンピュータ制御電気油圧式疲労試験機であり、図 2.

3.6-2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によるコンピュータ制御試験を行った。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、試験機のストローク変位をフィードバックした。試験片の加熱には、図2.3.6-5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。試験片温度分布の計測結果及び熱電対取付位置を図2.3.6-6に示す。試験部(位置1~10)では±1℃以内に納まり、時間的な温度変化も±1℃以内であった。

3) 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(3)。試作装置の概要を図2.3.6-7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2.3.6-3の形状・入出力リード線位置を有する場合に有効である。

$$\left[\frac{a}{w} \rightarrow \frac{V_a}{V_{a_0}} \text{用 (適用範囲 ; } 0.25 \leq \frac{a}{w} \leq 0.9) \right]$$

$$\begin{aligned} \frac{V_a}{V_{a_0}} = & 0.7577295 + 1.398071 \left(\frac{a}{w} \right) - 2.512165 \left(\frac{a}{w} \right)^2 + 2.289824 \left(\frac{a}{w} \right)^3 \\ & + 6.191577 \left(\frac{a}{w} \right)^4 - 13.12022 \left(\frac{a}{w} \right)^5 + 7.285471 \left(\frac{a}{w} \right)^6 \end{aligned} \quad (2.3.6-2)$$

$$\left[\frac{V_a}{V_{a_0}} \rightarrow \frac{a}{w} \text{用 (適用範囲 ; } 0.25 \leq \frac{a}{w} \leq 0.975) \right]$$

$$\begin{aligned} \frac{a}{w} = & -1.509163 + 1.655814 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right) + 0.8667199 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^2 \\ & - 1.032131 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^3 + 0.2971397 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^4 - 0.02598198 \left(\frac{V_a}{V_{a_0}} \right)^5 \end{aligned} \quad (2.3.6-3)$$

このような較正式と今回の実験値(破面き裂長さ)は図2.3.6-8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 E 647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2.3.6-9に示すような変位計(2)を荷重線上のナイフェッチに取付け、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。

4) 破壊力学パラメータの計算法

ΔJ (ΔJ_f) 及び ΔK_{eff} は次式により計算した。

$$\Delta J = \Delta J_f = \frac{2A}{Bb} \frac{1+\eta}{1+\eta^2} \quad (2.3.6-4)$$

$$\eta = \sqrt{(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2} - (2a/b + 1) \quad (2.3.6-5)$$

A ; 負荷時の荷重-荷重線変位曲線下の面積 (図 2.3.6-10 のハッチング部)

き裂閉口点の決定法 ; 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。

面積 A の計算法 ; X-Y 記録紙より, 荷重, 荷重線変位を読み取り, 数値積分。

$$\Delta K(J_f) = \sqrt{E \cdot \Delta J_f} \quad (2.3.6-6)$$

E ; ヤング率 (= 14706 kgf/mm²)

$$\Delta K_{eff} = \frac{\Delta P_e}{B\sqrt{w}} F_1(\xi) \quad (2.3.6-7)$$

ΔP_e ; 図 2.3.6-10 参照

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

(2.3.6-8)

変位保持条件下における C^* 積分値の計算は, 図 2.3.6-11 に示すように, リラクゼーション下における荷重線変位のクリープ成分の変化からクリープ変位速度を求め, 次に示す Ernst & Saxena による提案式を用いた。

$$C^* = \frac{\alpha}{\alpha+1} \frac{P\dot{V}_c}{Bb} \left(r - \frac{\beta}{\alpha}\right) \quad (2.3.6-9)$$

$$r = \frac{\frac{2(1+\eta)(1+a/w)}{(1+\eta^2)} + \eta(1 - \frac{a}{w})}{(1 + \frac{a}{w}) + \eta(1 - \frac{a}{w})} \quad (2.3.6-10)$$

$$\beta = \frac{\eta}{\eta + \frac{1+a/w}{1-a/w}} \quad (2.3.6-11)$$

η : 式 (2.3.6-5) に同じ

α : クリープ指数 (= 6.37)

さらに, ΔJ_c 値は式 (2.3.6-9) で得た C^* 値を保持時間に対して数値積分することにより得た。

$$\Delta J_c = \int_0^{t_h} C^* dt \quad (2.3.6-12)$$

なお、 C^* 値の算出に際しては、本実験においては試験機ストローク変位を一定に保持した為に荷重線変位は必ずしも一定にはならないことを考慮し、また、保持中はき裂長さは変化しないものと仮定した。

5) データ記録法及び試験条件

荷重、荷重線変位、試験機ストローク変位、電気ポテンシャル値は、X-tレコーダ、X-Yレコーダにより記録した。試験温度は650℃であり、最大引張時において60分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。試験条件の詳細を、表2.3.6-1に示す。

表 2.3.6-1 試験条件

Table 2.3.6-1 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-CT4	800	3.5	引張変位保持台形波 0.08 Hz+60min.	26.185	41.788	262

(3) 試験結果

1) 荷重・変位の変化挙動

60分引張変位保持を有する高温低サイクル疲労き裂伝播試験の荷重、荷重線変位及び試験機ストローク変位の変化挙動を図2.3.6-12に示す。本実験では試験機ストローク変位を制御した変位制御試験を実施しており、同図(a)には繰返し時における波形を示している。コンピュータ制御試験時の試験機の応答性能上の問題から、負荷対除荷が8対1程度の非対称三角波となっており、表2.3.6-1に示したように試験繰返し速度は0.08 Hz程度であった。荷重(P)が0の近傍で、ピンとピン穴のスキマの影響により、極く短時間、荷重(P)と荷重線変位(V)の変化が停止している。

図2.3.6-12(b)には引張変位保持中の変化を示している。さらに、図2.3.6-13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2.3.6-2にはこれらのループをまとめている。58 FCCで実施した10分引張変位保持試験結果に比べると、変位保持中のリラクゼーションは大きい。

2) き裂伝播曲線

繰返しに伴う電気ポテンシャル値 (V_a) の変化を図2.3.6-14に示す。同図によると、本実験では変位保持中よりも繰返し時において V_a (き裂長さに相当) の増加が大きいように見られるが、電気ポテンシャル値には温度変動 (電気炉及び室温など) の影響が大きいいため、繰返し時と変位保持時におけるき裂伝播の分離には比較的長時間の平均的な変化をとる必要があり、今後の課題である。このような電気ポテンシャル法によるき裂長さ計測結果及び繰返しに伴う ΔJ_f 及び ΔJ_c の変化を図2.3.6-15に示す。

3) き裂伝播速度と ΔJ_f , ΔJ_c との関係

疲労き裂伝播速度 (da/dN) と疲労 J 積分範囲 (ΔJ_f) との関係を, 58 FCC で実施した保持なし及び10分引張変位保持試験の結果と共に, 図 2.3.6-16 に示す。60分保持の結果は10分保持よりさらに加速されており, 特に低 ΔJ_f 域では, $\nu = 0.3$ Hz データに対して4~5倍の加速がみられる。

図 2.3.6-17 には da/dN とクリープ J 積分範囲 (ΔJ_c) との関係を示している。静的クリープき裂伝播試験結果と比較すると, 58 FCC の10分保持試験結果も含めて, da/dN が大きい方にずれている。ここで用いた da/dN ($= (da/dN)_{total}$) には, 繰返し時と保持時の両者のき裂伝播速度が含まれていると考えられることから, 図 2.3.6-16 に示した保持有りの da/dN と保持無し (FCC 4-CT1, $\nu = 0.3$ Hz) の da/dN ($= (da/dN)_{fatigue}$) との差が保持時間中のき裂伝播速度 ($(da/dN)_{creep}$) であるとみなして, ΔJ_c との関係を検討した。すなわち,

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{creep} = \left(\frac{da}{dN}\right)_{total} - \left(\frac{da}{dN}\right)_{fatigue} \quad (2.3.6-13)$$

である。 $(da/dN)_{creep}$ と ΔJ_c との関係を図 2.3.6-18 に示す。若干のばらつきが見られるものの, $(da/dN)_{creep} - \Delta J_c$ 関係は静的クリープき裂伝播試験結果にほぼ一致しており, ΔJ_c 値は $(da/dN)_{total}$ ではなく保持時間中のき裂伝播 ($(da/dN)_{creep}$) に対して有効な破壊力学パラメータであると考えられる。

4) その他

図 2.3.6-19 に示すように, 本実験では荷重-荷重線変位 ($P-V$) ループのほかに, 荷重-電気ポテンシャル ($P-V_a$) ループも記録し, 従来, 判別が困難であったき裂開口点 (crack opening point) を求めることも試みた。同図から明らかなように, き裂開口点を圧縮ピーク荷重からの負荷過程において, V_a 値が増加し始める荷重で定義すると, き裂開口荷重はき裂閉口荷重よりも高くなる。き裂伝播メカニズムを考えるとき裂開口荷重以上の荷重領域に対して算出した $\Delta J_{f, opening}$ を使用することが適切である(4)。

しかし, $\Delta J_{f, closure}$ と $\Delta J_{f, opening}$ との差は, 図 2.3.6-20 に示すように僅かであり, 実用上は, $P-V$ ループから比較的容易に算出可能な $\Delta J_{f, closure}$ も有効と考えられる。58 FCC における繰返し数依存型疲労き裂伝播の $da/dN - \Delta J_f$ 関係の若干のバラツキの原因の一つとして, このような $\Delta J_{f, opening}$ と $\Delta J_{f, closure}$ の差も考えられる。なお, 図 2.3.6-19 の $P-V_a$ 曲線における opening point の妥当性については別の計測方法による確認が必要と考えられ, 今後の課題である。

60分引張変位保持試験の試験後の表面・破面状況を図 2.3.6-21 に示す。荷重保持試験でみられる断面減少 (絞り) は, 58 FCC の10分保持試験と同様に本実験でもほとんどみられず, 破壊形態の相違が顕著である。今後, 実機で想定される破壊形態に類似した条件下のクリープ疲労き裂伝播試験を実施していくことが望まれる。

(4) 考 察

本実験結果によると、引張保持台形波のき裂伝播速度は、

$$\left(\frac{da}{dN}\right) = \left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{total}} = \left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{fatigue}} + \left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{creep}} = C_f(\Delta J_f)^{m_f} + C_c(\Delta J_c)^{m_c} \quad (2.3.6-14)$$

で示される線形加算則（線形累積損傷則）によって推定出来る可能性のあることが示された。ここで、 $(da/dN)_{\text{fatigue}}$ はクリープの影響のない純疲労条件下のき裂伝播試験により与えられ、 $(da/dN)_{\text{creep}}$ は静的クリープき裂伝播試験によって与えられる。式(2.3.6-14)によると、保持条件下のき裂伝播速度 da/dN は、同一の ΔJ_f をとる場合でも保持状態によって定まる ΔJ_c 値により大きく変化することが予想される。例えば、2.3.5節に記されているCT試験片を用いた長時間荷重保持試験では、 ΔJ_c 値が大きく、 $da/dN \approx (da/dN)_{\text{creep}}$ となり、純疲労条件下のき裂伝播速度に対して著しく加速している。また、本実験の図2.3.6-16において、 ΔJ_f の増大に伴って、保持有り試験のき裂伝播速度の加速量が小さくなっているのも、本実験ではき裂成長に伴う ΔJ_c 値の増加が比較的少なかったことによるものである。

クリープ疲労重畳条件下のき裂伝播挙動のうち、保持の影響については次の2つのモデルが考えられる(5)。

- ① 保持時間中にクリープによるき裂成長が起きるとするモデル。
- ② 保持時間中にはき裂が成長せず、き裂前方に損傷が蓄積され、次の繰返し負荷時にき裂成長が加速されるとするモデル。

ΔJ_c 値は、①のモデルに対して提案されているものと考えられるが、時間的な累積値であることから、②のモデルにおける累積損傷の程度を示すパラメータとしても有効となることも考えられる。図2.3.6-14の電気ポテンシャル値は $\Delta J_f \approx 4.1 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm}^2$ におけるものであり、図2.3.6-16の $da/dN - \Delta J_f$ 関係によると、 $(da/dN)_{\text{fatigue}}$ より $(da/dN)_{\text{creep}}$ の方が大きいとの結果を与える。一方、電気ポテンシャル値の変化から判断すると、 $(da/dN)_{\text{creep}}$ より $(da/dN)_{\text{fatigue}}$ の方が大きいと考えられ、前記の結果と異なる。以上より、本実験では前述の①②の両方のメカニズムによりき裂伝播速度が加速されているとも考えられる。式

(2.3.6-13) によって得た $(da/dN)_{\text{creep}}$ が実際の保持時間中のき裂伝播速度に一致するか否かについて、今後の詳細検討が望まれる。

図2.3.6-18に示した $(da/dN)_{\text{creep}} - \Delta J_c$ 関係を詳細にみると、静的クリープき裂伝播試験結果と完全には一致していない。その原因として、式(2.3.6-9)及び式(2.3.6-12)による変位制御条件下の ΔJ_c 値の評価法に起因するばらつきやクリープ疲労相互作用に基づく過渡的なき裂伝播などが考えられるが、詳細は今後の課題である。

最後に、以上の検討結果を踏えて、今後の課題をまとめて示す。

- ① 他の試験結果をみても $da/dN - \Delta J_c$ 関係はかなりばらついていることから、 ΔJ_c ($= \int C^* dt$) 一定のとき、 $(da/dN)_{creep}$ が本当に一定値となるか、種々の C^* 値の履歴について検証する必要がある。
- ② 保持台形波について、繰返し時と保持時のき裂伝播の実態の把握。
- ③ クリープ疲労相互作用によるき裂伝播の加速はないのか。あるとすれば、どのようなメカニズムが考えられ、その加速量はどの程度か（例として、Jaske のモデル(6)が挙げられる）。
- ④ 保持波のみでなく、疲労とクリープが同時に作用する状態についての検討。すなわち、クリープ疲労き裂伝播挙動に及ぼす繰返し速度、ひずみ（変位）速度の影響の把握。

(参考文献)

- 1) N.E. Dowling, ASTM STP 601, (1976), p. 801
- 2) 紀・山内・中野, 三菱重工技報, 18-6 (1981), p. 801
- 3) 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), p. 46
- 4) 紀・山内・中野・中島, 日本造船学会論文集, 150 (1980), p. 462
- 5) 紀・瀬戸口・安藤, 第30回材料強度と破壊総合シンポジウム論文集, (1985), p. 63
- 6) C.E. Jaske, Fat. of Eng. Mat. & Struct., 6 (1983), p. 159 及び Adv. in Life Pred. Meth., ASME, (1983), p. 93

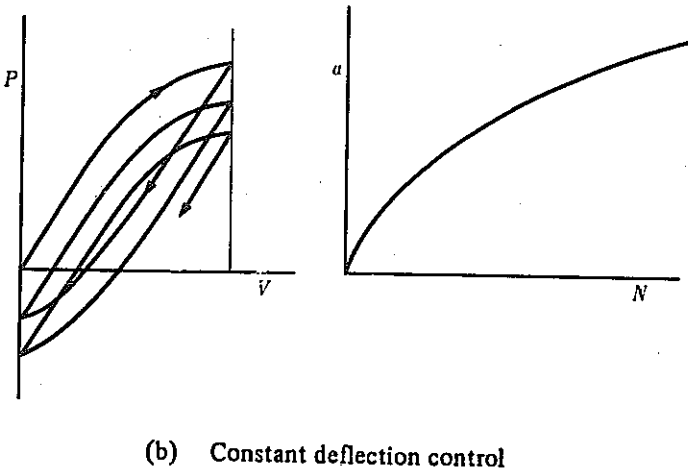
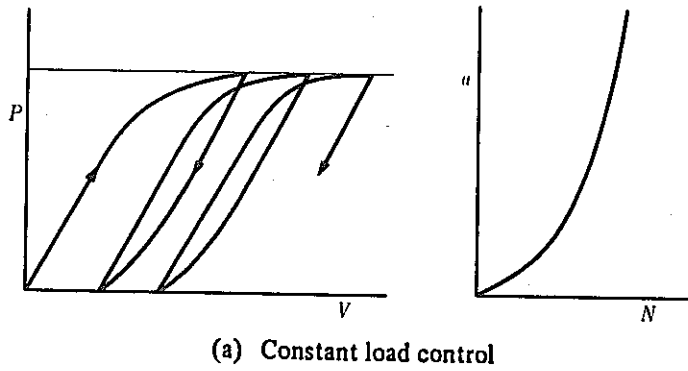


図 2.3.6-1 弾塑性疲労き裂伝播試験における荷重、変位制御方法の影響（長いき裂を有する破壊力学試験片を使用した場合）

Fig. 2.3.6-1 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).

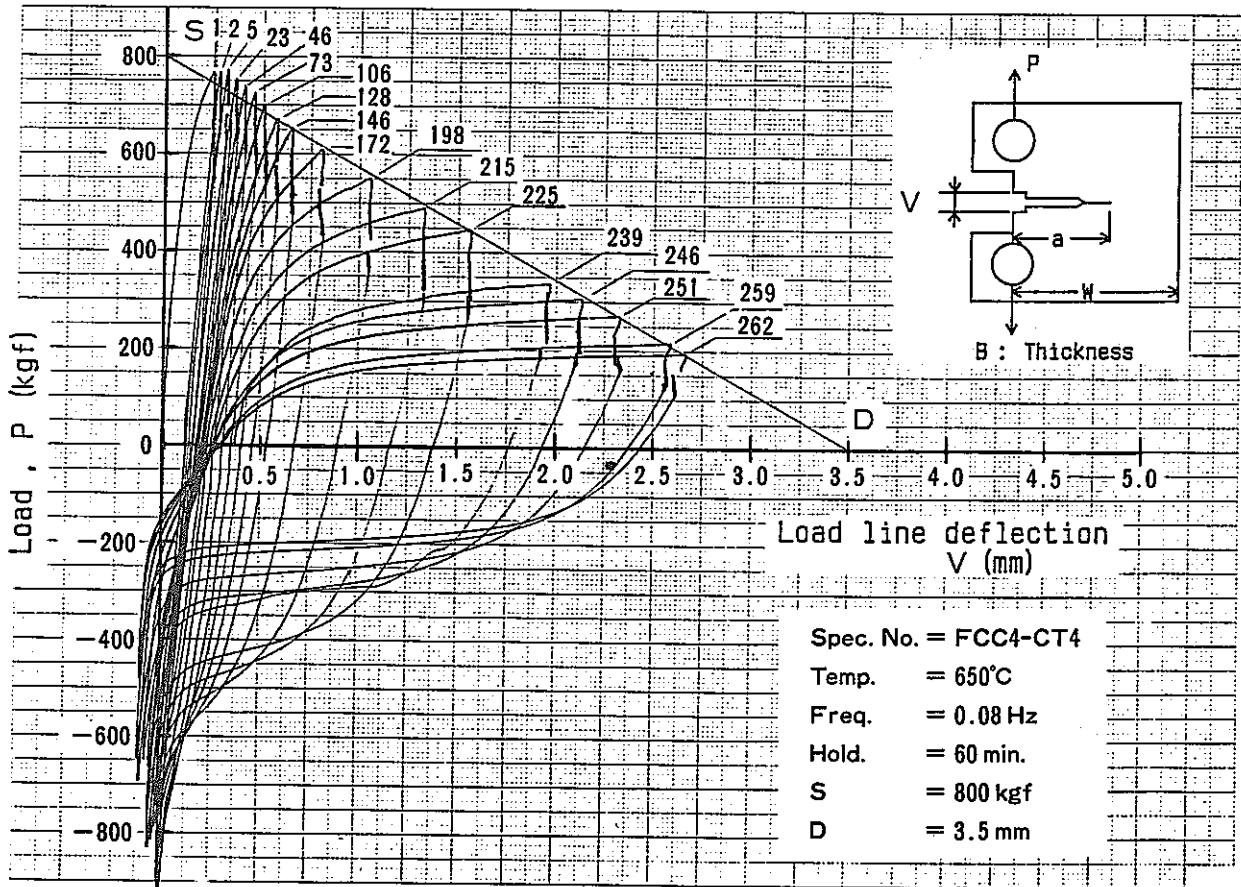


図 2.3.6-2 スロープライン制御法によるCT試験片の荷重-荷重線変位ヒステリシスループ

Fig. 2.3.6-2 Load vs. load-line deflection hysteresis loops of CT specimen under deflection control to sloping line.

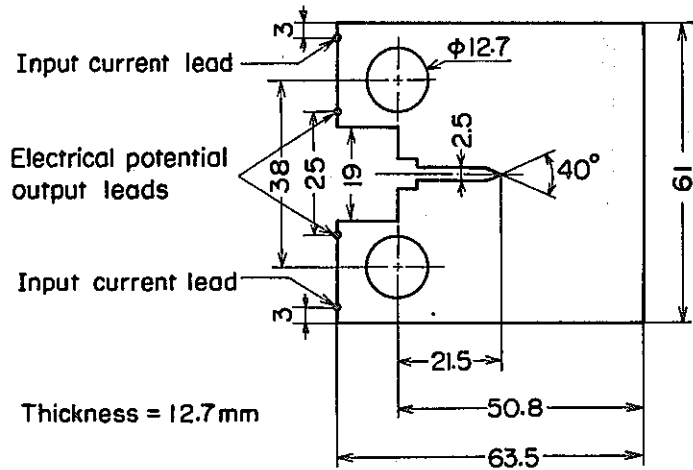


図 2.3.6-3 試験片形状寸法及び電気ポテンシャル法の入出力リード線取付位置
 Fig. 2.3.6-3 Dimensions of CT specimen with electrical potential lead locations.

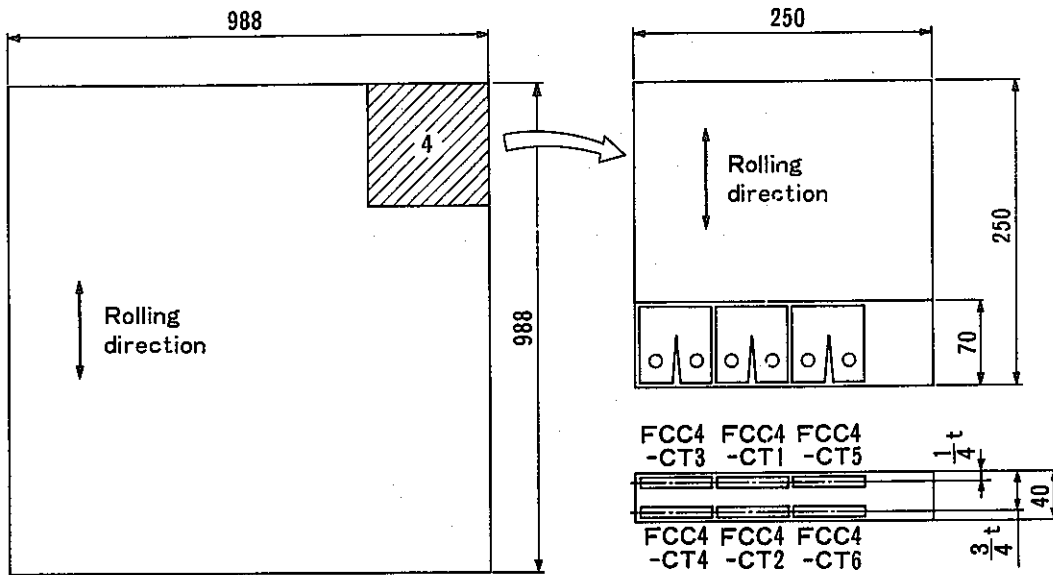


図 2.3.6-4 試験片の採取位置及び採取方向
 Fig. 2.3.6-4 Specimen locations and direction.

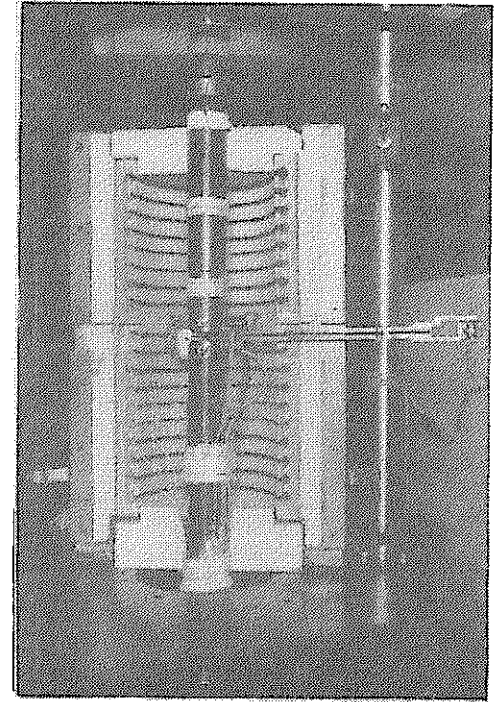
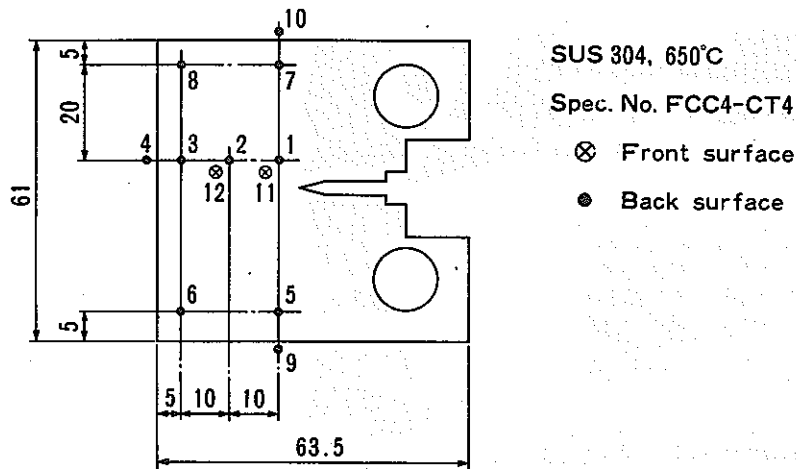


図 2.3.6-5 電気炉内部状況及び試験片・変位計・電気ポテンシャル法リード線の取付状況
 Fig. 2.3.6-5 Test setup for CT specimen with electric furnace, extensometer and electrical potential lead arrangements.



Location	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Temp. (°C)	649.7	649.9	650.0	650.8	650.7	651.8	650.0	650.5	650.6	650.0

図 2.3.6-6 試験片温度分布の一例 (1985年1月11日0時49分)

Fig 2.3.6-6 An example of temperature distribution on CT specimen
(0° 45', Jan. 11, 1985)

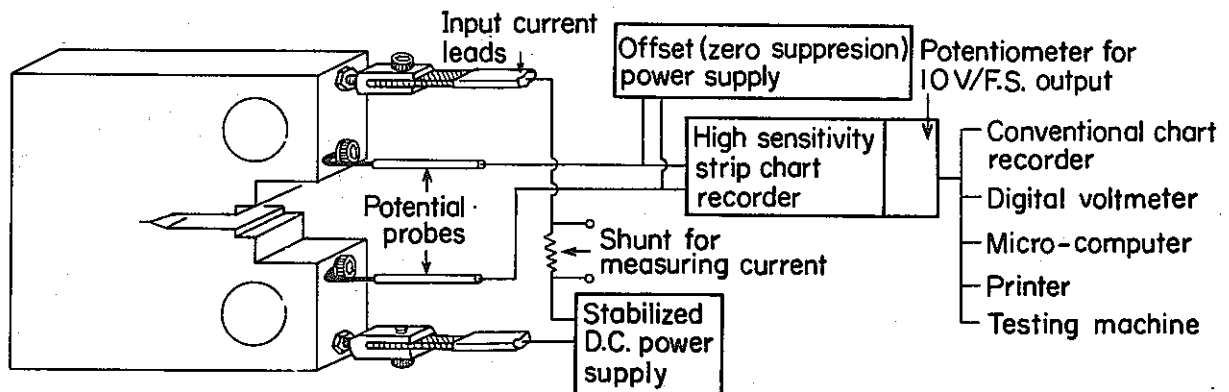


図 2.3.6-7 直流電気ポテンシャル法によるき裂長さ計測装置

Fig. 2.3.6-7 Schematic diagram of the D.C. potential system.

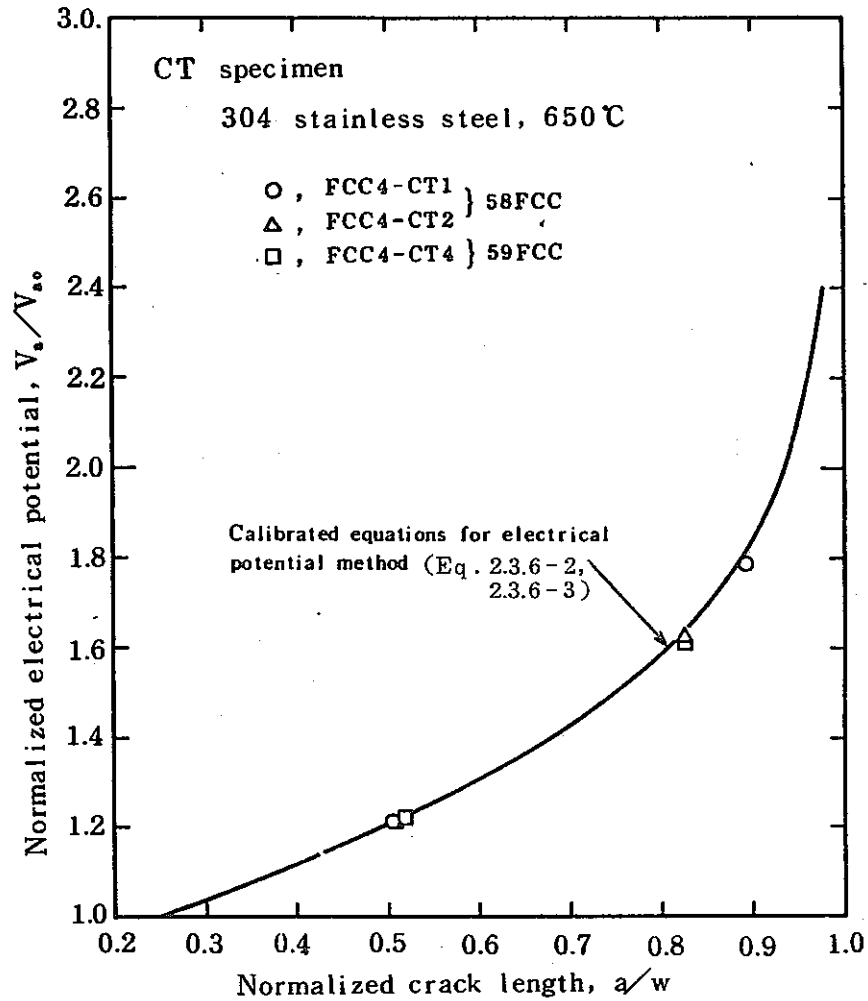


図 2.3.6-8 電気ポテンシャル法の較正曲線と実験値との比較
Fig. 2.3.6-8 Comparison between calibrated equations and fatigue crack growth tests.

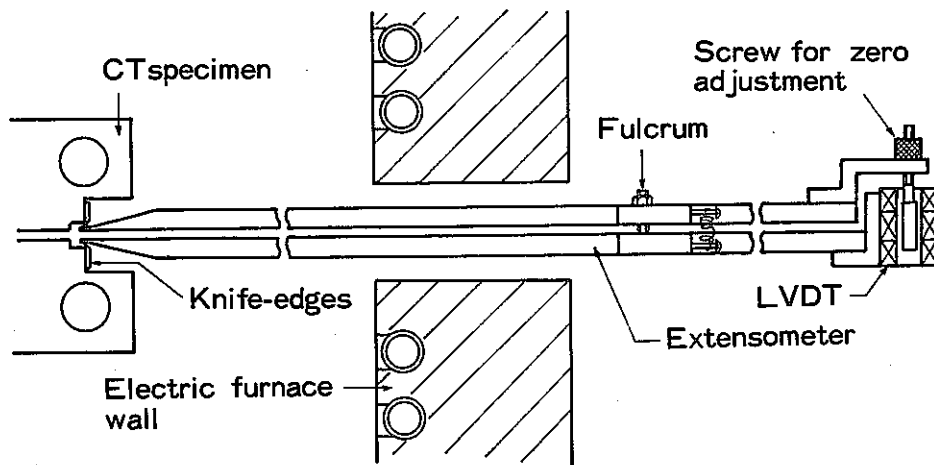


図 2.3.6-9 荷重線変位計測用変位計
Fig. 2.3.6-9 Extensometer for load line deflection measurement.

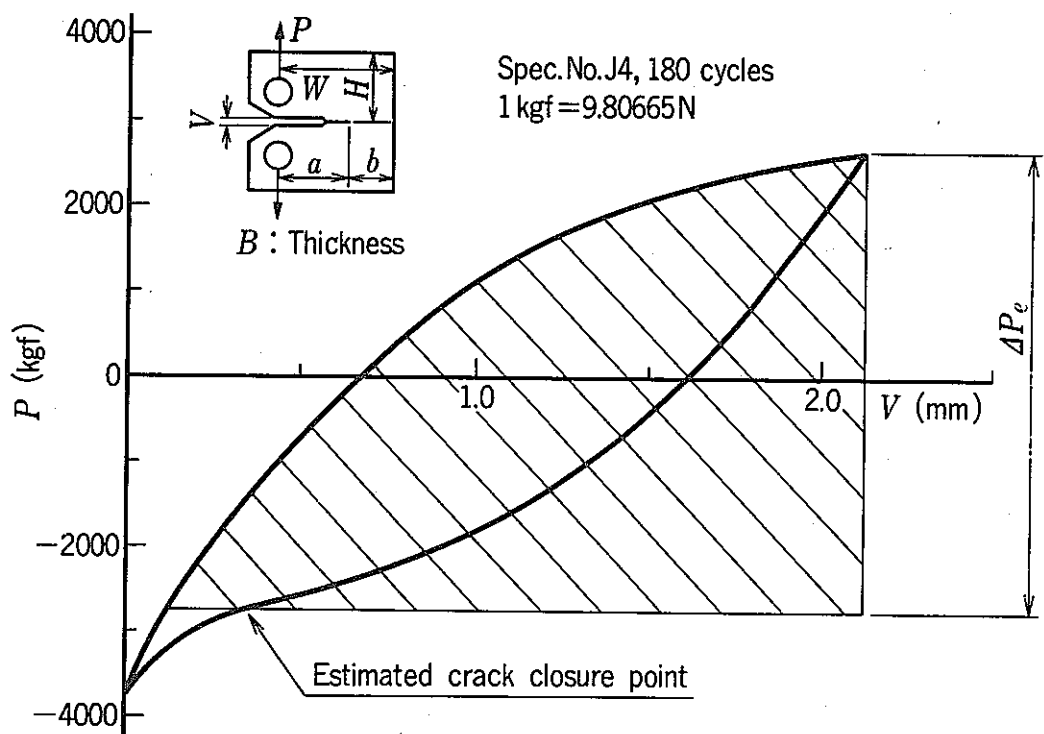


図 2.3.6 - 10 き裂閉口点の決定法
 Fig. 2.3.6 - 10 Estimation of crack closure point.

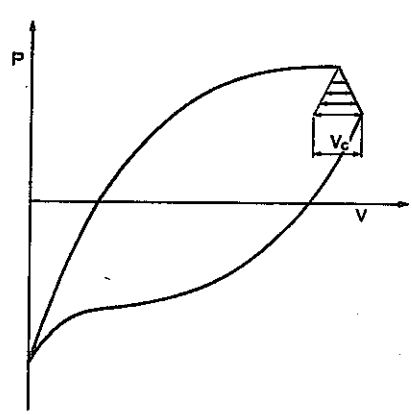
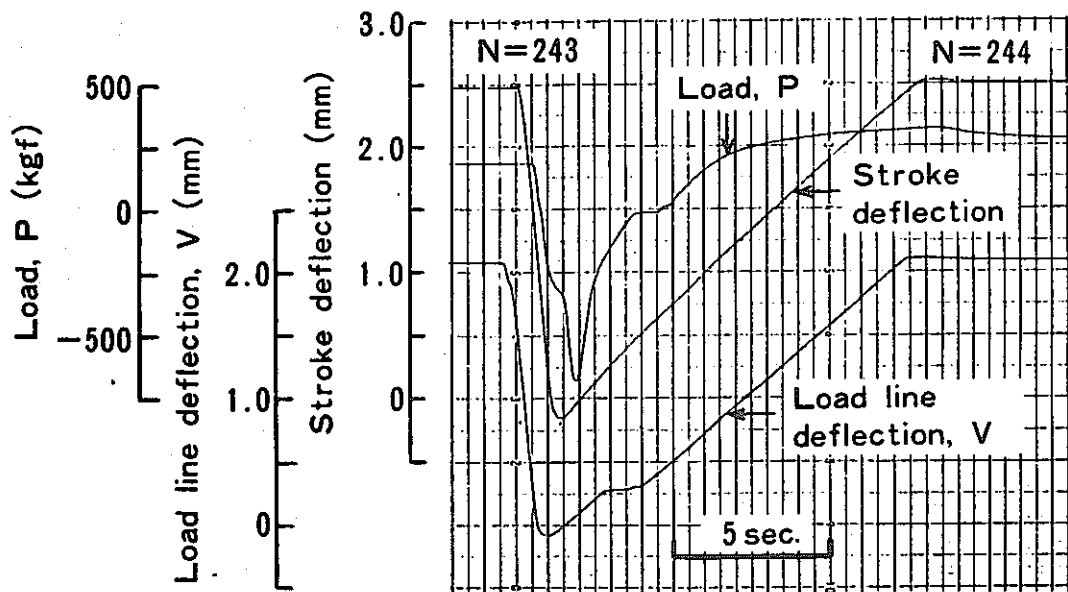
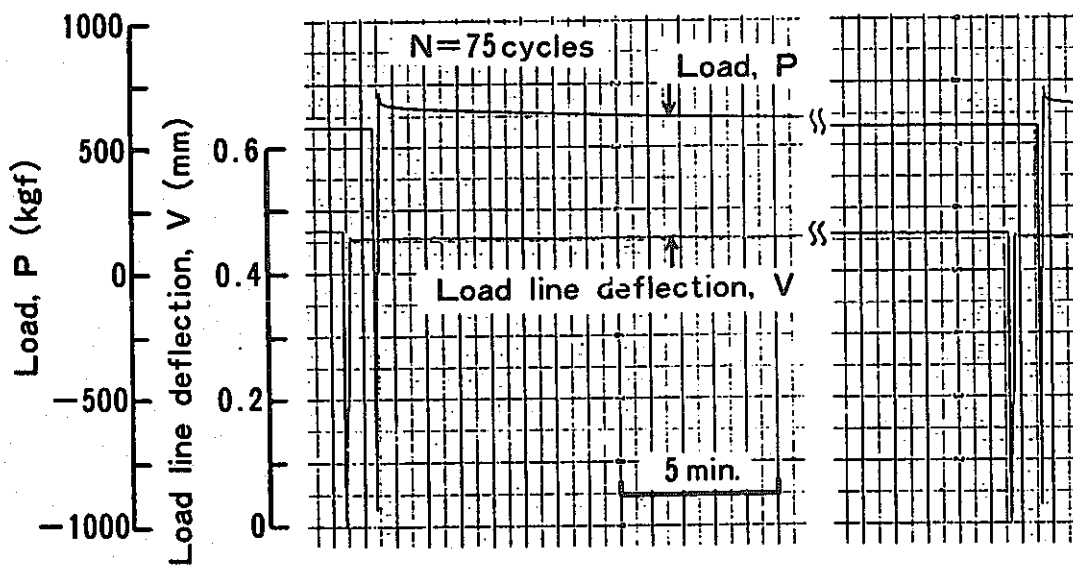


図 2.3.6 - 11 変位保持条件下の荷重線
 変位のクリープ成分の算出
 Fig. 2.3.6 - 11 Calculation of creep deflection under deflection hold.



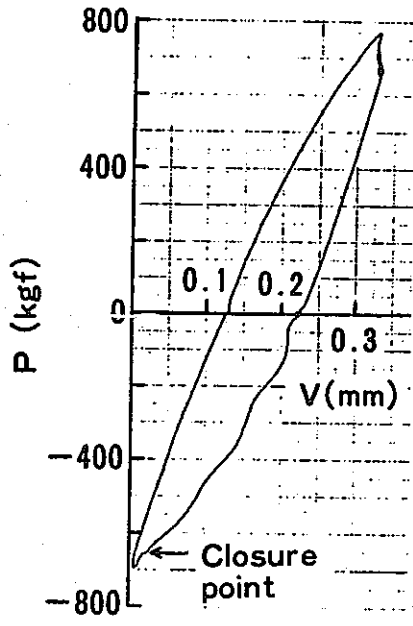
(a) At cycling



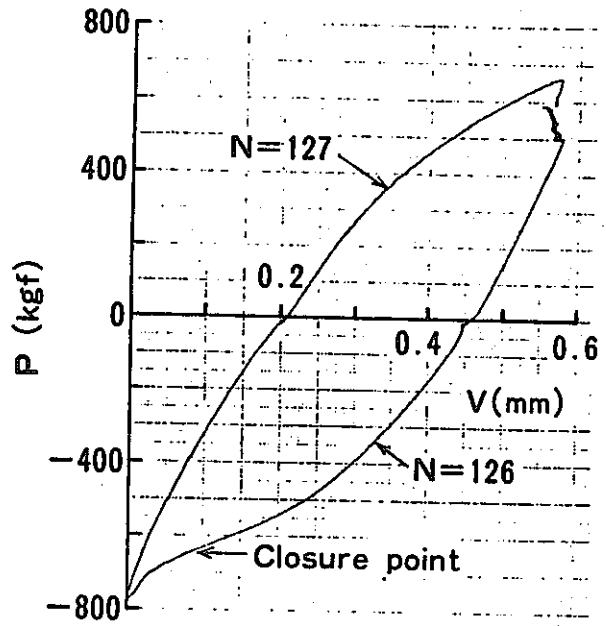
(b) At deflection hold

図 2.3.6-12 荷重，試験機ストローク変位及び荷重線変位の変化挙動 (FCC4-CT4, 引張保持台形波 0.08Hz+60分)

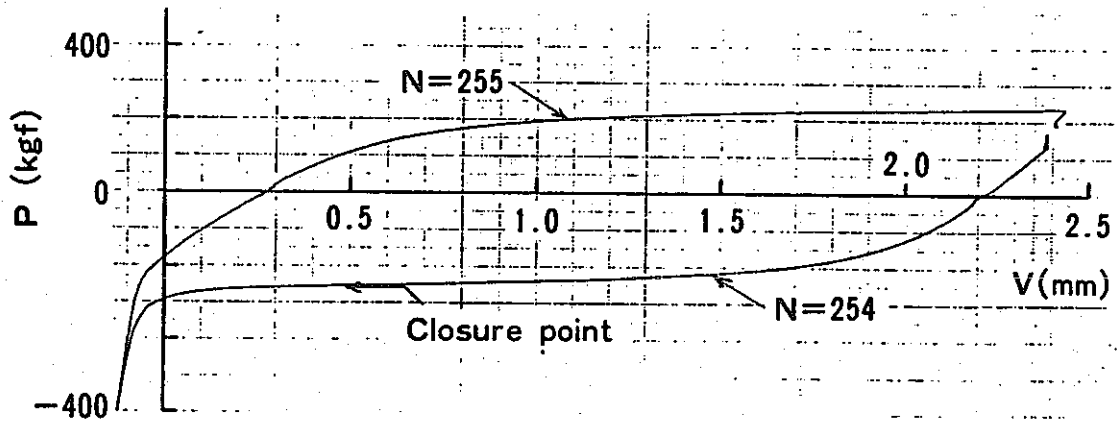
Fig. 2.3.6-12 Load, stroke deflection and load line deflection change during cycling (FCC4-CT4, tensile hold trapezoidal wave, 0.08 Hz + 60 min).



(a) N=10



(b) N=127



(c) N=255

図 2.3.6-13 繰返しに伴うヒステリシスループの変化
(FCC4-CT4, 引張保持台形波 0.08Hz+60分)

Fig. 2.3.6-13 Variation with cycles of P-V hysteresis loops
(FCC4-CT4, tensile hold trapezoidal wave,
0.08Hz+60min).

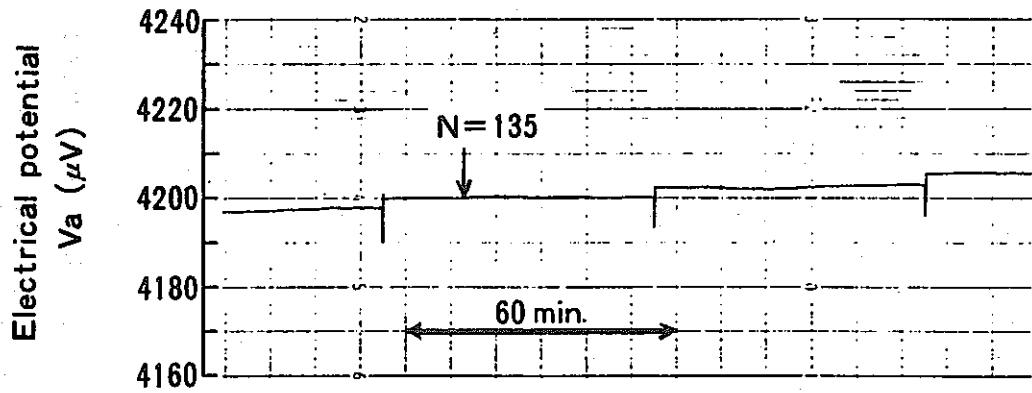


図 2.3.6-14 繰返しに伴う電気ポテンシャル値の変化 (FCC4-CT4, 引張変位保持台形波, 0.08Hz+60分)

Fig. 2.3.6-14 Variation with cycles of electrical potential (FCC4-CT4, tensile deflection hold trapezoidal wave, 0.08 Hz + 60 min).

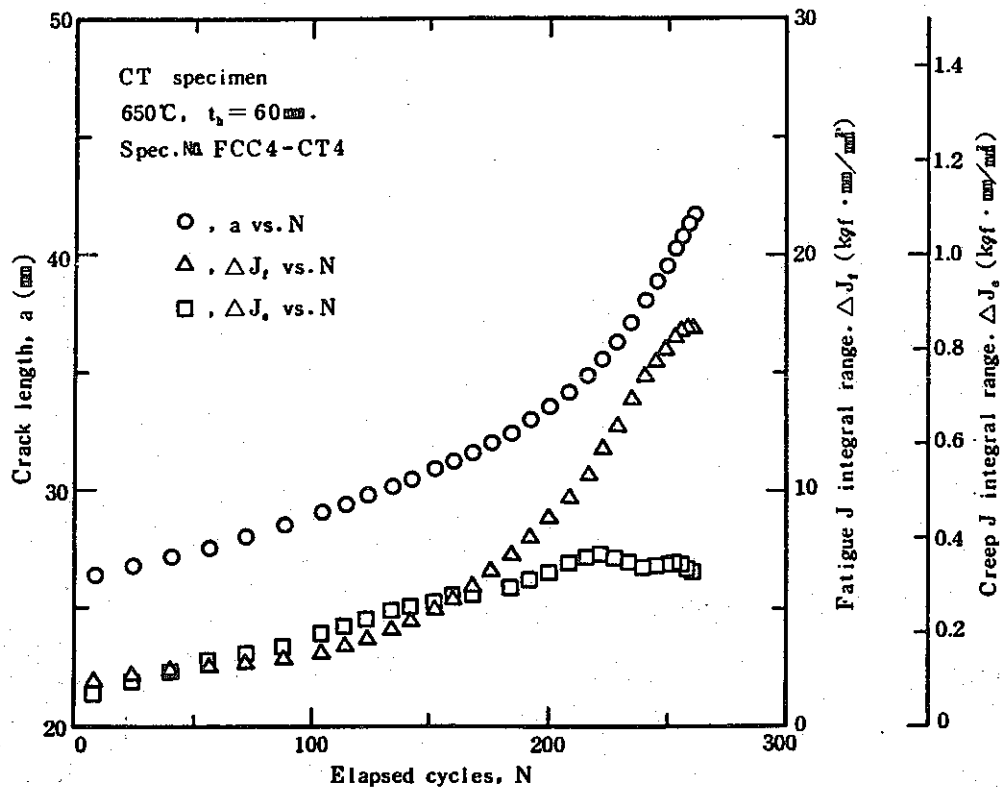


図 2.3.6-15 き裂伝播曲線と繰返しに伴う ΔJ_f , ΔJ_c の変化 (FCC4-CT4, 引張変位保持台形波, 0.08Hz+60分)

Fig. 2.3.6-15 Variation with cycles of crack length and ΔJ_f , ΔJ_c (FCC4-CT4, tensile deflection hold trapezoidal wave, 0.08 Hz + 60 min)

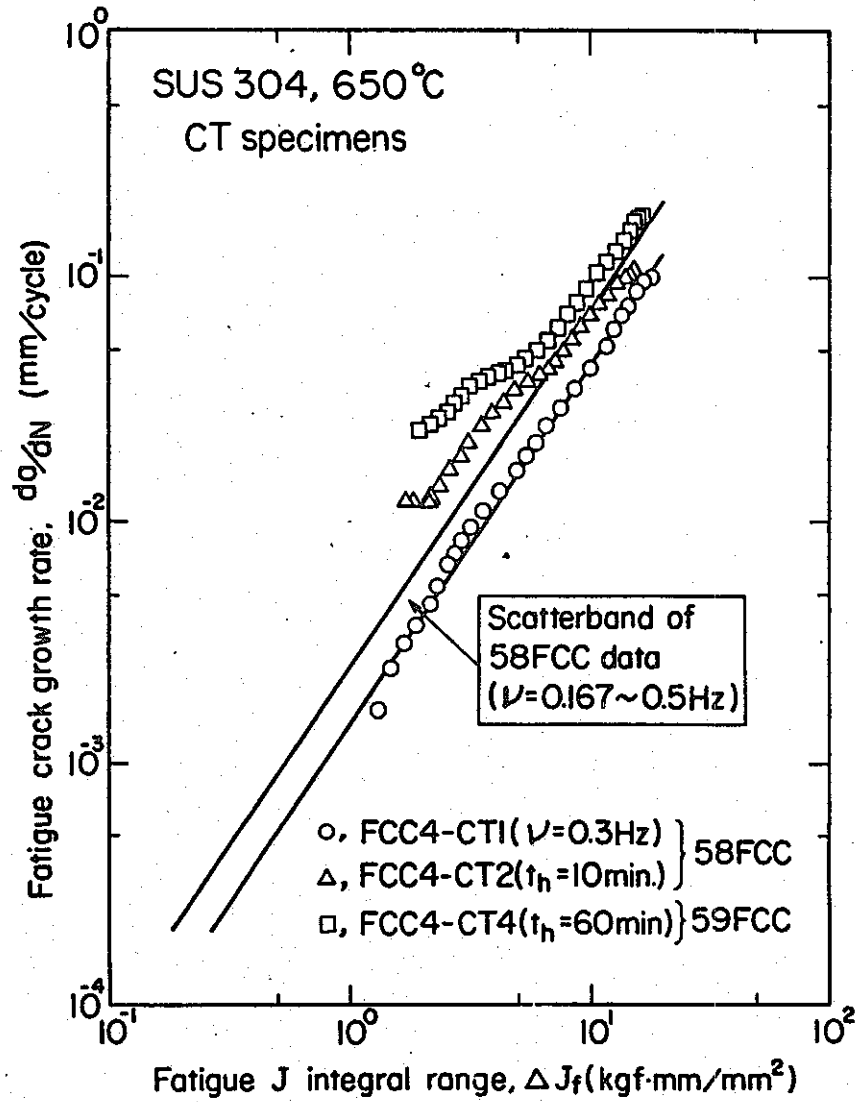


図 2.3.6-16 疲労き裂伝播速度と疲労J積分範囲 (ΔJ_f) との関係
 Fig. 2.3.6-16 Fatigue crack growth rate vs. fatigue J-integral range (ΔJ_f)

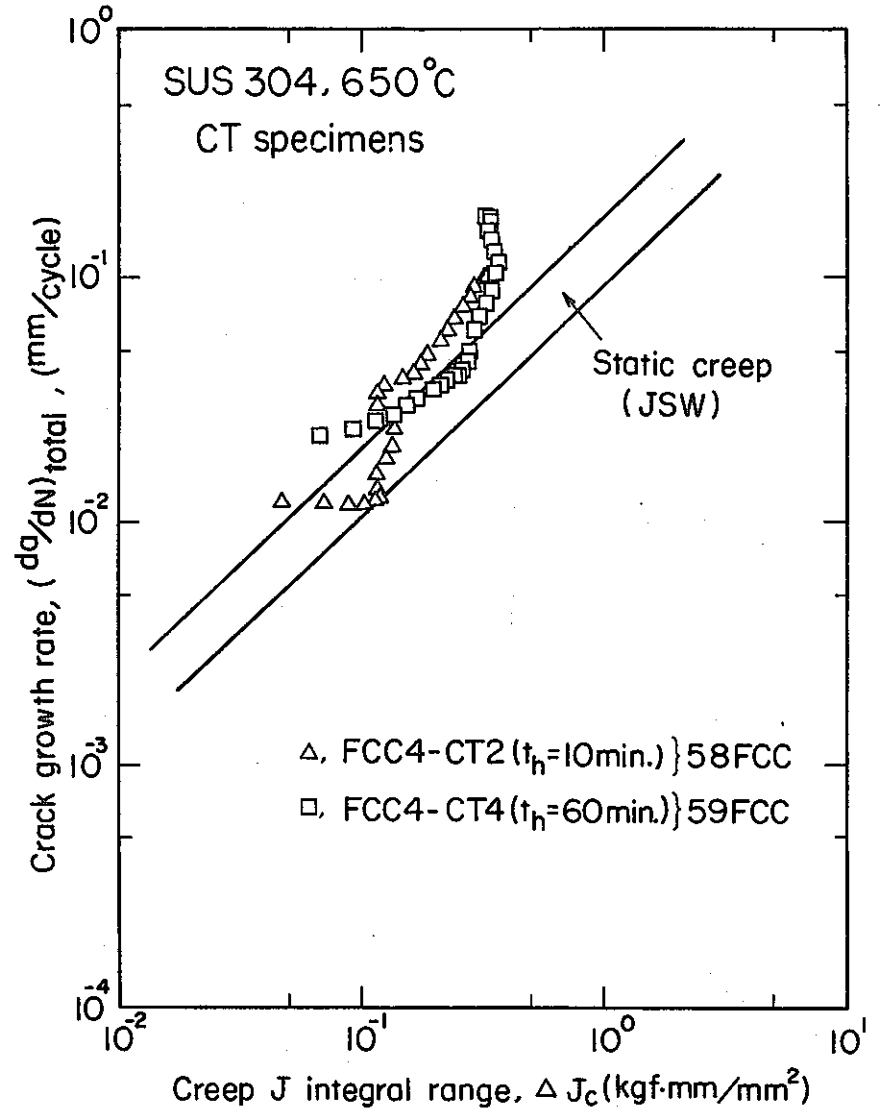


図 2.3.6-17 引張変位保持試験におけるき裂伝播速度 ($(da/dN)_{total}$) とクリープJ積分範囲 (ΔJ_c) との関係
 Fig. 2.3.6-17 Crack growth rate ($(da/dN)_{total}$) vs. creep J-integral range (ΔJ_c) under tensile deflection hold tests.

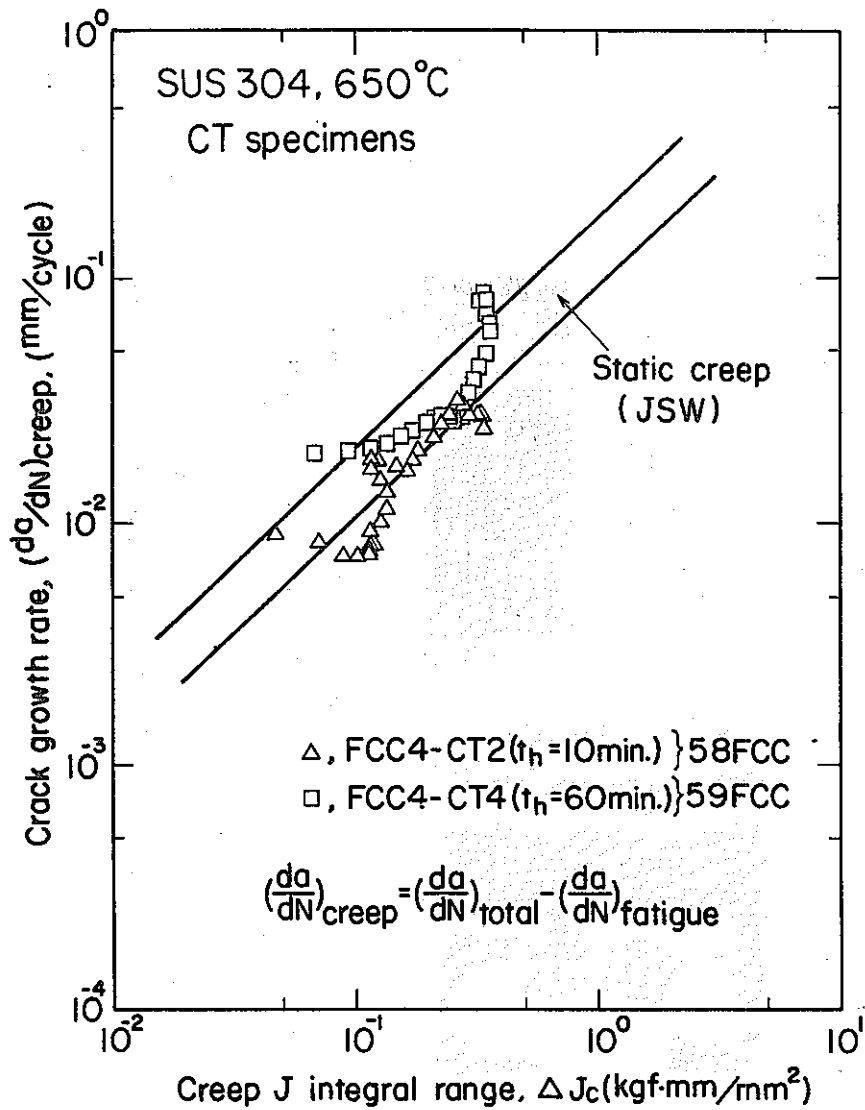


図 2.3.6-18 引張変位保持試験におけるき裂伝播速度 ($(da/dN)_{\text{creep}}$) とクリープ J 積分範囲 (ΔJ_c) との関係

Fig. 2.3.6-18 Crack growth rate ($(da/dN)_{\text{creep}}$) vs. creep J-integral range (ΔJ_c) under tensile deflection hold tests.

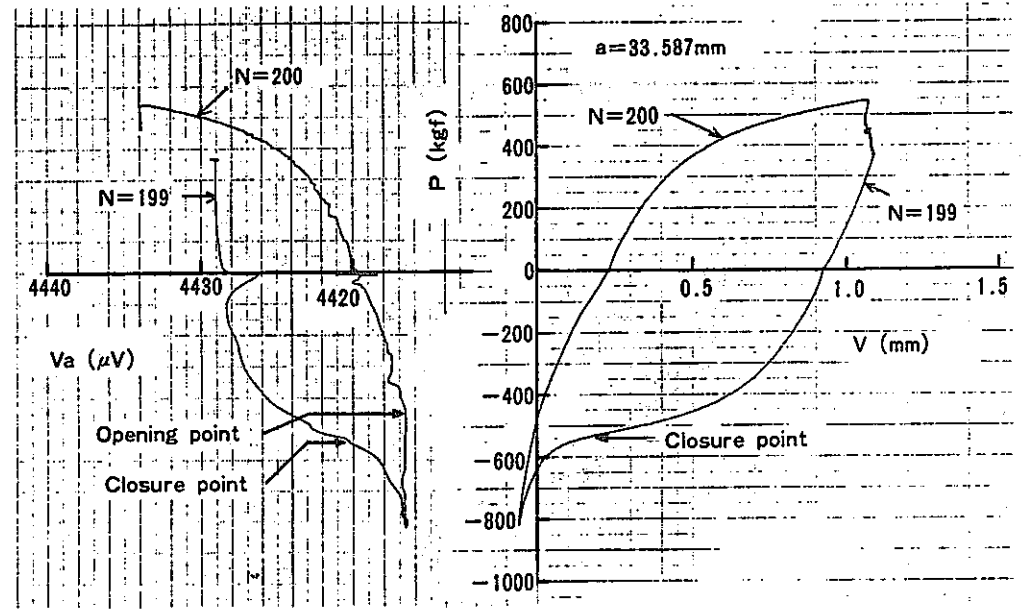


図 2.3.6-19 P-V 及び P- V_a ヒステリシスループの比較 (FCC4-CT4, 引張変位保持台形波, 0.08Hz+60分)

Fig. 2.3.6-19 Comparison between P-V and P- V_a hysteresis loops (FCC4-CT4, tensile deflection hold trapezoidal wave, 0.08 Hz + 60 min.)

