

JAERI-M
8787

ハステロイ- Xの大気中における
高温疲労き裂進展特性

1980年3月

辻 宏和・近藤 達男

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

ハステロイ- X の大気中における高温疲労き裂進展特性

日本原子力研究所東海研究所燃料工学部

辻 宏和・近藤 達男

(1980年2月14日受理)

ハステロイ- X を用いて、大気中で高温疲労き裂進展試験を行った。応力比を0, 0.5, 0.7, 1と変化させるとともに、試験温度を750°C, 900°Cの2段階とすることにより、異ったクリープ効果の寄与を与えた。

クリープ効果の寄与の差に応じて、破面形態が、ストライエーションを伴う疲労破面になる場合、クリープ破面になる場合、および疲労破面からクリープ破面への遷移が起こる場合があった。それぞれの破面の形態に対応して、き裂進展速度は、 da/dN を応力拡大係数幅 ΔK で整理できる場合、 da/dN を繰返しJ積分 ΔJ で整理できる場合および da/dt を修正J積分 \dot{J} で整理できる場合のあることを確かめた。

Fatigue Crack Growth Characteristic of Hastelloy X in Air at
Elevated Temperatures

Hirokazu TSUJI and Tatsuo KONDO

Division of Nuclear Fuel Research, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received February 14, 1980)

Fatigue crack growth tests on Hastelloy X were conducted in air at 750°C and 900°C. Varied contribution of creep was given by choosing the stress ratio levels between 0 to 1.

Three fracture modes were observed, i.e. transgranular fatigue mode, intergranular creep mode and transition from transgranular to intergranular mode, according to the degree of contribution of creep effect. In handling of the crack growth rate data with fracture mechanical parameter, $da/dN-\Delta K$ relation, $da/dN-\Delta J$ relation and $da/dt-\dot{J}$ relation were found to be appropriate for the three modes respectively.

Key Words : Fatigue, Hastelloy X, Creep, Creep-Fatigue Interaction, Stress Ratio, Fracture Mode, Crack Growth Rate, Stress Intensity Factor, Cyclic J Integral, Modified J Integral

目 次

1. 緒 言	1
2. 実験方法	1
3. 実験結果および考察	2
3.1 き裂進展速度と応力比の関係	2
3.2 破面観察	3
3.3 J積分（修正J積分および繰返しJ積分）による整理	4
3.4 き裂進展特性と力学的パラメーターの関係	5
3.5 破面形態の予想	5
4. 結 言	7
5. 付 録	8
5.1 7ポイント インクリメンタル ポリノミアル法	8
5.2 繰返しJ積分	9
参考文献	9

CONTENTS

1. INTRODUCTION
 2. EXPERIMENTAL METHODS
 3. RESULTS AND DISCUSSION
 - 3.1 Relation between crack growth rate and stress ratio levels
 - 3.2 Observation of fractured surface
 - 3.3 Handling the crack growth rate data in terms of J integral
(modified J integral and cyclic J integral)
 - 3.4 Relation between crack growth characteristic and mechanical
parameters
 - 3.5 Estimation of fracture modes
 4. CONCLUSIONS
 5. APPENDIX
 - 5.1 7 points incremental polynomial technique
 - 5.2 Cyclic J integral
- REFERENCES

1. 緒 言

多目的高温ガス炉や核融合炉などのように、高温において耐熱合金で構造体を構成する前提で開発中の原子炉の設計には、クリープ特性などとともに高温下での疲労特性は重要な課題である^{(1)~(3)}。ASMEのコード⁽⁴⁾ではクリープとの相互作用を考慮した高温低サイクル疲労寿命推定を設計基準に取り入れている。

一般に疲労の損傷過程は、き裂の発生に続く進展を経て破断に至る内容を含んでいる。高温機器の設計には、低サイクル疲労における破断までの寿命ばかりでなく、疲労き裂の発生や進展速度のデータも重要である。ところが、クリープ変形が起こりうるような高温におけるき裂の進展速度を論じる場合、クリープ効果の寄与があるため、必ずしも確立された整理手法があるわけではない。疲労き裂進展速度を応力拡大係数で整理することが、Parisら⁽⁵⁾によって提案されて以来、高温下でも疲労き裂進展速度を応力拡大係数で整理した測定例^{(6)~(12)}もいくつかあるが、クリープによるき裂先端近傍での応力集中の緩和を考えれば、こうした整理方法では、想定温度の上昇に伴い破綻をきたすと思われる。クリープ状態のき裂進展速度については、応力拡大係数、正味断面応力、修正J積分などを用いた整理例^{(13)~(25)}が見られ、最近では修正J積分が比較的のみて有用なパラメーターとして支持されている⁽²⁶⁾ようである。

本研究では、インパイル試験施設OGL-1に用いられ、また多目的高温ガス炉の構造材料として研究の対象となっている Hastelloy-X を用いて、腐食疲労において特に重要な力学的因子となる⁽²⁷⁾ 応力比 $R (= \sigma_{\min} / \sigma_{\max})$ をパラメーターとすることにより、疲労条件に異ったクリープの寄与を与えて、高温下でのき裂進展特性を、応力拡大係数、修正J積分、繰返しJ積分を用いて検討してみた。試験雰囲気については、最終的に多目的炉高温ガス炉相当のヘリウム環境における現象を対象にしているが、本報では、まず大気中試験の結果をまとめて、今後の環境効果の検討の基礎とすることにした。

2. 実 験 方 法

供試材の機械的性質を Table 1 に、化学組成を Table 2 に示す。試験片は $\phi 33\text{mm}$ の丸棒から、試験部を巾 17mm 、板厚 8mm に切り出し、片側に深さ 1mm の切欠きを入れた片ノッチ試験片 (Single edge notched specimen, 以後 SEN 試験片と呼ぶ。) を主に用い、一部には試験部を $\phi 16\text{mm}$ の丸棒とし、深さ 1mm の環状切欠きを入れた環状切欠き丸棒試験片 (Round notched bar specimen, 以後 RNB 試験片と呼ぶ。) も用いた。それぞれの型式の試験片形状を Fig. 1 に示す。SEN 試験片においては、切欠き底からさらに $1\sim 2\text{mm}$ 程度室温下で疲労き裂を導入した後、大気中の高温疲労試験に供した。試験に先立っては、今後予定している特殊環境下での試験データと比較することを考慮して、試験部を $3\mu\text{m}$ までのダイヤモンドペーストで研磨し、さらに高純度メチルアルコール中での超音波洗浄を施した。応力条件

1. 緒 言

多目的高温ガス炉や核融合炉などのように、高温において耐熱合金で構造体を構成する前提で開発中の原子炉の設計には、クリープ特性などとともに高温下での疲労特性は重要な課題である^{(1)~(3)}。ASMEのコード⁽⁴⁾ではクリープとの相互作用を考慮した高温低サイクル疲労寿命推定を設計基準に取り入れている。

一般に疲労の損傷過程は、き裂の発生に続く進展を経て破断に至る内容を含んでいる。高温機器の設計には、低サイクル疲労における破断までの寿命ばかりでなく、疲労き裂の発生や進展速度のデータも重要である。ところが、クリープ変形が起こりうるような高温におけるき裂の進展速度を論じる場合、クリープ効果の寄与があるため、必ずしも確立された整理手法があるわけではない。疲労き裂進展速度を応力拡大係数で整理することが、Parisら⁽⁵⁾によって提案されて以来、高温下でも疲労き裂進展速度を応力拡大係数で整理した測定例^{(6)~(12)}もいくつかあるが、クリープによるき裂先端近傍での応力集中の緩和を考えれば、こうした整理方法では、想定温度の上昇に伴い破綻をきたすと思われる。クリープ状態のき裂進展速度については、応力拡大係数、正味断面応力、修正J積分などを用いた整理例^{(13)~(25)}が見られ、最近では修正J積分が比較的のみて有用なパラメーターとして支持されている⁽²⁶⁾ようである。

本研究では、インパイル試験施設OGL-1に用いられ、また多目的高温ガス炉の構造材料として研究の対象となっているハステロイ-Xを用いて、腐食疲労において特に重要な力学的因子となる⁽²⁷⁾応力比 $R (= \sigma_{\min} / \sigma_{\max})$ をパラメーターとすることにより、疲労条件に異なったクリープの寄与を与えて、高温下でのき裂進展特性を、応力拡大係数、修正J積分、繰返しJ積分を用いて検討してみた。試験雰囲気については、最終的に多目的炉高温ガス炉相当のヘリウム環境における現象を対象にしているが、本報では、まず大気中試験の結果をまとめて、今後の環境効果の検討の基礎とすることにした。

2. 実験方法

供試材の機械的性質をTable 1に、化学組成をTable 2に示す。試験片は ϕ 33mmの丸棒から、試験部を巾17mm、板厚8mmに切り出し、片側に深さ1mmの切欠きを入れた片ノッチ試験片 (Single edge notched specimen, 以後SEN試験片と呼ぶ。)を主に用い、一部には試験部を ϕ 16mmの丸棒とし、深さ1mmの環状切欠きを入れた環状切欠き丸棒試験片 (Round notched bar specimen, 以後RNB試験片と呼ぶ。)も用いた。それぞれの型式の試験片形状をFig. 1に示す。SEN試験片においては、切欠き底からさらに1~2mm程度室温下で疲労き裂を導入した後、大気中の高温疲労試験に供した。試験に先立っては、今後予定している特殊環境下での試験データと比較することを考慮して、試験部を3 μ mまでのダイヤモンドペーストで研磨し、さらに高純度メチルアルコール中での超音波洗浄を施した。応力条件

は、Fig. 2 にその応力波形を示すように、一部の例外を除いて基本的には最大荷重 ($P_{\max} = 1000 \text{ kg}$, 公称最大応力 $\sigma_{\max} = 7.4 \text{ kg/mm}^2$) を一定とし、最小荷重を変化させることにより、応力比 $R = 0, 0.5, 0.7, 1$ とした三角波状で、一部の例外を除いて基本的には荷重変動速度を一定 ($dP/dt = 500 \text{ kg/sec}$, 公称応力変動速度 $d\sigma/dt = 3.7 \text{ kg/mm}^2/\text{sec}$) とした。その結果、繰返し速度は Table 3 のように変化している。試験機は容量 10 t の電気油圧サーボ型の疲労試験機で、電気炉を用いて試験片を加熱した。試験装置の外観を Fig. 3 に示す。電気炉には、観察窓を設け、この観察窓を通じて一定サイクル毎に試験片を写真撮影することによって、き裂長さおよびき裂後端の開口変位量を求めた。その際、写真撮影は応力波形の一サイクルの最大応力時に同期させて行った。このようにして得られた写真の一例を Fig. 4 に示す。試験温度は 750°C , 900°C の二段階である。

3. 実験結果および考察

3.1 き裂進展速度と応力比の関係

SEN 試験片で得られた $da/dN - \Delta K$ 線図を 750°C , 900°C の温度別にそれぞれ Fig. 5, Fig. 6 に示す。この場合の応力拡大係数 K は次式で表わせる⁽²⁸⁾。

$$K = \frac{P\sqrt{a}}{BW} \left\{ 1.99 - 0.41 \frac{a}{W} + 18.70 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 38.48 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 53.85 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right\} \quad (1)$$

