

昭和61年度
高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究(I)

クリープ疲労き裂進展速度支配パラメータ
計算手法の検討と計算の実施

1987年10月

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

昭和61年度高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究(I)

クリープ疲労き裂進展速度支配パラメータ計算手法の検討と計算の実施

渡士 克己* 吉田 博治** 今津 彰*

要 旨

安全設計上想定すべき漏洩口面積を合理化する一手段であるクリープ疲労き裂進展挙動を、非線形破壊力学に基いて解析する手法を開発する。

(方 法)

- 1) 現状をサーベイしてもっとも適当と思われる破壊力学パラメータを選び、表面仮想き裂付き構造物の破壊力学パラメータを解析する手法を開発する。
- 2) き裂進展計算手法を開発し、試計算を行う。

(結 果)

- 1) 疲労に対して J と \hat{J} 積分、クリープに対して J' と \hat{J}' 積分が有望である。
- 2) これらのパラメータを計算できるようにCANISコードを拡充した。
- 3) 材料試験データと解析解とはほぼ一致した。又、ベンチマーク解析解等ともほぼ一致した。
- 4) 大型炉一次主冷却系ホットレグ配管中のエルボを仮想表面き裂付き平板でモデル化して、き裂の解析と進展評価を行う方法を作った。
- 5) 試計算の結果、き裂進展に及ぼす塑性とクリープの影響の大きいことがわかった。

(結 論)

開口面積について試計算を行ったところ目標値である 1 cm^2 におさまる結果が得られたが、今後進展評価用の解析によるデータベースの拡充、低クリープき裂進展領域での材料試験データが必要である。

* 構造工学室

** センチュリ・リサーチ・センター(株)

Key Technological Design Study of Large FBR

Preriminary Study of Creep-Fatigue Crack Growth

K. WATASHI*, H. YOSHIDA and
A. IMAZU*

Abstract

The objective of this report is to develop non-linear fracture mechanics applicable to the calculation of creep-fatigue crack growth relating to postulated sodium leak.

The procedure adopted here is (1) survey and selection of creep-fatigue fracture mechanics parameters, (2) development of analytical method and computer code, (3) analyses of plates with semi-elliptical surface crack, (4) calculation of growth and (5) assessment of crack opening area.

CANIS code (Crack ANalysis In Structures) was initially developed for only fatigue crack parameters J and \hat{J} and was extended to creep crack parameters J' and \hat{J}' . Fracture mechanics parameters of plate with semi-elliptical surface crack ($b/a = 0.167$, $a/t = 0.25, 0.4, 0.6, 0.8, 0.9$) were calculated. Then crack growth under creep-fatigue condition, namely hold time up to 8000 hr. at 500°C, was calculated. The crack growth calculation method based on elastic-plastic-creep analysis is described in this report.

The preliminary analyses showed that crack opening area seemed to be less than 1cm^2 , but additional analytical data and creep crack growth data at lower crack growth rate region were needed for more accurate assessment of crack opening area in the future.

* Structural Engineering Section.

** Century Research Center Ltd.

目 次

1. まえがき	1
2. き裂の解析と評価	4
2.1 問題のモデル化	4
2.2 弾塑性クリープ解析	4
2.3 解析結果	5
2.4 破壊力学パラメータの解析	19
2.5 き裂の進展評価	25
3. 開口面積	38
3.1 仮定	38
3.2 内圧の寄与	39
3.3 機械荷重の寄与	40
4. まとめ	42
附録A CANIS コードの拡充	45
附録B CANIS コードの検証	49
附録C 材料データ評価法の検討	59
附録D 解析評価法	77
附録E 弾塑性応力ひずみ関係式	101
附録F Raju・Newman の解による進展計算	103
附録G き裂進展方向	117
附録H 今後必要な研究	121

Fig. 2.5.6	Fatigue fraction in creep-fatigue crack growth based on J and J' integrals	31
Fig. 2.5.7	Fatigue crack growth based on J integral	32
Fig. 2.5.8	Effect of hold time on cycles at a/t = 0.9	33
Fig. 2.5.9	In the case of upper line for creep crack propagation (additional analysis)	34
Fig. 2.5.10		
(a)	Fatigue crack propagation law	35
(b)	Creep crack propagation law	36
Fig. 2.5.11	Calculation of crack propagation based on Raju & Newman's equation	37
Fig. 3.1.1	Through wall crack assumption	41

Table List

Table 2.2.1	Analytical case	6
Table 2.2.2	Analytical step	7
Table 2.5.1	Cycles at which the crack deepest point reach to a/t = 0.9	27
Table 3.1.1	Crack surface length	39
Table 3.2.1	Opening area	40

1. ま え が き

本報告は昭和 61 年度の高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究(1)の中の「冷却材漏洩事故の漏洩口想定ロジック整理」の一部として実施した「クリープ疲労き裂進展速度支配パラメータ… 計算手法の検討と計算の実施 ……」について報告するものである。

上記の想定ロジックの整理は、プラント工学室が主催する検討会にて計画等が行われ、関係各室が実施を分担した。その目的は、冷却材漏洩事故の漏洩口の想定は、もんじゅでは $1/4 Dt$ とされたが、実証炉に対してこれをより小さなものとする(目標は 1 cm^2 程度)ことである。そこで61年度は、漏洩口想定ロジックの整理及び必要な研究開発項目の抽出を行うと共に、漏洩口想定を小さなものとする利点を明確にすることを目的として、下記の個別開発テーマが計画された。

1) クリープ温度領域の配管破損の形態と大きさの評価

- ① クリープ温度領域におけるき裂進展速度支配パラメータを提案し、その材料定数を提示する
- ② 構造物におけるき裂進展速度の支配パラメータの計算について計算手法の検討を行い、主要な対象部位をモデル化して計算を行う。
今後必要なデータを抽出する。
- ③ クリープ領域にある場合について、き裂の板厚貫通前に見られる裏面からのき裂発生に関する評価法を検討する。
- ④ クリープ領域にある場合について、半楕円形表面き裂の成長評価を標準化する。
- ⑤ クリープ領域にある場合について、板厚貫通き裂のき裂開口面積評価手法の検討を行う。
- ⑥ クリープ領域にある場合の急速な伝播型破断に関するクライテリア、及び解析手法を検討する。

2) 高速増殖大型炉の一次熱輸送系配管の信頼性評価

もんじゅの安全審査の補足説明として、一次冷却系配管の破損確率の評価が実施された。また、PSA 研究会でも、構造物信頼性評価の報告がなされている。これらを参考に、漏洩口想定 of 局限化を確率論的評価からも補強する。

3) ナトリウム漏洩検出器の感度評価

断熱材の施工位置、液位確保方式等プラント設計の相違が、SID 等ナトリウム漏洩検出器の検出感度に与える影響を明確にする。また、漏洩口想定 of 大きさと、それを実現するために必要な漏洩検出器の感度の関係を明確にする。

4) 我国の軽水炉及び各国の FBR における LBB の考え方の動向調査を行い想定ロジックの補足説明資料とする。

5) 冷却材漏洩口想定を局限化する利点の検討

冷却材漏洩口想定を局限化した場合、炉心冷却、漏洩ナトリウムの熱的影響、公衆の被曝の観

点からどの程度影響があり、設備の軽減化がどの程度はかれるのかを明確にする。検討に当たっては、大型炉の参照設計を例題として作業を行う。

本報告はこのうち1)②の構造物における計算手法について検討した結果をまとめたものであり、砂究の流れをFig. 1に示す。

Fig. 1の内容のうち、準備の項目に含まれるCANISコード(Crack ANalysis In Structures)の拡張と検証、材料データの検討及び解析評価法の検討は附録に示す。

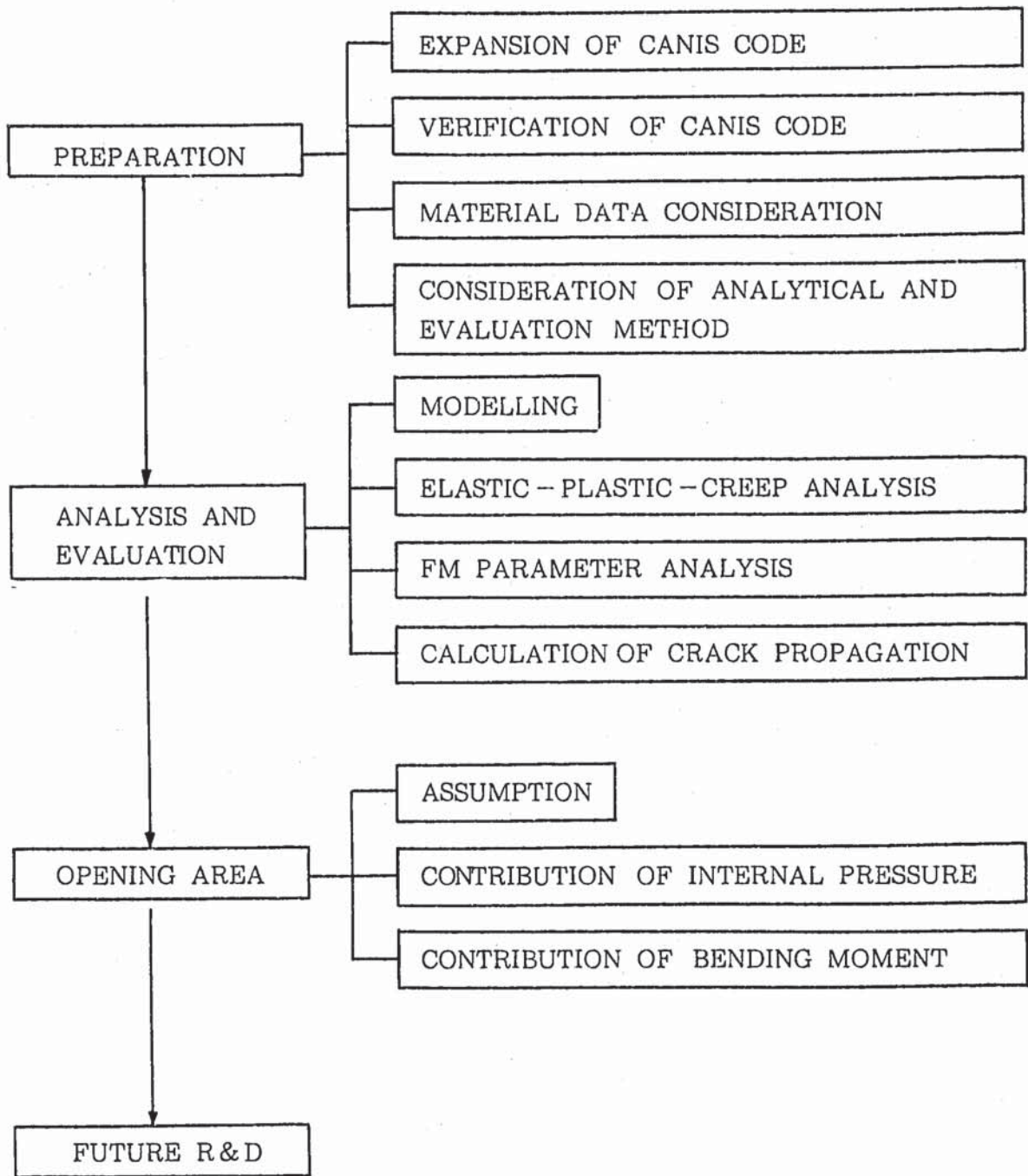


Fig. 1 FLOW OF THIS STUDY

2. き裂の解析と評価

2.1 問題のモデル化

設計主要目に関する研究成果である一次熱輸送系ホットレグ配管〔1〕*に用いられる直径42インチ、肉厚 20.6 mm のロングエルボ中央断面近傍を Fig. 2.1.1 に示すように平板モデルでモデル化する。荷重としては、 $\pm 1.5 S_m$ による疲労と変位保持時間 $t_H = 10 \sim 8000$ hr のクリープを取り扱い、膜、曲げ及びこれらの繰合わせ荷重について解析評価する。

初期仮想欠陥は FBR 先行炉と同一の無次元深さ $a/t = 0.25$ 、長さ $2b/t = 3.0$ の半楕円表面き裂とする。

き裂貫通条件は $a/t = 0.8$ 程度になるものと考えられるが、 $a/t = 0.8$ を含む 0.25 から 0.9 まで解析するものとする。

2.2 弾塑性クリープ解析

解析モデルは Fig. 2.2.1 及び Fig. 2.2.2 に示すように $a/b = 0.167$ (一定)、 $a/t = 0.25, 0.4, 0.6, 0.8$ 及び 0.9 の 5 ケースである。非弾性解析は FINAS の 20 節点ソリッド要素にて行い、 J の計算は CANIS に依った。

(1) 解析ケース

解析ケースを Table 2.2.1 に示す。ケース番号は 2-1-A 等と記入したのは、メッシュの粗さ、メッシュ分割方法及び計算ステップを検討するために 1-1-A 等の番号を用いたからである。ケース番号 1-1-A 等の結果は附録 F に示されている。解析ケースは上記 a/t の各々に対して膜、曲げ及びこれらの繰み合わせの 3 荷重条件についてであり、合計 15 ケースである。

(2) 解析方法

荷重はき裂の無い同一寸法モデルのき裂面に弾性計算により $1.5 S_m (= 15.0 \text{ kgf/mm}^2)$ の応力が発生するような引張変位、回転変位又はこれらの繰合せ変位をモデルの 500 mm の辺に与えた後、その変位を 10 ~ 1000 時間保持するものである。

荷重面は平面を保つようにファスニングし、荷重面の Y 方向変形は拘束していない。

解析では温度 500°C 一定条件で、弾塑性計算では動的応力 U ひずみ曲線、クリープ計算では Blackburn 型クリープひずみ式を 8000 時間で Norton 則近似したクリープひずみ速度式を用いている。材料定数としては SUS 304 の 500°C における値を用いた。

$$\text{ヤング率} \quad E = 16,200 \text{ kgf/mm}^2$$

* 巻末参考文献番号を示す。

ポアソン比	$L = 0.302$
弾塑性特性 (Fig. 2.2.4)	最大想定ひずみを 0.3% とした動的応力ひずみ曲線の二直線近似式
	$\sigma_y = 14.4 \text{ kgf/mm}^2$
	$H^1 = 6400 \text{ kgf/mm}^2$
	組み合わせ硬化則を用いる
	$C = 4267 \text{ kgf/mm}^2$
クリープ特性	$\dot{\epsilon}_c = A \sigma^\alpha$
	$A = 2.17485 \times 10^{-14}$
	$\alpha = 5.92131$

計算ステップを Table 2.2.2 に示す。

2.3 解析結果

解析結果の代表例として $a/t = 0.25$ 及び 0.8 のモデルに膜及び曲げ荷重を負荷した場合のき裂先端最近接積分点における応力分布を、最大変位 (1.5 Sm 相当) 負荷時点及び保持終了時について Fig. 2.3.1 から Fig. 2.3.4 に示す。引張の場合にはき裂の深さ及び保持時間の有無に関係なく最大応力成分は σ_x であり、き裂進展はモード I 型となる。一方、曲げの場合には、浅いき裂に対しては引張の場合と同様であるが、 $a/t = 0.8$ と深くなると $2\phi/\pi = 1.0$ 付近で σ_r が大きくなり、き裂進展はモード II 型となる。

Fig. 2.3.5 及び Fig. 2.3.6 に表面における開口変位を最大変位負荷時点 (1.5 Sm 相当) 及び保持終了時点について示す。 $a/t = 0.9$, $a/b = 0.167$ のき裂の最大開口変位は、最大変位負荷時点において 0.118 mm (引張) 及び 0.067 mm (曲げ) であり、これらの開口変位はクリープによって数十 μm 増加する。

Table. 2.2.1 ANALYTICAL CASE

ケ - ス	a/t	LOADING MODE		
		MEMBRANE	MEMBRANE + BENDING	BENDING
2-1-A	0.25	○		
2-1-B	0.25		○	
2-1-C	0.25			○
2-3-A	0.4	○		
2-3-B	0.4		○	
2-3-C	0.4			○
2-5-A	0.6	○		
2-5-B	0.6		○	
2-5-C	0.6			○
2-7-A	0.8	○		
2-7-B	0.8		○	
2-7-C	0.8			○
2-8-A	0.9	○		
2-8-B	0.9		○	
2-8-C	0.9			○

Table 2.2.2 ANALYTICAL STEP

STEP	LOAD LEVEL (Sm)	HOLD TIME (hr)
1	0.2	0.0
2	0.35	↓
3	0.5	
4	0.7	
5	0.9	
6	1.1	
7	1.3	
8	1.5	
9	1.5	
10	↓	
11		2.5
12		4.75
13		8.125
14		13.1875
15		20.7813
16		32.1719
17		49.2578
18		74.8867
19		113.3301
20		170.9951
21		257.4927
22		387.2390
23		581.8585
24		873.7878
25		1311.6817
26		1968.5225
27		2953.7838
28		4431.6756
29		6648.5135
30	↓	8000.0

ケース 1-5-A は 26 ステップ 1968.5 hr まで

ケース 1-7-A は 23 ステップ 581.9 hr まで

ケース 1-7-B は 28 ステップ 4431.7 hr まで

他の全ケース は 30 ステップ 8000 hr まで

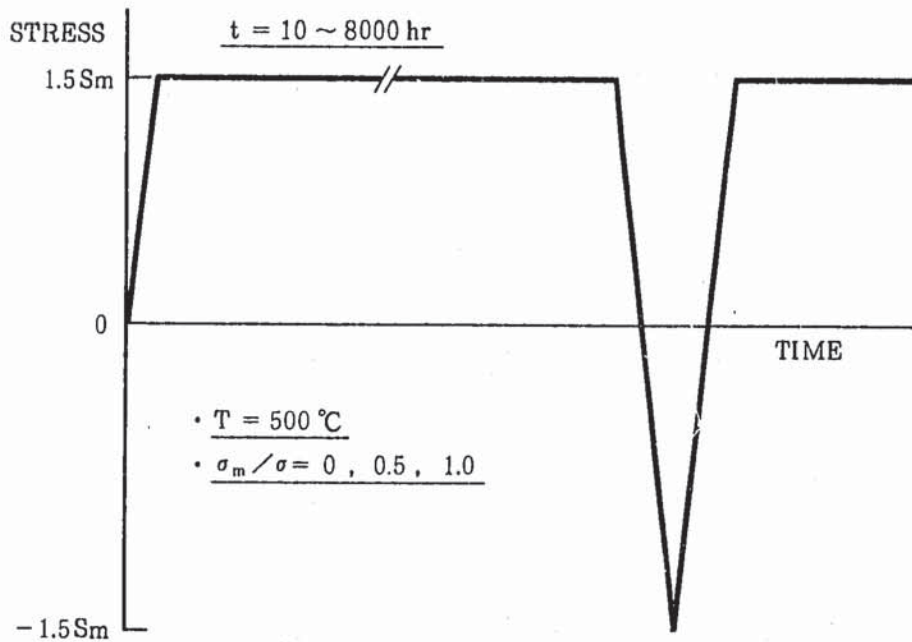
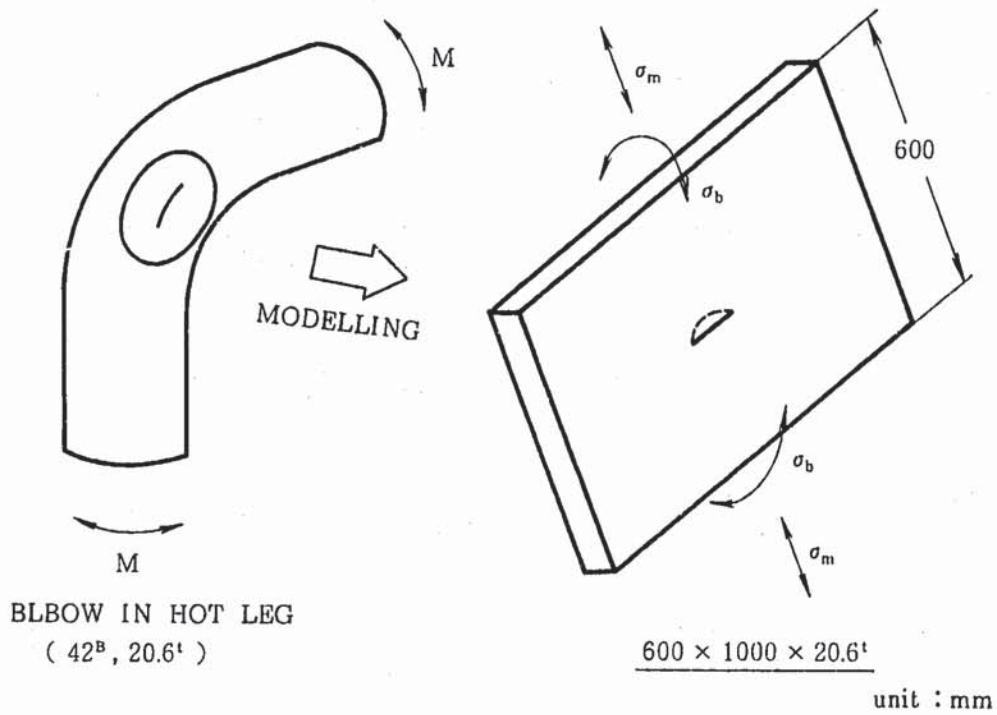


Fig. 2.1.1 MODELLING OF SUBJECT

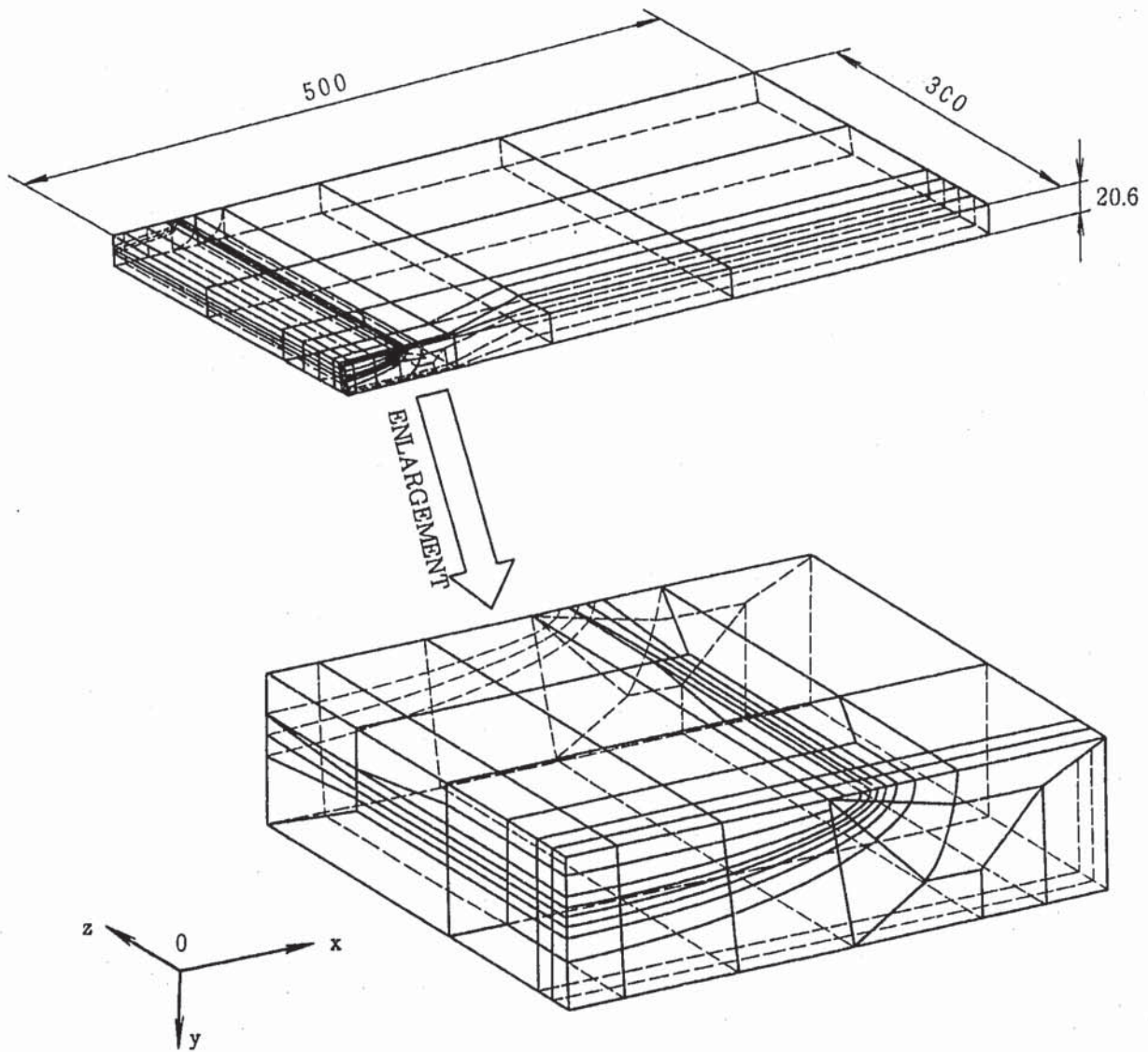
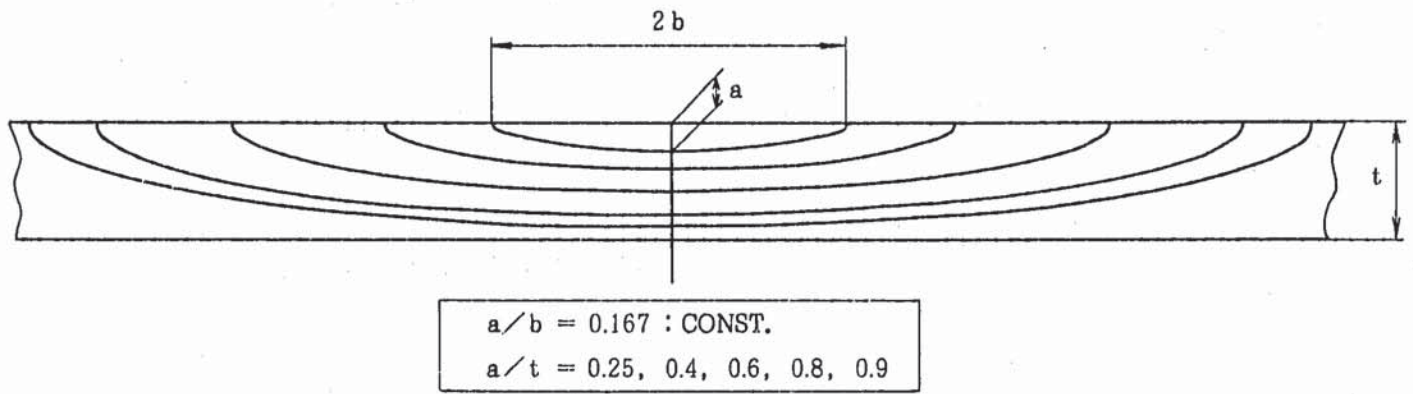
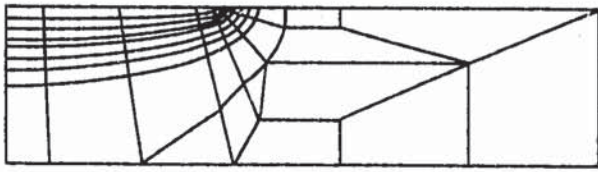


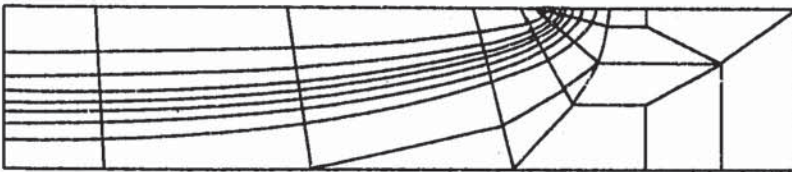
Fig. 2.2.1 FINITE ELEMENT MODEL



$a/t = 0.25$



$a/t = 0.4$



$a/t = 0.6$



$a/t = 0.8$



$a/t = 0.9$

Fig. 2.2.2 FINITE ELEMENT MODEL ENLARGEMENT

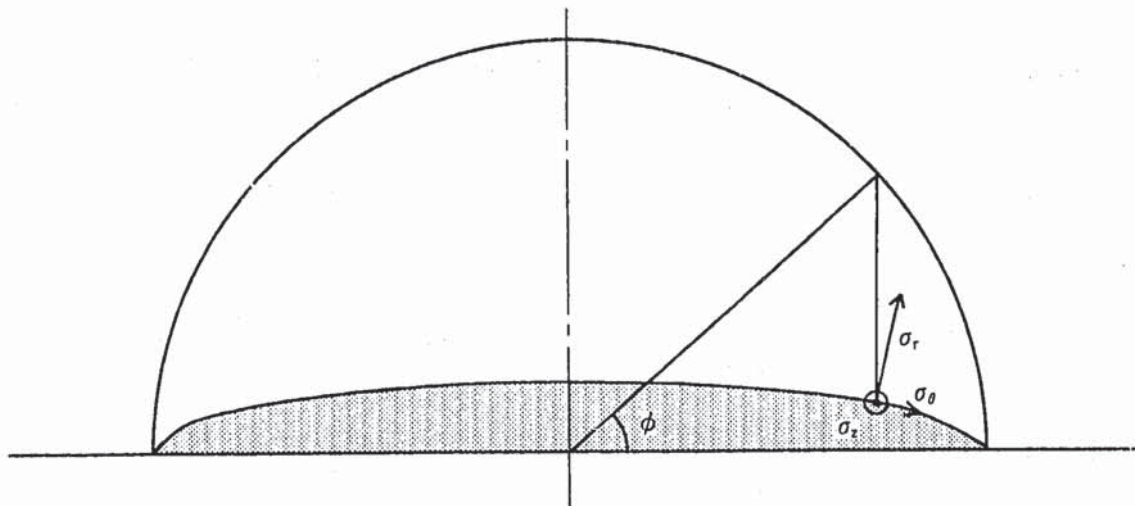


Fig. 2.2.3 DEFINITION OF ANGLE AND STRESS COMPONENT

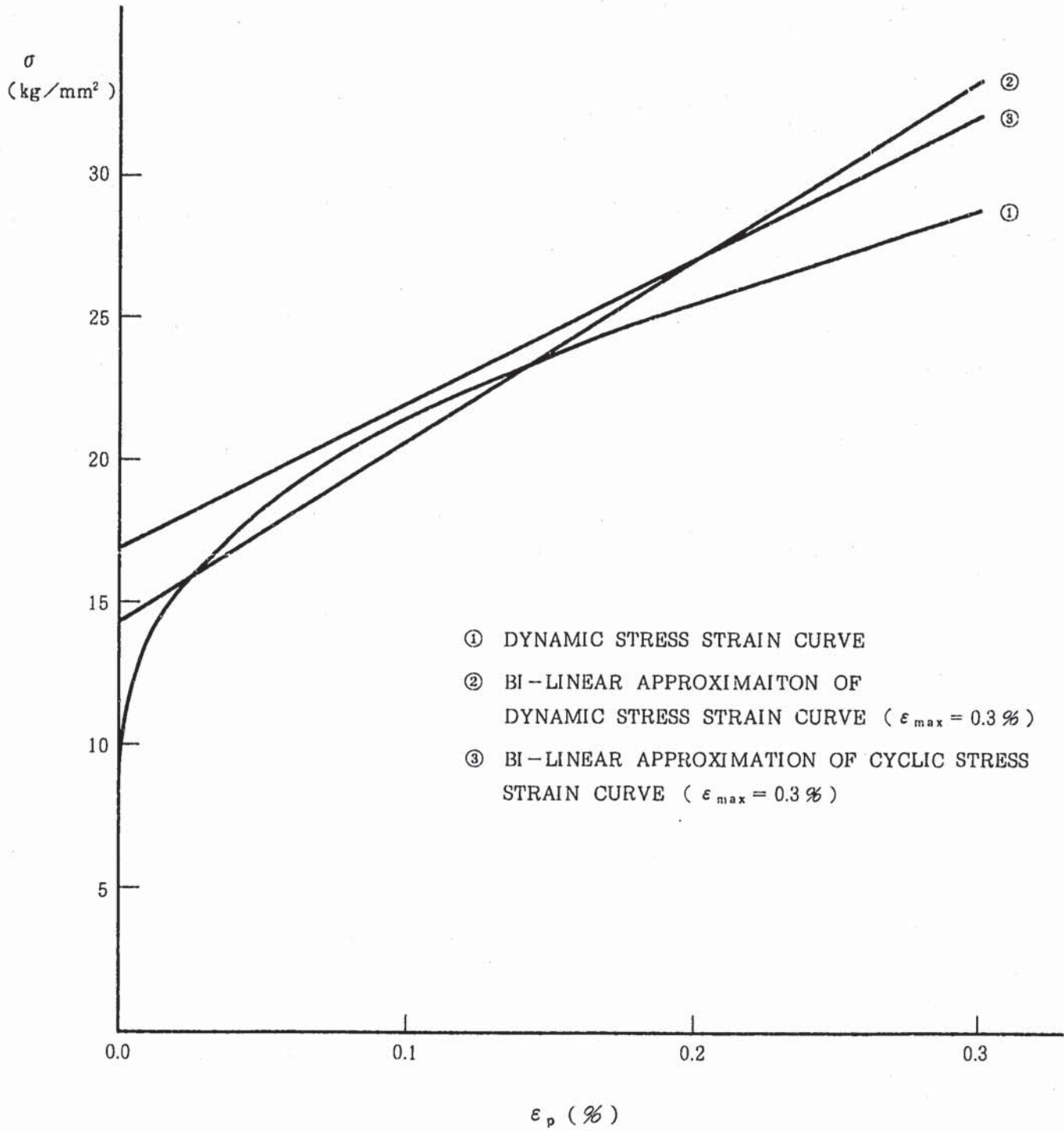


Fig. 2.2.4 STRESS - STRAIN RELATION USED IN ANALYSIS(500°C)

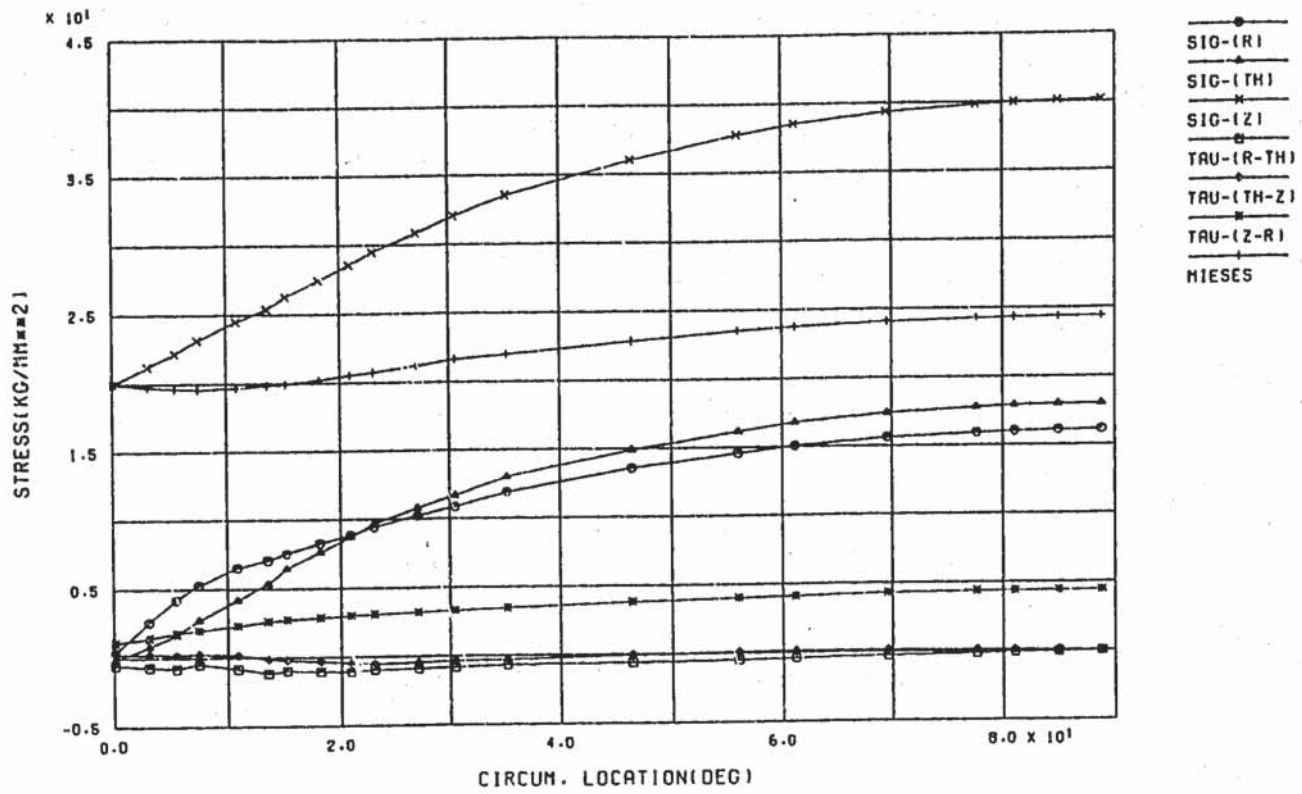


Fig. 2.3.1 (a) CASE-2-1-A A/T=0.25 STRESS ALONG CIRCUM. TENSION (1.5 SM)

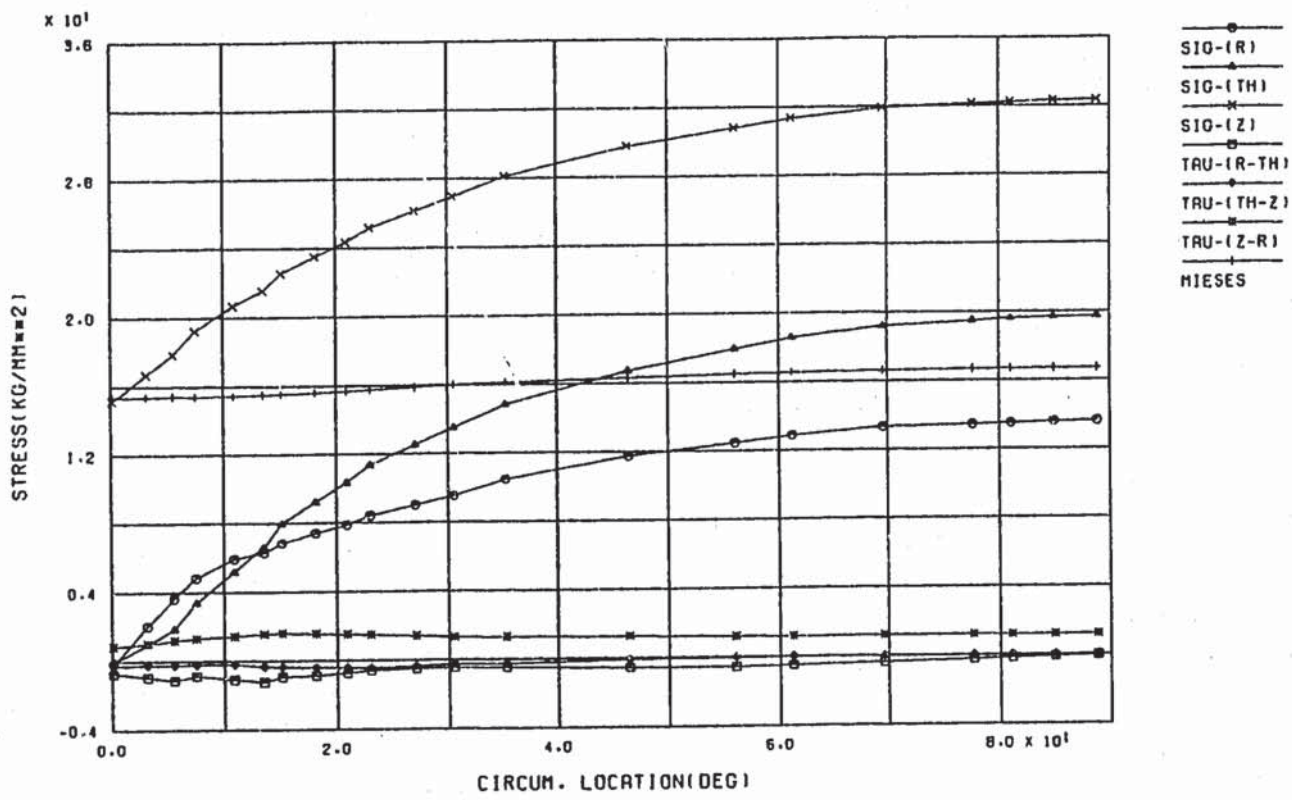


Fig. 2.3.1 (b) CASE-2-1-A A/T=0.25 STRESS ALONG CIRCUM. TENSION (1000 HR)

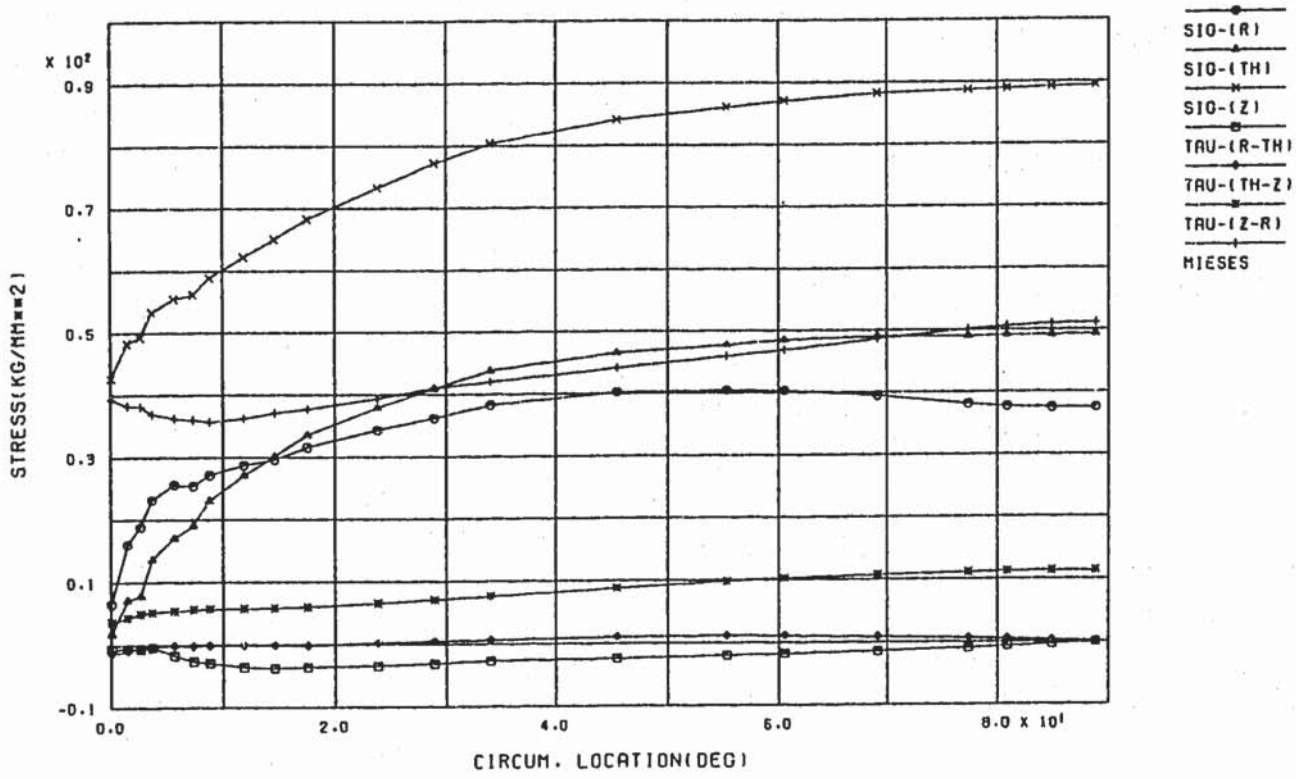


Fig. 2.3.2 (a) CASE-2-7-A A/T=0.80 STRESS ALONG CIRCUM. TENSION (1.5 SM)

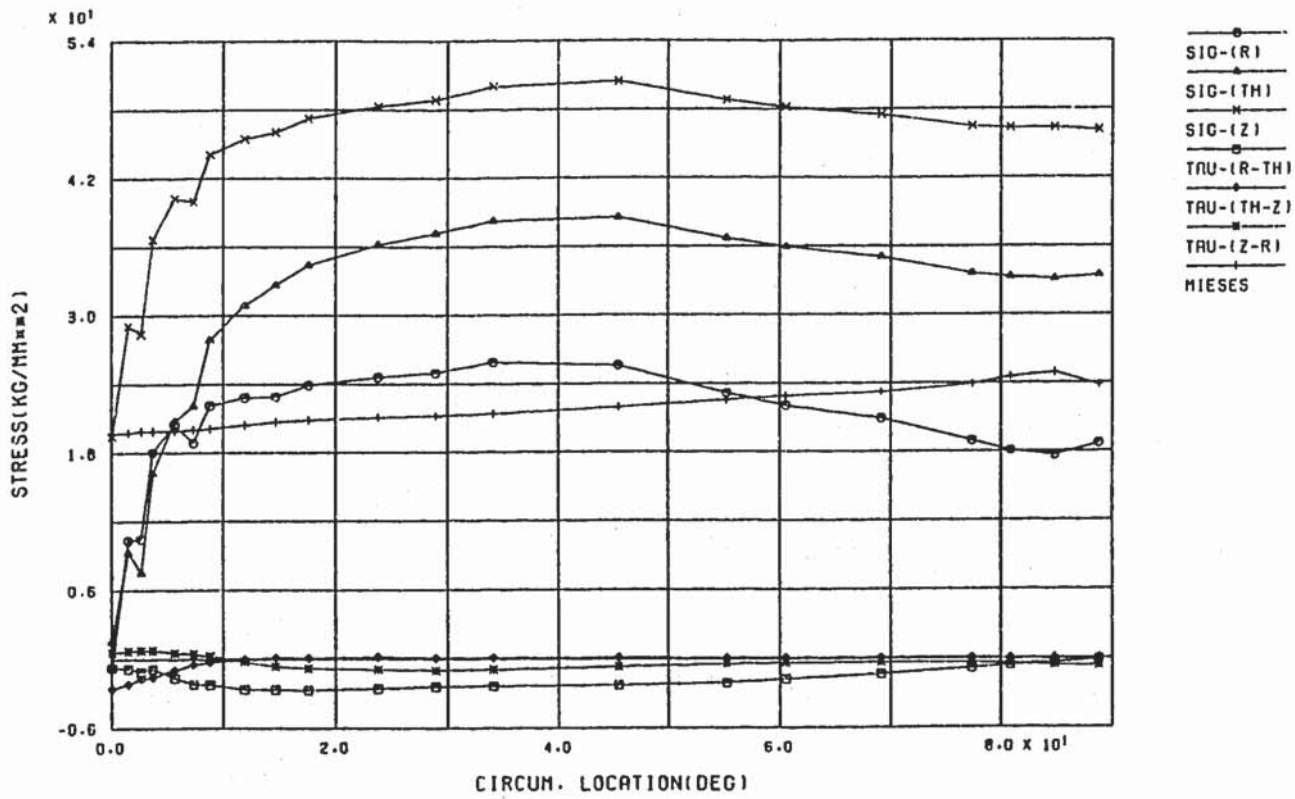


Fig. 2.3.2 (b) CASE-2-7-A A/T=0.80 STRESS ALONG CIRCUM. TENSION (1000 HR)

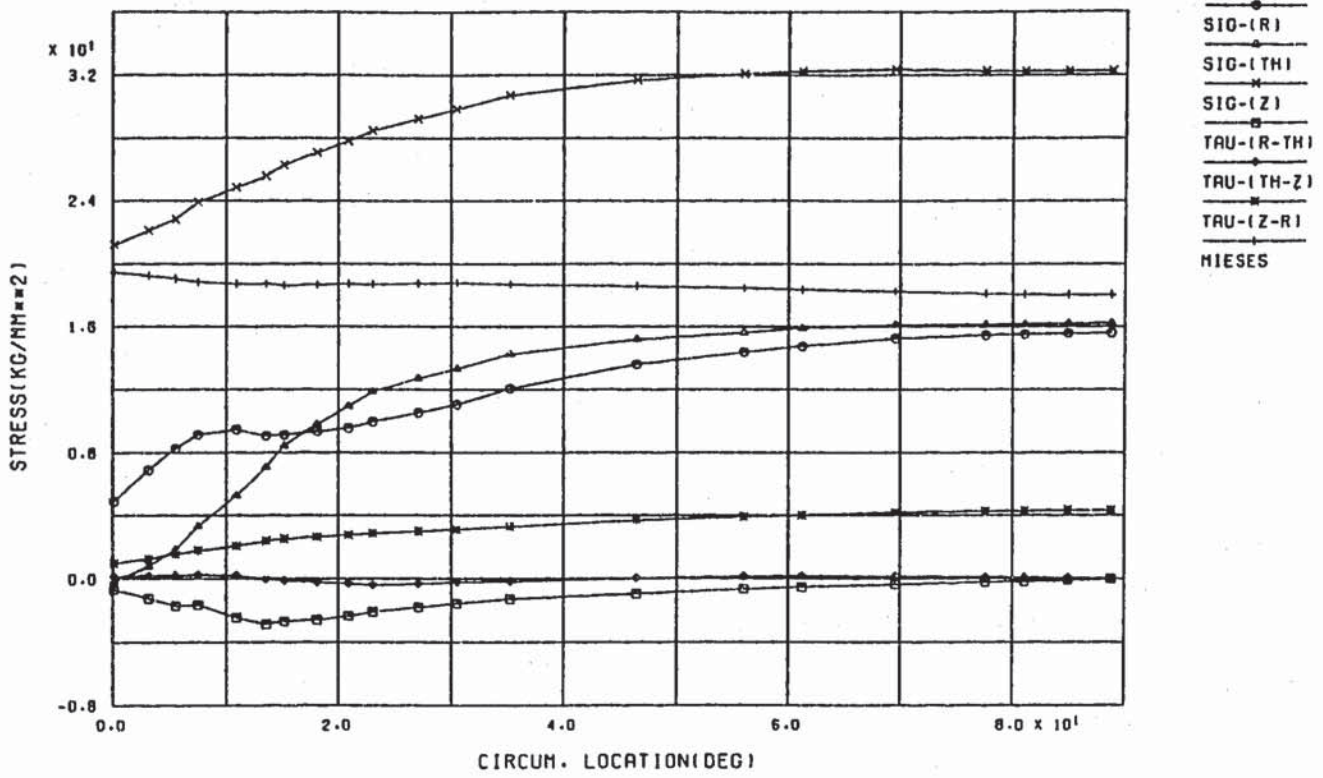


Fig. 2.3.3 (a) CASE-2-1-C A/T=0.25 STRESS ALONG CIRCUM. BENDING (1.5 SM)

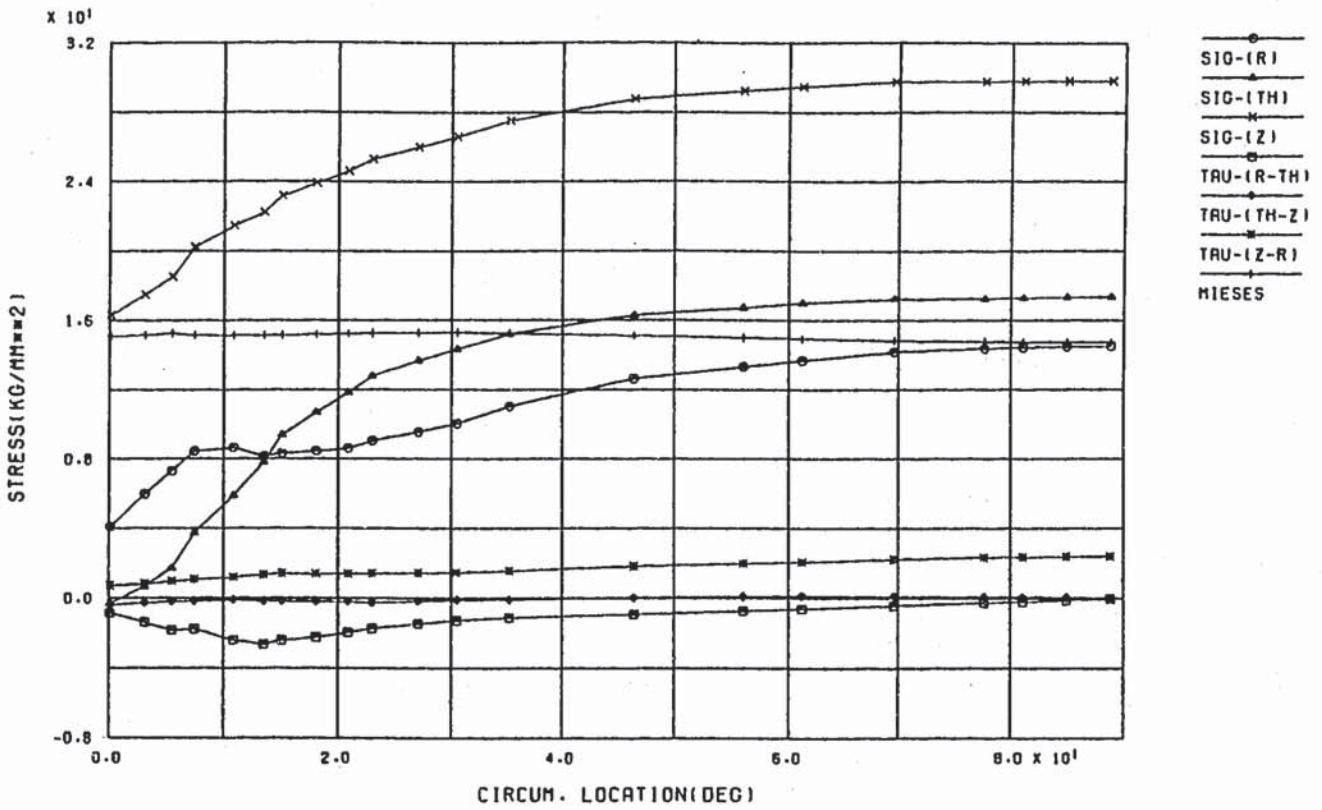


Fig. 2.3.3 (b) CASE-2-1-C A/T=0.25 STRESS ALONG CIRCUM. BENDING (1000 HR)

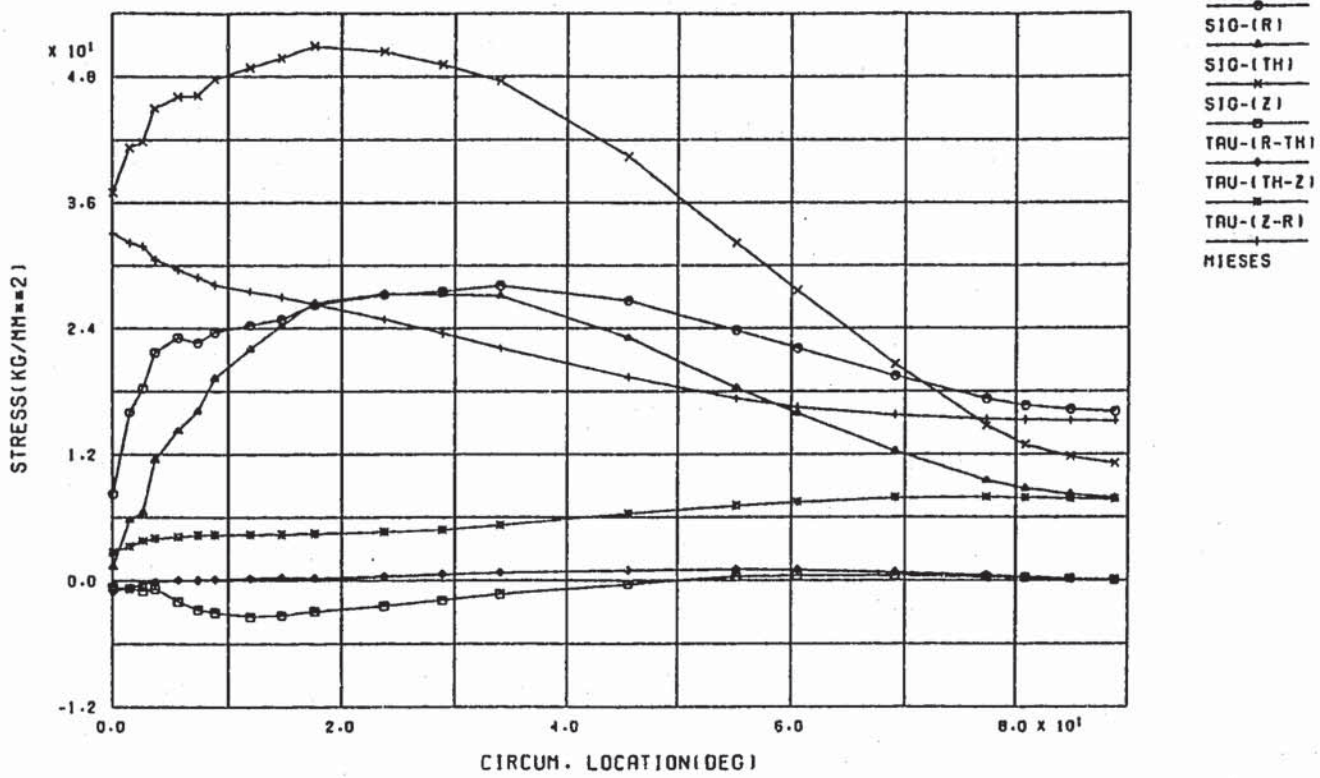


Fig. 2.3.4 (a) CASE-2-7-C A/T=0.80 STRESS ALONG CIRCUM. BENDING (1.5 SM)

