

© 1990 ISIJ

クリープき裂進展の試験と評価に関する VAMAS 国際共同研究

委員会報告

横堀武夫*・田中千秋*²・八木晃一*³・北川正樹*⁴
富士彰夫*⁵・田淵正明*⁶・横堀寿光*⁷

VAMAS International Joint Research on Testing Method and Evaluation of Creep Crack Growth

Takeo YOKOBORI, Chiaki TANAKA, Koichi YAGI, Masaki KITAGAWA,
Akio FUJI, Masaaki TABUCHI and Toshimitsu YOKOBORI

1. はじめに

溶接欠陥、疲労、腐食などが原因となって高温機器の部材中にき裂が存在する可能性のある場合、高温におけるき裂進展の観点から機器の安全性・信頼性を保証することが必要になる。クリープき裂進展特性は、寿命予測や余寿命予測と関わり、機器製作者や機器使用者にとって必要であるばかりでなく、材料の耐クリープ性を評価することで材料製造者にとっても重要である。しかしながら、クリープき裂進展挙動は材料、荷重条件、温度などに依存する複雑な現象であり、その力学的特性が明確にされているとはいえない。また、クリープき裂進展に関する試験法や評価法の基準がないため、クリープき裂進展特性は研究機関や事業所ごとに種々の試験片形状、荷重形式、き裂長さ測定法を用いて行われている。そして、得られたクリープき裂進展速度は種々のき裂先端の状況を表現するパラメーターを使って評価されている。その結果、複数の機関で得られた試験データの相互比較が難しい場合もあり、試験法及び評価法の標準化が望まれている。このため、米国においては ASTM E24 委員会、ヨーロッパにおいてはヨーロッパ破壊グループ

(EGF)、日本においては学振先端材料強度第 129 委員会などで、クリープき裂進展試験法及び評価法の標準化に向けての活動が行われている。

1982 年、フランス・ベルサイユで開催されたサミット会議において新材料の試験・評価及び標準化に関する国際協力プロジェクト (VAMAS: Versailles Project on Advanced Materials and Standards) が推進されることになった¹⁾。その中のテーマの一つとしてクリープき裂成長が取り上げられ、そのための技術作業部会 (TWP) が設置されることが 1985 年 9 月の VAMAS 運営委員会で合意された。VAMAS プロジェクトのクリープき裂成長 TWP の活動は、すでにクリープき裂進展試験法及び評価法の標準化に向けて国際的または国内的に活動している各グループの活動を統合し、クリープき裂進展に関する最適な試験法及び評価法を検討するための国際的な共同作業の機会を与えるものとして位置づけられている。

VAMAS・クリープき裂成長 TWP (プロジェクトリーダー: T. B. GIBBONS, NPL, 日本側コンタクトパーソン: 横堀武夫, 田中千秋) には下記の機関・グループが参加している;

平成元年 10 月 19 日受付 (Received Oct. 19, 1989)

- * 帝京大学理工学部教授, 理工学部長, 東北大学名誉教授 理博 (School of Engineering and Science, Teikyo University, Professor Emeritus, Tohoku University, 1-31-15 Aoyama Taihaku-ku Sendai 982)
- *² 金属材料技術研究所環境性能研究部部長 工博 (Environmental Performance Division, National Research Institute for Metals)
- *³ 金属材料技術研究所環境性能研究部第 3 研究室室長 工博 (Third Laboratory, Environmental Performance Division, National Research Institute for Metals)
- *⁴ 石川島播磨重工業(株)技術研究所金属材料部課長 Ph. D. (Metallurgy Department, Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.)
- *⁵ 石川島播磨重工業(株)技術研究所金属材料部 主任 (Metallurgy Department, Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.)
- *⁶ 金属材料技術研究所環境性能研究部第 3 研究室 研究員 (Third Laboratory, Environmental Performance Division, National Research Institute for Metals)
- *⁷ 東北大学工学部助教授 工博 (Faculty of Engineering, Tohoku University)

Key words: creep crack growth; fracture mechanics; CT specimen; size effect; testing method; guide-line; turbine rotor steel.

ASTM E24-04 委員会

ヨーロッパ破壊グループ (EGF Task Group 1)

フランス政府

イギリス原子力エネルギー公社 (UKAEA)

学振先端材料強度第 129 委員会 (JSPS)

金属材料技術研究所 (NRIM)

VAMAS・クリープき裂成長に関する国際共同研究の第 I 期では、各グループが供試材として取り上げているタービンローター材 Cr-Mo-V 鋼についての試験法・評価法が主として検討された。VAMAS における国際共同研究の動きに対応して、本共同研究グループでは国内の高温破壊力学に関する専門家の意見を参考に、VAMAS プロジェクトに対してクリープき裂進展特性に及ぼす試験片寸法効果の面から貢献することとし、その試験計画を作成した。そして、本研究が昭和 62 年度から科学技術振興調整費研究課題として採択されたのを機に国内体制を組織して共同研究に着手した。本報告では、本共同研究で行った試験の成果を主として用いて、VAMAS プロジェクトにおけるクリープき裂進展試験法及び評価法の共同研究の結果を述べる。

2. 共同研究の実施と研究内容

2.1 共同研究の実施体制

本共同研究では、あらかじめ定めたガイドラインのもとに参加担当機関がラウンドロビン試験を実施した。本研究に参加し、試験実施を分担した機関を下記に記す；

東北大学工学部機械工学第 2 学科 (横堀寿光)

金属材料技術研究所環境性能研究部第 3 研究室

石川島播磨重工業 (株) 技術研究所金属材料部

また、本研究を推進するに当たって高温試験評価技術分科会 (主査：横堀武夫) が組織され、上記試験実施担当機関の担当者に加えて下記の委員が試験の計画、試験結果の解析・評価のため参加した；

宮田隆司 (名古屋大学工学部材料機能工学科)

犬飼隆夫 ((株)東芝重電技術研究所)

岩館忠雄 ((株)日本製鋼所室蘭研究所)

紀 博徳 (三菱重工業(株)長崎研究所)

鴻巣真二 (日揮(株)技術研究本部材料研究部)

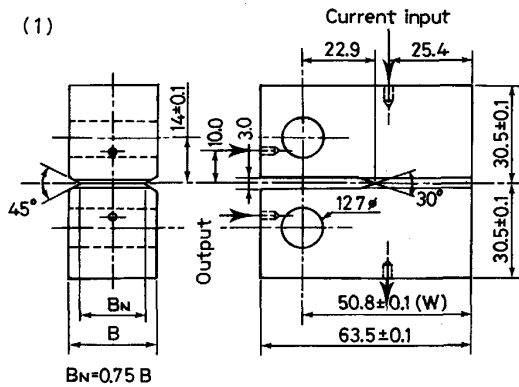
志賀正男 ((株)日立製作所日立研究所)

2.2 クリープき裂進展試験のガイドライン

ASTM 及び EGF のガイドラインを参考として VAMAS・クリープき裂成長 TWP のガイドラインが提案されている²⁾。ASTM と EGF のガイドラインが若干異なるため VAMAS 案は両グループ案が調整されたものとなっている。本共同研究グループにおけるクリープき裂進展試験のためのガイドラインは ASTM 及び JSPS が採用したものと同一であり、VAMAS 案とはやや異なる。以下では、本研究で採用した試験方法及び計測方法を述べる。その中で、VAMAS ガイドラインとの違いについても記す。

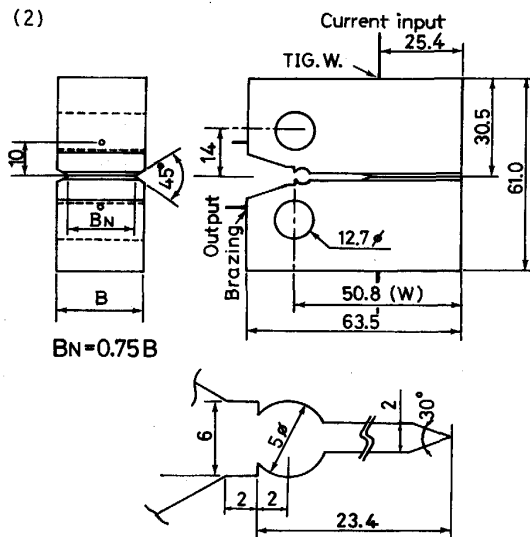
2.3 試験方法

2.3.1 試験片



Specimen	Width, W (mm)	Thickness, B (mm)
A	50.8	6.35
B1	50.8	12.7
B2	50.8	25.4
D	254.0	12.7
E	254.0	63.5

(1) in NRIM



Specimen	Width, W (mm)	Thickness, B (mm)
A	50.8	6.35
B2	50.8	25.4

(2) in Tohoku University and IHI

Fig. 1. Geometry and size of CT specimens.

