

ATT 環状き裂の解析

1991年1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)

A T T F 環状き裂の解析

渡土克己*，古橋一郎**

佐々木敏彦***

要　旨

繰返しCold Transientの熱過渡条件で得られた疲労き裂進展試験の解析を行って、最近開発した安定き裂進展評価手法の、有効性を検証した結果をまとめたものである。

内面に軸対称の環状初期スリットを設けたSUS304製円筒供試体のき裂進展試験を、空気冷却熱過渡試験装置（略称A T T F）を用いて行った。試験体は2体であって、合計5本の深さ1mm～3mmの初期スリットが、初期650°Cに均等加熱後エアーブローによるCold Transientを周期約30分で、一体目は3,000サイクル、二体目は10,000サイクル加えることによって、き裂深さがそれぞれ14mmおよび22mmを超えるまでの試験を行った。き裂進展速度は破面解体検査後のストライエーション間隔の計測によった。

安定き裂進展評価手法として詳細解析法と簡易法の2種類を準備している。この試験体については2種類の解析・進展計算を実施し、手法の有効性を検討した。詳細解析法では、環状き裂は深さの異なる5ケースの弾塑性破壊力学計算を実施し、疲労J積分範囲 ΔJ_f を求めて、進展速度と進展挙動の試験結果との対応を検討した。簡易解析法では、同一の5ケースの弾性破壊力学計算を実施し、この結果と比較することによって過渡熱応力用の応力拡大係数のデータベースの妥当性を検証するとともに、塑性補正を考慮した疲労J積分範囲 ΔJ_{EP} を用いて算出したき裂安定進展挙動と試験結果を比較し、このようなき裂進展挙動に適用できる手法を作成した。

これらの結果は次のように要約できる。

- (1) 詳細解析法は、繰返しCold Transientを受ける軸対称き裂の安定進展挙動を予測出来る。
- (2) 簡易解析法は、詳細解析法と同程度の精度でき裂の安定進展挙動を予測出来る。

本研究をもって、熱疲労安定き裂進展試験研究の試験の大部分が終了し、過去の配管熱過渡試験装置で得られている2インチ口径配管データの追加解析を実施することによって、検証データを数ケース増やして熱疲労安定き裂進展試験研究が完了する。

* : 構造室

** : A T S Ltd.

*** : I S L Ltd.

Stable Crack Growth Prediction Method of a Cylinder
with an Axisymmetrical Surface Crack

Katsumi WATASHI* , Ichirou FURUHASHI **
Toshihiko SASAKI ***

ABSTRACT

This paper describes an experimental and analytical result of crack growth behavior from circumferential slitted-cylinders under cyclic cold transients. PNC is promoting R & D program aimed at assessment method of crack and/or defect at creep temperature for FBR application, the experiment and analysis is one item of them. The purpose of this study is to verify the applicability of the method developed recently in PNC.

Test models made of 304 austenitic stainless steel are 1.5 m in height, 70 mm in inner diameter and 30 mm in thickness, and have axisymmetrical circumferential initial machined-notches on inner surface. As a first step, five machined-notches with different depth and width were tested in Air Cooled Thermal Transient Test Rig. One cycle of thermal loading is such that the model heated up to 650 °C by furnace, then air blow into the model for 5 min. This sequence caused cyclic temperature gradient in the wall of the model. The tests were continued till crack depth exceeded 20 mm. DC potential method and precise ultrasonic examination were applied to measure the crack growth. After the test, the model were dismantled and laboratory fractured, then striation spacing was measured continuously in the direction of crack growth. The experimental result was summarized as crack growth rate and reliability of online monitoring measures.

Thermal-inelastic finite element analysis facilitated evaluation of fracture mechanics parameters, ΔJ_c , for thermal fatigue. The crack growth behavior was well predicted by the analysis considering a scatter band in material crack growth character.

A simple method for inelastic crack evaluation was developed in PNC. The method is based on a database of linear fracture mechanics, and includes plastic and creep/relaxation modification. Firstly the applicability of the database to present problem was demonstrated comparing with thermal-elastic finite element analysis. Then ΔJ_c and the crack growth behavior were evaluated. The result agreed well with that based on precise fracture mechanics analysis.

* : PNC/OEC/SES

** : ATS Ltd.

*** : ISL Ltd.

目 次

1. まえがき	1
2. 試験の概要	6
2. 1 試験装置	6
2. 2 供試体と試験条件	6
2. 3 試験結果	7
3. 热弹塑性破壊力学解析	14
3. 1 解析モデルと解析条件	14
3. 2 解析結果	16
4. 簡易解析法の開発	44
4. 1 円筒周方向全周き裂の無次元K値のReference テーブルの作成	44
4. 2 A T T F 全周き裂のK値およびき裂進展計算	47
4. 3 き裂無し材応力分布の妥当性の確認	49
5. まとめ	61

表リスト

表 1 A T T F 現行試験計画	2
表3.1.1 加工硬化係数と降伏応力	15
表3.1.2 弹塑性応力解析のステップ	16
表3.2.1 破壊力学変数のまとめ	17
表3.2.2 き裂進展計算結果	18
表3.2.3 き裂進展に要する熱荷重繰り返し数の計算結果	18
表4.1 円筒内面全周き裂の無次元K値解	51
表4.2 円筒内面軸方向無限き裂の無次元K値解	51
表4.3 解析ステップと ΔK の最大値	52
表4.4 き裂深さと ΔK の最大値	52

図リスト

図1.1 構造健全性評価法の開発	3
図1.2 構造健全性評価法のR & Dと実証試験	4
図1.3 P N C 試験研究関連図	5
図2.1.1 A T T F の概要	8
図2.2.1 試験体形状	9
図2.2.2 試験体内温度変化状況	10
図2.3.1 き裂進展状況 (a) C P T T - 1 0 1 の結果	11
図2.3.2 き裂進展状況 (b) C P T T - 1 0 2 の結果	12
図2.3.3 き裂深さとき裂進展速度の関係	13
図3.1.1 解析モデル	20
図3.1.2 空気の温度変化と解析に用いた熱伝達率	21
図3.1.3 板厚内温度分布 — 解析値と試験値 — (60秒後)	22
図3.2.1 板厚内温度分布の時間変化	23
図3.2.2 弹性解析による応力成分の履歴 ($a = 1 \text{ mm}$)	24
図3.2.3 弹性解析による応力成分の履歴 ($a = 5 \text{ mm}$)	25
図3.2.4 弹性解析による応力成分の履歴 ($a = 9 \text{ mm}$)	26
図3.2.5 弹性解析による応力成分の履歴 ($a = 15 \text{ mm}$)	27
図3.2.6 弹性解析による応力成分の履歴 ($a = 20 \text{ mm}$)	28
図3.2.7 非弾性解析によるき裂深さ 1 mm の応力成分の時間変化	29
図3.2.8 非弾性解析によるき裂深さ 5 mm の応力成分の時間変化	32
図3.2.9 非弾性解析によるき裂深さ 9 mm の応力成分の時間変化	35
図3.2.10 非弾性解析によるき裂深さ 15 mm の応力成分の時間変化	37
図3.2.11 非弾性解析によるき裂深さ 20 mm の応力成分の時間変化	40
図3.2.12 き裂深さの予測値と試験結果の比較	43
図4.1 周方向き裂の境界条件	53
図4.2 F E M解析におけるメッシュ図	53
図4.3 一様引張を受ける内面周方向き裂付き円筒の応力拡大係数	54

図4.4	線形温度勾配を受ける内面周方向き裂付き円筒の応力拡大係数	55
図4.5	放物型温度勾配を受ける内面周方向き裂付き円筒の応力拡大係数	56
図4.6	弾性解析による板厚方向応力分布	57
図4.7	非弾性解析による板厚方向応力分布	58
図4.8	ATTF環状き裂の ΔK 解析結果	59
図4.9	き裂進展計算のFEM解と簡易解の比較	60

1. まえがき

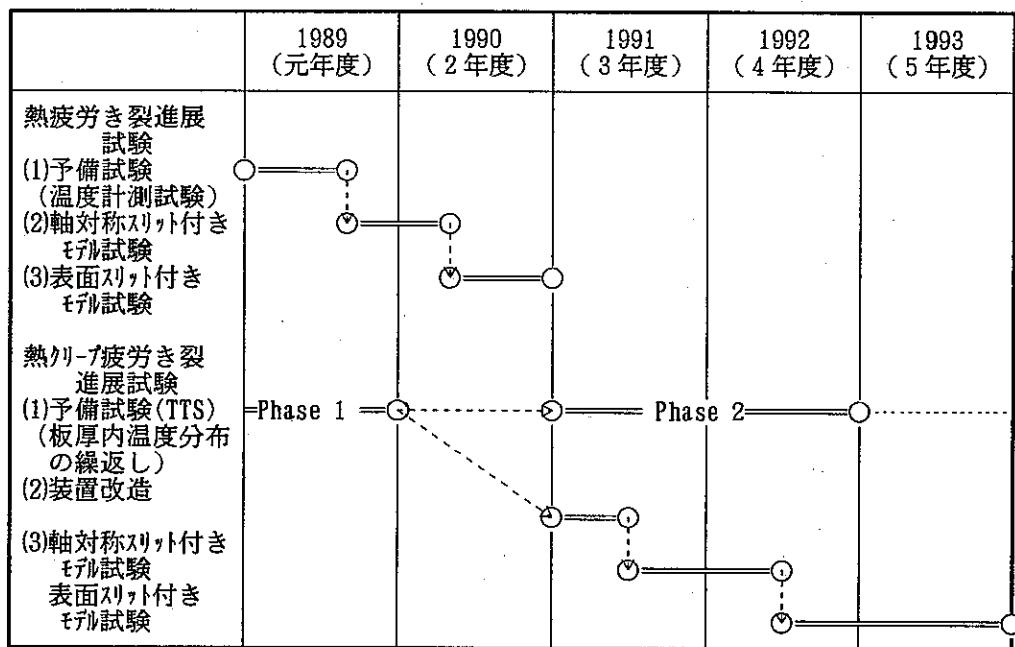
本報告は、空気冷却熱過渡試験装置（A T T F）で行った環状初期スリット付き円筒試験体のき裂進展試験データを解析した結果をまとめたものである。

最近の5年間、高速大型炉の構造健全性を評価する手法を開発するため、図1.1に示す流れを作り、開発や検討等を実施してきた。この中で一連のA T T Fを用いる試験研究は、開発したき裂安定進展評価法の過渡熱応力条件下での適用性検討のために実施したものであり、Cold Transientの繰返しによる熱疲労き裂進展試験研究と熱クリープ疲労き裂進展試験研究からなる。前者は軸対称の環状き裂進展試験と表面き裂の進展試験からなり、本書は軸対称環状き裂進展挙動の詳細解析手法の予測性と開発した簡易法の適用性検討からなる。本報告書は、表1に示す軸対称スリット付きモデル試験の第2報にあたり、これの試験・計測・試験体の解体検査は第1報で報告する。

構造健全性評価手法のうち、高速実証炉LBB評価手法については通産省の委託で電力中央研究所が7年計画で最近開始しており、これと本研究の関連を図1.2に示す。高速実証炉LBB評価手法に係わる研究では、動燃が手法開発を中心とした基礎研究、電力中央研究所が大型平板を用いたき裂貫通研究等の手法実証研究である（材料試験は動燃も電力中央研究所も行っている）。動燃で実施している大型高速炉LBB評価手法の試験研究は、この他に機械荷重による基礎研究がある。これをA T T Fの試験研究も含めて図1.3に示す。実施が簡単な機械荷重による表面き裂付き小型試験片を用いた安定き裂進展試験を溶接協会に委託し、経験や沢山の解析を必要とする熱応力による安定き裂進展試験をA T T Fで実施している。

評価手法の開発は、構造物強度確性試験施設で実施した供試体のき裂を解析するために作成したコードをベースに、プラント工学室からの委託研究および国の安全研究の中で改良・整備し、現状では解析・評価手法の体系がほぼできあがりつつあり、試験データによる検証・改良と、試用例を作る段階にある。

表 1 A T T F 現行試験計画



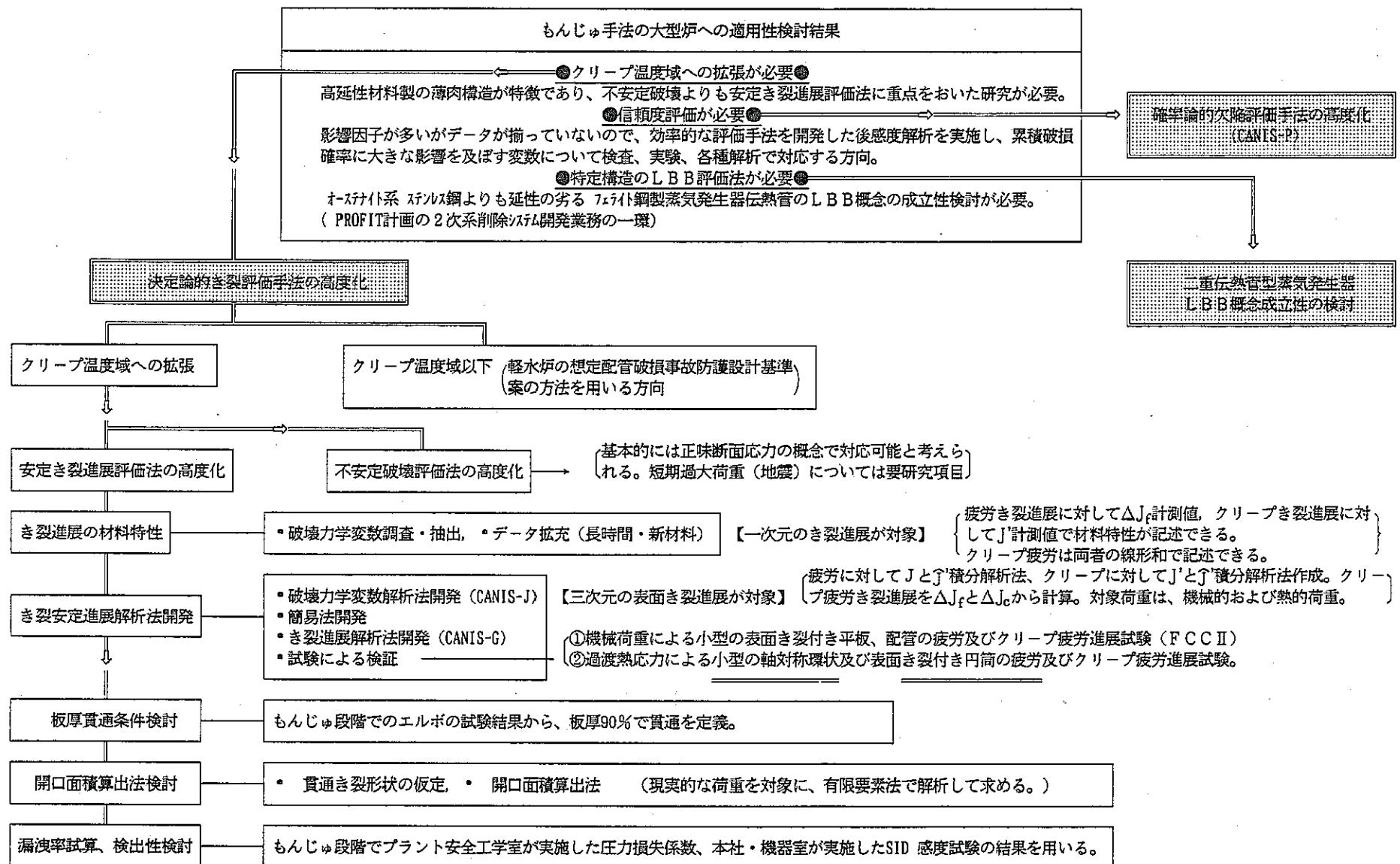


図1.1 構造健全性評価法の開発

FRACTURE MECHANICS IN LBB LOGIC FOR LARGE FBR

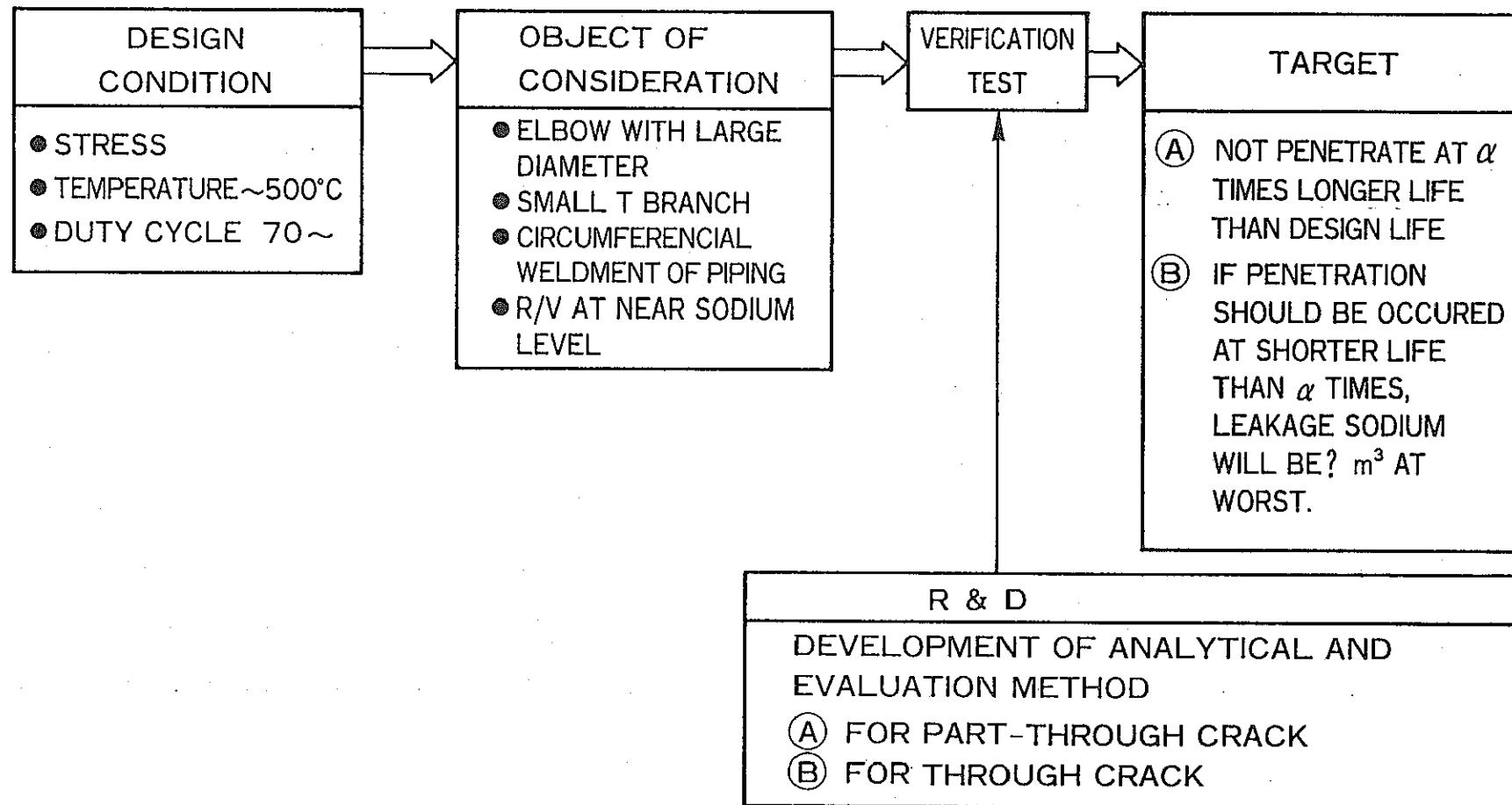
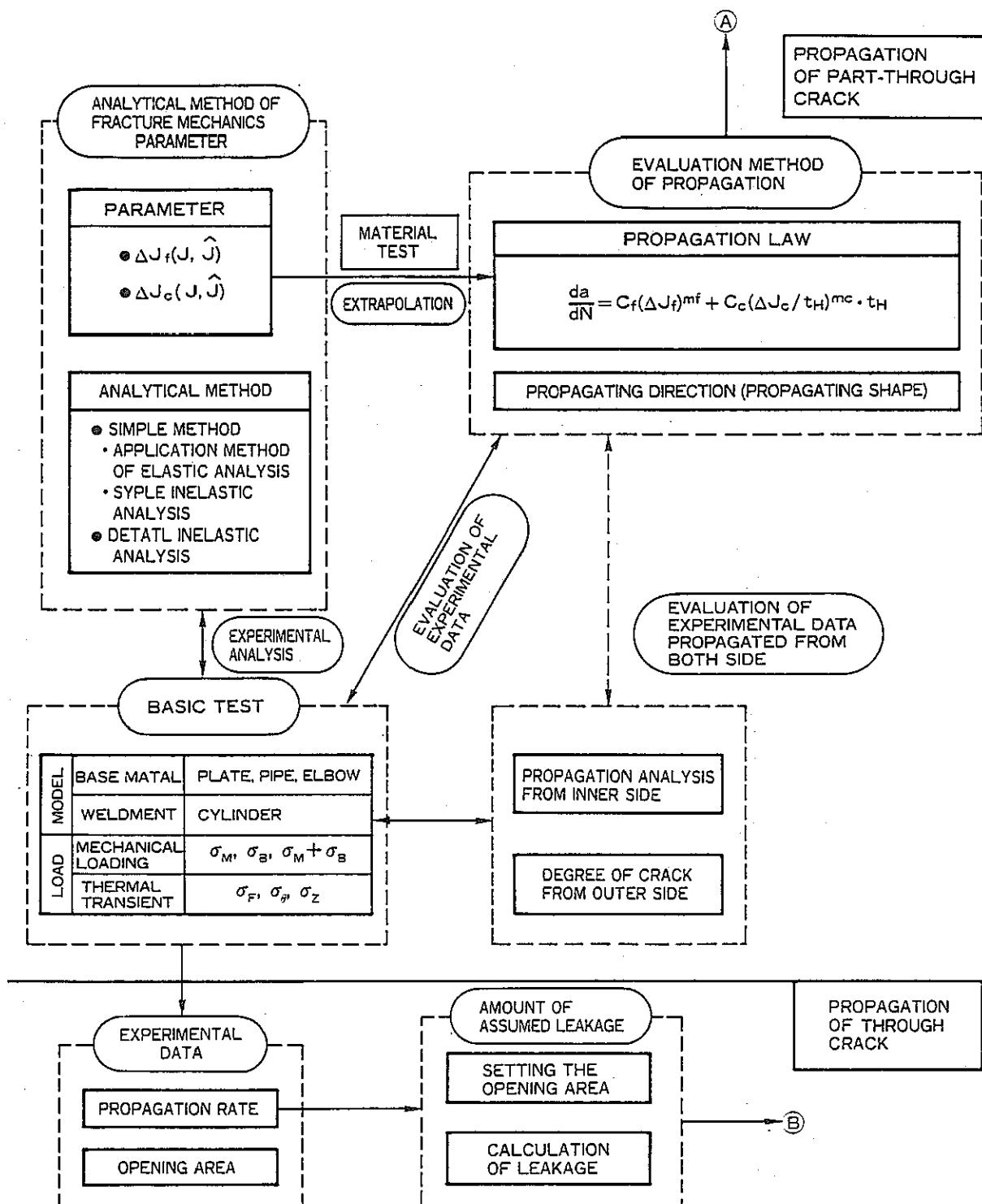


図1.2 構造健全性評価法のR & Dと実証試験



PRESENT PNC'S ACTIVITY ON FRACTURE MECHANICS UNDER CREEP-FATIGUE CONDITION

図1.3 P N C 試験研究関連図

2. 試験の概要

2.1 試験装置

ATTFは昭和58年にもんじゅの蒸気発生器管板の設計評価法を開発するため、過渡熱応力下の管板構造のひずみ挙動を計測する目的で建設された装置であり、昭和63年度に本研究プログラムのうち熱疲労き裂進展試験を行うために装置を改造した。試験装置の構成図を図2.1.1に示す。ATTFでは、圧縮空気を用いて供試体に熱荷重を加えることができる。

2.2 供試体と試験条件

(1) 試験体

試験材料はSUSF304であり、もんじゅ中間熱交換器用SUSF304素材製作メーカーである川崎製鉄㈱に一括発注した同一ロット・同一ヒート材料である。供試材料の疲労、クリープ、き裂進展、破壊靭性の各材料試験、並びにナトリウム中溶接部熱疲労試験装置で用いるき裂発生試験用供試体、小型熱衝撃試験装置で実施している板厚内熱曲げき裂発生試験体とノズル型き裂発生供試体はこれと同一材料・同一ロット材を用いている。定型の材料データは1991年までに材料室で出揃う予定となっている。

供試体形状を図2.2.1に示す。供試体は長さ1.5m、試験部外径130mm、肉厚30mmの円筒であり、CPTT-101試験体には内面の円周方向に全周ノッチを3本、CPTT-102試験体には内面の円周方向に全周ノッチを2本並びに周方向と軸方向の半楕円状のノッチをそれぞれ1本づつ設けている。本報告書の範囲はこのうち全周ノッチの熱疲労き裂進展挙動による解析的予測法の検討である。

(2) 試験条件

試験体には内挿電気ヒータと外側の電気炉によってゆっくりと650°Cに加熱された後、約0.6MPaの圧縮空気を試験体の内面に流すことによって板厚内不均一温度分布を生じさせ、これを30分1サイクルで繰り返すことによって初期ノッチからき裂を発生させ、進展させるものである。試験体板厚内温度のCold Transient中の変化を図2.2.2に示す。温度変化速度は外面から28.5mm(内面から1.5mm)の点において($650^{\circ}\text{C} \Leftrightarrow 300^{\circ}\text{C}$)/90secである。約1.5秒間空気を流したあと、試験体は徐々にヒータによって加熱される。

Cold Transientの繰返し数は、CPTT-101は初めての試験であって予備試験的な意

味合いもあり、結果を早くみるために3,000 サイクルで試験を打ち切って解体検査した。一方、CPTT-102 ではき裂がほぼ貫通する 10,000 サイクルまでの試験を実施している。

(3) 非破壊検査および試験体解体検査

試験途中において超音波および直流電位差法を用いたき裂深さの計測が行われた。また、試験終了後には試験体の破面解体検査が光学顕微鏡と走査電子顕微鏡で行われた。熱疲労によるき裂進展速度は、このうち精度良く計測できた（参考文献2.1）超音波による計測結果を用いることとする。ストライエーション計測によるき裂進展速度の実験データを用いて、上記き裂進展速度計測法の精度を検討した結果などは文献2.1 を参照されたい。

2. 3 試験結果^(2, 1)

(1) 解体検査結果

試験体破面を解体して観察した結果、次のことが判った。

① CPTT-101の3箇所のノッチから成長したき裂は、明瞭なストライエーション模様を有する疲労き裂である。破面は平坦であって、き裂の分岐は多少存在していたが、主き裂の進展に影響する程の大きさでは無かった。

② CPTT-102の2箇所の環状ノッチから成長したき裂も明瞭なストライエーション模様を有する疲労き裂である。この試験体では、平滑の一般部からき裂が発生し、数mmの深さまで進展していた。

(2) き裂進展挙動

① CPTT-101およびCPTT-102の環状き裂のき裂進展挙動を、超音波計測結果で代表して図2.3.1 と図2.3.2 に示す。

② ストライエーション間隔から求めたき裂進展速度(CPTT-101)と超音波計測によるき裂進展速度をき裂深さの関数として図2.3.3 に示す。

CPTT-102は解体検査中であり、ストライエーションは続報に掲載する。

参考文献

(2.1) 堀切 他、構造要素熱疲労き裂進展試験研究、動燃社内報告書、執筆中

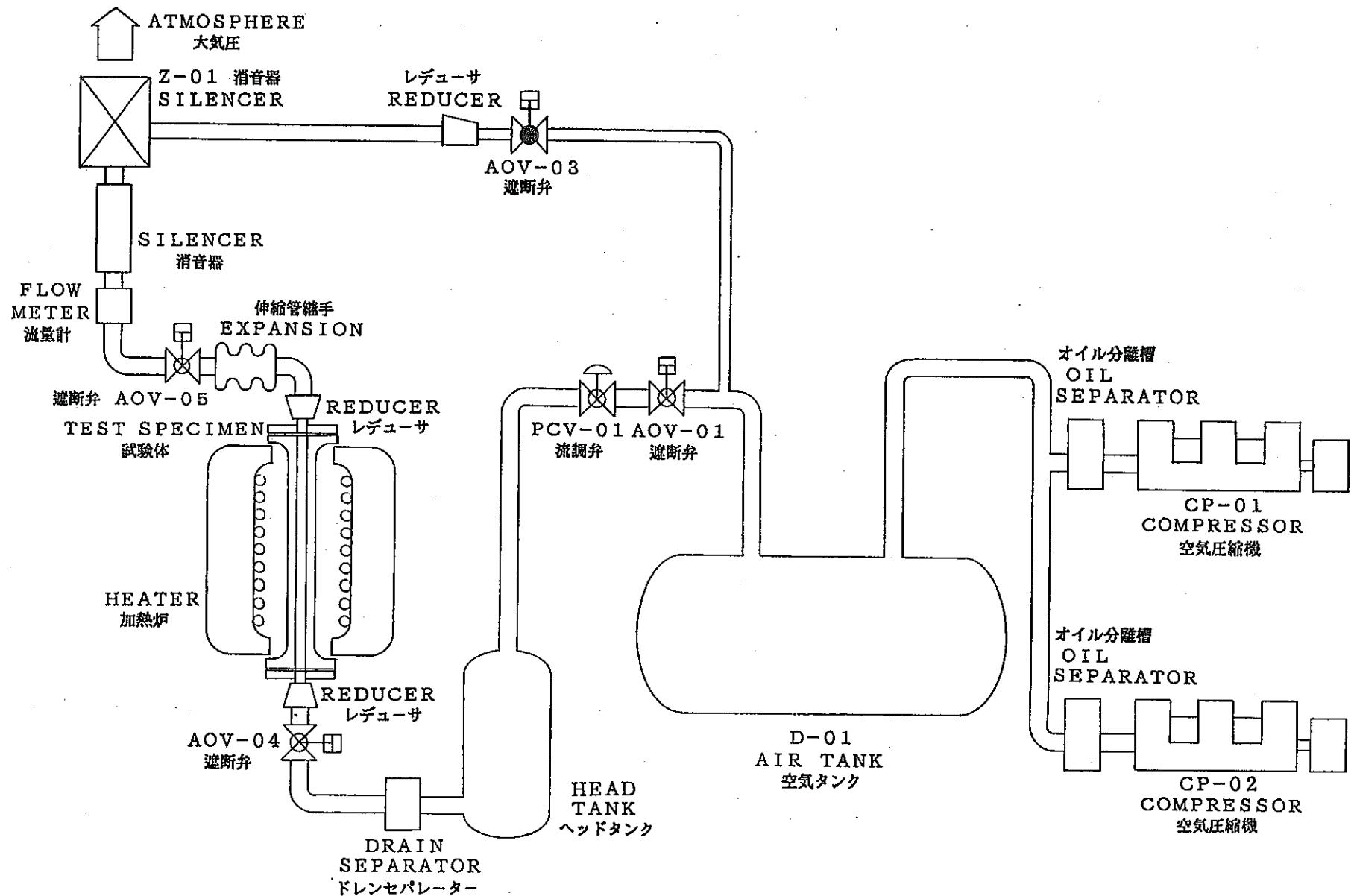
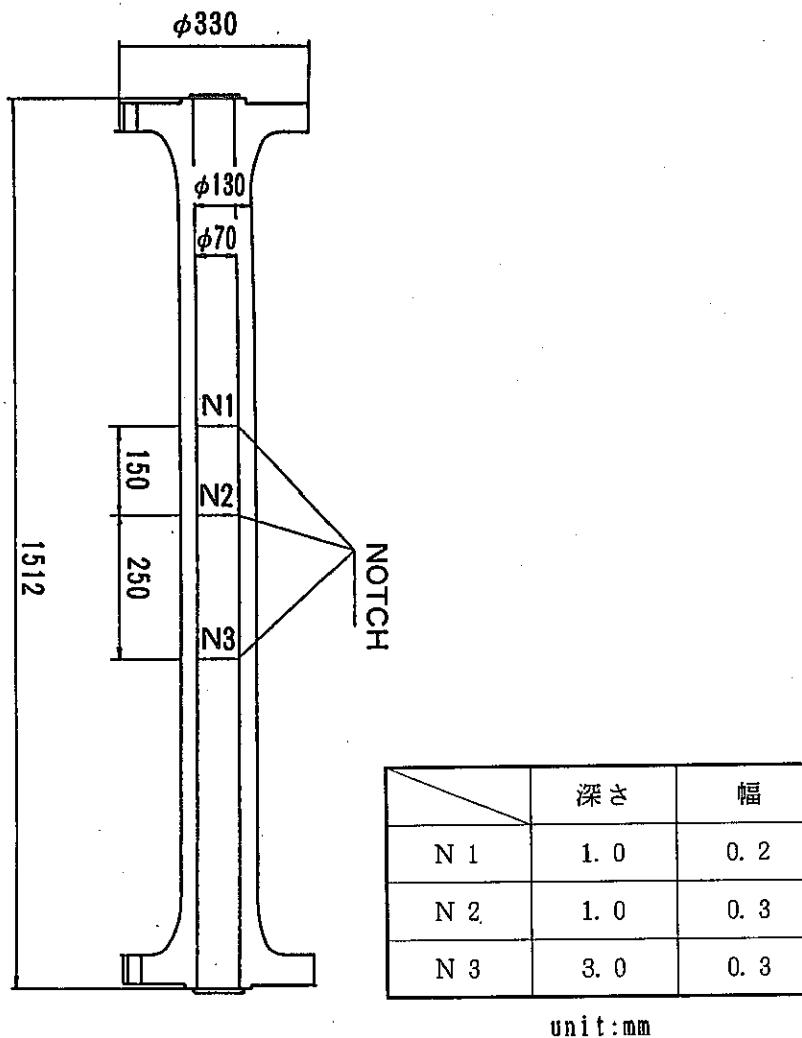
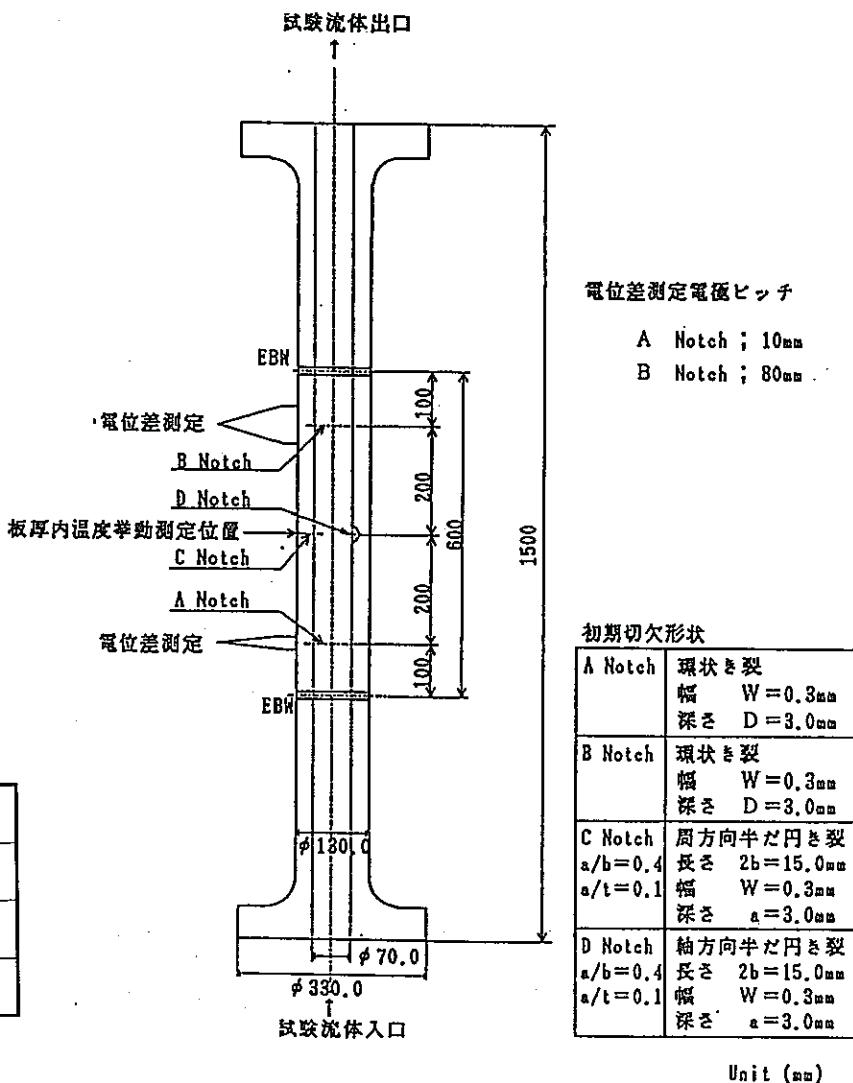


図2.1.1 ATT F の概要



(a) C P T T - 1 0 1



(b) C P T T - 1 0 2

図2.2.1 試験体形状

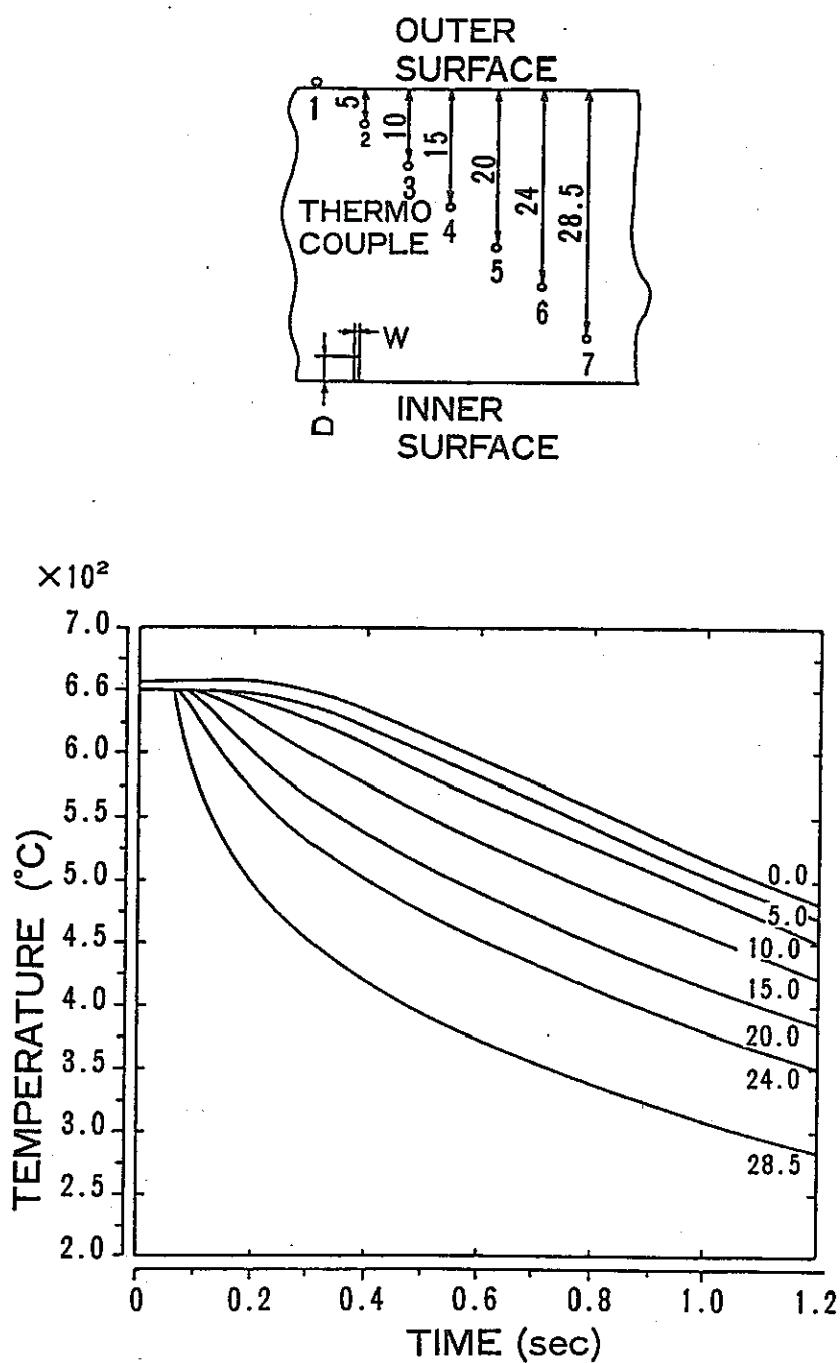


図2.2.2 試験体内温度変化状況

横断面き裂進展形状の超音波探傷測定結果
内面初期環状切欠(C Notch)付き円筒 (130^{OD}, 70^{ID})
(幅 0.3mm, 深さ 3.0mm) 探触子: 垂直

- 11 -

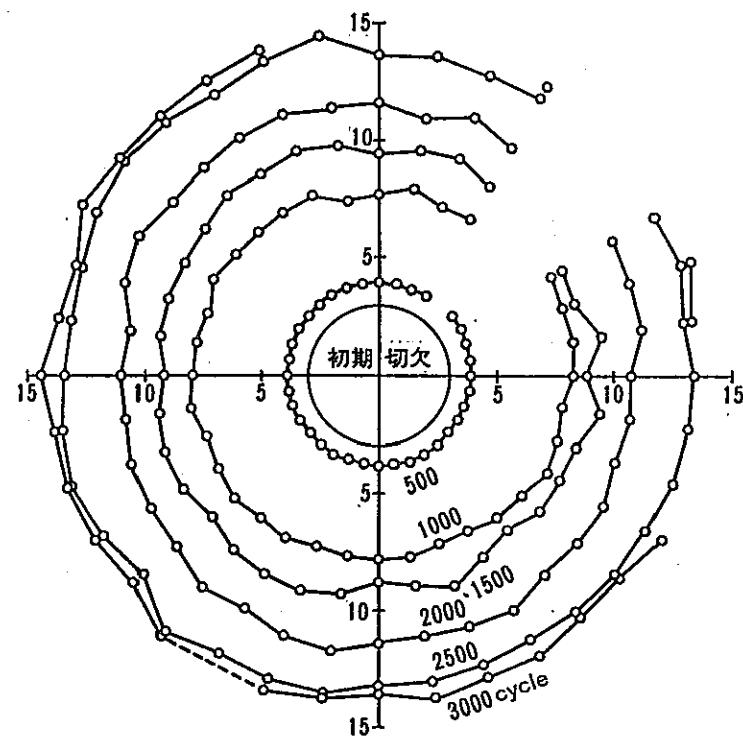
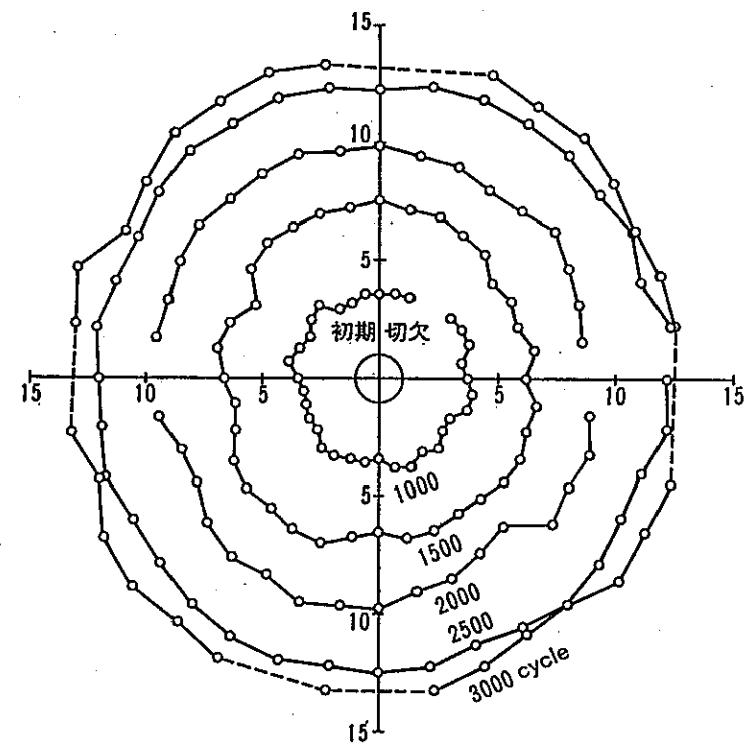


図2.3.1 き裂進展状況 (a) C P T T - 1 0 1 の結果

横断面き裂進展形状の超音波探傷測定結果
内面初期環状切欠(B Notch)付き円筒 (130^{OD}, 70^{ID})
(幅 0.3mm, 深さ 1.0mm) 探触子: 垂直



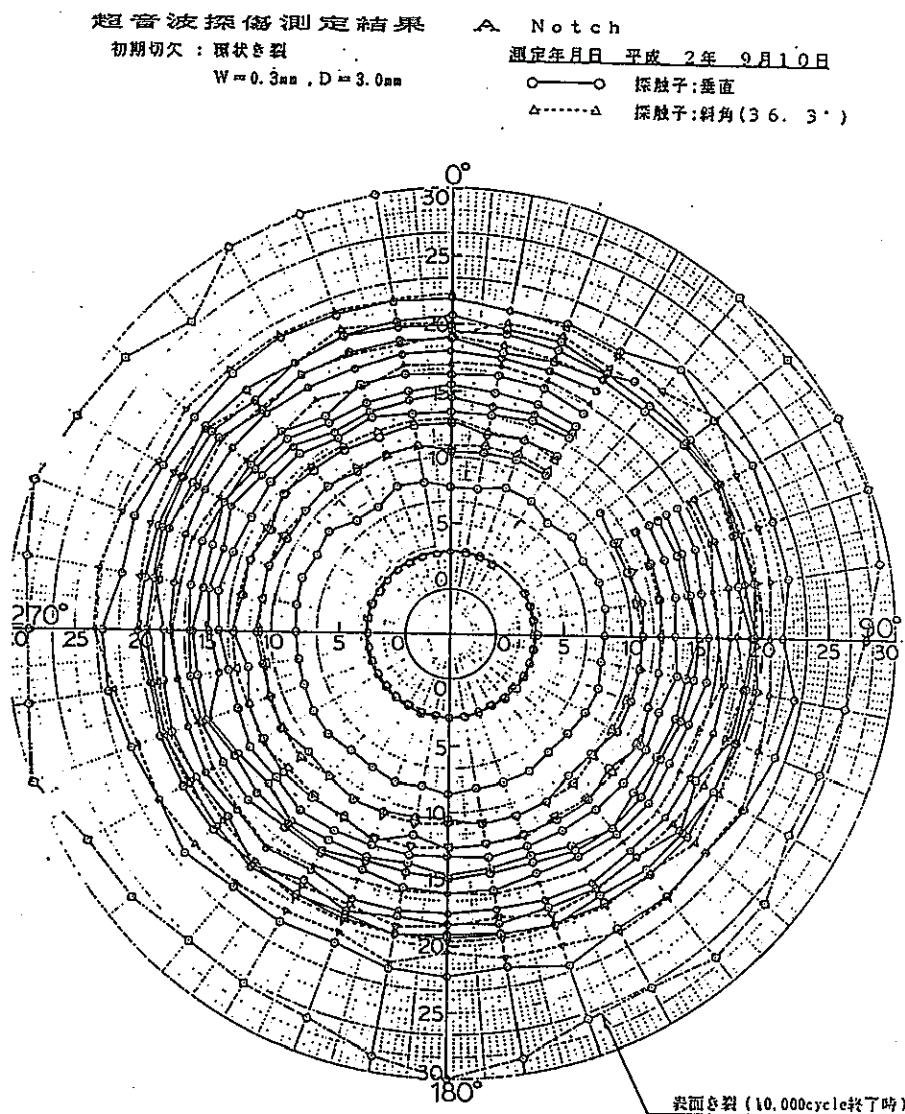
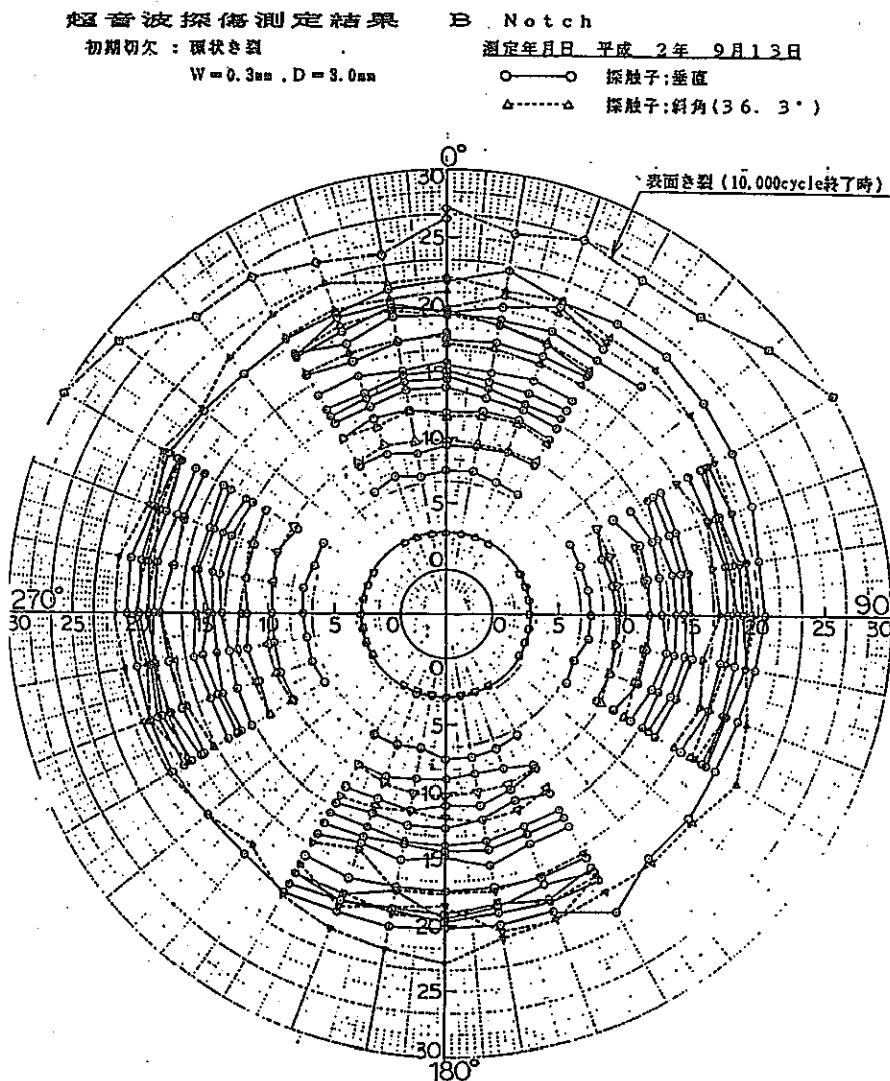


