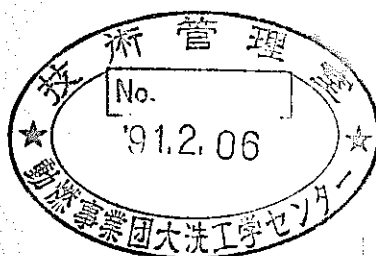


区分変更	
変更前区分	1
決議年月日	平成 13 年 7 月 31 日

高速炉の構造健全性に関する基礎的研究 (Ⅲ)

(動力炉・核燃料開発事業団 委託研究成果報告書)



1990年 9 月

技術資料コード	
開示区分	レポート No.
S	J9534 90-002
この資料は 図書室保存資料です 閲覧には技術資料閲覧票が必要です 動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センター技術管理室	

社団法人 日本溶接協会
原子力研究委員会
F C C II 小委員会

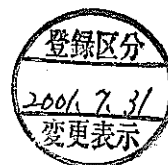
本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒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)

のです。
引用等に
て下さい。
closure
Reactor



配 布 限 定

PNC 78 J 9534 90-002

J W E S - A E - 9007

1990年 9月

高速炉の構造健全性に関する基礎的研究 (Ⅲ)

社団法人 日本溶接協会
原子力研究委員会
F C C Ⅱ 小委員会
主査 朝田 泰英

要 旨

この報告書は昭和63年度に(社)日本溶接協会が動力炉・核燃料開発事業団より受託し、原子力研究委員会F C C小委員会において実施した「高速炉の構造健全性に関する基礎研究(Ⅲ)」の研究成果を取りまとめたものである。

本研究は、昭和58年度から61年度の4年間に実施した「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」の成果を、高速炉の構造健全性評価手法の確立に向けて発展させるための第二段階に当たる。材料試験レベルで確立されたクリープ疲労き裂進展特性の、実構造部材への適用可能性を確認するために、高速炉実構造部材の力学的、幾何学的特徴を研究様にモデル化した部材を対象として、き裂進展挙動の実測と、その高精度化、及び当該き裂のJ積分、J'積分の高精度、高効率解析法を開発することを目的とし、実施するものである。

本研究で対象としたモデルは、①未貫通き裂を有する有限幅平板が膜力、又は曲げモーメントを受ける場合、②構造不連続部に貫通き裂を有する有限幅平板が膜力を受ける場合、③未貫通円周き裂を有する管が曲げモーメントを受ける場合、④き裂を有する曲り管が曲げモーメントを受ける場合の4ケースである。

まず、昭和62年度は研究基盤の整備と予備的研究を目的とし、各試験体モデルについて、対象材料をS U S 304 鋼、温度650℃での繰返し負荷の条件の下で、き裂進展挙動試験、き裂寸法変化の電位差法による測定試験及び非弾性解析によるJ積分、J'積分の評価と簡易解析・評価法の調査を行なった。

昭和63年度は、短時間クリープ疲労き裂進展挙動の評価を目的とし、各試験体モデルについてき裂進展データの収集ならびに有限要素解析（FEM）や境界要素解析（BEM）による予測・評価を行なった。また電位差解析に基づく表面き裂計測の高度化やJ積分簡易解析法の実構造部材への適用性についても検討した。

平成元年度は、高速炉構造部材の使用温度における長時間クリープ疲労き裂進展挙動の評価を目的とし、温度550℃保持時間5時間での試験・解析を実施した。これらの結果から表面き裂を有する構造材の長時間クリープ疲労き裂進展挙動がFEMやBEMにより適切に評価できることが確認された。しかしクリープ速度が遅い領域では、き裂先端の応力面配分の効量の取扱いに問題のあることが明らかにされた。表面き裂の計測法については、逆問題解析を用いた電位作法の適用性が検討された。実構造部材の評価において有用となるJ積分簡易解析法については、これまで調査を行ってきた各手法をクリープ問題に拡張すると共に、ベンチマーク解析を実施し試験結果や数値解析結果との比較から精度の検討を行った。また、従来膜応力下への適用に限定されていた手法については曲げ応力下への拡張を行った。



LIMITED DISTRIBUTE

PNC/J9534 90-002

JWES-AE-9007

SEPTEMBER, 1990

Fundamental Study on the Integrity Assessment
of LMFBR Structures (III)

Yasuhide Asada*, Chairman
FCC II Subcommittee
Nuclear Engineering Research Committee
The Japan Welding Engineering Society

Abstract

This report describes the results of "Fundamental Research on Structural Integrity Assessment of Fast Breeder Reactor-1" which has been conducted by FCC II Subcommittee of Nuclear Engineering Research Committee, the Japan Welding Engineering Society under the contract with Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation in a fiscal year of 1988.

This project corresponds to a Phase-II study intending to extend the results obtained in "Study on Fatigue Crack Propagation Property of Fast Reactor Structural Materials" conducted during 1988-1986 fiscal years, to an establishment of a practical evaluation procedure for structural integrity assessment of fast reactor components.

It is the purpose of present project to ensure that a creep-fatigue crack propagation property obtained with test specimens of simple geometry is applicable to the actual FBR components with more complex geometries under complicated loading conditions.

For this purpose, a preparatory activity was made with simplified models simulating mechanical and geometric features of FBR components to attain accurate determination of crack propagation behaviors and accurate/efficient computation of J and J' integrals in actual FBR components.

The study was made with following cases of modeling.

- ① Finite plate with a surface crack under membrane and bending loading.
- ② Finite plate with a through wall crack at a structural discontinuity under membrane loading.
- ③ Pipe with a surface crack under bending loading.
- ④ Elbow with cracks under bending loading.

During fiscal year 1987, each of above models, made of type 304 stainless steel, were subjected to the completely reversed cyclic load at 850°C to study the fatigue crack propagation behaviors. The electrical potential drop method for determining the size of surface crack was studied. The inelastic analysis was performed to evaluate the J and J' integrals of each types of the models. Furthermore, a literature survey was made for the simplified evaluation methods of J and J' integrals of the structures under complex loading and geometry conditions.

During fiscal year 1988, a series of creep-fatigue with short-hold time and/or fatigue tests were performed. Furthermore a set of finite element analysis (FEM) of Boundary Element Analysis (BEM) were performed to the specimen and the loading conditions tested. Using the results of analysis and material data, the crack propagation behaviors were predicted and accuracy of the prediction were examined.

The improvement of the electro-potential method for crack size measurement was achieved by the electropotential analysis. The applicability of a symplified analysis method to the models were also examined.

The main purpose of the third year program is to produce the experimental data at the FBR operating temperature, namely at 550°C, and to predict the crack growth behaviors with the help of the J and C^* parameters. The creep-fatigue crack growth experiments were performed at 550°C on the plates specimens with surface crack under bonding stresses, and on the pipe shaped specimens under also bending stress. The fracture parameters were obtained by FEM and BEM analysis of the tested specimens. As the results of these study, it was proved that the crack growth behaviors under creep-fatigue conditions could be predicted using the J and C^* integrals along with the crack growth behaviors of the material.

However, crack growth behavior under the conditions where the creep rate of the material is relatively slow has shown the effect of the stress redistribution at the crack tip. It was found that the crack growth behavior under such conditions may not be predicted by the above method. This problem of the crack growth behavior under transient condition is the theme for the future study.

Additional progress was obtained concerning following items.

1. A FEM method to evaluate the crack shape using the electro-potential distribution on one specimen surface was successfully applied for the surface cracked specimen.
2. Simplified methods of the J-integral evaluation, which are expected to be often used for analysis of the actual components have been studied thoroughly, and were modified so that the methods can be used for the evaluation of the creep crack growth problems. Some of the methods that was only useful for the axial problems was modified for application for the bending problems.
3. The results of the original and modified simplified methods were compared with the experimental data and the results of the FEM analysis, and the accuracy of the evaluation were examined.

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

PNC Liaison; Kouji Iwata (Structural Engineering Section, Systems and Components Division, Oarai Engineering Center)

*: University of Tokyo, Faculty of Engineering, Department of Mechanical Engineering.

平成元年度 F C C II 小委員会名簿

	氏 名	所 属	〒 住所及び電話番号
主 査	朝 田 泰 英	東京大学 工学部 機械工学科教授	113 文京区本郷7-3-1 03-812-2111 (内) 6275
副 主 査	宮 健 三	東京大学 工学部 原子力工学研究施設教授	319-11 那珂郡東海村白方白根2-22 0292-82-1611
幹 事	古 平 恒 夫	日本原子力研究所 東海研究所 研究炉管理部研究炉開発室長	319-11 那珂郡東海村 0292-82-5600
"	北 川 正 樹	石川島播磨重工業(株) 技術研究所構造材料部部長	135 江東区豊洲3-1-15 03-534-3394
"	島 川 貴 司	川崎重工業(株) 原子力本部 技術第二部解析技術課係長	136 江東区南砂2-4-25 03-615-5149
中 立 委 員	矢 川 元 基	東京大学 工学部 原子力工学科教授	113 文京区本郷7-3-1 03-812-2111 (内) 6993
"	吉 村 忍	東京大学 工学部 原子力工学科助教授	113 文京区本郷7-3-1 03-812-2111 (内) 6960
"	北 島 靖 己	東京大学 工学部 原子力工学科	113 文京区本郷7-3-1 03-812-2111 (内) 6994
"	結 城 良 治	東京大学 生産技術研究所助教授	106 港区六本木7-22-1 03-402-6231 (内) 2114
"	橋 本 光 男	職業訓練大学校 電気工学科助教授	229 相模原市相原1. 960 0427-61-2111
"	田 淵 正 明	金属材料技術研究所 環境性能研究室 第三研究室	153 目黒区中目黒2-3-12 03-719-2271
"	鹿 島 光 一	(財) 電力中央研究所 狛江研究所 原子力部材料研究室	201 狛江市岩戸北2-11-1 03-480-2111 (内) 374
"	栗 原 良 一	日本原子力研究所原子炉安全工学部 構造強度研究室	319-11 那珂郡東海村 0292-82-5291
"	岡 本 旦 夫	石川島播磨重工業(株) 原子力事業部技術開発部課長	235 横浜市磯子区新中原町1 045-759-2614
"	渡 辺 良	石川島播磨重工業(株) 原子力事業部技術開発部	235 横浜市磯子区新中原町1 045-759-2614
"	野 中 勇	石川島播磨重工業(株) 技術研究所構造材料部	135 江東区豊洲3-1-15 03-534-3387
会 社 委 員	国 松 孝 士	川崎重工業(株) 原子力本部 開発部開発試験課課長	278 野田市二ツ塚1 1 8 0471-22-9112

	氏 名	所 属	〒	住所及び電話番号
会 社 委 員	毛 利 憲 介	川崎重工業(株) 原子力本部 開発部開発試験課	278	千葉県野田市二ツ塚118 0471-22-9112
"	高 松 茂	川崎重工業(株) 原子力本部 技術第2部解析技術課	136	江東区南砂2-4-25 03-615-5149
"	永 田 三 郎	住友金属工業(株) 鋼管技術部 原子力材料技術室参事	100	千代田区大手町1-1-3 大手センタービル 03-282-6171
"	時 政 勝 行	住友金属工業(株) 総合技術研究所 強度研究室室長	660	尼崎市西長洲本通1-3 06-489-5733
"	宇 野 哲 老	(株)東芝 原子力事業本部 原子力材料化学技術部主査	235	横浜市磯子区新杉田町8 045-756-2115
"	吉 沢 弘 泰	(株)東芝 総合研究所 機械研究所主任研究員	210	川崎市川崎区浮島4-1 044-288-8025
"	植 田 正 弘	日本原子力発電(株) 技術開発本部 高速炉開発部課長	101	千代田区大手町1-6-1 大手ビル 03-201-6631 (内) 451
"	一 宮 正 和	日本原子力発電(株) 技術開発本部 高速炉開発部副長	101	千代田区大手町1-6-1 大手ビル 03-201-6631 (内) 529
"	本 間 亮 介	(株)日本製鋼所 鉄鋼事業部 技術部電力・原子力担当部長	100	千代田区有楽町1-1-2 日谷三井ビル 03-501-6165
"	長 井 史 朗	(株)日本製鋼所 鉄鋼事業部 技術部課長補佐	100	千代田区有楽町1-1-2 日谷三井ビル 03-501-6165
"	岩 館 忠 雄	(株)日本製鋼所 室蘭研究所 副所長	051	室蘭市茶津町4 0143-22-9211 (内) 3000
"	田 中 泰 彦	(株)日本製鋼所 室蘭研究所 鉄鋼研究部	051	室蘭市茶津町4 0143-22-9211 (内) 3016
"	武 田 祥 一	バブコック日立(株) 呉工場原子力設計部副参事	737	呉市宝町6-9 0823-21-1123
"	佐 藤 恭	バブコック日立(株) 呉研究所 第二部	737	呉市室町3-36 0823-21-1159
"	岩 崎 龍 一	バブコック日立(株) 呉研究所 第二部	737	呉市室町3-36 0823-21-1159
"	宇佐美 三 郎	(株)日立製作所 機械研究所 第三部主任研究員	317	日立市幸町3-1-1 0294-21-1111 (内) 2483
"	上 野 敏 雄	(株)日立製作所 日立工場 原子力開発部主任技師	317	日立市幸町3-1-1 0294-21-1111 (内) 3364

	氏 名	所 属	〒	住所及び電話番号
会 社 委 員	土 居 博 昭	(株)日立製作所 機械研究所 Jプロジェクト 研究員	300	土浦市神立町502 0298-31-5111 (内) 3033
"	窪 田 貞 之	富士電機(株) 原子力統括部 品質保証部部長	210	川崎市川崎区田辺新田1-1 044-333-7111
"	山 下 満 男	(株)富士電機総合研究所 基礎研究所主任研究員	240-01	横須賀市長坂2-2-1 0468-57-6728
"	工 藤 文 夫	三菱原子力工業(株) 機器設備設計部 新型炉機器統括部新型炉第4チーム	105	港区芝公園2-4-1 03-433-8251
"	佐 近 淑 郎	三菱重工業(株) 高砂研究所 材料・強度研究室主任	676	高砂市荒井町新浜2-1-1 0794-45-6723
"	金 子 秀 明	三菱重工業(株) 高砂研究所 材料・強度研究室	676	高砂市荒井町新浜2-1-1 0794-45-6723
"	中 村 和 博	三菱重工業(株) 高砂研究所 構造研究室 主任	676	高砂市荒井町新浜2-1-1 0794-45-6800
"	和 田 宏	三菱重工業(株) 神戸造船所 新型炉設計部主務	652	神戸市兵庫区和田崎町1-1-1 072-672-3412
"	瀬戸口 克 哉	三菱重工業(株) 長崎研究所 次長	850-91	長崎市飽の浦町1-1 0958-28-7090
"	田 北 勝 彦	三菱重工業(株) 長崎研究所 強度研究室	850-91	長崎市飽の浦町1-1 0958-28-7092
"	紀 博 徳	三菱重工業(株) 長崎研究所 強度研究室	850-91	長崎市飽の浦町1-1 0958-28-7092
委託者側委員	岩 田 耕 司	動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター機器構造開発部 構造工学室室長	311-13	東茨城郡大洗町成田町4002 0292-67-4141 (内) 350
"	渡 士 克 己	動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター機器構造開発部 構造工学室 主任研究員	311-13	東茨城郡大洗町成田町4002 0292-67-4141 (内) 352
"	浅 山 泰	動力炉・核燃料開発事業団 大洗工学センター機器構造開発部 材料開発室	311-13	東茨城郡大洗町成田町4002 0292-67-4141 (内) 383
事務担当者	嵯 峨 敬	(社) 日本溶接協会 業務二課 課長	101	千代田区神田佐久間町1-11 03-257-1521
"	田 中 利 典	(社) 日本溶接協会 業務二課	101	千代田区神田佐久間町1-11 03-257-1521

成果報告書執筆者氏名

朝田泰英	(東京大学)
宮健三	(")
吉村忍	(")
北島靖己	(")
橋本光男	(職業訓練大学校)
北川正樹	(石川島播磨重工業(株))
野中勇	(")
渡辺良	(")
島川貴司	(川崎重工業(株))
毛利憲介	(")
高松茂	(")
宇野哲老	((株)東芝)
高橋浩之	(")
佐藤恭	(パプコック日立(株))
岩崎龍一	(")
土居博昭	((株)日立製作所)
山下満男	((株)富士電機総合研究所)
中村和博	(三菱重工業(株))
金子秀明	(")

目 次

1. 結 言	1
2. 研究概要	5
2.1 3カ年の研究目標と本年度計画の概要	7
2.2 試験条件及び担当機関	8
2.3 解析条件及び担当機関	11
2.4 試験材料及び材料と	18
3. 表面は裂付き平板のクリープ疲労き裂進展挙動	19
3.1 変位制御曲げ試験 (I)	21
3.2 変位制御曲げ試験 (II)	45
3.3 変位制御曲げ試験 (III)	60
3.4 変位制御曲げ試験 (IV)	70
3.5 表面き裂の進展挙動に関する検討	82
4. 有限要素解析による表面き裂付き平板のクリープ疲労進展挙動の予測	89
4.1 解析条件	91
4.2 解析ケース1	94
4.3 解析ケース2	103
4.4 解析ケース3	113
4.5 解析ケース4	125
4.6 解析ケース5	138
4. 試験結果との比較	148
5. 表面き裂付き配管のクリープ疲労き裂進展挙動	155
5.1 荷重制御4点曲げ試験	157
5.2 変移制御方持ち曲げ試験	177
6. 有限要素解析による表面き裂付き配管のクリープ疲労進展挙動の予測	195
6.1 解析条件	197
6.2 解析方法	200
6.3 解析結果	202
6.4 解析結果との比較	222

7. 有限要素解析による表面き裂付きエルボのクリープ疲労進展挙動の予測	227
7.1 解析条件	229
7.2 解析方法	230
7.3 解析結果	231
7.4 解析結果との比較	232
8. 簡易解析による表面き裂付き平板のクリープ疲労進展挙動の予測	253
8.1 解析ベンマーク問題	255
8.2 PNC式による予測	259
8.3 CEGB式による予測	271
8.4 CEA式による予測	285
8.5 矢川式による予測	291
8.5 ベンチマーク解析結果の比較	303
9. 簡易解析による表面き裂付き配管のクリープ疲労進展挙動の予測	313
9.1 解析ベンマーク問題	315
9.2 CEGB式による予測	317
9.3 CEA式による予測	322
9.4 矢川式による予測	327
9.5 ベンチマーク解析結果の比較	330
10. 曲げ荷重下のJ積分評価方式の開発	335
11. 交流ポテンシャル法による欠陥形状認識	359
12. 総合評価	367
12.1 クリープ疲労進展挙動の予測	369
12.2 有限要素解析に基づく予測法	372
12.3 簡易解析に基づく予測法	376
12.4 ま と め	378

L i s t o f T a b l e

Table 2.2-1	Experimental conditions for third year program
Table 2.3-1	FEM analysis conditions for plate specimens with a surface crack
Table 2.3-2	FEM analysis conditions for pipe specimens with a surface crack
Table 2.3-3	Simplified analysis conditions for plate specimens with a surface crack (1)
Table 2.3-4	Simplified analysis conditions for plate specimens with a surface crack (2)
Table 2.3-5	Simplified analysis conditions for plate specimens with a surface crack (3)
Table 2.3-6	Simplified analysis conditions for pipe specimens with a surface crack
Table 2.4-1	Chemical compositions of the tested material (SUS304)
Table 2.4-2	Mechanical properties of the tested material (SUS304)
Table 3.1-1	Test condition
Table 3.3-1	Test conditions
Table 3.3-2	Creep J-integral values calculated by the simplified evaluation method in the last step of loading pattern
Table 3.4-1	Test condition
Table 3.4-2	Crack size data
Table 3.5-1	Values of constants of 2 1/4Cr-1Mo steel at 550 °C
Table 4.2-1	Data of multi-linear stress strain curve (SUS 304, 550 °C)
Table 4.3-1	Evaluation of Crack growth rate
Table 4.4-1	Workhardening coefficient versus plastic strain
Table 4.5-1	Analysis results (case 4)
Table 4.5-2	J-integral values at representative increments
Table 4.5-3	Calculated results of C^*
Table 4.5-4	Evaluation of crack propagation rate
Table 4.6-1	Evaluation of Crack growth rate
Table 4.7-1	Results of FEM Analyses
Table 5.1-1	Test conditions
Table 5.2-1	Test condition
Table 6.2-1	FEM analysis conditions for pipe specimens with surface crack
Table 7.3-1	ΔJ_I and predicted crack growth rate
Table 7.3-2	J' and predicted crack growth rate

Table 7.3-3	J' (at 5h) and predicted crack growth rate
Table 8.5-1	γ_B for the bending problem
Table 10.3-1	FEM calculation cases
Table 10.3-2	Fully plastic solution δ
Table 10.3-3	Fully plastic solution f_1
Table 10.3-4	Fully plastic solution f_2
Table 10.3-5	Coefficients of interpolation functions for fully plastic solution f_1 and f_2

L i s t o f F i g u r e

- Fig. 3.1-1 Test specimen
- Fig. 3.1-2 Testing apparatus
- Fig. 3.1-3 Distribution of temperature
- Fig. 3.1-4 DC potential and crack opening displacement measurement
- Fig. 3.1-5 Relationship between crack length ratio and electrical potential ratio at crack center (Fatigue)
- Fig. 3.1-6 Relationship between aspect ratio and crack depth (Fatigue)
- Fig. 3.1-7 Relationship between crack area ratio and electrical potential ratio at crack center
- Fig. 3.1-8 Load range versus number of cycles
- Fig. 3.1-9 Peak load versus number of cycles
- Fig. 3.1-10 Load relaxation during deflection hold
- Fig. 3.1-11 Crack opening displacement versus number of cycles
- Fig. 3.1-12 Change of COD at crack center during deflection hold
- Fig. 3.1-13 Fracture appearance of specimen (Creep-Fatigue)
- Fig. 3.1-14 Fracture appearance of specimen (Fatigue)
- Fig. 3.1-15(a) SEM fractographs (Creep-Fatigue, 550°C, $t_H = 5h$, $\Delta\delta = 18.6mm$)
- Fig. 3.1-15(b) SEM fractographs (Creep-Fatigue, 550°C, $t_H = 5h$, $\Delta\delta = 10.3mm$)
- Fig. 3.1-16 Electrical potential ratio versus number of cycles
- Fig. 3.1-17 Relationship between aspect ratio and crack depth (Creep-Fatigue)
- Fig. 3.1-18 Relationship between crack area ratio and electrical potential ratio at crack center (Creep-Fatigue)
- Fig. 3.1-19 Relationship between crack area ratio and electrical potential ratio at crack center
- Fig. 3.1-20 Relationship between crack size and number of cycles
- Fig. 3.1-21 Relationship between crack propagation rate and crack depth
- Fig. 3.1-22 Relationship between crack propagation rate and crack length
- Fig. 3.2-1 Configuration of test specimen and loading method
- Fig. 3.2-2 Load changes during reversed stroke cycling
- Fig. 3.2-3 COD changes during reversed stroke cycling
- Fig. 3.2-4 AC potential value changes during reversed stroke cycling
- Fig. 3.2-5 Relation between AC potential value and crack length
- Fig. 3.2-6 Relation between surface crack length c and stroke cycles

- Fig. 3.2-7 Relation between crack depth a and stroke cycles
- Fig. 3.2-8 Relation between crack length c and dc/dN
- Fig. 3.2-9 Relation between crack depth a and da/dN
- Fig. 3.2-10 Relation between E/E_0 or a/c and crack length c
- Fig. 3.2-11 Relation between a/c and a/t
- Fig. 3.2-12 Fracture appearance of test specimen
- Fig. 3.2-13 SEM fractographs
- Fig. 3.3-1 Specimen configuration
- Fig. 3.3-2 Loading method
- Fig. 3.3-3 Measurement method of crack opening displacement
and electrical potential
- Fig. 3.3-4 Loading pattern
- Fig. 3.3-5 Observation of the fracture surface
- Fig. 3.3-6 Fracture surface showing the intergranular cracking
near the last crack front
- Fig. 3.3-7 Relationship between electrical potential and number of cycles
- Fig. 3.3-8 Relationship between crack length and number of cycles
- Fig. 3.3-9 Increase of the crack opening displacement during
the load holding in the last step of loading pattern
- Fig. 3.3-10 Relationship between crack growth rate and creep J-integral range
- Fig. 3.4-1 Test specimen
- Fig. 3.4-2 Testing apparatus
- Fig. 3.4-3 Measuring procedure
- Fig. 3.4-4 Macroscopic fracture surface
- Fig. 3.4-5 Appearance of crack surface
- Fig. 3.4-6 SEM photograph of crack surface (Specimen No.FCC-33: 550 °C, t_H =5hr)
- Fig. 3.4-7 SEM photographs (Specimen No.FCC-33: 550°C, t_H =5hr)
- Fig. 3.4-8 Example of load-COD loop (Specimen No.FCC-33: 550 °C, t_H =5hr)
- Fig. 3.4-9 Relation between number of cycle and potential ratio
(Specimen No.FCC-33: 550°C, t_H =5hr)
- Fig. 3.4-10 Relation between potential ratio and $\sqrt{ac}/y$
(Specimen No.FCC-33: 550°C, t_H =5hr)
- Fig. 3.4-11 Crack propagation data (Specimen No.FCC-33: 50°C, t_H =5hr)
- Fig. 3.4-12 Relation between crack size and crack propagation rate
(Specimen No.FCC-33: 550°C, t_H =5hr)

- Fig. 3.4-13 Relation between crack depth ratio and aspect ratio
- Fig. 3.5-1 Creep crack propagation rate of 304 stainless steel in argon gas and in air
- Fig. 3.5-2 Schematic illustration of creep-fatigue crack propagation rate in vacuum and in air
- Fig. 3.5-3 Reduction of crack propagation rate near the specimen surface observed in air environment
- Fig. 4.1-1 Configuration of plate specimen
- Fig. 4.1-2 Relationship between aspect ratio and crack depth (Creep-Fatigue)
- Fig. 4.2-1 Boundary element discretization
- Fig. 4.2-2 Stress strain curve of SUS304 (550°C)
- Fig. 4.2-3 Notation of integral path of 3-dimensional crack
- Fig. 4.2-4 Path of J and J' integral
- Fig. 4.2-5 Relation between crack opening displacement and $\theta/2$
- Fig. 4.2-6 Relation between bending moment and $\theta/2$
- Fig. 4.2-7 Relation between load and $\theta/2$
- Fig. 4.2-8 Relation between crack opening displacement and time
- Fig. 4.2-9 Relation between bending moment and time
- Fig. 4.2-10 Relation between load and time
- Fig. 4.2-11 Relation between J and $\theta/2$
- Fig. 4.2-12 Relation between J' and time
- Fig. 4.3-1 Finite element idealization of the specimen with a crack
- Fig. 4.3-2 Path of J and J' Integral
- Fig. 4.3-3 Relation between top surface rotation and COD
- Fig. 4.3-4 Relation between top surface rotation and bending moment
- Fig. 4.3-5 Relation between time and COD
- Fig. 4.3-6 Relation between time and bending moment
- Fig. 4.3-7 Relation between top surface rotation and J (VCE)
- Fig. 4.3-8 Relation between top surface rotation and J (Path integral)
- Fig. 4.3-9 Relation between time and J
- Fig. 4.4-1 Finite element mesh
- Fig. 4.4-2 Integral path
- Fig. 4.4-3 COD versus rotation angle
- Fig. 4.4-4 COD versus creep time
- Fig. 4.4-5 Moment versus rotation angle

Fig. 4.4-6	Moment versus creep time
Fig. 4.4-7	Path independence of J-integral
Fig. 4.4-8	J-integral versus rotation angle
Fig. 4.4-9	J-integral distribution along the crack front
Fig. 4.4-10	J'-integral versus creep time
Fig. 4.4-11	J'-integral distribution along the crack front
Fig. 4.5-1	Finite element model for analysis case 4
Fig. 4.5-2	Calculated results of J integrals
Fig. 4.5-3	Relaxation of Mises equivalent stress at point P
Fig. 4.5-4	Accumulation of Mises equivalent creep strain at point P
Fig. 4.5-5	Relationship between COD and time
Fig. 4.5-6	Relaxation of end moment
Fig. 4.5-7	Calculated results of C^*
Fig. 4.6-1	Finite element idealization of the specimen with a crack
Fig. 4.6-2	Path of J and J' Integral
Fig. 4.6-3	Relation between top surface rotation and COD
Fig. 4.6-4	Relation between top surface rotation and bending moment
Fig. 4.6-5	Relation between time and COD
Fig. 4.6-6	Relation between time and bending moment
Fig. 4.6-7	Relation between top surface rotation and J (VCE)
Fig. 4.6-8	Relation between top surface rotation and J (Path integral)
Fig. 4.6-9	Relation between time and J
Fig. 4.7-1	Crack opening displacement vs. crack size
Fig. 4.7-2	Crack propagation rate vs. crack size (Depth)
Fig. 4.7-3	Crack propagation rate vs. crack size (Half length)
Fig. 5.1-1	Test specimen
Fig. 5.1-2	Four point bending test apparatus
Fig. 5.1-3	Test apparatus
Fig. 5.1-4	Measuring procedure
Fig. 5.1-5	Extensometer
Fig. 5.1-6	Relationship between COD and number of cycles
Fig. 5.1-7	Fracture surface
Fig. 5.1-8	Relationship between a/c and number of cycles
Fig. 5.1-9	Relationship between a/c and a
Fig. 5.1-10	Relationship between E/E_0 and number of cycles

- Fig. 5.1-11 Relationship between a/a_0 and E/E_0
- Fig. 5.1-12 Relationship between $(a/c/a_0/c_0)^{1/2}$ and E/E_0
- Fig. 5.1-13 Relationship between E/E_0 and $(ac)^{1/2}/y$
- Fig. 5.1-14 Relationship between crack propagation rate and crack length
- Fig. 5.1-15 SEM fractographs (TP-3:x100)
- Fig. 5.1-16 SEM fractographs (TP-3:x350)
- Fig. 5.2-1 Configuration of surface cracked pipe specimen
- Fig. 5.2-2 Cantilever bending test apparatus
- Fig. 5.2-3 Strain distribution
- Fig. 5.2-4 Schematic testing procedure
- Fig. 5.2-5 Temperature distribution
- Fig. 5.2-6 Photographs of test apparatus
- Fig. 5.2-7(a) Macroscopic fracture surface ($\Delta\sigma_{max} = 17.7 \text{ kgf/mm}^2$, 550°C)
- Fig. 5.2-7(b) Macroscopic fracture surface ($\Delta\sigma_{max} = 17.7 \text{ kgf/mm}^2$, 550°C)
- Fig. 5.2-8 SEM fractograph (TP.No.89FCC-1)
- Fig. 5.2-9 SEM fractograph at creep-fatigue testing zone
- Fig. 5.2-10 SEM fractograph at beach mark zone
- Fig. 5.2-11 Example of load vs displacement curve
- Fig. 5.2-12 Peak load vs number of cycles
- Fig. 5.2-13 Example of load relaxation during deflection hold
- Fig. 5.2-14 Relationship between AC potential rate and number of cycles
- Fig. 5.2-15 Relationship between crack length and number of cycles
- Fig. 5.2-16 Relationship between aspect ratio and crack length
- Fig. 5.2-17 Relationship between crack growth rate and crack length
- Fig. 6.1-1 Configuration of pipe specimen
- Fig. 6.1-2 Relationship between a/c and a
- Fig. 6.2-1 Mesh subdivision (Case-2)
- Fig. 6.3-1 Relationship between load and load point displacement
- Fig. 6.3-2 Relationship between load and COD
- Fig. 6.3-3 Relationship between COD and time
- Fig. 6.3-4 Relationship between J-integral and load ($\theta=90^\circ$, CASE-1)
- Fig. 6.3-5 Relationship between J-integral and load ($\theta=90^\circ$, CASE-3)
- Fig. 6.3-6 J-integral distribution along the crack front (P=1.11ton, CASE-1)
- Fig. 6.3-7 J-integral distribution along the crack front (P=11.1ton, CASE-1)
- Fig. 6.3-8 J-integral distribution along the crack front (P=1.11ton, CASE-3)

- Fig. 6.3-9 J-integral distribution along the crack front (P=11.1ton,CASE-3)
- Fig. 6.3-10 Time history of J'-integral ($\theta=90^\circ$,CASE-1)
- Fig. 6.3-11 Time history of J'-integral ($\theta=90^\circ$,CASE-3)
- Fig. 6.3-12 J-integral distribution along the crack front (t=5hr,CASE-1)
- Fig. 6.3-13 J-integral distribution along the crack front (t=5hr,CASE-3)
- Fig. 8.3-14 J-integral distribution along crack front (Elastic, P=11.1ton)
- Fig. 6.3-15 Relation between Load P and COD
- Fig. 6.3-16 Relation between Load P and J-integral
- Fig. 6.3-17 J-integral distribution along crack front (P=11.1ton)
- Fig. 6.3-18 Time history of COD
- Fig. 6.3-19 Time history of J'
- Fig. 6.4-1 Comparison of COD between by experiment and by FEM
- Fig. 6.4-2 Comparison of da/dN between by experiment and by FEM
- Fig. 6.4-3 Estimation of $\Delta J_I / \Delta J_c$ by FEM analysis
- Fig. 7.1-1 Elbow specimen
- Fig. 7.1-2 Elbow test machine and deflection controlled wave form
- Fig. 7.2-1 Dynamic stress-strain curve for SUS304 (550 $^\circ\text{C}$)
- Fig. 7.2-2 J'-integral path along crack front
- Fig. 7.2-3 Finite element mesh
- Fig. 7.2-4 Finite element mesh and integral path for J-integral
- Fig. 7.3-1 Relationships of J-integral and CTOD to crack depth
- Fig. 7.3-2 Stress distribution on ligament
- Fig. 7.3-3(a) Relationship between time and J'-integral (a=0.5mm)
- Fig. 7.3-3(b) Relationship between time and J'-integral (a=1.5mm)
- Fig. 7.3-3(c) Relationship between time and J'-integral (a=2.0mm)
- Fig. 7.3-3(d) Relationship between time and J'-integral (a=2.5mm)
- Fig. 7.3-4 Relationship between crack depth and J'-integral
- Fig. 7.4-1 Relationship between ΔJ_I and crack growth rate
- Fig. 7.4-2 Relationship between J' and crack growth rate
- Fig. 7.4-3 Relationship between crack depth and crack growth rate
- Fig. 8.2-1 ΔJ versus membrane stress
- Fig. 8.2-2 ΔJ versus bending strain
- Fig. 8.2-3 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Bench mark problem 1)

- Fig. 8.2-4 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Bench mark problem 2; c.c': lower value)
- Fig. 8.2-5 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Bench mark problem 2; c.c': average value)
- Fig. 8.2-6 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Bench mark problem 2; c.c': upper value)
- Fig. 8.2-7 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Bench mark problem 3; c.c': lower value)
- Fig. 8.2-8 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Bench mark problem 3; c.c': average value)
- Fig. 8.2-9 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Bench mark problem 3; c.c': upper value)
- Fig. 8.3-1 CEGB R6 Simplified J estimation procedure
- Fig. 8.3-2 Example problem for comparison of J integrals
- Fig. 8.3-3 Comparison of J integrals by CEGB and finite element methods
- Fig. 8.3-4 Predicted growth of crack depth (problem(1) CEGB method)
- Fig. 8.3-5 Predicted growth of crack length (problem(1) CEGB method)
- Fig. 8.3-6 Relationship between J and nominal membrane stress
(problem(1) CEGB method)
- Fig. 8.3-7 Predicted growth of crack depth (problem(2) CEGB method)
- Fig. 8.3-8 Predicted growth of crack length (problem(2) CEGB method)
- Fig. 8.3-9 Relaxation of nominal stress (problem(2))
- Fig. 8.3-10 Relationship between J and nominal bending stress
(problem(2) CEGB method)
- Fig. 8.3-11 Predicted growth of crack depth (problem(3) CEGB method)
- Fig. 8.3-12 Predicted growth of crack length (problem(3) CEGB method)
- Fig. 8.3-13 Relaxation of nominal stress (problem(3))
- Fig. 8.4-1 Relation between σ_r and ϵ_a in CEA's method
- Fig. 8.4-2 Relation between number of cycle and crack length (Prob.(1))
- Fig. 8.4-3 Relation between J and σ_m (Prob.(1))
- Fig. 8.4-4 Relation between number of cycle and crack length (Prob.(2))
- Fig. 8.4-5 Relation between J and ϵ_b (Prob.(2))
- Fig. 8.4-6 Relation between number of cycle and crack length (Prob.(3))
- Fig. 8.5-1 Consideration of the inner and outer fiber stresses
- Fig. 8.5-2 Plate with a semi-elliptical surface crack subjected to uniform tension

- Fig. 8.5-3 J-integral versus crack length (Problem (1))
- Fig. 8.5-4 Estimation of crack growth (Problem (1))
- Fig. 8.5-5 J-integral versus σ_n (Problem (1))
- Fig. 8.5-6 J-integral versus crack length (Problem (2), J':Yagawa)
- Fig. 8.5-7 J-integral versus crack length (Problem (2), J':Ainsworth)
- Fig. 8.5-8 Estimation of crack growth (Problem (2), J':Yagawa)
- Fig. 8.5-9 Estimation of crack growth (Problem (2), J':Ainsworth)
- Fig. 8.5-10 J-integral versus ε_n (Problem (2), J':Yagawa)
- Fig. 8.5-11 J-integral versus ε_n (Problem (2), J':Ainsworth)
- Fig. 8.5-12 J-integral versus crack length (Problem (3), J':Yagawa)
- Fig. 8.5-13 J-integral versus crack length (Problem (3), J':Ainsworth)
- Fig. 8.5-14 Estimation of crack growth (Problem (3), J':Yagawa)
- Fig. 8.5-15 Estimation of crack growth (Problem (3), J':Ainsworth)
- Fig. 8.6-1 Comparison in J-integral versus nominal stress ($\phi = 0^\circ$, Problem (1))
- Fig. 8.6-2 Comparison in J-integral versus nominal stress ($\phi = 90^\circ$, Problem (1))
- Fig. 8.6-3 Comparison in crack propagation prediction ($\phi = 0^\circ$, Problem (1))
- Fig. 8.6-4 Comparison in crack propagation prediction ($\phi = 90^\circ$, Problem (1))
- Fig. 8.6-5 Comparison in crack propagation rate ($\phi = 0^\circ$, Problem (1))
- Fig. 8.6-6 Comparison in crack propagation rate ($\phi = 90^\circ$, Problem (1))
- Fig. 8.6-7 Comparison in J-integral versus nominal stress ($\phi = 0^\circ$, Problem (2))
- Fig. 8.6-8 Comparison in J-integral versus nominal stress ($\phi = 90^\circ$, Problem (2))
- Fig. 8.6-9 Comparison in crack propagation prediction ($\phi = 0^\circ$, Problem (2))
- Fig. 8.6-10 Comparison in crack propagation prediction ($\phi = 90^\circ$, Problem (2))
- Fig. 8.6-11 Comparison in crack propagation rate ($\phi = 0^\circ$, Problem (2))
- Fig. 8.6-12 Comparison in crack propagation rate ($\phi = 90^\circ$, Problem (2))
- Fig. 8.6-13 Comparison in crack propagation prediction ($\phi = 0^\circ$, Problem (3))
- Fig. 8.6-14 Comparison in crack propagation prediction ($\phi = 90^\circ$, Problem (3))
- Fig. 9.2-1 Relationship between J-integral and load (CEGB method)
- Fig. 9.2-2 Relationship between J-integral and load
(effect of stress-strain relation)
- Fig. 9.2-3 Simulation for crack propagation (CEGB method)
- Fig. 9.3-1 Relationship between J-integral and load (CEA method)
- Fig. 9.3-2 Relationship between J-integral and load
(effect of stress-strain relation)
- Fig. 9.3-3 Simulation for crack propagation (CEA method)

- Fig. 9.4-1 J-integral versus crack length (Problem (4))
- Fig. 9.4-2 Estimation of crack growth (Problem (4))
- Fig. 9.4-3 J-integral versus σ_a (Problem (4))
- Fig. 9.5-1 Relation between J-integral and σ_a
- Fig. 9.5-2 Relation between crack growth rate and crack depth
- Fig. 9.5-3 Relation between crack growth rate and half crack length
- Fig. 9.5-4 Relation between crack depth and number of cycles
- Fig. 9.5-5 Relation between half crack length and number of cycles
- Fig. 10.2-1 Virtual crack extension for the local J-integral estimation
- Fig. 10.2-2 Virtual crack extension for the global J-integral estimation
in the thickness direction (a) and in the width direction (b)
- Fig. 10.3-1 Plate with semi-elliptical surface crack subjected to bending
- Fig. 10.3-2 Finite element mesh subdivision for a quarter of the plate
with a semi elliptical surface crack ($a/t=0.2$, $a/c=0.2$)
- Fig. 10.3-3 Finite element mesh subdivision for a quarter of the plate
with a semi elliptical surface crack ($a/t=0.8$, $a/c=1.0$)
- Fig. 10.3-4 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.2$, $a/c=0.2$)
- Fig. 10.3-5 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.2$, $a/c=0.6$)
- Fig. 10.3-6 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.2$, $a/c=1.0$)
- Fig. 10.3-7 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.5$, $a/c=0.2$)
- Fig. 10.3-8 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.5$, $a/c=0.6$)
- Fig. 10.3-9 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.5$, $a/c=1.0$)
- Fig. 10.3-10 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.8$, $a/c=0.2$)
- Fig. 10.3-11 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.8$, $a/c=0.6$)
- Fig. 10.3-12 Local J-distribution along the crack front line ($a/t=0.8$, $a/c=1.0$)
- Fig. 10.3-13 Fully plastic solution f_1
- Fig. 10.3-14 Fully plastic solution f_2
- Fig. 11-1 Analytical model
- Fig. 11-2 "unfolding" model
- Fig. 11-3 Pick-up coil and test piece
- Fig. 11-4 Probe and test piece
- Fig. 11-5 Distribution of potential $h(x)$
- Fig. 11-6 Prediction of semi-circular crack
- Fig. 11-7 Distribution of measured magnetic field
- Fig. 11-8 Distribution of potential $h(x)$

- Fig. 11-9 Prediction of semi-circular crack
- Fig. 12.2-1 Relation between predicted J-integral and crack extension amount
(Plate)
- Fig. 12.2-2 Relation between predicted J'-integral and crack extension amount
(Plate)
- Fig. 12.2-3 Relation between predicted J-integral and crack extension amount (Pipe)
- Fig. 12.2-4 Relation between predicted J'-integral and crack extension amount (Pipe)

1. 緒 言

1. 緒 言

本報告書は、動力炉核燃料開発事業団よりの平成元年度委託研究「高速炉の構造健全性に関する基礎的研究（Ⅲ）」の成果を取纏めたものである。

高速炉高温機器部材の構造健全性評価手法の確立は、原子力安全委員会の策定する原子力安全研究5ヶ年計画においても重要研究課題として取上げられ、その確立が急がれている。高速炉高温機器にあっては、金属温度がクリープ温度域にあることから、軽水炉において提案され確立した手法が適用できない。

すなわち、高速炉高温機器部材の構造健全性評価においては、仮想き裂の進展において、疲労による進展の他、クリープによる進展並びにクリープと疲労の相互作用による進展を考慮しなければならない点において軽水炉と事情を異にする。

この課題については、昭和58年度より動力炉核燃料開発事業団の委託によって実施された第Ⅰ期研究において、高速炉高温機器部材を対象として、疲労、クリープ及びクリープ疲労条件下におけるき裂の進展挙動に関するデータを取得する為の標準試験法の策定、き裂進展データを評価するための破壊力学パラメータの策定、同パラメータである疲労及びクリープに係るJ積分の解析による予測性の検討が行われ、必要な成果が得られた。

本研究は、それに続く第Ⅱ期研究の第3年度であり、実験室的研究で得られた疲労、クリープ、クリープ疲労き裂進展に関する知見の、実構造物への拡張適用法の検討と、一般性のある構造健全性評価法の策定を行う事が、目標となっている。

第Ⅰ期研究において実施された方法はCT試験片、あるいはCEN試験片等の形状の単純な試験片を対象としており、そこで得られたき裂進展則は、既知の単純な応力分布の下で観測されるものであり、破壊力学パラメータも実測あるいは簡単な解析により予測が可能であった。

高速炉高温構造部材にあっては、幾何学的側面では、管、ノズルコーナー、配管要素、溶接肉盛部等、構造健全性評価上の主要位置において、第Ⅰ期研究で対象とした試験片形状よりも複雑な形状となっている。又、応力、歪の力学的側面から見ると、定常、過渡温度分布による二次、ピーク応力の存在、あるいは構造健全性評価位置の幾何学的性質、とくに、形状不連続に基く二次応力、ピーク応力の存在が、第Ⅰ期研究の対象である一様分布の全断面応力と異なっており、とりわけ、曲げ応力、歪に代表される、評価断面における応力歪の勾配の存在が、評価法に及ぼす影響が未検討であった。又、き裂形状について言うと、第Ⅰ期研究では貫通き裂の一次元進展問題を扱っているが、評価対象である実構造物では、任意形状の表面き裂の二次元進展を扱う必要がある。そして、以上の特徴において、応用上必要なことは、これらの構造物、き裂の幾何学的、力学的特性によって、破壊力学パラメータが実用的な範囲で予測評価可能であることが要求される。この為に、上記の各種の場合による、詳細非弾性解析による破壊力学パラメータの解析予測、及び、応用を目的として簡易非弾性解析法の策定も併せ重要な調査課題である。

以上の各課題、問題点に対応し、高温機器実構造部材の構造健全性評価を行い得る手法を策定する目的で第Ⅱ期研究が実施された。この第Ⅱ期研究においては、従って、応力集中部に発生したき裂の一次元進展に対する応力歪勾配の影響、一様分布応力場、曲げ応力場における表面き裂の二次元進展問題、さらにこれも拡張、組合せた、表面き裂を有する直管、曲り管におけるき裂の二次元進展問題を取上げ、進展挙動の実験による把握と、詳細非弾性解析による破壊力学パラメータの解析及び、その時刻歴応答の挙動の解析を行った。

次いで、実構造物における破壊力学パラメータを、実用的な計算規模と精度で予測し得る簡易非弾性解析法の調査、提案とその実用性の評価を行った。

更に、実構造物における使用前、供用期間中の検査において、非破壊検査の結果から評価用き裂の寸法と形状を予測する手法の開発が、実用的には要求されるであろうとの推定の下に、電気ポテンシャル法の測定値より逆問題解析により、き裂の寸法形状を決定する手法の開発を行った。

3年度にわたる第Ⅱ期研究において、以上の課題と問題点はほぼ解決され、構造健全性評価手法の高速炉高温機器部材への応用はほぼ実用の域に達したものと考える。

すなわち、応力勾配下における一次元、二次元き裂進展については詳細非弾性解析によって予測された J 、 J' 積分に基き、疲労、クリープ、クリープ疲労き裂進展挙動を評価すると、第Ⅰ期研究において得られた実験室的試験におけるき裂進展挙動と良好な一致を認めた。

又、簡易非弾性解析による J 、 J' 積分の予測値は、実用的な精度に評価非弾性解析の結果と一致し、それを用いて評価したき裂進展挙動は、第Ⅰ期研究のそれと良好な一致を見た。

更に、電気ポテンシャル法に基きき裂の位置、形状、寸法の逆問題解析結果は実き裂のそれと良好な一致を示すことが認められ、P S I、I S Iの結果と構造健全性評価の力学的手法との連携が実用的立場に可能であることが示された。

以上、高速炉高温機器部材の構造健全性評価手法の開発に係る基礎的課題は、少なくとも構造材料強度の面においては、本研究をもってほぼ所要の目標を達成したものと考える。従って、今後は、これら基礎的知見の補完、充実と、それら基礎研究の成果を総合した、構造健全性評価の論理体系のシステム化により、実用化をはかる方向に進むことが期待される。

本研究が当初の期待に応える成果を上げることが出来たのは、委託者である動力炉核燃料開発事業団殿の適切な御指導によるものであり、かつ、鋭意本研究に取組み努力を惜しまなかったF C C -Ⅱ小委員会、委員各位の尽力の賜物でもある。ここに、深甚の謝意を表す。

2. 研究の概要

2. 研究の概要

2. 1 三カ年の研究目標と本年度の計画の概要

緒言で述べたように、クリーブ温度領域におけるFBR一次冷却系機器配管の健全性を破壊力学的見地から評価する方法を開発するために、高温における構造物のき裂進展に関する調査、試験、解析法および評価法の検討を行うのが委員会の目的である。最近の破壊力学の研究の進歩や数値解析技術の進歩の結果、実構造物のき裂を破壊力学的に基づき評価することができるようになってきたが、実構造物に適用した例は少なくその信頼性についても十分把握されているとはいえない。例えば、き裂進展実験では、クリーブ温度領域での二次元き裂の寸法測定技術の困難さとか、解析ではクリーブ温度領域のJ積分値の求め方の困難さなど実験手法および解析手法さらにはき裂進展評価手法についていろいろの解決されねばならない問題が残っている。

そこで本研究では、高温破壊力学の信頼性の確認のために、比較的簡単な構造物模擬試験片を用いてき裂伝播挙動を実験的に評価し、解析をベースにした評価結果と比較することによりその評価手法の妥当性を検討しようとするものである。

構造模擬試験片としては、

曲げ荷重および軸荷重が負荷される表面き裂付平板

曲げ荷重が負荷される直管およびエルボー管

軸荷重を受ける切欠平板

を採用した。

三カ年の研究内容は下表に示すように、初年度は調査および実験解析技術の修得を中心に行ない、二年目および三年目で実際の実験および解析を行なって両者を比較検討し、き裂進展評価法の評価法の提案を行なう。

本年度は三年計画の第二年度として下記の内容の実験および解析を行ない、解析によって求めたJ積分値と材料特性データとを対応させて求めたき裂進展速度と実験によって求めたき裂進展速度の比較、ならびに開口変位の実験値と解析値との比較等から解析結果の精度について検討する。研究項目の概要は以下の通りである。

荷重制御曲げ応力下の表面き裂付平板（長時間き裂進展実験および解析）

変位制御曲げ応力下の表面き裂付平板（長時間き裂進展実験および解析）

荷重制御四点曲げ荷重試験下の表面き裂付配管（長時間き裂進展実験および解析）

荷重制御片持ち曲げ荷重試験下の表面き裂付配管（長時間き裂進展実験および解析）

変位制御曲げ荷重下の表面き裂付エルボ（解析のみ）

さらに本年度は実験技術の改善を目指して

電位差測定力き裂形状の逆解析技術の検討
 を行い、更に解析技術の改善を目指して
 各種簡易J積分評価法の比較検討
 簡易C*積分評価法の提案とその精度検討
 を行う。これらをベースにしてクリープ疲労き裂進展評価法の提案と精度向上の
 為に今後検討すべき課題についてまとめる。

三ヵ年の研究内容概要

研究年度	主な研究内容
1987	① J積分解析法および電位差法による二次元き裂長さ計測法の調査 ② 予備実験による表面き裂進展実験および切欠試験片き裂進展実験技術の修得 ③ ベンチマーク問題による解析技術の修得
1988	① 短時間クリープ疲労き裂進展データの収集 ② クリープ疲労き裂進展評価法の検討 ③ 電位差によるき裂長さ計測法の改良 ④ 簡易J積分評価法の検討
1989 ～90.9	① 長時間クリープ疲労き裂進展データの収集 ② 電位差によるき裂形状推定方法の検討 ③ 簡易J積分評価法の比較検討 ④ 簡易C*積分評価法の提案とその精度検討 ⑤ クリープ疲労き裂進展評価法の提案 ⑥ 酸化のき裂形状におよぼす影響

2.2 試験条件および担当機関

昨年度は主として短時間のクリープ疲労実験を行なったが、本年度はより実機条件に近づけたデータを取得する為に5時間保持のクリープ疲労き裂進展実験を行うこととした。各実験の実験条件の概要をTable 2.2-1に示す。さらに詳細な実験条件については第3章の各実験報告の項を参照されたい。

負荷条件は三次元解析の必要な曲げ応力を採用した。負荷応力の大きさ、および試験片の大きさについては原則としてTable 2.2-1～3を用いたが、実験の経緯を見て一部修正されている。

試験温度はFBR温度の550℃を選んだ。同じモデル同じ温度での実験が重なる場合は、原則として板巾を変化させた。

問題となるき裂測定方法については目視（表面サイズ）、ビーチマーク法、または 電位差法による方法の組合せで行っている。電位差法の検定曲線については 試験片に合せて各研究機関で検定曲線を作成した。（全体計画の中でも述べたが）本年度は実験に採用できなかったが、電位差測定値からき裂形状を推定する逆解析技術の検討を行いソフトの開発も行った。

加熱方法、および 温度分布については報告事項とした。

電位差分布からき裂形状を逆解析する手法については東大原子力工務研究室、酸化のき裂形状におよぼす影響については東大機械朝田研究室で行った。

注) Table 2.2-1中の実験グループ参加機関略称は次のとおりである（五十音順）

石川島播磨重工業	IHI
川崎重工業	KHI
住友金属	SMI
東芝	Toshiba
日本製鋼所	JSW
バブcock日立	BHK
富士電機	FUJI
三菱重工業（高砂研究所）	MHI

Table 2.2-1 Experimental conditions of the the third year program

Type of Test	Small Plate 1		Small Plate 2		Straight Pipe1	Straight Pipe2
Dimensions	8t*60w		8t*80w		8t*165.20D	11t*165.20D
Controll Mode	Displ.	Load	Displ.	Load	Displacement Canti-leber B.	Load 4 pts Bending
Environment	5 5 0 °C / in Air					
Hold Time	5 hrs					
Initial Crack Aspect Ratio	Machining: $a_0=c_0=1\text{mm}$, and crack growth by fatigue upto $a_0=2\text{mm}$				$a_0/c_0=0.5$	
Materials	Cast A 7				Cast Distributed in 1988	
Institution	MHI	IHI	FUJI	BHK	KHI	TOSHIBA

Note:2 or 3 beachmarks should be produced in one tests to clarify the crack extension behavior

2. 3 解析条件および担当機関

昭和62年度にはベンチマーク解析を実施し、各担当機関の解析精度に有意な差異を生じないことを確認した。昭和63年度には、各解析機関がそれぞれ別々の試験体を解析対象とし、実験で得られる代表的なき裂形状に対し有限要素法（FEM）や境界要素法（BEM）を用いた非弾性解析を実施し、構造物の短時間クリープ疲労き裂進展挙動が解析に基づき評価できることを確認した。本年度は、解析対象とする実験が長時間保持を伴うことに加え、解析評価の詳細化を図る目的から解析対象を平板・配管・エルボについて各1試験体を選定し、解析評価を実施した。解析の概要をTable 2.3-1 ～ 2.3-2に示す。

いずれの解析ケースにおいても、弾塑性材料構成式として動的応力-ひずみ関係式を用い、単調負荷解析により繰返し挙動を予測している。クリープ材料構成式としては実験条件に対応する温度、保持時間に対するNorton近似式を用いた。J積分やJ'積分の評価は、各担当機関で作成したポストプロセッサを用いているが、J積分の評価については汎用コードに組み込まれている仮想き裂進展法（VCE法）で得られた結果とのクロスチェックなどを行なっている。さらに配管の解析においては、ラインスプリング法の適用性についても検討した。

解析で得られたJ積分、J'積分を用い、 $\Delta J_f (= 4 \times J)$ や $\Delta J_c (= \int J' dt)$ を算出し、材料試験で得られたクリープ疲労き裂進展データからき裂進展速度を予測し、実験結果と比較している。

簡易解析法は、曲げ荷重下の平板や変位制御への適用性ならびに配管への適用性について検討する目的から、PNC式、CEGB式、CEA式ならびに矢川式についてのベンチマーク解析を実施した。解析の概要をTable 2.3-3 ～ 2.3-6に示す。

注) Table 2.3-1 ～ 2.3-6中の解析グループ参加機関略称は次のとおりである。

(五十音順)

石川島播磨重工業	IHI
川崎重工業	KHI
東芝	Toshiba
バブcock日立	BHK
日立製作所	Hitachi
三菱重工業	MHI

Table 2.3-1 FEM analysis conditions for plate specimens with a surface crack

No.	1	2	3	4
Crack Growth mode	Plate with a surface crack under bending load			
Specimen size	$8^t \times 60^w$			
Rotation angle (rad)	0.035			
Control	Bending Stroke			
Temp. (°C)	550			
Hold time (hr)	5			
Crack size (mm)	2C=5.24, a=2.0	2C= 9.82, a=3.0 2C=21 , a=4.5	2C=12.76, a=3.5	2C=16.36, a=4.0
Analysis Method	BEM	FEM	FEM	FEM
Analysis Code	Original	MARC	FINAS	MARC
Institute	BHK	IHI	Toshiba	MHI

Table 2.3-2 FEM analysis conditions for pipe specimens with a surface crack

No.	1	2	3
Crack Growth mode	Crack growth in pipe		
Specimen size	Straight pipe 165.2 (OD) 11 ^t		Elbow 165.2 (OD) 3.4 ^t Elbow Radius 228.6
Loading (kg/mm ²)	17		15
Control	Load		Deflection
Temp. (°C)	550		550
Hold time (hr)	5		5
Crack size (mm)	2C=22.6, a=6.5 2C=25.0, a=8	2C=23.4, a=7 2C=26.6, a=9	2C=100, a=0.5 2C=100, a=1.5 2C=100, a=2.0 2C=100, a=2.5
Analysis Method	FEM	FEM	FEM
Analysis Code	MARC	ABAQUS	SIMUS
Institute	Toshiba	KHI	Hitachi

Table 2.3-3 Simplified analysis conditions for plate specimens with a surface crack (1)

No.	1	2	3	4
Crack Growth mode	Plate with a surface crack under axial load			
Specimen size	$8^t \times 25^w$			
Rotation angle (rad)	13			
Control	Axial Load			
Temp. (°C)	650			
Hold time (min)	10			
Crack size (mm)	$2C_0=5.0, a_0=0.5$			
Analysis Method	PNC	CEGB	CEA	Yagawa
Institute	Toshiba	MHI	BHK	KHI

Table 2.3-4 Simplified analysis conditions for plate specimens with a surface crack (2)

No.	1	2	3	4
Crack Growth mode	Plate with a surface crack under bending load			
Specimen size	$8^t \times 60^w$			
Rotation angle (rad)	0.035			
Control	Bending Stroke			
Temp. (°C)	550			
Hold time (hr)	5			
Crack size (mm)	$2C_0=2.0, a_0=1.0$			
Analysis Method	PNC	CEGB	CEA	Yagawa
Institute	Toshiba	MHI	BHK	KHI

Table 2.3-5 Simplified analysis conditions for plate specimens with a surface crack (3)

No.	1	2	3	4
Crack Growth mode	Plate with a surface crack under membrane and bending load			
Specimen size	$8^t \times 60^w$			
Nominal strain (%)	$(\varepsilon_n)_m = 0.2$ $\Delta (\varepsilon_n)_b = \pm 0.3$			
Control	Axial Stroke and Cyclic Bending Stroke			
Temp. (°C)	550			
Hold time (hr)	5			
Crack size (mm)	$2C_0=2.0, a_0=1.0$			
Analysis Method	PNC	CEGB	CEA	Yagawa
Institute	Toshiba	MHI	BHK	KHI

Table 2.3-6 Simplified analysis conditions for pipe specimens with a surface crack

No.	1	2	3
Crack Growth mode	Crack growth in pipe		
Specimen size	Straight pipe 165.2 (OD) 11 ^t		
Loading (kg/mm ²)	17		
Control	Load		
Temp. (°C)	550		
Hold time (hr)	5		
Crack size (mm)	2C=22.0, a=5.5		
Analysis Method	CEGB	CEA	Yagawa
Institute	Toshiba	Toshiba	KHI

2. 4 試験材料および材料採り

供試材の化学成分、製造履歴、代表的な機械的性質をTable 2.4-1～2に示す。

Table 2.4-1 Chemical compositions of the tested material (SUS 304)

(wt %)									
材 料	規格値	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Co
		0.04 * 0.08	1.00 以 下	2.00 以 下	0.040 以 下	0.030 以 下	8.00 10.50	18.00 20.00	0.25 * 以 下
SUSF 304板材		0.05	0.60	0.87	0.026	0.002	8.94	18.59	0.12
SUS 304TP管材(1)		0.05	0.66	1.65	0.027	0.007	9.06	18.92	0.152
” (2)		0.05	0.34	1.67	0.025	0.005	9.04	18.54	0.166
エルボ材		0.06	0.57	1.04	0.030	0.004	9.02	18.54	—
									試験機関
									板取図参照
									東芝 川重
									日立

Table 2.4-2 Mechanical properties of the tested material (SUS 304)

規格値 材料試験条件	0.2%耐力kg/㎟	引張強さ kg / ㎟	伸び%	絞り%	ブリネル硬さ	ASTM GS No
	≥21	≥63	≥40		≤187	
SUS 304板材 温 度 室 温	23	54	63		135	4.5
SUS 304TP管材(1)	25	61	62	65	178	6.0
” (2)	26	63	60	64	179	6.0
エルボ材	25.3	61.8	56.6			

3. 表面き裂付き平板のクリープ疲労 き裂進展挙動

3. 表面き裂付き平板のクリープ疲労き裂進展挙動

3.1 変位制御曲げ試験 (I)

3.1.1 試験目的

クリープ温度域における高速炉の機器配管の健全性を破壊力学的見地から評価する方法を開発することを目的として、曲げ応力を受ける表面き裂付き平板型試験片について、クリープ疲労き裂進展試験を実施し、解析法および評価法の検討を行う。

3.1.2 試験方法

(1) 試験材料

供試材としてPNCより支給された40mm厚さのSUS304鋼圧延材を用いる。

(2) 試験片形状

試験片形状をFig. 3.1-1に示す。初期切欠形状は表面長さ $2C_0 = 2\text{mm}$ 、深さ $a_0 = 1\text{mm}$ （アスペクト比 $a_0/C_0 = 1$ ）である。また、疲労予き裂はクリープ疲労き裂伝ば試験については550℃で本試験時の約半分の変位量にて $\Delta a = 0.5\text{mm}$ 程度導入し、疲労き裂伝播試験では導入しない。

(3) 制御方法

コンピュータ制御、電気油圧サーボ式の高温低サイクル疲労試験機を使用し、変位制御完全両振りで試験を実施する。試験状況をFig. 3.1-2に示す。

(4) 加熱方法および試験温度

試験片の加熱には、高周波誘導加熱（100kHz、10KW）を用い、試験温度は550℃とする。温度分布の測定例をFig. 3.1-3に示す。

(5) き裂長さ測定法

き裂長さ計測は、表面き裂については移動顕微鏡を用いて目視計測し、板厚方向については直流電位差法およびビーチマーク法を用いて、き裂の進展量を計測する。

直流電位差法では、Fig. 3.1-4に示すように、20Aの電流を試験片平行部40mm間に流し、スリットをはさんで上下2mm間の電圧変化を計測する。また、電位差の初期値として、スリット中央部より上方、15mmの位置での平滑部の電位差 E_∞ も同時に測定する。ビーチマーク法では、変位量を本試験時の荷重値が約半分となる様、両振り変位制御でビーチマークを3～4箇所挿入する。

(6) 開口変位測定法

き裂開口変位の計測は、ひずみゲージ式変位計を用い、開口変位とり出し冶具である石英ガラス棒の先端をき裂中央部をはさむ標点間距離 5 mm の位置に押し当て、き裂開口変位を計測する。

(7) 回転角測定法

回転角の値は、室温にて平滑試験片の平行部両面にひずみゲージを貼り、荷重点変位と表面ひずみとの関係を測定し、次式により算出する。

$$\theta = \frac{L}{t} \Delta \varepsilon \quad L : \text{平行部長さ}, \theta : \text{回転角 (rad)}, t : \text{板厚}$$

(8) 試験条件

試験条件の一覧表を Table. 3.1-1 に示す。クリープ疲労き裂進展試験では、き裂進展量確認のため予備試験として高応力側の試験を 1 本実施する。

また、本年度は試験片形状が一部変わっていることから電位差曲線の確認および疲労き裂進展データの取得を目的として、疲労き裂進展試験を 2 本追加実施する。なお、4 節で実施する FEM 解析対象は、TP.No=FCCII-2 である。

3.1.3 試験結果と考察

(1) 疲労き裂進展試験による電位差曲線の取得

本試験では、クリープ疲労き裂進展試験とのデータ比較のため Table. 3.1-1 に示す試験条件で疲労き裂進展試験を実施した。

ビーチマーク測定より得られたアスペクト比の変化を Fig. 3.1-5 に示す。図より、き裂進展に伴いアスペクト比が一樣に低下する傾向が見られる。さらにき裂長さ比と電位差比の関係を Fig. 3.1-6 に示す。

また、電位差変化とき裂面積の関係を Fig. 3.1-7 に示すが、き裂進展がかなり進んだ位置で電位差比が大きくなる傾向が見られる。これは疲労き裂進展試験においてき裂の進展に伴い、背面からの微小き裂の発生、連結が電位差に影響するためと考えられる。

(2) クリープ疲労き裂進展試験結果

本報告では、FEM 解析対象である $\Delta \varepsilon = 0.8\%$ 相当のクリープ疲労き裂進展結果を中心に記載する。

(i) 荷重変化挙動

繰返しに伴う荷重範囲（ピーク荷重範囲）の変化をFig. 3.1-8に示す。本試験では、初期に繰返しに伴う硬化が見られるが、定常荷重時では、曲げ応力値 $\sigma = \pm 31 \text{ kg f / mm}^2$ であった。

また、本試験終了時には荷重の低下は見られなかった。

Fig. 3.1-9に繰返しに伴うき裂ピーク荷重の変化を、Fig. 3.1-10に試験中期での変位保持に伴う荷重の緩和挙動に示すが、変位保持直後での荷重緩和量が大きく、緩和量はピーク荷重範囲の6%程度であった。

(ii) き裂開口変位の変化

Fig. 3.1-11に、繰返しに伴うき裂開口変位の変化を示す。き裂の進展に伴い開口変位量が増加していることがわかる。また、Fig. 3.1-12に変位保持中の開口変位の変化を示すが、変位保持に伴う弾性追従は小さい傾向が見られた。

(iii) 破面観察

Fig. 3.1-13に本試験で得られたクリープ疲労き裂進展試験の破面外観を示す。負荷条件の高い(a)では、き裂進展速度が速く、き裂が貫通するまで試験を実施した。また、ひずみ範囲0.8%相当の(b)では、試験を途中で中止し室温にて強制破断させた状態のものである。

後述する疲労破面と較べてクリープ疲労破面では、表面でのき裂進展速度が内面に較べてやや遅い傾向が見られ、約30°方向付近が最もき裂進展速度が速いようである。

Fig. 3.1-14に疲労き裂進展試験の破面外観を示す。試験片表面ではクリープ疲労に見られるようなき裂進展速度の低下は見られなかった。

また、き裂の進展に伴い試験片の背面及び表面で微小き裂の発生、連結が見られ、高荷重側の方がよりき裂の発生が速いようである。

Fig. 3.1-15にクリープ疲労き裂進展破面のSEM観察結果を示す。低荷重側の破面には多数の酸化スケールが附着しているため、明瞭な観察は行えなかったが、本試験のクリープ疲労き裂進展破面は、一部粒界ストライエーションを含む粒界破壊であった。

(iv) 電位差比の変化

繰返しに伴う電位差比の変化をFig. 3.1-16に示す。縦軸の電位差比は、

変位保持中の電位差を1時間間隔で測定しその平均値を用いた。

また、変位保持中電位差にややばらつきはあるが、上昇する傾向が見られた。

(v) き裂長さの変化

き裂深さとアスペクト比の関係をFig. 3.1-17に、試験後のビーチマーク破面より求めたき裂長さ比と電位差比の関係をFig. 3.1-18に示す。図中、破線は疲労き裂進展試験より得られた曲線である。

本試験では、き裂進展に伴い深さ方向に比べて試験片表面でのき裂進展速度が大きくなる傾向が見られた。また、疲労とクリープ疲労ではビーチマークの形状が異なる傾向が見られたので、クリープ疲労破面については、表面き裂長さを楕円近似した。次に、き裂面積比と電位差比の関係をFig. 3.1-19に示す。図中クリープ疲労試験データは破線の疲労データにはば載っており、電位差比の大きい位置でデータに若干差があるのは、クリープ疲労のき裂形状が楕円形状と、大きく異なるためと考えられる。

(3) 考 察

(i) クリープ疲労き裂進展試験における背面き裂の発生

クリープ疲労き裂進展試験において、背面からのき裂発生は試験中止付近で一部見られたが、疲労き裂進展試験における背面での無数のき裂発生、合体のような現象は見られなかった。

また、スリット側の表面については、微小なき裂の発生が無数に見られるが、本試験の範囲では、き裂の合体は生じていないようである。

従って、本試験の試験中止時 ($a = 4.5 \text{ mm}$, $C = 10.9 \text{ mm}$) の範囲では、スリットからの単一き裂進展と考えると良さそうである。

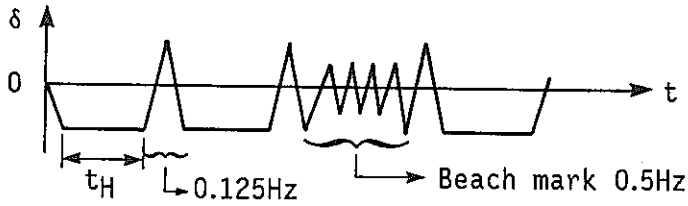
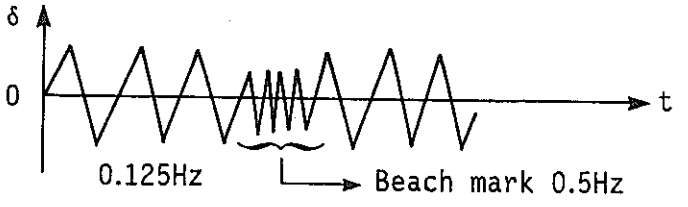
ただし、疲労き裂進展試験等においては、背面からき裂が発生する可能性もあり、LBB評価上からも、何らかの考慮が必要と考えられる。

(ii) き裂進展速度の比較

試験中に測定した電位差により、電位差校正曲線を用いて求めたき裂長さをFig. 3.1-20に示す。

また、各試験において破面のビーチマークより求めたき裂進展速度の関係をFig. 3.1-21~22に示す。図よりクリープ疲労と疲労において若干、き裂進展形態に差異が見られる。また、5 hの変位保持効果によりき裂進展速度が2~10倍程度速くなっていることがわかる。

Table 3.1-1 Test condition

Material	Temperature (°C)	Stroke range $\Delta\delta$ (mm)	Hold time t_H (h)	Wave pattern	TP. No.
SUS304	550	18.6 ($\Delta\epsilon=1.5\%$)	5		FCCII-1
		10.3 ($\Delta\epsilon=0.8\%$)			FCCII-2
		10.3 ($\Delta\epsilon=0.8\%$)	0		FCCII-8
		7.1 ($\Delta\epsilon=0.53\%$)			FCCII-7

Electrical potential GL = 2mm
COD GL = 5mm

* $\delta < 0$; Crack opening direction

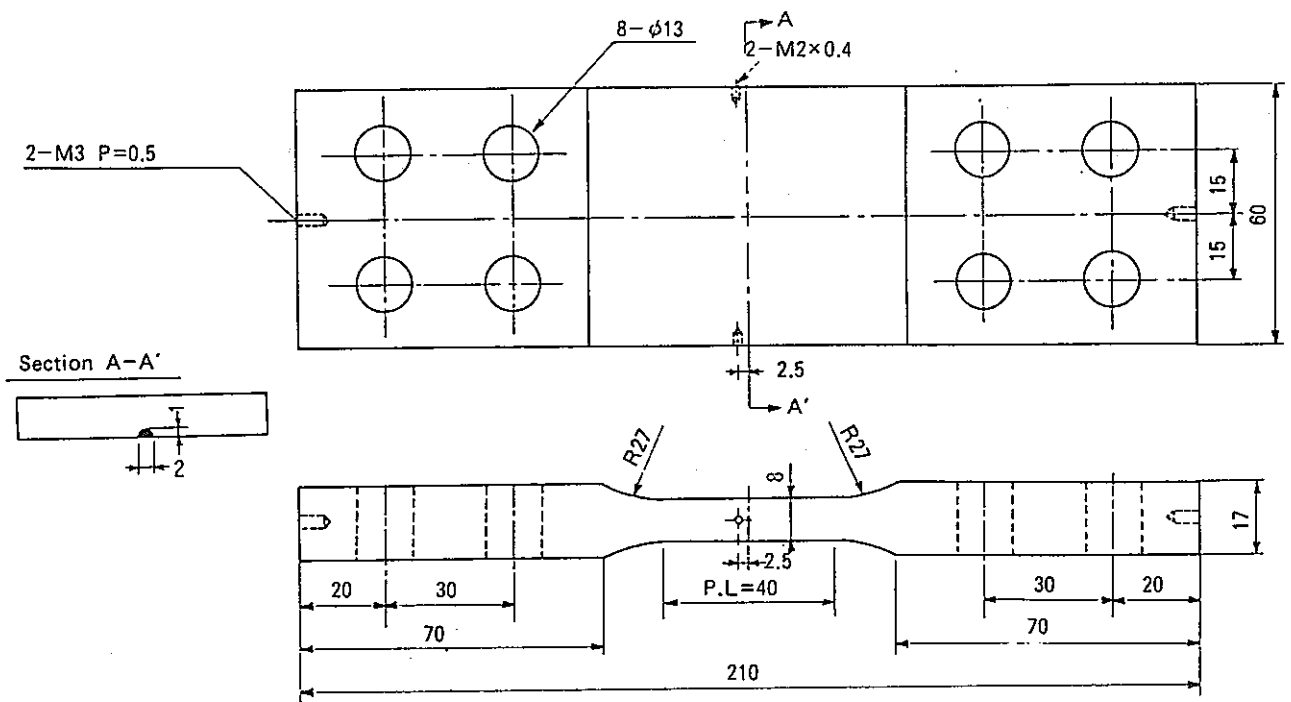


Fig.3.1-1 Test specimen

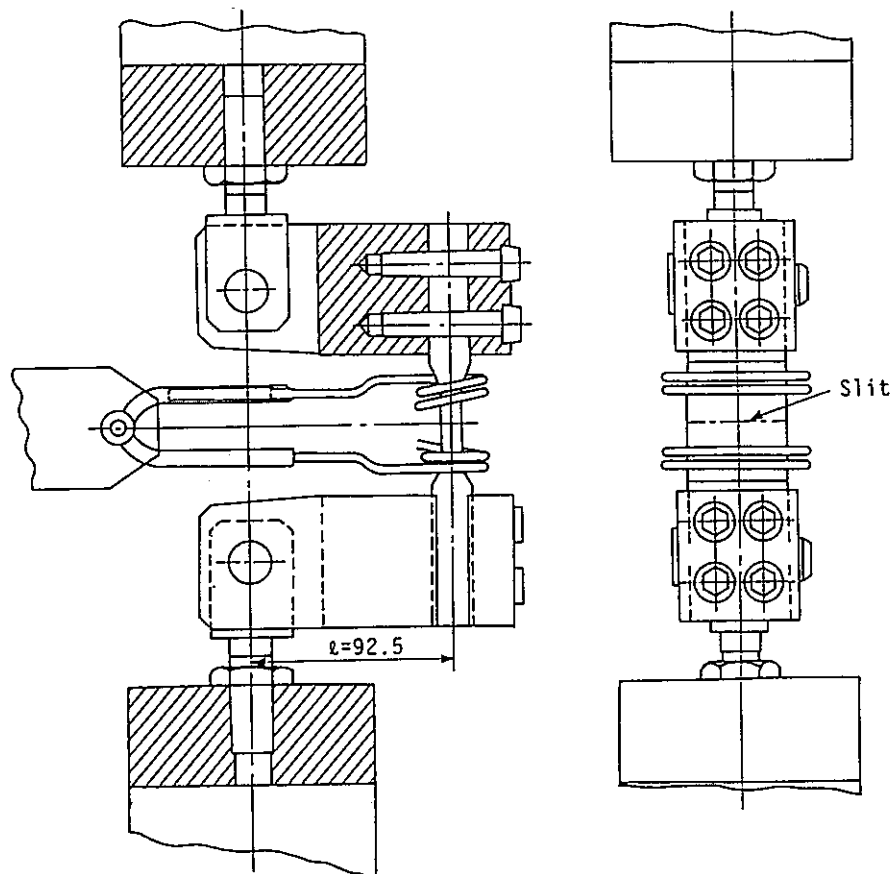
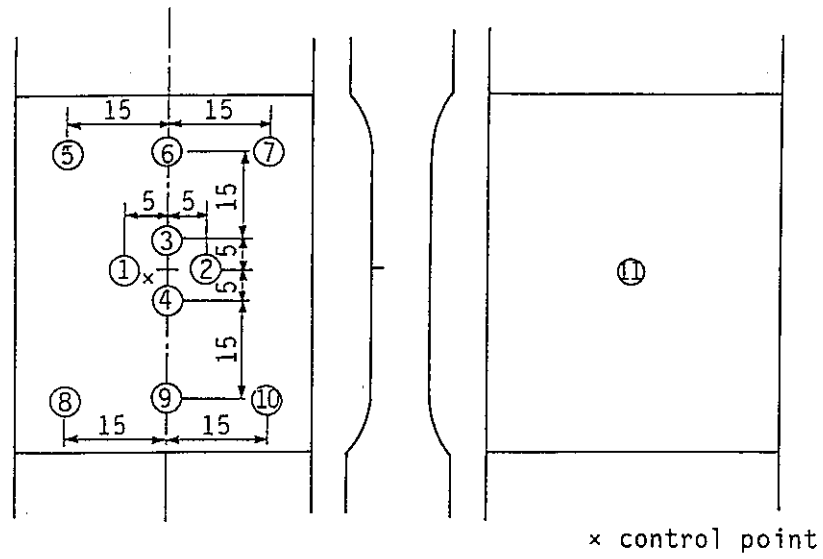


Fig.3.1-2 Testing apparatus



No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Temp. (°C)	548	554	551	551	547	531	550	531	536	544	551

Fig.3.1-3 Distribution of temperature

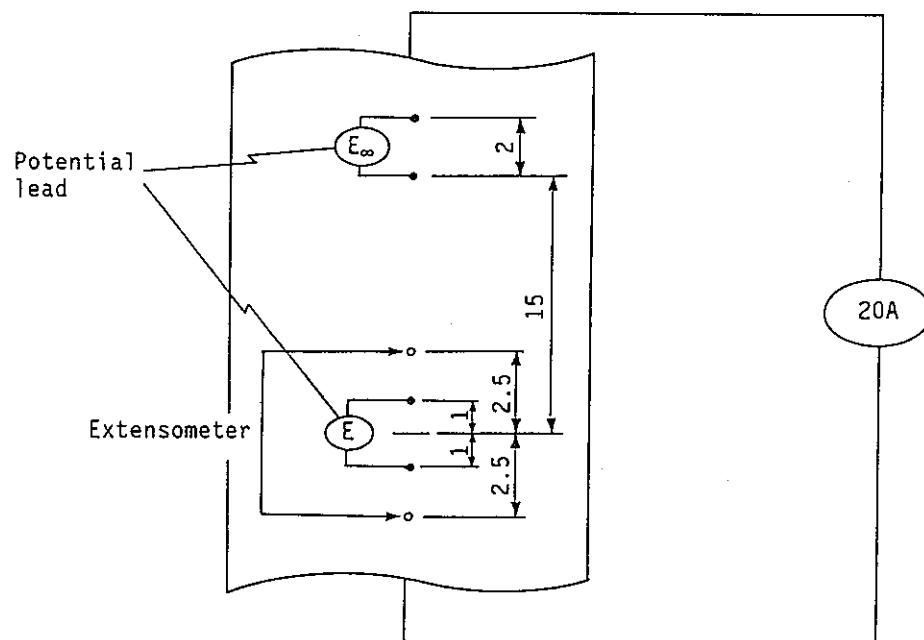


Fig.3.1-4 DC potential and crack opening displacement measurement

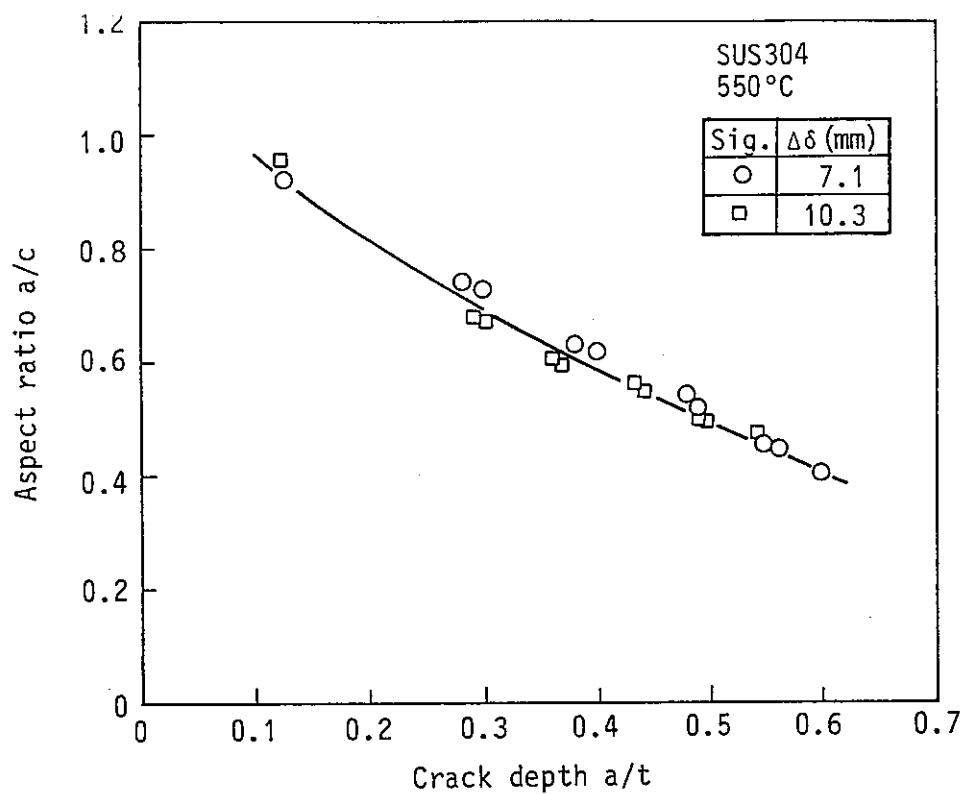


Fig.3.1-5 Relationship between aspect ratio and crack depth (Fatigue)

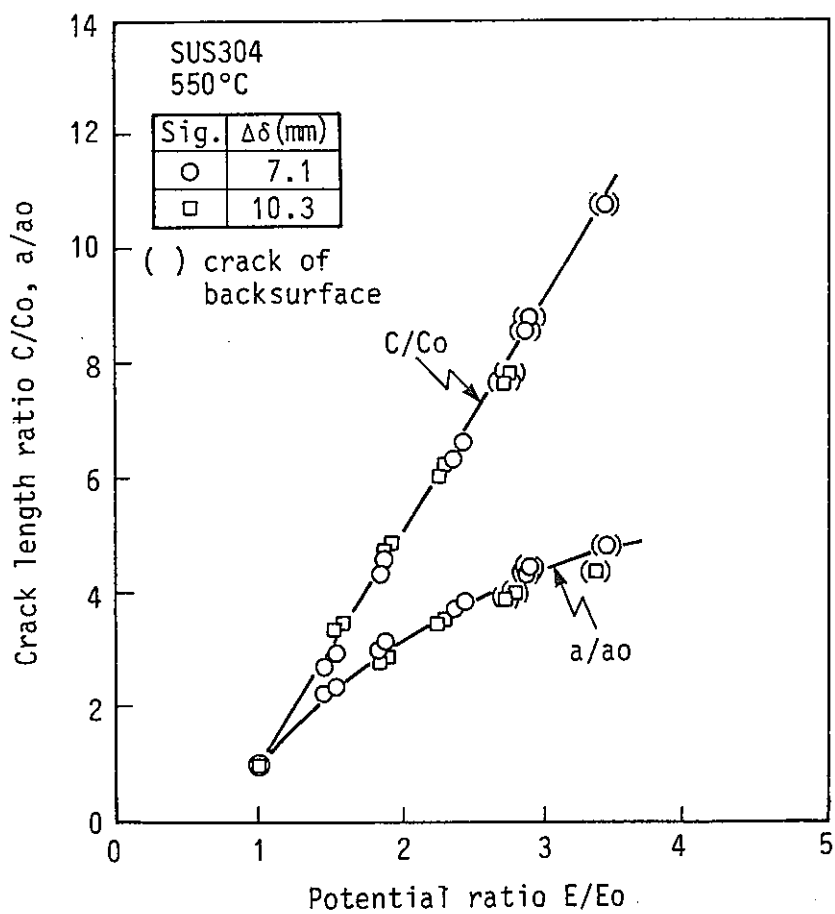


Fig.3.1-6 Relationship between crack length ratio and electrical potential ratio at crack center (Fatigue)

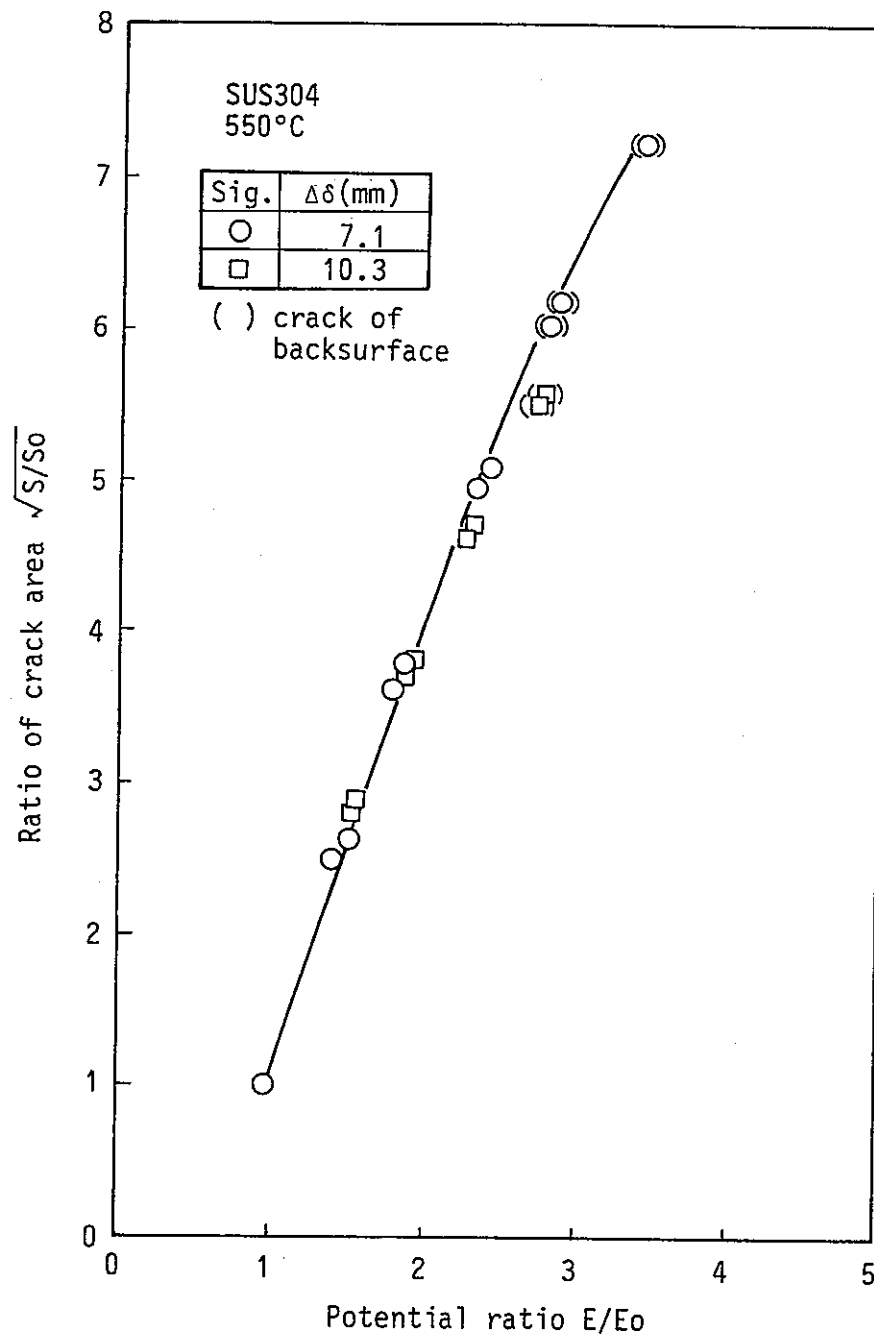


Fig.3.1-7 Relationship between crack area ratio and electrical potential ratio at crack center

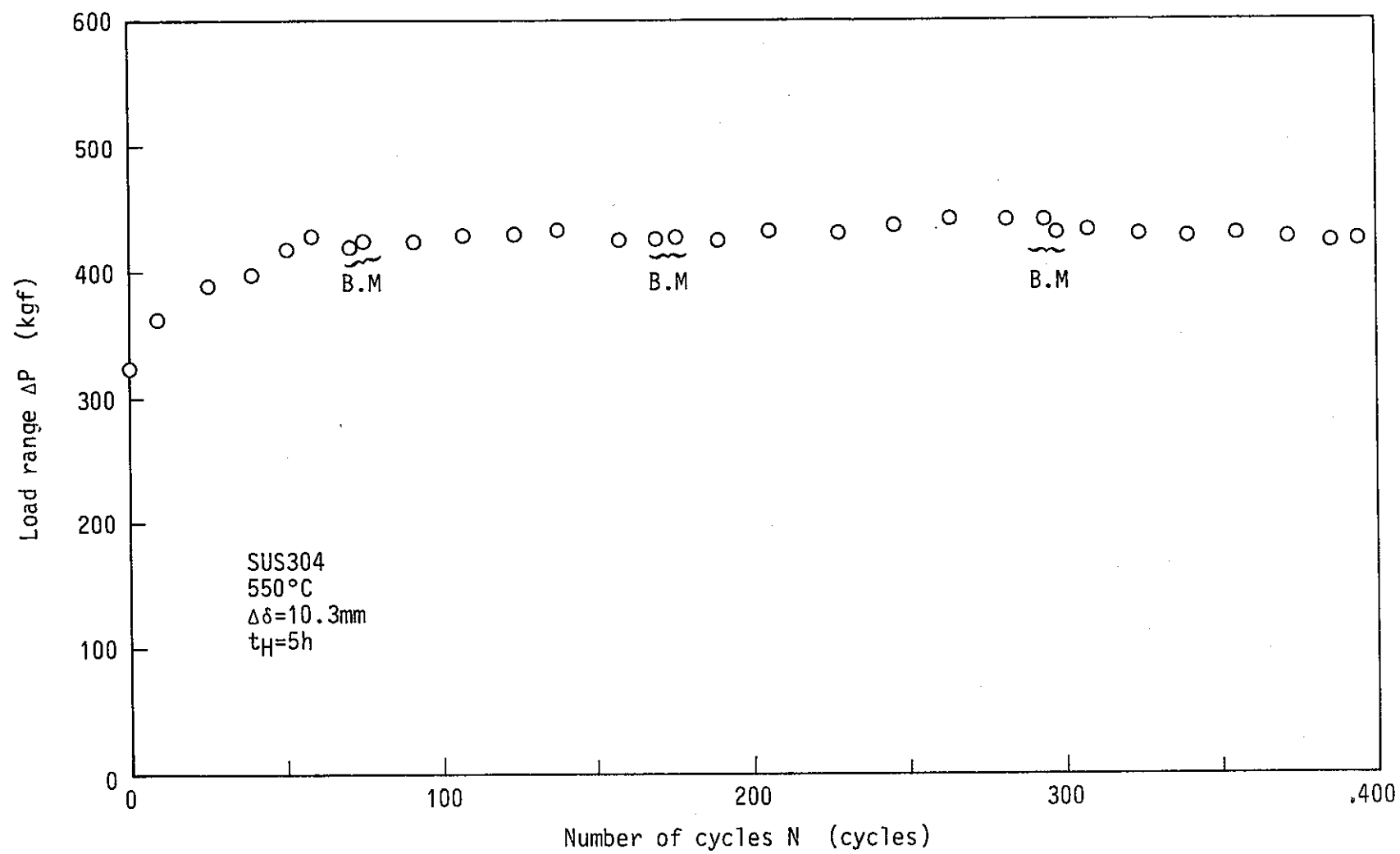


Fig.3.1-8 Load range versus number of cycles

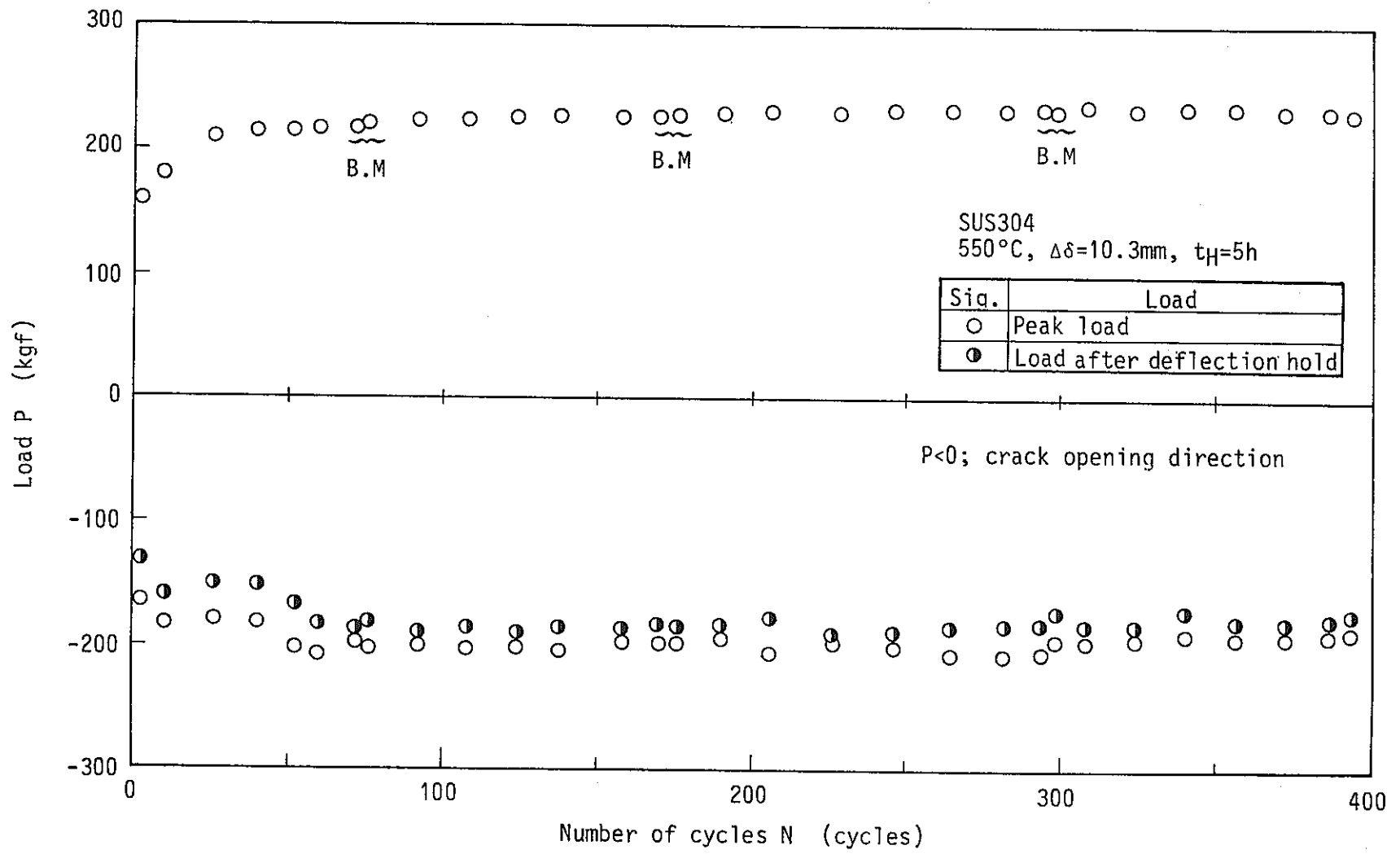


Fig.3.1-9 Peak load versus number of cycles

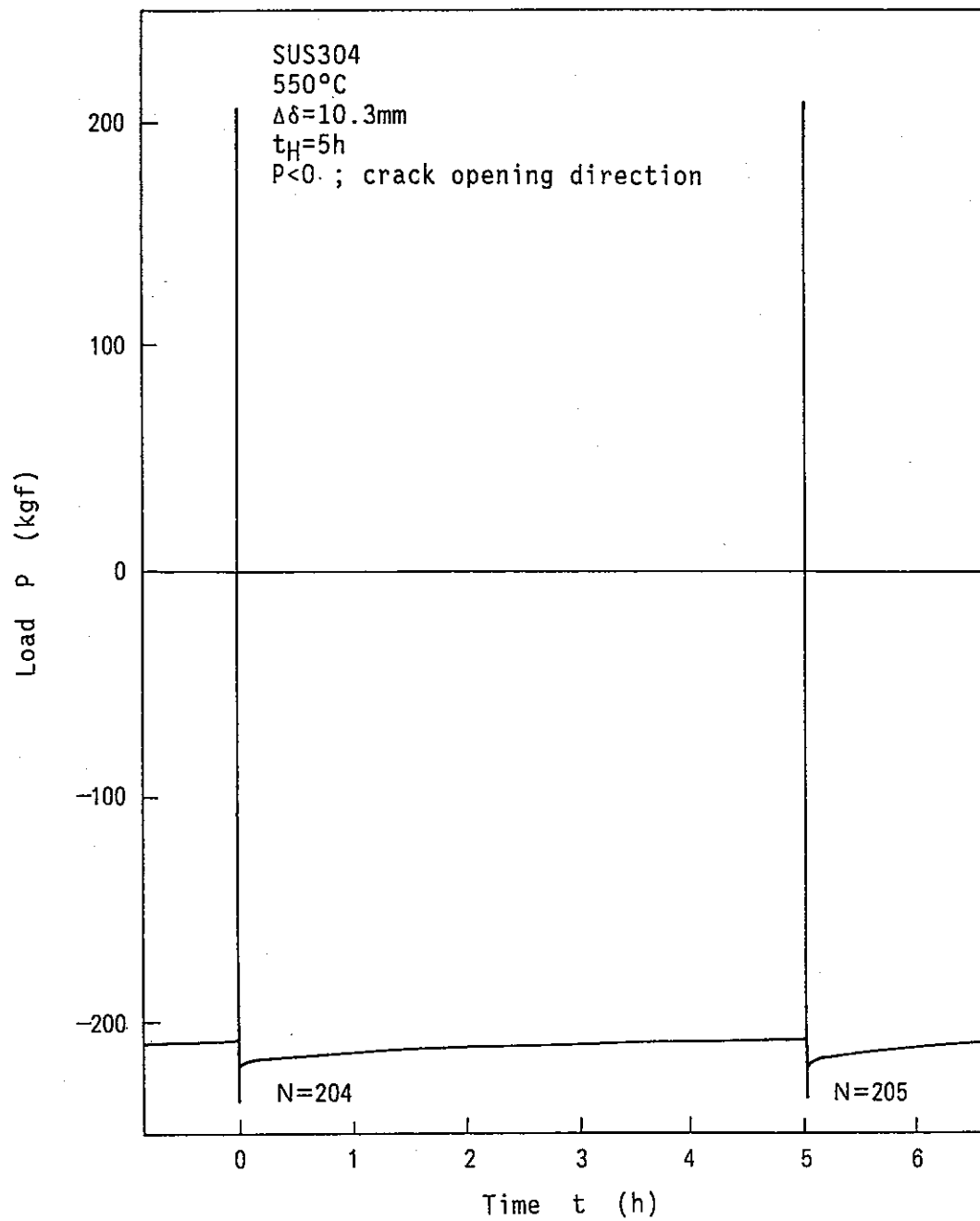


Fig.3.1-10 Load relaxation during deflection hold

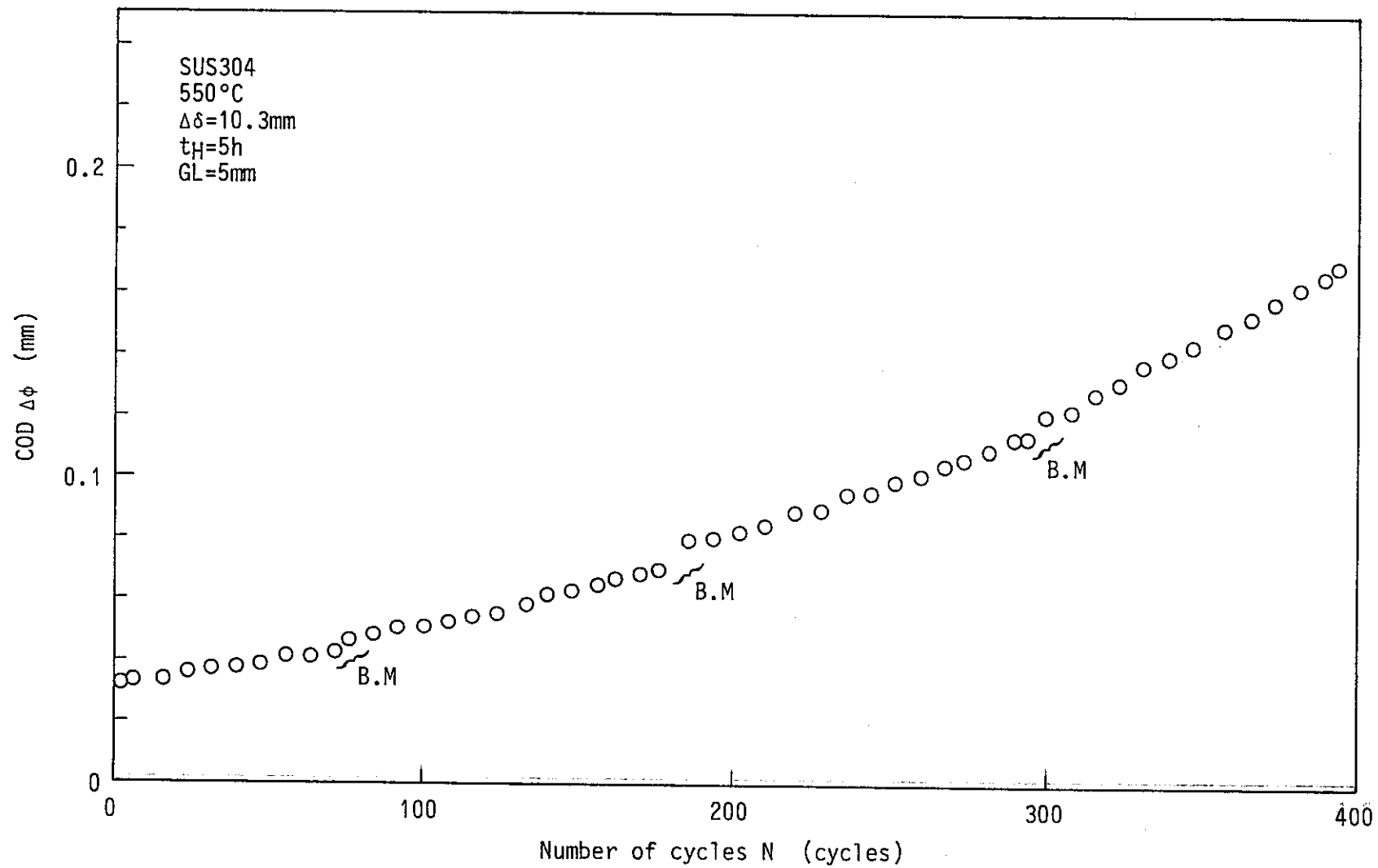


Fig.3.1-11 Crack opening displacement versus number of cycles

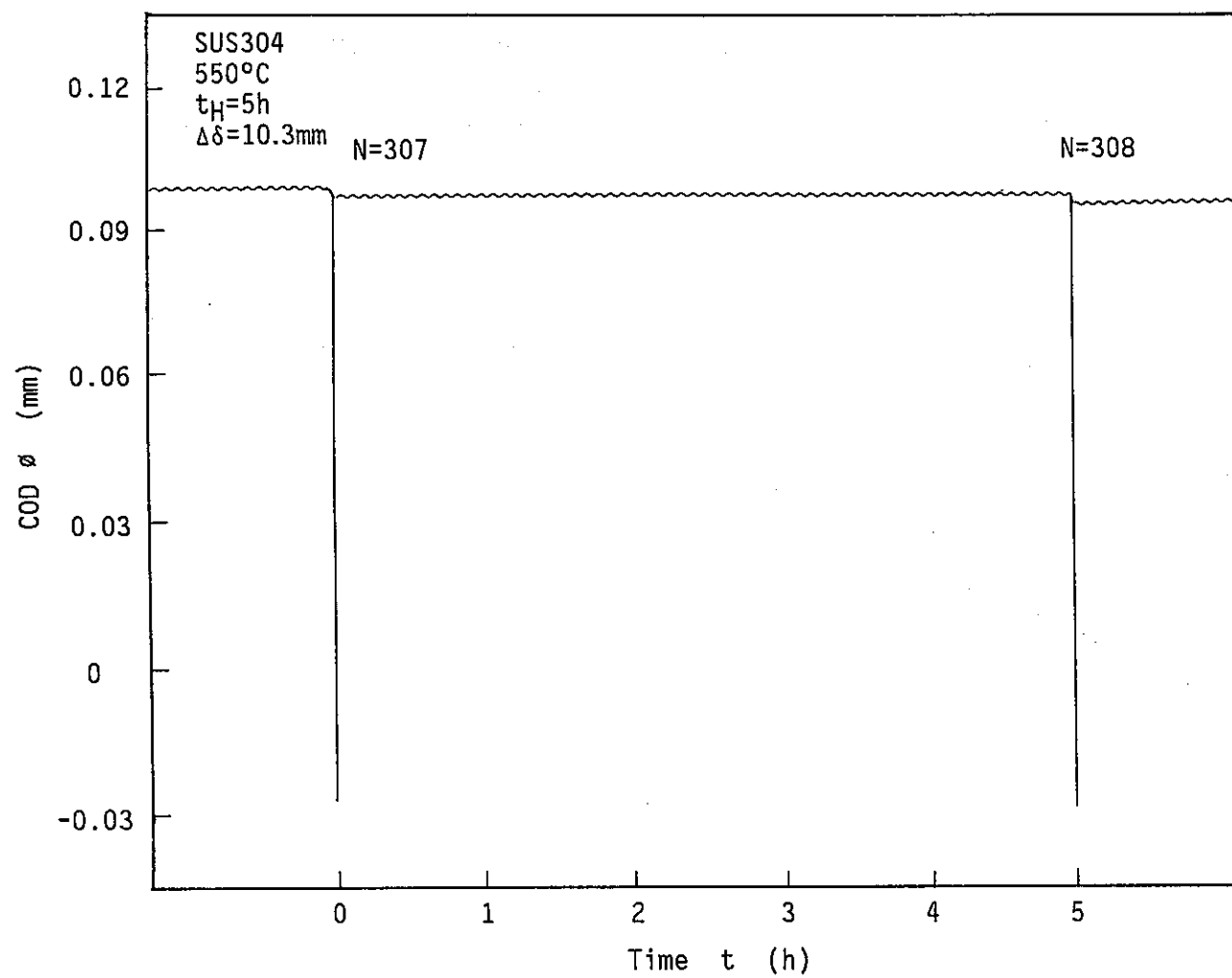
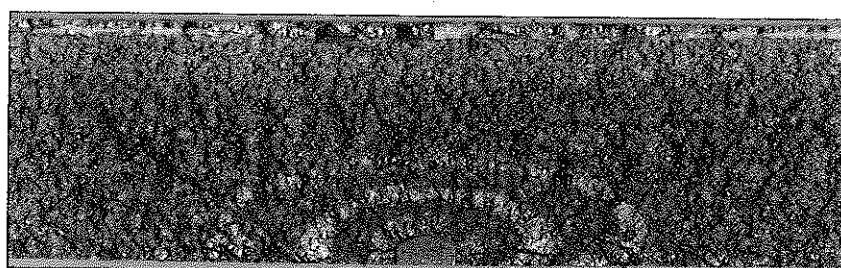
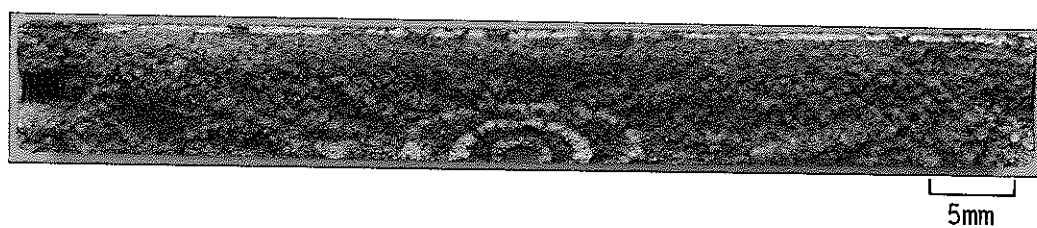


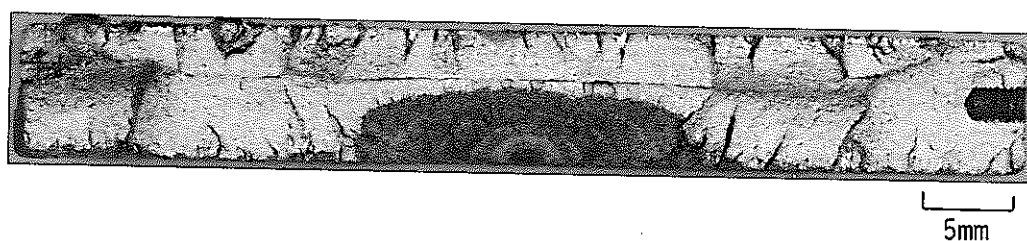
Fig.3.1-12 Change of COD at crack center during deflection hold



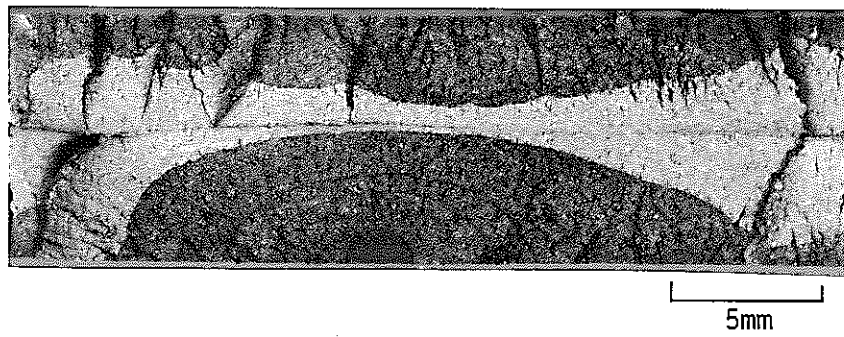
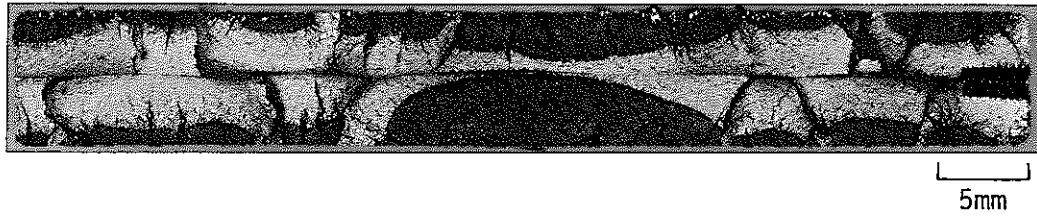
combined with crack 

5mm

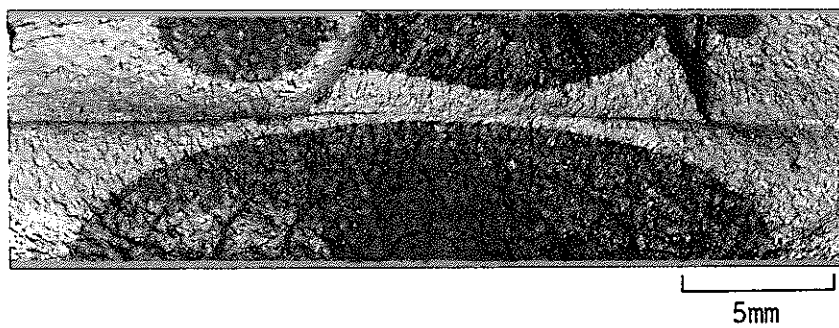
(a) fracture surface of fatigue
(550°C, $\Delta\delta=10.3\text{mm}$)



(b) fracture surface of fatigue
(550°C, $\Delta\delta=7.1\text{mm}$)



(a) fracture surface of creep-fatigue
(550°C, $t_H=5h$, $\Delta\delta=18.6mm$)



(b) fracture surface of creep-fatigue
(550°C, $t_H=5h$, $\Delta\delta=10.3mm$)

Fig.3.1-13 Fracture appearance of specimen (Creep-Fatigue)

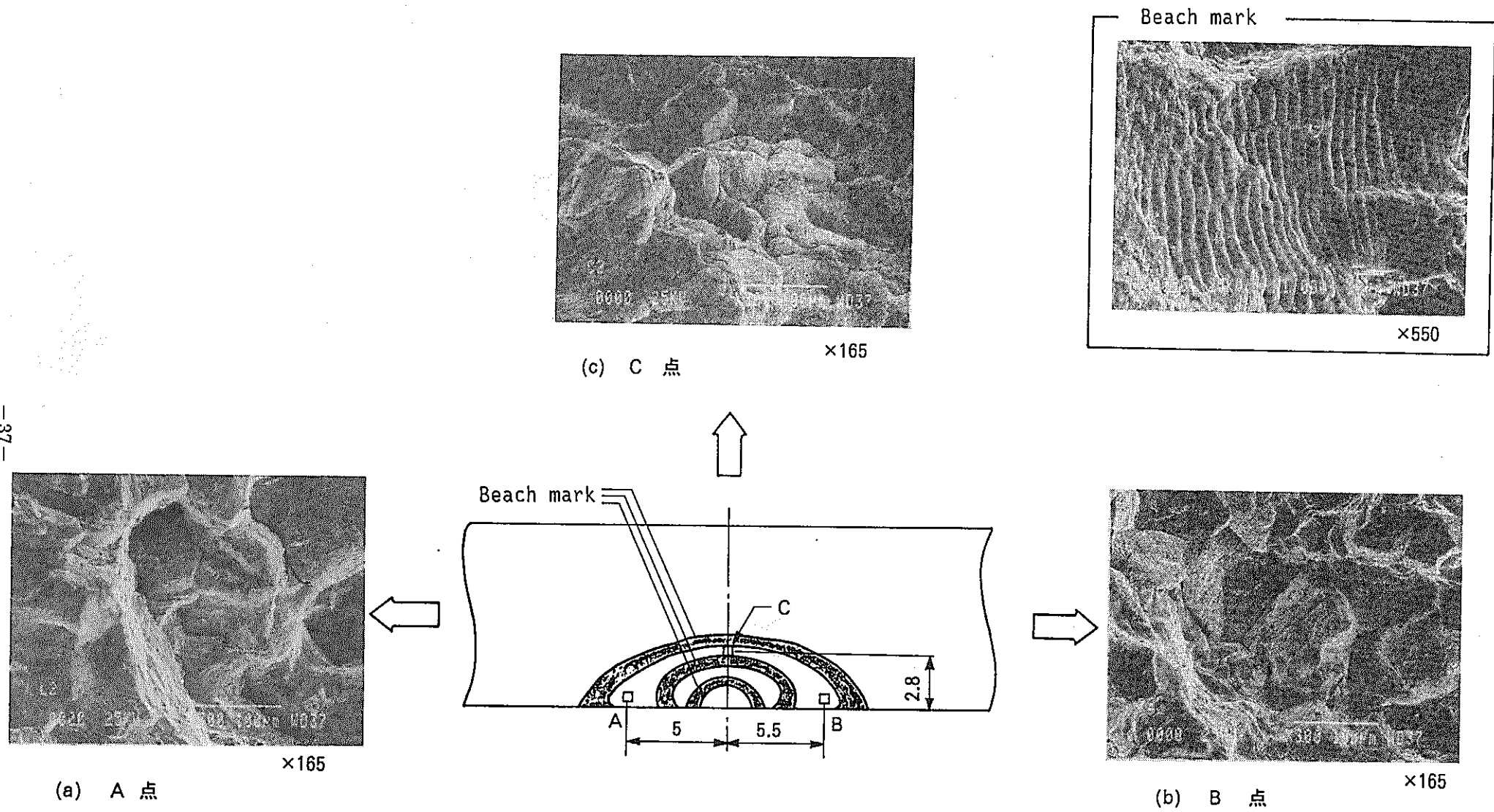
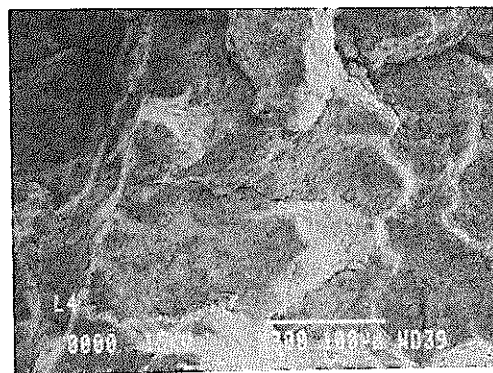
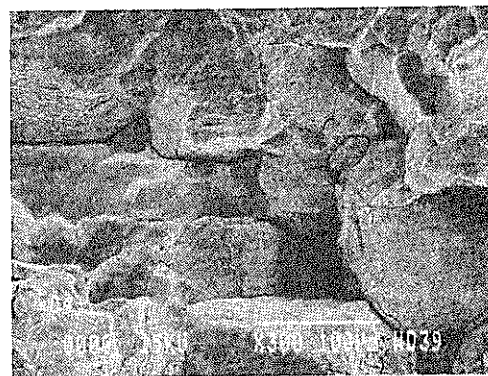
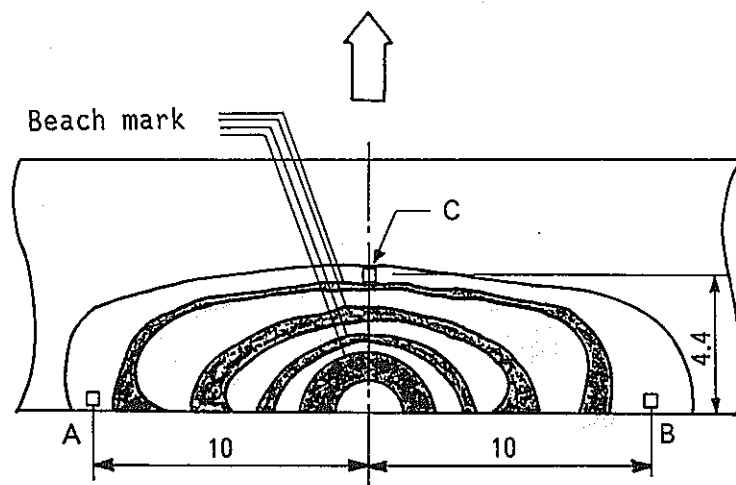


Fig.3.1-15(a) SEM fractographs (Creep-Fatigue, 550°C , $t_H=5\text{h}$, $\Delta\delta=18.6\text{mm}$)



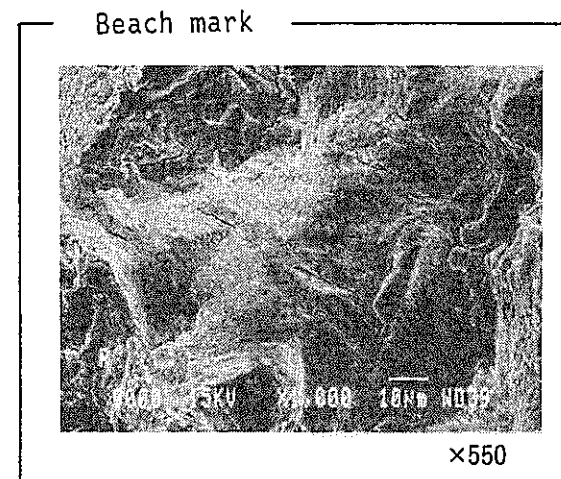
(a) A 点

×165

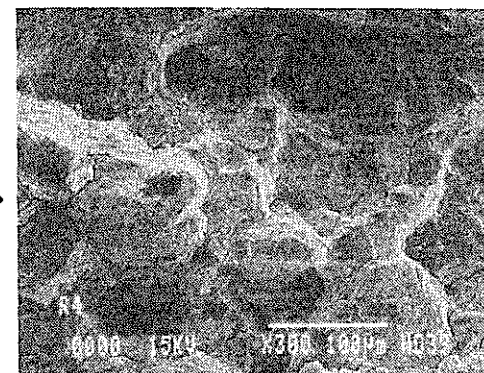


(c) C 点

×165



×550



(b) B 点

×165

Fig.3.1-15(b) SEM fractographs (Creep-Fatigue, 550°C, $t_H=5h$, $\Delta\delta=10.3mm$)

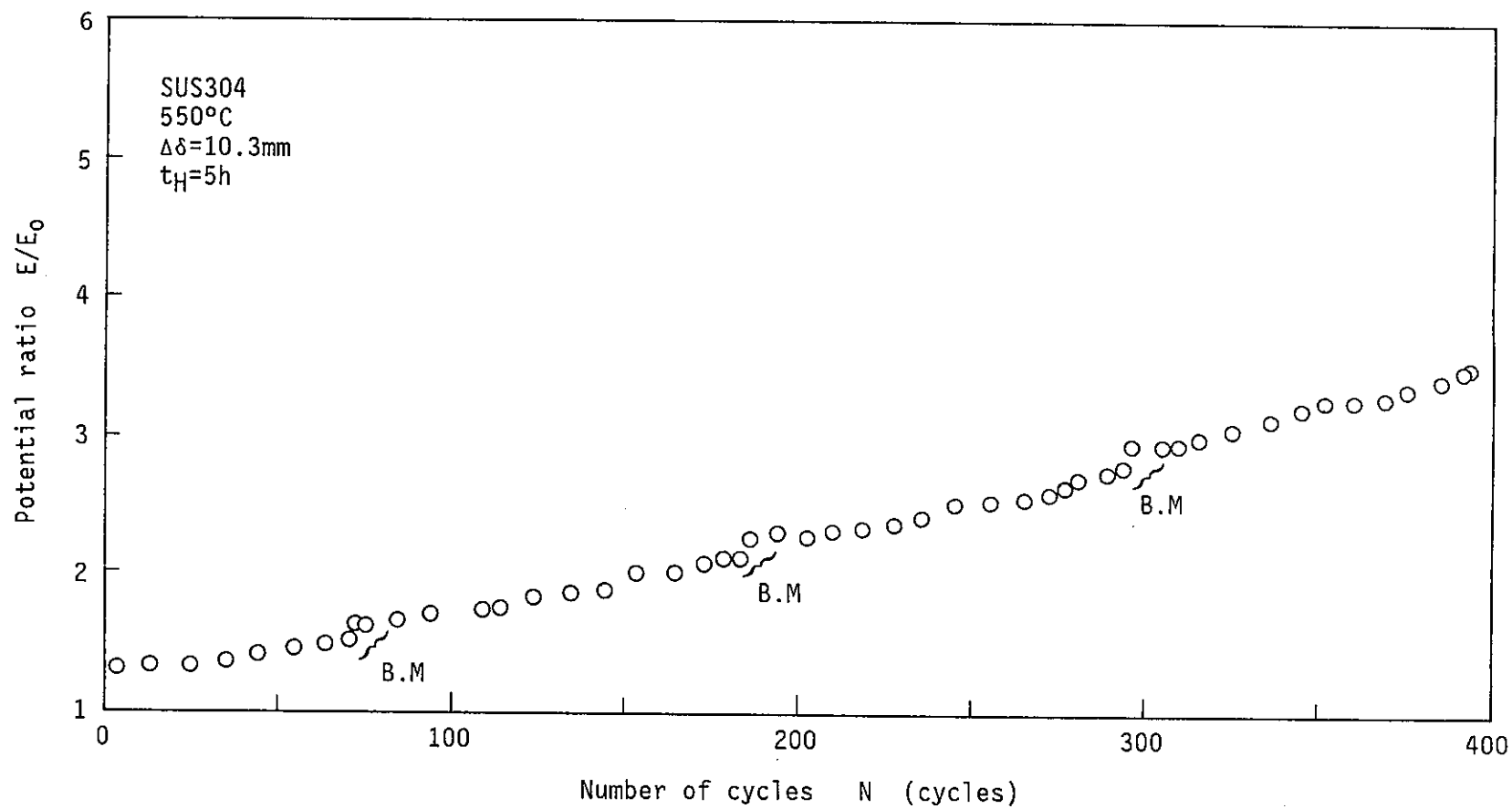


Fig.3.1-16 Electrical potential ratio versus number of cycles

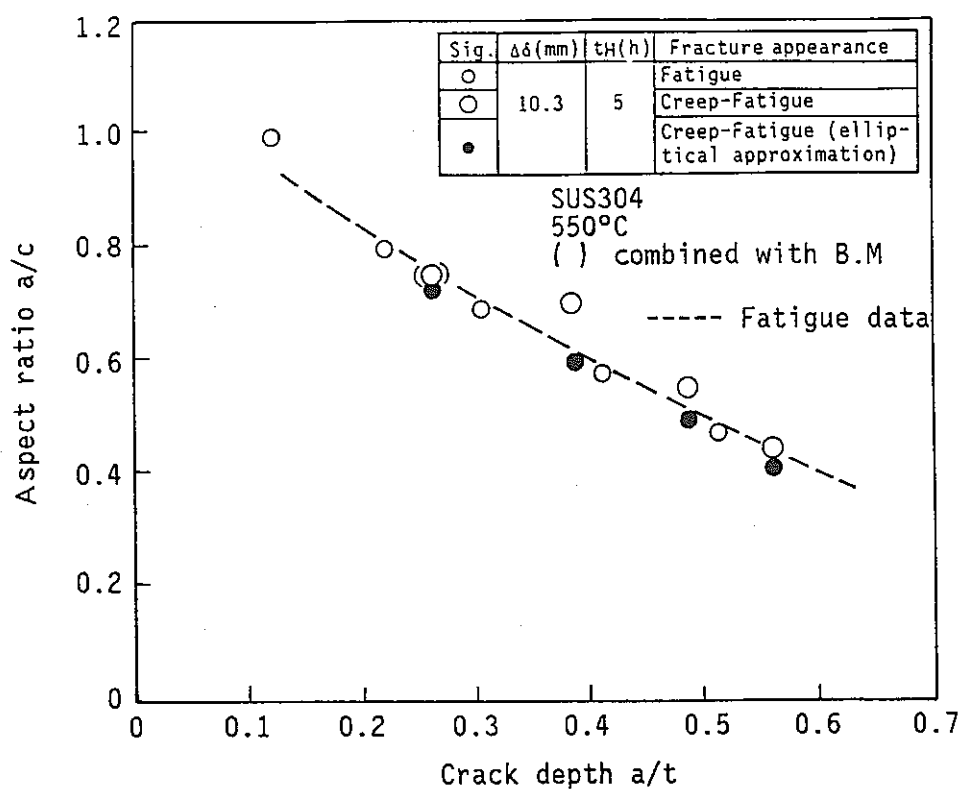


Fig.3.1-17 Relationship between aspect ratio and crack depth (Creep-Fatigue)

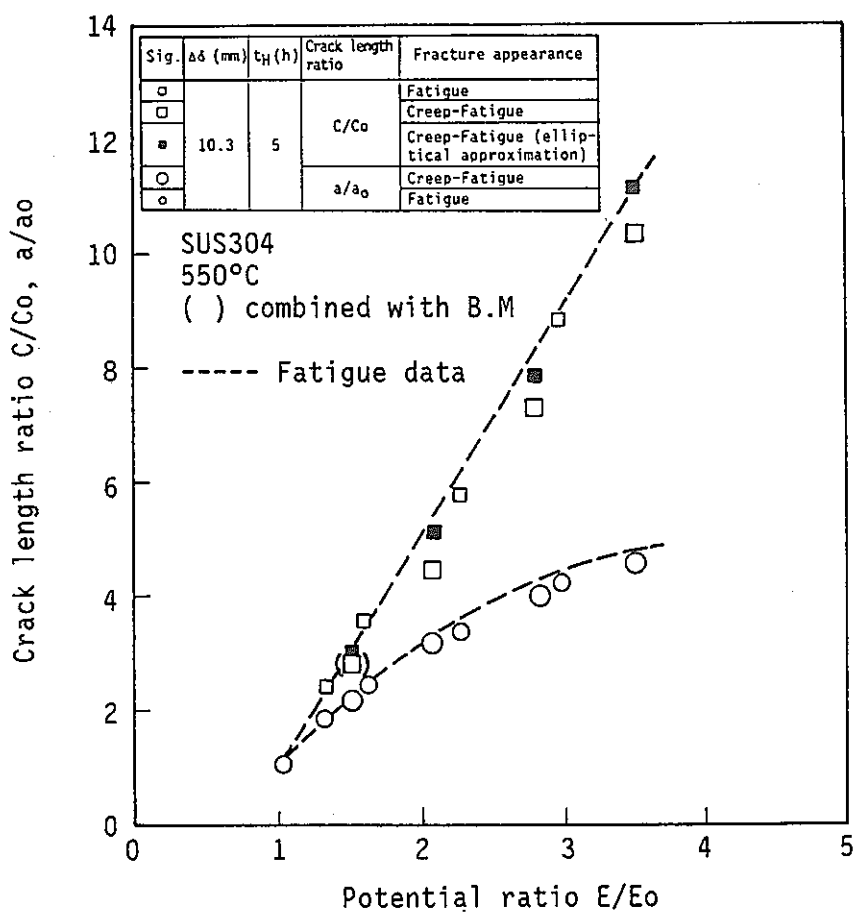


Fig.3.1-18 Relationship between crack area ratio and electrical potential ratio at crack center (Creep-Fatigue)

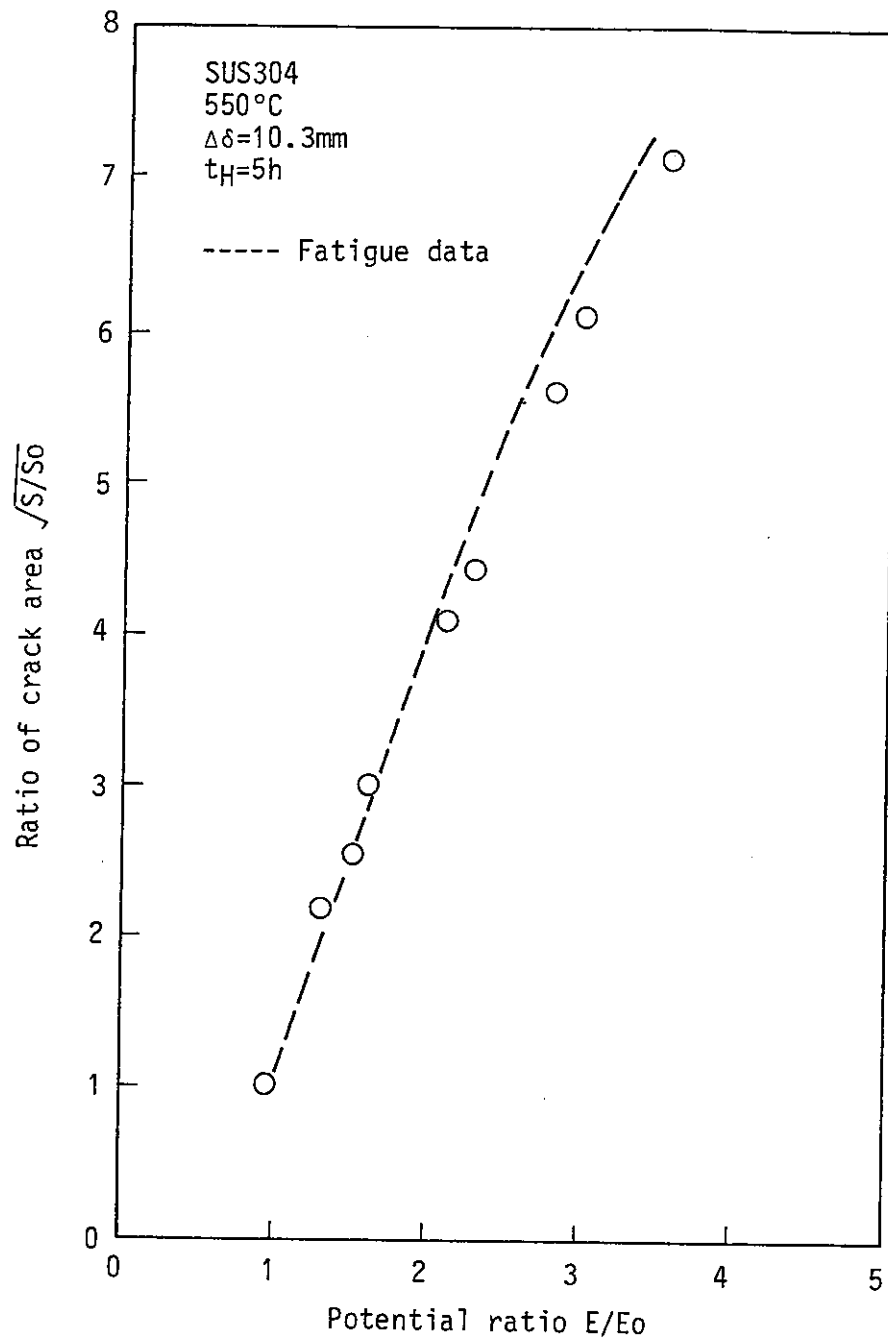
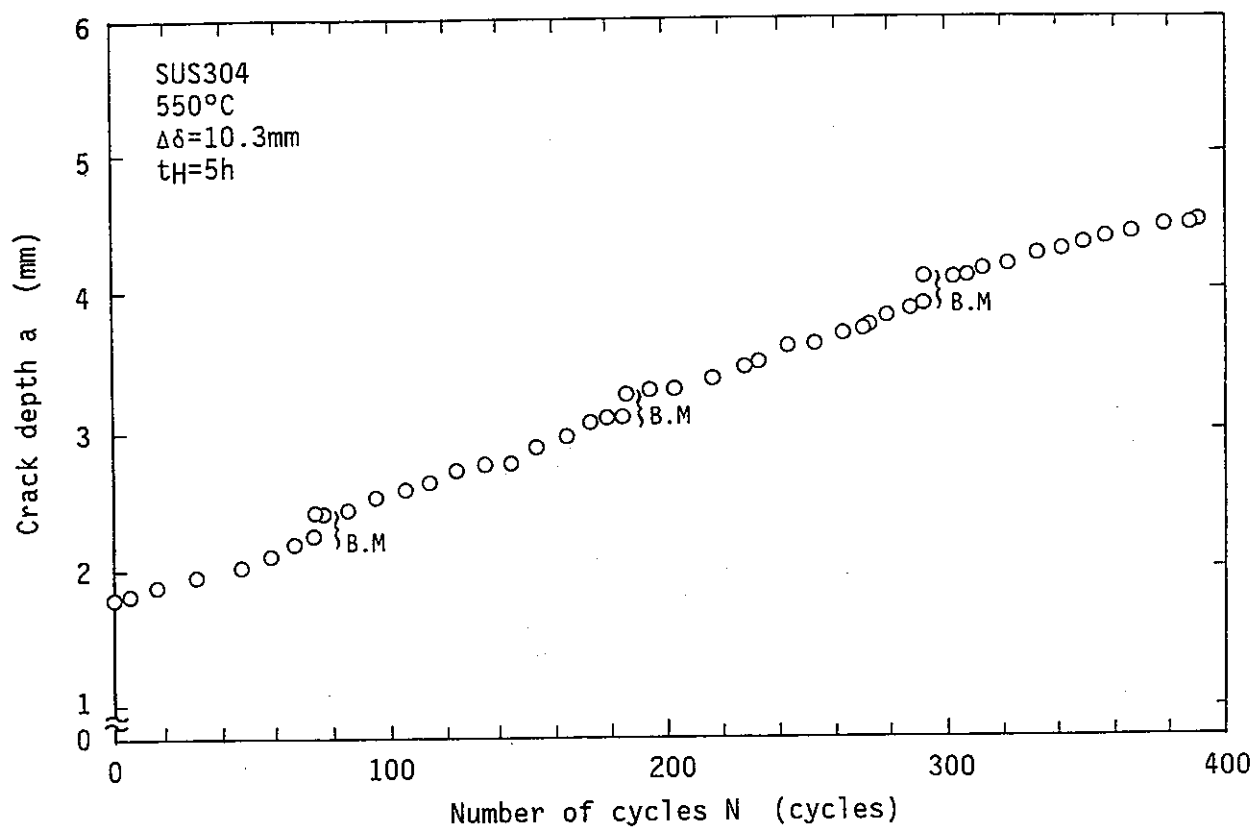
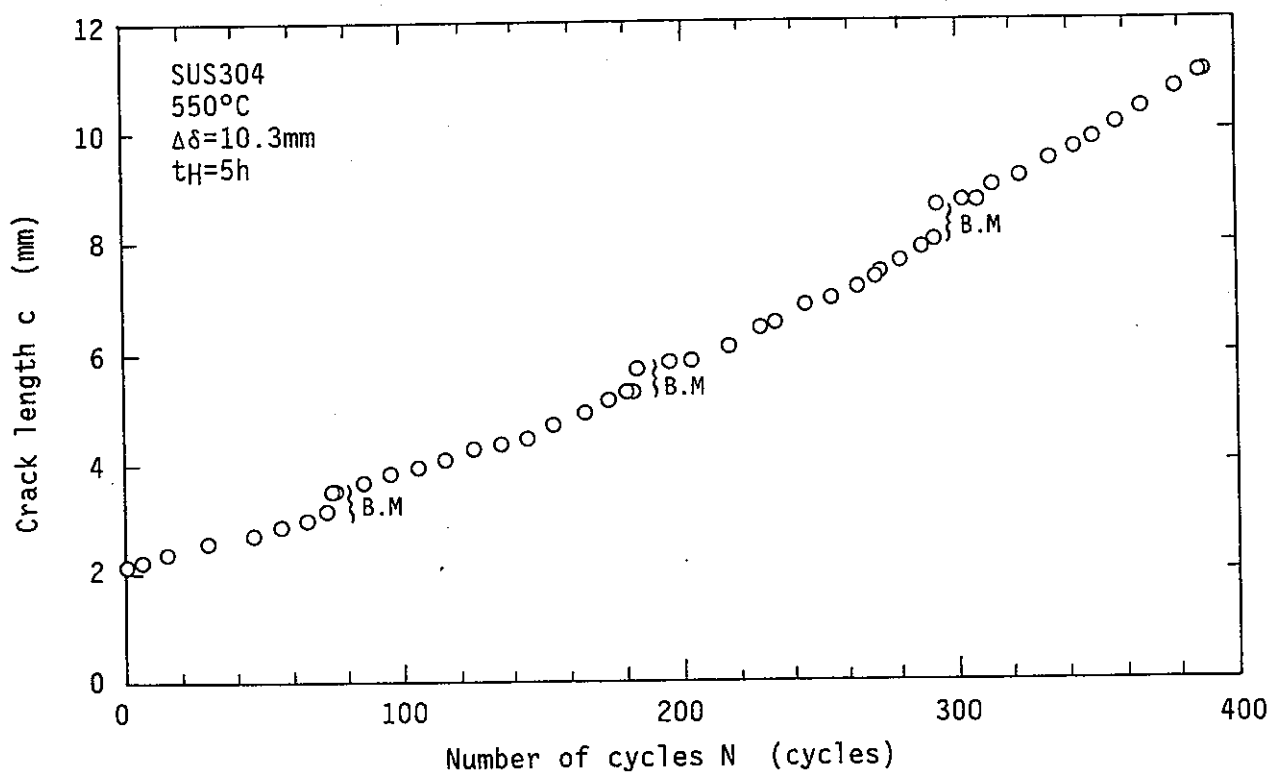


Fig.3.1-19 Relationship between crack area ratio and electrical potential ratio at crack center



(a) crack depth



(b) crack length

Fig.3.1-20 Relationship between crack size and number of cycles

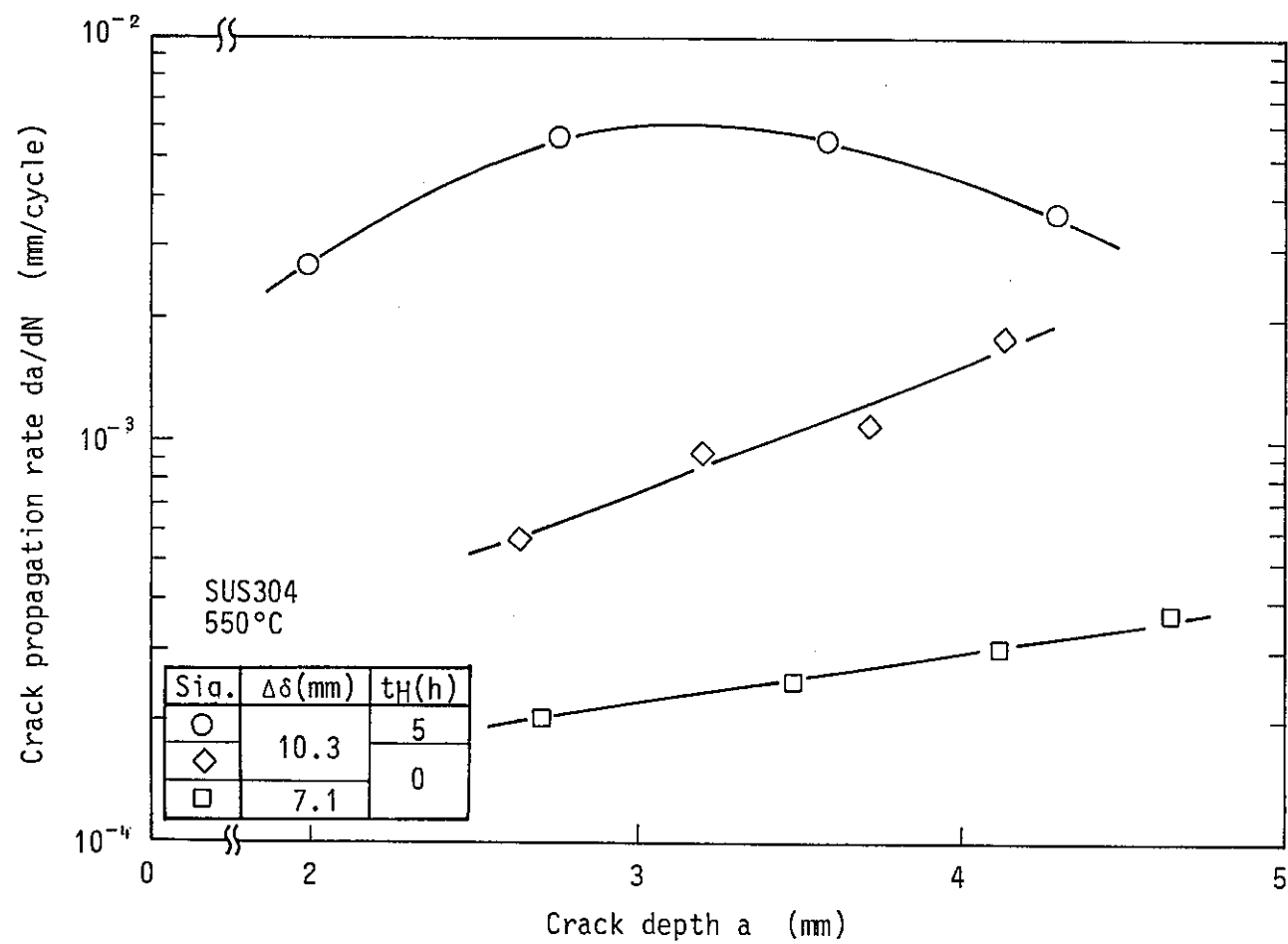


Fig.3.1-21 Relationship between crack propagation rate and crack depth

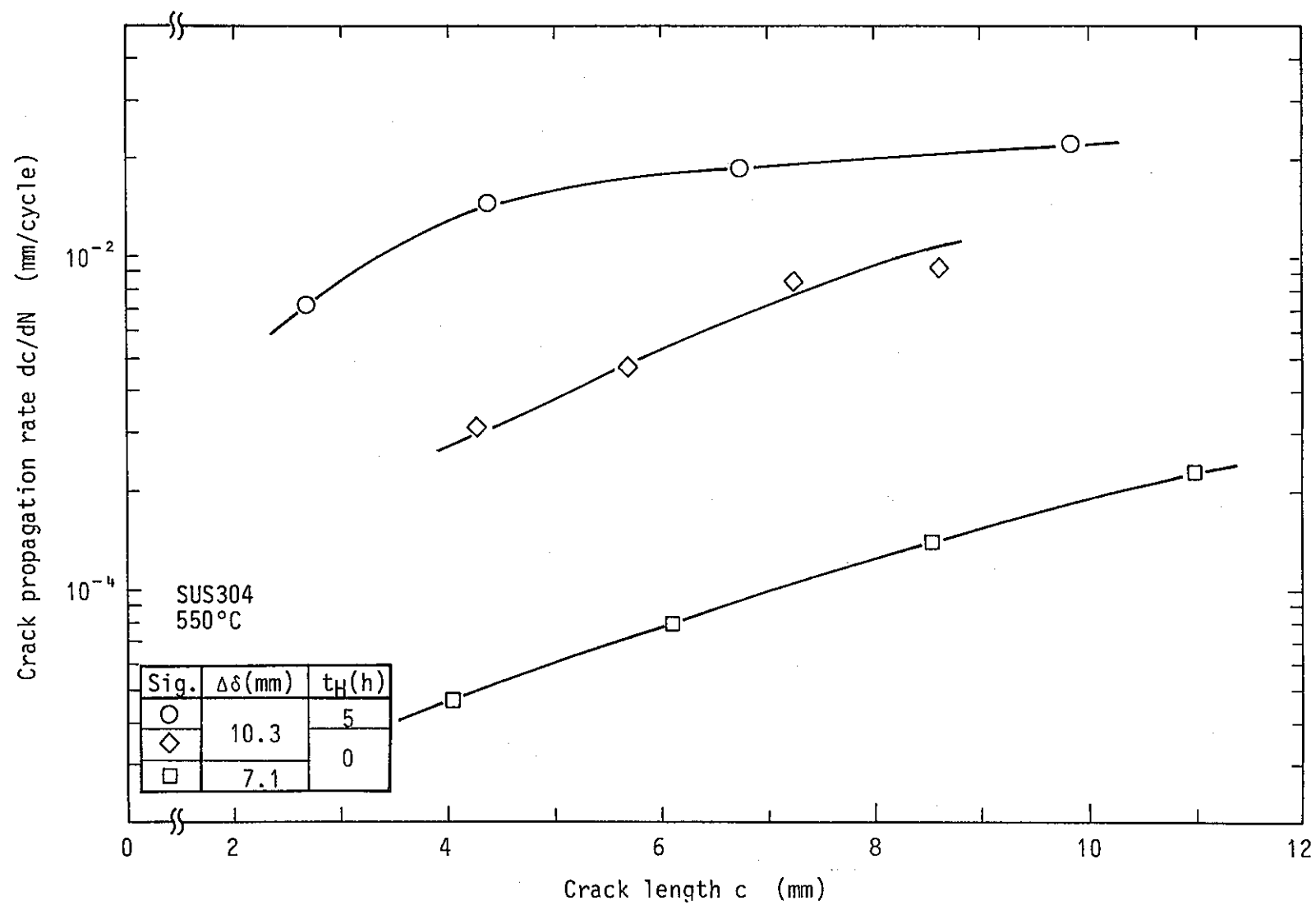


Fig.3.1-22 Relationship between crack propagation rate and crack length

3.2 変位制御曲げ試験（Ⅱ）

3.2.1 試験目的

高速炉運転温度付近における表面き裂付平板の曲げ応力下でのクリープ疲労き裂進展挙動を把握し、き裂進展速度評価法について検討する。

3.2.2 試験方法

(1) 供試材

熱間圧延板鋼板（PNC-A7）板厚40mmの溶体化処理材

(2) 試験片形状

Fig. 3.2-1 に示す表面き裂平板試験片（板厚8mm ×板幅80mm）を用いる。表面き裂は、放電加工により $a_0 = 1.0 \text{ mm}$, $a_0/c_0 = 1.0$ を設けた。

(3) 加熱方法

高周波誘導加熱による。

(4) 制御方法、負荷条件

a) 試験温度：550 °C

b) 制御波形：変位制御、

台形波（0.1Hz + 圧縮側保持 5h（表面き裂部は引張り））

c) 変位：±7.5mm（曲げ応力±29～25kg/mm²相当の変位）

(5) 予き裂導入および、き裂長さ測定方法

予き裂は、放電加工による表面き裂に、本試験温度、荷重レベルで $\Delta a = 0.5 \text{ mm}$ 導入し、き裂長さは、AC電気ポテンシャル法および移動測微鏡（表面き裂）で測定した。

電気ポテンシャル法の測定端子は、表面き裂をはさむ上下1mmに点溶接した。

ビーチマークを間欠的に導入し（±3.7mm）、ビーチマークによるき裂形状と電気ポテンシャル法による出力値の校正カーブを作成した。

(6) き裂開口変位測定方法

表面き裂をはさむGL=5mm の変位を押し当て式伸び計で測定した。

3.2.3 試験結果と考察

繰り返しサイクルに伴う荷重、 $GL=5\text{mm}$ での開口変位変動量、電位差出力の変化をFig. 3.2-2, 3, 4 に示す。予き裂導入は($\Delta a=0.5\text{mm}$)、本試験と同一変位振幅で実施し、また、予き裂導入開始時、及び導入後、本試験開始時、制御変位を約100cycleかけて漸増し、本試験条件の変位振幅に設定した。

ビーチマークは、本試験中 4回導入したが、いずれにおいてもビーチマーク導入後、荷重、COD、電位差の増加が一時的に停滞する現象が認められた。

破断面をFig. 3.2.5 に示す。ビーチマークが不明瞭であったため、正確を期すため、走査電顕による破面と外観写真とを対応し、ビーチマーク痕によるき裂長さを求めた。左右両端部のき裂は、開口変位測定用伸び計を固定する治具を装着したため、局部的加熱されたことによるものである。また、表面き裂背面側にはき裂は見出されなかったが、表面き裂側には深さ0.2-0.3mmの微小き裂が散在していた。

深さ方向き裂長さ a 、及び表面上き裂長さ c と電位差の関係をFig. 3.2-6 に示す。この校正カーブをもとに、Fig. 3.2-4 をき裂深さ a 、表面上長さ c と繰り返し数の関係に整理し直したものをFig. 3.2-7 に示す。Fig. 3.2-8, 9 に、それぞれ、 $da/dN \sim a$ 、 $dc/dN \sim c$ の関係を示す。ビーチマーク導入後、き裂進展が停滞したため、ビーチマーク導入毎に、 $da/dN \sim a$ 、 $dc/dN \sim c$ の関係が分かれている。各ビーチマーク間で後半部の da/dN 、 $dc/dN \sim c$ を包含するバンドを一点鎖線で示した。

次に、き裂形状のき裂進展に伴う変化をFig. 3.2-10に $a/c \sim c$ 、Fig. 3.2-11に $a/c \sim a/t$ の関係で示す。放電加工による初期き裂形状は、 $a_0=1\text{mm}$ 、 $a_0/c_0=1$ であるが、表面側で進展が速く、楕円形状となる。しかし、 $c=7\text{mm}$ 、 $a/t=0.47$ 、 $a/c=0.53$ 付近で、Fig. 3.2-12よりわかるように、ごく表面付近でき裂が部分的に選択的に成長している。破断面の主要部のSEM写真をFig. 3.2-13に示すが、粒界割れを呈しており、前述の $c>7\text{mm}$ のごく表面付近進展部も粒界割れとなっていた。このごく表面進展部は、若干凹凸が粗くなっており、き裂の分岐が生じやすくなったためと考えられる。