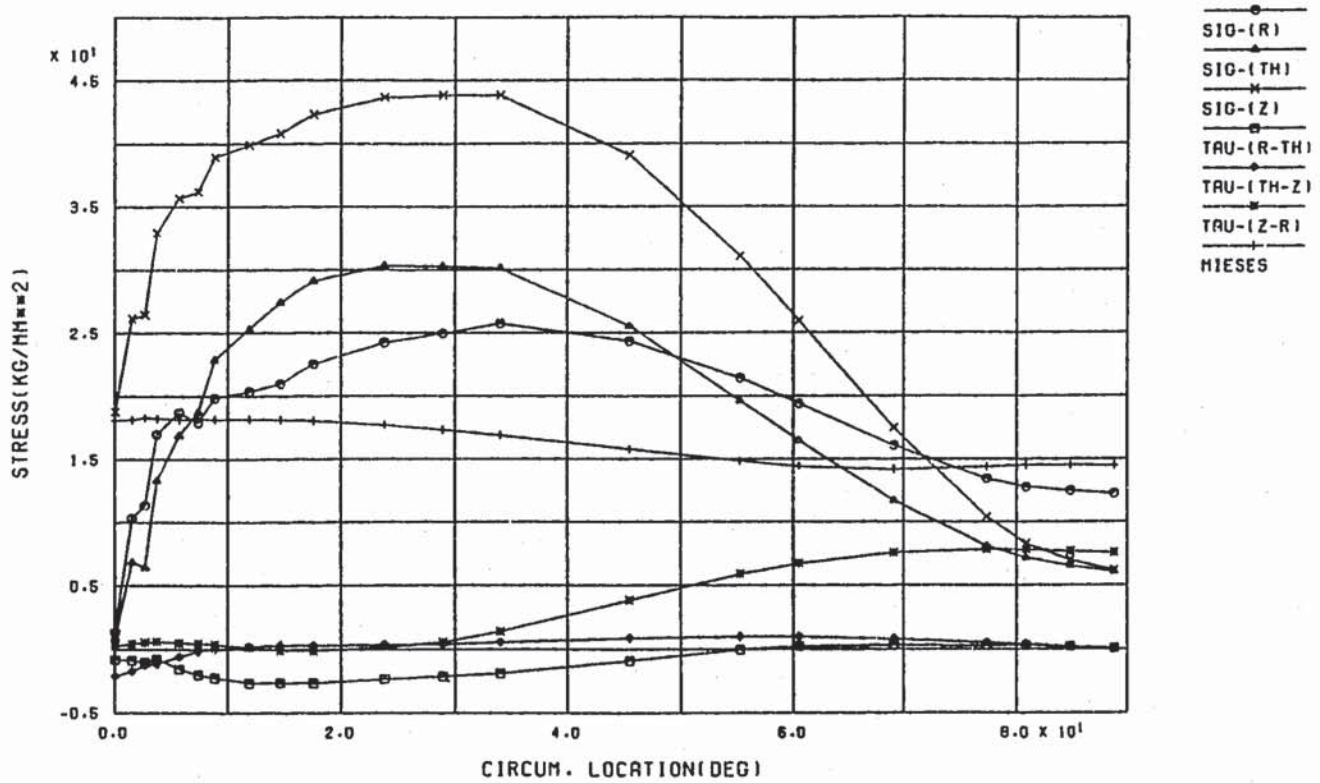


Fig. 2.3.4 (b) CASE-2-7-C A/T=0.80 STRESS ALONG CIRCUM. BENDING (1000 HR)

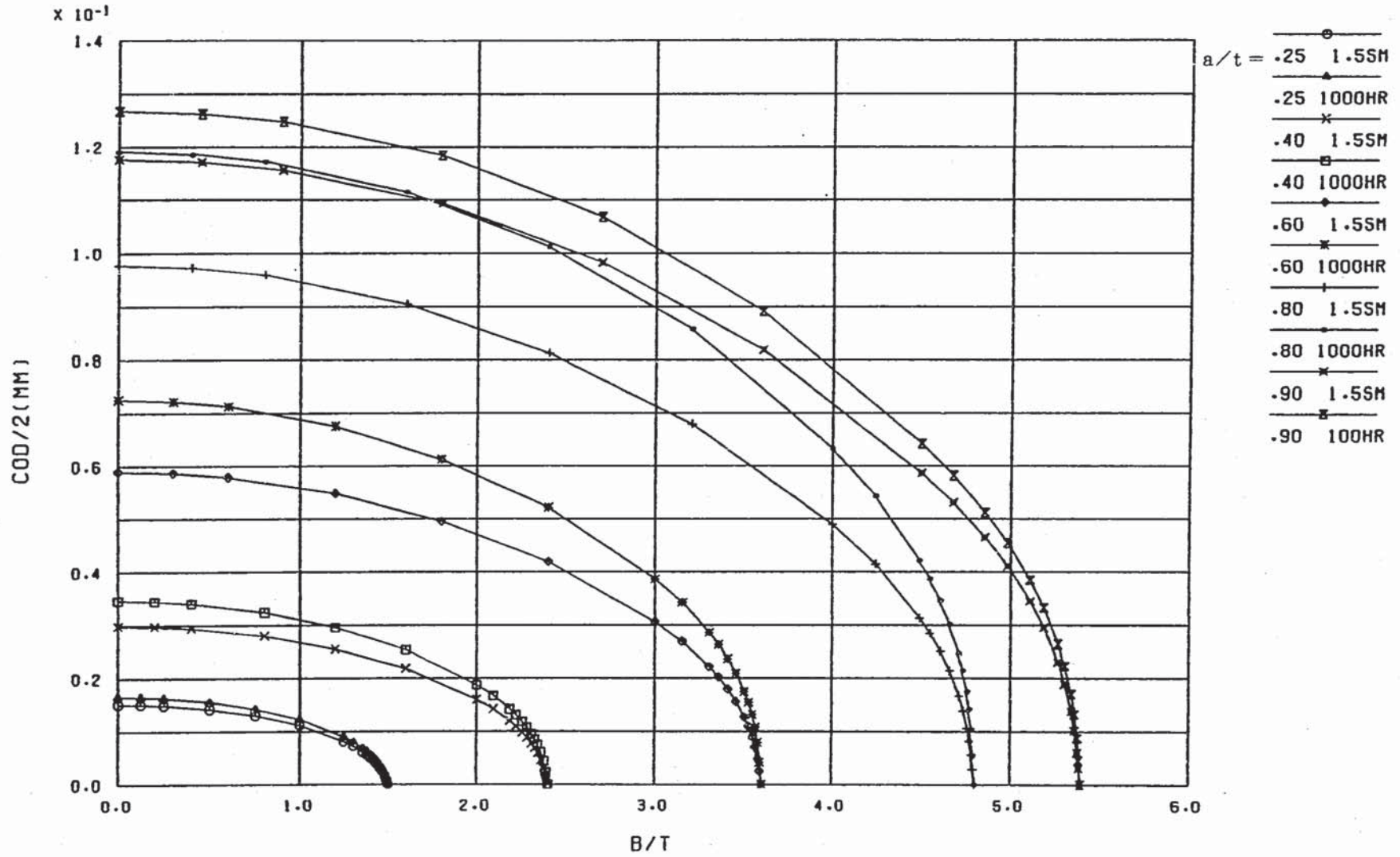


Fig. 2.3.5 CASE-2 - A CRACK OPENING DISPLACEMENT (TENSION)

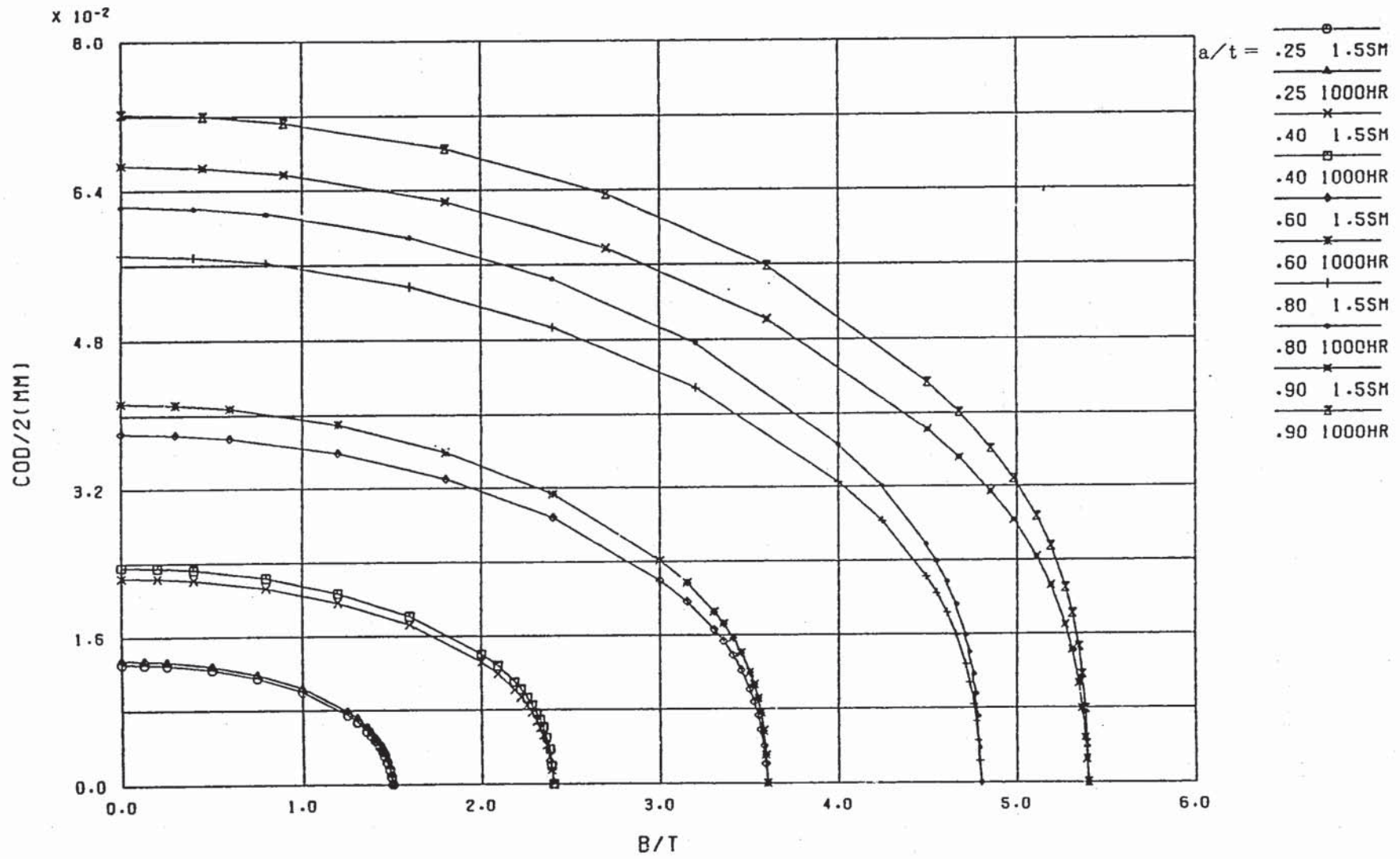


Fig. 2.3.6 CASE-2 -C CRACK OPENING DISPLACEMENT (BENDING)

2.4 破壊力学パラメータの解析

破壊力学パラメータは Fig. 2.4.1 に示す積分経路を用いて疲労に対する J 及び \hat{J} 並びにクリープに対する J' 及び \hat{J}' を経路積分法にて求めた。積分経路 1～4 の J 及び \hat{J} の平均値を Fig. 2.4.2 から Fig. 2.4.3 に、 J' 及び \hat{J}' の平均値を Fig. 2.4.4 から Fig. 2.4.5 に示す。保持時間 1000 時間以上 ($a/t = 0.9$ の引張については 100 時間以上) については前ステップのクリープ J 積分の変化率で外挿している。

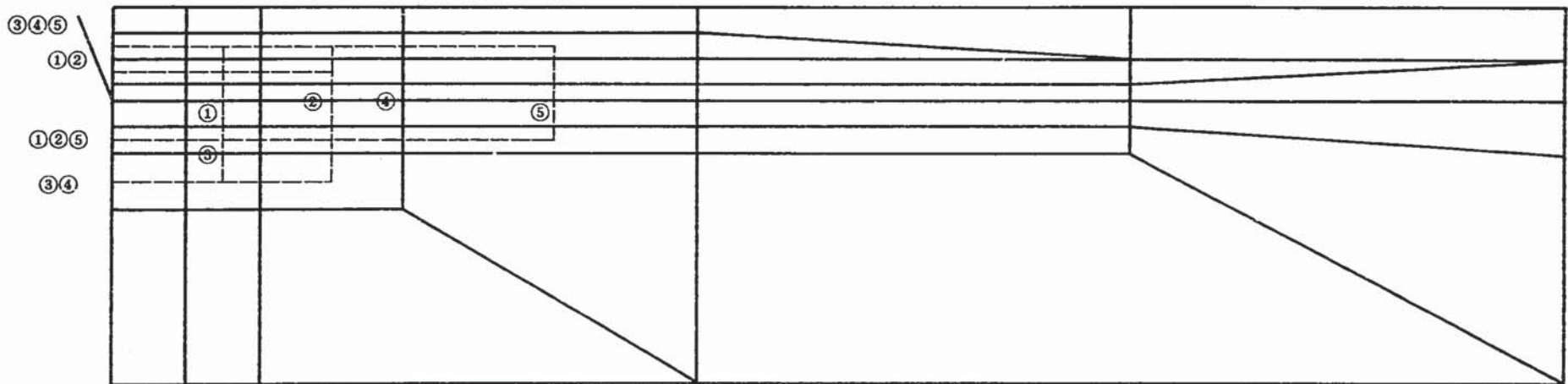
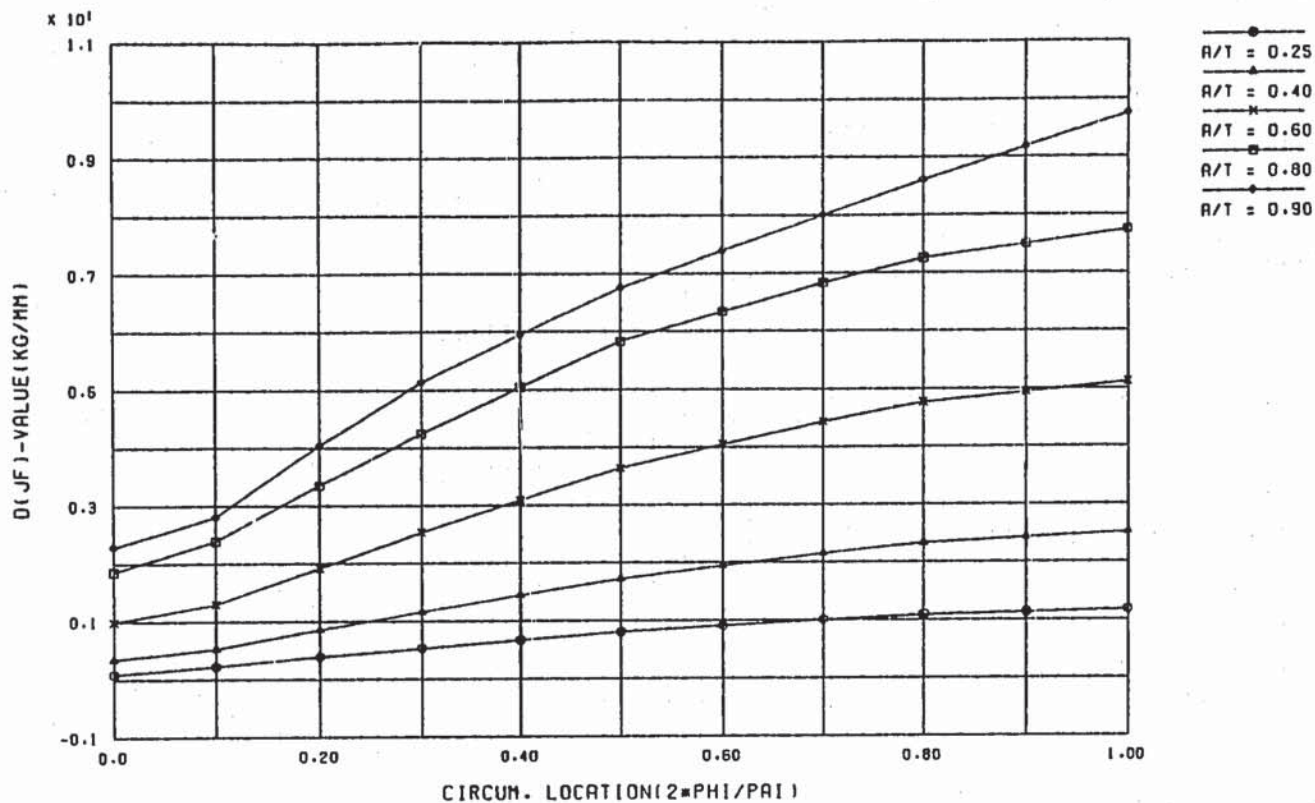
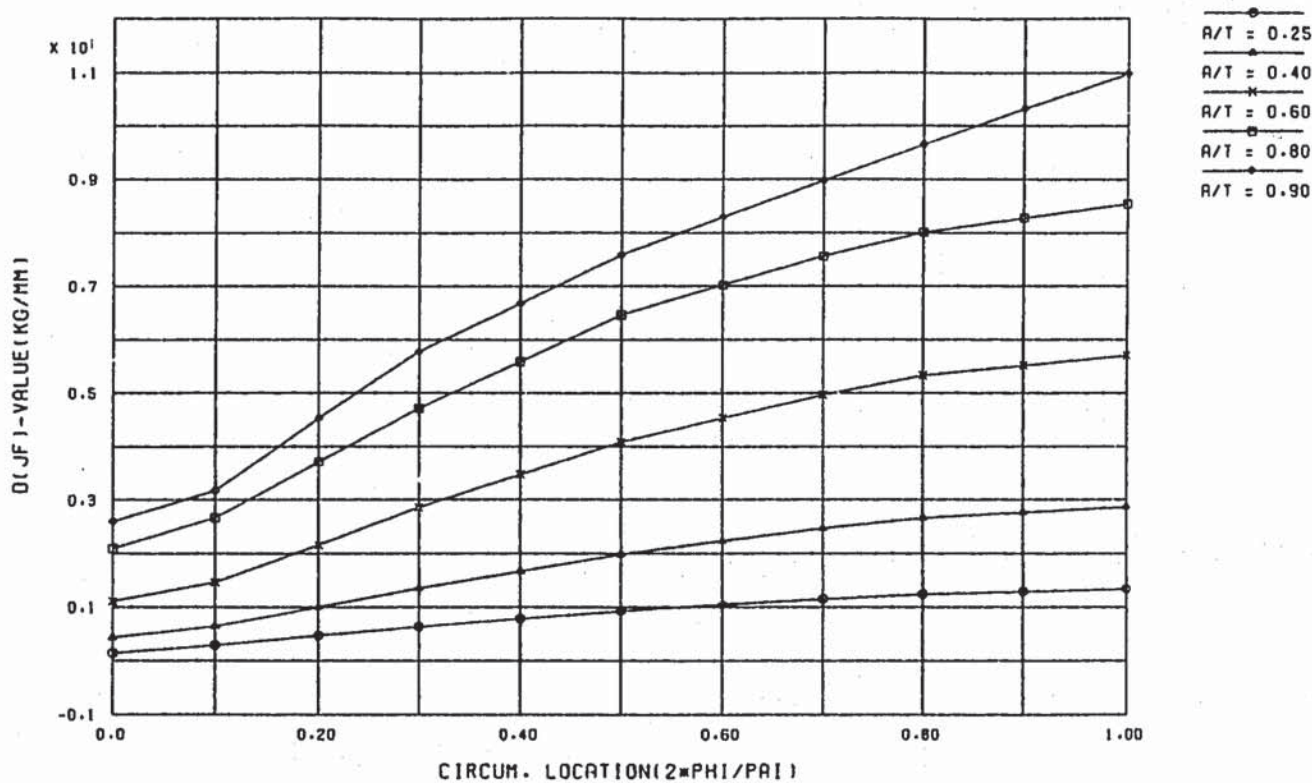


Fig. 2.4.1 INTEGRATION PATH

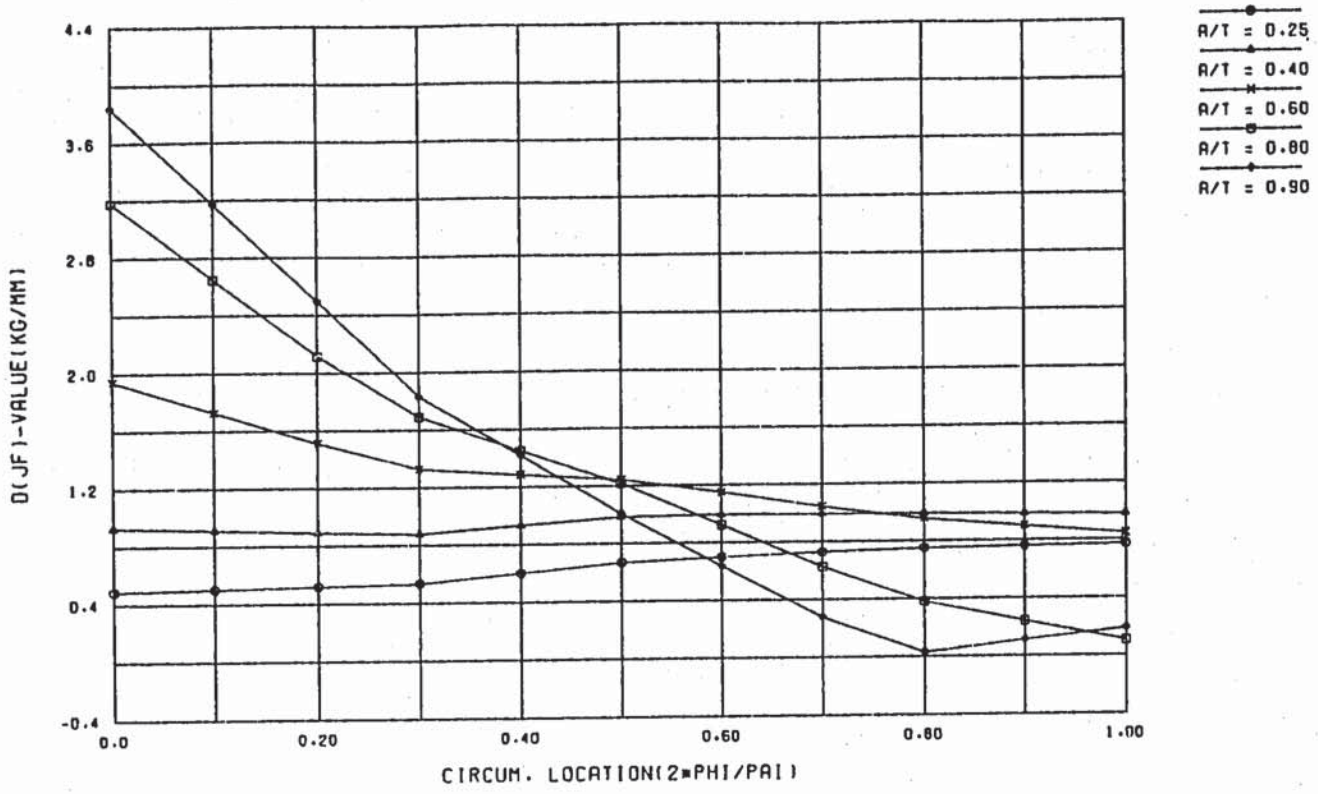


CASE-2-A $D(JF)$ -VALUE (J) ALONG CIRCUM. LOCATION TENSION

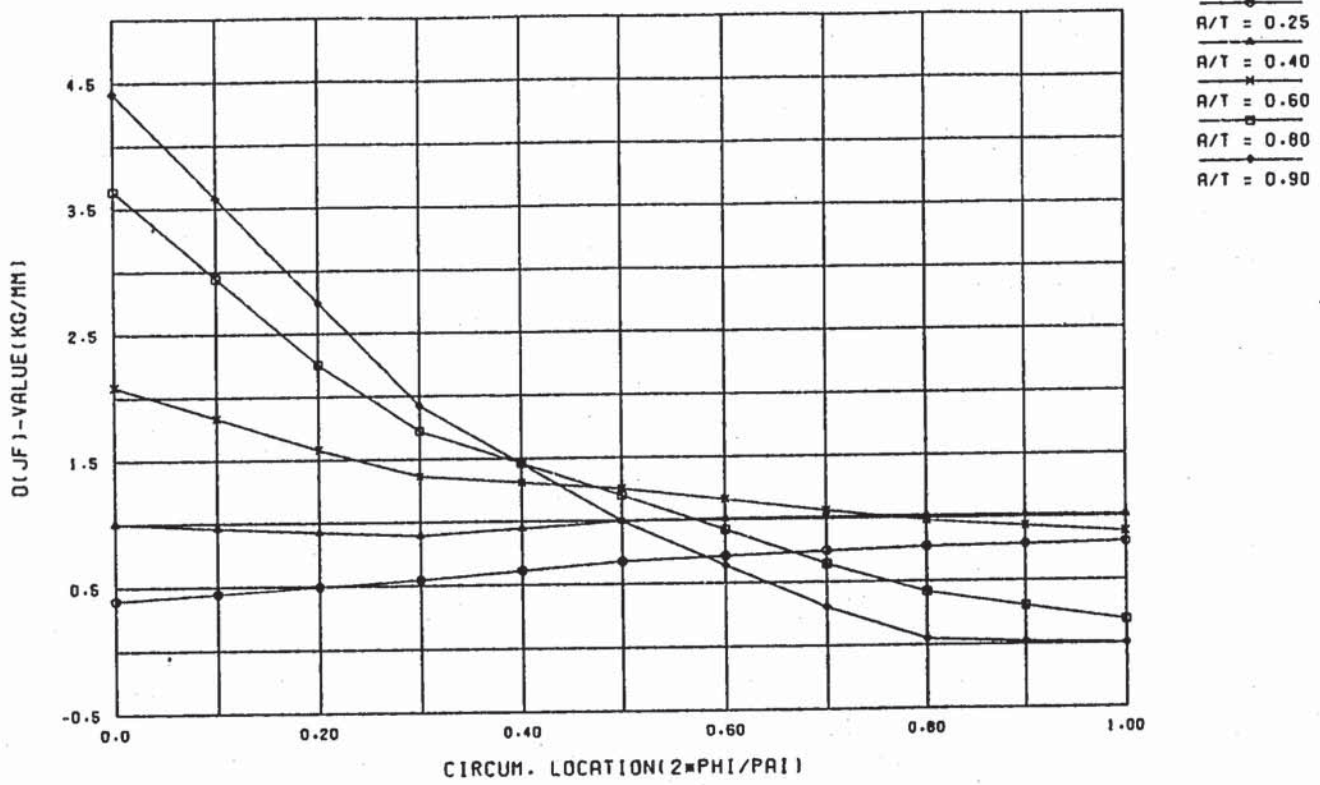


CASE-2-A $D(JF)$ -VALUE (JH) ALONG CIRCUM. LOCATION TENSION

Fig. 2.4.2 ΔJ_f AND $\Delta \hat{J}_f$ DISTRIBUTION FOR TENSION LOAD

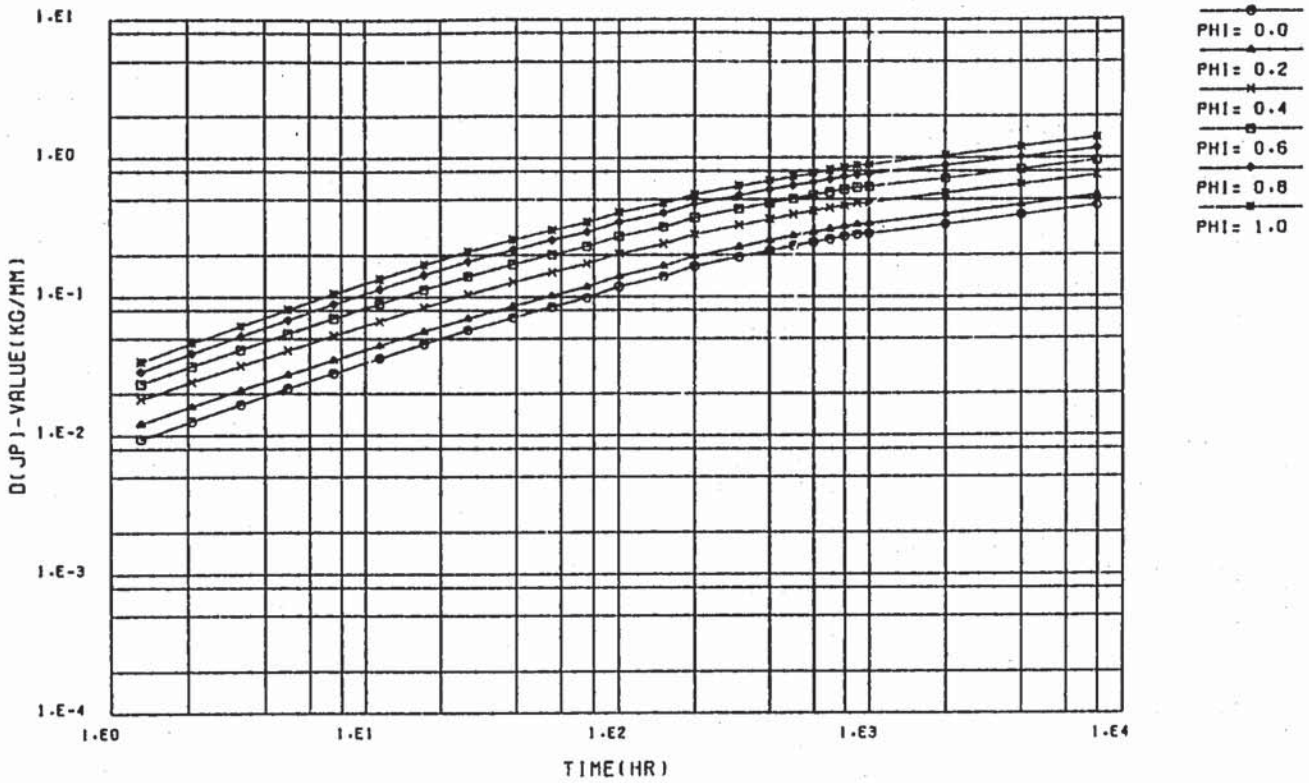


CASE-2-C D(Jf)-VALUE (J) ALONG CIRCUM. LOCATION BENDING

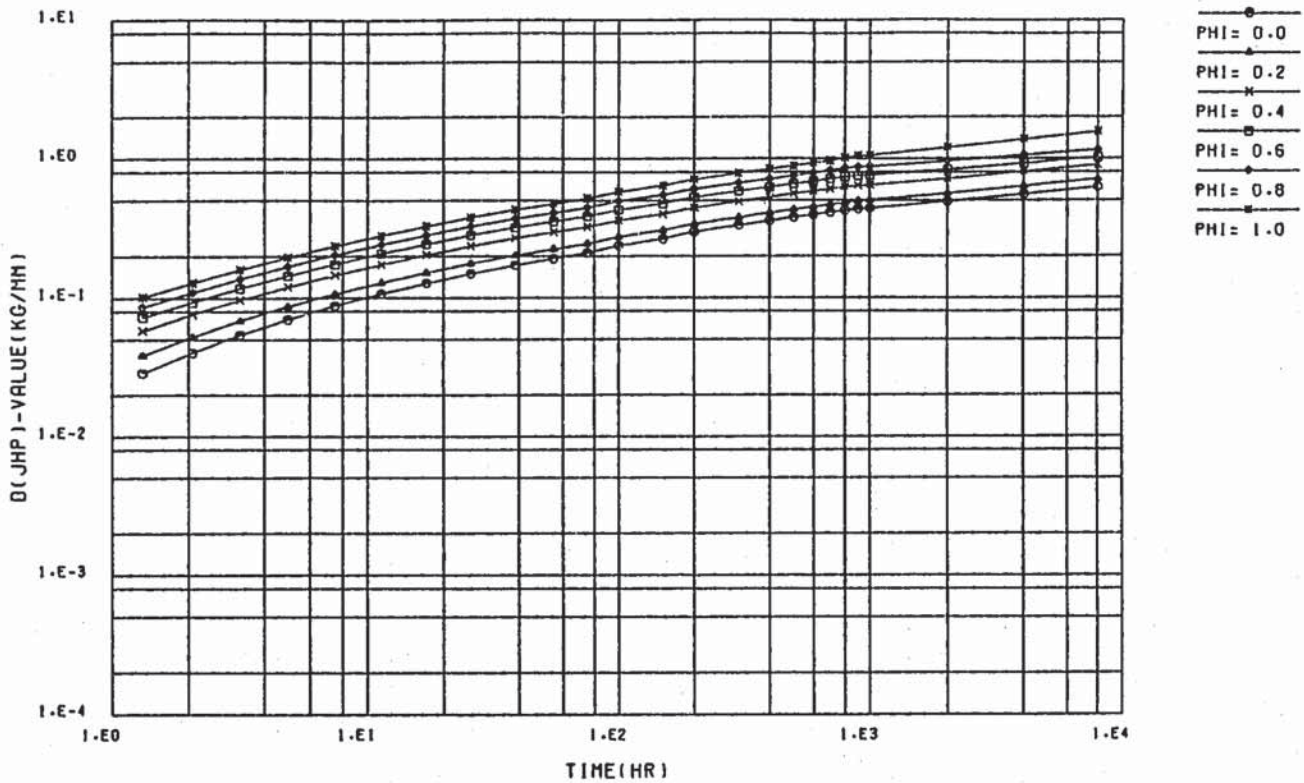


CASE-2-C D(Jf)-VALUE (Jh) ALONG CIRCUM. LOCATION BENDING

Fig. 2.4.3 ΔJ_f AND $\Delta \hat{J}_f$ DISTRIBUTION FOR BENDING LOAD

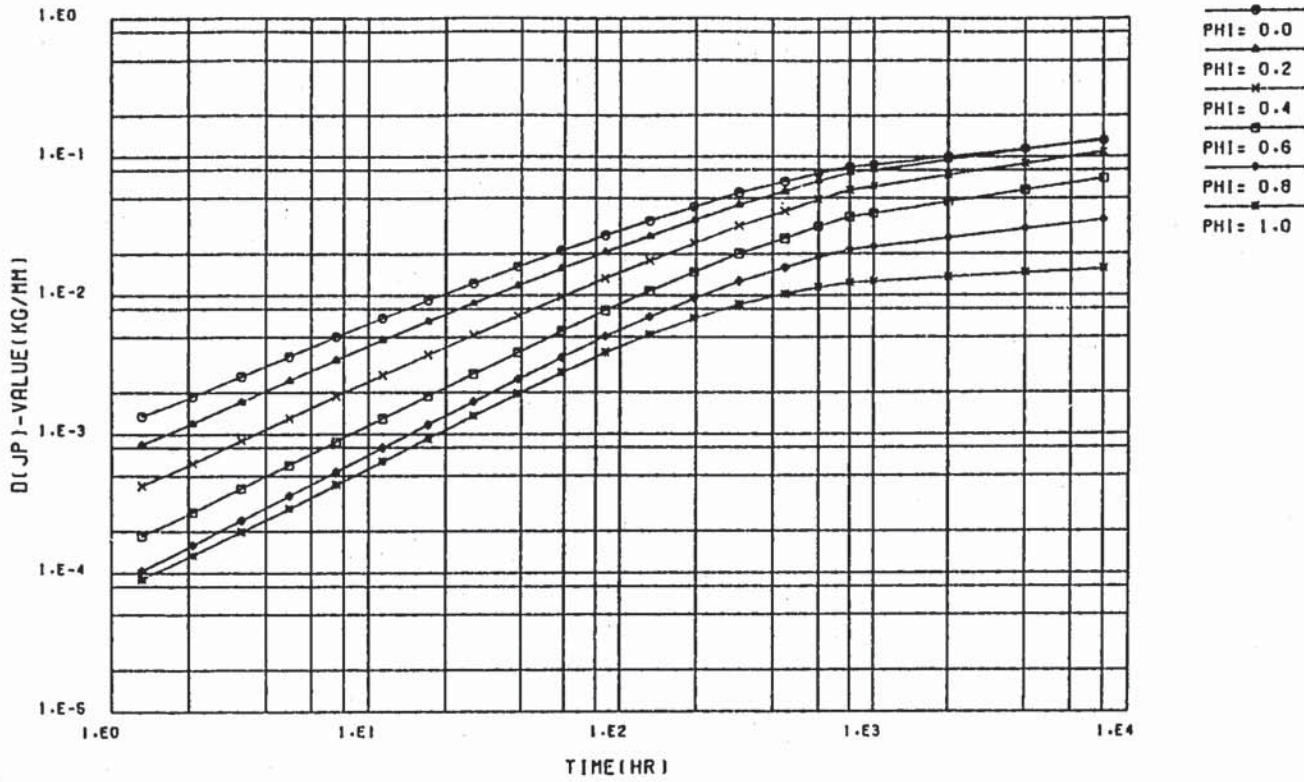


CASE-2-7-A A/T=0.80 D(JP)-VALUE HISTORY TENSION

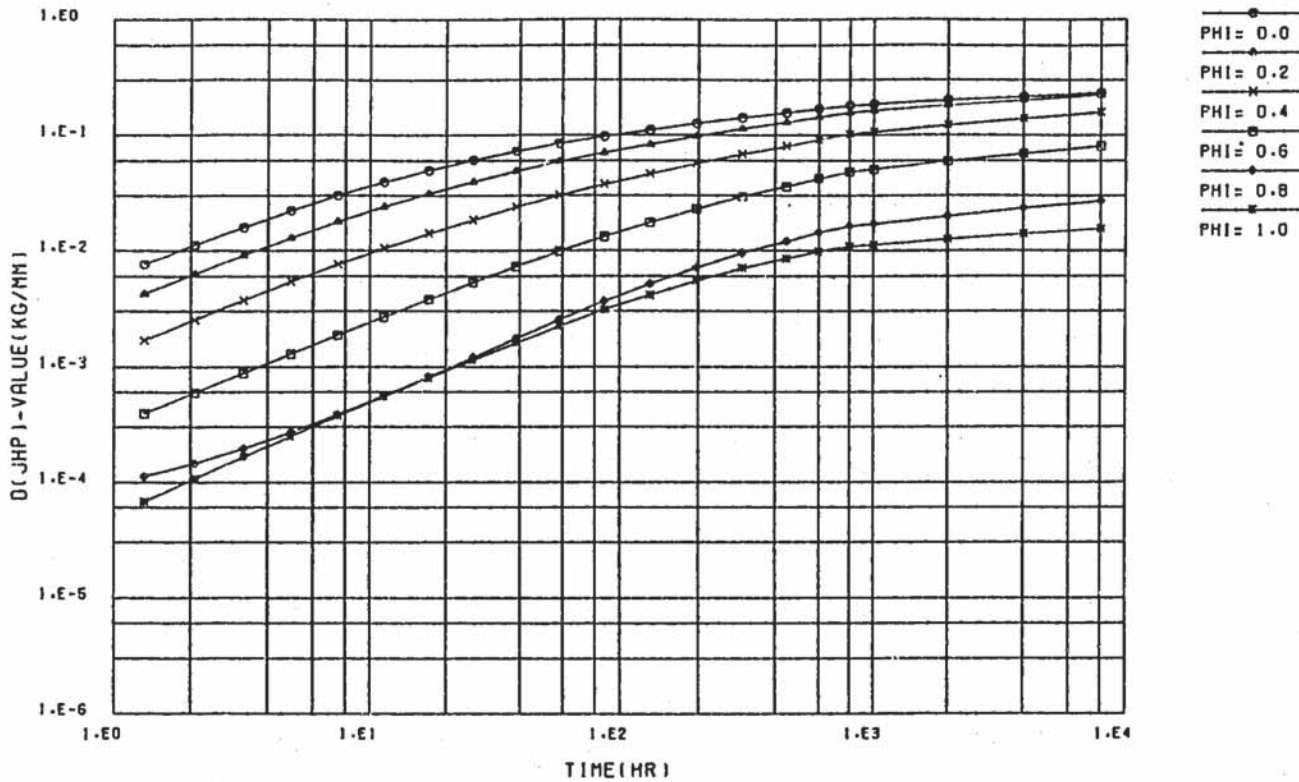


CASE-2-7-A A/T=0.80 D(JHP)-VALUE HISTORY TENSION

Fig. 2. 4. 4 HISTORY OF $\Delta J'_c$ FOR TENSION LOAD



CASE-2-7-C A/T=0.80 D(JP)-VALUE HISTORY BENDING



CASE-2-7-C A/T=0.80 D(JHP)-VALUE HISTORY BENDING

Fig. 2.4.5 HISTORY OF $\Delta J'_c$ FOR BENDING LOAD

2.5 き裂の進展評価

1) 方法

高温クリープ条件下において表面半楕円き裂を有する平板の弾塑性クリープ解析の結果より求められた破壊力学パラメータより、クリープ疲労き裂進展を評価する方法を以下に示す。

クリープ疲労き裂進展は材料室が日本溶接協会に委託して実施した FCC の成果である下式による。

$$\frac{da}{dN} = \left(\frac{da}{dN} \right)_f + \left(\frac{da}{dN} \right)_c \quad (2.5.1)$$

疲労き裂進展を表わす $(da/dN)_f$ は下式による。^[2]

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_f = C_f (\Delta J_f)^{m_f} \text{ 又は } C_f (\Delta J_f)^{m_f} \quad (2.5.2)$$

$$C_f = 0.00155 \quad (500^\circ\text{C})$$

$$m_f = 0.980 \quad (500^\circ\text{C})$$

ここで ΔJ_f はき裂線に沿って $2\phi/\pi = 0.0$ から 1.0 まで 0.1 きざみに線形に内外挿する。

クリープき裂進展を表わす $(da/dN)_c$ は下式による。^[2]

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_c = C_c (\Delta J_c / t_H)^{m_c} \cdot t_H$$

又は

$$C_c (\Delta J_c / t_H)^{m_c} \cdot t_H \quad (2.5.3)$$

$$C_c = 0.0125 \quad (500^\circ\text{C})$$

$$m_c = 0.904 \quad (500^\circ\text{C})$$

$$t_H = 10, 100, 1000, 2000, 4000, 8000 \text{ 時間}$$

ΔJ_c 及び $\Delta \hat{J}_c$ としてはき裂線に沿って $2\phi/\pi = 0.0$ から 1.0 まで 0.1 きざみに内外挿した値を用いる。

き裂の深さ方向には、 $a/t = 0.25 \sim 0.9$ の楕円に対する dN/da を片対数上で二次関数近似し、 $a/t = 0.025$ 刻みの値を用いる。

き裂の進展方向として離心角一定及び $a/b = 1/6$ の楕円群に直交する方向の二種類を採用し、この方向に沿って da/dN を積分することによって一定繰返し数におけるき裂形状を算出する。尚、離心角一定で進展すると仮定した場合には、き裂形態が附録 G に示すように特殊なものとなり、室温疲労による進展形態と合わないように見えるので、以下の記述は楕円群に直交する方向にき裂を進展させる場合について述べる。

Fig. 2.5.1 から Fig. 2.5.4 に保持時間 8000 時間の引張荷重の場合を計算結果の例として示す。Fig. 2.5.1 は単位時間当りの ΔJ_c の値を a/t をパラメータとして離心角に対して示している。Fig. 2.5.2 はクリープき裂進展分を、Fig. 2.5.3 は 1 サイクル当りのクリープ疲労き裂

進展量を同様に表わしたものである。Fig. 2.5.4 は片対数紙上で dN/da を a/t の二次関数で表わした結果を示している。

2) 計算結果

(1) き裂進展形態

き裂進展形態として J 及び J' 積分を用いた計算例を Fig. 2.5.5 から Fig. 2.5.7 に示す。保持時間が異なる場合並びに \hat{J} 及び \hat{J}' 積分による場合も類似の結果となった。

Fig. 2.5.5 は $t_H = 8000$ hr を伴う引張、引張+曲げ及び曲げの各荷重の繰返しによるき裂の、初期想定形状、duty cycle 70 サイクル、き裂最深部深さが $a/t = 0.9$ に達したサイクル等における形状を示している。Fig. 2.5.6 は Fig. 2.5.5 に示した各クリープ疲労き裂となるサイクル数を疲労だけで負荷した場合のき裂形状を示している。曲げの場合にはクリープ疲労き裂は疲労き裂と同様な形状で進んで行くが、引張の場合には疲労き裂における中央部の進展が早くなってき裂の形状はとがってくる。Fig. 2.5.7 は Fig. 2.5.6 に示した繰返し数で止めずに疲労だけで $a/t = 0.9$ までき裂を進展させた場合を示す。 $a/t = 0.9$ に相当する繰返し回数は疲労のみの約 3 倍がクリープ疲労の繰返し回数となっている。

このような繰返し回数を比較した結果を Table 2.5.1 及び Fig. 2.5.8 ~ Fig. 2.5.9 に示す。進展計算は Fig. 2.5.10 に示す疲労及びクリープき裂進展則を用い、クリープき裂進展については 2 種類の進展則を用いた。Fig. 2.5.8 は $a/t = 0.9$ となる繰返し数に及ぼす保持時間の長さの影響を示した図であり、引張；引張+曲げ及び曲げ荷重の各ケースについて示した。同図には、Raju, Newman の弾性解析解に基づく結果 (Fig. 2.5.11) も示した。

Table. 2.5.1 CYCELES AT WHICH THE CRACK DEEPEST POINT REACH TO
 $a/t = 0.9$

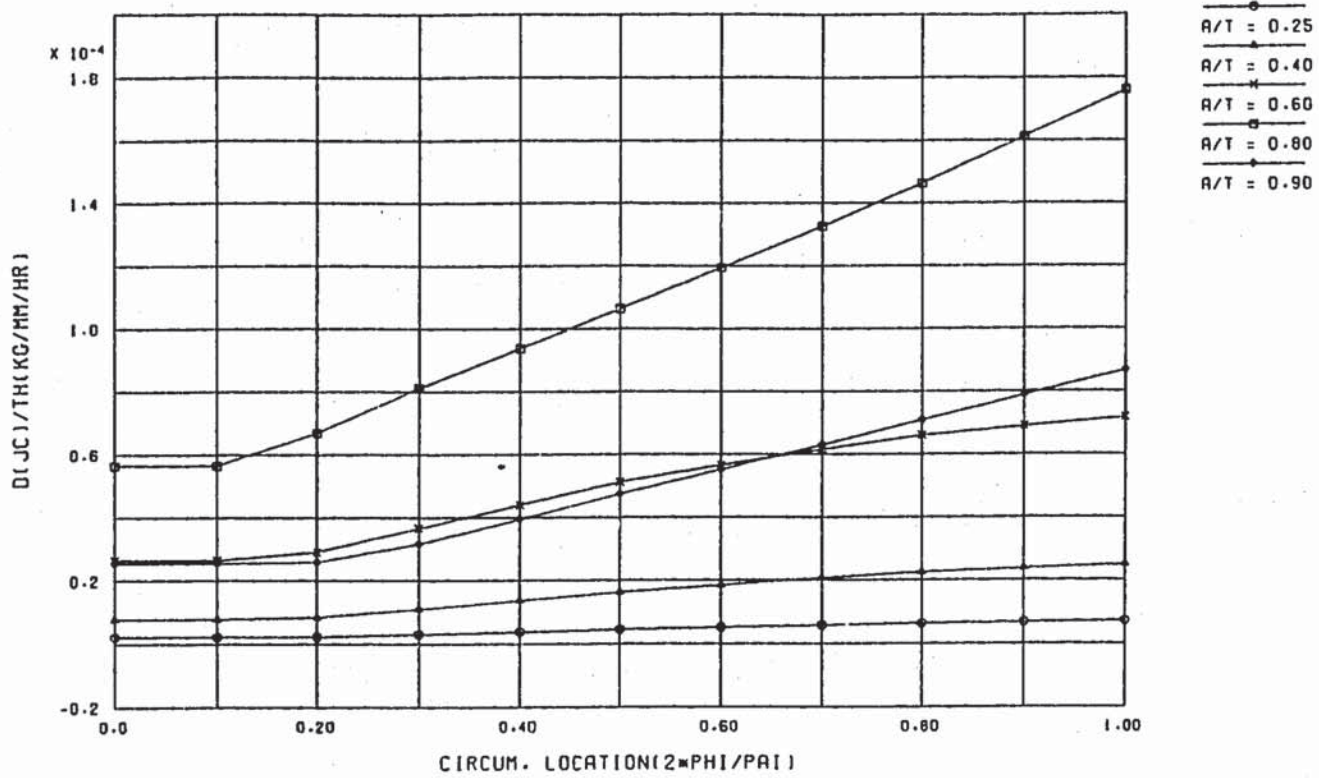
LOAD t_H (hrs)		FM PARAMETER	CYCLES AT $a/t = 0.9^*$		REMARK **	
			J , J'	\hat{J} , \hat{J}'	J , J'	\hat{J} , \hat{J}'
MEMBRANE	0		2553	2267	2553	2267
	10		2286	1881	992	616
	100		1822	1397	407	239
	1000		1184	922	153	107
	2000		1080	845	131	94
	4000		977	770	112	82
	8000		880	770	95	71
MEMBRANE + BENDING	0		4500	4400	4500	4400
	10		4381	4069	3286	2091
	100		3912	3193	1492	706
	1000		2914	2161	537	284
	2000		2710	1990	452	245
	4000		2496	1821	379	211
	8000		2280	1656	316	182
BENDING	0		18540	32270	18540	32270
	10		17660	23320	12000	11500
	100		13840	14450	4637	3205
	1000		8525	7249	1394	899
	2000		7800	6500	1130	736
	4000		6950	5700	911	601
	8000		6100	4900	732	490

$$\frac{da}{dN} = \left(\frac{da}{dN}\right)_f + \left(\frac{da}{dN}\right)_c$$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_f = 0.00155 \cdot (\Delta J_f)^{0.980}$$

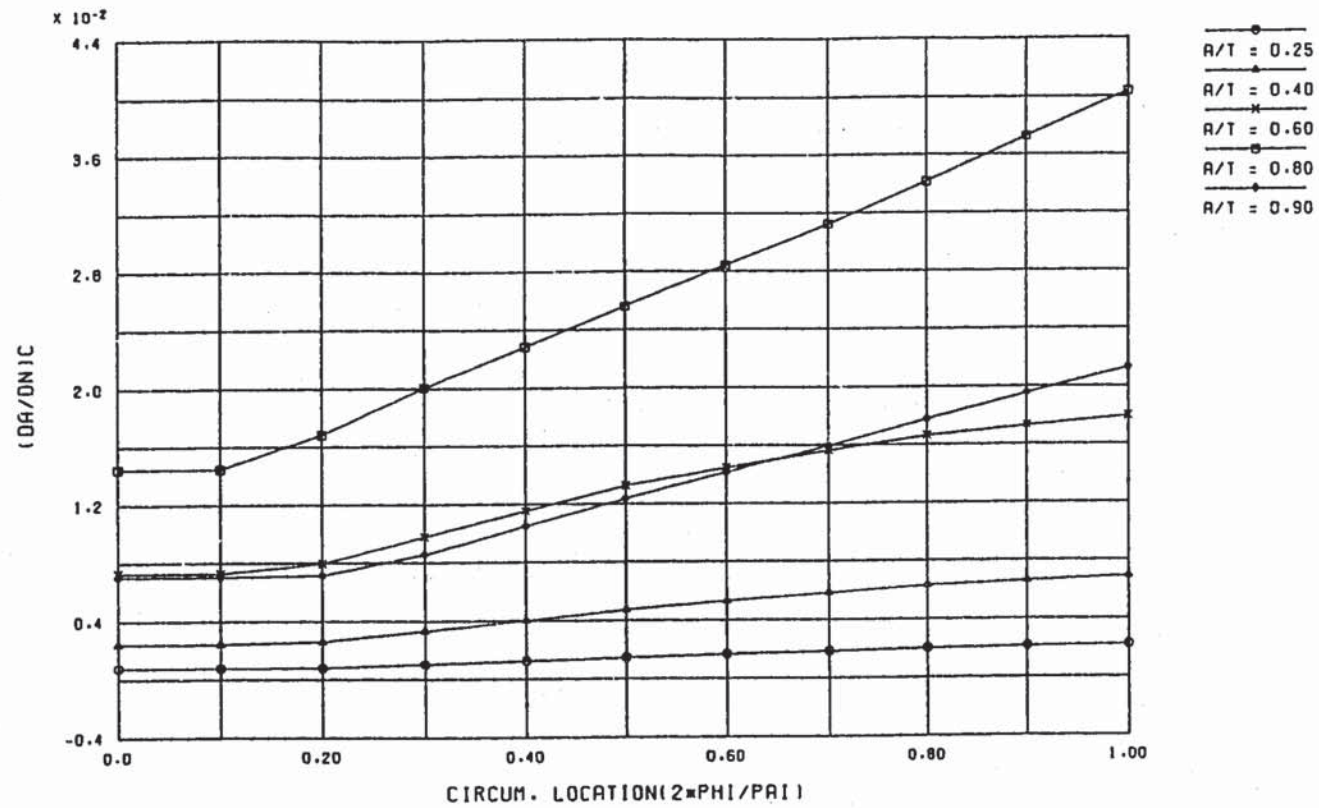
$$* \left(\frac{da}{dN}\right)_c = 0.0125 \cdot (\Delta J_c / t_H)^{0.904} \cdot t_H$$

$$** \left(\frac{da}{dN}\right)_c = 0.175 \cdot (\Delta J_c / t_H)^{0.904} \cdot t_H$$



