

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

題目(和文)	高温機器のクリープ疲労き裂進展評価法に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	高橋浩之
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:乙第3567号, 授与年月日:2001年12月31日, 学位の種別:論文博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第3567号, Conferred date:2001/12/31, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

G2001

To

高温機器のクリープ疲労  
き裂進展評価法に関する研究

高 橋 浩 之

## 目 次

第1章 緒 言	6
1.1 研究の背景	6
1.2 本論文の目的と構成	7
第2章 熱過渡条件下のクリープ疲労き裂進展評価	11
2.1 研究の目的	11
2.2 き裂進展試験	12
2.2.1 供試材および試験方法	
2.2.2 試験結果	
2.3 有限要素法によるクリープJ積分の検討	14
2.3.1 解析方法	
2.3.2 解析結果	
2.4 き裂進展評価	16
2.5 まとめ	18
第3章 溶接継手のクリープ疲労き裂進展評価	39
3.1 研究の目的	39
3.2 供試材ならびに試験方法	39
3.3 疲労き裂進展に及ぼすき裂開口比の影響	40
3.3.1 試験結果	
3.3.2 有限要素法によるJ積分の解析	
3.3.3 J積分簡易解析	
3.4 き裂進展に及ぼす加熱時効の影響	44
3.4.1 試験結果	
3.4.2 破面観察	
3.4.3 加熱時効によるマイクロ組織変化	
3.5 まとめ	47

第4章 配管構造物への適用	73
4.1 研究の目的	73
4.2 試験方法	73
4.3 試験結果	74
4.4 き裂進展評価	75
4.4.1 評価方法	
4.4.2 評価結果	
4.5 まとめ	79
第5章 結 言	97
研究業績	99
謝 辞	101

## 図表リスト

### 第1章

図 1-1 実機の温度変化に伴なう応力変化

### 第2章

表 2-1 化学成分

表 2-2 機械的性質

表 2-3 試験条件

図 2-1 実機の温度変化に伴なう応力変化

図 2-2 C T試験片形状・寸法

図 2-3 試験実施状況

図 2-4 負荷波形

図 2-5 試験片破面外観 (試験条件 F-1)

図 2-6 試験片破面外観 (試験条件 CF-1)

図 2-7 試験片破面外観 (試験条件 CF-2)

図 2-8 試験片破面外観 (試験条件 IN-1)

図 2-9 繰返しに伴なうき裂長さの変化

図 2-10 き裂進展速度の変化

図 2-11 き裂進展速度と疲労 J 積分範囲との関係 (三角波)

図 2-12 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係 (台形波)

図 2-13 破面 SEM 写真 (試験条件 F-1)

図 2-14 破面 SEM 写真 (試験条件 CF-1)

図 2-15 破面 SEM 写真 (試験条件 IN-1)

図 2-16 要素分割と積分経路

図 2-17 クリープ試験結果

図 2-18 き裂先端応力分布

図 2-19 クリープ J 積分の経路独立性

図 2-20 クリープ J 積分の時間変化

図 2-21 クリープ J 積分範囲とき裂長さの関係

図 2-22 き裂進展速度とき裂長さの関係

図 2-23 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係

図 2-24 クリープ疲労遷移パラメータの比較

図 2-25 時間依存性き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係

図 2-26 き裂進展速度の予測値と試験値との比較

### 第 3 章

表 3-1 316FR 鋼の化学成分

表 3-2 316FR 鋼の機械的性質

表 3-3 溶接金属の化学成分

表 3-4 溶接金属の機械的性質

表 3-5 き裂進展試験条件

図 3-1 溶接部マクロ組織

図 3-2 溶接部ミクロ組織 (溶接金属)

図 3-3 溶接部ミクロ組織 (ボンド)

図 3-4 溶接部ミクロ組織 (熱影響部)

図 3-5 C T 試験片形状・寸法

図 3-6 き裂進展試験実施状況

図 3-7(a) クリープき裂進展試験実施状況

図 3-7(b) クリープき裂進展試験実施状況

図 3-8 繰返しに伴うき裂長さの変化

図 3-9 き裂進展速度とき裂長さの関係

図 3-10 き裂進展速度と疲労 J 積分範囲との関係

図 3-11 破面 SEM 写真 (三角波)

図 3-12 要素分割と J 積分の積分経路

図 3-13 FEM に用いた弾塑性構成式

図 3-14 仮想き裂進展法および経路積分法による J 積分

図 3-15 材料特性による J 積分の差異

図 3-16 試験と解析による J 積分の比較

図 3-17 き裂開口比の変化

図 3-18 開口比を考慮した J 積分の解析結果

図 3-19 簡易解析による J 積分と試験結果の比較

図 3-20 開口比を考慮した J 積分簡易解析結果

図 3-21 き裂長さの変化の時刻歴

図 3-22 き裂開口変位の時刻歴

図 3-23 き裂進展速度とクリープ J 積分の関係

図 3-24 繰返しに伴うき裂長さの変化

図 3-25 き裂進展速度とき裂長さの関係

図 3-26 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係

図 3-27 破面 SEM 写真 (クリープ)

図 3-28 破面 SEM 写真 (試験条件 CF-4)

図 3-29 破面 SEM 写真 (試験条件 CF-3)

図 3-30  $\delta$  フェライト量の変化

図 3-31 As-weld 材のマイクロ組織

図 3-32 試験条件 CF-1 のマイクロ組織

図 3-33 試験条件 CF-3 のマイクロ組織

## 第 4 章

表 4-1 化学成分

表 4-2 機械的性質

表 4-3 試験条件

表 4-4 試験結果

表 4-5 供試材 (CT 試験片) のき裂進展試験条件

図 4-1 4 点曲げ試験方法

図 4-2 試験実施状況

図 4-3 繰返しに伴う電位差の変化

図 4-4 母材試験体破面 (BM-CF)

図 4-5 溶接試験体破面 (WM-CF)

図 4-6 繰返しに伴うき裂深さの変化

図 4-7 繰返しに伴うき裂半長の変化

図 4-8 き裂開口変位範囲とき裂半長との関係

図 4-9 アスペクト比の変化

図 4-10 き裂進展速度と疲労 J 積分範囲の関係

図 4-11 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係

図 4-12 き裂進展の試験結果と予測結果の比較

図 4-13 き裂開口比の変化

図 4-14 き裂進展の試験結果と予測結果の比較 (き裂開口比考慮)

図 4-15 加熱時効を考慮した時間依存性き裂進展則の決定

図 4-16 き裂進展の試験結果と予測結果の比較 (マイクロ組織の経時変化考慮)

図 4-17 き裂進展の試験結果と予測結果の比較 (a 方向)

# 第1章 緒 言

## 1. 1 研究の背景

高速増殖炉を始めとする高温エネルギー機器の製作にあたっては、適切な構造設計法を採用することによって、過大な変形が生じたり、き裂などの損傷が発生することを防止する必要がある。しかしながら、より一層の安全性を確保するためには、構造物にき裂を仮想的に考慮した場合でも、機器が破損に至らないことを確認することが重要である。

破壊力学は、このような課題の解決のために、き裂を想定した構造物の破壊強度を取扱う学問として体系化され、線形破壊力学の範疇では、航空機などの破壊防止を目的とした設計手法として実際に活用されている。しかしながら高温エネルギー機器のようにクリープ温度領域における破壊挙動に関しては、非線形破壊力学に基づいた評価手法を確立する必要がある。クリープ温度領域におけるき裂進展挙動の解明に関しては、1970年代から1980年代にかけて、CCT試験片などを用いた高温き裂進展試験が数多く行なわれた。その結果、高温疲労き裂進展挙動は、時間依存性き裂進展と繰返し数依存性き裂進展に大別でき、前者はクリープJ積分 $J'$ あるいは引張サイクル中の $J'$ の積分値 $\Delta J_c$ 、後者は疲労J積分範囲 $\Delta J_f$ で整理できることが明らかにされている<sup>(1)(2)(3)</sup>。さらに、実機の定常運転状態を考慮した応力リラクゼーション過程においても、き裂進展速度はクリープJ積分範囲 $\Delta J_c$ で整理できることが報告されている<sup>(4)</sup>。また、これらの試験のほとんどは温度一定下で行なわれたものであるが、一部変動温度下で検討されたものもあり、変動温度下のき裂進展特性は一定温度下のき裂進展特性と良く一致することが報告されている<sup>(5)</sup>。以上のように、非線形破壊力学パラメータを用いたクリープ温度領域の高温疲労き裂進展挙動の評価に関して、実機設計に適用し得る基礎的な知見は得られているといえる。

ところで、上述した基礎的な知見に基づいて、実機の安全性を破壊力学的手法に基づいて評価に行なおうとしたとき、以下のようないくつかの課題に直面する。

(1) 実機では、起動停止に伴なう温度変動による熱応力が発生するとともに、定常運転時にも一定の応力が生じる。クリープ疲労損傷制限に対する従来評価法<sup>(6)(7)</sup>では、クリープ緩和開始応力を当該サイクル中の最高応力値としているが、実際には図1-1に示すように最高値より低下した時点でクリープが開始するケースが多い。しかしながら、上

述した従来のクリープ疲労き裂進展に関する研究は、最大荷重時に荷重あるいは変位を保持する条件で試験を行なうことが一般であり、実機で想定される熱過渡条件、すなわち最大荷重後の除荷過程で引張保持を有する中間保持条件下のクリープ疲労き裂進展挙動についてはほとんど検討例がない。また、中間保持条件における破壊力学パラメータの有効性についても検討されていない。

(2) 高温機器が大型化されるに伴ない熱応力発生部位にも溶接継手を設ける必要が生じることから、溶接継手のクリープ疲労強度に関して数多く検討されるようになってきた<sup>(8)(9)</sup>。しかしながら溶接継手におけるき裂進展挙動に関しては、母材に比較してき裂進展データが少なく、その評価手法について検討した研究例も少ない。実機の初期き裂の想定位置として、溶接継手を考慮することは重要であり、き裂進展評価手法の確立は欠かすことができない。

(3) 実機の想定欠陥は、表面き裂または埋没き裂が考えられ、3次元き裂の進展評価手法の確立が不可欠と考えられる。このためき裂寸法を変えながらき裂進展挙動を連続的に予測し得るような評価手法が必要となるが、有限要素解析を個々のケースについて行なうことは現実的には不可能であり、何らかの簡易評価手法を用いることが必要である。線形破壊力学パラメータである応力拡大係数に関しては、Newman & Raju による FEM 解<sup>(10)</sup>が広く用いられており、その有効性が確認されている。また、非線形破壊力学パラメータ J 積分に関しては、矢川らにより平板中の表面き裂に対する全面塑性解が求められている<sup>(11)</sup>とともに、参照応力法<sup>(12)</sup>に基づく J 積分の簡易評価法が検討されている<sup>(13)(14)</sup>。しかしながら、配管構造物のような実機モデルにおいて、クリープ温度領域におけるき裂進展挙動を実際に評価した研究例は少なく、特に溶接継手を対象とした研究例はほとんどない。したがって、試験で得られた構造物中の3次元き裂の進展挙動を、J 積分の簡易解析手法に基づいて予測した結果と比較することにより、その適用性を検証する必要がある。

## 1. 2 本論文の目的と構成

本研究の目的は、高温機器のクリープ疲労き裂進展評価法の確立を図るために、前節で述べたような実機評価上のいくつかの課題を解決する具体的な評価手法を提案することである。

本論文の次章以降の内容を以下にまとめる。

第2章では、SUS304 鋼を供試材としたクリープ疲労き裂進展試験を、通常の最大荷重で保持される台形波条件とともに、除荷過程で荷重保持を有する中間保持条件で実施するとともに、有限要素法に基づくクリープ J 積分の解析を行い、除荷過程で引張保持のある条件下におけるクリープ J 積分の有効性について検討を行なう。そして、実機で想定される熱過渡条件下における、クリープ疲労き裂進展評価手法を提案する。

第3章では、実機溶接継手におけるき裂進展評価手法確立のため、316FR 鋼溶接継手を用いた疲労、クリープ疲労ならびに静クリープき裂進展試験を実施し、母材のき裂進展データと比較するとともに、参照応力法ならびに全面塑性解に基づく手法による J 積分簡易解析法の溶接継手への適用性を検討する。また、実機運転期間中に生じる長時間加熱時効による溶接金属の材質変化が、き裂進展速度に及ぼす影響について検討し、具体的な評価手法を提案する。

第4章では、実機構造物をモデル化した表面き裂を有する配管の母材と周方向溶接継手を対象とした4点曲げによるき裂進展試験を、疲労および荷重制御保持を有するクリープ疲労条件下で実施する。得られた試験結果に対して、参照応力法に基づく J 積分の簡易解析法を用いたき裂進展評価を行うことにより、配管構造物の貫通前から貫通後に至る3次元き裂の進展挙動の具体的な評価手法を提案する。

最後に第5章では、各章の結果を総括し、本論文の結論をまとめる。

## 参考文献

- (1) 平・ほか3名, 材料, 28-308, (1979), 414.
- (2) 大路・ほか3名, 機論(A), 50-454, (1984), 1218.
- (3) 北村・大谷, 機論(A), 52-480, (1986), 1816.
- (4) 大谷・ほか2名, 材料, 37-414, (1988), 283.
- (5) 大谷・ほか2名, 機論(A), 53-490, (1987), 1030.
- (6) ASME, Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-47-23, (1989).
- (7) 動力炉・核燃料開発事業団編, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, (1984).
- (8) 和田, 動燃技報, 80, (1991), 21.
- (9) 野中・ほか3名, 材料, 35-390, (1986), 299.
- (10) J.C. Newman, Jr. and I.S. Raju, NASA Technical Memorandum 85793, (1984).
- (11) 矢川・ほか3名, 機論(A), 56-525, (1990), 1161.
- (12) R.L. Roche, ASME PVP, 120, (1987), 171.
- (13) R. Iwasaki, ほか5名, SMiRT-11, L, (1991), 217.
- (14) 島川・ほか5名, 材料, 41-468, (1992), 1433.

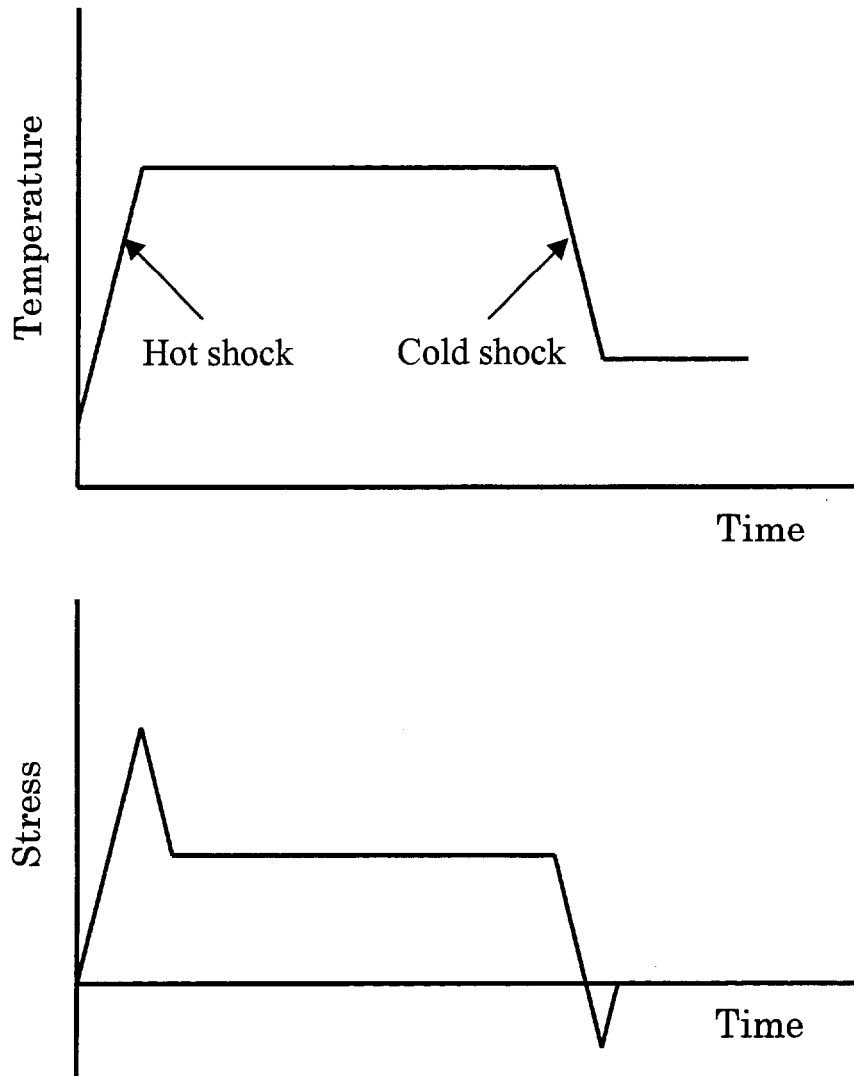


図 1-1 実機の温度変化に伴う応力変化

## 第2章 熱過渡条件下のクリープ疲労き裂進展評価

### 2.1 研究の目的

高速増殖炉を始めとする高温エネルギー機器の製作にあたっては、適切な構造設計法を採用することによって、過大な変形が生じたり、き裂などの損傷が発生することを防止する必要がある。例えば、高速原型炉高温構造設計方針<sup>(1)</sup>では、設計疲労曲線は材料試験から得られた最適疲労破損曲線に対して、全ひずみ範囲で2倍、繰返し数で20倍の裕度を持った線としている。設計クリープ破断時間についても、材料試験から得られた最適曲線に対し、10倍の裕度を取ったものとしている。さらに、クリープ疲労相互作用を考慮したChampbell型の制限値を用いて、クリープ疲労損傷を制限している。上述した損傷設計法の妥当性については、構造モデルを用いた強度試験においても十分な裕度が確認されている<sup>(2)</sup>。著者らも、実機に相当するひずみ集中を有する切欠き試験片を用いたクリープ疲労損傷の連続観察により、微小き裂の発生寿命に対しても裕度を有することを確認している<sup>(3)</sup>。

しかしながら、より一層の安全性を確保するためには、構造物にき裂を仮想的に考慮した場合でも、機器が破損に至らないことを確認することが重要である。特に、クリープ温度領域における破壊挙動に関しては、非線形破壊力学に基づいた評価手法を確立する必要がある。このためCCT試験片などを用いた高温き裂進展試験が数多く行なわれ、クリープ温度領域における高温疲労き裂進展挙動は、時間依存性と繰返し数依存性に大別でき、前者はクリープJ積分 $J'$ あるいは引張サイクル中の $J'$ の積分値 $\Delta J_c$ 、後者は疲労J積分範囲 $\Delta J_f$ で整理できることが解明されている<sup>(4)(5)(6)</sup>。さらにこのき裂進展速度 $da/dN$ と $\Delta J_c$ ならびに $\Delta J_f$ の関係は各々温度に依存しないことも明らかになっている<sup>(7)</sup>。

ところで実機では、起動停止に伴なう温度変動による熱応力が発生するとともに、定常運転時にも一定の応力が生じる。クリープ疲労損傷制限に対する高速原型炉高温構造設計方針等の従来評価法<sup>(1)(8)</sup>では、クリープ緩和開始応力を当該サイクル中の最高応力値としているが、実際には最高値より低下した時点でクリープが開始するケースが多い。そのような観点から、低サイクル疲労寿命に及ぼすひずみ保持位置に対する検討も一部行われている<sup>(9)</sup>。しかしながら、上述した従来のクリープ疲労き裂進展に関する研究は、最大荷重時に荷重あるいは変位を保持する条件で試験を行なうことが一般であり、図

2-1 に示すような実機で想定される熱過渡条件下，すなわち最大荷重後の除荷過程で引張保持を有する中間保持条件下のクリープ疲労き裂進展挙動についてはほとんど検討例がない．また，中間保持条件における破壊力学パラメータの有効性についても検討されていない．

そこで本研究では，実機熱過渡条件下に対するき裂進展評価手法の確立を目的として，SUS304 鋼を供試材としたクリープ疲労き裂進展試験を，通常 of 最大荷重で保持される台形波条件とともに，除荷過程で荷重保持を有する中間保持条件で実施した．さらに，有限要素法に基づくクリープ J 積分の解析を行い，除荷過程で引張保持のある条件下におけるクリープ J 積分の有効性について検討するとともに，き裂進展挙動の評価を行ない，評価手法の検証を行なった．

## 2. 2 き裂進展試験

### 2. 2. 1 供試材および試験方法

供試材はステンレス鋼 SUS304 でその化学成分を表 2-1 に，機械的性質を表 2-2 に示す．

試験片は，図 2-2 に示す厚さ 12.7 mm，幅 50.8 mm の CT 試験片である．き裂進展試験は，動的最大荷重 100kN の電気油圧サーボ式疲労試験機を用い，全て荷重制御で行った．試験片の加熱は高周波誘導加熱により行った．試験温度は全て 650℃とした．これは，き裂進展速度 ( $da/dN$ ) と破壊力学パラメータ ( $\Delta J_e$ ,  $\Delta J_f$ ) の関係が温度に依存しないこと<sup>(7)</sup>，550℃等の低温側には Larson-Miller 法を始めとするクリープ破断時間に基づく温度・時間パラメータ法により外挿可能なこと<sup>(1)</sup>からクリープが顕著な 650℃を試験温度としたものである．き裂長さは，20 倍の望遠顕微鏡を用いて目視測定し，破断後に破面の湾曲の補正を行った．荷重線変位 (き裂開口変位) の測定は，標点間距離 8 mm の差動トランス方式の高温用開口変位計を用いて行った．試験の実施状況を図 2-3 に示す．

試験条件を表 2-3 に，その負荷波形を図 2-4 に示す．いずれも応力比  $R = -1$  で，試験条件 F-1 は三角波，試験条件 CF-1 と CF-2 は最大荷重時に保持を有する台形波，試験条件 IN-1 と IN-2 は最大荷重後の除荷過程で保持を有する中間保持波である．保持時間はいずれも 10 分間である．

## 2. 2. 2 試験結果

図 2-5 から図 2-8 に試験後の破面の外観写真を示す。

荷重保持を有する台形波および中間保持波における繰返しに伴うき裂長さの変化を図 2-9 に、き裂進展速度の変化を図 2-10 に示す。

試験中測定した荷重-荷重線変位ヒステリシスループより、三角波による試験条件 F-1 については疲労 J 積分範囲 ( $\Delta J_f$ )、台形波による試験条件 CF-1 と CF-2 についてはクリープ J 積分範囲 ( $\Delta J_c$ ) を次式より算出した<sup>(10)(11)</sup>。

$$\Delta J_f = \frac{A_p}{Bb} \left\{ \frac{2(1+\eta)}{1+\eta^2} \right\} \quad (2-1)$$

$$\Delta J_c = \left( \frac{n}{n+1} \right) \frac{A_c}{Bb} \left( \gamma - \frac{\beta}{n} \right) \quad (2-2)$$

$$\eta = \sqrt{(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2} - (2a/b + 1) \quad (2-3)$$

$$\beta = \frac{\eta}{\eta + (1+a/W)/(1-a/W)} \quad (2-4)$$

$$\gamma = \frac{2(1+\eta)(1+a/W)/(1+\eta^2) + \eta(1-a/W)}{(1+a/W) + \eta(1-a/W)} \quad (2-5)$$

ここで、B は試験片板厚、a はき裂長さ、W は試験片幅、b はリガメント長さ (= W-a)、n はクリープ指数、 $A_p$  および  $A_c$  は負荷過程および荷重保持中の荷重-荷重線変位ループ下の面積である。

三角波のき裂進展速度  $da/dN$  を疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  で整理した結果を図 2-11 に示す。図中に直線で示したのは、次式の SUS304 鋼の平均疲労き裂進展データ<sup>(12)</sup>である。単位は、 $da/dN(\text{mm/cycle})$ 、 $\Delta J_f (\text{N/mm})$  である。本供試材の疲労き裂進展速度は、従来の知見同様  $\Delta J_f$  で整理することができ、その進展速度は平均データとほぼ同一であることが確認できた。

$$da/dN = 6.34 \times 10^{-5} (\Delta J_f)^{1.37} \quad (2-6)$$

台形波のき裂進展速度  $da/dN$  をクリープ J 積分範囲  $\Delta J_c$  で整理した結果を図 2-12 に示す。図中に直線で示したのは、静クリープ試験から得られた次式の SUS304 鋼の平均クリープき裂進展データ<sup>(12)</sup>である。単位は、 $da/dt(\text{mm/hr})$ 、 $\Delta J_c (\text{N/mm}\cdot\text{hr})$  である。本供試材の台形波におけるき裂進展速度は、従来の知見同様  $\Delta J_c$  で統一的に整理できるとともに、時間依存性き裂進展の平均データとほぼ同一であることが確認できた。このことから、本試験条件において、クリープが支配的な時間依存性き裂進展が生じていると考えられる。

$$da/dt = 1.59 \times 10^{-2} (J')^{0.907} \quad (2-7)$$

試験後の破面 SEM 観察写真を図 2-13 から図 2-15 に示す。図 2-13 に示す三角波（試験条件 F-1）の破面は、粒内疲労でストライエーションが全面にわたって観察された。図 2-14 に示す台形波（試験条件 CF-1）、図 2-15 に示す中間保持波（試験条件 IN-1）の破面は、いずれも粒界クリープ破壊であることが確認できた。

## 2. 3 有限要素法によるクリープ J 積分の検討

### 2. 3. 1 解析方法

除荷過程で引張保持を有する条件下における破壊力学パラメータの有効性に関しては、これまでほとんど検討されていない。そこで、有限要素法を用いて経路積分に基づくクリープ J 積分の解析を行い、中間保持条件における破壊力学パラメータの有効性について検討した。

解析領域は、対称性を考慮した CT 試験片の 1/2 モデルで、その要素分割および J 積分の積分経路を図 2-16 に示す。使用要素は 8 接点アイソパラメトリック平面応力要素である。

弾塑性構成式は、SUS304 鋼の 650°C に対し、繰返し加工硬化を考慮した次式の Ludwick 型の動的応力-ひずみ関係式を用いた<sup>(13)</sup>。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad (\sigma < \sigma_p) \quad (2-8)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left( \frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{1/m} \quad (\sigma \geq \sigma_p) \quad (2-9)$$

ここで、降伏応力  $\sigma_p = 85.7 \text{ MPa}$ ,  $K = 918.5 \text{ MPa}$ ,  $m = 0.345$ , ヤング率  $E = 1.44 \times 10^5 \text{ MPa}$ , ポアソン比  $\nu = 0.314$  である。クリープ構成式は、図 2-17 に示す別途行った供試材のクリープ試験結果より次式の定常クリープひずみ式を用いた。

$$\dot{\varepsilon} = 2.20 \times 10^{-21} \sigma^{8.46} \quad (\text{mm/mm/hr}) \quad (2-10)$$

弾塑性クリープ解析は、所定の最大荷重まで単調負荷の後、台形波については 10 分間の荷重制御保持を行った。中間保持波については、最大荷重後に所定荷重まで除荷した後、10 分間の荷重制御保持を行った。

### 2. 3. 2 解析結果

荷重保持開始時と 10 分間の荷重保持後におけるき裂先端の y 方向応力分布を図 2-18 (a)および図 2-18 (b)に示す。同一荷重で保持される試験条件 CF-2 (台形波) と IN-1 (中間保持波) を比較すると、中間保持波の場合、保持開始時には除荷の影響のためき裂先端応力は低くなっている。しかしながら、10 分保持後にはクリープによる応力の再配分により両者の応力分布はほぼ一致している。このことより、10 分保持後のようなリガメント全体が定常クリープ状態となる大規模クリープ状態では、中間保持条件でもクリープ J 積分 J' が成立することが推論できる。

そこで、次式の経路積分の定義式に従いクリープ J 積分 J' を算出した結果を図 2-19 (a)および図 2-19 (b)に示す。ただし、W はひずみエネルギー密度、 $T_i$  は応力ベクトルである。

$$J = \int_{\Gamma} (W \nu_l - T_i \partial u_i / \partial x_l) d\Gamma \quad (2-11)$$

図 2-19 (a)に示す台形波の試験条件 CF-2 については、従来の知見同様<sup>(14)</sup>、保持直後の小規模クリープ状態においては積分経路独立性が成立しないが、しだいに大規模クリ

ープ状態へ移行するとともに全面にわたって経路独立性が成立していく。中間保持条件については、保持直後のき裂先端の応力場が J 積分が定義される状態と異なるため、き裂先端近傍の経路のクリープ J 積分の値は意味がないと考えられるが、大規模クリープ状態へ移行した 10 分間保持時の経路独立性の傾向は、台形波と全く同一である。

クリープ J 積分 J' の時間変化を比較して図 2-20 に示す。台形波については、保持初期には内側の経路の値が大きいが、時間の経過とともに低下しながら一定値に近づく傾向にある。中間保持波の場合、保持初期の値は台形波よりかなり小さいが、10 分後には応力再配分に伴ないほぼ同一の値になっている。また、このときの J' の値は、GE-EPRI の全面塑性解<sup>(15)</sup>をクリープに置換えた次式から得られる J' の値 (7.1 N/mm・hr) とほぼ一致していることを確認した。

$$J' = Bbh_1(a/w, n) \left( \frac{P}{1.071\eta b} \right)^{n+1} \quad (2-12)$$

ここで、B は定常クリープ式の係数、n はクリープ指数、係数  $h_1(a/w, n)$  は EPRI のハンドブックにおいてテーブルとして与えられている。

以上得られた結果は、除荷過程で保持を受ける中間保持条件においても、保持初期を除き従来のクリープ J 積分を適用し得る可能性が示されたものである。特に、実機は保持期間が長く、J' が一定値をとる大規模クリープ状態が支配的であるため、き裂進展挙動はクリープ J 積分 J' で整理できるものと考えられる。

## 2. 4 き裂進展評価

前節の FEM 解析結果より、中間保持条件におけるクリープ J 積分の有効性が示された。そこで、中間保持試験結果に対しても、クリープ J 積分範囲を式(2-2)に従い、中間保持中のループ下の面積を基に算出した。同一保持荷重の台形波 (試験条件 CF-2) と中間保持波 (試験条件 IN-1) のクリープ J 積分範囲を比較した結果を図 2-21 に示す。有限要素解析結果から両者がほぼ一致することが予測されたが、図 2-21 においてこの予測結果を確認することができた。

次に両者のき裂進展速度を比較した結果を図 2-22 に示す。き裂進展速度は、中間保持波の方が高い結果となっているが、これは中間保持波の方が疲労振幅が大きいため

(本試験条件では荷重値で台形波の 125%)、疲労き裂進展の寄与する比率が大きいと  
めと考えられる。

台形波と中間保持波におけるき裂進展速度をクリープ J 積分範囲で整理した結果を  
図 2-23 に示す。中間保持波の試験条件 IN-2 については台形波と同一のデータバンドに  
位置しているが、試験条件 IN-1 についてはデータバンドの上方に位置しており、中間  
保持波において荷重条件によって異なる傾向を示している。これは上述した疲労き裂進  
展の寄与が各試験条件に対して異なるためと考えられる。大路らの研究<sup>(6)</sup>によると、時  
間依存性のクリープき裂進展と繰返し数依存性の疲労き裂進展の遷移を特徴付けるパ  
ラメータとして  $\Delta J_c$  と  $\Delta J_f$  の比 ( $\Delta J_c / \Delta J_f$ ) が検討されており、その遷移条件と  
して次式が得られている。この遷移条件をはさんで、繰返し数依存性の疲労き裂進展が  
支配的な領域からクリープ疲労相互作用領域、そして時間依存性き裂進展が支配的な領  
域へ遷移していく。

$$\Delta J_c / \Delta J_f = 0.015 \quad (2-13)$$

各試験結果に対する  $\Delta J_c$  と  $\Delta J_f$  の比を比較して図 2-24 に示す。図 2-23 に示した  
 $da/dN \cdot \Delta J_c$  関係で傾向の異なった中間保持波の試験条件 IN-1 は、ちょうどこの遷移  
領域近傍に位置しているため、クリープ疲労相互作用を受けているものと考えることが  
できる。そこで、試験条件 IN-1 については、次式の線形加算則<sup>(1)(6)</sup>によりき裂進展  
速度の整理ができるものとした。

$$da/dN = (da/dN)_f + (da/dN)_c \quad (2-14)$$

時間依存性き裂進展速度  $(da/dN)_c$  とクリープ J 積分範囲の関係を図 2-25 に示す。た  
だし、試験条件 IN-1 以外については純粋な時間依存性き裂進展が生じていると考え、  
き裂進展速度の実測値をそのまま用い、試験条件 IN-1 については、クリープ疲労相互  
作用を考慮して  $da/dN$  から  $(da/dN)_f$  を差引いた値を  $(da/dN)_c$  として示した。この結果、  
全ての試験条件について  $da/dN \cdot \Delta J_c$  関係上で同一のデータバンドに位置する結果が  
得られた。この結果から、中間保持条件下においてもクリープ J 積分範囲  $\Delta J_c$  を用い  
ることにより統一的に時間依存性き裂進展速度を整理することができることが明らか

になった。

実機のき裂進展評価を行う際には、クリープと疲労の遷移条件に関わらず式(2-14)の線形加算則によりき裂進展速度を評価することが評価の保守性ならびに簡便性の観点から合理的と考えられる。そこで、台形波と中間保持波の全試験結果と、線形加算則によるき裂進展速度の予測結果を比較して図 2-26 に示す。通常、台形波ならびに中間保持波全ての試験条件に対して、線形加算則により Factor of 2 の範囲で予測できることが示された。

以上の結果より、実機で想定される中間保持条件におけるクリープ疲労き裂進展評価は、疲労に対してはサイクル中の最大荷重振幅を対象に、クリープに対しては保持開始荷重をクリープ緩和開始応力として評価を行えば良いと結論できる。

## 2. 5 まとめ

実機で想定される熱過渡条件下、すなわち最大荷重後の除荷過程で引張荷重保持を有する中間保持条件下のクリープ疲労き裂進展評価手法の確立のため、荷重保持位置をパラメータとしたき裂進展試験を実施するとともに、有限要素法によるクリープ J 積分 J' の計算を行い、その有効性について検討した。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 経路積分から算出されるクリープ J 積分は、大規模クリープ状態では台形波と中間保持波で一致した。したがって、中間保持条件でもクリープ J 積分が有効である。
- (2) 台形波同様、中間保持条件においてもき裂進展速度をクリープ J 積分範囲で整理することができ、試験結果を疲労とクリープの線形加算則で予測することができた。
- (3) 実機で想定される中間保持条件におけるクリープ疲労き裂進展評価は、疲労に対してはサイクル中の最大荷重振幅を対象に、クリープに対しては保持開始荷重をクリープ緩和開始応力として評価を行えば良い。

## 参考文献

- (1) 動力炉・核燃料開発事業団編, 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, (1984).
- (2) T. Saito, ほか4名, ASME PVP, 168, (1989), 141.
- (3) 高橋・ほか5名, 材料, 41-460, (1992), 68.
- (4) 平・ほか3名, 材料, 28-308, (1979), 414.
- (5) 大谷・ほか3名, 機論(A), 50-454, (1984), 1218.
- (6) 北村・大谷, 機論(A), 52-480, (1986), 1816.
- (7) 大谷・他2名, 機論(A), 53-490, (1987), 1030.
- (8) ASME, Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-47-23, (1989).
- (9) 例えば, 青砥・ほか3名, 機講論, No.940-30, (1994).
- (10) N.E. Dowling and J.A. Begley, ASTM STP 590, (1976), 82.
- (11) H.A. Ernst, ASTM STP 791, (1983), I-499.
- (12) T. Fujioka, ほか3名, ASME PVP, 305, (1995), 395.
- (13) Y. Wada, Computational Mechanics 86, (1986), IV-25.
- (14) 大谷・ほか2名, 材料, 29-320, (1980), 465.
- (15) V. Kumer, M.D. German and C.F. Shih, EPRI NP-1931, (1981).