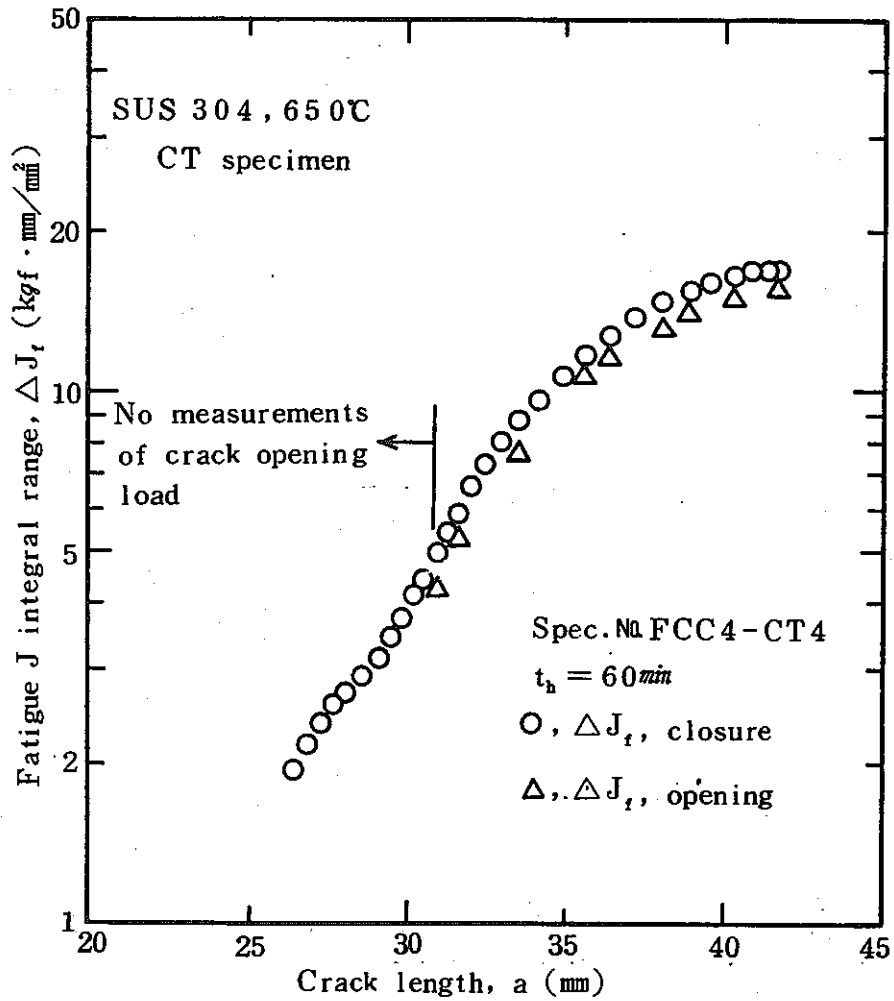
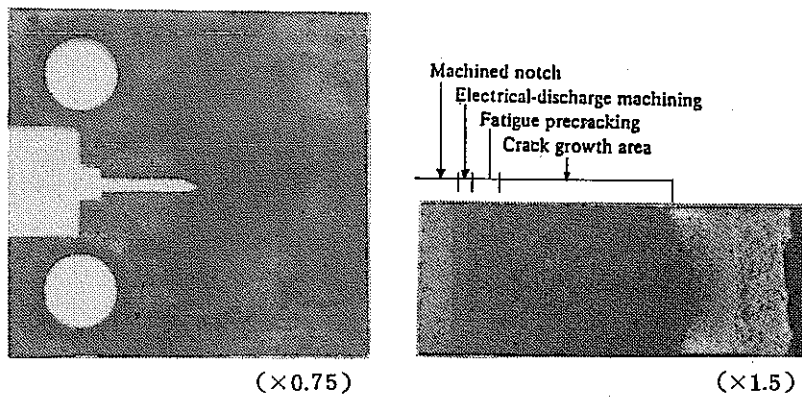


図 2.3.6 - 20 $\Delta J_{f, \text{closure}}$ と $\Delta J_{f, \text{opening}}$ との比較

Fig. 2.3.6 - 20 Comparison between $\Delta J_{f, \text{closure}}$ and $\Delta J_{f, \text{opening}}$



引張変位保持台形波, 0.08Hz + 60分 (FCC4-CT4)
Trapezoidal wave with tensile deflection hold,
0.08Hz + 60 min (FCC4-CT4)

図 2.3.6 - 21 試験後の表面・破面状況

Fig. 2.3.6 - 21 Fracture appearance of specimen

2.4 クリープき裂伝播 (CCT) 試験

(1) 研究目的

中央切欠付平板 (CCT) 試験片を用いて SUS 304 鋼のクリープき裂伝播速度を測定し、昭和58年度の CT 試験の結果とあわせてクリープき裂伝播に関する最適パラメータの検討を行うとともに、クリープ疲労試験結果の解析に資するデータを得ることを目的とする。

(2) 試験方法

- (a) 供試材及び試験片：供試材として PNC より提供された板厚40mmの SUS 304 圧延板を用いた。試験片は圧延方向と直角に採取し、き裂の伝播方向が圧延方向と一致するようにした。試験片は図 2.4 - 1 に示す板厚 5 mm、板巾20mmの中央切欠型で、き裂の伝播部には片側で深さ 0.5 mm、半径 1.5 mm のサイドグループを加工した。
- (b) 制御方法：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、重錘により一定荷重を負荷した。
- (c) 加熱方法及び温度分布：加熱にはニクロム線電気炉を用いた。炉の制御温度 650 °C における試験片上の温度分布を図 2.4 - 2 に示したが、き裂伝播径路上で±1 °C にコントロールされていることがわかる。
- (d) 予き裂導入方法：予き裂は図 2.4 - 1 に示すとうり試験片中央の直径 2 mm の円孔の両端に放電加工により挿入した幅 0.2 mm のスリットである。初期長さは、全長 (2 a) で 7.5 ~ 9 mm とした。
- (e) 伸び・開口変位測定法：伸び及び開口変位の測定システムを図 2.4 - 3 に示した。伸び (荷重点変位) は炉の外部のロッドの変位を伸び計により測定した。また、開口変位は図 2.4 - 1 に示すようにき裂の上下10mmの位置に固定されたナイフエッジにクォーツのロッドを有する差動トランスを取り付けて測定した。試験状況を図 2.4 - 4 に示した。
- (f) き裂長さ測定法：き裂長さは直流電位差法により測定した。測定システムを図 2.4 - 3 に示したが、試験片両端 (電流供給端子間隔は90 mm) より安定化された10Aの電流を流し、き裂の上下10mmの位置でき裂の伝播に伴う電位差の変化を測定した。電位差はあらかじめ測定されている電位差とき裂長さのキャリブレーションカーブと照合し、き裂長さに換算した。キャリブレーション曲線は異なるき裂長さの試験片を用いて実測し (2.4 - 1) 式のとうり二次曲線近似をした。

$$a = 1.0815 + 16.112 \left(\frac{\Delta V}{V_0} \right) - 9.3856 \left(\frac{\Delta V}{V_0} \right)^2 \quad (2.4 - 1)$$

ここで、a はき裂長さ、V₀ は初期電圧、ΔV は電圧変化である。V₀ としては 2 mm φ の中央の孔のみの場合の値を用いている。このキャリブレーション曲線を図示すると図 2.4 - 5 のとうりとなり、Johnson により与えられた (2.4 - 2) 式¹⁾で端子間隔 16 mm とした場合との比較を図中に示した。(端子間隔16mm は本試験片の端子固定用のネジ等を除いた間隔と等しい)

$$\frac{\Delta V}{V_0} + 1 = \frac{\cosh^{-1}\left(\frac{\cosh \pi y / 2w}{\cos \pi a / 2w}\right)}{\cosh^{-1}\left(\frac{\cosh \pi y / 2w}{\cos \pi a_0 / 2w}\right)} \quad (2.4-2)$$

ここで y は電圧検出端子間隔の $1/2$ 、 $2w$ は試験片巾、 a は全き裂長さの $1/2$ 、 a_0 は初期の全き裂長さの $1/2$ である。

(3) データの整理方法

(a) 破壊力学パラメータ：クリープき裂伝播速度を整理する破壊力学パラメータとして、正味断面応力 (σ_{net})、応力拡大係数 (K) 及び修正 J 積分 (J') の 3 つのパラメータを用いた。それぞれの計算式は以下に示すとおりである。

(i) 正味断面応力

$$\sigma_{net} = \frac{P}{Bn(2W - 2a)} \quad (2.4-3)$$

(ii) 応力拡大係数

$$K = \frac{P}{Bn \cdot 2W} \sqrt{\pi a} f(\xi) \quad (2.4-4)$$

$$\xi = \frac{a}{w} \quad f(\xi) = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi \xi}{2}\right)}$$

(iii) 修正 J 積分

$$J' = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} \cdot \sigma_{net} \cdot \frac{dv}{dt} \quad (2.4-5)$$

ここで、 P は負荷荷重、 B は板厚、 Bn はグループ底での板厚、 a はクリープ指数、 v は荷重点変位である。

(b) き裂伝播速度の求め方：き裂伝播速度は測定されたき裂長さの時間変化から 5 点の incremental polynomial 法を用いて計算した。また荷重点変位、開口変位速度についても同様の方法で計算した。

(4) 試験条件

試験温度は 650°C (大気中) とし、荷重条件は表 2.4-1 のとうりとした。

表 2.4-1 クリープ試験条件

Fig. 2.4-1 Test conditions

設定値	$\sigma = 9.6 \text{ kgf/mm}^2$ ($P = 960 \text{ kgf}$)	$\sigma = 8.0 \text{ kgf/mm}^2$ ($P = 800 \text{ kgf}$)	$\sigma = 7.2 \text{ kgf/mm}^2$ ($P = 720 \text{ kgf}$)
波形	定荷重	定荷重	定荷重
試験片番号	1	2	3

(5) 試験結果及び考察

負荷応力 9.6 kgf/mm^2 、 8.0 kgf/mm^2 、 7.2 kgf/mm^2 におけるき裂長さ、開口変位及び荷重点変位の変化を図 2.4-6 から図 2.4-11 に示した。それぞれの荷重条件での破断時間は 14.2、

58及び201時間である。これらの荷重条件下で破面上には顕著な差は認められないが、急速破断部にはネッキングを生じている。図2.4-7, 図2.4-9, 図2.4-11から試験片のき裂の上下10mm(ゲージ長さ20mm)で測定した開口変位と炉外の荷重ロッドの変位から測定された荷重点変位の時間変化には大きな差は生じていないことがわかる。図2.4-12には、き裂伝播速度を正味断面応力により整理した結果を示すが、初期荷重の相違により異なった伝播特性が得られている。図2.4-13は伝播速度を応力拡大係数により整理したものであるが、負荷荷重によって伝播特性がばらついている。図2.4-14には修正J積分(J')により整理した結果を示すが、正味断面応力、応力拡大係数による整理に比べて良好な一致が認められ、広範囲なJ'の範囲で同じ伝播特性が得られている。ここでJ'の計算には開口変位速度を用いた。図2.4-15には、開口変位速度によるJ'と荷重点変位速度を用いたJ'の計算結果の比較を行ったが、本試験片での測定位置での比較では大きな差は生じていない。図2.4-16から図2.4-18にはCT試験片による結果²⁾とCCT試験片による結果を取りまとめて正味断面応力、応力拡大係数及び修正J積分で整理した結果を示す。正味断面応力及び応力拡大係数による整理ではCT, CCT試験片の結果に大きな相違が認められるが、修正J積分では試験片形状にかかわらずほぼ同じクリープき裂伝播特性が得られており、修正J積分J'がクリープき裂の伝播特性を整理するパラメーターとして優れていることがわかる。また、修正J積分で整理した結果を文献データ^{3)~8)}とともに図2.4-19に示すが文献データとほぼ一致する進展特性が得られていることがわかる。

(6) まとめ

中央切欠付平板(CCT)試験片を用いて、650℃大気中でSUS304鋼のクリープき裂伝播速度を測定し、正味断面応力、応力拡大係数、修正J積分等のパラメーターで整理するとともにCT試験片による結果と比較した。その結果、正味断面応力及び応力拡大係数による整理では初期荷重条件によるデータのばらつきとともにCCTとCT試験片による差異が大きい。一方、修正J積分による整理では、荷重条件による修正J積分とき裂伝播速度のばらつきも少なく、また、試験片形状による差異も小さい。また、これらの結果は既存のデータともよく一致した。以上のようにクリープき裂伝播速度を整理するパラメーターとしては修正J積分が優れているといえる。

参考文献

- (1) H.H. Johnson, Materials Research and Standards. (1965), p.442
- (2) 日本溶接協会 FCC小委員会報告書, JWES-AE-8403 (1984), p. 261
- (3) 大路ほか, 日本機械学会論文集, vol.45 (1979), p. 550
- (4) H.A. Ernst; ASTM STP 791 (1), (1973), p. 499
- (5) A. Saxena; unpublished report.
- (6) R. Koterazawa and T. Mori; J. Engng. Mat. Tech., Trans ASME 99 (1979), p. 298
- (7) S. Taira et al; J. Engng. Mat. Tech. Trans ASME 101 (1979), p. 154
- (8) A. Saxena; ASTM STP 700 (1980), p. 131

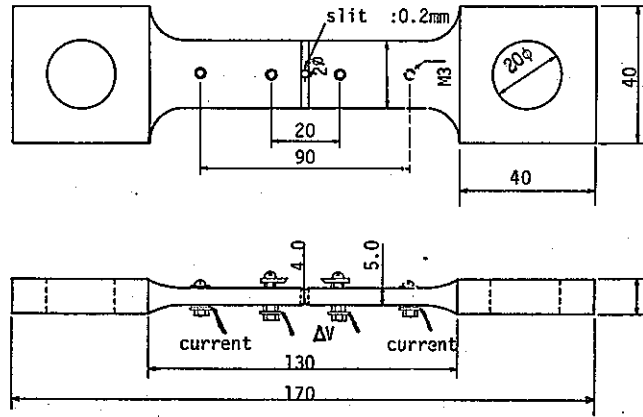


図 2.4-1 試験片形状

Fig. 2.4-1 Configuration and dimensions of the specimen.

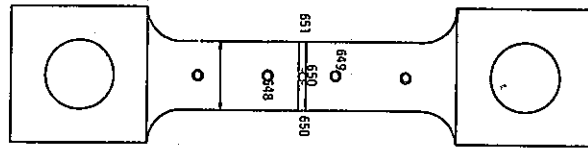


図 2.4-2 試験片上の温度分布

Fig. 2.4-2 Temperature distribution of a specimen.

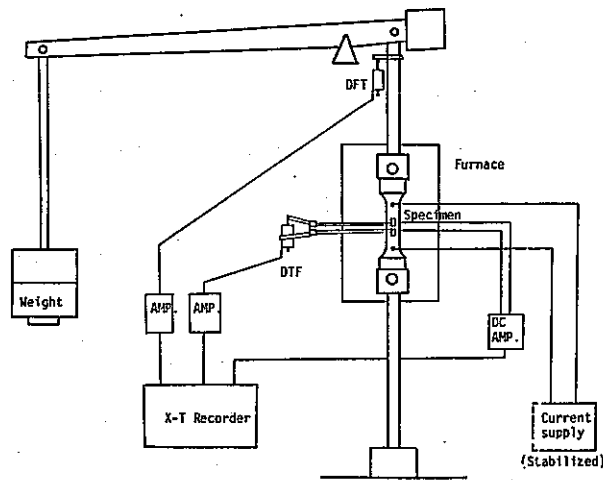


図 2.4-3 クリープき裂伝播速度測定システム

Fig. 2.4-3 Creep crack growth rate test system.

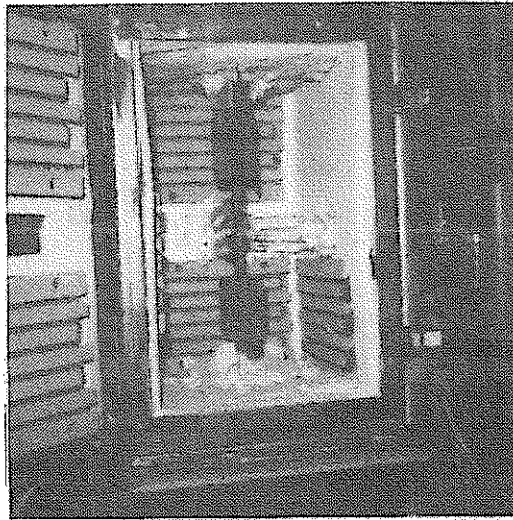


図 2.4-4 試験状況

Fig. 2.4-4 View of a testing specimen.

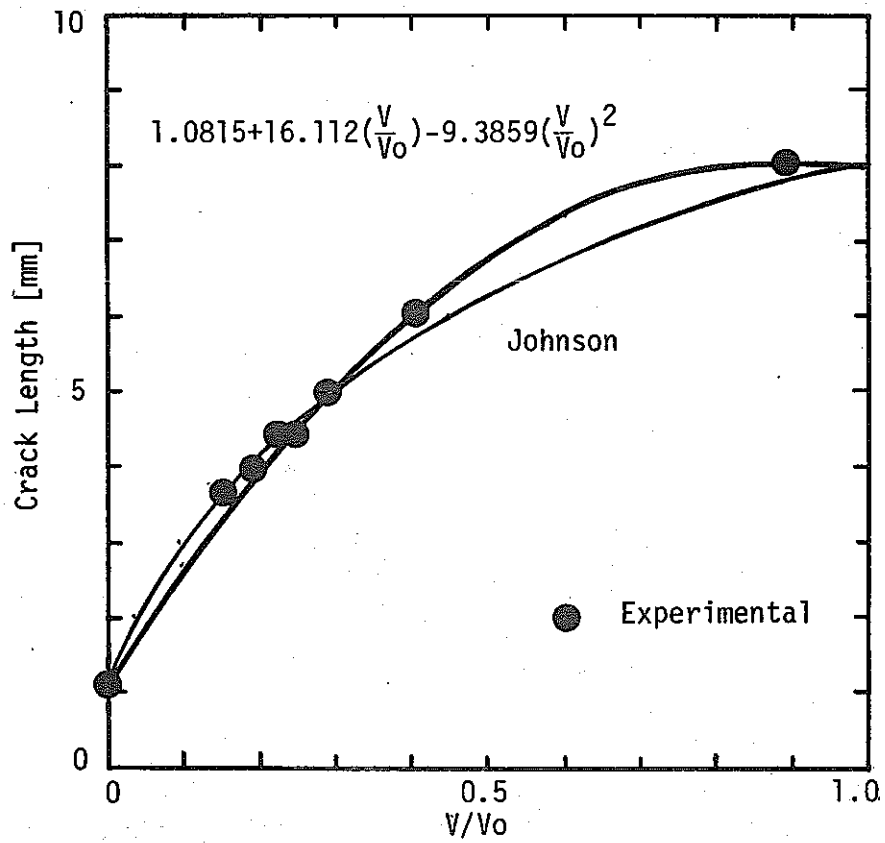


図 2.4-5 き裂長さ推定のためのキャリブレーションカーブ

Fig. 2.4-5 Calibration curve for crack length prediction

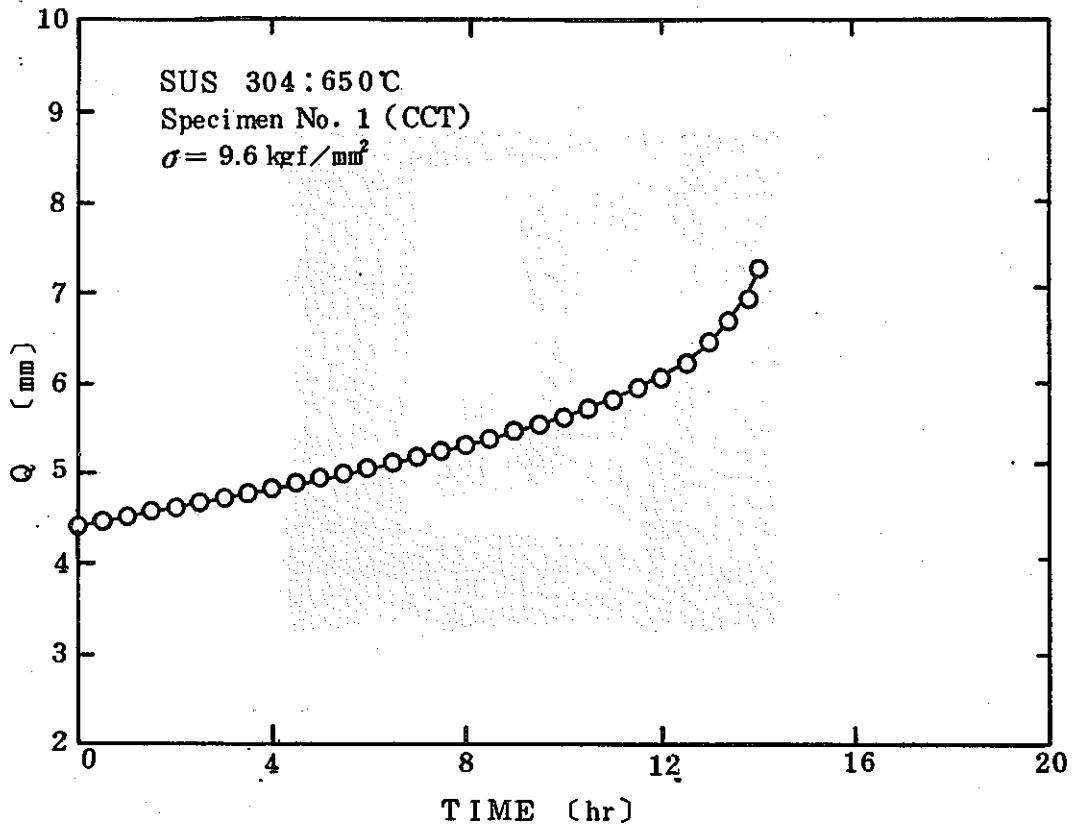


図 2.4 - 6 試験片 No. 1 のき裂伝播
 Fig. 2.4 - 6 Creep crack growth for the specimen No. 1

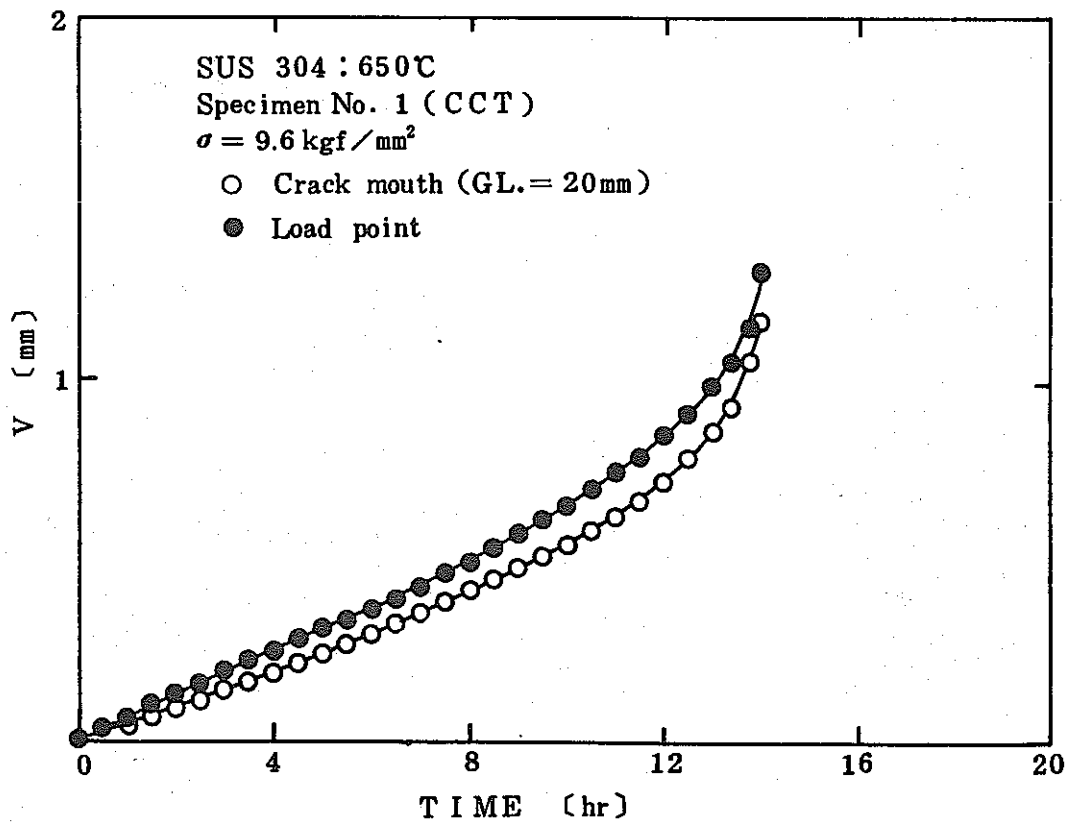


図 2.4 - 7 試験片 No. 1 の開口変位および荷重点変位の変化
 Fig. 2.4 - 7 Changes in crack mouth displacement and Load point displacement.

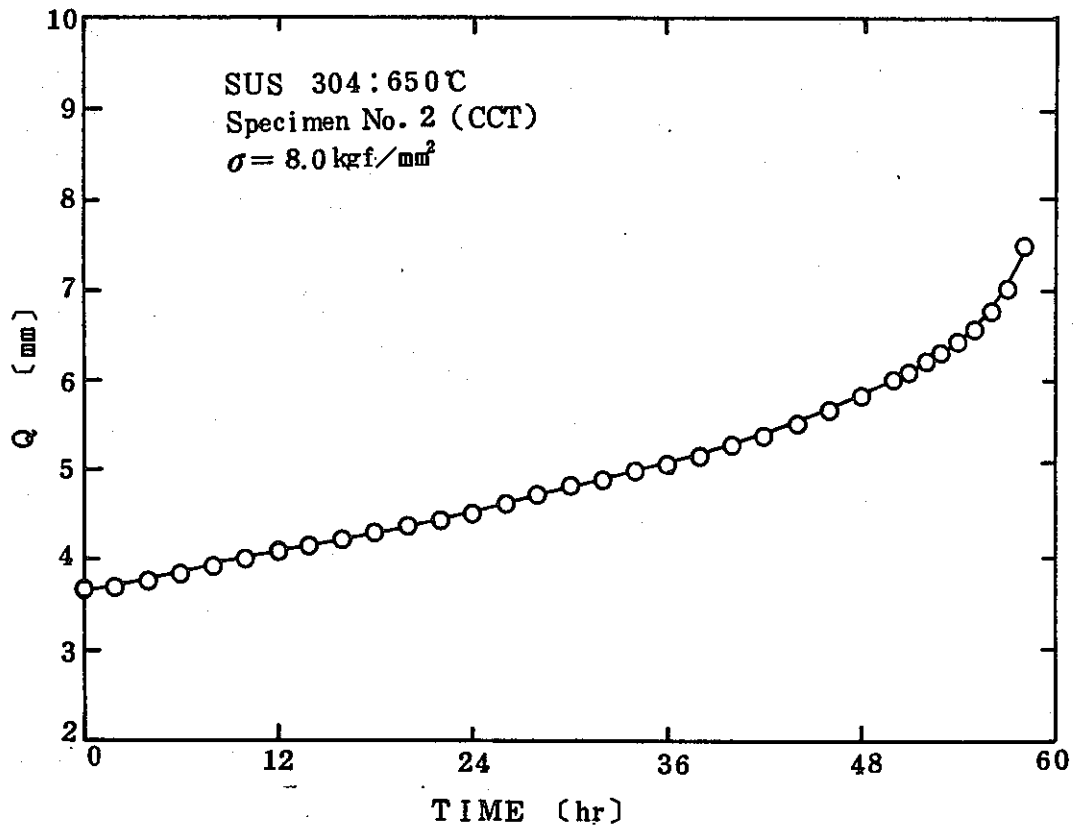


図 2.4-8 試験片 No. 2 のき裂伝播
Fig. 2.4-8 Creep crack growth for the specimen No. 2

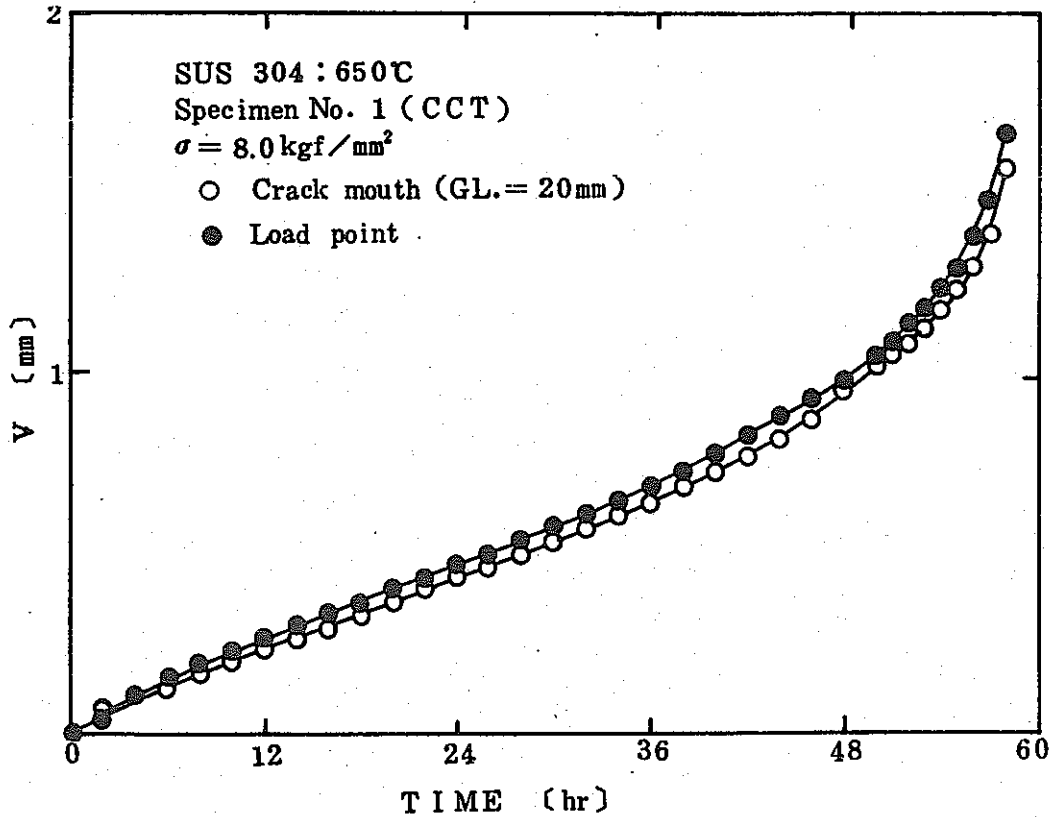


図 2.4-9 試験片 No. 2 の開口変位および荷重点変位の変化
Fig. 2.4-9 Changes in crack mouth displacement and load point displacement.

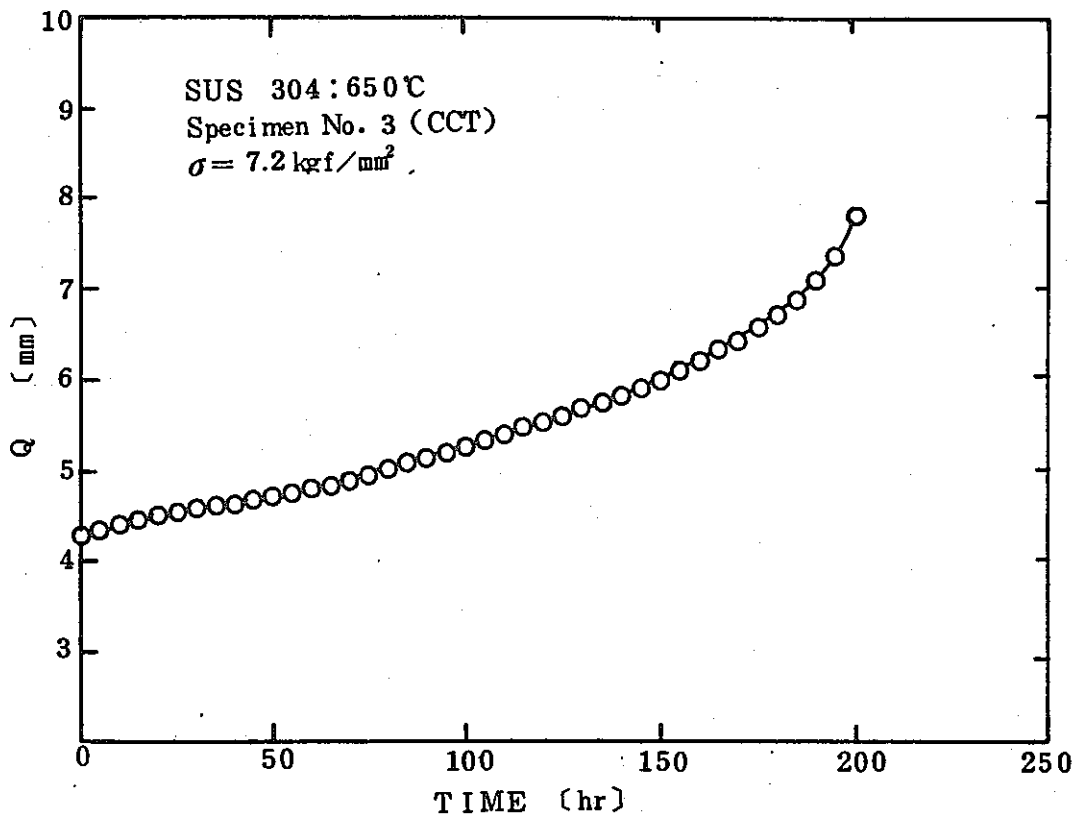


図 2.4 - 10 試験片 No. 3 のき裂伝播
 Fig. 2.4 - 10 Creep crack growth for the specimen No. 3

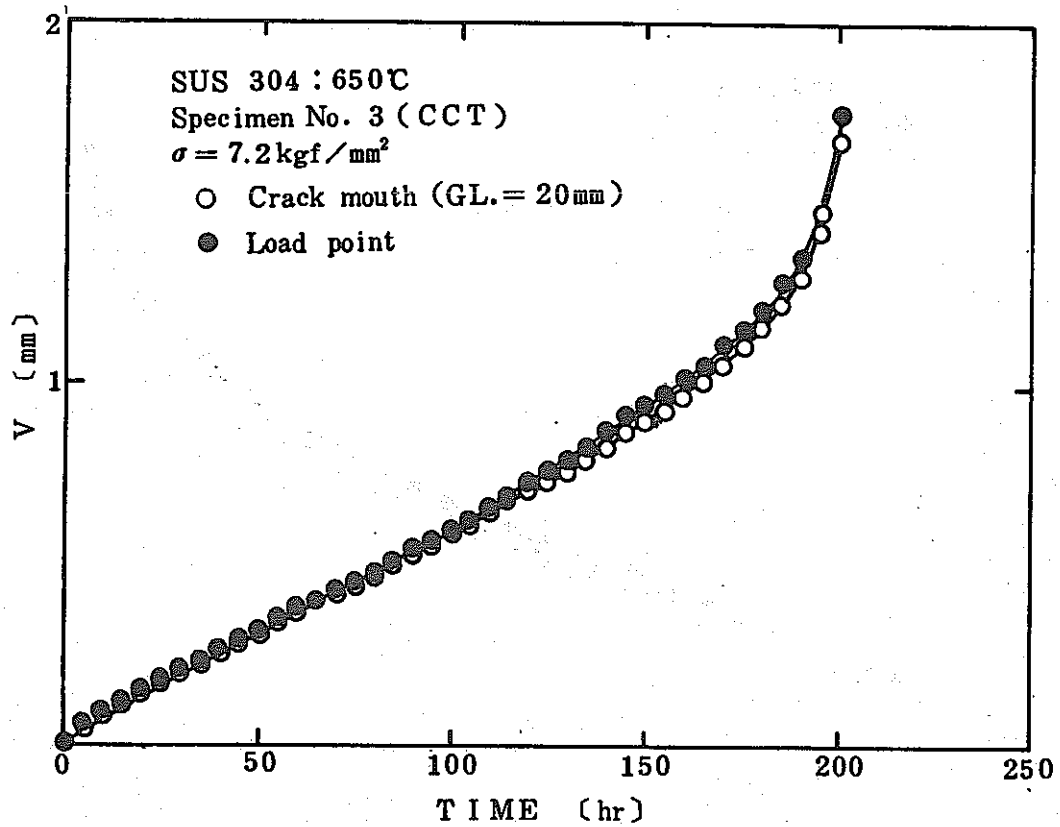


図 2.4 - 11 試験片 No. 3 の開口変位および荷重点変位の変化
 Fig. 2.4 - 11 Changes in crack mouth displacement and load point displacement.

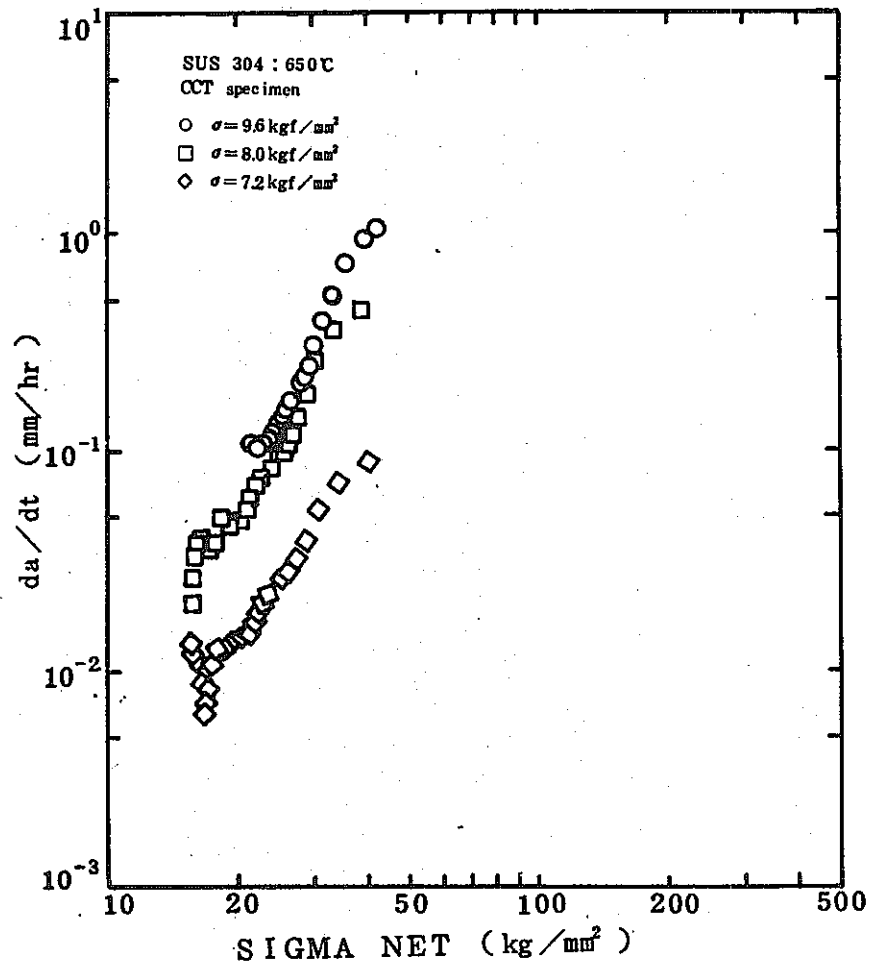


図 2.4-12 CCT試験片での σ_{net} と da/dt の関係
Fig. 2.4-12 Relationship between σ_{net} and da/dt in CCT specimens.

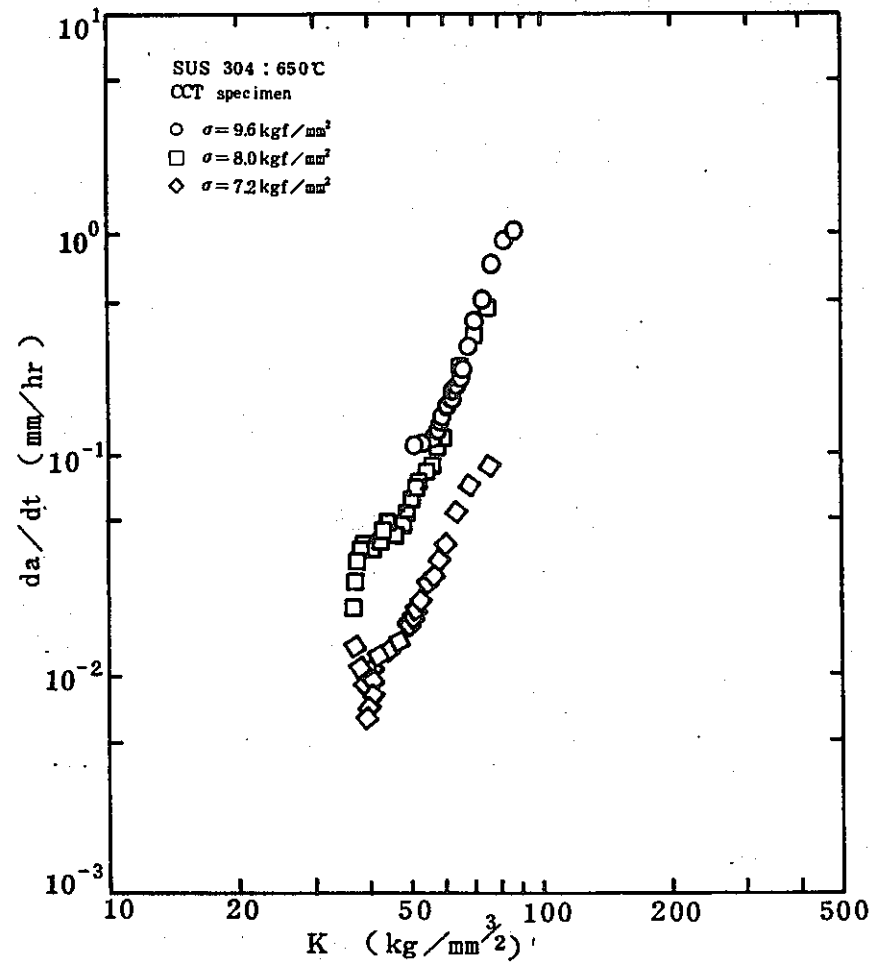


図 2.4-13 CCT試験片でのKと da/dt の関係
Fig. 2.4-13 Relationship between K and da/dt in CCT specimens.

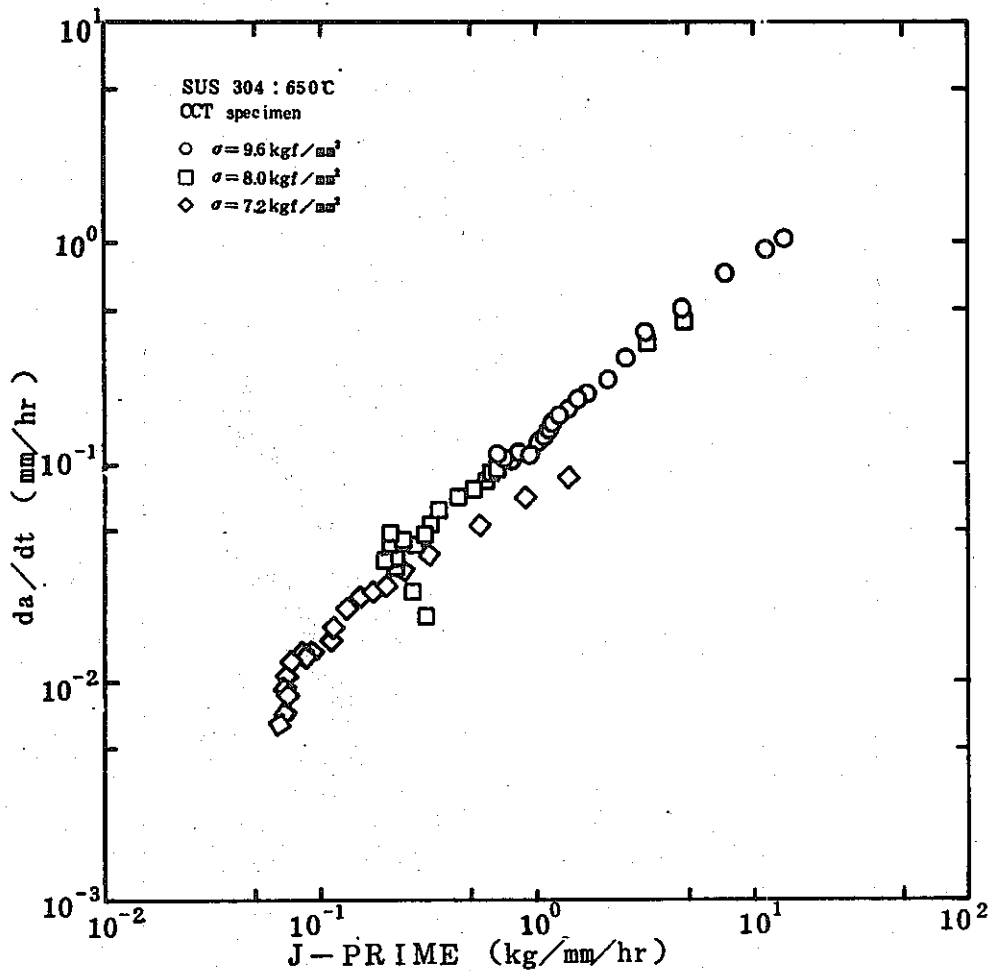


図 2.4-14 CCT試験片での J' と da/dt の関係
Fig. 2.4-14 Relationship between J' and da/dt in CCT specimens.

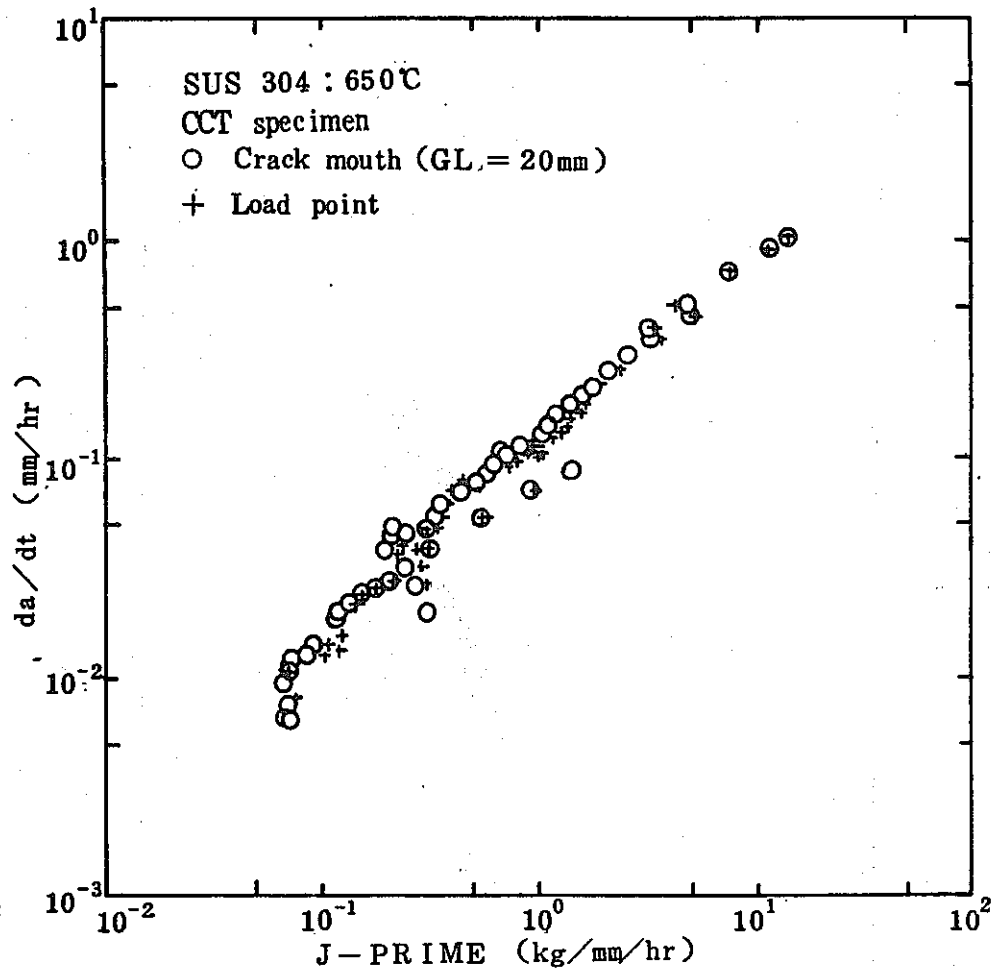


図 2.4-15 開口変位速度と荷重点変位速度による J' の比較
Fig. 2.4-15 Comparison between the J' 's using crack mouth displacement rate and load point displacement rate.

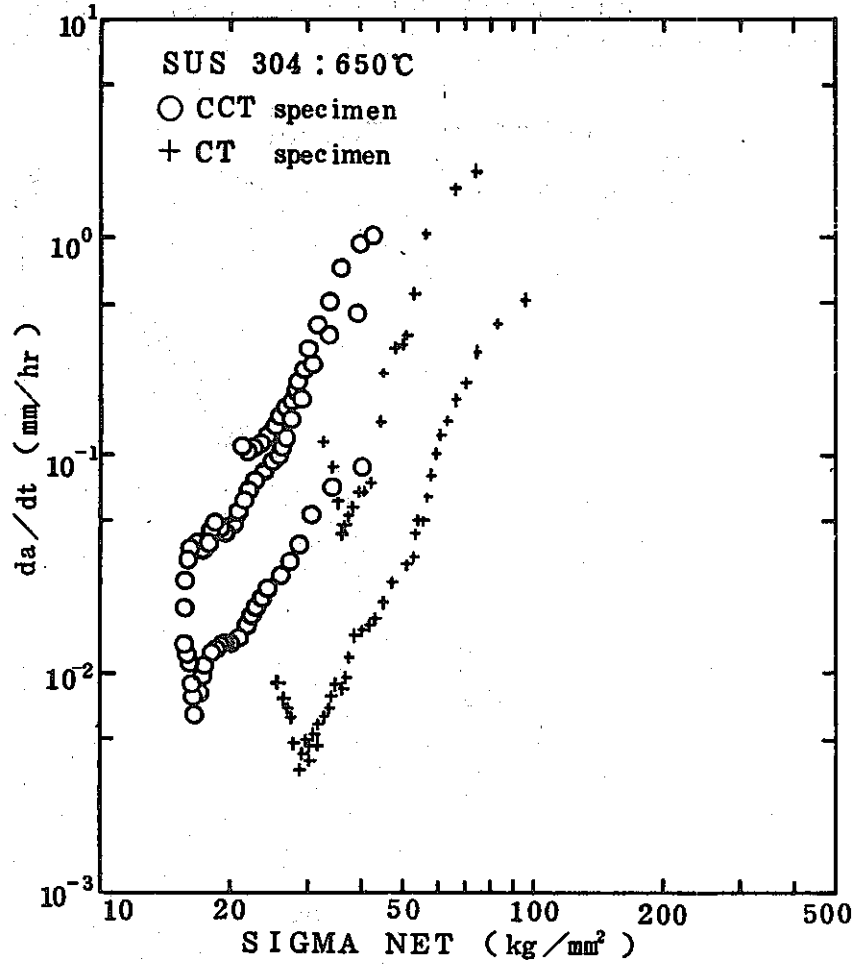


図 2.4 - 16 CCTおよびCT試験片における σ_{net} と da/dt の関係
Fig. 2.4 - 16 Relationship between σ_{net} and da/dt in CCT and CT specimens.

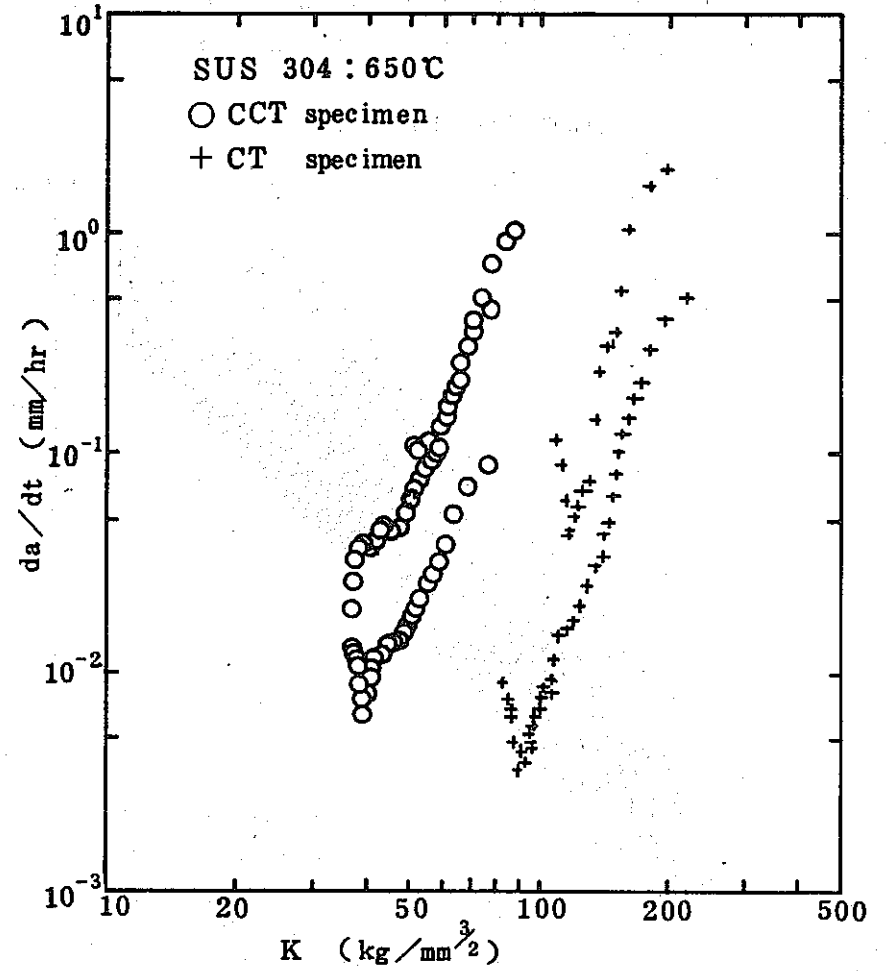


図 2.4 - 17 CCTおよびCT試験片における σ_{net} と da/dt の関係
Fig. 2.4 - 17 Relationship between K and da/dt in CCT and CT specimens.

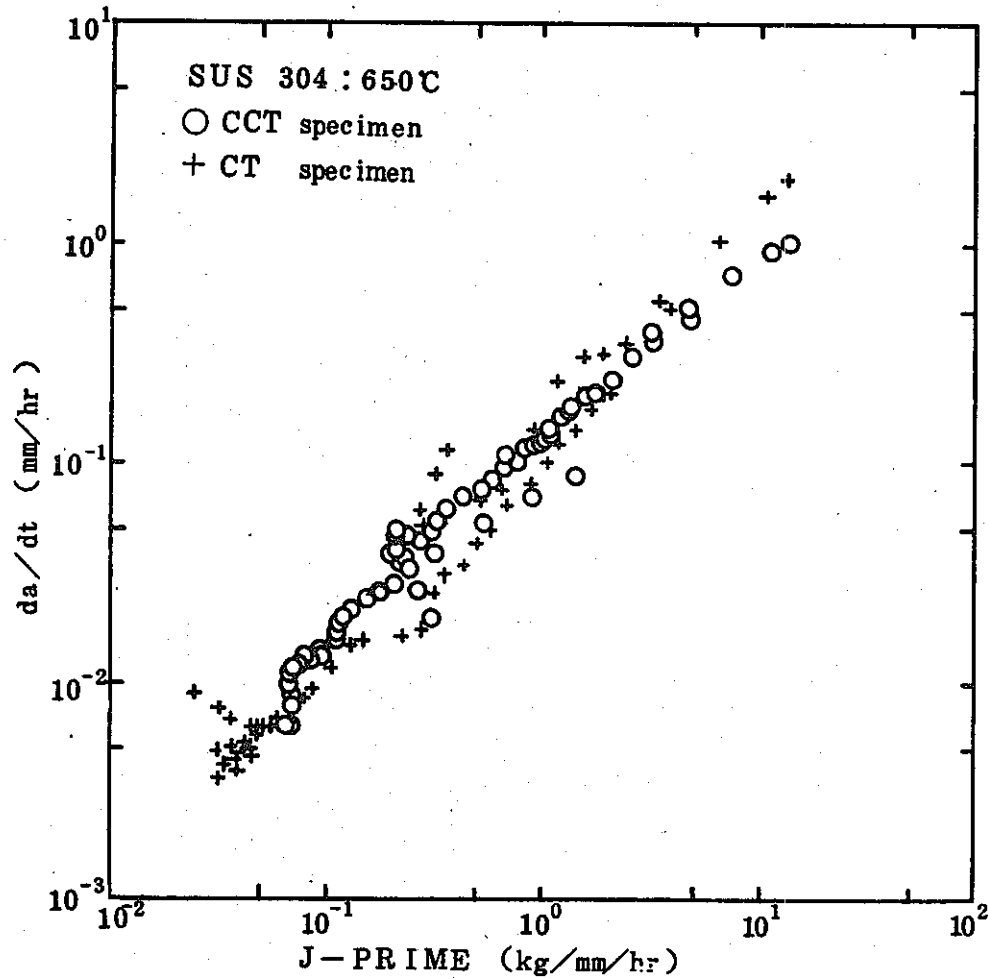


図 2.4-18 CCTおよびCT試験片におけるJ'とda/dtの関係
Fig. 2.4-18 Relationship between J' and da/dt in CCT and CT specimens.

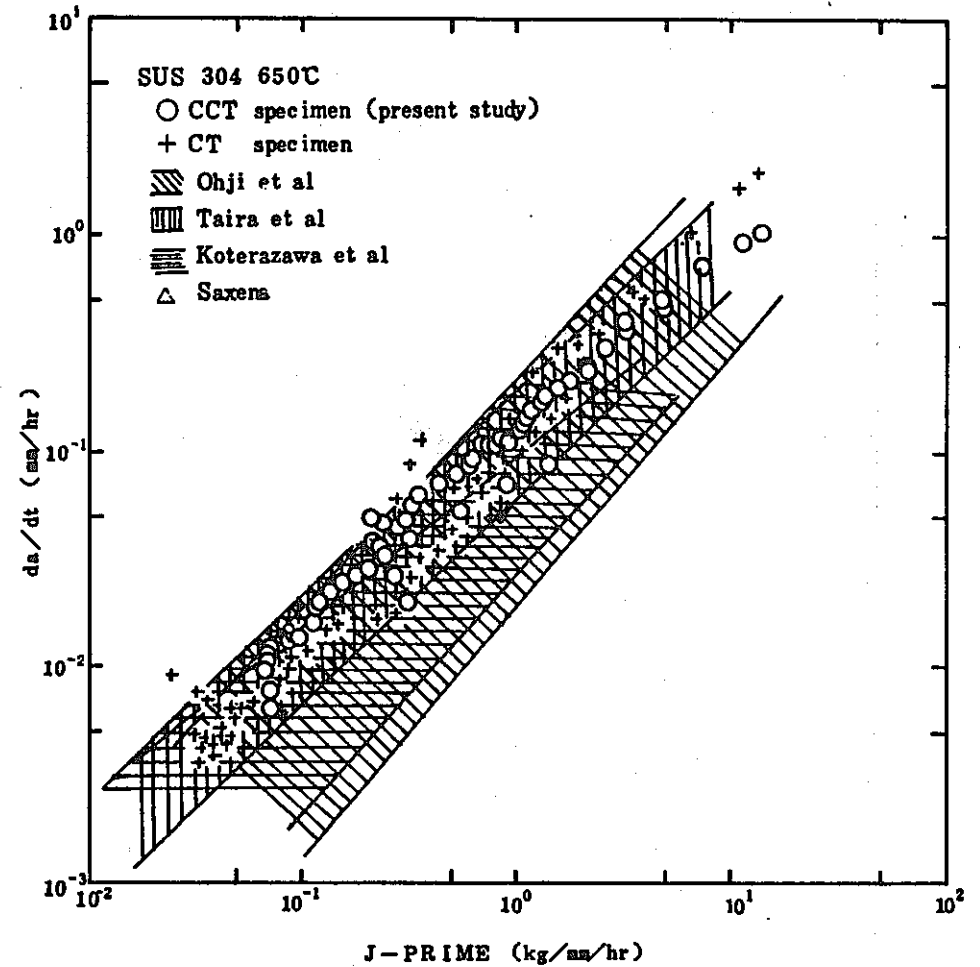


図 2.4-19 本試験結果と文献データの比較
Fig. 2.4-19 Comparison among the data of the present study and the data in the other study.

