

分置

破壊力学パラメータ解析コード

CANIS-J (2D) の改良

1995年2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)

破壊力学パラメータ解析コードCANIS-J(2D)の改良

報告者 古橋一郎*

実施責任者 若井隆純**

要 旨

FBR構造物の破壊力学解析手法整備の一環として、破壊力学パラメータ解析コードCANIS-J(2D)の改良を行った。

- ① 2時点間の応力範囲 $\Delta\sigma$ を用いた、2時点間の応力拡大係数範囲 ΔK の計算評価機能の追加
- ② 2時点間の応力範囲 $\Delta\sigma$ 、ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon$ および変位範囲 Δu を用いた、2時点間の ΔJ 積分および ΔJ_{hat} 積分の計算評価機能の追加
- ③ $J(\Delta J)$ および $J_{hat}(\Delta J_{hat})$ 計算式の積分各項毎の計算評価機能の追加
- ④ 以下の3つの計算モードを1ジョブで計算実行する機能の追加
 - ・モード0～任意時点の K 、 J 、 J_{hat} 計算
 - ・モード1～任意の2時点間の ΔK 、 ΔJ 、 ΔJ_{hat} 計算
 - ・モード2～任意の連続2時点間のクリープ J 積分(J' 、 J_{hat}')計算

特に今回機能追加された ΔK 、 ΔJ 、 ΔJ_{hat} 計算機能を確認しその適用例を示すために、ATTF環状き裂付き試験体の熱疲労き裂進展試験の破壊力学解析およびき裂進展シミュレーションを行い、以下の結果を得た。

- (1) 熱弾性および熱弾塑性応力場では、 $J(\Delta J)$ は経路独立性が成立せず、解析評価が困難であり、適用できない。これは J 積分が、弾性応力場で定義されたことによる。
- (2) $J_{hat}(\Delta J_{hat})$ は熱弾性および熱弾塑性応力場でも経路独立性が成立し、解析評価が可能であり、適用可能性が大きい。これは J_{hat} 積分が、より一般的な応力場で定義されたことによる。
- (3) ΔJ_{hat} 、熱弾性 ΔK 、き裂先端近傍の応力(ひずみ)範囲、き裂断面リガメントの正味(曲げ)応力範囲 S_n 、これらは共通の2時点間でほぼ最大値をとる。
- (4) ΔJ_{hat} を用いたき裂進展シミュレーションは試験結果に良く対応している。
- (5) これらの解析結果から、複雑な熱弾塑性荷重サイクルを受けるき裂付き構造物の破壊力学解析および評価において、 $J_{hat}(\Delta J_{hat})$ が、き裂先端領域の応力(範囲)、ひずみ(範囲)、リガメントの正味断面応力(範囲)およびき裂進展力などの力学情報を代表する単一の破壊力学パラメータとして有力であることが示された。

* (株)CRC総合研究所

** 大洗工学センター、安全工学部、機器・構造安全工学室

Revisions of fracture mechanics parameters analysis code CANIS-J(2D)

Writer I. Furuhashi *

ABSTRACT

Officer T. Wakai **

Revisions have been done on CANIS-J(2D) that calculates fracture mechanics parameters of 2-dimensional structures containing cracks or notches.

- ① Evaluation of ΔK between arbitrary two steps on the basis of $\Delta \sigma$.
- ② Evaluation of ΔJ and $\Delta J_{h.a.t.}$ between arbitrary two steps on the basis of $\Delta \sigma$, $\Delta \varepsilon$ and Δu .
- ③ Evaluation of each terms of J (ΔJ)-integral and $J_{h.a.t.}$ ($\Delta J_{h.a.t.}$)-integral.
- ④ Execution of following three mode calculations in one job run.
 - Mode-0 ~ calculation of K , J and $J_{h.a.t.}$ at any step.
 - Mode-1 ~ calculation of ΔK , ΔJ and $\Delta J_{h.a.t.}$ between arbitrary two steps.
 - Mode-2 ~ calculation of J and $J_{h.a.t.}$ between any continuous steps.

To verify the validity of the revised code, we performed fracture mechanics analyses and crack growth simulations of thermal fatigue crack growth tests of circumferentially slitted cylinders subjected to cyclic thermal transients. And we got following results.

- (1) At thermal-elastic and at thermal-elasto-plastic conditions, J (ΔJ)-integral is not path-independent and can not be properly evaluated. The reason is that J -integral is defined at elastic condition.
- (2) At thermal-elastic and at thermal-elasto-plastic conditions, $J_{h.a.t.}$ ($\Delta J_{h.a.t.}$)-integral is good enough path-independent and can be properly evaluated. The reason is that $J_{h.a.t.}$ -integral is defined at more generalized stress conditions.
- (3) $\Delta J_{h.a.t.}$, thermal-elastic ΔK , $\Delta \sigma$ (or $\Delta \varepsilon$) at near the crack tip, and net-section bending stress range S_n at crack ligament, these take approximate maximum values between the common two steps.
- (4) Crack growth simulations based on $\Delta J_{h.a.t.}$ agree well with the behaviors observed at tests.
- (5) These results assist that, on the fracture mechanics evaluations of flawed structures subjected to complicated thermal-elasto-plastic load cycles, $J_{h.a.t.}$ ($\Delta J_{h.a.t.}$)-integral will be a possible fracture mechanics parameter which corresponds to stress(range) and strain(range) at near the crack tip, to net-section stress(range) of the ligament of the crack, and to crack propagation driving force.

* CRC Research Institute, Inc.

** Structure Safety Engineering Section, Safety Engineering Division, OEC, PNC

目次

1. 緒言	1
2. 計算式	3
2.1 応力拡大係数 K	3
2.2 J 積分	4
2.3 J_{hat} 積分	5
2.4 J' 積分	6
2.5 J_{hat}' 積分	7
2.6 応力拡大係数範囲 ΔK	8
2.7 ΔJ 積分	9
2.8 ΔJ_{hat} 積分	10
3. A T T F 環状き裂の熱疲労き裂進展試験の解析	12
3.1 試験概要	12
3.2 伝熱解析概要	13
3.3 熱応力解析概要	18
3.4 破壊力学パラメータ解析	50
3.4.1 熱弾性解析による破壊力学パラメータ	50
3.4.2 熱弾塑性解析による破壊力学パラメータ	51
3.5 き裂進展シミュレーション	63
3.5.1 熱弾性解析による最大 J_{hat} (最大 ΔJ_{hat}) を用いたシミュレーション	63
3.5.2 熱弾塑性解析による最大 ΔJ_{hat} を用いたシミュレーション	64
4. 結言	69
5. 参考文献	70
6. 付録 CANIS-J (2D) 新バージョンの使用上の注意	71

表リスト

表3.1	SUS304の熱弾性特性	19
表3.2	SUS304の熱弾塑性特性	19
表3.3	破壊力学パラメータ計算結果(熱弾性解析)	53
表3.4	破壊力学パラメータ計算結果(熱弾塑性解析)	53

図リスト

図2.1	2次元き裂	11
図2.2	2次元き裂のJ積分	11
図2.3	2次元ノッチのJ積分	11
図3.1(1)	温度時間変化計測値(1サイクル)	14
図3.1(2)	温度時間変化計測値(0~150sec)	15
図3.2(1)	温度時間変化解析結果(1サイクル)	16
図3.2(2)	温度時間変化解析結果(0~150sec)	17
図3.3	FEMモデル(a=1mm)	20
図3.4	FEMモデル(a=9mm)	21
図3.5	FEMモデル(a=25mm)	22
図3.6(1)	き裂断面の σ_z 分布(熱弾性解析、a=1mm)	23
図3.6(2)	き裂面の u_z 分布(熱弾性解析、a=1mm)	24
図3.6(3)	き裂先端近傍の応力の時間変化(熱弾性解析、a=1mm)	25
図3.6(4)	き裂先端近傍の(σ_z, ϵ_z)履歴(熱弾性解析、a=1mm)	26
図3.7(1)	き裂断面の σ_z 分布(熱弾性解析、a=9mm)	27
図3.7(2)	き裂面の u_z 分布(熱弾性解析、a=9mm)	28
図3.7(3)	き裂先端近傍の応力の時間変化(熱弾性解析、a=9mm)	29
図3.7(4)	き裂先端近傍の(σ_z, ϵ_z)履歴(熱弾性解析、a=9mm)	30
図3.8(1)	き裂断面の σ_z 分布(熱弾性解析、a=25mm)	31
図3.8(2)	き裂面の u_z 分布(熱弾性解析、a=25mm)	32
図3.8(3)	き裂先端近傍の応力の時間変化(熱弾性解析、a=25mm)	33
図3.8(4)	き裂先端近傍の(σ_z, ϵ_z)履歴(熱弾性解析、a=25mm)	34
図3.9	き裂断面リガメントの正味曲げ応力の時間変化(熱弾性解析)	35
図3.10(1)	き裂断面の σ_z 分布(熱弾塑性解析、a=1mm)	36
図3.10(2)	き裂面の u_z 分布(熱弾塑性解析、a=1mm)	37
図3.10(3)	き裂先端近傍の応力の時間変化(熱弾塑性解析、a=1mm)	38
図3.10(4)	き裂先端近傍の(σ_z, ϵ_z)履歴(熱弾塑性解析、a=1mm)	39
図3.11(1)	き裂断面の σ_z 分布(熱弾塑性解析、a=9mm)	40
図3.11(2)	き裂面の u_z 分布(熱弾塑性解析、a=9mm)	41

図3.11(3)	き裂先端近傍の応力の時間変化 (熱弾塑性解析、 $a = 9 \text{ mm}$)	42
図3.11(4)	き裂先端近傍の $(\sigma_z, \varepsilon_z)$ 履歴 (熱弾塑性解析、 $a = 9 \text{ mm}$)	43
図3.12(1)	き裂断面の σ_z 分布 (熱弾塑性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)	44
図3.12(2)	き裂面の u_z 分布 (熱弾塑性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)	45
図3.12(3)	き裂先端近傍の応力の時間変化 (熱弾塑性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)	46
図3.12(4)	き裂先端近傍の $(\sigma_z, \varepsilon_z)$ 履歴 (熱弾塑性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)	47
図3.13	き裂断面リガメントの正味曲げ応力の時間変化 (熱弾塑性解析)	48
図3.14	解析モデル端部の正味曲げ応力の時間変化 (熱弾塑性解析)	49
図3.15	K_I の時間変化 (熱弾性解析)	54
図3.16	J_{hat} の時間変化 (熱弾性解析)	55
図3.17	各積分経路の J, J_{hat} (熱弾性解析、 $a = 1 \text{ mm}$)	56
図3.18	各積分経路の J, J_{hat} (熱弾性解析、 $a = 9 \text{ mm}$)	57
図3.19	各積分経路の J, J_{hat} (熱弾性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)	58
図3.20	J_{hat} の時間変化 (熱弾塑性解析)	59
図3.21	各積分経路の J, J_{hat} (熱弾塑性解析、 $a = 1 \text{ mm}$)	60
図3.22	各積分経路の J, J_{hat} (熱弾塑性解析、 $a = 9 \text{ mm}$)	61
図3.23	各積分経路の J, J_{hat} (熱弾塑性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)	62
図3.24(1)	$J_{hat}(E, \max)$ の関数近似	65
図3.24(2)	き裂進展速度の比較 ($J_{hat}(E, \max) \leftrightarrow$ 試験)	65
図3.25(1)	き裂進展シミュレーション ($a_0 = 1 \text{ mm}, J_{hat}(E, \max)$)	66
図3.25(2)	き裂進展シミュレーション ($a_0 = 3 \text{ mm}, J_{hat}(E, \max)$)	66
図3.26(1)	$\Delta J_{hat}(EP)$ の関数近似	67
図3.26(2)	き裂進展速度の比較 ($\Delta J_{hat}(EP) \leftrightarrow$ 試験)	67
図3.27(1)	き裂進展シミュレーション ($a_0 = 1 \text{ mm}, \Delta J_{hat}(EP)$)	68
図3.27(2)	き裂進展シミュレーション ($a_0 = 3 \text{ mm}, \Delta J_{hat}(EP)$)	68

1. 緒言

近年、プラントの機器構造物の設計および運用維持に破壊力学が応用されることが多くなった。その要因の一つとして、信頼性（安全性）を確保しつつ経済効率を高めることが要求されるようになったことが挙げられる。

プラントの経済効率は、建設コスト、耐用年数、収入、運転効率、運転コスト、検査コスト、補修コストおよび寿命後の撤去廃棄コストなどに支配され、最終的には（利益率）＝（収入－コスト）／（コスト）で評価される。プラントの生産規模（収入）を一定とすると、コストを低減することが経済効率（利益率）を高めることになる。

プラントの信頼性（安全性）は具体的には、プラントを構成する機器構造物が破損しないこと、あるいは破損の結果としての被害が生じないことである。この抽象的な言葉である「信頼性」が具体的な数値として計算評価できるようになりつつあり、その背景に最近の破壊力学の進展が大きく貢献している。例えば、具体的な構造の材料、形状、製作方法、運転条件および初期欠陥の分布確率などを与えて、10年後の事故レベルA～Dの累積発生確率を計算評価するようなことが、破壊力学の応用により可能となりつつある。破壊力学評価手法を確立することにより、信頼性を確保しつつ経済効率を追求する「最適設計」が可能となる。

航空機、鉄道、船舶、軽水炉などの機器構造物は、クリープ領域以下の温度で使用され、内圧などの機械的荷重が主体であり、基本的に弾性領域の構造設計である。破壊形態は機械的荷重の繰り返しによる疲労き裂の発生と進展および脆性破壊であり、破壊力学パラメータとして応力拡大係数が使用される。疲労き裂発生と進展および脆性破壊などの各種材料データ、各種き裂形状および荷重条件に対する応力拡大係数の解、これらが多数の文献に公表されハンドブック化されている。応力拡大係数は基本形状および荷重形態を与えると、相対き裂深さの関数として無次元化でき、汎用性が大きい。これらをデータベース化し、参照引用することにより、弾性解析ベースの破壊力学評価を行う計算手法が確立され、それを応用した構造信頼性評価システムが実用化されている。

FBRの機器構造物では一般に高延性材料であるステンレス鋼が高温クリープ条件下で使用され、また内圧などの機械的荷重が相対的に小さく、熱膨張による配管反力や過渡熱応力など変位制御型の荷重が主体であり、局所的な塑性ひずみおよびクリープひずみを許容する構造設計である。FBRの機器構造物では熱クリープ疲労によるき裂発生とその進展、および延性破壊が主要な破壊形態となる。FBRの機器構造物の破壊力学評価手法を確立するためには熱弾塑性J積分、クリープJ積分、正味断面応力および弾塑性き裂開口変位など、熱弾塑性クリープ状態下の破壊力学パラメータの計算評価手法を確立する必要がある。熱弾塑性クリープ状態下の破壊力学パラメータ計算は一般に大型計算機と汎用FEMコードによる熱弾塑性クリープ解析解析結果を用いて行われるが、数値計算手法も未だ研究段階にあり、計算コストも多大である。また弾塑性特性およびクリープ特性など条件パラメータが増えるため、解析結果を無次元化することが難しい。したがって解析結果が汎用性に乏しく、計算効率が非常に悪い。

このような現状を踏まえ、著者らは熱弾塑性クリープ状態下のき裂の破壊力学評価手法の開発および整備を進めている。「破壊力学パラメータの数値計算手法の開発と解析コード化」および「簡易法によるき裂評価手法の開発と解析コード化」を行っている。有限要素法コードFINASによるき裂付き構造の熱弾塑性クリープ解析結果を用い、 K 、 J 、 J_{hot} 、 J' 、 J_{hot}' などの破壊力学パラメータを計算する数値解析手法の検討を行い、解析コードCANIS-J（Crack Analysis by Numerical Integral Scheme - J integral）を開発し、使用経験を蓄積している（文献1～6）。

また形状、荷重条件、材料特性、無次元K値解などを参照し、K、弾塑性J、クリープJ'、き裂進展速度および開口面積などの破壊力学パラメータを簡易式により計算評価し、き裂進展シミュレーションなどを行う簡易評価手法の検討を行い、解析コードCANIS-G (-Growth of crack、き裂進展シミュレーション、文献3~7) およびCANIS-P (- Probabilistic fracture mechanics、確率論的破壊力学、文献8、9) などを開発し、使用経験を蓄積している。

線形弾性および小規模降伏条件下の疲労き裂進展を支配する破壊力学パラメータとして応力拡大係数範囲 ΔK が一般に使用され、その実験評価手法および解析評価手法が確立されている。一方、大規模降伏条件あるいは全断面降伏条件下の疲労き裂進展を支配する破壊力学パラメータとしては有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} 、疲労J積分範囲 ΔJ_I 、正味断面応力 σ_{net} 、き裂先端開口変位CTODなどいろいろと提案され、研究段階にある。その中で、疲労J積分範囲 ΔJ_I が最も有望視され、 ΔJ_I とき裂進展速度の関係がParis則(両対数グラフ上で直線)に従うとする考えが主流になりつつある。試験片レベルでの ΔJ_I の実験評価手法、および(実験評価された ΔJ_I とき裂進展速度をParis則に当てはめた)き裂進展材料特性が整備されつつある。

J. R. Rice (文献11)により弾性体で定義されたJ積分が普及した主要因はエネルギー論的解釈(き裂進展に伴うポテンシャルエネルギーの開放率 g に等価)と積分経路独立性である。エネルギー論的解釈により、試験片レベルでは荷重端の荷重-変位曲線計測値から g (Jに相当)および荷重サイクルにおける ΔJ_I が容易に実験評価できる。また経路独立性により、通常のFEM解析を行い、き裂先端近傍(特異応力場、誤差大)から離れた領域(誤差小)を通過する経路積分を行うことにより、J積分を精度良く評価できる。

不均一熱ひずみや塑性ひずみが存在する熱弾塑性体では、J積分はエネルギー論的解釈および経路独立性が成立せず、J積分をそのまま使用することができない。岸本ら(文献12)は熱弾塑性体でもエネルギー論的解釈および経路独立性が成立する破壊力学パラメータとして J_{hot} 積分を提案している。我々は数値解析により、熱弾塑性体で経路独立性が良好に成立し有望なパラメータであるとの感触を得ているが、その有効性および適用可能性については更に十分な検証が必要と考える。

疲労J積分範囲 ΔJ_I の解析評価手法は未だ研究模索段階にあり、現状では荷重サイクルの2極値時点の極値J(J_{hot})を足し合わせて ΔJ_I とするとか、あるいは両振り荷重サイクルでは最大J(J_{hot})の4倍を ΔJ_I とするとか、物理的に明確な根拠のない簡易法により ΔJ_I を評価している。本報告ではエネルギー論的解釈が可能なJ積分範囲(ΔJ)および J_{hot} 積分範囲(ΔJ_{hot})の解析を試み、CANIS-J(2D)に以下の機能拡張改良を行った。

- ・ 応力拡大係数範囲(ΔK)、J積分範囲(ΔJ)、 J_{hot} 積分範囲(ΔJ_{hot})の計算機能追加
- ・ J(ΔJ)および J_{hot} (ΔJ_{hot})計算式の積分各項の計算表示機能の追加
- ・ 以下の3モードの計算を同時に実行する機能の追加

モード0~任意時点のK, J, J_{hot}

モード1~任意の2時点間の ΔK 、 ΔJ 、 ΔJ_{hot}

モード2~任意の連続2時点間のJ'、 J_{hot}

また、検証解析としてATTF環状き裂付き円筒試験体の熱疲労き裂進展試験の破壊力学解析評価を行い、解析評価された ΔJ_{hot} によるき裂進展シミュレーションを行い試験結果と比較した。

これらの機能拡張改良に伴い、使用マニュアル、計算フローおよびポストテープ内容が一部変更された。これら使用上の留意事項を付録に添付した。3次元破壊力学パラメータ解析コードCANIS-J(3D)についての同様の機能拡張改良、およびき裂面の開口・閉口と ΔJ_I を解析的にどのように処理すべきかの検討などを継続実施予定である。

2. 計算式

2. 1 応力拡大係数K

2次元変位場にある等方性材料中の2次元き裂を考える(図2.1参照)。き裂先端近傍の応力成分 σ_{ij} ($ij=x, y, z, xy$)は、弾性論によると以下のように与えられる(文献10)。

・モードI(開口)荷重に対して

$$\sigma_x = K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{1 - \sin(\phi/2)\sin(3\phi/2)\} \quad (1a)$$

$$\sigma_y = K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{1 + \sin(\phi/2)\sin(3\phi/2)\} \quad (1b)$$

$$\sigma_z = K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{2\nu\} \quad (1c)$$

$$\sigma_{xy} = \tau_{xy} = K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{ \sin(\phi/2)\sin(3\phi/2) \} \quad (1d)$$

・モードII(面内せん断)荷重に対して

$$\sigma_x = K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \sin(\phi/2) \{-2 - \cos(\phi/2)\cos(3\phi/2)\} \quad (2a)$$

$$\sigma_y = K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \sin(\phi/2) \{ \cos(\phi/2)\cos(3\phi/2) \} \quad (2b)$$

$$\sigma_z = K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \sin(\phi/2) \{-2\nu\} \quad (2c)$$

$$\sigma_{xy} = \tau_{xy} = K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{1 - \sin(\phi/2)\sin(3\phi/2)\} \quad (2d)$$

ここにxはき裂面の深さ方向、yはき裂面の垂直方向であり、rはき裂先端からの距離、 ϕ はx軸となす角度である。K_IおよびK_{II}はそれぞれ、モードI(開口)およびモードII(面内せん断)の応力拡大係数である。モードIとモードIIの複合荷重に対しては(1)式と(2)式を重ね合わせた応力となる。線形弾性体のき裂の応力拡大係数は、き裂先端近傍の応力場(応力、ひずみおよび変位)と1対1に対応し、応力場の大きさを表す単一の破壊力学パラメータである。

CANIS-J(2D)では以下の計算を行う。

- ・き裂先端近傍の複数計算位置(3点以上、20点以内)を、要素番号と積分点により指定する。
- ・指定位置の応力成分を(1)式の左辺に代入し、モードIを仮定した場合のK_Iを算出する。
- ・これら複数位置のK_I計算値をき裂先端に外挿する($r \rightarrow 0$)。
- ・4つの応力成分を用いた4通りの計算値が出力される。K_Iについては σ_y を用いた(1b)式が最も信頼されるとされ、要約出力では σ_y を用いて計算されたK_Iのみを出力する。
- ・指定位置の応力成分を(2)式の左辺に代入し、モードIIを仮定した場合のK_{II}を算出する。
- ・これら複数位置のK_{II}計算値をき裂先端に外挿する($r \rightarrow 0$)。
- ・4つの応力成分を用いた4通りの計算値が出力される。K_{II}については τ_{xy} を用いた(2d)式が最も信頼されるとされ、要約出力では τ_{xy} を用いて計算されたK_{II}のみを出力する。

[補足] K_IとK_{II}のどちらを採用するかはユーザーが行う。混合モード荷重に対し、K_IとK_{II}を同時に求めることはできない。そのような場合は、モードI荷重とモードII荷重に分離し、それぞれ別ケースの応力解析を行い、それぞれに対してK_IとK_{II}を計算するのが良い。

2.2 J積分

2次元変位場における2次元き裂（図2.2参照）に対して、x方向およびy方向のJ積分は次式で与えられる。

$$J_k \quad (k=x, y) = \int_{\Gamma} W n_k \, d\Gamma - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_i}{\partial k} \, d\Gamma \quad (3a)$$

ここに Γ はき裂下面を始点とし、き裂上面を終点とする、き裂先端を囲む任意の左回りの積分経路であり、 $d\Gamma$ は Γ に沿った線積分を示す。 W はひずみエネルギー密度、 T_i ($i=x, y$)は Γ 上に作用する表面力ベクトルであり、それぞれ次式で与えられる。

$$W = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} \, d\epsilon_{ij} \quad (3b)$$

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (3c)$$

ここに σ_{ij} ($ij=x, y, z, xy$)は応力、 ϵ_{ij} はひずみ、 u_i ($i=x, y$)は変位、 n_j ($j=x, y$)は Γ 上の外向き法線ベクトル成分である。

任意方向（x軸となす角度が θ_x 、y軸となす角度が θ_y ）のJは次式で与えられる。

$$J = J_x \cos \theta_x + J_y \cos \theta_y \quad (3d)$$

応力がひずみの1価関数となる線形および非線形の弾性体であり、慣性力、物体力およびき裂面の表面力（圧力）が作用しない場合、J積分は経路独立な（積分経路に依存しない）量となり、き裂先端近傍の応力ひずみ場の大きさを表す単一の破壊力学パラメータとなる。

全ひずみ理論に従う弾塑性体で、除荷のない単調増加荷重の場合は、非線形弾性体と見なせ、経路独立性が保たれる。一般的なひずみ増分理論に従う弾塑性体では、除荷のない単調増加荷重であり、かつ比例負荷条件が成立する場合のみ経路独立性が保たれる。しかし、このような理想的な条件は稀であり、ひずみ増分理論に従う弾塑性体では一般に経路独立性が保たれず、解析評価が不可能あり、破壊力学パラメータとしての意味を失う。また弾性体ではあっても、不均一な熱ひずみ分布が存在し、 ϵ_{ij} に熱ひずみが含まれる場合は経路独立性が保たれない。

〔補足〕J. R. Riceは2次元ノッチ（図2.3）および2次元き裂に対し、次式を提案し、その適用例を示した（文献11）。本式がオリジナル（RiceのJ積分）であり、 J_x に等しい。

$$J = \int_{\Gamma} \left(W \, dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} \, d\Gamma \right) \quad (4a)$$

CANIS-J (2D) では以下を行う。

- ・複数 (最大9) の積分経路 Γ を、要素並びで指定する。指定要素の中心を通るように積分経路が設定される。
- ・各積分経路に対して(3a)式の右辺の積分を行う。結果を出力する。右辺第1項 (W_{n_k} 積分) と第2項 ($T_i u_{i,k}$ 積分)、それらの和 J_k ($k=x, y$) を出力する。
- ・全積分経路の計算結果の平均値を算出し出力する。

2.3 $J_{hat,k}$ 積分

岸本らは、 J 積分をより一般化し、任意の弾塑性体 (全ひずみ ϵ_{ij} が弾性ひずみ、塑性ひずみ、熱ひずみ等その他のひずみから成る。全ひずみ理論あるいはひずみ増分理論など任意の構成則)、物体力や慣性力が無視できない場合、き裂 (ノッチ) 表面の表面力が無視できない場合に対して、経路独立な量となる次式の $J_{hat,k}$ 積分を提案した (文献12)。

$$J_{hat,k} (k=x, y) = - \int_{\Gamma_{end}} T_i \frac{\partial u_i}{\partial k} d\Gamma \quad (5a)$$

$$J_{hat,k} (k=x, y) = \iint_A (\rho u_i'' - F_i) \frac{\partial u_i}{\partial k} dA + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial k} dA - \int_{\Gamma + \Gamma_s} T_i \frac{\partial u_i}{\partial k} d\Gamma \quad (5b)$$

ここに Γ_{end} はき裂先端近傍の微小領域を囲む左回りの積分経路であり、(5a)式はき裂先端の微小領域に流入するエネルギーフラックスであることを表している (図2.2参照)。 Γ_s はき裂面上の積分経路である。合計積分経路 $\Gamma + \Gamma_s - \Gamma_{end}$ (右回りのため、 $-$ を付けた) が閉曲線を構成し、き裂先端近傍の微小領域を除く閉領域 A の外周を1周するものとする (図2.2参照)。閉領域 A は特異点 (き裂先端) を含まず、 A 内では連続体力学が適用できるものとする。

ρ は密度、 u_i'' は変位の2回時間微分であり、 $\rho u_i''$ は慣性力を表す。 F_i は物体力を表す。(5b)式の右辺第1項は慣性力と物体力のなす仕事を表し、第2項は応力のなす仕事 (塑性仕事+弾性ひずみエネルギー) を表し、第3項は外部から流入するエネルギーフラックスを表す。

物体力 F_i 、慣性力 $\rho u_i''$ およびき裂面 Γ_s 上の表面力 T_i が無視できる場合は、次式のように簡略な式となり、CANIS-J (2D) ではこれを用いている。

$$J_{hat,k} (k=x, y) = - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_i}{\partial k} d\Gamma + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial k} dA \quad (5c)$$

さらに、弾性体であり ε_{ij} が弾性ひずみのみの場合は、(5c)式の右辺第2項はJ積分の(3a)式の右辺第1項 ($W n_k$ の線積分) に一致し、 J_{hat} 積分はJ積分に理論的に一致する。(但し数値計算上は、計算式の差による数値計算誤差だけ異なった結果が得られる。)

任意方向 (x軸となす角度が θ_x 、y軸となす角度が θ_y) の J_{hat} は次式で与えられる。

$$J_{hat} = J_{hat, x} \cos \theta_x + J_{hat, y} \cos \theta_y \quad (5d)$$

CANIS-J (2D) では以下を行う。

- ・各積分経路に対して(5c)式の右辺の積分を行う。結果を出力する。右辺第1項 ($T_i u_{i, k}$ 積分) と第2項 ($\sigma_{ij} \varepsilon_{ij, k}$ の領域内面積分)、それらの和 $J_{hat, k}$ ($k=x, y$) を出力する。
- ・全積分経路の計算結果の平均値を算出し出力する。

2.4 J' 積分

クリープによる時間依存の変形が生じている場合、J積分におけるひずみ ε_{ij} と変位 u_i をそれぞれの時間微分 $\dot{\varepsilon}_{ij}$ および \dot{u}_i に置き換えた、次式の J' 積分が定義できる。

$$J'_k (k=x, y) = \int_{\Gamma} W' n_k d\Gamma - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial \dot{u}_i}{\partial k} d\Gamma \quad (6a)$$

$$W' = \int_0^{\varepsilon'_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon'_{ij} \quad (6b)$$

定常クリープ状態で応力とクリープひずみ速度が1対1に対応する場合、例えばNorton型クリープ式 (べき乗クリープ式) に従い定常状態にある場合、物体力や慣性力が無視できる場合、き裂 (ノッチ) 面の表面力が無視できる場合、 J' 積分は経路独立となり、き裂 (ノッチ) 先端近傍の応力場とひずみ速度場の大きさを表す単一の破壊力学パラメータとなる。

任意方向 (x軸となす角度が θ_x 、y軸となす角度が θ_y) の J' は次式で与えられる。

$$J' = J'_x \cos \theta_x + J'_y \cos \theta_y \quad (6c)$$

CANIS-J (2D) では以下を行う。

- ・各積分経路に対して(6a)式の右辺の積分を行う。結果を出力する。右辺第1項 ($W' n_k$ 積分) と第2項 ($T_i \dot{u}_{i, k}$ 積分)、それらの和 J'_k ($k=x, y$) を出力する。
- ・全積分経路の計算結果の平均値を算出し出力する。

2.5 J'_{nat} 積分

J' 積分は定常クリープ状態にのみ適用できる。 J'_{nat} 積分におけるひずみと変位をそれぞれの時間微分で置き換えた、次式の J'_{nat} 積分が定義できる。

$$J'_{\text{nat},k}(k=x,y) = - \int_{\Gamma_{\text{end}}} T_i \frac{\partial u'_i}{\partial k} d\Gamma \quad (7a)$$

$$J'_{\text{nat},k}(k=x,y) = \iint_A (\rho u_i'' - F_i) \frac{\partial u'_i}{\partial k} dA + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon'_{ij}}{\partial k} dA - \int_{\Gamma+\Gamma_s} T_i \frac{\partial u'_i}{\partial k} d\Gamma \quad (7b)$$

J'_{nat} 積分は、任意のクリープ式、非定常クリープ状態、物体力および慣性力が無視できない場合、き裂（ノッチ）表面の表面力が無視できない場合に対しても、経路独立な量となり、き裂（ノッチ）先端近傍の過渡的な応力場とひずみ速度場の大きさを表す単一の破壊力学パラメータとなる。

物体力 F_i 、慣性力 $\rho u_i''$ およびき裂面 Γ_s 上の表面力 T_i が無視できる場合は、次式のように簡略な式となり、CANIS-J (2D) ではこれを用いている。

$$J'_{\text{nat},k}(k=x,y) = - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u'_i}{\partial k} d\Gamma + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon'_{ij}}{\partial k} dA \quad (7c)$$

さらに、定常クリープ状態で応力とクリープひずみ速度が1対1に対応する場合は、(7c)の右辺第2項は(6a)式の右辺第1項 (W'_{n_k} の積分) に一致し、 J'_{nat} 積分は J' 積分に理論的に一致する。(但し数値計算上は、計算式の差による数値計算誤差だけ異なった結果が得られる。)

CANIS-J (2D) では以下を行う。

- ・各積分経路に対して(7c)式の右辺の積分を行う。結果を出力する。右辺第1項 ($T_i u'_{i,k}$ 積分) と第2項 (2項 $\sigma_{ij} \varepsilon'_{ij,k}$ の領域内面積分)、それらの和 $J'_{\text{nat},k}(k=x,y)$ を出力する。
- ・全積分経路の計算結果の平均値を算出し出力する。

2. 6 応力拡大係数範囲 ΔK

応力拡大係数は線形弾性体に対して定義されるものであり、き裂先端近傍の応力 σ と応力拡大係数 K の関係 (1) 式および (2) 式は、応力範囲 $\Delta \sigma$ と応力拡大係数範囲 ΔK の関係と解釈できる。

・モード I (開口) 荷重に対して

$$\Delta \sigma_x = \Delta K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{ 1 - \sin(\phi/2) \sin(3\phi/2) \} \quad (8a)$$

$$\Delta \sigma_y = \Delta K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{ 1 + \sin(\phi/2) \sin(3\phi/2) \} \quad (8b)$$

$$\Delta \sigma_z = \Delta K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{ 2\nu \quad \quad \quad \} \quad (8c)$$

$$\Delta \sigma_{xy} = \Delta \tau_{xy} = \Delta K_I (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{ \sin(\phi/2) \sin(3\phi/2) \} \quad (8d)$$

・モード II (面内せん断) 荷重に対して

$$\Delta \sigma_x = \Delta K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \sin(\phi/2) \{ -2 - \cos(\phi/2) \cos(3\phi/2) \} \quad (9a)$$

$$\Delta \sigma_y = \Delta K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \sin(\phi/2) \{ \cos(\phi/2) \cos(3\phi/2) \} \quad (9b)$$

$$\Delta \sigma_z = \Delta K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \sin(\phi/2) \{ -2\nu \quad \quad \quad \} \quad (9c)$$

$$\Delta \sigma_{xy} = \Delta \tau_{xy} = \Delta K_{II} (2\pi r)^{-1/2} \cos(\phi/2) \{ 1 - \sin(\phi/2) \sin(3\phi/2) \} \quad (9d)$$

・モード I とモード II の複合荷重に対してはこれら (8) 式と (9) 式の重ね合わせとなる。線形弾性体のき裂の応力拡大係数範囲は、き裂先端近傍の応力範囲、ひずみ範囲および変位範囲と 1 対 1 に対応し、き裂先端近傍のこれらの力学情報を代表する単一の破壊力学パラメータとなる。式から明らかのように

$$\Delta K (\text{ステップ } j1 \rightarrow \text{ステップ } j2) = K (\text{ステップ } j2) - K (\text{ステップ } j1) \quad (10)$$

となる。CANIS-J (2D) では以下を行う。

・複数計算位置の 2 時点間 (ステップ $j1 \rightarrow$ ステップ $j2$) の応力範囲

$$\Delta \sigma_{ij} (\text{ステップ } j1 \rightarrow \text{ステップ } j2) = \sigma_{ij} (\text{ステップ } j2) - \sigma_{ij} (\text{ステップ } j1)$$

を (8) 式に代入し、モード I を仮定した ΔK_I (ステップ $j1 \rightarrow$ ステップ $j2$) を算出する。

・4 通りの応力成分を用いた 4 通りの ΔK_I が複数位置で計算される。それらをき裂先端 ($r \rightarrow 0$) に外挿する。

・複数計算位置の 2 時点間の $\Delta \sigma_{ij}$ (ステップ $j1 \rightarrow$ ステップ $j2$) を (9) 式に代入し、モード II を仮定した ΔK_{II} (ステップ $j1 \rightarrow$ ステップ $j2$) を算出する。

・4 通りの応力成分を用いた 4 通りの ΔK_{II} が複数位置で計算される。それらをき裂先端 ($r \rightarrow 0$) に外挿する。

2.7 ΔJ 積分

J積分の定義(3)式の σ_{ij} 、 ε_{ij} および u_i を、2時点間の範囲 $\Delta\sigma_{ij}$ 、 $\Delta\varepsilon_{ij}$ および Δu_i に置き換え、2時点間の ΔJ 積分を次式のように定義することが考えられる。

$$\Delta\sigma_{ij}(\text{ステップ}j1 \rightarrow \text{ステップ}j2) = \sigma_{ij}(\text{ステップ}j2) - \sigma_{ij}(\text{ステップ}j1) \quad (11a)$$

$$\Delta\varepsilon_{ij}(\text{ステップ}j1 \rightarrow \text{ステップ}j2) = \varepsilon_{ij}(\text{ステップ}j2) - \varepsilon_{ij}(\text{ステップ}j1) \quad (11b)$$

$$\Delta u_i(\text{ステップ}j1 \rightarrow \text{ステップ}j2) = u_i(\text{ステップ}j2) - u_i(\text{ステップ}j1) \quad (11c)$$

$$\Delta J_k (k=x, y) = \int_{\Gamma} \Delta W n_k d\Gamma - \int_{\Gamma} \Delta T_i \frac{\partial \Delta u_i}{\partial k} d\Gamma \quad (12a)$$

$$\Delta W = \int_0^{\Delta\varepsilon_{ij}} \Delta\sigma_{ij} d\Delta\varepsilon_{ij} \quad (12b)$$

$$\Delta T_i = \Delta\sigma_{ij} n_j \quad (12c)$$

任意方向(x軸となす角度が θ_x 、y軸となす角度が θ_y)の ΔJ を次式で与える。

$$\Delta J = \Delta J_x \cos \theta_x + \Delta J_y \cos \theta_y \quad (12d)$$

$\Delta\sigma$ と $\Delta\varepsilon$ が1対1に対応し(弾性体、あるいは全ひずみ理論に従う弾塑性体であり単調増加荷重の場合など)、慣性力、物体力およびき裂面の表面力が無視できる場合、 ΔJ 積分は経路独立となることが予想され、き裂先端近傍の $\Delta\sigma$ 、 $\Delta\varepsilon$ および Δu に対応した単一の破壊力学パラメータとなるものと予想される。

CANIS-J(2D)では以下を行う。

- ・複数の積分経路の各々について(12a)式の右辺の積分を行う。右辺第1項($\Delta W n_k$ 積分)と第2項($\Delta T_i \Delta u_{i,k}$ 積分)、それらの和 $\Delta J_k (k=x, y)$ を出力する。
- ・全積分経路の計算結果の平均値を算出し出力する。