P : 荷重, a : き裂長さ, B : 板厚, W : 板巾

また、き裂進展速度 (da/dN および da/dt) の算出に当っては、き裂長さ測定点の前後各 3 点ずつ計 7 点の測定結果から、き裂進展曲線を最小自乗法により二次曲線で近似してからその微分係数を求める方法⁽²⁹⁾ (7 points incremental polynomial technique, 付録 1 参照) を用いた。 750°C で $R=0$, すなわち O -引張の片振りの場合、応力レベル、繰返し速度を変化させても、この実験範囲では $da/dN - \Delta K$ 関係は一本の直線上に重なってくる。 750°C では R が 0.5, 0.7 と増加するにつれて da/dN は減少している。Elbr⁽³⁰⁾ は疲労き裂の開閉挙動に注目して、 R の効果を

$$\Delta K_{\text{eff}} = (0.5 + 0.4 R) \Delta K \quad (2)$$

と表現し、また James⁽⁸⁾⁽⁹⁾ は

$$K_{\text{eff}} = K_{\max} (1 - R)^m \quad (3)$$

と表現したが、本実験での観察結果は、 R の効果はクリープ効果の増大ということで解釈され

は、Fig. 2 にその応力波形を示すように、一部の例外を除いて基本的には最大荷重 ($P_{\max} = 1000 \text{ kg}$, 公称最大応力 $\sigma_{\max} = 7.4 \text{ kg/mm}^2$) を一定とし、最小荷重を変化させることにより、応力比 $R = 0, 0.5, 0.7, 1$ とした三角波状で、一部の例外を除いて基本的には荷重変動速度を一定 ($dP/dt = 500 \text{ kg/sec}$, 公称応力変動速度 $d\sigma/dt = 3.7 \text{ kg/mm}^2/\text{sec}$) とした。その結果、繰返し速度は Table 3 のように変化している。試験機は容量 10 t の電気油圧サーボ型の疲労試験機で、電気炉を用いて試験片を加熱した。試験装置の外観を Fig. 3 に示す。電気炉には、観察窓を設け、この観察窓を通じて一定サイクル毎に試験片を写真撮影することによって、き裂長さおよびき裂後端の開口変位量を求めた。その際、写真撮影は応力波形の一サイクルの最大応力時に同期させて行った。このようにして得られた写真の一例を Fig. 4 に示す。試験温度は 750°C , 900°C の二段階である。

3. 実験結果および考察

3.1 き裂進展速度と応力比の関係

SEN試験片で得られた $da/dN - \Delta K$ 線図を 750°C , 900°C の温度別にそれぞれ Fig. 5, Fig. 6 に示す。この場合の応力拡大係数 K は次式で表わせる⁽²⁸⁾。

$$K = \frac{P\sqrt{a}}{BW} \left\{ 1.99 - 0.41 \frac{a}{W} + 18.70 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 38.48 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 53.85 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right\} \quad (1)$$

P : 荷重, a : き裂長さ, B : 板厚, W : 板巾

また、き裂進展速度 (da/dN および da/dt) の算出に当っては、き裂長さ測定点の前後各 3 点ずつ計 7 点の測定結果から、き裂進展曲線を最小自乗法により二次曲線で近似してからその微分係数を求める方法⁽²⁹⁾ (7 points incremental polynomial technique, 付録 1 参照) を用いた。 750°C で $R=0$, すなわち O -引張の片振りの場合、応力レベル、繰返し速度を変化させても、この実験範囲では $da/dN - \Delta K$ 関係は一本の直線上に重なってくる。 750°C では R が 0.5, 0.7 と増加するにつれて da/dN は減少している。Elbr⁽³⁰⁾ は疲労き裂の開閉挙動に注目して、 R の効果を

$$\Delta K_{\text{eff}} = (0.5 + 0.4 R) \Delta K \quad (2)$$

と表現し、また James⁽⁸⁾⁽⁹⁾ は

$$K_{\text{eff}} = K_{\max} (1 - R)^m \quad (3)$$

と表現したが、本実験での観察結果は、 R の効果はクリープ効果の増大ということで解釈され

るべきであり、 K_{eff} の概念での整理は不可能である。つまり、 K_{eff} の概念では、本実験での観察結果とは逆に、 R が 0 から 0.5, 0.7 と増加するにつれて da/dN は増加していくはずである。

750°Cでの R の増加に対する da/dN の減少という挙動は、き裂先端の鈍化と対応していることから、クリープの影響で、き裂先端部近傍の応力集中が緩和されていることに起因すると考えられる。こうした応力緩和の効果はSEN試験片のような曲げ型の試験片において著しく現われると言われている⁽²²⁾⁽³¹⁾。

曲げ型の試験片に比べて、上に述べたような応力緩和の効果が出にくいと言われている⁽²²⁾⁽³¹⁾引張り型の試験片であるRNB試験片を用いて、750°C、 $R=0$ 、 $\nu=30$ cpmの条件下で高温疲労試験を行い、試験終了後の破面をSEMで観察し、そこに見られたストライエーションの間隔を調べてみた^{(32)~(34)}。結果をFig. 7に示す。図中の直線はSEN試験片で得られた $R=0$ の場合の $da/dN - \Delta K$ 関係である。RNB試験片で求められたストライエーションの間隔は、SEN試験片の $R=0$ の場合のき裂進展速度と比較的よく一致している。したがって、SEN試験片で750°Cの時の $da/dN - \Delta K$ 関係は、 $R=0$ の場合に正しい関係を与えていて、 $R=0.5, 0.7$ の場合には、応力緩和の影響で正しい K 値を与えていないものと判断される。なお、RNB試験片で見られたストライエーションの例をFig. 8に示しておいた。

900°Cでは、 R が0から0.5, 0.7と増加するにつれて、 da/dN も増加していくが、これは、 R の増加につれて必然的に高平均応力の下におかれるためのクリープ損傷の増大と解釈される。

3.2 破面観察

試験後の試験片破面を観察した結果、次の2種類の破面に大別することができた。

- ① 巨視的には、比較的平坦で、ほとんど絞れていない破面であり、微視的には、ストライエーションを主体とする粒内疲労破面。その例をFig. 9に示す。
- ② 巨視的には、凹凸が激しく、著しく絞れている破面であり、微視的には、主き裂と粒界に生じたキャビティの連結による割れ進展を予想させる破面。その例をFig. 10に示す。

以上の2種類の破面について、便宜的に①を疲労型(F: Fatigue)、②をクリープ型(C: Creep)と呼び、今回の試験条件での破面形態を分類すると次のTable 4のようになる。

Table 4 Fracture modes

T \ R	0	0.5	0.7	1
750°C	F	F	F→C	C
900°C	F→C	C	C	C

F→Cとあるのは破面形態に遷移が見られたことを示す。これは、Fig. 11にその様子を示すように、途中まではほとんど絞れていない疲労型の破面であるが、急激にクリープ型の著しく絞れた破面となっていく形をとっている。

3.3 J積分⁽³⁵⁾ (修正J積分および繰返しJ積分)による整理

上記のような破面形態の観察結果を考慮して、修正J積分によるき裂進展速度 (da/dt) の整理を試みた。この場合の修正J積分 \dot{j} は次の簡便式⁽²³⁾によって求めた。

$$\dot{j} \approx \sigma_n \dot{\delta} = P_{\max} \cdot \dot{\delta} / B (W - a) \quad (4)$$

σ_n : 正味断面応力, $\dot{\delta}$: き裂後端の開口変位速度,
 P_{\max} : 最大荷重, B : 板厚, W : 板巾,
 a : き裂長さ

Fig. 12はその整理結果である。この図からわかるように破面がクリープ型の場合には、温度の如何にかかわらず、比較的狭いバンド内 (図中のバンドは factor of 2 を示している。) に全てのデータが入ってくる。また、破面で疲労型からクリープ型へ遷移が見られた条件についても、 $da/dt - \dot{j}$ 線図で、次第にバンド内に入って行く様子がわかる。

破面形態の分類において、同じ疲労型でありながら、750°Cの $R = 0$ の場合と $R = 0.5$ の場合では $da/dN - \Delta K$ 線図は一致していなかった。これは、すでに述べたように、 $R = 0.5$ の場合には、クリープの影響で、き裂先端部近傍の応力集中が緩和され、 K 値が正しく評価されていないことに起因すると考えられる。たとえば、小寺沢は、曲げ型試験片のクリープき裂における K 値は公称値の $1/1.5$ 程度に見積もることを提案している⁽³¹⁾。本実験結果においても、Fig. 13に見られるように、 $R = 0.5$ のデータを K 値が70%程度に見積もれると考えれば (すなわち、 $R = 0.5$ のデータを左へ平行移動すれば)、正しい $da/dN - \Delta K$ 関係を与えていると思われる $R = 0$ の場合と一致してくる。また、こうした試みから、750°Cにおける ΔK_{th} が $9 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 程度という予想もできる。

このように $da/dN - \Delta K$ 線図での整理が困難な条件下でも繰返しJ積分 ΔJ を用いるとよく整理できる可能性がある⁽²⁵⁾⁽³⁶⁾⁽³⁷⁾。J積分値の評価は、軸力の効果を考慮に入れ、塑性拘束によるき裂まわりの応力上昇を考慮しない次のような方法⁽³⁸⁾を用いた。(付録2参照)

$$J = \frac{1}{W - a} \left\{ \eta_r \int_0^{\Delta} \left(\frac{P}{B} \right) d\Delta + \eta_c \int_0^{\frac{P}{B}} \Delta d \left(\frac{P}{B} \right) \right\} \quad (5)$$

$$\eta_r = \frac{2(1 + \alpha)}{1 + \alpha^2}, \quad \eta_c = \frac{2\alpha(1 - 2\alpha - \alpha^2)}{(1 + \alpha^2)^2}$$

$$\alpha = -2 \left\{ \frac{W}{2(W - a)} - \frac{1}{2} \right\} + 2 \left\{ \left(\frac{W}{2(W - a)} - 1 \right)^2 + \frac{W}{2(W - a)} - \frac{1}{2} \right\}^{1/2}$$

P : 荷重, a : き裂長さ, W : 板巾, B : 板厚, Δ : 荷重点変位

Fig. 14に ΔJ を用いてき裂進展速度 (da/dN) を整理した結果を示す。この図からわかるように、750°Cにおける $R = 0$ の場合と $R = 0.5$ の場合のデータは完全に一致しており、 ΔJ を用いれば、クリープの影響を受ける疲労き裂進展速度も良好な整理結果が得られる。

3.4 き裂進展特性と力学的パラメータの関係

高温におけるき裂進展速度のデータ整理方法は、通常の疲労試験において用いられているような $da/dN - \Delta K$ 関係だけでは不十分なことは、すでに指摘されているが⁽¹³⁾⁽²⁾、本実験の結果はそれを端的に示している。すなわち、 $da/dN - \Delta K$ 関係が有効となるのは、現象が繰返し数依存であり、しかもき裂進展特性がき裂先端近傍の弾性応力に支配され、き裂先端近傍での小規模降伏条件が満たされるような場合においてである⁽³⁹⁾。本実験でも、750°C, $R=0$ の場合には、破面がストライエーションを伴う疲労型であることから繰返し数依存の現象であり、比較的クリープの影響も少ないため、き裂先端近傍の小規模降伏条件が近似的に満たされていると考えてよいことなどから $da/dN - \Delta K$ 関係は有効であった。ところが、750°C で $R=0.5$ となると、破面形態からは繰返し数依存の現象であることがわかるが、平均応力の上昇により、常に高応力下におかれるため、クリープの影響が無視できず、き裂先端近傍の小規模降伏の条件が満足されない状態となる。その結果、もはや $da/dN - \Delta K$ 関係では整理ができず、 $da/dN - \Delta J$ 関係が有効となってきたものと解釈される。

このように考えると、さらに高平均応力化あるいは高温化へと進むにつれ、き裂進展特性そのものが、き裂先端付近のクリープ変形に支配される⁽³⁹⁾ようになると考えられ、現象も時間依存型へと変わっていくことが予想される。結局、クリープの寄与の大きい場合ほど、 $da/dt - \dot{j}$ 関係が、き裂進展速度に対してより良好な整理結果を与えるわけである。