第3章 高温き裂の有限要素法解析

第3章 高温き裂の有限要素法解析

3.1 解析モデル・条件・方法

3.1.1 解析目的

昭和58年度解析においては、動的応力-ひずみ関係式の2直線近似を用い、荷重制御下の中央き裂平板の非弾性解析を実施した。その結果得られたJ積分値は実験より得られたものに比較し小さく(約 $\frac{1}{3}$)、その原因として次のものが考えられる。

- 1) 2直線近似により降伏点が上昇したこと。
- 2) 動的応力-ひずみ曲線を用いたことにより、非線形性が小さくなったこと。

これらの傾向はき裂が短いほど顕著であり、大きな最大想定ひずみに対し求めた2直線近似の応力-ひずみ関係式は、正味断面応力 σ_{net} の小さな短かいき裂の場合には不適当なモデル化となっている。

そこで本年度は、き裂長さにかかわらずある程度のひずみレベルに達するひずみ制御の実験を取り上げ、多直線近似もしくは関数型の動的応力-ひずみ関係式を用いた解析を実施した。

一方、クリープ保持中のJ'積分値については昭和58年度では簡易評価法についての知見が得られ、またその値も実験結果とよく対応していることから、一応の成果を納めることができた。そこで、今回は実験手法の検証の立場から、温度分布がJ'積分評価に及ぼす影響についての考察を行った。なお、この場合には58年度同様荷重制御の実験を対象とした。

3.1.2 解析方法

(1) 解析対象

解析対象とする中央き裂平板試験片の形状・寸法を図3.1.2-1に示す。試験片は板幅 $2w = 20\text{mm}$ 、板厚 $t = 5\text{mm}$ 、平滑部長さ $2L = 30\text{mm}$ である。

(2) 解析パラメータ

き裂長さ $2a$ をパラメータとして4ケースの解析を実施した。解析パラメータ、担当機関、使用プログラムをそれぞれ表3.1.2-1に示す。 $\Delta \epsilon_{G-L} = 1\%$ のひずみ制御実験に対しては、すべてのケースで、多直線近似もしくは関数形であらわした動的応力-ひずみ関係式を用いた解析を実施した。 $2a = 2\text{mm}$ 、 7mm では同一条件で2直線近似の動的応力-ひずみ関係式を用いた解析も実施した。

一方、 $2a = 5\text{mm}$ 、 10mm については $\Delta \sigma = 26\text{kg/mm}^2$ の荷重制御実験に対し、多直線近似もしくは関数型の動的応力-ひずみ関係式を用いた弾塑性解析を実施の後、10分保持のクリープ解析を実施した。クリープ解析は 650°C 一様の条件と、図3.1.2-2の温度分布のある条件の2ケースについて実施した。

(3) 解析モデル

図 3.1.2-1 の斜線で示す¼部分について要素分割を行った。使用要素は 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 (0.1 a)。境界条件はモデルの対称性を考慮し、上端部が一様変位となるように拘束し引張負荷を行った。

境界条件を図 3.1.2-3 に、各ケースの要素分割図と J 積分経路を図 3.1.2-4 に示す。

(4) 材料物性値

SUS 304 鋼 650 °C の値を用いた。

$$E = 14706 \text{ kg/mm}^2$$

$$\nu = 0.304$$

1) 弾塑性構成式

Ludwick 型の動的応力-ひずみ関係式を用いた。

$$\epsilon_t = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{1/m}$$

ここで, $\sigma_p = 7.56 \text{ kg/mm}^2$

$$K = 93.8244 \text{ kg/mm}^2$$

$$m = 0.3453$$

また $\Delta \epsilon_t = 6\%$ に対し 2 直線近似を求めると,

$$\sigma_y = 20.189$$

$$F = d\sigma/d\epsilon_t = 528.186 \text{ kg/mm}^2$$

$$H' = d\sigma/d\epsilon_p = 547.863 \text{ kg/mm}^2$$

2) クリープ構成式

動燃事業団より提示の単軸クリープひずみ式で、遷移クリープを含めたものを定常式の形で用いた。

$$\dot{\epsilon}_c = A \cdot \sigma^\alpha \cdot (T/1000)^\beta$$

$$A = 3.5557 \times 10^{-4}$$

$$\alpha = 6.0504$$

$$\beta = 30.461$$

(5) 荷重条件

ひずみ制御の場合は、G.L.=25mm で公称ひずみ $\epsilon_n = (\delta/G.L.) = 0.5\%$ となるまでの引張負荷を行った。

荷重制御の場合は、公称応力 $\sigma_n = 13 \text{ kg/mm}^2$ となるまでの引張負荷の後、荷重制御のもとで 10 分間の保持を行った。

表 3.1.2-1 解析パラメーター一覧

Table 3.1.2-1 Parameters of every analysis.

き裂長さ 2a(mm)	ひずみ制御 $\Delta \epsilon_{G.L.} = 1\%$		荷重制御 $\Delta \sigma_n = 26\text{kg/mm}^2$		担当機関	使 用 プログラム
	2直線近似	多直線近似 or 関数型	温度一様 650°C	温度分布* 650 ± 5°C		
2	○	○			日 立	HI-EPICC
5		○	○	○	川 重	MARC
7	○	○			鋼 管	ADINA
10		○	○	○	電 中 研	MARC

脚注：*温度分布により生じる熱応力は考慮しない。

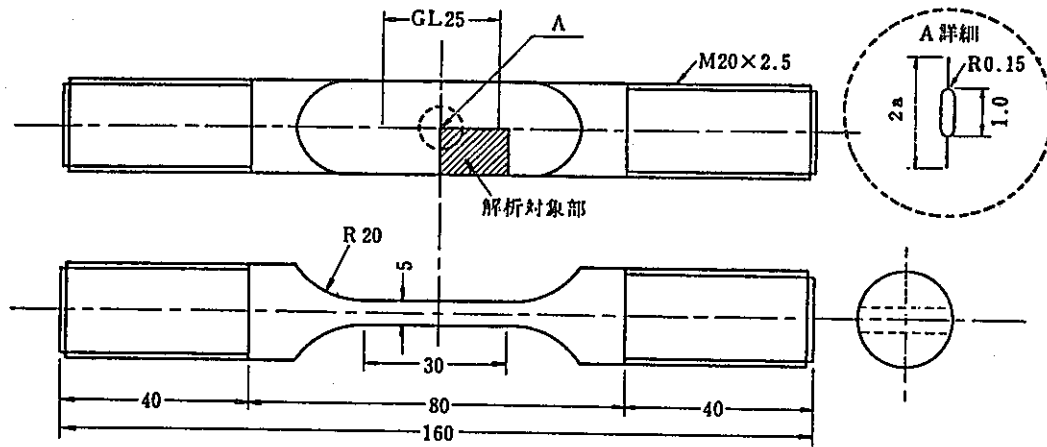


図 3.1.2 - 1 解析対象部形状

Fig. 3.1.2 - 1 Geometry of analytical model.

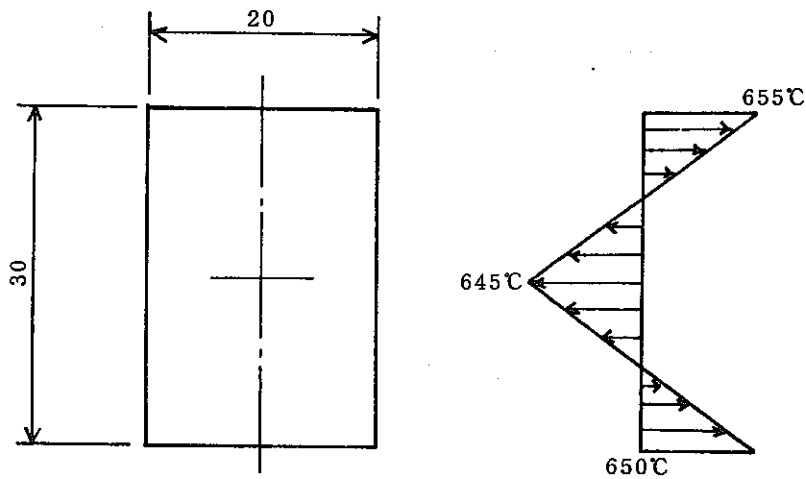


図 3.1.2 - 2 CCT試験片の温度分布

Fig. 3.1.2 - 2 Temperature distribution of CCT specimen

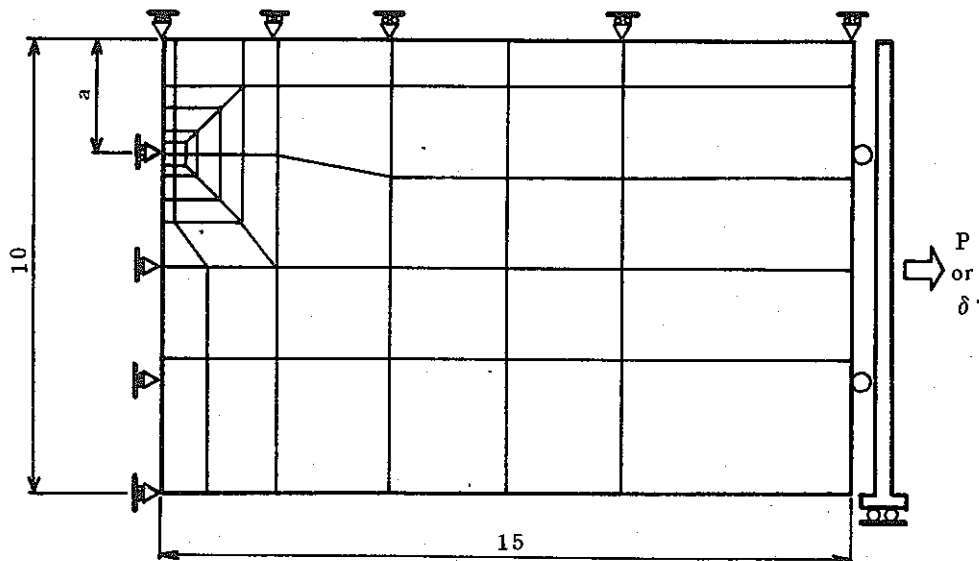
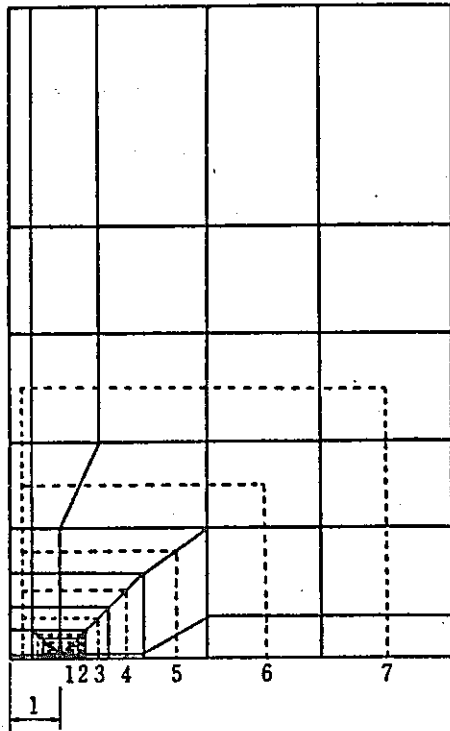


図 3.1.2 - 3 境界条件

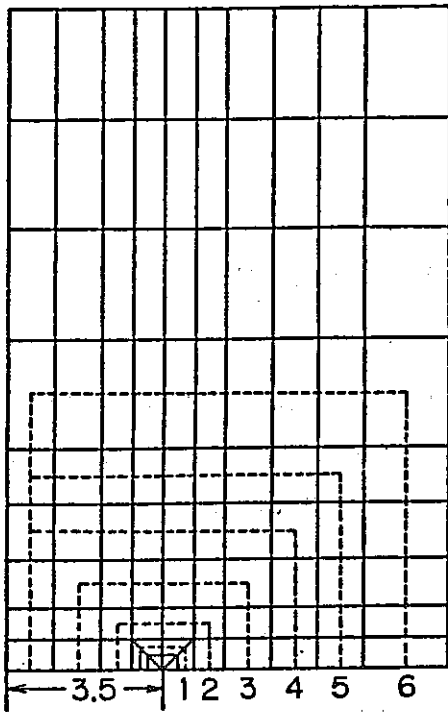
Fig. 3.1.2 - 3 Boundary condition.

節点数 224
要素数 63



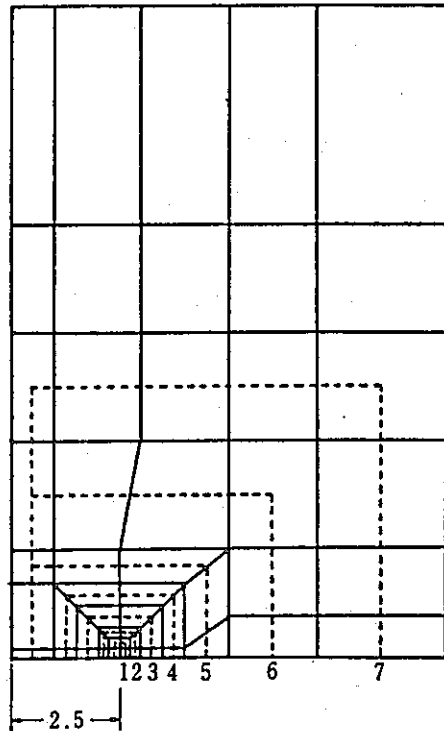
(a) $2a = 2\text{ mm}$

節点数 333
要素数 96



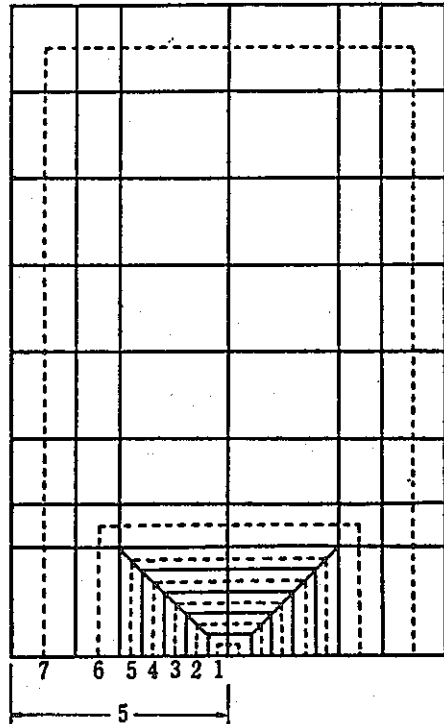
(c) $2a = 10\text{ mm}$

節点数 190
要素数 53



(b) $2a = 5\text{ mm}$

節点数 229
要素数 64



(d) $2a = 10\text{ mm}$

図 3.1.2-4 要素分割図とJ積分経路

Fig. 3.1.2-4 Meshes for analysis and paths for J-integral evaluation.

3.2 クリープ構成式の検討

3.2.1 目的

本年度のJ積分に関する解析では、実験手法の検証をも含め、試験片内部の温度分布がJ積分値に及ぼす影響について検討を加える。解析には主に有限要素法が用いられるが、ここではその解析に必要なクリープ構成式を温度を含めた形で定式化することを目的とする。

3.2.2 クリープ構成式の定式化

クリープひずみ式には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 ; 1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。

$$\dot{\epsilon}_m = 62.416 \exp\left\{-\frac{40812}{8.21 \cdot (T + 273.15)}\right\} \cdot t_R^{-1.1335}$$

$$C_1 = 1.2692 \cdot \dot{\epsilon}_m^{0.74491} / r_1$$

$$C_2 = 0.48449 \cdot \dot{\epsilon}_m^{0.81155} / r_2$$

$$r_1 = 103.37 \cdot t_R^{-0.72607}$$

$$r_2 = 17.255 \cdot t_R^{-0.86775}$$

t_R はSUS 304に関するクリープ破断式(下式)より求められる。

$$(T + 273.15) \{ \log_{10}(\alpha_R \cdot t_R) + C \} = A_0 + A_1 \log_{10} \sigma + A_2 (\log_{10} \sigma)^2$$

なお、上式における各パラメータの値を表3.2-1に示す。

さらに、構成式を遷移クリープを含めた $\dot{\epsilon}_c = f(\sigma, T)$ 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 と温度 T に対する $\dot{\epsilon}_c$ の値を検討対象の保持時間 $t = 10 \text{ min}$ に対し求め最小二乗法にてパラメータを決定した。クリープ構成式には下式を採用した。

$$\dot{\epsilon}_c = A \cdot \sigma^\alpha (T/1000)^\beta$$

求められた各パラメータの値を表3.2-2に示す。

さらにクリープひずみ式を用いて算出された結果と表3.2-2に示す。

パラメータを用いて算出された結果との比較を図3.2-1に示す。

検討が予定されている645~655℃の間では計算結果と近似結果とは良い一致を示していることが解る。

表 3.2-1 クリープ破断式における各パラメータ値

Table 3.2-1 Calculated value of parameters in creep rupture equation for SUS 304

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

表 3.2-2 クリープ構成式における各パラメータ値

Table 3.2-2 Calculated value of parameters in creep constitutive equation

パラメータ	クリープ構成式における各パラメータ値
A	3.5557×10^{-4}
α	6.0504×10^0
β	3.0461×10^1

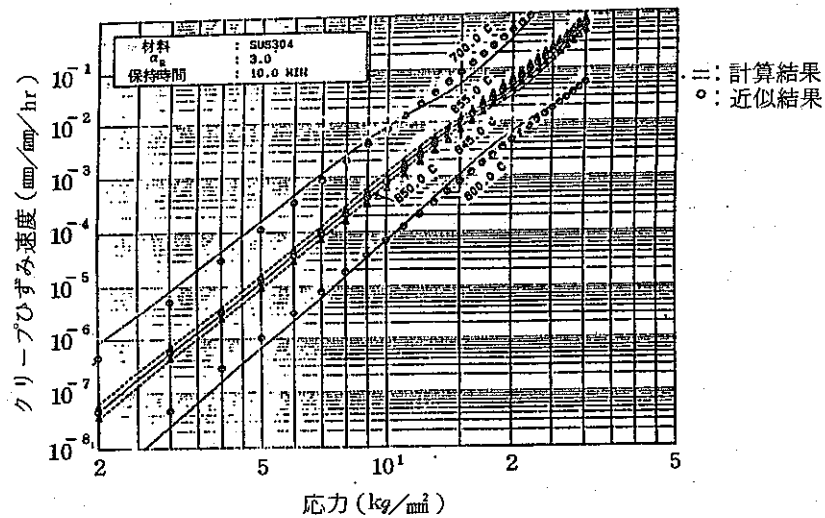


図 3.2-1 計算結果と近似結果との比較

Fig. 3.2-1 Relationship between calculated value and approximated value.

3.3 構成式の影響

3.1項に示す Ludwick 型の動的応力-ひずみ関係式を関数型もしくは多直線近似の形で用いた場合と、 $\Delta \epsilon_t = 6\%$ に対して求めた 2 直線近似式を用いた場合の解析結果を比較し、J 積分評価に及ぼす影響を比較する。

なお、 $2a = 5 \text{ mm}$ 、 10 mm の場合については昨年度実施した。

$\sigma_n = 13 \text{ kg/mm}^2$ までの荷重制御下の解析結果を引用し、($2a = 5 \text{ mm}$ の場合については) J' 積分評価に及ぼす影響についての比較を行っている。

3.3.1 $2a = 2 \text{ mm}$ の場合

図 3.3.1-1 には計算に用いた応力-ひずみ関係を示す。動燃団提示の関係式は

$$\epsilon_t = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{\frac{1}{m}}, \quad \sigma > \sigma_p$$

ここに、 $\sigma_p = 7.56 \text{ kgf/mm}^2$ 、 $K = 93.8244 \text{ kgf/mm}^2$ 、 $m = 0.3453$ である。

上記関係式を ORNL の方法で $\Delta \epsilon_t = 6.0\%$ に対して 2 直線近似を行うと、

$$\sigma_y = 20.189 \text{ kgf/mm}^2, \quad F = d\sigma/d\epsilon_t = 528.186 \text{ kgf/mm}^2$$

また、第 1 段階での σ_y を $\sigma_p = 7.56 \text{ kg/mm}^2$ に一致させて 5 直線で近似させた結果を図 3.3.1-1 及び表 3.3.1-1 に示す。これらの第 1 段階での降伏応力及び降伏ひずみは下記のとおりである。

	2 直線近似	多直線近似
$\sigma_{G.Y.}$	20.186 kgf/mm ²	7.56 kgf/mm ²
$\epsilon_{G.Y.} = \sigma_{G.Y.} / E$	0.137 %	0.0514 %

解析は図 3.1.2-4 (a) に示したモデルについて実施した。解析で行われた試験片中心線上の 2.5 mm ピッチ位置での Y 方向変位を荷重及び公称ひずみとの関係でそれぞれ図 3.3.1.2 ~ 図 3.3.1-5 に示す。試験片の断面積が 100 mm^2 であるから、公称応力は $\sigma_n = P/100 \text{ (kgf/mm}^2)$ 、また、公称ひずみは $Y = 12.5 \text{ mm}$ における変位を 12.5 mm で除した値 $\epsilon_n = \delta_{Y=12.5} / 12.5$ とした。2 直線近似の場合は降伏点 σ_y が高いため高荷重域まで変形は少ない。公称ひずみと変位の関係で両者を比較すると、Y が 5 mm 以上では大差ないが、 $Y = 0$ 、 $Y = 2.5 \text{ mm}$ では、 ϵ_n が約 0.2% 以上で、2 直線近似の方が大きくなっている。

図 3.3.1-6 には降伏状況を 2 直線近似と多直線近似について比較して示す。公称ひずみの小さい範囲では、2 直線近似の場合には降伏点が高いため降伏域が著しく小さい。図 3.3.1-7 には、試験片中心線上の弾塑性境界を公称ひずみとの関係で示す。中心線上の降伏は他の部分に比して遅れ、上下方向から降伏が進む。多直線近似の場合は、弾性核の領域が小さい。

図 3.3.1-8、図 3.3.1-9 には、き裂中央部の開口変位 COD すなわち、 $Y = 0$ での変位の 2 倍、及びき裂先端開口変位 CTOD を、それぞれ荷重 P、公称ひずみ ϵ_n との関係で示す。CTOD の値には、き裂先端からき裂長の $1/10$ ($0.1a = 0.1 \text{ mm}$) 入った第 1 節点の変位を用いた。COD、CTOD とともに、同一荷重で比較すると多直線近似の方が大きい。同一の公称ひずみで比較すると 2 直線近似の方が大きい。後者は、図 3.3.1-1 において、公称ひずみが 0.1

～0.7%の範囲ではそれに対応する公称応力が2直線近似の場合に高くなる結果、き裂周辺の変形が増大するためと考えられる。

図3.3.1-4(a)に示した積分経路について得たJ積分値の経路独立性を検討した結果を図3.3.1-10, 図3.3.1-11に示す。き裂先端の最近接要素についての経路1の結果を除けば、経路独立性が認められる。このため、以下の検討においては、経路2～7についての平均値をJ積分値として用いることとする。図3.3.1-12～図3.3.1-15には、J積分値と荷重及び公称ひずみの関係を示す。傾向はCTODの場合に類似している。

図3.3.1-16, 図3.3.1-17には、それぞれCOD, CTODと J_L の比と公称ひずみの関係を示す。いずれも、公称ひずみの小さい範囲では大きな値を示すが、公称ひずみが約0.1%以上では、ほぼ一定値となり、2直線近似と多直線近似の差も小さい。

弾性域では、無限板中のき裂の中央部における開口変位CODとき裂先端からrの点の開口変位は以下のように表わされる。

$$\begin{aligned} \text{COD} &= \frac{4\sigma a}{E} \\ &= \frac{K^2}{E} \frac{4}{\pi\sigma} \\ &= \frac{4}{\pi\sigma} J \\ \text{CTOD} &= \frac{2(1+\nu)}{E} K_I \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \\ &= \frac{2(1+\nu)}{\sigma\sqrt{\pi a}} \frac{K_I^2}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \\ &= \frac{1+\nu}{\pi} \frac{\sqrt{2r/a}}{\sigma} J \end{aligned}$$

したがって、 COD/J , CTOD/J は公称応力 σ に反比例する。

一方、弾塑性状態では、Riceの簡便式によれば

$$J = \frac{2}{bB} \int_0^{\text{COD}} P d(\text{COD})$$

また、CTODとJの間には

$$J = m\sigma_0(\text{CTOD})$$

ここに、mは定数でDugdaleモデルでは1、すべり線場理論を用いたき裂の鈍化解析によれば1.5、 σ_0 は降伏応力である。上2式は COD/J , CTOD/J が一定となることを説明すると考えられる。

図3.3.1-18, 図3.3.1-19には、2直線近似と多直線近似に対して得られたCTOD, J積分値の比を示す。いずれの場合も、全面降伏近傍から2直線近似の方が値が大きくなり、公称ひずみが約0.3%で最大となる。CTOD, J積分値の比の最大値はそれぞれ約1.4, 約1.2である。

表 3.3.1-1 多直線近似法

Table 3.3.1-1 Hardening coefficient for multi-linear approximation.

	Stress (kgf/mm ²)	Hardening (kgf/mm ²)
1	0 ~ 7.56	14706
2	7.56 ~ 15.0	10845
3	15.0 ~ 23.0	1600
4	23.0 ~ 32.0	600
5	32.0 ~	292

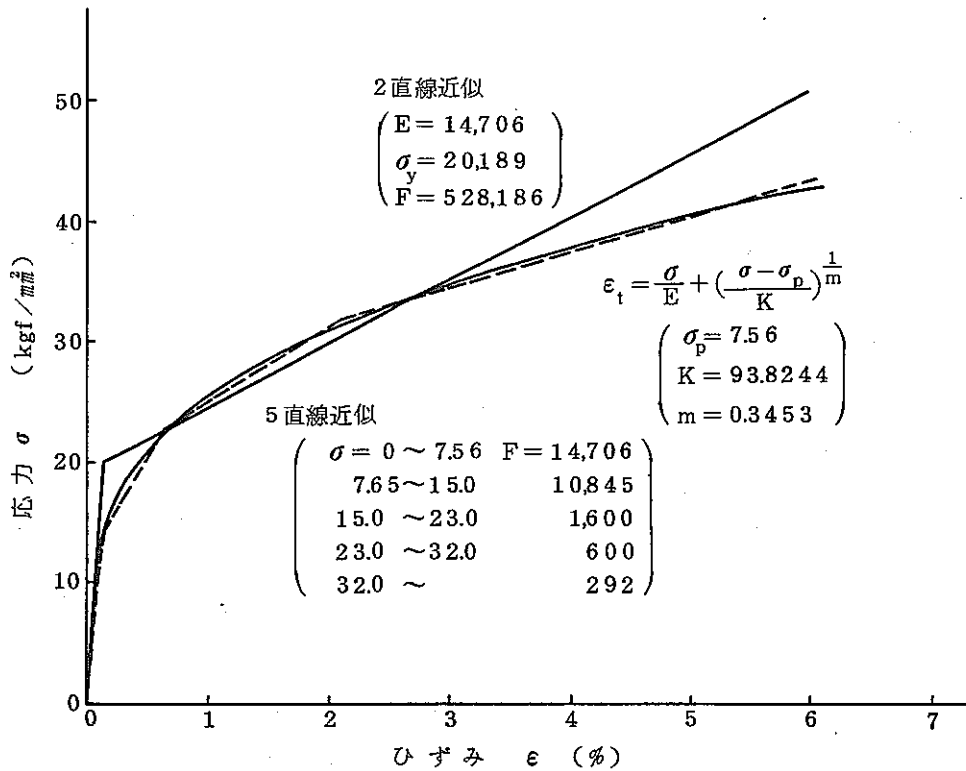


図 3.3.1-1 計算に使用した応力-ひずみ線図

Fig. 3.3.1-1 Stress-strain relations used for calculation.

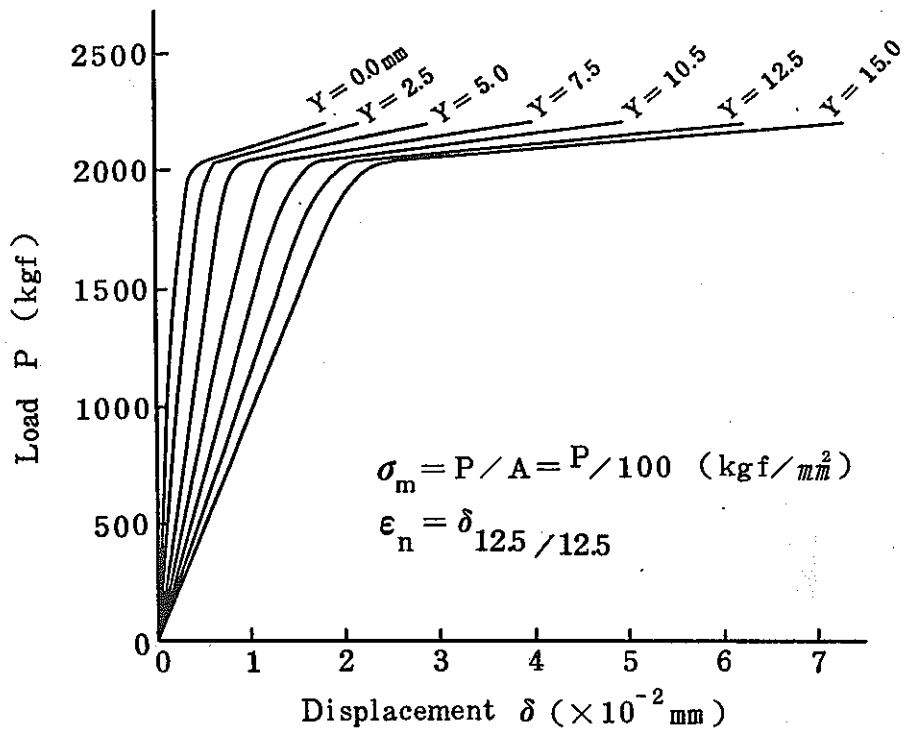


図 3.3.1-2 荷重 P と試験片中心線上変位 δ の関係 (2 直線近似)
 Fig. 3.3.1-2 Relationship between load and displacement for center line points (Bi-linear).

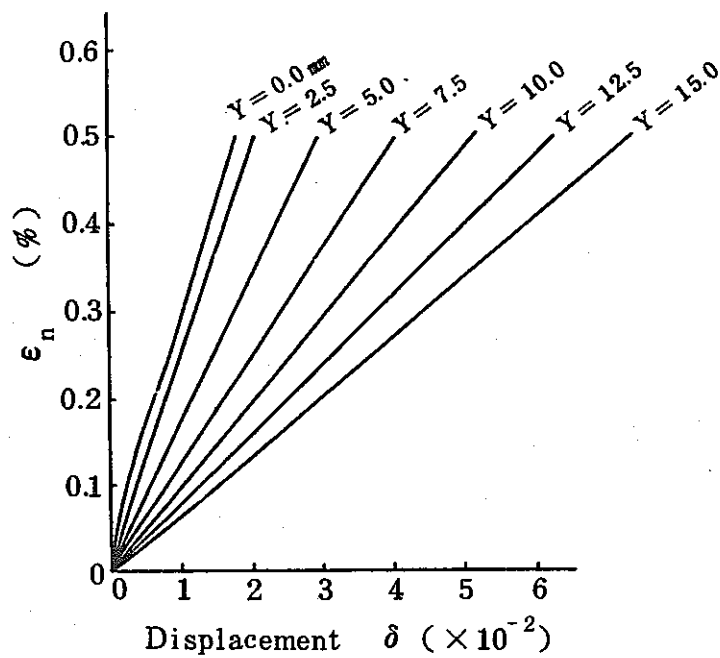


図 3.3.1-3 公称ひずみ ϵ_n と試験片中心線上変位 δ の関係 (2 直線近似)
 Fig. 3.3.1-3 Relationship between nominal strain and displacement for center line points (Bi-linear).

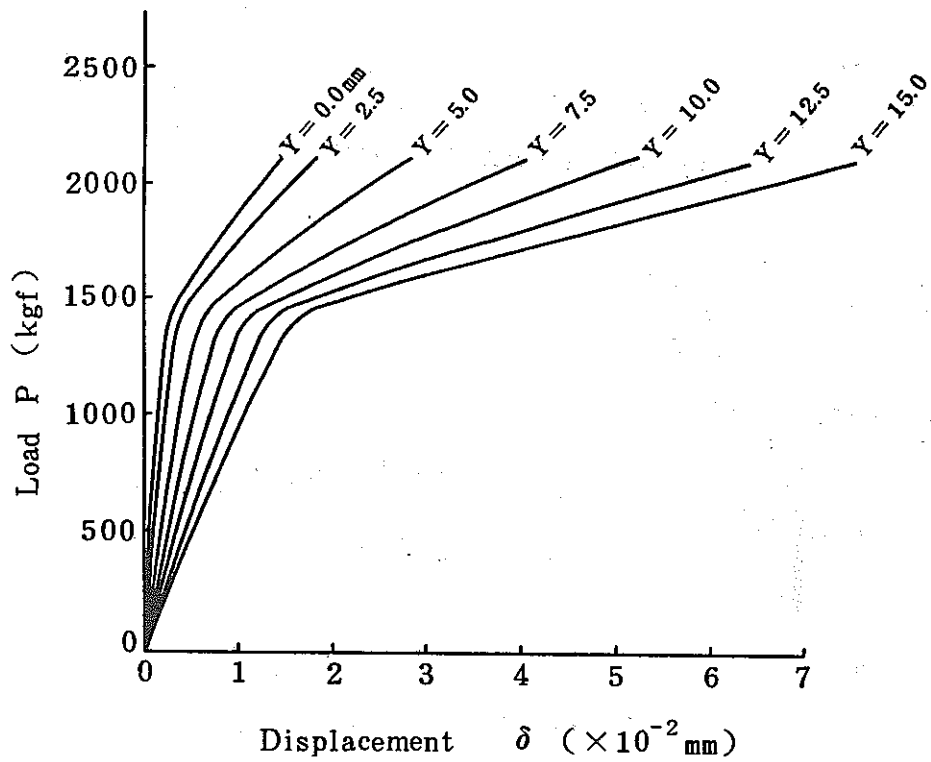


図 3.3.1-4 荷重 P と試験片中心線上変位 δ の関係 (多直線近似)
 Fig. 3.3.1-4 Relationship between load and displacement for center line points (Multi-linear).

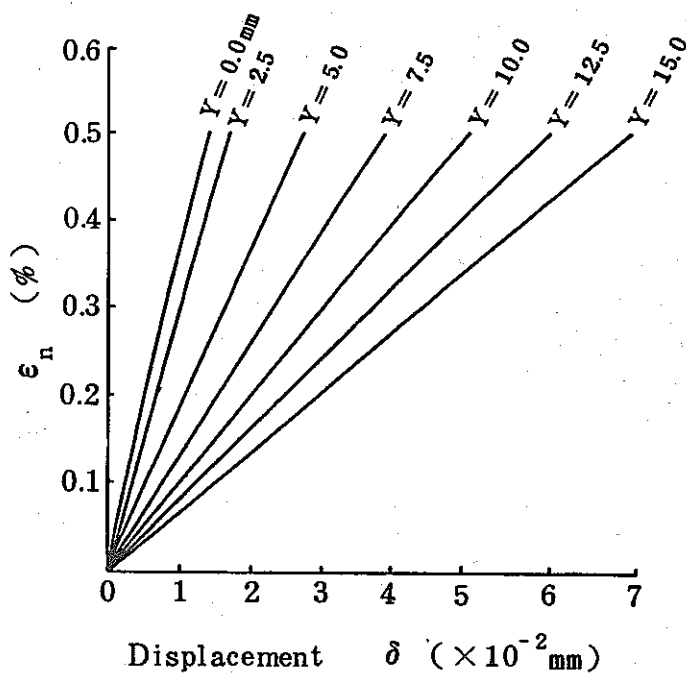
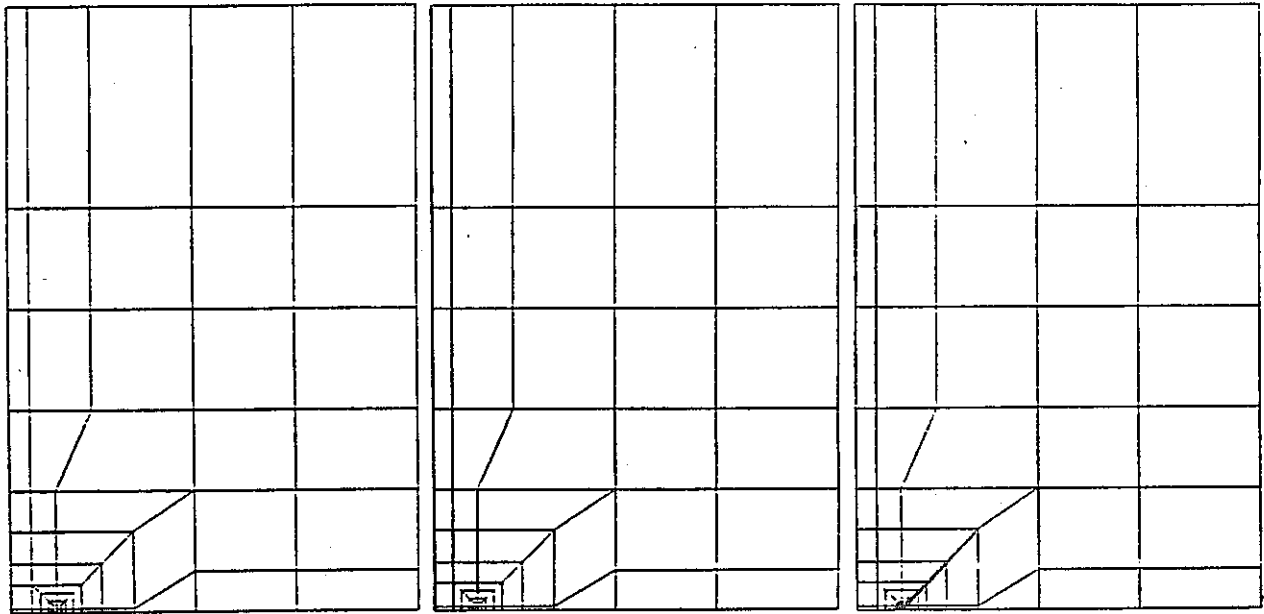


図 3.3.1-5 公称ひずみ ϵ_n と試験片中心線上変位 δ の関係 (多直線近似)
 Fig. 3.3.1-5 Relationship between nominal strain and displacement for center line points (Multi-linear).



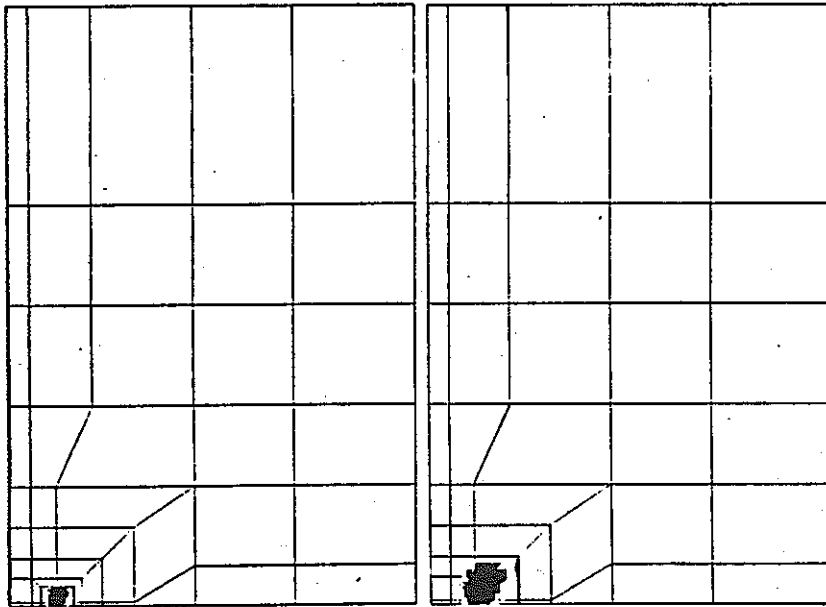
$\epsilon_n = 0.0251\%$
 $P = 360 \text{ kgf}$

$\epsilon_n = 0.0418\%$
 $P = 606 \text{ kgf}$

$\epsilon_n = 0.0628\%$
 $P = 909 \text{ kgf}$

(a) 2直線近似

$\left(\begin{array}{l} \epsilon_{G.Y.} = 0.137\% \\ P_{G.Y.} = 2019 \text{ kgf} \end{array} \right)$



$\epsilon_n = 0.0257\%$
 $P = 364 \text{ kgf}$

$\epsilon_n = 0.0418\%$
 $P = 606 \text{ kgf}$

$\epsilon_n = 0.0627\%$
 $P = 879 \text{ kgf}$

(b) 多直線近似

$\left(\begin{array}{l} \epsilon_{G.Y.} = 0.0514\% \\ P_{G.Y.} = 756 \text{ kgf} \end{array} \right)$

図 3.3.1-6 降伏域の拡大状況

Fig. 3.3.1-6 Extension of plastic zone

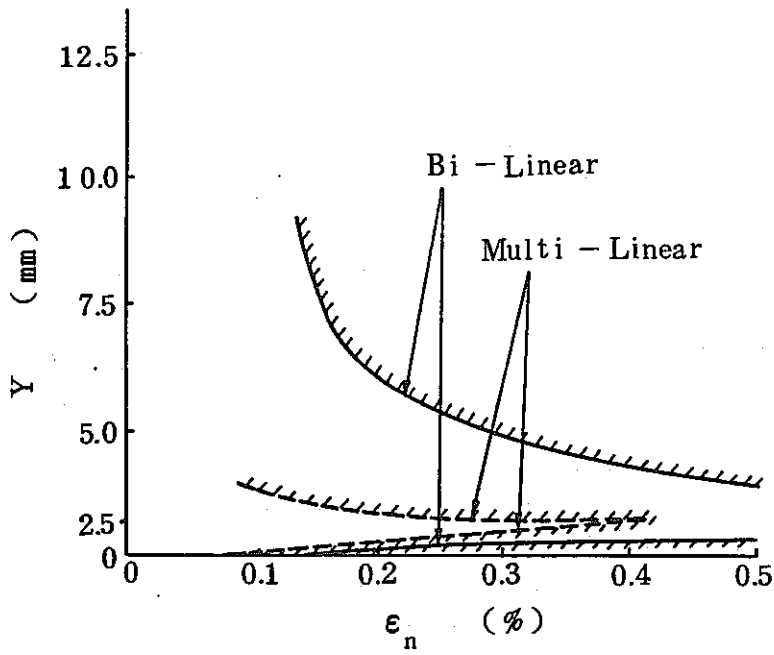


図 3.3.1-7 中心線上降伏領域と ϵ_n の関係
 Fig. 3.3.1-7 Elastic boundary on center line.

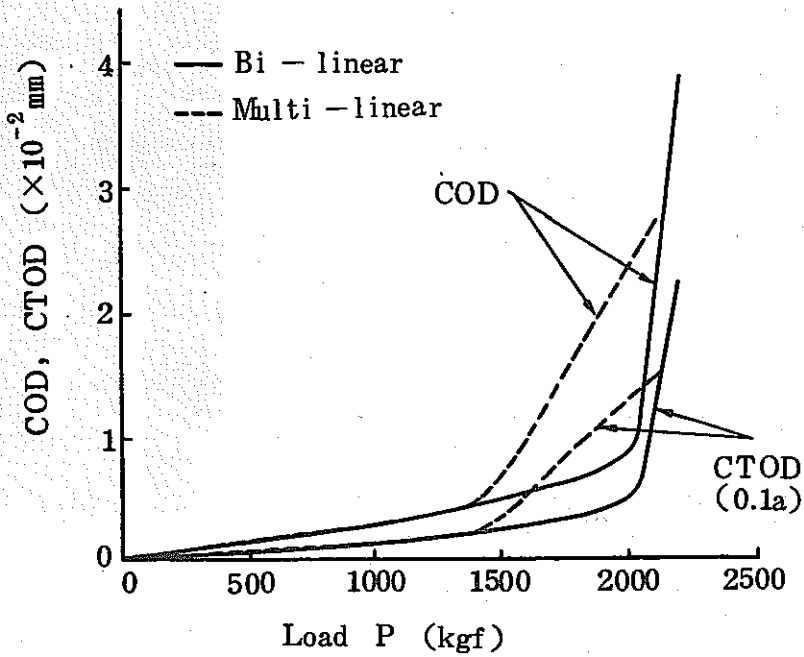


図 3.3.1-8 P と COD, CTOD の関係
 Fig. 3.3.1-8 Relationship between load and COD, CTOD.

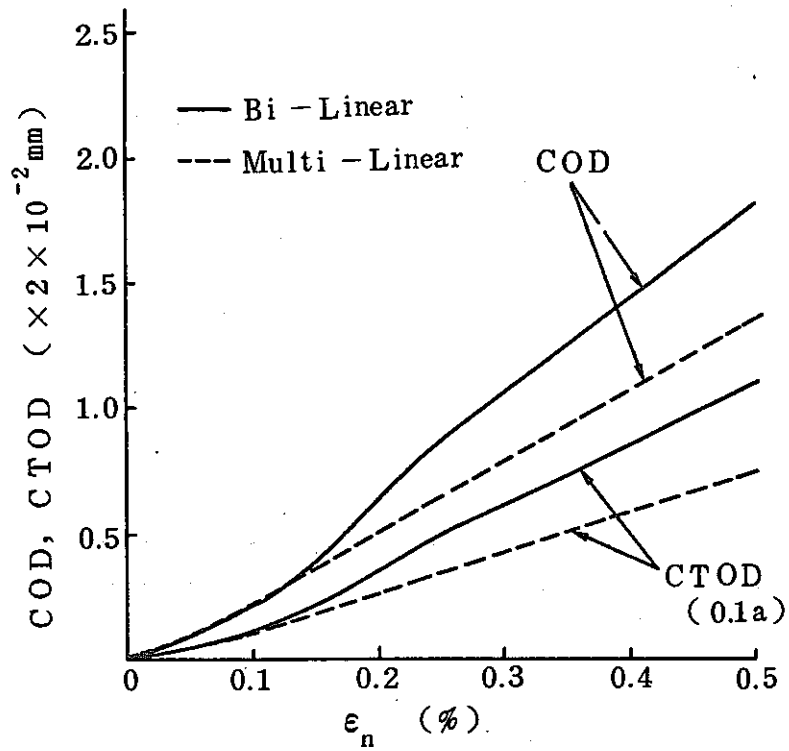


図 3.3.1-9 ϵ_n とCOD, CTODの関係
 Fig. 3.3.1-9 Relationship between nominal strain and COD, CTOD.

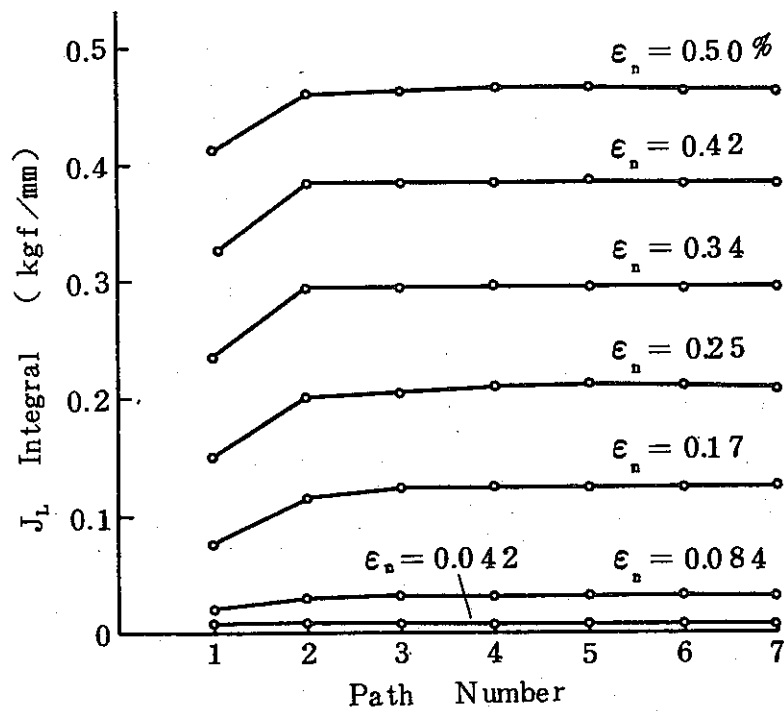


図 3.3.1-10 J積分値の径路独立性(2直線近似)
 Fig. 3.3.1-10 Path independence of J-integral (Bi-linear).

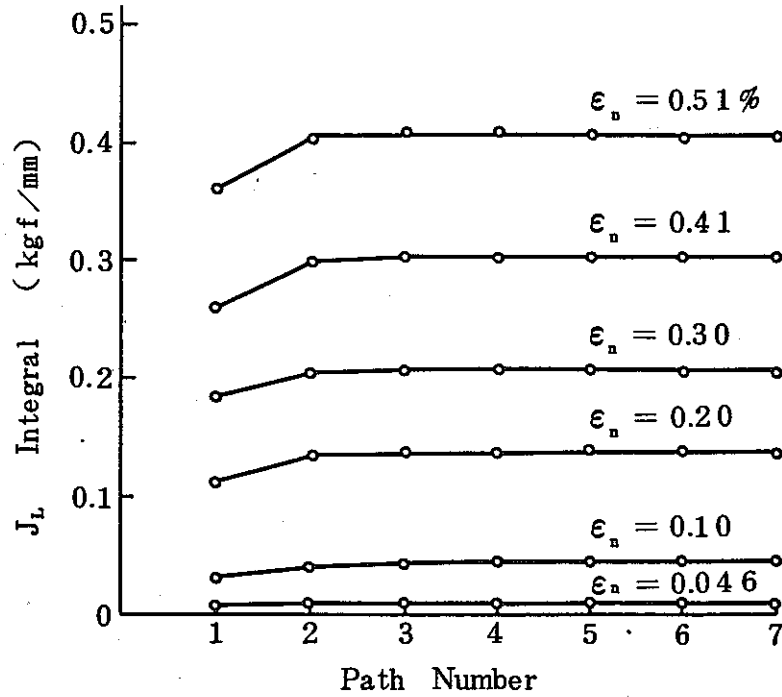


図 3.3.1-11 J 積分値の経路独立性 (多直線近似)
 Fig. 3.3.1-11 Path independence of J-integral (Multi-linear).

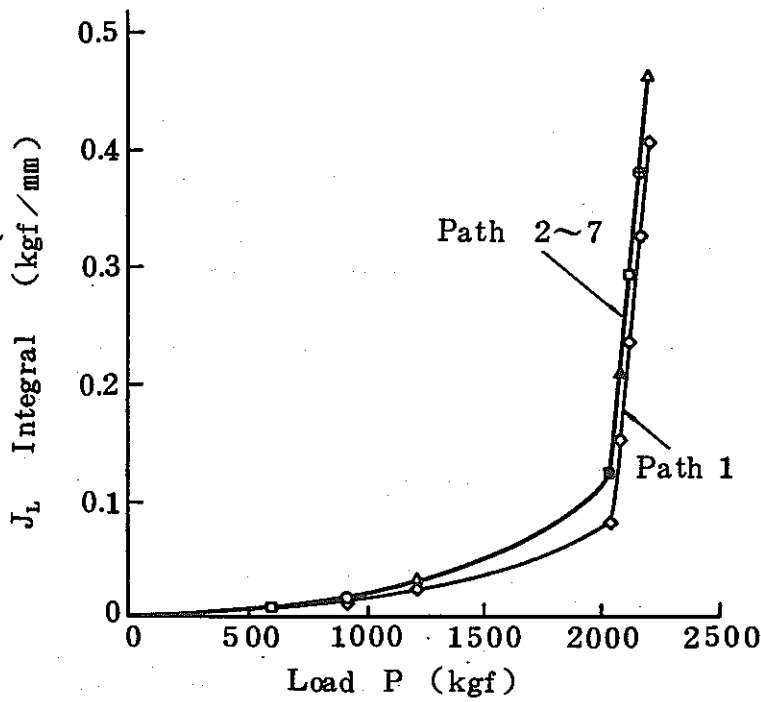


図 3.3.1-12 J 積分値と荷重の関係 (2直線近似)
 Fig. 3.3.1-12 Relationship between load and J-integral (Bi-linear).

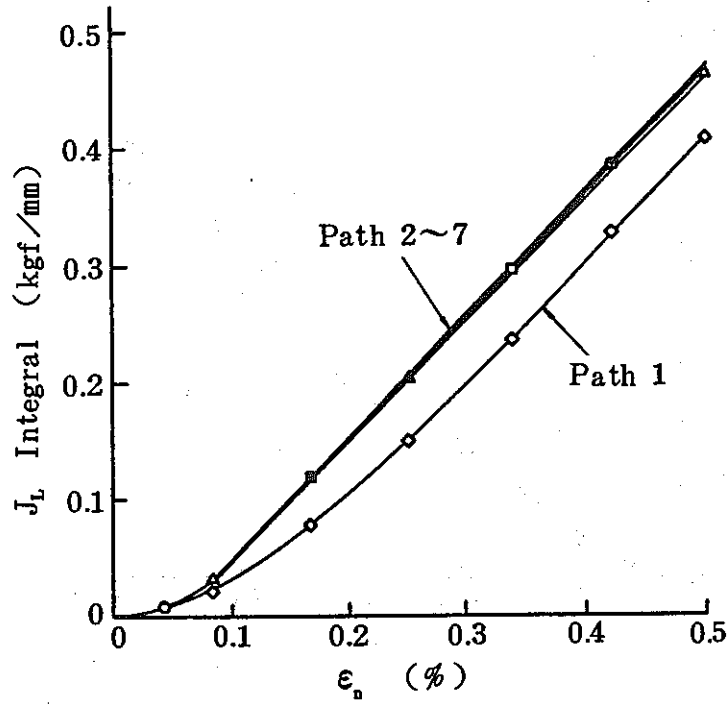


図 3.3.1-13 J 積分値と公称ひずみの関係 (2 直線近似)
 Fig. 3.3.1-13 Relationship between nominal strain and J-integral (Bi-linear).

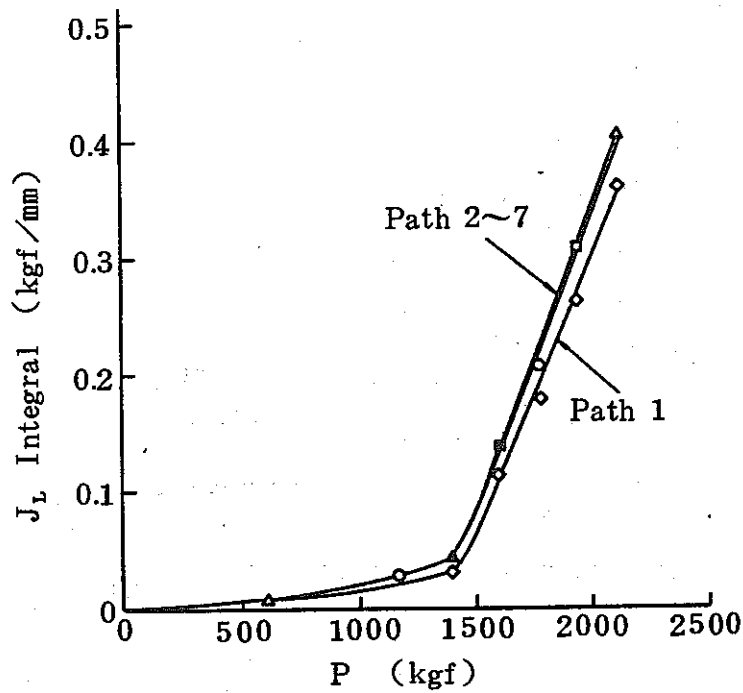


図 3.3.1-14 J 積分値と荷重の関係 (多直線近似)
 Fig. 3.3.1-14 Relationship between load and J-integral (Multi-linear).

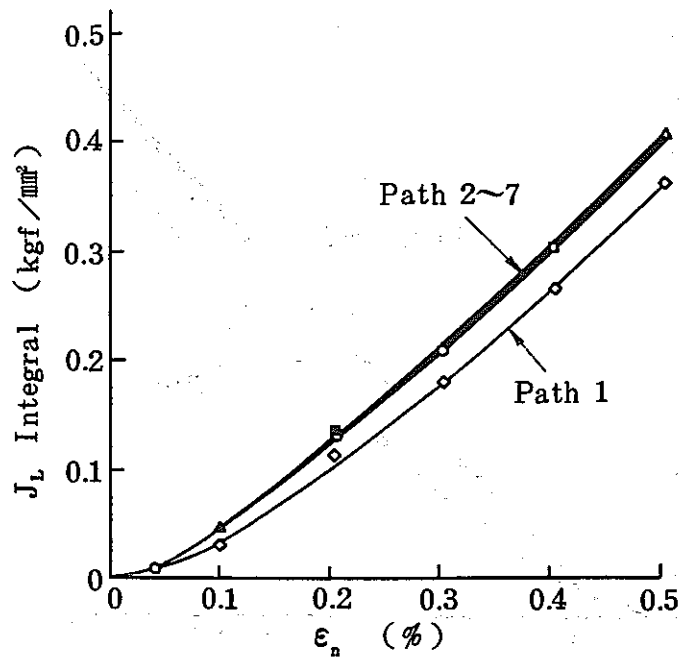


図 3.3.1 - 15 J 積分値と公称ひずみの関係(多直線近似)
 Fig. 3.3.1 - 15 Relationship between nominal strain and J-integral (Multi-linear).

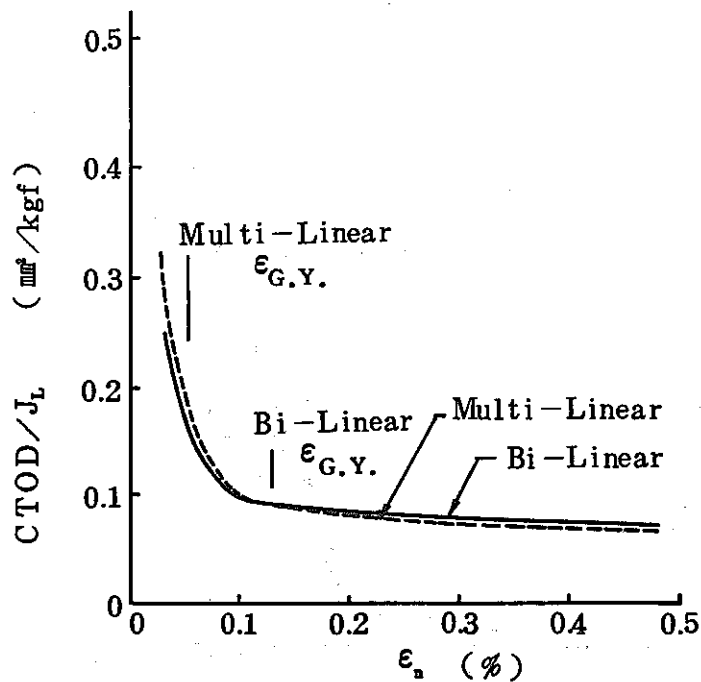


図 3.3.1 - 16 COD/J_Lとε_nの関係
 Fig. 3.3.1 - 16 Relationship between nominal strain and the ratio of COD and J_L.

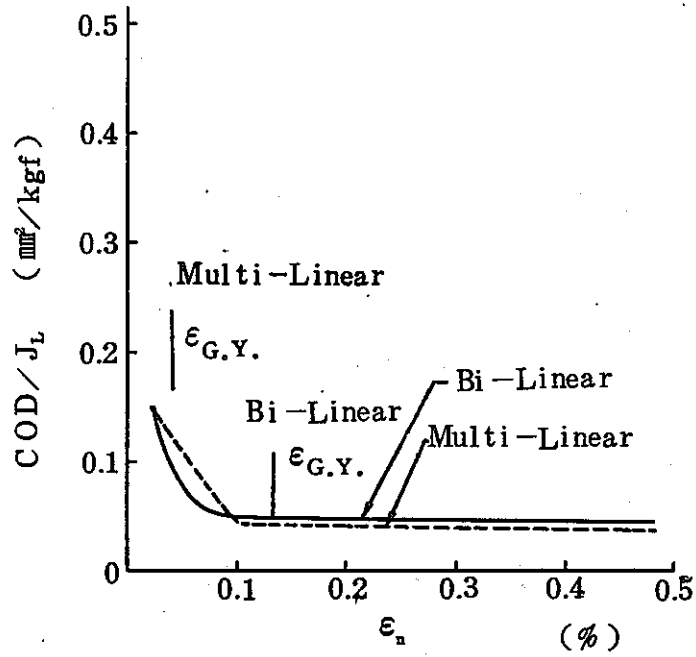


図 3.3.1-17 COD/J_Lとε_nの関係

Fig. 3.3.1-17 Relationship between nominal strain and the ratio of CTOD and J_L.

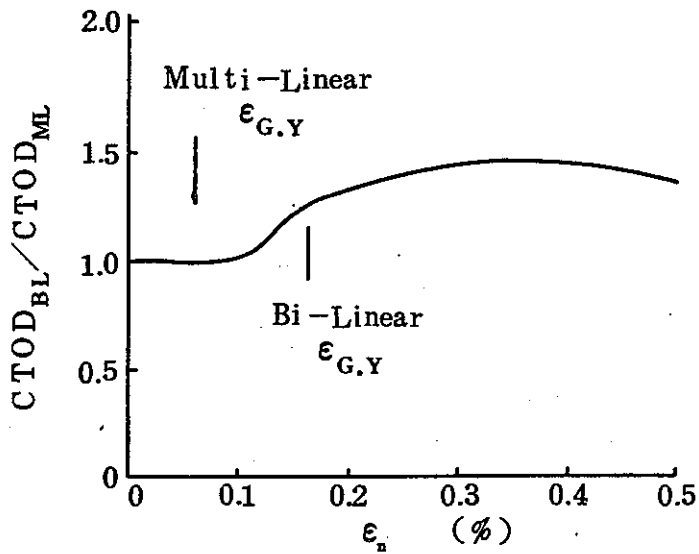


図 3.3.1-18 CTOD_{BL}/CTOD_{ML}とε_nの関係

Fig. 3.3.1-18 Relationship between nominal strain and the ratio of CTOD values for bi-linear and multi-linear relations.

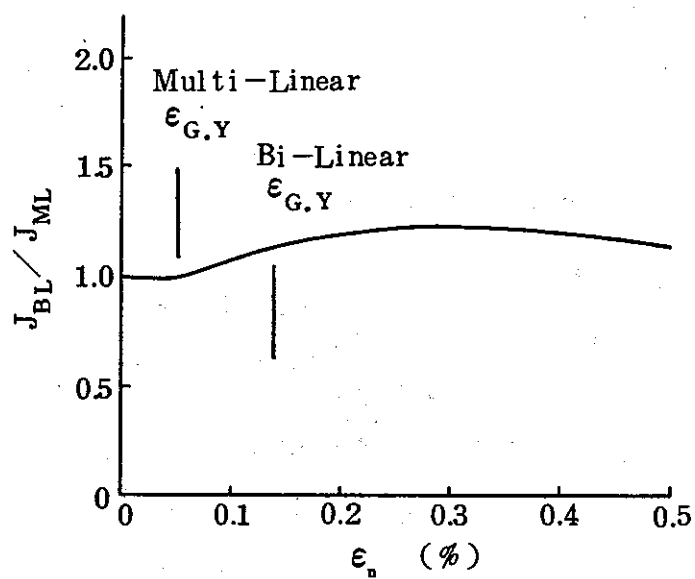


図 3.3.1 - 19 J_{BL}/J_{ML} と ϵ_n の関係

Fig. 3.3.1 - 19 Relationship between nominal strain and the ratio of J-integral values for bi-linear and multi-linear relations.

