

論 文

2.25Cr-1Mo 鋼のトンネル化したクリープ
き裂に対する電気ポテンシャル法の適用富士彰夫*・山谷 勇*・北川正樹*²・大友 暁*²Application of the Electrical Potential Method to Measurement of
Tunnelled Creep Crack Growth of 2.25Cr-1Mo Steel

Akio FUJI, Isamu YAMAYA, Masaki KITAGAWA and Akira OHTOMO

Synopsis:

The applicability of the electrical potential method to measuring tunnelled creep crack growth of 2.25Cr-1Mo steel at 540°C was investigated.

By dividing the changes in creep crack area with CT specimen thickness, through-the-thickness average crack extensions were obtained. The predicted crack extensions from electrical potential were equivalent to the three point averages of the measured crack extensions across the thickness on the fracture surfaces.

Crack growth rates of the tunnelled creep cracks were underestimated in comparison with the growth rates on the CT specimens with side grooves.

It was found that adjusting by the maximum measured extension of the tunnelled creep crack improved the relationship between the crack growth rate and C^* integral.

Key words: low alloy steel; creep; crack growth; fracture mechanics; measurement; mechanical testing.

1. 緒 言

高温構造機器の信頼性向上および寿命予寿命推定の精度向上のためにはクリープき裂伝播の破壊力学的検討が不可欠である。近年、クリープき裂伝播データの収集が盛んに行われるようになり、定常クリープ状態（または非定常）にある部材のき裂伝播挙動を支配する力学的パラメータに関する検討^{1)~4)}がなされている。一方、特に高温き裂長さの測定を主とする実験手法の検討が必要であると言われ、大がかりな国際ラウンドロビン試験も実施されている⁵⁾⁶⁾。

クリープき裂の特徴はき裂のトンネリング現象を呈することであり、仮に平均的なき裂長さを求めてもこれを用いて計算される力学量は板厚中央部の応力場に対し過小評価し、板厚表面の応力場に対して過大評価になることである⁷⁾。また試験片の表面で計測したき裂長さの情報は実際のき裂伝播挙動を正しく表していないとも言える。

ここでは、高温き裂長さの測定として用いられるよう

になつた直流電気ポテンシャル法を使つたクリープき裂伝播試験を実施し、き裂のトンネリング現象がき裂伝播速度に及ぼす影響について検討した。

電気ポテンシャル法は破壊靱性試験などにも良く用いられており⁸⁾、き裂長さの2次元解析である H. H. JOHNSON による式⁹⁾が CT (Compact Tension) 試験片形状に対しても適用できることがすでに知られている¹⁰⁾。

本実験では高温クリープき裂長さの測定に対して H. H. JOHNSON の解析式を用いて得られる平均的なき裂長さとの比較から得られる実際のき裂長さとの比較を行うことにより電気ポテンシャル法の有効性を検証した。その際サイドグループ (SG) を付与した場合の前縁が比較的平坦なき裂とそうでないトンネル化したき裂形状を比べることによりき裂伝播速度を計算する時のき裂長さの補正法についても検討した。

2. 実 験

2.1 供試材

供試材は 2.25Cr-1Mo 鋼であり化学成分および機械

昭和 61 年 10 月 9 日受付 (Received Oct. 9, 1986)

* 石川島播磨重工業(株)技術研究所 (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd., 3-1-15 Toyosu Koutou-ku, Tokyo 135)

*² 石川島播磨重工業(株)技術研究所 工博 (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.)

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties of material used (2.25Cr-1Mo steel 400 mm \times t forged).

Chemical compositions (mass %)								
Specification SA 336 F 22	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Mo
	0.14	0.53	0.10	0.004	0.003	0.16	2.45	1.03
Heat Treatment					Tensile properties			
1 070°C \times 18h WQ 650°C \times 8h AC 705°C \times 25.5h FC					Y. S.=425 MPa T. S.=560 MPa E ℓ .=29%, R. A.=80%			

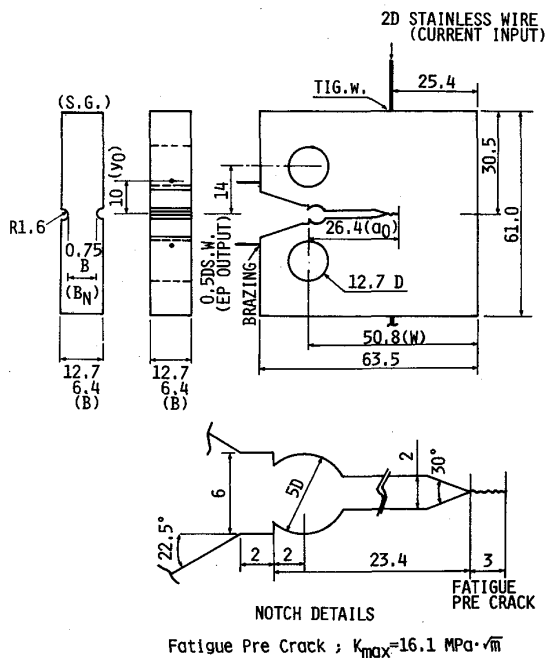


Fig. 1. CT specimen geometries for creep crack growth testing.