2. 8 ΔJ_{hat} 積分

J_{hat} 積分の定義 (5) 式の σ_{ij} 、 ε_{ij} 、 u_i および $(\rho u_i'' - F_i)$ を、それぞれ 2 時点間の範囲 $\Delta \sigma_{ij}$ 、 $\Delta \varepsilon_{ij}$ 、 Δu_i および $\Delta (\rho u_i'' - F_i)$ に置き換え、2 時点間の ΔJ_{hat} 積分を次式のように定義することが考えられる。

$$\Delta J_{\text{hat},k} (k=x,y) = - \int_{\Gamma_{\text{end}}} \Delta T_i \frac{\partial \Delta u_i}{\partial k} d\Gamma \quad (13a)$$

$$\begin{aligned} \Delta J_{\text{hat},k} (k=x,y) = & \iint_A \Delta (\rho u_i'' - F_i) \frac{\partial \Delta u_i}{\partial k} dA \\ & + \iint_A \Delta \sigma_{ij} \frac{\partial \Delta \varepsilon_{ij}}{\partial k} dA - \int_{\Gamma + \Gamma_s} \Delta T_i \frac{\partial \Delta u_i}{\partial k} d\Gamma \end{aligned} \quad (13b)$$

慣性力 $\rho u_i''$ 、物体力 F_i およびき裂表面 Γ_s 上の表面力 T_i が無視できる場合、あるいはそれらが 2 時点間で一定であり変化しない場合、 ΔJ_{hat} 積分は次式のように簡略な式となり、CANIS-J (2D) ではこれを用いている。

$$\Delta J_{\text{hat},k} (k=x,y) = - \int_{\Gamma} \Delta T_i \frac{\partial \Delta u_i}{\partial k} d\Gamma + \iint_A \Delta \sigma_{ij} \frac{\partial \Delta \varepsilon_{ij}}{\partial k} dA \quad (13c)$$

任意方向 (x 軸となす角度が θ_x 、 y 軸となす角度が θ_y) の ΔJ_{hat} を次式で与える。

$$\Delta J_{\text{hat}} = \Delta J_{\text{hat},x} \cos \theta_x + \Delta J_{\text{hat},y} \cos \theta_y \quad (13d)$$

ΔJ 積分が経路独立となるのは弾性体と見なせる特殊な場合に限定される。 ΔJ_{hat} 積分は、任意の弾塑性構成則に従う材料、除荷過程を含む複雑な荷重サイクル、塑性ひずみや不均一な温度ひずみなどがある場合など、より一般的な条件下で経路独立となることが予想され、き裂先端近傍の $\Delta \sigma$ 、 $\Delta \varepsilon$ および Δu に対応した単一の破壊力学パラメータとなることが期待される。

CANIS-J (2D) では以下を行う。

- ・複数の積分経路の各々について (13a) 式の右辺の積分を行う。右辺第 1 項 ($\Delta T_i \Delta u_{i,k}$ 積分) と第 2 項 ($\Delta \sigma_{ij} \Delta \varepsilon_{ij,k}$ 積分)、それらの和 $\Delta J_{\text{hat},k} (k=x,y)$ を出力する。
- ・全積分経路の計算結果の平均値を算出し出力する。

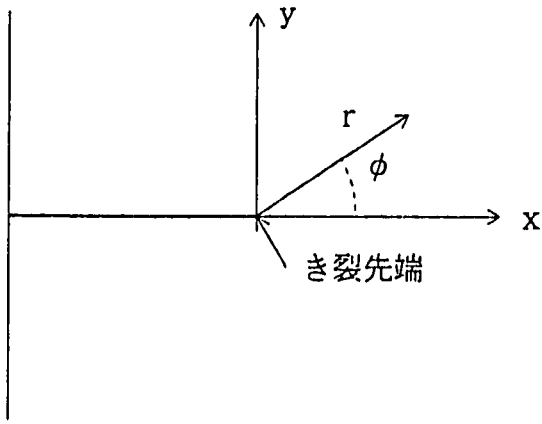


図 2. 1 2次元き裂

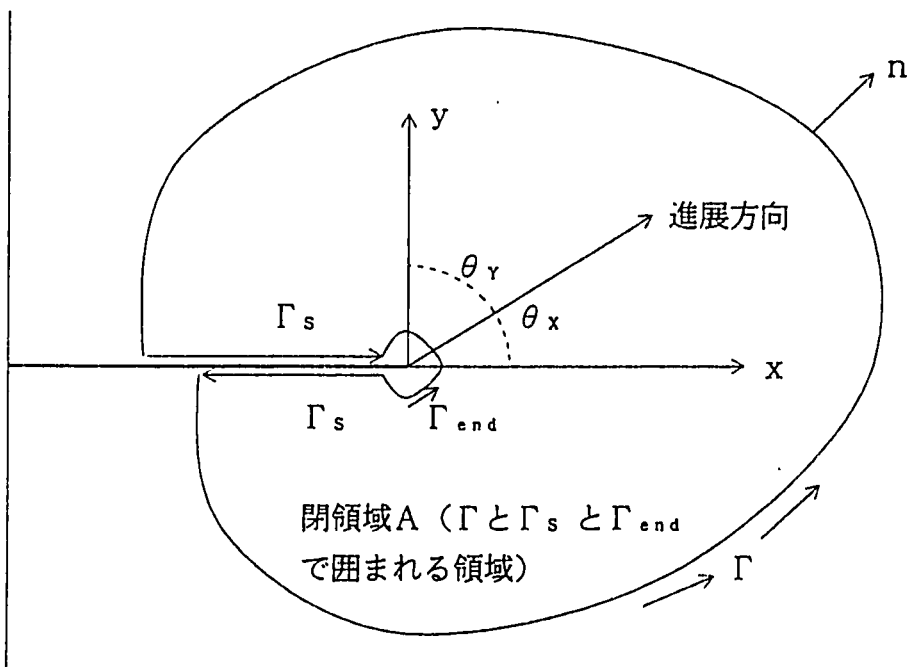


図 2. 2 2次元き裂のJ積分

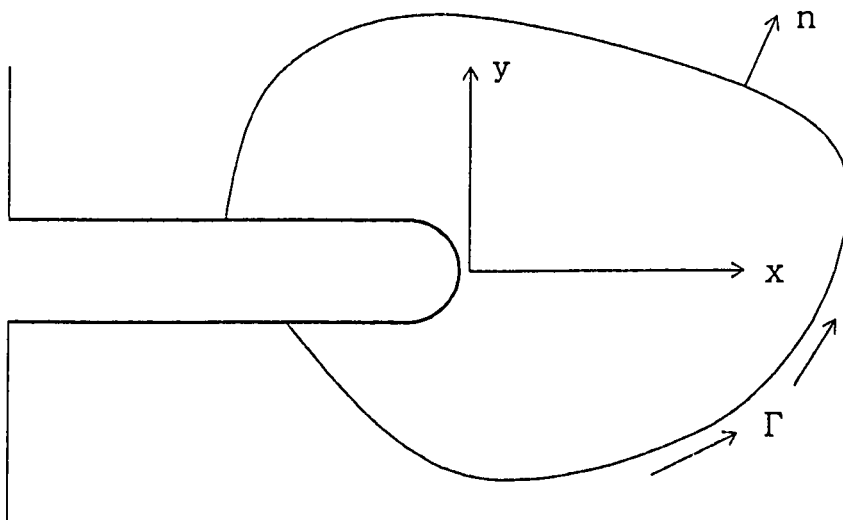


図 2. 3 2次元ノッチのJ積分

3. A T T F 環状き裂の熱疲労き裂進展試験の解析

CANIS-J (2D) に新たに追加された ΔJ および $\Delta J_{h.a.}$ 計算機能を検証し、また ΔJ および $\Delta J_{h.a.}$ の適用性を検討する目的で、A T T F 環状き裂の熱疲労き裂進展試験の解析を行った。

試験および従来法による解析の詳細については社内報告書 (文献5) を参照されたい。ここでは概略を記す。

3.1 試験概要

・試験体形状および材質

SUS304 製円筒試験体2体 (CPTT-101 試験体、CPTT-102 試験体)
内半径 $R_i = 35 \text{ mm}$ 、外半径 $R_o = 65 \text{ mm}$ 、板厚 $t = 30 \text{ mm}$

・初期き裂

放電加工による内面側の環状ノッチ

ノッチ幅 W CPTT-101 試験体-A ノッチのみ $W = 0.2 \text{ mm}$ 、他はすべて $W = 0.3 \text{ mm}$

初期深さ a_0 CPTT-101 試験体-A, B ノッチ $a_0 = 1 \text{ mm}$ 、C ノッチ $a_0 = 3 \text{ mm}$

CPTT-102 試験体-A, B ノッチ $a_0 = 3 \text{ mm}$

・熱過渡サイクル

初期温度 $650^\circ\text{C} \pm 10^\circ\text{C}$

タンクに蓄えた圧縮空気 ($20 \sim 40^\circ\text{C}$) を内面に1分30秒ブローし、コールドショックを与える ($t = 0 \sim 90 \text{ sec}$)。およそ $t = 60 \text{ sec}$ で内外面温度差がほぼ最大の約 250°C に達する。

$t = 90 \text{ sec}$ で最低温度 (内表面約 280°C 、外表面約 520°C) に達する。その後3分30秒放置 ($t = 90 \sim 300 \text{ sec}$)、それから19分かけて外面側のヒーターでゆっくりと昇温する ($t = 300 \sim 1440 \text{ sec}$)。これで1サイクル (24分) が終了し、高温の初期一様温度状態に戻る。これを繰り返した。

CPTT-101 3000 サイクル

CPTT-102 10000 サイクル

3. 2 伝熱解析概要

き裂付き円筒の2次元モデルの解析はき裂深さに応じてメッシュ分割が異なり、これらすべてのケースで伝熱解析を行うのは手間がかかる。ここでは軸方向1層、半径方向30層の単純モデルによる基準伝熱解析を行い、得られた結果（半径方向節点列の温度の時刻歴）からき裂付きモデルの全節点の温度を算出し、熱応力解析の温度データとした。

試験データと整合性の良い結果を得るために、解析条件を調整した結果、以下の条件による伝熱解析とした。

- ・材料特性 (ρ 、 c 、 λ) 温度依存
- ・初期温度 650°C一様
- ・ $0 \leq t \leq 150$ sec は内面熱伝達条件

内面空気温度

$0 \leq t \leq 2$ sec で 650°C → 100°C に降下、以後 100°Cを維持

内面熱伝達係数

$$0 \leq t \leq 20 \text{ sec} \quad h = 2.53 \times 10^{-7} + 1.80 \times 10^{-9} \times t \quad [\text{kcal}/(\text{mm}^2 \text{ sec}^\circ\text{C})] \quad (14a)$$

$$20 < t \leq 40 \text{ sec} \quad h = 2.17 \times 10^{-7} + 3.60 \times 10^{-9} \times t \quad [\text{kcal}/(\text{mm}^2 \text{ sec}^\circ\text{C})] \quad (14b)$$

$$40 < t \leq 90 \text{ sec} \quad h = 2.81 \times 10^{-7} + 2.01 \times 10^{-9} \times t \quad [\text{kcal}/(\text{mm}^2 \text{ sec}^\circ\text{C})] \quad (14c)$$

$$90 < t \leq 150 \text{ sec} \quad h = 8.33 \times 10^{-10} \quad [\text{kcal}/(\text{mm}^2 \text{ sec}^\circ\text{C})] \quad (14d)$$

この結果 $t = 150$ sec で内面 454.235°C、外面 462.366°Cに達する。

- ・ $150 < t \leq 1440$ sec は内外面温度規定条件でゆっくり昇温する。

$t = 300$ sec で内面 490°C、外面 490°C

$t = 1440$ sec で内面 650°C、外面 650°C

- ・温度分布確認のための同一形状試験体にて計測された、半径方向数点位置の温度時間変化を

図3. 1 (1) (1サイクル)

および図3. 1 (2) ($0 \leq t \leq 150$ sec) に示す。

- ・解析結果を図3. 2 (1) (1サイクル)

および図3. 2 (2) ($0 \leq t \leq 150$ sec) に示す。

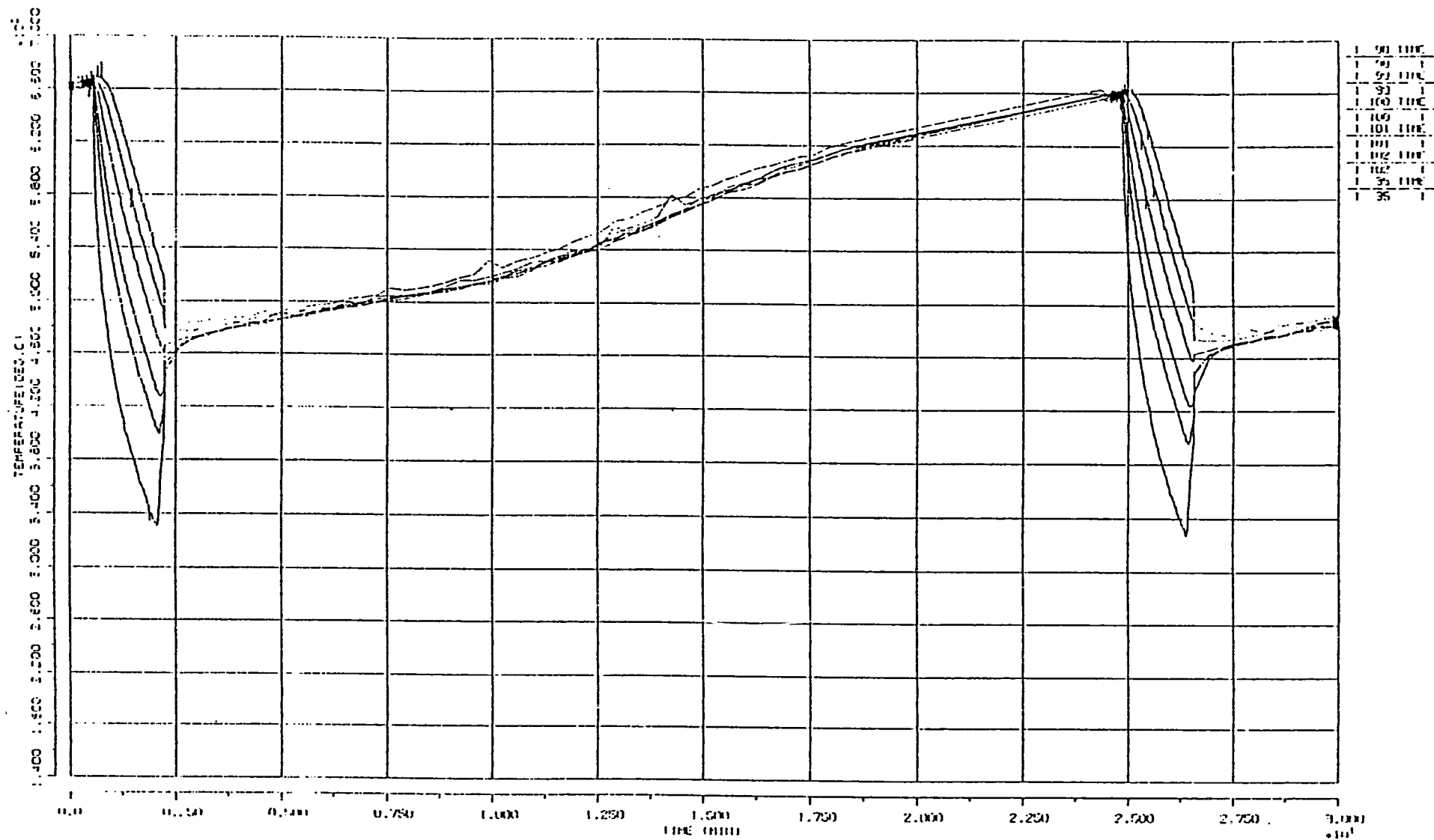


図3. 1 (1) 温度時間変化計測値 (1サイクル)

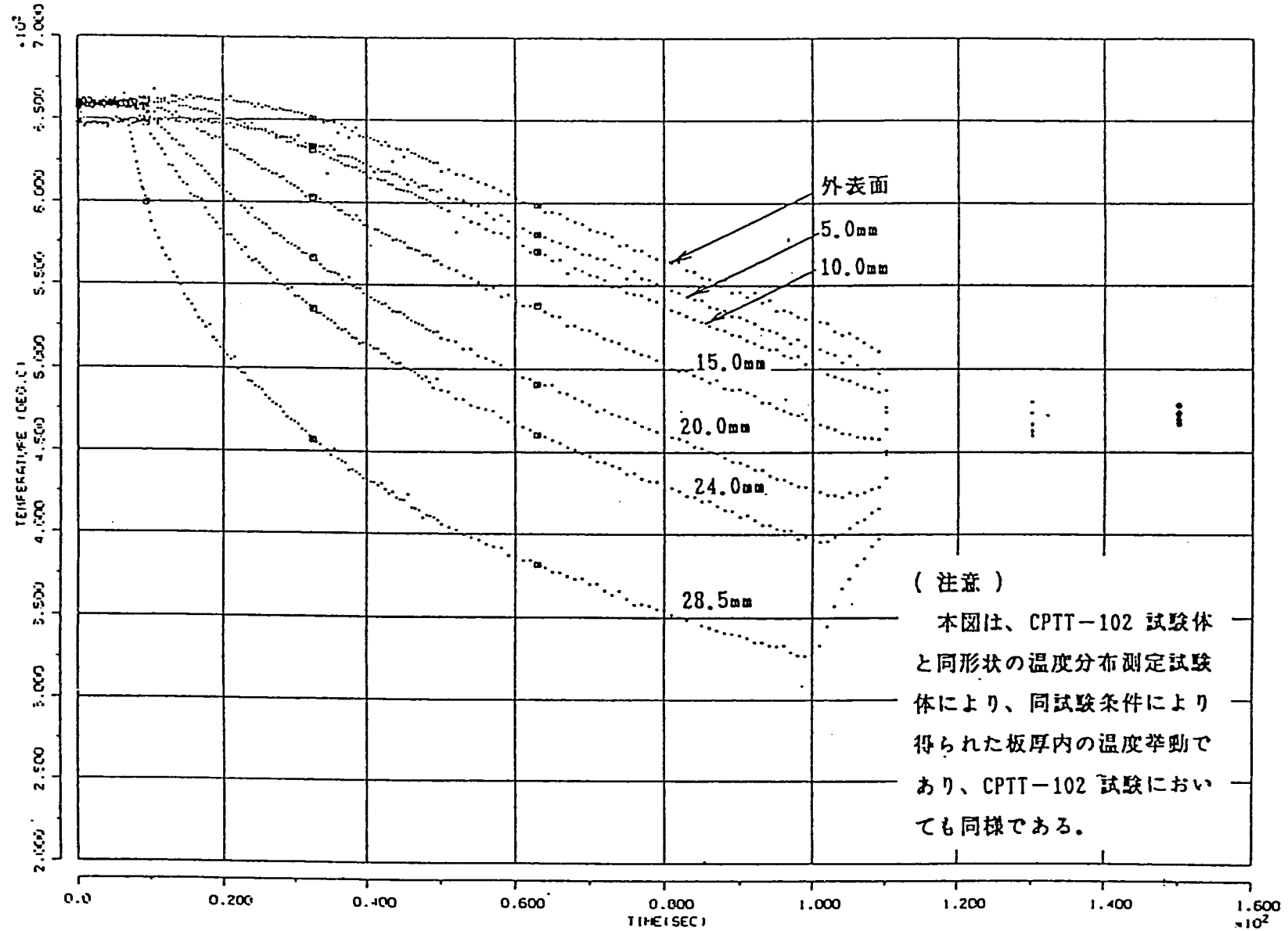


図3.1(2) 温度時間変化計測値(0~150sec)

FINAS

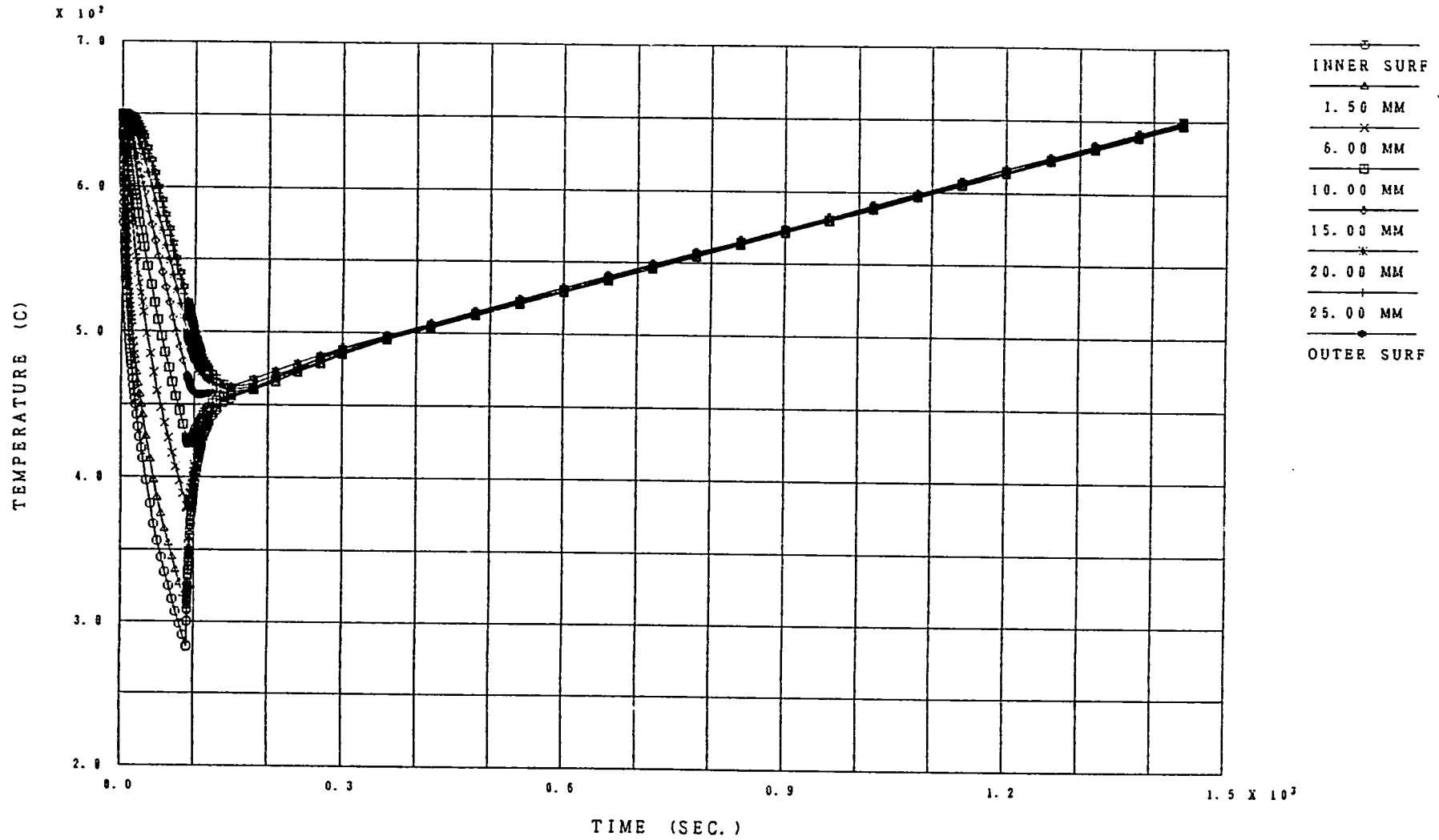
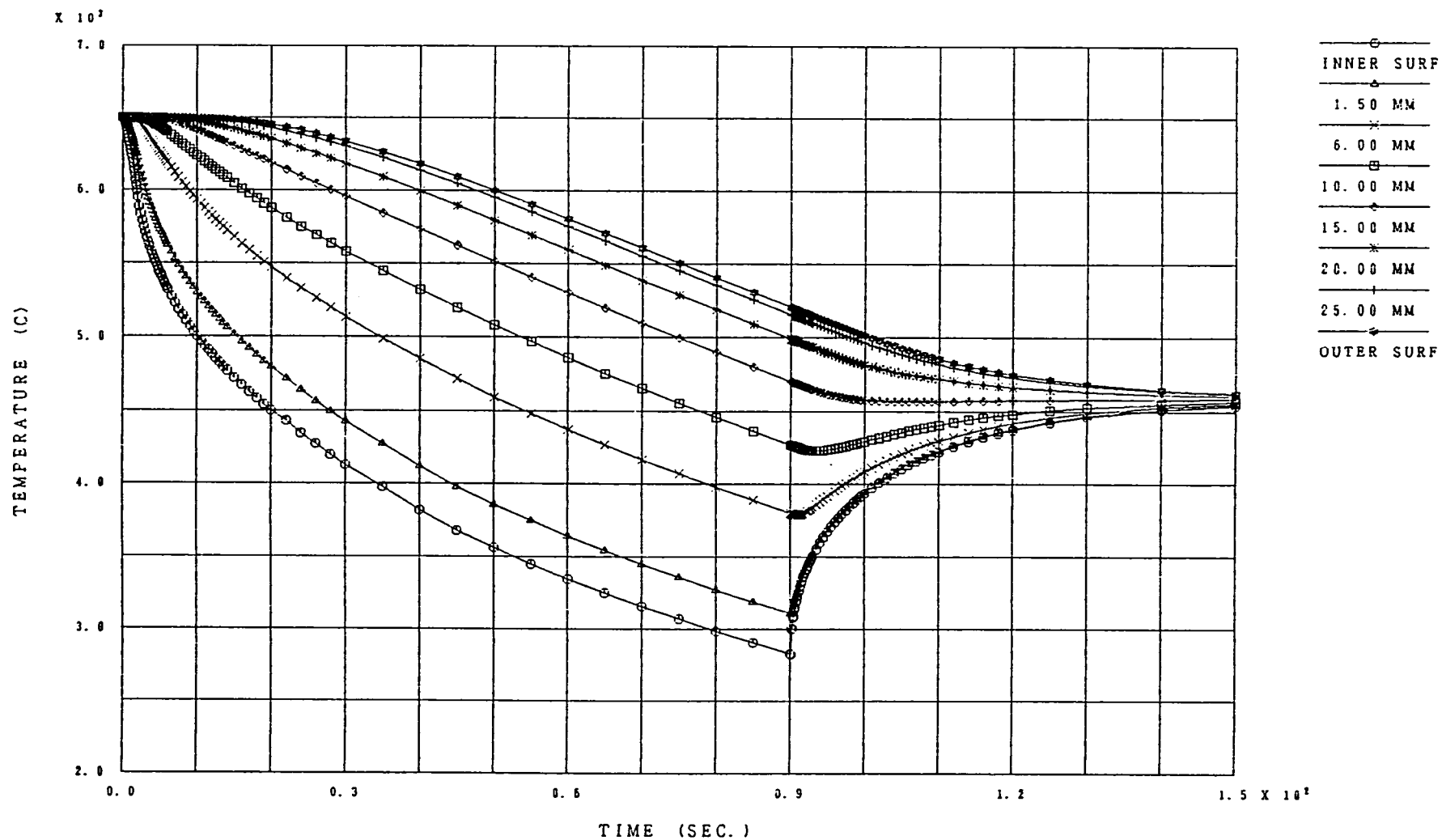


図3. 2 (1) 温度時間変化解析結果 (1サイクル)

FINAS



HISTORY OF NODAL TEMPERATURE

図3.2 (2) 温度時間変化解析結果 (0~150 sec)

3. 3 熱応力解析概要

解析モデルはき裂深さ $a = 1, 2, 3, 5, 9, 15, 20, 25$ mm の 8 ケースである。き裂深さ $a = 1, 9, 25$ mm の 3 ケースの FEM モデルを図 3. 3、図 3. 4、図 3. 5 に示す。解析条件および FEM モデルは社内報告書（文献 5）と共通であり、詳細は文献 5 を参照されたい。

熱弾性解析は 1 サイクル、熱弾塑性解析は 2 サイクル実施した。

- ・き裂先端部も含めて通常の軸対称ソリッド要素を使用し、通常の FEM 応力解析を実施した。特異要素およびき裂面の閉口を考慮するための接触要素は使用しない。

- ・材料特性は温度依存とした。

熱弾性特性 (E, ν, α) を表 3. 1 に示す。

熱弾塑性特性（繰り返し応力ひずみ関係を 2 直線近似した σ, H' ）を表 3. 2 に示す。

熱弾塑性解析では移動硬化則を使用した。

- ・き裂深さ $a = 1, 9, 25$ mm の 3 ケースの FEM モデルを図 3. 3、図 3. 4、図 3. 5 に示す。図中には J 積分経路および K 値計算位置を示した。

- ・3 ケースの熱弾性解析結果を以下の図に示す。

	$a = 1$ mm	$a = 9$ mm	$a = 25$ mm
き裂断面の σ_z の分布	図 3. 6 (1)	図 3. 7 (1)	図 3. 8 (1)
き裂面の変位 u_z の分布	図 3. 6 (2)	図 3. 7 (2)	図 3. 8 (2)
き裂先端近傍の σ_z の時間変化	図 3. 6 (3)	図 3. 7 (3)	図 3. 8 (3)
き裂先端近傍の $(\sigma_z, \varepsilon_z)$ 履歴	図 3. 6 (4)	図 3. 7 (4)	図 3. 8 (4)

- ・き裂断面リガメント（有効板厚 $t - a$ ）の $(\sigma_z$ を板厚方向に等価線形処理して求められた）正味曲げ応力 S_n の時間変化を図 3. 9 に示す。これから S_n はき裂深さに大きく依存しないことがわかる。したがってリガメントの正味曲げモーメントはほぼ $(t - a)^2$ に比例し、本試験の熱曲げはリガメント両面（き裂先端、背面）の曲げひずみを一定に保持するようなひずみ制御型の曲げであると言える。

- ・なお図は省略したが、解析モデル端部の正味曲げ応力はき裂深さに依存せずほぼ一定である。これから、解析モデル端部（き裂断面から軸方向に 200 mm）ではき裂の影響がほとんどない。

- ・3 ケースの熱弾塑性解析結果を以下の図に示す。

	$a = 1$ mm	$a = 9$ mm	$a = 25$ mm
き裂断面の σ_z の分布	図 3. 10 (1)	図 3. 11 (1)	図 3. 12 (1)
き裂面の変位 u_z の分布	図 3. 10 (2)	図 3. 11 (2)	図 3. 12 (2)
き裂先端近傍の σ_z の時間変化	図 3. 10 (3)	図 3. 11 (3)	図 3. 12 (3)
き裂先端近傍の $(\sigma_z, \varepsilon_z)$ 履歴	図 3. 10 (4)	図 3. 11 (4)	図 3. 12 (4)

- ・き裂断面リガメントの正味曲げ応力 S_n の時間変化を図 3. 13 に示す。図には $a = 1$ mm の熱弾性解析結果も示した。これから S_n はき裂深さに大きく依存しないことがわかる。したがってリガメントの正味曲げモーメントはほぼ $(t - a)^2$ に比例し、本試験の熱曲げはリガメント両面（き裂先端、背面）の曲げひずみを一定に保持するようなひずみ制御型の曲げであるといえる。これは熱弾性解析と同様の結果である。

- ・解析モデル端部の正味曲げ応力の時間変化を図 3. 14 に示す。図には $a = 1$ mm の熱弾性解析結果も示した。これから、解析モデル端部ではき裂の影響がほとんどないことがわかる。

表 3. 1 SUS 304 の熱弾性特性

T (°C)	E (kg/mm ²)	ν	α ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)
50	19600	0.268	15.65
100	19400	0.272	16.48
150	19100	0.275	17.22
200	18800	0.279	17.85
250	18400	0.283	18.36
300	18000	0.287	18.79
350	17600	0.291	19.19
400	17200	0.295	19.57
450	16700	0.298	19.93
500	16200	0.302	20.28
550	15700	0.306	20.60
600	15200	0.310	20.87
650	14700	0.314	21.09

表 3. 2 SUS 304 の熱弾塑性特性

T (°C)	σ_Y (kg/mm ²)	H' (kg/mm ²)
400	22.75	2240.8
450	22.75	2240.8
500	22.75	2240.8
550	21.76	1844.0
600	20.13	1381.2
650	18.59	1045.7

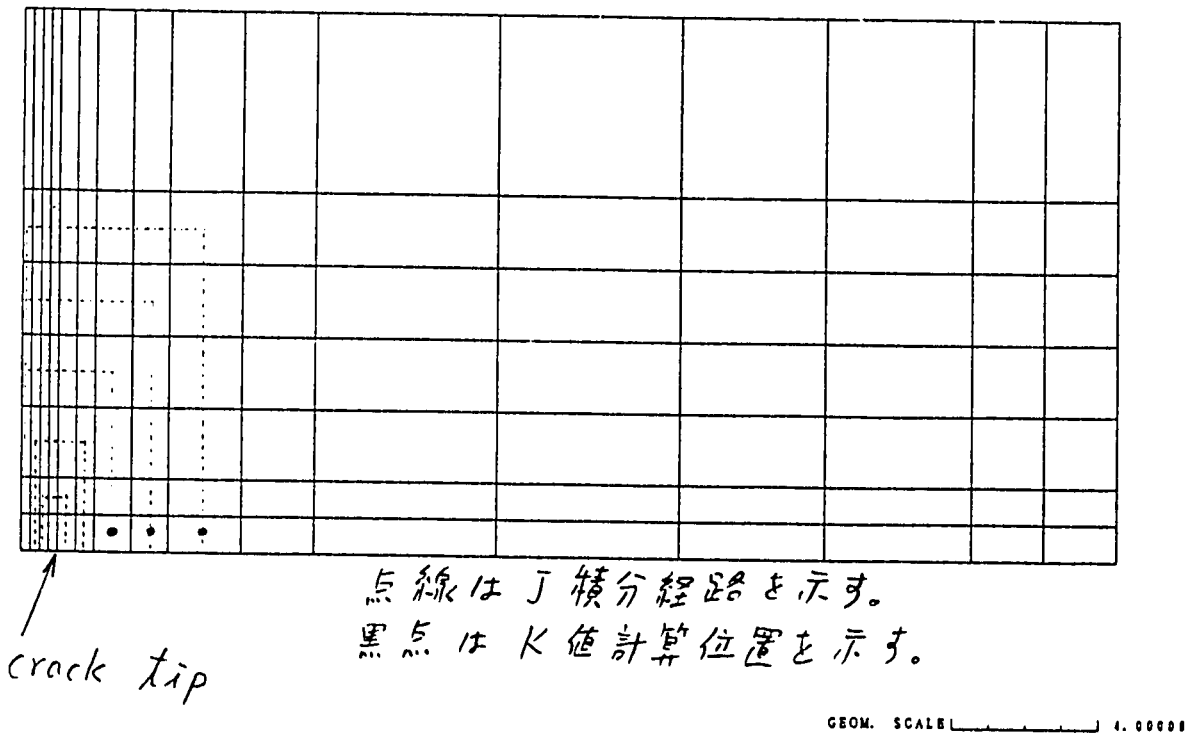
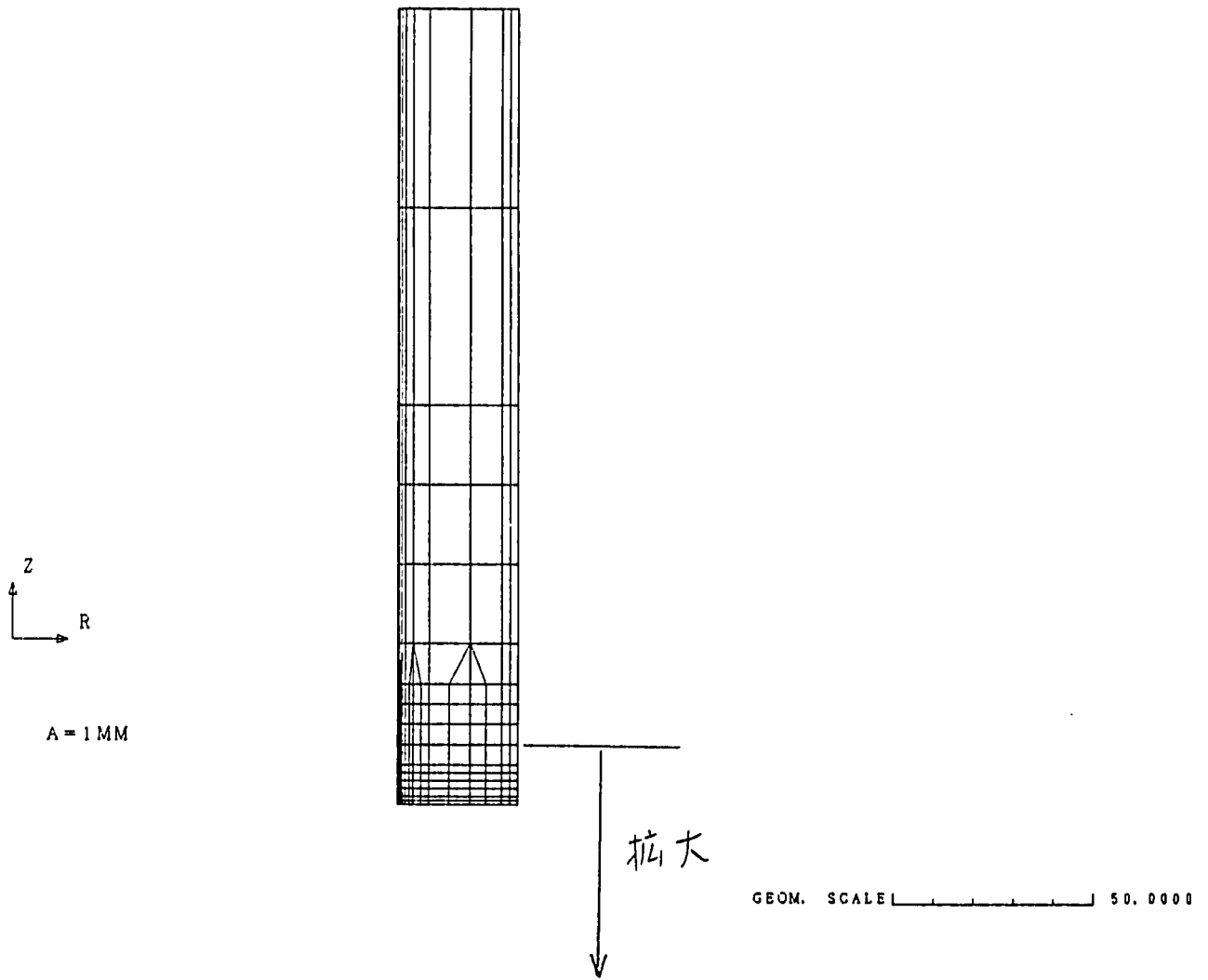


図3.3 FEMモデル (a = 1 mm)