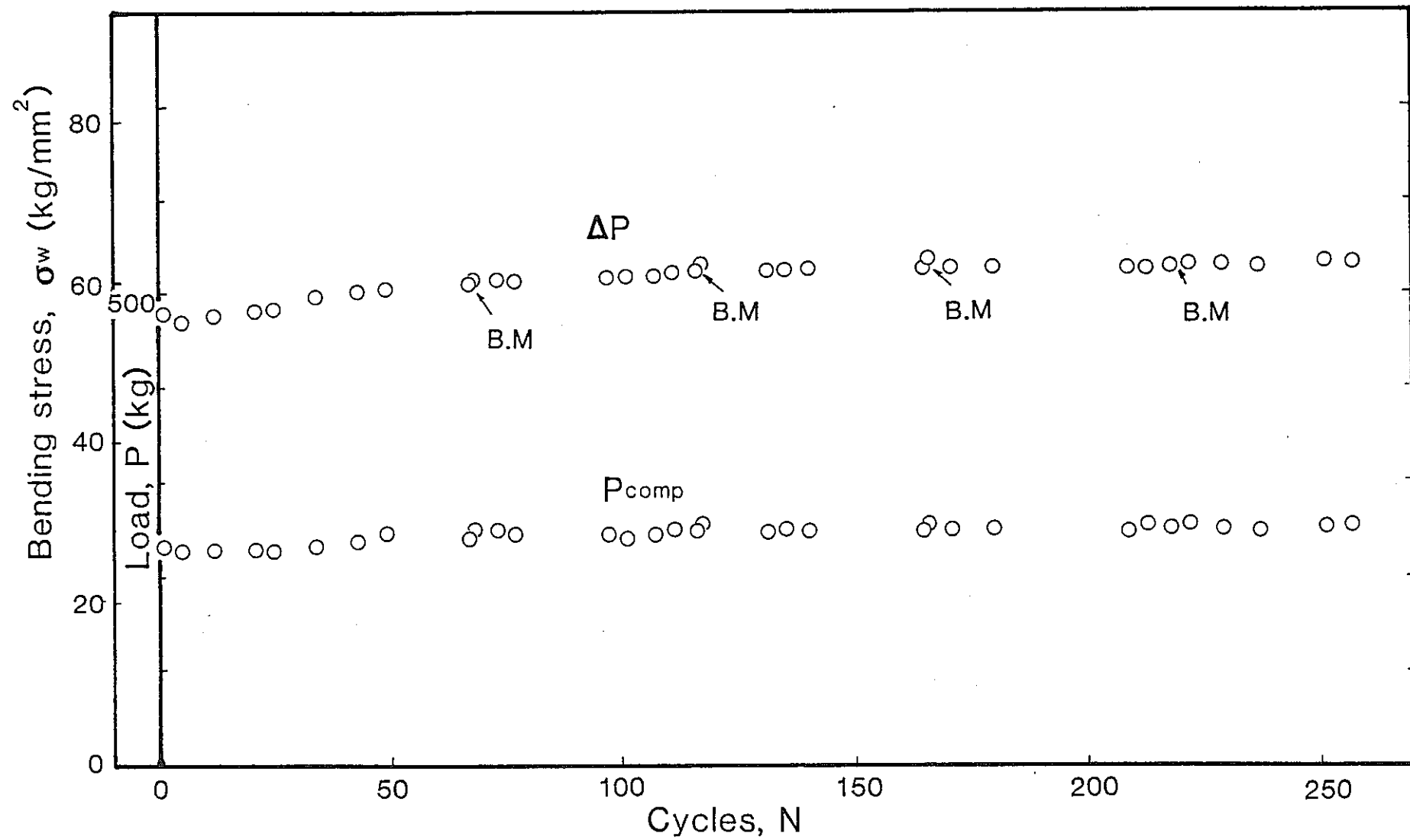


Fig. 3.2-2 Load changes during reversed stroke cycling

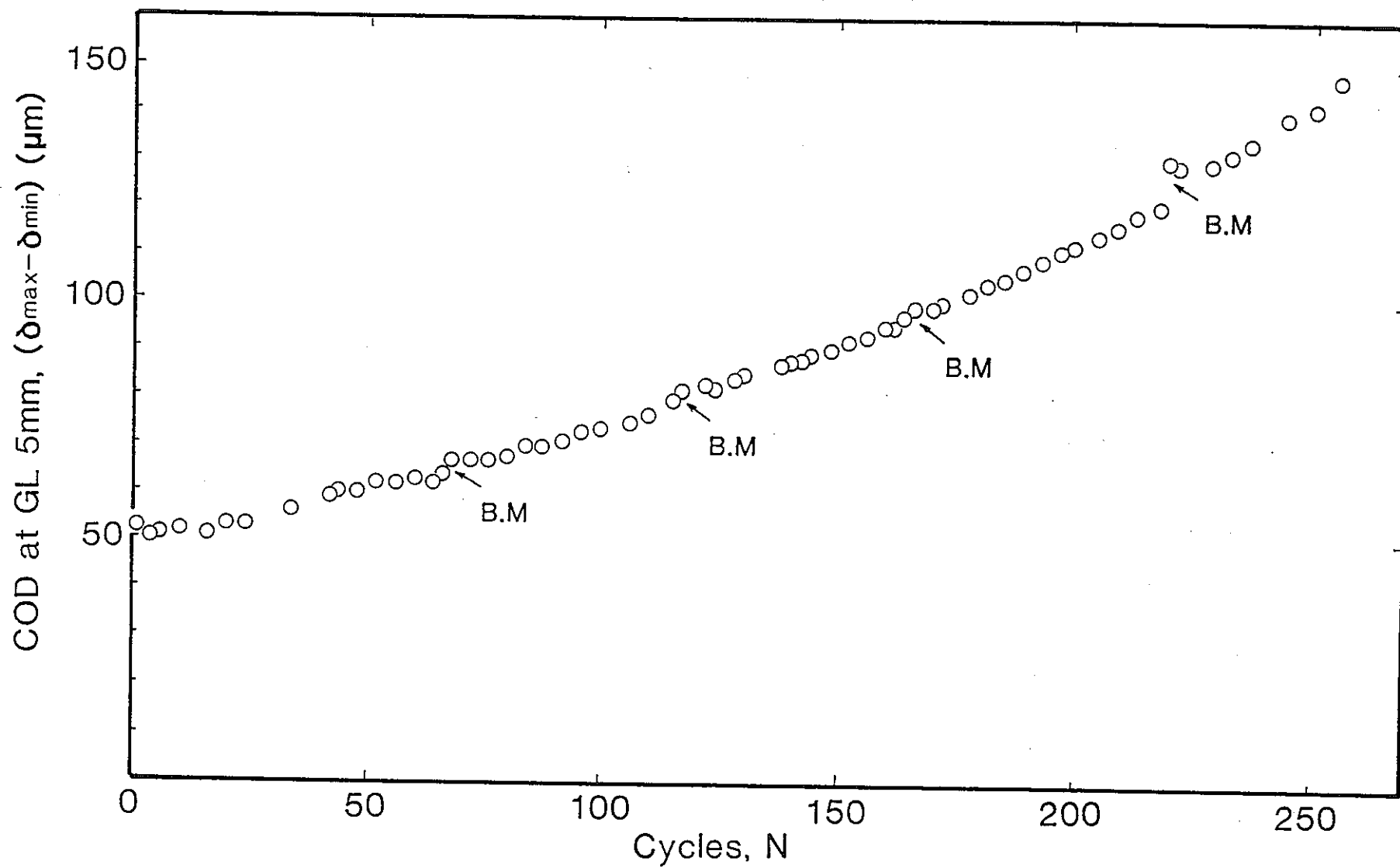


Fig. 3.2-3 COD changes during reversed stroke cycling

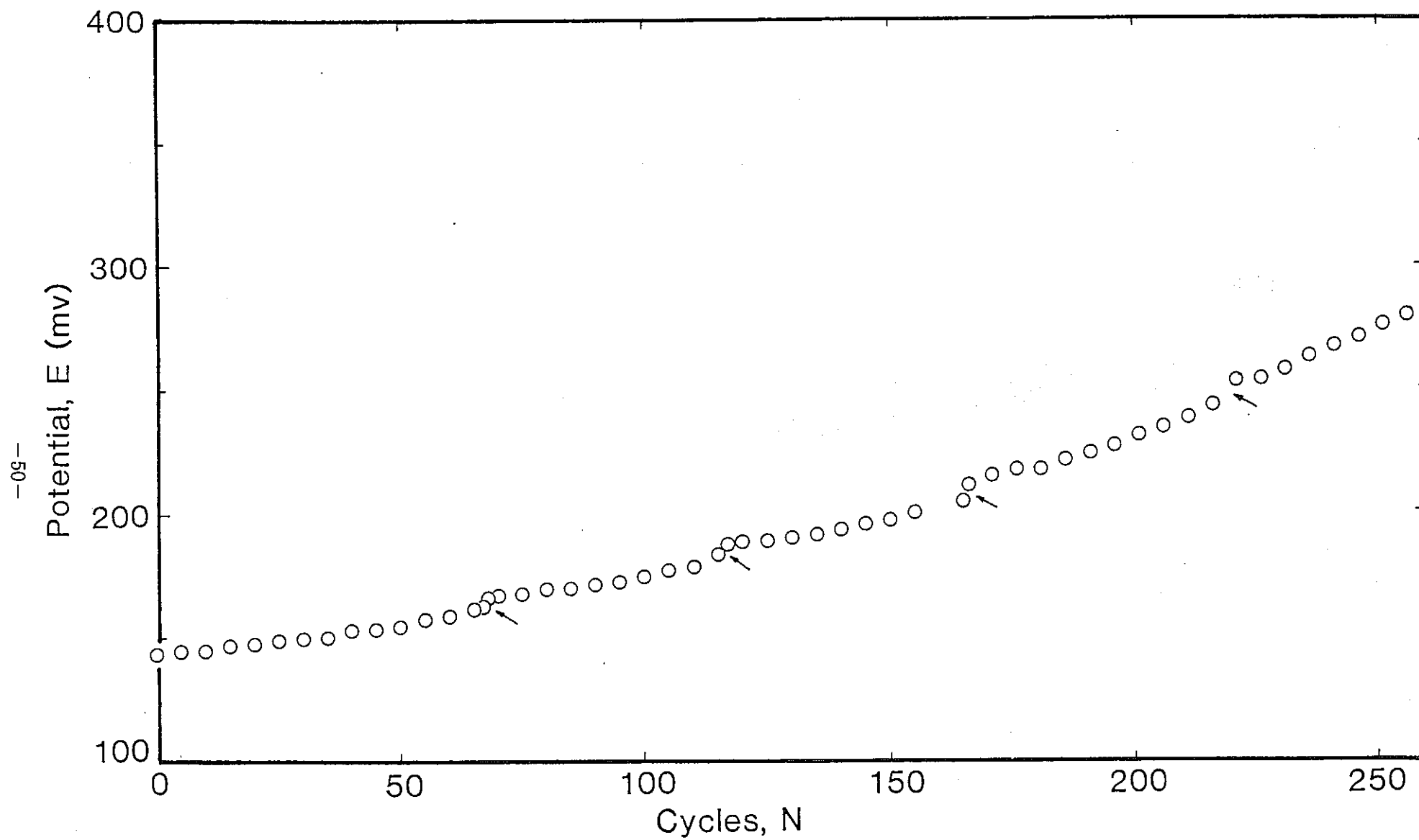


Fig.3.2-4 AC potential value changes during reversed stroke cycling

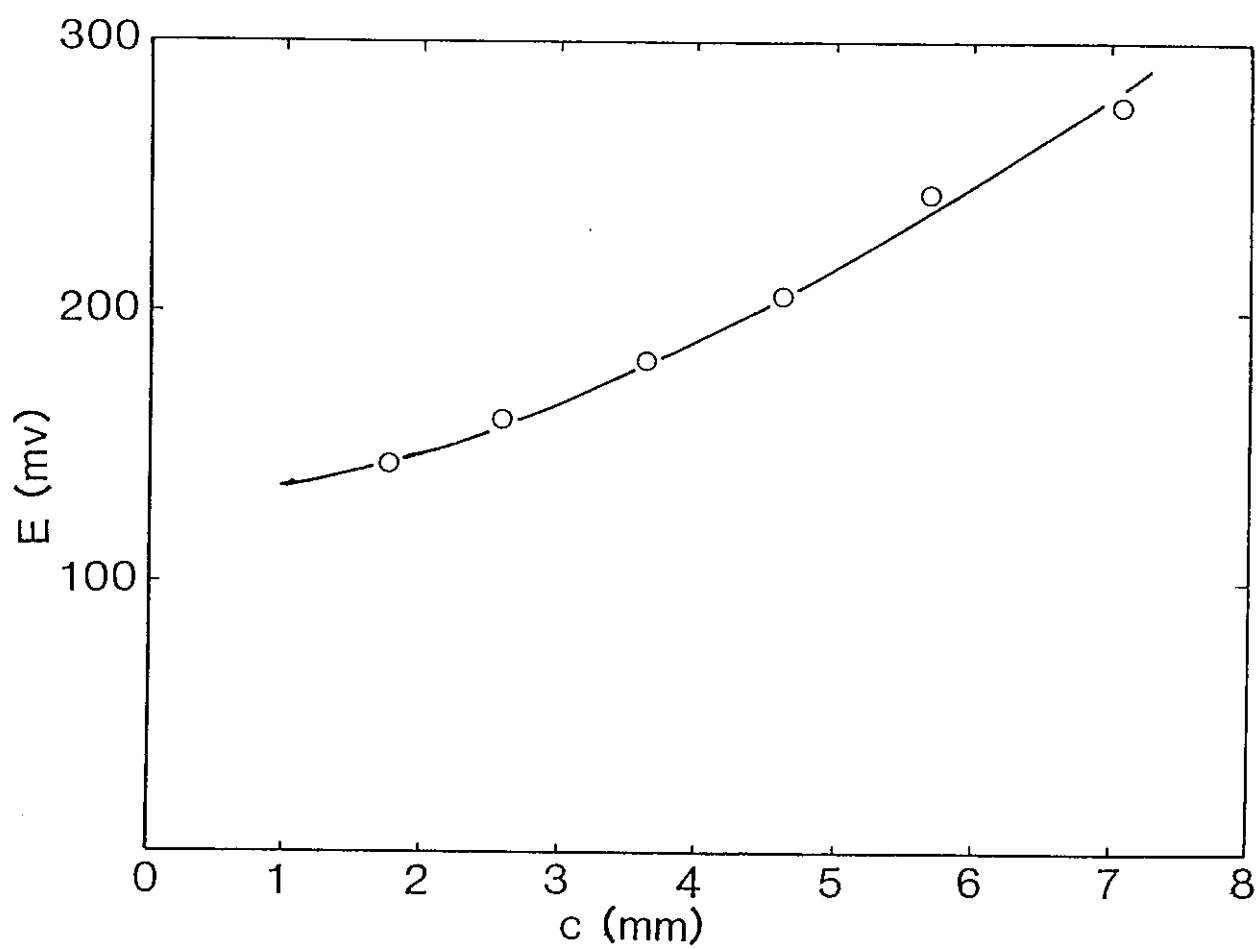
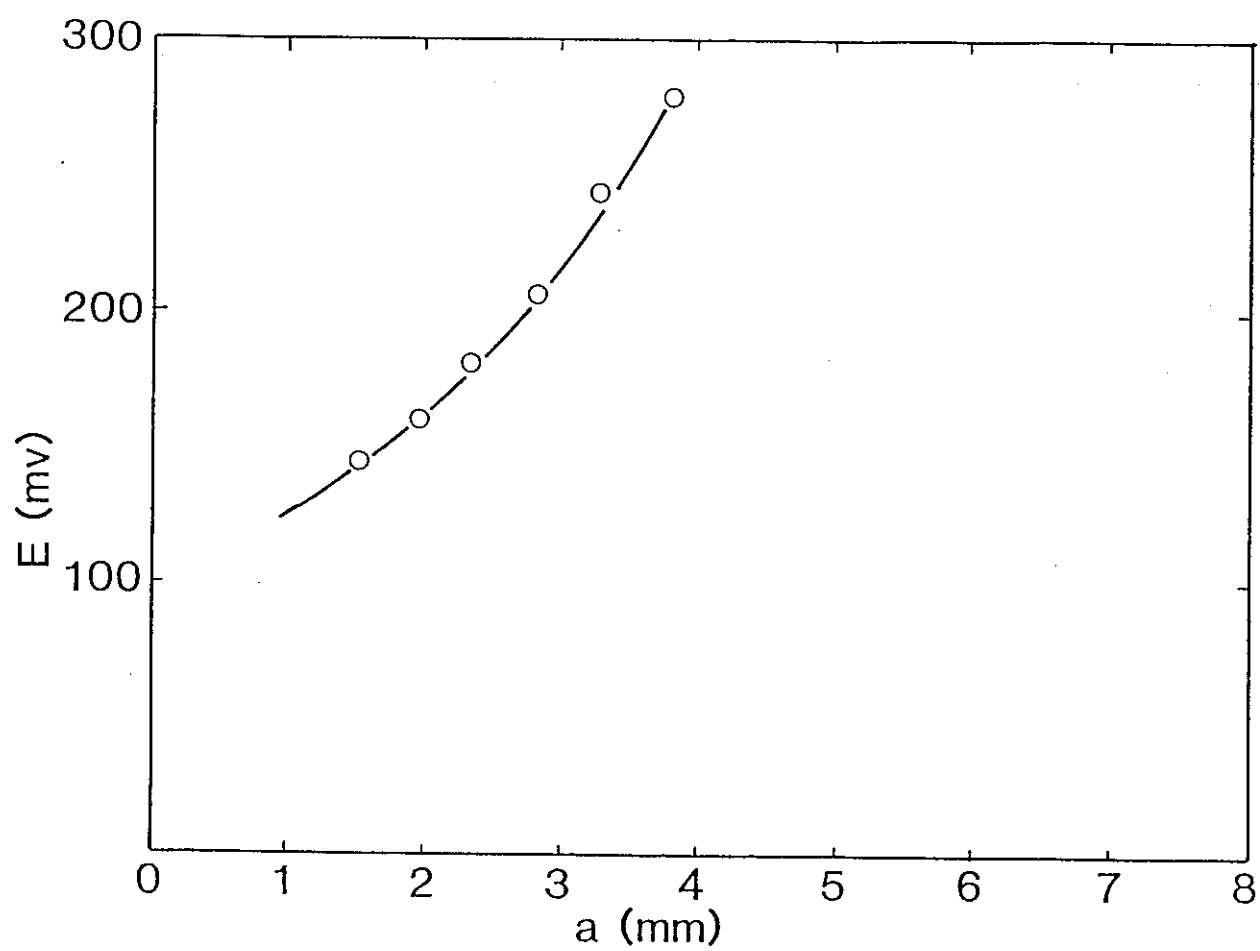


Fig.3.2-5 Relation between AC potential value and crack length

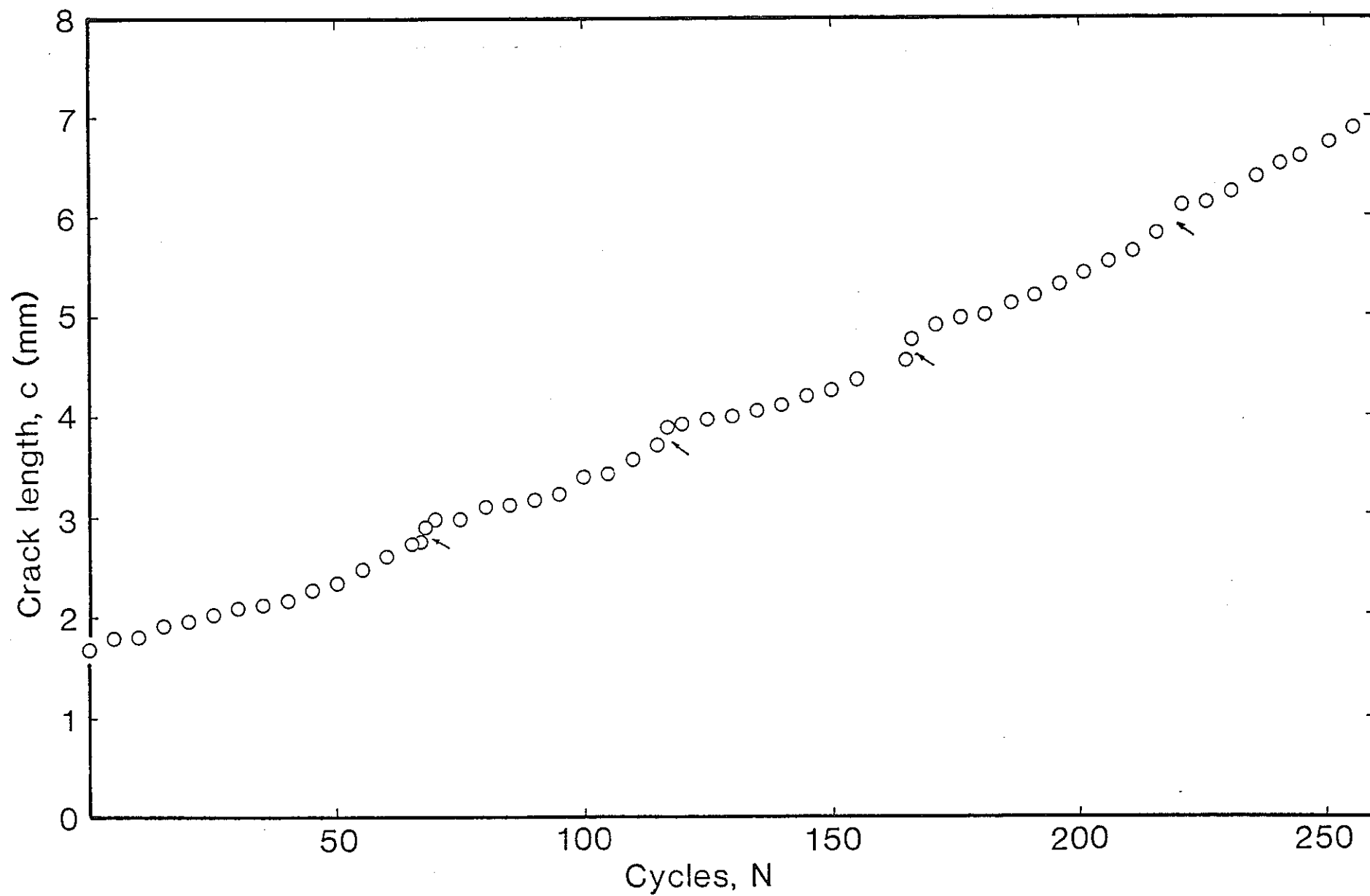


Fig.3.2-6 Relation between surface crack length c and stroke cycles

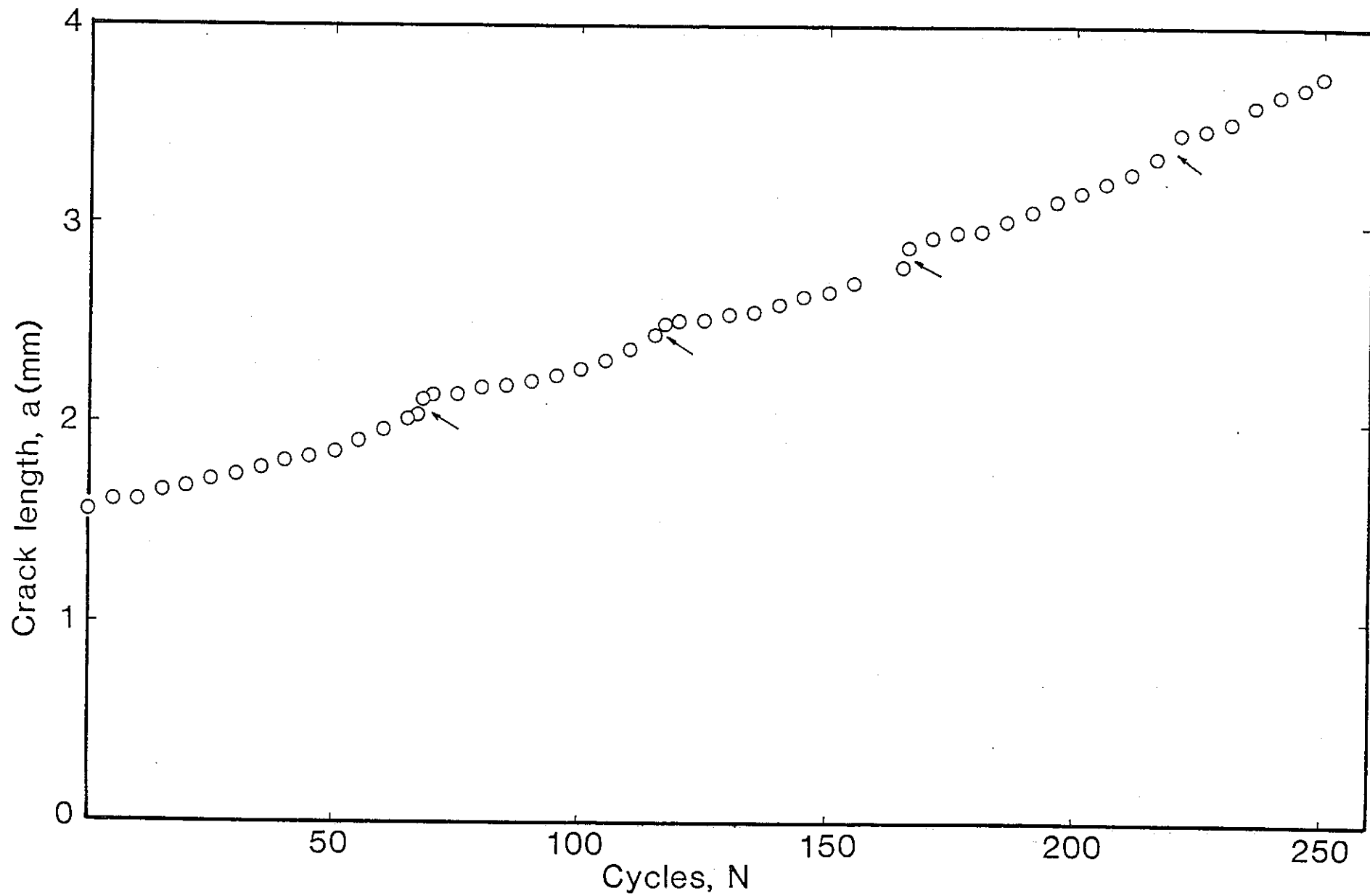


Fig.3.2-7 Relation between crack depth a and stroke cycles

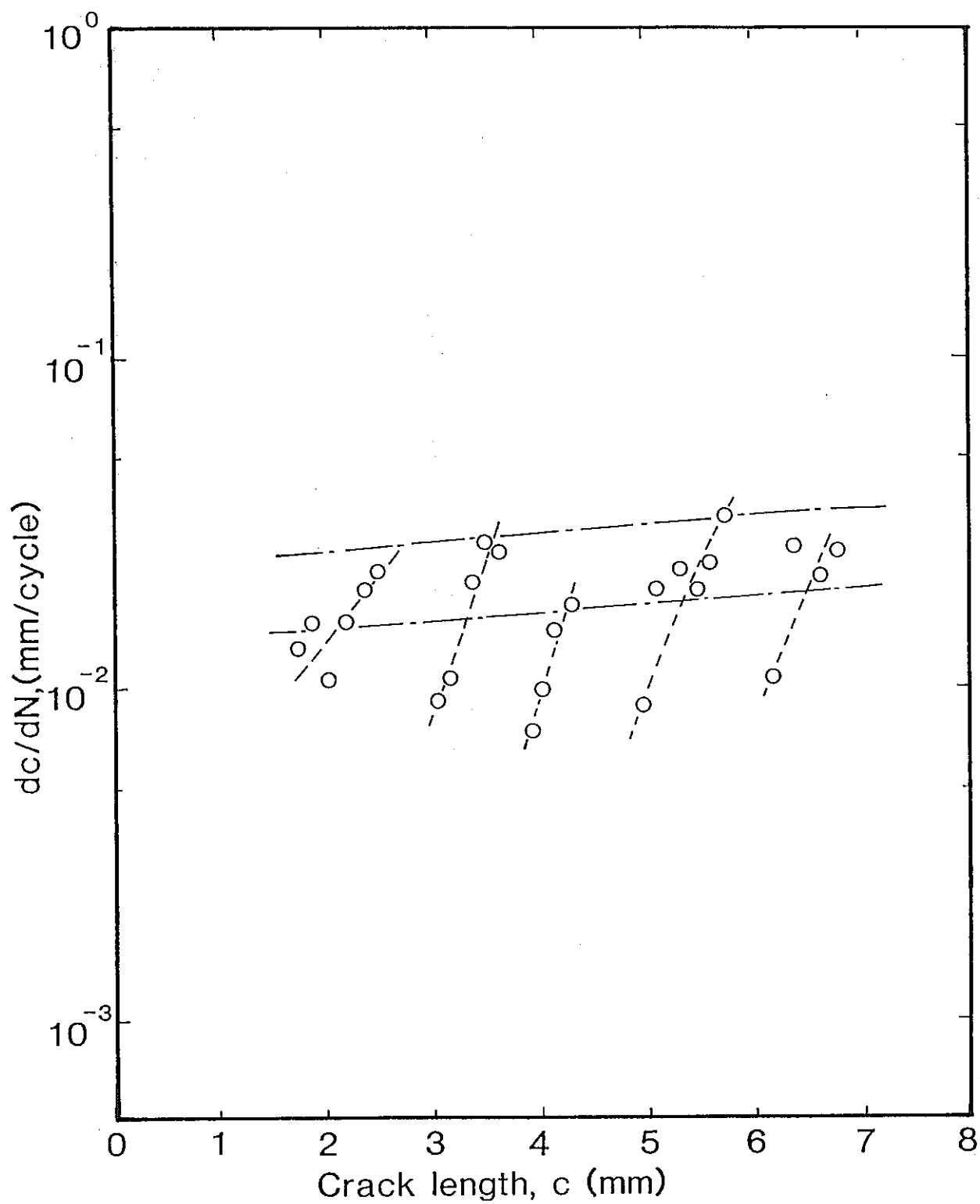


Fig.3.2-8 Relation between crack length c and dc/dN

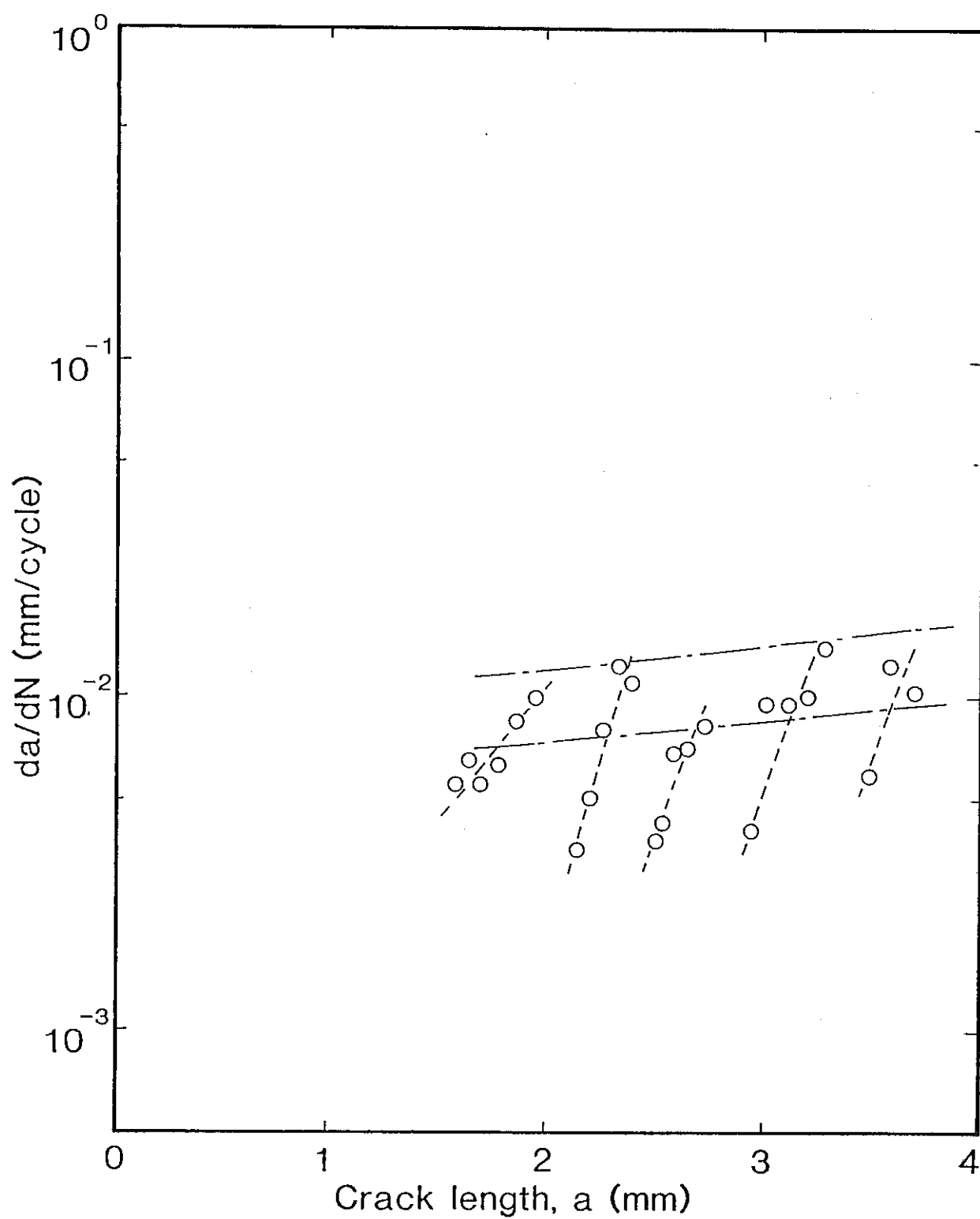


Fig. 3.2-9 Relation between crack depth a and da/dN

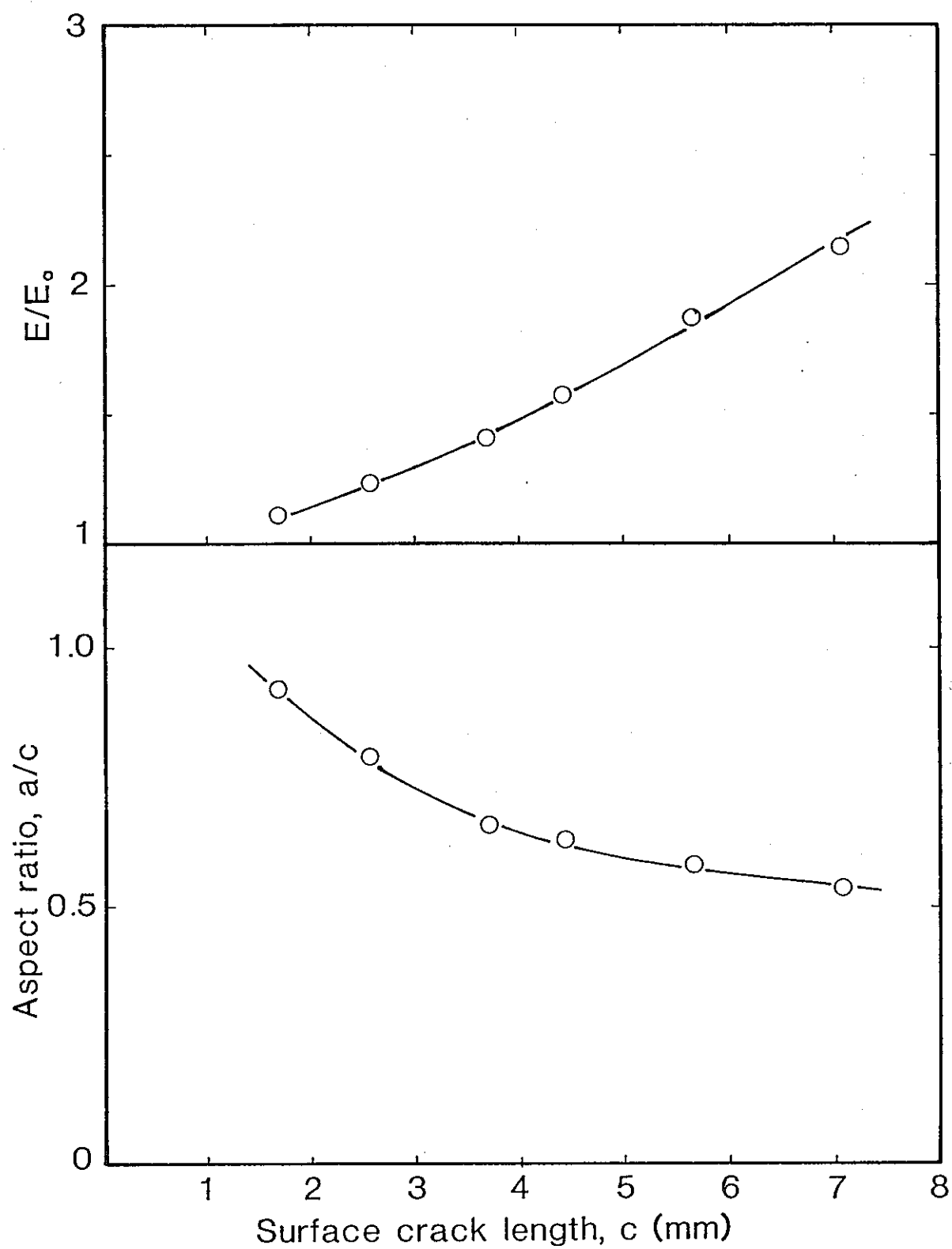


Fig. 3.2-10 Relation between E/E_0 or a/c and crack length c

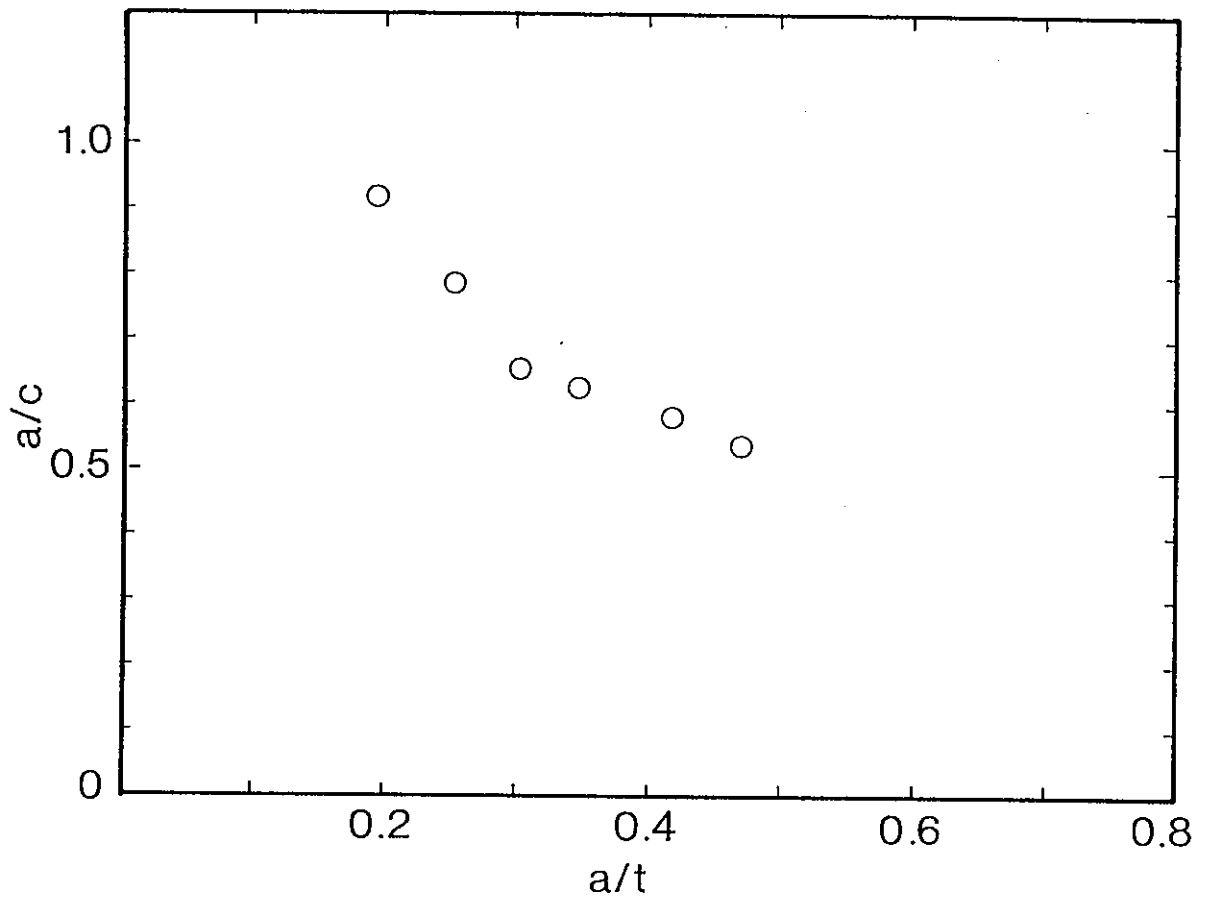


Fig. 3.2-11 Relation between a/c and a/t

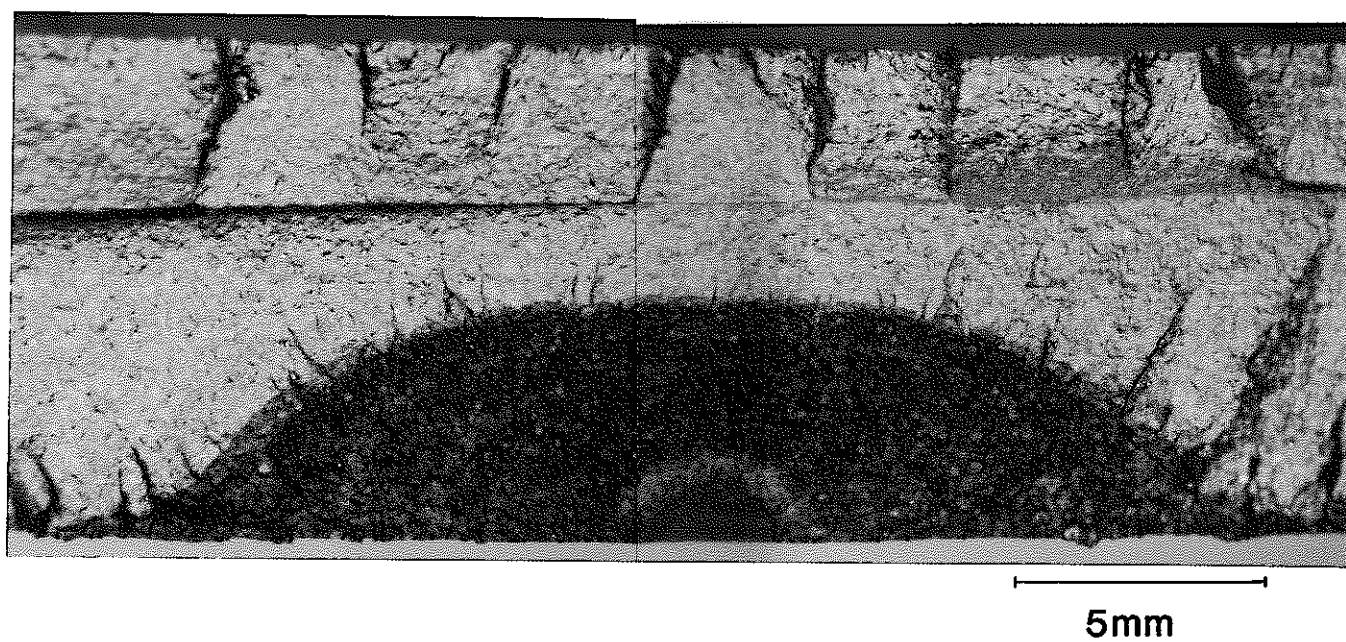


Fig. 3.2-12 Fracture appearance of test specimen

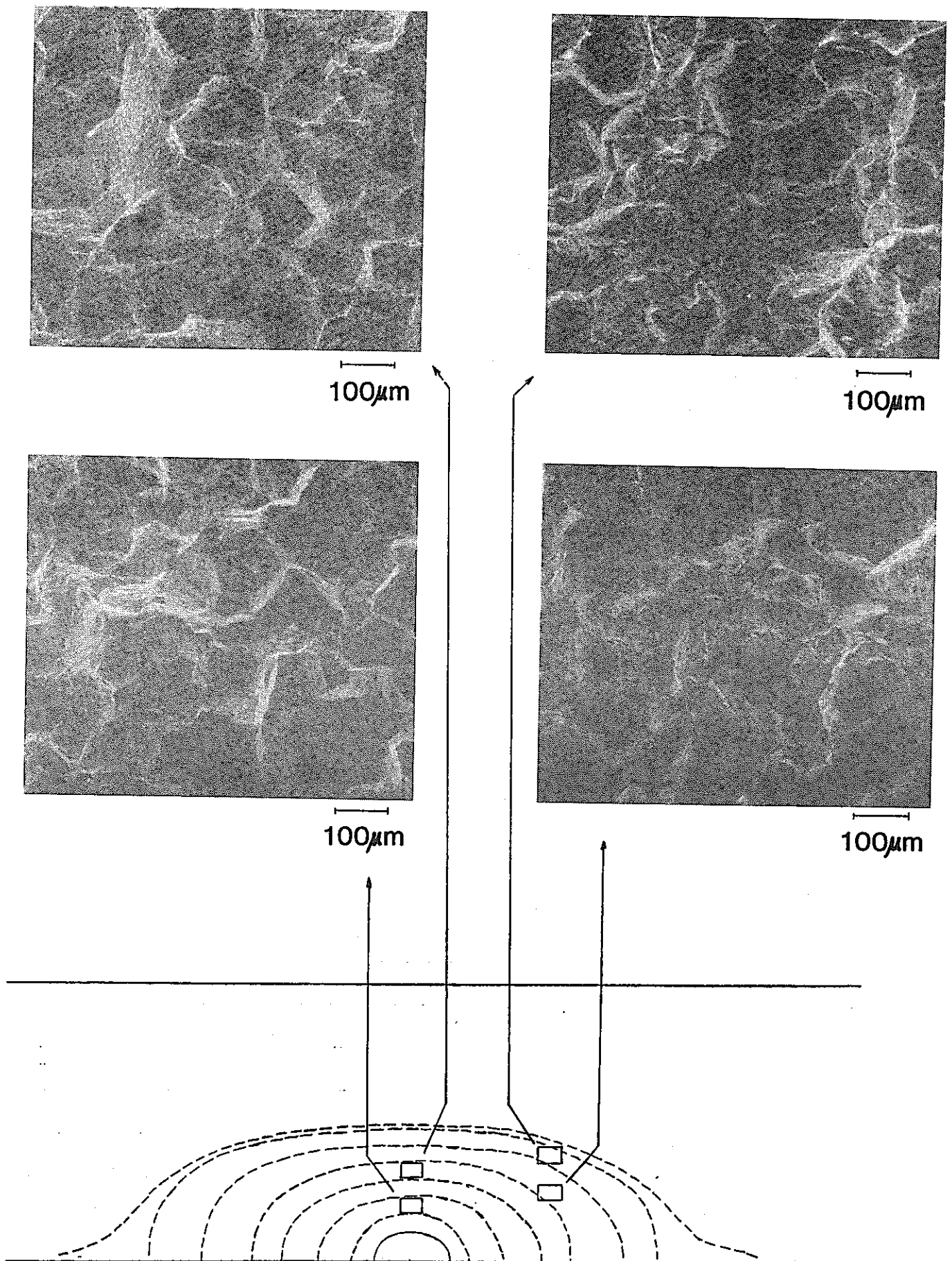


Fig. 3.2-13 SEM fractographs

3.3 荷重制御曲げ試験（I）

3.3.1 試験目的

表面き裂を有する平板の長時間荷重保持クリープ疲労試験を行い、き裂の進展明らかにする。

3.3.2 試験方法

（1）試験材料

供試材としては、PNCより提供された40mm厚さのSUS304圧延材を用いた。

（2）試験片

試験片形状をFig.3.3-1に示す。切欠は放電加工で導入した。

（3）負荷方法

負荷方法をFig.3.3-2に示す。曲げと軸力を同時に与える。ただし、弾性計算によると、軸方向の応力は最大曲げ応力の1/81であり、純曲げに近い。

（4）加熱方法

高周波誘導方式で加熱した。試験部における温度のバラツキは $\pm 2^{\circ}\text{C}$ である。

（5）開口変位の計測方法

クリープJ積分範囲⁽¹⁾を求めるために、標点距離5mmのき裂中央開口変位を計測した。開口変位の計測方法をFig.3.3-3に示す。

（6）電気ポテンシャル法

き裂の形状を計測するために、電気ポテンシャル法を用いた。Fig.3.3-3に示すように、試験片の端から30アンペアの直流電流を供給し、き裂を挟んで端子間距離2mmの電圧を計測した。

（7）試験条件

試験条件をTable 3.3-1に示す。また、負荷波形をFig.3.3-4に示す。荷重は、き裂を有するX-Y面に最大引張応力が発生する時点で5h保持された。ただし、荷重保持によるラチェット変形を防ぐために、引張荷重のピーク値を徐々に増加させた。また、1回目の三角波は予き裂導入で、2回目の三角波はビーチマーク導入である。

3.3.2 試験結果と考察

（1）破面観察

試験片の破面観察結果をFig.3.3-5に示す。Fig.3.3-5(a)において、黒く見える部分がクリープ疲労き裂進展部であり、白く見える部分は強制破壊部(室温疲労)である。

Fig.3.3-5(b)は破面をSEMで観察した結果である。切欠から発生した予き裂とビーチ

マーク破面は平坦で、クリープ疲労破面には凹凸が見られる。Fig.3.3-6に示すように、このクリープ疲労破面の凹凸は、き裂が粒界を進展した痕跡である。ビーチマークによるき裂進展量が予想以上に大きいのは、ビーチマーク以前のクリープ疲労損傷がき裂先端近傍に蓄積し、ビーチマークによる進展を加速させたものと考えられる。また、長時間クリープ疲労によるき裂前縁形状は、全体的にはだ円であるが、疲労の場合よりも部分的な入り組みが多く観察される。

(2) 繰返しに伴うき裂形状の変化

繰返しに伴う電気ポテンシャル値の変化をFig.3.3-7に示す。電気ポテンシャル値はき裂の形状を推定するために計測したが、Fig.3.3-5に示したように、ビーチマークが1本しか導入できなかったので、き裂形状算出用の検定曲線は作成できなかった。繰返しに伴うき裂形状の変化を、破面のSEM観察により求めた結果をFig.3.3-8に示す。

(3) 簡易評価法によるき裂進展評価

著者らは既に、実験に基づく、表面き裂の曲げクリープ疲労進展評価に関する簡易法を提案しているが⁽¹⁾、この方法で、本実験結果の評価を試みた。評価の対象は、Fig.3.3-4に示した荷重パターンの最終ステップ（ビーチマークの後のステップ）である。Fig.3.3-9に、荷重保持中の開口変位の変化の一例を示す。荷重保持中に、僅かではあるが、開口変位が増加していることがわかる。

簡易法によるクリープJ積分値の求め方を、以下に示す。図に示すように、き裂が進展するにつれて、リガメント部の図心は移動するが、図心における曲げ応力を零と仮定し、単純はりの理論から、板厚方向の曲げ応力分布を予測する。この応力分布から求めた評価点での応力（ σ_b ）と、荷重保持中の開口変位の増分（ $\Delta \delta_c$ ）を、貫通き裂についての簡易式に代入する。

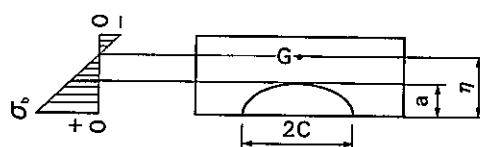
$$\Delta J_c = [(\alpha + 1)/(\alpha - 1)] \sigma_b \Delta \delta_c$$

$$\sigma_b = M_b (\eta - a) / [2B^3W/3 - \pi a^3c/8 - \eta^2 (2BW - \pi ac/2)] \quad (\text{き裂の最深部について})$$

$$\sigma_b = M_b \eta / [2B^3W/3 - \pi a^3c/8 - \eta^2 (2BW - \pi ac/2)] \quad (\text{表面部について})$$

$$\eta = (B/2 - 0.424a) (\pi ac/2) / (2BW - \pi ac/2) + B/2$$

ここで、 α :Norton則における応力指数、 M_b :曲げモーメント、 η :板表面からの、リガメント部の図心の距離



簡易法の計算条件とクリープJ積分値を計算した結果をTable 3.3-2 に示す。ここで、aとcは荷重パターンの最終ステップの開始時と終了時 — 裂寸法を用いた。また、評価する亀裂進展速度は、最終ステップの平均値とした。計算したクリープJ積分値と亀裂進展速度との関係をFig.3.3-10に示す。貫通き裂の軸力クリープ疲労の結果(昭和62年度FCC:富士電機)と比較すると、本実験データは、ほぼ、貫通き裂のデータの外挿線上にあることがわかった。

参考文献

- (1)野中勇, 鳥畑正二, 北川正樹:304鋼半楕円表面き裂のクリープ疲労下での進展速度評価, 材力講演会講演概要集, 日本機械学会, P135-136, 1989

Table 3.3-1 Test conditions.

T (°C)	N (Cycles)	P _{max} (kgf)	P _{min} (kgf)	t _H (h)	
550	46145	+110	-86	0	Precracking
	76	+144	-112	5	Creep-fatigue
	29	+158	-127		
	93	+178	-137		
	42	+185	-137		
	?	+120	-83	0	Beach mark
	64	+220	-137	5	Creep-fatigue

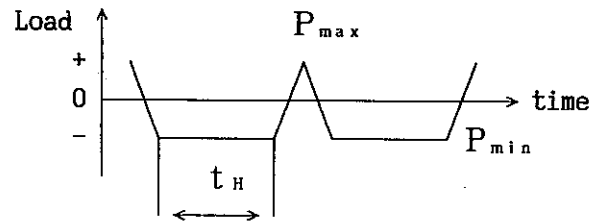


Table 3.3-2 Creep J-integral values calculated by the simplified evaluation method in the last step of loading pattern.

N (Cycles)	a (mm)	c (mm)	$\Delta \delta_c$ (mm)	ΔJ_c		da/dN $\theta=90^\circ\text{C}$	dc/dN $\theta=0^\circ\text{C}$
				$\theta=90^\circ\text{C}$	$\theta=0^\circ\text{C}$		
7~12	2.29	4.84	0.0021	1.69×10^{-2}	3.82×10^{-2}	9.51×10^{-3}	9.84×10^{-3}
36~41	—	—	0.0032	—	—		
57~59	2.87	5.47	0.0042	2.41×10^{-2}	7.85×10^{-2}		

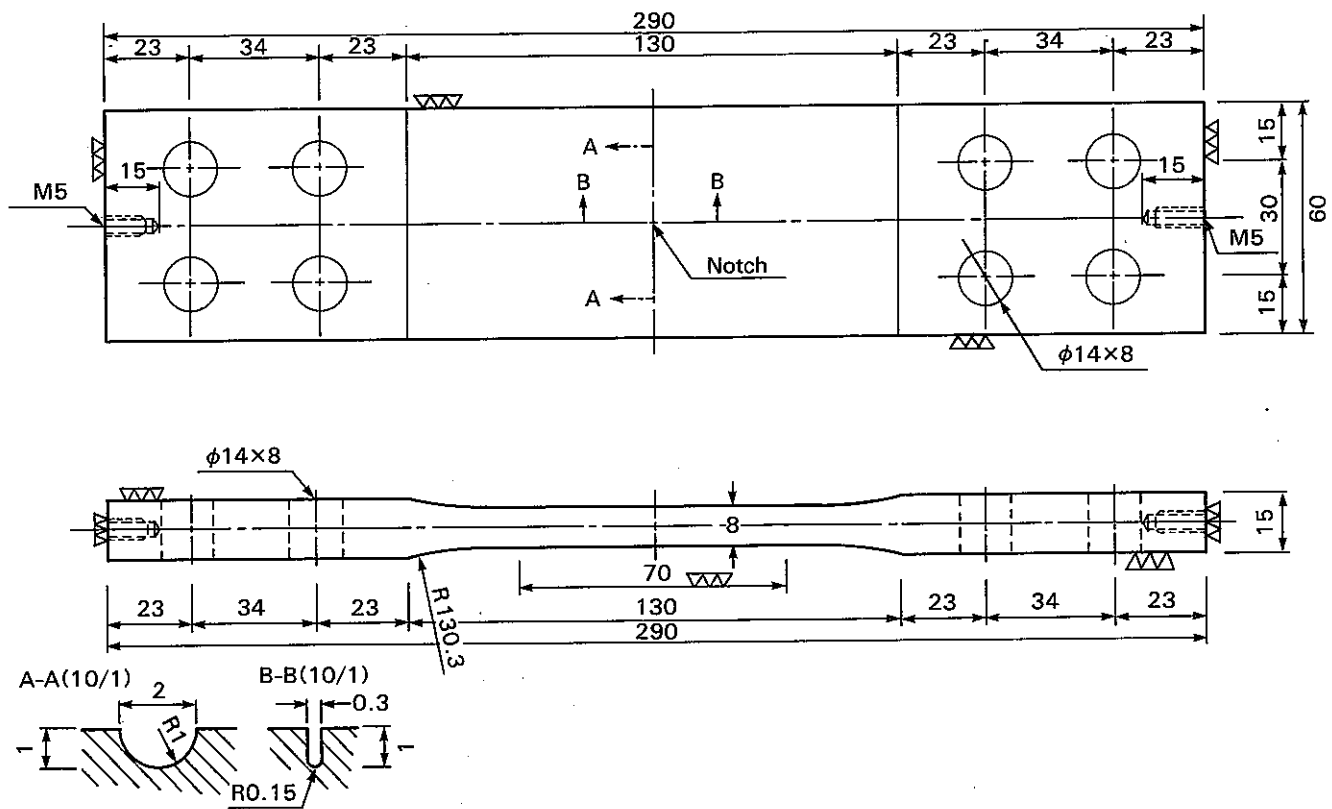


Fig.3.3-1 Specimen configuration.

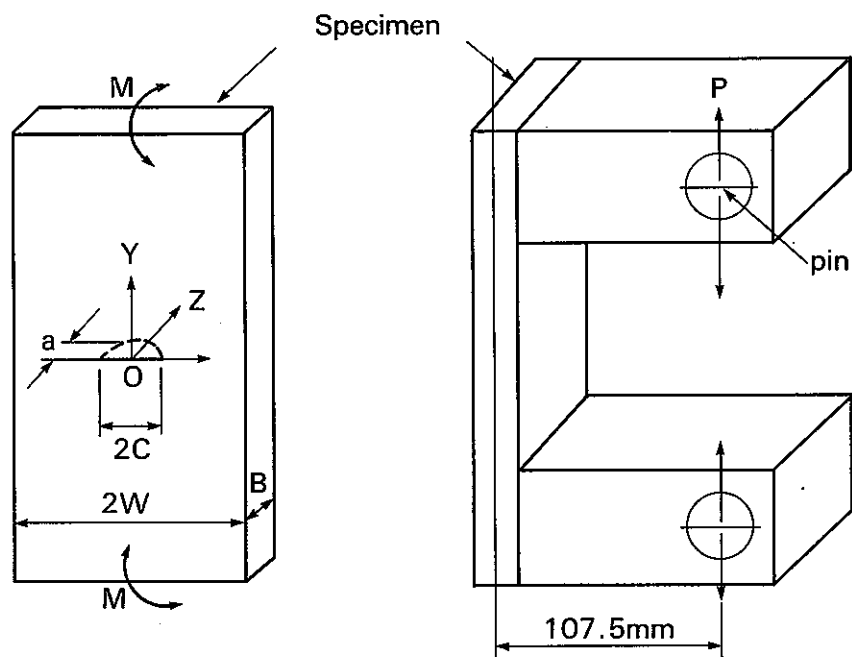


Fig.3.3-2 Loading method.

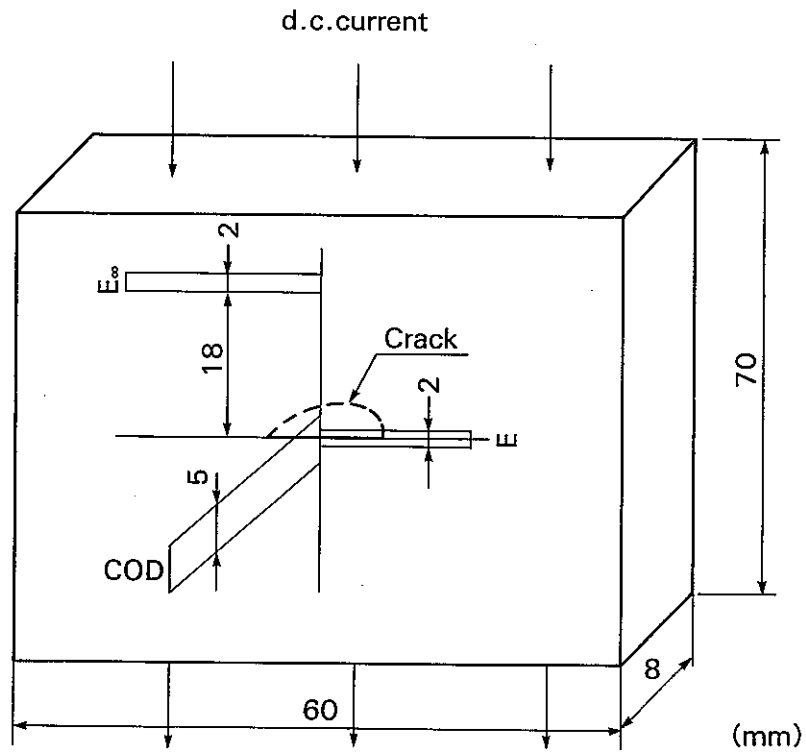


Fig.3.3-3 Measurement method of crack opening displacement and electrical potential.

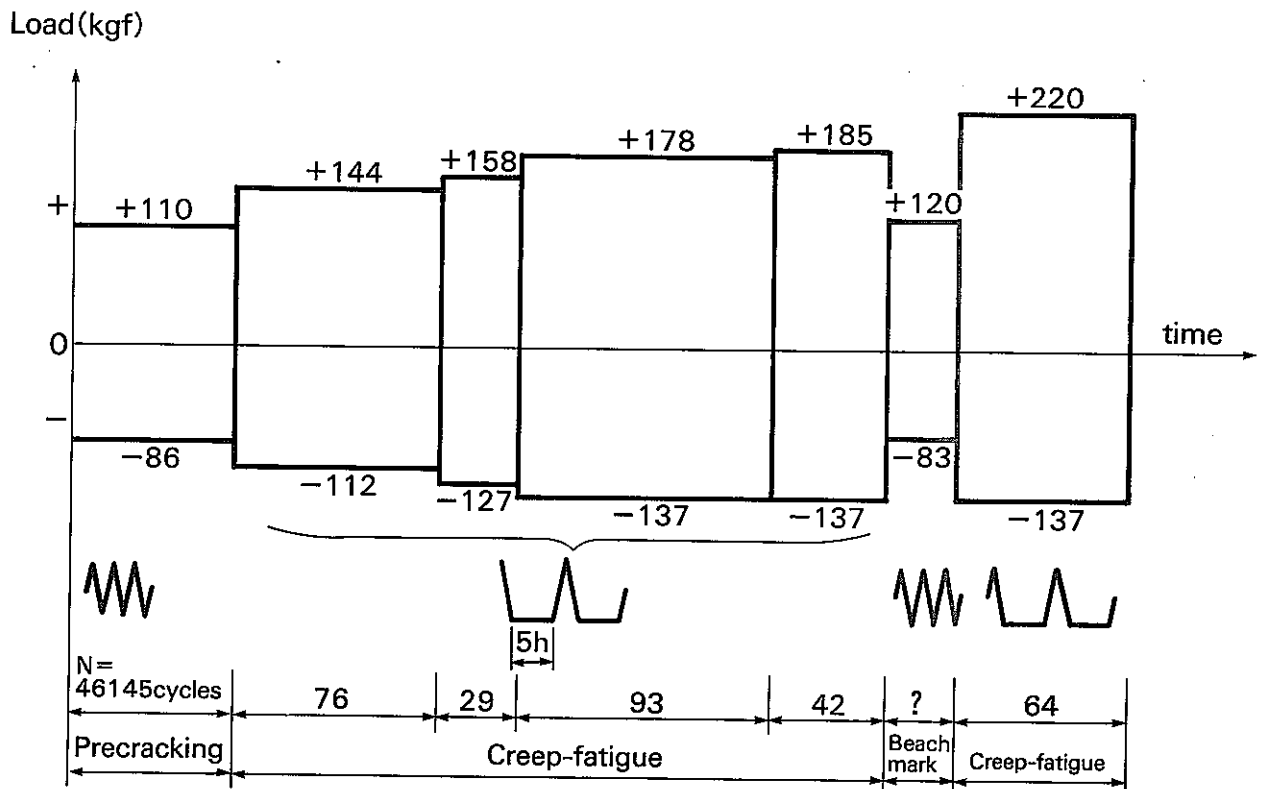
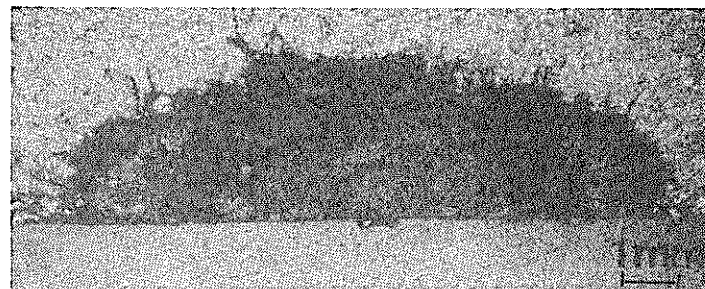
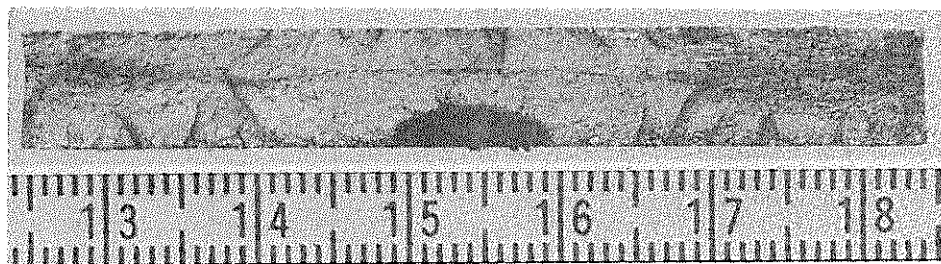
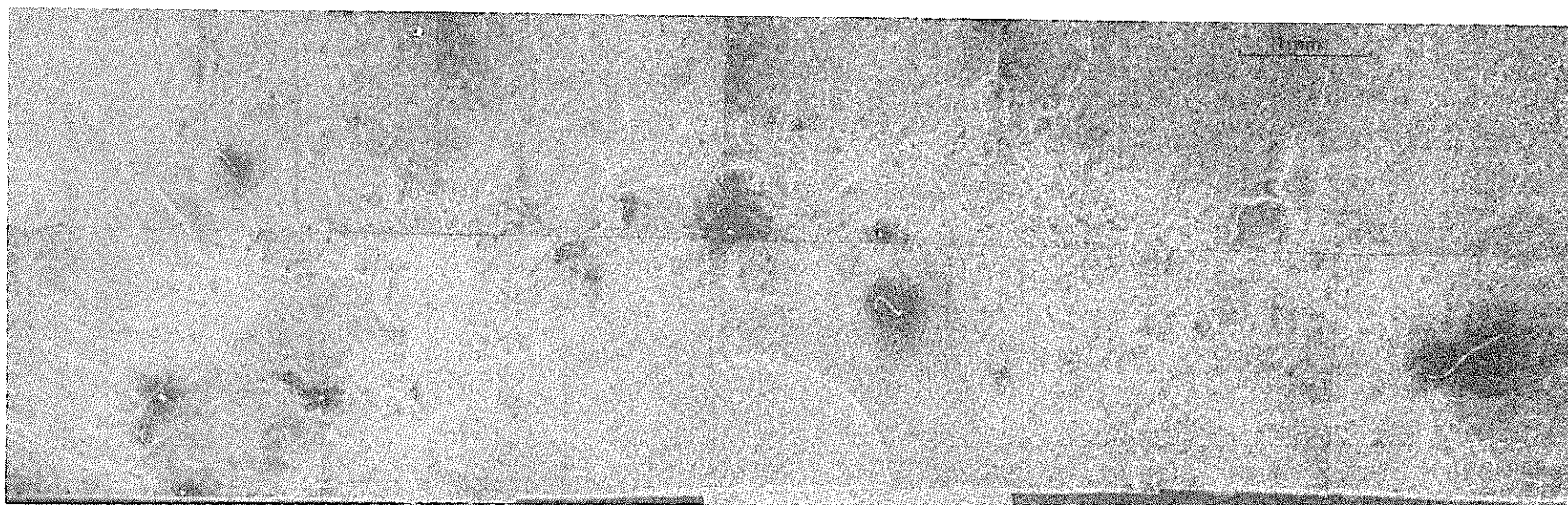


Fig.3.3-4 Loading pattern.



(a) by camera



(b) by SEM

Fig.3.3-5 Observation of the fracture surface.

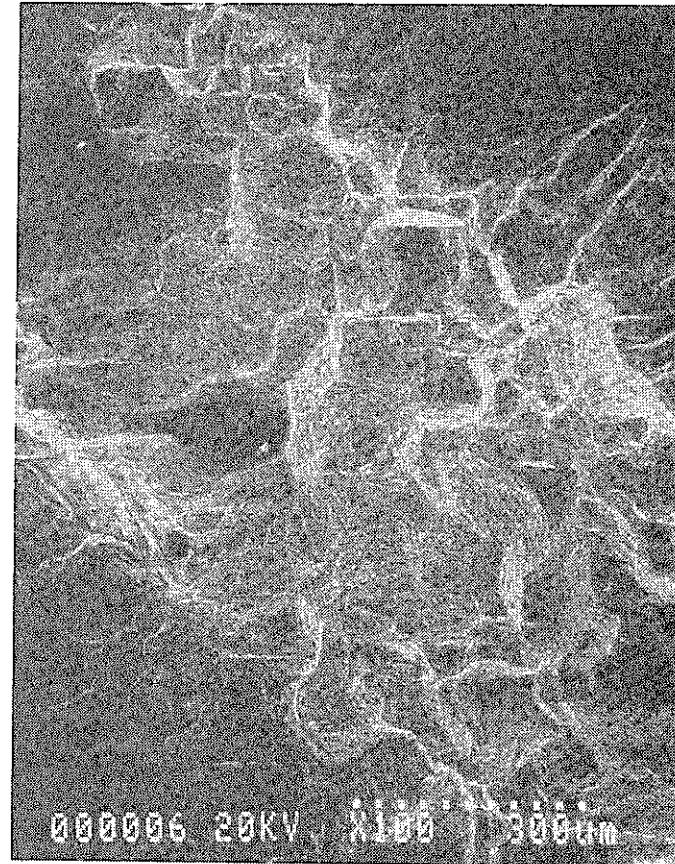
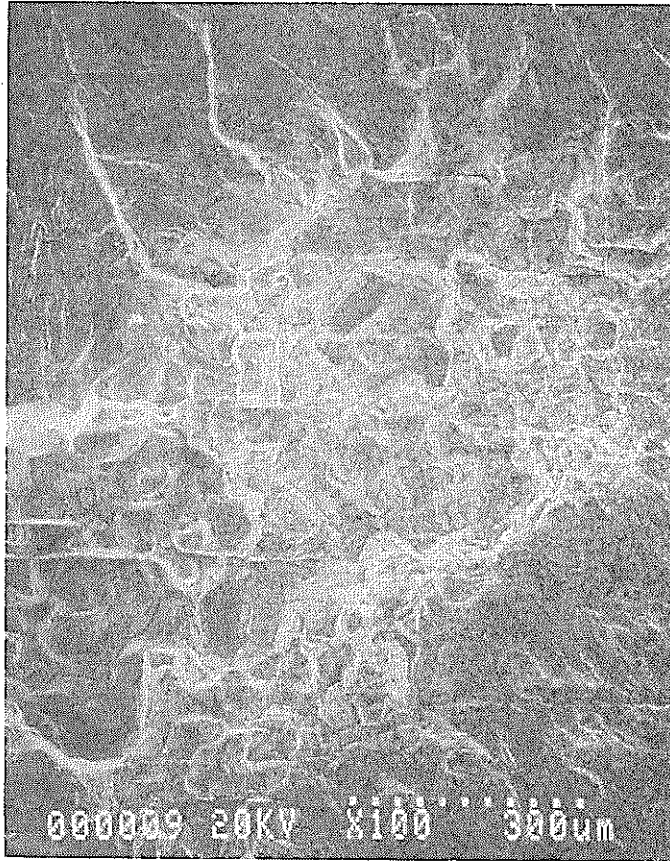


Fig.3.3-6 Fracture surface showing the intergranular cracking near the last crack front.

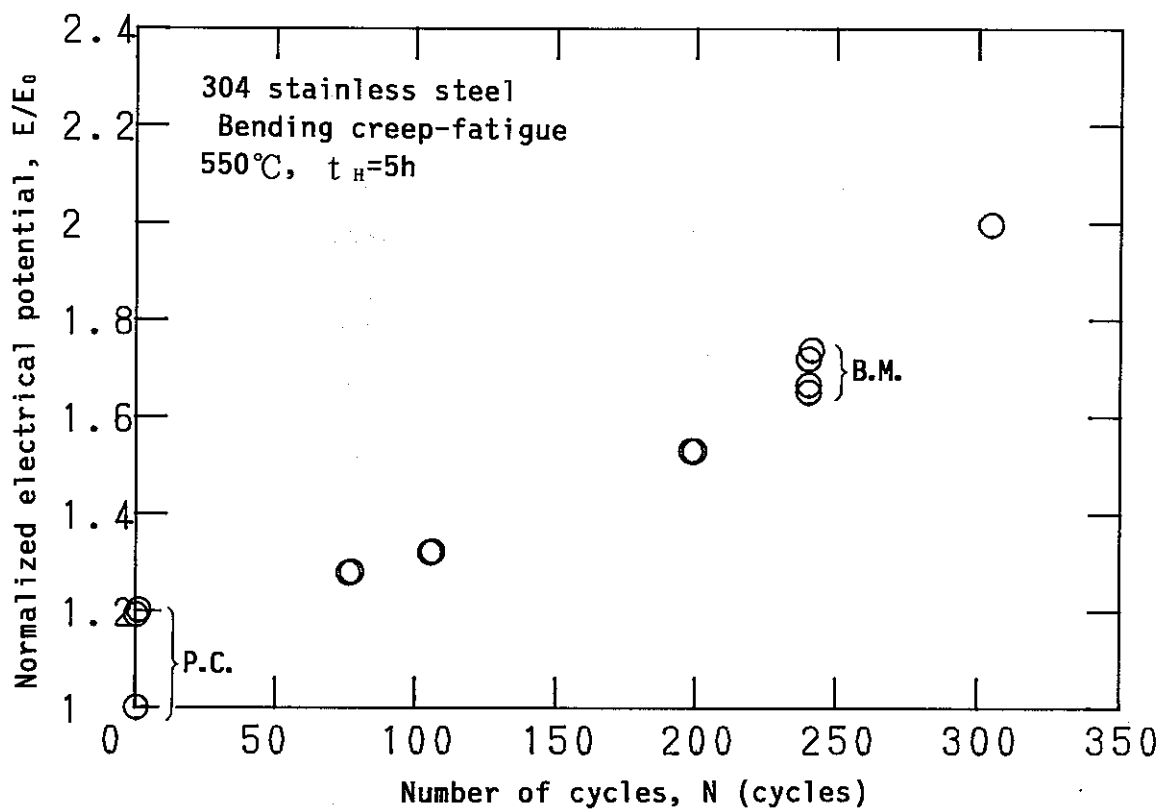


Fig.3.3-7 Relationship between electrical potential and number of cycles.

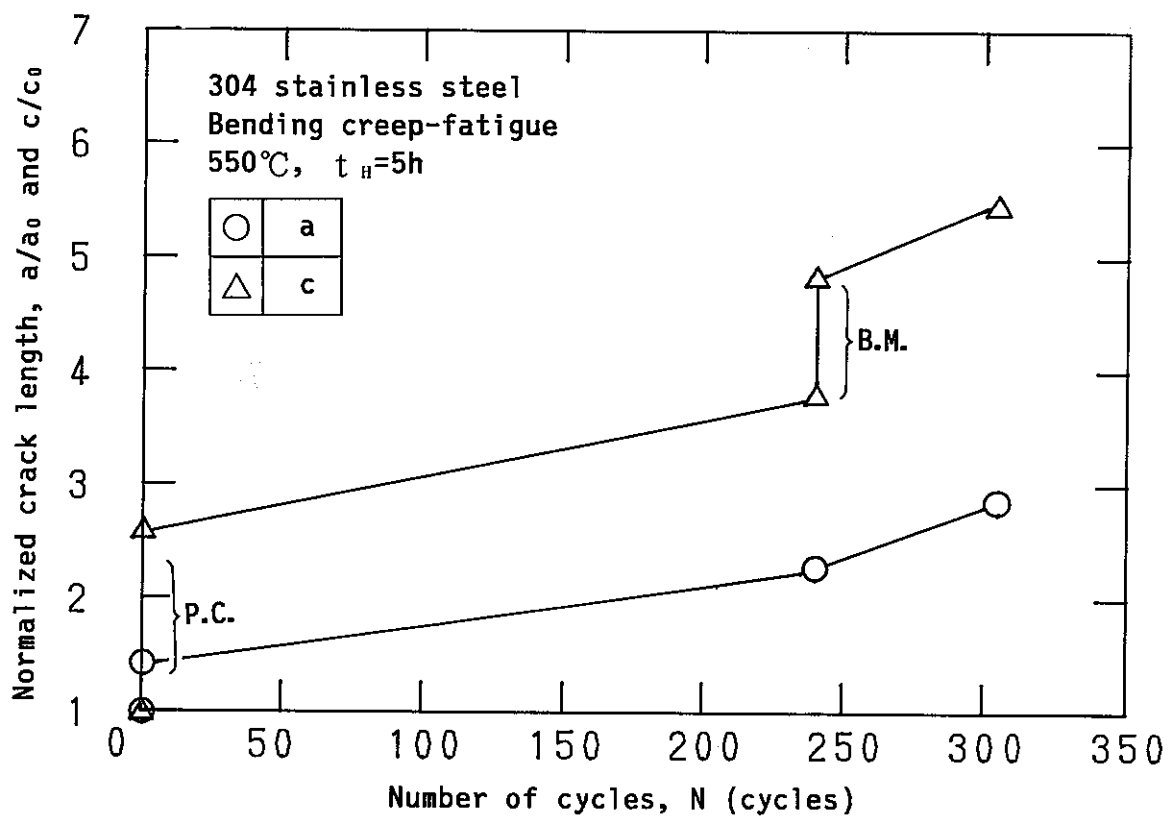


Fig.3.3-8 Relationship between crack length and number of cycles

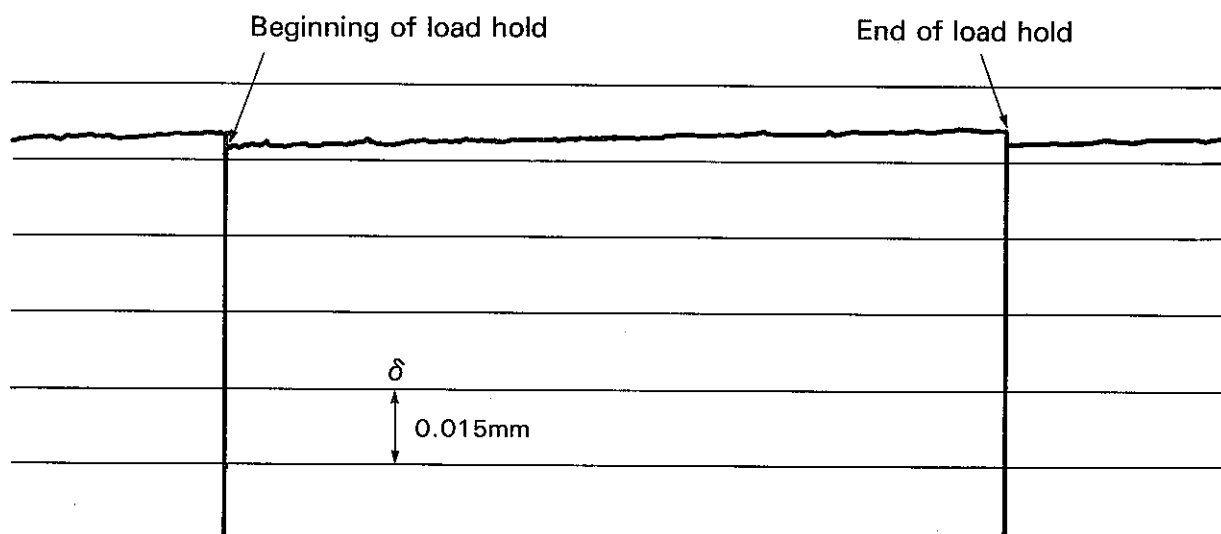


Fig.3.3-9 Increase of the crack opening displacement during the load holding in the last step of loading pattern.

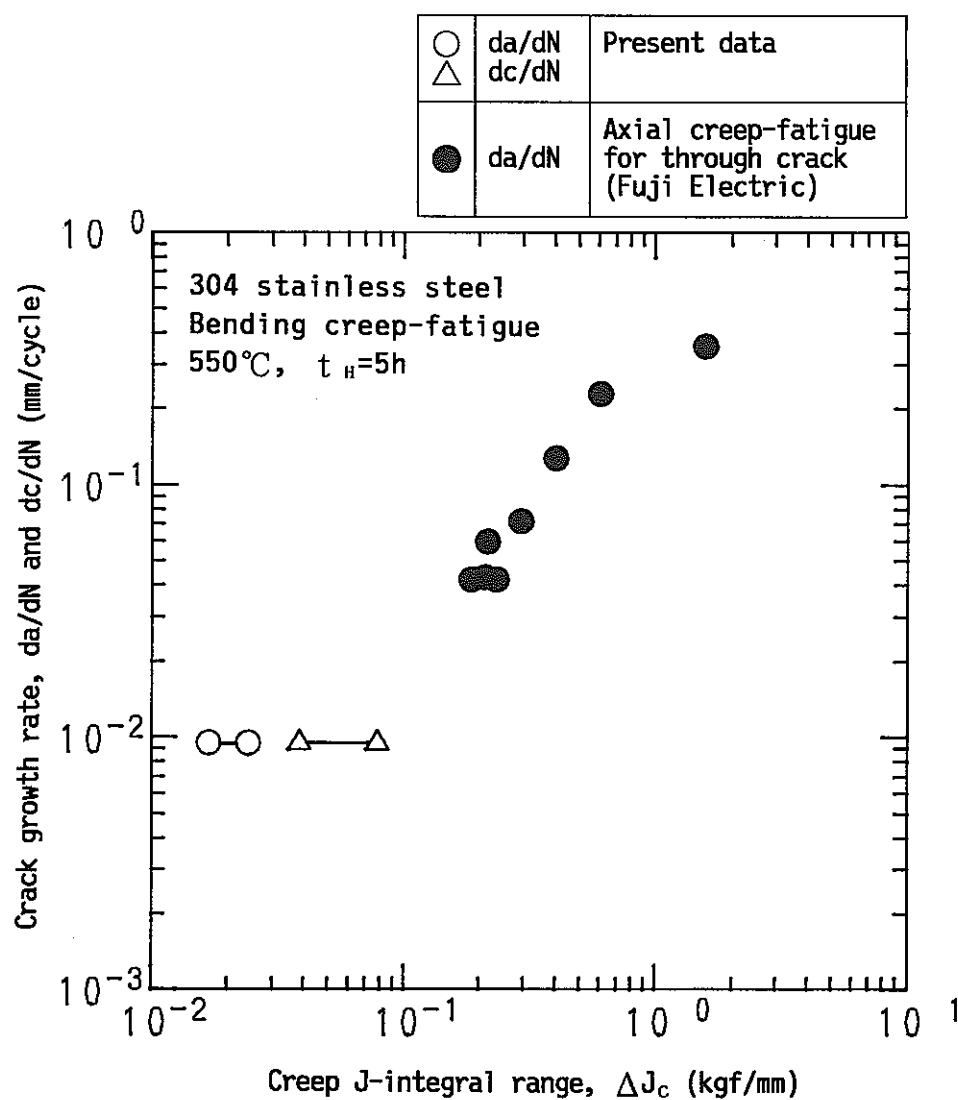


Fig.3.3-10 Relationship between crack growth rate and creep J-integral range.

3.4 荷重制御曲げ試験 (Ⅱ)

3.4.1 試験目的

クリープ温度域における高速炉の機器・配管の健全性を破壊力学的見地から評価する手法を開発することを目的として、高温における表面き裂付き小型平板試験片の長時間クリープ疲労き裂進展試験を実施し、曲げ荷重下でのき裂進展挙動を把握する。

3.4.2 試験方法

(1) 試験材料及び試験片

供試材としてPNCより支給された t 40mmのSUS304鋼圧延材を用いる。試験片は表面き裂付き小型平板(Ⅱ)で、その形状寸法をFig.3.4-1に示す。放電加工による初期切欠きの寸法は深さ $a_0=1\text{mm}$ 、表面長さ $2c_0=2\text{mm}$ ($a_0/c_0=1$) である。クリープ疲労き裂進展試験については室温にて疲労予き裂を導入し、疲労き裂進展試験については予き裂を導入しない。

(2) 加熱方法

高周波誘導加熱 (100kHz, 10kw) で試験片を加熱する。

(3) 負荷制御方法

電気油圧サーボ式低サイクル疲労試験機を使用し、荷重制御で曲げ負荷する。Fig.3.4-2 に負荷装置の構造及び外観を示す。

(4) 開口変位測定方法

石英ガラス棒押し当て式の差動変圧器伸び計を使用し、き裂中央部をはさむ標点間距離 5mmの開口変位を測定する。

(5) き裂長さ測定方法

直流電位差法で測定し、ビーチマーク法も併用する。直流電位差法では試験片にDC 20Aの定電流を通電し、試験中、き裂の中央部をはさむ上下2mm間 ($y=1\text{mm}$) での電位差 E の変化を計測する。き裂をはさまない位置での電位差 E_∞ の初期値も記録し、キャリブレーション曲線の作成に用いる。Fig.3.4-3 に電位差測定位置を示す。

(6) 試験条件

Table 3.4-1 に試験条件をまとめて示す。試験温度は 550℃で、クリープ疲労 (試験片No. FCC-33) は三角波部分0.25Hz、荷重保持時間 $t_H=5\text{hr}$ の圧縮側荷重保持台形波 (き裂面側符号では引張側保持台形波) である。公称曲げ応力範囲 σ_0 はき裂の進展状況をみながら調整する。またキャリブレーション曲線の検討及びクリープ疲労との比較のため、三角波0.25Hz

の低サイクル疲労（試験片 No.FCC-32）も実施する。

3.4.3 試験結果と考察

(1) き裂進展試験結果

(i) クリープ疲労き裂進展

Table 3.4-1 に示したように $\sigma_0 = \pm 18.3 \text{ kg/mm}^2$ の台形波で 33Cycle 試験したが、き裂電位の変化が小さいため、三角波で疲労き裂を進展させ、切欠き寸法を大きくして再スタートした。その際応力比 $R = -1$ では荷重保持中のクリープラチェット変形が大きくなるため、制御荷重を引張側より圧縮側が大きくなるようにした。またき裂の進展状況をみながら荷重を増加した。なお、荷重変更時には台形波の $\frac{1}{2}$ の振幅の三角波でビーチマークを導入した。き裂の寸法が大きくなるとき裂の進展方向前方に微小なき裂が多数発生し始め、き裂面側の試験片端部にも微小なき裂の発生が認められたので試験を中断し、室温にて三角波で繰返し負荷して破断させた。台形波での試験繰返し数は合計 456Cycle、約 2,280hr である。

Fig.3.4-4 に試験後の破面全体の外観を、Fig.3.4-5 に破面中央部の外観を拡大して示す。高温でのき裂面の大半は厚い酸化スケールに覆われており、ビーチマークは SEM でも観察出来なかった。またき裂の前縁形状は平坦でなく凹凸があり、昨年度の引張圧縮荷重下の場合と同様に表面近傍では内部に比べて進展の遅れがみられる。また試験片端部に発生したき裂の長さは約 0.3mm で、裏面でのき裂発生は認められなかった。Fig.3.4-6 にき裂面全体の SEM 写真を示す。また、き裂先端付近の SEM 観察結果を Fig.3.4-7 に示す。台形波のクリープ疲労き裂の部分は明瞭な粒界破壊で一部に二次き裂も見られ、クリープの効果が明瞭に認められる。また最終的なアスペクト比は $a/c = 0.68$ であった。

(ii) 低サイクル疲労き裂進展

三角波の試験は $\sigma_0 = \pm 15.0 \text{ kg/mm}^2$ で実施した。途中、2本のビーチマークを導入したが、Fig.3.4-4 及び Fig.3.4-5 に破面外観を示したように破面上で観察できなかった。き裂の前縁は平坦で、楕円型に進展しており、表面近傍で内部に比べて進展の遅れがみられるが、その程度はクリープ疲労の場合に比べると小さい。き裂は深さ方向で板厚の約 $1/2$ まで進展し、最終的なアスペクト比は $a/c = 0.61$ であった。

(2) クリープ疲労き裂進展挙動の検討

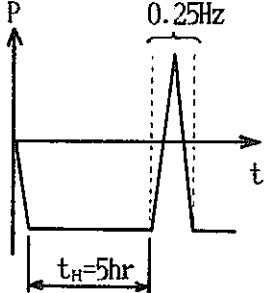
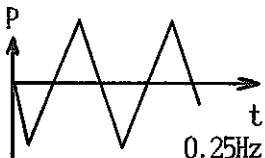
Fig.3.4-8 に荷重-開口変位ループの例を示す。明瞭なき裂開口点が認

められないのは、クリープによるき裂の開口が進んでいるためと考えられる。

Fig.3.4-9 に試験中のポテンシャル比 E/E_{∞} の変化を示す。繰返しとともにポテンシャル比は増加して行くが、ばらつきも大きくなる。これはき裂先端形状が平坦でなく粒界破壊した二次き裂を伴って進展しているためとみられ、またき裂面に生じた酸化スケールの接触の影響も現れているのではないかと考えられる。前述のようにキャリブレーション用のビーチマークは観察できなかったが、試験開始時 ($N=1$) の寸法、三角波で進展させた後の寸法 ($N=34$) 及び最終寸法 ($N=456$) は読みとれるので、昨年度検討された $\sqrt{ac}/y$ とポテンシャル比の関係を求めた。き裂寸法のデータを Table 3.4-2 に、また $\sqrt{ac}/y$ と E/E_{∞} の関係を Fig.3.4-10 に示すが、昨年度の検討結果と同様に直線近似できることがわかった。ただし今回の試験では表面長さ $2c$ を光学的に連続測定していないので、き裂深さ a 、表面長さ $2c$ 各々について直線近似のキャリブレーション式を求め、き裂寸法に換算した。その結果を Fig.3.4-11 に示す。またこのき裂進展データから増分多項式法 ($N=3$) で求めたき裂進展速度を Fig.3.4-12 に示す。ここではき裂寸法が十分大きくなった $N=356$ サイクル以降のデータについて計算した。荷重変更後に進展速度が一旦低下する傾向がみられ、荷重変更時のビーチマークの影響が考えられるが、き裂進展データのばらつきによる進展速度の変動も大きいため、この原因は明らかではない。

Table 3.4-2 に示したき裂寸法とアスペクト比の関係を Fig.3.4-13 に示す。初期のアスペクト比 $a_0/c_0=1$ においては深さ方向より表面長さ方向に進展し易いためアスペクト比は低下し、 $a/c=0.6$ 付近で安定するよう見える。しかしこれはき裂の最終深さが板厚の $1/2$ 前後であるため、これから先は深さ方向よりも表面長さ方向の進展速度が大きくなり、アスペクト比はさらに低下するものと考えられる。

Table 3.4-1 Test condition

Specimen No.	Temperature T (°C)	Wave pattern	Hold time t_H (hr)	Loading condition P (kg)	Bending stress σ_b (kg/mm ²)	Cycle No. N (Cycle)
FCC-33	550		5	± 173.5	± 18.3	1→33*
				-175.5/+227.5	+18.5/-24.0	34→293
				-189.5/+284.5	+20.0/-30.0	294→355
				-207.5/+313.0	+21.9/-33.0	356→390
				-207.5/+322.5	+21.9/-34.0	391→456
FCC-32	550		0	± 142.0	± 15.0	40,050

- (Note) • $\pm$ of σ_b is a sign on the crack surface side.
 • FCC-33 Precrack condition ; RT, $\pm 16.9 \text{ kg/mm}^2 \times 89,000 \text{ Cycle}$
 * After 33Cycle loaded, fatigue crack was introduced under conditions as below ;
 550°C, $+10.5/-15.6 \text{ kg/mm}^2 \times 60,000 \text{ Cycle}$,
 550°C, $+12.7/-16.9 \text{ kg/mm}^2 \times 30,000 \text{ Cycle}$

Table 3.4-2 Crack size data

Specimen No.	a	2c	a/c	E/E _∞	Notes
FCC-33 ($t_H=5\text{hr}$)	1.00	1.97	1.02	—	Initial slit size
	1.27	2.99	0.85	1.295	Precrack size (N=1)
	1.43	4.64	0.62	1.445	Fatigue crack size (N=34)
	3.33	9.86	0.68	3.045	Final crack size
FCC-32 ($t_H=0\text{hr}$)	1.00	1.97	1.02	—	Initial slit size
	4.36	14.21	0.61	—	Final crack size

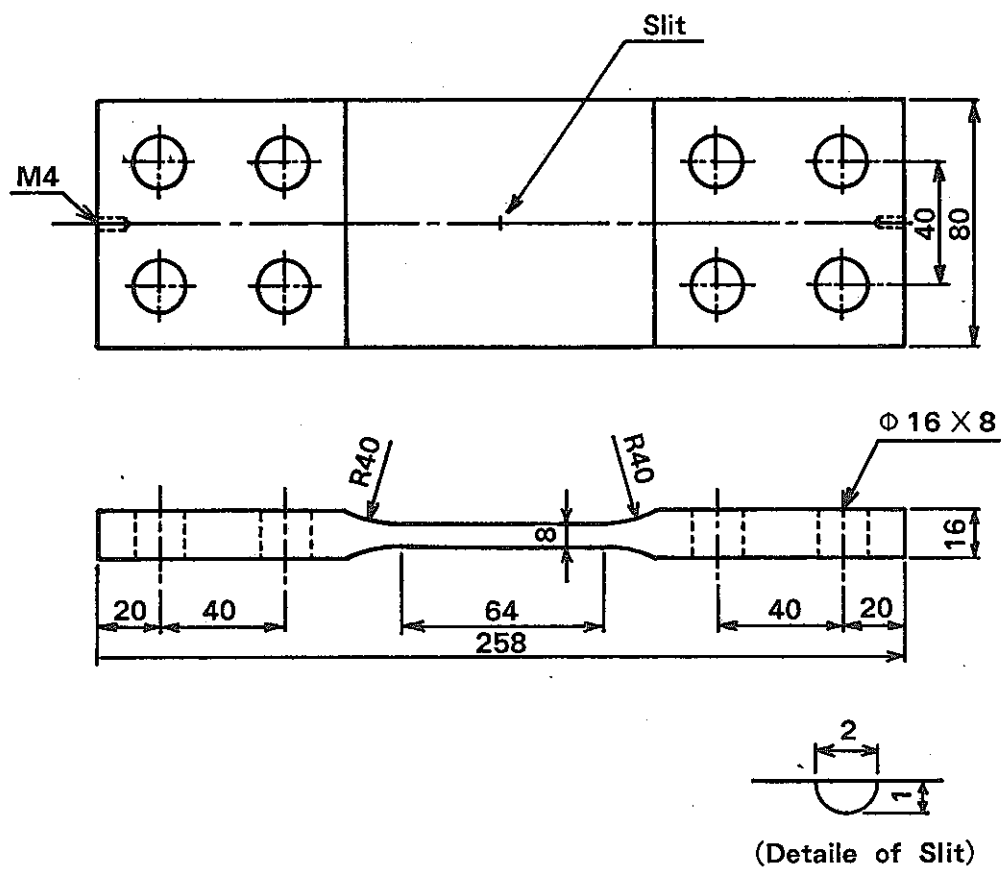


Fig. 3.4-1 Test specimen

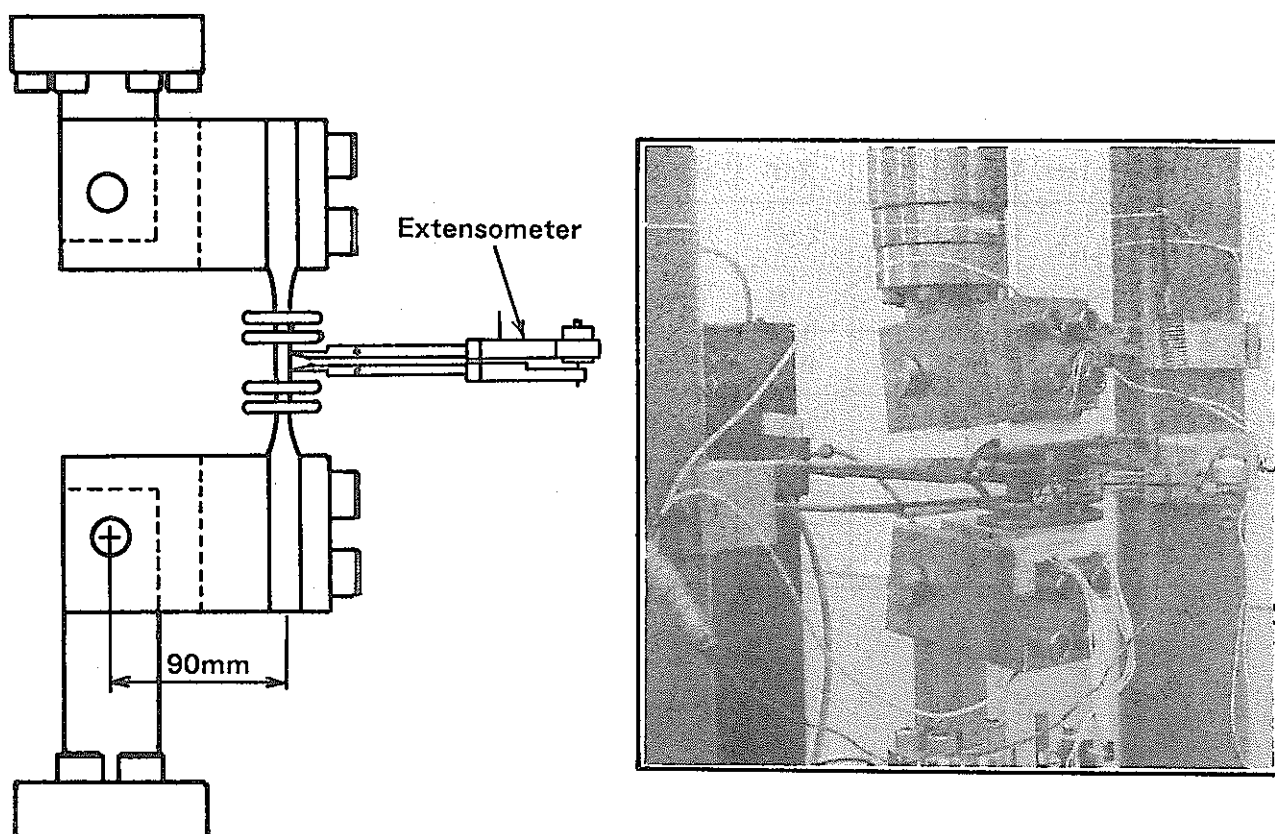
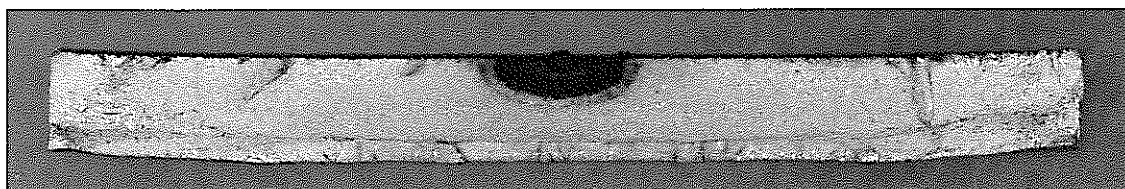
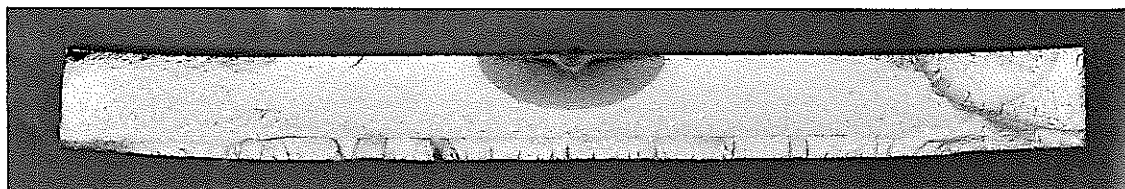


Fig. 3.4-2 Testing apparatus



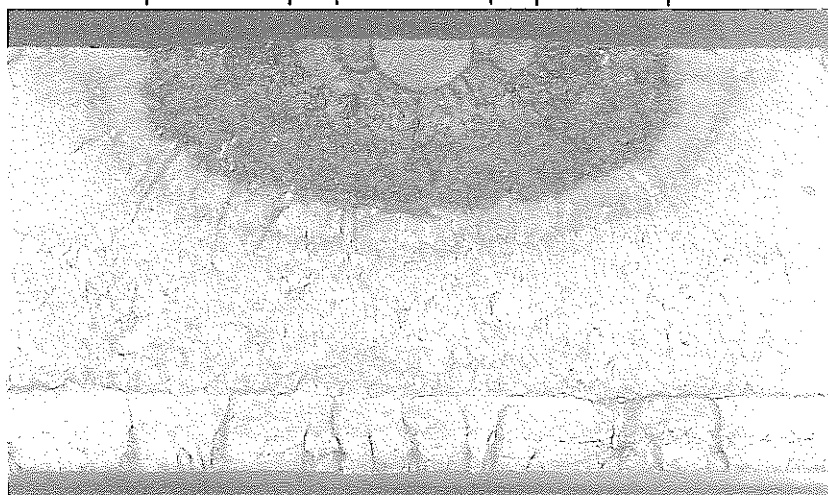
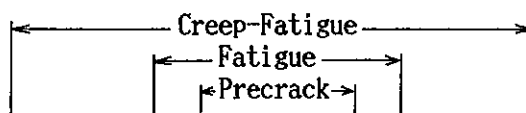
(a) 550°C, $t_H=5\text{hr}$ (Specimen No. FCC-33)



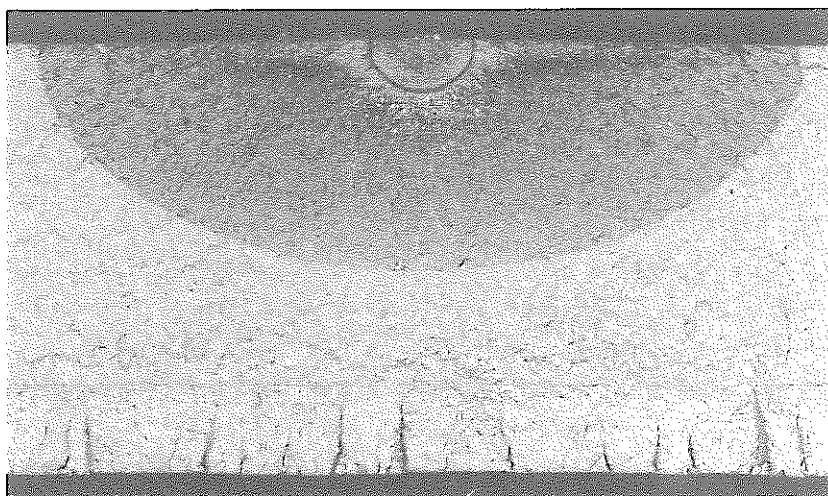
(b) 550°C, $t_H=0\text{hr}$ (Specimen No. FCC-32)

5mm

Fig. 3.4-4 Macroscopic fracture surface



(a) 550°C, $t_H=5\text{hr}$ (Specimen No. FCC-33)



(b) 550°C, $t_H=0\text{hr}$ (Specimen No. FCC-32)

1mm

Fig. 3.4-5 Appearance of crack surface

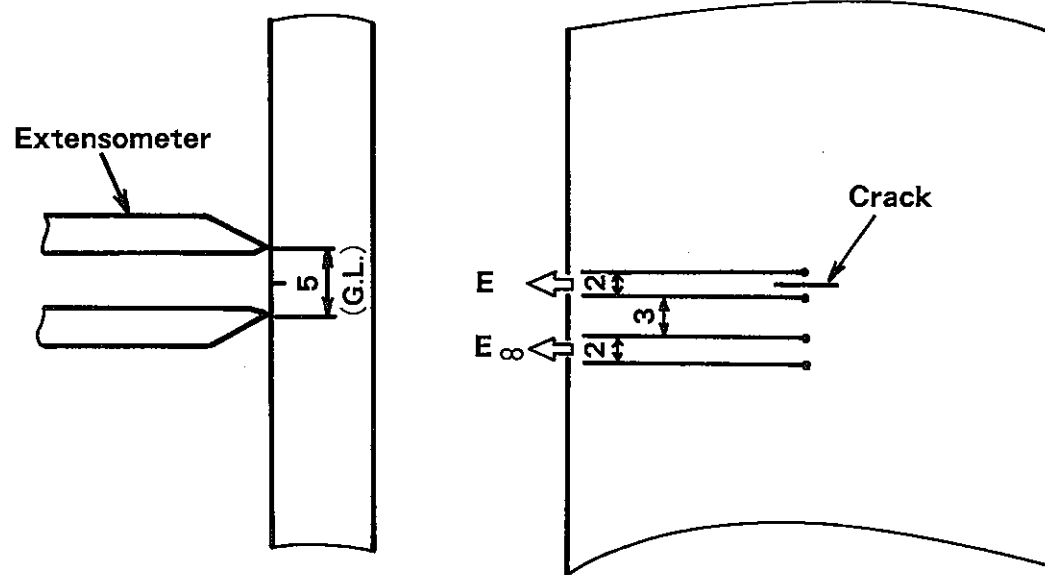
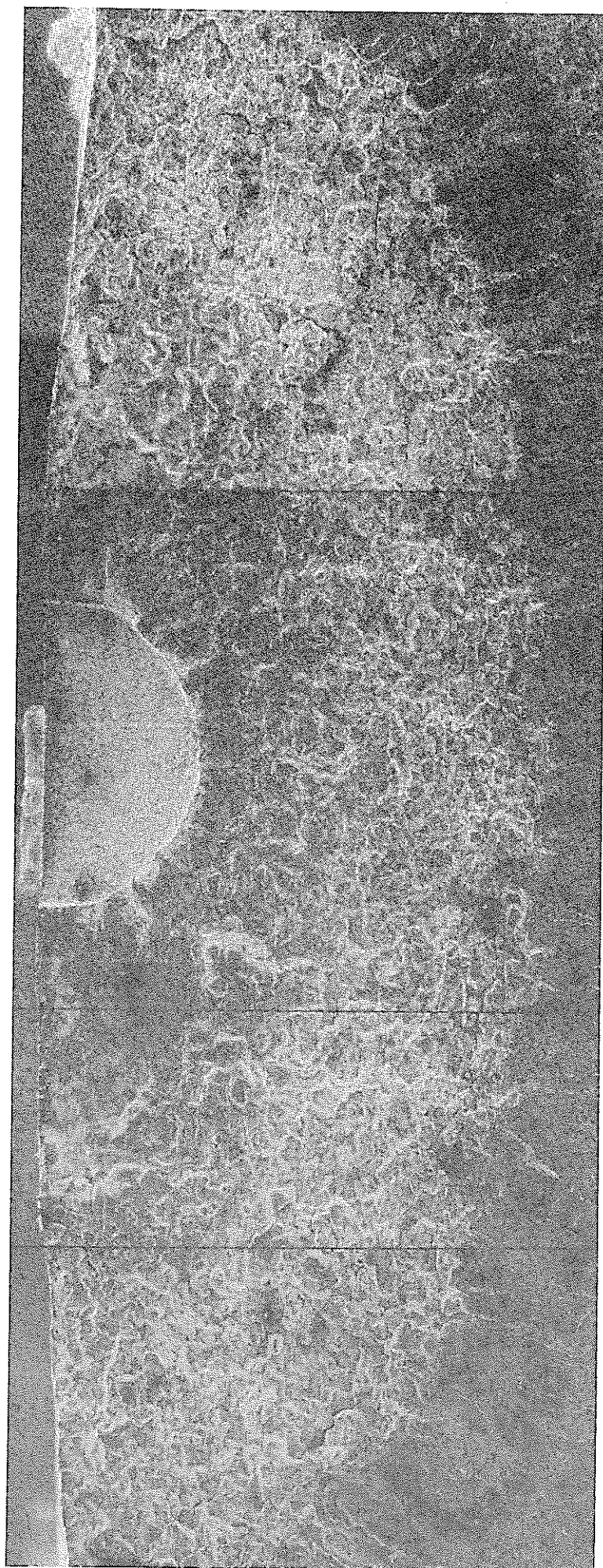


Fig. 3.4-3 Measuring procedure



400 μ m

Fig. 3.4-6 SEM photograph of crack surface (Specimen No. FCC-33 : 550°C, $t_H=5$ hr)

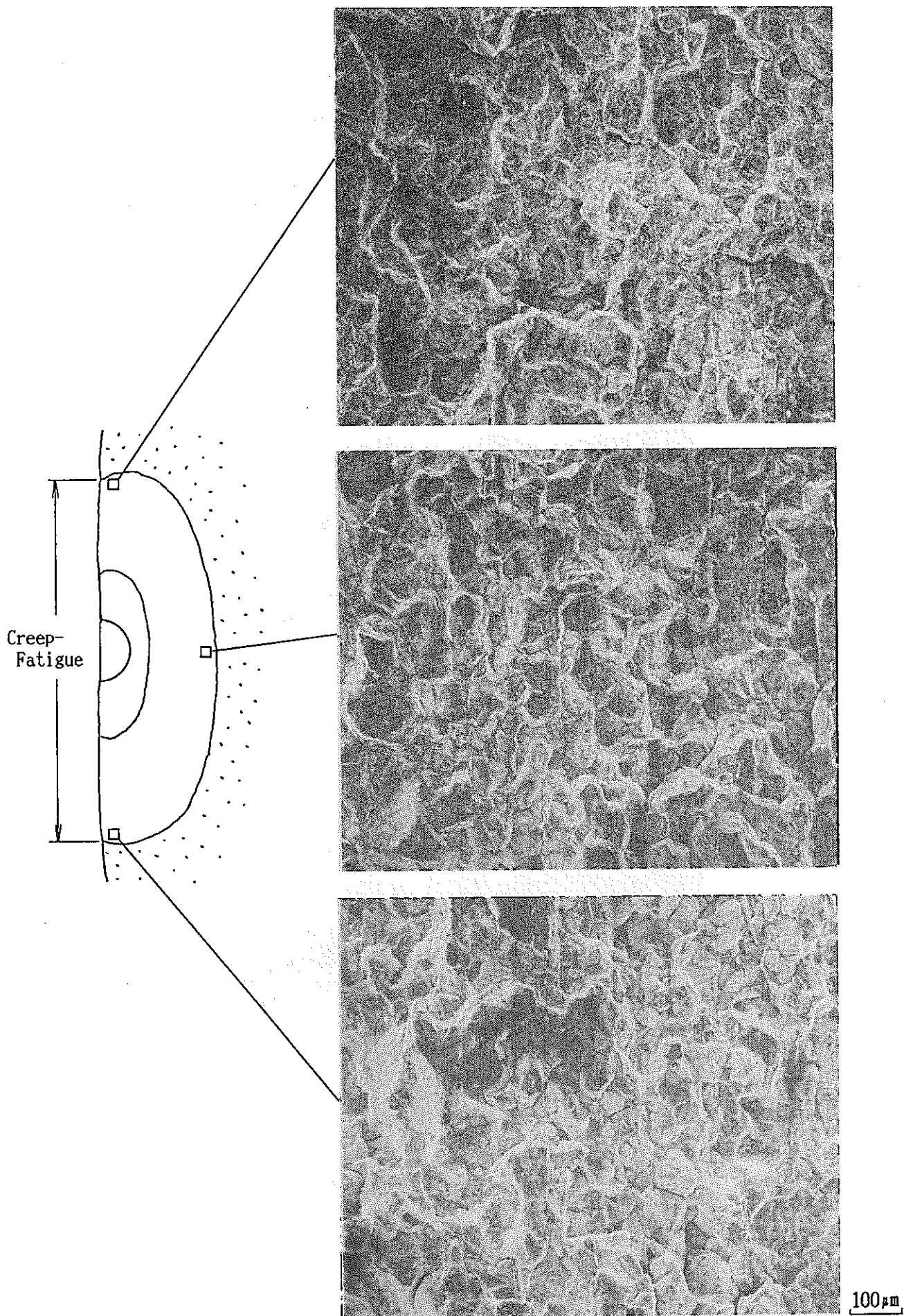


Fig. 3.4-7 SEM photographs (Specimen No. FCC-33 : 550°C, $t_H=5$ hr)

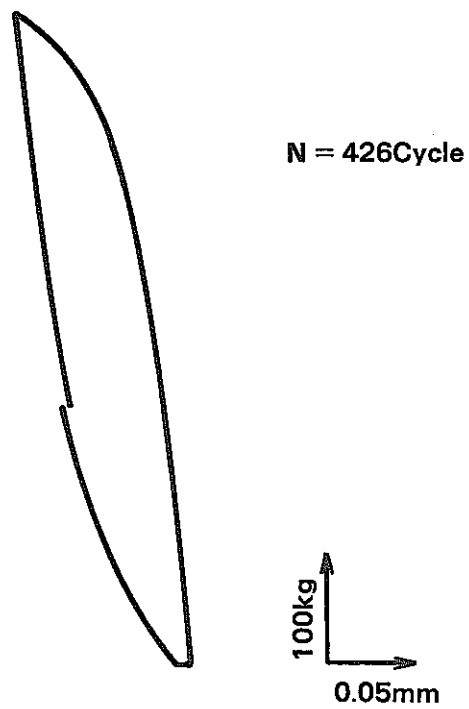


Fig. 3.4-8 Example of load-COD loop (Specimen No.FCC-33:550℃, $t_H=5hr$)

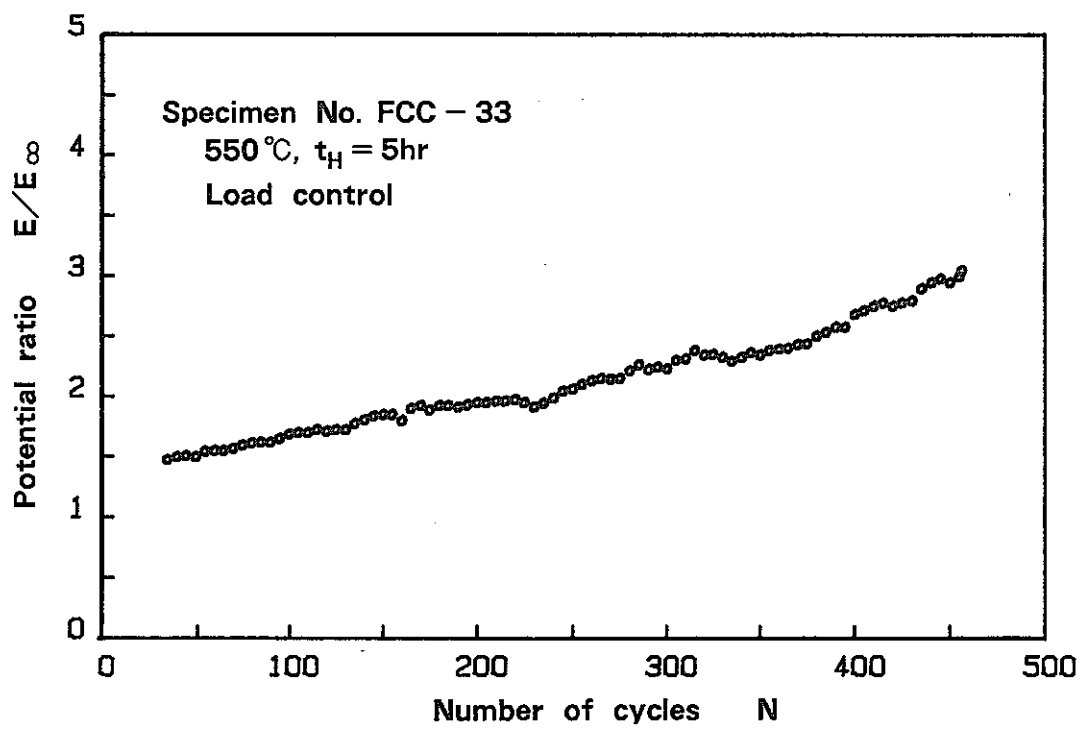


Fig. 3.4-9 Relation between number of cycle and potential ratio
(Specimen No.FCC-33:550℃, $t_H=5hr$)

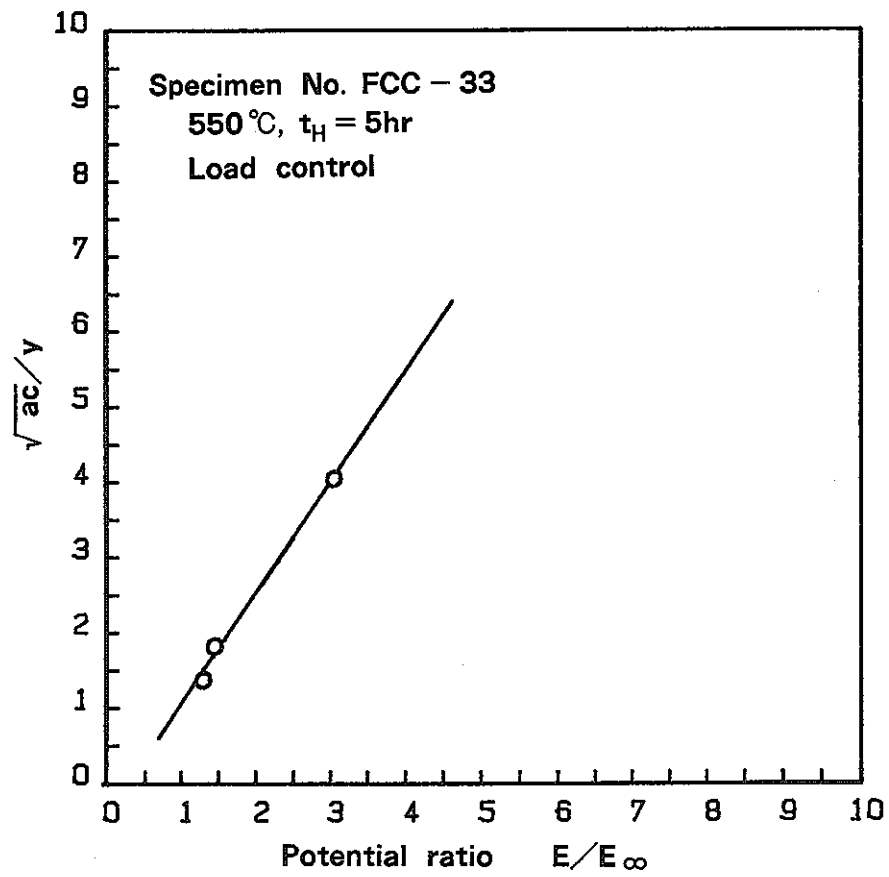


Fig. 3.4-10 Relation between potential ratio and $\sqrt{ac}/y$
(Specimen No.FCC-33:550°C, $t_H=5\text{hr}$)

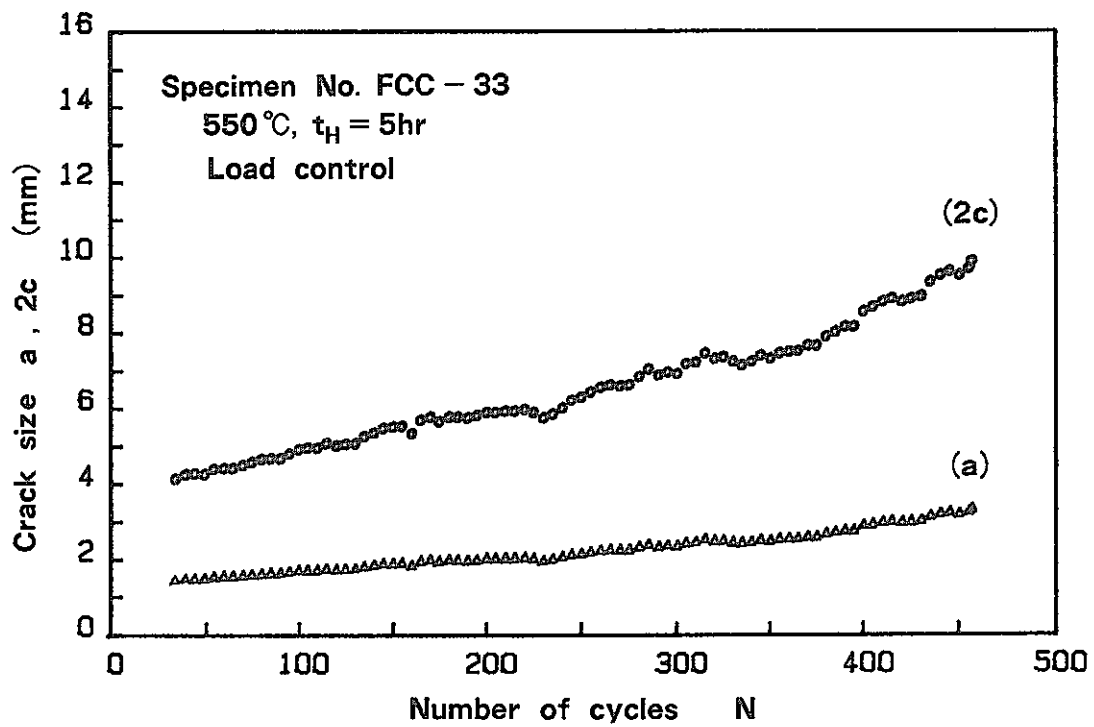


Fig. 3.4-11 Crack propagation data (Specimen No.FCC-33:550°C, $t_H=5\text{hr}$)

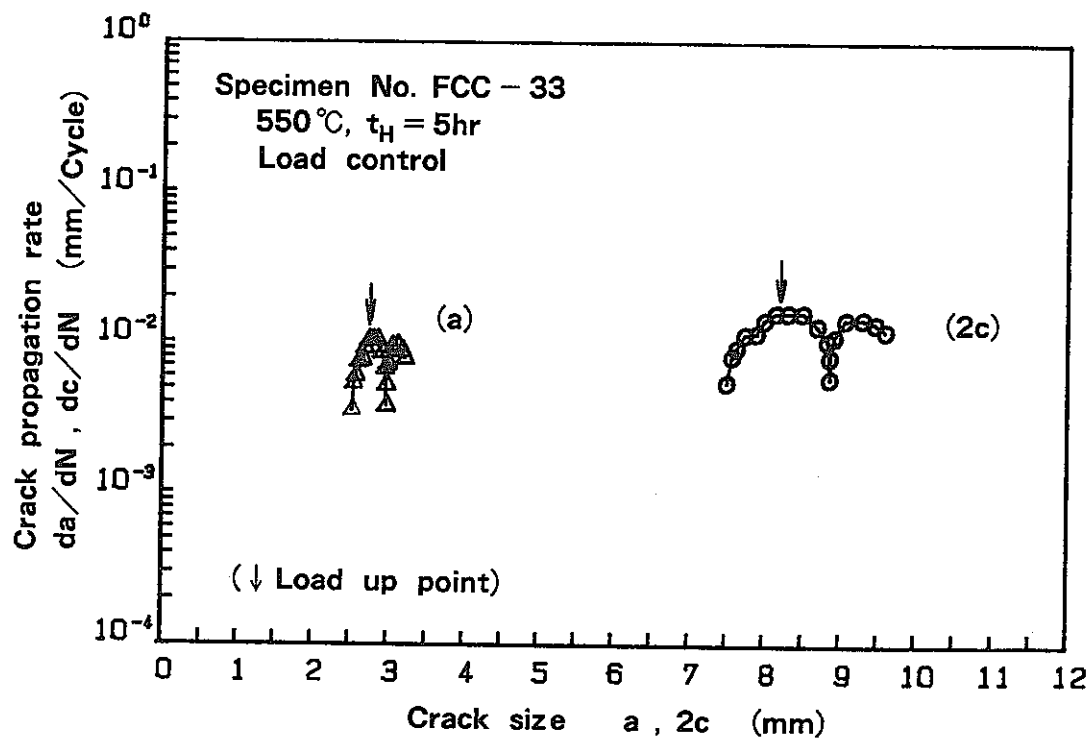


Fig. 3.4-12 Relation between crack size and crack propagation rate
(Specimen No.FCC-33:550°C, $t_H=5\text{hr}$)

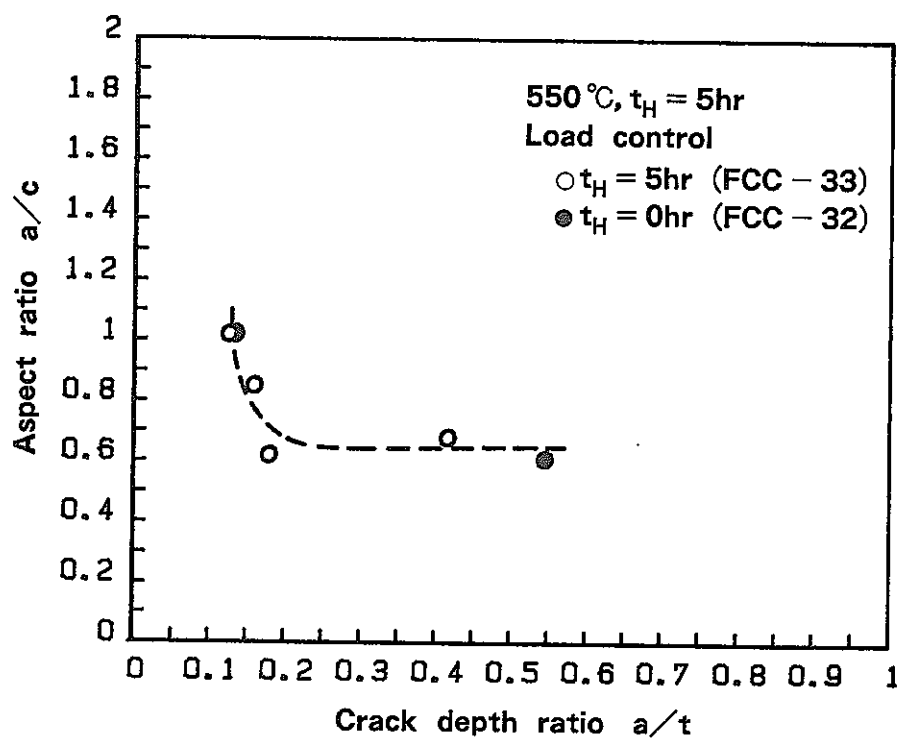


Fig. 3.4-13 Relation between crack depth ratio and aspect ratio

3. 5 表面き裂の進展挙動に関する検討

3. 5. 1 はじめに

最近火力プラントの経年劣化材のクリープ疲労損傷解析等に、有効応力概念に基づくクリープ疲労相互作用の評価法¹⁾が用いられている。ここでは、本クリープ疲労表面き裂進展試験結果を、有効応力による損傷評価法を用いて環境効果を評価することにより解析し、き裂の表面付近で生じる進展速度の抑制を検討した。

3. 5. 2 有効応力による損傷評価

(1) 有効応力による損傷評価法^{2), 3), 4), 5)}

有効応力による損傷評価法の概要を述べる。

時間非依存損傷 ϕ_i 、時間依存損傷 ϕ_D の2つを考える。それぞれの損傷は次のように定義される。

$$\begin{aligned}\phi_i &= 1/N_{r0} \\ \phi_D &= 1/N_r - 1/N_{r0}\end{aligned}\quad (1)$$

ただし、 N_{r0} は時間非依存の寿命（疲労寿命に対応）、 N_r は時間依存の寿命（クリープ疲労寿命に対応）である。

これらの損傷 ϕ_i 、 ϕ_D は、有効応力により記述される時間非依存損傷指標 D_i 、時間依存損傷指標 D_D と良好な対応関係にある。 D_i 、 D_D は次のように定義される。

$$\begin{aligned}D_i &= \int \sigma_e d\varepsilon_p && (\text{SUS304鋼}) \\ &= \int \sigma_e d\varepsilon_p + \int \sigma |d\varepsilon_p| && (2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo鋼})\end{aligned}\quad (2)$$

$$\begin{aligned}D_D &= \int \sigma_e dt && (\text{SUS304鋼}) \\ &= \int |R|^k \text{sgn}(R) dt && (2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo鋼})\end{aligned}\quad (3)$$

ただし、 σ_e は有効応力、 σ は作用応力、 R は内部応力、 ε_p は非弾性ひずみ、 $d\varepsilon_p$ は非弾性ひずみ増分、 dt は時間増分、 k は定数である。積分は負荷の1サイクルについて行う。

時間非依存損傷 ϕ_i 、時間依存損傷 ϕ_D とそれぞれの指標 D_i 、 D_D との対応関係は次の実験式により表される。

$$\begin{aligned}\phi_i &= C_1 D_i^{n_1} \\ \phi_D &= C_2 D_D^{n_2}\end{aligned}\quad (4)$$

C_1 、 C_2 、 n_1 、 n_2 は鋼種、環境等に依存する定数で、実験データに基づき決定

される。式(1)、(3)により、クリープ疲労寿命は次式により表すことができる。

$$\begin{aligned} N_f &= (\phi_i + \phi_D)^{-1} \\ &= (C_1 D_i^{n_1} + C_2 D_D^{n_2})^{-1} \end{aligned} \quad (5)$$

(2) 本試験に対する有効応力の適用と損傷評価

① 前提

解析にあたり、いくつかの前提を設ける。

(a) 解析は2¼Cr-1Mo鋼の550℃について行う。本試験は、SUS304鋼の550℃の大気中における試験であるため、有効応力による損傷評価法に基づき環境効果の評価を行うためには、550℃の大気中および真空中における式(4)の定数値が必要である。SUS304鋼に関してはこのようなデータが公開されていないため、ここでは、定数値が文献⁶⁾により公表されている2¼Cr-1Mo鋼の場合に関して試算を行う。

2¼Cr-1Mo鋼については、文献⁶⁾により、550℃における真空中および大気中の定数値 C_1 、 C_2 、 n_1 、 n_2 が得られている。その値はTable 3.5-1の通りである。

(b) 本解析では、試験片表面部にポイントを絞り、クリープ疲労損傷に及ぼす環境効果の影響を試算する。すなわち、試験片表面が酸化される場合と酸化されない場合の、試験片表面部における損傷量の差を検討する。これに基づき環境効果によるき裂進展の抑制を検討する。この場合、板厚内の応力分布は考慮しなくてよい。

(c) 損傷評価において、損傷指標 D_i 、 D_D は仮に定める簡易式から求めるものとする。2¼Cr-1Mo鋼の場合、有効応力は負荷条件に依存しない一定値をとるが、内部応力は非弾性ひずみ速度および非弾性ひずみ範囲の関数となる。従って損傷指標を求める際には、応力ひずみ応答の履歴から非弾性ひずみ速度を求め、ここから有効応力を算出し、(2)、(3)式の積分を行うのが本来の方法であるが、本試験の場合、負荷中の応力ひずみ応答が必ずしも明らかではないため、計算の単純化のため、時間非依存損傷指標 D_i 、時間依存損傷指標 D_D は近似的に次式で求めることができるとした。

$$\begin{aligned} D_i &= 2 \sigma_e \Delta \varepsilon_p \\ D_D &= R^k t_n \quad , \quad k = 2.4 \end{aligned} \quad (6)$$

k の値は経験的に求められたものである⁶⁾。

(d) ひずみ保持時間中、内部応力 R は一定値をとるものと仮定した。

② 損傷評価

具体的に、 $\sigma_e = 5 \text{ kgf/mm}^2$ ⁽⁴⁾、 $R = 20 \text{ kgf/mm}^2$ (概算)とおくと、 $\Delta \varepsilon_p = 7 \times 10^{-3}$ (概算)、 $t_n = 1.8 \times 10^4 \text{ s}$ (試験条件)として、

$$D_i = 2 \times 5 \times 7 \times 10^{-3} = 7 \times 10^{-2} \text{ kgf/mm}^2$$

$$D_D = 20^{2.4} \times 1.8 \times 10^4 = 2.4 \times 10^7 \text{ kgf/mm}^2 \cdot \text{s} \quad (7)$$

となる。

次に時間非依存損傷 ϕ_I 、時間依存損傷 ϕ_D を求める。

i. 真空中の場合

Table 3.5-1の真空中の定数値を用いて、

$$\begin{aligned} \phi_{IVAC} &= C_1 D_I^{n_1} = 1.38 \times 10^{-2} \times (7 \times 10^{-2})^{1.87} \\ &= 9.6 \times 10^{-5} \\ \phi_{DVAC} &= C_2 D_D^{n_2} = 1.55 \times 10^{-9} \times (2.4 \times 10^7)^{1.05} \\ &= 8.7 \times 10^{-2} \end{aligned} \quad (8)$$

となる。真空中における時間依存損傷の時間非依存損傷に対する比率 ϕ_{DVAC}/ϕ_{IVAC} を求めると、

$$\phi_{DVAC}/\phi_{IVAC} = 906 \quad (9)$$

である。

ii. 大気中の場合

Table 3.5-1の大気中の定数値を用いて、

$$\begin{aligned} \phi_{IAIR} &= C_1 D_I^{n_1} = 4.90 \times 10^{-2} \times (7 \times 10^{-2})^{1.87} \\ &= 3.4 \times 10^{-4} \\ \phi_{DAIR} &= C_2 D_D^{n_2} = 7.73 \times 10^{-10} \times (2.4 \times 10^7)^{1.05} \\ &= 4.3 \times 10^{-2} \end{aligned} \quad (10)$$

となる。

ϕ_I 、 ϕ_D の真空中の値に対する大気中の値の比率を求めると、(8)、(10)式より、

$$\begin{aligned} \phi_{IAIR}/\phi_{IVAC} &= 3.5 \\ \phi_{DAIR}/\phi_{DVAC} &= 0.5 \end{aligned} \quad (11)$$

となる。すなわち、文献⁶⁾で指摘されているように、時間依存損傷については、大気中で回復効果が認められる。

③ 大気中と真空中のクリープ疲労寿命の比率

大気中のクリープ疲労寿命の真空中のクリープ疲労寿命に対する比率を求めると、

$$\begin{aligned}
\frac{N_{IAIR}}{N_{IVAC}} &= \frac{(\phi_{IAIR} + \phi_{DAIR})^{-1}}{(\phi_{IVAC} + \phi_{DVAC})^{-1}} = \frac{\phi_{IVAC} + \phi_{DVAC}}{\phi_{IAIR} + \phi_{DAIR}} \\
&= \frac{1 + \phi_{DVAC}/\phi_{IVAC}}{\phi_{IAIR}/\phi_{IVAC} + (\phi_{DAIR}/\phi_{DVAC}) \cdot (\phi_{DVAC}/\phi_{IVAC})} \quad (12)
\end{aligned}$$

となる。これに(9)、(11)式で求めた、 $\phi_{DVAC}/\phi_{IVAC}=906$ 、 $\phi_{IAIR}/\phi_{IVAC}=3.5$ 、 $\phi_{DAIR}/\phi_{DVAC}=0.5$ を代入すると、本試験の場合、

$$\frac{N_{IAIR}}{N_{IVAC}} = \frac{1 + 906}{3.5 + 0.5 \times 906} = 2 \quad (13)$$

となる。すなわち、今回の試験条件では、大気中のクリープ疲労寿命が真空中のクリープ疲労寿命の2倍程度になる可能性を示唆している。

この現象の原因は、今回の試験条件では、保持時間が5時間と比較的長いため、時間依存損傷が支配的となり、文献⁶⁾では顕著でなかった時間依存損傷の回復によるクリープ疲労寿命の回復が無視できなくなったことであると考えられる。

3. 5. 3 環境効果によるき裂進展の抑制

3. 5. 2 節の有効応力理論による時間非依存損傷 ϕ_i 、時間依存損傷 ϕ_o は、その定義式(1)から、1サイクルあたりの時間非依存のき裂進展量、時間依存のき裂進展量と考えることもできる。このように考えると、3. 5. 2 節の式(13)は、クリープ疲労き裂の進展速度が、本試験条件下においては環境効果（大気による酸化）によって、環境効果のない真空中の1/2程度に抑制される可能性を示唆しているものと考えられる。

3. 5. 4 本検討結果のSUS304鋼に対する適用性

本検討では、利用しうるデータの都合上、2¼Cr-1Mo鋼に関する試算を行ったが、本検討の結論がSUS304鋼にも適用できる可能性があることは、Huthmannら⁷⁾の文献からも示唆される。Huthmannら⁷⁾によると、304鋼の550℃におけるクリープき裂進展速度をアルゴンガス中と大気中で比較すると、高進展速度域ではほぼ同等であるが、低進展速度域では酸化がほとんど生じないと考えられるアルゴンガス中のき裂進展速度の方が大気中のき裂進展速度よりも速くなっている (Fig.3.5-1)。また、他の材料 (X6CrNi1811) について、550℃におけるクリープき裂進展速度をナトリウム中と大気中で比較すると、酸化の生じないナトリウム中の進展速度

の方が大気中の進展速度よりも約2倍程度速くなることを報告している (Fig.3.5-1) 。これは、本検討で対象とした $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼に限らず、SUS304 鋼あるいは他の材料においてもき裂が酸化することにより、時間依存のき裂進展速度が減速される可能性があることを示すものと考えることができる。

3. 5. 5. まとめ

クリープ疲労き裂進展速度は大気による酸化により、酸化のない場合の $1/2$ 程度に抑制される可能性がある (Fig.3.5-2) 。本試験の場合、酸化が半楕円き裂の表面近傍では激しく、表面近傍以外ではそれほど激しくないとする、表面付近でのみ酸化によるき裂進展速度の抑制が生じ、結果的にき裂先端の形状が半楕円形状からずれる可能性がある (Fig.3.5-3)。

- 文献 (1) 日本溶接協会, 「タービンロータ寿命診断システムの開発」のうち 有効応力によるタービンロータ材のクリープ疲労相互作用の評価についての研究, 平成元年度報告書, (1990)
- (2) Asada, Y., Asayama, T., Morishita, M. and Taguchi, K., "Creep-Fatigue Damage Evaluation of 304 Stainless Steel Based on the Overstress Concept", ASME Publication PVP-129, (1988), 93.
- (3) 浅山, 橘, 朝田, 「超高真空中における $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼のクリープ疲労相互作用」, 日本機械学会論文集 A編, 53-496, (1987), 2232.
- (4) 浅山, 程, 橘, 朝田, 「 $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼のクリープ疲労相互作用における応力-ひずみ応答の解析」, 日本機械学会論文集 A編, 54-497, (1988), 38.
- (5) 浅山, 程, 橘, 朝田, 「 $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼の純クリープ疲労の有効応力概念に基づく評価の試み」, 日本機械学会論文集 A編, 55-514, (1989), 1264.
- (6) 楊, 石川, 朝田, 「クリープ疲労相互作用に及ぼす環境効果評価の試み」, 圧力技術, 28-3, (1990), 42.
- (7) Huthmann, H and Gossmann, O., "Comparison of fatigue and creep crack growth behavior in air and sodium on type 304 stainless steel", Liquid metal engineering technology, BNES, London, (1984), 453.

Table 3.5-1 Values of constants of 2 1/4Cr-1Mo steel at 550°C⁶⁾

	For vacuum	For air
C_1	1.38×10^{-2}	4.90×10^{-2}
n_1	1.87	1.87
C_2	1.55×10^{-9}	7.73×10^{-10}
n_2	1.05	1.05

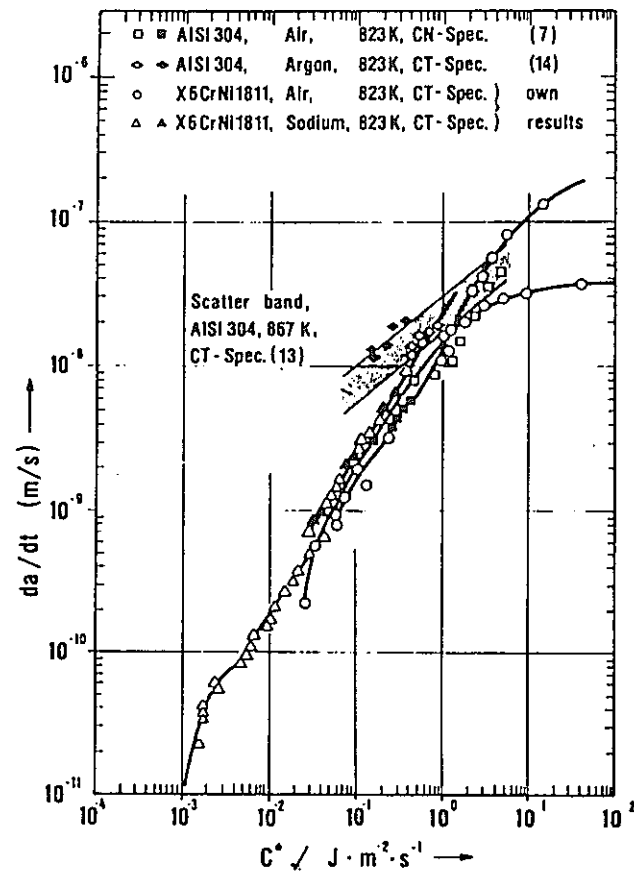


Fig.3.5-1 Creep crack propagation rate of 304 stainless steel in argon gas and in air⁷⁾

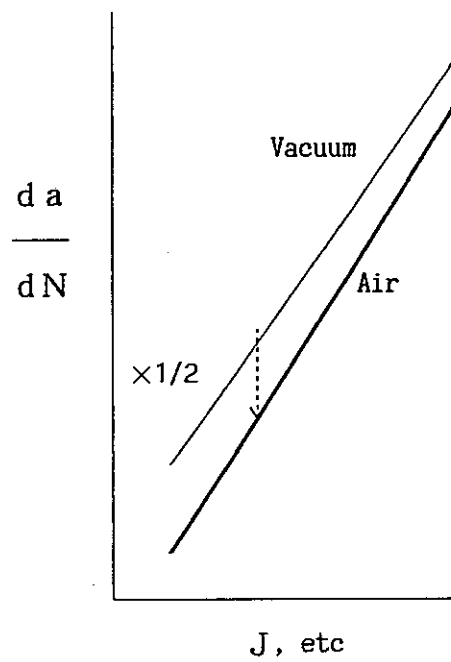


Fig.3.5-2 Schematic illustration of creep-fatigue crack propagation rate in vacuum and in air

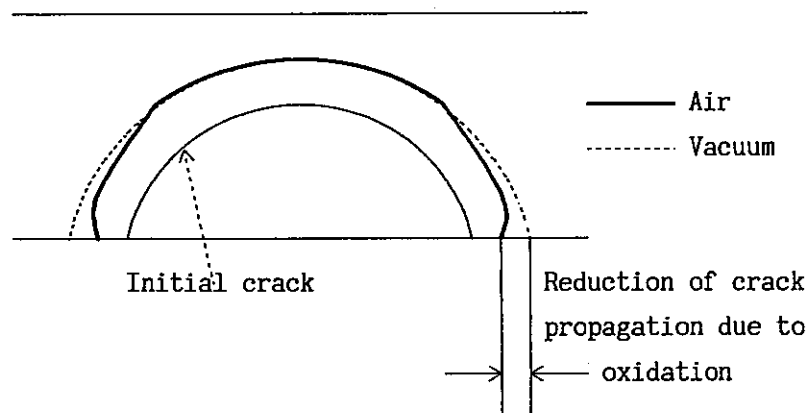


Fig.3.5-3 Reduction of crack propagation rate near the specimen surface observed in air environment

4. 有限要素解析による表面き裂付き平板の クリープ疲労き裂進展挙動の予測

4. 有限要素解析による表面き裂付き平板のクリープ疲労き裂進展挙動の予測

4. 1 解析条件

(1) 解析対象

3.1 項の表面き裂付平板変位制御曲げ試験（I）を対象とする。

形状：8t×60W

初期き裂形状： $a_0 = 1\text{mm}$ 、 $a_0/c_0 = 1.0$

$\Delta a = 0.5\text{mm}$ の疲労予き裂導入

試験体の形状をFig.4.1-1 に示す。

(2) 解析パラメータ

き裂形状をパラメータとし、以下の4ケースについて解析を実施した。

ケースNo.	き裂深さ	き裂半長	担当
1	2 mm	2.62mm	BHK
2	3 mm	4.91mm	IHI
3	3.5mm	6.38mm	東芝
4	4 mm	8.18mm	三菱
5	4.5mm	10.55mm	IHI

解析で想定したき裂形状と、実験より得られたアスペクト比との対応をFig.4.1-2に示す。

(3) 材料物性値

SUS304、550 °Cにおける物性値を使用する。

ヤング率 : 15691 Kg/mm²

ポアソン比 : 0.306

・弾塑性構成式 …… 動的応力-ひずみ関係式

$$\varepsilon^t = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_P}{k} \right)^{1/m}$$

$$\sigma_P = 9.39 \text{ Kg/mm}^2$$

$$k = 207.21 \text{ Kg/mm}^2$$

$$m = 0.427$$

・クリープ構成式 …… 550 °C、5hr 保持に対するNorton近似

$$\dot{\varepsilon}^c = 1.2527 \times 10^{-12} \sigma^{5.8128} \text{ (mm/mm/hr)}$$

(4) 荷重条件

平行部長さ L 、板厚 t の平板が $\Delta \varepsilon$ の表面ひずみを受ける場合、その回転角 θ は次式で表わせる。

$$\Delta \theta = \frac{L}{t} \left(\frac{\Delta \varepsilon}{2} \right)$$

解析対象としている試験片の試験部長さは70mmで、板厚は 8mmである。ひずみ範囲は $\Delta \varepsilon = \pm 0.4\%$ であり、解析では1/2 長さをモデル化していることから、モデル端部に $\theta/2 = 0.035\text{rad}$ の回転角を与えることとなる。保持は回転角制御で、0.035 rad にて5時間の保持を行う。

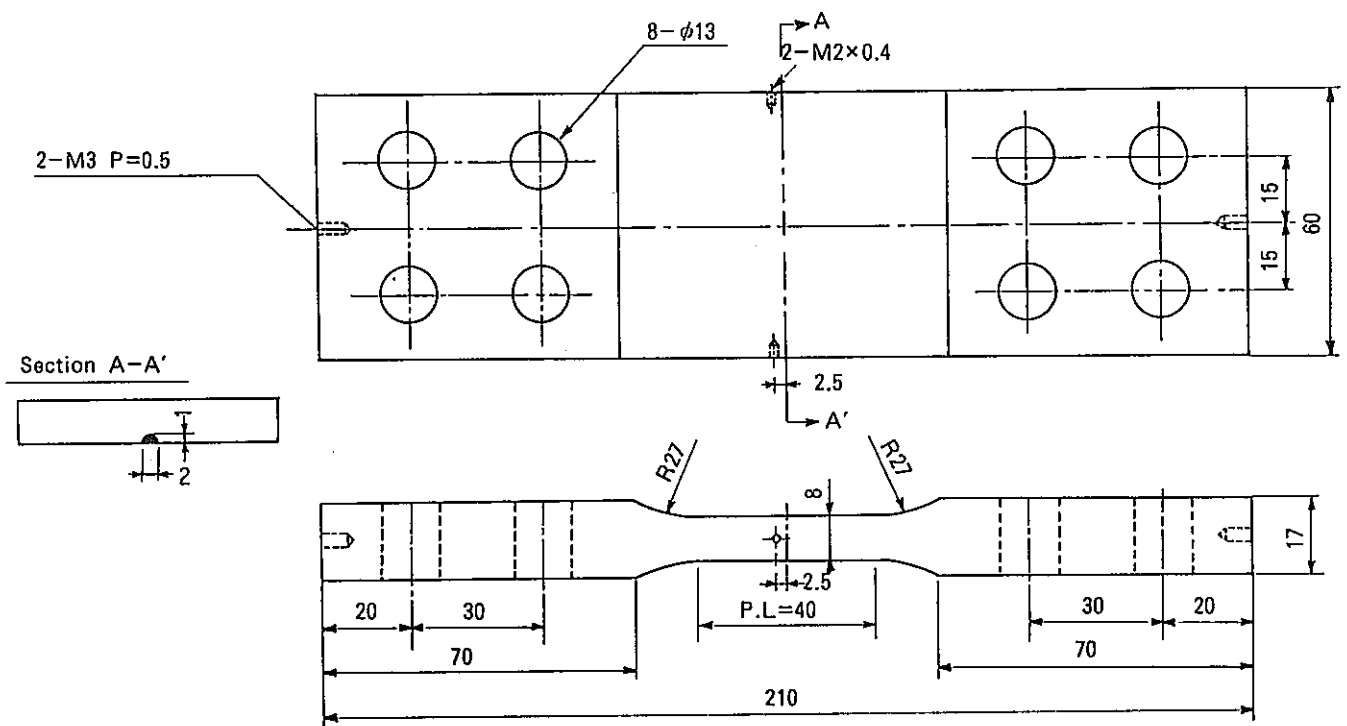


Fig.4.1-1 Configuration of Plate Specimen

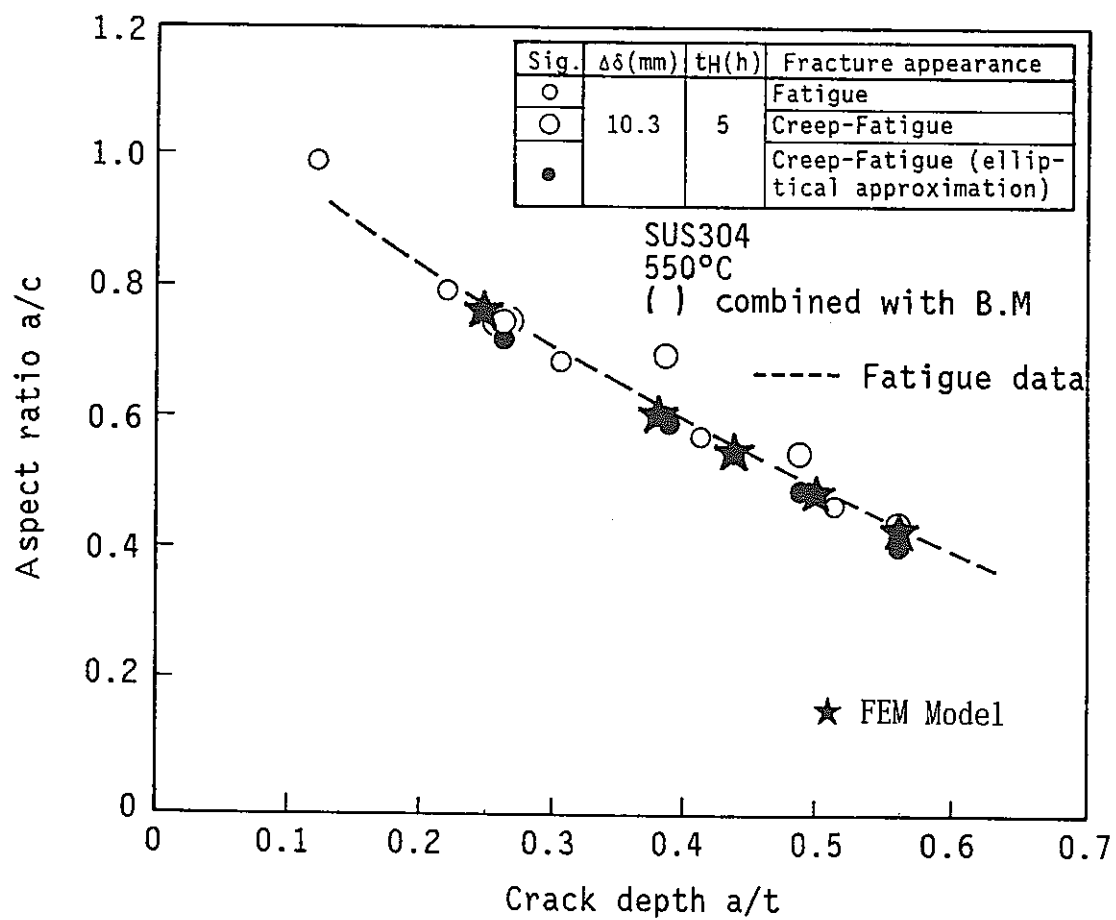


Fig.4.1-2 Relationship between aspect ratio and crack depth (Creep-Fatigue)

4.2 ケース1

4.2.1 解析方法

(1) 形状のモデル化

き裂形状は $a=2\text{mm}$, $c=2.62\text{mm}$ ($2c=5.24\text{mm}$), $a/c=0.76$ の半だ円形とし, 表面き裂付平板の形状及び荷重条件の対称性より全体の1/4部分をモデル化した. Fig.4.2-1は境界要素解析での要素分割で, 468個の境界節点, 411個の内点, 144個の8節点境界要素及び120個の20節点内部セルで構成した.

(2) 解析方法

(i) 使用コード

解析に用いたプログラムは, 社内開発の「境界要素法3次元非弾性解析プログラム」^{1), 2), 3), 4)}であり, その仕様は次のものである.

要素タイプ: 8節点境界要素及び20節点内部セル

収束解法: ニュートン・ラプソン法(初期ひずみ法)

硬化則: 等方硬化, ひずみ硬化, 時間硬化

また, J 及び J' 積分評価ポストプロセッサとしては径路積分法を用いた社内開発プログラム「JDPOST」を使用した.

(ii) 材料のモデル化

解析に使用した550℃における応力ひずみ関係としてはTable4.2-1及びFig.4.2-2に示した動的一応力ひずみ関係式の多直線近似と等方硬化則を用いた. また, 弾性係数は次の値を用いた.