図2.3.2 き裂進展状況 (b) C P T T - 1 0 2 の結果

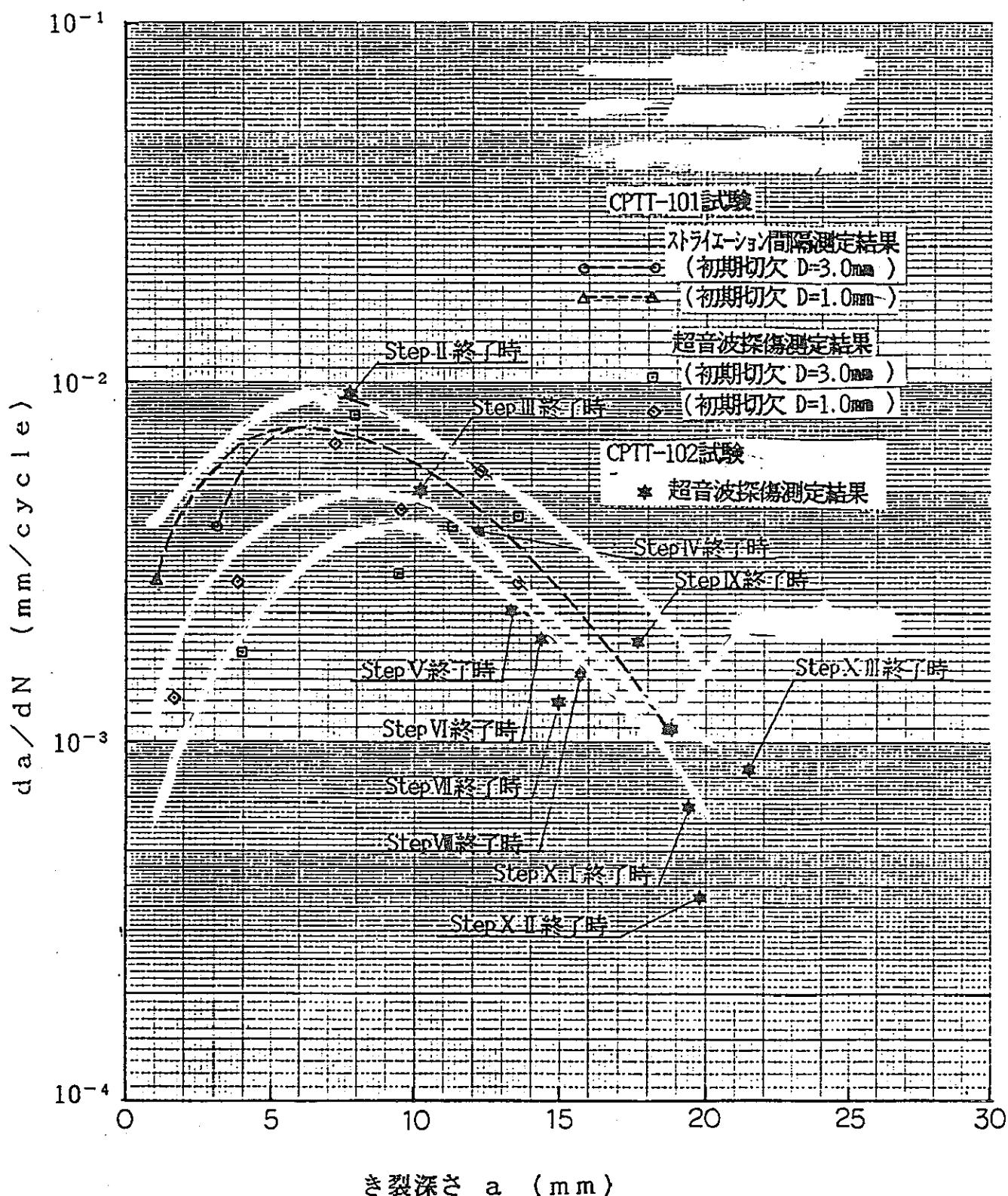


図2.3.3 き裂深さとき裂進展速度の関係

3. 热弹塑性破壊力学解析

3.1 解析モデルと解析条件

(1) 解析モデル

- ① 環状き裂付き試験体を軸対称モデルで解析する。き裂の深さは、図3.1.1に示すように、1、5、9、15、20mmの5種類とする。
- ② 解析として熱弾性破壊力学解析と熱弾塑性破壊力学解析を行った。熱応力解析はF INAS、破壊力学変数解析はCANIS-J、き裂進展解析はCANIS-Gを用いた。
- ③ 破壊力学変数は、温度変動場であるので、 Δ_t を用いた。
- ④ 物性値として、試験体の継弾性係数、ポアソン比、弾塑性繰返し応力ひずみ曲線の2直線近似による応力ひずみ関係は前報（文献2.1）と同一の温度依存の値を用いた。
(表3.1.1)

非定常温度解析で用いる熱伝達係数は図2.2.1の試験体内温度分布と合うようにパラメトリック計算を実施し、図3.1.2に示す値を用いた。60秒後の板厚内温度分布について試験結果と伝熱解析結果を比較して図3.1.3に示す。試験結果では板厚内温度分布が外表面より15mm～24.5mmの深さの間で線形の分布となっており不自然であるが、概ね試験と解析は一致していると言える。

(2) 境界条件

① 热的境界条件

解析モデル内面には熱伝達係数を介して試験体内空気の温度応答を入力した。解析モデルの外面および端部は断熱条件とした。

② 機械的境界条件

一端支持・軸方向変位一定、他端は軸方向変位一定とした。機械荷重と内圧は負荷していない。

表3.1.1 加工硬化係数と降伏応力

$\frac{T}{\sigma_y}$	20.0	50.0	100.0	150.0	200.0	250.0	300.0	350.0	400.0	450.0	500.0	550.0	600.0	650.0	700.0
$\frac{\varepsilon^p}{T}$	16.82	15.86	13.81	12.46	11.45	10.73	10.25	9.94	9.76	9.64	9.54	9.39	9.14	8.74	8.12
0.0000	6087.6	9913.8	20025.5	35397.2	54992.5	75418.2	91702.5	99291.3	96152.3	83641.3	65642.9	46682.5	30214.4	17875.5	9709.2
0.0001	3569.5	4784.3	6985.2	8950.7	10211.0	40621.5	10421.9	9987.4	9502.5	8863.4	7864.7	6450.8	4799.6	3207.2	1915.9
0.0002	2831.3	3547.1	4710.9	5607.0	6053.5	6058.7	5803.2	5496.0	5220.8	4901.3	4403.5	3671.1	2781.0	1891.3	1147.0
0.0004	2373.5	2822.9	3484.6	3916.0	4049.6	3932.3	3695.7	3467.8	3290.0	3104.5	2816.6	2378.3	1827.3	1260.0	773.2
0.0006	2117.9	2436.1	2869.5	3108.8	3128.0	2979.6	2766.9	2581.0	2446.8	2316.3	2114.5	1800.1	1395.5	970.7	600.1
0.0008	1946.1	2183.7	2484.6	2619.9	2583.2	2426.0	2233.0	2073.9	1964.9	1864.5	1709.9	1464.4	1142.8	800.0	497.4
0.0010	1747.3	1900.4	2070.1	2110.2	2028.8	1872.2	1704.4	1574.5	1490.6	1418.6	1308.4	1128.9	888.2	626.8	392.4
0.0015	1559.1	1640.0	1704.7	1675.3	1567.4	1418.6	1276.0	1171.9	1108.6	1058.5	982.3	854.4	678.3	482.9	304.6
0.0020	1432.6	1470.1	1476.1	1411.8	1294.2	1155.1	1029.8	941.6	890.2	852.0	794.3	695.1	555.5	398.0	252.4
0.0025	1339.3	1347.5	1316.2	1232.0	1111.4	980.8	868.3	791.2	747.7	717.0	670.8	589.8	473.8	341.3	217.4
0.0030	1236.7	1215.8	1149.7	1049.4	929.0	809.2	710.5	644.9	609.1	585.3	550.0	486.2	393.0	284.8	182.3
0.0040	1136.3	1089.8	995.5	884.4	767.2	658.9	573.4	518.2	489.1	471.2	444.8	395.6	321.8	234.7	151.1
0.0050	1062.3	999.0	887.6	771.8	658.2	559.5	483.5	435.4	410.8	396.5	375.6	335.7	274.5	201.3	130.0
0.0060	980.9	901.3	775.4	657.4	550.8	461.6	395.6	354.9	344.6	323.7	307.9	276.7	227.7	167.9	109.2
0.0080	901.3	807.9	671.4	554.0	454.8	375.8	319.3	285.1	268.7	260.5	249.0	225.1	186.5	138.4	90.5
0.0100	809.3	703.1	559.4	446.2	357.2	290.0	243.7	216.5	203.9	198.2	190.5	178.5	144.9	108.5	71.4
0.0150	722.1	606.8	460.6	354.3	275.9	219.8	182.5	161.1	151.6	147.9	143.1	131.3	110.7	83.5	55.4
0.0200	663.5	543.9	398.8	298.5	227.9	178.9	147.2	129.5	121.7	119.1	115.7	106.8	90.6	68.9	45.9
0.0250	620.3	498.5	355.6	260.5	195.7	151.9	124.2	108.8	102.3	100.2	97.7	90.7	77.3	59.0	39.5

単位系はkgf/mm² 及び°C

(3) 解析ステップ

Cold Transientのみ解析した。伝熱解析が91ステップ、弾塑性応力解析が65ステップである。熱応力解析のステップを表3.1.2に示す。

表3.1.2 弾塑性応力解析のステップ

応力解析 ステップ	温度解析 ステップ	実時間 sec	応力解析 ステップ	温度解析 ステップ	実時間 sec
1	1	0.000	34	40	13.000
2	2	6.000	35	41	14.000
3	3	6.083	36	42	15.000
4	4	6.167	37	43	16.000
5	5	6.250	38	44	17.000
6	6	6.333	39	45	18.000
7	7	6.417	40	46	19.000
8	8	6.500	41	47	20.000
9	9	6.583	42	49	22.000
10	10	6.667	43	51	24.000
11	11	6.750	44	53	26.000
12	12	6.833	45	55	28.000
13	13	6.917	46	57	30.000
14	14	7.000	47	59	32.000
15	15	7.083	48	61	34.000
16	16	7.167	49	63	36.000
17	17	7.250	50	65	38.000
18	18	7.333	51	67	40.000
19	19	7.417	52	69	44.000
20	20	7.500	53	71	48.000
21	21	7.583	54	73	52.000
22	22	7.667	55	75	56.000
23	23	7.750	56	76	58.000
24	24	7.833	57	77	60.000
25	25	7.917	58	78	65.000
26	26	8.000	59	79	70.000
27	28	8.500	60	81	80.000
28	30	9.000	61	83	90.000
29	32	9.500	62	85	100.00
30	34	10.000	63	87	110.00
31	36	10.500	64	89	12.000
32	38	11.000	65	91	13.000
33	39	12.000			

3.2 解析結果

(1) 温度応答

板厚内温度分布の時間変化の計算値と試験値を図3.2.1に示す。結果は良く一致している。

(2) 応力ひずみの挙動

① 弾性応力解析結果と弾塑性能力解析結果は付録1に示した。本報では線形破壊力学と非線形破壊力学の両方を用いた。詳細評価と簡易評価を実施している。この理由は、本報で取り扱うようなFBRで生じうるモードのき裂進展を取り扱った先例がなく、いずれの手法が良いのか判断できないためである。

(3) 破壊力学変数のまとめ

\hat{J}_f の最大値を表3.2.1に示す。

表3.2.1 破壊力学変数のまとめ

き裂深さ mm		1	5	9	15	20
$(\hat{J}_f)_{max}$	弾性	2.3418	3.9503	3.7995	2.2998	1.1992
kgf/mm^2	弾塑性	0.6423	1.6831	2.3326	1.3631	0.6423

(4) 進展計算結果

き裂進展計算結果を表3.2.2に示す。表3.2.3にき裂進展に要する熱荷重繰返し数の計算結果を示す。図3.2.2にき裂深さの予測値と試験結果の対応を示す。き裂進展は、弾性破壊力学による予測よりも遅く、弾塑性破壊力学による予測よりも早くなっており、この傾向は表面き裂付き平板、配管、エルボの疲労き裂進展状況と同様である^(3.2)。

表3.2.2 き裂進展計算結果

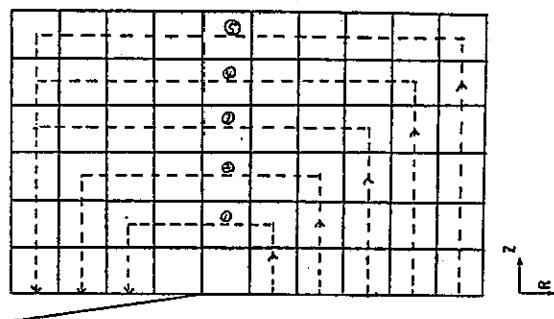
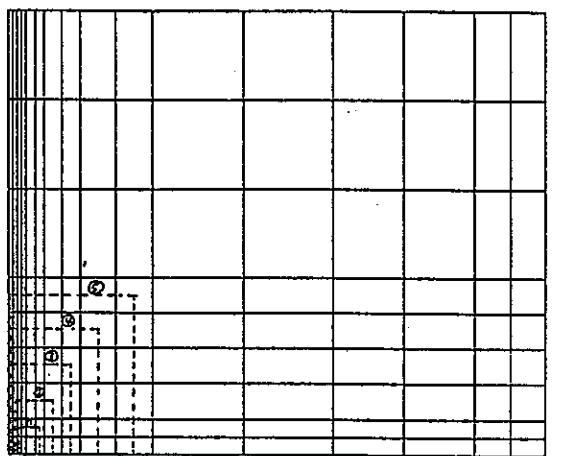
き裂深さ mm	弾性破壊力学			弾塑性破壊力学		
	JHMAXCOLD kgf/mm ²	da/dN mm/cycle	N _p	JHMAXCOLD kgf/mm ²	da/dN mm/cycle	N _p
1	2.3418	0.013813 0.0041060 0.0012206	0 0 0	0.6324	0.0020873 0.00062045 0.00018444	0 0 0
5	3.9503	0.029382 0.0087340 0.0025963	212.86 716.08 2408.9	1.6831	0.0085750 0.0025490 0.00075772	1191.4 4008.1 13483
9	3.7995	0.027777 0.0082568 0.0024544	352.93 1187.3 3994.1	2.3326	0.013735 0.0040828 0.0012137	1570.3 5282.6 17771
15	2.2998	0.013457 0.0040001 0.0011891	683.87 2300.6 7739.3	1.3631	0.0063246 0.0018800 0.00055887	2263.0 7613.1 25611
20	1.1992	0.0052568 0.0015626 0.00046451	1345.2 4525.4 15224	0.6423	0.0021346 0.00063452 0.00018862	3829.5 12883 43338

表3.2.3 き裂進展に要する熱荷重繰返し数の計算結果

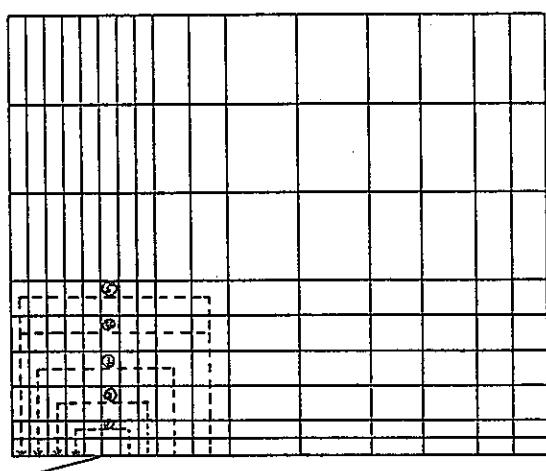
	← 弾性破壊力学 →			← 弾塑性破壊力学 →		
	材料のき裂進展定数			材料のき裂進展定数		
	上限値	平均値	下限値	上限値	平均値	下限値
1 mm⇒20mm への進展	1345.2	4525.4	15224	3829.5	12883	43338
1 mm⇒19mm への進展	1130.9	3804.1	12797	3278.8	11030	37105
3 mm⇒18mm への進展	845.48	2844.3	9568.2	2037.0	6852.6	23052

参考文献

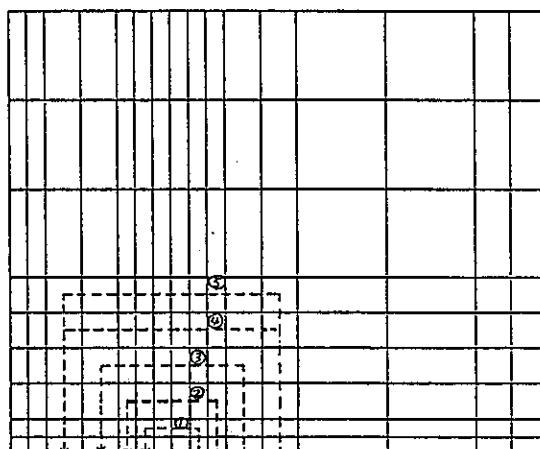
- (3.1) 堀切 他、A T T F き裂進展試験研究、社内報告書執筆中
- (3.2) 高橋、平成元年度高速炉安全研究報告書、構造健全性評価法の整備、1990



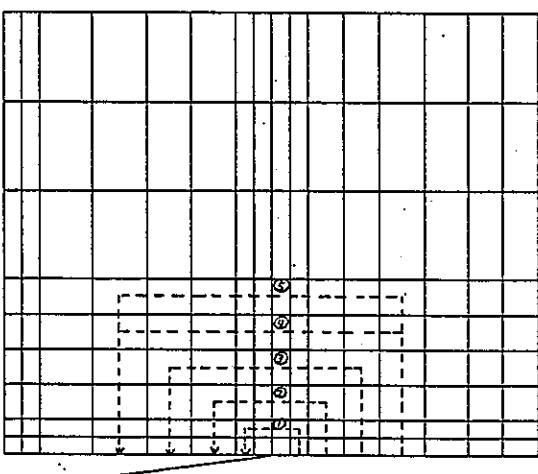
$a = 1 \text{ mm}$



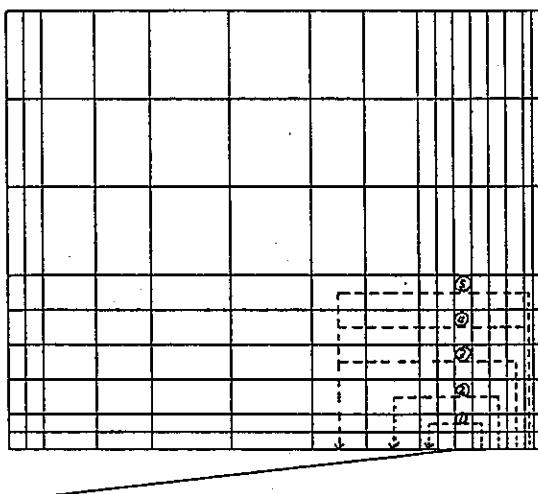
$a = 5 \text{ mm}$



$a = 9 \text{ mm}$



$a = 15 \text{ mm}$



$a = 25 \text{ mm}$

図3.1.1 解析モデル

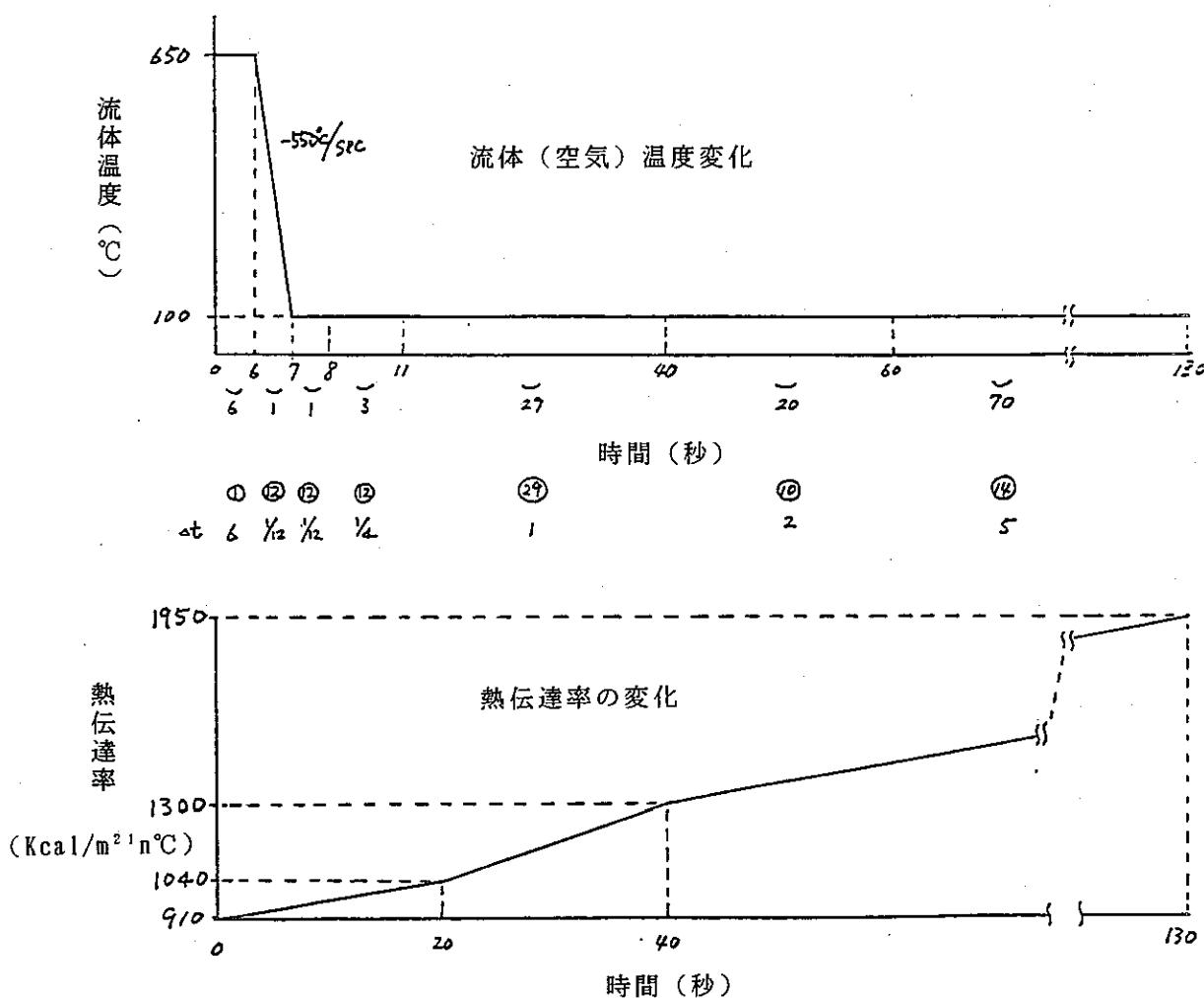


図3.1.2 空気の温度変化と解析に用いた熱伝達率

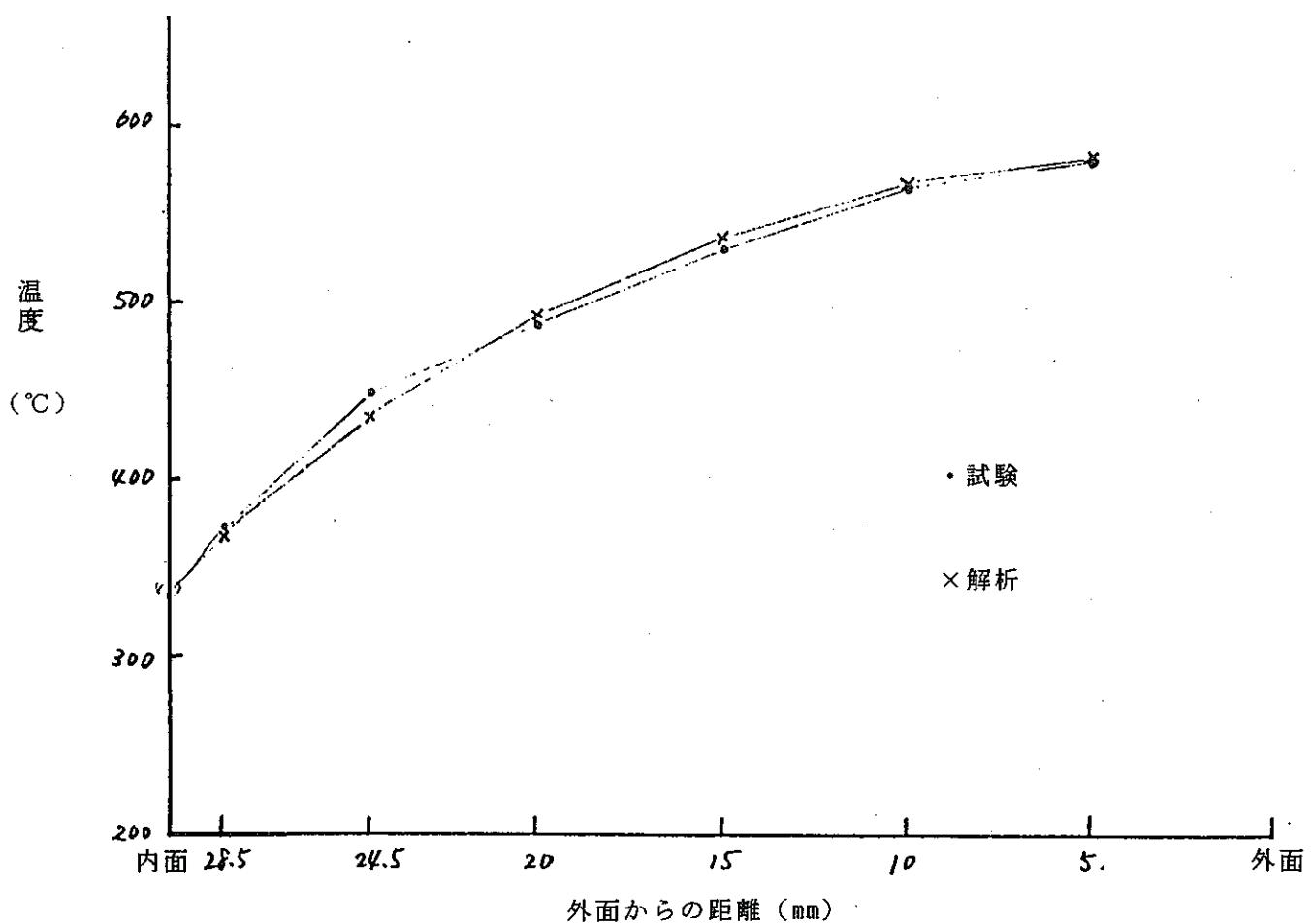
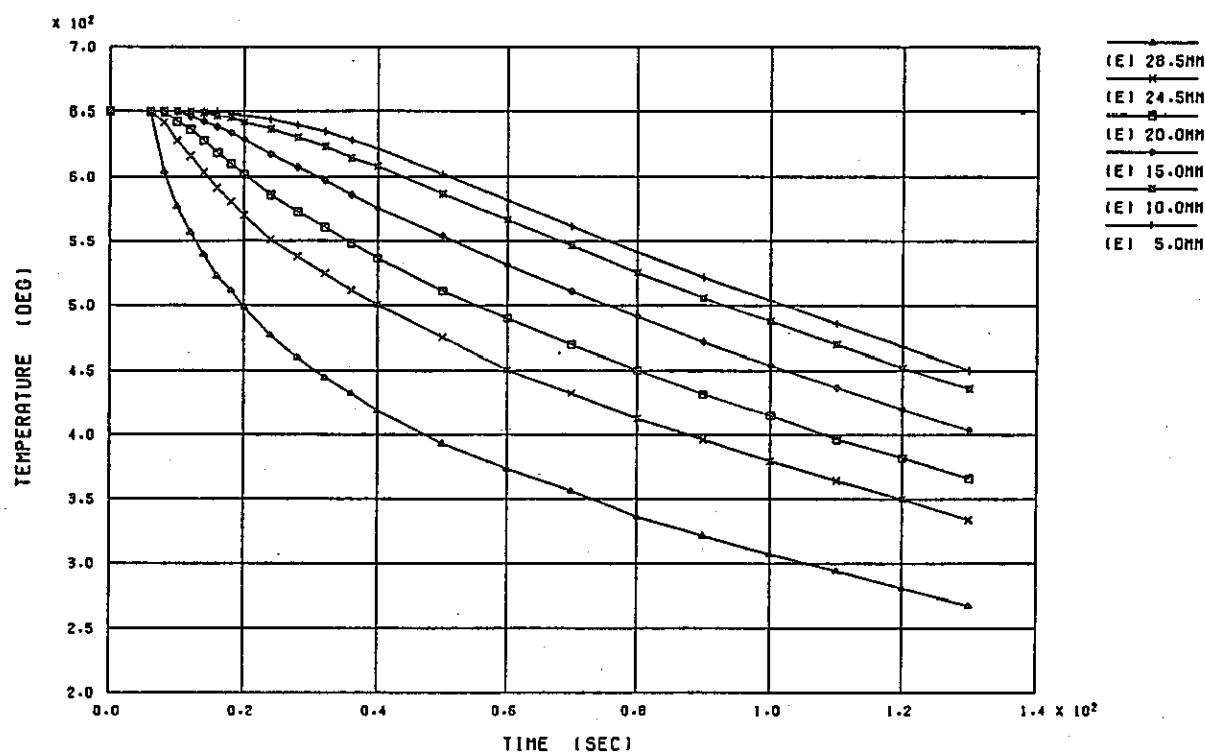
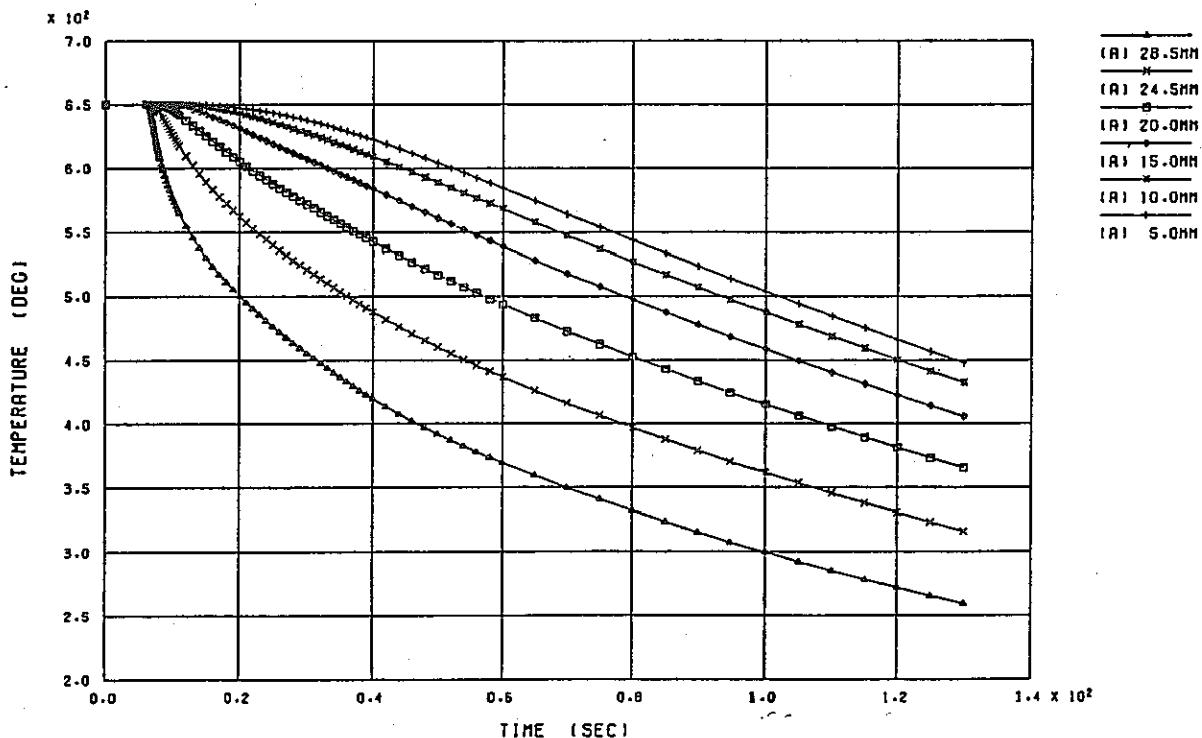


図3.1.3 60秒後の板厚内温度分布の試験結果と解析結果

FINAS



(a) 試験結果



(b) 伝熱解析結果

図3.2.1 板厚内温度分布の時間変化

FINAS

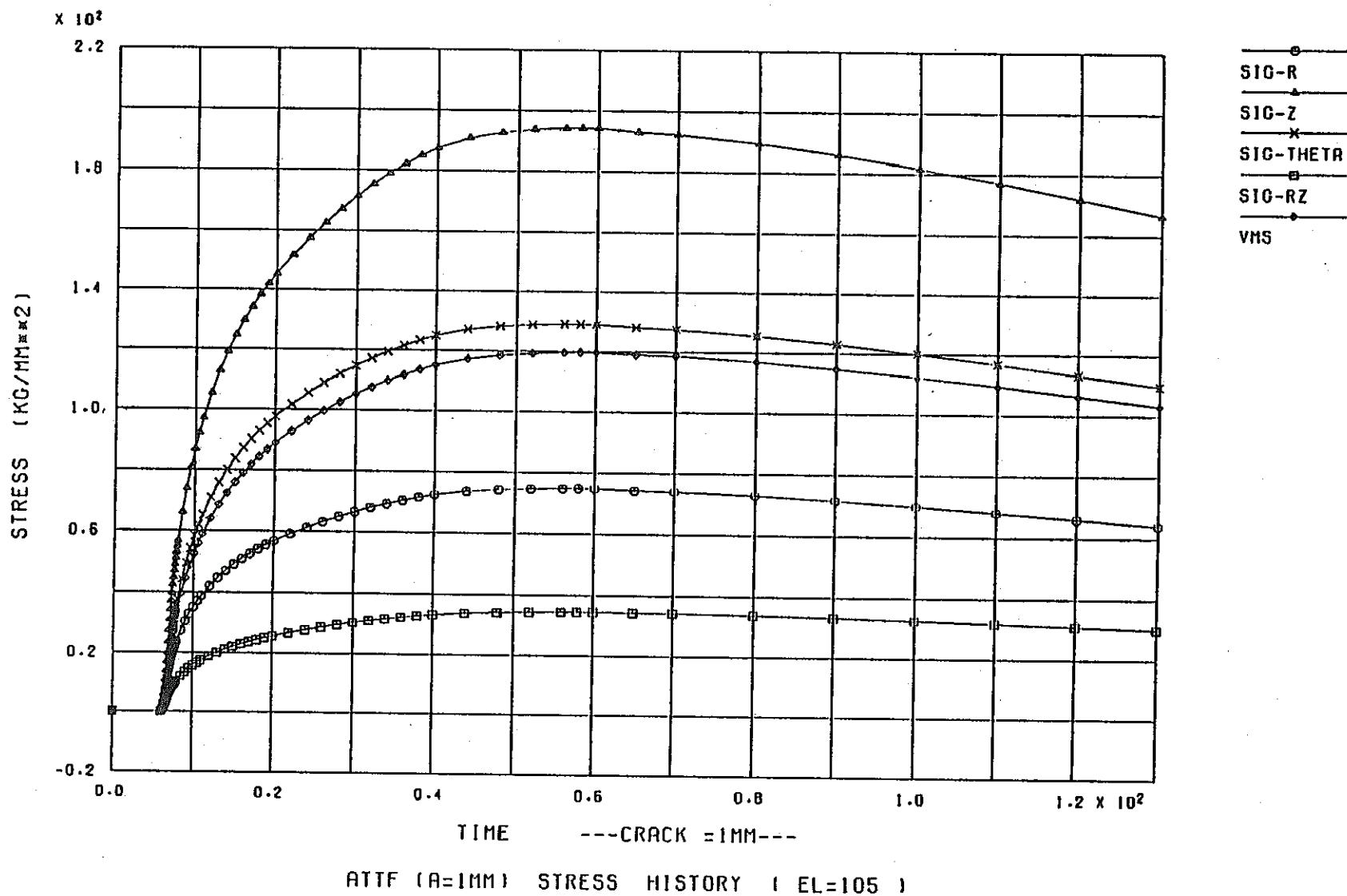


図3.2.2 弾性解析による応力成分の履歴 (a = 1 mm)

FINAS

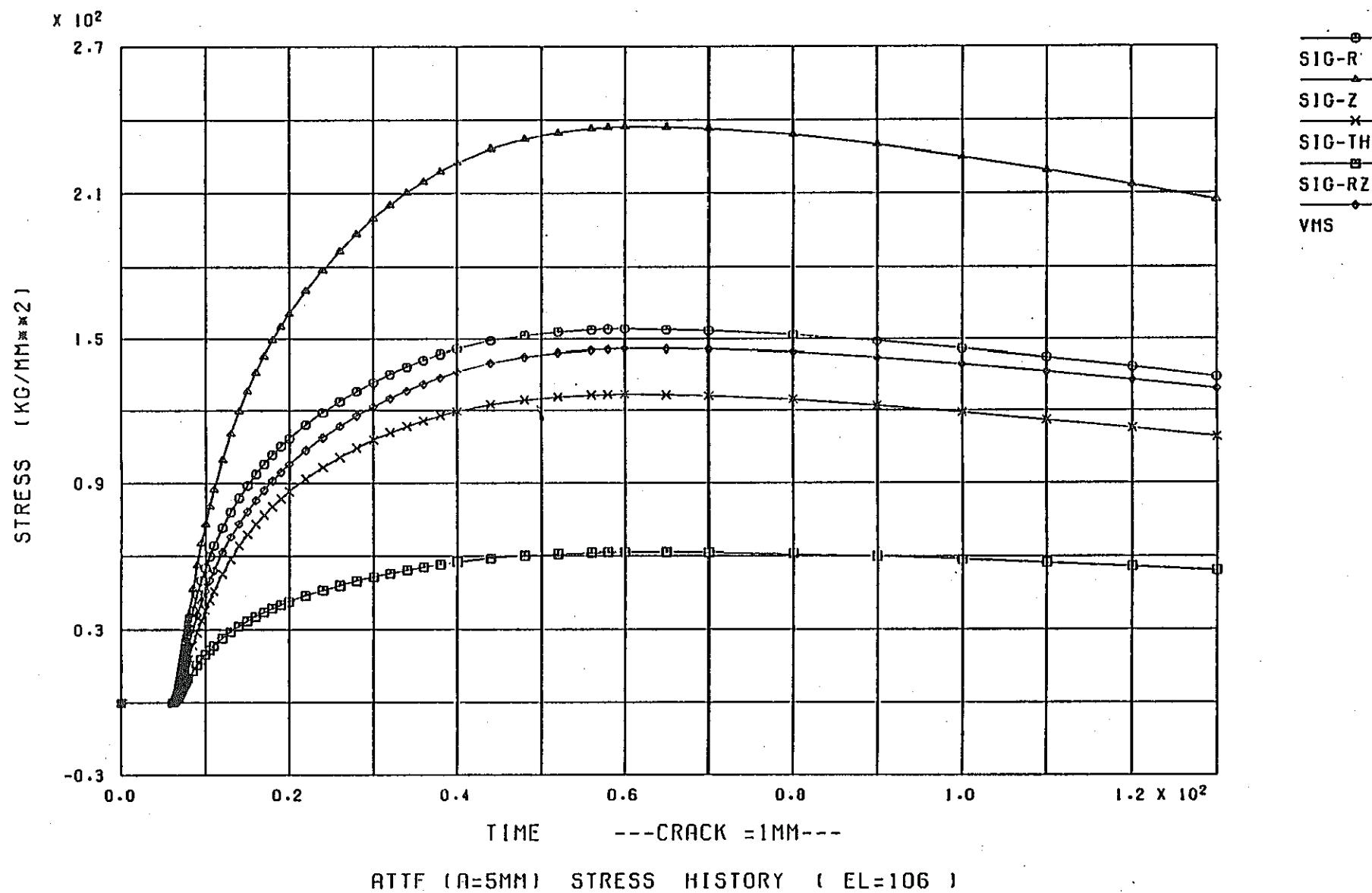


図3.2.3 弾性解析による応力成分の履歴 (a = 5 mm)

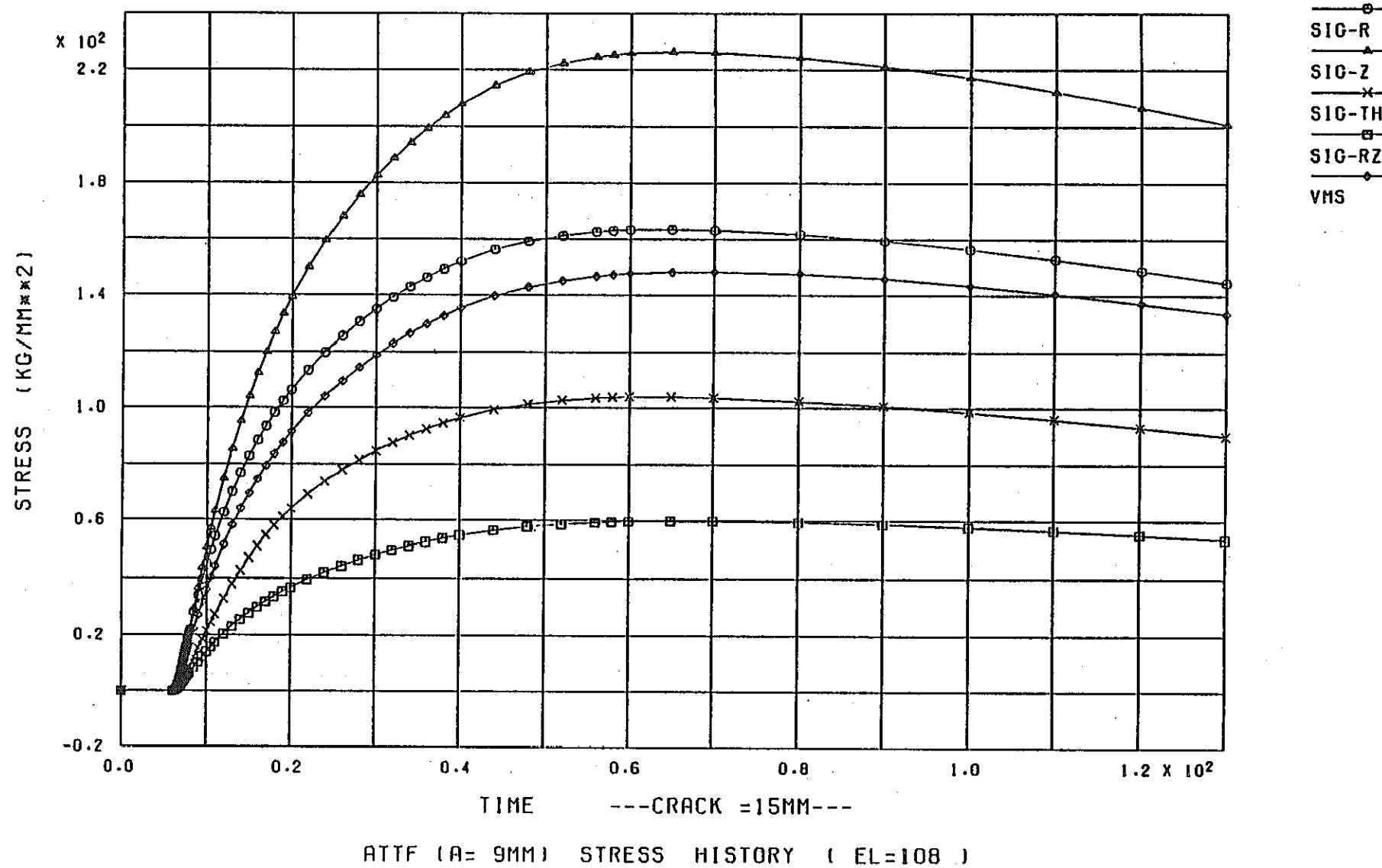


図3.2.4 弾性解析による応力成分の履歴 (a = 9 mm)

FINAS

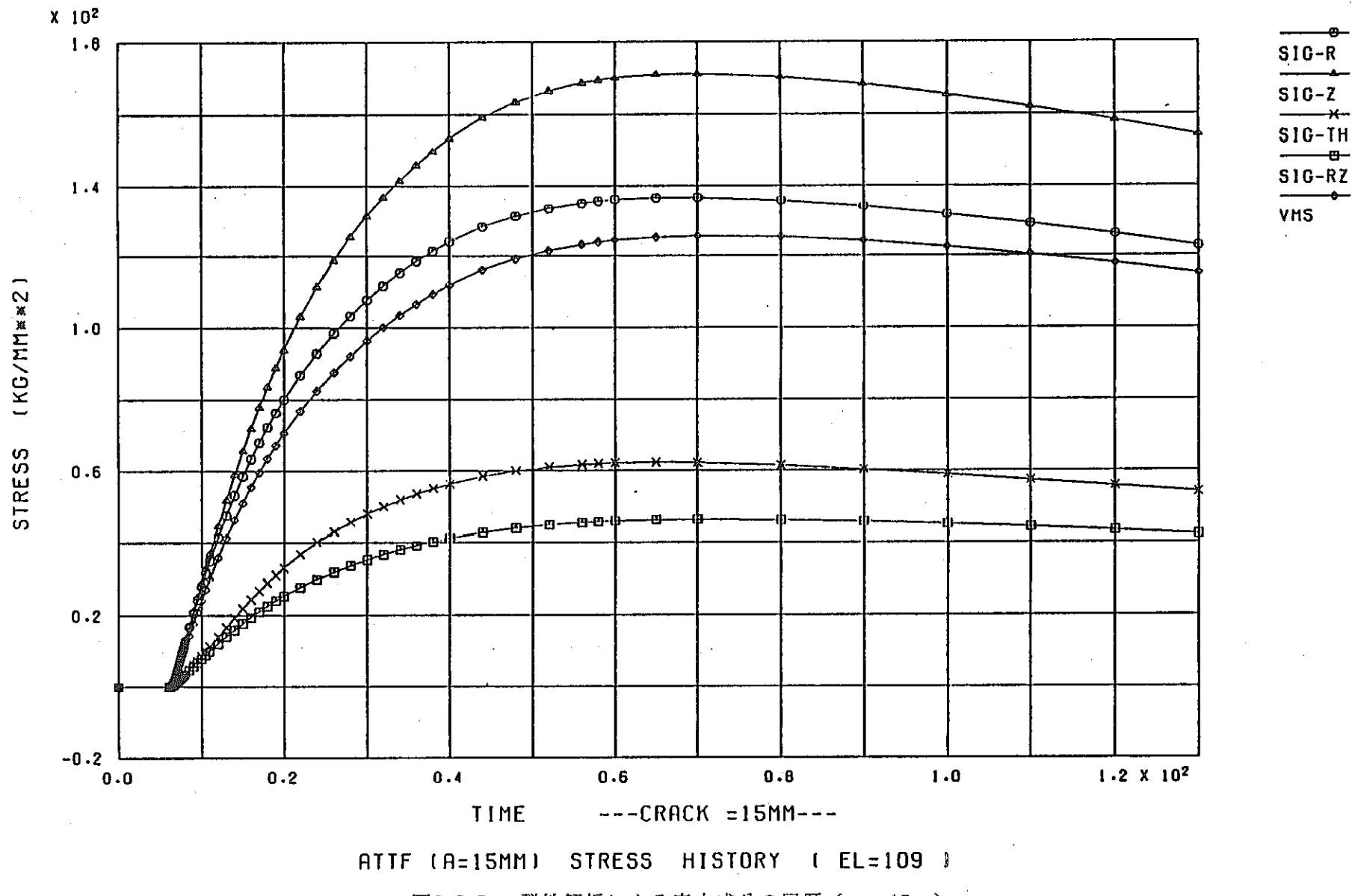
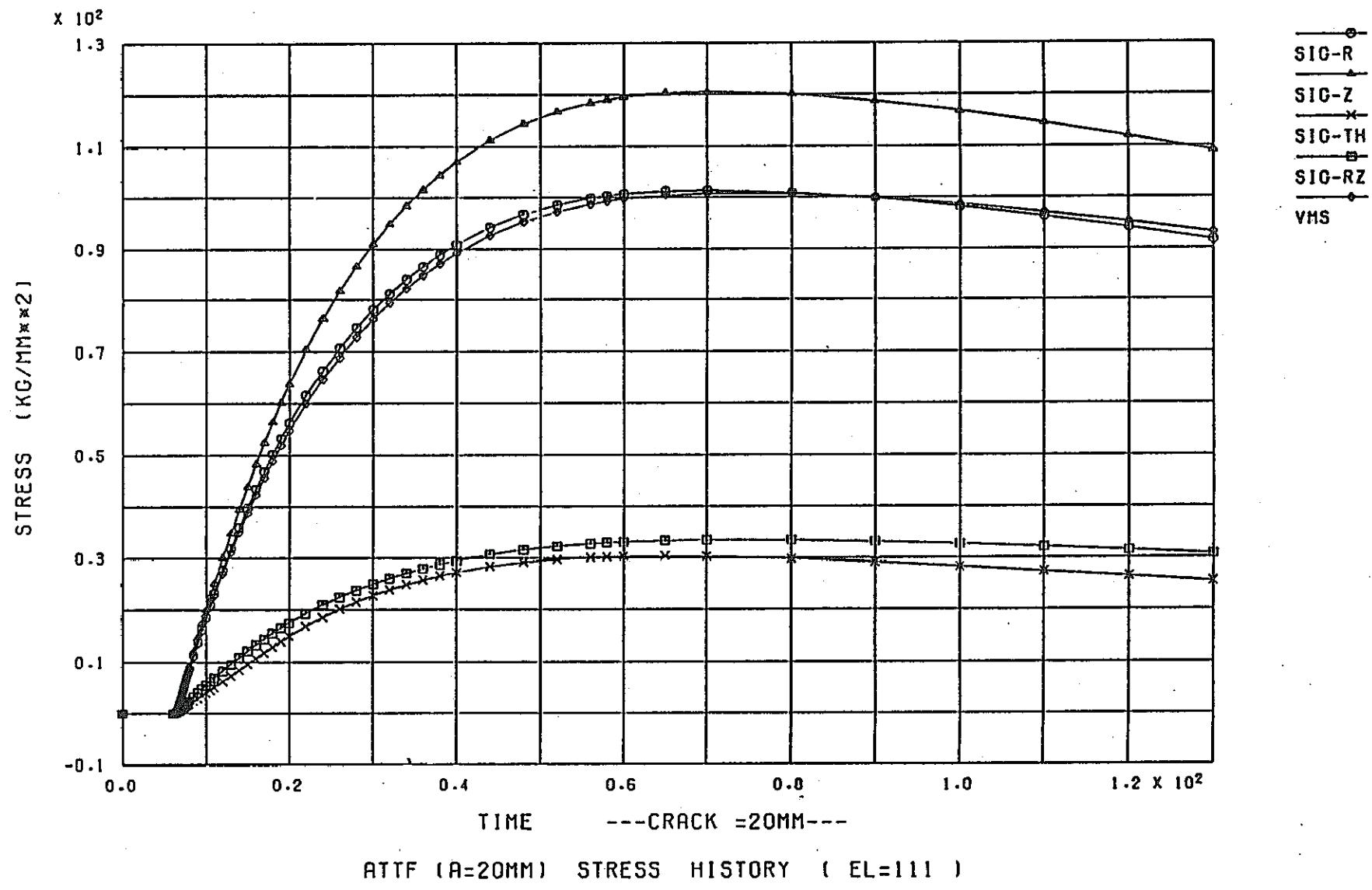
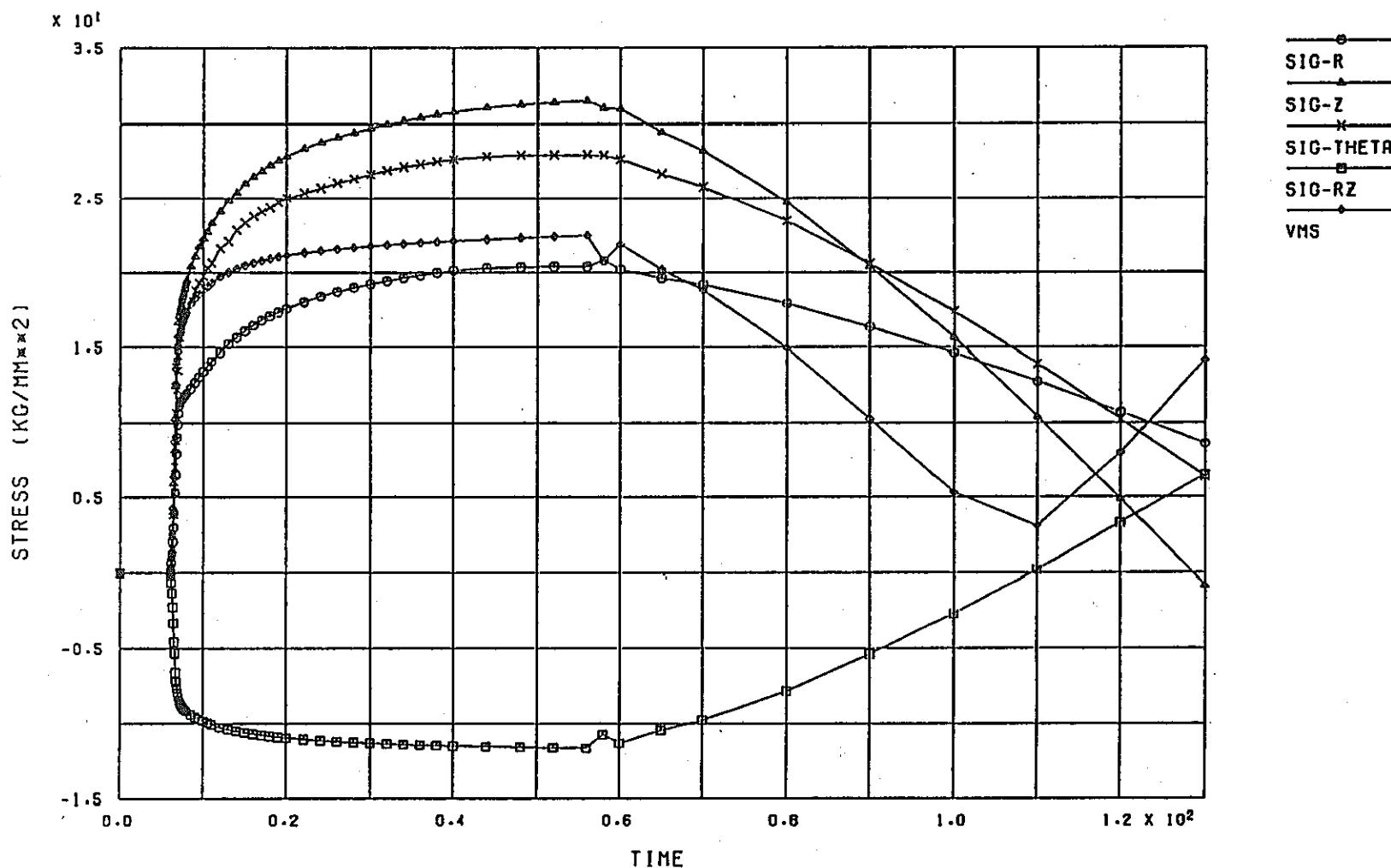