VAMAS では CT (Compact Tension または Compact Type) 試験片及び CCT (Center Crack Tension) 試験片を対象としているが、本研究では CT 試験片のみを使用したの、以下は CT 試験片に関してだけ述べる。

本研究では、2種類の板幅の CT 試験片、すなわち ASTM 及び JSPS で使用されている試験片と同じ板幅を持つ標準 CT 試験片と、その5倍の板幅を持つ大型 CT 試験片とを使用した。使用した標準 CT 試験片の形状を Fig. 1 に、標準及び大型 CT 試験片の主要寸法を Fig. 1 中の表に示す。大型 CT 試験片は標準 CT 試験片と相似であり、各部の寸法は標準 CT 試験片の5倍である。本研究で使用した試験片は ASTM E399 及び E 647 に準拠している。Fig. 1-(1) と (2) に示す標準 CT 試験片の主要寸法は一致しているが、機械加工した切欠き長さがわずかに異なるとともに、荷重線変位の計測方法が担当機関によって違うため、一部形状が異なっている。本研究では図中の表に示すように標準 CT 試験片については板厚 (B) を3種類、大型 CT 試験片については2種類とした。Fig. 1-(1)に示す形状の試験片は金属材料技術研究所 (NRIM) で、Fig. 1-(2) に示す形状の試験片は東北大学 (Tohoku Univ.) 及び石川島播磨重工業(株)(IHI) で使用された。ASTM と EGF とで異なった寸法の試験片が使われており、VAMAS ガイドラインには試験片寸法の記述はない。

クリープき裂進展試験において、進展中のき裂の前縁が試験片の側面に対して垂直になり、トンネル化が起きないように、疲労予き裂の導入後、Fig. 1 に示すように試験片に機械加工によってサイドグループが付けられた。VAMAS 案ではサイドグループ底の板厚 (B_N) は $0.8B$ が推奨されているが、本研究では $B_N=0.75B$ とした。

2.3.2 疲労予き裂の導入

標準 CT 試験片の場合、疲労予き裂は室温で約 3 mm

導入した (VAMAS 案では最低 2.5 mm となっている)。疲労予き裂を導入する場合に、試験片に対して疲労予き裂導入の影響を与えないように疲労荷重は段階的に減少させ、最終の疲労荷重がクリープき裂進展試験の負荷荷重以下になるようにした。疲労予き裂の導入は、機械加工した切欠きの先端から疲労予き裂の先端までのき裂長さが試験片の両側面で 0.5 mm 以内 (VAMAS ガイドラインでは 0.1 mm 以内) の差異になるよう注意深く行われた。大型 CT 試験片の疲労予き裂の導入も同様の手順で行った。この場合の予き裂の長さは約 15 mm である。

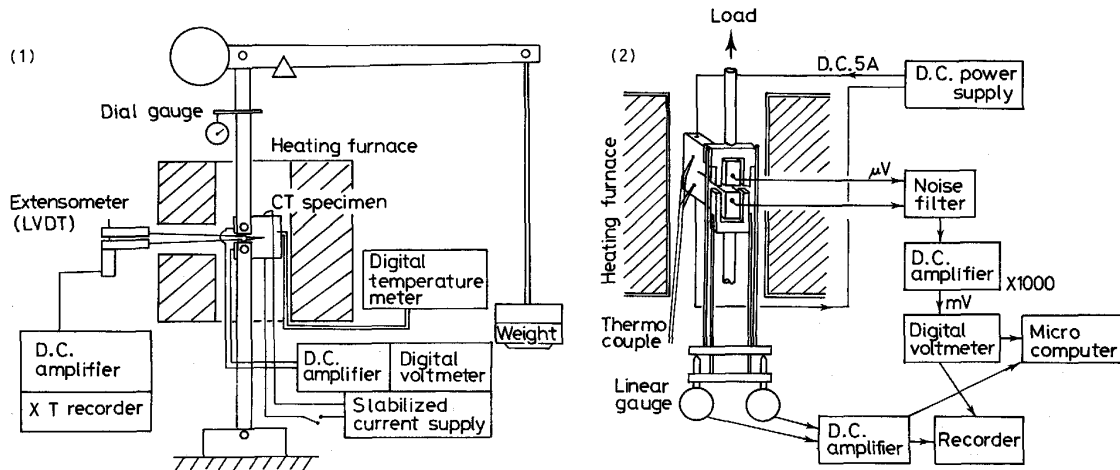
2.3.3 試験装置

標準 CT 試験片については各担当機関とも最大荷重容量 30 kN の単式クリープ試験機を用い、大型 CT 試験片については NRIM が所有する最大荷重容量 500 kN の大型クリープ試験機を用いて試験した。クリープき裂進展試験はサーボ油圧試験機よりもレバー式クリープ試験機が望ましいとされている。

試験片の加熱は電気抵抗線加熱炉を用いて行った。試験片の温度測定には PR 熱電対を使用した。熱電対は試験片のき裂が進展する面の上下 10 mm の位置 (東北大学, IHI の場合) または上下 20 mm の位置 (NRIM の場合) に取り付けられた。試験中の温度は試験温度の $\pm 2^\circ\text{C}$ 以内に維持された。予備試験の結果、試験片の温度分布は試験温度に対して $\pm 1^\circ\text{C}$ 以内であることを確認した。大型 CT 試験片の場合には PR 熱電対をき裂進展面の上下 30 mm の位置に6対取り付け、 $\pm 2^\circ\text{C}$ 以内に温度を制御した。

試験片の軸性を維持するため試験荷重の 10% を超えない荷重をかけて昇温した。試験片を試験温度で約 16 h 保持した後、ショックを与えないようにして速やかに負荷した。

2.3.4 試験中のき裂長さ及び荷重線変位の計測



(1) in IHI (2) in NRIM and Tohoku University

Fig. 2. Measuring method of crack length and load line displacement.