ヤング率: 15691kgf/mm^2

ポアソン比: 0.306

クリープ構成式はNorton型で近似される次のクリープひずみ速度式とひずみ硬化則を用いた.

$$\dot{\epsilon} = \alpha \sigma^n \quad (\text{mm/mm/h})$$

$$\alpha = 1.25272 \times 10^{-12}$$

$$n = 5.8128$$

(iii) 破壊力学パラメータの評価法

破壊力学パラメータ J 及び J' 積分値は次に示す径路積分法⁵⁾により評価した. すなわち, Fig.4.2-3に示すような幅 B のき裂前縁を含む閉曲面 s ($s_1 + s_2 + s_3$)に対して, 式(1)～(2)を用いて算出した. 積分に用いた径路はFig.4.2-4に示すものである.

$$J_m = \frac{1}{B} \int_S (W \delta_{jm} - \sigma_{ij} u_{i,m}) n_j ds \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$J = \sqrt{J_1^2 + J_2^2} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 δ_{jm} と n_j はそれぞれ、クロネッカーのデルタと閉曲面 s の外向き法線方向余弦であり、 W はひずみエネルギー密度である。

同様に、 J' は式(3)～(4)を用いて評価した。

$$J'_m = \frac{1}{B} \int_S (W' \delta_{jm} - \sigma_{ij} \dot{u}_{i,m}) n_j ds \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$J' = \sqrt{J_1'^2 + J_2'^2} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 W' は次式で定義されるクリープポテンシャルである。

$$W' = \int_0^{\dot{\epsilon}_{c ij}} \sigma_{ij} d\dot{\epsilon}_{c ij} \quad \dots\dots\dots (5)$$

4. 2. 2 解析結果

Fig.4.2-5は試験片端部の回転角 $\theta/2$ とき裂開口変位COD(GL=5mm)の関係である。また、Fig.4.2-6は $\theta/2$ と試験片端部に作用する曲げモーメント M の関係である。Fig.4.2-7は試験でのアーム長さが92.5mmのときの $\theta/2$ と荷重の関係である。また、Fig.4.2-8, Fig.4.2-9, Fig.4.2-10, はそれぞれ、時間とCOD, モーメント, 荷重の関係である。

回転角 $\theta/2 - J$ 積分値の関係をFig.4.2-11(a), (b)に示す。

Fig.4.2-11より $\phi=0^\circ$ でのPATH5を除いて良好な J 積分値の径路独立性が認められる。また、時間と J' 積分値の関係をFig.4.2-12(a), (b)に示す。 $\phi=0^\circ$ では5時間後に J' の値がほぼ一定に収束している。一方、 $\phi=90^\circ$ では、5時間後でも5つのPATHの値は一定値に収束していない。十分な収束には更に長い時間の保持が必要と思われる。

参考文献

- (1) R.Iwasaki et al. , Three-dimensional elastoplastic boundary element analysis: BETECH 86 (1986), pp. 555-565
- (2) 岩崎龍一他, 境界要素法による非弾性解析(第1報, 境界要素法の三次元熱弾塑性問題への応用): 機論, Vol.53, No.495, p.2066(1987)
- (3) 岩崎龍一他, 境界要素法による非弾性解析(第2報, 境界要素法の三次元熱弾塑性クリープ問題への応用): 機論, Vol.55, No.509, p.96(1989)
- (4) R.Iwasaki, Three-dimensional inelastic boundary element analysis with discontinuous discretization using continuous boundary elements and internal cells : pvp-vol.177 , p207-212
- (5) 宮本 博他, 三次元J積分に関する研究(第1報, 弾性体内の貫通き裂, 表面き裂のJ積分): 機論, Vol.49, No.439, p.314(1983)

Table 4.2-1 Data of multi-linear stress-strain curve
(SUS304 550℃)

NO	σ (kgf/mm ²)	ϵ^p (%)	$H' = d\sigma / d\epsilon^p$ (kgf/mm ²)
1	9.39	0.0	5.802E04
2	12.50	0.005	1.565E04
3	15.00	0.021	8.549E03
4	17.50	0.051	5.640E03
5	20.00	0.095	3.584E03
6	25.00	0.234	2.326E03
7	30.00	0.449	1.678E03
8	35.00	0.747	1.291E03
9	40.00	1.135	1.036E03
10	45.00	1.617	8.580E02

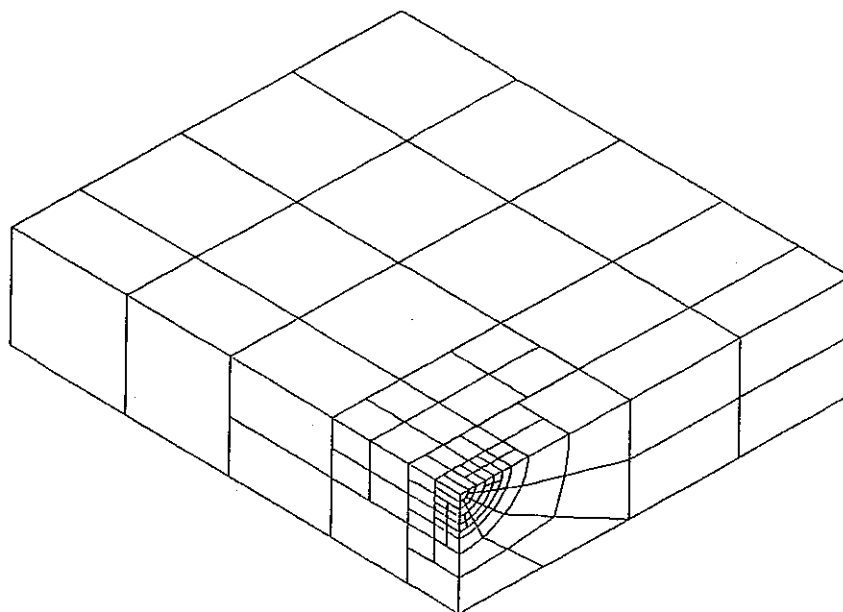


Fig. 4.2-1 Boundary element discretization

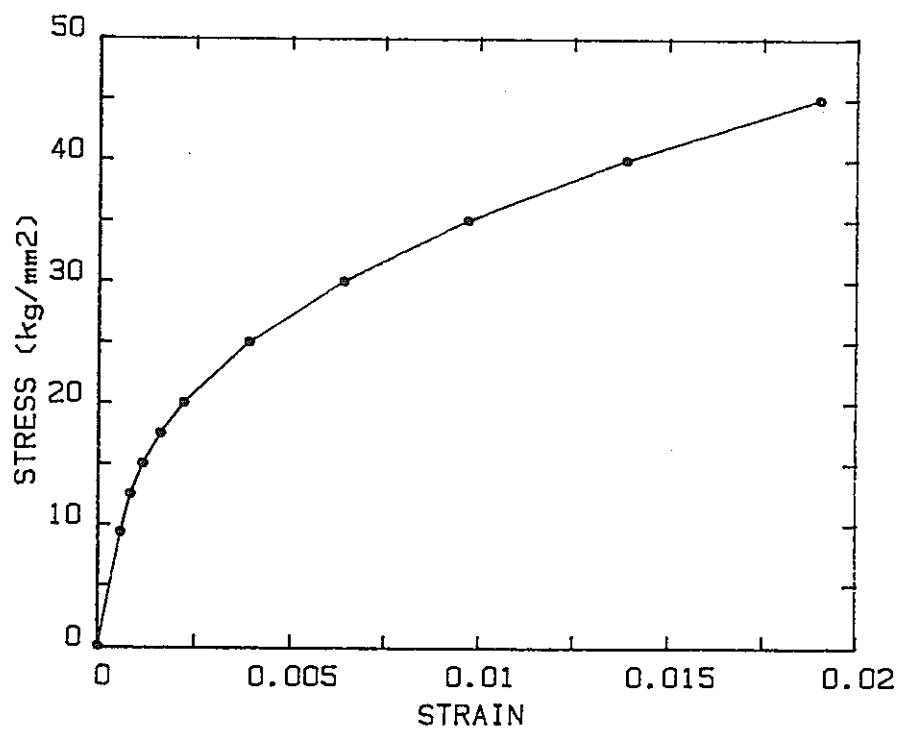


Fig. 4.2-2 Stress strain curve of SUS304 (550°C)

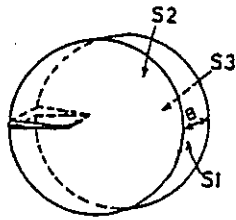


Fig. 4.2-3 Notation of integral path of 3-dimensional crack

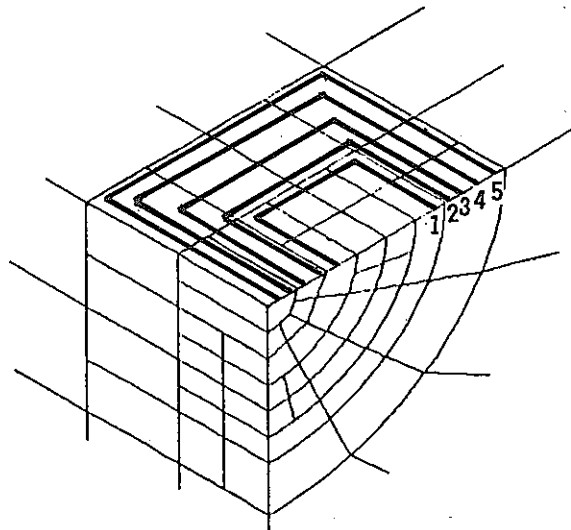


Fig. 4.2-4 Path of J and J' integral

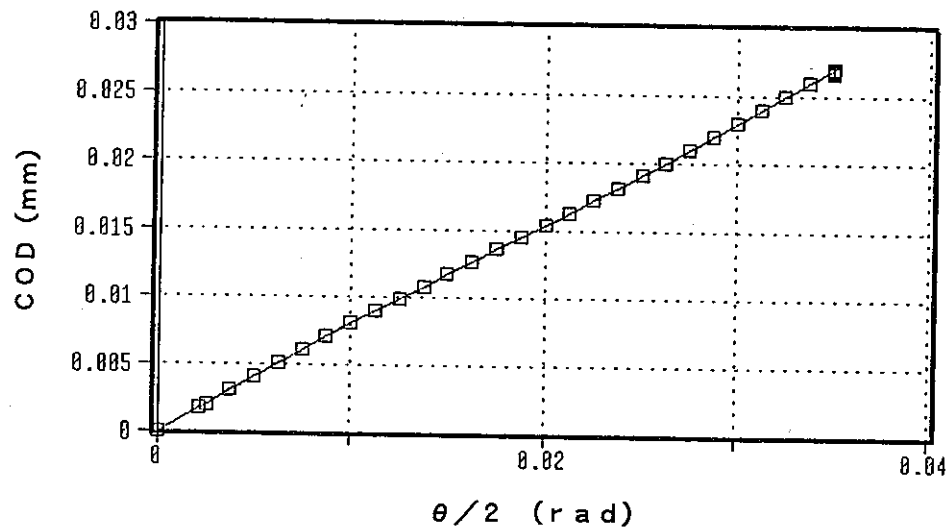


Fig. 4.2-5 Relation between crack opening displacement and $\theta/2$

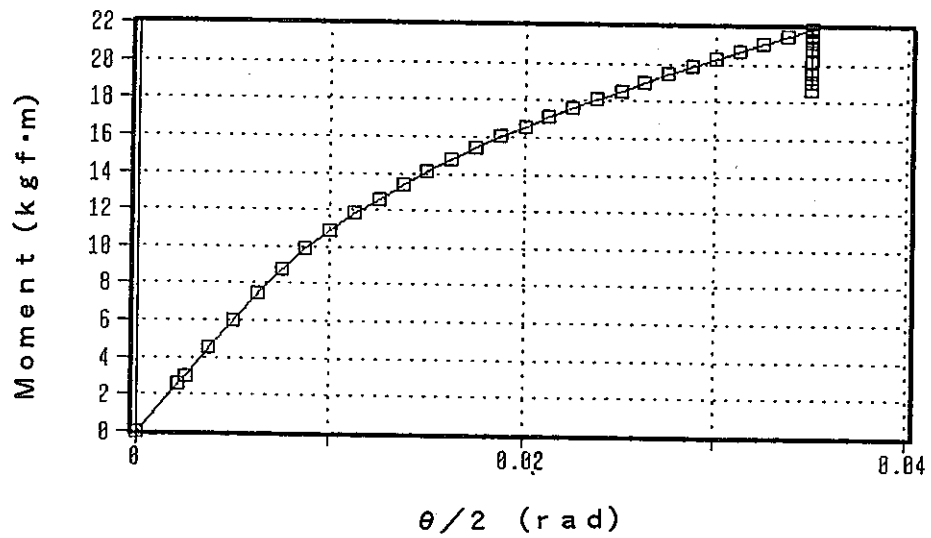


Fig. 4.2-6 Relation between bending moment and $\theta/2$

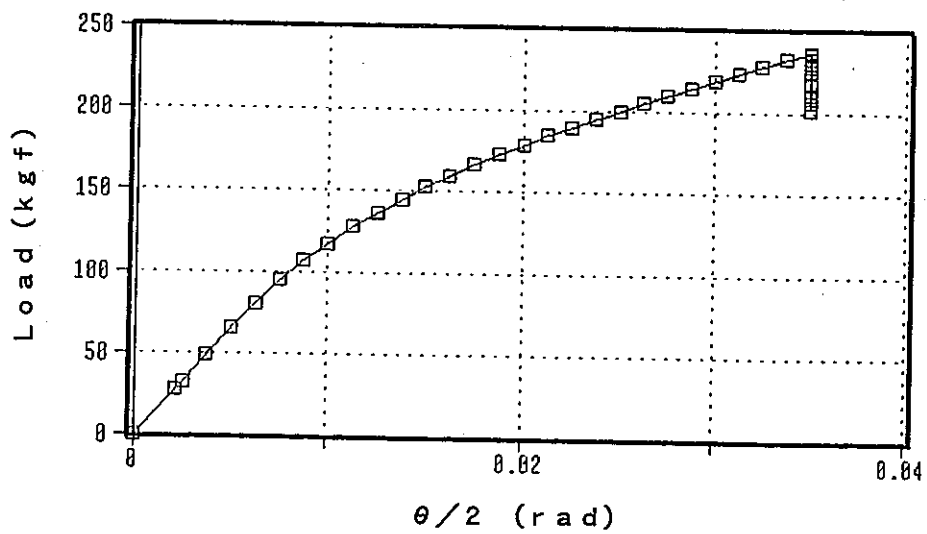


Fig. 4.2-7 Relation between load and $\theta/2$

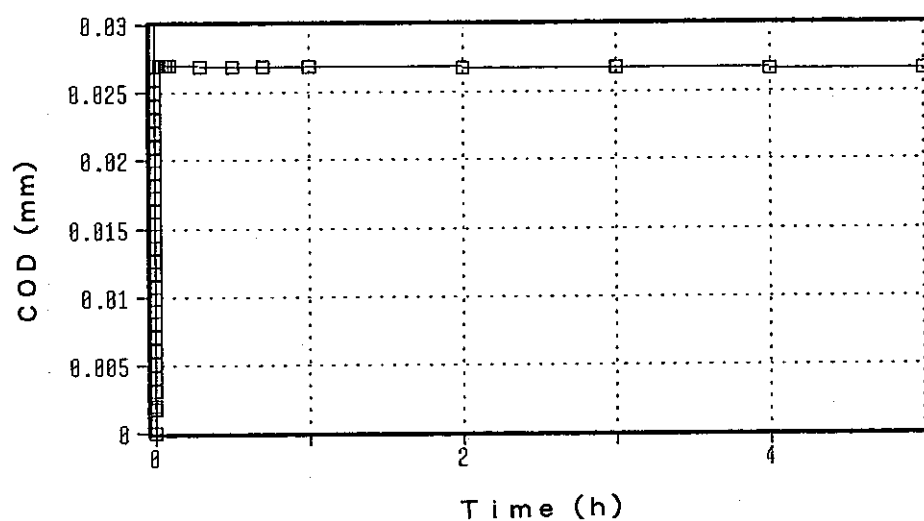


Fig. 4.2-8 Relation between crack opening displacement and time

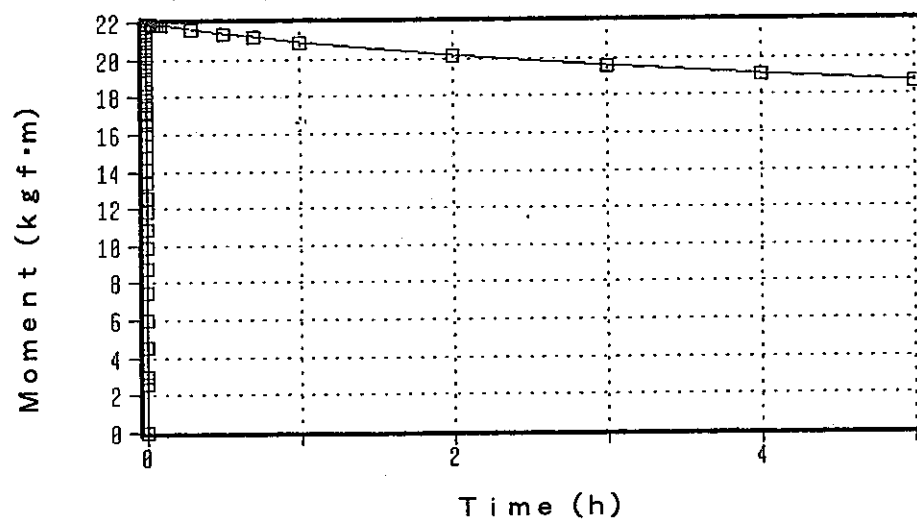


Fig. 4.2-9 Relation between bending moment and time

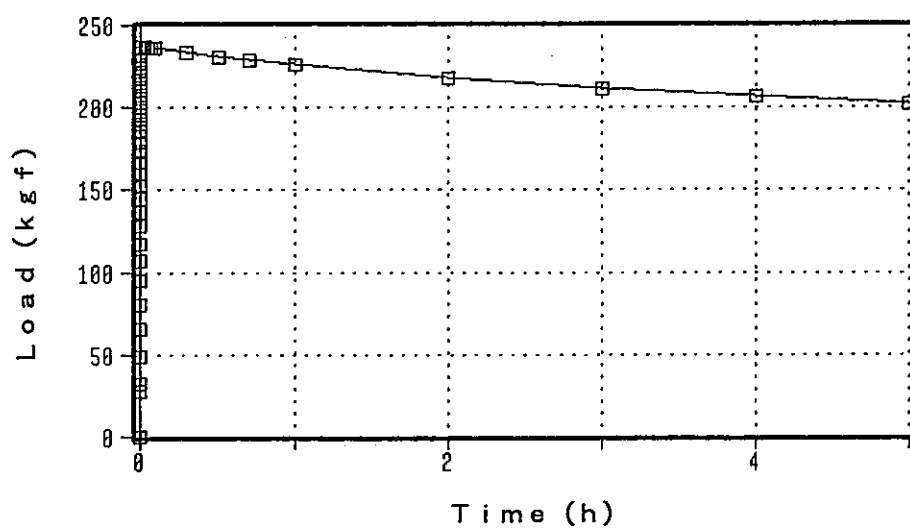
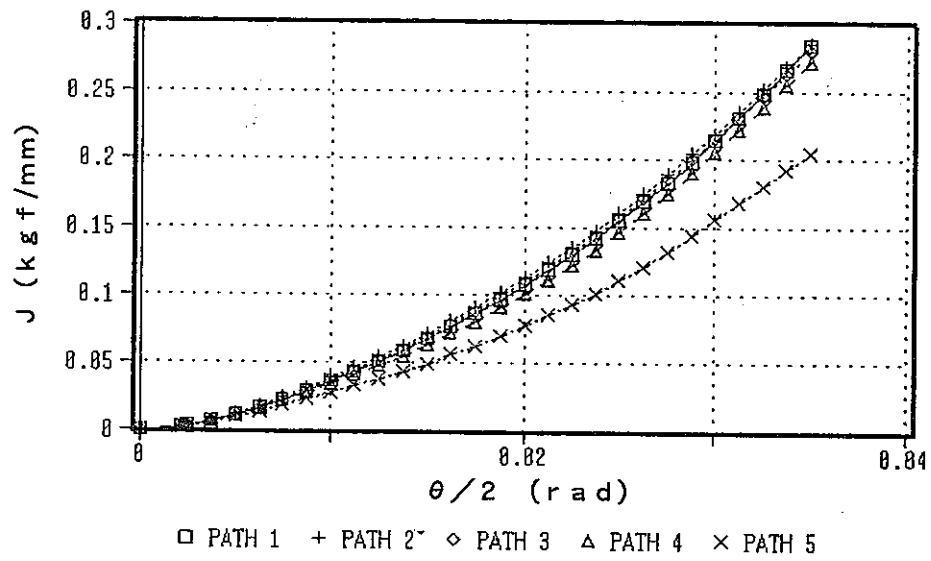
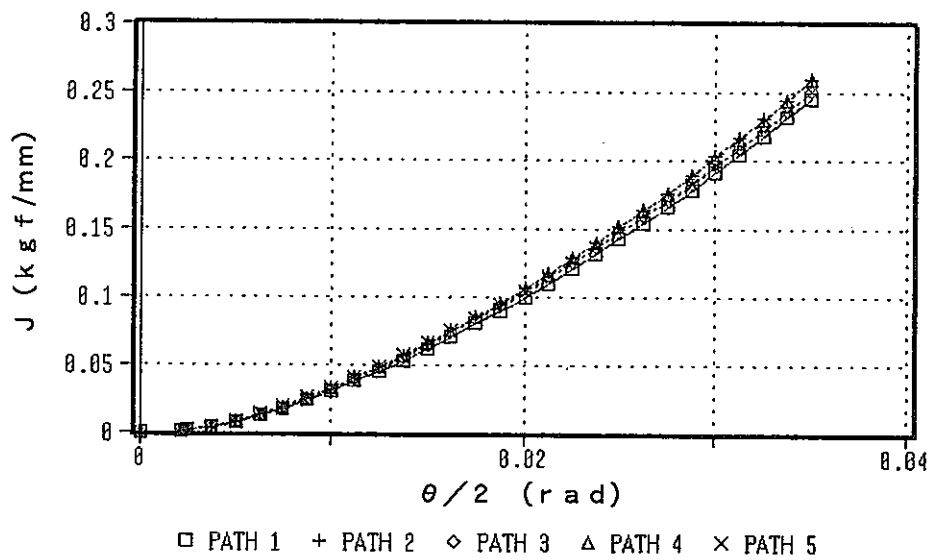


Fig. 4.2-10 Relation between load and time



(a) $\phi = 0^\circ$



(b) $\phi = 90^\circ$

Fig. 4.2-11 Relation between J and $\theta/2$

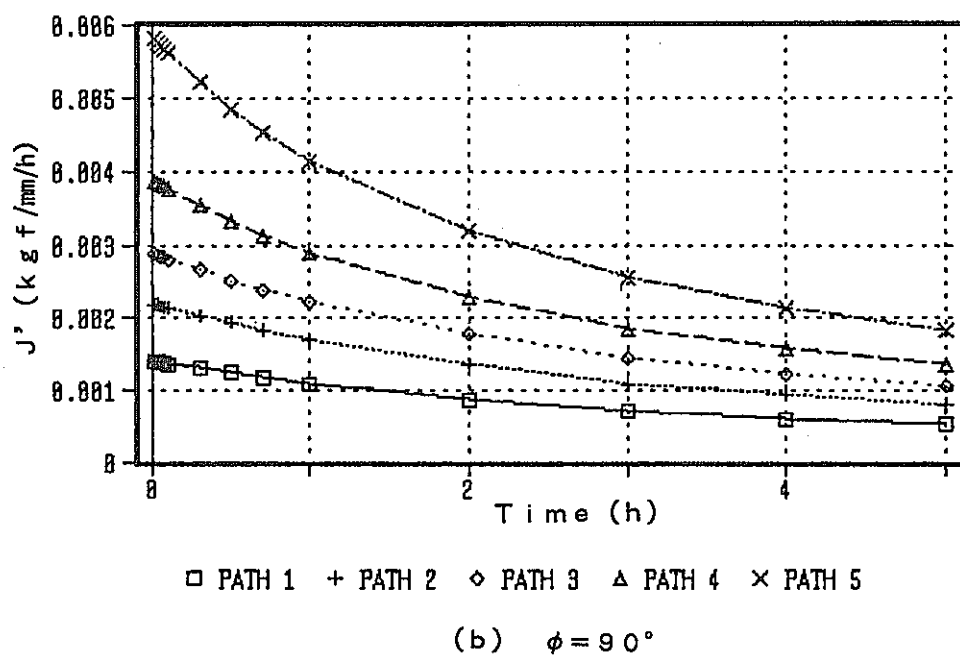
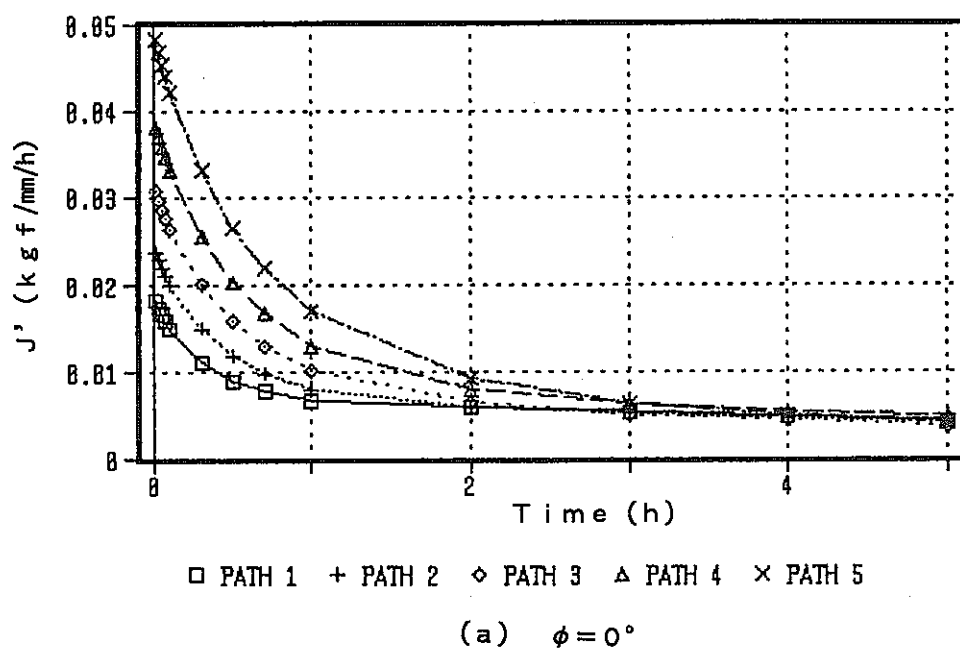


Fig. 4.2-12 Relation between J' and time

4.3 解析ケース2

4.3.1 解析方法

(1) 解析対象およびき裂形状

解析対象はFig.4.1-1 に示すき裂付き平板試験片で、き裂形状は深さ $a=3.0\text{mm}$ 、き裂半長さ $c=4.91\text{mm}$ 、 $a/c=0.61$ の半だ円き裂とする。

(2) 使用プログラム

解析には汎用構造解析FEMプログラムMARC（バージョンK2）を用いる。

(3) 使用要素

MARCの20節点ソリッド要素（MARC要素タイプ21）を用いる。

(4) 解析モデル

解析モデルは、対称性を考慮して解析対象の1/4をモデル化した。Fig.4.3-1 に示す。解析モデルは、20節点アイソパラメトリック・ソリッド要素を用いており総要素数は190、総節点数は999である。回転角は、モデルの端部に強制変位として入力する。

(5) 破壊力学パラメータの評価法

き裂前縁に沿うJ積分の計算は、仮想き裂進展法（VCE）と自社開発のポストプロセッサによる経路積分法の二種類の方法で行う。また、クリープ域でのJ積分は経路積分法で計算する。仮想き裂進展法は、MARCに含まれている機能を用いる方法で、Fig.4.3-2 に示す3径路について内部にある節点と、これを囲む隣接点を微小量移動させることにより計算する。このとき節点の移動量はき裂先端の要素の辺の1/1000を目安とする。経路積分法によるJ積分、J'積分計算時の積分経路もFig.4.3-2 に示す径路と同じとする。なお、J積分、J'積分の計算は、き裂の表面部と最深部の位置で行う。

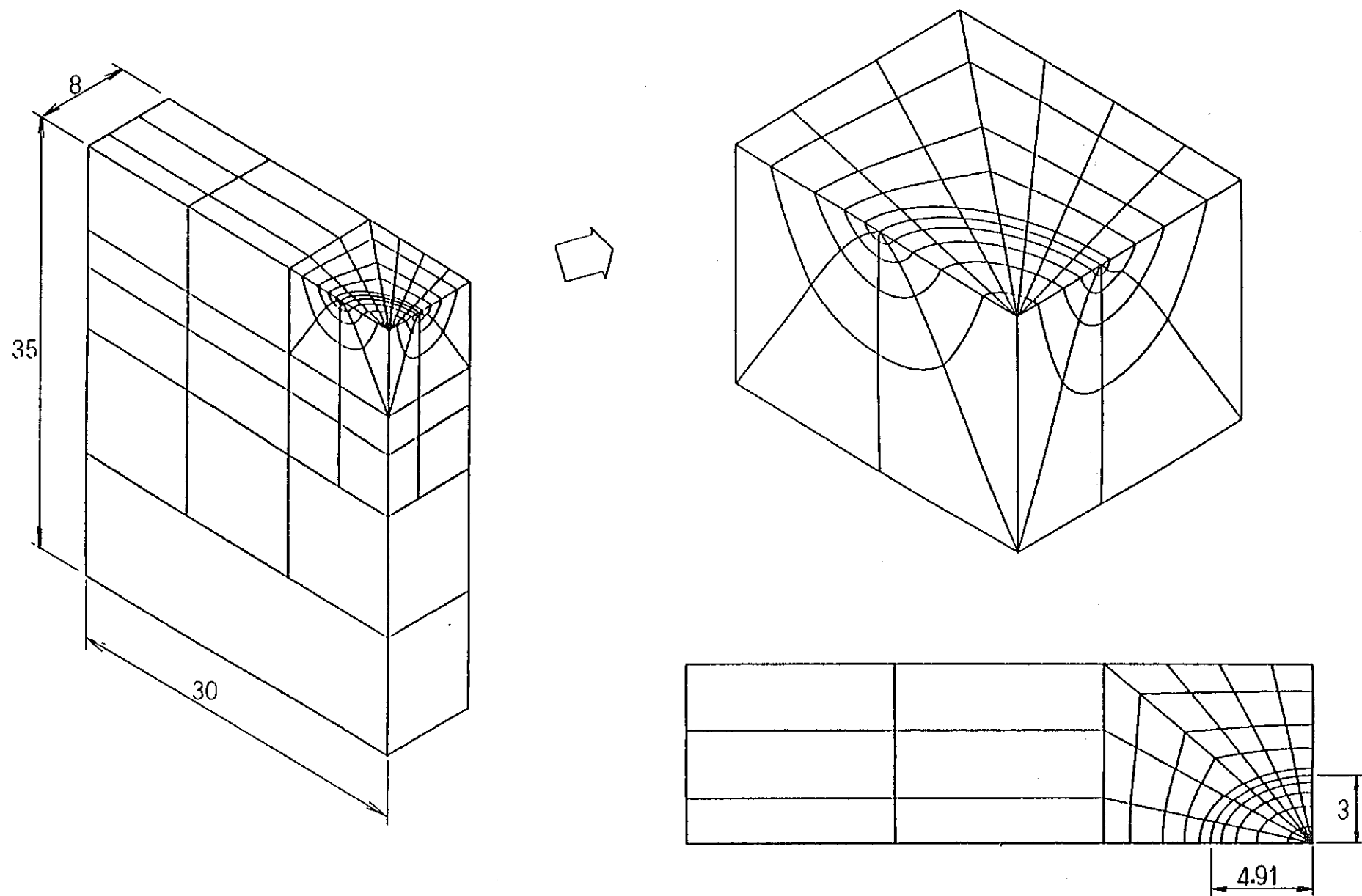


Fig.4.3-1 Finite element idealization of the specimen with a crack

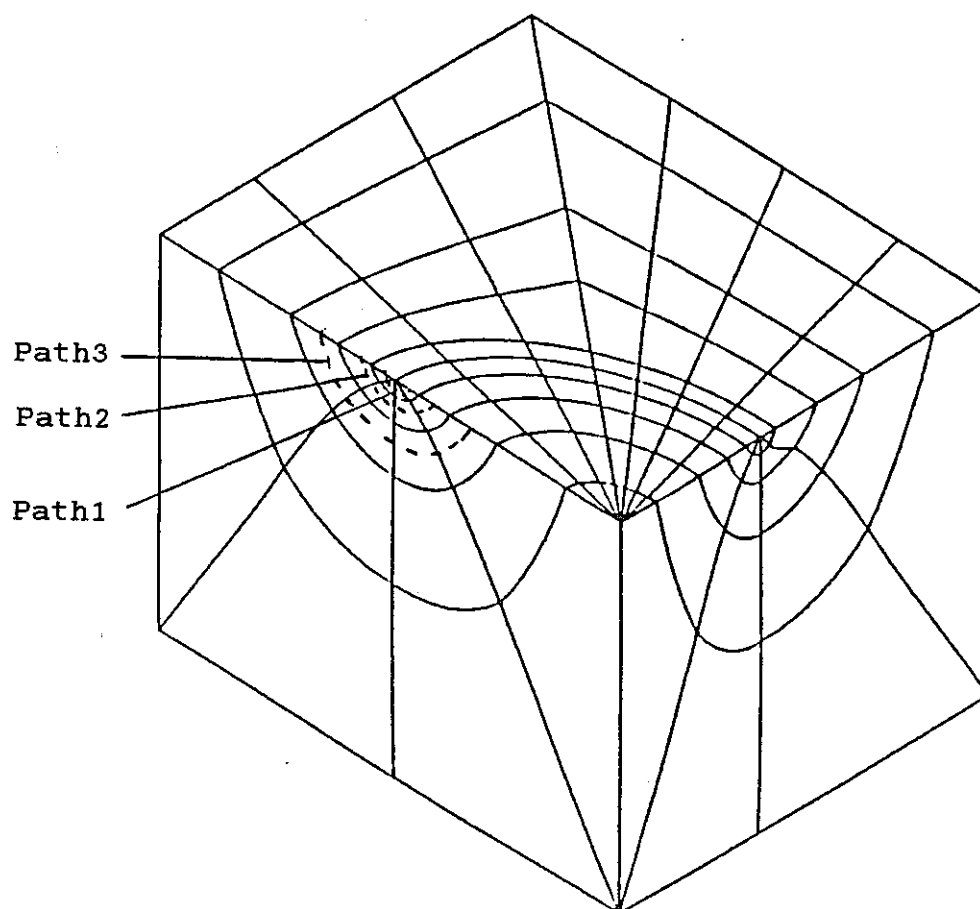


Fig.4.3-2 Path of J and J' Integral

4. 3. 2 解析結果

試験片端部の回転角 ($\theta/2$) と開口変位 (COD) の関係をFig.4.3-3 に、回転角と端部モーメントの関係をFig.4.3-4 に示す。また、保持時間とCODの関係をFig.4.3-5 に、保持時間と端部モーメントの関係をFig.4.3-6 に示す。CODは回転角の増加とともに、ほぼ直線的に増加し、回転角保持後は、ほぼ一定になっている。端部モーメントは、回転角保持後、徐々に低下していることが分る。

端部回転角とJ積分の関係をFig.4.3-7 およびFig.4.3-8 に示す。(J積分の経路は、Fig.4.3-2 に示す。) き裂の表面部の経路積分法による結果を除き、J積分の値は各経路ともほぼ一定の値となっている。

Fig.4.3-9 は保持時間とJ積分の関係を示したものである。保持時間が長くなるほど各経路毎の値は、同じ値に近づいているが、十分な経路独立性がなされているとは言えない。

以上の計算結果をもとに行ったき裂進展速度の評価結果をTable 4.3-1 に示す。ここで、Jは、VCEによる結果の平均値を、J'は、経路積分による結果の平均値を用いた。

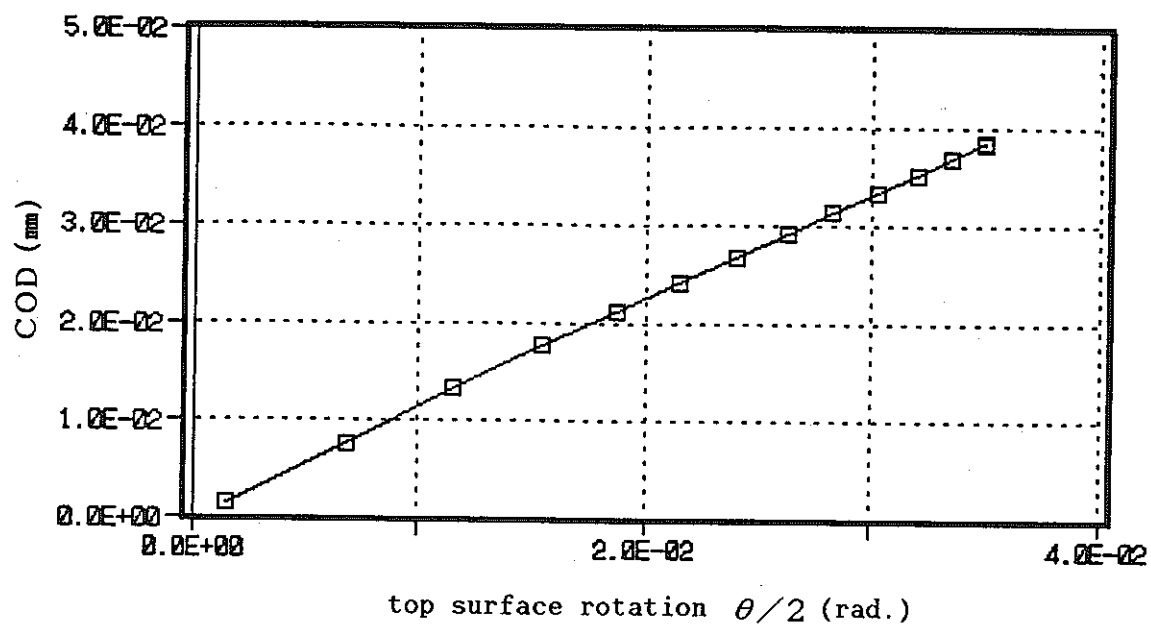


Fig.4.3-3 Relation between top surface rotation and COD

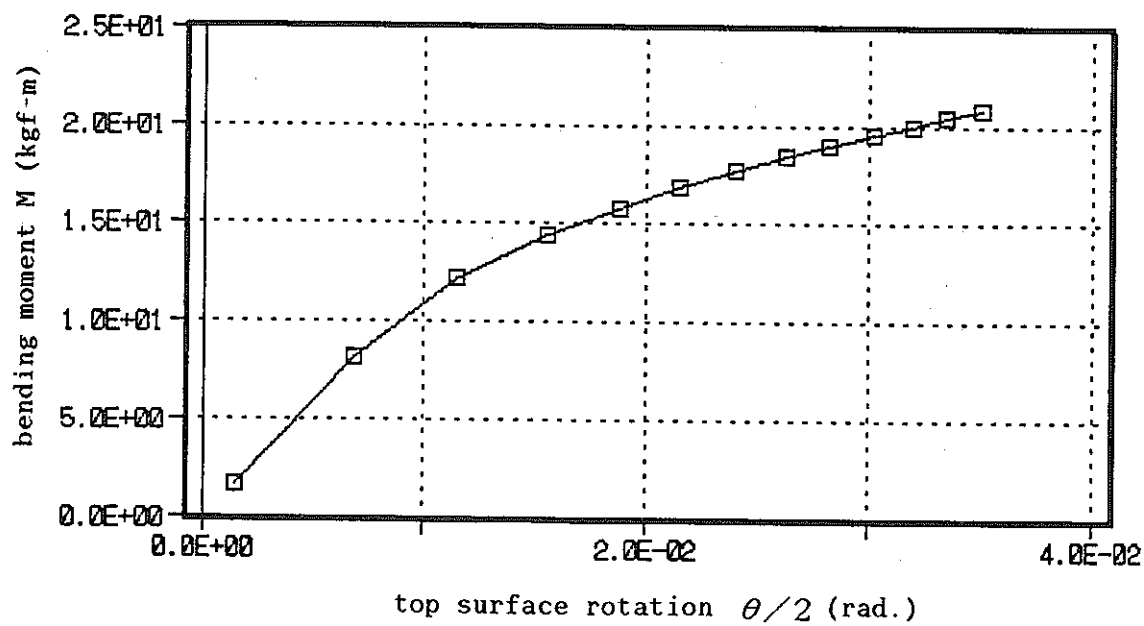


Fig.4.3-4 Relation between top surface rotation and bending moment

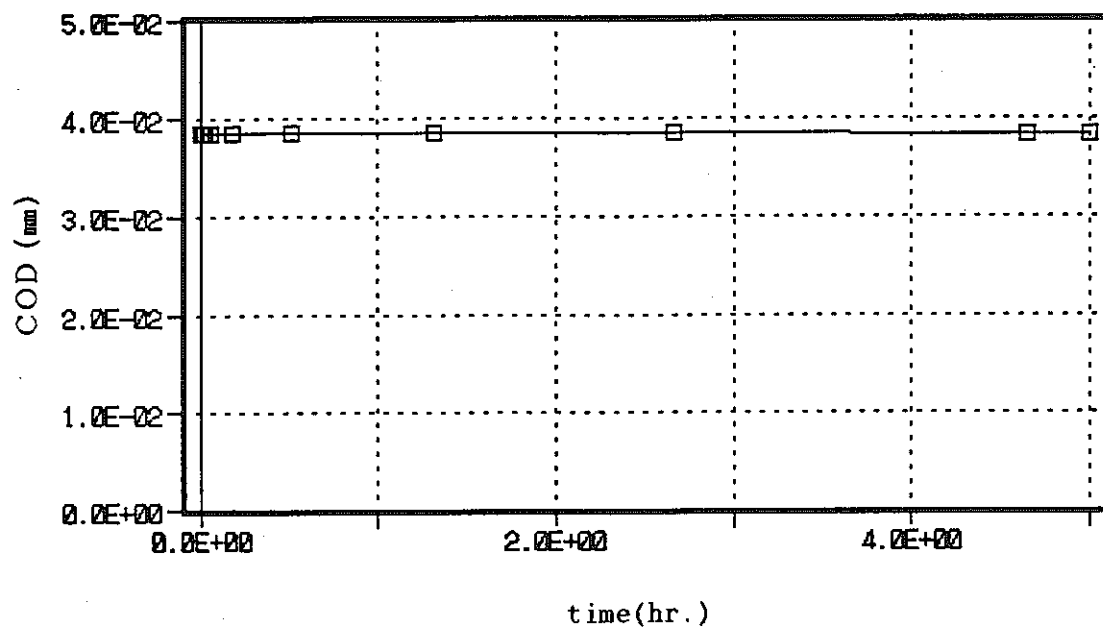


Fig.4.3-5 Relation between time and COD

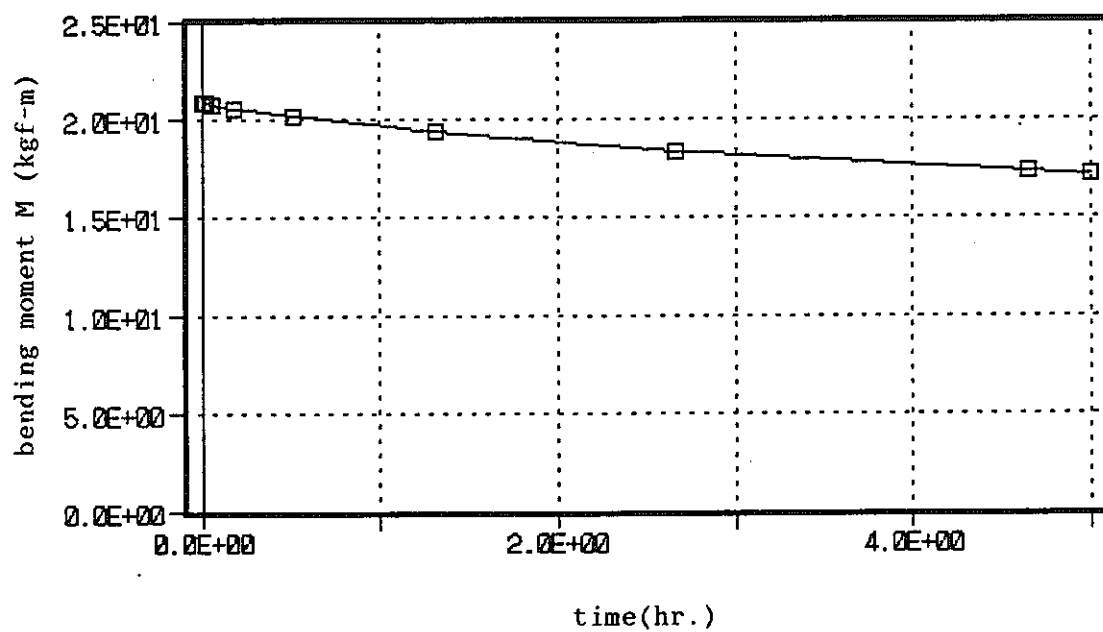
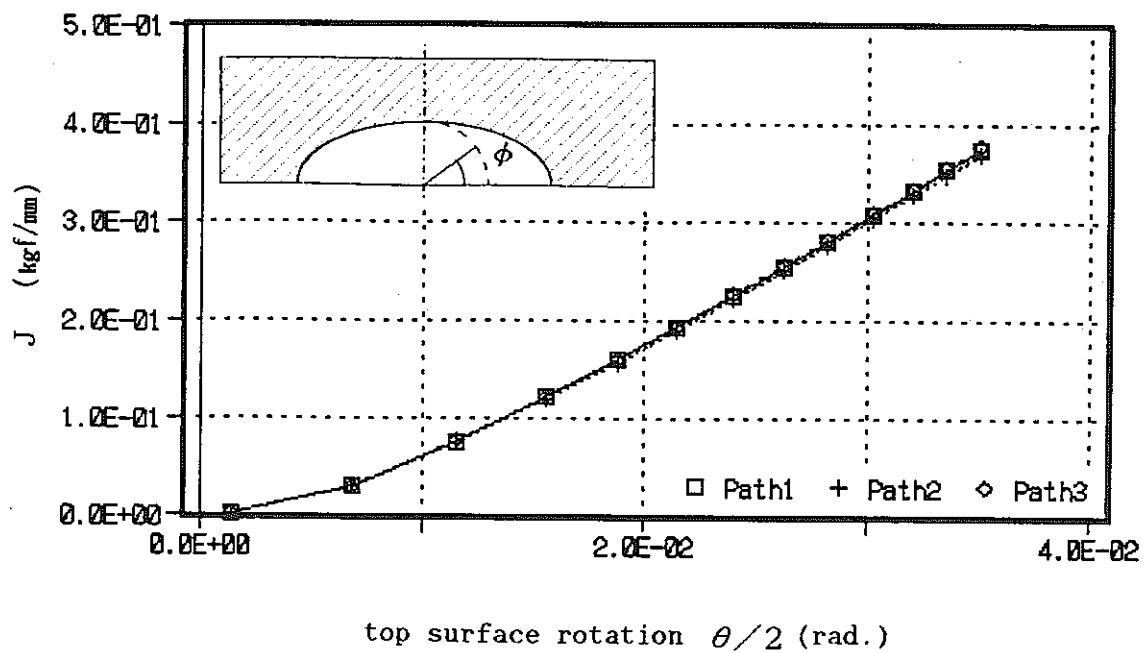
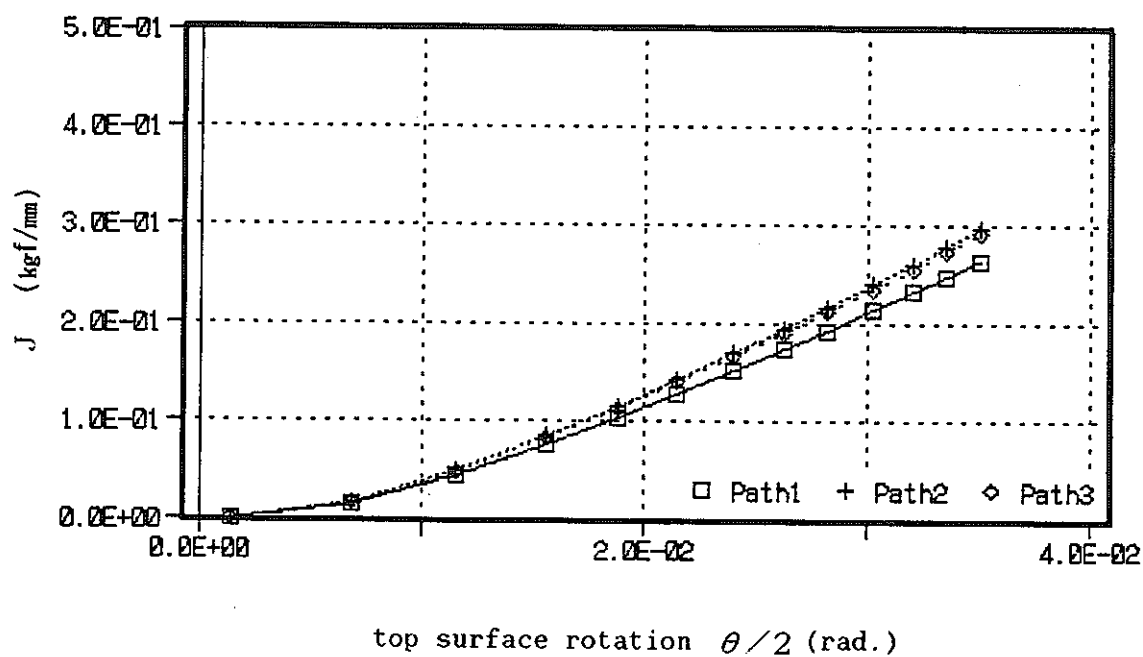


Fig.4.3-6 Relation between time and bending moment

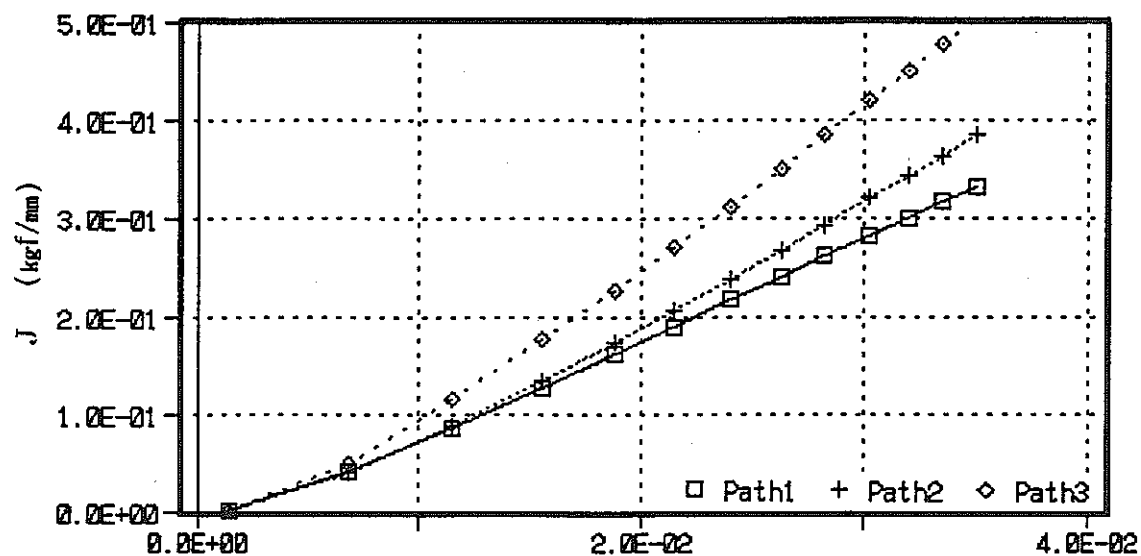


(a) $\phi = 0^\circ$



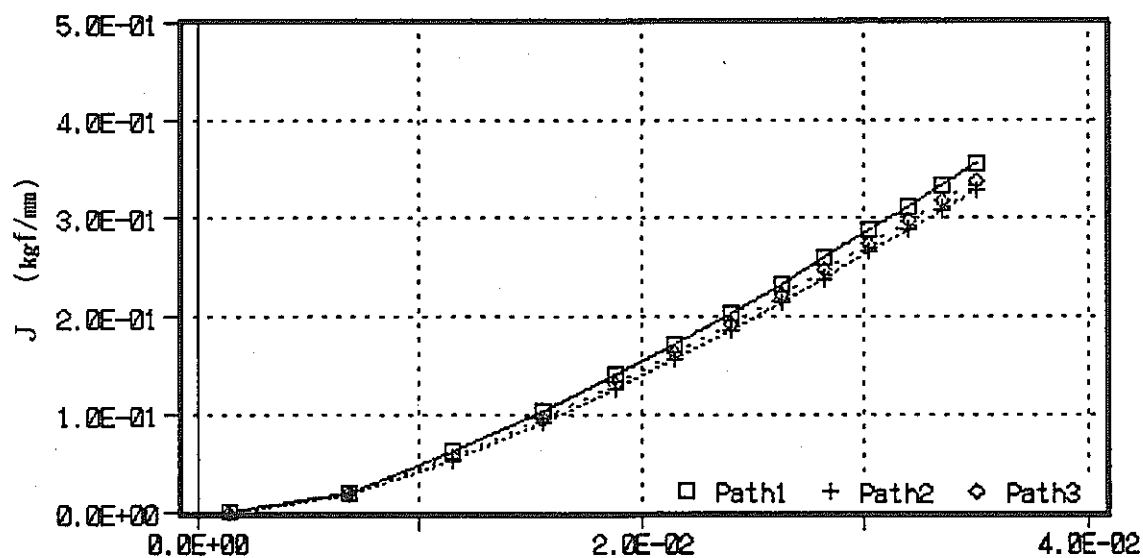
(b) $\phi = 90^\circ$

Fig.4.3-7 Relation between top surface rotation and J (VCE)



top surface rotation $\theta/2$ (rad.)

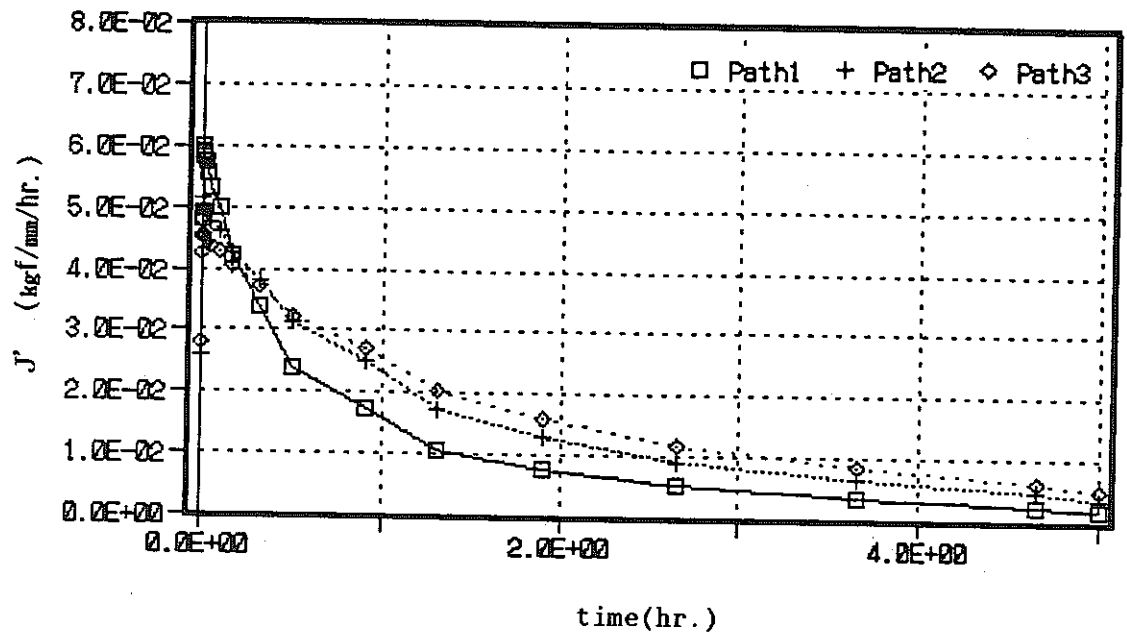
(a) $\phi = 0^\circ$



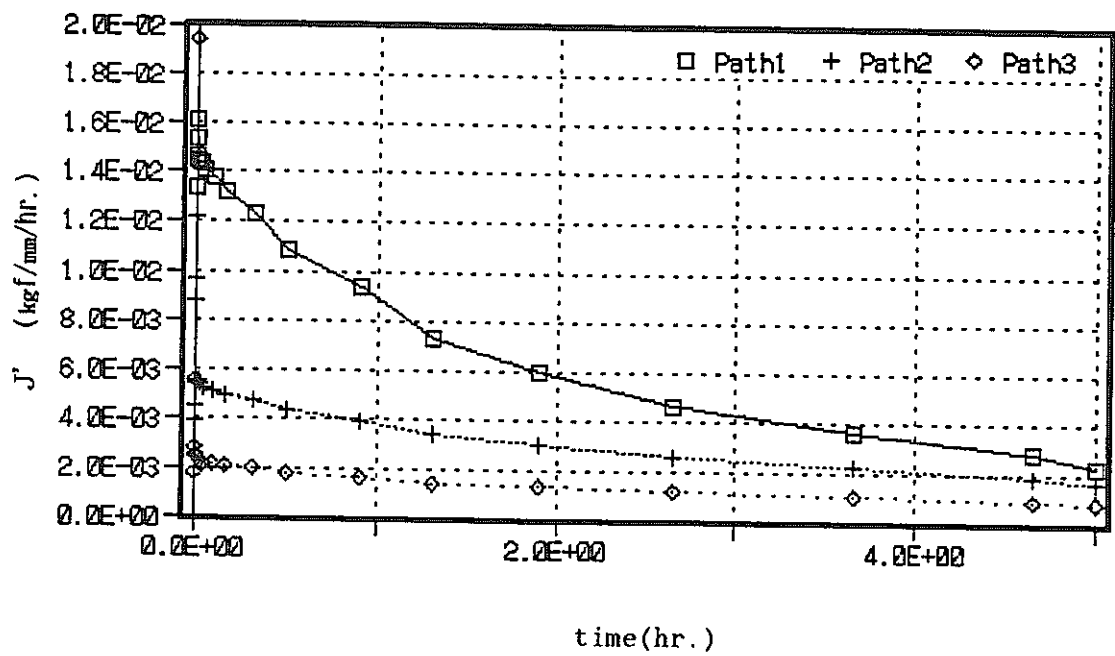
top surface rotation $\theta/2$ (rad.)

(b) $\phi = 90^\circ$

Fig.4.3-8 Relation between top surface rotation and J (Path integral)



(a) $\phi = 0^\circ$



(b) $\phi = 90^\circ$

Fig.4.3-9 Relation between time and J'

Table 4.3-1 Crack growth rate evaluation

$\Delta J_f = 4 \times J^{*1}$ (kgf/mm)	1.50	1.14
$\Delta J_c = J' \times th^{*2}$ (kgf/mm)	1.73×10^{-2}	7.87×10^{-3}
Fatigue crack growth rate (mm/cycle) $da/dN = \begin{cases} 4.0443 \times 10^{-3} \Delta J_f^{1.4435} & \text{(upper)} \\ 1.2022 \times 10^{-3} \Delta J_f^{1.4435} & \text{(average)} \\ 3.5737 \times 10^{-4} \Delta J_f^{1.4435} & \text{(lower)} \end{cases}$	7.23×10^{-3} 2.15×10^{-3} 6.39×10^{-4}	4.87×10^{-3} 1.45×10^{-3} 4.30×10^{-4}
Creep crack growth rate (mm/cycle) $da/dN = \begin{cases} 0.2671 \Delta J_c^{0.8770} & \text{(upper)} \\ 0.1274 \Delta J_c^{0.8770} & \text{(average)} \\ 6.0720 \times 10^{-2} \Delta J_c^{0.8770} & \text{(lower)} \end{cases}$	7.59×10^{-3} 3.62×10^{-3} 1.73×10^{-3}	3.81×10^{-3} 1.82×10^{-3} 8.67×10^{-4}

*1: $J = J$ (at $\theta/2=0.035\text{rad.}$)

*2: $J' = J'$ (at $t=th$), $th=5$ hr.

4.4 解析ケース3 ($a=3.5$, $C=6.38$)

4.4.1 解析方法

(i) 解析モデル

表面き裂付き平板の形状および荷重条件より、試験片の1/4部分を解析対象としてモデル化した。

Fig. 4.4-1は要素分割図を示したものである。

使用要素は20節点6面体要素と、15節点5面体要素である。総要素数237、総節点数1202である。

(ii) 材料のモデル化

弾塑性解析に対する物性値はSUS304鋼の650℃に対する以下の値を用いた。

ヤング率 $E = 15691 \text{ kg/mm}^2$

ポアソン比 $\nu = 0.306$

降伏応力 $\sigma_y = 9.39 \text{ kg/mm}^2$

加工硬化係数は次に示すLudwick型の動的応力-ひずみ関係式を多直線近似し、Table 4.4. -1に示すごとく塑性ひずみとのペアで与えた。

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

ここで $\sigma_p = 9.39 \text{ kg/mm}^2$

$K = 207.21 \text{ kg/mm}^2$

$m = 0.427$

クリープ構成式は550℃、5hr保持に対するNorton近似で次式で示される。

$$\dot{\epsilon}_c = 1.2527 \times 10^{-12} \sigma^{5.8128} \text{ (mm/mm/hr)}$$

(iii) 解析コード

解析コードは動力炉・核燃料開発事業団で開発された「汎用非線形構造解析システム」FINASを使用した。

(iv) 破壊力学パラメータの評価方法

破壊力学パラメータ J および J' 積分値は次式に示す矢川等の方法による経路積分法で評価した。

$$J_m = \int_{\Gamma} (W \delta_{jm} - \sigma_{ij} U_{i,m}) n_j^* d\Gamma + \iint_{S_1} (W \delta_{jm} - \sigma_{ij} U_{i,m}) \cdot B n_j ds$$

$$J = (J_m J_m)^{\frac{1}{2}} \quad (m=1, 2, 3)$$

ここで δ_{jm} はクロネッカのデルタ、 n_j^* は、 $B \rightarrow 0$ の時の S_3 上の外向き単位法線ベクトル、 W はひずみエネルギー密度、 B はき裂前縁の接線方向の方向微分を表わす。

同様に J' は次式で評価した。

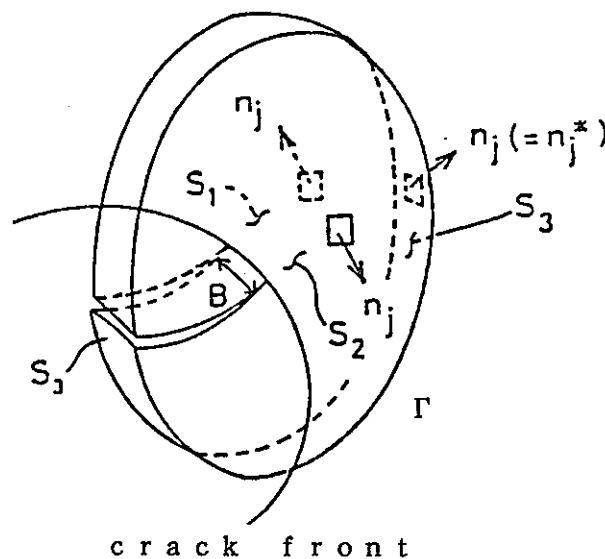
$$J'_m = \int_{\Gamma} (W' \delta_{jm} - \sigma_{ij} \dot{U}_{i,m}) n_j^* d\Gamma + \iint_{S_1} (W' \delta_{jm} - \sigma_{ij} \dot{U}_{i,m}) \cdot B n_j ds$$

$$J' = (J'_m J'_m)^{\frac{1}{2}} \quad (m=1, 2, 3, \dots)$$

ここで W' は次式で定義されるクリープポテンシャルである。

$$W' = \int_0^{\dot{\epsilon}_{cij}} \sigma_{ij} d\dot{\epsilon}_{cij}$$

図 4.4-2 に積分経路を示す。



4.4.2 解析結果

(i) 回転角とき裂開口変位の関係

Fig. 4.4-3に、回転角とFig. 4.4-1のpoint Aにおける節点変位の2倍、すなわちき裂開口変位の関係を示す。またFig. 4.4-4に変位保持中のき裂開口変位の変化を示す。5時間保持中にき裂開口変位が極くわずかに増加している。

(ii) 回転角と曲げモーメントの関係

Fig. 4.4-5に試験片端部の回転角と、試験片端部に作用する曲げモーメントの関係を示す。またFig. 4.4-6に変位保持中の曲げモーメントの変化を示す。5時間保持中に曲げモーメントがわずかに減少することがわかる。

(iii) J 積分の経路独立性

Fig. 4.4-7は回転角が0.035ラジアン時のpath 1、path 2上のJ積分値の値を示す。図より、ほぼJ積分の経路独立性が認められる。

(iv) J 積分の評価

Fig. 4.4-8は、き裂表面部に近い $\theta = 7.94^\circ$ 、き裂最深部に近い $\theta = 86.86^\circ$ におけるJ積分値を回転角に対してプロットしたものである。また、Fig. 4.4-9は、回転角が0.035ラジアン時、き裂前縁に沿ってのJ積分値をプロットしたものである。

(V) J' 積分の評価

Fig. 4.4-10(a), (b)は保持中のJ'積分のpath 1、path 2上の値を保持時間に対してプロットしたものである。ただし(a)は、き裂表面部に近い $\theta = 7.94^\circ$ 、(b)はき裂最深部に近い $\theta = 86.86^\circ$ に対するものである。図より、 $\theta = 7.94^\circ$ 、 $\theta = 86.86^\circ$ いずれに対してもJ'積分値の経路独立性がほぼ認められることがわかる。またFig. 4.4-11は、保持5時間後のJ'積分値をき裂前縁に沿ってプロットしたものである。

Table. 4.4-1 Workhardening coefficient versus plastic strain

ε_p (mm/mm)	H' (kg/mm ²)
0.0	58023.5
5.35989×10^{-5}	15646.0
2.13384×10^{-4}	8548.6
5.05830×10^{-3}	5640.4
9.49061×10^{-4}	3583.7
2.34425×10^{-3}	2326.0
4.49383×10^{-3}	1677.9
7.47367×10^{-3}	1290.5
1.13481×10^{-2}	1036.2

Total number of elements: 237

Total number of nodes : 1202

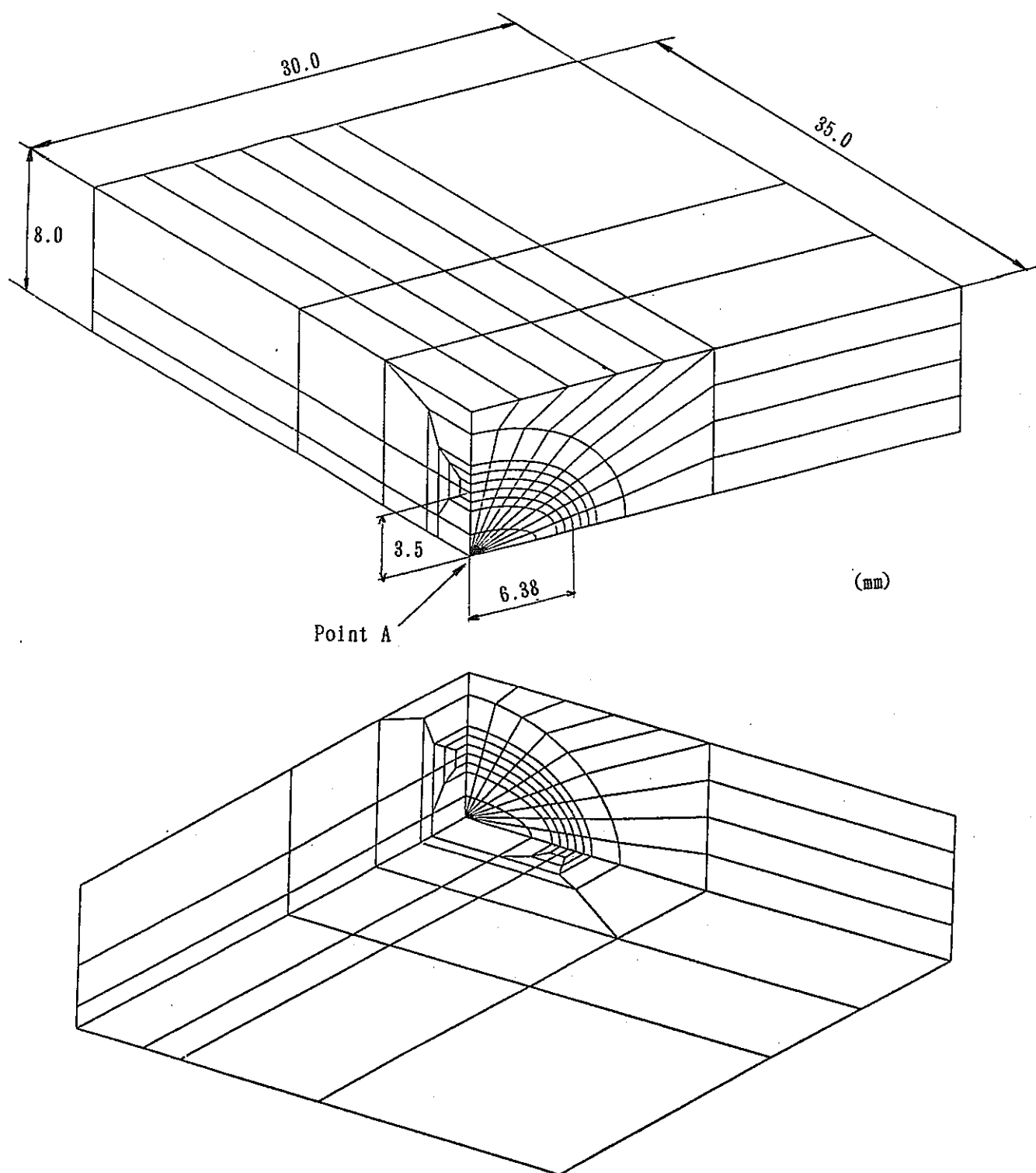


Fig. 4. 4-1 Finite element mesh.

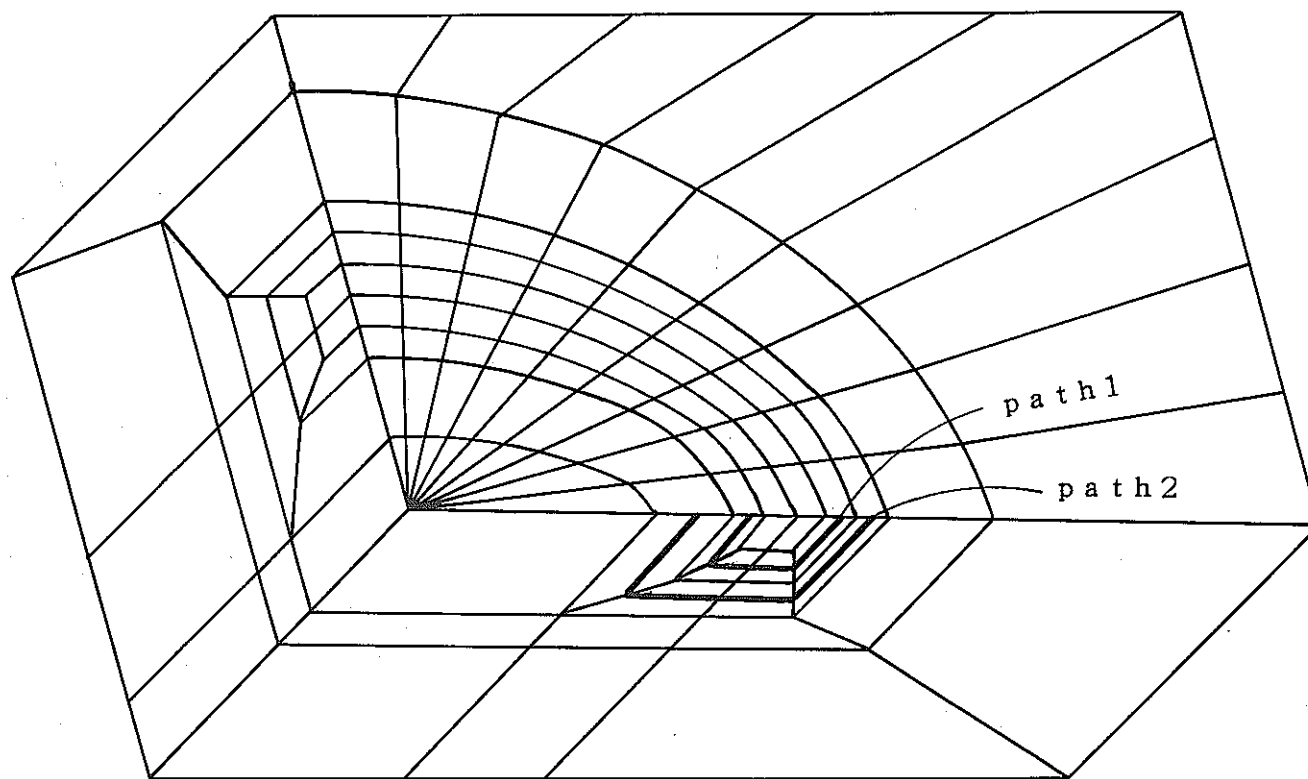


Fig. 4. 4-2 Integral path

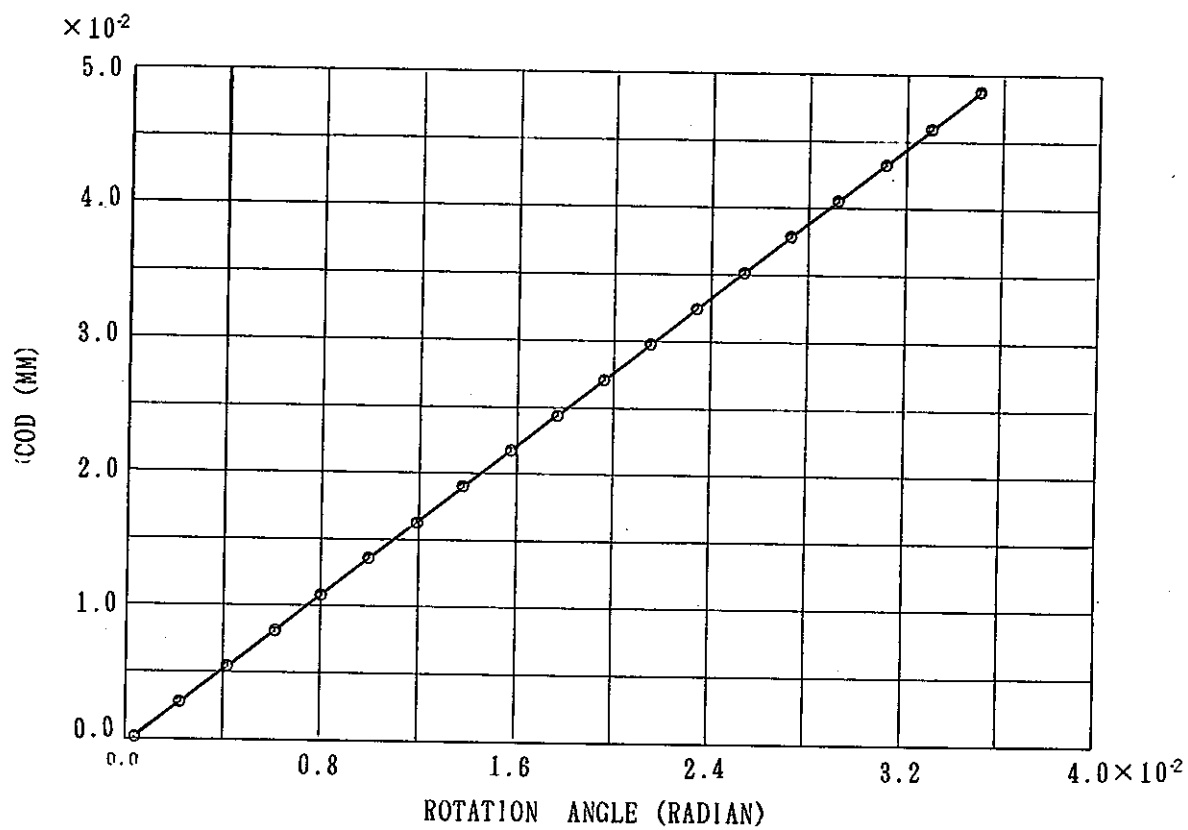


Fig. 4. 4-3 COD versus rotation angle

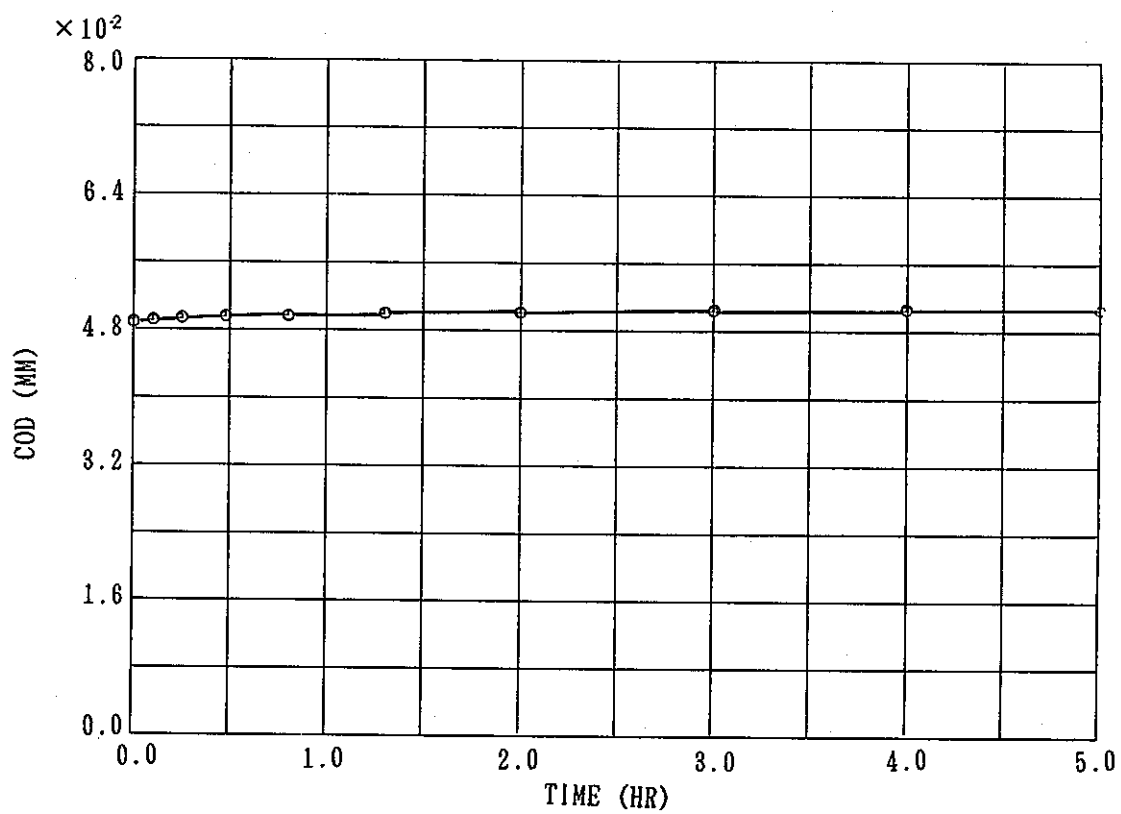


Fig. 4. 4-4 COD versus creep time

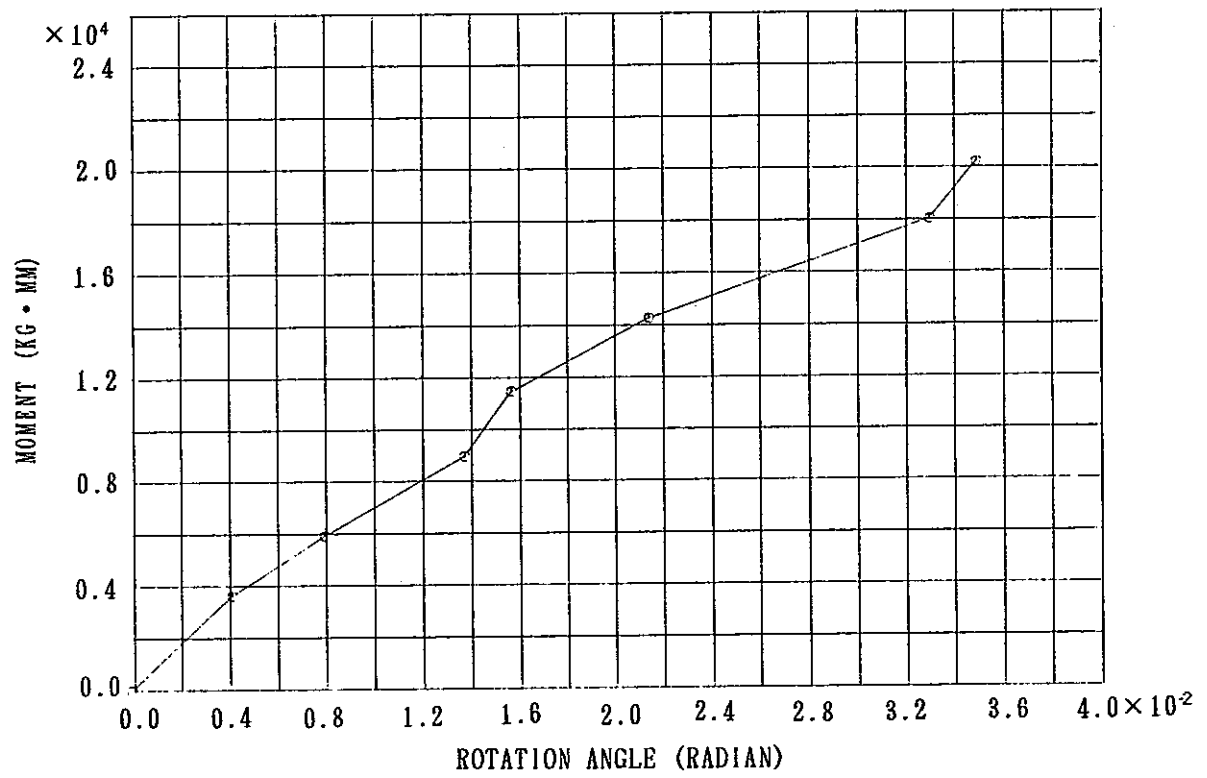


Fig. 4. 4-5 Moment versus rotation angle

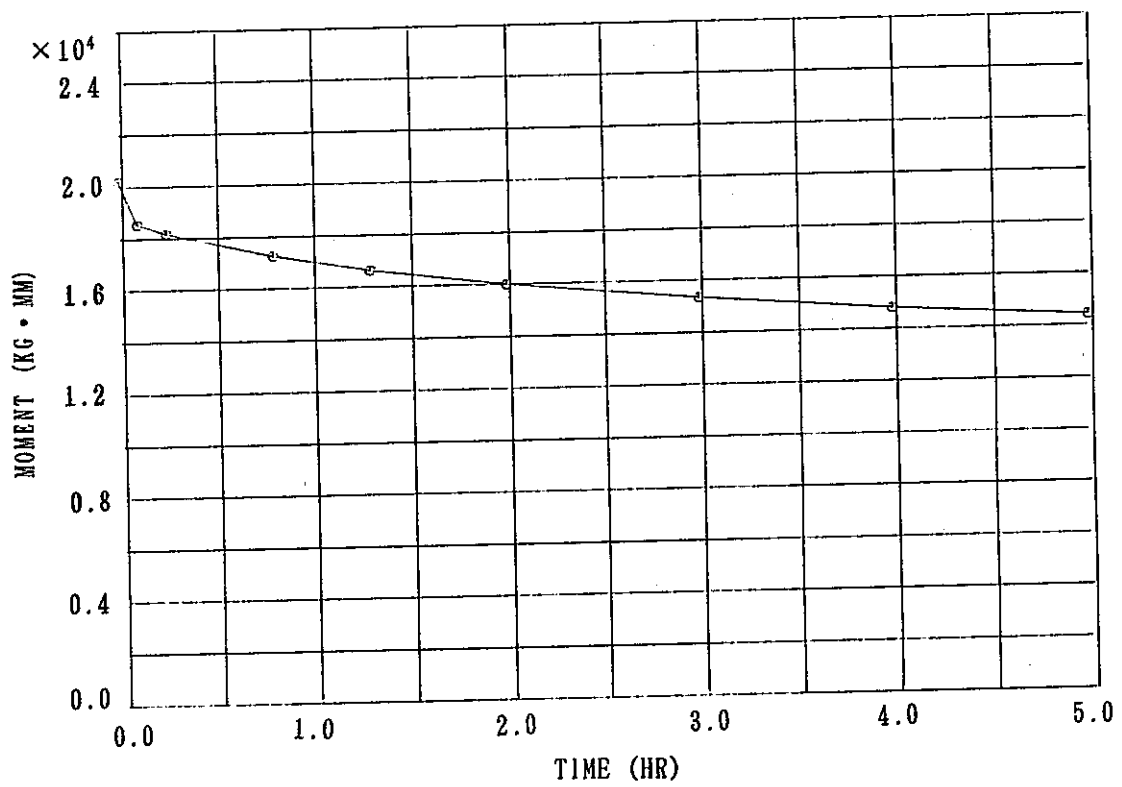
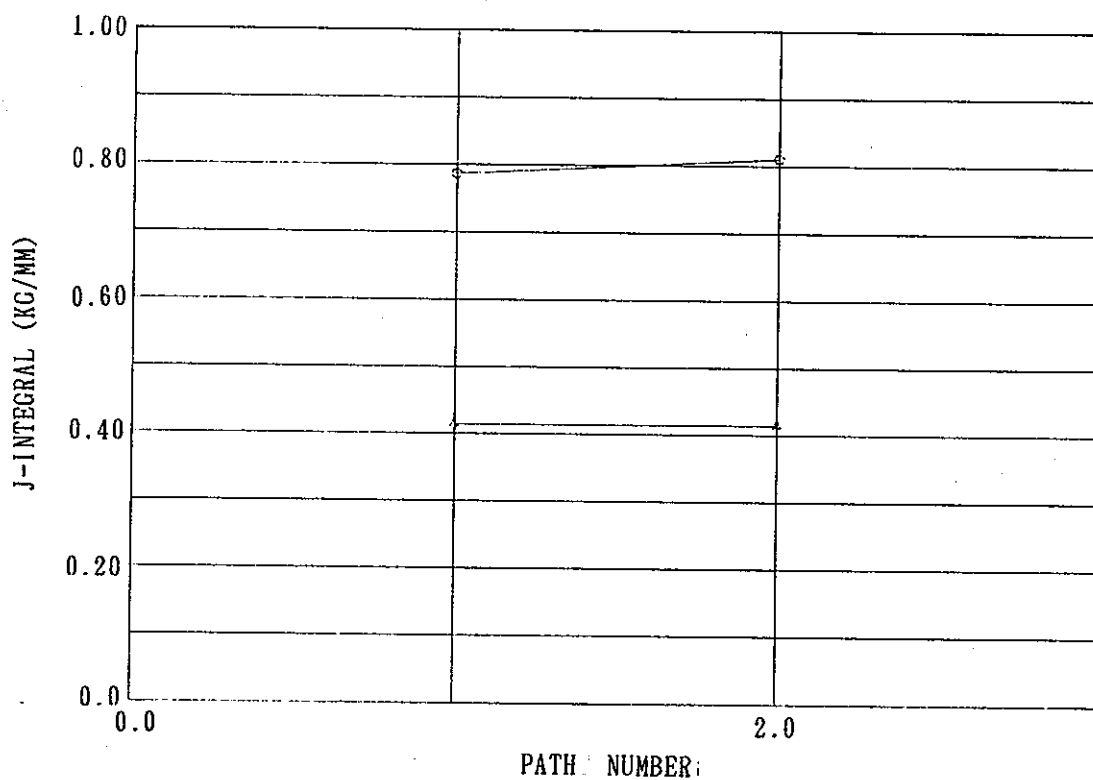


Fig. 4. 4-6 Moment versus creep time



THETA=7.94
THETA=86.86

Fig. 4. 4-7 Path independence of J-integral

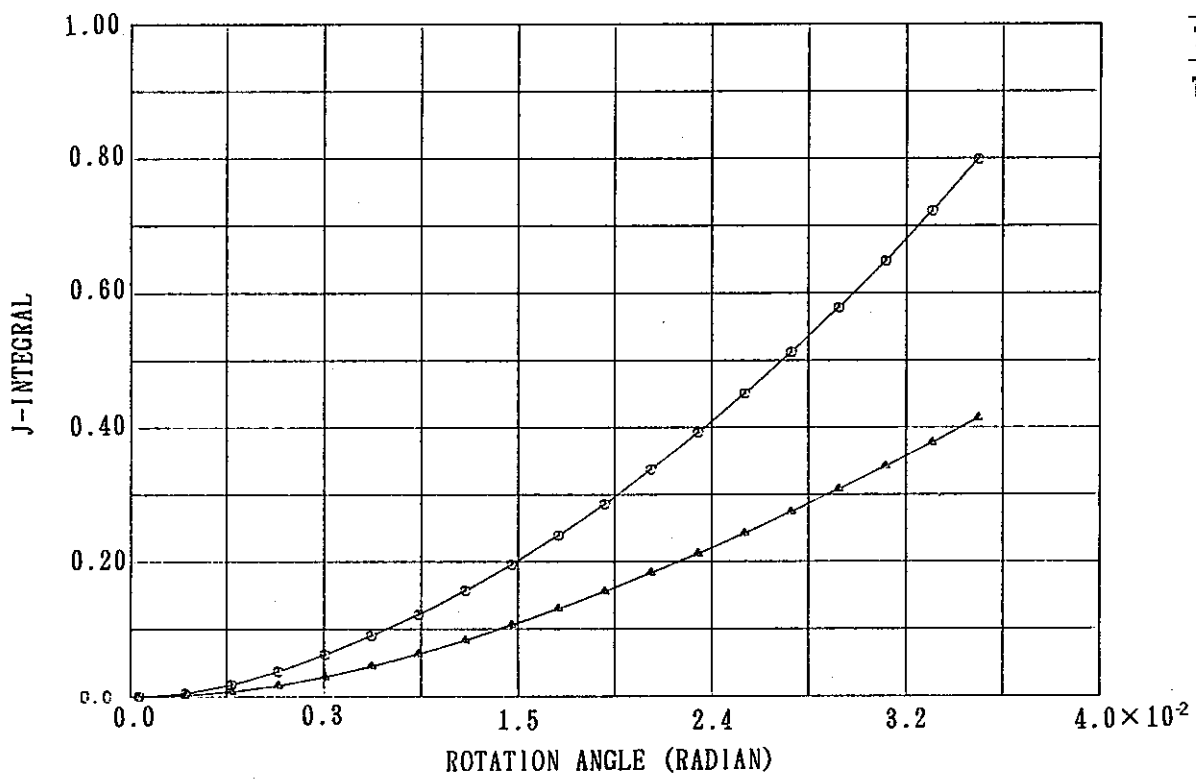


Fig. 4. 4-8 J-integral versus rotation angle.

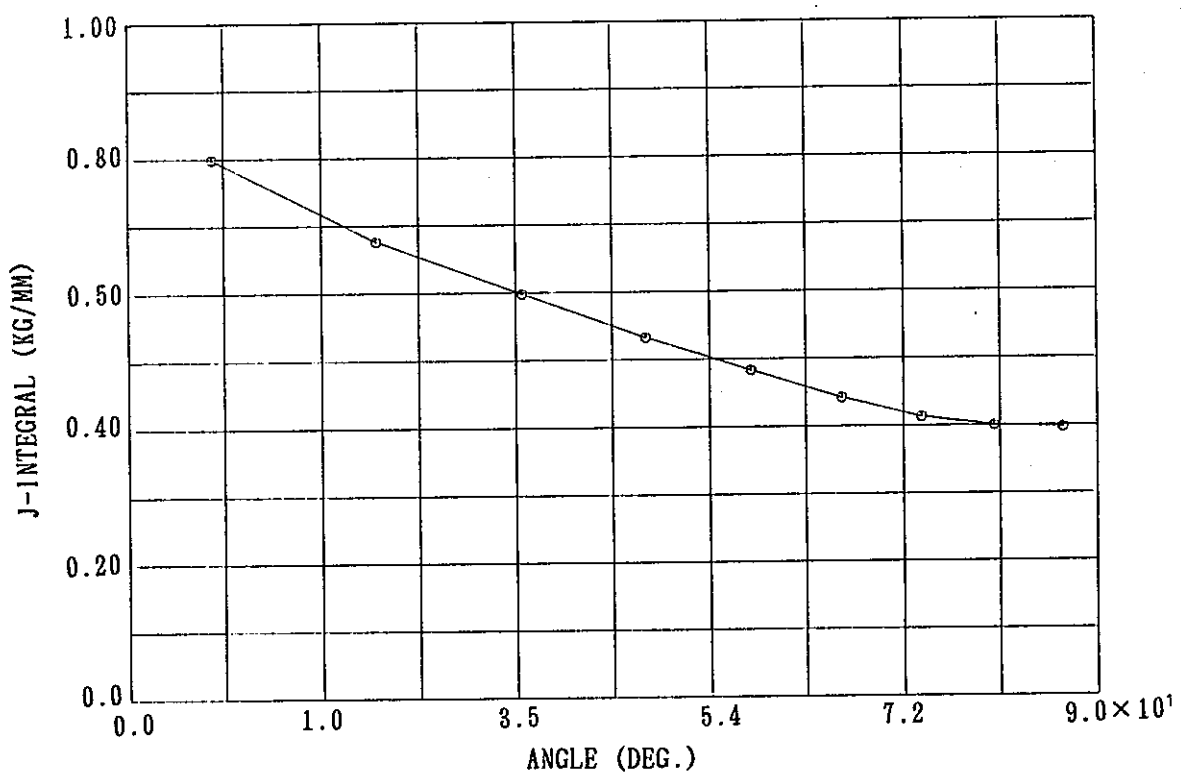


Fig. 4. 4-9 J-integral distribution along the crack front.

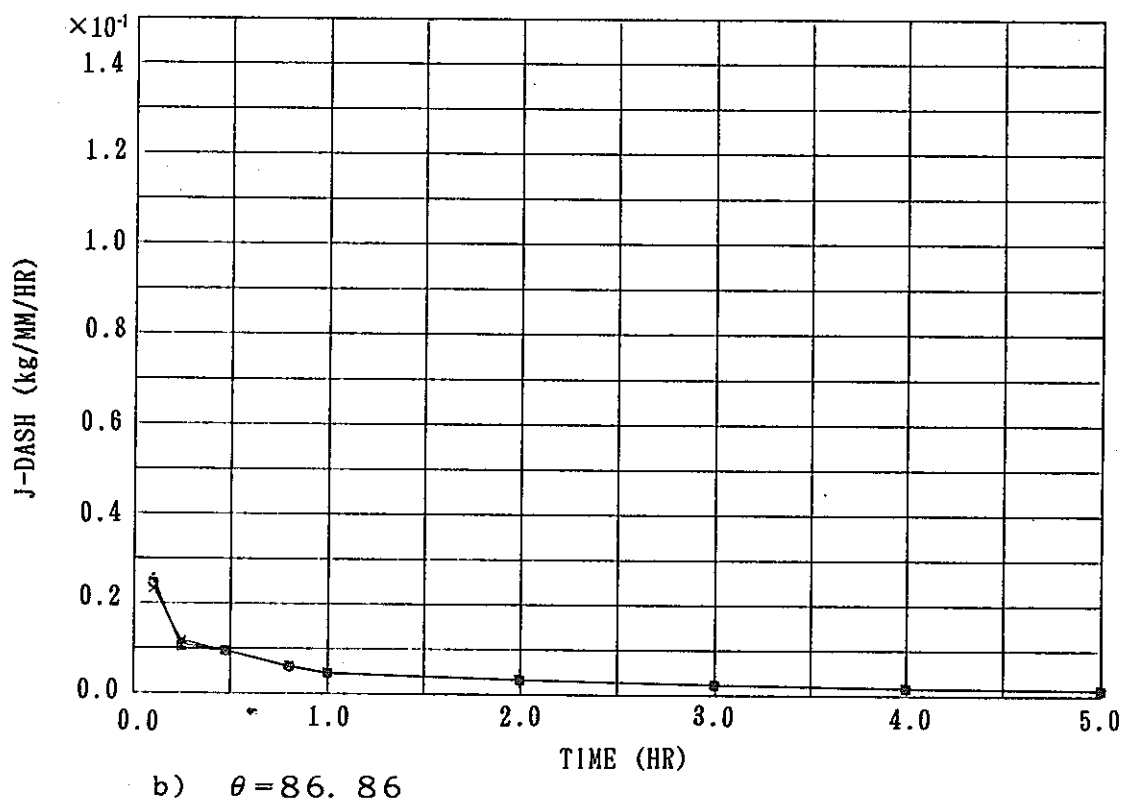
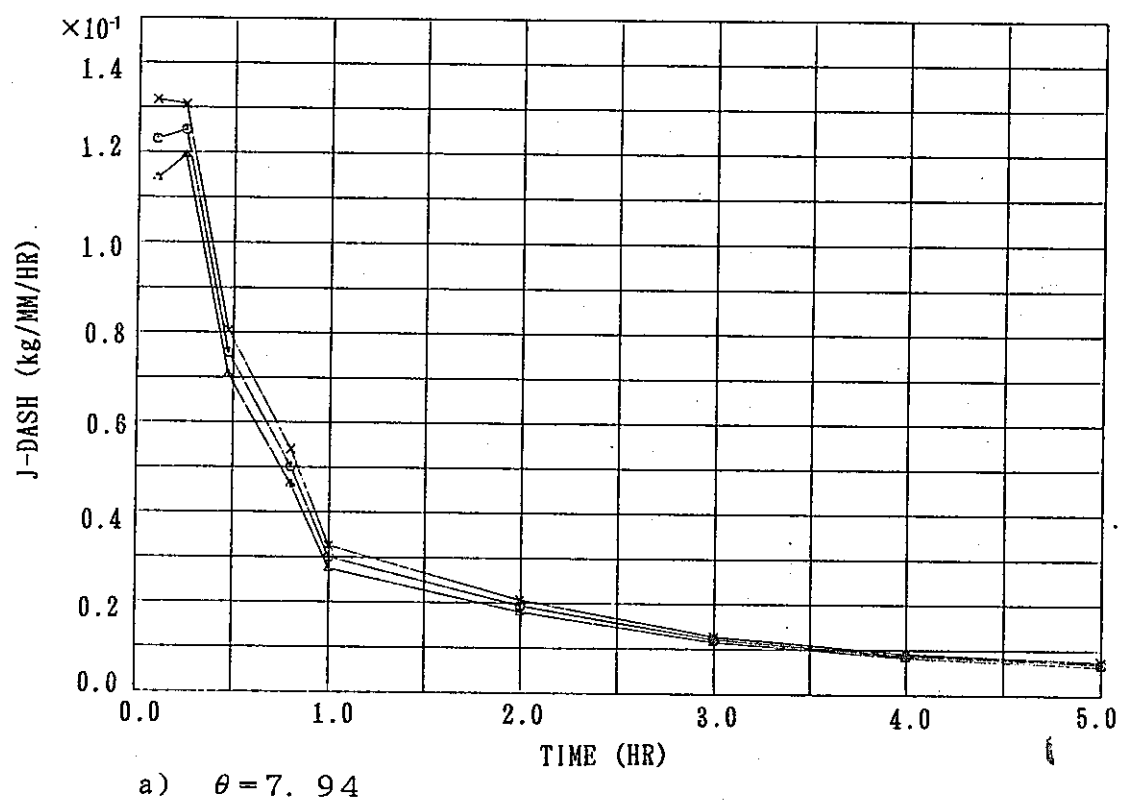


Fig. 4.4-10 J'-integral versus creep time

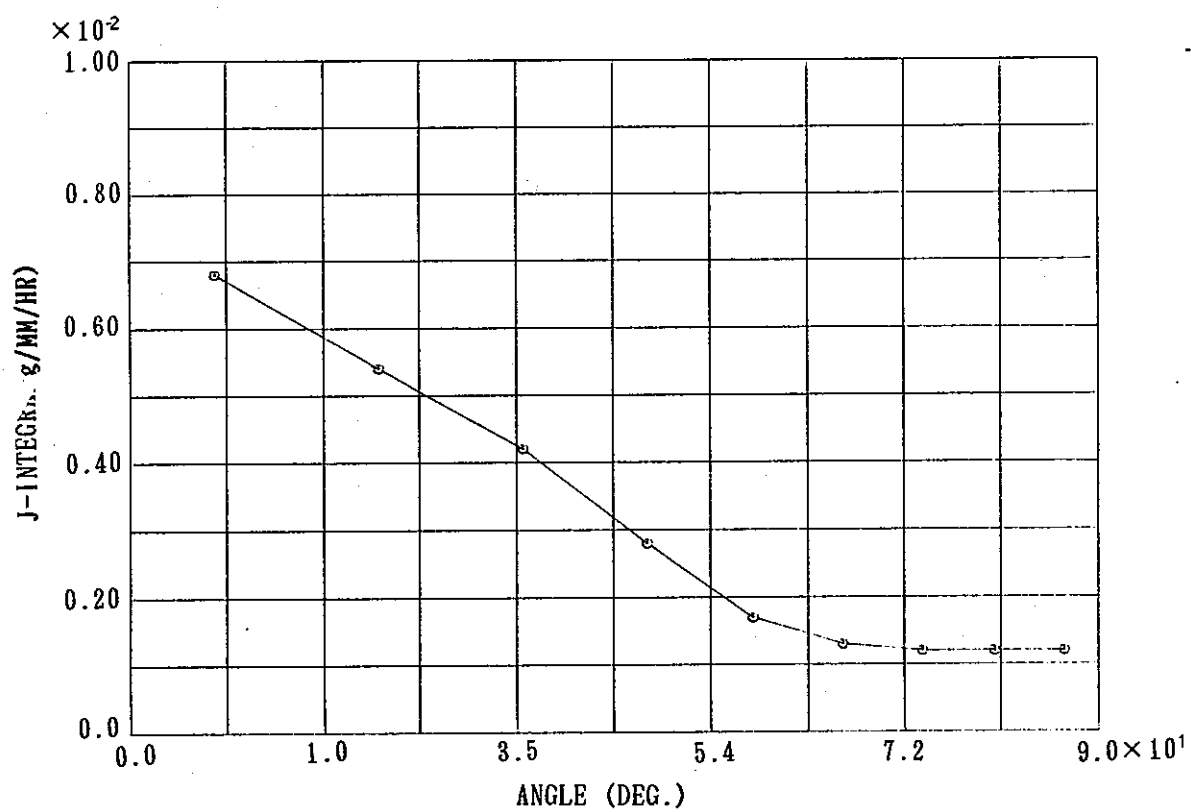


Fig. 4. 4-11 J'-integral distribution
along the crack front

4.5 解析ケース 4

4.5.1 解析方法

(1) 解析モデル

解析ケース 4 におけるきれつ形状は深さ $a = 4 \text{ mm}$, 半長 $C/2 = 8.18 \text{ mm}$ の楕円である。対称性より試験体平行部の $1/4$ を Fig. 4.5-1 に示すように 20 節点 6 面体要素を用いてモデル化した。

(2) 解析コード及び J , C^* の評価法

解析コードは MARC Ver. K3 を用いた。 J 積分の評価は仮想きれつ進展法により, C^* 積分の評価は経路積分法によった。尚, C^* の計算に用いるクリープエネルギー密度 $W^* = \int \sigma d\dot{\epsilon}$ を求める際のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ としては応力 σ からクリープ則 $\dot{\epsilon} = B \sigma^n$ により算出される値を用いた。

4.5.2 計算結果

Table 4.5-1 に端部回転角, 保持時間と反力モーメント, 開口変位及び代表点の相当応力, 相当クリープひずみの計算結果を示す。

端部回転角と J 積分の関係を Fig. 4.5-2 に示す。同図はパス 3 の計算結果を示したものであるが, 全パスの計算結果を代表インクリメントに関して Table 4.5-2 に示す。

Fig. 4.5-3 及び Fig. 4.5-4 に代表点 (Table 4.5-2 の図中の P 点) のミーゼスの相当応力及びミーゼスの相当クリープひずみの時間変化を示す。また Fig. 4.5-5 及び Fig. 4.5-6 に開口変位と端部モーメントの変化を示す。

Fig. 4.5-7(a)~(f) に各位置における C^* 積分の計算結果を示す。図からわかるように, 計算結果の経路独立性は保持時間 $t_H = 5$ 時間においても十分達成されているとは言い難い。 C^* のデジタル値を Table 4.5-3 に示す。

以上の計算結果に基づくきれつ進展速度の評価結果を Table 4.5-4 に示す。 J 及び C^* の値としては 5 パスの計算値のうち最大と最小のものを除いた残りの 3 パスの平均値を用いた。

尚, C^* は Fig. 4.5-7 に示す a ~ f についてのみ計算値が得られており, 表面及び最深部の値は直接得られていないが, C^* の分布も Fig. 4.5-2 に示す J の分布と同様 $\phi = 0^\circ$ 及び 90° 付近では変化が小さいと考えられるので, 表面及び最深部の値としては点 a 及び点 f の値をそのまま使用した。

Table 4.5-1 Analysis results (case 4)

step	inc	time (hr)	end rotation (rad)	$\frac{1}{2}$ end moment (kgf · mm)	$\frac{1}{2}$ C.O.D (mm)	Mises stress* (kgf/mm ²)	Mises creep strain* (-)
①	0	0.0	0.00175	985.1	1.506×10^{-3}	8.71	0.0
	1	0.0	0.0056875	3201.2	4.897×10^{-3}	18.51	0.0
	2	0.0	0.009625	5046.7	8.526×10^{-3}	24.30	0.0
	3	0.0	0.0135625	6296.3	1.223×10^{-2}	28.48	0.0
	4	0.0	0.0175	7228.3	1.593×10^{-2}	31.76	0.0
②	5	0.0	0.021875	8060.2	2.002×10^{-2}	34.76	0.0
	6	0.0	0.02625	8749.8	2.412×10^{-2}	37.32	0.0
	7	0.0	0.30625	9348.7	2.821×10^{-2}	39.57	0.0
	8	0.0	0.350	9881.6	3.230×10^{-2}	41.59	0.0
③	9	0.1	0.350	9821.4	3.233×10^{-2}	38.13	3.224×10^{-4}
	10	0.25	0.350	9735.0	3.238×10^{-2}	35.48	6.146×10^{-4}
	11	0.475	0.350	9613.7	3.244×10^{-2}	33.14	9.027×10^{-4}
	12	0.8125	0.350	9447.6	3.252×10^{-2}	31.02	1.193×10^{-3}
④	13	1.3325	0.350	9221.4	3.262×10^{-2}	28.97	1.498×10^{-3}
	14	2.1125	0.350	8934.7	3.274×10^{-2}	27.03	1.805×10^{-3}
	15	3.2825	0.350	8587.6	3.287×10^{-2}	25.12	2.112×10^{-3}
	16	5.0375	0.350	8187.0	3.302×10^{-2}	23.70	2.412×10^{-3}

* at point P below ($x=8.08$ mm, $y=0.188$ mm, $z=34.9$ mm)

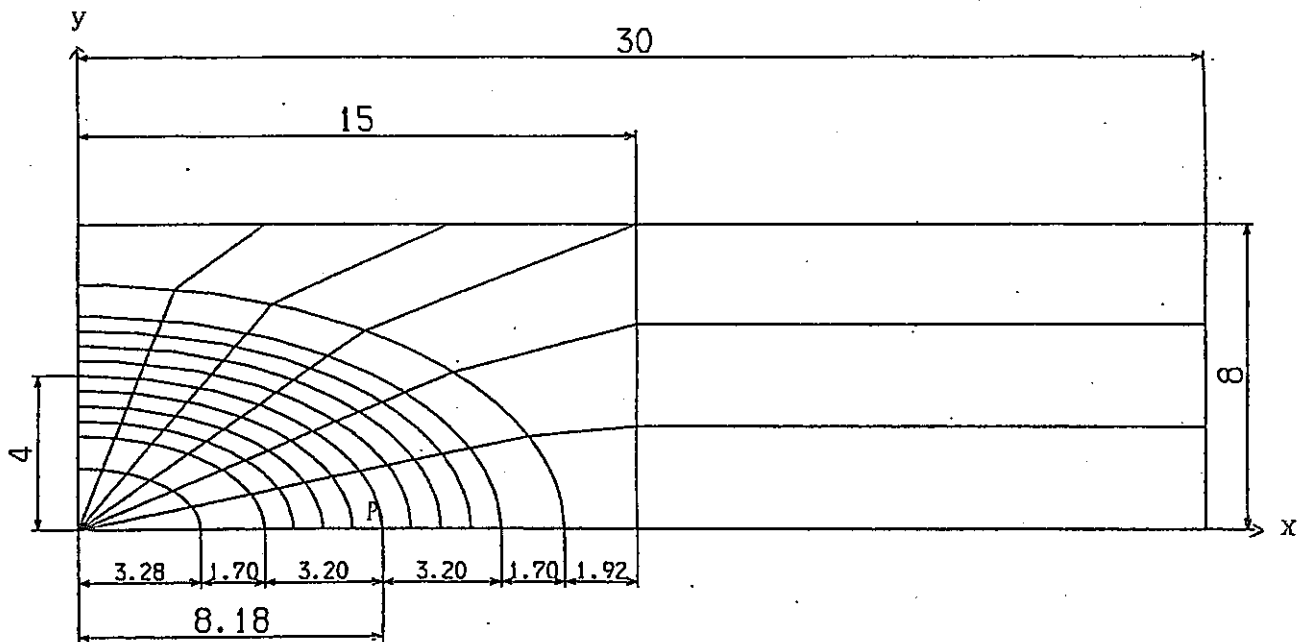


Table 4.5-2 J-integral values at representative increments

$t = 0 \text{ hr}$, $\theta = 0.00175 \text{ rad (inc=0)}$

着目点	離心角 (°)	1/2 J 積分 (kgf/mm)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
A	0.0	1.577×10^{-3}	1.579×10^{-3}	1.580×10^{-3}	1.577×10^{-3}	1.571×10^{-3}
B	21.99	1.222×10^{-3}	1.226×10^{-3}	1.227×10^{-3}	1.227×10^{-3}	1.224×10^{-3}
C	39.38	0.980×10^{-3}	0.990×10^{-3}	0.992×10^{-3}	0.992×10^{-3}	0.991×10^{-3}
D	53.76	0.807×10^{-3}	0.818×10^{-3}	0.820×10^{-3}	0.821×10^{-3}	0.821×10^{-3}
E	66.53	0.690×10^{-3}	0.701×10^{-3}	0.703×10^{-3}	0.704×10^{-3}	0.706×10^{-3}
F	78.45	0.624×10^{-3}	0.634×10^{-3}	0.636×10^{-3}	0.637×10^{-3}	0.640×10^{-3}
G	90.0	0.602×10^{-3}	0.613×10^{-3}	0.614×10^{-3}	0.615×10^{-3}	0.619×10^{-3}

1/2端部モーメント $M = 985.1 \text{ (kgf} \cdot \text{mm)}$ き裂部(表面)のミーズの相当応力 $\sigma_m = 8.71 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta = 1.506 \times 10^{-3} \text{ (mm)}$

$t = 0 \text{ hr}$, $\theta = 0.0175 \text{ rad (inc=4)}$

着目点	離心角 (°)	1/2 J 積分 (kgf/mm)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
A	0.0	0.1010	0.1050	0.1058	0.1058	0.1055
B	21.99	0.0986	0.1028	0.1035	0.1038	0.1040
C	39.38	0.0881	0.0924	0.0928	0.0929	0.0930
D	53.76	0.0752	0.0788	0.0792	0.0794	0.0796
E	66.53	0.0646	0.0676	0.0680	0.0682	0.0684
F	78.45	0.0580	0.0606	0.0610	0.0613	0.0615
G	90.0	0.0557	0.582	0.0587	0.0589	0.0592

1/2端部モーメント $M = 7228.3 \text{ (kgf} \cdot \text{mm)}$ き裂部(表面)のミーズの相当応力 $\sigma_m = 31.76 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta = 1.593 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$

$t = 0 \text{ hr}$, $\theta = 0.0350 \text{ rad (inc=8)}$

着目点	離心角 (°)	1/2 J 積分 (kgf/mm)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
A	0.0	0.2683	0.2755	0.2762	0.2750	0.2722
B	21.99	0.2756	0.2831	0.2842	0.2846	0.2846
C	39.38	0.2592	0.2678	0.2687	0.2690	0.2692
D	53.76	0.2287	0.2366	0.2375	0.2379	0.2387
E	66.53	0.2000	0.2075	0.2086	0.2095	0.2133
F	78.45	0.1811	0.1883	0.1896	0.1909	0.1933
G	90.0	0.1746	0.1817	0.1831	0.1845	0.1870

1/2端部モーメント $M = 9881.6 \text{ (kgf} \cdot \text{mm)}$ き裂部(表面)のミーズの相当応力 $\sigma_m = 41.59 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta = 3.230 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$

Table 4.5-3 Calculated results of C*

$t = 0.475 \text{ hr}$, $\theta = 0.0350 \text{ rad (inc=11)}$

着目点	離心角 ($^{\circ}$)	1/2 C* (kgf/mm/hr)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
a	11.52	0.00759	0.00597	0.00369	0.00723	-0.00693
b	31.14	0.00688	0.00357	0.00081	-0.00224	-0.00790
c	46.80	0.00562	0.00257	0.00124	0.00040	-0.00107
d	60.26	0.00426	0.00209	0.00171	0.00150	0.00188
e	72.55	0.00328	0.00195	0.00181	0.00207	0.00476
f	84.24	0.00287	0.00193	0.00188	0.00249	0.00676

1/2端部モーメント $M=9613.7 \text{ (kgf}\cdot\text{mm)}$ き裂部(表面)のミ-エ-ルの相当応力 $\sigma_m=33.14 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta=3.244 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$ き裂部(表面)の相当クリ-フひずみ $\epsilon^C=9.027 \times 10^{-4} \text{ (-)}$

$t = 0.8125 \text{ hr}$, $\theta = 0.035 \text{ rad (inc=12)}$

着目点	離心角 ($^{\circ}$)	1/2 C* (kgf/mm/hr)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
a	11.52	0.00612	0.00527	0.00397	0.00202	-0.00335
b	31.14	0.00582	0.00320	0.00094	-0.00176	-0.00694
c	46.80	0.00483	0.00220	0.00101	0.00020	-0.00119
d	60.26	0.00369	0.00178	0.00146	0.00130	0.00182
e	72.55	0.00286	0.00169	0.00161	0.00192	0.00456
f	84.24	0.00251	0.00169	0.00170	0.00236	0.00646

1/2端部モーメント $M=9447.6 \text{ (kgf}\cdot\text{mm)}$ き裂部(表面)のミ-エ-ルの相当応力 $\sigma_m=31.02 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta=3.252 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$ き裂部(表面)の相当クリ-フひずみ $\epsilon^C=1.193 \times 10^{-3} \text{ (-)}$

$t = 1.3325 \text{ hr}$, $\theta = 0.035 \text{ rad (inc=13)}$

着目点	離心角 ($^{\circ}$)	1/2 C* (kgf/mm/hr)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
a	11.52	0.00455	0.00428	0.00372	0.00264	-0.00063
b	31.14	0.00468	0.00284	0.00111	-0.00111	-0.00567
c	46.80	0.00398	0.00185	0.00082	0.00007	-0.00121
d	60.26	0.00308	0.00148	0.00121	0.00111	0.00176
e	72.55	0.00240	0.00143	0.00142	0.00175	0.00425
f	84.24	0.00211	0.00144	0.00155	0.00216	0.00599

1/2端部モーメント $M=9221.4 \text{ (kgf}\cdot\text{mm)}$ き裂部(表面)のミ-エ-ルの相当応力 $\sigma_m=28.97 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta=3.262 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$ き裂部(表面)の相当クリ-フひずみ $\epsilon^C=1.498 \times 10^{-3} \text{ (-)}$

Table 4.5-3 (continued) Calculated results of C^*

$t = 2.1125 \text{ hr}$, $\theta = 0.035 \text{ rad}$ (inc=14)

着目点	離心角 ($^{\circ}$)	1/2 C^* (kgf/mm/hr)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
a	11.52	0.00309	0.00314	0.00303	0.00255	0.00089
b	31.14	0.00354	0.00239	0.00122	-0.00051	-0.00436
c	46.80	0.00312	0.00152	0.00065	-0.00004	-0.00109
d	60.26	0.00245	0.00119	0.00098	0.00090	0.00168
e	72.55	0.00193	0.00117	0.00118	0.00153	0.00379
f	84.24	0.00171	0.00120	0.00131	0.00193	0.00528

1/2端部モーメント $M=8934.7 \text{ (kgf}\cdot\text{mm)}$ き裂部(表面)のミーズの相当応力 $\sigma_m=27.03 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta=3.274 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$ き裂部(表面)の相当クリップひずみ $\epsilon^C=1.805 \times 10^{-3} \text{ (-)}$

$t = 3.2825 \text{ hr}$, $\theta = 0.035 \text{ rad}$ (inc=15)

着目点	離心角 ($^{\circ}$)	1/2 C^* (kgf/mm/hr)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
a	11.52	0.00195	0.00211	0.00220	0.00206	0.00144
b	31.14	0.00252	0.00187	0.00119	0.00000	-0.00302
c	46.80	0.00234	0.00121	0.00053	-0.00006	-0.00090
d	60.26	0.00189	0.00093	0.00076	0.00073	0.00154
e	72.55	0.00150	0.00093	0.00097	0.00131	0.00312
f	84.24	0.00133	0.00097	0.00110	0.00166	0.00427

1/2端部モーメント $M=8587.6 \text{ (kgf}\cdot\text{mm)}$ き裂部(表面)のミーズの相当応力 $\sigma_m=25.12 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta=3.287 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$ き裂部(表面)の相当クリップひずみ $\epsilon^C=2.112 \times 10^{-3} \text{ (-)}$

$t = 5.0375 \text{ hr}$, $\theta = 0.035 \text{ rad}$ (inc=16)

着目点	離心角 ($^{\circ}$)	1/2 C^* (kgf/mm/hr)				
		パス①	パス②	パス③	パス④	パス⑤
a	11.52	0.00113	0.00129	0.00144	0.00145	0.00136
b	31.14	0.00169	0.00135	0.00102	0.00030	-0.00189
c	46.80	0.00169	0.00093	0.00044	-0.00005	-0.00065
d	60.26	0.00141	0.00071	0.00058	0.00058	0.00131
e	72.55	0.00114	0.00072	0.00078	0.00108	0.00233
f	84.24	0.00102	0.00076	0.00090	0.00136	0.00312

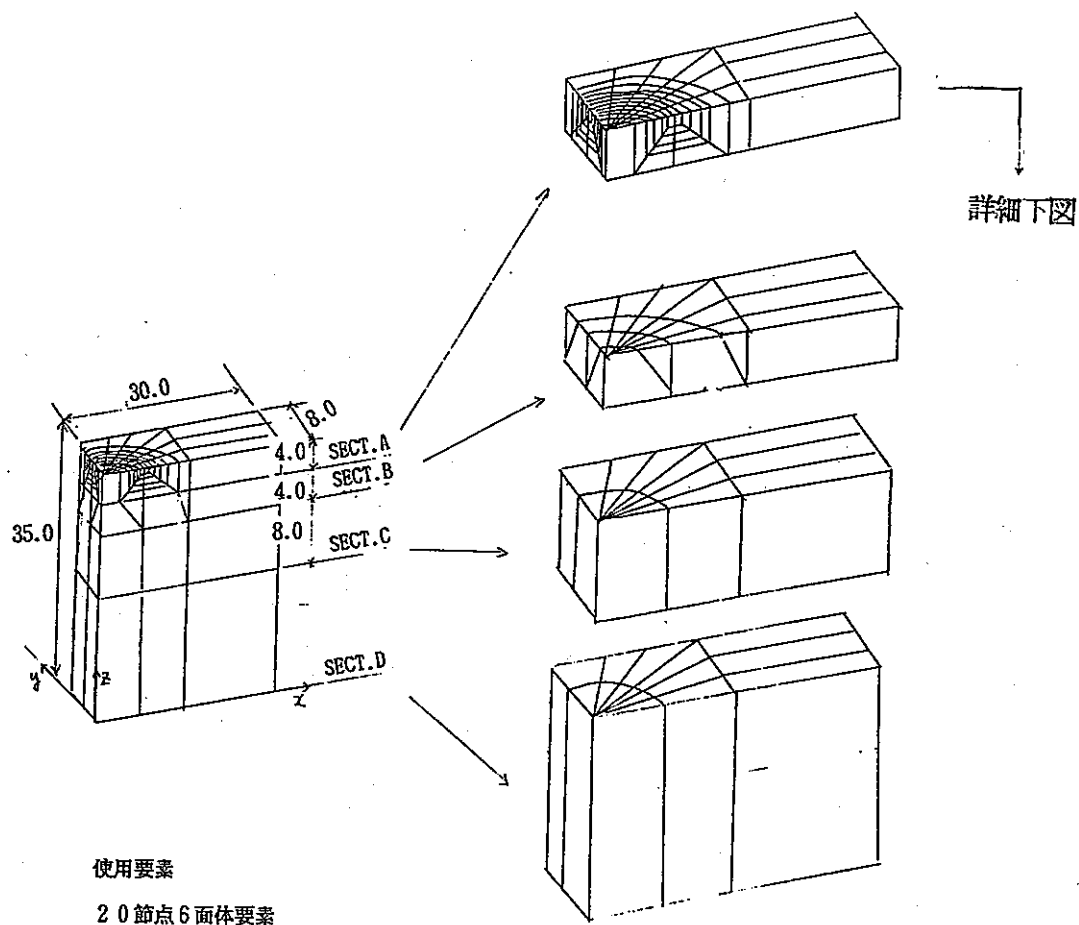
1/2端部モーメント $M=8187.0 \text{ (kgf}\cdot\text{mm)}$ き裂部(表面)のミーズの相当応力 $\sigma_m=23.70 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$

1/2開口変位 $\Delta=3.302 \times 10^{-2} \text{ (mm)}$ き裂部(表面)の相当クリップひずみ $\epsilon^C=2.412 \times 10^{-3} \text{ (-)}$

Table 4.5-4 Evaluation of crack propagation rate

(case 4 $a = 4 \text{ mm}$, $c/2 = 8.18 \text{ mm}$)

項 目		表 面	最 深 部
$\Delta J_f = 4 \cdot J$ ($\theta = 0.035 \text{ rad}$)	(kgf/mm)	2.19	1.46
$\Delta J_c = C^* (t = t_H) \cdot t_H$	(kgf/mm)	1.37×10^{-2}	1.10×10^{-2}
(疲労き裂進展速度)	(mm/cycle)		
$da/dN =$	$4.0443 \times 10^{-3} \cdot \Delta J_f^{1.4435}$ (上限)	1.17×10^{-2}	6.98×10^{-3}
	$1.2022 \times 10^{-3} \cdot \Delta J_f^{1.4435}$ (平均)	3.48×10^{-3}	2.08×10^{-3}
	$3.5737 \times 10^{-4} \cdot \Delta J_f^{1.4435}$ (下限)	1.03×10^{-3}	6.17×10^{-4}
(クリープき裂進展速度)	(mm/cycle)		
$da/dN =$	$0.2671 \cdot \Delta J_c^{0.8770}$ (上限)	6.20×10^{-3}	5.12×10^{-3}
	$0.1274 \cdot \Delta J_c^{0.8770}$ (平均)	2.96×10^{-3}	2.44×10^{-3}
	$6.0720 \times 10^{-2} \cdot \Delta J_c^{0.8770}$ (下限)	1.41×10^{-3}	1.16×10^{-3}



SECT. A 分割要領

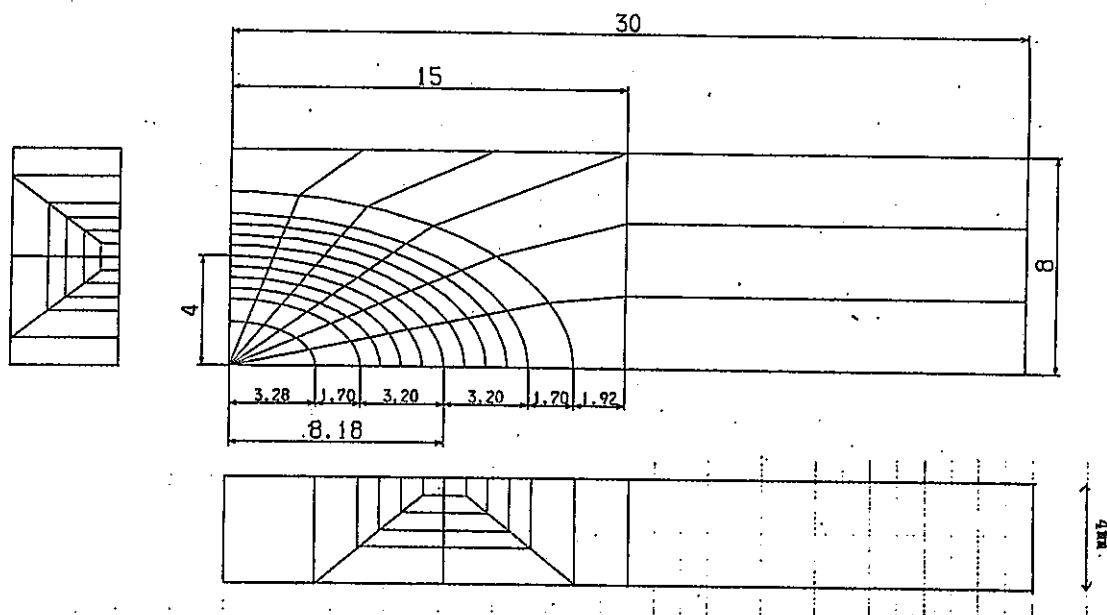


Fig. 4.5-1 Finite element model for analysis case 4

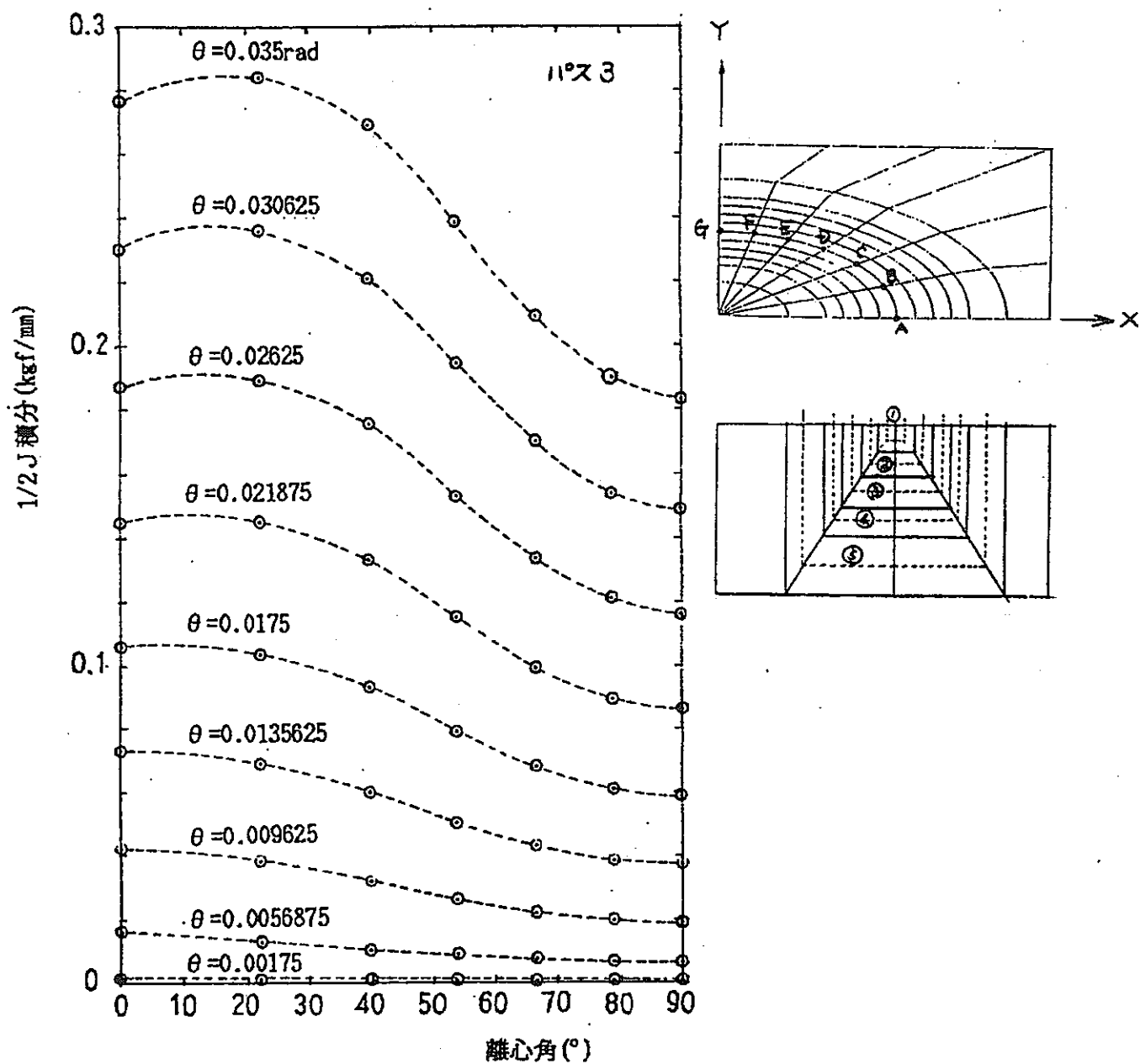


Fig. 4.5-2 Calculated results of J integrals

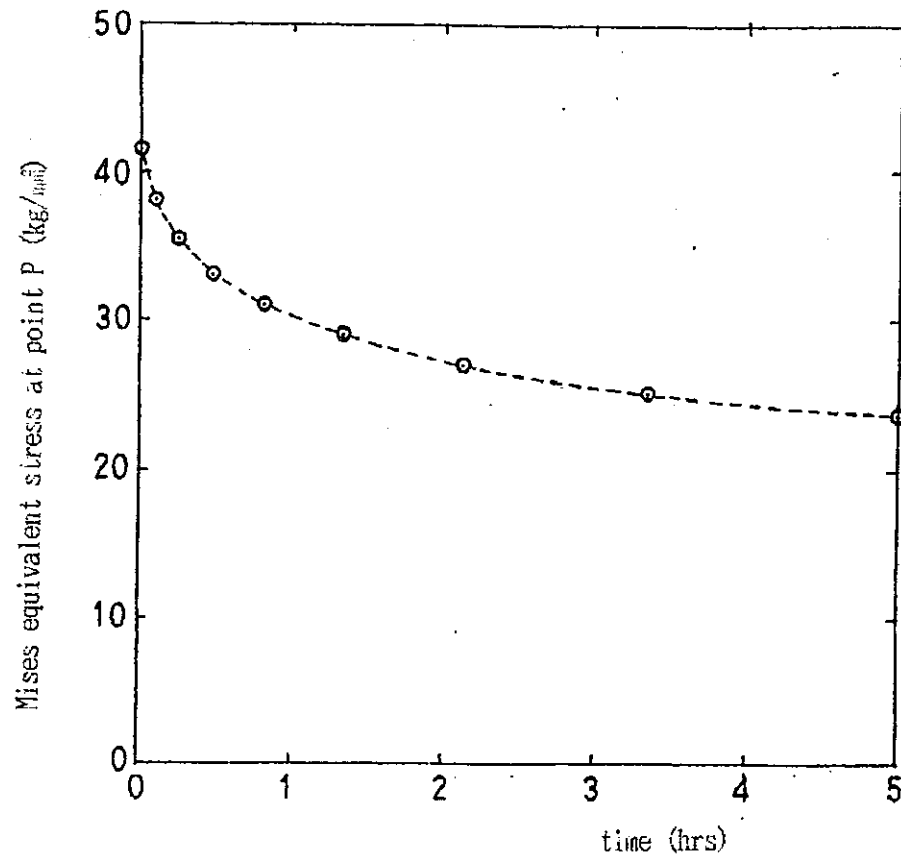


Fig. 4.5-3 Relaxation of Mises equivalent stress at point P (cf. Table 4.5-1)

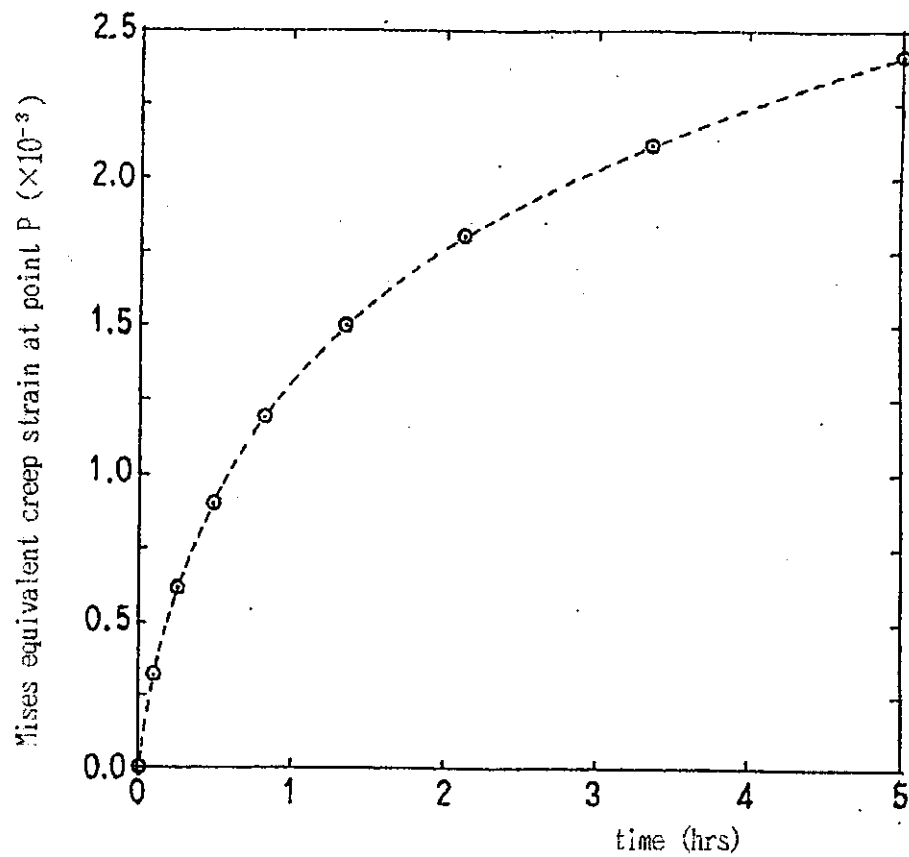


Fig. 4.5-4 Accumulation of Mises equivalent creep strain at point P (cf. Table 4.5-1)

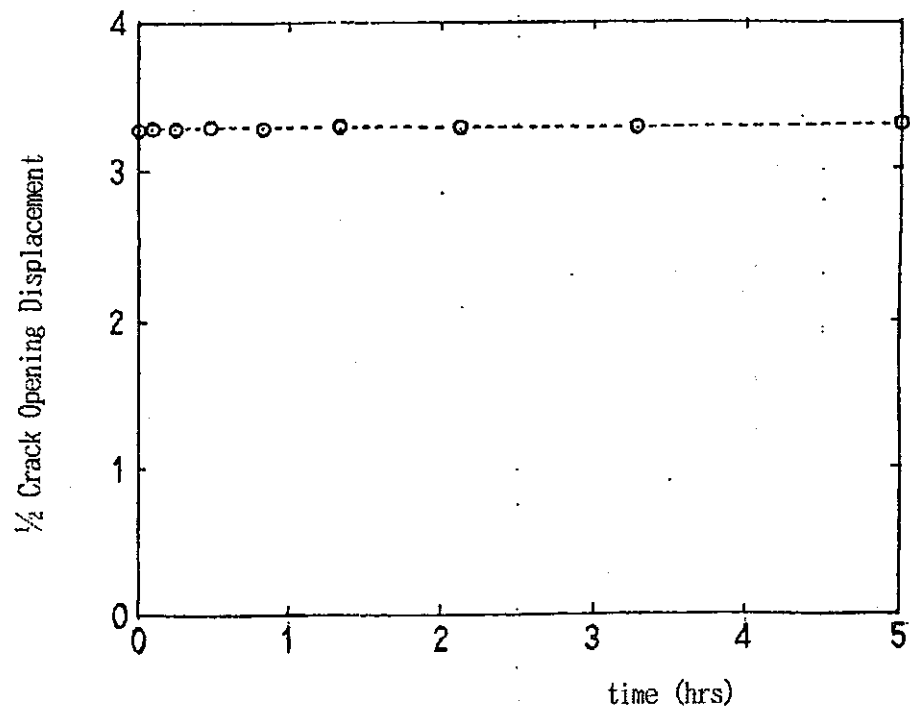


Fig. 4.5-5 Relationship between COD and time

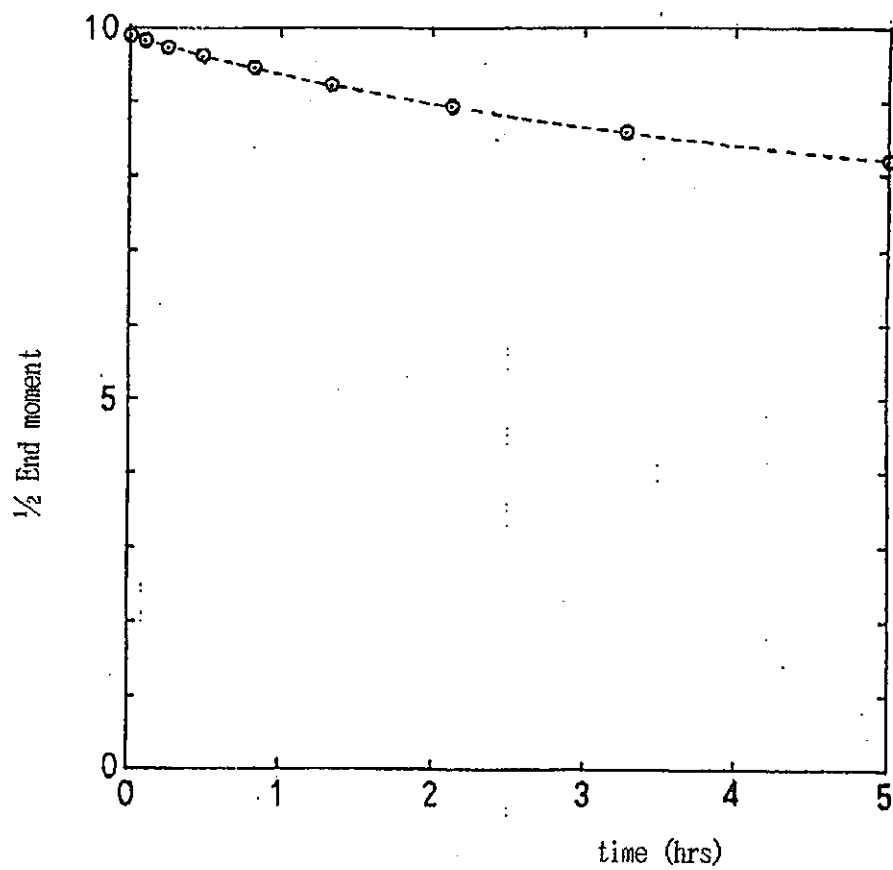
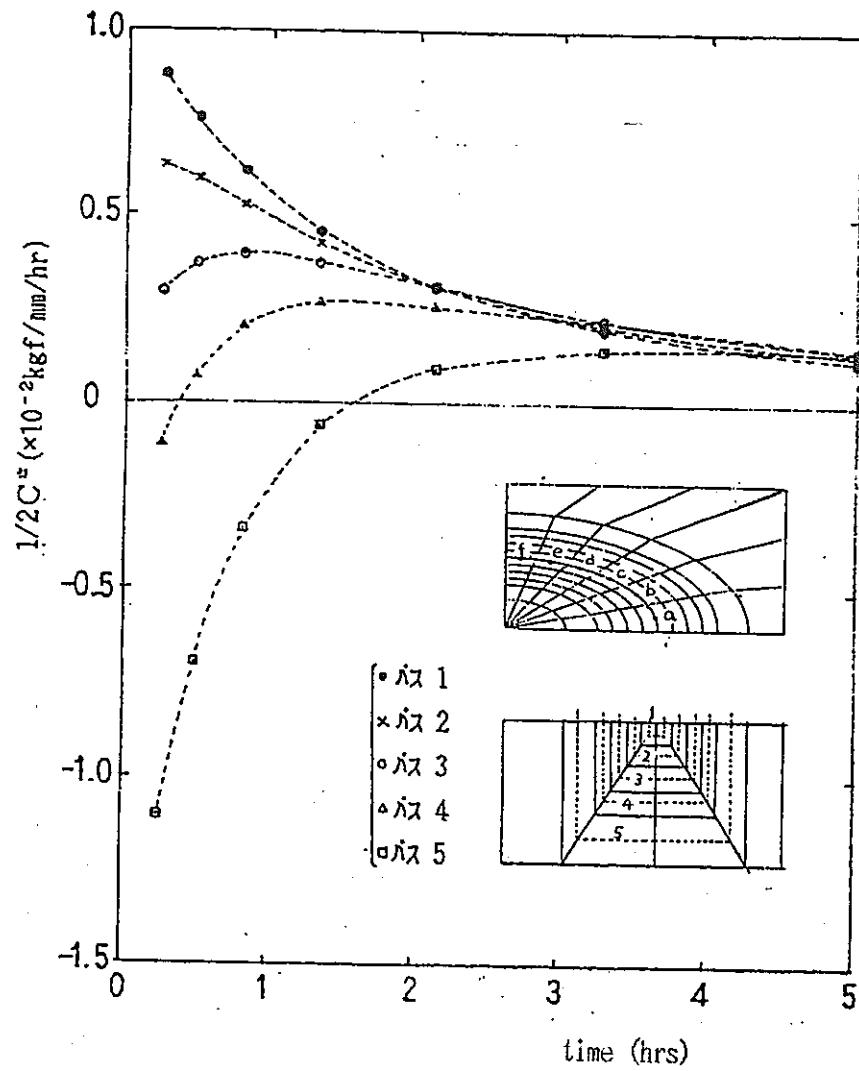
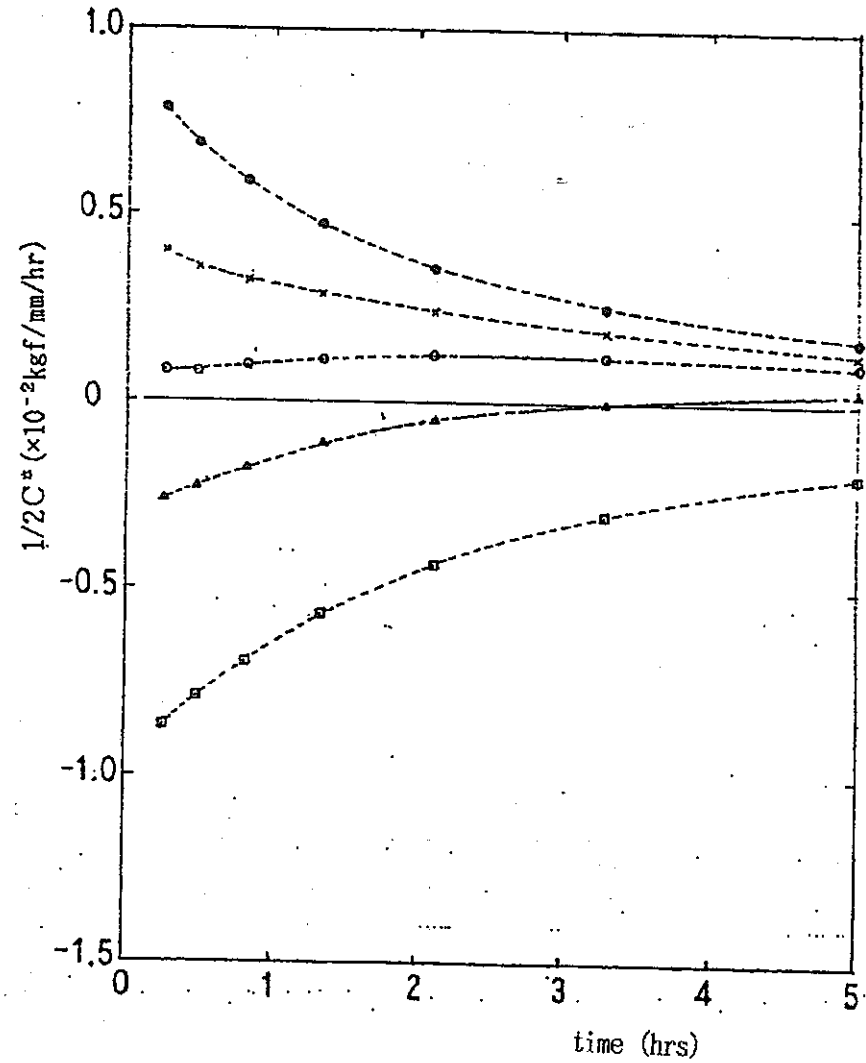


Fig. 4.5-6 Relaxation of end moment

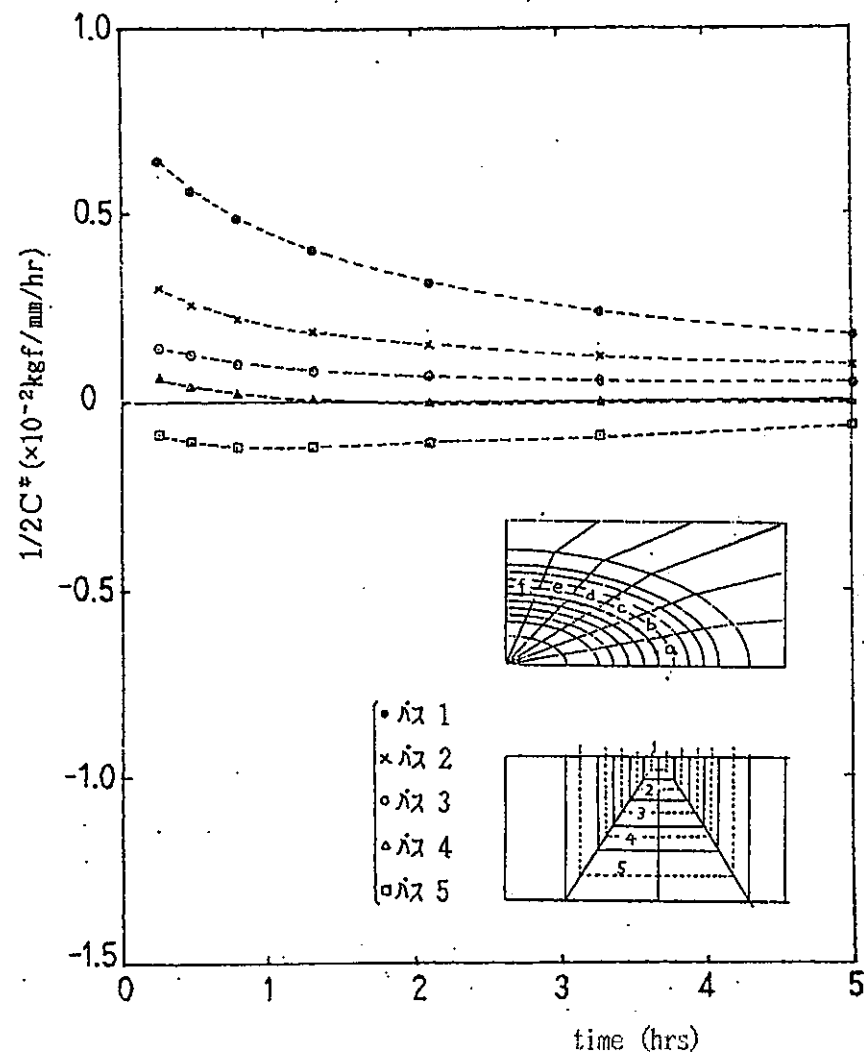


(a) at point a ($\phi = 11.52^\circ$)

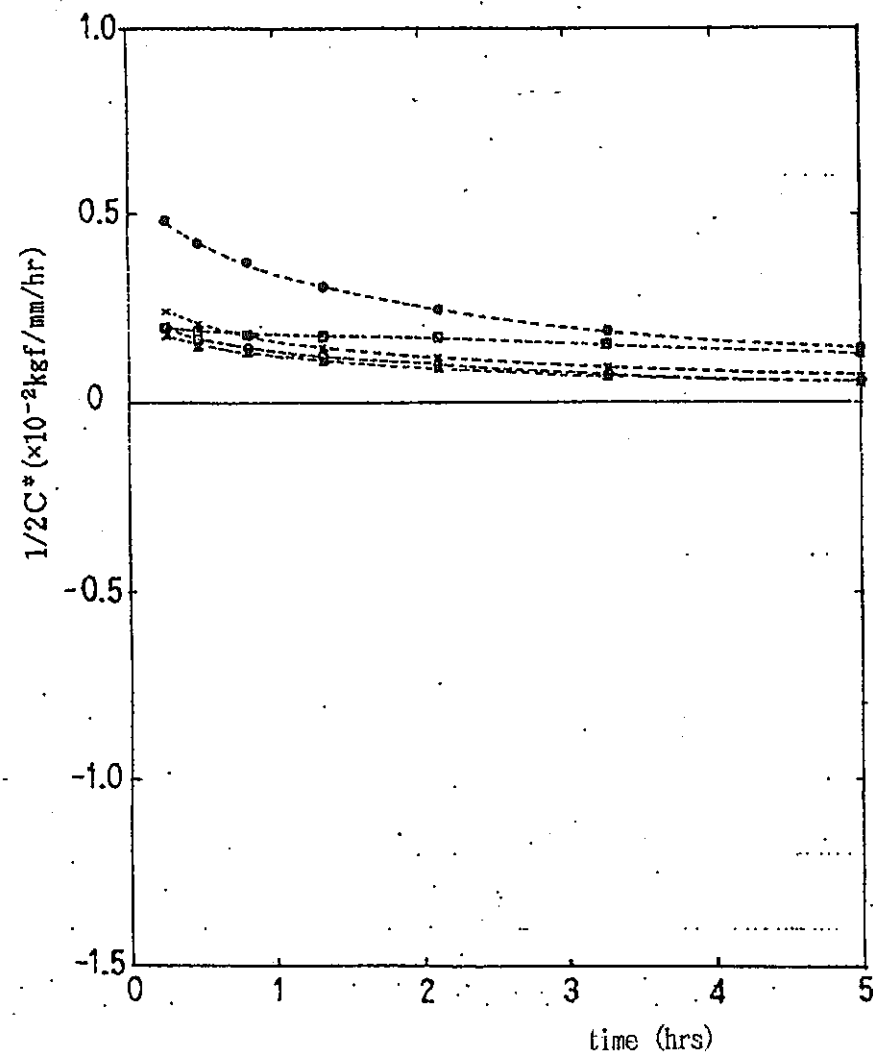


(b) at point b ($\phi = 31.14^\circ$)

Fig. 4.5-7 Calculated results of C^*

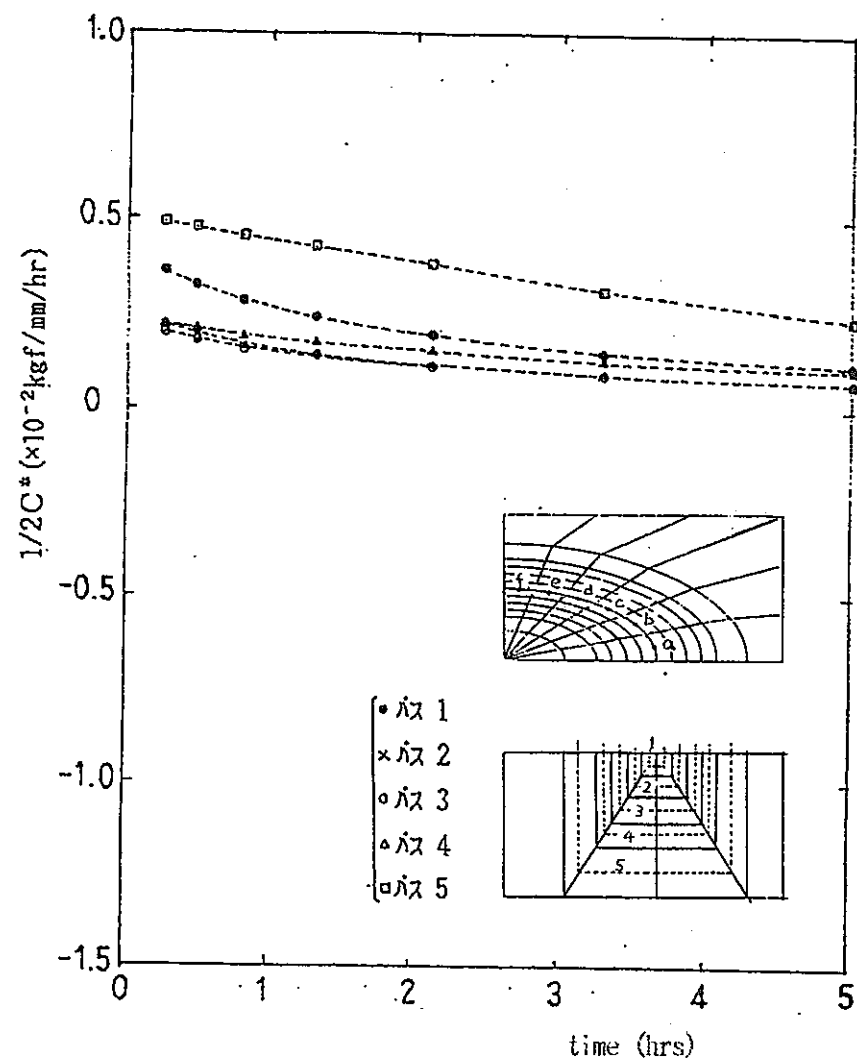


(c) at point c ($\phi = 46.80^\circ$)

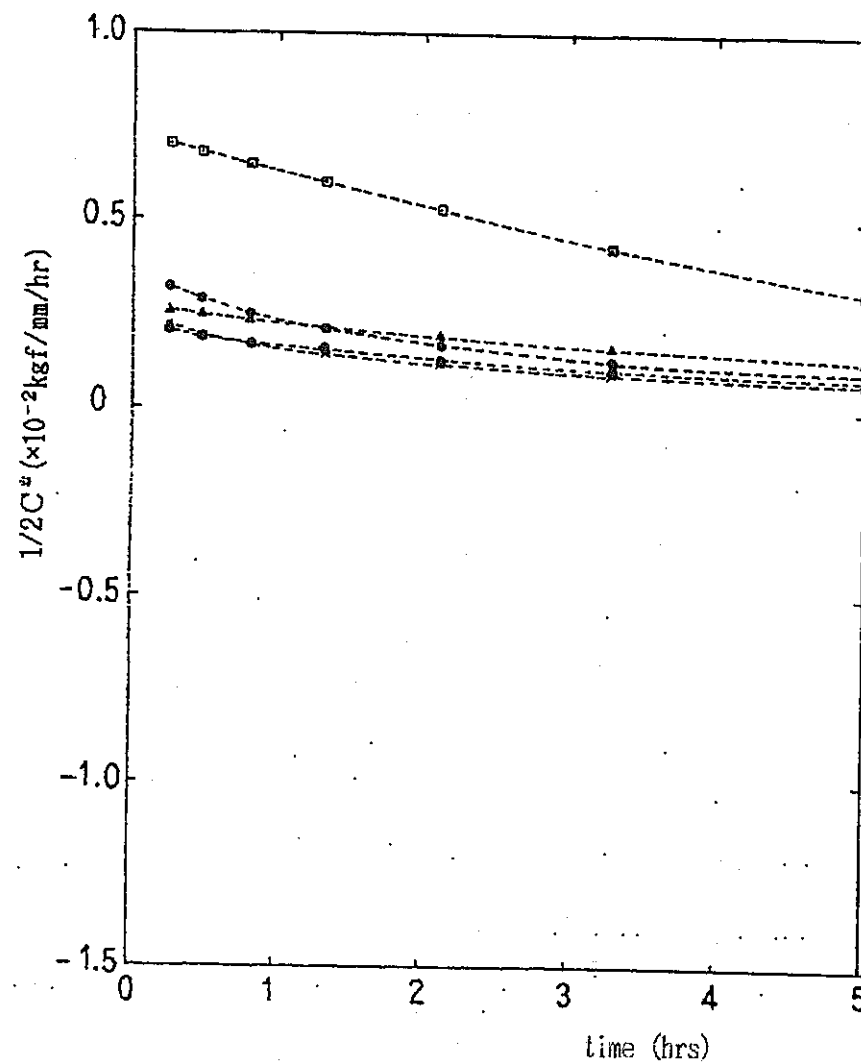


(d) at point d ($\phi = 60.26^\circ$)

Fig. 4.5-7 (continued) Calculated results of C^*



(e) at point e ($\phi = 72.55^\circ$)



(f) at point f ($\phi = 84.24^\circ$)

Fig. 4.5-7 (continued) Calculated results of C^*

4.6 解析ケース5

4.6.1 解析方法

(1) 解析対象およびき裂形状

解析対象はFig.4.1-1 に示すき裂付き平板試験片で、き裂形状は深さ $a=4.5\text{mm}$ 、き裂半長さ $c=10.55\text{mm}$ 、 $a/c=0.43$ の半だ円き裂とする。

(2) 使用プログラム

解析には汎用構造解析FEMプログラムMARC（バージョンK2）を用いる。

(3) 使用要素

MARCの20節点ソリッド要素（MARC要素タイプ21）を用いる。

(4) 解析モデル

解析モデルは、対称性を考慮して解析対象の1/4をモデル化した。Fig.4.6-1 に示す。解析モデルは、20節点アイソパラメトリック・ソリッド要素を用いており総要素数は190、総節点数は999である。回転角は、モデルの端部に強制変位として入力する。

(5) 破壊力学パラメータの評価法

き裂前縁に沿うJ積分の計算は、仮想き裂進展法（VCE）と自社開発のポストプロセッサによる経路積分法の二種類の方法で行う。また、クリープ域でのJ'積分は経路積分法で計算する。仮想き裂進展法は、MARCに含まれている機能を用いる方法で、Fig.4.6-2 に示す3径路について内部にある節点と、これを囲む隣接点を微小量移動させることにより計算する。このとき節点の移動量はき裂先端の要素の辺の1/1000を目安とする。経路積分法によるJ積分、J'積分計算時の積分経路もFig.4.6-2 に示す径路と同じとする。なお、J積分、J'積分の計算は、き裂の表面部と最深部の位置で行う。

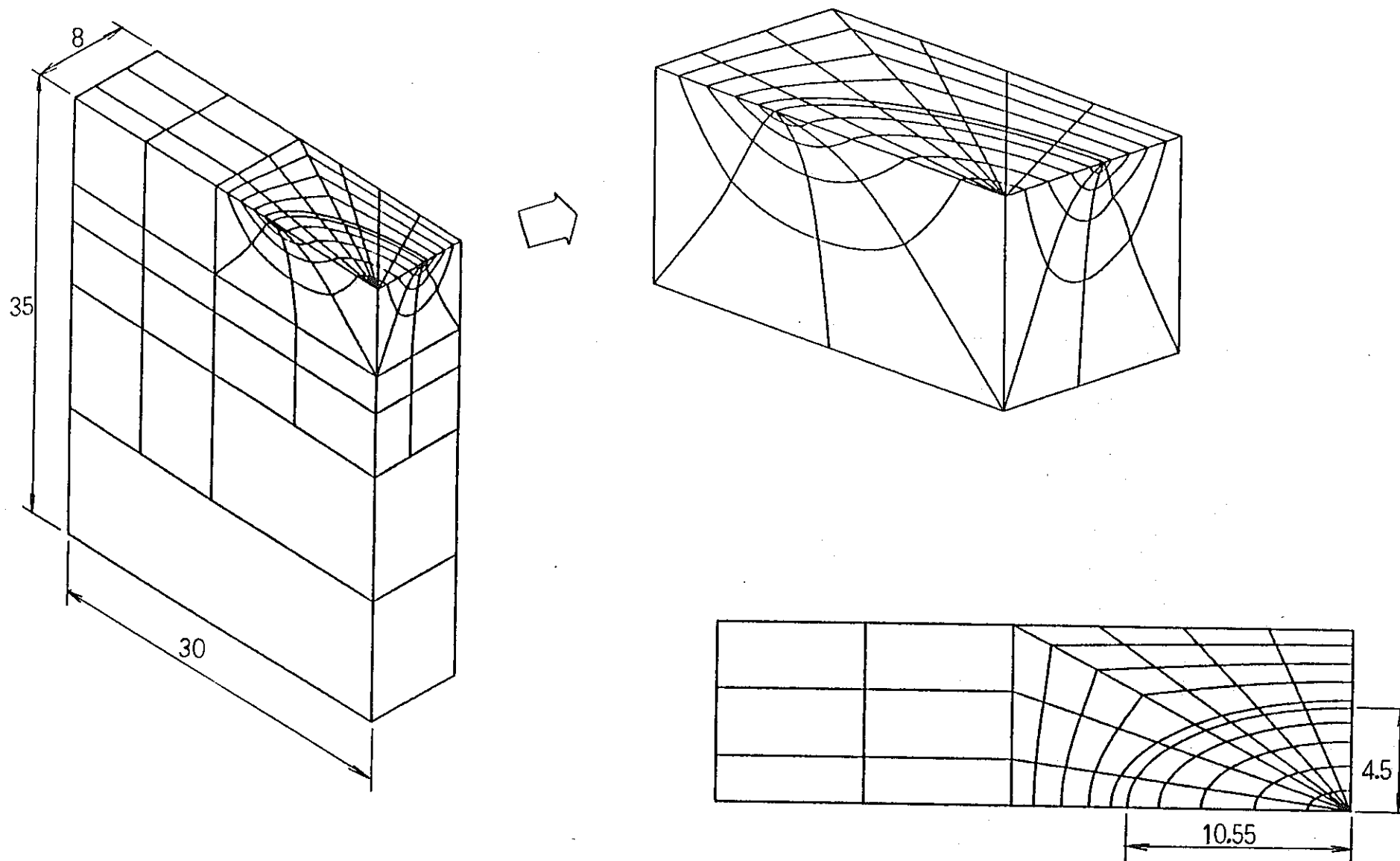


Fig.4.6-1 Finite element idealization of the specimen with a crack

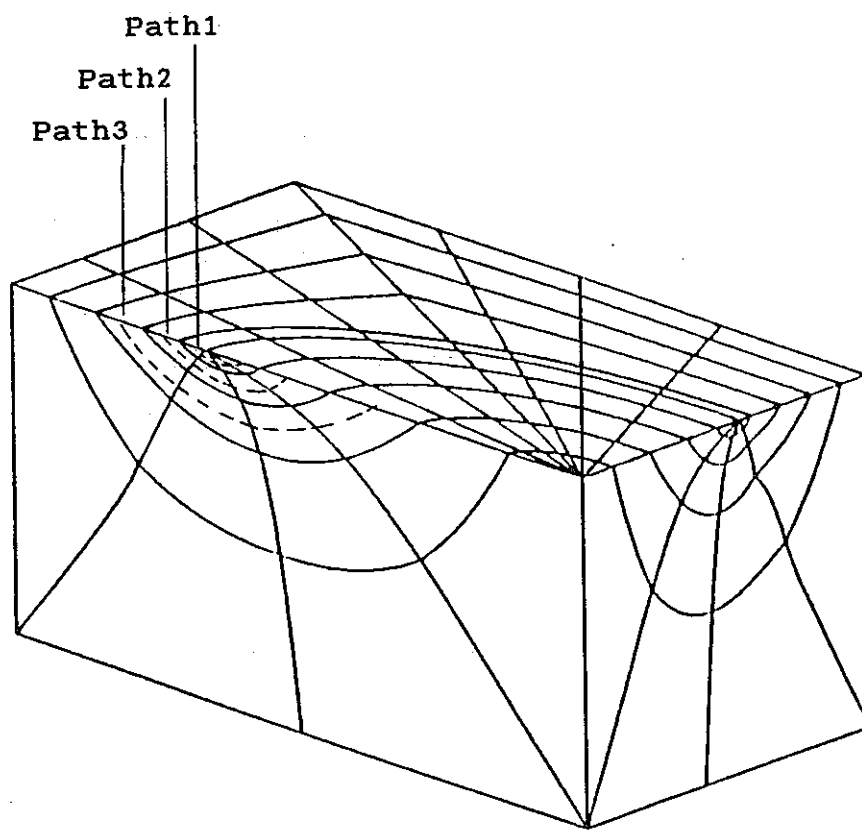


Fig.4.6-2 Path of J and J' Integral

4. 6. 2 解析結果

試験片端部の回転角 ($\theta/2$) と開口変位 (COD) の関係をFig.4.6-3 に、回転角と端部モーメントの関係をFig.4.6-4 に示す。また、保持時間とCODの関係をFig.4.6-5 に、保持時間と端部モーメントの関係をFig.4.6-6 に示す。CODは回転角の増加とともに、ほぼ直線的に増加し、回転角保持後は、ほぼ一定になっている。端部モーメントは、回転角保持後、徐々に低下していることが分る。

端部回転角とJ積分の関係をFig.4.6-7 およびFig.4.6-8 に示す。(J積分の経路は、Fig.4.6-2 に示す。) J積分の値は各経路ともほぼ一定の値となっている。

Fig.4.6-9 は保持時間とJ'積分の関係を示したものである。保持時間が長くなるほど各経路毎の値は、同じ値に近づいているが、十分な経路独立性がなされているとは言えない。

以上の計算結果をもとに行ったき裂進展速度の評価結果をTable 4.6-1 に示す。ここで、Jは、VCEによる結果の平均値を、J'は、経路積分による結果の平均値を用いた。

Table 4.6-1 Crack growth rate evaluation

$\Delta J_f = 4 \times J^{*1}$ (kgf/mm)	2.78	1.60
$\Delta J_c = J' \times th^{*2}$ (kgf/mm)	3.95×10^{-2}	1.20×10^{-2}
Fatigue crack growth rate (mm/cycle)		
$da/dN = \begin{cases} 4.0443 \times 10^{-3} \Delta J_f^{1.4435} & \text{(upper)} \\ 1.2022 \times 10^{-3} \Delta J_f^{1.4435} & \text{(average)} \\ 3.5737 \times 10^{-4} \Delta J_f^{1.4435} & \text{(lower)} \end{cases}$	1.77×10^{-2} 5.26×10^{-3} 1.56×10^{-3}	7.95×10^{-3} 2.36×10^{-3} 7.03×10^{-4}
Creep crack growth rate (mm/cycle)		
$da/dN = \begin{cases} 0.2671 \Delta J_c^{0.8770} & \text{(upper)} \\ 0.1274 \Delta J_c^{0.8770} & \text{(average)} \\ 6.0720 \times 10^{-2} \Delta J_c^{0.8770} & \text{(lower)} \end{cases}$	1.57×10^{-2} 7.49×10^{-3} 3.57×10^{-3}	5.52×10^{-3} 2.63×10^{-3} 1.25×10^{-3}

*1: $J = J$ (at $\theta/2=0.035\text{rad.}$)

*2: $J' = J'$ (at $t=th$), $th=5$ hr.