以上のことを、破面形態の分類と合せてまとめたのが Table 5 である。

3.5 破面形態の予想

本実験条件下では、破面形態が Table 4 のように分類できたが、同じ材料で、同じ大気中の高温疲労試験であっても、負荷条件（荷重値（応力値）、繰返し速度）が変化すれば、必ずしも Table 4 と同じ結果が得られるわけではない。そこで、試みに、一荷重サイクル中のクリープ変形量に注目して、き裂進展特性が疲労型になるか、クリープ型になるかの予想をしてみた。Fig. 15 のような応力条件において、一サイクル中のクリープ変形量を次式で評価することにする。

$$\epsilon = \int_{t_1}^{t_2} \dot{\epsilon} dt \quad (6)$$

また

$$\dot{\epsilon} = c \sigma^n \quad (7)$$

c, n : 定数

と表現する⁽⁴⁰⁾ことにすれば、 $\sigma(t)$ の関数形さえ指定すれば(6)式の積分が可能となる。本実験条件では三角波状の応力波形を用いたので、その対称性を考慮すると

$$\frac{\epsilon}{2} = \int_{t_1}^{\frac{t_1+t_2}{2}} c \sigma^n dt = c \int_0^{\frac{t_2-t_1}{2}} \sigma^n dt \quad (8)$$

の値を検討してみればよい。この値は、その試験条件下でのクリープ成分の大きさを代表する値と考えられるから、同一 ΔK 条件下（すなわち疲労成分の大きさを代表する値を等しくとる）でのこの値の大小関係がクリープ成分の混入してくる割合を示す目安となる。便宜上、本実験条件において、 $\Delta K = 30 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ の状態での(8)式の値を求めてみた。c, nはそれぞれ次の値⁽⁴⁾を採用した。

$$\begin{cases} 750^\circ\text{C} \text{ のとき} \\ 900^\circ\text{C} \text{ のとき} \end{cases} \begin{cases} c = 1.2 \times 10^{-10} \% / \text{min} = 2.0 \times 10^{-12} \% / \text{sec} \\ n = 6.5 \\ c = 3.8 \times 10^{-7} \% / \text{min} = 6.3 \times 10^{-9} \% / \text{sec} \\ n = 5.5 \end{cases}$$

結果は次のTable 6のようになった。

Table 6 Creep strain in a half stress cycle

T \ R	0	0.5	0.7
750°C	$7.9 \times 10^{-7} \%$	$3.9 \times 10^{-6} \%$	$1.5 \times 10^{-5} \%$
900°C	$3.2 \times 10^{-4} \%$	$1.2 \times 10^{-3} \%$	$3.8 \times 10^{-3} \%$

予想されたように、クリープ型の破面を示したグループの値が大きく（ $3.8 \times 10^{-3} \%$, $1.2 \times 10^{-3} \%$ ）、次いで疲労型からクリープ型への遷移が見られたグループの値（ $3.2 \times 10^{-4} \%$, $1.5 \times 10^{-5} \%$ ）となり、疲労型の破面を示したグループの値（ $3.9 \times 10^{-6} \%$, $7.9 \times 10^{-7} \%$ ）は最も小さかった。

これらの値をもとに、議論の簡略化を図って、次の思い切った仮定を設けてみた。すなわち、(8)式の値 $\frac{\epsilon}{2}$ が、 $\Delta K = 30 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ の状態では

$$\begin{cases} \frac{\epsilon}{2} \geq 1.0 \times 10^{-3} \% \text{ のとき} & \text{クリープ型} \\ \frac{\epsilon}{2} \leq 5.0 \times 10^{-6} \% \text{ のとき} & \text{疲労型} \end{cases}$$

この仮定のもとに、本研究で用いた材料を大気中での任意の負荷条件による高温疲労試験に供した場合の破面形態の予想が可能である。たとえば、応力波形を三角波として、試験片を板巾W mm, 板厚B mmのSEN試験片とし、試験温度T°K, 最大荷重P_{max} kg, 応力比R, 繰返し速度ν cpmの場合の破面形態の予想は次の手順による。

(8)式の値 $\frac{\epsilon}{2}$ を次のように求める。

$$\begin{aligned} \frac{\epsilon}{2} &= \int_0^{\frac{30}{\nu}} c \left[\frac{\nu P_{\max}}{60 \cdot B \cdot (W-a)} \left\{ 2(1-R)t + \frac{60R}{\nu} \right\} \right]^n dt \\ &= \frac{30 c \cdot B \cdot (W-a)}{(n+1) P_{\max} (1-R) \nu} \left[\left\{ \frac{P_{\max}}{B(W-a)} \right\}^{n+1} - \left\{ \frac{RP_{\max}}{B(W-a)} \right\}^{n+1} \right] \end{aligned} \quad (9)$$

ただし、き裂長さ a mmは次式を満足するように定める。

$$\begin{aligned} \frac{30}{1-R} = \frac{P_{\max} \sqrt{a}}{BW} \left\{ 1.99 - 0.41 \frac{a}{W} + 18.70 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 38.48 \left(\frac{a}{W} \right)^3 \right. \\ \left. + 53.85 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right\} \end{aligned} \quad (10)$$

また、 c 、 n は試験温度によって決定されるパラメーターであり、ここでは次のように指定する⁽⁴⁾。

$$c = \left(\frac{T}{10} \right)^{58.9105} \times \frac{1}{60 \times 10^{128.3235}} \quad (11)$$

$$n = 16.8287 \log \frac{1}{T} + 57.1523 \quad (12)$$

(いずれも有効数字2桁としてから(9)式に代入することで充分である。)

このようにして、(9)式の値を求め、この値と $1.0 \times 10^{-3}\%$ 、 $5.0 \times 10^{-6}\%$ との大小関係を比較すればよい。

次に、本研究で用いた形状のSEN試験片で、最大荷重 $P_{\max} = 1000$ kgとした場合の、試験温度が 750°C 、 900°C のそれぞれにおける破面形態を具体例として考えてみる。(9)式において、未知のパラメーターは、 R 、 ν 、 a であるが、(10)式から明らかなように、 a は R の関数であり、結局、 R 、 ν の2つのパラメーターが未知となる。したがって、この場合には、 R と ν の組合せのみが、破面形態を決定することになり、 750°C 、 900°C のそれぞれの場合における破面形態の分布を求めてみると、Fig. 16、Fig. 17のようになった。なお、Fig. 16、Fig. 17において、破線で示したのは、本研究において用いた荷重変動速度一定の条件であり、○印は実際に本研究で実験を行った条件である。

4. 結 言

通常規格内ハステロイ-Xを供試材として、大気中で高温疲労き裂進展試験を行った。応力

(8)式の値 $\frac{\epsilon}{2}$ を次のように求める。

$$\begin{aligned} \frac{\epsilon}{2} &= \int_0^{\frac{30}{\nu}} c \left[\frac{\nu P_{\max}}{60 \cdot B \cdot (W-a)} \left\{ 2(1-R)t + \frac{60R}{\nu} \right\} \right]^n dt \\ &= \frac{30 c \cdot B \cdot (W-a)}{(n+1) P_{\max} (1-R) \nu} \left[\left\{ \frac{P_{\max}}{B(W-a)} \right\}^{n+1} - \left\{ \frac{R P_{\max}}{B(W-a)} \right\}^{n+1} \right] \end{aligned} \quad (9)$$

ただし、き裂長さ a mmは次式を満足するように定める。

$$\begin{aligned} \frac{30}{1-R} = \frac{P_{\max} \sqrt{a}}{BW} \left\{ 1.99 - 0.41 \frac{a}{W} + 18.70 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 38.48 \left(\frac{a}{W} \right)^3 \right. \\ \left. + 53.85 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right\} \end{aligned} \quad (10)$$

また、 c 、 n は試験温度によって決定されるパラメーターであり、ここでは次のように指定する⁽⁴⁾。

$$c = \left(\frac{T}{10} \right)^{58.9105} \times \frac{1}{60 \times 10^{128.3235}} \quad (11)$$

$$n = 16.8287 \log \frac{1}{T} + 57.1523 \quad (12)$$

(いずれも有効数字2桁としてから(9)式に代入することで充分である。)

このようにして、(9)式の値を求め、この値と $1.0 \times 10^{-3}\%$ 、 $5.0 \times 10^{-6}\%$ との大小関係を比較すればよい。

次に、本研究で用いた形状のSEN試験片で、最大荷重 $P_{\max} = 1000$ kgとした場合の、試験温度が 750°C 、 900°C のそれぞれにおける破面形態を具体例として考えてみる。(9)式において、未知のパラメーターは、 R 、 ν 、 a であるが、(10)式から明らかのように、 a は R の関数であり、結局、 R 、 ν の2つのパラメーターが未知となる。したがって、この場合には、 R と ν の組合せのみが、破面形態を決定することになり、 750°C 、 900°C のそれぞれの場合における破面形態の分布を求めてみると、Fig. 16、Fig. 17のようになった。なお、Fig. 16、Fig. 17において、破線で示したのは、本研究において用いた荷重変動速度一定の条件であり、○印は実際に本研究で実験を行った条件である。

4. 結 言

通常規格内ハステロイ-Xを供試材として、大気中で高温疲労き裂進展試験を行った。応力

比を 0, 0.5, 0.7, 1 と変化させ、試験温度を 750°C, 900°C の 2 段階とした。その結果、次のことがわかった。

- (1) き裂進展速度のデータ整理は、試験片形状、試験温度、応力条件によって、通常の疲労試験において用いられているような $da/dN - \Delta K$ 関係だけでは行えない場合があり、これが主としてクリープの効果が入ってくるためであることを確認した。
- (2) 本実験の条件では、破面の形態が、ストライエーションを伴う疲労型になる場合、クリープ型になる場合、および疲労型からクリープ型への遷移が見られる場合があった。
- (3) き裂進展速度のデータ整理法として、 $da/dN - \Delta K$ 関係、 $da/dN - \Delta J$ 関係、 $da/dt - \dot{j}$ 関係を検討した結果、それぞれの破面の形態と対応して、Table 5 の分類に示すような関係で、これらのいずれかが有効となることを確かめた。
- (4) 同一 ΔK 条件下での、一荷重サイクル中のクリープ変形量に注目することによって、き裂進展特性が疲労型になるかクリープ型になるかの予想ができることを示した。

本実験の遂行にあたり走査型電子顕微鏡観察で御指導を頂いた材料工学研究室、菊地正彦氏に感謝の意を表します。

5. 付 録

5.1 7ポイント インクリメンタル ポリノミアル法 (7 points incremental polynomial technique)

本研究で用いた試験片のように、き裂の進展に伴ってき裂進展速度が時々刻々と変化していくような場合には、き裂進展速度の決定方法によって、同じデータからも違った解析結果へ到達することもありうる。そういう問題点の克服のために ASTM では 7ポイント インクリメンタル ポリノミアル法を提唱している⁽²⁹⁾。この方法は、読みとったき裂長さのデータ点を 7 点ずつのサブグループに分け、その各々に対して最小自乗法を用いて二次曲線近似を行うものである。

たとえば、き裂長さ a を繰返し数 N に対してプロットした場合に Fig. 18⁽²⁹⁾, Fig. 19⁽²⁹⁾ のようなデータが得られたとする。このデータからき裂進展速度を決定するために従来よく用いられていた方法は、Fig. 18 のように全データを考慮しながら、適当にグラフ上で曲線をひき、そのグラフの勾配を da/dN として読みとっていく方法である。それに対して、7ポイント インクリメンタル ポリノミアル法では、Fig. 19 のように、データ点を 7 点ずつのサブグループに分け、その各々に対して最小自乗法を用いて二次曲線近似を行い、その二次曲線の微分係数を da/dN と決定する。この方法はグラフを用いるよりも処理時間が短縮でき、しかもデータの解釈に主観が入らないという利点がある。

なお、Fig. 20 に本実験で得られたデータ (750°C, $P_{\max} = 1200 \text{ kg}$ ($\sigma_{\max} = 8.8 \text{ kg/mm}^2$), $R = 0, \nu = 15 \text{ cpm}$) をグラフィック法で処理した場合と、7ポイント インクリメンタル ポ