3.3.2 2 a = 5 mmの場合

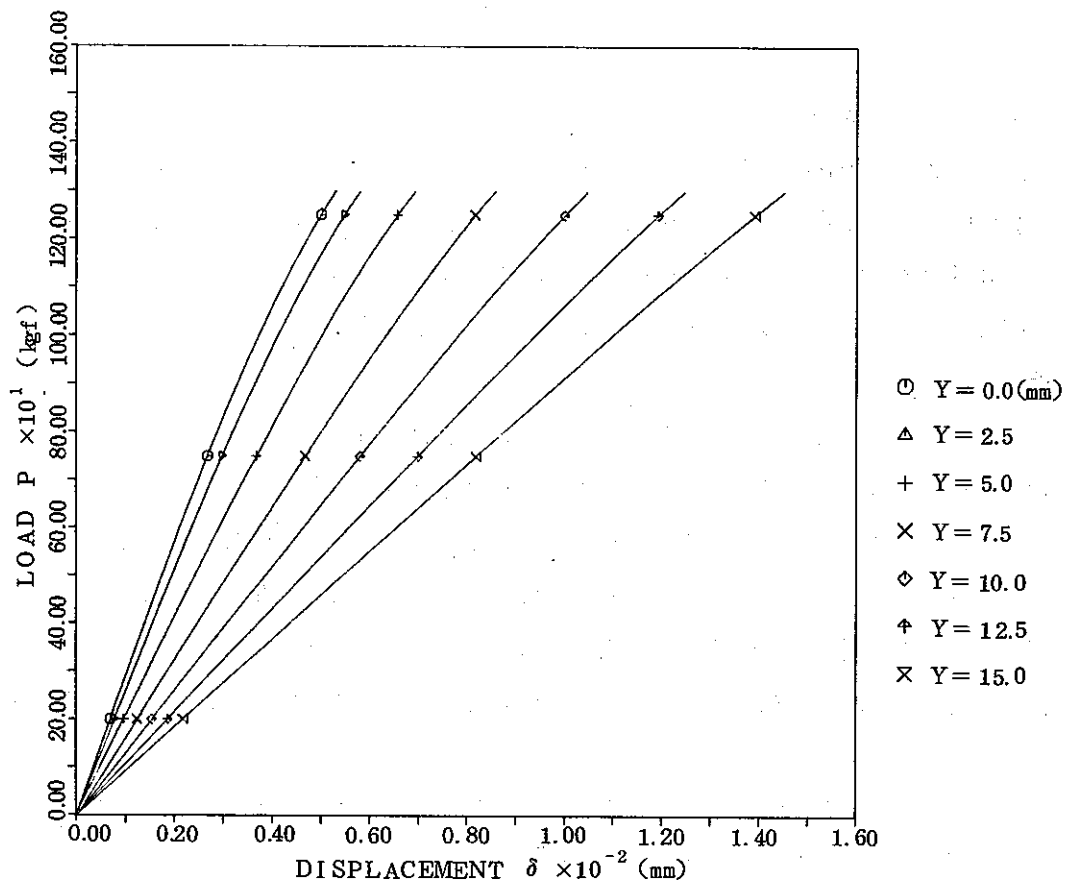
図 3.3.2 - 1 (a)(b)に 2 直線近似式を用いた場合とLudwick 型を用いた場合の解析より得られた試験片中心線上の荷重-変位関係図をそれぞれ示す。P = 1300 kgf での変形量を比較すると、2 直線近似式を用いた場合には約 $\frac{2}{3}$ の過小評価となっている。

図 3.3.2 - 2 (a)(b)に塑性域の進展状況を示すが、2 直線近似により降伏応力 σ_y が高くなり塑性域の進行が著しくおさえられている。

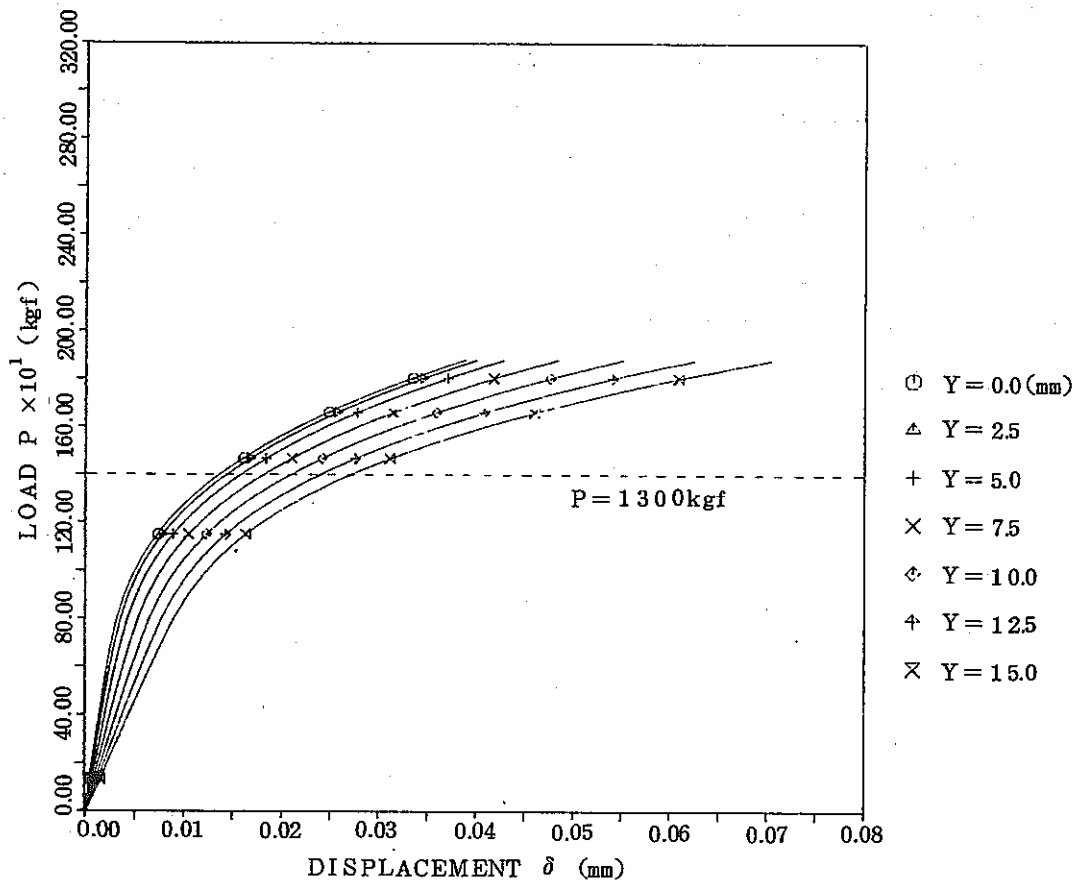
図 3.3.2 - 3 ならびに図 3.3.2 - 4 に、2 直線近似を用いた場合と Ludwick 型を用いた場合の解析より得られた各経路の J 積分値の比較をそれぞれ示す。図 3.3.2 - 3 は J 積分値の変化を荷重に対して整理したもの、図 3.3.2 - 4 は公称ひずみに対して整理したものである。同一の荷重レベル (例えば P = 1300 kgf) で両者を比較すれば、図 3.3.2 - 3 の 2 直線近似式を用いた場合、変形量の差異に対応して約 $\frac{2}{3}$ 過小評価となっている。一方、同一の公称ひずみレベルで両者を比較した場合には、2 直線近似式を用いた場合の方が逆に大きくなっているがその差は約30%程度である。

図 3.3.2 - 5 は COD ならびに CTOD の変化を公称ひずみと ϵ_n に対して整理したもので、 $\epsilon_n < 0.1\%$ の範囲内では構成式の影響は小さいようである。

次に荷重保持中の J' 積分評価に及ぼす弾塑性構成式の影響を検討する。図 3.3.2 - 6 は J' 積分の時間変化を示すもので、(a)は昨年度実施した 2 直線近似の弾塑性応力-ひずみ関係式を用いたもの、(b)は今年度実施した Ludwick 型の応力-ひずみ関係式を用いたもので、650°C 温度一様のケースについて示している。ただし、使用したクリープ構成式は両者で若干異なっており、 $\sigma_n = 13 \text{ kg/mm}^2$ では約10%昨年度の方がクリープひずみ速度が高くなっており、さらに $\sigma_{net} = 17.33 \text{ kg/mm}^2$ では約20%高いひずみ速度となっている。図 3.3.2 - 6 (a), (b)の両者を比較すると、(a)に示す 2 直線近似式を用いた昨年度の解析から求めた J' 積分は、(b)に示す今年度の結果に比べ約30%高くなっており、弾塑性応力-ひずみ式の差異よりもクリープひずみ式の差異の影響があらわれたものと考えられる。

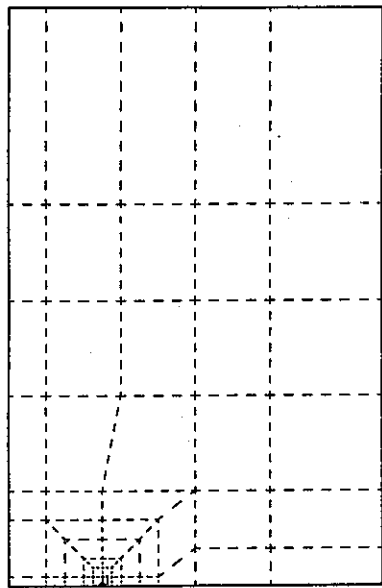


(a) 2直線近似の応力-ひずみ関係を用いた場合

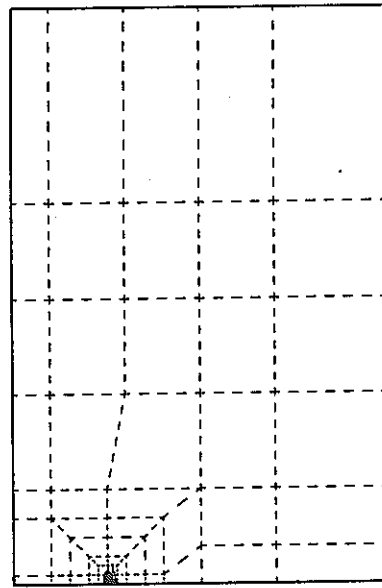


(b) Ludwick型の応力-ひずみ関係を用いた場合

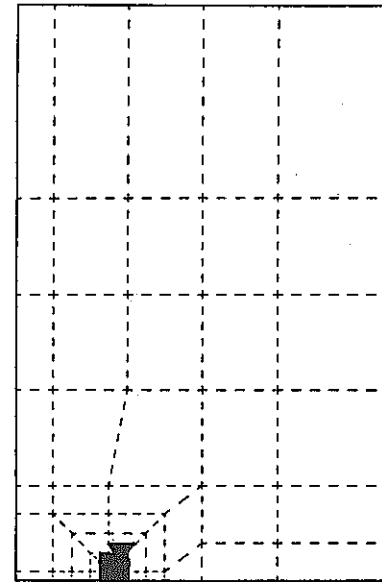
図 3.3.2 - 1 荷重-変位関係図 (試験片中心線上)
 Fig. 3.3.2 - 1 Load-displacement curve (on the center line of CCT specimen)



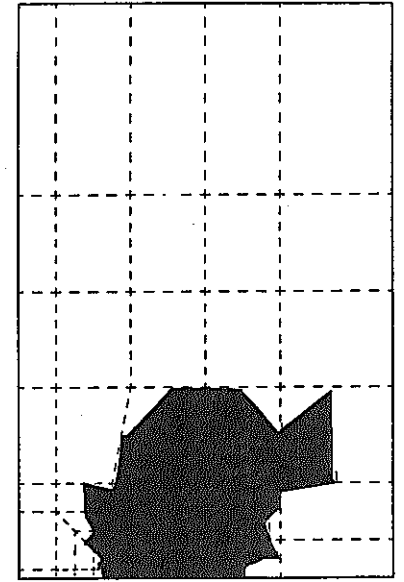
P = 400 KGF



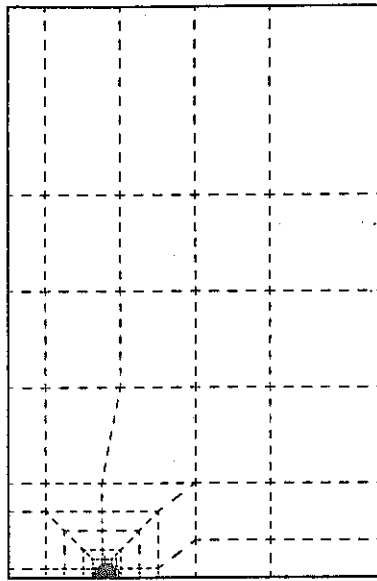
P = 600 KGF



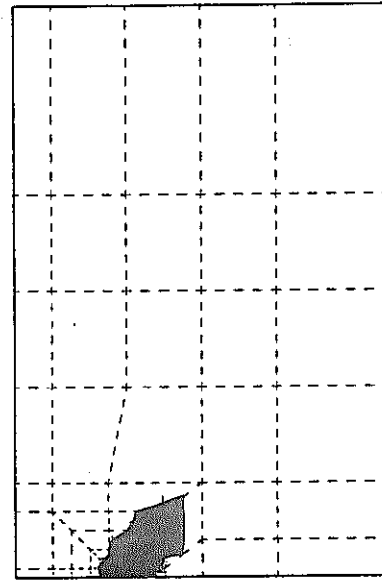
P = 406 KGF



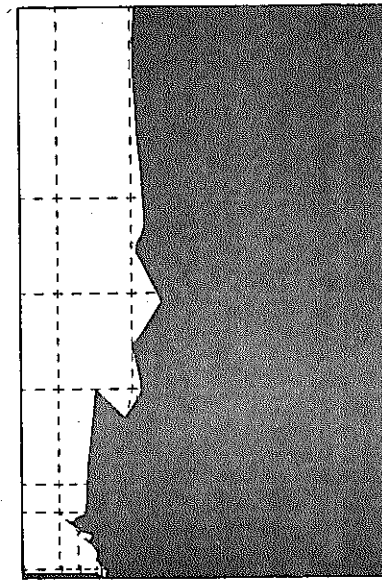
P = 672 KGF



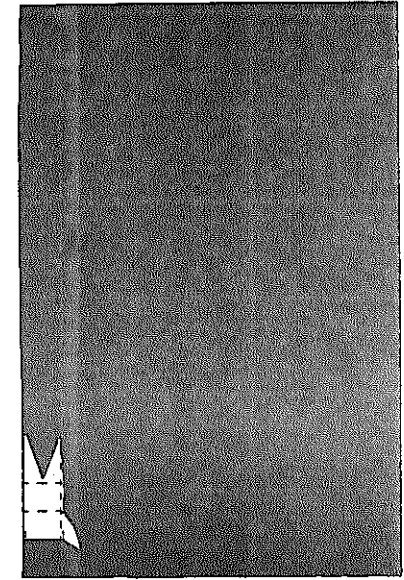
P = 800 KGF



P = 1300 KGF



P = 794 KGF



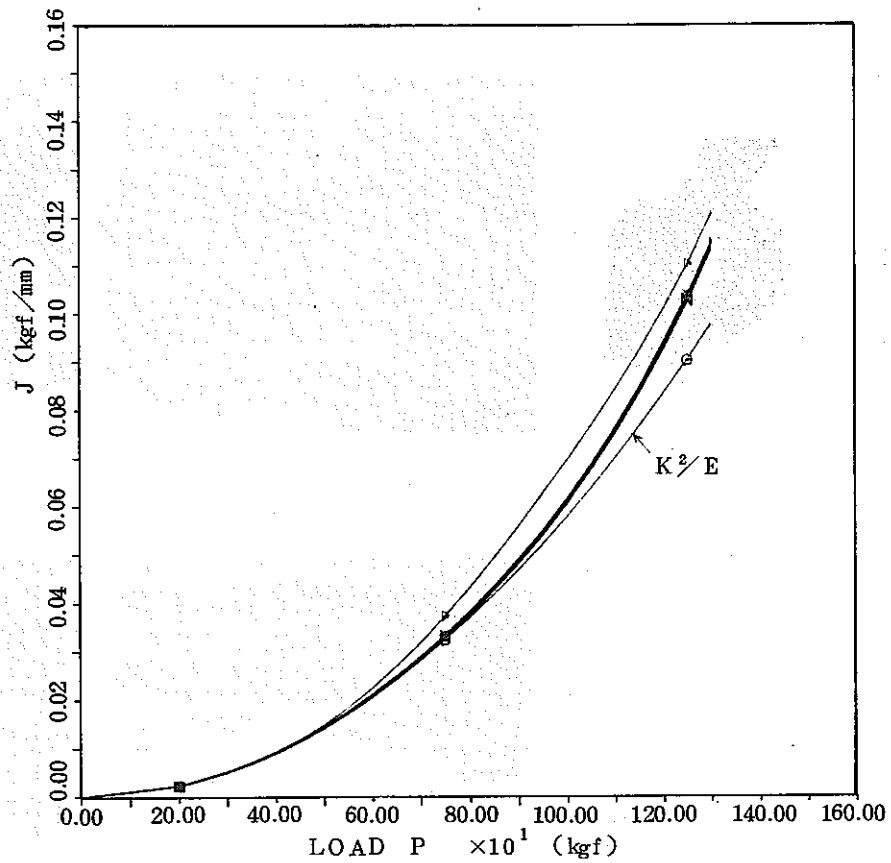
P = 1300 KGF

(a) 2直線近似の応力-ひずみ関係を用いた場合

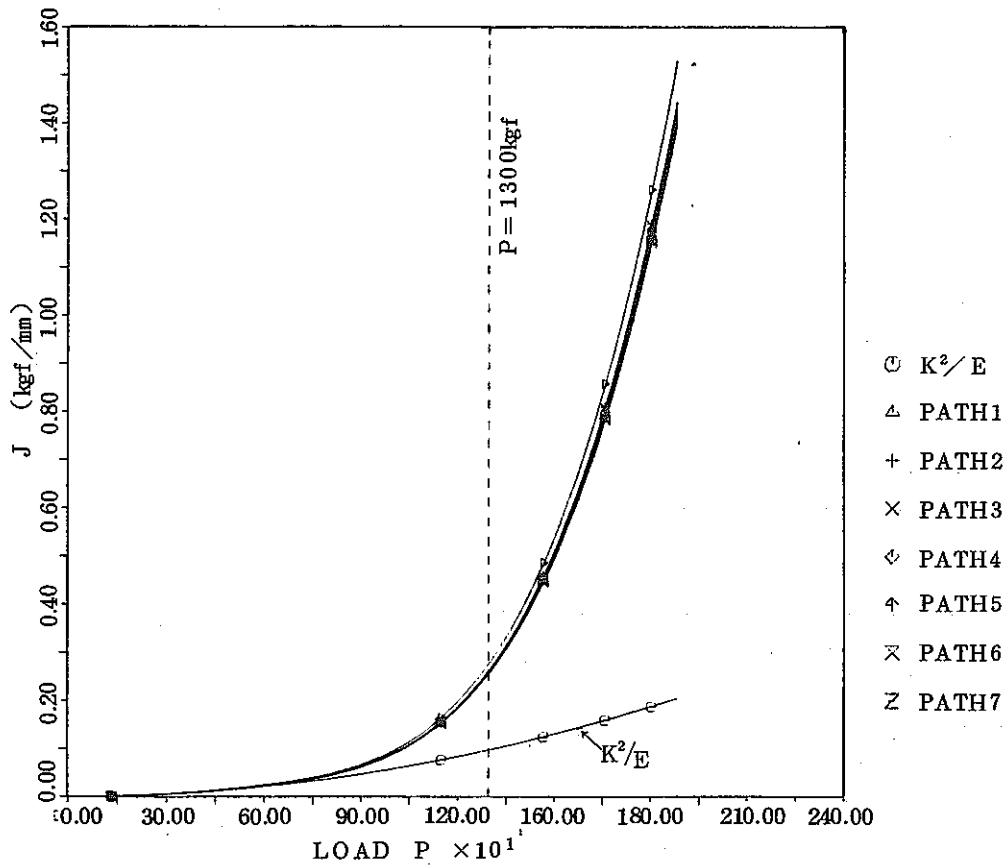
(b) Ludwick型の応力-ひずみ関係を用いた場合

図 3.3.2-2 塑性域の変化

Fig. 3.3.2-2 Growth of plastic zone

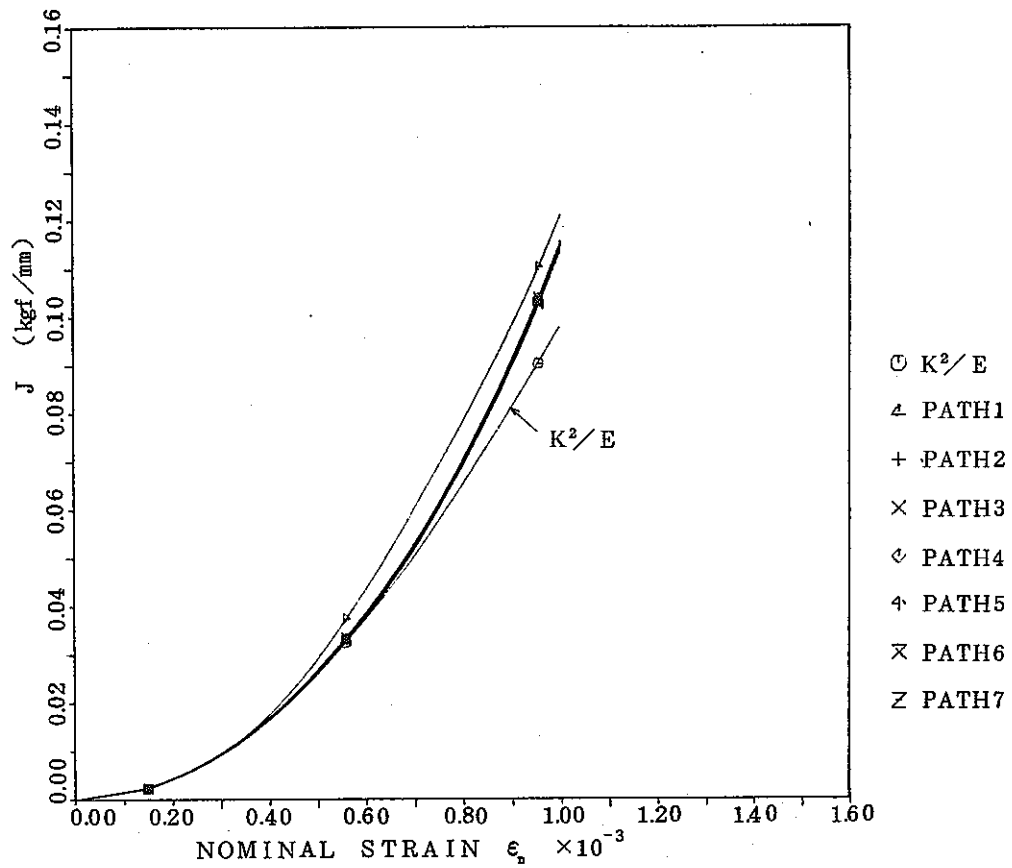


(a) 2直線近似の応力-ひずみ関係を用いた場合

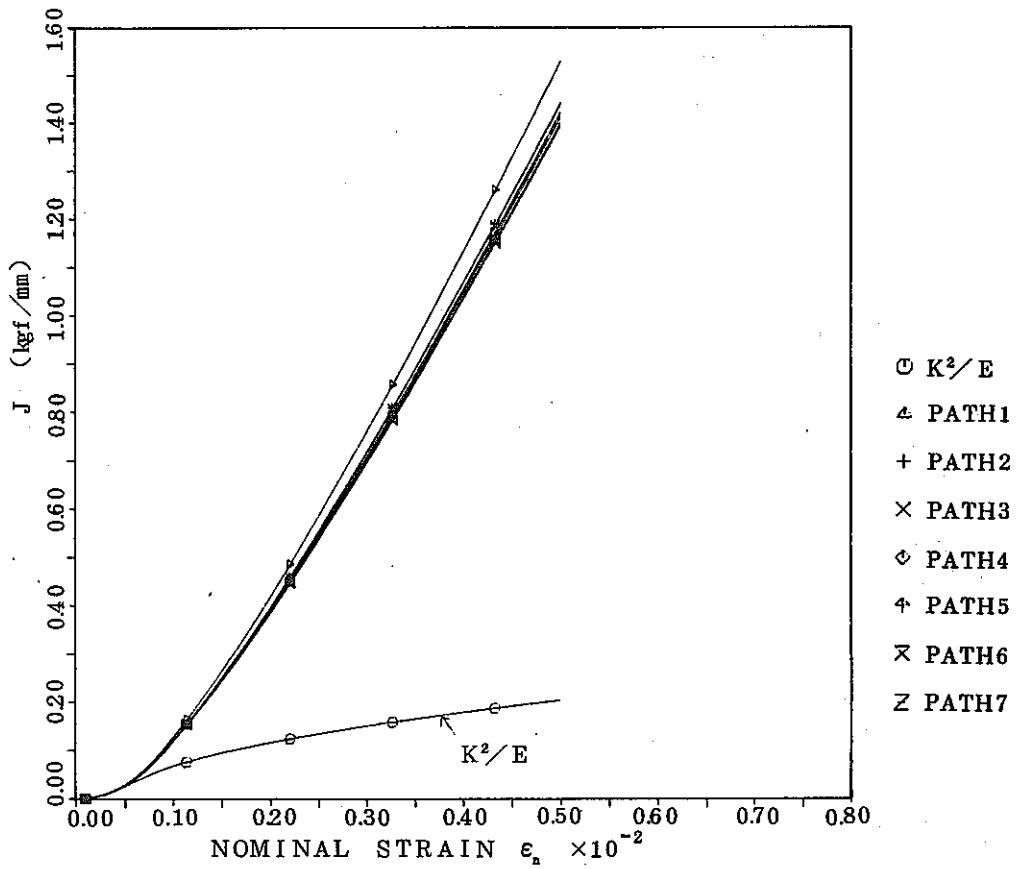


(b) Ludwick型の応力-ひずみ関係を用いた場合

図 3.3.2-3 Jの荷重に対する変化
Fig. 3.3.2-3 J-integral versus load



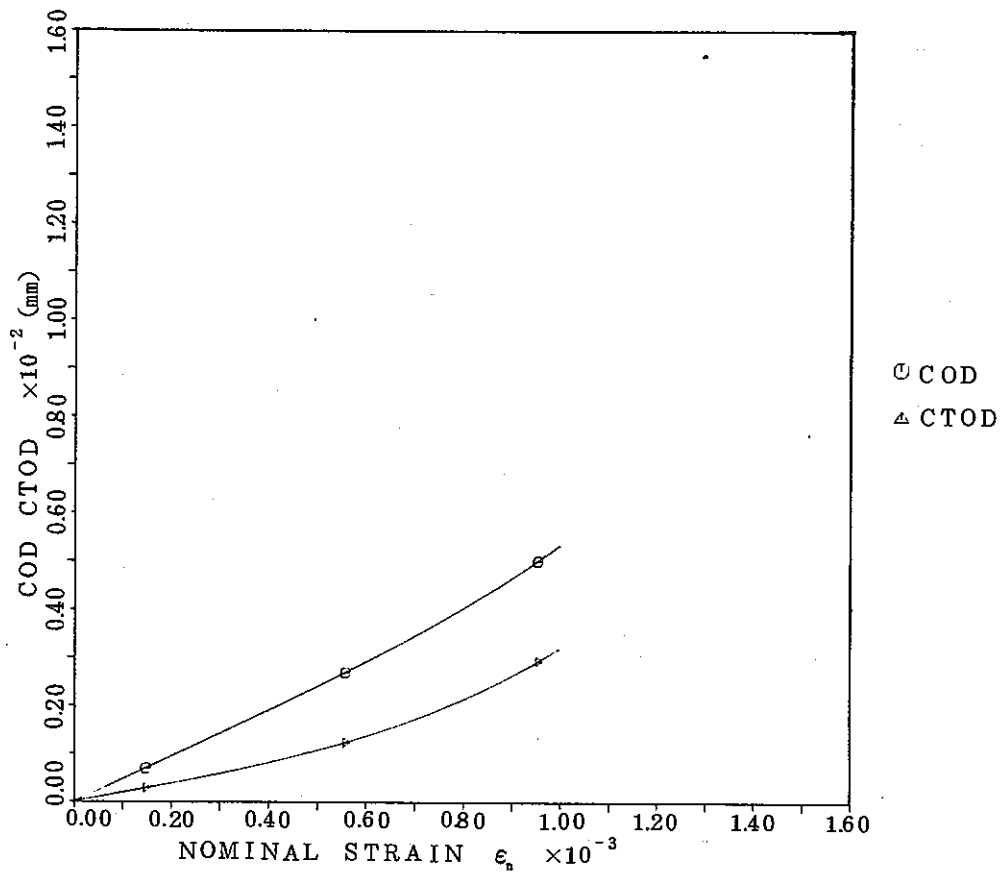
(a) 2直線近似の応力-ひずみ関係を用いた場合



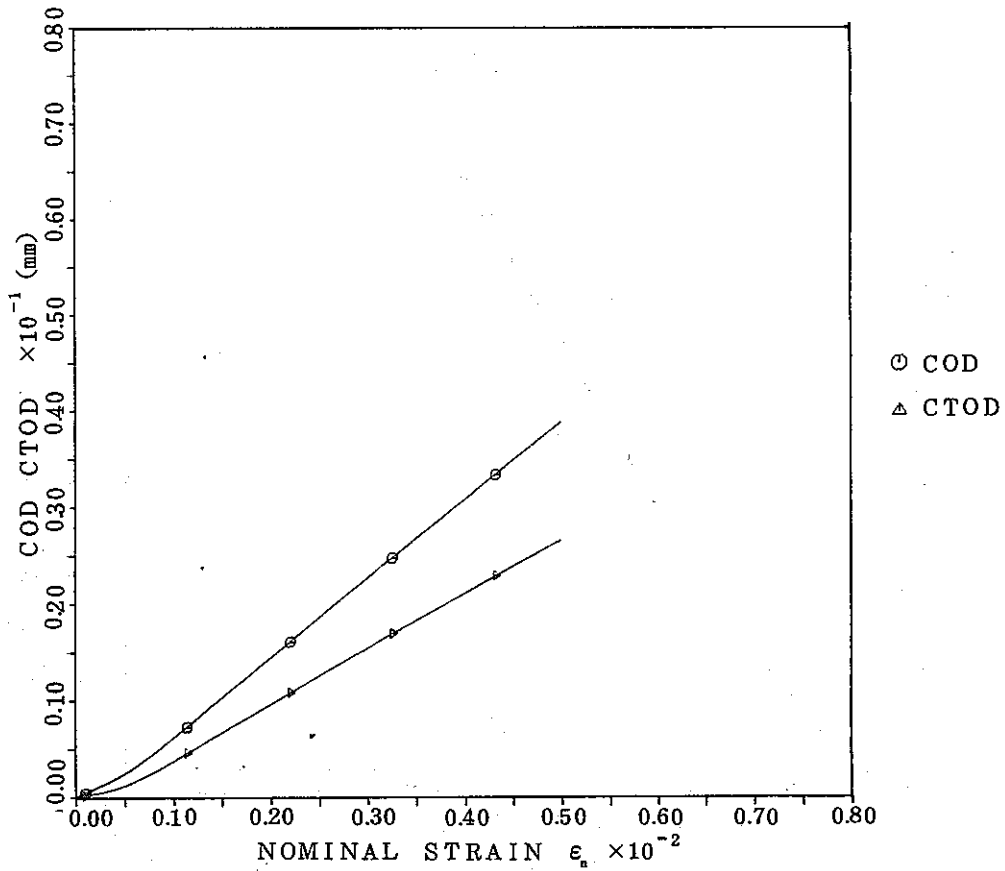
(b) Ludwick型の応力-ひずみ関係を用いた場合

図 3.3.2-4 Jの公称ひずみに対する変化

Fig. 3.3.2-4 J-integral versus nominal strain.

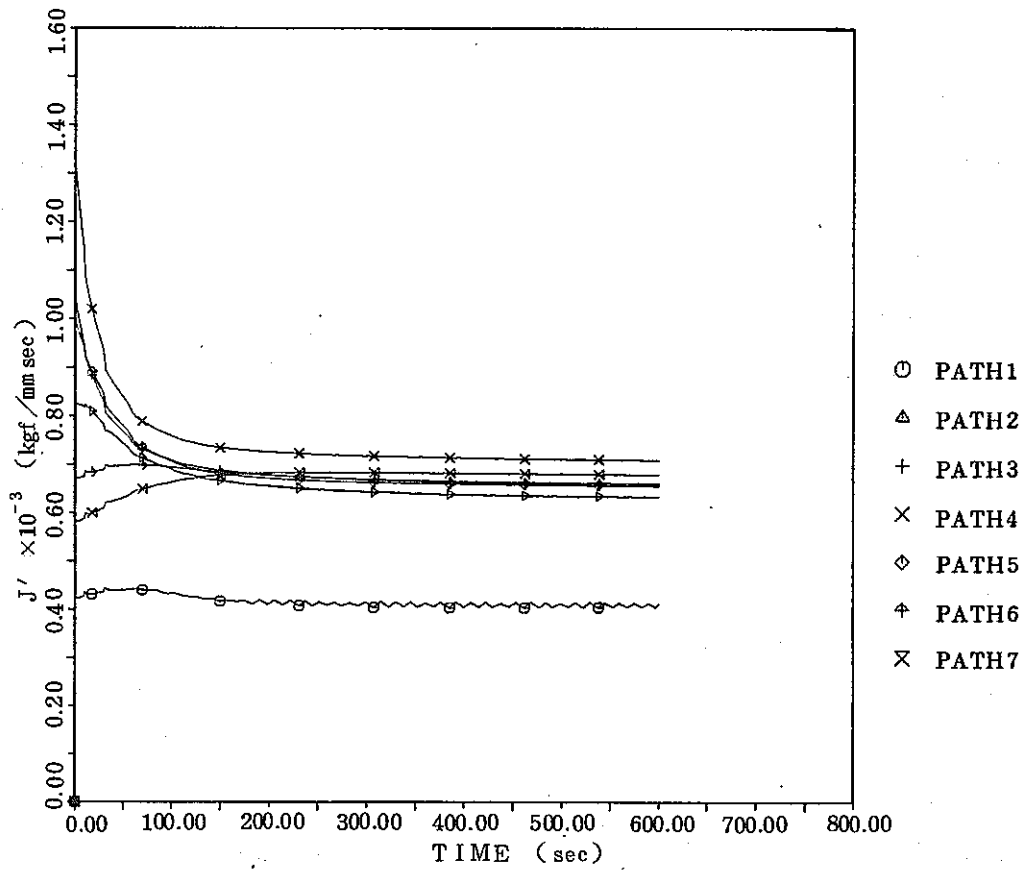


(a) 2直線近似の応力-ひずみ関係を用いた場合

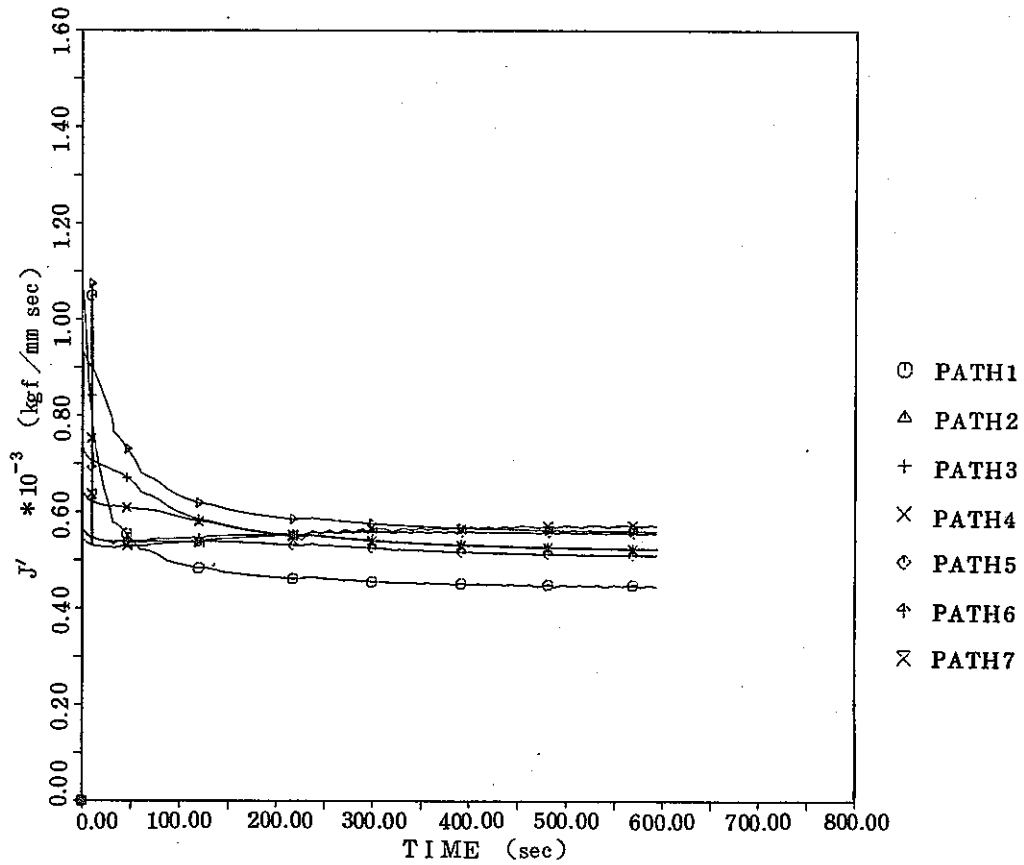


(b) Ludwick型の応力-ひずみ関係を用いた場合

図 3.3.2-5 COD, CTODの公称ひずみに対する変化
Fig. 3.3.2-5 COD, CTOD versus nominal strain



(a) 2直線近似の応力-ひずみ関係を用いた場合



(b) Ludwick型の応力-ひずみ関係を用いた場合

図 3.3.2-6 J' の変化

Fig. 3.3.2-6 History of J' -integral

3.3.3 $2a = 7 \text{ mm}$ の場合

本解析に用いた弾塑性構成式は図 3.3.3-1 に示す 2 直線近似と多直線近似である。荷重と試験片中心線上の変位との関係を図 3.3.3-2 に、試験片中心線上及び側面上の変位分布を図 3.3.3-3 に示す。また COD 及び CTOD と荷重ならびに公称ひずみとの関係を図 3.3.3-4, 5 に、き裂面の形状を図 3.3.3-6 に示す。塑性域の進展の程度を図 3.3.3-7 に示す。これらの図より、多直線近似の場合は 2 直線近似の場合と以下の相違が認められる。

- (1) 計算範囲内では、同一変位に対して荷重が低下する。
- (2) COD 及び CTOD は、同一荷重で比較すると大きい。しかし同一公称ひずみで比較すると、ひずみが小さい時には若干大きいひずみが大きくなると逆転し、低目の値を示す。
- (3) 塑性域は同一荷重に対して大きく、かつ試験片中央線上方まで拡大する。しかし 2 直線近似の場合には、き裂上部は公称ひずみが 0.5% まで弾性域である。
- (4) 公称ひずみが大きい場合に、同一標点間変位中に占める COD の割合が低下するのはき裂上部の塑性変位の寄与による。すなわち試験片中心線上方の位置における変位は、き裂面からの距離が大きい程この塑性変位成分の寄与が大きい。

経路積分法による J 値は図 3.1.2-4(c) に示すき裂先端を除く 6 経路について計算し、結果を図 3.3.3-8, 9 に示す。これらより J 値の経路独立性が確認される。また比較のためポテンシャルエネルギー法より求めたものを J(E) として示す。これは $2a = 7.1 \text{ mm}$ の要素分割を用い、 $2a = 7 \text{ mm}$ と同じ条件で計算を行い、これらのポテンシャルエネルギーの差より得た。J(E) と経路積分法の J とは 2 直線近似の場合には良く一致した。しかし多直線近似の場合には若干低目であった。構成式による J 値の相違を平均値を用いて図 3.3.3-10, 11 に示す。これは図 3.3.3-4, 5 に示した COD, CTOD の変化に類似している。

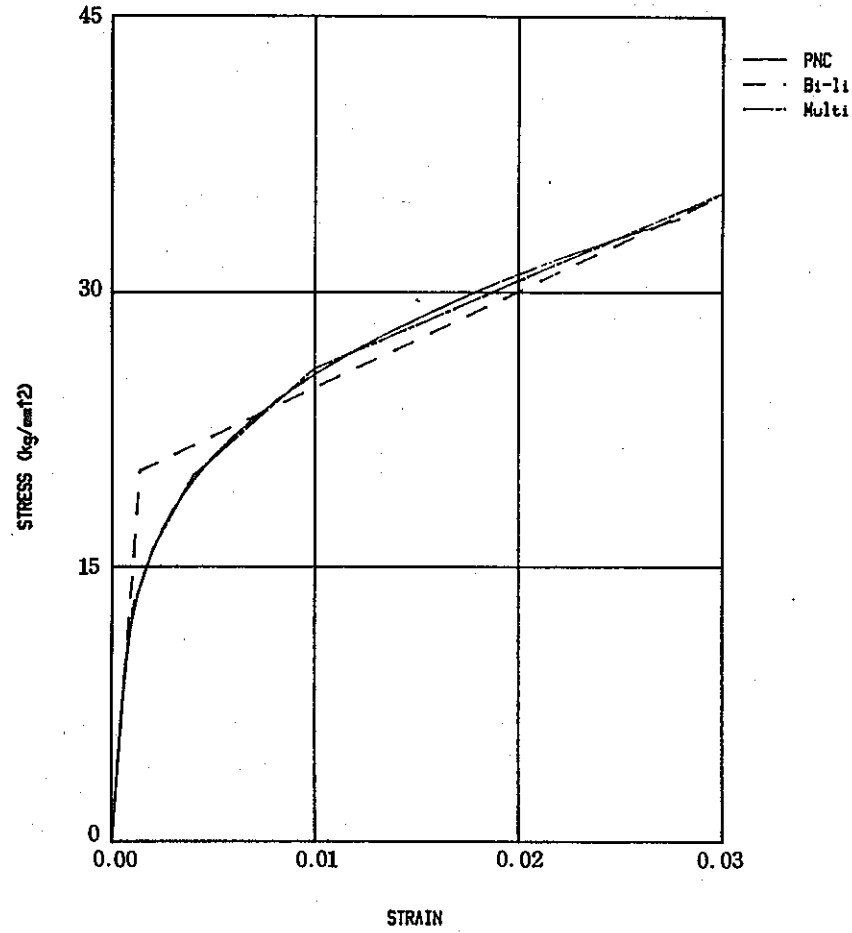


図 3.3.3-1 計算に用いた弾塑性構成式
Fig. 3.3.3-1 Stress-strain equation used for calculation

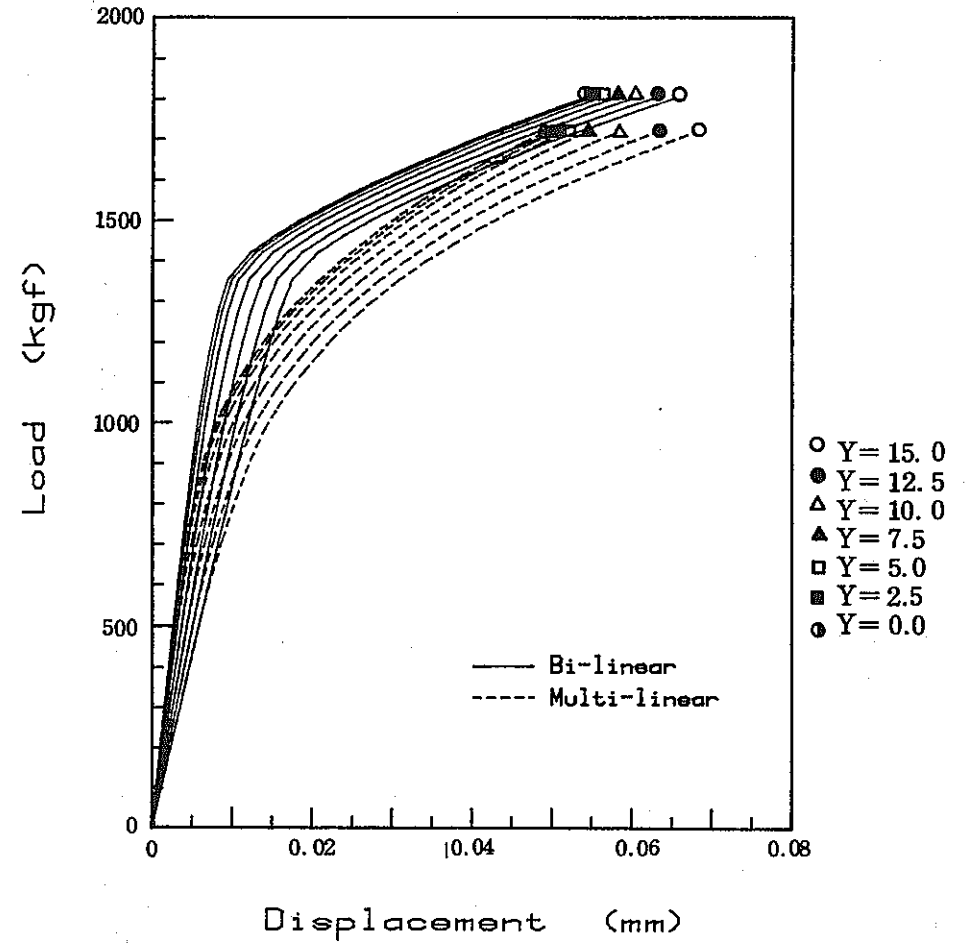
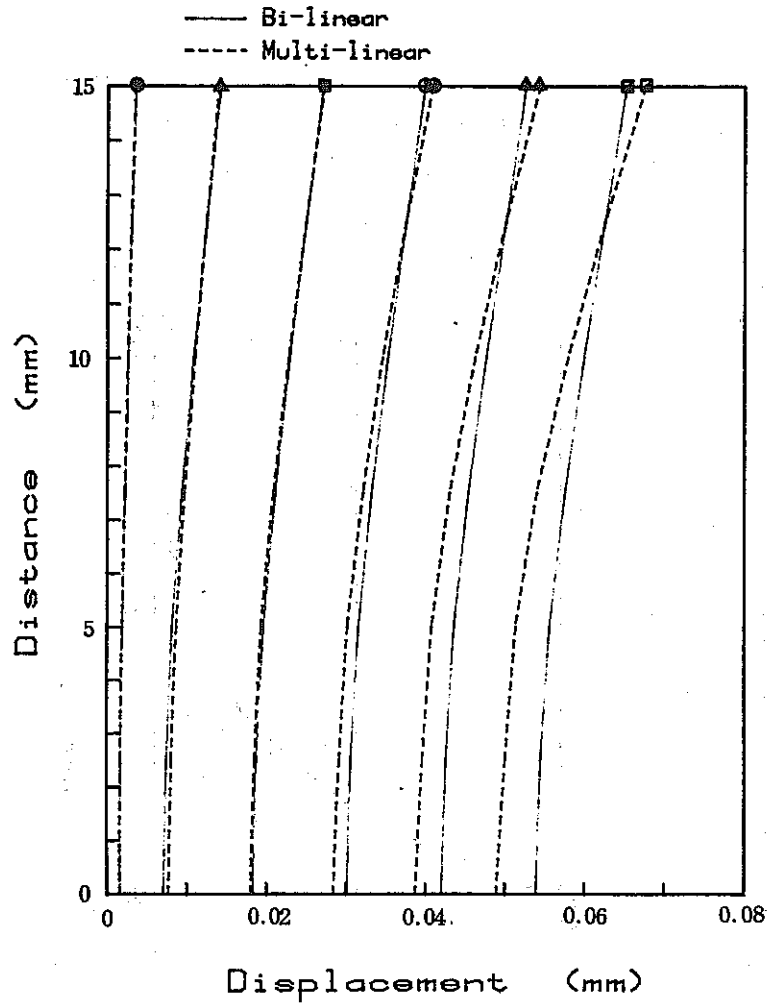
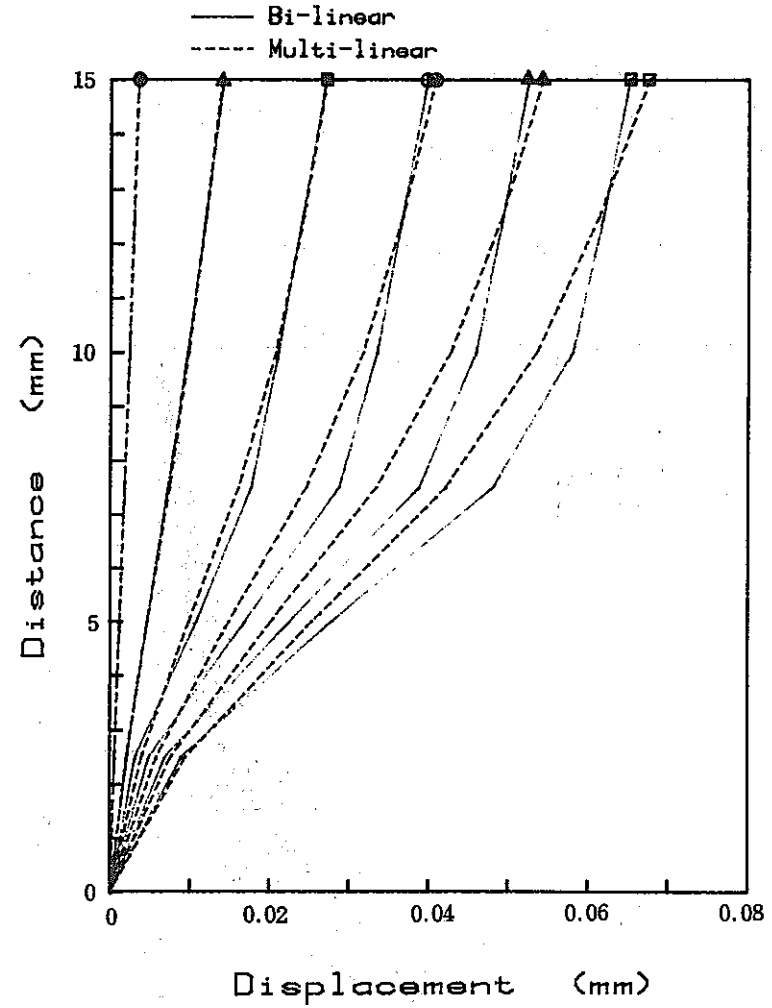


図 3.3.3-2 試験片中心線上変位と荷重との関係
Fig. 3.3.3-2 Relation between displacement at centerline and applied load



(a) center



(b) side

图 3.3.3-3 变位分布

Fig. 3.3.3-3 Variation of displacement

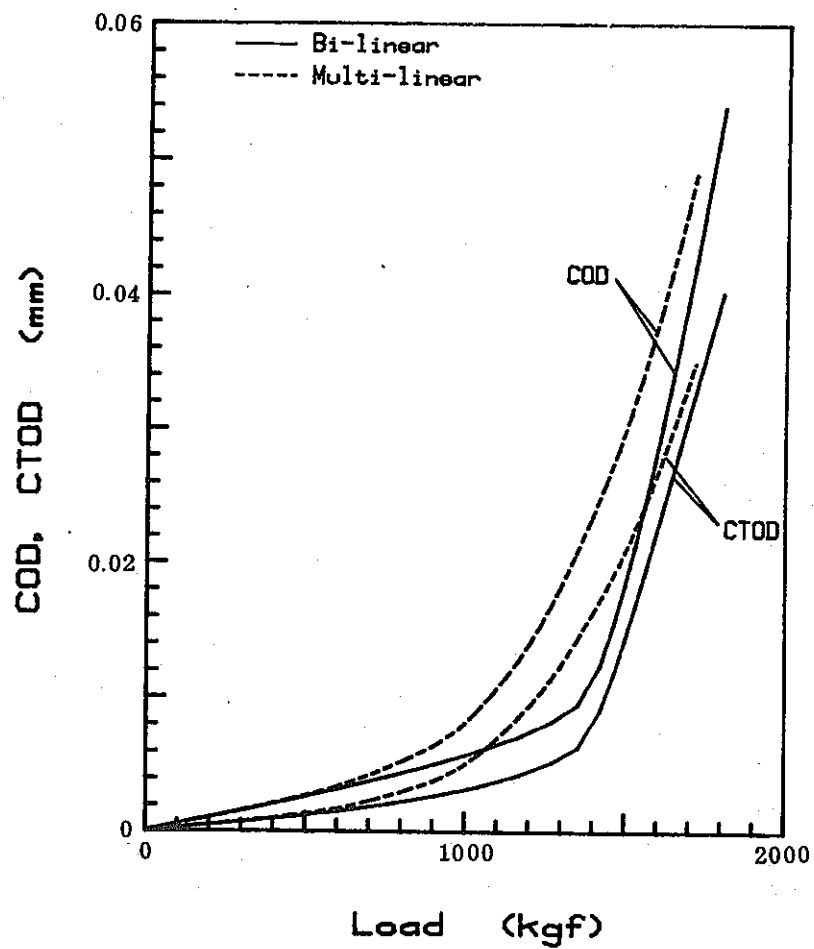


図 3.3.3-4 荷重とCOD, CTODとの関係
Fig. 3.3.3-4 Relation between load and COD, CTOD

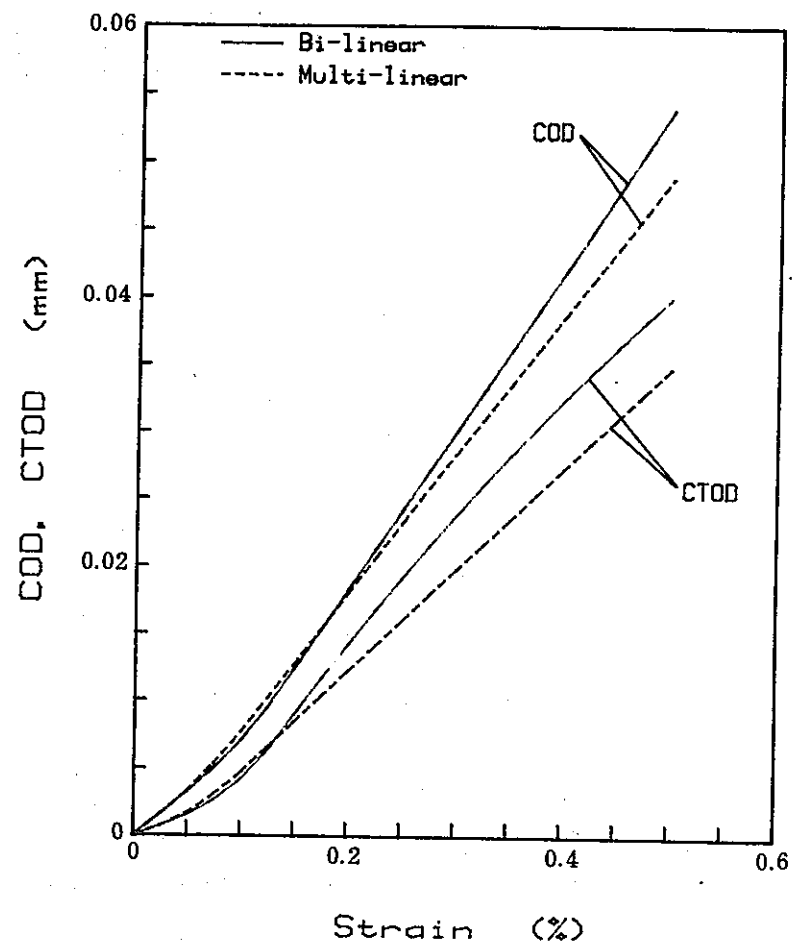


図 3.3.3-5 ひずみとCOD, CTODとの関係
Fig. 3.3.3-5 Relation between strain and COD, CTOD

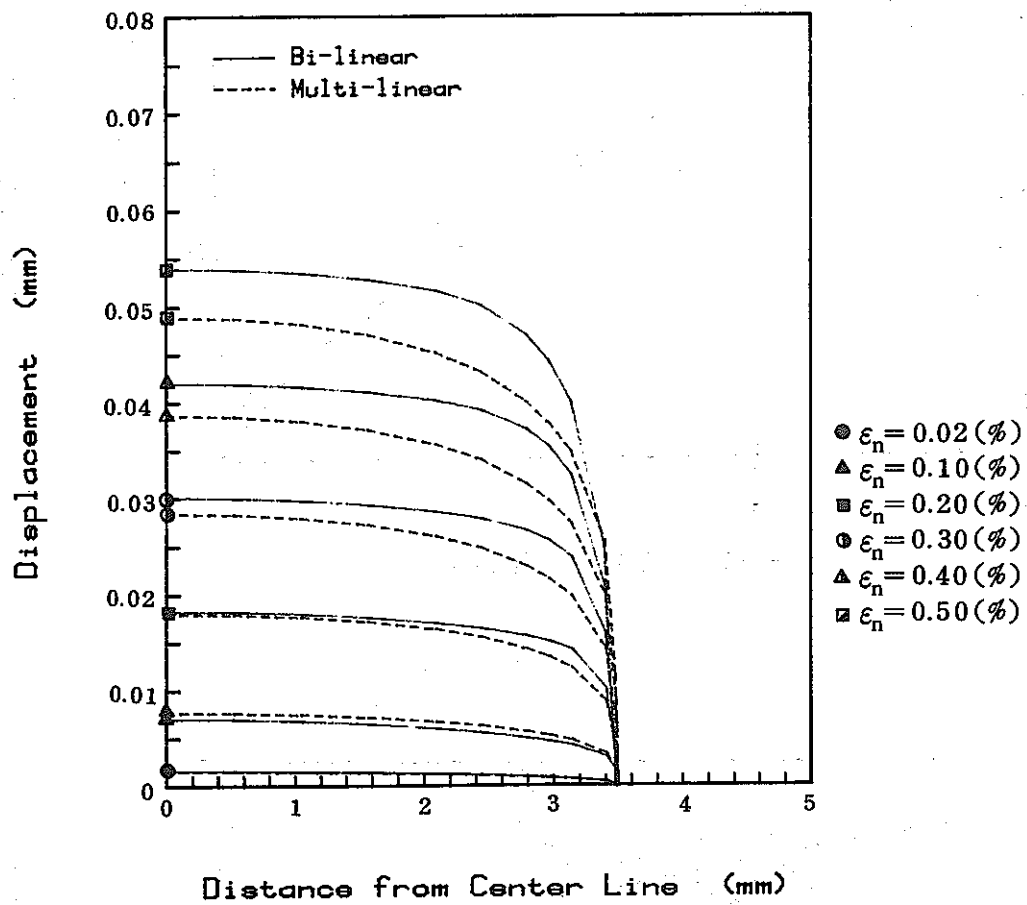
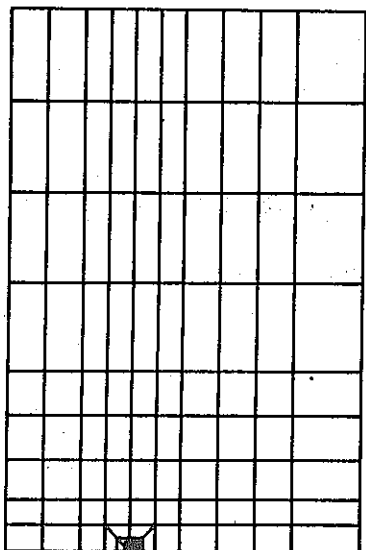
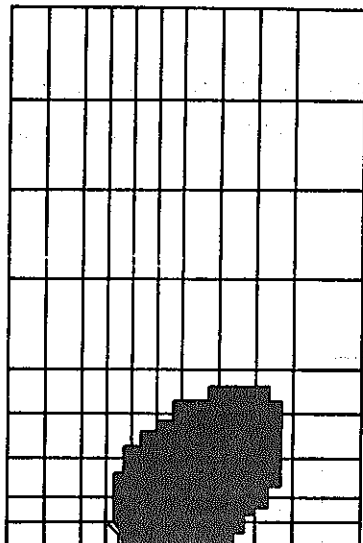


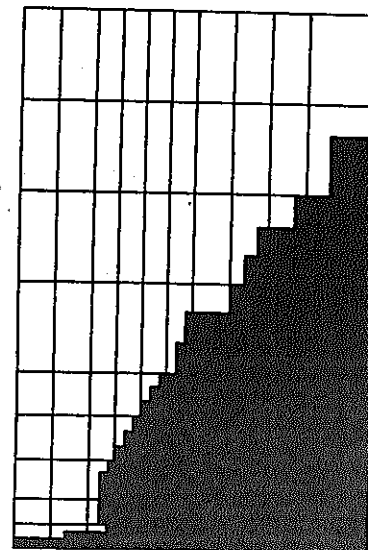
図 3.3.3-6 き裂形状
Fig. 3.3.3-6 Crack profile



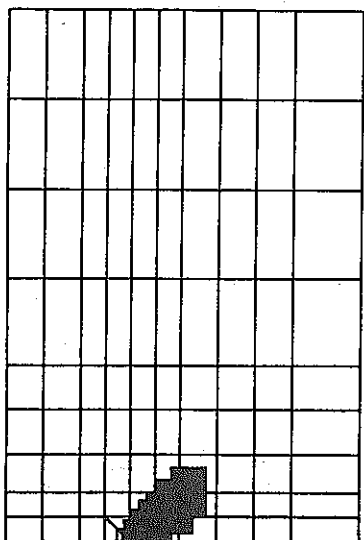
(a) bi-linear $P=607.0\text{kgf}$ $\epsilon_n=0.05\%$



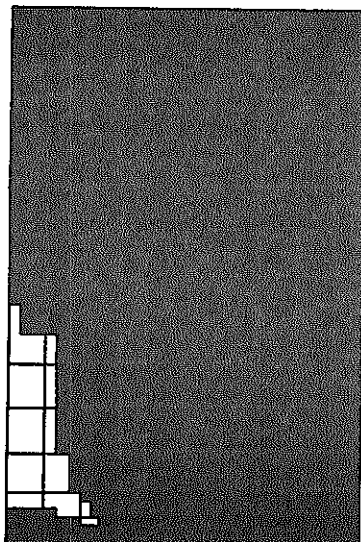
(b) bi-linear $P=1169.2\text{kgf}$ $\epsilon_n=0.10\%$