表 2-1 化学成分(wt.%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0.042	0.54	1.01	0.023	0.006	9.01	18.70

表 2-2 機械的性質

Temperature	0.2% proof strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
RT	221	632	72

表 2-3 試験条件

Test	Wave form	Max. load (kN)	Hold load (kN)
F-1	Triangular	6.67	
CF-1	Trapezoidal	8.33	
CF-2		6.67	
IN-1	Intermediate hold	8.33	6.67
IN-2		8.33	7.50

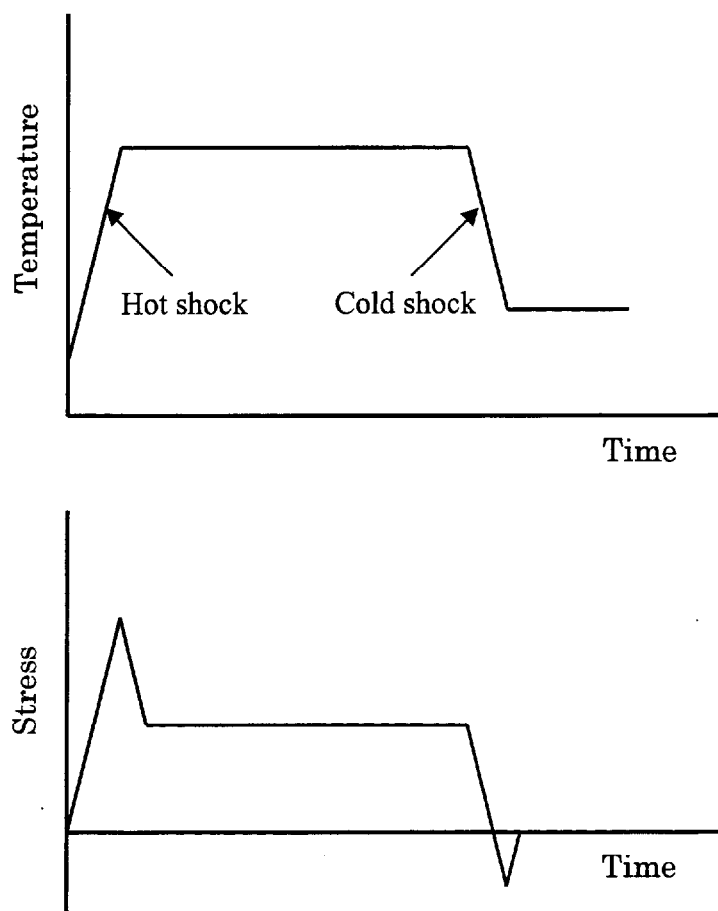


図 2-1 実機の温度変化に伴う応力変化

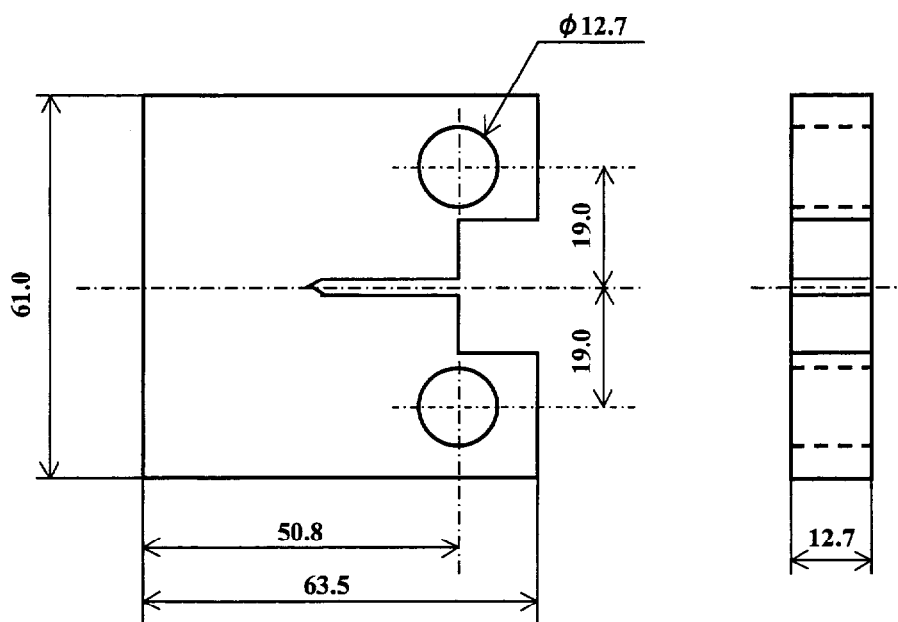


図 2-2 CT試験片形状・寸法

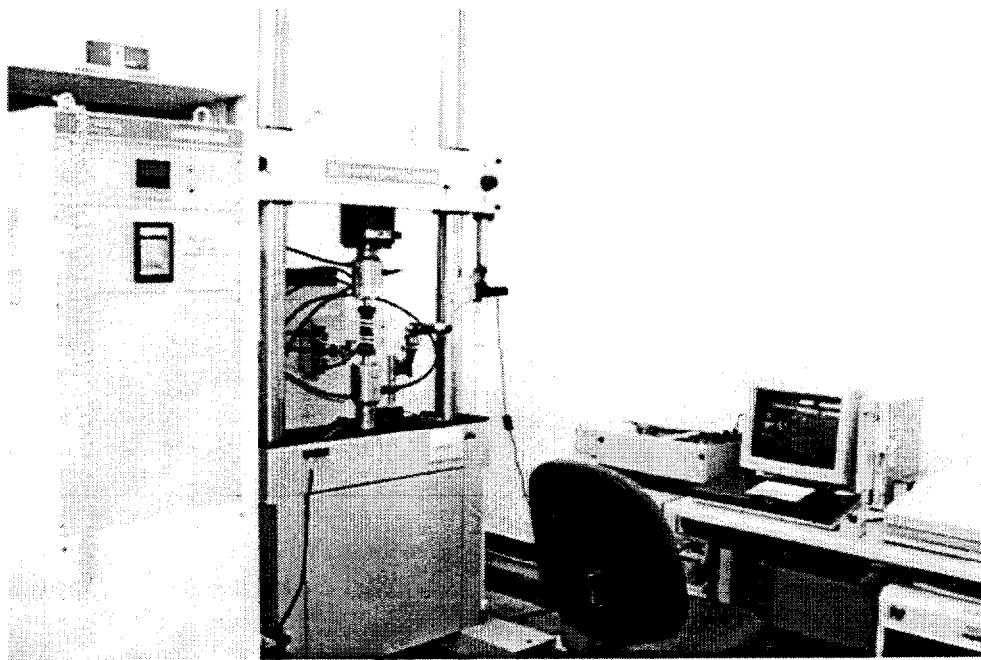


图 2-3 試驗實施狀況

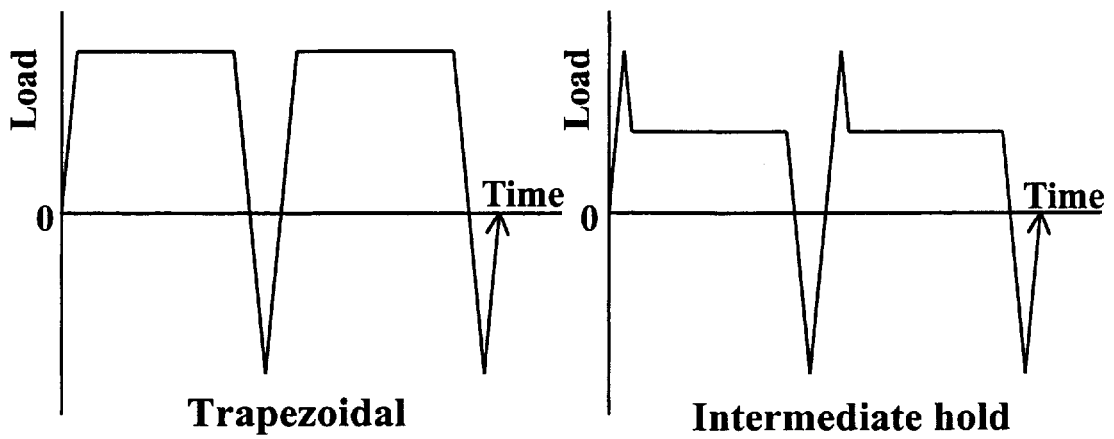


图 2-4 負荷波形

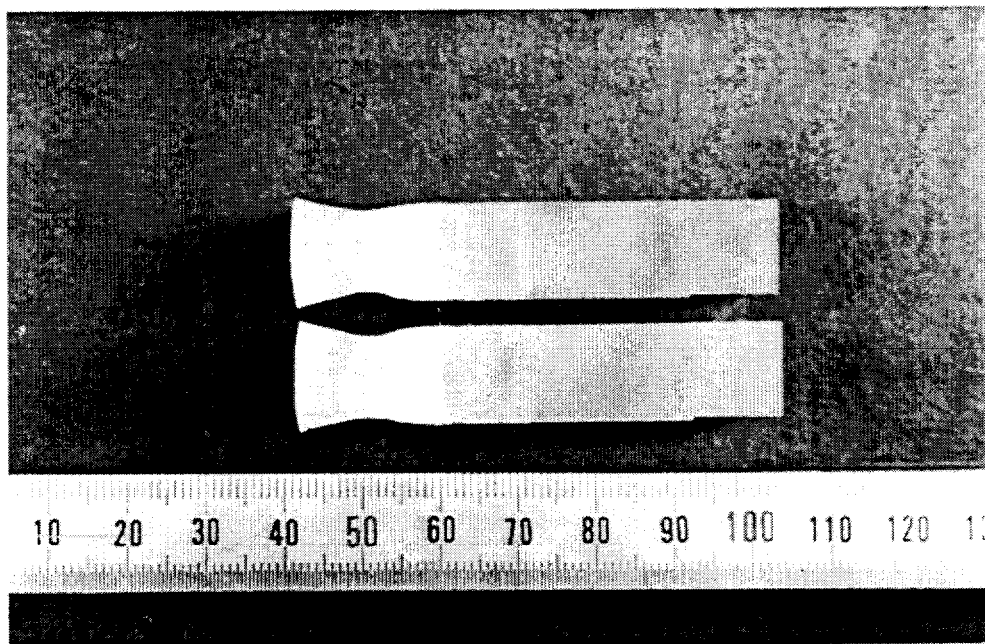


图 2-5 試驗片破面外觀 (試驗条件 F-1)

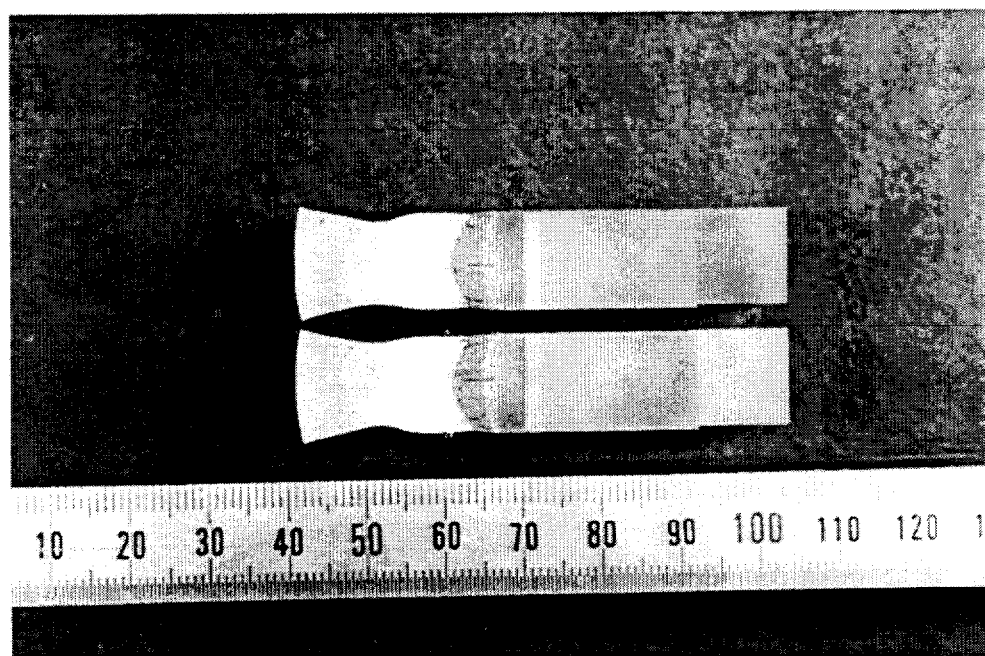


图 2-6 試驗片破面外觀 (試驗条件 CF-1)

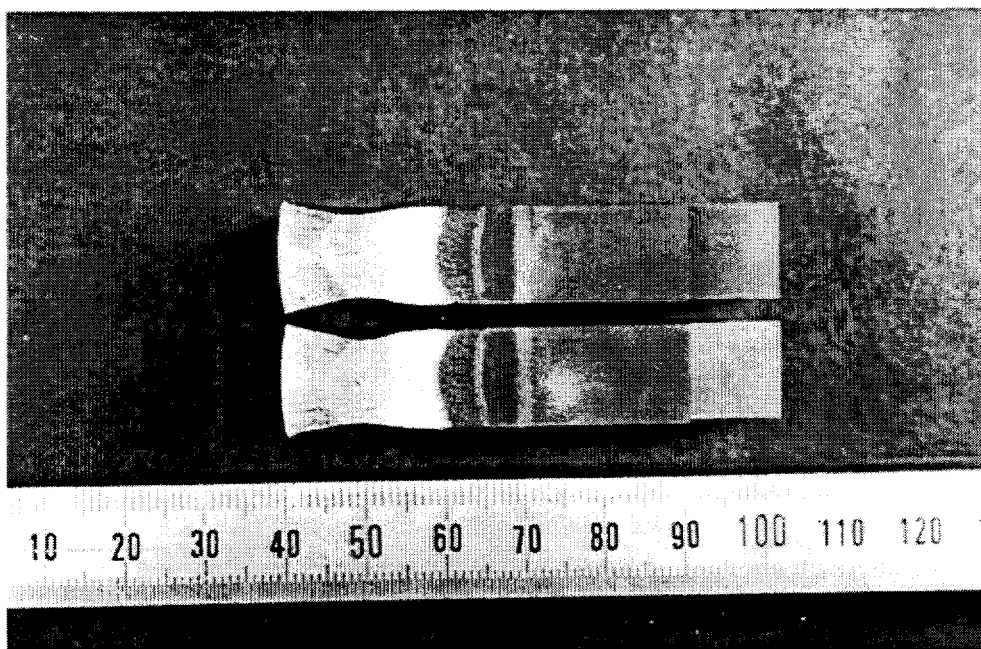


図 2-7 試験片破面外観 (試験条件 CF-2)

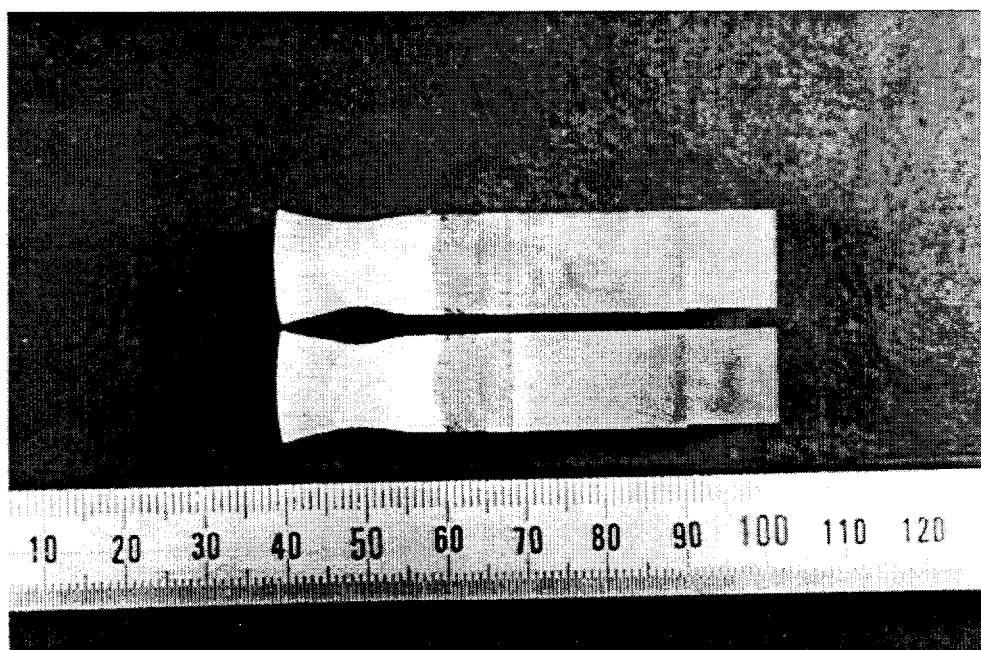


図 2-8 試験片破面外観 (試験条件 IN-1)

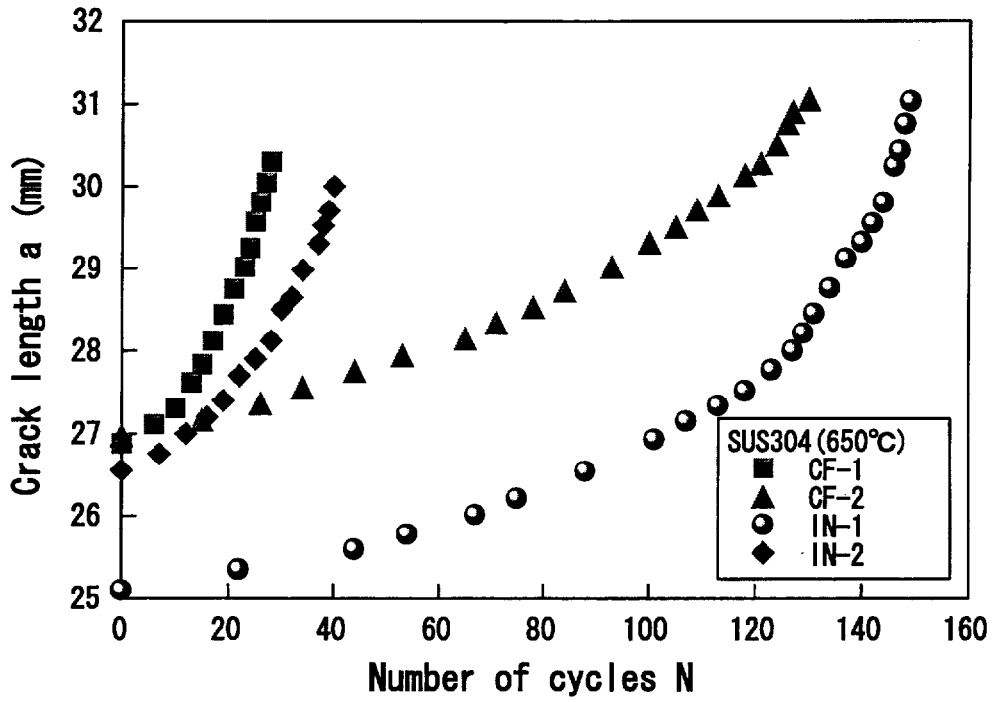


図 2-9 繰返しに伴なうき裂長さの変化

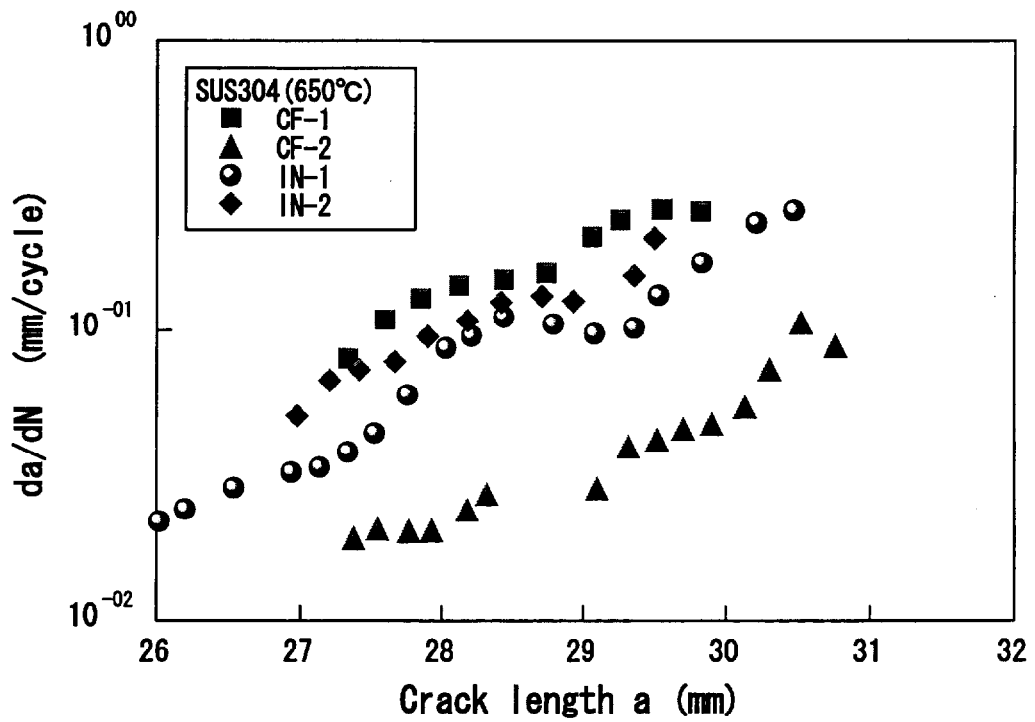


図 2-10 き裂進展速度の変化

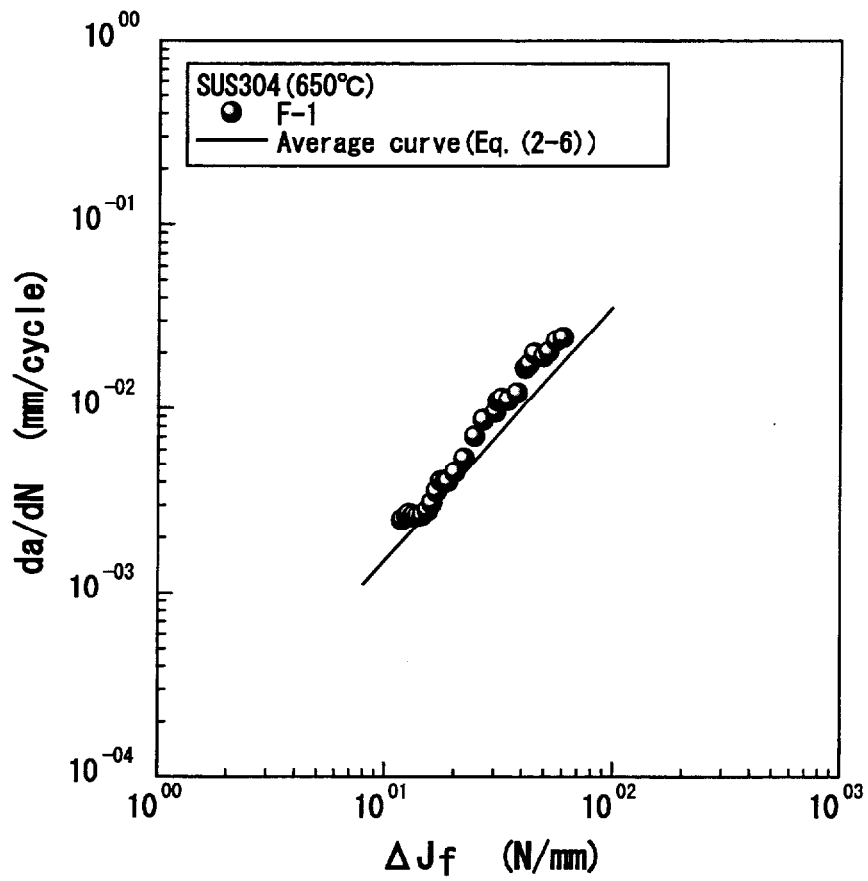


図 2-11 き裂進展速度と疲労 J 積分範囲との関係 (三角波)

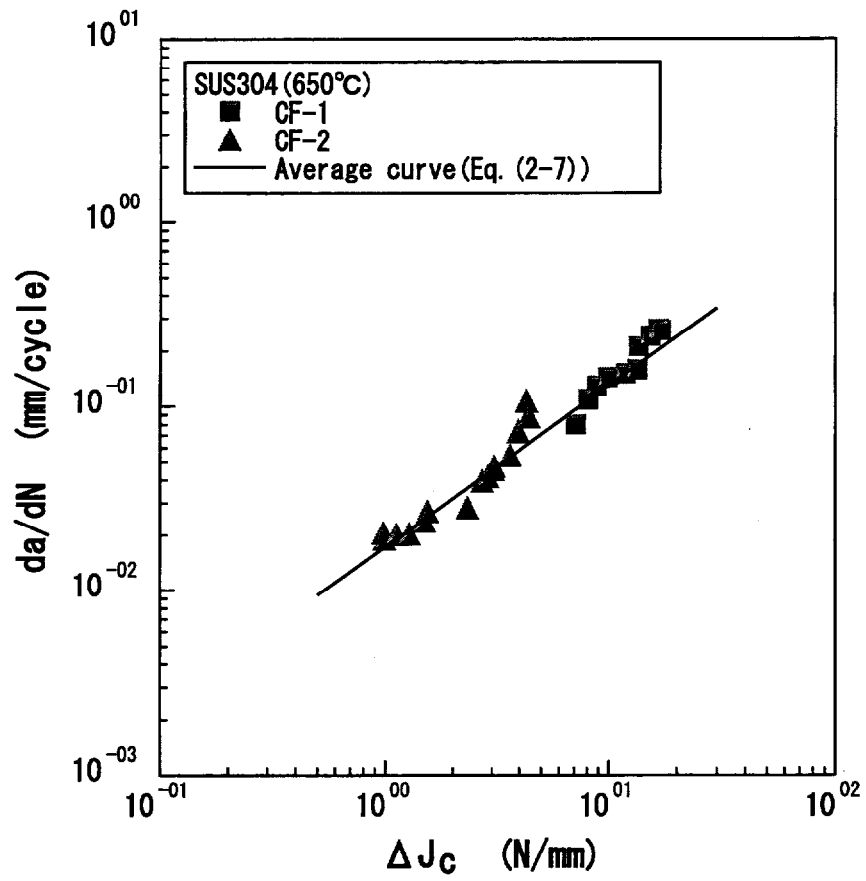


図 2-12 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係 (台形波)

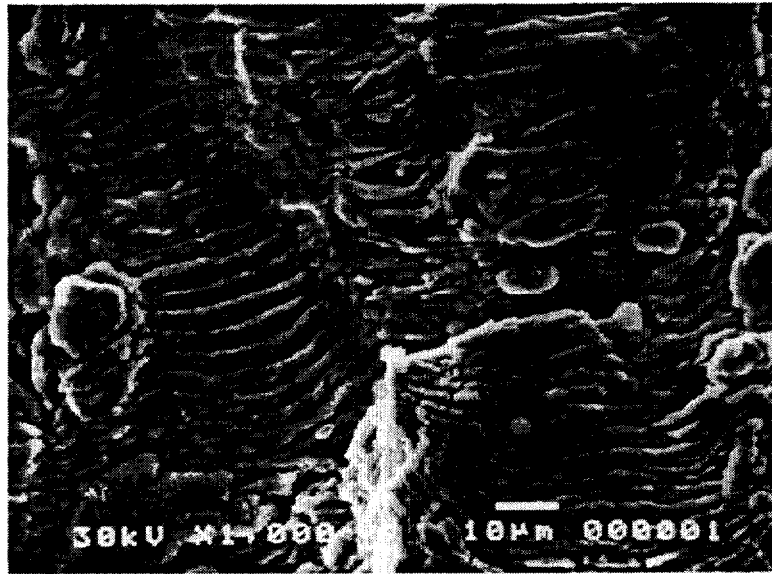


図 2-13 破面SEM写真 (試験条件 F-1)

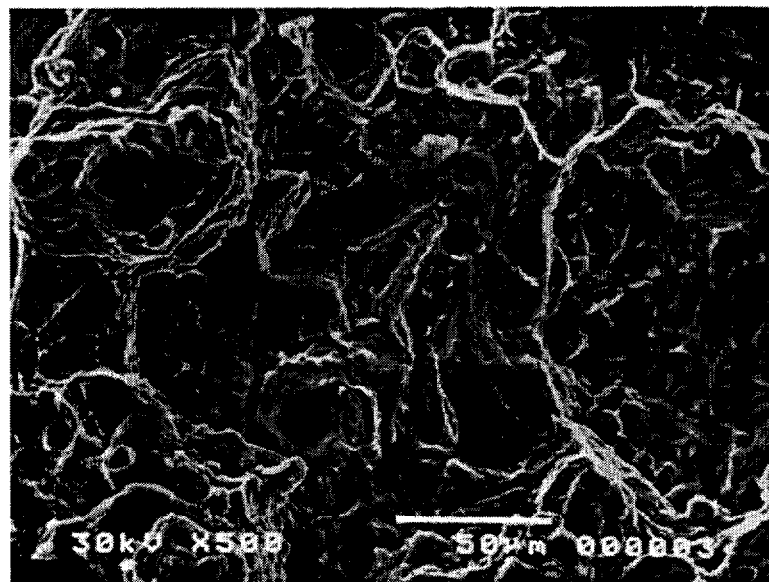


図 2-14 破面SEM写真 (試験条件 CF-1)

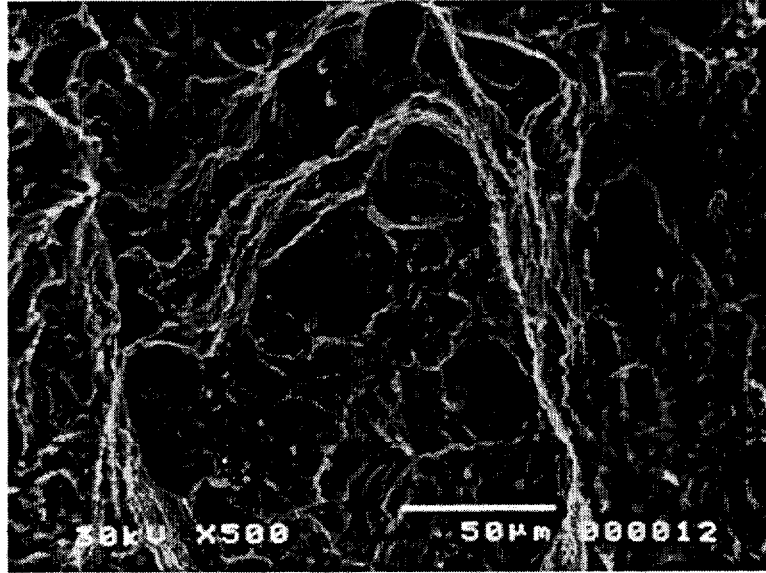


図 2-15 破面SEM写真 (試験条件 IN-1)