図3.2.5 弾性解析による応力成分の履歴 (a = 15mm)

FINAS

図3.2.6 弾性解析による応力成分の履歴 ($a = 20\text{mm}$)

FINAS



ATTF (R=1MM) STRESS HISTORY (EL=104)

図3.2.7 非弾性解析によるき裂深さ 1 mm の応力成分の時間変化

FINAS

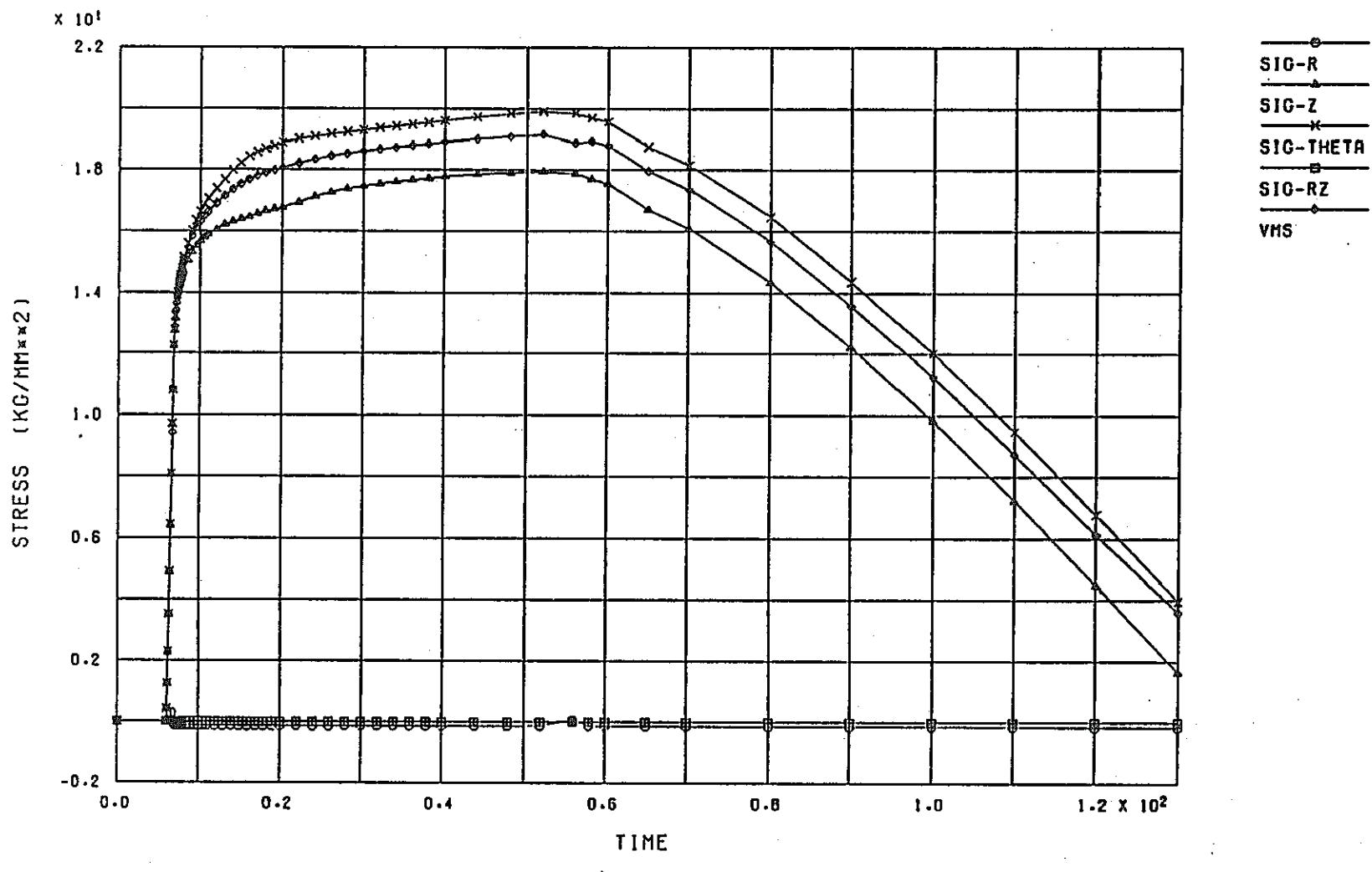


図3.2.7 (続き)

FINAS

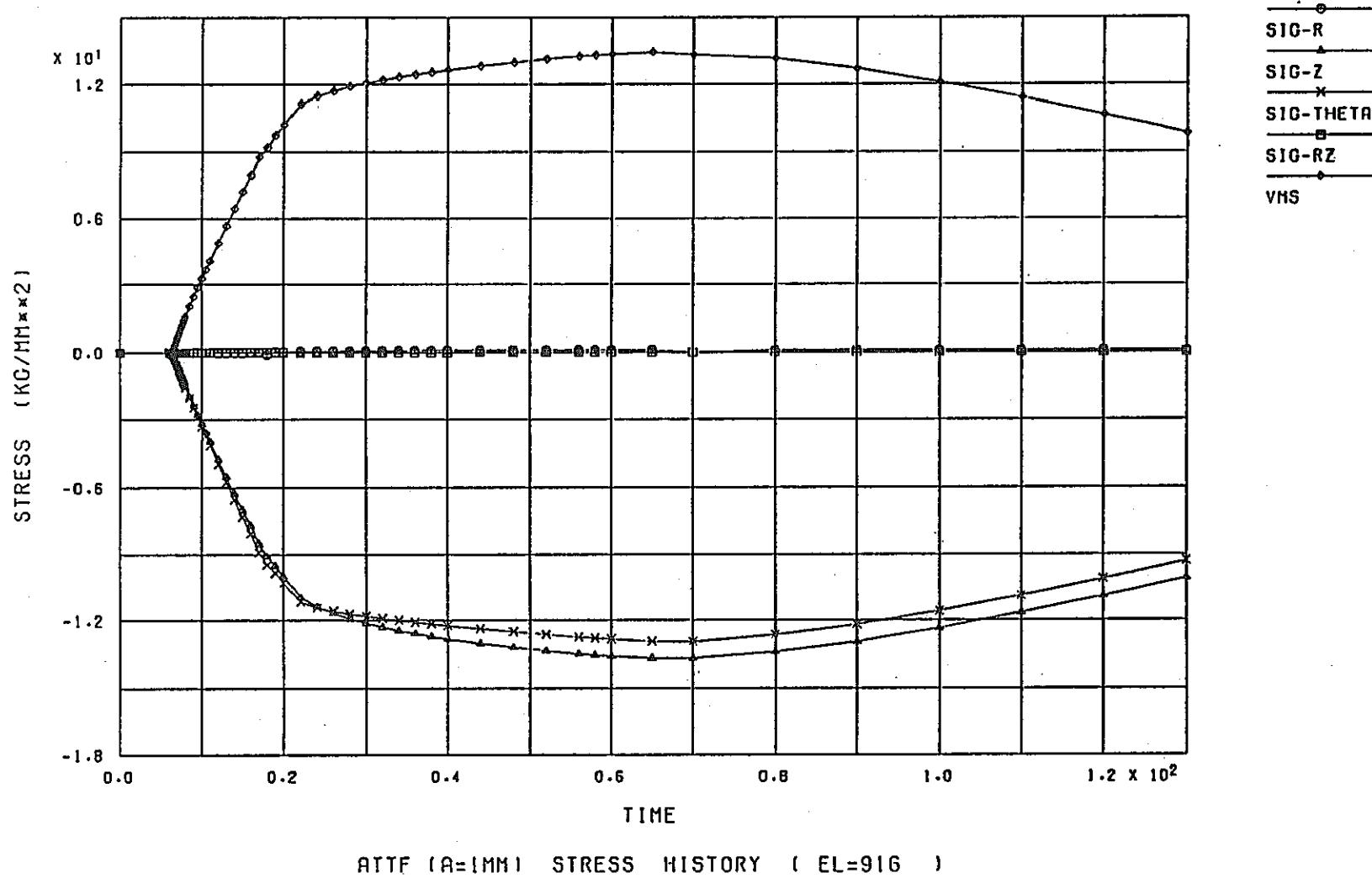
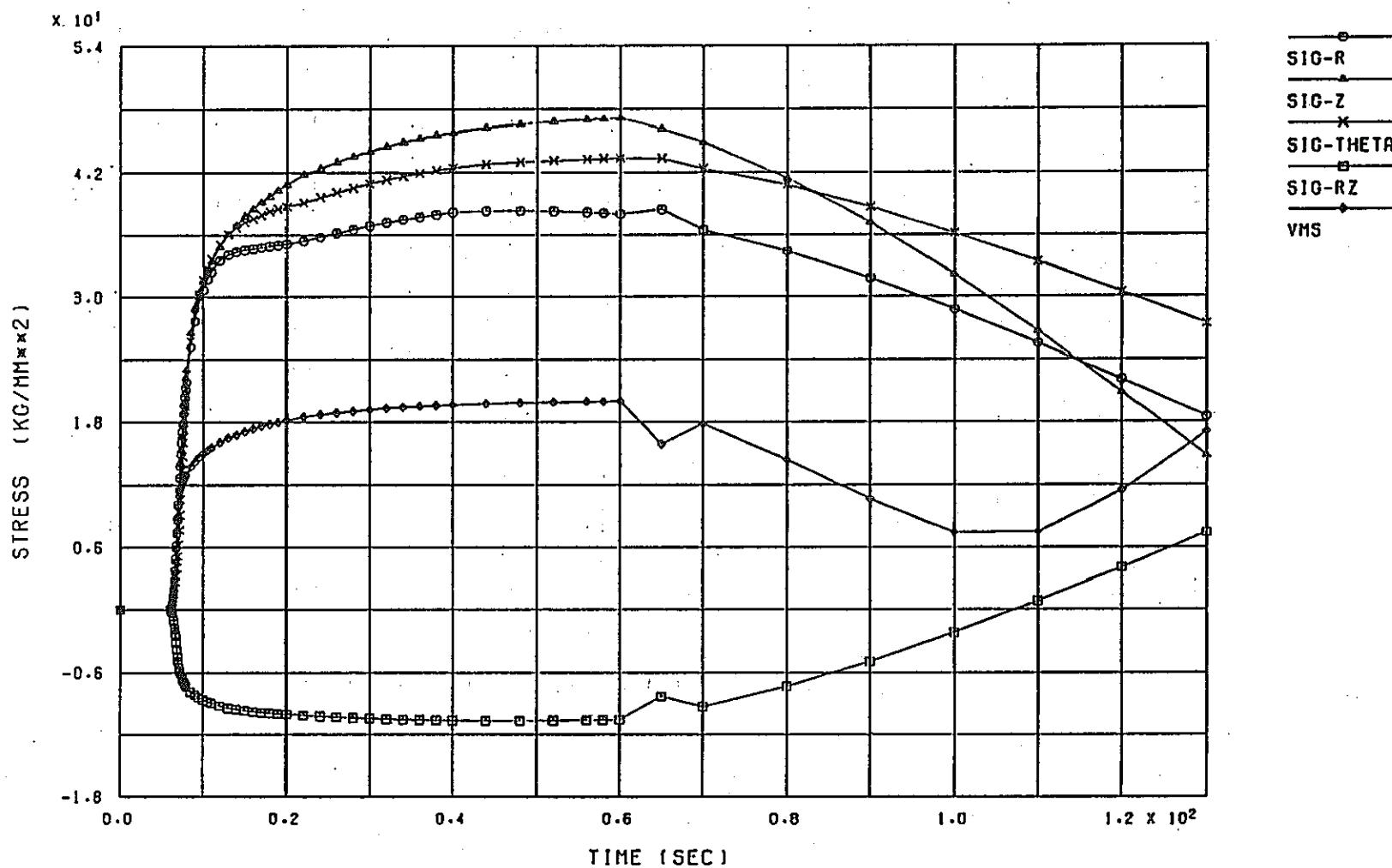


図3.2.7 (続き)

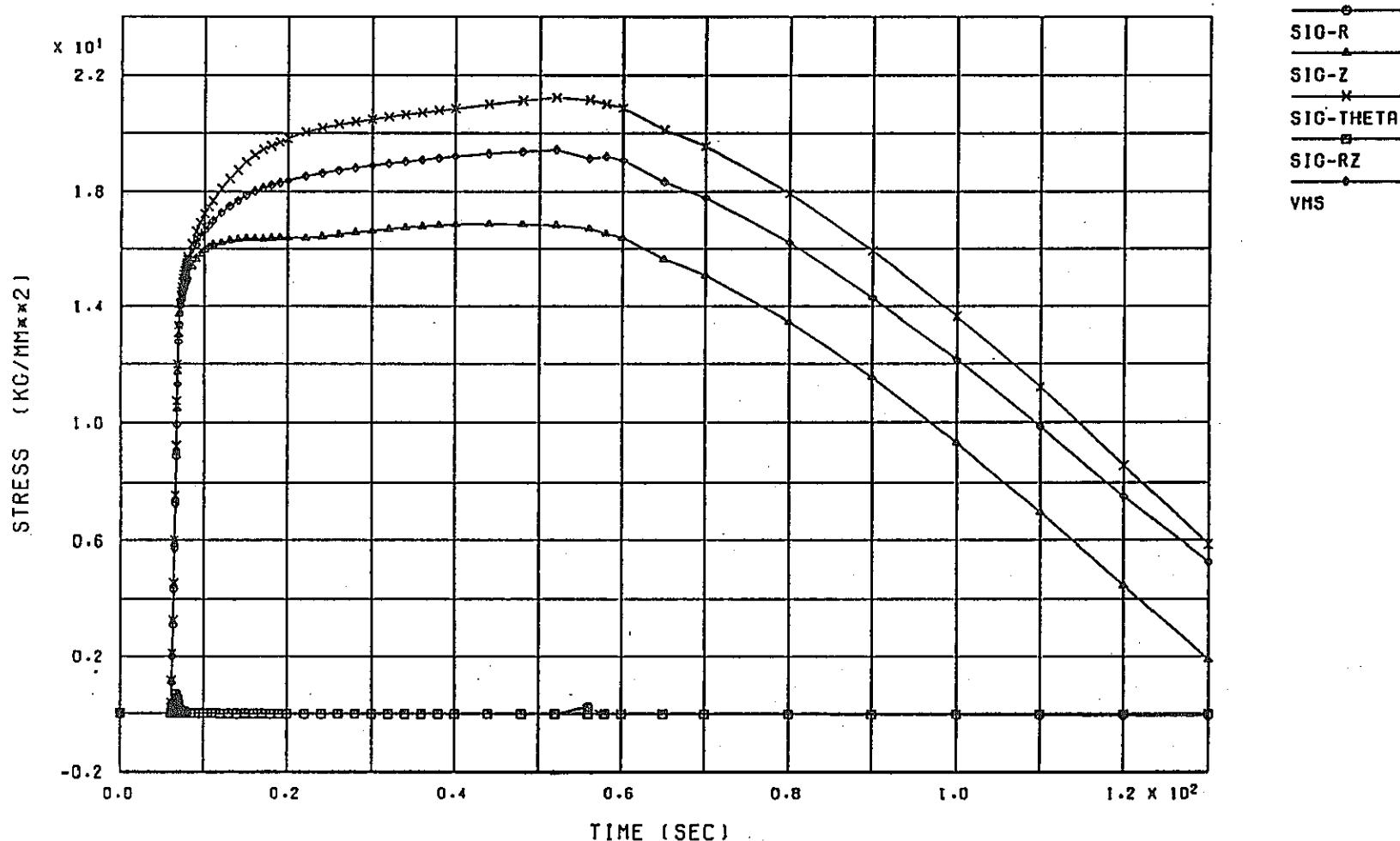
FINAS



ATTF (R=5MM) STRESS HISTORY (EL=105)

図3.2.8 非弾性解析によるき裂深さ 5 mm の応力成分の時間変化

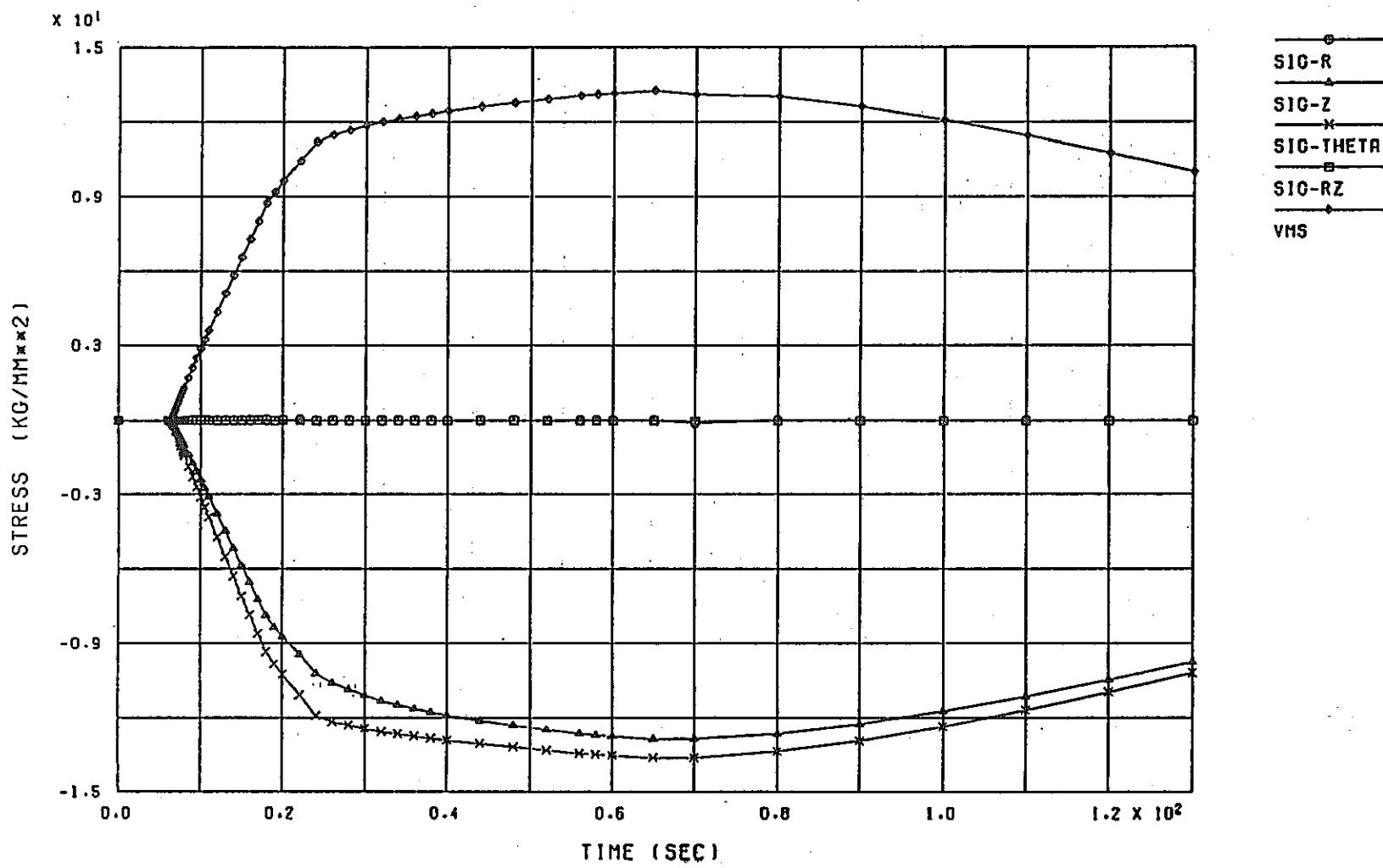
FINAS



RTTF (R=5MM) STRESS HISTORY (EL=901)

図3.2.8 (続き)

FINAS



ATTF (R=5MM) STRESS HISTORY (EL=916)

図3.2.8 (続き)

FINAS

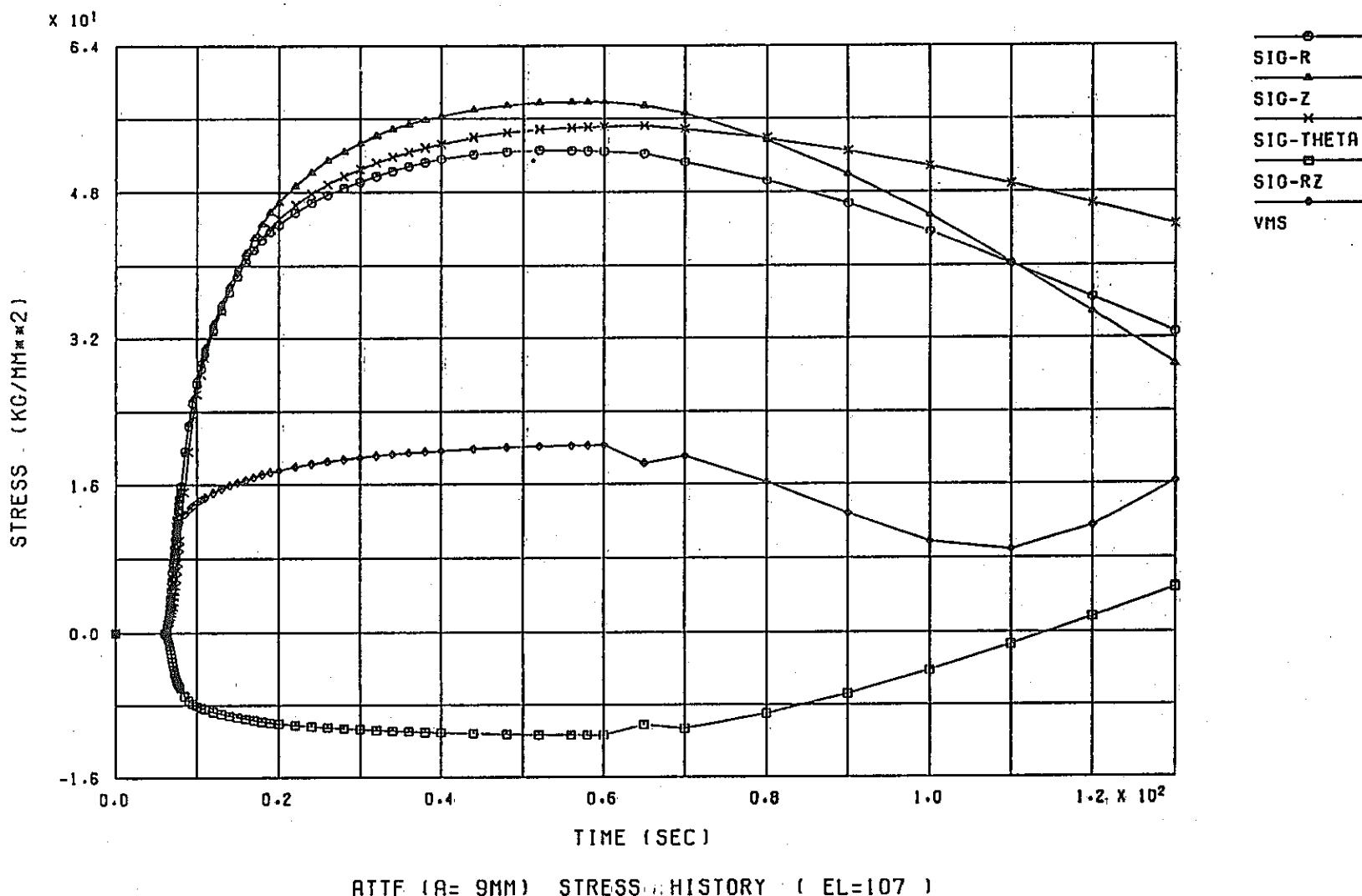


図3.2.9 非弾性解析によるき裂深さ9mmの応力成分の時間変化

FINAS

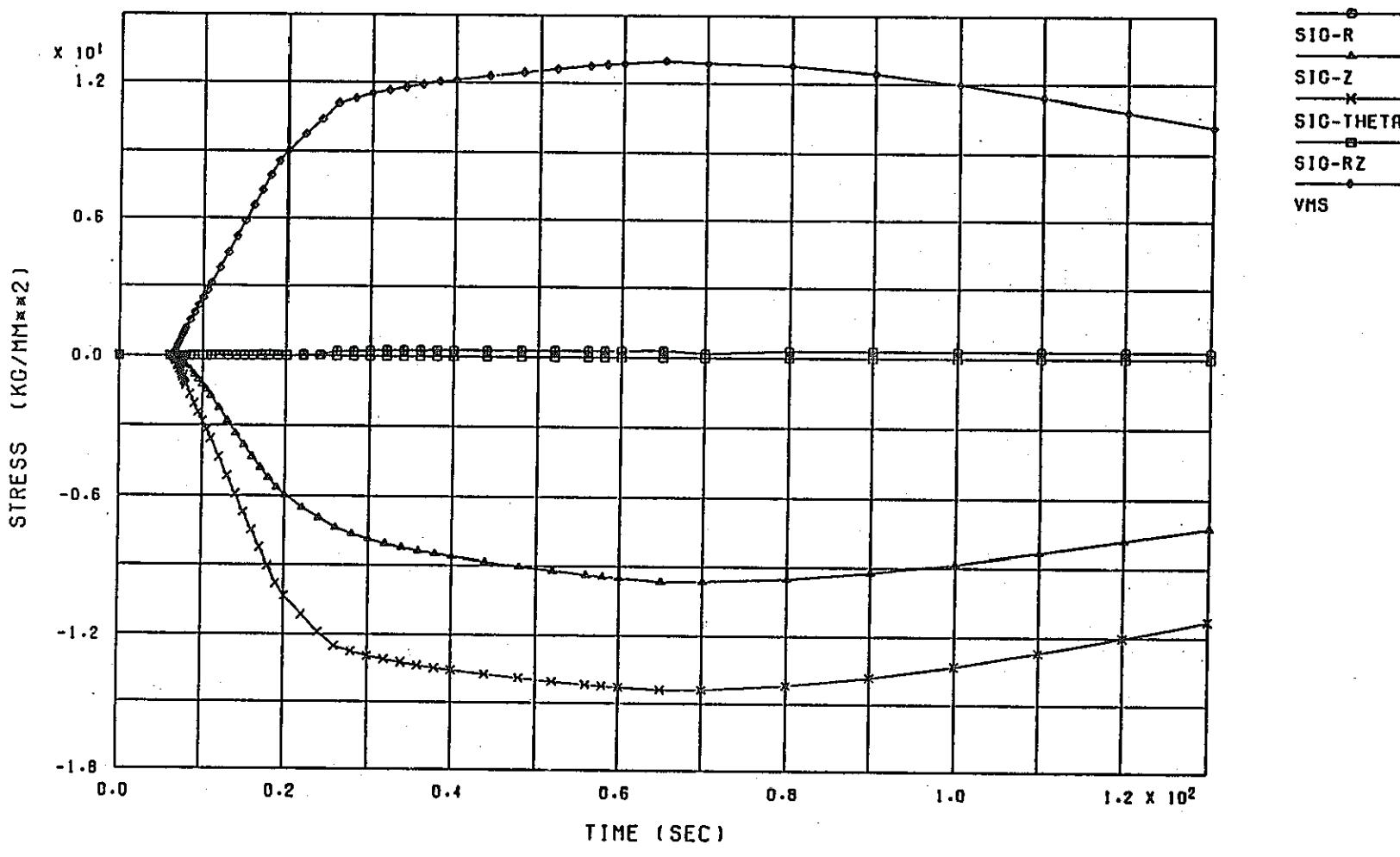
ATTF ($A = 9\text{mm}$) STRESS HISTORY ($EL = 916$)

図3.2.9 (続き)

FINAS

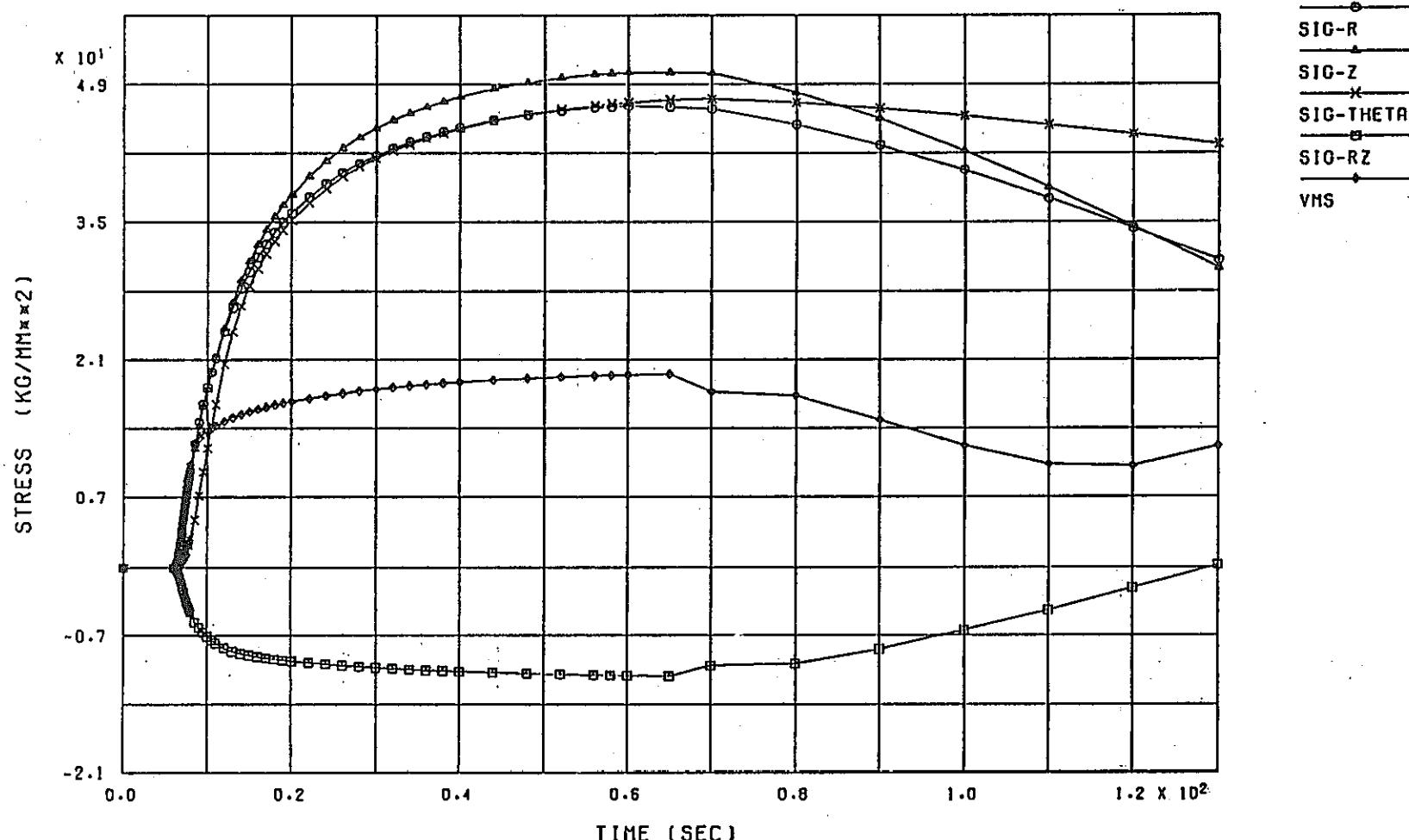


図3.2.10 非弾性解析によるき裂深さ15mmの応力成分の時間変化

FINAS

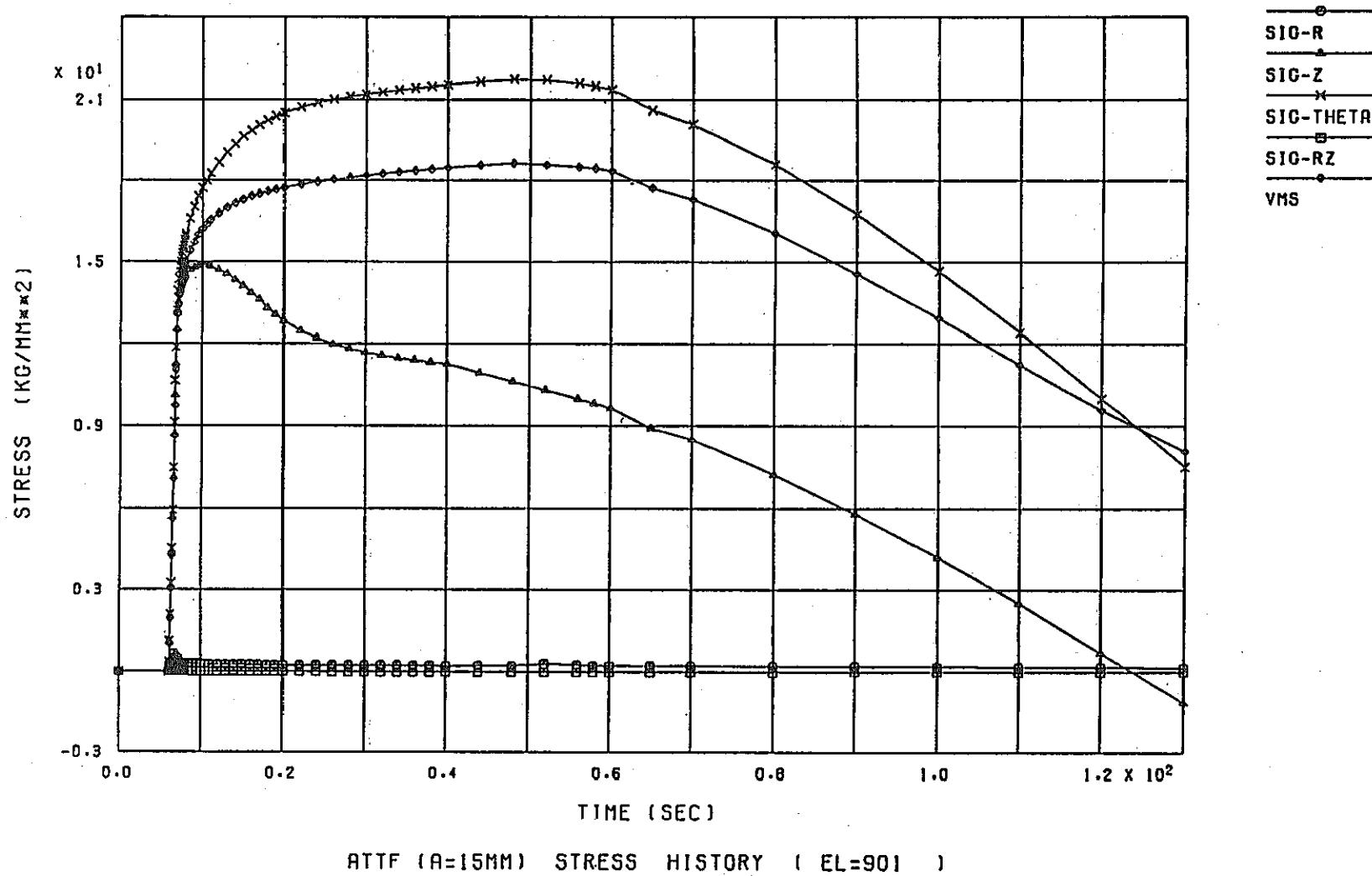


図3.2.10 (続き)

FINAS

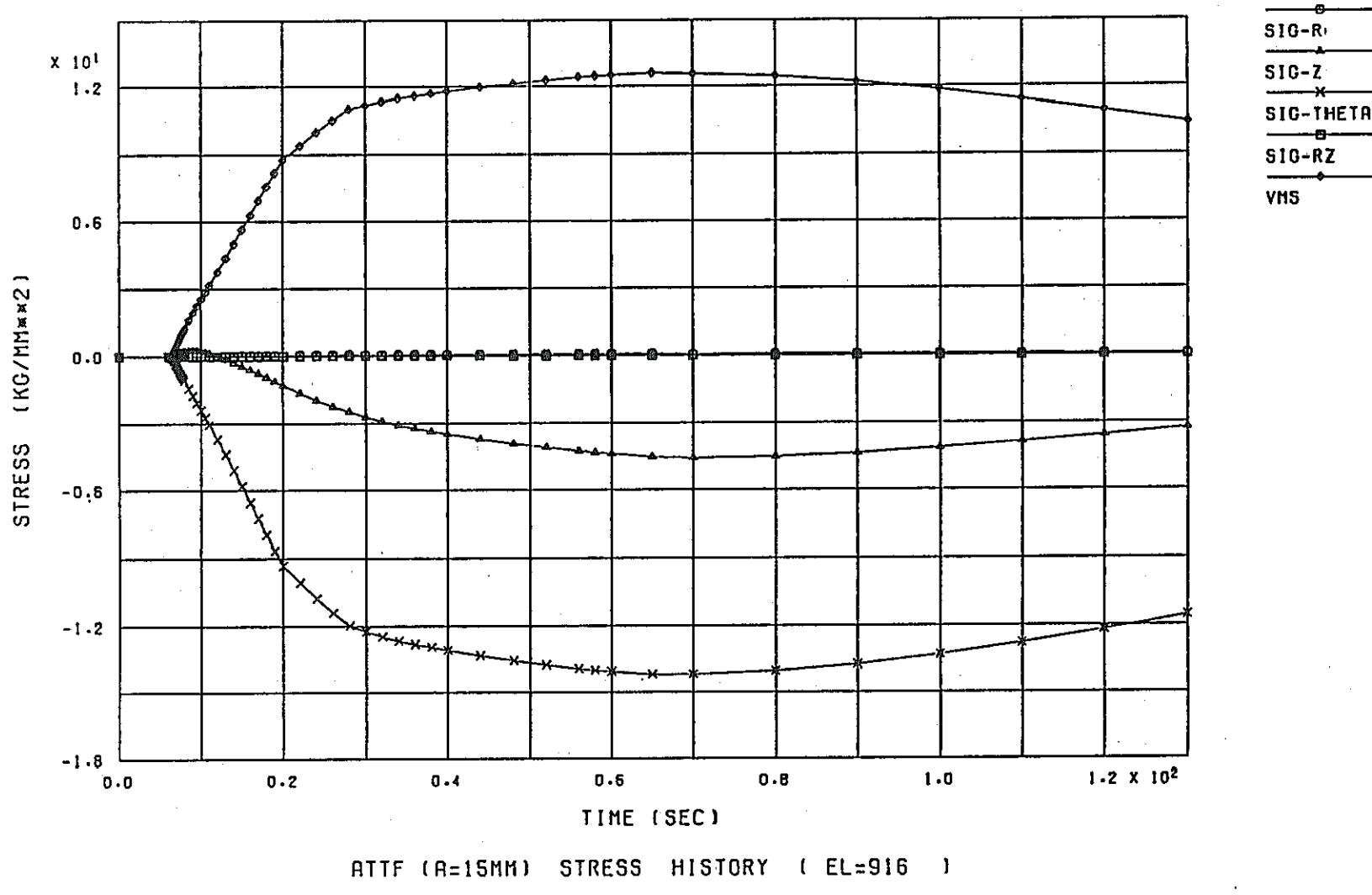
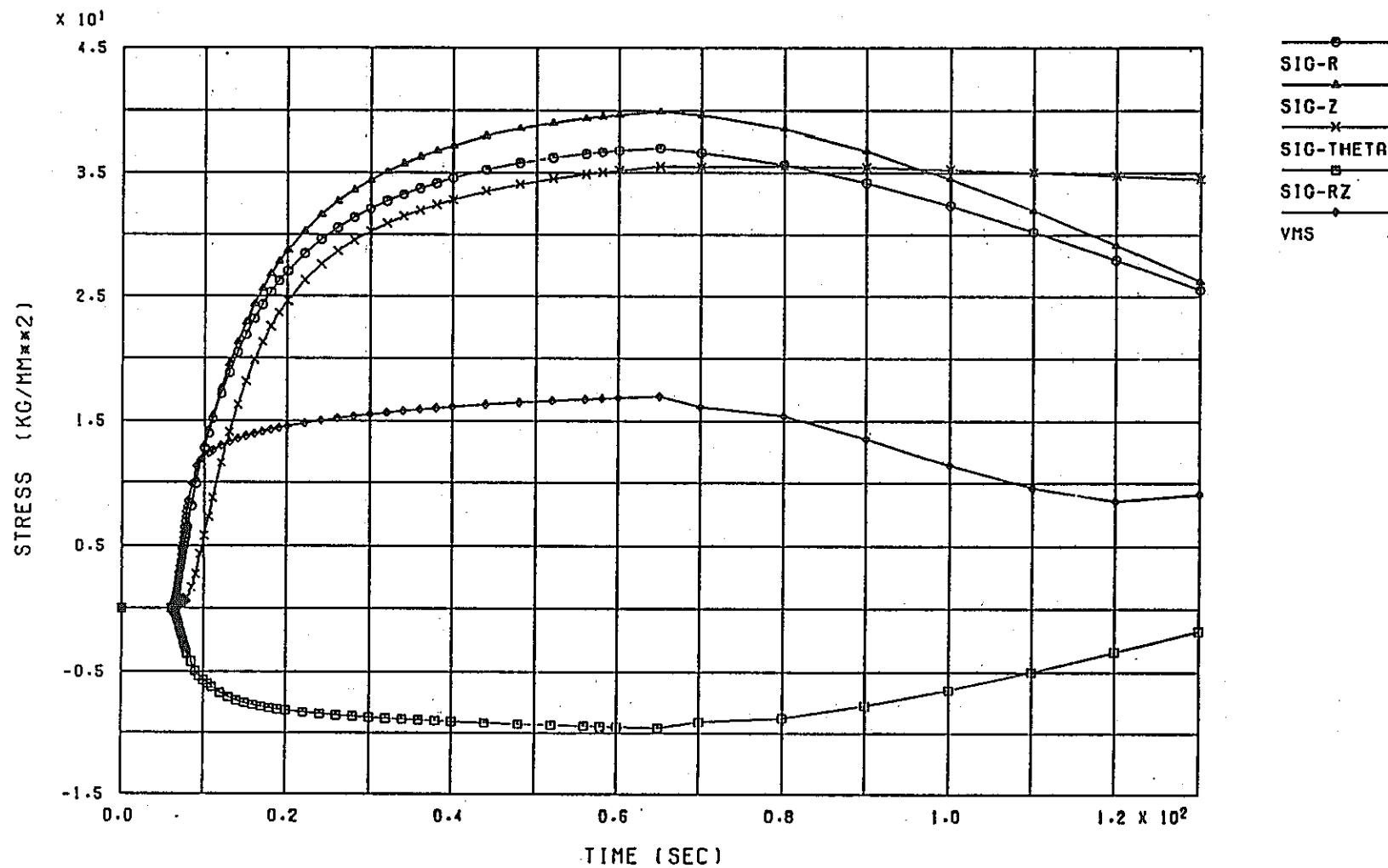


図3.2.10 (続き)

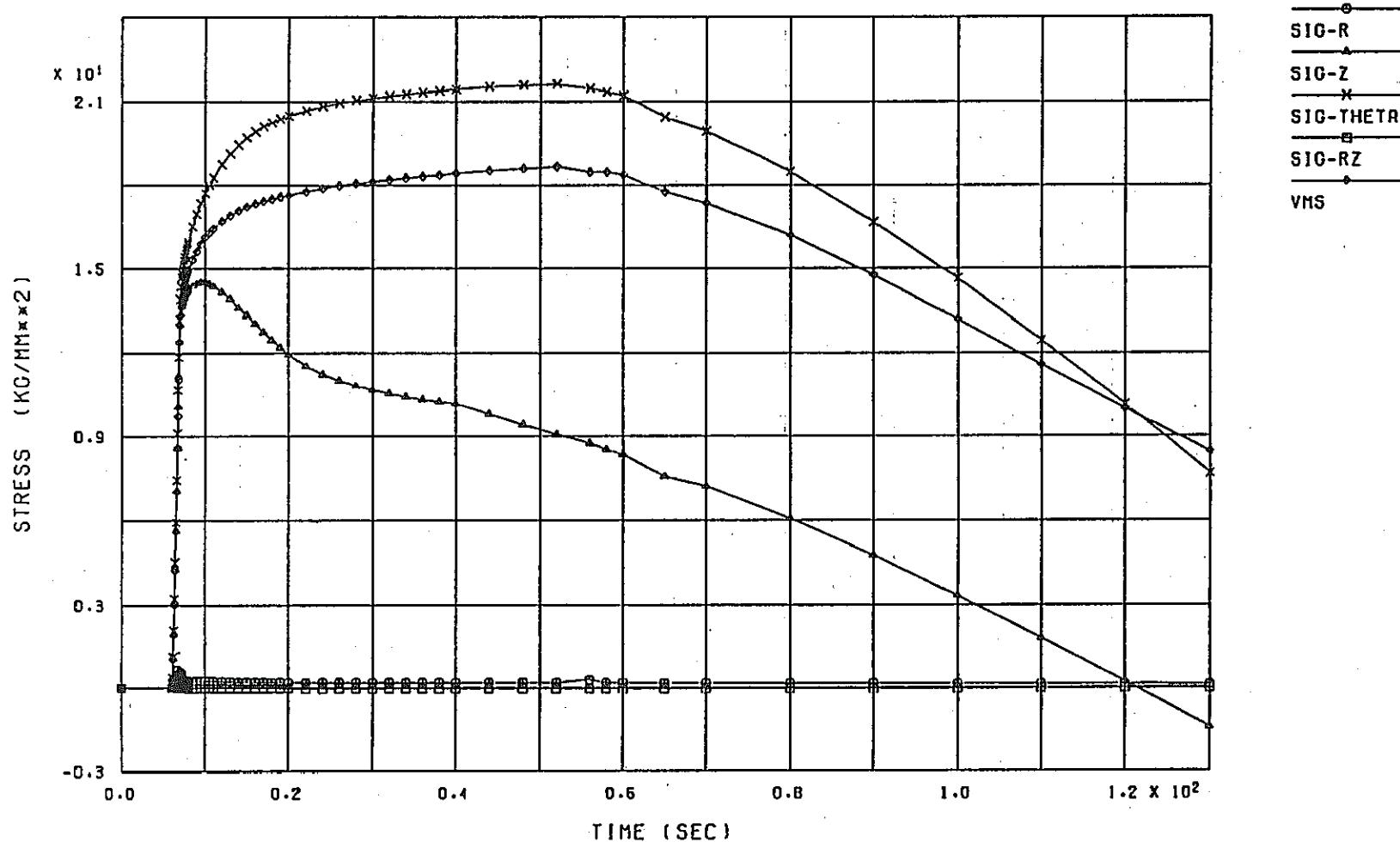
FINAS



ATTF (R=20MM) STRESS : HISTORY (EL=110)

図3.2.11 非弾性解析によるき裂深さ20mmの応力成分の時間変化

FINAS



ATTF (R=20MM) STRESS HISTORY (EL=901)

図3.2.11 (続き)