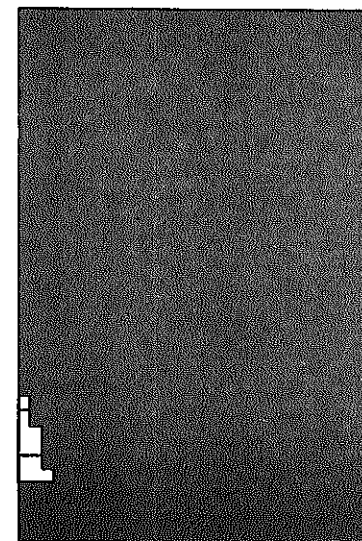
(c) bi-linear $P=1801.3\text{kgf}$ $\epsilon_n=0.50\%$



(d) Multi-linear $P=592.3\text{kgf}$ $\epsilon_n=0.05\%$

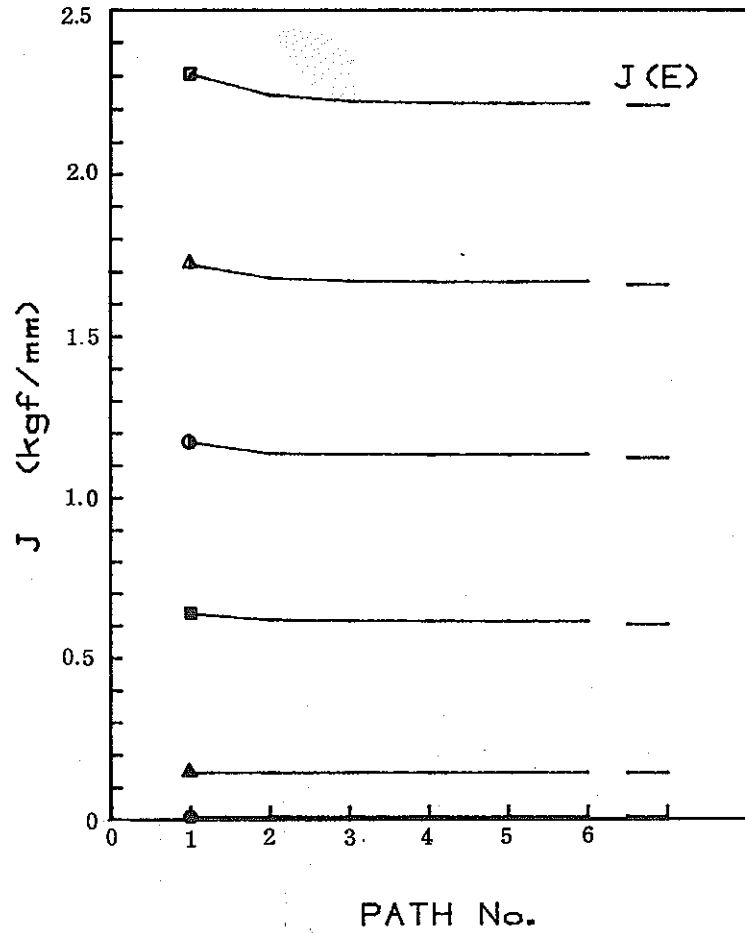


(e) Multi-linear $P=1167.9\text{kgf}$ $\epsilon_n=0.15\%$

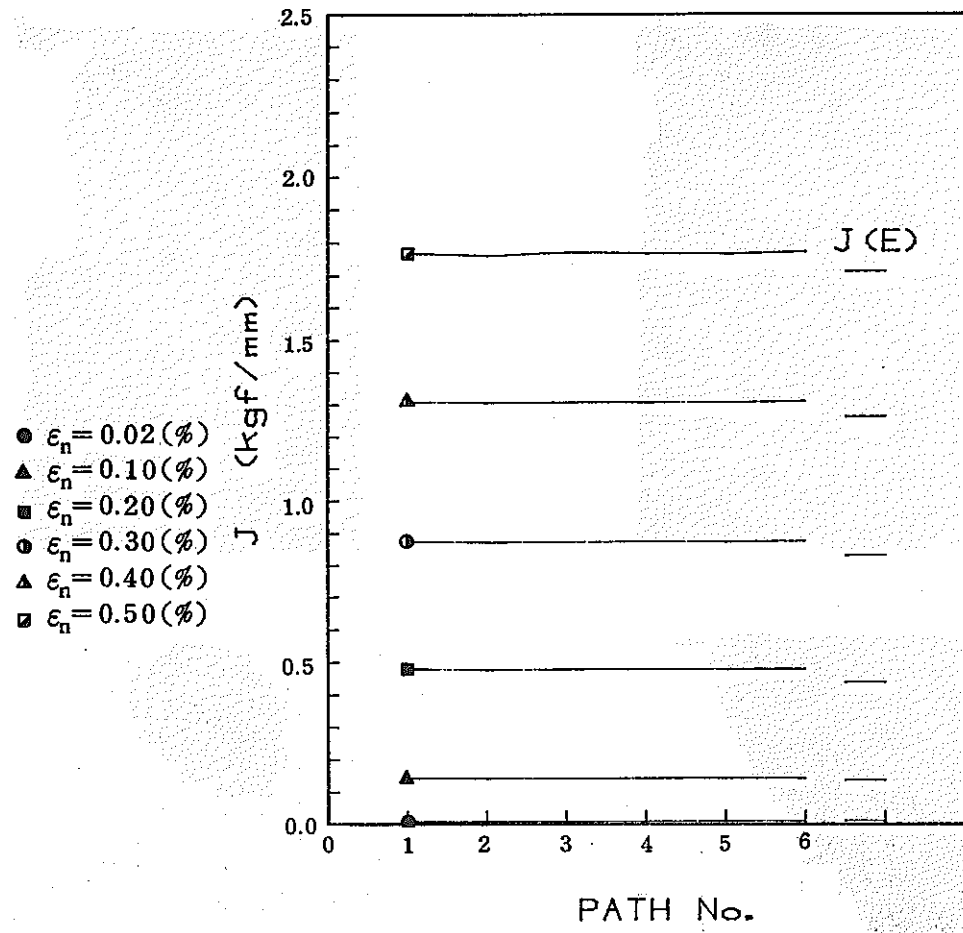


(f) Multi-linear $P=1713.6\text{kgf}$ $\epsilon_n=0.40\%$

図 3.3.3 - 7 塑性域の広がり
Fig. 3.3.3 - 7 Extent of plastic zone

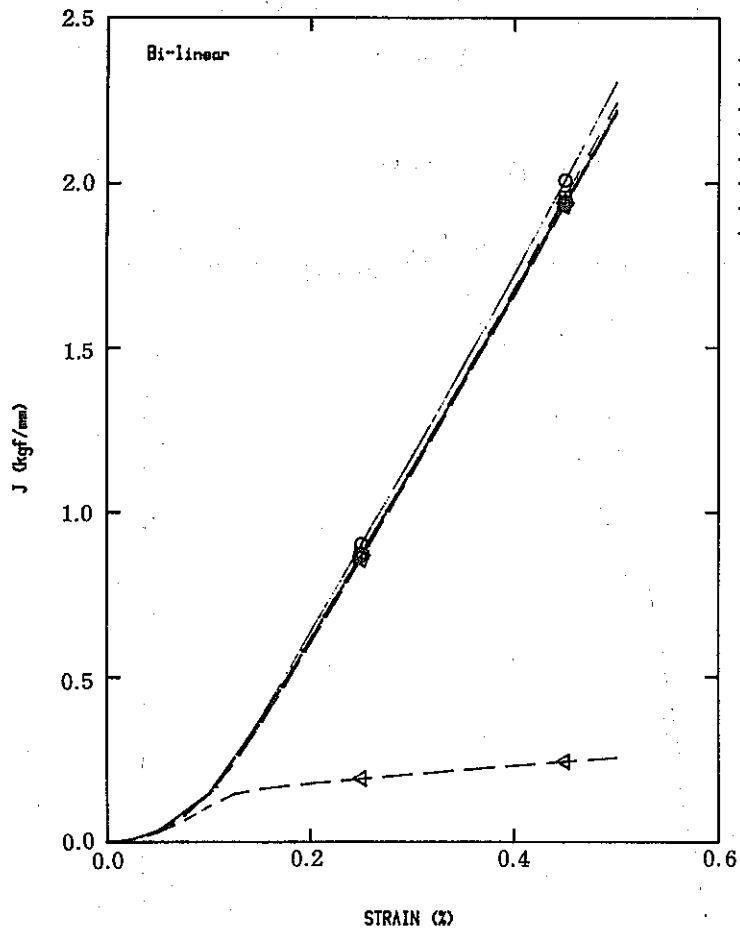


(a) Bi-linear

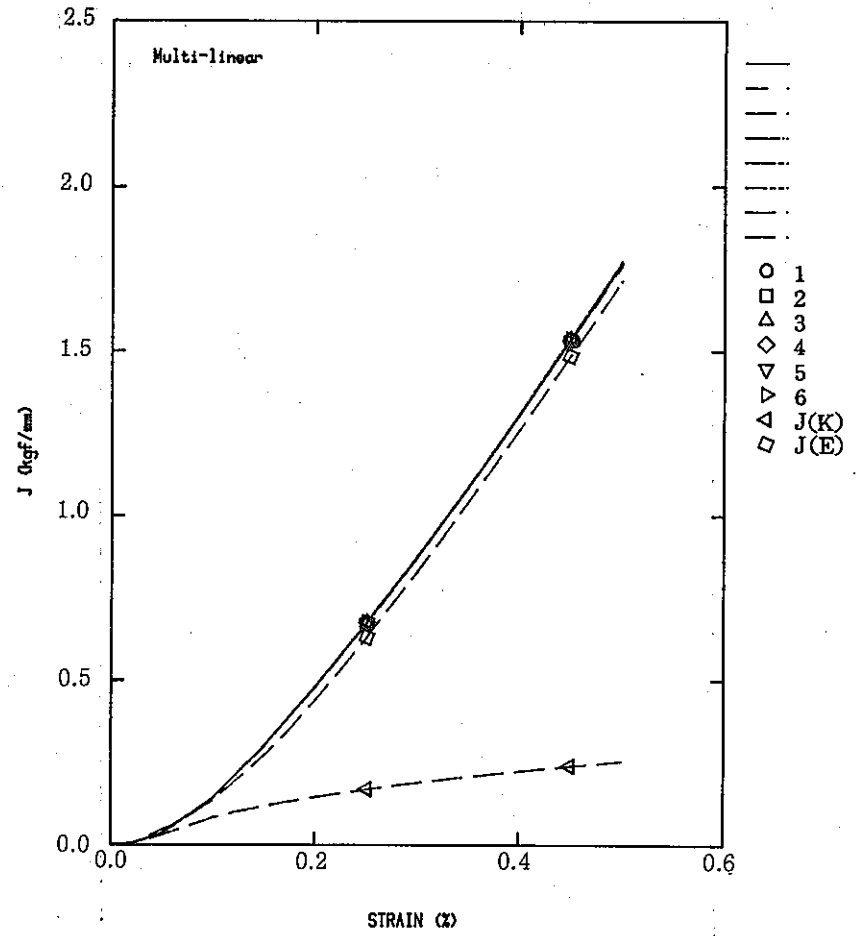


(b) Multi-linear

図 3.3.3 - 8 J 値の経路独立性
Fig. 3.3.3 - 8 Path independent of J-integral



(a) Bi-linear



(b) Multi-linear

図 3.3.3-9 ひずみとJ値の関係

Fig. 3.3.3-9 Relation between strain and J-integral

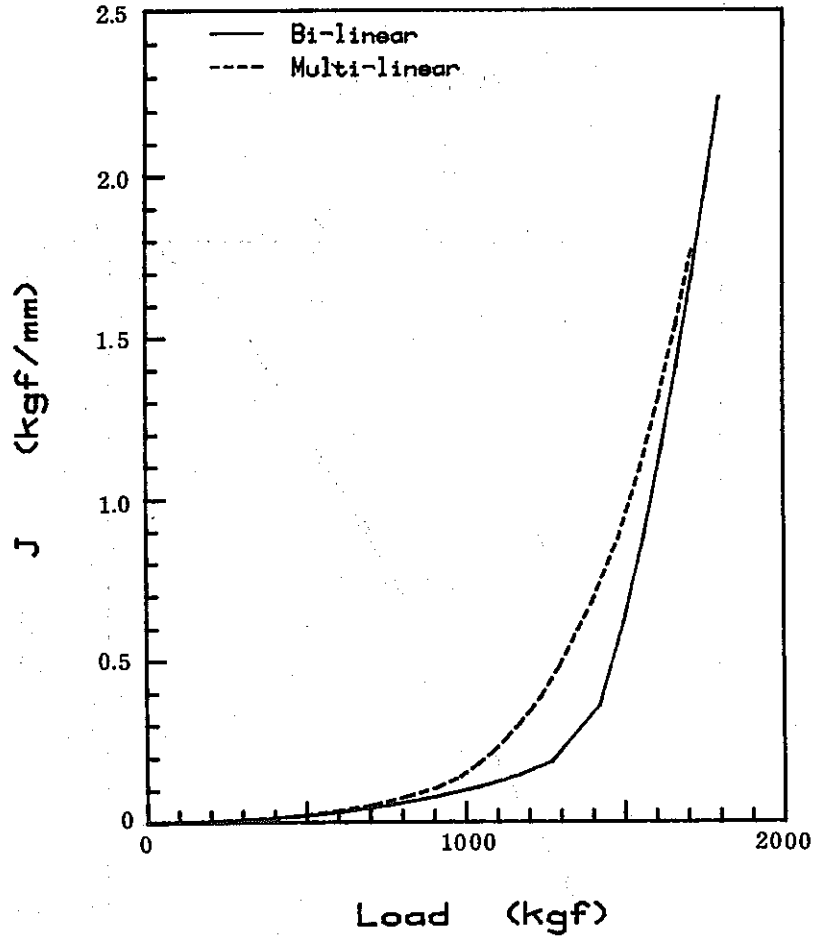


図 3.3.3-10 荷重とJ値の関係
Fig. 3.3.3-10 Relation between load and J-integral

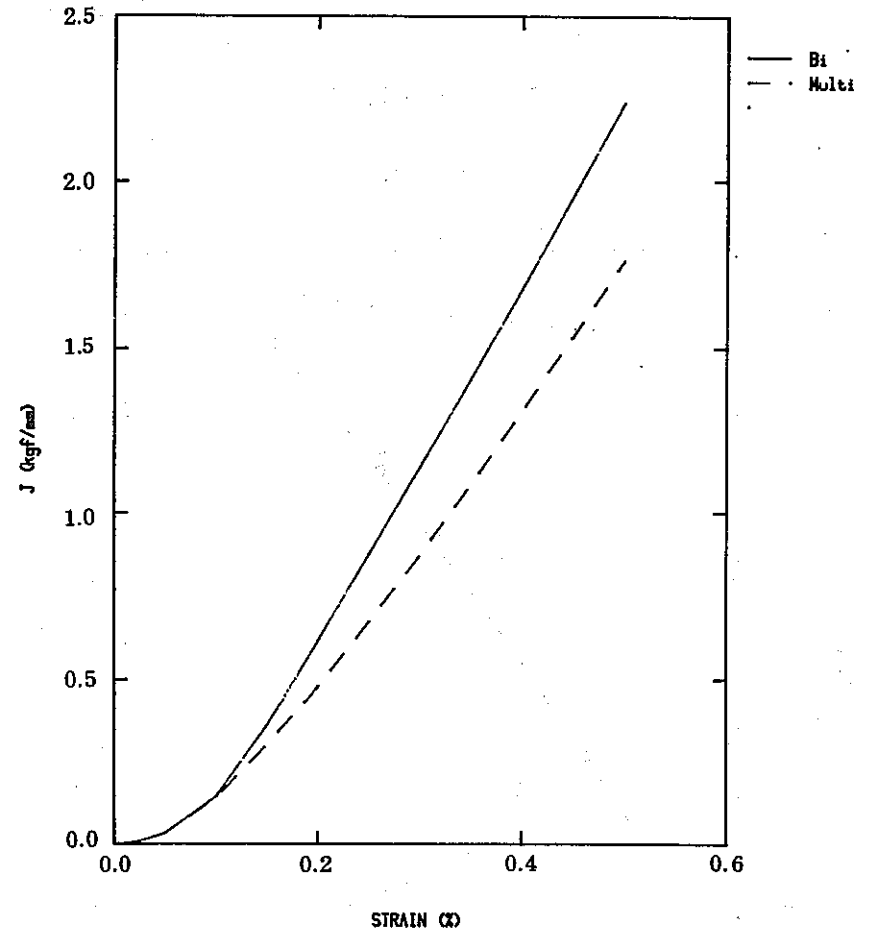


図 3.3.3-11 ひずみとJ値の関係
Fig. 3.3.3-11 Relation between load and J-integral

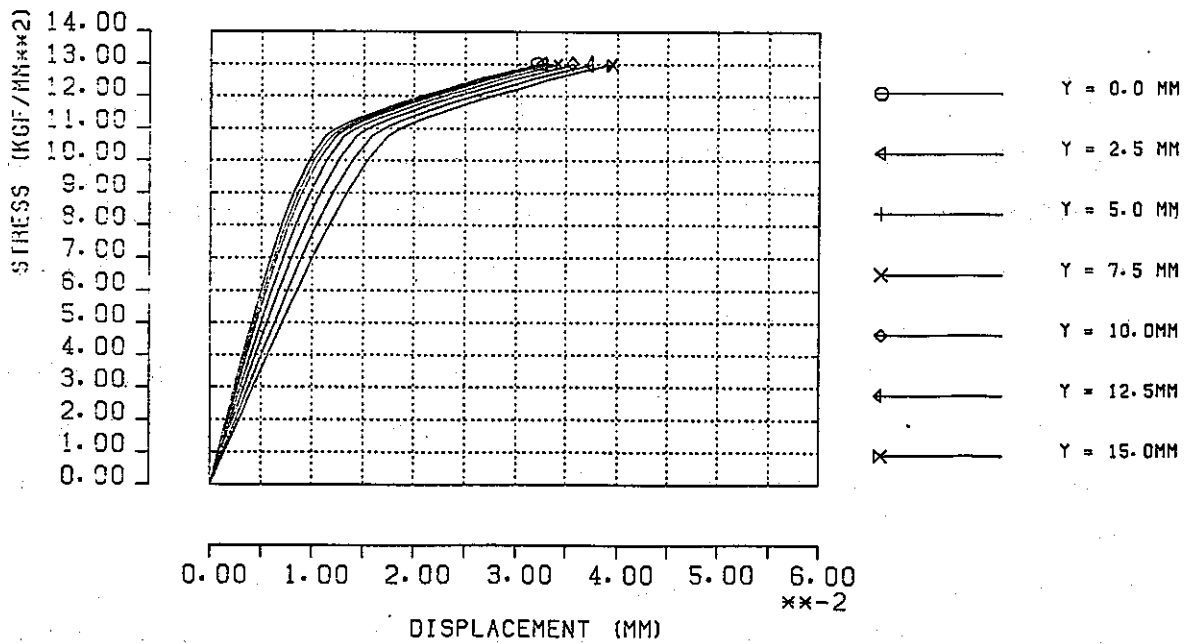
3.3.4 2a = 10mmの場合

2種の構成式（二直線近似及び多直線近似）を用いた場合に得られた変形挙動を図3.3.4-1に示す。同図からわかるように多直線近似の方が低い荷重段階で非線形挙動を示しており、荷重-変位曲線の勾配のゆるやかな変化が見られる。またこの範囲では多直線近似の方が同一荷重で大きな変形を示しているのが観察されるが、曲線の勾配から推定するとさらに荷重を増加すると、その関係が逆転することも推定される。

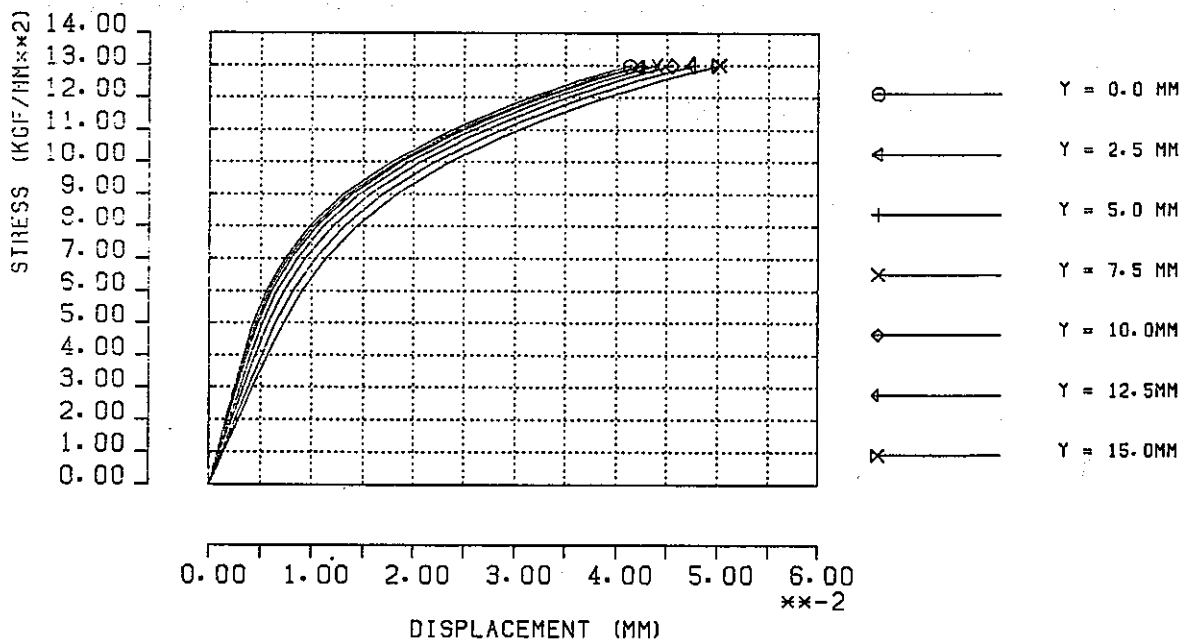
図3.3.4-2には両解析における2応力レベルでの塑性域の拡がりを示す。降伏応力が低いことから多直線近似の方が早く塑性域が拡大していることがわかる。また $\sigma_{\text{nominal}} = 13 \text{ kgf/mm}^2$ においては、多直線近似の場合、荷重端近傍やき裂面近傍にも塑性域が発達していることがわかる。

経路積分によって評価したJ積分値の変化を図3.3.4-3に示す。両ケースとも経路1を除けば比較的小さな経路依存性を示していることがわかる。また変形特性と同様、同一荷重に対しては、多直線近似の方が大きなJ値を与えているが、最終的な勾配から判定すれば、さらに大きな荷重においては逆転することが予想される。

また、J積分と公称ひずみ（ $Y = 12.5 \text{ mm}$ の点での変位を 12.5 mm で除したもの）との関係を図3.3.4-4に示す。同図において、初期変形段階では、線形破壊力学から導かれるようにJ積分は公称ひずみの2乗に比例しているのに対して、全断面降伏後はほぼ直線的な関係を示している。全断面降伏状態における直線の勾配は二直線近似の方が多直線近似よりも大きい。この理由については「4.2 解析結果の総合評価」で検討する。

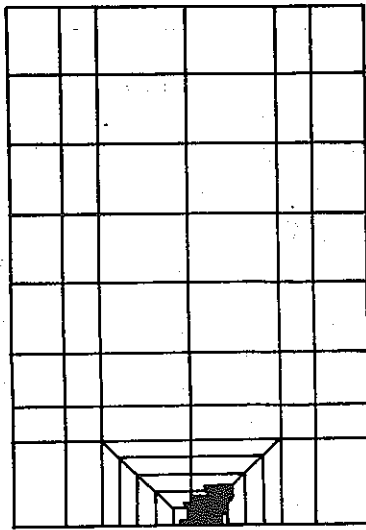


(a) 二直線近似

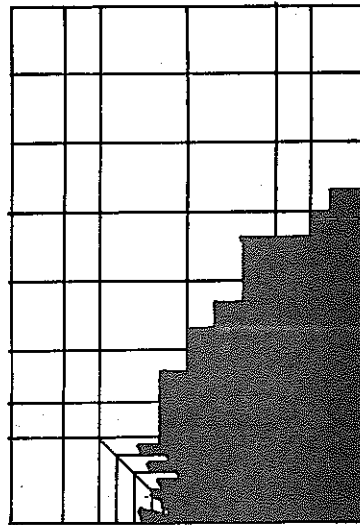


(b) 多直線近似

図 3.3.4 - 1 作用応力と試験片中心線上の変位の関係
(Y はき裂面からの距離を表わす)

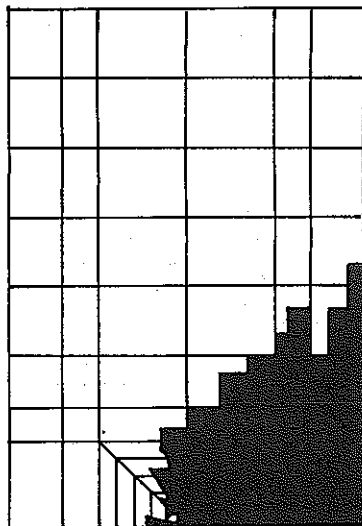


Bilinear Expression

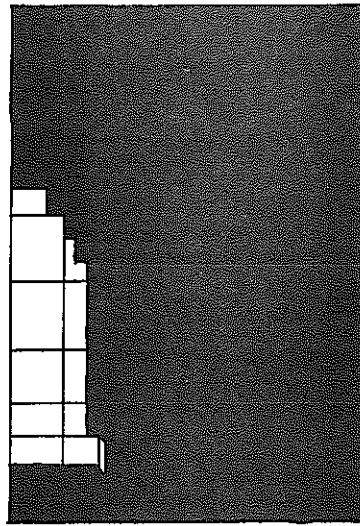


Multilinear Expression

(a) $\sigma_{\text{nominal}} = 8 \text{ kgf/mm}^2$



Bilinear Expression

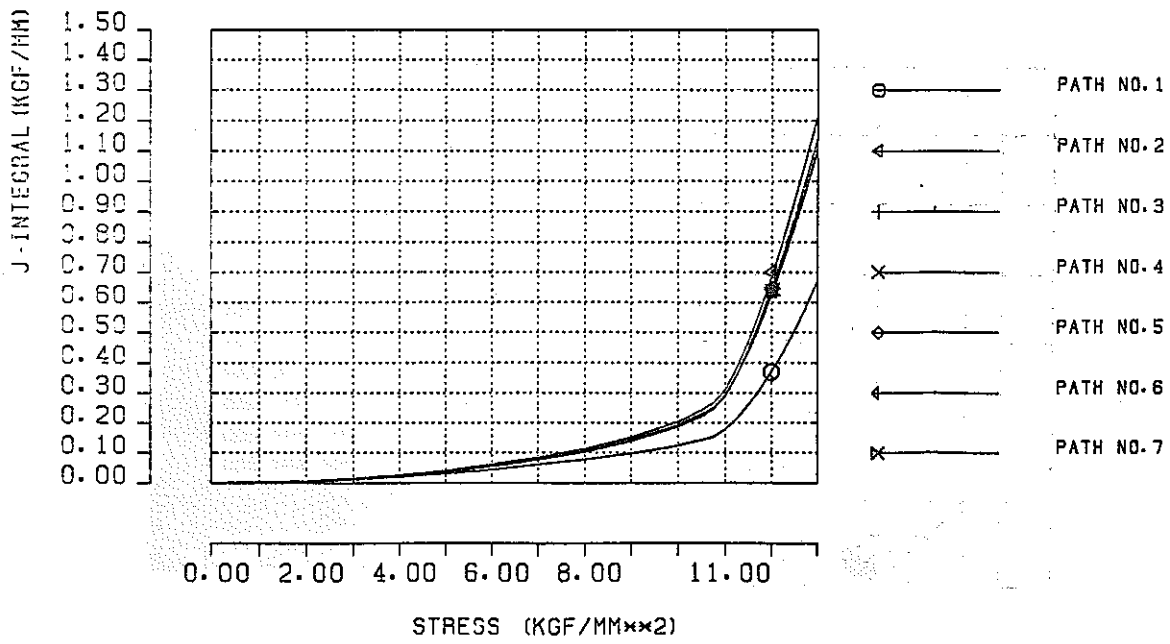


Multilinear Expression

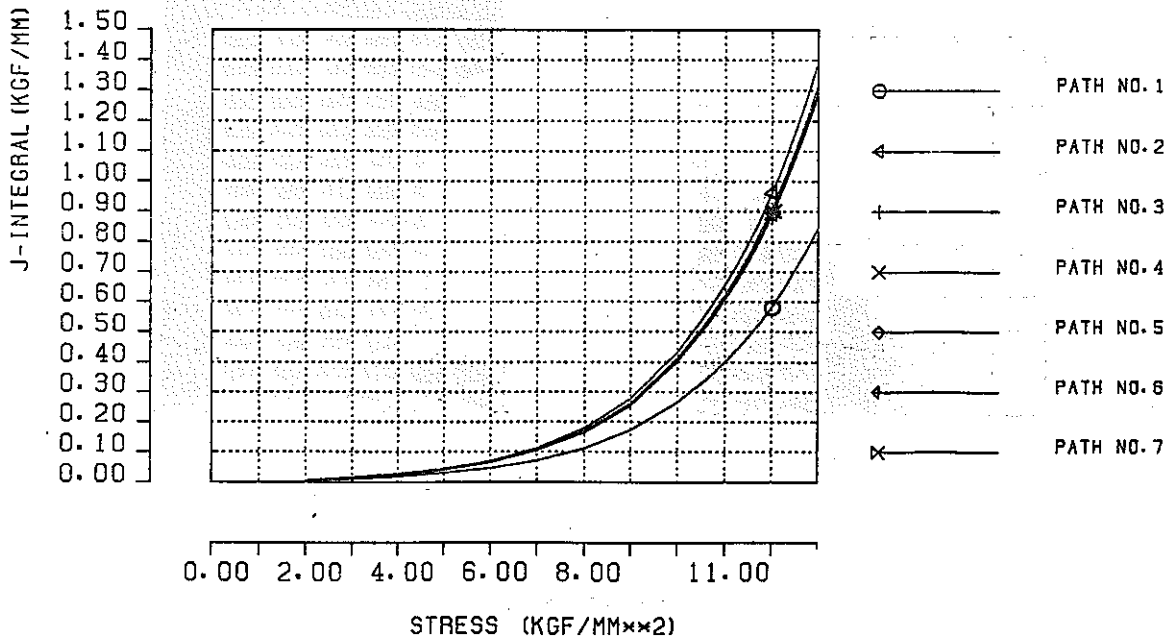
(b) $\sigma_{\text{nominal}} = 13 \text{ kgf/mm}^2$

図 3.3.4-2 塑性域の拡がり

Fig. 3.3.4-2 Extent of Plastic Zone



(a) Bilinear Expression



(b) Multilinear Expression

図 3.3.4-3 作用応力と経路積分によって求めたJ積分の関係
 Fig. 3.3.4-3 Applied Stress vs. J-integral Estimated by Path Integration.

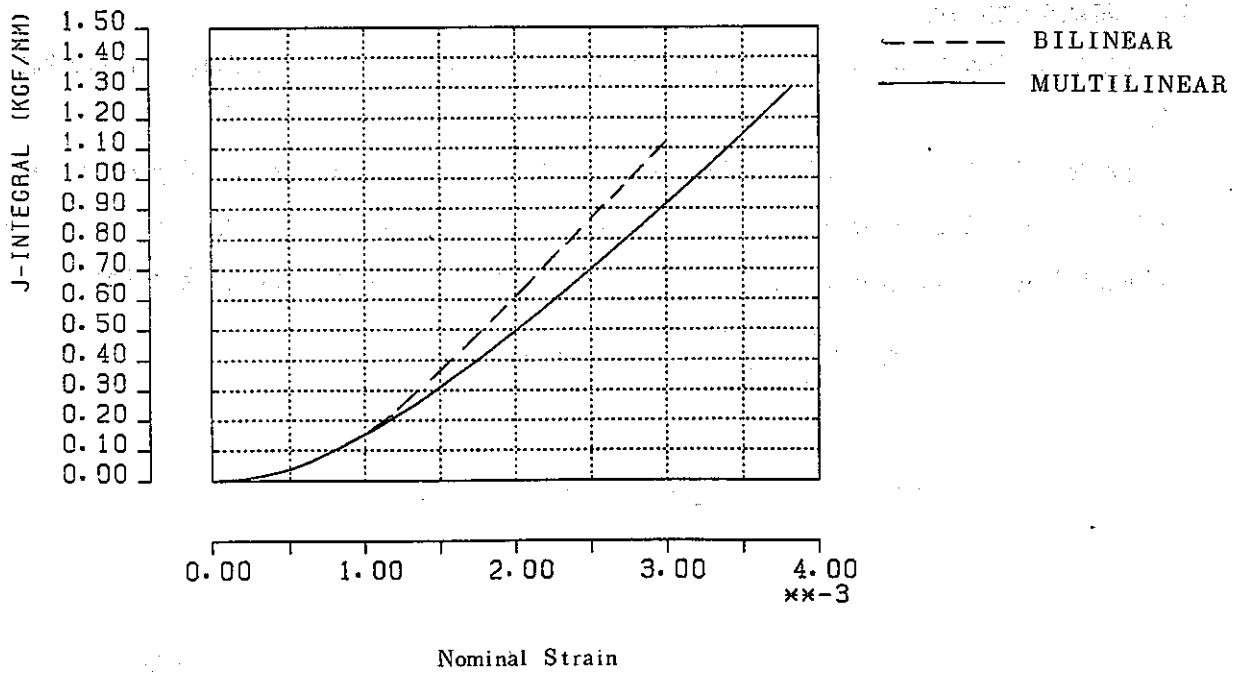


図 3.3.4-4 公称応力とJ積分の関係

Fig. 3.3.4-4 Nominal Strain vs. J-integral.

3.4 簡易評価式の検討

変位制御の条件で $\epsilon_n = 0.5\%$ となるまでの引張負荷を与えた結果について簡易解析法の検証を行う。

J 積分の計算方法としては主に経路積分法を用いたが、一部 Parks の仮想き裂進展法 (VCE 法) を用いている。また J 積分の簡易評価法としては、Rice の簡便式を用いた。図 3.4-1 の中央き裂試験片に対しては、解析より得られる図 3.4-2 荷重-変位曲線より次式で与えられる。

$$J = G + \frac{2}{bB} \left[\int_0^\delta P d\delta - \frac{1}{2} P\delta \right]$$

B : 板厚

G : エネルギー解放率 = K^2/E'

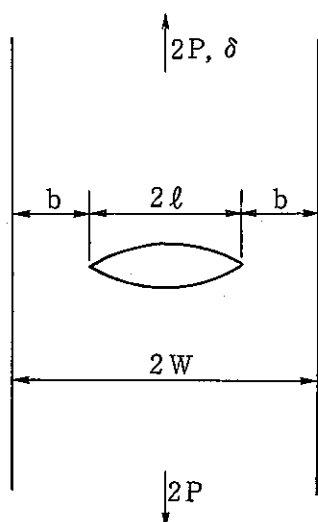


図 3.4-1 中央き裂試験片

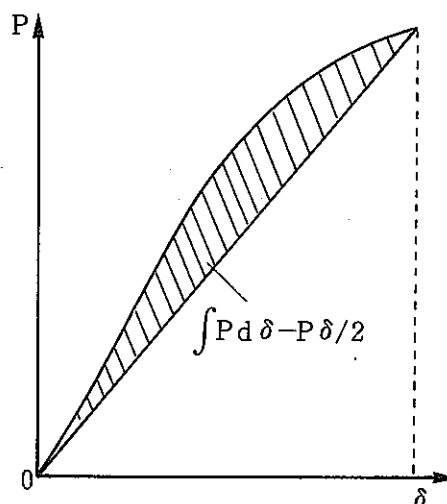


図 3.4-2 荷重-変位曲線

荷重保持中の J' 積分の簡易評価法としては、大路らの簡便式を用いた。

$$J' = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} \sigma_{net} \cdot \dot{\delta}$$

ここで α はクリープ指数、 σ_{net} は正味断面公称、 $\dot{\delta}$ は評価点の変位速度である。

3.4.1 $2a = 2\text{ mm}$ の場合

図 3.4.1-1 ~ 図 3.4.1-4 は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を経路積分値と併せて示す。また、図 3.4.1-5 ~ 図 3.4.1-8 には、種々の簡易評価値 J_s と経路積分値 J_L の比を示す。

1) 応力拡大係数 K に基づく場合

$$J_s = \frac{K^2}{E}$$

ここに,

$$K = F \cdot \sigma \sqrt{\pi a}$$

$$\sigma = P/A$$

$$F = \sqrt{\sec \frac{\pi a}{w}} \quad (2a/w = 0.1 \text{ では } F = 1.0062)$$

2) ひずみ拡大係数 K に基づく場合

$$J_s = E K_\epsilon^2$$

ここに,

$$K_\epsilon = F \epsilon \sqrt{\pi a}$$

3) Shih-Hutchinson の式

2.3.1 にて述べたように,

$$\begin{aligned} J_s &= 2\pi [W_e + f(n)W_p] a \\ &= \frac{K^2}{E} + \frac{2\pi f(n)}{n+1} \sigma \cdot \epsilon_p \cdot a \end{aligned}$$

この材料では, $n = 0.205$, $f(n) = 1.42$

試験片中心線上の荷重-変位関係から求めた J 積分値は, 公称ひずみが約 0.1% 以下ではいずれの計測点(Y)においても良好な値を与えるが, それ以上ではき裂面からの距離 Y が大きくなるほど, 過大な値を与えている。これは図 3.3.1-7 に示したように, ϵ_n が 0.1% 以上では中心線上も塑性変形が生じるため, 変位の塑性成分がき裂面 ($Y = 0$) での値よりも大きくなるためである。なお, 多直線近似の場合, $Y = 0$, $Y = 2.5 \text{ mm}$ で求めた J 値は経路積分値に近いが, 2直線近似では差が大きい。

K^2/E は当然, 小さな値を与えるが, 多直線近似では ϵ_{cy} 以上まで良い近似度を維持している。

$E K_\epsilon^2$ は ϵ_n が約 0.1% まで有効で, それ以上では J_L よりも大きな値となっている。したがって, ΔK は ΔJ よりも塑性変形の効果をより顕著に表わす。なお, $K \cdot K_\epsilon$ なる値は J_L に近い。

Shih-Hutchinson の式は J_L よりもやや高い値を与えるが, 広範囲に亘って J_L に比較的近い値を与えている。

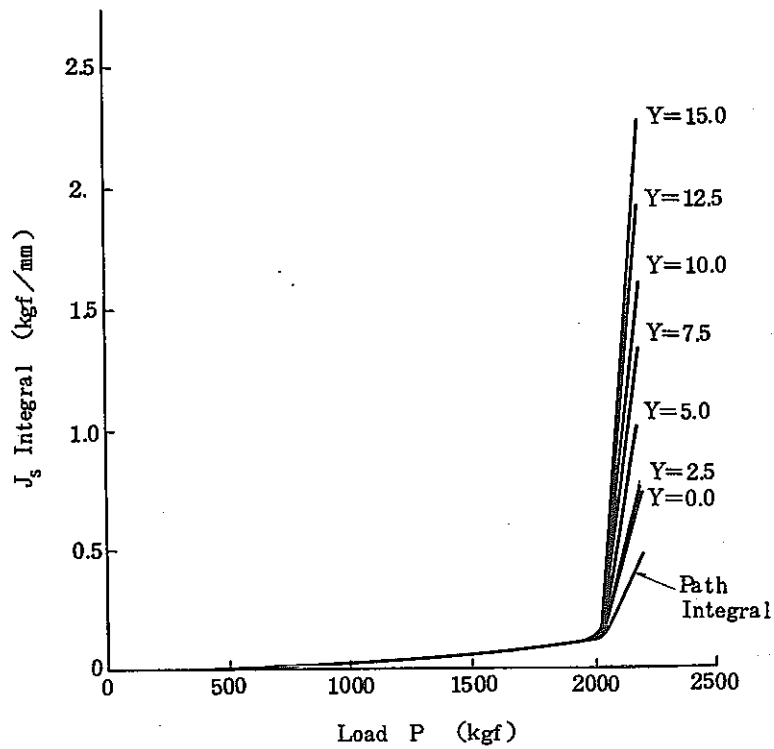


図 3.4.1-1 中心線上変位による簡易評価(2直線近似)
 Fig. 3.4.1-1 Relationship between load and J-integral values obtained by path integration and by simplified estimation with center line displacement (Bi-linear)

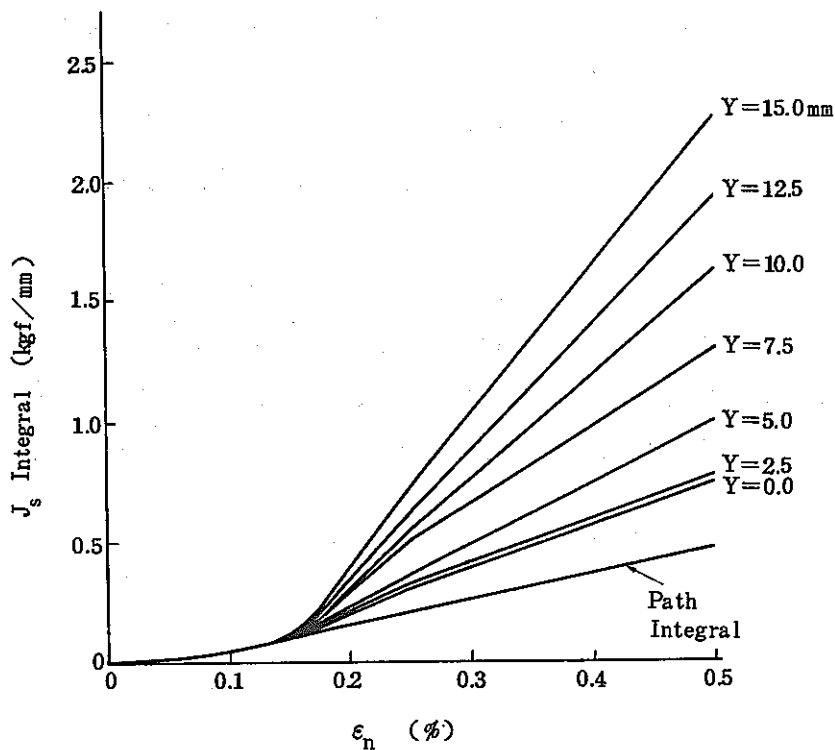


図 3.4.1-2 中心線上変位による簡易評価(2直線近似)
 Fig. 3.4.1-2 Relationship between nominal strain and J-integral values obtained by path integration and by simplified estimation with center line displacement (Bi-linear)

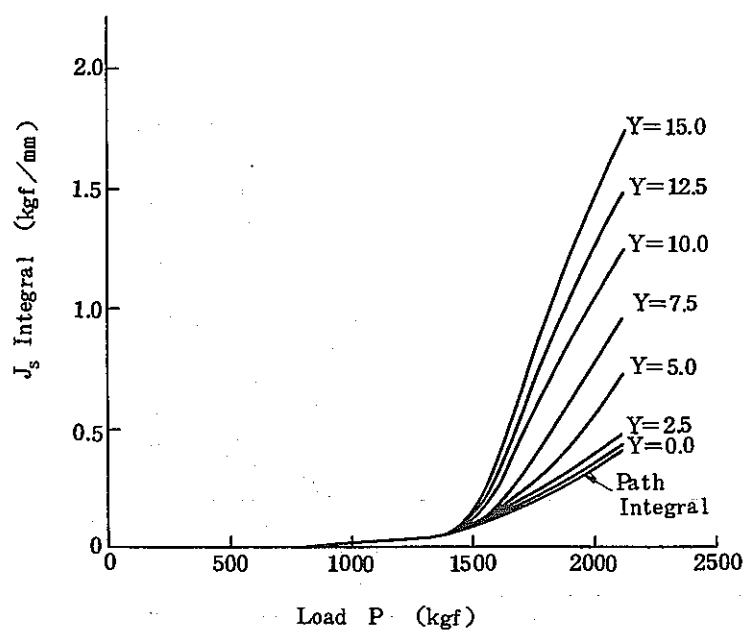


図 3.4.1-3 中心線上変位による簡易評価(多直線近似)
 Fig. 3.4.1-3 Relationship between load and J-integral values obtained by path integration and by simplified estimation with center line displacement (Multi-linear).

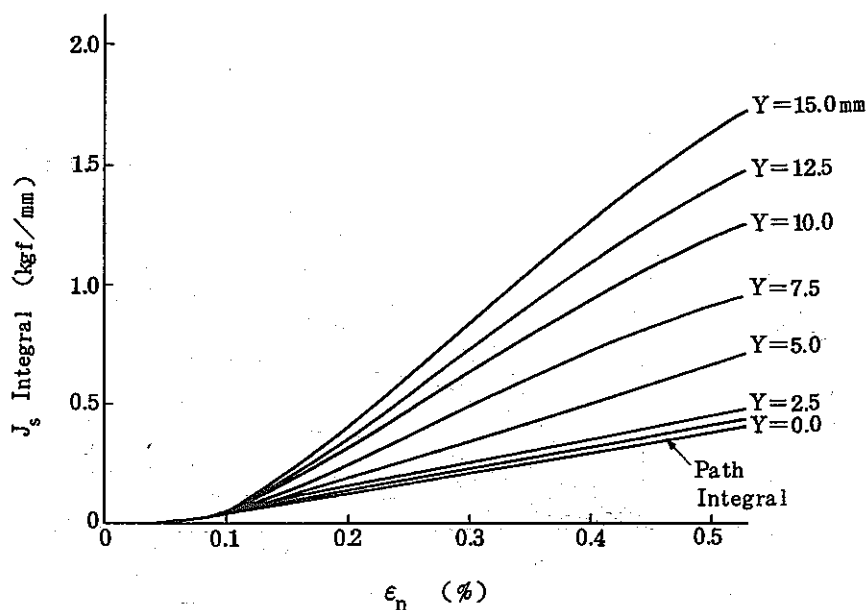


図 3.4.1-4 中心線上変位による簡易評価(多直線近似)
 Fig. 3.4.1-4 Relationship between nominal strain and J-integral values obtained by path integration and by simplified estimation with center line displacement (Multi-linear).

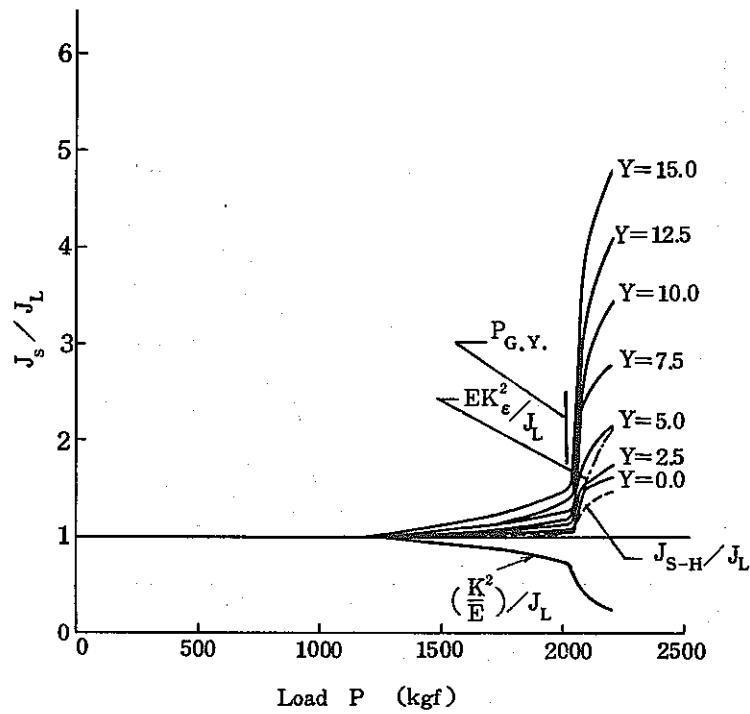


図 3.4.1-5 荷重 P と J_s/J の関係 (2直線近似)
 Fig. 3.4.1-5 Relationship between load and J_s/J_L
 (Bi-linear)

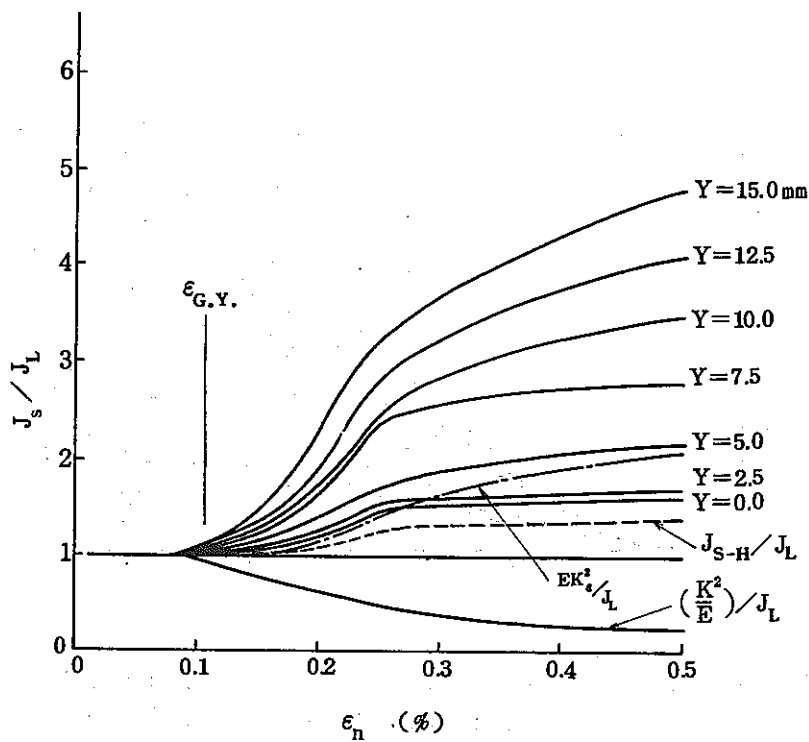


図 3.4.1-6 公称ひずみ ϵ_n と J_s/J_L の関係 (2直線近似)
 Fig. 3.4.1-6 Relationship between nominal strain
 and J_s/J_L (Bi-linear).

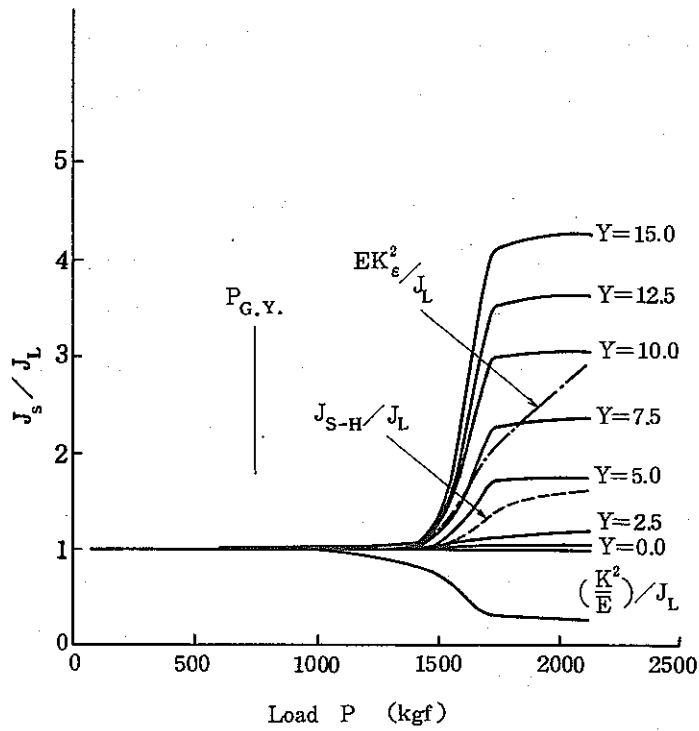


図 3.4.1-7 荷重 P と J_s/J_L の関係 (多直線近似)
 Fig. 3.4.1-7 Relationship between load and J_s/J_L
 (Multi-linear)

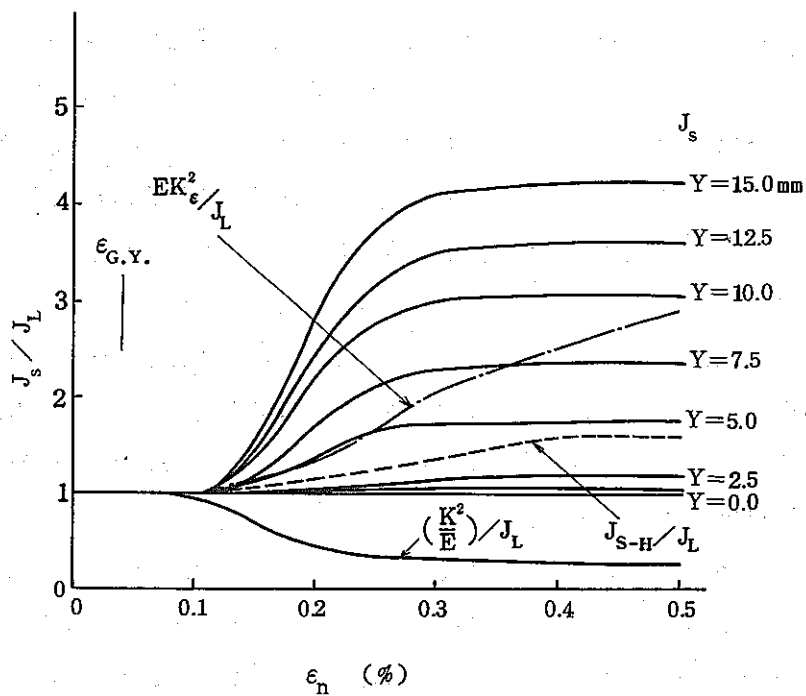


図 3.4.1-8 公称ひずみ ϵ_n と J_s/J_L の関係 (多直線近似)
 Fig. 3.4.1-8 Relationship between nominal strain
 and J_s/J_L (Multi-linear)

3.4.2 2 a = 5 mm の場合

今年度実施した変位制御の条件で $\epsilon_n = 0.5\%$ となるまでの引張負荷を与えた結果について J 積分簡易評価法の検討を行う。本ケースでは単軸応力-ひずみ関係式として Ludwick 型を用いている。

図 3.4.2-1 に各ひずみレベルにおける J 積分値の経路独立性を示す。き裂先端近傍に近い経路 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がひずみレベルが高くなるにしたがいバラツキが大きくなっている。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。以下の簡易評価式の検討においては、直接経路積分法の経路 2 から経路 7 の平均値 (J_{Ave}) を求め、正解の目安としている。

図 3.4.2-2 は試験片中心線上での荷重-変位関係から求めた J 積分の簡易評価結果 (J_s) で、(a) は J_s の公称ひずみに対する変化を、(b) は J_{Ave} を直接経路積分の平均値 J_{Ave} で除した値 (J_s / J_{Ave}) を示したもので、各評価点における簡易評価式の精度の変化を表わしている。公称ひずみの小さな範囲では簡易評価法により精度の良い予測が行えるが、表 3.4.2-1 に示すように $\epsilon_n = 0.5\%$ においては $Y \leq 7.5 \text{ mm}$ では最大 13% の過小評価、 $Y \geq 10 \text{ mm}$ では最大 31% の過大評価となっている。図 3.4.2-3 は同じ変化を横軸に荷重をとって示したもので、き裂を含まない断面における平均応力 (P/A) が降伏応力の σ_y に達した時点より極端に精度が悪くなっていることが判る。一方昨年度の解析では 2 直線近似を行ったことにより降伏応力 σ_y が高くなり、 $P = 1300 \text{ kgf}$ では全断面降伏状荷重には至らず図 3.4.2-4 に示すごとく、簡易評価法により精度の良い予測ができています。これは Rice の簡便式が全断面降伏を超えた場合には精度が悪くなることを示しており、図 3.3.2-2 (b) の塑性域の変化で示すごとく全断面降伏に至ると、き裂面と荷重点との間に塑性域が存在し Rice の簡便式の導出の前提がくずれるものと推測される。

図 3.4.2-5 は試験片側面上での荷重-変位関係から求めた J 積分の簡易評価結果で、横軸に公称ひずみをとって示している。試験片中心線上での評価に比べ精度が悪く、表 3.4.2-1 に示すように $\epsilon_n = 0.5\%$ においては $Y \leq 7.5 \text{ mm}$ では最大 70% の過小評価となり、 $Y \geq 10 \text{ mm}$ では最大 31% の過大評価となっている。しかし、図 3.4.2-6 に示すごとく全断面降伏荷重以下では 20% 程度の誤差でおさまり、特に G. L. における評価では実用上問題はないと考えられる。

次に今年度実施した 650 °C 温度一様、荷重制御の条件で $\sigma_n = 13 \text{ kg/mm}$ 10 分間保持を行った結果について J' 積分簡易評価法の検討を行う。

図 3.4.2-7 は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を、直接経路積分法から求めた経路 1 を除く平均値と比較して示したものである。き裂面上 ($Y = 0.0 \text{ mm}$) での評価が最も精度が良く、き裂面から離れるに従って精度が低下している。表 3.4.2-2 に 10 分後の評価結果を示すが、 $Y = 0.0 \text{ mm} \sim 2.5 \text{ mm}$ における誤差は経路積分法での誤差 (-17% ~ 6%) と同等となっている。

図 3.4.2-8 は試験片側面上の変位速度から求めた J' 積分値の簡易評価結果で、中心線上での評価と比較しバラツキが大きくなっている。表 3.4.2-2 に 10 分後の評価結果を示すが、あまり精度の良い解は期待できない。

表 3.4.2-1 J 積分簡易評価法との比較 ($\epsilon_n = 0.5\%$)

Table 3.4.2-1 Comparison between simplified method and path integration of J-integral evaluation ($\epsilon_n = 0.5\%$)

評価点 Y (mm)	試験片中心線上		試験片側面上	
	J (kgf/mm)	誤差 (%)	J (kgf/mm)	誤差 (%)
0.0	1.232	-13	—	—
2.5	1.246	-12	0.426	-70
5.0	1.290	-9	0.758	-47
7.5	1.397	-2	1.145	-19
10.0	1.535	8	1.457	2
12.5	1.692	19	1.679	19
15.0	1.861	31	1.861	31

* 経路積分の平均値 (経路1を除く) $J_{Ave} = 1.422 \text{ kgf/mm}$

表 3.4.2-2 J' 積分簡易評価法との比較 ($\sigma_n = 13 \text{ kg/mm}^2$, 10 分後)

Table 3.4.2-2 Comparison between simplified method and path integration method of J'-integral evaluation ($\sigma_n = 13 \text{ kg/mm}^2$, after 10min.)