試験中の荷重線変位及びき裂長さの変化は精度よく測定しなければならない。荷重線変位は 0.1 mm 以下の精度で変化量を計測しなければならない。き裂長さは 0.25 mm 以下での変化量の計測が必要とされる。荷重線変位は、Fig. 2-(1)に示すように、Fig. 1-(2)に示した CT 試験片のエッジ部に変位計の腕を取り付け、変位を加熱炉外へ横に引き出して LVDT (差動変圧器) のような変位変換器を使って計測することが推奨されている²⁾。荷重線変位をこのように直接測定できない装置では、Fig. 2-(2)に示すように、荷重線変位は試験片取付け用の上下のコネクター間の変位を左右 1 対の変位引出し棒で加熱炉外へ引き出し、左右 2 個の変位変換器(本研究の場合はリニアゲージ)で測定してもよいとしている²⁾。本研究では、Fig. 2-(1)に示す方法を IHI で、Fig. 2-(2)に示す方法を東北大学と NRIM で用いた。いずれの場合も最小読み取り精度は 0.001 mm である。

き裂長さの計測は電気ポテンシャル法が推奨されており、光学的方法はガイドラインに含まれていない²⁾。本研究では、き裂長さの計測は直流電気ポテンシャル法を用いて行った。すなわち、一定の直流電流を Fig. 1 に示した CT 試験片の上面と下面の端子間に流し、試験片前面に付けた端子間の電位差変化を試験中計測、記録した。用いた一定直流電流の大きさは、東北大学及び IHI では 10 A, NRIM では 5 A である。計測された電位差からき裂長さへの換算は下記の JOHNSON の式³⁾を用いて行った；

$$a = \frac{2W}{\pi} \cos^{-1} \frac{\cosh(\pi y_0 / 2W)}{\cosh \frac{V}{V_0} \left[\cosh^{-1} \left\{ \frac{\cosh(\pi y_0 / 2W)}{\cos(\pi a_0 / 2W)} \right\} \right]} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 a は試験中の時間 (t) でのき裂長さ、 W は Fig. 1 に示した CT 試験片の板幅、 y_0 は電位差出力端子間の距離の 1/2、 V_0 は初期き裂長さ (a_0) での初期電位差、 V は時間 (t) での電位差である。異種金属の接触がある場合、出力される電位差には熱起電圧が重畳される。このため、試験中ときどき直流電流を切り、熱起電圧を測定し、出力電圧から熱起電圧を差し引いて補正することが必要である。

試験後の CT 試験片は室温で疲労荷重を負荷して破断するか、低温で脆性破断する。破断した試験片の破面の板厚方向の 9 か所で疲労予き裂長さ (初期き裂長さ； a_0) 及び最終クリープき裂長さを測定し、式(1)から求められた電気ポテンシャル法によるき裂長さとの差異が著しい場合は、修正を行う。

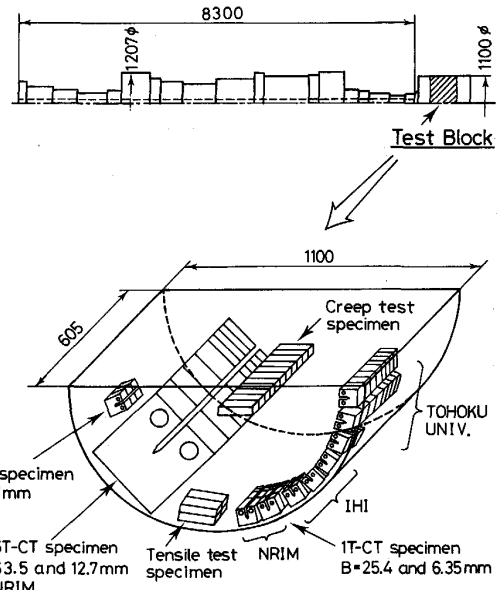


Fig. 3. Location of the test block manufactured with turbine rotor, and sampling location of CT specimens and creep testing specimens.

2.4 供試材

本研究ではタービンローター材 1Cr-Mo-V 鋼を供試材として用いた。本供試材は(株)日本製鋼所から提供された。供試材は Fig. 3 に示すタービンローターの端部に取り付けたテストブロックから採取された。供試材の化学成分を Table 1 に示す。Fig. 3 には担当機関が使った標準 CT 試験片、大型 CT 試験片、引張試験片及びクリープ試験片の採取位置と採取方向を示す。本供試材は JSPS における共同研究で使用している試験材と同じである。

本供試材の引張性質及びクリープ性質は次式を用いて表した；

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha_0 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^m \dots\dots\dots (2)$$

$$\dot{\epsilon} = A \sigma^n \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 ϵ はひずみ、 σ (MPa) は応力、 E (MPa) はヤング率、 σ_{ys} (MPa) は降伏応力、 $\dot{\epsilon}$ (h^{-1}) はひずみ速度、 α_0 , m , A , n は定数である。式(2)の各定数は引張試験で得られた応力・ひずみ関係から求めた。式(3)の各定数はクリープ試験で得られた応力-最小クリープ速度関係から求められた。本供試材についての定数を Table 2 に示す。

2.5 試験条件

試験温度は、1Cr-Mo-V 鋼についてクリープき裂進

Table 1. Chemical composition of material (mass%).

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Al	As	Sn
0.27	0.07	0.69	0.003	0.0021	0.38	1.19	1.13	0.24	<0.005	0.005	0.008

Table 2. Tensile properties and creep properties of this material.

Temp. (°C)	E (MPa)	σ_{ys} (MPa)	α_0	m	A	n
538	172 480	447.9	2.095×10^{-3}	15.20	2.895×10^{-38}	13.43
594	166 600	365.5	2.051×10^{-3}	13.13	4.001×10^{-21}	7.064

展の共同研究を行っている ASTM 及び JSPS グループとの試験データの比較を容易にするため、標準 CT 試験片は ASTM 及び JSPS と同じく 538°C 及び 594°C とし、大型 CT 試験片は 538°C のみとした。

各試験温度での試験片寸法ごとの荷重条件は、実施機関で原則的に重複しないように分担した。

3. クリープき裂進展を支配するパラメーター

3.1 クリープき裂進展速度の評価

クリープき裂進展速度はき裂先端領域での応力やひずみ、その時間的な変化や温度、材料組織などの影響を受ける。このような背景のもとにこれまでに種々のパラメーターが提案されている。ここでは、これまで提案されている代表的なパラメーターで、本研究における CT 試験片のクリープき裂進展試験結果の評価のために用いたものを述べる。クリープき裂進展に関するパラメーター表示についての詳細は他文献^{4)~7)}を参照されたい。

3.2 応力拡大係数 K

クリープき裂進展に関する取扱いにおいて最も初期から使われたパラメーターである⁸⁾。これはき裂先端近傍の応力場が線形破壊力学ないし小規模塑性条件によって規定されるという仮定による取扱いである。本研究では、CT 試験片についての K の算出は ASTM E399 に従って次式を用いて行った；

$$K = \frac{P}{B_1 \sqrt{W}} f(a/W) \dots\dots\dots (4)$$

$$f(a/W) = \frac{(2+a/W)}{(1-a/W)^{3/2}} \{0.886 + 4.64(a/W) - 13.32(a/W)^2 + 14.72(a/W)^3 - 5.6(a/W)^4\} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 P は荷重、 W は Fig. 1 に示した試験片の板幅、 a はき裂長さである。 B_1 はサイドグループを持つ試験片の見掛けの板厚であり、次式から計算した⁹⁾；

$$B_1 = \sqrt{B \cdot B_N} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 B は Fig. 1 に示した試験片の板厚、 B_N はサイドグループ底の板厚である。

3.3 正味断面応力 σ_{net}

このパラメーターによる取扱いはき裂先端の応力集中が緩和されて、ほぼ一様応力となっていると仮定していることになる。すなわち、クリープき裂進展はき裂先端

を含む試験片全断面の平均応力に支配されると仮定していることになる。本研究において、CT 試験片の σ_{net} は次式から求められた¹⁰⁾；

$$\sigma_{net} = \frac{P}{B_1(W-a)} \left\{ 1 + 3 \left(\frac{W+a}{W-a} \right) \right\} \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 B_1 は式(6)で計算される見掛けの板厚である。