FINAS

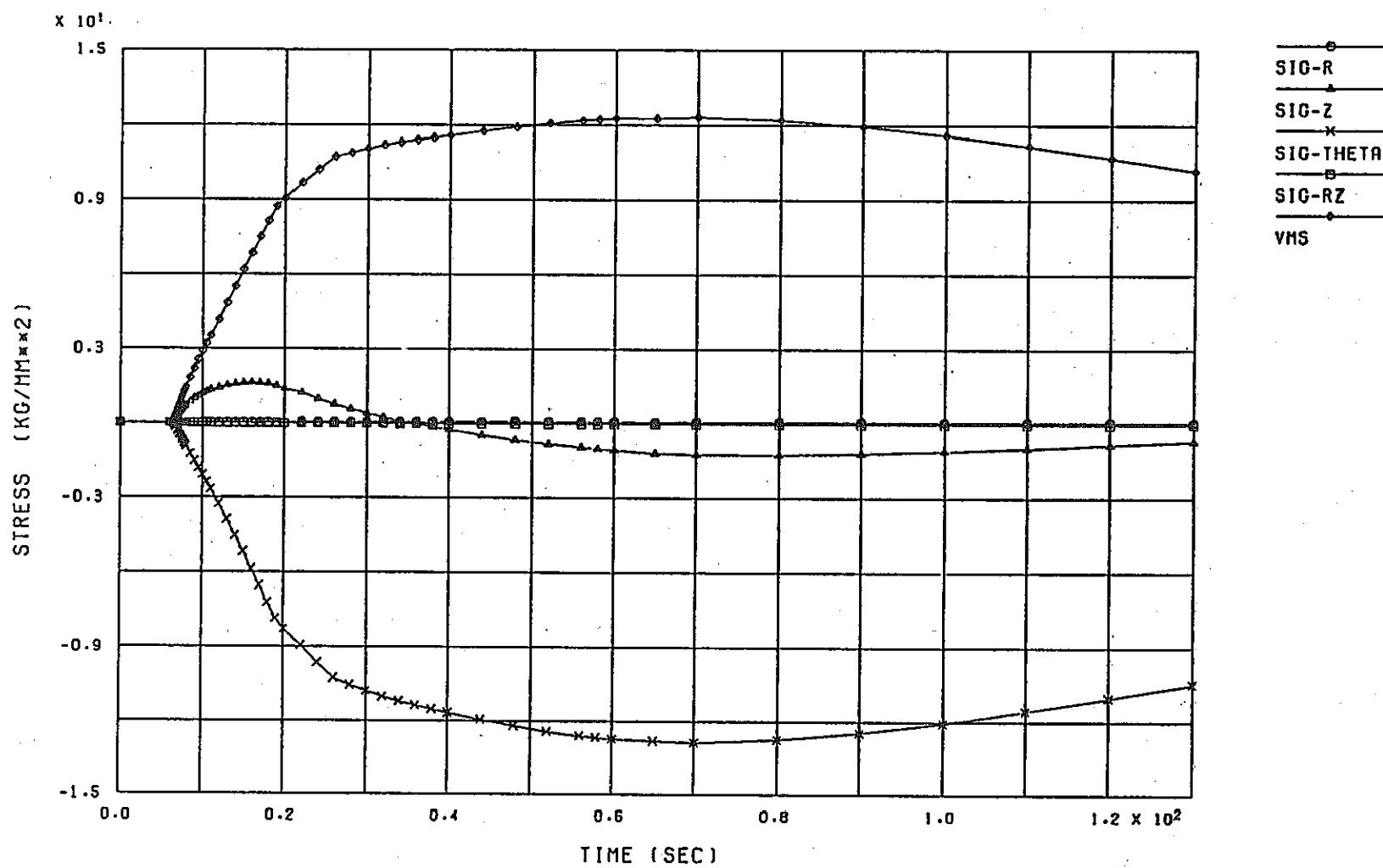


図3.2.11 (続き)

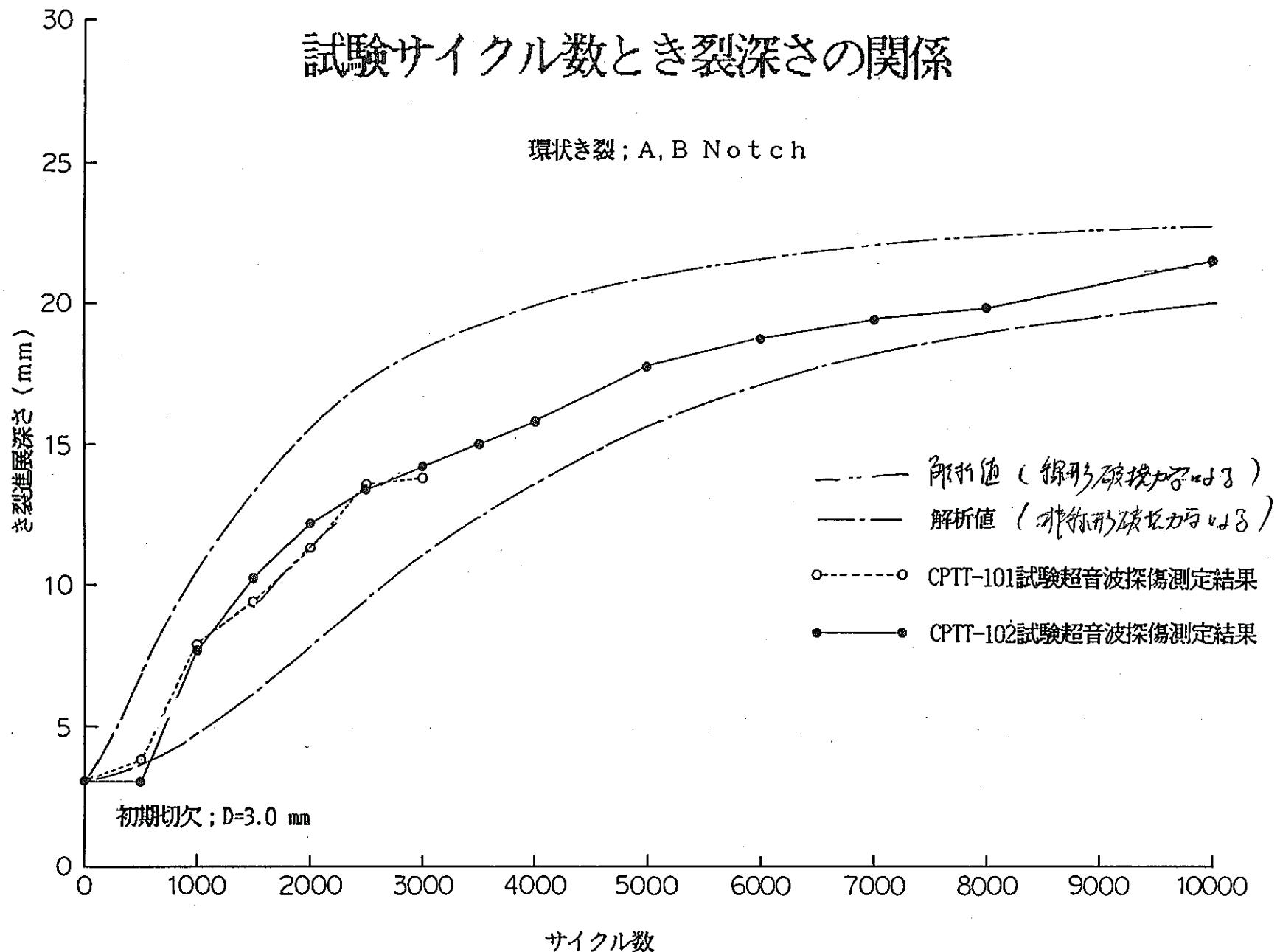


図3.2.12 き裂深さの予測値と試験結果の比較

4. 簡易解析法の開発

本章では、影響関数法に基づく簡易法を本試験結果に適用する方法を検討する。簡易法を取り扱った前報においては、対象が表面き裂であったため応力拡大係数の解が揃っていないことによるき裂進展評価のしづらさがあったが、本件では軸対称き裂であるので相対的に問題は簡単である。

4.1 円筒周方向全周き裂無次元K値のReferenceテーブルの作成

(1) 円筒周方向全周き裂の応力拡大係数の解析がすでに以下の解析条件で行われている。

(文献4.1および4.2参照)

①形状、物性値

材料 : SUS304, 内半径 : 33.5mm, 外半径 : 40.5, 46.5, 73.5 (mm)

肉厚 : 7.0, 13.0, 40.0 (mm)

$E=17200 \text{ Kgf/mm}^2$, $\nu=0.3$, $\alpha=1.769 \times 10^{-5} \text{ } 1/\text{C}$, $\Delta T=100^\circ\text{C}$

②荷重条件

円筒内面の円周き裂について、軸対称モデルにより軸方向引張荷重と半径方向温度分布負荷に対応する応力拡大係数を計算している。半径方向温度分布は直線分布あるいは外面側を分布曲線の頂点とする2～4次曲線分布で、いずれも外面側を高温とし内外面温度差を 100°C としている。境界条件および板厚方向温度分布のモデル化を図4.1に示す。円筒内面の軸方向無限長き裂については、円筒の周方向断面を平面ひずみ要素でモデル化し、一定内圧負荷、半径方向温度分布負荷に対して応力拡大係数を計算している。

③解析方法

図4.2に全周き裂の応力拡大係数のFEMによる解析に用いたメッシュ図を示す。解析モデルを図のように5つの領域に分割する。コア領域はき裂先端を中心とする扇形要素群に、コア領域を取り囲む一般領域Iは放射状の経線とき裂端を周回する緯線で分割される。一般領域II、III及びIVは格子状に分割される。

通常の有限要素法による直接法では、き裂先端を細かく要素分割して応力解析を行い、得られたき裂先端近傍の節点変位を(4.1)式、(4.2)式に代入することにより応力拡大係数を求めるものであるが、ここではき裂先端を中心とするコア領域の解析には特殊要素法を用いている。特殊要素法では、図4.2に示すように有限要素領域とコア領域に分け、有限要素領域の要素には通常の1次の変位関数を用い、コア領域の要素にはき裂端の応力場の特異性を考慮した(4.3)式を用いて応力解析を行い、方程式の解のひ

とつとして応力拡大係数を求めるものである。(4.1)式～(4.3)、Gは剪断弾性係数、kはνをポアソン比として次式で表される。

$$k = 3 - 4\nu \quad \text{(平面ひずみ)}$$

$$k = (3 - \nu) / (1 + \nu) \quad \text{(一般化平面応力)}$$

(4.3)式のuとvのそれぞれの第1項はき裂端の特異性を考慮したもので、(1)式の u_x と u_y の平面ひずみの場合の式にあたる。

き裂先端近傍での応力および変位場の式

面内き裂開口荷重の場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi\rho}} \cos \frac{\theta}{2} \left\{ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right\} + \sigma_{xx}^o \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi\rho}} \cos \frac{\theta}{2} \left\{ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right\} + \sigma_{yy}^o \\ \sigma_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi\rho}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \sigma_{xy}^o \\ U_x &= \frac{K_I}{8G} \sqrt{\frac{2\rho}{\pi}} \left[(2k-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] + u_x^0 \\ U_y &= \frac{K_I}{8G} \sqrt{\frac{2\rho}{\pi}} \left[(2k+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] + u_y^0 \end{aligned} \right\} \quad (4.1)$$

面内せん断荷重の場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{xx} &= -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi\rho}} \sin \frac{\theta}{2} \left\{ 2 + \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \right\} + \sigma_{xx}^o \\ \sigma_{yy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi\rho}} \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} + \sigma_{yy}^o \\ \sigma_{xy} &= \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi\rho}} \cos \frac{\theta}{2} \left\{ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \right\} + \sigma_{xy}^o \\ U_x &= \frac{K_{II}}{8G} \sqrt{\frac{2\rho}{\pi}} \left[(2k+3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] + u_x^0 \\ U_y &= \frac{K_{II}}{8G} \sqrt{\frac{2\rho}{\pi}} \left[(2k-3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] + u_y^0 \end{aligned} \right\} \quad (4.2)$$

特殊要素法のコア領域に適用する変位関数

$$\left. \begin{aligned} u &= \frac{K_1}{8G} \sqrt{\frac{2\rho}{\pi}} \left[(5-8\nu) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] + a_1 + a_2 x + a_3 y \\ v &= \frac{K_1}{8G} \sqrt{\frac{2\rho}{\pi}} \left[(7-8\nu) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] + b_3 y \end{aligned} \right\} \quad (4.3)$$

(2) (1)の解析条件において、周方向全周き裂に軸力 (Uniform tension)、線形温度分布 (Linear distribution)、放射線温度分布 (Parabolic distribution) を負荷した時の各 a / t に対して計算された K 値解を文献 4.1 と文献 4.2 より読み取る。図 4.3、図 4.4 および図 4.5 に全周き裂の場合の軸力、線形温度分布及び放射線温度分布の時の K 値解の板厚ごとのグラフを示す。その K 値を各 K_{uni} , K_{lin} , K_{par} とする。

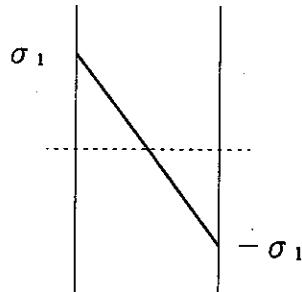
(3) 以下の式のように、各温度分布に対する応力分布を平板の式で近似する。

linear distribution)

$\Delta T = 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 線形に対して

$$\sigma_1 = E\alpha\Delta T/2(1-\nu)$$

----- (4.4)

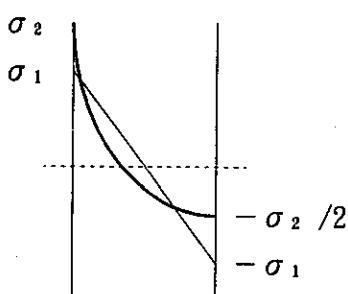


(Parabolic distribution)

$\Delta T = 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 放物線に対して

$$\sigma_2 = 2E\alpha\Delta T/3(1-\nu)$$

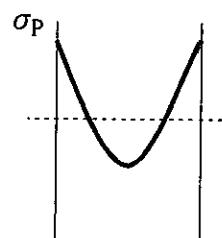
----- (4.5)



以上より、板厚中心を頂点とする右図の放物線応力分布

(平均応力 = 0) の K 値は ($K_{par} - K_{lin}$) で与えられる。

$$\begin{aligned} \sigma_p &= \sigma_2 - \sigma_1 = 2E\alpha\Delta T/3(1-\nu) - E\alpha\Delta T/2(1-\nu) \\ &= E\alpha\Delta T/6(1-\nu) \end{aligned} \quad \text{----- (4.6)}$$



(4) (2)の結果の K_{uni} , K_{1+1} 及び K_{par} 、(3)の結果の σ_1 及び σ_p を用いて各 a/t の無次元 K 値を以下の式により計算する。

$$F_P = (K_{par} - K_{lin}) / (\sigma_P \sqrt{\pi a}) \quad \dots \dots \dots \quad (4.9)$$

(5) (4)で計算した無次元K値解をテーブル化してプログラムに組み込んだ。

$a/t = 0.05, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9$

における F_m , F_L , F_P をテーブル化して CANIS-G V2に組み込んだ。全周き裂のテーブルを表4.1に、軸方向無限長き裂のテーブルを表4.2に示す。

但し、 a/t の適用範囲は $0.0 < a/t < 1.0$ であり、 $a/t < 0.05$ の範囲は $a/t = 0.05, 0.1$ の値を使用して外挿し、 $a/t > 0.9$ の場合は $a/t = 0.9, 0.8$ の値を使用して外挿して無次元 K 値を計算するようプログラムされている。

4.2 ATT E全周き裂のK値及びき裂進展計算 [CANIS-G V2 (文献4.3)]による解析]

(1) 形 状

①内径 : 70mm • 外径 : 130mm • 板厚 : 30mm

②き裂形状：初期き裂深さ 3 mm の内表面全周き裂

(2) 解析条件

弾性計算は以下の解析条件で計算を行った。

①時 点 :

円筒内面を流れる空気の温度を 650°Cから 100°Cに変化させるコールドトランジント開始後57ステップ (59.99sec) であり、これは FEM解析で J が最大となるき裂深さ (5 mm) の各タイムステップにおける J が最大となる時点を選定した。

②応力分布：選択した時点におけるき裂無し材板厚方向応力の分布の σ_z 成分（図4.6）

③ 温 度 : 429°C

④ 疲労き裂進展則：弹性 ΔJ 使用

ここで、 $\Delta J = \Delta K^2/E$ を「CANIS-G V2」では採用している。

これは、平面ひずみによる計算 ($\Delta J = \Delta K^2 (1 - \nu) / E$ より ΔJ を大きめに評価し、安全側にき裂進展を評価できるよう考慮したものである。

また、き裂進展量は以下の式を使用して計算を行った。

$$da/dN = c(\Delta J)^m \quad , \quad C = 1.2022 \times 10^{-3} , m = 1.4435 \quad (4.10)$$

弾塑性計算は以下の解析条件で計算を行った。

⑤時 点 :

円筒内面を流れる空気の温度を 650°C から 100°C に変化させるコールドトランジェント開始後57ステップ (59.99sec) であり、これは、FEM 解析で J が最大となるき裂深さ (9 mm) の各タイムステップにおける J が最大となる時点を選定した。

⑥応力分布：選択した時点におけるき裂無し材板厚方向応力分布の σ_z 成分 (図 4.7)

⑦温 度 : 482°C

⑧疲労き裂進展則：弾塑性 ΔJ 使用 ($\Delta J = f_{ep} \times$ 弹性 ΔJ) (4.11)

$$f_{ep} : \text{補正係数} = E\varepsilon_R/\sigma_R + \sigma_R^3/(2E\varepsilon_R\sigma_y^2) \quad (4.12)$$

$$\left. \begin{array}{l} E : \text{ヤング率}, \sigma_R : \text{参照応力} \\ \sigma_y : \text{降伏応力}, \varepsilon_R : \text{参照応力の塑性ひずみ} \end{array} \right\}$$

また、き裂進展量は以下の式を用いている。

$$da/dN = c(\Delta J)^m \quad , \quad C = 1.2022 \times 10^{-3} , m = 1.4435$$

⑨応力ひずみ曲線：動的応力ひずみ関係式

(3)応力分布を等価線形処理し、膜応力（平均成分、 σ_0 ）、曲げ応力（曲げモーメントが等価な直線成分、 σ_1 ）及びそれ以外の非線形成分（ σ_p ）に分解する。この非線形成分が板厚中心を頂点とする放射線分布を表されるものと仮定し 4.1-(4)の無次元 K 値解 F_p を適用する。

$$M = \int_{-t/2}^{t/2} \sigma(x) dx = \sigma_1 \cdot t^2 / 6 \quad (4.13)$$

より σ_1 を求める。ここで $\sigma(x)$ は板厚方向応力分布、M : 曲げモーメント、t : 板厚である。

$$\sigma_p = \sigma(t/2) - \sigma_1 \quad (4.14)$$

より σ_p を算出する。

この関係式を用いると、(2)の解析条件で示した時点における ATTF 板厚方向応力分布において以下の応力成分値が計算される。

弹性計算 : $\sigma_0 = 0.0$, $\sigma_1 = 56.57$, $\sigma_p = 34.02$ (Kgf/mm²)

弾塑性計算 : $\sigma_0 = 0.0$, $\sigma_1 = 27.50$, $\sigma_p = 5.00$ (Kgf/mm²)

④き裂進展に対応して各 a/t における無次元 K 値 F_m , F_1 , F_p が、(1)の結果を使用してプログラムにより計算され以下の式で応力拡大係数 K 値が算出される。

$$K = (F_m\sigma_0 + F_t\sigma_1 + F_P\sigma_P)\sqrt{\pi a} \quad \dots \dots \dots \quad (4.15)$$

本手法による各 a/t における K 値と FEM 解を比較したグラフを図 4.8 に示す。

- (5) CAMIS-G V2 により弾性 ΔJ 、弾塑性 ΔJ を使用してき裂進展計算を行った結果を FEM 解 (FEM 解析による J を用いたき裂進展計算) と比較して図 4.9 に示す。

この結果において、本簡易法による弾性き裂進展計算結果は実験値を大きめに評価し、弾塑性き裂進展計算は実験値を小さめに評価している。FEM 解に対しては弾性解析、弾塑性解析ともき裂進展量を最大 10% 程度大きめに評価する携行であるが、比較的良い一致を示している。

以上より、この解析において本簡易法は FEM 解の結果を比較的良く再現していると言える。

4.3 き裂無し材応力分布の時点の妥当性の確認

各時点での弾性解析によるき裂無し材応力分布を使用して ΔK の計算を行ない、 ΔK の最大値をサーベイし、選定した時点の妥当性を検証した。

σ_z 成分のピーク時点は 56(57.99 sec) ステップであり、等価線形処理後の各成分のピーク時点は以下のとおりである。

σ_m : 56(57.99 sec)、57(59.99 sec) ステップ

σ_b : 58(64.99 sec) ステップ

σ_p : 52(43.99 sec) ステップ

したがって計算を行った時点は 50~60 ステップの範囲とした。

表 4.3 に各時点の応力分布に対する $\Delta K(a)$ の最大値とその時の a/t および a (き裂深さ) を示す。また、表 4.4 に各き裂深さにおいて ΔK が最大になる時点およびその値を示す。この結果より、 ΔK が最大となる時点は 57 ステップ (59.99 sec) であり、選択した時点の妥当性が検証された。

以上の結果より、き裂無し材の応力成分 (全周き裂の場合は σ_z 成分) が最大となる時点もしくは、曲げ応力が支配的な場合は σ_b が最大となる時点前後数ステップの ΔK を計算し、それが最大となる時点のき裂無し板厚方向応力分布を使用して簡易計算を行なうことにより良い精度で FEM 解を再現し、き裂進展解析を行うことができると思われる。

[参考文献]

4. 1 植田 他、「熱疲労き裂進展挙動の破壊力学的検討」、
PNC SN941 81-104, 1981 5月。
4. 2 植田 他、「熱疲労き裂進展挙動の破壊力学による検討（第2報）」、
PNC N941 82-199, 1982年8月。
4. 3 佐々木 他、「CANIS-G V2 使用マニュアル」、発行予定。
4. 4 J. R. FARR et al., 「International Journal of Pressure Vessels and Piping」、
The Revisions to the Structural Integrity Assessment Method CEBG/R6,
Vol. 32, 1988.
4. 5 渡土 他、「高速増殖大型炉の設計主要目に関する研究（VI）、クリープ疲労き裂進展
評価法の検討」、発行予定。

表4.1 円筒内面全周き裂の無次元K値解

t : 板厚 (mm), a : き裂深さ (mm)

t	a/t	0.0 ^{*1}	0.05	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0 ^{*2}
7	Fm	0.952	1.049	1.146	1.216	1.297	1.433	1.580	1.762	1.937	2.241	2.805	3.369
	Fb	1.091	1.053	1.015	0.939	0.869	0.799	0.733	0.652	0.577	0.441	0.300	0.159
	Fp	1.333	1.053	0.773	0.474	0.242	0.047	-0.096	-0.171	-0.211	-0.204	-0.161	-0.118
13	Fm	1.112	1.120	1.128	1.172	1.243	1.311	1.416	1.535	1.638	1.907	2.507	3.927
	Fb	1.165	1.095	1.025	0.918	0.826	0.738	0.652	0.562	0.465	0.354	0.239	0.123
	Fp	1.089	0.869	0.649	0.411	0.213	0.041	-0.107	-0.195	-0.232	-0.205	-0.148	-0.066
40	Fm	1.156	1.117	1.078	1.061	1.050	1.062	1.099	1.157	1.284	1.501	2.153	2.805
	Fb	1.256	1.157	1.058	0.898	0.758	0.642	0.533	0.438	0.347	0.257	0.169	0.081
	Fp	0.998	0.838	0.678	0.358	0.122	-0.043	-0.171	-0.234	-0.240	-0.218	-0.162	-0.106

表4.2 円筒内面軸方向無限長き裂の無次元K値解

t	a/t	0.0 ^{*1}	0.05	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0 ^{*2}
7	Fm												
	Fb	1.070	1.044	1.018	1.009	1.003	1.008	1.027	1.039	1.020	0.922	0.667	0.412
	Fp	1.265	1.014	0.763	0.461	0.279	0.140	-0.008	-0.114	-0.165	-0.188	-0.223	-0.258
13	Fm ^{*3}	0.980	1.069	1.158	1.275	1.393	1.527	1.727	1.950	2.170	2.428	2.895	3.362
	Fb	1.179	1.104	1.029	0.969	0.944	0.914	0.879	0.829	0.736	0.591	0.379	0.167
	Fp	1.003	0.850	0.697	0.440	0.225	0.068	-0.064	-0.159	-0.194	-0.191	-0.159	-0.127
40	Fm ^{*4}	1.168	1.148	1.128	1.051	1.017	1.007	1.026	1.046	1.104	1.193	1.461	1.729
	Fb	1.215	1.120	1.025	0.867	0.734	0.626	0.522	0.416	0.307	0.190	0.033	-0.115
	Fp	0.029	0.826	0.623	0.330	0.130	-0.053	-0.165	-0.207	-0.216	-0.204	-0.160	-0.116

(*1) : 外挿値(a/t=0.05, 0.1使用), (*2) : 外挿値(a/t=0.9, 最終値使用)

(*3) : $\sigma_m = R_m \cdot P_i / t$, 内圧 $P_i = 1.0 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$, 平均半径 $R_m = (R_{in} + R_{out})/2 = 40.0 \text{ (mm)}$ (*4) : $\sigma_m = R_m \cdot P_i / t$, 内圧 $P_i = 10.0 \text{ (kgf/mm}^2\text{)}$, 平均半径 $R_m = (R_{in} + R_{out})/2 = 53.5 \text{ (mm)}$

表 4.3 解析ステップと ΔK の最大値

時点 (sec)	ΔK	a/t	a(mm)
50 (37.99)	239.2	0.1665	4.9950
51 (39.99)	242.7	0.1694	5.0820
52 (43.99)	247.6	0.1735	5.2050
53 (47.99)	250.8	0.1763	5.2890
54 (51.99)	252.9	0.1781	5.3430
55 (55.99)	254.1	0.1791	5.3730
56 (57.99)	254.4	0.1793	5.3790
57 (59.99)	254.6	0.1794	5.3820
58 (64.99)	253.5	0.1784	5.3490
59 (69.99)	253.0	0.1777	5.3310
60 (79.99)	249.9	0.1748	5.2440

表 4.4 き裂深さと ΔK の最大値

き裂深さ (mm)	a/t	ΔK	時点 (sec)
4	0.1333	248.5	57 (59.99)
5	0.1667	254.0	57 (59.99)
6	0.2000	253.7	57 (59.99)
7	0.2333	247.9	57 (59.99), 58(64.99)
8	0.2667	238.7	59 (69.99)
9	0.3000	226.3	59 (69.99)
10	0.3333	214.5	59 (69.99)
11	0.3667	200.2	59 (69.99)
12	0.4000	184.7	59 (69.99)
13	0.4333	168.4	59 (69.99)
14	0.4667	149.6	59 (69.99)
15	0.5000	130.8	60 (79.99)