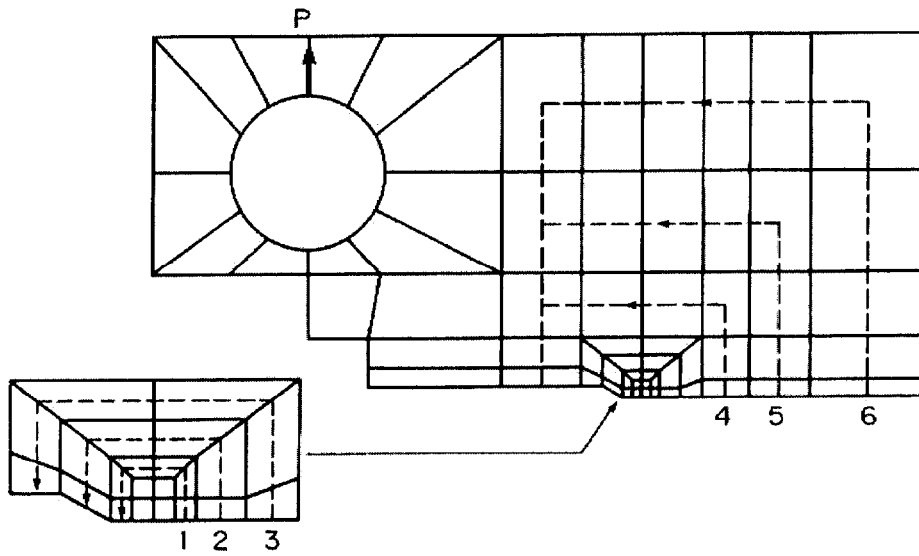


図 2-16 要素分割と積分経路

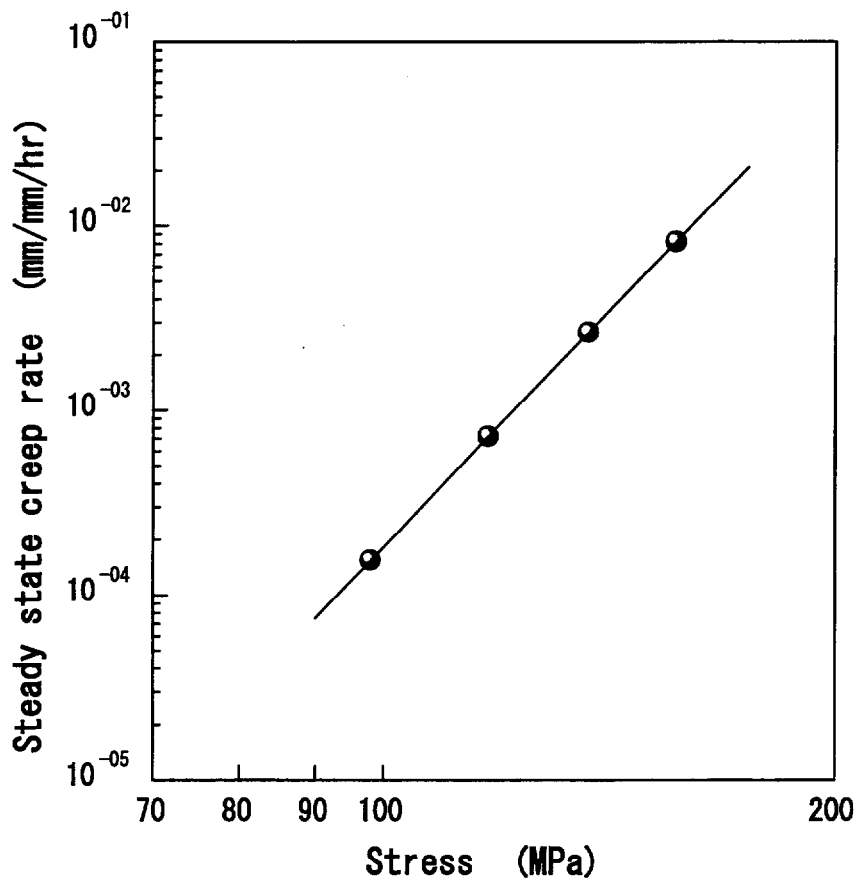
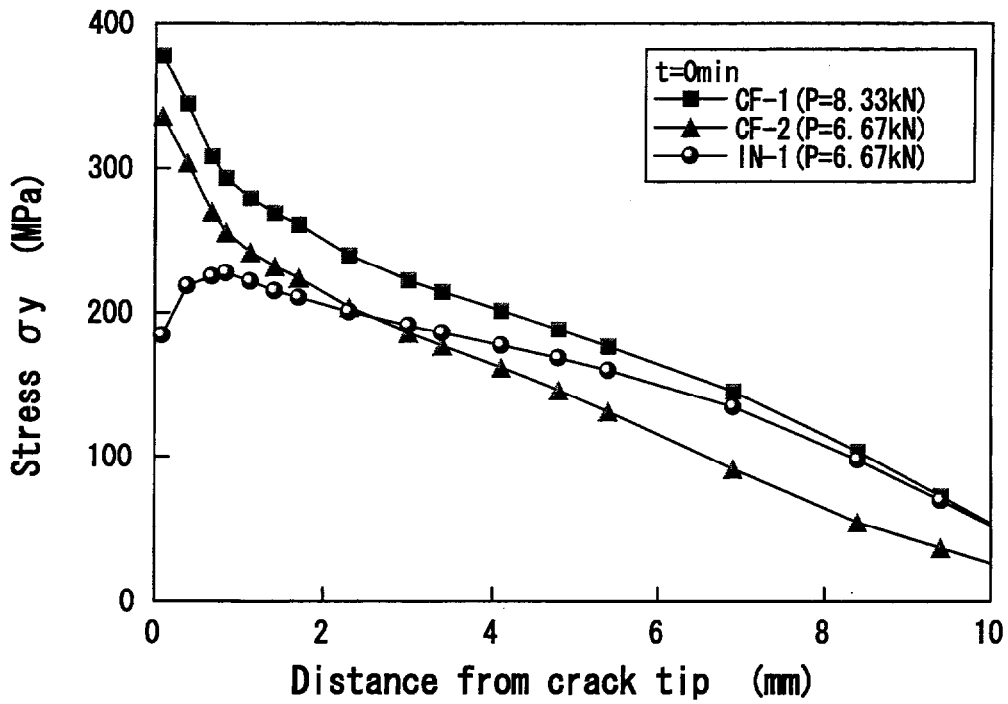
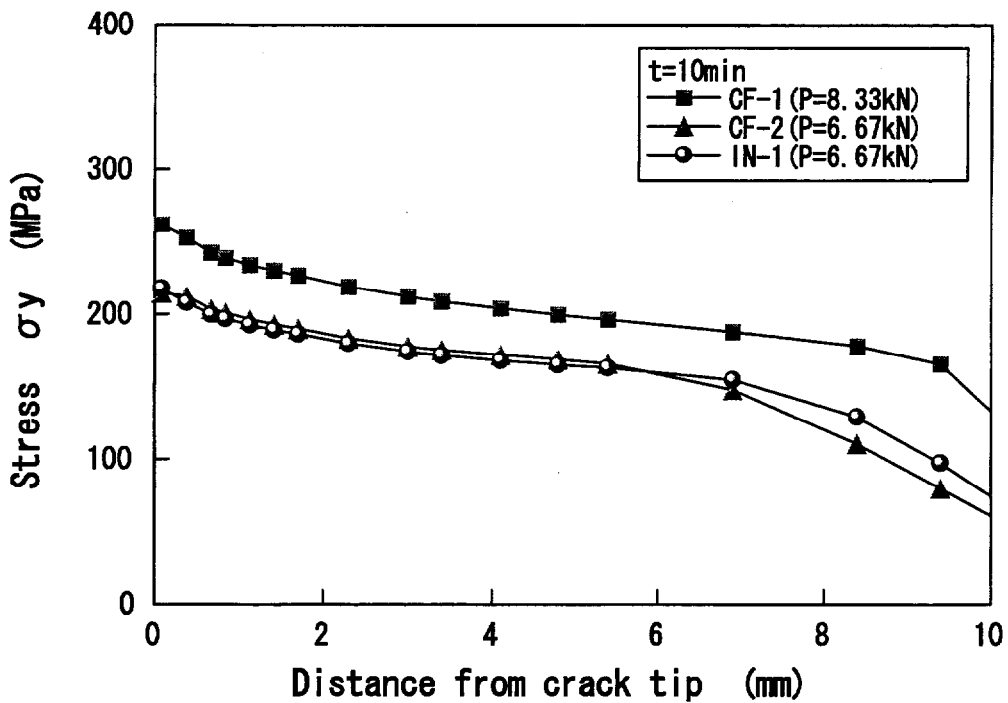


図 2-17 クリープ試験結果

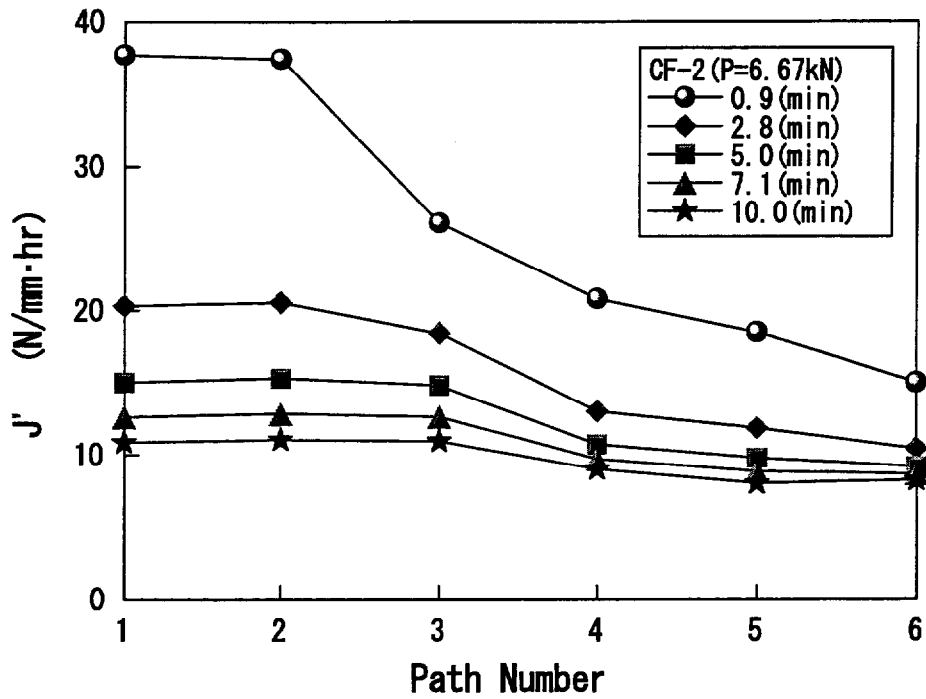


(a) 荷重保持開始時

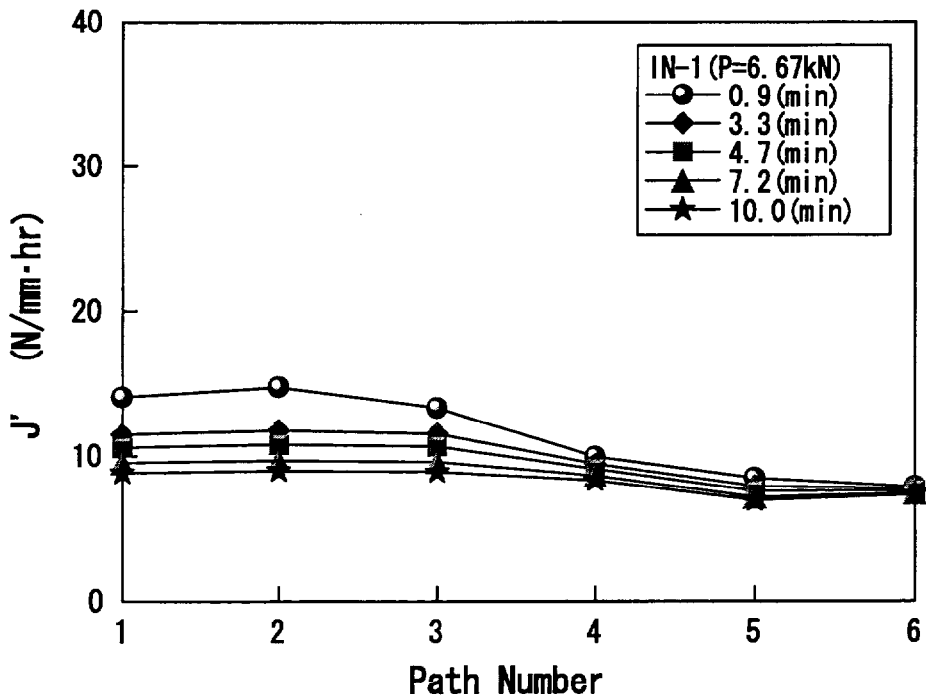


(b) 10分間荷重保持後

図 2-18 き裂先端応力分布



(a)台形波 (試験条件 CF-2)



(b)中間保持波 (試験条件 IN-1)

図 2-19 クリープ J 積分の経路独立性

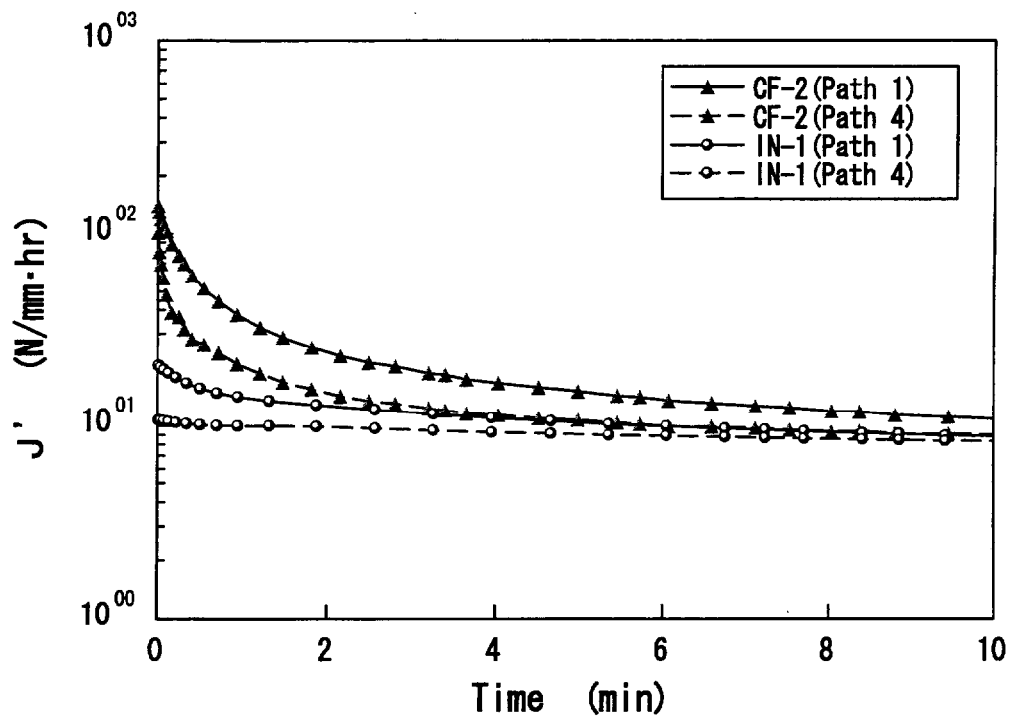


図 2-20 クリープ J 積分の時間変化

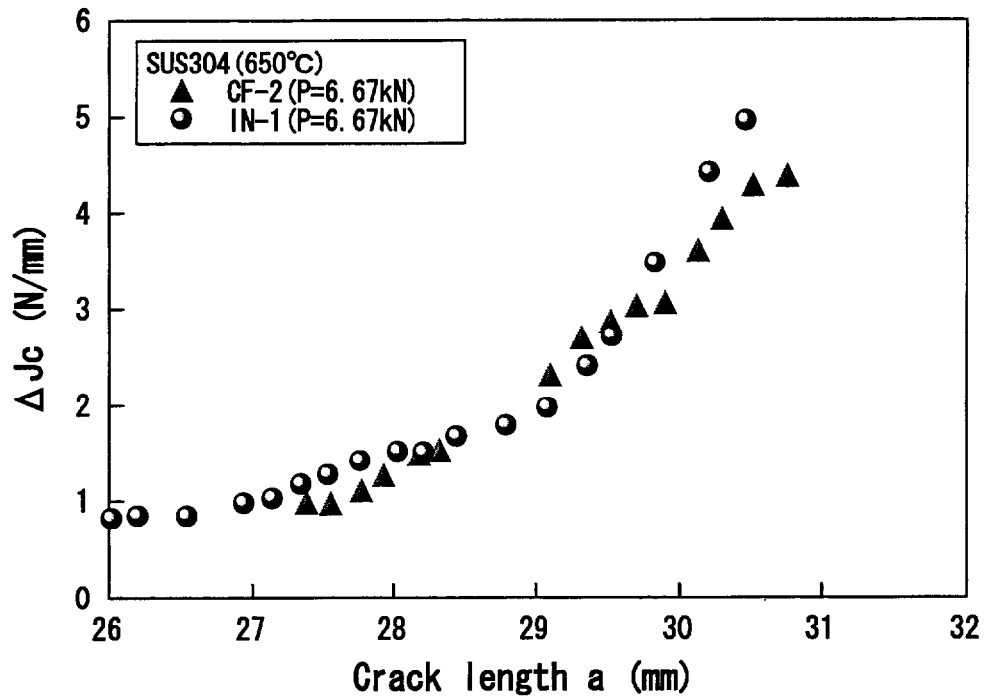


図 2-21 クリープ J 積分範囲とき裂長さの関係

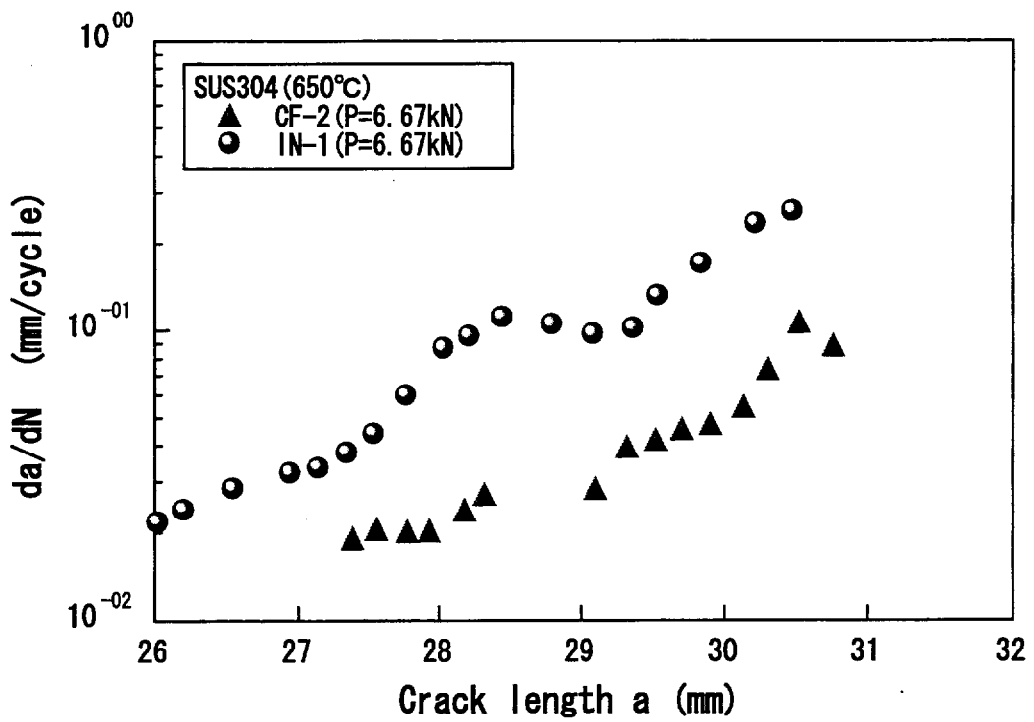


図 2-22 き裂進展速度とき裂長さの関係

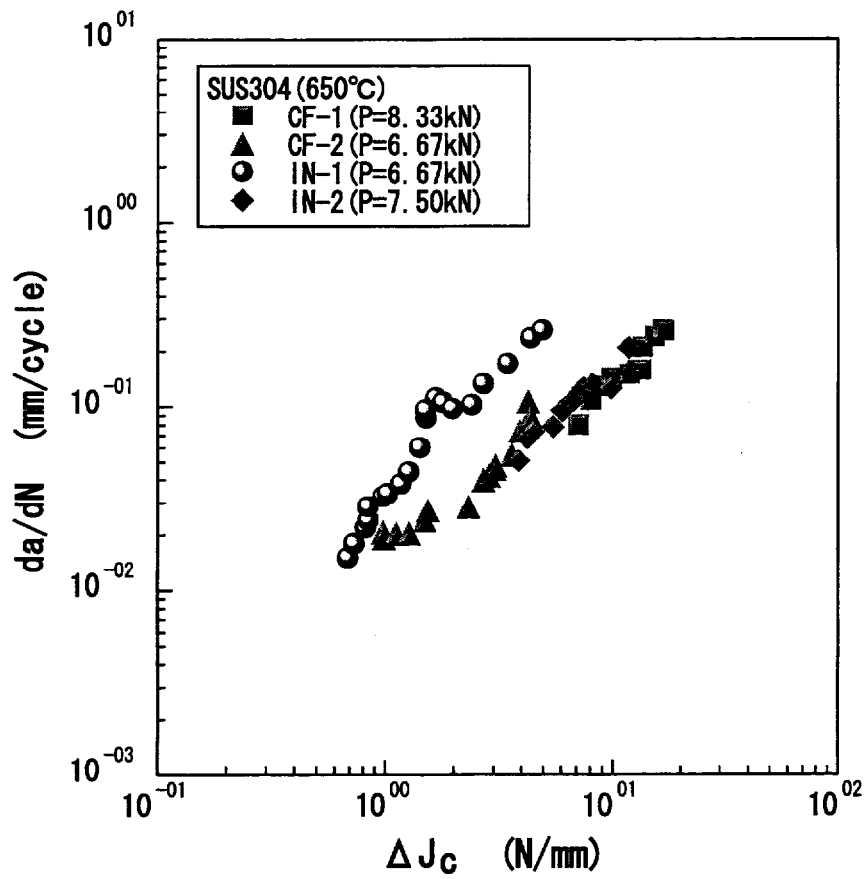


図 2-23 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係

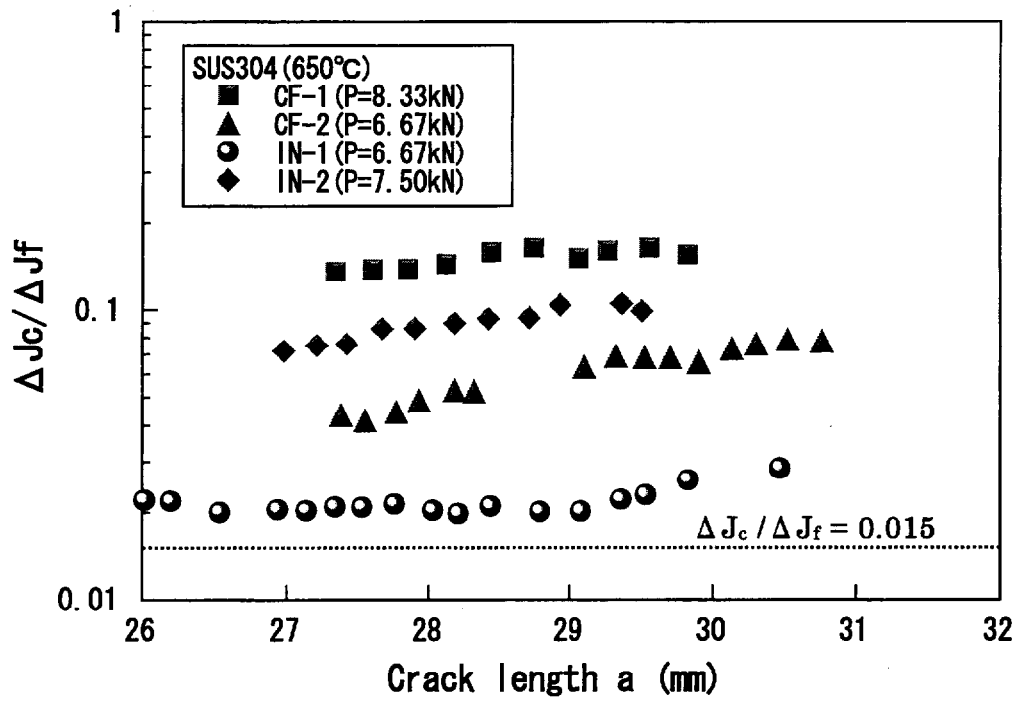


図 2-24 クリープ疲労遷移パラメータの比較

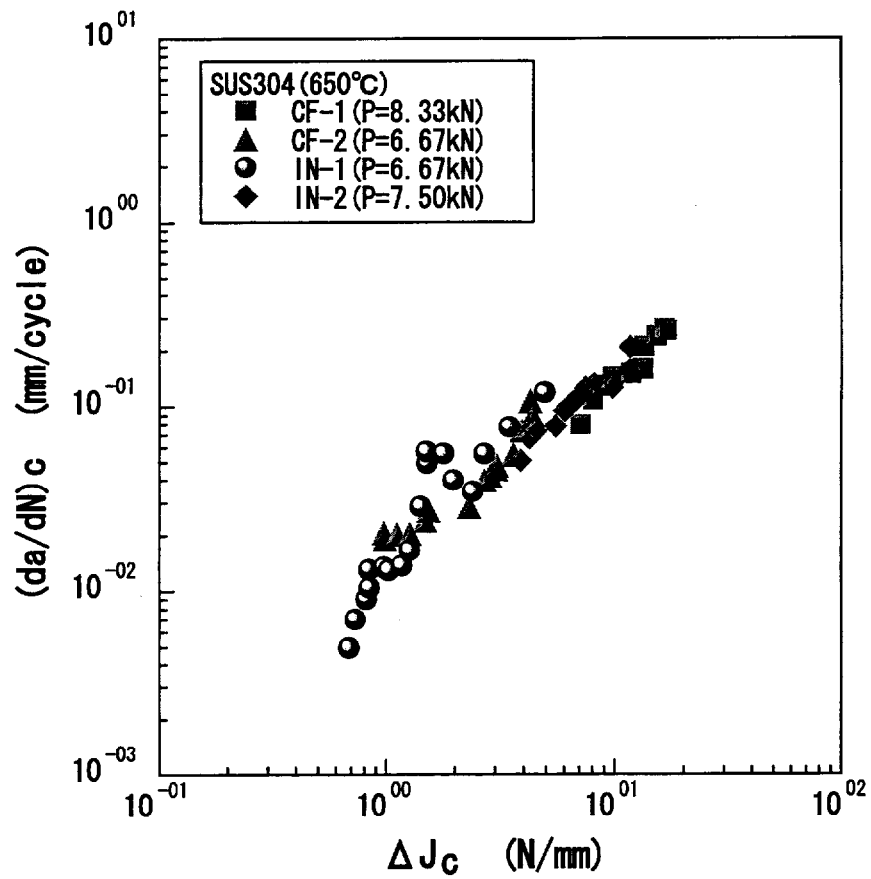


図 2-25 時間依存性き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係

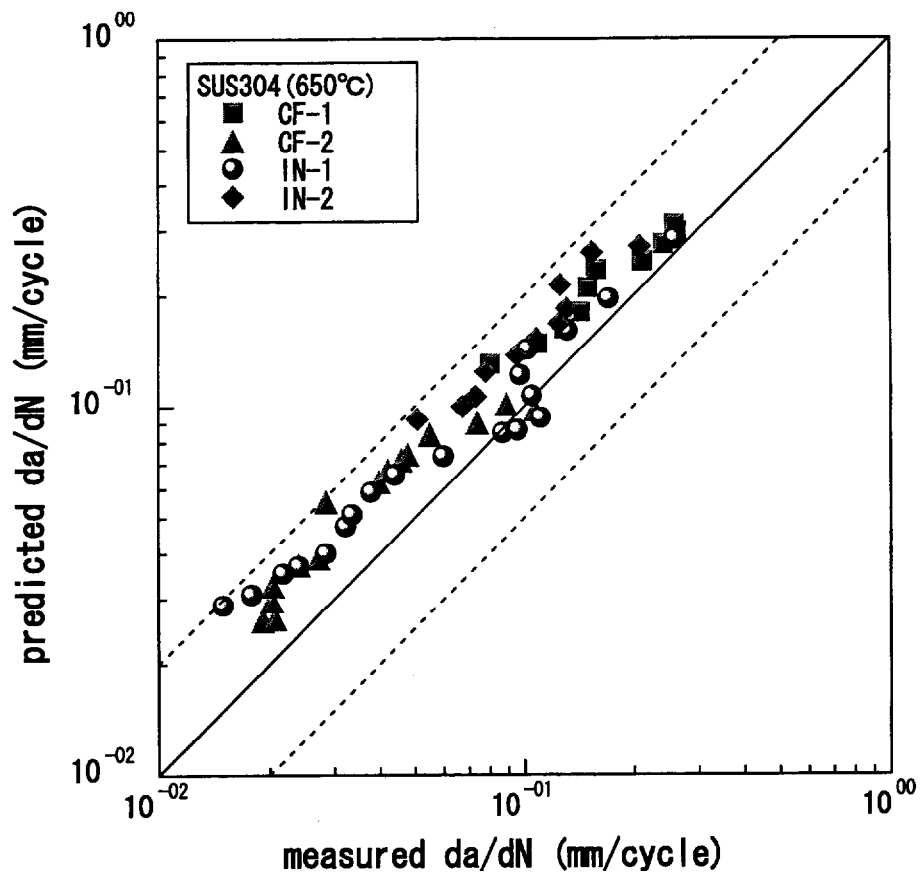


図 2-26 き裂進展速度の予測値と試験値との比較

## 第3章 溶接継手のクリープ疲労き裂進展評価

### 3.1 研究の目的

従来の高温機器の製造においては、溶接継手を高応力部から離す設計を行なうことにより、強度評価において溶接継手がクリティカルにならないように配慮されていた。しかしながら、高温機器が大型化されるに伴ない、熱応力発生部位にも溶接継手を設ける必要が生じることが考えられる。例えば、高速増殖炉（FBR）実証炉については、原子炉容器のナトリウム液面近傍等の高応力部にも溶接継手を採用することが、建設コスト低減の観点からも検討されている。このため、溶接継手のクリープ疲労強度に関して多くの検討がされている<sup>(1)~(4)</sup>。しかしながら溶接継手におけるき裂進展評価手法に関しては、実機に対して破壊力学的評価を行なう際の初期欠陥の想定位置として考えられるにもかかわらず、具体的に検討した研究例が極めて少ない。

そこで本研究では、これまで母材を中心として検討が進められてきたき裂進展評価手法について実機溶接継手における適用性を検討するため、FBR 実証炉用に開発された材料である 316FR 鋼を用いた疲労、クリープ疲労ならびに静クリープき裂進展試験を実施した。そして、母材と溶接継手のき裂進展データを比較するとともに、参照応力法ならびに全面塑性解に基づく手法（GE/EPRI 法）による J 積分簡易解析法の溶接継手への適用性を検討した。また、加熱時効による溶接金属の材質変化が溶接継手のき裂進展速度に及ぼす影響について検討した。

### 3.2 供試材ならびに試験方法

供試材は、板厚 50 mm の高速炉構造用 SUS316 鋼（316FR 鋼）である。316FR 鋼は、炭素量を低減し、窒素を添加することによりクリープ強度の向上が図られた FBR 実証炉の有力な候補材である<sup>(5)</sup>。母材の化学成分を表 3-1 に、機械的性質を表 3-2 に示す。また、溶接継手製作に用いた共金系の溶接金属の化学成分を表 3-3 に、機械的性質を表 3-4 に示す。溶接施工は、実機の溶接条件に準じて狭開先自動 TIG にて施工した。図 3-1 に溶接継手マクロ組織を示す。また、図 3-2 から図 3-4 に溶接継手ミクロ組織（溶接金属、ボンド、熱影響部）を示す。ビッカース計測による硬さは、溶接金属>熱影響部>母材となっていた。

試験片は、図 3-5 に示す板幅  $W = 50.8 \text{ mm}$ 、板厚  $t = 12.7 \text{ mm}$  の標準 CT 試験片であ

る。試験片は、切欠き部が溶接金属の中央部に位置するように製作した。

溶接継手のき裂進展試験条件を表 3-5 にまとめて示す。試験温度はすべて 650°Cである。

疲労およびクリープ疲労き裂進展試験には、動的最大荷重 100 kN の電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、荷重制御（応力比  $R = -1$ ）で試験を行った。試験実施状況を図 3-6 に示す。試験片の加熱は、高周波加熱コイルで行った。き裂長さの測定は、倍率 20 倍の望遠顕微鏡を用いて目視測定し、破断後に破面の湾曲の補正を行った。荷重線変位（き裂開口変位）の測定は、高温用クリップゲージを用いて行った。

静クリープき裂進展試験は、最大荷重 50kN のクリープ試験機を用いた。図 3-7 (a) および (b) に試験の実施状況を示す。き裂長さは交流電気ポテンシャル法を用いて測定した。き裂開口変位は、変位を電気炉外に取り出すことにより測定した。

### 3. 3 疲労き裂進展に及ぼすき裂開口比の影響

#### 3. 3. 1 試験結果

三角波による疲労き裂進展試験における繰返しに伴なうき裂長さの変化を図 3-8 に、き裂進展速度とき裂長さの関係を図 3-9 に示す。疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  で整理した疲労き裂進展速度を 316FR 鋼母材の結果とともに図 3-10 に示す。ここで、疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  は、荷重-荷重線変位ヒステリシスループより次式を用いて算出した<sup>(6)</sup>。

$$\Delta J_f = \frac{A_p}{Bb} \left\{ \frac{2(1+\eta)}{1+\eta^2} \right\} \quad (3-1)$$

$$\eta = \sqrt{(2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2} - (2a/b + 1) \quad (3-2)$$

ここで、 $B$  は試験片板厚、 $a$  はき裂長さ、 $W$  は試験片幅、 $b$  はリガメント長さ ( $= W - a$ )、 $A_p$  は負荷過程の荷重-荷重線変位ループ下の面積である。ばらつきはあるものの、疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  で整理したき裂進展速度は溶接継手と母材でほぼ同一であった。また、このき裂進展速度は次式の 316FR 鋼の疲労き裂進展の平均データ<sup>(7)</sup> とほぼ一致していることが確認できた。

$$da/dN = 6.34 \times 10^{-5} (\Delta J_f)^{1.37} \quad (3-3)$$

図 3-11 に破面の SEM 観察写真を示す。明瞭なストライエーションを確認することができた。

### 3. 3. 2 有限要素法による J 積分の解析

実機溶接継手におけるき裂進展評価手法検討のために、これまで母材を中心に有効性が確認されている J 積分簡易解析手法を本試験結果に適用する。ただし、これまでに行なわれた J 積分簡易解析手法の検討は、母材のき裂進展試験結果を対象としており、溶接継手に適用した例はほとんど無い。そこで、母材と溶接金属の材料特性の差異が溶接継手の J 積分に及ぼす影響を把握しておくために、まず、有限要素法による J 積分の詳細解析をおこなった。