3.4 C^* パラメーター

非線形破壊力学パラメーター J 積分¹¹⁾ が時間とともに変化するとした取扱いが提出され、クリープ変形している物体のき裂先端の応力場を、このパラメーターで表したものが C^* パラメーターと呼ばれるものである¹⁰⁾¹²⁾¹³⁾。クリープ変形が大規模 (Extensive) である場合、荷重線変位速度 ($\dot{\delta}$) は

$$\dot{\delta} = C_n P^n \dots\dots\dots (8)$$

と表される。ここで、 C_n はクリープ変形している物体のコンプライアンスである。このような条件下では、 C^* は荷重線変位速度 ($\dot{\delta}$) を使って次式のように簡便に算出される¹⁴⁾¹⁵⁾；

$$C^* = \frac{P \dot{\delta}}{B_N W} \eta \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 η は無次元因子である。本研究では CT 試験片の場合の η として次式¹⁶⁾を用いた；

$$\eta = \frac{1}{1-a/W} \cdot \frac{n}{n+1} \left(\gamma - \frac{\beta}{n} \right) \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 n は式(3)における指数であり、 γ 及び β は次のようである¹⁷⁾；

$$\gamma = \frac{2(1+\alpha)(1+a/W) + \alpha(1-a/W)}{1+\alpha^2} \dots\dots\dots (11)$$

$$\beta = \frac{\alpha}{\alpha + \left(\frac{1+a/W}{1-a/W} \right)} \dots\dots\dots (12)$$

$$\alpha = \sqrt{\{2a/(W-a)\}^2 + 2\{2a/(W-a)\} + 2 - \{2a/(W-a) + 1\}} \dots\dots\dots (13)$$

CT 試験片の場合の η に関しては上記の関係のほかにも種々の値が提案されているが^{12)15)18)~20)}、それらの値の間の相違は小さいようである²¹⁾。

3.5 C_t パラメーター

き裂先端でクリープ変形が進むに連れ、小規模 (Small scale) クリープ状態からき裂先端の広範囲にクリープ変形が生じる大規模 (Extensive) クリープへと遷移する。この遷移までのクリープき裂進展を記述しようとするのが C_t パラメーターである²²⁾。本研究では次式を用いて C_t を算出した²³⁾²⁴⁾；

$$C_t = \frac{P \dot{\delta}}{B_N W} \frac{F'}{F} - C_{ss}^* \left(\frac{F'/F}{\eta} - 1 \right) \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 F は応力拡大係数 K を算出する時の形状因子 $f(a/W)$ である。また F' は $df(a/W)/d(a/W)$ であり、CT 試験片の場合は式(5)から次のようになる；

$$\frac{F'}{F} = \left\{ \frac{1}{2+a/W} + \frac{3}{2} \frac{1}{(1-a/W)} \right\} + \frac{g_1}{g} \quad \dots\dots (15)$$

$$g = 0.886 + 4.64(a/W) - 13.32(a/W)^2 + 14.72(a/W)^3 - 5.6(a/W)^4 \quad \dots\dots (16)$$

$$g_1 = 4.64 - 26.64(a/W) + 44.16(a/W)^2 - 22.4(a/W)^3 \quad \dots\dots (17)$$

ここで、 C^*_{ss} は大規模 (Extensive) クリープでの C^* であり、そのような状態での荷重線変位速度 ($\dot{\delta}_{ss}$) を使って求められる;

$$C^*_{ss} = \frac{P\dot{\delta}_{ss}}{BW} \eta \quad \dots\dots (18)$$

上式中の η は式(10)から計算される。なお、式(10)で η を計算する場合に、 γ 及び β は式(11)及び(12)を使わずに次式から求めた;

$$\gamma = 2.0 + 0.9717(a/W) - 0.9756(a/W)^2 - 0.6371(a/W)^3 + 0.6352(a/W)^4 \quad \dots\dots (19)$$

$$\beta = 0.2932 - 0.7261(a/W) + 0.4889(a/W)^2 + 0.0369(a/W)^3 - 0.09324(a/W)^4 \quad \dots\dots (20)$$

C_t パラメーターと同様に小規模クリープから大規模クリープへの遷移までのクリープき裂進展を取り扱うパラメーターとして次式のような $C(t)$ パラメーターが提案されている²²⁾²⁵⁾;

$$C(t) = C^*(1 + t_1/t) \quad \dots\dots (21)$$

$$t_1 = \frac{K^2(1-\nu)}{(n+1)EC^*} \quad \dots\dots (22)$$

ここで、 ν はポアソン比、 t は時間である。本研究では、 $C(t)$ パラメーターを用いた評価は行われなかった。

3.6 Q^* パラメーター

高温での時間依存型の破壊は熱活性化過程として扱われることがすでに示されている²⁶⁾。高温クリープき裂進展が熱活性化過程に基づくとすれば、き裂進展速度は次式のように表示される⁷⁾;

$$\frac{da}{dt} = A_r \exp(Q^*) \quad \dots\dots (23)$$

すなわち、 Q^* パラメーターは高温き裂進展速度を自由エネルギーで表した熱活性化過程の式での Exponential の指数である。応力、温度及び試験片寸法の効果は式(24)のように表される⁷⁾。なお、本取扱いではき裂先端の応力場を一般に非線形 (弾塑性非線形破壊力学) としており、かつ、大規模クリープ状態をも含んでいる⁷⁾;

$$Q^* = \frac{M \log\left(\frac{K}{K_r}\right)}{RT} + m \log \sigma_g - l \log\left(\frac{W}{W_0}\right) \quad \dots\dots (24)$$

$$K_r = G\sqrt{b} \exp(\Delta H_f/M) \quad \dots\dots (25)$$

ここで、 T は絶対温度、 R はガス定数、 G は剛性率、 b はバーガースベクトル、 M 、 m 、 l 及び ΔH_f は定数である。また、 K は式(4)及び(5)から計算される。 σ_g は公称(巨視)応力 (Gross stress) であり、したがって、曲げを

考慮して次式で与えられる;

$$\sigma_g = \frac{P}{B_1(W-a_0)} \left\{ 1 + 3 \left(\frac{W+a_0}{W-a_0} \right) \right\} \quad \dots\dots (26)$$

ここで、 a_0 は初期き裂長さである。本供試材の 1Cr-Mo-V 鋼について求められた Q^* を次式に示す;

$$Q^* = \frac{33.02 \times 10^3}{T} \log \frac{K}{174} - 27.70 \log \frac{K}{70} - 6.067 \log \sigma_g - 5.324 \log \frac{W}{50.8} \quad \dots\dots (27)$$

上式では試験片寸法効果因子の中で板幅 (W) の影響が考慮されている。板厚 (B) の効果についての検討結果は後報にゆずる。このパラメーターは K 、 σ_g 、 W 、 T などを独立変数とし、Explicit な関数として表示可能である点が一つの特徴である。

4. 共同研究の結果

4.1 クリープき裂進展試験結果

クリープき裂進展試験から得られたき裂長さ ($\Delta a = a - a_0$) と時間 (t) との関係及び荷重線変位 (δ) と時間 (t) との関係を Fig. 4 に示す。ここで、 a は式(1)を用いて電気ポテンシャル法による電位差測定から算出し、試験後の破面観察によって補正して求めた。Fig. 4 には板幅 (W) が 50.8 mm、板厚 (B) が 25.4 mm の試験片について 538°C でクリープき裂進展試験を行ったときの Δa と δ の時間変化を示してある。試験寿命

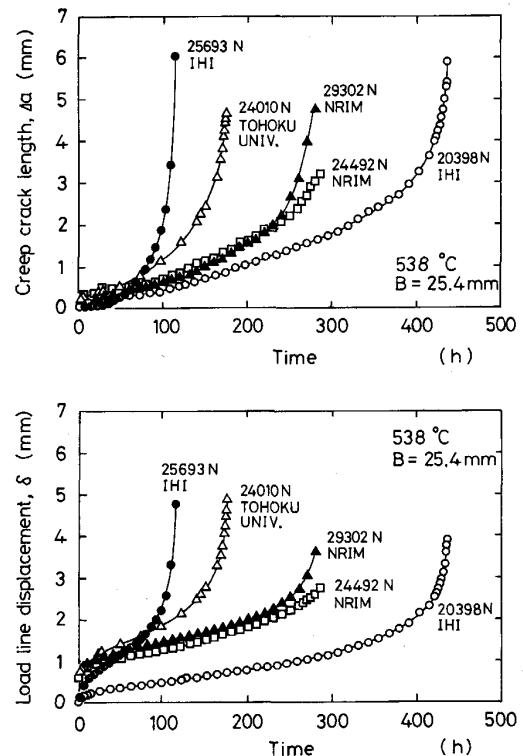


Fig. 4. Changes in creep crack length (Δa) and load line displacement (δ) of specimens of 50.8 mm in width and 25.4 mm in thickness tested at 538°C.