CASE-2-A D(JC)-VALUE (JP) TH=8000 ALONG CIRCUM. TENSION

Fig. 2.5.1 CASE-2-A D(JC)-VALUE (JP) TH=8000 ALONG CIRCUM. TENSION



CASE-2-A (DA/DN)C (JP) TH=8000 ALONG CIRCUM. TENSION

Fig. 2.5.2 CASE-2-A (DA/DN)C (JP) TH=8000 ALONG CIRCUM. TENSION

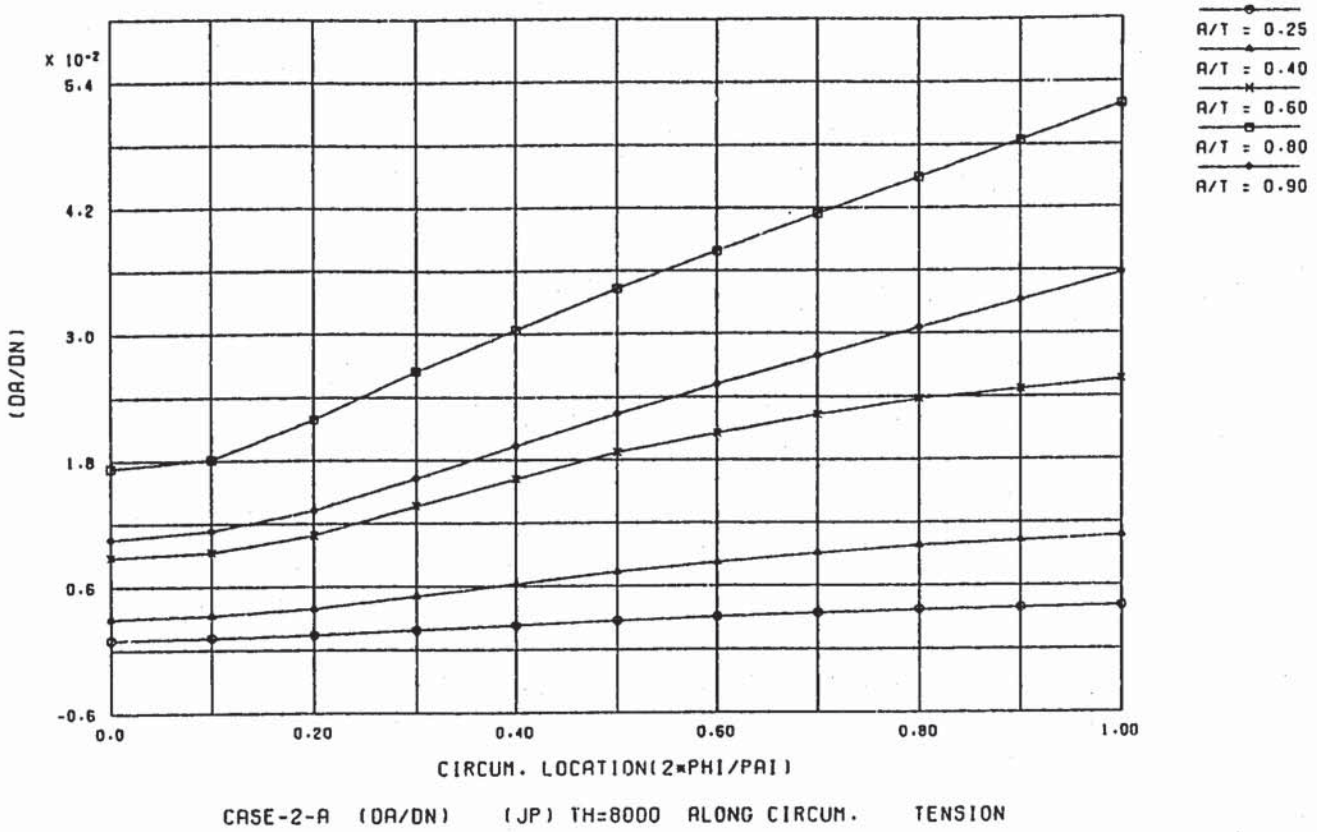


Fig. 2.5.3 CASE-2-A (DA/DN) (JP) TH=8000 ALONG CIRCUM. TENSION

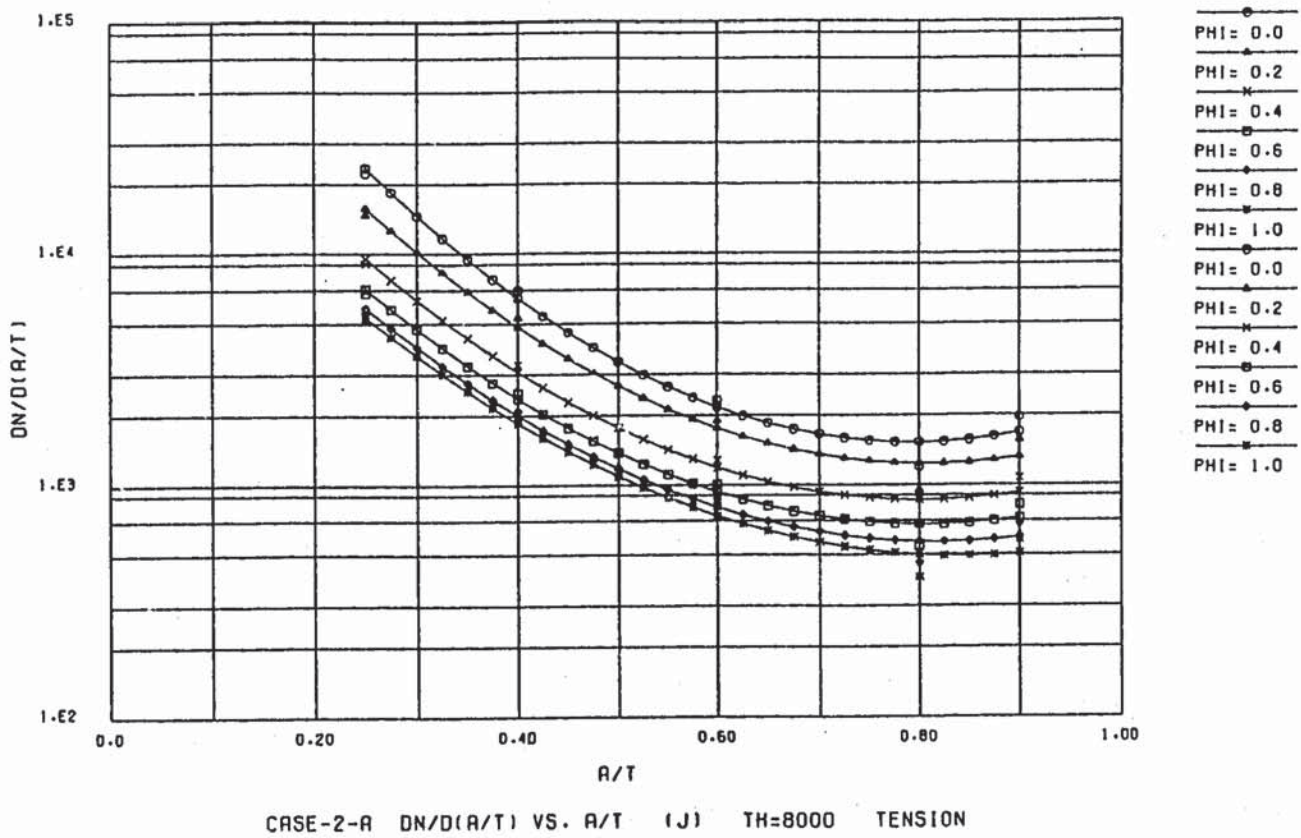


Fig. 2.5.4 CASE-2-A DN/D(A/T) VS. A/T (J) TH=8000 TENSION

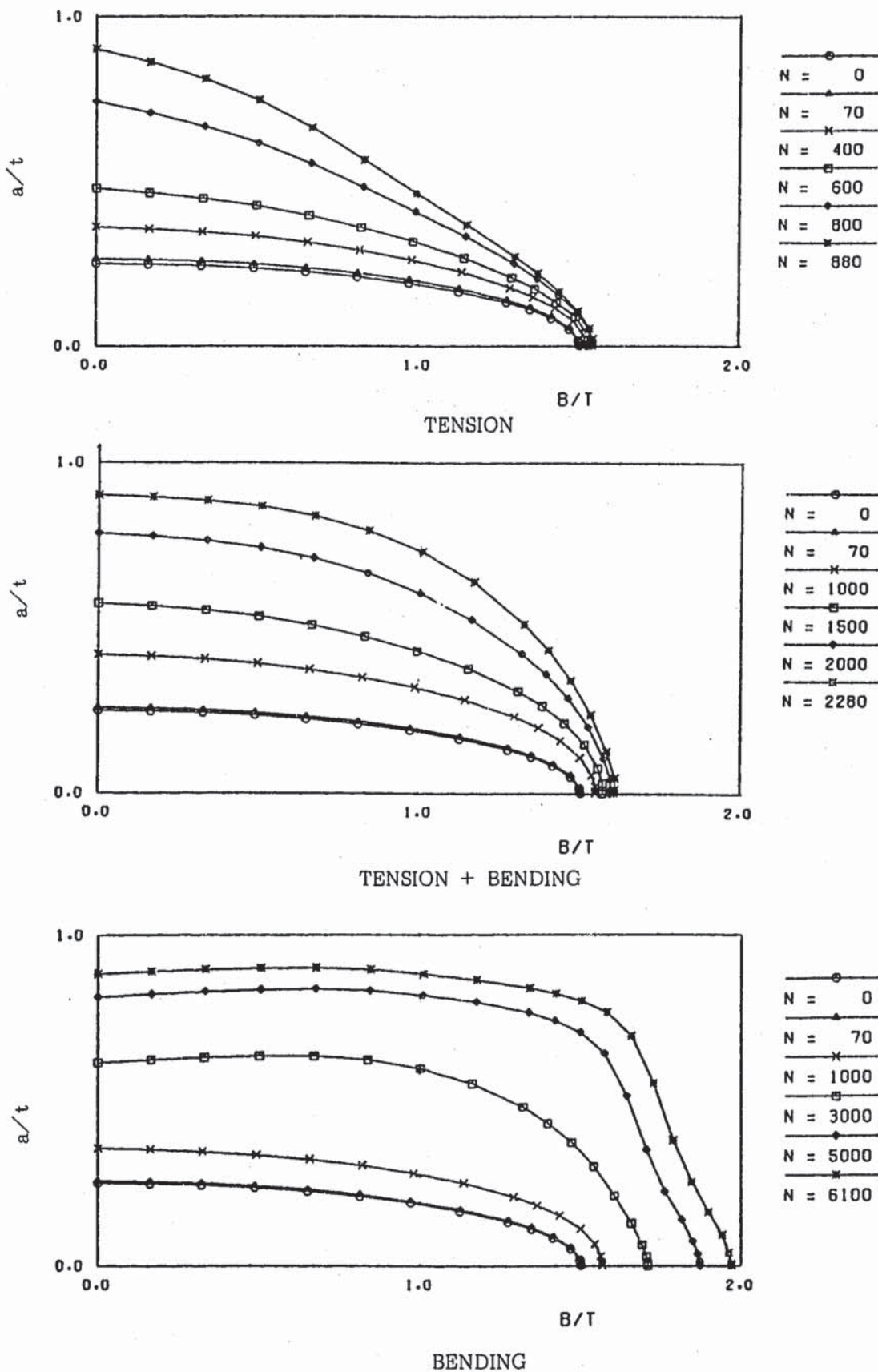


Fig. 2.5.5 CREEP-FATIGUE CRACK GROWTH BASED ON J AND J' INTEGRALS ($t_H = 8000$ hr)

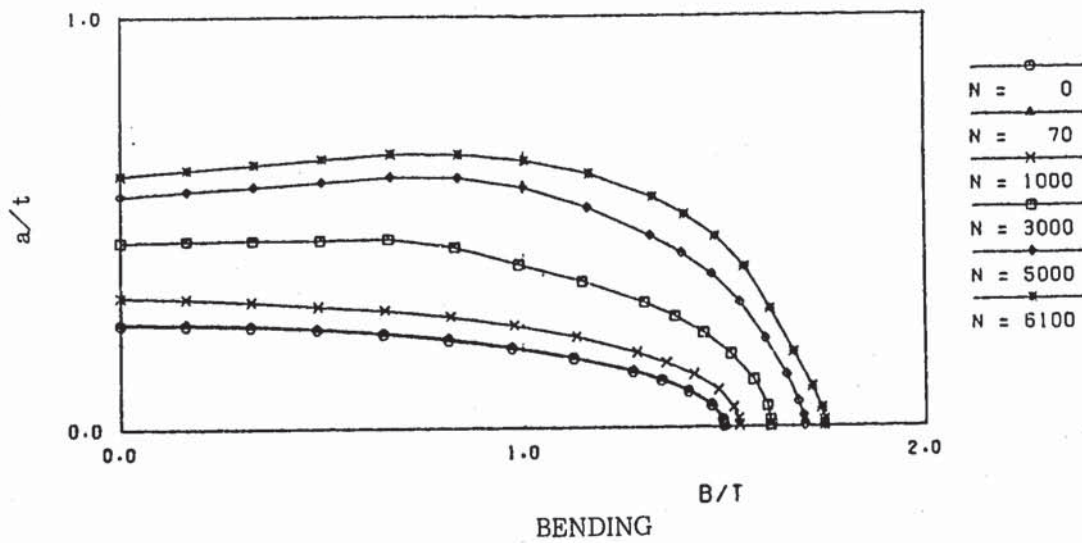
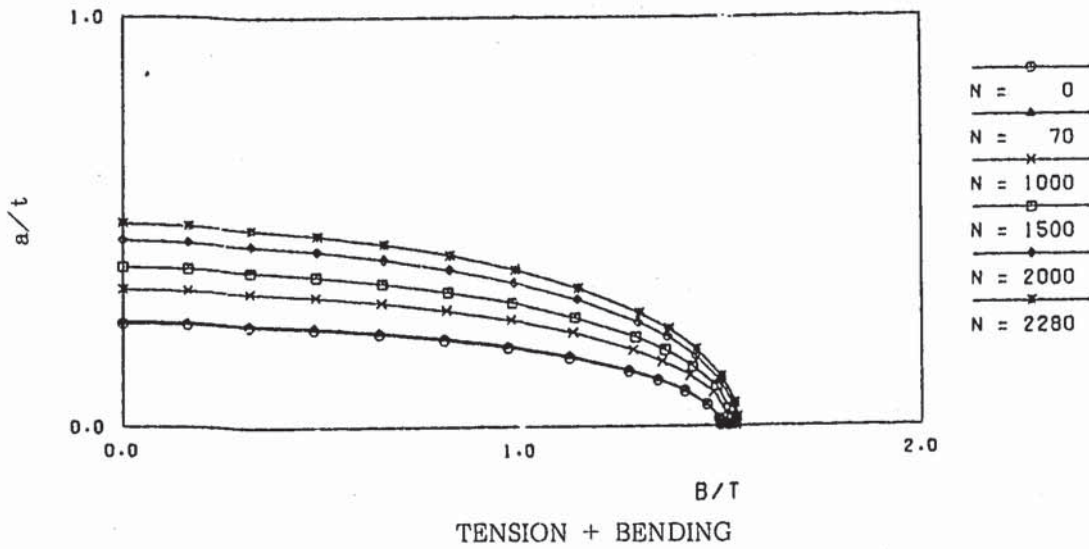
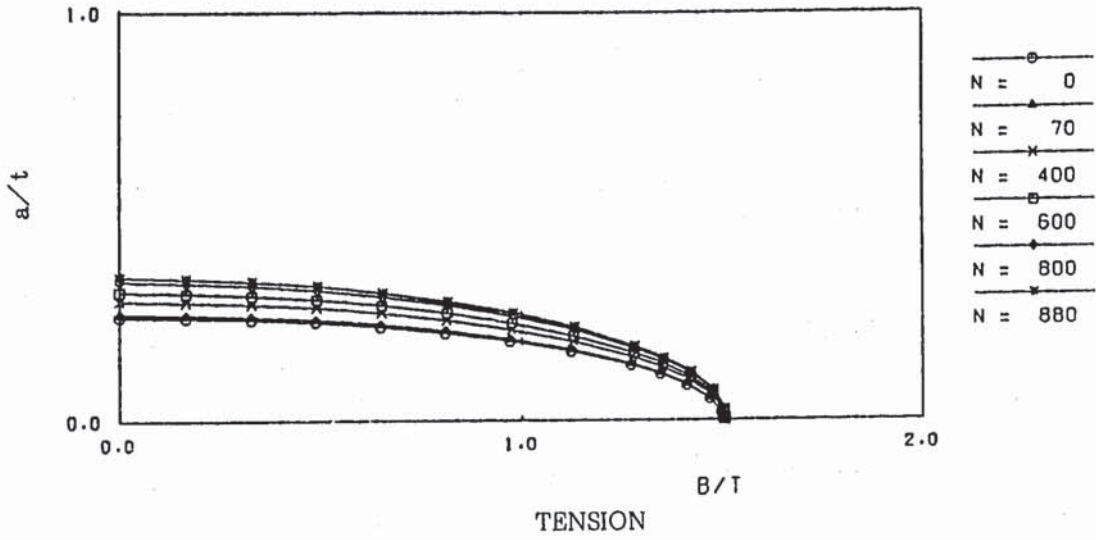


Fig. 2.5.6 FATIGUE FRACTION IN CREEP-FATIGUE CRACK GROWTH BASED ON J AND J' INTEGRALS

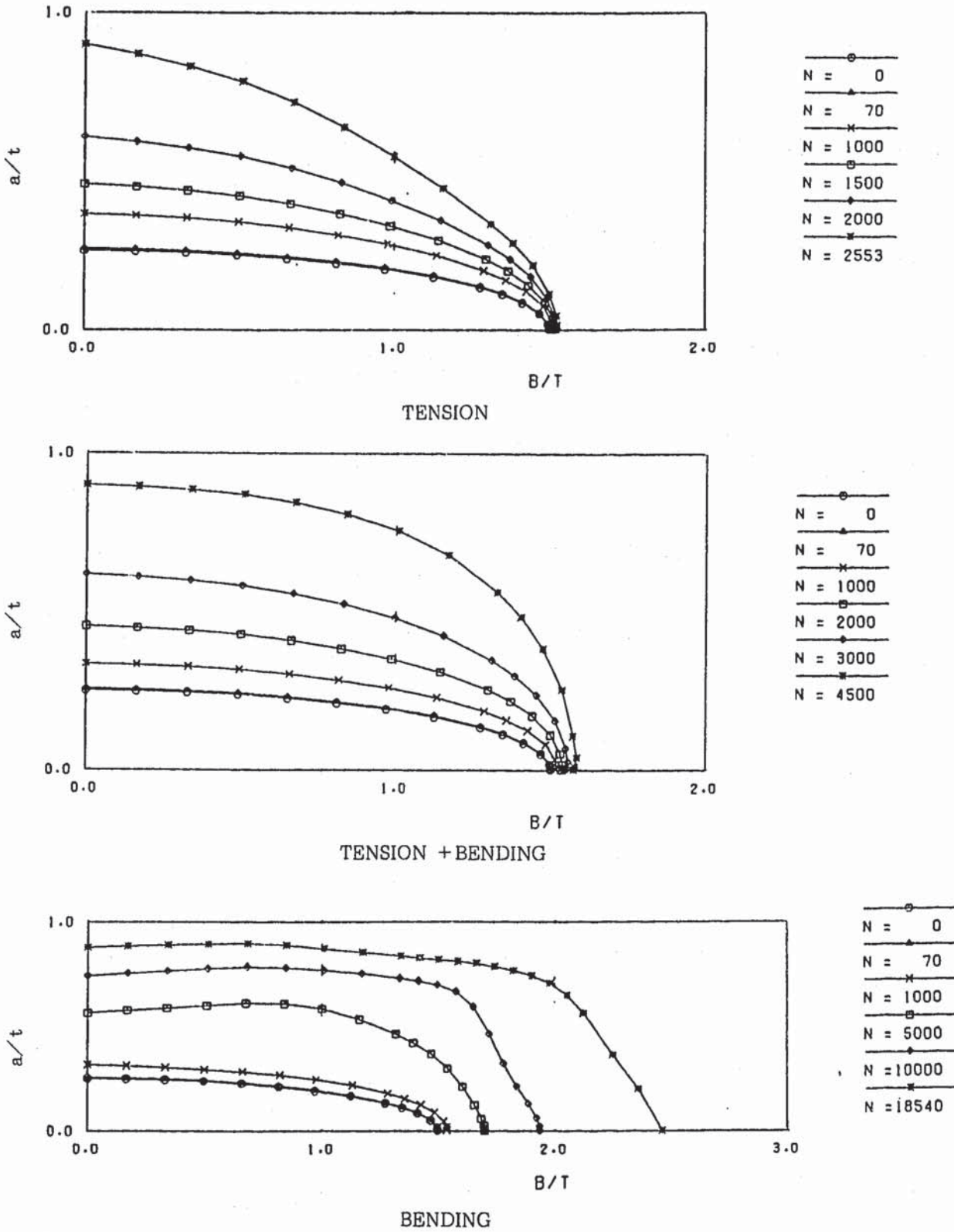


Fig. 2.5.7 FATIGUE CRACK GROWTH BASED ON J INTEGRAL

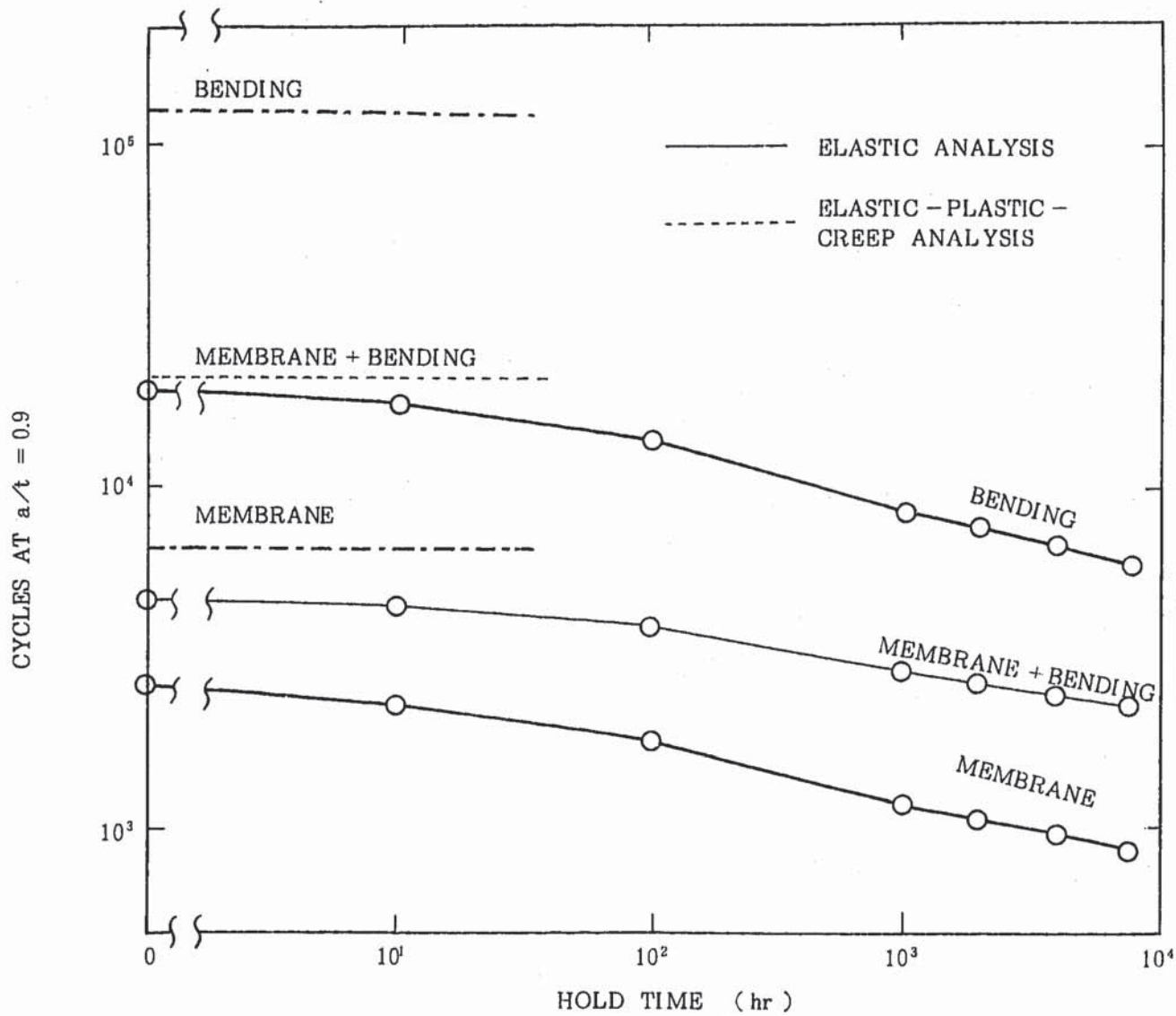


Fig. 2.5.8 EFFECT OF HOLD TIME ON CYCLES AT $a/t = 0.9$

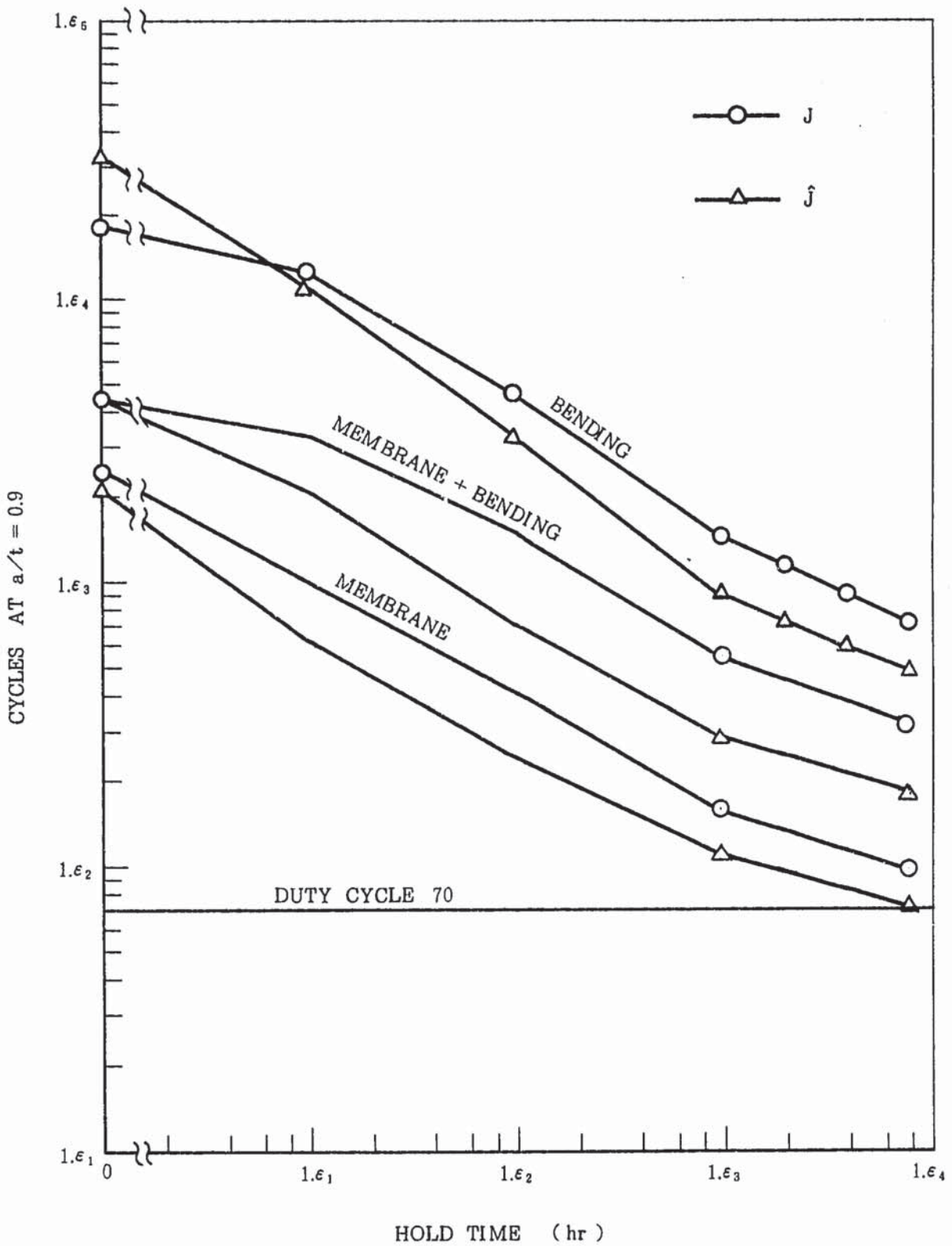


Fig. 2.5.9 IN THE CASE OF UPPER LINE FOR CREEP CRACK PROPAGATION. (ADDITIONAL ANALYSIS)

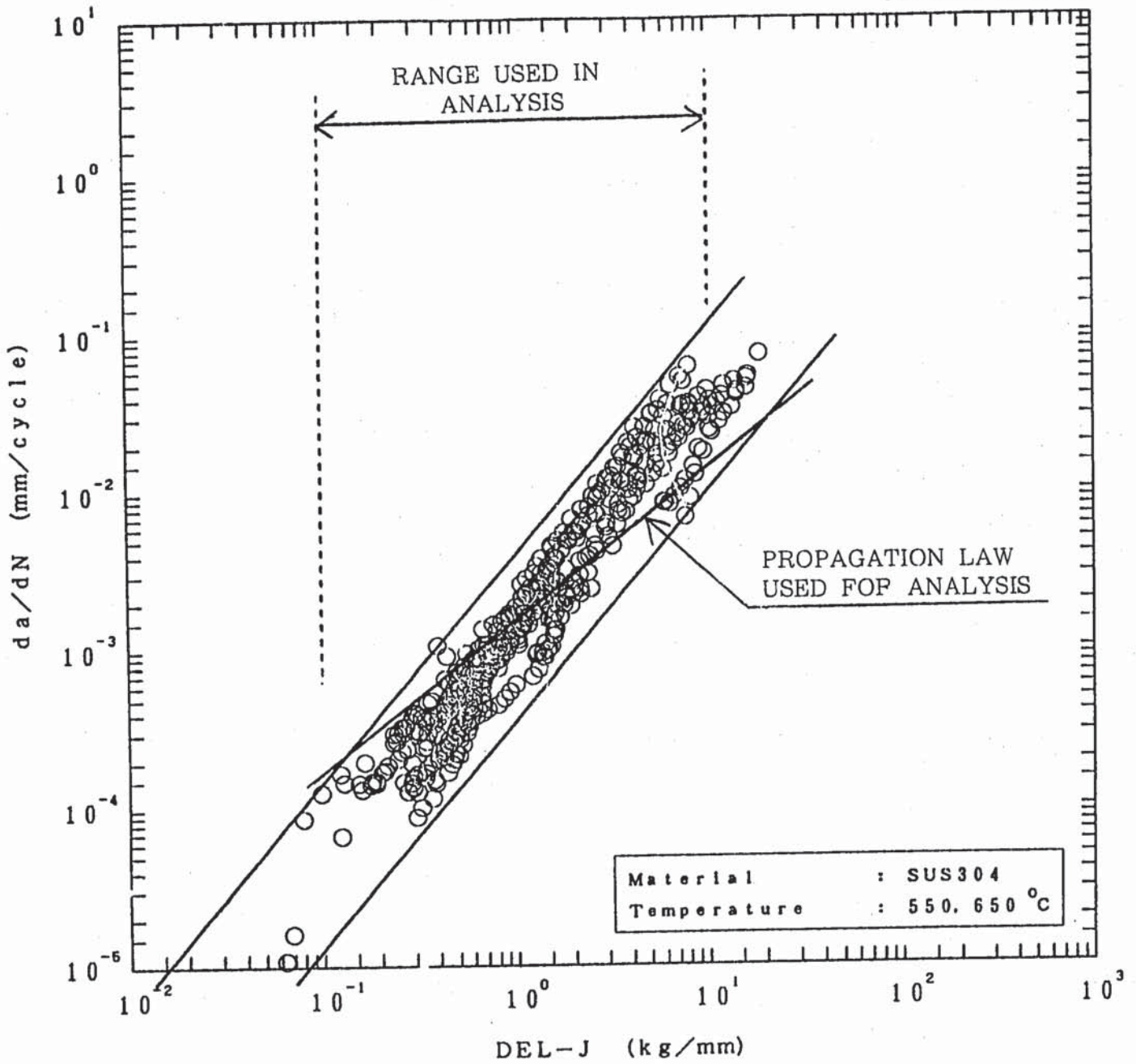


Fig. 2.5.10 (a) FATIGUE CRACK PROPAGATION LAW

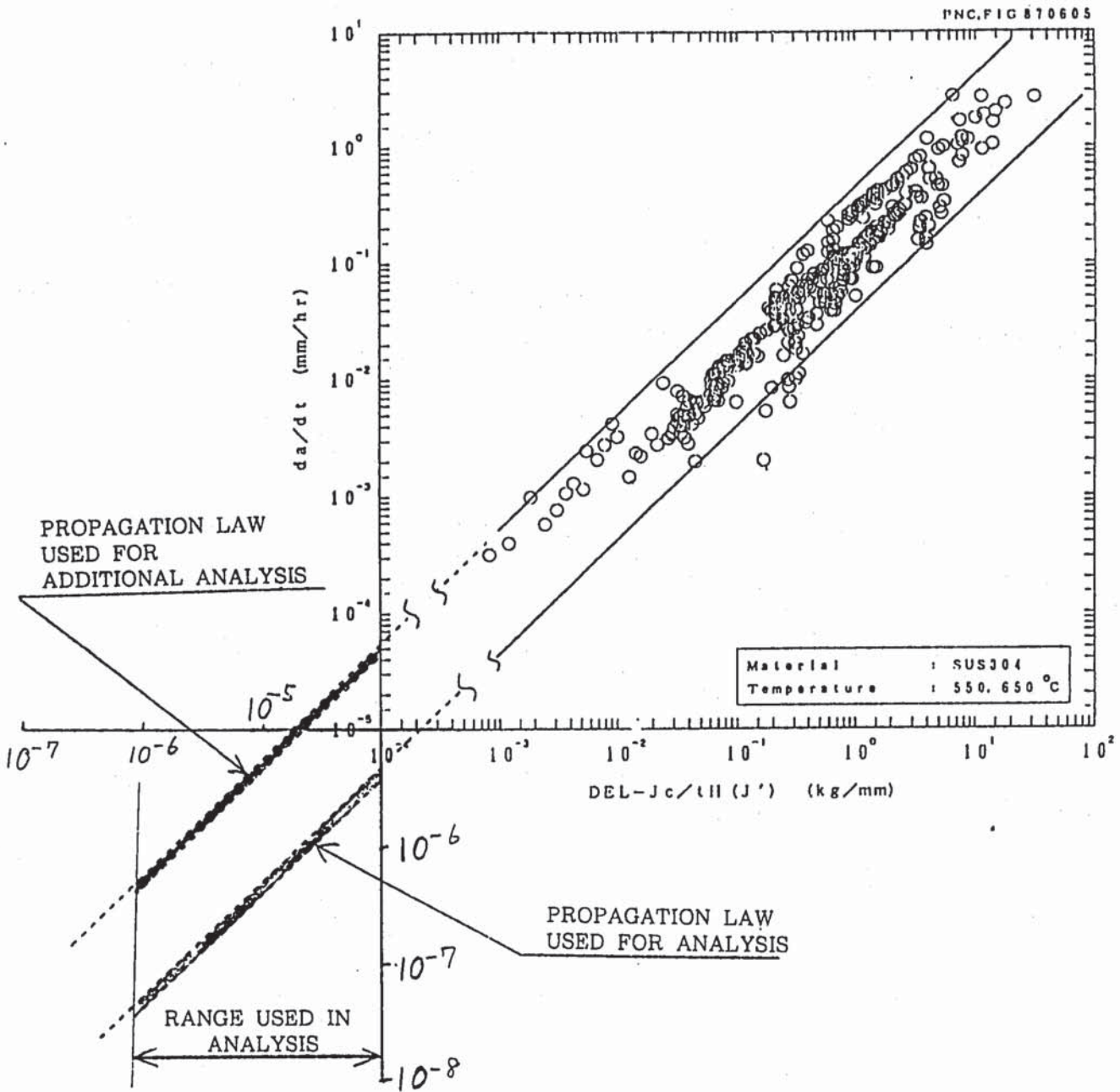


Fig. 2.5.10 (b) CREEP CRACK PROPAGATION LAW

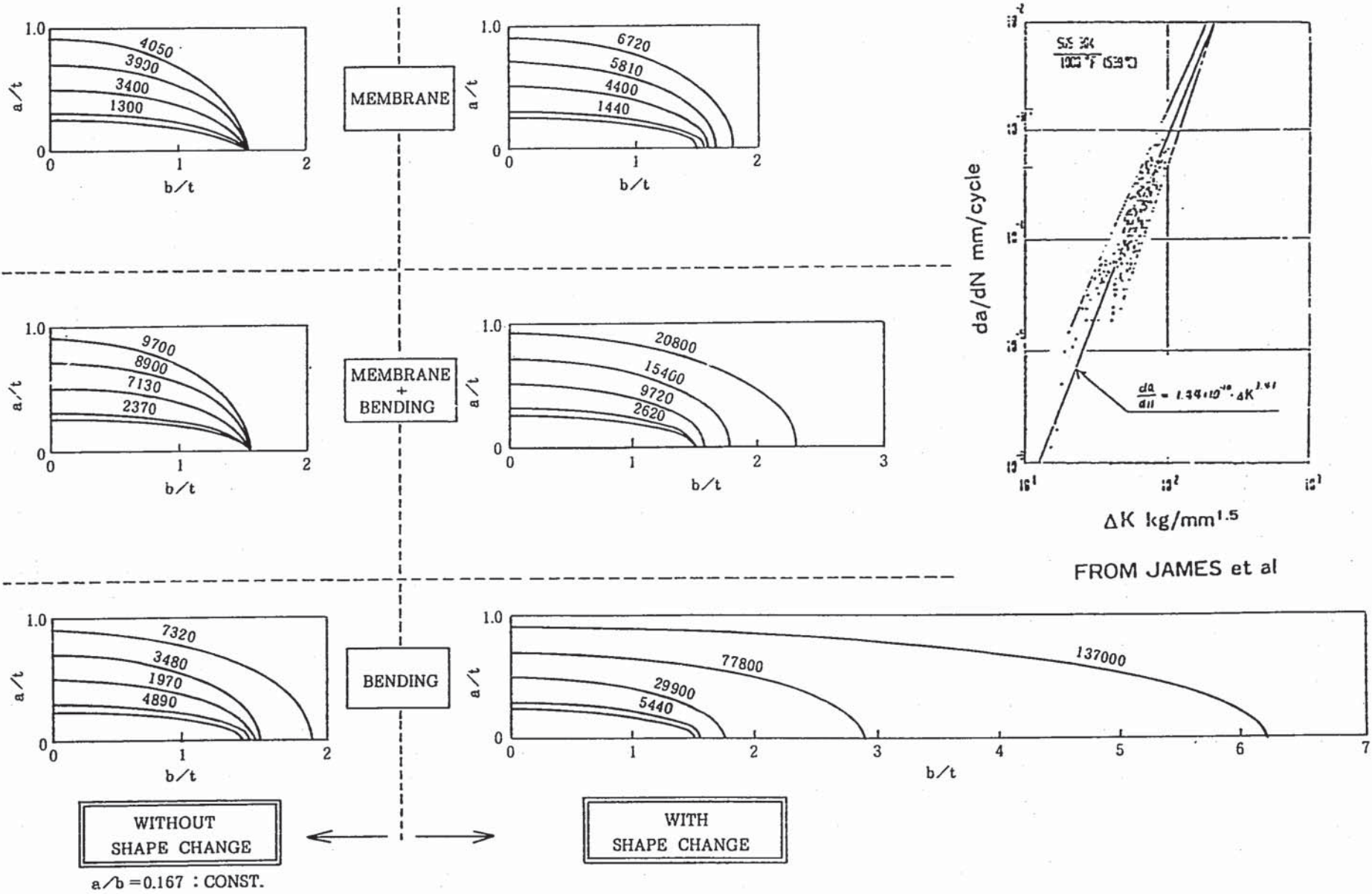


Fig. 2.5.11 CALCULATION OF CRACK PROPAGATION BASED ON RAJU & NEWMAN'S EQUATION

3. 開口面積

3.1 仮定

- 1) 内表面で長さ ℓ ，最深部の深さ $0.9t$ のき裂は，長さ ℓ の板厚貫通き裂と考える。

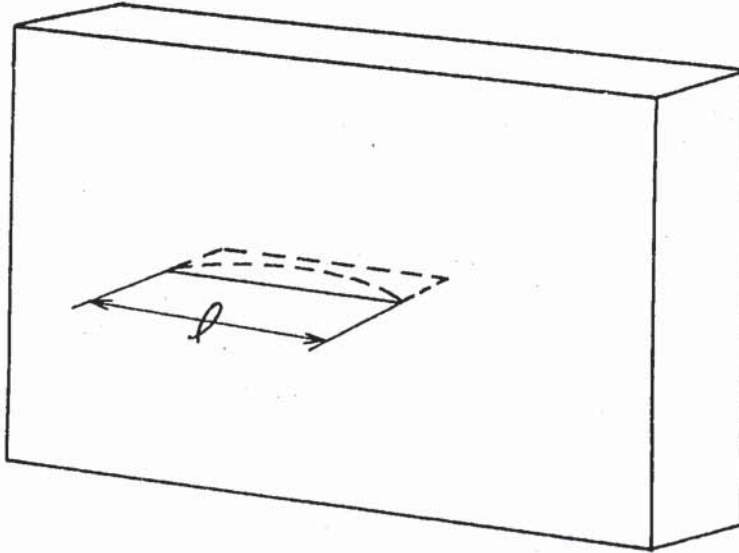


Fig. 3.1.1 THROUGH WALL CRACK ASSUMPTION

- 2) 表面き裂長さ ℓ を 2 章の計算結果を用いて次のように補正する。

$$\ell = 2 \cdot b_{(0.167)} \cdot \frac{be}{be_{(0.167)}} \quad (3.1.1)$$

ここで；

$b_{(0.167)}$: $a/b = 0.167$ 一定とした計算結果による 2 章に示した表面き裂半長

$be_{(0.167)}$: $a/b = 0.167$ 一定とした Raju・Newman の解による 2 章に示した表面き裂半長

be : Raju・Newman の解による 2 章に示した表面き裂半長

$t_H = 8000$ hr に対する ℓ の計算値と補正值を Table 3.1.1 に示す。

Table. 3.1.1 CRACK SURFACE LENGTH

	CALCULATED VALUE	MODIFIED VALUE
TENSION	64 mm	75 mm
TENSION+ BENDING	67 mm	102 mm
BENDING	81 mm	224 mm

3.2 内圧の寄与

1) もんじゅの手法

中央き裂を有する平板モデルに曲率効果を考慮することにより、長さ ℓ の軸方向貫通き裂を有する直径 D の円筒が内圧 P を受ける場合のき裂中央の開口量 δ を用いる。開口面積 S_1 は開口形状を円弧と仮定して計算する。

$$\delta = \frac{4 \ell M}{E} \cdot \sigma \tag{3.2.1}$$

σ : 内圧による周方向応力, 内圧は 2 kgf/cm²

$$M = 1.6 + 0.29 \cdot \lambda$$

$$\lambda = 1.29 \cdot \ell / \sqrt{D \cdot t}$$

$$S = 2 \pi \ell \delta / 3 \tag{3.2.2}$$

2) Paris と Tada の手法 (NUREG/CR 3464, 1983)

軸方向き裂を有する配管の内圧によるき裂開口面積の解析解は次式による。

$$S_2 = \frac{\pi D t}{E} \cdot \sigma \cdot G(\lambda) \tag{3.2.3}$$

$$= \ell / \sqrt{2 D t}$$

$$G(\lambda) = \lambda^2 + 0.625 \lambda^2 \dots\dots\dots 0 < \lambda < 1$$

$$0.14 + 0.36 \lambda^2 + 0.72 \lambda^3 + 0.405 \lambda^4 \dots\dots\dots 1 > \lambda > 5$$

き裂先端塑性領域による ℓ の補正

$$\ell_{eff} = \ell + K_p / \pi \sigma y^2$$

$$K_p = \sigma \sqrt{\pi \ell / 2} \cdot F(\lambda)$$

$$F(\lambda) = \begin{cases} (1 + 1.25 \cdot \lambda^2)^{0.5} \dots\dots\dots 0 < \lambda < 1 \\ 0.6 + 0.9 \cdot \lambda \dots\dots\dots 1 < \lambda < 5 \end{cases}$$

3) 開口面積

S_1 及び S_2 の計算結果を Table 3.2.1 に示す。

Table. 3.2.1 OPENING AREA

	$S_1 \text{ mm}^2$	$S_2 \text{ mm}^2$
TENSION	3.0	0.3
TENSION+ BENDING	5.6	0.6
BENDING	38.3	5.4

3.3 機械荷重の寄与

解析モデルのき裂の表面における最大変位の時間変化を Fig. 3.3.1 に示す。クリープによって保持時間中にき裂開口量は増加するが、1000hrでその増加量は0.2mm以下であって、有意な量ではない。

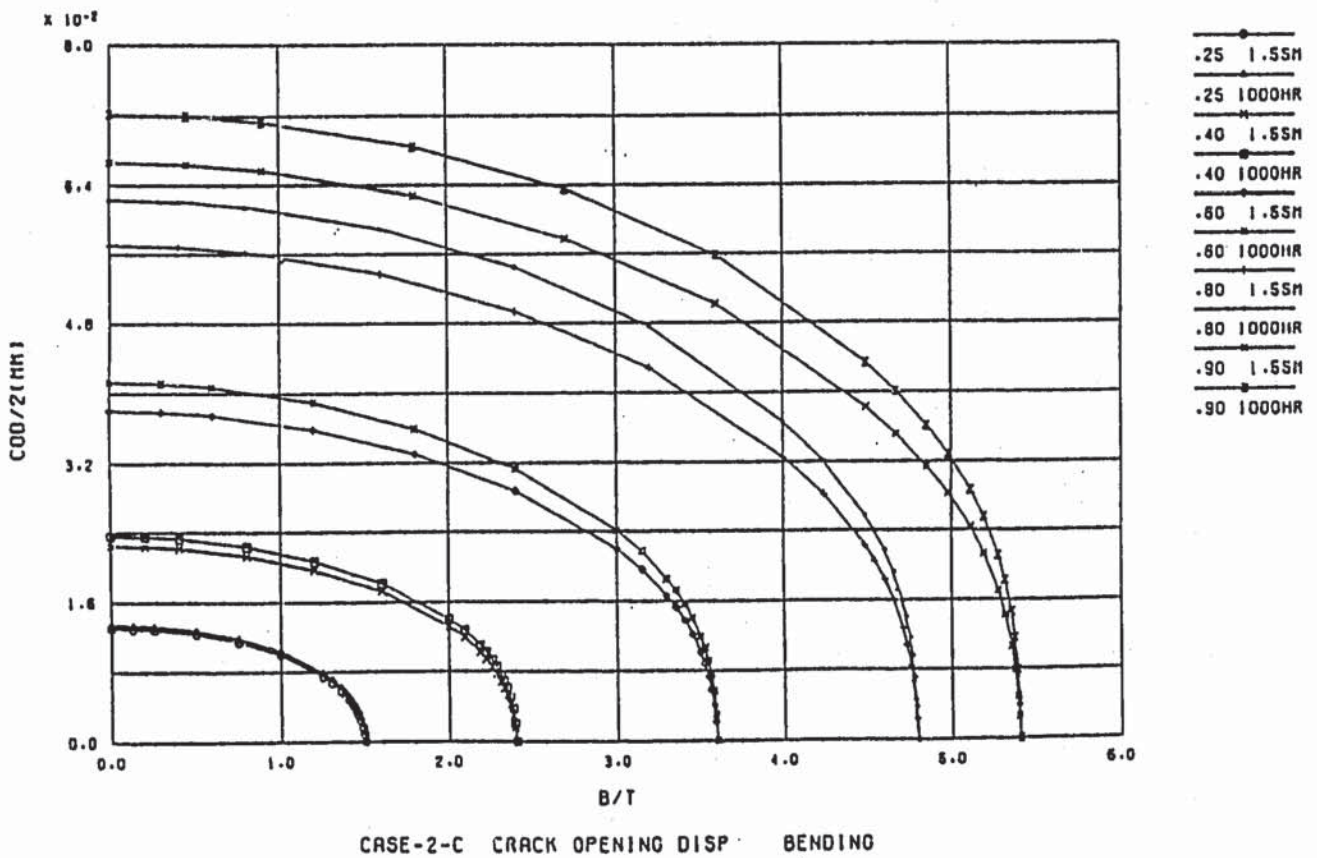
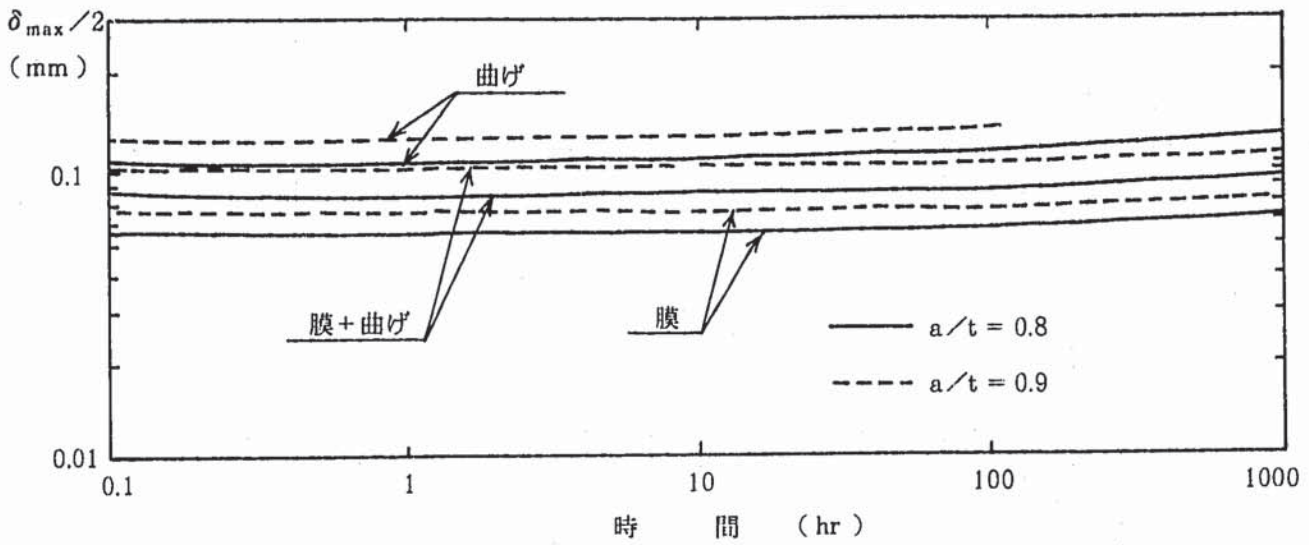


Fig. 3.3.1 CRACK OPENING DISPLACEMENT CHANGE

4. ま と め

プラント工学室依頼研究として「クリープ疲労き裂進展速度支配パラメータ計算手法の検討と計算の実施」を設計主要目に関する研究の一部として実施し、

- 1) クリープ J 積分 J' 及び \hat{J}' を計算できるように CANIS コードを拡充した。
- 2) $a/b = 0.167$ 一定の表面楕円き裂を有する平板で 42 インチ径のホットレグエルボ中央断面腹部をモデル化し、疲労 J 積分 J 及び \hat{J} 並びにクリープ J 積分を計算した。
- 3) 上記結果を用いて、原型炉で想定したものと同一の初期欠陥を想定し、クリープ疲労き裂進展計算を実施した。
- 4) 以上によって次のことがわかった。
 - (1) 今回漸定的に一連の手法を開発したが、不明確な点が多々残されており、安全設計上想定する開口面積を合理化するためには附録 H に示すような項目について今後の研究が必要である。
 - (2) 今回の限られた解析データに基づいてクリープ疲労き裂進展を評価すると、き裂深さが肉厚の 90% になる線返し数は Duty Cycle 70 に対して約 13 倍（引張）、約 33 倍（引張+曲げ）及び 87 倍（曲げ）となる。開口面積は最大約 0.4 cm^2 となる。

謝

辞

進展計算を行う際に必要なクリープ疲労き裂進展則について教えて頂いた日立製作所の宇佐美三郎主任研究員及び動燃材料室の青砥紀身研究員にお礼申し上げる。解析法の開発段階で有益な議論をして頂いた川崎重工業の島川貴司氏に感謝する。

参 考 文 献

- 〔1〕 渡士, 古橋, 一宮, 今津: 大型高速増殖炉要素技術設計研究(Ⅱ), IHXフロティングサポートに対する配管設計の検討, PNC SN9410 86-080, 1986年7月
- 〔2〕 宇佐美三郎: FBR温度領域のクリープ疲労き裂伝播特性, 日本溶接協会 FCC小委員会資料 FCC-26-8, 1987.2.5

附録 A CANISコードの拡充

附録A CANISコードの拡充

CANISコードは破壊力学パラメータ $K I$, $K II$, $K III$, J 及び \hat{J} を平面問題, 軸対称問題及び三次元問題に対して計算するコードであり, 1985年に汎用非線形解析コード FINASのポストプロセッサとして開発した。この段階でCANISは疲労き裂進展問題に対する破壊力学パラメータを計算できるまで整備されたが, 本報で取り扱う問題はクリープ疲労き裂進展であり, クリープに対する破壊力学パラメータを計算できるように拡張する必要が生じた。

クリープき裂進展は理論及び材料試験のレベルで活発に研究されているのが現状であり, 構造物におけるクリープき裂進展を解析でシミュレートできる手法は今後の開発テーマとして残されていた。クリープき裂進展を支配する破壊力学パラメータに関する研究は, 久保, 大路らが J' , Atluri が J^* 及び T_c について第一人者であり, 今後構造物におけるクリープき裂進展を解析・評価する場合にはどちらかのき裂先端エネルギー密度が支配パラメータになるものと考えられる。そこでクリープき裂に対する破壊力学パラメータとして J' 及び T^* を計算できるようにCANISコードに採り入れた。 T^* に関しては青木・岸本らの \hat{J} と対応させたき裂先端収束経路のとり方に関する見解の不一致が存在するが, 疲労に対する J と \hat{J} 及びクリープに対する J' と T^* の間の式の類似性から, 本報では T^* を \hat{J} と呼ぶことにする。この拡張によって, 疲労に対しては J と \hat{J} , クリープに対しては J' と \hat{J} の2系統のパラメータの計算を可能とした。

A.1 破壊力学パラメータ

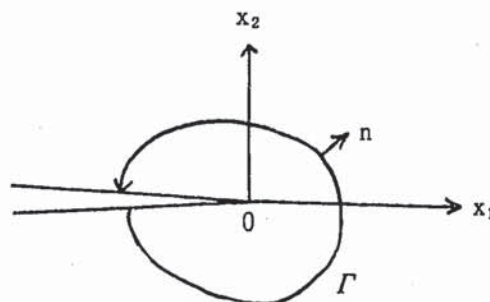
(1) J積分

弾性体の場合にはエネルギー解放率の意味を持ち, 塑性変形を伴う場合にはき裂先端の特異応力場の強度を表わす J は次式で定義される。

$$J_k = \int (W n_k - T_i \frac{\alpha u_i}{\alpha X_k}) d \quad (A.1)$$

ここで,

$$W = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d \epsilon_{ij} \quad (A.2)$$



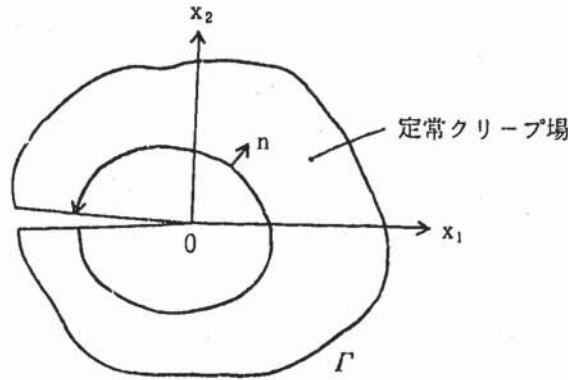
(2) J' 積分

定常クリープ場, 即ち応力・クリープひずみ速度関係が Norton 則 $\dot{\epsilon}_c = K \sigma^n$ で与えられる場合には, き裂先端の特異応力場の強度を表わす J' は式 (A. 3) で定義される。定常クリープ場に対しては Hoff の類似から非線形弾性体の応力・ひずみ関係式を用いることが可能となるが, 非定常クリープ場に対してはひずみ速度を $\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}^e_{ij} + \dot{\epsilon}^c_{ij}$ で与え弾性ひずみ成分を無視しないので非線形弾性体近似は成立しない。

$$J'_k = \int (\dot{W}_{nk} - T_i \frac{\partial u_i}{\partial X_k}) \quad (A. 3)$$

ここで,

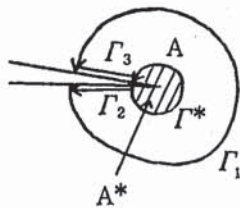
$$\dot{W} = \int_0^{\dot{\epsilon}_{ij}} \sigma_{ij} d\dot{\epsilon}_{ij} \quad (A. 4)$$



(3) Ĵ 積分

\hat{J} はプロセスゾーンの境界 Γ^* を通してプロセスゾーン A^* に流入するひずみエネルギーの変化を表し, 式 (A. 5) で与えられる。

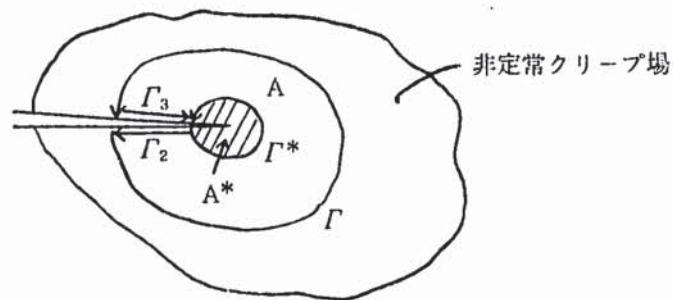
$$\begin{aligned} J_k &= - \int_{\Gamma^*} T_i \frac{\partial u_i}{\partial X_k} d\Gamma \\ &= - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_i}{\partial X_k} d\Gamma + \iint_{A^*} \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial X_k} dA \end{aligned} \quad (A. 5)$$