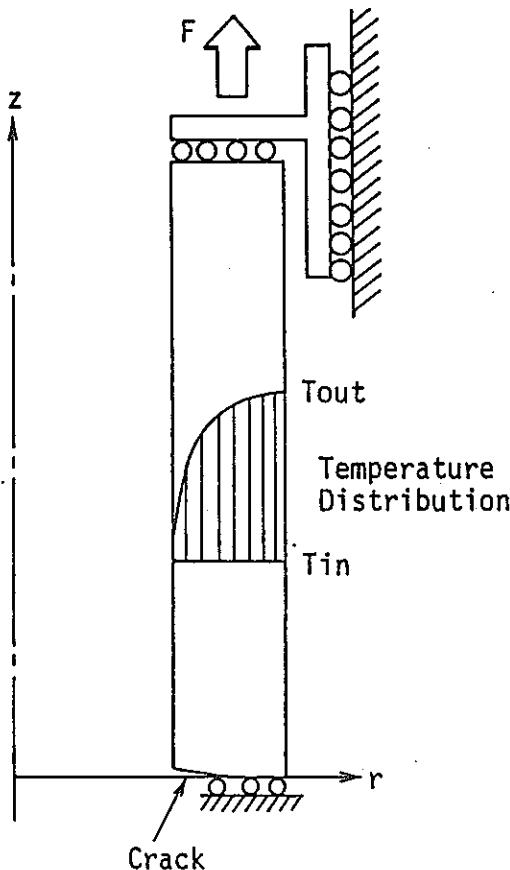


図4.1 周方向き裂の境界条件

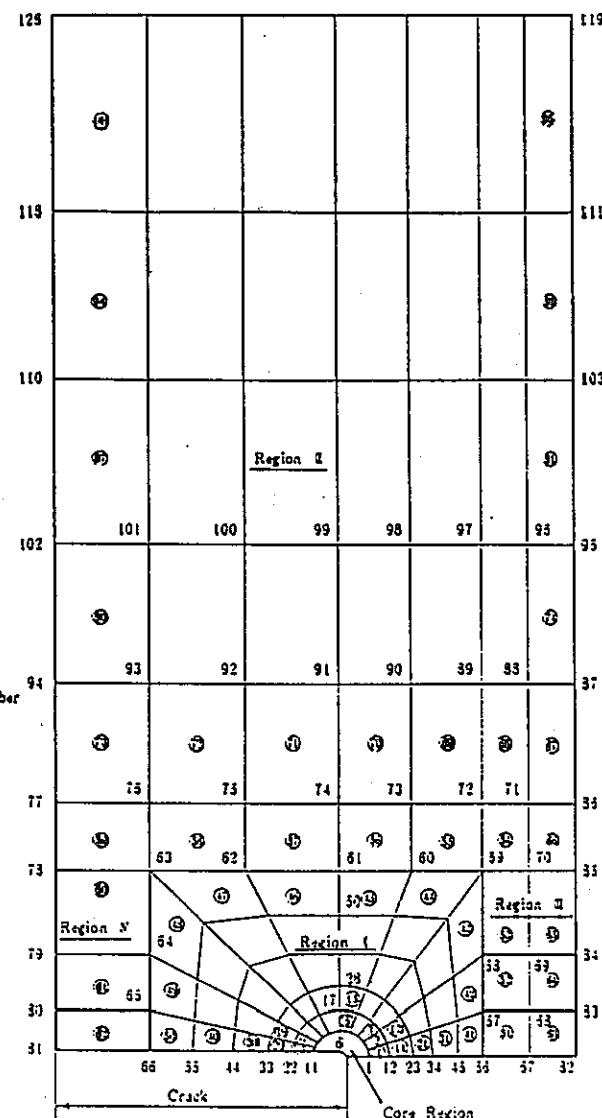


図4.2 F E M 解析におけるメッシュ図

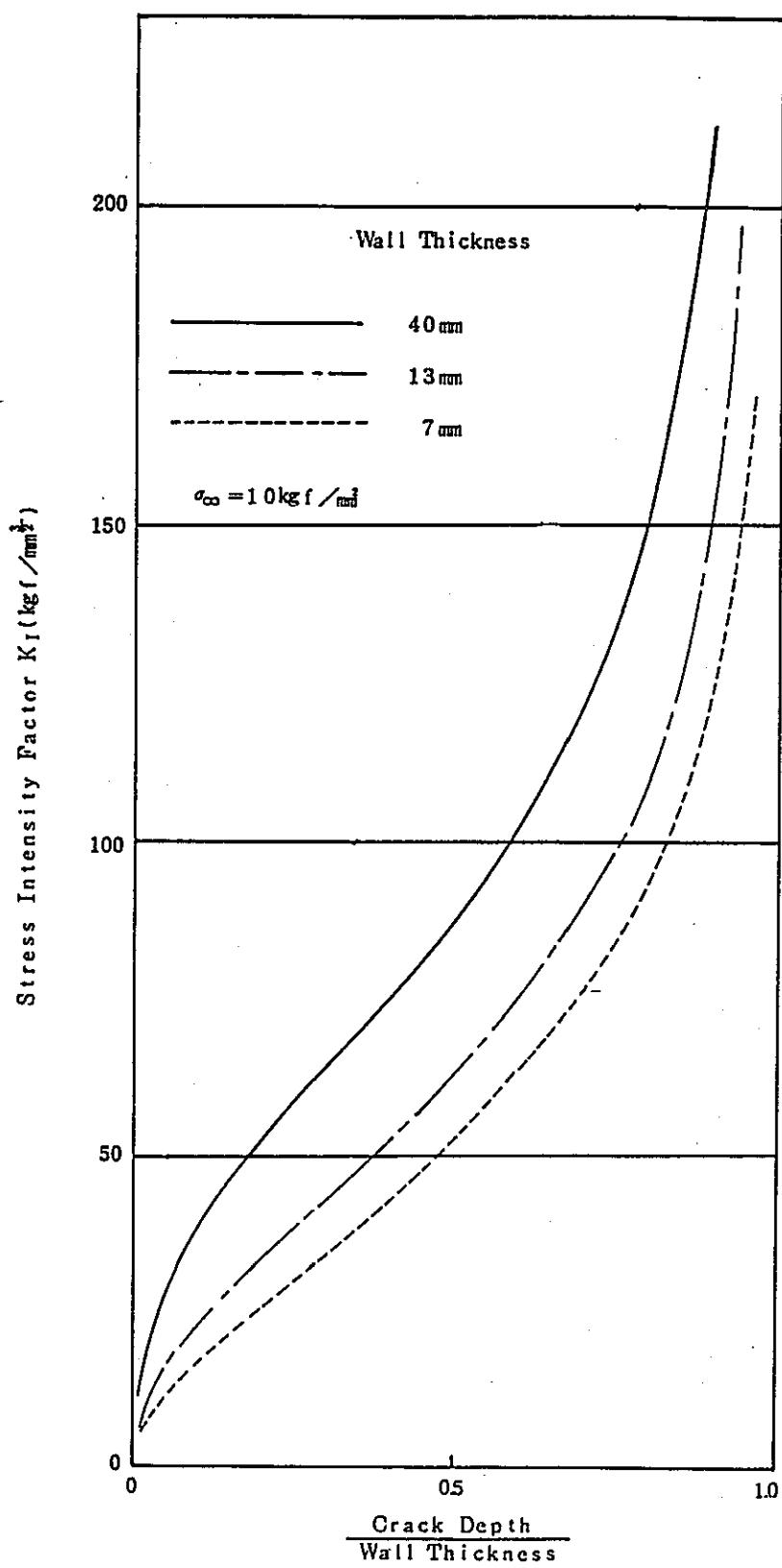


図4.3 一様引張を受ける内面周方向き裂付き円筒の応力拡大係数

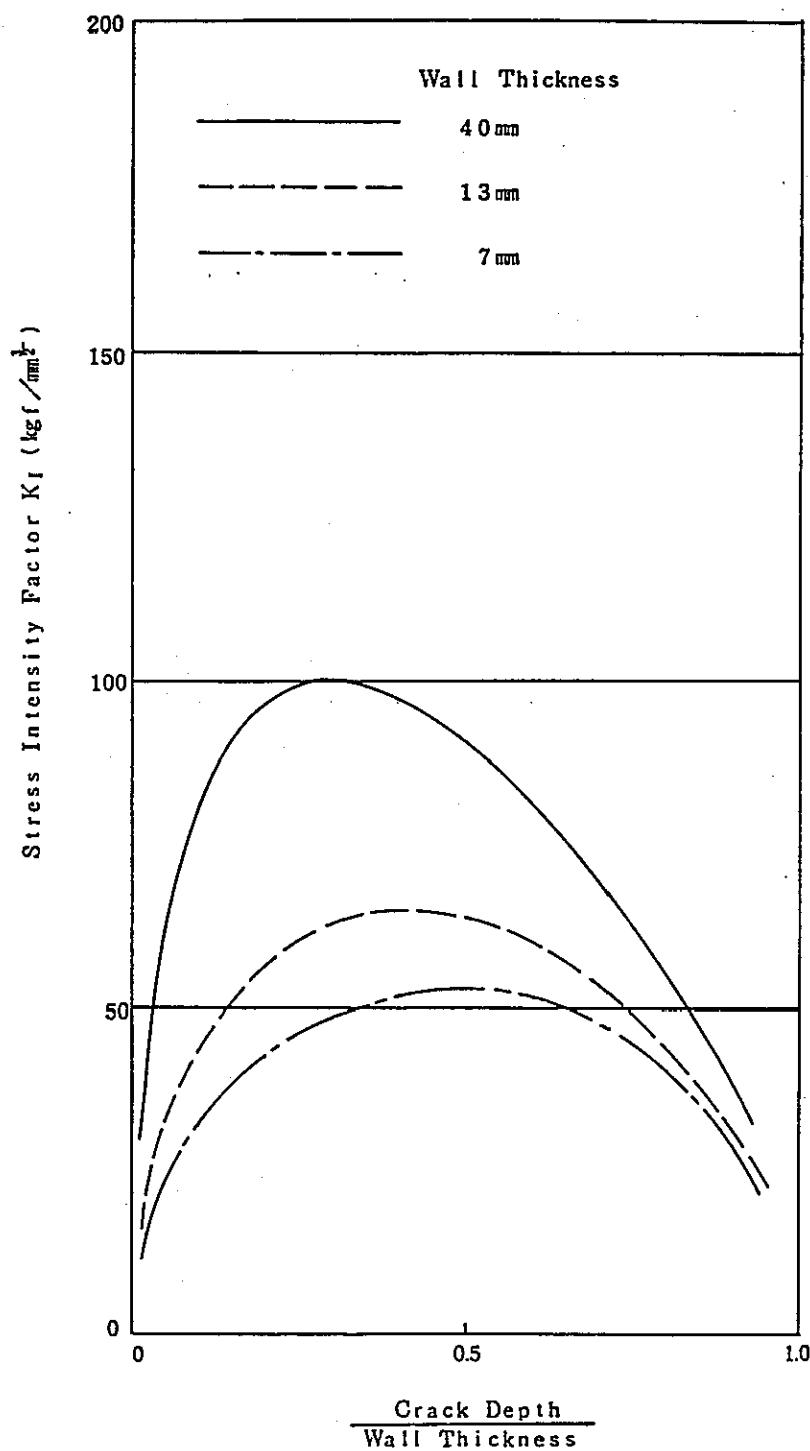


図4.4 線形温度勾配を受ける内面周方向き裂付き円筒の応力拡大係数

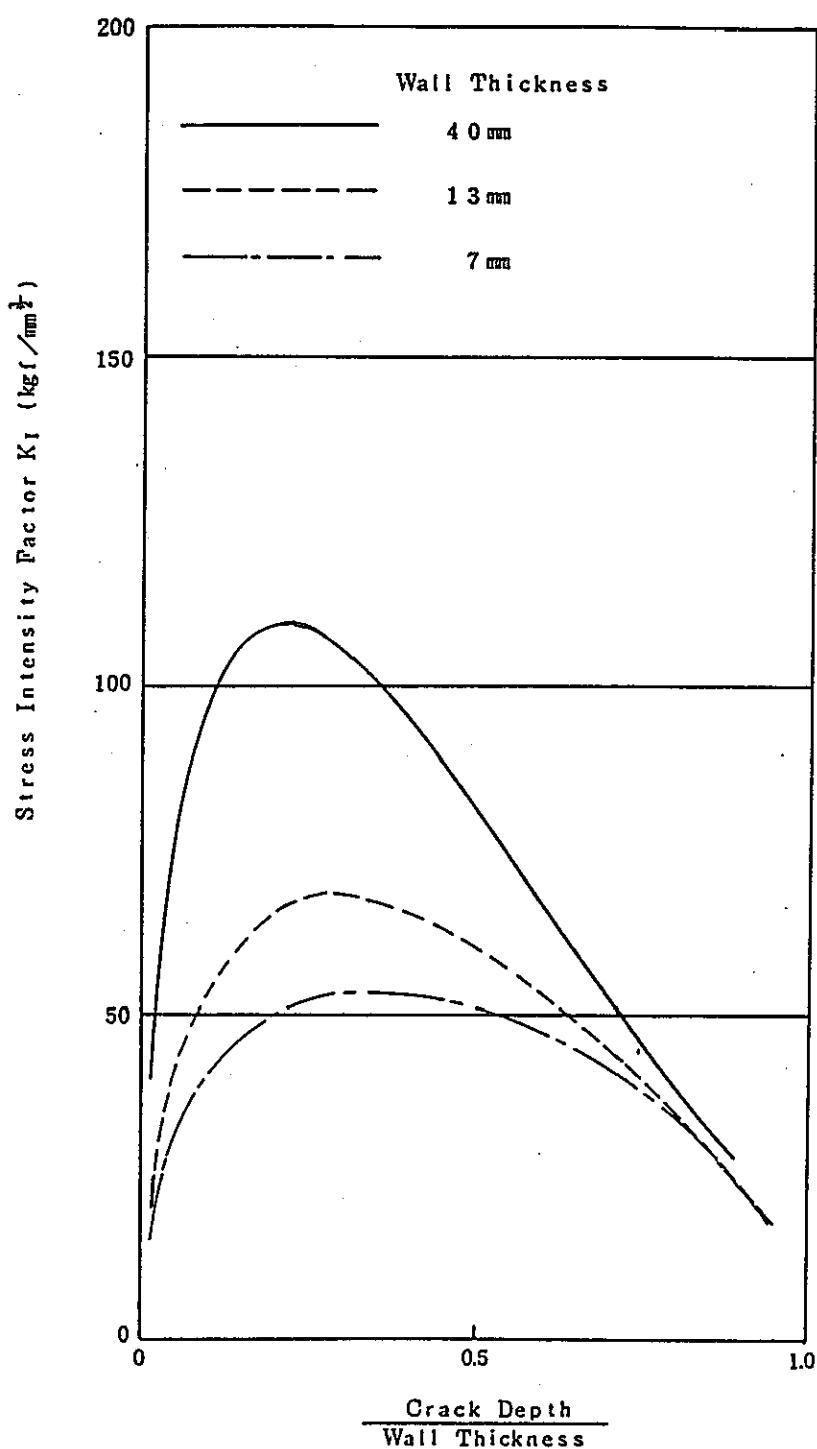


図4.5 放物型温度勾配を受ける内面周方向き裂付き円筒の応力拡大係数

FINRS
STEP NO. 57

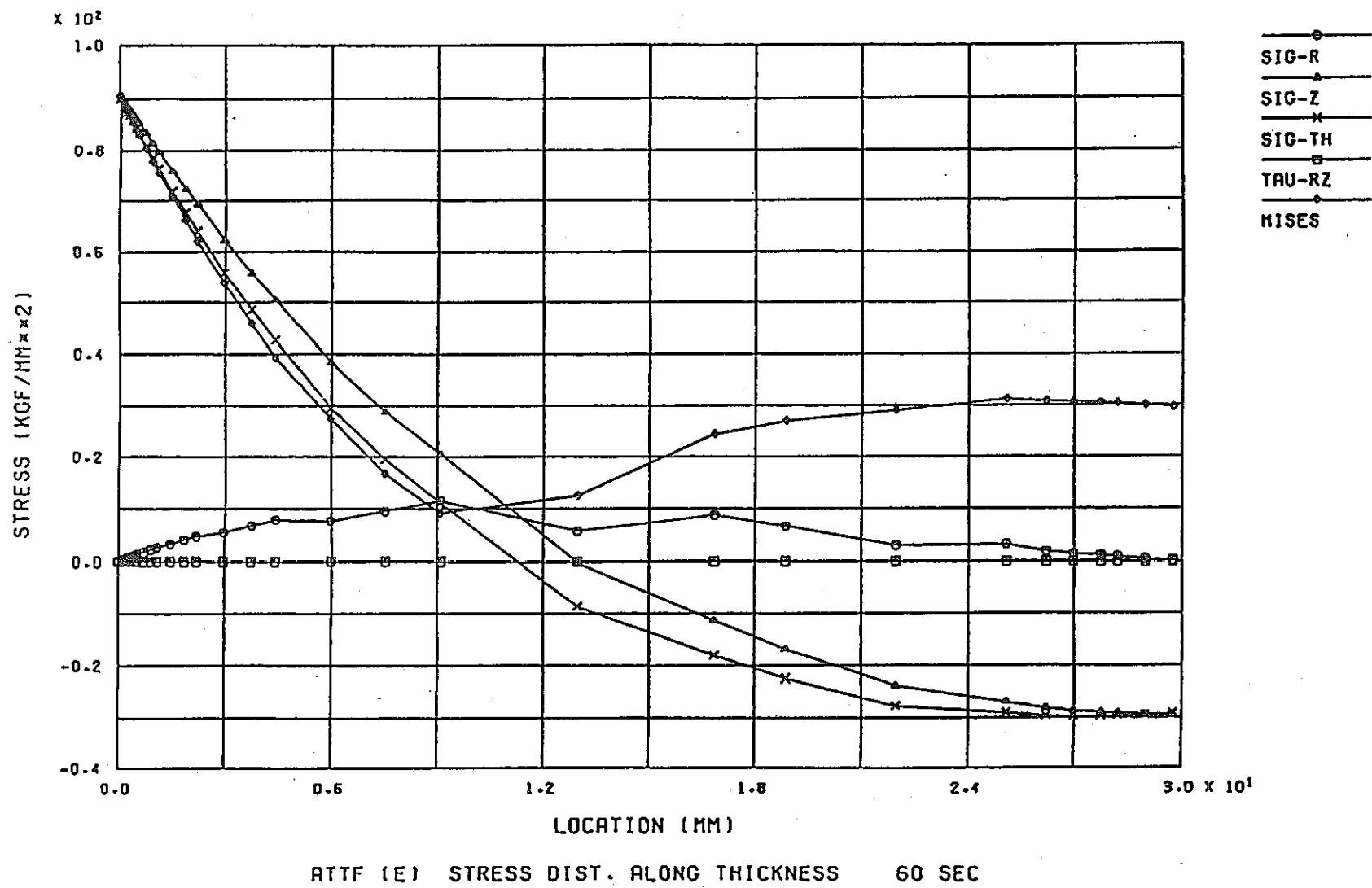


図4.6 弾性解析による板厚方向応力分布

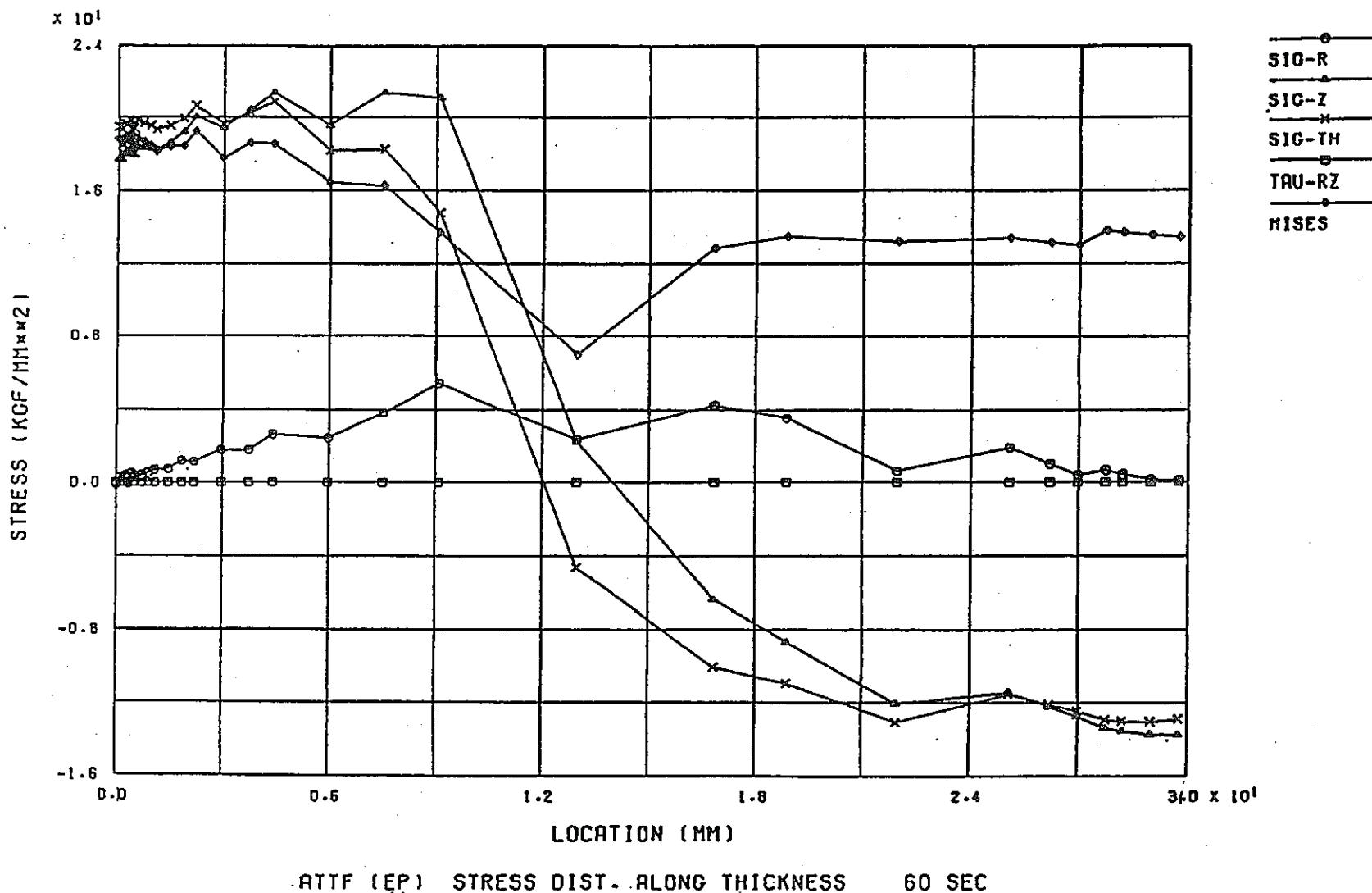


図4.7 非弾性解析による板厚方向応力分布

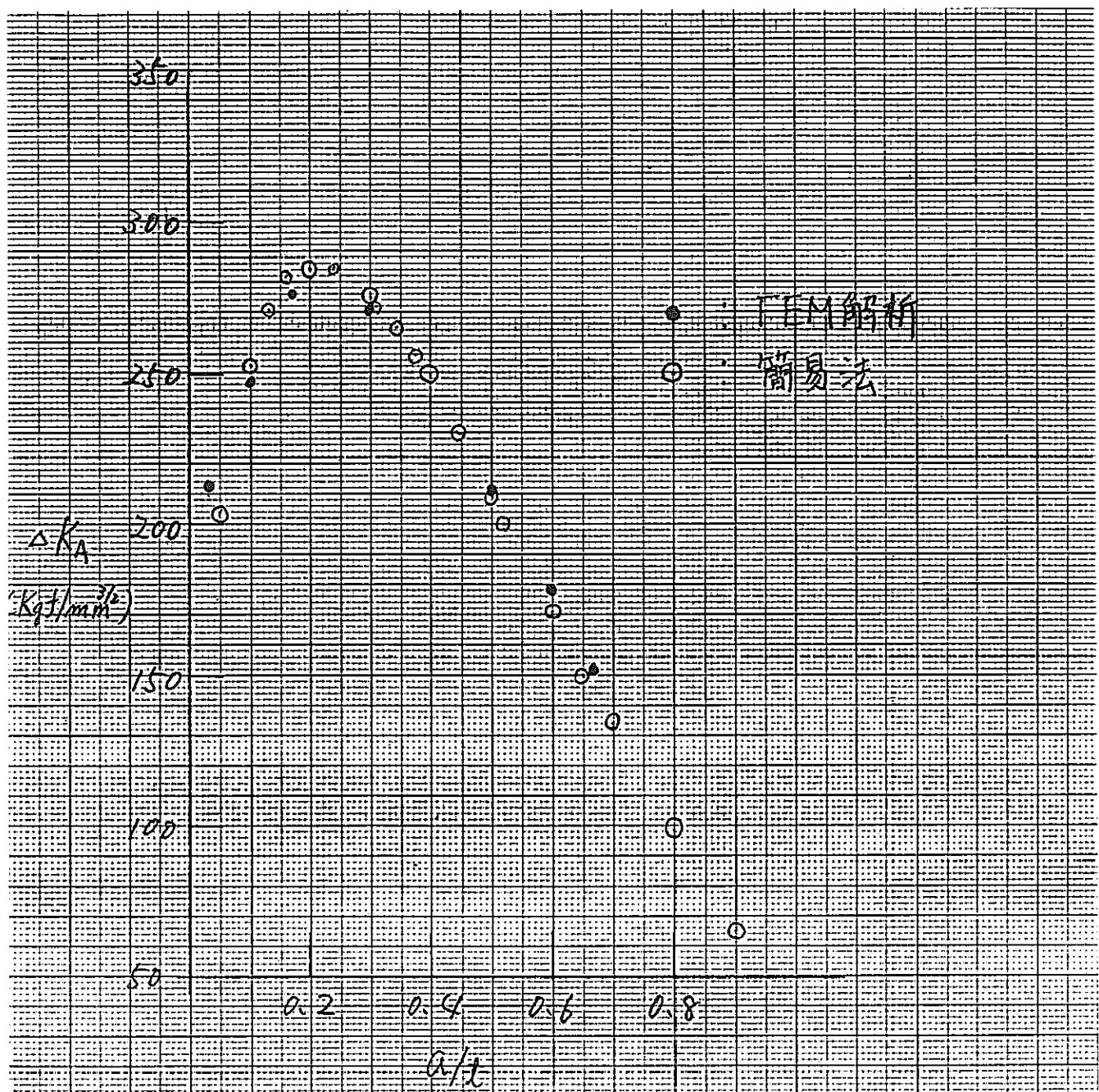


図4.8 ATT F環状き裂の ΔK 解析結果

- 60 -

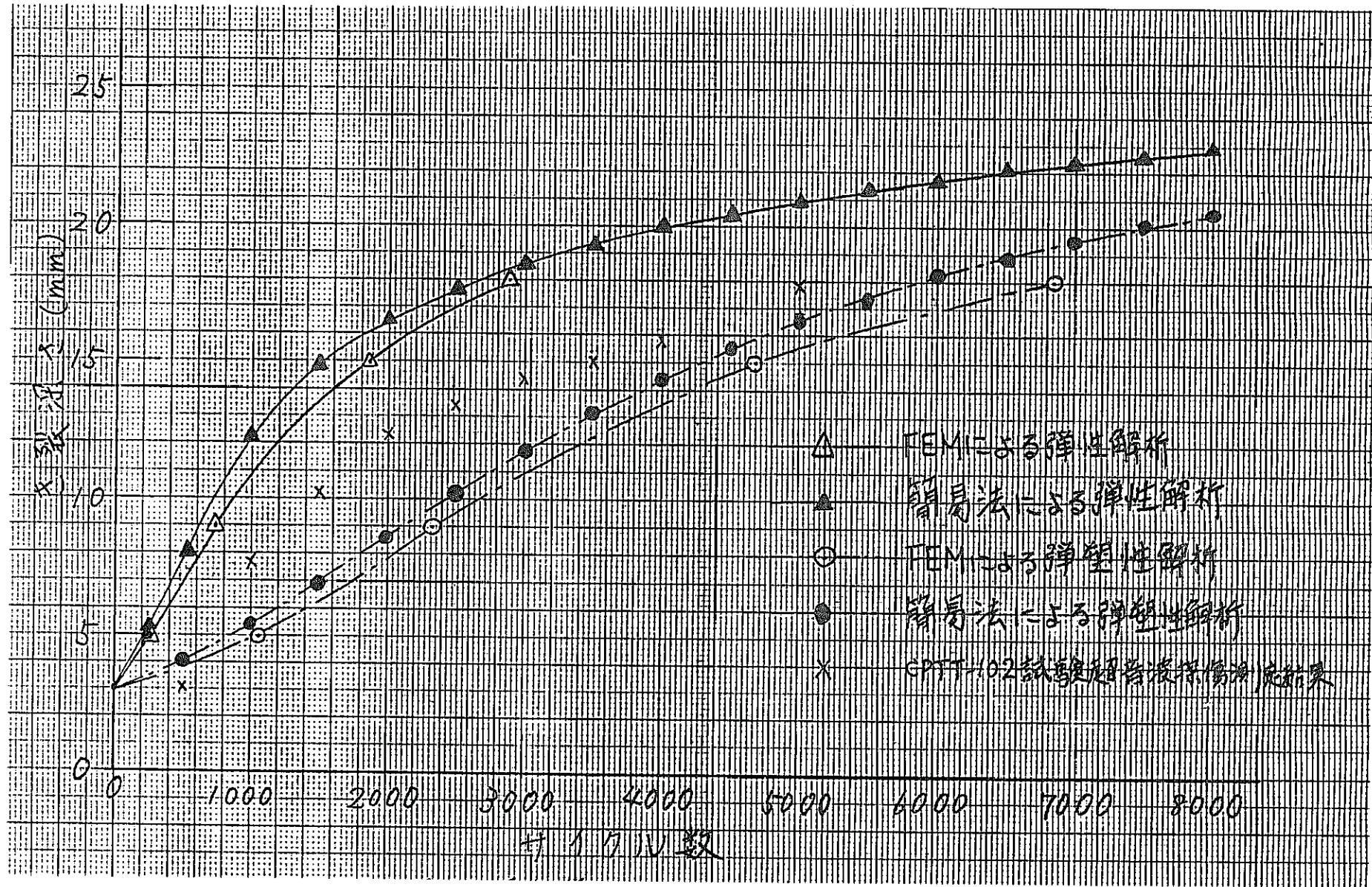


図4.9 き裂進展計算のFEM解と簡易解の比較

5. まとめ

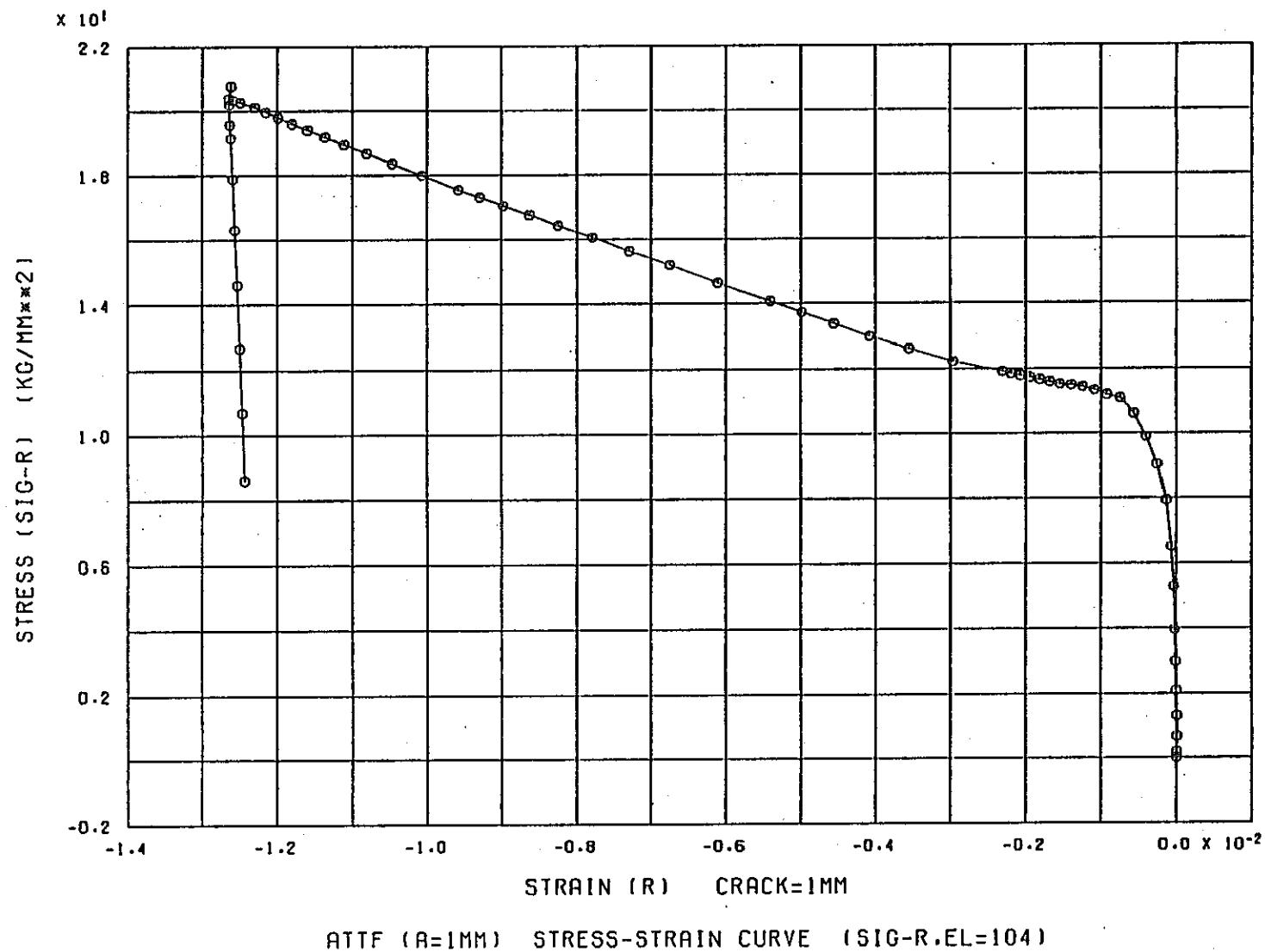
空気冷却熱過渡試験施設で行った試験体番号CPTT-101とCPTT-102の軸対称き裂の熱疲労による進展解析を実施した結果、次のことが判った。

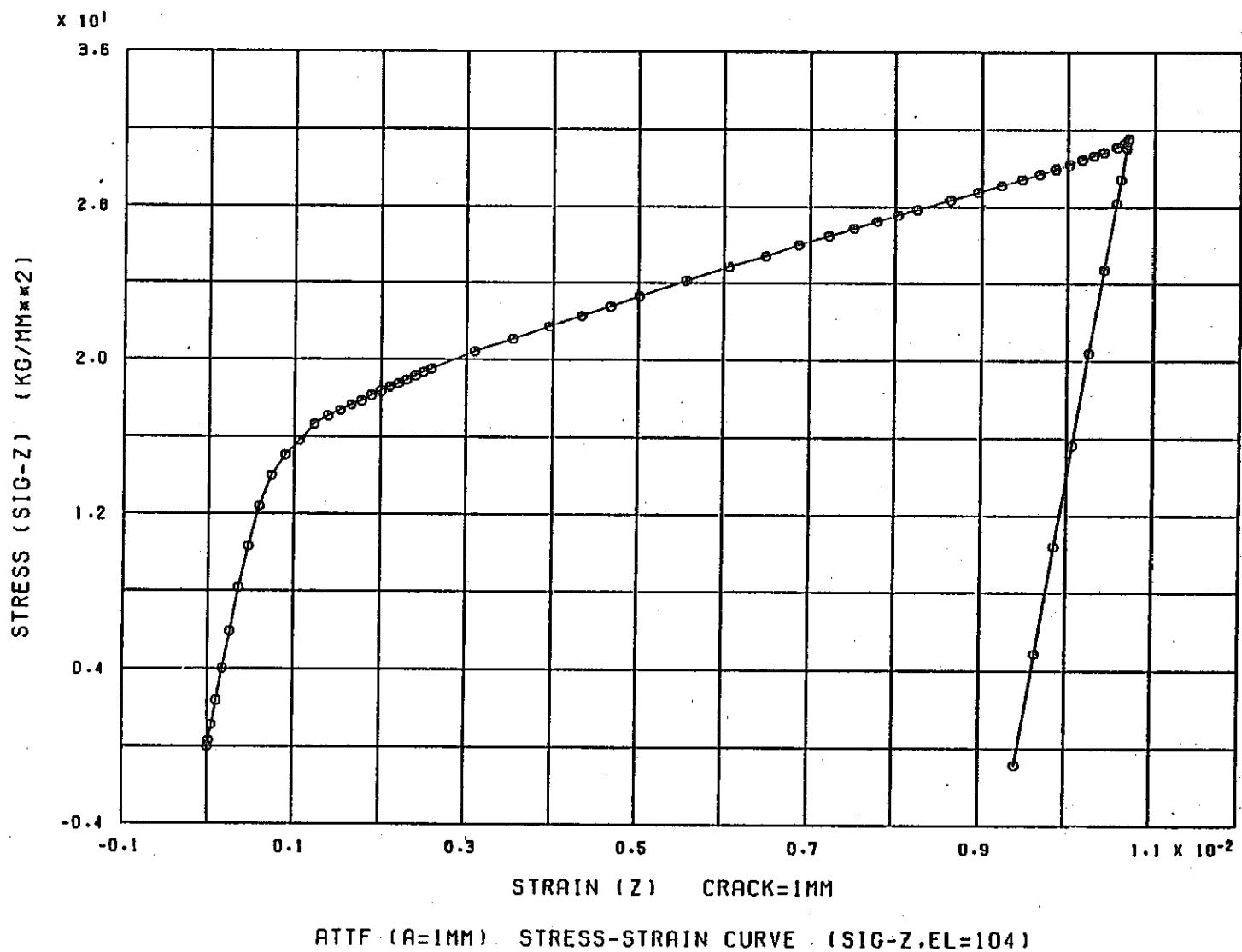
- (1) 有限要素法を用いてJ積分を計算し、これを用いて熱疲労き裂進展過程を模擬した結果、試験結果は弾性破壊力学と弾塑性破壊力学によるき裂進展予測値の中間であった。この結果は表面き裂付き平板や配管、エルボの疲労き裂の予測結果と同様である。
- (2) 簡易法によるJ積分の計算結果は、上記詳細解析による値を良い精度で算出しており、開発した簡易法の妥当性が実証された。

付 錄 1

内面、き裂先端、外面の応力ひずみ関係

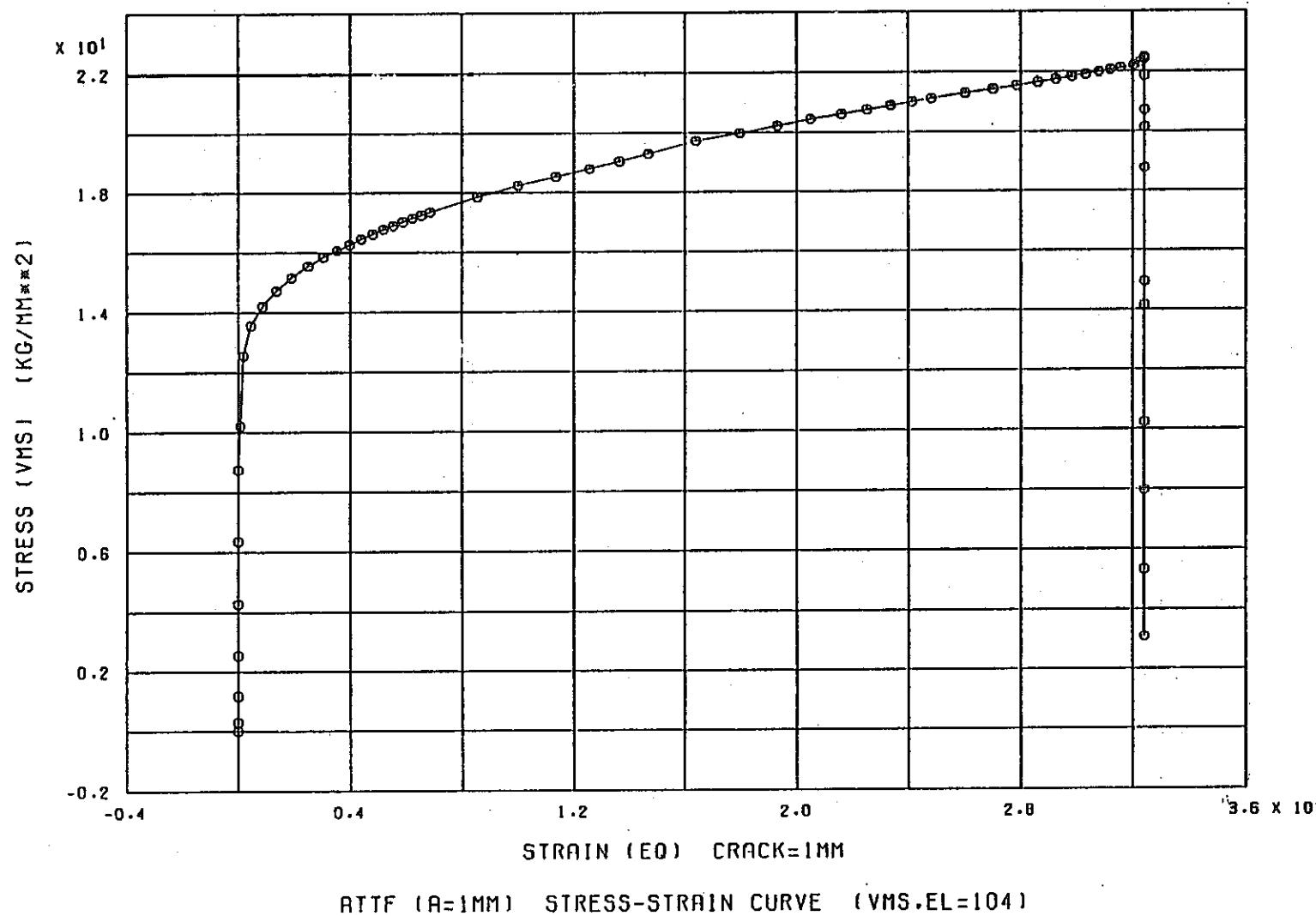
FINAS



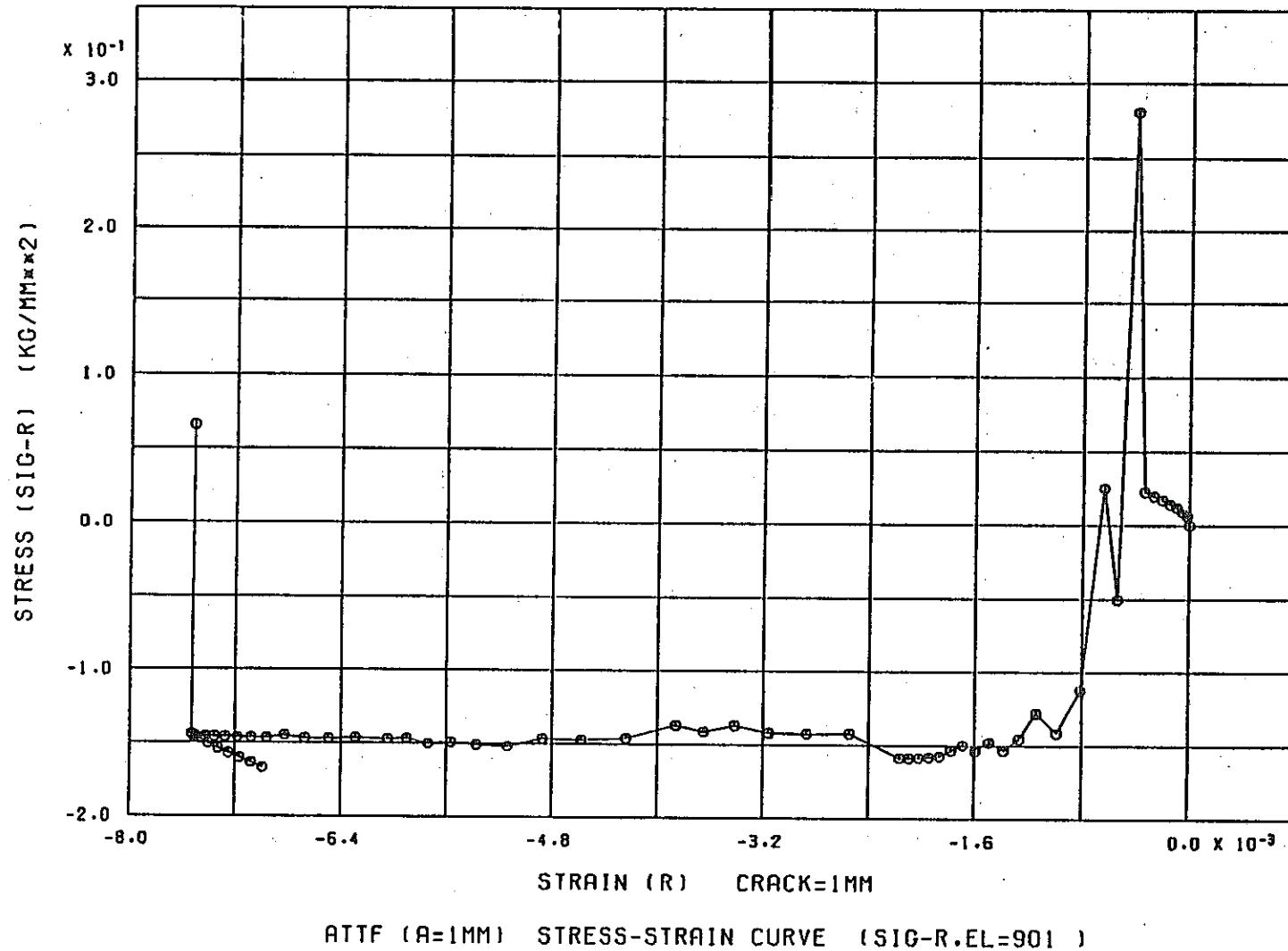


FINAS

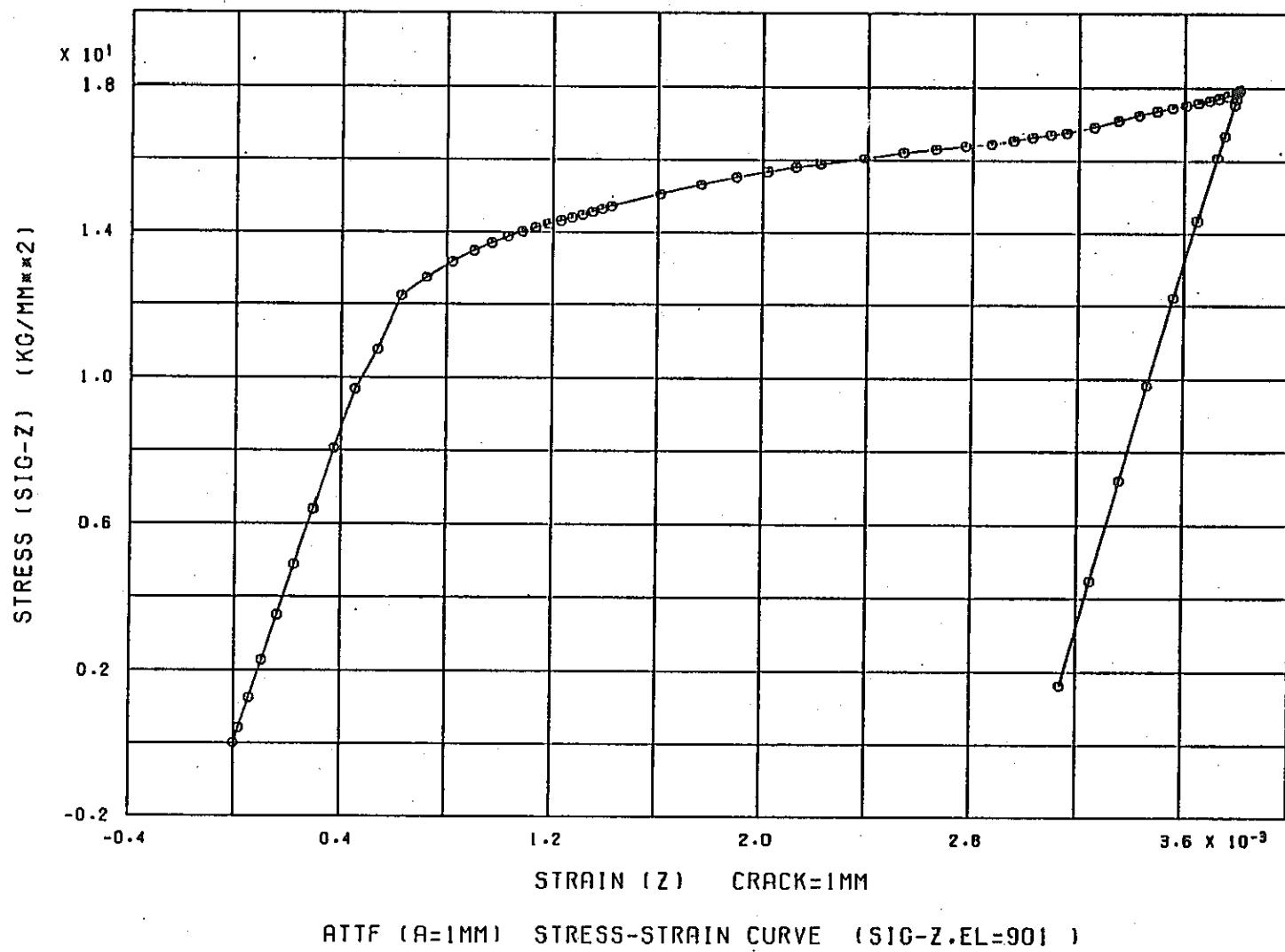
— 49 —



FINRS

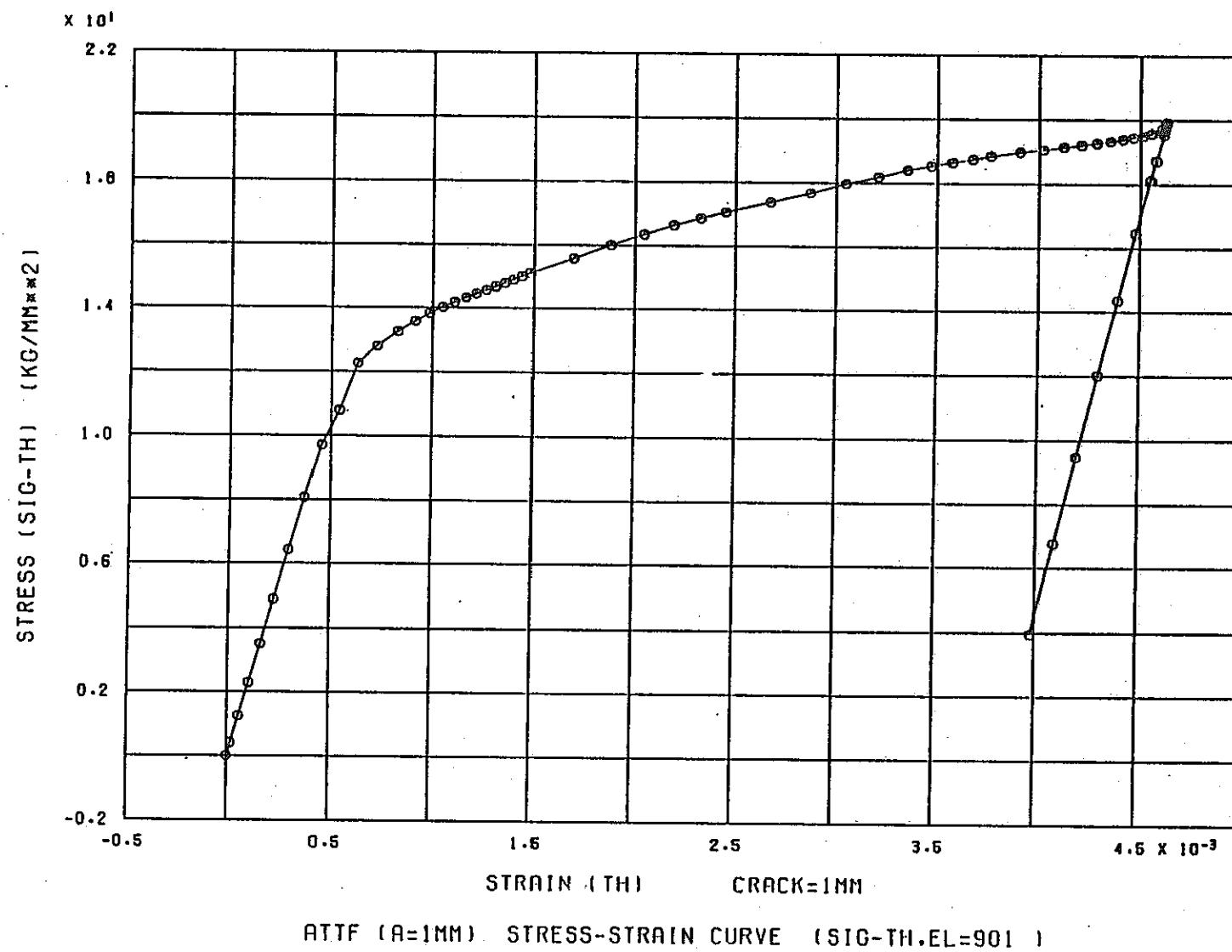


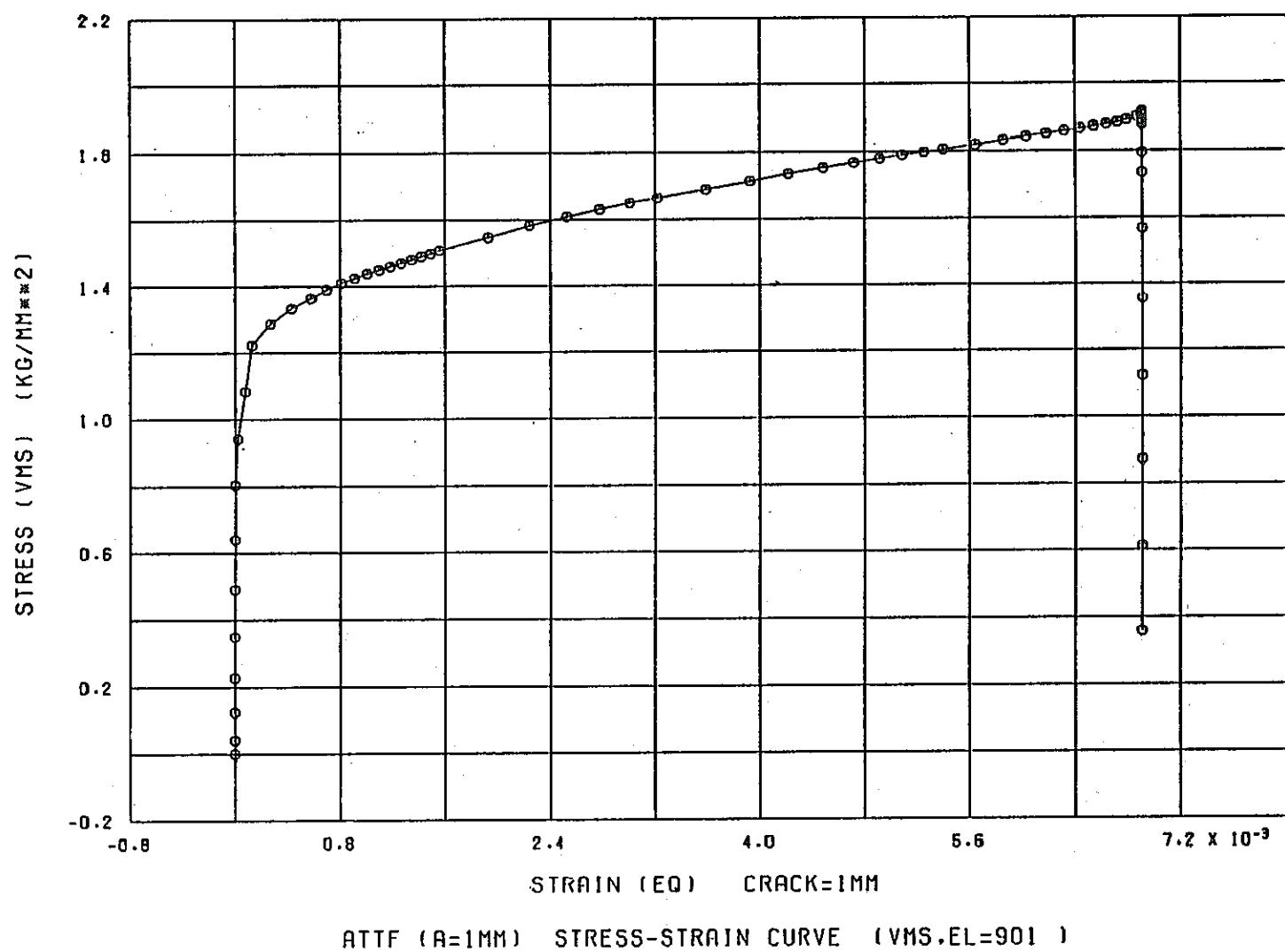
FINAS



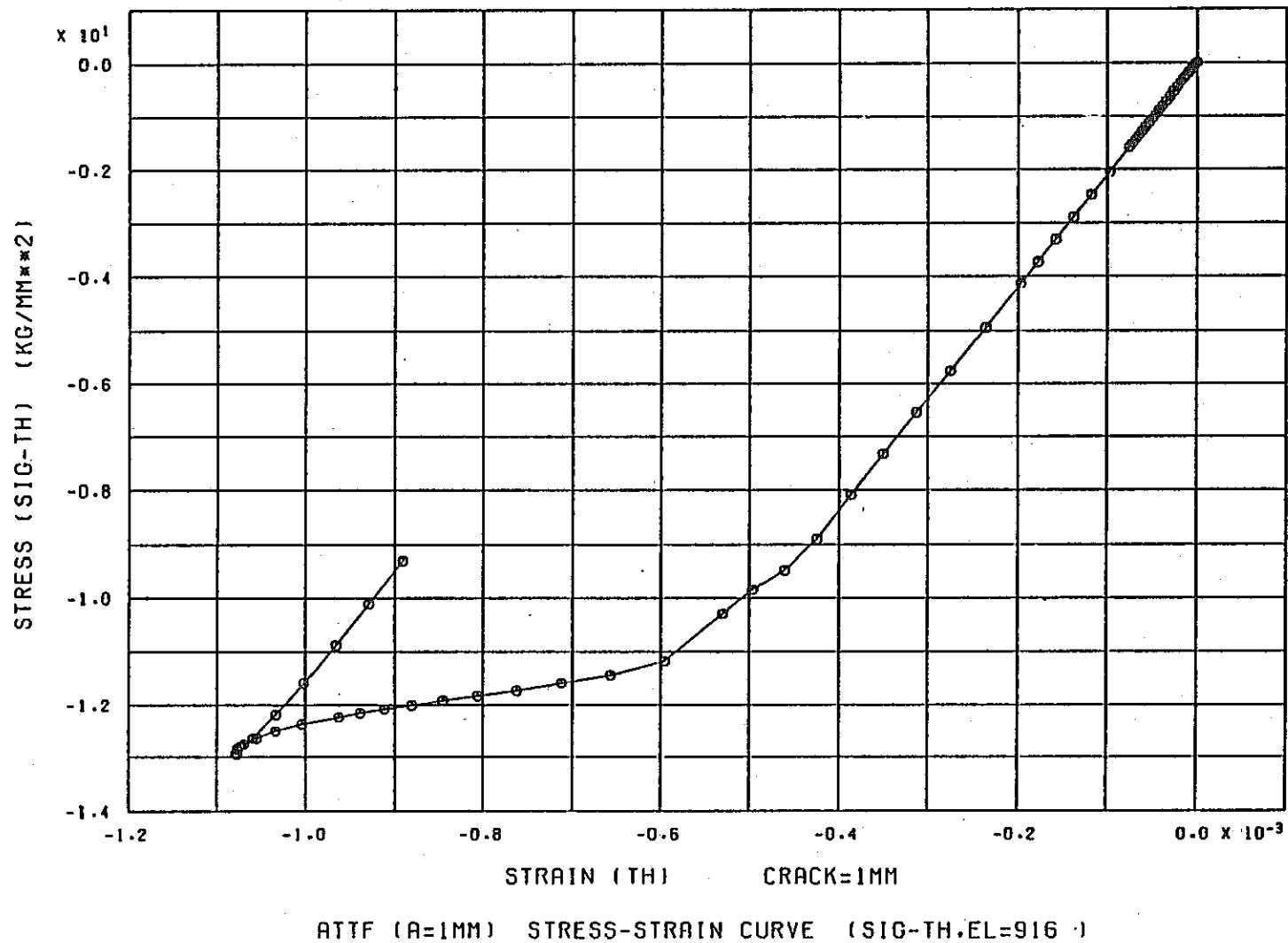
ATTF (R=1MM) STRESS-STRAIN CURVE (SIG-Z.EL=901)