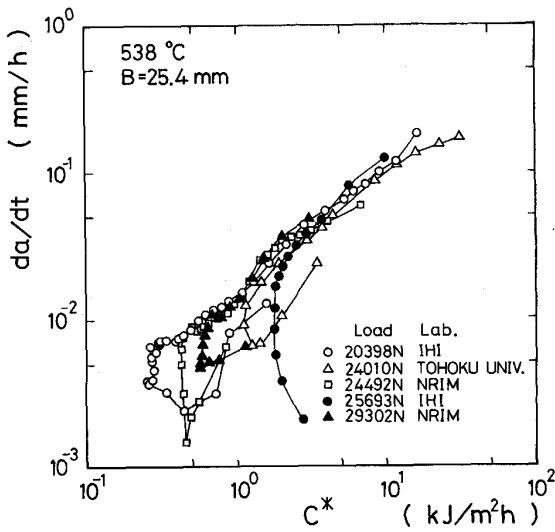


Fig. 5. Creep crack growth rate vs. C^* relations obtained from test results shown in Fig. 4.

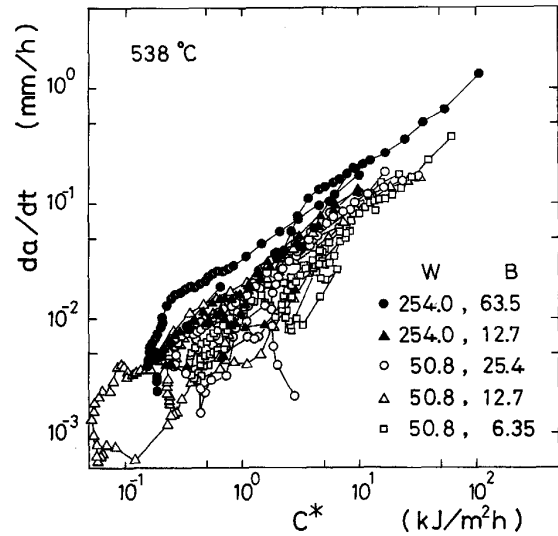


Fig. 6. Specimen size effect on creep crack growth rate at 538°C evaluated by C^* parameter.

(破断直前の、中断するまでの時間)は試験荷重 (P) の低い方が長い傾向があるが、そうでない結果もみられる。これは初期き裂長さ (a_0) が計画どおりに入らなかったものもあるためと考えられる。図に示すように、 Δa 及び δ はクリープ曲線と同様に遷移、定常、加速を示すが、中には遷移域のほとんど示さない結果もみられる。他の寸法の試験片や 594°C の試験でも Fig. 4 と同じような結果が得られた。

4.2 クリープき裂進展試験結果の担当機関間比較

本研究で得られたデータについて担当機関間の比較を行い、クリープき裂進展速度評価結果の機関差を調べた。Fig. 5 は、Fig. 4 に示した試験結果について、クリープき裂進展速度を C^* パラメーターで評価した場合の結果を示す。クリープき裂進展速度 (da/dt) 及び荷重線変位速度 ($\dot{\delta}$) は速度を求める時間の前後 3 データ点、合計 7 データ点について 2 次方程式を回帰させ、その方程式を微分することにより算出した (7 points incremental polynomial method)。き裂の進展初期には $da/dt-C^*$ 関係は複雑な挙動を示すが、加速域での $da/dt-C^*$ 関係は狭いばらつきの幅にまとまっており、機関差はみられない。この結果は板厚 (B) が薄い試験片でも、また 594°C でも同様であった。

本研究に参加した担当機関の試験方法には、前述のように荷重線変位の測定方法の違い、電気ポテンシャル法における電流値の違いや初期き裂長さ (a_0) の違いがあるが、本共同研究での試験条件の範囲内では、このような試験方法の違いは試験評価結果に対してほとんど影響を及ぼしていない。

Fig. 5 に示すように、同じ形状寸法の試験片についてのクリープき裂進展試験結果を C^* パラメーターで評価した場合、加速域でのクリープき裂進展速度に関し

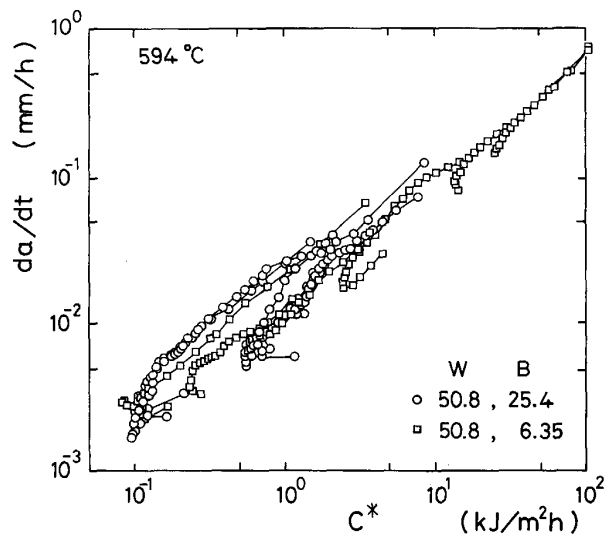


Fig. 7. Specimen size effect on creep crack growth rate at 594°C evaluated by C^* parameter.

ては荷重 (P) 依存性は認められない。

4.3 クリープき裂進展速度に及ぼす試験片寸法の影響

C^* パラメーターを用いたときのクリープき裂進展速度に及ぼす試験片寸法の影響を調べた。Fig. 6 及び Fig. 7 にそれぞれ 538°C 及び 594°C の結果を示す。Fig. 6 中には大型 CT 試験片の結果も同時に示した。Fig. 6 において、板厚 (B) が 12.7 mm の標準 CT 試験片と大型 CT 試験片の $da/dt-C^*$ 関係 (図中の▲と△印) はほぼ等しく、板幅 (W) の影響は認められないが、標準 CT 試験片及び大型 CT 試験片ともに板厚が厚くなるほど同一の C^* に対して da/dt の値は大きくなっている。Fig. 7 の 594°C の標準 CT 試験片についても板厚が厚いほどクリープき裂進展速度は大きい。以

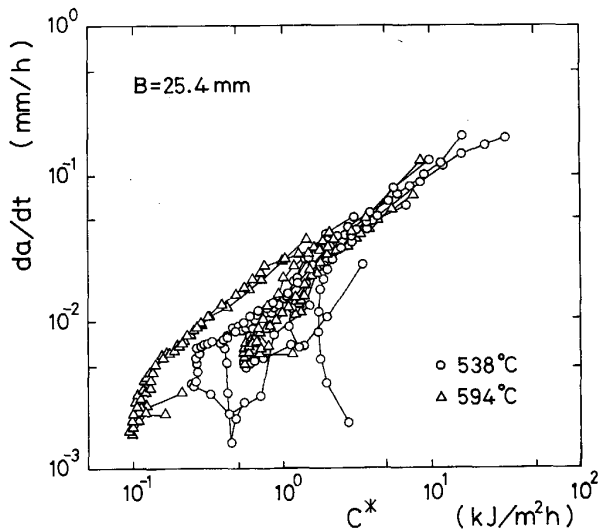


Fig. 8. Testing temperature effect on creep crack growth rate for standard CT specimens evaluated by C^* parameter.