(4) \hat{J}' 積分

プロセスゾーンの Γ^* を通してプロセスゾーン A^* に流入するひずみエネルギーの単位時間当りの変化を表わす \hat{J}' は式(A.6)にて与えられる。

$$\begin{aligned} \hat{J}'_k &= - \int_{\Gamma^*} T_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial X_k} d\Gamma' \\ &= - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial X_k} d\Gamma + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial X_k} dA \end{aligned} \quad (A.6)$$



附録B CANISコードの検証

附録B CANISコードの検証

B.1 周方向未貫通表面き裂付き配管の弾塑性き裂解析によるJの検証^[B1]

日本機械学会 RC-74 分科会において現在実施中の国際ベンチマーク問題である未貫通き裂を有する配管のJ積分の解析を実施し、CANISコードの妥当性を示す。

問題は米国のバツテルコロンバス研究所で提案された16インチ径、1.03インチ肉厚の配管の4点曲げである。解析対象とする配管の形状、寸法、負荷条件をFig. B.1.1に示す。この配管には管周方向に未貫通き裂が加工されている。配管の材料はASTM A106鋼であり、288℃で4点曲げ負荷を受ける。ベンチマーク問題としては形状、寸法、負荷条件の他に単軸引張試験より得られた真応力・ひずみ関係及び工学的応力・ひずみ関係が与えられている。

CANISにて求めたJ値を負荷点変位の関数としてFig. B.1.2に示す。同図にはRC-74分科会における8社9種類の結果も示した。16節点要素を用いているケースCとFが低目の結果となり、CANISの結果も含めて20節点要素を用いた他の結果は1つのバンド内におさまっている。

B.2 CCT試験片のクリープ疲労解析によるJ'の検証^[B2]

昭和60年度動燃委託研究である日本溶接協会FCC小委員会の中でCCT試験片のJ'を計算し、実験的に求めた ΔJ_c と比較している。CANISのJ'の検証にはこの先例を用いた。試験片形状と解析モデルをFig. B.2.1に示す。解析モデルではFCCと同じ深さ2mmのき裂を用いており、解析は平面応力状態で実施した。解析ケースは下記の3ケースである。

ケース

- 0-A-1 650℃における弾塑性解析、変位制御 $\epsilon_n = 0.25\%$
- 0-A-2 650℃におけるNorton則によるクリープ解析、1時間保持
- 0-B-2 650℃におけるBlackburm則によるクリープ解析、1時間保持

B.2.1 解析条件

弾塑性構成式は動的応力-ひずみ関係式を用いる。

使用した動的応力-ひずみ関係式を以下に示す。

(1) $\Delta\sigma/2 > \sigma_p$ のとき、

$$\log_{10}(\Delta\sigma - 2\sigma_p) = A_0 + A_1 \cdot \log_{10}(\Delta\epsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

(2) $\Delta\sigma/2 \leq \sigma_p$ のとき、

$$\Delta\sigma = E\Delta\epsilon_t$$

ただし、 $\Delta\sigma$; 応力範囲 (kgf/mm²), $\Delta\epsilon_t$; 全ひずみ範囲 (mm/mm)

650℃における各パラメータを以下に示す。

$$A_0 = 2.1694$$

$$A_1 = 0.3453$$

$$E = 14706.0$$

$$\sigma_p = 7.56$$

クリープ構成式は、Norton式近似およびBlackburn型とする。

• Norton則

$$\dot{\epsilon}_c = A \cdot \sigma^\alpha$$

650°C, 1時間保持の場合の各パラメータを以下に示す。

$$A = 8.1709 \times 10^{-10}$$

$$\alpha = 5.8650$$

• Blackburn型

$$\epsilon_c = C_1 (1 - e^{-r_1 t}) + C_2 (1 - e^{-r_2 t}) + \dot{\epsilon}_m \cdot t$$

ただし, C_1, C_2, r_1, r_2 ; 1次クリープ定数

$\dot{\epsilon}_m$; 定常クリープ速度 (mm/mm/hr)

t ; 時間 (hr)

さらに, 上記パラメータは以下の式により求められる。

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

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

$$C_2 = 0.48449 \cdot \dot{\epsilon}_m^{0.8115} / r_2$$

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

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

t_R は SUS 304 に関するクリープ破断式 (下式) より求められる。

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

ただし, T : 温度 (°C)

σ : 応力 (kgf/mm²)

t_R : クリープ破断時間 (hr)

650°Cにおける各パラメータを以下に示す。

$$C = 17.54301$$

$$A_0 = 26248.54$$

$$A_1 = -6104.579$$

$$A_2 = -425.0012$$

$$\alpha_R = 3.0$$

なお, FINASにおいては関数型の弾塑性構成式を直接用いることができないため, 多直

線近似により与える。

B. 2.2 負荷条件

変位制御により $\epsilon_n = 0.25\%$ まで引張る。端部の変位で 0.035 mm まで $\Delta U = 0.001$ mm で 35 回のステップで弾塑性解析を行なう。

また、クリープ解析は、この最終状態より 1 時間保持する。解析は初期時間増加 $\Delta t = 1 \times 10^{-5}$ hr (0.036 sec) とし、47 回のステップとする。

解析結果

◦ 弾塑性解析 (ケース 0-A-1)

J 及び \hat{J} と荷重の関係を Fig. B. 2.2 に示す。経路積分 1 を除き経路独立性が認められる。

又、J と \hat{J} の値はほぼ同一である。

◦ Norton 則によるクリープ解析 (ケース 0-B-1)

J' 及び \hat{J}' と荷重の関係を Fig. B. 2.3 に示す。経路独立性は \hat{J}' の方が J' よりも良好である。

経路 1 は両者とも高めの値となっている。

◦ Blackburn 型クリープひずみ式によるクリープ解析 (ケース 0-B-2)

J' 及び \hat{J}' と荷重の関係を Fig. B. 2.4 に示す。経路独立性は Norton 則の場合よりも本ケースの方が良好であり、又本ケースにおいても \hat{J}' の方が J' よりも経路独立性は良い。

◦ ΔJ_c

クリープ J 積分を保持時間 (1 時間) で積分した値は次のようになった。

$$\Delta J_c = \begin{cases} 0.0807 & (J', \text{ Norton 型}) \\ 0.0816 & (\hat{J}', \quad \quad \quad) \\ 0.0837 & (J', \text{ Blackburn 型}) \\ 0.0843 & (\hat{J}', \quad \quad \quad) \end{cases}$$

B. 2.3 FCC の結果との比較

参考文献 [B 2] の Fig. 3.4.2 - 5 の解析モデル、荷重条件及び積分経路が同一の FCC の J' の結果であり、これを Fig. B 2.5 に示す。Fig. B 2.3 と殆ど同一の結果であり、CANIS の J' は検証された。

ΔJ_c の値で比較して Table B 2 に示す。平均値でみて FCC の結果は本解析結果の 2 割増しであり、この違いは本結果が FCC のものよりも計算ステップが細かいからであると考えられる。

参考文献

- [B 1] 島川, 高橋, 鹿島, 矢川; 構造物に対するベンチマーク解析結果, 日本材料学第 42 回破壊力学部門委員会, FMR-194, 1987 年 2 月 18 日

〔B2〕 FCC小委員会；高速炉構造材料のクリープ疲労き裂伝播に関する試験研究（Ⅲ），日本
溶接協会，PNC SJ 225 86-03

Table.B2 COMPARISON BETWEEN ΔJ_c

	ΔJ_c kg/mm ²				
	FCC	J', Norton	\hat{J}' , Norton	J', Blackburn	\hat{J}' , Blackburn
1	8.37×10^{-2}	1.12×10^{-1}	1.20×10^{-1}	1.16×10^{-1}	1.24×10^{-1}
2	8.69×10^{-2}	8.94×10^{-2}	8.21×10^{-2}	9.31×10^{-2}	8.52×10^{-2}
3	8.69×10^{-2}	8.51×10^{-2}	7.94×10^{-2}	8.86×10^{-2}	8.22×10^{-2}
4	9.32×10^{-2}	7.93×10^{-2}	7.49×10^{-2}	8.24×10^{-2}	7.72×10^{-2}
5	9.78×10^{-2}	7.52×10^{-2}	7.65×10^{-2}	7.81×10^{-2}	7.87×10^{-2}
6	1.09×10^{-1}	6.44×10^{-2}	6.88×10^{-2}	6.70×10^{-2}	7.08×10^{-2}
7	1.14×10^{-1}	5.95×10^{-2}	7.02×10^{-2}	6.17×10^{-2}	7.21×10^{-2}
mean	9.59×10^{-2}	8.07×10^{-2}	8.16×10^{-2}	8.38×10^{-2}	8.43×10^{-2}

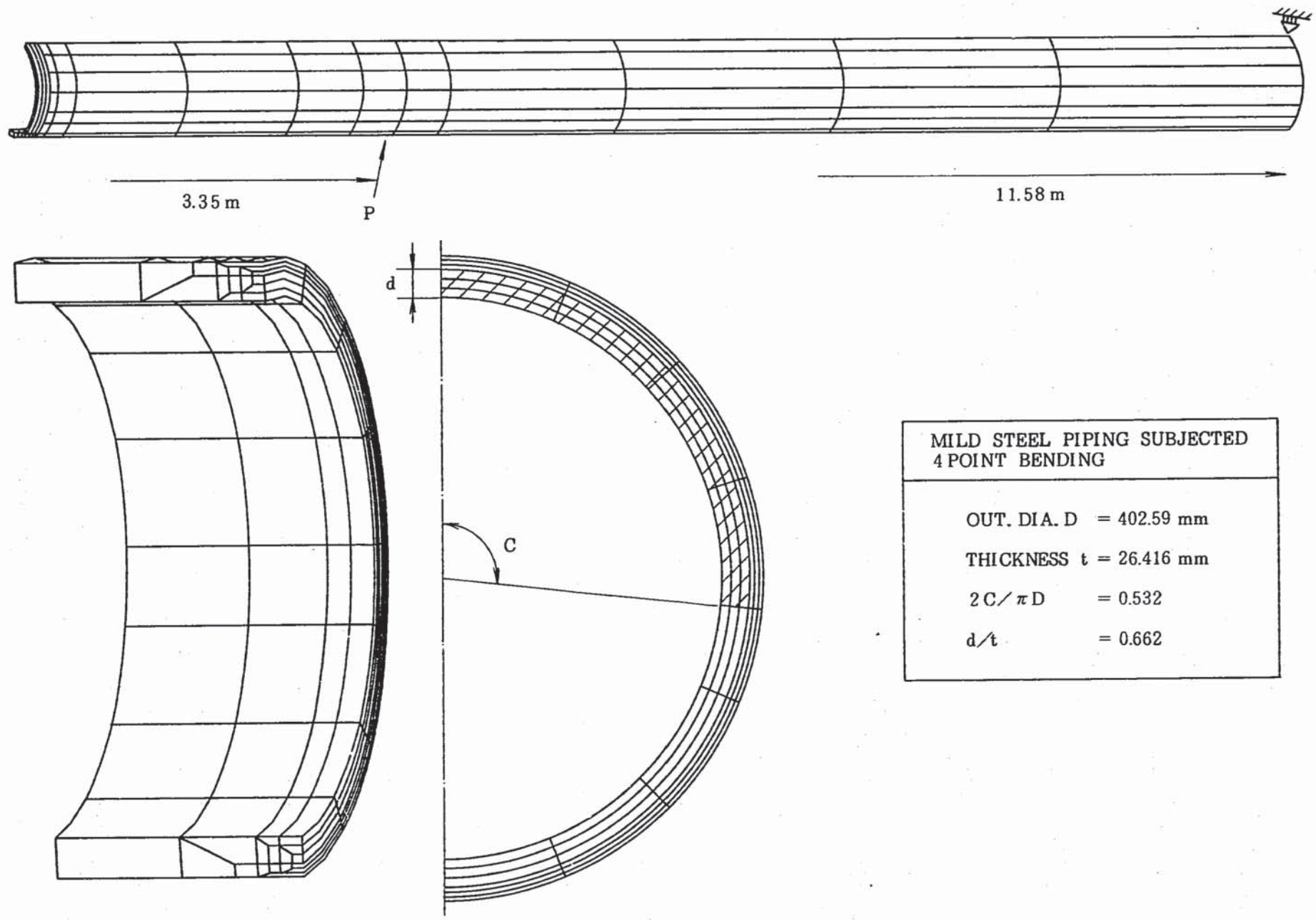


Fig. B. 1.1 BENCHMARK PROBLEM OF PIPING WITH PART-THROUGH CRACK

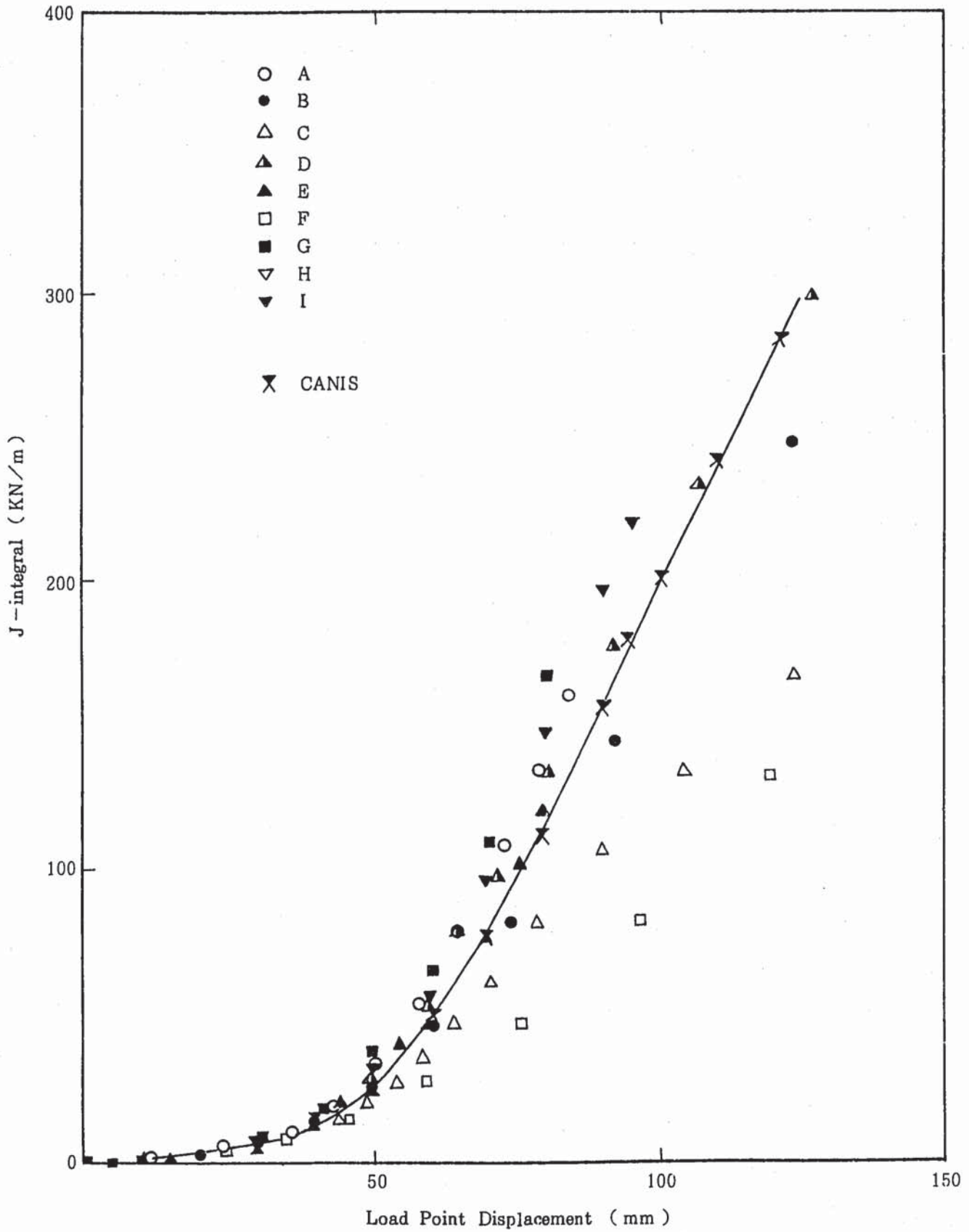


Fig. B1.2 J INTEGRAL vs. LOAD POINT DISPLACEMENT

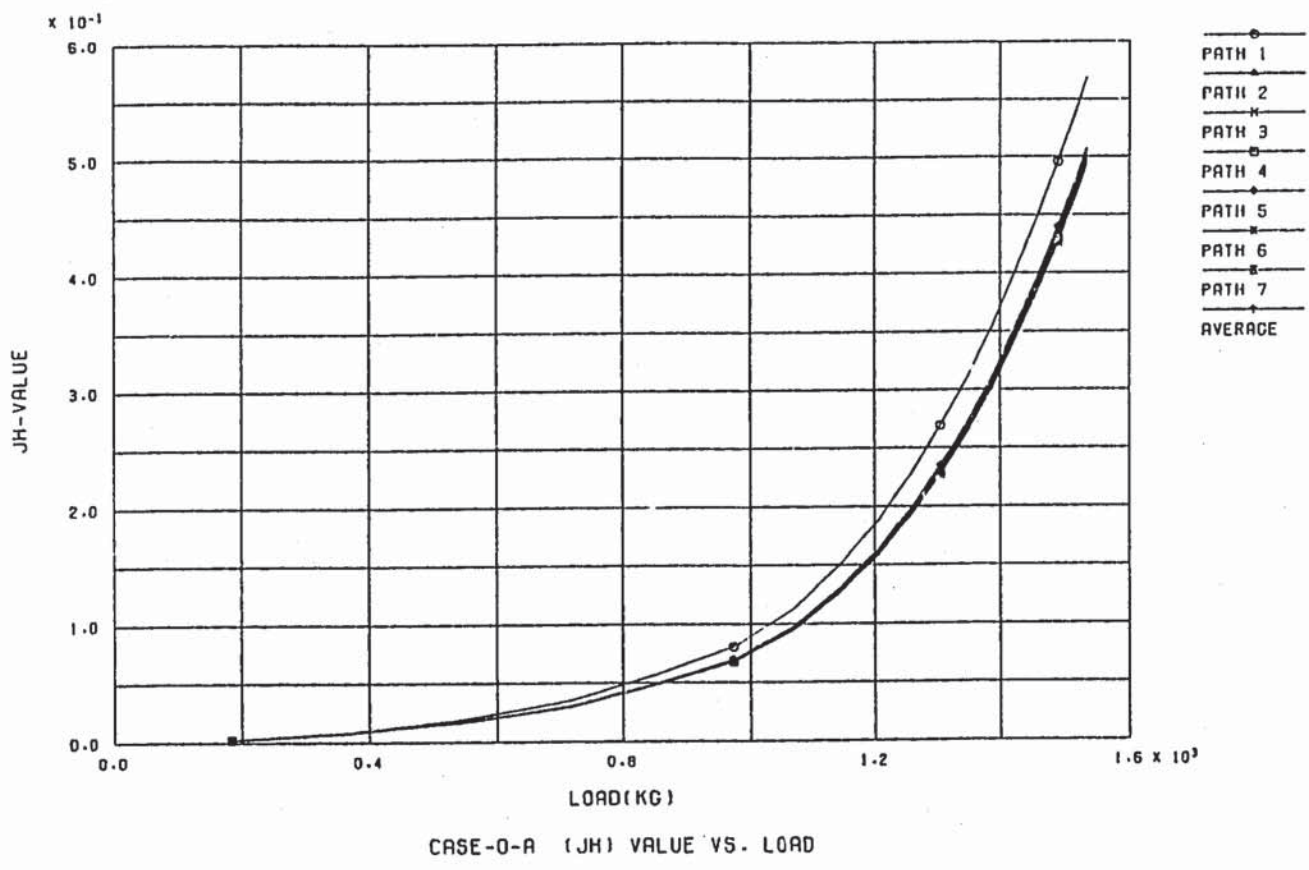
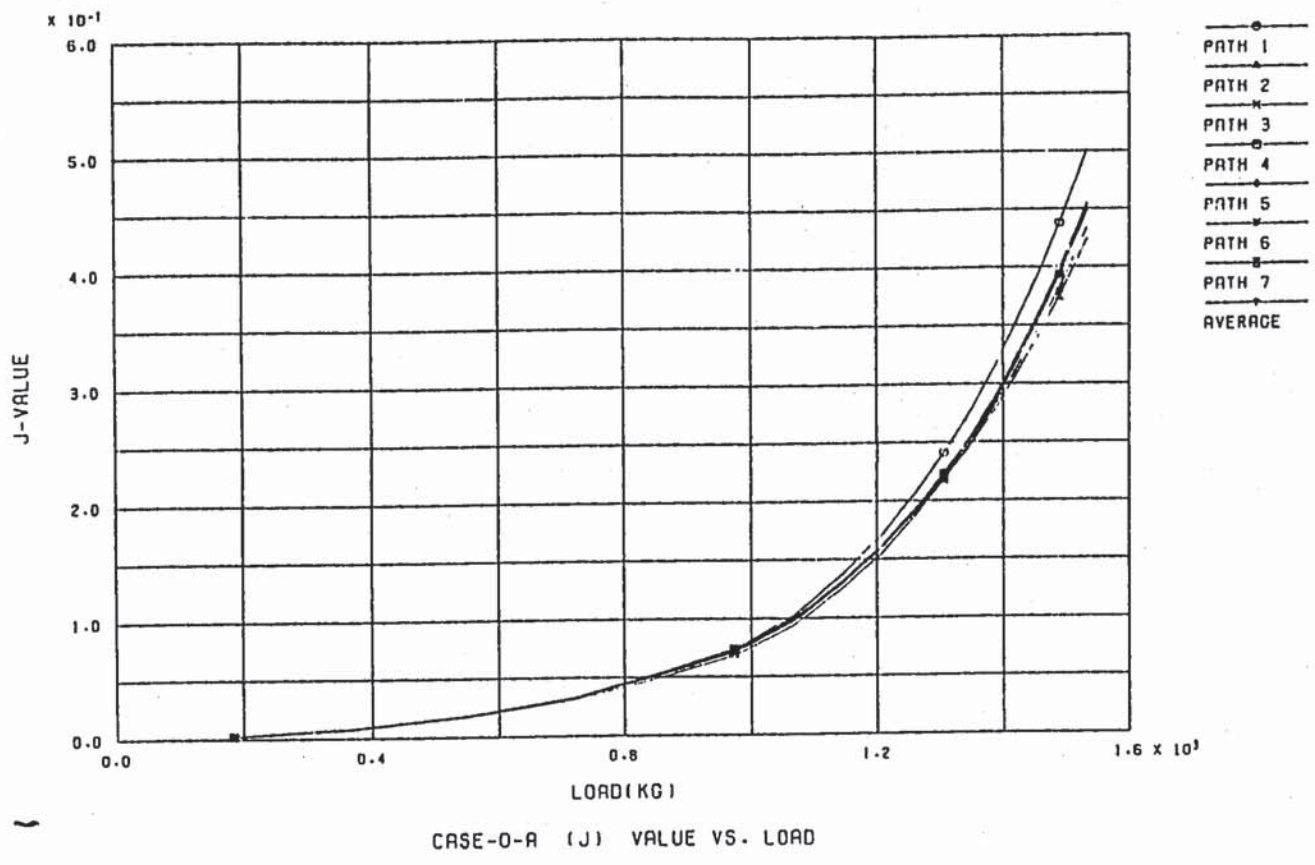
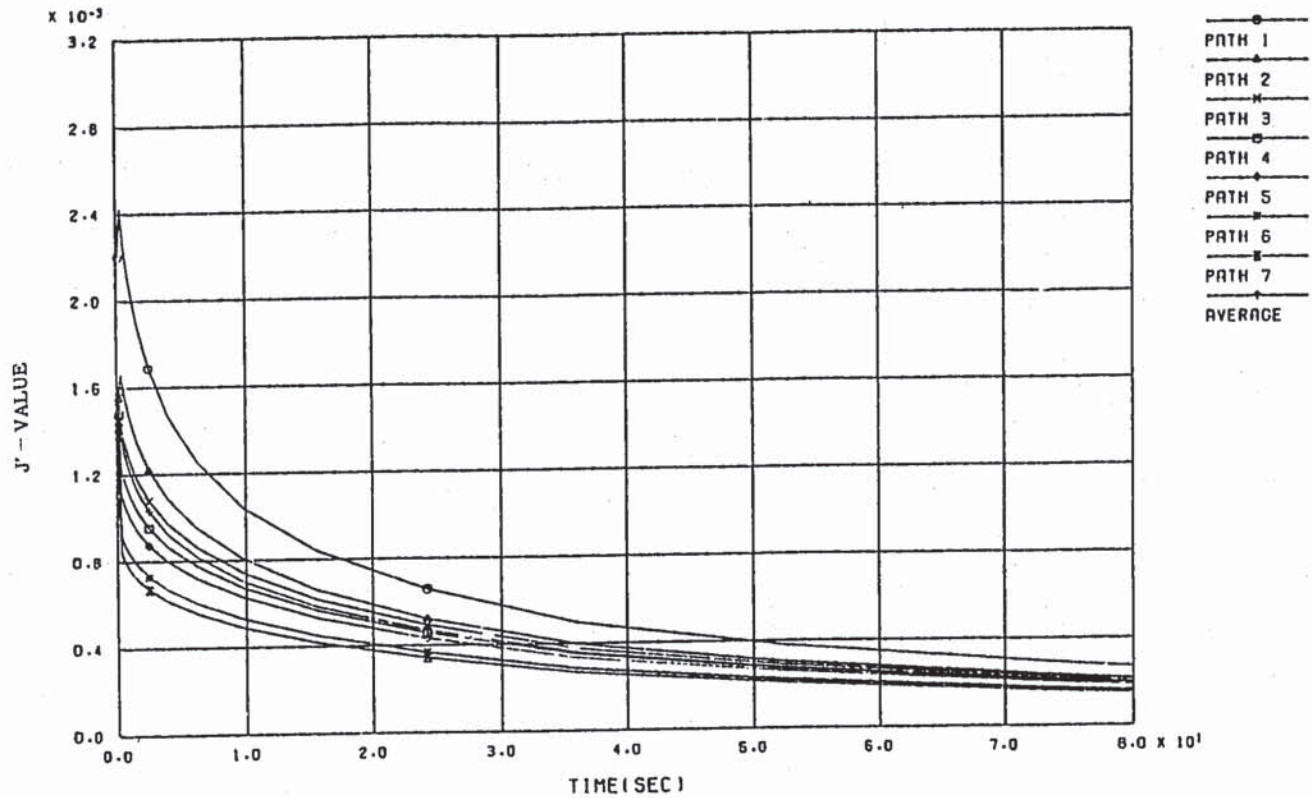
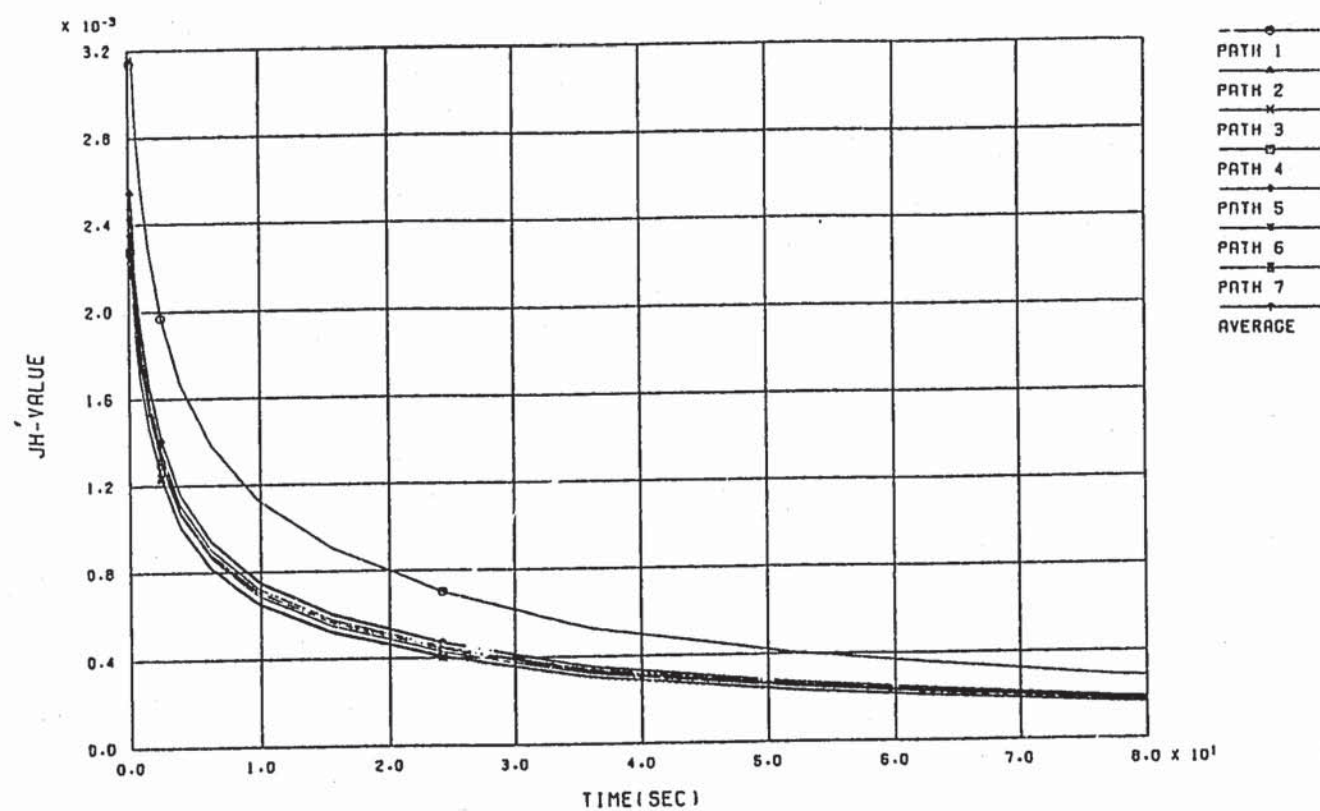


Fig.B.2.2 J AND \hat{J} VALUE FOR EACH INTEGRATION PATH

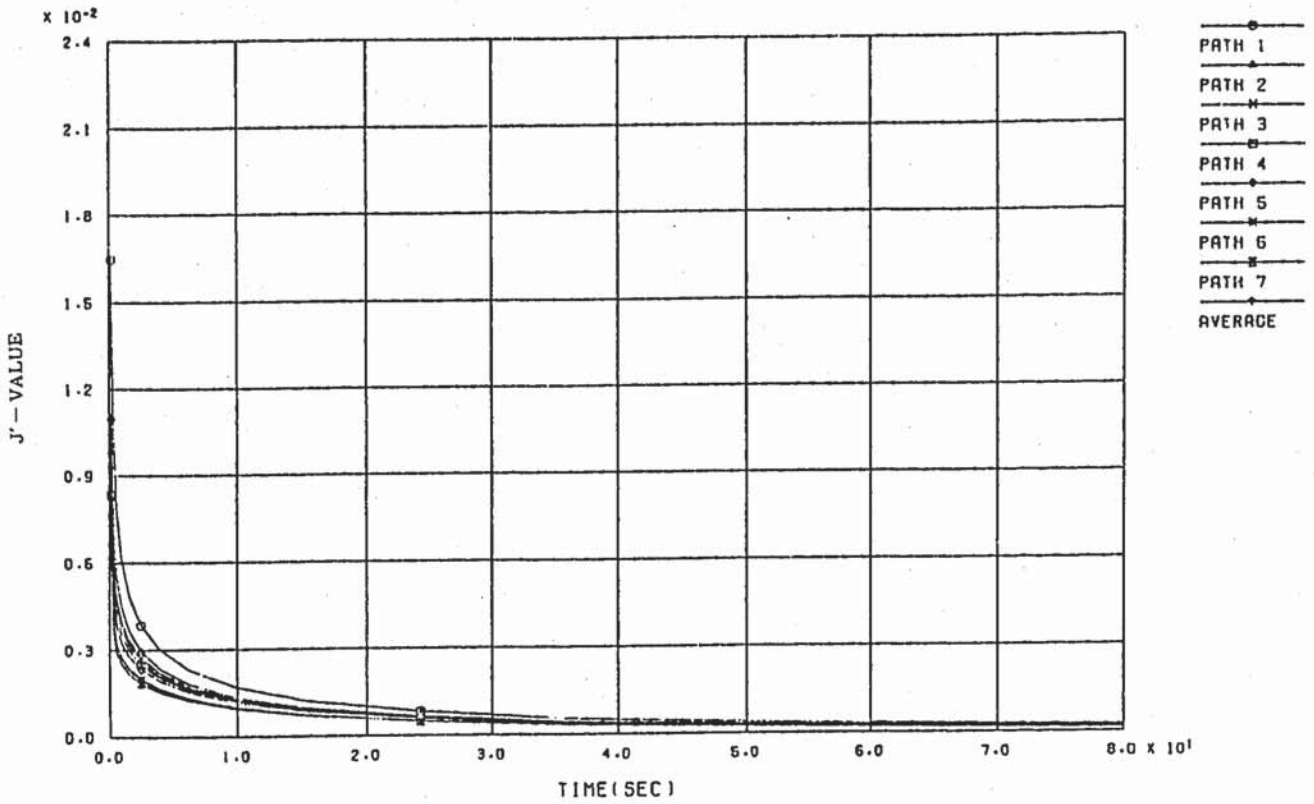


CASE-0-A HISTORY OF (C) VALUE NORTON
 J'

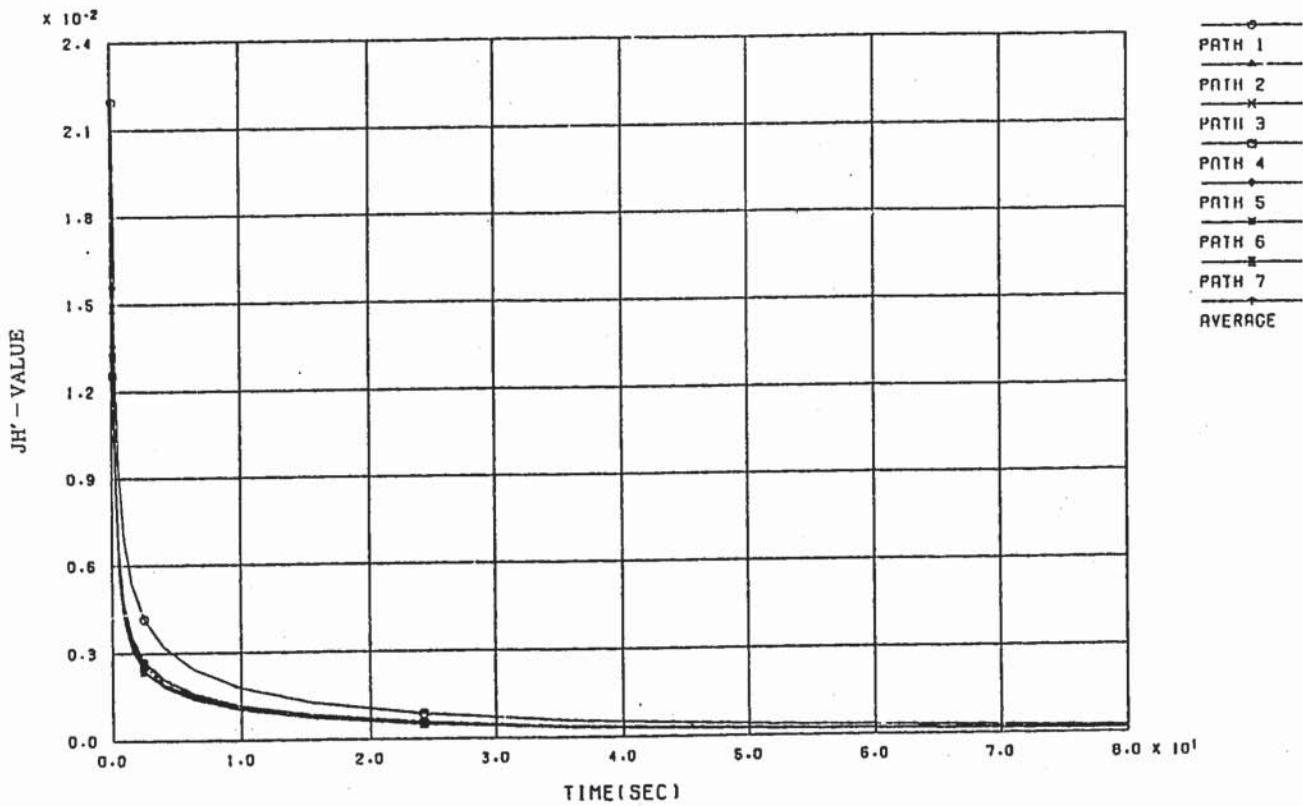


CASE-0-A HISTORY OF (JH) VALUE

Fig.B.2.3 J' AND JH' VALUES FOR EACH INTEGRATION PATH USING NORTON'S TYPE EQUATION



CASE-O-B HISTORY OF (J') VALUE BLACKBURN



CASE-O-B HISTORY OF (JH')' VALUE BLACKBURN

Fig.B.2.4 J' AND \hat{J}' VALUES FOR EACH INTEGRATION PATH USING BLACKBURN'S TYPE EQUATION

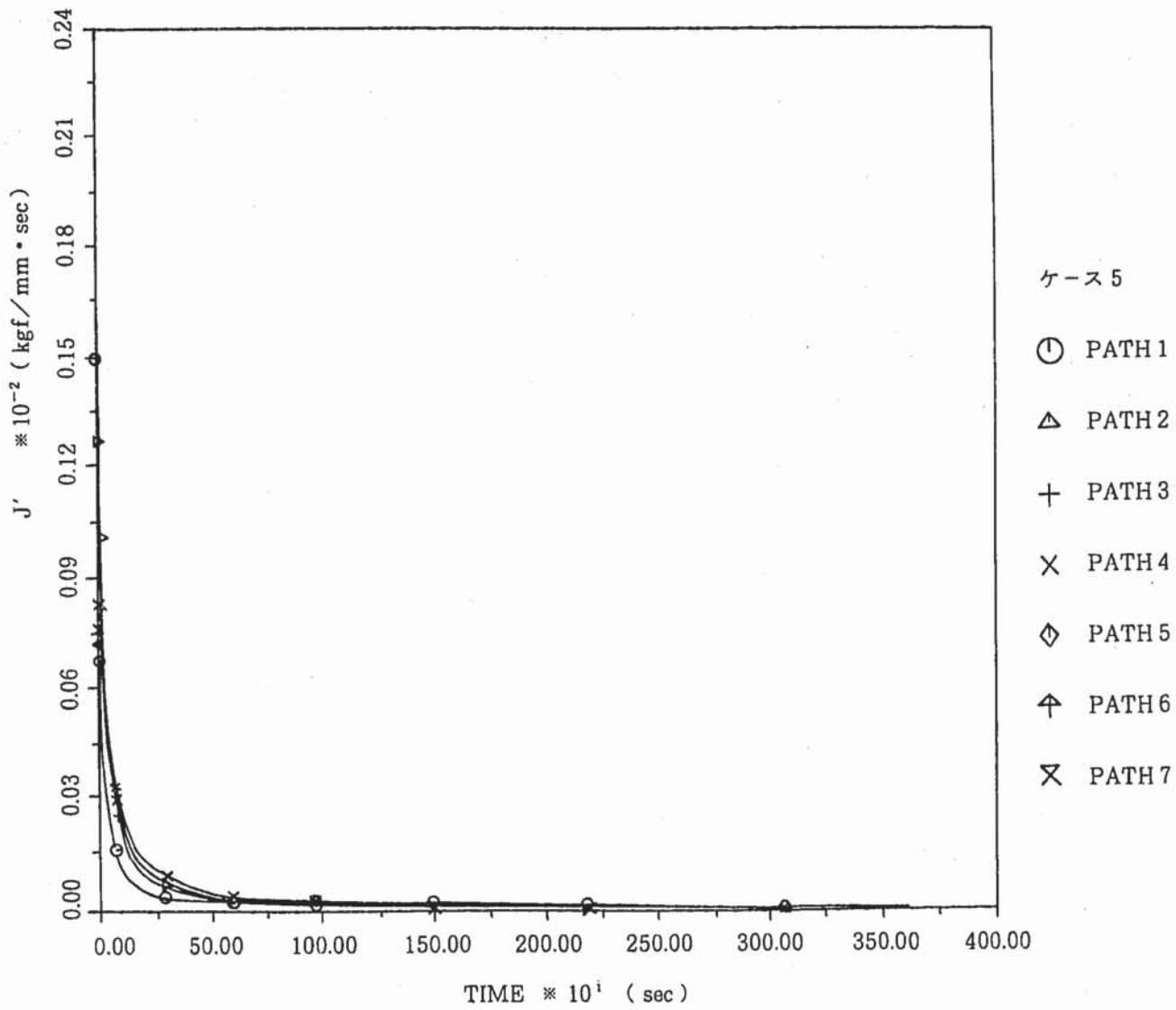


Fig. B 2.5 History of J' integral

附録C 材料データ評価法の検討

附録C 材料データ評価法の検討

C.1. き裂進展則

61年度溶接協会 FCC 小委員会において、材料試験片レベルのクリープ疲労き裂進展データの新しい整理方法が提案された^(C.1)。これは1サイクル当りのクリープ疲労き裂進展速度 da/dN を疲労によるき裂進展速度 $(da/dN)_f$ とクリープによるき裂進展速度 $(da/dN)_c$ の線形和として表現するものであり、下式で表現される。

$$\frac{da}{dN} = \left(\frac{da}{dN}\right)_f + \left(\frac{da}{dN}\right)_c \quad (C.1)$$

ここで $(da/dN)_f$ は保持時間のないき裂進展試験結果を整理することによって、疲労に対する J 積分範囲 ΔJ_f の関数として次のように表わされる。

$$(da/dN)_f = C_f (\Delta J_f)^{m_f} \quad (C.2)$$

$$C_f = 0.00155 \quad \text{for } 550^\circ\text{C}, \quad 0.0041 \quad \text{for } 650^\circ\text{C}$$

$$m_f = 0.98 \quad \text{for } 550^\circ\text{C}, \quad 0.98 \quad \text{for } 650^\circ\text{C}$$

一方、 $(da/dN)_c$ は保持時間を伴うき裂進展試験におけるき裂進展速度 da/dN から $(da/dN)_f$ を差し引くことによって求まり、 ΔJ_c の関数として次のように表わされる。

$$(da/dN)_c = da/dN - (da/dN)_f \quad (C.3)$$

$$= C_c (\Delta J_c / t_h)^{m_c}$$

$$C_c = 0.175 \quad \text{for } 550^\circ\text{C}, \quad 0.120 \quad \text{for } 650^\circ\text{C}$$

$$m_c = 0.904 \quad \text{for } 550^\circ\text{C}, \quad 0.990 \quad \text{for } 650^\circ\text{C}$$

FCC 成果報告書より、(C.2) 式及び (C.3) 式の成立する様子を Fig.C.1 から Fig.C.3 に示す。FCC においては、 ΔJ_f や ΔJ_c は試験結果を用いた簡易式から計算されている。

この手法を構造物に適用する場合には、簡易式が無いので有限要素法によって ΔJ_f や ΔJ_c を求める必要があり、材料データをうまく使いこなせる ΔJ_f や ΔJ_c の解析評価法を定める必要がある。そこで FCC で用いられた DEN 試験片について ΔJ_f と ΔJ_c の解析・評価を行い、その方法を特定化する。

C.2 方法

DEN 試験片の対称性を考慮して、1/4 領域を Fig.C.4 のようにモデル化する。解析は FINAS を用いて平面応力条件で実施した。用いた弾塑性構成式は FCC と同一の動的応力ひずみ曲線と繰返し応力ひずみ曲線であり、多直線近似および二直線近似した。これらを Fig.C.5 と Fig.C.6 及び Table C.1 に示す。

基本的には 1/4 サイクルの解析を行ったが、繰返し応力ひずみ曲線の二直線近似式を用いた

解析では 1.1/4 サイクル実施した。硬化則は基本的には移動硬化則としたが、繰返し応力ひずみ曲線を用いた解析では組み合わせ硬化則も用いた。

保持時間を伴う試験の解析では、1/4 サイクルの弾塑性解析後にクリープ解析を行った。クリープの構成式は保持時間の長さに対応した時間で Blackburn 型クリープひずみ式を Norton 則で近似したものである。解析に用いた Norton 則の定数を Table C.1 に示す。クリープき裂進展に関する破壊力学パラメータとして J' と \hat{J}' の両方の解析・評価を行った。

Table.C.1 MATERIAL CONSTANT

(a) 動的応力ひずみ関係式

温度(°C)	550	650
パラメータ		
A	2.4890	2.1694
A	0.4267	0.3453
E	15678.0	14706.0
σ_p	7.05	7.56

$\Delta\sigma/2 > \sigma_p$ のとき,

$$\log_{10}(\Delta\sigma - 2\sigma_p) = A_0 + A_1 \cdot \log_{10}(\Delta\epsilon_t - \Delta\sigma/E)$$

$\Delta\sigma/2 \leq \sigma_p$ のとき,

$$\Delta\sigma = E \Delta\epsilon_t$$

ただし、 $\Delta\sigma$; 応力範囲 (kg/mm²), $\Delta\epsilon_t$; 全ひずみ範囲 (m/m)

(b) 繰返し応力ひずみの二直線近似

$\Delta\epsilon_M/2$	σ_{yc} kg/mm ²		H' kg/mm ²	
	550°C	650°C	550°C	650°C
0.3%	14.46	13.76	4035.0	1557.8

$\Delta\epsilon_M$: 最大想定ひずみ範囲

(c) Norton 則の定数

温 度 °C	保 持 時 間 (sec)	パ ラ メ ー タ	
		A	α
550	100	3.5398×10^{-13}	7.0843
	1000	4.4676×10^{-13}	6.9380
	18000	1.0147×10^{-12}	6.3624
650	600	7.1122×10^{-10}	6.0504
	3600	8.1709×10^{-10}	5.8650

$$\dot{\epsilon}_c = A \cdot \sigma^\alpha, \quad \sigma : \text{kg/mm}^2, \quad \dot{\epsilon}_c : \text{m/m/hr}$$

C.3 解析結果

疲労に対しては、Jおよび \hat{J} の積分経路依存性はFig.C.7に示すように殆どなく、以後Jと \hat{J} の代表値として積分経路に対する平均値を用いるものとする。Fig.C.8とFig.C.9に550°Cと650°CにおけるJと \hat{J} の値に及ぼす弾塑性構成式の影響を示す。エネルギーであるJと \hat{J} は高めの応力を与える弾塑性構成式を用いた結果の方が低めの応力を与える構成式を用いた結果よりも大きくなるが、その差はせいぜい20%程度である。試験結果との比較をTable.C.2に示す。

Table C.2 COMPARISON BETWEEN EXPERIMENTAL AND ANALYTICAL J VALUE

温 度		550°C		650°C		備 考
破 壊 力 学 パ ラ メ ー タ		J	J	J	J	
実 験	$\Delta J_{f \text{ exp}}$	1.93		1.117		ϵ_{max}
	$\Delta J_{f \text{ exp}} / 4$	0.483		0.279		
解 析	1/4 動 的 多 直 線 (FCC)	0.433	0.433	0.242	0.244	
	サイ 動 線 (")	0.427	0.469	0.227	0.251	0.3%
	クル 繰 返 し 二 直 線 (")	0.461	0.504	0.245	0.271	0.6%

CANISの検証のために実施したCCT試験片の解析結果と同様に、DEN試験片についても1/4サイクル時のJと \hat{J} は簡易評価式で求めた $\Delta J_{f \text{ exp}}$ の1/4にほぼなっており、この結果は試験片に依存しないことがわかる。Jや \hat{J} の値そのものは、FINASライブラリの繰返し応力ひずみ曲線の二直線近似が一番簡易算出値に近いが、FCCの弾塑性構成則がDEN試験片と同一ロット材の試験結果に基づいていることからFINASのライブラリ値は用いないものとする。又、繰返し応力ひずみ曲線は、その性格上構造要素内で応力・ひずみの分布がある場合には適用方法がむずかしいこと、動的応力ひずみの曲線は構造要素内で応力・ひずみの分布がある場合にも各点の最

大応力・ひずみを算出するのに適していると考えられること、動的応力ひずみ式の二直線近似による評価結果よりも若干 $\Delta J_{f,exp}$ に近いことから、本報ではこれ以後動的応力ひずみ曲線の二直線近似を用いた弾塑性解析を主に取り扱う。

尚、ここで用いた最大想定ひずみレベルは FCC の手法に倣った。即ち、適切と考えられる最大想定ひずみレベルの材料定数を用いた解析結果から正味断面平均応力 σ_{net} を算出し、動的応力ひずみ曲線上で σ_{net} に対応するひずみのラウンド値を最大想定ひずみレベルとした。

J' と \hat{J}' の積分経路依存性を Fig. C. 10 に示す。き裂に最も近い積分経路は他の積分経路と若干異なり、 J' も \hat{J}' も相対的に大きな値を有する。 J' と \hat{J}' の代表値として積分経路 1 を除いた平均値を用いるものとする。 J' も \hat{J}' も Fig. C. 11 に示すように時間の経過と共に急に減少する。

550°Cにおける移動硬化、組み合わせ硬化および動的応力ひずみ曲線の二直線近似と繰り返し応力ひずみ曲線の二直線近似を用いた解析結果を、試験における簡易評価式による ΔJ_c の計算値と共に Table C. 3 に示す。

Table C. 3 COMPARISON BETWEEN ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL CREEP J INTEGRAL (550°C)

保 持 時 間 sec				100	1000	18000	備 考
試 験	$\Delta J_{c \text{ exp}}$			0.0228	0.0486	0.0477	
	$\Delta J_{c \text{ exp}} / t_H$			0.851	0.175	0.00954	ϵ_{max}
解 析	$\Delta J'_c$	移 動	動的二直線	0.0258	0.0532	0.0844	0.3%
			繰返し二直線	0.0339	0.0665	0.0454	0.6%
		組 み 合 わ せ	動的二直線	—	—	—	
			繰返し二直線	0.0635	0.1144	0.0813	0.6%
	$\Delta J'_c$	移 動	"	0.0502	0.0771	0.1051	0.3%
			"	0.0565	0.0863	0.0672	0.6%
		組 み 合 わ せ	"	—	—	—	
			"	0.0959	0.1397	0.1111	0.6%
	$\Delta J'_c / t_H$	移 動	"	0.929	0.192	0.0169	0.3%
			"	1.221	0.2394	0.0091	0.6%
		組 み 合 わ せ	"	—	—	—	
			"	2.287	0.4118	0.0163	0.6%
$\Delta J'_c / t_H$	移 動	"	1.807	0.278	0.0210	0.3%	
		"	2.033	0.3107	0.0135	0.6%	
	組 み 合 わ せ	"	—	—	—		
		"	3.454	0.5029	0.0222	0.6%	

参 考 J = 0.48 (繰返し応力ひずみ), J = 0.43 (動的応力ひずみ)
 J = 0.51 ("), J = 0.47 (")

動的応力ひずみ曲線の二直線近似と繰返し応力ひずみ曲線の二直線近似では大きな差はないが、前者の方が $\Delta J_{c \text{ exp}}$ と良く一致している。

移動硬化則を用いた $\Delta J'_c$ などは組み合わせ硬化則を用いたそれらの約半分であり、移動硬化則を用いた方が簡易評価式による $\Delta J_{c \text{ exp}}$ と良く一致している。

$\Delta J'_c$ と ΔJ_c の比較では、 $\Delta J'_c$ の方が $\Delta J_{c \text{ exp}}$ と良く一致している。

550°Cよりもクリープの効果が顕著となる650°Cの解析結果をTable C. 4に示す。650°Cの解析では移動硬化則のみを用いた。

Table. C. 4 COMPARISON BETWEEN ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL CREEP J INTEGRAL (650°C)

保 持 時 間 sec		600	3600	備 考	
試 験	$\Delta J_{c \text{ exp}}$	0.0119	0.0335	ϵ_{max}	
	$\Delta J_{c \text{ exp}} / t_H$	0.0714	0.0335		
解 析	$\Delta J_c'$	動的 二直線	0.05286	0.06054	0.3%
		繰返し二直線	0.05931	0.06614	0.6%
	$\Delta J_c'$		0.06127	0.06764	0.3%
		繰返し二直線	0.06621	0.07238	0.6%
	$\Delta J_c' / t_H$		0.3172	0.06054	0.3%
		繰返し二直線	0.3559	0.06614	0.6%
	$\Delta J_c' / t_H$		0.3676	0.06764	0.3%
		繰返し二直線	0.3973	0.07238	0.6%

参考 $J = 0.2429$ (繰返し) $J = 0.2727$ (繰返し)
 = 0.2255 (動的) = 0.2515 (動的)

以上の検討の結果、2次応力として膜および曲げ荷重を受ける表面き裂付き平板の弾塑性クリープき裂の解析を下記の条件で実施するものとする。

- 弾 塑 性 構 成 則 動的応力ひずみ曲線の二直線近似
- 弾 塑 性 硬 化 則 組み合わせ硬化則
- 破壊力学パラメータ 三次元 J 積分 (J 積分も参考用に算出)
- ΔJ_r の 算 出 法 $4 \times J$
- ク リ ー プ 構 成 則 Blackburn 型クリープひずみ式の Norton 則近似 (8000 hr 対象)
- ク リ ー プ 硬 化 則 ひずみ硬化
- 塑 性 ・ ク リ ー プ 連 成 考慮せず

参考文献

[C1] 日本溶接協会原子力研究委員会, FCC 小委員会; 「高速炉構造材料のクリープ疲労き裂伝播に関する試験研究 (IV), PNC SJ 225 86-03

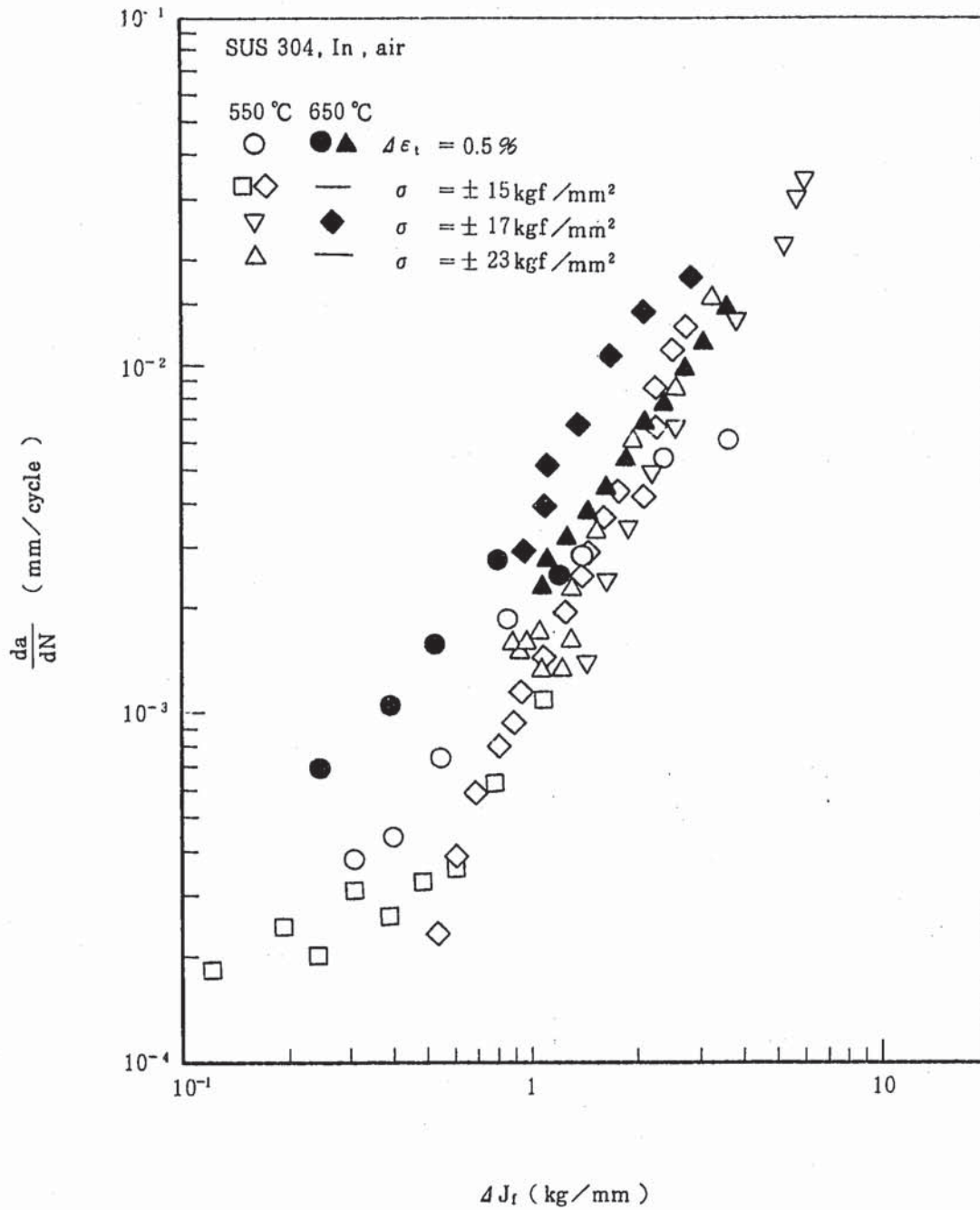


Fig. C.1 Fatigue crack growth rate at 550 °C and 650 °C ($t_H = 0$)

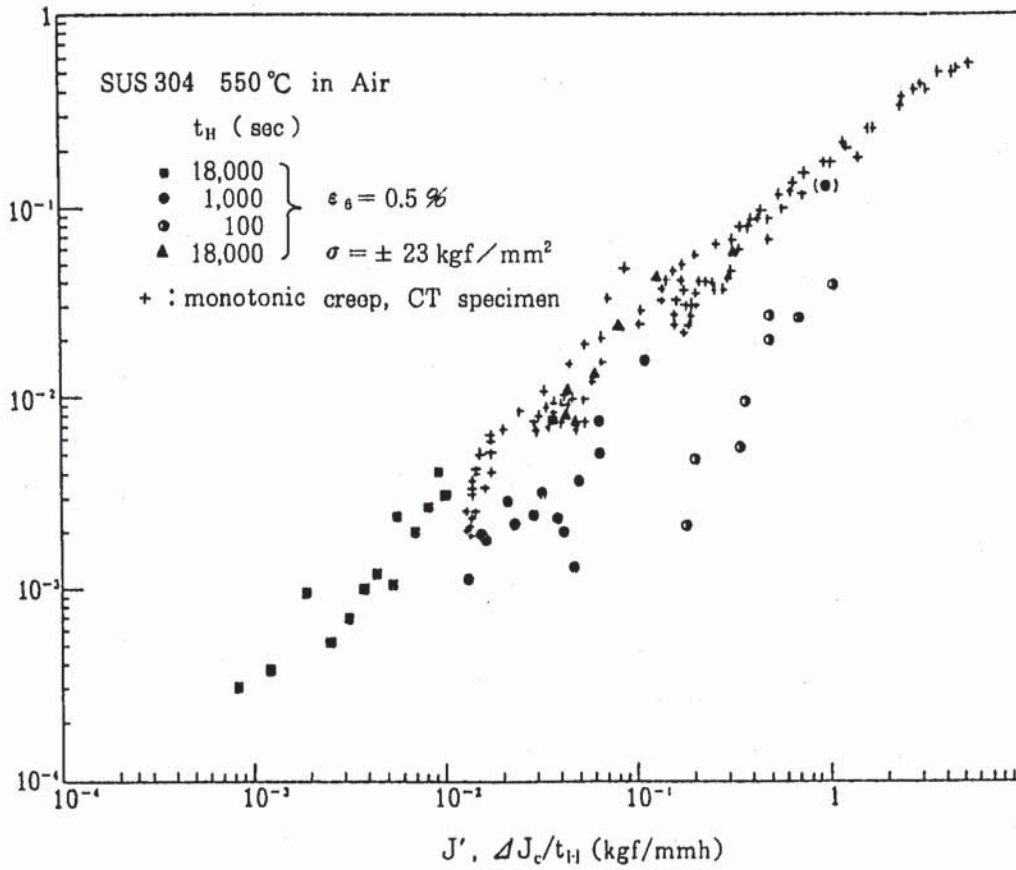


Fig.C.2 Relationships between $\Delta J_c/t_H$ and $(da/dN)_c/t_H$, and between J' and da/dt .