評価点 Y (mm)	試験片中心線上		試験片側面上	
	J'(kgf/mm·sec)	誤差 (%)	J'(kgf/mm·sec)	誤差 (%)
0.0	5.752×10^{-4}	6	—	—
2.5	5.803×10^{-4}	7	9.288×10^{-5}	-83
5.0	5.938×10^{-4}	10	2.722×10^{-4}	-50
7.5	6.261×10^{-4}	16	4.904×10^{-4}	-9
10.0	6.684×10^{-4}	24	6.379×10^{-4}	18
12.5	7.192×10^{-4}	33	7.183×10^{-4}	33
15.0	7.766×10^{-4}	44	7.766×10^{-4}	44

* 経路積分の平均値 (経路1を除く) $J'_{Ave} = 5.411 \times 10^{-4} \text{ kgf/mm} \cdot \text{sec}$

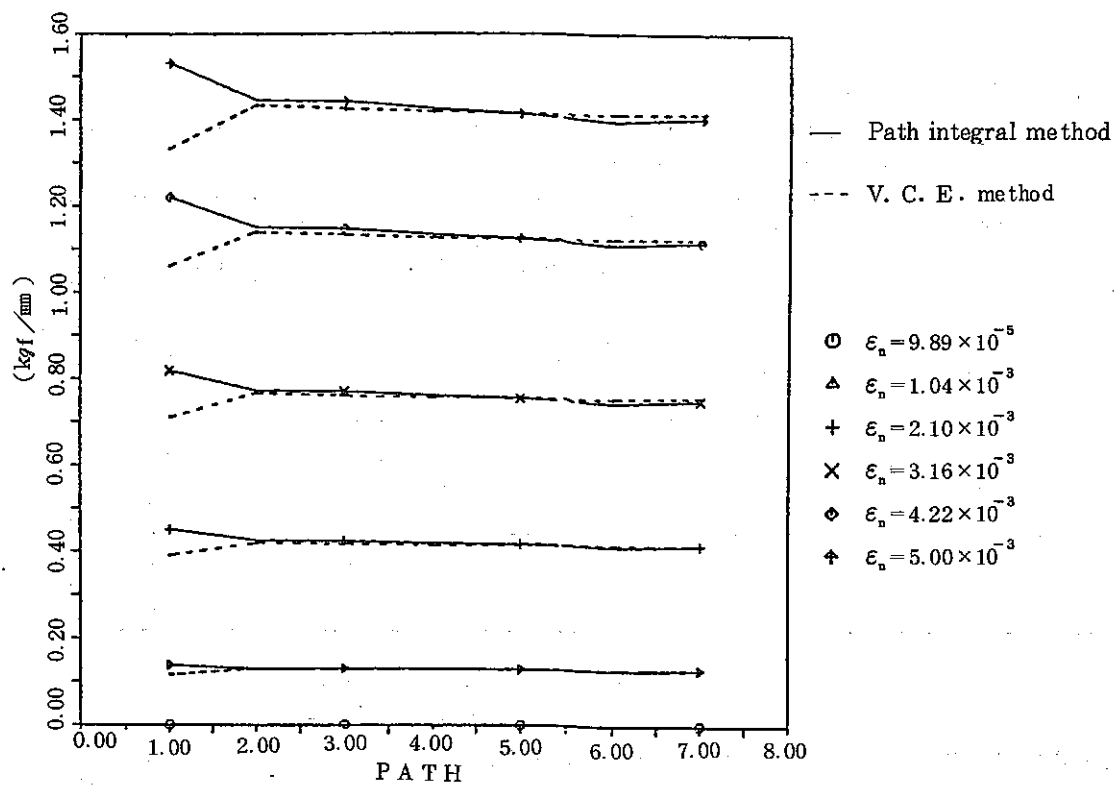
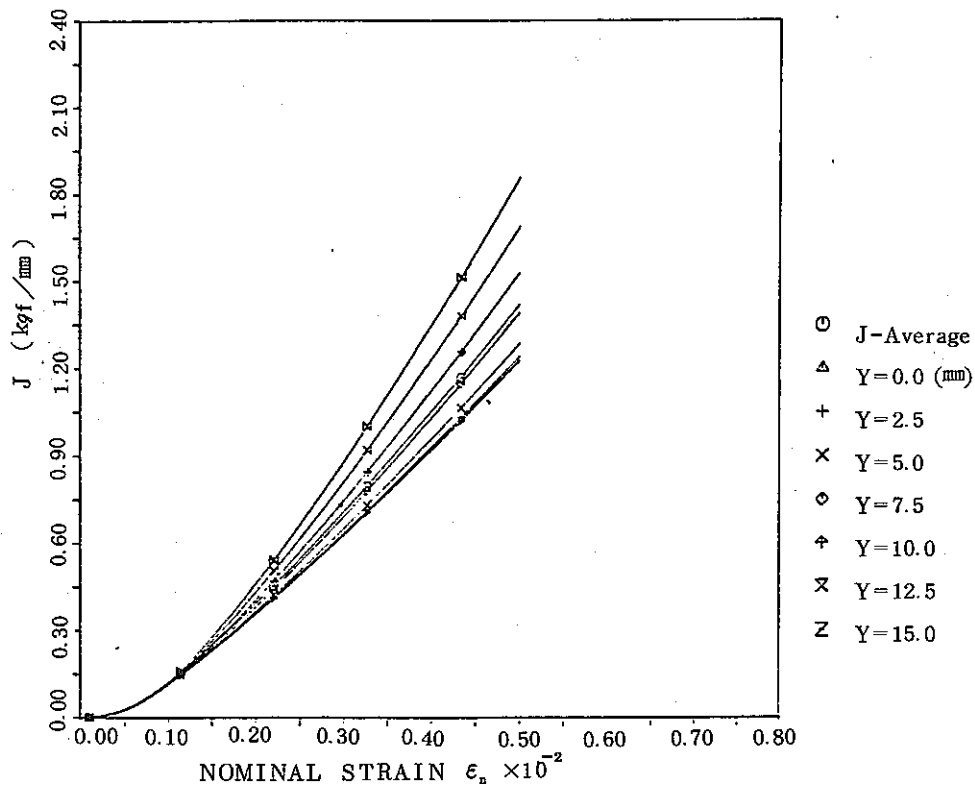
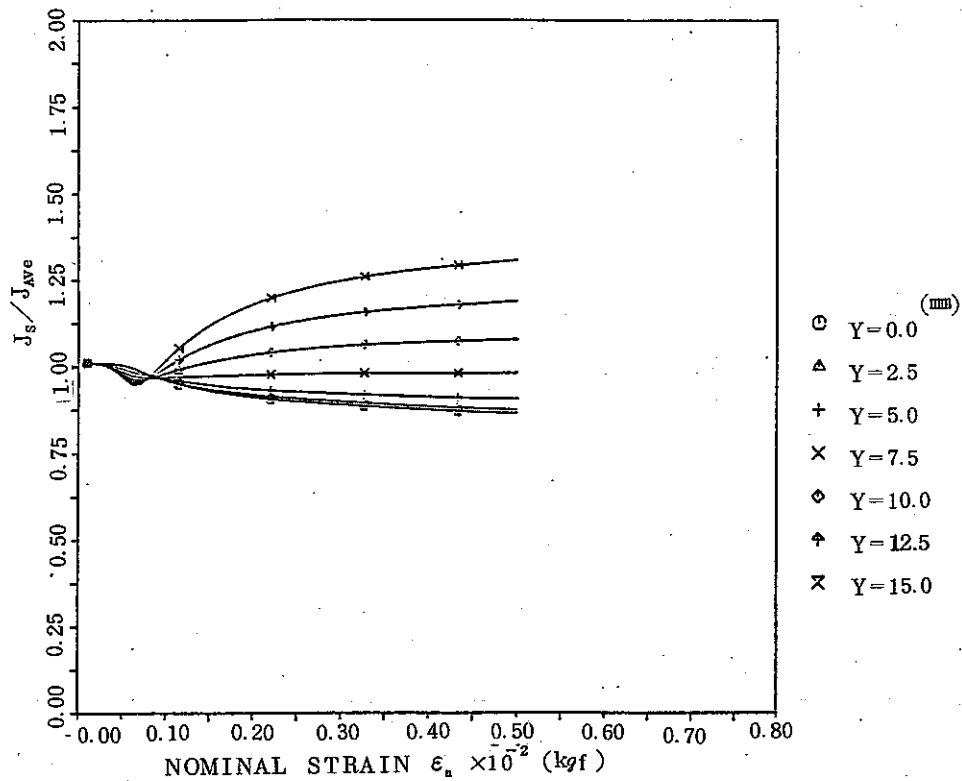


図 3.4.2-1 J 積分値の経路独立性
 Fig. 3.4.2-1 Path independency of J-integral



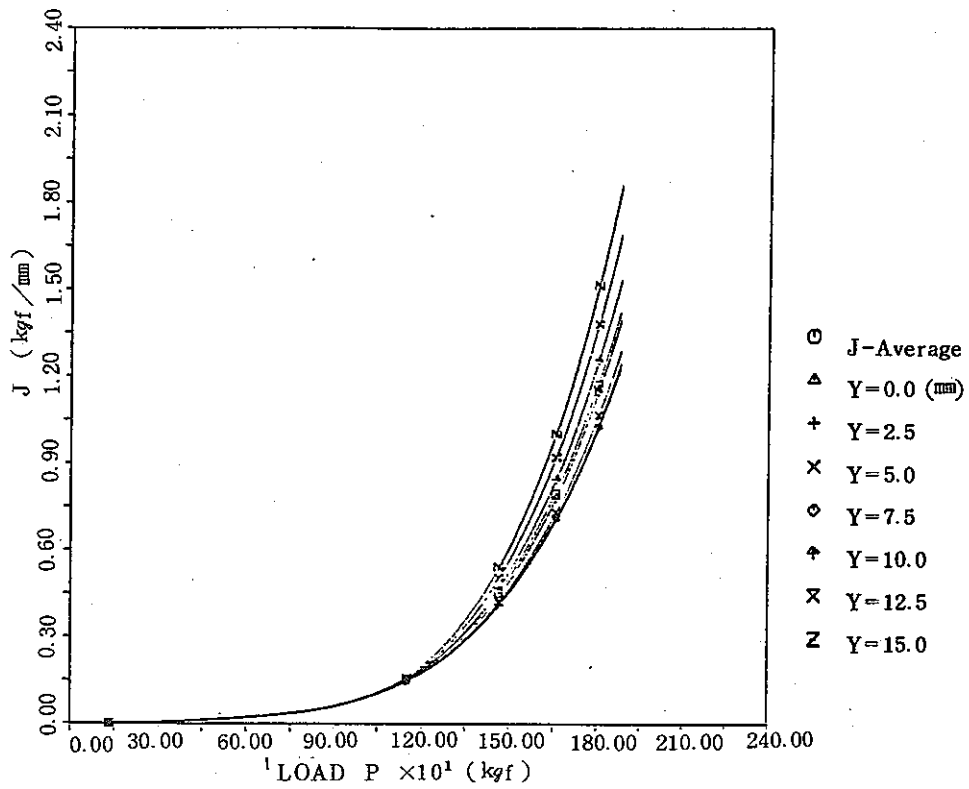
図(a) J積分簡易評価結果の比較



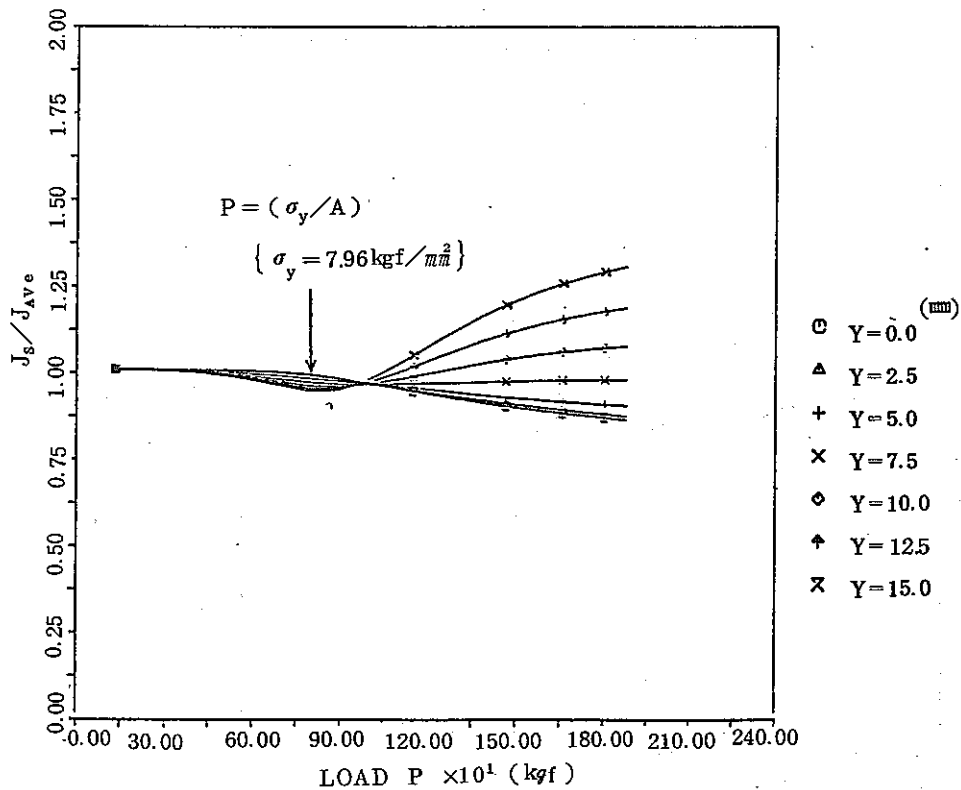
図(b) 経路積分の平均値に対する精度

図 3.4.2-2 簡易評価J積分の公称ひずみに対する変化
(試験片中心線上)

Fig. 3.4.2-2 Variation of J-integral evaluated by simplified method (on the center line of CCT specimen)

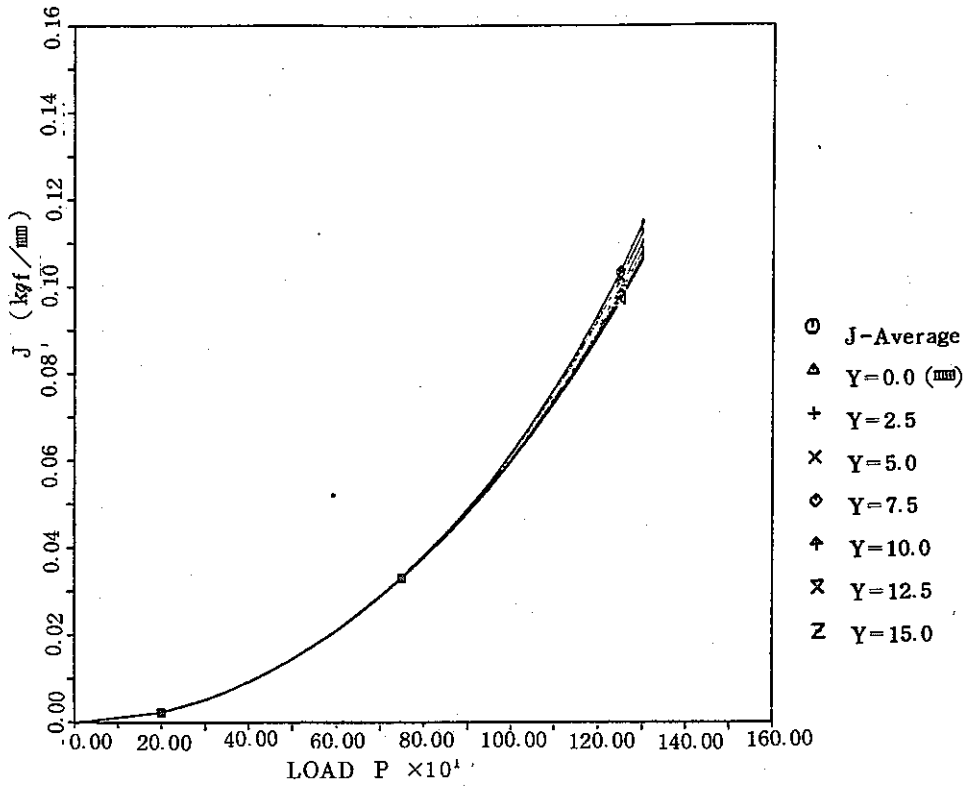


図(a) J積分簡易評価結果の比較

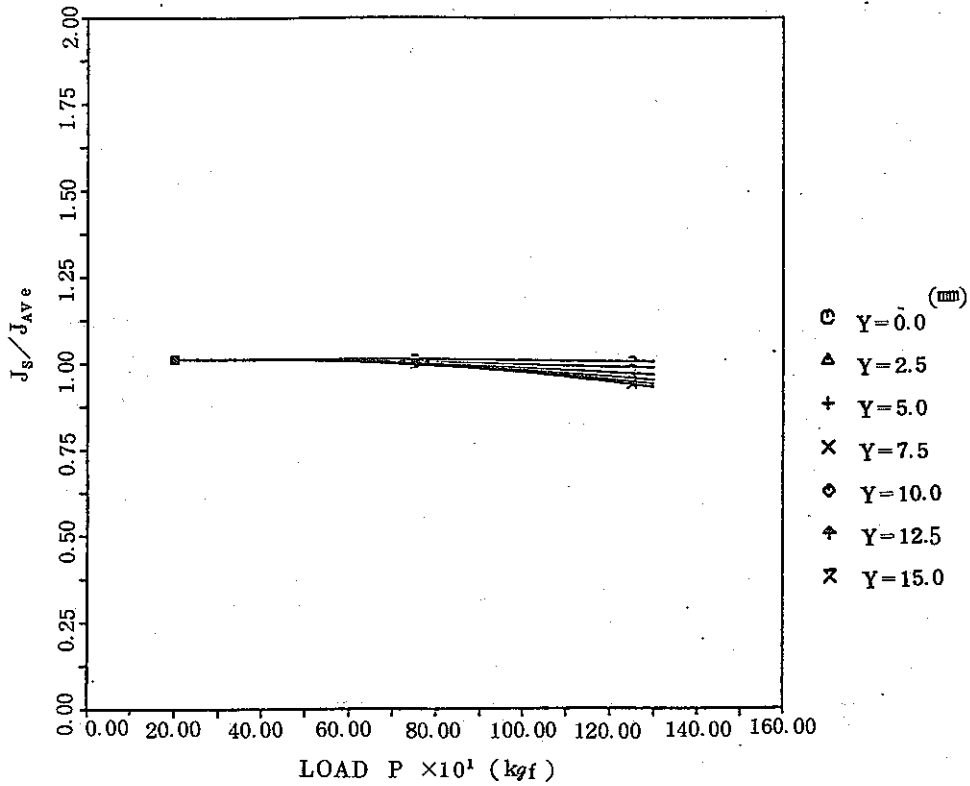


図(b) 経路積分の平均値に対する精度

図 3.4.2-3 簡易評価J積分の荷重に対する変化(試験片中心線上)
 Fig. 3.4.2-3 Variation of J-integral evaluated by simplified method (on the center line of CCT specimen)



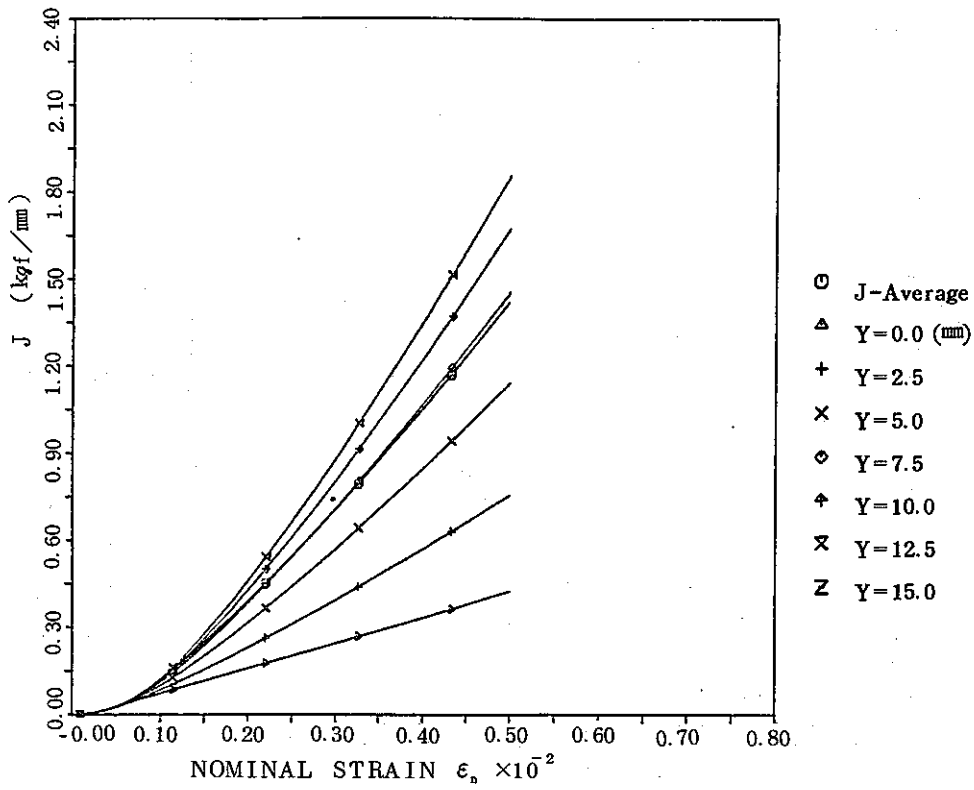
図(a) J 積分簡易評価結果の比較



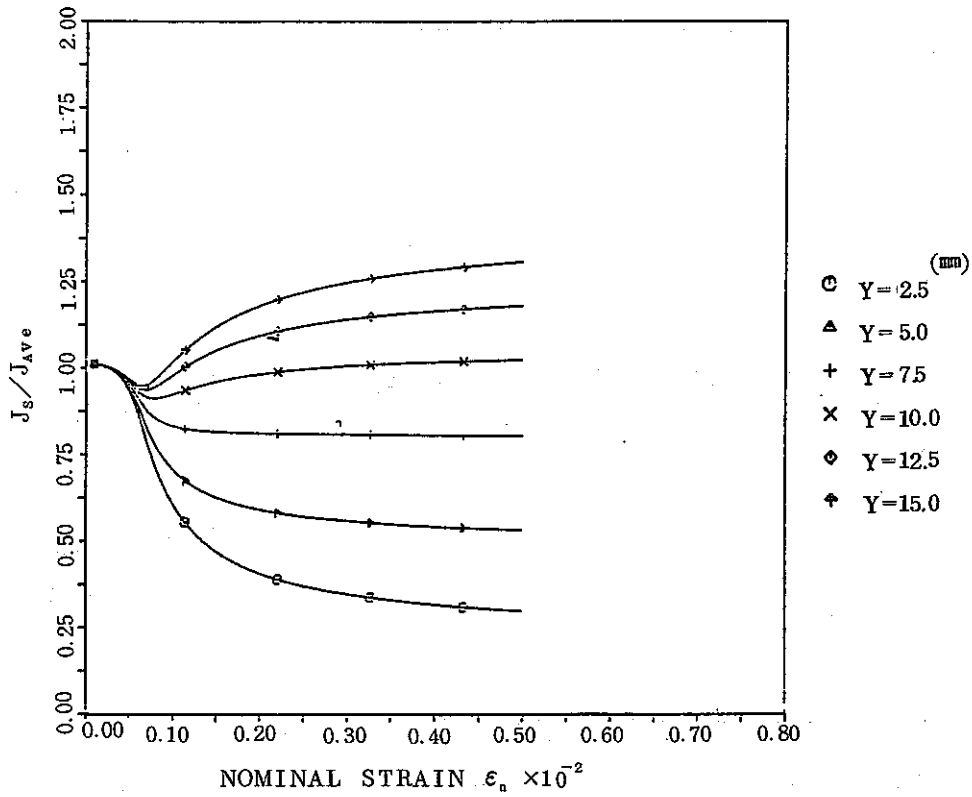
図(b) 経路積分の平均値に対する精度

図 3.4.2-4 簡易評価J 積分の荷重に対する変化(試験片中心線上). S58年度分

Fig. 3.4.2-4 Variation of J-integral evaluated by simplified method (on the center line of CCT specimen) FY1983



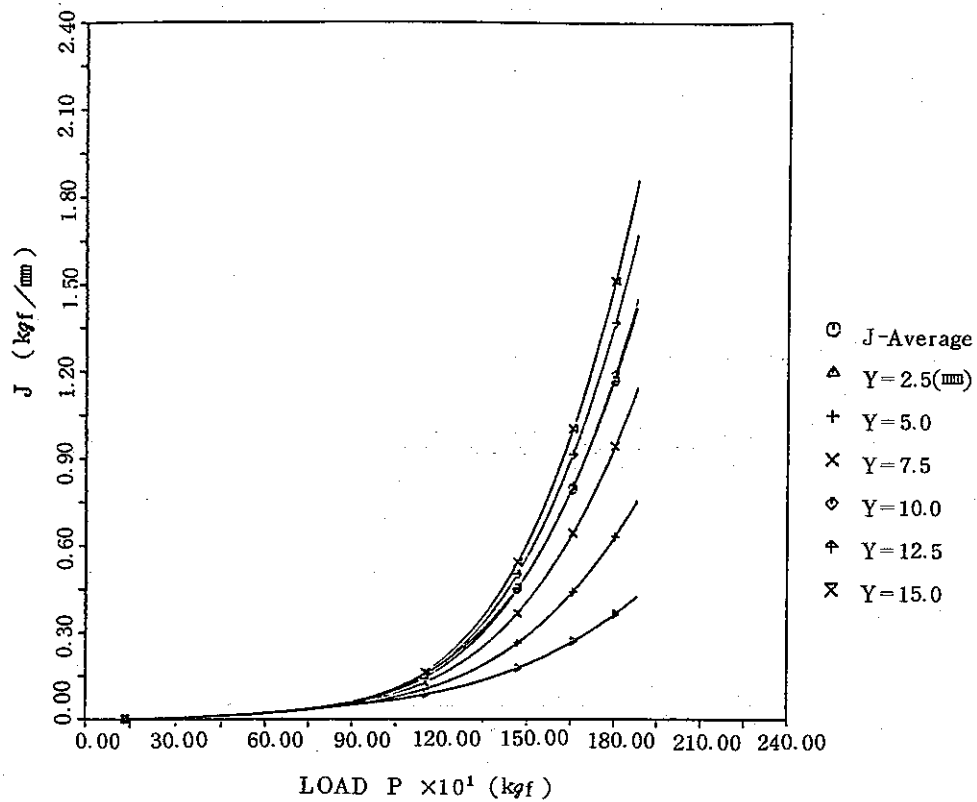
図(a) J 積分簡易評価結果の比較



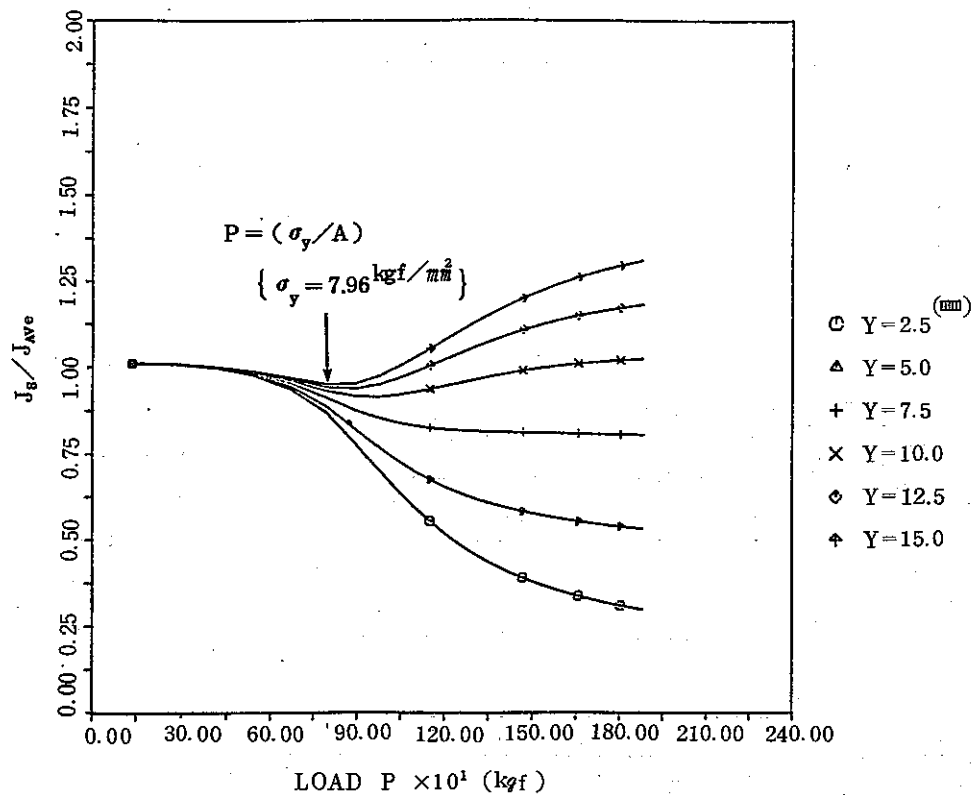
図(b) 経路積分の平均値に対する精度

図 3.4.2-5 簡易評価J積分の公称ひずみに対する変化
(試験片側面上)

Fig. 3.4.2-5 Variation of J-integral evaluated by simplified method (on the side line of CCT specimen)



図(a) J積分簡易評価結果の比較



図(b) 経路積分の平均値に対する精度

図 3.4.2 - 6 簡易評価J積分の荷重に対する変化(試験片側面上)
 Fig. 3.4.2 - 6 Variation of J-integral evaluated by simplified method (on the side line of CCT specimen)

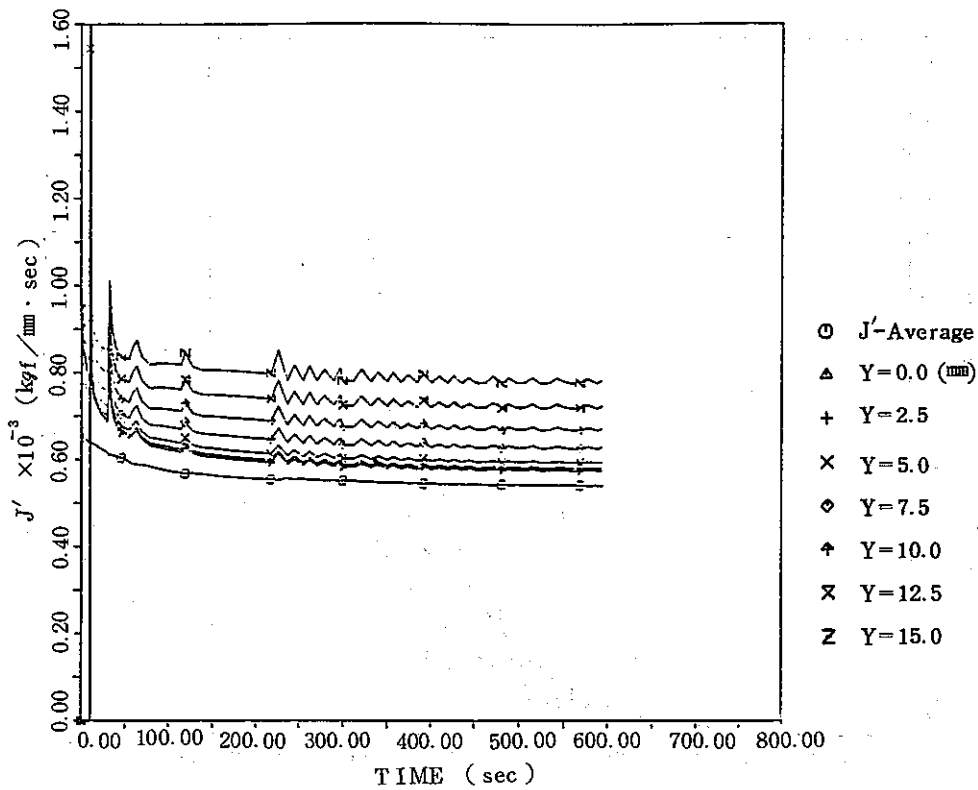


図 3.4.2-7 J' 積分簡易評価法との比較 (試験片中心線上, 温度一様)
 Fig. 3.4.2-7 History of J' -integral evaluated by simplified method
 (on the center line of CCT specimen, isothermal)

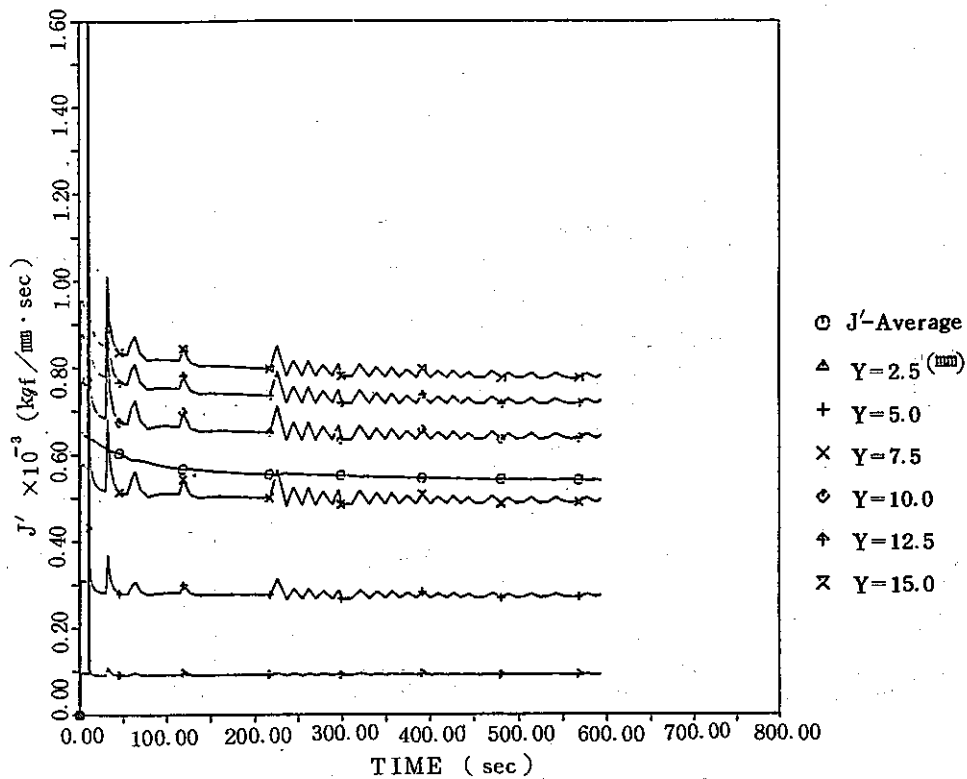
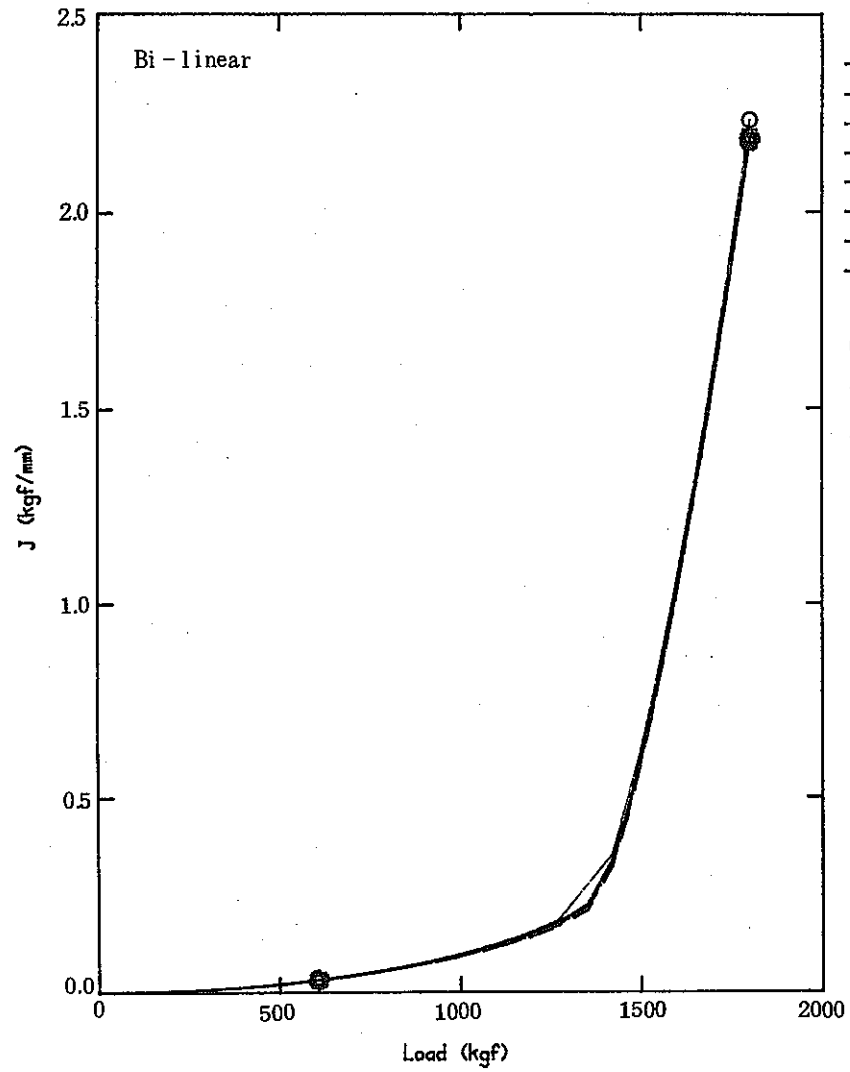


図 3.4.2-8 J' 積分簡易評価法との比較 (試験片側面上, 温度一様)
 Fig. 3.4.2-8 History of J' -integral evaluated by simplified
 method (on the side line of CCT specimen, isothermal)

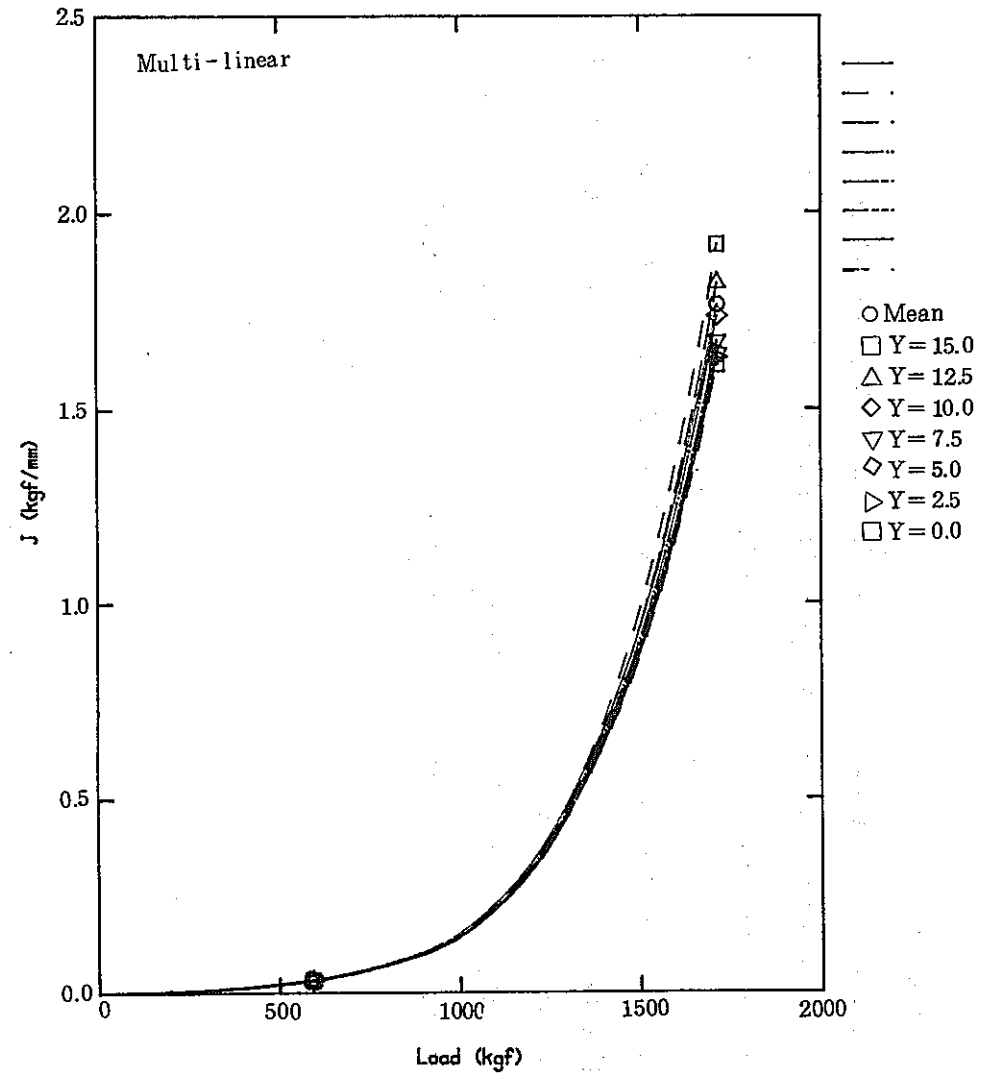
3.4.3 2a = 7 mmの場合

図3.3.3-2に示した荷重-変位関係より、簡易評価式を用いて試験片中央線上の各位置に対してJ値を計算し、結果を経路積分の平均値と併せて図3.4.3-1~2に示す。また簡易式の精度をみるため、簡易式によるJ値と経路積分法によるJ値との比と荷重ならびに公称ひずみとの関係を図3.4.3-3~4に示す。これらより

- (1) 2直線近似の場合は、荷重が約500 kgより1600 kgの範囲でき裂面よりの距離が小さい程大きなJ値を与える。しかし荷重が大きい時、すなわちひずみが0.5%の時には逆転して、き裂面上が僅かであるが最小値をとる。
- (2) 多直線近似の場合には、上記逆転が低荷重レベルで生じ、差が著しく拡大する。0.5%の時における経路積分法との差はき裂面上で-9.0%、き裂より15mmの位置で8.4%であった。



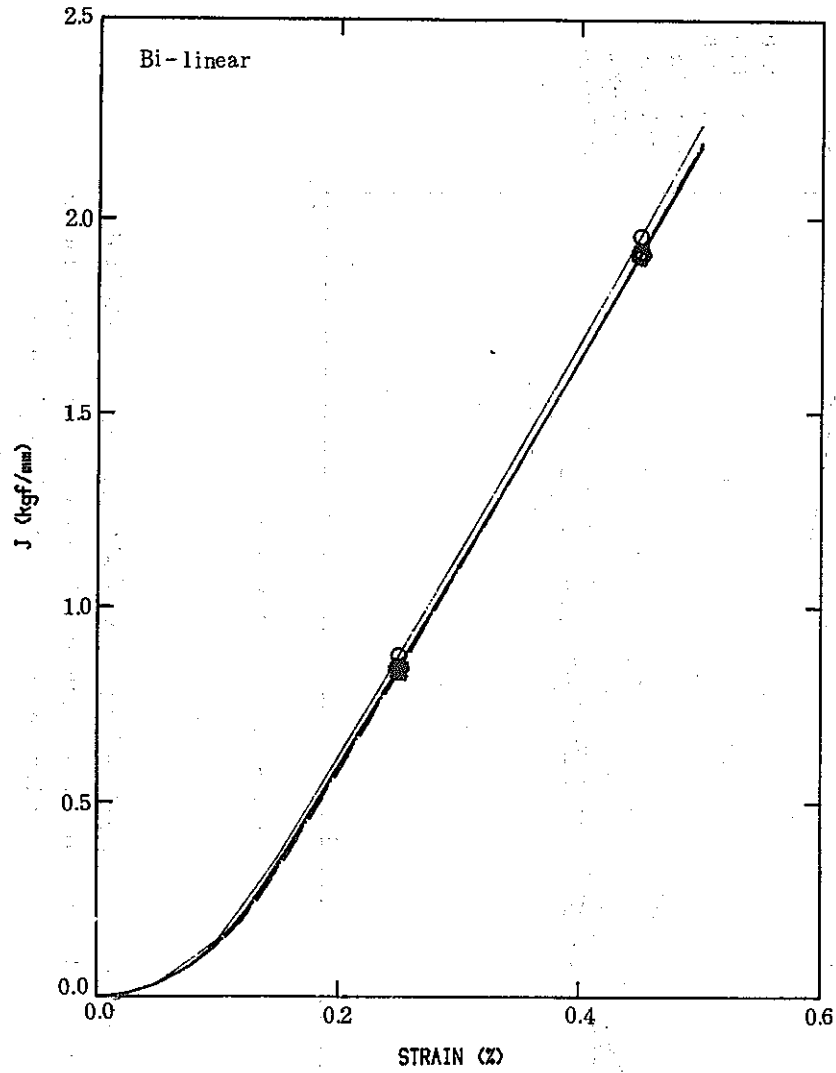
(a) Bi-linear



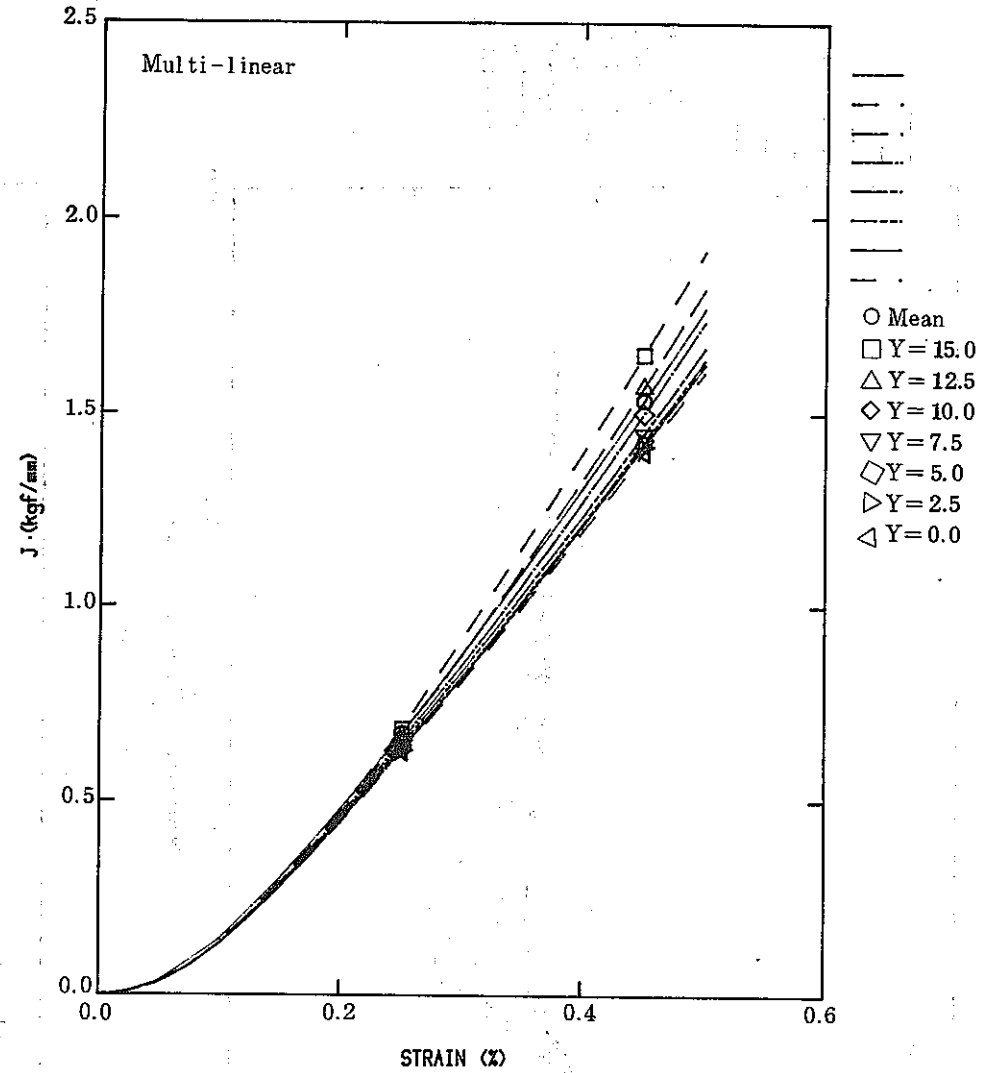
(b) Multi-linear

図 3.4.3 - 1 J 積分簡易評価法との比較

Fig. 3.4.3 - 1 Comparison between simplified method and path integration method of J-integration evaluation



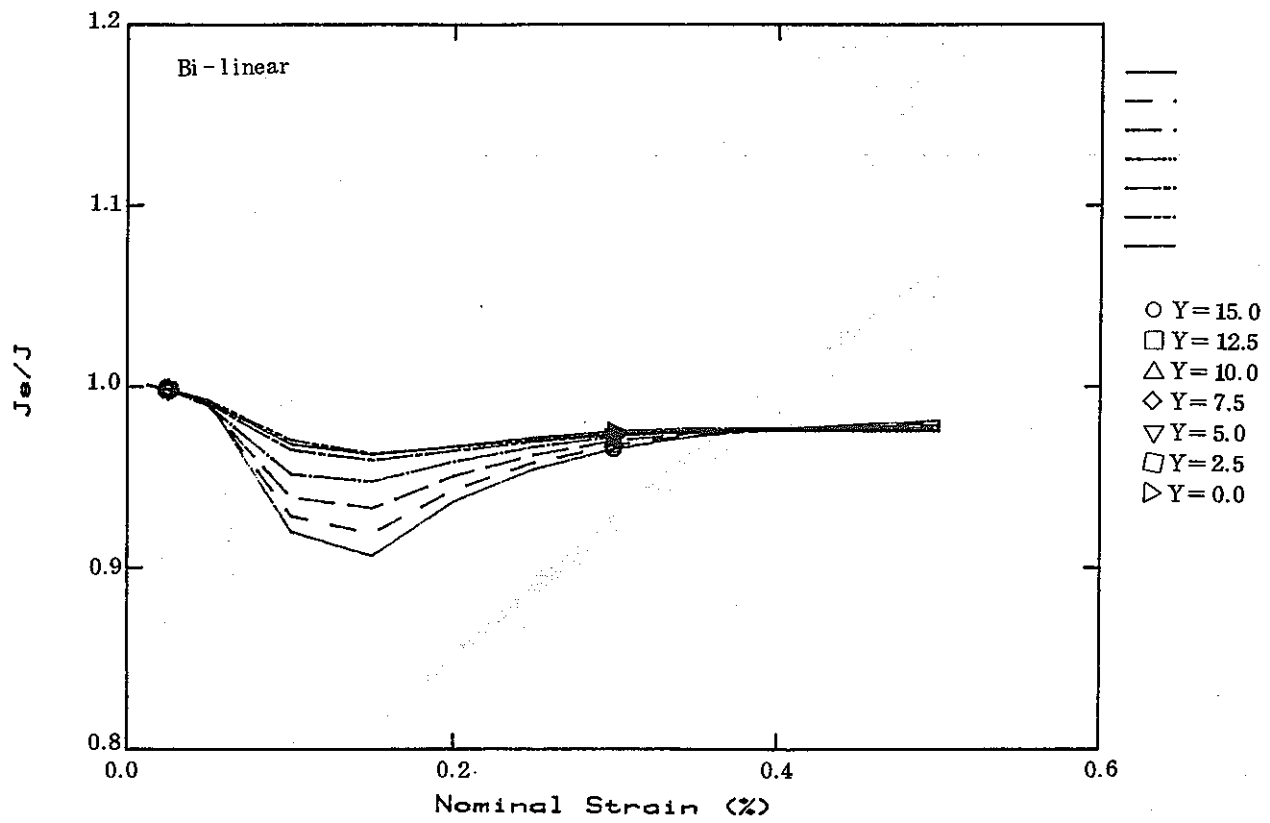
(a) Bi-linear



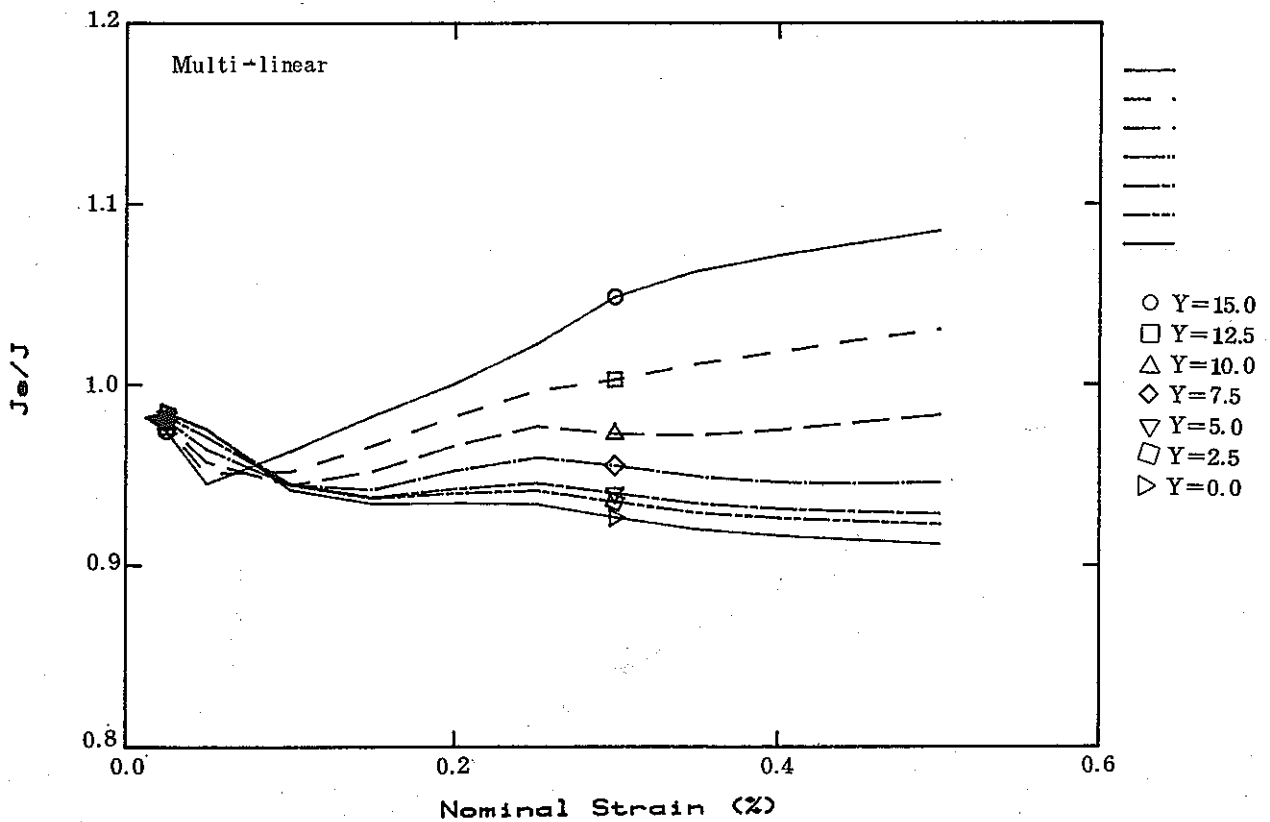
(b) Multi-linear

図 3.4.3-2 J 積分簡易評価法との比較

Fig. 3.4.3-2 Comparison between simplified method and path integration method of J-integration evaluation

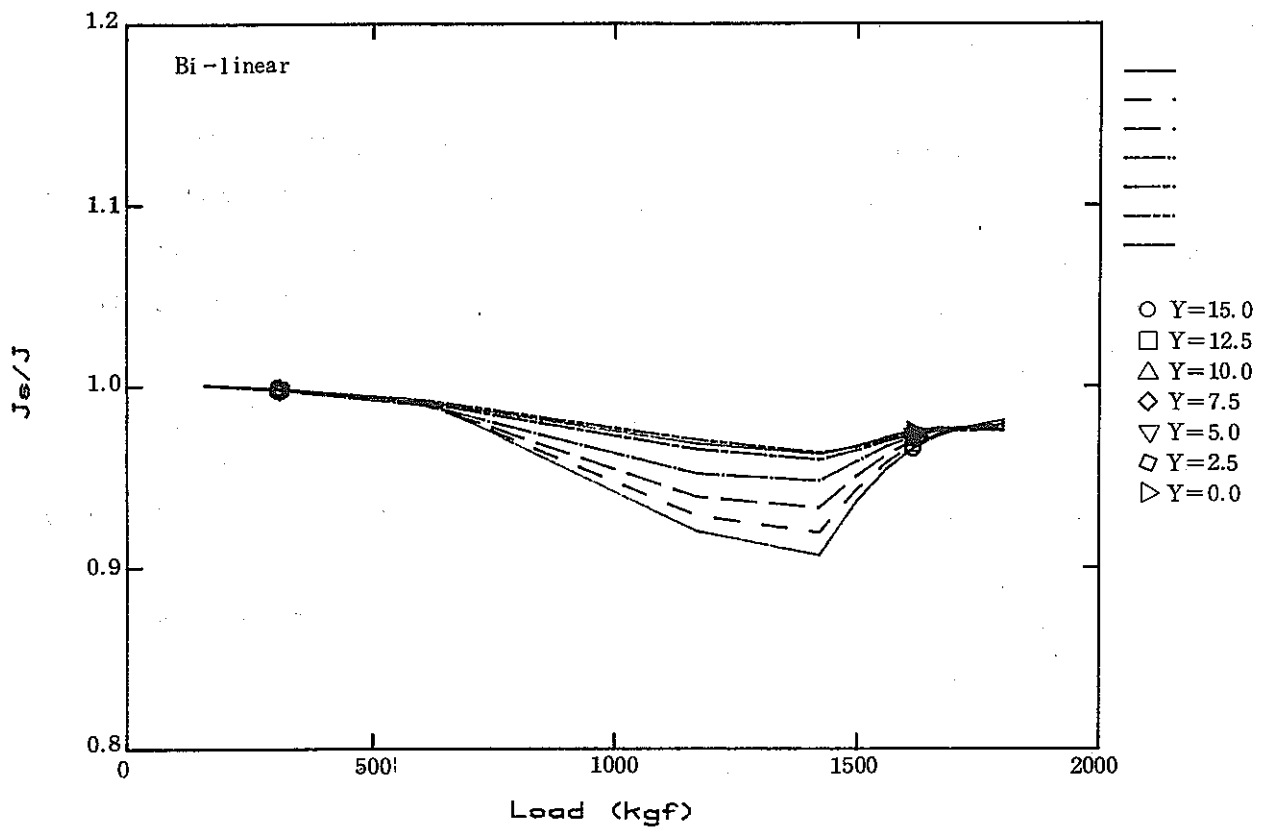


(a) Bi-linear

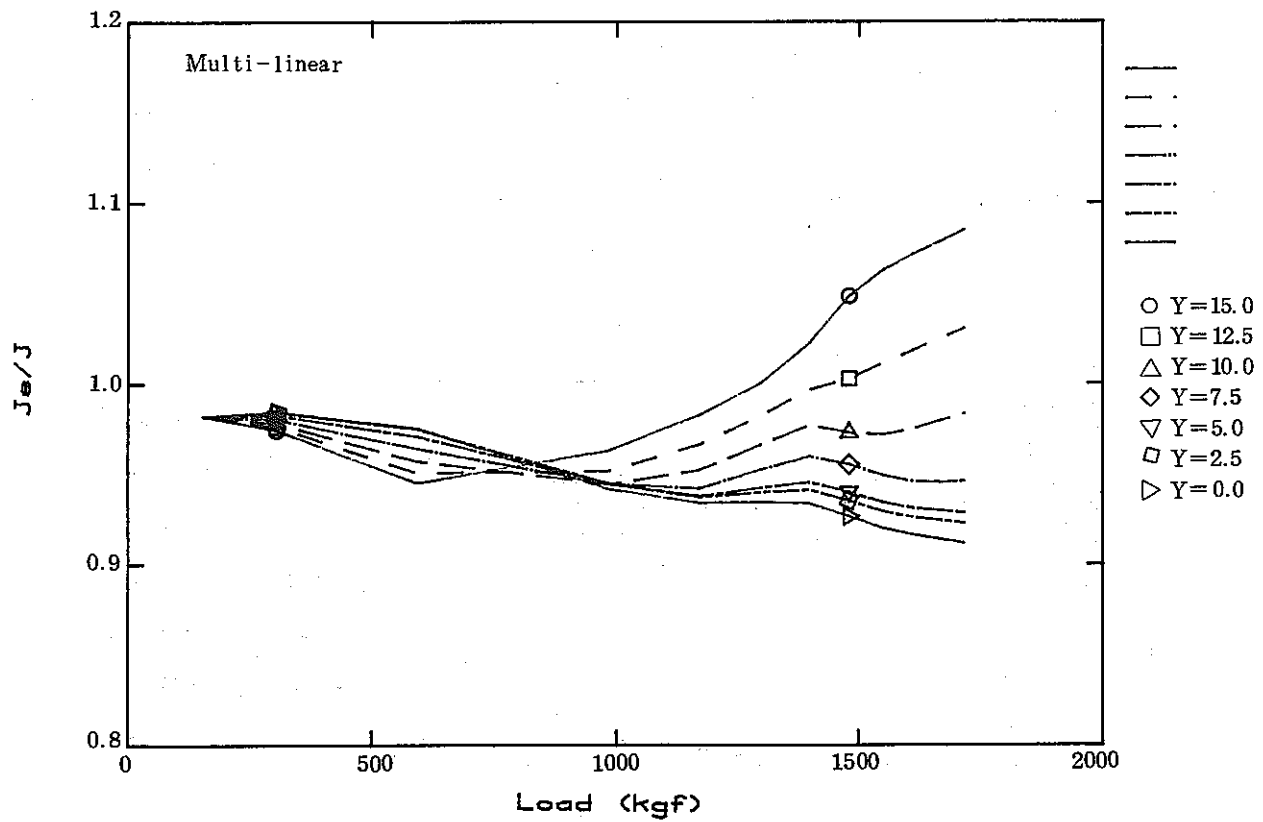


(b) Multi-linear

図 3.4.3-3 J 積分簡易評価法と経路積分法との比と荷重の関係
 Fig. 3.4.3-3 Relation between the ratio of simplified method to path integration method and load



(a) Bi-linear



(b) Multi-linear

図 3.4.3-4 J 積分簡易評価法と経路積分法との比とひずみの関係
 Fig. 3.4.3-4 Relation between the ratio of simplified method to path integrated method and strain

3.4.4 2a = 10mmの場合

3.1で述べた Rice の簡易評価式によって求めた J 値と経路積分値との比較を図 3.4.4-1 に示す。簡易評価式による評価にあたっては、試験片中心線上の各種の点を選び、評価点による影響を調べた。図 3.4.4-1 で明らかなように評価点による差はほとんど無く、また経路積分値ともきわめて良好な一致を示していることがわかる。したがって、本解析の範囲では、Rice の式による J 積分の推定がその評価位置にかかわらず、有効であることがわかる。しかしながら、詳細に検討すれば、多直線近似の場合には公称応力が 12 kgf/mm² を超えたあたりから、評価位置による差が少し出始め、Y の大きいところほど、大きな値をとる傾向があらわれてきている。これは、同図(a)に示す二直線近似の場合には見られない傾向である。この原因としては、多直線近似の場合、降伏応力が低いため微小ながら、荷重点近傍にも塑性変形が生じているためであると推定される (図 3.3.4-2 参照)。したがって、この評価点による差異は荷重がさらに増加すると、拡大していくことが予想される。

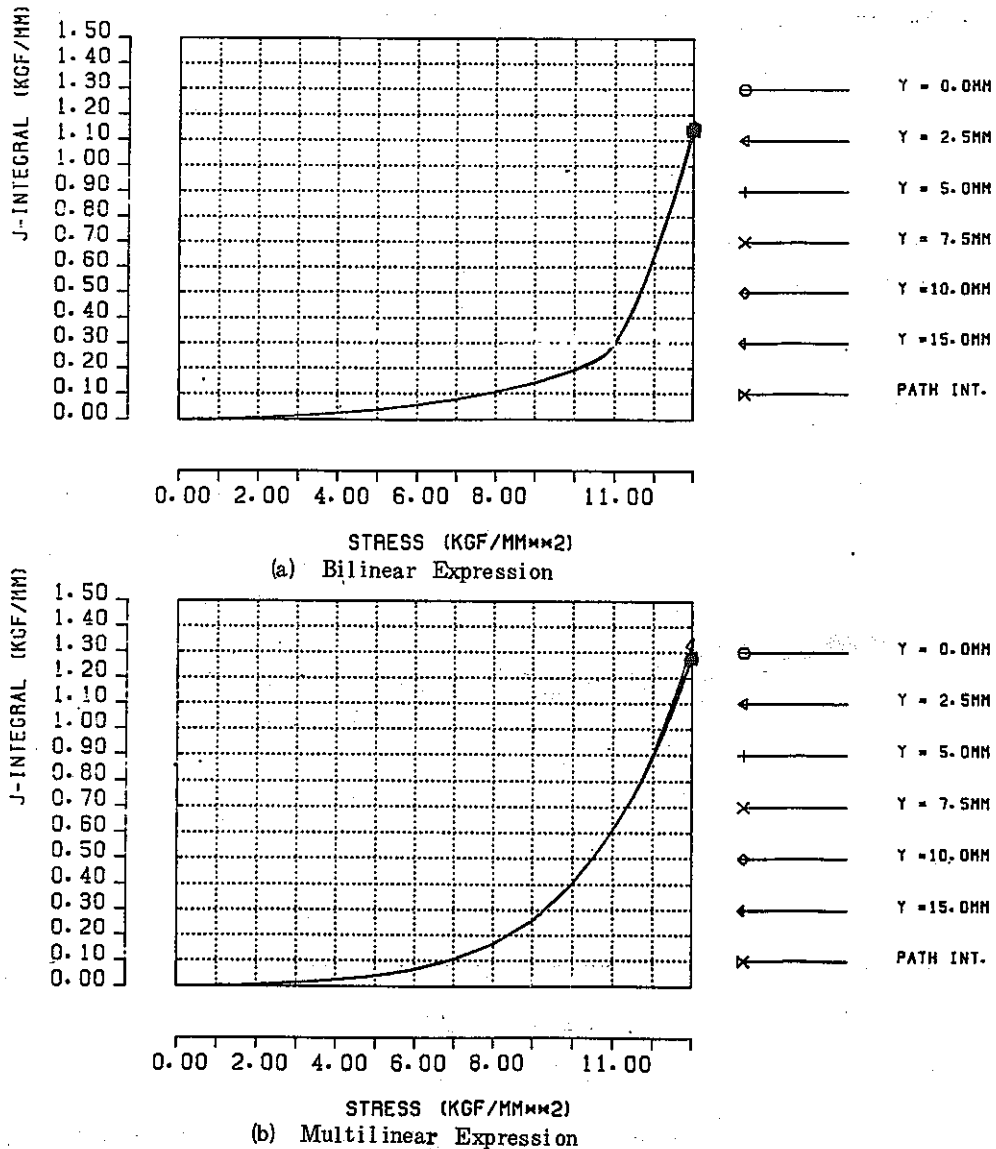


図 3.4.4-1 作用応力と Rice らの簡易式によって評価した J 積分の関係
 Fig. 3.4.4-1 Applied Stress vs. J-integral Estimated by Rice's Formula.