上のように、クリープき裂進展速度を C^* パラメーターを用いて評価した場合、クリープき裂進展速度は CT 試験片の板幅よりも板厚の影響が大きい。すなわち板厚が厚くなるほどクリープき裂進展速度は大きくなり、板厚の効果は無視できない。本研究の結果と同じ傾向は EGF の結果でもみられる²⁰⁾。

4.4 クリープき裂進展速度に及ぼす温度の影響

C^* パラメーターを使ってクリープき裂進展速度に及ぼす温度の影響 (538°C, 594°C) を調べた。Fig. 8 は板厚 (B) が 25.4 mm の場合を示す。き裂の初期には複雑な挙動がみられる。加速域での $da/dt-C^*$ 関係における温度の影響はばらつきの範囲である。この様相は板厚が 6.35 mm の CT 試験片の場合も同様であった。温度の影響を検討する場合、同一荷重について調べることが必要である。本研究では同一荷重について検討したデータは少ないが、実験温度範囲内では、 C^* パラメーターで評価した場合、クリープき裂進展速度に及ぼす温度の影響はみられないようである。しかし、SUS304 については 600°C~700°C の範囲で同一荷重の結果を C^* 評価すると、ほぼ系統的に温度の下がるほど da/dt が高くなっている²⁷⁾、 C^* を用いる場合に温度の影響に留意する必要がある。

5. クリープき裂進展速度を評価する各種パラメーターの検討

本共同研究で得られたクリープき裂進展試験結果について、3章で記述した各種のパラメーターを用いて評価した。評価は本共同研究で現在までに得た全データを対象とした。Table 3 はそれらデータの試験条件 (温度, 荷重, 試験片の板幅及び板厚, 担当機関) を示すとともに、評価結果を表示するため以下の図に使用した試験条

Table 3. Creep crack growth testing conditions and plot symbol used for presentation of test results in Fig. 9 to 13.

Temp. (°C)	Load (N)	W (mm)	B (mm)	Symbol	Laboratory	
538	6 374	50.8	6.35	○	IHI	
	5 296			◐		
	6 017			◑	Tohoku Univ.	
	6 634			◒		
	5 498			◓	NRIM	
	15 621			△		
	13 896	50.8	12.7	▲	NRIM	
	11 005			▲		
	25 693			□		
	20 398	50.8	25.4	◻	IHI	
	24 010			◼		
	29 302			◽	Tohoku Univ.	
	24 490			◾		
	65 523			254.0	12.7	▲
56 046	▼					
308 229	●					
594	262 032	254.0	6.35	■	NRIM	
	5 296			◇		
	4 707	50.8	6.35	◆	IHI	
	2 844			◆		
	2 256			◆		
	3 626			◆	Tohoku Univ.	
	2 460			◆		
	14 494			50.8	25.4	▽
	9 659	▽				
	11 736	▽	Tohoku Univ.			
	15 259	▽				
11 123	▽	NRIM				

件ごとの記号を示す。白印, 半白半黒印及び◆印は標準 CT 試験片の, ◆印を除く黒印は大型 CT 試験片の結果を表す。

応力拡大係数 K を用いて評価した結果を Fig. 9 に示す。標準 CT 試験片による $da/dt-K$ 関係はほぼ温度によって、すなわち 538°C と 594°C との 2 群に分かれているようである。同じ形の記号、すなわち同一温度、同一試験片寸法 (板厚) について比較すると、荷重が小さいほど同じ K 値に対して da/dt は大きくなっている。大型 CT 試験片の K 値は同じ da/dt を生ずる標準 CT 試験片の K 値の約 2 倍となっている。大型 CT 試験片について $da/dt-K$ 関係をみると板厚の効果は明らかでない。CT 試験片で得られるクリープき裂進展速度を K で評価する場合、温度、荷重及び試験片板幅の影響が顕著に現れるようである。SUS304 においては温度、荷重及び試験片板幅効果が規則的に現れている²⁸⁾。

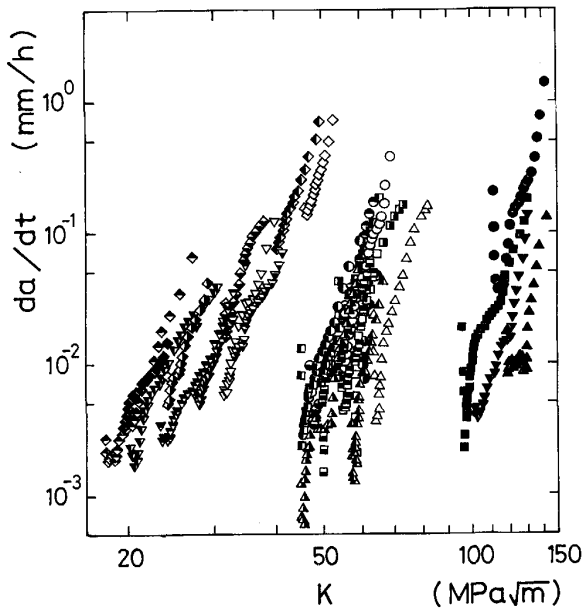


Fig. 9. Creep crack growth rate plotted against stress intensity factor K .

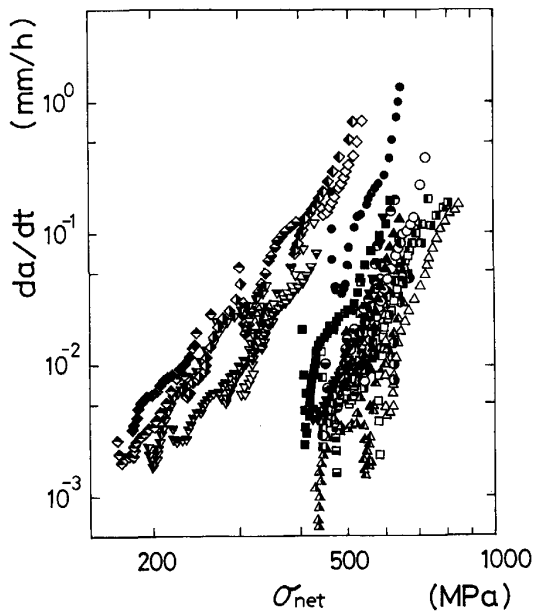


Fig. 10. Creep crack growth rate plotted against net section stress σ_{net} .

正味断面応力 σ_{net} で評価した結果を Fig. 10 に示す。 da/dt - σ_{net} 関係も K の場合と同様に温度によってほぼ 2 群に分かれる。同一温度及び同一試験片寸法の場合、荷重が低いほどクリープき裂進展速度は大きい。標準 CT 試験片の da/dt については試験片板厚効果の規則性は明瞭でない。大型 CT 試験片の da/dt は同じ σ_{net} 値に対して標準 CT 試験片の da/dt よりもやや大きい。大型 CT 試験片の場合に板厚の厚い方が da/dt は大きくなっている。

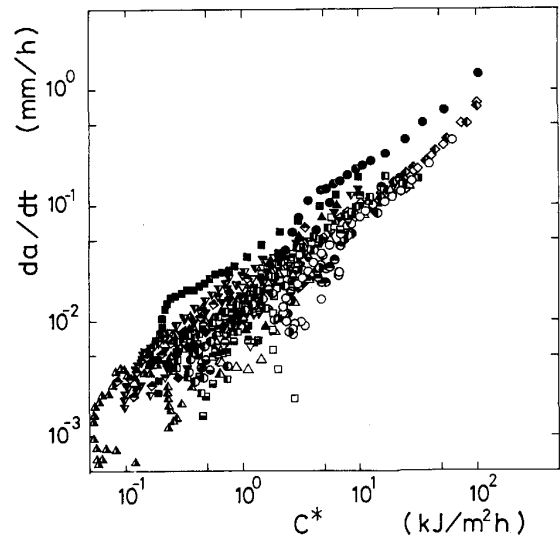


Fig. 11. Creep crack growth rate plotted against C^* parameter.