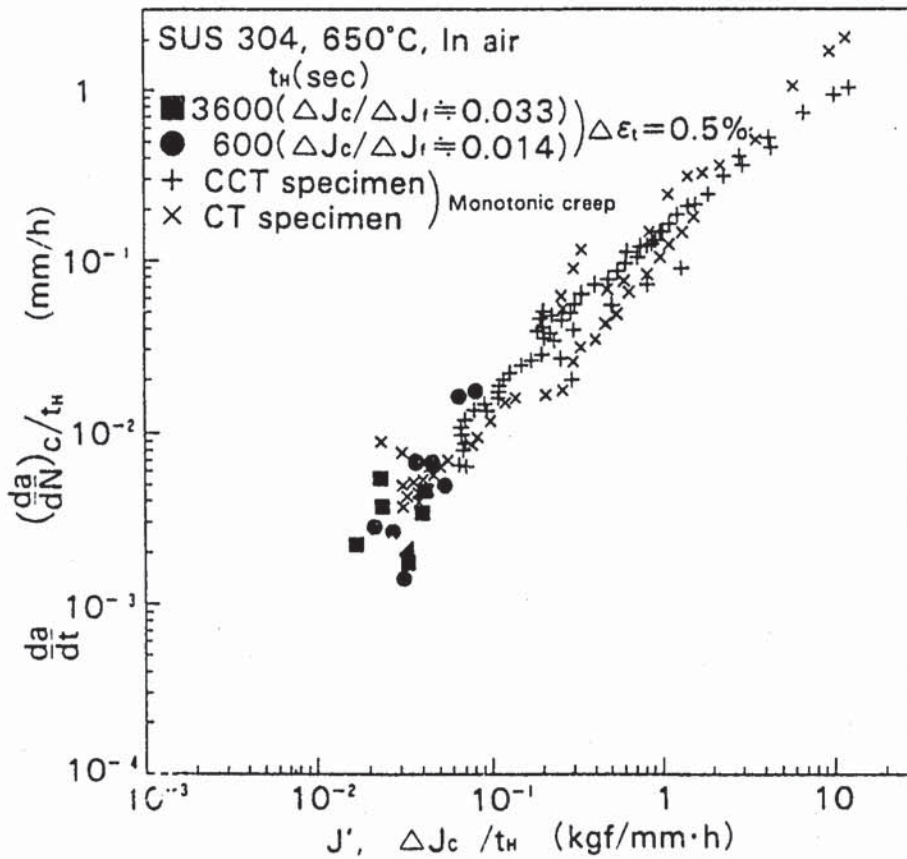
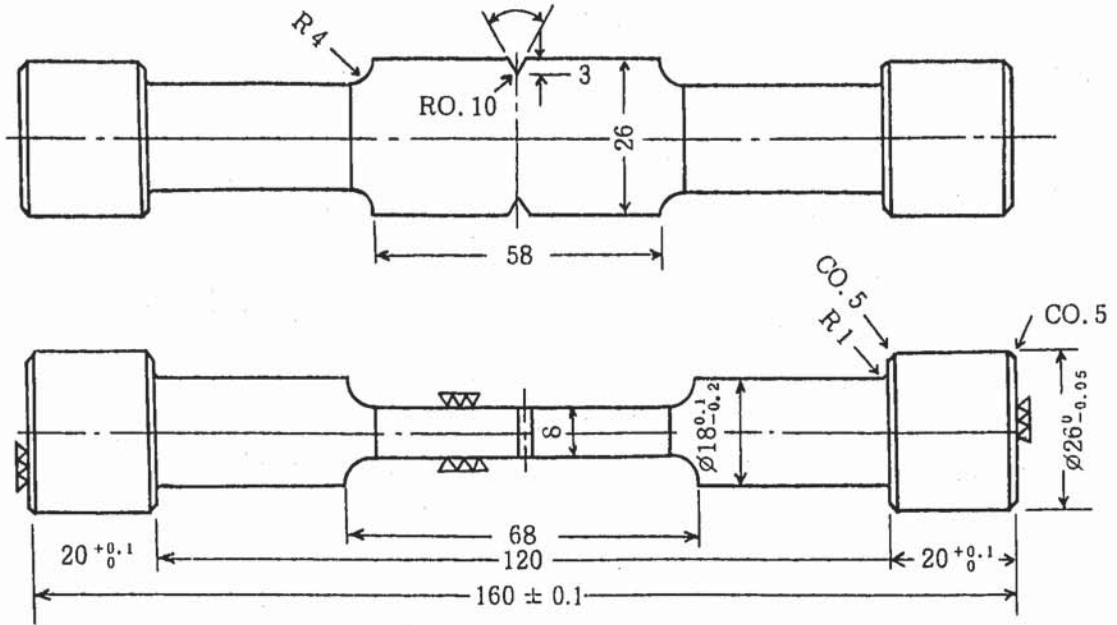
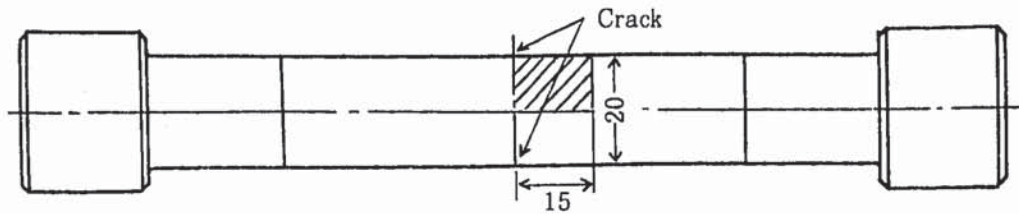


Fig.C.3 Creep and creep-fatigue Crack Growth Characteristics at 650°C



(a) Notch specimen.



(b) Edge crack specimen.

Fig. C. 4(a) 解析の対象 (DEN 試験片) およびモデル化領域

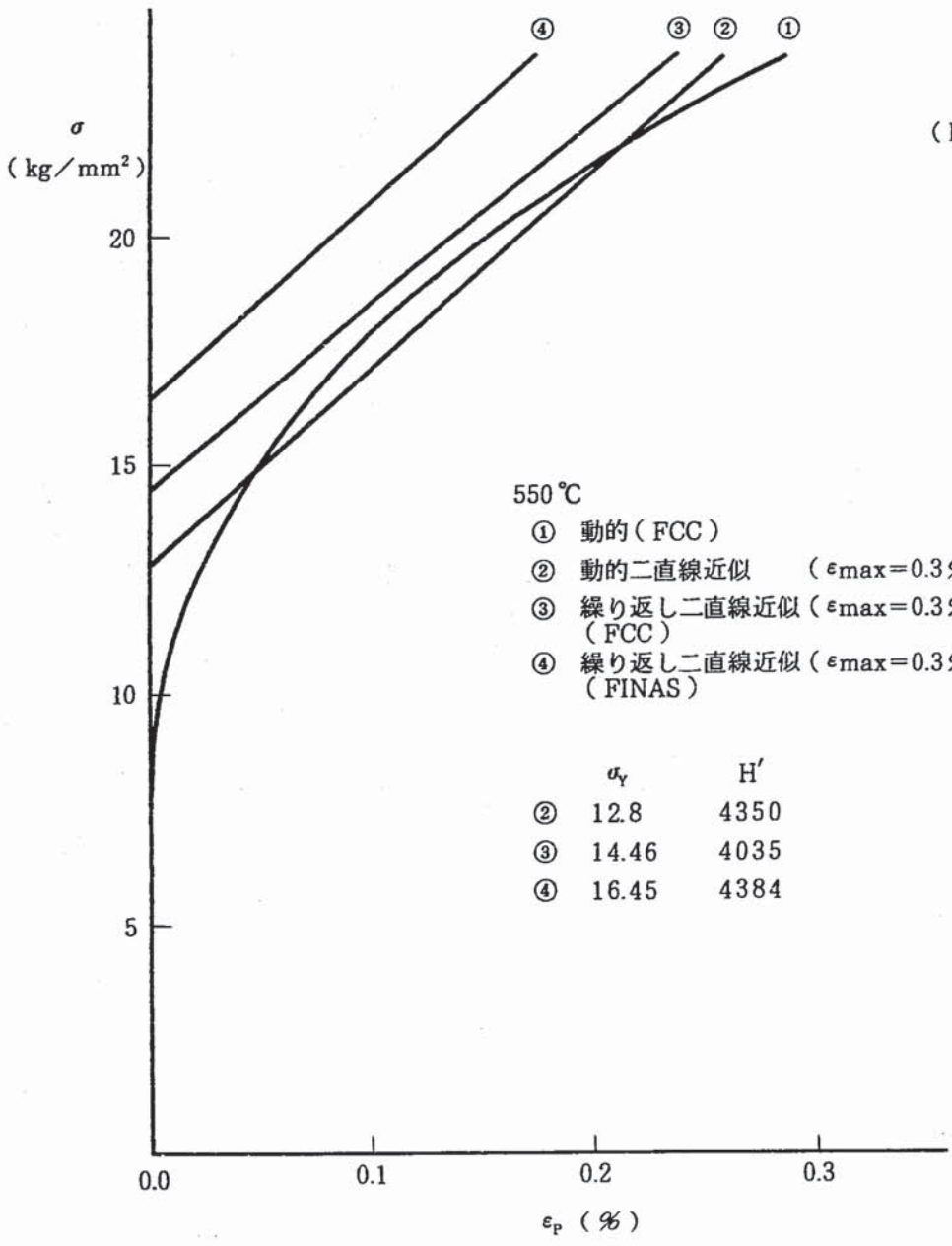


Fig. C. 5 Constitutive Equation at 550 °C

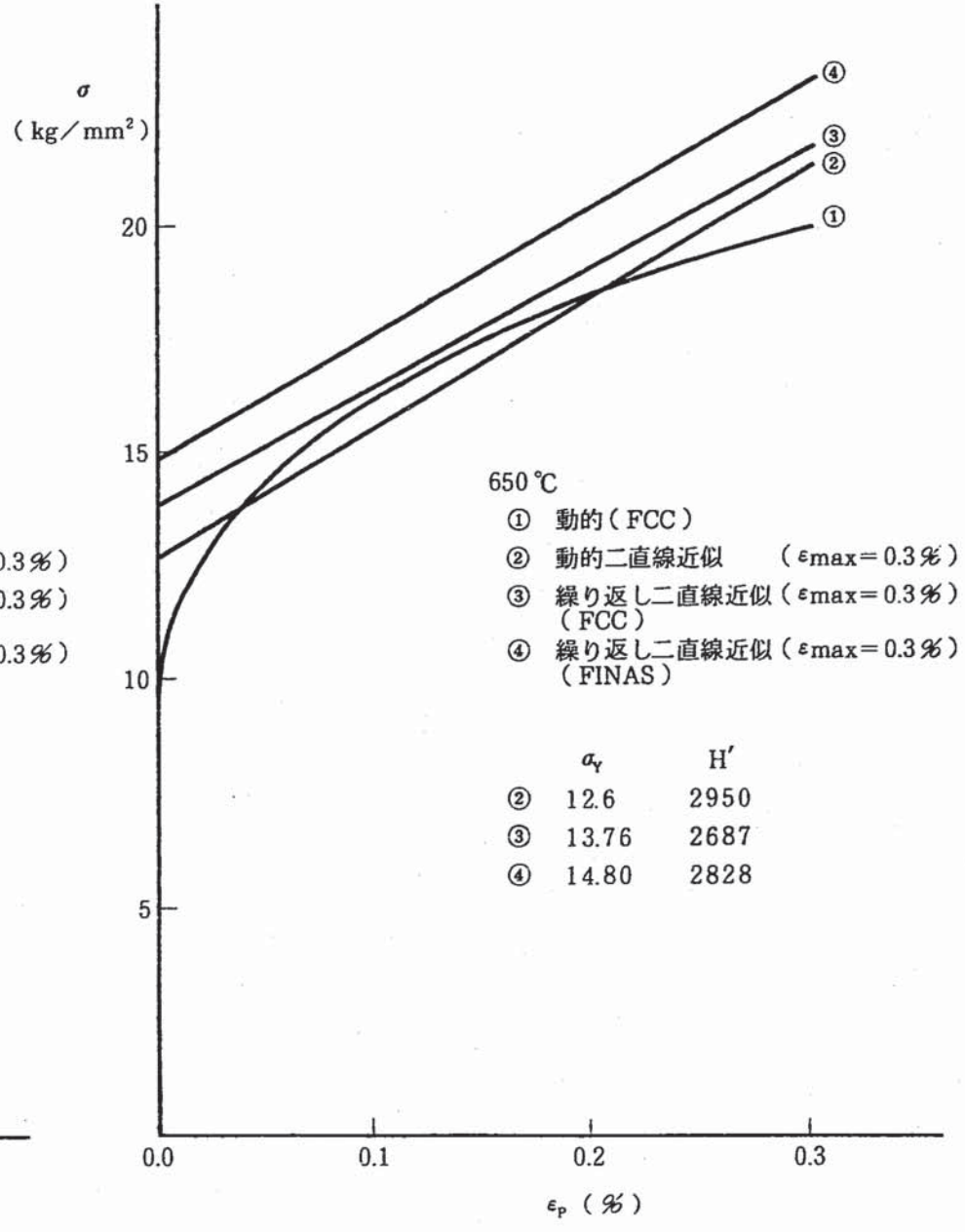
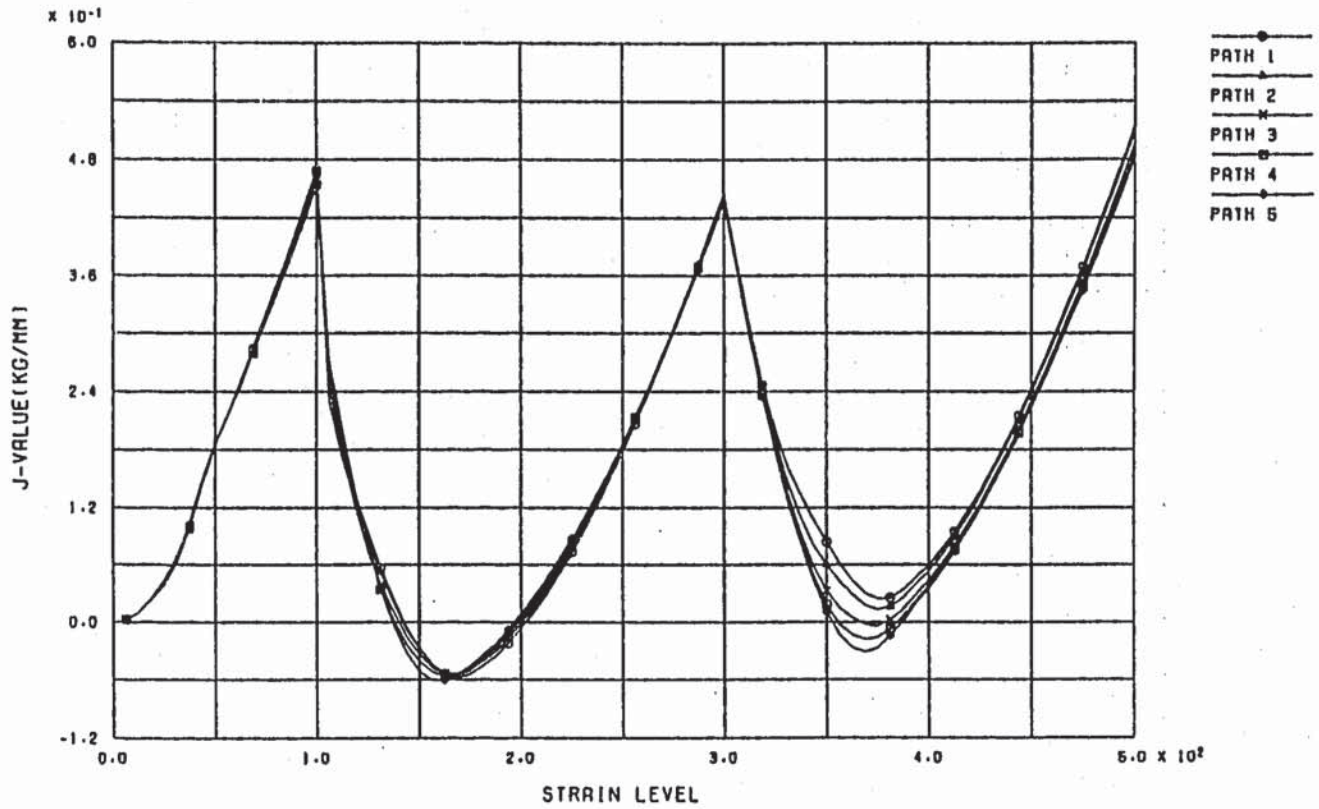
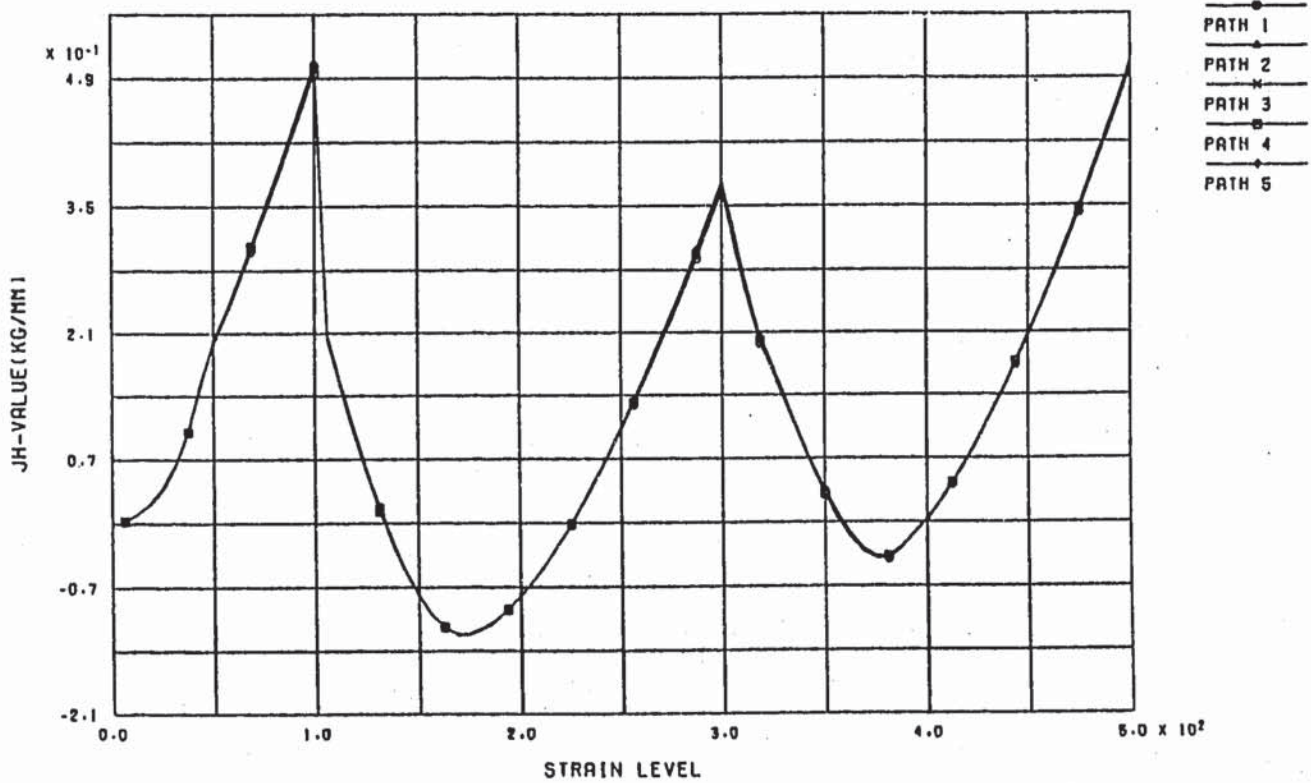


Fig. C. 6 Constitutive Equation at 650 °C

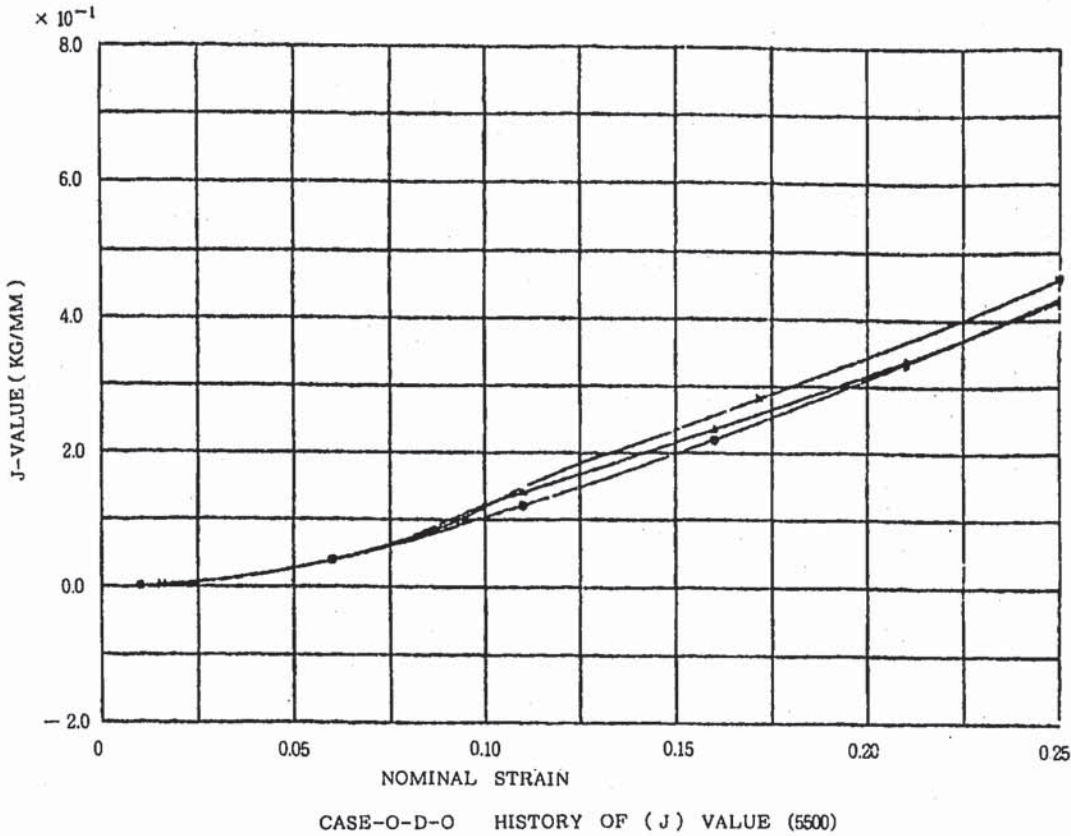


CASE-0-0-3-A HISTORY OF (J) VALUE (KINEMATIC.550C.18000SEC)

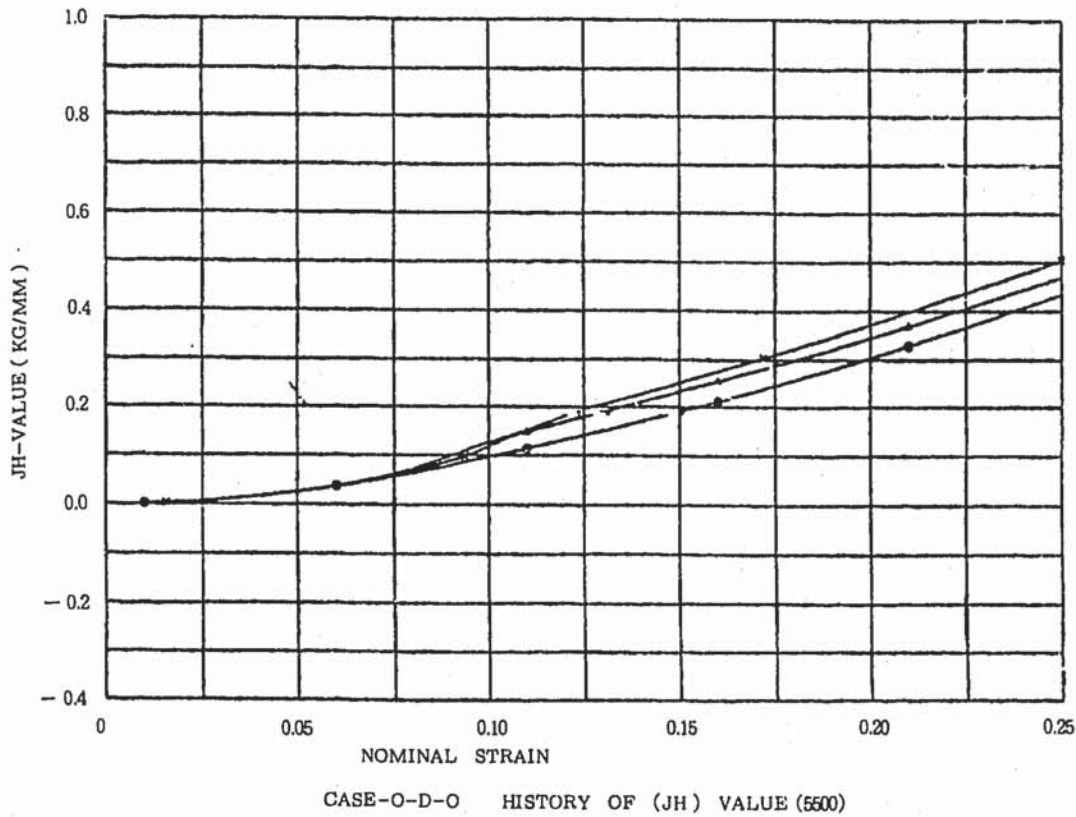


CASE-0-0-3-A HISTORY OF (JH) VALUE (KINEMATIC.550C.18000SEC)

Fig.C.7 J AND \hat{J} INTEGRAL HISTORY



● 動的多直線
 ○ 動的二直線
 × くり返し二直線



● 動的多直線
 ○ 動的二直線
 × くり返し二直線

Fig.C.8 History of J and \hat{J} at 550 °C

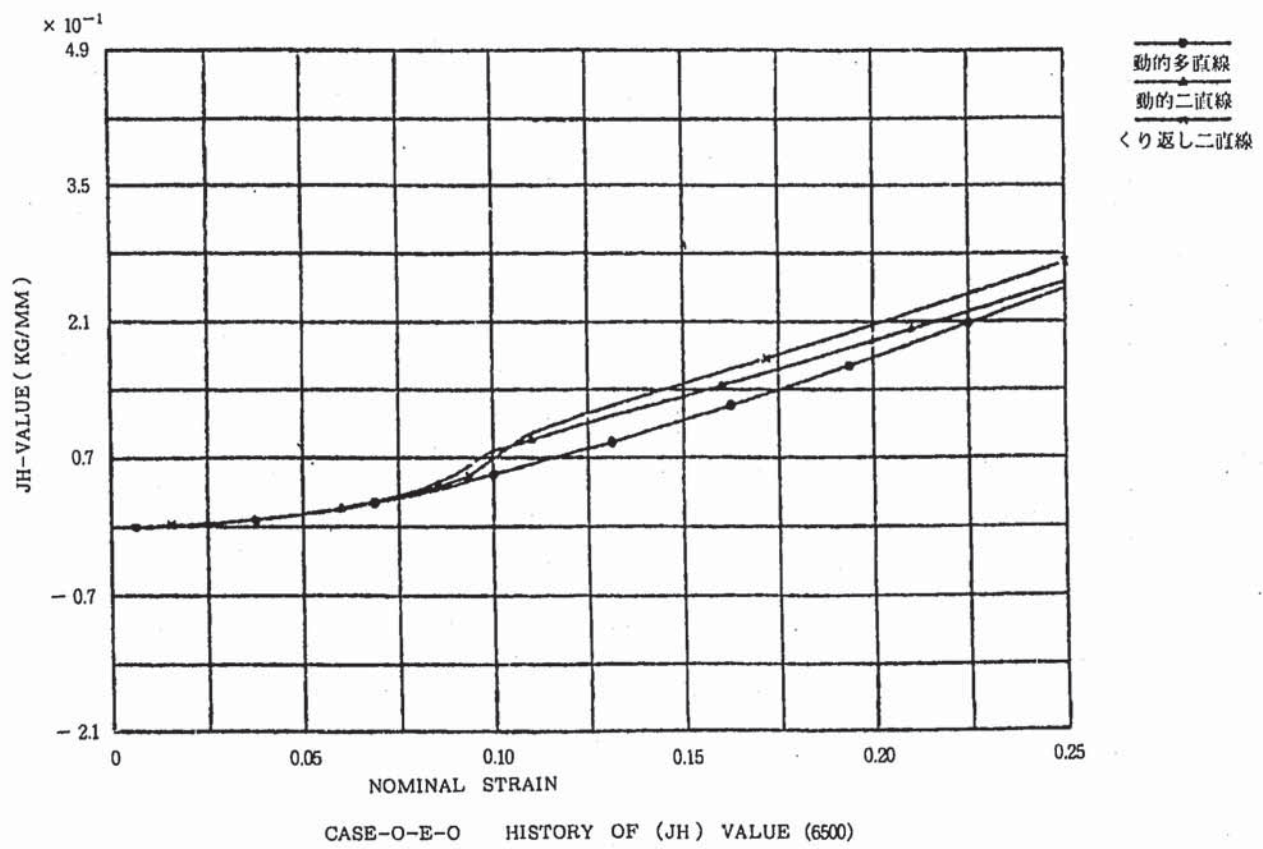
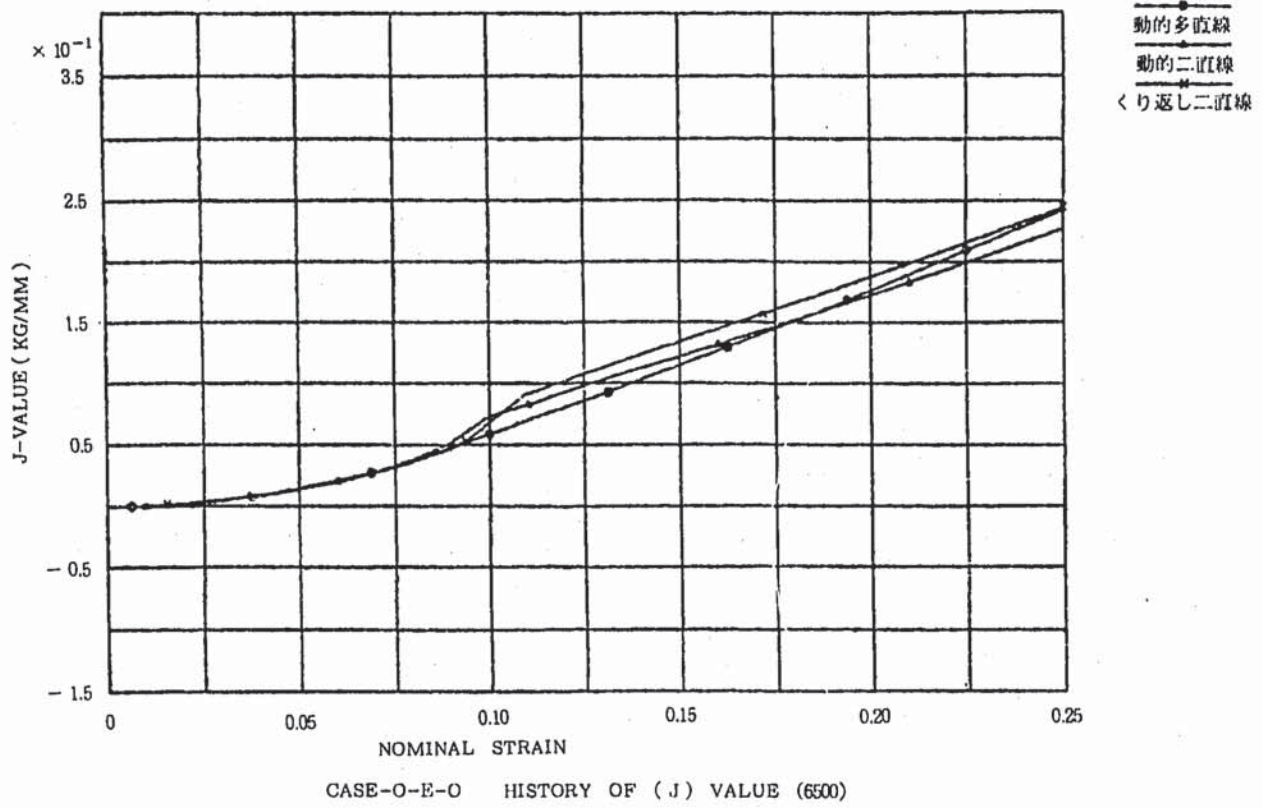
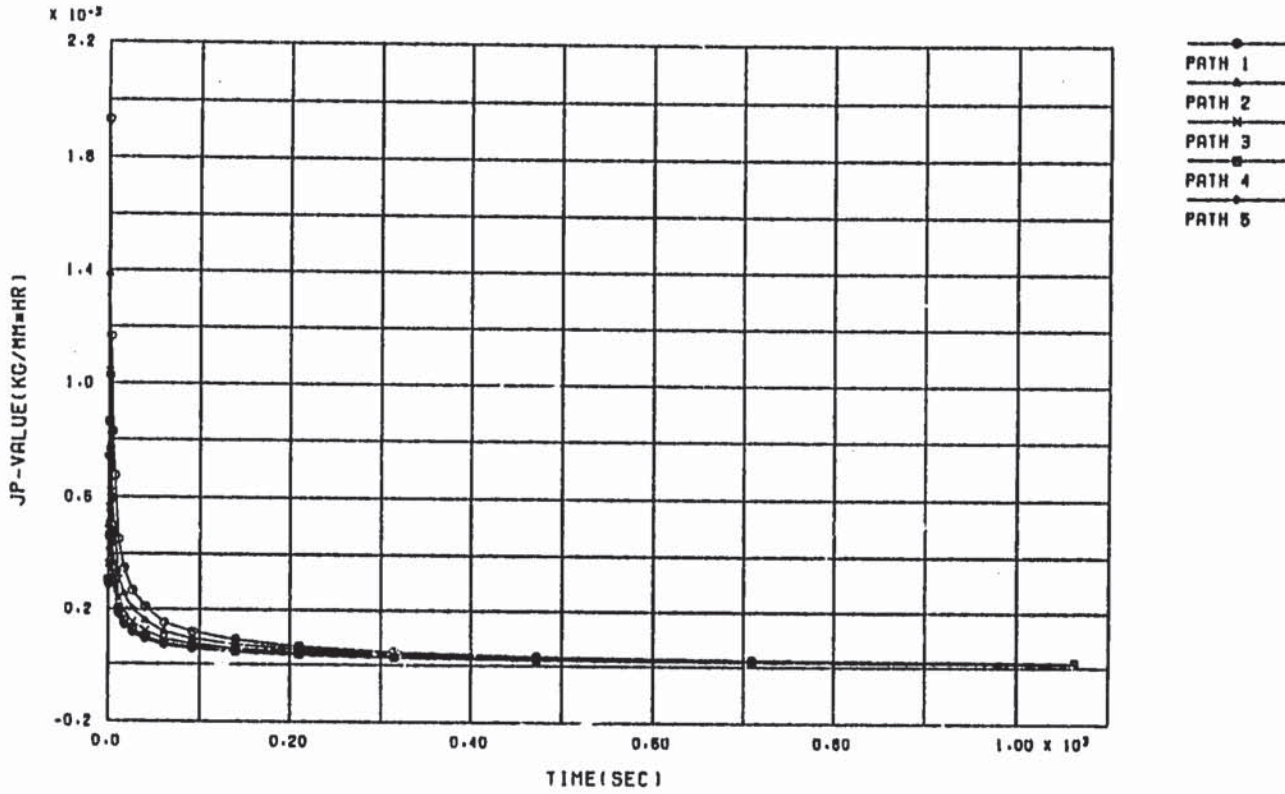
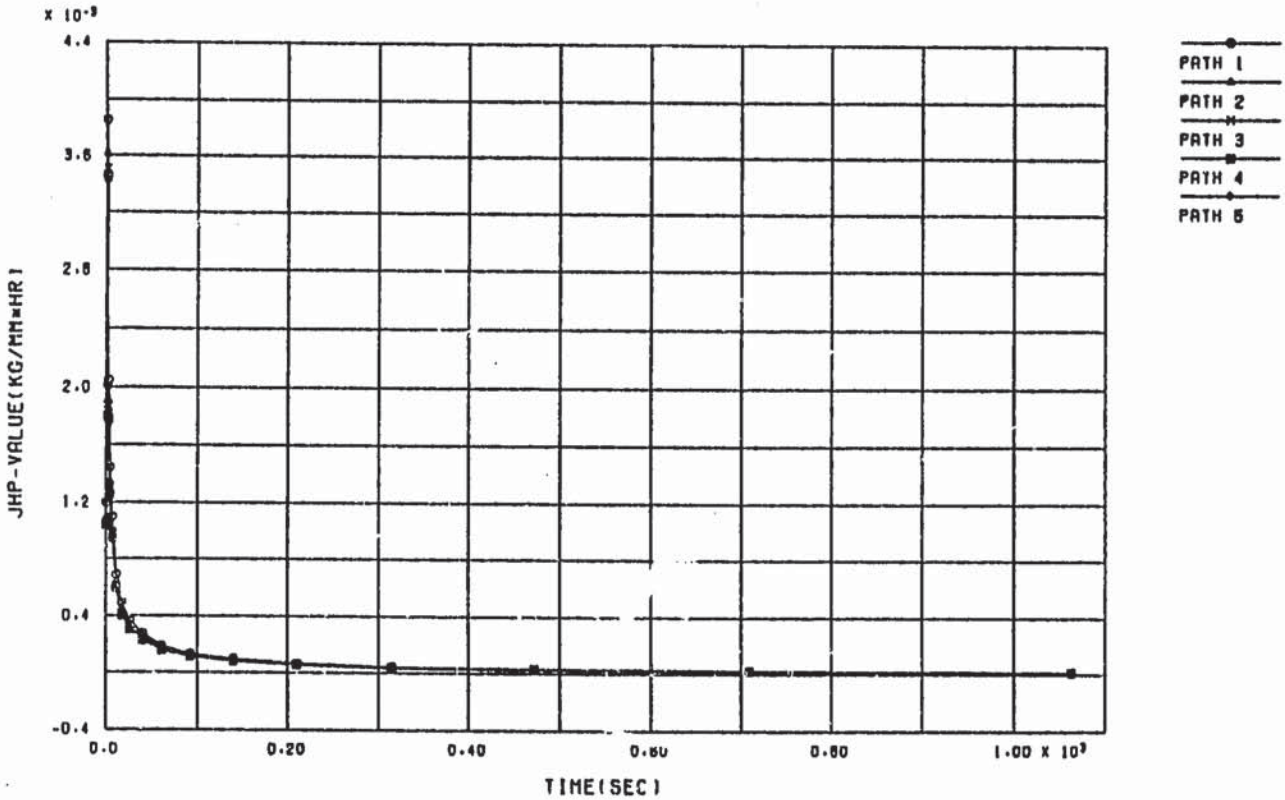


Fig.C.9 History of J and \hat{J} at 650 °C

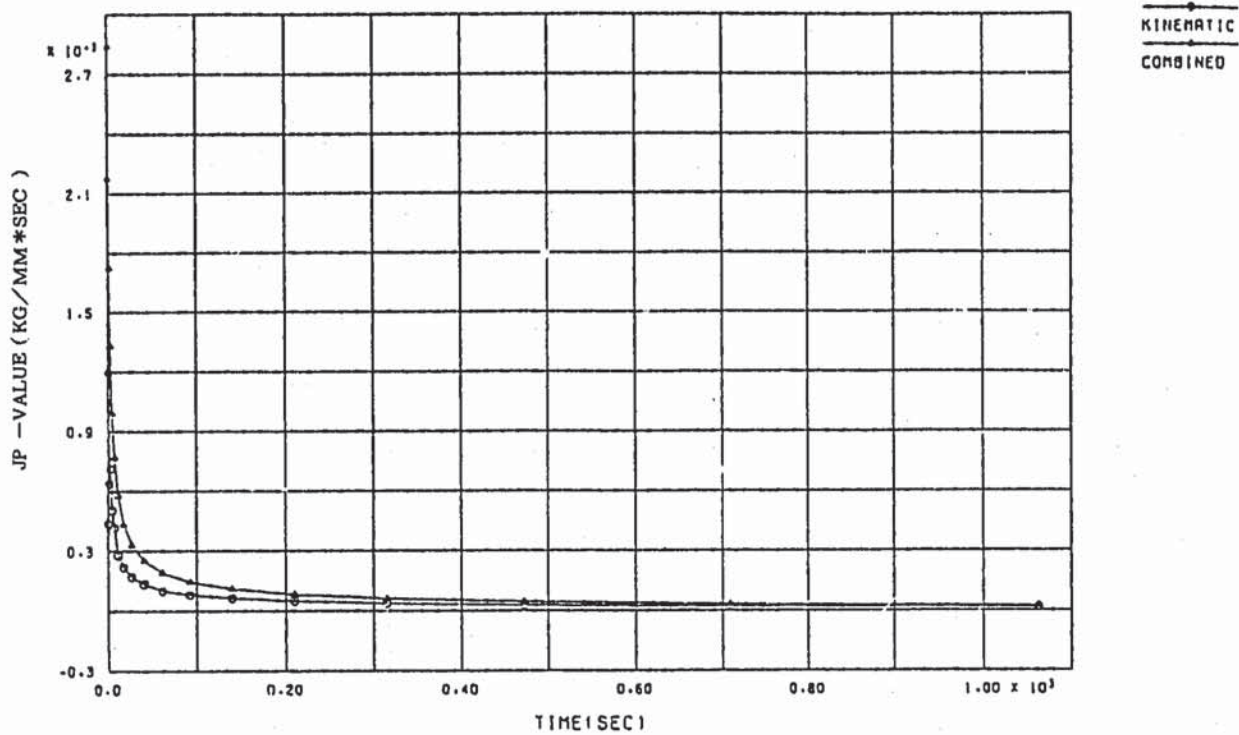


CASE-0-D-3-A HISTORY OF (JP) VALUE (KINEMATIC.550C.18000SEC)



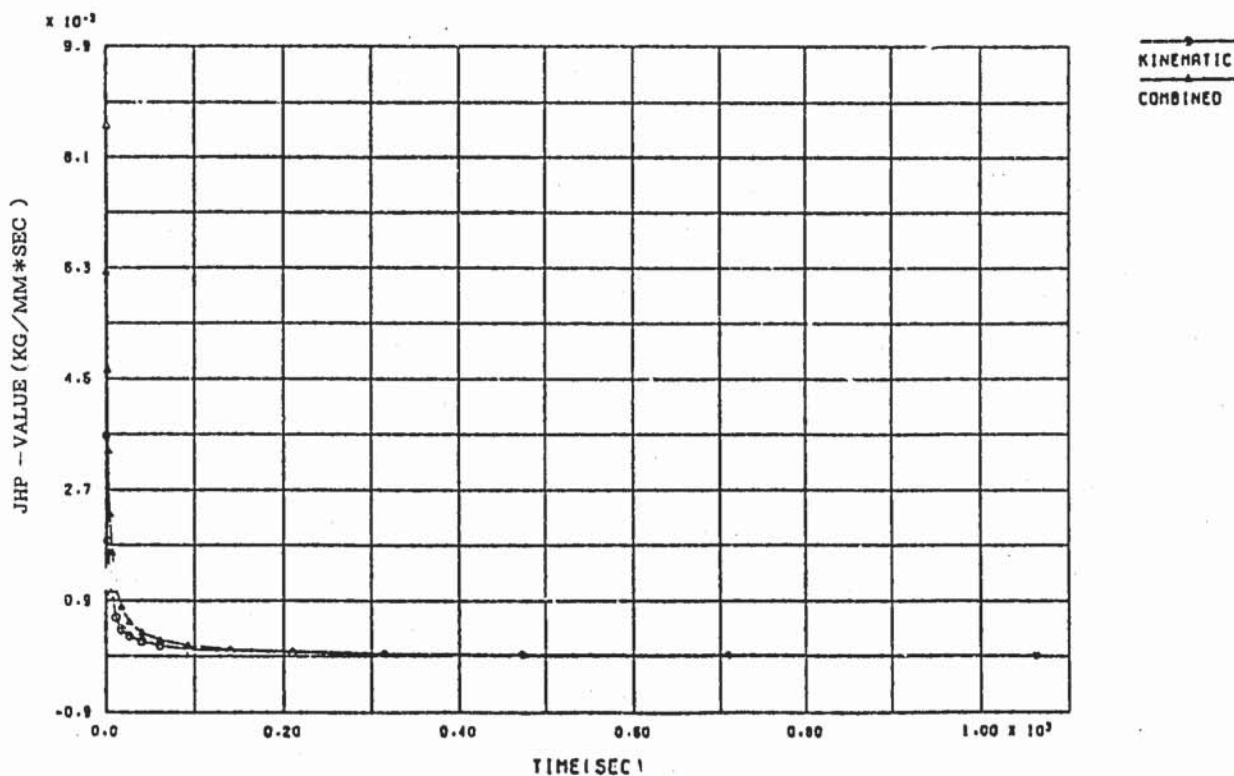
CASE-0-D-3-A HISTORY OF (JHP) VALUE (KINEMATIC.550C.13000SEC)

Fig. C.10 J' AND \hat{J}' INTEGRAL HISTORY



CASE-O-D-3 HISTORY OF (JP) VALUE (550C.18000SEC)

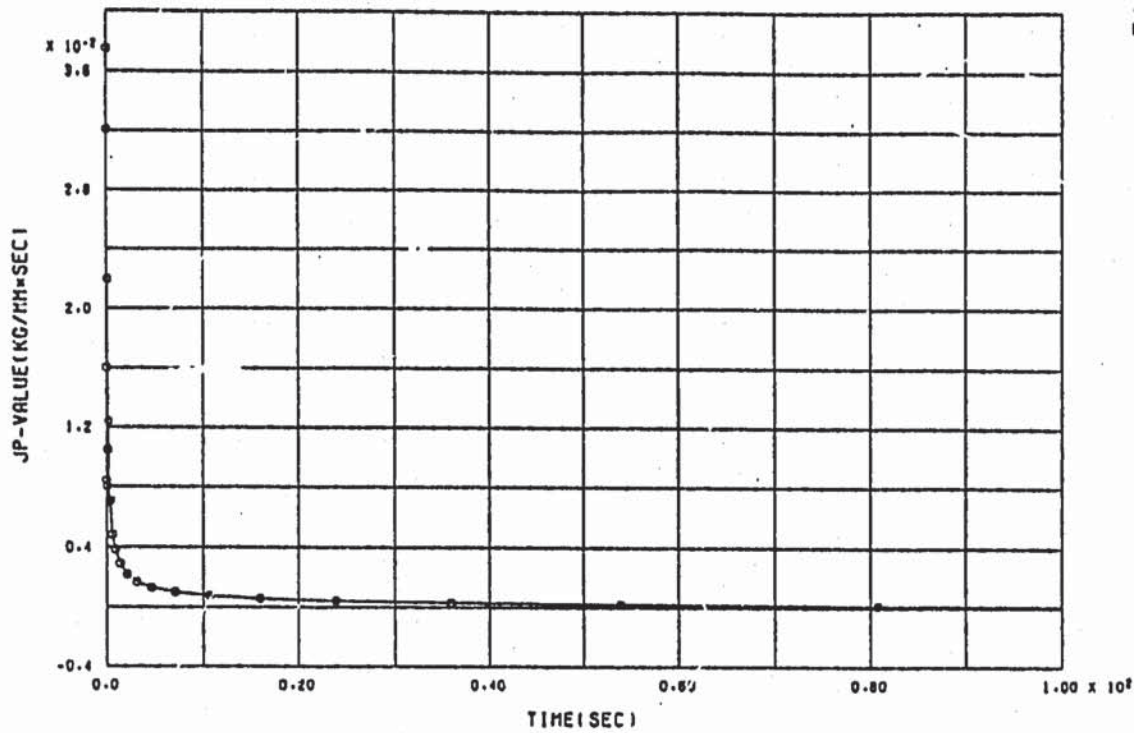
(a) J'



CASE-O-D-3 HISTORY OF (JHP) VALUE (550C.18000SEC)

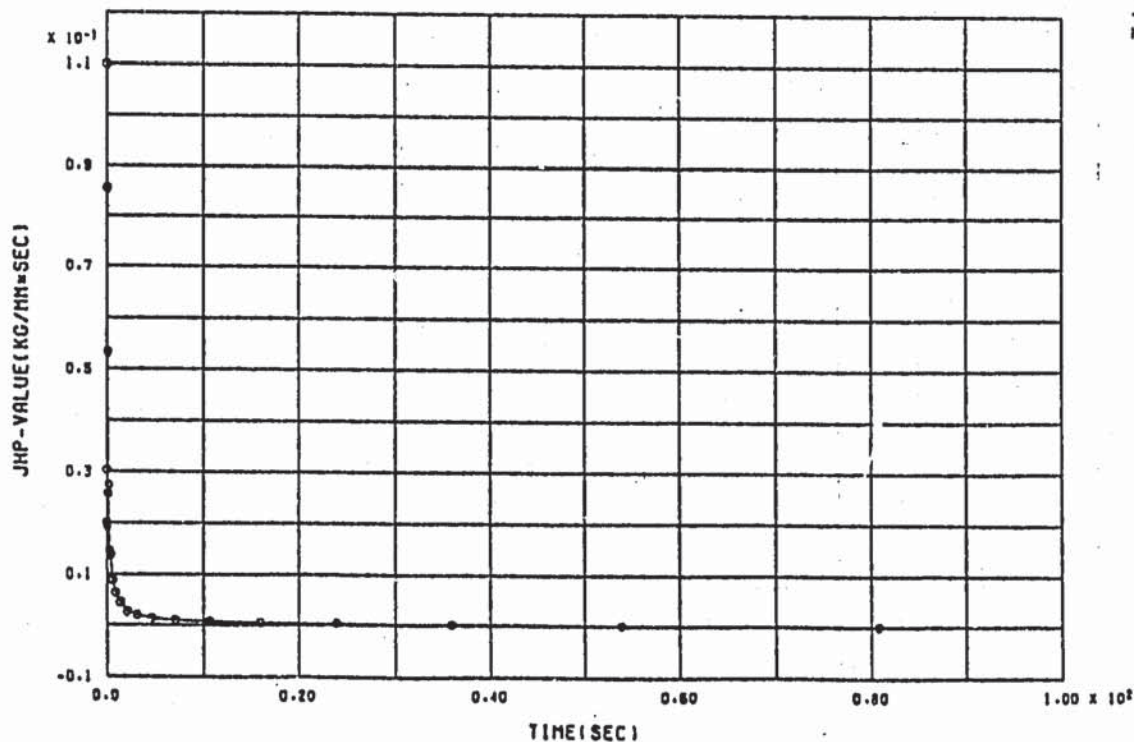
(b) \hat{J}'

Fig. C.11 (a) History of J' and \hat{J}' at 550°C ($t_H = 18000$ sec)



CASE-O-E-2 HISTORY OF (JP) VALUE (650C.3600SEC)

(a) J'



CASE-O-E-2 HISTORY OF (JHP) VALUE (650C.3600SEC)

(b) \hat{J}'

Fig. C.11 (b) History of J' and \hat{J}' at 650°C ($t_H = 3600$ sec)

附録D 解析評価法

附録D 解析評価法

予備解析の目的は、表面楕円き裂付き平板の三次元非弾性解析と破壊力学パラメータの評価に入る前に、弾塑性構成則やクリープ構成則の破壊力学パラメータに及ぼす影響を明らかにして、三次元解析の条件を決めることである。

D.1 二次元予備解析

解析では Fig. D. 1.1 に示す平面モデルを用いた。このモデルは初期き裂入り三次元解析モデルのき裂最深点を通る断面をモデル化したものであり、き裂深さが $0.25 \cdot t$ (t : 板厚 20.6 mm) と比較的深いので平面ひずみの条件で解析した。荷重としては膜、膜+曲げおよび曲げを変形制限型で負荷し、いずれの場合も公称応力が $1.5 \cdot S_m$ まで弾塑性的に負荷した後、8000時間のクリープ解析を行い、その後 $-1.5 \cdot S_m$ まで逆負荷して除荷する1サイクルの解析を行った。温度は、大型炉1次熱輸送系配管のホットレグ配管温度である 500°C とした。 S_m として 500°C における SUS 304 の値 ($S_m = 10.0 \text{ kg/mm}^2$) を用いた。膜・曲げ重畳負荷の場合には、それぞれ単独の負荷で応力が $0.75 S_m$ となるように曲げと引張・圧縮の荷重を負荷した。荷重サイクルを Fig. D. 1.2 に示す。