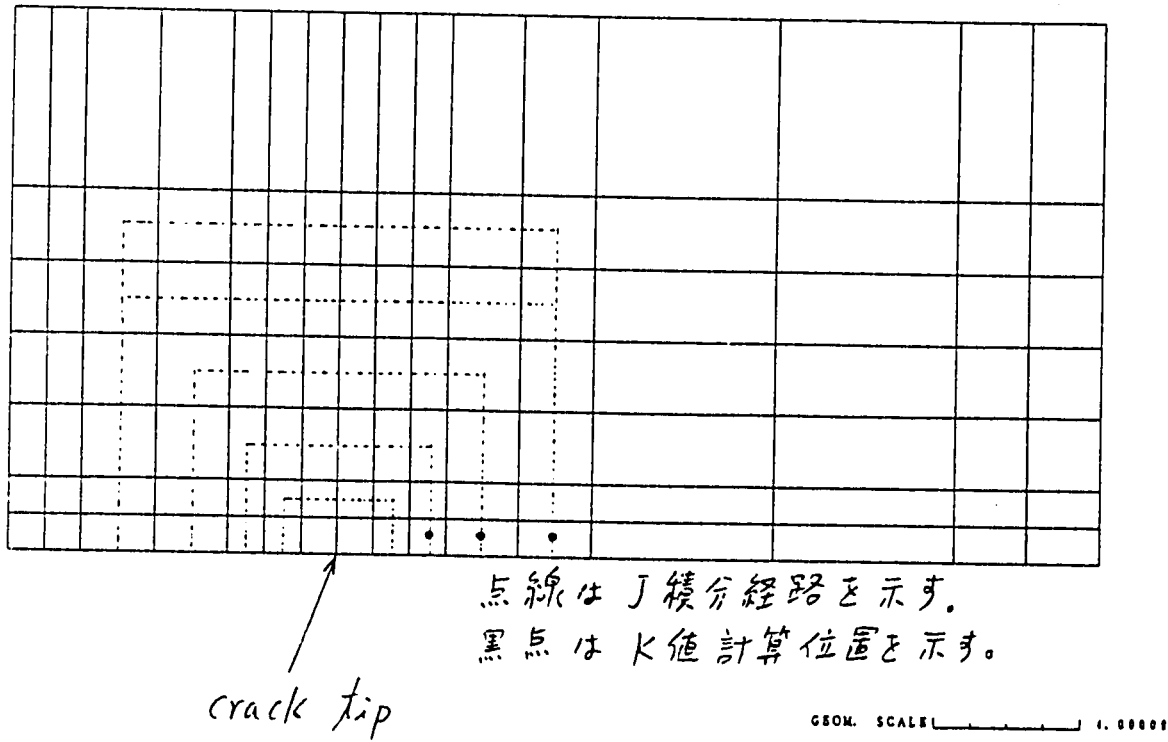
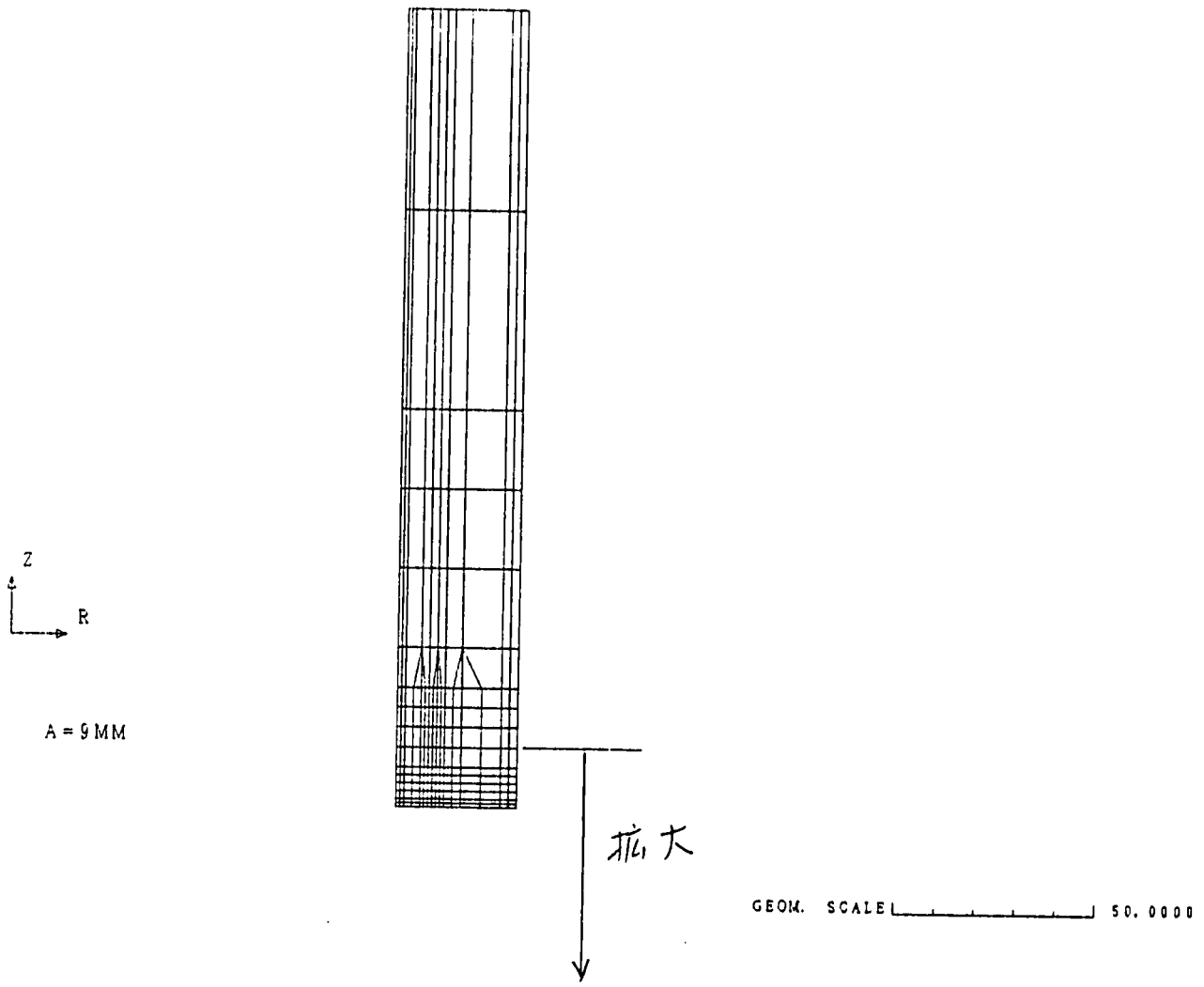
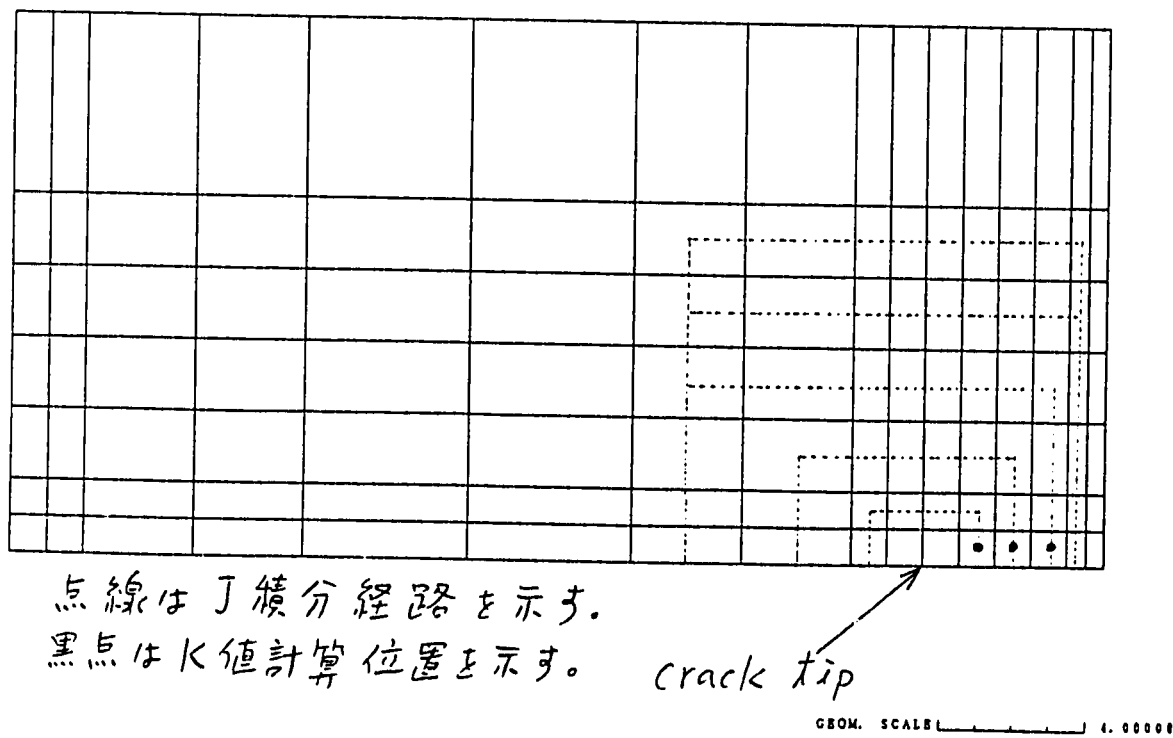
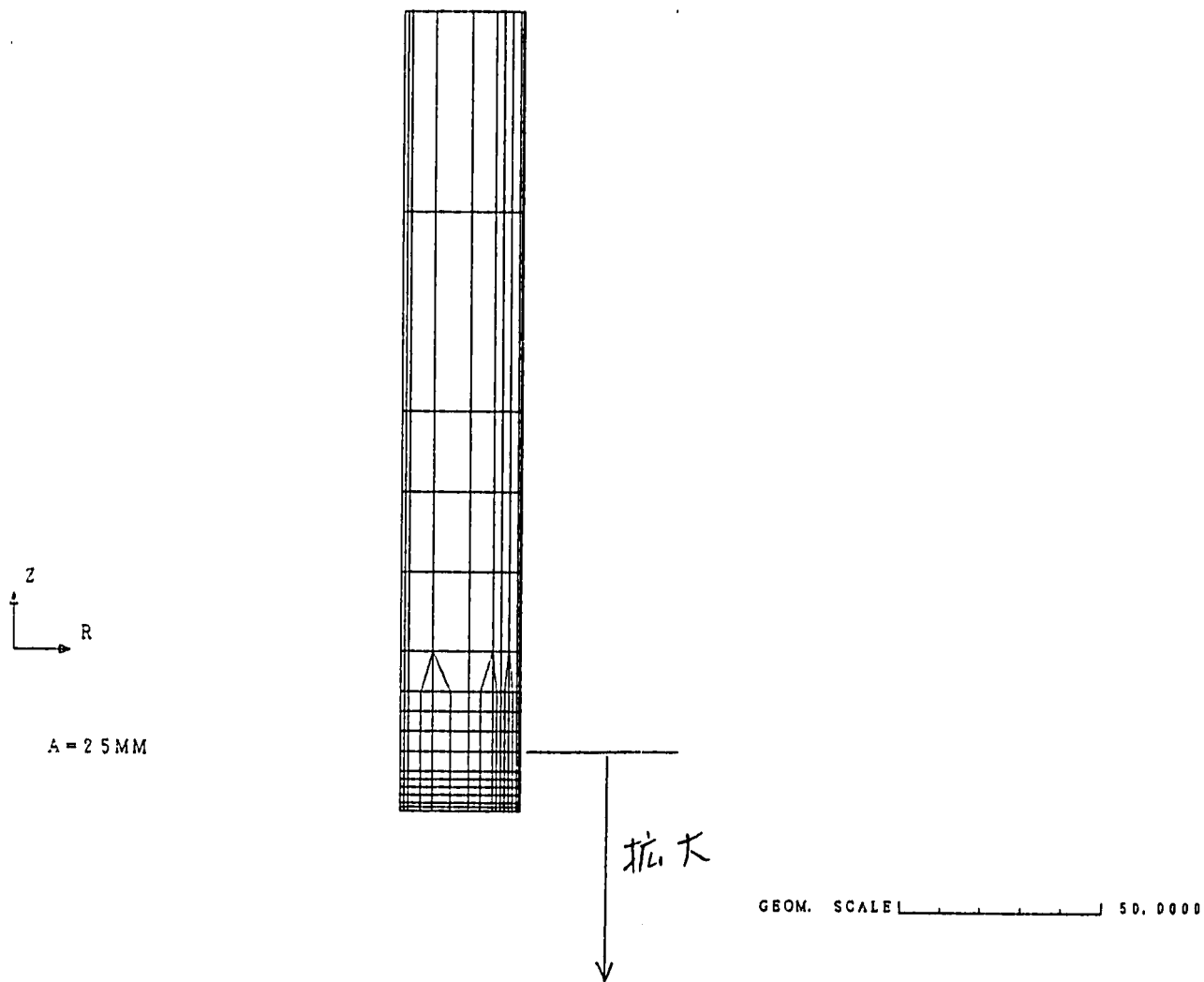


図3.4 FEMモデル (a = 9 mm)

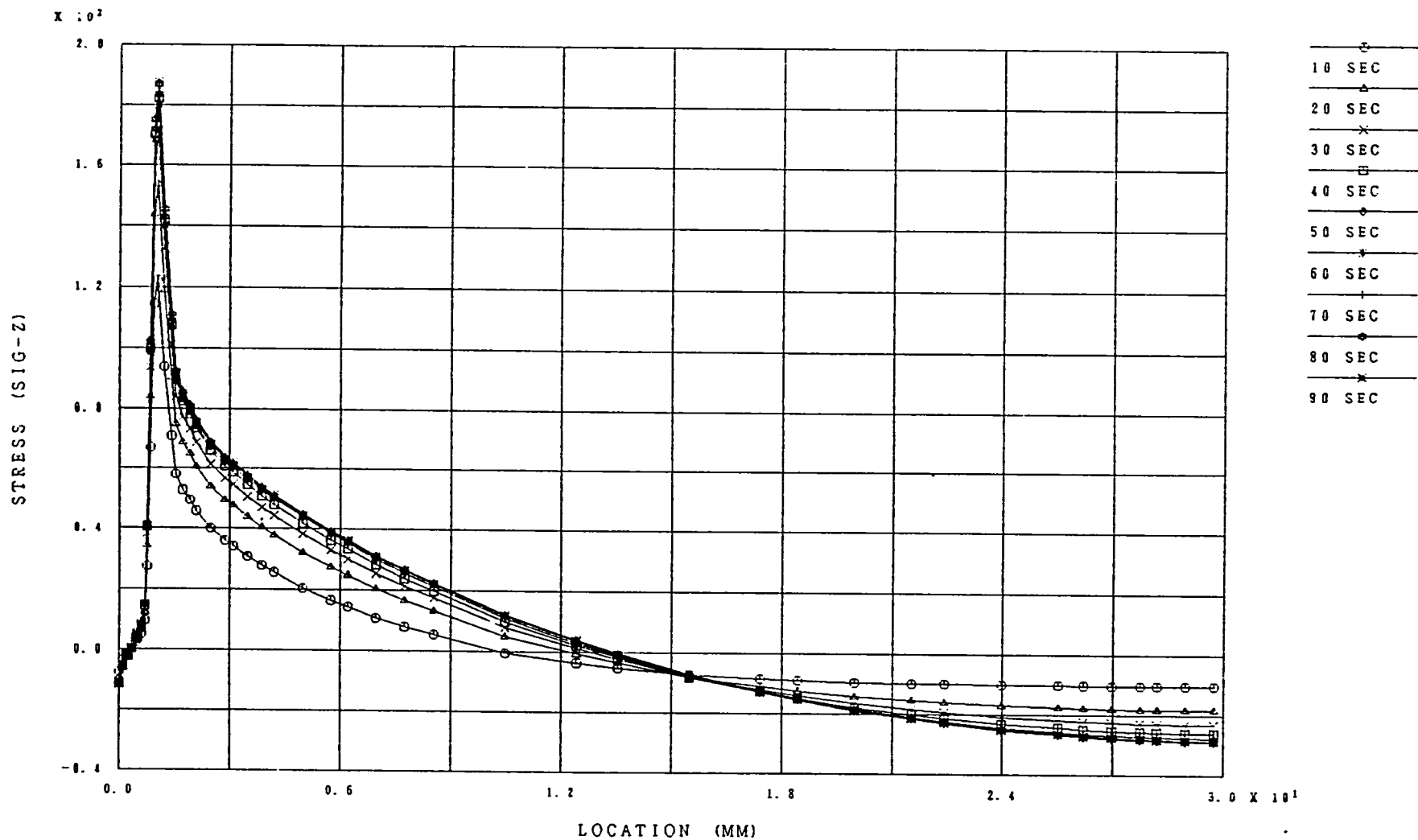


点線は丁積分経路を示す。
 黒点はK値計算位置を示す。

crack tip

図3.5 FEMモデル (a = 2.5 mm)

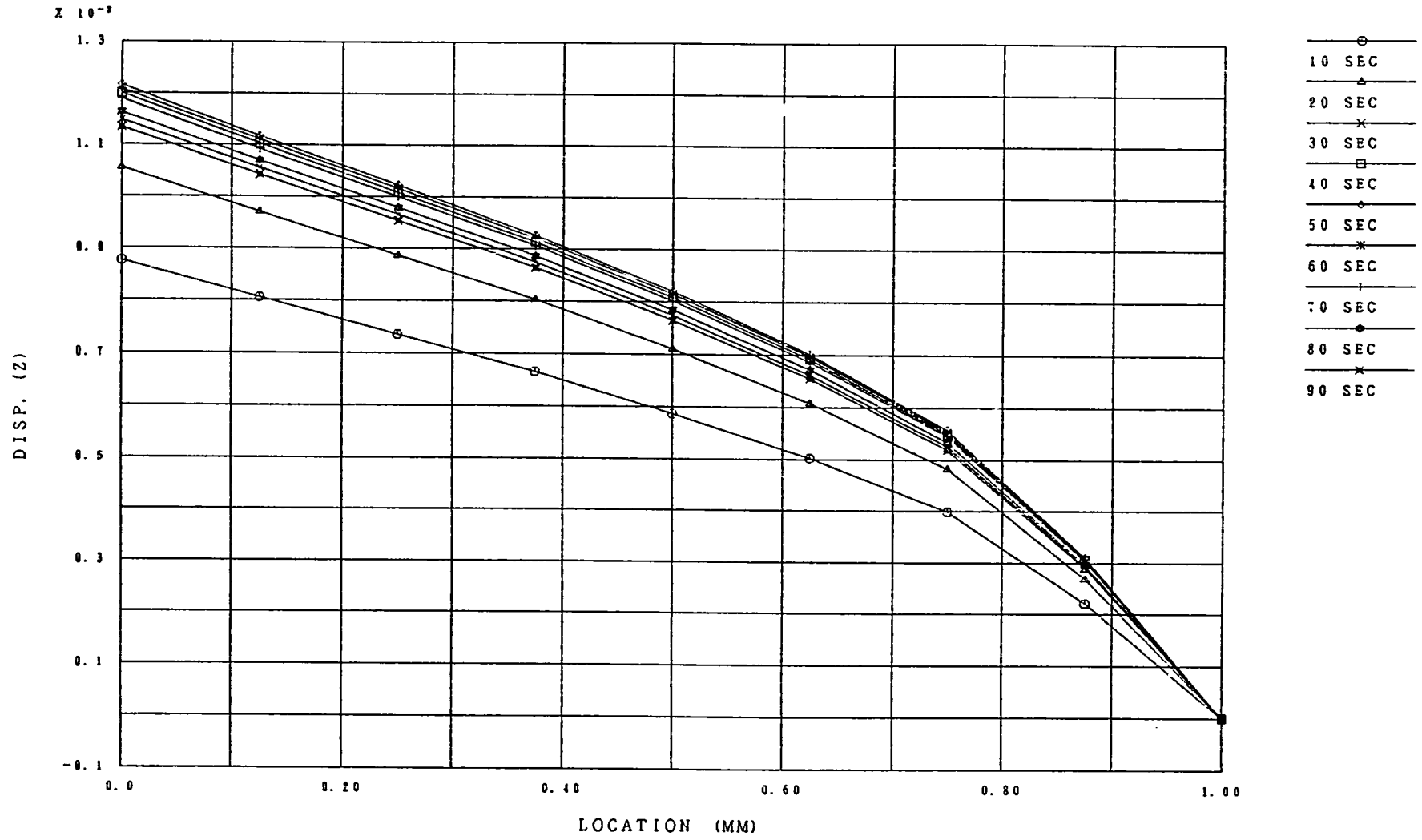
FINAS



ATTF (A=1MM) STRESS DISTRIBUTION ALONG CRACK (SIG - Z)

図3.6(1) き裂断面の σ_z 分布(熱弾性解析、 $a=1\text{mm}$)

FINAS



ATTF (A=1MM) DISP. (Z) DISTRIBUTION ALONG CRACK

図3. 6 (2) き裂面の u_z 分布 (熱弾性解析、 $a = 1 \text{ mm}$)

FINAS

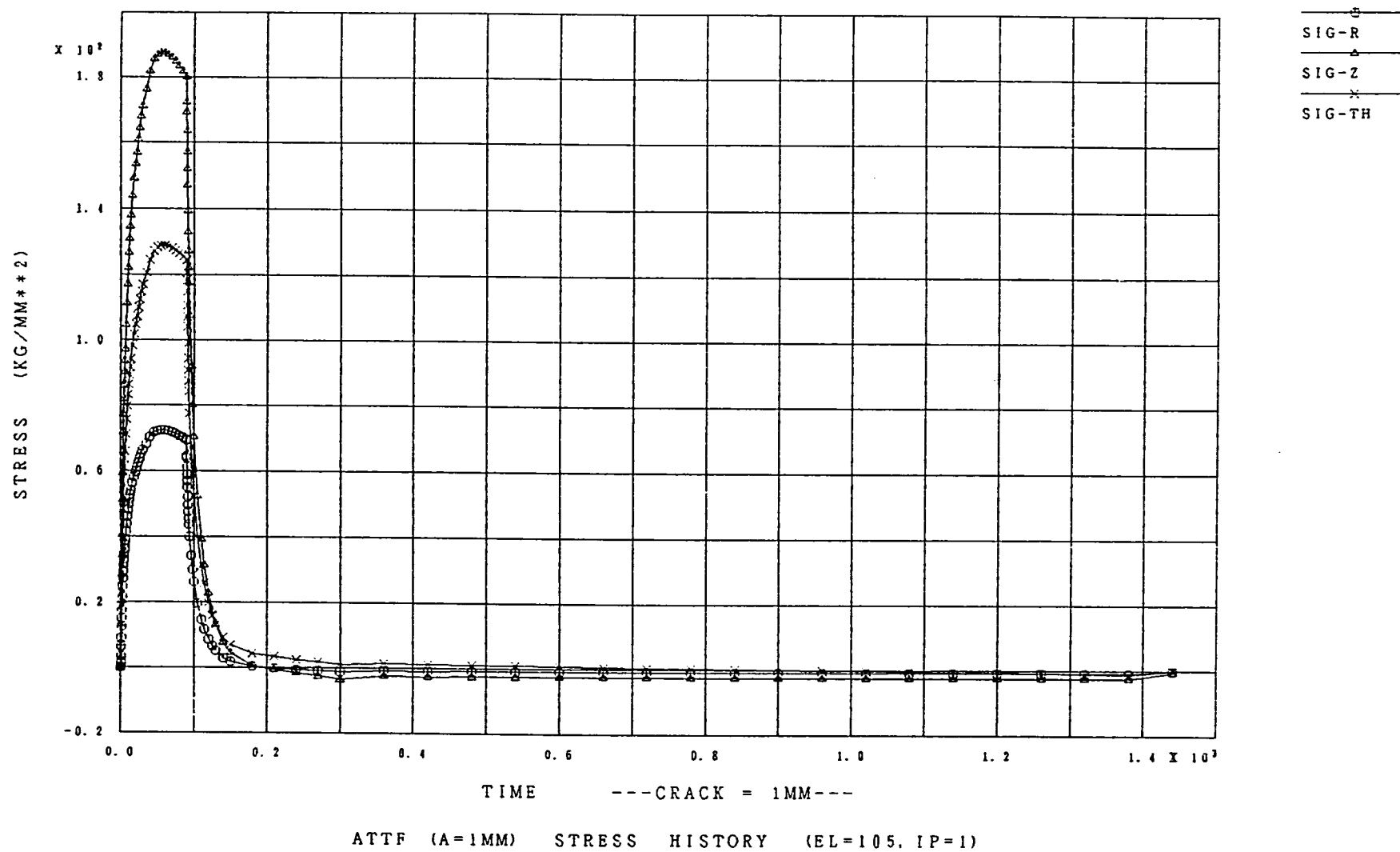
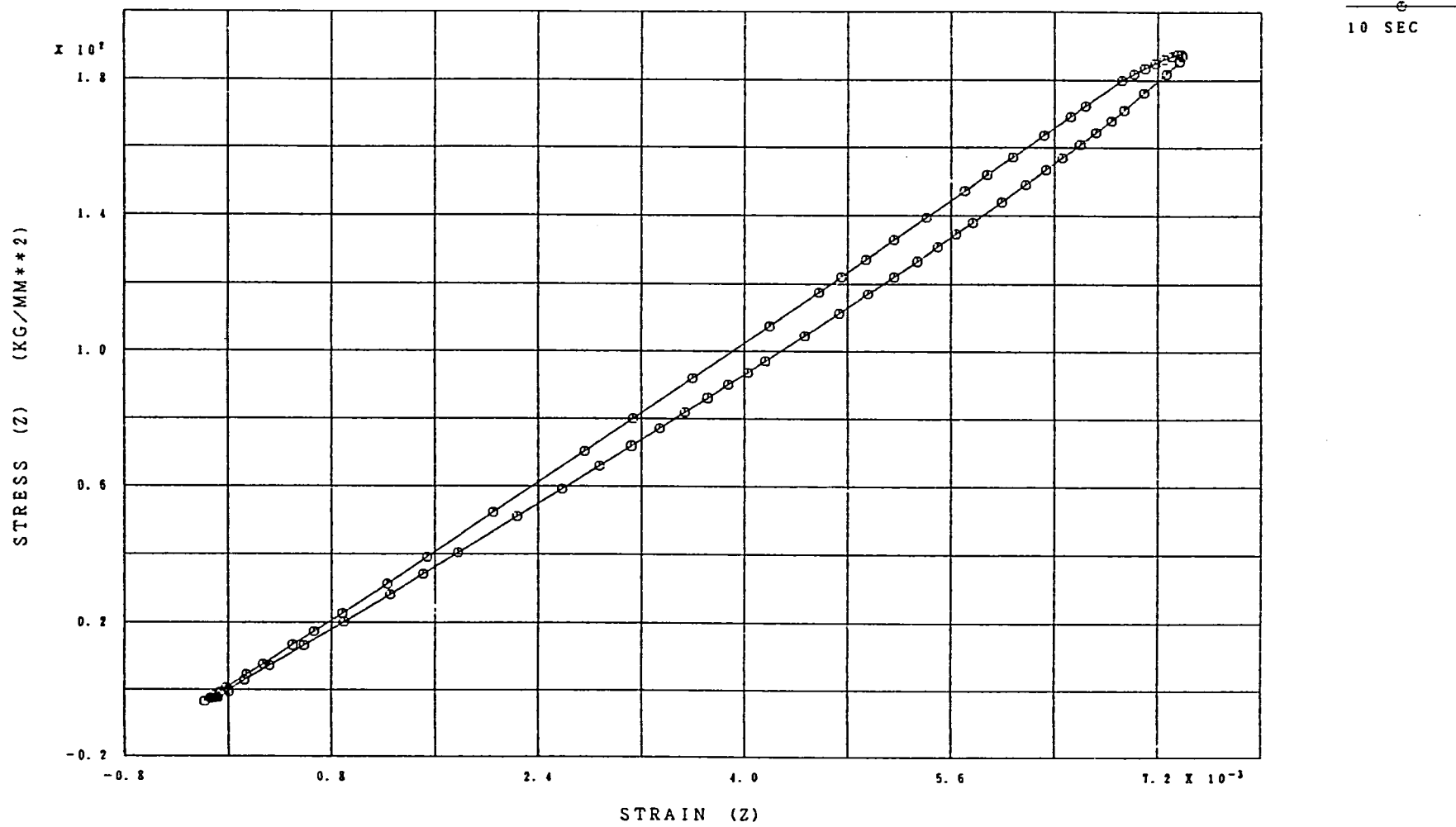


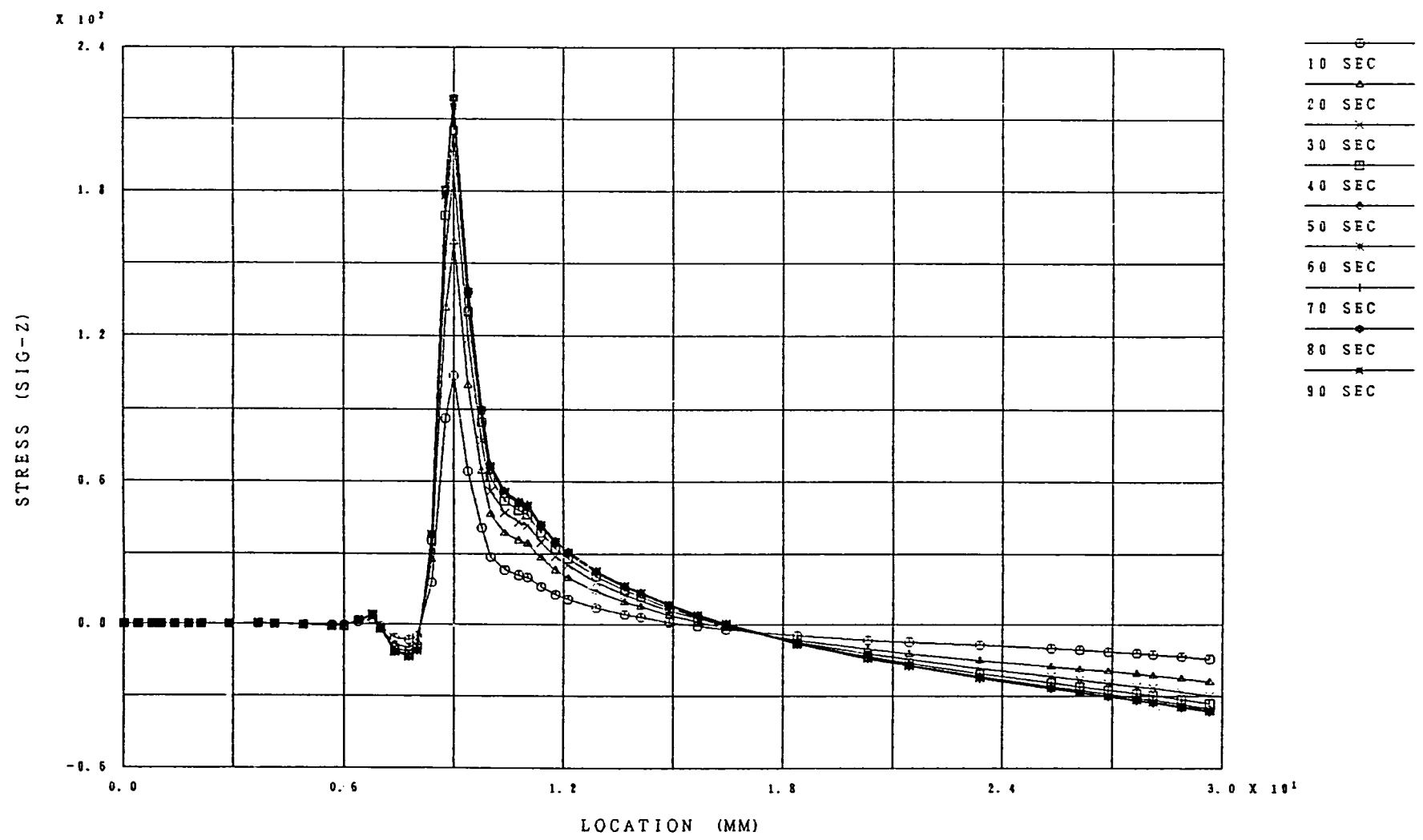
図3.6(3) き裂先端近傍の応力の時間変化(熱弾性解析、a = 1 mm)



STRESS-STRAIN HISTORY (A=1MM. BULK SIDE. EL=105. IP=1)

図3.6 (4) き裂先端近傍の (σ_z, ϵ_z) 履歴 (熱弾性解析、 $a = 1 \text{ mm}$)

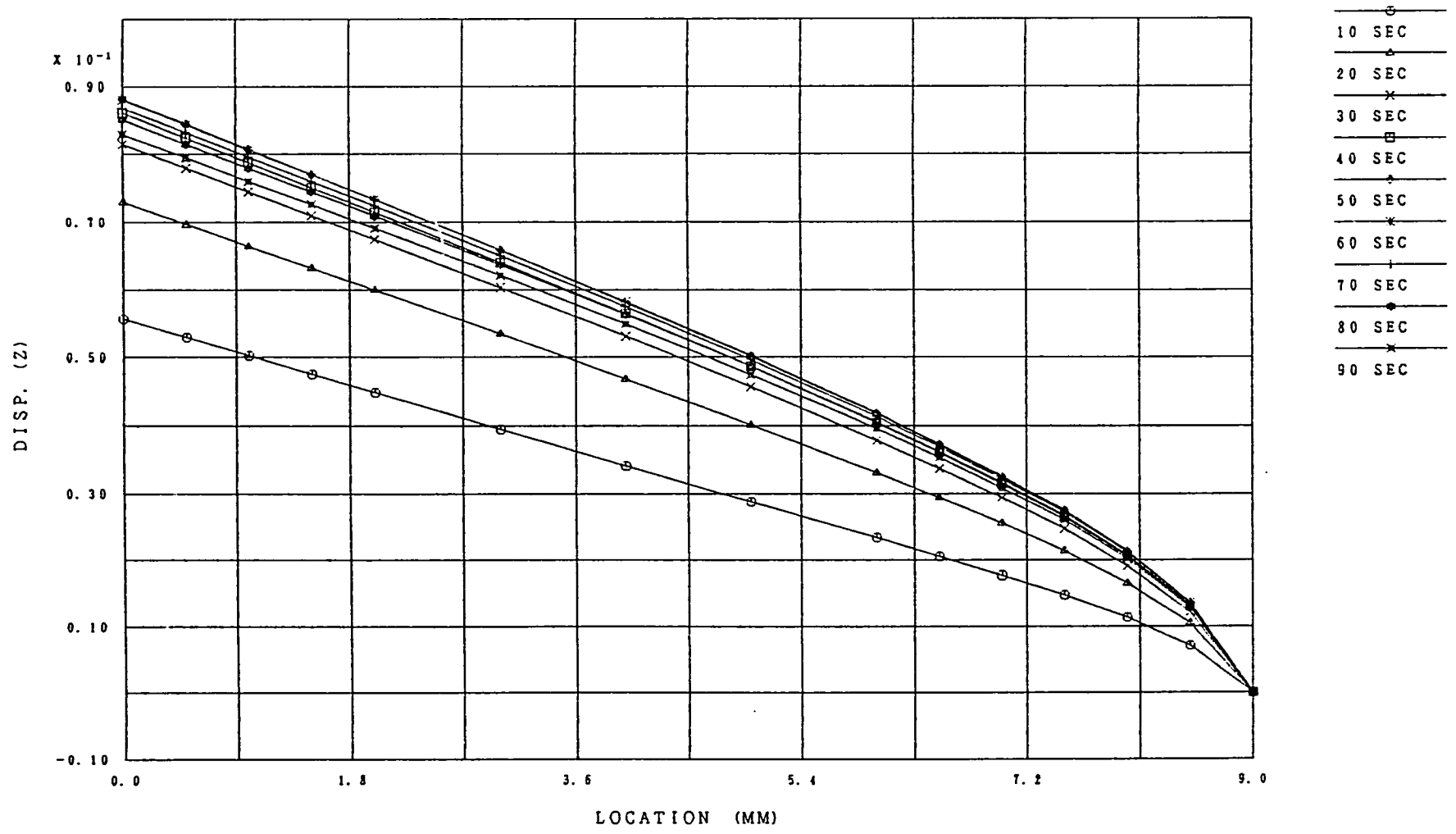
FINAS



ATTF (A=9MM) STRESS DISTRIBUTION ALONG CRACK (SIG - Z)

図3.7(1) き裂断面の σ_z 分布(熱弾性解析、 $a=9\text{ mm}$)

FINAS



ATTF (A=9MM) DISP. (Z) DISTRIBUTION ALONG CRACK

図3.7(2) き裂面の u_z 分布(熱弾性解析、 $a = 9\text{ mm}$)