比を 0, 0.5, 0.7, 1 と変化させ、試験温度を 750°C, 900°C の 2 段階とした。その結果、次のことがわかった。

- (1) き裂進展速度のデータ整理は、試験片形状、試験温度、応力条件によって、通常の疲労試験において用いられているような $da/dN - \Delta K$ 関係だけでは行えない場合があり、これが主としてクリープの効果が入ってくるためであることを確認した。
- (2) 本実験の条件では、破面の形態が、ストライエーションを伴う疲労型になる場合、クリープ型になる場合、および疲労型からクリープ型への遷移が見られる場合があった。
- (3) き裂進展速度のデータ整理法として、 $da/dN - \Delta K$ 関係、 $da/dN - \Delta J$ 関係、 $da/dt - \dot{J}$ 関係を検討した結果、それぞれの破面の形態と対応して、Table 5 の分類に示すような関係で、これらのいずれかが有効となることを確かめた。
- (4) 同一 ΔK 条件下での、一荷重サイクル中のクリープ変形量に注目することによって、き裂進展特性が疲労型になるかクリープ型になるかの予想ができることを示した。

本実験の遂行にあたり走査型電子顕微鏡観察で御指導を頂いた材料工学研究室、菊地正彦氏に感謝の意を表します。

5. 付 録

5.1 7ポイント インクリメンタル ポリノミアル法 (7 points incremental polynomial technique)

本研究で用いた試験片のように、き裂の進展に伴ってき裂進展速度が時々刻々と変化していくような場合には、き裂進展速度の決定方法によって、同じデータからも違った解析結果へ到達することもありうる。そういう問題点の克服のために ASTM では 7ポイント インクリメンタル ポリノミアル法を提唱している⁽²⁹⁾。この方法は、読みとったき裂長さのデータ点を 7点ずつのサブグループに分け、その各々に対して最小自乗法を用いて二次曲線近似を行うものである。

たとえば、き裂長さ a を繰返し数 N に対してプロットした場合に Fig. 18⁽²⁹⁾, Fig. 19⁽²⁹⁾ のようなデータが得られたとする。このデータからき裂進展速度を決定するために従来よく用いられていた方法は、Fig. 18 のように全データを考慮しながら、適当にグラフ上で曲線をひき、そのグラフの勾配を da/dN と読みとっていきする方法である。それに対して、7ポイント インクリメンタル ポリノミアル法では、Fig. 19 のように、データ点を 7点ずつのサブグループに分け、その各々に対して最小自乗法を用いて二次曲線近似を行い、その二次曲線の微分係数を da/dN と決定する。この方法はグラフを用いるよりも処理時間が短縮でき、しかもデータの解釈に主観が入らないという利点がある。

なお、Fig. 20 に本実験で得られたデータ (750°C, $P_{max} = 1200$ kg ($\sigma_{max} = 8.8$ kg/mm²), $R = 0, \nu = 15$ cpm) をグラフィック法で処理した場合と、7ポイント インクリメンタル ポ

リノミアル法で処理した場合の比較を示しておく。

5.2 繰返しJ積分

J積分の評価式として、一般によく知られているのはRiceの簡便式⁽⁴⁾といわれるもので、これは次のように表わせる。

$$J = \frac{2A}{Bb} \quad (13)$$

A：荷重-荷重点変位曲線下の面積

B：試験片厚さ， b：リガメント巾

これは、深いき裂を有する部材が曲げ応力を受ける場合によく合うとされており、軸力の効果は入っていない。本研究で得られたデータ（750°C， $P_{max} = 1000 \text{ kg}$ ($\sigma_{max} = 7.4 \text{ kg/mm}^2$), $R = 0, 0.5$)を(13)式で評価した ΔJ を用いて da/dN を整理した結果をFig. 21に示す。Fig. 14と比較すれば明らかのように、軸力の効果を含めた(5)式による評価の方が良い結果を与えていることがわかる。

参 考 文 献

- (1) 近藤達男；日本原子力学会誌，15，5(1973)，295
- (2) 近藤達男；第15回高温強度シンポジウム前刷集(1977)，36
- (3) 近藤達男；日本金属学会会報，17，4(1978)，274
- (4) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III (1977)
- (5) P.C.Paris and F.G.Erdogen；Trans. ASME, Journal of Basic Engineering 85 (1963)，528
- (6) P.Shahinian, H.H.Smith and H.E.Watson；ASTM STP 520(1973)，387
- (7) M.W.Mahoney and N.E.Paton；Nuclear Technology 23(1974)，290
- (8) L.A.James and R.L.Knecht；Metallurgical Transactions A, 6A(1975)，109
- (9) L.A.James；Trans.ASME, Journal of Engineering Materials and Technology 98(1976)，235
- (10) 近藤達男；学振第123委研究報告 17(1976)，27
- (11) M.Clavel and A.Pineau；Metallurgical Transactions A, 9A(1978)，471
- (12) S.Floreen and R.H.Kane；Presented at American Society for Metals (1978-11)
- (13) 坂田勝；日本機械学会誌，78，678(1975)，389
- (14) 小寺沢良一，岩田泰男；材料，24，267(1975)，1114
- (15) 大谷隆一，新田明人；材料，25，275(1976)，746
- (16) 佐々木良一，志賀正男，幡谷文男，高橋慎太郎；材料，25，270(1976)，236

リノミアル法で処理した場合の比較を示しておく。

5.2 繰返しJ積分

J積分の評価式として、一般によく知られているのはRiceの簡便式⁽⁴⁾といわれるもので、これは次のように表わせる。

$$J = \frac{2A}{Bb} \quad (13)$$

A：荷重-荷重点変位曲線下の面積

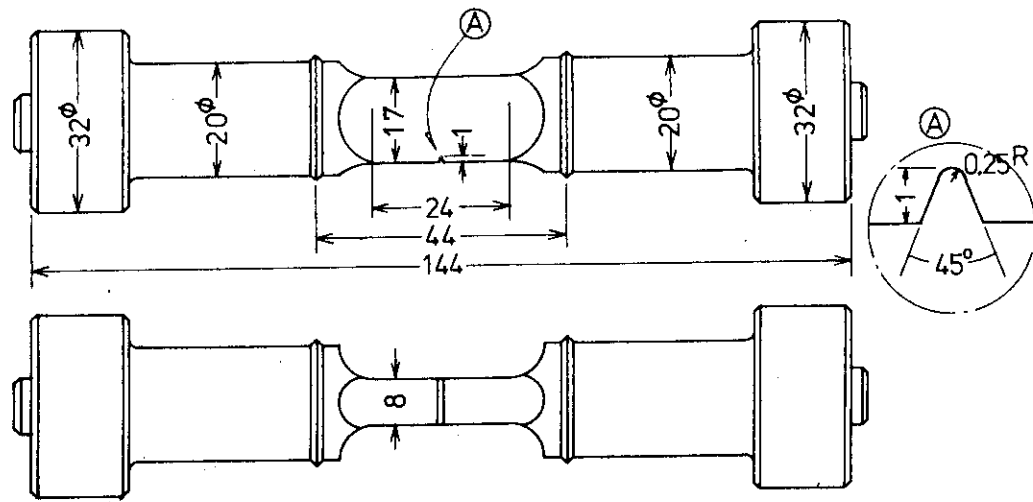
B：試験片厚さ， b：リガメント巾

これは、深いき裂を有する部材が曲げ応力を受ける場合によく合うとされており、軸力の効果は入っていない。本研究で得られたデータ（750°C， $P_{max} = 1000 \text{ kg}$ ($\sigma_{max} = 7.4 \text{ kg/mm}^2$), $R = 0, 0.5$)を(13)式で評価した ΔJ を用いて da/dN を整理した結果をFig. 21に示す。Fig. 14と比較すれば明らかのように、軸力の効果を含めた(5)式による評価の方が良い結果を与えていることがわかる。

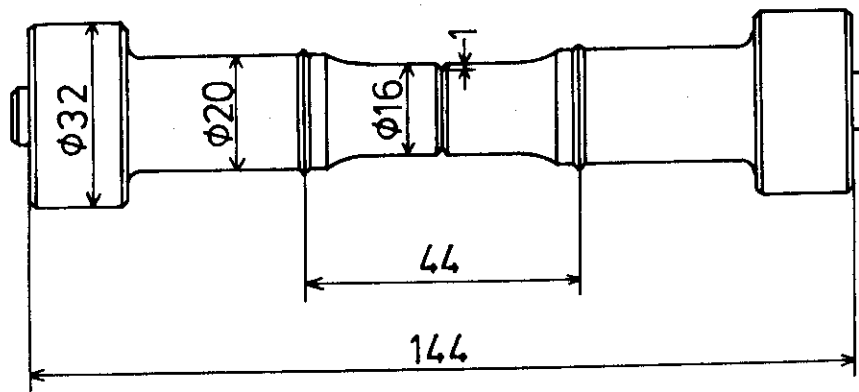
参 考 文 献

- (1) 近藤達男；日本原子力学会誌，15，5(1973)，295
- (2) 近藤達男；第15回高温強度シンポジウム前刷集(1977)，36
- (3) 近藤達男；日本金属学会会報，17，4(1978)，274
- (4) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III (1977)
- (5) P.C.Paris and F.G.Erdogen；Trans. ASME, Journal of Basic Engineering 85 (1963)，528
- (6) P.Shahinian, H.H.Smith and H.E.Watson；ASTM STP 520(1973)，387
- (7) M.W.Mahoney and N.E.Paton；Nuclear Technology 23(1974)，290
- (8) L.A.James and R.L.Knecht；Metallurgical Transactions A, 6A(1975)，109
- (9) L.A.James；Trans.ASME, Journal of Engineering Materials and Technology 98(1976)，235
- (10) 近藤達男；学振第123委研究報告 17(1976)，27
- (11) M.Clavel and A.Pineau；Metallurgical Transactions A, 9A(1978)，471
- (12) S.Floreen and R.H.Kane；Presented at American Society for Metals (1978-11)
- (13) 坂田勝；日本機械学会誌，78，678(1975)，389
- (14) 小寺沢良一，岩田泰男；材料，24，267(1975)，1114
- (15) 大谷隆一，新田明人；材料，25，275(1976)，746
- (16) 佐々木良一，志賀正男，幡谷文男，高橋慎太郎；材料，25，270(1976)，236

- (17) 佐々木良一, 幡谷文男, 志賀正男, 栗山光男; 第 15 回高温強度シンポジウム前刷集 (1977), 68
- (18) 志賀正男, 佐々木良一, 幡谷文男, 高橋慎太郎; 第 16 回高温強度シンポジウム前刷集 (1978), 51
- (19) 大路清嗣, 小倉敬二, 久保司郎; 日本機械学会講演論文集 No 740-11 (1974), 207
- (20) J.D.Landes and J.A.Begley; ASTM STP 590 (1976), 128
- (21) 平修二, 大谷隆一, 和田史博; 第 15 回高温強度シンポジウム前刷集 (1977), 57
- (22) 久保司郎, 大路清嗣, 小倉敬二; 機械の研究 { 28, 12 (1976), 1397
29, 1 (1977), 27
29, 2 (1977), 266
- (23) 片田康行, 大路清嗣, 小倉敬二, 久保司郎; 日本機械学会講演論文集 No 780-9 (1978), 123
- (24) 森時彦, 小寺沢良一; 日本機械学会講演論文集 No 780-9 (1978), 129
- (25) 大谷隆一, 北村隆行, 平修二; 日本機械学会講演論文集 No 780-9 (1978), 135
- (26) 大路清嗣; 第 16 回高温強度シンポジウム前刷集 (1978), 131
- (27) 近藤達男; 防食技術, 26, 1 (1977), 31
- (28) Brown, W.F. and Srawlay; ASTM STP 410 (1967), 12
- (29) W.G.Clark, Jr. and S.J.Hudak, Jr.; ASTM Journal of Testing and Evaluation 3, 6 (1975)
- (30) W.Elbr; ASTM STP 486 (1971), 230
- (31) 小寺沢良一; 材料, 24, 267 (1975), 1121
- (32) 橋内良雄, 田中正晴, 秋山英司, 近藤太二; 日本機械学会論文集, 42, 364 (1976), 3669
- (33) 金沢健二, 吉田進; 材料, 21, 222 (1972), 219
- (34) 山口弘二, 金沢健二; 鉄と鋼, 64, 14 (1978), 2187
- (35) Rice, J.R.; Trans. ASME, Ser. E, 34 (1968), 379
- (36) N.E.Dowling; ASTM STP 601 (1976), 19
- (37) 森時彦, 中井友充, 小寺沢良一; 日本機械学会講演論文集 No 790-2 (1979), 81
- (38) 白鳥正樹, 三好俊郎; 日本機械学会講演論文集 No 780-9 (1978), 63
- (39) 小寺沢良一; 鉄と鋼, 64, 7 (1978), 925
- (40) 木内清, 中島甫, 近藤達男; 学振第 123 委研究報告 17 (1976), 307
- (41) Rice, J.R., Paris, P.C. and Merkle, J.G.; ASTM STP 536 (1973), 231



a. Single edge notched specimen



b. Round notched bar specimen

Fig.1 Test specimen

Table 1 Mechanical properties of specimen material at room temperature

σ_B	$\sigma_{0.2}$	δ	H _B
77.8kg/mm ²	35.2kg/mm ²	47.2%	201

Table 2 Chemical compositions of specimen material (wt%)

C	Mn	Si	P	S	Cr
0.07	0.53	0.44	0.008	<0.005	21.60
Co	Mo	W	Fe	B	Ni
1.08	8.94	0.55	18.22	0.001	Bal.