解析条件一覧表を Table D. 1.1 に示す。弾塑性構成則として動的応力ひずみ曲線をもとに、これの多直線近似と二直線近似を用いた。塑性の硬化則としては等方硬化則、移動硬化則および組

Table D. 1.1 ANALYTICAL CASE

解析ケース	負 荷			弾 塑 性			クリープ構成則		備考
	膜	膜+ 曲げ	曲げ	多直線 等方硬化	二直線 移動硬化	二直線組 合せ硬化	Norton 型	Blackburn 型	
X-1-A-1	○			○			○		
2	○				○		○		
3	○					○	○		
X-1-B-1		○		○			○		
2		○			○		○		
3		○				○	○		
X-1-C-1			○	○			○		
2			○		○		○		
3			○			○	○		
X-1-D-1	○			○					○
2	○				○				○
3	○					○			○

(他の細メッシュ及び細クリープ時間増分のケース(Y-1-D)及び細クリープ時間増分のケース(X-1-D')を実施した。)

合せ硬化を用いた。又、クリープ構成式としてNorton型とBlackburn型を用いた。解析に用いた500℃における定数値を下に示す。

- 物性値 縦弾性係数 $E = 16200 \text{ kg/mm}^2$
- ポアソン比 $\nu = 0.302$
- 弾塑性値 降伏応力 $\sigma_y = 21.0 \text{ kg/mm}^2$
- ひずみ硬化率 $H^1 = 2000 \text{ kg/mm}^2$
- $C = 2H^2/3 = 1333 \text{ kg/mm}^2$

これらの値はFig. D. 1.3に示す動的応力ひずみ曲線をひずみ0.5%に対して二直線で表示したものである。多直線近似の場合は細かく表現したので、具体的には0.01%, 0.02%, 0.03%, 0.04%, 0.06% …… , Fig. D. 1.3の曲線にほぼ一致する。同図には参考のためにFINAS V. 10.0のライブラリの定常値を示す。

- ルトン則近似(500℃, 8000hr)

$$\dot{\epsilon}_c = A \cdot \sigma^\alpha$$

$$A = 2.17485 \times 10^{-14}$$

$$\alpha = 5.92131$$

$$\dot{\epsilon}_c : \text{m/m/hr}$$

$$\sigma : \text{kg/mm}^2$$

◦ Blackburn 型 FINAS V. 10.0 ライブラリの 500 °C SUS 304 の式

応力解析結果の一例として、引張・圧縮荷重をうけるケース 1-1-A-1 とケース 1-1-D-1 のき裂先端最近接積分点の Y 方向応力とひずみの関係を Fig. D. 1.4 に示す。両ケースはクリープの構成式だけが異なる解析であり、同図は Blackburn 型クリープひずみ式を用いた方が Norton 則近似の場合よりも遷移クリープひずみを忠実に表現しているのでクリープひずみが大きくなることを表わしている。応力解析結果の一覧表を Table D. 1.2 に示す。同表には弾塑性解析結果とクリープ解析結果の解析条件の違いによる差異をみるために、最大応力時と応力緩和終了時の応力ひずみの値を示した。この表より、弾塑性構成則として二直線近似を用いるときには最大想定ひずみとして 0.2 ~ 0.3 % が適切であることがわかる。

Table D. 1.2 RESULT OF INELASTIC STRESS ANALYSIS

CASE	最大応力時の		緩和終了時の	
	応力 kg/mm ²	ひずみ %	応力 kg/mm ²	ひずみ %
1-1 A-1	21	0.17	12	0.24
A-2	25	0.16	12	0.23
A-3	25	0.14	12	0.24
1-1 B-1	22	0.18	14	0.26
B-2	26	0.17	14	0.26
B-3	26	0.16	14	0.28
1-1 C-1	18	0.13	13	0.17
C-2	22	0.12	13	0.17
C-3	22	0.12	13	0.17
1-1 D-1	21	0.17	14	0.20
D-2	26	0.16	14	0.20
D-3	26	0.16	14	0.19

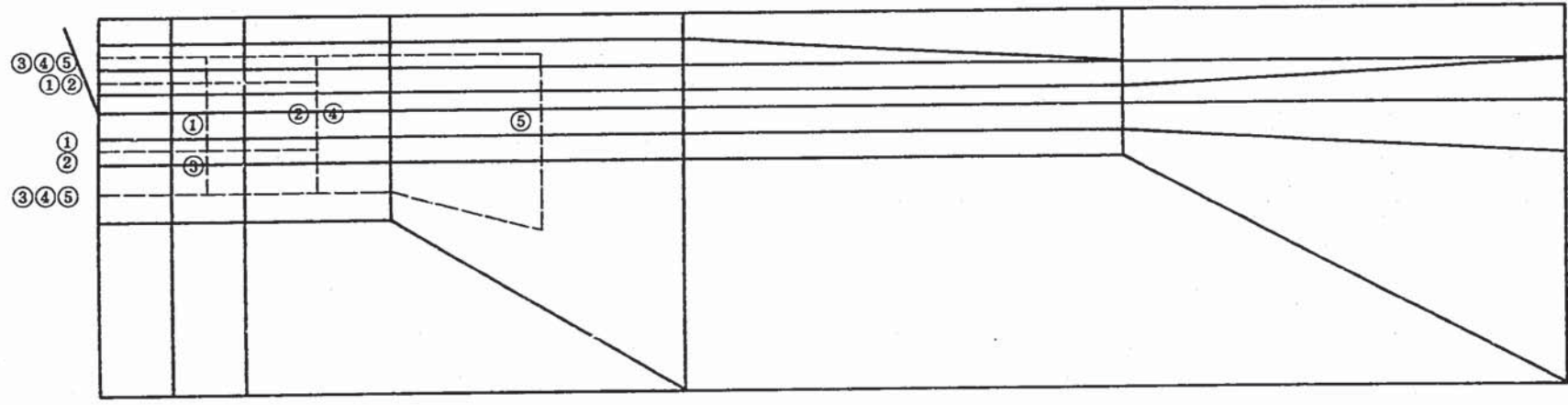
弾塑性破壊力学パラメータの計算結果の例を Fig. D. 1.5 ~ Fig. D. 1.12 に示す。Fig. D. 1.5 と Fig. D. 1.6 の横軸である S_m レベルは、解析モデルに負荷した変位を S_m で無次元化した弾塑性解析による応力レベルに変換したものである。これらの図より次のことがわかる。① J と \hat{J} は 3 / 4 サイクルまではあまり積分経路に依存しない (Fig. D. 1.5 及び 6)。このことは動的応力ひずみ曲線に基いているので一見解析そのものが矛盾しているように考えられるが、Fig. D. 1.3 に示した繰返し応力ひずみ曲線と動的応力ひずみ曲線の二直線近似が類似の形を有し、かつほぼ同

一の降伏応力・ひずみ硬化率（動的応力ひずみ曲線においてはこれらに対応するもの）を有するので、この場合には動的応力ひずみ曲線を一種の繰返し応力ひずみ曲線と考へてもさしつかえない。② J と \hat{J} は 1/4 サイクルまでは塑性の硬化則の影響を受けないが、1/4 サイクル以後移動硬化（二直線近似）、組み合わせ硬化（二直線近似）、等方硬化（多直線近似）の順に大きい（Fig. D. 1.7）。③ J' も \hat{J}' も硬化則に存在する。（Fig. D. 1.8, Fig. D. 1.9）。Blackburn型クリープひずみ式を用いた \hat{J} の結査が、塑性硬化則の依存性が一番小さい。④ J' と \hat{J}' の積分経路依存性も Blackburn 型クリープひずみ式を用いた場合が最も小さい（Fig. D. 1.10）。⑤その結果 ΔJ_c の大小関係は $\Delta \hat{J}'_{\text{Blackburn}} < \Delta J'_{\text{Norton}} < \Delta \hat{J}'_{\text{Norton}}$ となるものと考えられる。⑥クリープ解析の時間増分を細かくすると Fig. D. 1.11 に示すように、クリープ初期の J' 及び \hat{J}' の不連続が滑らかとなる。⑦モデルのメッシュ分割を Fig. D. 1.1 (b) に示すように細かくし、クリープ解析の時間増分を細かくすると初期のピーク値が大きくなる。

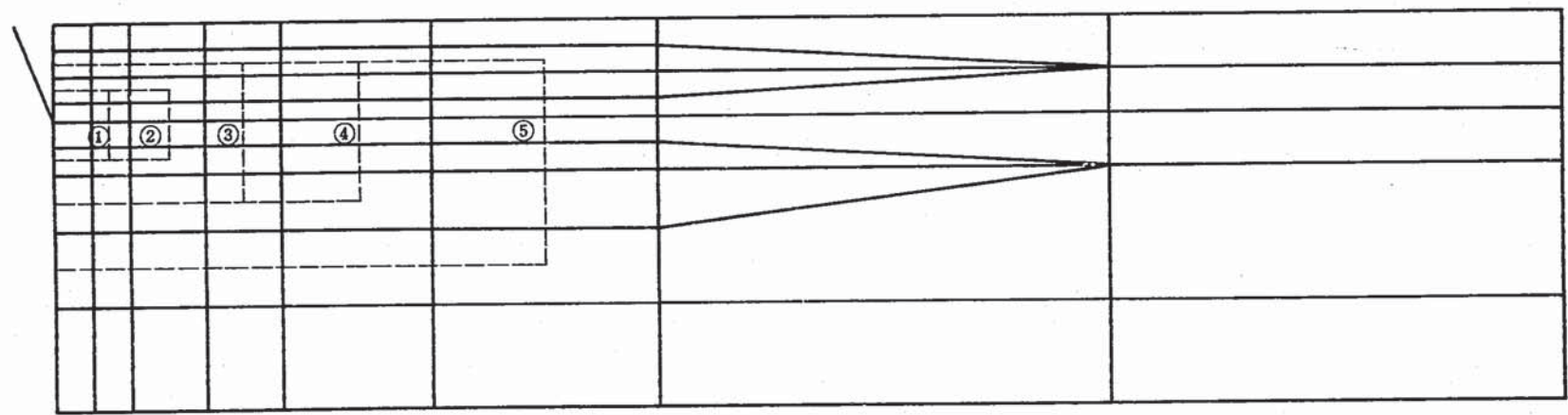
ピーク値が大きくなる。

以上の解析結果から、表面き裂付き平板の 3 次元弾塑性クリープ解析条件を下記のように定める。

弾塑性構成則	動的応力ひずみ曲線の二直線近似
弾塑性硬化則	組み合わせ硬化則
破壊力学パラメータ	三次元 J 及び J' 積分 (\hat{J} 及び \hat{J}' 積分も算出する)
ΔJ_f の算出法	$4 \times J$
クリープ構成則	Blackburn 型クリープひずみ式の Norton 則近似 (8000 hr 対応)
クリープ硬化	ひずみ硬化則
塑性クリープ連成	考慮しない



(a) COARSE MESH



(b) FINE MESH

Fig. D. 1.1 ANALYTICAL MODEL

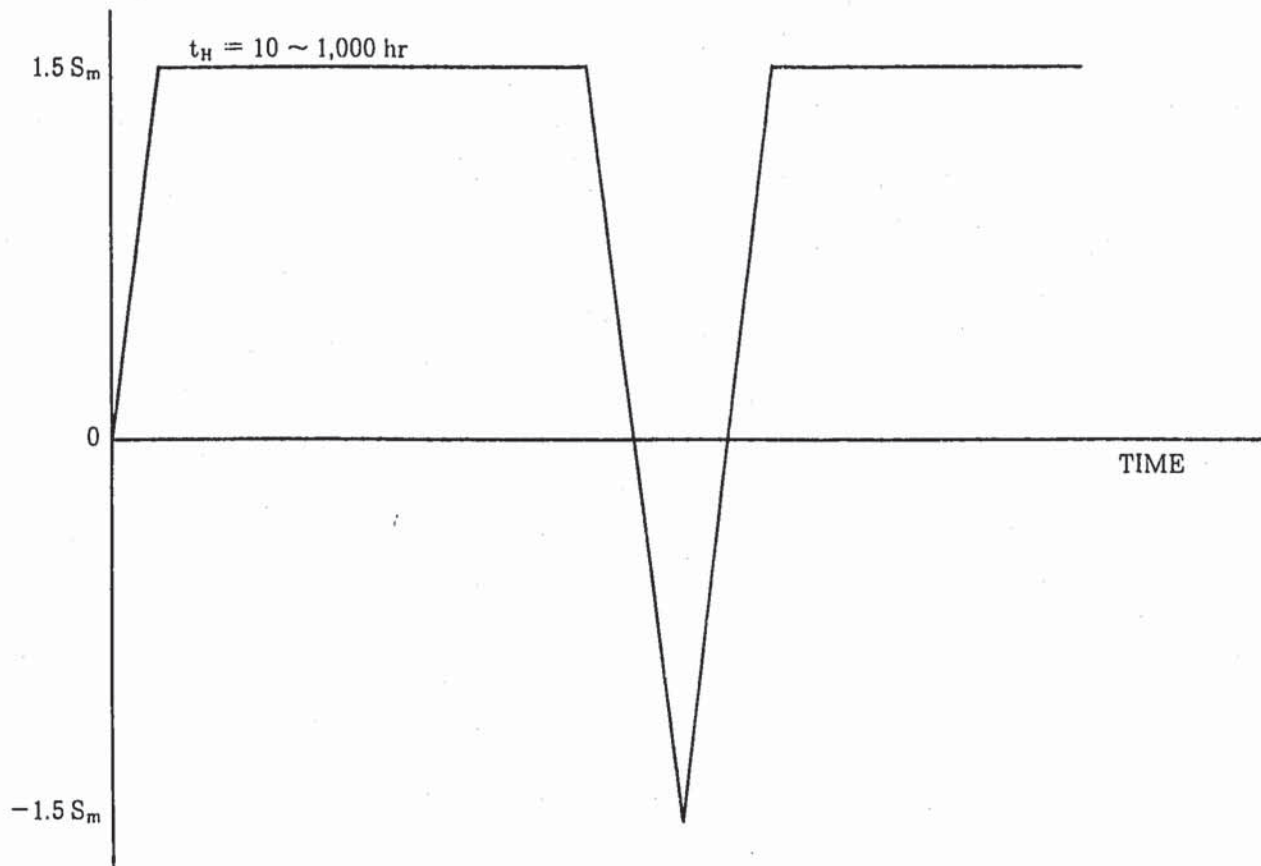


Fig. D. 1.2 LOAD HISTOGRAM

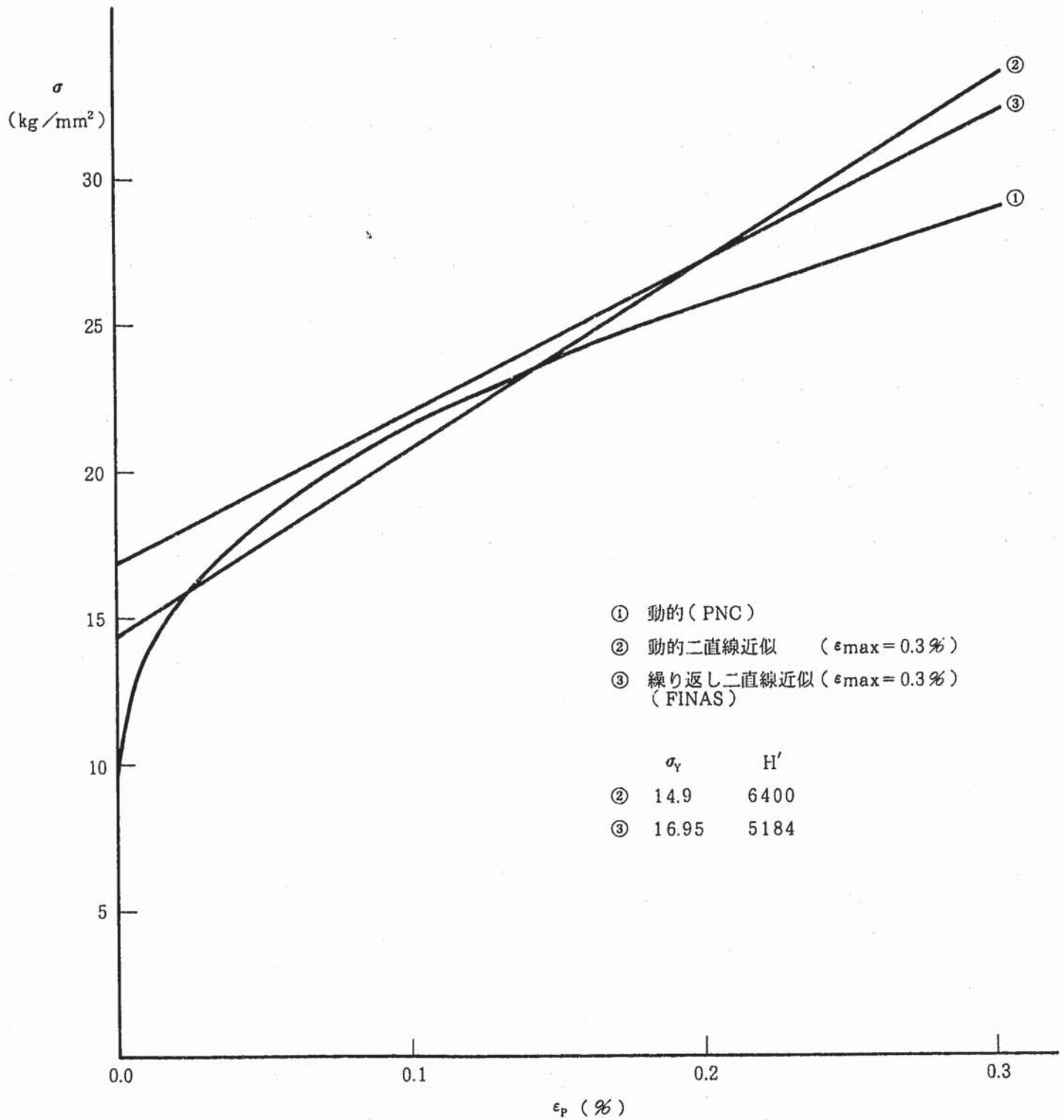
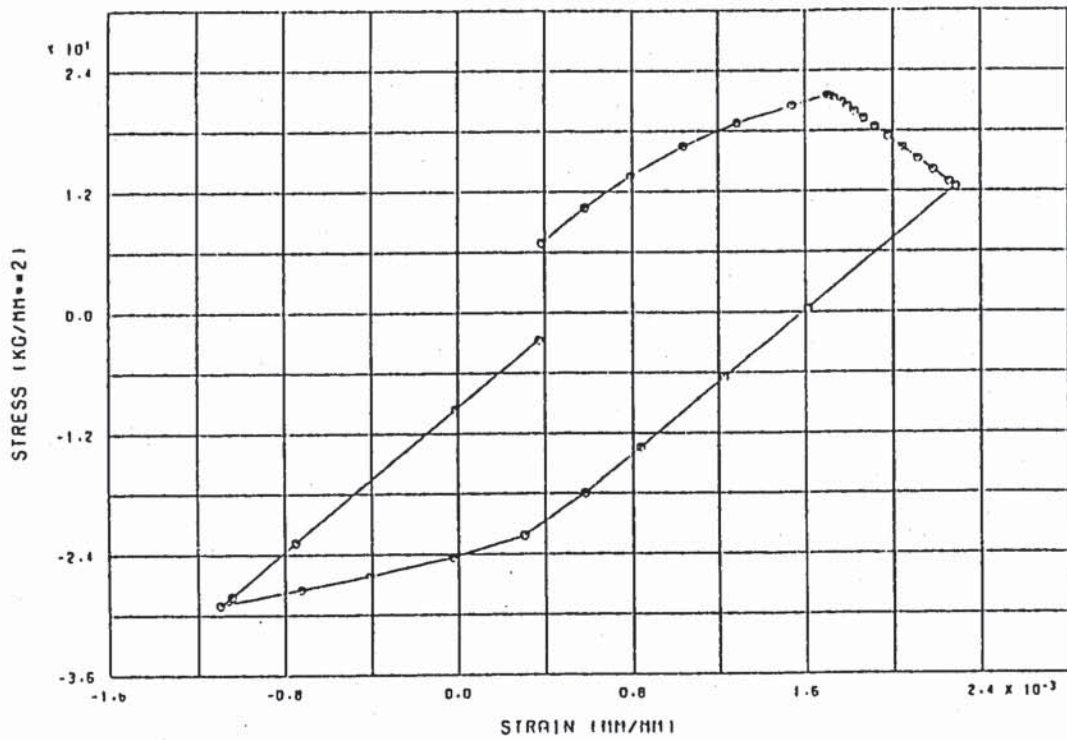
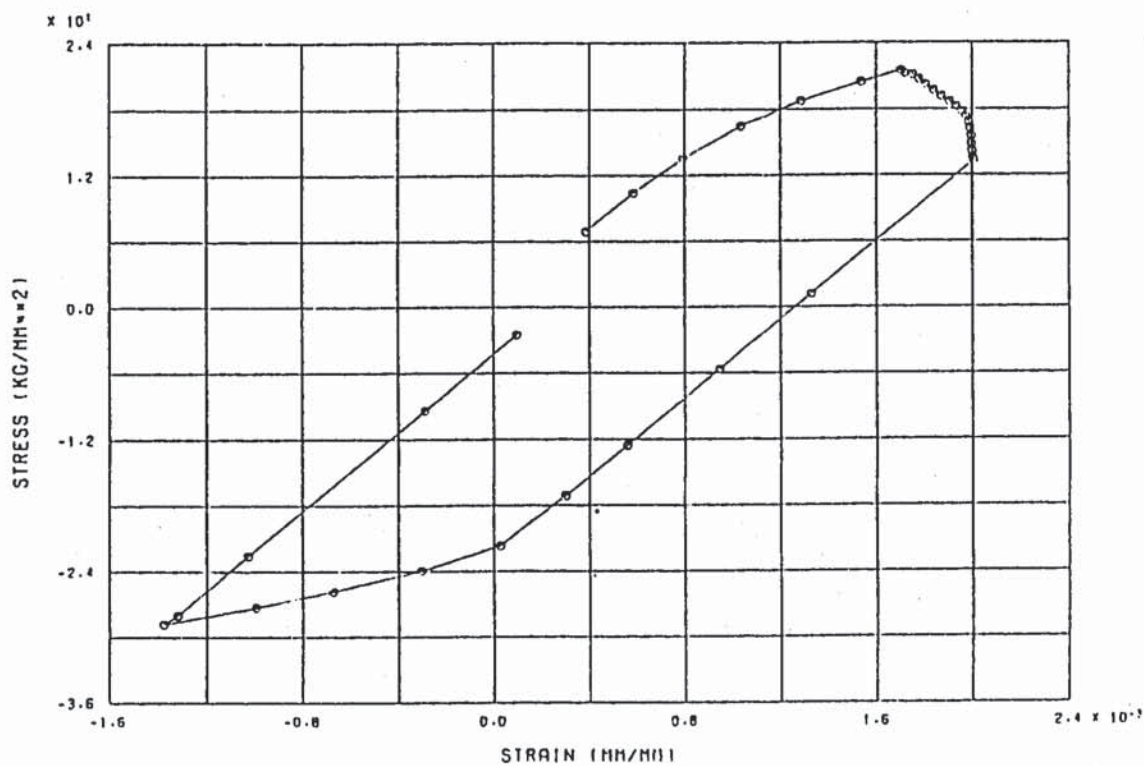


Fig.D. 1.3 STRESS-PLASTIC STRAIN RELATION AT 500 °C



CASE-1-1-A-1 STRESS-STRAIN CURVE



CASE-1-1-D-1 STRESS-STRAIN CURVE

Fig. D.1.4 σ_z AND ϵ_z RELATION AT CRACK TIP

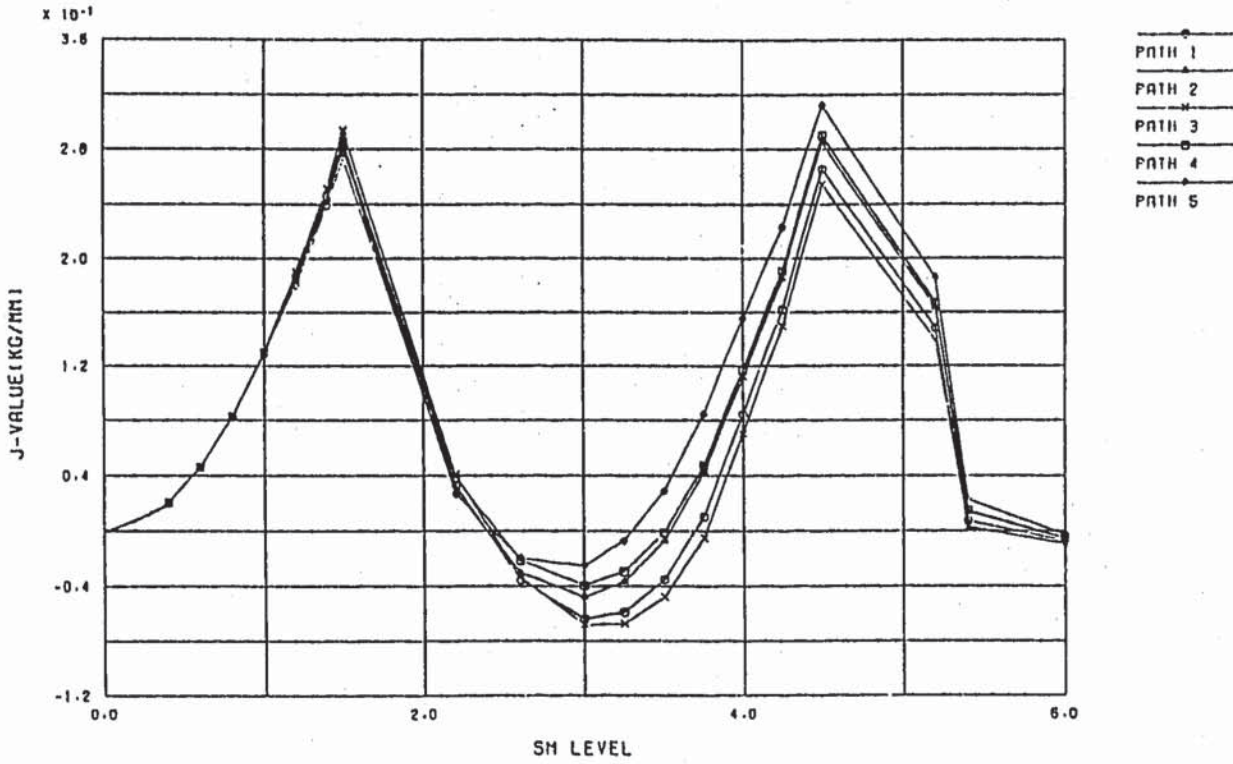


Fig. D. 1.5 (a) CASE-X-1-A-1 TENSION (MULTI LINEAR, ISOTROPIC, NORTON)

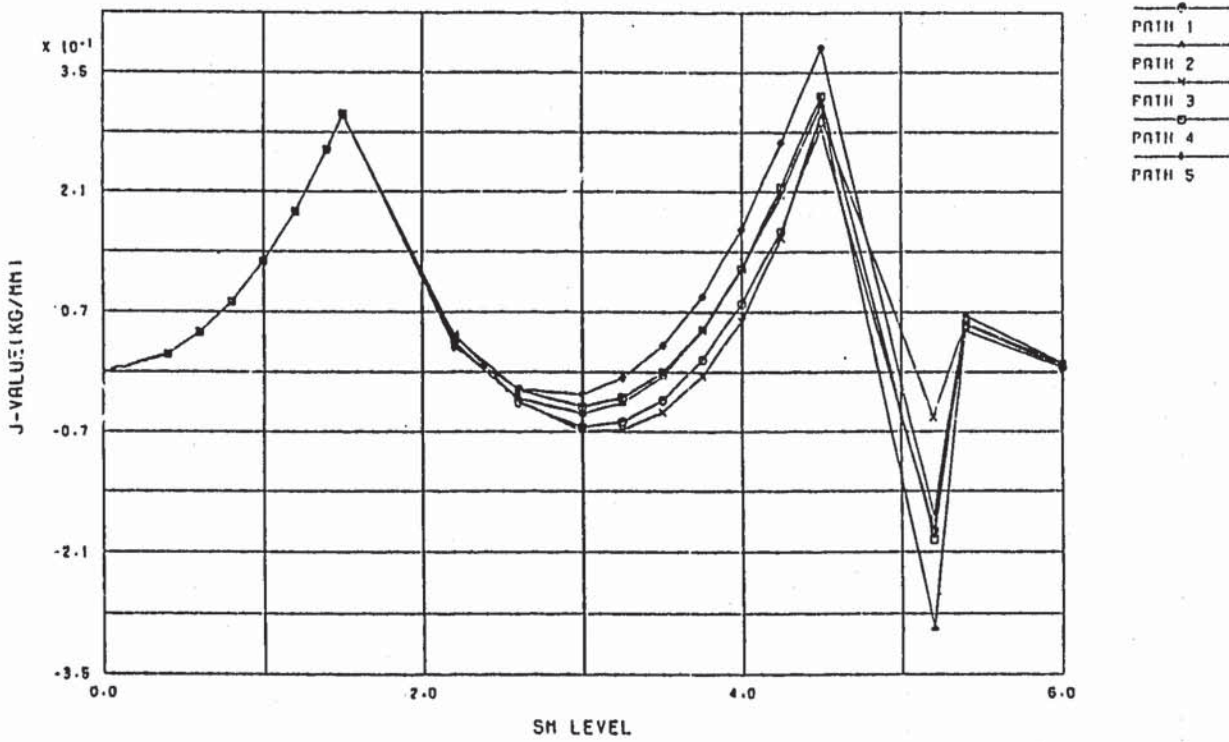


Fig. D. 1.5 (b) CASE-X-1-A-2 TENSION (BI-LINEAR, KINEMATIC, NORTON)

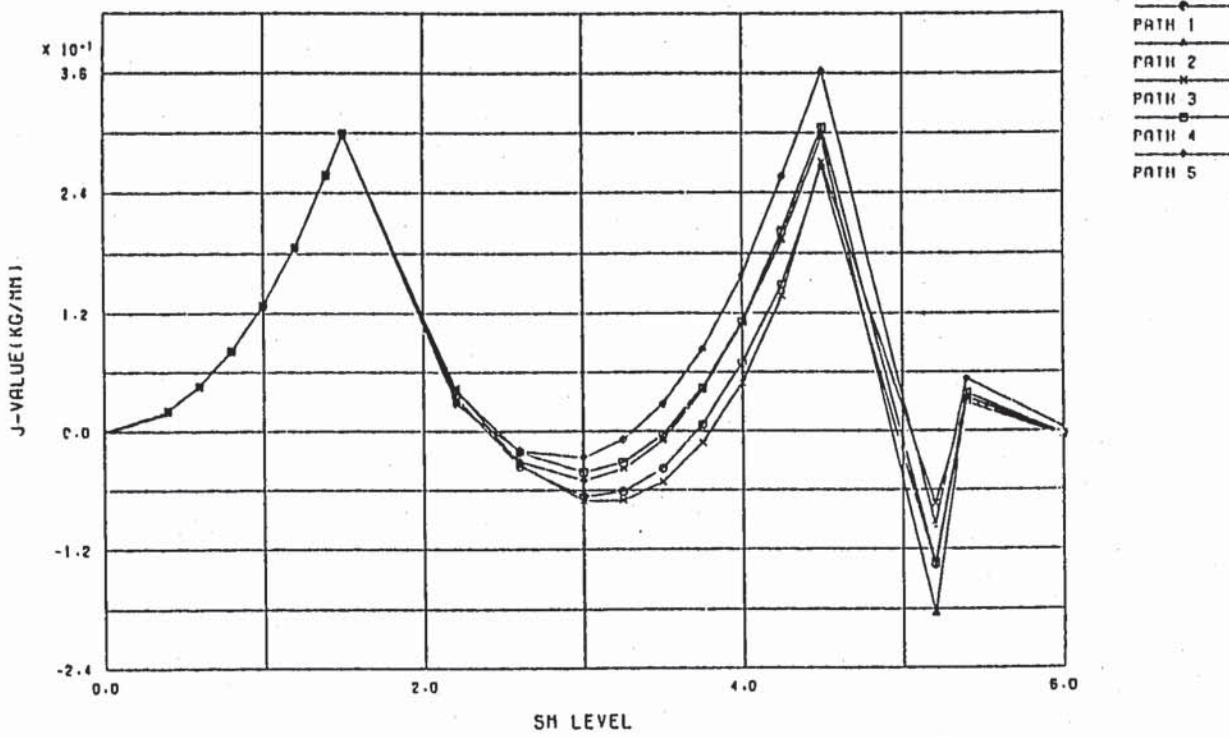


Fig. D.1.5 (c) CASE-X-1-A-3 TENSION (BI-LINEAR. COMBINED. NORTON)

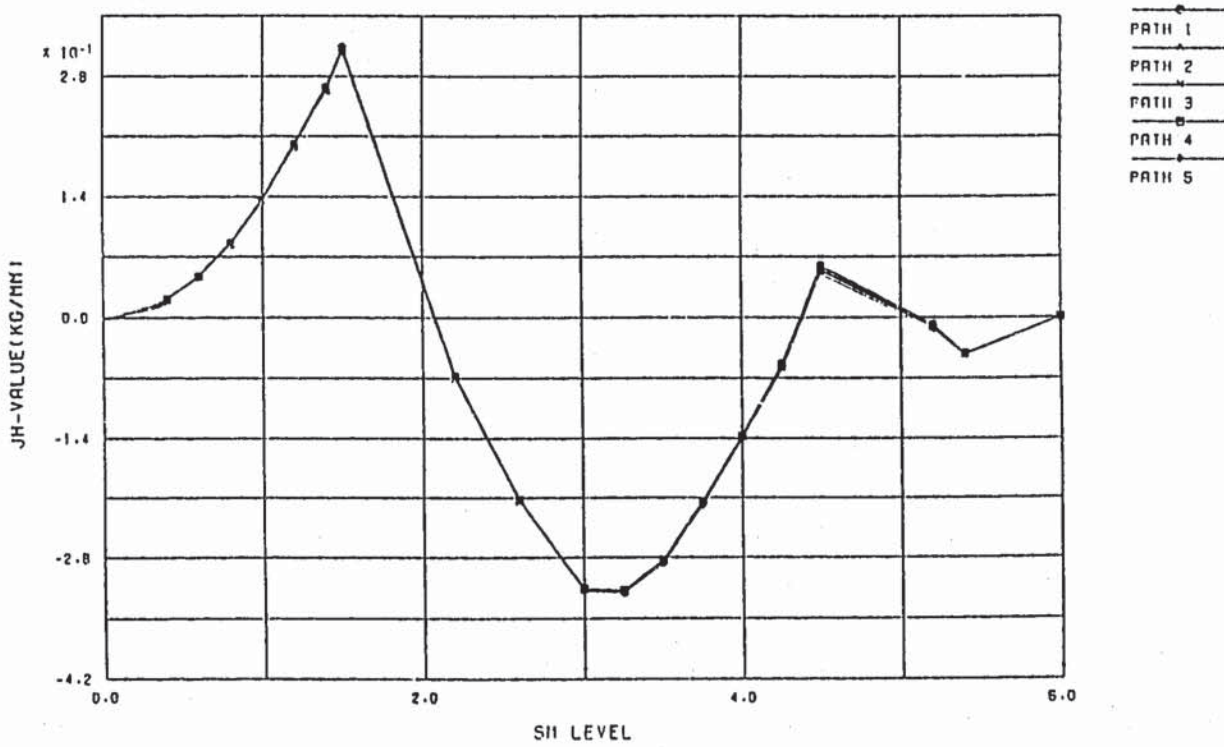


Fig. D.1.6 (a) CASE-X-1-A-1 TENSION (MULTI LINEAR. ISOTROPIC. NORTON)

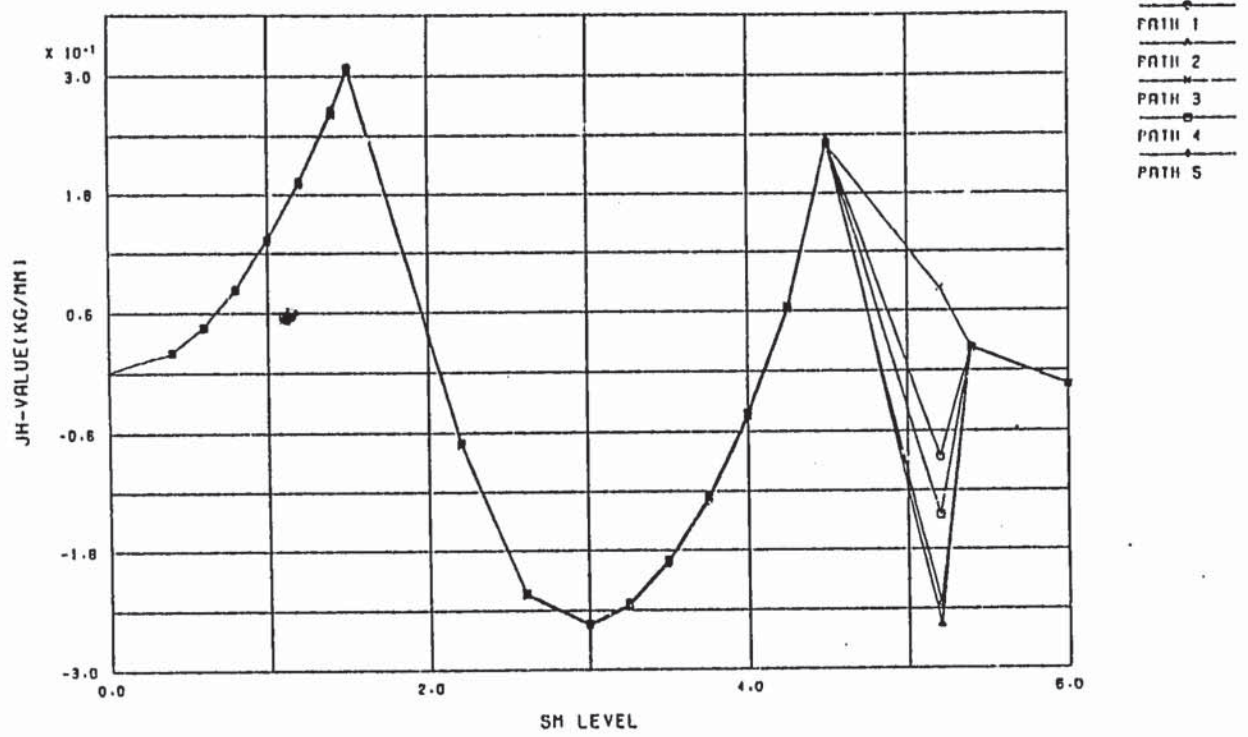


Fig. D.1.6 (b) CASE-X-1-A-2 TENSION (MULTI LINEAR. ISOTROPIC. NORTON)

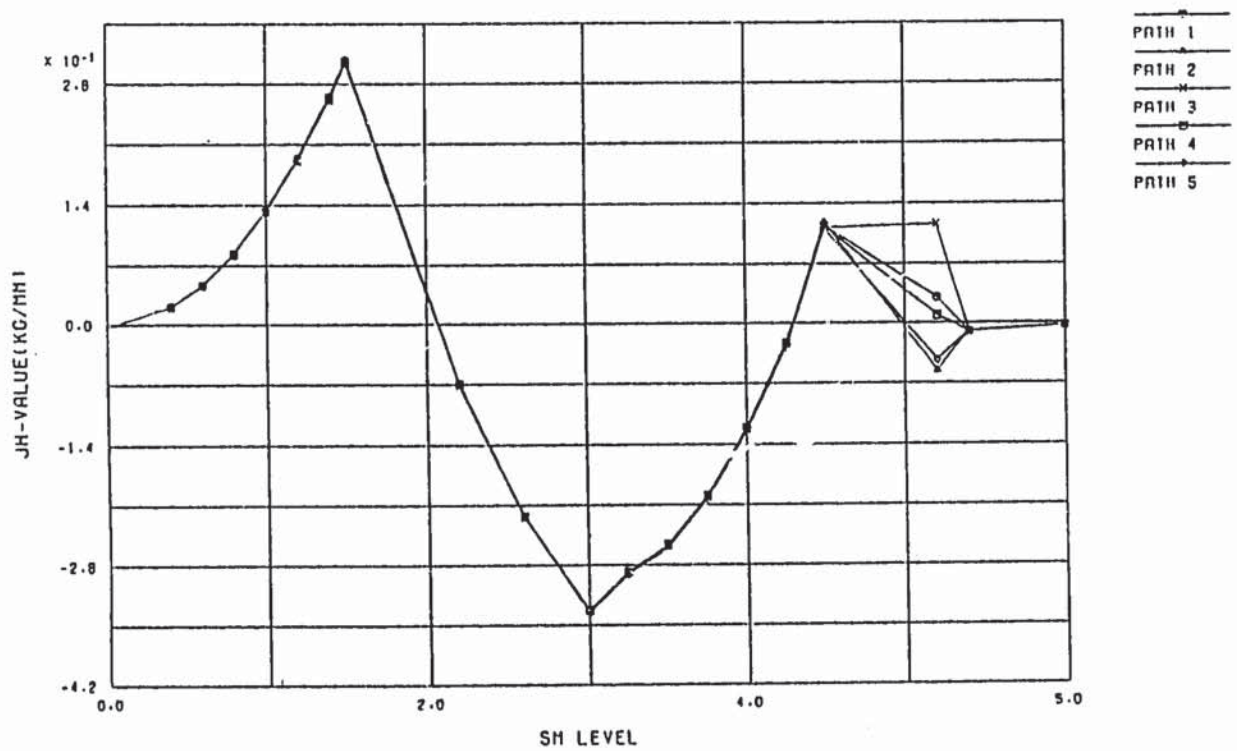
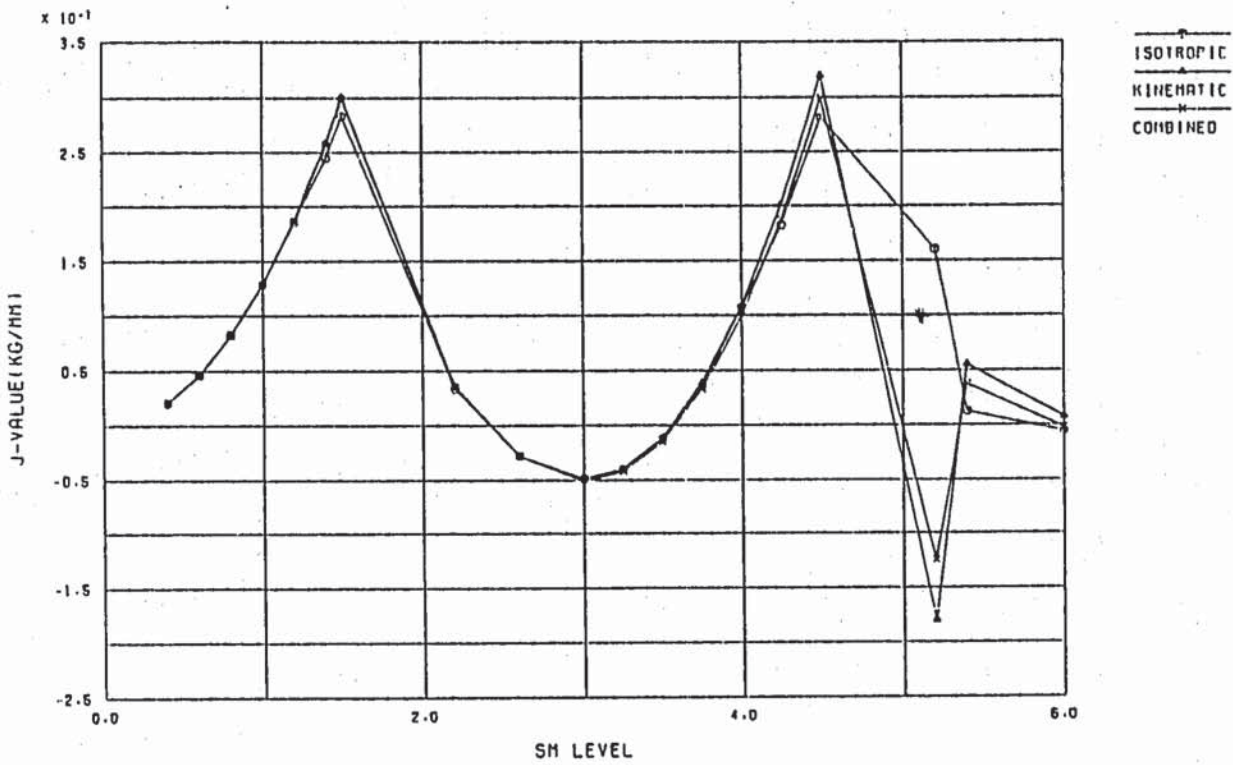
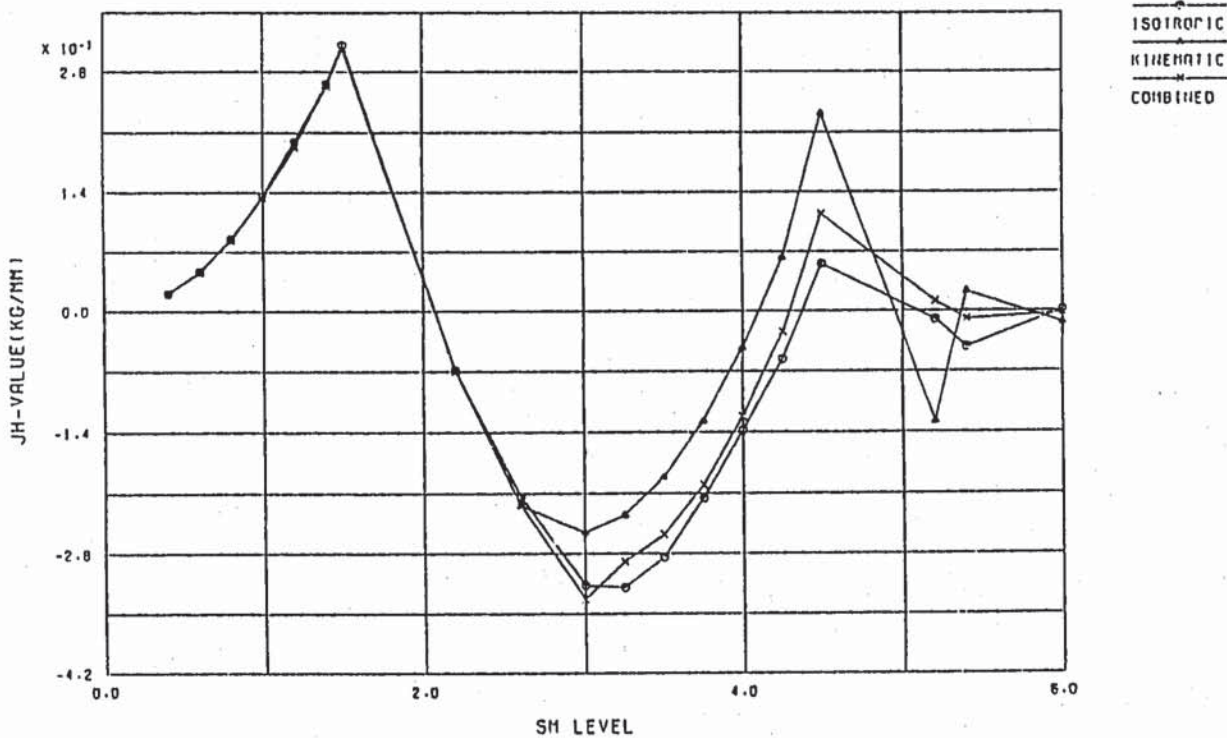


Fig. D.1.6 (c) CASE-X-1-A-3 TENSION (MULTI LINEAR. ISOTROPIC. NORTON)

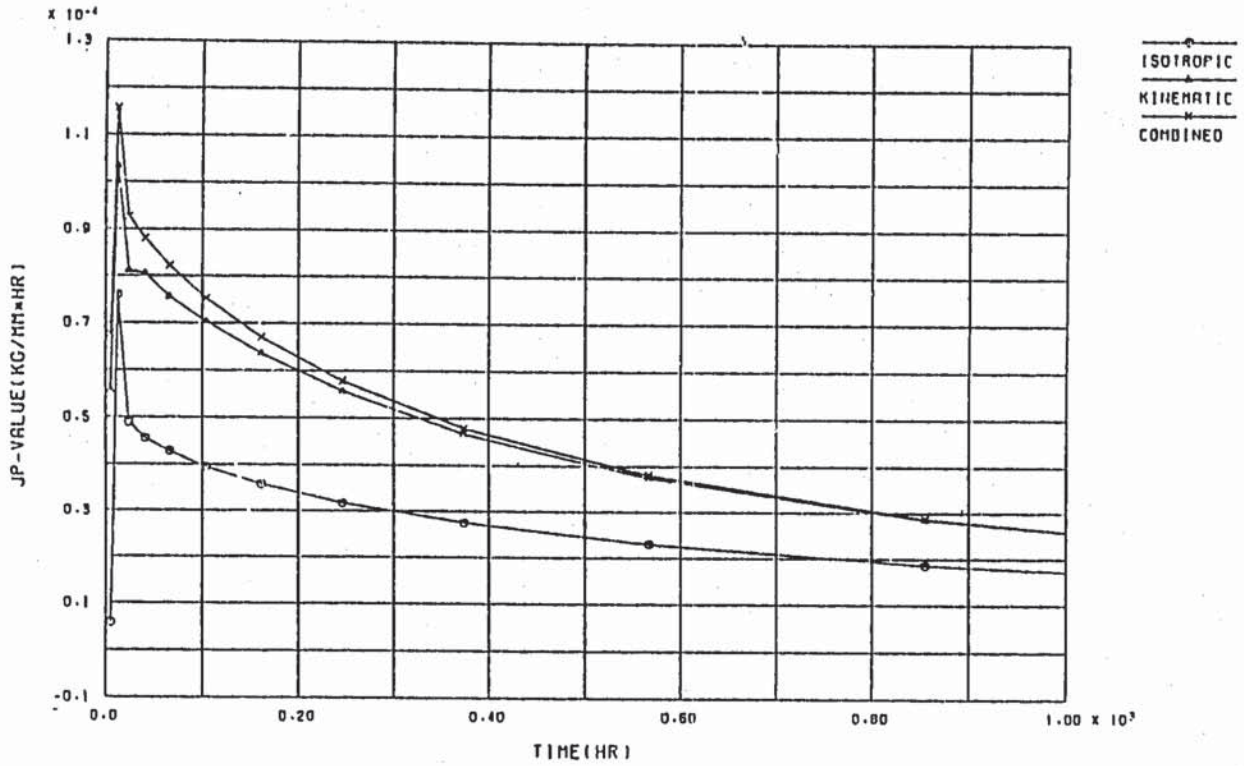


(a) CASE-X-1-A HISTORY OF J-VALUE TENSION

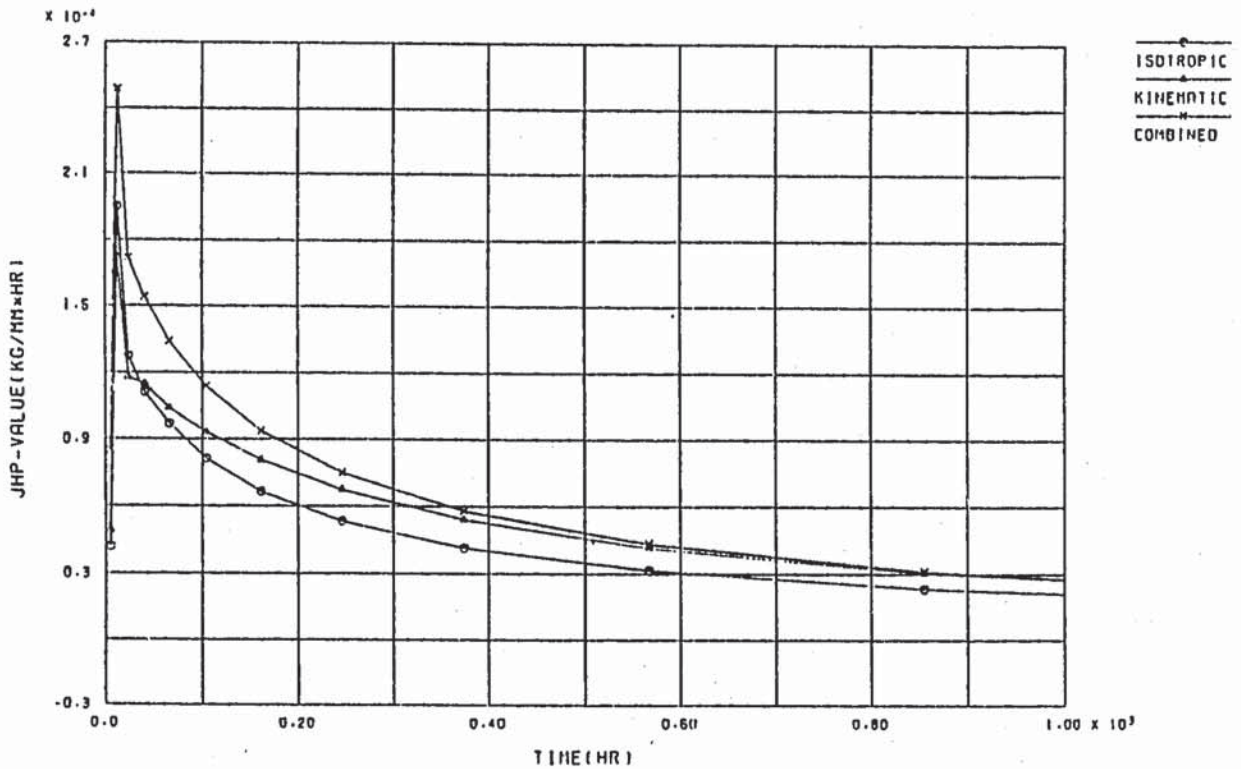


(b) CASE-X-1-A HISTORY OF JH-VALUE TENSION

Fig. D.1.7 EFFECT OF HARDENING RULE ON J AND \hat{J}

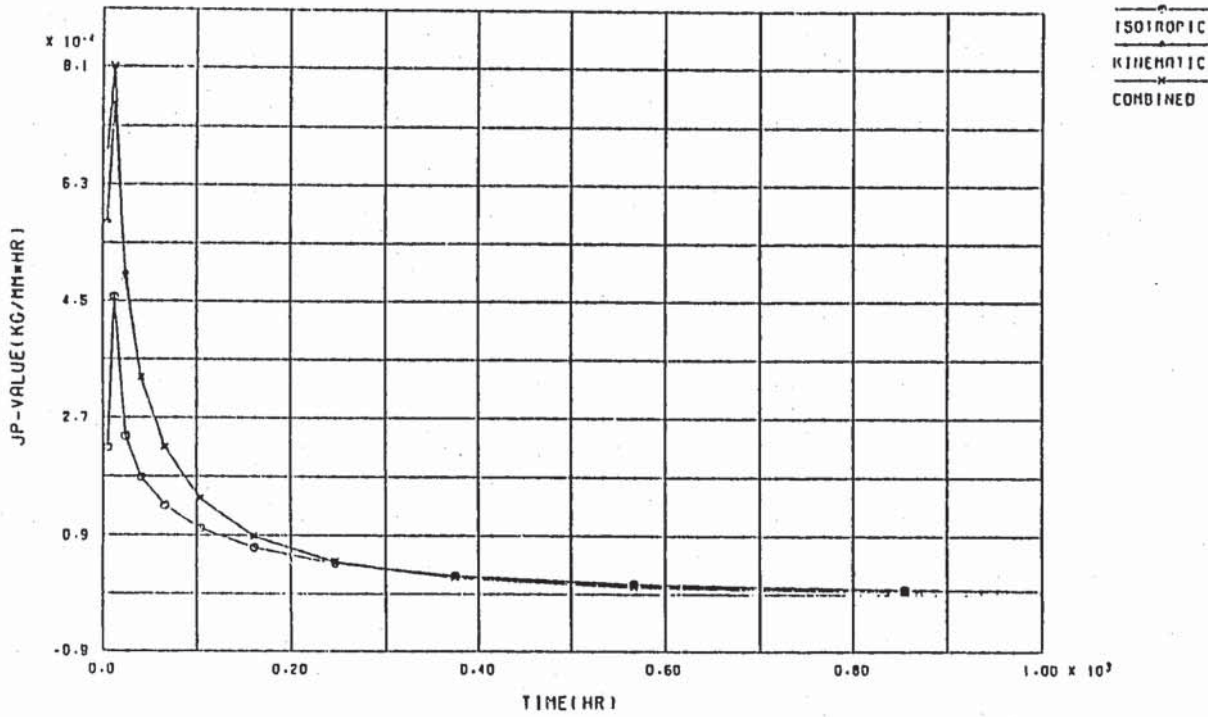


(a) CASE-X-1-A HISTORY OF JP-VALUE TENSION

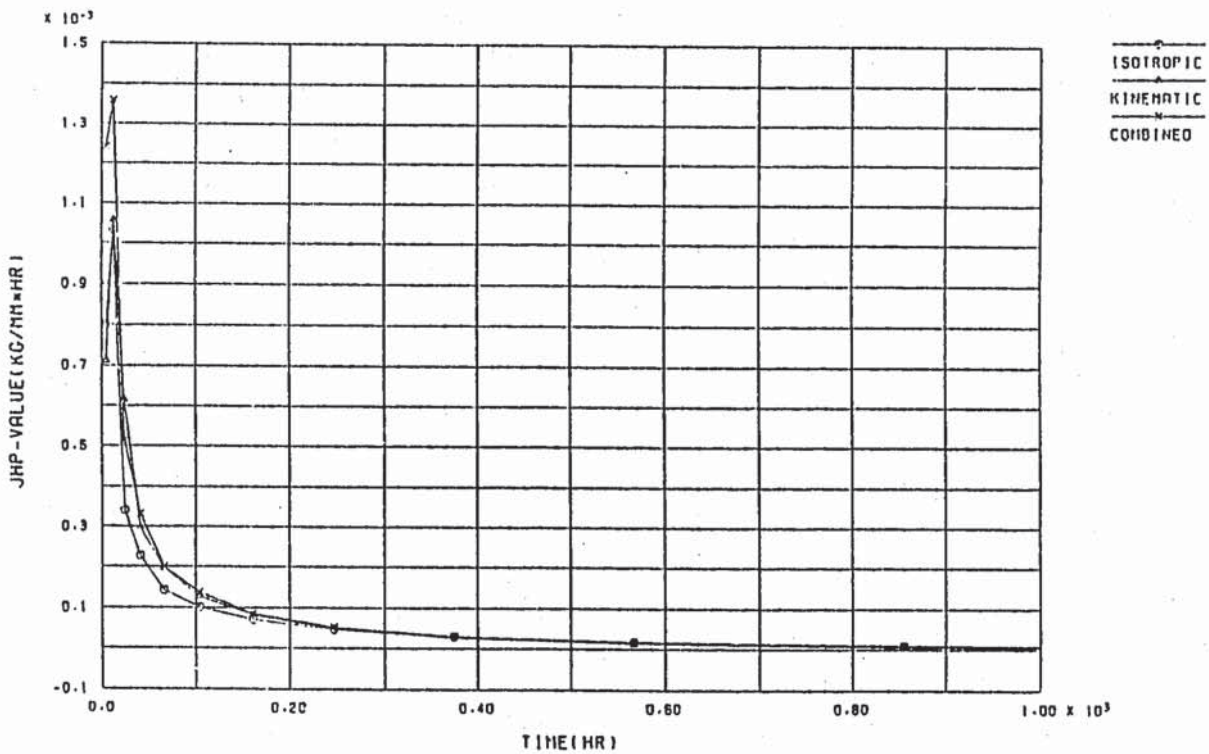


(b) CASE-X-1-A HISTORY OF JHP-VALUE TENSION

Fig. D.1.8 EFFECT OF HARDENING RULE ON J' AND \hat{J}' (NORTON LAW)