解析領域は、対称性を考慮した CT 試験片の 1/2 モデルで、その要素分割および J 積分の積分経路を図 3-12 に示す。き裂長さは、試験結果を考慮して、 $a = 29 \text{ mm}$  と  $a = 32 \text{ mm}$  の 2 ケースとした。使用要素は 8 接点アイソパラメトリック平面応力要素である。

弾塑性構成式は、母材に対しては 316FR 鋼の繰返し加工硬化を考慮した動的応力-ひずみ関係式<sup>⑧</sup>を用いた。溶接金属については、別途実施した溶接金属の低サイクル疲労試験における寿命中期の応力-ひずみ関係より決定した。図 3-13 に多直線近似した母材と溶接金属の応力-ひずみ関係を示す。溶接継手の解析は、実際の狭開先溶接継手の寸法に準じて、試験片の中心線から  $y \leq 5 \text{ mm}$  では溶接金属の材料特性、 $y > 5 \text{ mm}$  では母材の材料特性を与えた。

図 3-14 に J 積分と荷重の関係を示す。J 積分は、定義式に基づく経路積分法および仮想き裂進展法より算出したが、いずれの方法でも同一の J 積分の値が得られることを確認できた。

図 3-15 に J 積分の値を母材、溶接金属（要素全体に溶接金属の材料特性を与えたもの）と溶接継手の各モデルで比較した結果を示す。母材と溶接金属の物性値を組合せた溶接継手の J 積分値は、母材と溶接金属の間に位置していることがわかる。

FEM 解析により得られた J 積分値を試験結果と比較して図 3-16 に示す。ただし、FEM により求めた J 積分は引張側半サイクルの値であるので、これを 4 倍することにより繰返し J 積分の値とした。母材の値については試験結果と良く一致しているが、溶接継手に関しては試験結果に対して過大な値が得られた。

疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  の測定値は、Dowling の定義<sup>6)</sup>に従いき裂閉口点を基準に荷重-荷重線変位ヒステリシスループから算出しているため、き裂開口比が  $\Delta J_f$  の値に影響する。実際に測定したき裂開口比の変化を図 3-17 に示すが、母材に比較して溶接継手の開口比がかなり小さいことがわかる。これは溶接金属の降伏応力が母材より高いため、き裂閉口荷重が高くなることが一つの要因と考えられる。したがって、 $U = 1$  と仮定し  $\Delta J_f$  を評価したことで過大評価となったことが明らかである。そこで、解析結果に対してき裂開口比を考慮して J 積分値を補正した結果を図 3-18 に示す。溶接継手の J 積分の予測精度が大幅に向上しており、き裂開口比を考慮することが J 積分の評価の上で重要であることが確認できた。

### 3. 3. 3 J 積分簡易評価

実機のき裂進展評価を行なうに際しては、FEM のような詳細解析を都度行なうのは要素分割の手間（時間とコスト）の観点からあまり現実的ではなく、J 積分の簡易解析によりき裂進展評価を行なうことが現実的と考えられる。ここでは、J 積分簡易解析手法の溶接継手への適用性を検討する。用いた手法は、参照応力法と全面塑性解に基づく手法（GE/EPRI 法）である。

参照応力法<sup>9)</sup>では、次式により J 積分を算出する。

$$J = J_e \left( \frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \right) \quad (3-4)$$

ここで、 $J_e$  は最大荷重に対して応力拡大係数  $K$  から算出される弾性 J 積分、 $\sigma_{ref}$  は最大荷重  $P$  と限界荷重  $P_0$  との比から次式により定まる参照応力、 $\varepsilon_{ref}$  は加工硬化を考慮した繰返し応力-ひずみ関係で参照応力に対応する参照ひずみである。

$$\sigma_{ref} = \left( \frac{P}{P_0} \right) \times \sigma_0 \quad (3-5)$$

$$P_0 = 1.071 \eta b \sigma_0 \quad (3-6)$$

$$\eta = \left[ \left( \frac{2a}{b} \right)^2 + 2 \left( \frac{2a}{b} \right) + 2 \right]^{1/2} - \left( \frac{2a}{b} + 1 \right) \quad (3-7)$$

ここで、 $\sigma_0$ は比例限度力、 $a$ はき裂長さ、 $b$ はりガメント幅である。

GE/EPRI 法<sup>(10)</sup>による CT 試験片の J 積分の全面塑性解は次式により得られる。

$$J = \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 b h_1 \left( \frac{a}{W}, n \right) \cdot \left( \frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (3-8)$$

ここで、係数  $h_1$  は EPRI のハンドブック<sup>(10)</sup>においてテーブルとして与えられている。得られた弾塑性 J 積分より、疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  は次式により定義した。

$$\Delta J_f = 4U^2 \times J \quad (3-9)$$

ここで、 $U$  はき裂開口比である。式(3-9)は、応力-ひずみ関係として  $\Delta \sigma / 2 - \Delta \varepsilon / 2$  の関係を表わす繰返し応力-ひずみ関係を用いて応力範囲ならびにひずみ範囲の 1/2 に対して評価された J 積分を、疲労 J 積分範囲算出の際 4 倍したものである。ただし、き裂開口比については現状予測手法が確立されていないため、保守的な評価結果が得られる  $U = 1$  を暫定的に用いる。物性値については、溶接金属の定式化された応力-ひずみ関係式が未整備であること、かつ実際の設計では溶接継手の材料構成式が母材のそれと同一であるという仮定のもとに非弾性解析が行なわれることを鑑み、評価には全て 316FR 鋼母材の 650°C の値<sup>(8)</sup>を用いることとした。

上述した疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  の簡易評価結果と試験結果を比較して図 3-19 に示す。両手法とも母材の試験結果とは良く一致している。しかしながら、溶接継手については試験結果と比較して極めて保守的な値となっている。これは、前項において FEM 解析をもとに検討した通り、き裂開口比の影響である。

そこで、溶接継手のき裂開口比に対して図 3-17 で示したき裂開口比の試験結果を参照して以下の近似を行い、簡易評価による  $\Delta J_f$  の修正を行った。

$$U = 0.62 \quad (a < 32\text{mm}) \quad (3-10)$$

$$U = 0.62 \sim 0.92 \quad (32\text{mm} \leq a \leq 34\text{mm} \quad \text{線形回帰}) \quad (3-11)$$

得られた簡易評価結果を試験結果と比較して図 3-20 に示す。き裂開口比を  $U = 1$  とした評価結果に対して大幅な改善を図ることができ、factor of 2 の範囲で試験結果を予測することができた。したがって、母材の物性値を用いた J 積分簡易評価を溶接継手の疲労き裂進展に適用した場合、き裂進展速度は極めて保守的に予測されるが、き裂開口比を考慮すれば、溶接継手に関しても疲労 J 積分範囲を精度良く予測できることが確認できた。

### 3. 4 き裂進展に及ぼす加熱時効の影響

#### 3. 4. 1 試験結果

静クリープき裂進展試験において、電気ポテンシャル法から得られたき裂長さの変化を図 3-21 に、き裂開口変位（荷重線変位）の変化を図 3-22 に示す。この結果をもとにき裂進展速度をクリープ J 積分（ $J'$ ）で整理した。ただし、 $J'$  積分の計算には以下の式を用いた<sup>(11)</sup>。

$$J' = \frac{n}{n+1} \frac{P \dot{\delta}}{B(W-a)} \left( \gamma - \frac{\beta}{n} \right) \quad (3-12)$$

$$\beta = \frac{\eta}{\eta + (1+a/W)/(1-a/W)} \quad (3-13)$$

$$\gamma = \frac{2(1+\eta)(1+a/W)/(1+\eta^2) + \eta(1-a/W)}{(1+a/W) + \eta(1-a/W)} \quad (3-14)$$

ここで、 $n$  はクリープ指数、 $\dot{\delta}$  は荷重線変位速度である。

き裂進展速度と  $J'$  積分の関係を図 3-23 に示す。初期に  $J'$  積分が減少する遷移状態を経た後、約 100 時間経過後より進展速度が増加する定常状態へ移行した。このようにき裂進展初期に  $da/dt$  および  $J'$  積分が一度減少し、その後増加する現象は、他機関の試験結果でも観察されており<sup>(12)(13)</sup>、き裂先端が小規模クリープ状態にある領域と考えられている。  $J'$  積分が成立する定常状態におけるき裂進展速度は、図中に併記した。

316FR 鋼母材の 10 倍以上のものであった。

10 分保持および 1 時間保持台形波によるクリープ疲労き裂進展試験における繰返しに伴うき裂長さの変化を図 3-24 に、き裂進展速度とき裂長さの関係を図 3-25 に示す。

クリープ疲労き裂進展速度をクリープ J 積分範囲  $\Delta J_c$  で整理した結果を図 3-26 に示す。試験条件 CF-3 を除いて同一のデータバンドに位置しており、このデータバンドは 316FR 鋼母材とほぼ一致していた。試験時間が 100 時間を超えた CF-3 のみ（他の試験はいずれも 20 時間前後で終了）、約 90 サイクル（90 時間）経過後のデータからこの共通データバンドの上方に加速した。第 2 章でも検討した通り、母材の時間依存性き裂進展速度はクリープ J 積分範囲で統一的に整理される結果が得られているが、溶接継手の場合にはこれとは異なる結果となった。

図中に併記した静クリープ試験結果とき裂進展速度を比較すると、静クリープ > クリープ疲労（CF-3） > クリープ疲労（CF-1,2,4）となっている。一般には、応力変動を有するクリープ疲労き裂進展速度が、静クリープより加速することが知られているが<sup>(14)</sup>、本結果はこれと逆転する挙動を示しており溶接継手特有の課題と考えられる。

### 3. 4. 2 破面観察

316FR 鋼溶接継手のき裂進展速度の差異を生み出す要因として破壊様式の差異が考えられる。進展挙動と破壊様式の関係进行调查するために破面 SEM 観察を実施した。

静クリープ試験の破面を図 3-27 に示す。溶接金属の  $\delta$  フェライトとオーステナイト相の境界に沿った脆性的な割れの様相を呈している。図 3-28 に示す共通データバンドに位置した試験条件 CF-4 については、静クリープ試験のものと比較して凹凸のある破面となっており、一部ディンプルも認められるなど破壊様式が明らかに異なることが確認できた。図 3-29 に示す共通データバンドの上方に位置した試験条件 CF-3 については、クリープと CF-4 の中間的な様相を呈している。以上の観察結果から、き裂進展速度と破壊様式に関連があることが明らかであるため、このような破壊様式の差異を生じた理由に関して次項で検討を行なうことにする。

### 3. 4. 3 加熱時効によるマイクロ組織変化

長谷部らは、長時間加熱によるステンレス鋼溶接金属の  $\delta$  フェライト相の分解がク

リープおよびクリープ疲労において脆性的な破壊を引き起こすことを報告し、クリープ疲労強度とマイクロ組織の経時変化の関係を詳細に検討した<sup>9)</sup>。本試験で得られた溶接継手のき裂進展挙動の差異についても、時効の影響が考えられるため、マイクロ組織の経時変化と関連付けて検討することとした。

まず、溶接金属の $\delta$ フェライト量の分解過程を把握するために、Fischer製のフェライトスコープMP3を用いて試験後の $\delta$ フェライト量を測定した。ただし、試験片断面を5点測定しその平均値として求めた。

図3-30に $\delta$ フェライト量を試験時間に対する関係として示す。比較のためにAs-weld材と $650^{\circ}\text{C}\times 600$ 時間時効材( $550^{\circ}\text{C}\times 40$ 年相当)についても $\delta$ フェライト量の測定を行った。いずれもAs-weld材(約6%)より $\delta$ フェライト量は減少しているが、き裂進展速度において共通データバンドに位置した3試験条件のものは3~6%程度であった。これに対し、 $\delta$ フェライト量は試験時間すなわち時効時間とともに急激な低下を示し、試験時間が100時間を越えた試験条件CF-3および静クリープ試験については、1%未満となっていた。ただし、試験条件CF-3と静クリープ試験の $\delta$ フェライト量がほぼ同一の結果であるのに、図3-26に示した $da/dN-\Delta J$ 。関係上は両者に差異が見られる。したがって、繰返しを伴うクリープ疲労条件と静クリープ条件では、溶接継手のき裂進展速度の差異を生じさせる要因がマイクロ組織の経時変化の他にも存在することになり、この点は課題と考えられる。

$\delta$ フェライト相の分解に伴う溶接金属組織の変化を確認するために透過型電子顕微鏡(日立製作所製H-800)による観察を行った。As-weld材のマイクロ組織を図3-31に示す。オーステナイト相( $\gamma$ 相)中に $\delta$ フェライト相を含む典型的な2相組織が認められる。試験条件CF-1のマイクロ組織は、図3-32に示すように $\delta$ フェライト相中に金属間化合物が析出していた。図3-33に試験条件CF-3のマイクロ組織を示す。 $\delta$ フェライト相は消失し、 $\sigma$ 相へ変態している様子が観察され、 $\delta$ フェライト量の測定結果と合致していた。したがって、クリープJ積分範囲で整理されたき裂進展速度の加速は、 $\sigma$ 相が生成したことによる延性の低下により脆性的な破壊が生じたことが要因と考えられる。

以上の検討より、溶接継手のクリープおよびクリープ疲労き裂進展挙動に関して、 $\sigma$ 相の生成による延性の低下により、クリープJ積分で整理されたき裂進展速度が増加する可能性が示された。このことから長時間加熱を想定したき裂進展挙動は、

As-weld 材の特性をベースに評価したのでは不十分であり、マイクロ組織の経時変化による材質劣化を考慮に含めて評価する必要があるといえる。例えば、 $\delta$ フェライト相の分解がほぼ終了したと考えられる条件でのクリープ疲労き裂進展試験結果をき裂進展速度の上限データと見なして評価に用いることができる。なお、溶接金属の組成や加熱温度等によって $\delta$ フェライト相の分解過程が変化することが報告されているため<sup>③</sup>、マイクロ組織の変化に対応したき裂進展データが蓄積できれば、き裂進展予測精度向上が図れると考えられる。

### 3. 5 まとめ

実機溶接継手におけるき裂進展評価手法検討のため、316FR 鋼溶接継手を供試材とした CT 試験片によるき裂進展試験を 650°Cにて実施した。得られた主な成果は以下の通りである。

- (1) 疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  で整理されたき裂進展速度は、母材と溶接継手でほぼ同一であった。
- (2) 316FR 鋼母材の物性値を用い、参照応力法ならびに GE/EPRI 法に従い評価した疲労 J 積分範囲は、母材に対しては試験結果とほぼ一致、溶接継手に対しては極めて保守的な値となった。き裂開口比を考慮すれば、溶接継手に関しても疲労 J 積分範囲の予測が可能となった。
- (3) クリープ J 積分範囲  $\Delta J_c$  で整理されたき裂進展速度は試験条件により大きな差異を生じ、静クリープ条件が最も高い進展速度を示した。この試験片破面は、溶接金属の $\delta$ フェライトとオーステナイト相の境界に沿った脆性的な破壊の様相を示した。
- (4) き裂進展速度の加速は、高温時効により溶接金属の $\delta$ フェライト相が分解され $\sigma$ 相が生成したことによる延性の低下が要因と考えられる。

## 参考文献

- (1) 和田, 動燃技報, 80, (1991), 21.
- (2) 野中・ほか3名, 材料, 35-390, (1986), 299.
- (3) 長谷部, 浅山, 材料, 46-1, (1997), 7.
- (4) 浅山, 長谷部, 材料, 46-1, (1997), 65.
- (5) 中澤・ほか5名, 鉄と鋼, 75, (1989), 1346.
- (6) N.E.Dowling and J.A.Begley, ASTM STP, 590, (1976), 82.
- (7) T.Fujioka, ほか3名, ASME PVP, 305, (1995), 395.
- (8) K.Aoto, ほか2名, The 5th International Symposium on Plasticity and Its Current Application, (1995), 577.
- (9) R.L.Roche, ASME PVP, 120, (1987), 171.
- (10) V.Kumar, ほか2名, EPRI NP-1931, (1981).
- (11) H.A.Ernst, ASTM STP, 791, (1983), 1.
- (12) 紀・ほか3名, 材料, 35-390, (1986), 254.
- (13) 田淵・ほか2名, 材料, 46-1, (1997), 53.
- (14) 北村・ほか2名, 材料, 35, (1986), 260.

表 3-1 316FR 鋼の化学成分(wt.%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	N
0.006	0.57	0.84	0.024	0.004	11.16	16.8	2.00	0.077

表 3-2 316FR 鋼の機械的性質

Temperature (°C)	0.2% proof strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
RT	266	577	69
650	127	336	45

表 3-3 溶接金属の化学成分(wt.%)

C	P	Ni	Cr	Mo	N
0.012	0.02	11.4	19.6	2.15	0.16

表 3-4 溶接金属の機械的性質

Temperature (°C)	0.2% proof strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
RT	417	601	49
650	232	323	36

表 3-5 き裂進展試験条件

TP No.	Type	Wave form	Max. Load (kN)	Hold time (min)
F-1	Fatigue	Triangular	8.33	—
CF-1	Creep-Fatigue	Trapezoidal	8.33	10
CF-2			8.33	10
CF-3			6.66	60
CF-4			8.33	60
C-1	Creep	—	8.04	—

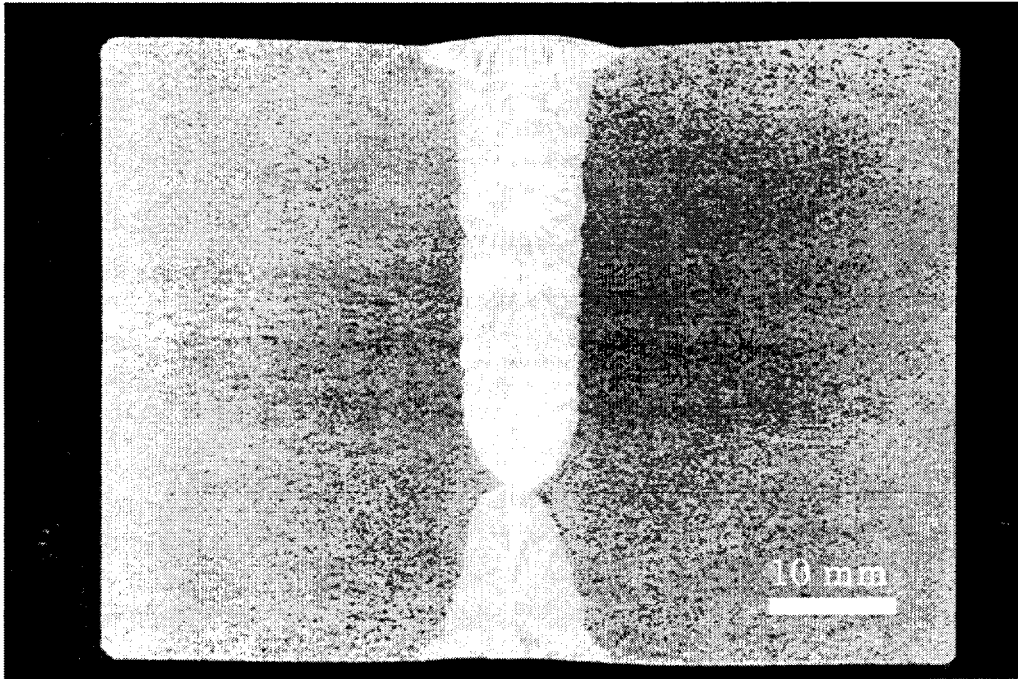


図 3-1 溶接部マクロ組織

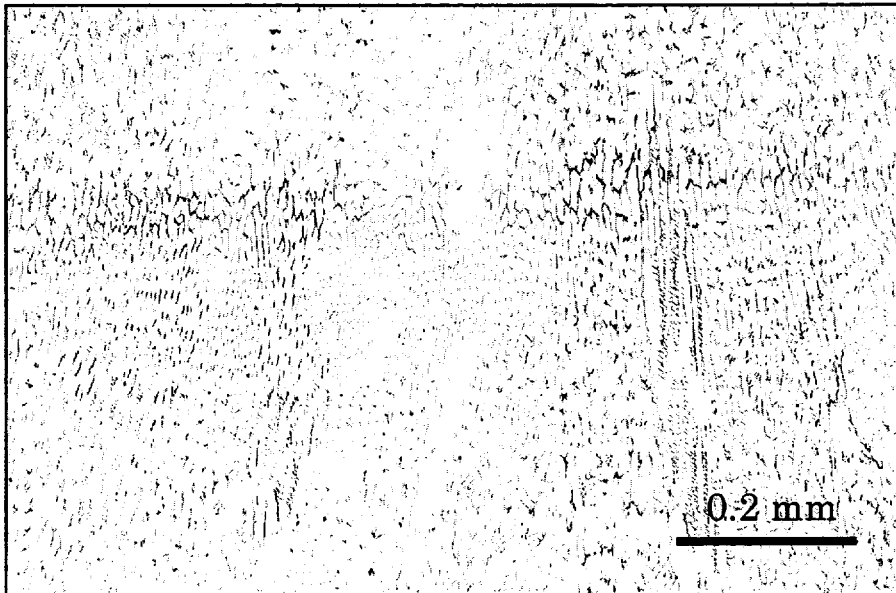


図 3-2 溶接部ミクロ組織 (溶接金属)

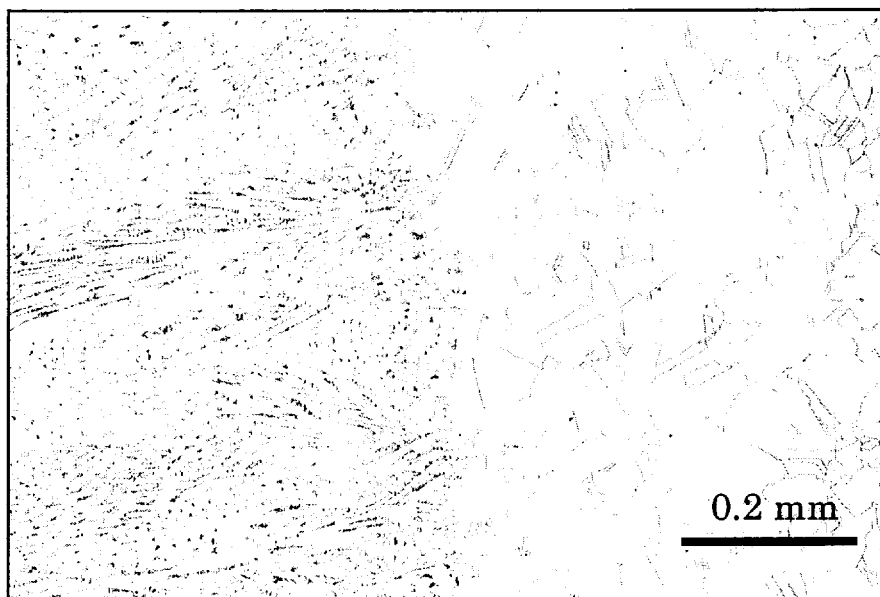


図 3-3 溶接部マイクロ組織 (ボンド)

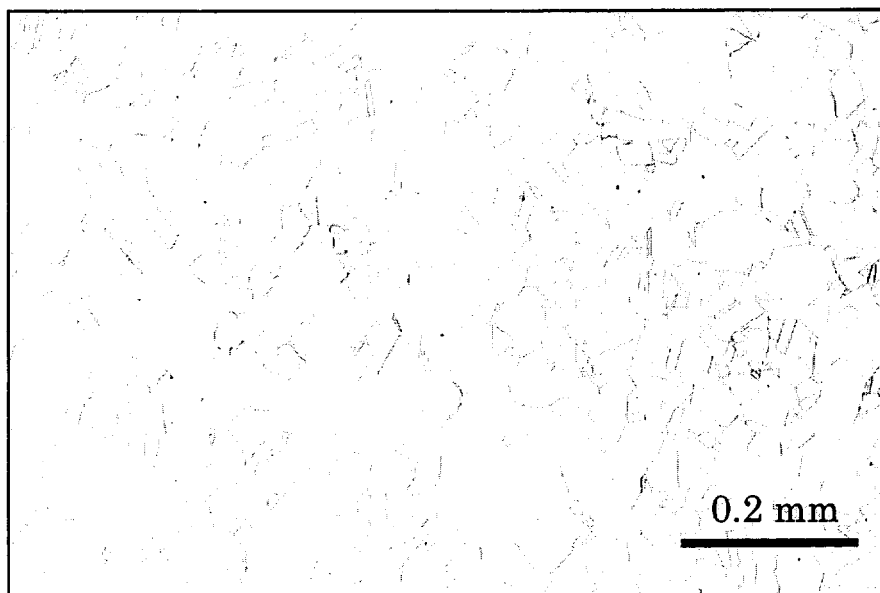


図 3-4 溶接部マイクロ組織 (熱影響部)