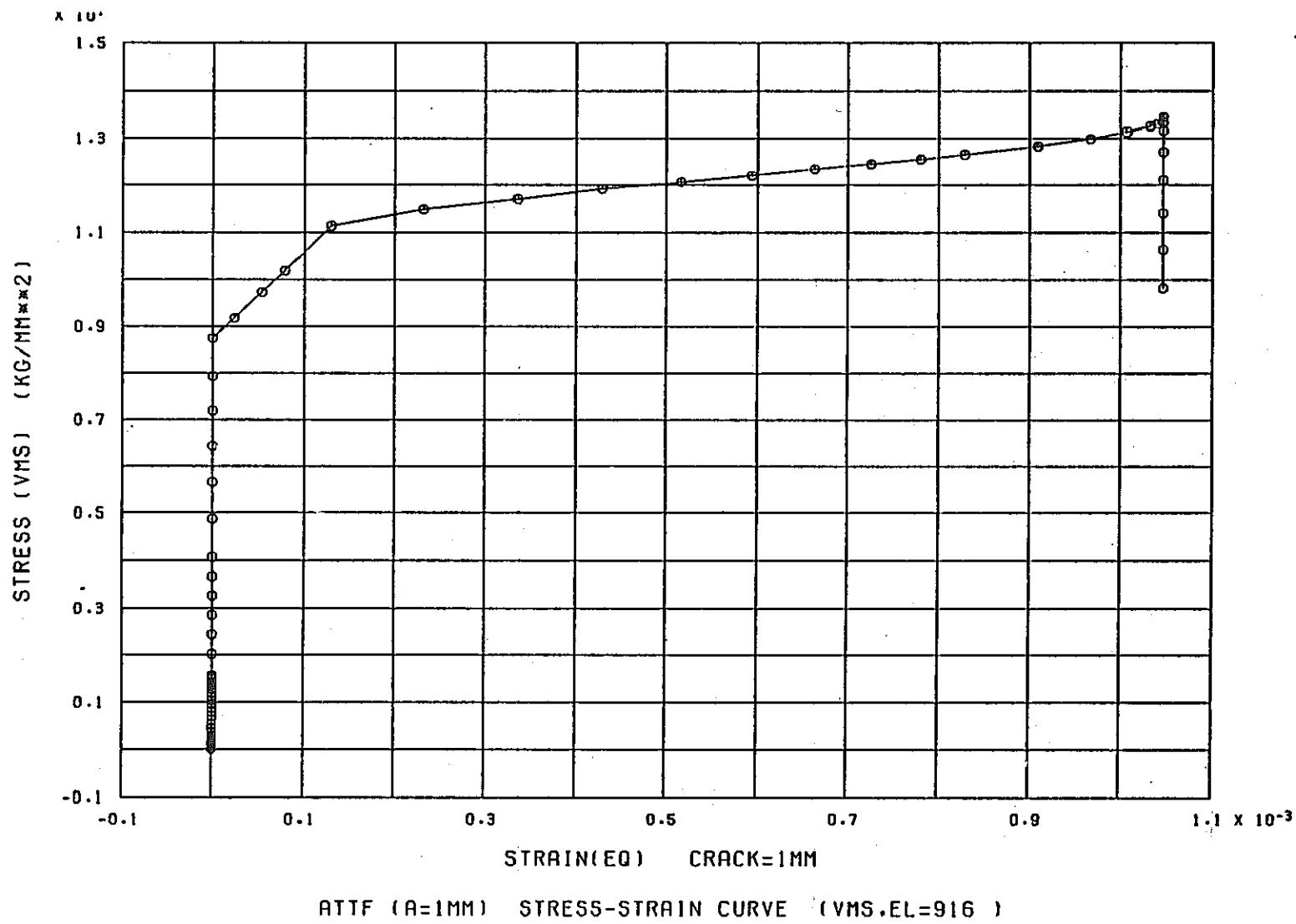
FINAS



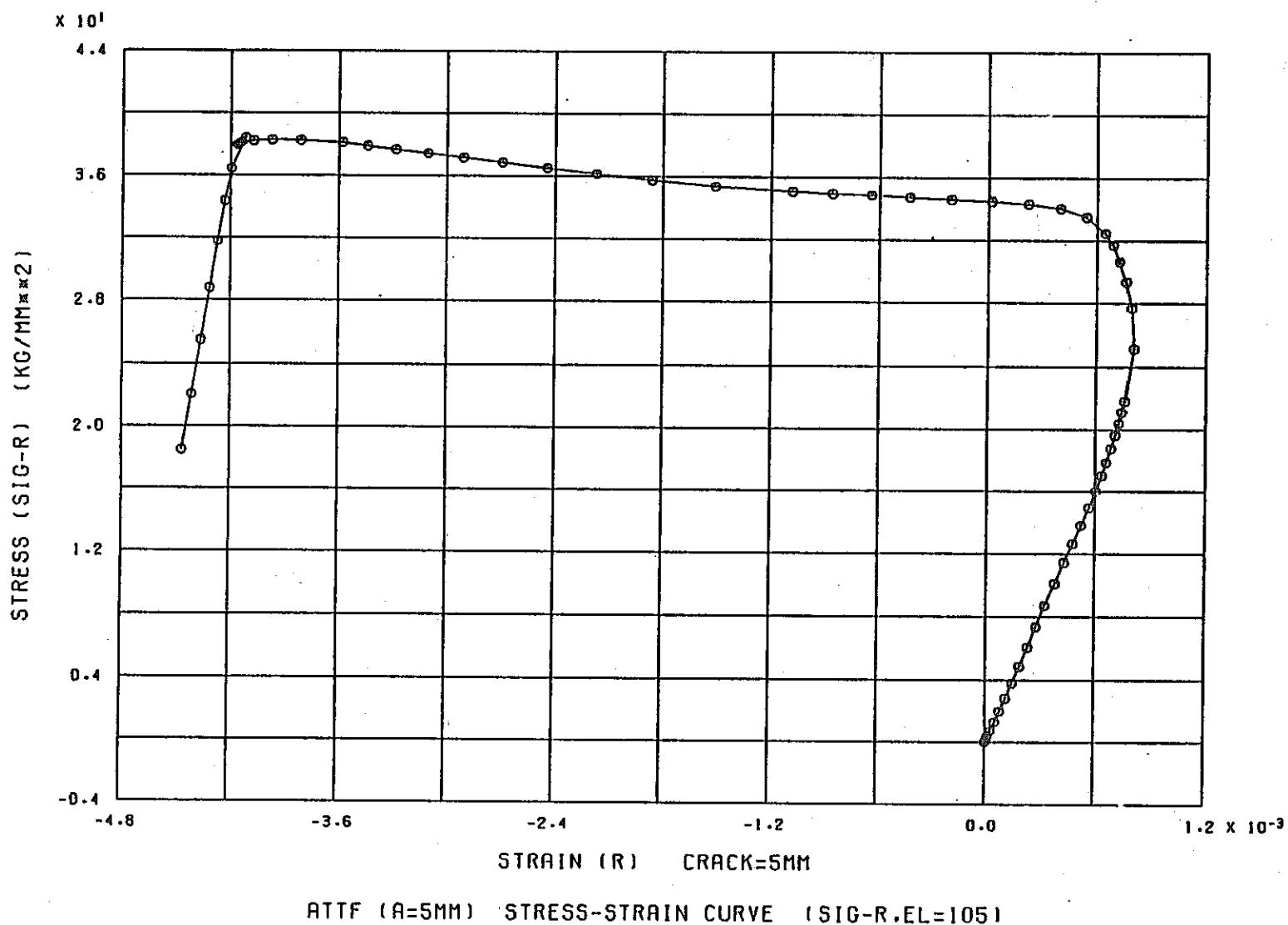


FINAS

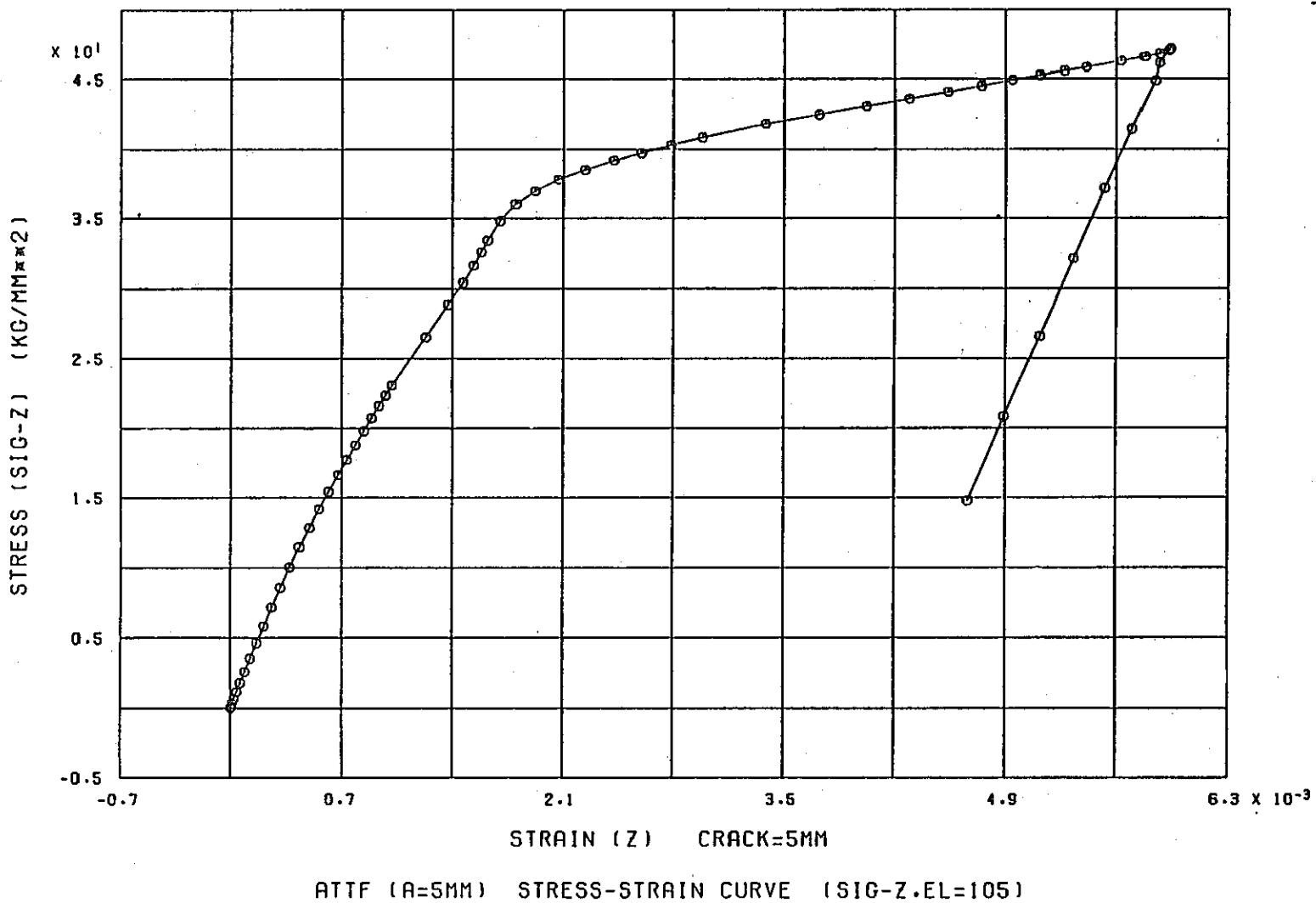




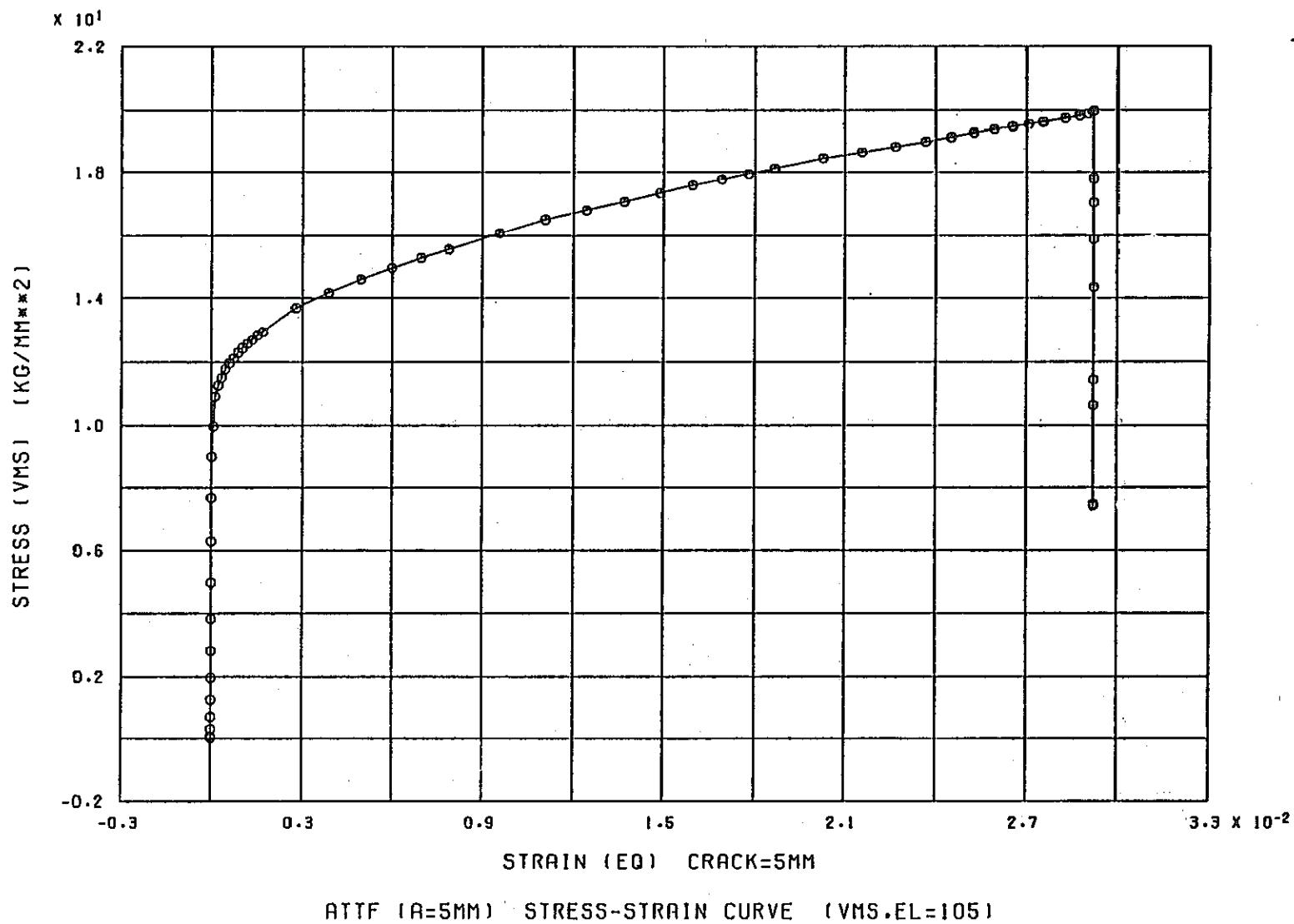
FINAS



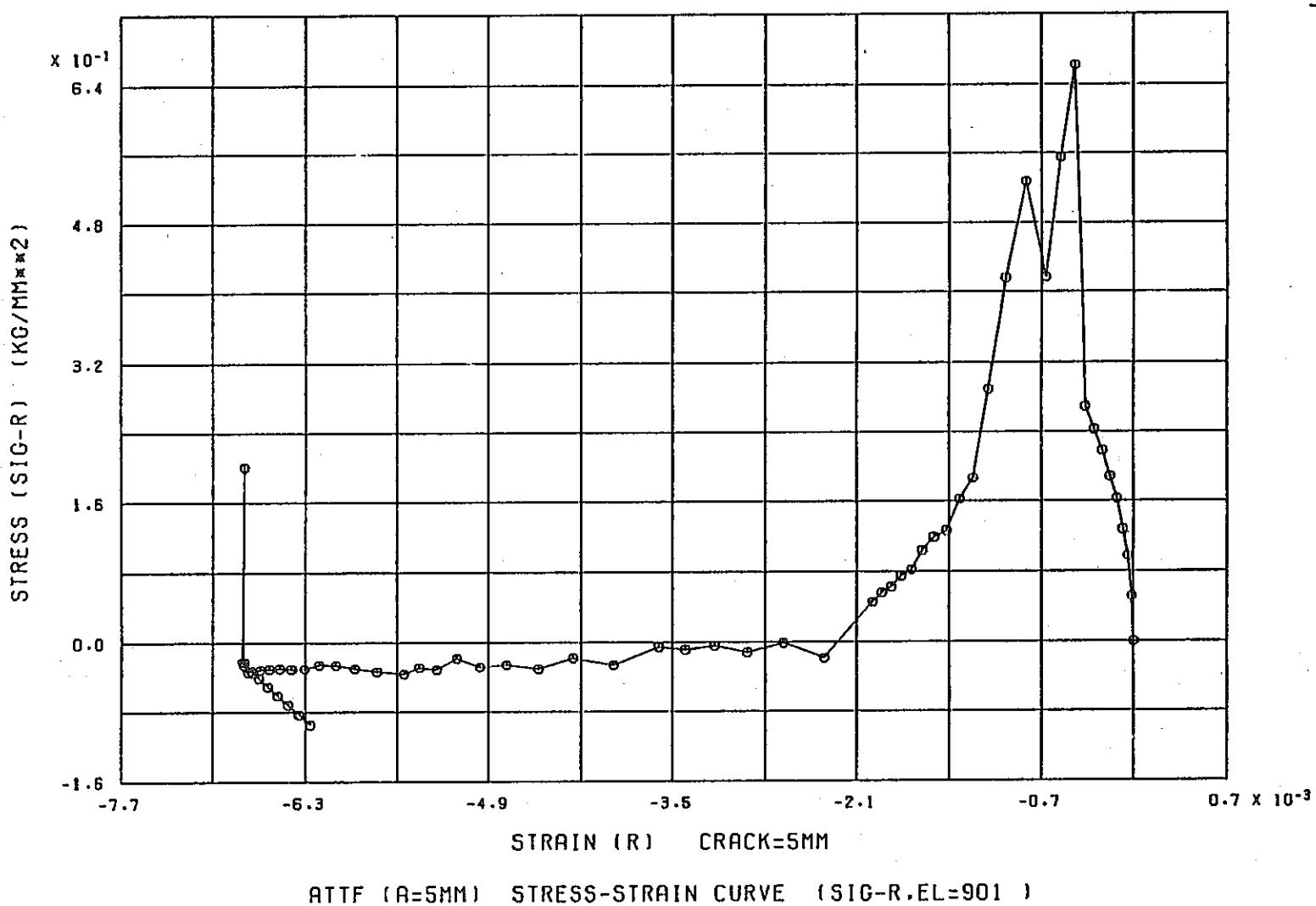
FINAS



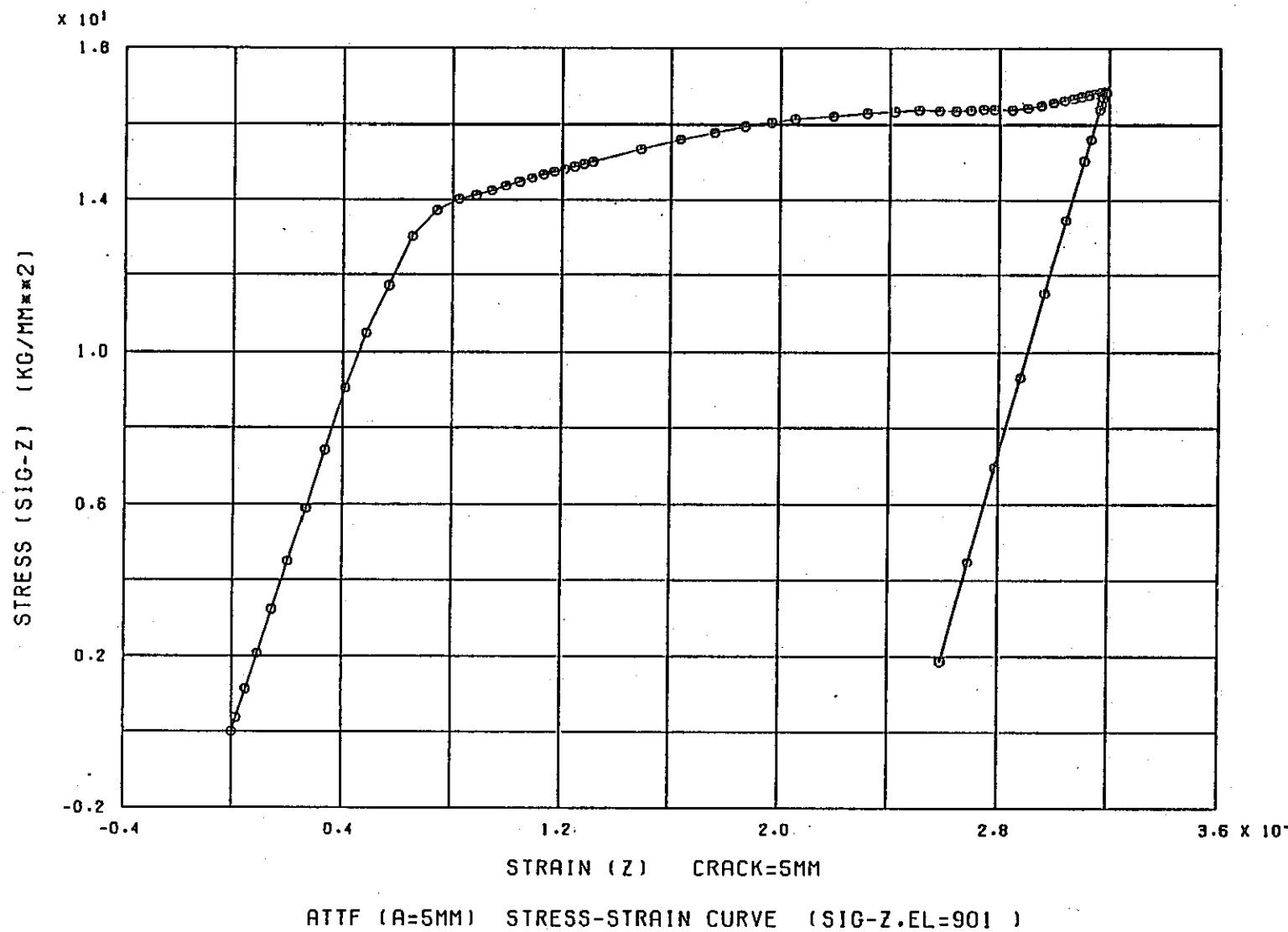
FINAS



FINAS

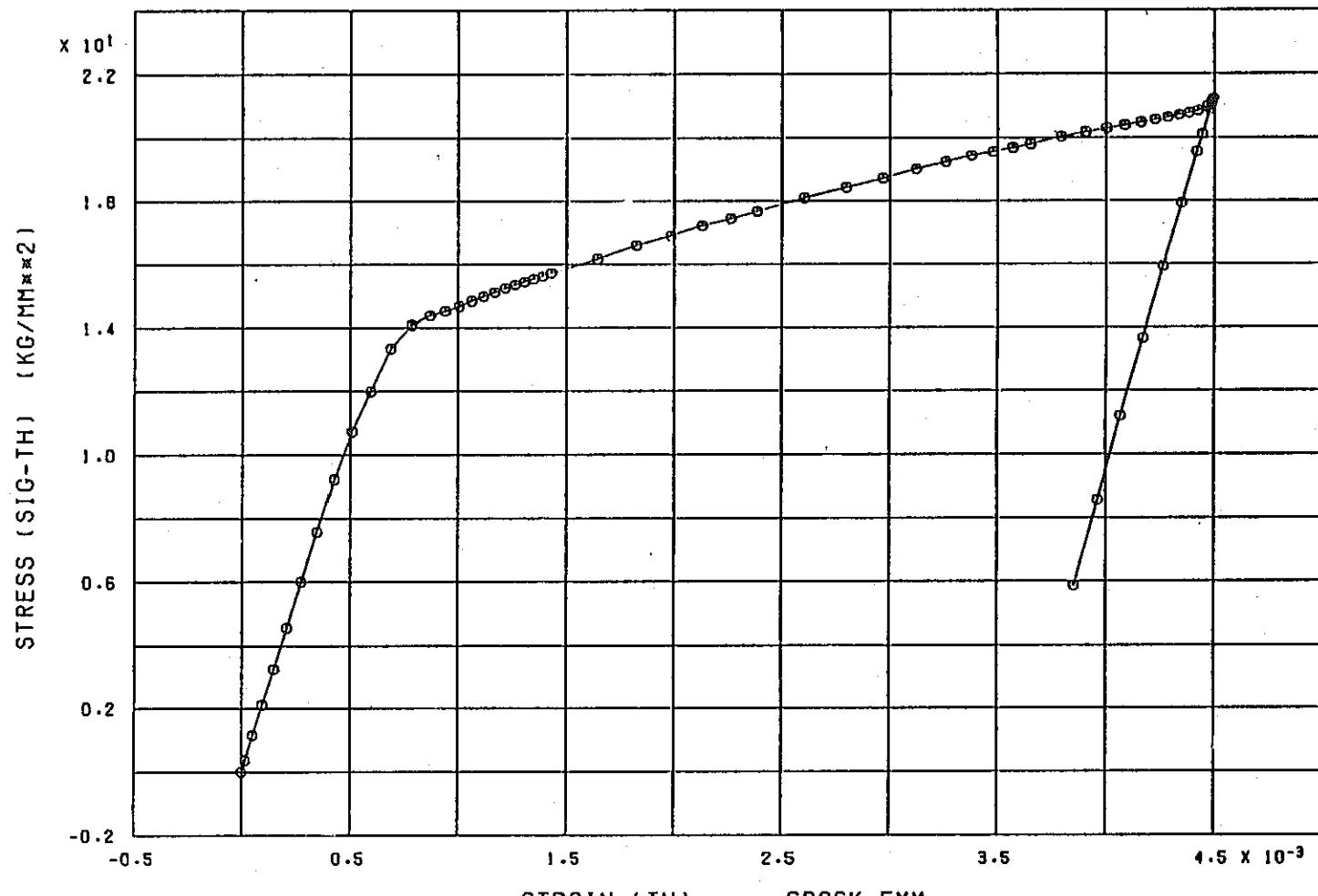


FINAS



FINAS.

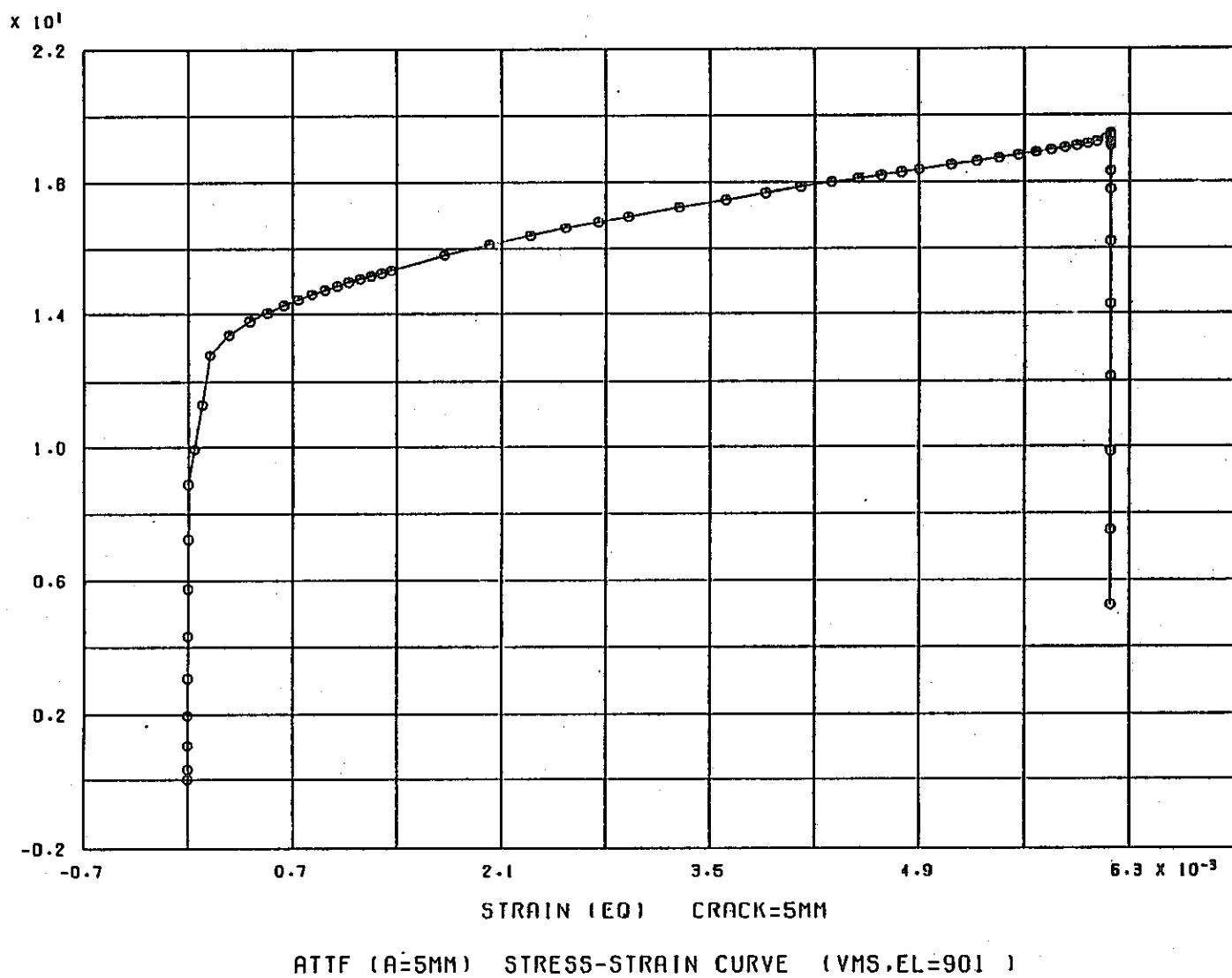
— 6L —



ATTF (A=5MM) STRESS-STRAIN CURVE (SIG-TH.EL=901)

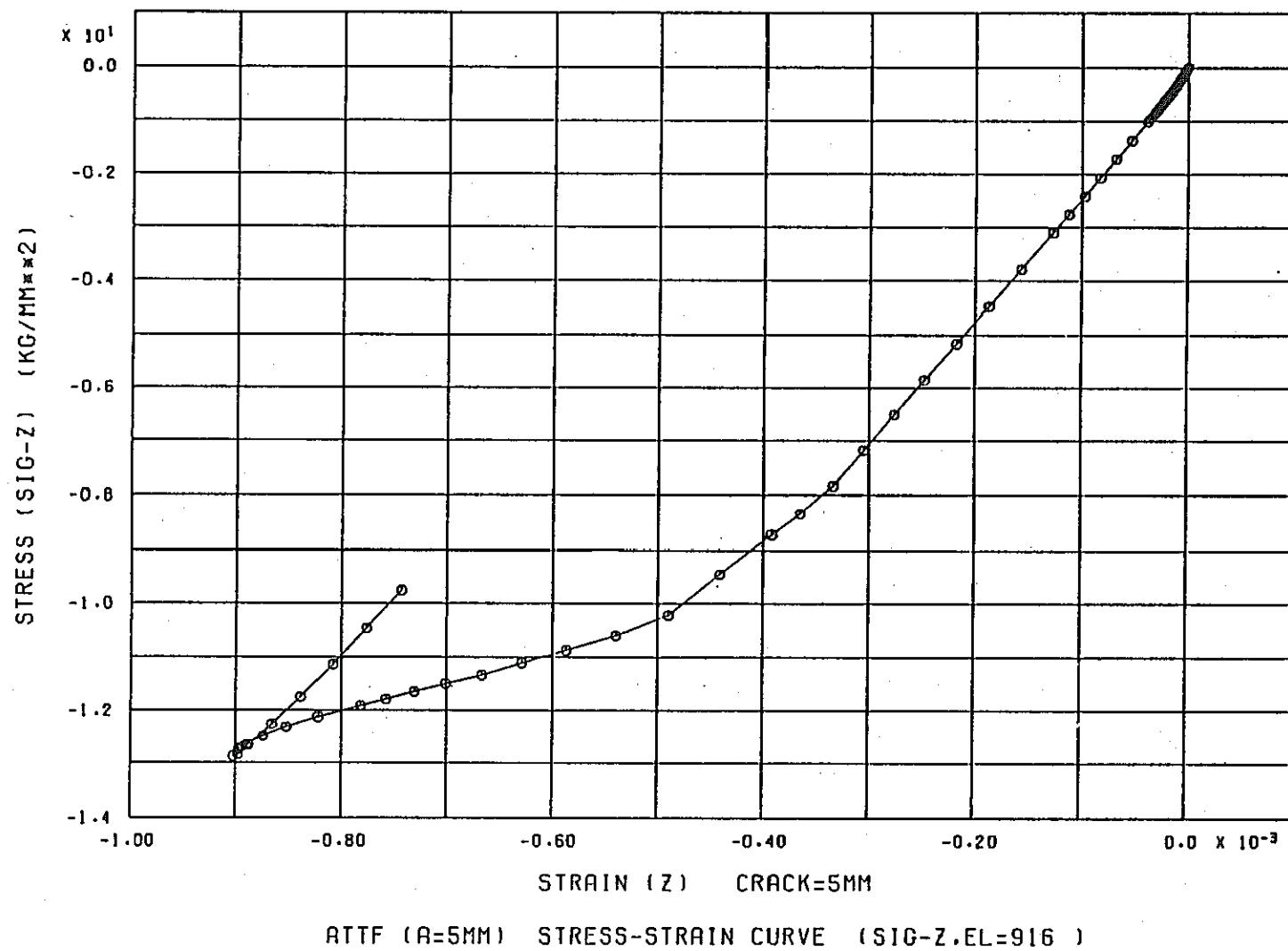
FINAS

— 08 —

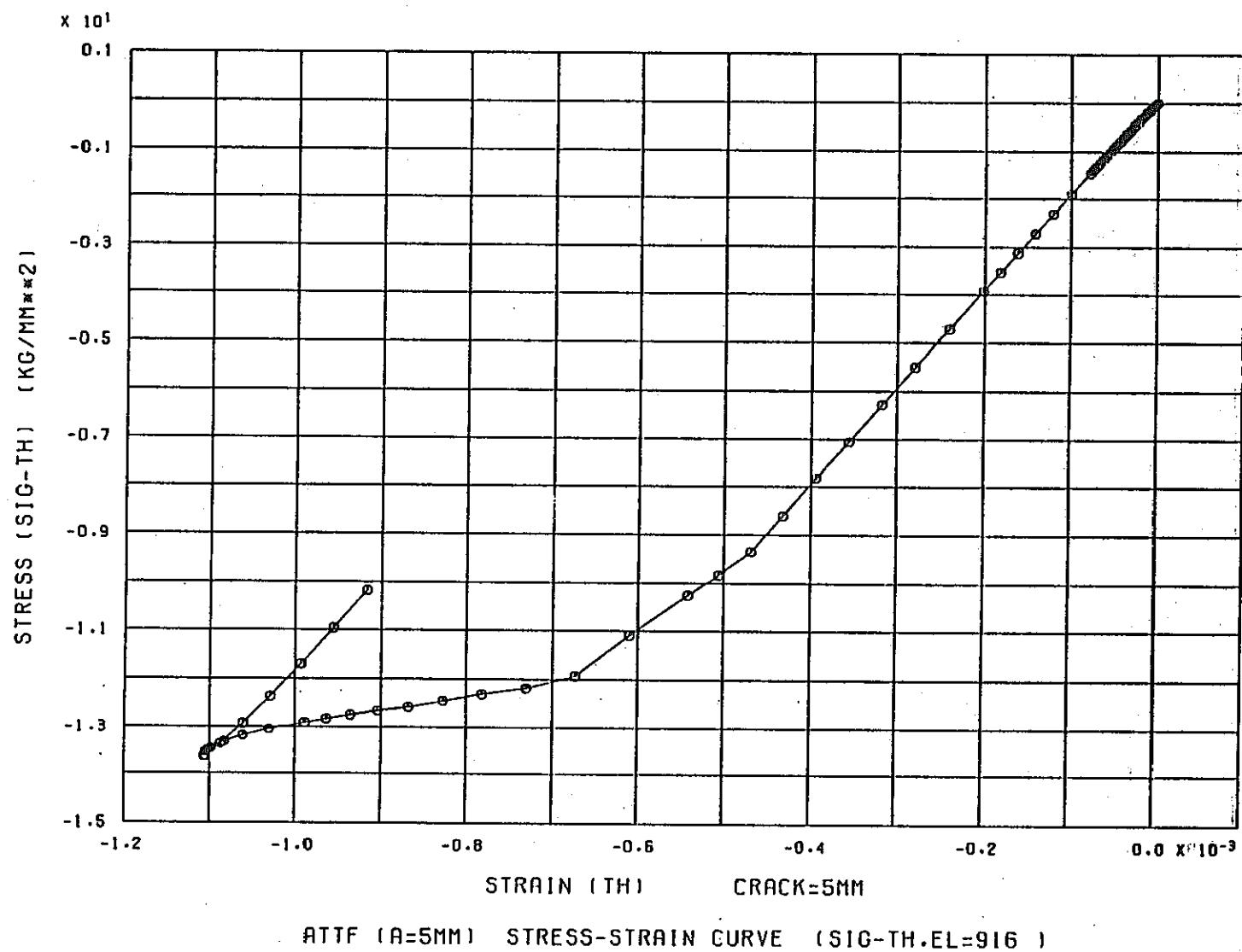


FINAS

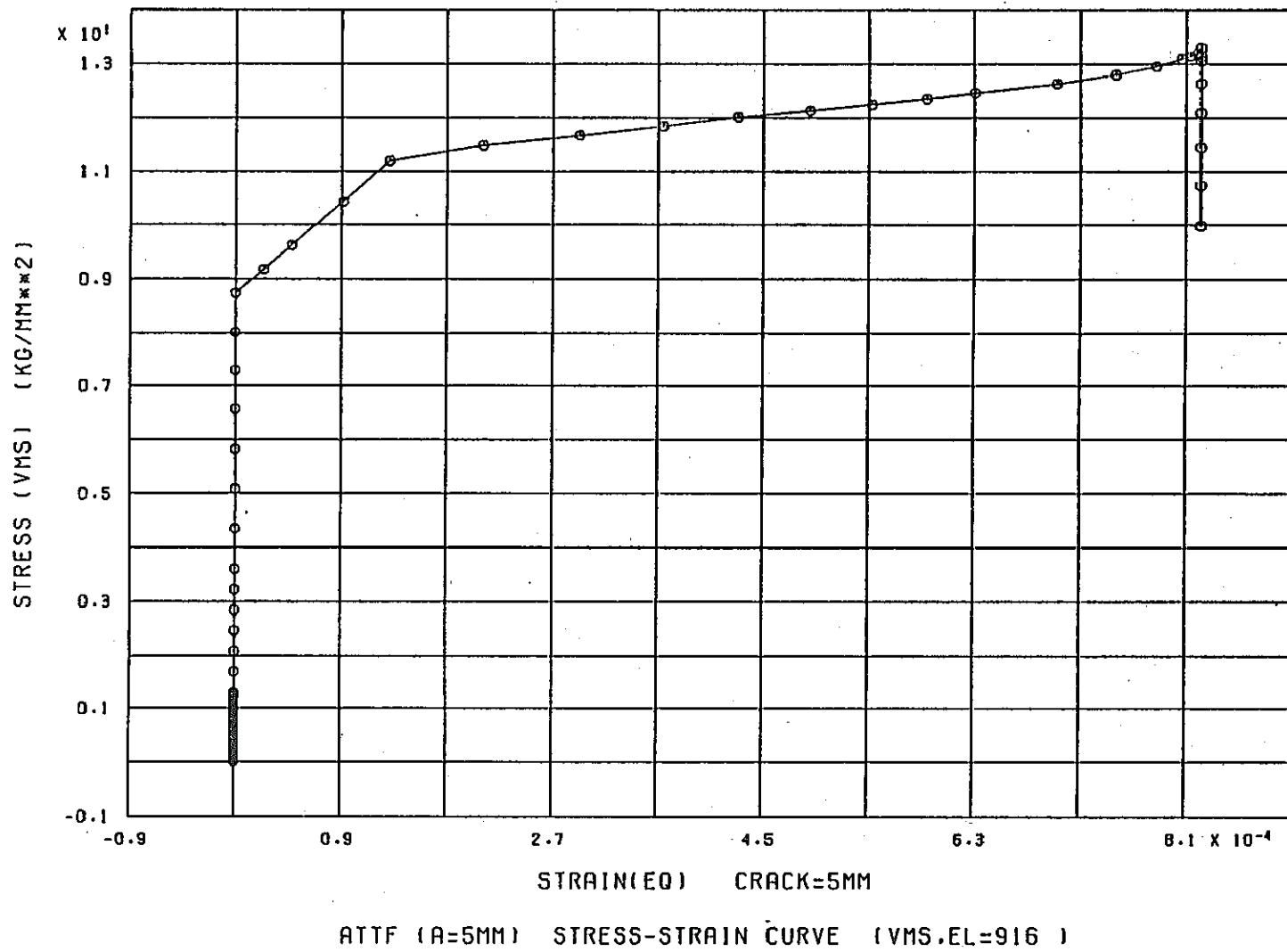
— 18 —



FINAS

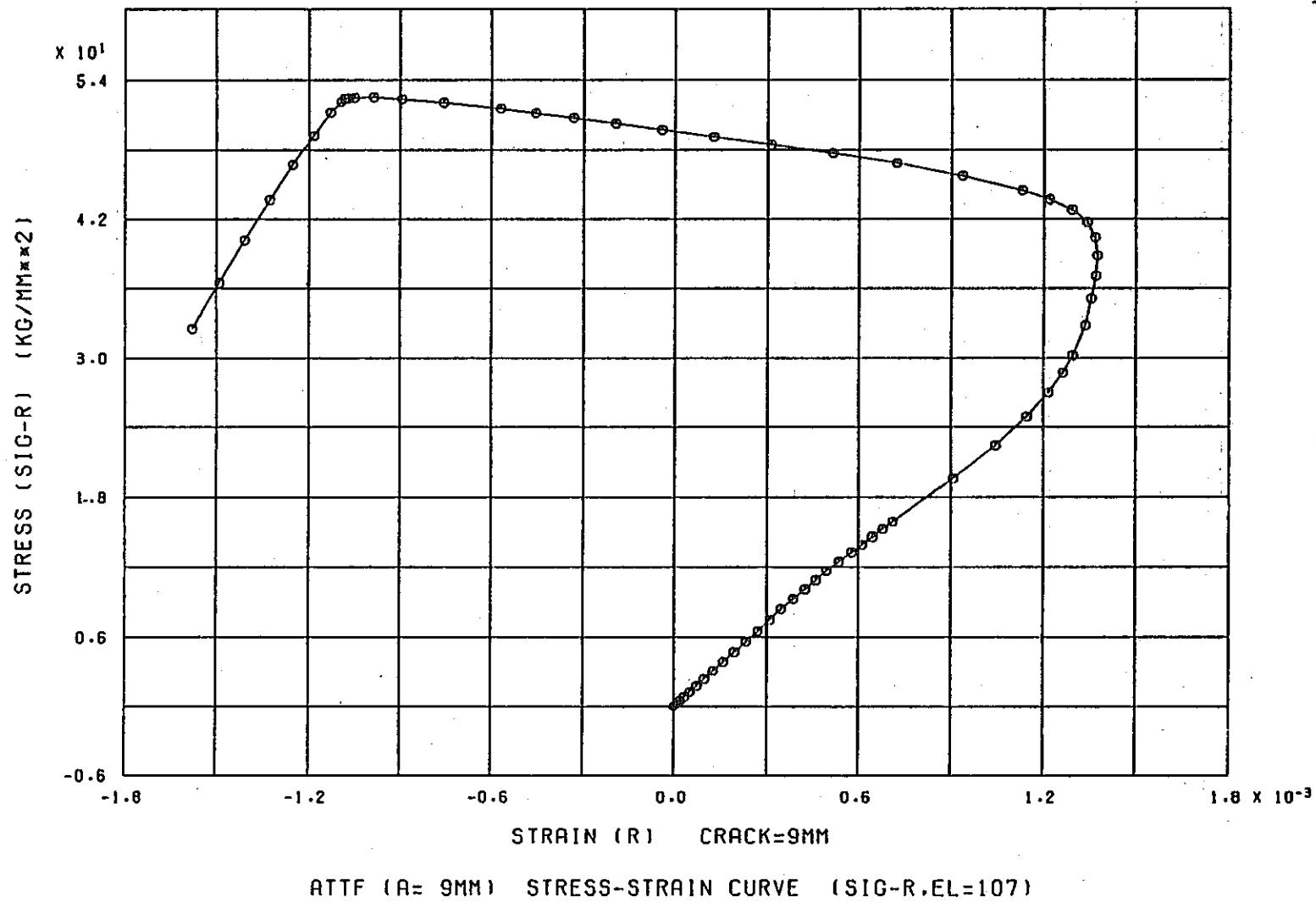


FINAS



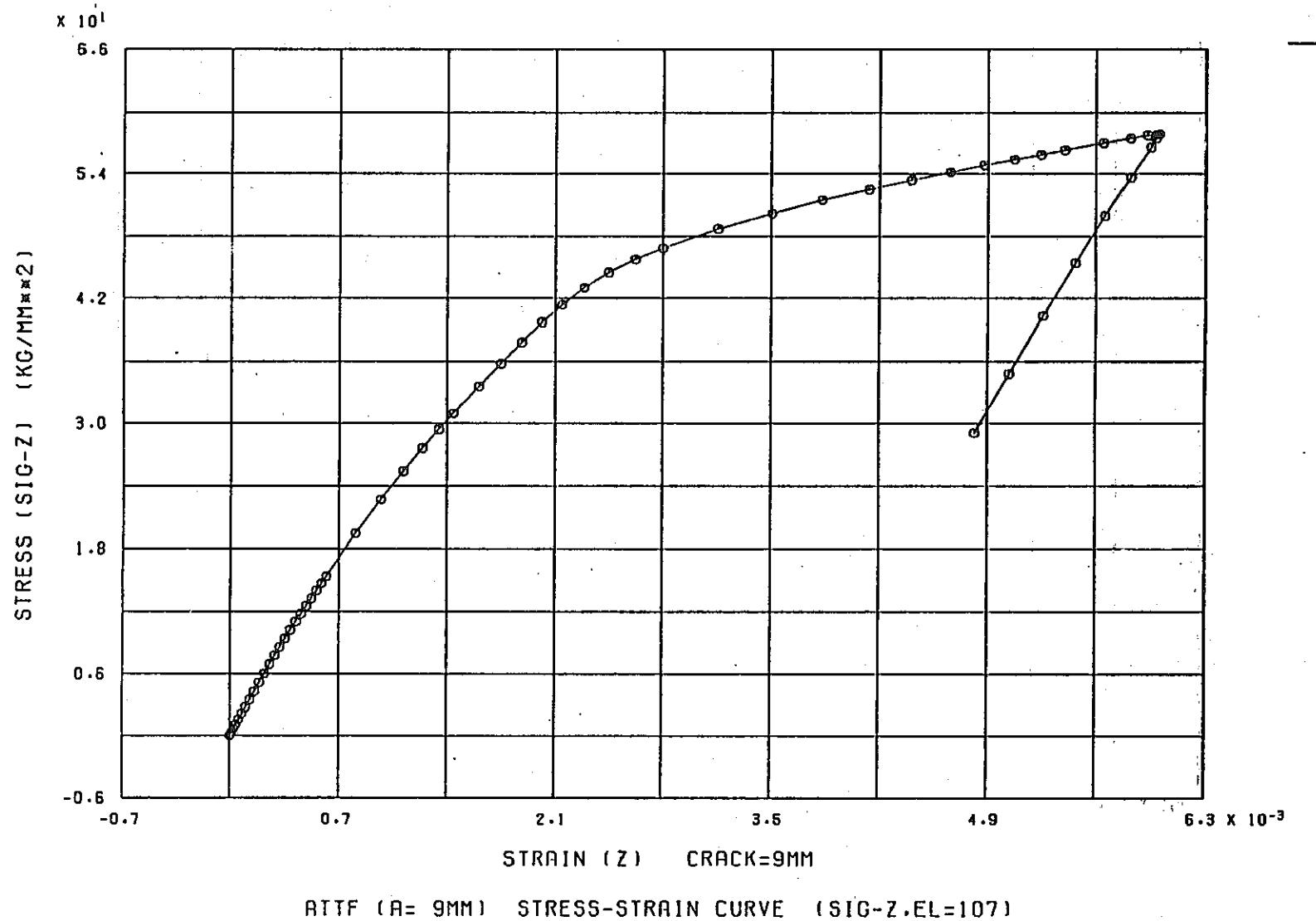
ATTF (A=5MM) STRESS-STRAIN CURVE (VMS.EL=916)

FINAS

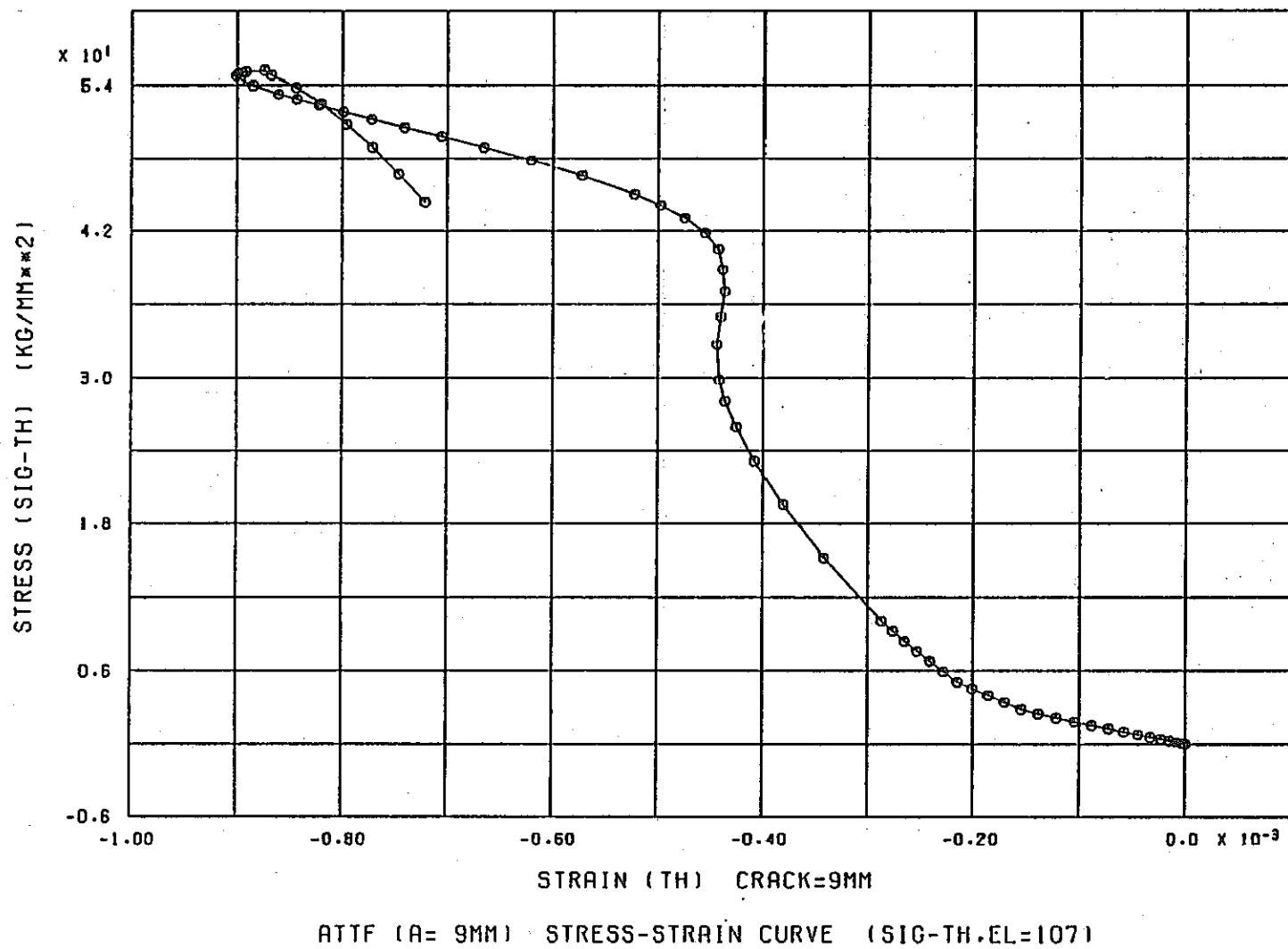


FINAS

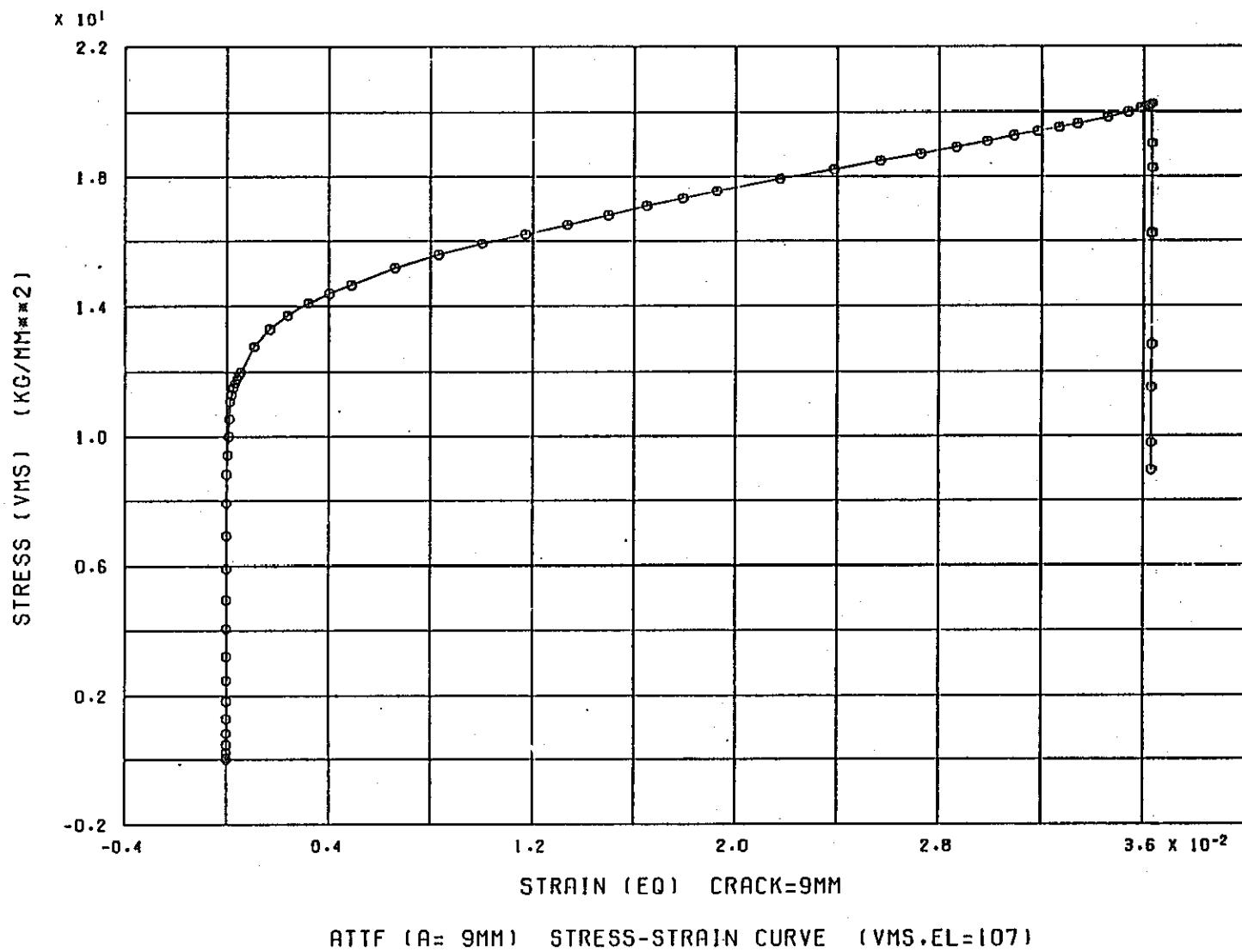
— 95 —



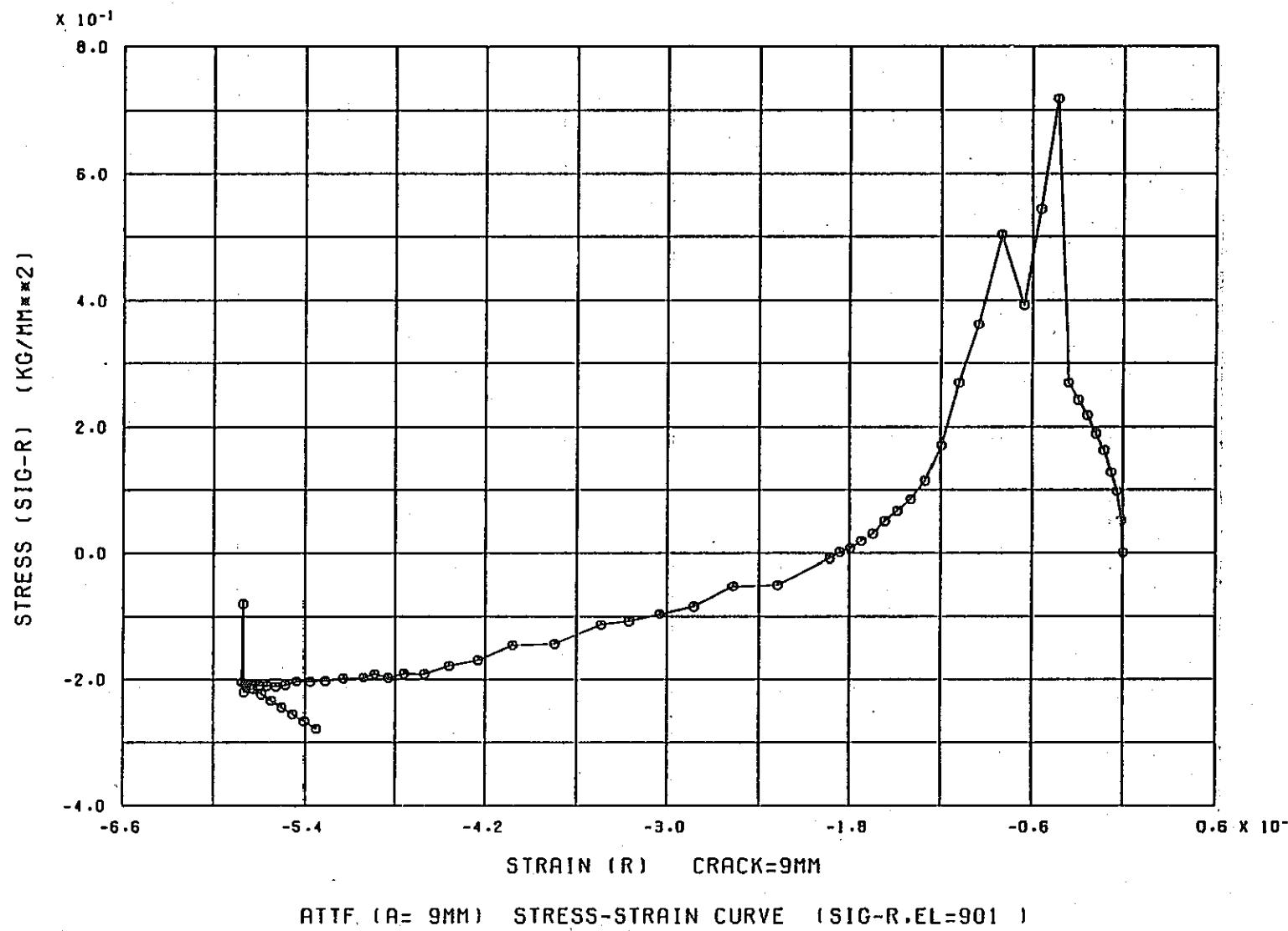
FINAS



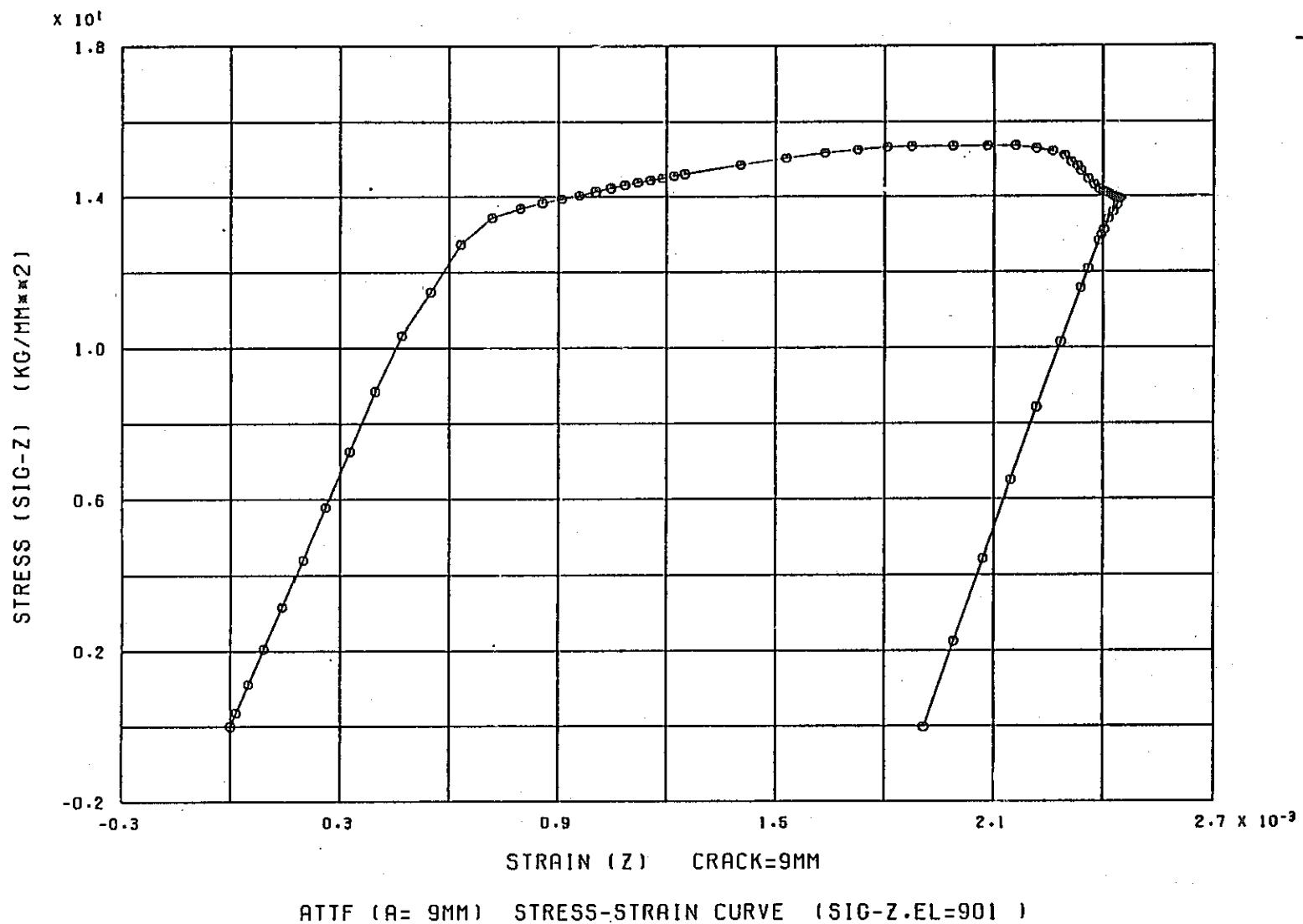
FINAS



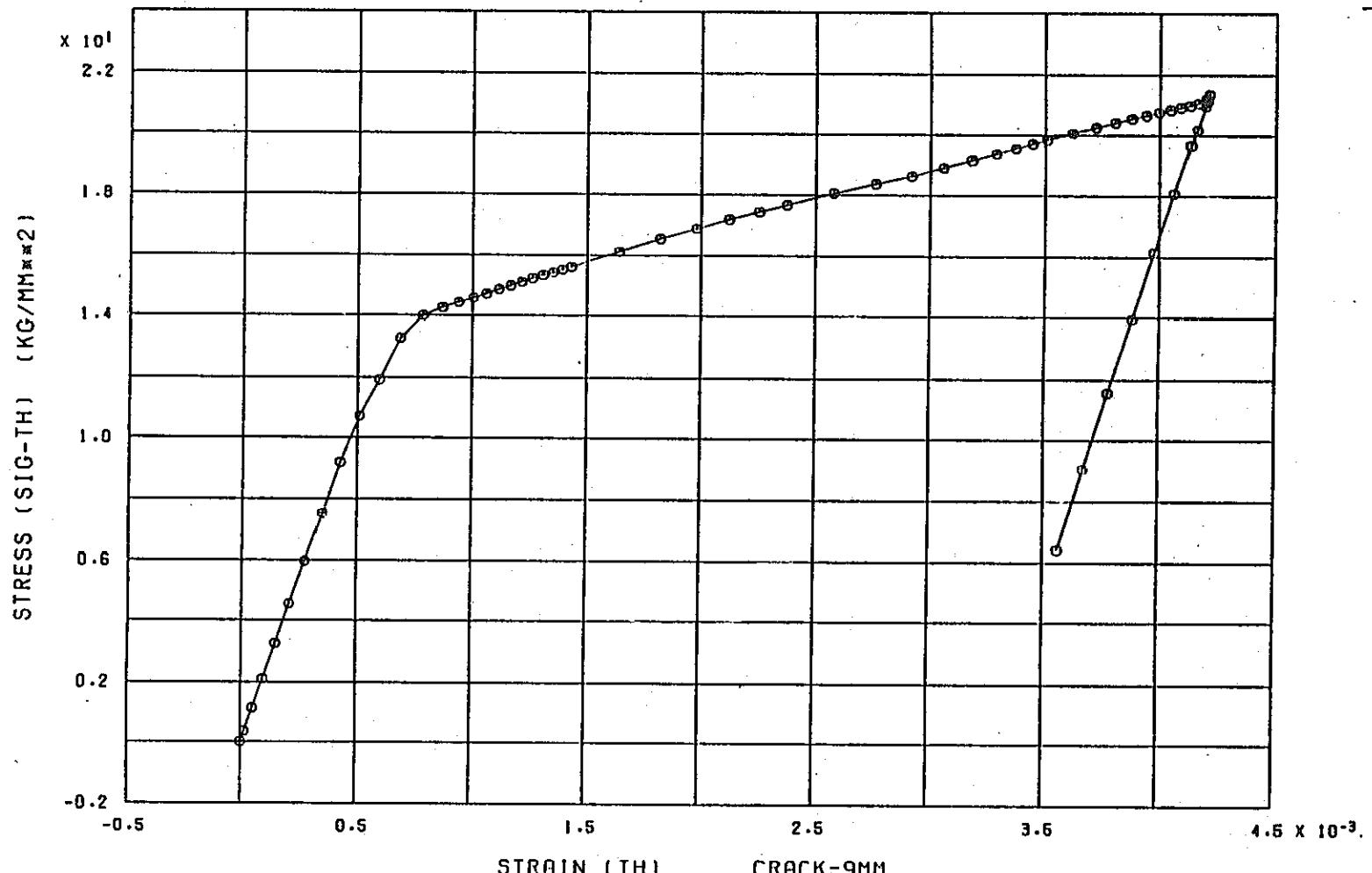
FINAS



FINAS



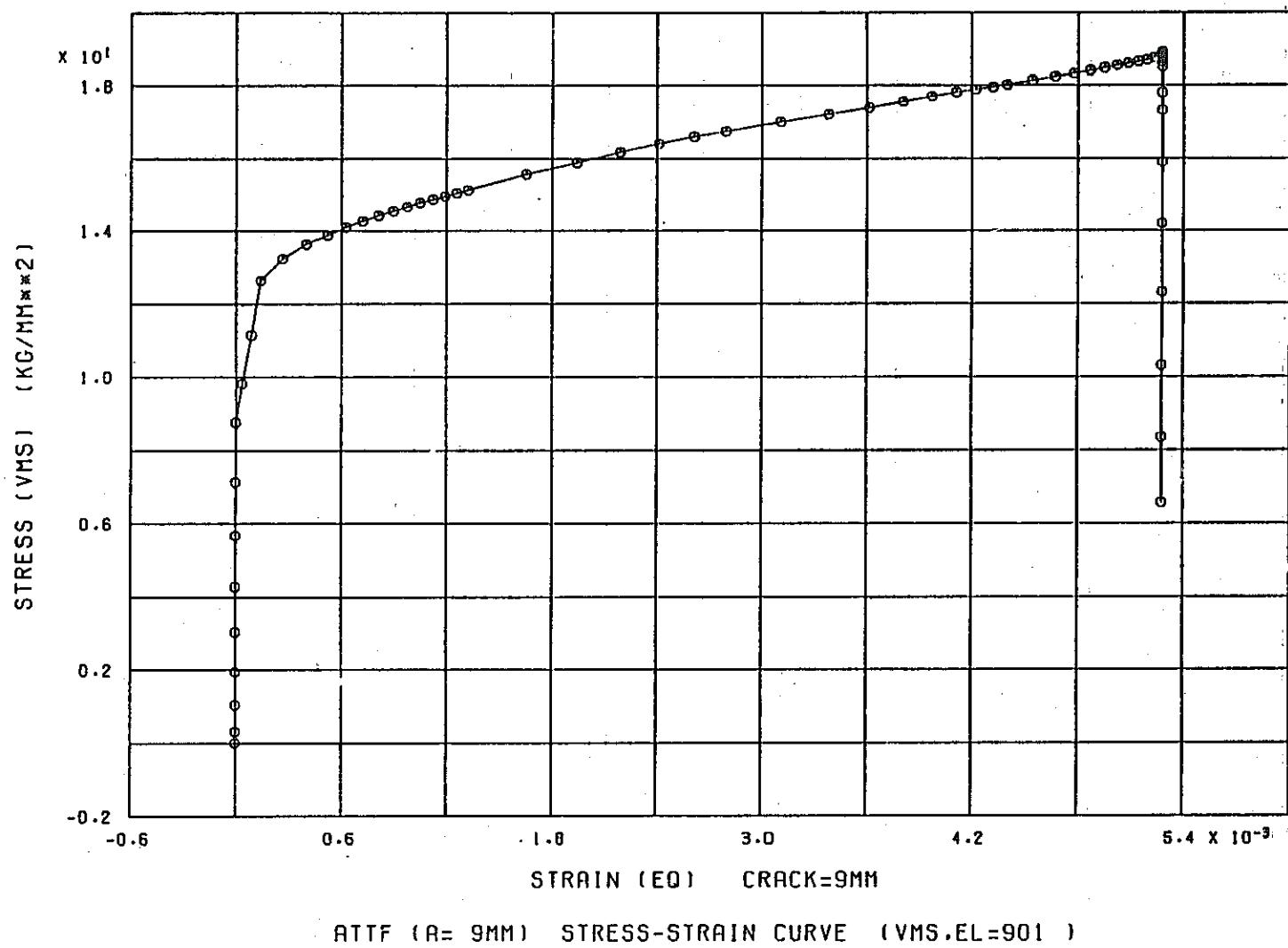
FINAS



ATTF (R= 9MM), STRESS-STRAIN CURVE (SIG-TH,EL=901)