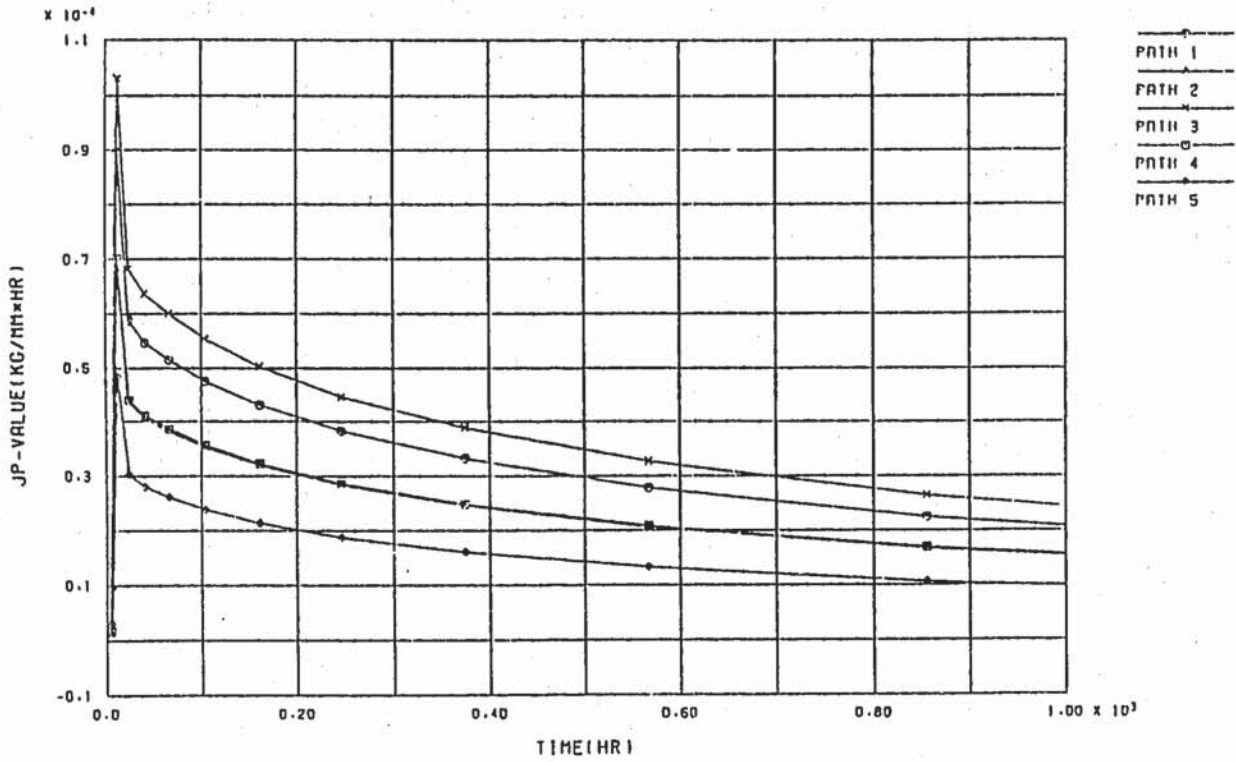


(a) CASE-X-1-D HISTORY OF JP-VALUE TENSION

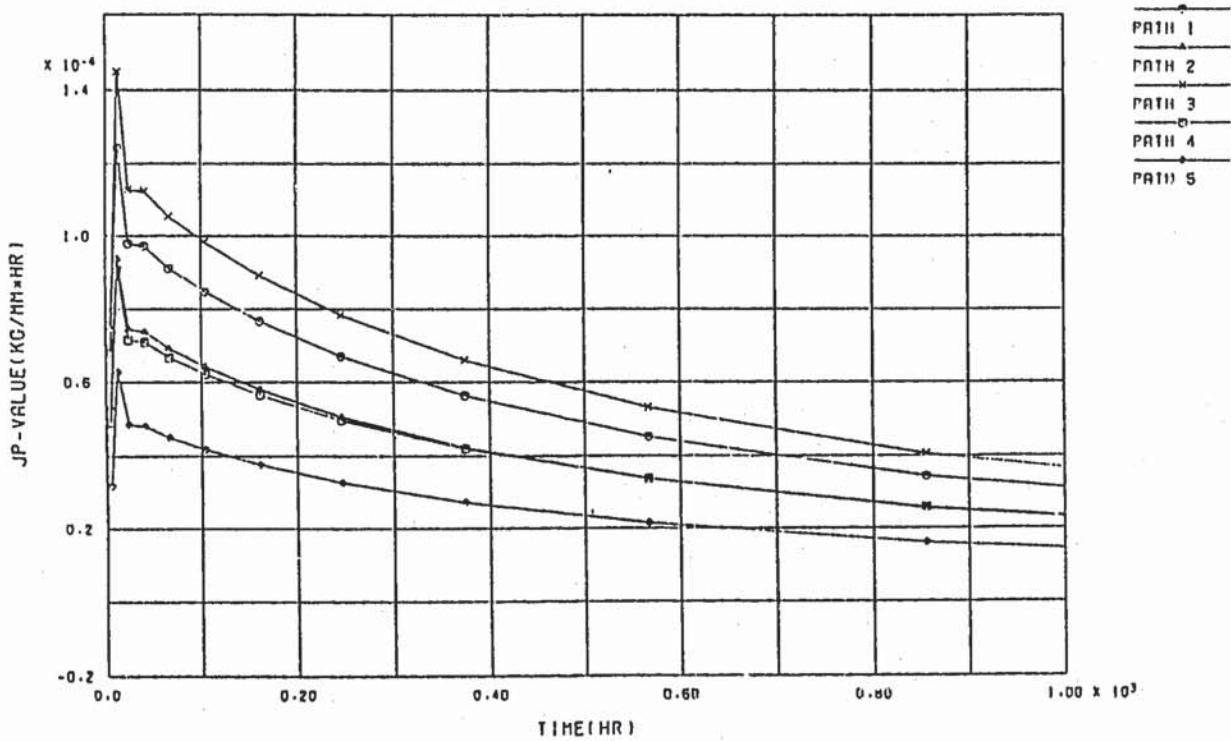


(b) CASE-X-1-D HISTORY OF JHP-VALUE TENSION

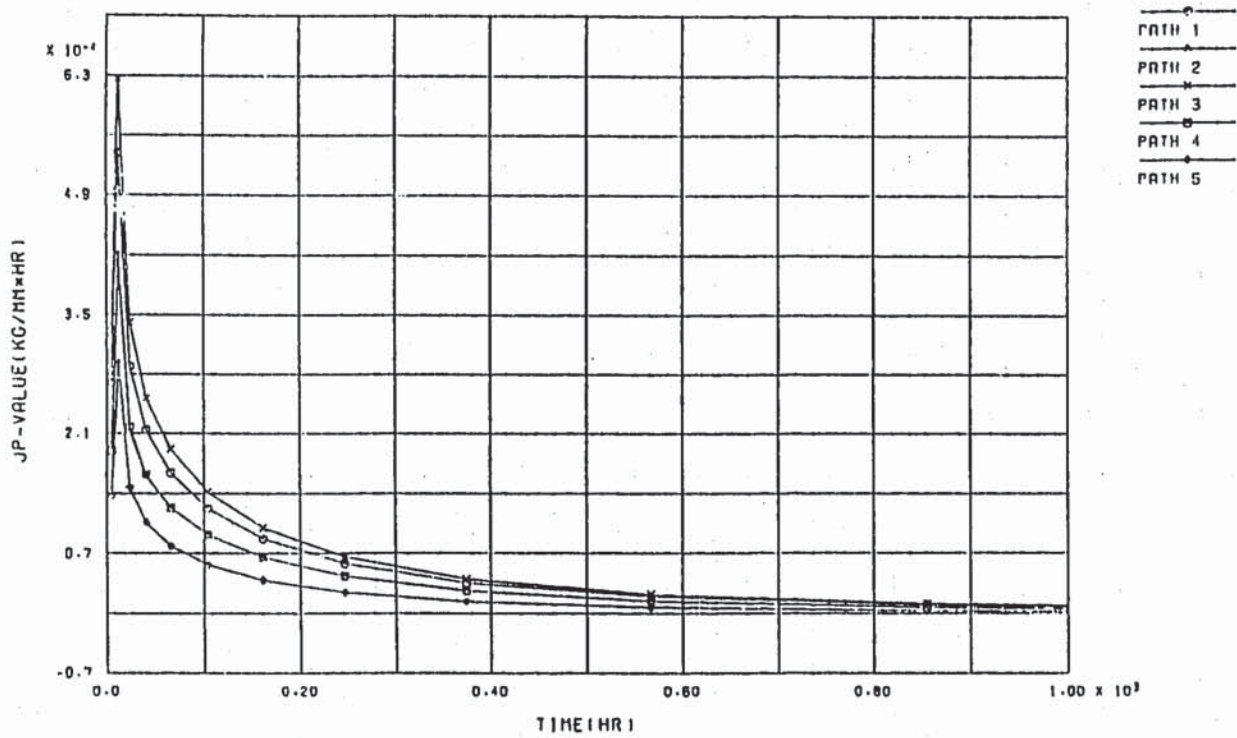
Fig. D.1.9 EFFECT OF HARDENING RULE ON J' AND \hat{J}' (BLACKBURN'S TYPE EQUATION)



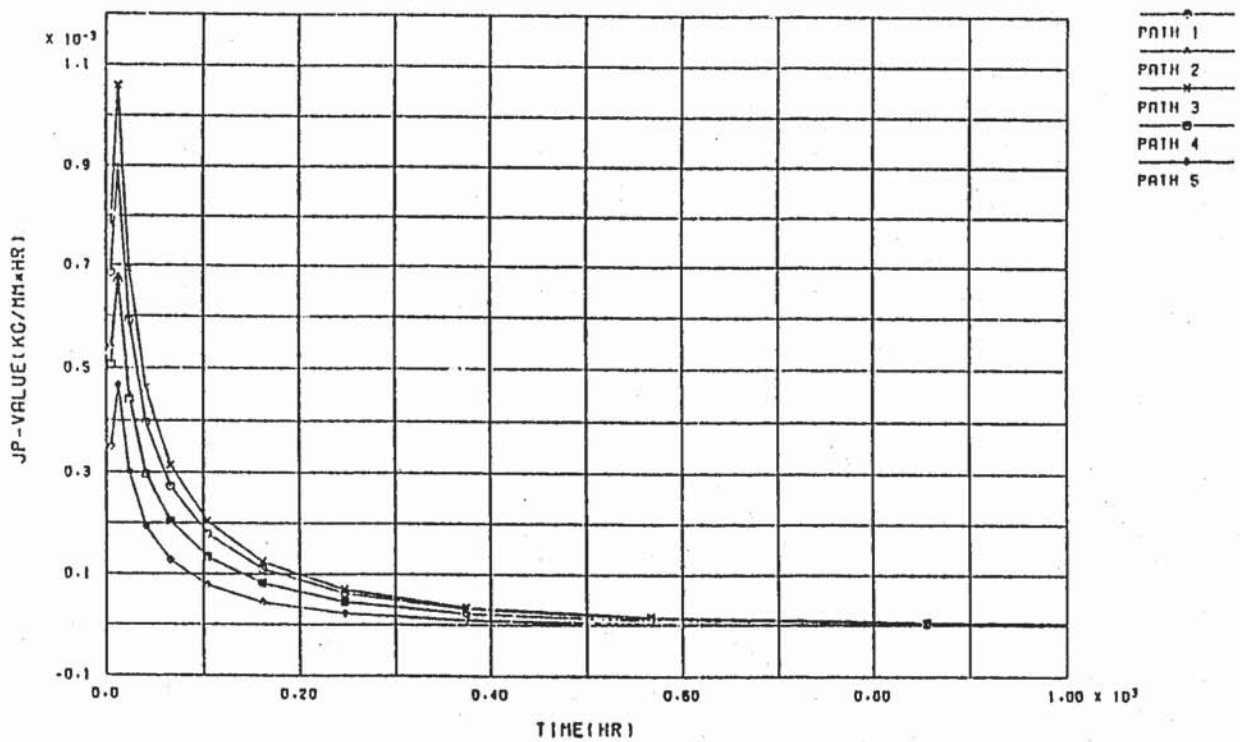
(a) CASE-X-1-A-1 TENSION (MULTI LINEAR. ISOTROPIC. NORTON)



(b) CASE-X-1-A-2 TENSION (BI-LINEAR. KINEMATIC. NORTON)



(c) CASE-X-1-D-1 TENSION (MULTI LINEAR. ISOTROPIC. BLACKBURN)



(d) CASE-X-1-D-2 TENSION (BI-LINEAR. KINEMATIC. BLACKBURN)

Fig. D. 1.10 PATH INDEPENDENCY OF J' AND \hat{J}'

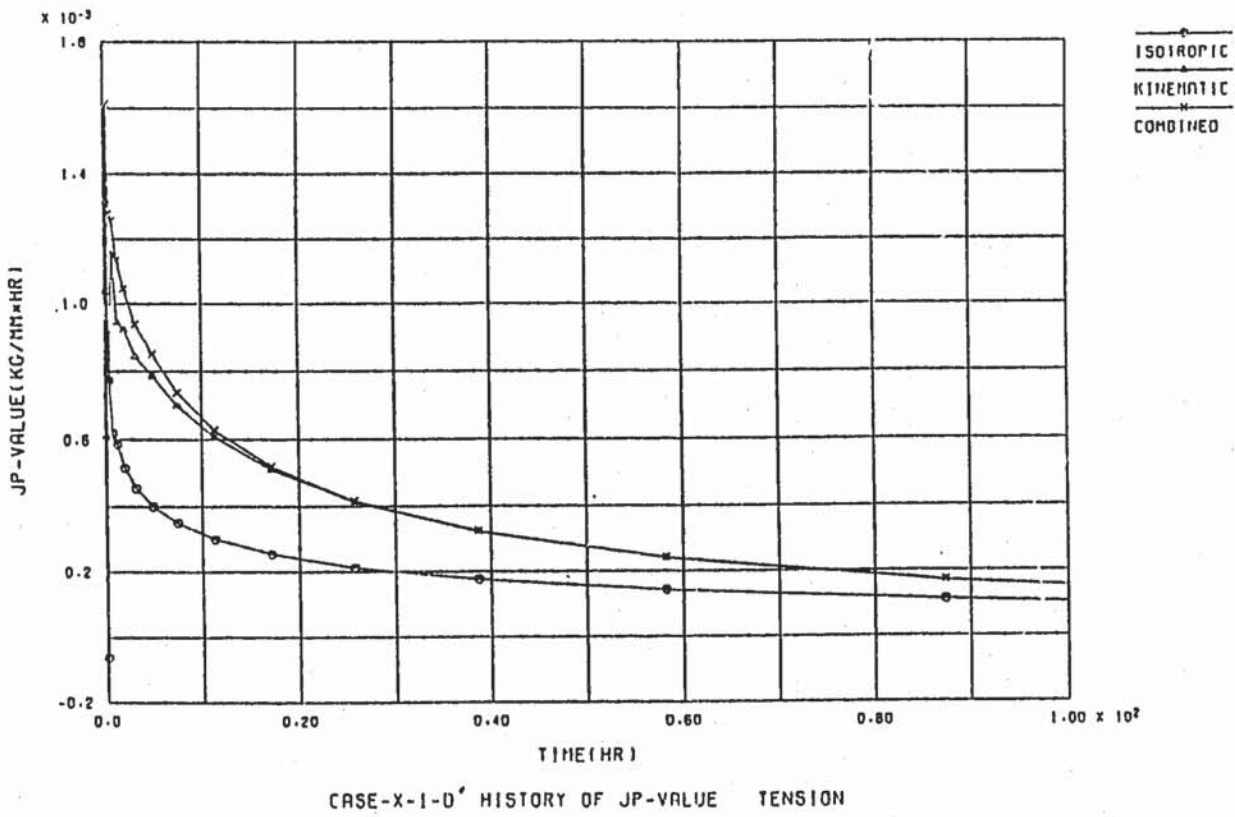
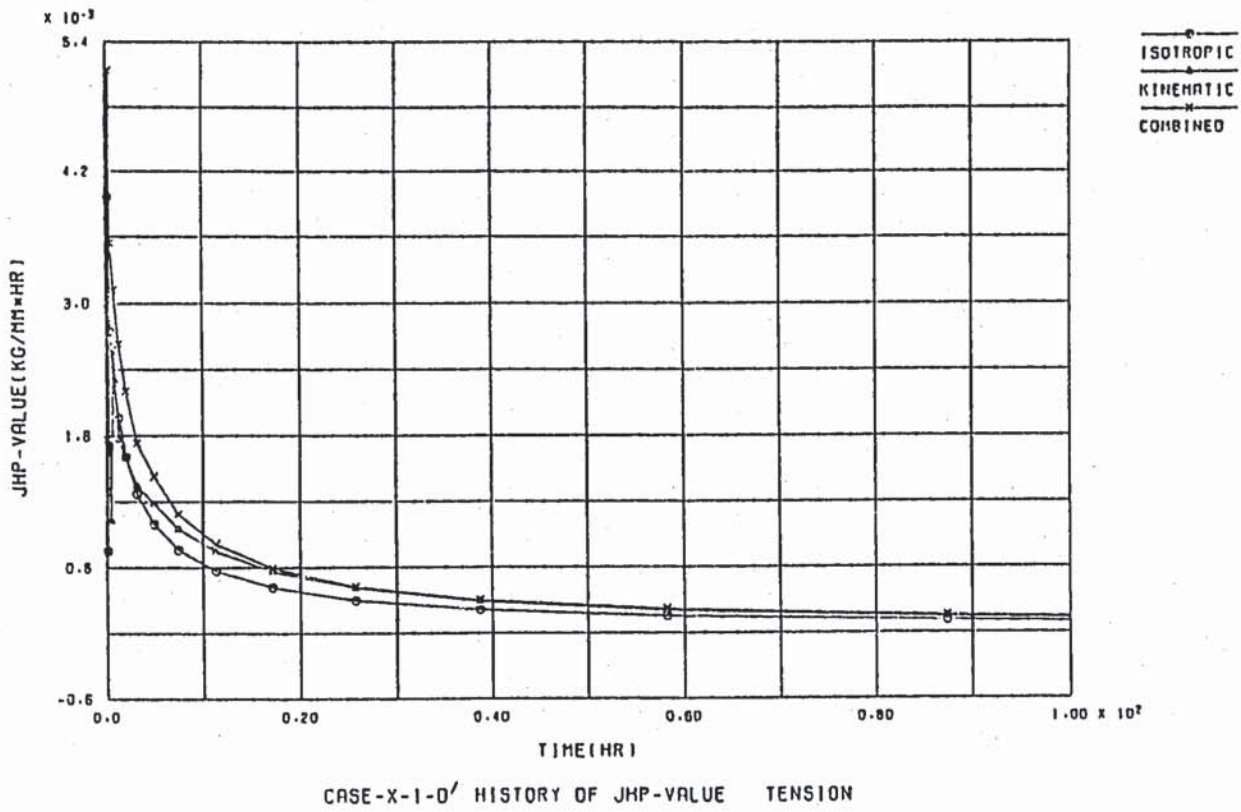


Fig. D.1.11 J' AND \hat{J}' HISTORY (FINE CREEP TIME INCREMENT)

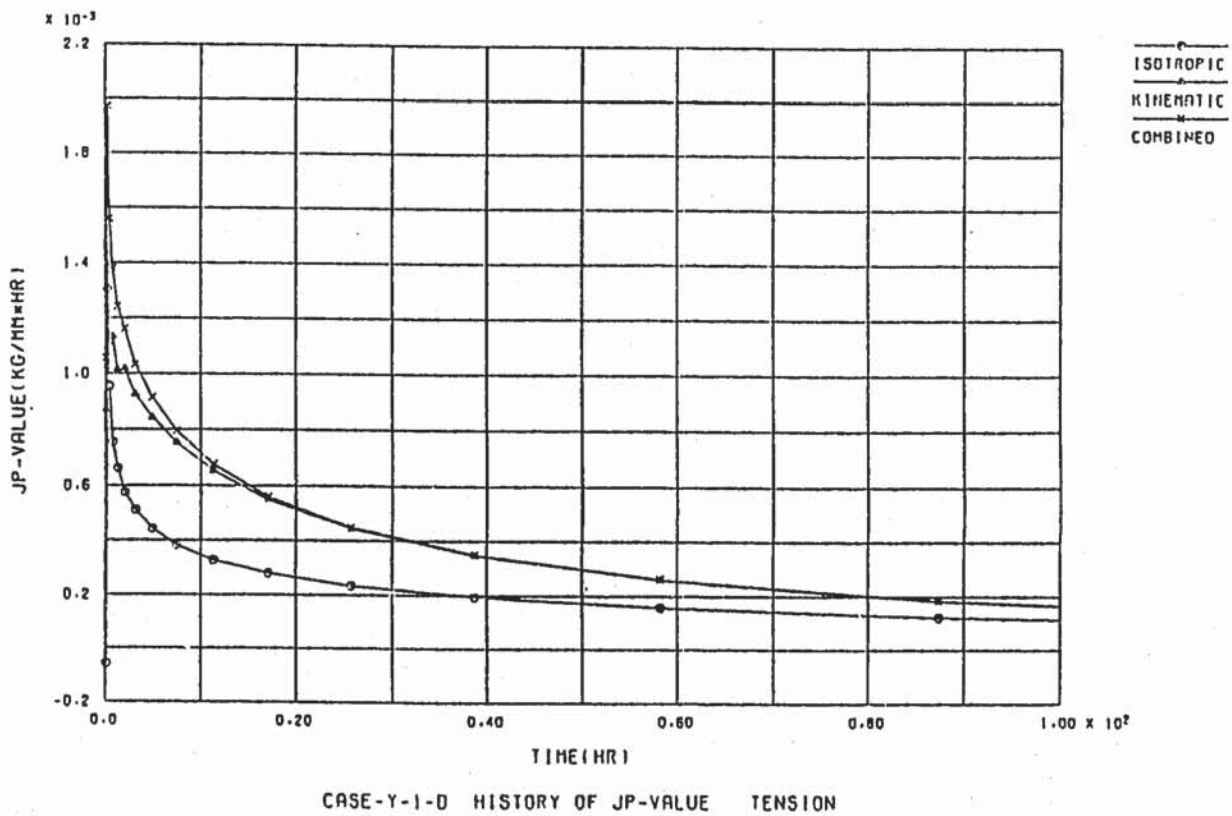
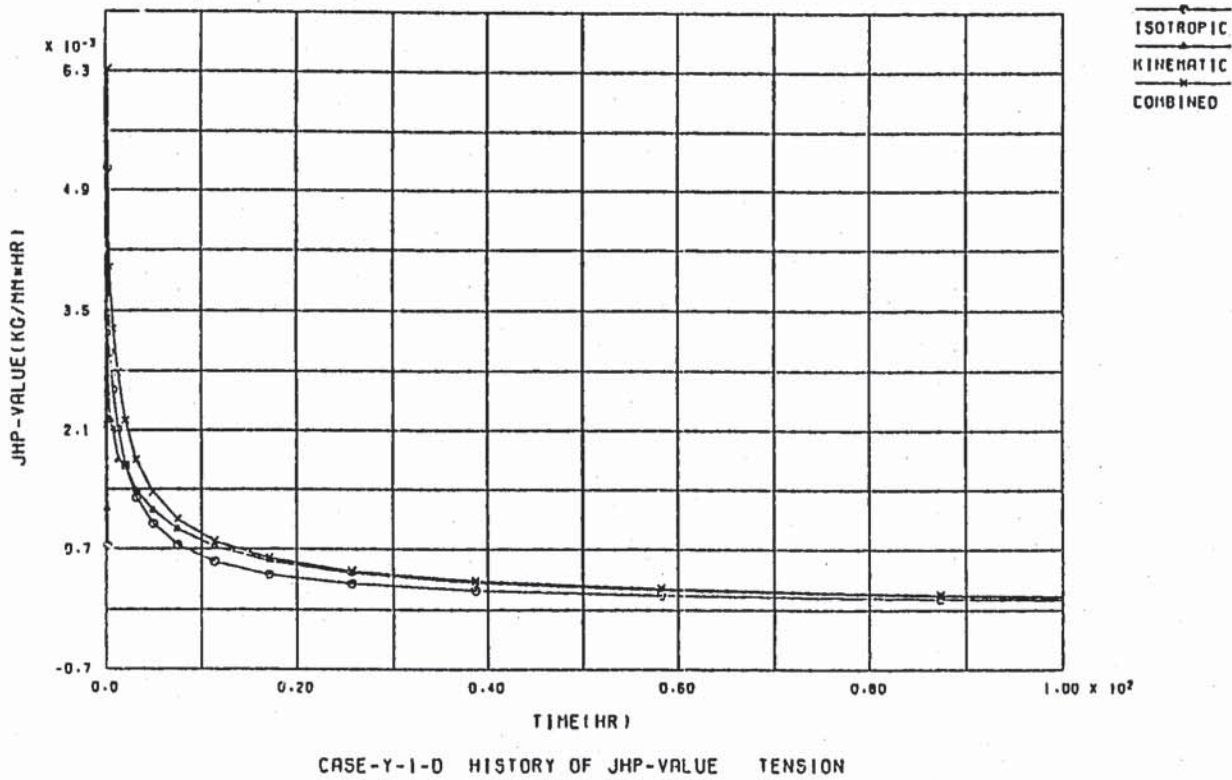


Fig. D.1.12 J' AND \hat{J}' HISTORY (FINE MESH AND FINE CREEP TIME INCREMENT)

D. 2 三次元予備解析

(1) 弾性解

三次元の弾性解で典型的なものは Raju・Newman の解であるが、他の研究者の解が必ずしも一致しているというのではない。Fig. D. 2.1 は応力拡大係数便覧から引用した無次元応力拡大係数のばらつきを示しており、本報でいう Raju・Newman の解は Newman-Raju [13] に示されている。このばらつきの原因は多数考えられるが、そのうちの一つにメッシュ分割の影響がある。Fig. D. 2.2 は今回実施した弾性解を Fig. D. 2.3 に示す 2 種類のメッシュ分割について示したものであり、楕円の形状変化が急な肩の部分のメッシュ分割が結果に影響を及ぼすことがわかる。本文で述べる解析では更に細かい Fig. D. 2.4 に示すメッシュを用いた。

(2) 経路積分の評価等

問題は三次元であるがき裂は平面内を進展するとして評価するので、 J は J_x 及び J_y の成分から計算される。このとき J を方向余弦 ϕ から計算するのか、又はベクトルの大きさを求めるように計算するのかによって、その値が変わることがある。

$$J = J_x \cos \phi + J_y \sin \phi \quad (\text{D. 2.1})$$

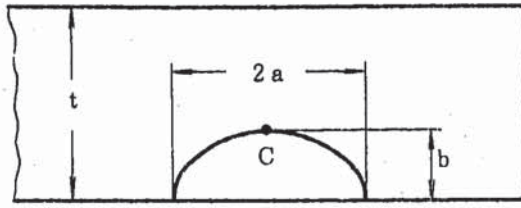
$$J = \sqrt{J_x^2 + J_y^2} \quad (\text{D. 2.2})$$

(D. 2.1) 式と (D. 2.2) 式の結果が変わるのは、経路積分を、Fig. D. 2.4 に示すように積分点に沿って計算するため、メッシュの分割がき裂前線に垂直でない場合であり、本文で述べる解析ではできるだけ垂直にメッシュを切った。又、き裂面から離れた位置の分割も適切にメッシュ分割しないと荷重がうまくき裂に伝わらないことがわかった。

Fig. D. 2.5 に応力分布の大きい $a/t = 0.8$ の曲げ荷重に対する保持時間の経過に伴う ΔJ_c 及び $\Delta \hat{J}_c$ の飽和する状況を示す。両対数上でクリープ J 積分範囲は保持時間が長くなるにつれて勾配が緩やかとなるので、適当な時間でクリープ解析を打ち切り、その時点の勾配で 8000 hr まで外挿することによって長時間側のクリープ J 積分を大きめに算出できる。

本文で述べている解析モデルのメッシュ分割及びクリープの計算ステップは多いため、基本的には 1000 hr までのクリープ解析を行い、その時点の勾配の $1/2$ で 8000 hr まで外挿した。

$$M_c^{(\tau)} = \frac{K_{I,c}^{(\tau)}}{\sigma_T \sqrt{\pi b} / E(k)}$$



$\frac{b}{a} = 0.2$

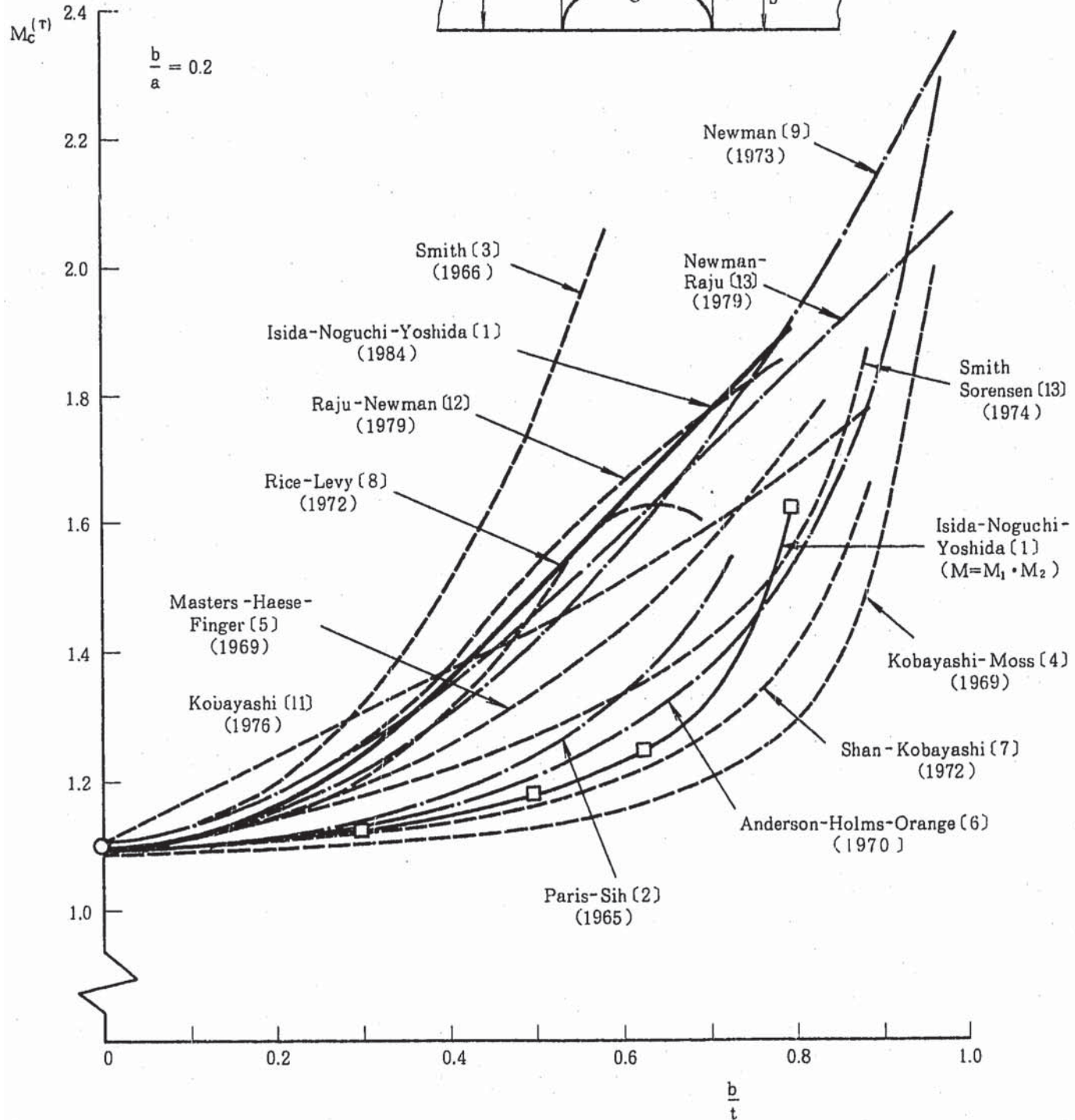


Fig. D. 2.1 NONDIMENSIONAL STRESS INTENSITY FACTOR
 STRESS INTENSITY FACTORS HANDBOOK, Vol.2,
 P. 706 , PERGAMON PRESS, 1987

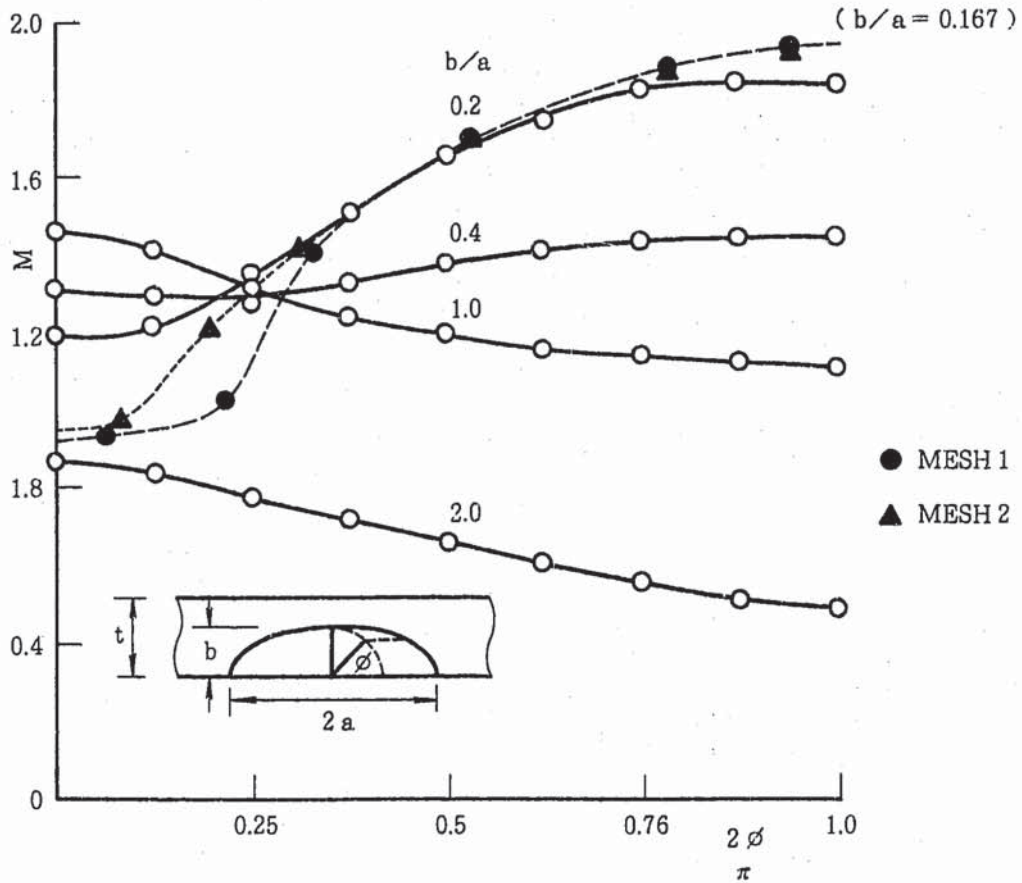
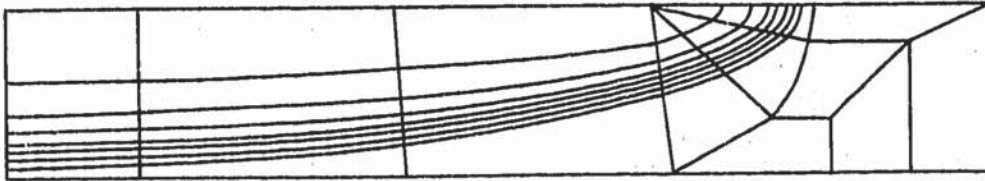
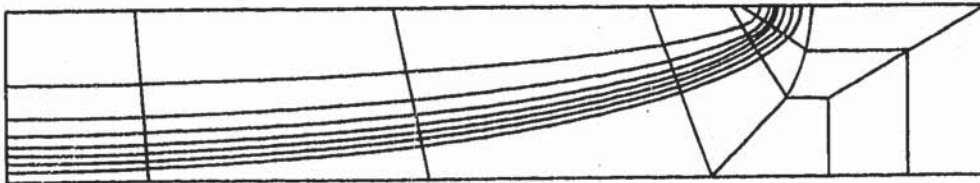


Fig. D. 2.2 Distribution of stress intensity factors along crack front for semi-elliptical surface cracks ($b/t = 0.8$)



(a) MESH 1



(b) MESH 2

Fig. D. 2.3 ANALYTICAL MODEL

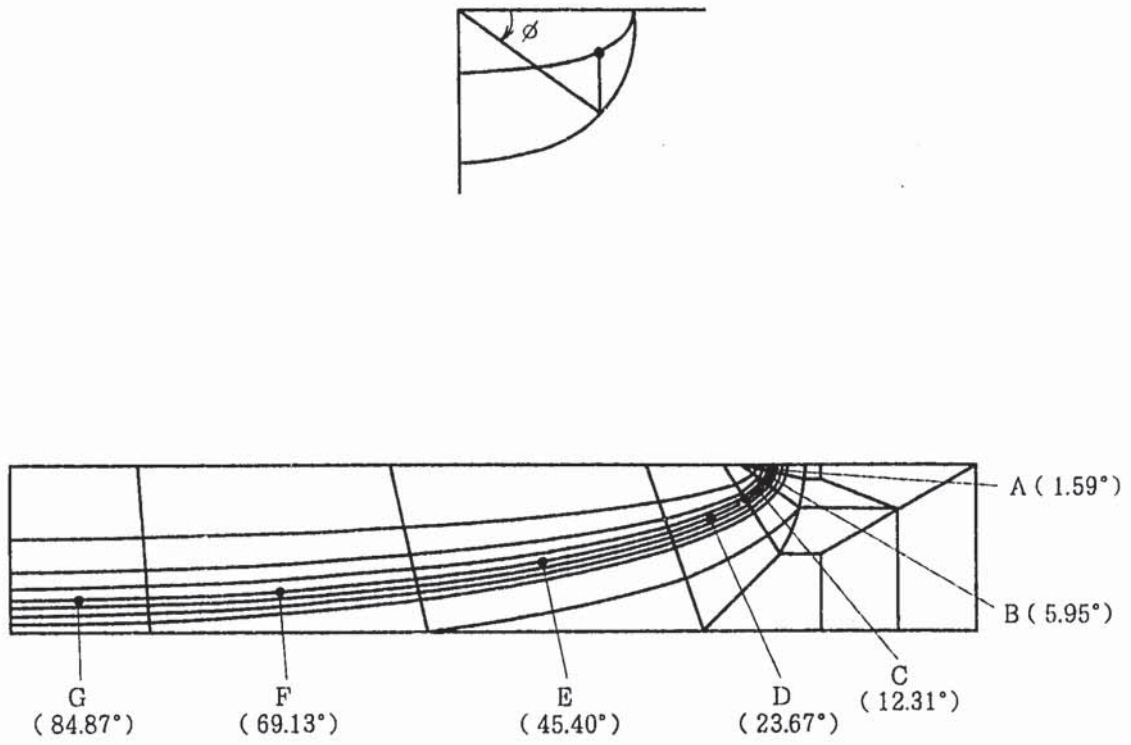
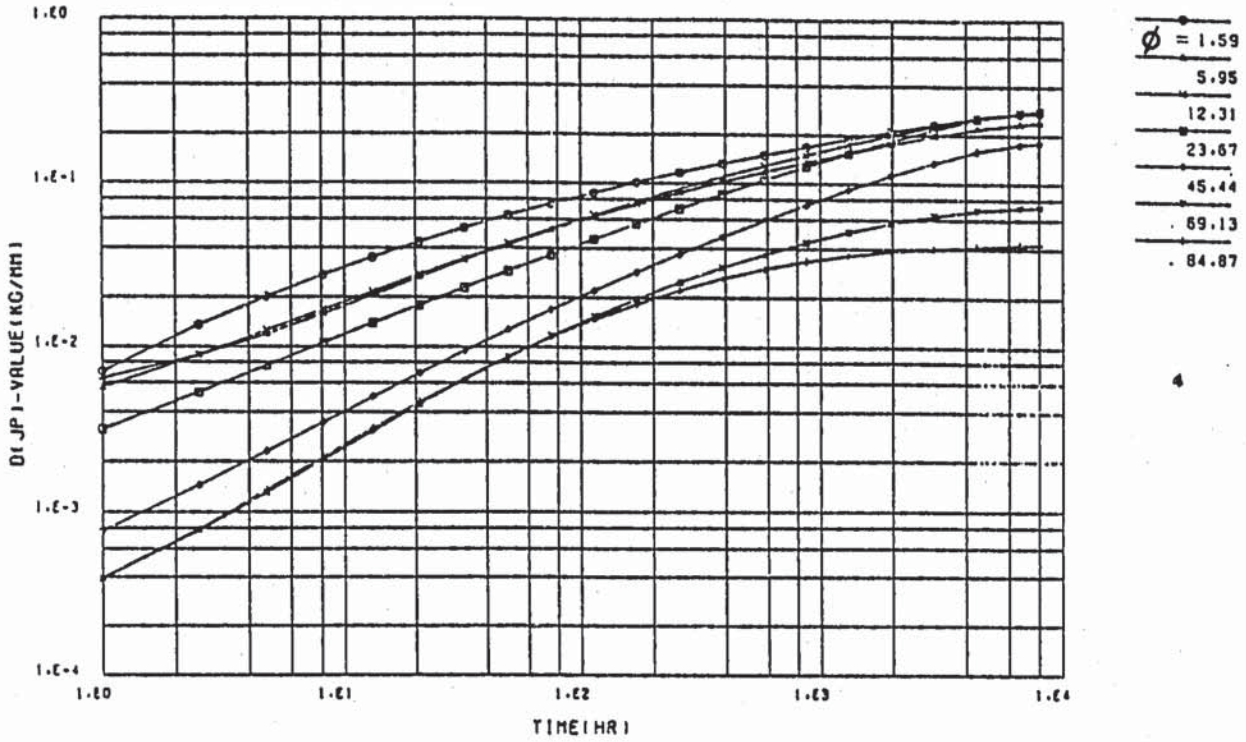
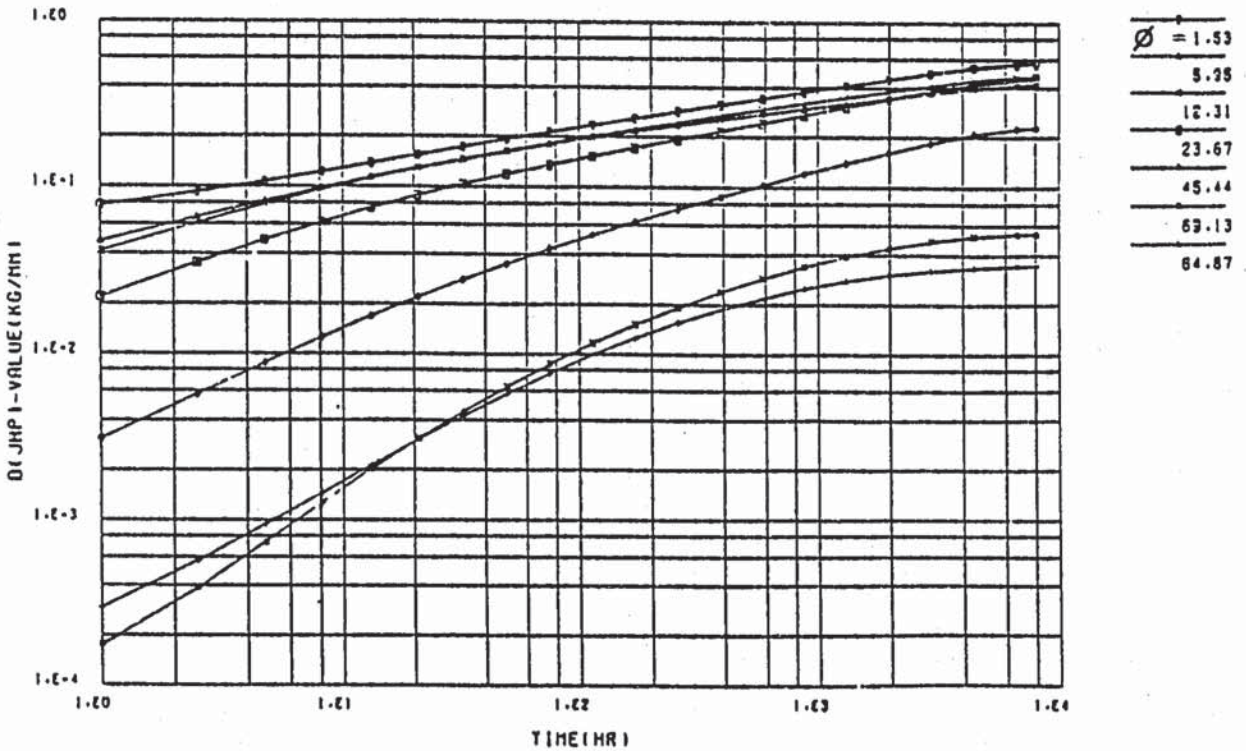


Fig.D. 2.4 FINAL MESH AND INTEGRATION PATH



(a) CASE-1-C-7 A/T=0.80 D (JP) - VALUE HISTORY (B)



(b) CASE-1-C-7 A/T=0.80 D (JHP) - VALUE HISTORY (B)

Fig. D.2.5 $\Delta J'_c$ AND $\Delta \hat{J}'_c$ HISTORIES (BENDING)

附録 E 弾塑性応力ひずみ関係式

附録 E 弾望性応力ひずみ関係式

動燃が 61 年度に溶接協会に委託した FCC 小委員会の活動の中で、疲労に対する J を計算する際に動的応力ひずみ曲線を用いる方法が採用された^[E1]。この手法は文献[E1]には明記されていないが、1 サイクルの弾塑性解析をすることなしに、1/4 サイクルの解析で済まそうとする主として計算時間の短縮を狙ったものであると考えられる。ここでは、FCC で実施されたような材料試験片に対する簡易 J 評価式と照らし合わせるのではなく、エネルギー的な考察から導くことにする。

式の展開が複雑になるので二次元問題として考えると、J の表記は (E1) 式となる。

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial U_i}{\partial X} dS \right) \quad (E1)$$

Ramberg - Osgood 型の動的応力ひずみ関係式；

$$\sigma / \sigma_0 = (\varepsilon / \varepsilon_0)^n \quad (E2)$$

を仮定して積分経路 Γ 上の任意の点における応力・ひずみを $(\sigma_1, \varepsilon_1)$ として (E1) 式を書き下す。

$$W = \int_0^{\varepsilon_1} \sigma_0 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^n d\varepsilon = \frac{\sigma_1 \varepsilon_1}{1+n} \quad (E3)$$

$$\begin{aligned} T \frac{\partial U_i}{\partial X} dS &= \left(\sigma_x \frac{\partial U_x}{\partial X} + \sigma_{xy} \frac{\partial U_y}{\partial X} \right) dy \\ &\quad + \left(\sigma_{xy} \frac{\partial U_y}{\partial X} + \sigma_y \frac{\partial U_y}{\partial X} \right) dx \end{aligned} \quad (E4)$$

繰返し応力ひずみ曲線を次式のように仮定する。

$$\sigma / 2 \sigma_0 = (\varepsilon / 2 \varepsilon_0)^n \quad (E5)$$

(E5) 式を (E1) 式右辺第 1 項に代入して W の範囲 ΔW は次のようになる。

$$\Delta W = \int_0^{2\varepsilon_0} 2^{(1-n)} \cdot \sigma_0 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^n d\varepsilon = 4 \frac{\sigma_1 \varepsilon_1}{1-n} \quad (E6)$$

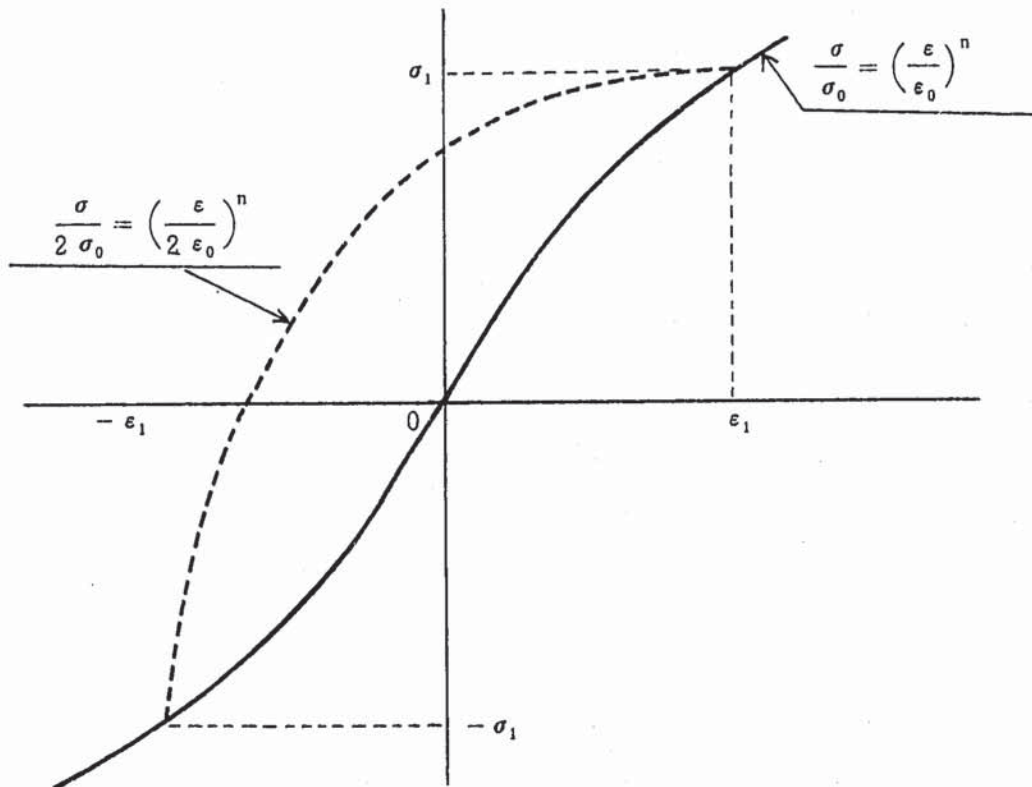
(E4) 式において $\sigma_{ij} \rightarrow 2 \sigma_{ij}$, $U_{ij} \rightarrow 2 U_{ij}$ とすると (E1) 式右辺 2 項目の範囲は、

$$\begin{aligned}
 & \Delta T_i \frac{\partial(\Delta U_i)}{\partial X} dS \\
 & = \left\{ 2 \sigma_x \frac{\partial(2U_x)}{\partial X} + 2 \sigma_{xy} \frac{\partial(2U_y)}{\partial X} \right\} dy \\
 & \quad + \left\{ 2 \sigma_{xy} \frac{\partial(2U_x)}{\partial X} + 2 \sigma_y \frac{\partial(2U_y)}{\partial X} \right\} dx \\
 & = 4 T_i \frac{\partial U_i}{\partial X} dS \tag{E 7}
 \end{aligned}$$

(E 3), (E 4), (E 6) 及び (E 7) 式より,

$$\begin{aligned}
 \Delta J & = \int_r (\Delta W dy - \Delta T_i \frac{\partial U_i}{\partial X} dS) \\
 & = \int_r (4 W dy - 4 T \frac{\partial U_i}{\partial X} dS) \\
 & = 4 \cdot J \tag{E 8}
 \end{aligned}$$

よって、繰返し応力ひずみ曲線が動的応力ひずみ曲線の相似形で表わされる場合には、(E 8) 式が成立する。



[E 1] 日本溶接協会原子力研究委員会, FCC小委員会: 「高速炉構造材料のクリープ疲労き裂伝播に関する試験研究(IV)」, PNC SJ 225 86-03

附録F Raju・Newmanの解による進展計算

附録F Raju・Newmanの解による進展計算

RajuとNewmanの論文

NASA Technical Paper 1578

Analysis of Surface Cracks in Finite Plate Under Tension or Bending Loads
 は有限要素法を用いて半楕円形状の表面き裂を有する有限平板に引張荷重や曲げモーメントが作用する場合の応力拡大係数を三次元弾性応力解析にてパラメトリックに計算し、適用できる他の研究者の解も参照して応力拡大係数算出用の簡易式としてまとめたものであり、軽水炉LBB用の主たる手法としてもその採用が提案されている簡易法である^[F1, F2]。