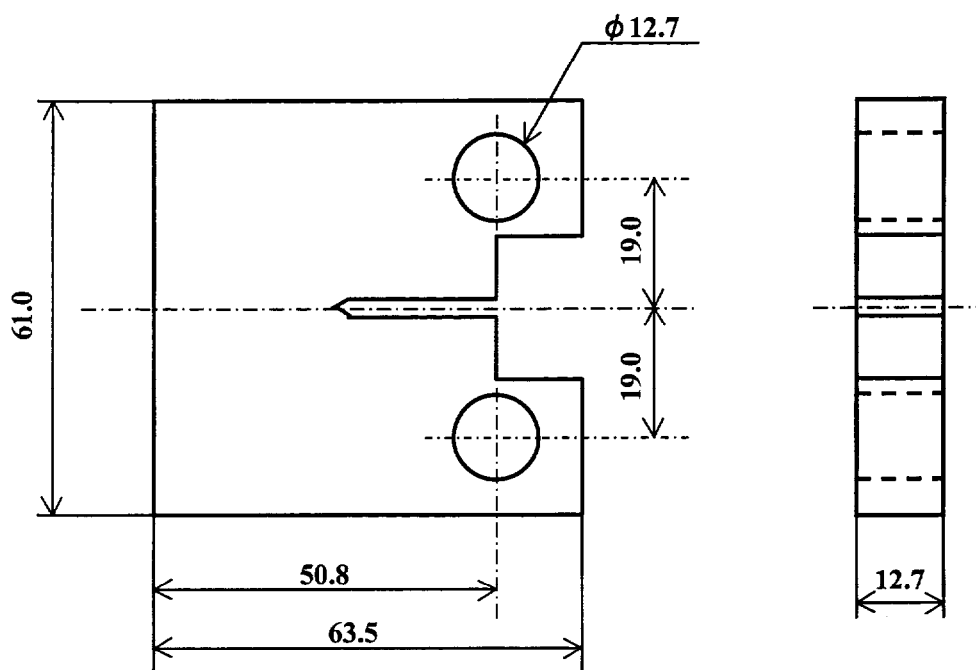


図 3-5 CT 試験片形状・寸法

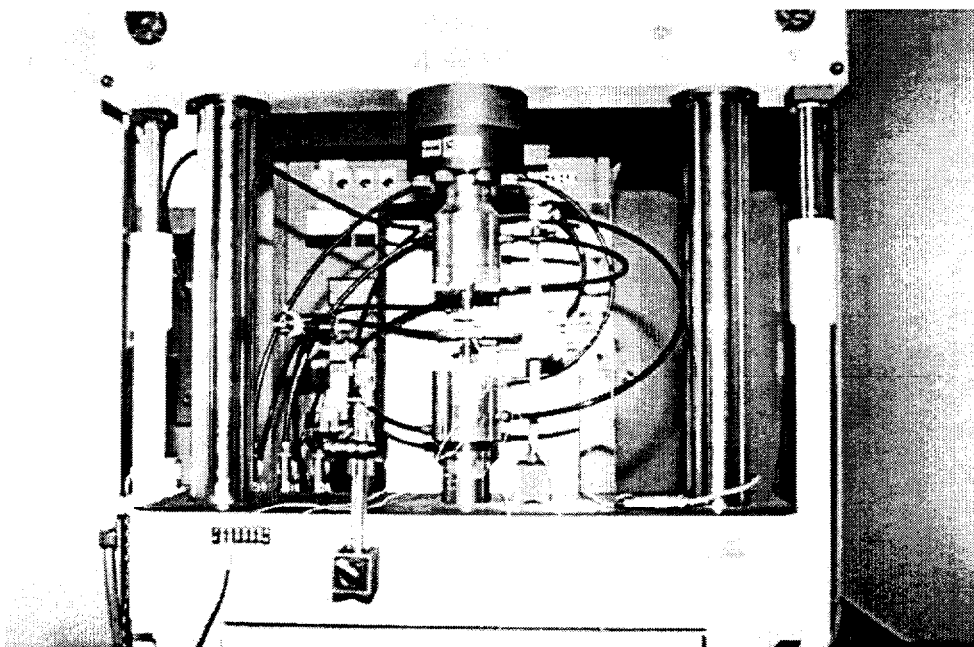


図 3-6 き裂進展試験実施状況

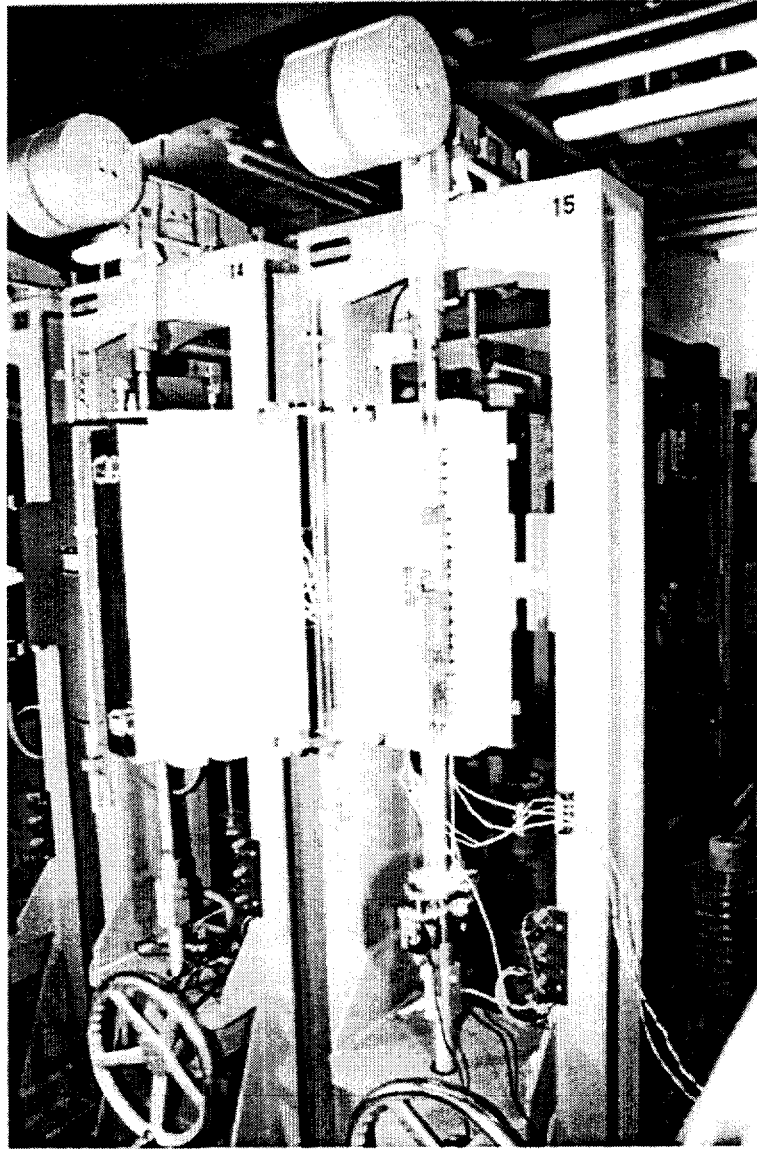


図 3-7(a) クリープき裂進展試験実施状況

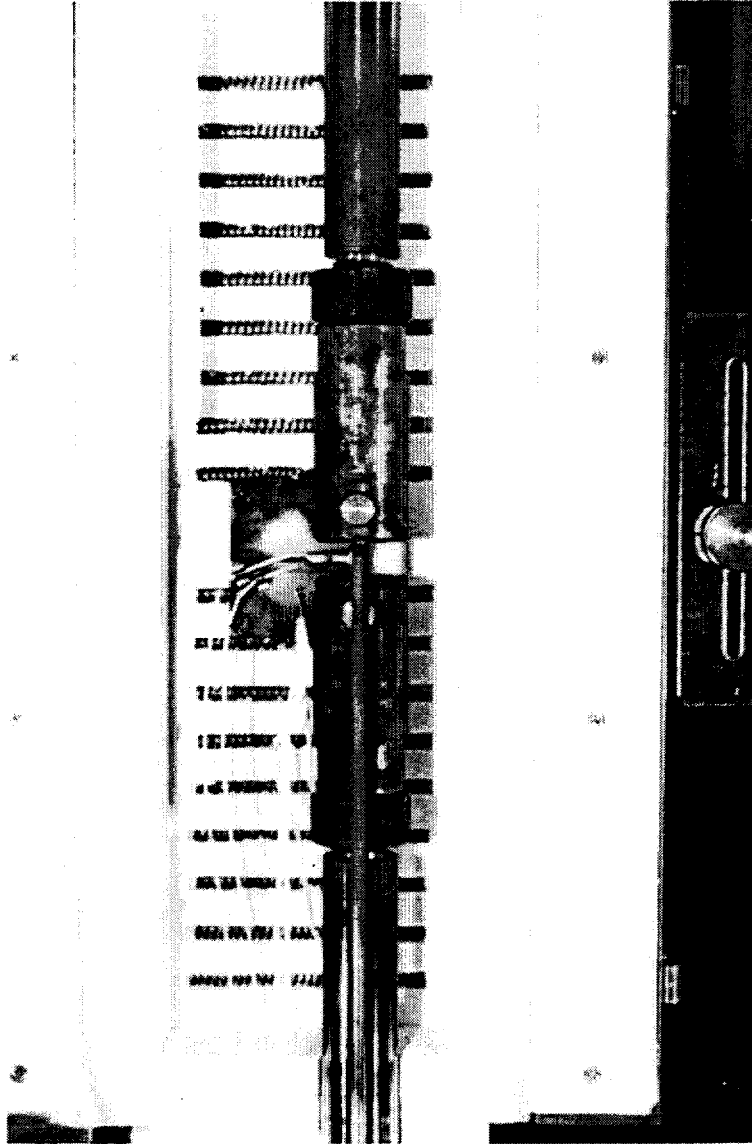


図 3-7(b) クリープき裂進展試験実施状況

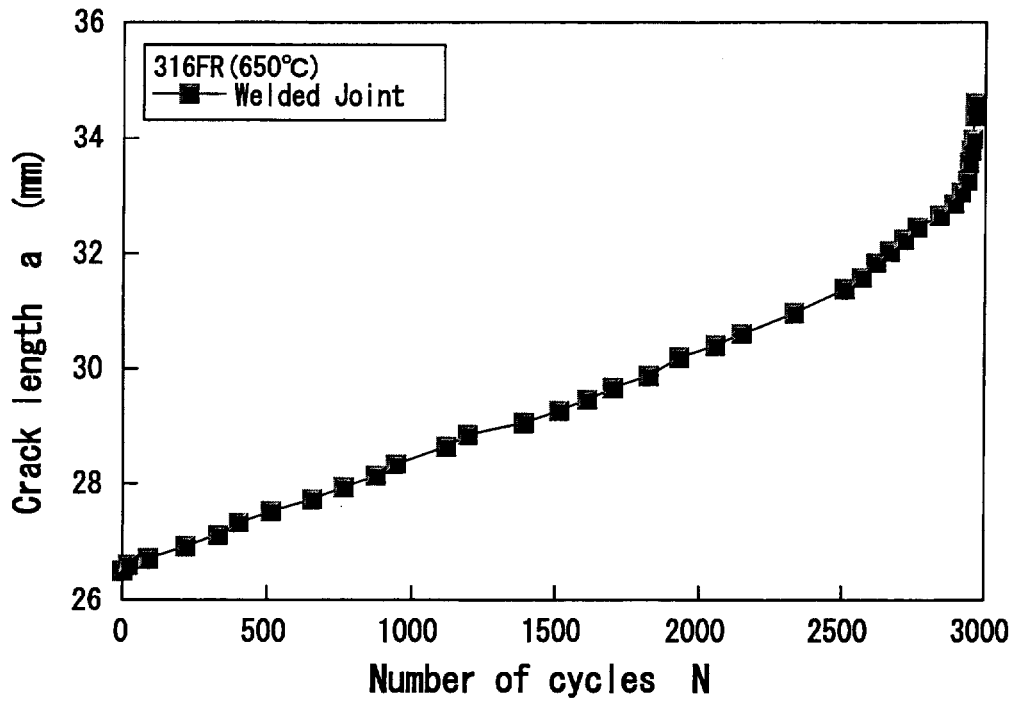


図 3-8 繰返しに伴うき裂長さの変化

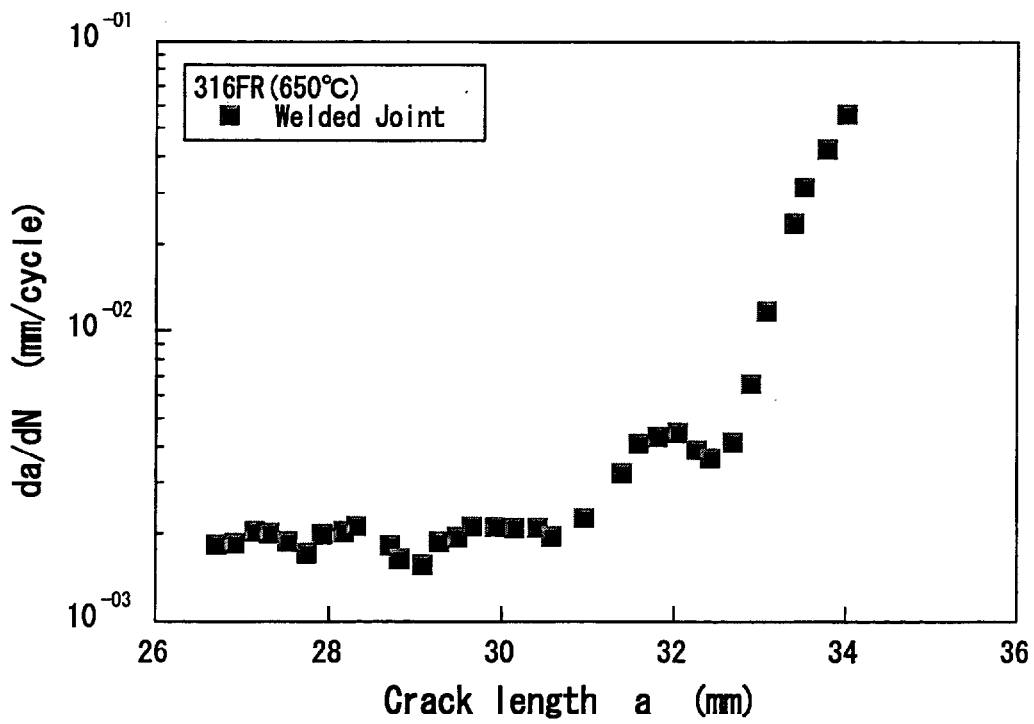


図 3-9 き裂進展速度とき裂長さの関係

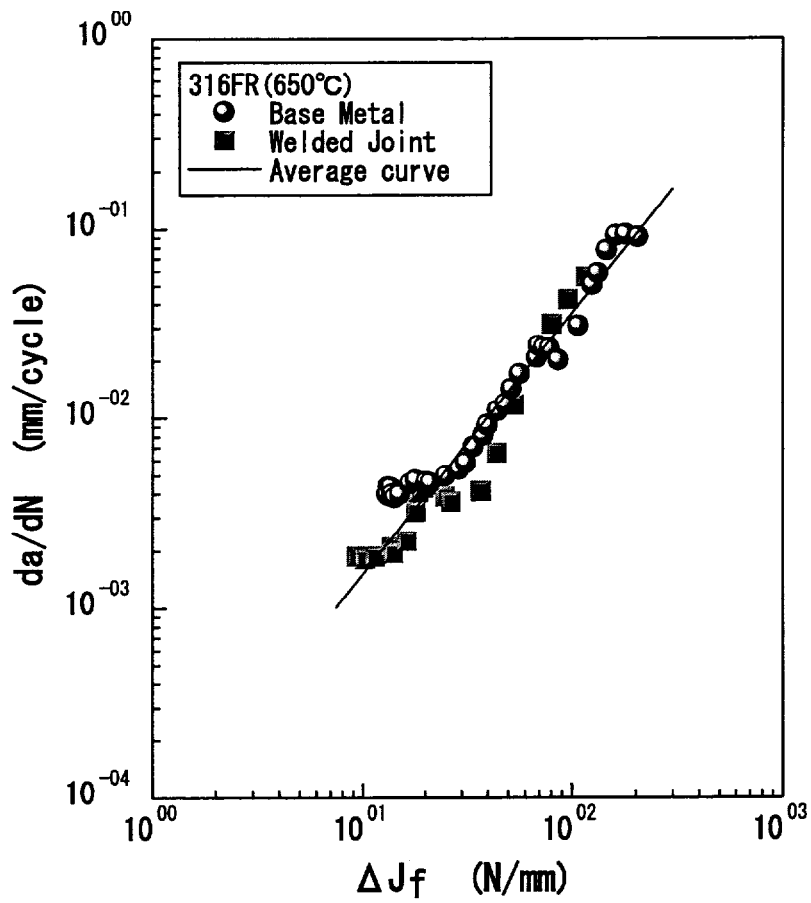


図 3-10 き裂進展速度と疲労 J 積分範囲との関係

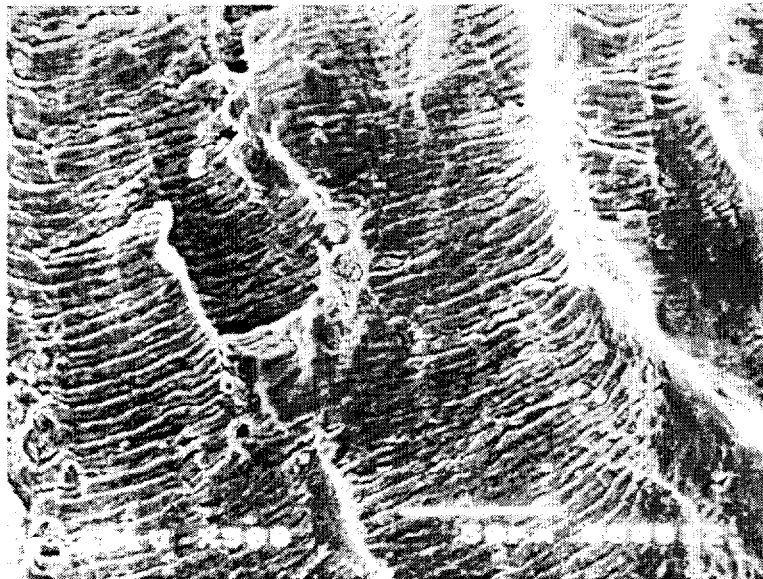


図 3-11 破面 SEM 写真 (三角波)  
 (a = 32.0mm, da/dN = 4.5 × 10<sup>-3</sup> mm/cycle)