FINAS

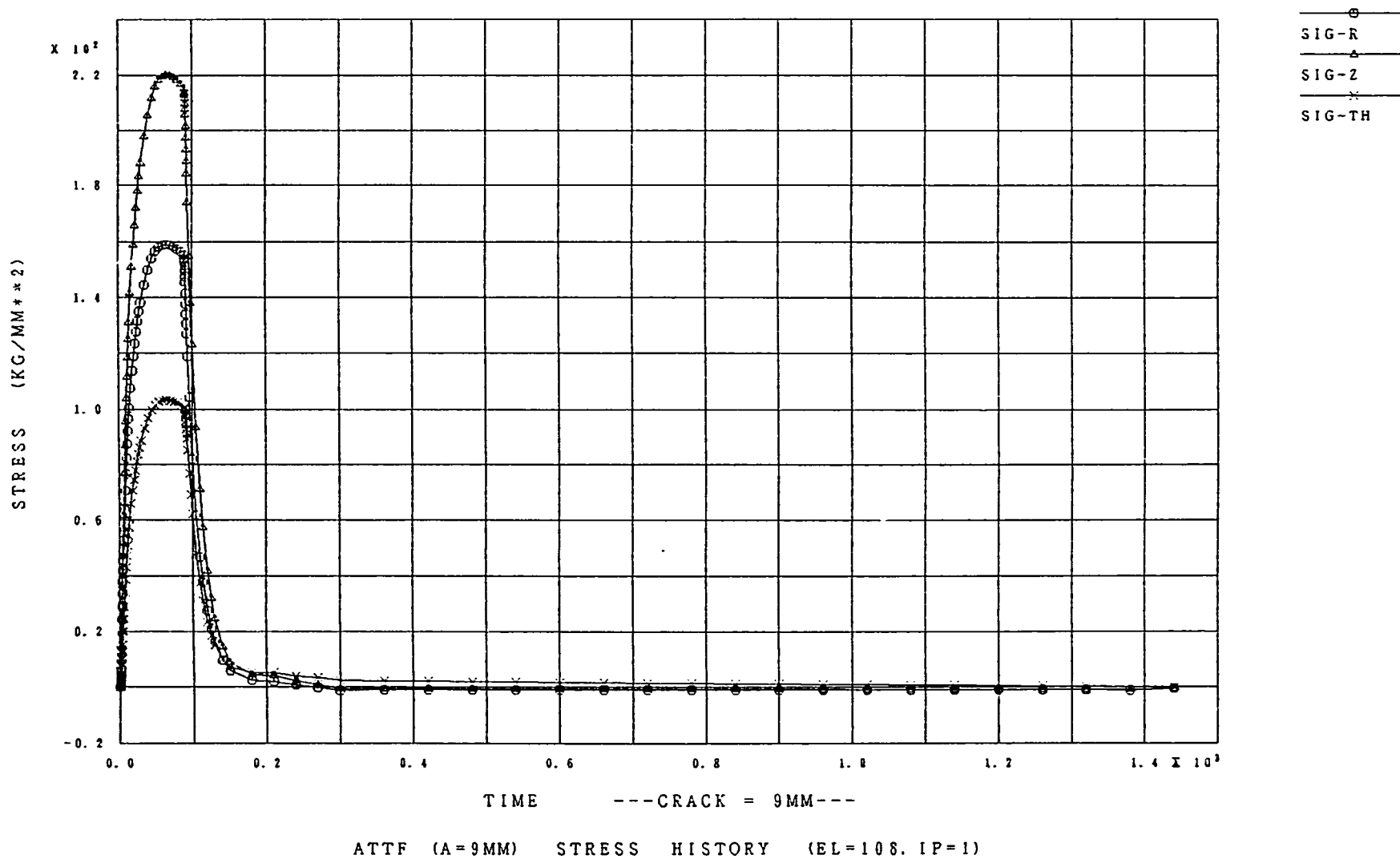
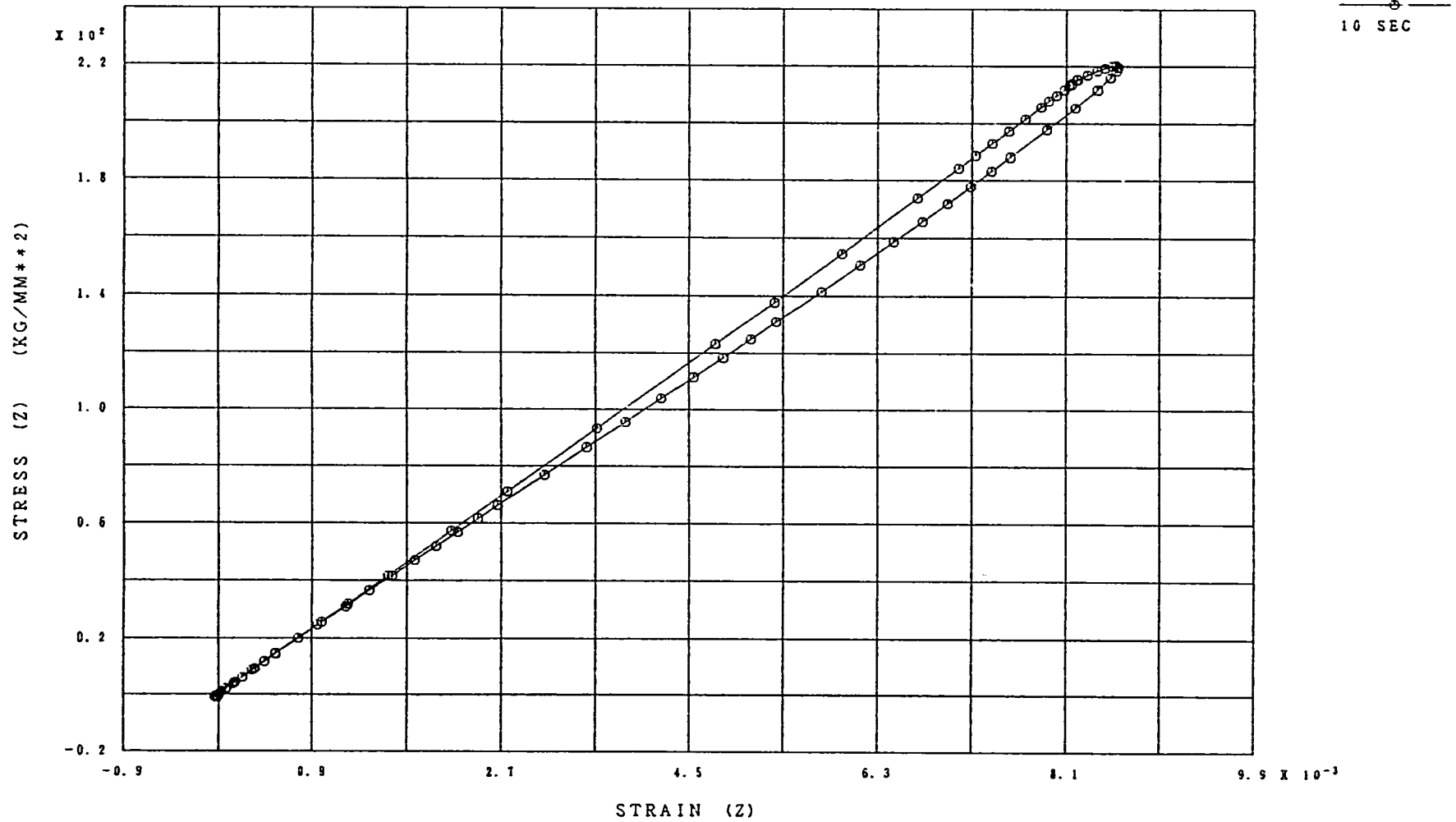


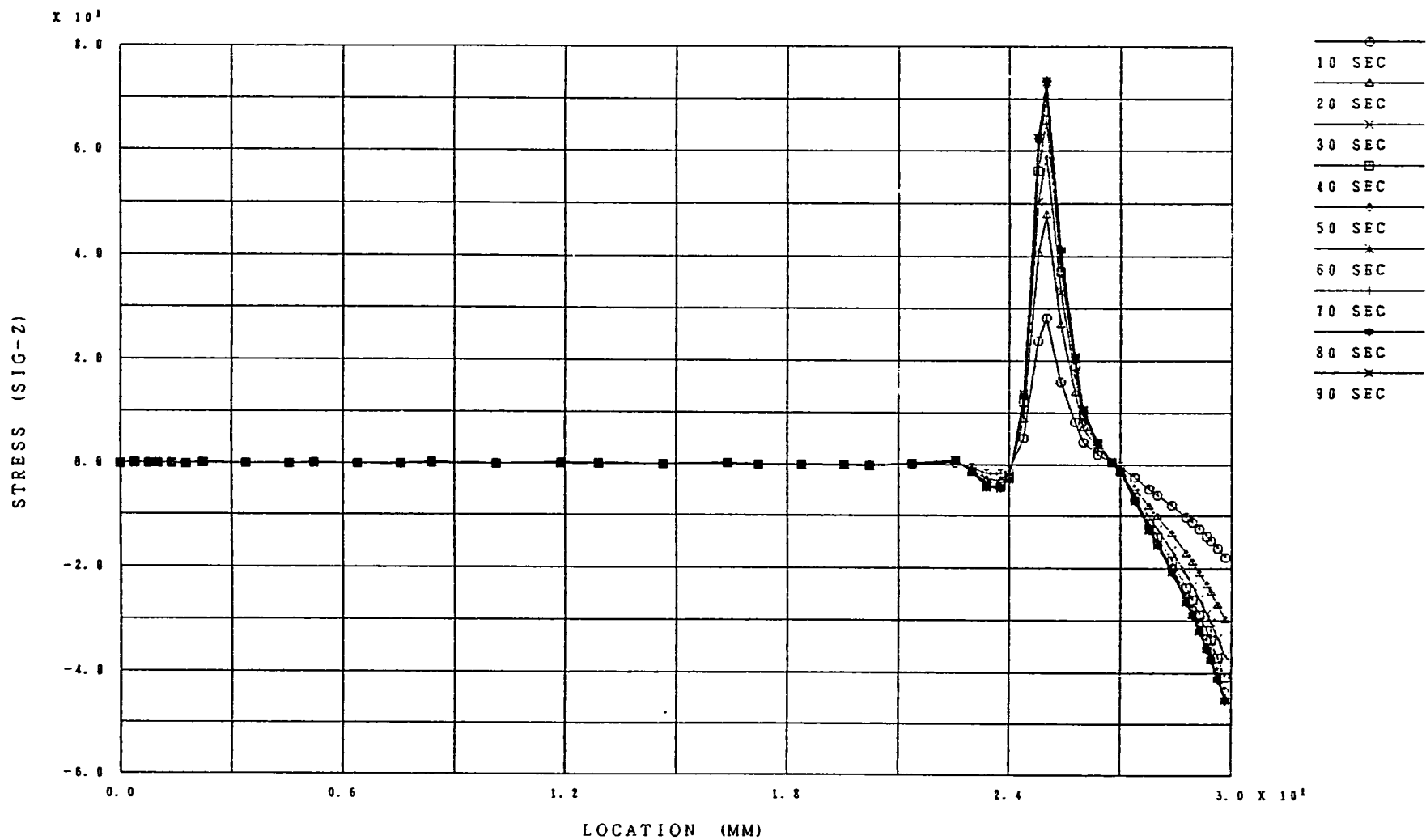
図3.7(3) き裂先端近傍の応力の時間変化(熱弾性解析、a = 9 mm)



STRESS-STRAIN HISTORY (A=9MM. BULK SIDE. EL=108. IP=1)

図3.7(4) き裂先端近傍の (σ_z, ϵ_z) 履歴 (熱弾性解析、 $a = 9 \text{ mm}$)

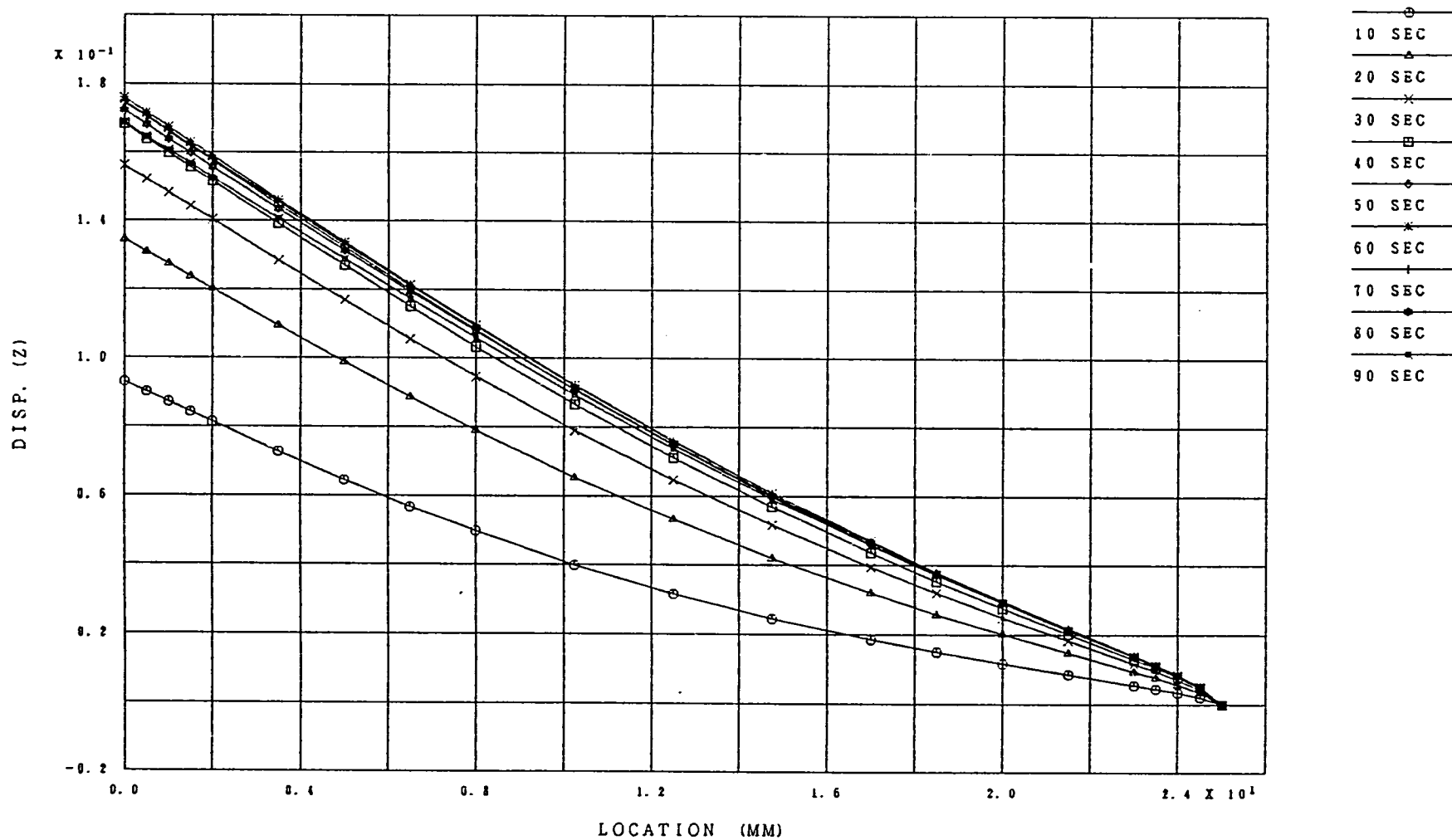
FINAS



ATTF (A=25MM) STRESS DISTRIBUTION ALONG CRACK (SIG - Z)

図3. 8 (1) き裂断面の σ_z 分布 (熱弾性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)

FINAS



ATTF (A=25MM) DISP. (Z) DISTRIBUTION ALONG CRACK

図3.8 (2) き裂面の u_z 分布 (熱弾性解析、 $a = 25$ mm)

FINAS

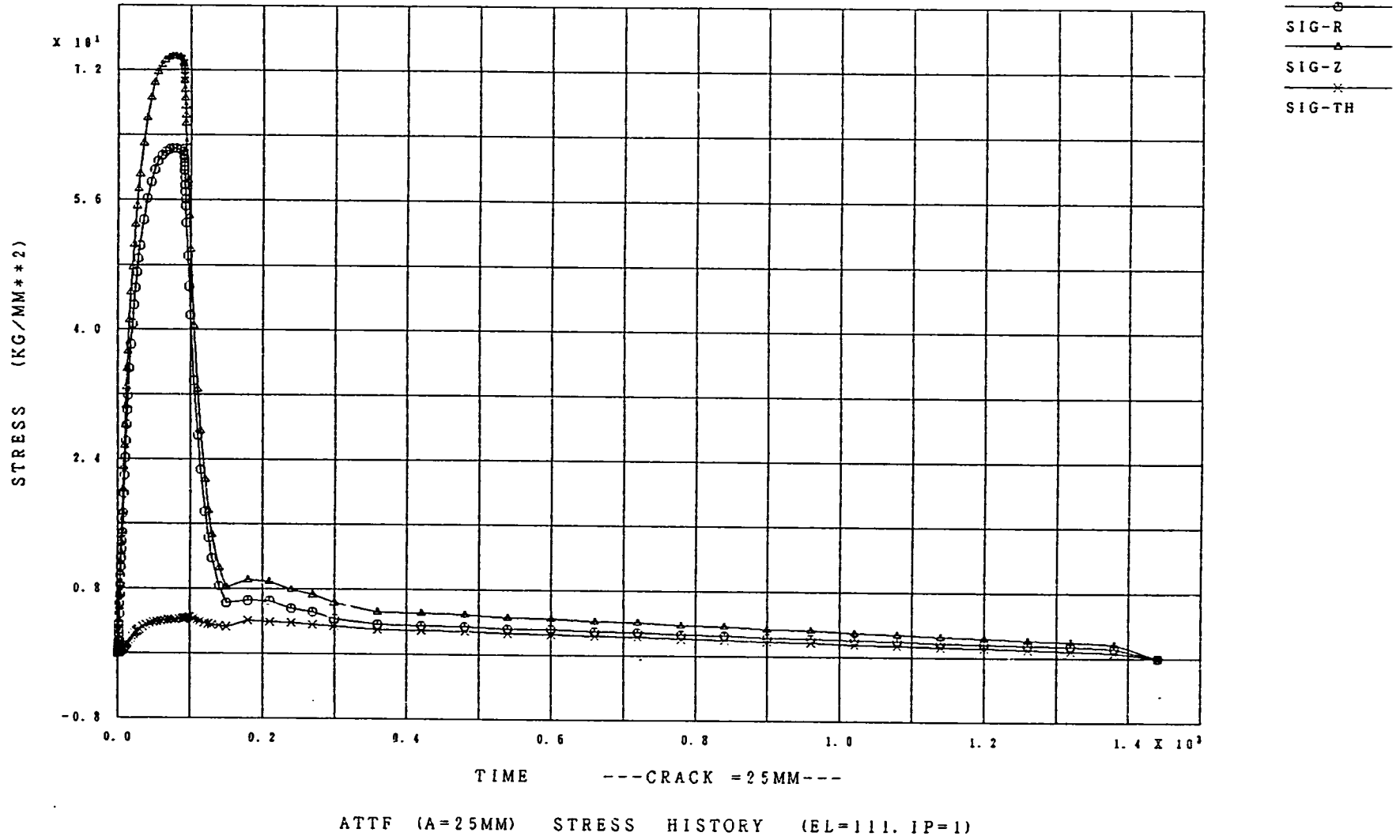
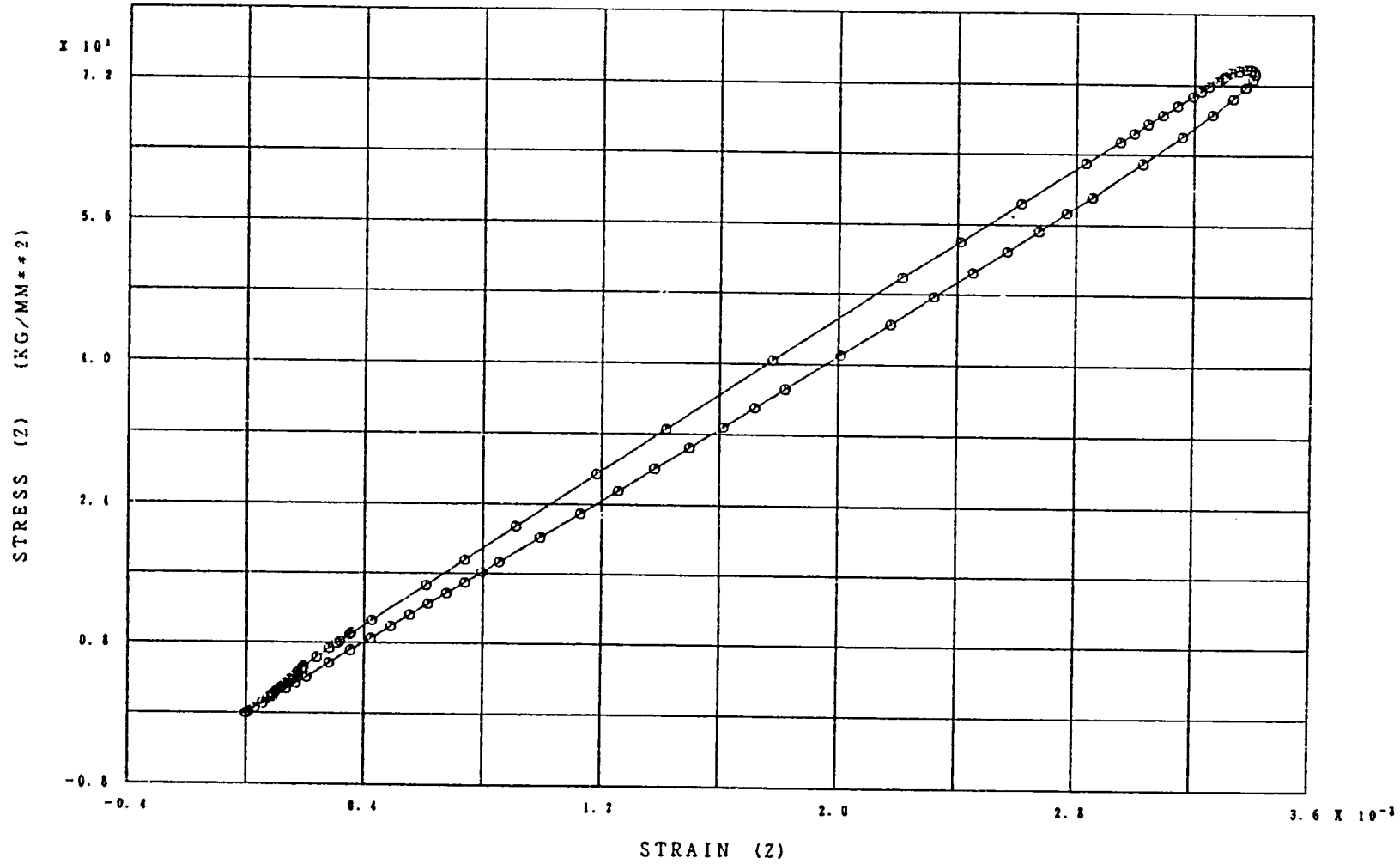


図3. 8 (3) き裂先端近傍の応力の時間変化 (熱弾性解析、a = 25 mm)



STRESS-STRAIN HISTORY (A=25MM. BULK SIDE. EL=111. 1P=1)

図3.8(4) き裂先端近傍の (σ_z, ϵ_z) 履歴 (熱弾性解析、 $a=25\text{mm}$)

Sn of ligament of crack by elastic analysis

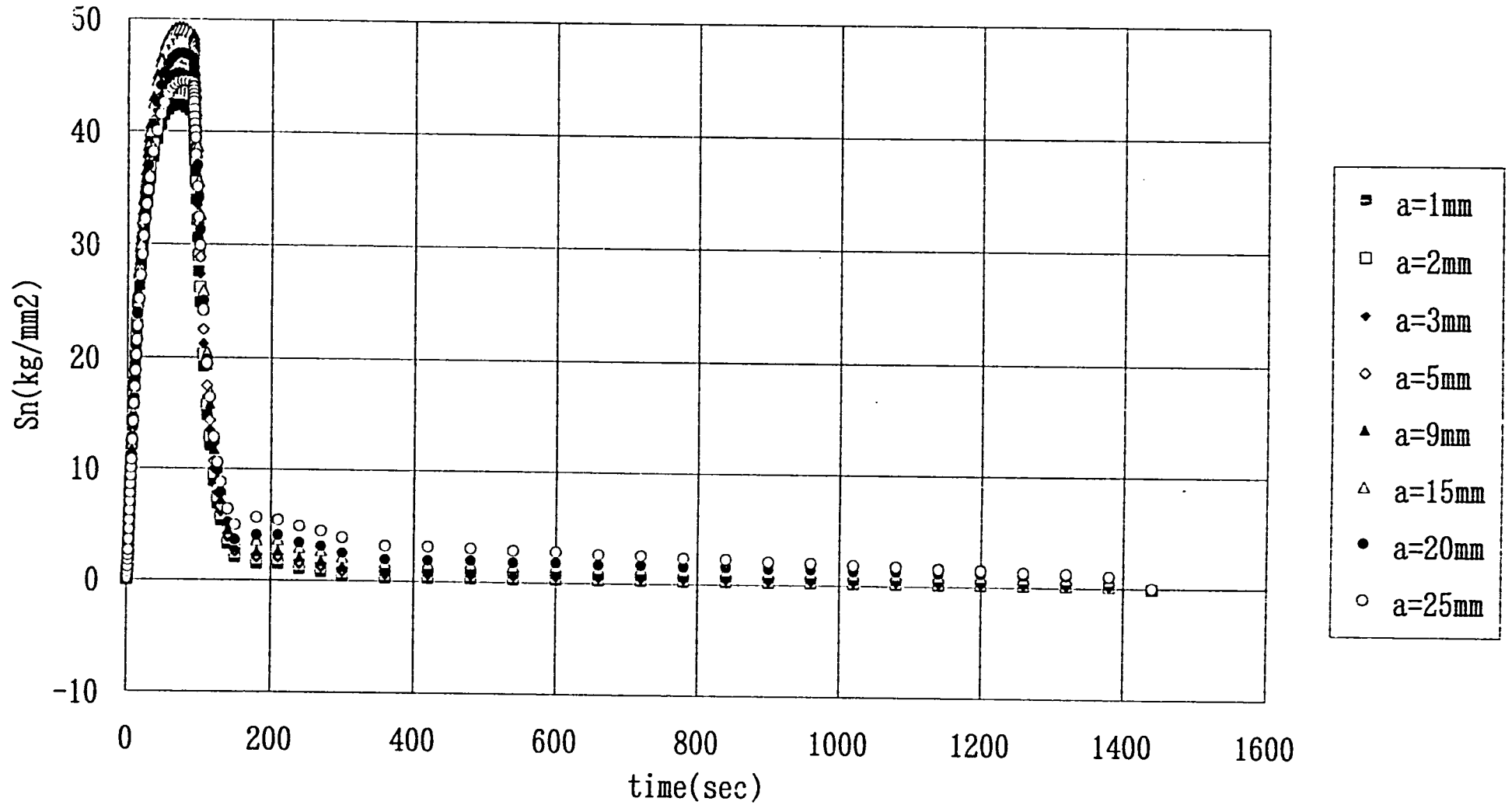
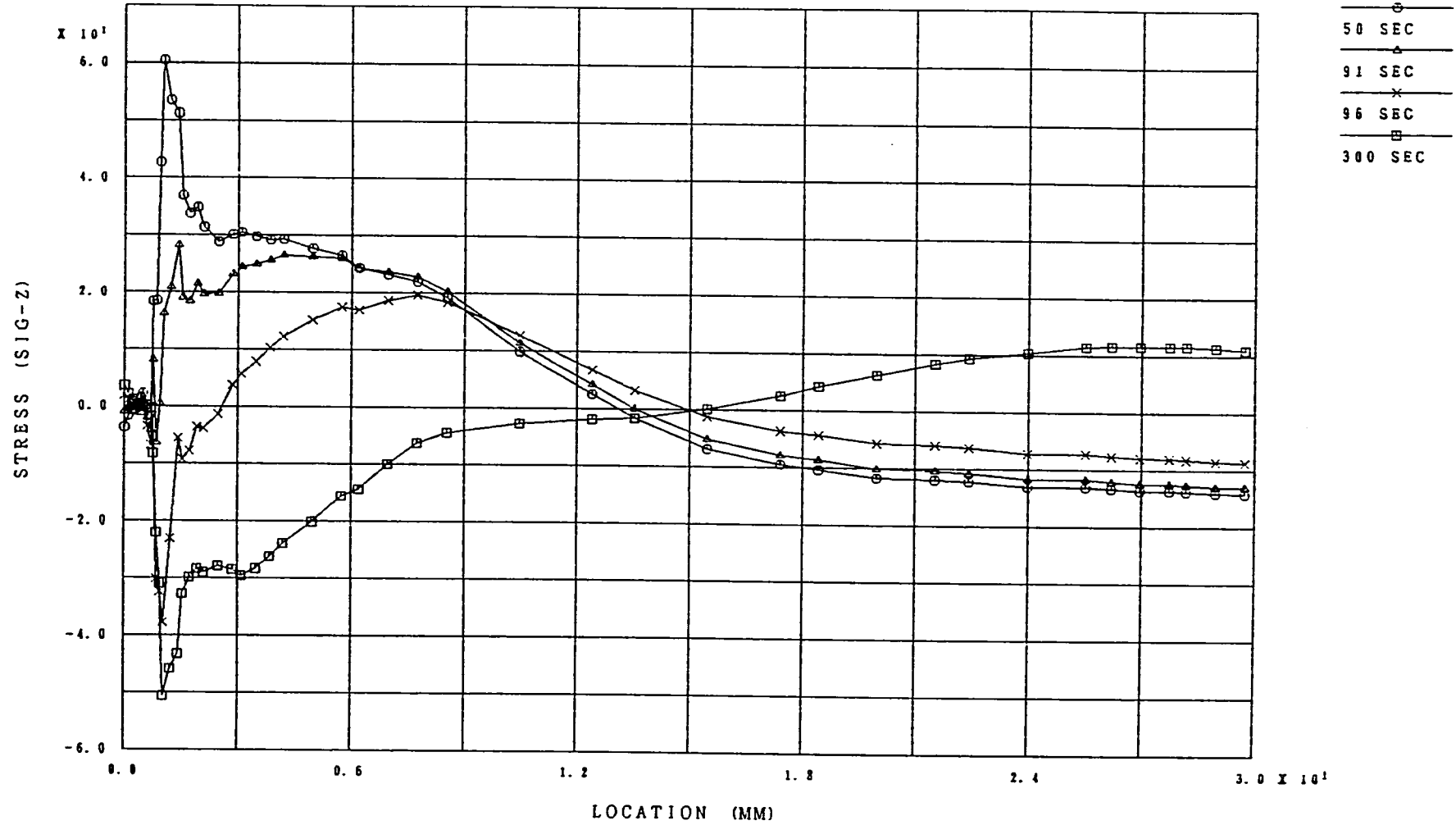


図3.9 き裂断面リガメントの正味曲げ応力の時間変化(熱弾性解析)

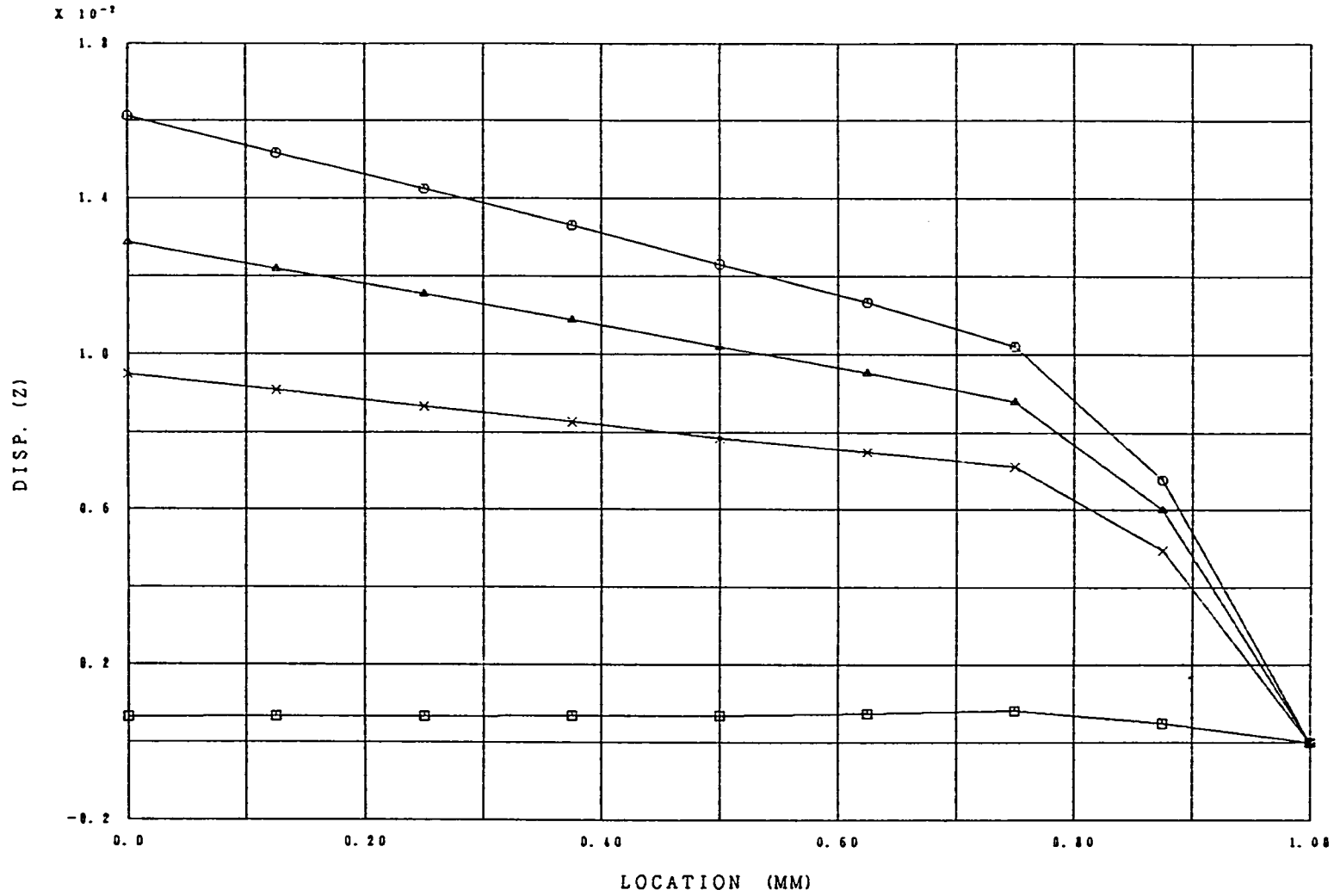
FINAS



ATTF (A=1MM) STRESS DISTRIBUTION ALONG CRACK (SIG - Z)

図3.10(1) き裂断面の σ_z 分布 (熱弾塑性解析、 $a = 1 \text{ mm}$)

FINAS



ATTF (A=1MM) DISP. (Z) DISTRIBUTION ALONG CRACK

図3. 10 (2) き裂面の u_z 分布 (熱弾塑性解析、 $a = 1 \text{ mm}$)

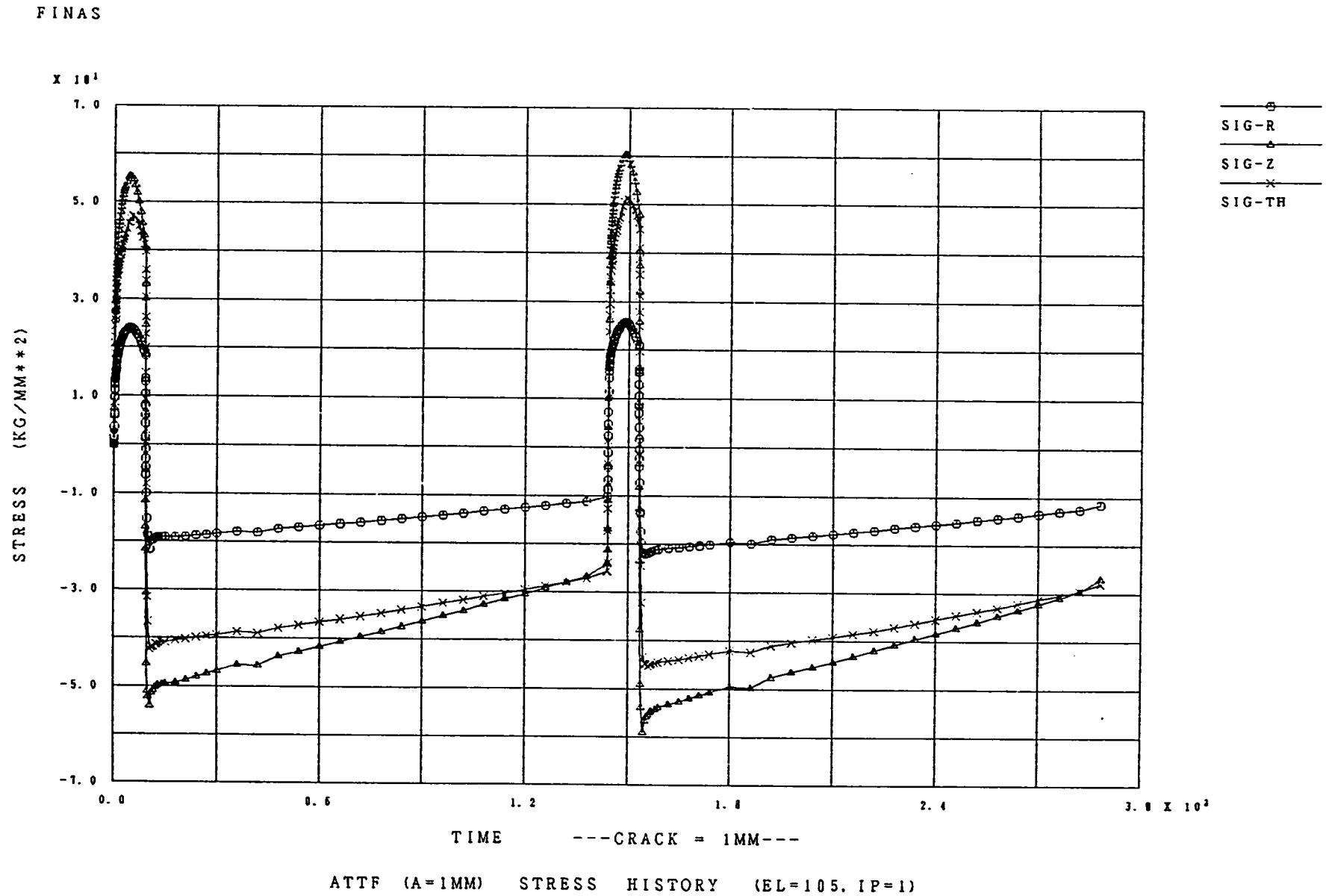
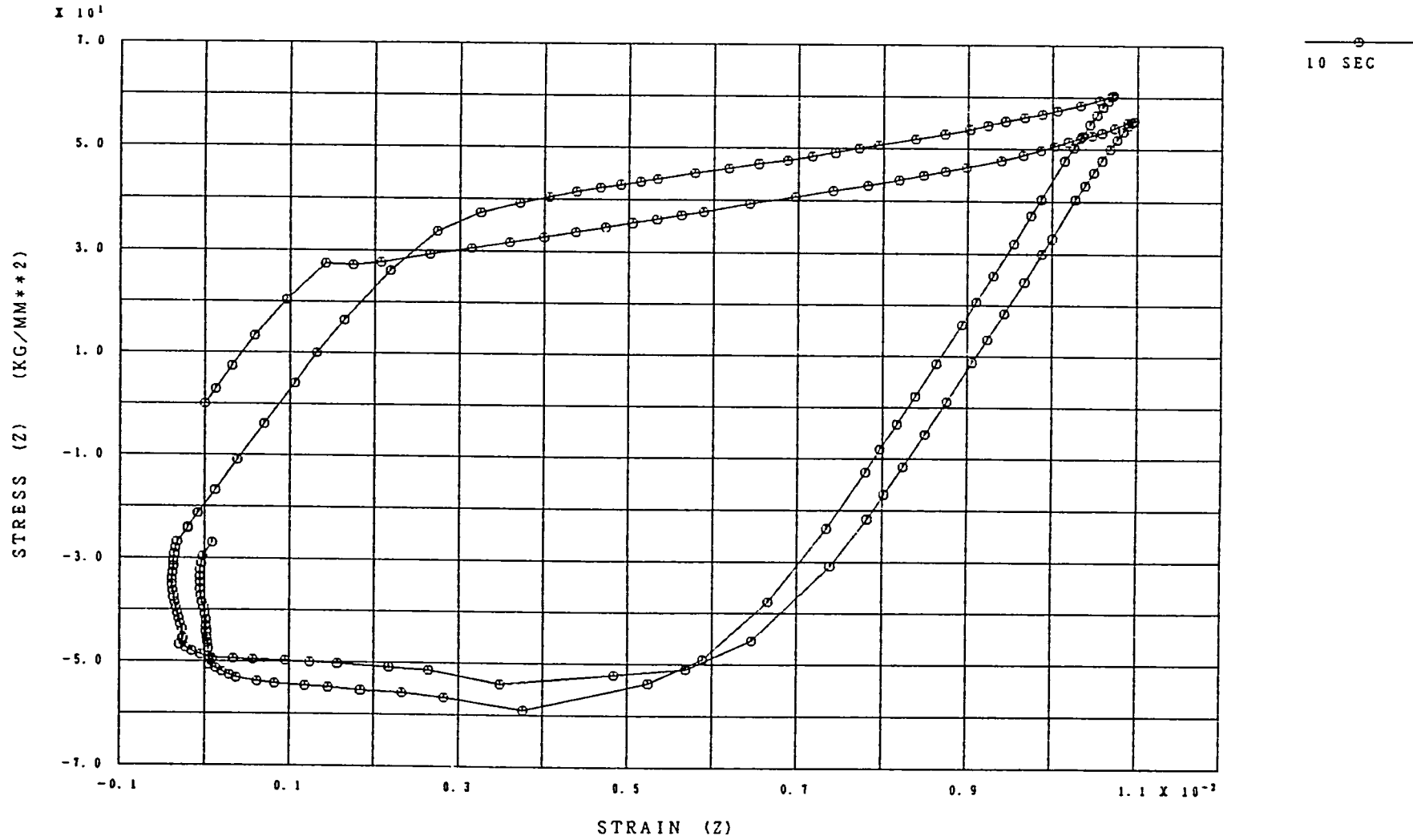