F1 Raju・Newmanの解

Fig. F1に示す深さ a 、長さ $2C$ の半楕円表面き裂を有する幅 $2b$ 、厚さ t 、高さ $2h$ の平板を対象とする。荷重としては引張応力 S_t 及び曲げ応力 $S_b = 3M/bt^2$ (M : 曲げモーメント) を対象とする。

応力拡大係数 K_i を次の形で表わす。

$$K_i = S_i \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{Q}} \cdot F_i \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi \right) \quad (\text{F1})$$

ここで、

$$i = \begin{cases} t & : \text{引張} \\ b & : \text{曲げ} \end{cases}$$

$$h \geq 5C$$

Q : 楕円の形状係数, 第2種の完全楕円積分の解であって原論文の文献9で与えられる。

F : 境界修正係数であり, 適用可能な範囲は,

$$0.2 \leq a/c \leq 2.0$$

$$0.2 \leq a/t \leq 0.8$$

$$0.2 \leq c/b \leq 0.8$$

引張及び曲げに対して式(F1)は次式で与えられる。

$$K_i = F (S_t + HS_b) \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \quad (\text{F2})$$

$$0 < a/c \leq 1.0$$

$$0 \leq a/t < 1.0$$

$$\begin{aligned} c/b &< 0.5 \\ 0 &\leq \phi \leq \pi \end{aligned}$$

ここで形状係数の近似式は,

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65}, \quad \frac{a}{c} \leq 1 \quad (\text{F } 3)$$

境界修正係数は,

$$F = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] f_\phi \cdot g \cdot f_w \quad (\text{F } 4)$$

$$\left\{ \begin{aligned} M_1 &= 1.13 - 0.09 \left(\frac{a}{c}\right) \\ M_2 &= -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + a/c} \\ M_3 &= 0.5 - \frac{1.0}{0.65 + a/c} + 14 \left(1.0 - \frac{a}{c}\right)^{24} \\ g &= 1 + \left[0.1 + 0.35 \left(\frac{a}{t}\right)^2 \right] (1 - \sin \phi)^2 \\ f_\phi &= \left[\left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi \right]^{1/4} \\ f_w &= \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2b} \cdot \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{1/2} \end{aligned} \right.$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^P \phi \quad (\text{F } 5)$$

$$\left\{ \begin{aligned} P &= 0.2 + a/c + 0.6 \cdot a/t \\ H_1 &= 1 - 0.34 \frac{a}{t} - 0.11 \cdot \frac{a}{c} \cdot \frac{a}{t} \\ H_2 &= 1 + G_1 \frac{a}{t} + G_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 \end{aligned} \right.$$

$$\left\{ \begin{aligned} G_1 &= -1.22 - 0.12 \cdot a/c \\ G_2 &= 0.55 - 1.05 \left(\frac{a}{c}\right)^{0.75} + 0.47 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.5} \end{aligned} \right.$$

(F2) 式の試差は有限要素解と比較して±5%である。

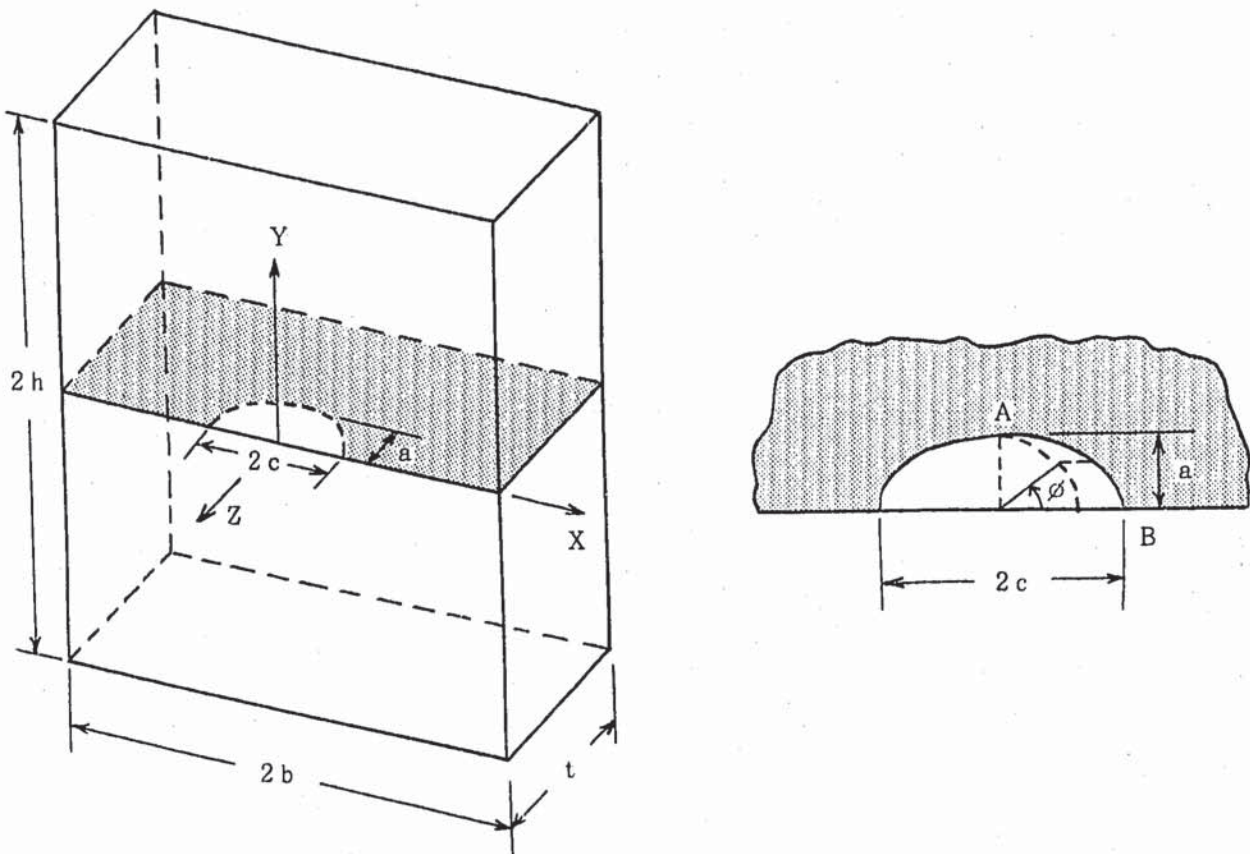


Fig.F1 SURFACE CRACK IN A FINITE PLATE

F2 き裂進展計算

式(F2)からわかるように、引張に対してはFによって、曲げに対してはFHによって K_I の概略値が決まる。Fig. F 2.1 及び Fig. F 2.2 は F 及び FH の値を a/t と a/c をパラメータにして示したものであり、これらの図からき裂進展状況をつかむことができる。Fig. F 2.1 は St に対する F を示しており、初期想定き裂として $a/t = 0.25$, $a/c = 0.1667$ の形状を考えると、F の最大値は離心角 $2\phi/\pi = 1.0$ で生じ、最小値は $2\phi/\pi = 0.0$ (表面) で生じる。これに疲労負荷を与えると、Paris 則にてき裂進展速度は K_I のほぼ 4 乗に比例するので、表面よりも $2\phi/\pi = 1.0$ の方が $(F_{1.0}/F_{0.0})^4 \approx (1.5/0.55)^4 = 55$ 倍進展速度が速くなるため、き裂形状は $a/c > 0.1667$ となり、丸くなっていく。更にき裂が深くなって(丸くなって) $a/t = 0.6$ 又は 0.8 で $a/c = 1.0$ 程度になると、今度は表面のき裂進展速度が速くなって、き裂形状は $a/c < 1.0$ となる。

Fig. F 2.2 は曲げ荷重に対する $F \cdot H$ を示しており、この場合にも初期想定き裂として $a/t = 0.25$, $a/c = 0.1667$ を考えると、初期の $F \cdot H$ の表面と $2\phi/\pi = 1.0$ における大小関は同一であって $a/c > 0.1667$ の方向にき裂形状は変化するが、 a/t が大きくなるに従って $2\phi/\pi =$

1.0のF・Hは低下するのに対して表面のF・Hは殆ど変わらないために、表面き裂長が長くなる方向にき裂は進展していく。いずれの場合もこれらの分布形状とParis則の定数値によってき裂の進展形態は決まる。

き裂の進展に伴う形状変化を簡易に考慮して進展計画を行うことを考える。進展計算は文献〔F1〕と同様に表面と $2\phi/\pi = 1.0$ の2点のみで実施し、深さ方向に ΔA_i (mm)進展させるに要するサイクル数 ΔN_i に対応した表面方向の進展量 ΔC_i を求める計算から次の計算ステップの a_{i+1} と C_{i+1} を算出する計算を繰り返す。計算の流れをFig. F 2.3に示す。 $\Delta a/t$ の増分は表面き裂長さ c/t に影響を及ぼさない程度に小さく設定し(Fig. F 2.4), $\Delta a/t = 0.0025$ 一定とした。用いたParis則の定数はJamesら〔F4〕の式である。

$$\frac{da}{dN} = 1.44 \times 10^{-10} \times \Delta K_i^{3.41}$$

曲げ $S_b = 15 \text{ kgf/mm}^2$, 引張 $S_t = 15 \text{ kg/mm}^2$ 及び膜+曲げ $S_b = S_t = 7.5 \text{ kgf/mm}^2$ に対して表面及び $2\phi/\pi = 1.0$ の進展計算結果をFig. F 2.5に示す。同図ではこれら2点間を楕円で結んで示した。一定のき裂深さ, 例えば $a/t = 0.9$ に到達する繰返し回数は引張に対して6720サイクルであるのに対し, 曲げの場合には137000サイクルと約20倍大きく, これはFig. F 2.2において $2\phi/\pi = 1.0$ におけるF・Hがき裂の進展に伴って小さくなるからである。き裂の形態は一定繰返し数, 例えば5000サイクル程度を見れば3ケース共 c/t は殆ど同一であるが a/t が異なる。 $a/t = 0.9$ のときの c/t は曲げ荷重のときが最大であり, 引張荷重によるその3.5倍程度である。

次に, き裂進展に伴う形状変化を全く考慮しないRaju・Newmanの解, 即ち $a/c = 0.1667$ に対する結果のみを用いて同様のき裂進展計算を行うとFig. F 2.6に示すようなき裂形態となる。

Table F 2.1 EFFECT OF DATA BASE

	MEMBRANE	M + B	BENDING
CYCLE AT	6720*	73200*	137000*
$a/t = 0.9$	4050	9700	73200
C/T AT	1.79*	2.04*	6.15*
$a/t = 0.9$	1.51	1.54	2.03

* Upper side value shows results with consideration of a/c change.

- 〔F1〕 通産省原子力発電技術顧問会，機器部会，LBBワーキンググループ；「軽水型原子力発電所における想定配管破損事故に関する防護基準の策定 …… LBB概念の成立性に関する検討報告書 …… 』，昭和61年4月
- 〔F2〕 炭素鋼配管，溶接部等信頼性実証試験実施委員会；「溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書」，原子力工学試験センター，昭和62年3月
- 〔F3〕 通産省原子力発電技術顧問会，安全評価検討会；「LBB概念を適用した原子炉冷却圧力バウンダリに属する配管の想定破損事故に対する防護設計について（案）」，昭和62年7月
- 〔F4〕 L.A.James and E.B.Shwenk. Jr.；“Fatigue crack Propagation Behavior of Type 304 Stainless Steel at Elevated Temperature”，Mata. Trans., 2, 2 (1971). PP.491 - 496

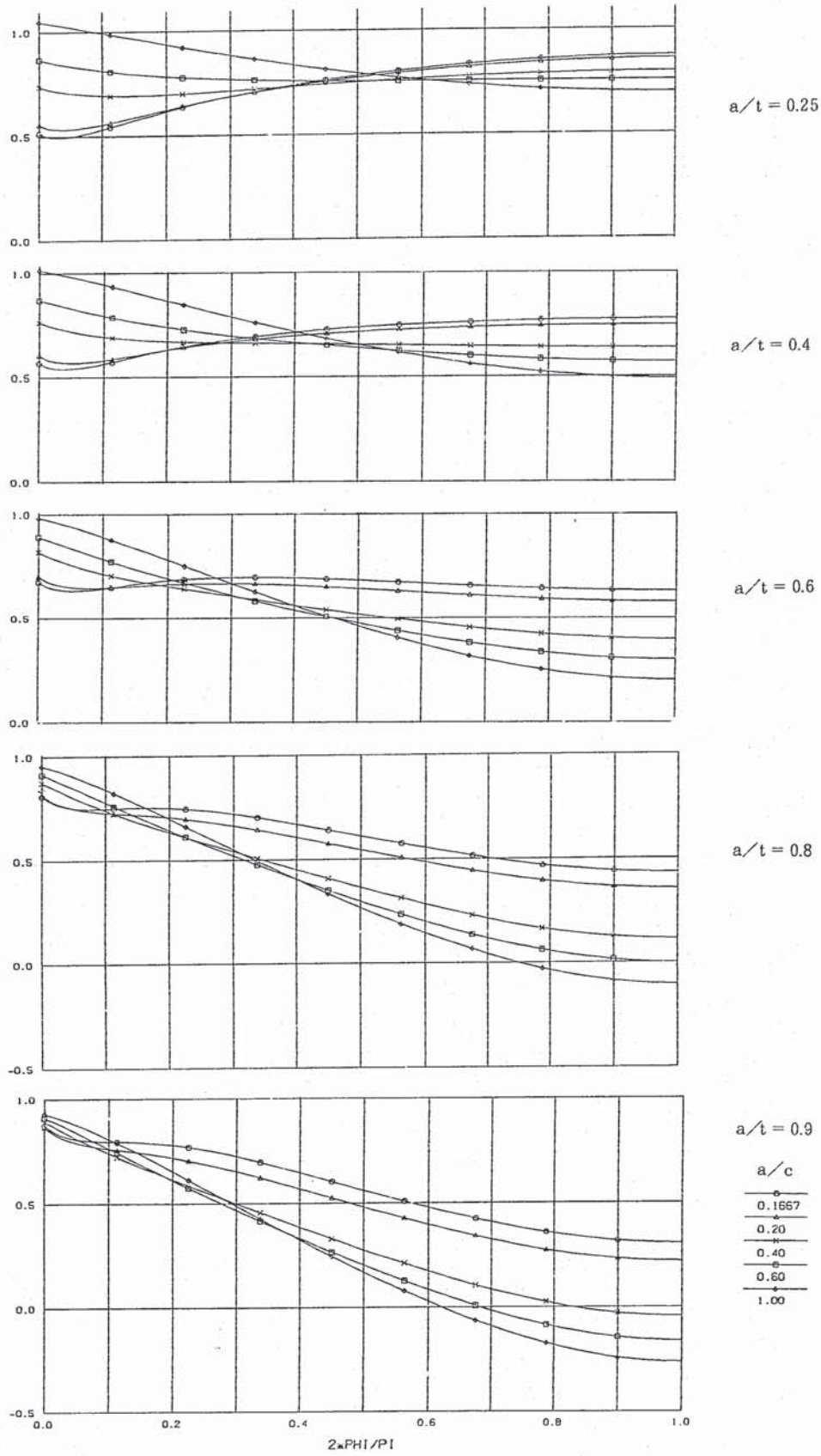


Fig. F 2.1 DISTRIBUTION OF BOUNDARY CORRECTION FACTOR F FOR TENSION LOAD

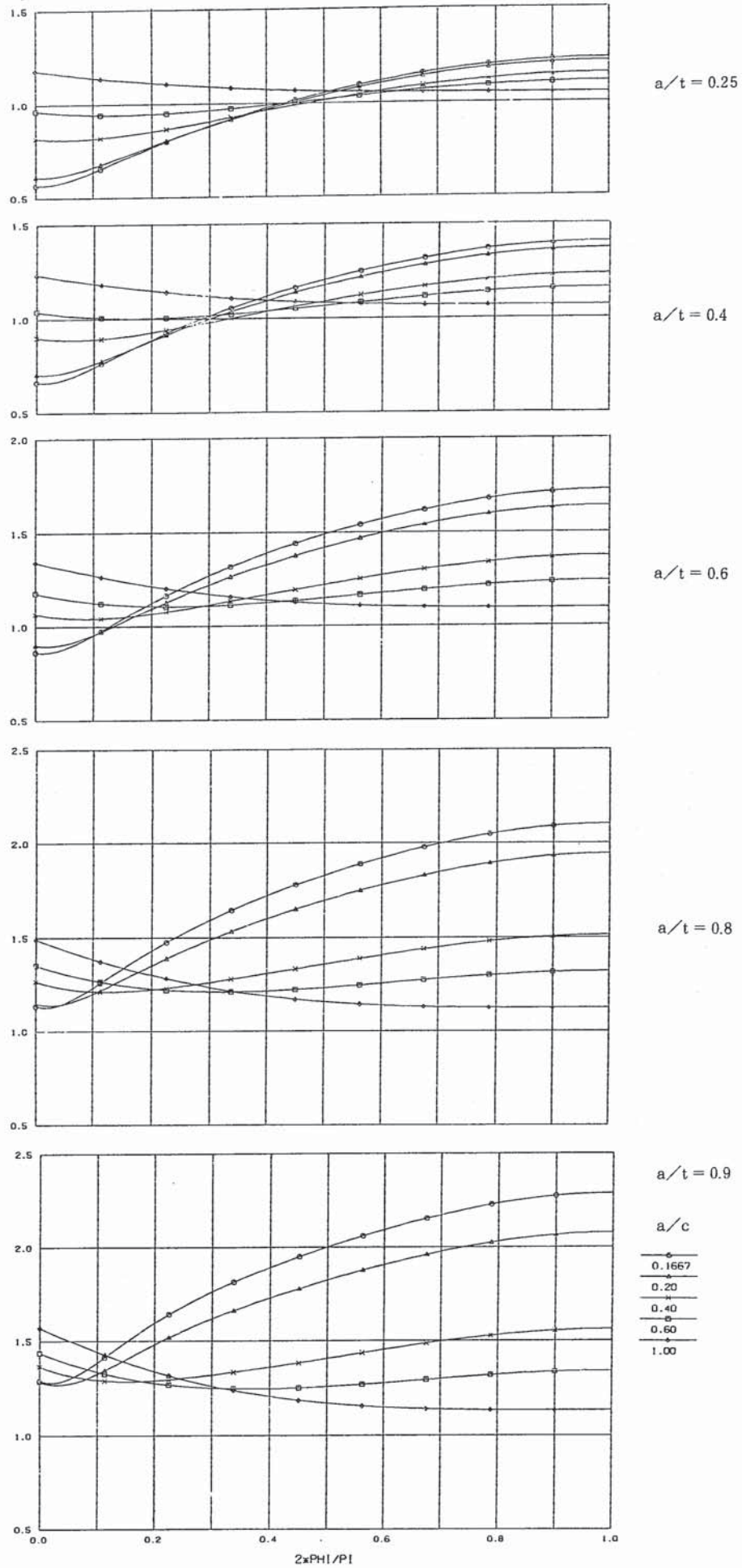


Fig. F.2.2 DISTRIBUTION OF BOUNDARY CORRECTION FACTOR F-H FOR BENDING LOAD

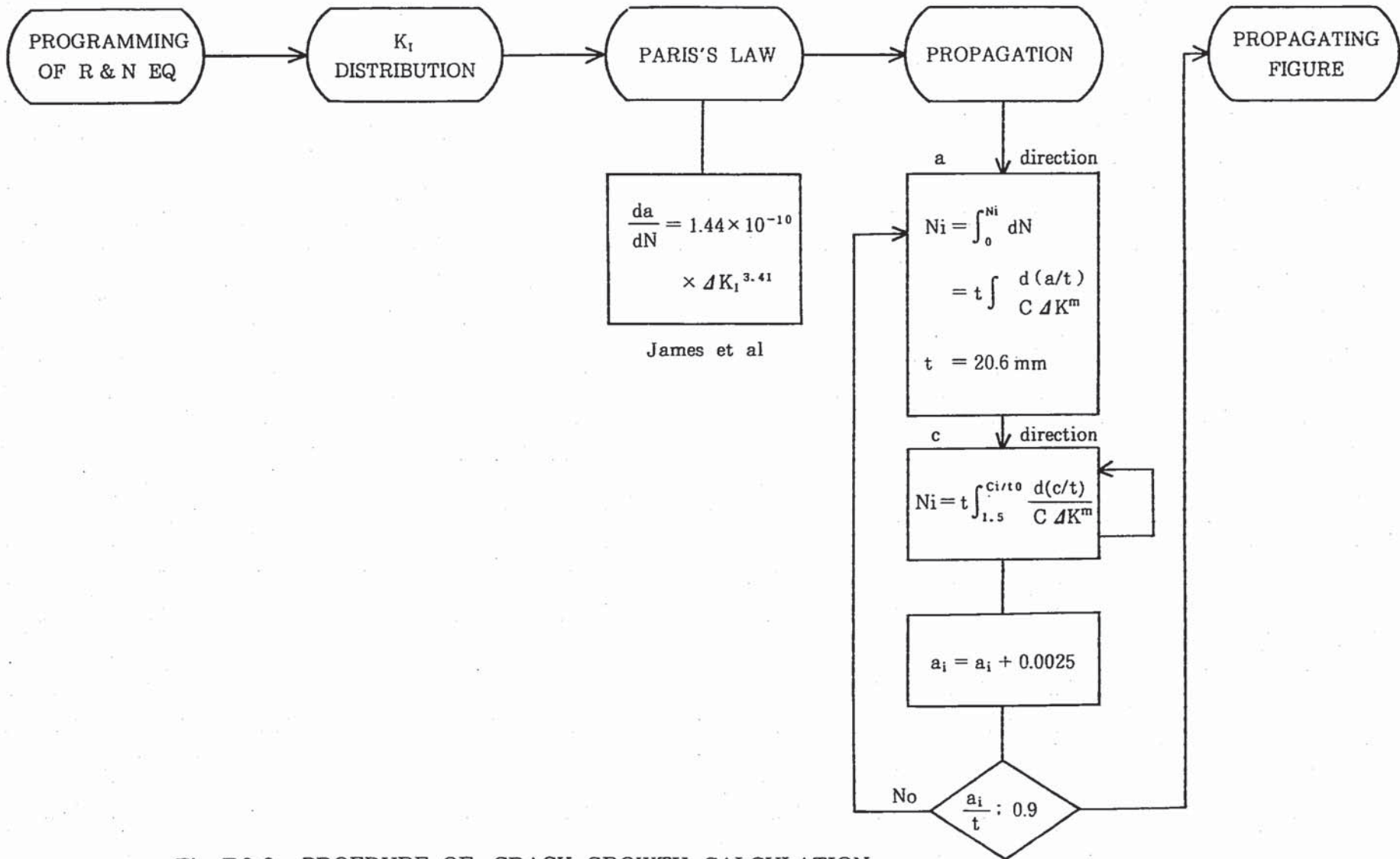
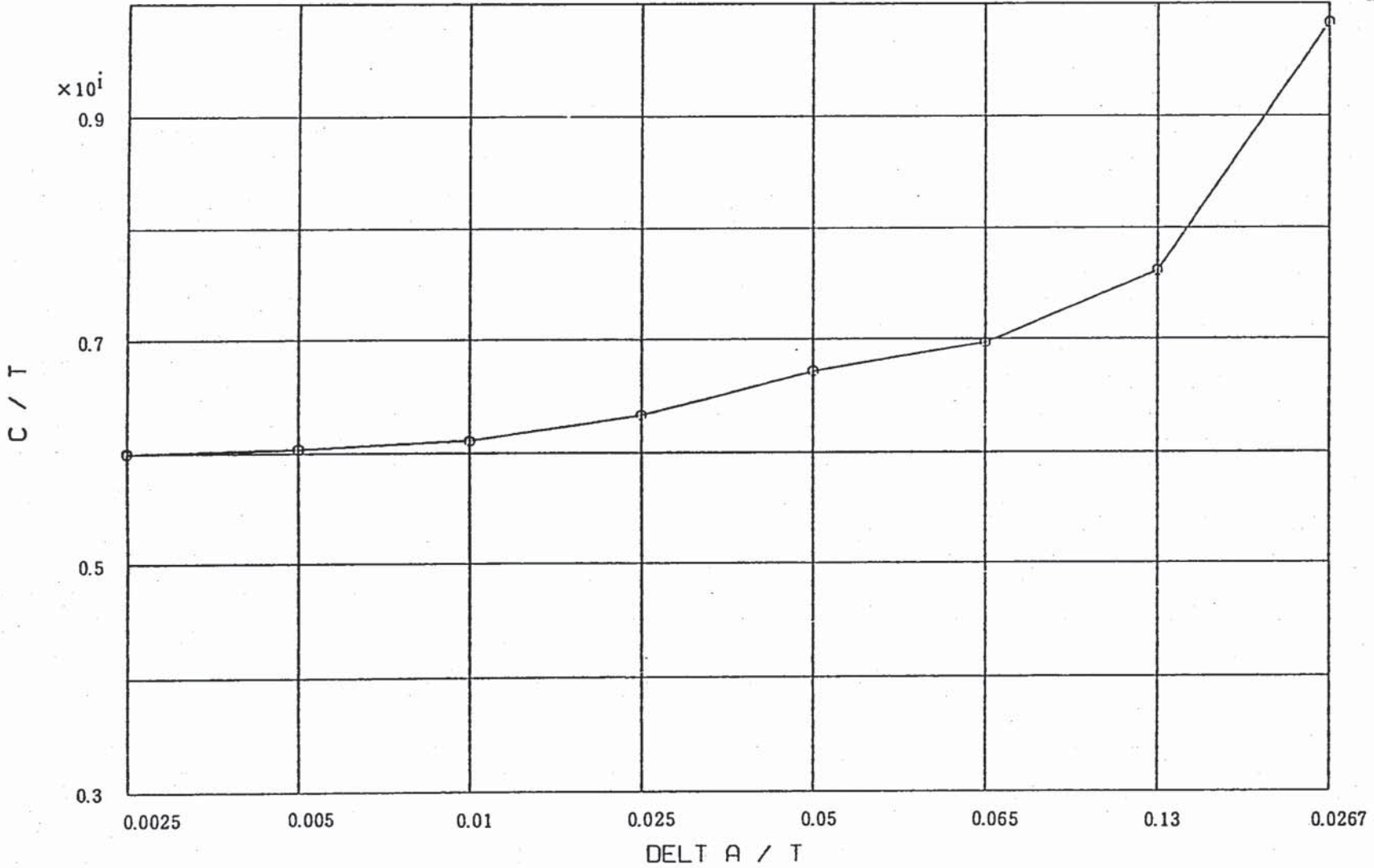
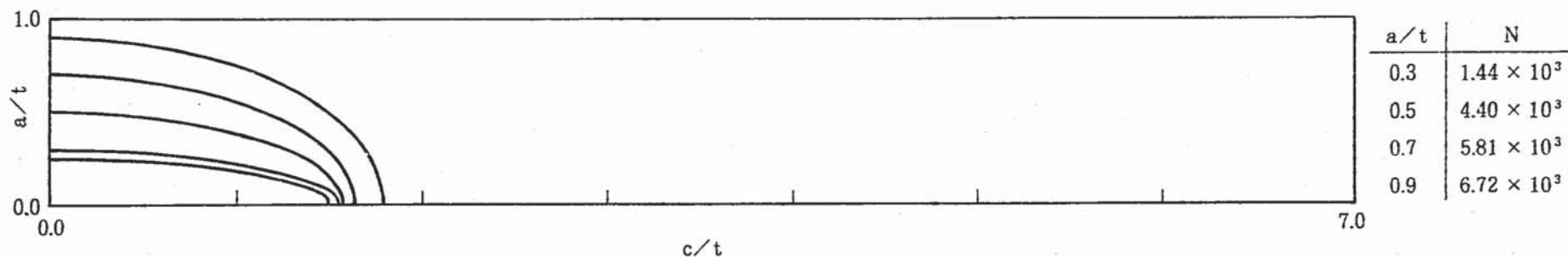


Fig. F 2.3 PROEDURE OF CRACK GROWTH CALCULATION

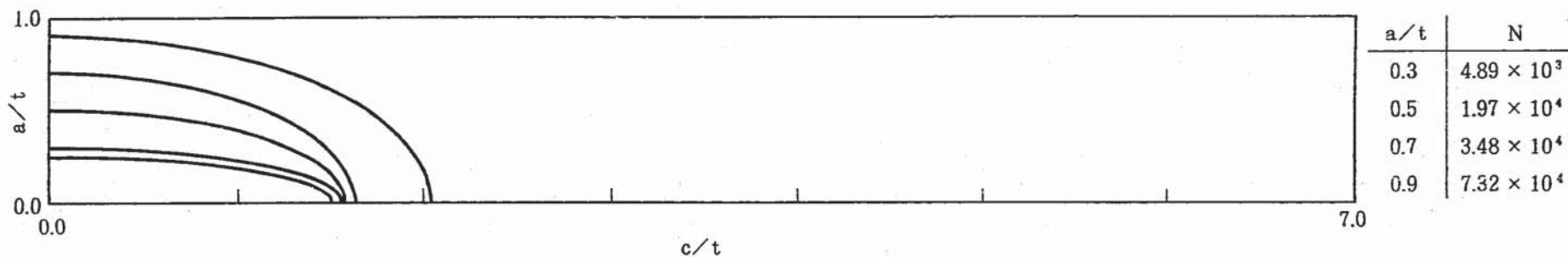


(ST = 0.0 SB = 15.0 T = 20.6 B = 500.0)

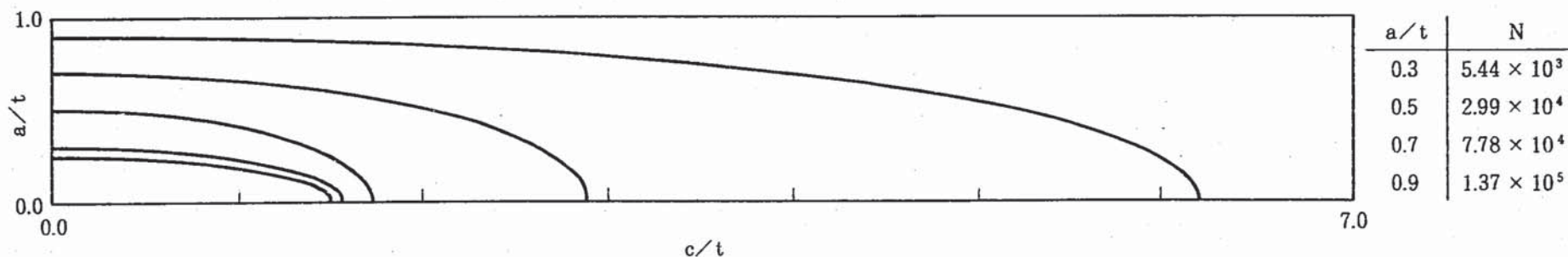
Fig. F.2.4 INFLUENCE OF CRACK DEPTH INCREMENT $\Delta a/t$



ST = 15.0 SB = 0.0



ST = 0.0 SB = 15.0



ST = 0.0 SB = 15.0

Fig. F. 2.5 CRACK SHAPE WITH CONSIDERATION

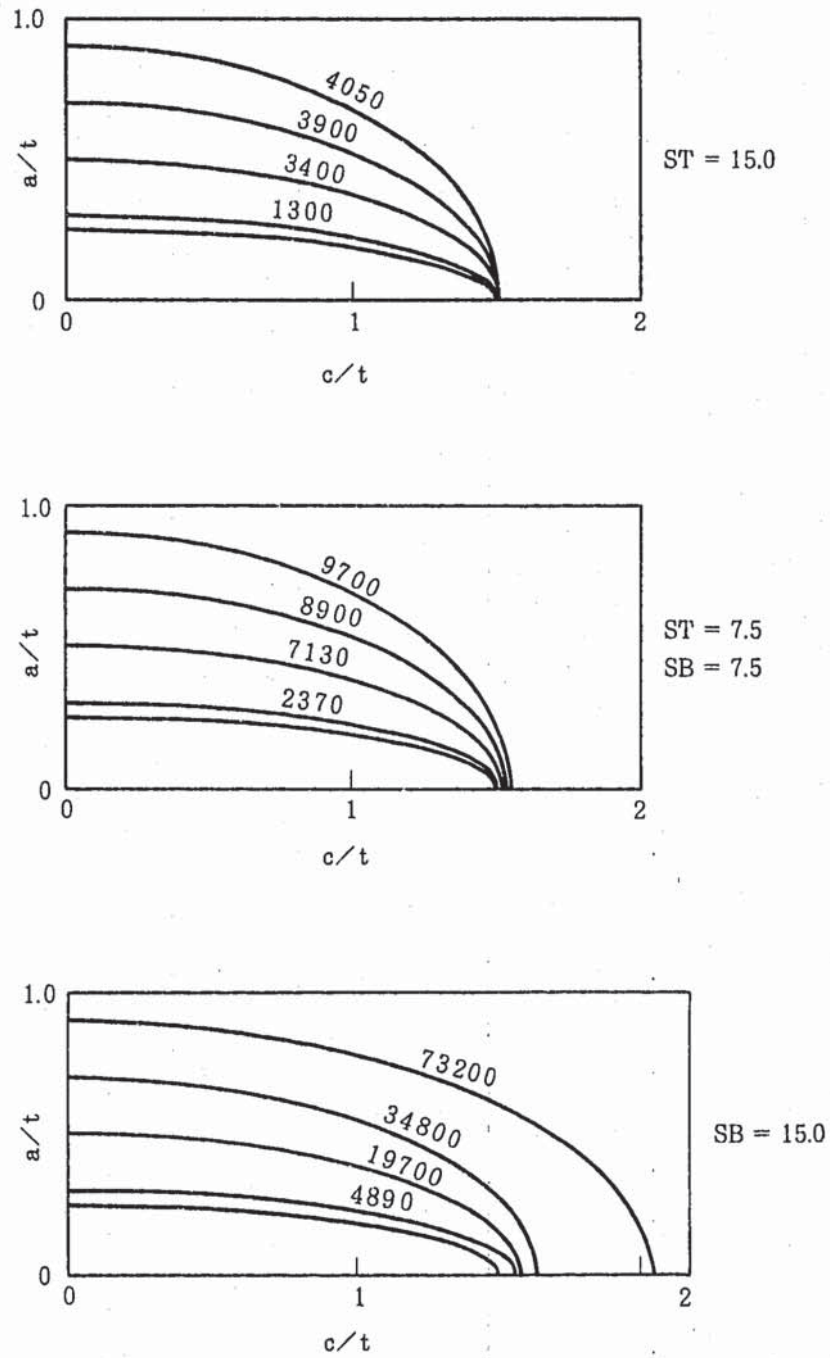


Fig. F2.6 CRACK SHAPE WITHOUT CONSIDERATION OF a/c CHANGE

附録 G き裂進展方向

附録 G き裂進展方向

半楕円表面き裂のき裂前縁の位置は通常離心角 ϕ と a/t で表わされる。弾性解析解に基づく半楕円き裂の進展計算では $\phi = 0^\circ$ 及び 90° の点のみの進展が計算され途中の値は 2 点を通る半楕円にて表示されることが多い。一方非弾性解析に基づく場合には、弾性解析による場合よりも労力がかかる分以上に精度を向上させる必要があり、き裂の進展を $\phi = 0^\circ$ 及び 90° の途中の位置においても求め、最近の研究^[G1]で指適されているような $\phi = 90^\circ$ 以外の場所でき裂が最も深くなるような現象にも対応をとらねばならない。

そこで、き裂進展方向がき裂の進展形態に及ぼす影響を把握するため、 $\phi =$ 一定及び $a/b = 0.167$ に垂直の二種類の進展経路を仮定して、進展計算を実施した。計算結果を Fig. G1 に示す。離心角一定の進展を仮定した場合には $\phi = 90^\circ$ の点が主として進展するため先のとがった形状となる。本文ではき裂は $a/b = 0.167$ の楕円に直交する方向に進展するものと仮定した。このような進展経路を仮定することによって、Fig. G. 2 に示すように $\phi = 90^\circ$ 以外の点のき裂が一番深くなるという傾向を表わすことができる。

[G1] H. UEDA ; "Surface Crack in Nonlinear Materials" , Japanese - French Seminar on Assessment of Integrity of Nuclear Structures , 1987. 8. LYON

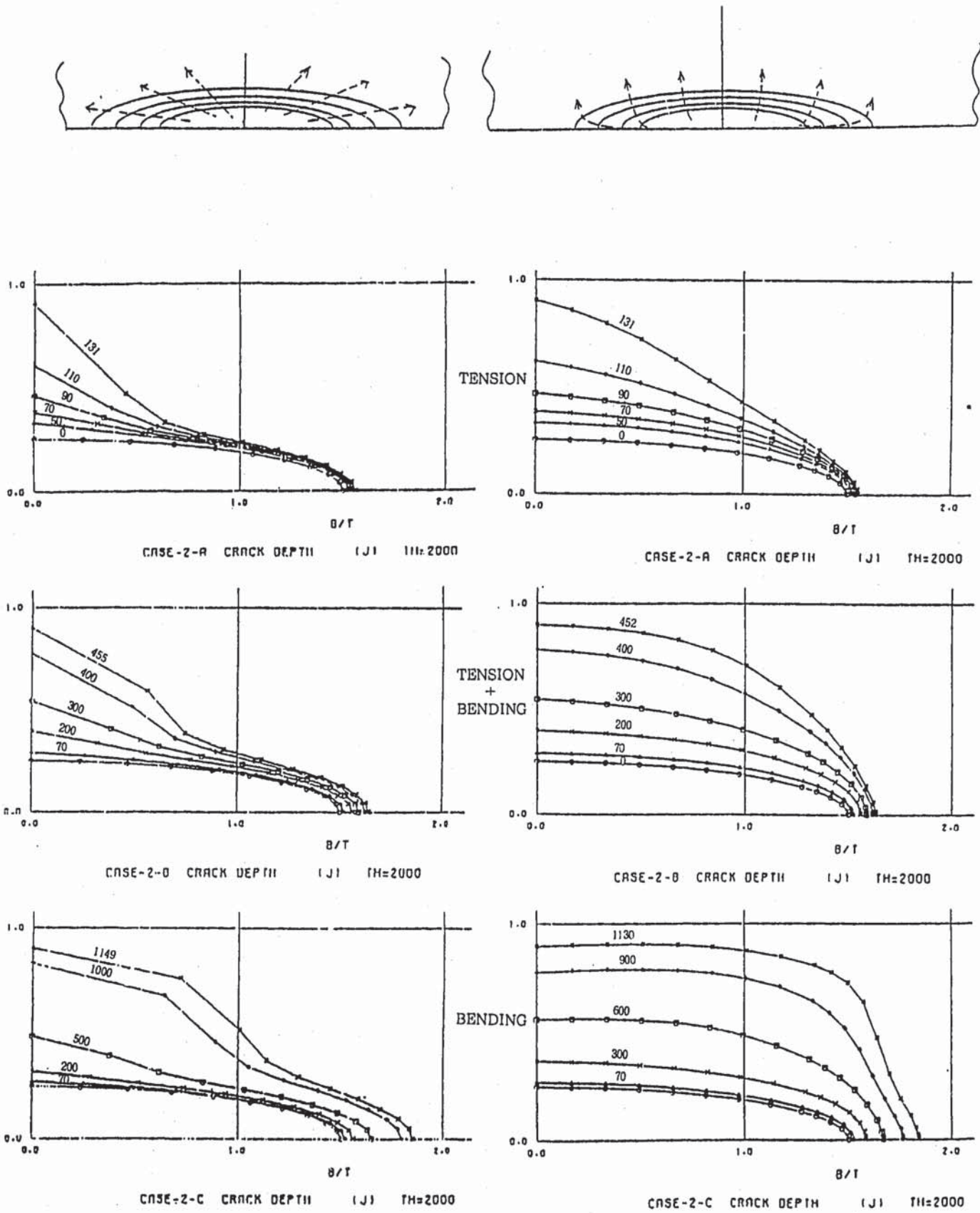
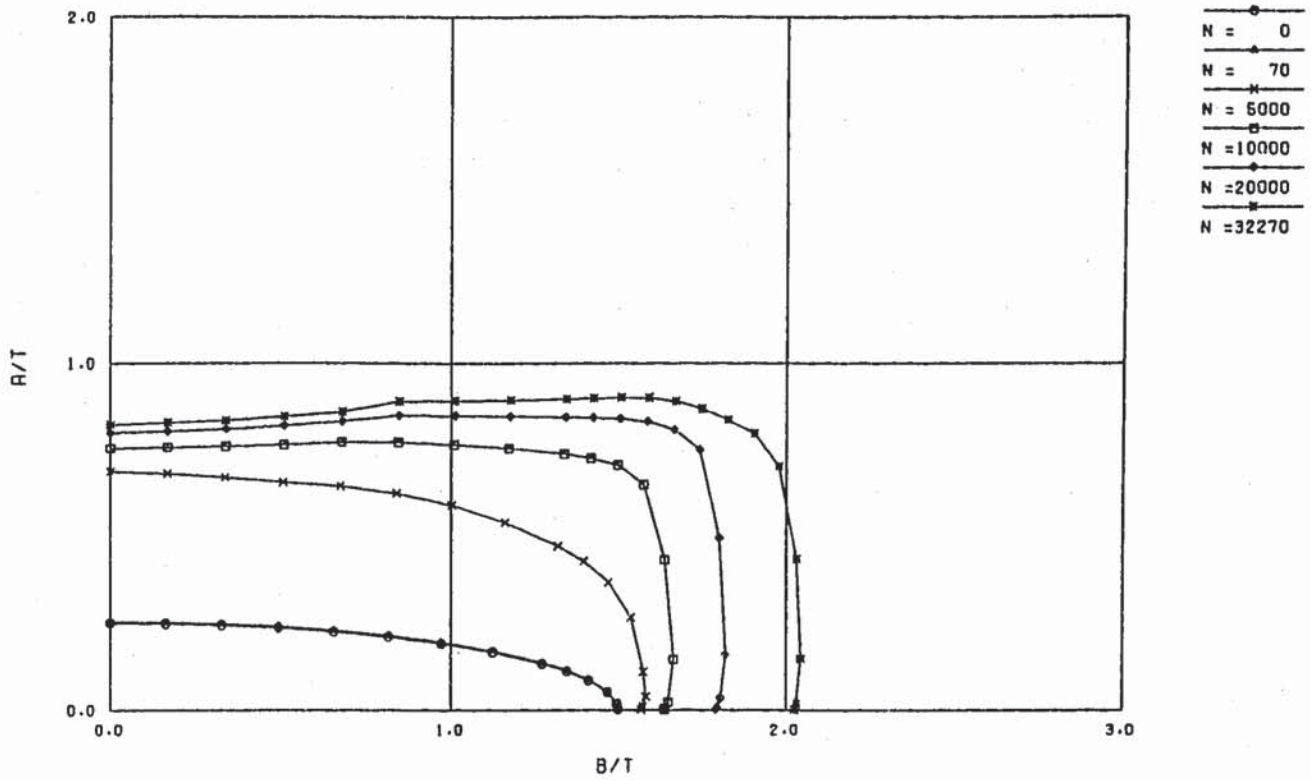
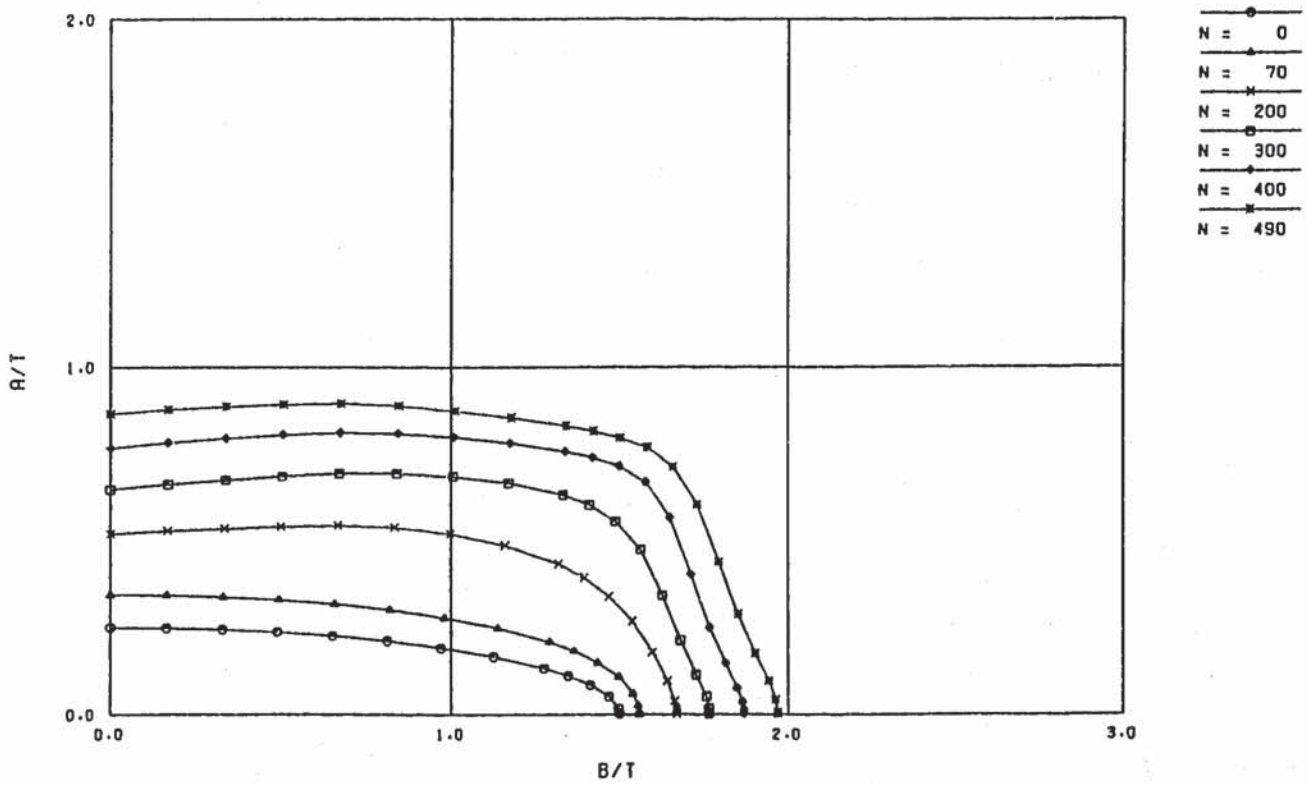


Fig. G.1 EFFECT OF PROPAGATION PATH ON CRACK SHAPE



(a) CASE-2-C CRACK DEPTH (JH) TH=0 BENDING



(b) CASE-2-C CRACK DEPTH (JH) TH=8000 BENDING

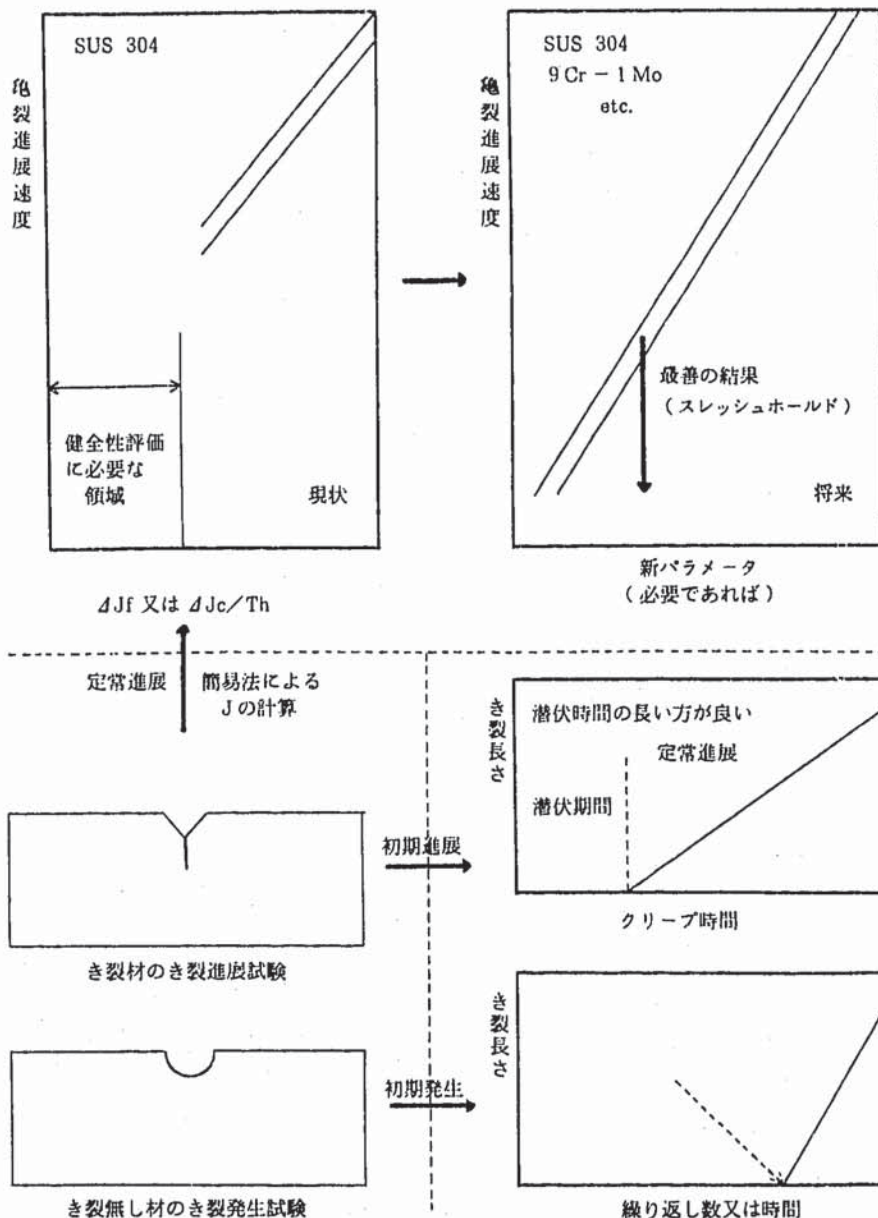
Fig. G.2 CRACK SHAPE

附録 H 今後必要な研究

附録H 今後必要な研究

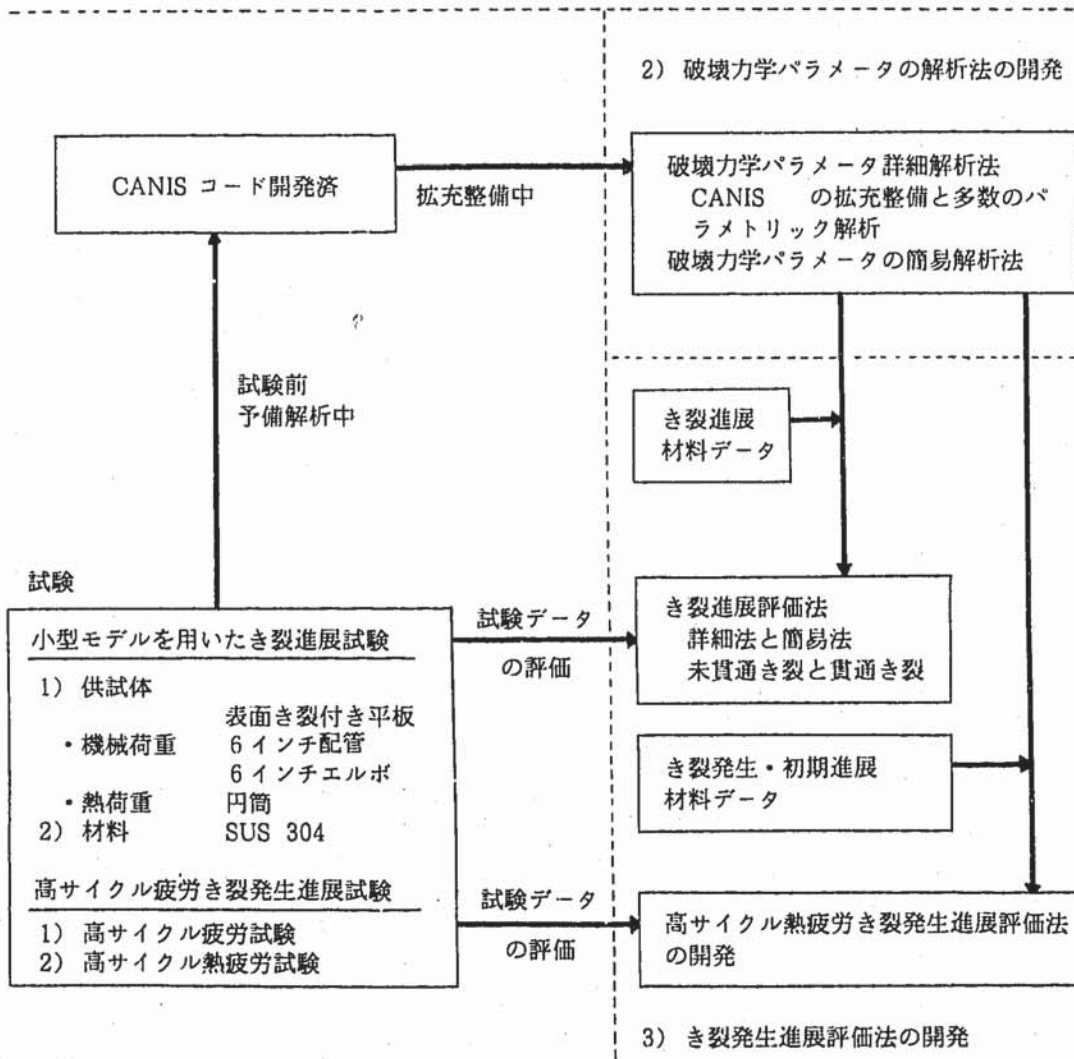
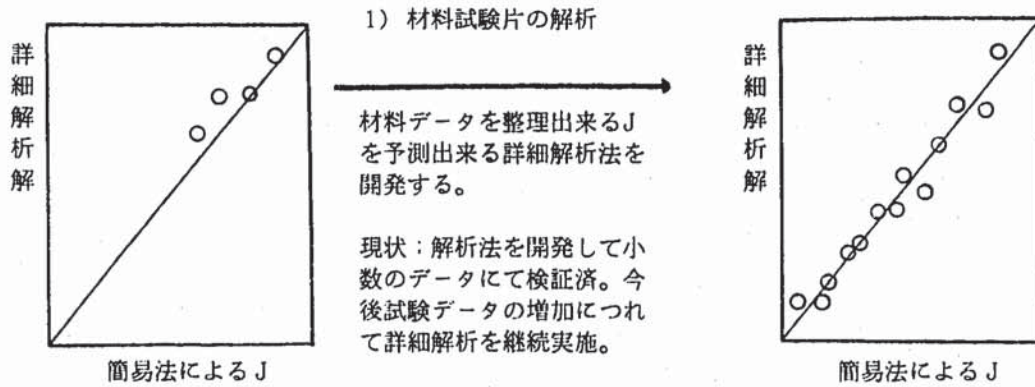
(1) 破壊力学パラメータの選定及び亀裂進展特性の定式化

材料の既存の亀裂進展データは短時間、大応力のものであり、このようなデータに対して材料試験片用の簡易法によって求めた疲労及びクリープのJ積分範囲を用いると亀裂進展速度をうまく表わすことが出来る。一方、健全性評価等において考えなければならない亀裂進展モードは長時間、低応力におけるクリープ疲労亀裂進展であり、このような試験条件で材料（SUS 304，9Cr-1Mo等）の亀裂進展試験を実施することによって亀裂の初期進展及び定常進展のデータを得て、長時間大応力で得た手法を改良して実機条件の解析に適用できるデータ整理方法を開発する。



(2) き裂進展解析法

き裂進展解析法は (1) 材料試験片の破壊力学パラメータ解析による解析法の開発, (2) 構造物における破壊力学パラメータ解析法の開発 (詳細及び簡易法), (3) 構造物におけるき裂発生進展評価法の開発 (詳細及び簡易法) からなり, き裂ありきとした場合のクリープ疲労による進展と貫通後の進展 (LBB, ISI 絡み) 並びにき裂の無い構造物における初生と発生後の挙動 (ストライピング) を検討対象とする。



(3) き裂開口量評価法及び漏洩率

開口及び漏洩は極限的な事象であり解析だけではなく、評価法は試験データをにらみながら作成していく必要がある。開口量は亀裂進展を伴わない貫通き裂に対しては構造物に作用する内圧、曲げモーメント等を考慮して解析的に求めることができるが、進展を伴う場合にはその評価を開口量の評価に反映する必要がある。漏洩率はスリットからの噴流として計算は可能である。何れの場合にも、両者の強い相関と問題の複雑さから、試験データを良く検討して簡易法として準備するのが適切である。