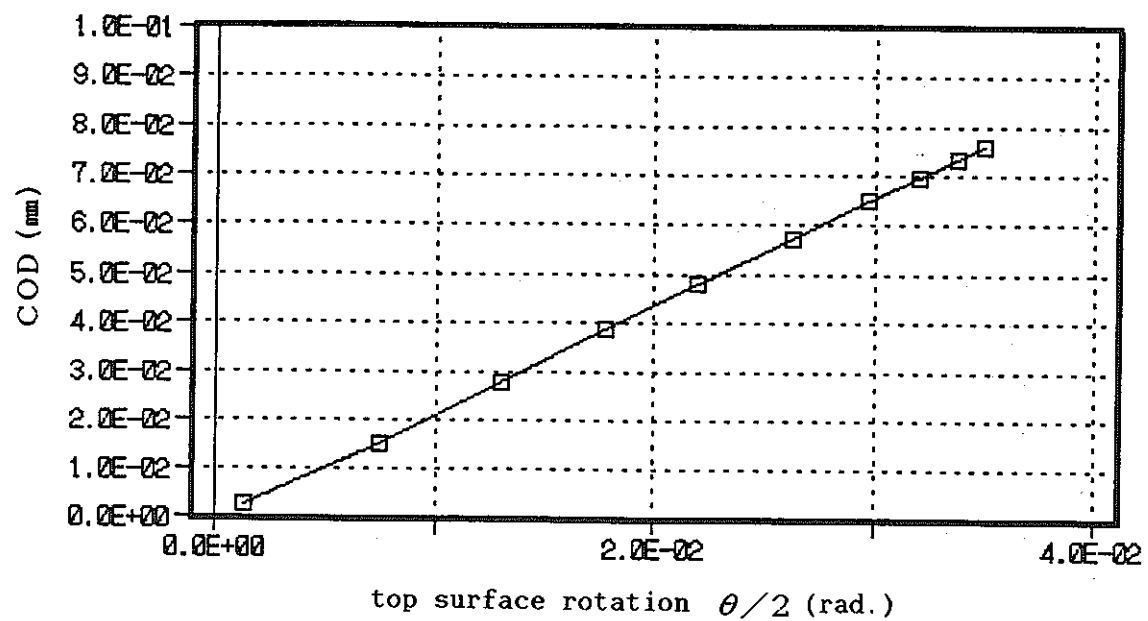


Fig.4.6-3 Relation between top surface rotation and COD

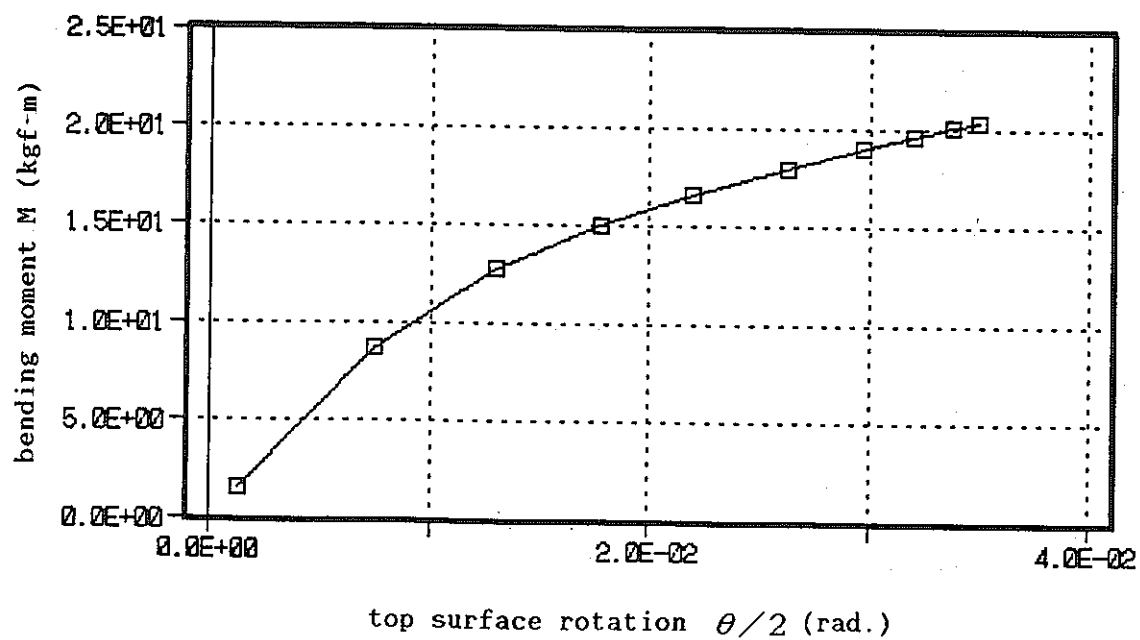


Fig.4.6-4 Relation between top surface rotation and bending moment

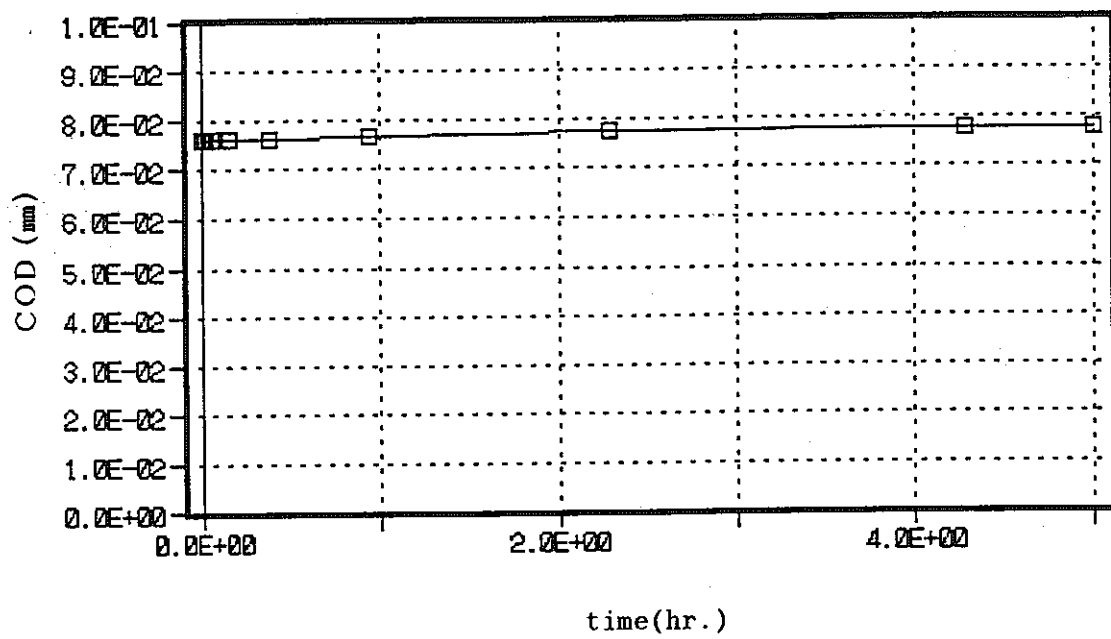


Fig.4.6-5 Relation between time and COD

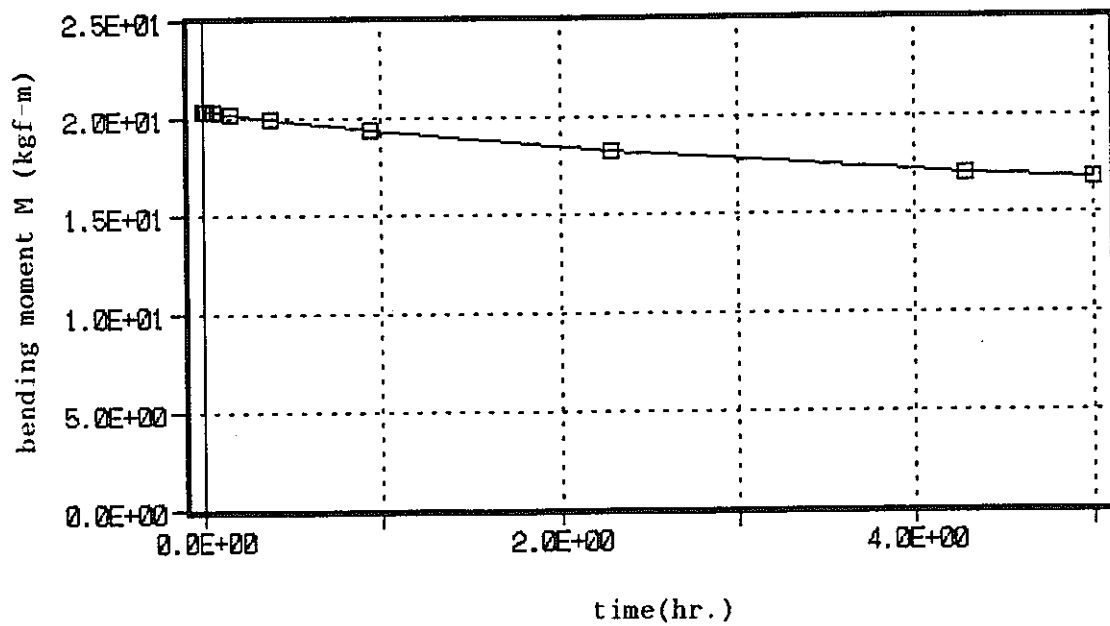
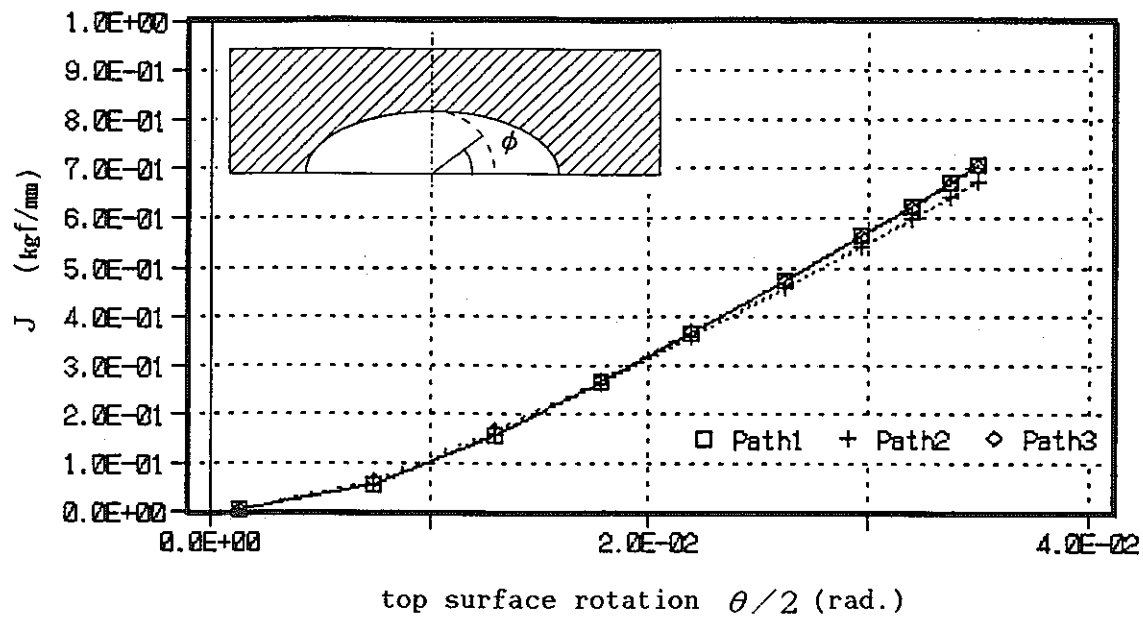
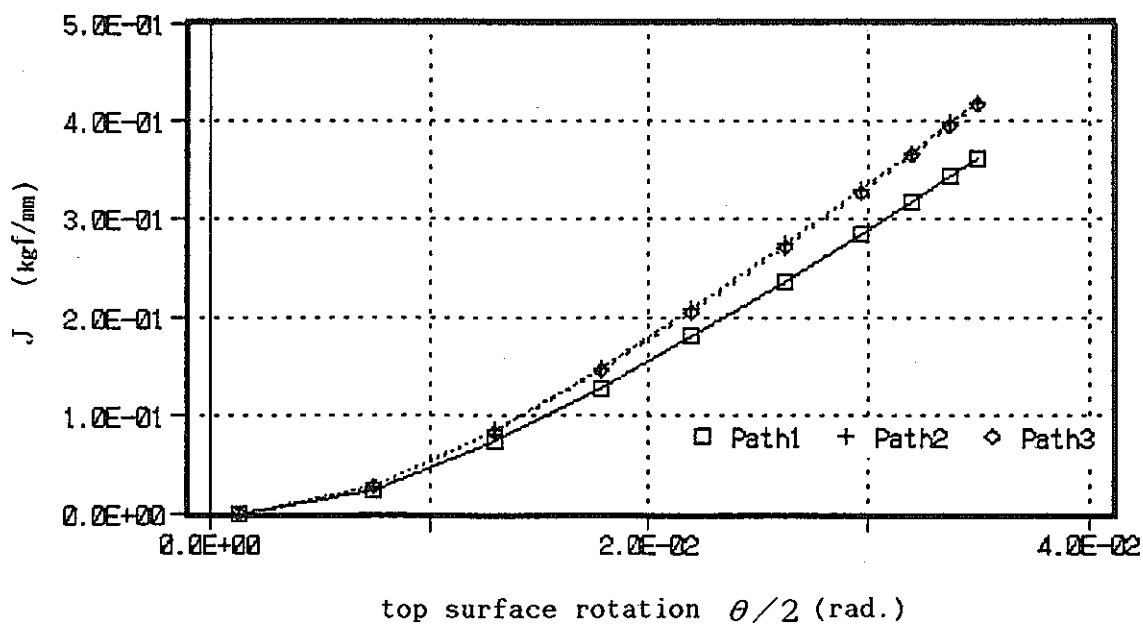


Fig.4.6-6 Relation between time and bending moment

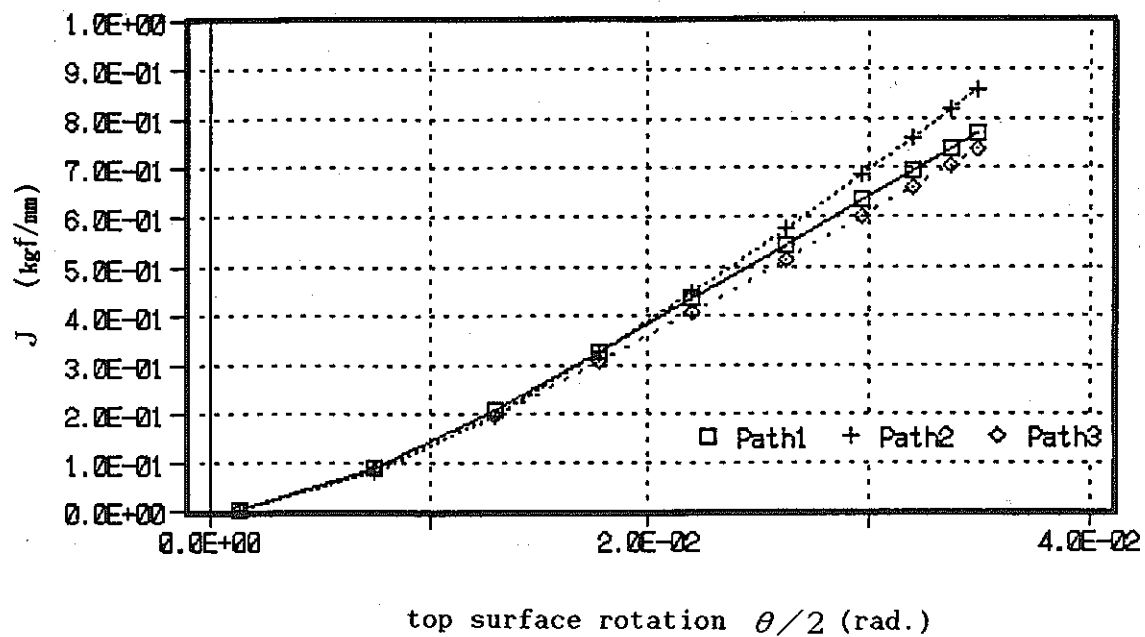


(a) $\phi = 0^\circ$

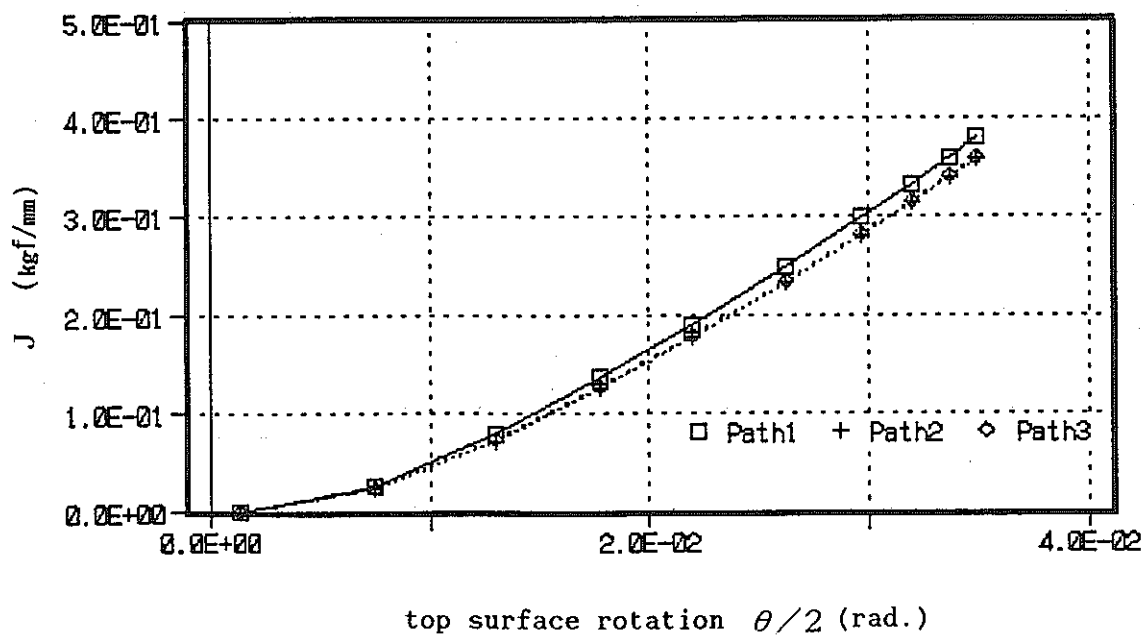


(b) $\phi = 90^\circ$

Fig.4.6-7 Relation between top surface rotation and J (VCE)

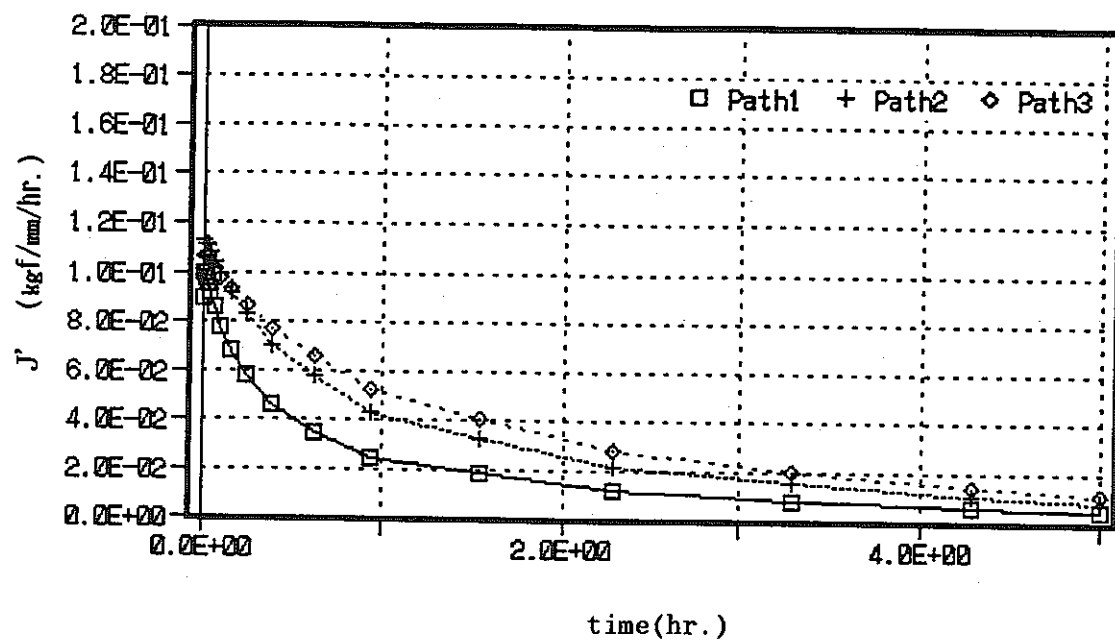


(a) $\phi = 0^\circ$

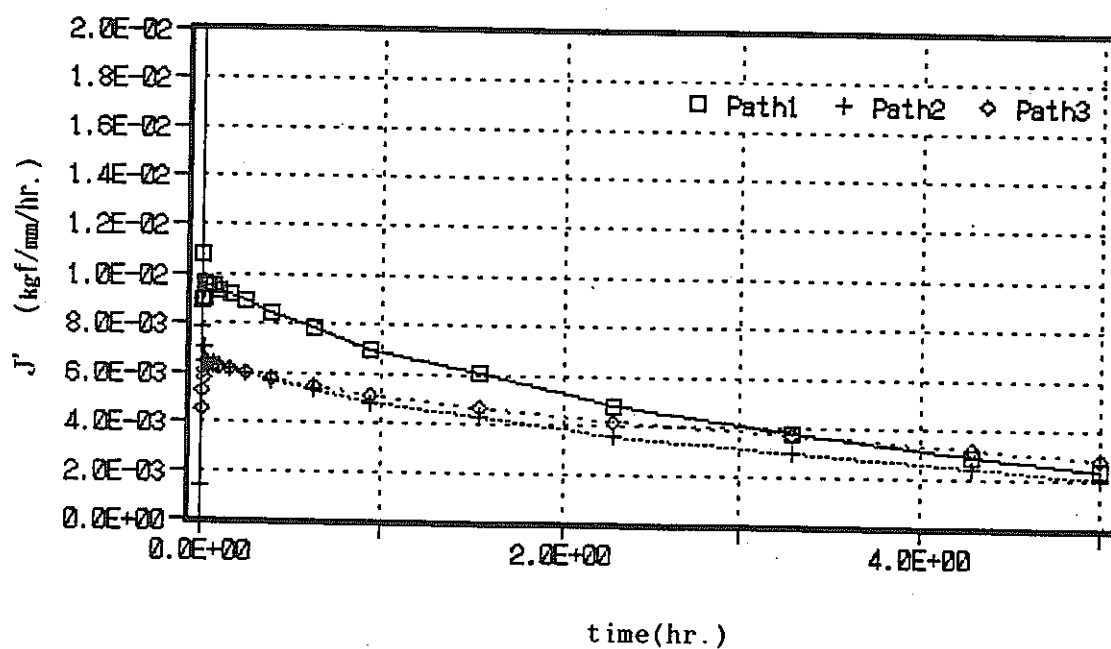


(b) $\phi = 90^\circ$

Fig.4.6-8 Relation between top surface rotation and J (Path integral)



(a) $\phi = 0^\circ$



(b) $\phi = 90^\circ$

Fig.4.6-9 Relation between time and J'

4. 7 試験結果との比較

有限要素解析より求めた結果をまとめてTable 4.7-1 に示す。J 積分値は、き裂表面・最深部にかかわらずき裂長さに対して単調増加となる傾向となっている。ただし、 $a=3.5\text{mm}$ のケースについては他のケースに比較し若干大きめの数値となっており、検討の余地が残されている。一方、J' 積分値についてみると、最深部では単調増加に近い傾向が認められるものの、表面では解析ケースごとのバラツキが大きくなっている。これらの解析の妥当性を検討する目的から、3.1の変位制御曲げ試験（I）で得られたき裂開口変位・き裂進展速度との比較を行った。

4. 7. 1 き裂開口変位の比較

Fig.4.7-1 に実験および解析で得られたき裂開口変位（ ΔCOD ）を比較して示す。実験値は、き裂深さに対応する負荷繰返し数をFig.3.1-21より求め、この繰返し数に対応する ΔCOD を用いた。また解析値は、次式により算出した。

（保持中CODが増加する場合）

$$\Delta\text{COD} = \text{COD（保持前）} + \text{COD（保持後）}$$

（保持中CODが減少する場合）

$$\Delta\text{COD} = 2 \times \text{COD（保持前）}$$

解析結果は、全体的に実験結果によく一致している。解析結果は、実験結果よりも若干大きめの値となっており、特にき裂が短い場合の差異が比較的大きくなっている。これは、き裂が短い場合のみ BEMによる解であるのに対し、他のケースが FEMによる解であることに起因するのか、要素分割の差異に起因するのかは現状では不明である。

4. 7. 2 き裂進展速度の比較

解析により求めたJ積分、J' 積分より、実験に対応する ΔJ_r および ΔJ_c を次式により求めた。

$$\Delta J_r = 4 \times J$$

$$\Delta J_c = J' \times t_n \quad (t_n = 5\text{hr})$$

ただしJ積分、J' 積分については、Table 4.7-1 のNoteに示すように各ケースによりその定義が異なっており、経路独立性との関連から必ずしも統一された考え方とはなっていない点に注意を払っておく必要がある。

き裂進展速度は、疲労き裂進展速度とクリープき裂進展速度の線形和から求め、疲労き裂進展速度ならびにクリープき裂進展速度はそれぞれ平均の材料試験データから算出した。

$$(da/dN) = (da/dN)_r + (da/dN)_c$$

$$(da/dN)_r = C (\Delta J_r)^m$$

$$C = 1.2022 \times 10^{-3} \text{ (平均)}$$

$$4.0443 \times 10^{-3} \text{ (上限)}$$

$$3.5737 \times 10^{-4} \text{ (下限)}$$

$$m = 1.4435$$

$$(da/dN)_c = C' (\Delta J_c)^{m'}$$

$$C' = 0.1274 \text{ (平均)}$$

$$0.2671 \text{ (上限)}$$

$$0.06072 \text{ (下限)}$$

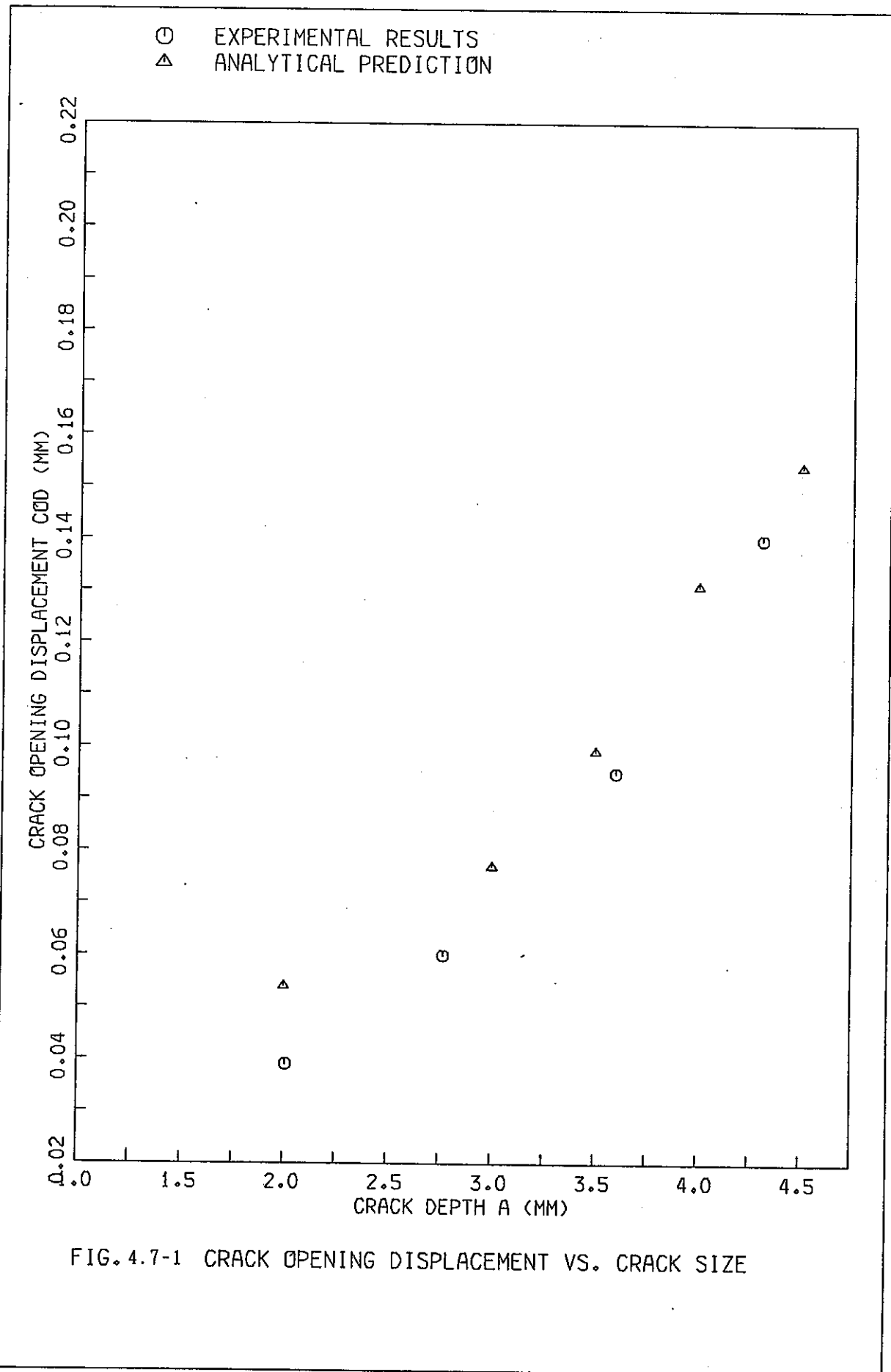
$$m' = 0.877$$

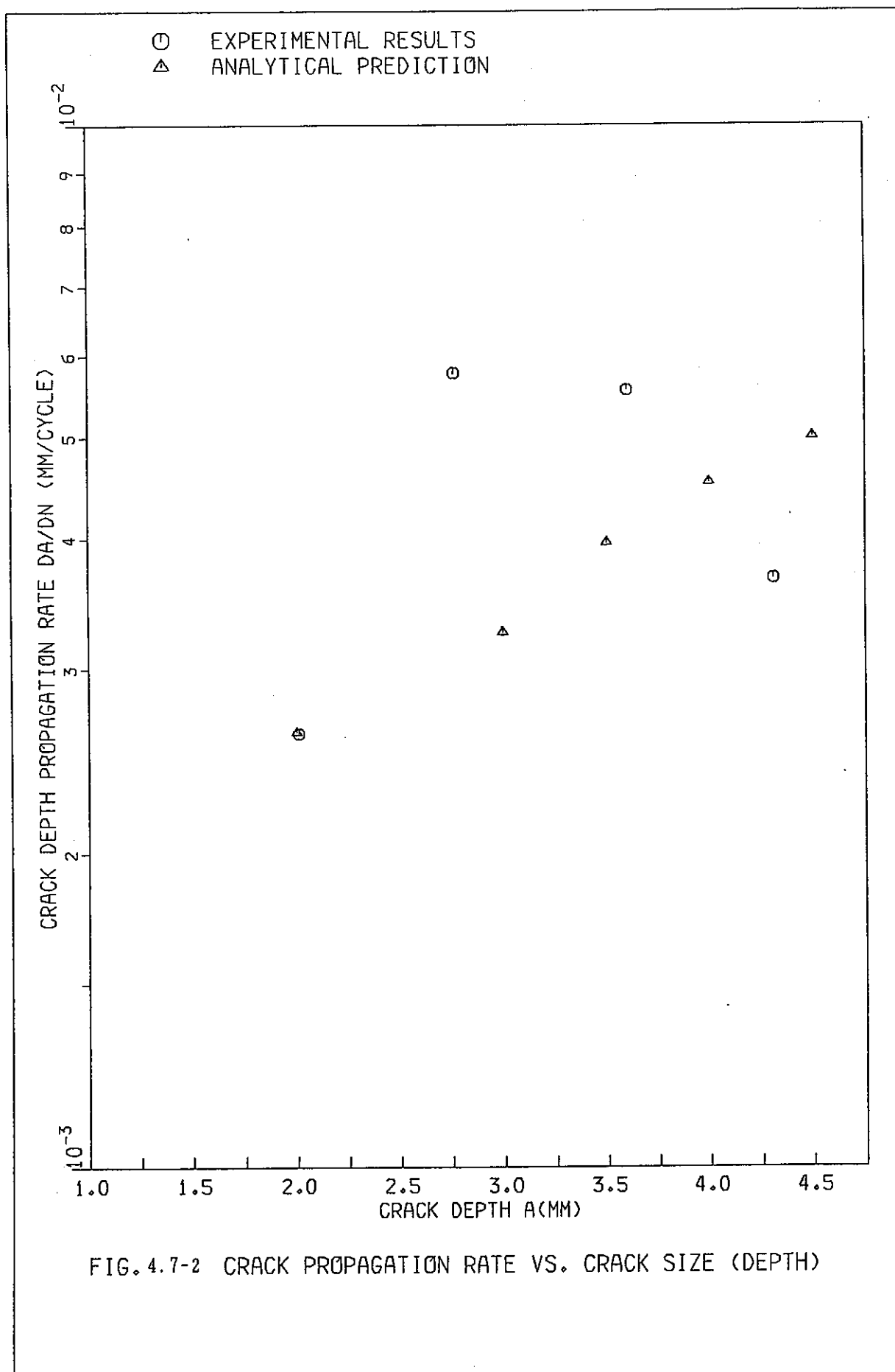
き裂深さとき裂深さ方向のき裂進展速度の関係をFig.4.7-2 に示す。き裂深さが浅い場合には解析による予測は実験結果によく一致しているが、き裂が深くなると最大2倍程度の差異を生じている。解析結果と実験結果で最も顕著な差異が認められるのは、き裂深さに対するき裂進展速度の変化の傾向である。すなわち、実験結果では、き裂が浅いうちはき裂の進展に伴うき裂進展速度の増大が認められるがき裂が板厚中央に近づくにつれき裂進展速度の低下が認められる。一方、解析結果ではき裂深さに対するき裂進展速度の単調増加が認められ、板厚中央近傍で深さ方向のき裂の進展が減速する傾向は模擬できていない。これは、き裂が板厚中央付近まで進展した場合には、圧縮応力によるき裂の閉口を生じ $\Delta J_r = 4 \times J$ が成立しなくなることが一因であると考えられる。

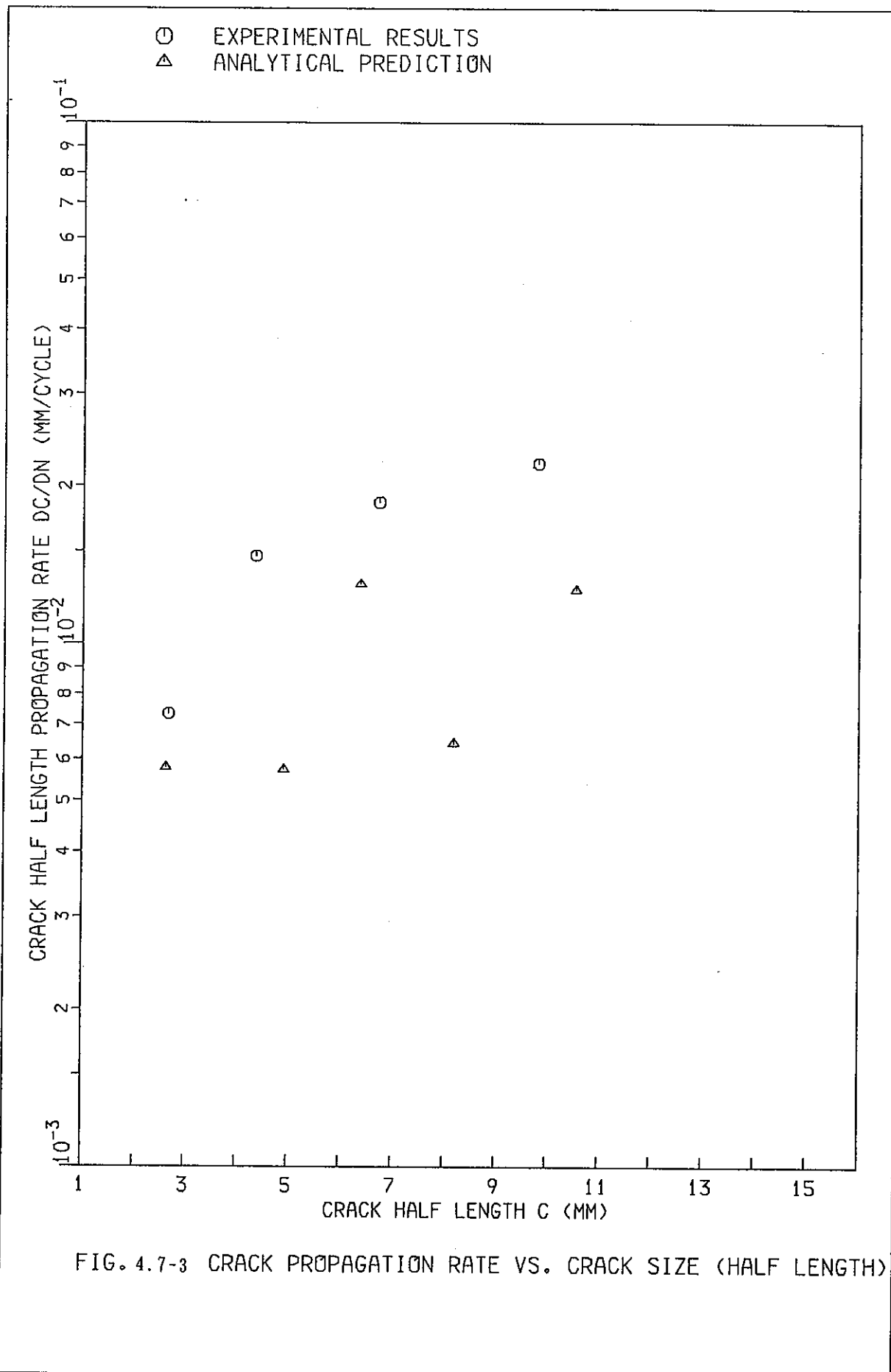
試験片表面のき裂半長とき裂進展速度の関係をFig.4.7-3 に示す。解析に基づく予測は、 J' 積分値の経路独立性が表面部で特に悪く、かつそれらの代表値の決め方がケース毎で異なっていることから大きなバラツキを生じている。本問題のような曲げ応力下のき裂進展では表面のき裂進展挙動の予測が重要となることから、今後評価精度を向上させるための検討を行っていく必要がある。

Table 4.7-1 Results of FEM Analyses

a (mm)	2C (mm)	J _a (kgf/mm)	J _c (kgf/mm)	J' _a (kgf/mm·hr)	J' _c (kgf/mm·hr)	COD (mm)	Note
2.0	5.24	0.254	0.281	1.17×10^{-3}	4.27×10^{-3}	5.40×10^{-2}	J'は MaxとMin の平均
3.0	9.82	0.284	0.374	1.57×10^{-3}	3.45×10^{-3}	7.70×10^{-2}	J'はパス 1 ～パス 3 の平均
3.5	12.76	0.413	0.799	1.24×10^{-3}	3.79×10^{-3}	9.92×10^{-2}	————
4.0	16.36	0.366	0.548	2.20×10^{-3}	2.74×10^{-3}	1.31×10^{-1}	J'は最大、最小を除く パスの平均
4.5	21.10	0.399	0.695	2.40×10^{-3}	7.91×10^{-3}	1.54×10^{-1}	J'はパス 1 ～パス 3 の平均







5. 表面き裂付き配管のクリープ疲労 き裂進展挙動

5. 表面き裂付き配管のクリープ疲労き裂進展挙動

5. 1 荷重制御 4 点曲げ試験

5. 1. 1 試験目的

4 点曲げ荷重下の表面き裂付き配管について、550℃、5 時間保持クリープ疲労き裂進展試験を実施し、解析に基づく評価法を検証していくためのデータを取得するとともに、電位差法によるキャリブレーション曲線の検討を行う。さらに、破面観察により、長時間保持のき裂進展に及ぼす影響を調べる。

5. 1. 2 試験方法

(1) 試験体

試験体は Fig. 5.1-1 に示す外径 165.2mm、内径 143.2mm、板厚 11mm、長さ 1,500 mm の SUS 304 配管である。放電加工による表面切欠の形状は、 $2c_o = 21.4\text{mm}$ 、 $a_o = 5.5\text{mm}$ （アスペクト比=約 0.5）である。

(2) 試験装置

配管の 4 点曲げ負荷用治具構成図を Fig. 5.1-2 に示す。荷重点間距離は 500 mm、支持点間距離は 1,680 mm である。配管端面ではフランジを介して支持点ではピン支持とし、回転自由条件を模擬している。試験体取付状況を Fig. 5.1-3 に示す。

(3) 制御方法

電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、荷重制御で試験を行った。

(4) 加熱方法及び試験温度

加熱は、遠赤外線ヒータによる内部加熱により行った。Fig. 5.1-4 に温度制御ならびに計測用熱電対の取付位置を示す。試験中に温度は、き裂をはさんで $\pm 20\text{mm}$ の地点で $550 \pm 5^\circ\text{C}$ で保たれていた。

(5) 予き裂導入方法

試験温度において、三角波により挿入した。

(6) 開口変位測定法

き裂中央部をはさむ標点間距離 $\pm 10\text{mm}$ の開口変位を、Fig. 5.1-5 に示すセラミックス板を利用したクリップゲージを用いて測定した。

(7) き裂長さ測定法

ビーチマーク法および交流電位差法を併用した。電位差法では Fig. 5.1-4 に示すように、2 A の交流をき裂の $\pm 30\text{mm}$ に流し、 $\pm 1\text{mm}$ における電

位差変化を測定した。また、き裂をはさまない地点での電位差 E_{∞} を試験前後に測定した。

ビーチマークは、荷重範囲を $1/2$ にすることにより導入した。

(8) 試験条件

荷重は、公称応力 $\pm 14.55 \text{ kg/mm}^2$ にて試験を開始したが、ポテンシャルの増加が見られなかったため、再度疲労による予き裂導入後、公称応力 $\pm 17 \text{ kg/mm}^2$ ($\pm 11.1 \text{ ton}$) にて試験を行った。試験後に測定した予き裂寸法は、 $a = 6.1 \text{ mm}$ 、 $c = 11.0 \text{ mm}$ であった。波形は完全両振りの5時間保持台形波である。Table 5.1-1 に三角波による疲労試験と合わせて試験条件を示す。

5. 1. 3 試験結果と考察

(1) き裂進展試験結果

Fig. 5.1-6 に繰返しに伴う開口変位範囲の変化を示す。試験開始後に、加工硬化により開口変位範囲は低下し、その後き裂の進展に伴い増大している。なお、保持中に開口変位の増加は測定されなかった。

破面の写真を、TP-2 (三角波) の結果とともに Fig. 5.1-7 に示す。TP-3 は板厚貫通直前であった。いずれの破面も、試験体表面でき裂の進展が遅くなっている。TP-3 は、試験中にビーチマークを4本挿入しているが、その境界は不明瞭である。

Fig. 5.1-8 にき裂長さ a 、 c と繰返し数の関係を示す。多項式近似により算出した進展式は下式となった。

$$a = 1.08 \times 10^{-5} N^2 + 5.76 \times 10^{-3} N + 6.16$$

$$c = 8.88 \times 10^{-6} N^2 + 4.73 \times 10^{-3} N + 11.00$$

Fig. 5.1-9 にアスペクト比 a/c の変化を示す。アスペクト比は、試験開始時から単調に増加し、その変化は三角波のものとほぼ一致している。

(2) き裂寸法と電位差の関係

Fig. 5.1-10 に、繰返しに伴う電位差比 E/E_0 の変化を示す。

Fig. 5.1-11、Fig. 5.1-12 にそれぞれ、電位差比 E/E_0 と a/a_0 、 $(ac/a_0c_0)^{1/2}$ の関係を示す。いずれの場合もばらつきはあるが、直線関係となっており、電位差端子間距離 y が一定の場合には、キャリブレーション関係として有効と考えられる。

Fig. 5.1-13 にき裂をはさまない位置における電位差との比 E/E_{∞} とパラメータ $(ac)^{1/2}/y$ の関係を示す。ポテンシャル解析による平板表面き裂の検討によると、キャリブレーション関係として、

$$E/E_{\infty} = 0.63 \times (ac)^{1/2} / y$$

なる結果が得られているが、本試験体についても上式の関係式にほぼ一致しており、その有効性が確認できた。

Fig. 5.1-14に、き裂進展速度とき裂長さの関係を示す。き裂進展速度は、ビーチマーク間隔および $E/E_0 - a/a_0$ (c/c_0) 関係をキャリブレーション関係とした電位差変化より算出した。データにばらつきはあるが、き裂長さとともに進展速度が増加していく傾向はとらえられている。

(3) 破面観察結果

Fig. 5.1-15に表面き裂の最深部における進展方向に沿った破面SEM観察結果($\times 100$)を示す。破面は、ストライエーションを含む粒界破壊から粒内ストライエーションへ移行している。Fig. 5.1-16にき裂長さ $a = 6.5 \text{ mm}$ および $a = 8.5 \text{ mm}$ の位置における観察結果($\times 350$)を示す。 $a = 8.5 \text{ mm}$ の位置では、粒内破壊が支配的である。

(4) まとめ

4点曲げ荷重下の表面き裂付き配管について、 550°C 、5時間保持タリープ疲労き裂進展試験を実施し、電位差法によるキャリブレーション曲線の検討を行うとともに、破面観察を行った。長時間荷重保持にもかかわらず、破面は進展初期を除き、粒内破壊が支配的であった。

Table 5.1-1 Test conditions

TP-No.	Temp. (°C)	Stress range (kg/mm ²)	Hold time (hr)
TP-1	650	±13	0
TP-2			
TP-3	550	±17	5

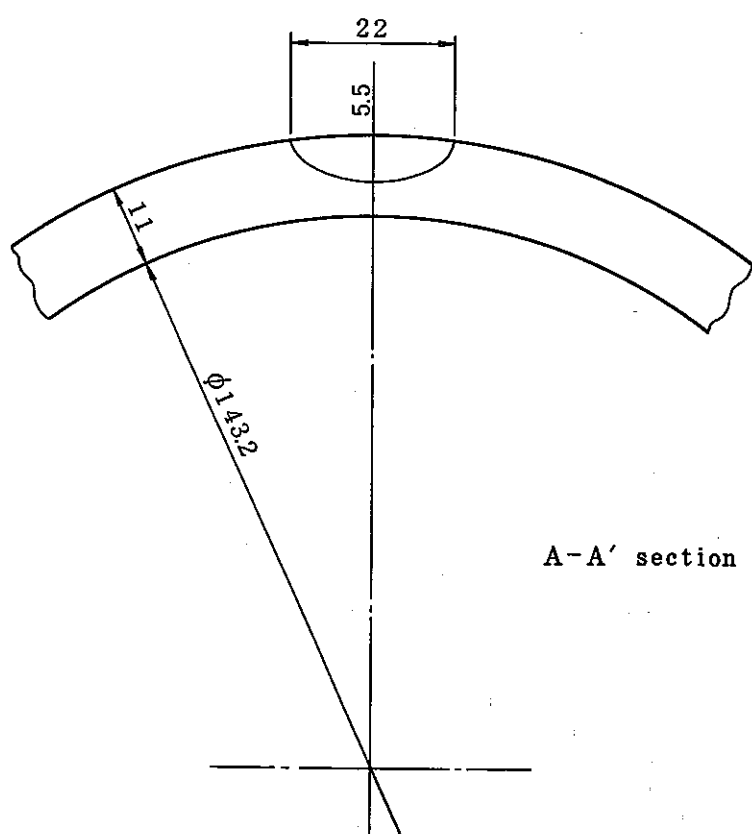
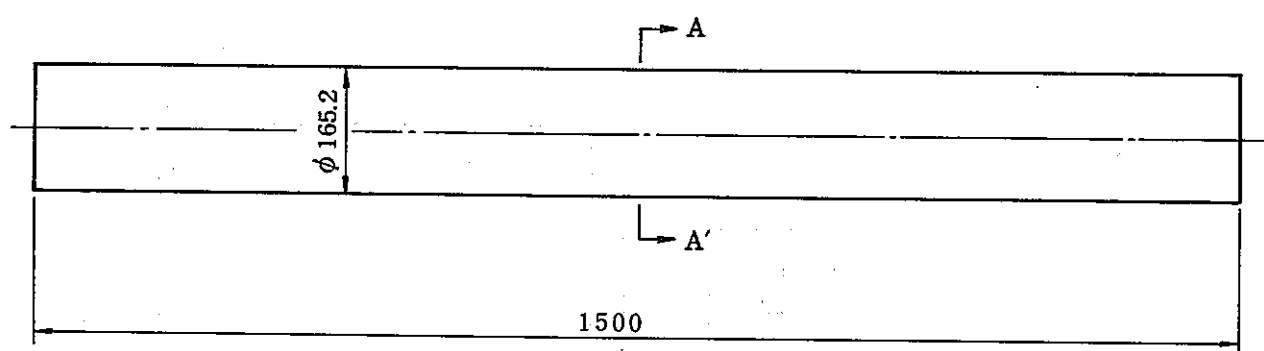


Fig.5.1-1 Test specimen

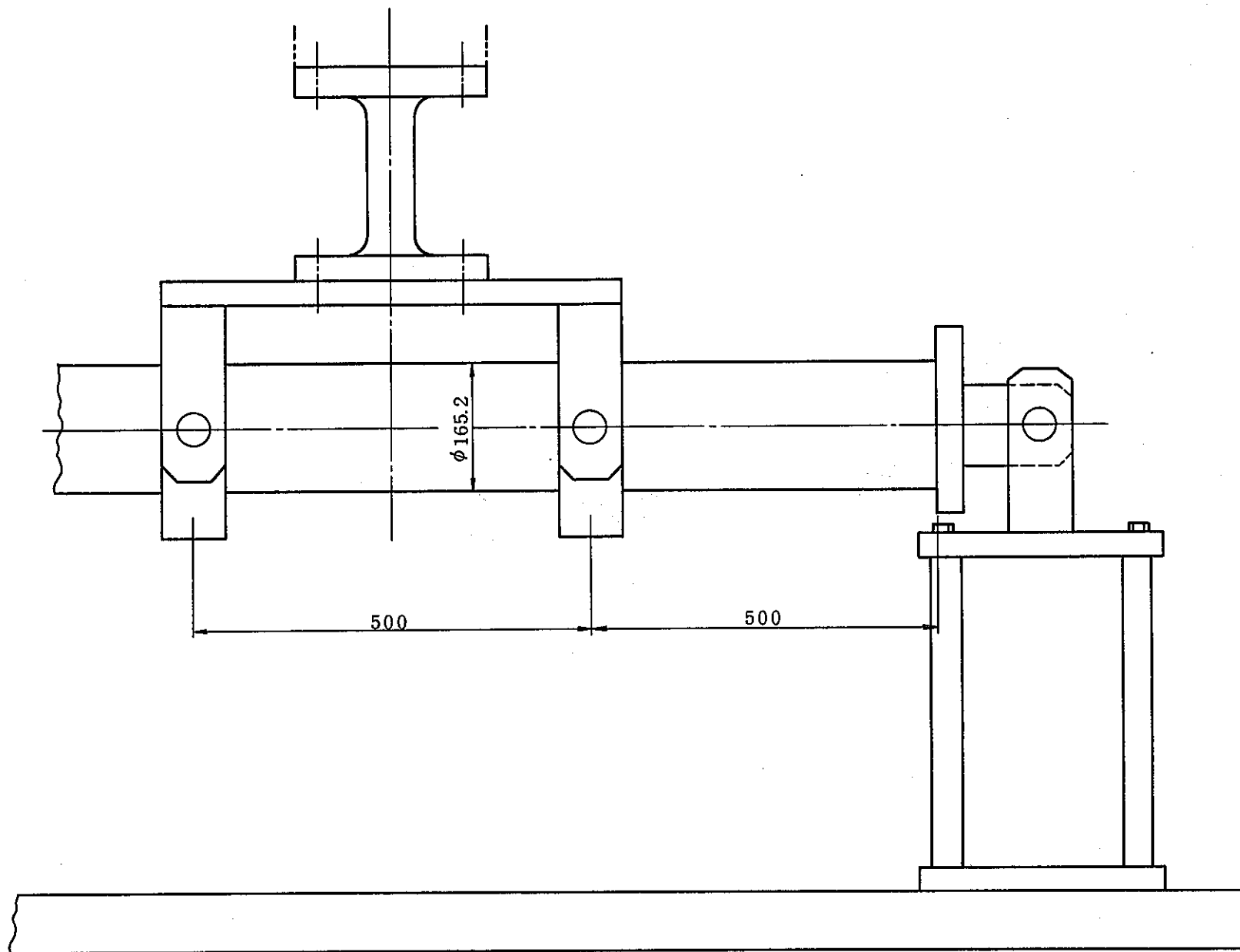


Fig.5.1-2 Four point bending test apparatus

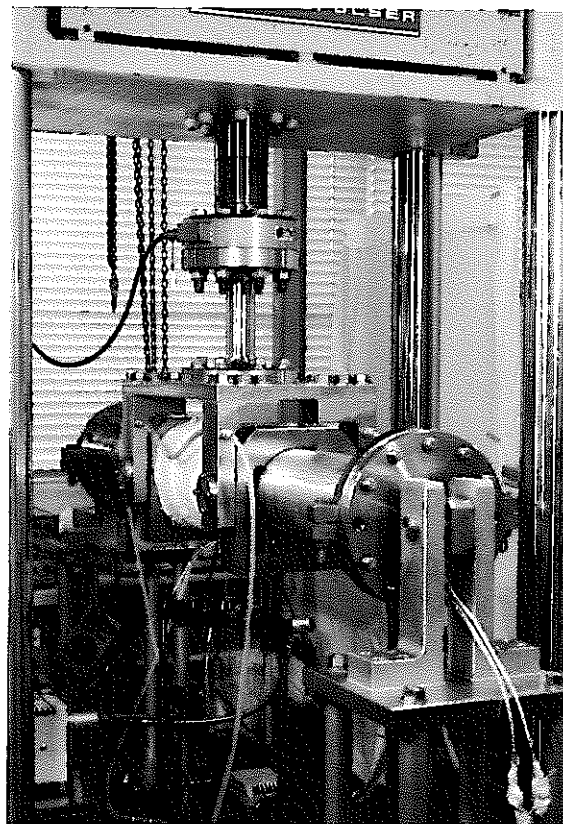


Fig. 5.1-3 Test apparatus

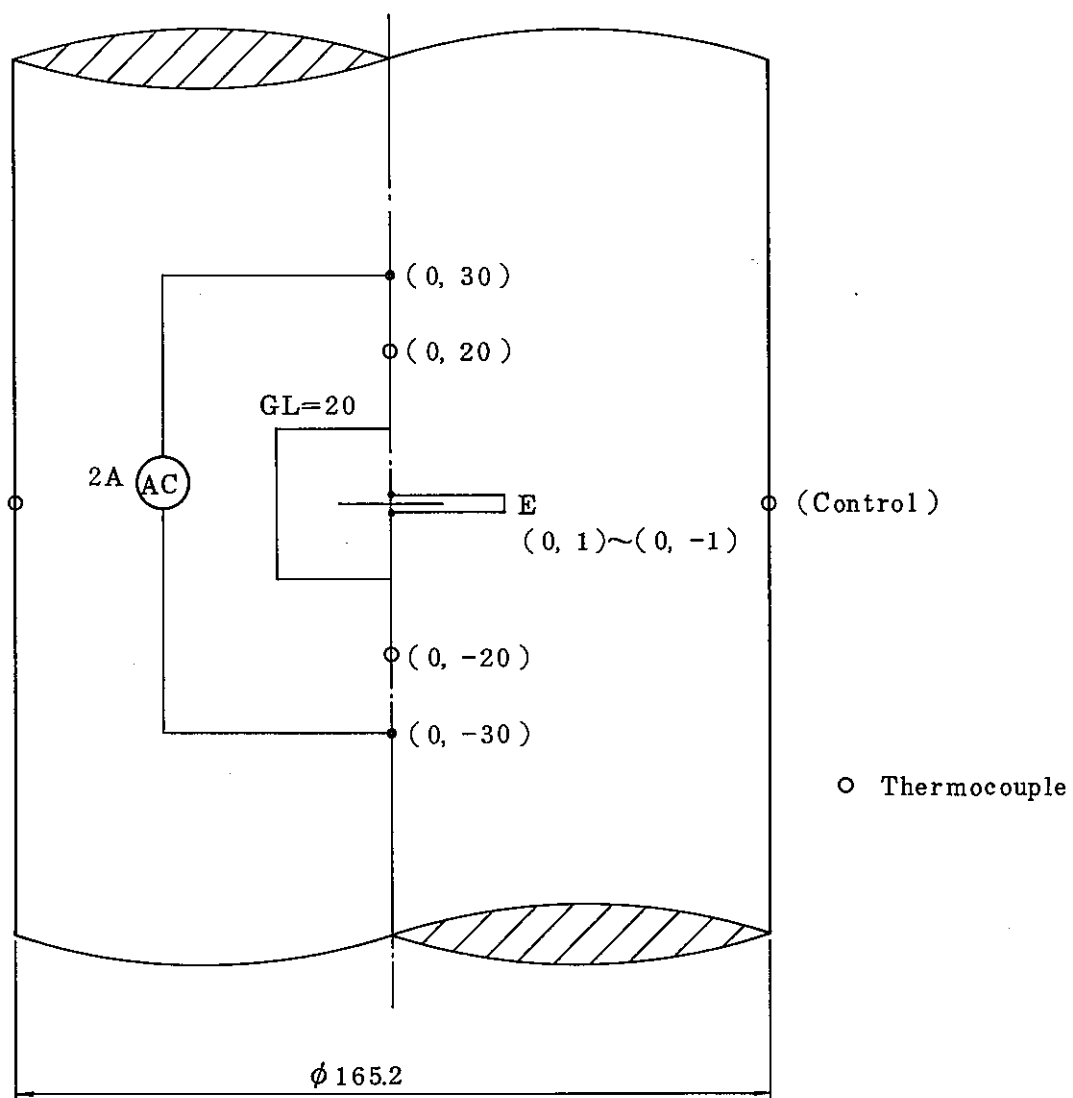


Fig.5.1-4 Measuring procedure

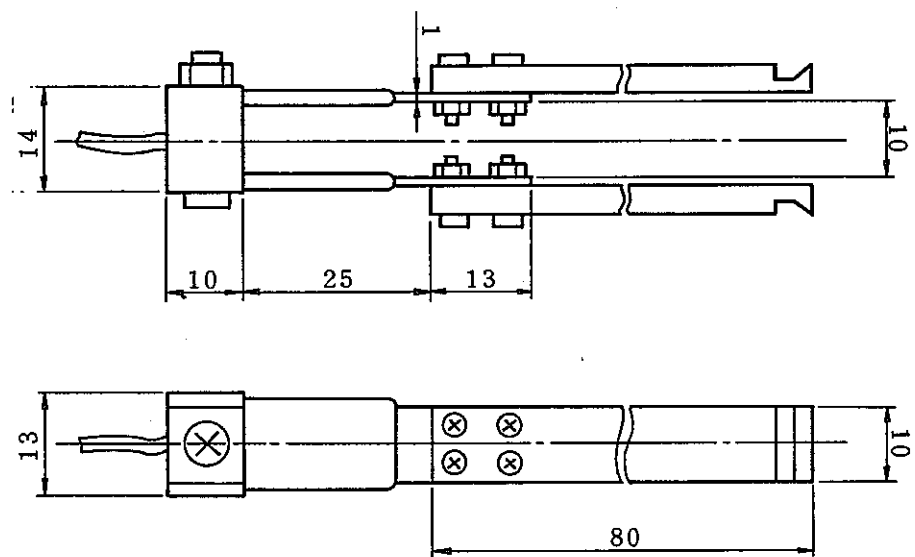


Fig. 5.1-5 Extensometer

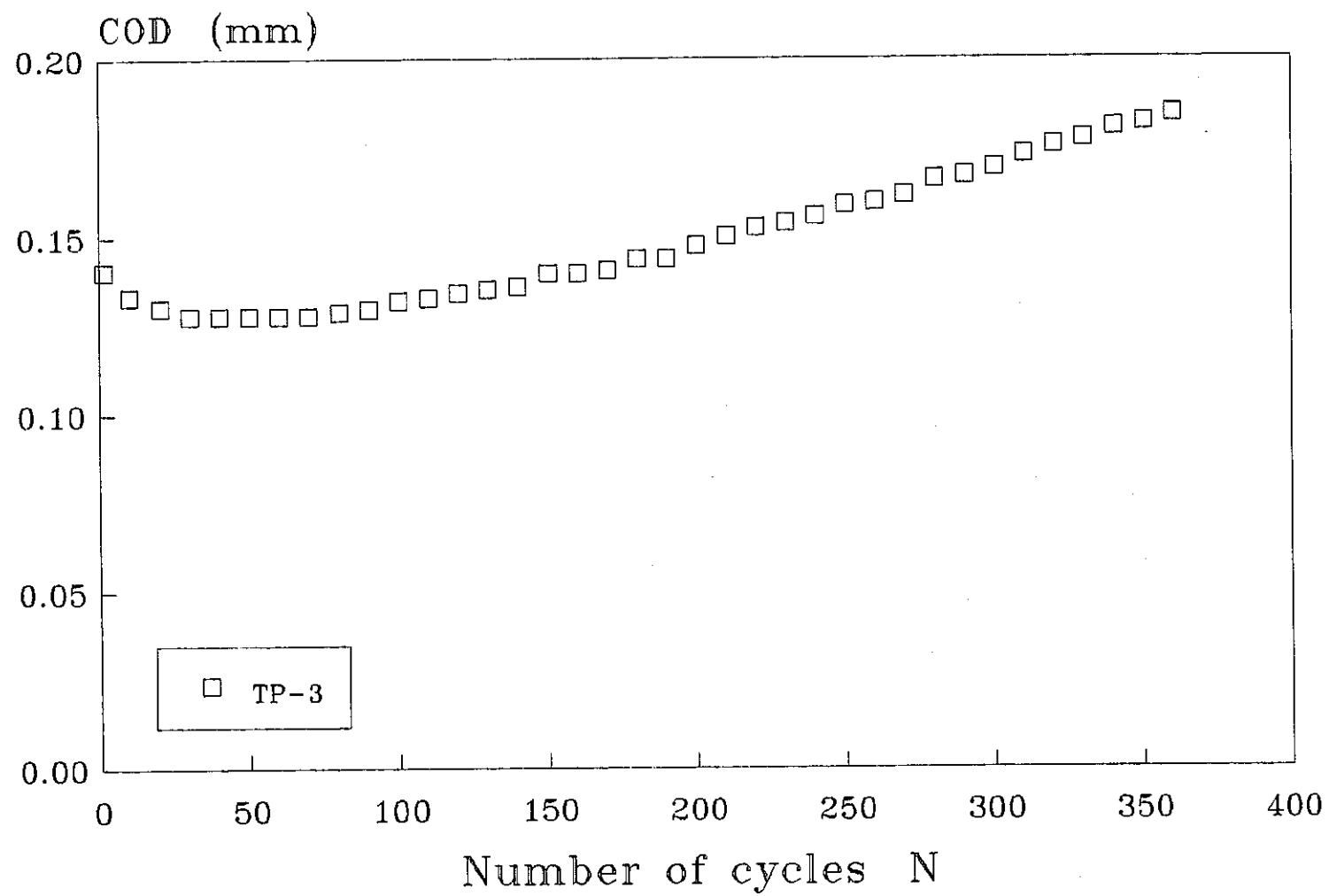
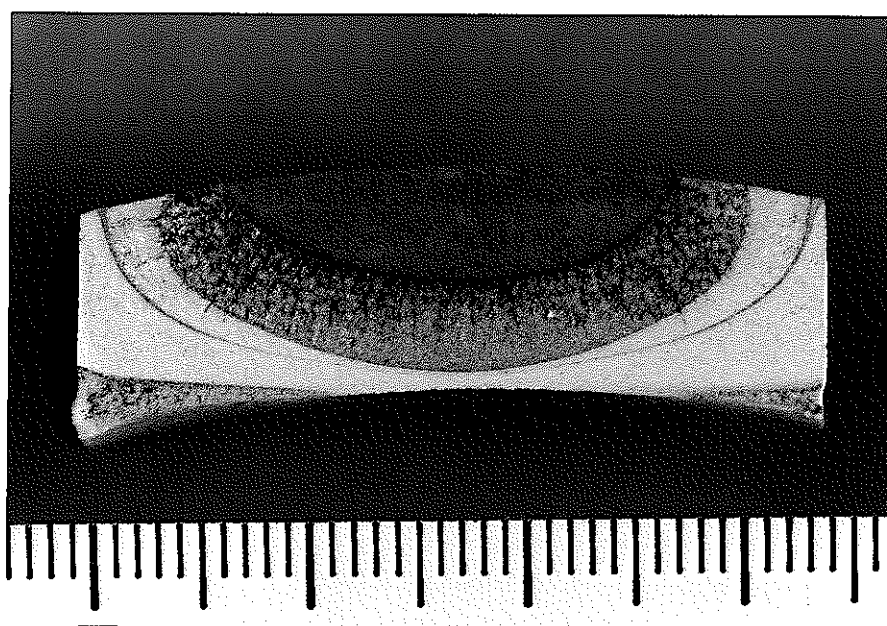


Fig.5.1-6 Relationship between COD and number of cycles



TP-2



TP-3

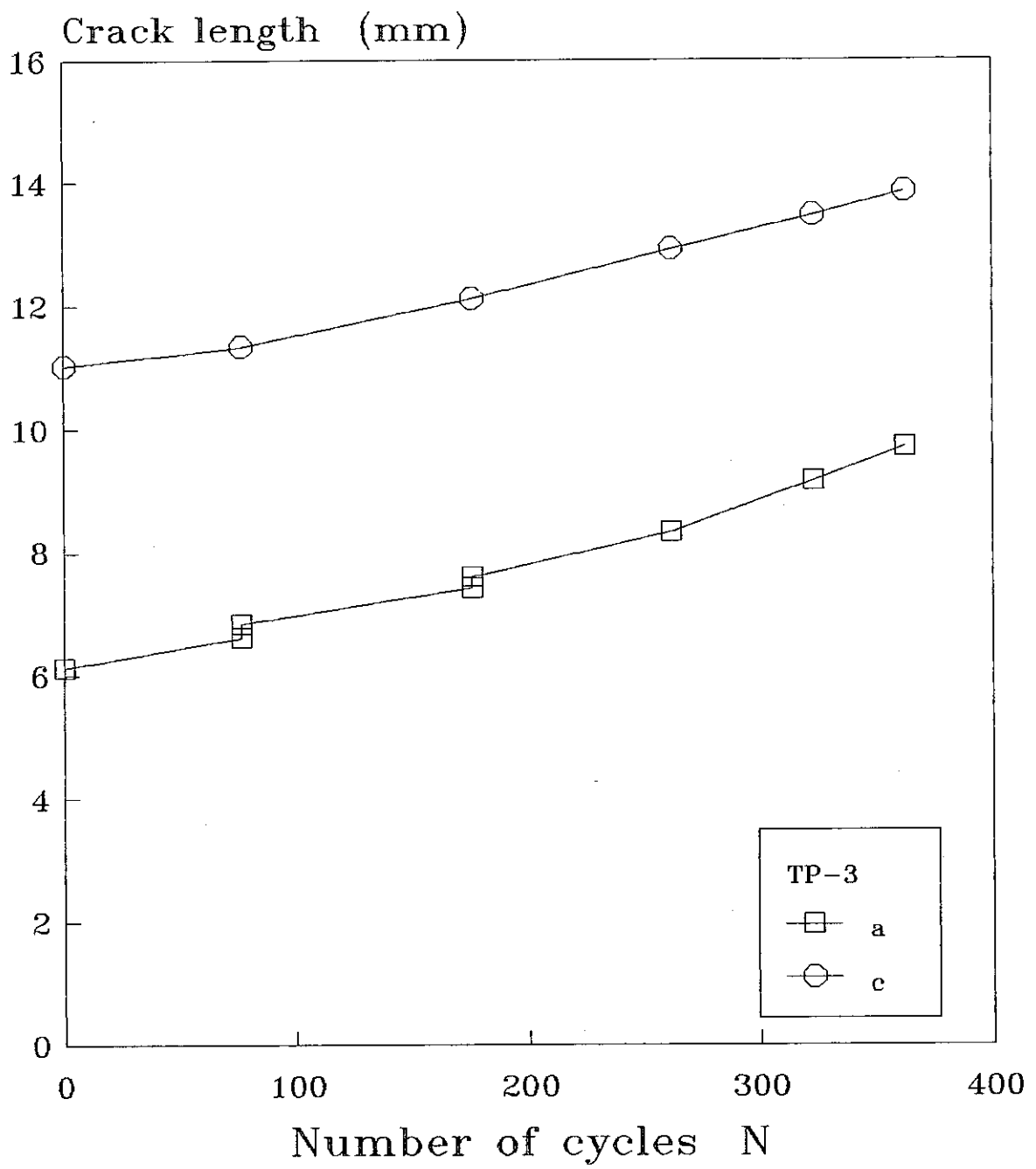


Fig.5.1-8 Relationship between a,c and number of cycles

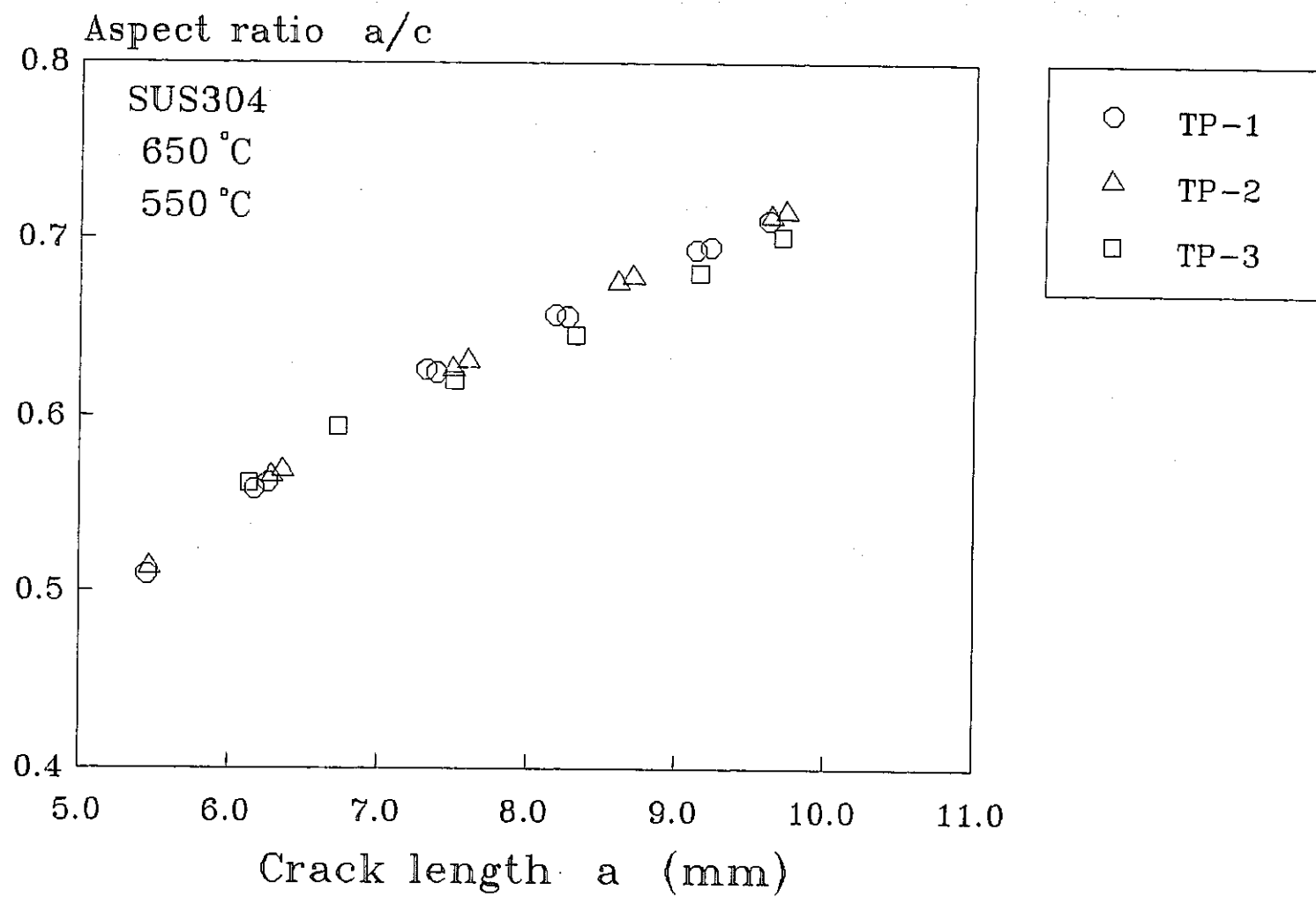


Fig.5.1-9 Relationship between a/c and a

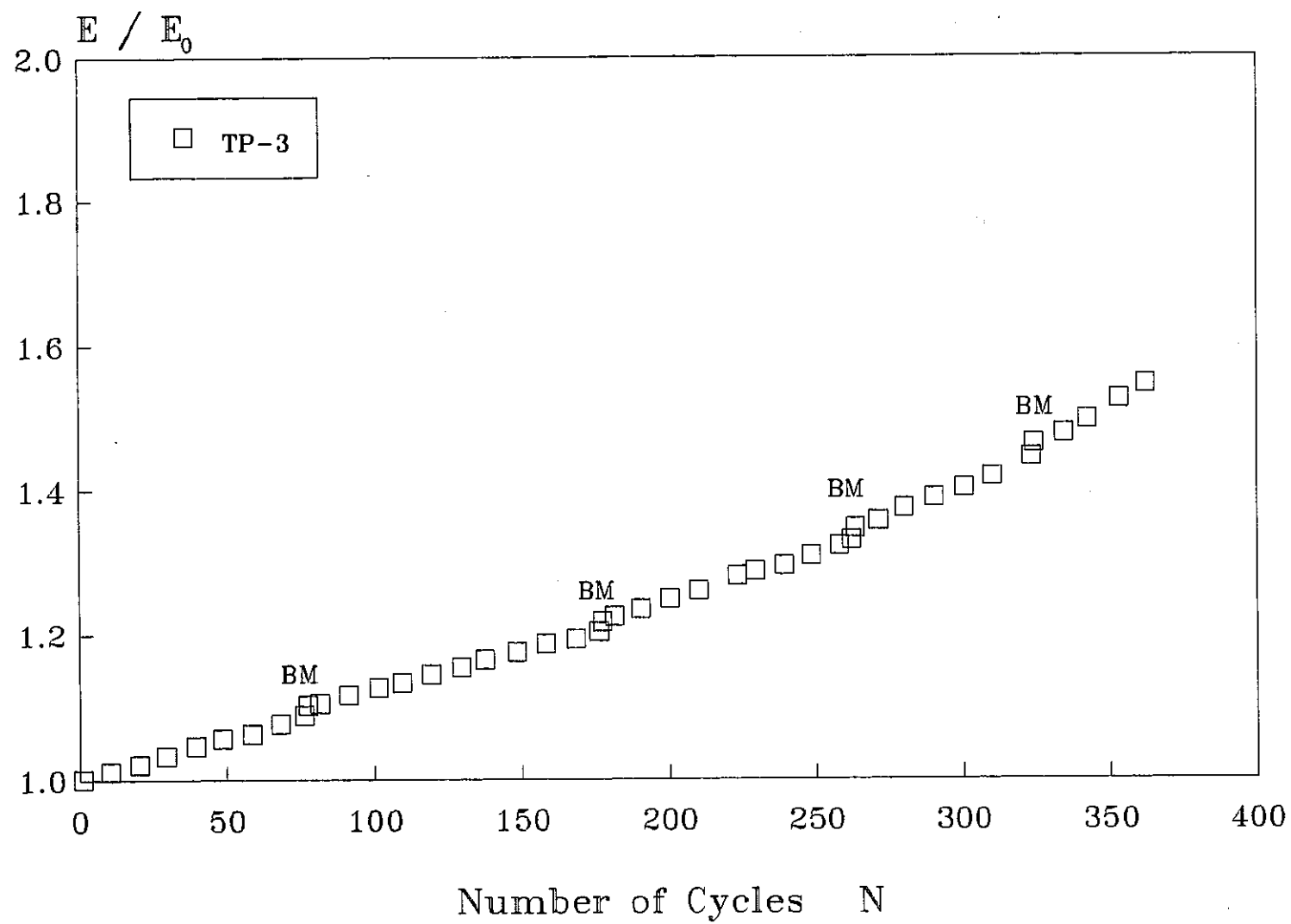


Fig. 5.1-10 Relationship between E/E_0 and number of cycles

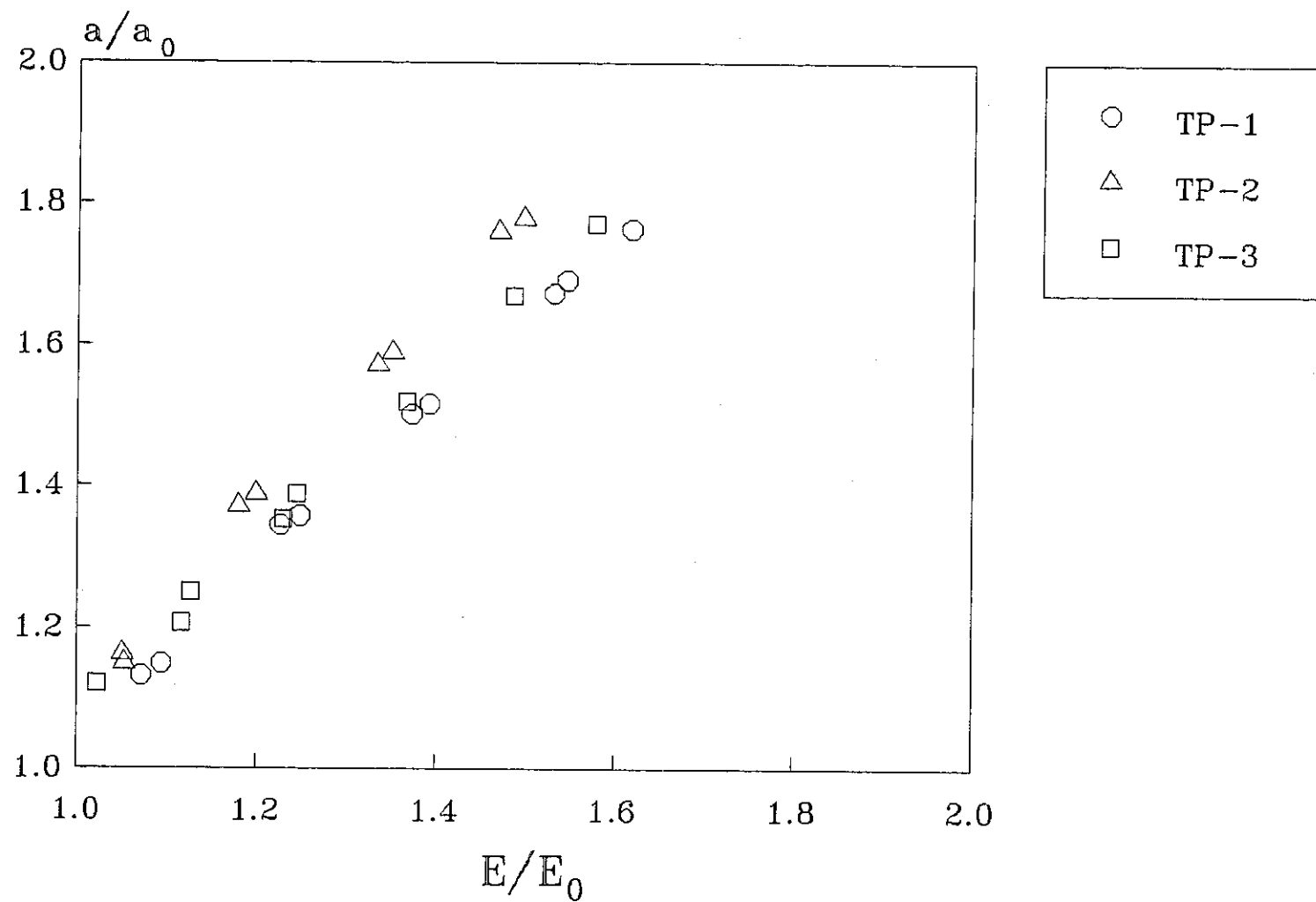


Fig. 5.1-11 Relationship between a/a_0 and E/E_0

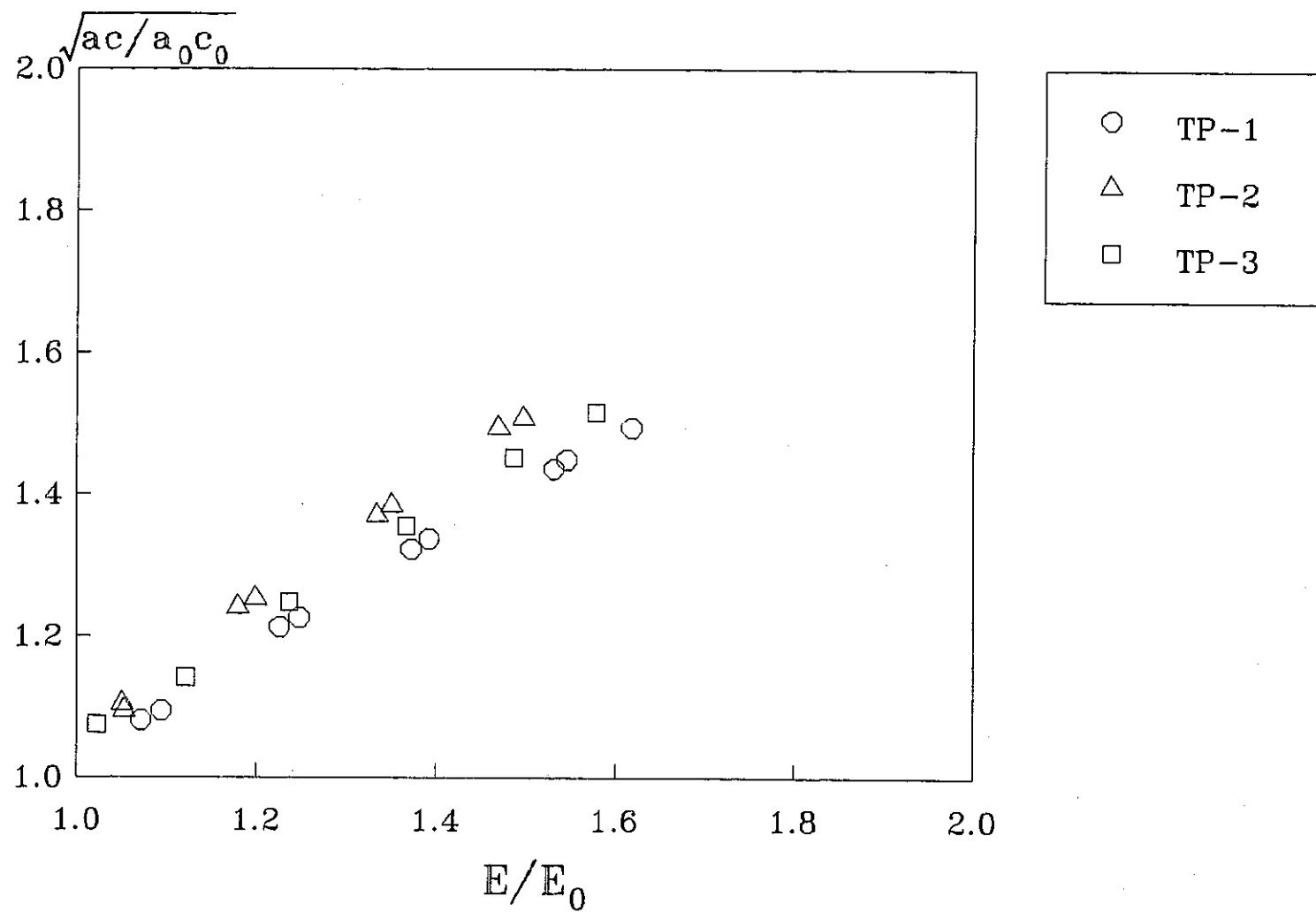


Fig.5.1-12 Relationship between $(a c / a_0 c_0)^{1/2}$ and E/E_0

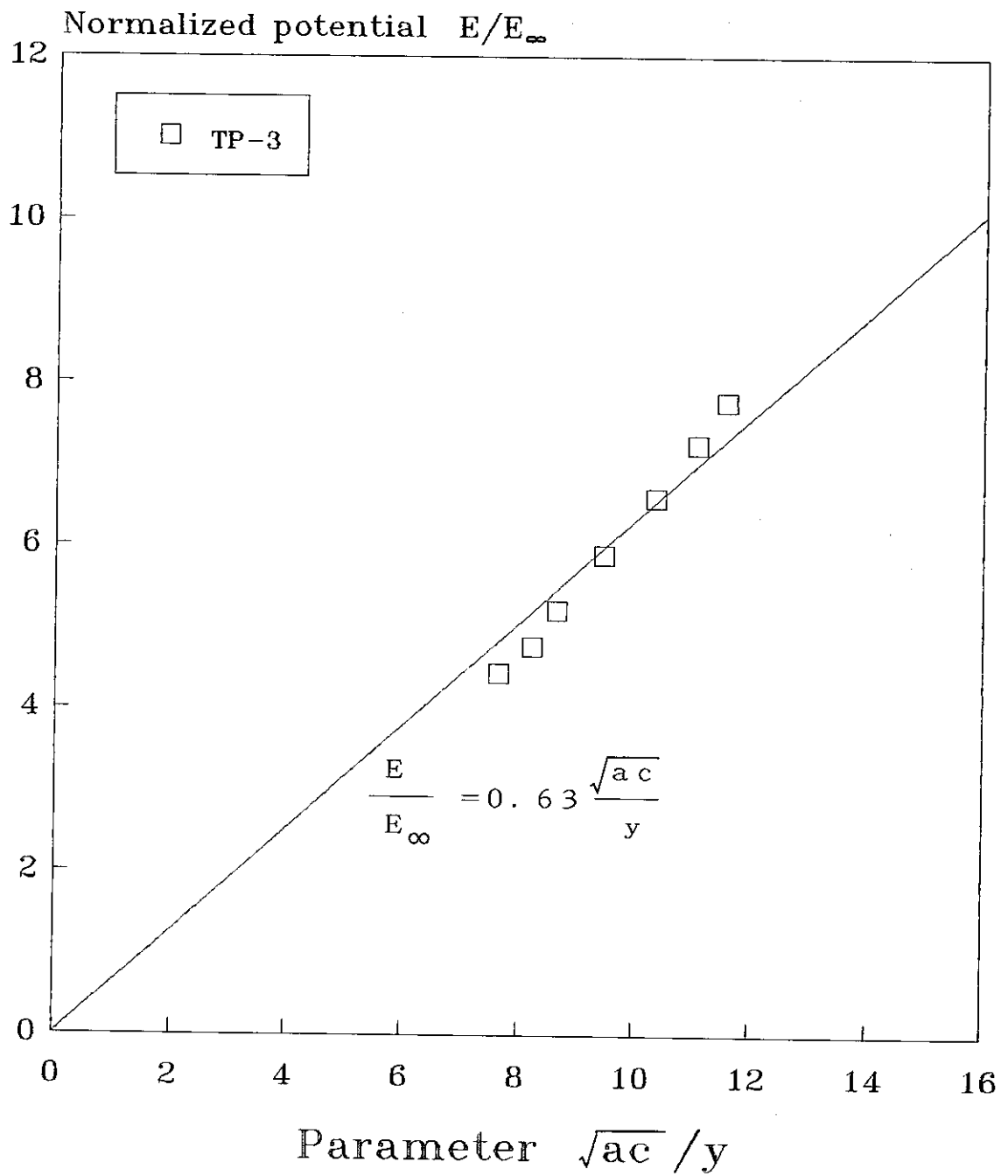


Fig. 5.1-13 Relationship between E/E_∞ and $(ac)^{1/2}/y$

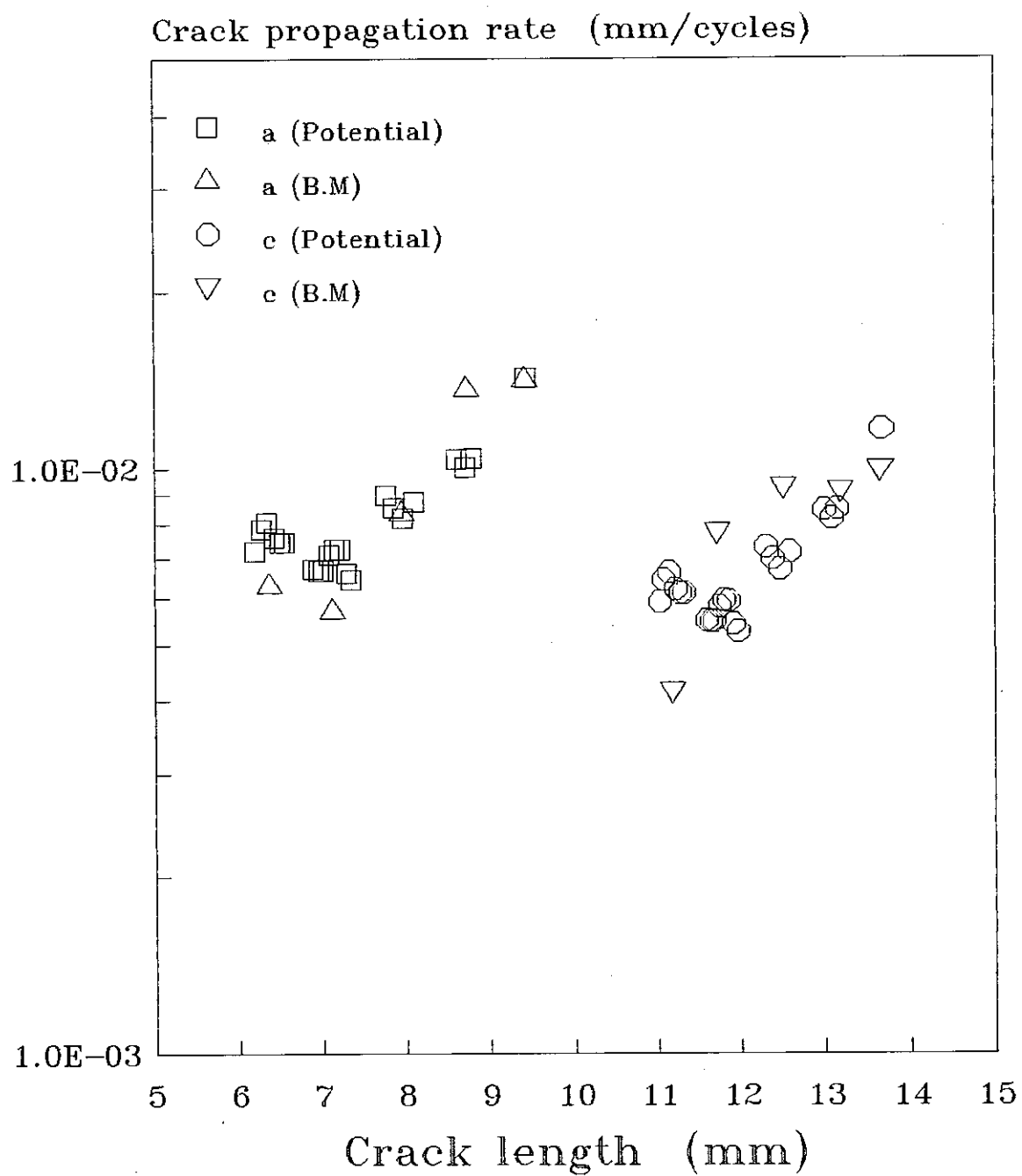
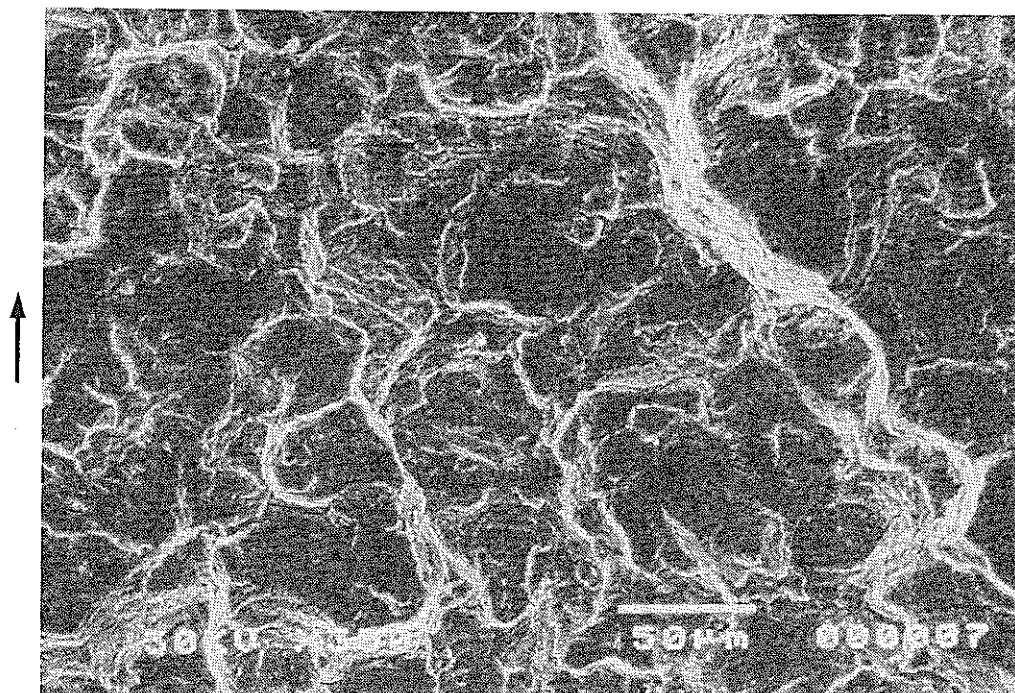
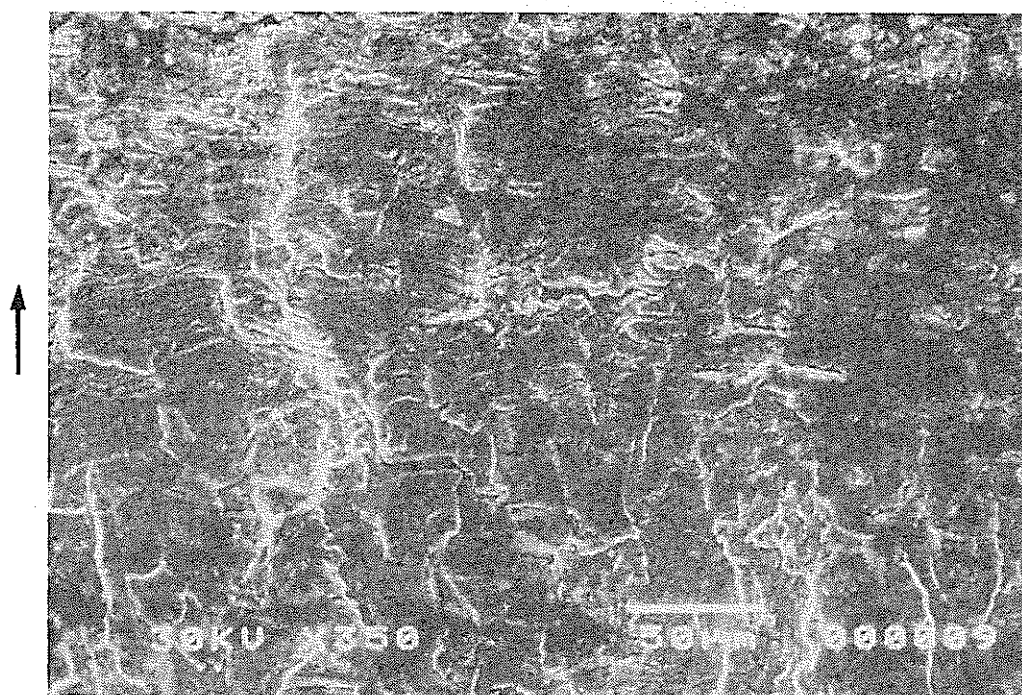


Fig.5.1-14 Relationship between crack propagation rate and crack length



$a=6.5\text{mm}$



$a=8.5\text{mm}$

Fig. 5.1-16 SEM fractographs (TP-3:X350)

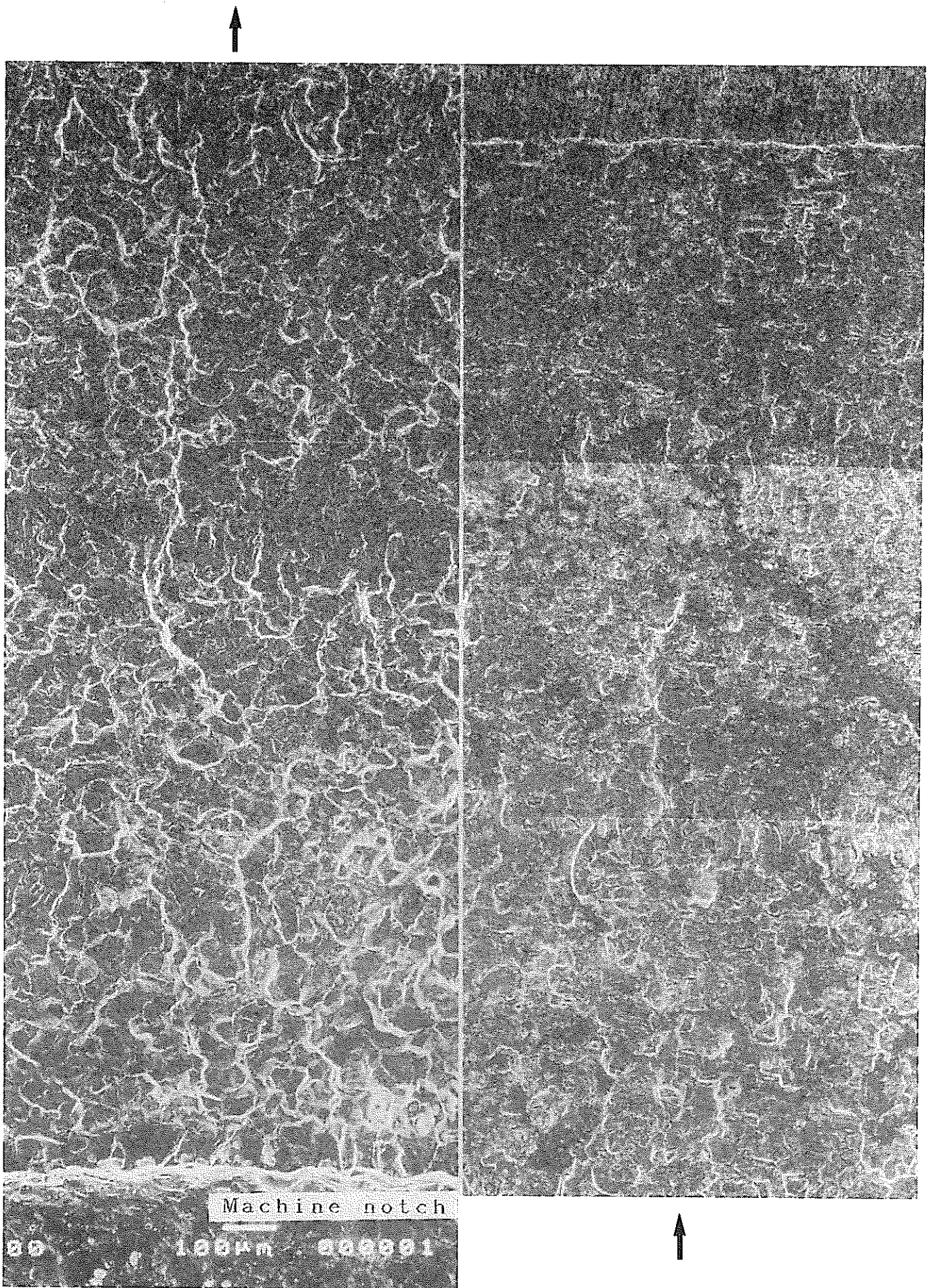


Fig. 5.1-15 SEM fractographs (TP-3:x100)

5. 2 変位制御片持ち曲げ試験

5.2.1 研究目的

SUS304鋼製表面き裂付配管モデル試験体について、550℃における曲げ荷重下（片持梁方式）変位保持のクリープ疲労き裂進展試験を実施し、変位保持効果によるき裂進展挙動を明らかにする。

5.2.2 試験方法

(1) 試験材料及び試験体

供試材は、PNCより提供された 6inX スケジュール 120のSUS 304 配管である。試験体形状をFig.5.2-1 に示す。表面切欠の形状は $2c_0 = 12\text{mm}$, $a_0 = 3\text{mm}$ （アスペクト比 $a_0/sc = 0.5$ ）とした。

(2) 試験装置及び制御方法

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、片持梁方式によるストローク制御完全両振りで試験を実施した。Fig.5.2-2 に、負荷用治具の構成図を示す。

き裂進展試験に先立ち実施した、常温における試験体表面のモーメント分布測定試験の結果を、Fig.5.2-3 に示す。試験方法としては、試験体に静的荷重を負荷した時の切欠部周辺の歪分布を、一軸歪ゲージにより測定した。図中に示した値より、所定の荷重に対する歪が得られていることが分かる。

(3) 加熱方法及び試験温度

加熱方法は電気加熱炉による外部加熱方式とした。Fig.5.2-4 に、温度制御並びに計測用熱電対の取付位置を、また、Fig.5.2-5 に、試験体温度分布を示す。試験温度は昨年度と同様 550℃とした。き裂周辺部は、 $550 \pm 2^\circ\text{C}$ に制御され、き裂含む軸方向 $\pm 100\text{mm}$ の範囲では、 $550 \pm 5^\circ\text{C}$ であった。

(4) 予き裂導入方法

予き裂は、550℃、公称応力 $\sigma_{\text{MAX}} = 17\text{kgf/mm}^2$ 、三角波、 $R = 0$ で導入した。導入長さは、約 0.1~0.2mm とした。

(5) き裂長さ測定方法

目視法（レプリカ）、交流電位差法及びビーチマーク法を併用した。Fig.5.2-4 に交流電位差法による取付け位置を示す。交流電位差法では、392Hz，1Aの交流を試験体平行部30mm間に流し、き裂の上下2mm間の電位差変化を測定した。また、ビーチマーク法は、最大公称応力 $\sigma = 17.7 \sim 18.2\text{kgf/mm}^2$ ，周波数0.017Hz，500回~1500回の完全片振三角波（ $R=0$ ）の荷重制御で合計4箇所を導入した。

(6) 開口変位測定法

開口変位は、高温ゲージ（共和電業社製：KHC-20-G7-16L200）を用いたダイレクトストレイン方式により測定した。Fig.5.2-6 に、試験装置及び計測類の設置状況を示す。

(7) 試験条件

波形は引張台形波（30秒立ちあげ）とし、保持時間は5時間とした。ストロークは、公称応力 $\sigma = \pm 17.7 \text{ kgf/mm}^2$ に匹敵するストローク($R=-1$)とした。なお、試験中においてき裂進展量の停留が観察されたため、ストロークを増加させ試験を継続した。この場合の公称応力は、 $\sigma = \pm 18.2 \text{ kgf/mm}^2$ とした。試験本数は1本とした。

Table 5.2-1 に試験条件を示す。

(8) 試験データの整理方法

き裂長さ a, c は、(5.2.2-1)式及び(5.2.2-2)式に示した前年度取得した550°C疲労き裂伝播試験のキャリブレーション曲線より算出した。また、き裂伝播速度 $da/dN, dc/dN$ はIncremental Polynomial($n=7$)で整理した。

$$c/co = 0.326 + 0.885X - 0.250X^2 + 0.041X^3 - 9.085 \times 10^{-4}X^4 \quad (5.2.2-1)$$

$$Y = -0.081 - 0.014X + 1.526X^2 - 0.472X^3 + 0.046X^4 \quad (5.2.2-2)$$

$$a = \frac{ao \cdot co}{c} \cdot Y \quad X = \frac{E}{Eo}$$

ao : 深さ方向初期き裂長さ co : 周方向初期き裂長さ
 Eo : 初期電圧値

5.2.3 試験結果と考察

(1) き裂進展試験

Fig.5.2-7 に、変位保持試験に用いた試験体(89FCC-1)の破断後のマクロ破面を、また、Fig.5.2-8 に切欠近傍から管内面までSEM写真をそれぞれ示す。本試験においては、総繰返し数 $N=604$ 回（ビーチマーク回数含まず）の負荷により、き裂に3.7mm($a=6.7\text{mm}$)の進展が見られたが、管内面までは到達しなかった。写真からは、導入した4本のビーチマークが観察される。なお、3、4番目のビーチマーク(BM3、BM4)間の変位保持試験において、き裂の停留が観察されたため、BM4以後は応力値を増加させて試験を継続した。Fig.5.2-7の破面から、BM4を境として明らかに濃淡の差を生じており、破面形態が異なっていることが分かる。

Fig.5.2-9及びFig.5.2-10に、変位保持時の拡大SEM写真とビーチマ

ーク箇所の拡大SEM写真を、それぞれ示す。写真より明らかなように、BM4までの変位保持破面には、一部に粒界ストラエーションの存在するクリープ疲労特有の粒界破面が観察できる。一方、き裂の停留により応力値を増大させたBM4以遠のFig.5.2-9(3)に示した変位保持破面には、変位保持にもかかわらず粒界破面は観察できず、粒内ストライエーション主体の破面であった。

Fig.5.2-11に、荷重と変位とのヒステリシスカーブの一例を示す。

Fig.5.2-12に、繰返しに伴うき裂ピーク荷重の変化を示す。また、Fig.5.2-13に、変位保持に伴う荷重拳動の一例(N=402回)を、それぞれ示す。荷重の緩和は、変位保持直後からなだらかに起こり、保持後5時間で最大となる傾向を示した。なお、緩和量はピーク荷重範囲の約3%であった。

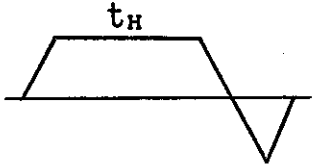
Fig.5.2-14に、繰返しに伴う交流電位差法の電圧比 E/E_0 の変化を示す。横軸の繰返し数には、ビーチマーク導入に要する繰返し数は含まれていない。

Fig.5.2-15に、き裂長さ a 、 c と繰返し数との関係を示す。キャリブレーション曲線より求めたき裂長さ a 、 c とビーチマークとが良く一致している。

Fig.5.2-16に、アスペクト比 a/c とき裂長さ a との関係を示す。図中には、前年度の疲労データもプロットしている。き裂の進展拳動としては、疲労の場合、疲労初期段階での深さ方向の進展量は周方向に比べて大きく、き裂の進展に伴い周方向の進展量が上回り、アスペクト比 $a/c = 0.75$ 前後で安定する傾向を示したのに対して、変位保持の場合は、比較的ゆるやかに進展するが、アスペクト比 $a/c = 0.75$ を過ぎても安定化する傾向は見られなかった。

Fig.5.2-15より求めた変位保持時のき裂進展速度 da/dN 、 dc/dN とき裂長さ a との関係を、Fig.5.2-17に示す。き裂の進展速度は、全体的に $10^{-3} \sim 10^{-2} \text{mm/cycle}$ の範囲にあり、周方向より深さ方向の進展速度が数10%速い傾向を示した。これは、Fig.5.2-16のアスペクト比増加傾向を裏付けるものである。また、各ビーチマーク間の変位保持時のき裂進展速度の傾向を見ると、予き裂及びビーチマーク導入後約0.2mmの位置に、各区間の最大進展速度(ピーク)が存在しており、その後減少する傾向を示すことが分かった。比較的長期間のBM3~BM4間の変位保持試験において、き裂の停留が見られたことから、ピーク後の減少傾向がき裂の停留に結びつくものと考えられる。

Table 5.2-1 Test condition

Temperature	Wave	σ_n	t_H	a_0/c_0	Test cycles ¹⁾	Beach mark wave
550°C	 $R=-1$ 1Cycle:120sec+ t_H (0.0083Hz)	17.7kgf/mm ²	5hrs	0.5	1 ~ 460	 $R=0, \Delta \sigma_n$ 1Cycle:60sec (0.017Hz)
		18.2kgf/mm ²			461 ~ 604	

1) Cycles for beach mark are not included

Fig. 5.2-1 Configuration of surface cracked pipe specimen

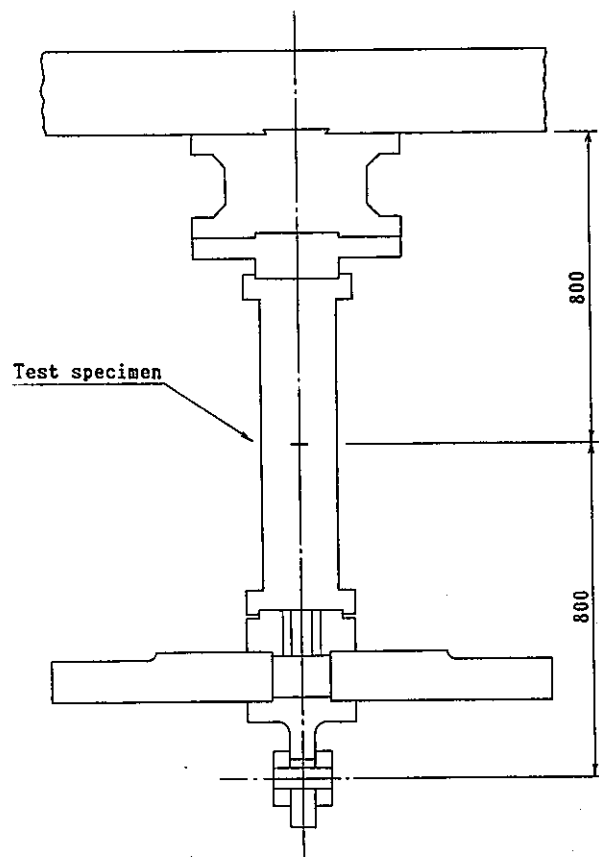
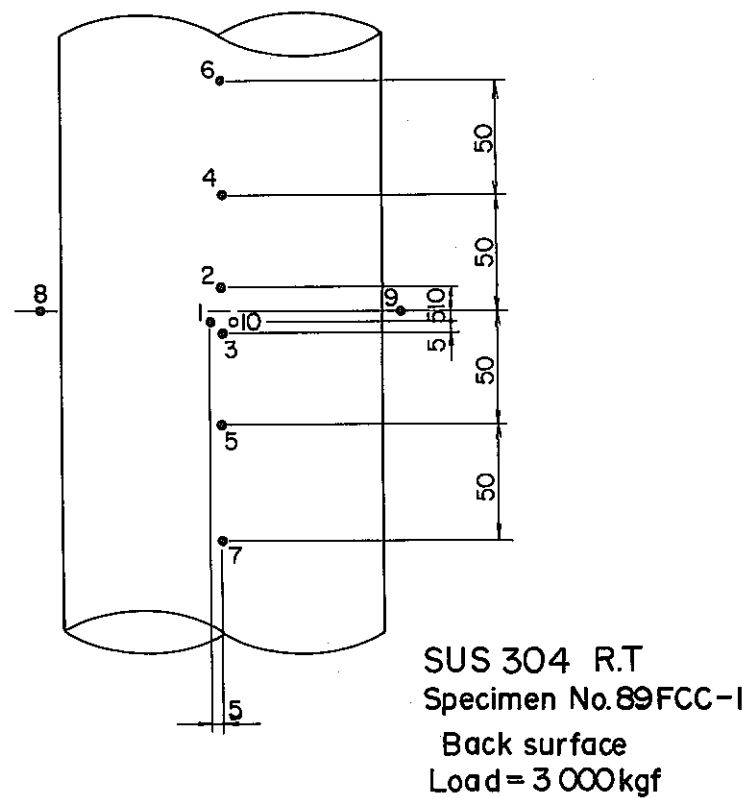


Fig. 5.2-2 Cantilever bending test apparatus



Location	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Temp(°C)	976	979	920	985	877	1068	801	19	-7	-951

Fig.5.2-3 Strain distribution

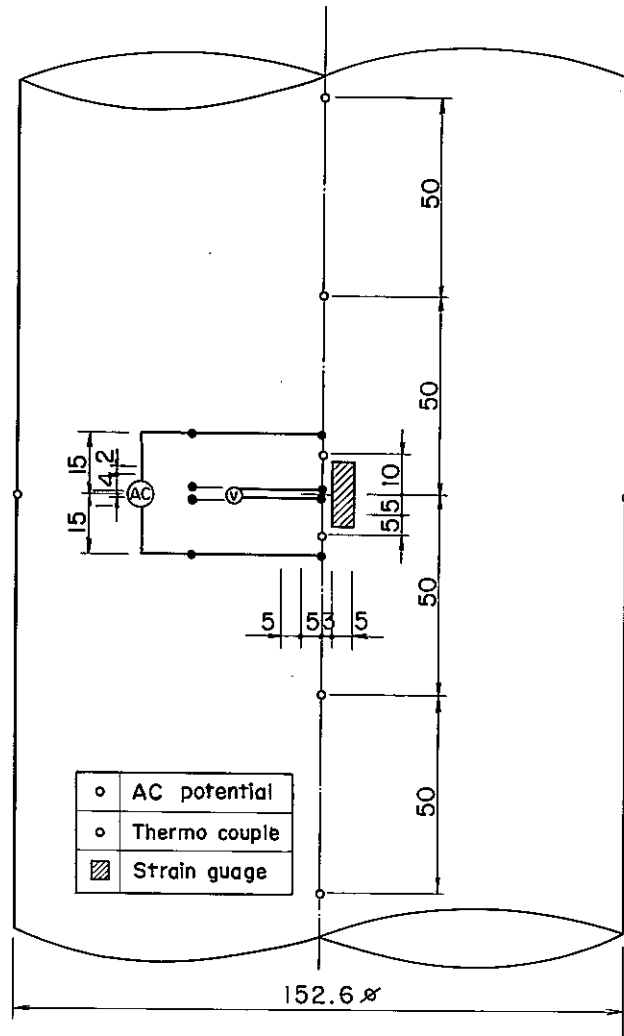
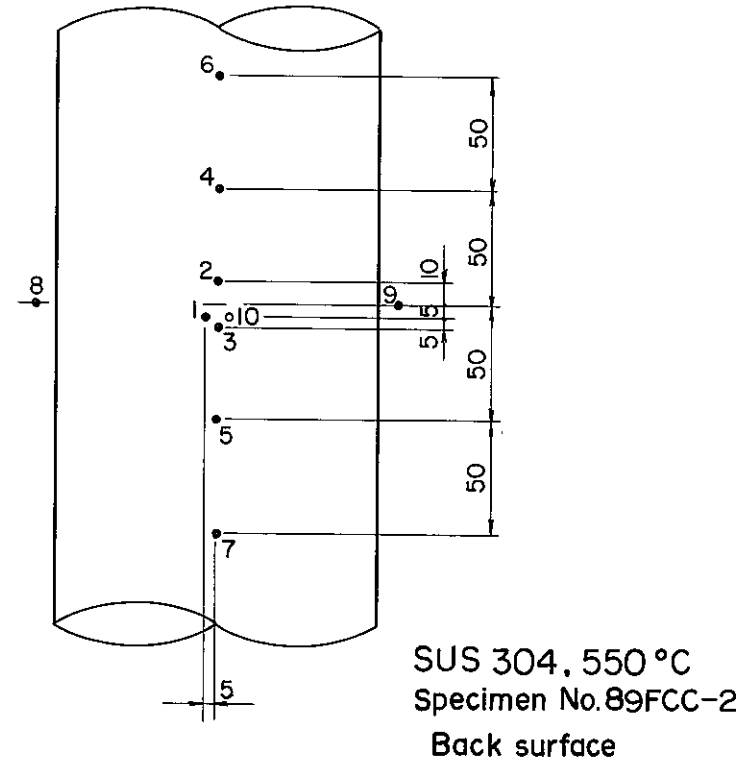
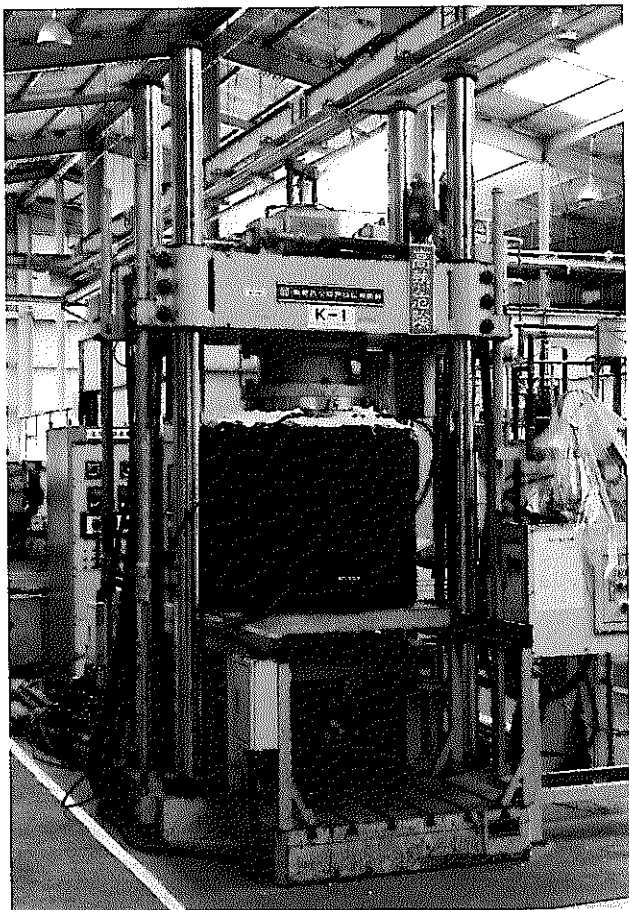


Fig.5.2-4 Schematic testing procedure

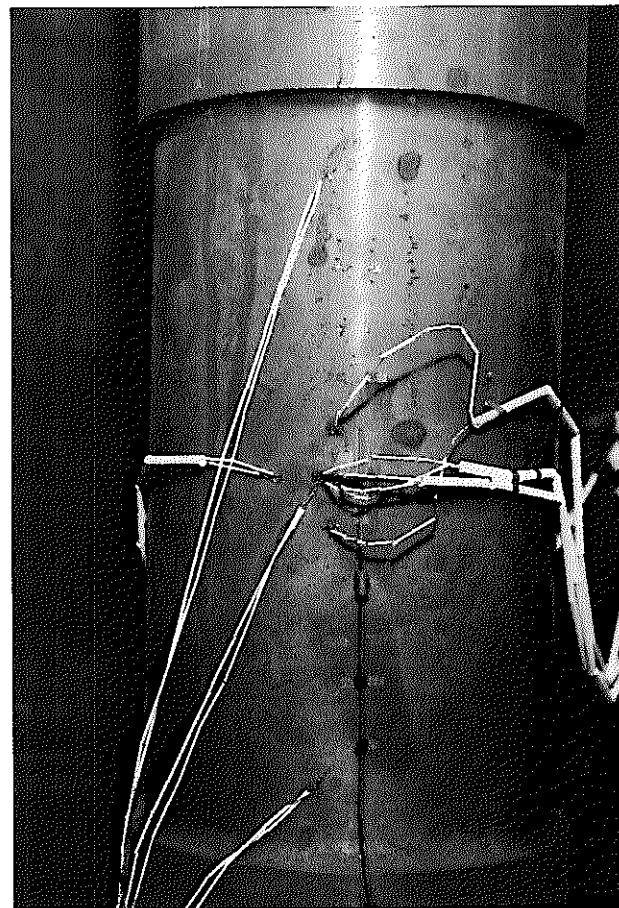


Location	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Temp(°C)	551.0	550.7	551.1	548.3	551.5	547.1	549.2	550.1	550.1	550.9

Fig.5.2-5 Temperature distribution

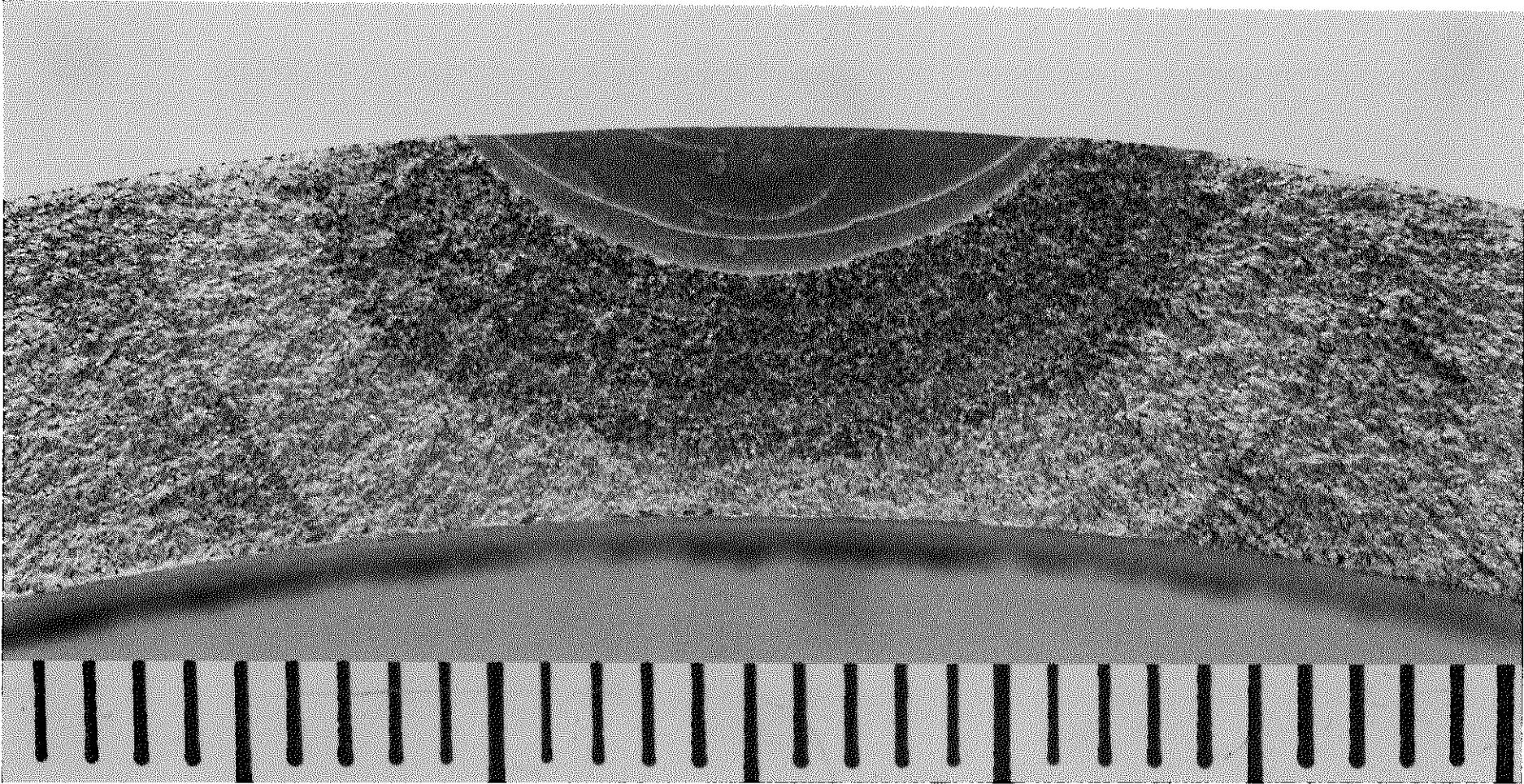


(a) Test assembly



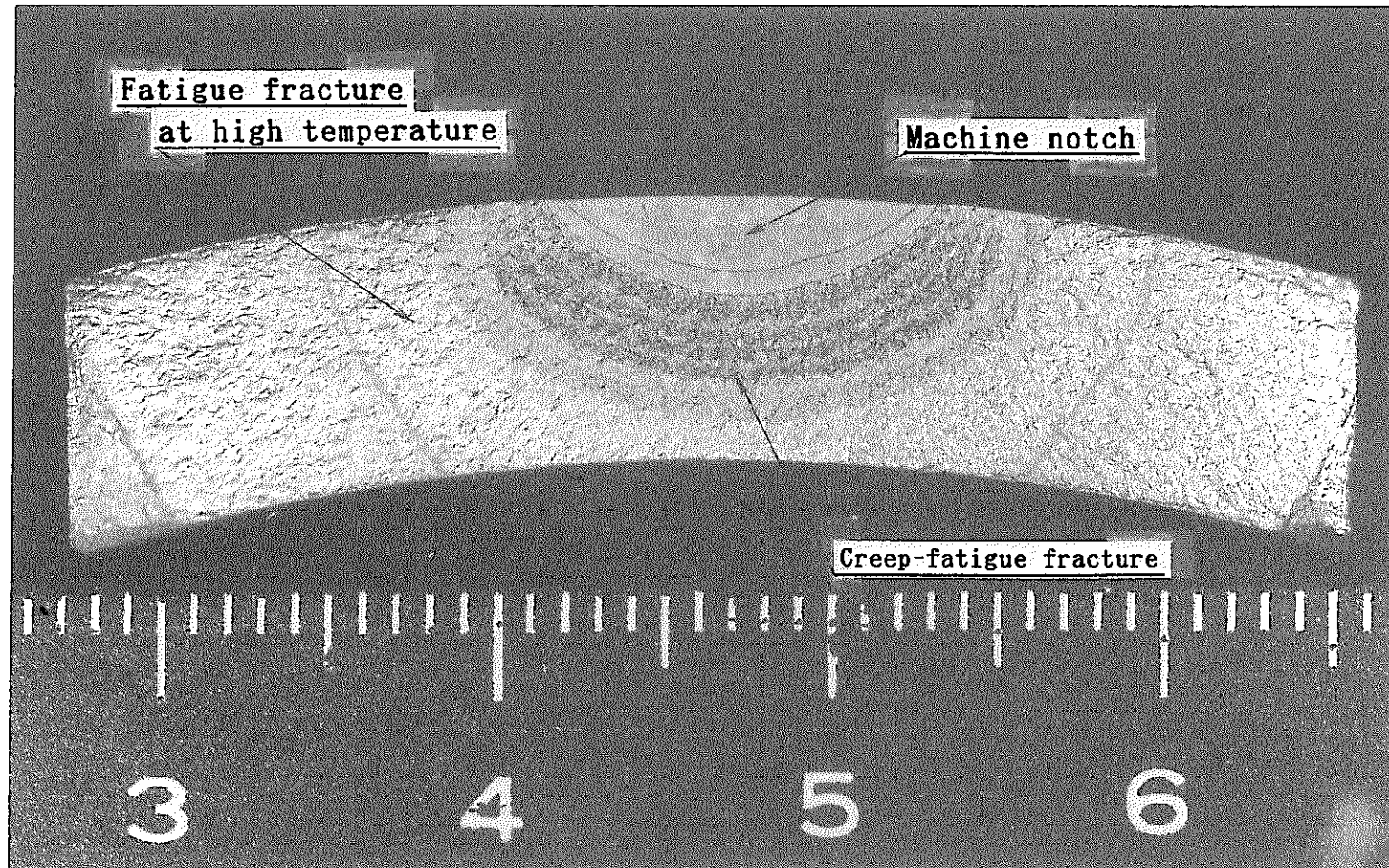
(b) Sensors at test specimen

Fig. 5.2-6 Photographs of test apparatus



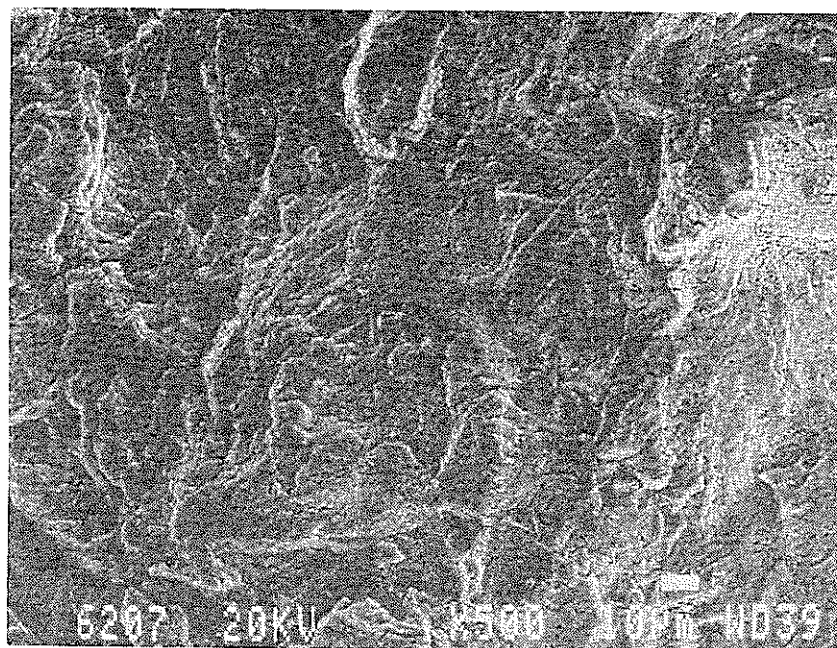
TP.No.89FCC-1

Fig. 5.2-7(a) Macroscopic fracture surface ($\Delta \sigma_{\max} = 17.7 \text{ kgf/mm}^2$, 550°C)

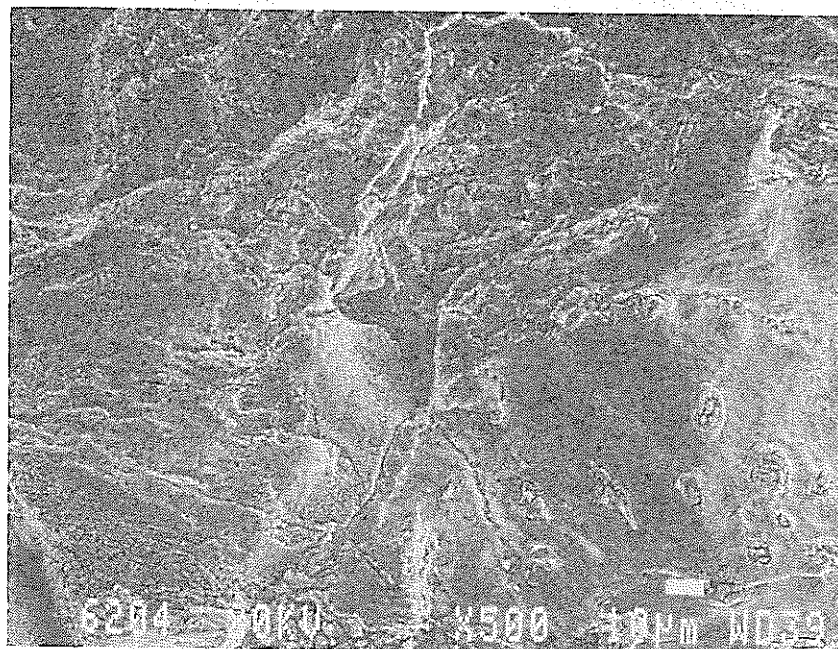


TP.No.89FCC-1

Fig. 5.2-7(b) Macroscopic fracture surface ($\Delta \sigma_{\max} = 17.7 \text{ kgf/mm}^2$, 550°C)



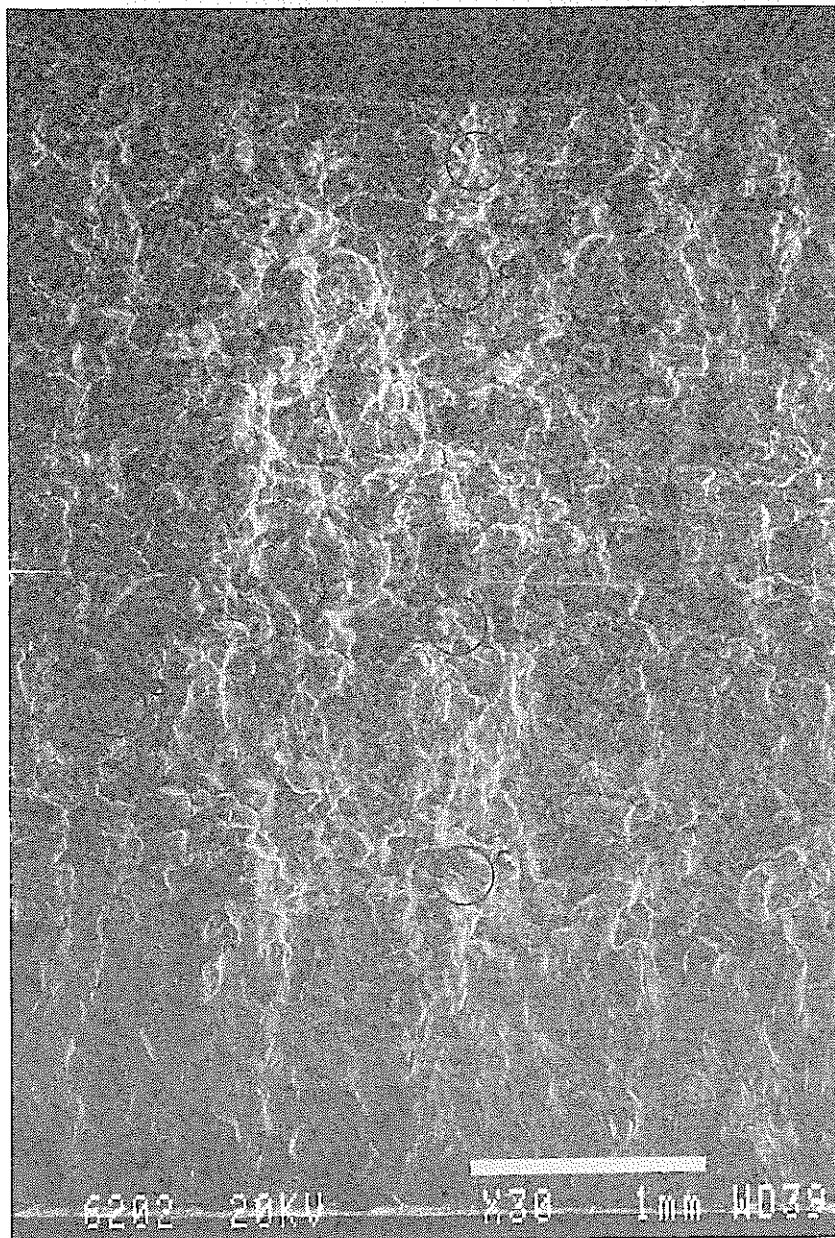
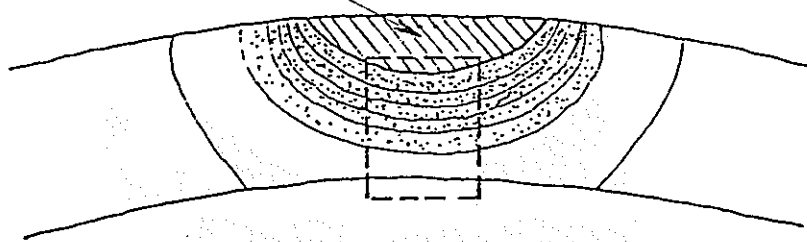
(1) $a = 3.8\text{mm}$ (BM : d zone at Fig.5.2.3-2)



(2) $a = 5.6\text{mm}$ (BM : e zone)

Fig. 5.2-10 SEM fractograph at beach mark zone

Machine notch



Machine notch

BM1

BM2

BM3

BM4

Fatigue fracture

Fig. 5.2-8 SEM fractograph (TP.No.89FCC-1)

(1) $a = 3.3\text{mm}$
(a zone at Fig.5.2.3-2)

(2) $a = 5.2\text{mm}$ (b zone)

(3) $a = 6.3\text{mm}$ (c zone)