図3。10(3) き裂先端近傍の応力の時間変化(熱弾塑性解析、a = 1 mm)

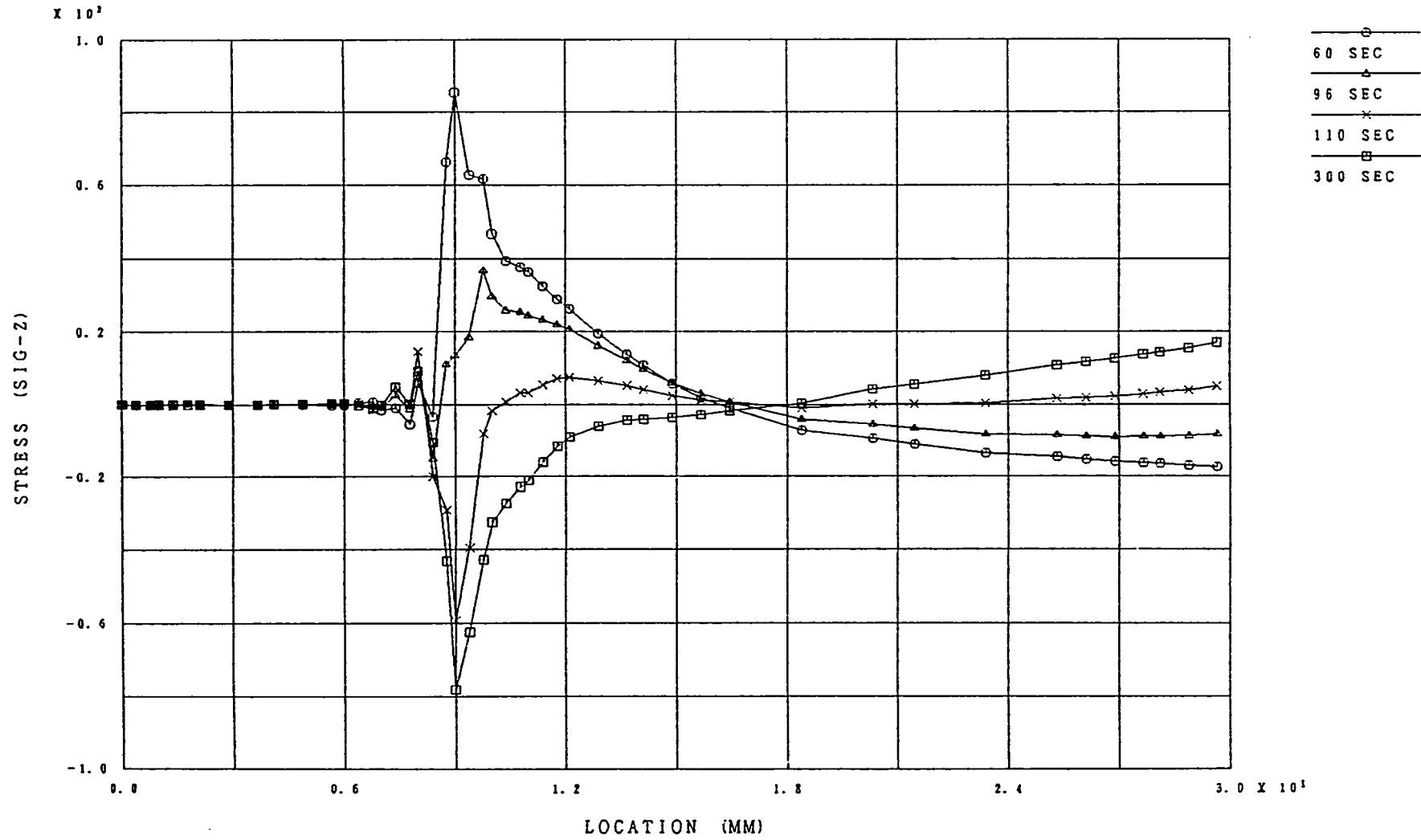
FINAS



STRESS-STRAIN HISTORY (A=1MM. BULK SIDE. EL=105. IP=1)

図3。10 (4) き裂先端近傍の (σ_z, ϵ_z) 履歴 (熱弾塑性解析、 $a = 1 \text{ mm}$)

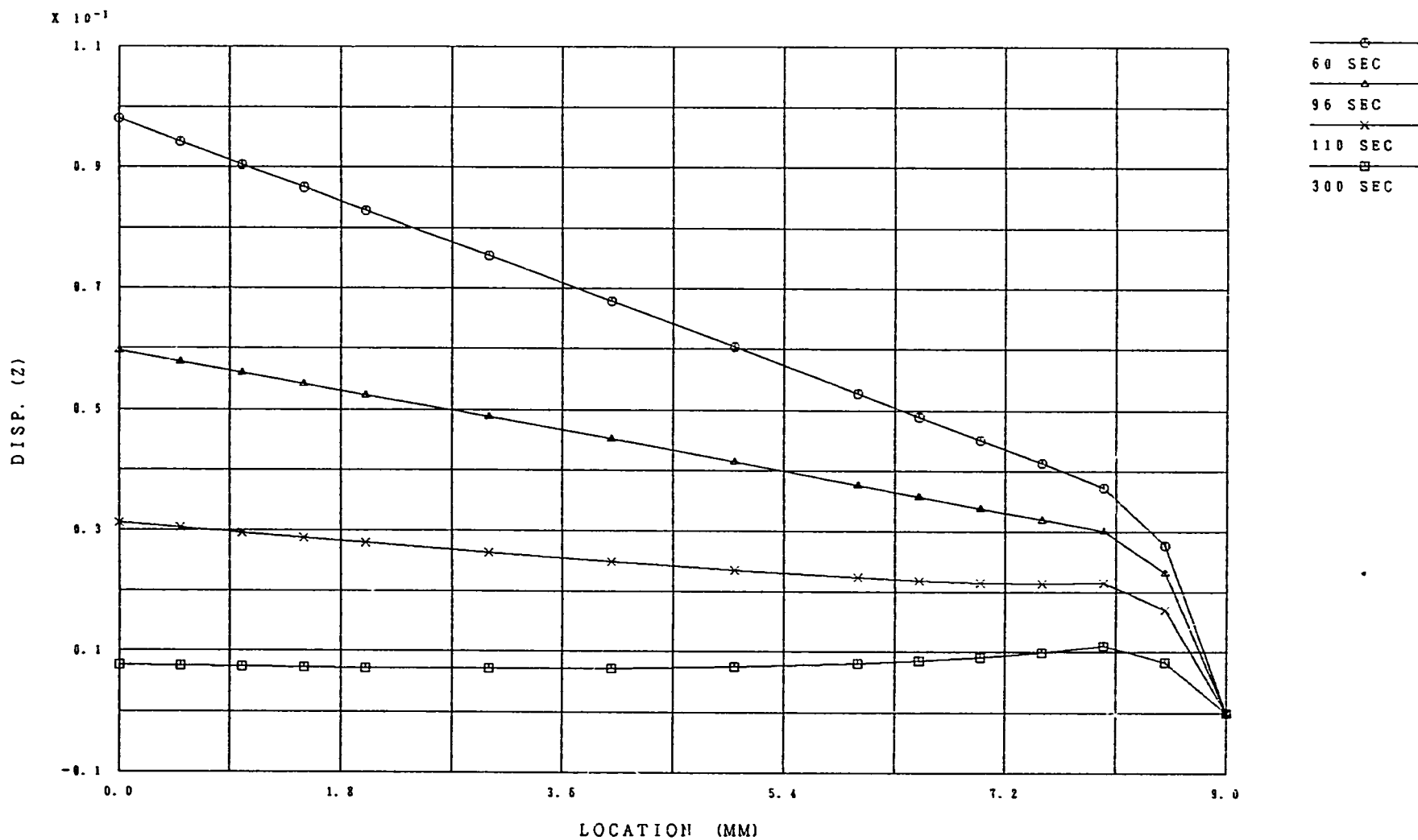
FINAS



ATTF (A=9MM) STRESS DISTRIBUTION ALONG CRACK (SIG - Z)

図3.11(1) き裂断面の σ_z 分布(熱弾塑性解析、 $a=9\text{mm}$)

FINAS



ATTF (A=9MM) DISP. (Z) DISTRIBUTION ALONG CRACK

図3. 11 (2) き裂面の u_z 分布 (熱弾塑性解析、 $a = 9 \text{ mm}$)

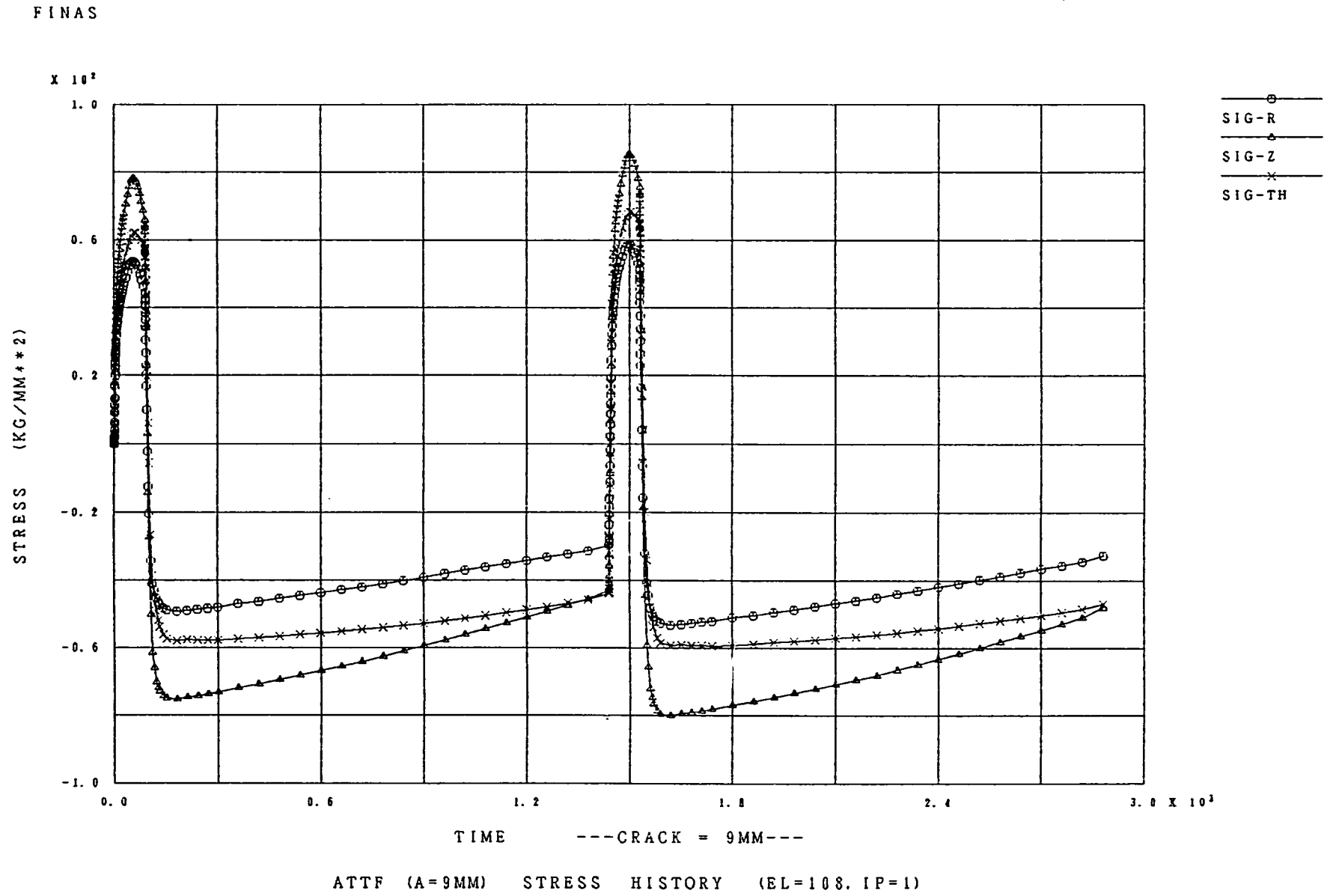
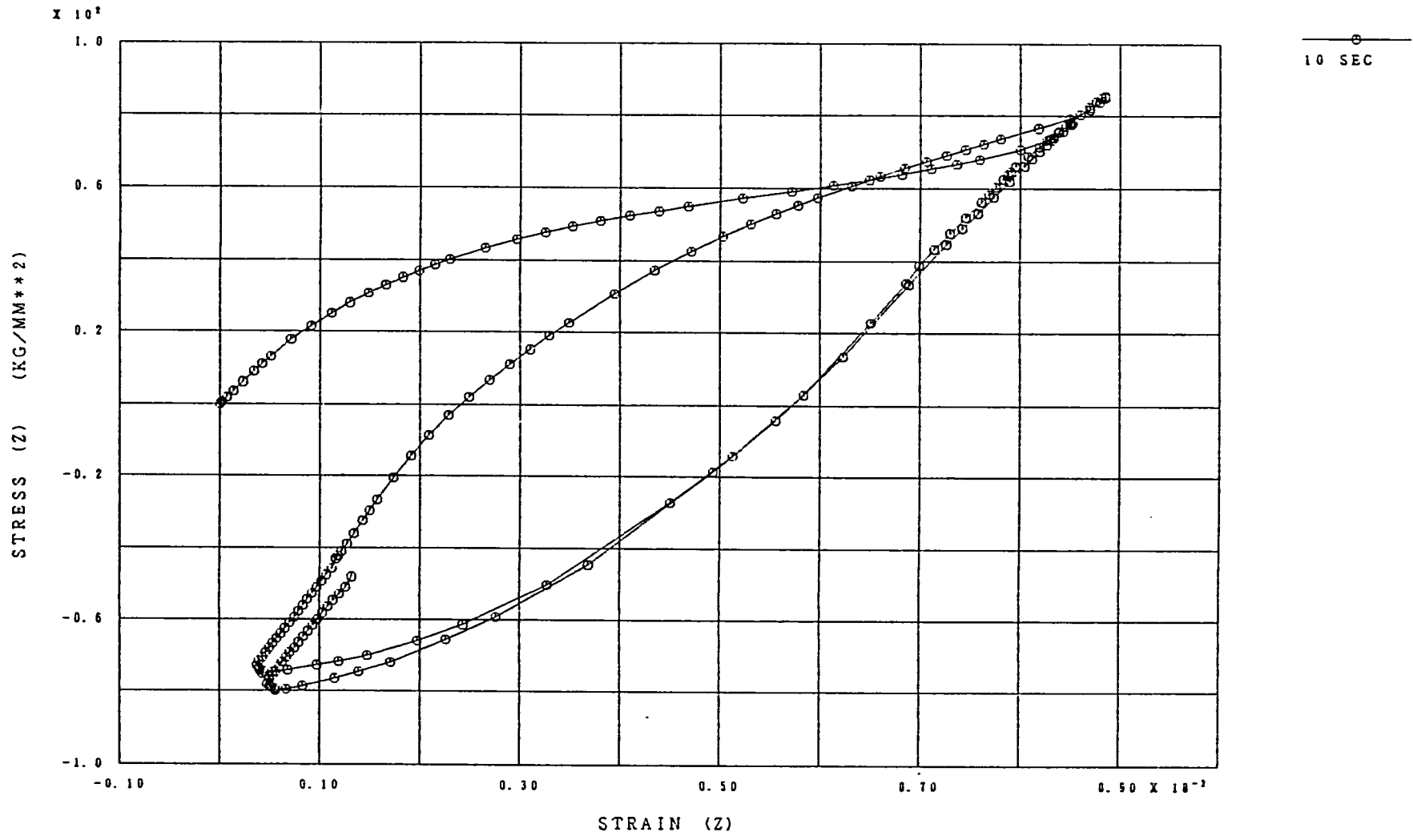


図3。11 (3) き裂先端近傍の応力の時間変化 (熱弾塑性解析、 $a = 9 \text{ mm}$)

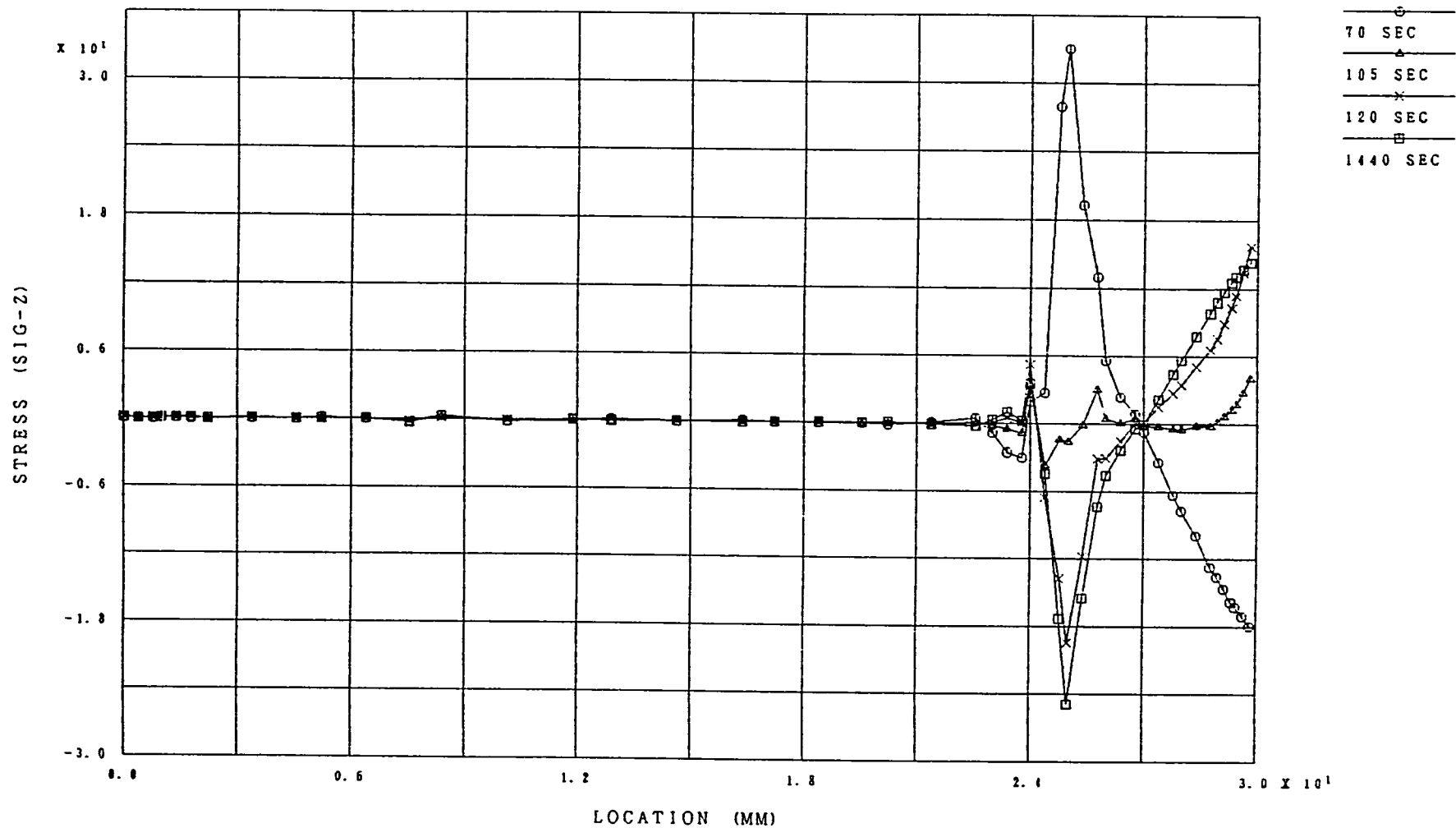
FINAS



STRESS-STRAIN HISTORY (A=9MM. BULK SIDE. EL=108. IP=1)

図3. 11 (4) き裂先端近傍の (σ_z , ϵ_z) 履歴 (熱弾塑性解析、a = 9 mm)

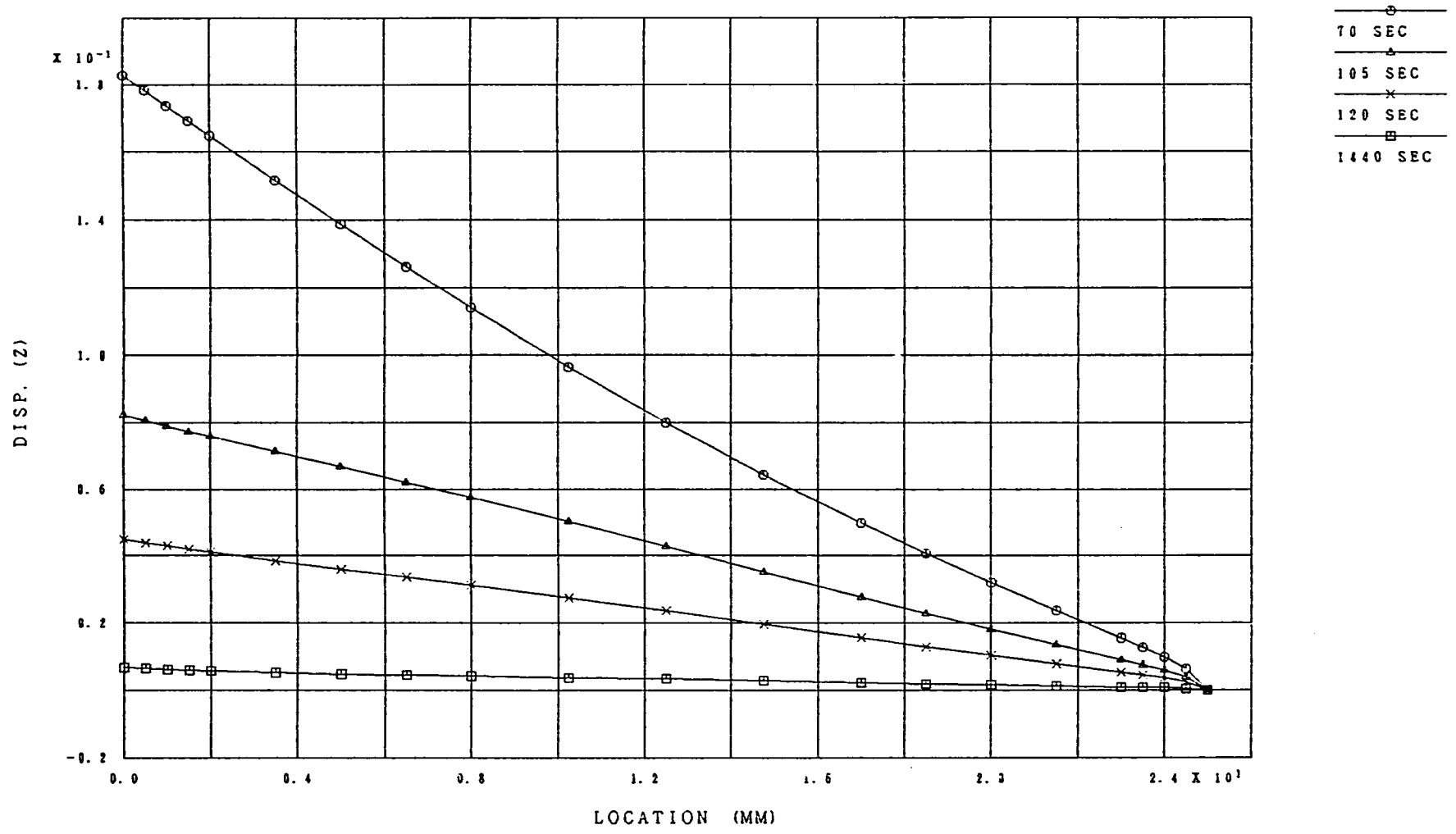
FINAS



ATTF (A=25MM) STRESS DISTRIBUTION ALONG CRACK (SIG - Z)

図3. 12 (1) き裂断面の σ_z 分布 (熱弾塑性解析、 $a = 25 \text{ mm}$)

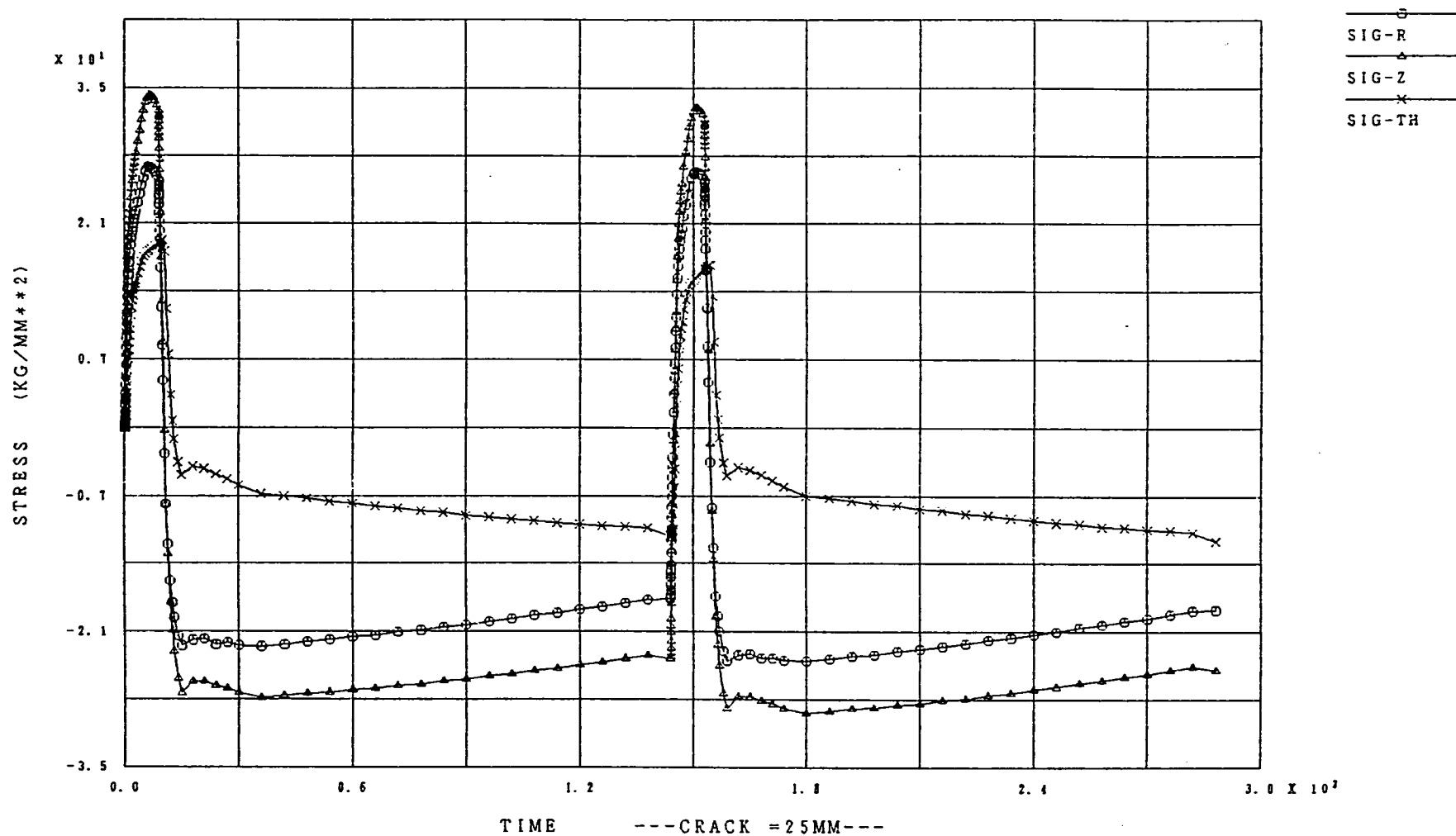
FINAS



ATTF (A=25MM) DISP. (Z) DISTRIBUTION ALONG CRACK

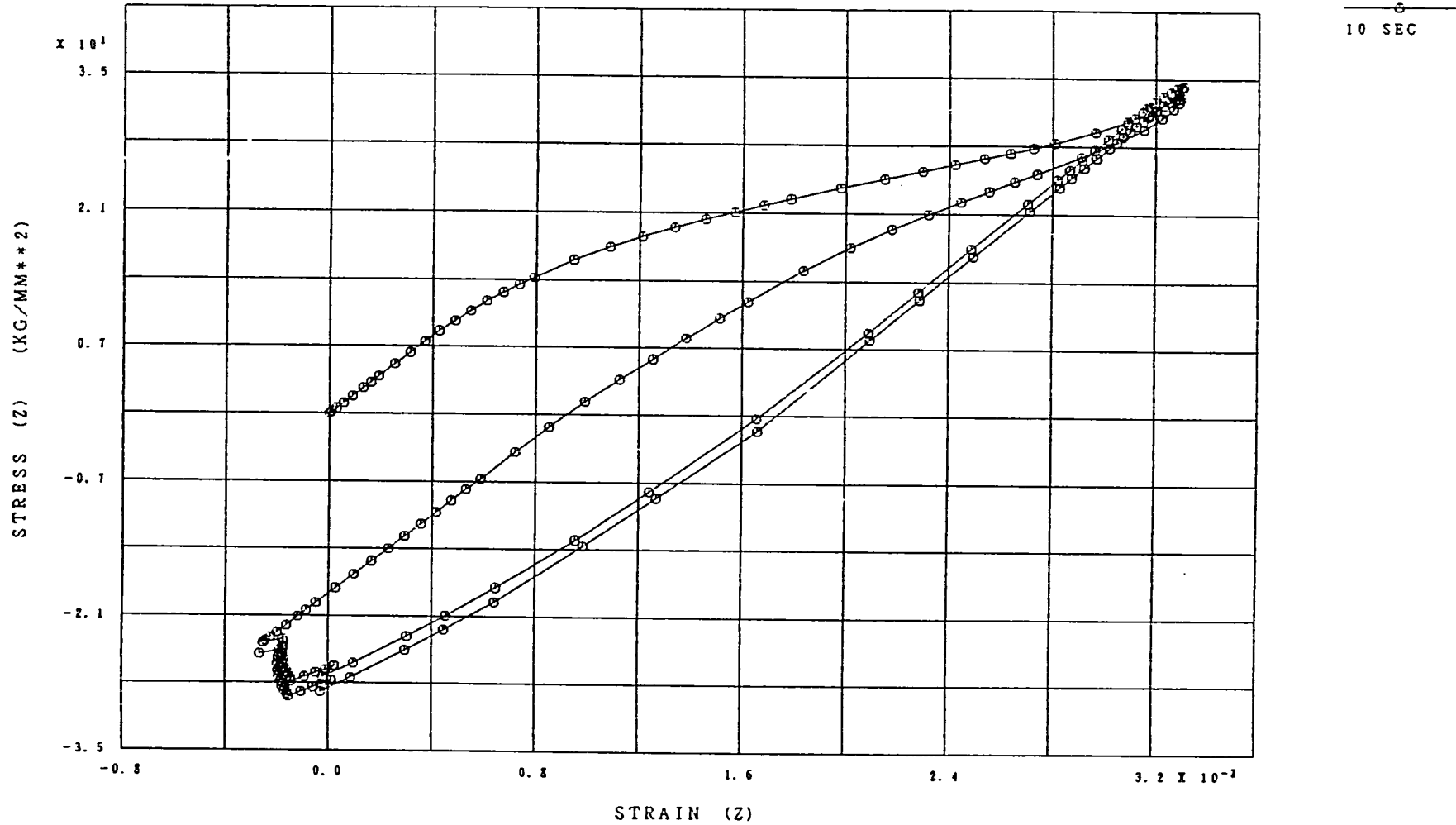
図3. 12 (2) き裂面の u_z 分布 (熱弾塑性解析、 $a = 2.5 \text{ mm}$)

FINAS



ATTF (A=25MM) STRESS HISTORY (EL=111, IP=1)

図3. 12 (3) き裂先端近傍の応力の時間変化 (熱弾塑性解析、a = 2.5 mm)



STRESS-STRAIN HISTORY (A=25MM. BULK SIDE. EL=111. IP=1)

図3。12(4) き裂先端近傍の (σ_z, ϵ_z) 履歴 (熱弾塑性解析、 $a = 2.5 \text{ mm}$)

Graph1

Sn of crack ligament

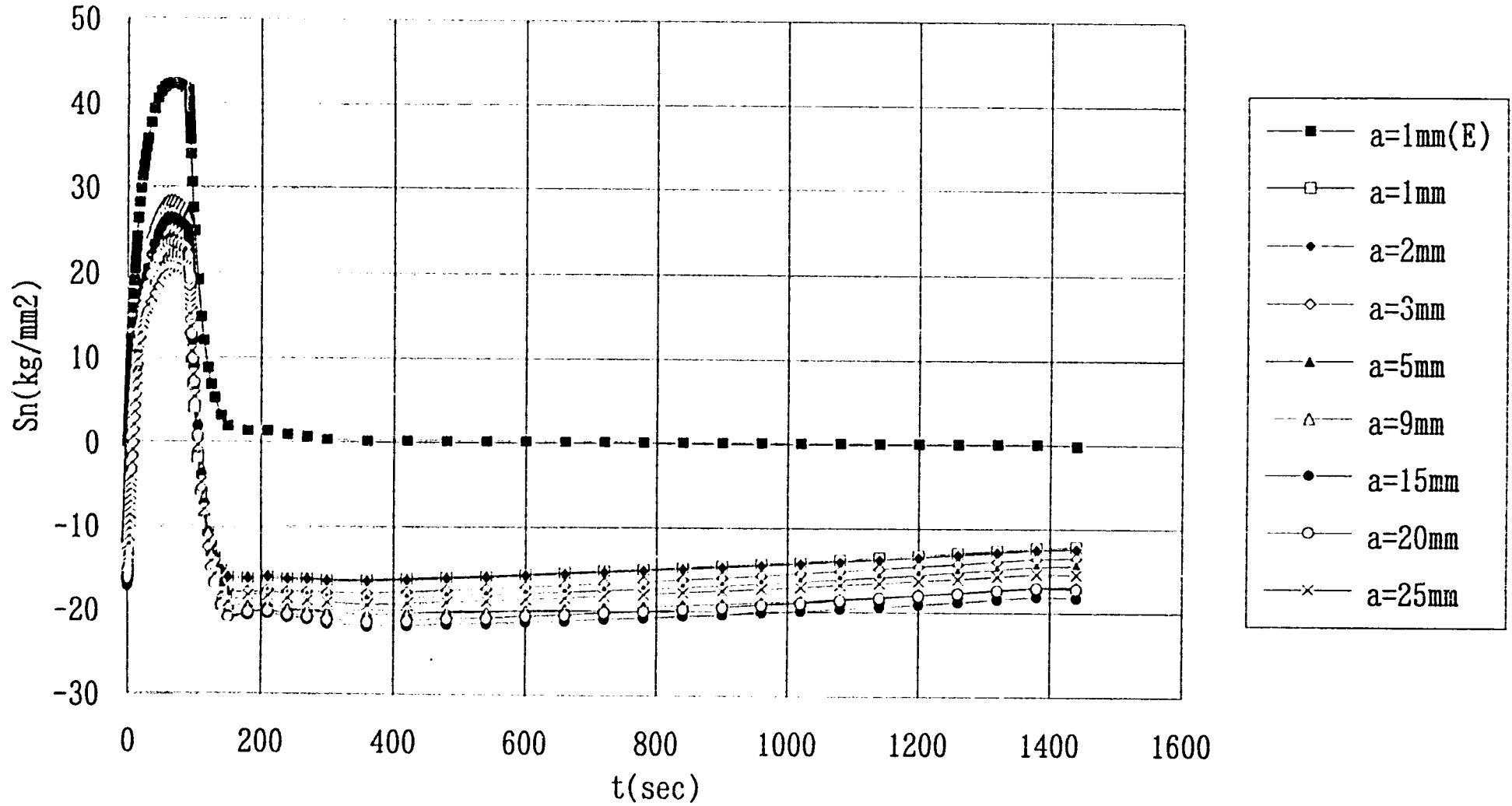


図3。13 き裂断面リガメントの正味曲げ応力の時間変化（熱弾塑性解析）

Sn at far away from crack ligament

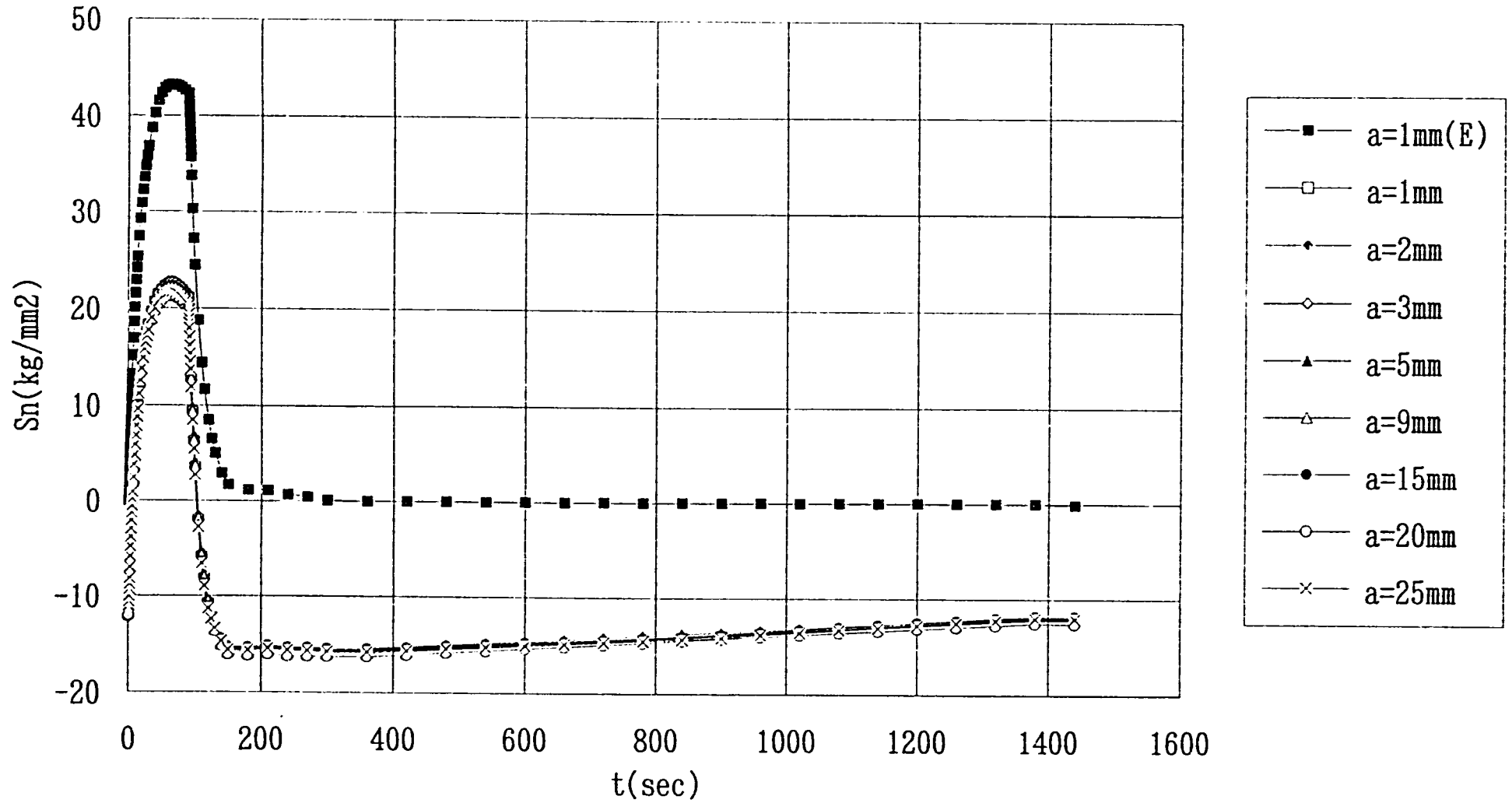


図3.14 解析モデル端部の正味曲げ応力の時間変化 (熱弾塑性解析)