Table 3 Relation between stress ratio and frequency

STRESS RATIO	0	0.5	0.7
γ (cpm)	15	30	50

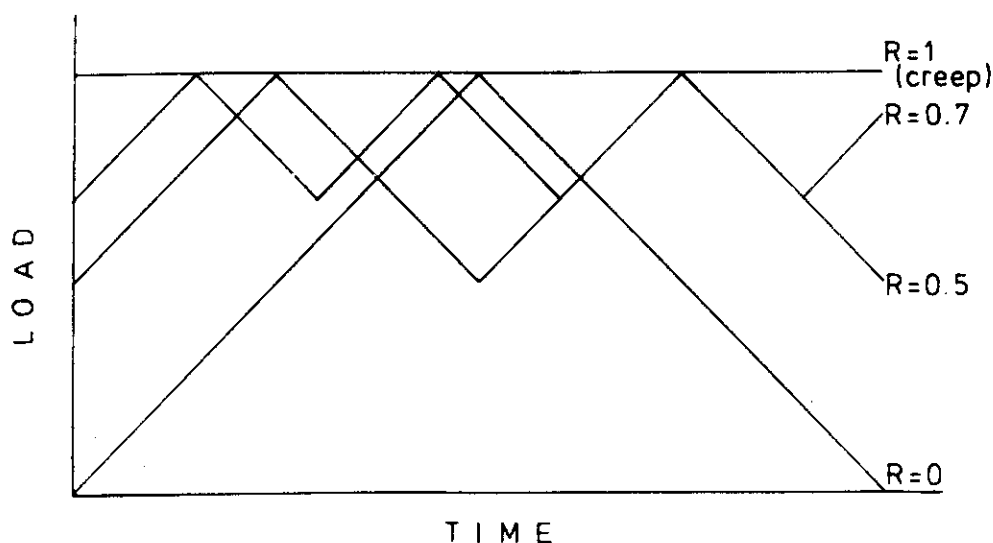


Fig.2 Stress wave pattern

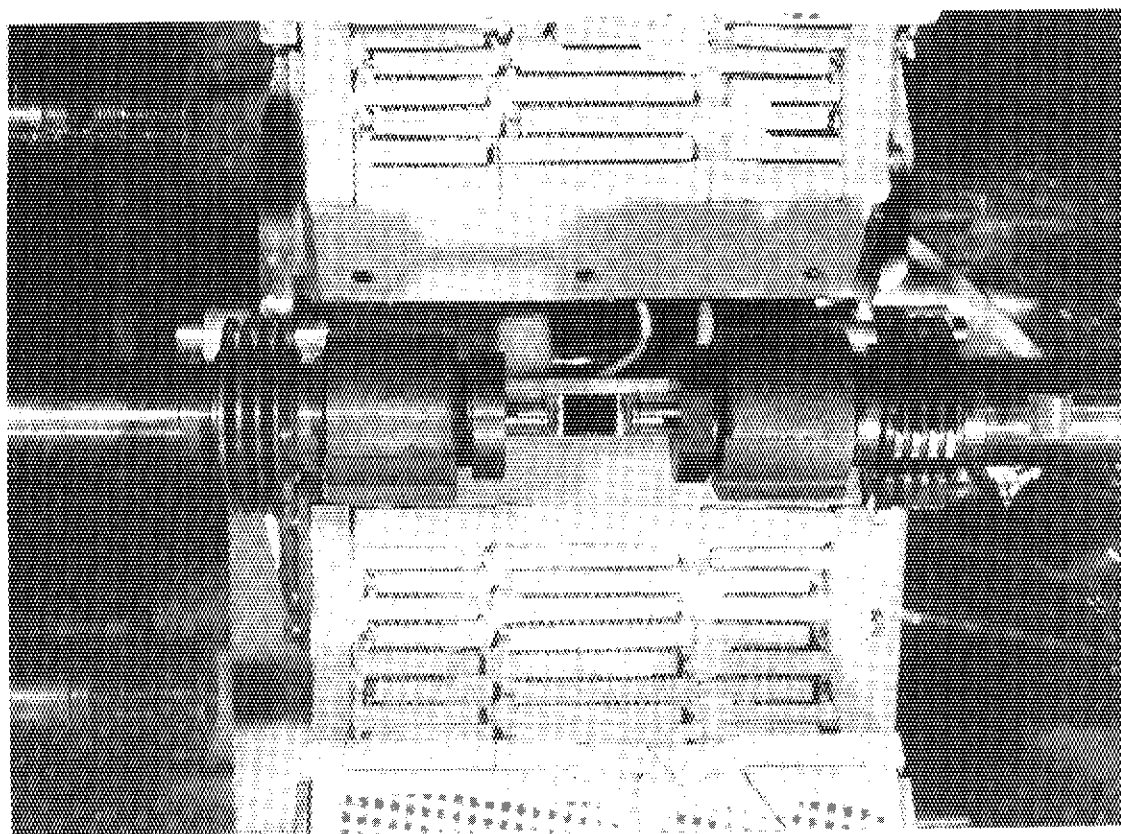
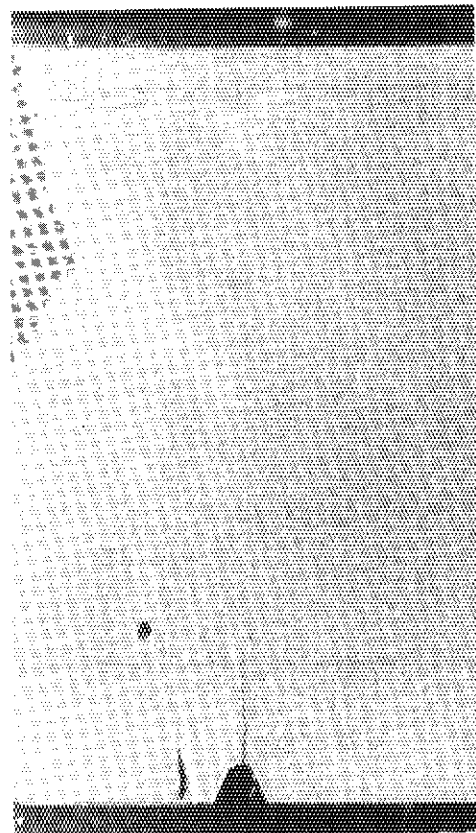