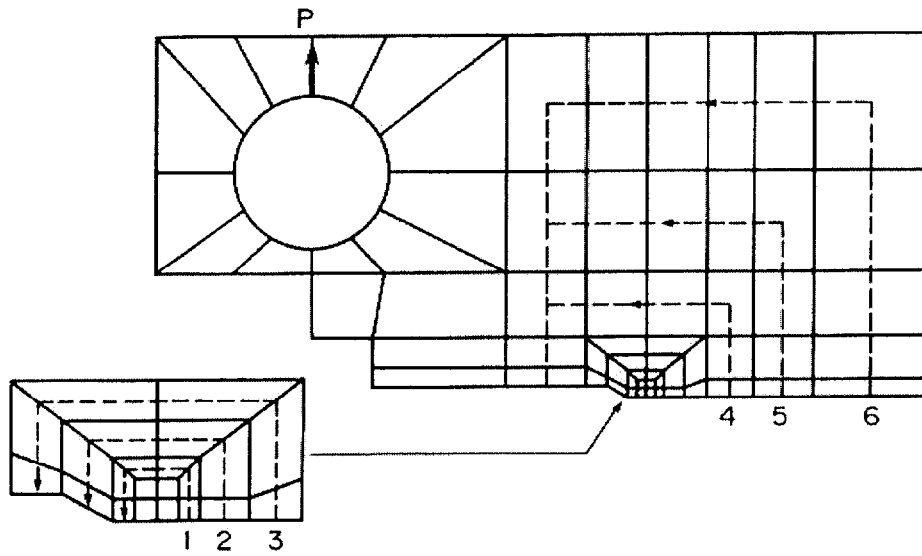


図 3-12 要素分割と J 積分の積分経路

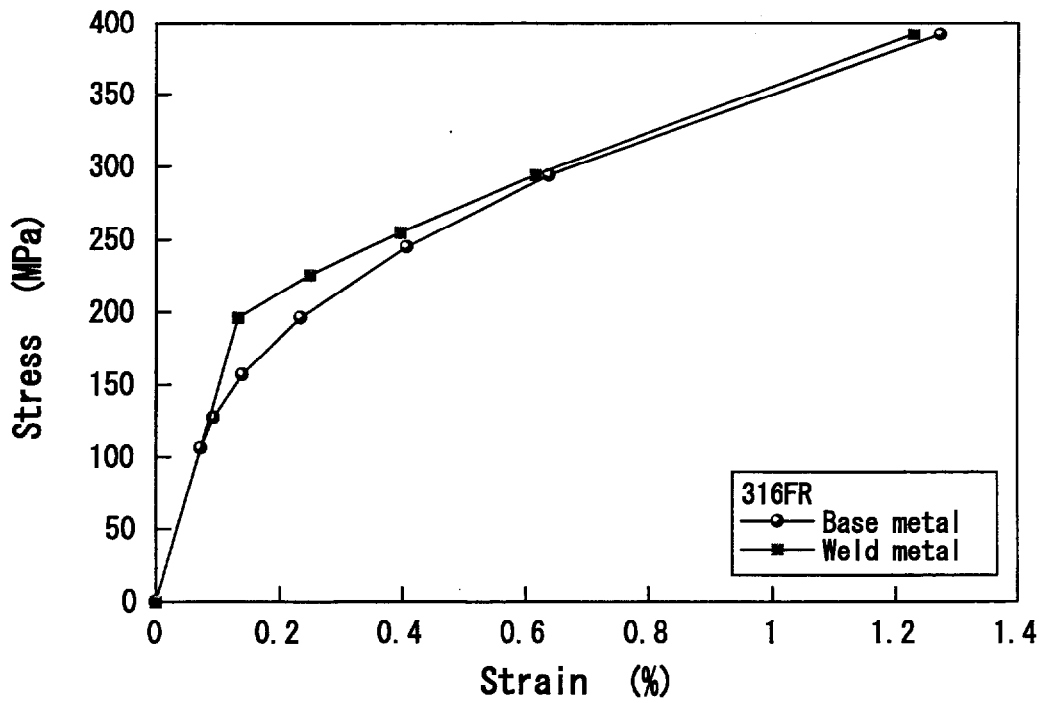


図 3-13 FEM に用いた弾塑性構成式

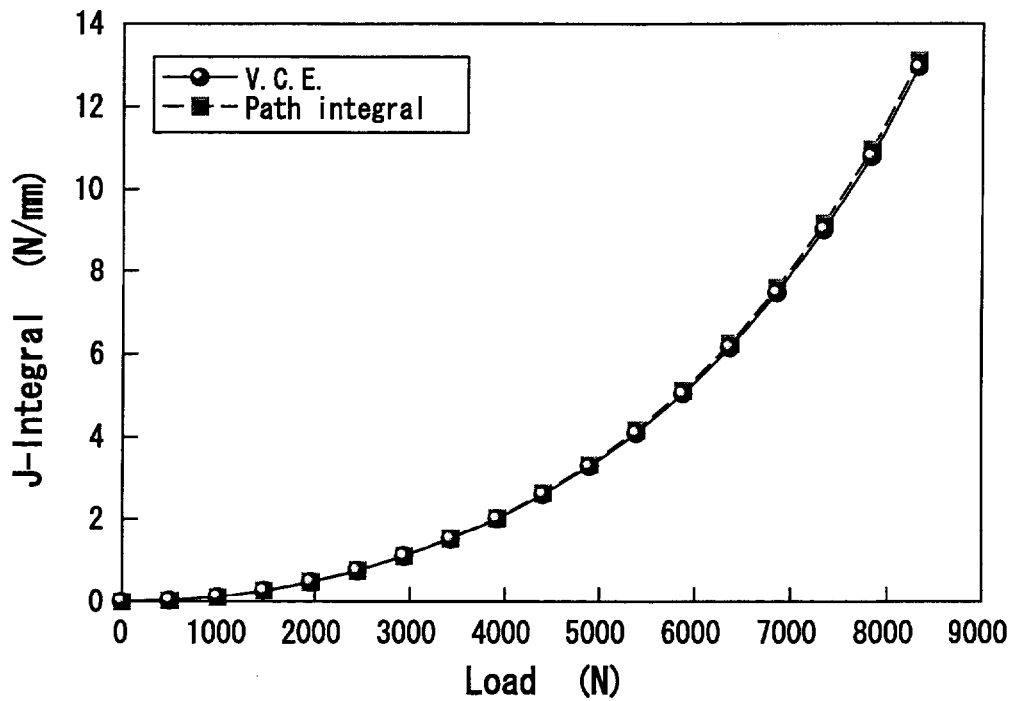


図 3-14 仮想き裂進展法および経路積分法による J 積分

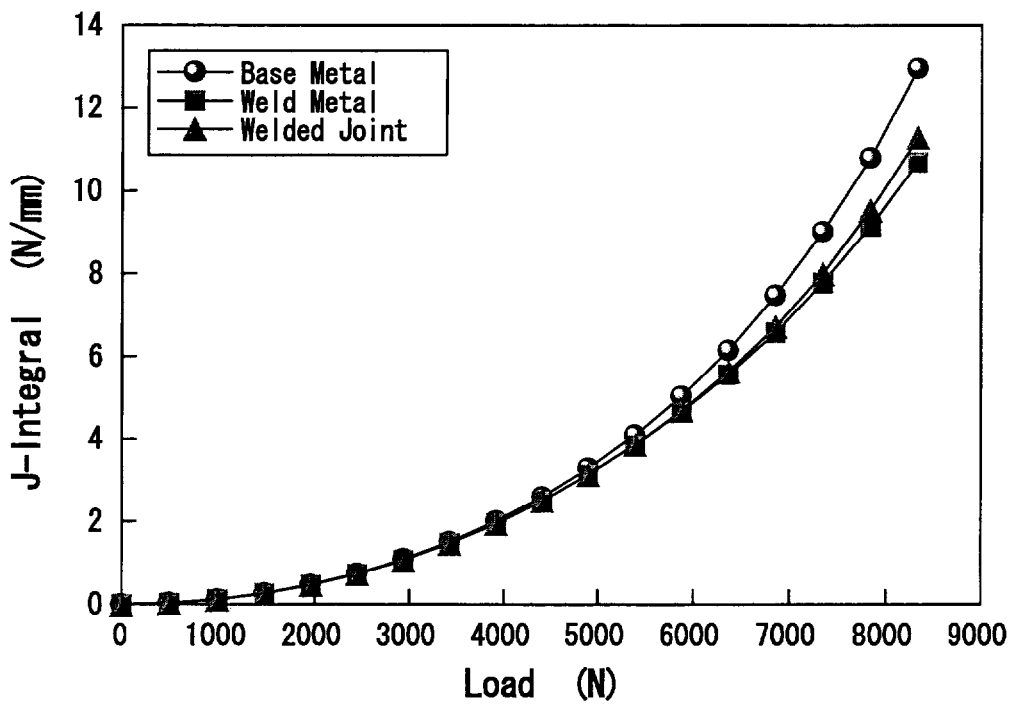


図 3-15 材料特性による J 積分の差異

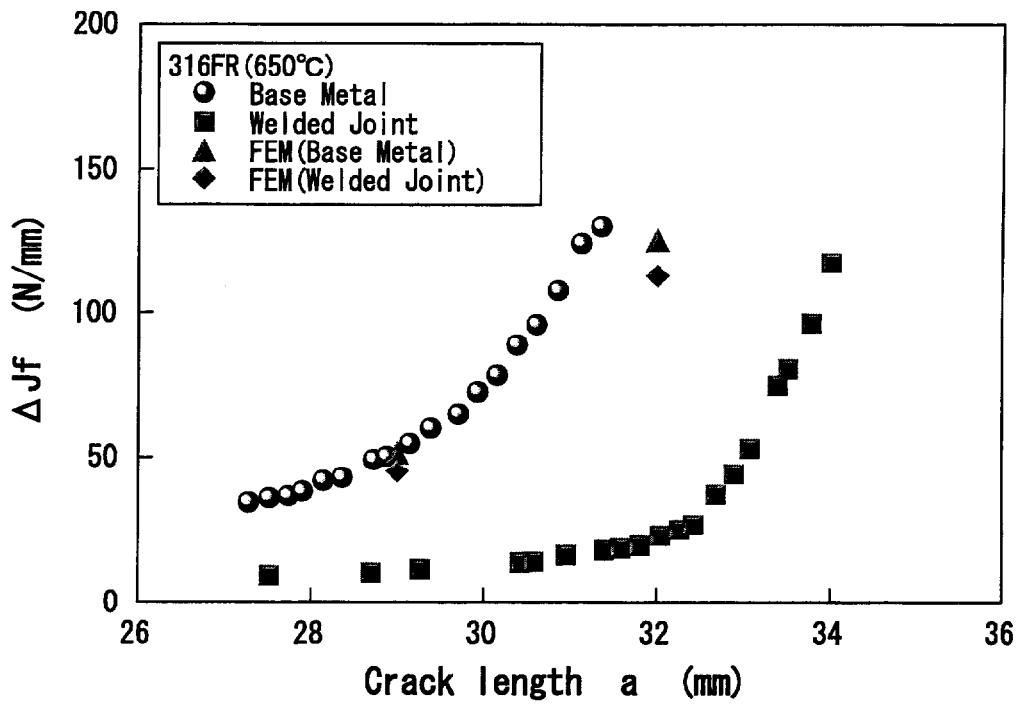


図 3-16 試験と解析による J 積分の比較

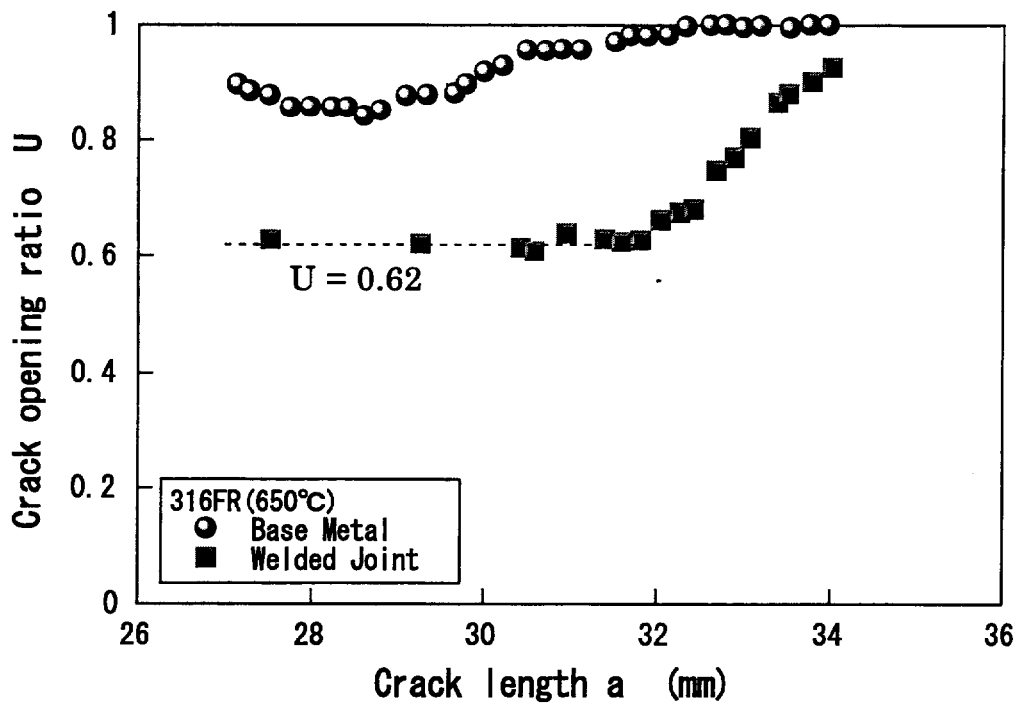


図 3-17 き裂開口比の変化

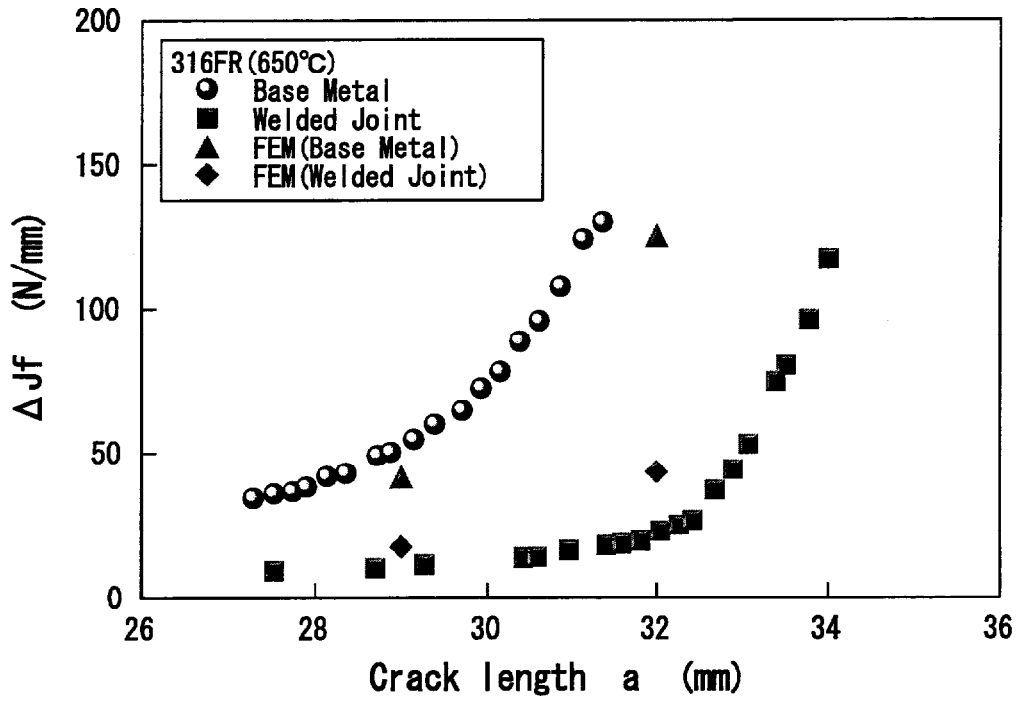


図 3-18 開口比を考慮した J 積分の解析結果

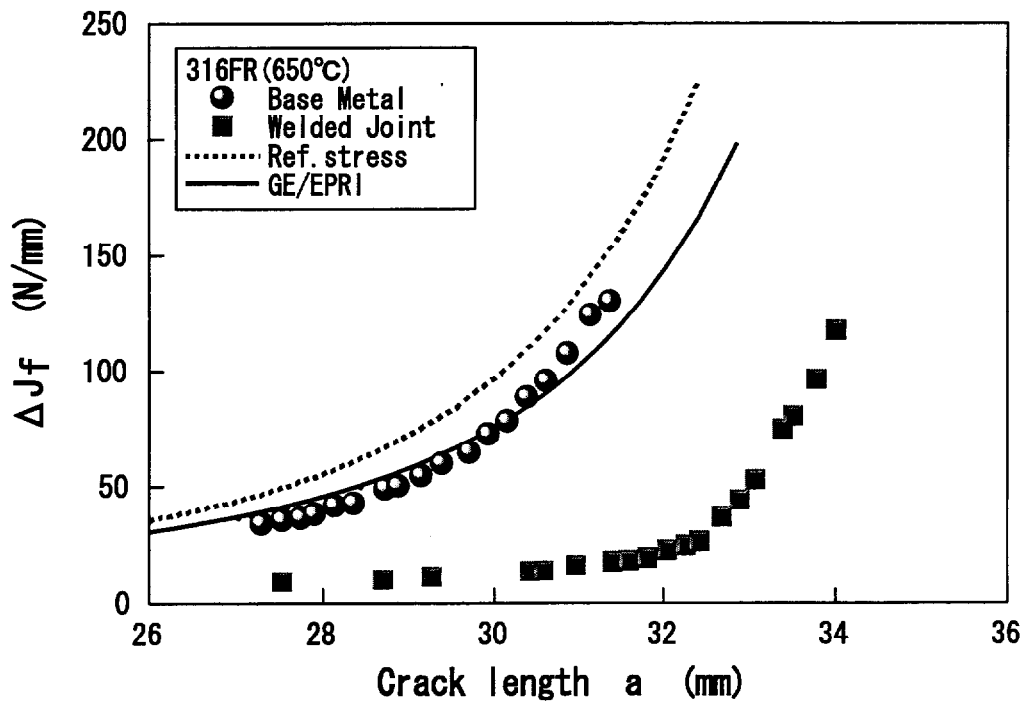


図 3-19 簡易解析による J 積分と試験結果の比較

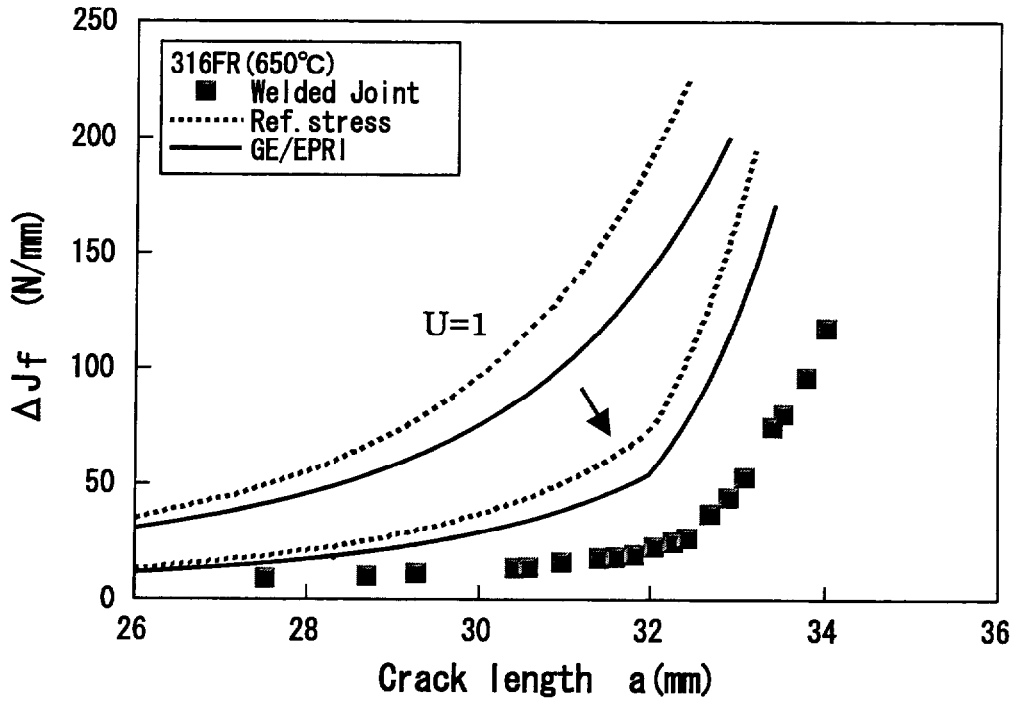


図 3-20 開口比を考慮した J 積分簡易解析結果

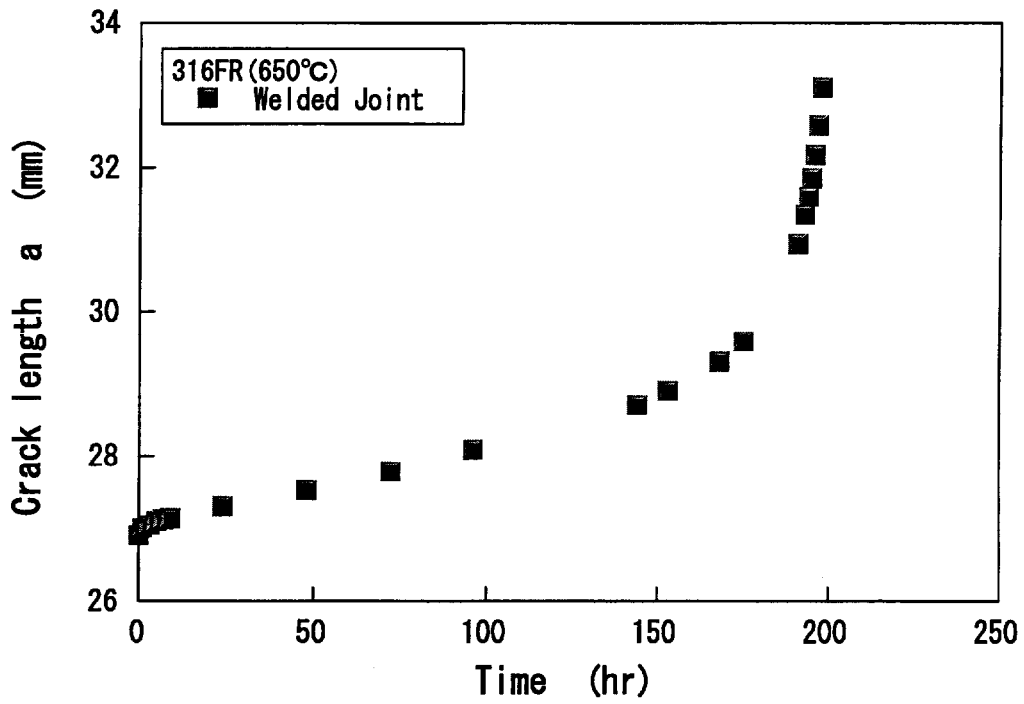


図 3-21 き裂長さの変化の時刻歴

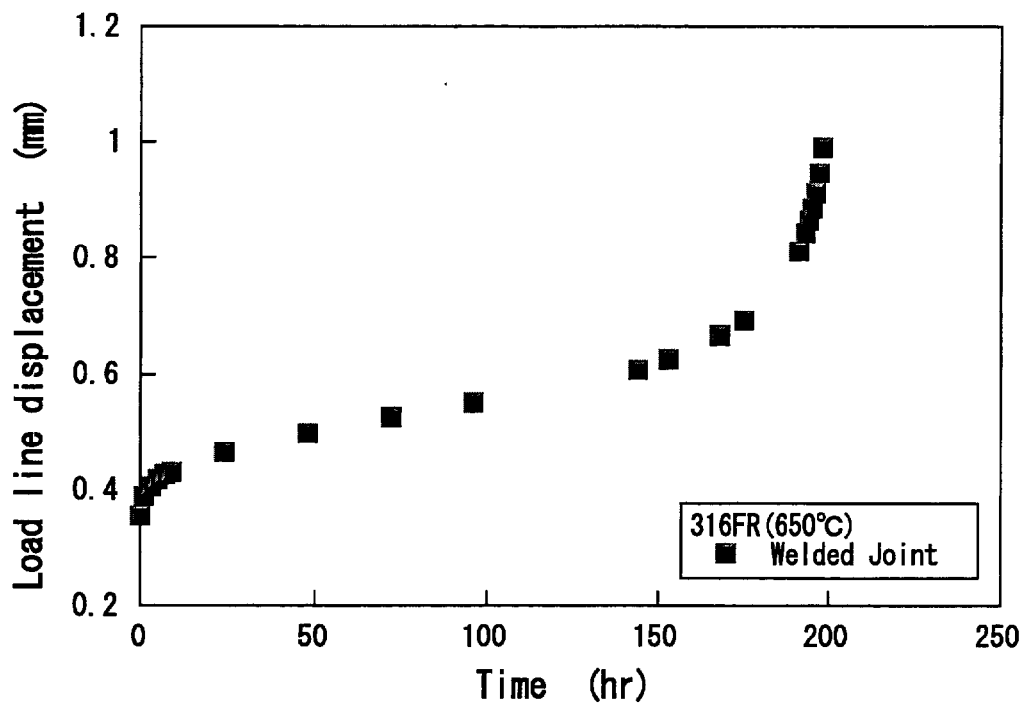


図 3-22 き裂開口変位の時刻歴

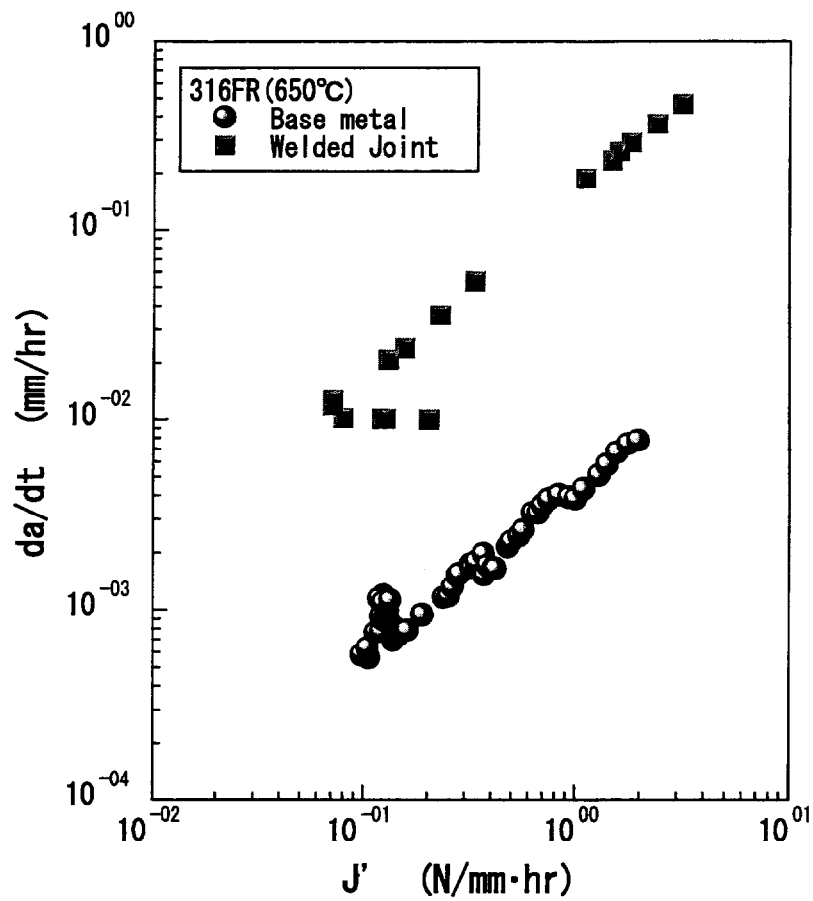


図 3-23 き裂進展速度とクリープ J 積分の関係

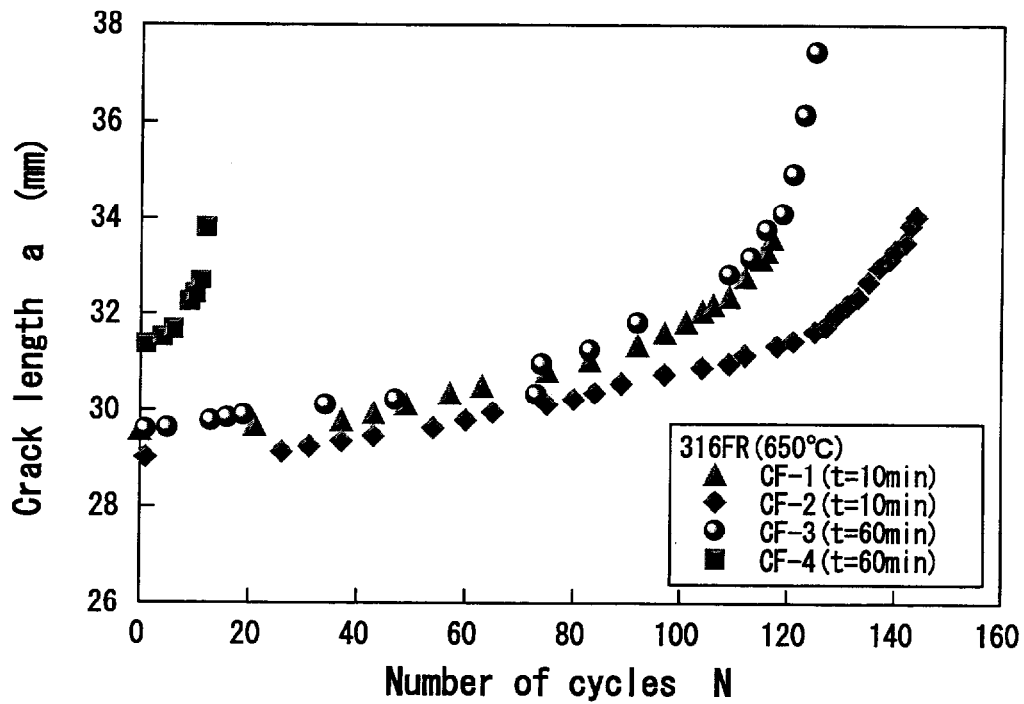


図 3-24 繰返しに伴なうき裂長さの変化

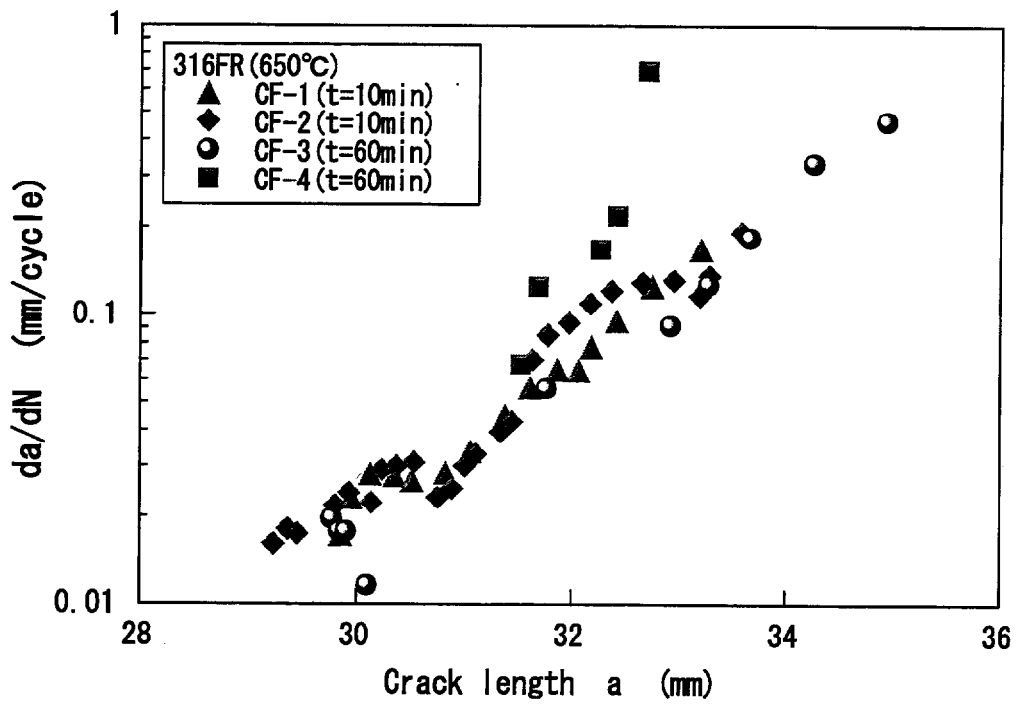


図 3-25 き裂進展速度とき裂長さの関係

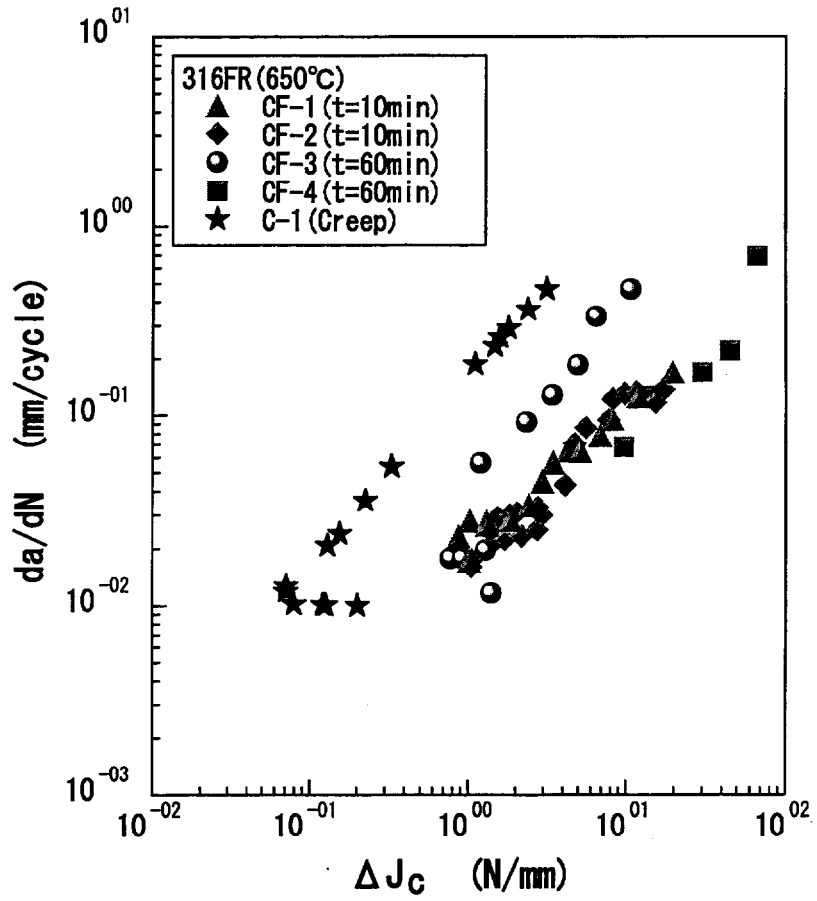


図 3-26 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係

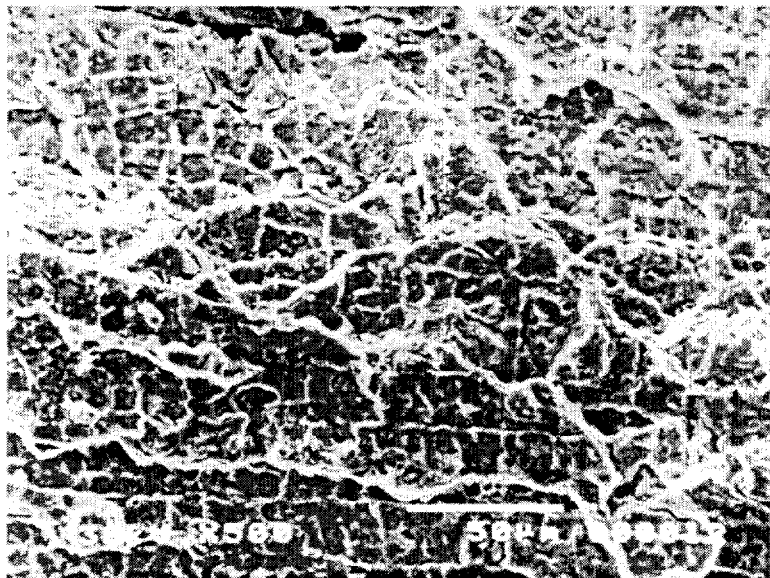


図 3-27 破面SEM写真 (クリープ)  
( $a = 30.0 \text{ mm}$ ,  $da/dt = 0.094 \text{ mm/hr}$ )

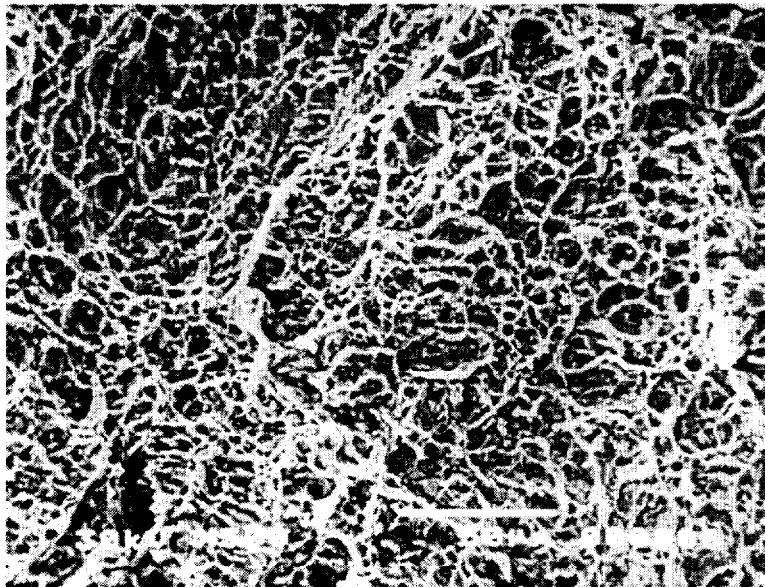
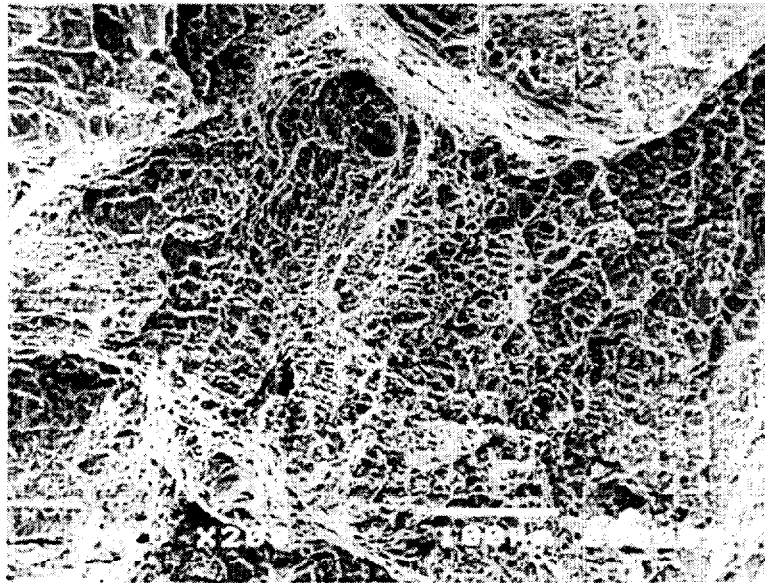


図 3-28 破面SEM写真 (試験条件: CF-4)  
( $a = 33.8 \text{ mm}$ ,  $da/dN = 1.1 \text{ mm/cycle}$ )

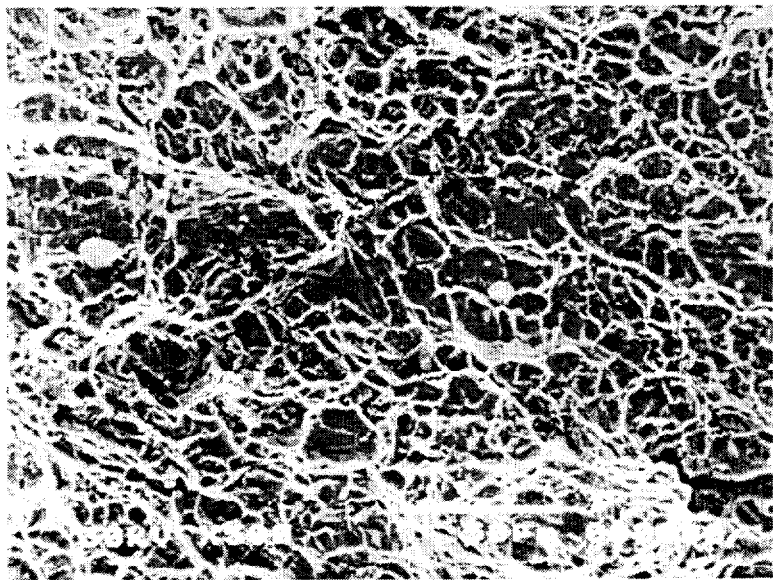
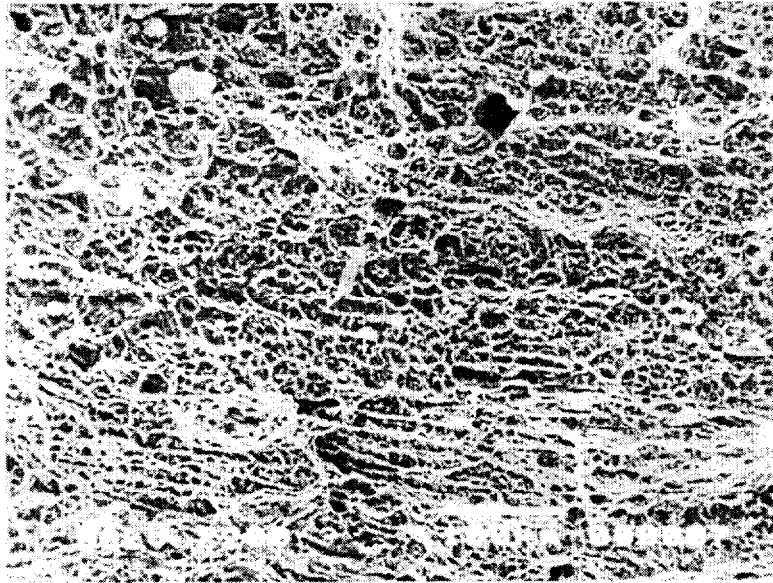


図 3-29 破面SEM写真 (試験条件: CF-3)  
( $a = 30.3 \text{ mm}$ ,  $da/dN = 1.8 \times 10^{-2} \text{ mm/cycle}$ )

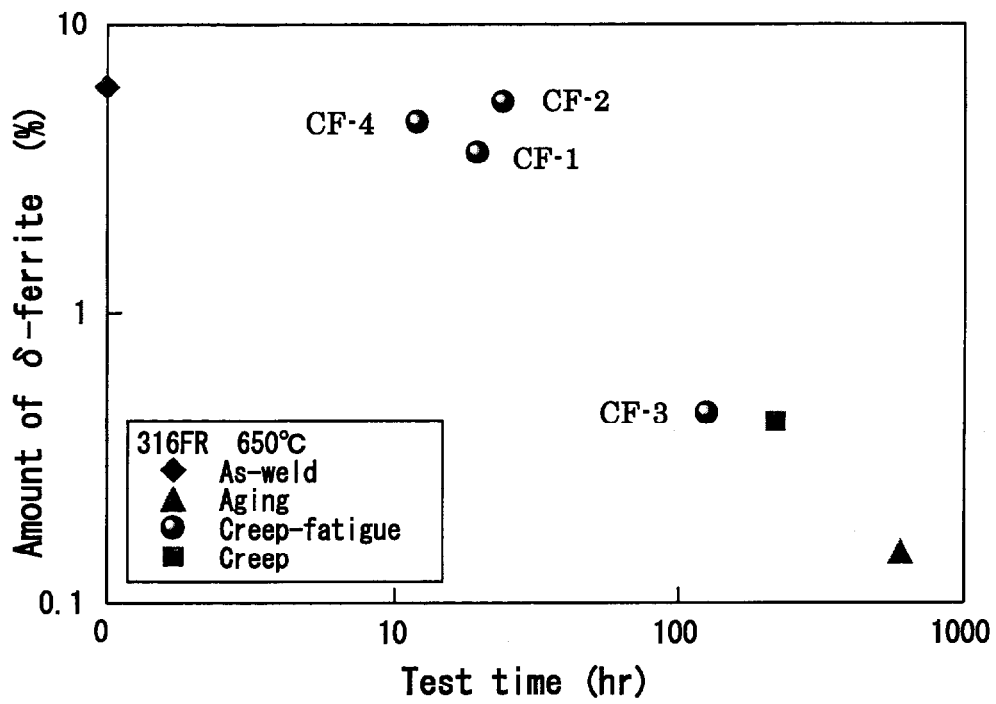


図 3-30  $\delta$ フェライト量の変化

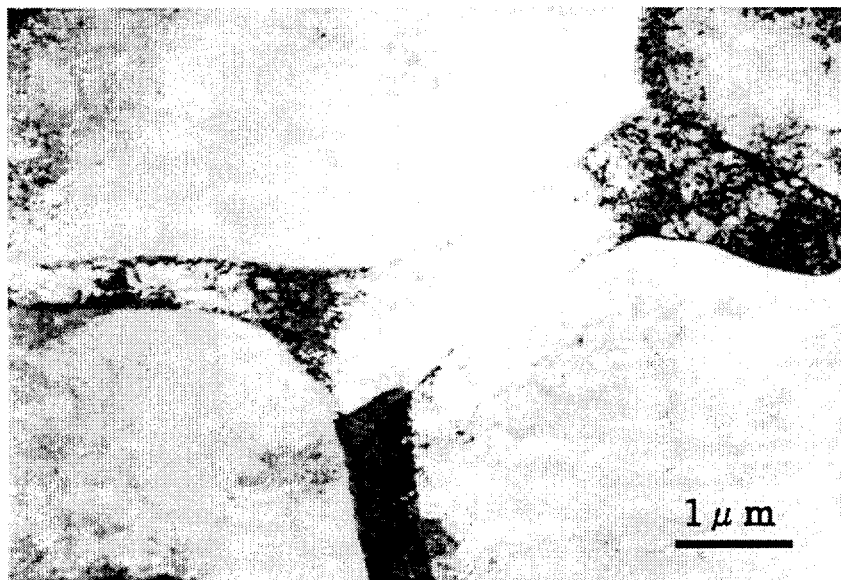


図 3-31 As-weld 材のマイクロ組織

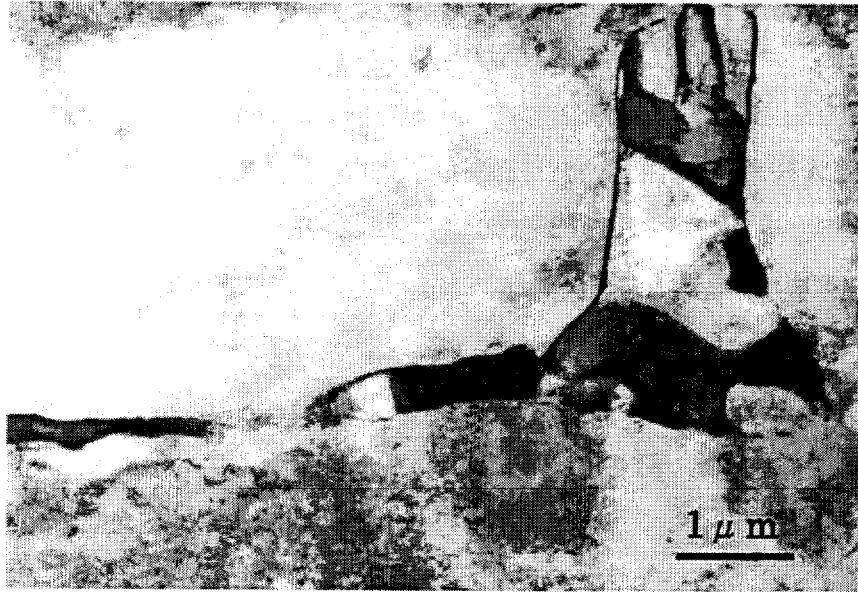


図 3-32 試験条件 CF-1 のマイクロ組織

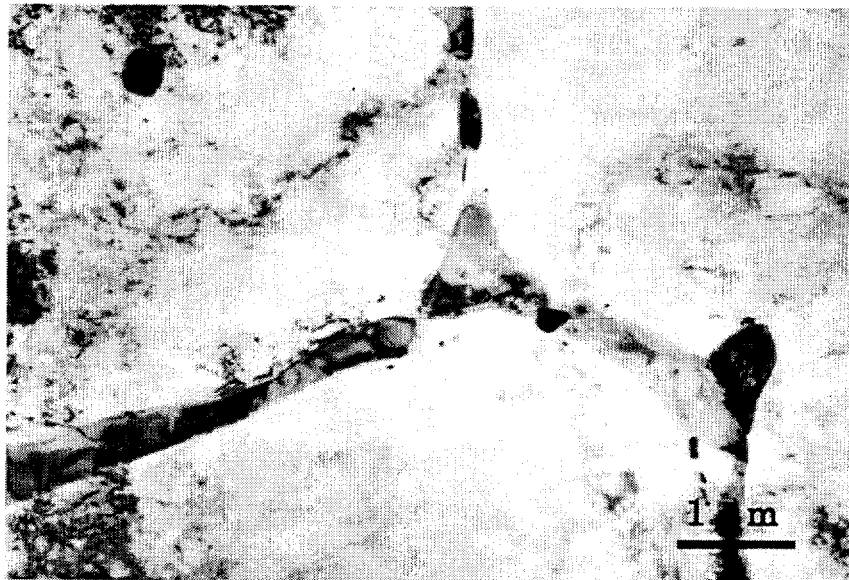


図 3-33 試験条件 CF-3 のマイクロ組織

## 第4章 配管構造物への適用

### 4.1 研究の目的

前章までの検討により、実機の熱過渡状態におけるクリープ疲労き裂進展評価手法の確立が図れたとともに、実機の初期欠陥想定位置と考えられる溶接継手におけるき裂進展評価法が明らかとなった。ただし、これまでの検討はCT試験片等を用いた2次元き裂に対する検討であり、実機の想定欠陥としては表面き裂または埋没き裂が考えられ、これら3次元き裂の進展評価手法の確立が不可欠と考えられる。3次元き裂の非線形破壊力学パラメータJ積分に関しては、矢川らにより平板中の表面き裂に対する全面塑性解が求められている<sup>(1)</sup>とともに、参照応力法<sup>(2)</sup>に基づくJ積分の簡易評価法が検討されている<sup>(3)(4)</sup>。しかしながら、配管構造物のような実機モデルにおいて、クリープ温度領域におけるき裂進展挙動を試験と解析で比較、検討した研究例は少なく、特に溶接継手を対象とした研究例はほとんどない。したがって、J積分の簡易解析手法に基づいて、構造物中の3次元き裂の進展評価を行ない、その適用性を検証する必要がある。

著者は今までに、上述した観点から、表面き裂を有するステンレス鋼配管のクリープ疲労き裂進展試験を実施するとともに、参照応力法に基づくJ積分の簡易解析法を用いて、配管表面き裂の貫通に至る進展速度を精度良く予測できることを示した<sup>(5)(6)</sup>。しかしながら、ステンレス鋼配管のLBB(Leak Before Break)成立性の観点からは、配管表面き裂の貫通寿命評価のみならず、貫通前から貫通後の配管周方向への進展挙動を連続的に評価し得る必要がある。加えて、実機の初期欠陥位置として想定される溶接継手を対象としたき裂進展試験に関してはほとんど研究例が無いため、試験による進展挙動の把握とその評価手法の検討を行っておく必要がある。

そこで本研究では、表面き裂を有する配管の母材と周方向溶接継手を対象とした4点曲げによるき裂進展試験を疲労および荷重制御保持を有するクリープ疲労条件下で実施した。その試験結果を用いて、参照応力法に基づくJ積分の簡易解析法を用いたき裂進展評価を行い、その適用性を検証した。

### 4.2 試験方法

供試材は外径 165 mm、板厚 10 mm の高速炉構造用 SUS316 鋼 (316FR 鋼) 配管である。その化学成分ならびに機械的性質を表 4-1、表 4-2 に示す。

溶接継手におけるき裂進展を対象とする溶接試験体については、配管中央を切断、機械加工により開先を設けた後、周方向に共金系の溶接ワイヤを用いて狭開先 TIG 溶接を行った。溶接後はグラインダ仕上げにより余盛りを除去した。

試験体外表面には、周方向に深さ( $a_0$ ) 約 3 mm、長さ( $2c_0$ ) 約 10 mm の半楕円形状の初期切欠きを放電加工により製作した。溶接試験体の切欠き位置は、溶接金属の幅方向中央となるようにした。

配管の 4 点曲げ試験装置の構成図を図 4-1 に示す。荷重点間距離 500 mm、支持点間距離 1680 mm で、配管端部ではフランジを介してピン支持としている。繰返し荷重負荷は、動的最大荷重 200 kN の定盤付電気油圧サーボ式疲労試験機を用い荷重制御により行った。試験の実施状況を図 4-2 に示す。試験体の加熱は遠赤外線方式内部ヒータにより行った。試験温度は全て 650°C である。き裂長さは、試験中に電気ポテンシャルの変化としてモニターするとともに、ビーチマーク法により破断後に測定した。電気ポテンシャル法では、2A の交流をき裂を挟んだ ±30 mm に流し、±1 mm における電位差を測定した。ビーチマークは、荷重範囲を低下させることにより主サイクルの間に適宜導入した。き裂開口変位の測定は、標点間距離 20 mm の高温用クリップゲージを用いて表面き裂中央部を挟んで測定した。

試験条件を表 4-3 にまとめて示す。負荷波形は応力比  $R = -1$  の完全両振三角波（疲労条件）およびき裂の開口側に 30 分の荷重制御保持を有する台形波（クリープ疲労条件）である。ここで、応力はき裂無し配管に対する公称最大応力を示している。各試験条件でモーメントを一定としたため、き裂位置の板厚に応じて公称応力は異なっている。

### 4. 3 試験結果

図 4-3 に繰返しに伴う電位差の変化を示す。き裂進展とともに電位差は増大し、板厚貫通時には電位差の急増が観察され、表面き裂進展のモニター法として有効であった。

クリープ疲労試験条件で行った母材試験体 (BM-CF) および溶接試験体 (WM-CF) の破面の写真を図 4-4 および図 4-5 に示す。ビーチマークは溶接試験体で一部不鮮明な個所があったが、拡大写真によりおおむね読み取ることができた。

表 4-4 に試験結果をまとめて示す。表中  $N_p$  は貫通サイクル数、 $N_t$  は試験終了までの総サイクル数である。電位差の変化を目処にしながら最終き裂長さ( $2c$ ) が開口角 60° 程度となった時点で試験終了とした。

き裂深さ(a)およびき裂半長(c)の繰返しに伴う変化を図 4-6 および図 4-7 に示す。ただし、繰返し数にはビーチマーク導入サイクルは含めず、主サイクルのみで示している。母材、溶接試験体ともに疲労試験に対してクリープ疲労試験では進展速度の加速が見られ、30 分保持によるクリープの効果が現れている。

図 4-8 にクリップゲージにて測定したき裂開口変位範囲とき裂半長との関係を示す。母材試験体と溶接溶接試験体ではほぼ同一の値を示しており、変形挙動に対する材料特性の差異は小さいと考えられる。ただし、荷重-き裂開口変位ヒステリシスループには明瞭なき裂閉口点が観察された。

図 4-9 にアスペクト比の変化を示す。母材試験体の疲労試験では、アスペクト比の定常値は従来の知見<sup>(7)</sup>と同様に約 0.75 であるのに対し、他の試験体はそれよりやや小さな値(0.6~0.65)となっている。

## 4. 4 き裂進展評価

### 4. 4. 1 評価方法

参照応力法に基づく J 積分簡易解析法<sup>(2)~(4)</sup>に従い、き裂進展試験結果を対象とした進展挙動の予測評価を実施した。具体的なモデル化は以下の通りである。なお、溶接金属の定式化された物性値（応力-ひずみ関係式ならびにクリープひずみ式）が未整備のため、評価には全て母材の 650℃の値を用いることとした。

#### (1) J 積分範囲評価式

参照応力法では J 積分を次式により算出する。

$$J = J_e \left( \frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \right) \quad (4-1)$$

ここで、 $J_e$  は最大応力に対する応力拡大係数から算出される弾性 J 積分、 $\sigma_{ref}$  は限界荷重比から次式により定まる参照応力、 $\varepsilon_{ref}$  は加工硬化を考慮した繰返し応力-ひずみ関係で参照応力に対応する参照ひずみである。

$$\sigma_{ref} = L_R \times \sigma_0 \quad (4-2)$$

ここで、限界荷重比  $L_R$  は次式で定義される限界モーメント  $M_R$  と最大負荷モーメント  $M$  の比、 $\sigma_0$  は比例限度力である。

$$L_R = \frac{M}{M_R} \quad (4-3)$$

クリープ J 積分  $J'$  は、塑性とクリープの相似性から式(4-1)のひずみ  $\varepsilon_{ref}$  をひずみ速度  $\dot{\varepsilon}_{ref}$  に置き換えることにより次式として算出される。

$$J' = J_e \left( \frac{E \dot{\varepsilon}_{ref}}{\sigma_{ref}} \right) \quad (4-4)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_{ref}$  は参照応力に対応するクリープひずみ速度で、316FR 鋼母材の平均クリープひずみ式<sup>(8)</sup>を Norton 近似した式を用いて算出した。