FINAS

— 16 —



FINAS

 $\times 10^{-1}$

3.3

2.7

2.1

1.5

0.9

0.3

-0.3

X 10⁻¹STRESS (SIG-R) (KG/MM²)

-0.1

0.1

0.3

0.5

0.7

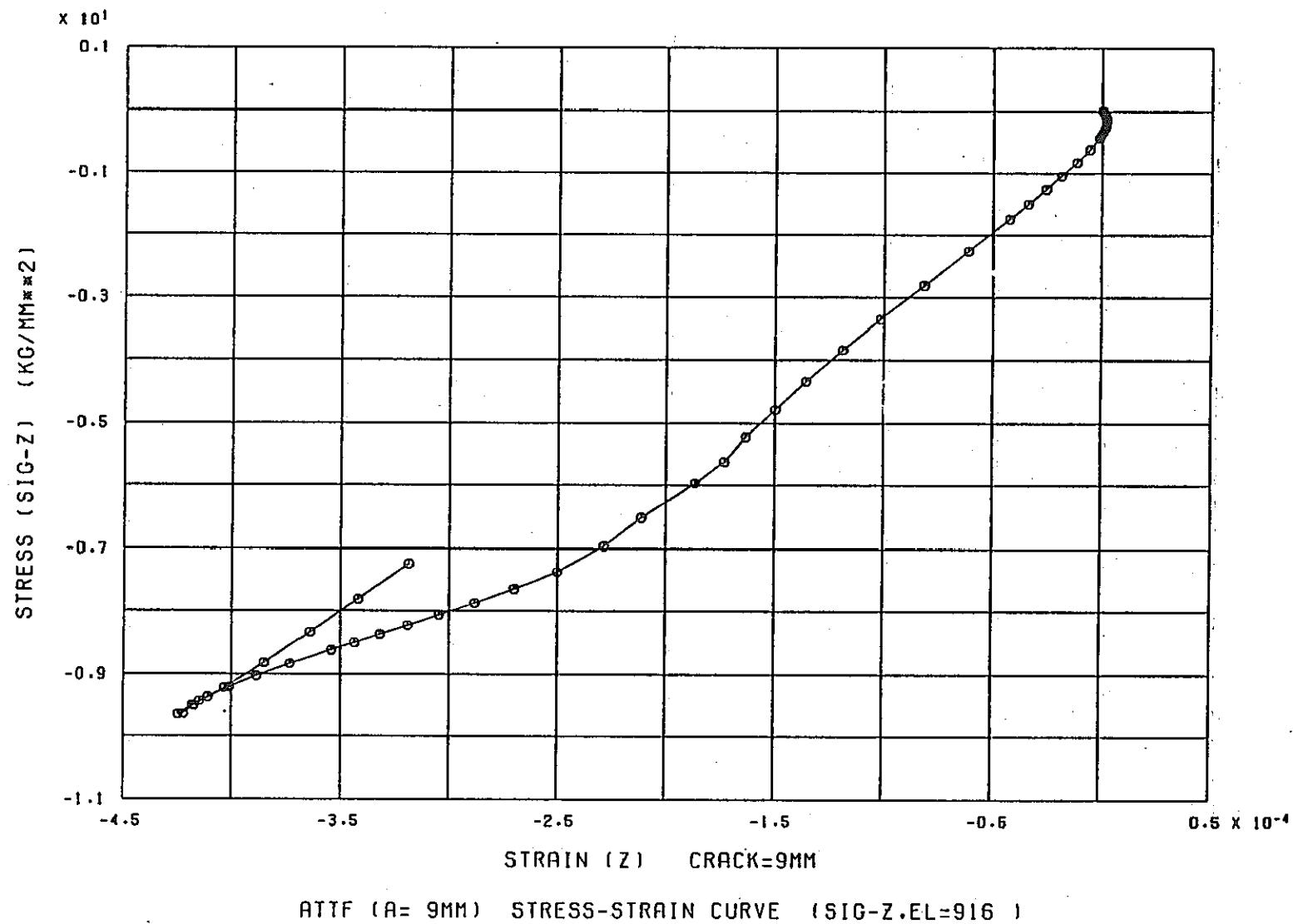
0.9

1.1 X 10⁻³

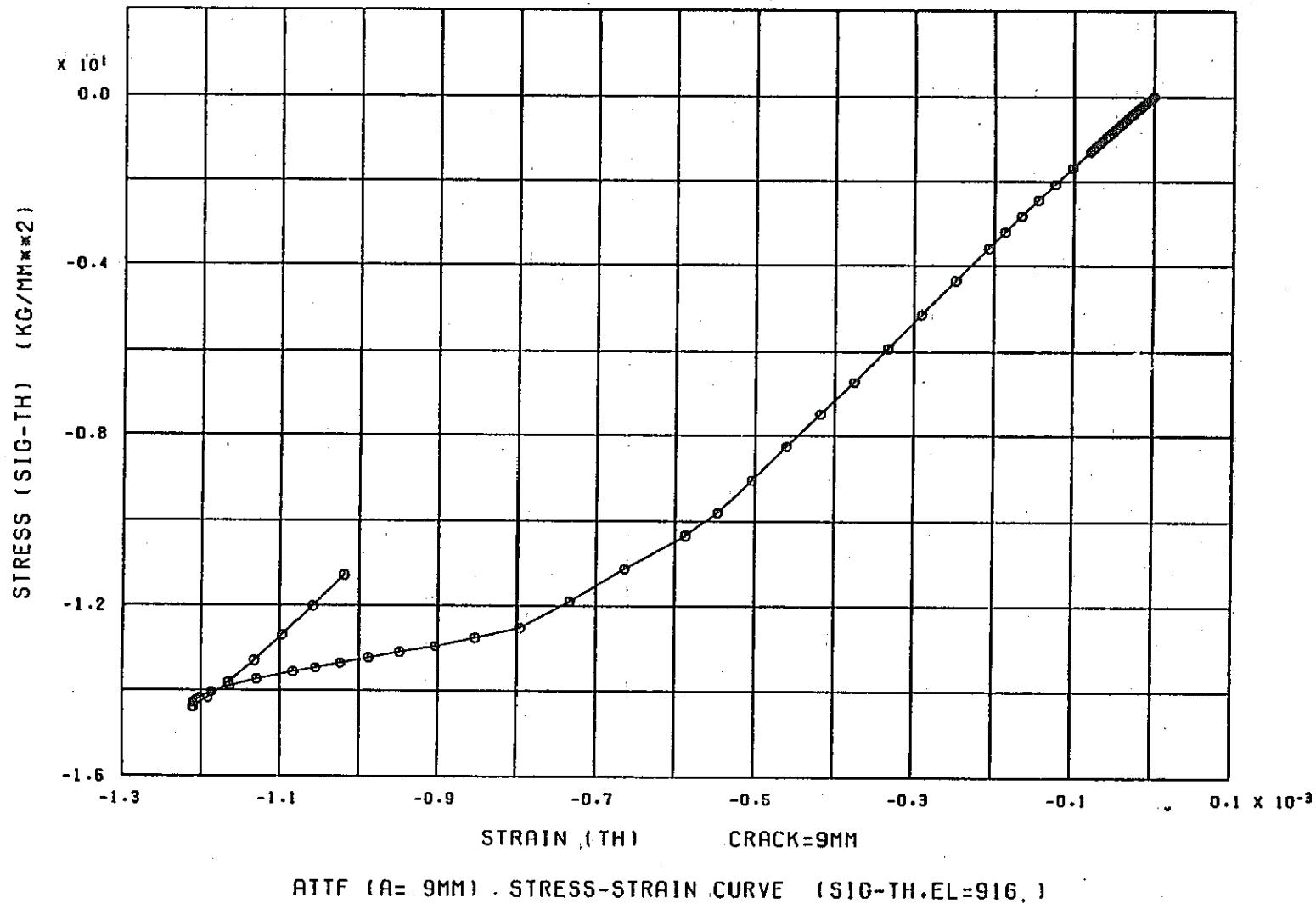
STRAIN (R) CRACK=9MM

RTTF (R= 9MM) STRESS-STRAIN CURVE (SIG-R,EL=916)

FINAS

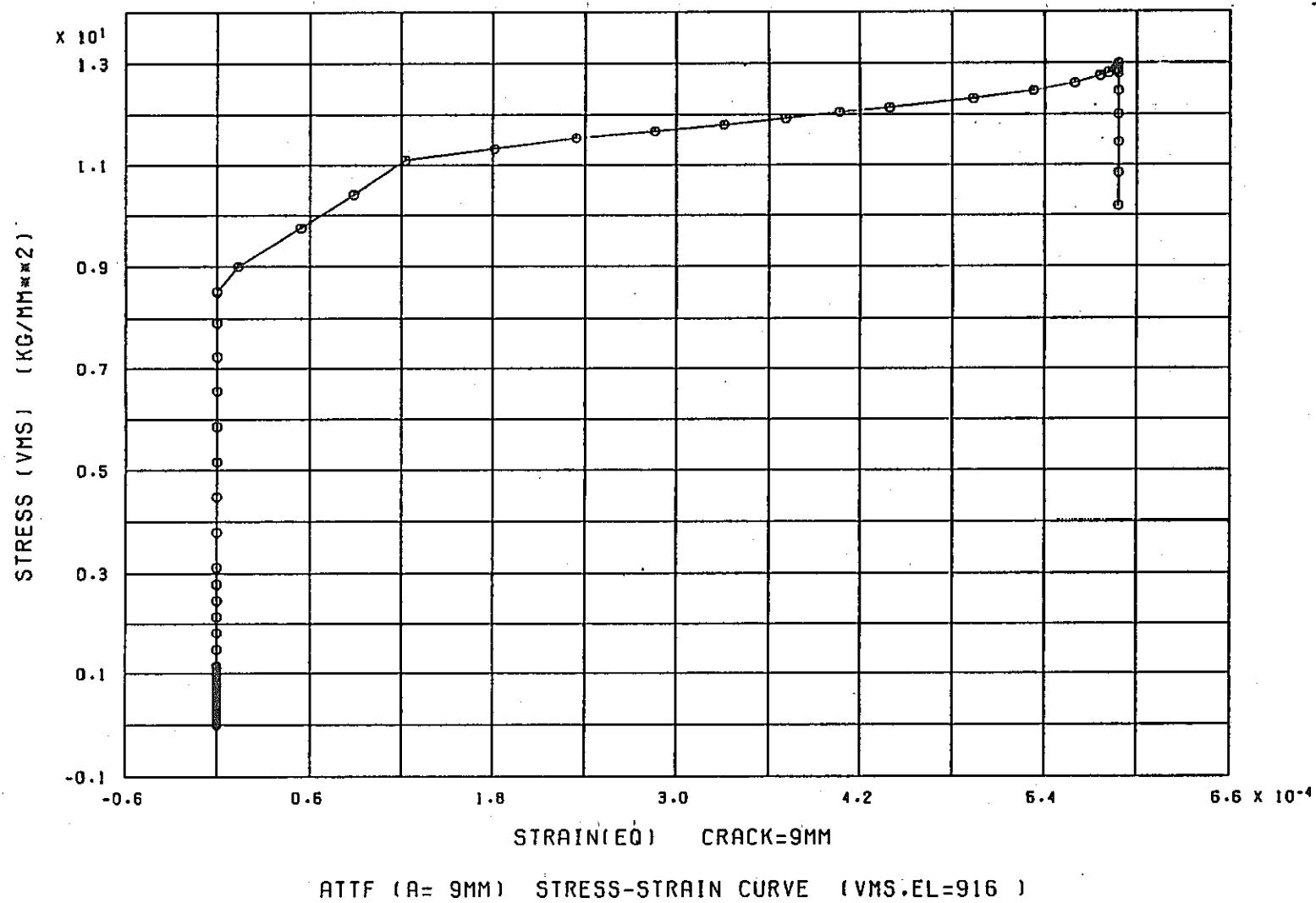


FINAS

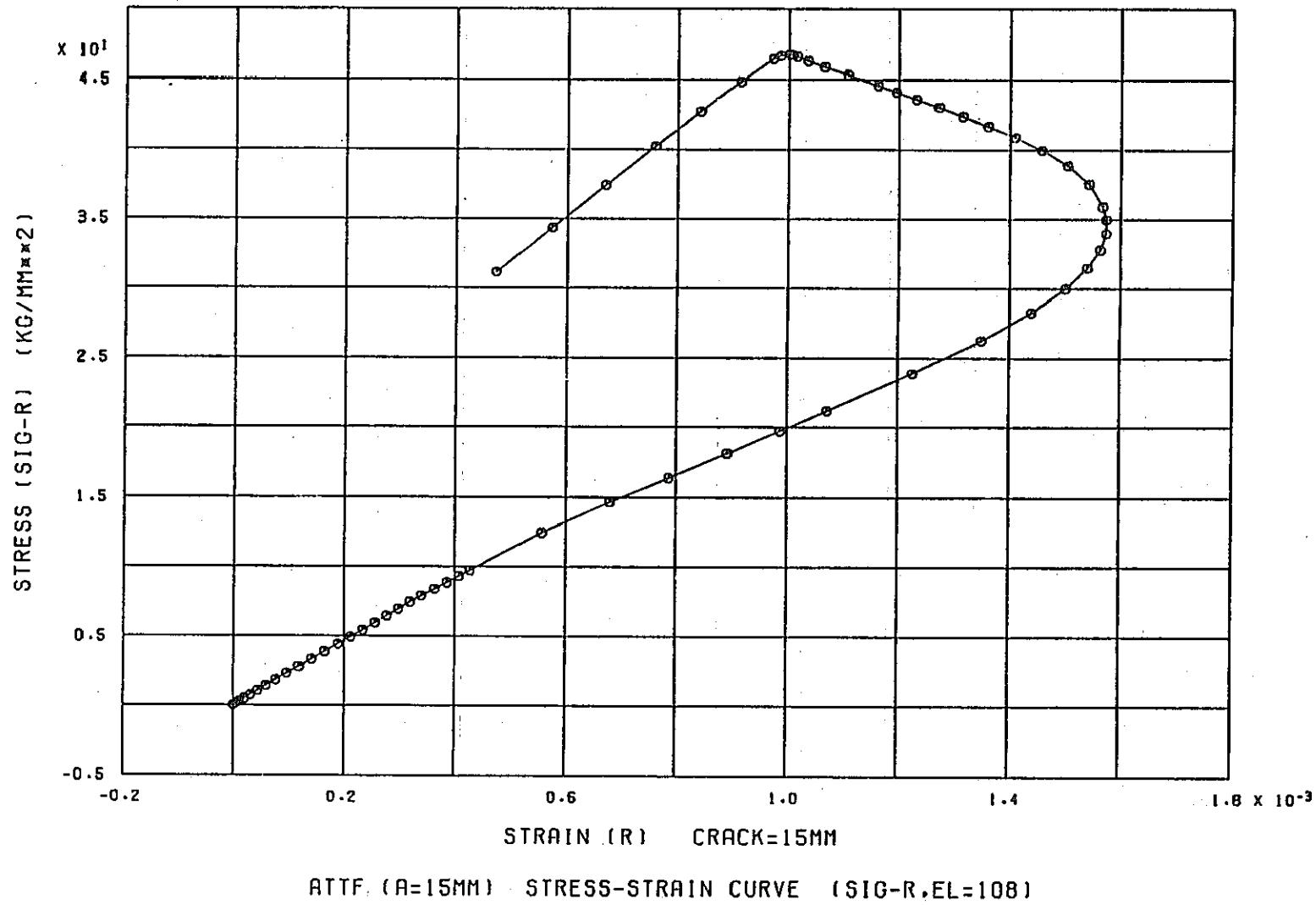


FINAS

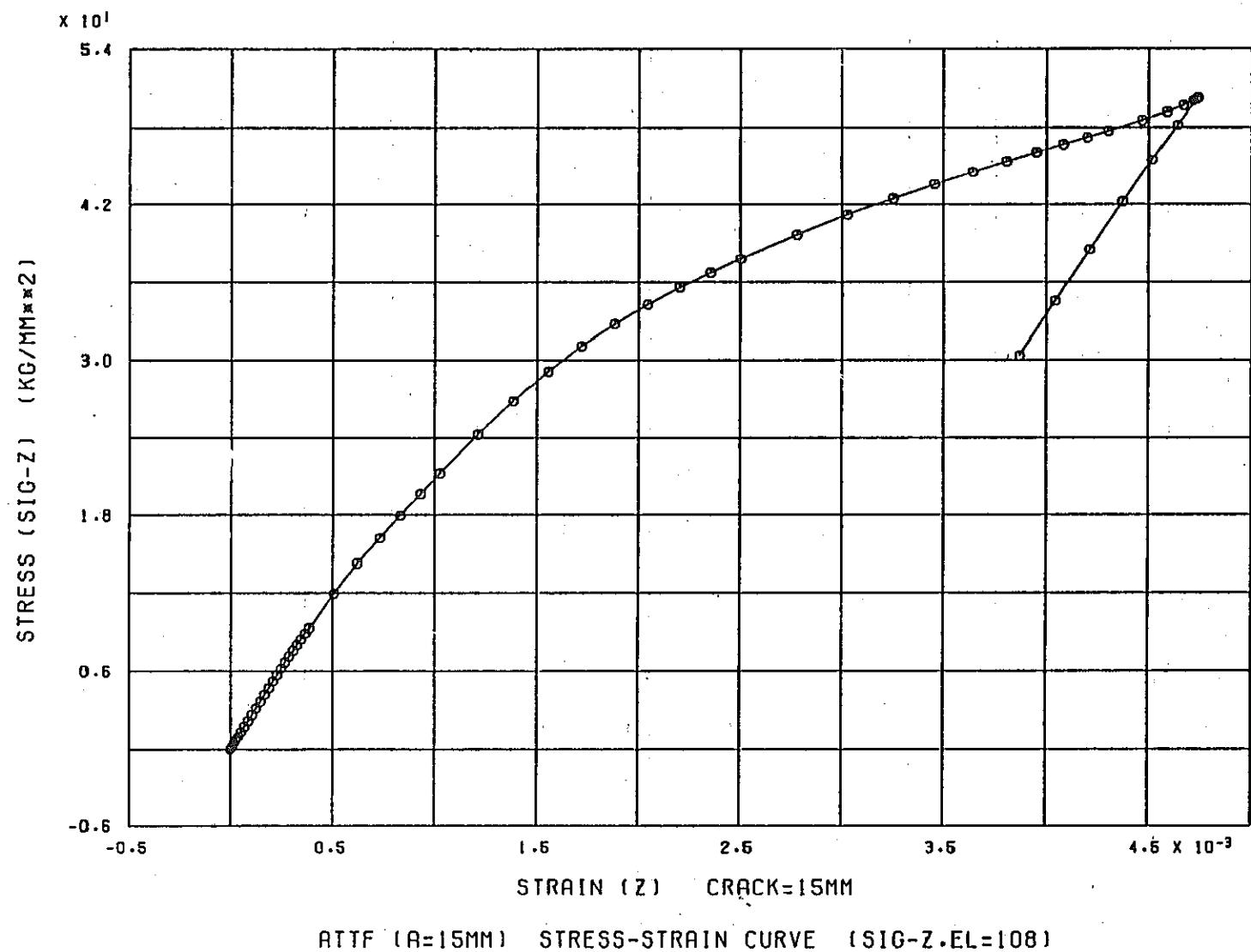
— 96 —



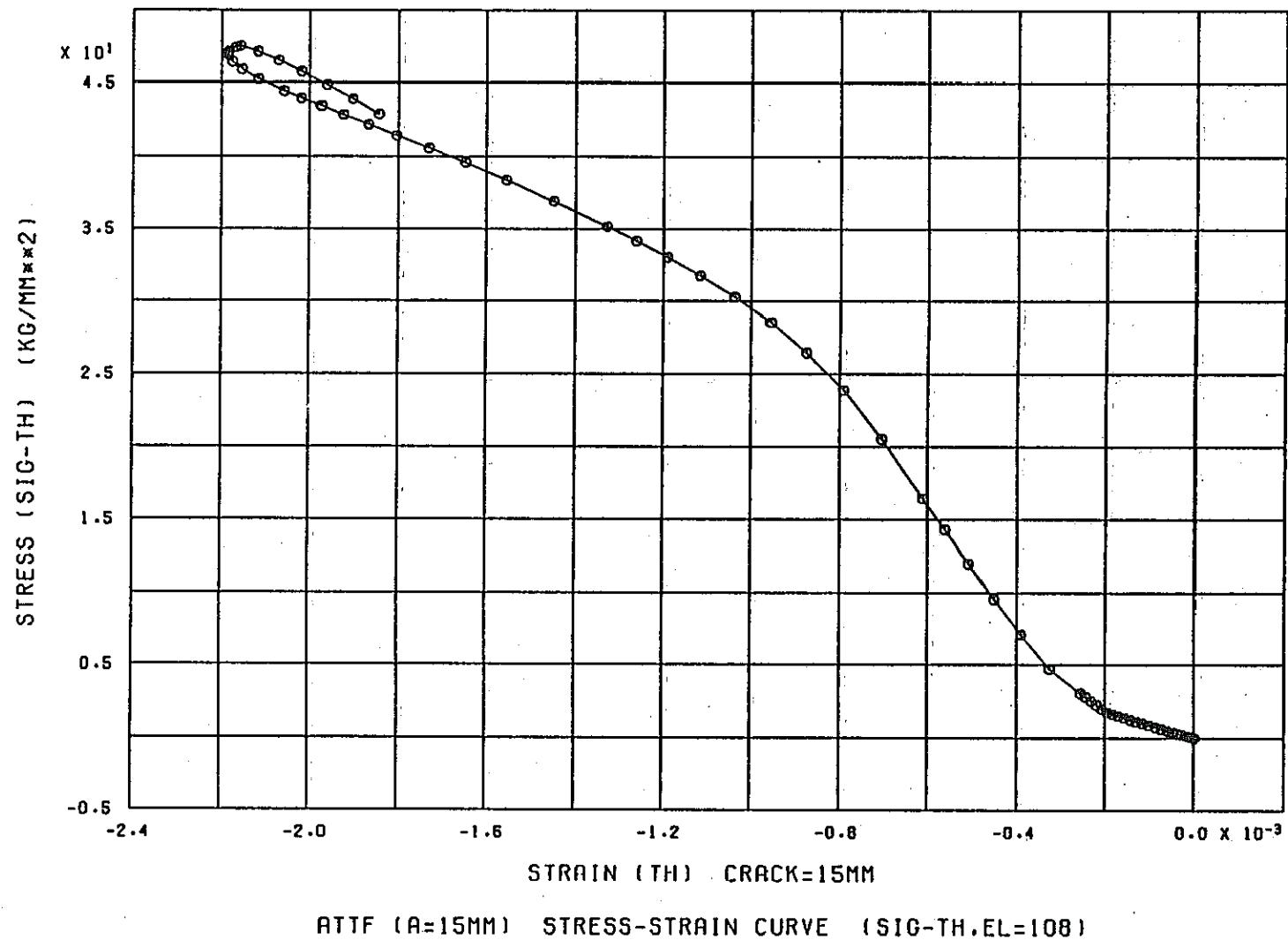
FINAS



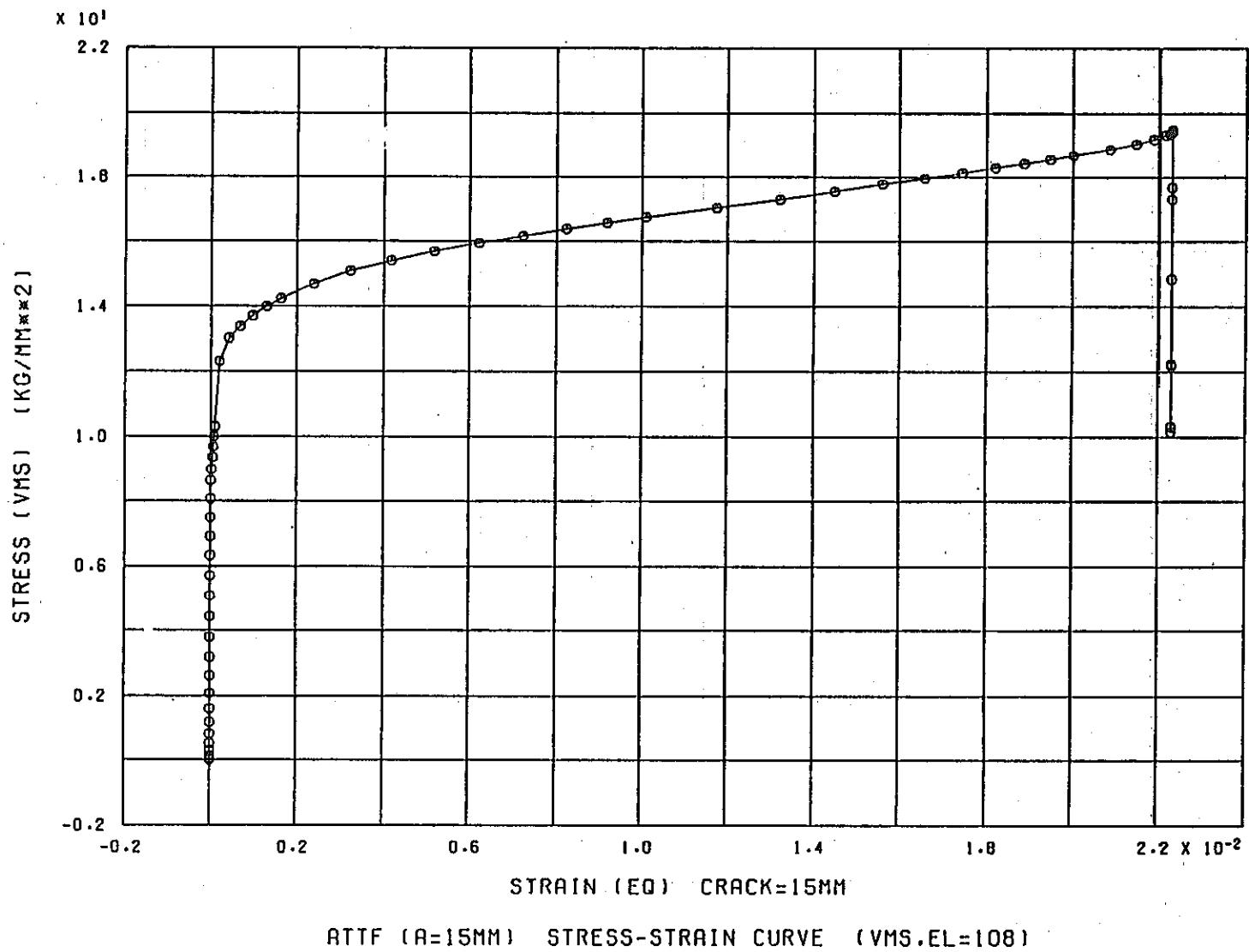
FINAS



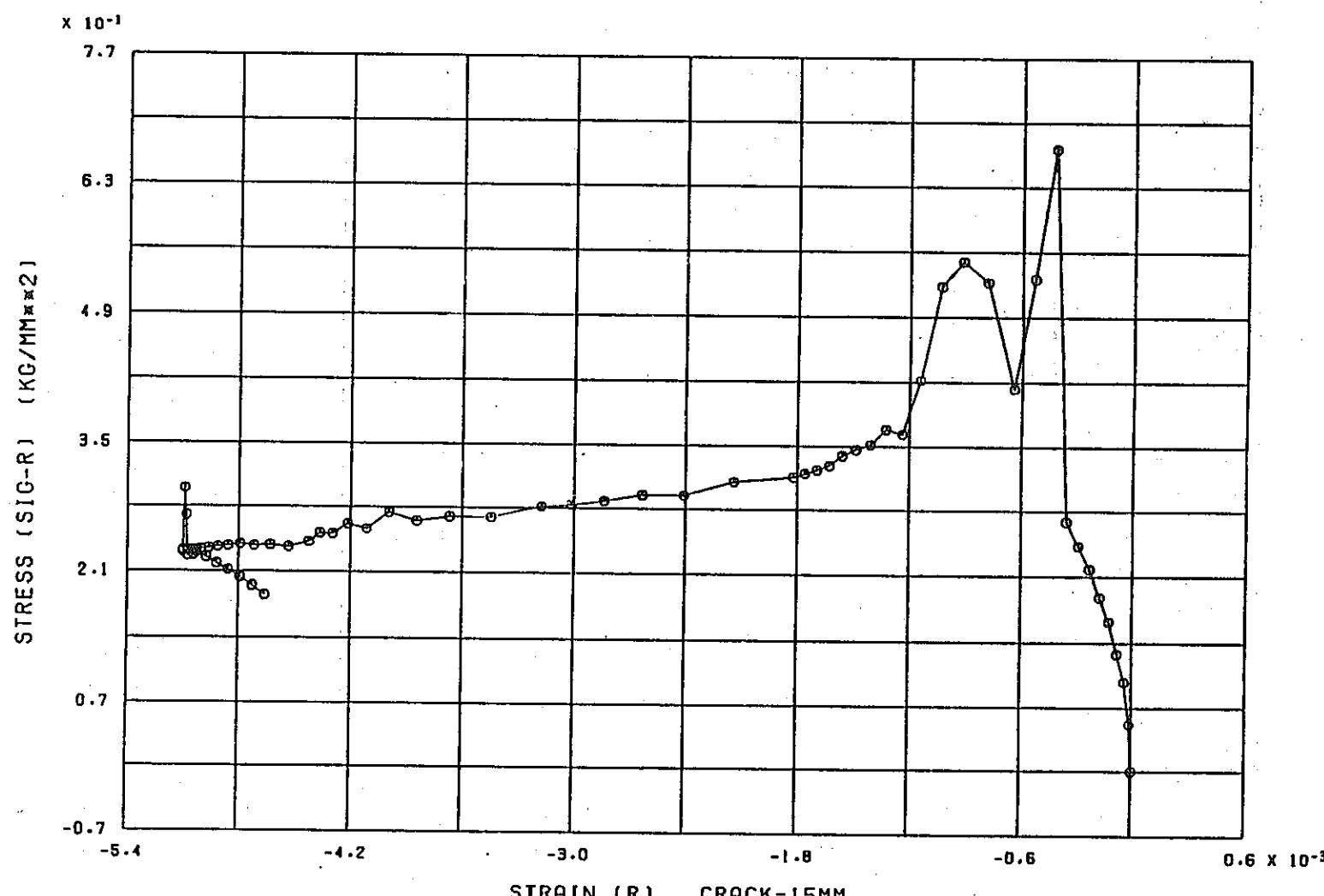
FINAS



FINAS



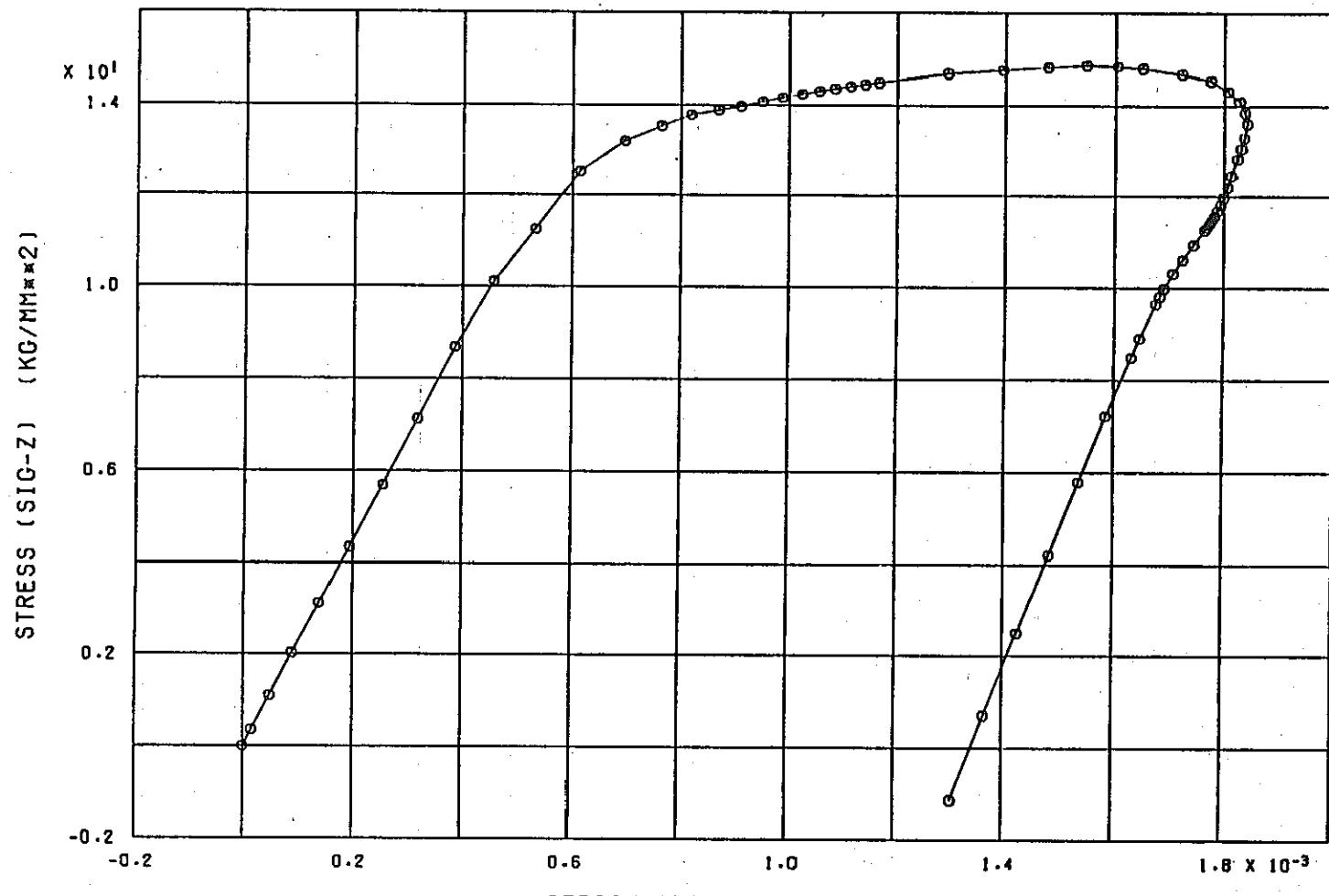
FINAS



RTTF (R=15MM) STRESS-STRAIN CURVE (SIG-R,EL=901)

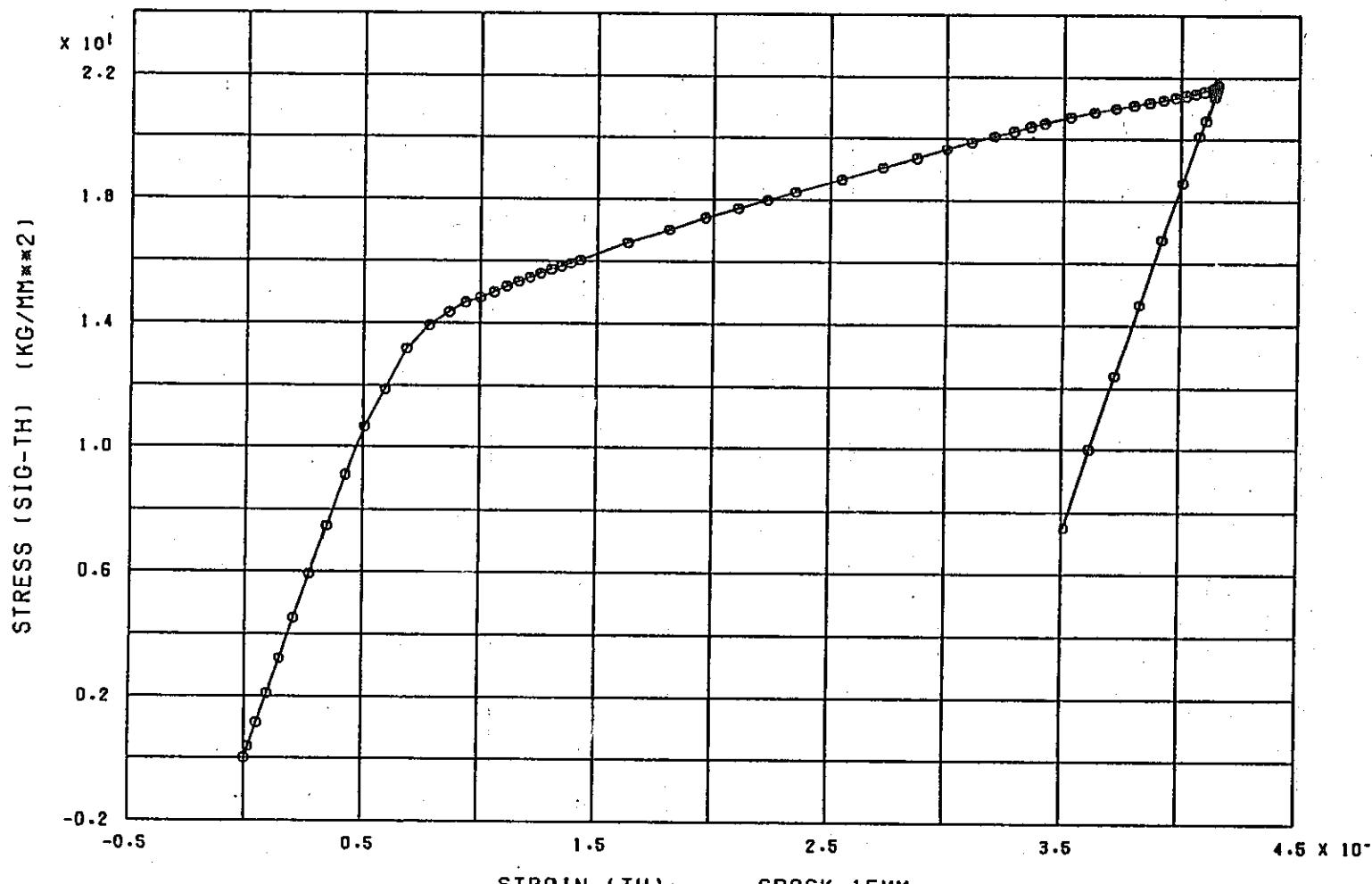
FINAS

—101—



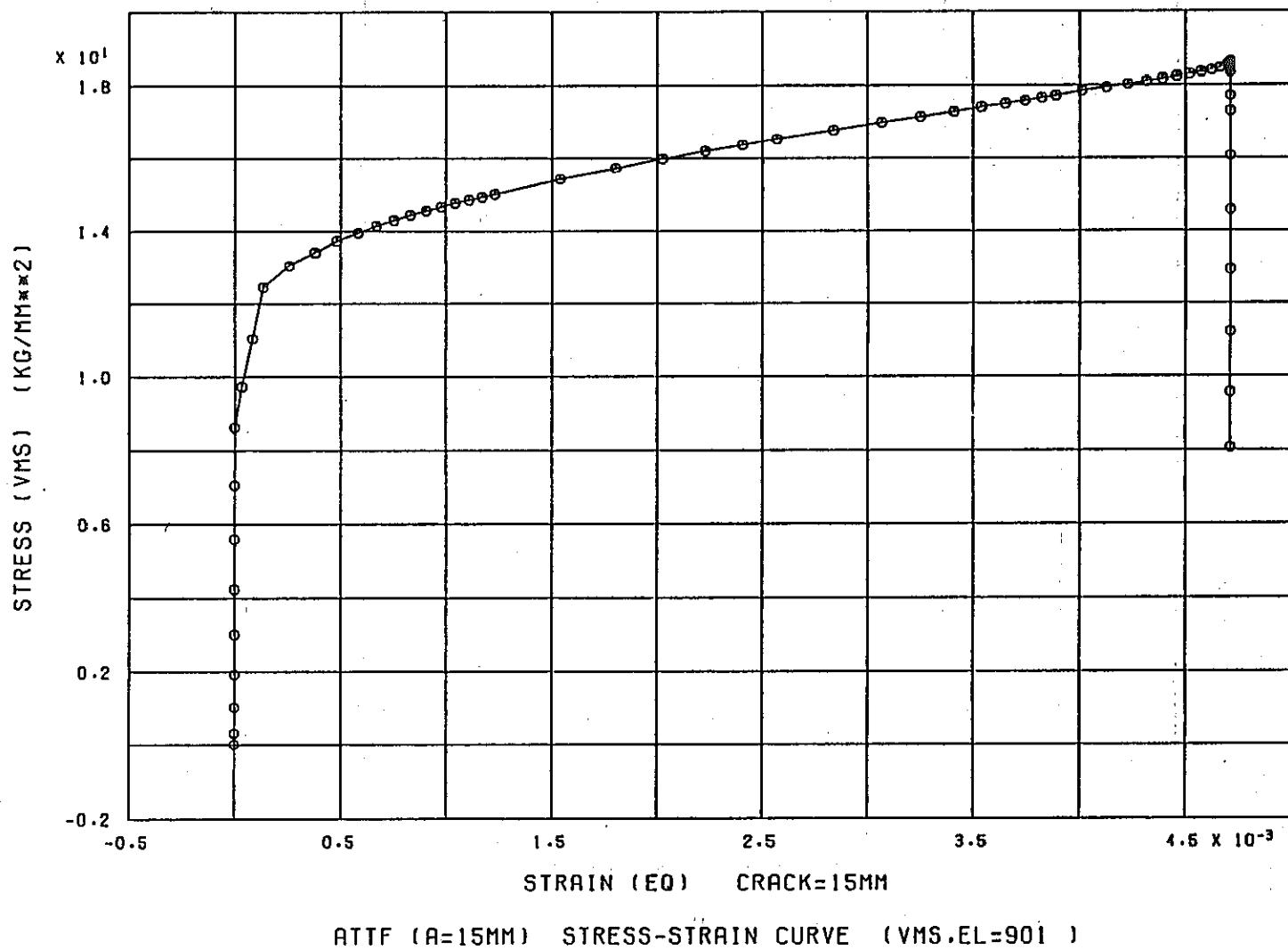
ATTF (R=15MM) STRESS-STRAIN CURVE (SIG-Z,EL=901)

FINAS

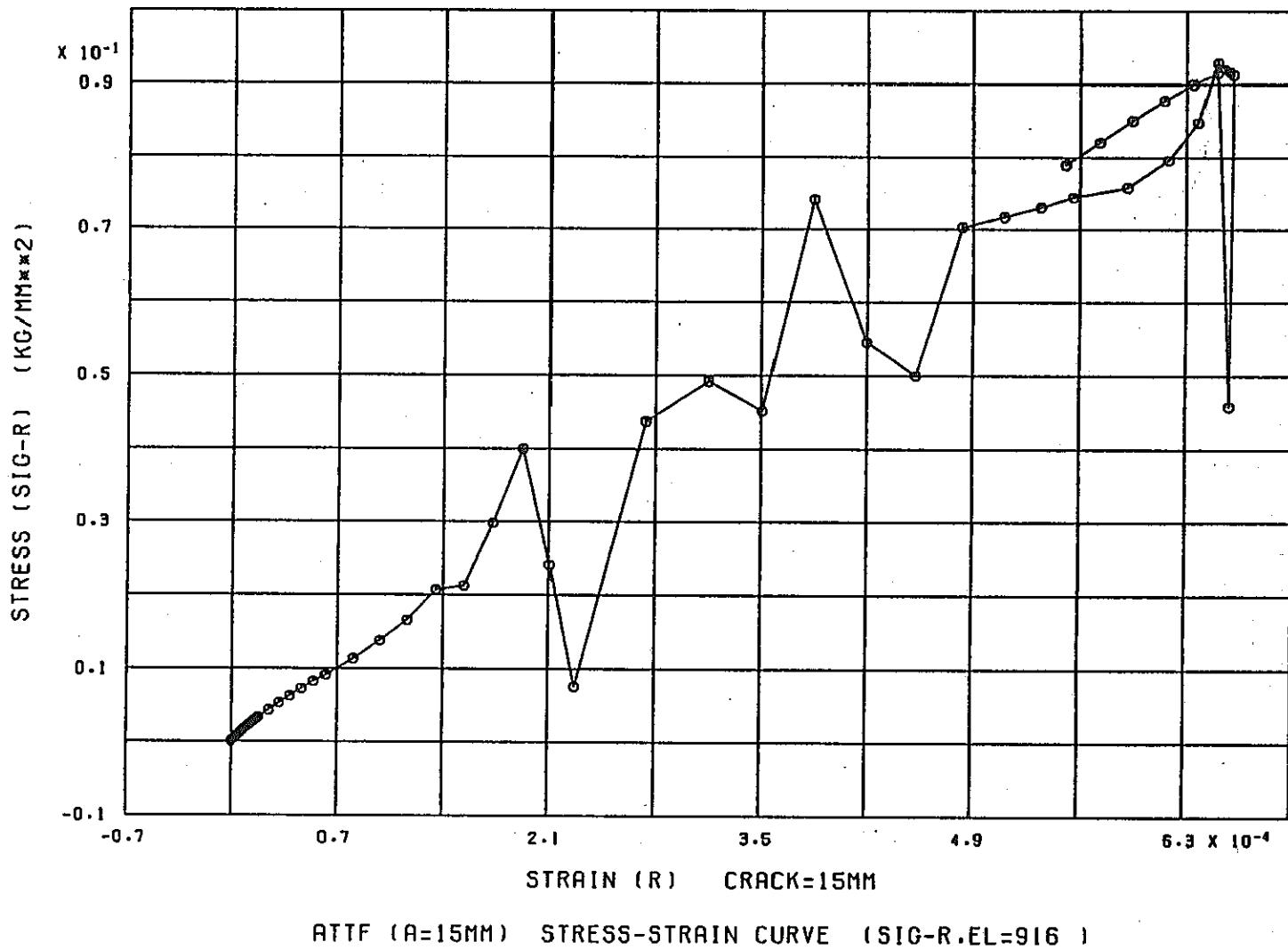


RTTF (R=15MM). STRESS-STRAIN CURVE ..(SIG-TH,EL=901)