3.5 温度分布の影響

高温疲労実験では試験片の温度が一様となるように制御を行っているが、実際には若干の分布をもっている。JIS Z 2271, 2272 では 650 °C のクリープ試験に対し ± 4 °C 以内の温度分布を保つよう規定しているが、本研究のような高温き裂進展実験に対する規定はなく、またその影響度についても不明である。そこで実験手法の検証の立場から、650 °C 一様の条件と 650 °C ± 5 °C の条件の 2 ケースについて解析を実施し、温度分布が J' 積分評価に及ぼす影響についての考察を行った。J' 積分の簡易評価法としては大路らの簡便式を用いた。

$$J' = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} \cdot \sigma_{net} \cdot \dot{\delta}$$

ここで α 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。

3.5.1 2a = 5 mm の場合

直接経路積分法から求めた J' 積分値の経路独立性を図 3.5.1 - 1, 及び図 3.5.1 - 2 に示す。図 3.5.1 - 1 は 650 °C 温度一様の場合、図 3.5.1 - 2 は 650 °C ± 5 °C の温度分布のある場合で、いずれの場合も保持初期において経路独立性は認められない。しかし、時間の経過に伴ない一定値に収束する傾向がみられ、経路 1 を除きだいに経路独立性が認められる。図 3.5.1 - 3 及び図 3.5.1 - 4 に J' 積分値の時間変化を示す。時間の経過に伴ない一定値に漸近する傾向が認められ、約 3 分後に収束している。10 分後の J' 積分値について 650 °C 温度一様の場合と ± 5 °C の温度分布のある場合の比較を表 3.5.1 - 1 に示す。± 5 °C の温度分布により J' 積分値は 15% ~ 17% 小さな目の評価となる。

図 3.5.1 - 5 及び図 3.5.1 - 6 に試験片中心線上の Y 方向変位の時間変化を示す。いずれの場合も保持初期には若干の非線形が認められ、その後定常速度となっているが、温度一様の場合の方が大きな変位速度となっている。これは、高応力部となるき裂先端近傍の温度の差異に起因するものであると考えられ、温度分布のある場合でのき裂面の温度 645 °C における単軸クリープひずみ速度が 650 °C に比べ約 20% 低くなることから推測できる。

図 3.5.1 - 7 及び図 3.5.1 - 8 は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を、直接経路積分法から求めた経路 1 を除く平均値と比較して示したものである。いずれの場合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。

10 分後の J' 積分値について温度一様の場合と温度分布のある場合の比較を表 3.5.1 - 2 に示す。表 3.5.1 - 1 に示した直接経路積分法の場合と同様の傾向が認められ、± 5 °C の温度分布により J' 積分値は約 - 8% ~ - 17% の誤差を生じ低目の評価となっている。

以上の結果より、J' 積分の評価にはき裂先端近傍の温度が支配的となることが推測され、き裂面での温度を 650 °C とした温度分布のある場合について解析を行う必要があると考えられる。

表 3.5.1 - 1 J' 積分値の経路独立性 (10分後)

Table 3.5.1 - 1 Path independency of J'-integral (after 10 min.)

単位 : kgf/mm · sec

経路	(1) 温度一様	(2) 温度分布あり	誤差 (%) (2)-(1)÷(1)
1	4.479×10^{-4}	3.718×10^{-4}	-17%
2	5.594×10^{-4}	4.691×10^{-4}	-16
3	5.236×10^{-4}	4.405×10^{-4}	-16
4	5.228×10^{-4}	4.400×10^{-4}	-16
5	5.104×10^{-4}	4.288×10^{-4}	-16
6	5.564×10^{-4}	4.684×10^{-4}	-16
7	5.737×10^{-4}	4.894×10^{-4}	-15

表 3.5.1 - 2 J' 積分簡易評価法との比較 (試験片中心線上, 10分後)

Table 3.5.1 - 2 Comparison between simplified method and path integration method of J'-integral evaluation (on the center line of CCT specimen, after 10 min.)

単位 : kgf/mm · sec

評価点 Y (mm)	(1) 温度一様	(2) 温度分布あり	誤差 (%) (2)-(1)÷(1)
0.0	5.752×10^{-4}	4.916×10^{-4}	-15%
2.5	5.803×10^{-4}	4.965×10^{-4}	-14
5.0	5.938×10^{-4}	5.090×10^{-4}	-14
7.5	6.261×10^{-4}	5.409×10^{-4}	-14
10.0	6.684×10^{-4}	5.865×10^{-4}	-12
12.5	7.192×10^{-4}	6.466×10^{-4}	-10
15.0	7.766×10^{-4}	7.188×10^{-4}	-7

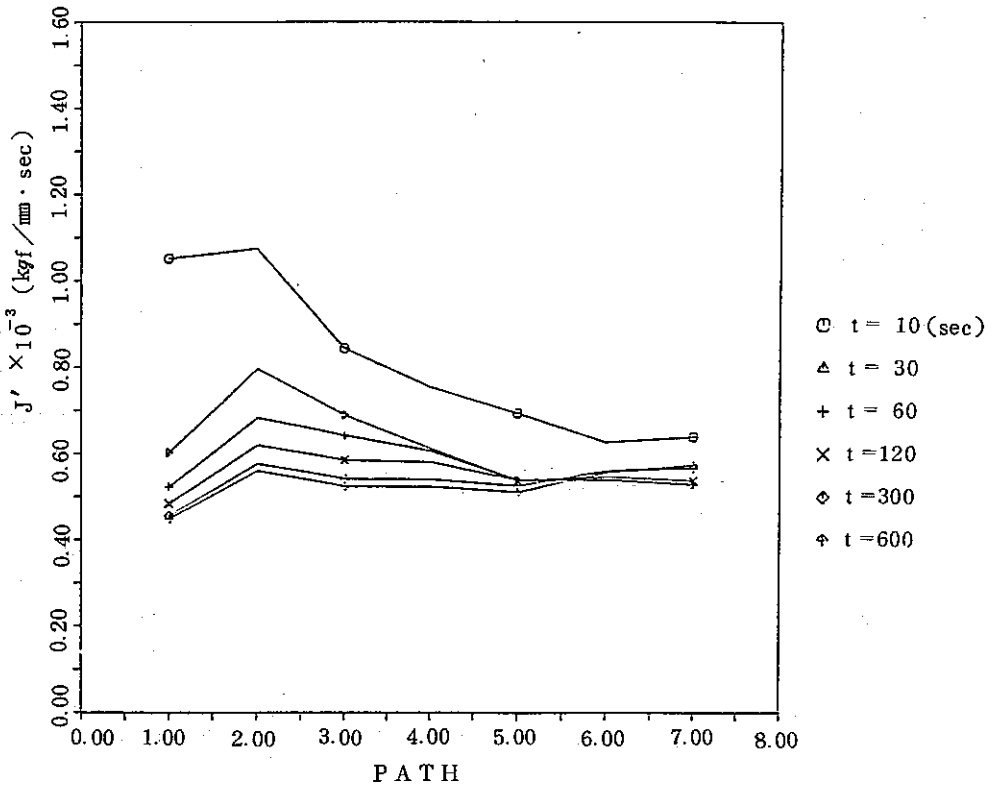


図 3.5.1-1 J' 積分値の経路独立性 (温度一様)
 Fig. 3.5.1-1 Path independency of J'-integral (isothermal)

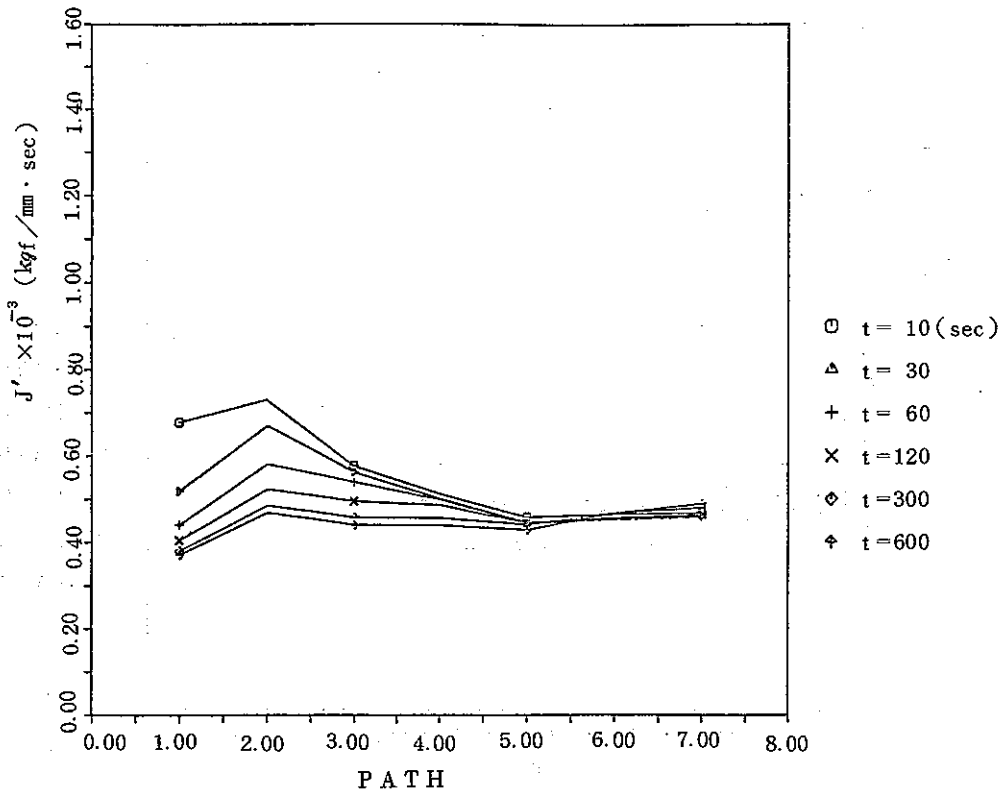


図 3.5.1-2 J' 積分値の経路独立性 (温度分布あり)
 Fig. 3.5.1-2 Path independency of J'-integral (distributed temperature)

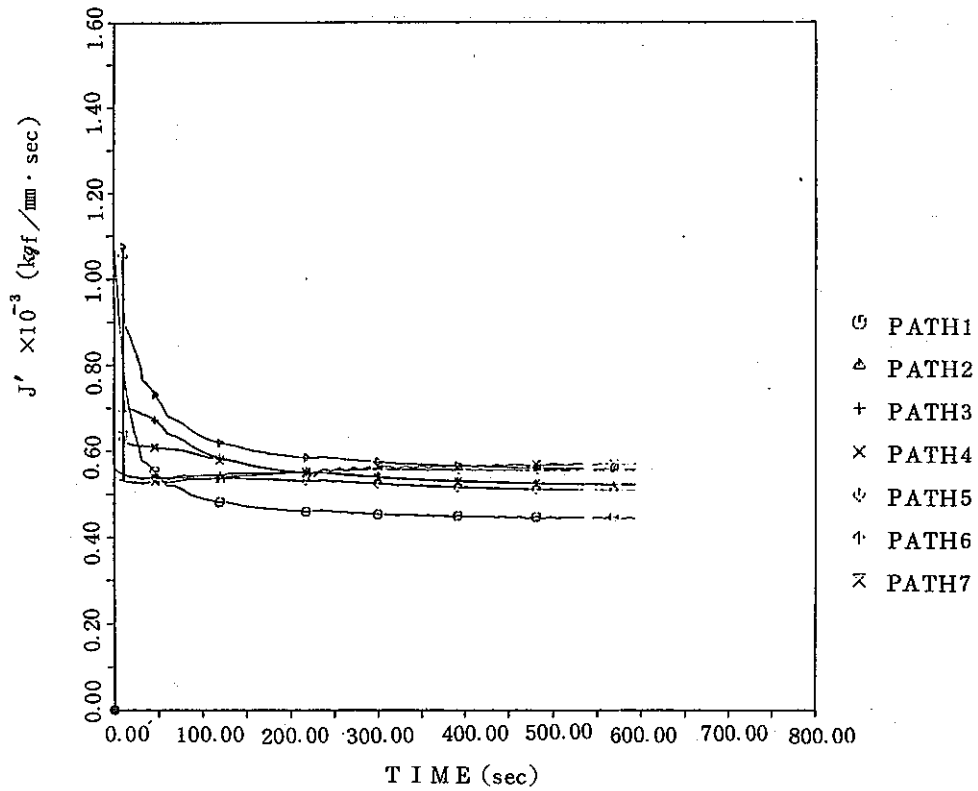


図 3.5.1-3 J' の変化 (温度一様)
 Fig. 3.5.1-3 Variation of J' -integral (isothermal)

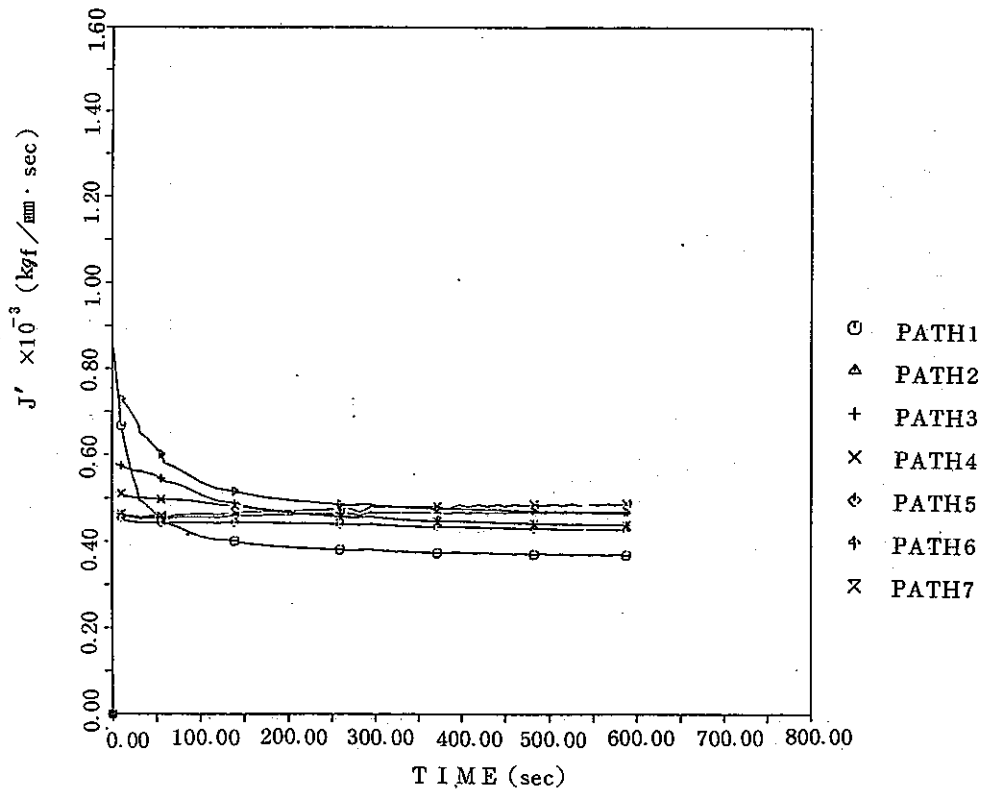


図 3.5.1-4 J' の変化 (温度分布あり)
 Fig. 3.5.1-4 Variation of J' -integral (distributed temperature)

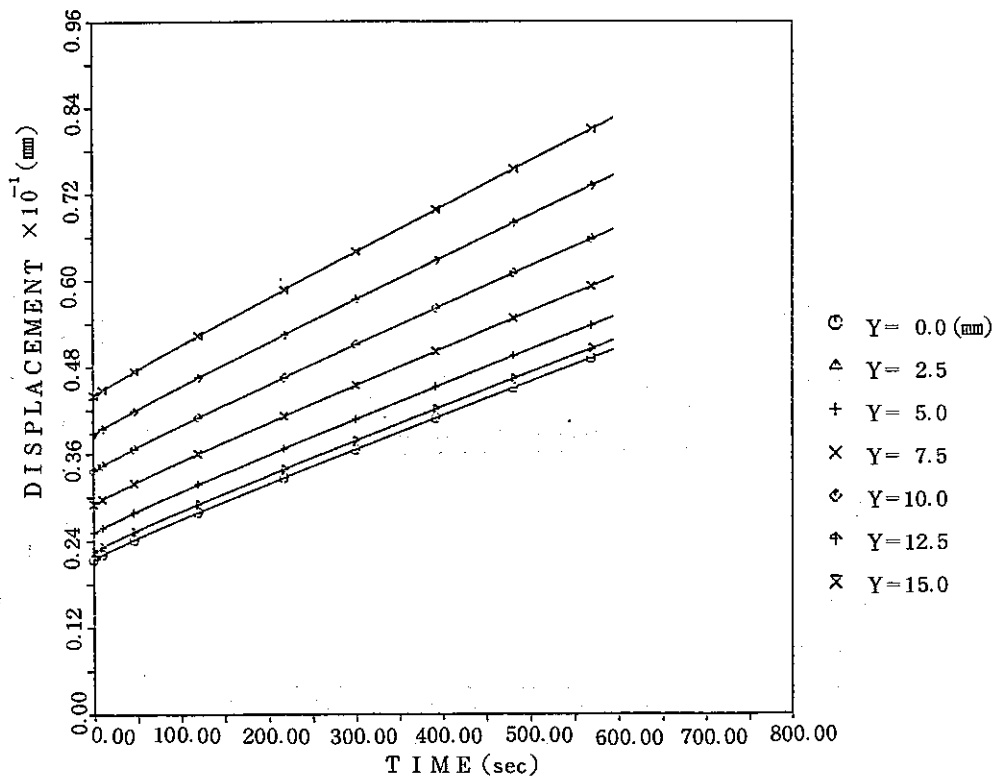


図 3.5.1-5 変位の時間変化 (試験片中心線上, 温度一様)

Fig. 3.5.1-5 History of deflection (on the center line of CCT specimen, isothermal)

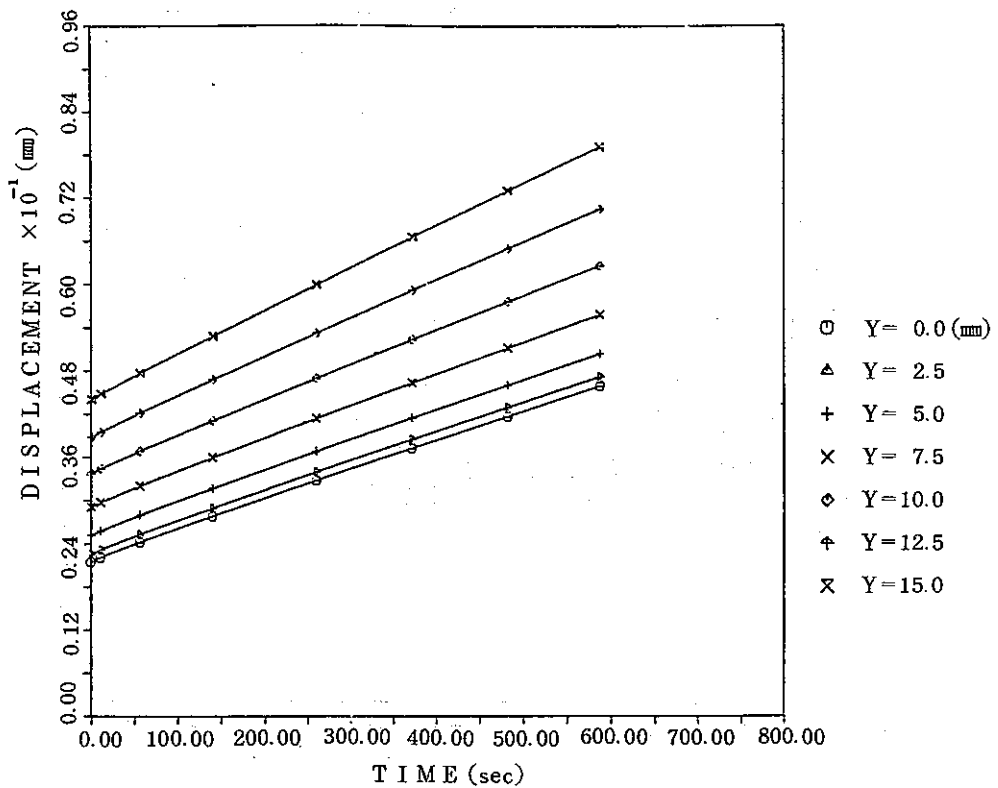


図 3.5.1-6 変位の時間変化 (試験片中心線上, 温度分布あり)

Fig. 3.5.1-6 History of deflection (on the center line of CCT specimen, distributed temperature)

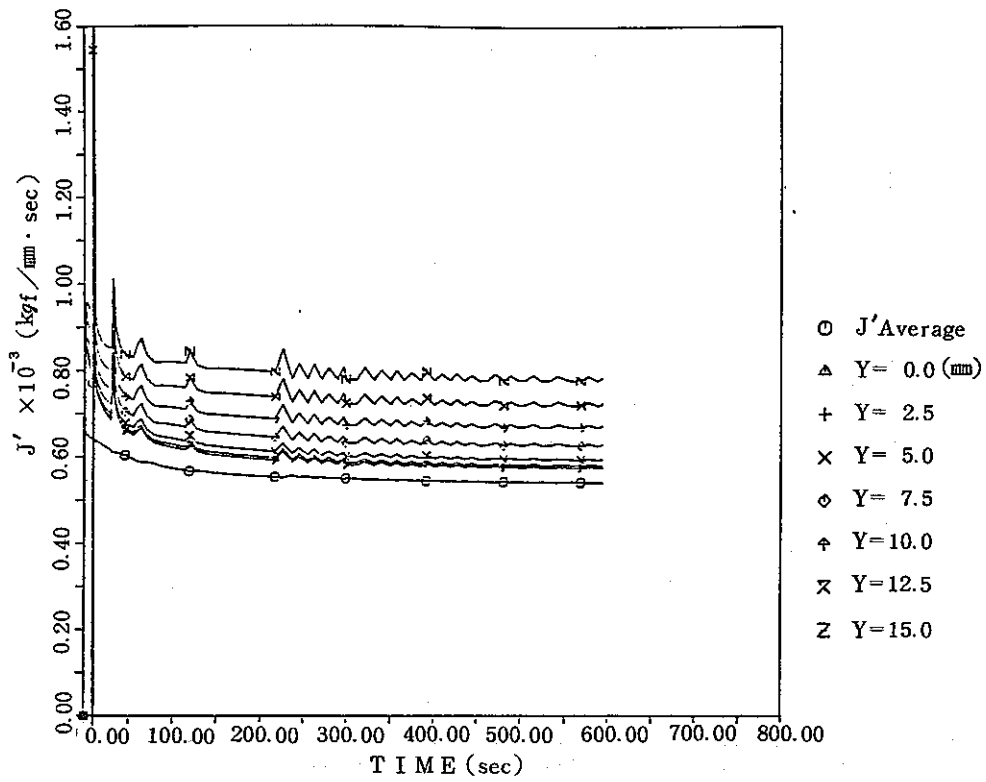


図 3.5.1 - 7 J' 積分簡易評価法との比較 (試験片中心線上, 温度一樣)

Fig. 3.5.1 - 7 Comparison between simplified method and path integration method of J' -integral evaluation (on the center line of CCT specimen, isothermal)

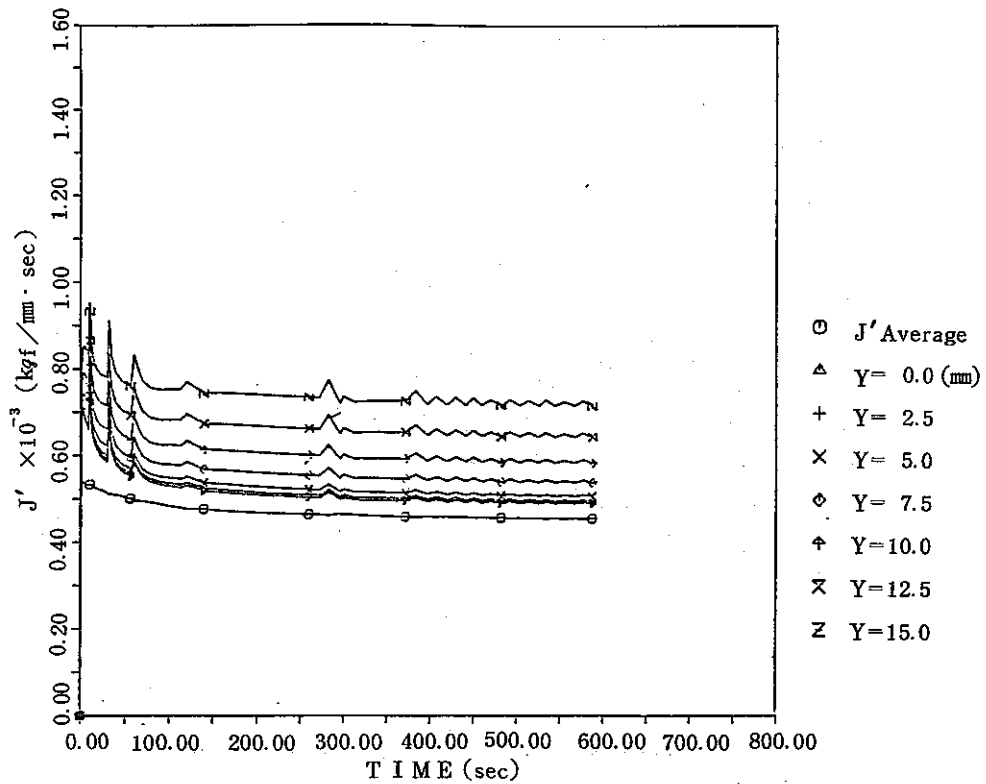


図 3.5.1 - 8 J' 積分簡易評価法との比較 (試験片中心線上, 温度分布あり)

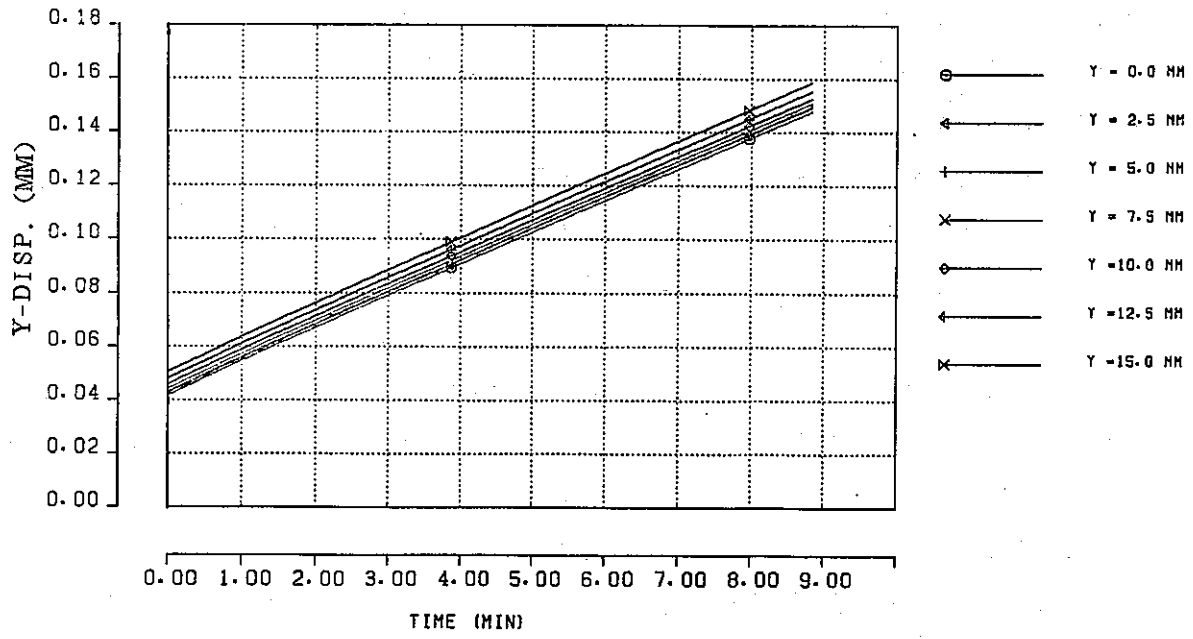
Fig. 3.5.1 - 8 Comparison between simplified method and path integration method of J' -integral evaluation (on the center line of CCT specimen, distributed temperature)

3.5.2 $2a = 10\text{mm}$ の場合

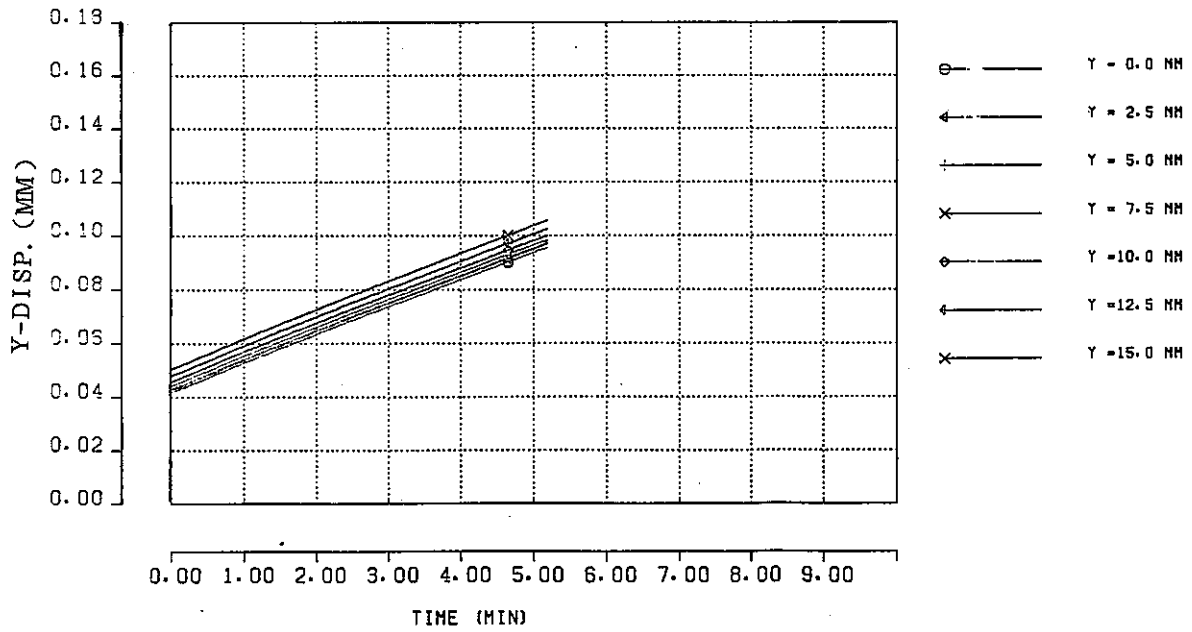
650℃一様温度の場合と温度分布状態での変位の時間的变化を図3.5.2-1に示す。これより、両者は類似した挙動を示すか、一様温度の場合の方が温度分布がある場合に比較して、15%程度大きな変形速度を示している。これは、き裂断面部の温度の違いによるクリープひずみ速度の差(27%)よりは小さいが、き裂近傍の温度の差が大きく影響しているものと考えられる。

図3.5.2-2には、一様温度の場合に関して、経路積分による J' 積分値と簡便式によって求めた J' 値の時間的变化を示す。経路積分値は、時間とともに一定値に収束していくのがわかる。また、簡便式による値はほとんど経路に依存せず、その値は比較的内側の経路での積分値に近い。これから、簡便式によって評価された値は、定常、非定常の別にかかわらず、き裂先端近傍の応力状態を表わすものとして有効であることが推察される。

次に図3.5.2-3には、温度分布の場合に関する同様な結果を示す。一様温度の場合と類似の挙動を示しており、特に顕著な相違は見られない。定常時の J' 積分と比較すると、一定温度の場合は、温度分布のある場合に比べて15%程度大きな値を示している。これは、変形速度と同じであるが、 J' 積分が変形速度から評価されていることから考えると当然の結果である。

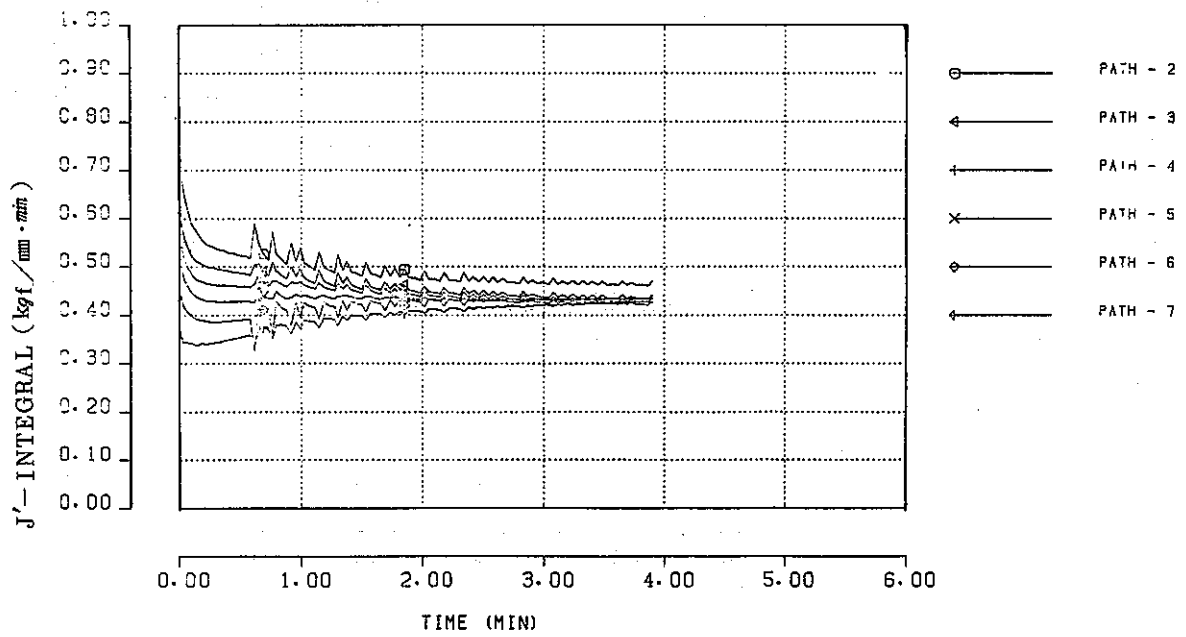


(a) Without Temperature Distribution

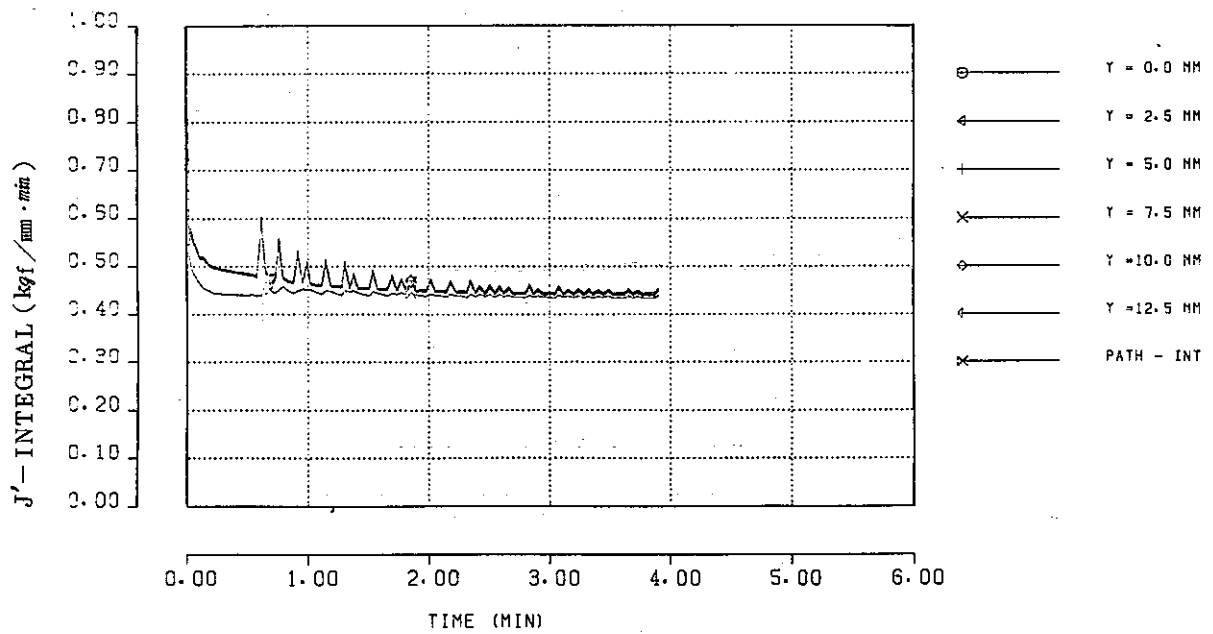


(b) With Temperature Distribution

図 3.5.2 -1 中心線上の各点の引張方向変位の時間的变化
 Fig. 3.5.2 -1 Displacement in the Tensile Direction at Various Points Along Center Line vs. Time.

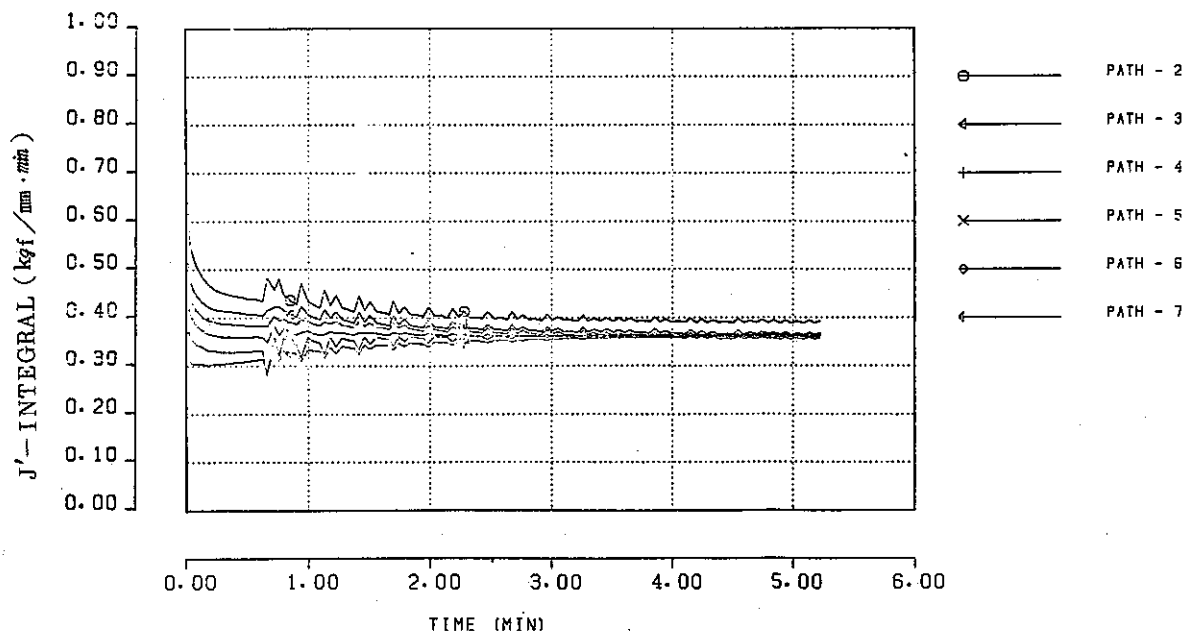


(a) Path-Integral Value

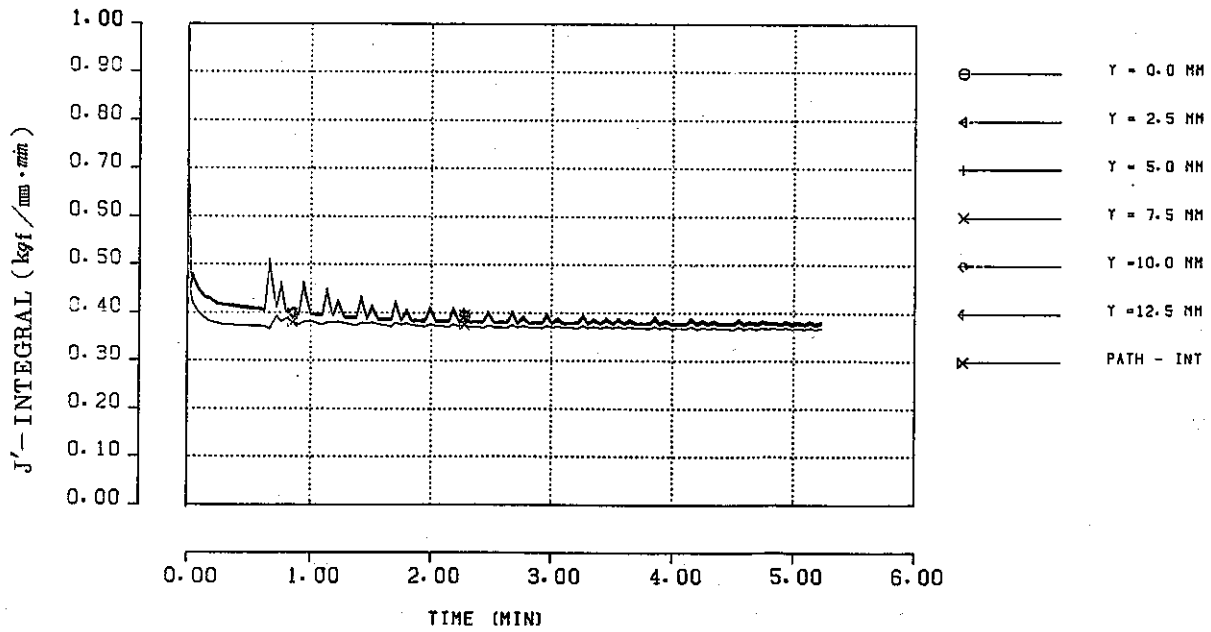


(b) Value Estimated by Ohji's Formula

図 3.5.2-2 J' の時間的变化 (一様温度の場合)
 Fig. 3.5.2-2 Time Variation of J' (Without Temperature Distribution)



(a) Path-Integral Value



(b) Value Estimated by Ohji's Formula

図 3.5.2 - 3 J' の時間的变化 (温度分布のある場合)
 Fig. 3.5.2 - 3 Time Variation of J' (With Temperature Distribution)

第4章 総合評価

第4章 総合評価

4.1 実験結果の総合評価

1) 試験片サイズの影響

試験方法の標準化のために、き裂伝播速度 da/dn と破壊力学パラメータ(FMP)との相関関係に及ぼす試験片サイズの影響について実験的検討を進めているが、本年度は第一年度に用いた試験片のサイズを比例的に2倍にしたもの及び半分にしたもの（CTでは厚さのみ半分）を用いてき裂伝播実験を行った。比較のベースとして破壊力学パラメータ ΔK 、 ΔJ_f 、 ΔJ_c を用い、これらのパラメータと da/dn との関係にサイズ効果が現れるかどうかを検討した。

図4.1-1及び図4.1-2にCT試験片とCCT試験片について $da/dn - \Delta K$ の関係を $t_h=0$ の場合について示す。CCT試験片ではサイズ効果はないがCT試験片ではサイズ効果が少し観察されている。同一型の試験片内の差もあるが、（第1年度の結果と同じく）CT試験片とCCT試験片との差が大きく、 ΔK パラメータは（一般に言われているように）高温域でのき裂伝播特性の評価には適さないことが再確認された。

図4.1-3、図4.1-4に上記と同じ実験結果を ΔJ で整理した結果を示すが、大中小3種のサイズのデータがすべて昨年度のデータバンドの中に入っていることがわかる。即ち、 $\Delta J_c - da/dn$ 関係が試験片サイズにあまり依存しないと言える。CCT大型試験片（40W）のデータの傾きが全体の傾向と異なっているがその原因は不明である。来年度検討する必要がある。

次に10分保持を伴う負荷波形に対するき裂伝播速度の ΔJ_f との関係を図4.1-5及び図4.1-6に示す。保持を伴わない場合に比べて大幅に da/dn が増加している。保持がある場合 ΔJ_f による整理がき裂伝播特性を代表するパラメータとしては不適當であることが再確認される。同じ実験データを ΔJ_c で整理した結果を図4.1-7及び図4.1-8に示すがそれぞれ試験片タイプ毎ではサイズに対する依存性は少ないようである。但し、CTとCCT試験片グループ間の比較ではCCT試験片のほうが ΔJ_c を大きい目に評価する傾向がある。その差はFACTOR-OF-TWO程度でありサイズ効果は少ないと判断してもよいと考えられる。このサイズ効果をも含めてクリープ疲労下のき裂伝播特性についてはいろいろ未解決の複雑な問題があり、今後検討されるべき問題であろう。

破面は保持なし波形の負荷ではストラエーションが観察されており、保持ありの繰り返し負荷波形では試験片サイズに関係なく粒界型であった。SUS 304 鋼の650℃では短時間の保持時間でクリープ型のき裂伝播をすることが観察されているが、今回の結果はこれらの観察と同じ傾向を示すものである。

クリープ条件下のき裂伝播試験では、き裂の前縁がはりだすように曲線を描くことがある。き裂長さを試験片表面で測定することが多いのでそのような場合、き裂長さを小さい目に評価する。そこでき裂前縁の湾曲がき裂伝播特性値の測定にどの程度影響があるかを調べるため、このシリーズのテストでは試験の途中で人工的にビーチマークを入れてき裂前縁の形状を計測するとともに、き裂伝播特性データに及ぼす影響について検討を加えた。ビーチマークの導入法としては、

主としてマークをいれたいサイクルで応力比を大きくする方法を採用したが、CT試験片の結果ではITCT試験片の例ではITCTと0.5 TCTとではき裂前縁の形状にほとんど差がなく、今回の試験条件の範囲では da/dn -FMP関係に殆ど影響を及ぼさないことがわかった。但し、保持時間が更に長くなると3軸性によるき裂の進展効果(トンネル効果)がおおきくなり、今回の場合よりトンネル効果が重要になることもありうるであろう。

2) 長時間周期の繰り返し負荷下のき裂伝播特性

長時間周期疲労試験としては周期1時間のひずみ保持台形波及び荷重保持台形波、CP型の非対称鋸歯状波の3種類の波形の試験を行った。各試験の繰り返し周期は1時間で保持波、鋸歯状波共負荷時間の大部分が引っぱり負荷になるような波形を選んだ。試験片形状としてDEN, CCT, CTの3種を選んだ。 ΔK や ΔK_c 等はクリープ疲労き裂伝播特性の評価に不適当であることが第1年度や前項の成果として明らかにされているので、今年度は ΔJ_c で整理した結果を中心に以下に記述する。

負荷波形の影響を図4.1-9に示す。台形波ひずみ保持、鋸歯状波ひずみ制御、ひずみ制御スロープライン法のデータはバラツキも少なくクリープデータとの対応もよい。荷重保持のデータはひずみ保持型の3種のデータより ΔJ_c を大きめに計測する傾向がある。一方、鋸歯状波ひずみ制御の da/dn は殆ど変化していない。この実験では ΔJ_c の変化の範囲が小さいので全体的な傾向を観察していない可能性があるので ΔJ_c が大きく変化する時に他のデータと同じような挙動をするかどうか今後検討する必要がある。参考のために同データを ΔJ_f で整理した結果を図4.1-10に示す。保持がない場合や10分保持に比べて加速されていることがわかるが、負荷波形の違う試験の結果を一つの関係で現すことはできない。即ち、 ΔJ_f ではクリープき裂伝播特性を一義的に表現することは出来ない。

次に、長時間周期の負荷下でのき裂伝播特性に及ぼす試験片形状の影響について検討する。第1年度の10分保持の実験データでは、バラツキが大きく形状に対する依存性の有無を確認できなかった。図4.1-11にはひずみ保持波形におけるDENとCCTの比較を、図4.1-12には荷重保持波形におけるCTとCCTとの比較を示す。両方とも静クリープの結果に近く、形状の影響は殆どないと考えられる。しかし、荷重制御のCCT試験片の結果はバラツキが多いのと同時に、き裂伝播速度が低い側の値を示す傾向がある。このデータのき裂伝播速度は5つのき裂長さの測定点を用いて計算されたものであるが、測定の間隔(繰り返し回数)が小さいためにき裂の増分が少なく結果的にバラツキが多いデータになったと考えられる。き裂伝播速度を多項式近似で計算する場合、き裂長さの増分がある程度以上大きくなるような繰り返し数を選ばないとバラツキの多い結果をえてしまうことを示唆している。滑らかな da/dn - ΔJ 関係をえるためにはき裂長さの増分としては0.1~0.2 mm程度が良さそうである。(滑らかな傾向のデータが良いと言うわけではないが) 図4.1-13に1時間、周期の実験の全データをもちいて da/dn - ΔJ_c 関係を示すが第1年度の結果に比べてバラツキも少なく ΔJ_c の有効性が確認されている。

変位制御のき裂伝播速度は一般に静クリープき裂伝播曲線より高い側に測定される傾向がある。

その原因の一つとしてクリープと疲労のき裂進展の重畳が考えられる。そこで本年度は3研究機関で

$$\frac{da}{dn} = \left(\frac{da}{dn}\right)_{\text{creep}} + \left(\frac{da}{dn}\right)_{\text{fatigue}}$$

という考え方でデータを整理してみた。図4.1-14は縦軸にき裂伝播速度の測定値から疲労のき裂伝播速度（評価対象の実験の ΔJ_c に対応する速度を疲労き裂伝播線図より読み取った値） $(da/dn)_{\text{fatigue}}$ を差し引いたき裂速度と ΔJ_c との関係を示すが単に実験値と ΔJ_c との関係よりクリープデータとの連続性が改善されるようである。

破面の観察結果は変位保持実験ではいつもストラエーションが観察されており、荷重保持及び鋸歯状波試験では粒界破壊であった。試験時間が長くなればなるほどクリープ的破壊が起こりやすくなり、3軸応力の高い板厚中央部のき裂先端が進むトンネル効果が大きくなる。特に実験の初めのころのように、き裂長さが短いときには ΔJ や速度の計算値に及ぼす影響が大きいので注意を要する。

本年度は更に変位保持試験の ΔJ_c の求め方についても検討を行った。 ΔJ_c は次式で

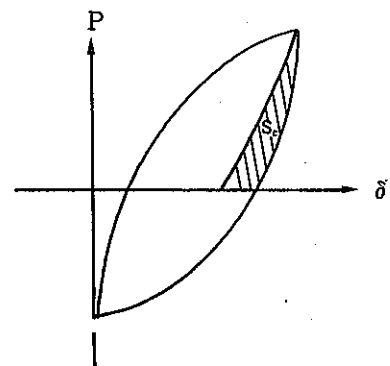
$$\Delta J_c = \int J dt = \frac{1}{2Bb} \int P d\delta$$

決まるので保持時間中の荷重と開口変位を記録してそれらのデータを用いて積分する方法も考えられるが、簡易法として次の二つの方法を検討した。

(1) P- δ 線図より右の図のように面積 S_c をもとめ、次式より ΔJ_c を計算する。

$$\Delta J_c = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1} \frac{S_c}{2Bb} \dots\dots (1)$$

α : クリープ指数



この方法ではP- δ 曲線の除荷弾性曲線が明確に実験等でもとまる場合には簡易で有効な方法であると考えられる。

(2) 応力拡大係数より求める方法

応力リラクゼーション中は弾性変形による応力再配分がおこっているので、その間のJ積分の変化は応力拡大係数Kの変化を用いて次式で求めることが出来ると考えられる。

$$\Delta J_c = \frac{K_{\text{max}}^2 - K_r^2}{E} \dots\dots (2)$$

両者の方法でえた CCT試験片の変位保持実験の ΔJ_c の比較を図 4.1 - 15に示すが、(2)式で求めた ΔJ の方が少し大きい目の値を示す傾向があるが両者にはよい相関性があり、ひずみ制御試験の ΔJ をもとめる方法として使用出来そうであることがわかる。(da/dn- ΔJ_c に適用した例としては 2.3.2 項を参照)

3) クリープき裂伝播特性に及ぼす試験片形状の影響

CCTとCTとの試験結果を比較した。応力拡大係数 ΔK や正味断面応力でき裂伝播特性を整理すると試験片形状や負荷応力の影響がでて共通の関係がえられないが、da/dn- ΔJ_c 関係には試験片形状の影響は現れないことが明らかになった。

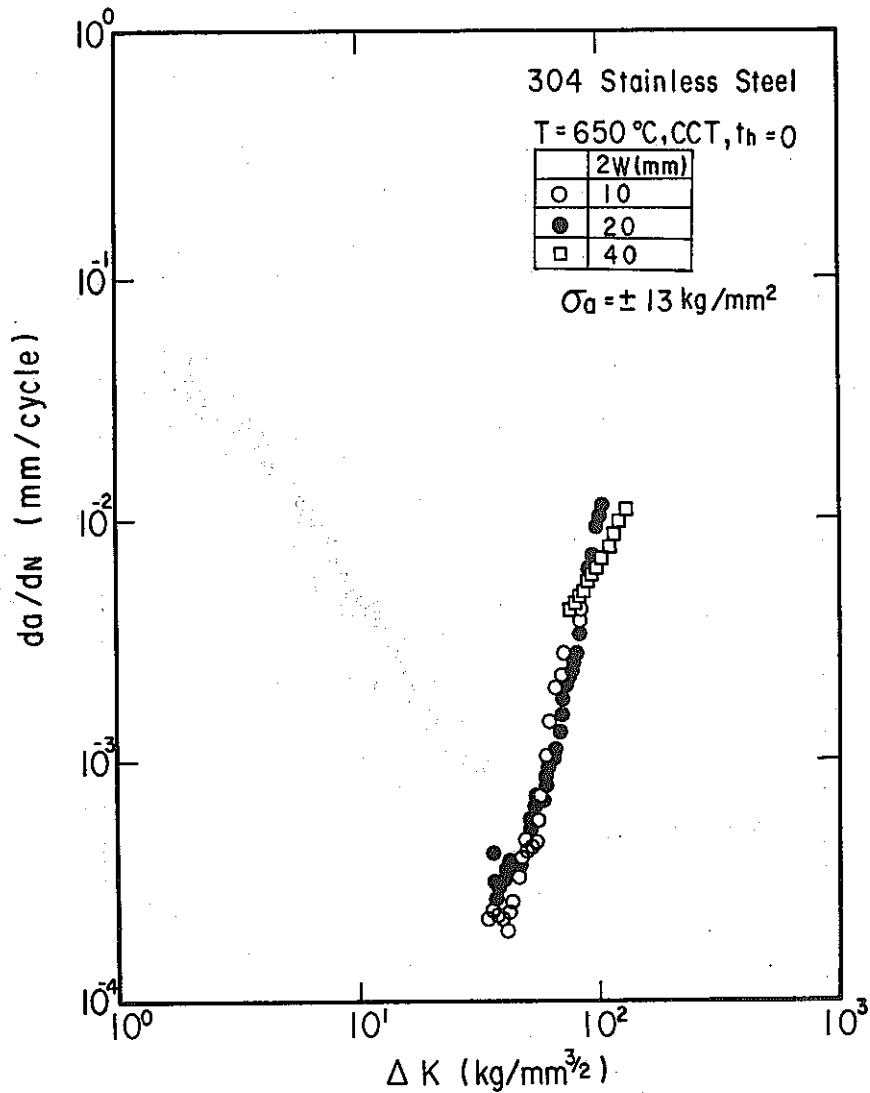


図 4.1 - 1 CCT試験片の三角波下の da/dN - ΔK 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1 - 1 The effect of the specimen size on the da/dN - ΔK relation under triangular wave (CCT type specimen)

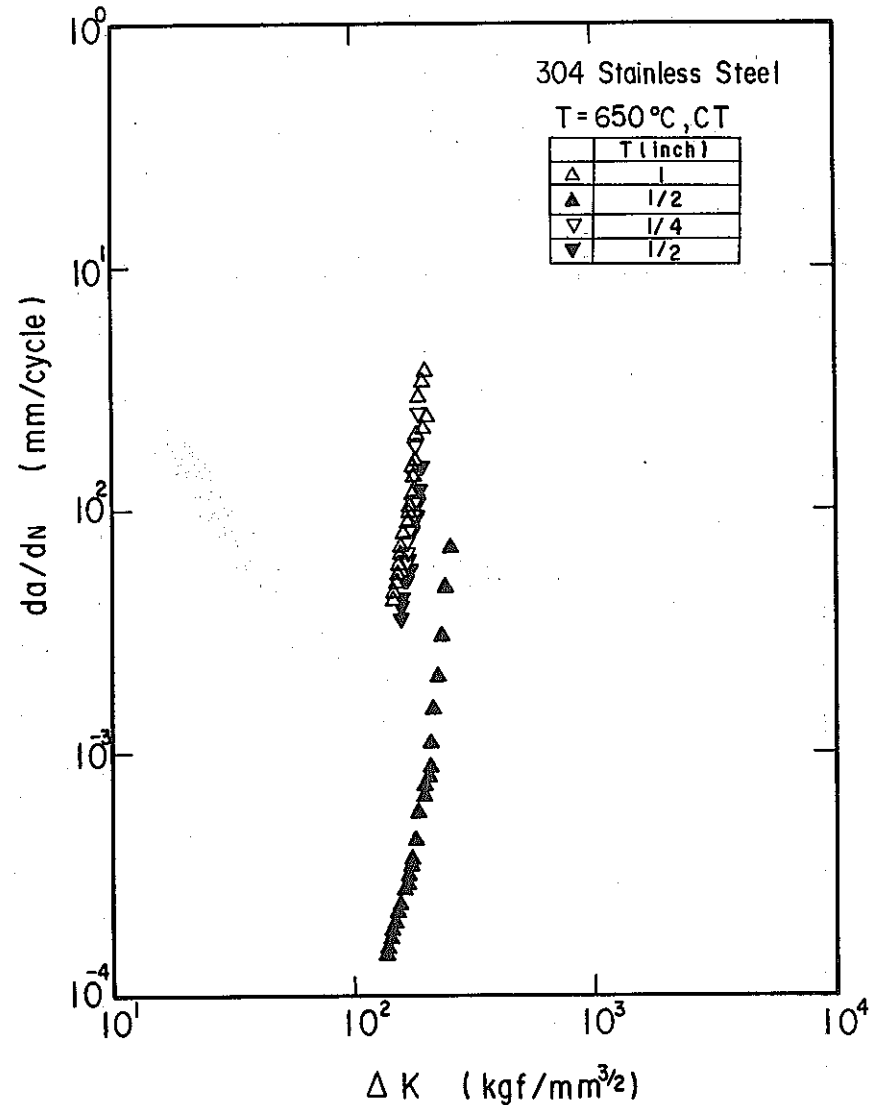


図 4.1 - 2 CT試験片の三角波下の da/dN - ΔK 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1 - 2 The effect of the specimen size on the da/dN - ΔK relation under triangular wave (CT type specimen)