3. 4 破壊力学パラメータ解析

3. 4. 1 熱弾性解析による破壊力学パラメータ

- ・各時点の K_I 、 J および $J_{h.a.t}$ を計算した。
- ・サイクル前半の $J_{h.a.t}$ が最大となる時点を始点(時点1)とし、サイクル後半の任意時点を終点(時点2)として、時点1→時点2の ΔK_I 、 ΔJ および $\Delta J_{h.a.t}$ を計算した。
- ・ K_I の時間変化を図3.15に示す。 $J_{h.a.t}$ の時間変化を図3.16に示す。
- ・3ケースの各積分経路の J および $J_{h.a.t}$ を以下の図に示す。

	$a = 1 \text{ mm}$	$a = 9 \text{ mm}$	$a = 25 \text{ mm}$
各積分経路の J	図3.17(1)	図3.18(1)	図3.19(1)
各積分経路の $J_{h.a.t}$	図3.17(2)	図3.18(2)	図3.19(2)

- ・ $J_{h.a.t}$ が最大となる時点1の K_I 、 $J_{h.a.t}$ を表3.3に示す。
- ・時点1⇔時点2の最大 $\Delta J_{h.a.t}$ 、時点2における K_I 、 $J_{h.a.t}$ を表3.3に示す。時点1⇔時点2の ΔK_I を表3.3に示す。
- ・最大 $J_{h.a.t}$ から、平面ひずみを仮定した次式により、 K_I に換算した結果を表3.3に示す。

$$J_{h.a.t} = K_I^2 (1 - \nu^2) / E \quad (15)$$

- ・時点1⇔時点2の ΔK_I は、時点間の方向(始点⇔終点)を考慮したCANIS-Jの計算では、応力減少方向となる本ケースで $\Delta K_I < 0$ となる。絶対値は時点1⇔時点2でほぼ最大となる。

解析結果から以下のことが明らかになった。

- ① J (ΔJ)は経路に大きく依存し、適切な解析評価が不可能である。これは J (ΔJ)積分定義に熱ひずみが考慮されていないためである。熱弾性の破壊力学解析評価に J (ΔJ)積分定義式を使用するのは適切でなく、熱ひずみを考慮した修正が必要である。
- ② $J_{h.a.t}$ ($\Delta J_{h.a.t}$)は経路独立性が良好である。 $J_{h.a.t}$ 積分は、熱応力、弾塑性体、慣性力その他も評価可能なように、 J 積分をより一般化した概念であり、熱弾性の破壊力学解析評価への適用可能性が大きい。
- ③ K_I と $J_{h.a.t}$ はサイクル前半($50 < t < 70 \text{ sec}$)にほぼ同時点で最大値に達する。また、最大 $\Delta J_{h.a.t}$ を与える終点(時点2)は最小 K_I 時点とほとんど一致する。従って最大 $\Delta J_{h.a.t}$ と最大 ΔK_I は良好に対応する。
- ④ K_I と $J_{h.a.t}$ は最大値に達した後減少し、サイクル後半にほとんど0になる。
- ⑤き裂深さ $a \leq 9 \text{ mm}$ では、最大 $\Delta J_{h.a.t}$ を与える終点(時点2)が最小 $J_{h.a.t}$ 時点と少し異なる。
- ⑥図3.6(4)～図3.8(4)のき裂先端近傍の $(\sigma_z, \varepsilon_z)$ 履歴は小さいヒステリシスループを形成する。
- ⑦最大 $\Delta J_{h.a.t}$ は最大 $J_{h.a.t}$ より少し大きい。
- ⑧き裂深さ a が小さいほど⑥および⑦の傾向が強く、これは材料特性の温度依存による弱い非線形性の結果と考えられる。⑤も同様、弱い非線形性の結果と考えられる。

3. 4. 2 熱弾塑性解析による破壊力学パラメータ

- ・ 2 サイクルの各時点の J および J_{hat} を計算した。
- ・ 2 サイクル前半の J_{hat} が最大となる時点を開始点（時点1）とし、2 サイクル後半の任意時点を終点（時点2）として、時点1 → 時点2 の ΔJ および ΔJ_{hat} を計算した。
- ・ J_{hat} の時間変化を図3. 20 に示す。
- ・ 3 ケースの各積分経路の J および J_{hat} を以下の図に示す。

	$a = 1 \text{ mm}$	$a = 9 \text{ mm}$	$a = 25 \text{ mm}$
各積分経路の J	図3. 21 (1)	図3. 22 (1)	図3. 23 (1)
各積分経路の J_{hat}	図3. 21 (2)	図3. 22 (2)	図3. 23 (2)

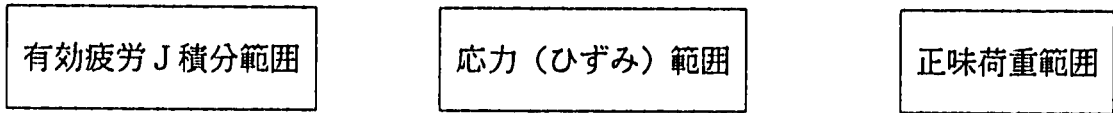
- ・ 時点1の最大 J_{hat} を表3. 4 に示す。
- ・ 時点1 ⇨ 時点2の最大 ΔJ_{hat} 、時点2の J_{hat} を表3. 4 に示す。
- ・ 最小 J_{hat} を表3. 4 に示す。

解析結果から以下のことが明らかになった。

- ① J (ΔJ) は経路に大きく依存し、適切な解析評価が不可能である。これは J (ΔJ) 積分定義に熱ひずみおよび塑性ひずみが考慮されていないためである。熱弾塑性の破壊力学解析評価に J (ΔJ) 積分定義式を使用するのは適切でなく、熱ひずみおよび塑性ひずみを考慮した修正が必要である。
- ② J_{hat} (ΔJ_{hat}) は経路独立性が良好である。 J_{hat} 積分は、熱応力、弾塑性体、慣性力その他も評価可能なように、 J 積分をより一般化した概念であり、熱弾塑性の破壊力学解析評価への適用可能性が大きい。
- ③ J_{hat} はサイクル前半 ($50 < t < 70 \text{ sec}$) に最大値（プラスの極値、時点1）に達する。
- ④ J_{hat} は以後減少する。き裂先端近傍は応力反転し圧縮応力状態になる。応力反転直後の $95 < t < 120 \text{ sec}$ に J_{hat} は最小値（マイナスの極値）に達する。（補足参照）
- ⑤ 以後回復し、サイクル終了時 ($t = 1440 \text{ sec}$) にほぼ0になる。回復途中の時点2で、時点1 ⇨ 時点2の ΔJ_{hat} が最大となる。
- ⑥ 図3. 10 (4) ~ 図3. 12 (4) のき裂先端近傍の (σ_z, ϵ_z) 履歴はヒステリシスループを形成する。最大 ΔJ_{hat} を与える時点1 ⇨ 時点2は、ヒステリシスの右上隅（時点1）および左下隅（時点2）にほぼ一致する。
 - ・ 右上隅は最大 J_{hat} 時点に対応するが、左下隅は最小 J_{hat} 時点とはっきり異なる。
- ⑦ リガメント（有効板厚 $t - a$ ）の弾塑性正味曲げ応力の最大値 ($20 \sim 28 \text{ kg/mm}^2$) および最小値 ($-16 \sim -22 \text{ kg/mm}^2$) が、き裂深さ a にあまり依存しない。これは、リガメントに作用する正味曲げモーメントの最大値および最小値がほぼ $(t - a)^2$ に比例することを意味する。すなわち本試験の熱曲げは、リガメント両面（き裂先端位置、背面側表面）の曲げひずみを一定に保持するような、ひずみ制御型の曲げであることがわかる。
- ⑧ リガメントから（軸方向に200mm）離れた解析モデル端部（板厚 t ）の弾塑性正味曲げ応力はき裂深さ a にほとんど依存しない。これは解析モデル端部ではき裂の影響がほとんど表れないことを示している。

⑨最大 ΔJ_{hat} 、き裂先端近傍の $(\sigma_z, \varepsilon_z)$ ヒステリシス、およびリガメントの正味曲げ応力の3者は以下のように良好に対応する。

最大 ΔJ_{hat}	$(\sigma_z, \varepsilon_z)$ ヒステリシス	リガメントの正味曲げ応力
時点1 (=最大 J_{hat} 時点)	右上隅角	最大値
時点2 (\neq 最小 J_{hat} 時点)	左下隅角	最小値



⑩複雑な熱弾塑性荷重サイクルにおいて、最大 ΔJ_{hat} がこれらの諸量を代表する有力な破壊力学パラメータとなることが、以上のことから示唆される。

(補足) J_{hat} の計算式の各項を評価すると(5c)式の右辺第1項のy方向成分 $-T_z \cdot \partial u_z / \partial x$ の線積分が支配的である(軸対称応力場であり、き裂深さ方向xが半径rに、き裂面の垂直方向yが円筒軸方向zに対応する)。 T_z の支配成分は σ_z である。き裂先端から少し内部に入った領域の応力および変位と J_{hat} の関係は以下のようにになっている。(a = 1 mmの場合、図3.10(1)と(2)を参照されたい。)

	$\sigma_z (T_z)$	$\partial u_z / \partial x$	J_{hat}
最大 J_{hat} 時点 (ΔJ_{hat} 時点1)	プラス (最大引張)	マイナス (開口型の最大変形)	プラス
最小 J_{hat} 時点	マイナス	マイナス	マイナス
最大 ΔJ_{hat} と なる時点2	マイナス (残留圧縮応力)	マイナス (開口型の残留塑性変形)	マイナス

これから J_{hat} のマイナス値は、変形は開口型(残留塑性変形)であるが、応力はき裂面を閉じようとする状態(残留圧縮応力)に対応していること、すなわち除荷時の残留応力場に対応していることがわかる。従ってマイナス値 J_{hat} (き裂を閉じようとする力) 単独ではき裂進展に寄与しないのは物理的に明白である。荷重変動サイクルのなかでは一般に、ある時点を基準とした、別の任意時点の相当ポテンシャルエネルギー(弾性エネルギーと塑性仕事の和)が定義できる。 J_{hat} は応力0および変形0の状態を基準とした相当ポテンシャルエネルギーに対応するものと解釈すると、荷重サイクルにおける2時点間の ΔJ_{hat} は、2時点間の相当ポテンシャルエネルギー差に対応するものと解釈できる。このような観点から、荷重サイクル中のマイナス値 J_{hat} は物理的に何ら不具合が無い。荷重サイクルにおける最大 ΔJ_{hat} は、相当ポテンシャルエネルギーの最大変動量に対応し、その結果としてき裂進展力に対応するであろうことが期待される。

表 3. 3 破壊力学パラメータ計算結果 (熱弾性解析)

番号 No	き裂 深さ a (mm)	J_{hat} 最大				ΔJ_{hat} 最大 ($t_1 \rightarrow t_2$)				
		t_1 (sec)	K_I (*)	$J_{hat} \Rightarrow$ (kg/mm)	K_I (*)	t_2 (sec)	K_I (kg/mm ^{3/2})	ΔK_I	J_{hat}	ΔJ_{hat} (kg/mm)
1	1	55	152.35	1.2654 \Rightarrow	155.52	300	-2.59	-154.94	0.0003	1.3153
2	2	55	210.36	2.2732 \Rightarrow	207.64	300	-1.85	-212.24	-0.0002	2.3353
3	3	55	220.78	2.9475 \Rightarrow	235.56	300	-2.67	-223.43	0.0003	3.0238
4	5	60	258.69	3.6801 \Rightarrow	261.69	300	-3.61	-262.28	0.0002	3.7448
5	9	60	248.74	3.5150 \Rightarrow	252.08	1200	-2.07	-250.82	-0.0000	3.5373
6	15	65	193.83	2.1260 \Rightarrow	193.58	1440	-0.42	-194.24	0.0000	2.1319
7	20	70	138.25	1.0931 \Rightarrow	138.05	1440	-0.13	-138.38	0.0000	1.0949
8	25	70	80.61	0.4576 \Rightarrow	88.89	1440	-0.05	-80.66	0.0000	0.4580

(*) (kg/mm^{3/2})

表 3. 4 破壊力学パラメータ計算結果 (熱弾塑性解析)

番号 No	き裂 深さ a (mm)	J_{hat} 最大		ΔJ_{hat} 最大 ($t_1 \rightarrow t_2$)			J_{hat} 最小		
		t_1 (sec)	J_{hat} (kg/mm)	t_2 (sec)	J_{hat} (kg/mm)	ΔJ_{hat} (kg/mm)	t_3 (sec)	J_{hat} (kg/mm)	ΔJ_{hat} (kg/mm)
1	1	50	0.6899	300	-0.0505	1.2170	96	-0.5702	0.3697
2	2	50	1.2209	300	-0.1145	2.0171	98	-0.8104	0.7264
3	3	50	1.5392	300	-0.1754	2.4644	98	-1.0841	0.7979
4	5	55	2.0109	300	-0.3102	3.0714	105	-1.0361	1.4784
5	9	60	2.5340	300	-0.6639	3.1218	110	-1.1524	1.5277
6	15	60	1.4313	360	-0.3801	1.9181	120	-0.5812	1.1838
7	20	60	0.6565	360	-0.1412	0.9779	120	-0.2186	0.5950
8	25	70	0.2331	1440	-0.0115	0.3754	120	-0.0633	0.2322

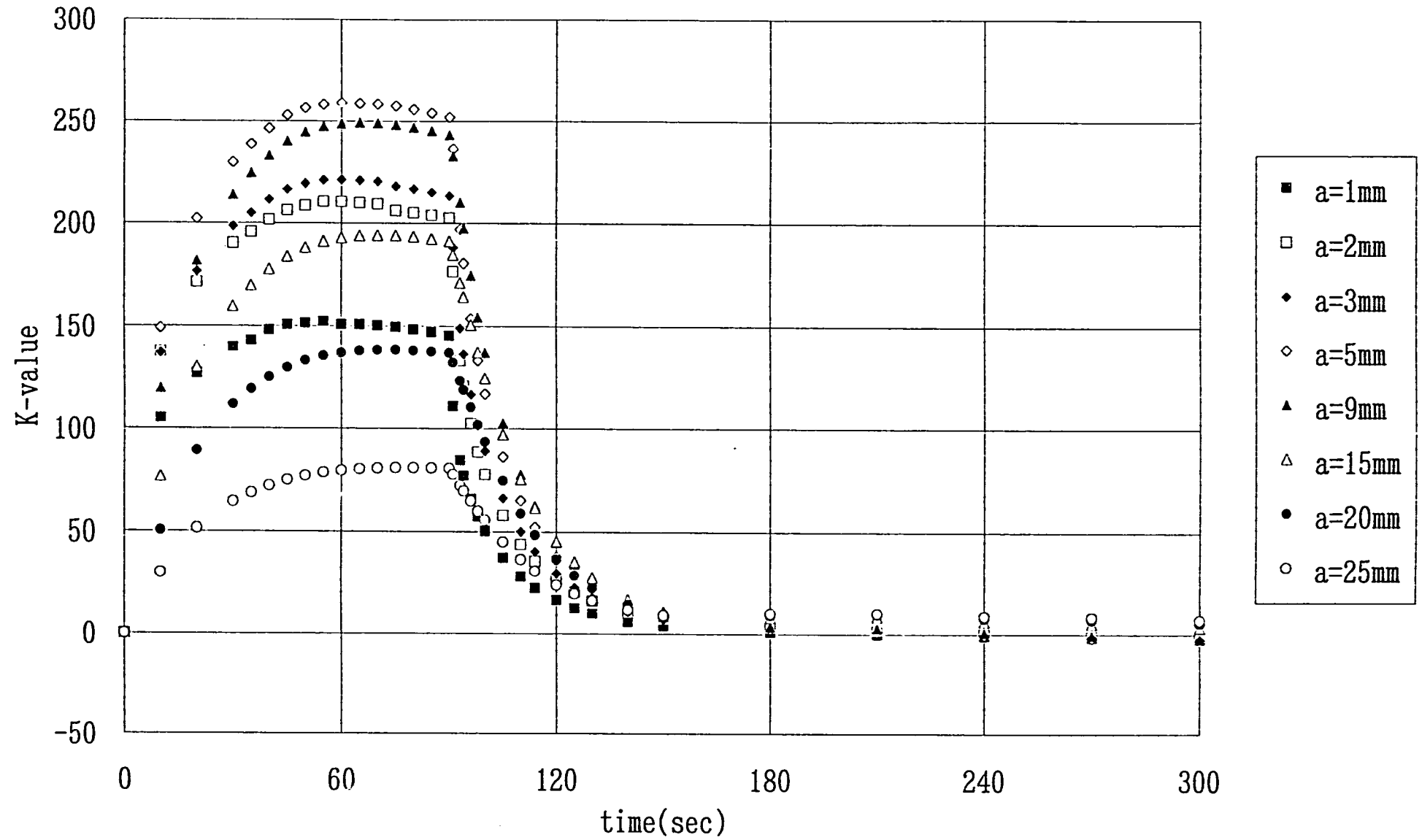


図3.15 K_1 の時間変化 (熱弾性解析)

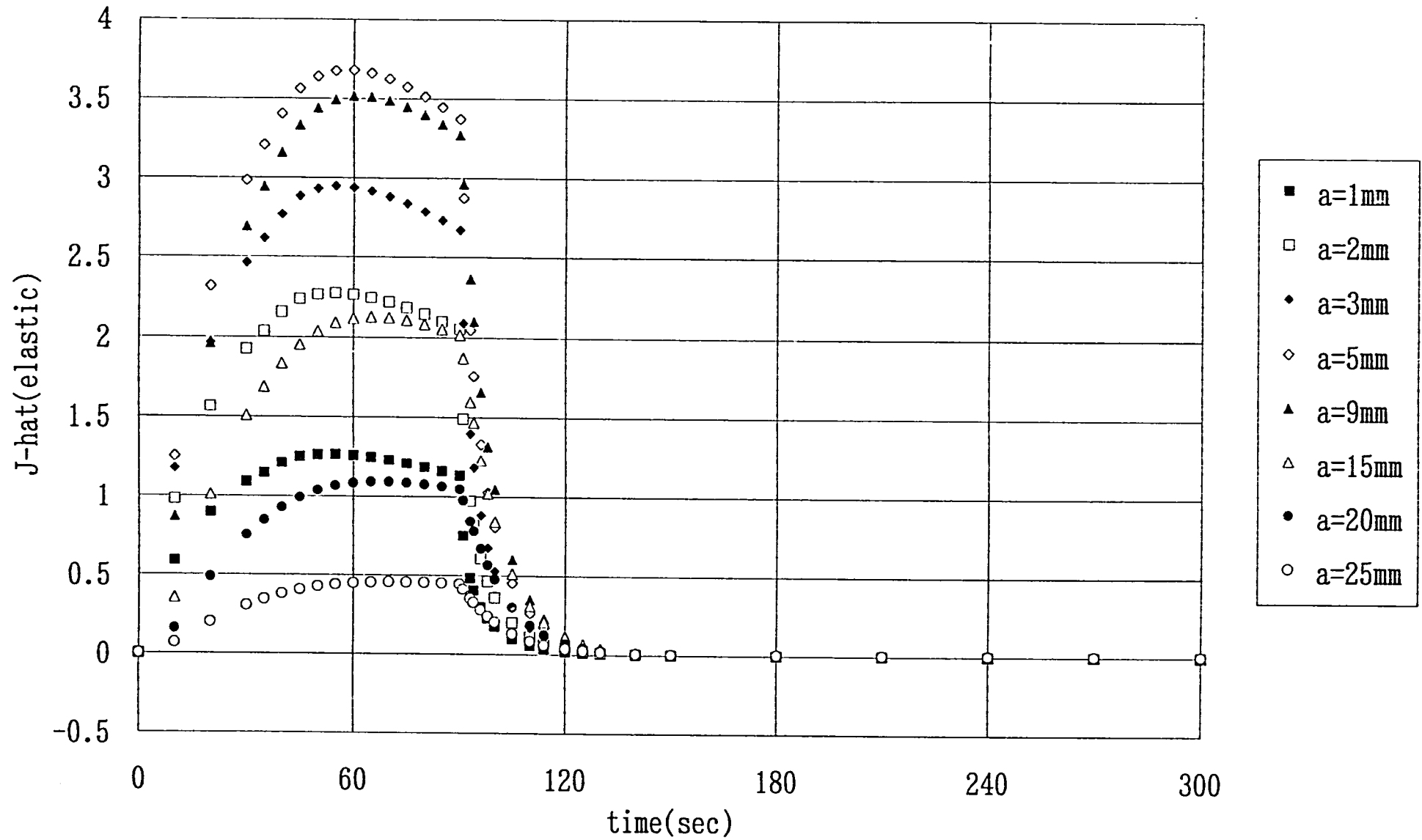


図3. 16 J_{hat} の時間変化 (熱弾性解析)

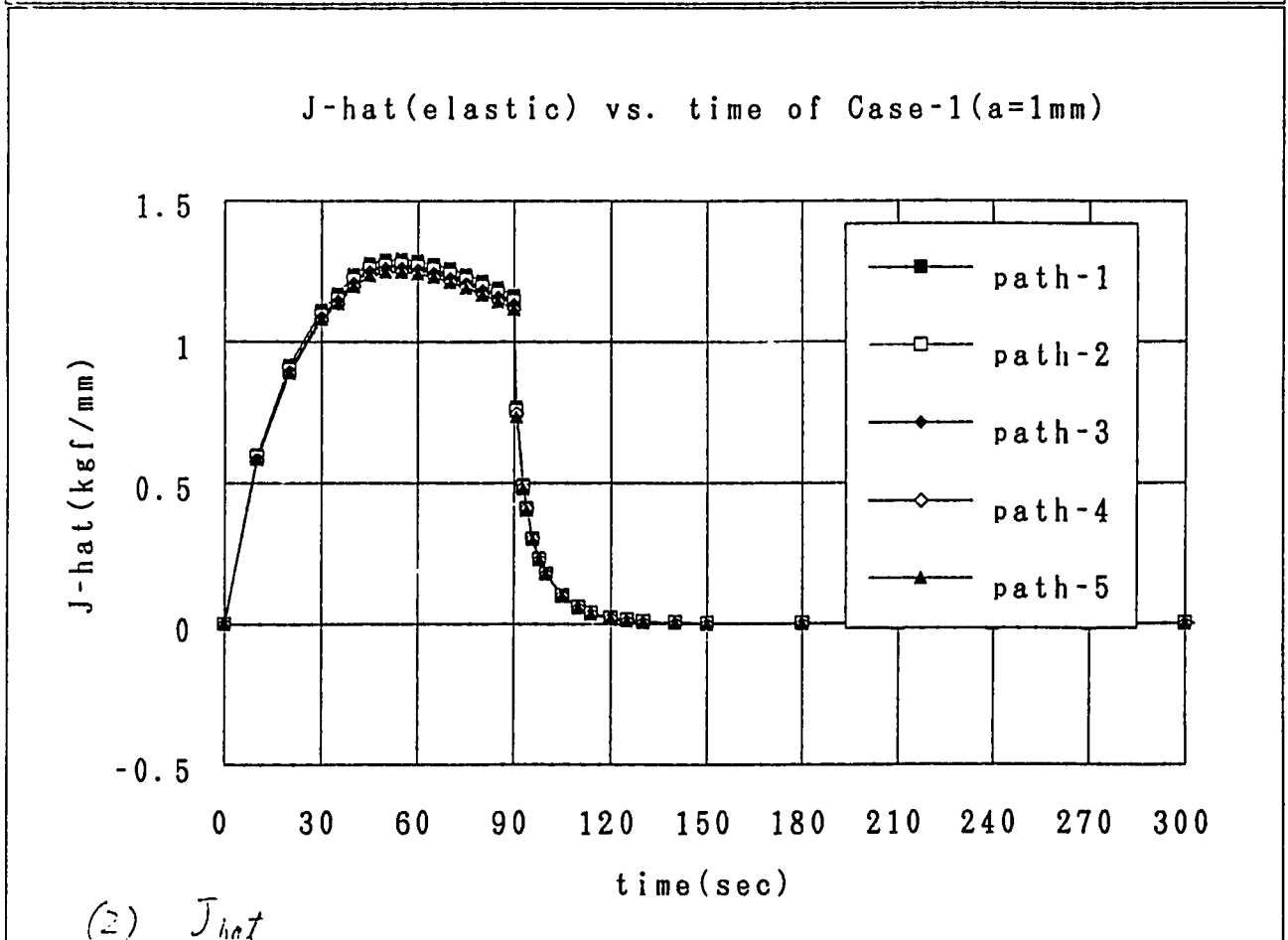
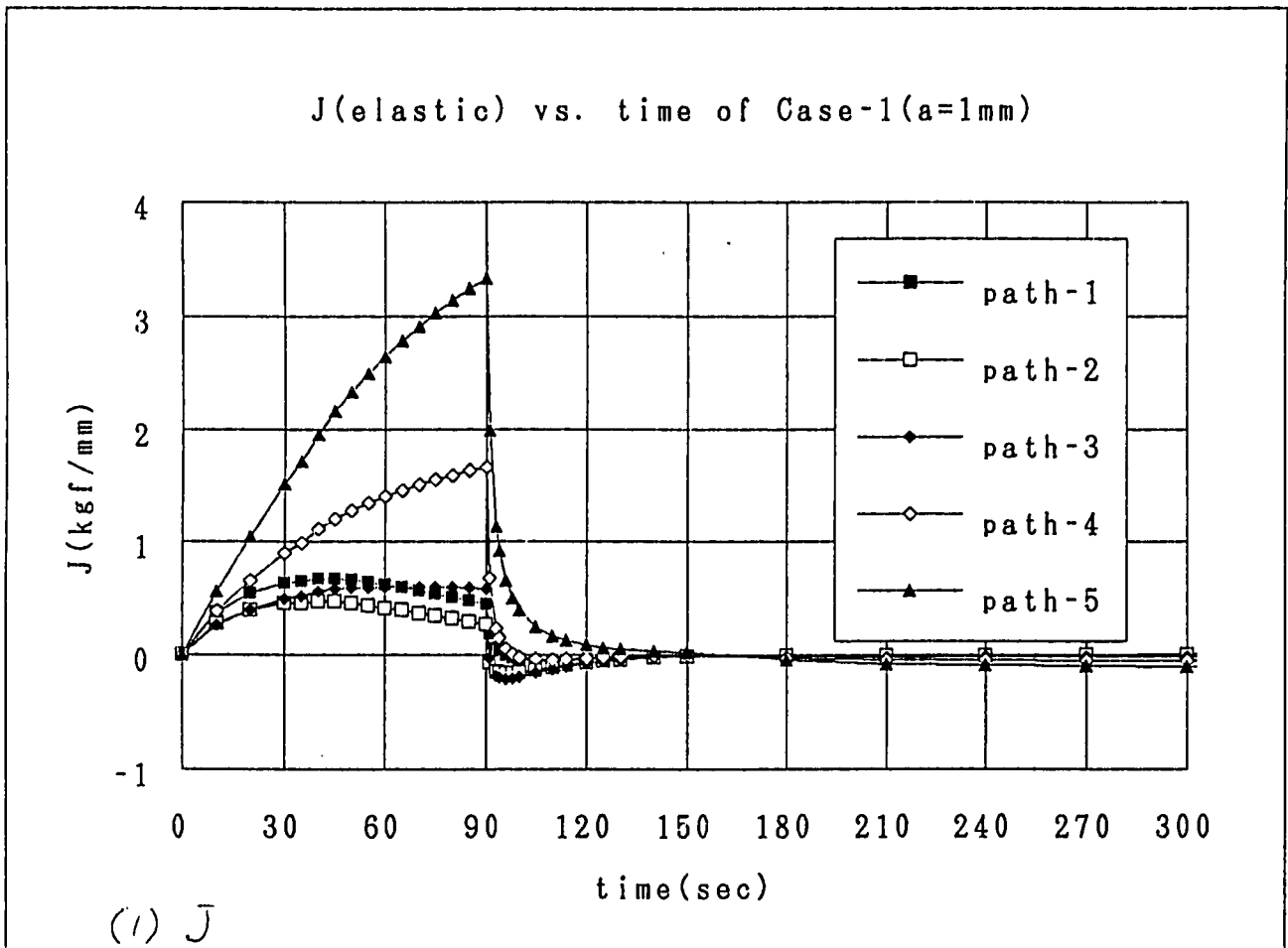
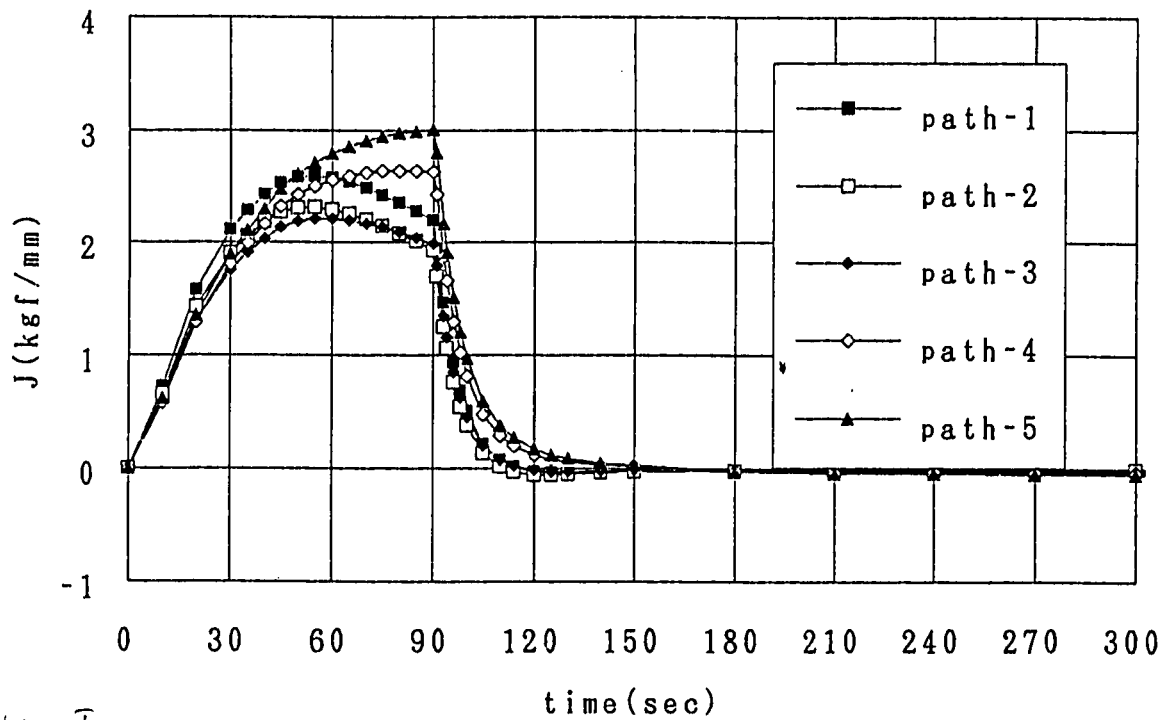


図3.17 各積分経路のJ, \hat{J}_{hat} (熱弾性解析, a = 1mm)

J(elastic) vs. time of Case-5(a=9mm)



J-hat(elastic) vs. time of Case-5(a=9mm)

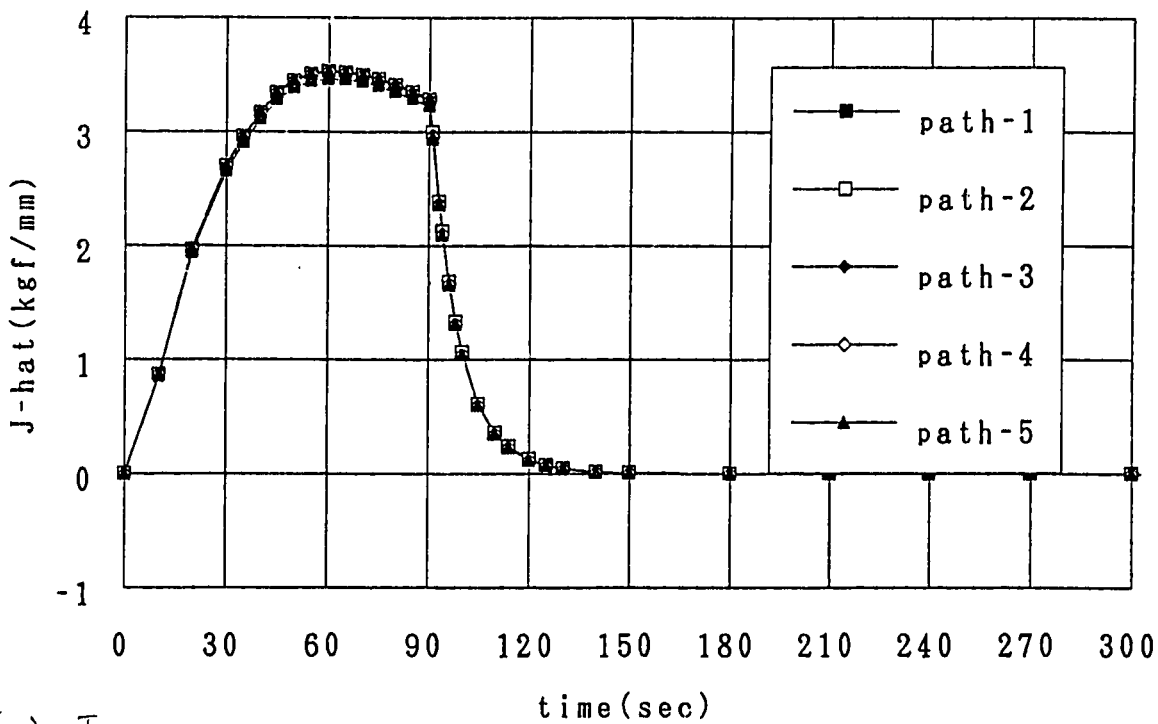


図3. 18 各積分経路のJ, \hat{J}_{hat} (熱弾性解析, a = 9 mm)

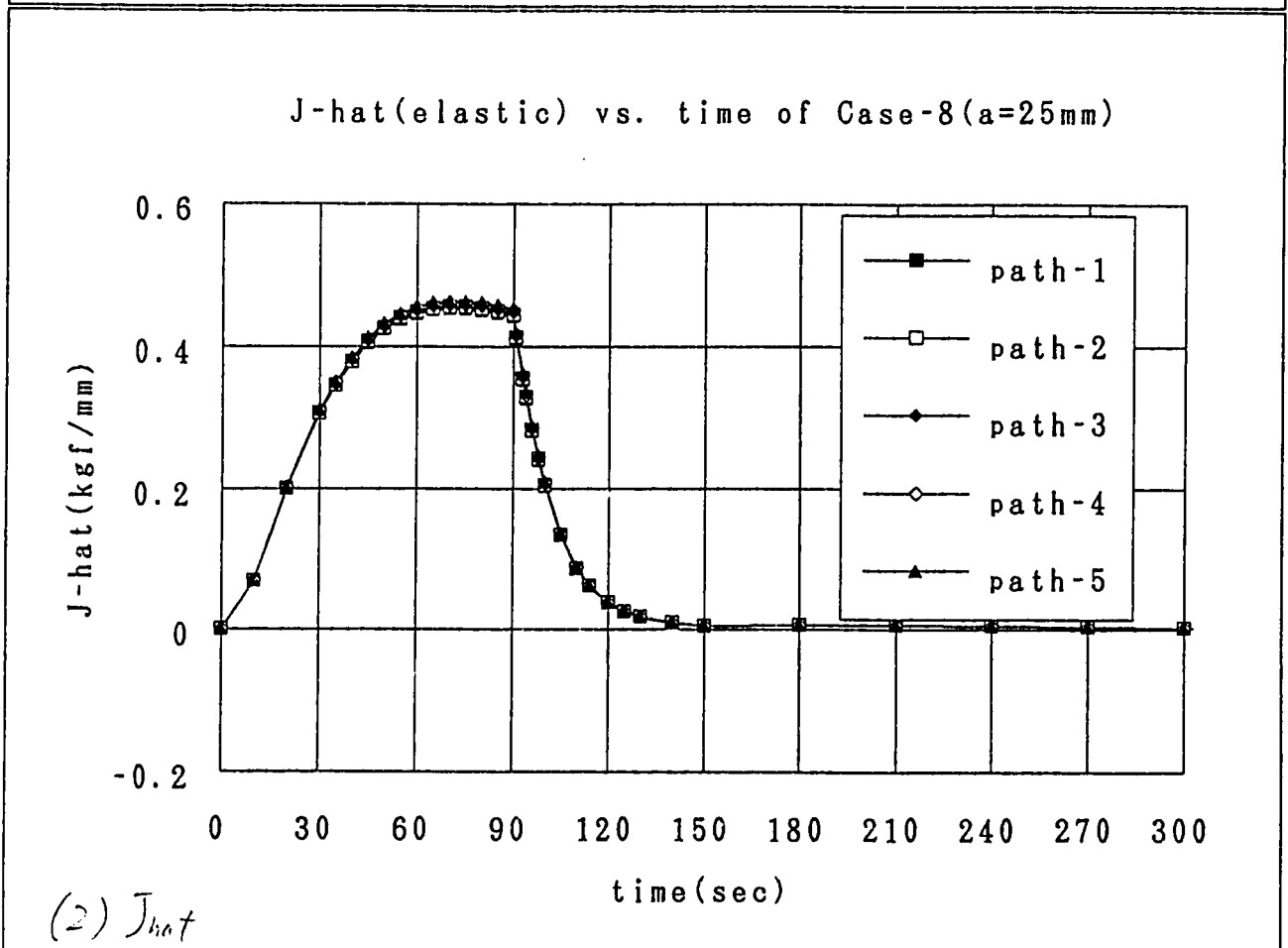
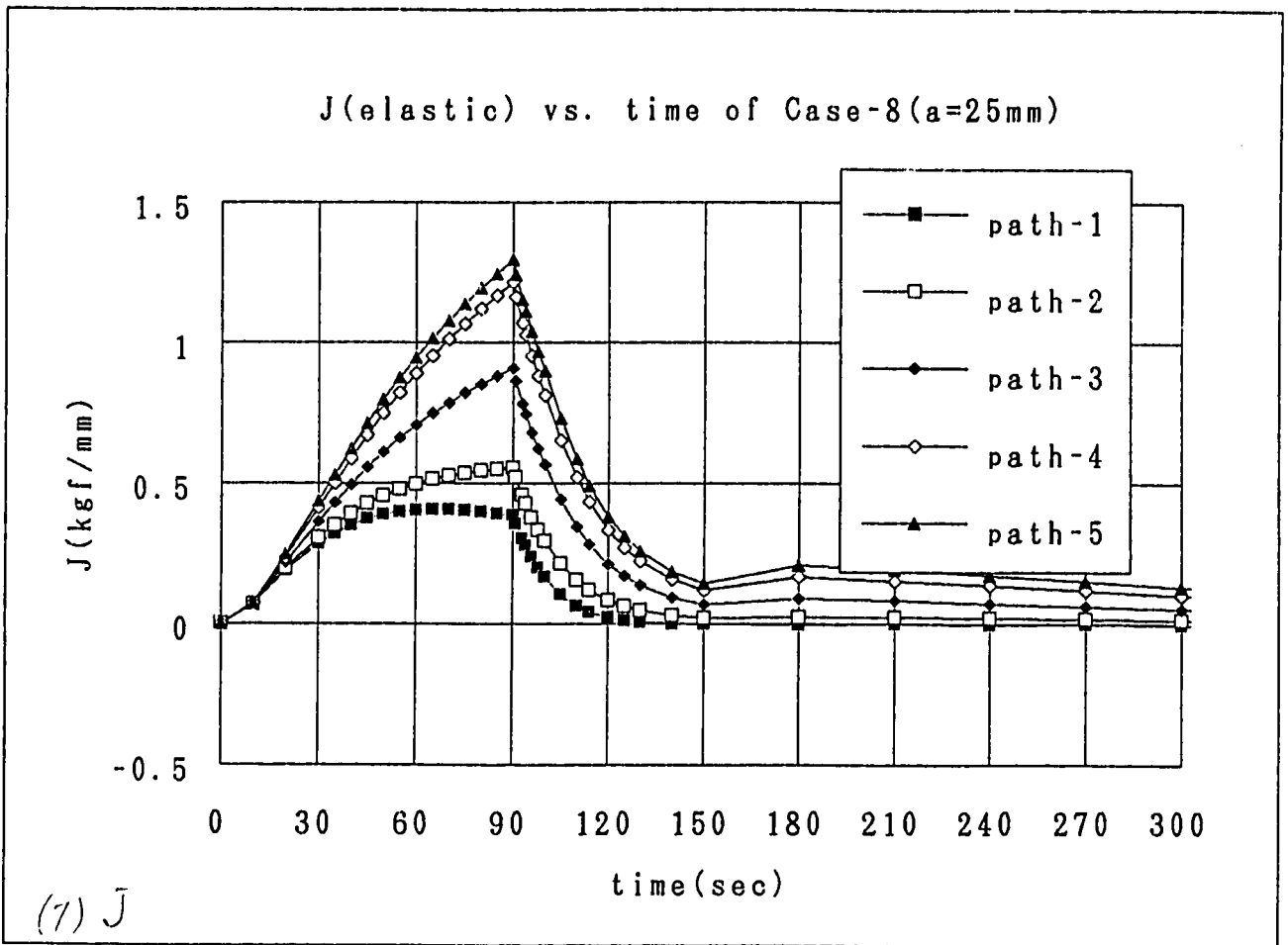