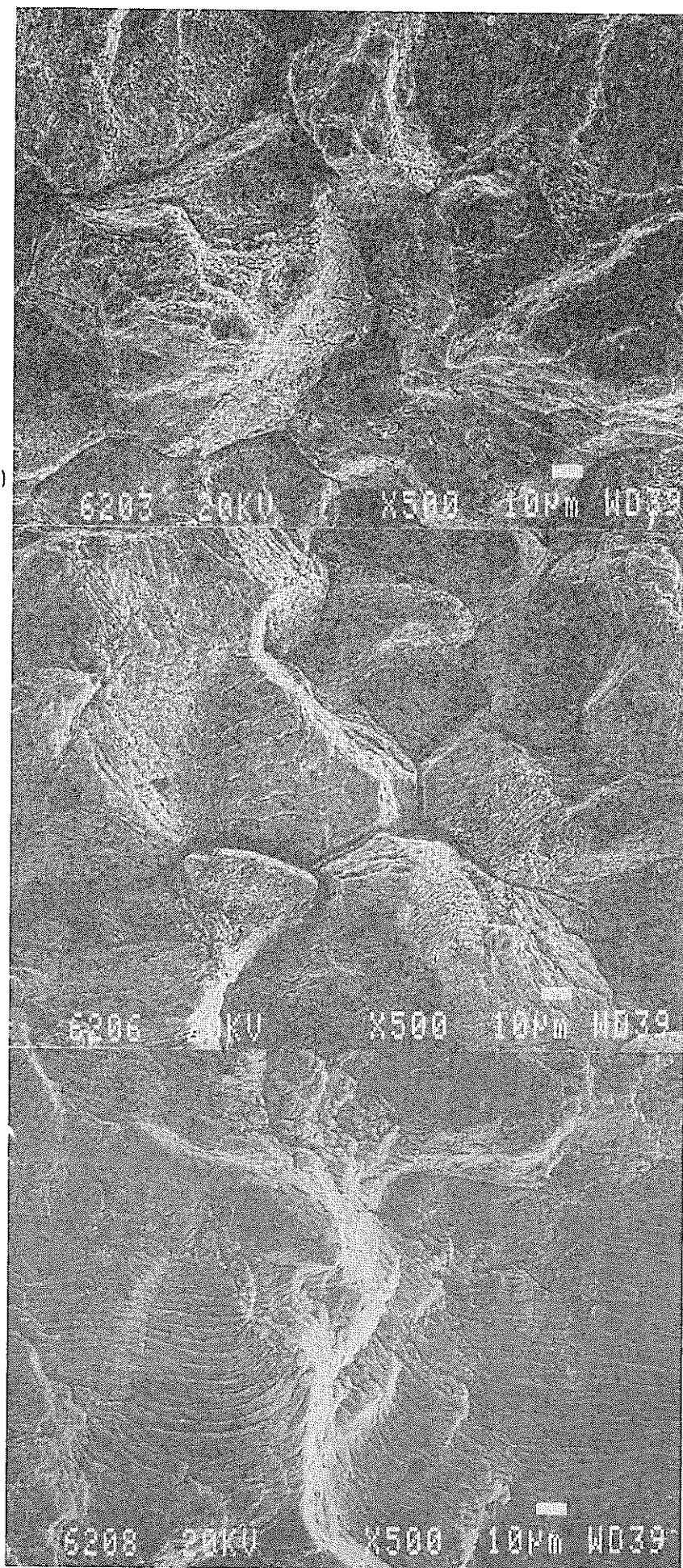


Fig. 5.2-9 SEM fractograph at creep-fatigue testing zone

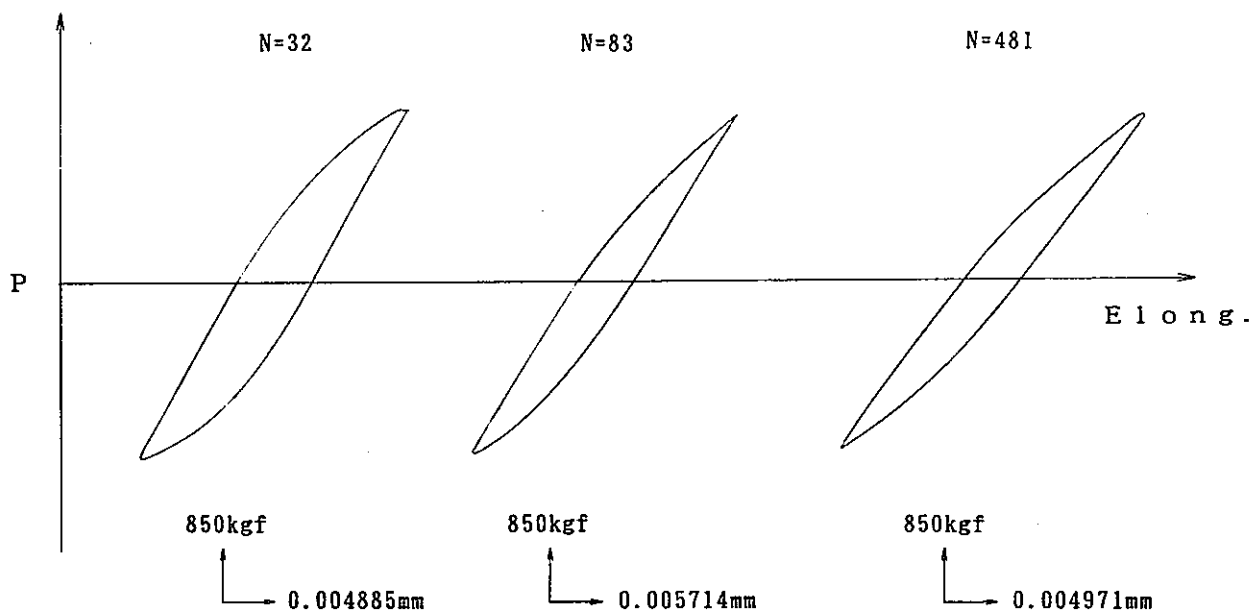


Fig. 5.2-11 Examples of load vs displacement curve

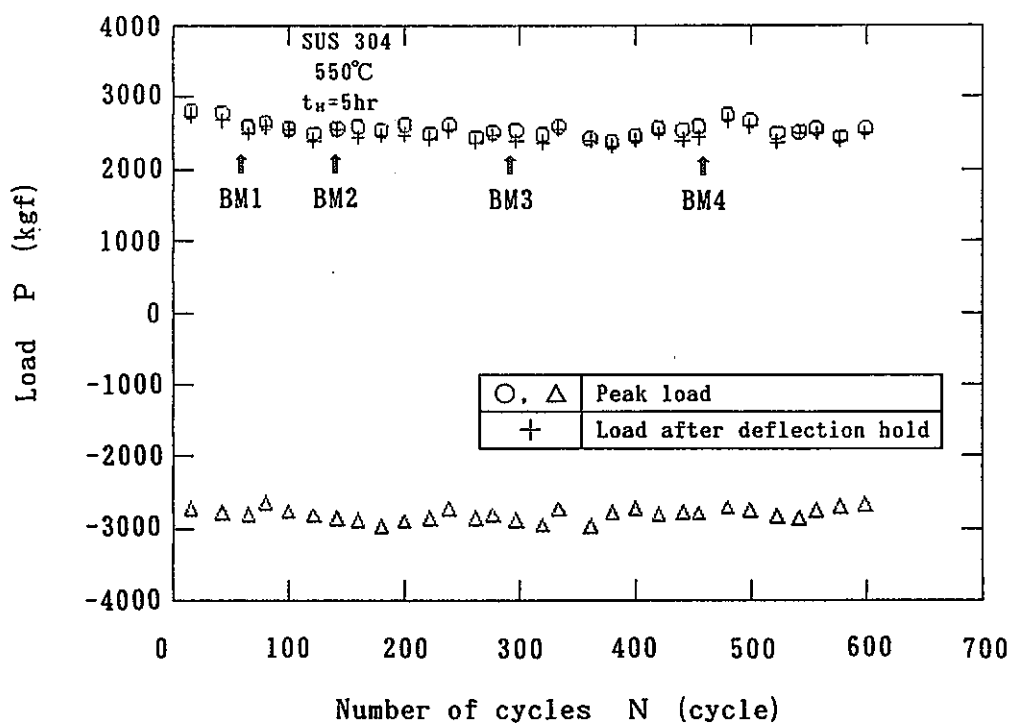


Fig. 5.2-12 Peak load vs number of cycles

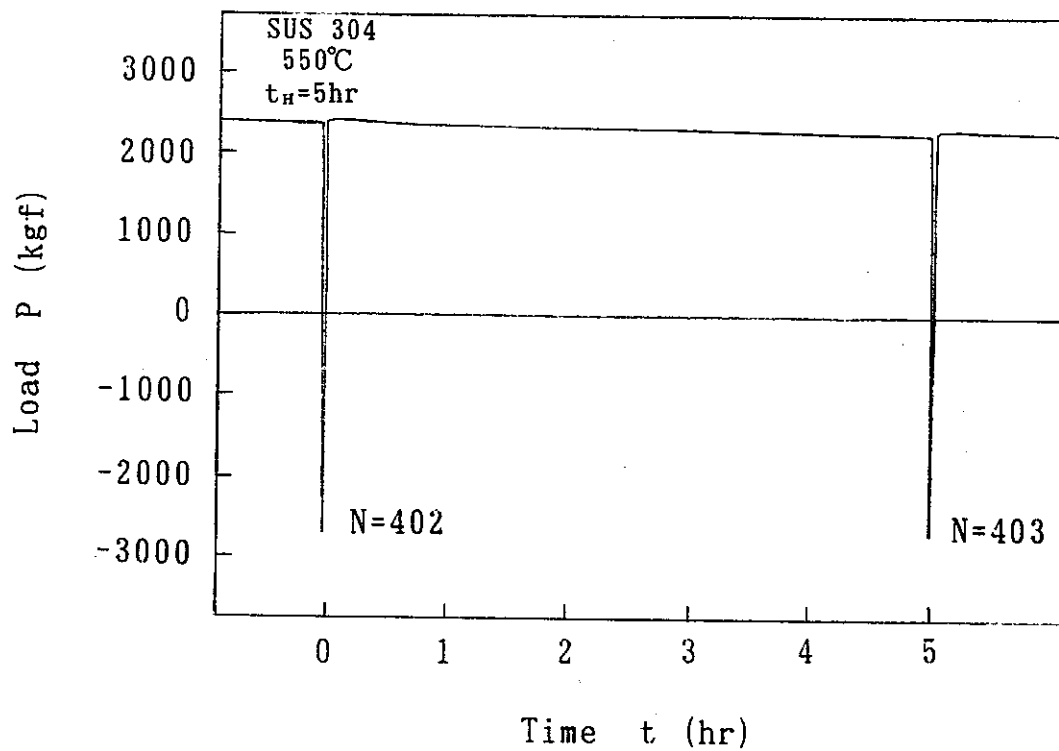


Fig. 5.2-13 Example of load relaxation during deflection hold

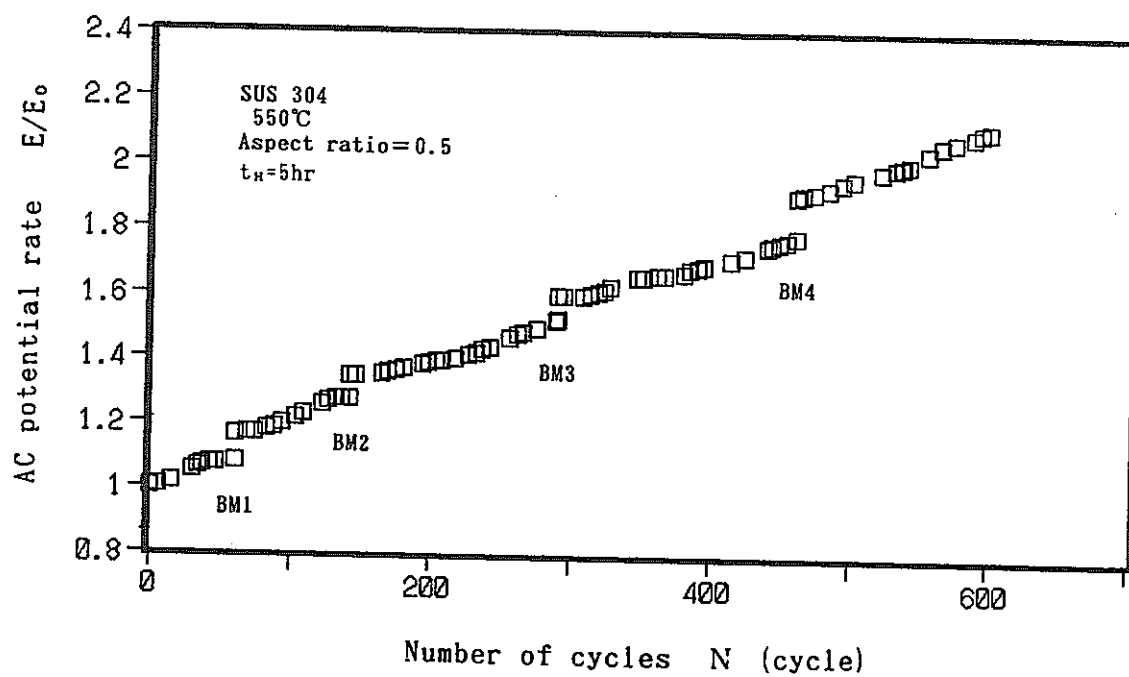


Fig. 5.2-14 Relationship between AC potential rate and number of cycles

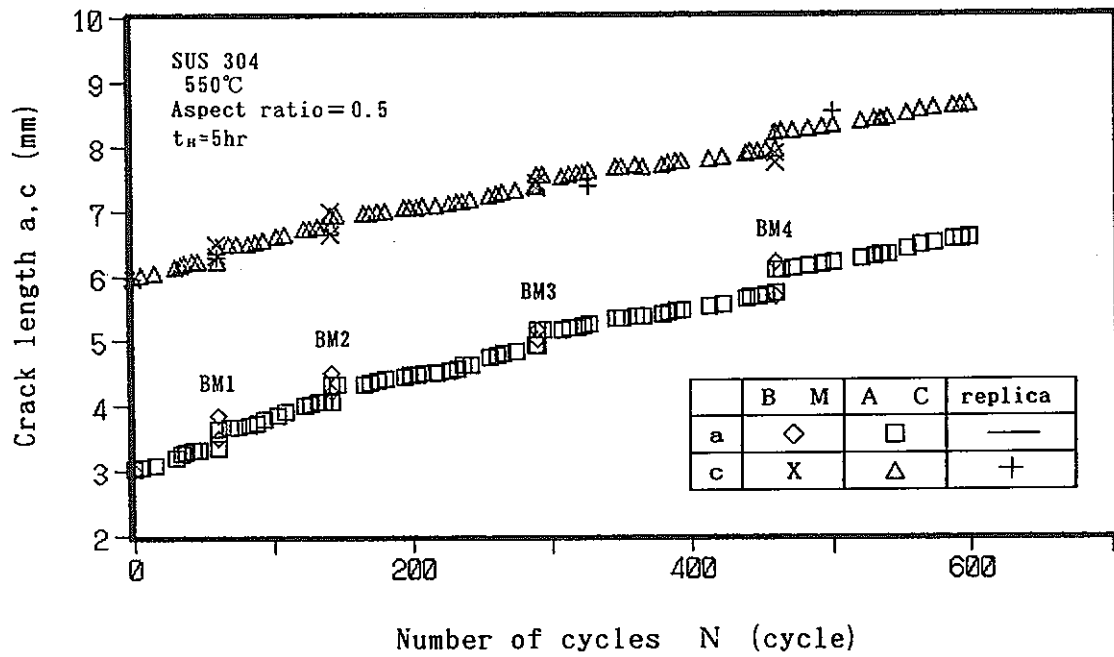


Fig. 5.2-15 Relationship between crack length and number of cycles

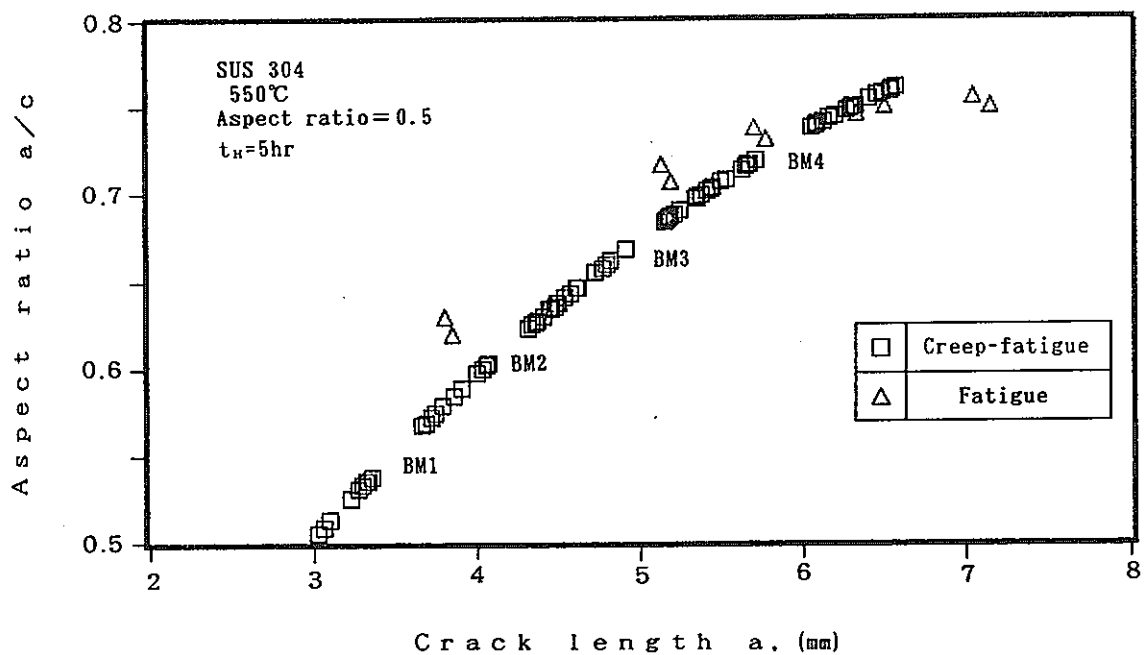


Fig. 5.2-16 Relationship between aspect ratio and crack length

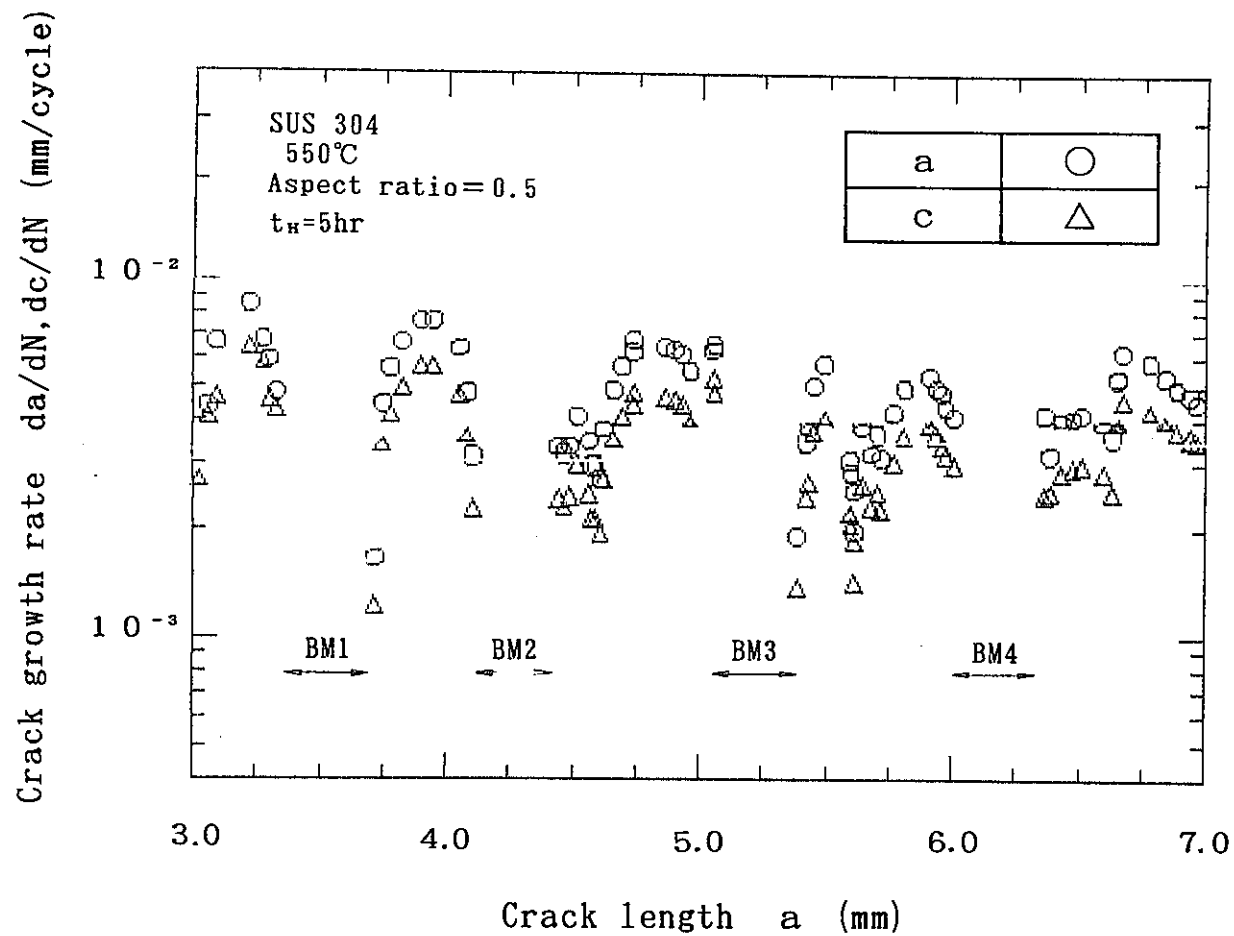


Fig. 5.2-17 Relationship between crack growth rate and crack length

6. 有限要素解析による表面き裂付き配管の クリープ疲労き裂進展挙動の予測

6. 有限要素解析による表面き裂付き配管のクリープ疲労き裂進展挙動の予測

6. 1 解析条件

(1) 解析対象

5.1 項の表面き裂付配管荷重制御4点曲げ試験を対象とする。

形状：11t × 165.2oD

初期き裂形状： $a_0 = 5.5\text{mm}$ 、 $a_0/c_0 = 0.5$

試験体の形状をFig.6.1-1 に示す。

(2) 解析パラメータ

き裂形状をパラメータとし、以下の4ケースについて解析を実施した。

ケースNo.	き裂深さ	き裂半長	担当
1	6.5mm	11.3mm	東芝
2	7 mm	11.7mm	KHI
3	8 mm	12.5mm	東芝
4	9 mm	13.3mm	KHI

解析で想定したき裂形状と、実験より得られたアスペクト比との対応をFig.6.1-2に示す。

(3) 材料物性値

SUS304、550 °Cにおける物性値を使用する。

ヤング率 : 15691 Kg/mm²

ポアソン比 : 0.306

・弾塑性構成式 …… 動的応力-ひずみ関係式

$$\varepsilon^t = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_P}{k} \right)^{1/m}$$

$$\sigma_P = 9.39 \text{ Kg/mm}^2$$

$$k = 207.21 \text{ Kg/mm}^2$$

$$m = 0.427$$

・クリープ構成式 …… 550 °C、5hr 保持に対するNorton近似

$$\dot{\varepsilon}^c = 1.2527 \times 10^{-12} \sigma^{5.8128} \text{ (mm/mm/hr)}$$

(4) 荷重条件

$\sigma_n = \pm 17 \text{ kg/mm}^2$ 引張保持台形波で、保持時間は5時間である。

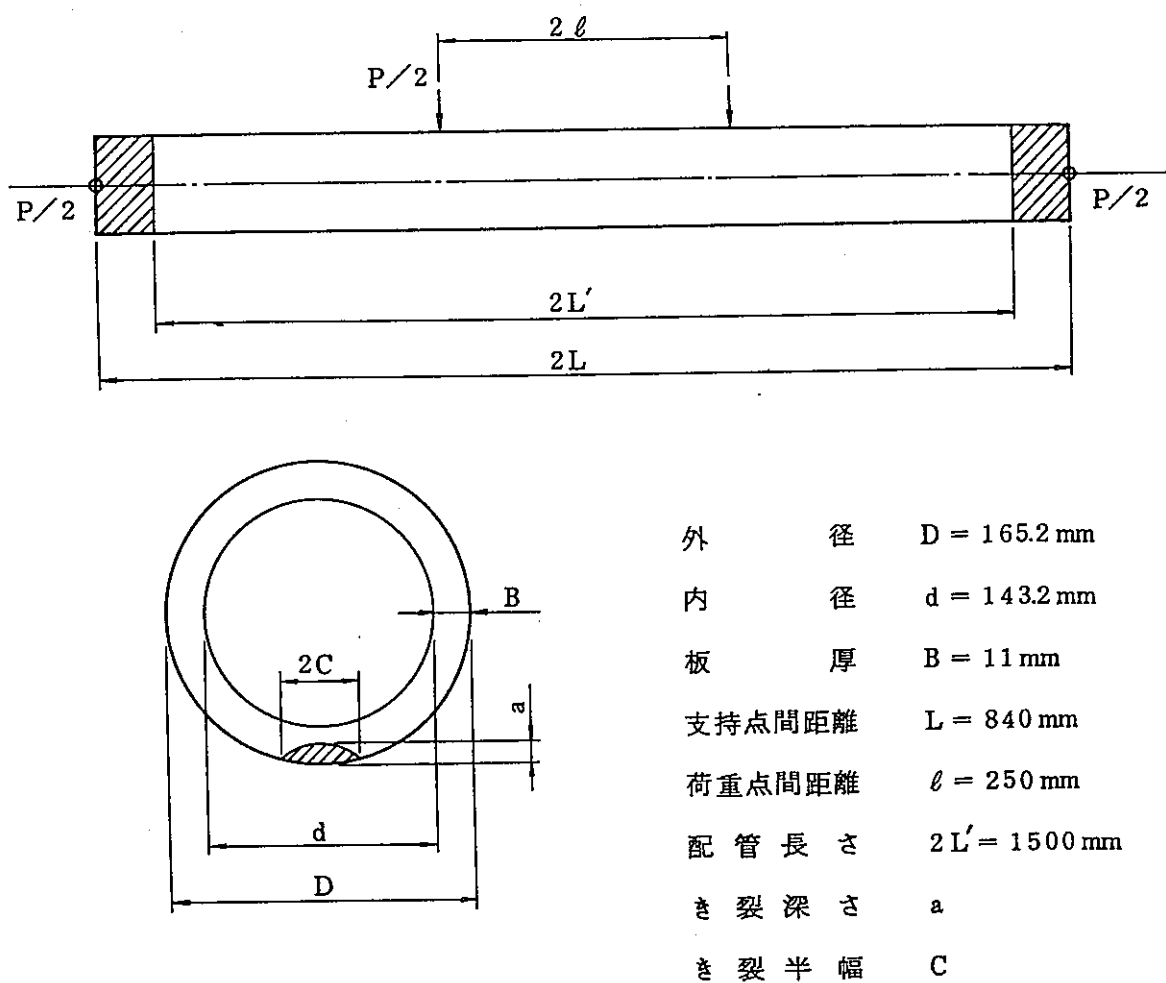


Fig.6.1-1 Configuration of Pipe Specimen

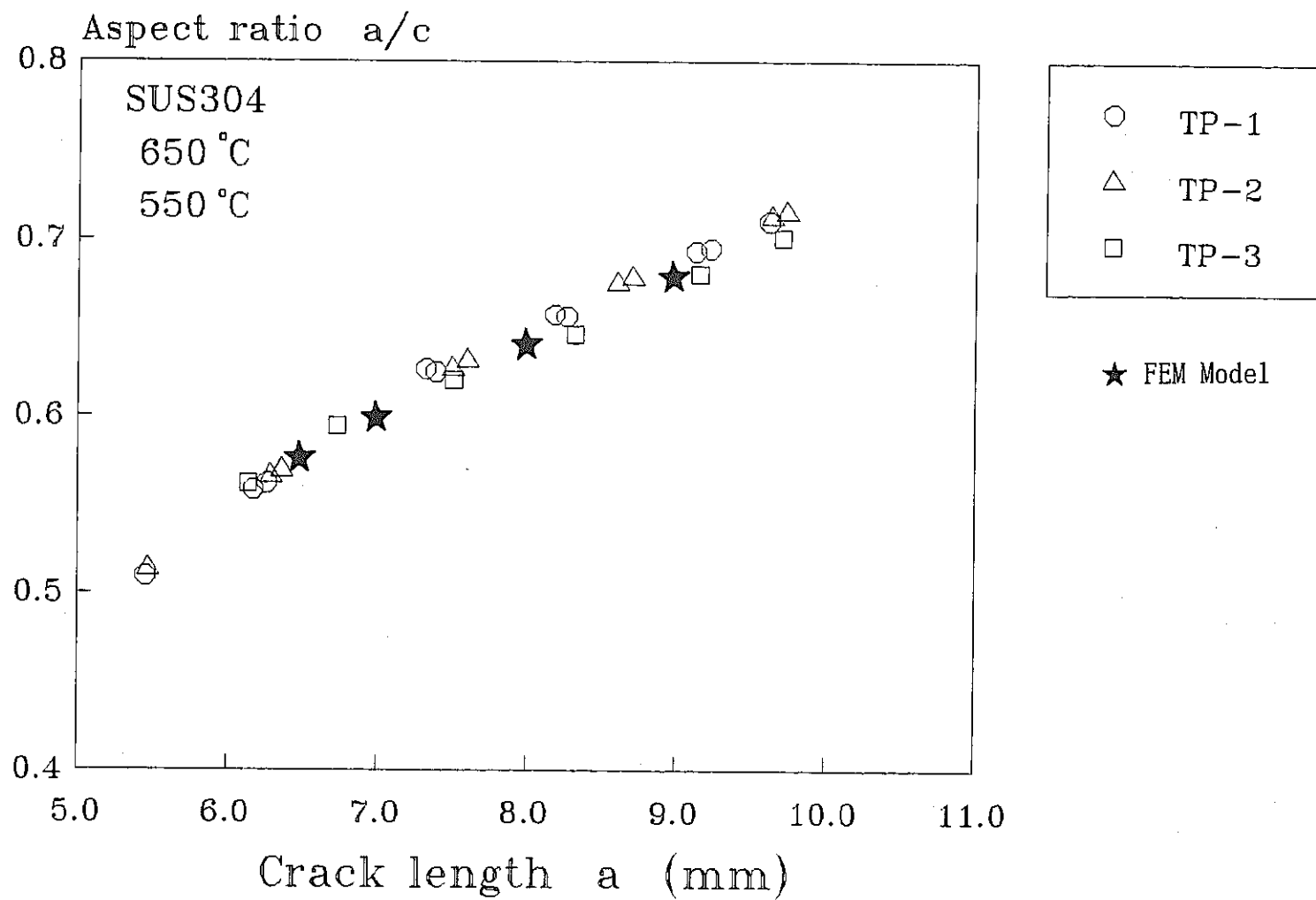


Fig.6.1-2 Relationship between a/c and a

6. 2 解析方法

解析方法の概要をまとめてTable 6.2-1 に示す。

使用プログラムは、汎用コードのMARCもしくはABAQUSである。

Fig. 6.1-1 の表面き裂付き配管の対称性を考慮して $\frac{1}{4}$ 部分の要素分割を行っている。使用要素は、いずれも20節点アイソパラメトリック要素で、J積分の評価精度を安定させる目的から、リガメント上の分割数として5分割を行っている。要素分割図の例としてケース2の要素分割図をFig. 6.2-1 に示す。

J積分の評価は仮想き裂進展法（VCE法）ならびに経路積分法を用い、J' 積分の評価は経路積分法のみを行った。

またケース2ならびにケース4では、ラインスプリング法に基づくJ積分評価も実施した。

Table 6.2-1 FEM analysis conditions for pipe specimens with surface crack

Case No.	1	2	3	4
Analysis code	MARC	ABAQUS	MARC	ABAQUS
Element type	20-node Solid			
Number of elements	438	334	438	334
Number of integration points	11826	9018	11826	9018
Number of nodes	2329	1210	2329	1210
$\sigma - \varepsilon$ relation	Multi-linear	Multi-linear	Multi-linear	Multi-linear
J-integral evaluation	VCE Path integration			
J'-integral evaluation	Path integration			
Institute	Toshiba	KHI	Toshiba	KHI

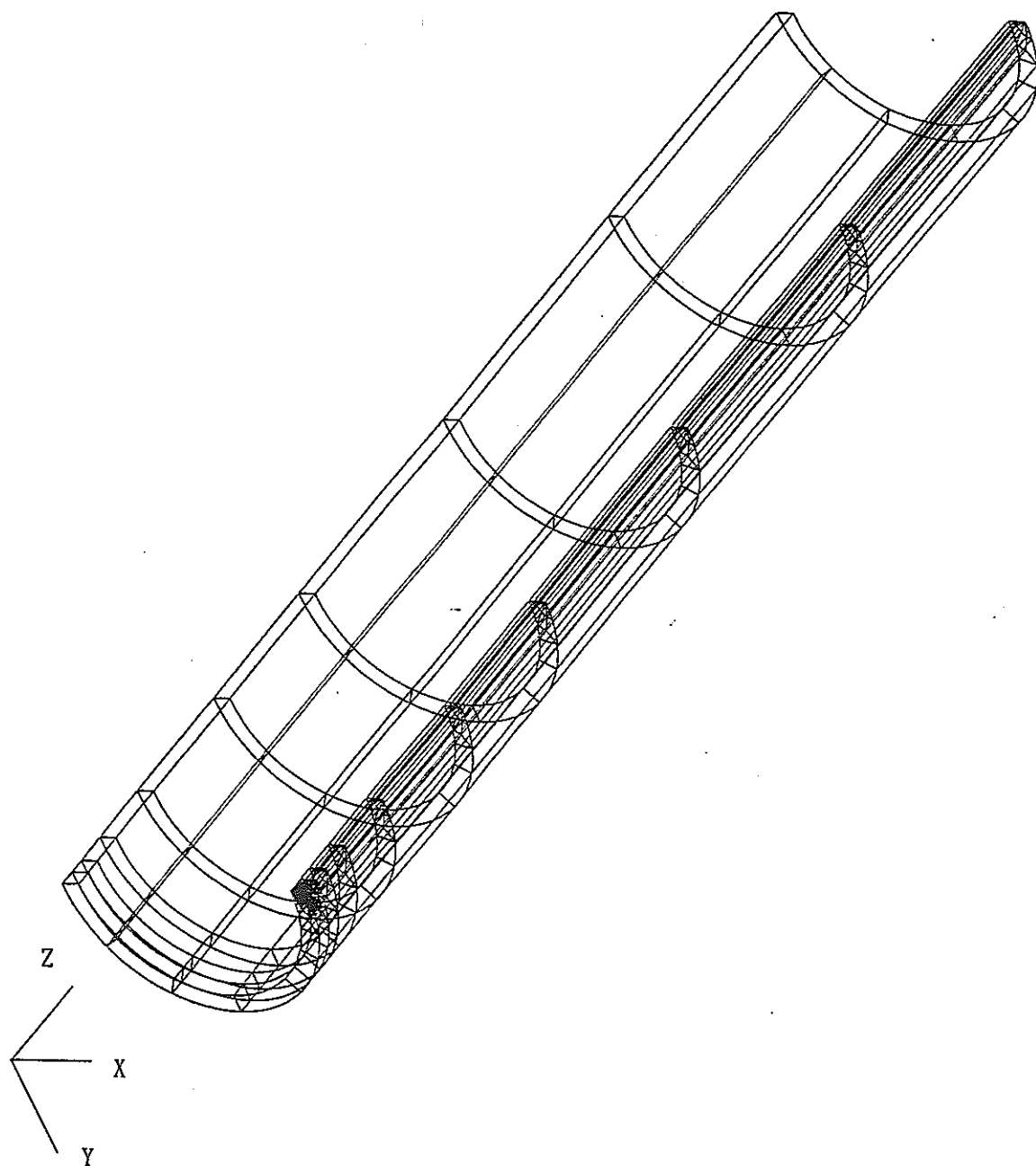


Fig.6.2-1 Mesh subdivision (Case-2)

6.3 解析結果

6.3.1 解析ケース1, 3

(1) 荷重－荷重点変位関係

Fig. 6.3-1 に荷重と荷重点変位の関係を示す。き裂長さによる差異は全く見られない。また、図中には5時間保持中の荷重点変位の変化を示しているが、荷重点変位にはほとんど変化が現れないことがわかる。

(2) き裂開口変位

Fig. 6.3-2 に荷重と開口変位範囲の関係を示す。

Fig. 6.3-3 に荷重保持中の開口変位の変化を示す。5時間保持中の開口変位の増加はわずかである。

(3) J 積分

Fig. 6.3-4 および Fig. 6.3-5 に径路積分法による最深部 ($\theta = 90^\circ$) の J 積分と荷重の関係を示す。両解析ケースとも、き裂に最も近い Path 1 の値は幾分小さめだが、径路独立性は良好といえる。この傾向は、他の角度においても同様である。

Fig. 6.3-6 および Fig. 6.3-7 に弾性領域 ($P = 1.11\text{ton}$) ならびに最大荷重時 ($P = 11.1\text{ton}$) における、ケース1のき裂前縁に沿った J 積分の分布を示す。同様に、Fig. 6.3-8 および Fig. 6.3-9 にケース3のき裂前縁に沿った J 積分の分布を示す。ただし、図示した J 積分値は、径路積分法ならびに仮想き裂進展法により求められたそれぞれ Path 3 における値である。

弾性領域では、J 積分の算出手法によらずほぼ同一の値が得られている。最大荷重時には、角度によって若干異なるが、径路積分による値は、仮想き裂進展法による値の100～90%程度の値をとっている。

ケース3 ($a = 8\text{mm}$) の J 積分の分布は、弾性解析では、表面の値が最も大きい、最大荷重時には逆に最も小さくなっている。表面の J 積分の値が小さいのは、解析のモデル化において表面き裂の形状を楕円近似しているため、実際のき裂寸法形状が表面で短くなっていることと対応はとれている。

(4) J' 積分

Fig. 6.3-10 および Fig. 6.3-11 に最深部 ($\theta = 90^\circ$) における J' 積分の時間変化を示す。J' 積分は、一定値に漸近する傾向ではあるが、5時間後には、まだ定常には至っていない。特に、き裂の短いケース1の方が、定常に至るのに時間を要するようである。これは、き裂の短い方が、リガ

メント部の応力の値が小さいため、クリープ速度が相対的に遅くなるためと考えられる。

Fig. 6.3-12およびFig. 6.3-13にき裂前縁に沿った J' 積分の分布を示す。両解析ケースとも、き裂前縁に沿ってほぼ同一の J' 積分の値をとっている。本結果を見るかぎり、き裂のモデル化は比較的良好であったと考えられる。

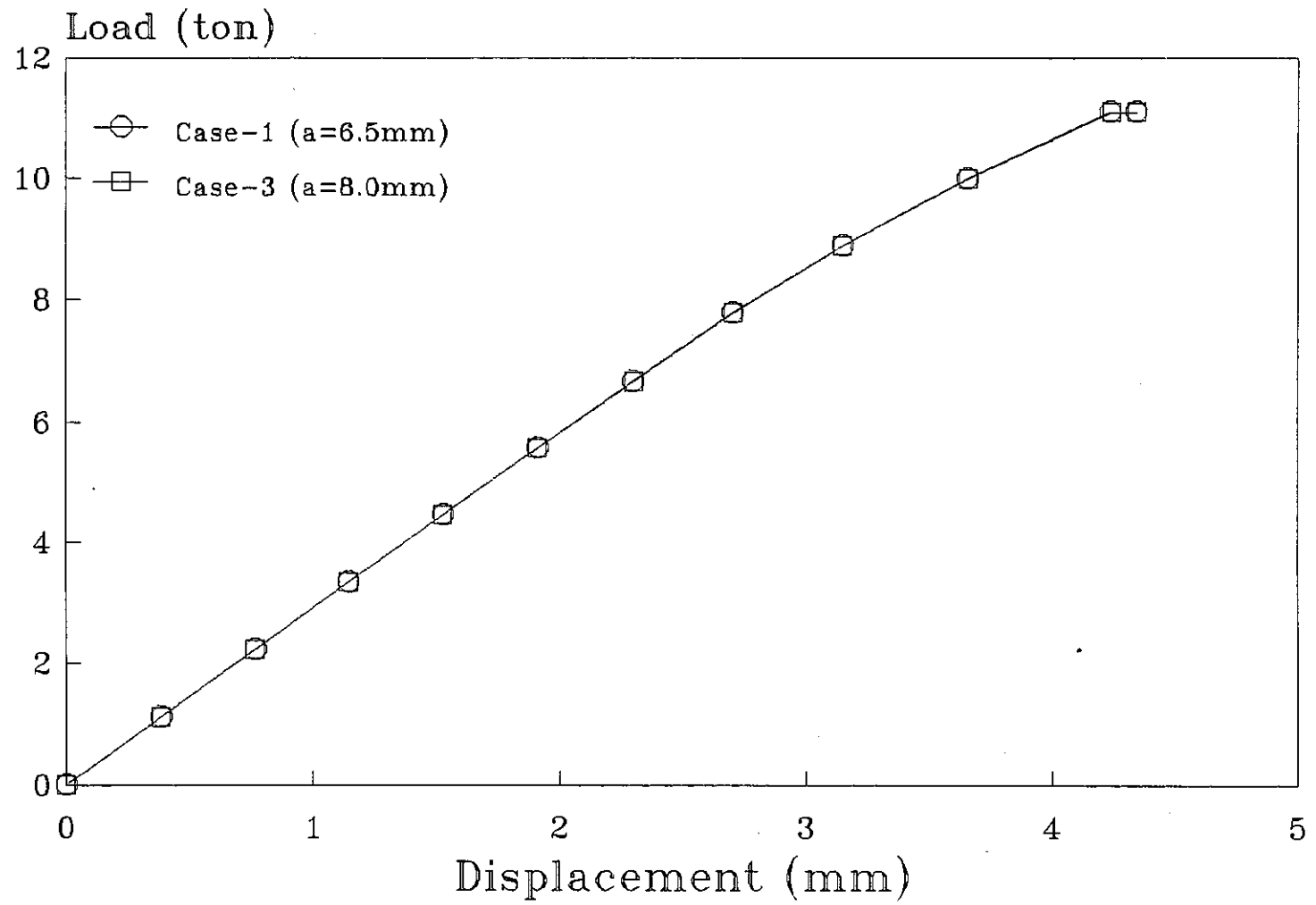


Fig.6.3-1 Relationship between load and load point displacement

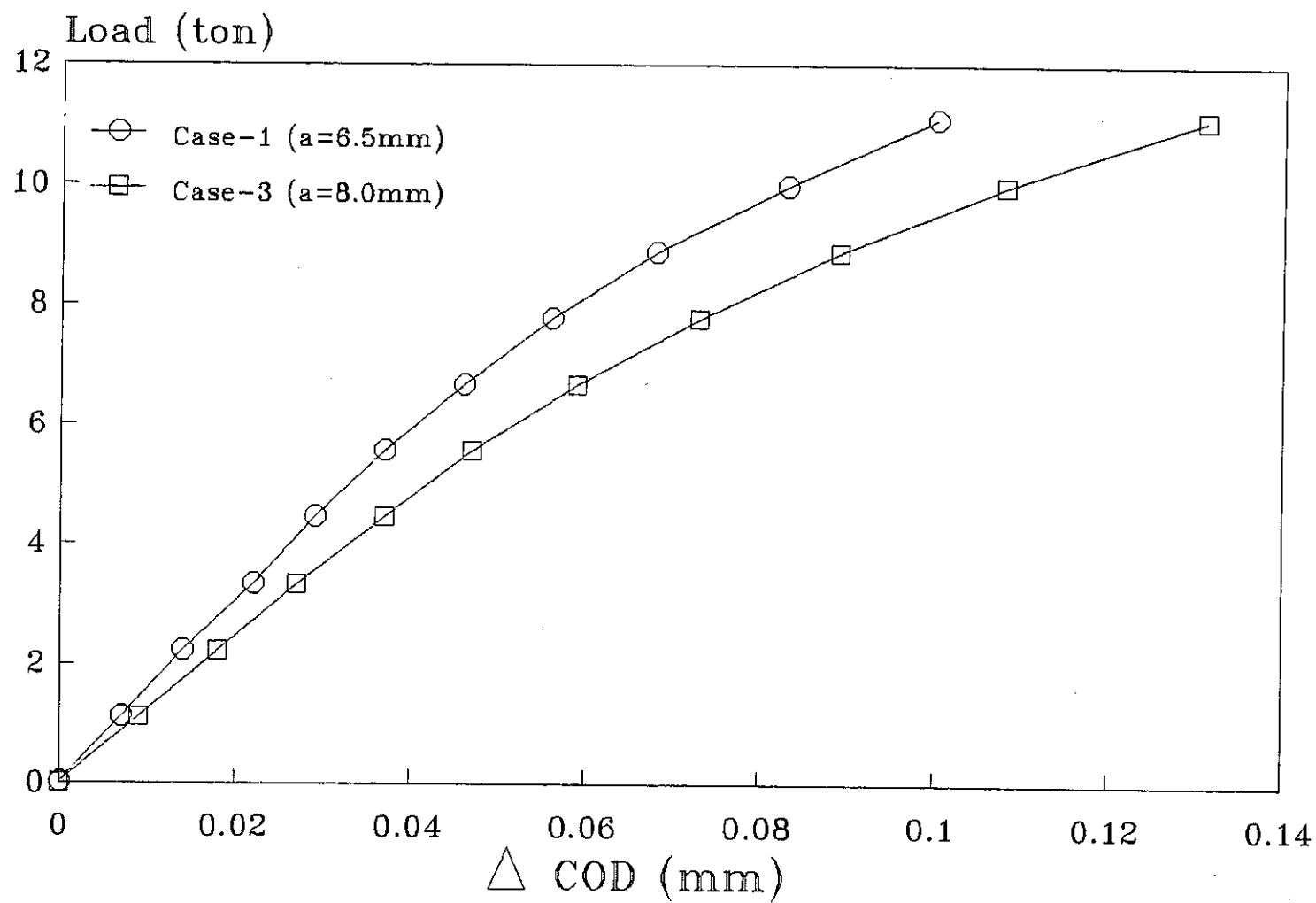


Fig.6.3-2 Relationship between load and COD

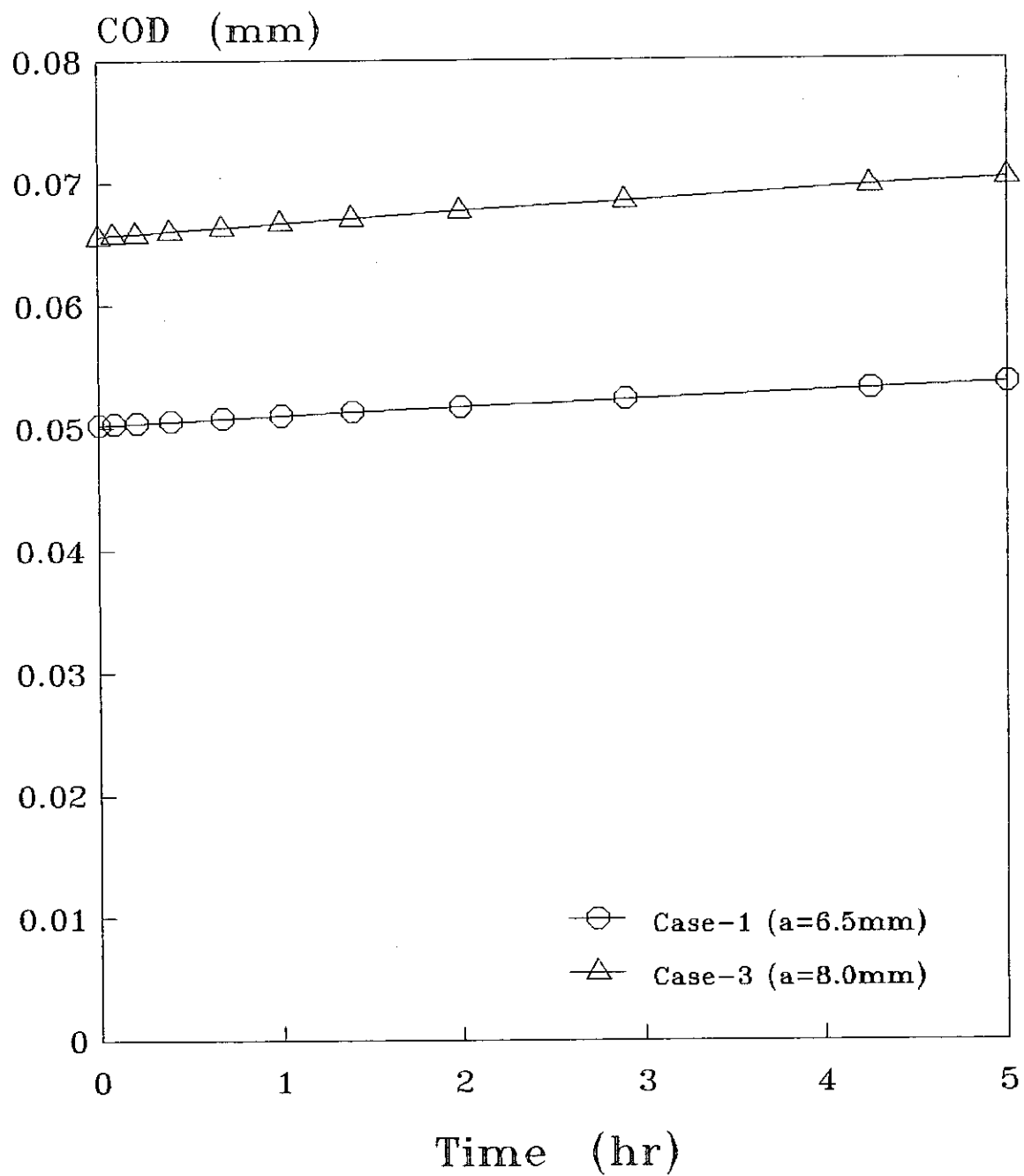


Fig. 6.3-3 Relationship between COD and time

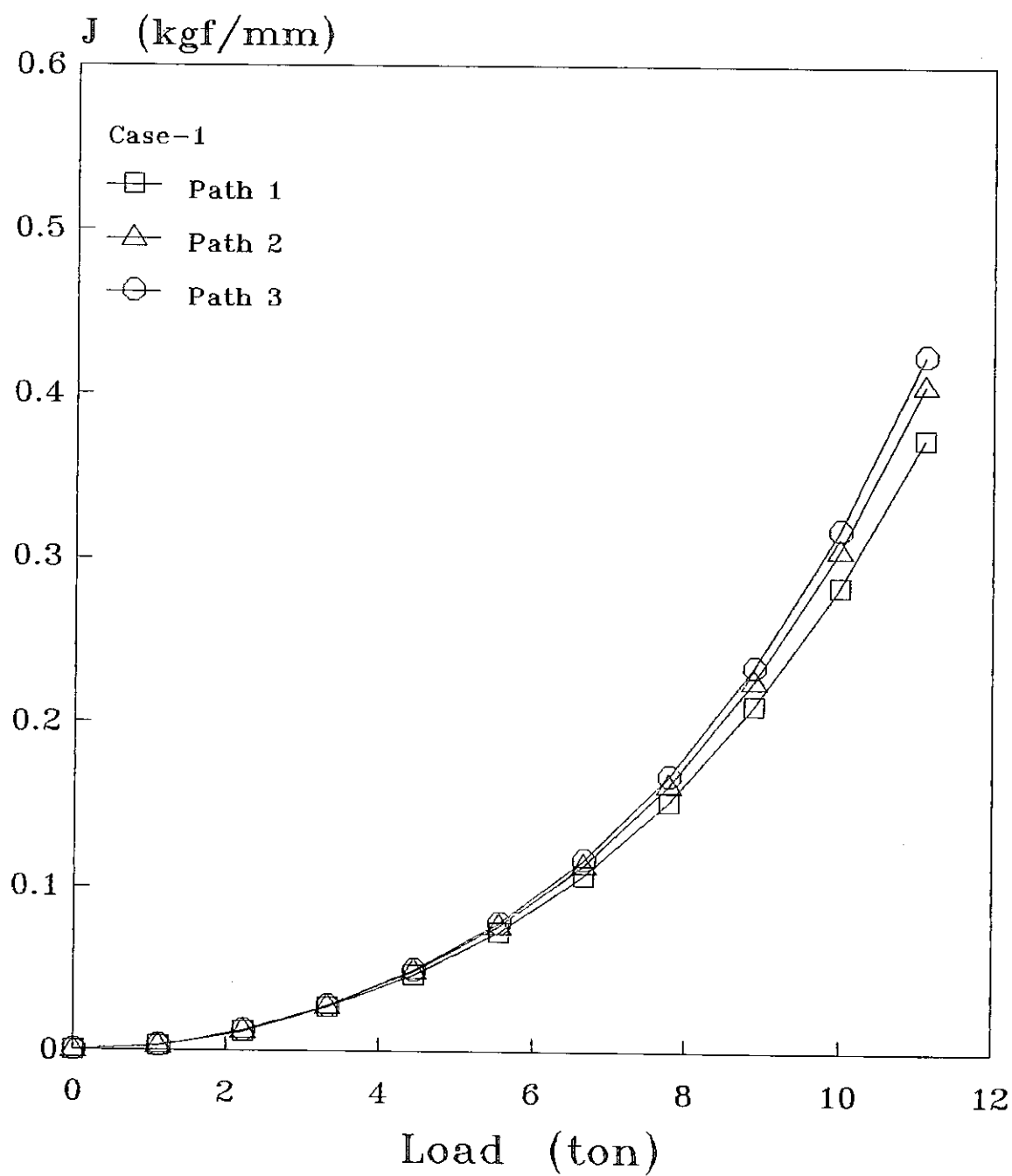


Fig.6.3-4 Relationship between J-integral and load ($\theta=90^\circ$, CASE-1)

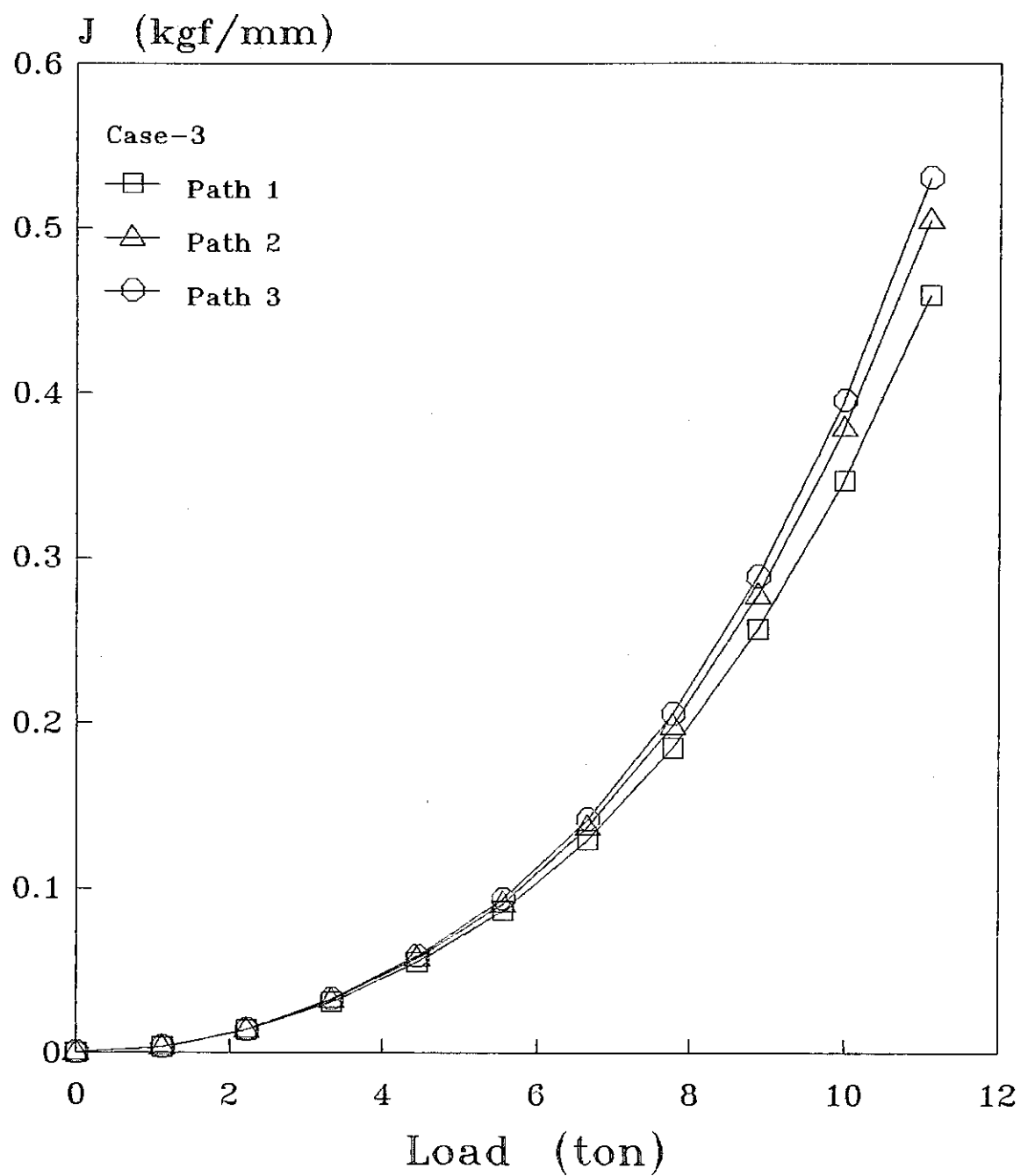


Fig.6.3-5 Relationship between J-integral and load ($\theta=90^\circ$, CASE-3)

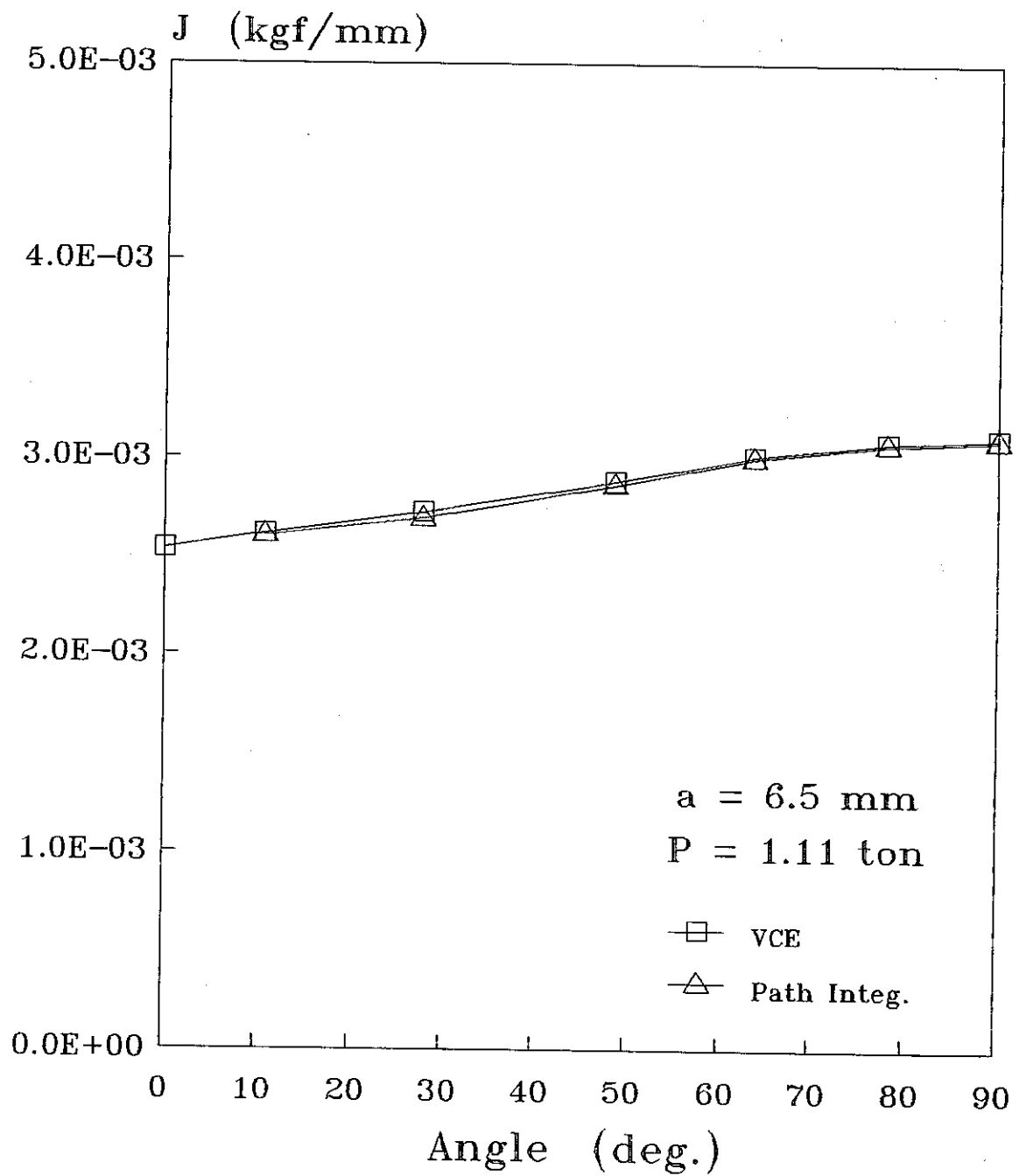


Fig.6.3-6 J-integral distribution along the crack front ($P=1.11\text{ton}$, CASE-1)

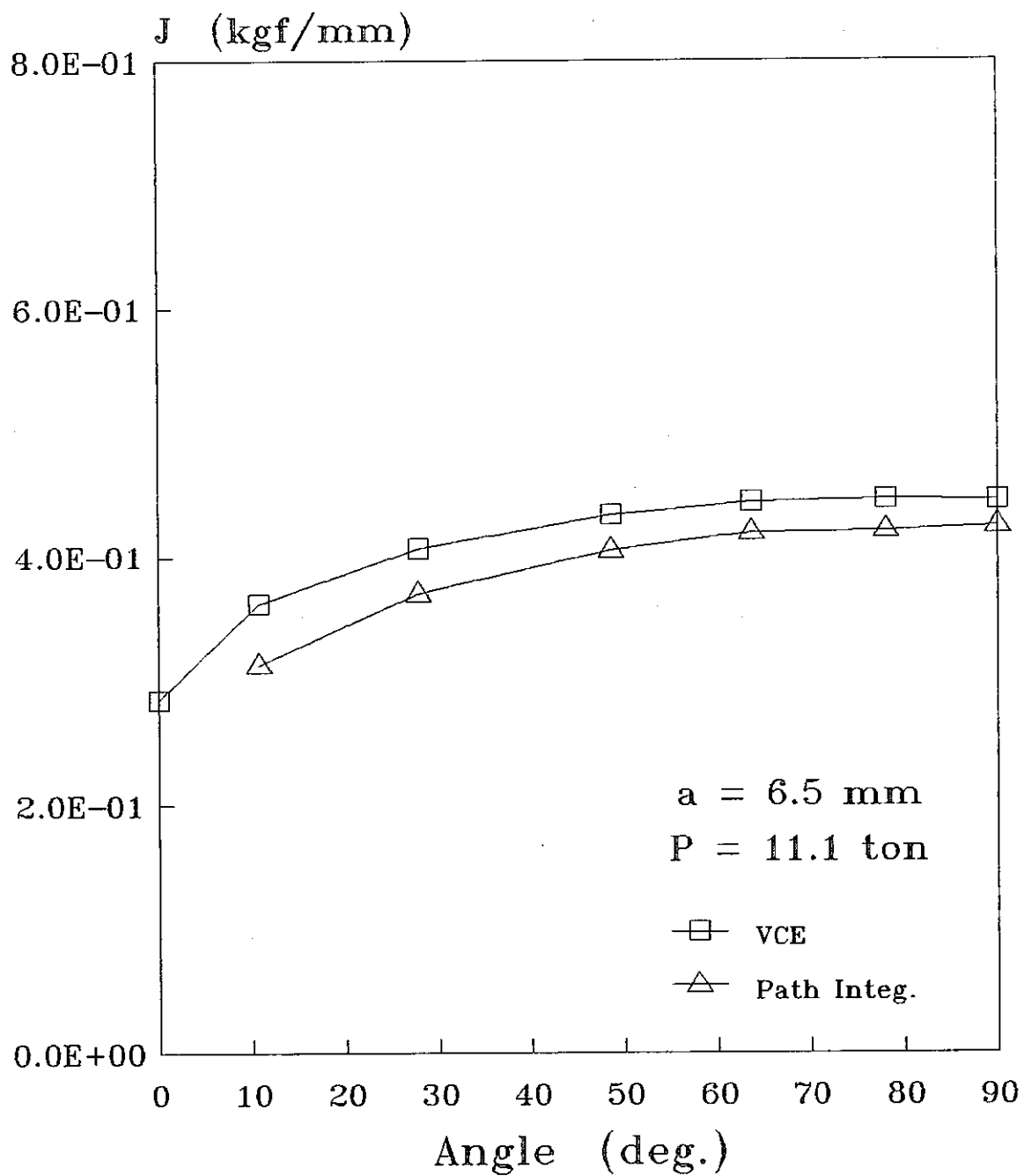


Fig.6.3-7 J-integral distribution along the crack front ($P=11.1$ ton,CASE-1)

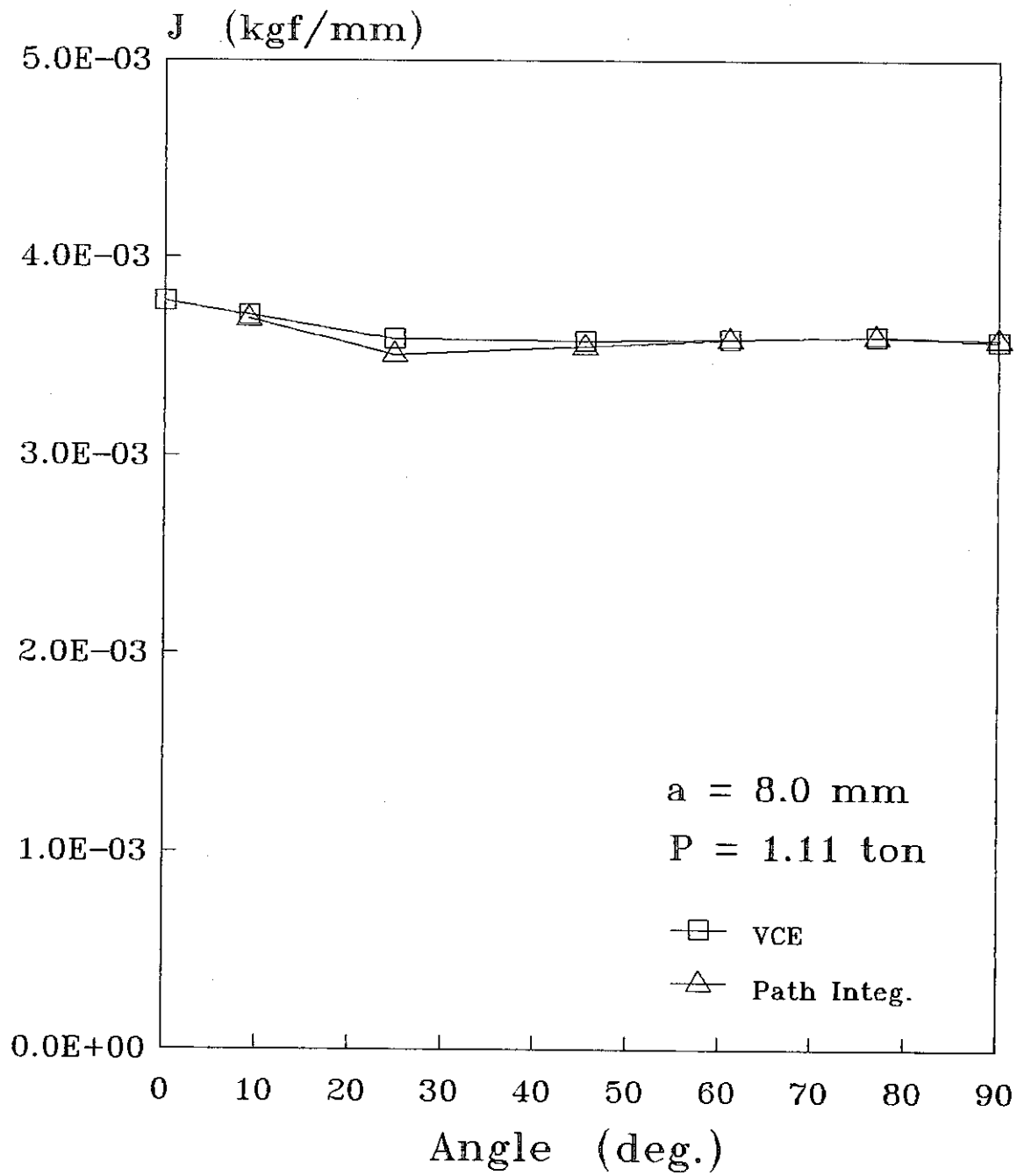


Fig.6.3-8 J-integral distribution along the crack front ($P=1.11$ ton,CASE-3)

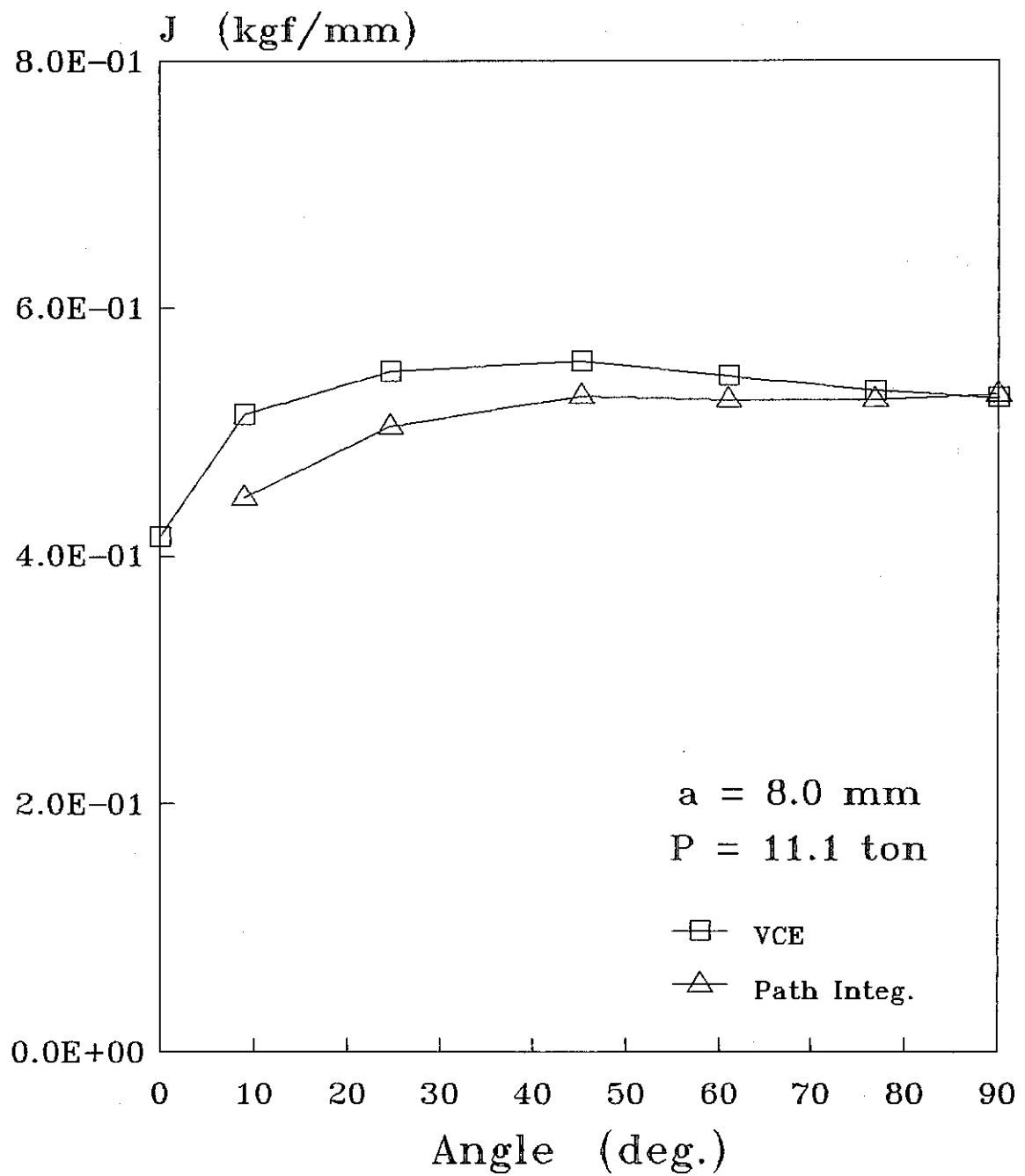


Fig.6.3-9 J-integral distribution along the crack front ($P=11.1$ ton,CASE-3)

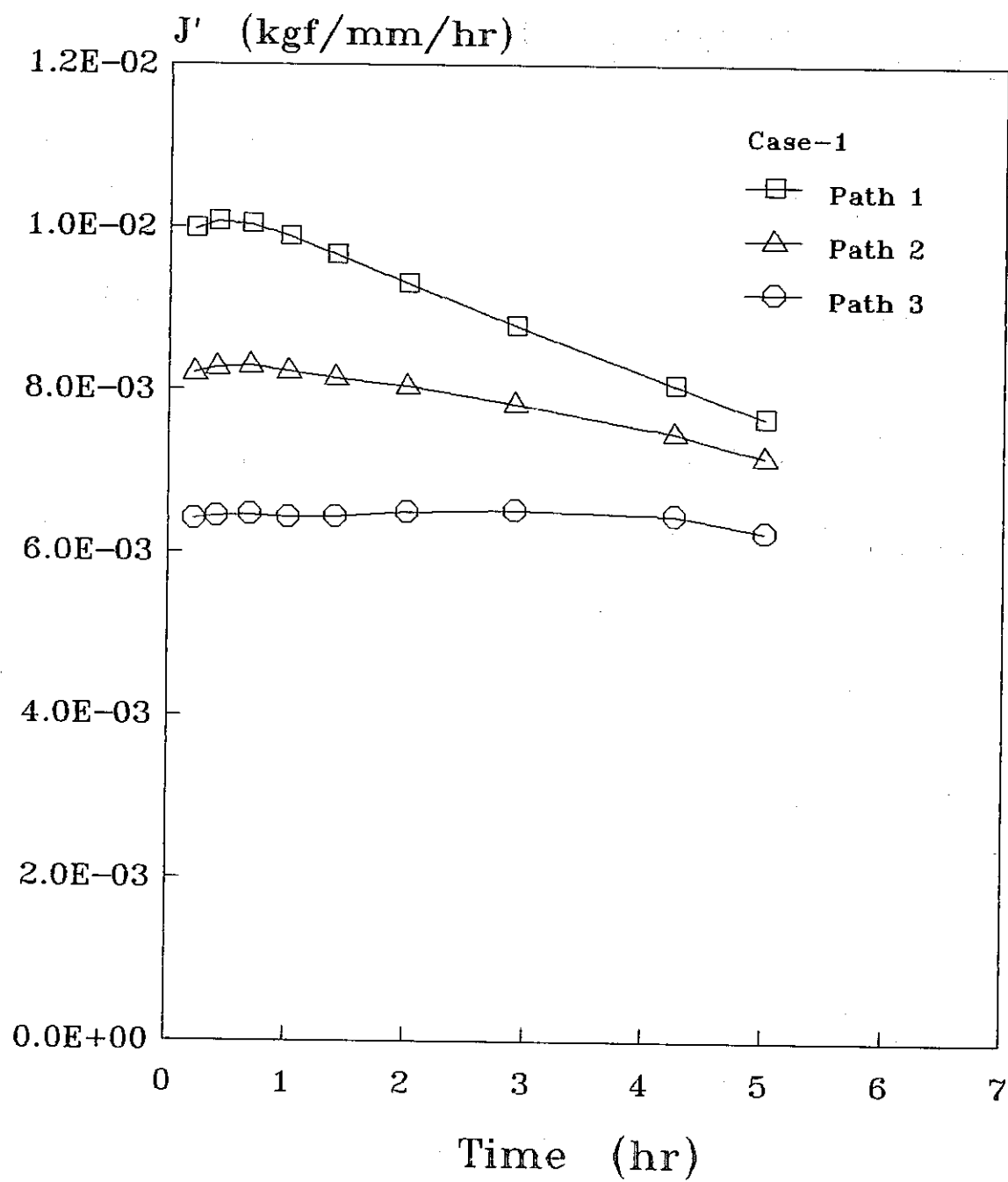


Fig. 6.3-10 Time history of J' -integral ($\theta=90^\circ$, CASE-1)

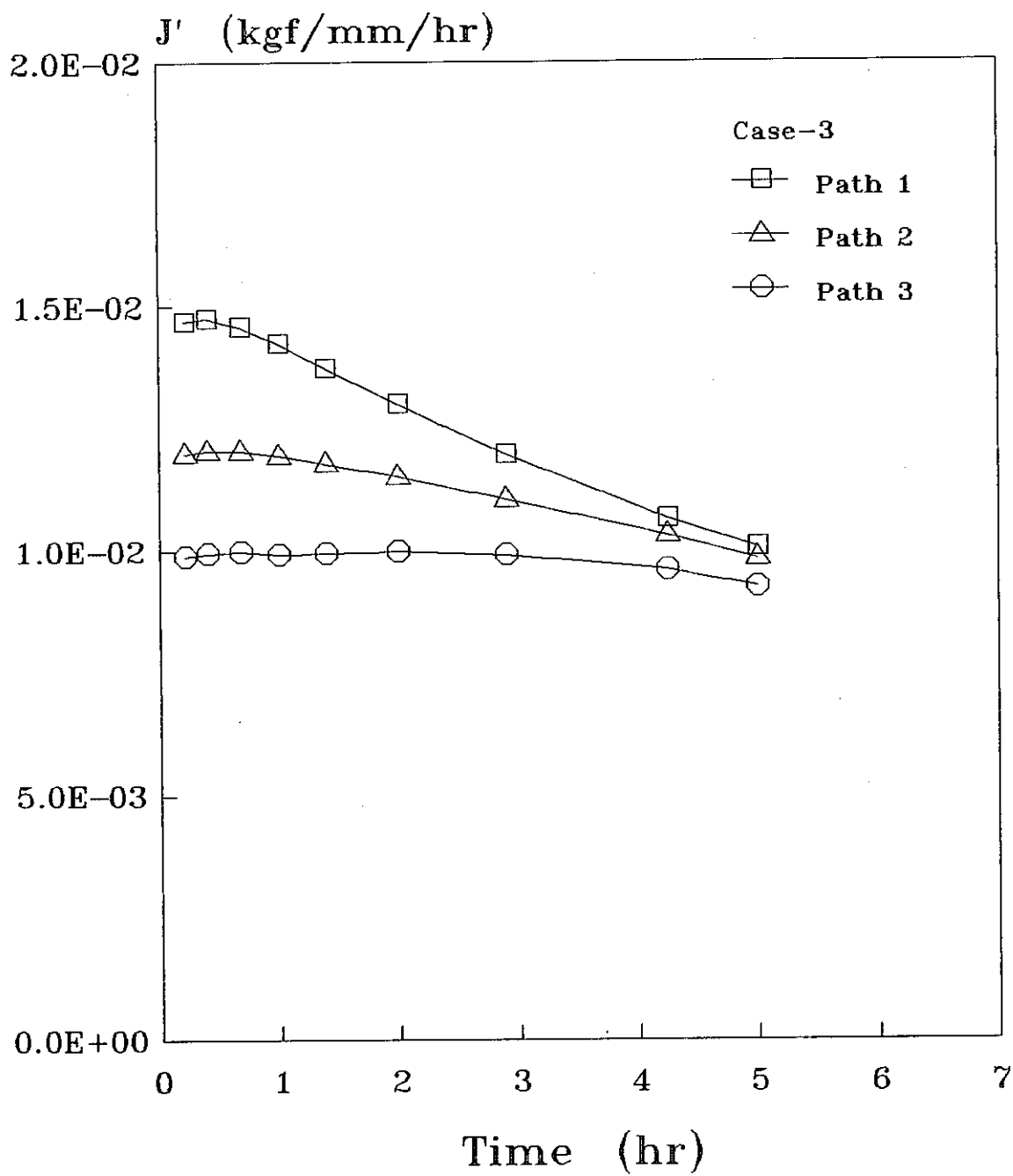


Fig.6.3-11 Time history of J' -integral ($\theta=90^\circ$, CASE-3)

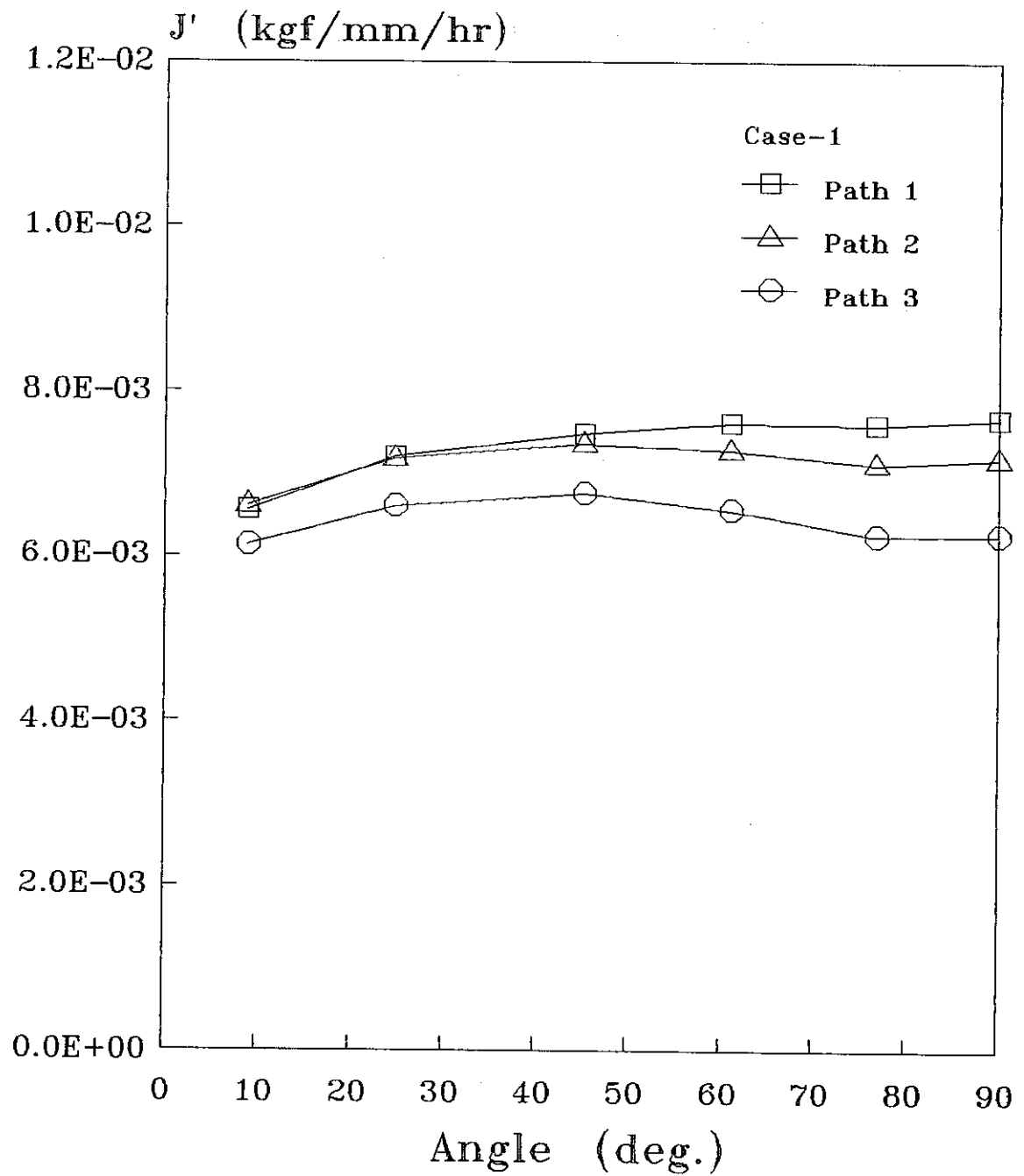


Fig.6.3-12 J' -integral distribution along the crack front ($t=5\text{hr}$, CASE-1)

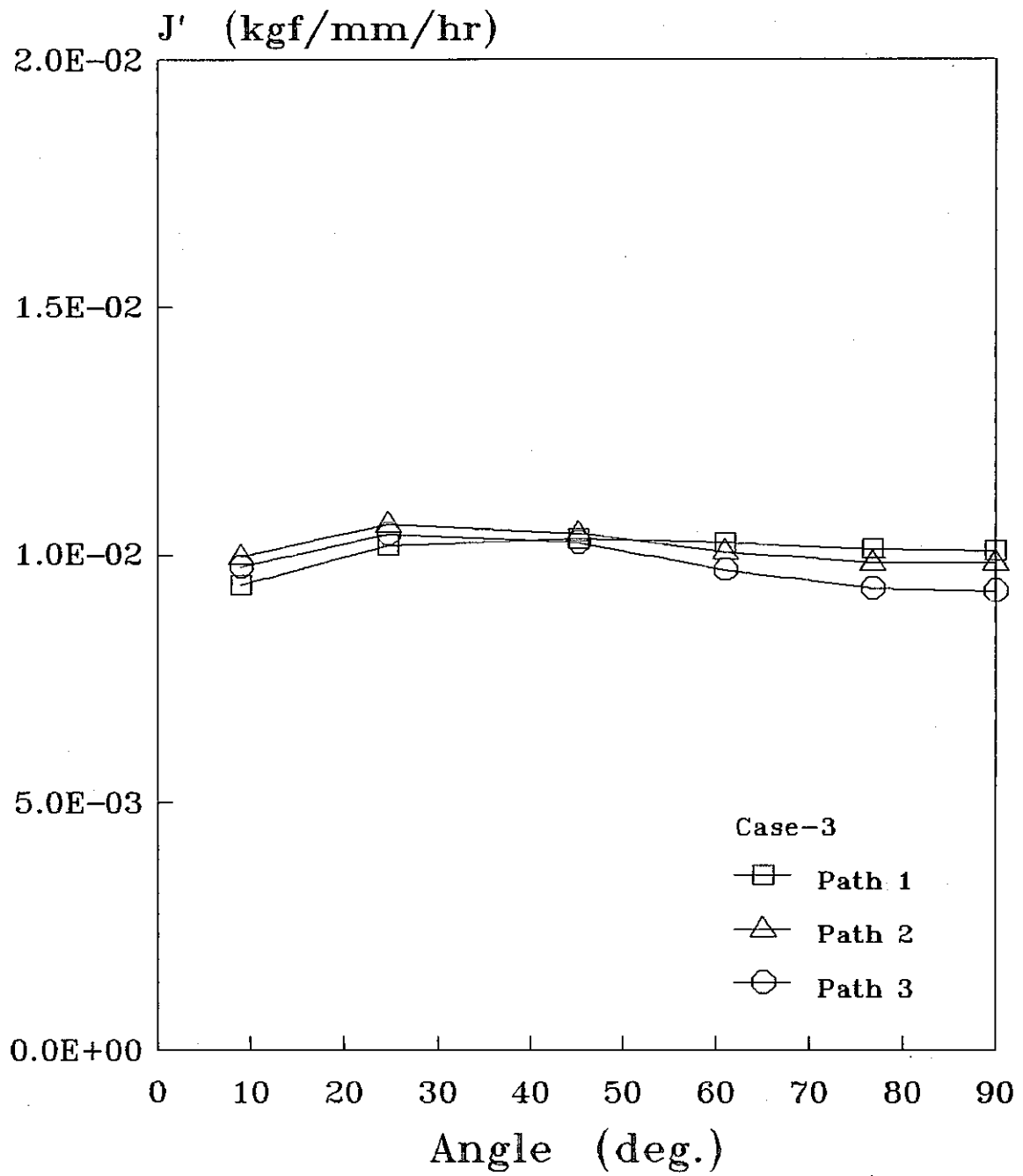


Fig. 6.3-13 J' -integral distribution along the crack front ($t=5\text{hr}$, CASE-3)

6. 3. 2 解析ケース 2、4

(1) き裂開口変位

Fig. 6.3-15 に荷重と開口変位との関係を示す。荷重が増加するにしたがって、ケース 2 とケース 4 との差はひろがっており、最大荷重時 ($P = 11.1$ ton) には、両者の差は、約 30% となっている。

Fig. 6.3-18 に荷重保持中の開口変位の時間変化を示す。荷重保持中の開口変位の時間変化はわずかで、ケース 2 とケース 4 との差もあまりみられない。

(2) J 積分

Fig. 6.3-14 に弾性解析時 ($P = 11.1$ ton) の、Fig. 6.3-17 に最大荷重時 ($P = 11.1$ ton) の、き裂前縁に沿った J 積分の分布を示す。最大荷重時の J 積分の分布には、経路積分法による J 積分値をあわせて図示した。弾性解析時、最大荷重時のどちらも、き裂に最も近い path 1 での J 積分が、他の path の J 積分よりもやや小さくなっているが、全体に経路独立性は良好である。

経路積分法による J 積分値は、ケース 2、4 とともに、仮想き裂進展法 (VCE 法) の path 2, 3 とよくあっており、計算手法による J 積分値の違いは見られなかった。

Fig. 6.3-16 に、き裂最深部と表面部での J 積分と荷重の関係を示す。ここでも、path 1 が他に比べてやや小さくなっているが、経路独立性は良好といえる。

ラインスプリング法による J 積分評価は、き裂表面近くをのぞいて、塊体要素の J 積分評価によくあっている。表面近くで差が生じているのは、ラインスプリング法による J 積分評価の要素分割が、塊体要素の要素分割に比べて粗いため、ラインスプリング法の要素分割を、塊体の要素分割と同等、もしくはそれ以上に細かく分割すれば、より近い値を得られると思われる。なおラインスプリング法ではき裂深さ 0 の時の J 積分は計算されない。

ケース 2、ケース 4 とともに、J 積分の分布は、弾性解析時にはき裂表面部で最も大きくなり、最大荷重時には逆に最も小さくなっている。また、最大荷重時には、 $\theta = 15 \sim 20^\circ$ 付近で最も大きくなっている。

(3) J' 積分

Fig. 6.3-19 にき裂最深部 ($\theta = 90^\circ$) における J' 積分の時間変化を示す。保持開始直後は、経路ごとに違った値をとっているが、次第に一定値に収束する傾向にあり、5 時間保持後には、ほぼ一定値となっている。

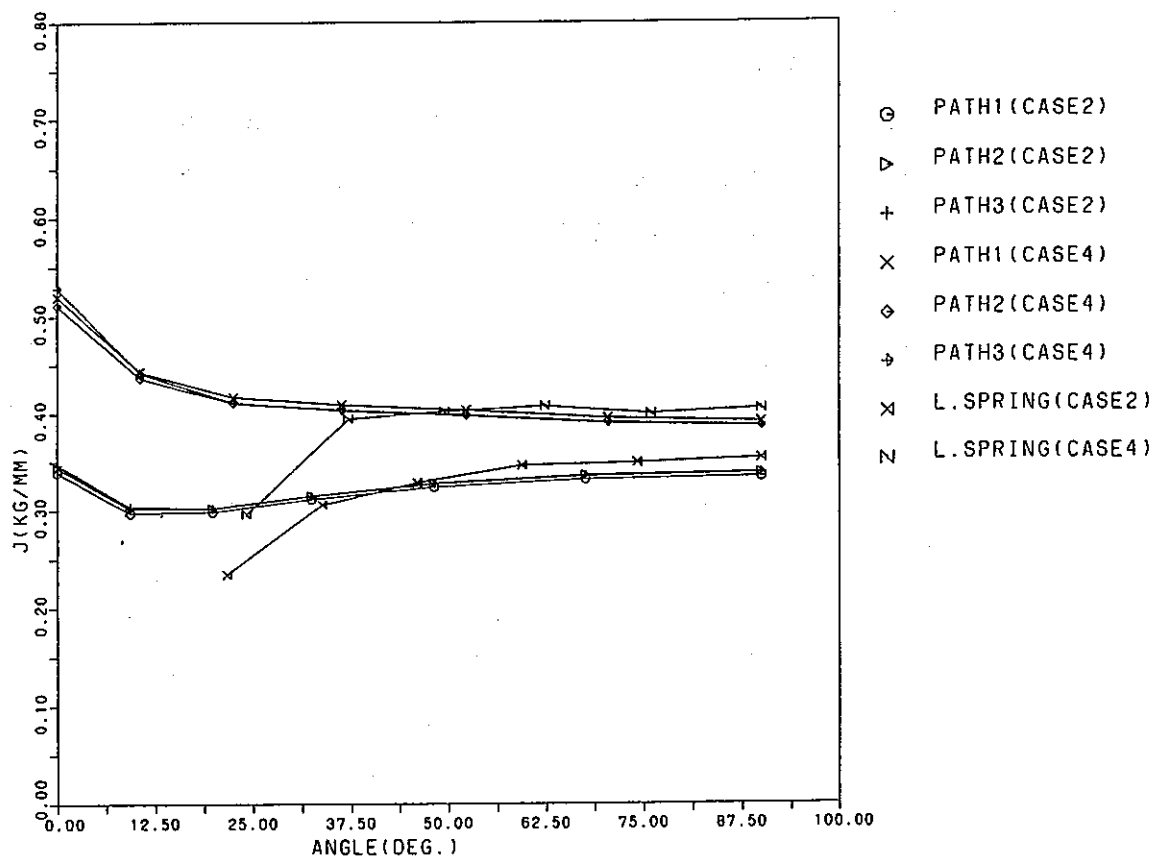


Fig. 6.3-14 J-integral distribution along crack front (Elastic, $P=11.1$ ton)

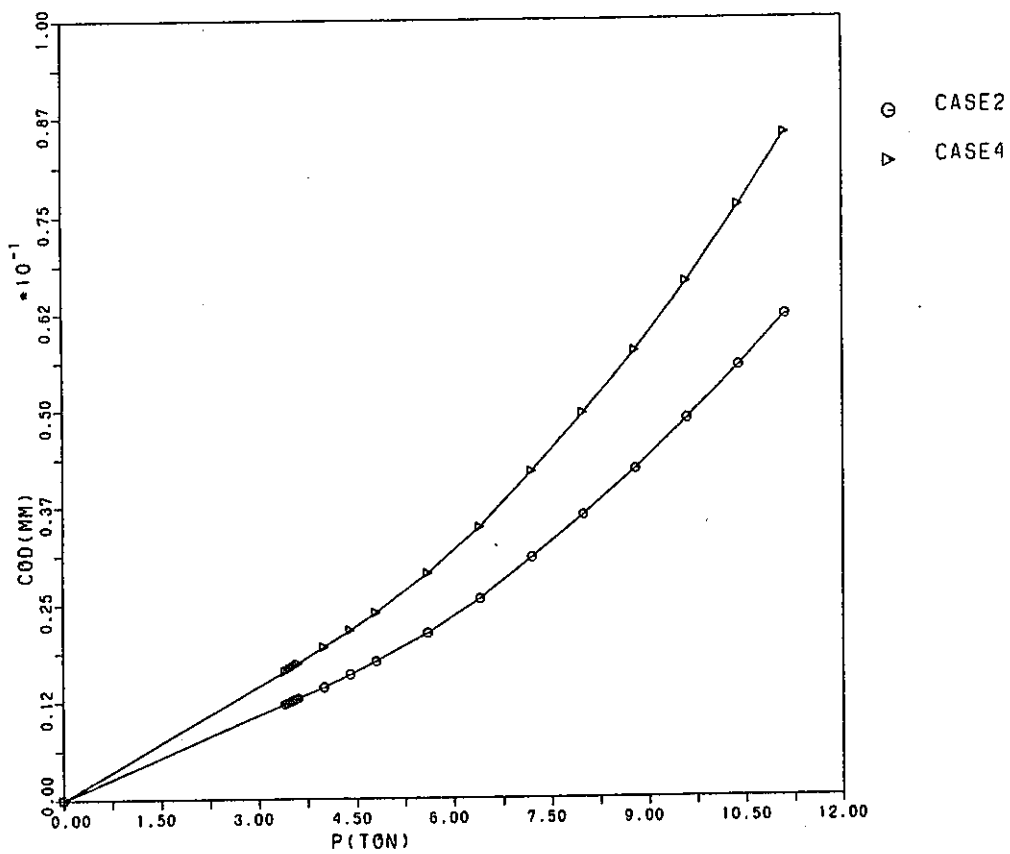


Fig. 6.3-15 Relation between Load P and COD

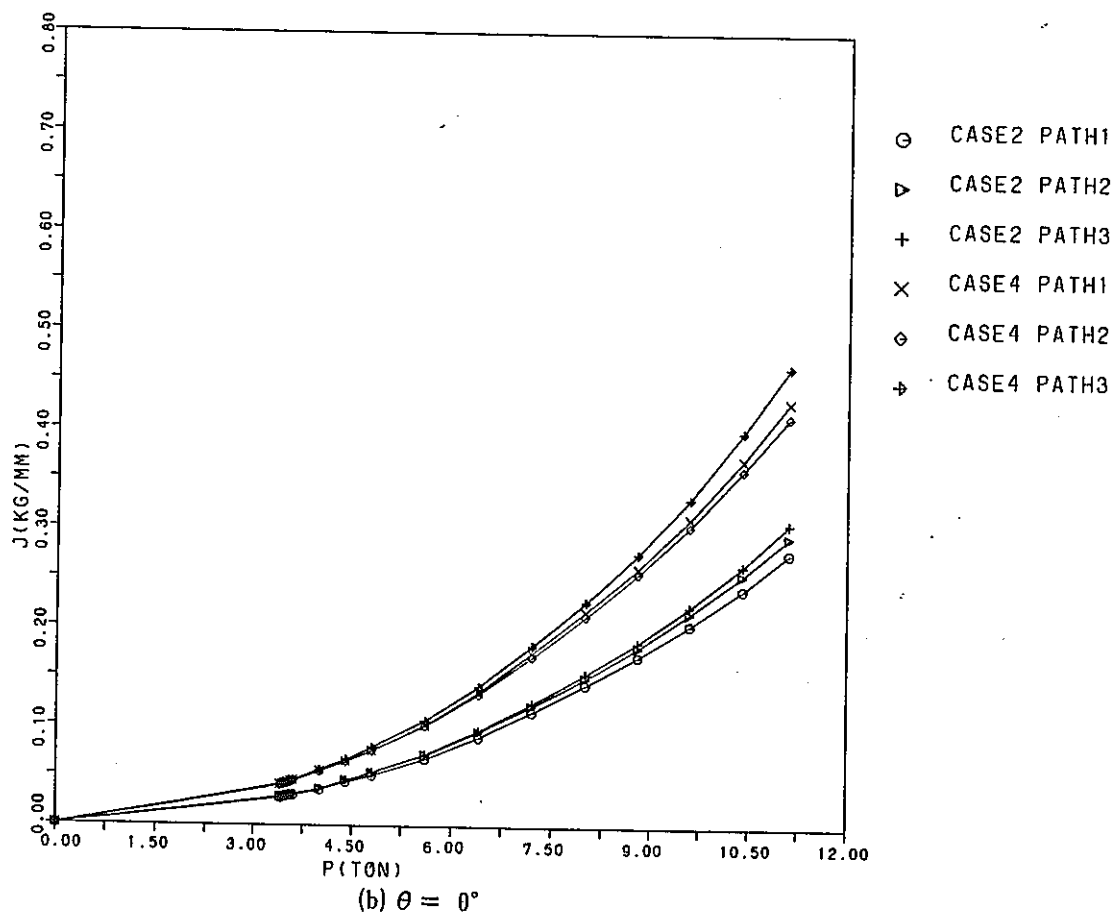
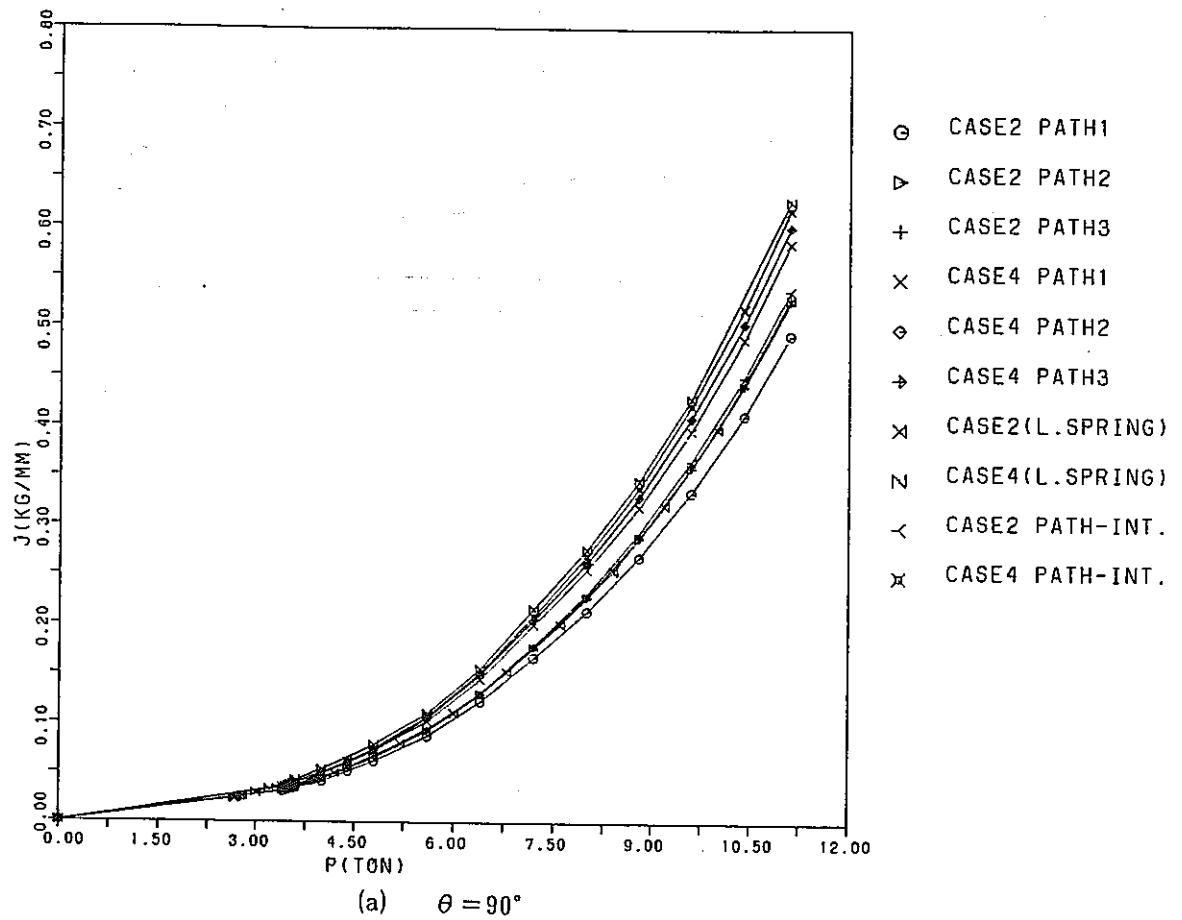


Fig. 6.3-16 Relation between Load P and J-integral

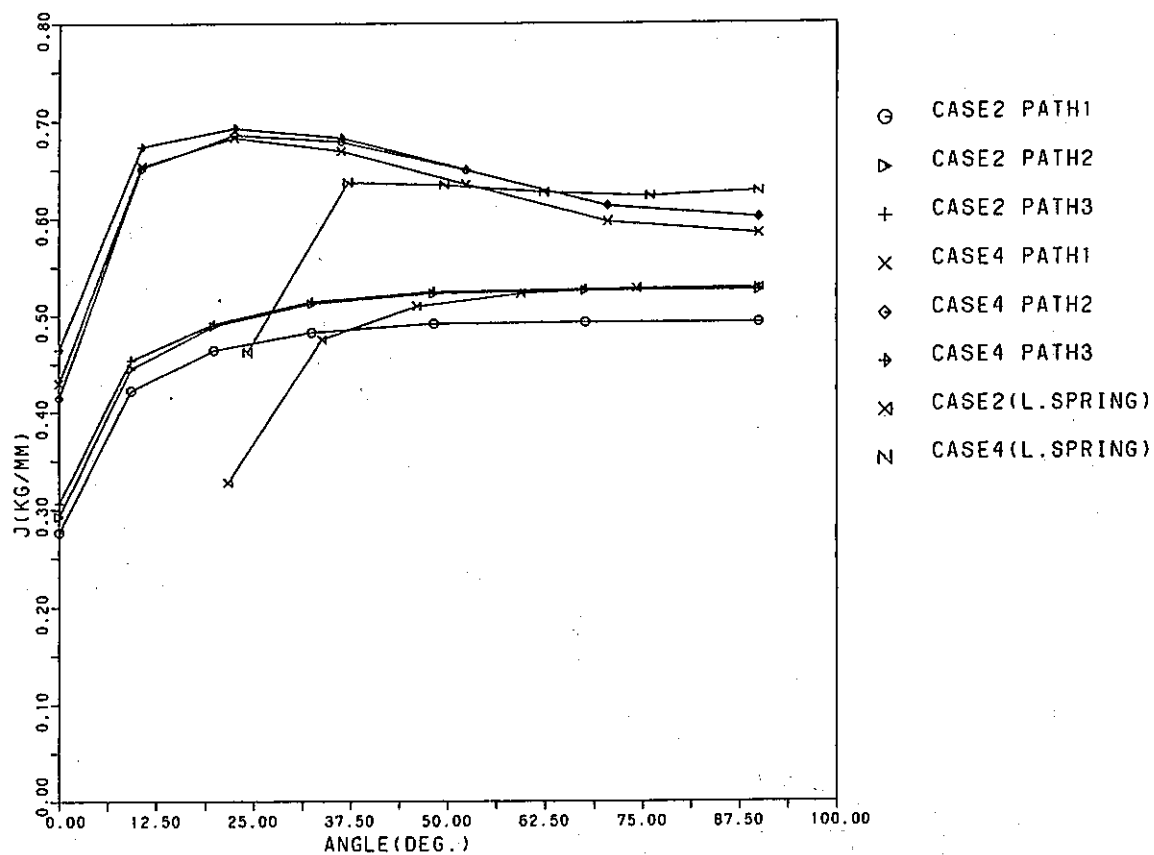


Fig. 6.3-17 J-integral distribution along crack front (P=11.1ton)

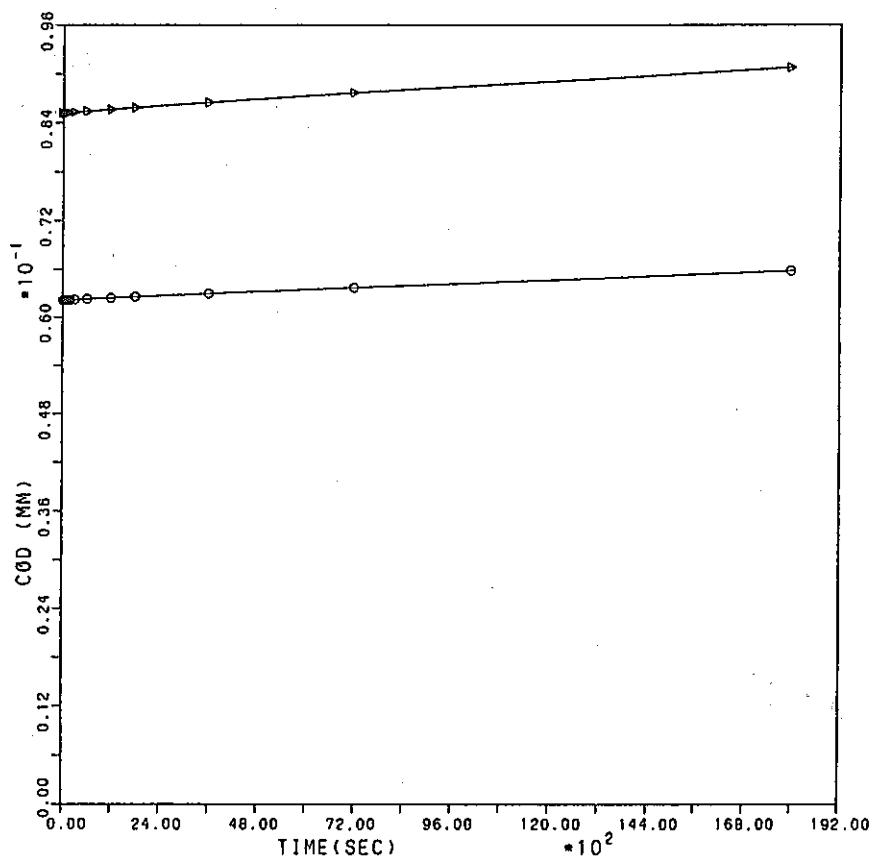


Fig. 6.3-18 Time History of COD

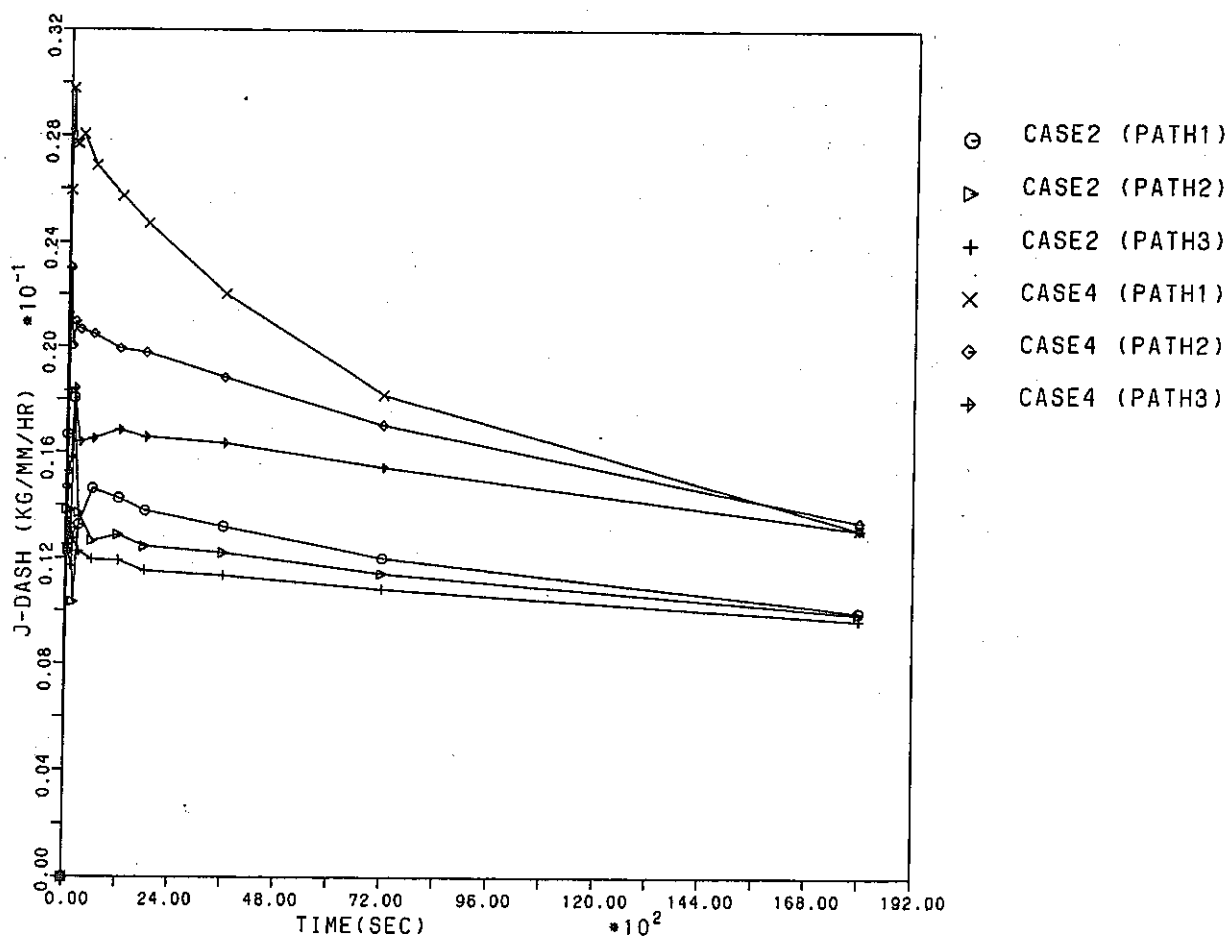


Fig. 6.3-19 Time History of J'

6. 4 試験結果との比較

6. 4. 1 き裂開口変位の比較

Fig. 6.4-1 に実験および解析で得られた開口変位 ($\Delta C O D$) を比較して示す。ここで解析値については、弾塑性解析で得られた片振幅の開口変位を2倍して、全振幅に対する値とした。また、実験で得られた開口変位は、初期に加工硬化により低下し、その後は、き裂長さに対して直線関係を示している。そこで、き裂長さの短い範囲では、この直線関係を外挿した値を加工硬化後の開口変位と考え、解析値との比較を行った。

解析結果は、解析ケースにより若干値の大小が見られ、実験で得られた値と比較すると、最大で約20%小さくなっている。解析結果が小さめの値をとるのは前年度と同様の傾向ではあるが、ABAQUSによる解析結果は実験値とほぼ一致している。したがって、き裂のモデル化の工夫などにより、試験結果を精度良くシミュレートできるものと考えられる。

6. 4. 2 き裂進展速度の比較

FEMにより求めたJ積分、J' 積分より、実験に対応する ΔJ_f および ΔJ_c を次式により求めた。

$$\Delta J_f = 4 \times J$$

$$\Delta J_c = J' \times t \quad (t = 5\text{hr})$$

ただし ΔJ_c については、径路積分法により求めた5時間後のJ' 積分値が、一部径路独立性に欠けるため、各積分径路による値の上下限値を用いてき裂進展速度の予測を行うこととした。

き裂進展速度は、疲労き裂進展速度 $(da/dN)_f$ およびクリープき裂進展速度 $(da/dN)_c$ を、材料試験によりそれぞれ得られた次式により算出し、それを加算して予測した。

$$(da/dN) = (da/dN)_f + (da/dN)_c$$

$$(da/dN)_f = C (\Delta J_f)^{1.4435}$$

$$C = 4.0443 \times 10^{-3} \quad (\text{上限})$$

$$1.2022 \times 10^{-3} \quad (\text{平均})$$

$$3.5737 \times 10^{-4} \quad (\text{下限})$$

$$(da/dN)_c = C' (\Delta J_c)^{0.877}$$

$$C' = 0.2671 \quad (\text{上限})$$

$$0.1274 \quad (\text{平均})$$

$$0.06072 \quad (\text{下限})$$

Fig. 6.4-2 にき裂長さとき裂進展速度の関係について解析による予測と

実験結果を比較して示す。ただし、解析による予測値については、上述したように、進展速度データの上限、平均、下限それぞれに対して、 J' 積分の上下限值を用いた予測値を示している。

解析による予測は、実験結果に比べ全体的に安全側となっているものの、従来データのデータバンド内には位置している。また、 J' 積分のばらつきにより生じるき裂進展速度の予測範囲は、材料データによるものと比較すると無視できる程度といえる。

Fig. 6.4-3 に解析により求めた ΔJ_c と ΔJ_t の比を示す。大路らの研究によると、 $\Delta J_c / \Delta J_t$ は、繰返し数依存形と時間依存形のき裂進展の遷移を特徴づけるパラメータとされ、その遷移条件は、

$$\Delta J_c / \Delta J_t = 0.015$$

で記述される。本遷移条件は、650 °Cにおいて得られた値で、550 °Cにおいては未確認ではあるが、FEM解析結果による $\Delta J_c / \Delta J_t$ は、ほぼこの遷移条件近傍の値をとっている。試験後の破面のSEM観察によると粒界破壊と粒内破壊両方が観察されていたが、試験条件として繰返し数依存形と時間依存形の遷移領域で行われていた可能性を、解析結果からも示唆している。

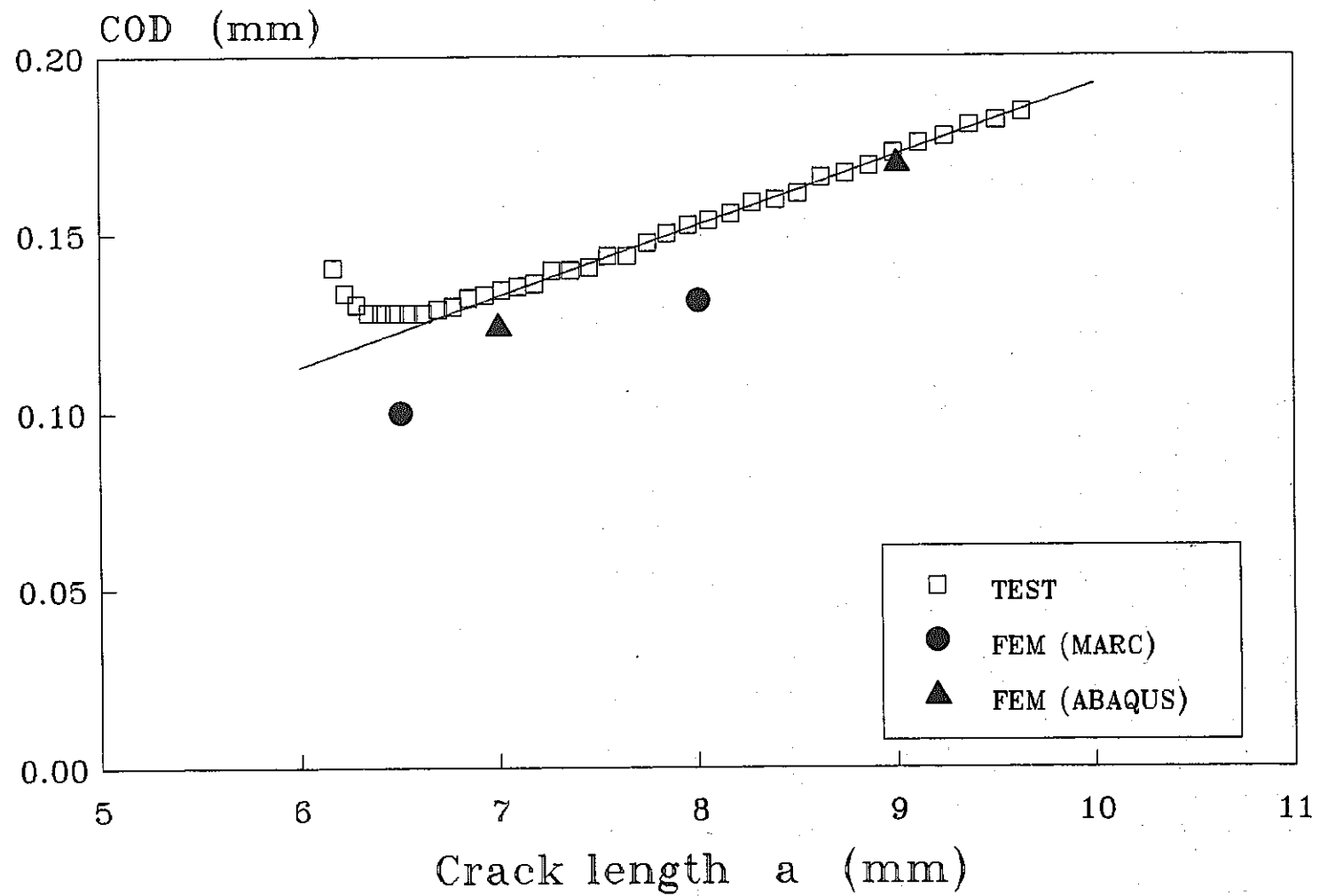


Fig.6.4-1 Comparison of COD between by experiment and by FEM

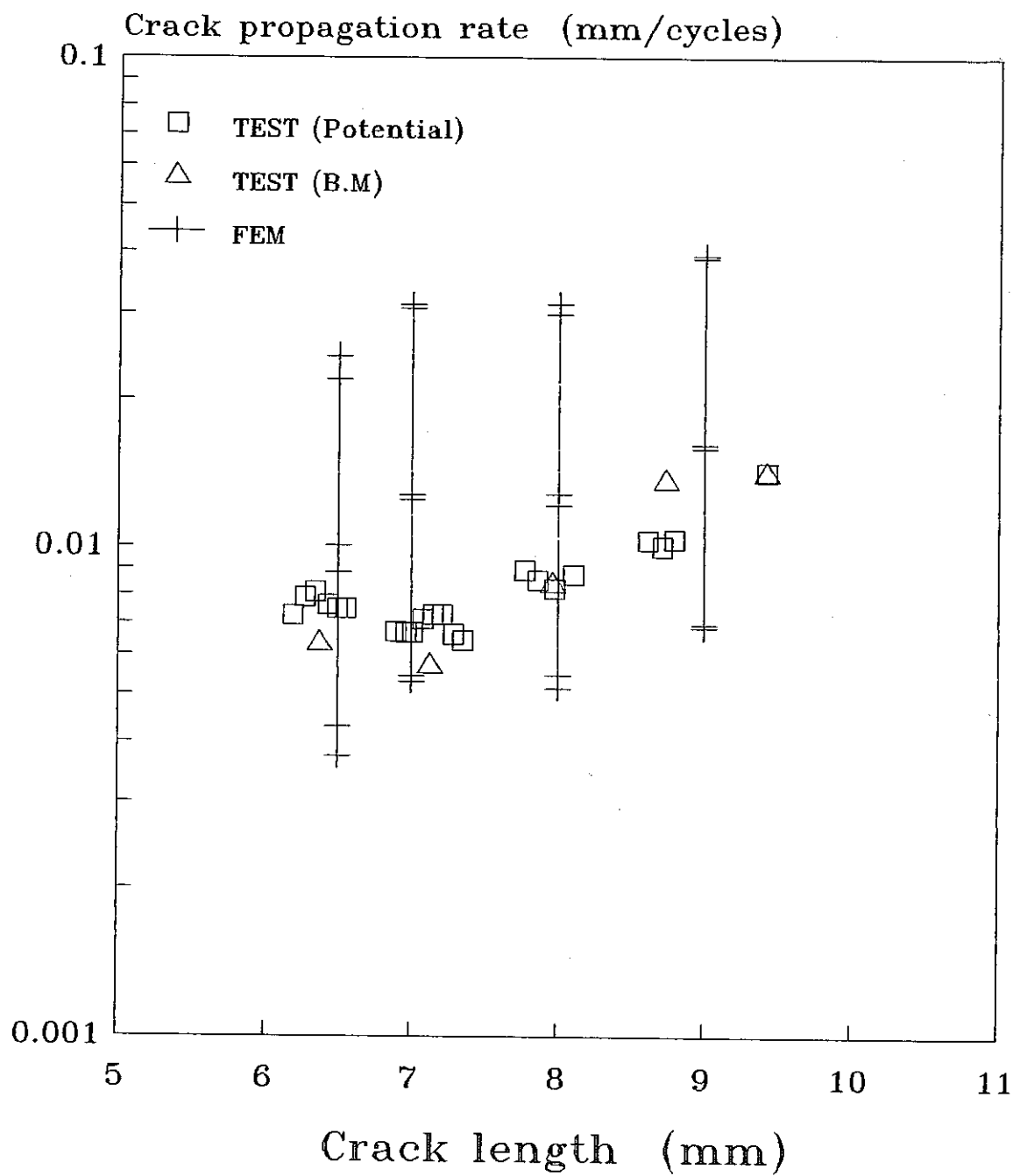


Fig.6.4-2 Comparison of da/dN between by experiment and by FEM

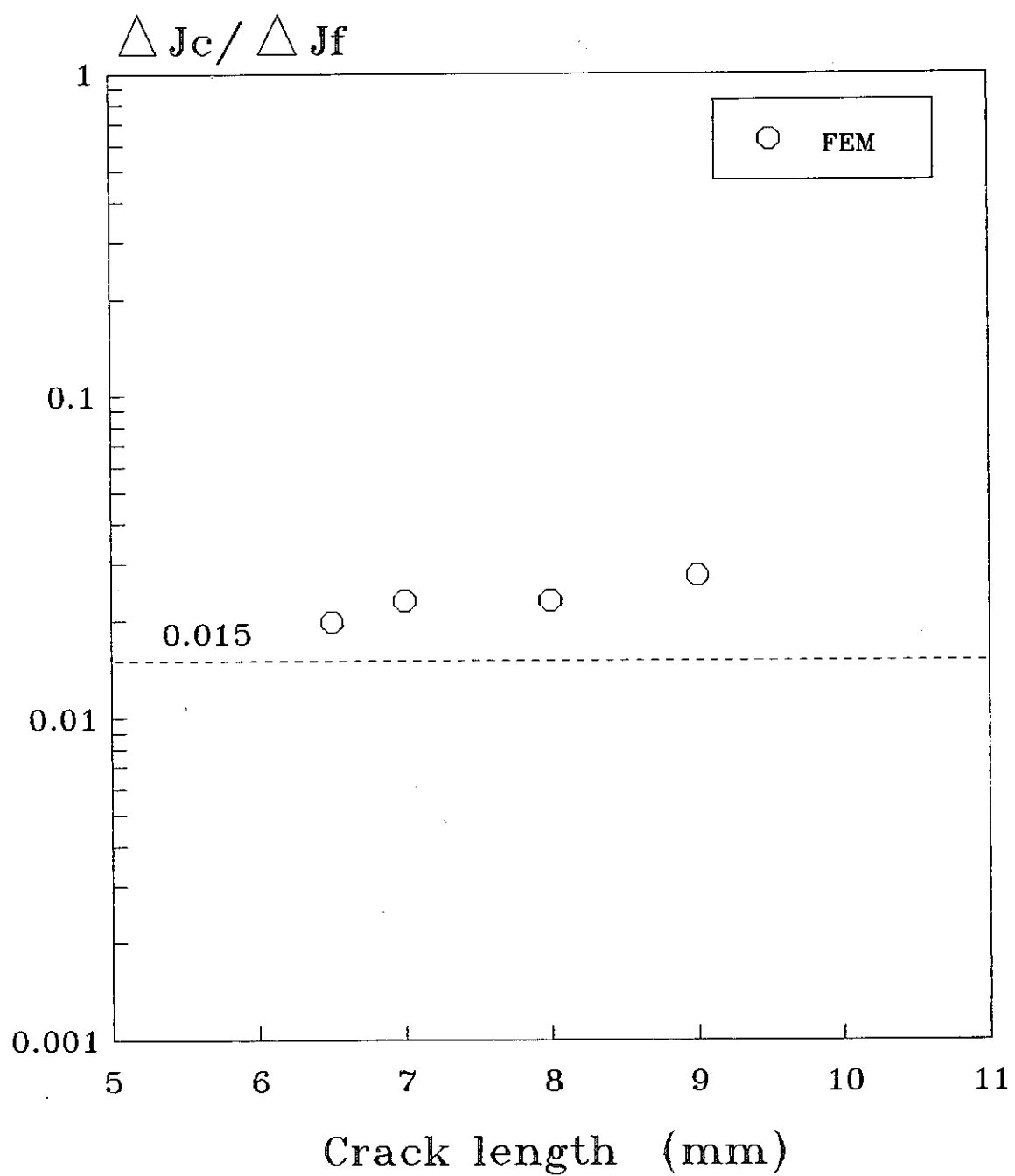


Fig. 6.4-3 Estimation of $\Delta J_r / \Delta J_c$ by FEM analysis

7. 有限要素解析による表面き裂付きエルボ のクリープ疲労き裂進展挙動の予測

7. 有限要素解析による表面き裂付きエルボのクリープ疲労き裂進展挙動の予測

7. 1 解析条件

(1) 解析対象形状

解析対象形状はFig. 7.1-1に示す表面き裂付き90°エルボで、エルボの両端に直管を取付けたものである。配管のサイズは外径 $D_o = 165.2$ mm、内径 $D_i = 158.4$ mm、板厚 $t = 3.4$ mmでエルボの中央部外表面に軸方向に幅 $2c = 100$ mm、深さ $a = 0.4$ mmの表面矩形き裂が導入されている。なお、き裂進展中の解析を行なうため、き裂深さ $a = 0.5, 1.5, 2.0$ 及び、 2.5 mmのき裂について解析を行った。Fig. 7.1-2にエルボ曲げ試験機の概要と試験変位条件示す。試験片の両端には荷重負荷用の治具が取付けられており、この治具には試験片の両端の下方300 mmの位置にあるピンを介して荷重が加えられる。試験は30 mmの片振圧縮と5 hの保持を繰返し行う。なお、試験の詳細は昭和63年度報告書に述べた。

(2) 荷重条件

試験片の対称性を用い、4分の1の部分解析することとし、治具のピン位置に変位 $u = 7.5$ mmを与え試験片を圧縮し5時間変位保持を行なう。

(3) 境界条件

試験片の対称条件より生じる対称方向変位拘束、及び治具のピン位置を固定する。

(4) 物性値

材料はSUS304鋼(550℃)で、以下の値を用いる。

(i) 弾性物性値

ヤング率 $E = 15691$ kgf/mm²

ポアソン比 $\nu = 0.306$

(ii) 弾塑性構成式

Ludwick型で近似される動的応力-ひずみ関係(式7.1-1)を用いる。

$$\epsilon^t = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{1/m} \quad (7.1-1)$$

ここで、 $\sigma_p = 9.39$ kgf/mm²

$K = 207.21$ kgf/mm²

$$m = 0.427$$

(iii) クリープ構成式

550℃、5h保持に対するNorton型で近似されるクリープひずみ速度式を用いる。

$$\dot{\epsilon}^c = \alpha \sigma^n \quad (\text{mm/mm/hr}) \quad (7.1-2)$$

$$\text{ここに、} \alpha = 1.2527 \times 10^{-12}$$

$$n = 5.8128$$

7.2 解析方法

(1) 使用コード

自社開発の応力解析コード(SIMUS)を用いた。本コードは増分法による有限要素法弾塑性クリープ解析プログラムであり、非線形解析法には修正Newton-Raphson法、ソルバーにはブロック・スカイライン法を用いている。応力-ひずみ関係はFig. 7.2-1に示すように多直線近似して用いる。また、J積分解析法は仮想き裂進展法(VCE)を用いている。J'積分解析法には径路積分法を用いている。径路積分法によるJ積分の解析は以下の式をき裂回りの径路(Fig. 7.2-2)で積分し、ベクトルの長さより求めている。

$$\begin{aligned} J'_k = & \int_{\Gamma} (W'_{\nu_k} - T_j \dot{u}_{j,k}) d\Gamma \\ & + \int_{\Gamma_s} W'_{\nu_k} d\Gamma \\ & - \int_A (\sigma_{3j} \dot{u}_{j,k})_{,3} dA \end{aligned} \quad (7.2-1)$$

$$W' = \int \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^c d\epsilon_{ij}^c \quad (7.2-2)$$

ここに、 W' : クリープポテンシャル

T : トラクション・ベクトル

u : 変位

σ : 応力

ϵ^c : クリープひずみ

ν : 径路の法線単位ベクトル

を表し・は時間微分を表す。

(2) 使用要素分割

使用要素は20節点アイソパラメトリック要素で積分点数は $3 \times 3 \times 3$ である。解析に用いた要素分割をFig. 7.2-3に、また、要素分割の説明図をFig. 7.2-4に示す。Fig. 7.2-4にはJ積分とJ'積分の積分径路も示した。き裂深さの異なる要素分割はき裂付近の節点座標を移動することにより作成した。なお、固定治具の部分は配管部分の材料の100倍の剛性とした。

7.3 解析結果

(1) 弾塑性解析

弾塑性解析は1ステップ当り0.375mmの強制変位増分を与え、20ステップで行った。き裂深さ $a = 0.5, 1.5, 2.0, 2.5$ mmの各場合に対して荷重点変位 $u = 7.5$ mmのまでの弾塑性解析により得られたJ積分とき裂開口変位(CTOD)とき裂深さの関係をFig. 7.3-1に示す(J積分の径路による差は小さく、平均で示す)。J積分はき裂深さが2mmまではき裂深さの増加とともに増加し、2mmを超えると多少減少している。この傾向はCTODでも同様に表れている。これらの傾向は試験条件が変位制御のためと思われ、Fig. 7.3-2に示すりガメントの応力ではき裂深さ $a = 2.5$ mmの場合は2.0mmの場合に比べ応力が減少している。

繰返しJ積分 ΔJ_f はこれらのJ積分を4倍して求めた。これらの ΔJ_f をTable 7.3-1に示す。

(2) 弾塑性クリープ解析

弾塑性クリープ解析は時間増分を自動的に決め、9から30ステップでの実施となった。Fig. 7.3-3(a)~(c)に保持時間とJ'積分の関係を示す。J'積分は保持開始直後には大きな値を取り、時間と共に急激に減少している。J'積分の3積分径路での差は保持開始直後で30~90%と非常に大きい、5h保持後では5~15%とかなり小さい。また、J積分値の時間平均値をFig. 7.3-3(a)~(c)のグラフを時間積分して求めた。この時間平均J'積分の3積分径路での差は20~40%と比較的大きい。以上の径路依存性があるが、以下3径路の平均を取って検討しすることにする。

5h保持後と時間平均J'積分とき裂深さの関係をFig. 7.3-4に示す。なお値の径路独立性の比較悪い時間平均J'積分は3径路でのバラツキの範囲も示した。5h保持後と時間平均J'積分を表にしTable 7.3-2とTa

ble 7.3-3に示す。

7. 4 試験結果との比較

Fig. 7.4-1に以下の式で示される材料の $\Delta J f$ -(da/dN)データバンド上に解析で求めた $\Delta J f$ と試験で求めたき裂進展速度に対応する点を記入した。この点はこのデータバンドに含まれ、解析で求めた $\Delta J f$ によるき裂進展速度の予測可能性を示していると考えられる。

$$\text{上限値} \quad \frac{da}{dN} = 4.0443 \times 10^{-3} \times (\Delta J f)^{1.4435} \quad (7.2-3a)$$

$$\text{中央値} \quad \frac{da}{dN} = 1.2022 \times 10^{-3} \times (\Delta J f)^{1.4435} \quad (7.2-3b)$$

$$\text{下限値} \quad \frac{da}{dN} = 3.5737 \times 10^{-3} \times (\Delta J f)^{1.4435} \quad (7.2-3c)$$

クリープ疲労き裂進展については5 h 保持後と時間平均 J' 積分の両者と試験で求めたき裂進展速度(5 h 保持試験のクリープ疲労き裂進展速度から保持なしの疲労き裂進展速度を引いた値)に対応する点を材料の J' -(da/dt)データバンド上に記入した(Fig.7.4-2)。点はデータバンドの下限より2分の1～5分の1下にはずれた結果となった。また、5 h 保持後の J' 積分を用いた点はき裂深さ $a = 0.5 \text{ mm}$ 以外ではデータバンド内の下限に近い位置にある。なお、 J' -(da/dt)データバンドは以下の式で示される。なお、 J' の径路によるパラツキのは対数表示では大きくないため省略した。

$$\text{上限値} \quad \frac{da}{dt} = 0.2671 \times (J')^{0.877} \quad (7.2-4a)$$

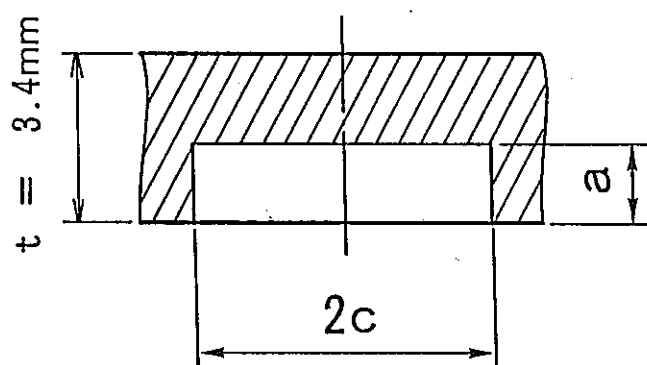
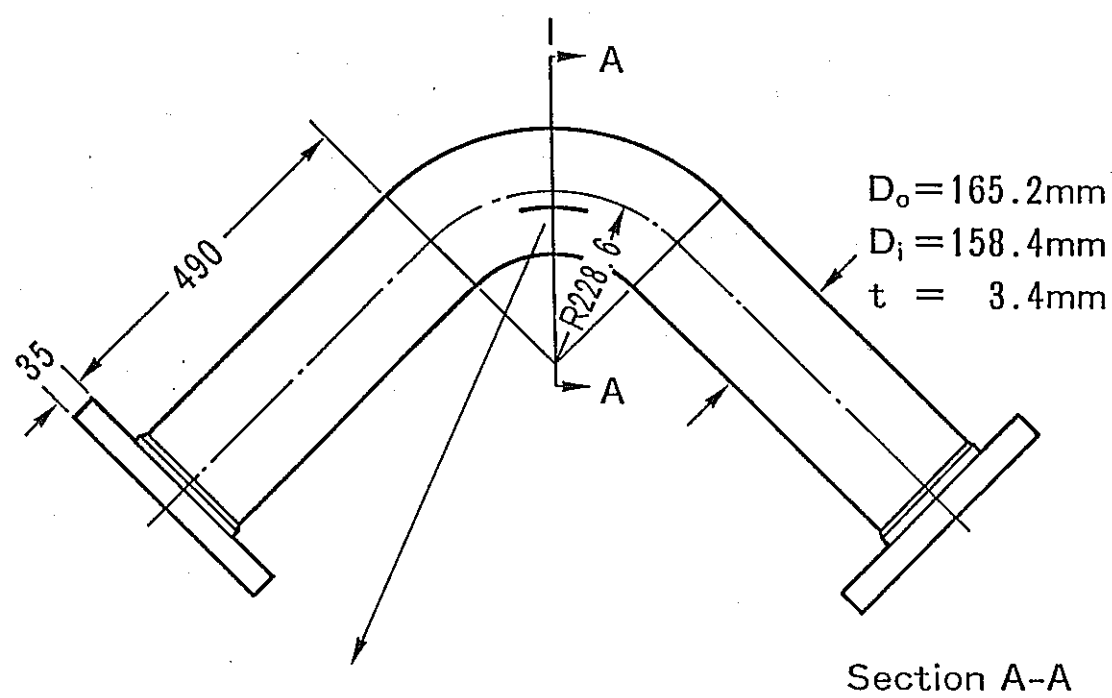
$$\text{中央値} \quad \frac{da}{dt} = 0.1274 \times (J')^{0.877} \quad (7.2-4b)$$

$$\text{下限値} \quad \frac{da}{dt} = 0.06722 \times (J')^{0.877} \quad (7.2-4c)$$

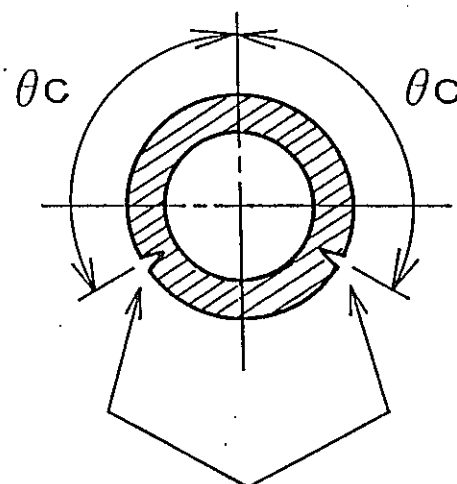
解析した $\Delta J f$ より $\Delta J f$ -(da/dN)データバンド中央値(7.2-3b)を用いて推定したき裂進展速度をTable 7.3-1に、解析した時間平均 J' 積分と5 h 保持後の J' 積分のより J' -(da/dt)データバンド中央値(7.2-4b)を用いて推定したき裂進展速度をTable 7.3-2とTable 7.3-3にまとめる。これらのき裂進展速度の推定値を試験結果と比較しFig. 7.4-3に示す。き裂進展速

度の推定値は保持時間なしの場合は比較的良好に試験結果と一致しているが、保持5 hの場合は推定値の分布傾向は試験結果によく一致するものの、値はかなり大きめになっている。なお、き裂進展速度の推定値と試験結果の差は時間平均 J' 積分より5 h保持後の J' 積分の方が小さくなっている。なお、 J' の経路によるバラツキによるき裂進展速度の推定値のバラツキは対数表示では大きくないため省略した。

本解析での5 h保持のクリープ疲労き裂進展速度の予測ではクリープ構成式の近似法、非定常クリープの J' 積分解析のため解析対象の要素分割法、 J' 積分の扱い方などに検討の余地があるのではないかとと思われる。



$2c = 100\text{mm}$
 $a = 0.5\text{ mm to } 2.5\text{mm}$



Crack
 $\theta_c = 97^\circ$

Fig. 7.1-1 Elbow specimen

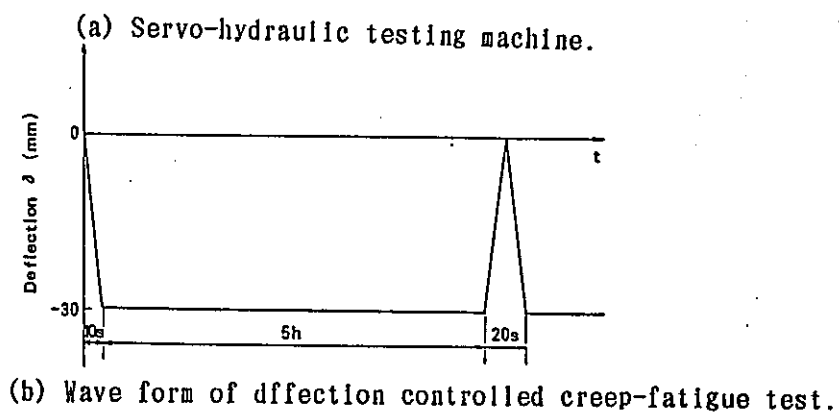
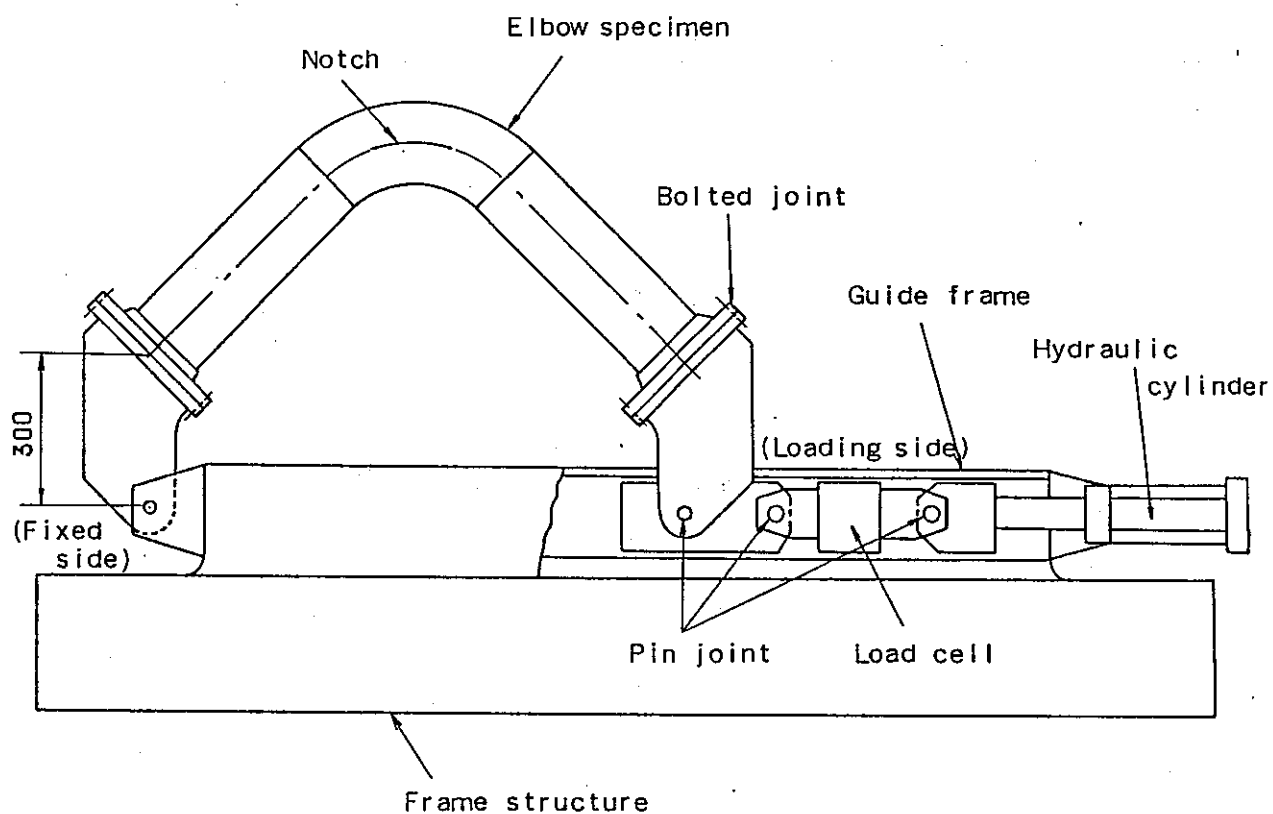


Fig. 7.1-2 Elbow test machine and deflection controlled wave form

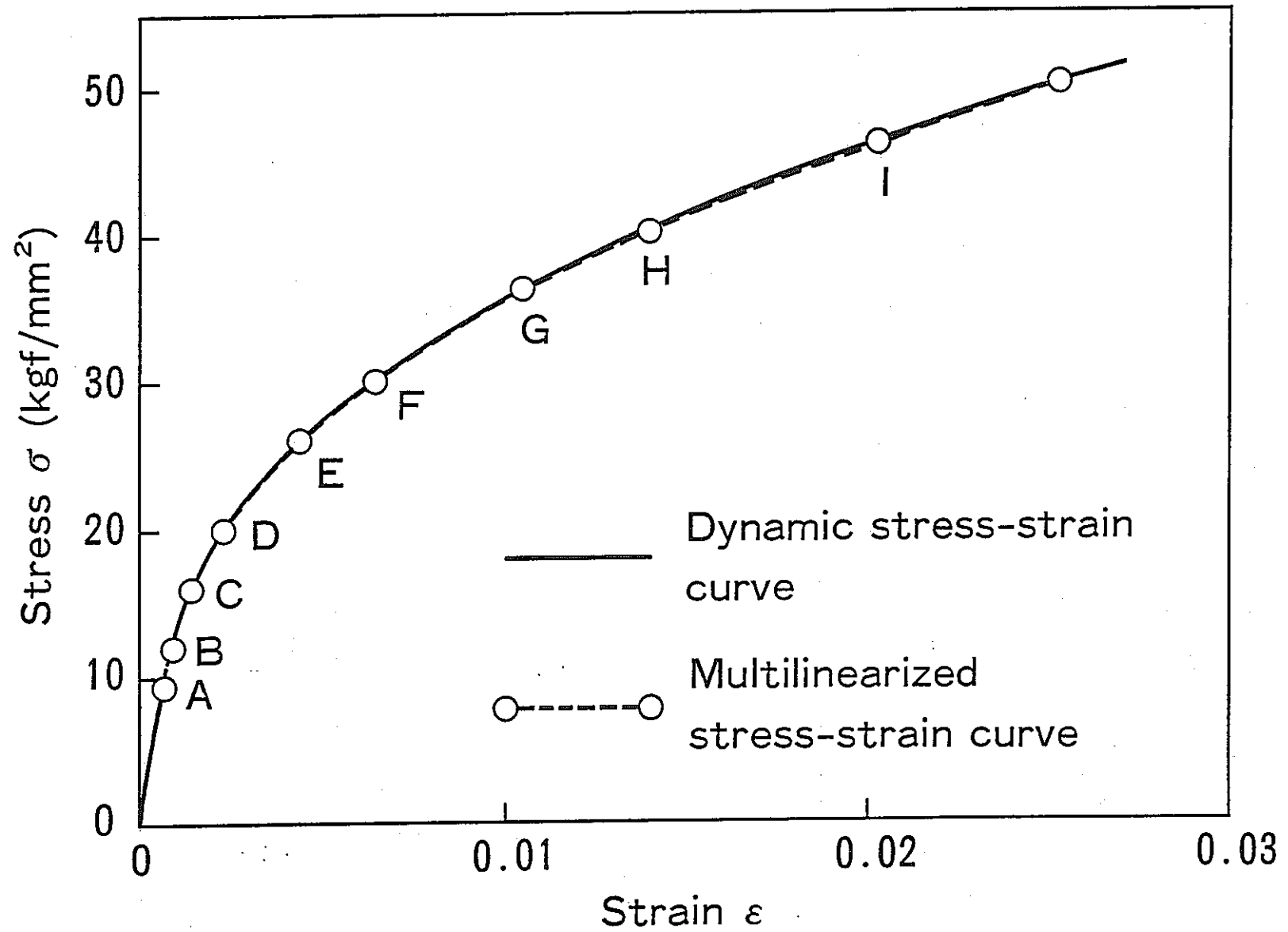


Fig. 7.2-1 Dynamic stress-strain curve for SUS 304 (550°C)

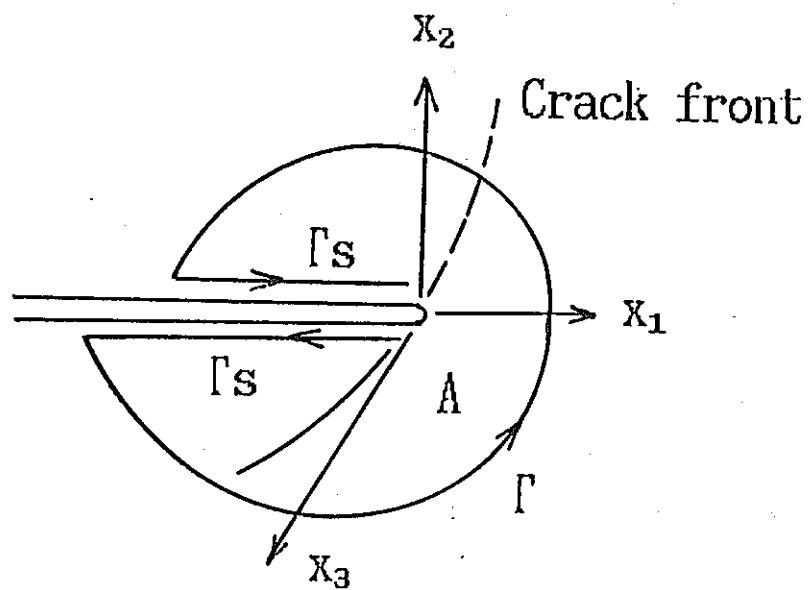
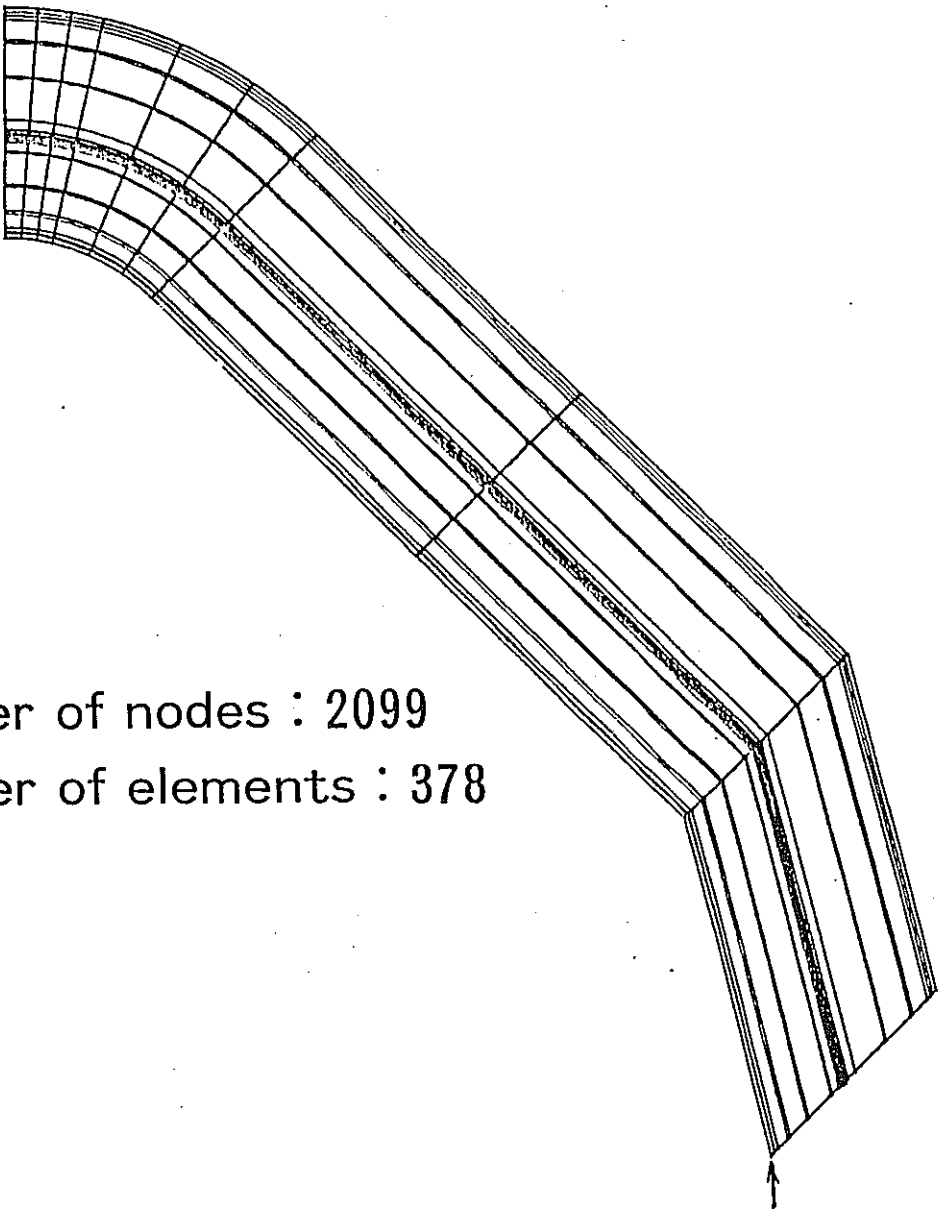


Fig. 7.2-2 J' -integral path along crack front



Number of nodes : 2099
Number of elements : 378

Load point

Fig. 7.2-3 Finite element mesh

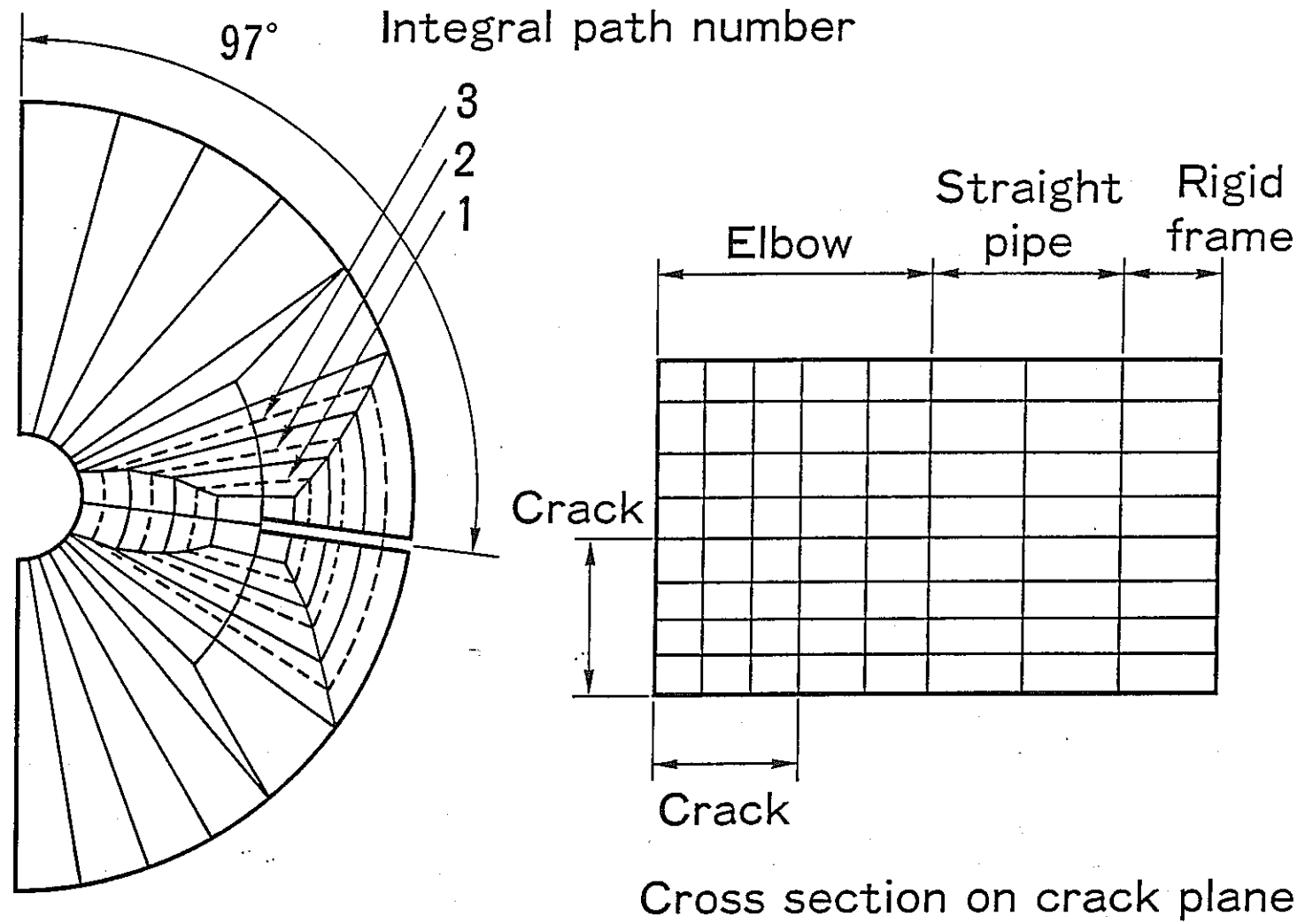


Fig. 7.2-4 Finite element mesh and integral path for J-integral

Table 7.3-1 ΔJ_f and predicted crack growth rate

Crack Depth a (mm)	ΔJ_f (kgf/mm)	$(da/dN)_f$ 10^{-3} (mm/c)
0.5	1.16	1.49
1.5	3.63	7.72
2.0	4.52	10.6
2.5	3.99	8.86

Table 7.3-2 J' and predicted crack growth rate

Crack Depth a (mm)	Ave. J' 10^{-3} (kgf/mm/h)	$(da/dN)_c$ 10^{-3} (mm/c)
0.5	9.53	10.8
1.5	53.2	48.6
2.0	119.3	98.7
2.5	44.4	41.5

Table 7.3-3 J' (at 5h) and predicted crack growth rate

Crack Depth a (mm)	J' at 5h 10^{-3} (kgf/mm/h)	$(da/dN)_c$ 10^{-3} (mm/c)
0.5	5.91	7.07
1.5	27.7	27.4
2.0	13.5	14.7
2.5	11.3	12.5