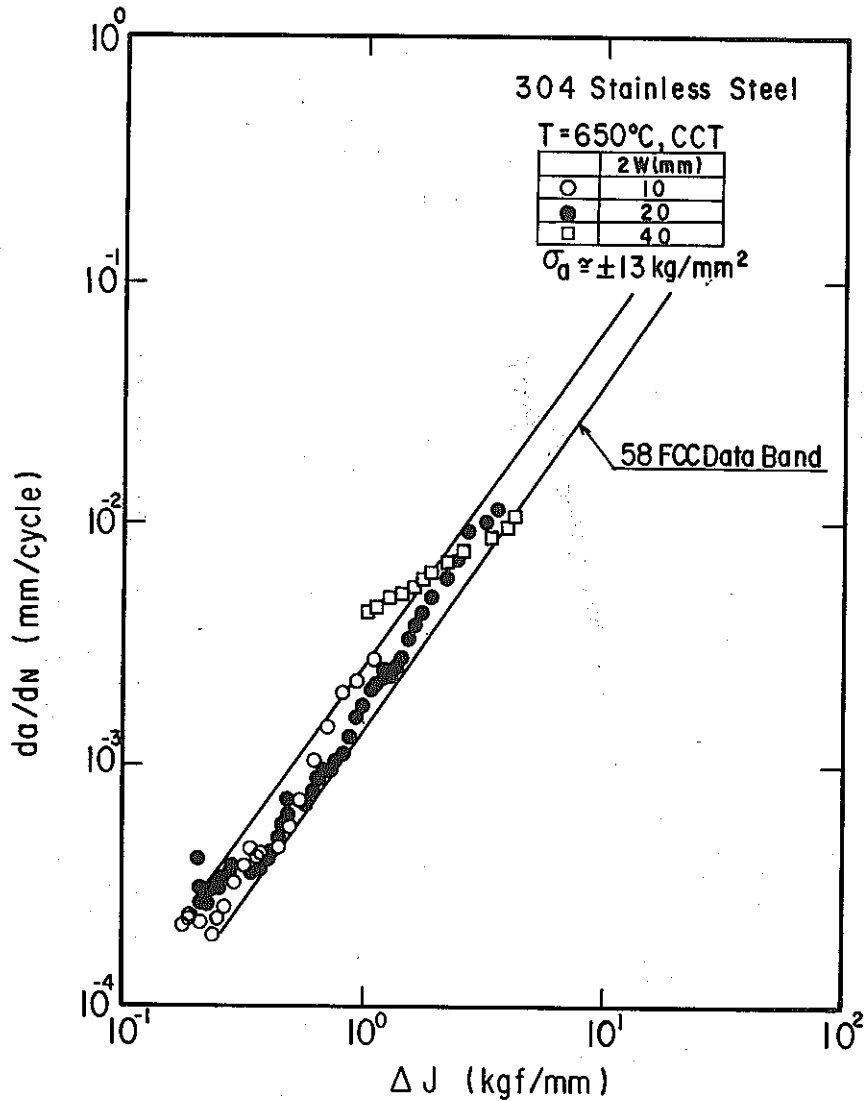


図 4.1-3 CCT 試験片の三角波下の da/dN - ΔJ 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1-3 The effect of the specimen size on the da/dN - ΔJ relation under triangular wave (CCT type specimen)

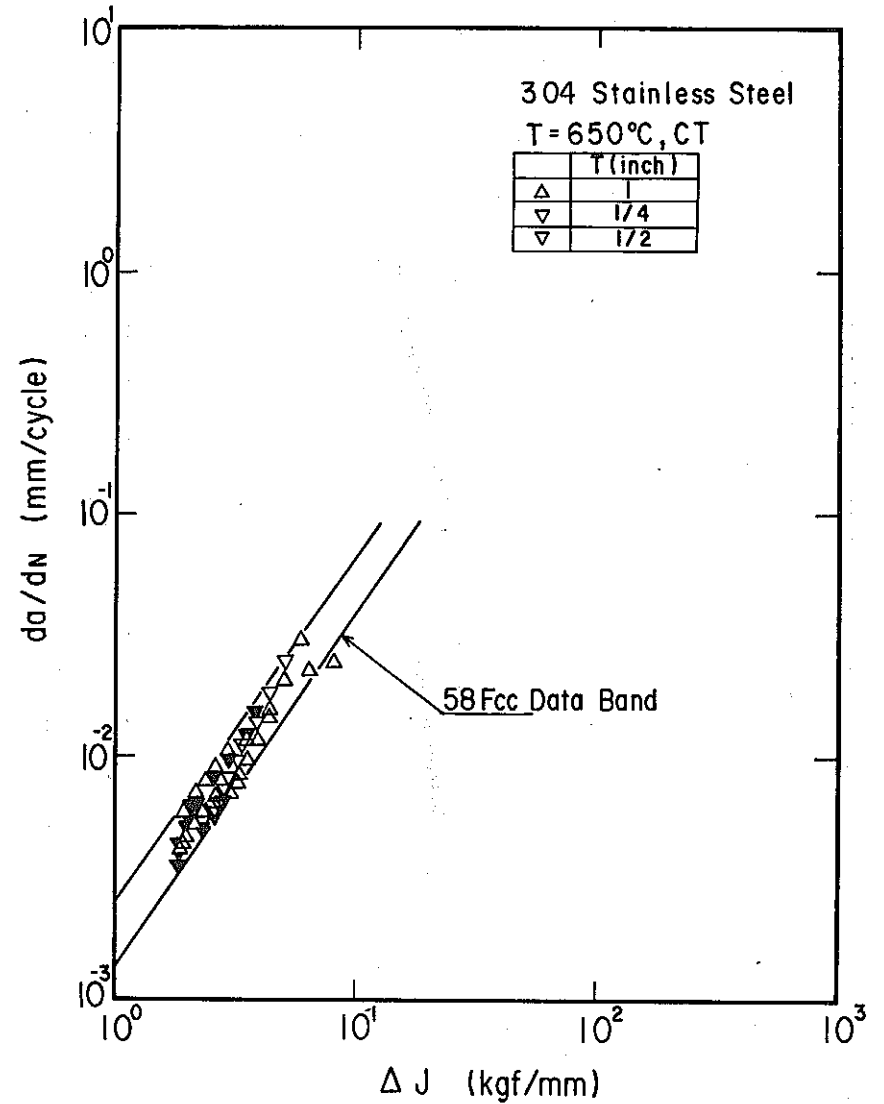


図 4.1-4 CT 試験片の三角波下の da/dN - ΔJ 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1-4 The effect of the specimen size on the da/dN - ΔJ relation under triangular wave (CT type specimen)

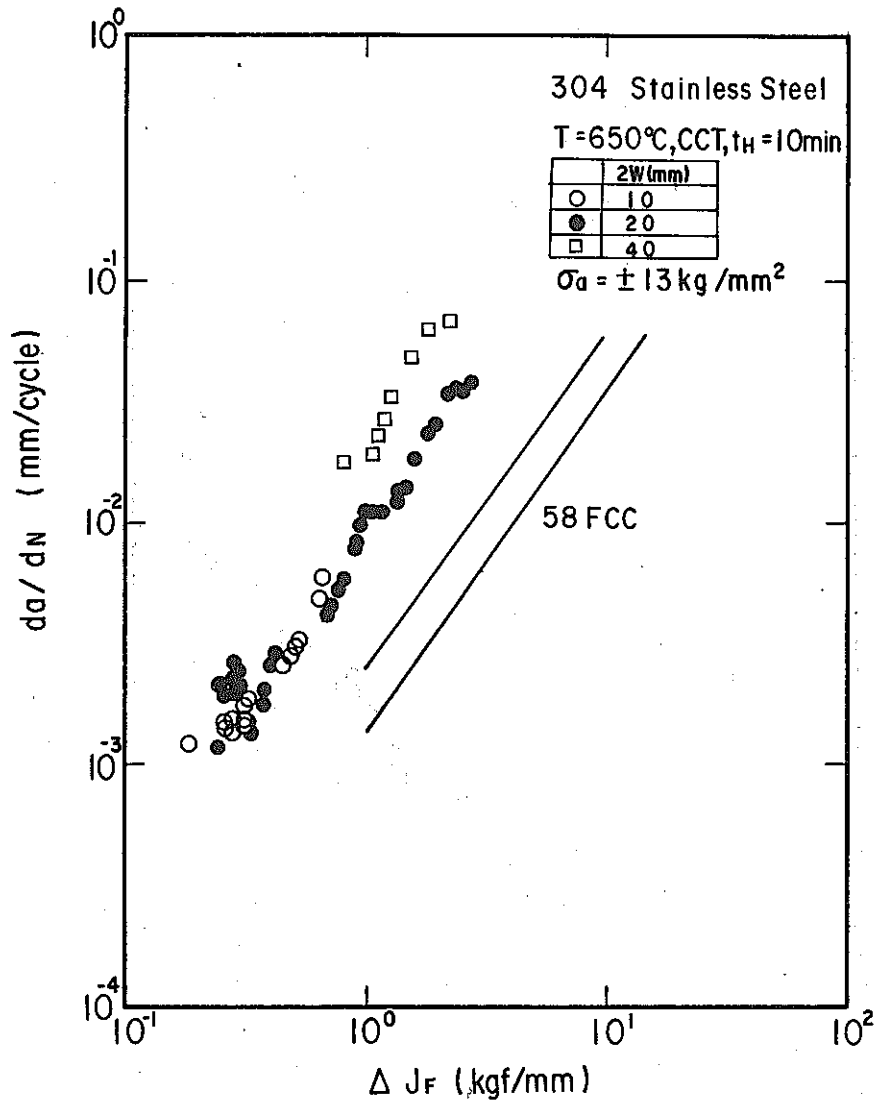


図 4.1-5 CCT試験片の10分間周期台形波下の $da/dN-\Delta J_F$ 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1-5 The effect of the specimen size on the $da/dN-\Delta J_F$ relation under trapezoidal wave of 10 minutes cyclic frequency (CCT type specimen)

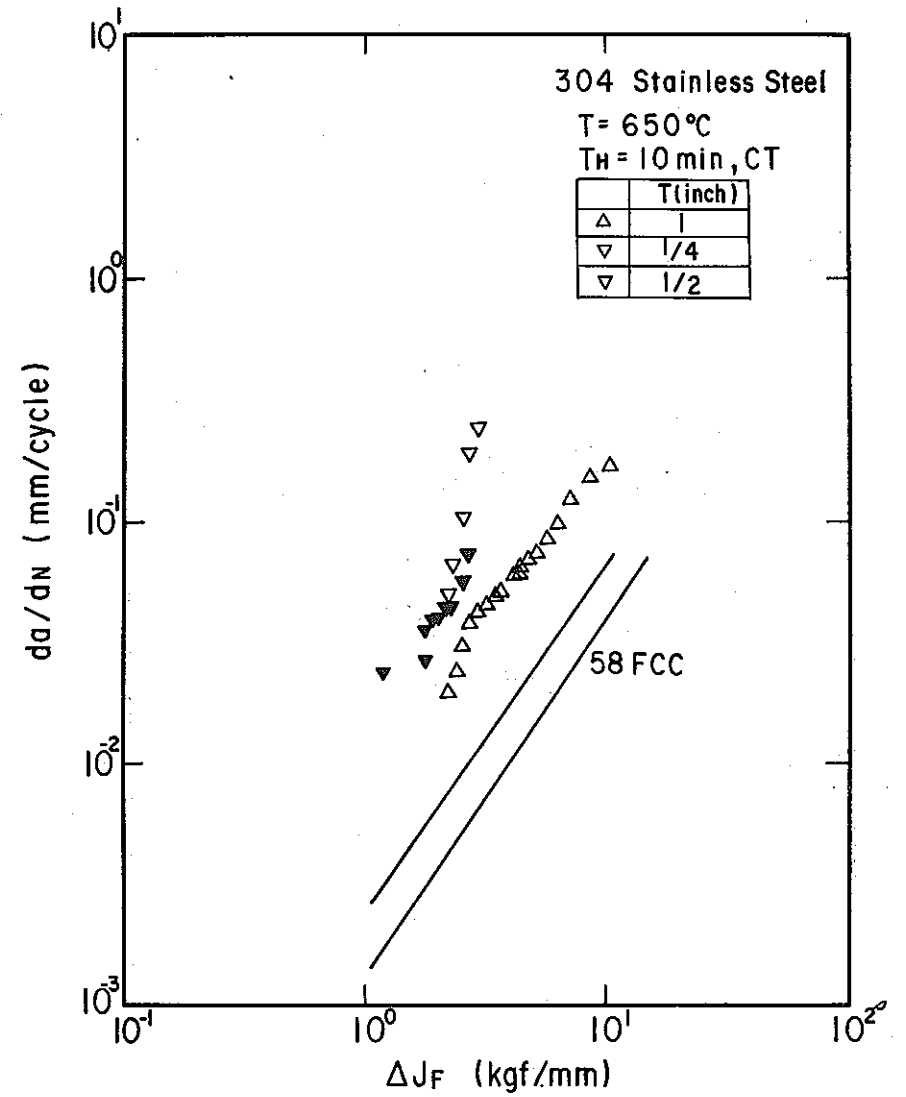


図 4.1-6 CT試験片の10分間周期台形波下の $da/dN-\Delta J_F$ 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1-6 The effect of the specimen size on the $da/dN-\Delta J_F$ relation under trapezoidal wave of 10 minutes cyclic frequency (CT type specimen)

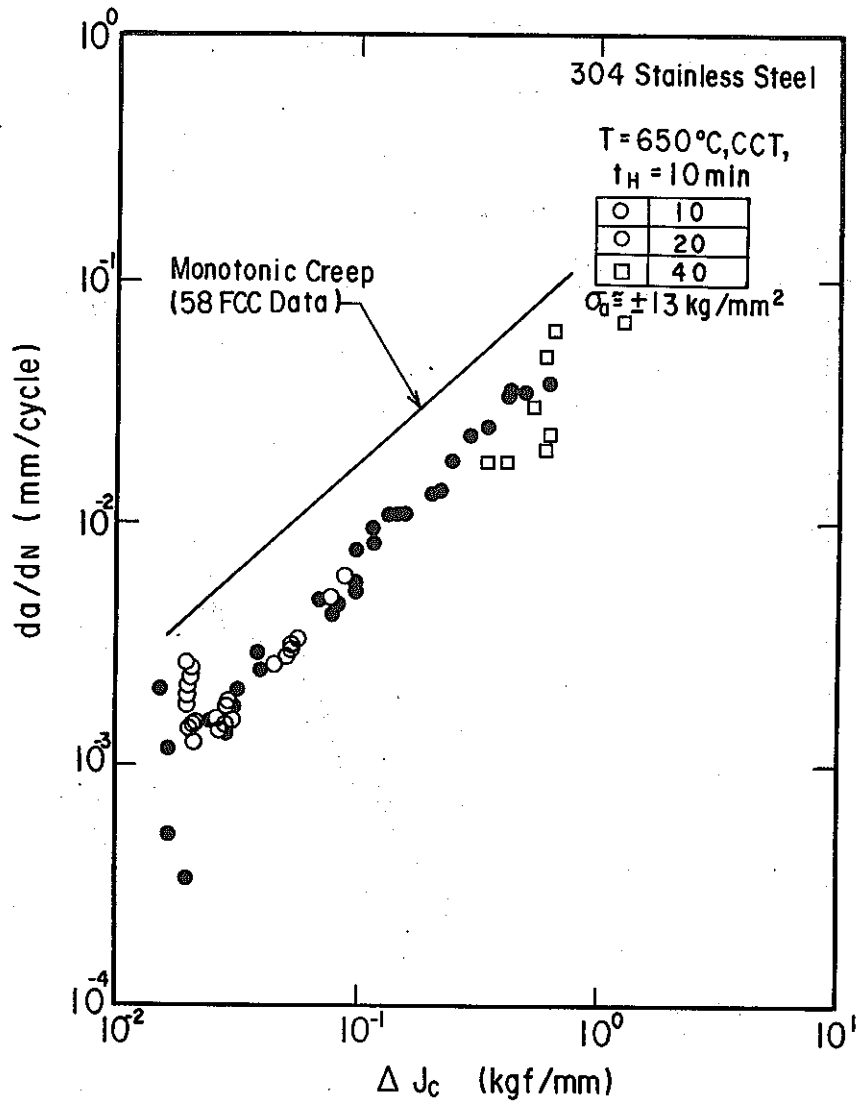


図 4.1-7 CCT 試験片の 10 分間周期荷重保持波の da/dN-ΔJ_c 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1-7 The effect of the specimen size on the da/dN-ΔJ_c relation under trapezoidal wave of 10 minutes cyclic frequency (CCT type specimen)

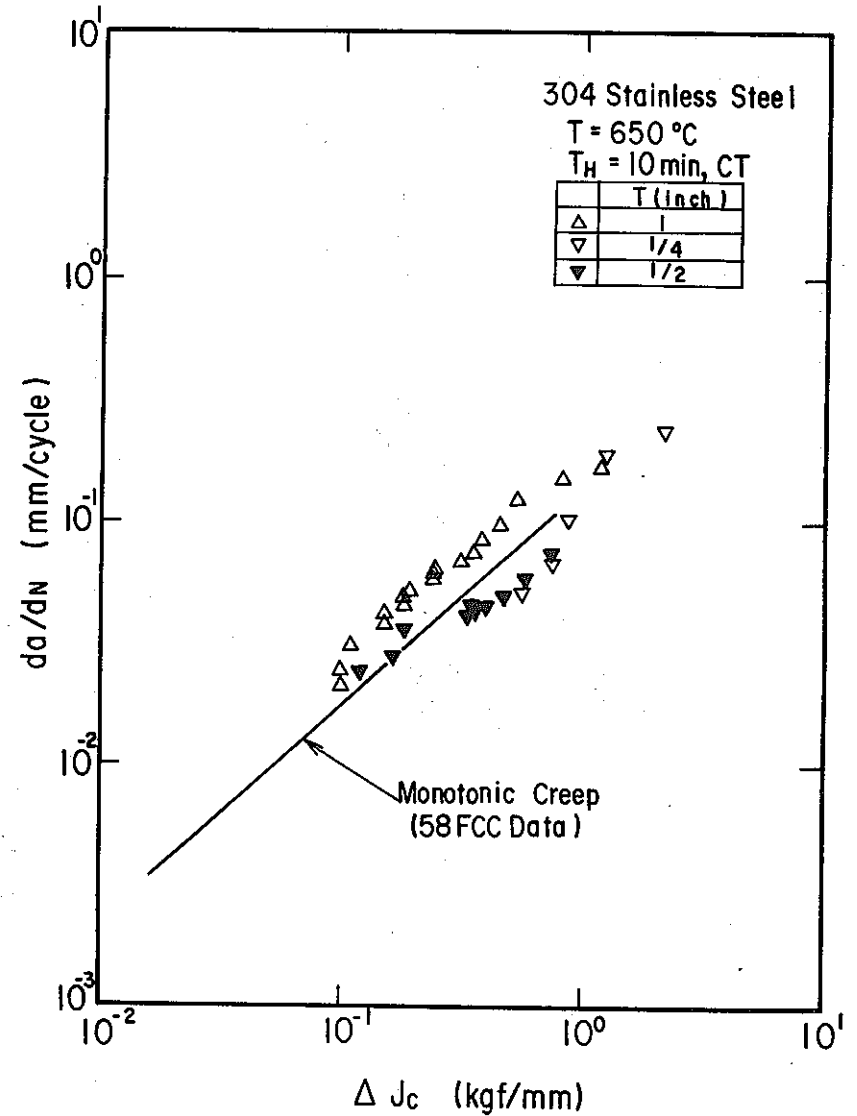


図 4.1-8 CT 試験片の 10 分間周期台形波下の da/dN-ΔJ_c 関係に及ぼす試験片サイズの影響

Fig. 4.1-8 The effect of the specimen size on the da/dN-ΔJ_c relation under trapezoidal wave of 10 minutes cyclic frequency (CT type specimen)

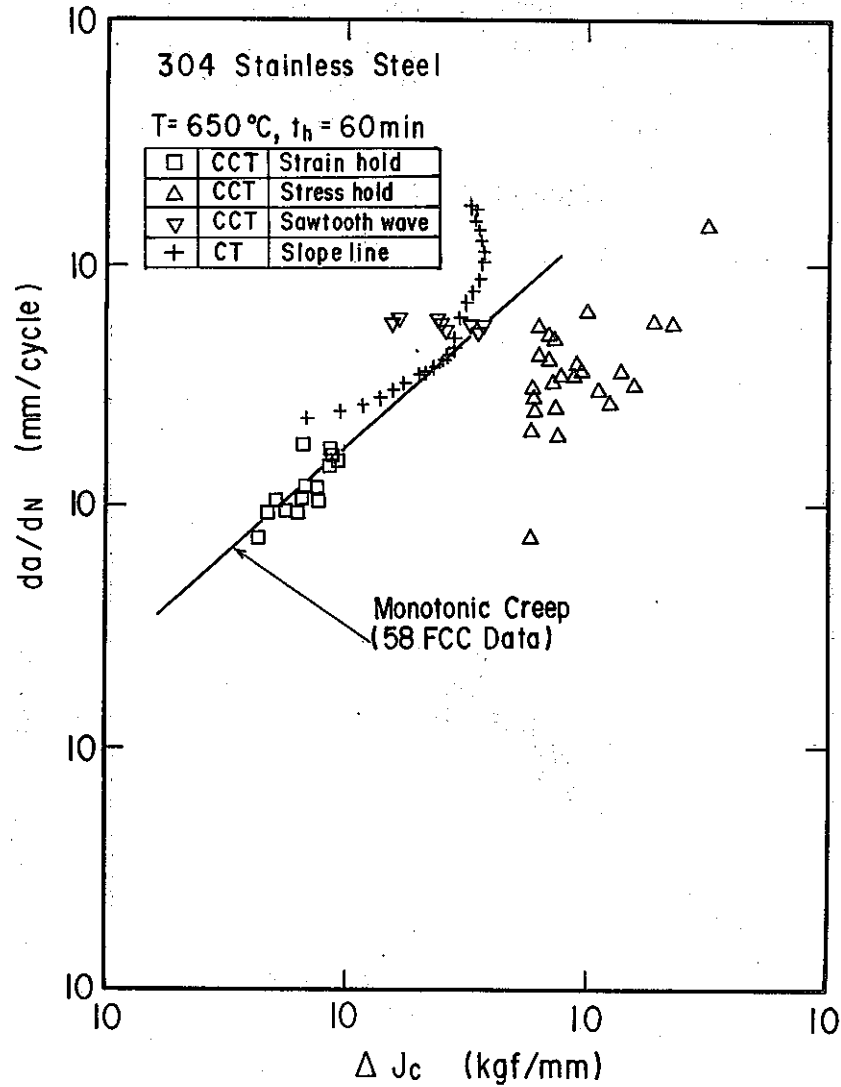


図 4.1 - 9 周期1時間の繰返し変形下の $da/dN - \Delta J_c$ 関係に及ぼす波形の影響
 Fig. 4.1 - 9 The effect of loading wave shape on $da/dN - \Delta J_c$ relation under trapezoidal wave of 1 hour cyclic frequency

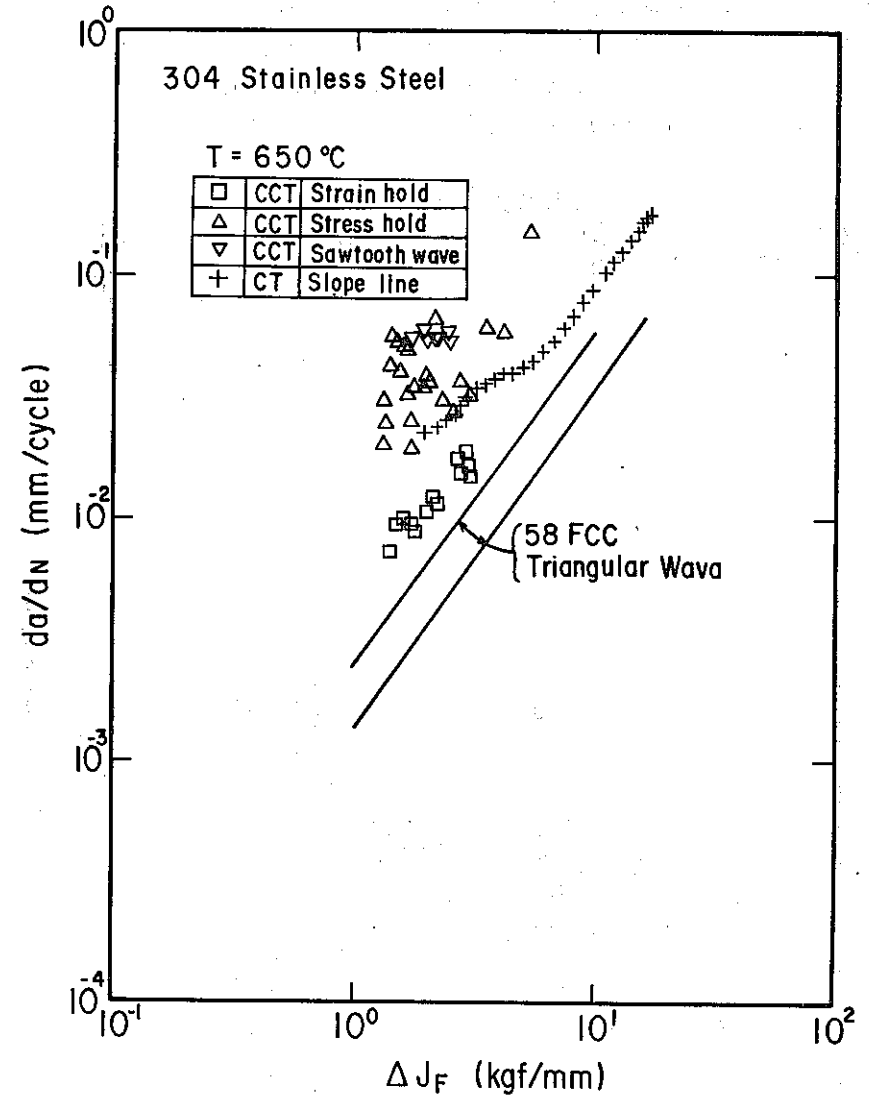


図 4.1 - 10 周期1時間の繰返し変形下の $da/dN - \Delta J_F$ 関係に及ぼす波形の影響
 Fig. 4.1 - 10 The effect of loading wave shape on $da/dN - \Delta J_F$ relation under trapezoidal wave of 1 hour cyclic frequency

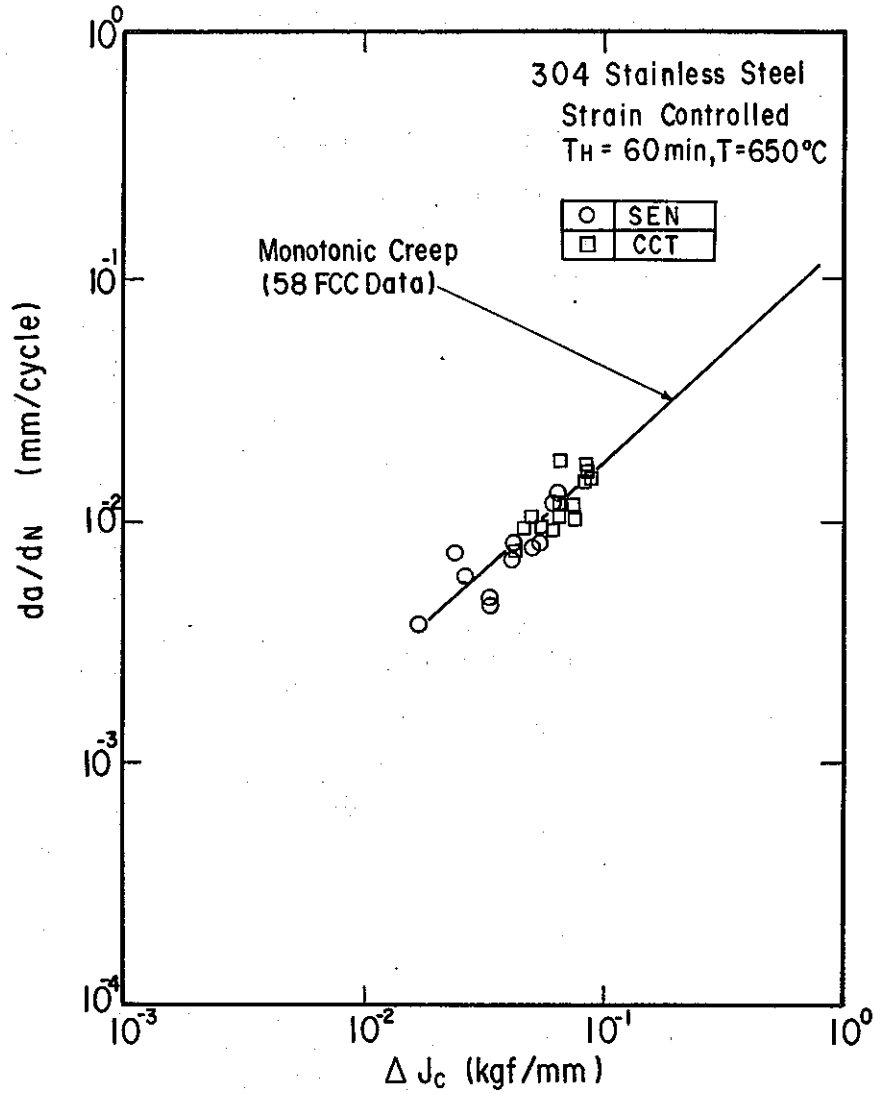


図 4.1 - 11 1 時間周期の繰返し変形下の $da/dN - \Delta J_c$ 関係に及ぼす試験片形状の影響 (ひずみ保持波)
Fig. 4.1 - 11 The effect of specimen shape on the $da/dN - \Delta J_c$ relation under trapezoidal wave of 1 hour cyclic frequency (strain controlled)

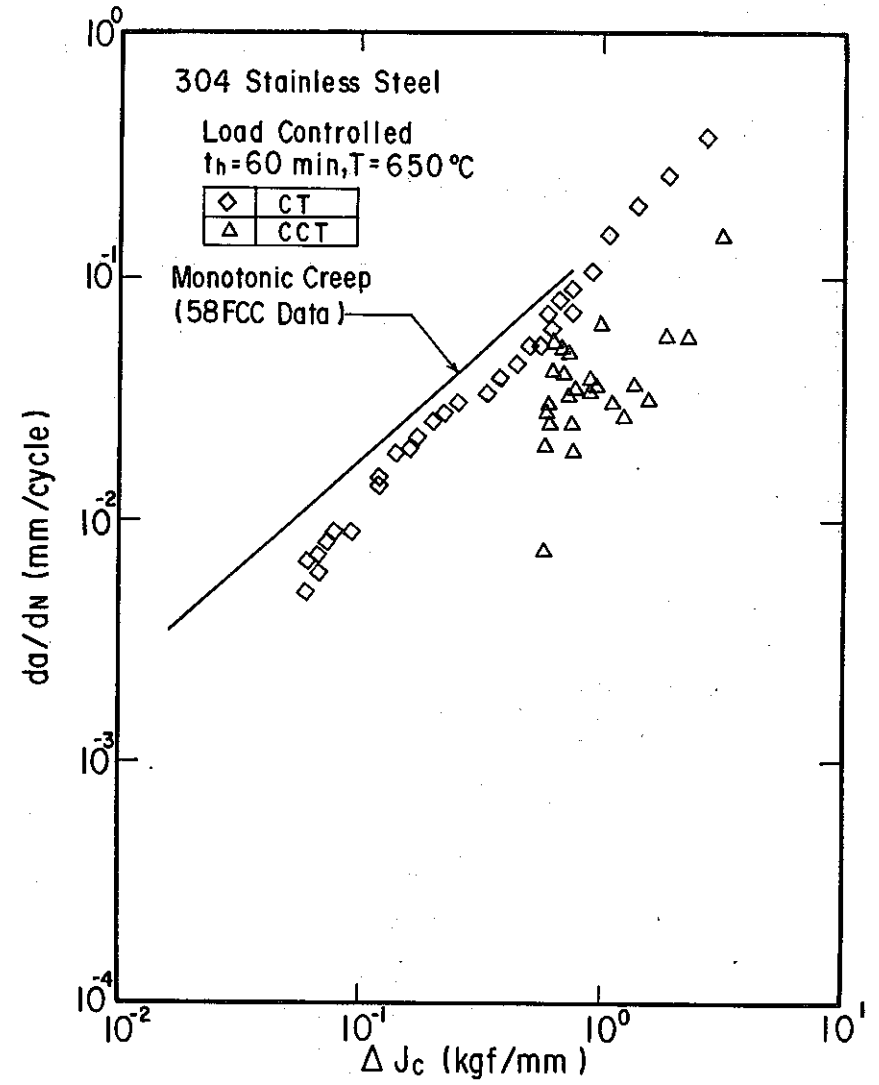


図 4.1 - 12 1 時間周期の繰返し荷重下の $da/dN - \Delta J_c$ 関係に及ぼす試験片形状の影響 (荷重保持)
Fig. 4.1 - 12 The effect of specimen shape on the $da/dN - \Delta J_c$ relation under trapezoidal wave of 1 hour cyclic frequency (load controlled)

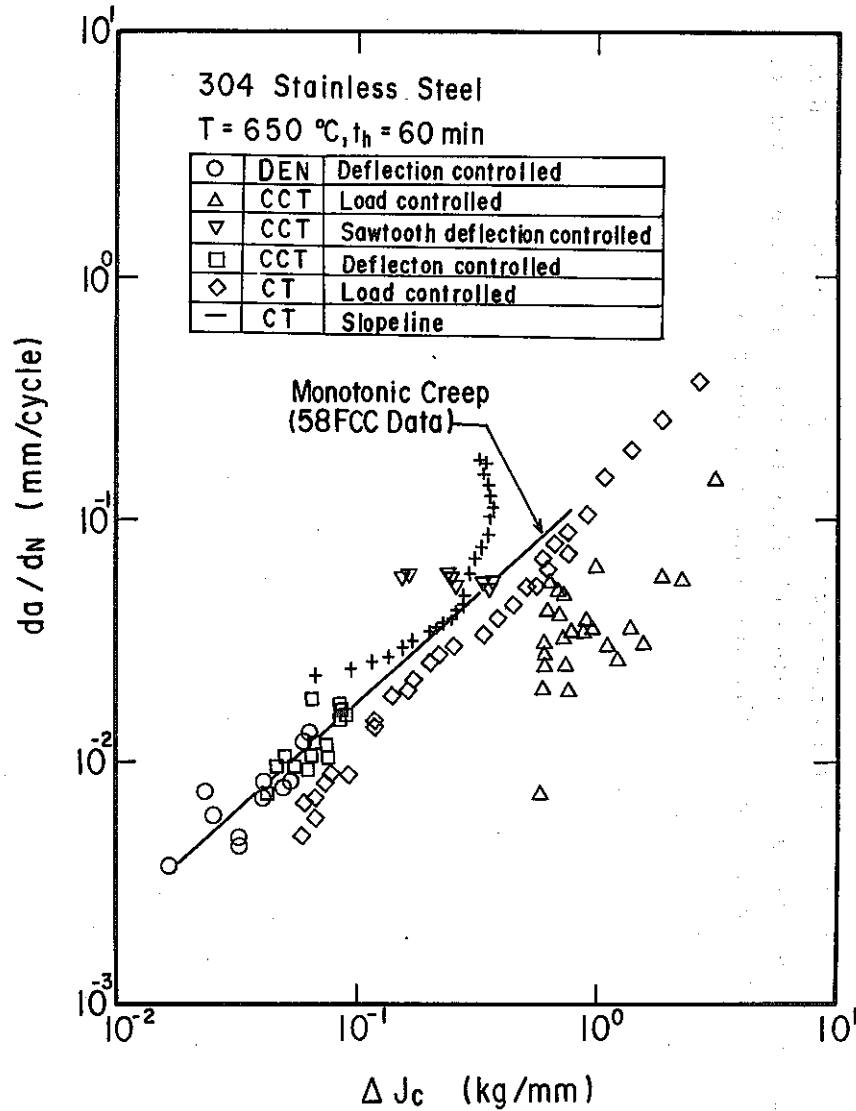


図 4.1-13 1時間周期の繰返し荷重下の $da/dN-\Delta J_c$ 関係(全データ)
 Fig. 4.1-13 The effect of specimen shape on the $da/dN-\Delta J_c$ relation under trapezoidal wave of 1 hour cyclic frequency (all data)

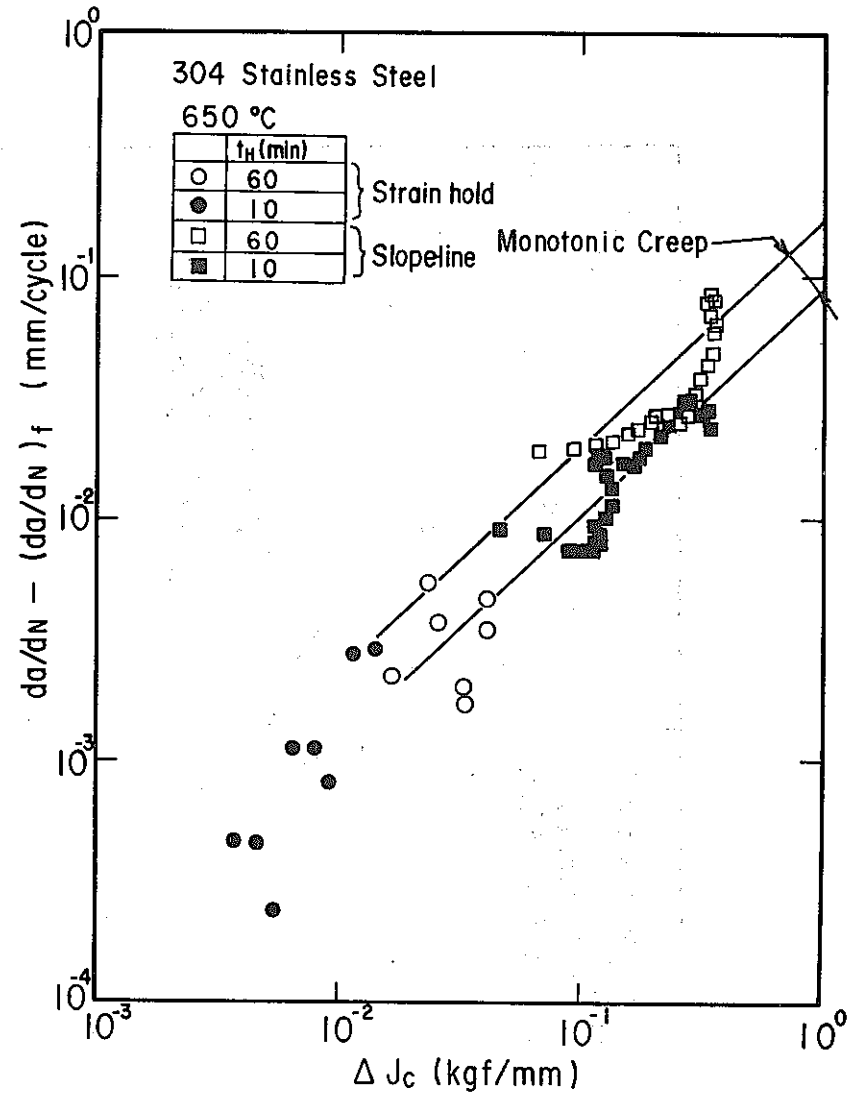


図 4.1-14 $da/dN - (da/dN)_f$ vs. ΔJ_c 関係
 Fig. 4.1-14 Relation between the ΔJ_c and the calculated creep crack propagation rate as $((da/dN) - (da/dN)_f)$ (deformation controlled)

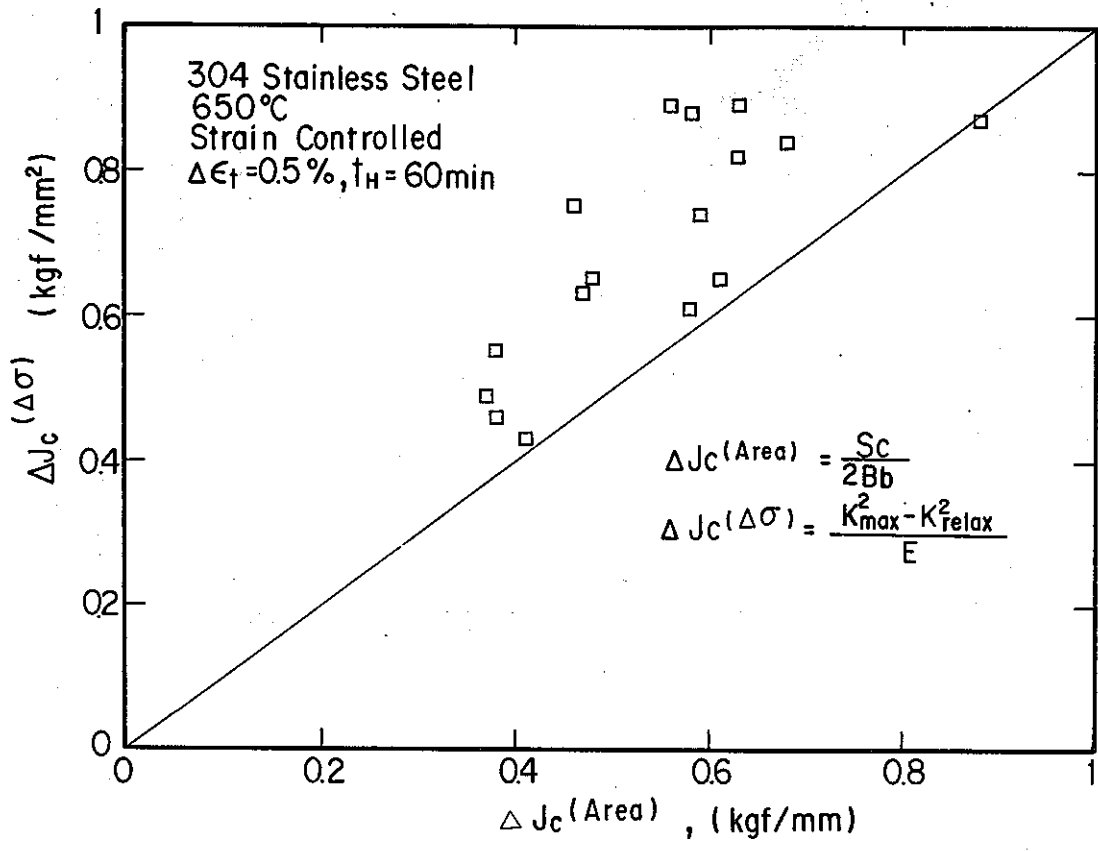


図 4.1 - 15 変位保持波下の疲労き裂伝播試験における二種の方法で求めた ΔJ_c の比較
 Fig. 4.1 - 15 Comparison of ΔJ_c values obtained by two different methods for deformation controlled test under trapezoidal wave

4.2 解析結果の総合評価

今年度実施した非弾性解析結果を昭和58年度に実施した解析結果ならびに実験結果から得られる荷重、変位、J積分値と比較し、解析手法及び実験手法の妥当性について検討した。

表4.2-1は昭和58年度に実施した $\Delta\sigma_n = 26 \text{ kg/mm}^2$ の荷重制御実験（IHI担当、試験片No.FCC9）より得られた Δu 、 ΔJ を、昭和58年度及び昭和59年度に実施した非弾性解析結果と比較したものである。ここで実験値についてはき裂長さ \bar{a} に対して内挿して求めたものであり、解析値については $Y = 12.5 \text{ mm}$ における変位を2倍して $G.L. = 25 \text{ mm}$ における変位 u を求めている。さらに、解析値は片振幅に対して得られた値であるところから、変位については2倍、J積分については4倍し全振幅に対する値としている。

$G.L. = 25 \text{ mm}$ における変位（ Δu ）を比較すると、関数型もしくは多直線近似の応力-ひずみ関係式を用いた場合には実験値との間により対応が認められるが、2直線近似を用いた場合には過小評価となり、その程度はき裂が長くなるに従い顕著となっている。ただし、 $2a = 10 \text{ mm}$ の場合にはその差が小さくなっており、リガメント部において全断面降伏に至ったためであろうと考えられる。

繰返しJ積分 ΔJ についても同様の傾向が認められ、関数型もしくは多直線近似の応力-ひずみ関係式を用いた場合には $G.L. = 5 \text{ mm}$ より求めた実験値とよい対応を示し、2直線近似式を用いた場合には過小評価となっている。動的応力-ひずみ関係式を用いて得られたJ積分値のエネルギー的な意味は明確ではなく、非線形性が実際のヒステリシスループに比較して一般的に小さくなることからJ積分の過小評価となることが推測できるが、 650°C ではその差が小さく実験より得られた ΔJ とよい対応を示したと考えられる。

荷重制御の実験を対象とした場合には、2直線近似の応力-ひずみ関係式を用いて得られた ΔJ は過小評価となり、このことは2直線近似により降伏応力が高くなった（ $7.96 \text{ kg/mm}^2 \rightarrow 20.189 \text{ kg/mm}^2$ ）ことに対応している。しかし、変位制御の実験を対象とした場合には構成式の差異による影響は小さくなり、変位が ΔJ 決定の支配因子となっていることを裏付けている。

表4.2-2は今年度実施した $\Delta\epsilon_n = 1.0\%$ の変位制御実験結果（川鉄担当、試験片No.FCC-11）より得られた ΔP 、 ΔJ を、今年度実施した非弾性解析結果と共に示したものである。変位制御の場合には、構成式の差異による影響が小さくなっていることがわかる。

実験より得られる ΔP としては、全荷重範囲（ $P_{\max} - P_{\min}$ ）とき裂が開いている間に相当する荷重範囲（ $P_{\max} - P_{c1}$ ）の両者を示してあるが、き裂開口後のひずみの変化量は無視でき得ることから解析結果より得られる ΔP との比較には（ $P_{\max} - P_{c1}$ ）が適していると考えられる。荷重範囲 ΔP については、解析結果と実験結果はよく一致している。

一方、繰返しJ積分 ΔJ については、解析結果と実験結果との間に顕著な差異が認められ、き裂が短い程その差が大きくなっている。その理由として、1) 解析に用いた動的応力-ひずみ関係式の非線形性が小さいこと、2) 実験で採用したRiceの簡便式の適用範囲の問題、3) リガメント部の断面収縮とき裂のトンネリングの影響等が考えられる。1)については、表4.2-1で示した

$\Delta\sigma_n = 26\text{kg/mm}^2$ の実験に対してはその影響が小さかった。2) については、3.4節で考察したように負荷荷重が評価点における全断面降伏荷重 ($\sigma_{\text{gross}} = P_y/A_0$, A_0 はき裂のない断面の断面積) を超えた場合にはRiceの簡便式の精度が悪くなり、 $\Delta\epsilon_n = 1.0\%$ の場合には誤差が大きくなっている。図4.2-1は解析結果に対してRiceの簡易式を用いた場合のJ積分の精度を示したもので、 $\epsilon_n = 0.5\%$ における試験片中心線上の各評価点での精度を各き裂長さに対して求めている。き裂が短い場合には特に誤差が大きく、実験で採用したG.L. = 5 mm ($Y = 2.5\text{mm}$) では20%程度の過大評価となっている。この誤差はき裂の進展と共に小さくなり、 $2a = 5\text{mm}$ 以上では10%以下となっている。3) の影響については不明であり、今後の検討課題である。

よって高ひずみ域での ΔJ の差異はRiceの簡便式の問題によりある程度説明できるが、動的応力-ひずみ関係式を用いた場合の ΔJ のエネルギー的意味や、リガメント部の断面収縮、き裂のトンネリングの影響についてはさらに検討が必要である。

J積分の簡易評価法としてはRiceの簡便式を用いたが、上述のように全断面降伏荷重を超えた場合には、誤差が急激に大きくなることが判明したが、評価点としてはき裂面に近い方がよい精度の解を与え、全断面降伏荷重以下では数%の誤差であり、全断面降伏荷重を超えた場合でも20%程度であった。

次にクリープ保持中の修正J積分 J' の評価に及ぼす各種因子の影響について評価する。

表4.2-3は $2a = 5\text{mm}$ について、昭和58年度ならびに今年度の解析から得られた10分後の J' 積分をまとめたものである。弾塑性構成式の差異により20%程度 J' 積分値に差を生じ、2直線近似式を用いた場合の方が大き目の評価となっている。

温度分布の影響も15%程度であり、この場合の差異は $\pm 5^\circ\text{C}$ の温度分布よりもき裂面の温度 645°C における単軸クリープひずみ速度が 650°C に比べ約20%低くなることに対応している。

大路らの簡易式による評価はいずれの評価点においても高目の値が得られ、き裂面より離れるに従い精度が悪くなった。最も精度の良い解が得られるのはき裂面に最も近い試験片中心線上での評価で、 $2a = 5\text{mm}$ においては5%程度の誤差となっている。また試験片側面での評価はバラツキが大きく、精度の良い解は期待できない。

表4.2-3には対応する $\Delta\sigma_n = 26\text{kg/mm}^2$ 、10分間保持の実験結果(IHI担当、試験片No.FCC.12)より内挿して求めた ΔJ_c を示してある。解析より得られる J' 積分の10分間の変化を積分すれば ΔJ_c に対応する値が得られると考えられるが、ここでは10分後の J' 積分値を単に600(sec)倍した値と保持初期の高い J' 積分値を考慮して1.1倍した値を()内に示している。実験より得られた ΔJ_c はG.L. = 5 mmにおける評価で、解析結果とよい対応が認められる。特に、関数型の弾塑性応力-ひずみ式を用いた場合にはかなりよく一致しており、実験での温度分布を考慮すればよい精度の解となっていると判断できる。

以上をまとめると次のようになる。

1) 動的応力-ひずみ関係式を用いた非弾性解析により ΔJ をある程度の精度で予測することが可能であるが、そのエネルギー的な意味については明確ではない。今後は実際のヒステリシスループ

より得られる応力-ひずみ関係式を用いた解析を行う必要がある。

- 2) Rice の簡便式は全断面降伏荷重 (σ_{gross}) を超えた場合には精度が悪くなる。Rice の簡便式を適用する場合の評価点としては、試験片中心線上でき裂面に近い程良い精度の解が得られる。
- 3) ΔJ_c は実験値とよく一致した。温度分布の影響はき裂面上の温度が支配的であり、温度の変動幅についてはさらに検討を加える必要があるが、き裂面近傍の温度分布を JIS 程度に規定すれば実用上問題のない見通しを得ることができた。
- 4) 大路らの簡便式は経路積分より求めた値よりも高目となるものの、評価点としてき裂面に近い試験片中心線上の点を選べばよい精度の解が期待できる。

表 4.2-1 実験結果との比較 ($\Delta\sigma_n = 26\text{kg/mm}^2$ の場合)

Table 4.2-1 Comparison between experimental results and analytical results
(at $\Delta\sigma_n = 26\text{kg/mm}^2$)

き裂長さ 2a(mm)	実験 ($\Delta\sigma_n = 26\text{kg/mm}^2$)		解			
	Δu * (mm)	ΔJ ** (kgf/mm)	$\Delta u = 2u$ (mm)		$\Delta J = 4J$ (kg/mm)	
			2直線近似	関数型 or 多直線近似	2直線近似	関数型 or 多直線近似
2	0.066	0.34	0.045	0.047	0.15	0.14
5	0.083	1.11	0.050	0.078	0.46	1.05
7	0.104	2.16	0.058	0.101	0.81	1.95
10	—	—	0.150	0.190	4.58	5.19
備考	IHI 担当 (S. 58年度)		$\sigma_y = 20.189$ (kg/mm ²)	$\sigma_y = 7.56$ (kg/mm ²)	$\sigma_y = 20.189$ (kg/mm ²)	$\sigma_y = 7.56$ (kg/mm ²)
	* G.L. = 25mm での評価 ** G.L. = 5 mm での評価		u は G.L. = 25mm における値に換算したもの		経路 2 ~ 7 までの経路積分値の平均	

表 4.2-2 実験結果との比較 ($\Delta\epsilon_n = 1.0\%$ の場合)

Table 4.2-2 Comparison between experimental results and analytical results
(at $\Delta\epsilon_n = 1.0\%$)

き裂長さ 2a(mm)	実験 ($\Delta\epsilon_n = 1.0\%$)			解			
	ΔP (kgf)		ΔJ (kgf/mm)	$\Delta P = 2P$ (kgf)		$\Delta J = 4J$ (kg/mm)	
	$P_{max} - P_{min}$	$P_{max} - P_{cl}$		2直線近似	関数型 or 多直線近似	2直線近似	関数型 or 多直線近似
2	4524	4524	4.20	4404.	4228.	1.87	1.62
5	4083	3893	9.22	—	3762.	—	5.69
7	3713	3585	10.62	3603.	3429.	8.94	7.07
10	3148	2833	11.15	—	—	—	—
備考	川鉄担当 (S. 59年度)			$\sigma_y = 20.189$ (kg/mm ²)	$\sigma_y = 7.56$ (kg/mm ²)	$\sigma_y = 20.189$ (kg/mm ²)	$\sigma_y = 7.56$ (kg/mm ²)

表 4.2-3 実験結果との比較 (J' 積分値, 2a = 5mm の場合)

Table 4.2-3 Comparison between experimental results and analytical results
(J'-integral at 2a = 5mm)

解	弾塑性	温度分布	J' at 10min (kgf/mm·sec)		ΔJ_i (kgf/mm)	備 考
			経路積分平均値			
析	2直線	650°C一定	簡易式	G.L. = 0.0 (試験片中心線上)	6.66×10^{-4}	0.3996(0.440)
				G.L. = 5.0 (試験片中心線上)	6.94×10^{-4}	0.4164(0.458)
				G.L. = 5.0 (試験片中心線上)	7.14×10^{-4}	0.4284(0.471)
	関数型	650°C一定	簡易式	経路積分平均値	5.41×10^{-4}	0.3246(0.357)
				G.L. = 0.0 (試験片中心線上)	5.75×10^{-4}	0.3450(0.380)
				G.L. = 5.0 (試験片中心線上)	5.94×10^{-4}	0.3564(0.392)
	関数型	650 ± 5°C	簡易式	経路積分平均値	4.56×10^{-4}	0.2736(0.301)
				G.L. = 0.0 (試験片中心線上)	4.92×10^{-4}	0.2952(0.325)
				G.L. = 5.0 (試験片中心線上)	5.09×10^{-4}	0.3054(0.336)
実 験 (FCC.12)					0.373	G.L. = 5 mm での評価

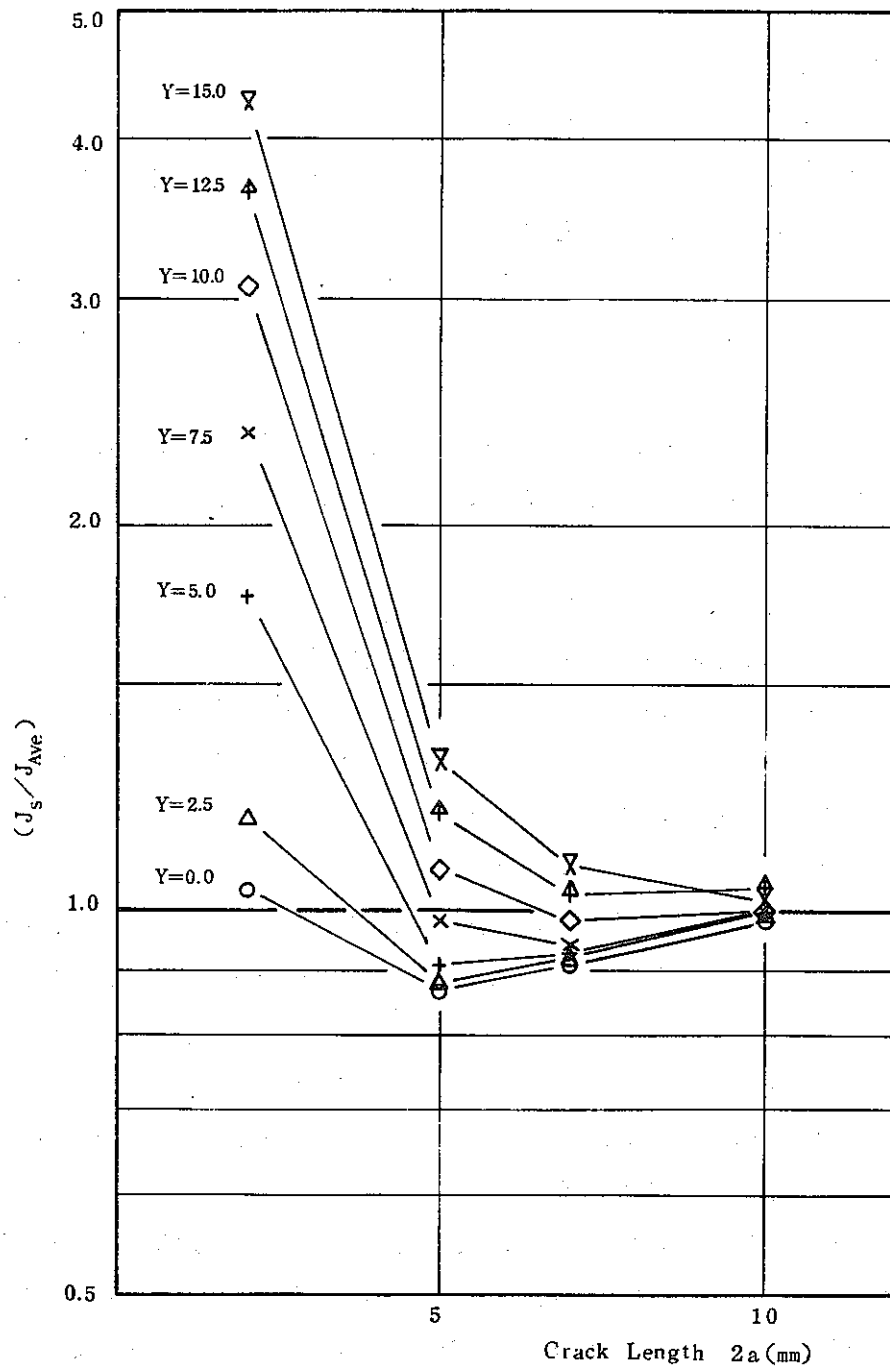


図 4.2.1 $\epsilon_x = 0.5\%$ における簡易評価法の精度の比較
 Fig. 4.2.1 Comparison of accuracy between each evaluation points at $\epsilon_x = 0.5\%$

4.3 今後の課題と展望

(1) 破壊力学パラメータの選定と標準的試験法の確立

初年度および本年度の試験研究により、高温におけるクリープ・疲労き裂伝播を特性づける破壊力学パラメータとして、繰返し数依存の疲労き裂伝播には、 ΔJ_f が、時間依存のクリープ・疲労き裂伝播には、 ΔJ_c がそれぞれ有効であることが明らかになった。また、その伝播特性を得るための試験法の標準化の見通しも得られた。ただし、標準的試験法の確立のためには、今後さらに以下の点について検討する必要がある。

- 1) 三角波の $da/dN-\Delta J_f$ 特性は、試験片形状・寸法によらずほぼ一致した特性が得られたが、一部のデータでは他の特性と異なる結果となったので、このデータを再検討し、異なった特性となった要因を調べる。
- 2) 一時間保持台形波のデータの一部で da/dN のバラツキが大きいものが見られたので、最適なき裂長測定法およびき裂長測定間隔などについて再検討を行う。
- 3) クリープの影響が顕著となる条件下では、き裂前縁のトンネル効果が顕著となったので、き裂前縁形状の補正あるいはサイドグループの導入などについて検討する。

以上の検討を踏まえ、次年度は標準試験法の素案を作成する。

(2) クリープ・疲労相互作用下のき裂伝播特性

本年度は、周期一時間の各種波形・制御方法での疲労試験を行い、このような長周期のクリープ・疲労き裂伝播も ΔJ_c で良く特性づけられることが明らかとなったが、以下の問題点が挙げられた。

- 1) 1時間周期鋸歯状波の $da/dN-\Delta J_c$ 特性だけは、他のデータと傾向が異なり、 $\Delta J_c-da/dN$ のデータがほぼ一ヶ所に集まる傾向となった。この傾向が鋸歯状波特有の現象であるかどうかを、実験条件をふって検討する必要がある。
- 2) クリープ・疲労き裂伝播速度をクリープによる速度と疲労による速度とに分離評価する方法が提案されたが、この手法の妥当性および実用性についてさらに検討する必要がある。
- 3) 荷重保持台形波の $da/dN-\Delta J_c$ 特性は、静クリープおよびひずみ保持台形波のデータより減速側となる傾向が見られ、その原因について検討する必要がある。
- 4) 本報告では、ひずみ保持時間中の ΔJ_c の簡便評価法を提案し、その有効性を確認したが、その理論的根拠および有効性について検討する。
- 5) クリープ・疲労き裂伝播の時間依存と繰返し数依存の両者がほぼ等価で現れる領域をねらって、制御方法・波形を変えた一連の試験を行い、クリープ・疲労の相互作用の評価法の確立が望まれる。
- 6) 高速炉運転温度域（500℃～550℃）でのクリープ、疲労、クリープ・疲労き裂伝播試験を行い、650℃の実験結果と比較検討する。

(3) き裂の非弾性解析

弾塑性解析により得られた結果を、実験から得られた変位、荷重、 J 値と比較し、解析手法及び実験手法の妥当性を検討し、以下の問題点を指摘した。

- 1) 動的応力-ひずみ関係式を用いた単調負荷非弾性解析により ΔJ を算出すると、エネルギー的な意味が失われる可能性があるため、今後は実際のヒステリシスループから得られる応力-ひずみ関係式を用いた解析を行う必要がある。
- 2) 解析により得られた ΔJ 値は、き裂が短い場合に実験により得られた ΔJ 値より小さな値となる傾向があり、この傾向は全断面降伏下でのRiceの簡便式の適用限界を示唆するものと考えられる。
- 3) 単調負荷での解析結果と実験結果を対応させるのは限界があり、今後は繰返し負荷の非弾性解析を行う必要がある。

荷重保持の場合の非弾性クリープ解析を行い、温度分布の影響及び修正 J 積分の簡易評価式について検討した。

- 4) 解析により得られた ΔJ_c 値は、実験結果と良く一致したが、温度分布の影響を調べるためには、さらに大幅に温度を変動させた場合について解析する必要がある。
- 5) 荷重保持の場合だけでなく、変位ないしひずみ保持など各種波形・制御方法でのクリープ解析を行い、 ΔJ_c の実験的評価法の支援を行う必要がある。

なお、実機への適用性を判断するためには、表面き裂などの3次元問題や熱応力場のき裂問題などの非弾性解析も将来必要となると思われる。