疲労 J 積分範囲  $\Delta J_f$  ならびにクリープ J 積分範囲  $\Delta J_c$  は上述の J 積分およびクリープ J 積分の簡易解析結果と次式で関係付けられる。

$$\Delta J_f = 4U^2 \times J \quad (4-5)$$

$$\Delta J_c = J' \times t_{hold} \quad (4-6)$$

ここで、 $U$  はき裂開口比、 $t_{hold}$  は保持時間である。式(4-1)の J 積分は、応力-ひずみ関係として  $\Delta \sigma / 2 - \Delta \varepsilon / 2$  の関係を表わす繰返し応力-ひずみ関係を用いて応力範囲ならびにひずみ範囲の 1/2 を算出しているため、式(4-5)で疲労 J 積分範囲算出のとき 4 倍している。き裂開口比については現状予測手法が確立されていないため、保守的な評価結果が得られる  $U = 1$  を暫定的に用いる。

## (2) 限界モーメント算出式

貫通前は周方向未貫通き裂を有する円筒にモデル化した。Kanninen らによると限界モーメント  $M_R$  は次式で表される<sup>(9)</sup>。

$$M_R = 2R^2 t \sigma_0 (2 \sin \beta - \alpha \sin \theta) \quad (4-7)$$

$$\beta = (\pi - \alpha \theta) / 2 \quad (4-8)$$

$$\alpha = a / t \quad (4-9)$$

ここで、 $\theta$  はき裂角度、 $a$  はき裂深さ、 $t$  は配管板厚、 $R$  は配管平均半径である。

貫通後は周方向貫通き裂を有する円筒にモデル化した。限界モーメントは次式で表される。

$$M_R = 2R^2 t \sigma_0 (2 \sin \beta - \sin \theta) \quad (4-10)$$

$$\beta = (\pi - \alpha \theta) / 2 \quad (4-11)$$

### (3) 応力拡大係数算出式

貫通前は従来の知見<sup>(5)(6)</sup>および表面き裂を有する円筒の応力拡大係数の数値計算に関する報告<sup>(10)</sup>から配管の曲率の影響を無視して、平板中の半楕円表面き裂に置き換えて、Newman-Raju の式<sup>(11)</sup>を用いた。ただし、Newman-Raju の式の適用範囲ならびに評価の保守性の観点から板厚の 80%にき裂深さが達した時点で貫通と見なした。そして、貫通後は直ちにき裂長さ ( $2c$ ) を同じくする貫通き裂形状に置き換え、周方向貫通き裂を有する円筒の応力拡大係数の式<sup>(12)</sup>を用いた。

### (4) き裂進展則

供試材（配管の母材部および溶接継手部）から採取した CT 試験片を用いたき裂進展試験を、表 4-5 に示す試験条件で実施した。台形波における保持時間は、配管 4 点曲げ試験と同一の 30 分間である。

三角波による疲労き裂進展速度を  $\Delta J_f$  で整理した結果を図 4-10 に示す。3 章の結果と同様にき裂進展速度は母材と溶接継手ではほぼ一致するとともに、次式の 316FR 鋼の疲労き裂進展平均データ<sup>(13)</sup>と一致することが確認できた。よって式(4-12)を疲労き裂進展則として用いる。ただし単位は  $da/dN$  (mm/cycle)、 $\Delta J_f$  (N/mm)である。

$$(da/dN)_f = 6.34 \times 10^{-5} (\Delta J_f)^{1.37} \quad (4-12)$$

台形波による時間依存性き裂進展速度を  $\Delta J_c$  で整理した結果を図 4-11 に示す。台形

波におけるき裂進展速度が母材と溶接継手で異なるのは、第3章で確認されたように溶接金属マイクロ組織の経時変化より溶接継手のき裂進展速度が加速した結果と考えられる。なお図中直線で示したのは、式(4-13)で示す 316FR 鋼母材の時間依存性き裂進展の平均データ<sup>(13)</sup>である。母材に関しては本供試材と平均特性がほぼ一致していることから、式(4-13)を母材の時間依存性き裂進展則として用いる。溶接継手に関しては、 $da/dN$ - $\Delta J_c$ 関係を最小二乗近似した式(4-14)を暫定的に用いて評価を行う。

$$(da/dN)_c = 7.41 \times 10^{-3} (\Delta J_c)^{0.883} \quad (4-13)$$

$$(da/dN)_c = 4.88 \times 10^{-3} (\Delta J_c)^{1.816} \quad (4-14)$$

#### 4. 4. 2 評価結果

上述のJ積分の簡易解析法によるき裂進展挙動の推定結果と試験結果との比較を図4-12に示す。すべての試験条件に対して保守的な予測結果となっている。これは第3章で検討したように、き裂開口比として $U=1$ を暫定的に用いたため、式(4-5)の $\Delta J_c$ を過大に見積もったためと考えられる。そこで、き裂開口比として実測の荷重-き裂開口変位曲線から得られた値を用いた予測を試みることにする。ただし、き裂開口比の算出に際しては、平板のき裂進展試験における疲労J積分範囲の算出に準じてき裂閉口点を基準とした。

図4-13にき裂開口比の変化を示す。母材試験体の疲労条件(BM-F)については試験を通じて約0.85の一定値となっていた。溶接試験体の疲労条件(WM-F)については0.6から増加し定常値として約0.8の値に至った。クリープ疲労条件では、ともに0.95程度から減少し定常値として約0.8の値に至った。そこで、予測に用いる開口比としては定常値を用いることとして、母材疲労条件(BM-F)については0.85、他の条件については0.8を用いて評価を試みた。

図4-14にき裂開口比を考慮した推定結果と試験結果の比較を示す。図(a)に示す疲労条件については、母材試験体、溶接試験体いずれも20%以内の精度で実測のき裂進展挙動を予測することができた。図4-14(b)に示す母材試験体のクリープ疲労き裂進展については、推定結果と試験結果は良く一致したが、溶接試験体に対しては、非保守的な予測結果となってしまった。これは、溶接継手の時間依存性き裂進展則として用いた式(4-14)が、実際の配管試験条件におけるき裂進展特性と異なることが原因として考えら

れる。すなわち、配管試験は約 2800 時間（30 分保持×5650 サイクル）の試験時間を要したのに対し、供試材の CT 試験片によるクリープ疲労試験は約 20 時間（30 分保持×43 サイクル）の試験時間しか費やしておらず第 3 章で検討したマイクロ組織の経時変化によるき裂進展速度の加速の度合いが異なるからである。

そこで、第 3 章で検討した溶接継手のクリープ疲労き裂進展試験結果（図 4-15）の図示した直線部分をき裂進展速度の加速が定常に至った部分と見なし、時間依存性き裂進展則として用いることとした。直線回帰式は以下の通りである。

$$(da/dN)_c = 4.12 \times 10^{-2} (\Delta J_c)^{1.01} \quad (4-15)$$

図 4-16 に溶接継手のき裂進展速度の加速を考慮した推定結果と試験結果の比較を示す。経時変化が進行したき裂進展速度の加速部分の進展則を用いたことにより実験結果に対して保守的な予測結果が得られた。これは、3 章の検討結果と合致した結果である。

図 4-17 に貫通前のき裂深さ方向の推定結果と試験結果の比較を示す。疲労条件ならびに母材試験体のクリープ疲労条件では、推定結果と試験結果はよく一致しており、溶接試験体（WM-CF）に対して保守的な推定結果となっているのは同様の結果である。

以上の結果より、本章で検討した参照応力法に基づく J 積分の簡易解析に基づいた表面き裂の進展評価法に関して、疲労き裂進展についてはき裂開口比を考慮することにより精度良く予測できることが明らかになった。また、クリープ疲労条件に関しては、母材では十分な予測精度を有しており、溶接継手に関しては、マイクロ組織の経時変化に対応したき裂進展則を用いることにより、保守的な予測をすることが可能であることが示された。

したがって今後の実機評価精度向上のためには、き裂開口比の予測手法の確立もしくはデータベース化、溶接継手のマイクロ組織の経時変化に対応したき裂進展データの蓄積が重要と考えられる。

#### 4. 5 まとめ

配管構造物のように実機で想定される 3 次元き裂のクリープ疲労き裂進展評価手法の確立を目的として、316FR 鋼配管の母材と周方向溶接継手を対象とした表面き裂の疲労ならびにクリープ疲労進展試験を実施した。その試験結果を用いて、参照応力法に

基づく J 積分の簡易解析法を用いたき裂進展評価を行った。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 参照応力法に基づく J 積分の簡易解析を用いて、応力拡大係数については貫通前は平板中の表面き裂，貫通後は周方向貫通き裂を有する円筒にモデル化することにより，表面き裂の貫通前から貫通後の周方向への進展挙動を連続して予測できた。
- (2) き裂開口比を考慮することにより評価精度の向上が図れ，母材と溶接継手の疲労条件および母材のクリープ疲労条件に関して，き裂進展の推定結果と実験結果はほぼ一致した。
- (3) 溶接継手のクリープ疲労条件に関しては，マイクロ組織の経時変化に対応したき裂進展速度の加速を考慮することにより，保守的に予測することができた。

## 参考文献

- (1) 矢川・ほか3名, 機論(A), 56-525, (1990), 1161.
- (2) R.L. Roche, ASME PVP, 120, (1987), 171.
- (3) R. Iwasaki, ほか5名, SMiRT-11, L, (1991), 217.
- (4) 島川・ほか5名, 材料, 41-468, (1992), 1433.
- (5) 高橋・ほか2名, 機講論, No.920-78, Vol.B, (1992), 85.
- (6) H. Takahashi, ほか2名, SMiRT-12, FG16/2, (1993), 287.
- (7) H. Takahashi, ほか5名, SMiRT-11, L09/2, (1991), 193.
- (8) 高橋, 材料, 47-5, (1998), 527.
- (9) M. Kanninen, ほか8名, EPRI NP-2347, (1982).
- (10) 陳・ほか2名, 機論(A), 57-540, (1991), 1710.
- (11) J.C. Newman, Jr. and I.S. Raju, NASA Technical Memorandum 85793, (1984).
- (12) A. Zahoor, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, 107, (1985), 203.
- (13) T. Fujioka, ほか3名, ASME PVP, 305, (1995), 395.
- (14) Y. Takahashi, ASME PVP, 365, (1998), 207.

表 4-1 化学成分(wt.%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	N
0.008	0.53	0.86	0.026	0.004	11.22	16.85	2.09	0.075

表 4-2 機械的性質

Temperature	0.2% proof strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)
RT	295	582	57

表 4-3 試験条件

Test No.	Specimen	Wave form	Thickness (mm)	Stress (MPa)
BM-F	Base metal	Triangular	10.4	127
WM-F	Weldment		9.6	138
BM-CF	Base metal	Trapezoidal	10.2	129
WM-CF	Weldment		9.9	134

表 4-4 試験結果

Test No.	$a_0$ (mm)	$c_0$ (mm)	$N_p$ (cycles)	$N_t$ (cycles)	$2c$ (mm)
BM-F	3.05	5.43	12220	16600	76
WM-F	3.35	5.30	13750	18950	87
BM-CF	3.11	5.43	6140	8436	69
WM-CF	3.44	5.23	4651	5652	74

表 4-5 供試材 (CT 試験片) のき裂進展試験条件

Specimen	Wave form	Hold Time
Base metal	Triangular	0
	Trapezoidal	30 min
Welded Joint	Triangular	0
	Trapezoidal	30 min

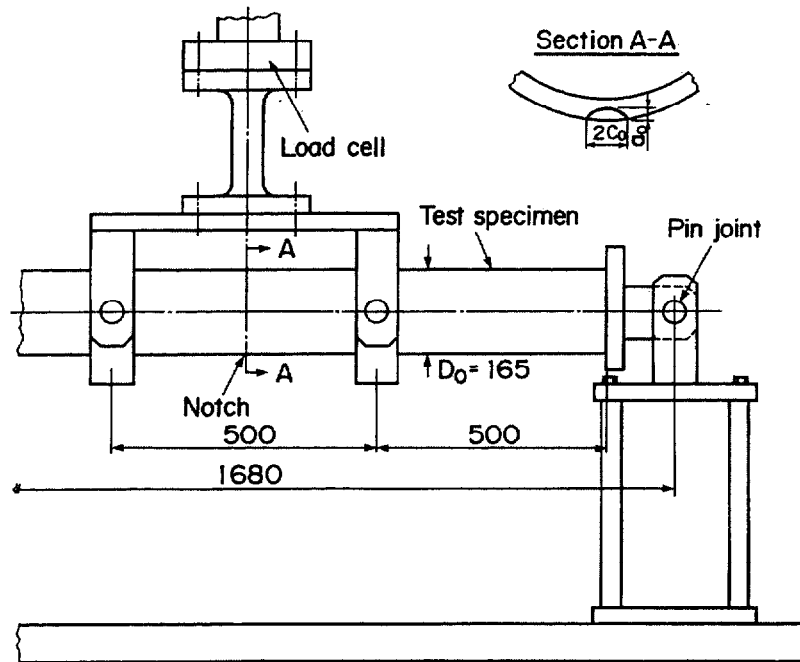


图 4-1 4点曲げ試験方法

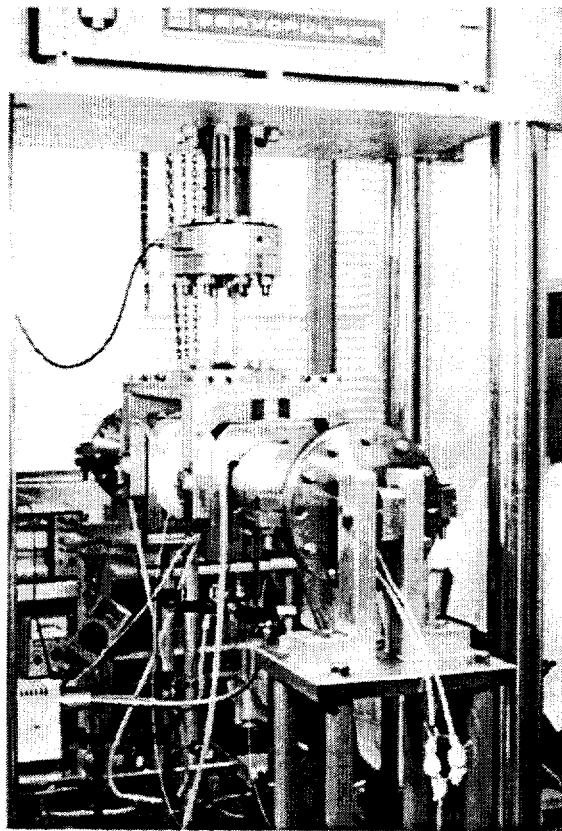
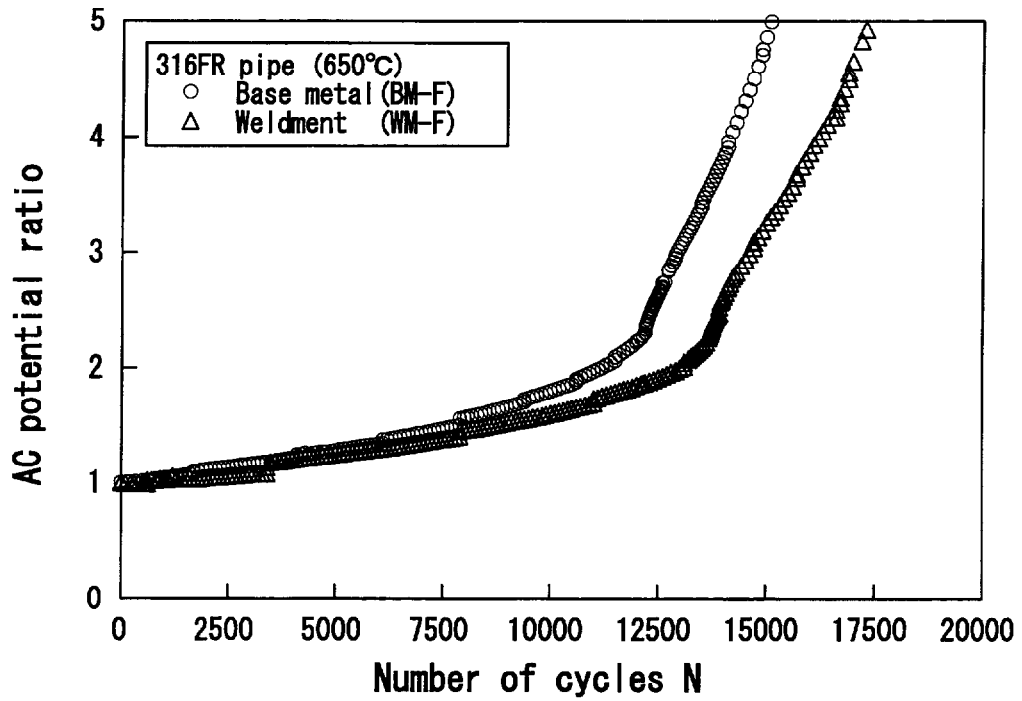
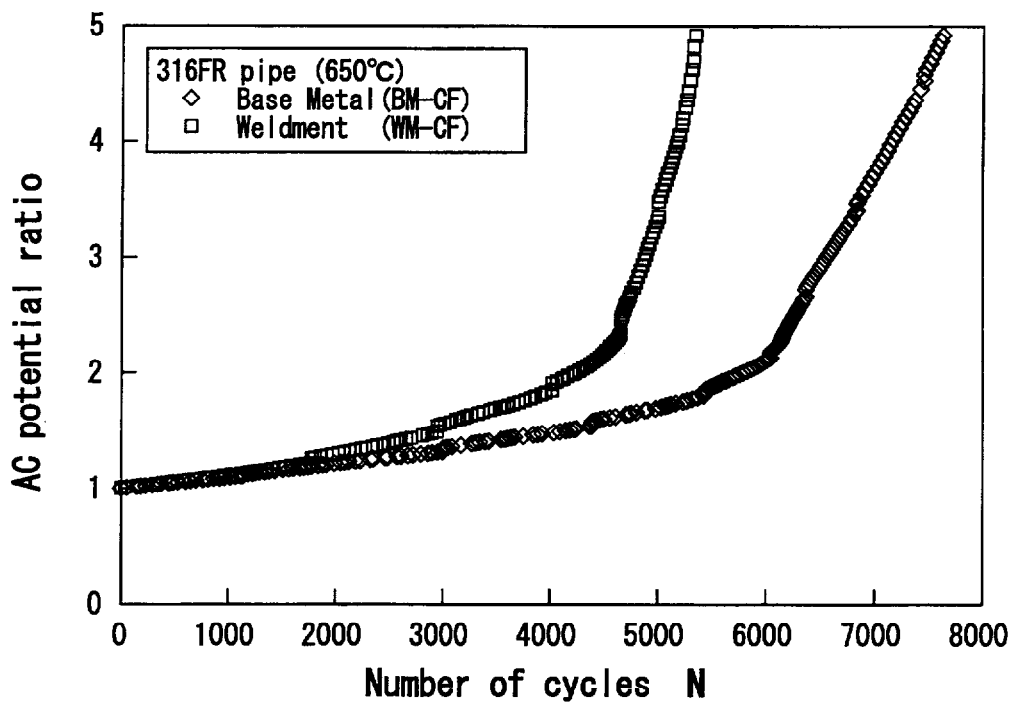


图 4-2 試験実施状況



(a)疲労試験



(b)クリープ疲労試験

図 4-3 繰返しに伴う電位差の変化

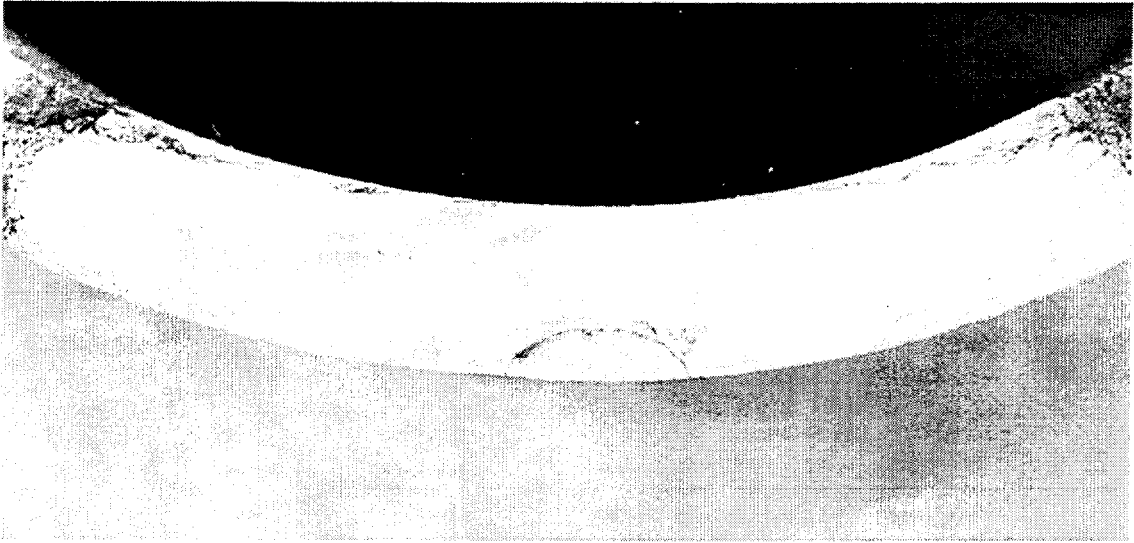


図 4-4 母材試験体破面 (BM-CF)

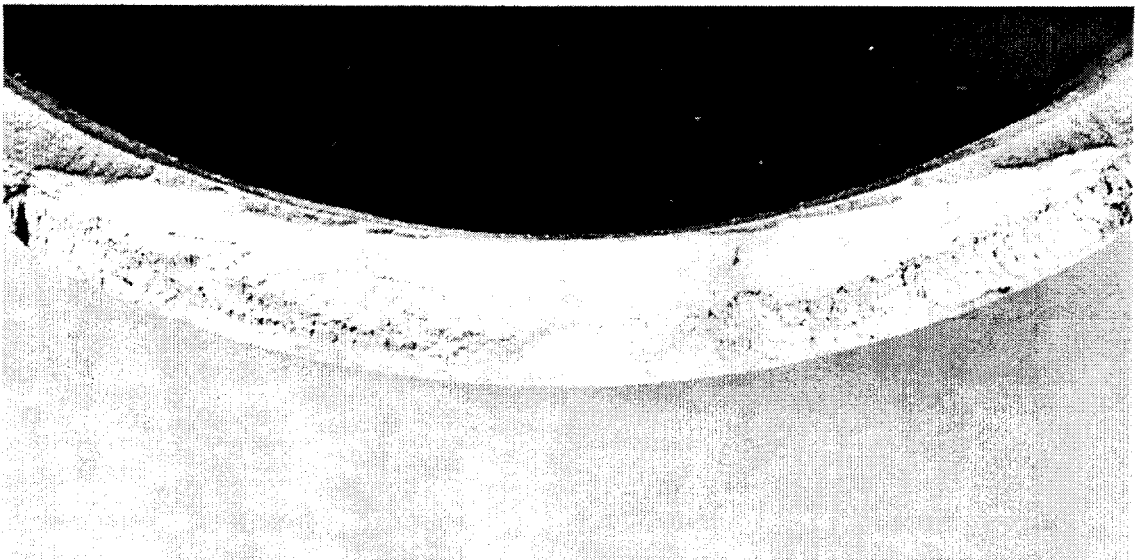


図 4-5 溶接試験体破面 (WM-CF)

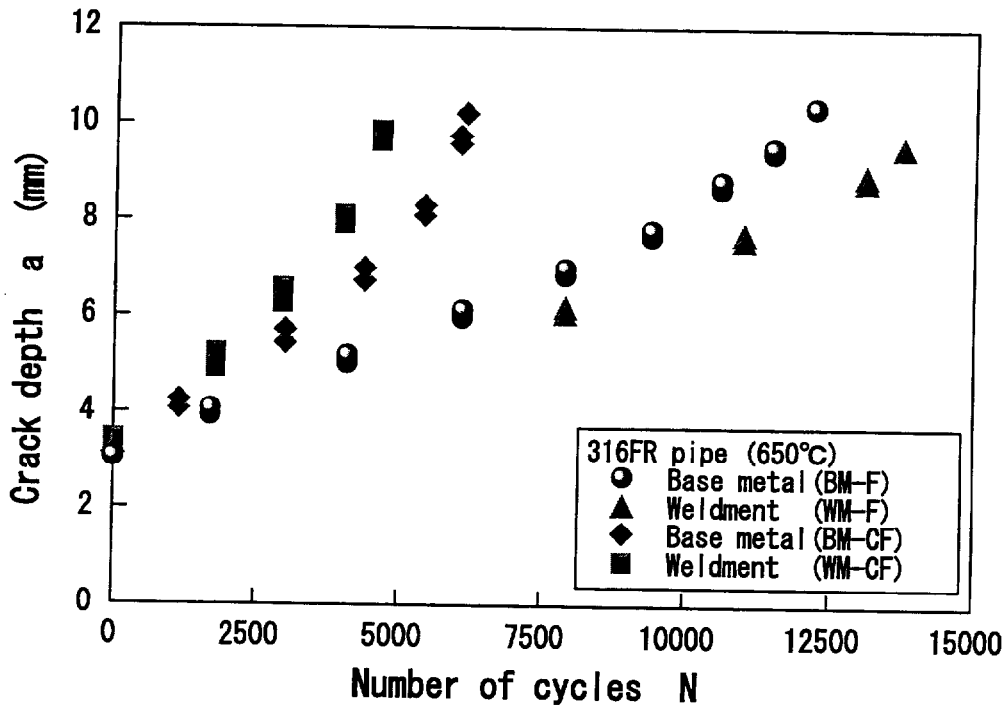


図 4-6 繰返しに伴なうき裂深さの変化

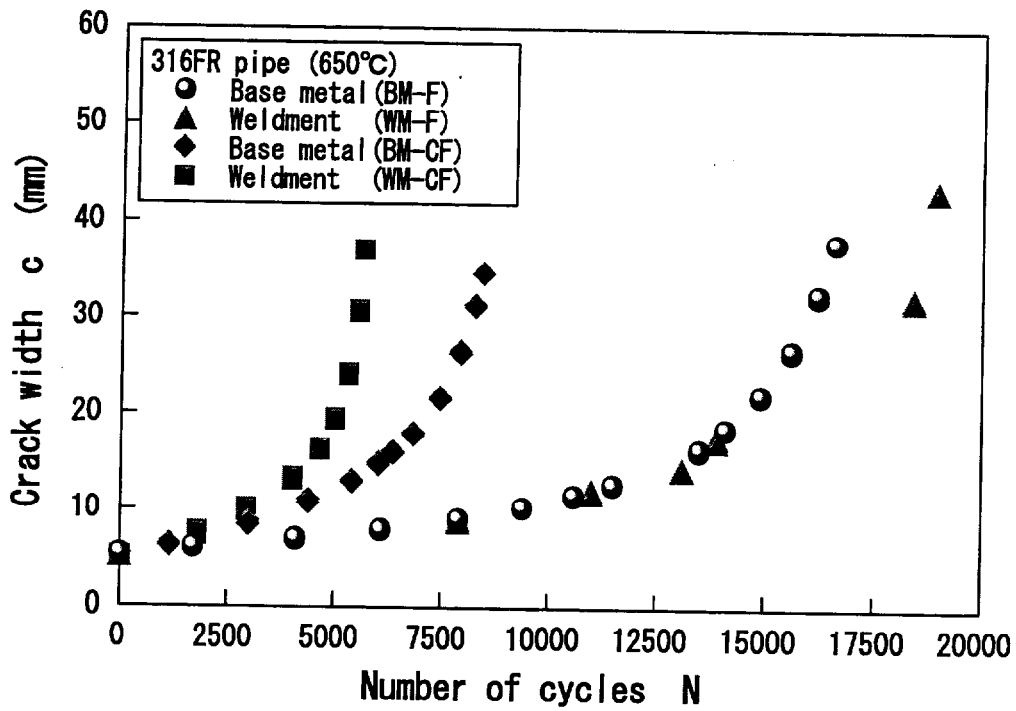
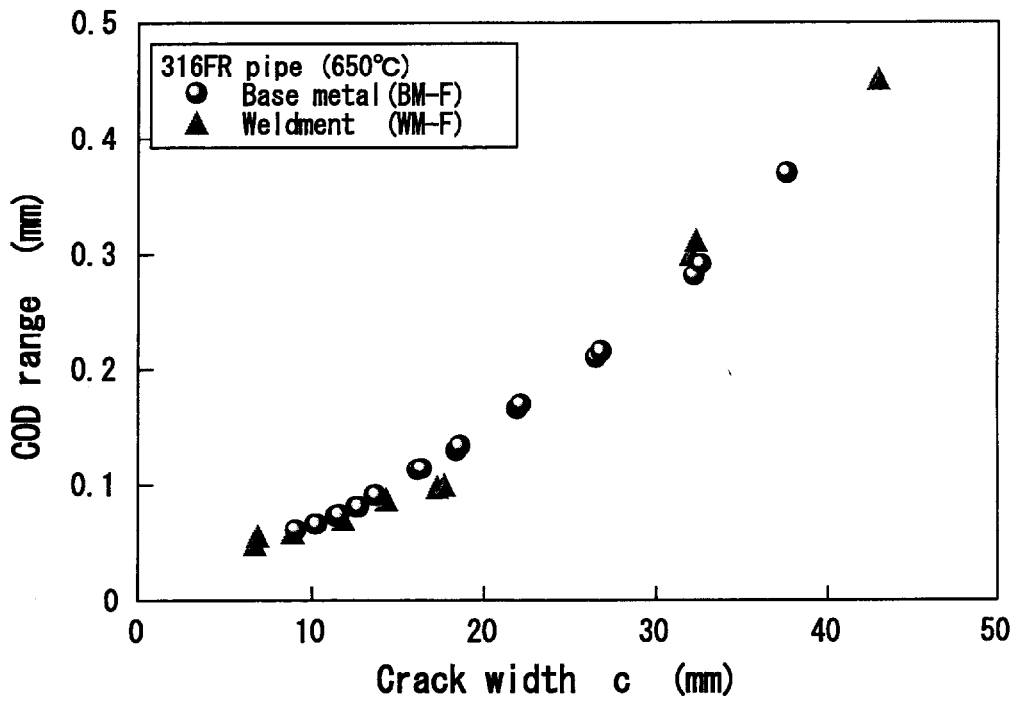
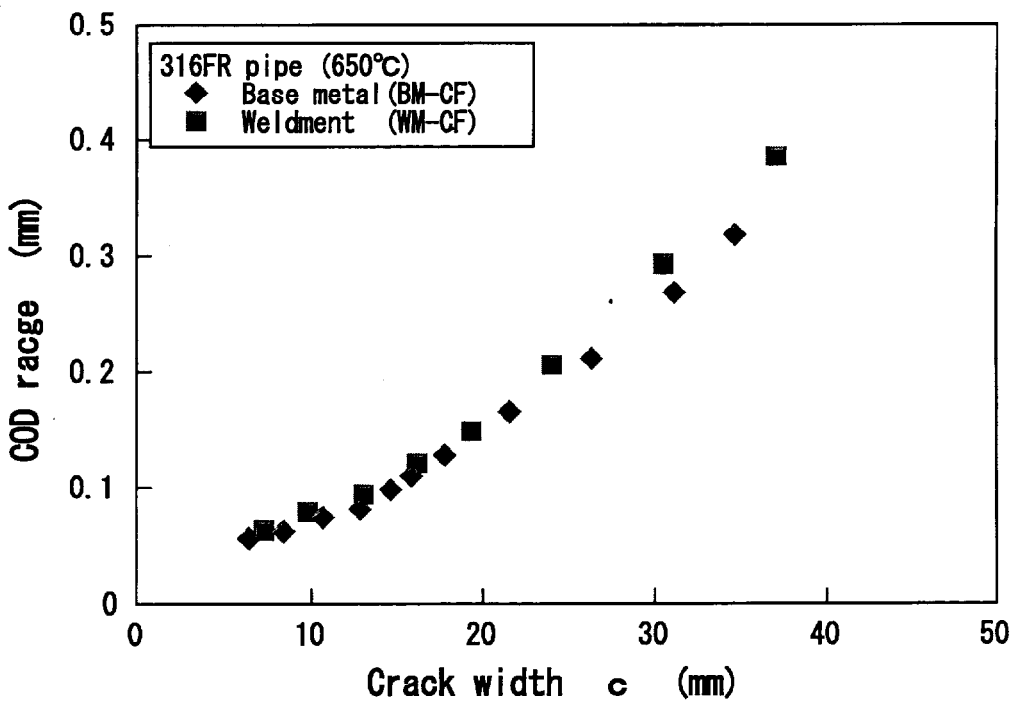