図3. 19 各積分経路のJ, \hat{J}_{hot} (熱弾性解析, a=25mm)

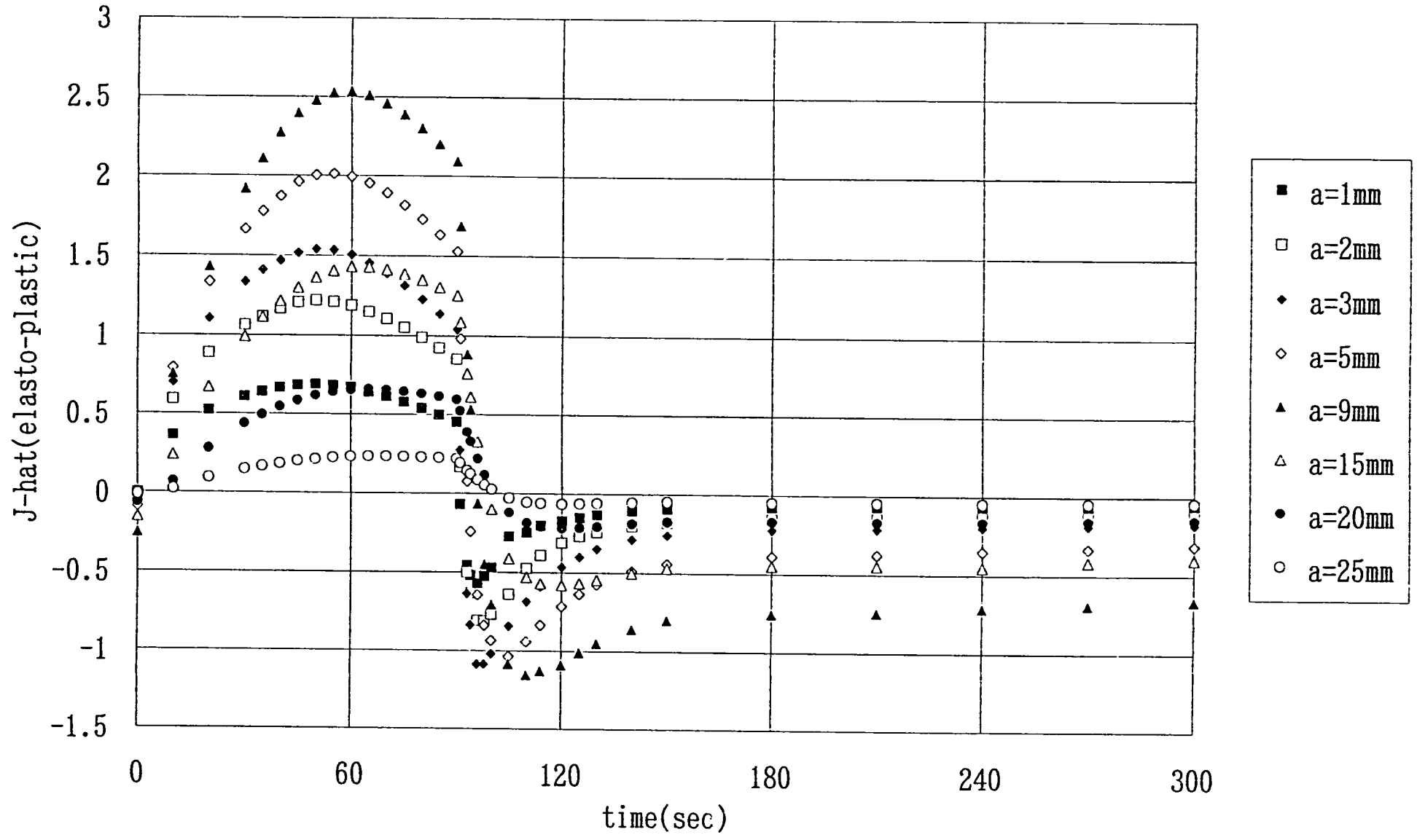


図3. 20 J_{hat} の時間変化 (熱弾塑性解析)

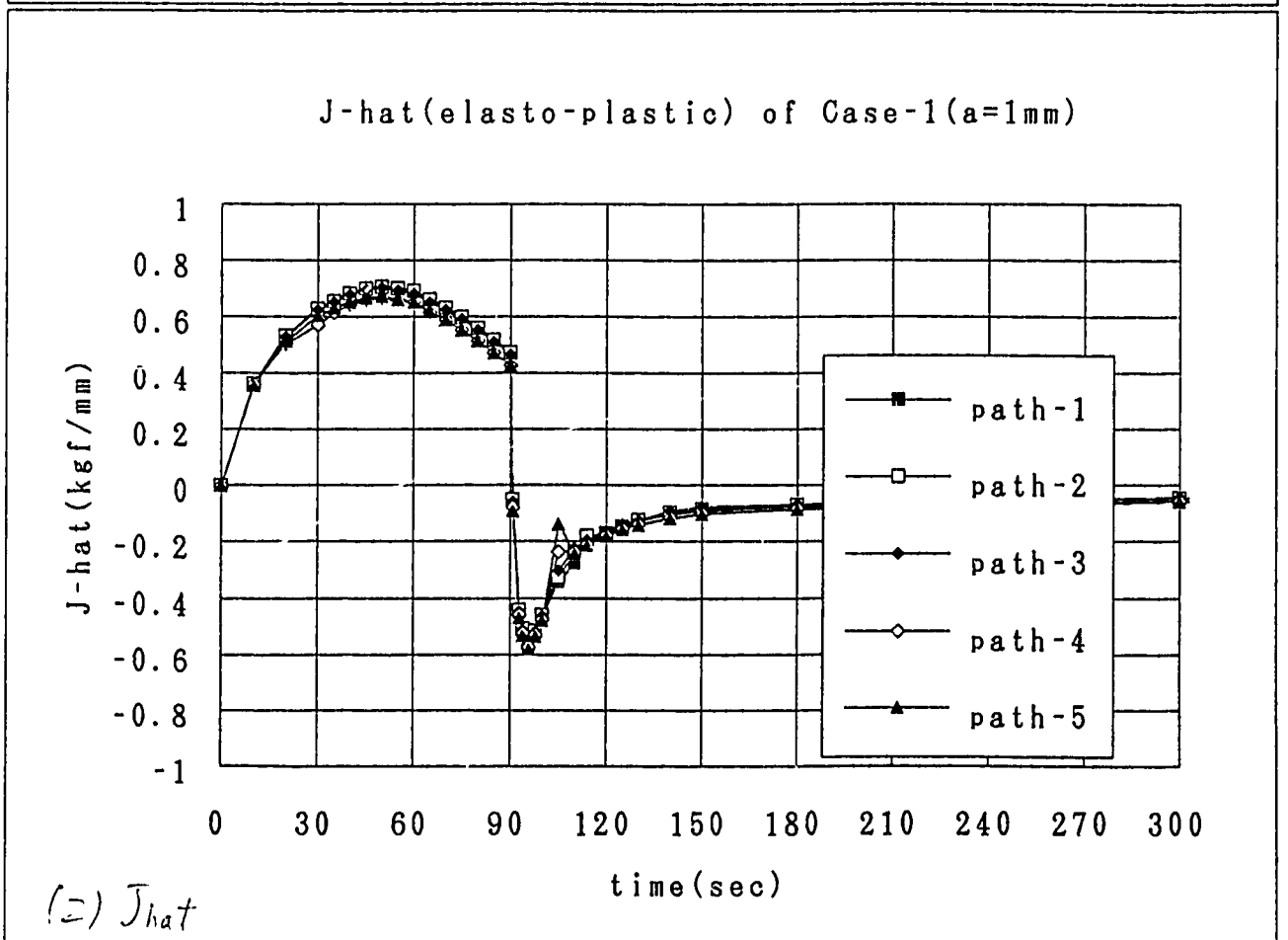
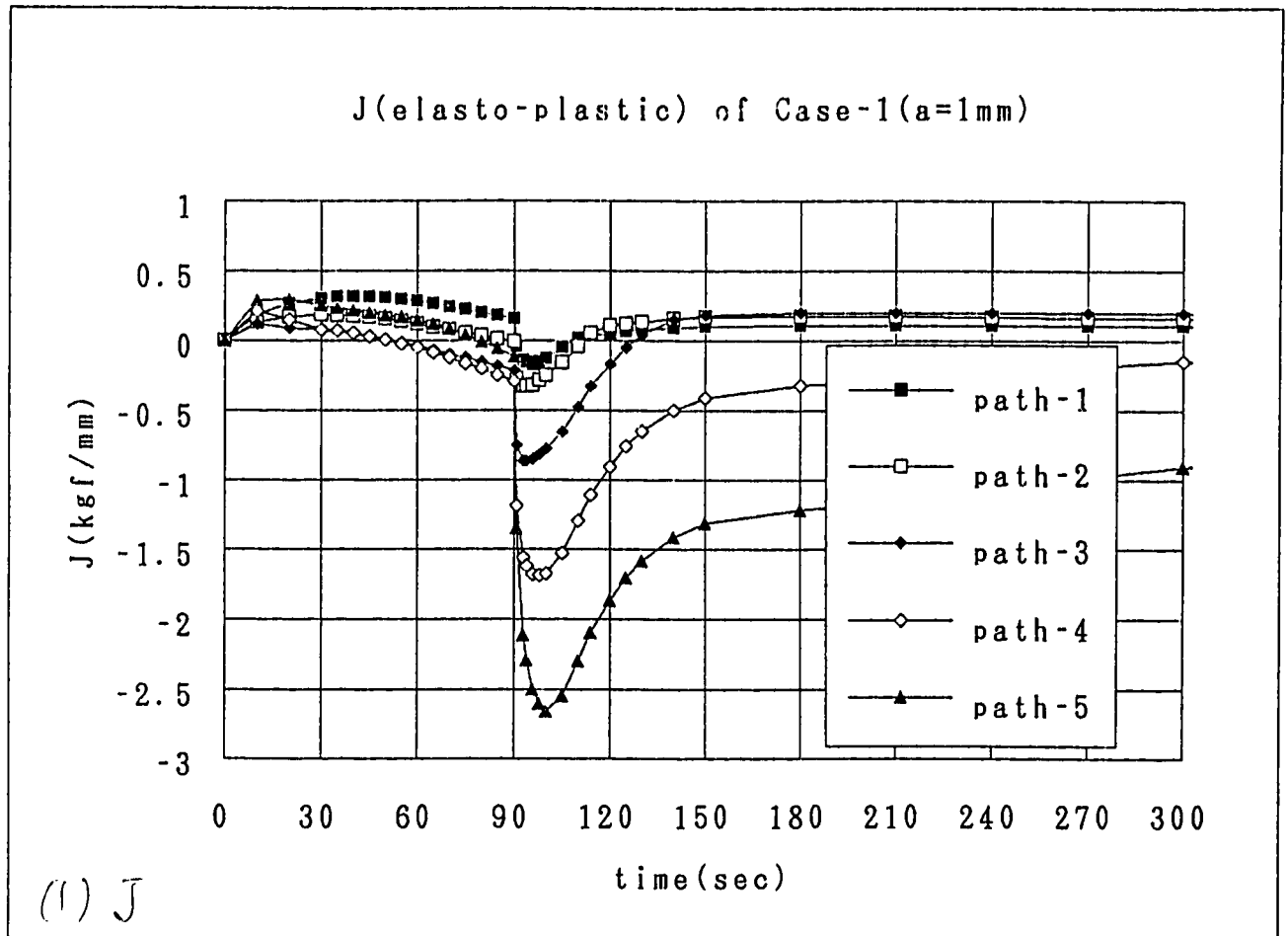


図3。21 各積分経路のJ, \hat{J} (熱弾塑性解析, a = 1 mm)

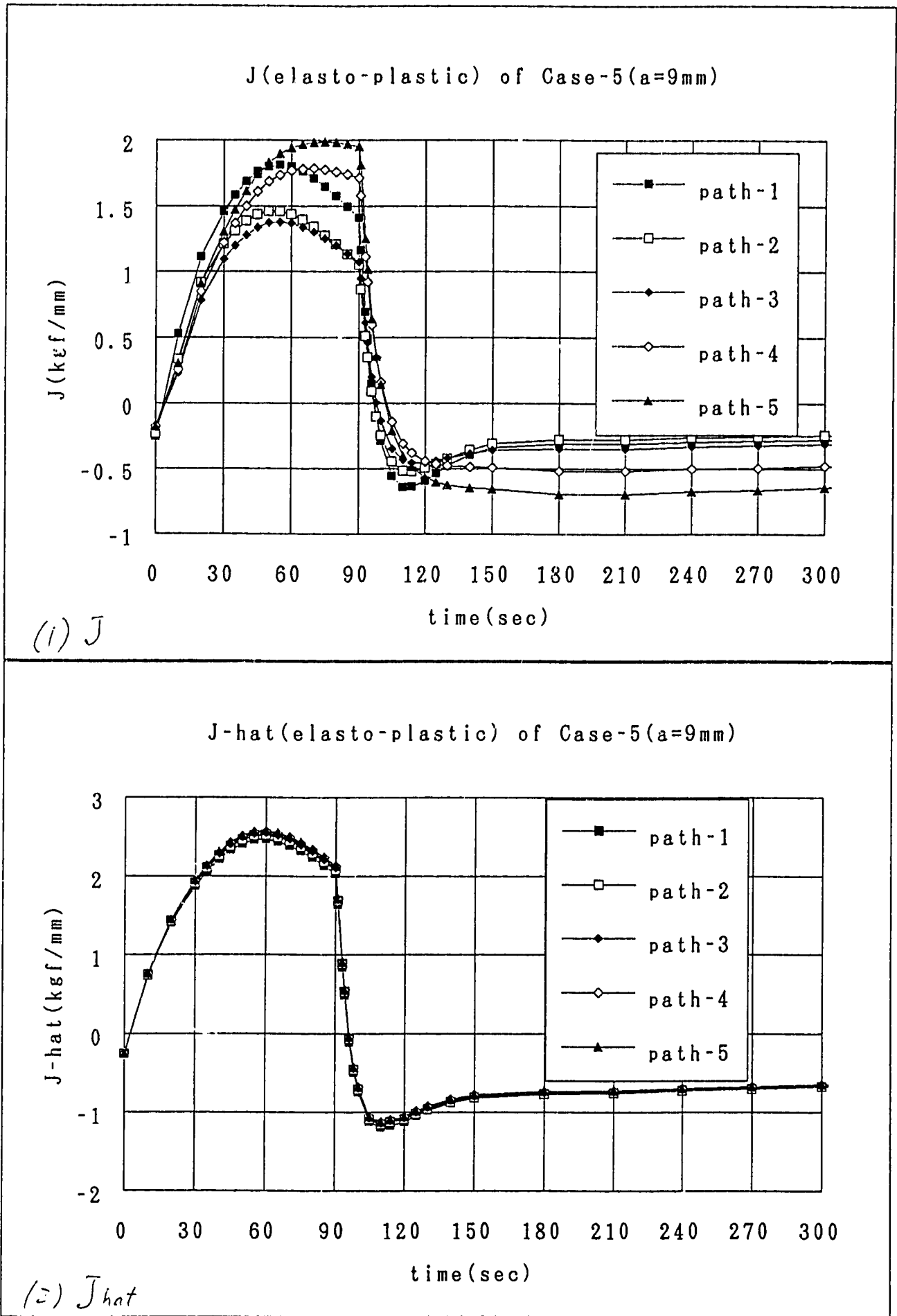


図3. 22 各積分経路のJ, \hat{J} (熱弾塑性解析, a = 9 mm)

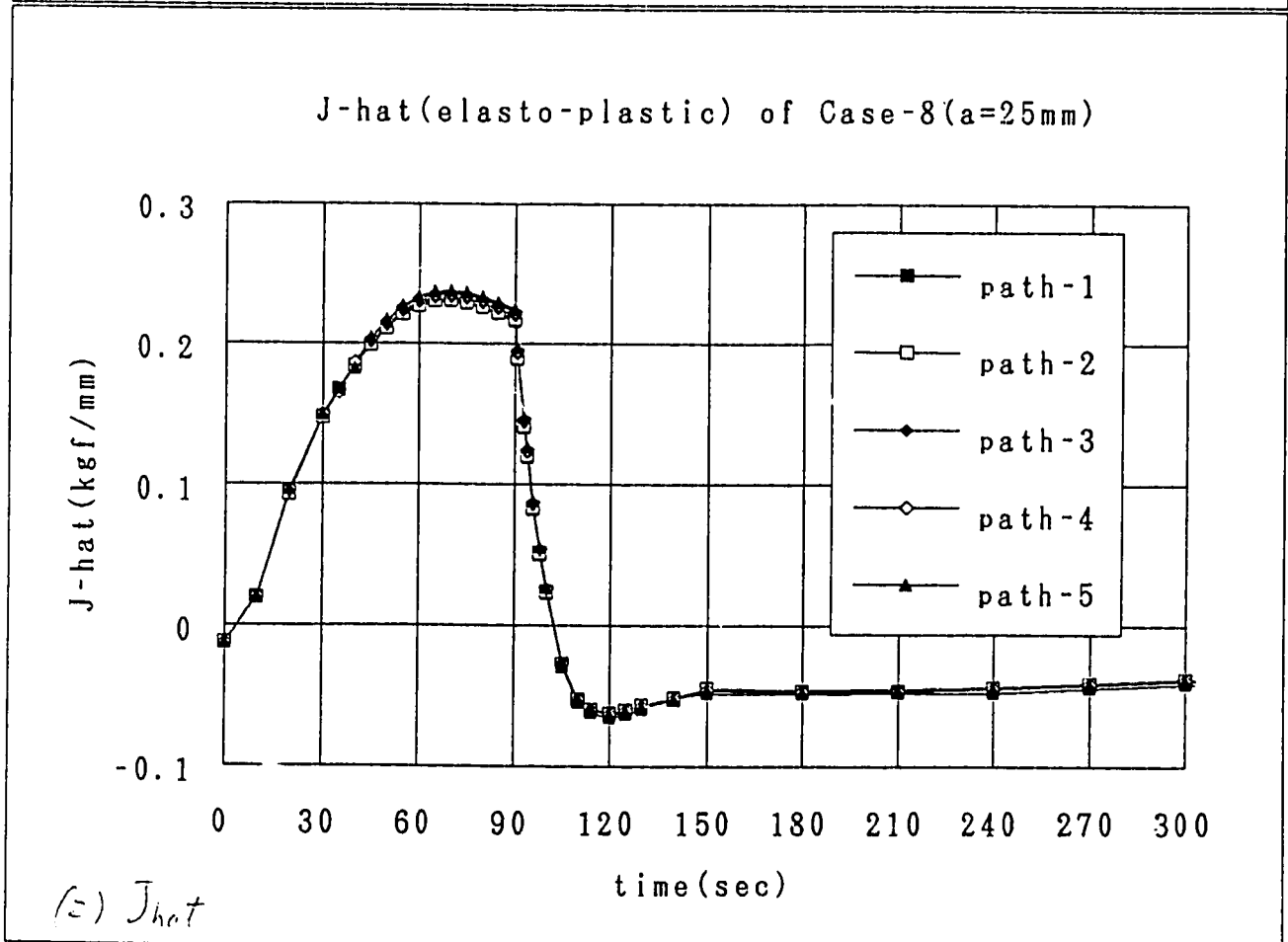
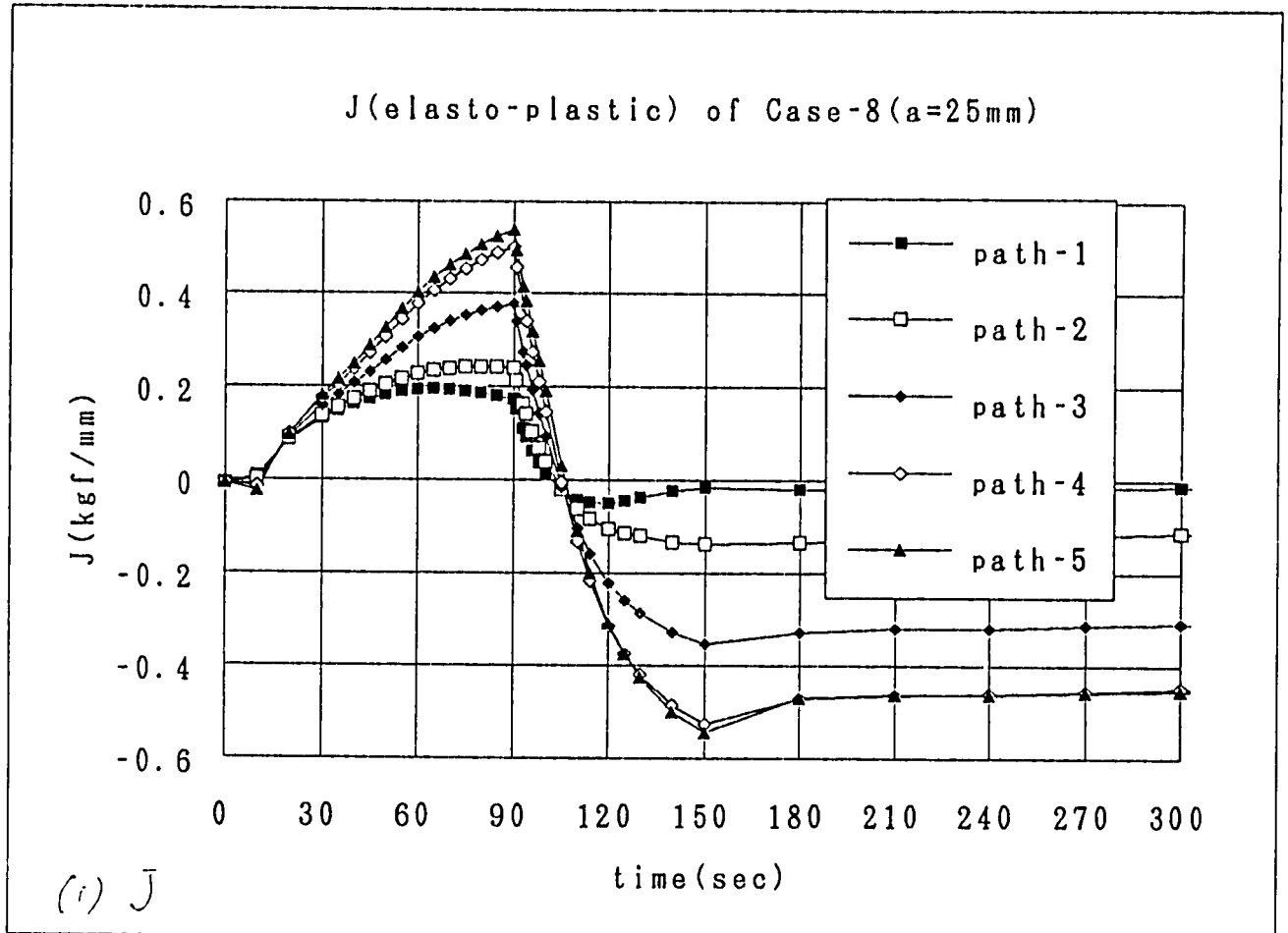


図3. 23 各積分経路の J , J_{hat} (熱弾塑性解析, $a = 25 \text{ mm}$)

3.5 き裂進展シミュレーション

3.5.1 熱弾性解析による最大 J_{hst} (最大 ΔJ_{hst}) を用いたシミュレーション

熱弾性解析では最大 J_{hst} と最大 ΔJ_{hst} がほとんど等しい。これを有効 J 積分範囲 ΔJ_{eff} と見なし、き裂深さ a の関数として次式でフィッティングした。

$$\Delta J_{eff} = -0.40905 a^{0.5} + 2.5939 a - 0.96711 a^{1.5} + 0.093689 a^2 \quad (16)$$

フィッティング式と最大 J_{hst} の対応を図3.24(1)に示す。フィッティング式による ΔJ_{eff} を用いて、動燃が実験で取得した次式のき裂進展特性式(文献13)により、き裂進展速度を計算した。

$$da/dn \text{ (mm/cycle)} = C \times (\Delta J_{eff})^{1.4435} \quad (17)$$

ここで $C = 4.0443 \times 10^{-3}$ (90%上限値)

1.2022×10^{-3} (平均値)

3.5737×10^{-4} (90%下限値)

き裂進展速度計算結果を試験結果(ストライエーション間隔の計測値)と比較し、図3.24(2)に示す。なお図では($\mu\text{m/cycle} = 10^{-3}\text{mm/cycle}$)の単位を使用した。

き裂進展速度計算結果を数値積分し、き裂進展シミュレーションを行った結果を、試験結果と比較し以下の図に示す。

図3.25(1) 初期き裂 $a_0 = 1\text{mm}$, CPTT-101試験と比較

図3.25(2) 初期き裂 $a_0 = 3\text{mm}$, CPTT-102試験と比較

これから熱弾性解析による最大 J_{hst} (最大 ΔJ_{hst}) が試験結果と良好に対応していることがわかる。

3. 5. 2 熱弾塑性解析による最大 $\Delta J_{h.a.}$ を用いたシミュレーション

熱弾塑性解析による最大 $\Delta J_{h.a.}$ を有効J積分範囲 $\Delta J_{e.r.}$ と見なし、き裂深さ a の関数として次式でフィッティングした。

$$\Delta J_{e.r.} = 0.031482 a^{0.5} + 1.8271 a - 0.70162 a^{1.5} + 0.067589 a^2 \quad (18)$$

フィッティング式と最大 $\Delta J_{h.a.}$ の対応を図3. 26 (1)に示す。フィッティング式による $\Delta J_{e.r.}$ を用いて(17)式によりき裂進展速度を計算した。

き裂進展速度計算結果を試験結果(ストライエーション間隔の計測値)と比較し、図3. 26 (2)に示す。なお図では($\mu\text{m}/\text{cycle} = 10^{-3}\text{mm}/\text{cycle}$)の単位を使用した。

き裂進展速度計算結果を数値積分し、き裂進展シミュレーションを行った結果を、試験結果と比較し以下の図に示す。

図3. 27 (1) 初期き裂 $a_0 = 1\text{mm}$, CPTT-101試験と比較

図3. 27 (2) 初期き裂 $a_0 = 3\text{mm}$, CPTT-102試験と比較

これから熱弾塑性解析による最大 $\Delta J_{h.a.}$ が試験結果と良好に対応していることがわかる。

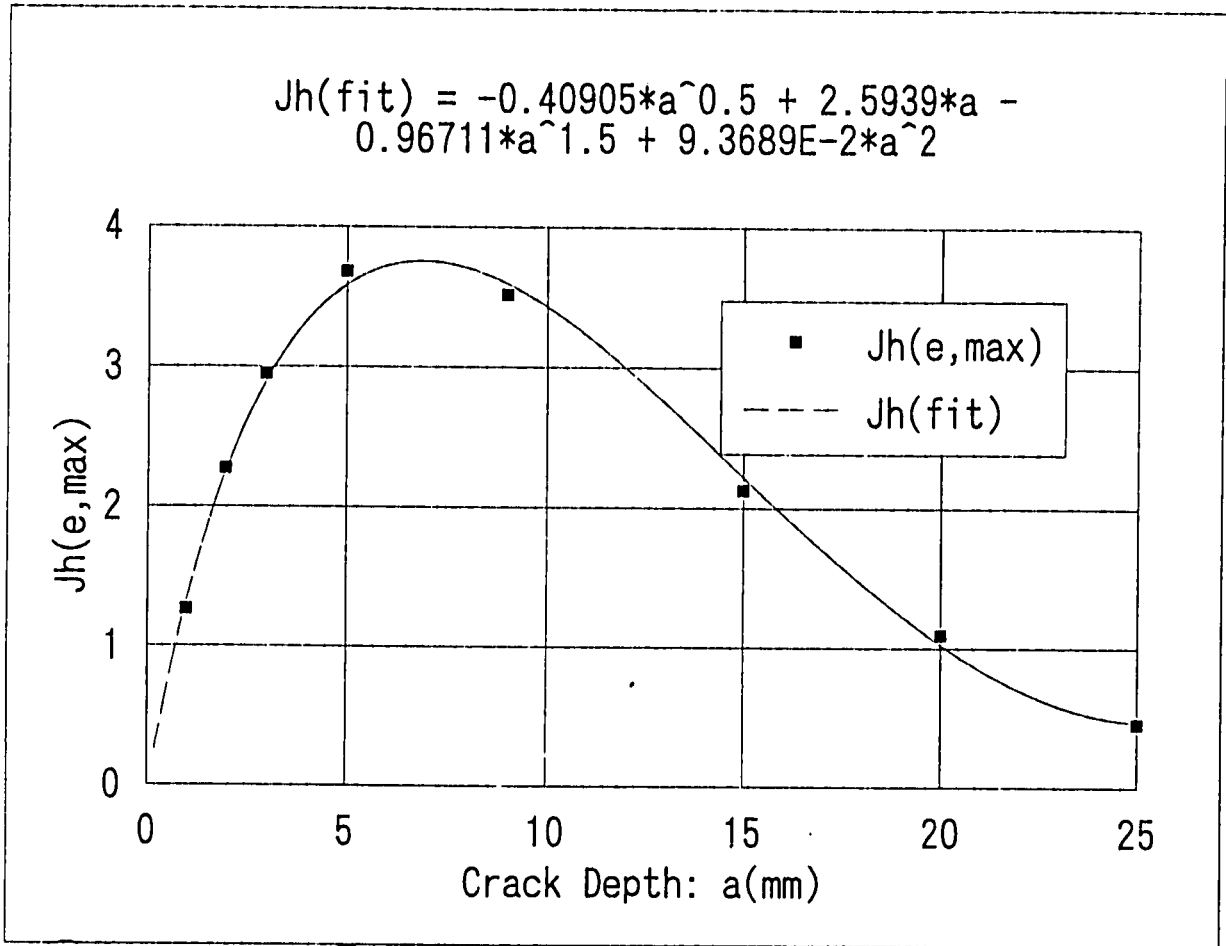


図3. 24 (1) $J_{hat}(E, \max)$ の関数近似

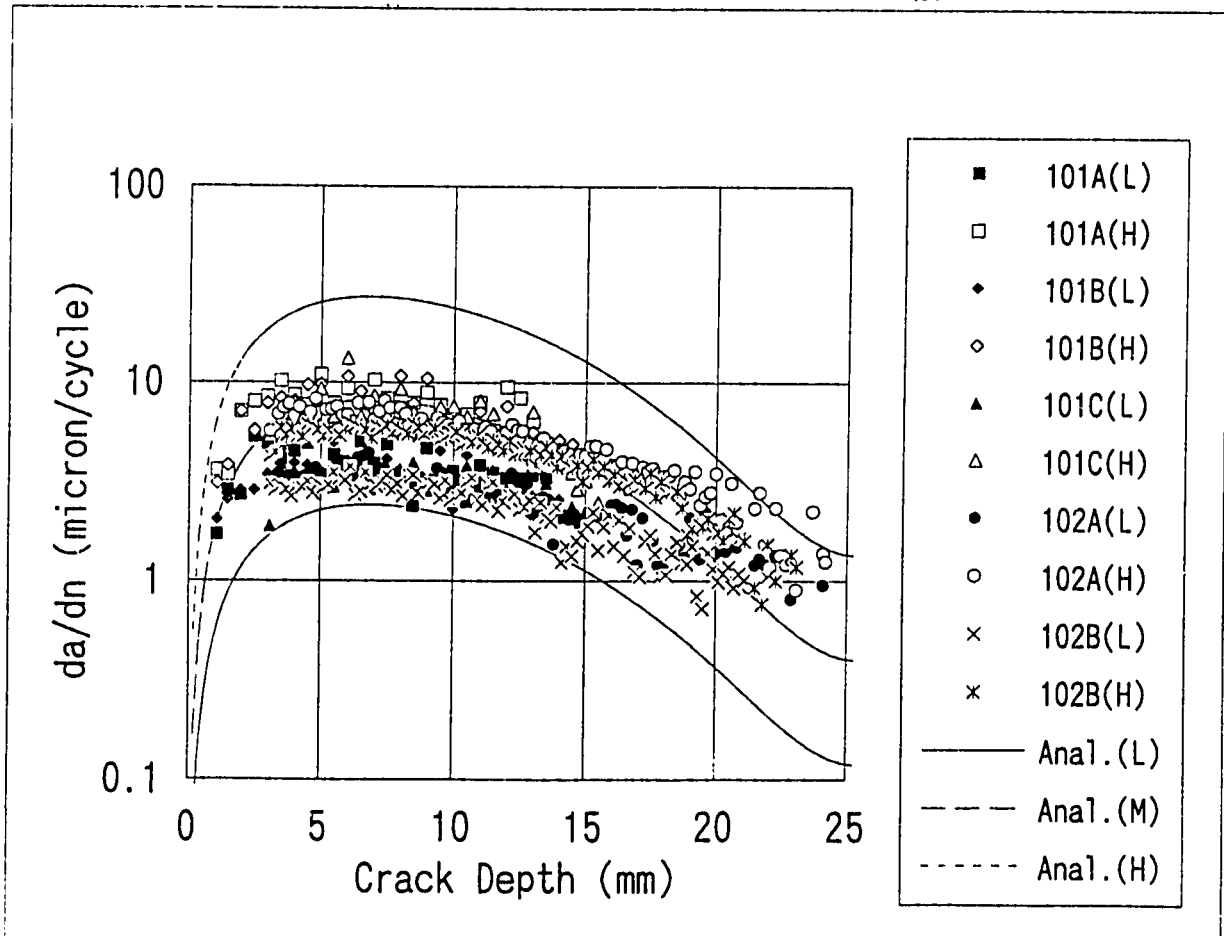


図3. 24 (2) き裂進展速度の比較 ($J_{hat}(E, \max)$ ↔ 試験)

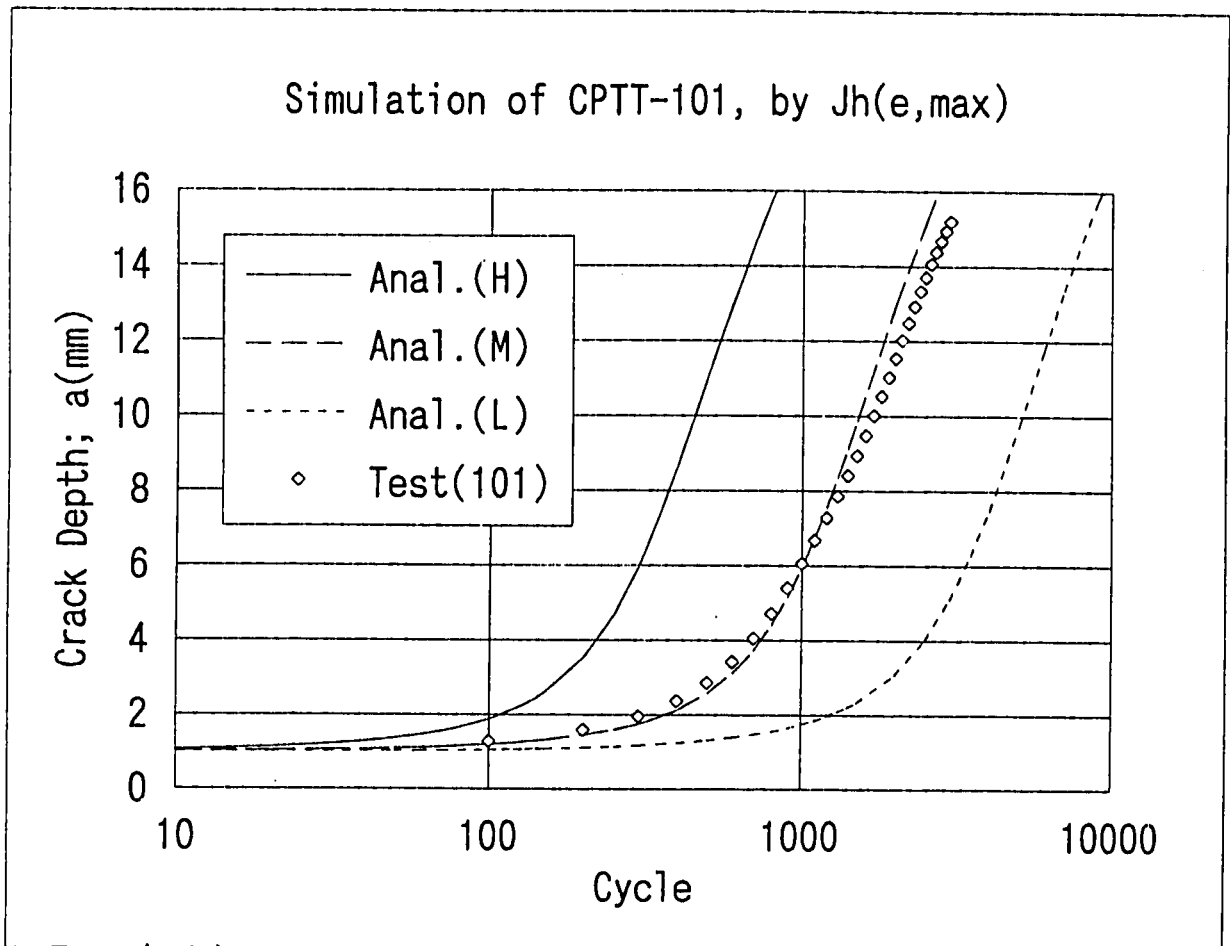


図3.25(1) き裂進展シミュレーション ($a_0 = 1 \text{ mm}$, $J_{h, \max}(E, \max)$)