C^* パラメーターを用いて評価した結果を Fig. 11 に示す。 C^* を用いた評価では、本実験範囲内にて、同一荷重について比較することなしに温度の影響を調べた結果では、その効果はばらつきの範囲内である。また、試験荷重や試験片板幅の影響もみられない。しかし、4.3 節で述べたように CT 試験片の板厚効果がみられ、同一の C^* 値に対して CT 試験片の板厚が厚いほど da/dt は大きくなっている。板厚の増加に伴うクリープき裂進展速度の増加は板厚方向の変形の拘束による見掛けの破断延性値の低下に起因していると解釈されている²⁹⁾。

da/dt - C^* 関係にはき裂の進展に伴って、き裂進展の初期に C^* 値が低下し、その後反転して C^* 値が増加する現象、すなわちノーズ部がみられる。 K 及び σ_{net} を用いた評価では、Fig. 9 及び 10 に示したように、 C^* パラメーターの場合と異なり、き裂進展に伴ってこのような現象は認めにくい。

C_i パラメーターを用いて評価した結果を Fig. 12 に示す。本研究の範囲では C_i による評価結果は Fig. 11 に示した C^* による評価結果とほぼ同じ傾向を示している。ただし、同一の da/dt を生ずる C_i 値は C^* 値とはやや異なるが、本研究のように式(9)を用いて試験結果から C^* 値を算出する場合には、両パラメーターの間に著しい違いは見いだせない。したがって、クリープき裂進展試験結果を評価する立場からは C_i パラメーターは C^* によるものとほぼ同様な特性を与えることになる。

Q^* パラメーターを用いて評価した結果を Fig. 13 に示す。図の Q^* 値の計算は式(27)を用いて行った。 Q^* を用いた評価では、Fig. 13 に示すように温度効果、試験荷重及び試験片板幅に無関係に一本の直線にて表されることが特徴の一つである⁷⁾²⁷⁾。現在、試験片板厚の影

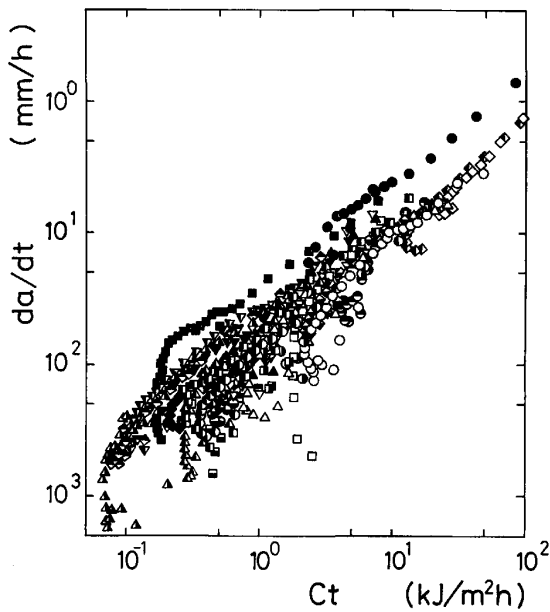


Fig. 12. Creep crack growth rate plotted against C_t parameter.

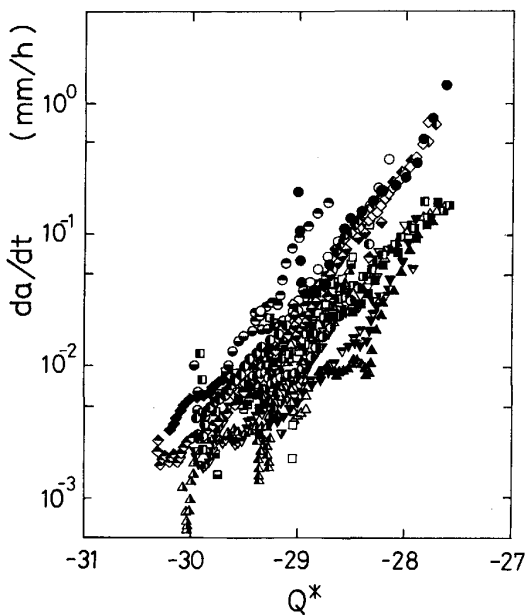


Fig. 13. Creep crack growth rate plotted against Q^* parameter.

響をも含むように Q^* の式を構成しつつある。パラメータの中に温度、試験荷重、試験片板幅が Explicit に入っている点が C^* や C_t の場合と異なる。低き裂進展速度域では、 C^* や C_t パラメータによるよりも精度良く評価できそうである。

クリープき裂進展速度を評価するパラメータの有効性は、各種の試験片形状、温度、荷重、き裂長さなどについてできるだけ広い範囲で、それら因子の効果を独立変数として明確にさせ、できるだけばらつきが少なく表

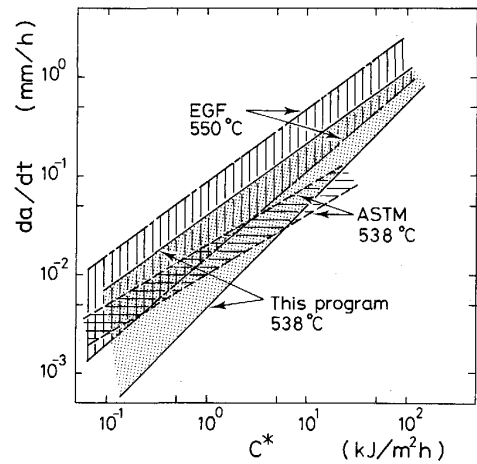


Fig. 14. Comparison of creep crack growth rate data obtained in this program with ASTM and EGF program.

示できることで判断される。板厚効果に関しては本研究の第Ⅱ期で更に検討する予定である。

6. 外国グループとのデータの比較

本研究で得られた Cr-Mo-V 鋼に関するクリープき裂進展速度のデータと ASTM, EGF におけるそれらデータについて、 C^* パラメータを用いて評価した結果を Fig. 14 に示す。同一種類の直線(実線、破線、一点鎖線)はそれぞれのグループのデータのばらつきの上限と下限を示す。ASTM と EGF の結果は WEBSTER の評価結果に基づく¹⁹⁾。図に示した $da/dt-C^*$ 関係には、各グループによる温度、試験データ数、試験片形状(EGF では CCT 試験片の結果を含む)、試験片寸法の違いなどから生ずるばらつきを含んでいる。また、本研究グループの結果にはクリープき裂成長の初期段階のデータも含んでおり、ASTM や EGF よりもばらつきが低き裂進展速度域で大きくなっている。これら3グループを含めたデータのばらつきは10のオーダー程度あるが、今後さらに研究を重ね、精度のよい評価式を得ることにより、本国際共同研究で定めた試験方法は実用に供する見通しがあると言えるであろう。

7. き裂初期成長特性

クリープき裂進展試験結果を C^* パラメータを用いて評価した場合に、き裂進展の初期の $da/dt-C^*$ 関係に、Fig. 5~8 や Fig. 11 に示したように、 C^* 値の増加とともに勾配が漸減したり、場合によっては負の勾配を持つ特性が現れた。この特性は、本共同研究を実施している過程で低 C^* 値領域(一般的には負荷の初期段階)でのテール部(ノーズ部)の出現として見出されたものである。出現機構としてクリープ変形(荷重線変位)の経時的特性とき裂進展の経時的特性の相対的關係

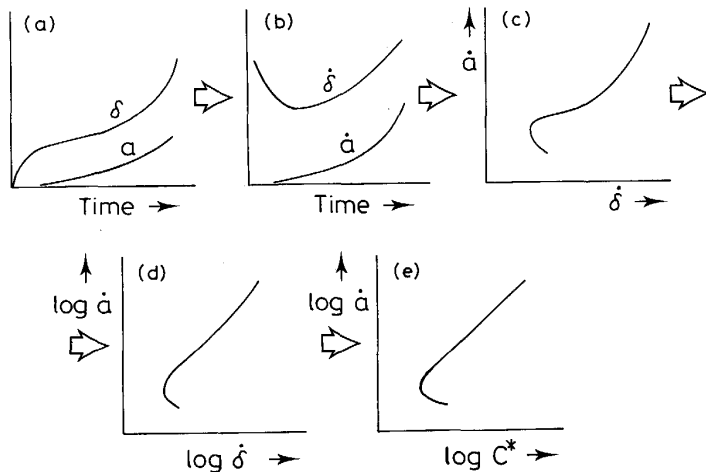


Fig. 15. Schematic illustration of evaluating method concerning tail part of da/dt vs. C^* plot.