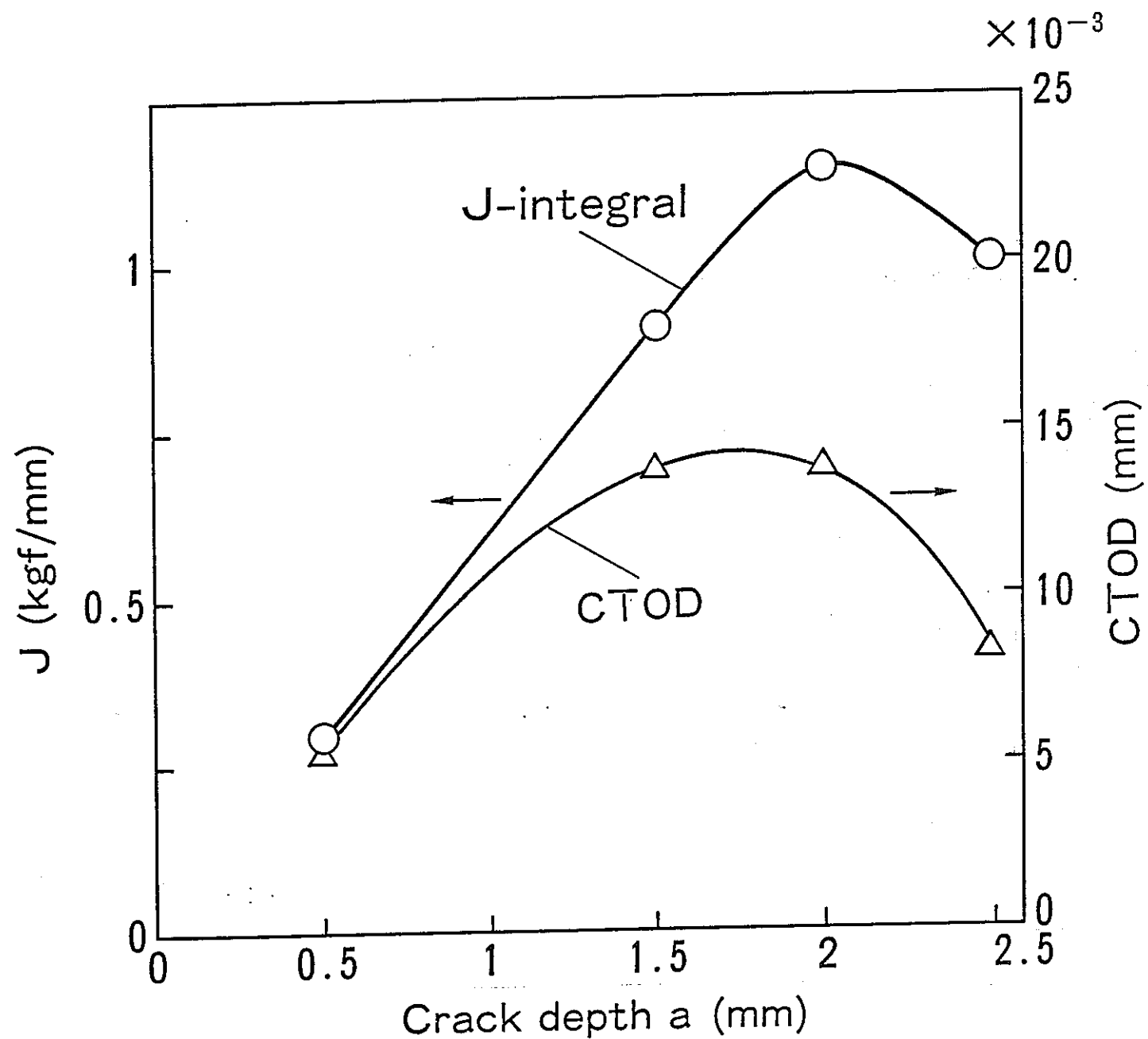


Fig. 7.3-1 Relationships of J-integral and CTOD to crack depth

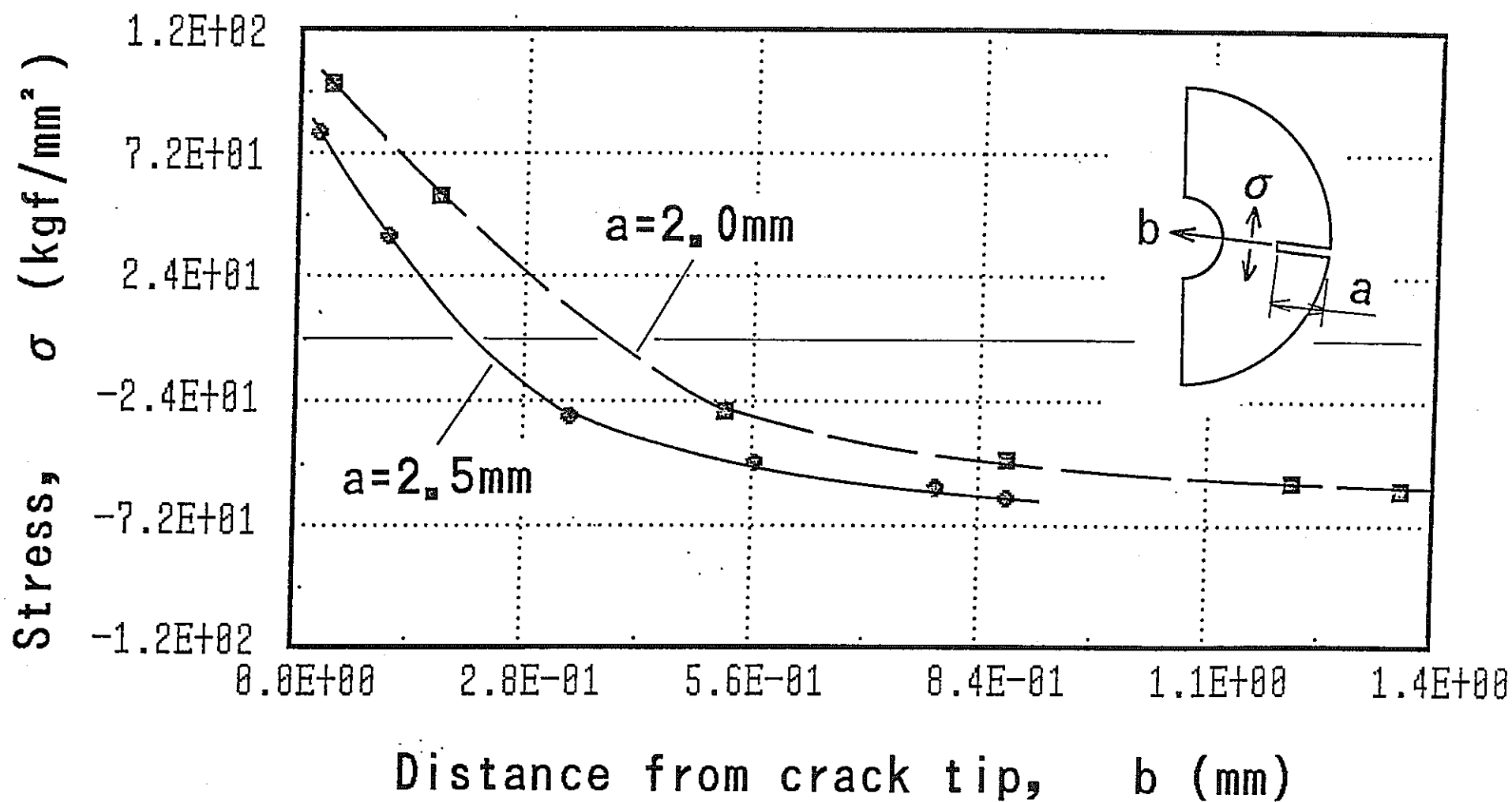


Fig. 7.3-2 Stress distribution on ligament

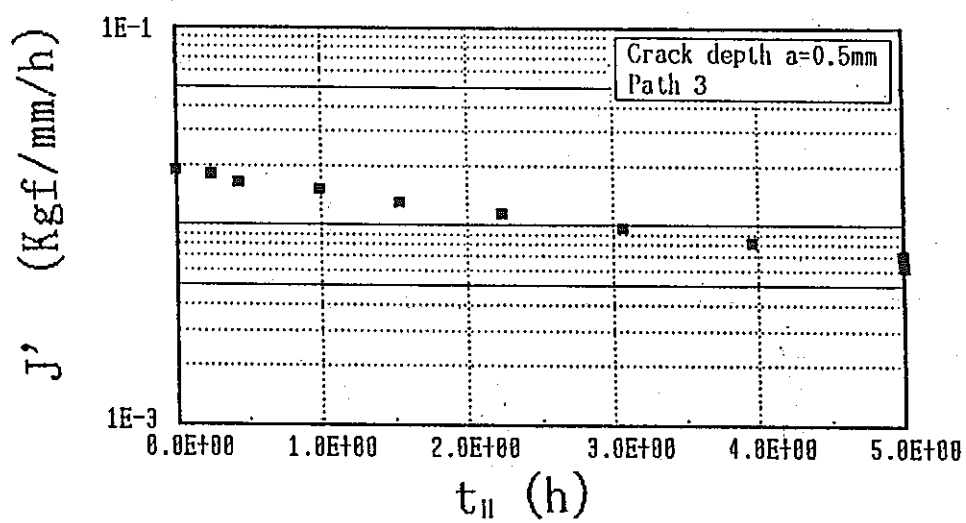
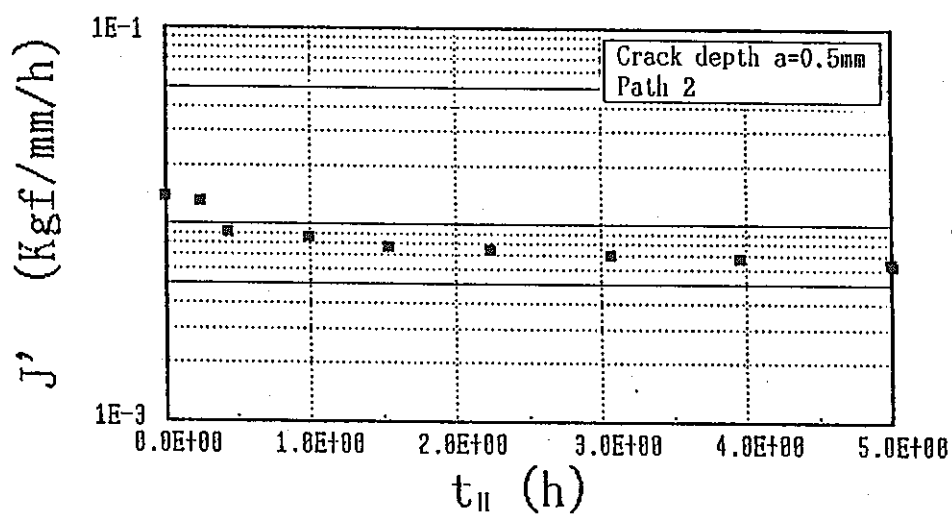
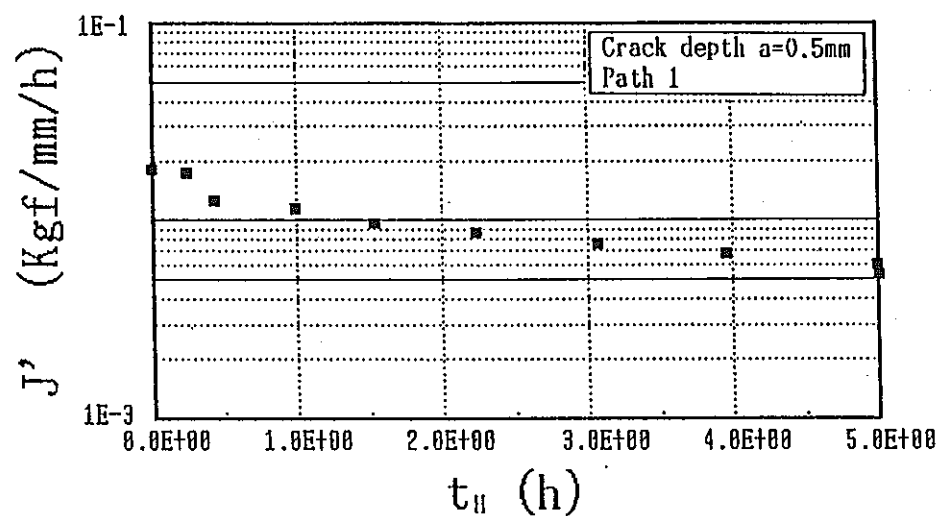


Fig. 7.3-3(a) Relationship between time and J' -integral ($a=0.5\text{mm}$)

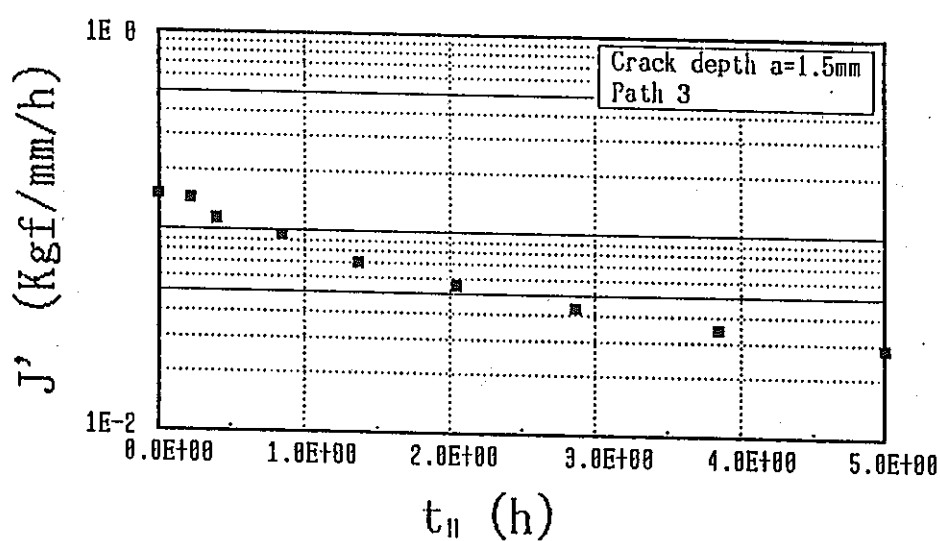
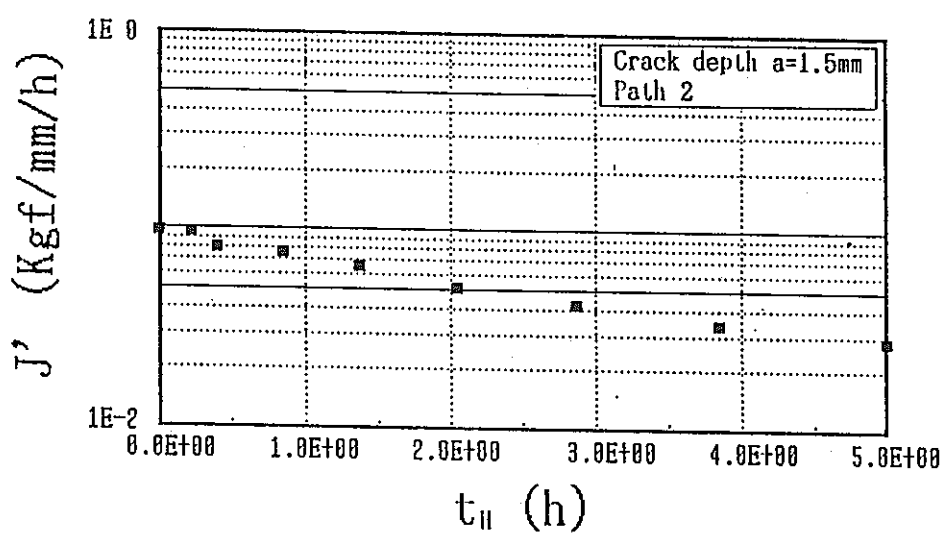
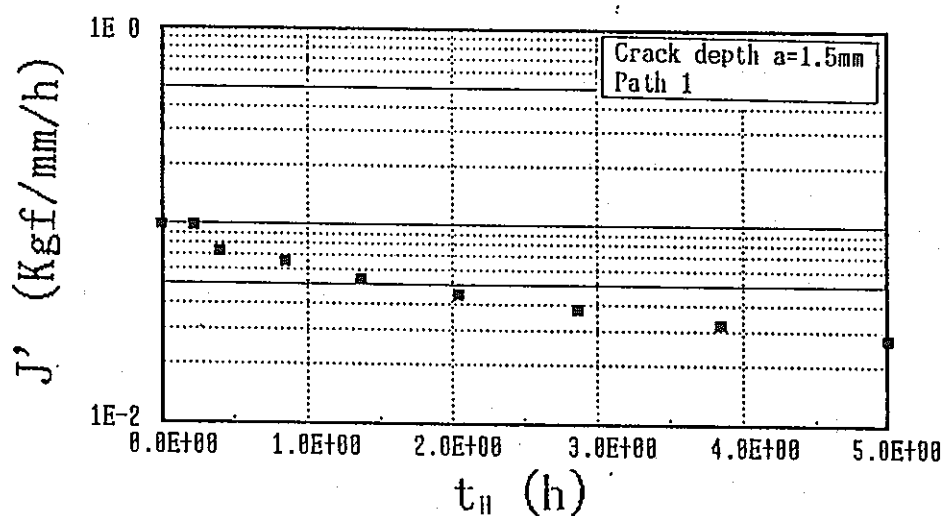


Fig. 7.3-3(b) Relationship between time and J' -integral ($a=1.5\text{mm}$)

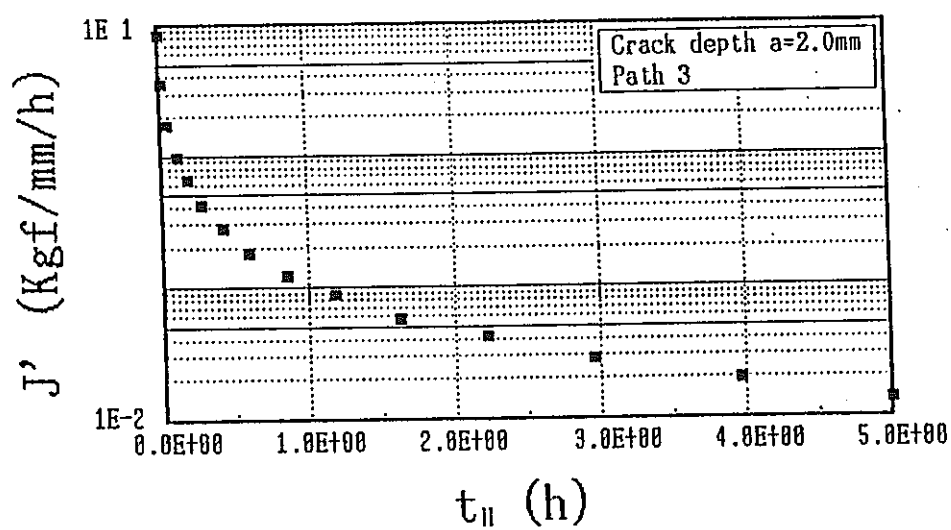
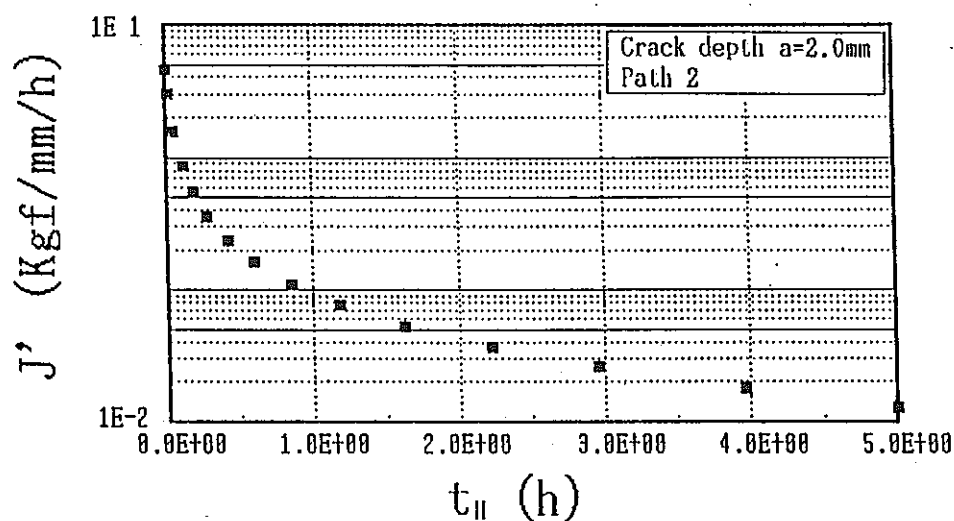
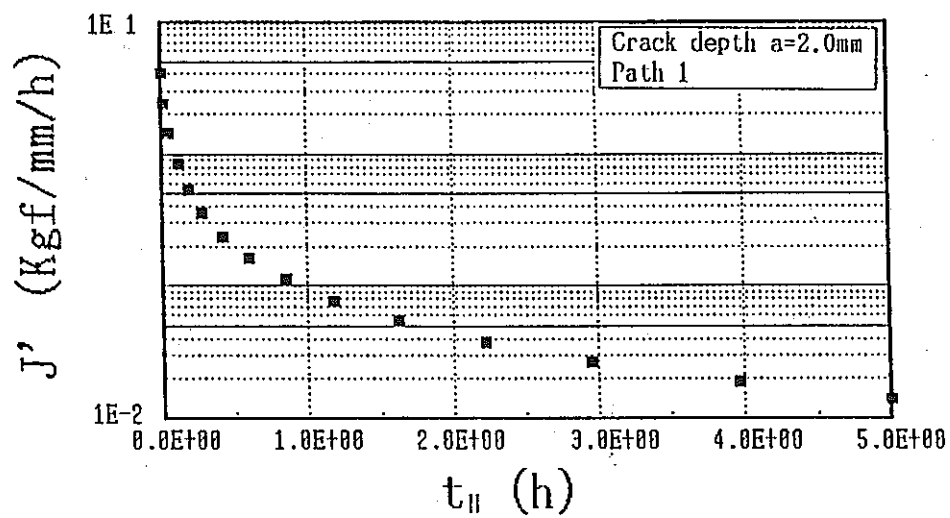


Fig. 7.3-3(c) Relationship between time and J' -integral ($a=2.0\text{mm}$)

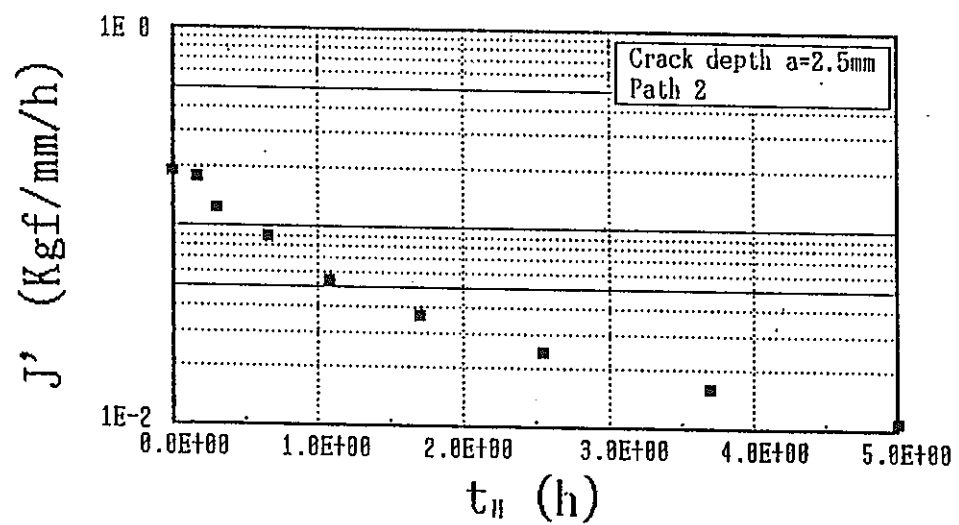
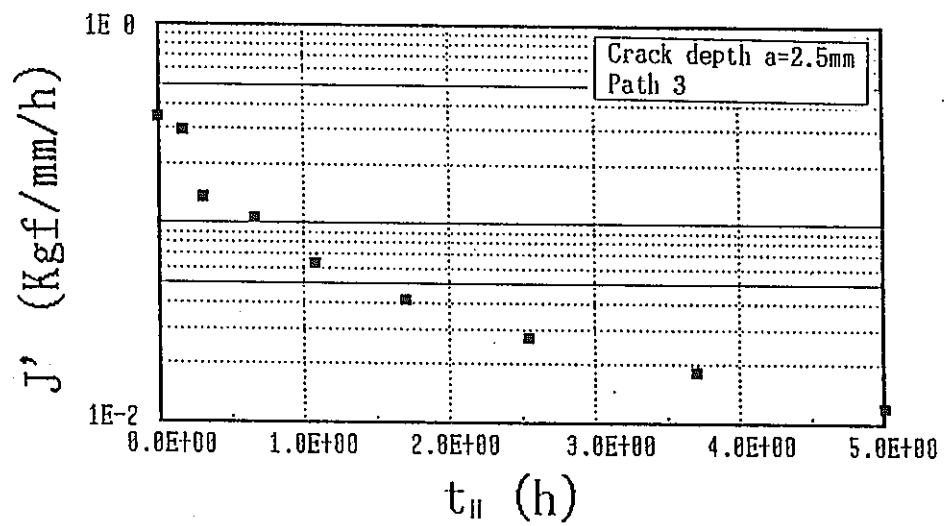
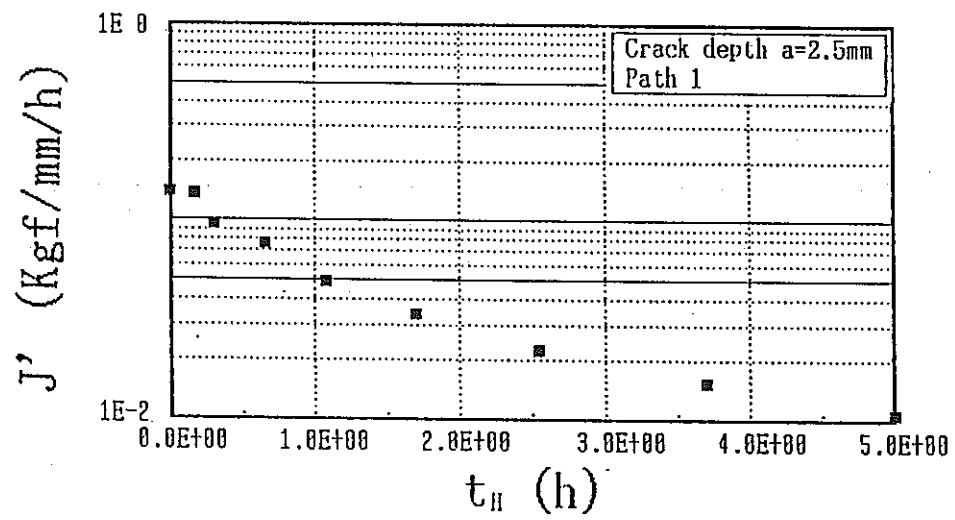


Fig. 7.3-3(d) Relationship between time and J' -integral ($a=2.5\text{mm}$)

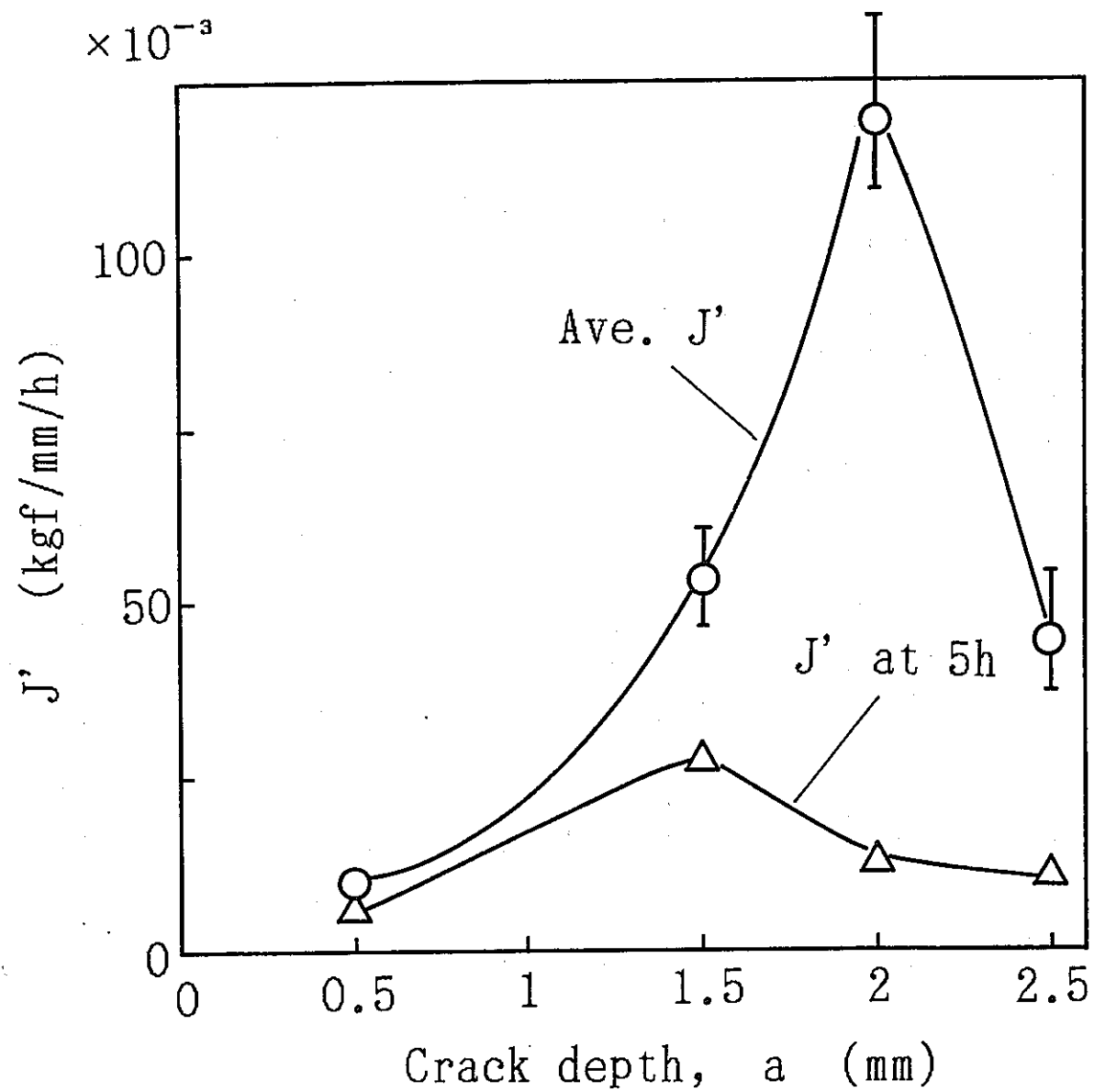


Fig. 7.3-4 Relationship between crack depth and J'-integral

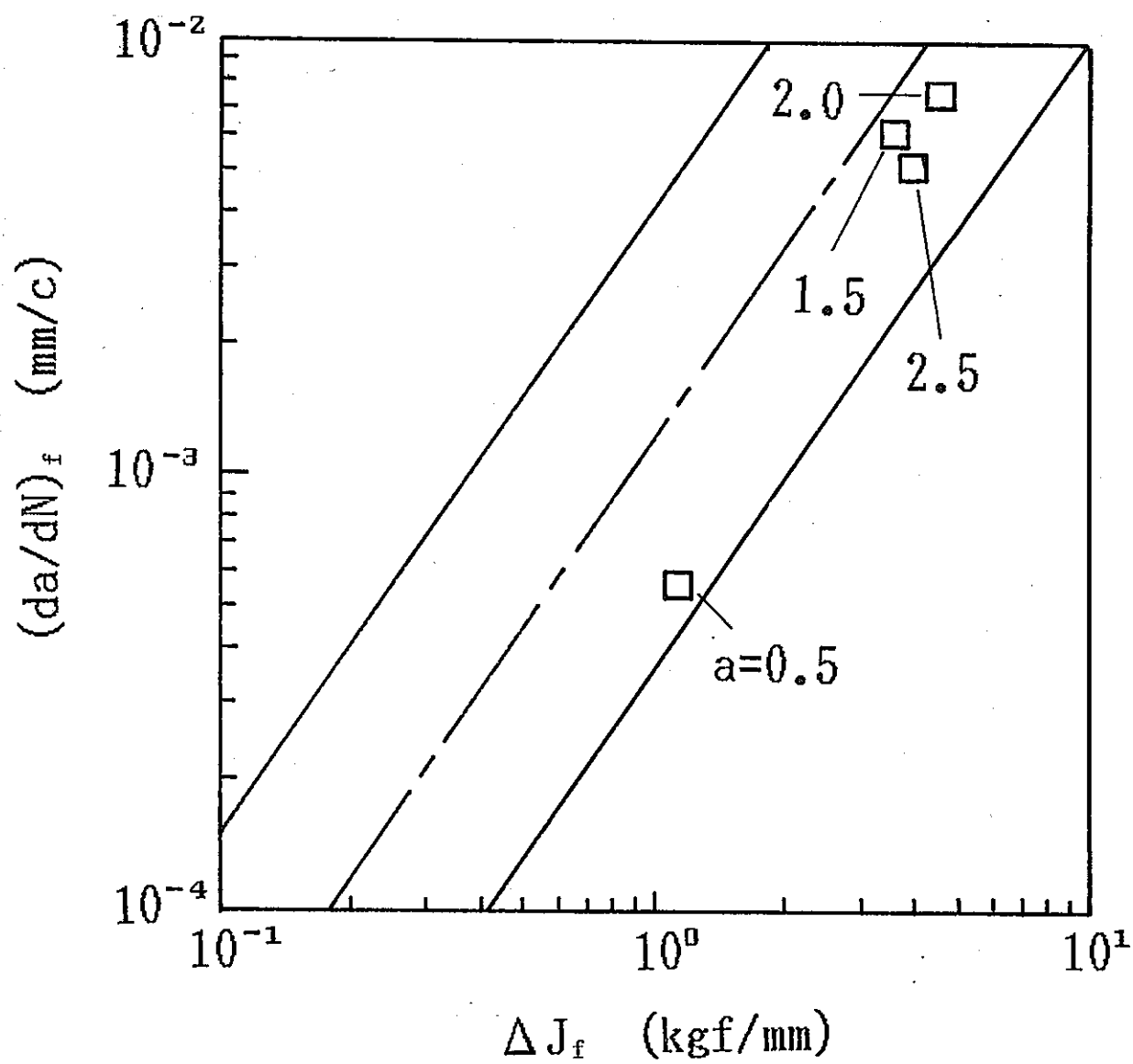


Fig. 7.4-1 Relationship between ΔJ_f and crack growth rate

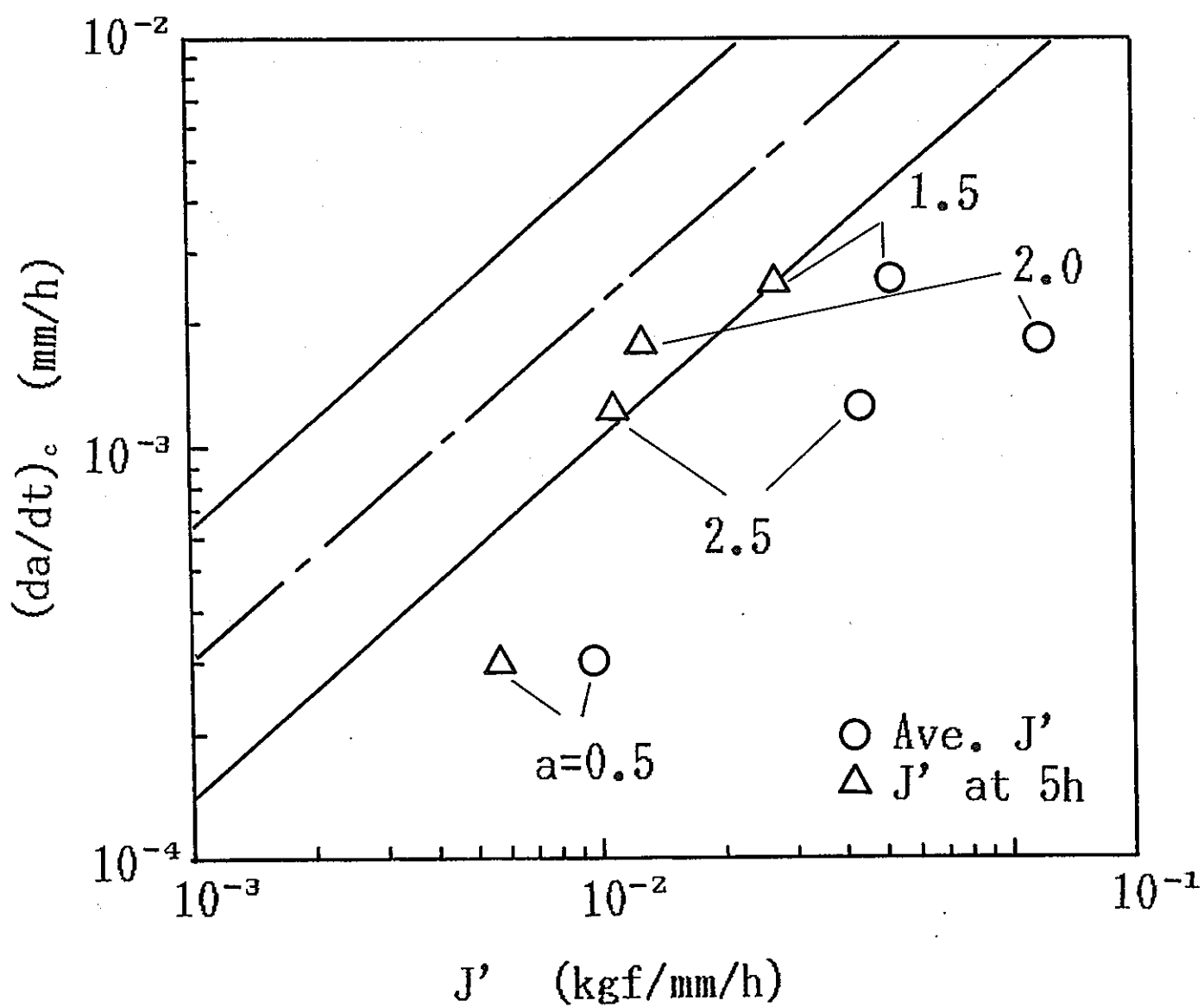


Fig. 7.4-2 Relationship between J' and crack growth rate

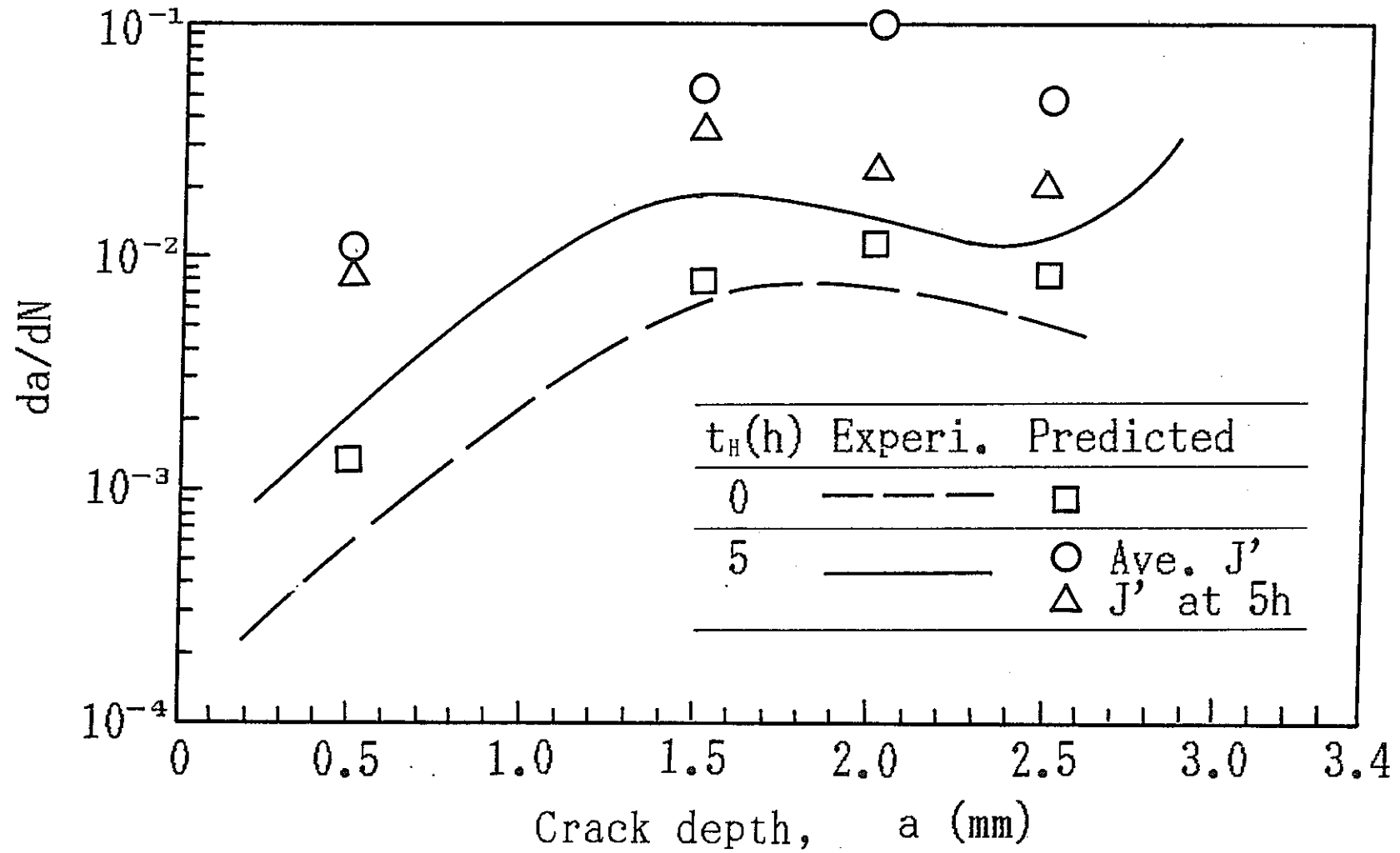


Fig. 7.4-3 Relationship between crack depth and crack growth rate

8. 簡易解析による表面き裂付き平板の クリープ疲労き裂進展挙動の予測

8. 簡易解析による表面き裂付き平板のクリープ疲労き裂進展挙動の予測

8. 1 解析ベンチマーク問題

(1) ベンチマーク問題の選定

表面き裂付き平板のクリープ疲労き裂進展評価に対する簡易解析法の適用性を以下の観点から検討する。

- ① 曲げ荷重下への適用性
- ② 変位制御下のクリープJ積分評価への適用性
- ③ 膜+曲げの重畳荷重下への適用性

これらを検討するためのベンチマーク解析問題として、以下に示す3題を選定した。

- ① 表面き裂付き平板の膜荷重制御下の短時間クリープ疲労き裂進展問題
- ② 表面き裂付き平板の曲げ変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題
- ③ 表面き裂付き平板の(膜+曲げ)変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題

① 表面き裂付き平板の膜荷重制御下の短時間クリープ疲労き裂進展問題 (問題(1))

(i) 解析対象形状

板厚: 8 mm

板幅: 25 mm

初期き裂深さ: $a_0 = 0.5$ mm

初期き裂長さ: $2c_0 = 5$ mm

(ii) 荷重条件

公称応力 $\Delta \sigma_n = \pm 13$ kg/mm²

保持時間 $t_n = 10$ 分

(iii) 材料物性値

SUS304、650 °Cを仮定

弾塑性関係

$$(\varepsilon^p / \varepsilon_0) = \alpha (\sigma / \sigma_0)^n$$

$$\varepsilon_0 = 0.051406 (\%)$$

$$\sigma_0 = 7.56 \text{ kg/mm}^2$$

$$\alpha = 8.3851 \times 10^{-2}$$

$$n = 4.31136$$

クリープひずみ速度

$$\dot{\varepsilon}^c = B \sigma^m \text{ (mm/mm/hr)}$$

$$B = 8.2845 \times 10^{-10}$$

$$m = 5.9816$$

(iv) き裂進展式

き裂進展量は次式により算出する。

$$(da/dN) = (da/dN)_f + (da/dN)_c$$

$$(da/dN)_f = C (\Delta J_f)^m$$

$$C = 1.2022 \times 10^{-8} \text{ (平均)}$$

$$4.0443 \times 10^{-8} \text{ (上限)}$$

$$3.5737 \times 10^{-4} \text{ (下限)}$$

$$m = 1.4435$$

$$(da/dN)_c = C' (\Delta J_c)^{m'}$$

$$C' = 0.1274 \text{ (平均)}$$

$$0.2671 \text{ (上限)}$$

$$0.06072 \text{ (下限)}$$

$$m' = 0.877$$

(v) 特定き裂形状

以下の特定き裂形状に対し、応力-J積分関係を求める。

$$\text{き裂深さ} : a = 2 \text{ mm}$$

$$\text{き裂長さ} : 2c = 6.6 \text{ mm}$$

② 表面き裂付き平板の曲げ変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題 (問題 (2))

(i) 解析対象形状

$$\text{板厚} : 8 \text{ mm}$$

$$\text{板幅} : 60 \text{ mm}$$

$$\text{初期き裂深さ} : a_0 = 1.0 \text{ mm}$$

$$\text{初期き裂長さ} : 2c_0 = 2.0 \text{ mm}$$

(ii) 荷重条件

$$\text{公称ひずみ} \quad \Delta \varepsilon_n = \pm 0.4 \%$$

$$\text{保持時間} \quad t_n = 5 \text{ 時間}$$

(iii) 材料物性値

SUS304、550 °Cを仮定

弾塑性関係

$$(\varepsilon^p / \varepsilon_o) = \alpha (\sigma / \sigma_o)^n$$

$$\varepsilon_o = 0.044967 (\%)$$

$$\sigma_o = 7.05 \text{ kg/mm}^2$$

$$\alpha = 1.4262 \times 10^{-1}$$

$$n = 3.08826$$

クリープひずみ速度

$$\varepsilon^c = B \sigma^m (\text{mm/mm/hr})$$

$$B = 1.2527 \times 10^{-12}$$

$$m = 5.8128$$

(iv) き裂進展式

問題①に同じ

(v) 特定き裂形状

以下の特定き裂形状に対し、ひずみ-J積分関係を求める。

$$\text{き裂深さ : } a = 3 \text{ mm}$$

$$\text{き裂長さ : } 2c = 9.82 \text{ mm}$$

③ 表面き裂付き平板の（膜+曲げ）変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題

（問題(3)）

(i) 解析対象形状

板厚 : 8 mm

板幅 : 50 mm

初期き裂深さ : $a_o = 1 \text{ mm}$

初期き裂長さ : $2c_o = 2 \text{ mm}$

(ii) 荷重条件

公称膜ひずみ $(\varepsilon_m)_n = 0.2 \%$

公称曲げひずみ $\Delta (\varepsilon_m)_b = \pm 0.3 \%$

保持時間 $t_n = 5 \text{ 時間}$

(3) 材料物性値

SUS304、550 °Cを仮定

弾塑性関係

$$(\varepsilon^p / \varepsilon_0) = \alpha (\sigma / \sigma_0)^n$$

$$\varepsilon_0 = 0.044967 (\%)$$

$$\sigma_0 = 7.05 \text{ kg/mm}^2$$

$$\alpha = 1.4262 \times 10^{-1}$$

$$n = 3.08826$$

クリープひずみ速度

$$\dot{\varepsilon}^c = B \sigma^m \text{ (mm/mm/hr)}$$

$$B = 1.2527 \times 10^{-12}$$

$$m = 5.8128$$

(iv) き裂進展式

問題①に同じ

8.2 PNC式による予測

8.2.1 解析方法

(i) 弾塑性J積分値 (J_{ep})、弾塑性J積分範囲 (ΔJ_{ep})

J_{ep} , ΔJ_{ep} は次式で求める。

$$J_{ep} = f_{ep}(\sigma_R) \cdot J_e \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\Delta J_{ep} = f_{ep}(\sigma_R) \cdot \Delta J_e \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$(\Delta J_{ep}, A = f_{ep}(\sigma_R) \cdot \Delta K^2 A/E)$$

$$(\Delta J_{ep}, B = f_{ep}(\sigma_R) \cdot \Delta K^2 B/E)$$

$$f_{ep}(\sigma_R) = \frac{E \cdot \varepsilon_R}{\sigma_R} + \frac{\sigma_R}{2E \cdot \varepsilon_R} \cdot \frac{\sigma_R^2}{\sigma_y^2}$$

ここで

ε_R : 動的応力ひずみ曲線で σ_R に対応する弾塑性ひずみ

σ_y : 動的応力ひずみ曲線で塑性ひずみ 0.2%を生ずる応力

K : Raju-Newman の式で求める

ただし、動的応力ひずみ曲線として Ramberg-Osgood 近似したものを用いた。

σ_R は参照応力であり次式で定義する。

$$\sigma_R = \frac{\text{負荷荷重}}{(\text{き裂付部材の}) \text{降伏荷重}} \sigma_Y \quad \dots\dots (3)$$

$$= \frac{w t}{w t - a b} (\sigma_{T, \max} + P_1 \cdot \sigma_{B, \max}) \quad \dots\dots (4)$$

$$P_1 = 0.8 \text{ (暫定値)}$$

ここで

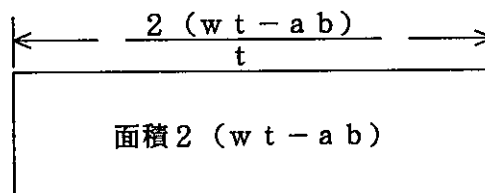
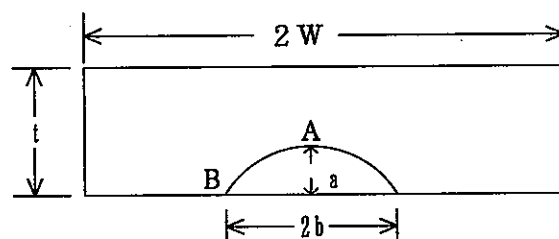
σ_T : 膜応力

σ_B : 曲げ応力

$$\sigma_{T, \max} = \frac{P_{\max} (a, b, N)}{2 w t}$$

$$\sigma_{B, \max} = \frac{6 M_{\max} (a, b, N)}{2 w t^2}$$

w, t, a, b は下図参照



なお、(4) 式の P_1 は、上図のように、き裂およびリガメントを矩形で近似し、材料が弾完全塑性体であることを仮定すると、 $P_1 = \frac{2}{3}$ となる。

$P_1 = 0.8$ は安全側に定めた値である。

(ii) クリープJ積分値 (J_c)、クリープJ積分範囲 (ΔJ_c)

J_c , ΔJ_c は次式により求める。

$$J_c = J_e \cdot \frac{E \cdot \dot{\varepsilon}_c (\sigma_R^*, t_c, \varepsilon_c)}{\sigma_R} \quad \dots\dots (5)$$

$$\Delta J_c = J_e \cdot \frac{E \cdot \varepsilon_c (\sigma_R^*, t_c)}{\sigma_R} \quad \dots\dots (6)$$

$$= \frac{K^2}{E} \cdot E \cdot \varepsilon_c / \sigma_R \quad \dots\dots (7)$$

$$\left(\begin{array}{l} \Delta J_c, A = \frac{K_A^2}{E} \cdot E \cdot \varepsilon_c / \sigma_R \\ \Delta J_c, B = \frac{K_B^2}{E} \cdot E \cdot \varepsilon_c / \sigma_R \end{array} \right)$$

ここで、 σ_R^* を次のように定義する。

$$\sigma_R \geq \sigma_y \quad \text{の時} \quad \sigma_R^* = \sigma_R \quad \dots\dots (8)$$

$$\sigma_R < \sigma_y \quad \text{の時} \quad \sigma_R^* = \sigma_R^{1-P} \cdot \sigma_y^P \quad \dots\dots (9)$$

ただし $P = P_2 + P_3 \cdot a/t$

$P_2 = P_3 = 0.2$ (暫定値)

・保持時間 t_H の荷重制御に対しては、 $\sigma_R^* \rightarrow \sigma_R$ の間は $q_1 = 1$ の緩和過程、 σ_R に達した後は $q_2 = \infty$ の応力保持過程のクリープひずみ ε_c を算出する。

・保持時間 t_H の変位制御に対しては、 $\sigma_R^* \rightarrow \sigma_R$ の間は $q_1 = 0.5$ (緩和+除荷) の過程、 σ_R に達した後は $q_2 = 1$ の緩和過程のクリープひずみ ε_c を算出する。

8.2.2 解析結果

(i) ベンチマーク問題 1

疲労き裂進展則の C パラメータ、クリープき裂進展則の C' パラメータの下限、平均、上限値に対して、 a 、 $2c$ の値を求めた。Fig. 8.2-1 は膜応力と ΔJ の関係、Fig. 8.2-3 はサイクル数と a 、 $2C$ の関係を示したものである。

この問題に対しては実験データがあり、702 サイクルで $a = 6.1 \text{ mm}$ である。Fig. 8.2-3 より、 a の値は進展則のパラメータ C 、 C' の平均と下限の間の値で実験結果にあわせることができる。

(ii) ベンチマーク問題 2

疲労き裂進展則の C パラメータ、クリープき裂進展則の C' パラメータの下限、平均、上限値に対して、 a 、 $2C$ を求めた。それぞれに対して参照応力と公称曲げ応力の比である (4) 式の P_1 をパラメータにした。具体的には $P_1 = 0.6667$ 、と $P_1 = 0.8$ に対して解析した。

Fig. 8.2-2 は曲げひずみと ΔJ の関係、Fig. 8.2-4~6 はサイクル数と a 、 $2c$ の関係を示したものである。

この問題に対しては実験データがあり、395 サイクルで $a = 4.49 \text{ mm}$ である。Fig. 8.2-2 より、 $P_1 = 0.8$ の時は、進展則のパラメータ C 、 C' の下限でも a の値は実験値より大きくなるが、 $P_1 = 0.6667$ の時には、進展則のパラメータを下限値より若干大きめにセットすれば、 a の値を実験値にあわせることができることがわかる。

(iii) ベンチマーク問題 3

疲労き裂進展則の C パラメータ、クリープき裂進展則の C' パラメータの下限、平均、上限値に対して、 a 、 $2C$ の値を求めた。この時、弾塑性 J 積分範囲は繰返し公称曲げひずみ $\varepsilon_o = \pm 0.3\%$ に対するものを使用した。Fig. 8.2-7~9 はサイクル数と a 、 $2C$ の関係を示したものである。

なお、ベンチマーク問題 1~3 いずれに対してもき裂進展量は 1 サイクルごとに計算している。

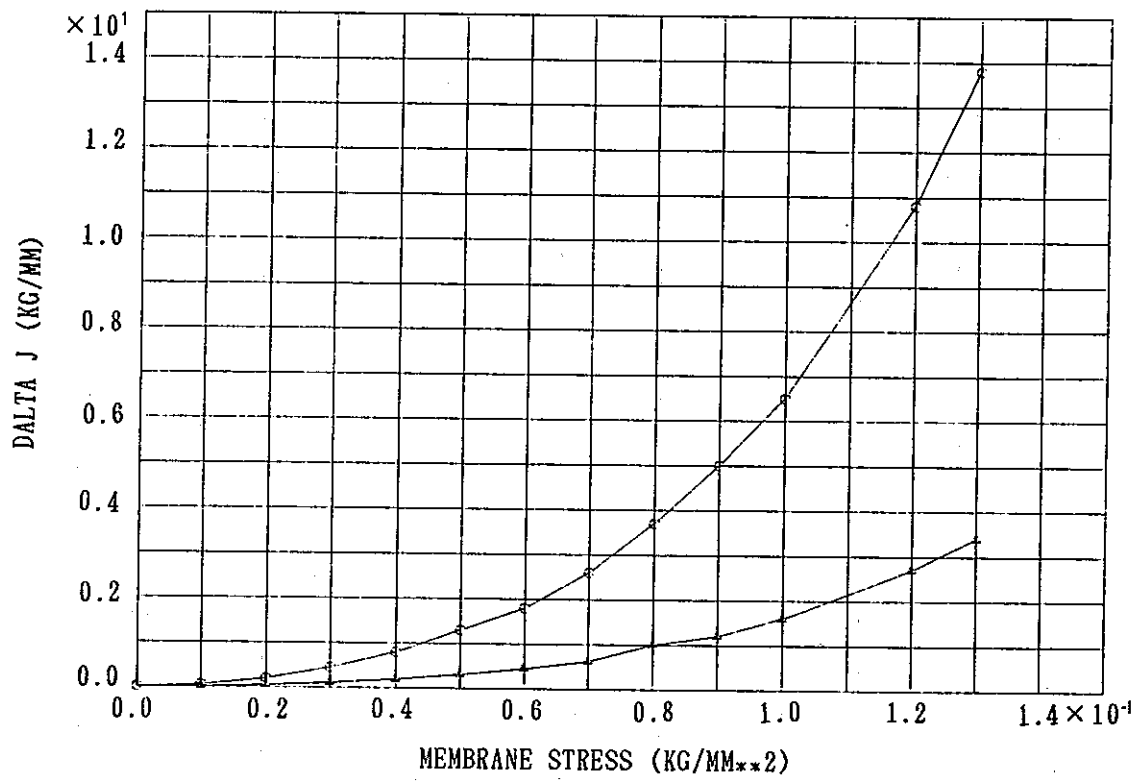


Fig. 8. 2-1 ΔJ versus membrane stress

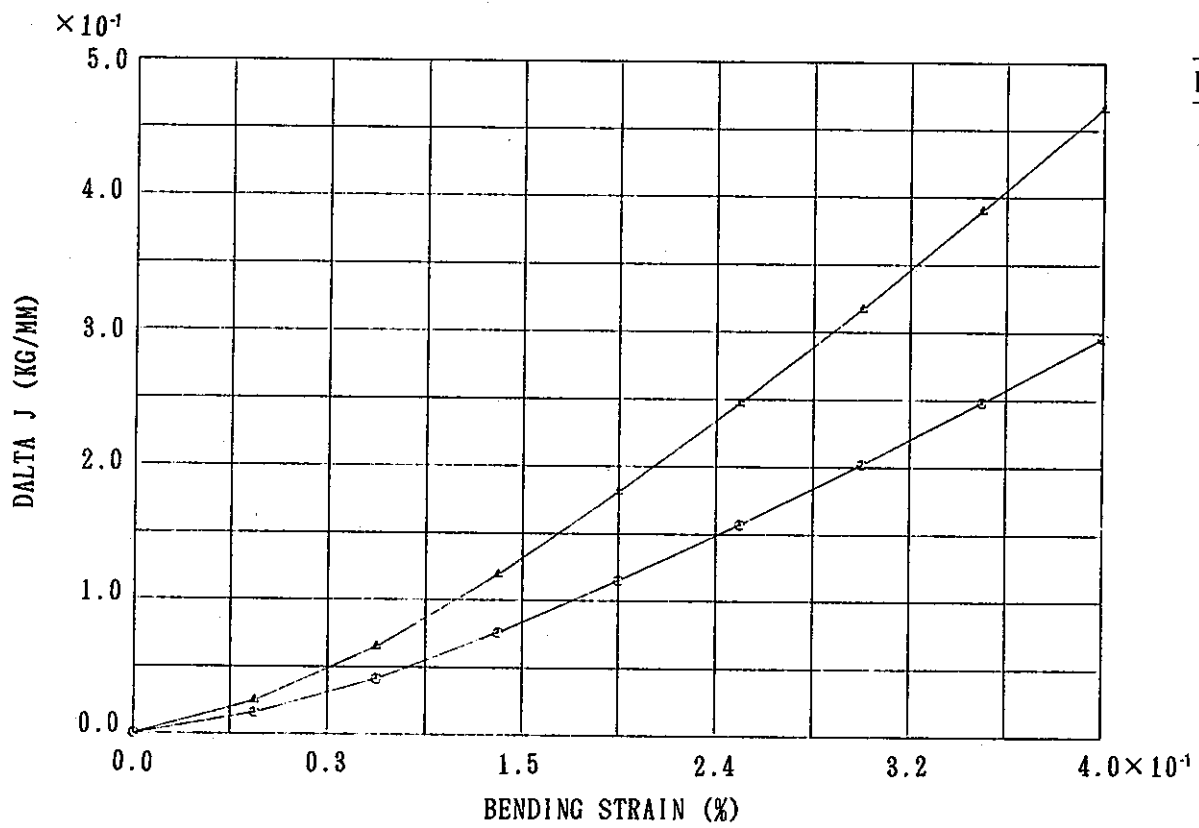
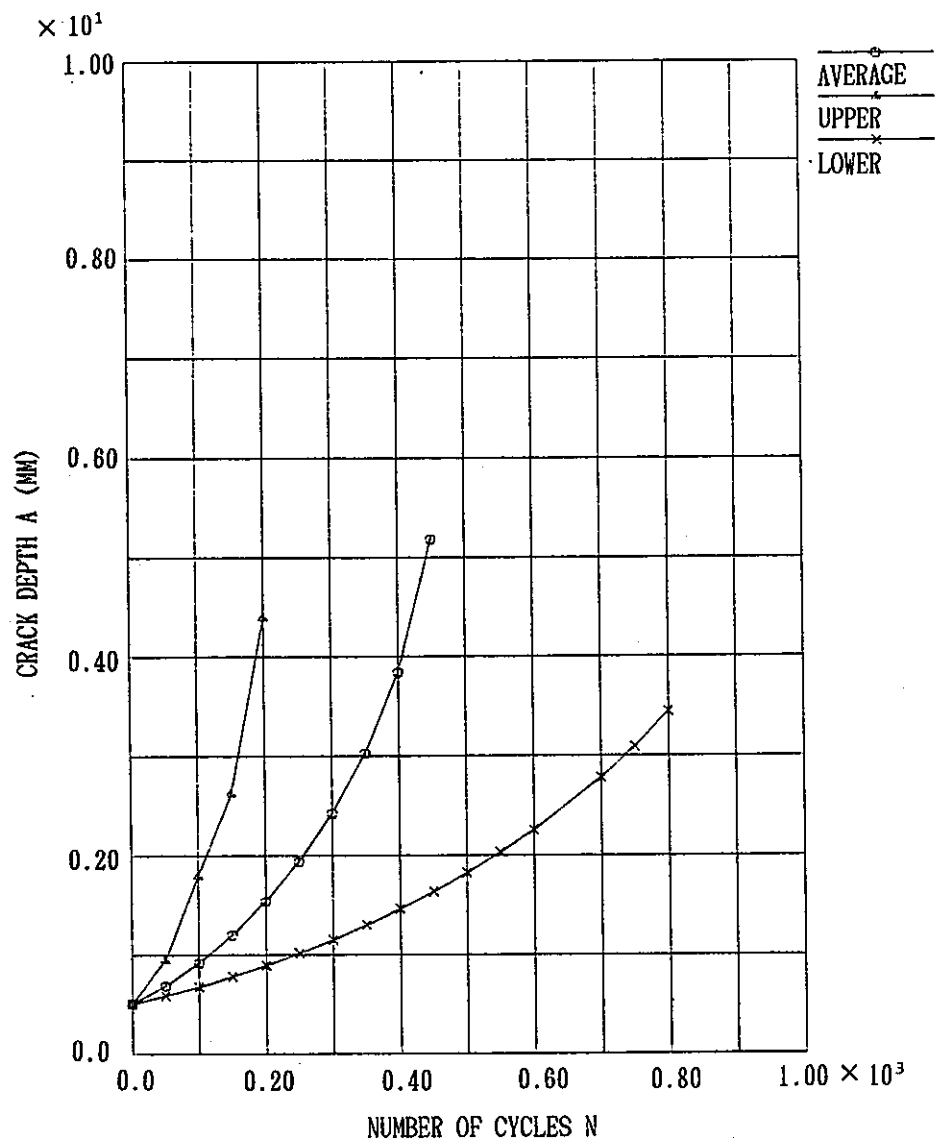
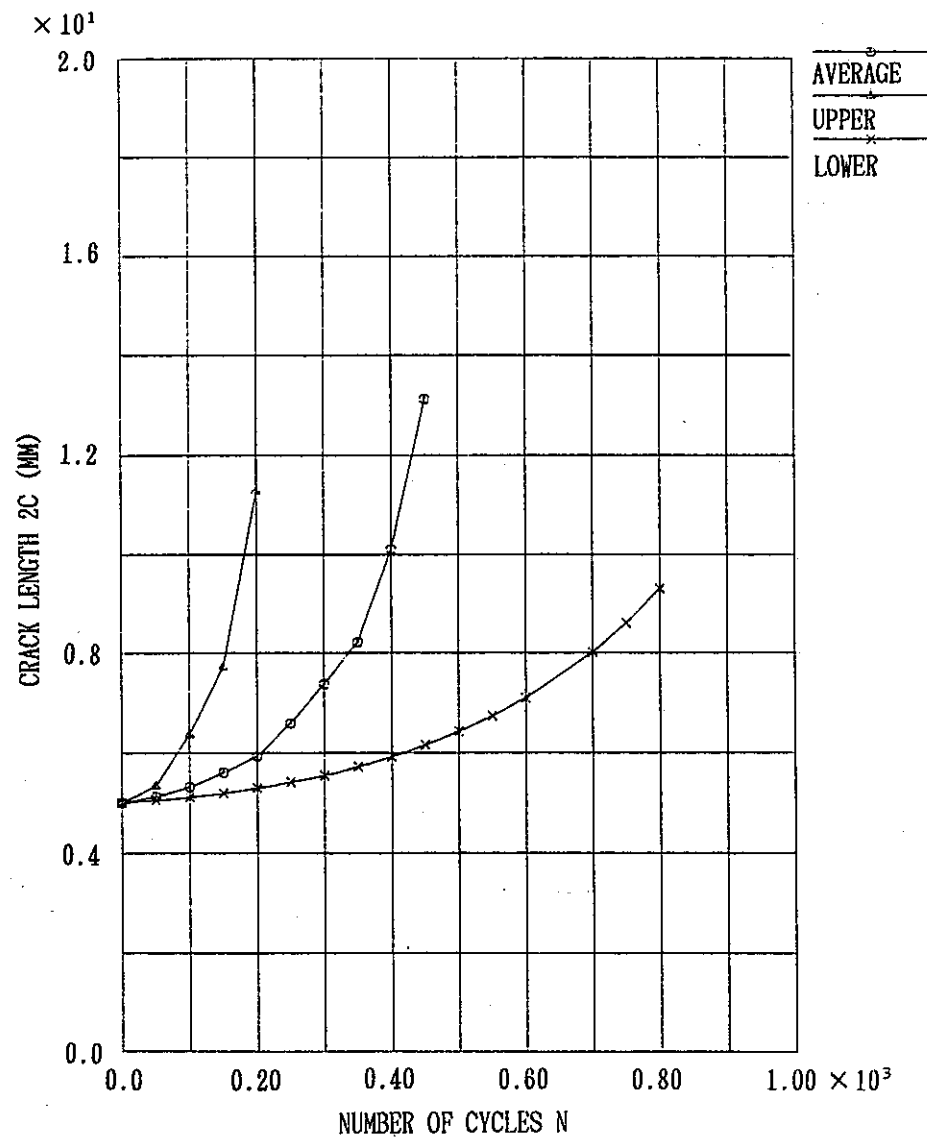


Fig. 8. 2-2 ΔJ versus bending strain



a) a VERSUS N



b) 2C VERSUS N

Fig. 8. 2-3 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Benchmark problem 1)

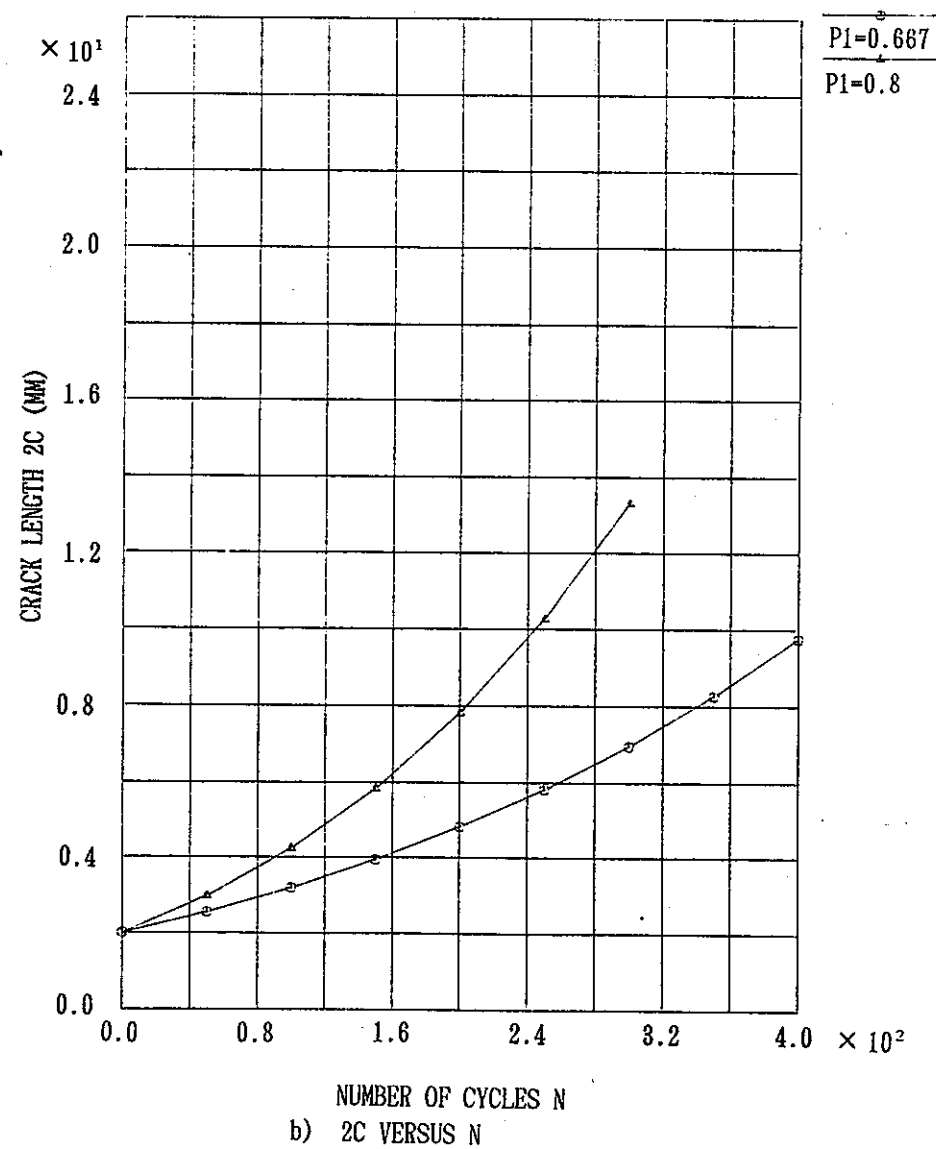
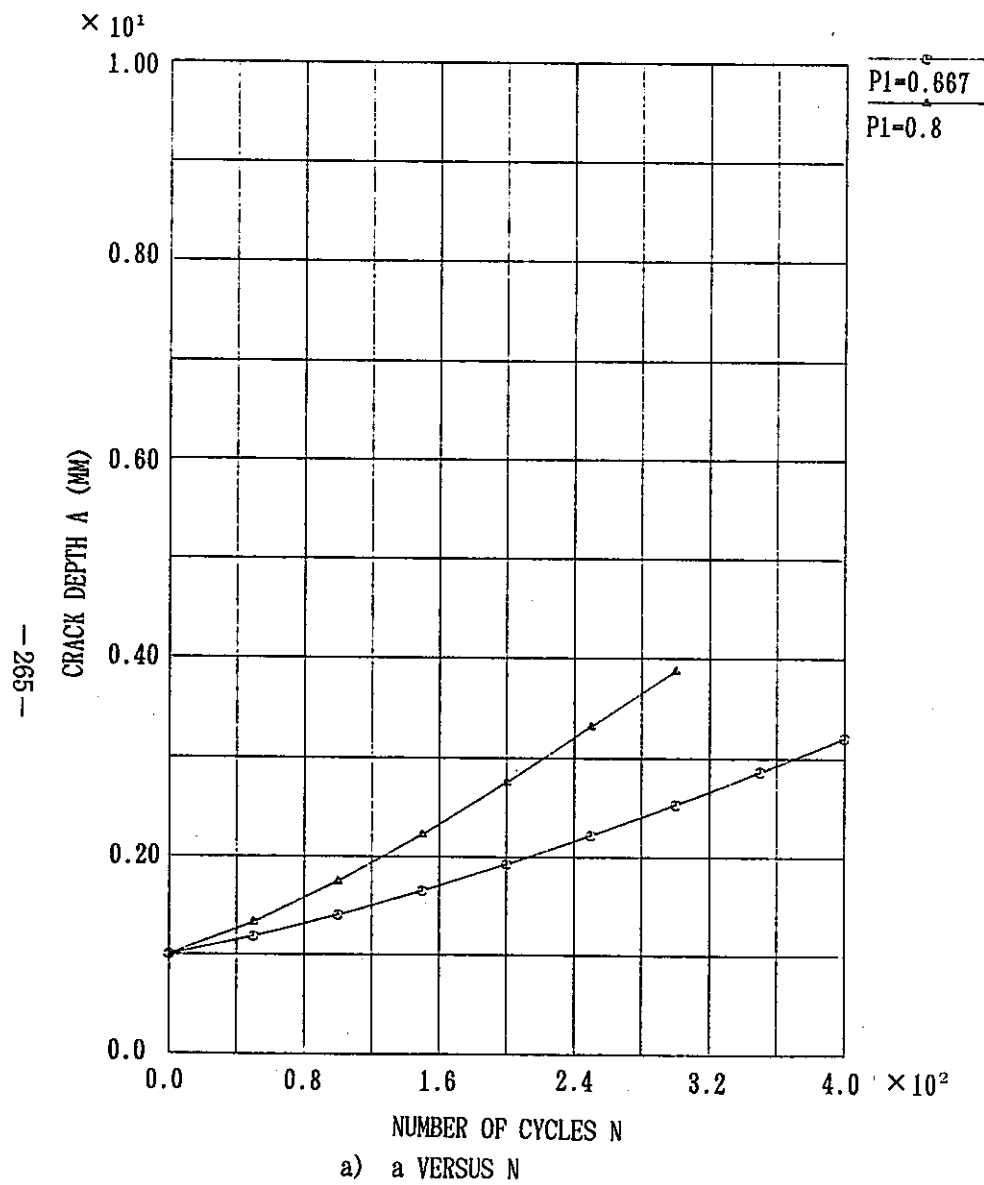


Fig. 8. 2-4 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Benchmark problem 2; c, c': lower value)

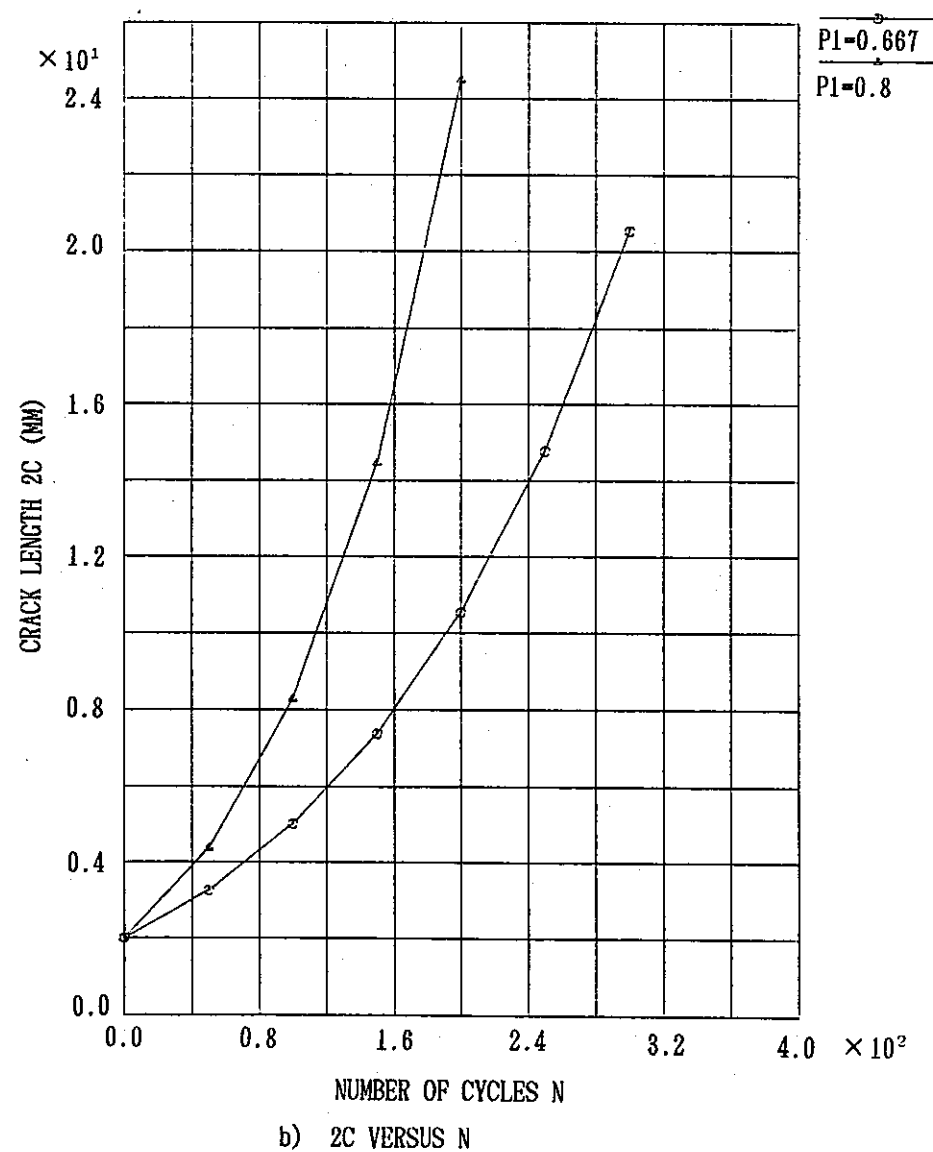
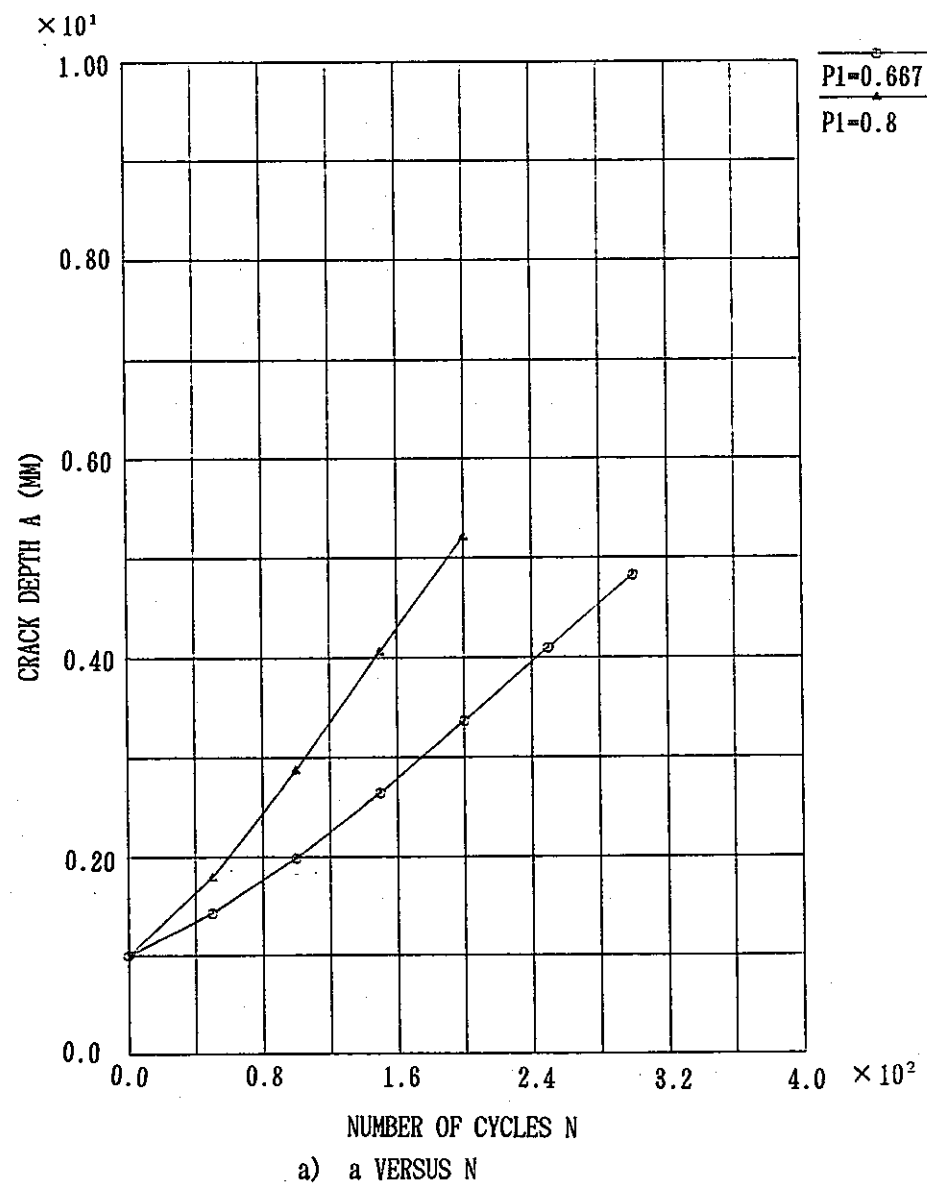


Fig. 8. 2-5 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Benchmark problem 2; c, c': average value)

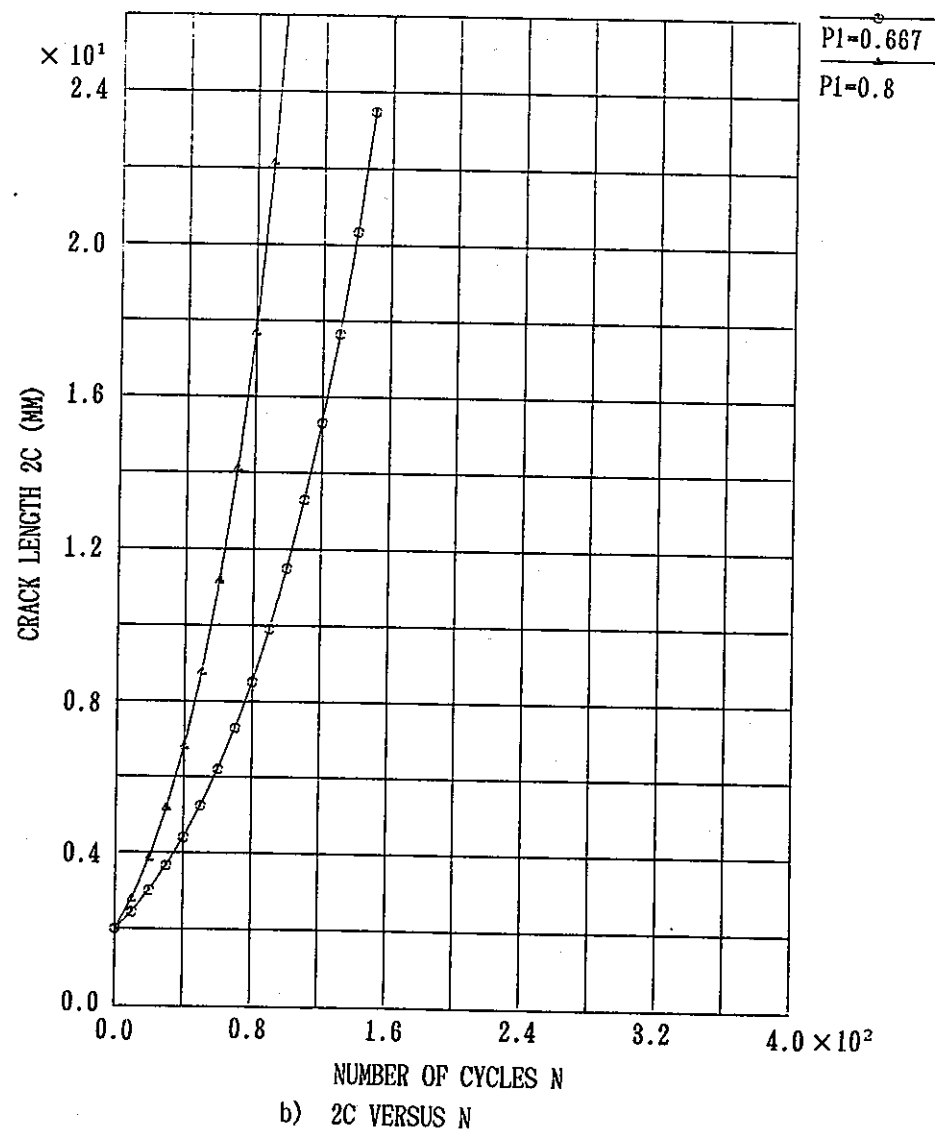
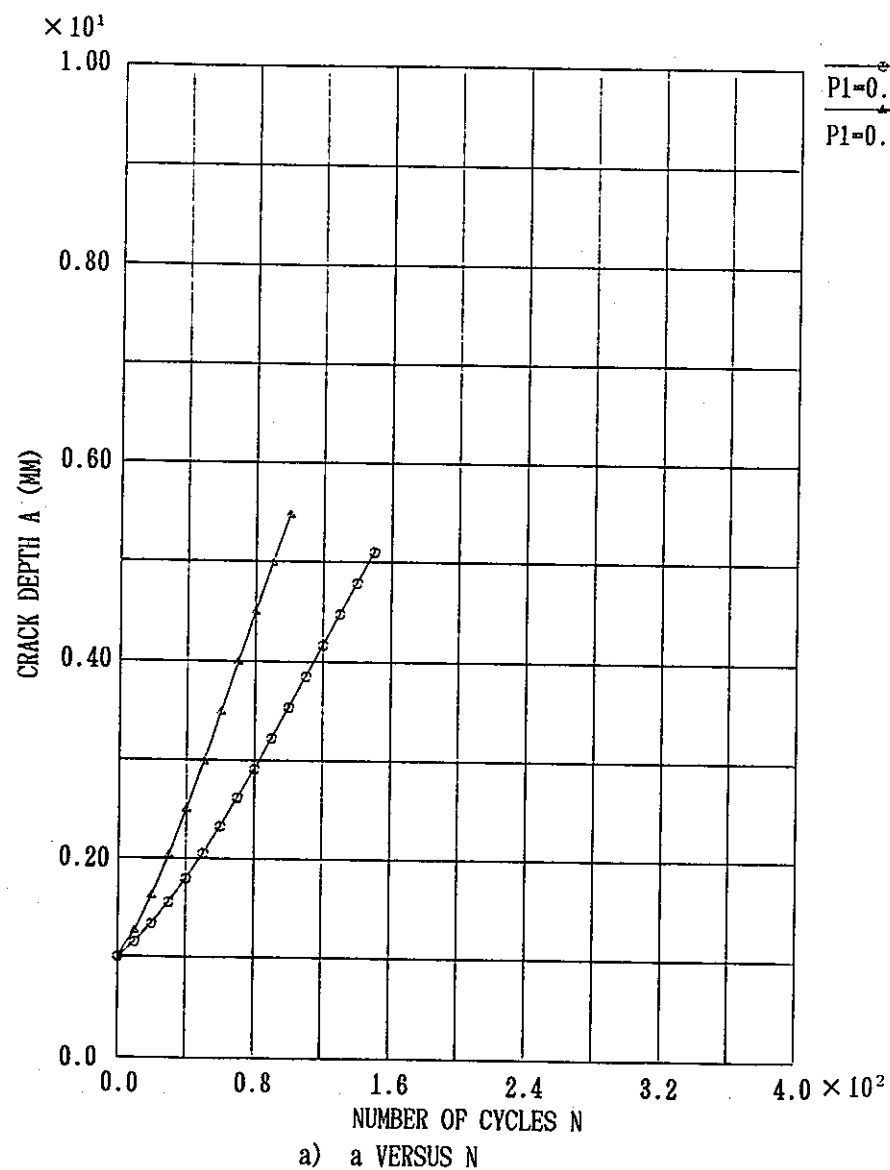
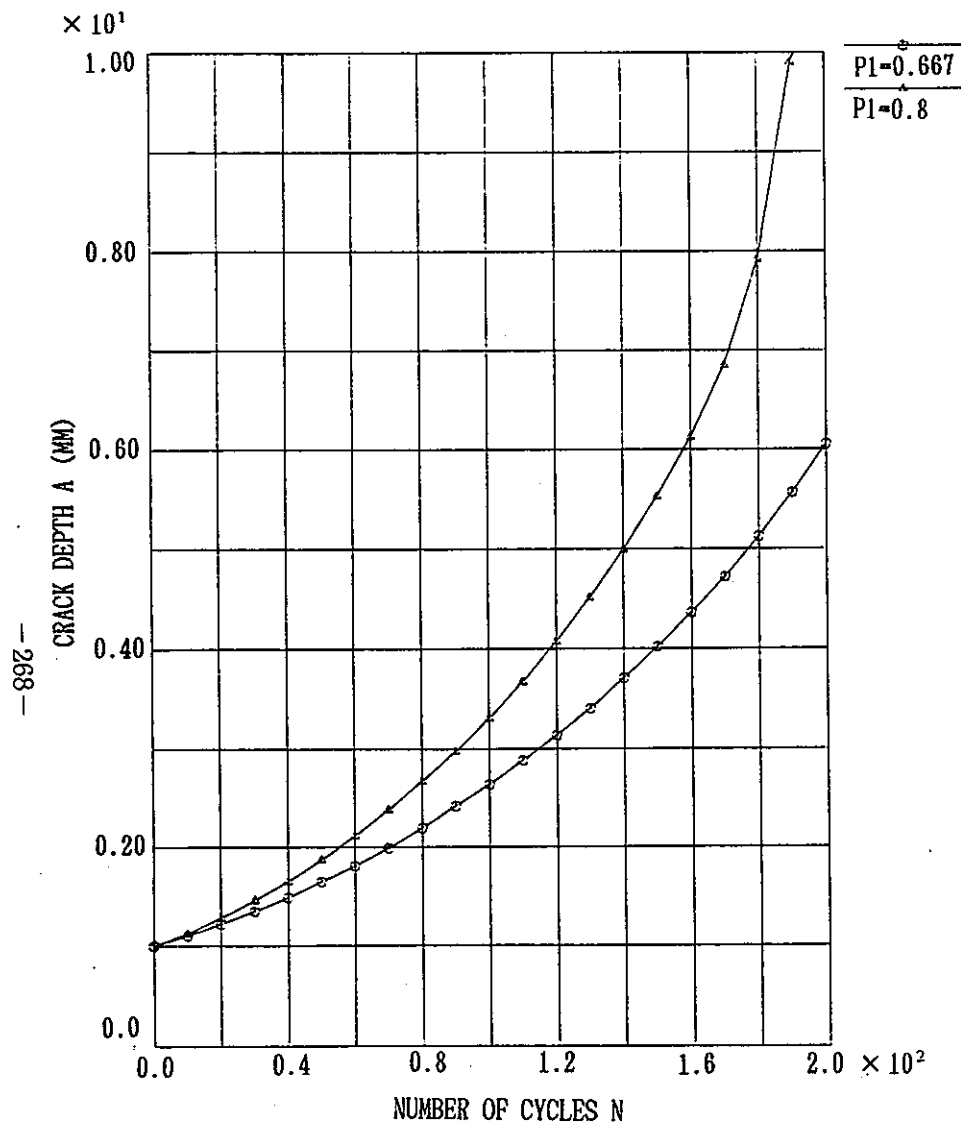
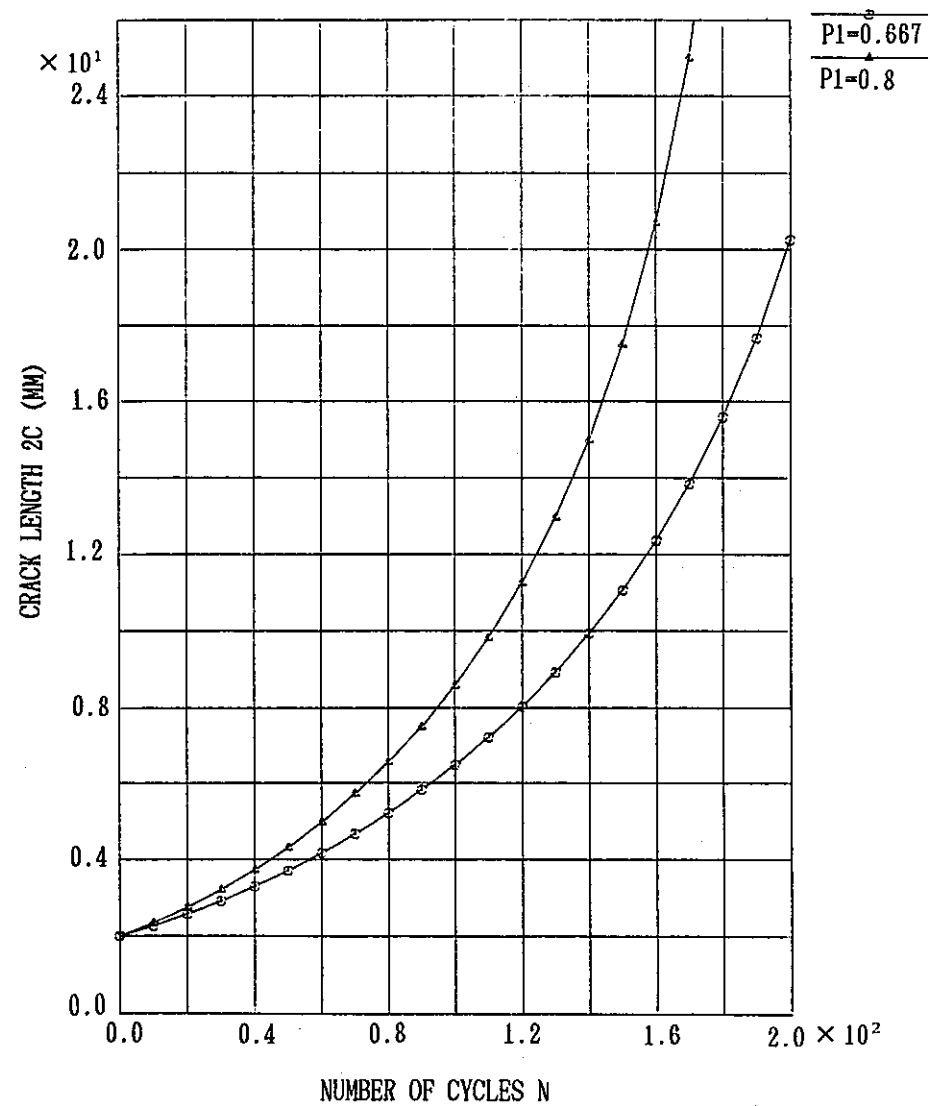


Fig. 8. 2-6 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Benchmark problem 2; c, c': upper value)



a) a VERSUS N



b) 2C VERSUS N

Fig. 8. 2-7 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Benchmark problem 3; c, c': lower value)

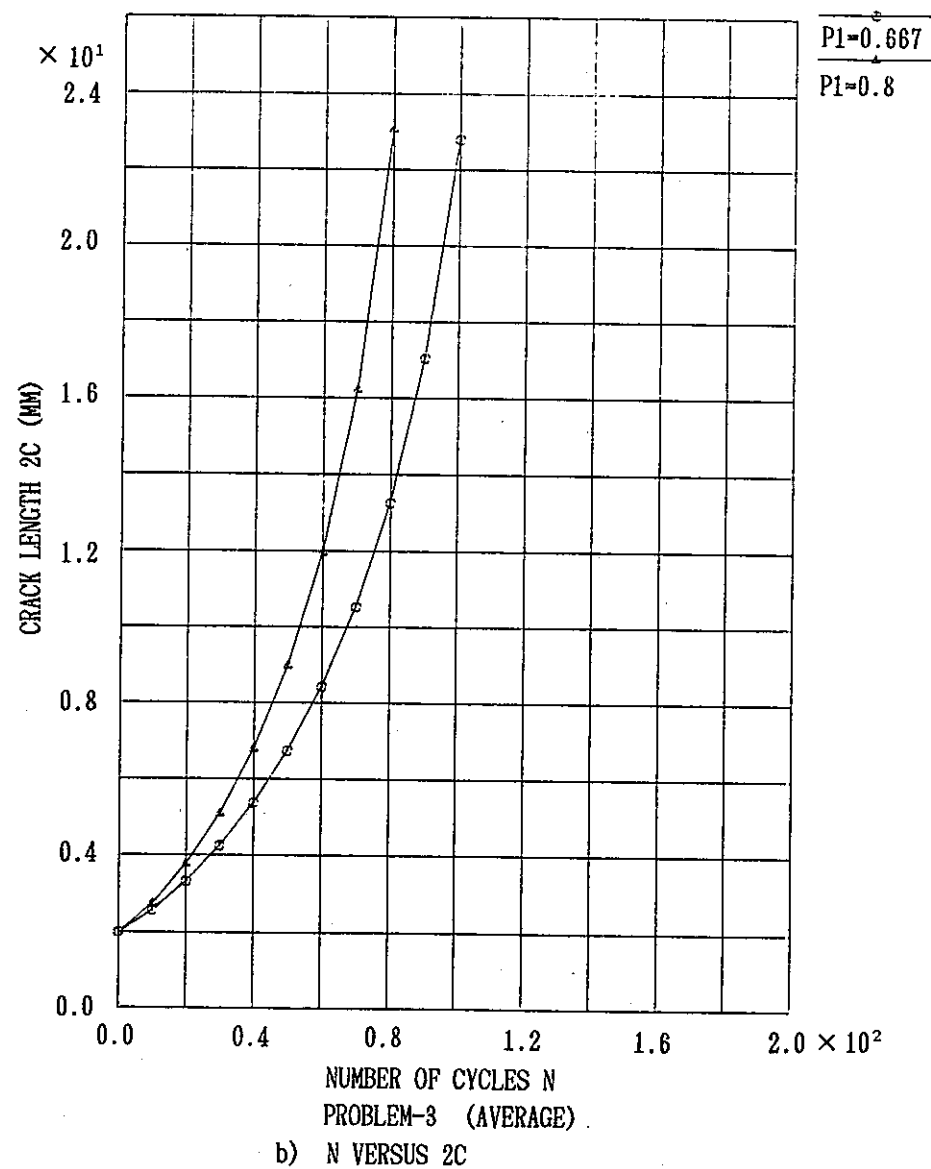
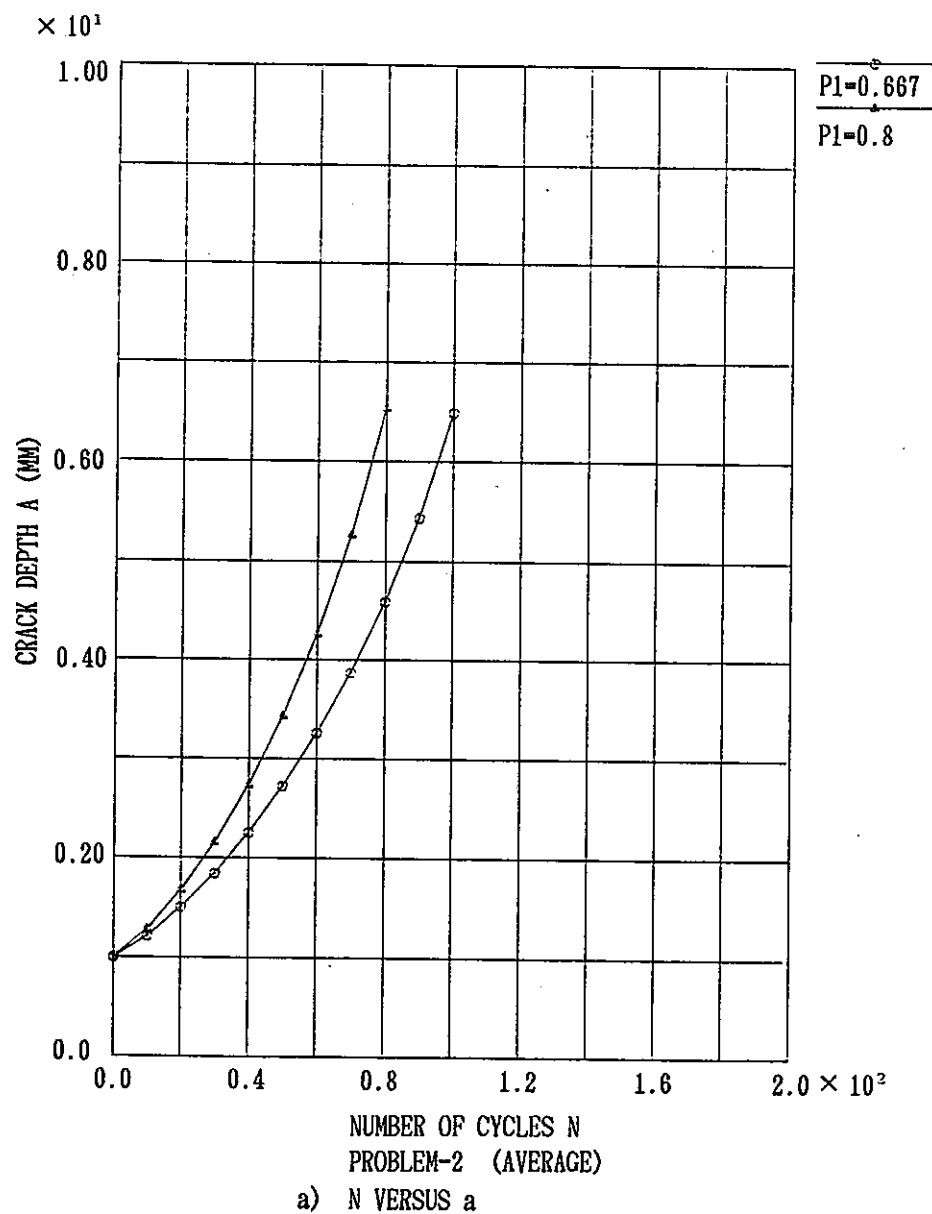
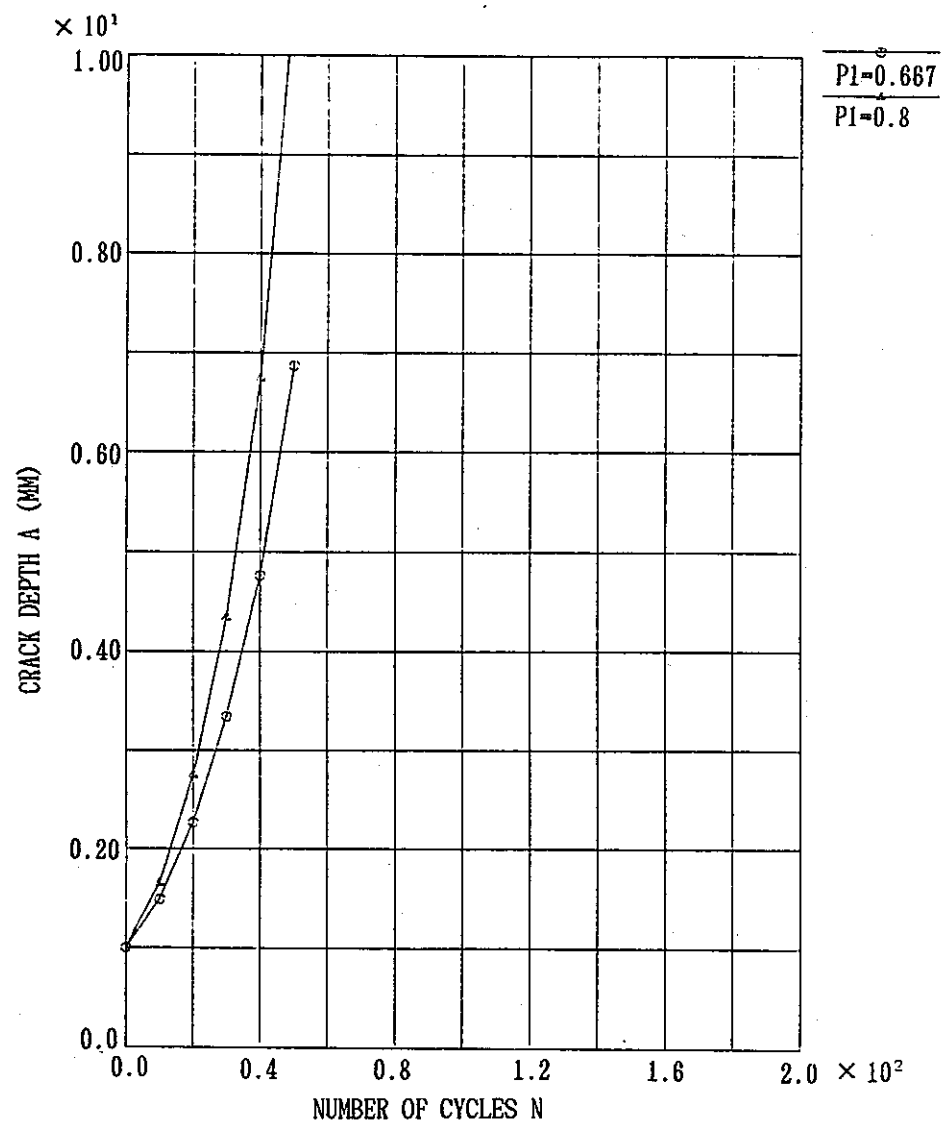
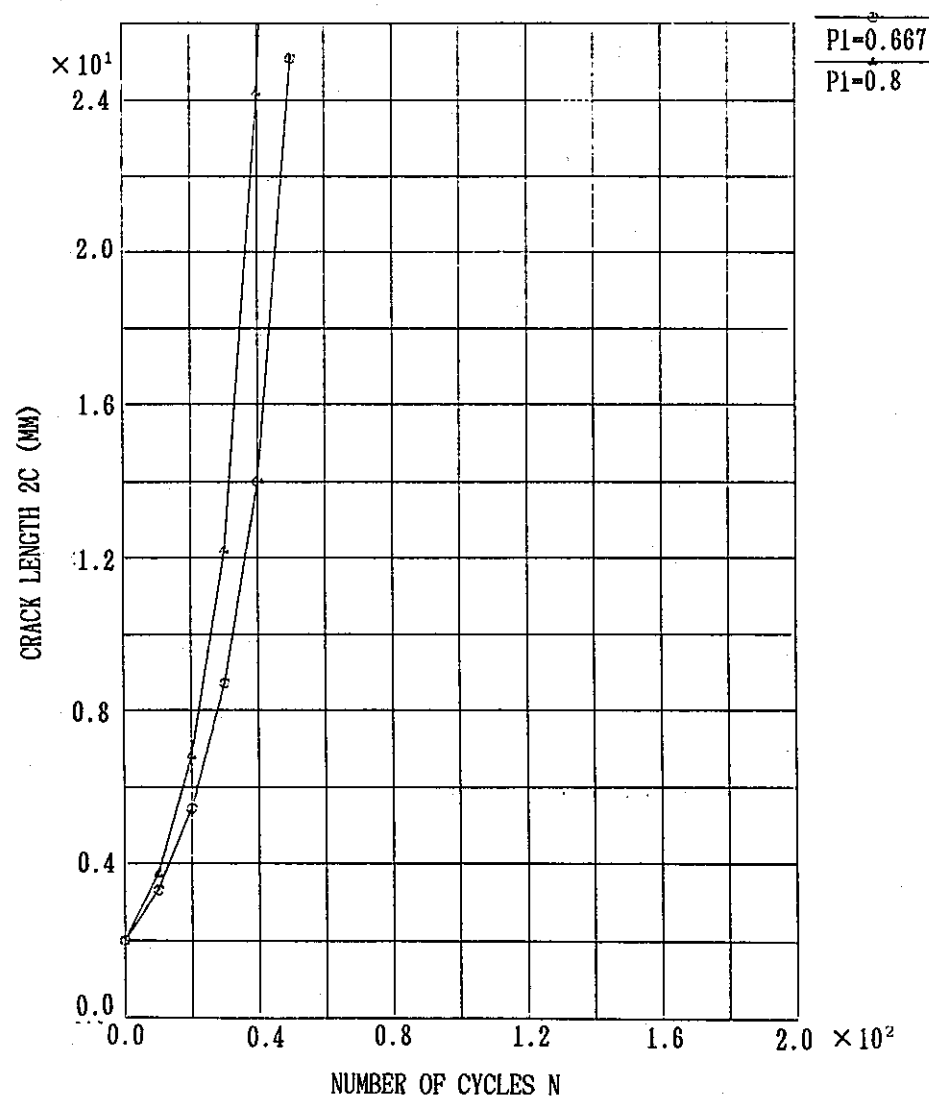


Fig. 8. 2-8 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Benchmark problem 3; c, c': average value)



a) a VERSUS N



b) 2C VERSUS N

Fig. 8. 2-9 Predicted result of creep-fatigue crack growth
(Benchmark problem 3; c, c': upper value)

8.3 CEGB式による予測

8.3.1 解析方法

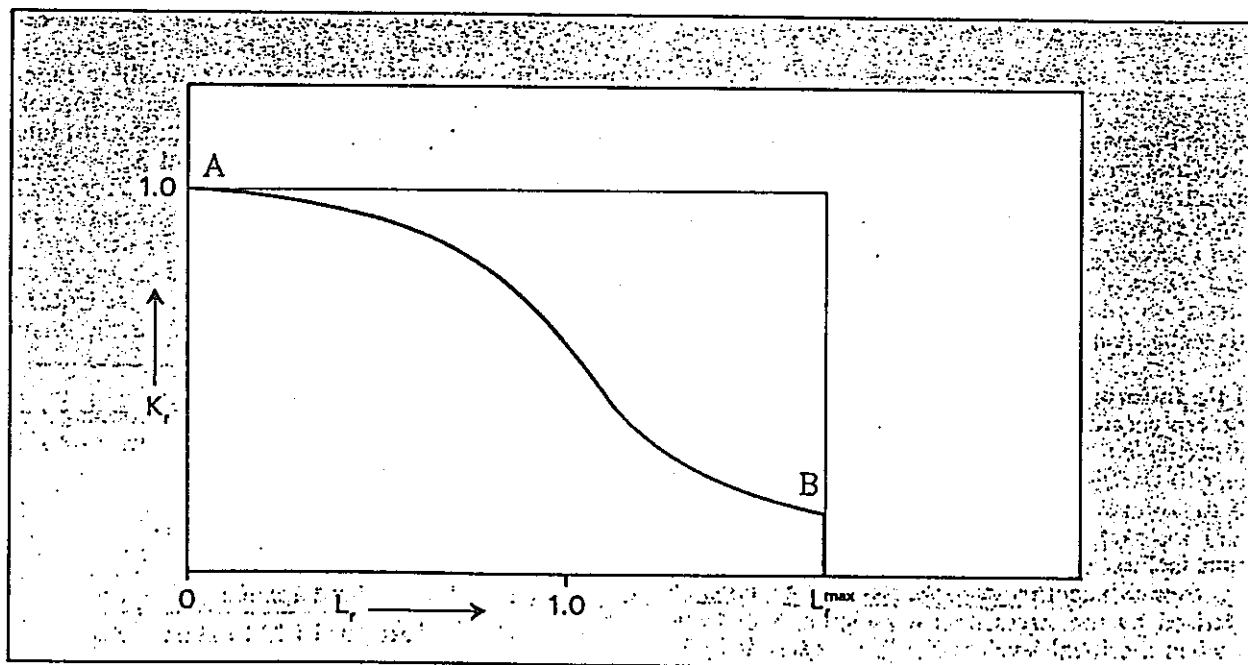
(a) J積分の評価法

CEGBのR6法では2つのパラメータ K_r 、 L_r によって構造物の破損条件を下図のように表わしている。ここで

$$K_r = \frac{\text{作用荷重}}{\text{線形破壊力学による破損荷重}} \quad (8.3-1)$$

$$L_r = \frac{\text{作用荷重}}{\text{崩壊荷重}} \quad (8.3-2)$$

である。



図中の曲線ABは塑性の影響による弾性破壊力学的評価の修正を表しており、これを

$$K_r = f(L_r) \quad (8.3-3)$$

と書くとき、 $f(L_r)$ は、

$$f(L_r) = \left[\frac{J}{J_e} \right]^{-1/2} \quad (8.3-4)$$

となる、ここで J_e は弾性の J 積分であり K^2 / E' である。K は応力拡大係数であり、 E' は平面応力においては E 、平面ひずみにおいては $E / (1 - \nu^2)$ である。 E 、 ν はそれぞれヤング率、ポアソン比である。従って $f(L_r)$ の具体的な表現が与えられれば (8.3-4) 式は J の評価式として用いることができる。

すなわち、

$$J = f(L_r)^{-2} J_e \quad (8.3-5)$$

である。

CEGB の R6 法ではオプション 1 として、すべての材料に適用できる安全側の式として

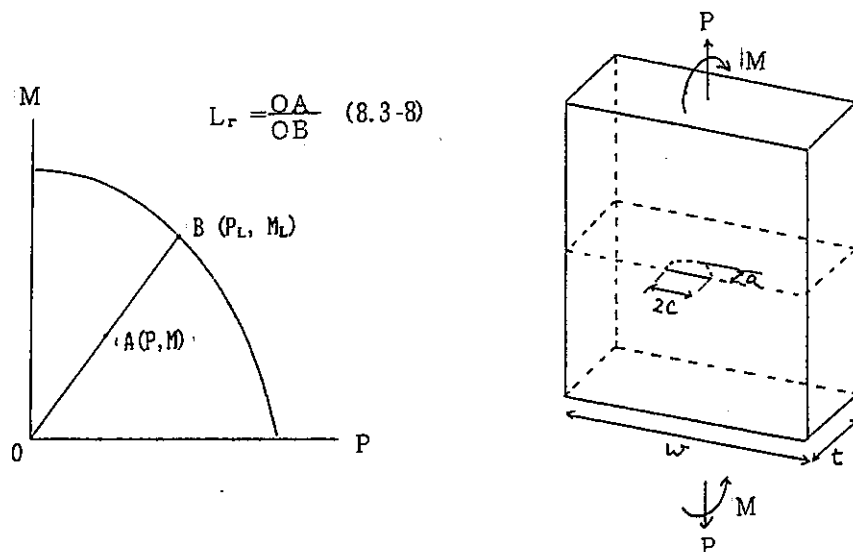
$$f(L_r) = (1 - 0.14 L_r^2) (0.3 + 0.7 \exp(-0.65 L_r^6)) \quad (8.3-6)$$

を与えている。またオプション 2 として、材料の応力-ひずみ曲線に依存する次のような式を与えている。

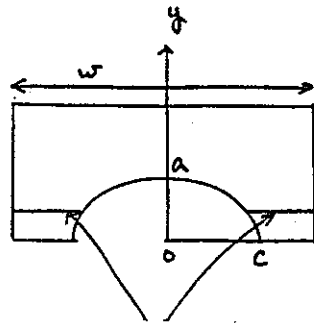
$$f(L_r) = \left\{ \frac{E \varepsilon(\sigma_{ref})}{\sigma_{ref}} + \frac{L_r^3 \sigma_y}{2 E \varepsilon(\sigma_{ref})} \right\}^{-1/2} \quad (8.3-7)$$

ここで、 σ_y は 0.2% 耐力であり、 σ_{ref} は $L_r \sigma_y$ で算定されるリファレンス応力、さらに $\varepsilon(\sigma_{ref})$ は真応力 σ_{ref} に対する真ひずみである。

以上の方法において用いる応力拡大係数 K は Newman and Raju の式により評価する。崩壊比 L_r はきれつを考慮した崩壊条件 (P_L , M_L) を下記により算定し、実荷重 (P , M) との関係により下図のように決める。



崩壊条件 (P_L , M_L) は次のように求められる。きれつを含む面内に y 座標を下図のようにとり, y における実質断面部の長さを $\ell(y)$ と表わすと,



P_L , M_L は次のつりあい式を満たす。

両方で $\ell(y)$ ($y < a$)

$$\sigma_y \int_0^{y_0} \ell(y) dy - \sigma_y \int_{y_0}^t \ell(y) dy = P_L \quad (8.3-9)$$

$$\begin{aligned} \sigma_y \int_0^{y_0} \ell(y)(y_c - y) dy \\ - \sigma_y \int_{y_0}^t \ell(y)(y_c - y) dy = M_L \end{aligned} \quad (8.3-10)$$

ただし σ_y は降伏応力であり, 材料の応力-ひずみ関係が与えられた場合, 塑性ひずみが 0.2% となる応力値を用いた。

y_c は曲げの中立軸の位置であり,

$$\int_0^t \ell(y)(y - y_c) dy = 0 \quad (8.3-11)$$

より決まる, 更に, y_0 は崩壊時の中立軸の位置であり, 軸力 P と曲げモーメント M の比に依存する。今 $M/P = k$ とおくと

$$M_L = k P_L \quad (8.3-12)$$

であり, (8.3-9), (8.3-10), (8.3-12) より y_0 , P_L , M_L が求まる。

以上による J 積分の評価手順を Fig. 8.3-1 に示す。

本評価法による J 積分の値を有限要素法による解析結果と比較した。例題として, 昭和63年度に本小委員会で実施した表面きれつ付き平板の曲げの問題を用いた。Fig. 8.3-2 に例題の概要を示す。Fig. 8.3-3 に $\phi = 0$ (表面) 及び $\phi = 90^\circ$ (最深部) における計算結果を示す。

(b) C^* の評価法

上述のJ積分の簡易評価法のオプション2において、(8.3-7)式の右辺{ }の第1項は全面塑性解に対応するものであり、第2項は弾性成分を考慮した修正項である。

定常クリープにおける応力分布とひずみ速度分布は全面塑性解における応力分布とひずみ分布に対応するから、(8.3-7)式の{ }内第2項を削除し、 $\dot{\epsilon}$ (σ_{ref}) を $\dot{\epsilon}$ (σ_{ref}) に置きかえることにより、 C^* の評価式が得られると考えられる。すなわち

$$C^* = \frac{E}{E'} \frac{\dot{\epsilon}(\sigma_{ref}) K^2}{\sigma_{ref}} \quad (8.3-13)$$

となる。この式は、係数 E/E' を除いて、CEGBのR5法に用いられている式

$$C^* = \sigma_{ref} \dot{\epsilon}(\sigma_{ref}) R \quad (8.3-14)$$

$$R = \frac{K^2}{\sigma_{ref}^2} \quad (8.3-15)$$

と等しい。本小委員会の簡易法ベンチマーク問題には、(8.3-13)式を用いる。

(σ_{ref} に含まれる σ_y は(8.3-2)式の分母が σ_y に比例することから消去され、 σ_{ref} は σ_y には依存しない。)

(1)

(8.3-13)式による C^* の精度に関しては、Miller and Ainsworth がGEの評価式における全面塑性解と比較し、両評価法で同じ C^* の値を得るための荷重の比 F_P (CEGB法/GE法)は平均すると、0.95程度であるとの結果を得ている。 C^* は荷重の $n+1$ 乗に比例するから(n はNorton則のクリープ指数)、これを C^* そのものの比に換算すると次のようになる。

n	$\frac{\text{CEGB法による } C^*}{\text{GE法による } C^*}$ の平均値
3	1.23
5	1.36
10	1.76

ただし F_P は0.82~1.13のばらつきがあるので、上記はあくまで目安である。

(1) Engineering Fracture Mechanics, Vol.32 No.2 pp233-247, 1989

(c) きれつ進展解析法

きれつ進展速度は、既述のように疲労(f)とクリープ(c)の寄与の和であるとし、各々が ΔJ_f 、 ΔJ_c のべき乗に比例するとして評価する。すなわち

$$\frac{da}{dN} = \left[\frac{da}{dN} \right]_f + \left[\frac{da}{dN} \right]_c \quad (8.3-16)$$

$$\left[\frac{da}{dN} \right]_f = C (\Delta J_f)^m, \quad \left[\frac{da}{dN} \right]_c = C' (\Delta J_c)^{m'} \quad (8.3-17)$$

とする。計算はC、C'に平均挙動を表わす値を与えた場合と上限値及び下限値を与えた場合の3通りについて行なった。

ΔJ_f 及び ΔJ_c の評価はベンチマーク問題(1)~(3)に対しそれぞれ次のように行なった。

ベンチマーク問題(1) 公称膜応力負荷 $\sigma_m = \pm 13 \text{ kg/mm}^2$

$$\Delta J_f = 4 \cdot J (\sigma_m = 13 \text{ kg/mm}^2)$$

$$\Delta J_c = C^* (\sigma_m = 13 \text{ kg/mm}^2) \cdot t_H$$

ここで、 $J (\sigma_m = 13 \text{ kg/mm}^2)$ 及び $C^* (\sigma_m = 13 \text{ kg/mm}^2)$ はそれぞれ $\sigma_m = 13 \text{ kg/mm}^2$ に対するJ及びC*の値を表わす。 t_H は保持時間である。

ベンチマーク問題(2) 公称曲げひずみ負荷 $\epsilon_b = \pm 0.4\%$

$$\Delta J_f = 4 \cdot J (\epsilon_b = 0.4\%)$$

$$\Delta J_c = \int_0^{t_H} C^*(t) dt$$

ここで、 $J (\epsilon_b = 0.4\%)$ は、 $\epsilon_b = 0.4\%$ に対する曲げモーメントMをきれつを無視して求め、この荷重に対するJを計算したものである。また、 $C^*(t)$ はMの緩和を弾性追従がないものとして求め、各時間におけるC*を計算したものである。

ベンチマーク問題(3) 一定公称膜ひずみ $\epsilon_m = 0.2\%$ プラス繰返し公称曲げひずみ $\epsilon_b = \pm 0.3\%$

$$\Delta J_f = 4 \cdot J (\epsilon_b = 0.3\%)$$

$$\Delta J_c = \int_0^{t_H} C^*(t) dt$$

ここで、 J ($\varepsilon_b = 0.3\%$) 及び $C^* (t)$ の定義はベンチマーク問題(2)と同様であるが、 $C^* (t)$ の評価は膜ひずみ $\varepsilon_m = 0.2\%$ 、曲ひずみ $\varepsilon_b = 0.3\%$ に対する反力の緩和を考慮して行なった。

(8.3-16)、(8.3-17)式による評価はきれつが深さ方向に板厚の $1/100$ の距離を進む毎に行ない、きれつの深さ及び長さを修正した。尚、 J 及び C^* の評価は最深部に対しては平面ひずみとして行ない、表面に対しては平面応力として行なった。

8.3.2 解析結果

Fig. 8.3-4及びFig. 8.3-5にベンチマーク問題(1)のきれつ進展解析結果を示す。

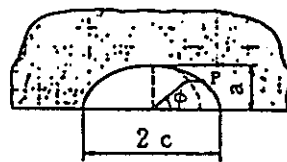
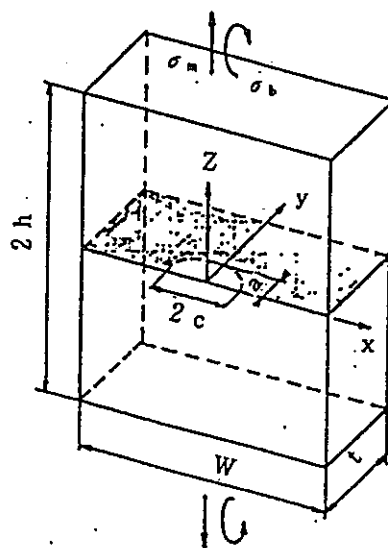
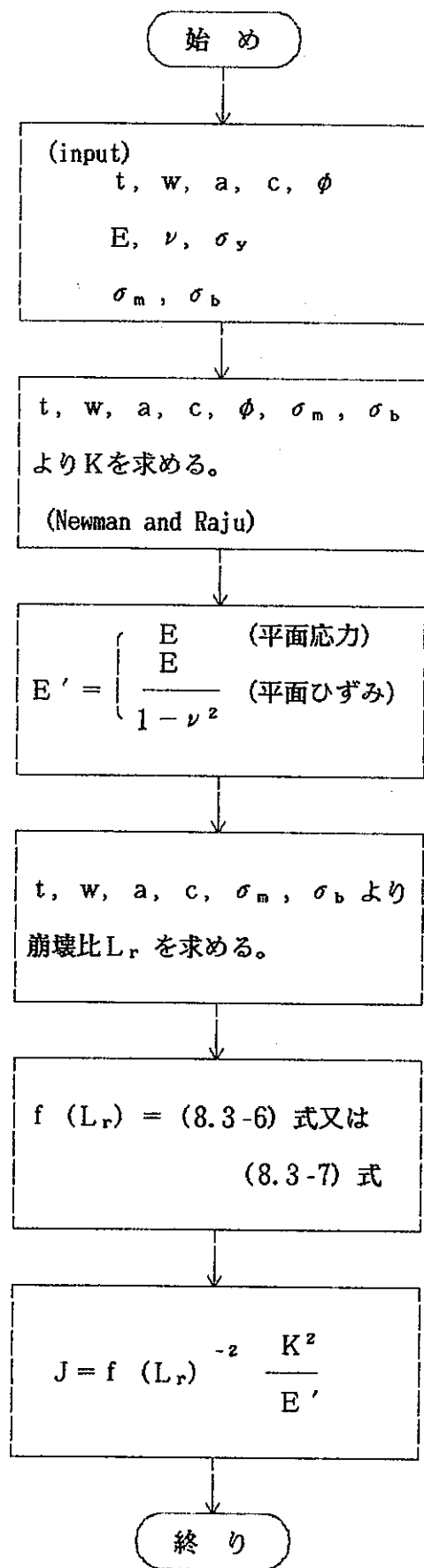
また、Fig. 8.3-6にきれつ深さ $a = 2 \text{ mm}$ 、きれつ半長 $c/2 = 3.3 \text{ mm}$ における荷重と J 積分の関係を示す。

Fig. 8.3-7及びFig. 8.3-8にベンチマーク問題(2)のきれつ進展解析結果を示す。

また、Fig. 8.3-9にきれつ深さ $a = 3 \text{ mm}$ 、きれつ半長 $c/2 = 4.91 \text{ mm}$ における荷重と J 積分の関係を示す。Fig. 8.3-10 に保持中の曲げモーメントの緩和状況を示す。

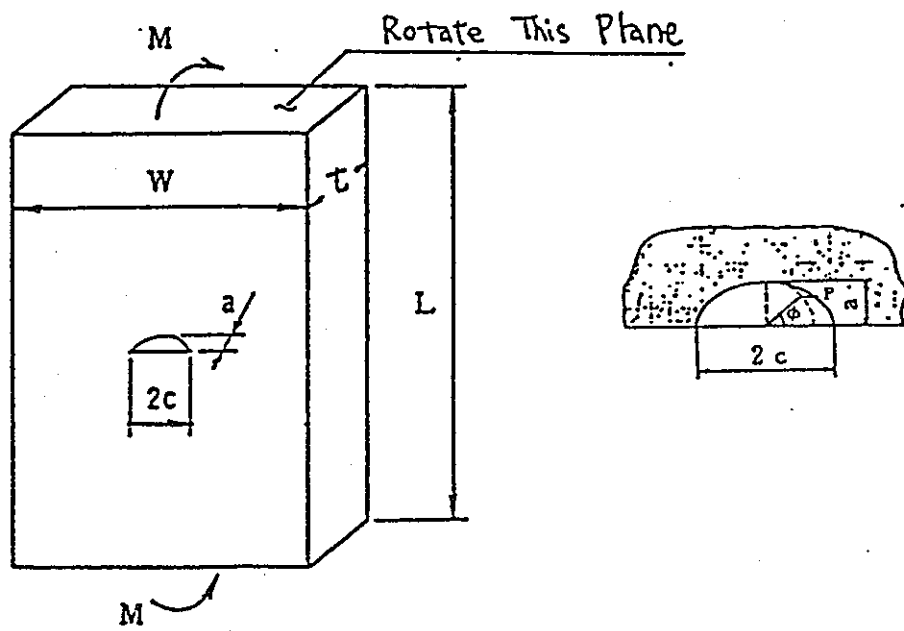
Fig. 8.3-11 及びFig. 8.3-12 にベンチマーク問題(3)のきれつ進展解析結果を示す。

このケースについては、特定のきれつ形状に対する荷重と J 積分の関係は求めている。Fig. 8.3-13 に保持中の曲げモーメントと軸力の緩和状況を示す。



Option 2 の場合
 $\varepsilon = \varepsilon(\sigma)$ を用いる

Fig.8.3-1 CEGB R6 Simplified J estimation procedure



Thickness	$t = 10 \text{ mm}$	Crack Depth	$a = 3 \text{ mm}$
Width	$W = 60 \text{ mm}$	Half Crack Length	$c = 5 \text{ mm}$
Length	$L = 180 \text{ mm}$		

応力-ひずみ曲線 (SUS 304 650 °C)

$$\varepsilon = \begin{cases} \sigma / E & (\sigma \leq \sigma_P) \\ \sigma / E + \left\{ \frac{\sigma - \sigma_P}{K} \right\}^{1/m} & (\sigma > \sigma_P) \end{cases}$$

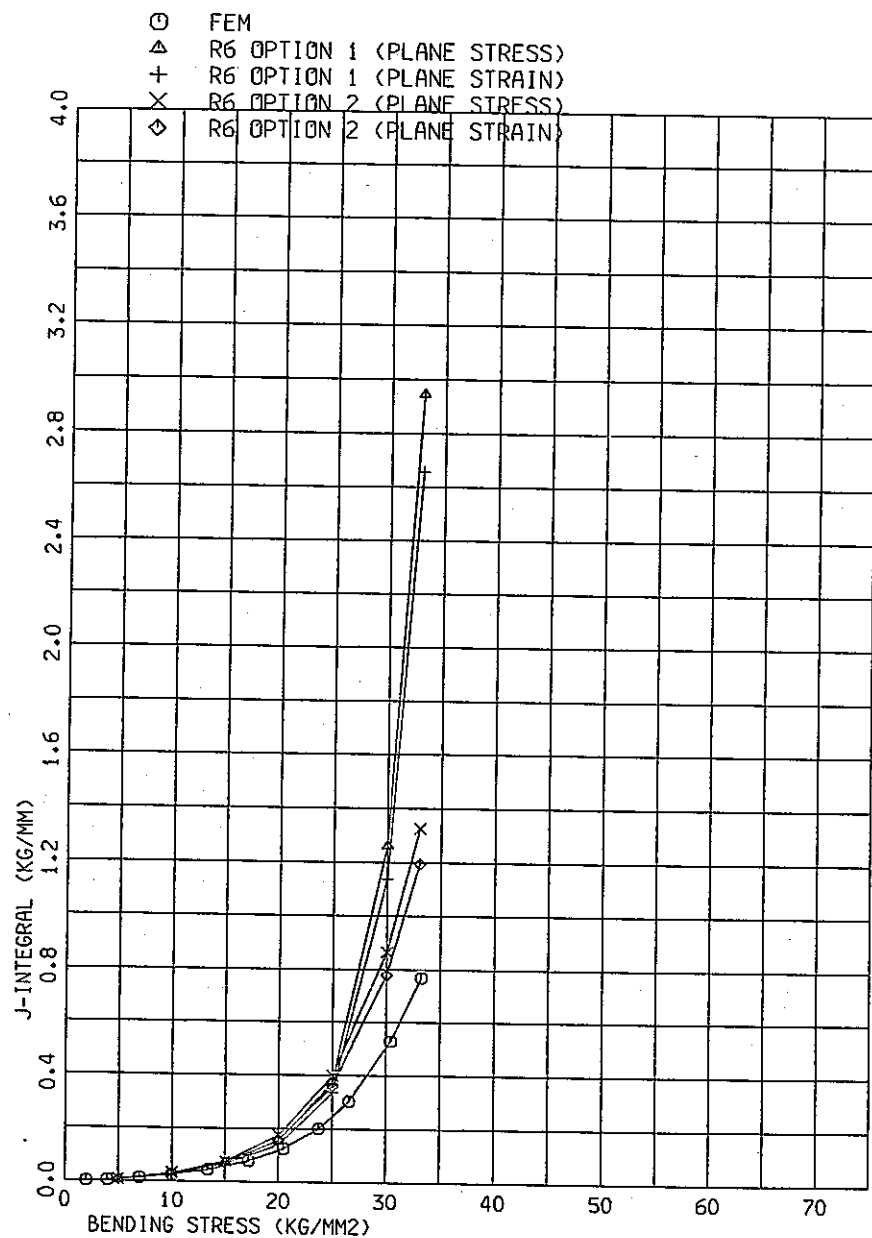
$\sigma_P = 8.74 \text{ kgf/mm}^2$ Young 率 $E = 14679 \text{ kg/mm}^2$

$K = 93.72 \text{ kgf/mm}^2$ Poisson 比 $\nu = 0.314$

$m = 0.345$

$(\sigma_y = 19.72 \text{ kgf/mm}^2)$

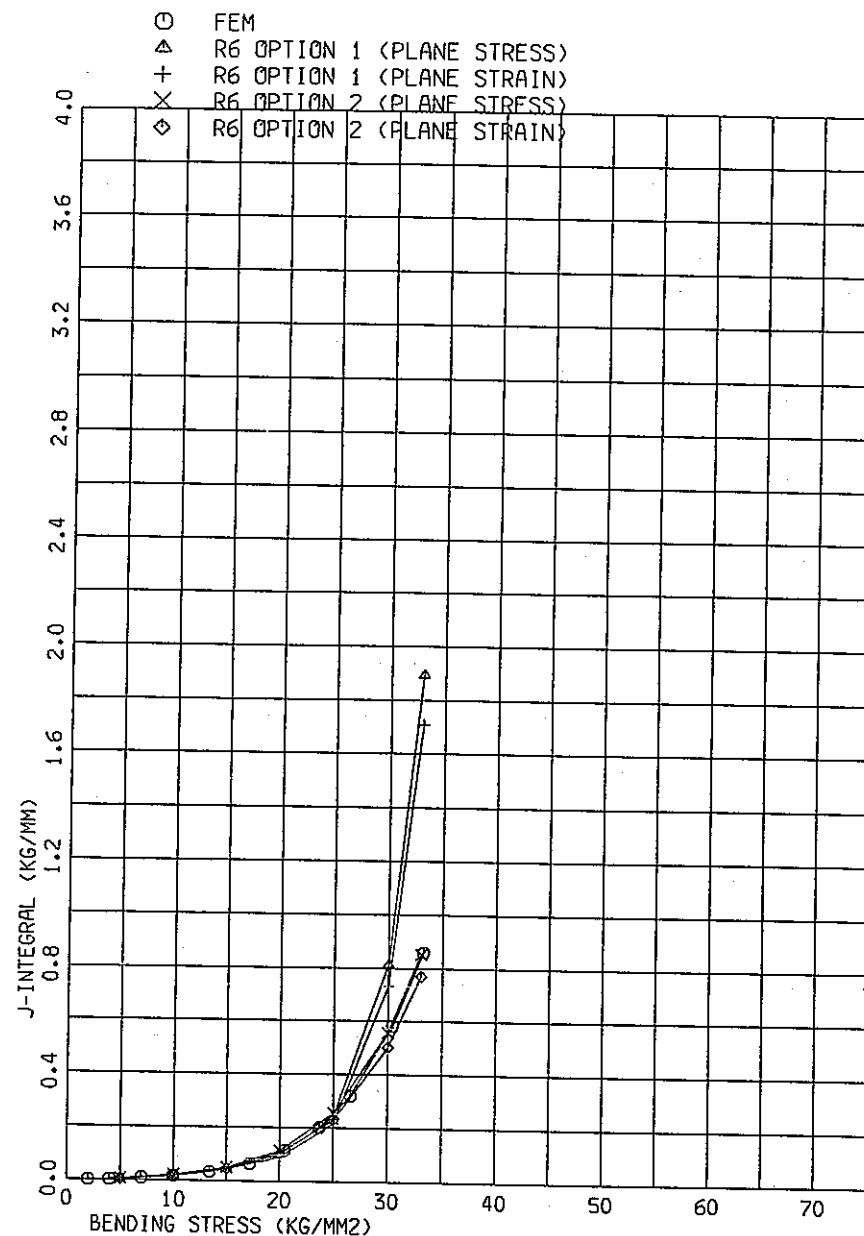
Fig. 8.3-2 Example problem for comparison of J integrals



1) J-INTEGRAL AT FI=0 DEG

Fig. 8.3-3

Comparison of J integrals by CEBG and finite element methods



2) J-INTEGRAL AT FI=90 DEGS

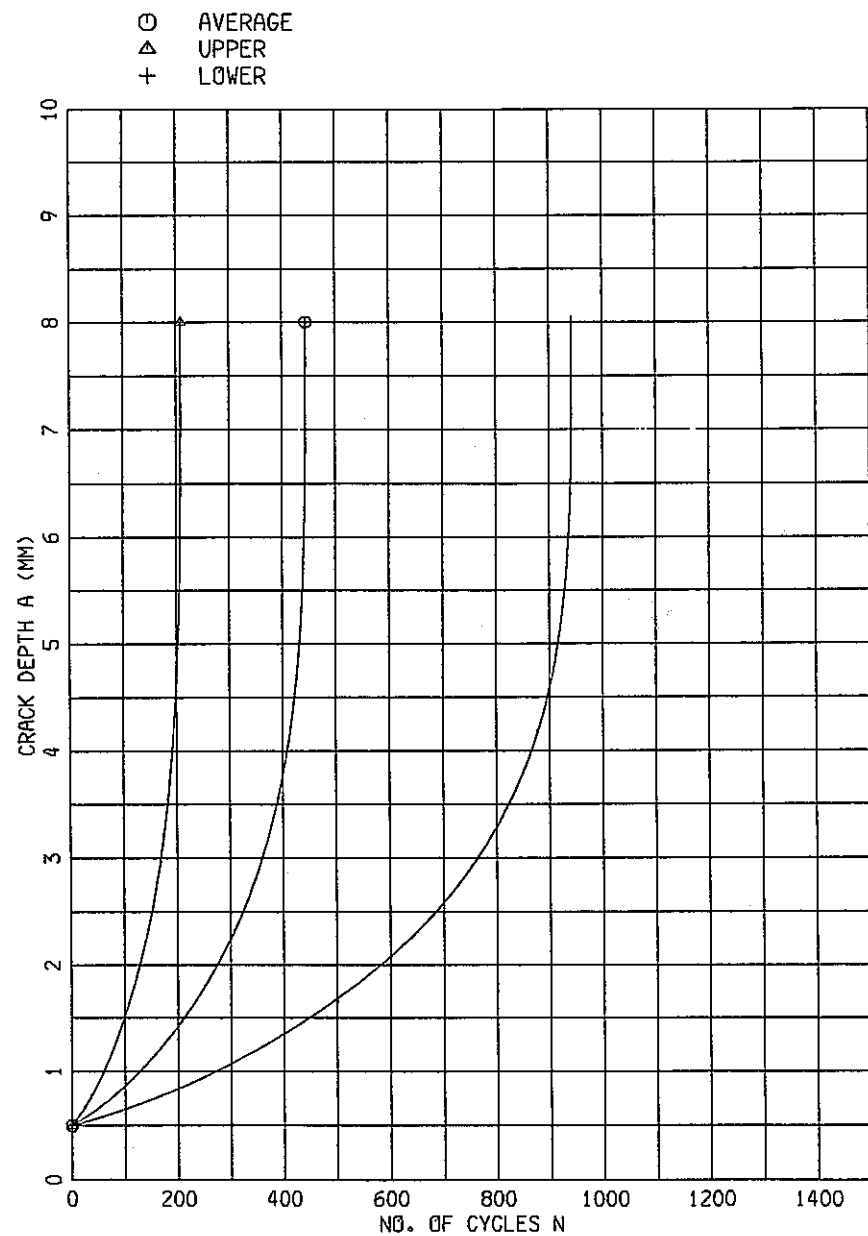


Fig. 8.3-4 Predicted growth of crack depth
(problem (1), CEGB method)

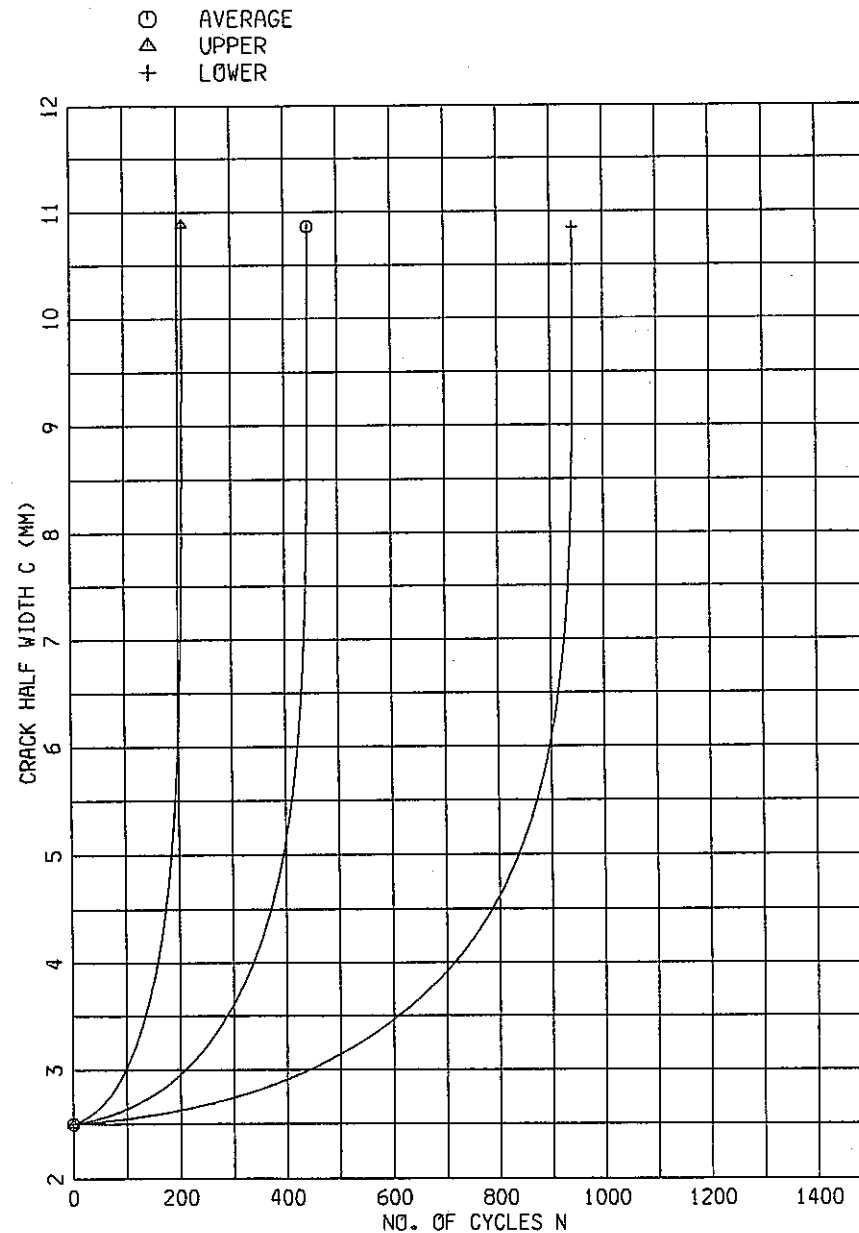


Fig. 8.3-5 Predicted growth of crack length
(problem (1), CEGB method)

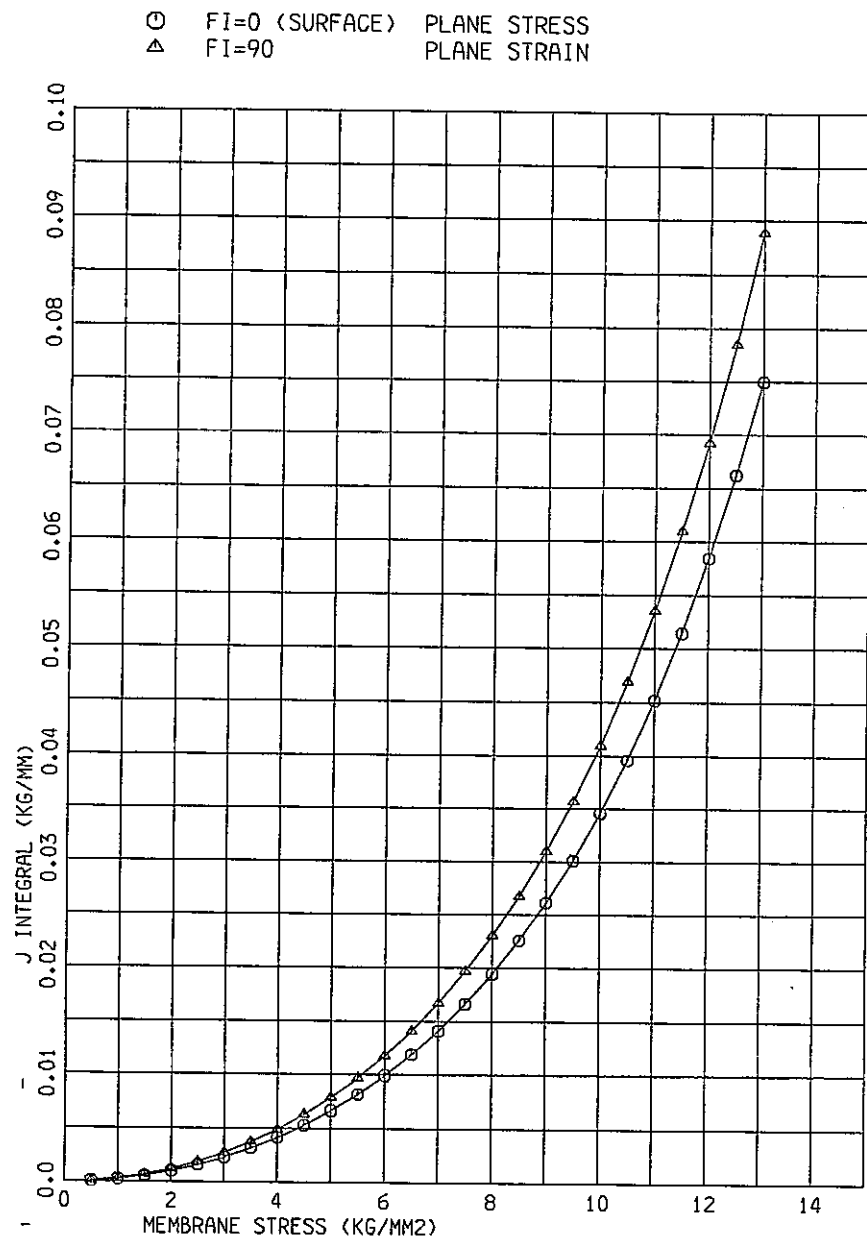


Fig. 8.3-6 Relationship between J and nominal membrane stress (problem (1), CEGB $a = 2$ mm, $C/2 = 3.3$ mm)

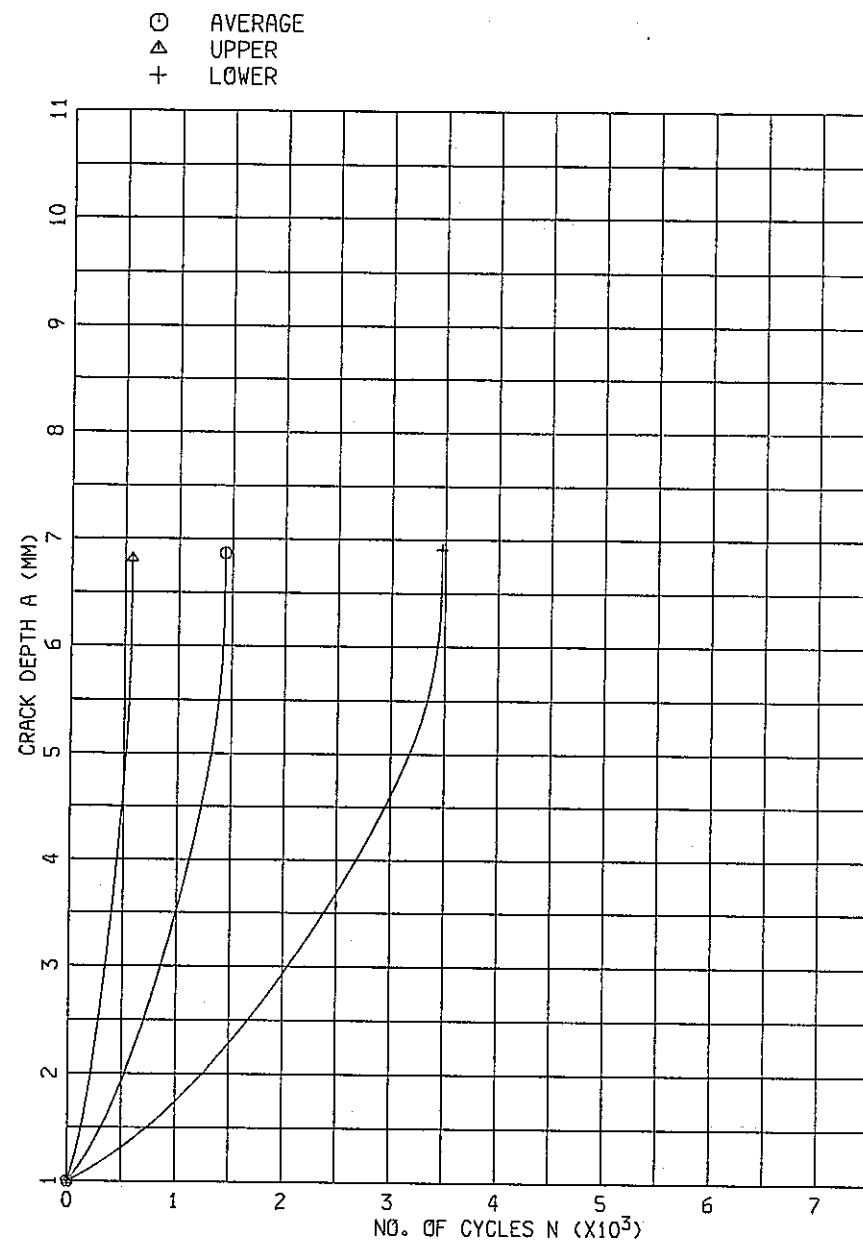


Fig. 8.3-7 predicted growth of crack depth (problem (2), CEGB)

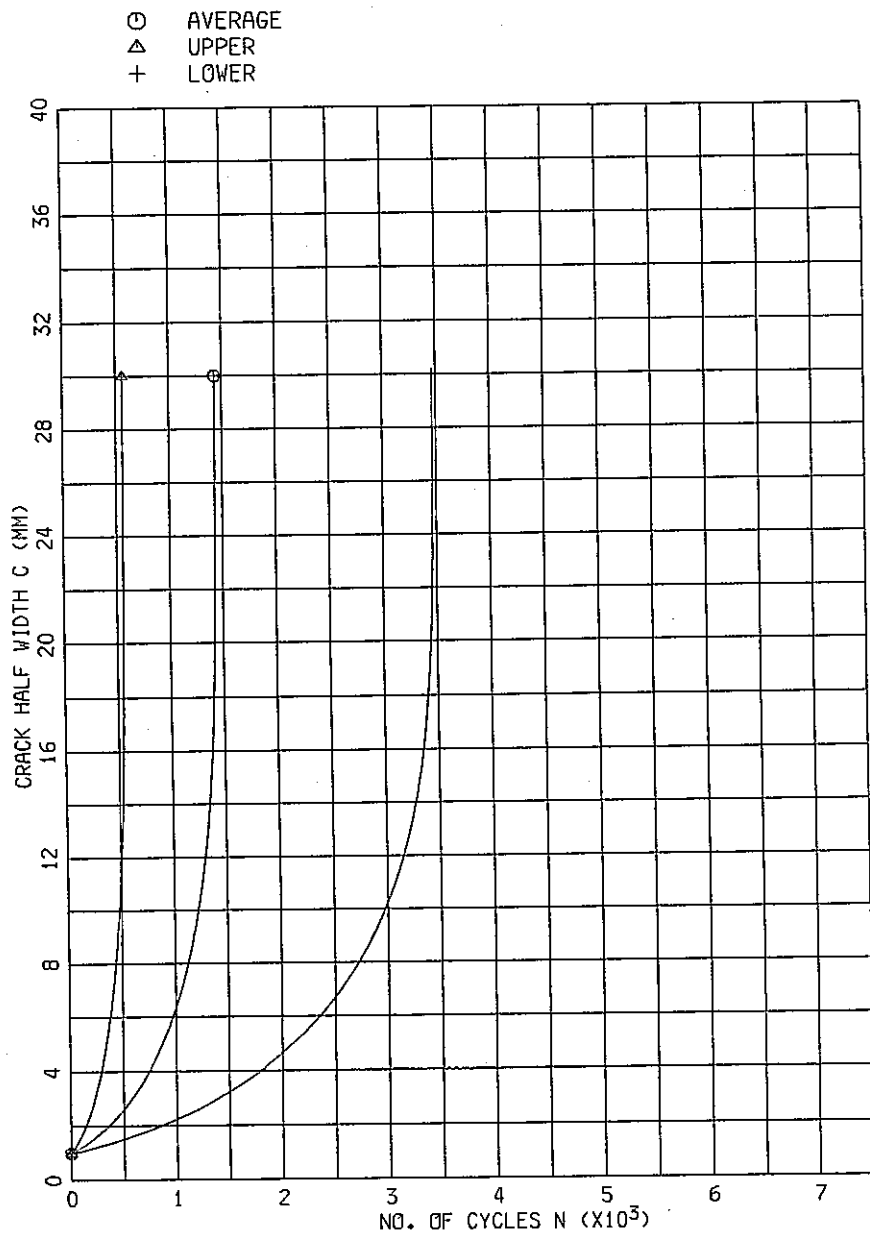


Fig. 8.3-8 predicted growth of crack length
(problem (2), CEGB)

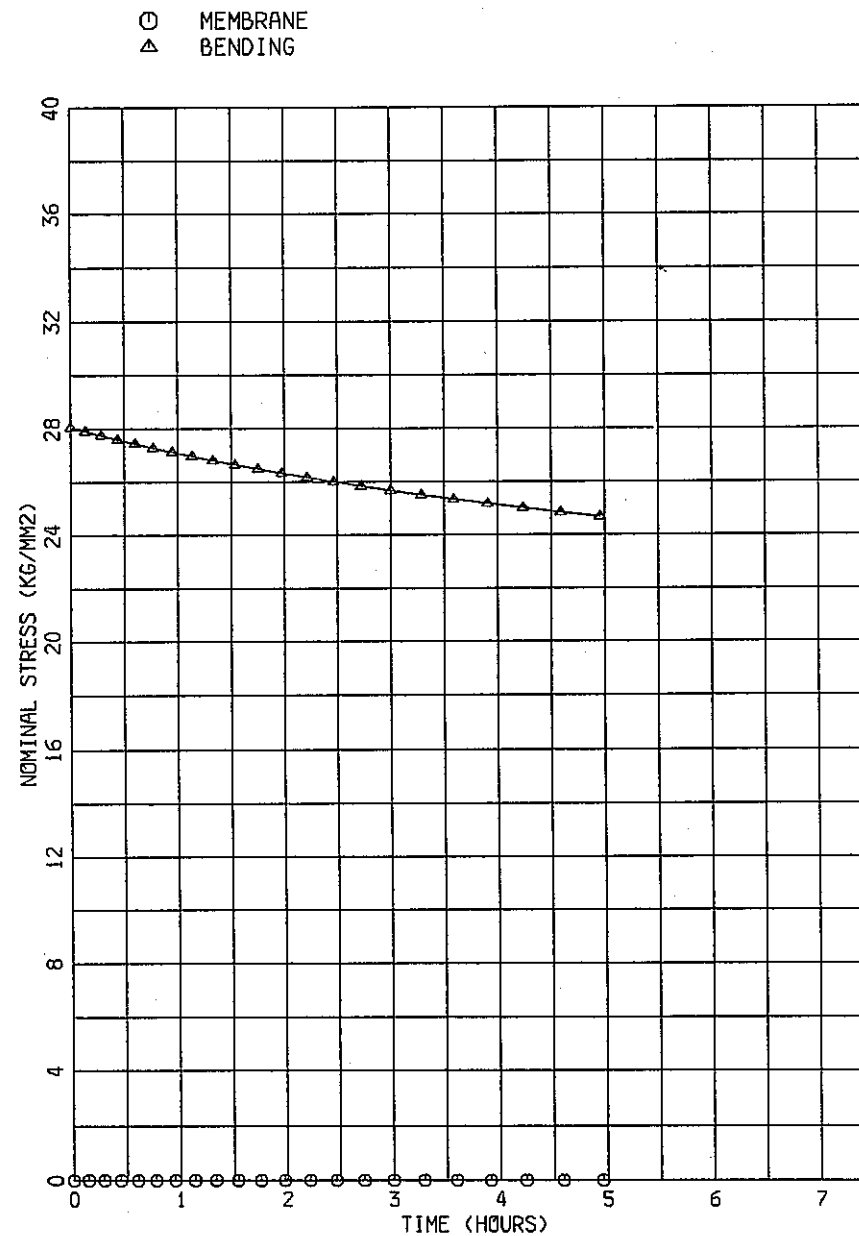


Fig. 8.3-9 Relaxation of nominal stress
(problem (2))

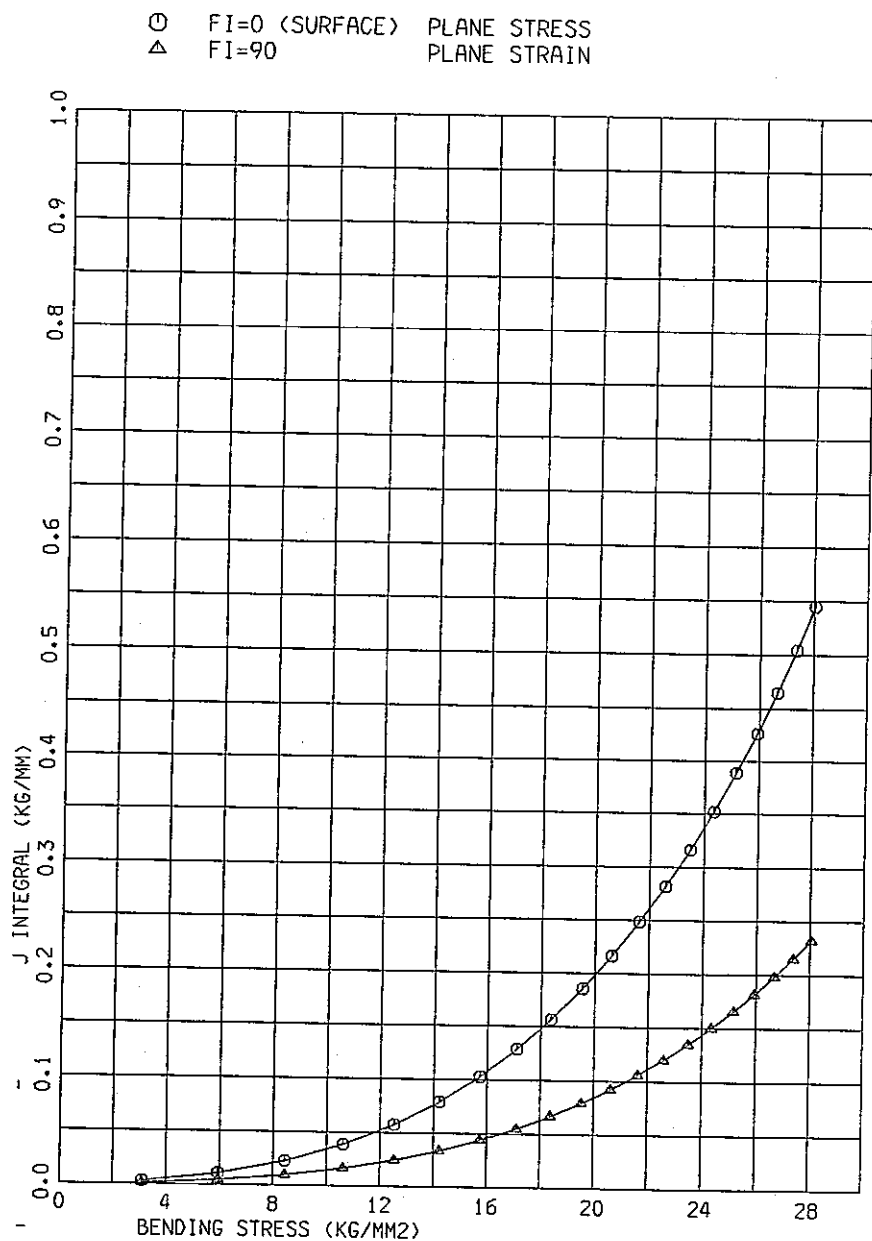


Fig. 8.3-10 Relationship between J and nominal bending stress (problem (2), CEGB $a = 3 \text{ mm}$, $C/2 = 4.91 \text{ mm}$)

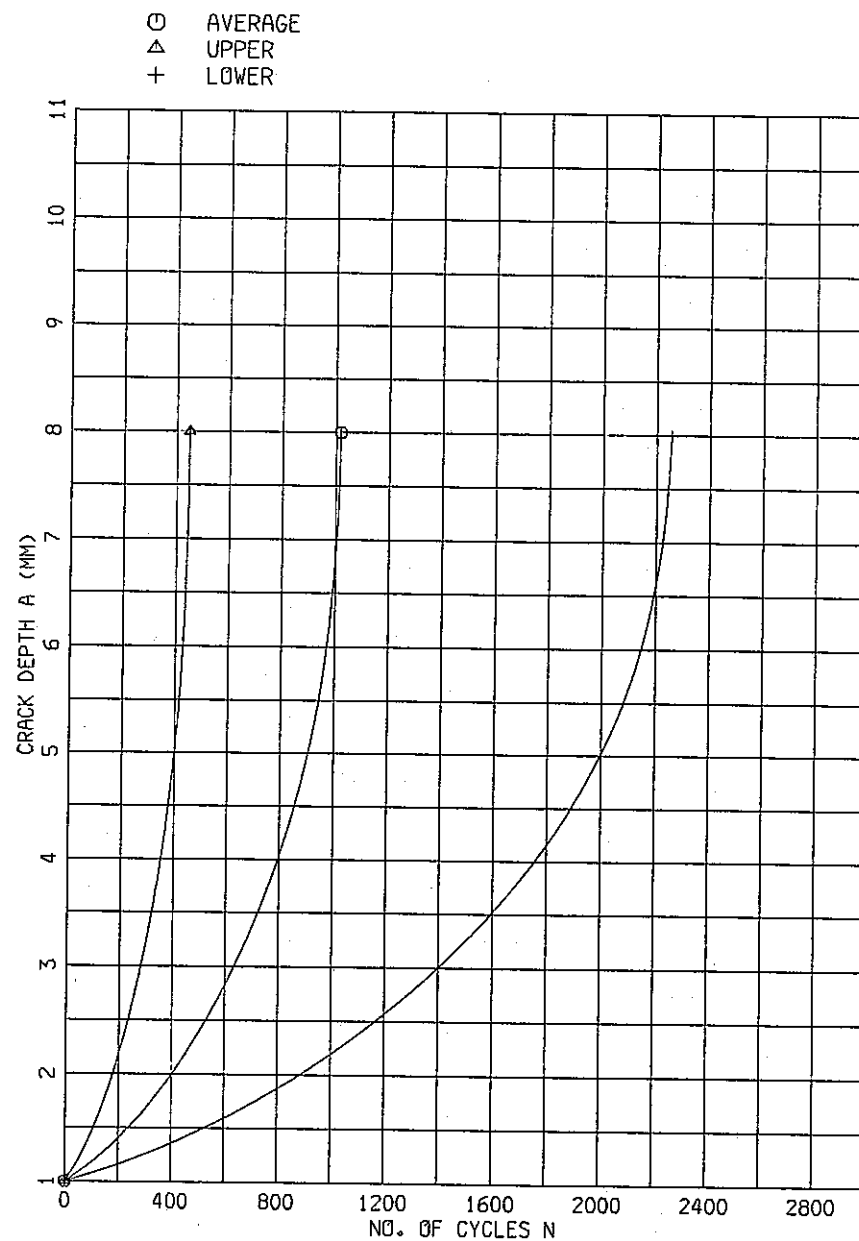


Fig. 8.3-11 Predicted growth of crack depth (problem (3), CEGB)

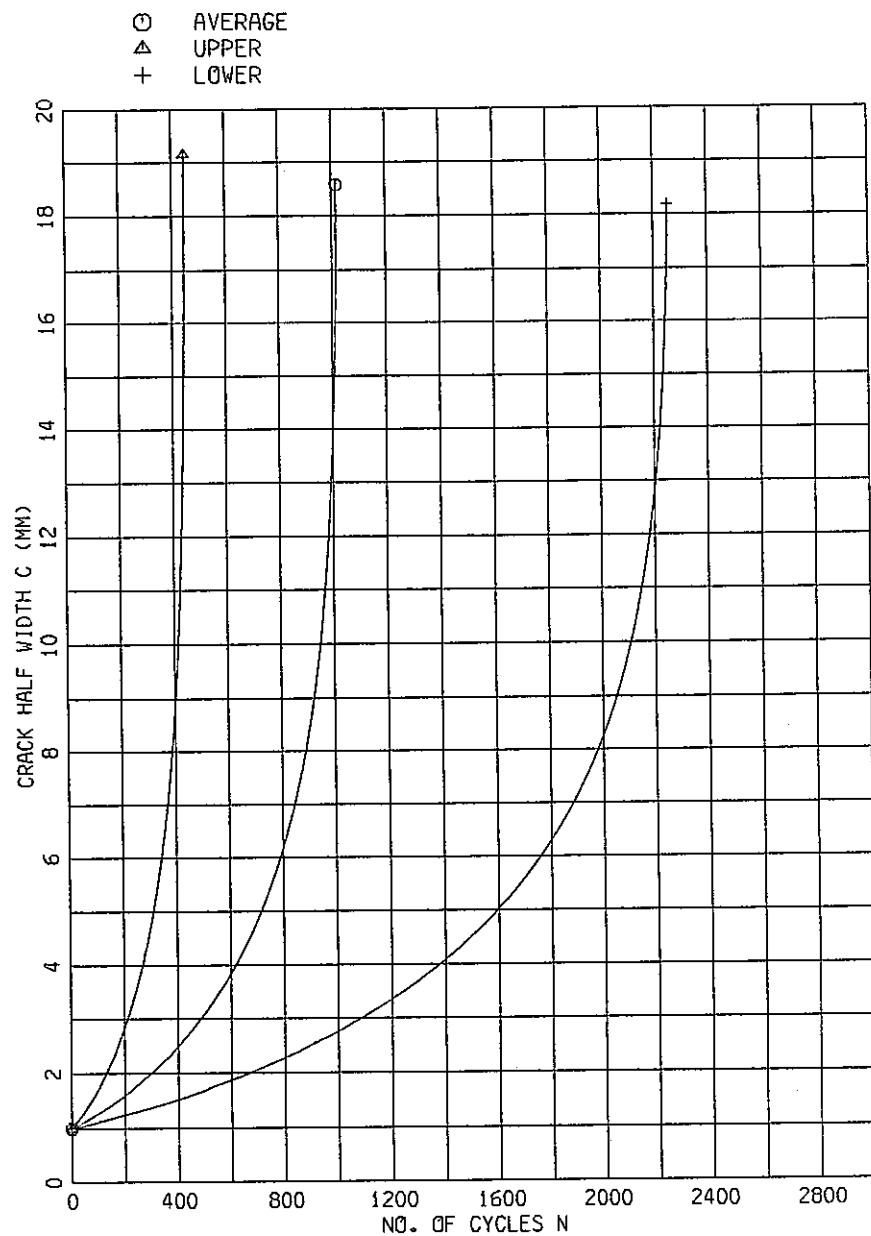


Fig. 8.3-12 Predicted growth of crack length
(problem (3), CEGB)

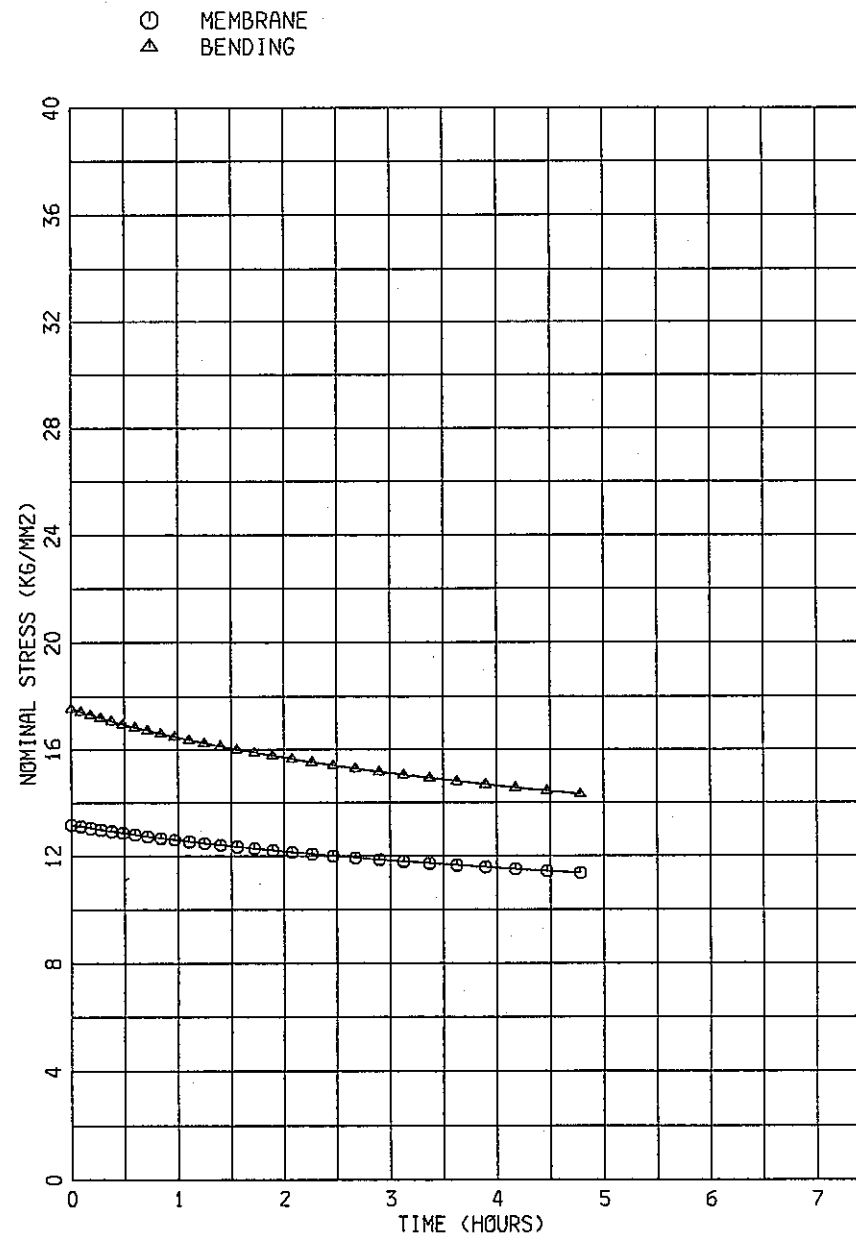


Fig. 8.3-13 Relaxation of nominal stresseds
(problem (3))

8.4 CEA式による予測

8.4.1 解析方法

CEA式ではJ積分を次式により算出する。

$$J = J_0 \cdot \epsilon(\sigma_r) / \sigma_r / E \quad \dots\dots\dots (1)$$

σ_r はき裂が存在する場での応力状態を表す参照応力であり、 $\epsilon(\sigma_r)$ は応力ひずみ線図で、 σ_r に対応する全ひずみである。また、 J_0 は次式により定義される弾性のJである。

$$J_0 = K^2 / E \quad (\text{平面応力, } \phi = 0^\circ)$$

$$J_0 = K^2 (1 - \nu^2) / E \quad (\text{平面ひずみ, } \phi = 90^\circ)$$

したがって、応力拡大係数Kを求めるができ、かつ参照応力 σ_r が適切に定義できれば(1)式により容易にJ積分を算出できる。この σ_r と $\epsilon(\sigma_r)$ はそれぞれ、Fig.8.4-1に示すように定められる。

すなわち、荷重制御問題の場合には、まず、参照応力 σ_r を定義し、次に応力ひずみ関係から、その時の参照ひずみ $\epsilon(\sigma_r)$ を定める。また、変位制御問題の場合には、まず参照ひずみ $\epsilon(\sigma_r)$ を定義し、次に応力ひずみ関係から、そのひずみに対応する参照応力 σ_r を定める。

なお、ここで解析対象とする表面き裂付平板に対しては、KをRaju-Newmanの式により算出することとし、参照応力 σ_r はPNC式を参考に、次式で算出する。

$$\sigma_r = \frac{(w \cdot t)}{(w \cdot t - a \cdot c)} * (\sigma_m + 0.8 \cdot \sigma_b) \quad \dots\dots\dots (2)$$

また、クリープにおける破壊力学パラメータJ'は塑性とクリープの相似性から次式により定義することにした。

$$J' = J_0 \cdot \epsilon_c(\sigma_r) / \sigma_r / E \quad \dots\dots\dots (3)$$

8.4.2 解析結果

(1) ベンチマーク問題(1)

$\sigma_m = 13 \text{ kgf/mm}^2$, $\sigma_b = 0.0 \text{ kgf/mm}^2$ の荷重制御問題としてCEA式による計

算結果をFig.8.4-2, Fig.8.4-3に示す. この際, $E=14679\text{kgf/mm}^2$, $\nu=0.314$ とし, 弾塑性の応力ひずみ関係を次式とした.

$$\epsilon^t = 7.0291\text{E-}9 \sigma^{4.31136}$$

また, き裂進展計算においては, ΔJ を次式で定義した.

$$\begin{aligned}\Delta J_f &= 4 * J (\sigma_t = 13\text{kgf/mm}^2) \\ \Delta J_c &= J' (\sigma_t = 13\text{kgf/mm}^2) * t_H\end{aligned}$$

(2) ベンチマーク問題(2)

$\sigma_m=0.0\text{kgf/mm}^2$ とし, 0.4%の曲げひずみに相当する応力を σ_b としたときの, CEA式による計算結果をFig.8.4-4, Fig.8.4-5に示す. この際, $E=15691\text{kgf/mm}^2$, $\nu=0.306$ とし, 弾塑性の応力ひずみ関係を次式とした. なお, ラクセーションは考慮していない.

$$\epsilon^t = 1.5404\text{E-}7 \sigma^{3.08826}$$

また, き裂進展計算においては, ΔJ を次式で定義した.

$$\begin{aligned}\Delta J_f &= 4 * J (\sigma_m(\epsilon_m=0.4\%)) \\ \Delta J_c &= J' (\sigma_m(\epsilon_m=0.4\%)) * t_H\end{aligned}$$

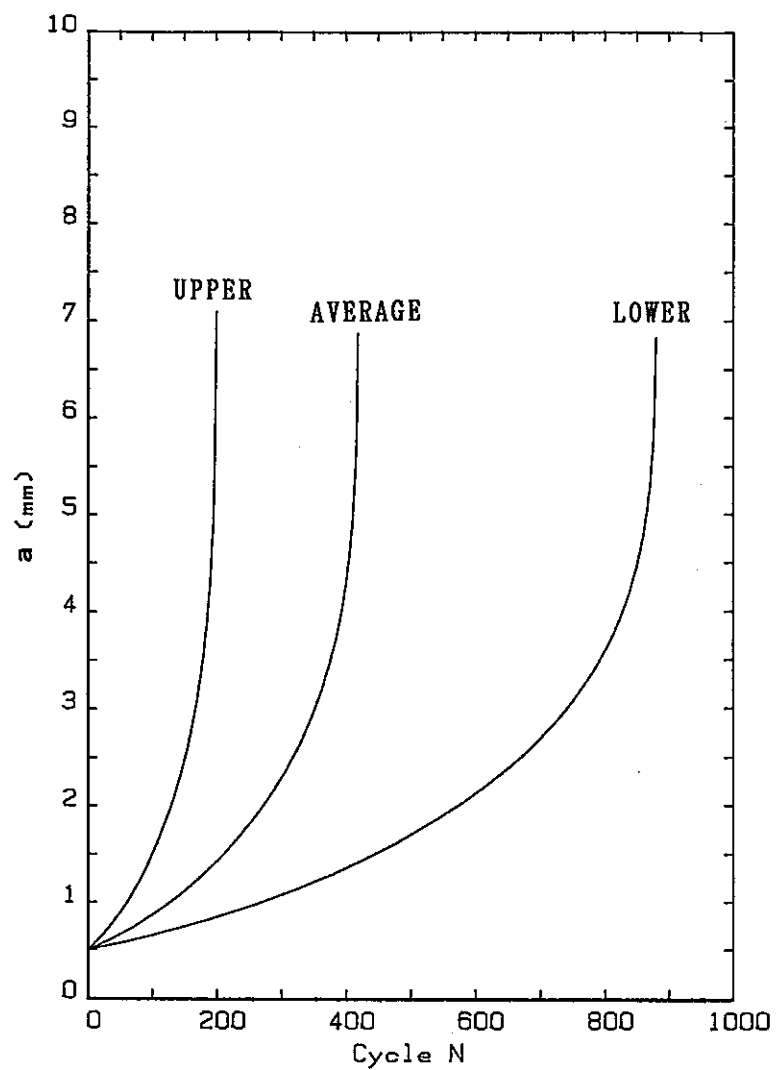
(3) ベンチマーク問題(3)

0.2%の膜ひずみに相当する膜応力を σ_m とし, 更に0.3%の曲げひずみを負荷した場合に増加する応力を σ_b とした. すなわち, $\sigma_{all}(\sigma_m+\sigma_b)$ は0.5%のひずみに相当する応力である. このときの, CEA式による計算結果をFig.8.4-6に示す. この際, $E=15691\text{kgf/mm}^2$, $\nu=0.306$ とし, 弾塑性の応力ひずみ関係を次式とした. なお, リラクセーションは考慮していない.