図 4-7 繰返しに伴なうき裂半長の変化



(a)疲労試験



(b)クリープ疲労試験

図 4-8 き裂開口変位範囲とき裂半長との関係

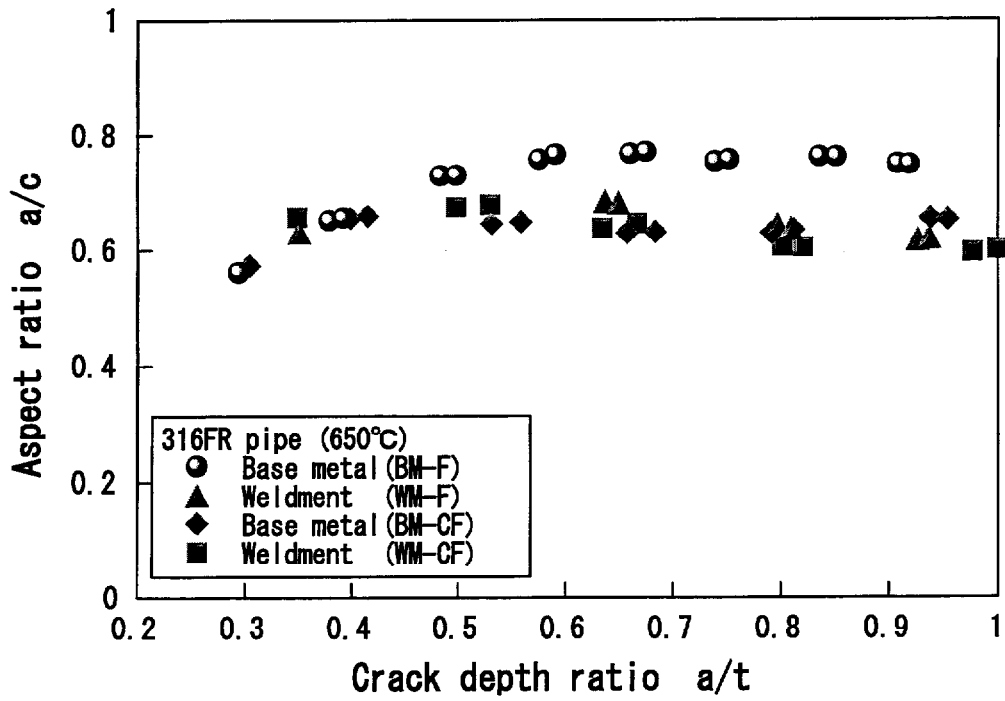


図 4-9 アスペクト比の変化

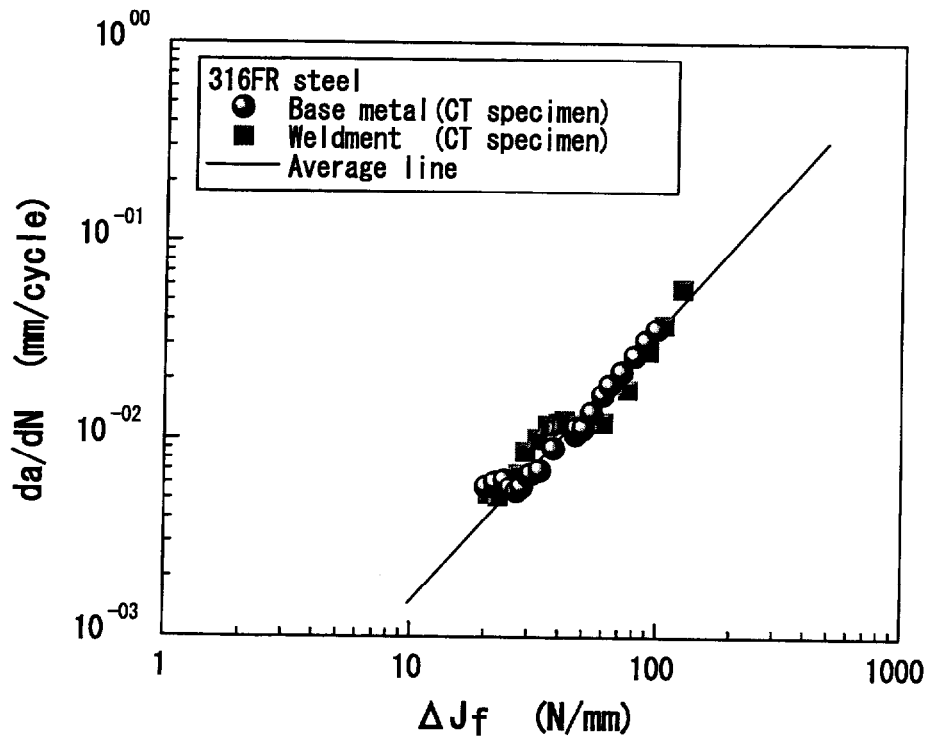


図 4-10 き裂進展速度と疲労 J 積分範囲の関係

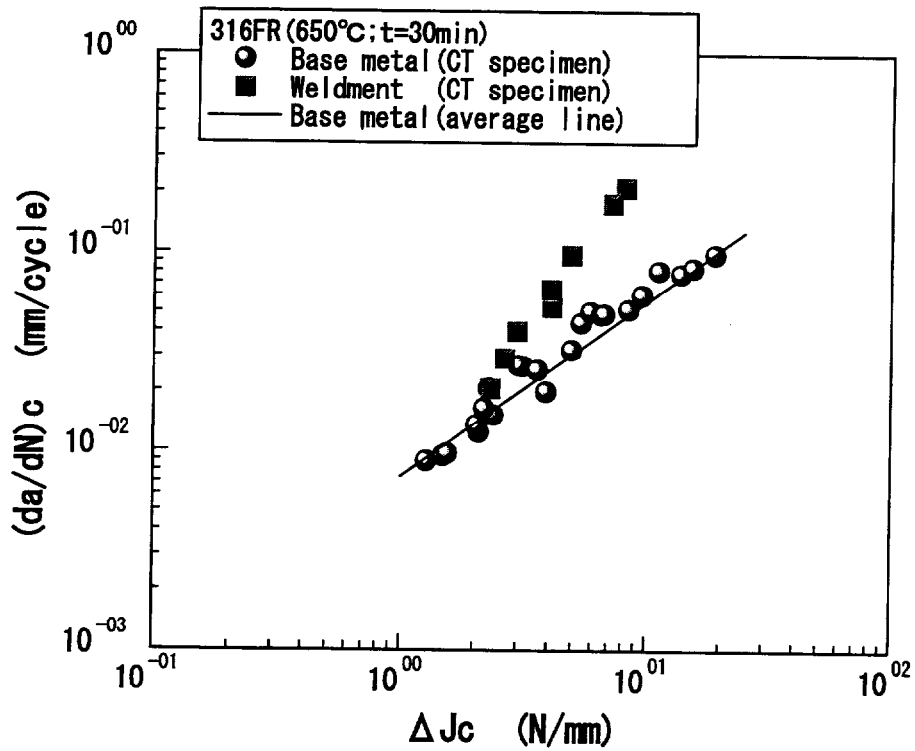
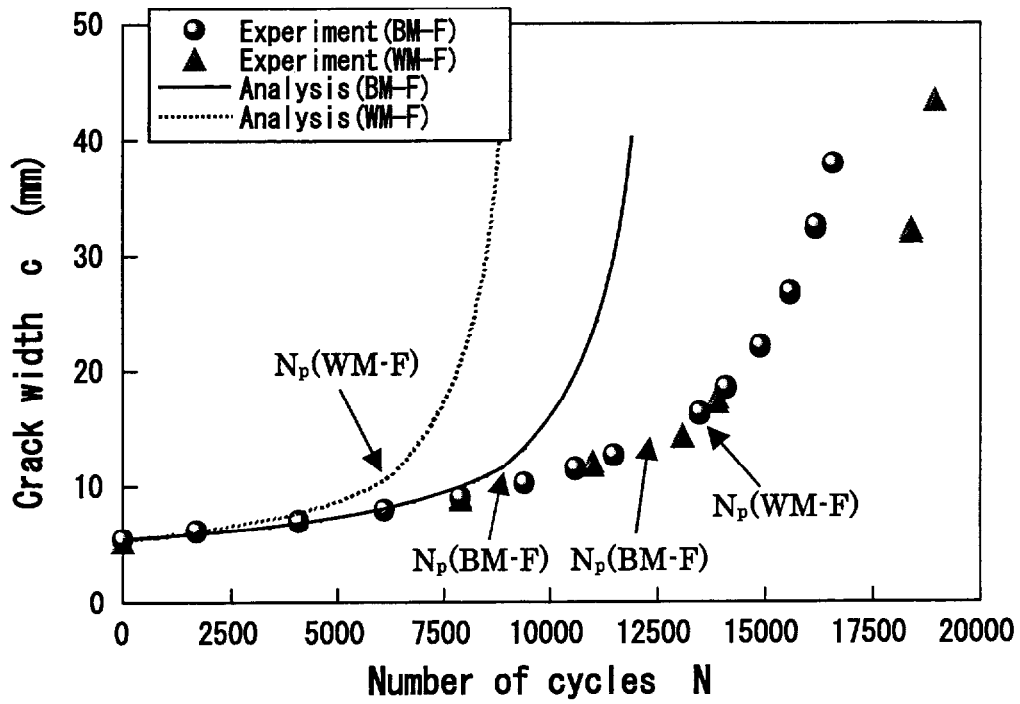
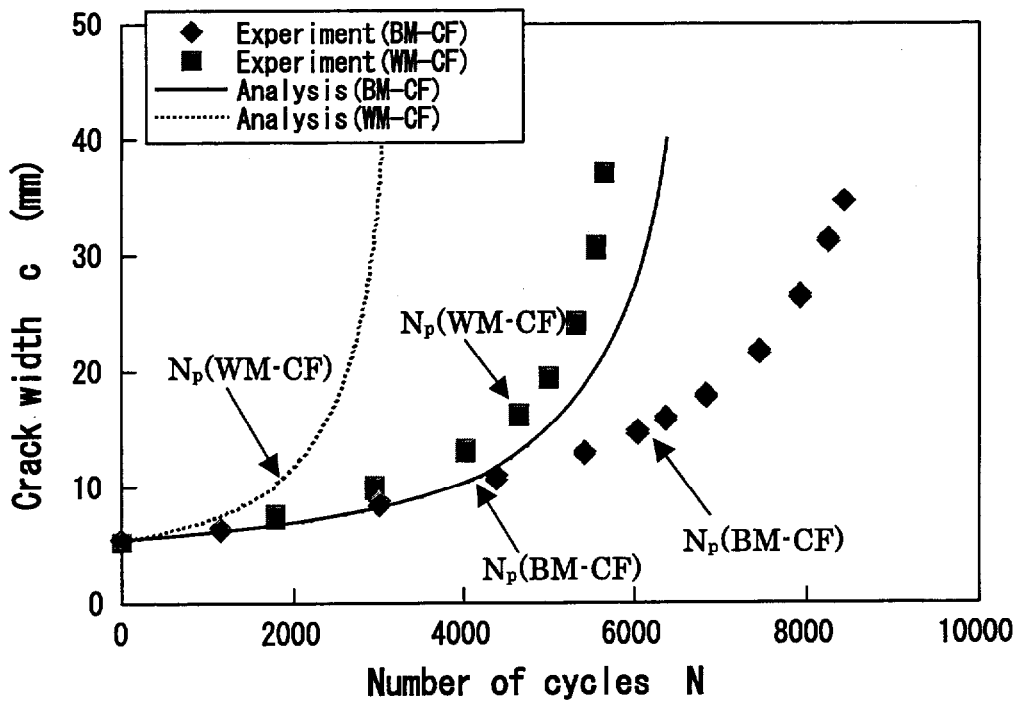


図 4-11 き裂進展速度とクリープ J 積分範囲の関係



(a)疲労条件



(b)クリープ疲労条件

図 4-12 き裂進展の試験結果と予測結果の比較

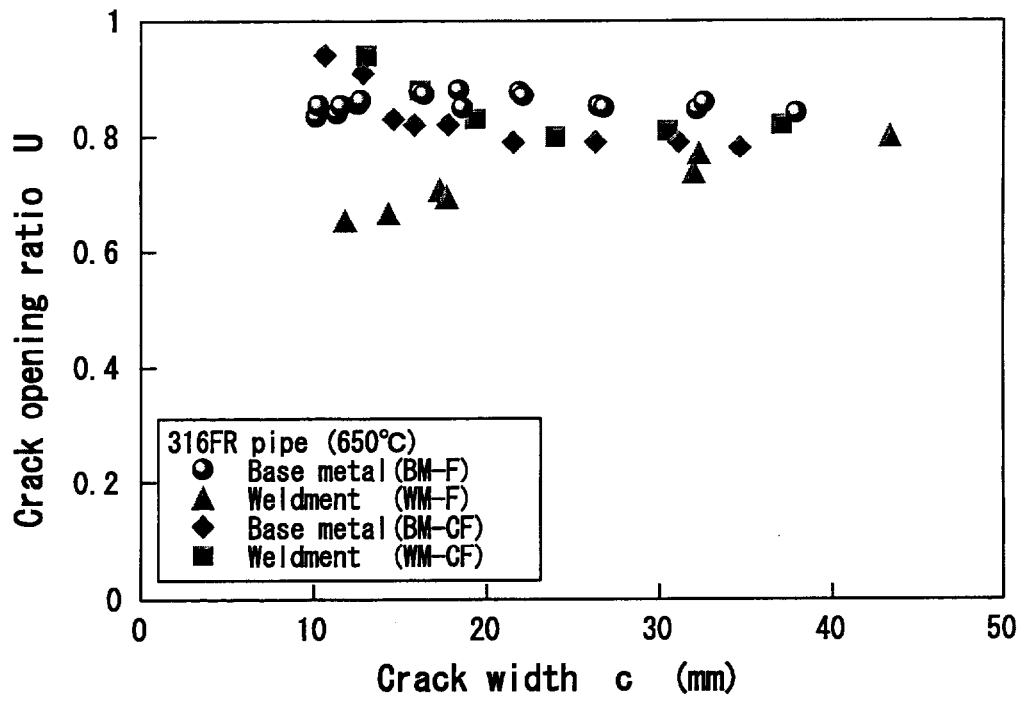
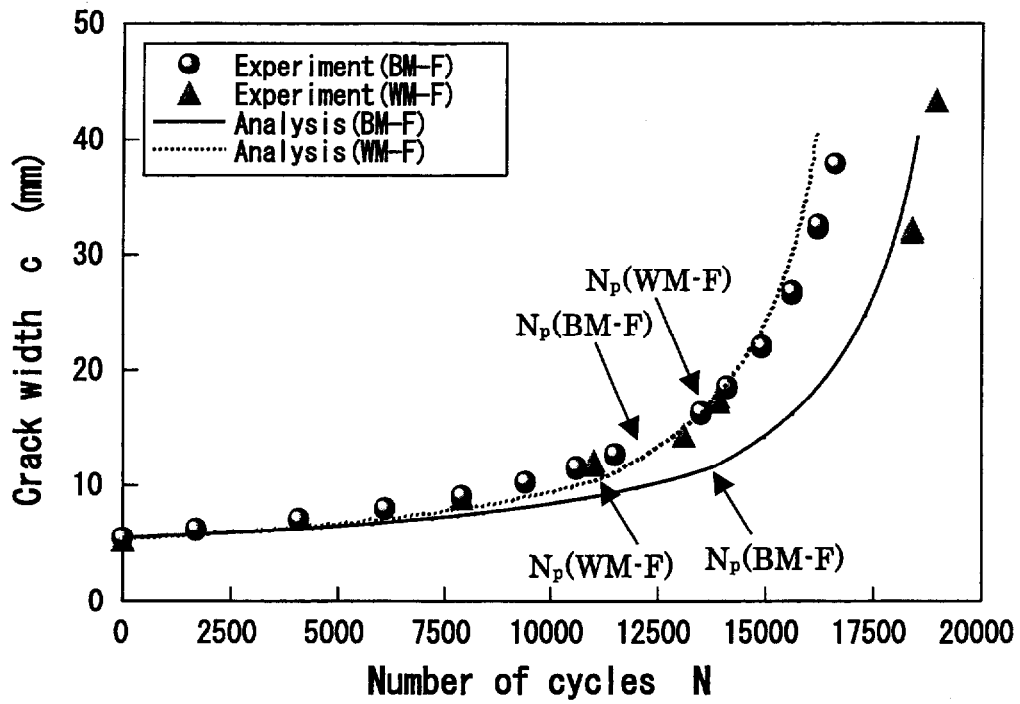
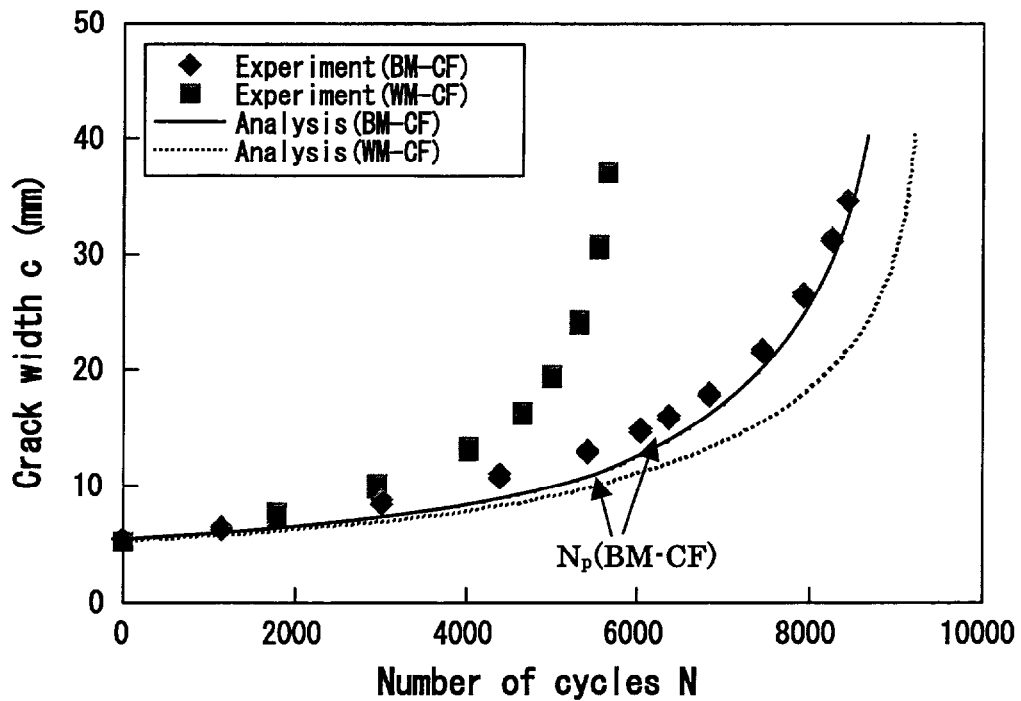


図 4-13 き裂開口比の変化



(a)疲労条件



(b)クリープ疲労条件

図 4-14 き裂進展の試験結果と予測結果の比較 (き裂開口比考慮)



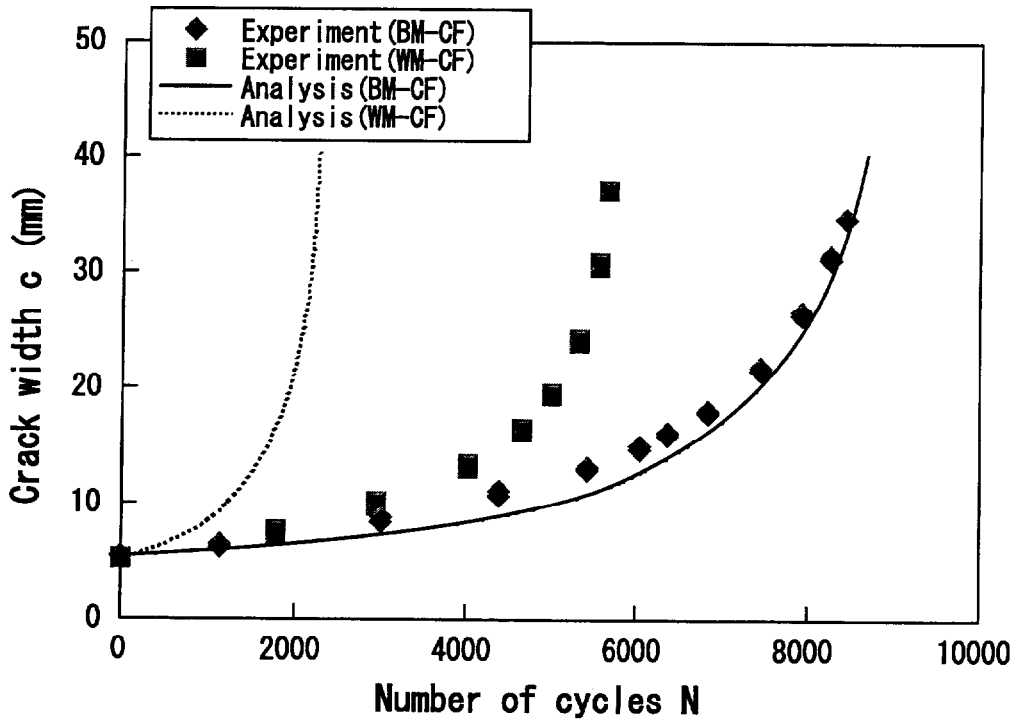
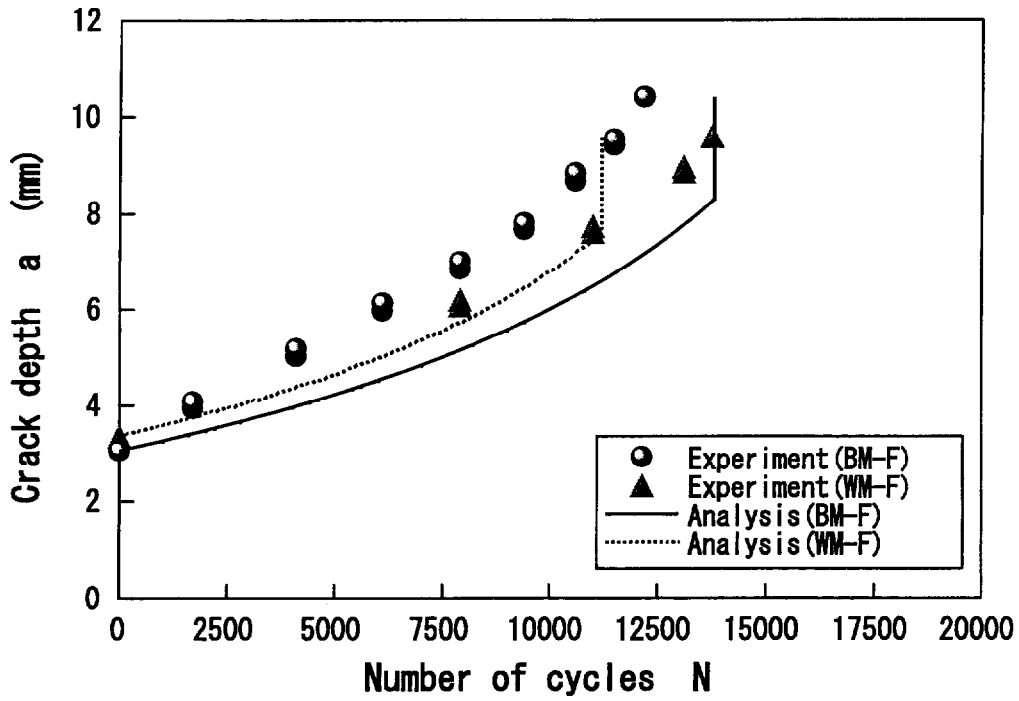
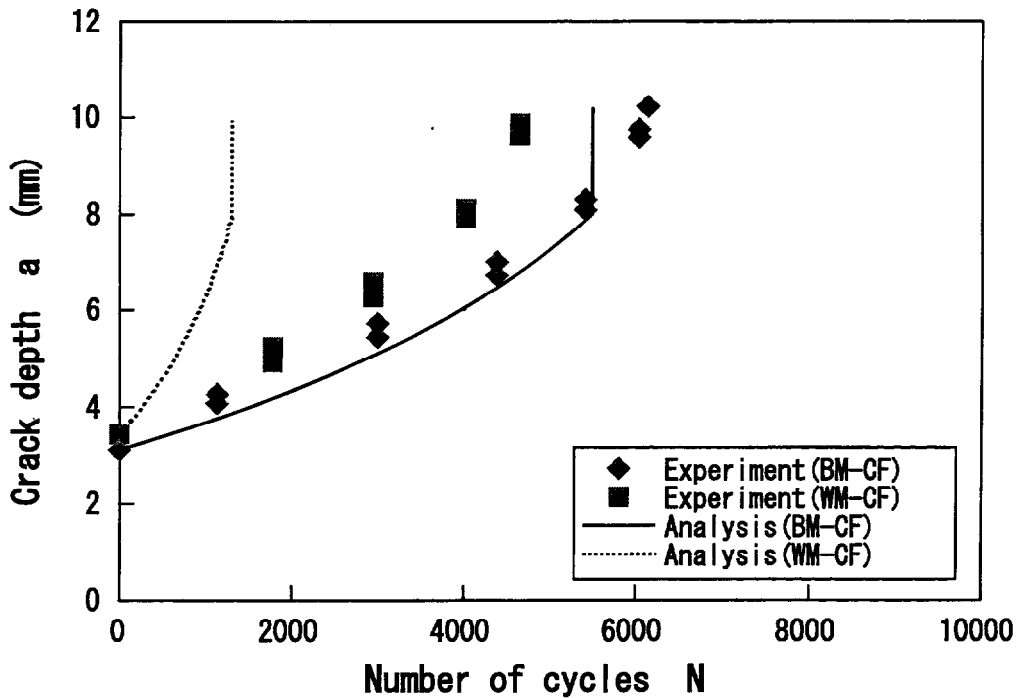


図 4-16 き裂進展の試験結果と予測結果の比較 (マイクロ組織の経時変化考慮)



(a)疲労条件



(b)クリープ疲労条件

図 4-17 き裂進展の試験結果と予測結果の比較 (a 方向)

## 第5章 結 言

高温エネルギー機器の製作にあたっては、適切な構造設計法を採用することによって、過大な変形が生じたり、き裂などの損傷が発生することを防止する必要がある。しかしながら、より一層の安全性を確保するためには、構造物にき裂を仮想的に考慮した場合でも、機器が破損に至らないことを確認することが重要である。本論文では、以上のような背景から、高温機器の破壊力学的手法に基づいたクリープ疲労き裂進展評価法の確立を目的として検討を行ない以下のような結論を得た。

第2章では、これまで検討がされていなかった実機で想定される熱過渡条件下、すなわち最大荷重後の除荷過程で引張荷重保持を有する中間保持条件下のクリープ疲労き裂進展評価手法の確立のため、荷重保持位置をパラメータとしたき裂進展試験を実施するとともに、有限要素法によるクリープJ積分 $J'$ の計算を行い、その有効性について検討した。その結果、中間保持条件でもクリープJ積分が有効であることを解析から示すとともに、き裂進展速度をクリープJ積分範囲で整理することができ、試験結果を疲労とクリープの線形加算則で予測することができることを示した。したがって、実機で想定される中間保持条件におけるクリープ疲労き裂進展評価は、疲労に対してはサイクル中の最大荷重振幅を対象に、クリープに対しては保持開始荷重をクリープ緩和開始応力として評価を行えば良いと結論できる。

第3章では、実機の初期欠陥の想定位置として考えられる溶接継手におけるクリープ疲労き裂進展評価手法確立のため、き裂進展試験を650℃にて実施した。その結果、き裂開口比を考慮すれば、溶接継手に関しても母材同様、J積分簡易解析により疲労J積分範囲の予測が可能であることを示した。また、溶接金属が高温時効の影響で組織変化を生じることにより、クリープ疲労き裂進展速度が加速する可能性を有することが明らかになった。したがって、実機溶接継手のき裂進展寿命評価評価は、As-weld材の特性をベースに評価したのでは不十分であり、マイクロ組織の経時変化による材質劣化を考慮に含めて評価する必要がある。

第4章では、実機の想定欠陥としては表面き裂または埋没き裂等の3次元き裂が考え

られ、配管表面き裂の貫通寿命評価のみならず、貫通前から貫通後の配管周方向への進展挙動を連続的に評価し得る必要があることから、316FR鋼配管の母材と周方向溶接継手を対象とした表面き裂の疲労ならびにクリープ疲労進展試験を実施した。その結果、参照応力法に基づくJ積分の簡易解析を用いて、応力拡大係数については貫通前は平板中の表面き裂、貫通後は周方向貫通き裂を有する円筒にモデル化することにより、表面き裂の貫通前から貫通後の周方向への進展挙動を連続して予測できることを確認した。実機評価に向けて、き裂開口比の予測、溶接金属の物性値の整備がすすめば、さらに評価精度の向上が図れると考えられる。

本研究成果により、高温機器の破壊力学的手法に基づいたクリープ疲労き裂進展評価法の確立に向けて一歩前進できた。ただし、純粋熱応力場におけるJ積分の簡易評価手法、混合モード下のクリープ疲労き裂進展挙動とその評価手法など、まだ研究例が十分とは言えない分野があり、今後も残された課題に対する研究・開発を進めることが重要と考える。

## 研究業績

### 1. 論文

- [1] 小林英男, 中村春夫, 高橋浩之, “遷移温度領域におけるへき開破壊じん性と破壊抵抗曲線の評価”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.52, No.473, pp.143-150, 1986.
- [2] 高橋浩之, 川上崇, 宇野哲老, 高倉賢一, 渡士克己, 金沢誠一, “SUS304切欠き試験片の高温におけるき裂発生寿命”, 材料, Vol.41, No.460, pp.68-73, 1992.
- [3] H.Takahashi, T.Uno, K.Ohno, S.Niinobe, “Investigation of a Long Surface Crack Propagation Behavior in Pipes at Elevated Temperature”, JSME/ASME, ICONE-3, Vol.1, pp.399-404, 1995.
- [4] 高橋浩之, 宇野哲老, 高橋由紀夫, “表面き裂付配管のクリープ疲労き裂進展評価”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.65, No.637, pp.1948-1953, 1999.
- [5] 高橋浩之, 宇野哲老, 田中弘一, “高速炉構造用SUS316鋼溶接継手のクリープ疲労き裂進展評価”, 材料, Vol.49, No.3, pp.322-326, 2000.
- [6] 高橋浩之, 向井稔, 川上崇, “Sn-37Pbはんだのクリープ疲労き裂進展評価”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.66, No.647, pp.1343-1349, 2000.
- [7] 高橋浩之, 向井稔, 川上崇, “Sn-3.5Agはんだの疲労寿命評価”, エレクトロニクス実装学会誌, Vol.3, No.6, pp.528-532, 2000.
- [8] 高橋浩之, 宇野哲老, 植田浩義, “クリープ疲労き裂進展に及ぼす中間保持の影響”, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.67, No.653, pp.80-85, 2001.

### 2. 口頭発表

- [1] 高橋浩之, 川上崇, 石井正章, 宇野哲老, 渡士克己, 金沢誠一, “SUS304切欠き材の高温クリープ疲労におけるき裂の発生と進展”, 日本材料学会第26回高温強度シンポジウム, pp.89-93, 1988.
- [2] H.Takahashi, K.Mohri, S.Usami, K.Watashi, T.Asayama, Y.Asada, “Creep-Fatigue Crack Behavior in Surface Cracked Pipe”, SMiRT-11, Vol.L, pp.193-198, 1991.
- [3] 高橋浩之, 吉沢弘泰, 宇野哲老, 植田浩義, “クリープ疲労き裂進展に及ぼす荷重保持位置の影響”, 日本機械学会材料力学講演会, Vol.B, pp.252-254, 1991.

- [4] 高橋浩之, 吉沢弘泰, 宇野哲老, “表面き裂付き配管の高温き裂進展評価”, 日本機械学会第70期全国大会, Vol.B, pp.85-87, 1992.
- [5] H.Takahashi, H.Yoshizawa, T.Uno, “Evaluation of Surface Crack Propagation at Elevated Temperature”, SMiRT-12, Vol.F, pp.287-292, 1993.
- [6] 高橋浩之, 宇野哲老, 田中弘一, “高速炉構造用SUS316鋼溶接継手のクリープ疲労き裂進展評価”, 日本材料学会第34回高温強度シンポジウム, pp.134-138, 1996.
- [7] 高橋浩之, 宇野哲老, 高橋由紀夫, “表面き裂付き配管の高温疲労き裂伝播評価”, 日本機械学会材料力学部門講演会, Vol.B, pp.147-148, 1996.
- [8] 高橋浩之, 宇野哲老, 植田浩義, 田中弘一, “複数表面欠陥からのクリープ疲労き裂進展評価”, 日本材料学会第46学術講演会, pp.233-234, 1997.
- [9] 高橋浩之, 宇野哲老, 高橋由紀夫, “表面き裂付き配管のクリープ疲労き裂伝播評価”, 日本機械学会第76期全国大会, Vol.I, pp.449-450, 1998.

## 謝 辞

本論文をまとめるにあたり終始懇切なるご指導とご鞭撻を戴きました東京工業大学 小林英男教授には、謹んで深謝の意を表します。また、本論文のご審査を戴き、有益なご教示、ご助言を賜りました東京工業大学 中村春夫教授、岸本喜久雄教授、轟章助教授、井上裕嗣助教授に心から深謝の意を表します。

本論文は、著者が株式会社 東芝 総合研究所（現 研究開発センター）機械研究所（現 機械・システムラボラトリー）に於いて、1989年から1997年にかけて行った、高速増殖炉実証炉の構造健全性評価手法の開発に関わる研究成果の一部をまとめたものであり、以下の多くの方々にご指導、ご鞭撻、ご協力を戴きました。

本研究の遂行にあたり、株式会社 東芝 研究開発センター 機械システム研究所（当時）山本節雄所長、機械・システムラボラトリー 川上崇研究主幹よりご支援を賜りますとともに、本論文をまとめる機会を与えていただきました。ここに心から御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたり直接ご指導、ご支援戴きました株式会社 東芝 原子力事業部（当時）宇野哲老主査、1985年の入社以来8年間に渡り直属の上長としてご指導戴くとともに暖かく見守って戴いた機械研究所（当時）吉沢弘泰研究主幹、研究開発にご協力戴きました同 小川和夫主任研究員に深く感謝いたします。また、本研究の遂行にあたり、東京電力株式会社 技術開発本部 原子力研究所（当時）植田浩義殿、財団法人 電力中央研究所 狛江研究所 高橋由紀夫殿よりご支援戴くとともに、貴重なご助言を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。

本論文をまとめるにあたり、株式会社 東芝 研究開発センター 機械・システムラボラトリー 菊入信孝室長、川村法靖研究主務、廣畑賢治氏、釘宮哲也氏、研究企画室向井稔主務にご支援戴きました。これらの方々には厚く御礼申し上げます。