Fig. 3 Test section



5 mm

Fig. 4 Fatigue crack

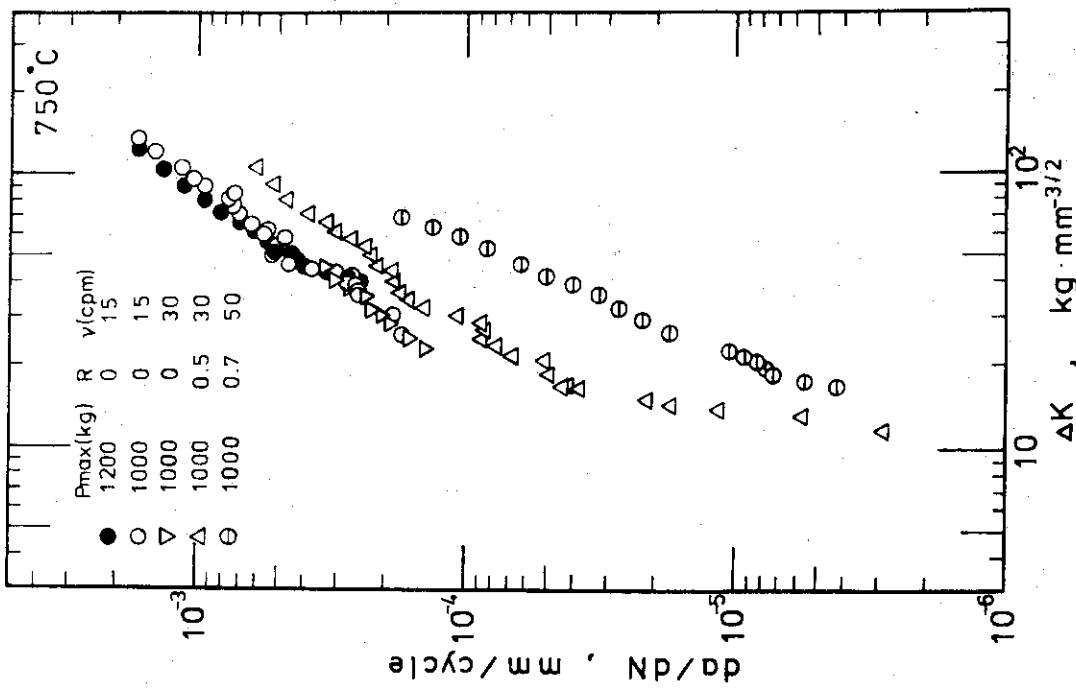


Fig.5 Relation between da/dN and ΔK at 750°C

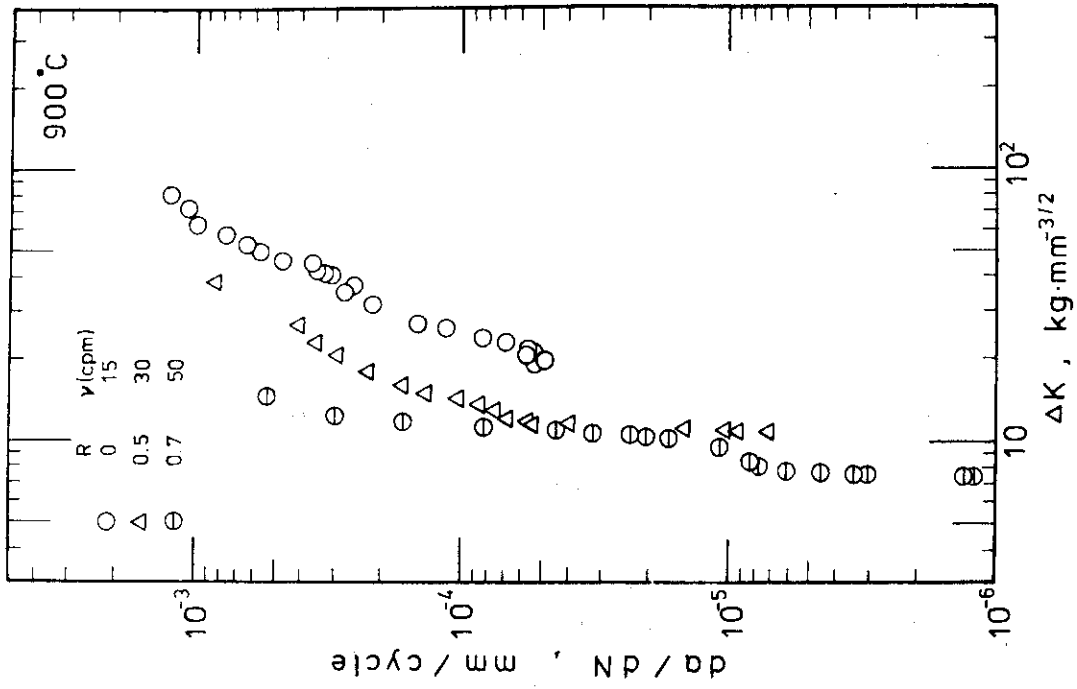


Fig.6 Relation between da/dN and ΔK at 900°C

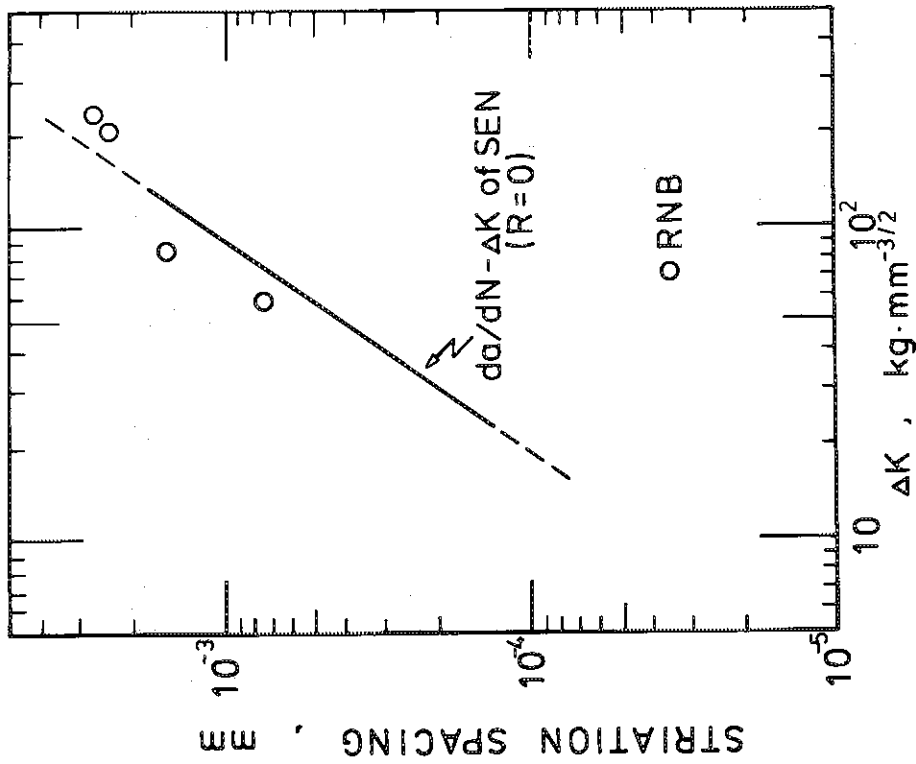


Fig.7 Relation between striation spacing and ΔK
(R.N.B.)

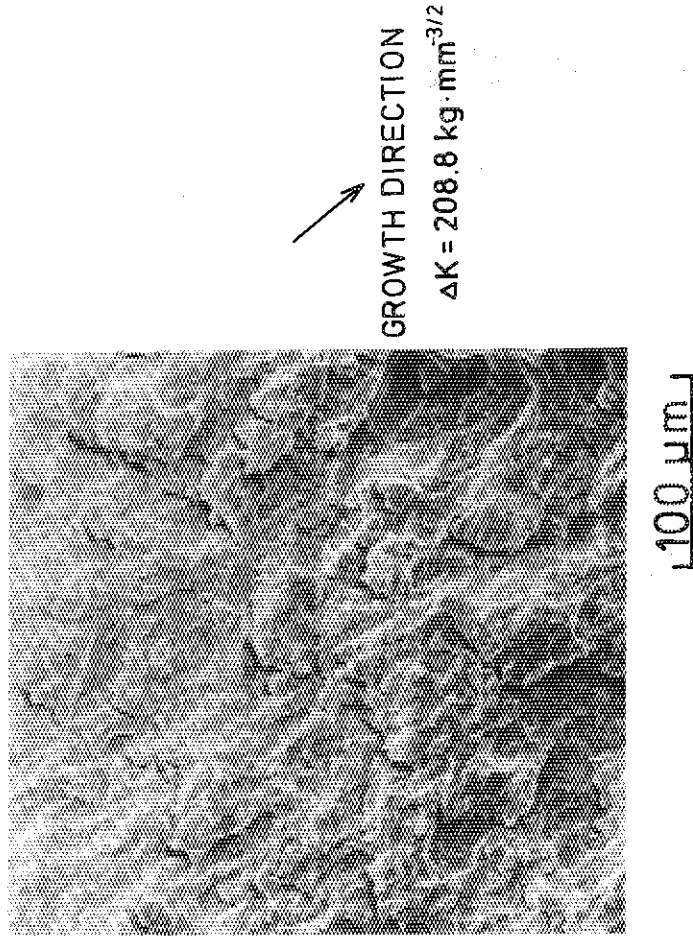


Fig.8 Appearance of fractured surface (R.N.B.)

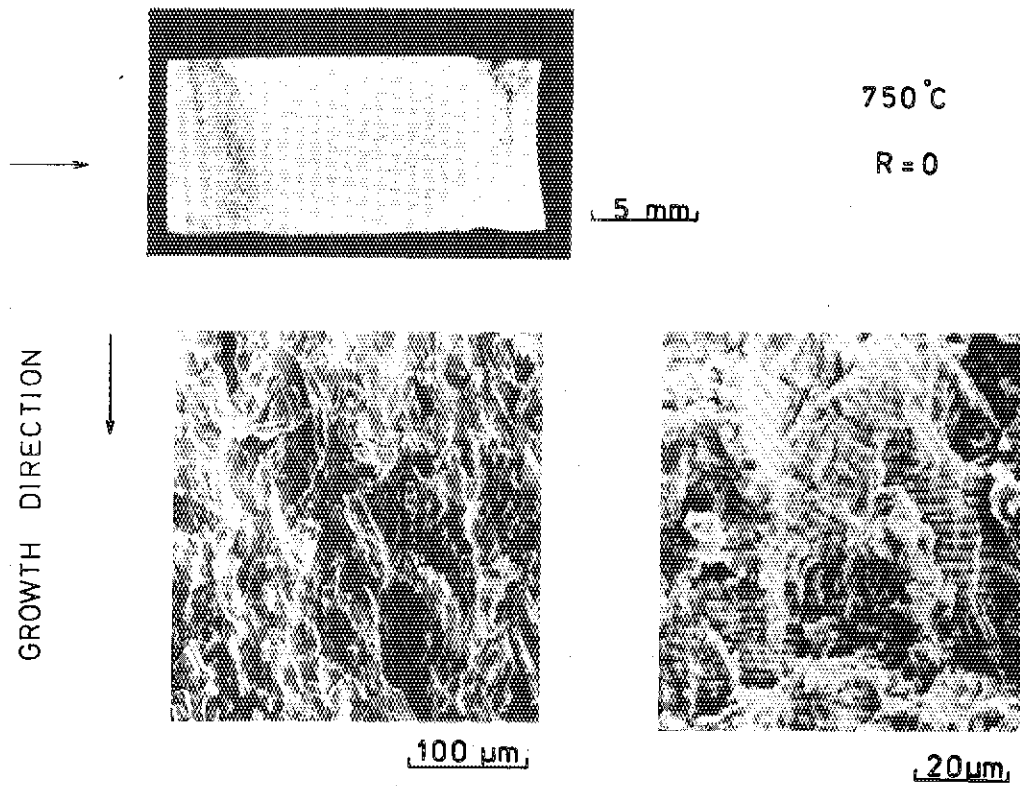


Fig.9 Appearances of fractured surface (S.E.N., 750°C, R=0)

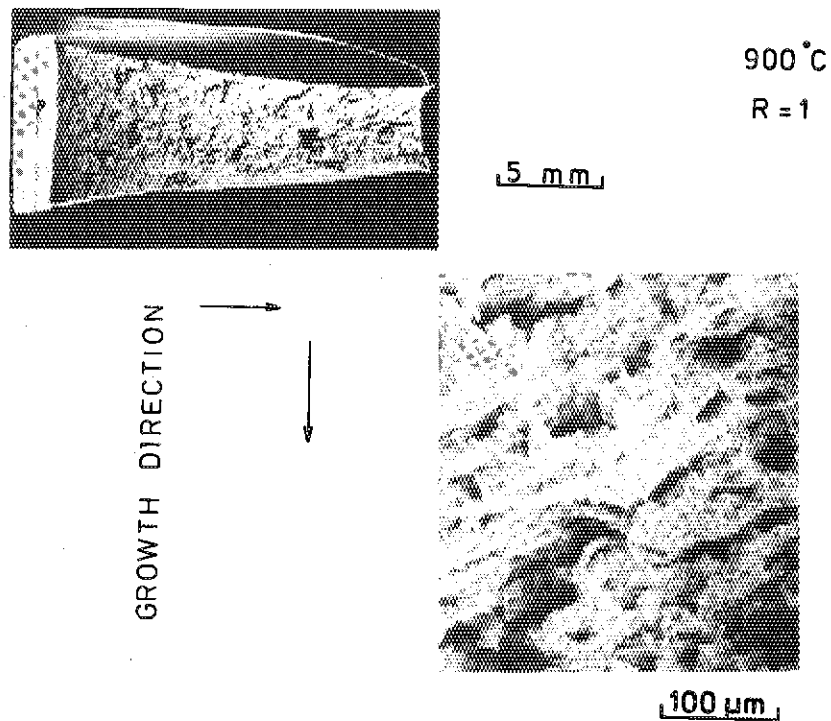


Fig.10 Appearances of fractured surface (S.E.N., 900°C, R=1)

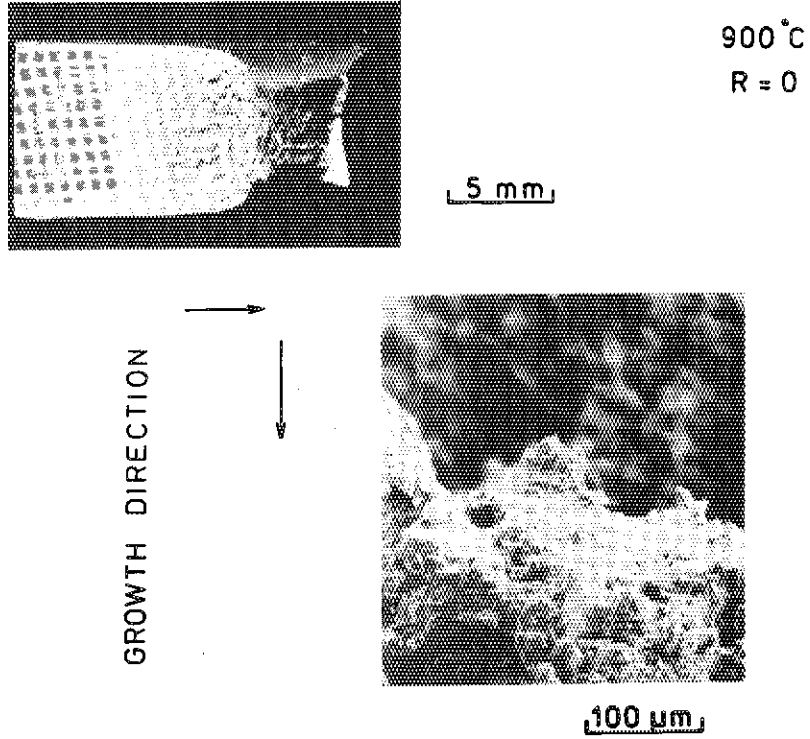


Fig.11 Appearances of fractured surface (S.E.N., 900°C, R=0)