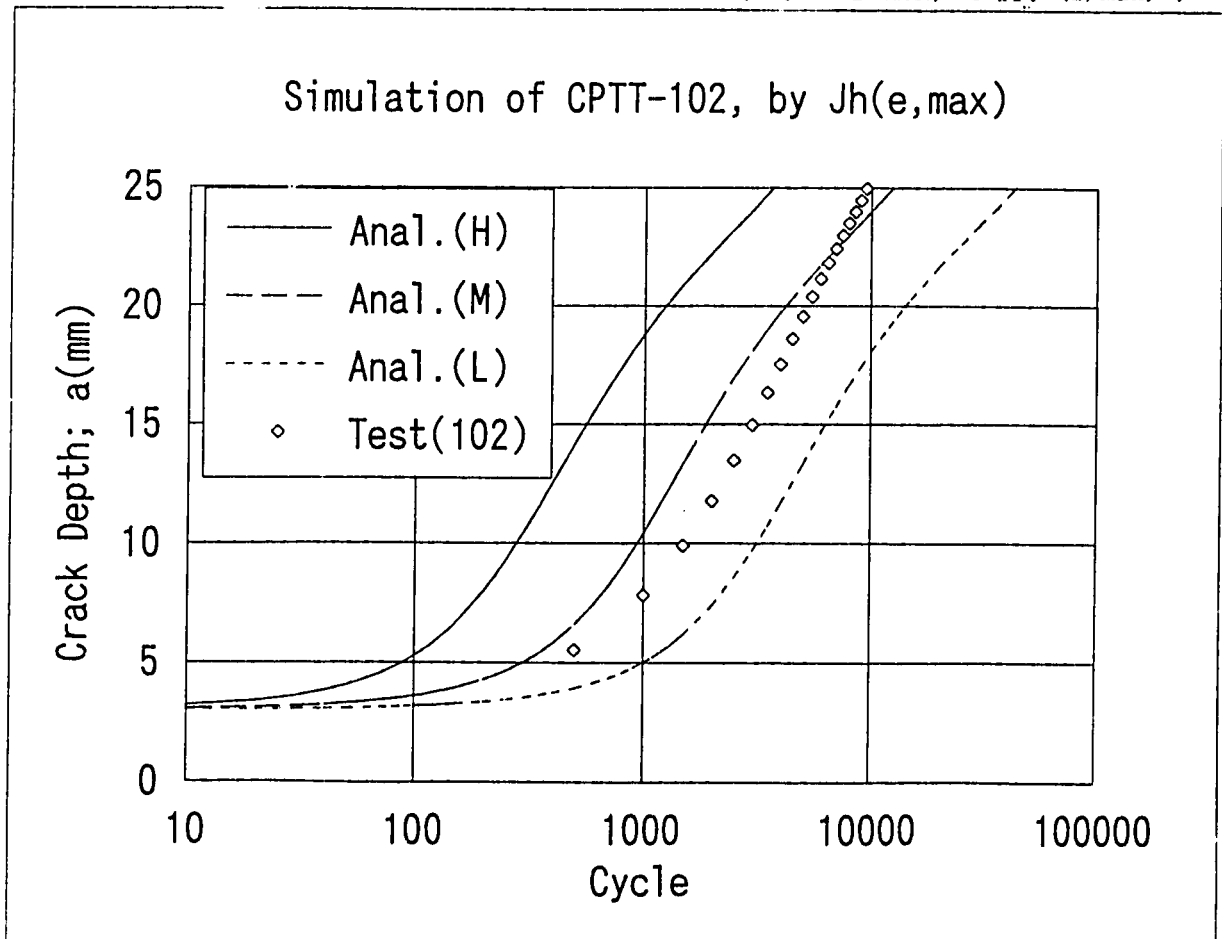


図3.25(2) き裂進展シミュレーション ($a_0 = 3 \text{ mm}$, $J_{h, \max}(E, \max)$)

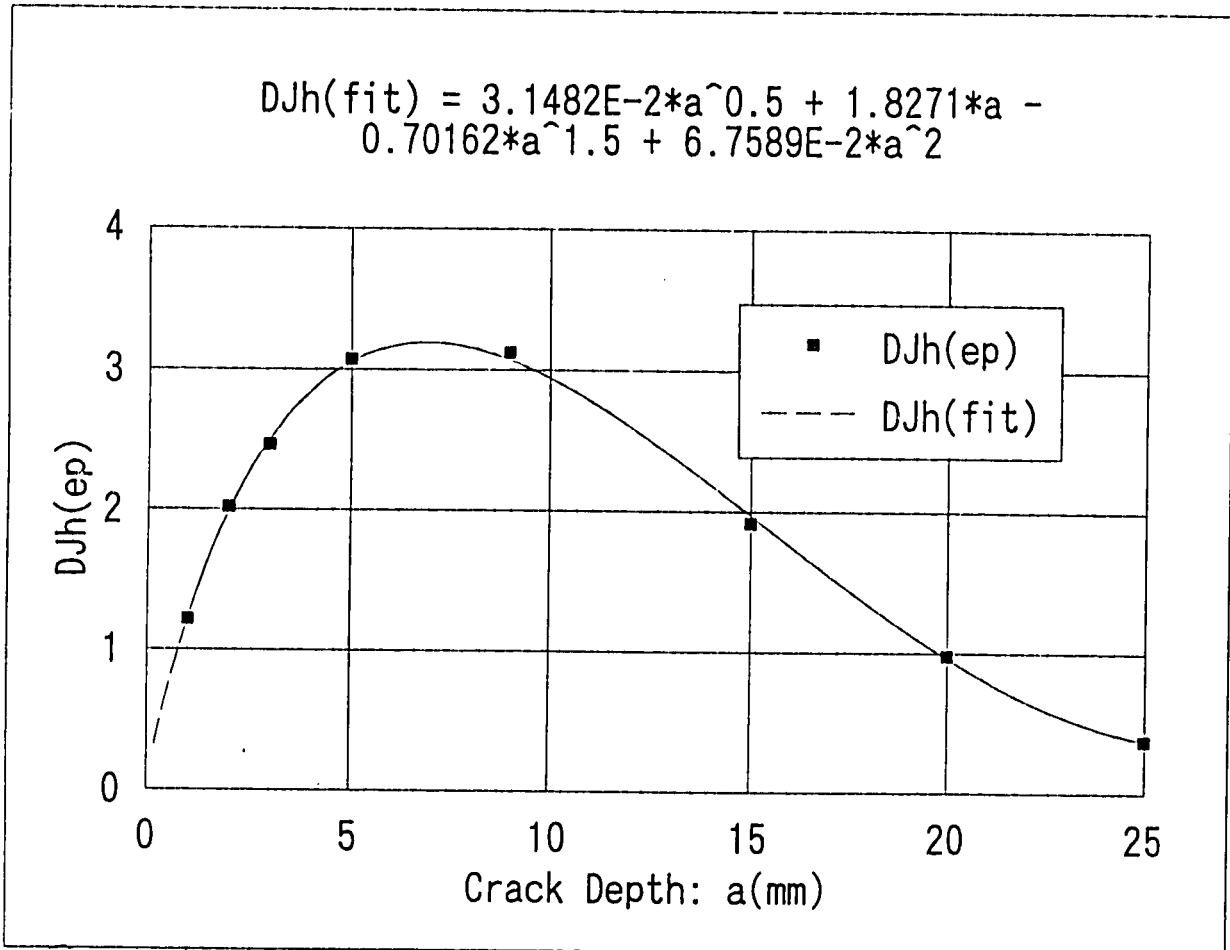


図3. 26 (1) ΔJ_{hat} (EP) の関数近似

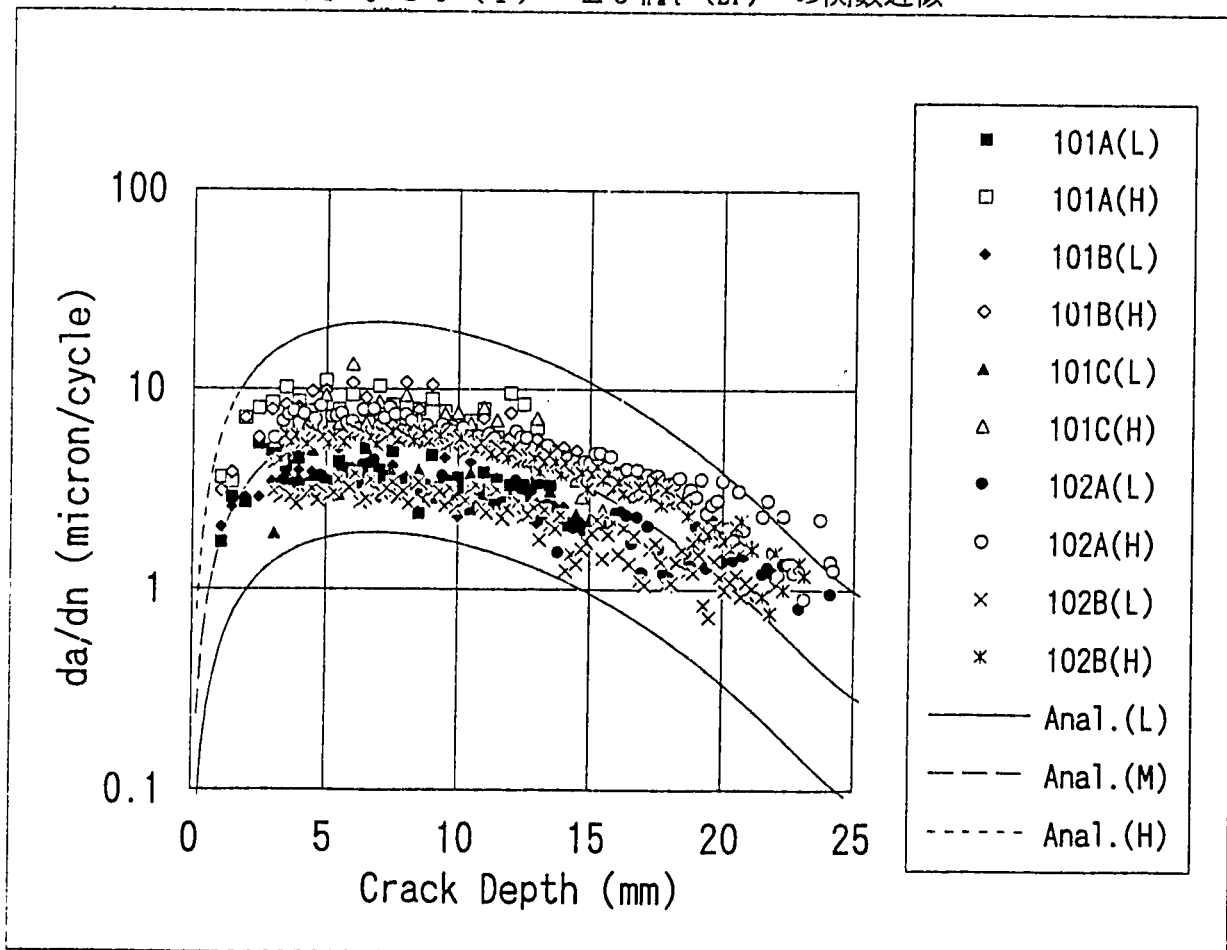


図3. 26 (2) き裂進展速度の比較 (ΔJ_{hat} (EP) \leftrightarrow 試験)

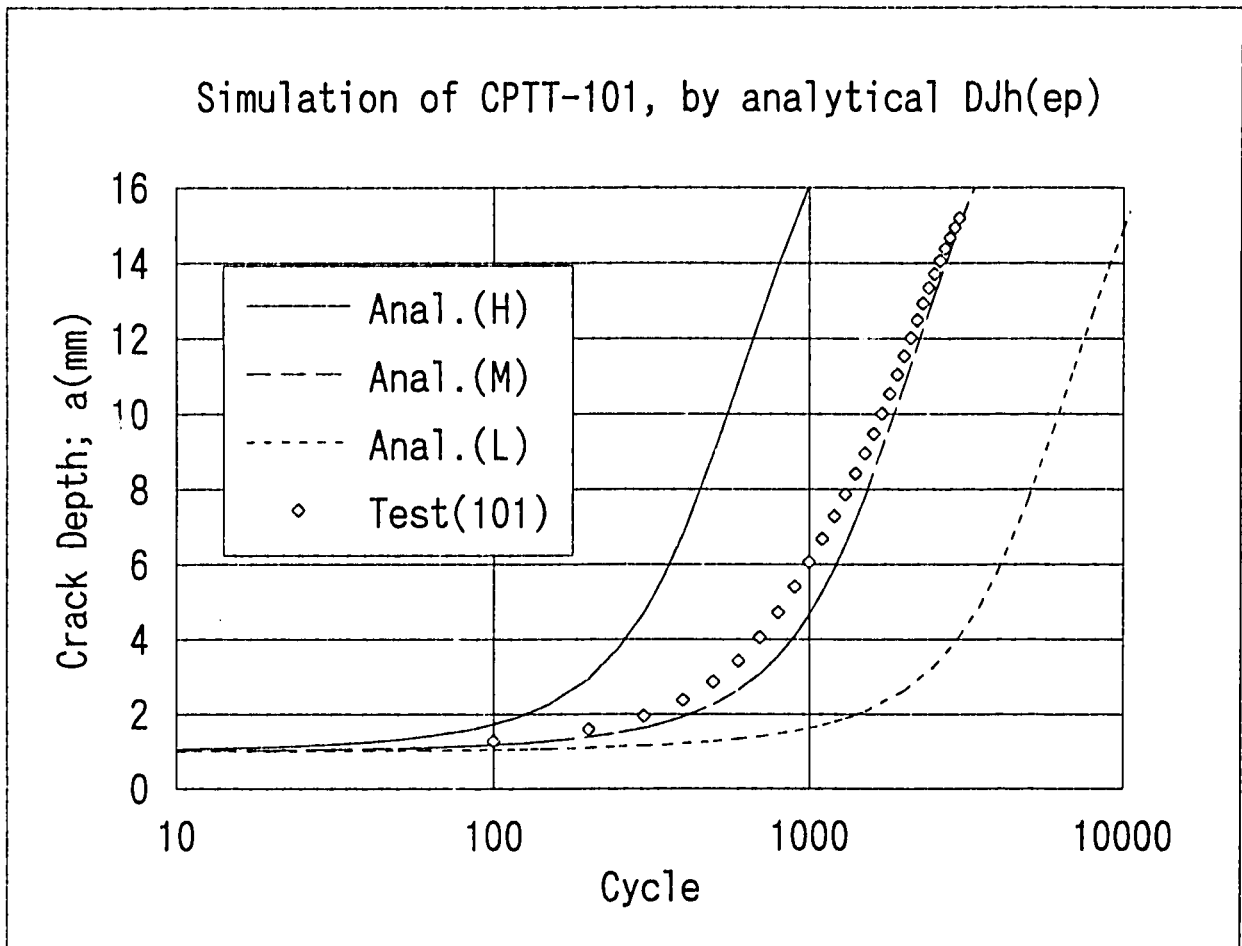


図3. 27 (1) き裂進展シミュレーション ($a_0 = 1 \text{ mm}$, $\Delta J_{hat} \text{ (EP)}$)

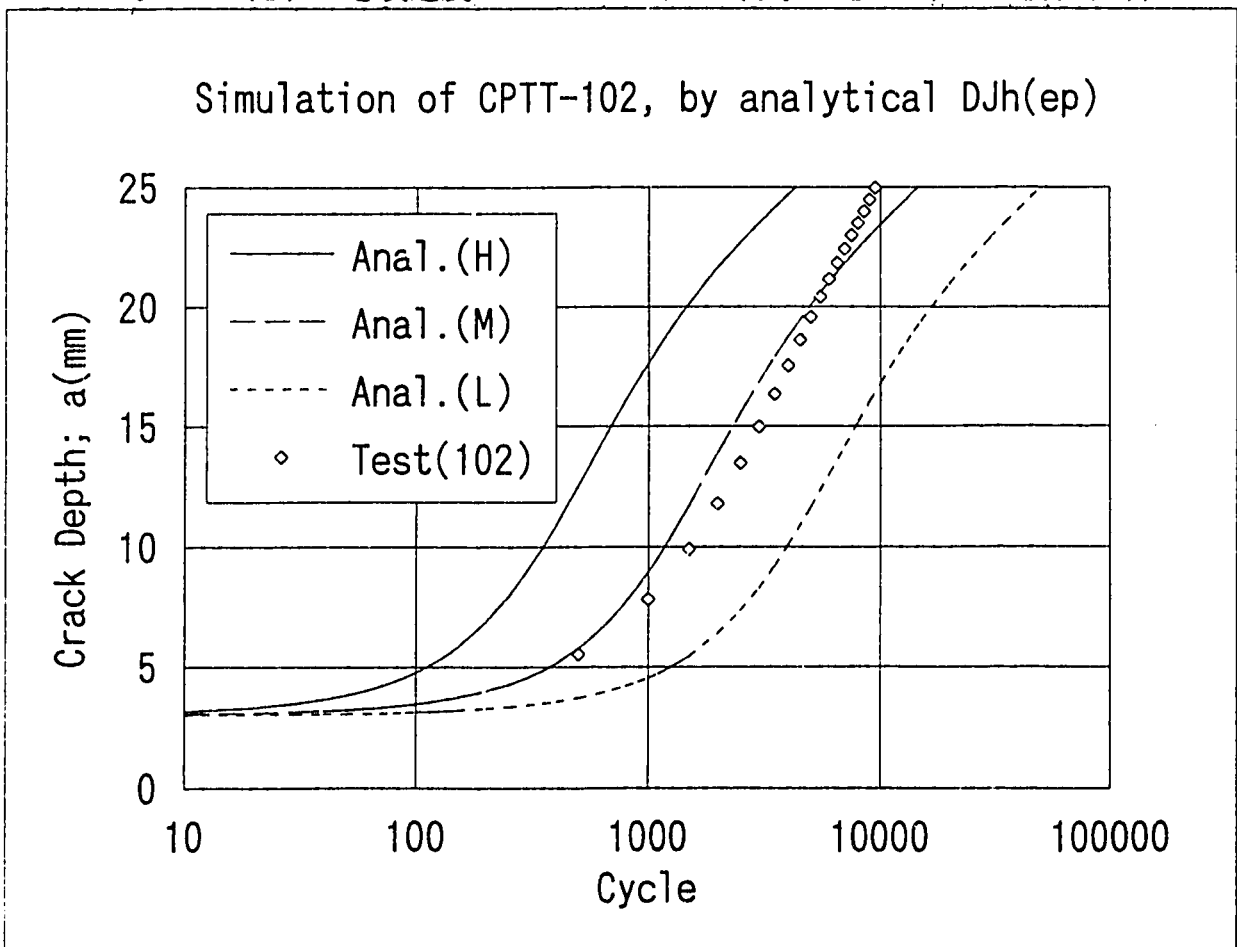


図3. 27 (2) き裂進展シミュレーション ($a_0 = 3 \text{ mm}$, $\Delta J_{hat} \text{ (EP)}$)

4. 結言

FBRの信頼性を維持しつつ経済効率を高めるためには、FBR構造物の破壊力学評価手法を確立することが重要であり、その一環として破壊力学パラメータ解析コードCANIS-J(2D)の改良を行った。

改良されたCANIS-J(2D)を用いて、ATTF環状き裂付き試験体の熱疲労き裂進展試験の破壊力学解析およびき裂進展シミュレーションを行い、以下の結果を得た。

(1) 熱弾性および熱弾塑性応力場では J (ΔJ) は経路独立性が成立せず、解析評価が不可能であり、破壊力学パラメータとして採用できない。これは J 積分が、不均一熱ひずみや塑性ひずみのない、弾性応力場で定義されたことによる。

(2) $J_{\text{h.a.t.}}$ ($\Delta J_{\text{h.a.t.}}$) は熱弾性および熱弾塑性応力場でも経路独立性が成立し、解析評価が可能であり、破壊力学パラメータとして採用できる。これは $J_{\text{h.a.t.}}$ 積分が、 J 積分をより一般化した概念に基づき、熱ひずみや塑性ひずみを含めて定義されたことによる。

(3) $\Delta J_{\text{h.a.t.}}$ 、熱弾性 ΔK 、き裂先端近傍の $\Delta\sigma$ ($\Delta\varepsilon$)、およびき裂断面リガメントの正味応力範囲 S_n は共通の2時点間でほぼ最大値となり、良好に対応している。

(4) $\Delta J_{\text{h.a.t.}}$ を用いたき裂進展シミュレーションは試験結果に良く対応する。

(5) 複雑な熱弾塑性荷重サイクルを受けるき裂付き構造物の評価において、 $J_{\text{h.a.t.}}$ ($\Delta J_{\text{h.a.t.}}$) が有力な破壊力学パラメータであることが示された。

なお、3次元コードCANIS-J(3D)についても同様の計算機能追加を継続実施する予定である。

5. 参考文献

- (1) 渡士、吉田、古橋、昭和62年度 高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究(Ⅱ)
漏洩口想定 of 適性化、PNC SN9410 88-147、1988年9月
- (2) K.Watashi, H.Yoshida, CANIS computer code for inelastic fracture mechanics,
ASME PVP Vol.167, 1989, P15-23
- (3) 古橋、渡士、高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究(Ⅳ) -クリープ疲労き裂進展評価法
の検討、PNC N9410 90-136、1990年7月
- (4) K.Watashi et al., Crack Growth Behavior of a Circumferentially Slitted Cylinder
Under Cyclic Cold Transients, 11th SMiRT, L11(G)/3, 1991.
- (5) 町田、若井、堀切、A T T F環状き裂の熱疲労き裂進展解析、PNC ZN9410 93-145、
1993年3月
- (6) 田中、渡士、簡易法き裂進展評価プログラム「CANIS-G」のデータベース拡充、
PNC ZN9410 92-217、1992年6月
- (7) 古橋、若井、簡易法き裂解析コードCANISの開発改良、PNC PN9410 94-201、1994年4月
- (8) 古橋、渡士、大型高速増殖炉の設計主要目に関する研究(Ⅳ) -確率論的破壊力学コード
CANIS-P、PNC PN9410 91-035、1991年1月
- (9) K.Watashi, I.Furuhashi, Probabilistic Fracture Mechanics Analysis Code CANIS-P,
11th SMiRT, G30(M)/4, 1991.
- (10) 例えば、岡村弘之、線形破壊力学入門、培風館、1976.
- (11) J.R.Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain
Concentration by Notches and Cracks, Transactions of the ASME, 1968 June, P379-386
- (12) 岸本、青木、坂田、き裂の進展挙動を記述するための破壊力学パラメータについて、
日本機械学会論文集、46-410、昭和55年10月、P1049-1061
- (13) 中西他、高速増殖炉の設計主要目に関する研究、昭和61年度成果報告会資料集、
PNC N9440 87-006、1987年

付録 CANIS-J (2D) 新バージョンの使用上の注意

1. 計算手法の変更に伴うポストテープその他の変更

- ・旧バージョンのモード2 (J', J_{nat}') 計算ではポストテープの変位増分およびひずみ増分から時間微分値を求めた。したがって (変位、応力、ひずみ) 以外にそれらの増分値をポストテープに出力する必要があった。
- ・新バージョンでは、2ステップの (変位、応力、ひずみ) を読み込み、それらから範囲 Δ あるいは時間微分値を計算するものとした。従ってポストテープの内容は、すべての積分経路上および積分経路内の、(変位、応力、ひずみ) のみで良い。
- ・旧バージョンではモード0とモード2の計算が可能であったが、これらを同時に実行することはできなかった。新バージョンではモード0、モード1およびモード2の計算が可能であり、かつこれらを同時に実行できる。
- ・これらの変更に伴い、コード内部の作業領域、計算結果を一時的に格納する外部作業ファイル、および FINASプロット用XYデータの仕様を変更した。
 - コード内部の作業領域---- (変位、応力、ひずみ、温度) の記憶領域を2ステップ分とした。
 - 外部作業ファイル----モード0、1、2の計算結果を連続して書き込み、全モードの計算終了後に、それらを連続して読み込み、計算結果要約およびプロット用XYデータ (FT02) の書き込みを行うようにした。
 - プロット用XYデータ----各計算モードで識別番号が重複しないように変更した。
また不要なデータの出力は省略した。
- ・内部作業領域の大きさは現状100000ワードに設定されている。


```
COMMON/CWORK/ IWRK(100000)
DATA MXWRK / 100000 /
```
- ・領域不足でエラーとなった場合はこれを拡大し、新しい実行プログラムを作成する。


```
フォートラン・ソースプログラム POD2BA1.CANISJ.FORT(CAN2DX2)
実行プログラム POD2BA1.CANISJ.LOAD(J#2DX2)
```
- ・使用ファイルの論理機番の割当て、機番変数および内容は以下のとおりである。
 - FT01 -- LUPS=1 、FINAS 解析結果のポストテープ
 - FT02 -- LUXY=2 、FINAS XYプロットデータの出力先
 - FT03 -- LUWK=3 、計算結果を一時記憶する外部作業ファイル
 - FT05 -- LUIN=5 、入力データカードイメージ
 - FT06 -- LUPR=6 、プリント出力先

・ポストテープの巻き戻し／読み込み回数を減らし、計算効率を上げるため、入力ステップデータは以下の条件を満たすとした。これらの条件を満たさない場合はエラーとなるので注意されたい。

モード0 $\underline{istp(i) < istp(i+1)}$ 昇順

モード1 $\underline{jstp(1, j) < jstp(2, j)}$ 始点<終点

モード2 $\underline{kstp(k) < kstp(k+1)}$ 昇順

・なおモード1ペアステップの始点が共通のデータは連続入力（ただし終点は昇順）することにより、巻き戻し／読み込み回数が節約でき、計算効率上がる。

始点共通 $jstp(1, j) = jstp(1, j+1)$

終点昇順 $jstp(2, j) < jstp(2, j+1)$

・要素（節点）番号を内部番号に変換する2つのテーブルが内部作業領域に記憶され、後の計算の度に参照される。このテーブルの領域長さはそれぞれ要素（節点）番号の最大値となる。

・ポストテープ出力（要素の応力／ひずみおよび節点の変位）の領域は、CANIS-Jの計算領域（最大積分経路およびこれに囲まれる領域、開口変位およびK値計算位置）を含む可能な限り小さい領域とし、かつ出力領域内の要素（節点）番号の最大値が小さくなるようにモデル化（番号付け）を行うと、作業領域が節約でき、また参照が速くなり計算効率上がることになる。

2. 入力データの変更

CANIS-J (2D) の新バージョンを実行する場合、以下のデータを変更する。

2. 1 コントロールデータ (下線部のみの部分的変更)

カラム	1	4	10	20	30	40	50	60					
カード	CONT			kprin	kplot	kkval	kjval	kdelj	kcval	ktran	ksym	krtim	kctim

フォーマット (A4, 6X, 10I5)

- 1~4 カラムに識別ラベル (CONT) を記入する。

kprin=0 : 計算結果の詳細プリントしない。

=1 : 詳細プリントする。モード2 (J', J_{hat}') のみは詳細プリントしない。

=2 : 詳細プリントする。モード2 (J', J_{hat}') も含む。

kplot=0 : FINAS のXYプロット用データ(FT02)を出力しない。

=1 : 出力する。

kkval=0 : K (ΔK) を計算しない。

=1 : 計算する。

kjval=0 : J および J_{hat} を計算しない。

=1 : 計算する。

kdelj=0 : ΔJ および ΔJ_{hat} を計算しない。

=1 : 計算する。(kkval=1 の時は ΔK も計算する。)

kcval=0 : J' および J_{hat}' を計算しない。

=1 : 計算する。

ktran=0 : 半径方向き裂。

=1 : 半径方向以外のき裂。

ksym=0 : 全体モデル

=1 : 対称(1/2) モデル。J, J_{hat} および開口変位(COD) は2倍して出力される。

krtim=0 : モード0 (K, J, J_{hat}) の時間変数として入力データ rtime(i) を使用する。

=±1 : FINAS ポストテープのクリープ時間(HEAD5) を使用する。

=±2 : FINAS ポストテープの実時間(HEAD6) を使用する。

<0 : hour→sec の単位変換 (3600倍) を行う。

kctim=0 : モード2 (J', J_{hat}') の時間変数として入力データ ctime(k) を使用する。

=±1 : FINAS ポストテープのクリープ時間(HEAD5) を使用する。

=±2 : FINAS ポストテープの実時間(HEAD6) を使用する。

<0 : hour→sec の単位変換 (3600倍) を行う。

2. 2 ステップデータ (全面的な変更)

カラム	1	4	10	20	30	40	50	フォーマット
Aカード	STEP		Lstp	Mstp	Nstp			(A4, 6X, 3I5)
Bカード			Tref		β			(10X, 2F10.0)
Cカード	(Lstp枚)	istp _i		rtime _i		E _i	ν _i	(10X, 15, 5X, 3F10.0)
Dカード	(Mstp枚)	jstp _{1j} , jstp _{2j}				E _j	ν _j	(10X, 2I5, 10X, 2F10.0)
Eカード	(Nstp枚)	kstp _k		ctime _k				(10X, 15, 5X, F10.0)

- ・ Aカード [1~4 カラムに識別ラベル (STEP) を記入する]

Lstp: モード0 (K, J, J_{hat}) の計算ステップ総数 (制限 $Lstp \leq 99$)

Mstp: モード1 (ΔK , ΔJ , ΔJ_{hat}) の計算ペアステップ総数 (制限 $Mstp \leq 99$)

Nstp: モード2 (J', J_{hat}') の計算ステップ総数 (制限 $Nstp \leq 99$)

- ・ Bカード

Tref: 参照温度 (°C) Tref+T (ポストテープ温度) を実温度とする。

β : モード2 (J', J_{hat}') 計算における応力および温度の補間係数 (制限 $0 \leq \beta \leq 1$)

- ・ Cカード (モード0 計算を行う場合、Lstp枚数入力する)

istp_i: ポストテープのステップ番号

rtime_i: 時間 (コントロールデータの krtim参照)

E_i: ヤング率。 (J, J_{hat} をK値に換算する時に用いる。無記入の場合は、)

ν _i: ポアソン比

き裂先端部の温度から、SUS304の値を引用する。

- ・ Dカード (モード1 計算を行う場合、Mstp枚数入力する)

jstp_{1j}: ペアステップの始点側。jstp_{1j}→jstp_{2j}間の ΔK , ΔJ , ΔJ_{hat} を計算する。

jstp_{2j}: ペアステップの終点側 (始点jstp_{1j}<終点jstp_{2j} とする)。

E_j: ヤング率。 (ΔJ , ΔJ_{hat} を ΔK 値に換算する時に用いる。無記入の場合は、)

ν _j: ポアソン比。

き裂先端部のステップ間平均温度から、SUS304の値を引用する。

- ・ Eカード (モード2 計算を行う場合、Nstp枚数入力する)

kstp_k: ポストテープのステップ番号

ctime_k: 時間 (コントロールデータの kctim参照)

3. CANIS-J (2D) のメインコントロールプログラム

計算開始

- ⇒CDREAD カード入力データの読み込み
- ⇒GETMAX FINASポストテープのCONE, NODE データを読む。要素/節点数、要素/節点番号最大から内部作業領域の区分けを行う。
- ⇒RDGEOM FINASポストテープのCONE, NODE データを読む。要素/節点の索引テーブル作成、座標データ保存、要素形状関数マトリクス作成を行う。
- ⇒KPNCOD き裂先端の幾何学的情報の計算。要素、節点データとの対応テーブル作成
- ⇒PATHEL J, J_{nat} 積分経路情報の計算。要素、節点データとの対応テーブル作成

IF(kkval.EQ.0 .AND. kjval.EQ.0) GO TO 210 kkval, kjval=0 の時、モード0の計算なし

MODE= 0 モード0の計算開始

DO 2000 i=1, Lstp

⇒RDPOST(istp(i), 領域2) istp(i) のデータを領域2に読み込む

⇒FPARAM(MODE, i, 領域2) K, J, J_{nat} 計算、外部ファイルへの書き込み

IF(kprin.NE.0)⇒PRINT0(i) K, J, J_{nat} 計算結果の詳細プリント

2000 CONTINUE

REWIND LUPS ポストテープを巻き戻す

210 CONTINUE

IF(Kdelj.EQ.0) GO TO 220 kdelj=0 の時、モード1の計算なし

MODE= 1 モード1の計算開始

j1R=jstp(1, 1) ⇒ RDPOST(j1R, 領域1) ペア1の始点のデータを領域1に読み込む

DO 2100 j=1, Mstp

jstp(1, j) ≠ j1R 前ペアと始点異なる場合のみ、

REWIND LUPS

ポストテープを巻き戻して、

j1R=jstp(1, j) ⇒RDPOST(j1R, 領域1) ペアステップ始点のデータを領域1に読み込む

前ペアと同一始点[jstp(1, j)=j1R] の場合、巻き戻しと始点データの読み込みはしない

⇒RDPOST(jstp(2, j), 領域2) ペアステップ終点のデータを領域2に読み込む

⇒SETDEL(2*MXND, IWRK(JDSP2), IWRK(JDSP1))差分値 Δu (領域2 - 領域1)

⇒SETDEL(LENGED, IWRK(JSRS2), IWRK(JSRS1))差分値 $\Delta \sigma$

⇒SETDEL(LENGED, IWRK(JSRN2), IWRK(JSRN1))差分値 $\Delta \epsilon$

⇒SETDEL(4*MXND, IWRK(JSNN2), IWRK(JSNN1))差分値 $\Delta \epsilon$ (節点値)

⇒SETAVR(MXND, IWRK(JTMP2), IWRK(JTMP1))平均値 Tavr. (領域2 + 領域1) / 2

差分値および平均値を領域2にセットする。領域1の内容はそのまま保存する。

FPARAM(MODE, j, 領域2) $\Delta K, \Delta J, \Delta J_{nat}$ 計算、外部ファイルへの書き込み

IF(kprin.NE.0)⇒PRINT1(j) $\Delta K, \Delta J, \Delta J_{nat}$ 計算結果の詳細プリント

2100 CONTINUE

REWIND LUPS ポストテープを巻き戻す

220 CONTINUE

IF(kcval.EQ.0) GO TO 230 kcval=0 の時、モード2の計算なし
 MODE= 2 モード2の計算開始
 icstp=0 計算ステップカウンターの初期セット
 k1=kstp(1) ⇒RDPOST(k1, 領域1) 計算開始ステップのデータを領域1に読み込む
 DO 2200 k=2, Nstp
 k2=kstp(k) ⇒RDPOST(k2, 領域2) 次ステップのデータを領域2に読み込む
 dt= ctime(k) - ctime(k-1) クリーブ時間増分のセット (dt = t_k - t_{k-1})
 dt ≤ 0 クリーブ時間増分 ≤ 0 の場合は計算を行わない
 領域2の内容を領域1に保存し、 GO TO 2200
 dt > 0 クリーブ時間増分 > 0 の場合のみ以下の計算を行う
 icstp= icstp+1 計算ステップのカウンタ
 ⇒SETDIF(2*MXND, dt, IWRK(JDSP2), IWRK(JDSP1))微分値 u' (領域2 - 領域1) / dt
 ⇒SETDIF(LENGED, dt, IWRK(JSRN2), IWRK(JSRN1))微分値 ε'
 ⇒SETDIF(4*MXND, dt, IWRK(JSNN2), IWRK(JSNN1))微分値 ε' (節点値)
 ⇒SETINT(LENGED, β, IWRK(JSRS2), IWRK(JSRS1))補間値 σ (at t_{k-1} + β dt)
 ⇒SETINT(MXND, β, IWRK(JTMP2), IWRK(JTMP1))補間値 T (at t_{k-1} + β dt)
 微分値および補間値を領域2にセットする。領域2の旧内容を領域1に保存する。
 ⇒FPARAM(MODE, icstp, 領域2) J', J_{hat}' 計算、外部ファイルへの書き込み
 IF(kprin. GE. 2) ⇒PRINT2(icstp) J', J_{hat}' 計算結果の詳細プリント
 2200 CONTINUE

230 CONTINUE 全モードの計算終了
 REWIND LUWK 外部ファイルを巻き戻す

IF(kkval.EQ.0 .AND. kjval.EQ.0) GO TO 300 kkval, kjval=0 の時、モード0の計算なし
 MODE= 0
内部作業領域の再区分け (Lstpに依存する) を行う。
 ⇒PRSUM1(MODE, Lstp, 新領域) K, J, J_{hat} 計算結果を外部ファイルから読み込み、
 計算結果要約をプリントする。
 IF(kplot. NE. 0) ⇒WRXYMO(Lstp, 新領域) モード0のXYプロットデータの書き込み

300 CONTINUE

IF(kdelj.EQ.0) GO TO 310 kdelj=0 の時、モード1の計算なし
 MODE= 1
内部作業領域の再区分け (Mstpに依存する) を行う。
 ⇒PRSUM1(MODE, Mstp, 新領域) ΔK, ΔJ, ΔJ_{hat} 計算結果を外部ファイルから読み込み、
 計算結果要約をプリントする。
 IF(kplot. NE. 0) ⇒WRXYM1(Mstp, 新領域) モード1のXYプロットデータの書き込み

310 CONTINUE

IF(kcval.EQ.0) GO TO 9000

kcval=0 の時、モード2の計算なし

内部作業領域の再区分け (icstp に依存する) を行う。

⇒PRSUM2(icstp, 新領域) J' , J_{hat} ' 計算結果を外部ファイルから読み込み、
計算結果要約をプリントする。

IF(kplot.NE.0)⇒WRXYM2(icstp, 新領域) モード2のXYプロットデータの書、

9000 CONTINUE

STOP

END 計算終了

(注) ⇒はサブルーチンの呼び出しを表す