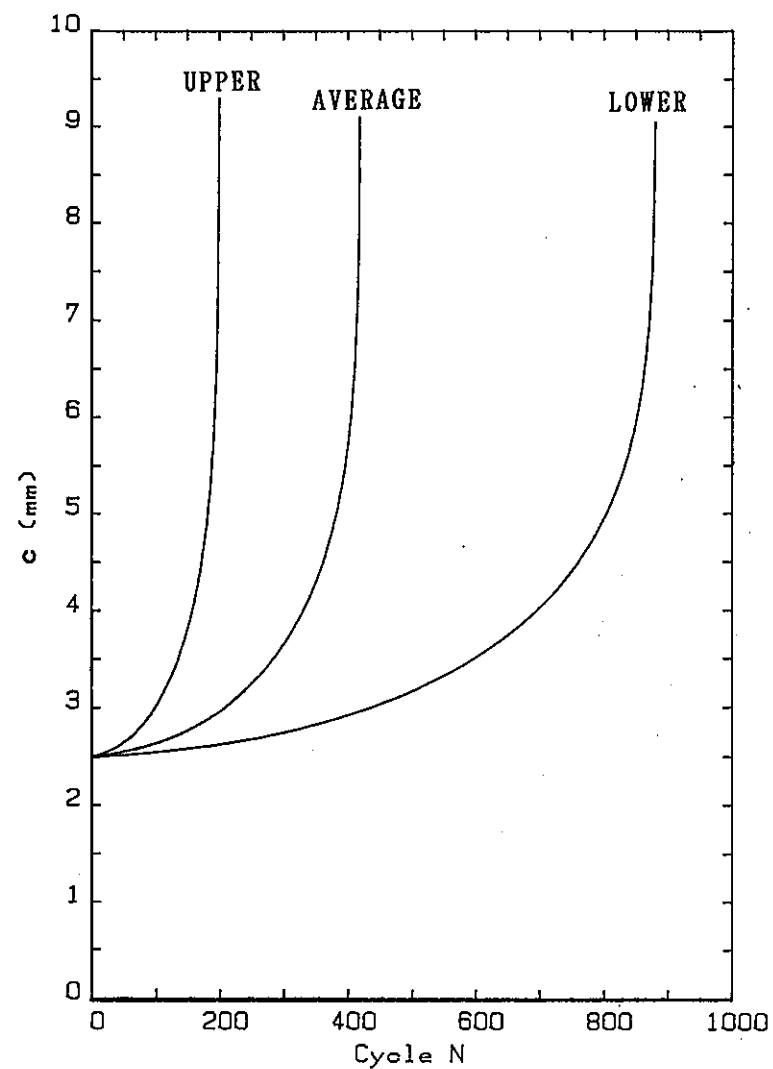
$$\epsilon^t = 1.5404\text{E-}7 \sigma^{3.08826}$$

また, き裂進展計算においては, ΔJ を次式で定義した.

$$\begin{aligned}\Delta J_f &= 4 * J (\sigma_b(\epsilon_b=0.3\%)) \\ \Delta J_c &= J' (\sigma_{all}(\epsilon_m=0.2\%, \epsilon_b=0.3\%)) * t_H\end{aligned}$$

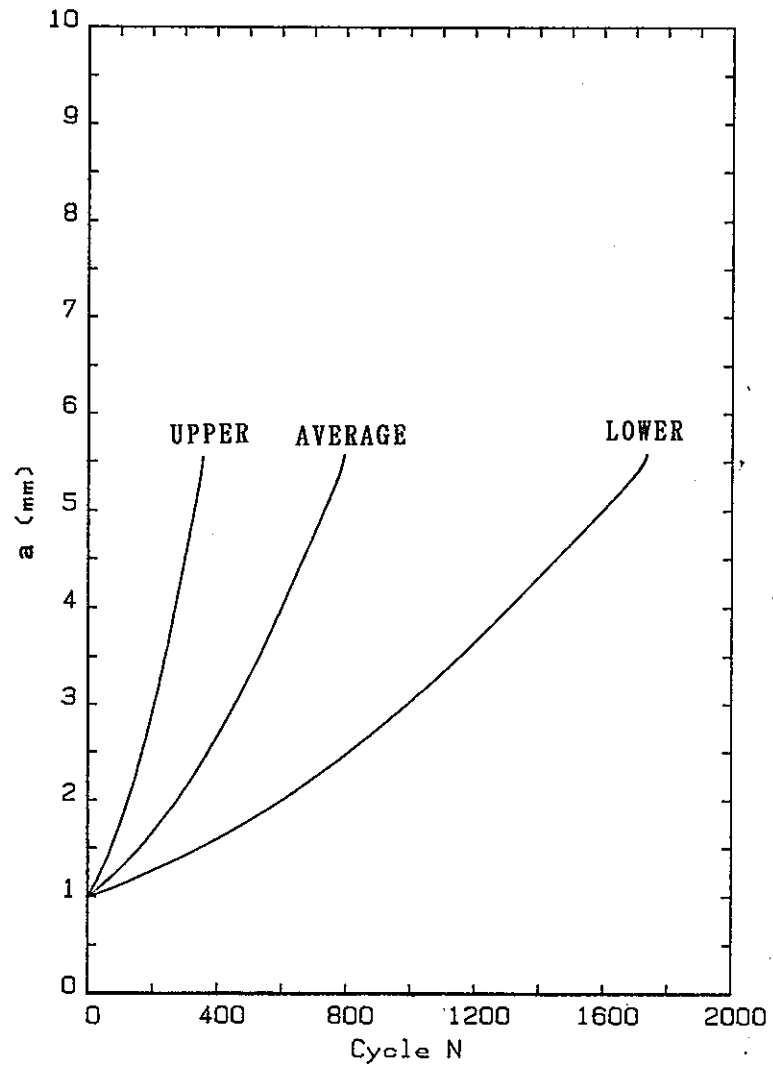


(a) $a-N$

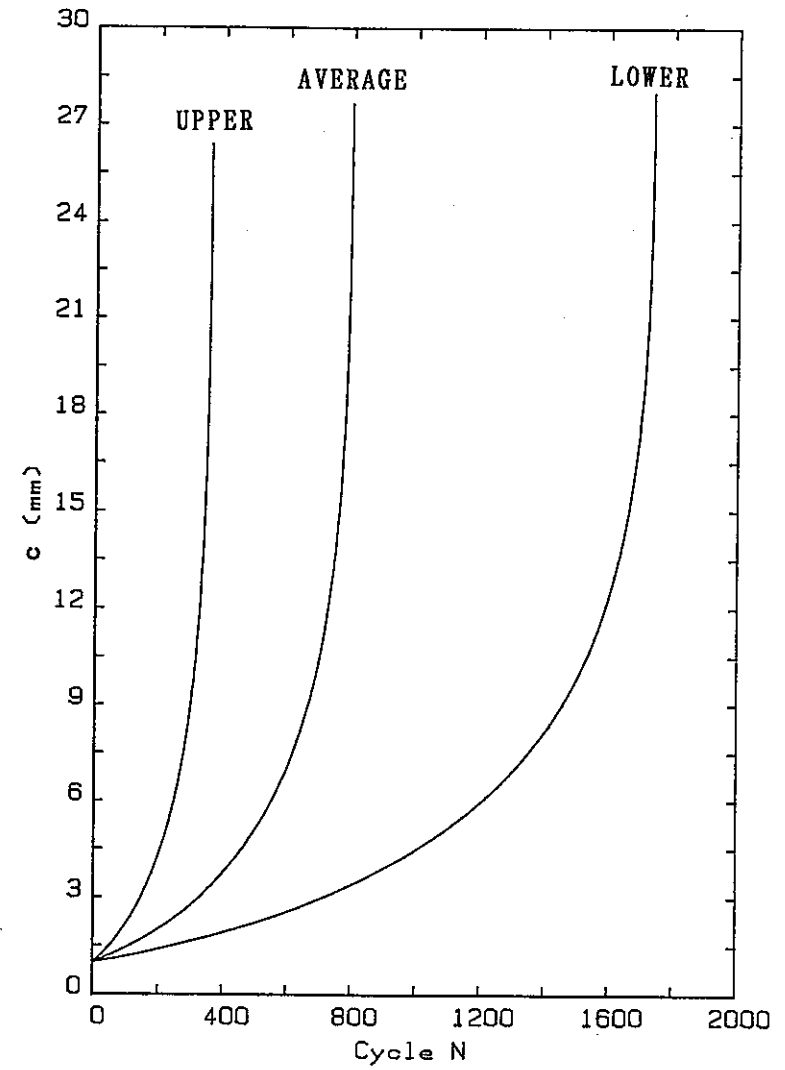


(b) $c-N$

Fig. 8.4-2 Relation between number of cycle and crack length(Prob. (1))

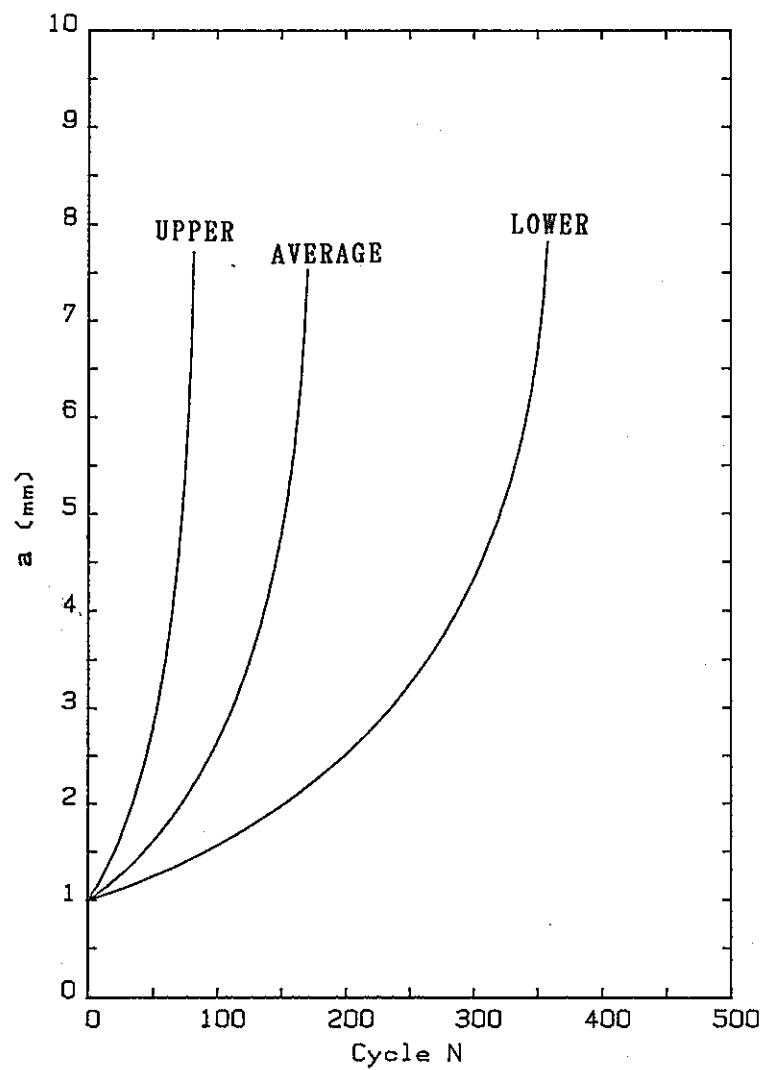


(a) $a-N$

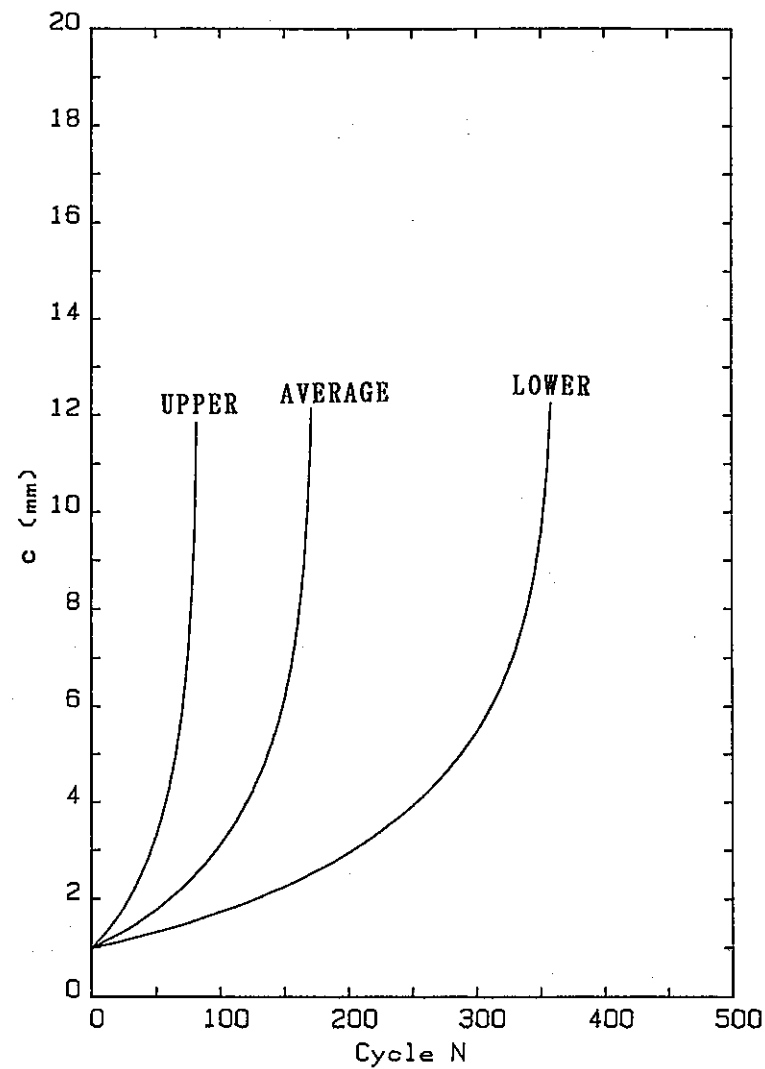


(b) $c-N$

Fig. 8.4-4 Relation between number of cycle and crack length(Prob. (2))



(a) $a-N$



(b) $c-N$

Fig. 8.4-6 Relation between number of cycle and crack length(Prob. (3)).

8. 5 矢川式による予測

8. 5. 1 解析方法

(1) 応力分布

矢川式による J 積分評価法においては板厚方向断面内の応力分布を、Fig.8.5-1 に示すようにき裂が存在する面の応力を σ_{in} 、その裏面の応力を σ_{out} とするような応力分布として考える。 σ_{out} は $-\sigma_{in}$ から σ_{in} までの値を取り、 $\sigma_{out}=\sigma_{in}$ のとき一様引張を、 $\sigma_{out}=-\sigma_{in}$ のとき純曲げを表わす。各問題の応力分布は以下のようになる。

問題 (1) : 荷重制御の一様引張問題であるから疲労、クリープともに

$$\sigma_{in}=13.0 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{out}=13.0 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

問題 (2) : 変位制御の純曲げ問題であるから弾性追従係数 $q=1.0$ を仮定して公称ひずみ 0.4% に対応する応力を求めると、疲労、クリープともに

$$\sigma_{in}=26.88 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{out}=-26.88 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

問題 (3) : 変位制御の膜+曲げ問題であるから、疲労き裂進展評価に用いる応力は弾性追従係数 $q=1.0$ を仮定して公称曲げひずみ 0.3% に対応する応力を求めると、

$$\sigma_{in}=24.49 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{out}=-24.49 \text{ kg/mm}^2 \quad (\text{疲労})$$

となる。

クリープき裂進展評価については公称膜ひずみ 0.2 % に対応する応力 $\sigma_m=21.48 \text{ kg/mm}^2$ を膜応力とし、膜ひずみに曲げひずみ 0.3% を加えた 0.5% のひずみに対応する応力 $\sigma_{in}=28.89 \text{ kg/mm}^2$ をき裂を有する面の応力とする。従って応力分布は、

$$\sigma_{in}=28.89 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{out}=14.06 \text{ kg/mm}^2 \quad (\text{クリープ})$$

となる。

(2) 膜応力による J 積分

Fig.8.5-2 に示すような半だ円表面き裂付平板が一様引張力を受ける場合の、き裂の最深部と表面部におけるグローバル J 積分はそれぞれ次式により評価することが出来る。

$$J_1=f_1 \cdot \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 (\sigma/\sigma_0)^{n+1} \cdot t/(1-a/t) \quad (8.5-1)$$

$$J_2=f_2 \cdot \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 (\sigma/\sigma_0)^{n+1} \cdot t \quad (8.5-2)$$

ここで、 f_1 、 f_2 は全面塑性解より求めた係数であり以下のように η ($=a/t$)、 η ($=a/c$)、 n の多項式で表わされる。

$$f_i = q_1 + q_2 \cdot n + q_3 \cdot n^2 + q_4 \cdot n^3, i=1,2 \quad (8.5-3)$$

$$q_j = p_{j1} + p_{j2} \cdot \xi + p_{j3} \cdot \eta + p_{j4} \cdot \xi^2 + p_{j5} \cdot \xi \eta + p_{j6} \cdot \eta^2 \\ + p_{j7} \cdot \xi^2 \eta + p_{j8} \cdot \xi \eta^2 + p_{j9} \cdot \xi^2 \eta^2, \quad j = 1, 2, 3, 4 \quad (8.5-4)$$

α 、 ε_0 、 σ_0 、 n は応力-ひずみ関係をRamberg-Osgood近似した時の材料定数であり次式で表わされる。

$$(\varepsilon^t / \varepsilon_0) = \alpha (\sigma / \sigma_0)^n \quad (8.5-5)$$

疲労き裂進展評価では、(8.5-1)、(8.5-2) 式より得られるJ積分値を4倍して ΔJ_f とした。一方クリープき裂進展評価においてはNorton型のクリープひずみ式を仮定するとJ'積分は次式で表わされる。

$$J_1' = f_1 \cdot B (\sigma)^{n+1} \cdot t / (1-a/t) \quad (8.5-6)$$

$$J_2' = f_2 \cdot B (\sigma)^{n+1} \cdot t \quad (8.5-7)$$

ただし、 B 、 n は次式で表わされる。

$$\dot{\varepsilon}_c = B \sigma^n \quad (8.5-8)$$

(3) 膜応力+曲げ応力によるJ積分

膜応力と曲げ応力が重畳する場合には、表面部の J_2 を一様引張と同様に(8.5-2)式により評価し最深部の J_1 を次式により評価する。

$$J_1 = J_2 \cdot r_J \quad (8.5-9)$$

ここで、 r_J は曲げの効果を考慮するための係数であり次式で表わされる。

$$r_J = (r_T - r_B) / 2 \cdot r_{st} + (r_T + r_B) / 2 \quad (8.5-10)$$

r_{st} は図8.5-1に示す σ_{in} 、 σ_{out} を用いて次式のように表わされる。

$$r_{st} = \sigma_{out} / \sigma_{in} \quad (8.5-11)$$

$\sigma_{out} = -\sigma_{in}$ のとき(8.5-11)式から $r_{st} = -1$ 、(8.5-10)式から $r_J = r_B$ となり、 $\sigma_{out} = \sigma_{in}$ のとき $r_{st} = 1$ 、 $r_J = r_T$ となる。 r_T は膜応力のみを受ける場合の r_J であり、(8.5-1)(8.5-2)、(8.5-9) 式より次式で表わされ、形状と定数 n により求められる。

$$r_T = (J_1 / J_2)_T = f_1 / f_2 (1-a/t) \quad (8.5-12)$$

一方曲げ応力場における r_B は形状ならびに n をパラメータとしてTable 8.5-1のようにならされている。

(4) 変位制御の場合のリラクゼーションの考え方

変位制御の場合の Δt 時間中の応力の減少分 $\Delta \sigma$ を(8.5-8)式を用いて、次式のように考える。

$$\Delta \sigma = E \dot{\varepsilon}_c \Delta t / q = E B \sigma^n \Delta t / q \quad (8.5-13)$$

これを膜応力と曲げ応力のそれぞれについて求め、

$$\sigma_m^{new} = \sigma_m^{old} - \Delta \sigma_m \quad (8.5-14)$$

$$\sigma_b^{new} = \sigma_b^{old} - \Delta \sigma_b \quad (8.5-15)$$

により応力を減少させる。ここで膜成分に対しては $q = 1$ を、曲げ成分に対しては $q = (n + 2)/3$ を使用する。 n は(8.5-8)式の値である。

また変位制御の場合、 J' 積分の算出式として矢川式の他に Ainsworthの式を用いて解析を実施し、矢川式による結果との比較を行なった。この場合も以下のようにしてリラクゼーションを考えた。

初期の参照応力を次式で表わす。

$$\sigma_{ref} = \frac{bt}{bt - ac} (\sigma_m + 0.8\sigma_b) \quad (8.5-16)$$

ここで a はき裂深さ、 c はき裂半長、 b は板幅の1/2、 t は板厚である。ひずみ速度を(8.5-8)式で表わすと J' 積分は次式で表わされる。

$$J' = \frac{K^2}{E} \cdot E \cdot \frac{\dot{\epsilon}_c}{\sigma_{ref}} \quad (8.5-17)$$

Δt 時間中の応力の減少分 $\Delta\sigma$ は

$$\Delta\sigma = E \dot{\epsilon}_c \Delta t / q \quad (8.5-18)$$

で表わされ、

$$\sigma_{ref}^{new} = \sigma_{ref}^{old} - \Delta\sigma \quad (8.5-19)$$

により応力を減少させた。

8. 5. 2 解析結果

(1) 表面き裂付き平板の膜荷重制御下の短時間クリープ疲労き裂進展問題

Fig.8.5-3 に最深部と表面部における J 積分ならびに ΔJ_c のき裂長さに対する変化を示す。図中 J は $\Delta J_c/4$ を J_c は ΔJ_c を表す。き裂進展の初期の段階では最深部の J 値の方が表面部に比べ大きい値となっているが、き裂が進展するに従い表面部の J 値が大きくなり最深部の J 値を上回るようになる。

Fig.8.5-4 に初期欠陥 $a_0=0.5\text{mm}$ 、 $2c_0=5\text{mm}$ 対する最深部と表面部におけるき裂進展挙動を示す。き裂進展量はき裂進展式の係数の上限、平均、下限値に対して求めた。

Fig.8.5-5 にき裂深さ $a=2\text{mm}$ 、き裂長さ $2c=6.6\text{mm}$ における J 積分の公称応力に対する変化を、最深部ならびに表面部について示す。図にはクリープによる1サイクル中の ΔJ_c を併せて示している。Fig.8.5-3 から分かるように、き裂形状が小さいので最深部の J 値の方が表面部に比べ大きな値となっている。

(2) 表面き裂付き平板の曲げ変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題

最深部と表面部におけるJ積分とき裂長さの関係を、J'を矢川式で評価した場合についてFig.8.5-6に、J'をAinsworthの式で評価した場合についてFig.8.5-7にそれぞれ示す。矢川式の方がJ'を大きく評価していることが分かる。またき裂が進展するのに従いクリープによるき裂進展が支配的となることが分かる。

初期欠陥 $a_0=1\text{mm}$ 、 $2c_0=2\text{mm}$ に対する最深部と表面部におけるき裂進展挙動を、J'を矢川式により評価した場合についてFig.8.5-8に、Ainsworthの式で評価した場合についてFig.8.5-9にそれぞれ示す。両者を比較すると矢川式による評価の方が繰返し数にして3～4割と、速い進展結果を示している。これは、矢川式の方がJ'を大きく評価し、かつクリープによるき裂進展が支配的であることによるものと考えられる。

き裂深さ $a=3\text{mm}$ 、き裂長さ $2c=9.82\text{mm}$ におけるJ積分の公称ひずみに対する変化をJ'を矢川式により評価した場合についてFig.8.5-10に、Ainsworth式により評価した場合についてFig.8.5-11にそれぞれ示す。この図からも矢川式の方がJ'を過大に評価していることが分かる。

(3) 表面き裂付き平板の（膜+曲げ）変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題

最深部と表面部におけるJ積分とき裂長さの関係を、J'を矢川式で評価した場合についてFig.8.5-12に、Ainsworth式で評価した場合についてFig.8.5-13に示す。矢川式により評価した場合のJ'積分はAinsworthの式による評価に比べ著しく大きな値となっている。

初期欠陥 $a_0=1\text{mm}$ 、 $2c_0=2\text{mm}$ に対する最深部ならびに表面部におけるき裂進展挙動を、J'を矢川式とAinsworthの式で評価した場合についてそれぞれFig.8.5-14、Fig.8.5-15に示す。J'を大きく評価しているために、矢川式を用いた場合き裂進展は著しく早い結果となっている。繰返し数にしてAinsworth式による評価の1～2割程度である。

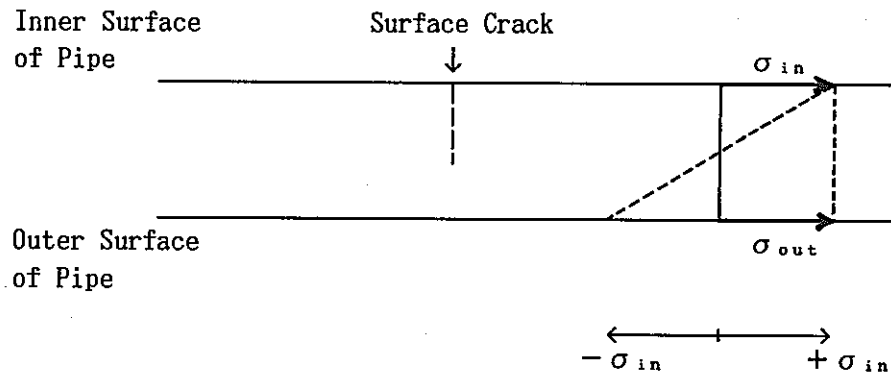


Fig. 8.5-1 Consideration of the inner and outer fiber stresses

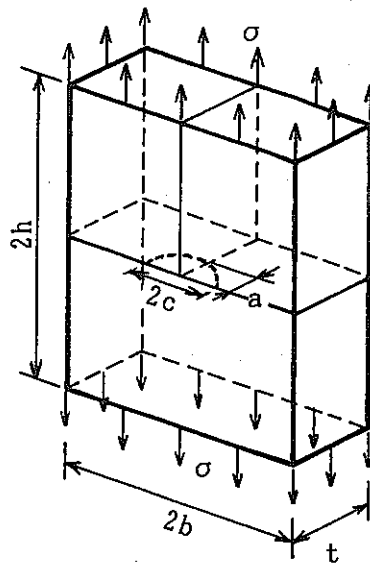


Fig. 8.5-2 Plate with a semi-elliptical surface crack subjected to uniform tension

Table 8.5-1 r_B for the bending problem

a/t	a/c	n = 1	n = 2	n = 3	n = 4	n = 5
0.2	0.2	3.48	3.45	3.39	3.33	3.29
0.2	1.0	0.584	0.719	0.762	0.792	0.819
0.8	0.2	0.138	0.0222	0.0	0.0	0.0
0.8	1.0	0.0147	0.0	0.0	0.0	0.0

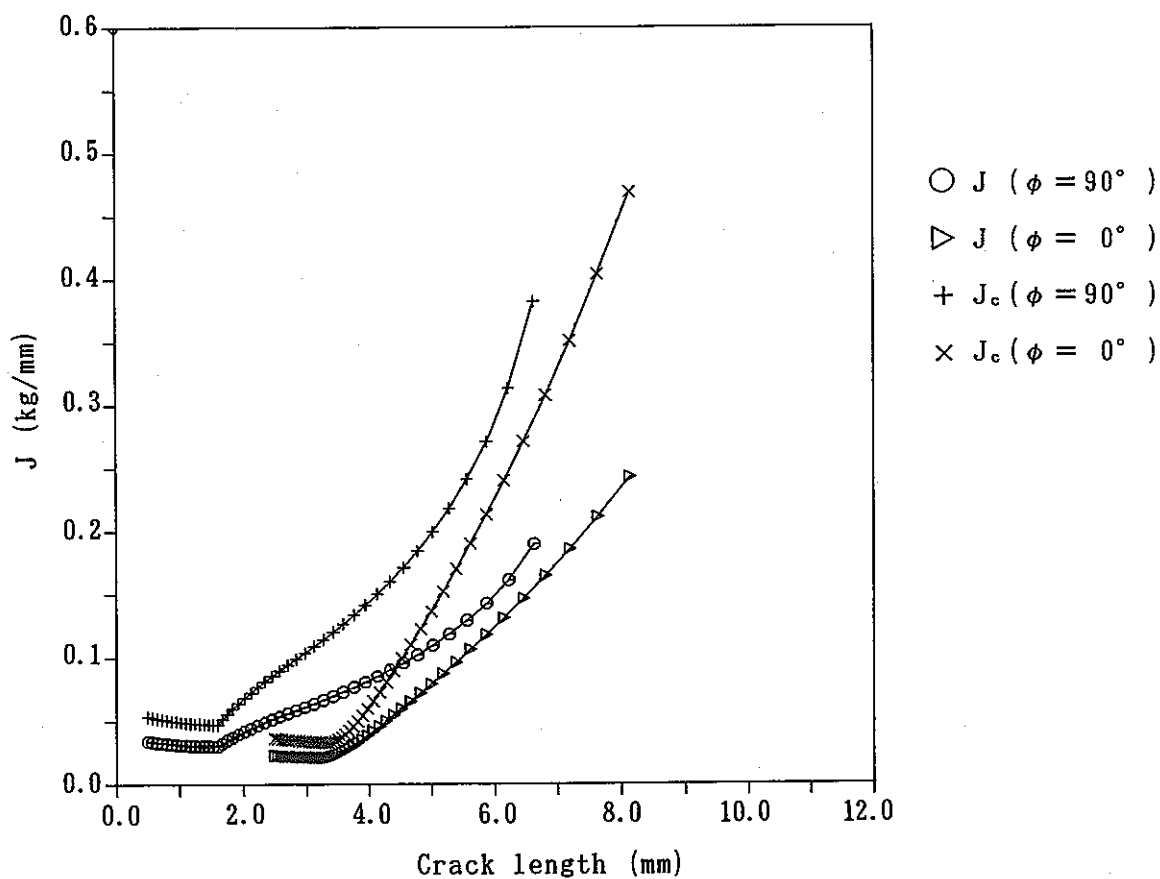


Fig. 8.5-3 J-integral versus crack length (Problem (1))

Fig. 8.5-3 J vs. a (Problem (1))

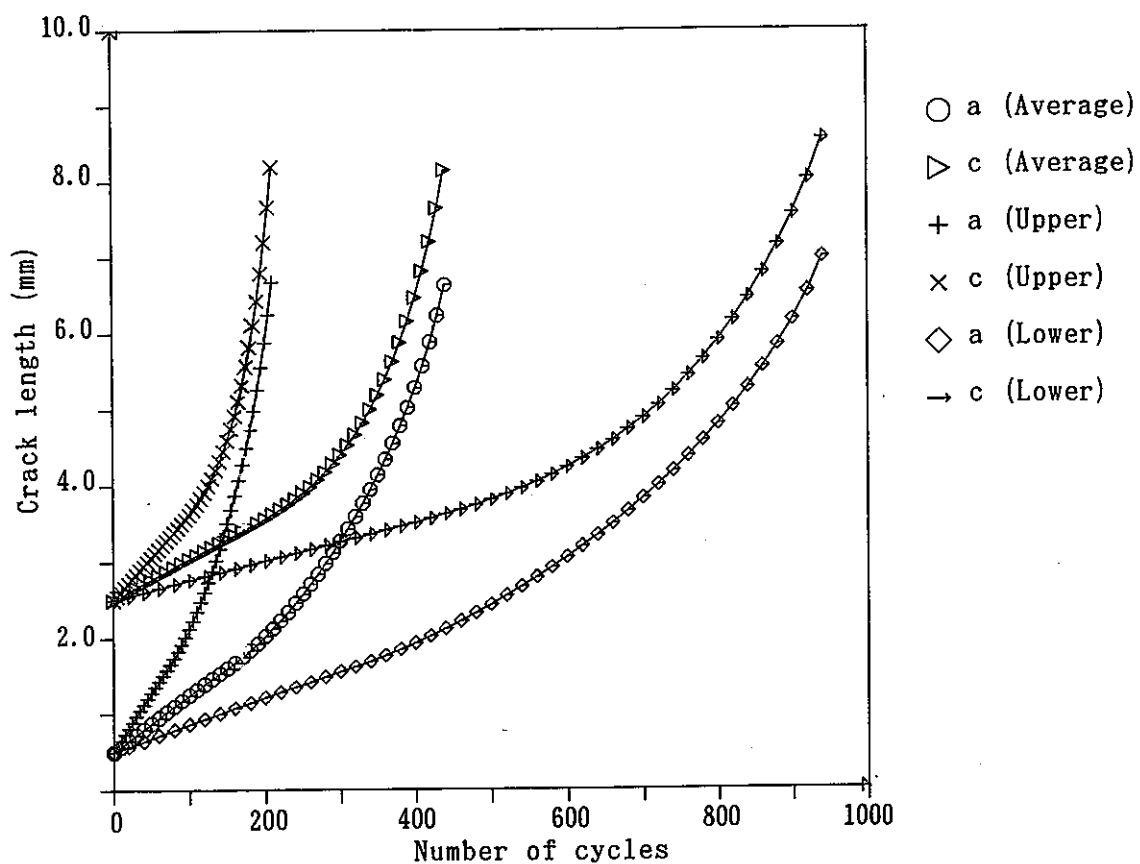


Fig. 8.5-4 Estimation of crack growth (Problem (1))

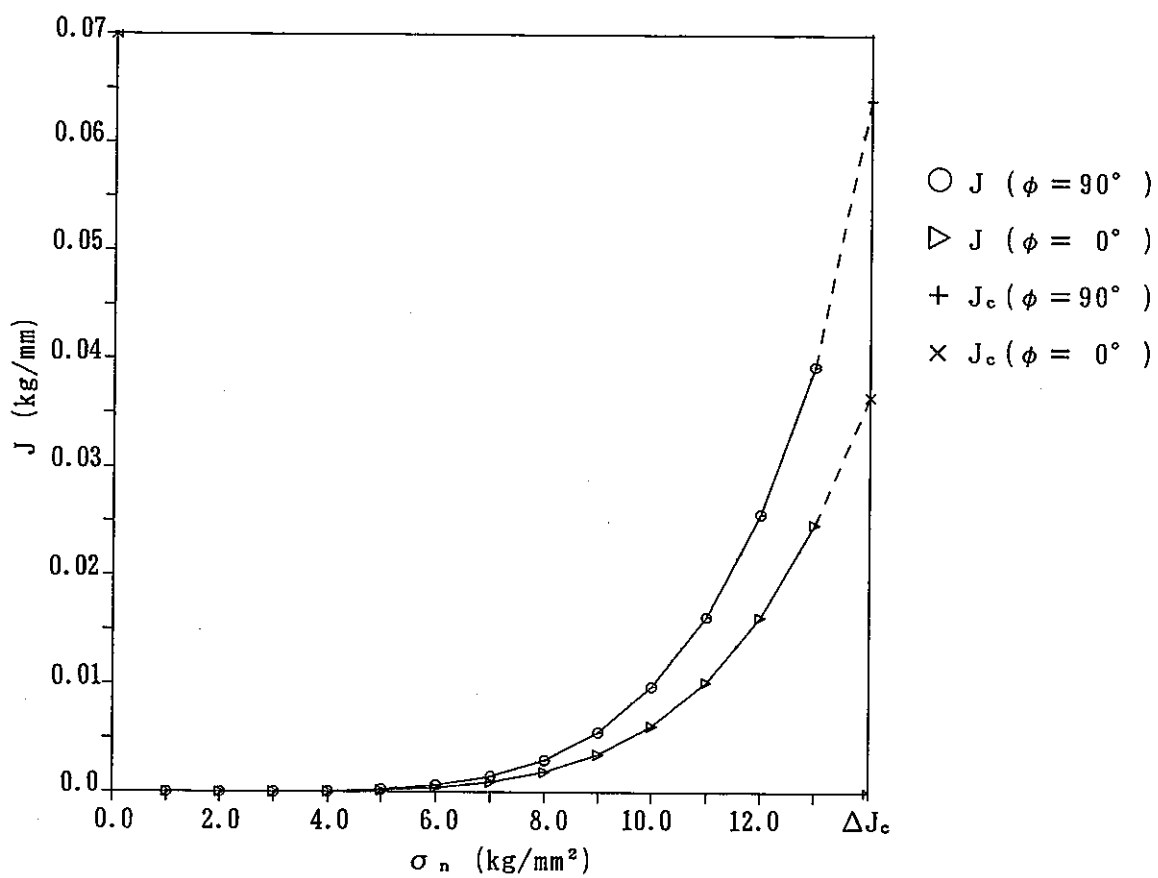


Fig. 8.5-5 J-integral versus σ_n (Problem (1))

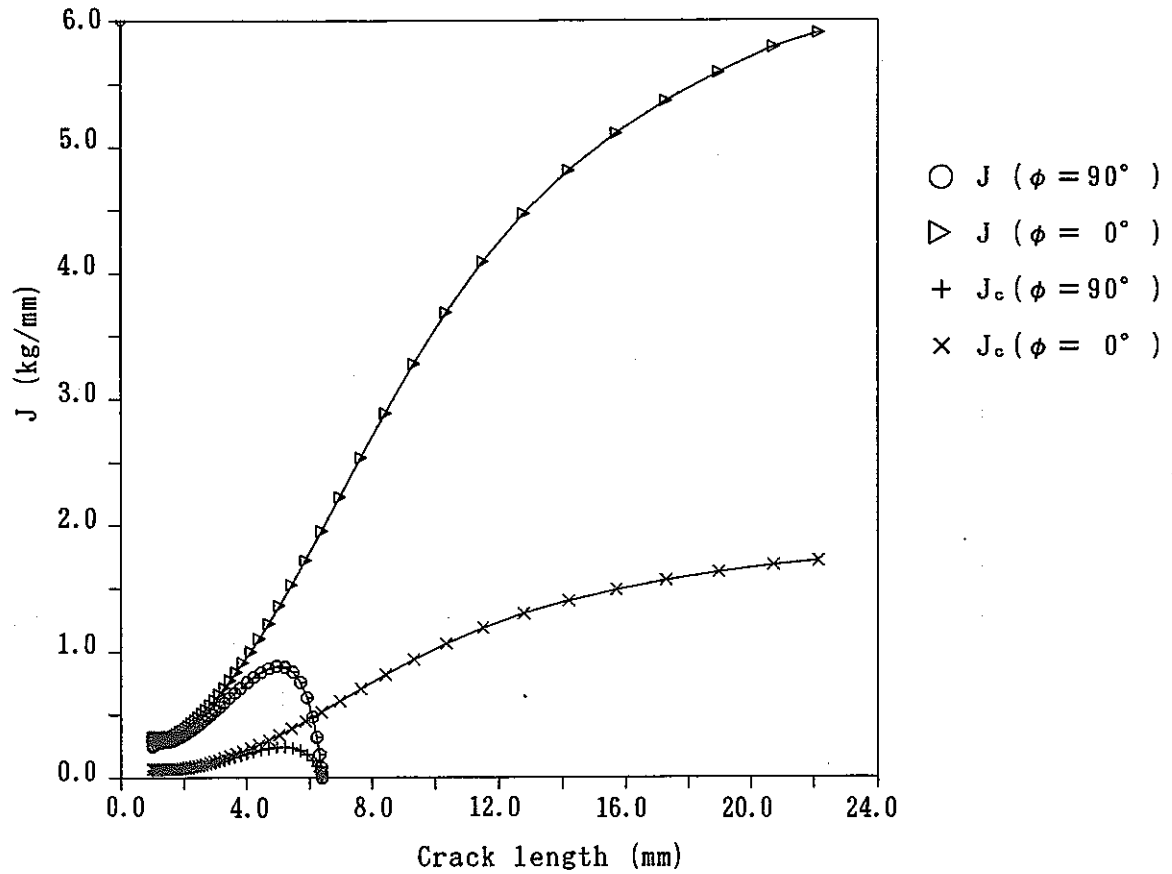


Fig. 8.5-6 J-integral versus crack length (Problem (2), J':Yagawa)

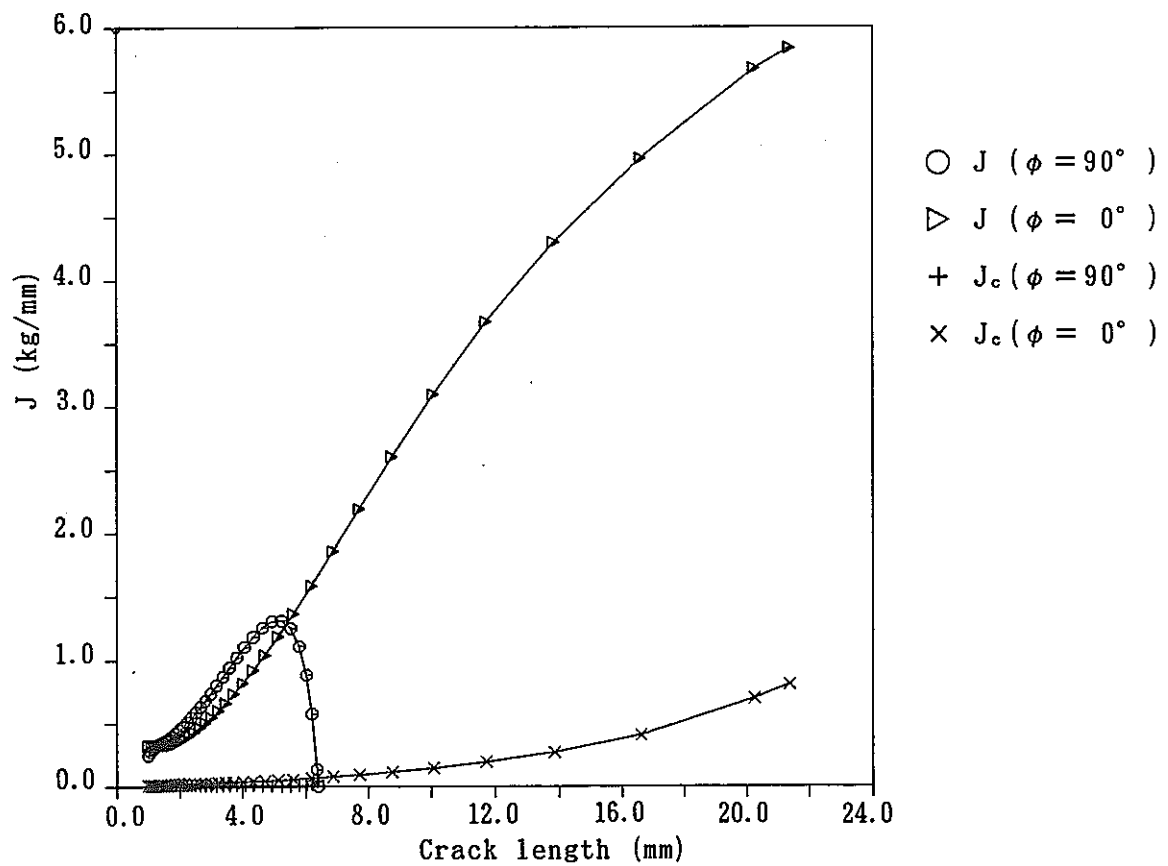


Fig. 8.5-7 J-integral versus crack length (Problem (2), J':Ainsworth)

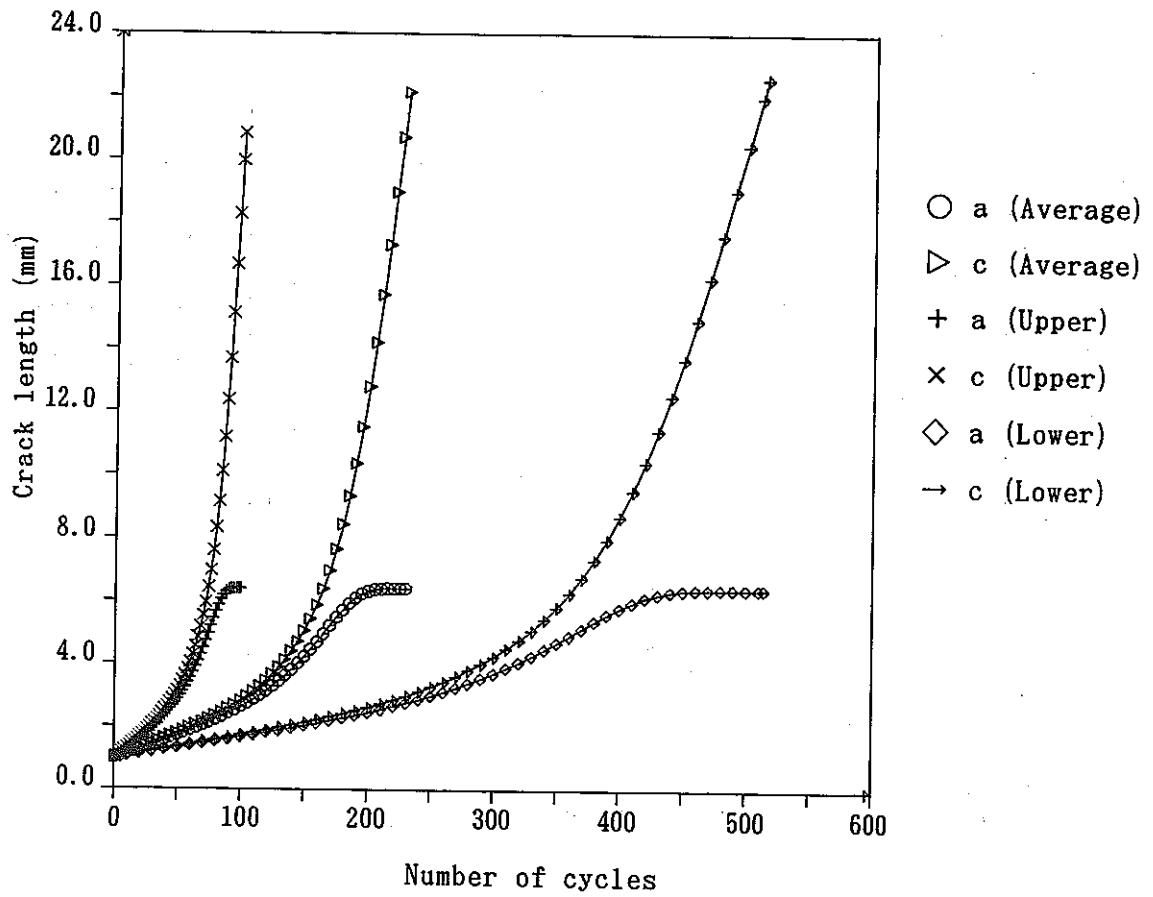


Fig. 8.5-8 Estimation of crack growth (Problem (2), J':Yagawa)

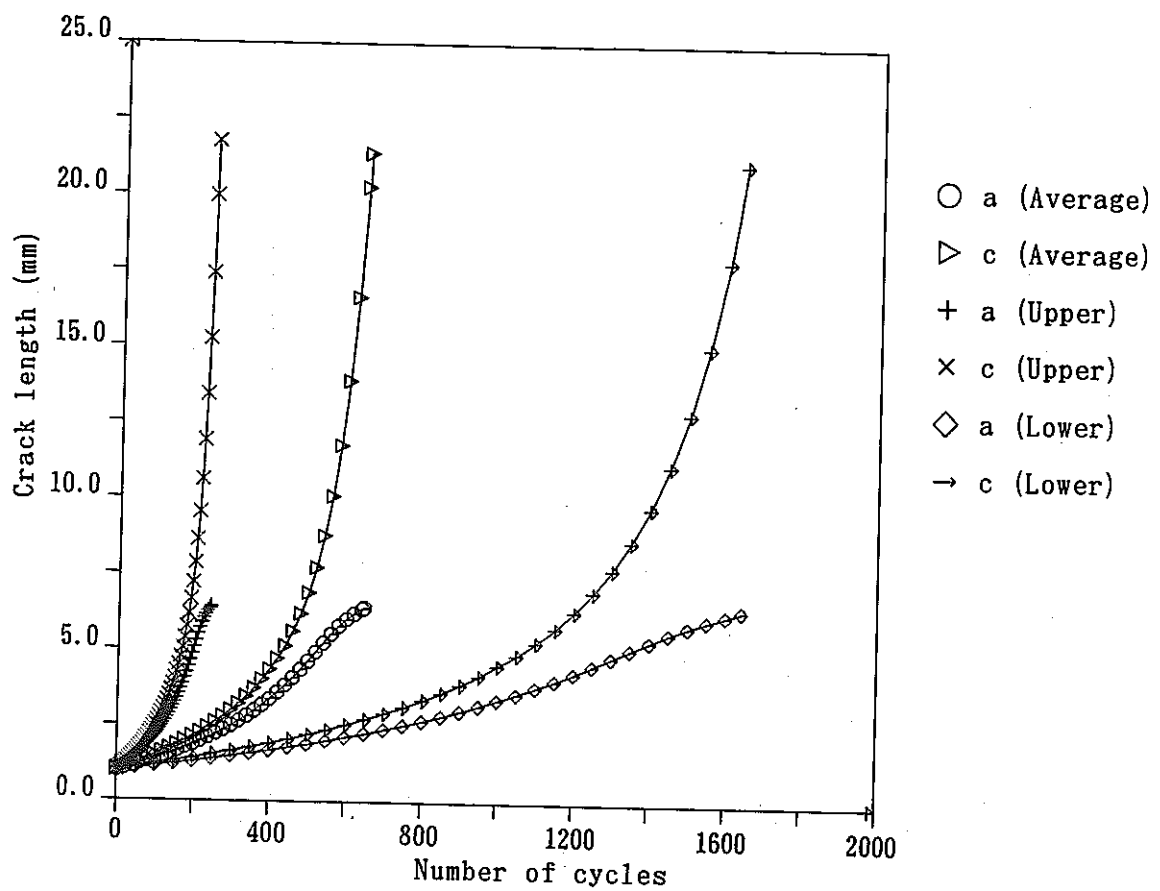


Fig. 8.5-9 Estimation of crack growth (Problem(2), J':Ainsworth)

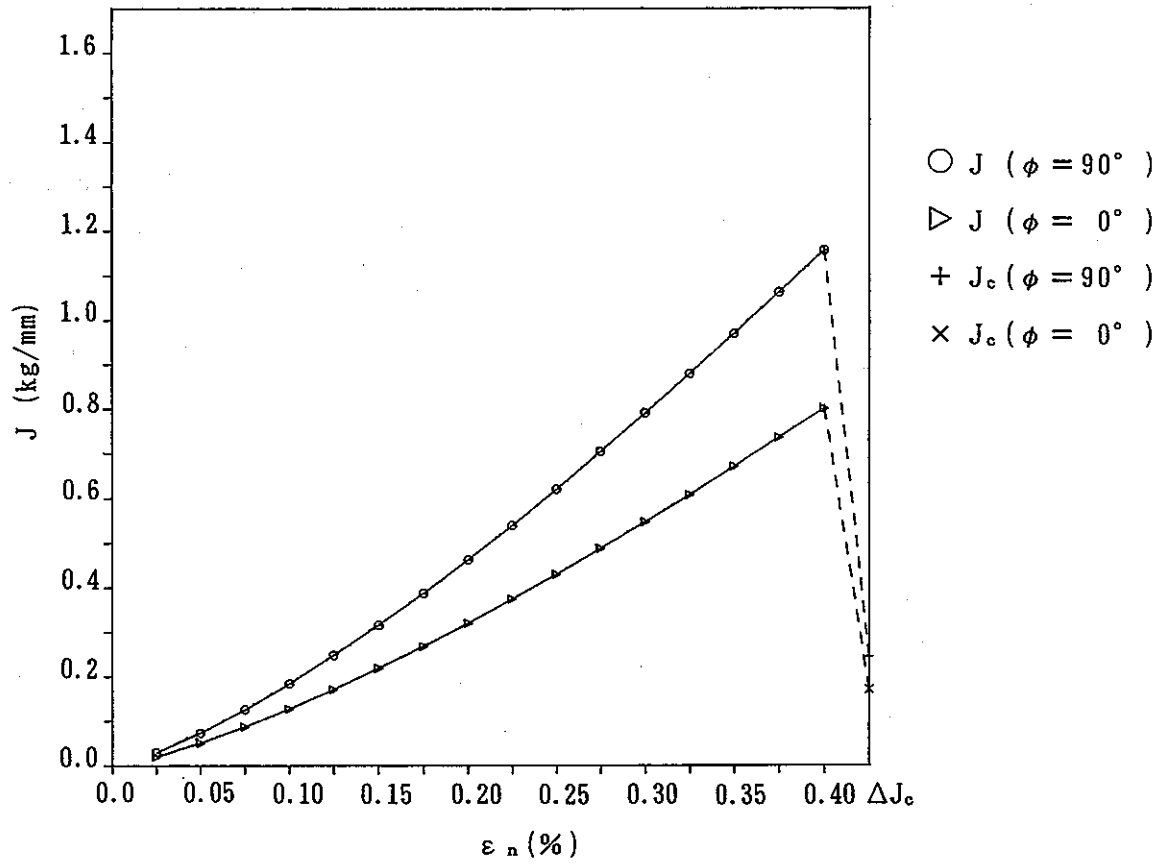


Fig. 8.5-10 J-integral versus ε_n (Problem (2), J':Yagawa)

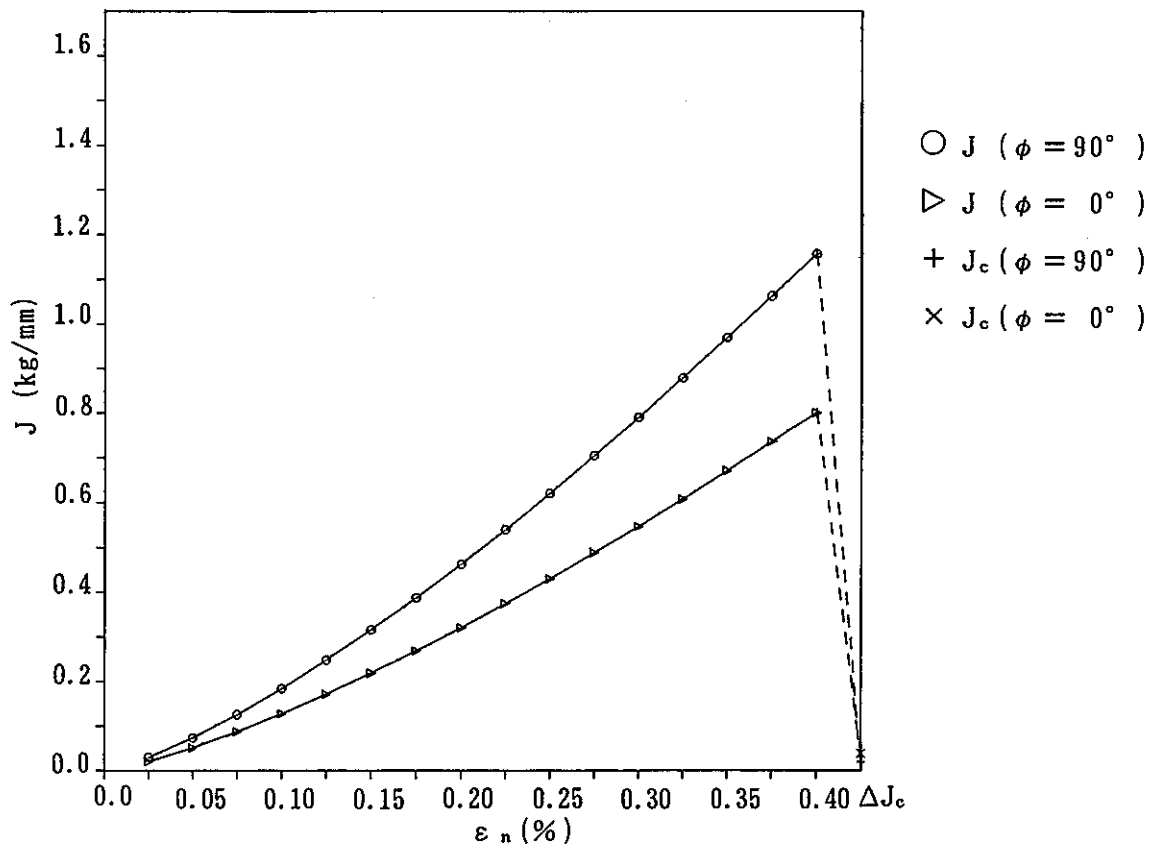


Fig. 8.5-11 J-integral versus ε_n (Problem (2), J':Ainsworth)

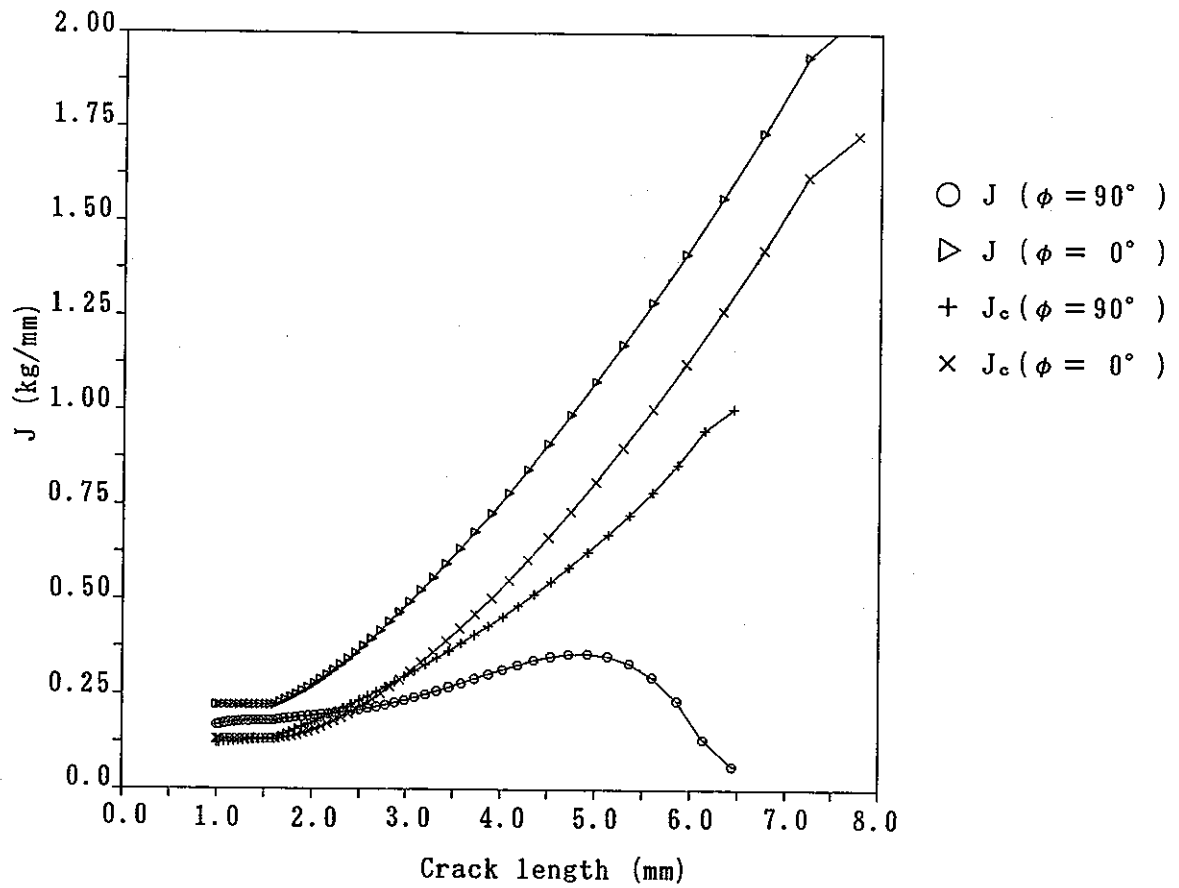


Fig. 8.5-12 J-integral versus crack length (Problem (3), J':Yagawa)

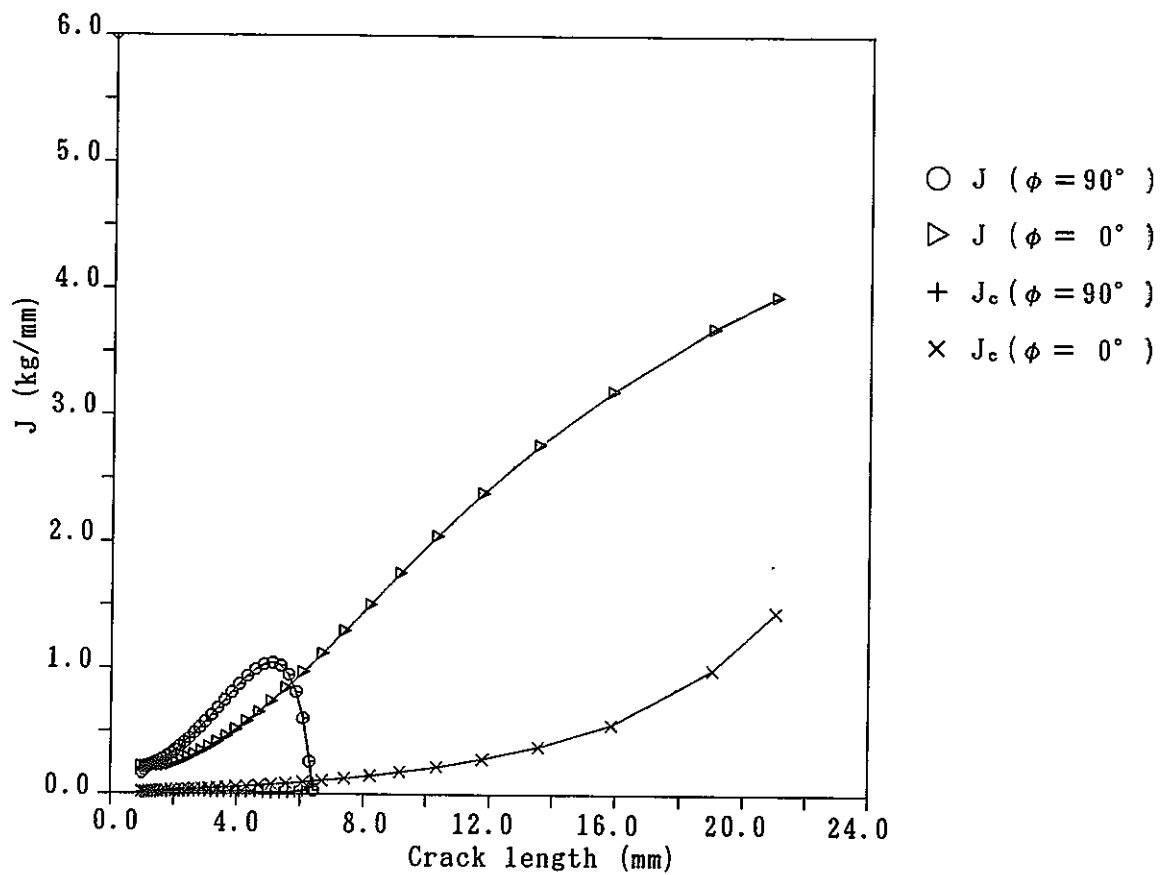


Fig. 8.5-13 J-integral versus crack length (Problem (3), J':Ainsworth)

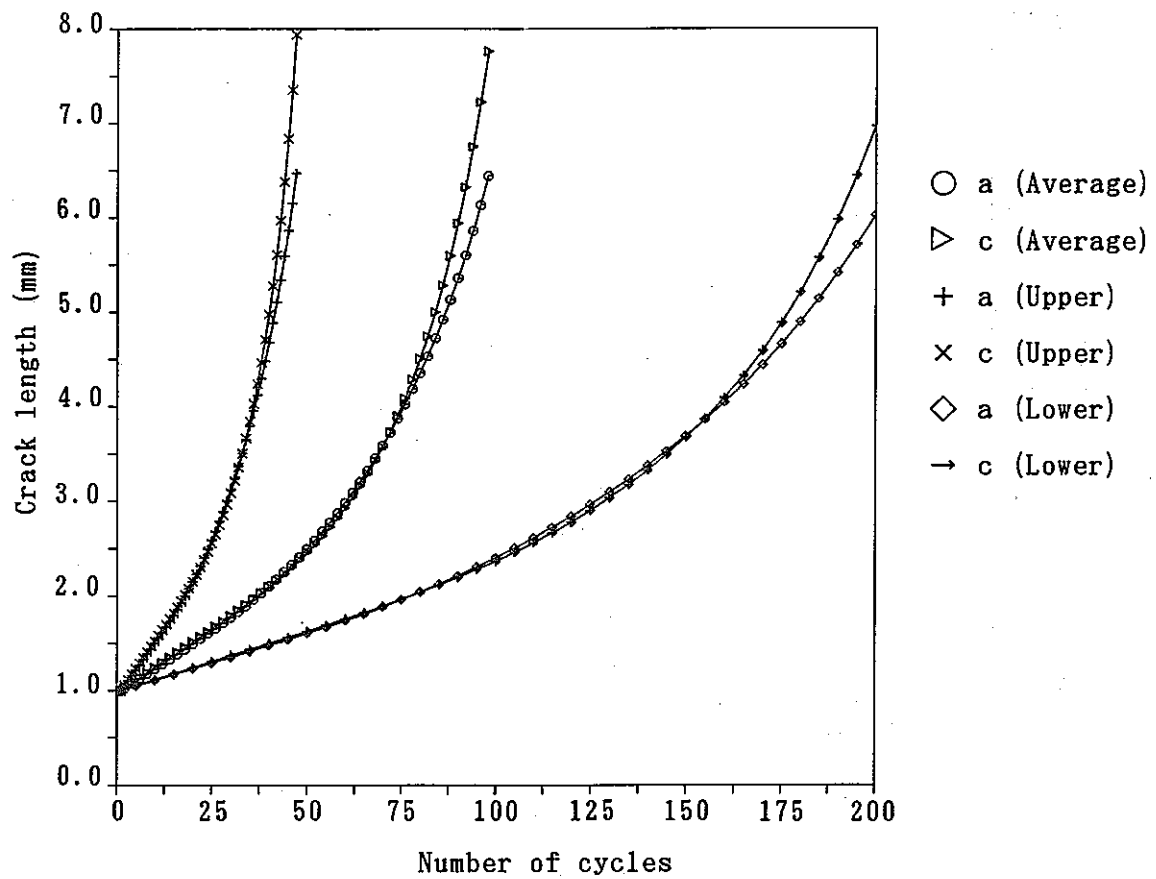


Fig. 8.5-14 Estimation of crack growth (Problem(3), J':Yagawa)

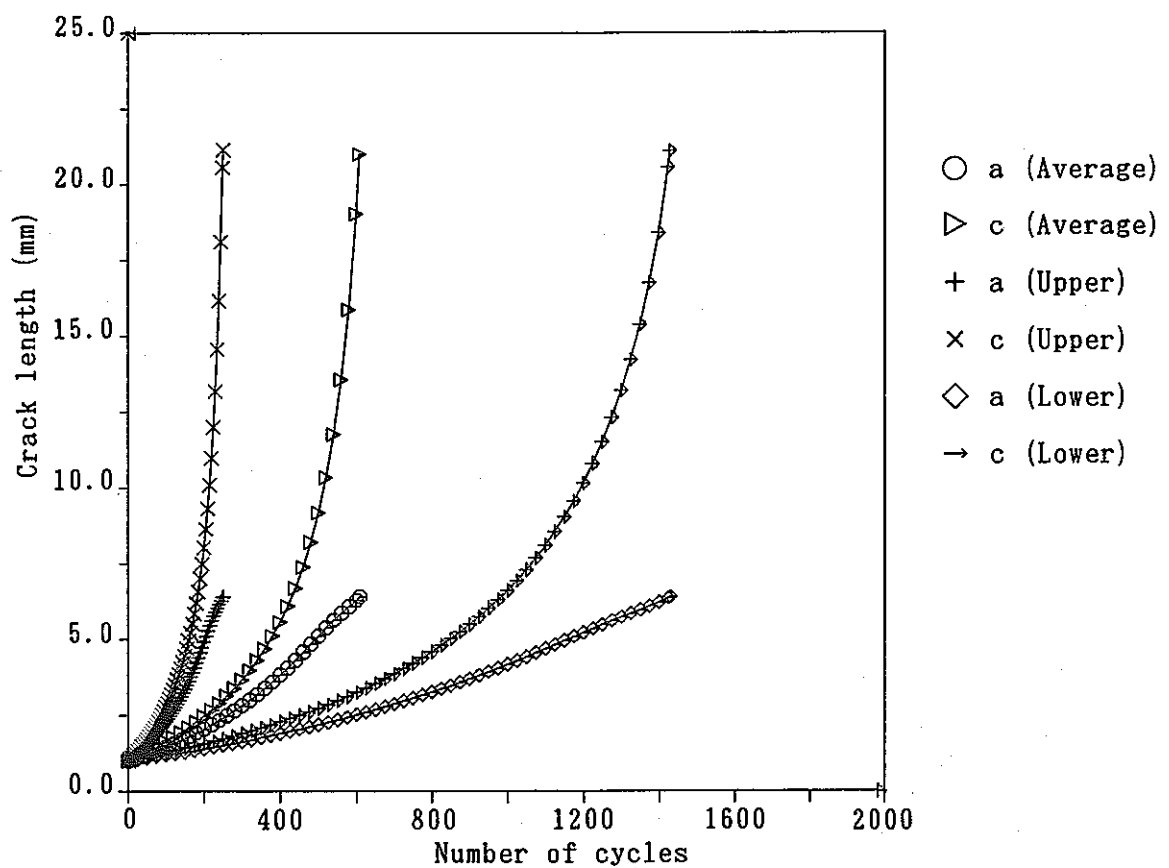


Fig. 8.5-15 Estimation of crack growth (Problem(3), J':Ainsworth)

8. 6 ベンチマーク解析の比較

8. 6. 1 表面き裂付き平板の膜荷重制御下の短時間クリープ疲労き裂進展問題 (問題(1))

(1) 特定き裂形状に対するJ積分値

$a=2\text{mm}$ 、 $2c=6.6\text{mm}$ の表面き裂について表面 ($\phi=0^\circ$) と最深部 ($\phi=90^\circ$) におけるJ積分の変化を公称応力に対してそれぞれFig.8.6-1、Fig.8.6-2 に示す。図中 BEMにより求めたJ積分値も示している。

簡易解析法の中で最も大きなJ積分値を算出しているのはCEGB法によるものであり、他の手法による結果に比べ大きな差異を生じている。しかし、BEMによる解析結果に最も近いのはCEGB法によるものであり、他の結果は過小評価となっている。これは、簡易解析法自体の差異でなく、使用した応力-ひずみ関係式の差異によるものであると考えられる。すなわち、CEGB法では問題で与えられたひずみを塑性ひずみとして扱い弾性成分との加算を行っているのに対し、他の手法では $\varepsilon^p \equiv \varepsilon^t$ としたために弾性J積分値J_eの分が過小評価となっているものと考えられる。

(2) き裂進展挙動

$a_0=0.5\text{mm}$ 、 $2c_0=5\text{mm}$ の初期表面き裂について、表面 ($\phi=0^\circ$) と最深部 ($\phi=90^\circ$) におけるき裂進展挙動をFig.8.6-3、Fig.8.6-4 にそれぞれ示す。矢川式による結果が若干大きめの進展挙動を予測しているものの簡易式による評価はほぼ一致している。Fig.8.6-1、Fig.8.6-2 ではPNC法、CEGB法ならびにCEA法の差異は顕著であったが、き裂進展挙動ではその差異は小さくき裂深さ $a>4\text{mm}$ 、き裂半長 $c>4\text{mm}$ で差異が顕著となってくる。これは、Fig.8.6-1、Fig.8.6-2 では ΔJ_e に関する比較が行われておらず、手法によるJ積分値の差異が目立っているが、き裂進展挙動を支配しているのはクリープき裂進展であることから手法による差異が小さくなったものと考えられる。

(3) き裂進展速度

き裂長さに対するき裂進展速度の変化を表面 ($\phi=0^\circ$) と最深部 ($\phi=90^\circ$) についてFig.8.6-5、Fig.8.6-6 にそれぞれ示す。Fig.8.6-3、Fig.8.6-4 のき裂進展挙動で矢川式が大きめの予測となったのは、き裂が短い領域で矢川式が大きめのき裂進展速度を予測していることによるものであり、き裂長さが大きくなるに従い矢川式は逆に小さめの予測となっている。

き裂進展速度で比較すると、各手法の差異は小さくかつBEMによる予測や実験結果とよく一致している。

8. 6. 2 表面き裂付き平板の曲げ変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題 (問題(2))

(1) 特定き裂形状に対するJ積分値

$a=3\text{mm}$ 、 $2c=9.82\text{mm}$ の表面き裂について表面 ($\phi=0^\circ$) と最深部 ($\phi=90^\circ$) におけるJ積分の変化を公称ひずみに対してそれぞれFig.8.6-7、Fig.8.6-8 に示す。図中 FEMにより求めたJ積分値も示している。

簡易解析法の中で最も大きなJ積分値を算出しているのは矢川式で、以下CEGB法、CEA法、PNC法の順で大きなバラツキを生じている。これは、手法そのものの差異よりもむしろひずみから応力へ変換した手法の差異によるものであると考えられる。FEM解と比較すると、CEA法やCEGB法が比較的近い解となっている。

(2) き裂進展挙動

$a_0=1\text{mm}$ 、 $2c_0=2\text{mm}$ の初期表面き裂について、表面 ($\phi=0^\circ$) と最深部 ($\phi=90^\circ$) におけるき裂進展挙動をFig.8.6-9、Fig.8.6-10にそれぞれ示す。矢川式とPNC法による予測が速めのき裂進展挙動を予測しており、CEA法、CEGB法の順に遅いき裂進展挙動となっている。これらの差異は ΔJ_c の予測の差異により生じたものと考えられ、Fig.8.6-7、Fig.8.6-8のJ積分の比較とは1対1で対応していない。 ΔJ_c の比較を行うとともに、初期応力や変位保持中の応力緩和過程の考え方についての比較をさらに行っていく必要がある。

(3) き裂進展速度

き裂長さに対するき裂進展速度の変化を表面 ($\phi=0^\circ$) と最深部 ($\phi=90^\circ$) についてFig.8.6-11、Fig.8.6-12にそれぞれ示す。図中FEMやBEMによる予測や実験結果も示しており、CEA法やCEGB法はこれらの結果とよく一致している。矢川式やPNC法は、FEMやBEMによる予測や実験結果に比べ1オーダー程度の過大評価となっており、クリープJ積分 ΔJ_c の評価に関する詳細な検討が必要である。

8. 6. 3 表面き裂付き平板の(膜+曲げ)変位制御下の 長時間クリープ疲労き裂進展問題(問題(3))

(1) き裂進展挙動

$a_0=1\text{mm}$ 、 $2c_0=2\text{mm}$ の初期表面き裂について、表面 ($\phi=0^\circ$) と最深部 ($\phi=90^\circ$) におけるき裂進展挙動をFig.8.6-13、Fig.8.6-14にそれぞれ示す。CEGB法による予測が特に遅いき裂進展挙動を予測しており、CEA法、矢川式、PNC法の順に速いき裂進展挙動となっている。これらの差異は ΔJ_c の予測の差異により生じたものと考えられ、とくに膜変位の取り扱い手法の差についての詳細な比較検討が必要である。

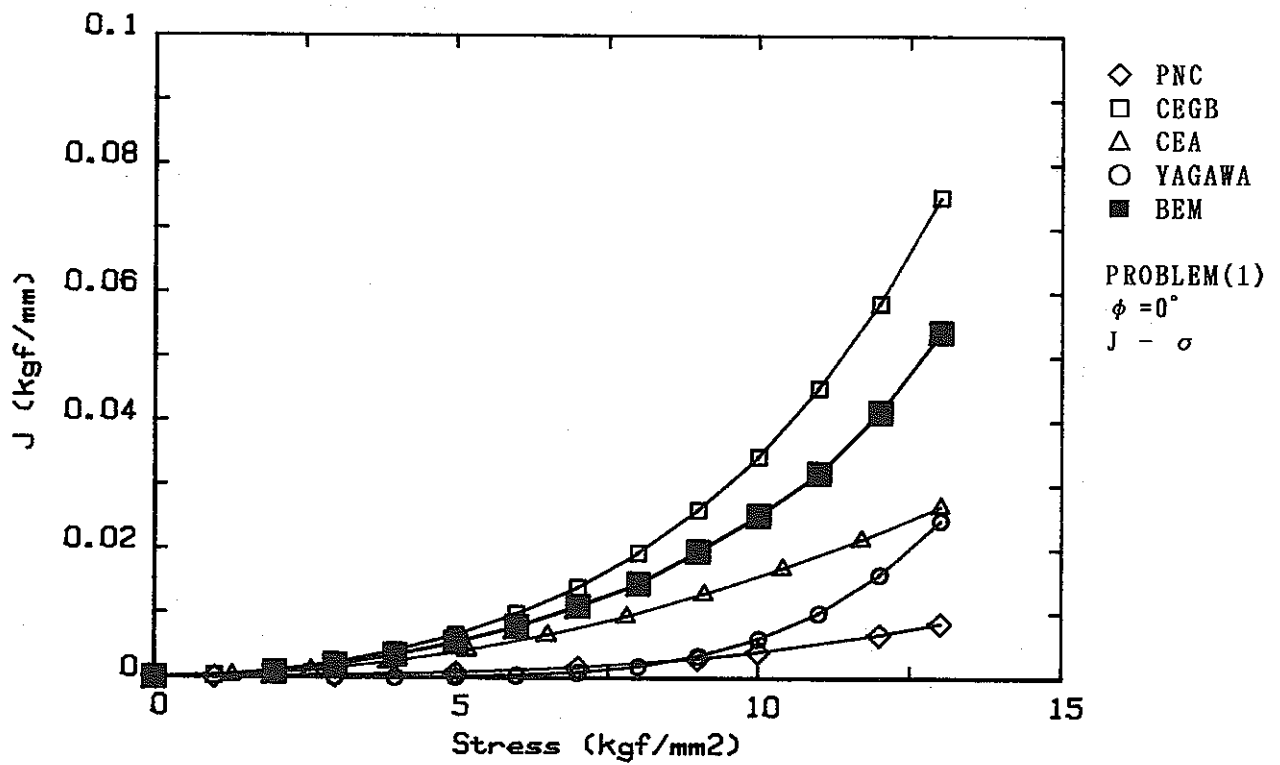


Fig.8.6-1 Comparison in J-integral versus nominal stress ($\phi = 0^\circ$, Problem (1))

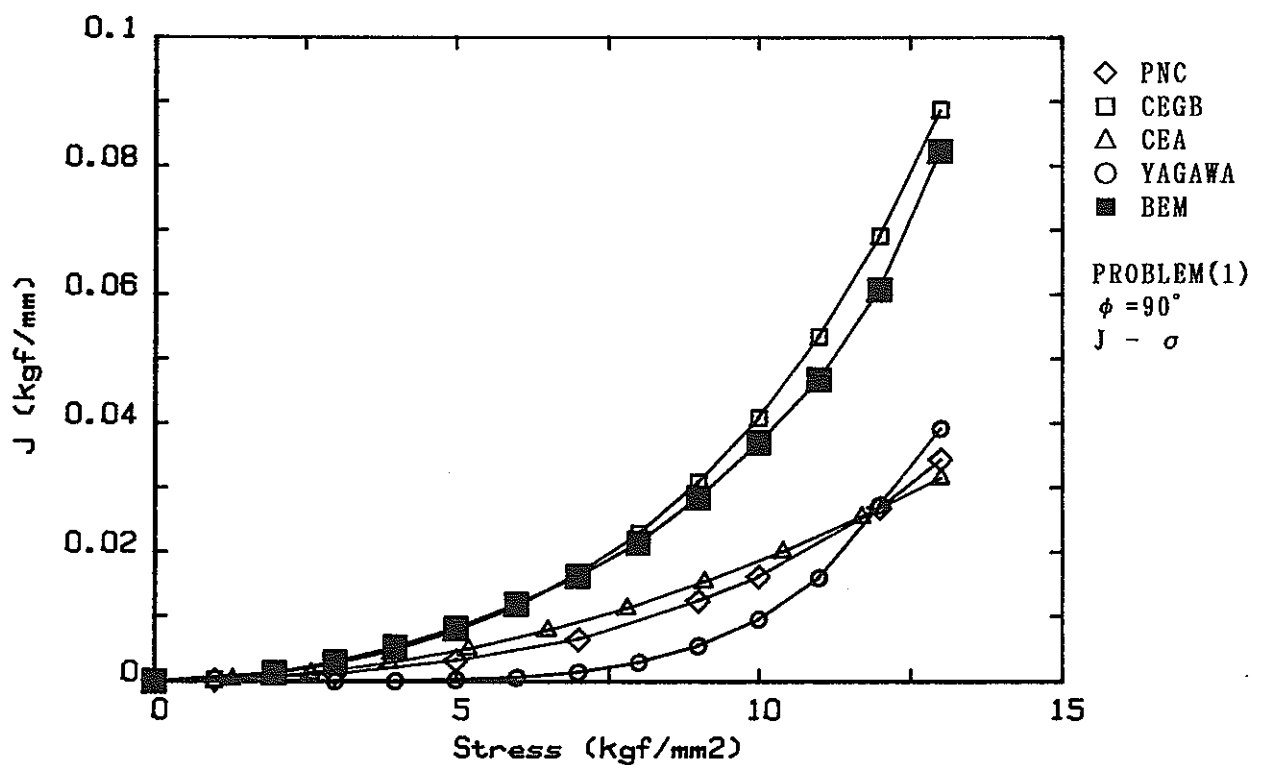


Fig.8.6-2 Comparison in J-integral versus nominal stress ($\phi = 90^\circ$, Problem (1))

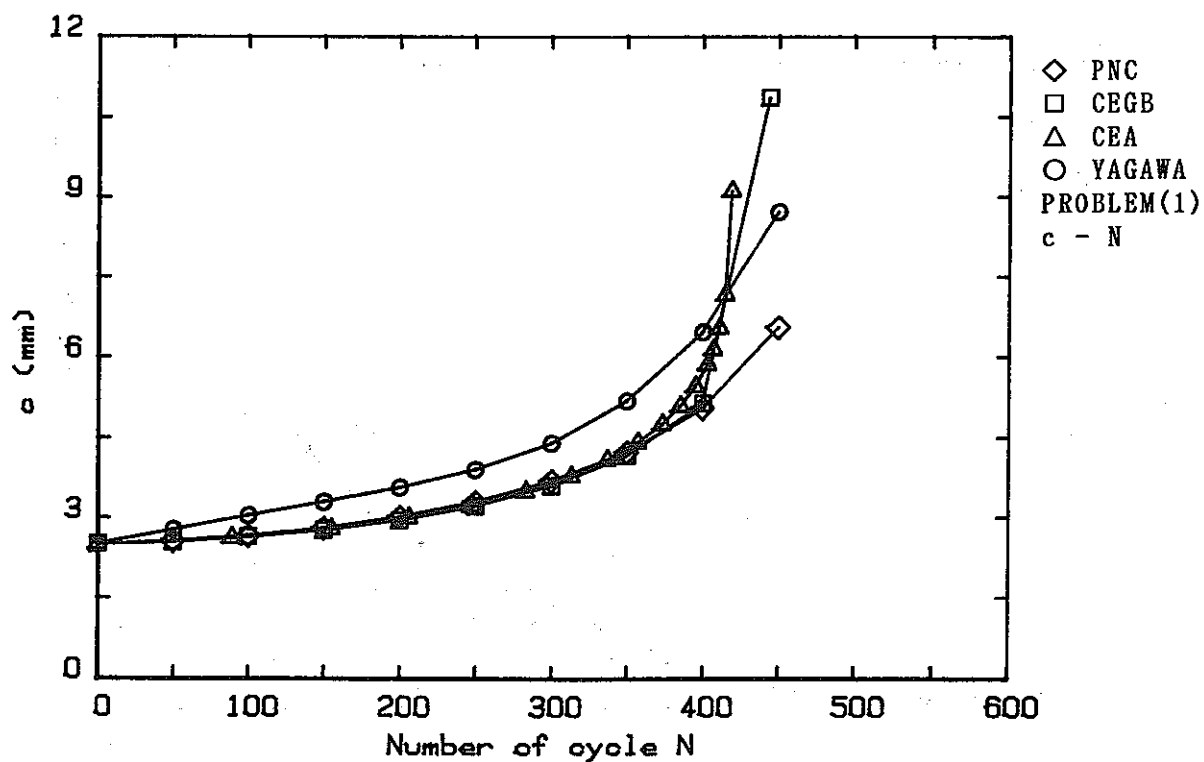


Fig.8.6-3 Comparison in crack propagation prediction
($\phi = 0^\circ$, Problem (1))

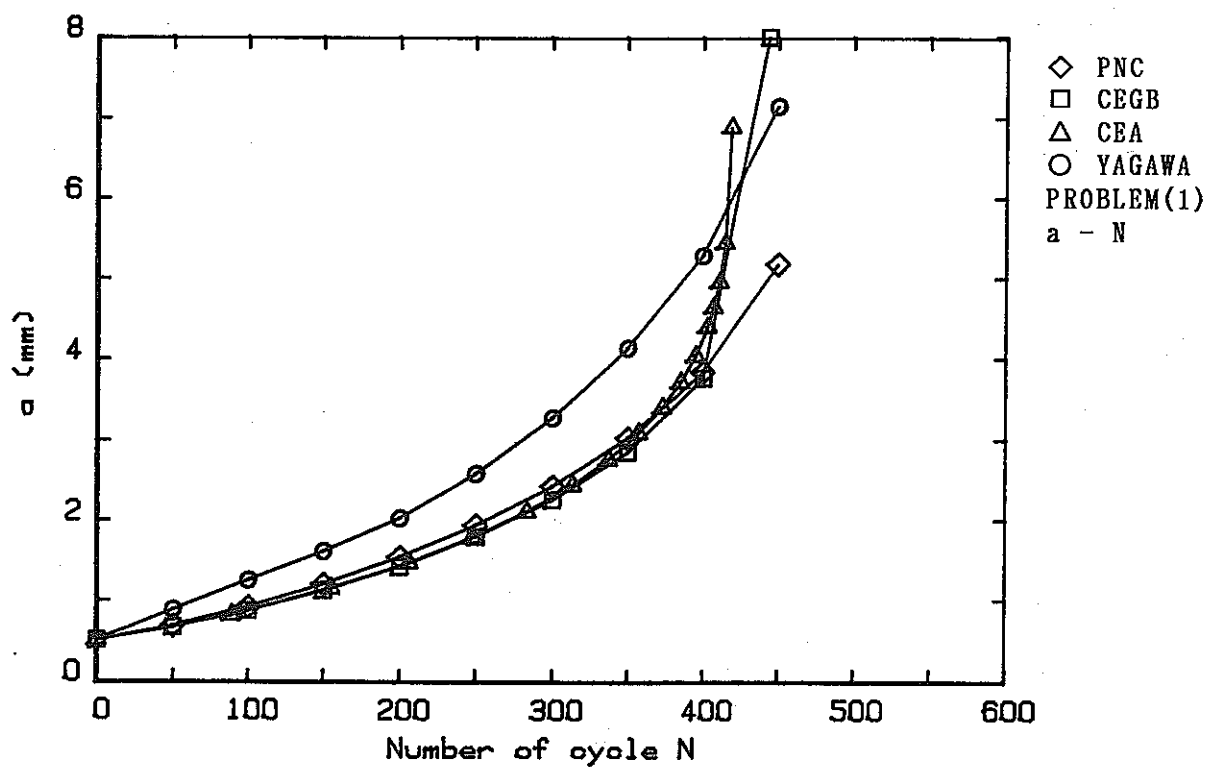


Fig.8.6-4 Comparison in crack propagation prediction
($\phi = 90^\circ$, Problem (1))

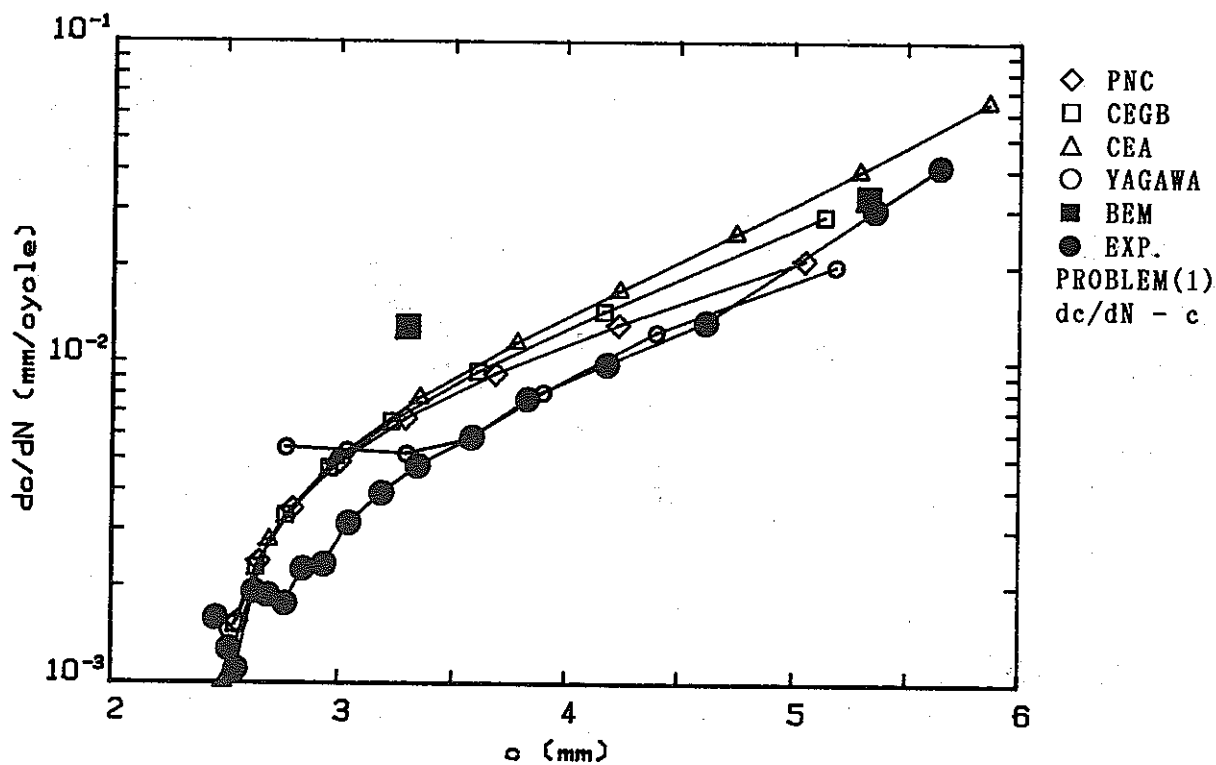


Fig.8.6-5 Comparison in crack propagation rate
($\phi = 0^\circ$, Problem (1))

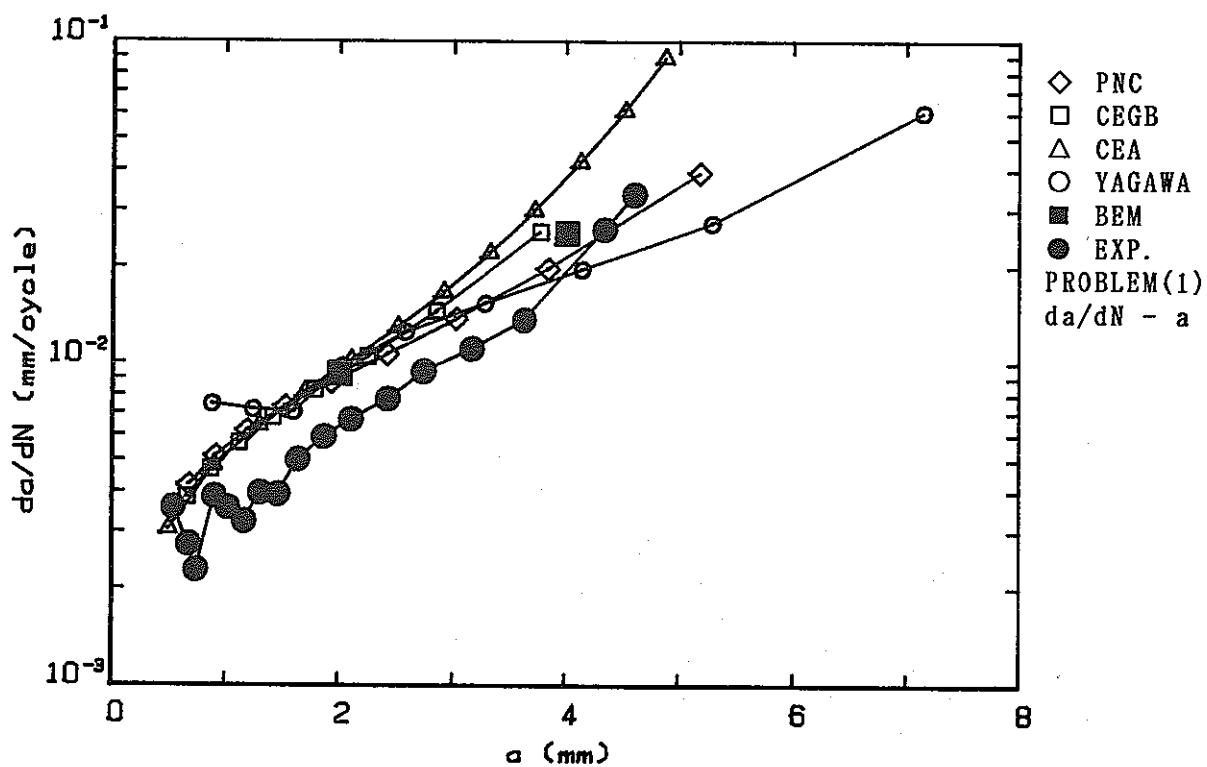


Fig.8.6-6 Comparison in crack propagation rate
($\phi = 90^\circ$, Problem (1))

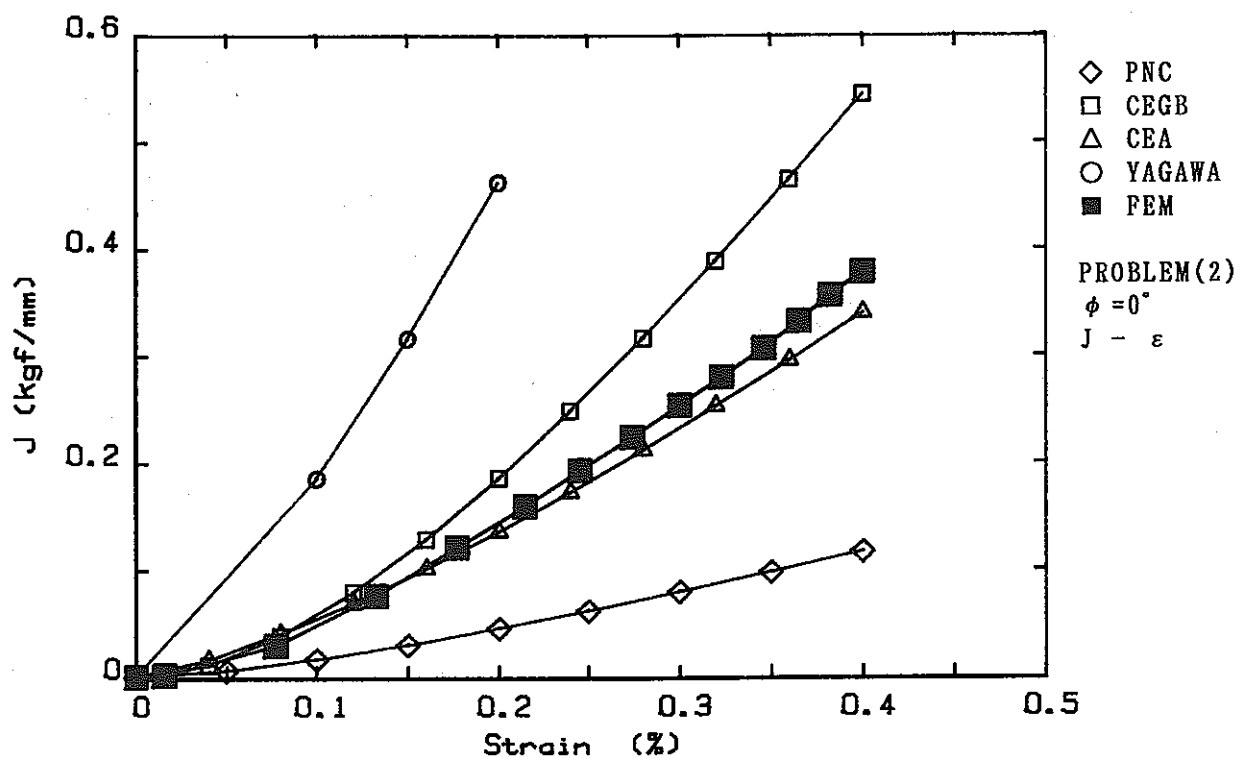


Fig.8.6-7 Comparison in J-integral versus nominal strain ($\phi = 0^\circ$, Problem (2))

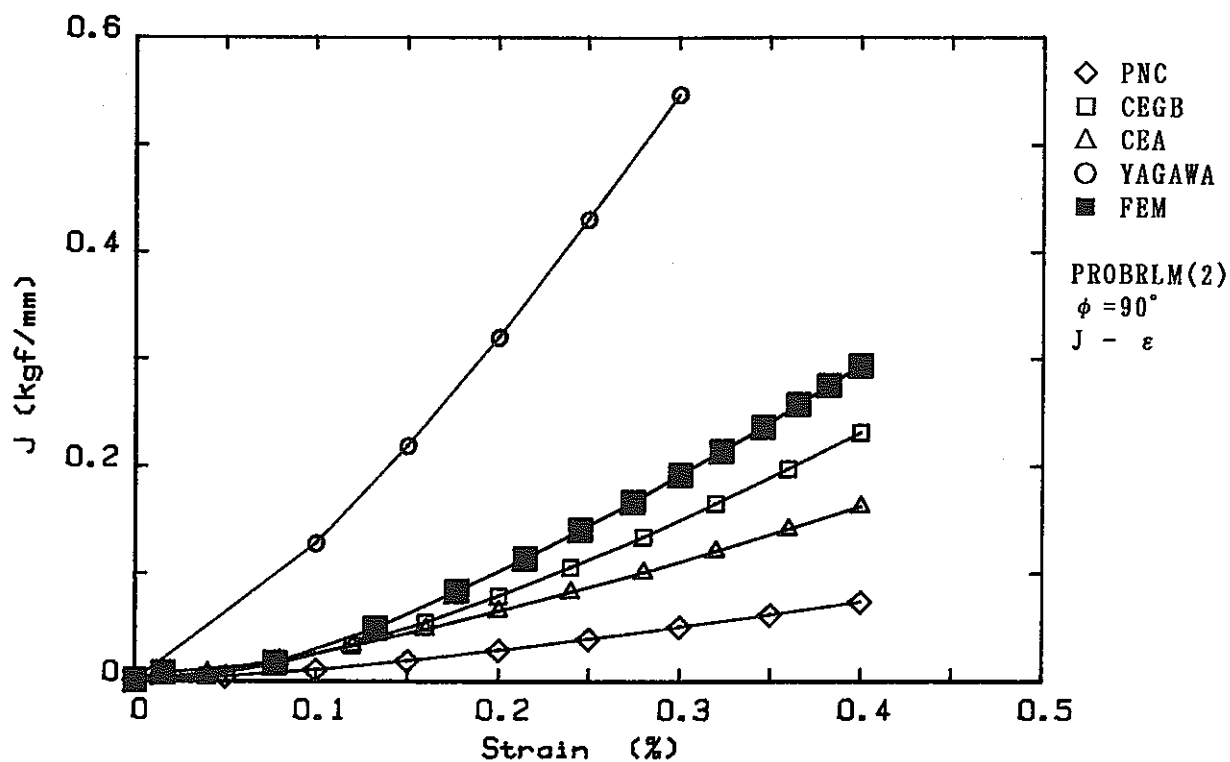


Fig.8.6-8 Comparison in J-integral versus nominal strain ($\phi = 90^\circ$, Problem (2))

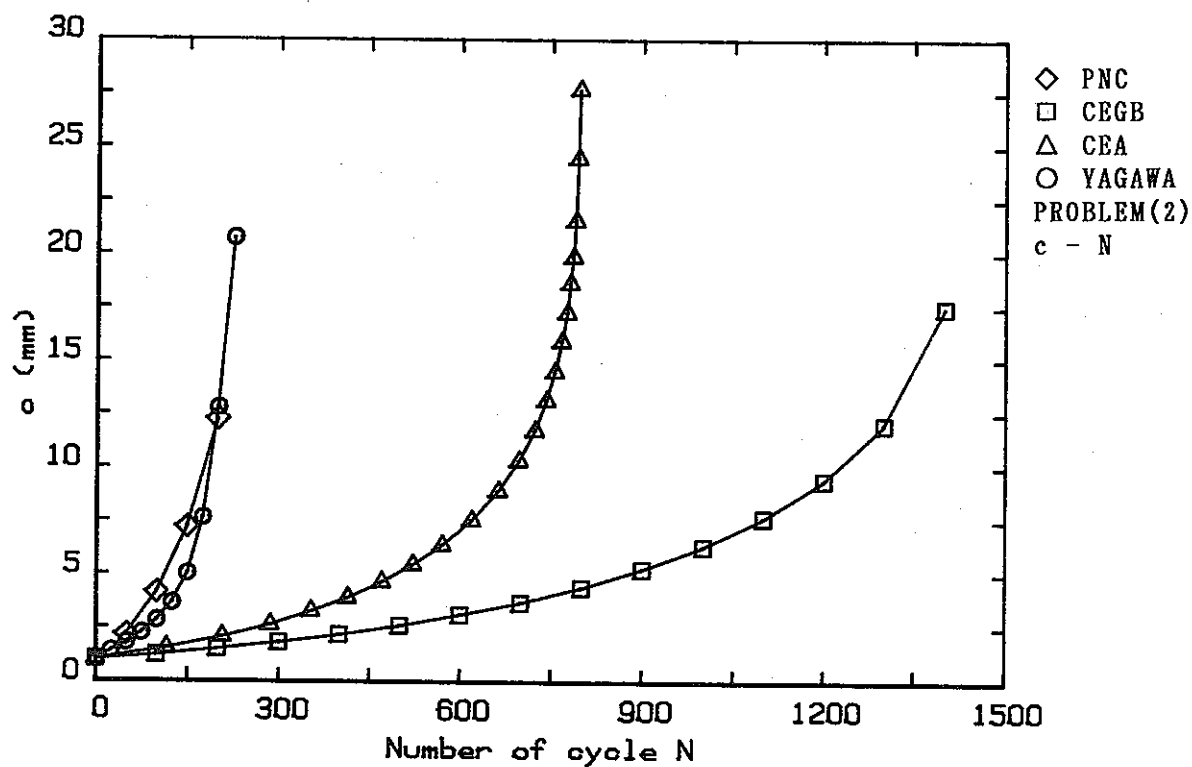


Fig.8.6-9 Comparison in crack propagation prediction
($\phi = 0^\circ$,Problem (2))

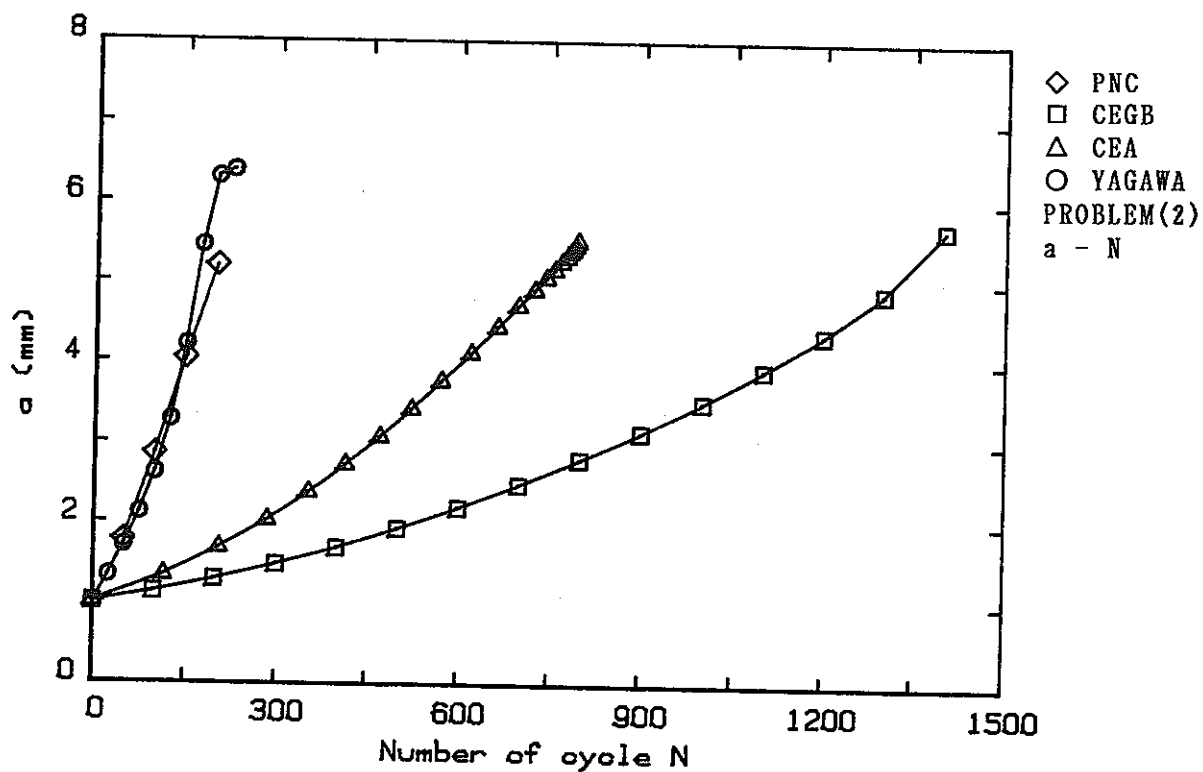


Fig.8.6-10 Comparison in crack propagation prediction
($\phi = 90^\circ$,Problem (2))

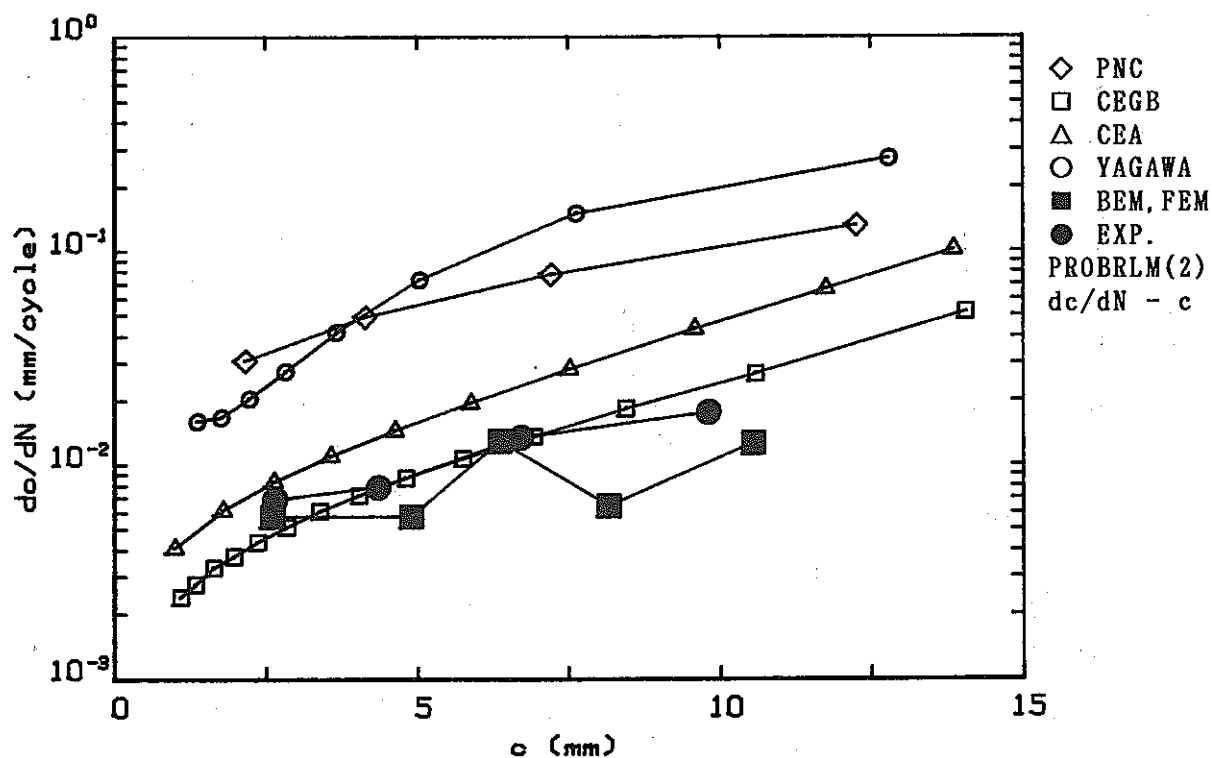


Fig.8.6-11 Comparison in crack propagation rate
($\phi = 0^\circ$, Problem (2))

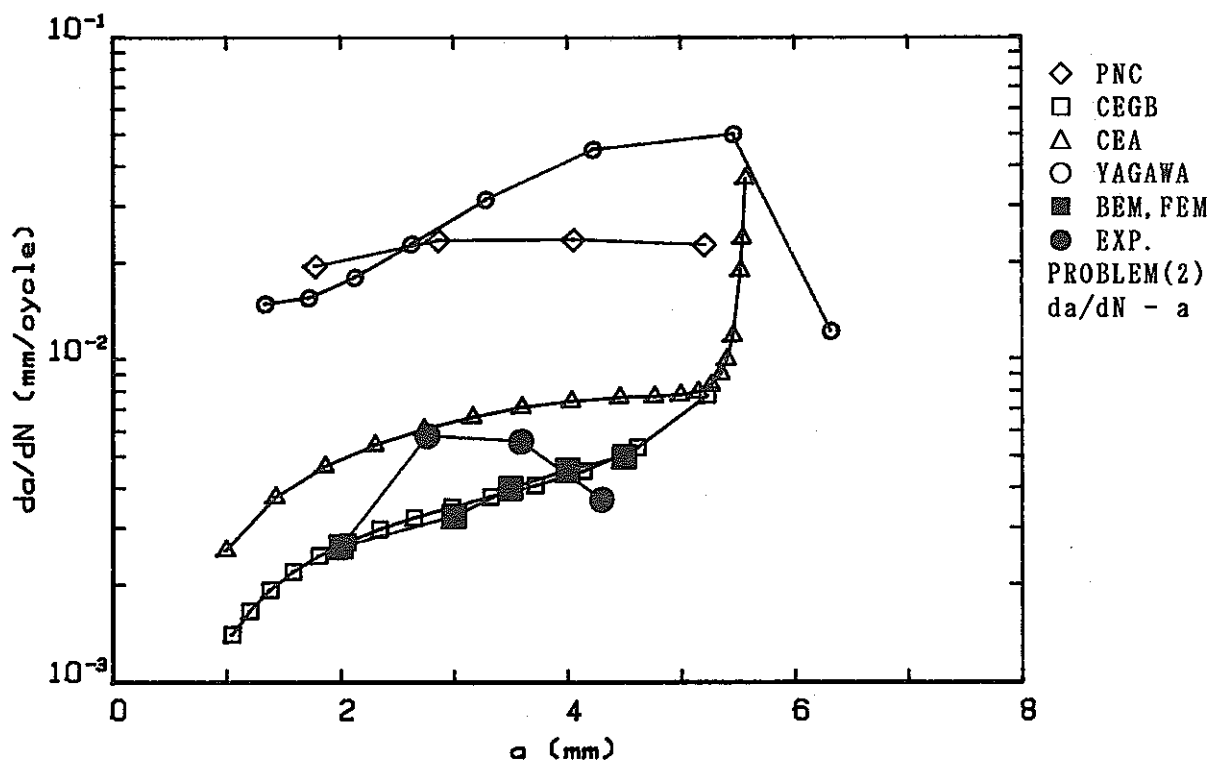


Fig.8.6-12 Comparison in crack propagation rate
($\phi = 90^\circ$, Problem (2))

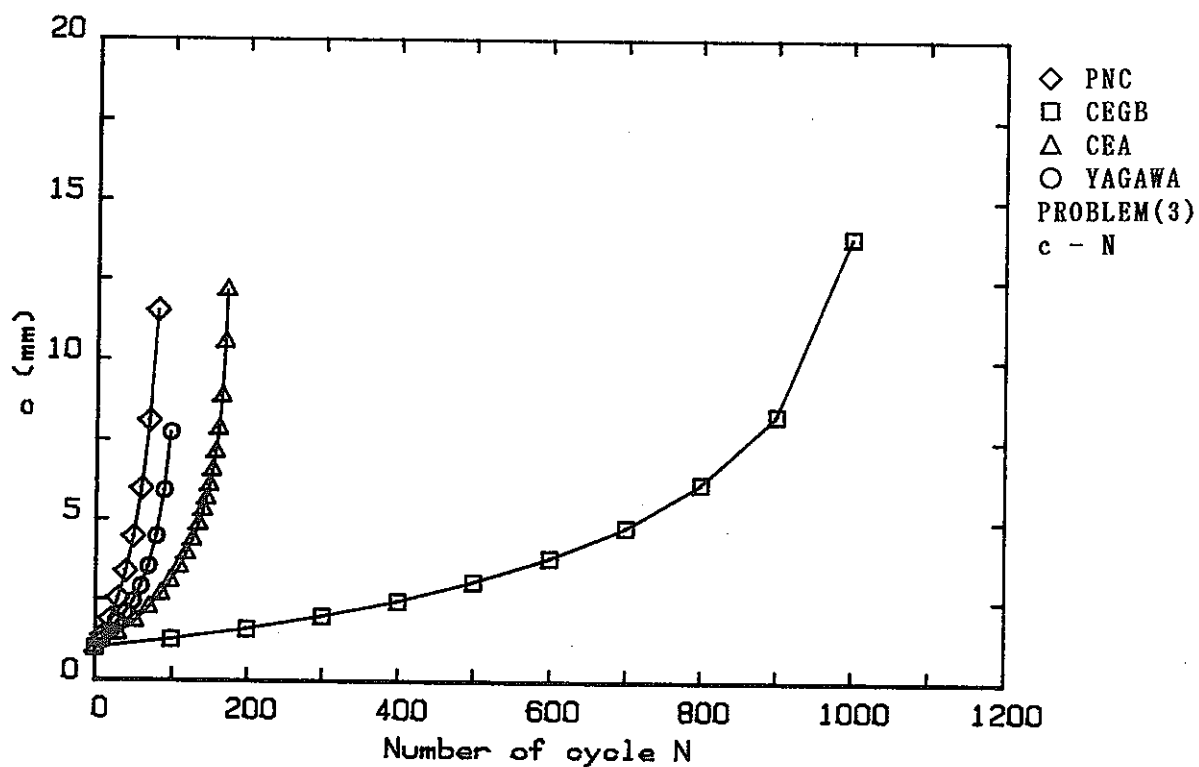


Fig.8.6-13 Comparison in crack propagation prediction
($\phi = 0^\circ$, Problem (3))

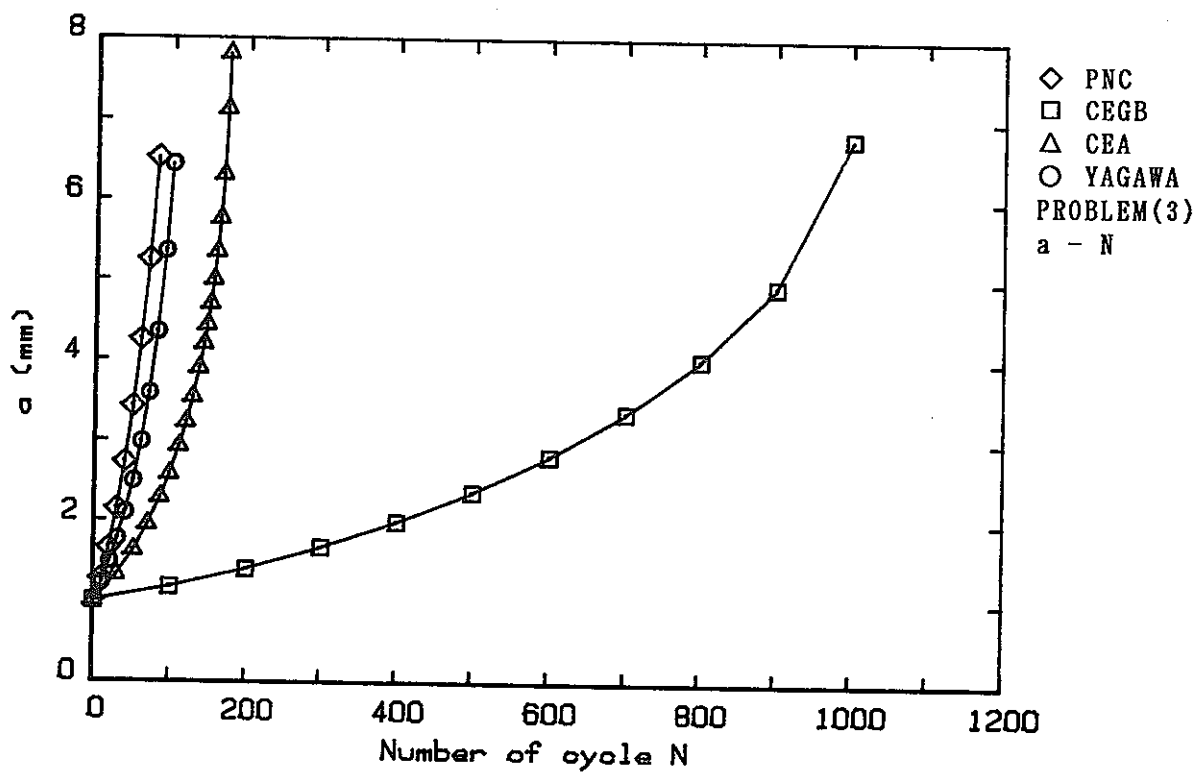


Fig.8.6-14 Comparison in crack propagation prediction
($\phi = 90^\circ$, Problem (3))

9. 簡易解析による表面き裂付き配管の クリープ疲労き裂進展挙動の予測

9. 簡易解析による表面き裂付き配管のクリープ疲労き裂進展挙動の予測

9. 1 解析ベンチマーク問題

(1) ベンチマーク問題の選定

表面き裂付き平板に対して開発された簡易評価式の、配管に対する拡張性を検討する目的から、以下のベンチマーク問題を選定した。

① 表面き裂付き配管の曲げ荷重制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題（問題(3)）

(i) 解析対象形状

板厚：11 mm

外径：165.2 mm

初期き裂深さ： $a_o = 5.5$ mm

初期き裂長さ： $2c_o = 22$ mm

(ii) 荷重条件

公称応力 $\Delta \sigma_n = \pm 17$ kg/mm²

保持時間 $t_h = 5$ 時間

(iii) 材料物性値

SUS304、550 °Cを仮定

弾塑性関係

$$(\varepsilon^p / \varepsilon_o) = \alpha (\sigma / \sigma_o)^n$$

$$\varepsilon_o = 0.044967 (\%)$$

$$\sigma_o = 7.05 \text{ kg/mm}^2$$

$$\alpha = 1.4262 \times 10^{-1}$$

$$n = 3.08826$$

クリープひずみ速度

$$\dot{\varepsilon}^c = B \sigma^m \text{ (mm/mm/hr)}$$

$$B = 1.2527 \times 10^{-12}$$

$$m = 5.8128$$

(iv) き裂進展式

き裂進展量は次式により算出する。

$$(da/dN) = (da/dN)_f + (da/dN)_c$$

$$(da/dN)_f = C (\Delta J_f)^m$$

$$C = 1.2022 \times 10^{-3} \text{ (平均)}$$

$$4.0443 \times 10^{-3} \text{ (上限)}$$

$$3.5737 \times 10^{-4} \text{ (下限)}$$

$$m = 1.4435$$

$$(da/dN)_c = C' (\Delta J_c)^{m'}$$

$$C' = 0.1274 \text{ (平均)}$$

$$0.2671 \text{ (上限)}$$

$$0.06072 \text{ (下限)}$$

$$m' = 0.877$$

(v) 特定き裂形状

以下の特定き裂形状に対し、応力-J積分関係を求める。

き裂深さ : $a = 8 \text{ mm}$

き裂長さ : $2c = 25.0 \text{ mm}$

9.2 CEGB式による予測

9.2.1 解析方法

(1) J積分評価式

R6法オプション2に基づくJ積分評価式は、次式で定義される。

$$J = (E \varepsilon_{ref} / L_r \sigma_y + L_r^3 \sigma_y / 2 E \varepsilon_{ref}) J_e$$

$$L_r = \sigma_{ref} / \sigma_y$$

ここで、 σ_{ref} : 参照応力

ε_{ref} : 応力-ひずみ曲線上で参照応力 σ_{ref} に対応するひずみ

ベンチマーク解析には、上式から L_r を消去した次式を用いて行った。

$$J = (E \varepsilon_{ref} / \sigma_{ref} + \sigma_{ref}^3 / 2 E \varepsilon_{ref} \sigma_y^2) J_e$$

ただし、参照応力 σ_{ref} については、対象としたき裂寸法が配管断面積に比較して小さいため、き裂面積を考慮しない公称応力の値を用いた。また J_e は、Raju-Newman 式の K より求めた。

$$J_e = K^2 (1 - \nu^2) / E$$

降伏応力 σ_y の値としては、応力-ひずみ関係で、0.2 %の塑性ひずみを生じる応力とした。

CEGB式の定常クリープへの適用については、全面塑性解の応力-ひずみ関係式と、Norton型の定常クリープ式との相似則より、

$$J \rightarrow J'$$

$$\varepsilon \rightarrow \dot{\varepsilon}$$

なる変換を行い、J積分評価式の第2項を削除した

$$J' = (E \dot{\varepsilon}_{ref} / \sigma_{ref}) J_e$$

により評価を行った。

(2) ベンチマーク解析手法

ベンチマーク問題の参照応力 σ_{ref} としては、

$$\sigma_{ref} = (\sigma_{T, max} + P \sigma_{B, max})$$

$$\sigma_{T, max} = 15.9 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{B, max} = 1.1 \text{ kg/mm}^2$$

$$(\sigma_{B, max} / \sigma_{T, max}) = 0.069$$

を与えた。

き裂の進展シミュレーション計算は、評価式より得られた J 、 J' に対して、

$$\Delta J_f = 4 \cdot J$$

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

とし、繰返し数 ΔN に対するき裂進展量 Δa を

$$\Delta a = C (\Delta J_r)^m \Delta N + C' (\Delta J_c)^m \Delta N$$

により計算した。ただし、 Δa が大きくなると計算誤差が増大するため、

$$\Delta a / a < \alpha$$

$$\Delta c / c < \alpha$$

$$\alpha = 0.01$$

が満たされない場合は、 ΔN を細分化して計算した。

応力-ひずみ関係式は、次式のRamberg-Osgood式を用いたが、

$$(\varepsilon_p / \varepsilon_0) = \alpha (\sigma / \sigma_0)^n$$

$$\varepsilon_p = 1.5404 \times 10^{-7} \sigma^{3.08826}$$

比較のため、FEM解析で用いた動的応力-ひずみ関係式を、応力-ひずみ関係式とした計算も一部実施した。

9. 2. 2 解析結果

Fig. 9.2-1 に、き裂長さ $a = 8.0 \text{ mm}$ 、 $c = 12.5 \text{ mm}$ における荷重と最深部および表面部のJ積分の関係を示す。この結果は、次式の参照応力の定義式において、

$$\sigma_{ref} = (\sigma_{T, max} + P \sigma_{B, max})$$

$P = 1$ とした結果であるが、本解析ケースは、曲げ応力成分が小さいため、 $P = 0.8$ として計算したJ積分値と1%程度の差しか生じなかった。

Fig. 9.2-2 に、J積分値に対する応力-ひずみ関係式による差異を示す。応力-ひずみ式としてRamberg-Osgood式を用いた方が、高めのJ積分値を与えている。

Fig. 9.2-3 に、き裂の進展シミュレーション結果を示す。

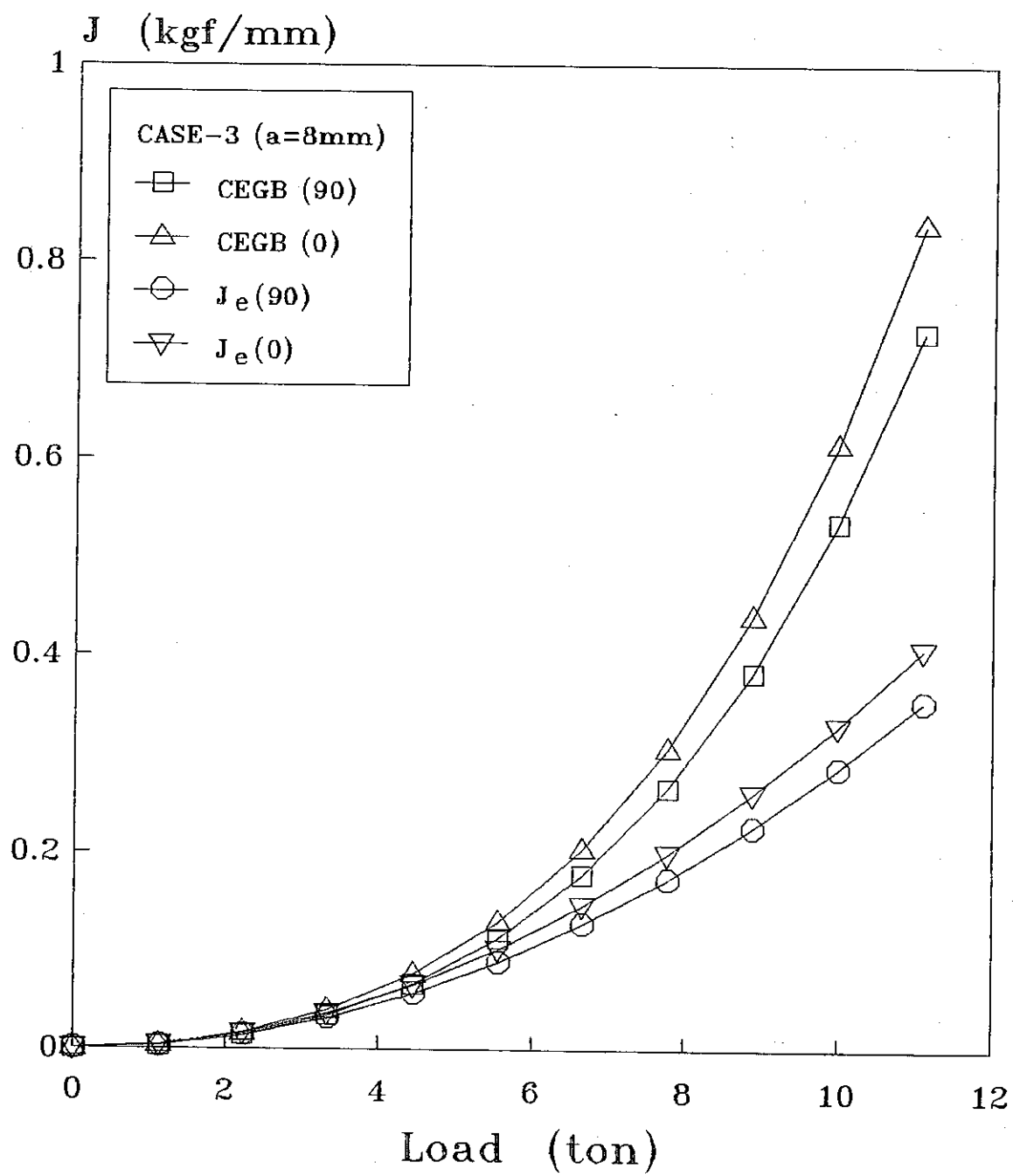


Fig.9.2-1 Relationship between J-integral and load (CEGB method)

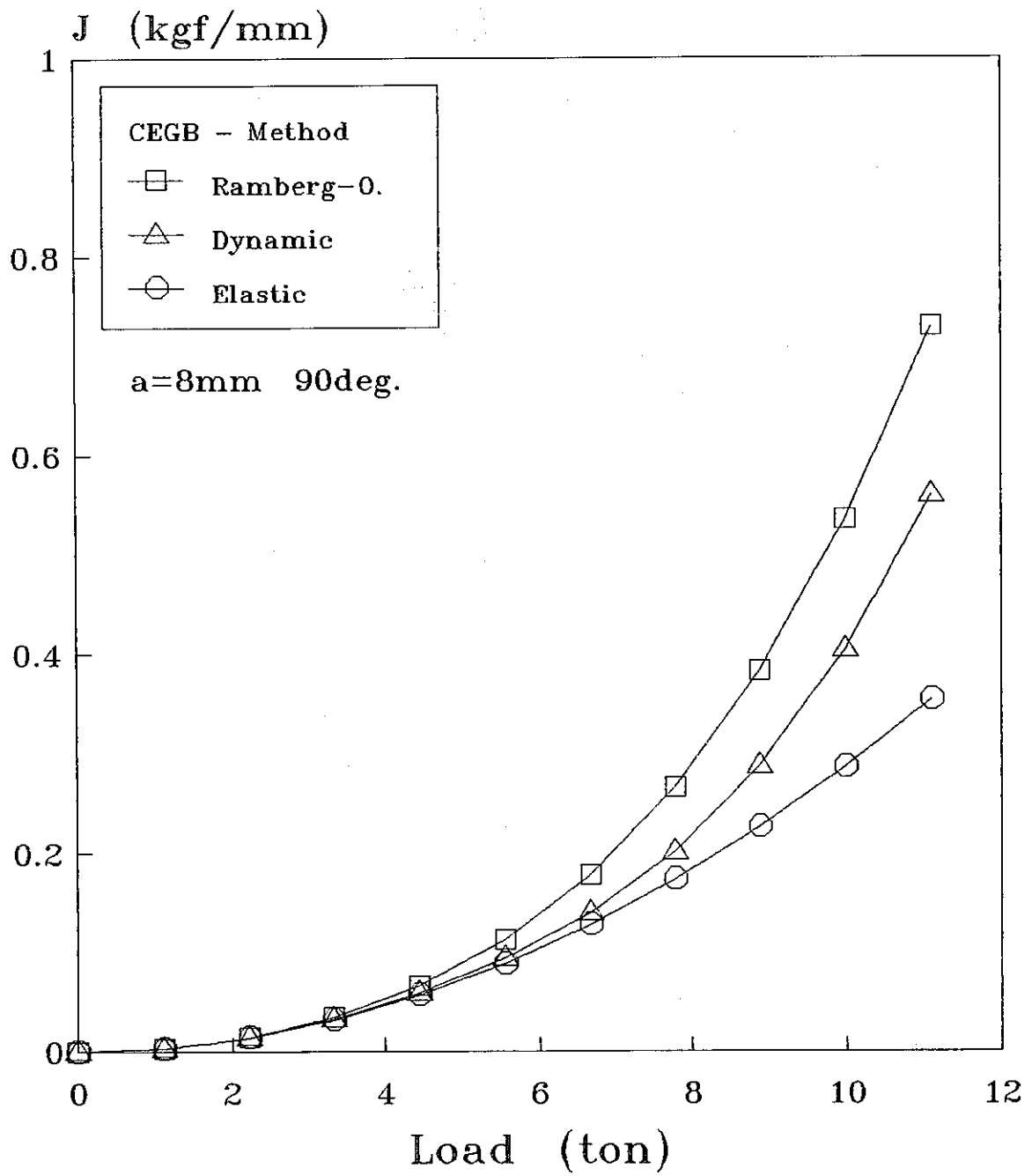


Fig.9.2-2 Relationship between J-integral and load
(effect of stress-strain relation)