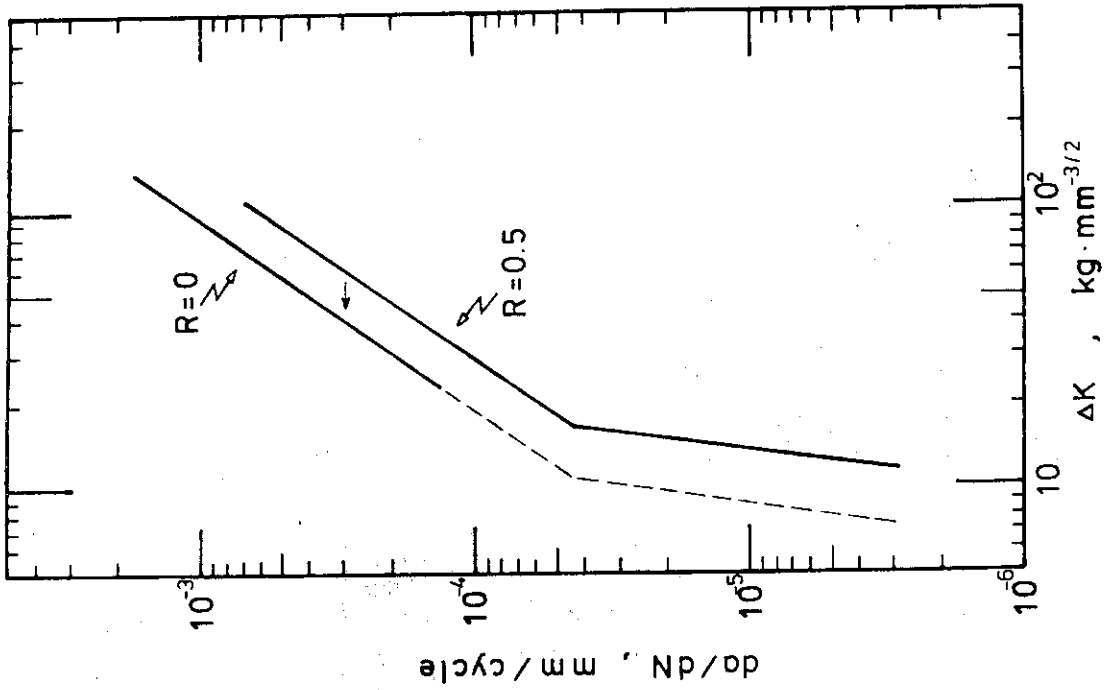


Fig.13 Relation between da/dN and ΔK

(750 °C, R=0, 0.5)