によるとの提案がなされている (Fig. 15)³⁰⁾. この現象は実用上のデータの取扱いと絡んで、今後更に検討すべき重要研究課題と考えられ³¹⁾, VAMAS・クリープき裂成長 TWP の第Ⅱ期研究計画の中にも含まれている。

8. ま と め

VAMAS クリープき裂成長に関する国際共同研究の概要と国内の対応について、本共同研究グループで実施した試験及び得られた試験結果を基にして記述した。そして、本共同研究で用いたガイドラインに基づく共通の試験方法及び評価方法を使うことによって、有効なクリープき裂進展速度データが得られることの可能性を明らかにした。各種のパラメーターの得失については、今後更にデータの蓄積をはかって、ばらつきの大小の比較、パラメーターの合理性、実用性、適用しやすさなどの点から研究を進める必要があると思われる。また、本研究では高延性材料 Cr-Mo-V 鋼の場合についてのクリープき裂進展速度評価に対するパラメーターの有効性を検討したが、この結果が脆性材料についても適用できるかどうかの検討が必要である。平成元年度からの第Ⅱ期研究では、この点に関して IN100 超合金を用いて、クリープき裂進展の共同研究を実施する計画である。

終わりに当たり、本研究立案の段階でクリープき裂進展研究に関する国内の専門家として貴重な御意見をいただきました京都大学大谷隆一教授、筑波大学小寺沢良一教授、大阪大学大路清嗣教授に感謝致します。また、本研究を VAMAS プロジェクトの一環として実施するに際し、御協力いただきました金属材料技術研究所元科学研究官金尾正雄博士及び損傷機構研究所新谷紀雄室長に感謝致します。更に、実験遂行、データ解析の一部について協力いただいた東北大学工学部大学院学生西原哲夫氏、山奥利昭氏 (現:三菱重工(株)) に感謝致します。

本報告は、科学技術庁の昭和 62, 63 年度科学技術振興調整費による「新材料の試験評価技術に関する国際共

同研究」の一環として行った研究の成果である。

文 献

- 1) 金尾正雄, 新居和嘉, 新谷紀雄: 鉄と鋼, **74** (1988), p. 207
- 2) A. SAXENA and T. HOLLSTEIN: VAMAS Creep Crack Growth, A State-of-the-Art Report, Issue 1, ed. by T. B. GIBBONS (1989), p. 3 [National Physical Laboratory]
- 3) H. H. JOHNSON: Materials Research and Standard, **5** (1965), p. 442
- 4) H. RIEDEL: Fracture at High Temperature (1987), p. 261 [Springer-Verlag]
- 5) 大谷隆一: 環境・高温強度学 (大谷隆一・駒井謙治郎共編) (1984), p. 309 [オーム社]
- 6) G. A. WEBSTER: Engineering Approaches to High Temperature Design, ed. by B. WILSHIRE and D. R. J. OWEN (1983), p. 1 [Pineridge Press]
- 7) A. T. YOKOBORI, Jr. and T. YOKOBORI: Advances in Fracture Research, Proc. ICF7, ed. by K. SALAMA, K. RAVI-CHANDAR, D. M. R. TAPLIN and P. RAMARAO, Vol. 2 (1989), p. 1723 [Pergamon Press]
- 8) M. J. SIVERNS and A. T. PRICE: Int. J. Fracture, **9** (1973), p. 199
- 9) C. N. FREED and J. M. KRAFFT: J. Materials, **1** (1966), p. 770
- 10) J. D. LANDES and J. A. BEGLEY: Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590 (1976), p. 128
- 11) J. R. RICE: Trans. ASME, J. Applied Mechanics, **35** (1968), p. 379
- 12) 大路清嗣, 小倉敬二, 久保司郎: 日本機械学会論文集 (第1部), **44** (1975), p. 1831
- 13) S. TAIRA, R. OHTANI and T. KITAMURA: Trans. ASME, J. Engng. Mat. and Tech., **101** (1979), p. 154
- 14) D. J. SMITH and G. A. WEBSTER: Elastic-Plastic Fracture, 2nd Symp.-Vol. I, Inelastic Crack Analysis, ASTM STP 803 (1983), p. I-654
- 15) R. KOTERAZAWA and T. MORI: Trans. ASME, J. Engng. Mat. and Tech., **99** (1977), p. 298
- 16) A. SAXENA, H. A. ERNST and J. D. LANDES: Int. J. Fracture, **23** (1983), p. 245
- 17) H. A. ERNST: Fracture Mechanics, 14th Symp.-Vol. I, Theory and Analysis, ASTM STP 791, ed. by J. C. LEWIS and G. SINES (1983), p. I-499
- 18) T. T. SHIH: Fracture Mechanics, 14th Symp.-Vol. II,

- Testing and Applications, ASTM STP 791, ed. by J. C. LEWIS and G. SINES (1983), p. II-232
- 19) G. A. WEBSTER: VAMAS Creep Crack Growth, A State-of-the-Art Report, Issue 1, ed. by T. B. GIBBONS (1989), p. 37 [National Physical Laboratory]
- 20) T. HOLLSTEIN and R. KIENZIER: Proc. MECAMAT, Int. Seminar on High Temperature Fracture Mechanisms and Mechanics, Dourdan-France (1987), p. III/79
- 21) 紀 博徳, 中島慶一, 山内英和: 日本材料学会第 22 回高温強度シンポジウム前刷集 (1984), p. 51
- 22) A. SAXENA: Fracture Mechanics, 17th volume, ASTM STP 905, ed. by J. H. UNDERWOOD, R. CHAIT, C. W. SMITH, D. P. WILHEM, W. A. ANDREWS and J. C. NEWMAN (1986), p. 185
- 23) C. -P. LEUNG, D. L. McDOWELL and A. SAXENA: Int. J. Fracture, **36** (1988), p. 275
- 24) K. BANERJI and A. SAXENA: VAMAS Creep Crack Growth, A State-of-the-Art Report, Issue 1, ed. by T. B. GIBBONS (1989), p. 57 [National Physical Laboratory]
- 25) R. EHLERS and H. RIEDEL: Advanced in Fracture Research, Proc. ICF5, ed. by D. FRANCOIS, Vol.2 (1981), p. 691 [Pergamon Press]
- 26) 横堀武夫: 材料強度学第 2 版 (1974), p. 242 [岩波書店]
- 27) T. YOKOBORI and A. T. YOKOBORI, Jr.: Advances in Fracture Research, Proc. ICF6, ed. by S. R. VALLURI *et al.*, Vol. 1 (1984), p. 273 [Pergamon Press]
- 28) A. T. YOKOBORI, Jr., T. YOKOBORI, T. KURIYAMA, T. KATO and Y. KAJI: Proc. Int. Conf. on Creep (1986), p. 135 [JSME, ASME, IME]
- 29) 田淵正明, 八木晃一, 田中千秋: 日本機械学会第 67 期全国大会講演会講演概要集, No. 890-50 (1989), p. 94
- 30) A. T. YOKOBORI, Jr. and T. YOKOBORI: Engineering Fracture Mechanics, **29** (1988), p. 931
- 31) 富士彰夫, 北川正樹: 日本機械学会第 67 期全国大会講演会講演概要集, No. 890-50 (1989), p. 96