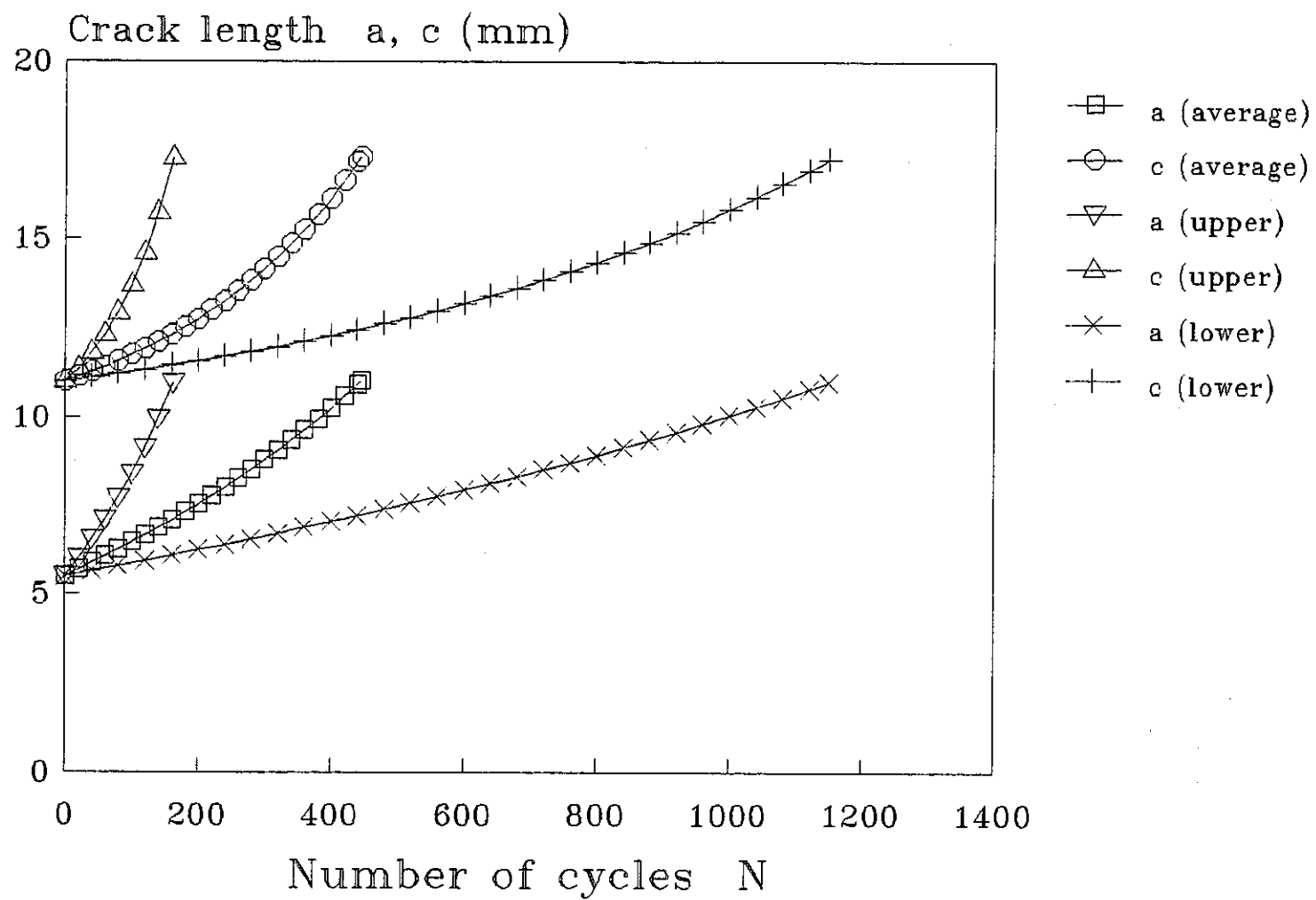


Fig.9.2-3 Simulation for crack propagation (CEGB method)

9.3 CEA式による予測

9.3.1 解析方法

(1) J積分評価式

CEA式は、弾性追従の概念をJ積分評価に導入したもので、次式によりJ積分が求められる。

$$J = J_e \cdot E \varepsilon_{ref} / \sigma_{ref}$$

ここで、 σ_{ref} : 参照応力

ε_{ref} : 応力-ひずみ曲線上で参照応力 σ_{ref} に対応するひずみ
ただし、参照応力 σ_{ref} については、対象としたき裂寸法が配管断面積に比較して小さいため、き裂面積を考慮しない公称応力の値を用いた。また J_e は、Raju-Newman 式のKより求めた。

$$J_e = K^2 (1 - \nu^2) / E$$

CEA式の定常クリープへの適用については、全面塑性解の応力-ひずみ関係式と、Norton型の定常クリープ式との相似則より、

$$J \rightarrow J'$$

$$\varepsilon \rightarrow \dot{\varepsilon}$$

なる変換を行い、

$$J' = J_e \cdot E \dot{\varepsilon}_{ref} / \sigma_{ref}$$

により評価を行った。

(2) ベンチマーク解析手法

ベンチマーク問題の参照応力 σ_{ref} としては、

$$\sigma_{ref} = (\sigma_{T, max} + P \sigma_{B, max})$$

$$\sigma_{T, max} = 15.9 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{B, max} = 1.1 \text{ kg/mm}^2$$

$$(\sigma_{B, max} / \sigma_{T, max}) = 0.069$$

を与えた。

き裂の進展シミュレーション計算は、評価式より得られた J 、 J' に対して、

$$\Delta J_f = 4 \cdot J$$

$$\Delta J_e = J' \cdot t_h$$

とし、繰返し数 ΔN に対するき裂進展量 Δa を

$$\Delta a = C (\Delta J_f)^m \Delta N + C' (\Delta J_e)^{m'} \Delta N$$

により計算した。ただし、 Δa が大きくなると計算誤差が増大するため、

$$\Delta a / a < \alpha$$

$$\Delta c / c < \alpha$$

$$\alpha = 0.01$$

が満たされない場合は、 ΔN を細分化して計算した。

応力-ひずみ関係式は、次式のRamberg-Osgood式を用いたが、

$$(\varepsilon_p / \varepsilon_0) = \alpha (\sigma / \sigma_0)^n$$

$$\varepsilon_p = 1.5404 \times 10^{-7} \sigma^{3.08826}$$

比較のため、動的応力-ひずみ関係式を用いた計算も一部実施した。

9.3.2 解析結果

Fig. 9.3-1 に、き裂長さ $a = 8.0$ mm、 $c = 12.5$ mmにおける荷重と最深部および表面部のJ積分の関係を示す。この結果は、次式の参照応力の定義式において、

$$\sigma_{ref} = (\sigma_{T, max} + P \sigma_{B, max})$$

$P = 1$ とした結果であるが、本解析ケースは、曲げ応力成分が小さいため、 $P = 0.8$ として計算したJ積分値と1%程度の差しか生じなかった。

J積分の評価式としては、CEGB式の第2項を削除した形となっているため、CEA式による最大荷重時のJ積分値は、CEGB式に比較して8%ほど小さめの値を与えている。

Fig. 9.3-2 に、J積分値に対する応力-ひずみ関係式による差異を示す。応力-ひずみ式としてRamberg-Osgood式を用いた方が、高めのJ積分値を与えている。

Fig. 9.3-3 に、き裂の進展シミュレーション結果を示す。

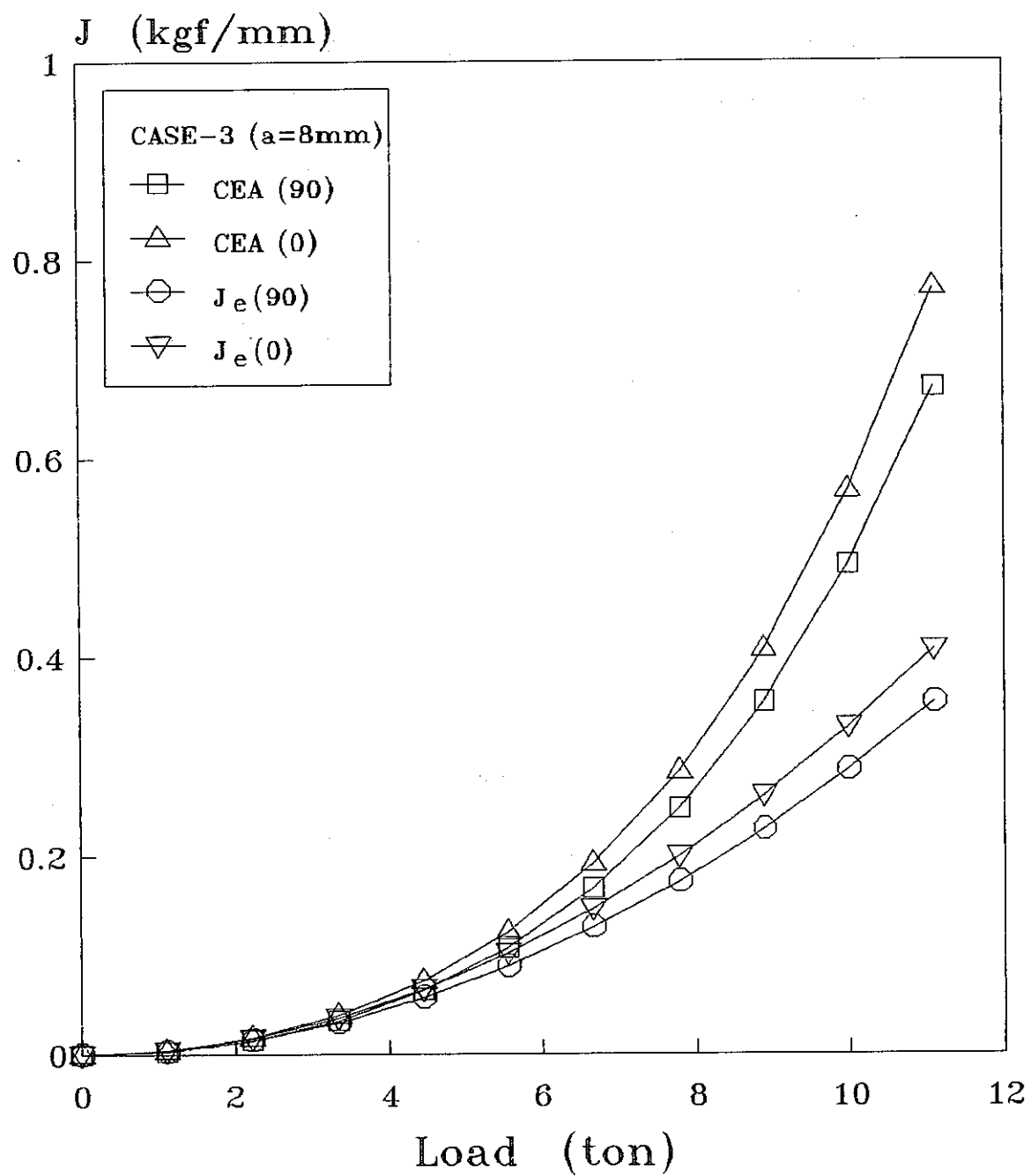


Fig. 9.3-1 Relationship between J-integral and load (CEA method)

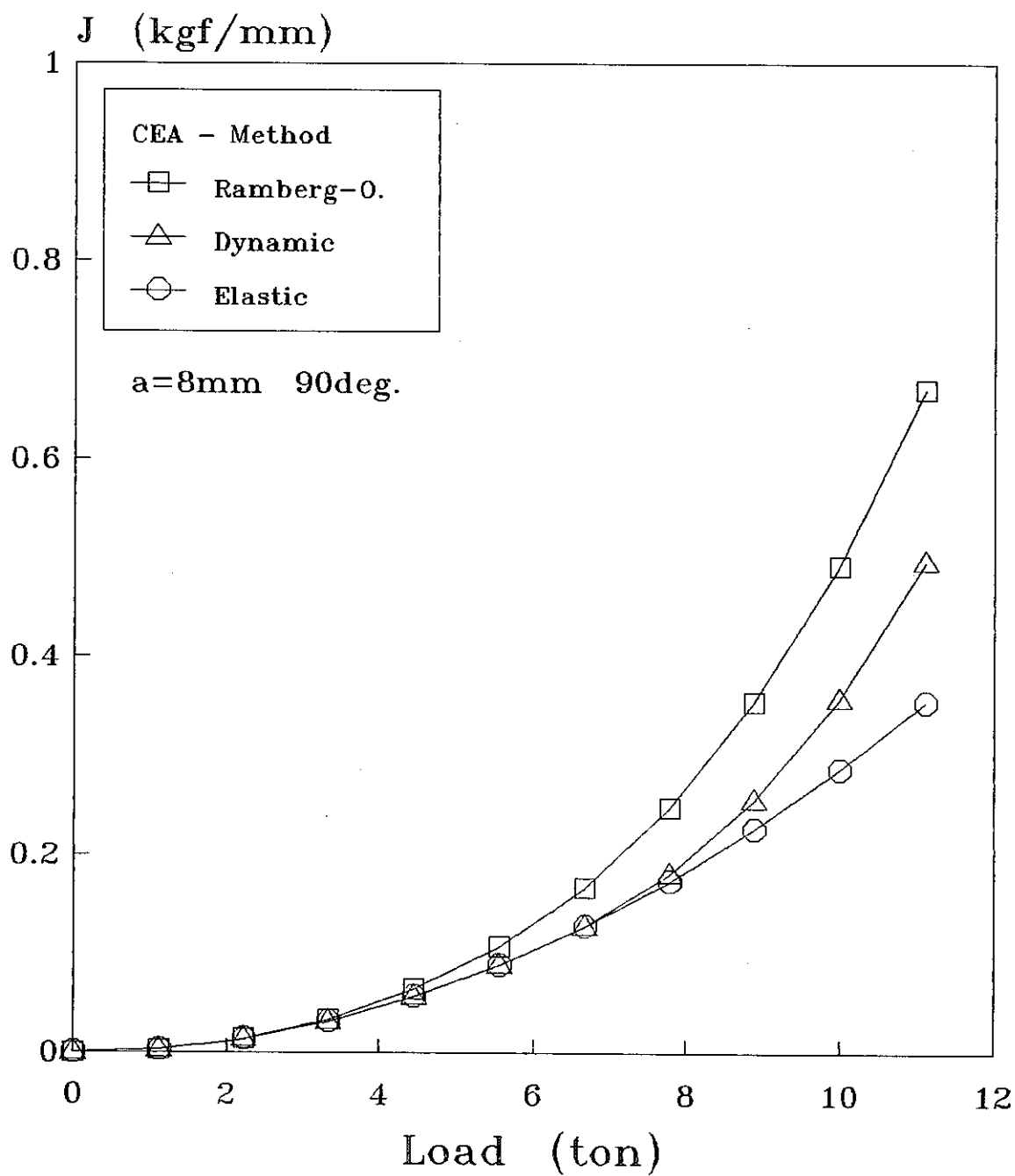


Fig.9.3-2 Relationship between J-integral and load
(effect of stress-strain relation)

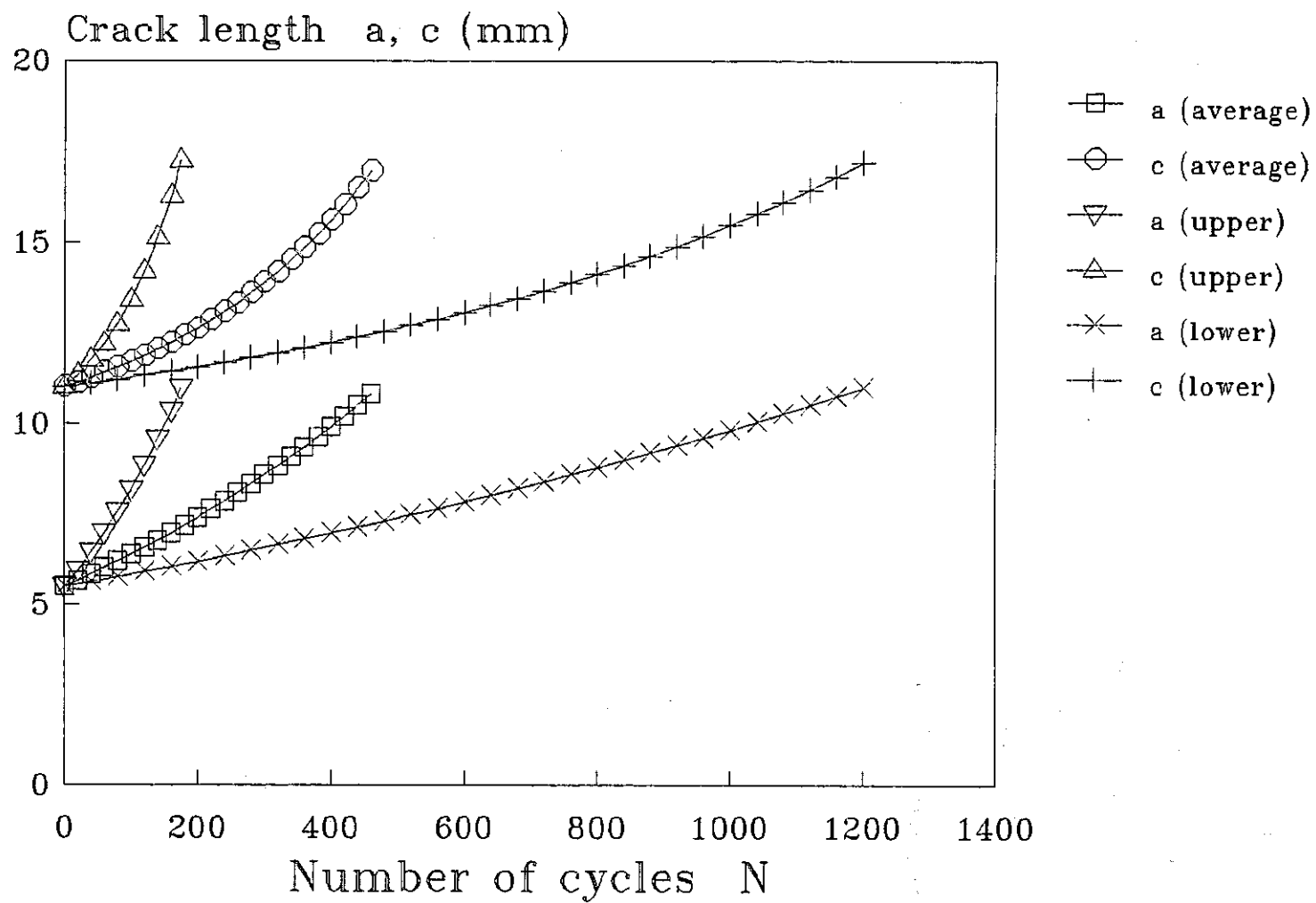


Fig.9.3-3 Simulation for crack propagation (CEA method)

9. 4 矢川式による予測

9. 4. 1 解析方法

(1) 応力分布

応力分布の考え方は 8.5 節の平板の場合と同じく、Fig.8.5-1 に示すようにき裂が存在する面の応力を σ_{in} 、反対の面の応力を σ_{out} とする。ベンチマーク問題の応力分布は以下のようになる。

問題 (4) : 荷重制御の純曲げ問題であるが、配管であるから板厚内の応力分布はほぼ膜支配となる。疲労、クリープともに

$$\sigma_{in}=17.0 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{out}=14.74 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

(2) J 積分の評価法

矢川式を配管に適用する場合の解析方法は配管を平板とみなし、8.5 節に述べた平板の場合と同様の方法により、J 積分を評価した。

9. 4. 2 解析結果

表面き裂付き配管の曲げ荷重制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題

Fig.9.4-1 に最深部および表面部における J 積分ならびに ΔJ のき裂長さに対する変化を示す。

Fig.9.4-2 に初期欠陥 $a_0=5.5\text{mm}$ 、 $2c_0=22\text{mm}$ に対する最深部および表面部におけるき裂進展挙動を示す。き裂進展量はき裂進展式の係数の上限、平均、下限値に対して求めている。

Fig.9.4-3 にき裂深さ $a=8\text{mm}$ 、き裂長さ $2c=25\text{mm}$ における J 積分の公称応力に対する変化を、最新部ならびに表面部について示す。図にはクリープによる 1 サイクル中の ΔJ を併せて示している。表面部の J 値の方が最深部に比べ大きな評価結果となっている。

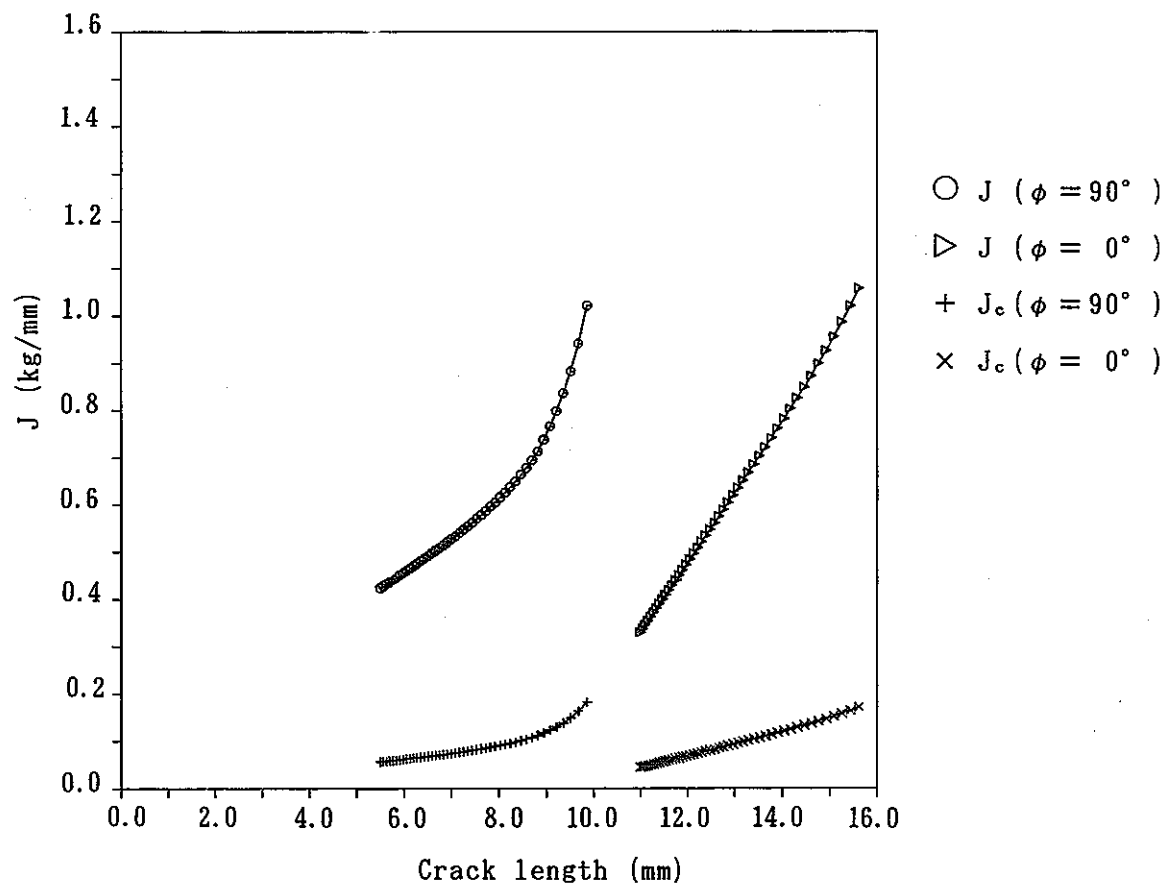


Fig. 9.4-1 J-integral versus crack length (Problem (4))

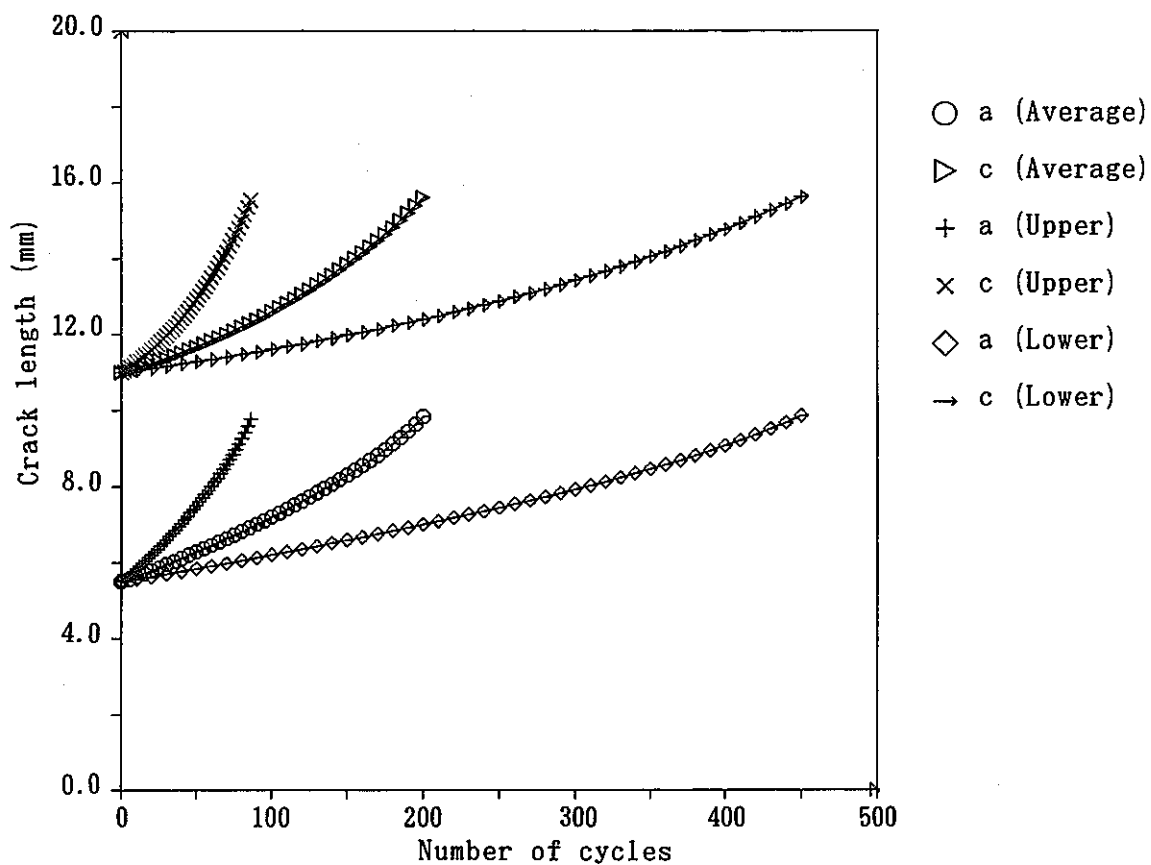


Fig. 9.4-2 Estimation of crack growth (Problem (4))

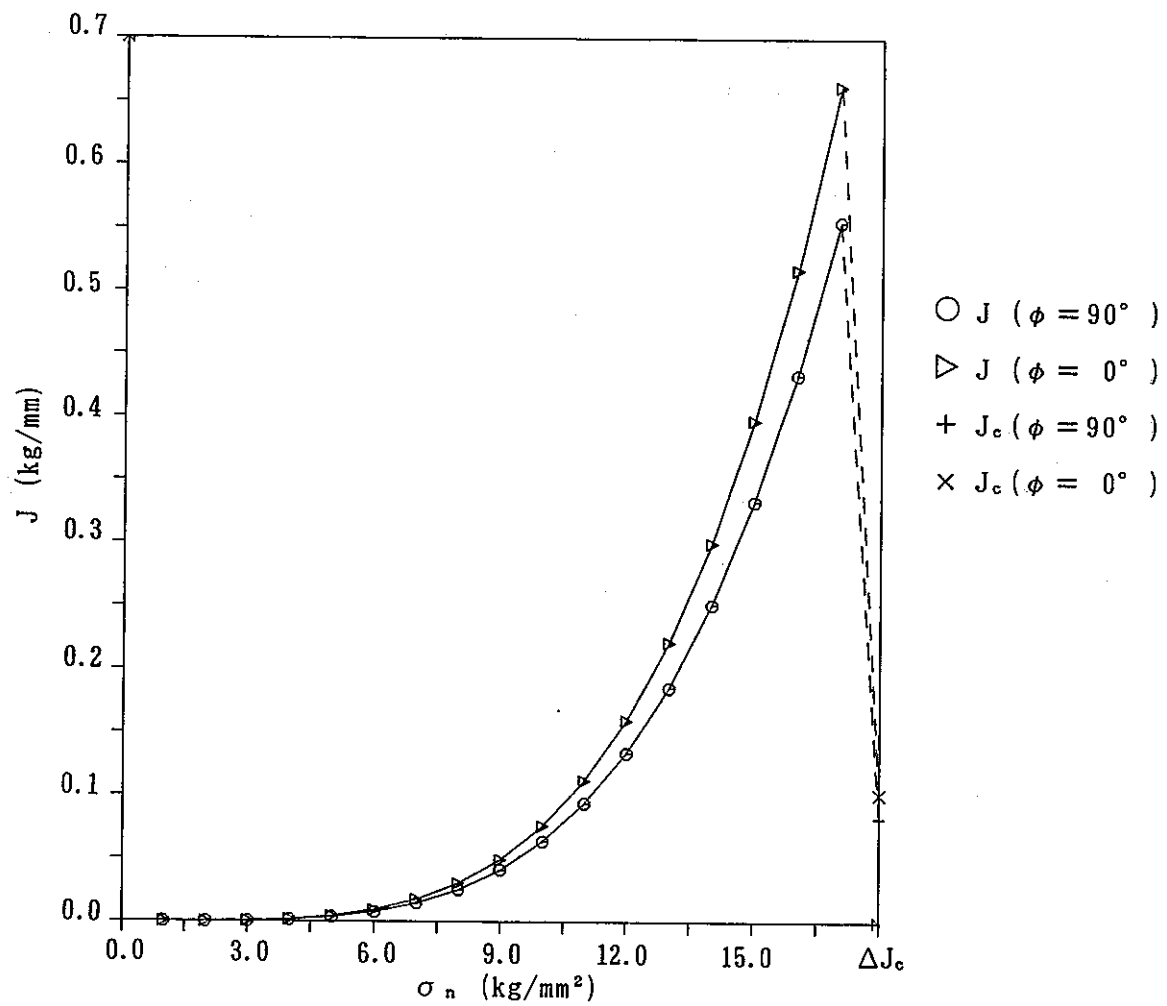


Fig. 9.4-3 J-integral versus σ_n (Problem (4))

9. 5 ベンチマーク解析結果の比較

9. 5. 1 特定のき裂形状に対するJ値の比較

き裂深さ $a=8\text{mm}$ 、き裂長さ $2c=25\text{mm}$ のときのJ積分の公称応力に対する変化を、最深部と表面部についてFig.9.5-1に示す。CEGB式、CEA式、矢川式の順に大きな評価となっており、いずれも表面部のJ値の方が大きい。CEGB式による評価はCEA式による評価と比較的よく一致しており、FEM解析結果と同様のなだらかな変化を示している。ただし、最大応力(17kg/mm^2)負荷時のJ値はFEM解析結果に比べ過大評価となっている。これに対し矢川式による評価では、負荷応力の小さい段階でのJ値が小さくその変化率もゆるやかであるが、その後J値は急激な増加を示し結果的には最大応力負荷時にFEM解析結果に最も近い値をとっている。

一方1サイクル中の ΔJ は、CEGB式とCEA式による評価が一致しているのに対し、矢川式による評価は他の2式による評価の約2倍の値である。

9. 5. 2 き裂進展速度の比較

最深部におけるき裂進展速度のき裂深さに対する変化をFig.9.5-2に、表面部におけるき裂進展速度のき裂半長に対する変化をFig.9.5-3に示す。CEGB式とCEA式による評価結果は非常によく一致しており、FEM解析結果、実験値ともよく一致している。これに対し矢川式による評価は著しく速い進展速度を示しており、最深部ではき裂進展の最後の段階で進展速度が急激に増加している。このように矢川式の進展速度が大きいのはFig.9.5-1で ΔJ が大きいことによるものである。

9. 5. 3 き裂進展挙動の比較

初期欠陥 $a_0=5.5\text{mm}$ 、 $2c_0=22\text{mm}$ に対する最深部におけるき裂進展挙動をFig.9.5-4に、表面部におけるき裂進展挙動をFig.9.5-5に示す。CEGB式による予測とCEA式による予測とはよく一致している。矢川式による予測は他の2式による予測に比べ著しく速い結果を示している。このことも矢川式の ΔJ が大きいことに起因していると考えられる。しかしながら同図をき裂進展の予測精度という観点から見た場合、評価手法による解のばらつきよりも材料データによるばらつきの方が大きいことに注意する必要がある。

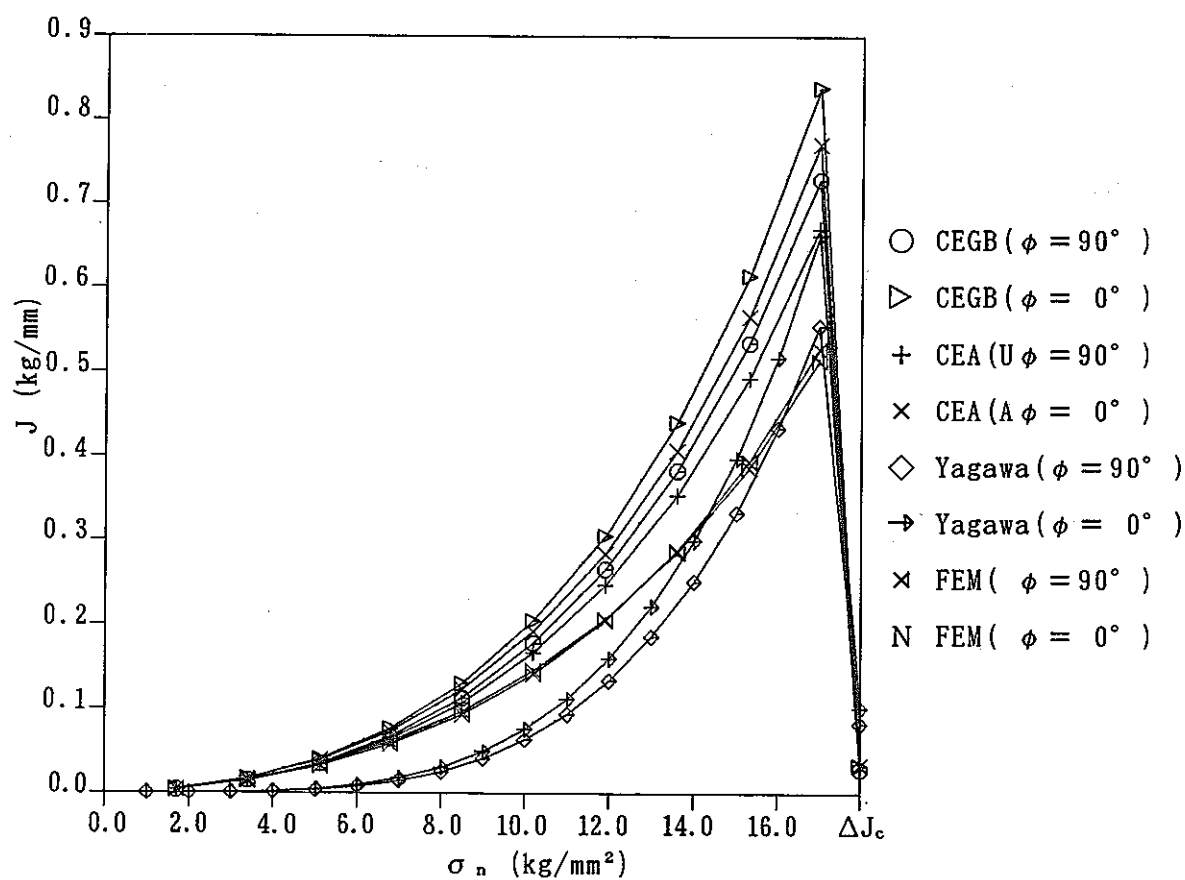


Fig. 9.5-1 Relation between J-integral and σ_n

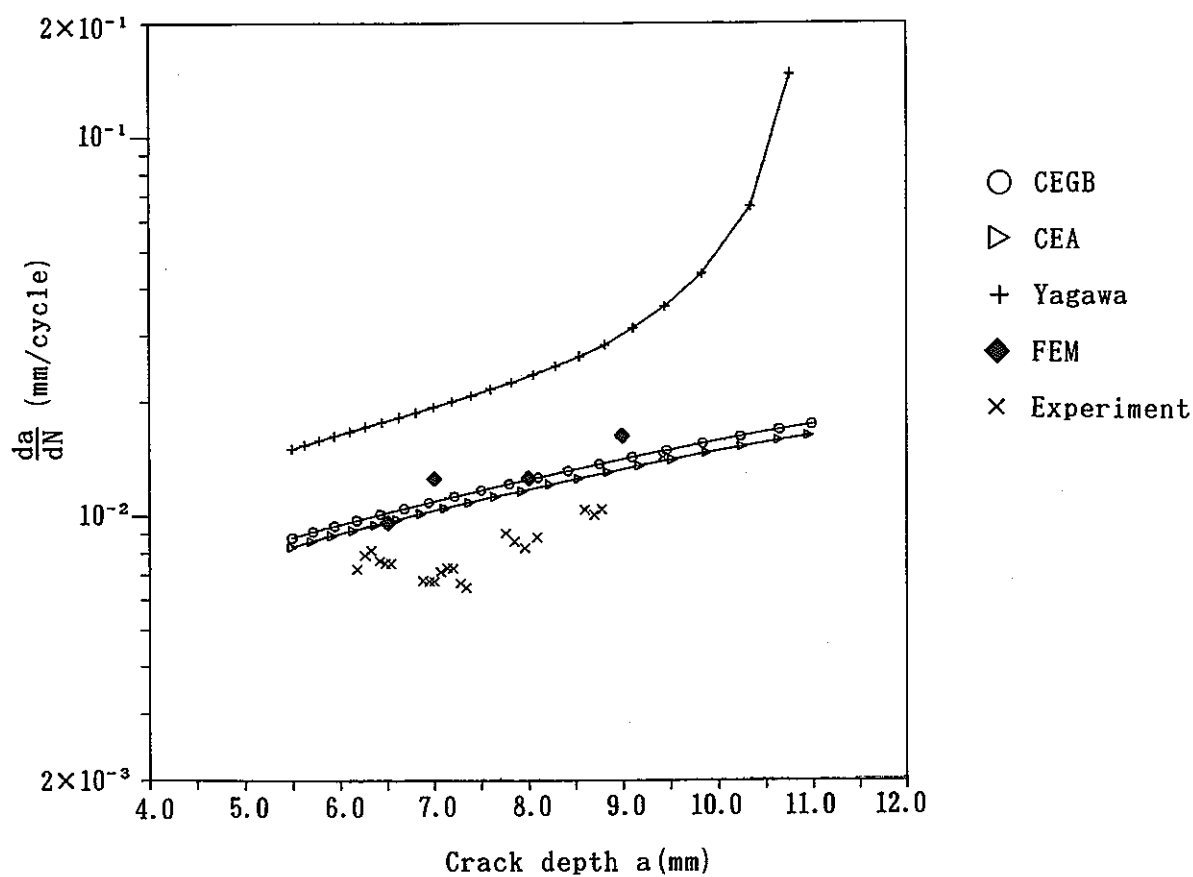


Fig. 9.5-2 Relation between crack growth rate and crack depth

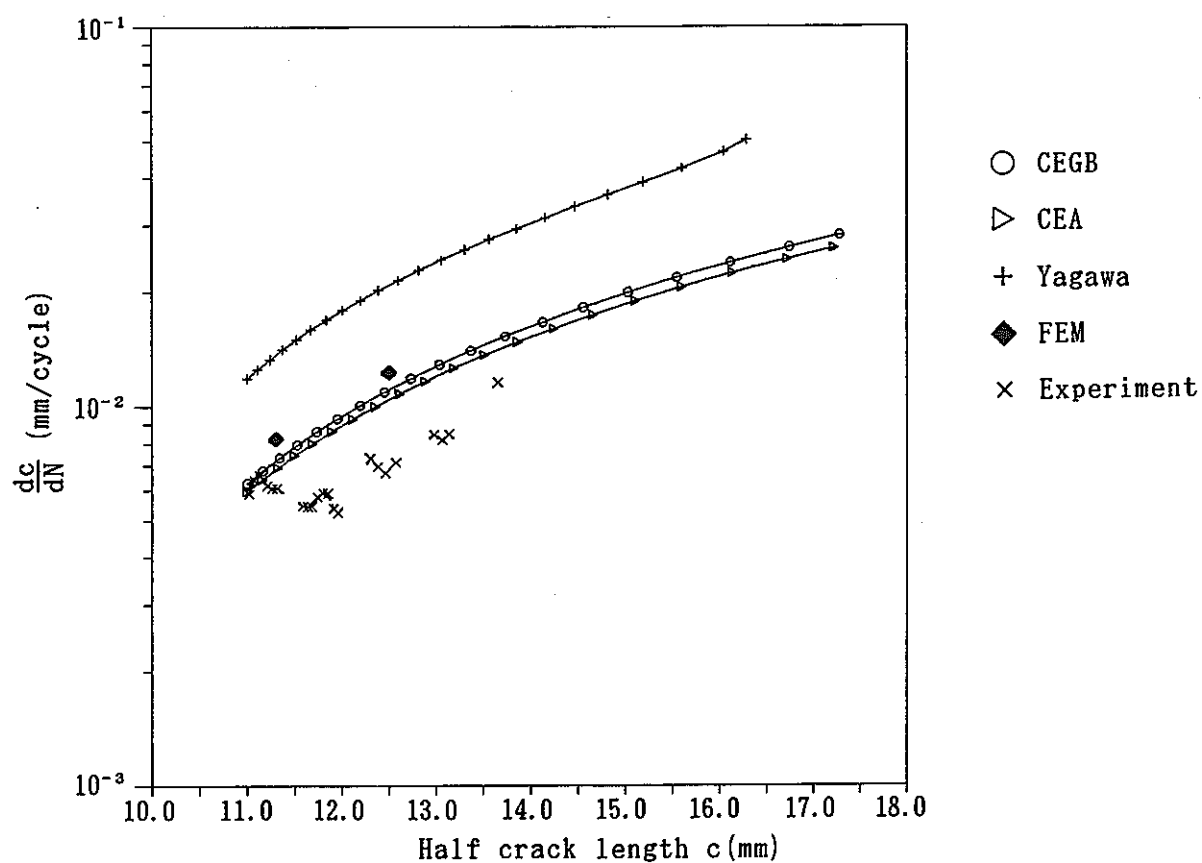


Fig. 9.5-3 Relation between crack growth rate and half crack length

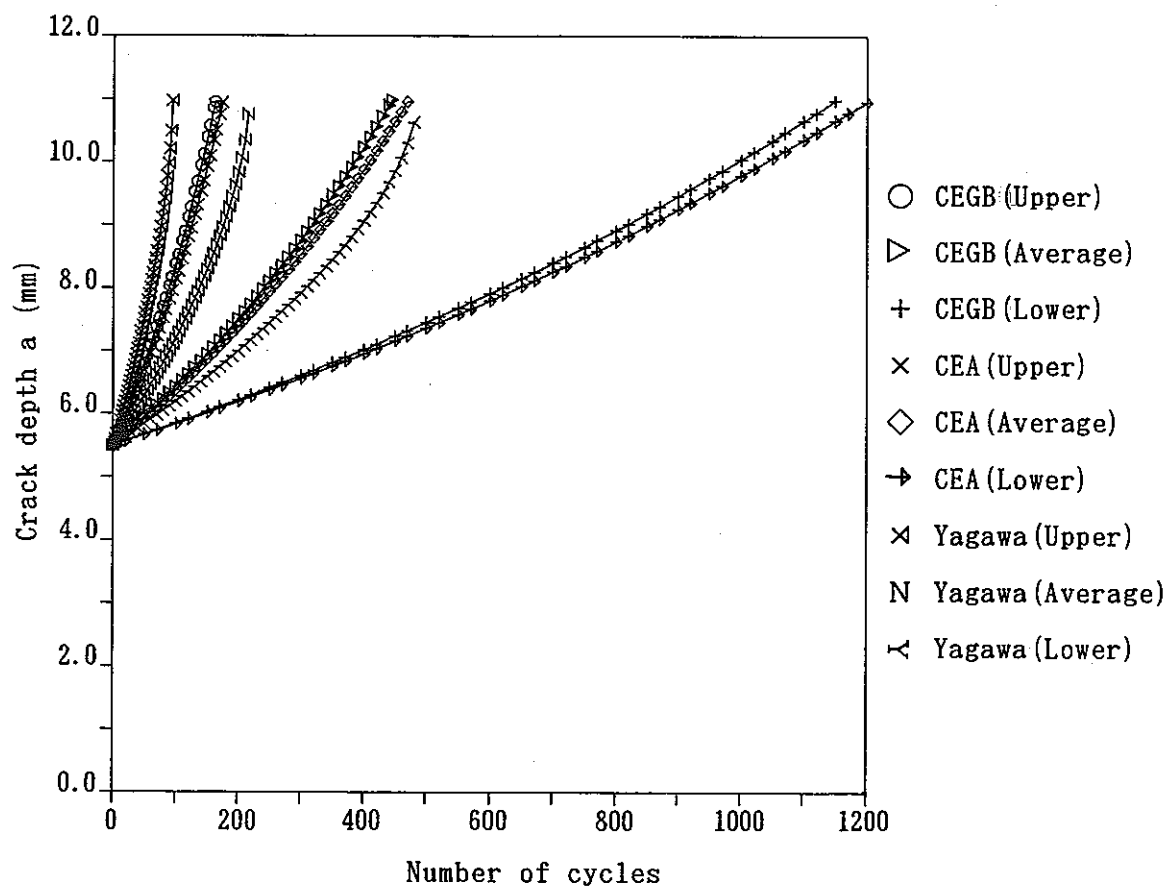


Fig. 9.5-4 Relation between crack depth and Number of cycles

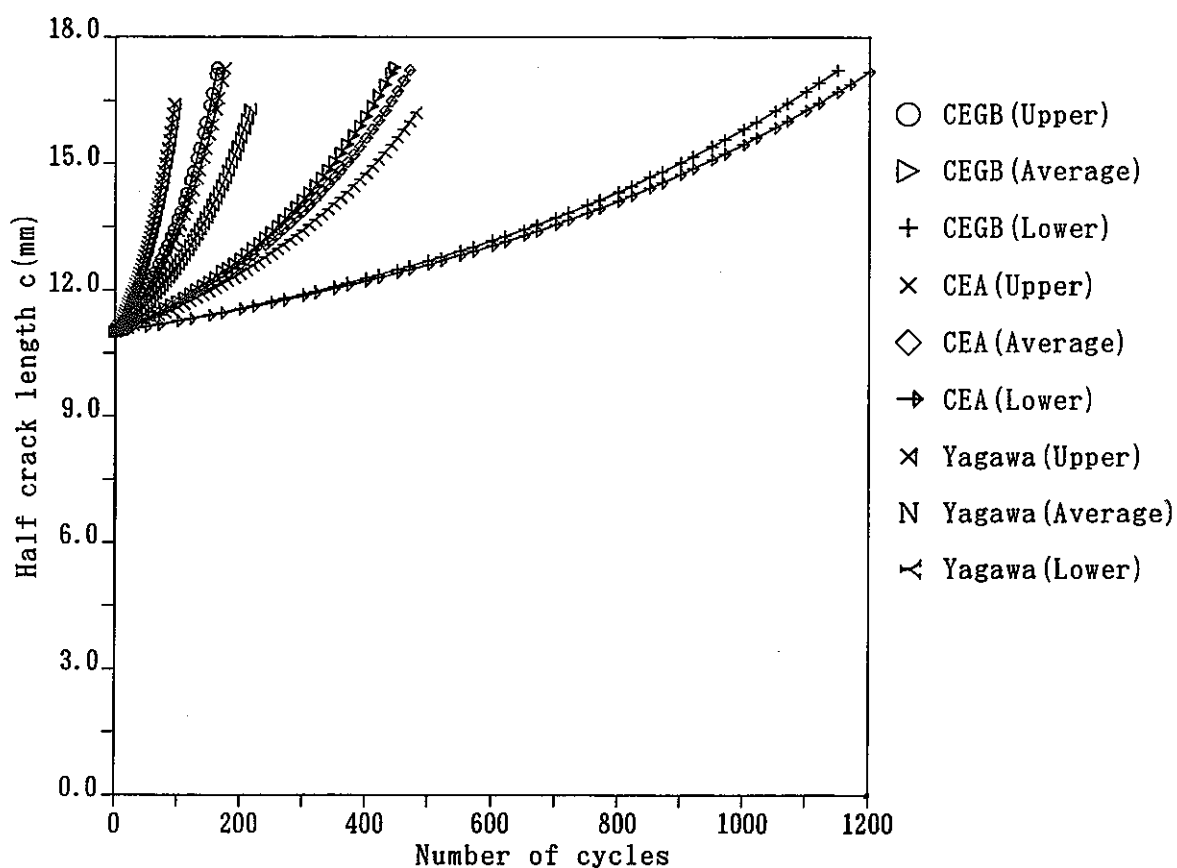


Fig. 9.5-5 Relation between crack half length and Number of cycles

10. 曲げ荷重下の J 積分簡易評価式の開発

10. 曲げ荷重下の J 積分簡易評価式の開発

10.1 研究目的

延性材料中の表面き裂の進展挙動などの問題に対して通常の増分塑性理論に基づく詳細解析を適用する場合、多くの増分計算を必要とするため、膨大な計算時間を必要とする。また、平板の表面に想定した初期き裂のフェイルセーフ挙動を実証するためには、初期き裂の寸法を変えながら進展の様子を予測し得るような判定方法が必要となってくる。しかし、個々のケースについて詳細解析を行うのではパラメトリック・サーベイは事実上不可能であり、何らかの簡易評価手法を用いることが望ましい。

本研究では、べき乗応力・ひずみ関係と全ひずみ理論に基づく全面塑性条件下での有限要素解析により、実用上重要となる一様引張力および一様曲げモーメントを受ける半だ円表面き裂付平板の全面塑性解を求め、き裂形状(深さ、アスペクト比)や加工硬化指数が解に与える影響を調べた。

10.2 理論

本簡易解析手法は、Engineering Approach(EA法)と呼ばれ、全ひずみ理論に従うべき乗硬化材では、弾塑性条件下の変位や J 積分などの諸量の塑性成分が無次元化できる(全面塑性解と呼ばれる)ことに着目し、様々なき裂形状と材料パラメータの関数として、この全面塑性解を有限要素法を用いて求めておく方法である。

ここでは、全面塑性解について簡単にまとめた後、その数値解法および三次元 J 積分の計算法について順に述べる。

(1) 全面塑性解

まず、全面塑性条件下での材料の非線形性を、次式のようなべき乗構成則によって近似する。

$$\bar{\varepsilon}/\varepsilon_0 = \kappa (\bar{\sigma}/\sigma_0)^n \quad (10.2-1)$$

ここで、 $\bar{\varepsilon}$ 、 $\bar{\sigma}$ はそれぞれMises型相当ひずみ、相当応力である。また、 ε_0 、 σ_0 、 κ および n は材料定数であり、 σ_0 は参照応力、 n はひずみ硬化指数である。

式(10.2-1)を仮定すれば、全面塑性条件下のき裂の主要パラメータである J 積分およびき裂開口変位 δ の全面塑性解 $\bar{J}$ および $\bar{\delta}$ は次式によって求めることができる。

$$J = \kappa \sigma_0 \varepsilon_0 l (P/P_0)^{n+1} \cdot \bar{J} \quad (10.2-2)$$

$$\delta = \kappa \varepsilon_0 l (P/P_0)^n \cdot \bar{\delta} \quad (10.2-3)$$

ここで、 l 、 P および P_0 はそれぞれ、代表長さ、一般化力(分布力、集中力、強制変位、曲げモーメントなど)および参照一般化力(一般化力と同単位の定数)である。式(10.2-2)および(10.2-3)において明らかなように、全面塑性解はき裂材に加わる負荷に依存しない量であり、J 積分値などのき裂挙動を記述する諸量は、全面塑性解を用いることによって、任意の負荷レベルに対して簡易的に求めることができる。

(2) 数値解析手法

全面塑性解を求める有限要素法の解析では、簡単のために式(10.2-1)で $\varepsilon_0 = \sigma_0 = \kappa = 1$ とすると、解くべき方程式系は剛性方程式と非圧縮性の式の2式であり、

$$K(u) \cdot u + \int_V B^T \cdot \sigma_m dv = F \quad (10.2-4)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (10.2-5)$$

となる。ここで、 $\mathbf{u}$ は変位ベクトル、 $\mathbf{B}$ は通常の変位-ひずみ関係マトリクス、 σ_m は平均応力ベクトル、 $\mathbf{F}$ は外力の等価節点力ベクトル、 $\mathbf{K}(\mathbf{u})$ は変位ベクトル $\mathbf{u}$ に依存する非線形なマトリクスである。式(10.2-4)はべき乗構成則のために非線形となるので、Newton-Raphson法(以下N-R法と略す)で解く。

(3) 三次元J積分の評価法

J積分値の評価は仮想き裂進展法により行なった。また、半だ円表面き裂を解析対象とするため、仮想き裂進展量の与え方により2通りの評価を行った。

Fig.10.2-1は表面き裂前縁の部分的な移動(板厚の $10^{-7} \sim 10^{-9}$ 倍)により、局所的な仮想き裂進展 δA を与え、き裂前縁に沿うJ積分のローカル値を評価する様子を示す。得られたローカルなJ積分値は移動させる節点の半だ円離心角 ϕ の関数 $J(\phi)$ として表される。一方、Fig.10.2-2(a)および(b)は、き裂前縁にわたって、半だ円き裂形状を保持したまま仮想き裂進展を与え、J積分のき裂前縁にわたる平均値を求める様子を示す。このようにして得られたJ積分値をグローバルJ積分値と呼び、(a)のように深さ方向に進展量を与えて得られるグローバルJ積分値を J_1 、(b)のように幅方向に進展量を与えて得られる値を J_2 と記す。

10.3 半だ円表面き裂付平板の解析

(1) 解析対象

解析対象はFig.10.3-1に示すような曲げモーメントを受ける半だ円表面き裂付平板である。同図において、 m 、 a 、 $2c$ 、 t 、 $2b$ および $2h$ はそれぞれ、曲げモーメント、き裂深さ、き裂幅、平板厚さ、平板の幅および平板の長さである。本解析では、 h/c および b/c の値をそれぞれ4に固定し、得られた全面塑性解を、無次元き裂深さ a/t およびき裂アスペクト比 a/c の二つのパラメータで整理した。

解析ではTable 10.3-1に示すように、 a/t および a/c の値を変化させた9ケースをとり、それぞれについて、べき乗指数 n を $1 \leq n \leq 7$ と変化させた。

対称性より、平板の1/4を解析対象とした。要素分割の例をFig.10.3-2およびFig.10.3-3に示す。深く(a/t 値が大きく)扁平な(a/c 値が小さい)き裂を有する平板ほど、節点数の多い要素分割を用いた。

(2) 解析結果

まず、解析によって得られたき裂開口変位の全面塑性解($n=1 \sim 5$)をTable 10.3-2に示した。ただし、き裂開口変位 δ の全面塑性解 $\bar{\delta}$ を次式のように定義した。

$$\bar{\delta} = \delta / (\kappa \varepsilon_0 t (m/m_0)^n) \quad (10.3-1)$$

また、ローカルJ積分のき裂前縁に沿った分布($n=1 \sim 5$)をFig.10.3-4～Fig.10.3-12に示す。ただし、ローカルJ積分 $J(\phi)$ の全面塑性解 $f(\phi)$ を次式のように定義した。

$$f(\phi) = J(\phi) / (\kappa \sigma_0 \varepsilon_0 t (m/m_0)^{n+1}) \quad (10.3-2)$$

式(10.3-1)および(10.3-2)で、 m は平板単位板幅当たりの曲げモーメントであり、次のように与えられる。

$$m = M / 2b, \quad M = 2Pt \quad (10.3-3)$$

ここで、 $2P$ は、平板端部に加えられた偶力である。 m の基準となる定数 m_0 は、 $f(\phi)$ が n の増加に伴って滑らかに単調増加するように次式で定めた。

$$m_0 = \sigma_0 t^2 / 2 \quad (10.3-4)$$

まず、全体的な傾向として、最大J値はnが大きいほど顕著であるという結果が得られている。しかし、今回は示さないが、 $a/c=0.2$ のケースにおいて、 $n=7$ での値が $n=5$ での値より低くなるという結果が得られた。これは、あるいは、き裂前縁部の分割が不足しているためとも考えられ、今回は $n=1\sim5$ の結果のみを示すこととした。

き裂全体が引張領域にあると考えられる $a/t=0.2$ の3ケース(Fig.10.3-4～Fig.10.3-6)では、き裂の進展傾向は引張問題と比較的近い結果を予想したが、今回の計算の結果、偏平なき裂ほど、幅方向への進展傾向が高いという結果が得られた。 $a/t=0.5$ の3ケース(Fig.10.3-7～Fig.10.3-9)のうち、 $a/c=0.6$ および $a/c=1.0$ の2ケースについては、前者の方が深さ方向への進展傾向が高いが、 $a/c=0.2$ では、再び幅方向への進展傾向が高くなっている。

$a/c=0.8$ の3ケース(Fig.10.3-10～Fig.10.3-12)では、き裂が引張領域から圧縮領域にまたがっているため、n値が比較的大きい場合、圧縮が支配的なき裂最深部付近でき裂開口変位が負となる口閉じが生じた。このため、圧縮域(Fig.10.3-10～Fig.10.3-12で横軸 $2\phi/\pi$ が、それぞれ、およそ0.7あるいは0.6以上の部分に相当)でJ値にピークが生じたが、このピークは實際上意味を持たないため、図には示していない。

以上の結果から、浅く(a/t 値が大きく)偏平な(a/c 値が小さい)き裂ほど、精度的な再検討を行なう必要があると思われる。また、深い($a/t=0.8$)き裂の場合、き裂の口閉じを考慮した解析が必要と考えられる。

これに対して、板厚方向のグローバルJ積分値 J_1 および板幅方向のグローバルJ積分値 J_2 は、以下のようは無次元化した。

$$J_1 = \kappa \sigma_0 \varepsilon_0 t / (1-a/t) \cdot f_1 \cdot (m/m_0)^{n+1} \quad (10.3-5)$$

$$J_2 = \kappa \sigma_0 \varepsilon_0 t \cdot f_2 \cdot (m/m_0)^{n+1} \quad (10.3-6)$$

ここで、 f_1 および f_2 は、それぞれ、 J_1 および J_2 に対応する全面塑性解である。また、式(10.3-5)では、 $0.8 \leq a/t \leq 1.0$ の領域での J_1 値の外挿を考慮して、 a/t 値が1.0に近づくにつれて J_1 値が無限大となるような無次元化を行なっている。有限要素解析の結果得られた離散的な f_1 および f_2 の値を、Table 10.3-3およびTable 10.3-4、Fig.10.3-13およびFig.10.3-14に示す。

$a/t=0.8$ 、 $a/c=0.2$ のケースにおいて、 f_2 の値に逆転が見られる以外は、ローカルJ値と同様の傾向を示している。

f_1 および f_2 の離散値に対して最小二乗法による曲線のフィッティングを行ない、以下のようにn、 a/t および a/c の関数に変換する。

$$f_i = q_i + q_2 n + q_3 n^2 + q_4 n^3, \quad i=1 \text{ and } 2 \quad (10.3-7)$$

$$q_i = p_i + p_2 \xi + p_3 \eta + p_4 \xi^2 + p_5 \xi \eta + p_6 \eta^2 + p_7 \xi^2 \eta + p_8 \xi \eta^2 + p_9 \xi^2 \eta^2, \quad i=1,2,3 \text{ and } 4 \quad (10.3-8)$$

ここで、 ξ および η は、それぞれ、 a/t および a/c を表し、 p_i および q_i はフィッティングの係数である。また、上式からわかるように、 f_1 および f_2 は、nに関して3次、 a/t および a/c に関して2次の関数とした。Table 10.3-5に上式の係数をまとめて示す。

Table 10.3-1 FEM calculation cases

Non-Dimensional Crack Depth a/t	Crack Aspect Ratio a/c	Method for Material Incompressibility
0.2	0.2	SRI/PF method
0.2	0.6	SRI/PF method
0.2	1.0	SRI/PF method
0.5	0.2	SRI/PF method
0.5	0.6	SRI/PF method
0.5	1.0	SRI/PF method
0.8	0.2	SRI/PF method
0.8	1.0	SRI/PF method
0.8	1.0	SRI/PF method

Table 10.3-2 Fully Plastic Solution $\bar{\delta}$

a/t	a/c	n=1	n=2	n=3	n=4	n=5	n=7
0.2	0.2	0.9870	1.454	2.146	3.147	4.587	9.585
0.2	0.6	0.9977	1.717	3.156	6.068	12.92	52.58
0.2	1.0	0.7619	1.316	2.548	5.465	12.77	82.21
0.5	0.2	3.240	6.058	10.13	14.48	17.76	18.37
0.5	0.6	2.688	5.152	9.859	18.18	31.17	64.5
0.5	1.0	2.044	3.918	7.725	15.24	29.08	76.06
0.8	0.2	5.466	10.76	18.31	26.32	32.47	34.08
0.8	0.6	3.998	8.372	16.66	31.19	53.62	113.2
0.8	1.0	3.138	6.243	12.45	24.39	45.92	127.3

Table 10.3-3 Fully Plastic Solution f_1

a/t	a/c	n=1	n=2	n=3	n=4	n=5	n=7
0.2	0.2	1.127	1.650	2.463	3.664	5.423	11.75
0.2	0.6	1.772	3.266	6.414	13.07	27.46	128.4
0.2	1.0	1.182	2.181	4.469	9.937	23.76	154.5
0.5	0.2	1.757	3.536	5.915	8.088	9.257	7.955
0.5	0.6	2.265	4.980	10.21	19.52	33.77	66.15
0.5	1.0	1.749	3.674	7.662	15.60	30.00	71.90
0.8	0.2	0.5050	0.9635	1.504	2.013	2.350	2.206
0.8	0.6	0.7880	1.928	4.055	7.707	13.14	29.19
0.8	1.0	0.8187	1.832	3.828	7.613	14.22	36.86

Table 10.3-4 Fully Plastic Solution f_2

a/t	a/c	n=1	n=2	n=3	n=4	n=5	n=7
0.2	0.2	2.236	3.214	4.751	7.042	10.44	23.04
0.2	0.6	1.947	3.504	6.786	13.87	29.72	147.7
0.2	1.0	1.098	2.222	4.865	11.61	29.89	215.8
0.5	0.2	4.422	9.034	14.75	19.29	21.11	17.25
0.5	0.6	2.438	5.742	12.01	23.14	40.06	78.26
0.5	1.0	1.409	3.704	8.508	18.45	37.16	94.49
0.8	0.2	1.096	9.313	0.3953	0.9581	2.293	3.242
0.8	0.6	0.2831	0.7301	2.535	7.034	15.30	40.60
0.8	1.0	0.5234	1.654	4.320	10.01	20.80	61.39

Table 10.3-5 Coefficients of interpolation functions
for fully plastic solution f_1 and f_2

		P_{j1}	P_{j2}	P_{j3}	P_{j4}	P_{j5}	P_{j6}	P_{j7}	P_{j8}	P_{j9}
f_1	q_1	3.707×10^0	-6.400×10^0	-2.488×10^1	2.232×10^0	9.002×10^1	1.518×10^1	-7.115×10^1	-6.640×10^1	5.644×10^1
	q_2	-6.086×10^0	1.353×10^1	4.580×10^1	-6.897×10^0	-1.356×10^2	-2.933×10^1	9.531×10^1	1.021×10^2	-7.769×10^1
	q_3	1.583×10^0	2.609×10^0	-1.978×10^1	-5.746×10^0	5.365×10^1	1.294×10^1	-3.424×10^1	-4.482×10^1	3.319×10^1
	q_4	-2.095×10^{-1}	-1.135×10^0	2.793×10^0	1.644×10^0	-2.774×10^0	-1.842×10^0	-5.546×10^{-1}	3.133×10^0	-1.040×10^0
f_2	q_1	-2.073×10^1	1.726×10^2	3.977×10^1	-2.504×10^2	-3.776×10^2	-2.745×10^1	5.913×10^2	2.248×10^2	-3.542×10^2
	q_2	3.123×10^1	-2.448×10^2	-5.188×10^1	3.643×10^2	5.399×10^2	3.573×10^1	-8.817×10^2	-3.241×10^2	5.336×10^2
	q_3	-2.363×10^1	1.487×10^2	6.934×10^1	-1.889×10^2	-3.965×10^2	-5.338×10^1	4.930×10^2	2.644×10^2	-3.146×10^2
	q_4	1.971×10^0	-1.566×10^1	-2.741×10^0	2.064×10^1	3.383×10^1	1.863×10^0	-4.846×10^1	-1.956×10^1	2.831×10^1

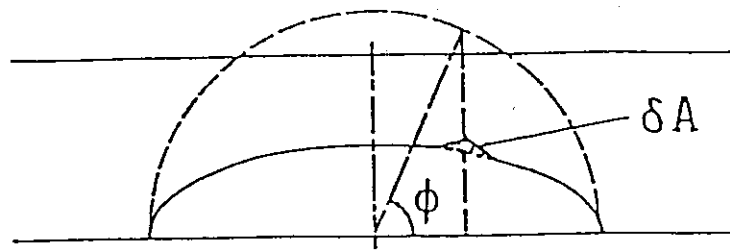


Fig.10.2-1 Virtual crack extension for the local J-integral estimation

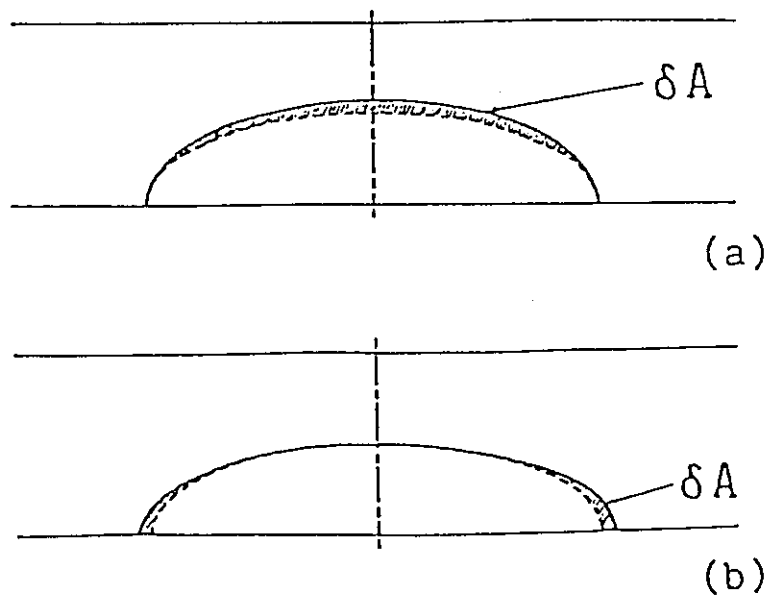


Fig.10.2-2 Virtual crack extension
for the global J-integral estimation
in the thickness direction (a) and in the width direction (b)

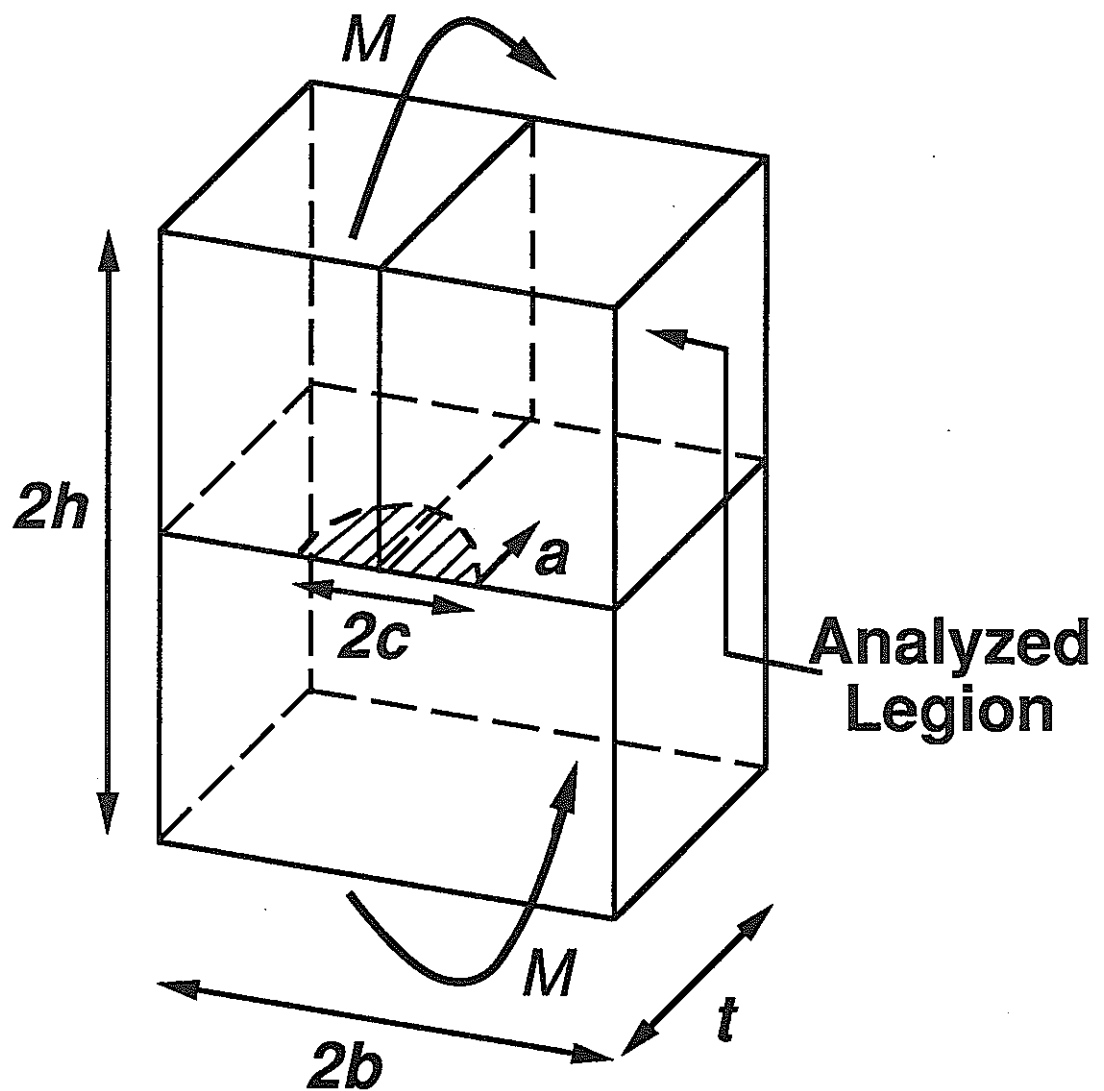


Fig.10.3-1 plate with semi-elliptical surface crack subjected to bending

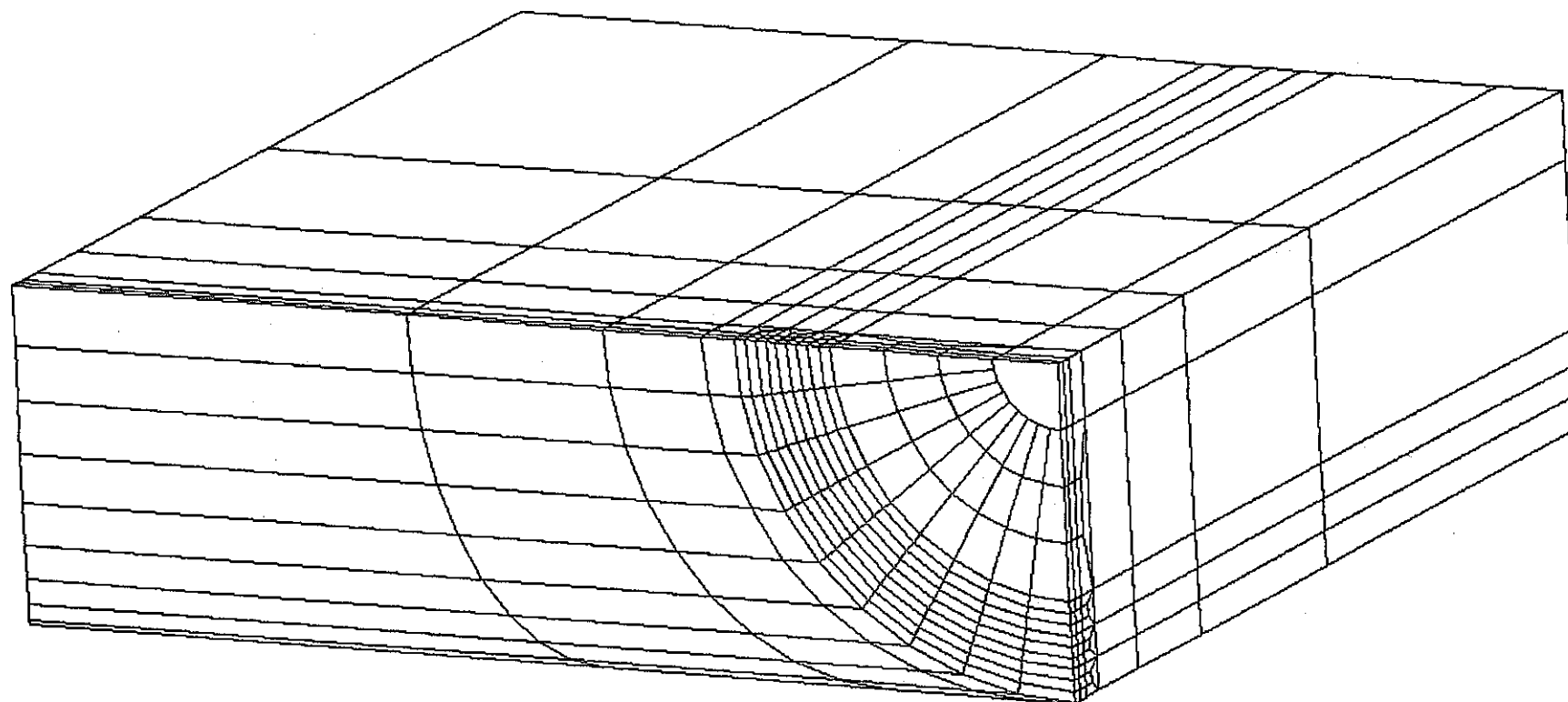


Fig.10.3-2 Finite element mesh subdivision for a quarter of the plate with a semi elliptical surface crack ($a/t=0.2, a/c=0.2$)

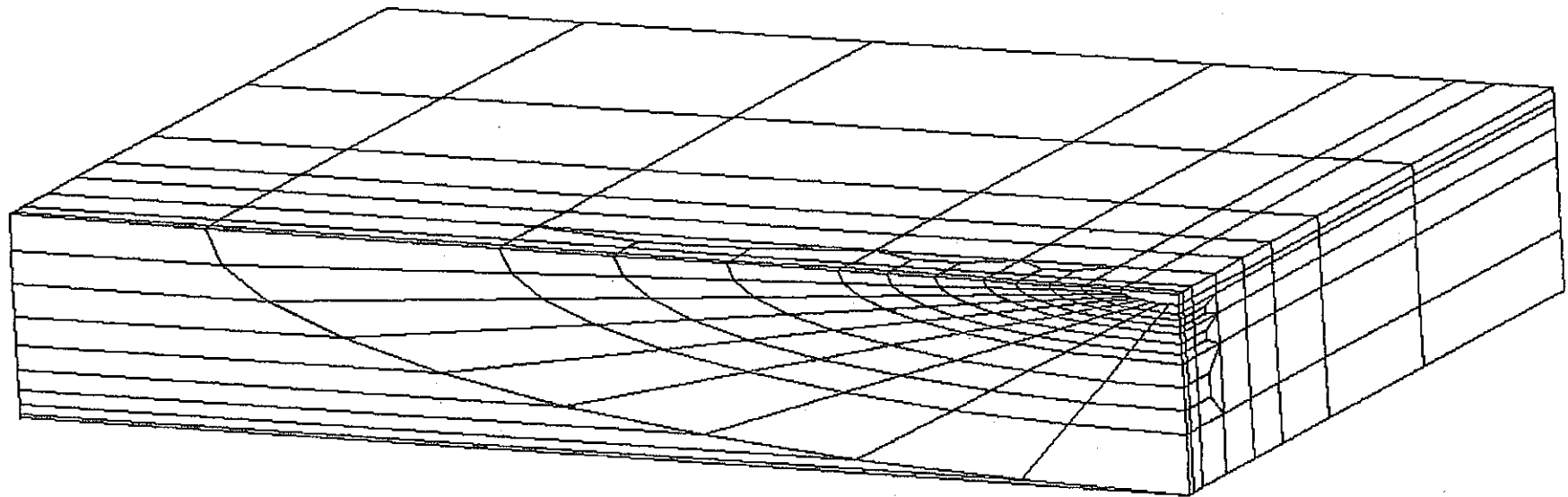


Fig.10.3-3 Finite element mesh subdivision for a quarter of the plate with a semi elliptical surface crack ($a/t=0.8, a/c=1.0$)

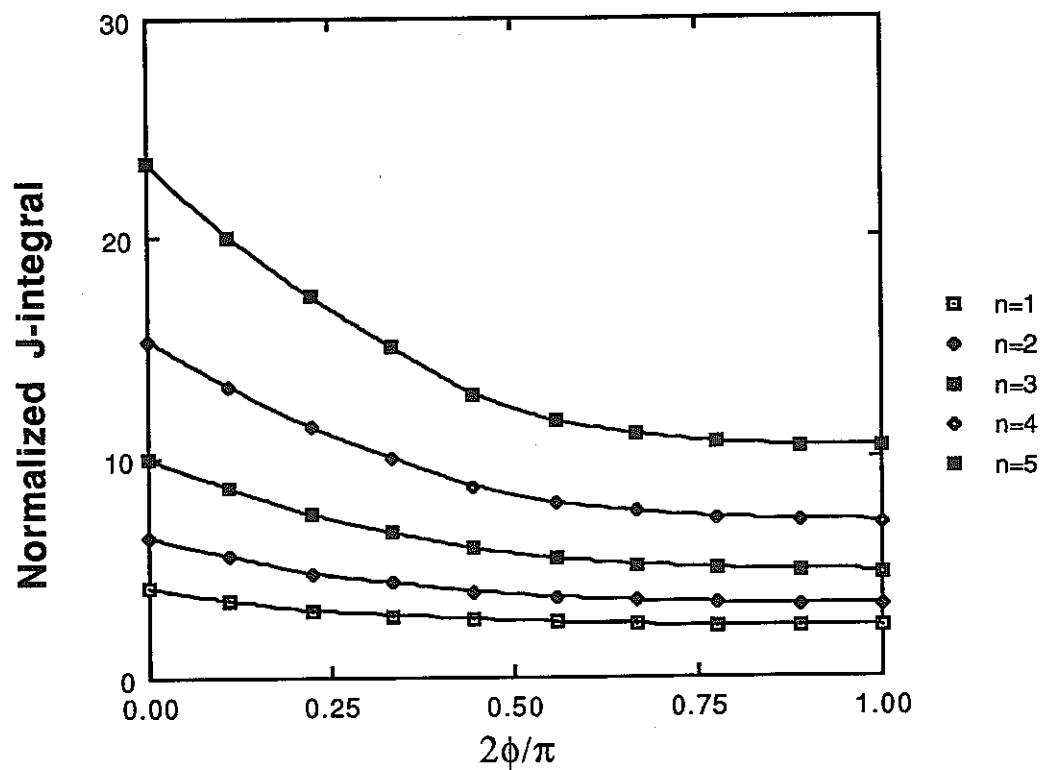


Fig.10.3-4 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.2, a/c=0.2$)

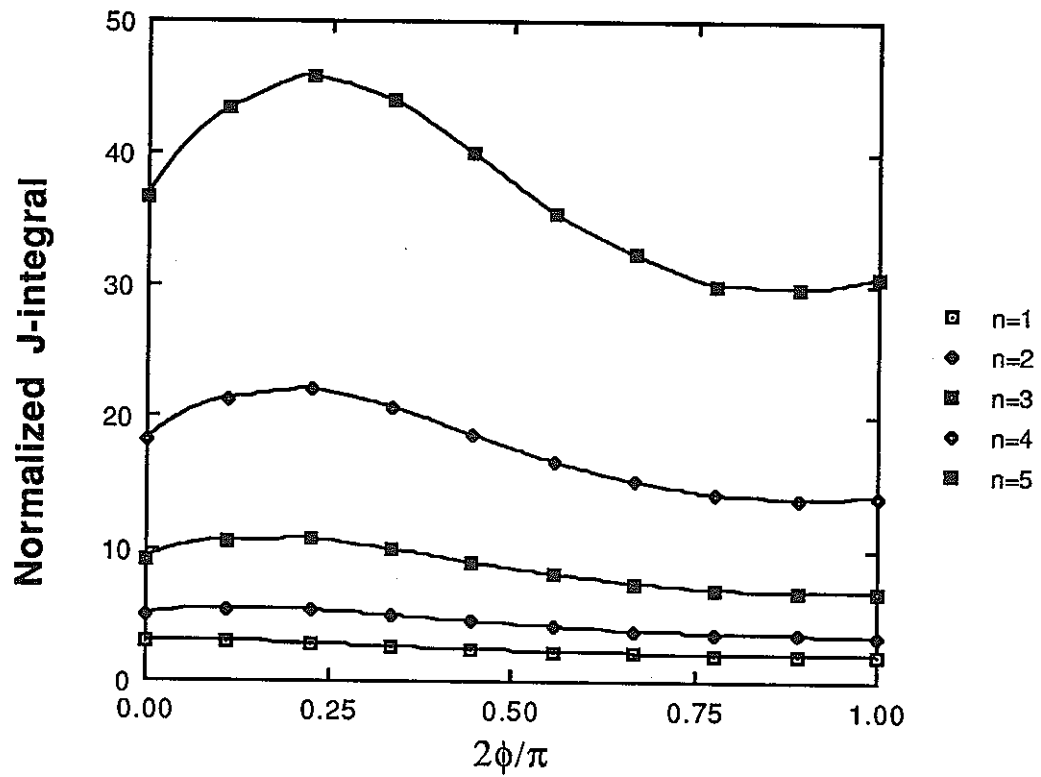


Fig.10.3-5 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.2, a/c=0.6$)

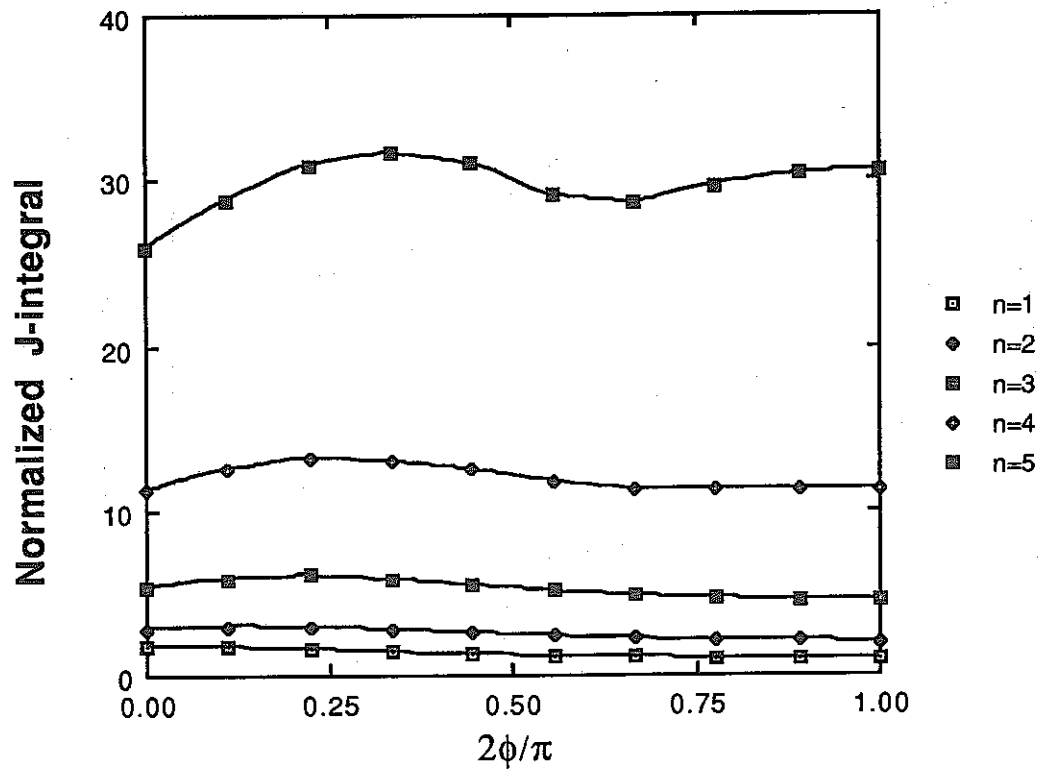


Fig.10.3-6 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.2, a/c=1.0$)

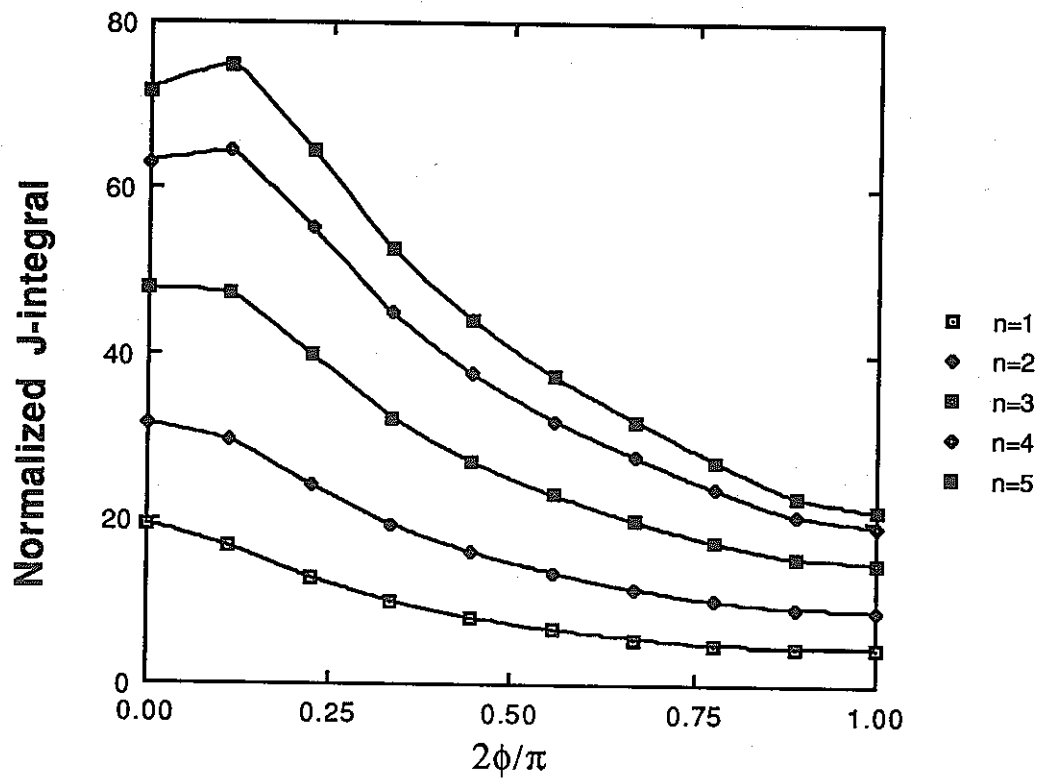


Fig.10.3-7 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.5, a/c=0.2$)

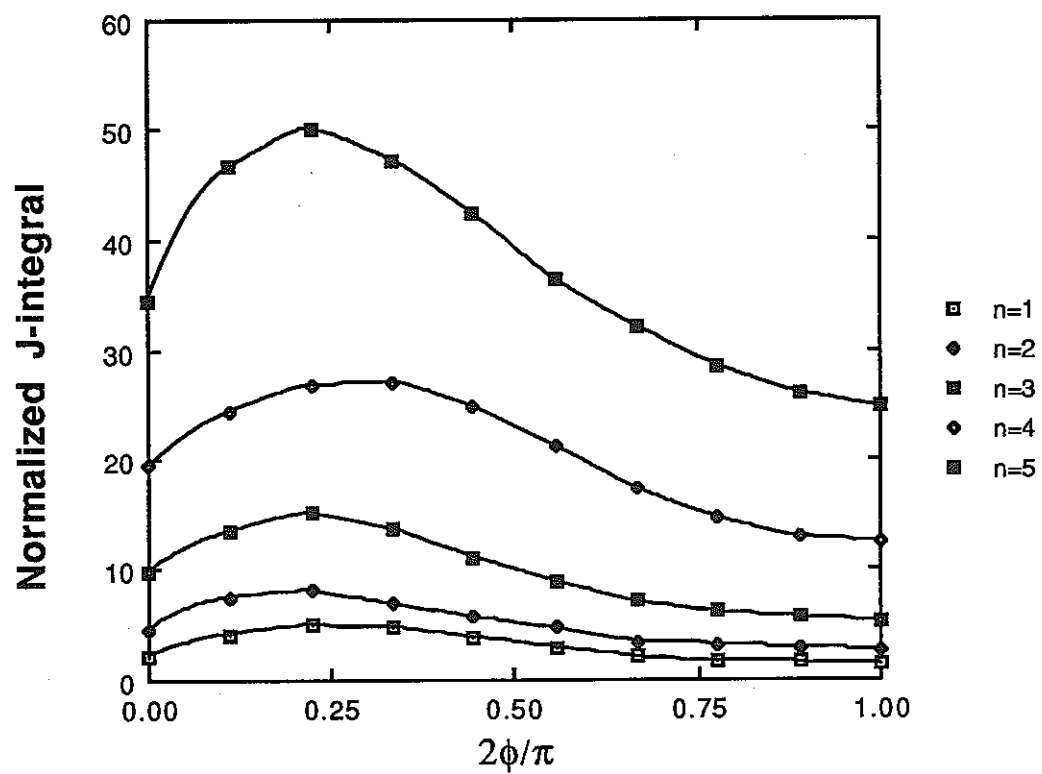


Fig.10.3-8 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.5, a/c=0.6$)

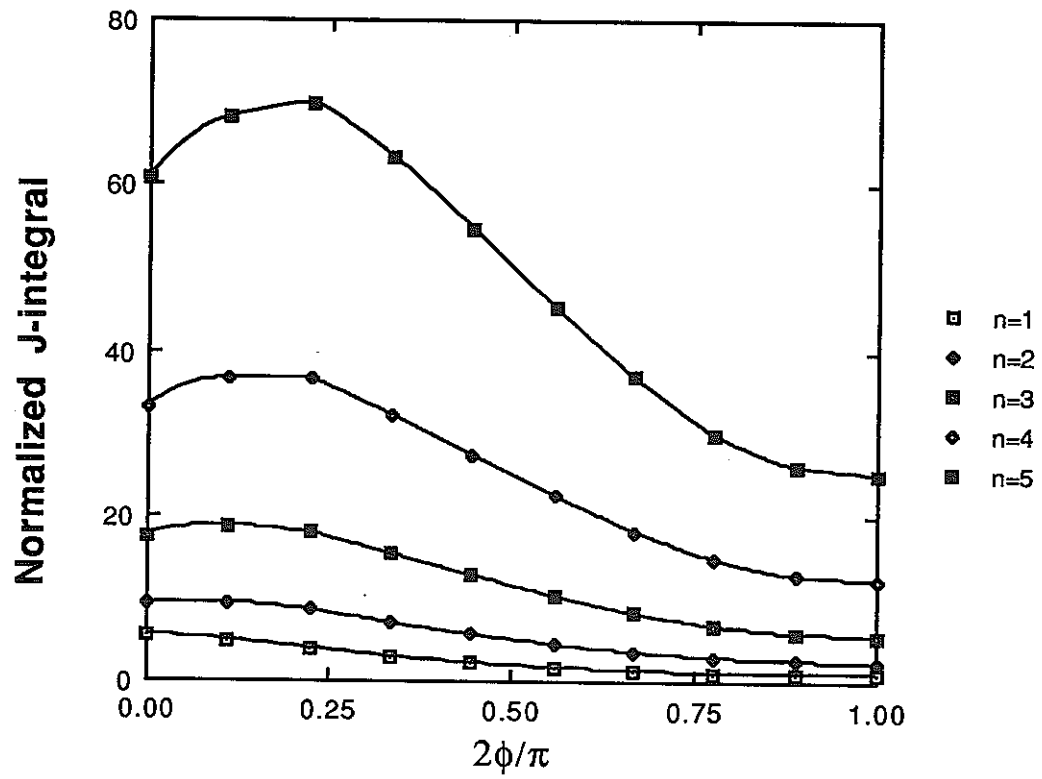


Fig.10.3-9 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.5, a/c=1.0$)

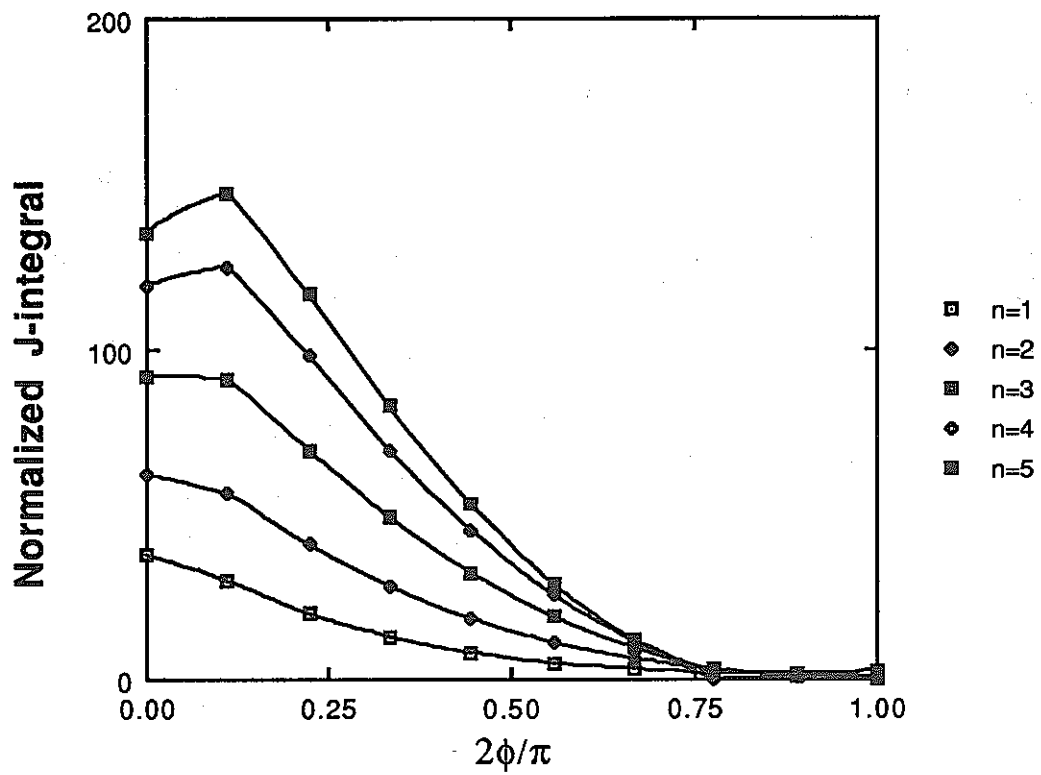


Fig.10.3-10 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.8, a/c=0.2$)

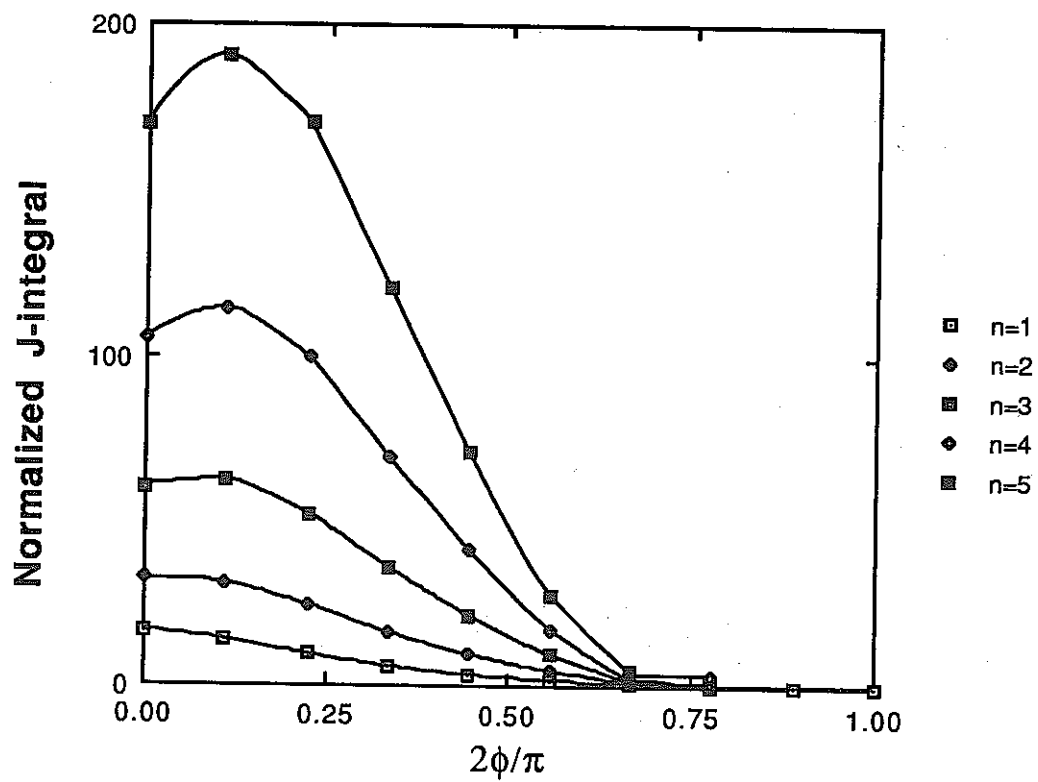


Fig.10.3-11 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.8, a/c=0.6$)

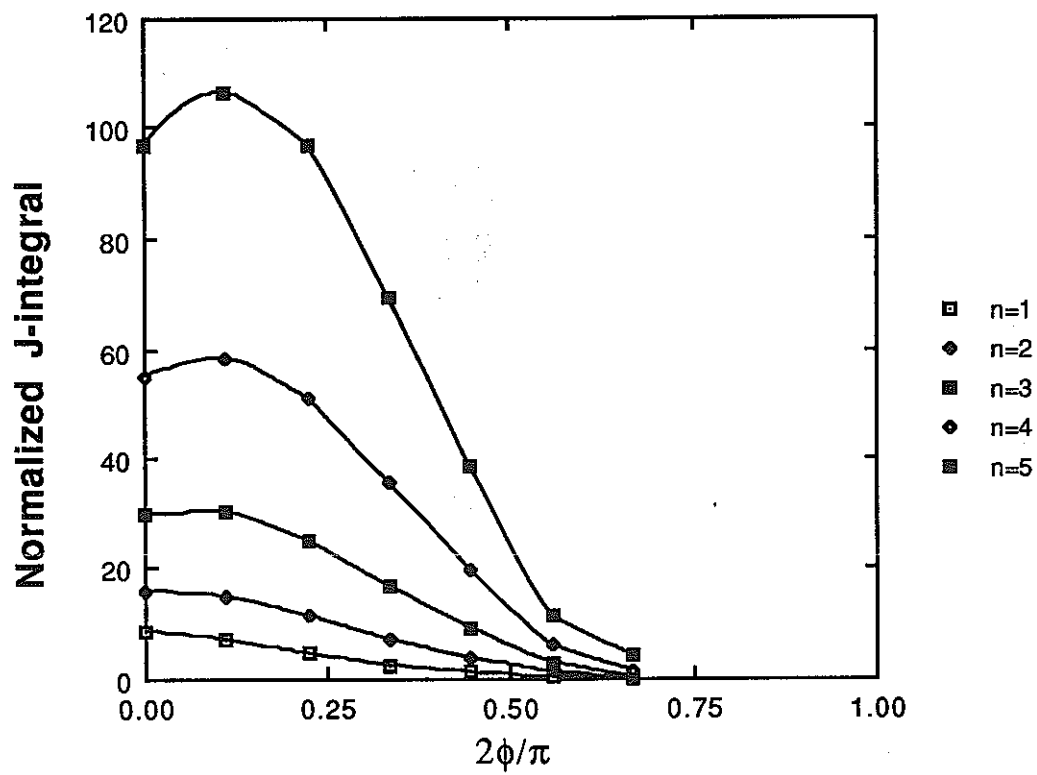


Fig.10.3-12 Local J-distribution along the crack front line
($a/t=0.8, a/c=1.0$)

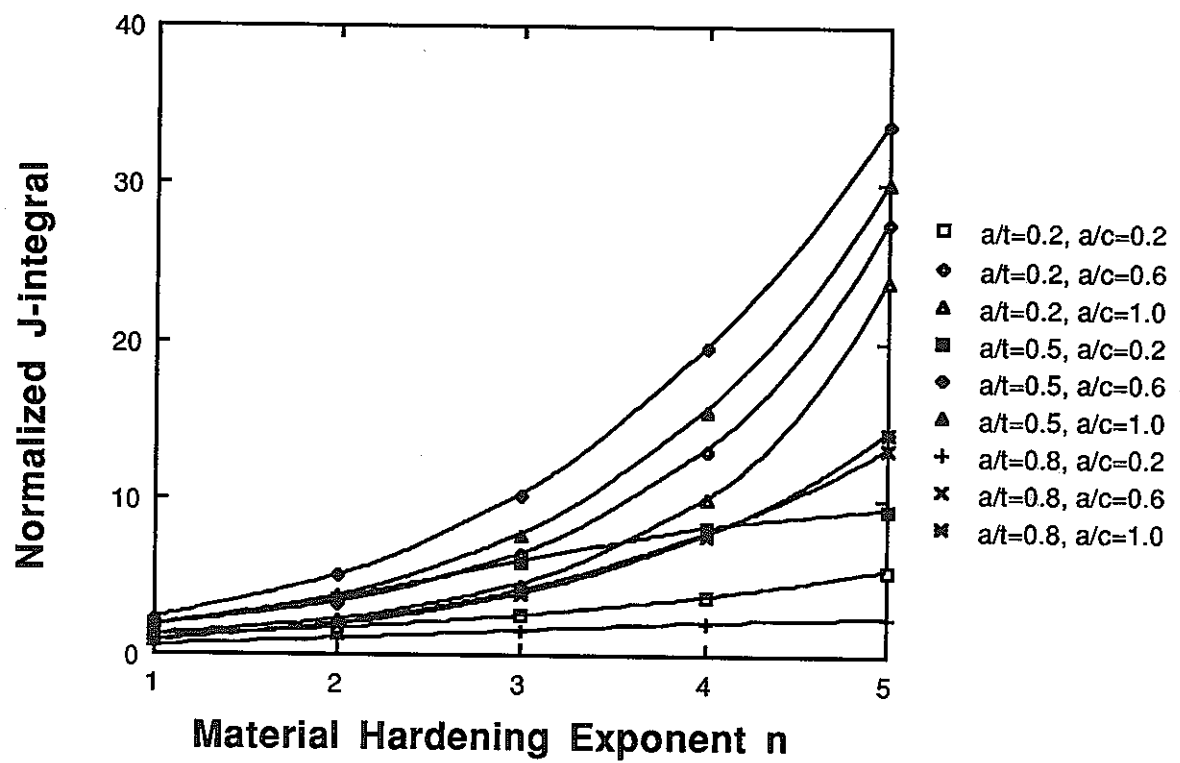


Fig.10.3-13 Fully plastic solution f_1

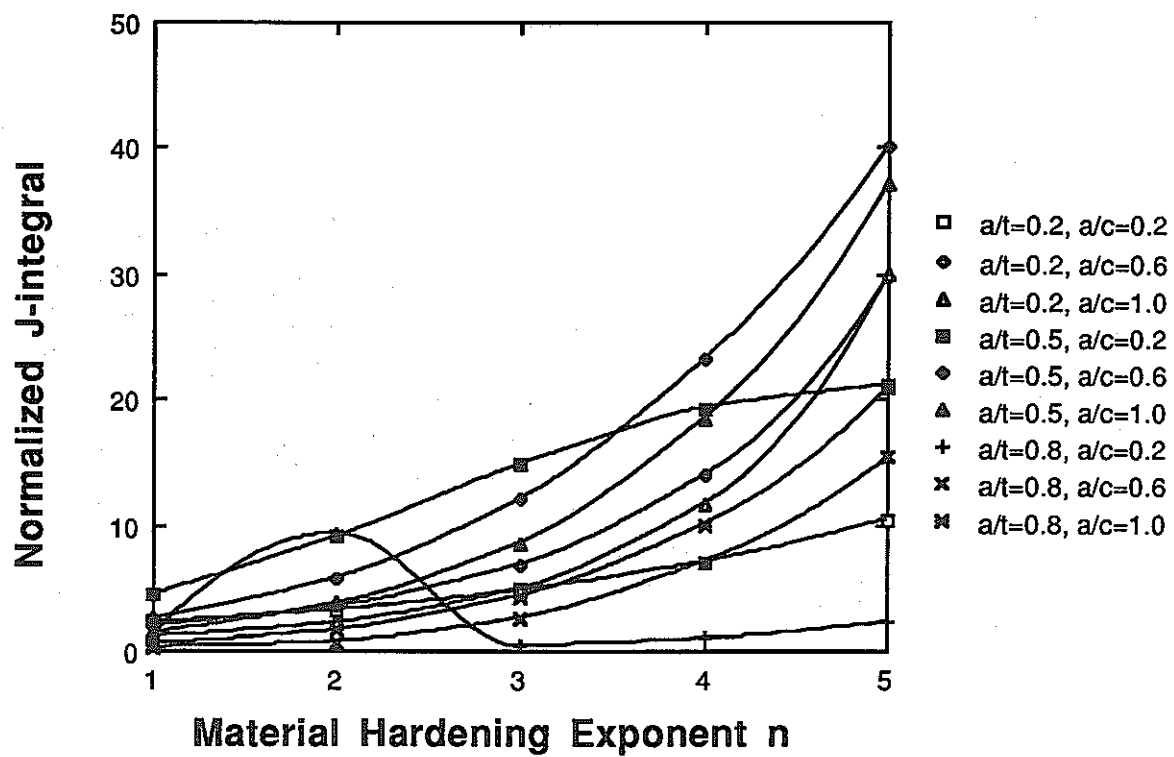


Fig.10.3-14 Fully plastic solution f_2

1 1. 交流ポテンシャル法による 欠陥形状認識

11. 交流ポテンシャル法による欠陥形状認識

11.1 目的

昨年度は、直流ポテンシャル法によるき裂推定の検定曲線を得た。今年度は、さらに交流ポテンシャル法を応用して、表面の電位差又は表面の磁場分布から直接き裂形状を求めることを検討した。

交流ポテンシャル法は非破壊検査法の一つで、構造物に交流電流を印加し表面の電位差からき裂の形状を推定する方法であり、表皮効果のため直流法より検出感度が高いことが知られている。また、McIver ら[1]は、周波数が高く、試験片の透磁率が比較的大きい場合に、“unfolding”と呼ばれる手法を用いて3次元問題を2次元問題に帰着させ、き裂上のポテンシャル計測から、き裂形状の推定を行っている。本報告ではまず、印加電流の周波数をパラメーターとして、き裂面上端におけるポテンシャル $h(x)$ の分布の測定及びき裂形状の推定に関する実験を行った。さらに、き裂面上で非接触に測定した磁場分布から、き裂面上端のポテンシャル値を推定し、さらにこの値に基づいてき裂形状の推定を行う手法の提案を行った。

11.2 解析原理

解析モデルは、Fig.11-1に示す表面き裂とする。但し、き裂上部の位置は既知であり、き裂面は試験片表面に対して垂直であるとする。また、測定値はFig.11-2に示すように V_1 及び V_2 を用いる。ここでポテンシャル $\Phi(x, y)$ 及び流れ関数 $\Psi(x, y)$ を導入することによって次の4式が得られる (V_∞ はき裂面から十分離れた位置での電位差)。

$$h(x) = \frac{V_2(x) - V_1(x)}{2V_\infty} \quad (1)$$

$$\Psi(x, 0) = -x + \frac{1}{\pi} \int_{-1}^1 \frac{h(s) - h(x)}{x - s} ds - \frac{h(x)}{\pi} \ln \frac{1-x}{1+x} \quad (|x| \leq 1) \quad (2)$$

$$-1 = \frac{1}{\pi} \int_{\psi_1}^{\psi_{-1}} \frac{g(s)}{(\Psi(x, 0) - s)^2 + (h(x))^2} ds, \quad -1 \leq x \leq 1 \quad (3)$$

$$X(0, \psi) = -\psi + \frac{1}{\pi} \int_{\psi_1}^{\psi_{-1}} \frac{g(s) - g(\psi)}{\psi - s} ds - \frac{g(\psi)}{\pi} \ln \frac{\psi_{-1} - \psi}{\psi - \psi_1} \quad (4)$$

(1)、(2)式を用いて(3)の積分方程式を解き、その結果より(4)式を計算することによって、き裂下部の形状曲線は ψ をパラメーターとする関数として得られる。

次に、磁場とポテンシャル $h(x)$ の関係式を、(5)～(7)式に示す。ここで、磁場の測定はき裂真上の高さ z の点で行う (Fig.11-3参照)。

$$B_z^*(x,0,z) = 1 + \int_{-1}^1 h(s) \cdot K(s,x) ds \quad (5)$$

$$K(s,x) = K(x,s) \quad (6)$$

$$B_z^*(x,0,z) = B_z(x,0,z)/B_c \quad \frac{4\pi}{\mu\sigma\delta E_0} \times B_c = 2\pi \quad (7)$$

ここで、 B_c はき裂の無い場合の磁場の値である。式(5)の積分方程式を解くことによってき裂上端のポテンシャル $h(x)$ が得られ、さらに、(1)～(4)式よりき裂形状が推定できる。

11.3 $h(x)$ 及びき裂形状の周波数依存性

Fig.11-4に、実験に用いたプローブ及び試験片を示す。Fig.11-5に、半円き裂の場合のポテンシャル $h(x)$ の解析値 (等角写像を用いて得られる[2])、及び印加電流の周波数を1、3、6、9[kHz]とした場合の測定値を示す。き裂両端近傍における解析値と測定値の挙動の違いは、解析モデルと異なり実際のき裂幅がゼロでないこと、及びき裂両端部分の形状が滑らかでないことによると思われる。両端を除けば、測定値は周波数が1～6[kHz]の場合は解析値とほぼ一致しているが、9[kHz]の場合は解析値より若干小さい。一般に交流ポテンシャル法を用いた場合、印加電流の周波数を高くするほど表皮深さは浅くなり感度が高くなるので、本来、理論解により近くなるはずである。しかし実際には、き裂面間で生じる容量効果の影響やプローブと試験片表面との間で生じる誘導起電力による測定誤差により、精度が下がるものと考えられる。

次に、Fig.11-6にポテンシャル $h(x)$ の測定値を基に推定されたき裂形状を示す。また、1～6[kHz]の場合は真のき裂形状とほぼ一致しているが、9[kHz]の場合は浅く評価されている。これは、Fig.11-5に示すように、ポテンシャル $h(x)$ の測定値が真の値 (解析値) より小さいことが原因であり、入力データの誤差が出力結果に大きく影響を与えるというこの種の問題の” ill-posed ” 性をよく表している。

11.4 直接測定及び磁場による間接測定の比較

Fig.11-7にピックアップコイルを用いて実際に測定された磁場の分布を示す。

また、Fig.11-8にこの測定磁場より推定されたポテンシャル $h(x)$ 、及び電極を用いて直接測定された $h(x)$ を示す。但し、き裂形状は半円、印加電流の周波数は6[kHz]とした。直接測定された $h(x)$ が解析値とほぼ一致しているのに対して、磁場より推定された $h(x)$ は解析値より若干小さい。原因としては、ピックアップコイルが有限の大きさを持つために磁場の値が平均化されて測定されているということ、実際のき裂はき裂幅がゼロではないということ、磁場と $h(x)$ の関係式を導出する際に用いた解析モデルが無限平板モデルとなっていることなどが考えられる。また磁場より推定された $h(x)$ は解析値と比べて滑らかでない部分がある。これは、(5)の積分方程式が(3)と同様に第一種Fredholm積分方程式であり、これが” ill-posed ” な性質を持つためである。

次にFig.11-9に、Fig.11-8に示されるポテンシャル $h(x)$ の値を基に推定されたき裂形状を示す。直接測定された $h(x)$ を基にした方が真の形状とほぼ一致しているのに対して、磁場を基にした方は、ポテンシャル $h(x)$ の持つ誤差のため傾向は一致しているが、若干浅く評価された。

11.5 結論

き裂上端におけるポテンシャル $h(x)$ の、印加電流の周波数に対する依存性について実験によって得られたデータを基にして解析を行った。その結果、ある程度までは周波数を高くした方が感度が良いが、高すぎると逆に誘導起電力などの影響を受け、誤差が大きくなることが分かった。しかし、測定系を改良することによってこれらの影響を除去できれば、さらに高い周波数での測定が可能であろう。また、測定磁場によって間接的にポテンシャル $h(x)$ を測定する手法を提案した。その結果、推定されたき裂形状はある程度真の形状と一致したが、まだ若干の誤差があった。さらに精度の高い結果を得るためには解析モデルを無限平板モデルから有限モデルに改良することが必要であると思われる。この手法は、非接触に計測、かつ形状を直接求められる点で、これまでには例の無い利点を有している。

- [1] McIver, M. 1989 'Characterization of surface-breaking cracks in metal sheets using a.c. electric fields' Proc. Roy. Soc. Lond. A Vol .421pp 179-194.
- [2] Dover, W.D., Charlesworth, F.D.W., Taylor, K.A., Collins, R. & Michael, D.H. 1980 'The measurement of crack length and shape during fracture and fatigue (ed. C.J. Beevers)' , pp.222-260. Warley: Engineering Materials Advisory Service

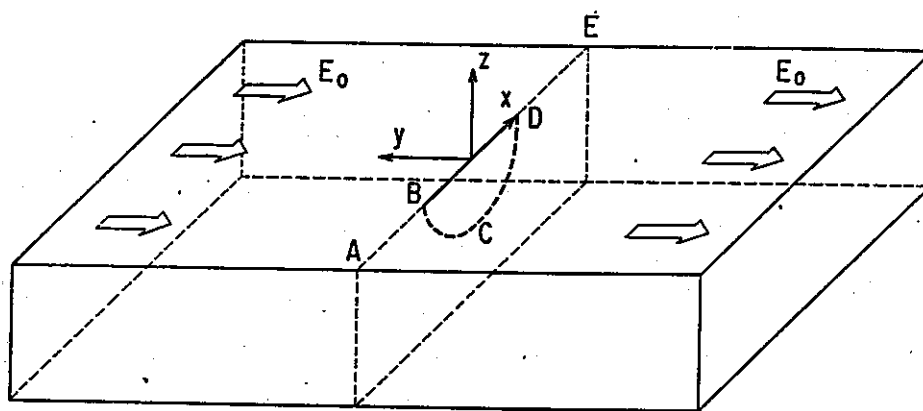


Fig.11-1 Analytical model

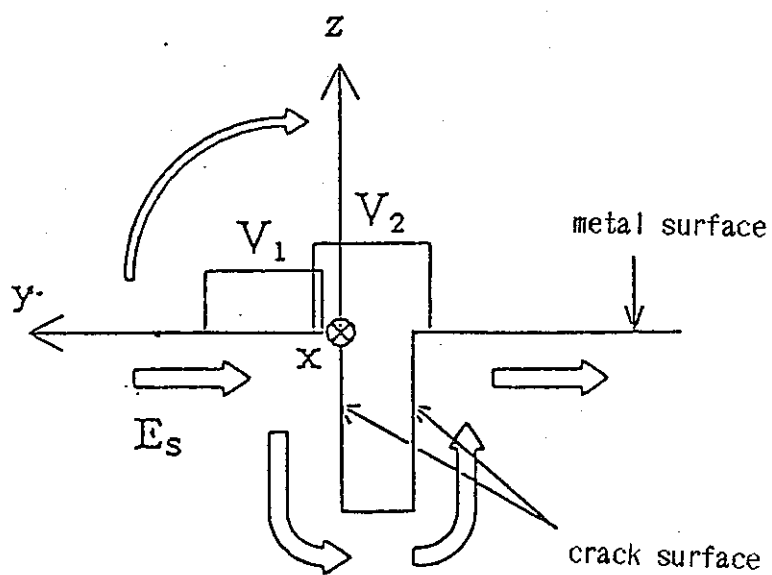


Fig.11-2 "unfolding" model

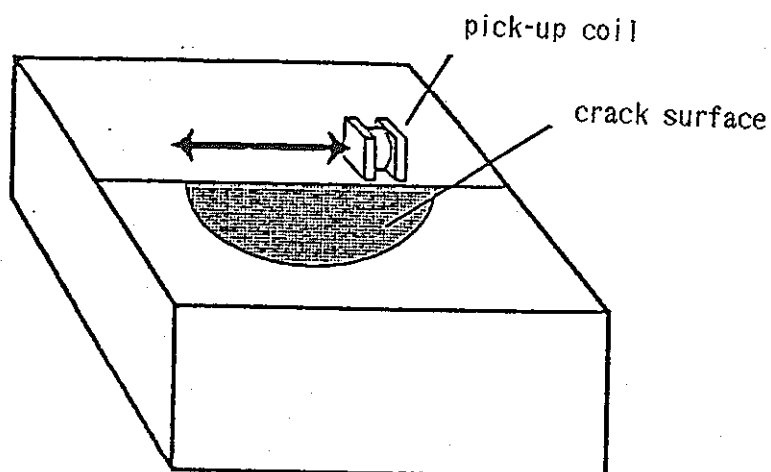


Fig.11-3 Pick-up coil and test piece

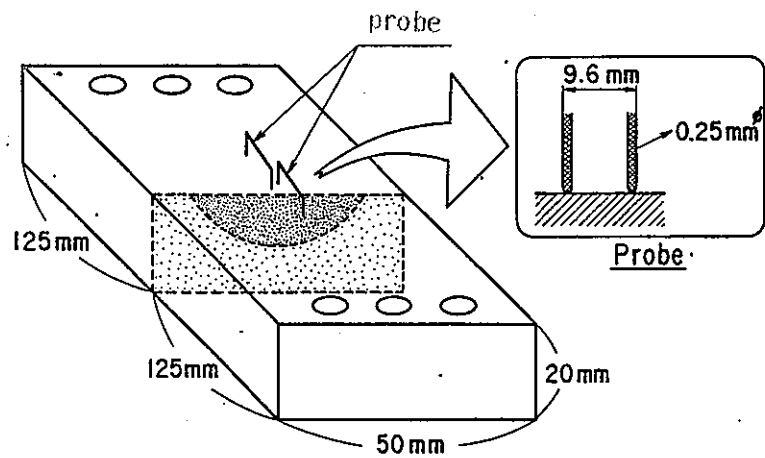


Fig.11-4 Probe and test piece

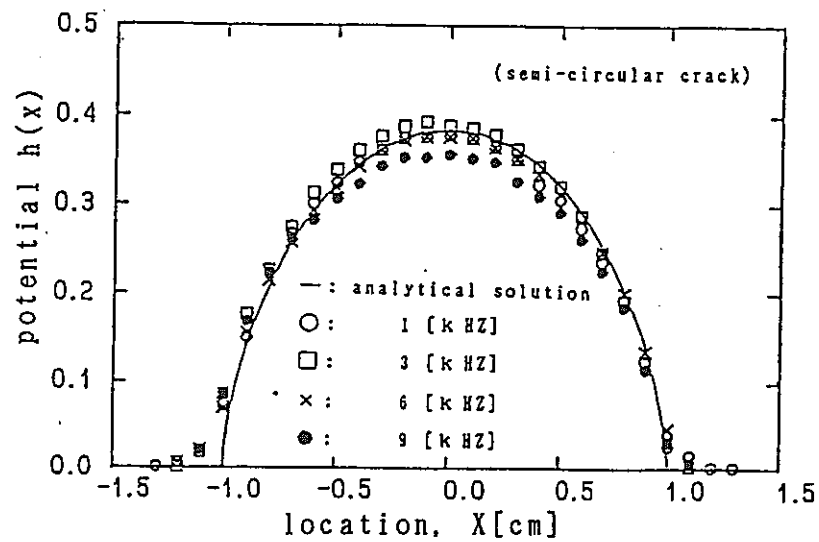


Fig.11-5 Distribution of potential $h(x)$

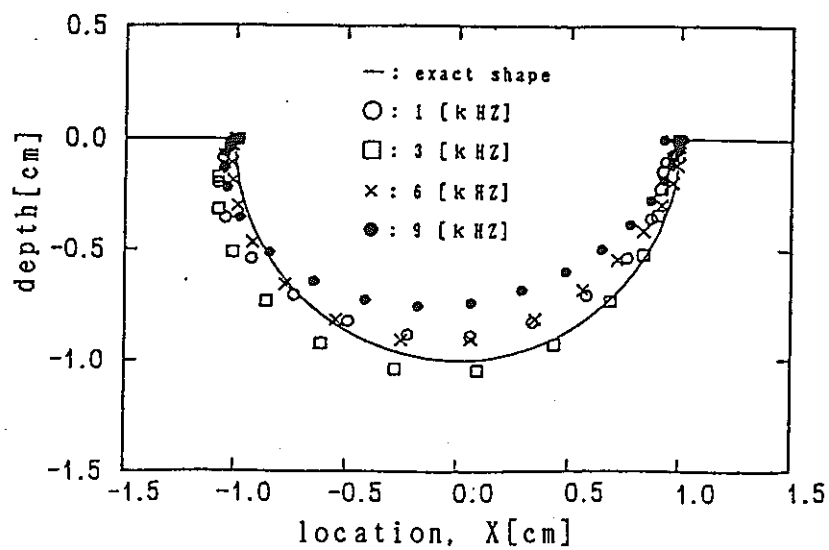


Fig.11-6 Prediction of semi-circular crack

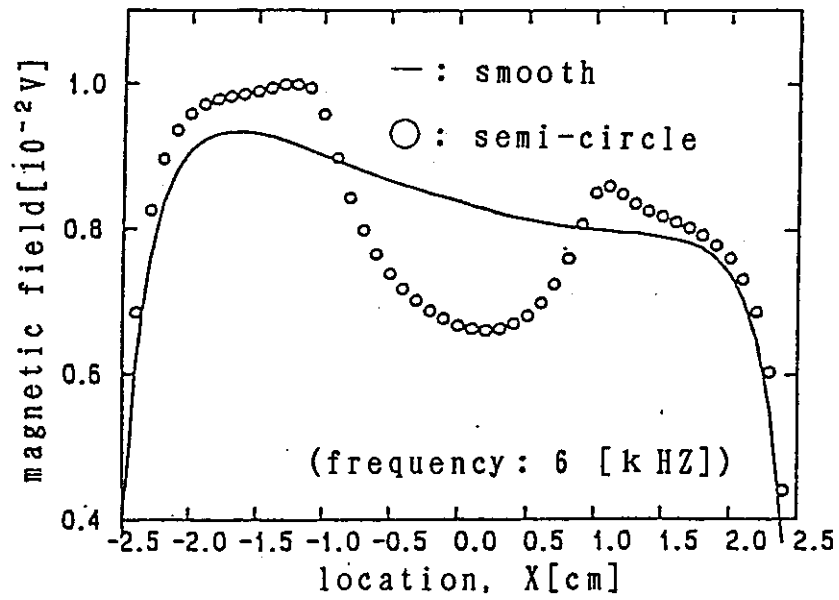


Fig.11-7 Distribution of measured magnetic field

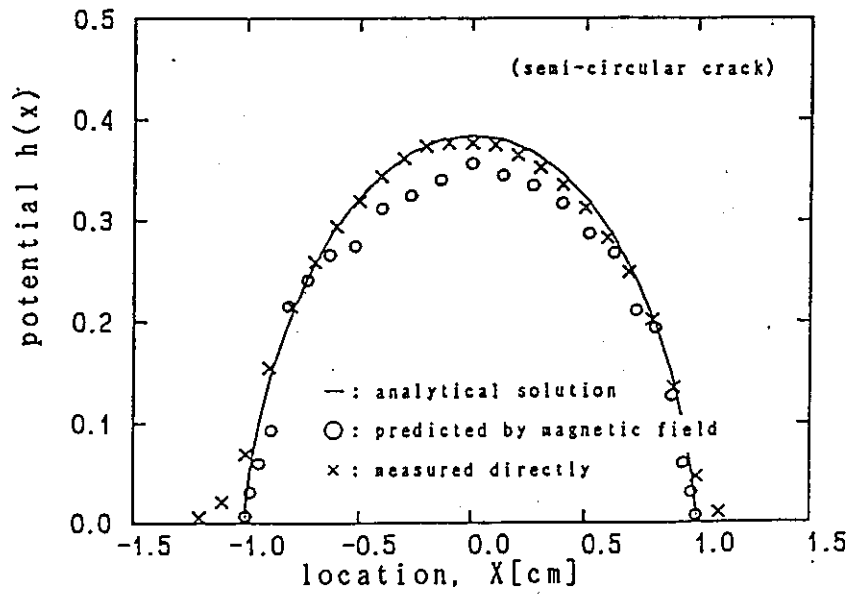


Fig.11-8 Distribution of potential $h(x)$

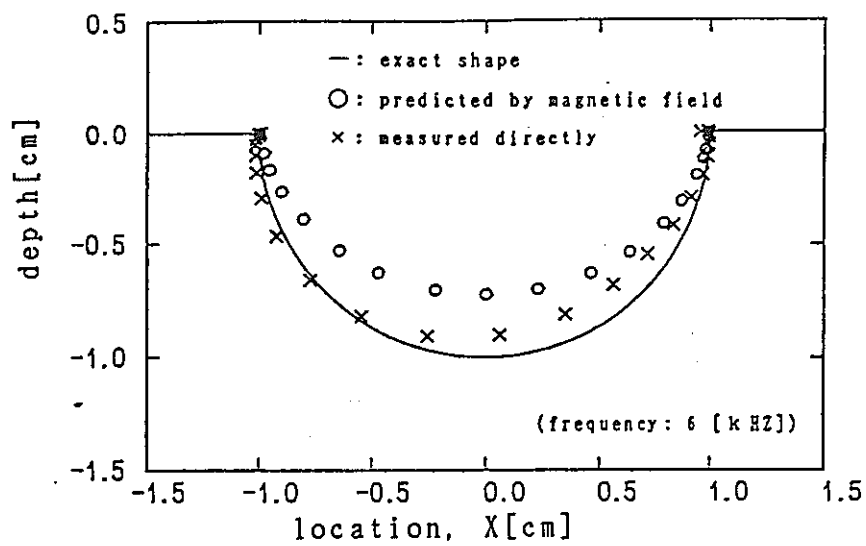


Fig.11-9 Prediction of semi-circular crack

1 2. 総 合 評 価

12. 総合評価

12.1 クリープ疲労下の表面き裂進展挙動

12.1.1 試験法に関する考察

表面き裂進展試験の技術が今回の共同研究でかなり普及し、さらに向上した。このような共同研究が余りなされていないことを考えると、この事は大きな収穫であったと言える。

試験法として今回の実験を通して、以下の様な点で興味ある新しい結果を得られた。

電気ポテンシャル測定について、クリープ疲労と疲労との検定曲線を比較したがほとんど差は（期待した通り）無く、両者は共通とみなすことができることを確認した。ただし、疲労の場合には背面から進展してくるき裂の影響を受ける可能性があったり、クリープ疲労では表面近傍で形状が楕円からずれる傾向があったりするので注意を要する。

又、昨年度ポテンシャル解析によって得られた検定曲線について、今回の実験の一部と比較し、昨年得た検定曲線が正しいことを確認した。

き裂が進展してくると電位測定のばらつきが多くなる傾向があるが、この事はき裂面の粗さの拡大傾向やき裂の枝分れによるき裂先端の接触状態の微妙な変化に起因している可能性が多いと考えられる。

電位分布からき裂形状の推定するために、本年度は電位分布からき裂先端形状を逆解析する方法の検討を行い、その可能性を示した。解析には一般に大型の計算機が必要であるが実験室レベルでも可能なようになることが望まれる。

平板の曲げ試験は、実験条件に変化を持たせるために荷重制御の実験も行ったが試験片がき裂面の方向に曲げが蓄積されて実験が出来なくなるという事態が発生した。これを防止するために反対方向の荷重を適宜増加させて一方向への曲げ変形を防止したが解析との対応等を考えると変位制御の実験が適当であったようである。

12.1.2 進展挙動に関する考察

今回の実験の第一目的は、解析結果の精度を検討するためのデータを作成することであったが、表面き裂付き平板も表面き裂付き配管も必要なデータを作成することが出来た。

実験からき裂進展の特徴があきらかになったので、以下にその要点を纏めた。

(A) 表面き裂付き平板のクリープ疲労条件下のき裂進展挙動

平板の曲げ荷重下のアスペクト比は、表面のき裂進展が内部より大きいので初期値（1）から徐々に減少する傾向がある。

き裂進展速度は5時間の保持時間によって変位保持の場合でも数倍から10倍程度の加速が観察された。また、変位制御、荷重制御ともビーチマーク導入後にき裂進展速度が減少する傾向が観察された。これは、き裂先端における損傷蓄積の状態がビーチマーク直後では十分完成されていないので遅れが生じて

いることが考えられるが、今後より詳細な検討が必要である。

今回実施した実験範囲内では破面形態は（一部にストライエーションが観察されていたが、）全体的には（期待した通り）粒界破壊であった。

破面の形状についてもいくつかの興味深い見識が得られた。まず、クリープ疲労実験の破面ではき裂形状が概ね楕円であるが、表面近傍で表面き裂進展が遅くなる傾向と速くなる傾向が観察された。疲労の場合には、このような遅れや加速現象はあっても極微小で殆ど気付かれない場合が多い。クリープ疲労の場合、遅くなる原因としては表面近傍の平面応力状態や（後述の）酸化の影響が考えられ、又、速くなる原因としては繰返し曲げによる表面近傍での損傷の蓄積が考えられる。二つの現象の発生限界条件等について今後検討が必要である。

疲労実験ではよく背面からのき裂発生が観察されたが、今回のクリープ疲労実験では殆ど観察されなかった。

き裂が小さい間は一本のき裂が進展するが、き裂がある程度進展するとき裂先端部で多数の微小き裂が発生するのが観察された。この微小き裂の発生がその近傍の破面の粗さを大きくしている原因の1つである。疲労ではこのようなき裂先端での微小き裂発生は一般に観察されていない。

クリープ疲労き裂の前縁は一般に凹凸が激しい。粒界を進展するために粒界の形状や方向によって進展しやすい場所とそうでない場所があるためであろうと推定される。疲労き裂の先端は凹凸がほとんど無い。

（B）表面き裂付直管の曲げ荷重下のき裂進展挙動

アスペクト比は初期値の0.5から徐々に増加する傾向がある。直管その物は曲げ荷重下であるが、き裂の存在する断面ではほぼ一様引張りであることを考えるとこの変化は期待された通りである。

主き裂の先端から微小き裂の発生が報告されているが、同時にき裂の停滞が起こっている。微視き裂がき裂先端の応力分布を軽減させる事が考えられるが、微視き裂の発生とき裂進展への影響について今後検討する必要がある。

表面近傍でき裂進展速度が遅くなる傾向は平板の場合と同様である。

また、ピーチマークの後き裂進展速度が遅くなる傾向も平板の場合と同じである。

（C）その他

実験的簡易クリープJ積分範囲推定法を提案し、その妥当性を検討した。提案された方法が第一次近似としてかなり良い推定値を与えそうであることが示された。今後、精度の確認や適用範囲の確認のための研究が必要である。

特に表面近傍のき裂形状におよぼす酸化の影響について試算がなされ、き裂

進展の遅れが酸化による可能性を検討したが、実験的確認等さらに今後詳細な検討が必要である。

1 2. 2 有限要素解析 (BEM を含む) に基づく予測法

1 2. 2. 1 解析法に関する考察

表面き裂付き平板の解析は、4 機関で分担して実施した。解析の分担にあたっては、表面き裂形状のみをパラメータとし、材料物性値・荷重条件・境界条件は共通のものを用いた。要素分割にあたっては、リガメント上は最低5分割、き裂面上は最低4分割を行う事とし、また使用要素は27積分点を有する20節点アイソパラメトリック要素とした。J 積分の評価法は、各機関のポストプロセッサーによることとし、仮想き裂進展法・経路積分法の両手法が用いられている。また、経路積分法による場合も体積分に基づく手法と面積分に基づく手法の両者が用いられている。

き裂深さ a に対する J 積分の変化を Fig. 12.2-1 に示す。最深部の J 積分値 J_a 、表面部の J 積分値 J_s 。ともき裂長さに対し単調増加を示す傾向を示しているが、 $a=3.5$ mm の結果のみ若干高めの J 積分値を与えている。本結果についてはさらに見直す必要があると考えられるが、上記の解析条件で与えた要素分割のガイドラインに基づくことにより、FEM 解析や BEM 解析で精度の良い解が得られることが実証できた。

解析により得られたき裂開口変位 COD についても実験結果と良い対応が認められ (Fig. 4.4-1)、本解析が弾塑性挙動に対し妥当な予測を与えることが確認できた。

き裂深さ a に対する J' 積分値の変化を Fig. 12.2-2 に示す。ここで示す J' 積分値は、5 時間保持後の J' 積分値の平均値を示したものであり、最深部では単調増加に近い傾向が認められるものの表面部はバラツキが大きく、今後の課題として残されている。さらに J' 積分値の時間変化についてみると (たとえば Fig. 4.2-12)、経路独立性が存在せず特に最深部 ($\phi=90^\circ$) の J' 積分については5 時間後においても経路依存性を示しており、クリープ疲労き裂進展評価における J' 積分値の支配力学量として意味合いについても議論の余地が残されている。

表面き裂付き配管の解析は、2 機関で分担して実施した。解析の分担にあたっては、平板の場合と同様表面き裂形状のみをパラメータとし、要素分割にあたってのガイドラインを与えた。J 積分の評価法は、各機関のポストプロセッサーによることとし、平板の場合と同様各種の手法が用いられている。

き裂深さ a に対する J 積分の変化を Fig. 12.2-3 に示す。最深部の J 積分値 J_a 、表面部の J 積分値 J_s 。ともき裂長さに対し単調増加を示す傾向を示しているが、表面部の J 積分値については解析コードによる差異があらわれている。本解析対象においては、表面部のき裂進展は最深部に比べて小さく、この差異が重要とはならないものの、表面部の J 積分の評価精度についてはさらに検討しておく必要があると考えられる。

解析により得られたき裂開口変位 COD については実験結果と良い対応が認められ (Fig. 6.4-1)、本解析が弾塑性挙動に対し妥当な予測を与えることが確認できた。

き裂深さ a に対する J' 積分値の変化をFig.12.2-4に示す。ここで示す J' 積分値は、5時間保持後の J' 積分値の平均値を示したものであり、最深部では単調増加に近い傾向が認められる。 J' 積分値の時間変化についてみると（たとえばFig. 6.3.1-11, 6.3.1-12）、経路独立性が存在せず特に最深部（ $\phi=90^\circ$ ）の J' 積分については5時間後においても経路依存性を示しており、平板の場合と同様 J' 積分値の支配力学量として意味合いについての議論が残されている。

12.2.2 予測精度に関する考察

平板のき裂進展速度の解析に基づく予測と実験結果の比較から（Fig.4.4-2, Fig. 4.4-3）、そのオーダーが有限要素解析や境界要素解析により予測できることが示された。しかし、本解析対象のように曲げ応力下では板厚方向のき裂の進展速度が板厚中央に近づくにつれ低下するのに対し、解析による予測では単調増加となり、実験で得られた傾向とは異なる結果となった。これは、き裂が板厚中央付近まで進展した場合には、圧縮応力によるき裂の閉口を生じ $\Delta J_r=4 \times J$ が成立しなくなることが一因であると考えられ、今後の検討が必要である。

配管のき裂進展速度の解析に基づく予測と実験結果の比較から（Fig.6.4-2）、材料データのバラツキの範囲内で解析に基づく予測が可能であることが実証できた。12.2.1の解析の手法による差異も、材料データのバラツキに比較すればその影響は小さく、解析に基づくクリープ疲労き裂進展評価の精度を向上させるためには、材料データのバラツキを小さくすることが重要となることを示唆している。

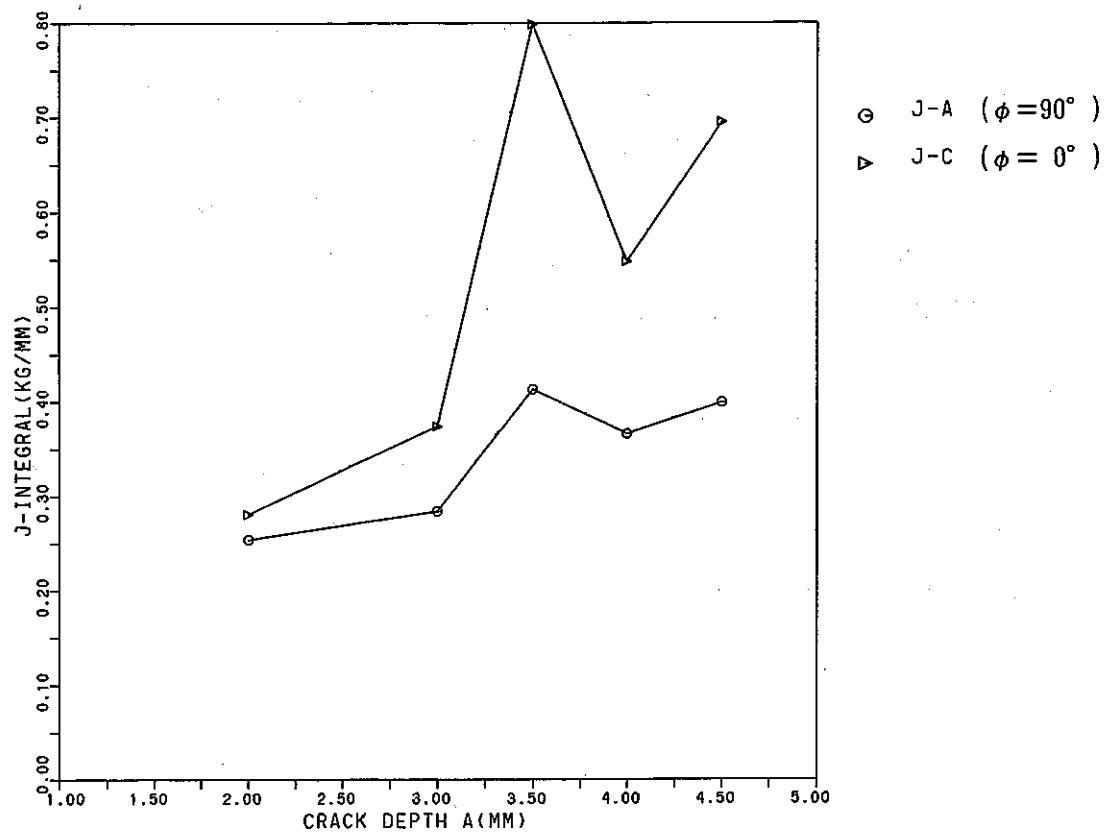


Fig.12.2-1 Relation between predicted J-integral and crack extension amount (Plate)

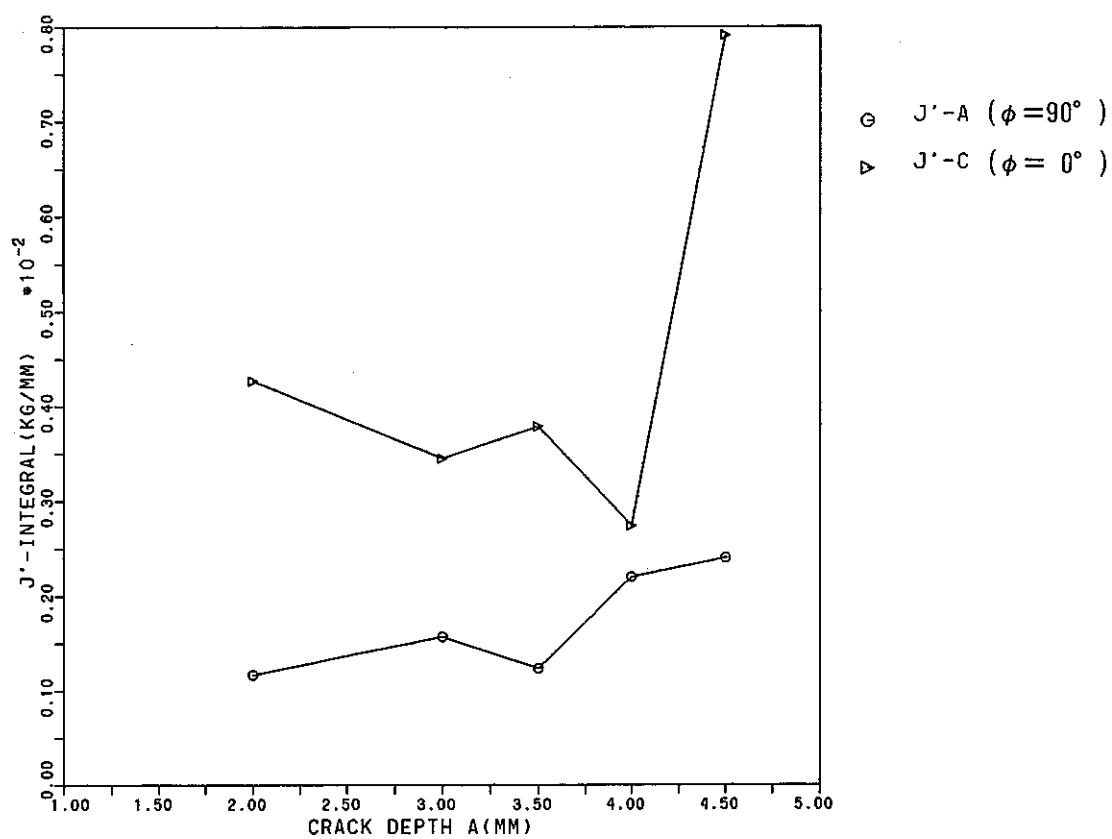


Fig.12.2-2 Relation between predicted J'-integral and crack extension amount (Plate)

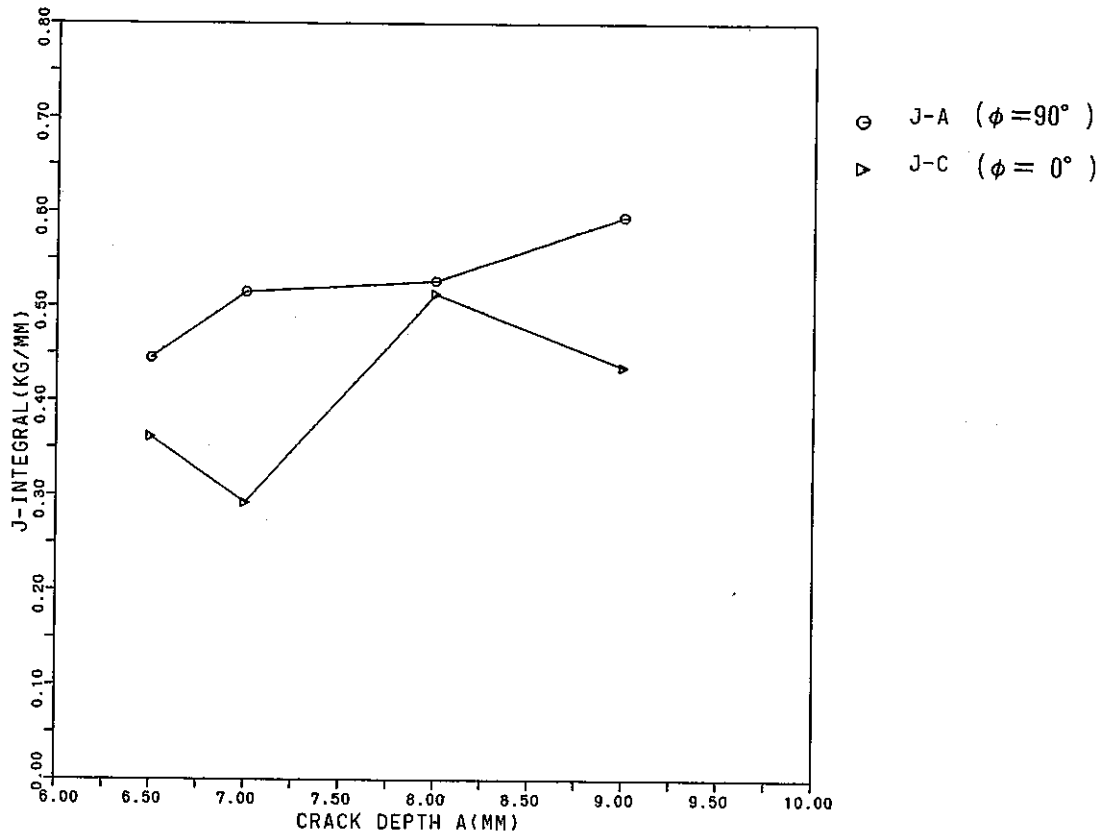


Fig.12.2-3 Relation between predicted J-integral and crack extension amount (Pipe)

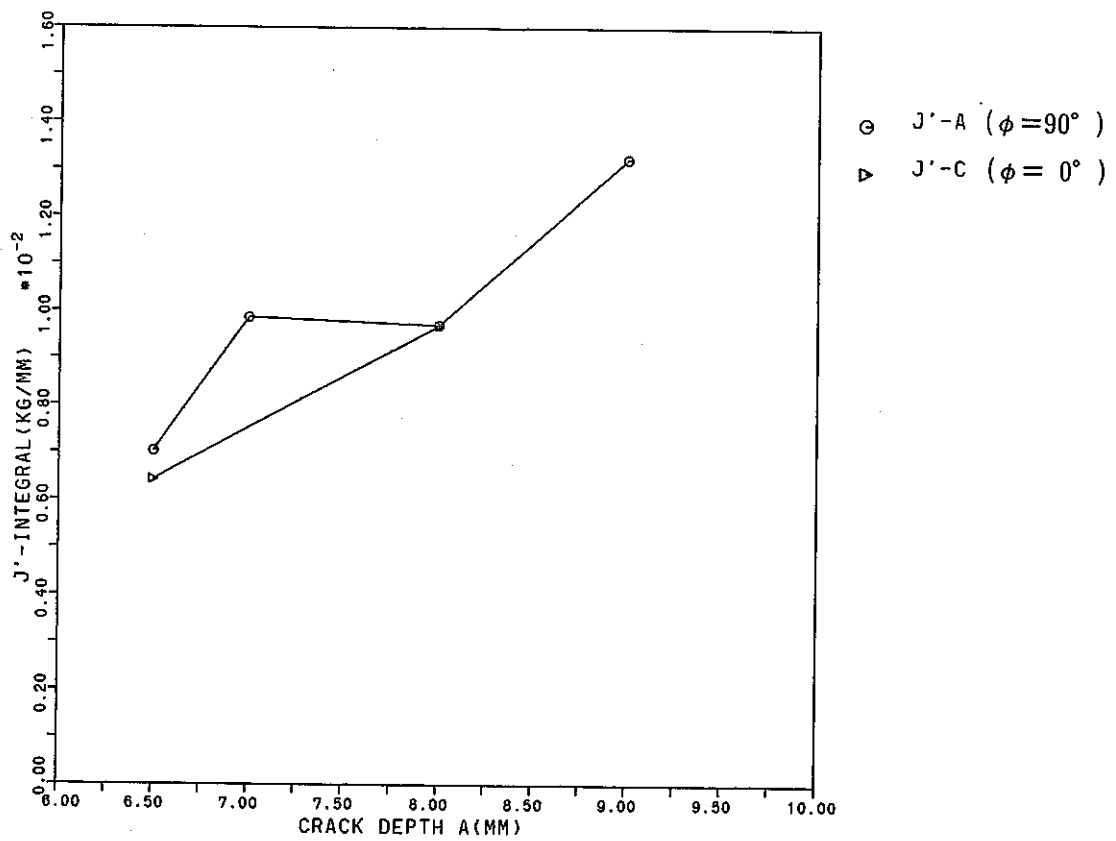


Fig.12.2-4 Relation between predicted J'-integral and crack extension amount (Pipe)

12.3 簡易解析に基づく予測法

12.3.1 解析法に関する考察

簡易解析法として、PNC式・CEGB式・CEA式ならびに矢川式を選定し、クリープJ積分評価に拡張するとともに、変位制御下のクリープ疲労き裂進展評価に適用できるように改良または解釈した。PNC式・CEGB式・CEA式は、リファレンス応力法に基づく手法であり、矢川式はGE/EPRI式と同様全面塑性解に基づく工学的手法を用いている。これらの手法を、各機関で実施した有限要素解析や境界要素解析や実験に適用し、結果の比較を行うとともに、各手法のベンチマーク解析を実施しその適用性を検討した。

弾塑性領域における各手法の解は、本質的に差異は少なく、使用する応力-ひずみ関係式の用い方により異なった解となったようである。すなわち、各手法の中で弾性ひずみを無視するかどうかにより、解の差異を生じたようである。疲労き裂の進展は、GE/EPRI式の適用対象として考えられている延性破壊問題に比較しひずみレベルの小さな領域が対象となるため弾性成分が無視できない。今回のベンチマーク解析では、弾性成分を含めて評価していたCEGB解が有限要素解とよく一致し、CEA式やPNC式についても有限要素解や境界要素解に用いた応力-ひずみ関係を用いた場合には、FEM解やBEM解とよく一致した。

変位制御下のき裂進展に適用した場合には、J積分評価法そのものの差異よりも公称ひずみを応力に変換する手法の差異が大きく現われた。変位制御下のき裂進展問題に適用する場合には、公称ひずみからの応力算出法について考え方を統一しておく必要がある。またクリープき裂の進展評価においては、変位保持中の応力緩和の考え方についても統一しておく必要がある。

本研究で採用された各手法の内、矢川式のみがリファレンス応力を用いない手法となっている。650℃の平板荷重制御の短時間保持問題を対象とした問題では他の手法との差異はそれほど顕著ではなかったが、配管を対象とした問題では大きな差異を生じた。特に ΔJ_c の評価では大きな差異を生じ、各手法の差異は対象とする温度や保持時間によっても異なるようである。

12.3.2 予測精度に関する考察

本研究で対象としたベンチマーク問題では、クリープJ積分によるき裂進展が支配的であった。650℃の平板荷重制御の短時間保持問題を対象とした問題では、各手法で予測されたき裂進展速度の差異は比較的小さく、バラツキの小さなき裂進展挙動が予測され则认为られた (Fig.8.6-5, 8.6-6)。しかし、き裂進展挙動では比較的大きな差異となった (Fig.8.6-3, 8.6-4)。この差異の原因は、き裂が短い間のき裂進展速度の差異にあり、これが全体の進展挙動の予測に大きな差異を生じさせた。よって、き裂が短い間の予測精度の影響が大きく、この領域での予測精度の向上が重要となる。

ベンチマーク解析では、材料試験で得られたき裂進展データの平均値を用いたが表面き裂の進展挙動を比較的良好な精度で予測できることが示された。ベンチマーク解析で予測されたJ積分値のバラツキに比べ、材料データのバラツキの方が大きく簡易解析に基づくクリープ疲労き裂進展評価の精度を向上させるためには、材料データのバラツキを小さくすることが重要となることを示唆している。

12.4 まとめ

本報告書は、3年計画で進めているFCCⅡ小委員会の第3年度の成果をまとめたもので、研究の概要は2章に、結果の詳細は3章～11章に、そしてそれらの結果の総合的な評価は12.1～12.3節に詳述したとおりであり、当初の計画通りの成果を挙げる事ができた。

今年度に得られた成果を要約すると以下ようになる。

実験関係については、長時間クリープ疲労き裂進展実験の結果、以下のことが明らかとなった。①電気ポテンシャル法でき裂形状を推定する際に用いる検定曲線については、長時間クリープ疲労と疲労の場合ではほとんど差が見られなかった。②平板の曲げクリープ疲労き裂においては、表面のき裂進展速度が深さ方向のき裂進展速度より大きいのでアスペクト比は減少する。またビーチマーク導入後にき裂が減少する傾向が見られた。③平板の曲げクリープ疲労き裂進展では、疲労試験で観察された背面からのき裂発生がほとんど観察されなかった。④平板では粒界破面が認められたのに対し、配管の実験では粒界と粒内が混在する破面が観察された。この挙動は、 $\Delta J_c / \Delta J$ の比から説明できることが明らかとなった。⑤平板の曲げクリープ疲労き裂進展速度を整理するために、実験的簡易クリープJ積分範囲推定法を提案し、適用性を確認した。⑥交流電位分布からき裂形状を推定するために、逆解析法の適用性を検討し、その可能性を示した。

解析関係では、①有限要素解析や境界要素解析に基づくクリープ疲労き裂進展予測、②簡易解析法のクリープ問題への拡張、③各種簡易解析法のベンチマークテストならびにFEM・BEM結果や試験結果との比較を行った。①については、構造物中の表面き裂の長時間クリープ疲労による進展挙動を従来の材料のデータのバラツキの範囲内で評価できることが確認できた。しかし、今年度対象とした高速炉の運転温度においてはクリープひずみ速度が遅く、高温保持中のクリープJ積分の経路独立性が認められなかった。このようなクリープによる応力再配分過程におけるクリープき裂進展評価法については今後の課題であると考えられるが、いずれの経路の値によっても解析によるバラツキは、材料データのバラツキを下回った。さらに曲げ問題においては、試験における板厚中央でのき裂の減速を従来の解析ではあきらめず、き裂の閉口を考慮した解析評価法の開発が必要となることが明かにされた。②については、PNC式、CEGB式、CEA式ならびに矢川式をクリープ問題に拡張すると共に変位制御下の問題に適用できるように改良した。さらに、従来膜応力問題に適用が限定されていた矢川式についても新たに曲げ応力下のデータベースを拡充した。③については、平板や配管が荷重制御または変位制御を受ける各種のクリープ疲労き裂進展問題を設定し、上記簡易式より予測される挙動を詳細解析結果や試験結果と比較することにより、適用性を検討した。簡易式そのものの差

異は今回のベンチマーク解析では顕著に現れず、使用した応力-ひずみ関係や変位制御の場合にはひずみから応力への変換方法の違いに起因する差異が顕著にあらわれることが明らかになった。これらの差異は、き裂が短い間はき裂の進展挙動に大きな影響を及ぼすが、いずれも材料データのバラツキの範囲内であり、評価精度の向上のためには材料データのバラツキを小さくする努力が必要となる。

以上、高速炉高温機器部材の構造健全性評価手法の開発に係る基礎的な課題は、少なくとも構造材料強度の面からは所要の目標を達成したものと考えられる。従って、今後は以上の基礎的知見の補完・充実と、評価体系のシステム化により実用化を図る方向に進むことが期待される。