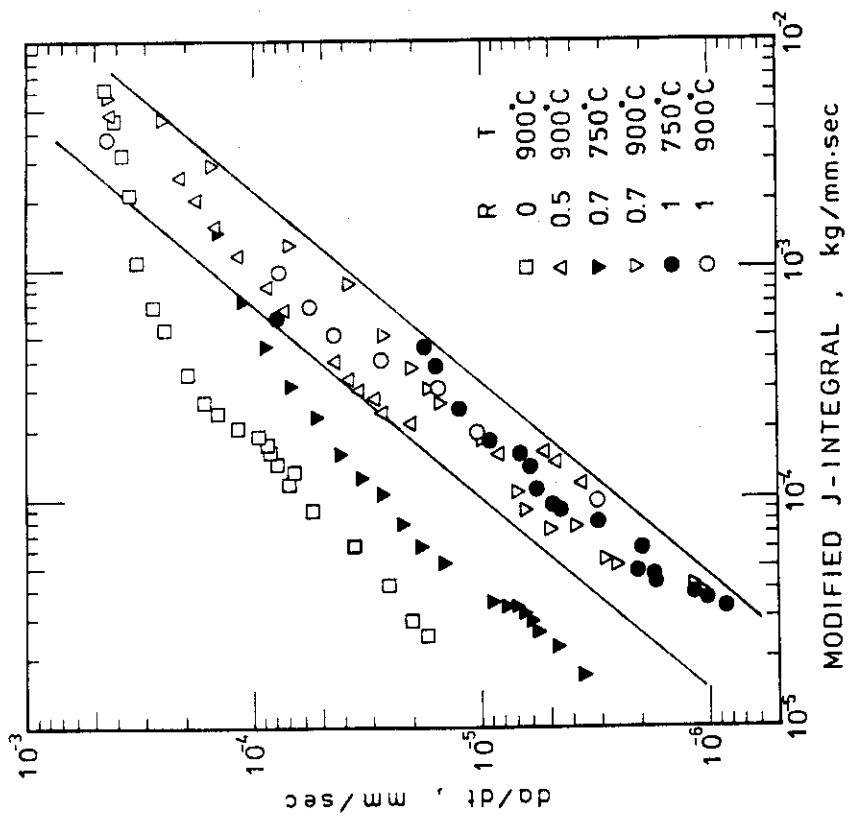


Fig.12 Relation between da/dt and j

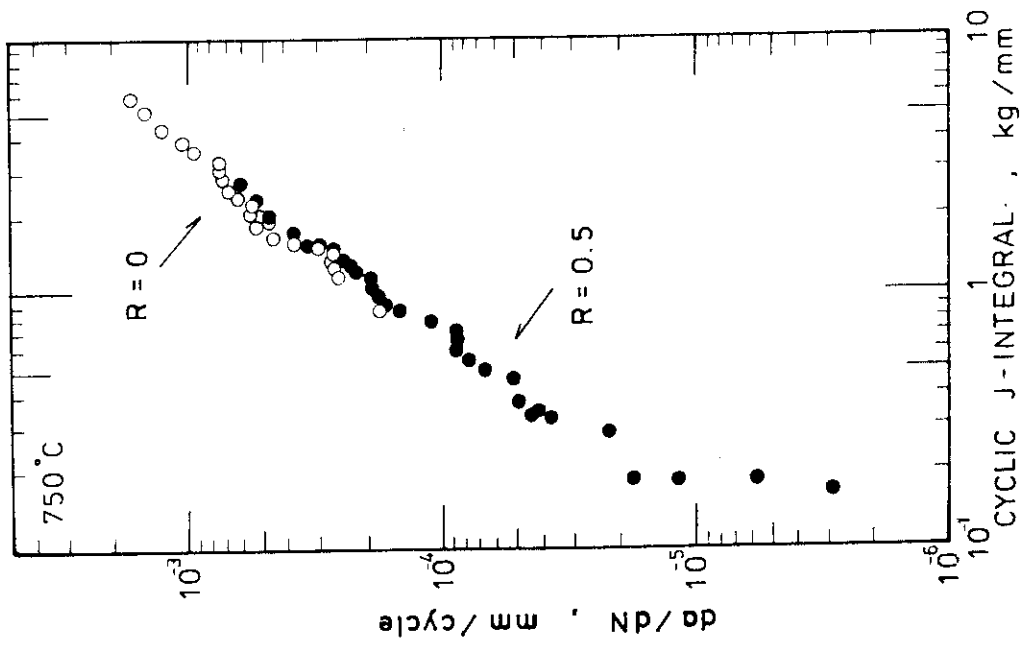


Fig.14 Relation between da/dN and ΔJ

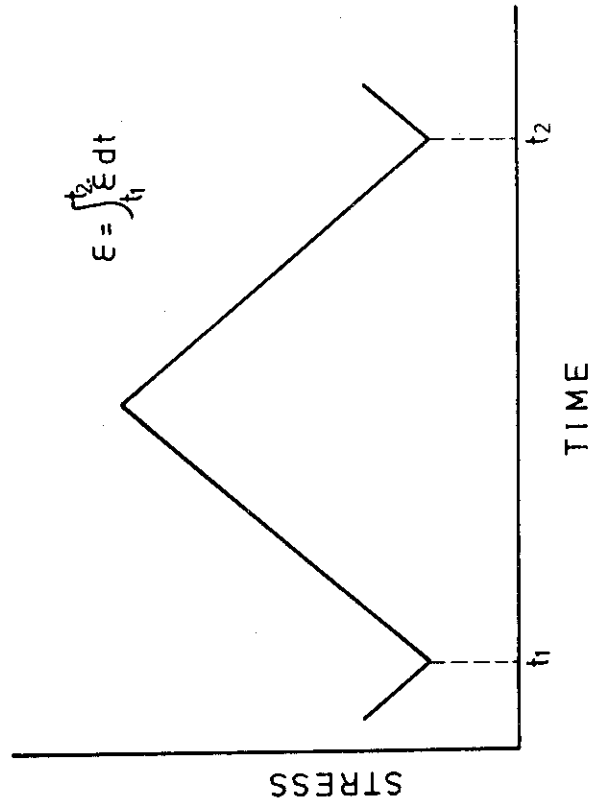


Fig.15 Schematic illustration of creep deformation in one stress cycle

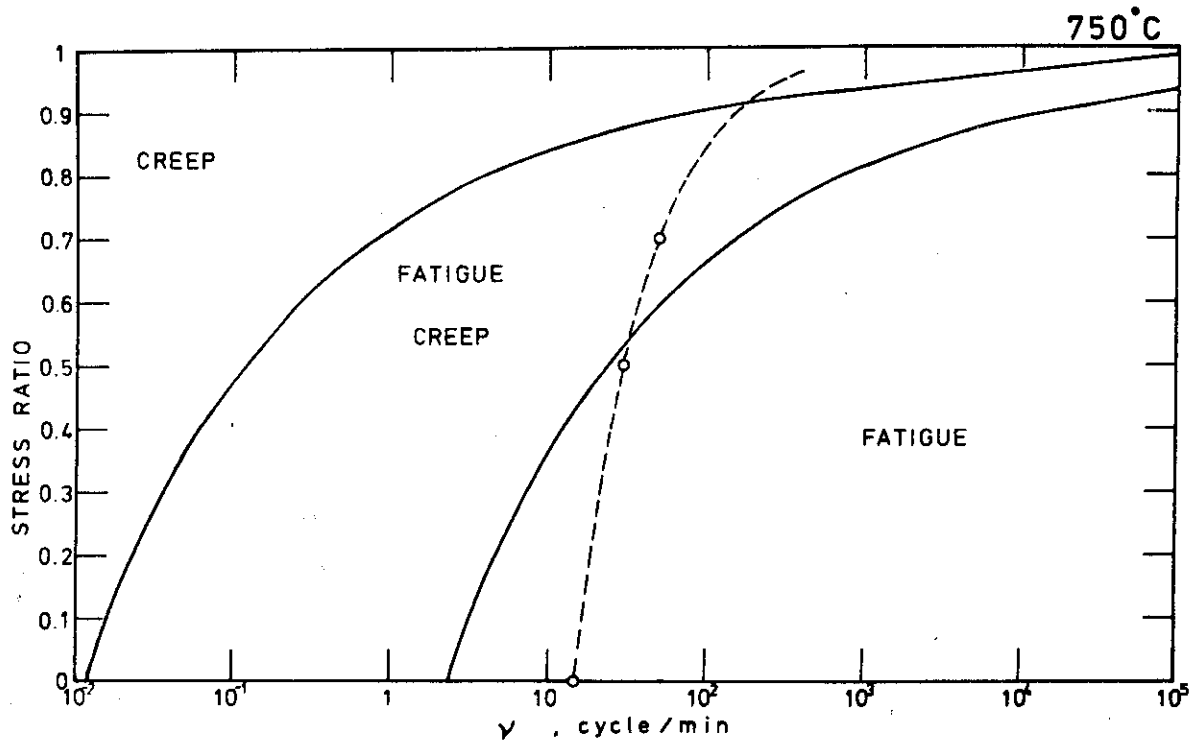


Fig.16 Distribution map of fatigue and creep at 750°C

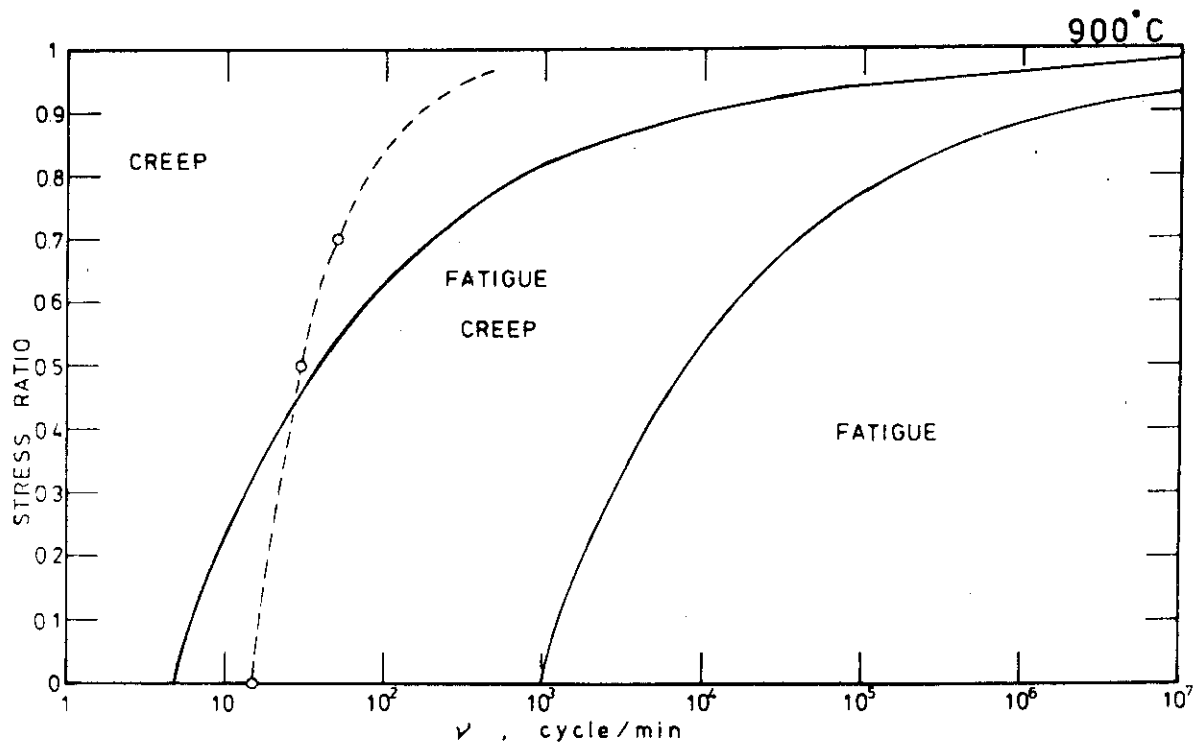


Fig.17 Distribution map of fatigue and creep at 900°C

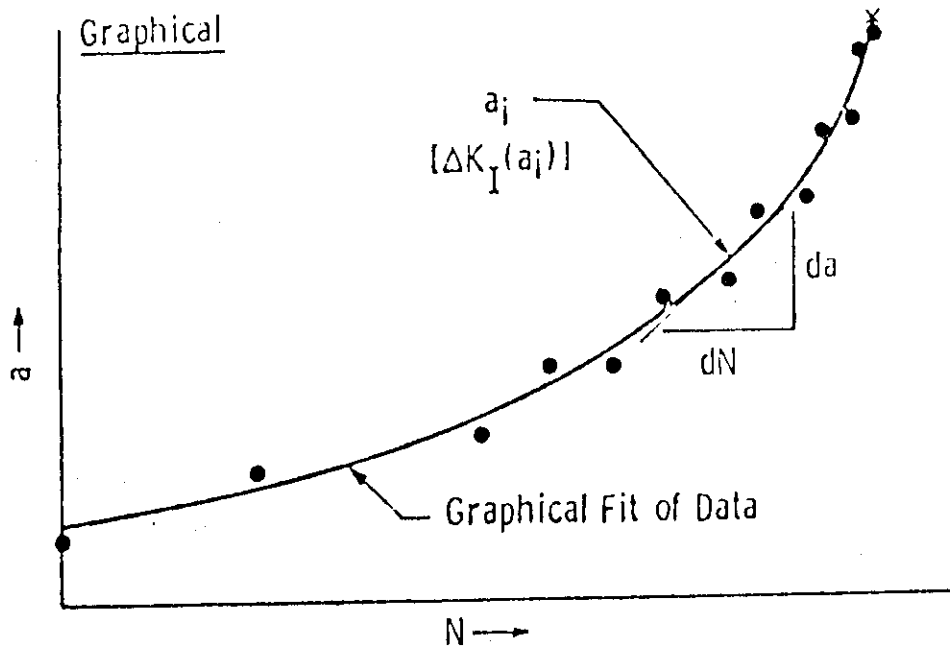


Fig.18⁽²⁹⁾ Graphical technique

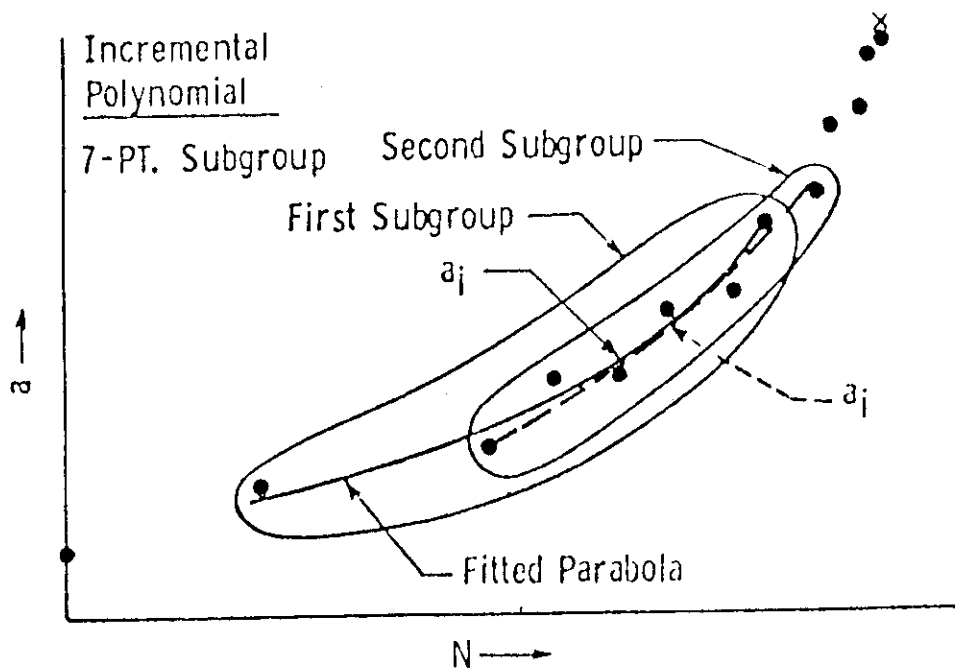


Fig.19⁽²⁹⁾ 7 points incremental polynomial technique

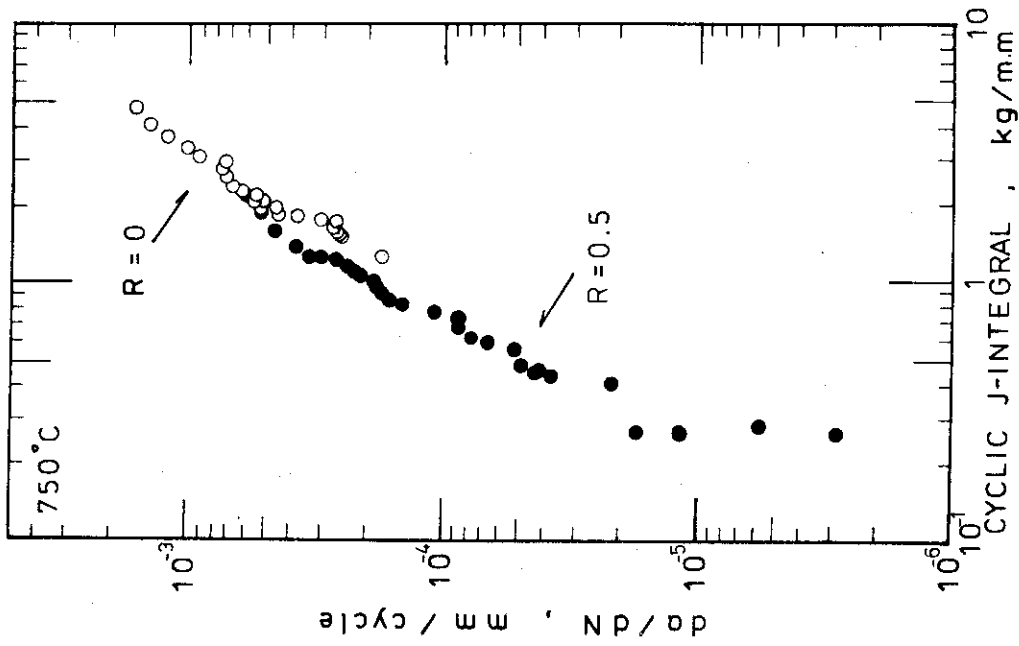


Fig.21 Relation between da/dN and ΔJ
(Rice's equation)

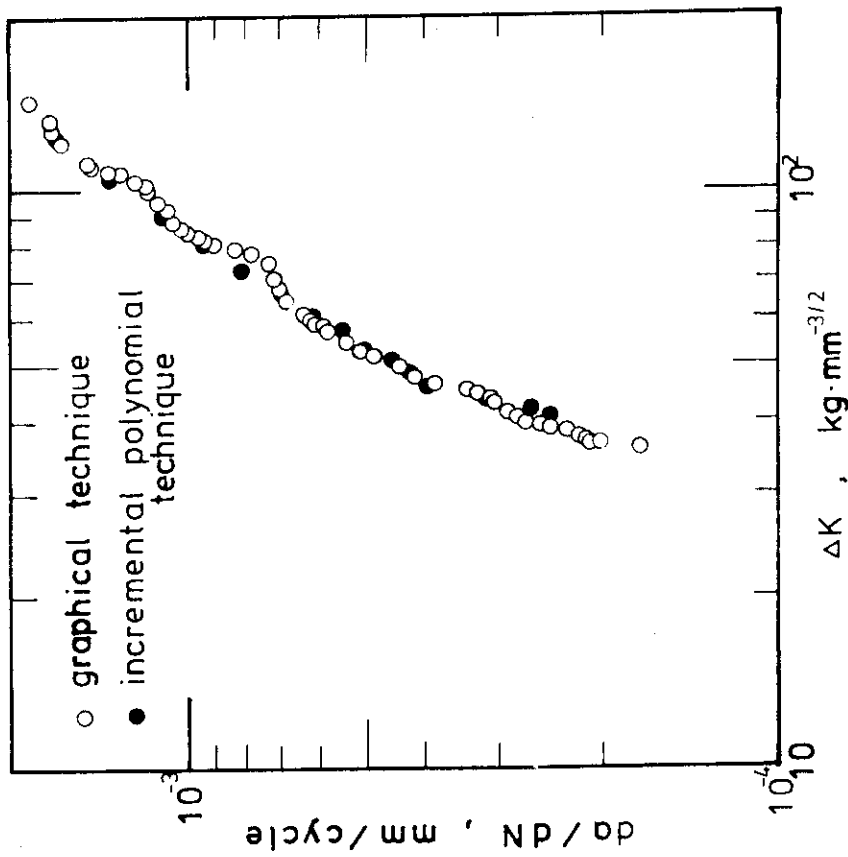


Fig.20 Comparison graphical technique with
7 points incremental polynomial technique

Table 5 Crack growth characteristic

T \ R	0	0.5	0.7	1
750 °C	F da/dN - ΔK da/dN - ΔJ	F da/dN - ΔJ	F → C → da/dt - j	C da/dt - j
900 °C	F → C → da/dt - j	C da/dt - j	C da/dt - j	C da/dt - j