FINAS

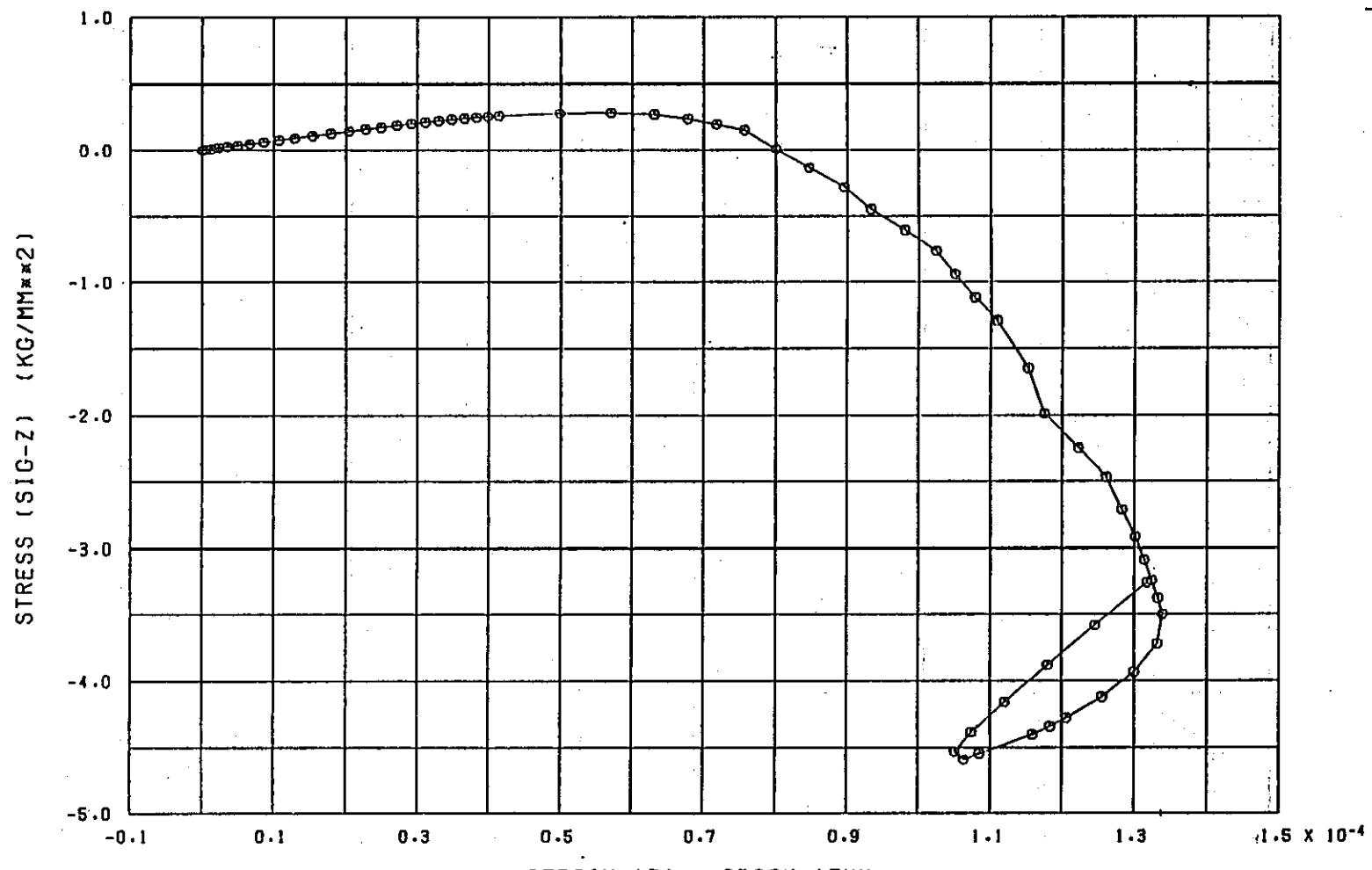


FINAS



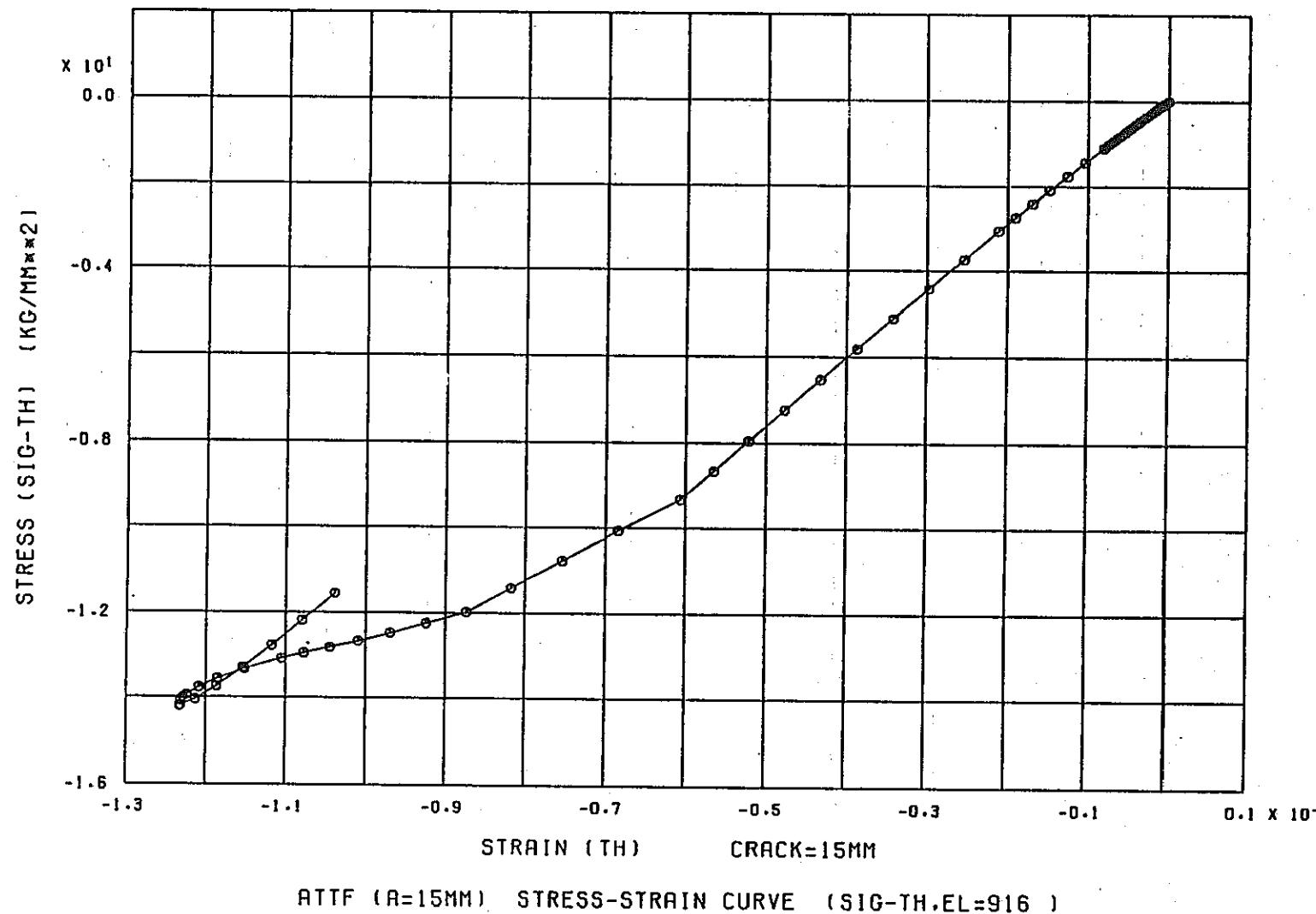
FINAS

—915—



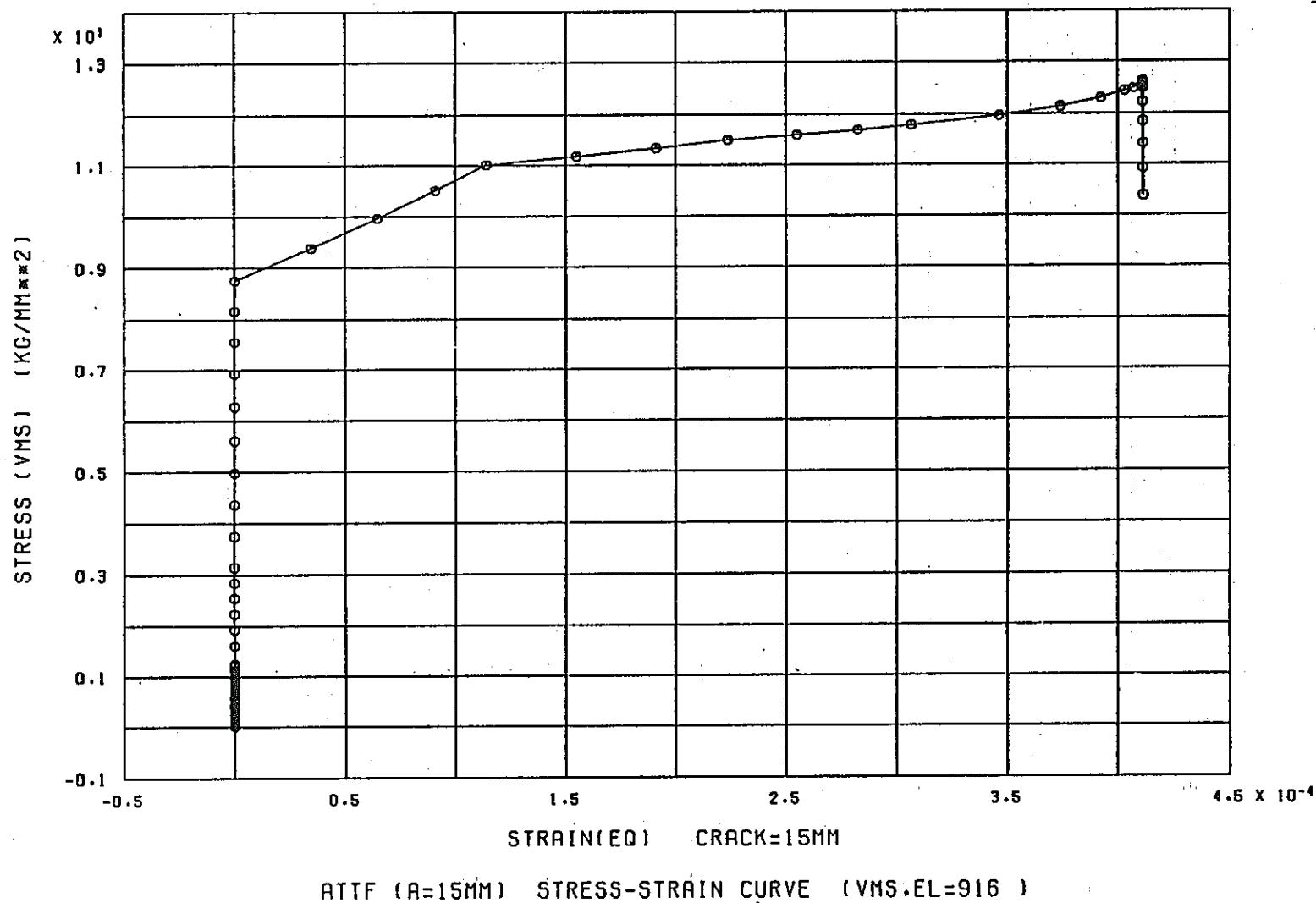
ATTF (A=15MM) STRESS-STRAIN CURVE (SIG-Z.EL=916)

FINAS



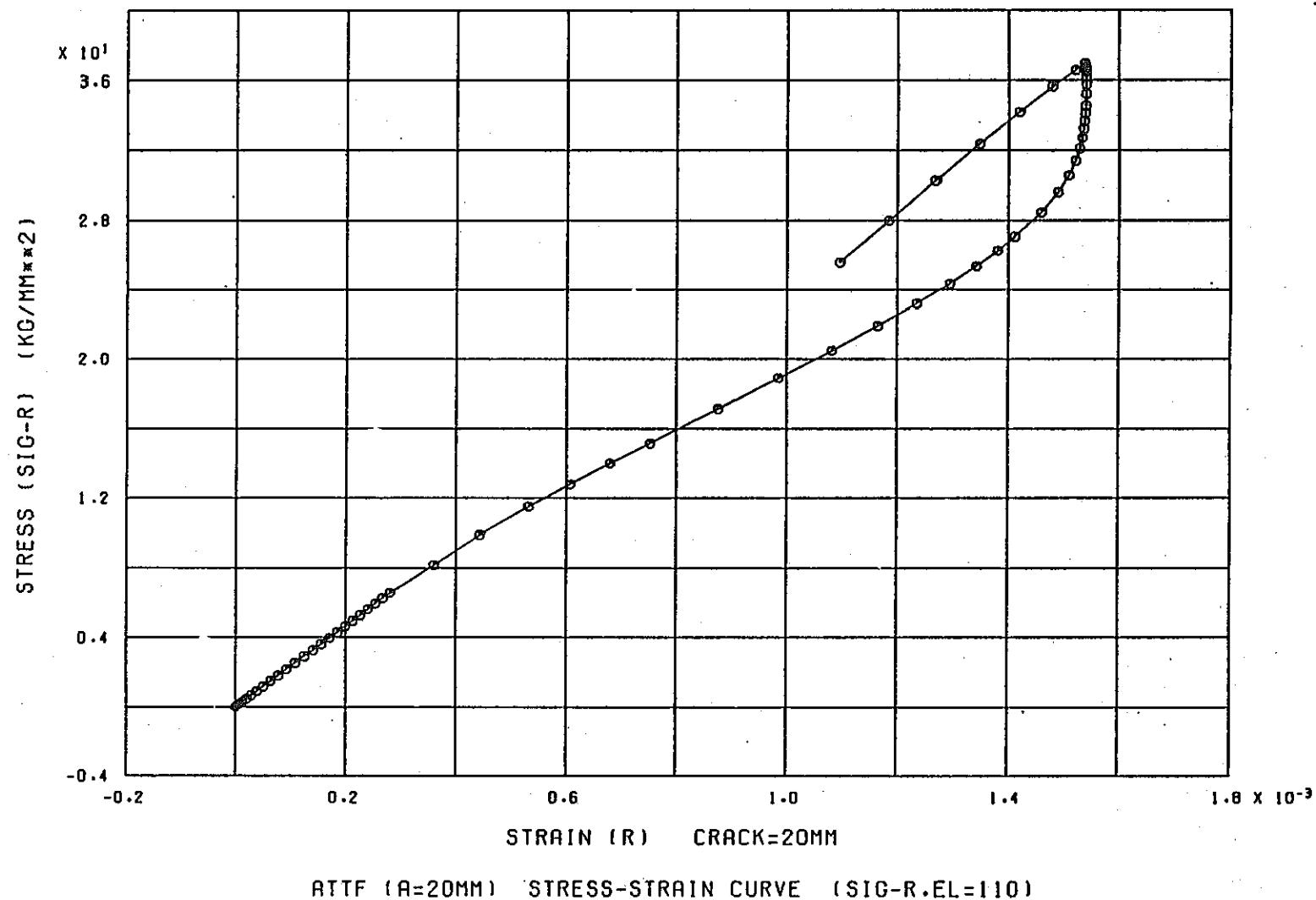
FINAS

—107—



FINRS

— 108 —



FINAS

$\times 10^3$

4.4

3.6

2.8

2.0

1.2

0.4

-0.4

-0.4

0.4

1.2

2.0

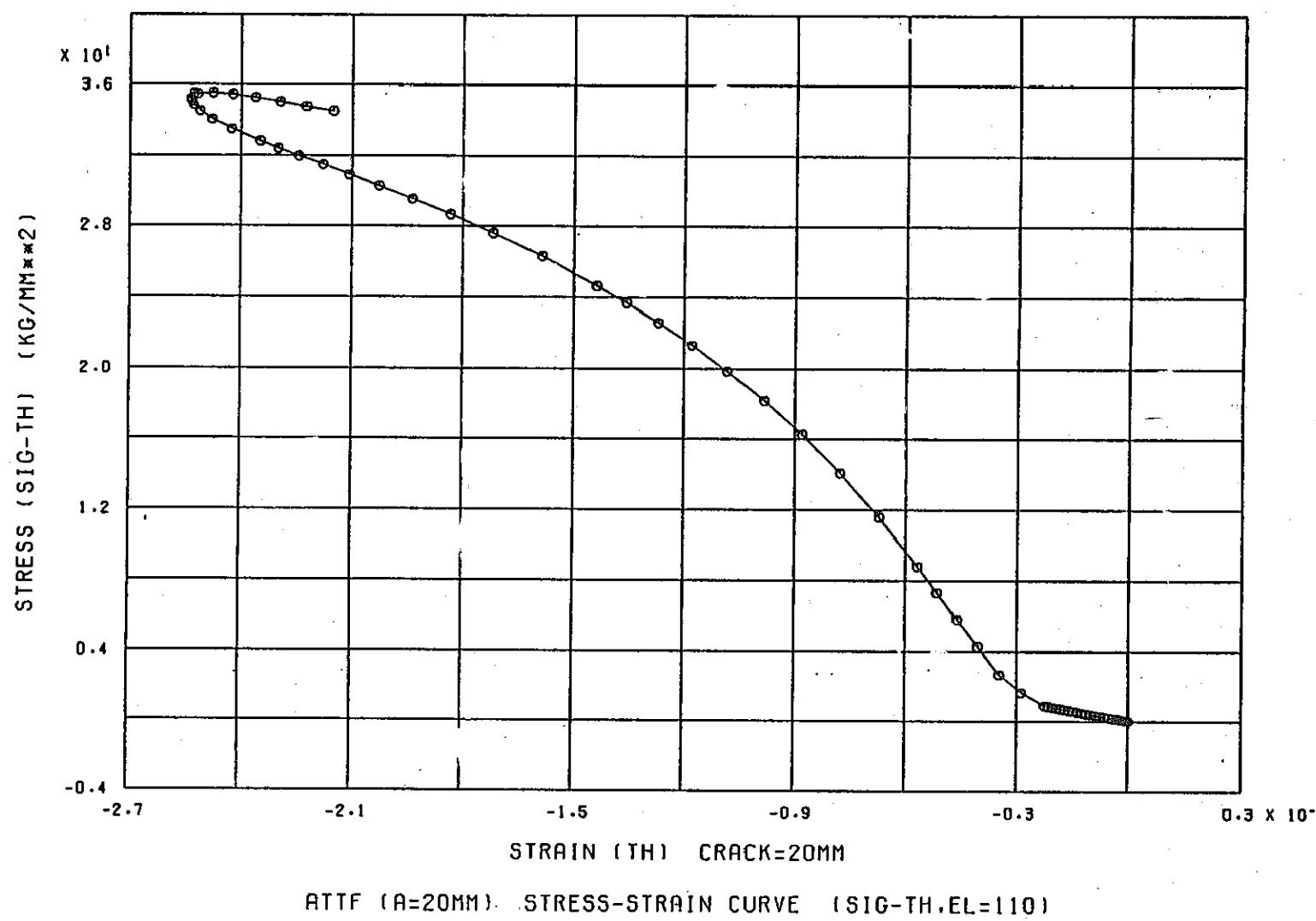
2.8

3.6×10^{-3}

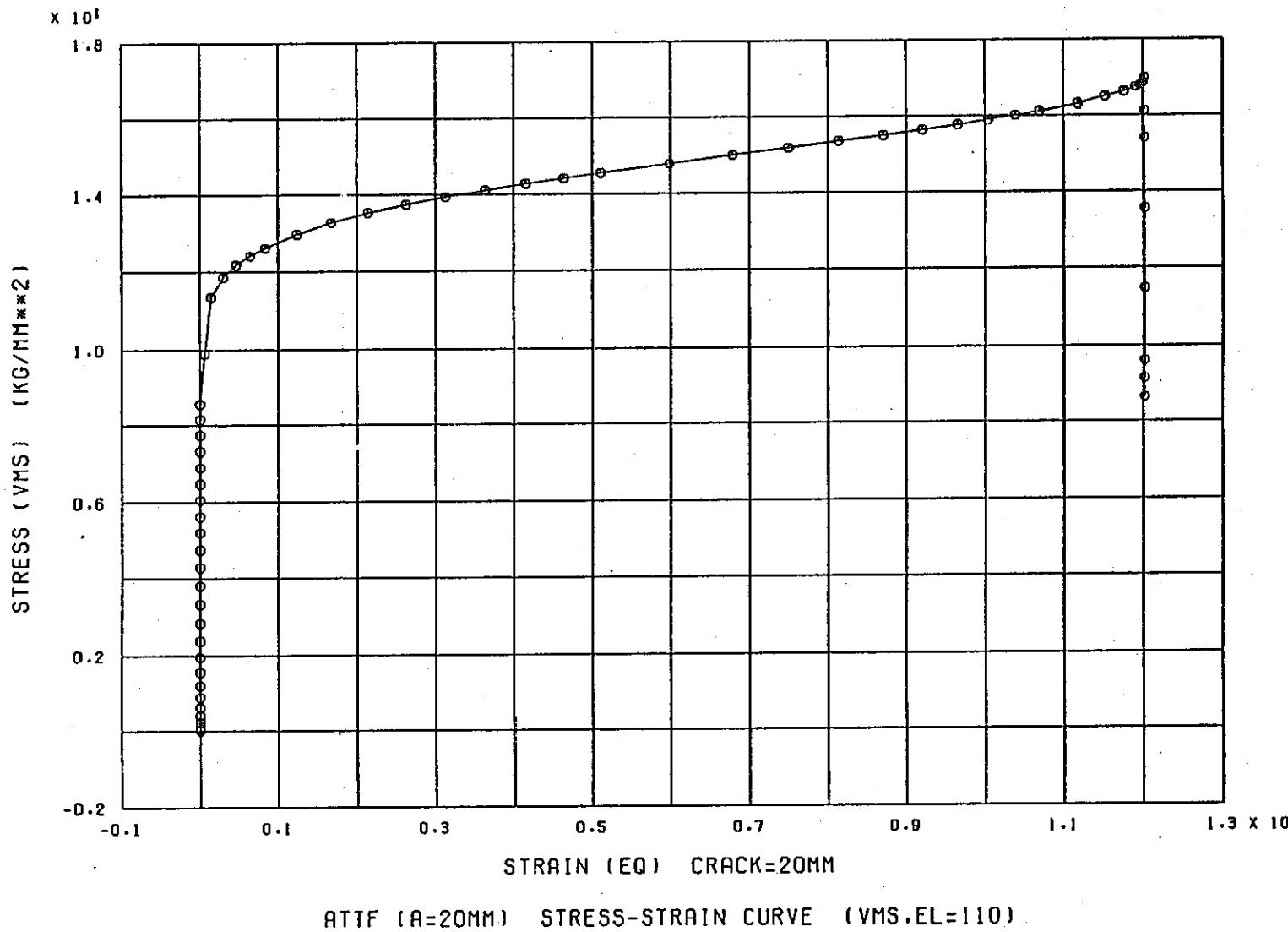
STRAIN (Z) CRACK=20MM

ATTF (R=20MM) STRESS-STRAIN CURVE (SIG-Z,EL=110)

FINAS

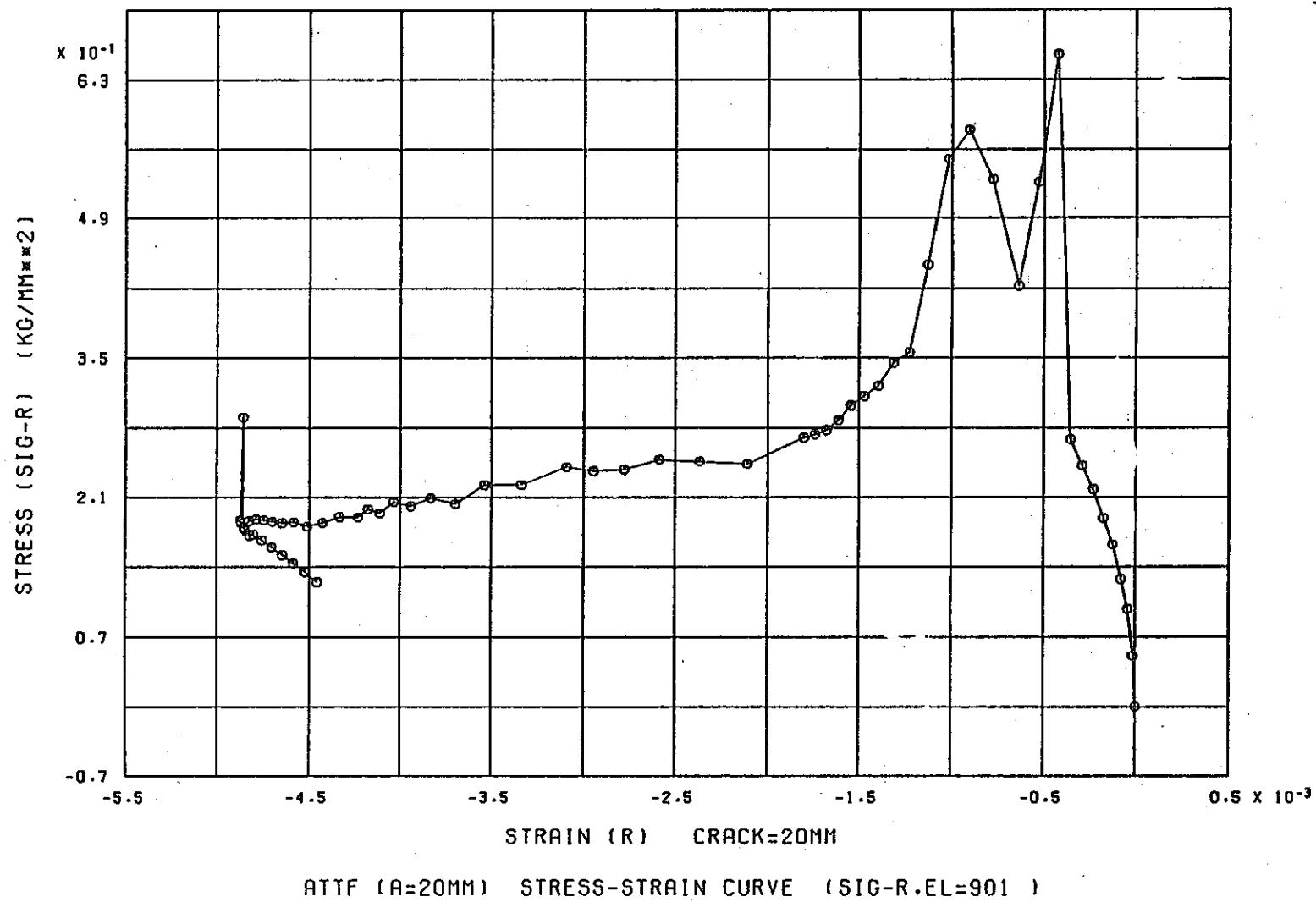


FINAS



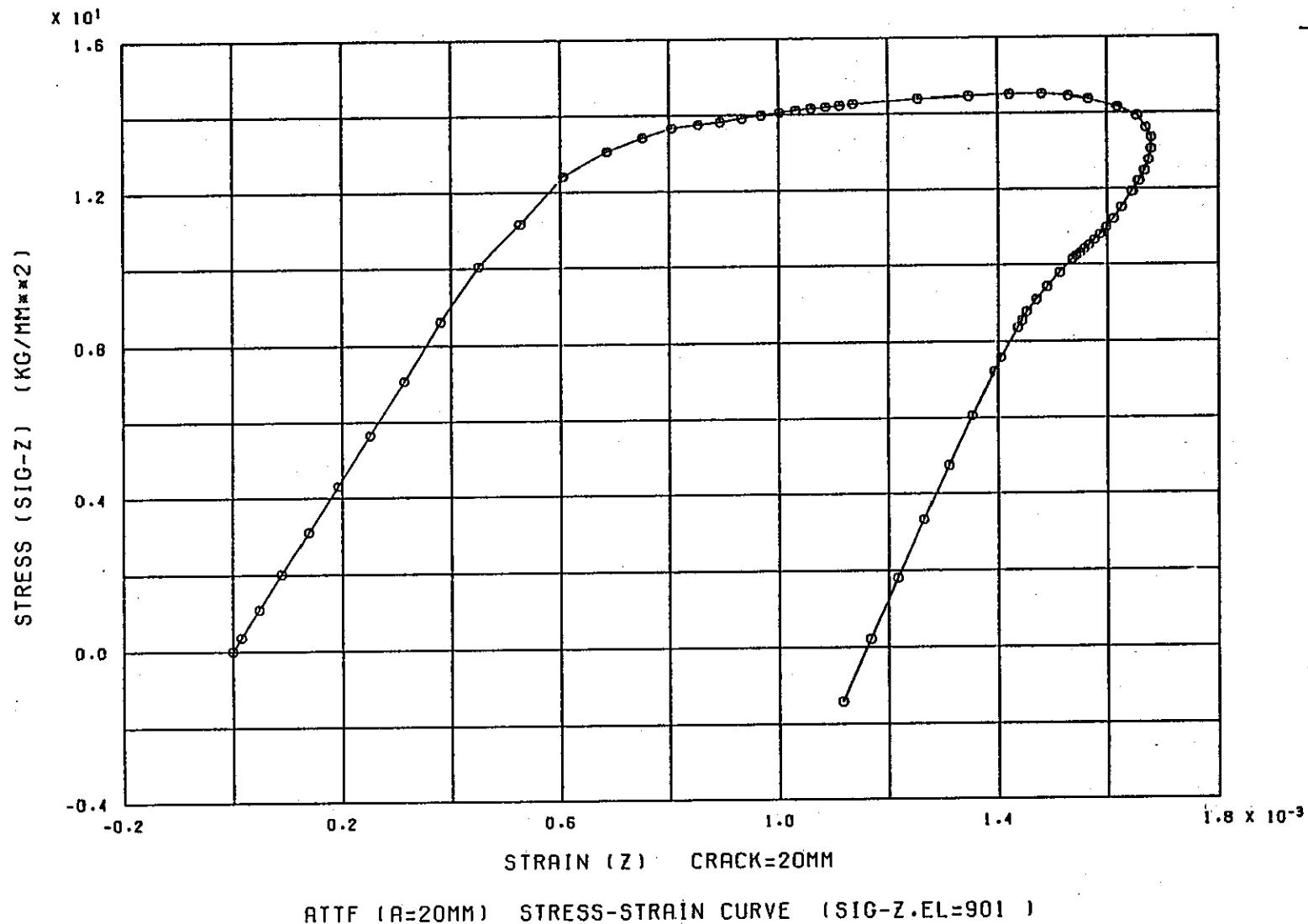
FINAS

—112—



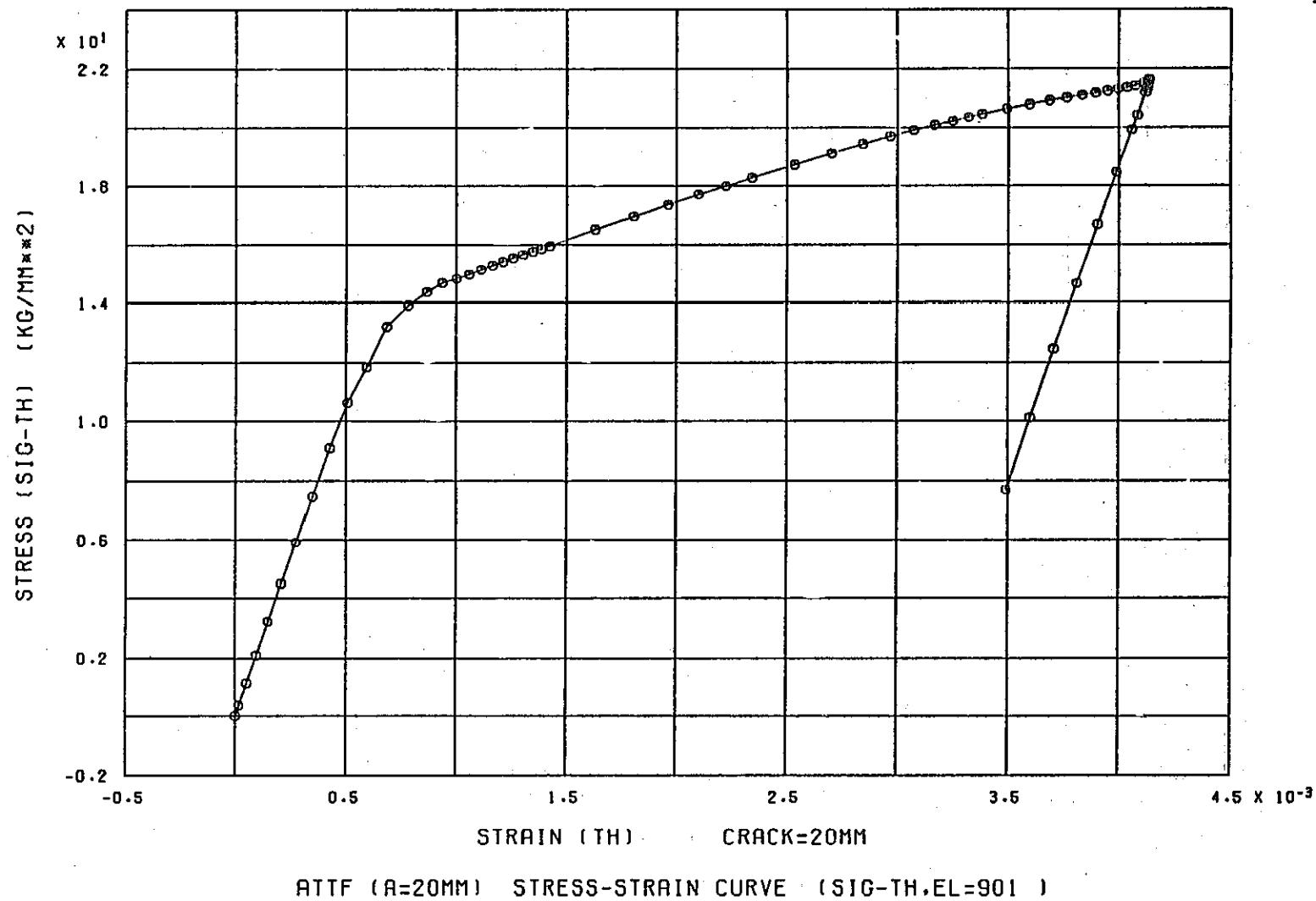
FINAS

—εII—



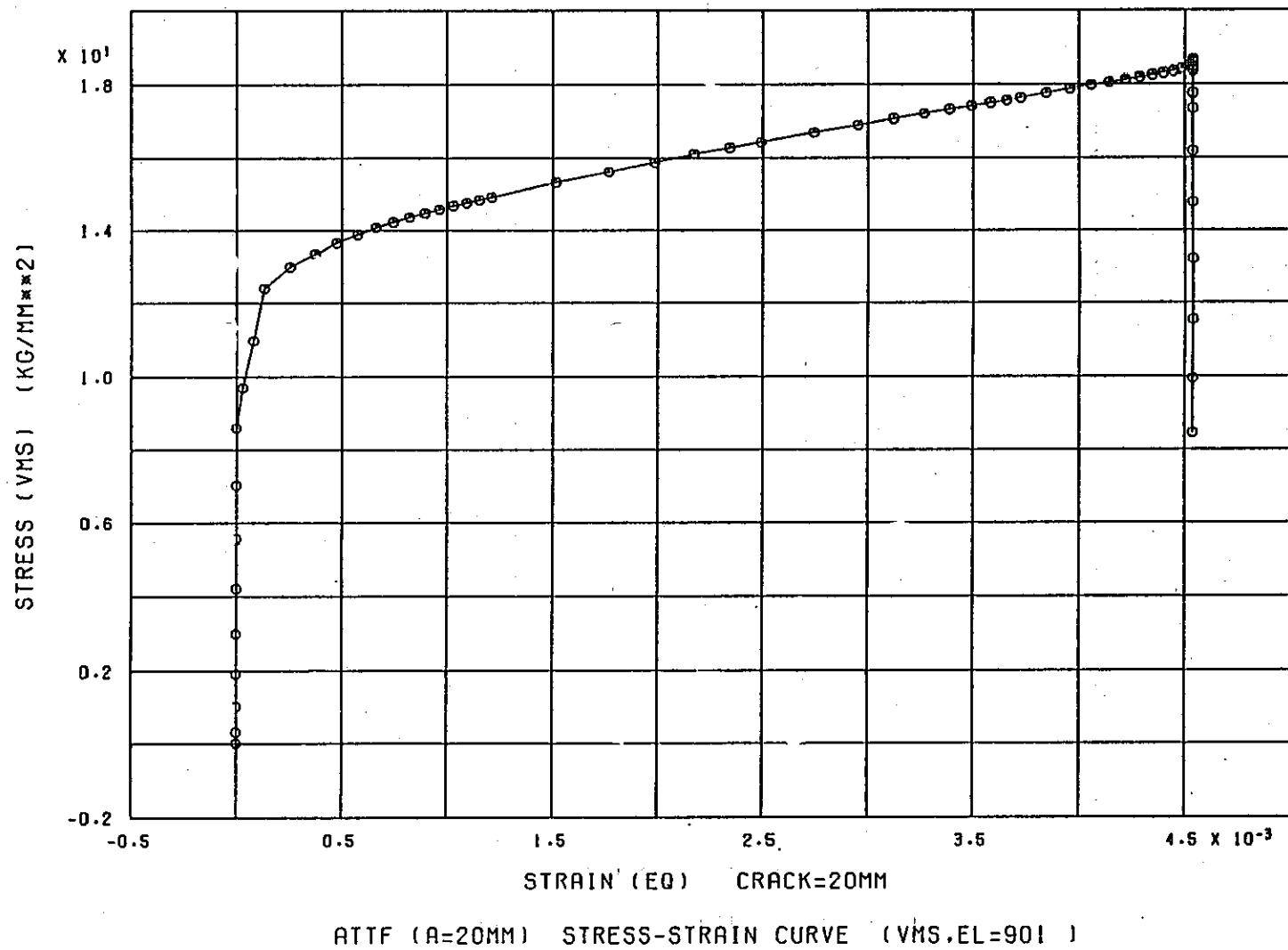
FINAS

— VII —

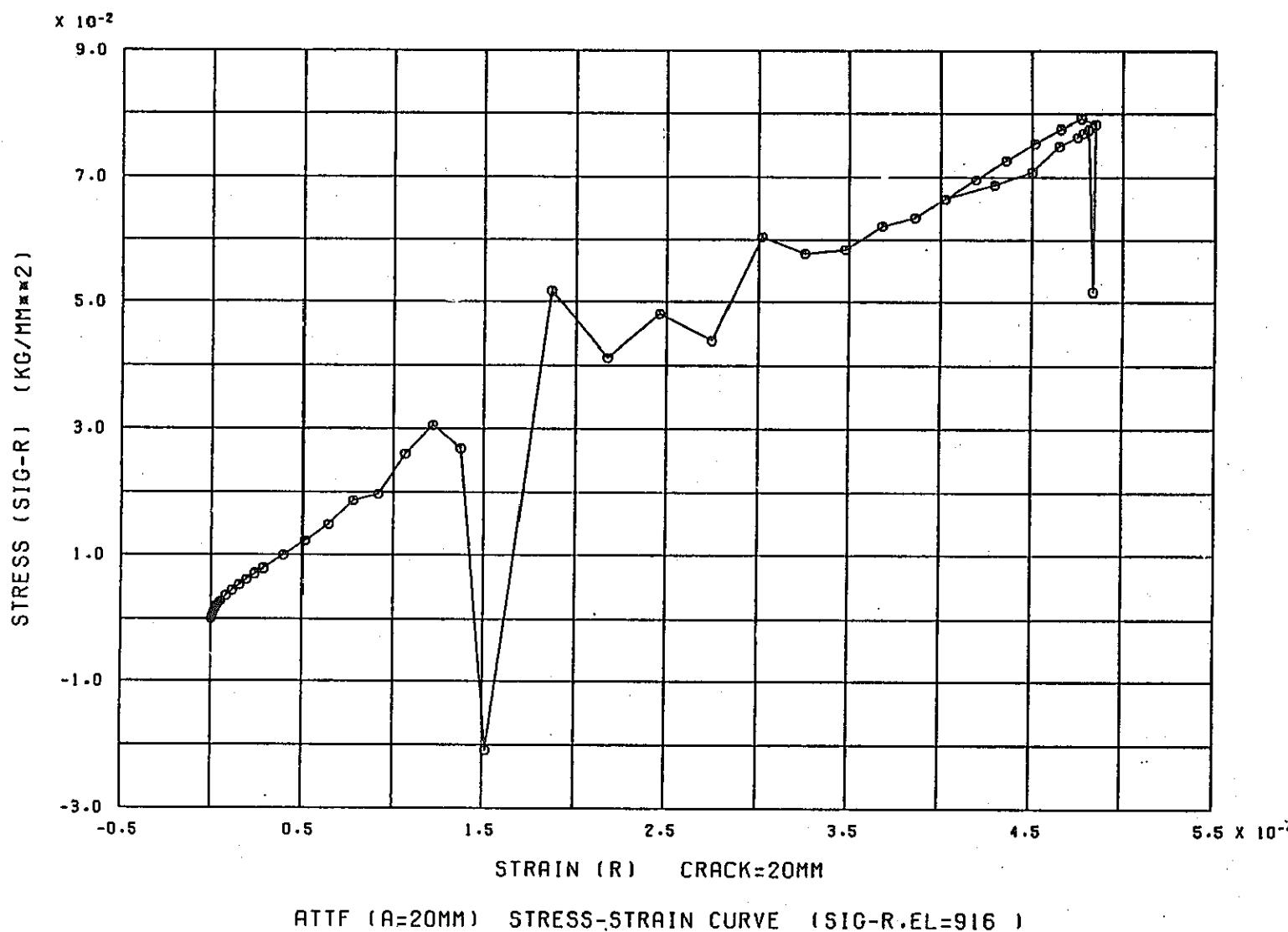


FINAS

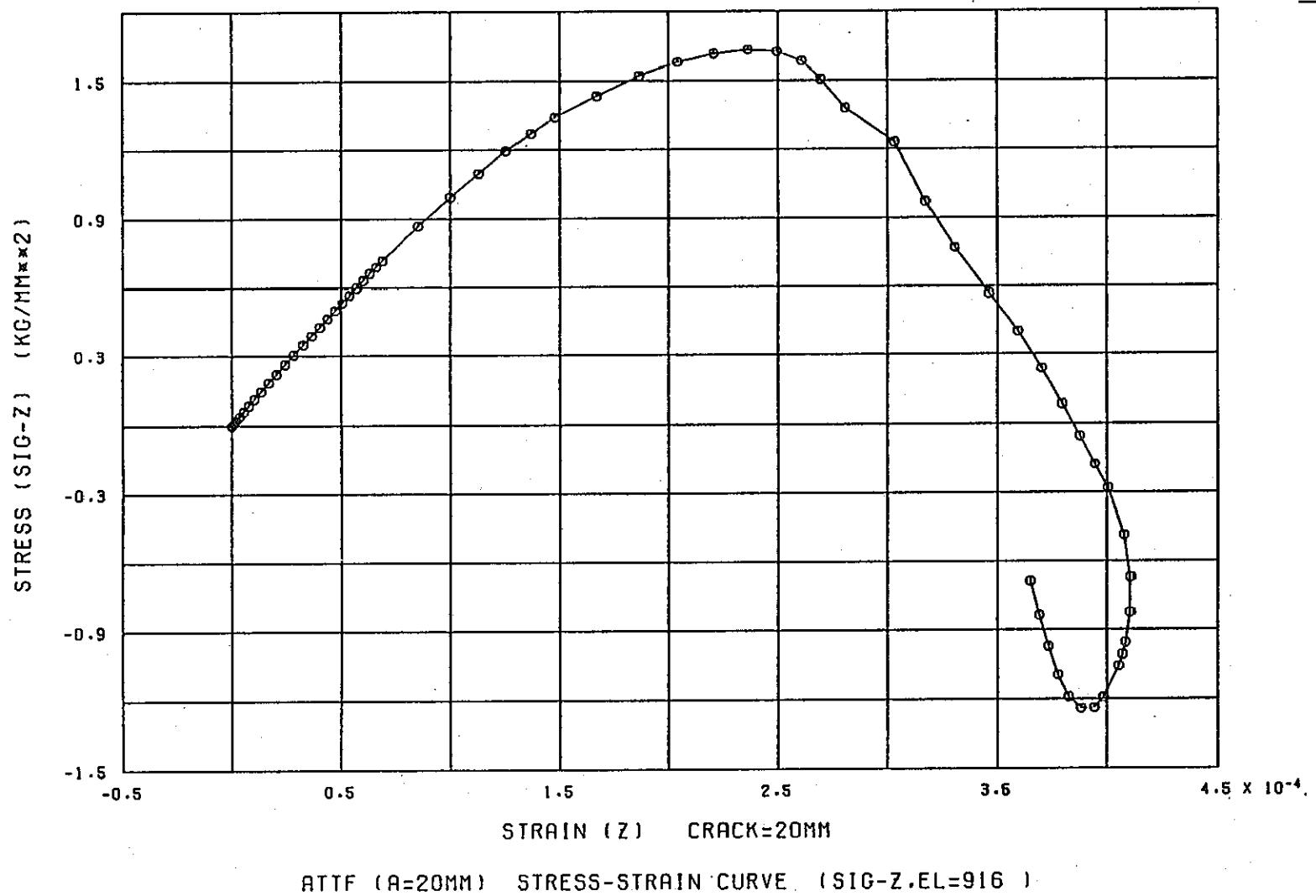
— 911 —



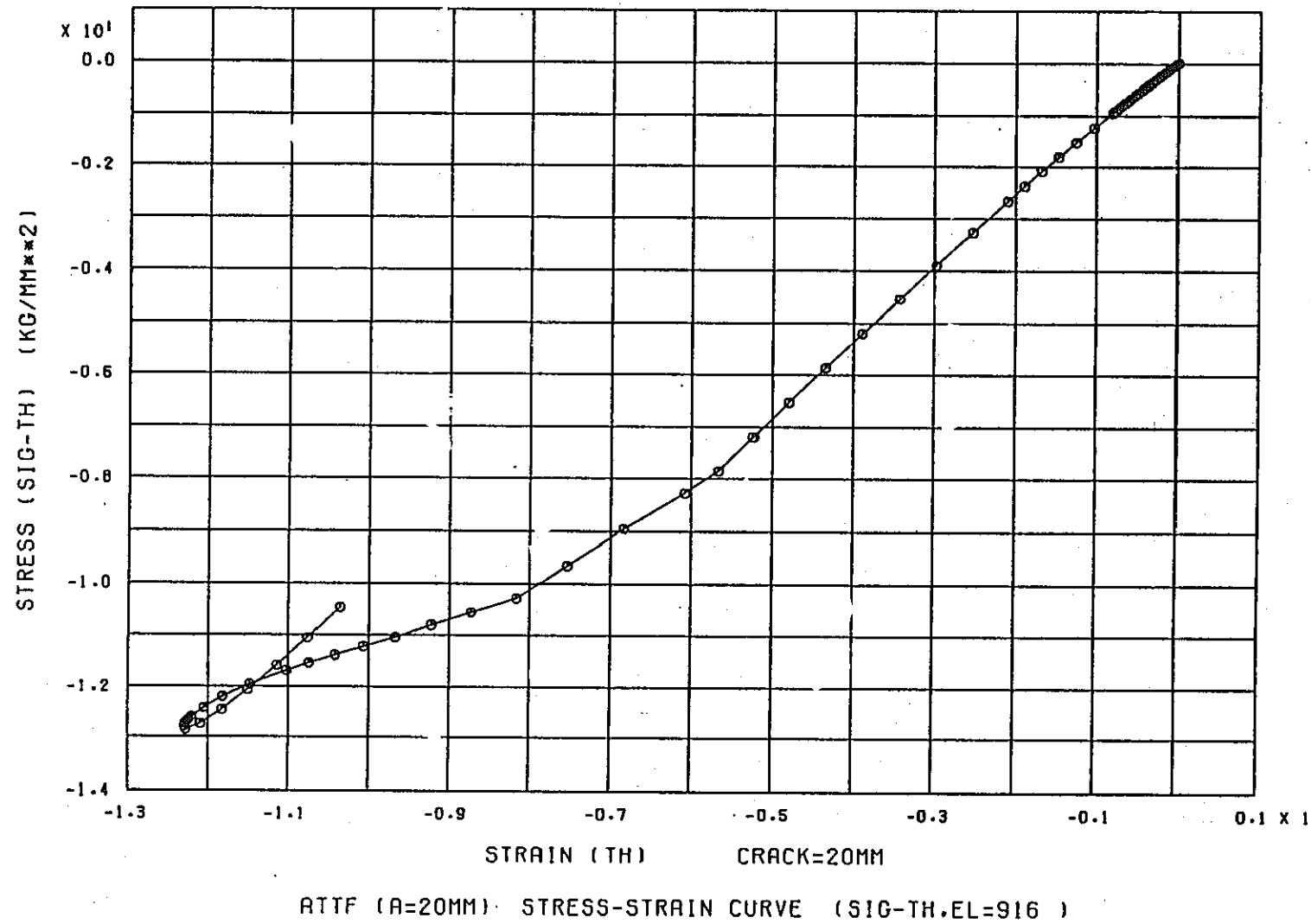
FINAS



FINAS



FINAS



FINAS