的性質を Table 1 に示した。

2.2 試験片

試験片は、1 T CT 試験片でありその形状を Fig. 1 に示した。板厚は 2 種類 (12.7 mm および 6.4 mm) であり、サイドグループ (SG) は板厚比 (B_N/B) が 0.75、曲率半径 1.6 mm の丸底とした。疲れ予き裂は約 3 mm の長さを導入し、予き裂先端での K_{fmax} は約 16 $MPa\cdot\sqrt{m}$ である。

2.3 試験装置および試験方法

Fig. 2 に示したクリープき裂伝播試験用装置を製作した。10 : 1 のレバー比、最大荷重容量 19.6 kN のクリープ試験機を用い、加熱炉には変位計を差し込むための直径 50 mm の穴を開けてある。変位計は試験片荷重線のナイフエッジに取りつけるための腕 (ハステロイ X) を持ち、炉外の差動変圧器 (LVDT) で変位測定を行う。またプルロッドの変位はダイヤルゲージを用いて計測し

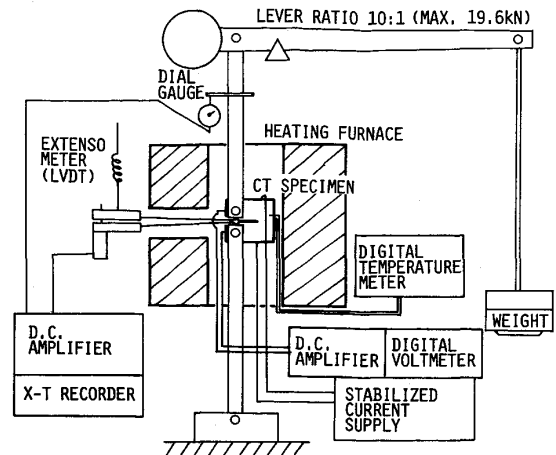


Fig. 2. Apparatus for creep crack growth testing.

た。

電気ポテンシャル法によるき裂長さの測定のためのリード線は、あらかじめ穴を開けた試験片のリード線取付け位置に、電流供給用リード線 (SUS 304, 直径 2 mm) は TIG 溶接し、出力測定用リード線 (SUS 304, 直径 0.5 mm) は銀ろう付けした。なおそれらの計器への取付けはリード線の一端をろう付けした銅板を用いた。

電気ポテンシャル法における供給電流は直流 10 A とし、試験期間中一定とした。クリープ試験中、き裂の進展に伴う電圧変化は 1000 倍の直流増幅器を用い、プリンターユニット付きの高感度デジタルボルTMeter によって測定した。また電圧変化は初期電圧 (昇温、荷重負荷時) に比べ非常に小さいため、直流増幅器にオフセット機能を持たせて電圧変化のみを測定した。熱起電力は試験開始時および定期的に、電流を遮断して測定したが試験片により異なり、 $-10 \sim -150 \mu V$ 程度であった。

試験は試験片が急速破断する前に中断し、その後室温にて繰り返し荷重により破断させ、板厚方向 8 分割の位置にて疲れ予き裂およびクリープ最終き裂長さを計測した。

2.4 試験条件

試験温度はすべて 540°C であり、荷重は 12.7 mm 厚 SG 無しの試験片が 12.3 および 10.4 kN, SG 有りが 10.8 および 9.1 kN とした。また 6.4 mm 厚試験片は、SG 無しが 5.3 および 5.1 kN, SG 有りが 4.6 および 4.4 kN とした。

3. 試験結果および考察

3.1 ビーチマーク法によるき裂長さの検証

電気ポテンシャル法を高温き裂長さの測定に用いる前に、室温における疲れき裂 (ビーチマーク法) を使って

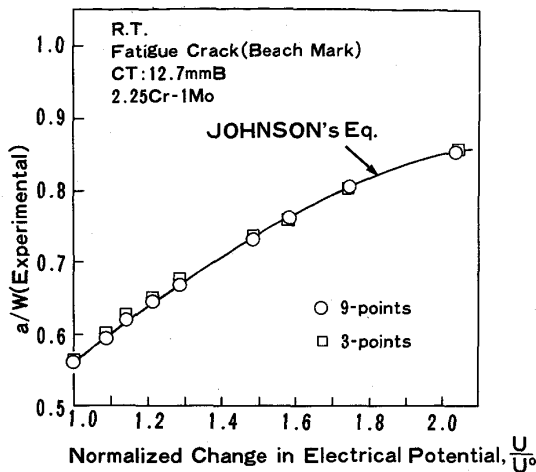


Fig. 3. Relation between electrical potential change and fatigue crack length (beach mark method).

検証を行った。電気ポテンシャル法の条件はクリープき裂伝播試験とまったく同じである。本実験で用いた H. JOHNSON の解析式⁹⁾は、(1)式である。

$$a = \frac{2W}{\pi} \times \cos^{-1} \left[\frac{\cosh(\pi y_0 / 2W)}{\cosh \left\{ \frac{U}{U_0} \cdot \cos^{-1} \left(\frac{\cosh(\pi y_0 / 2W)}{\cos(\pi a_0 / 2W)} \right) \right\}} \right] \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 a はき裂長さ (mm), a_0 は初期き裂長さ (mm), W は試験片幅 (mm), y_0 は電圧出力端子距離半長 (10 mm), U は電圧出力 (μV), U_0 は初期電圧 (μV) である。

初期電圧 U_0 は後述の高温クリープ試験の場合、試験開始時に測定した熱起電力を差し引いた値を使用している。

ビーチマーク法によるき裂長さの検証結果を Fig. 3 に示した。ビーチマーク法により実測したき裂長さ、(1)式を用いてポテンシャルの変化から計算した推定値と良く一致した。また疲れき裂の場合はき裂前縁が比較的平坦なことから板厚方向を8分割した9点平均き裂長さおよび3点平均長さ共に良く合う。以上の結果から(1)式の有効性が確かめられた。

3.2 高温クリープき裂伝播試験結果

Fig. 4 に 12.7 mm 厚 CT 試験片における試験時間と荷重線変位および(1)式を用いて計算したき裂長さの関係を示す。なお、き裂の進展図の中には力学的パラメーター (K_I, σ_{net}, C^* など) とき裂の伝播速度の関係を表示する際に使用したデータ範囲を矢印で示した。

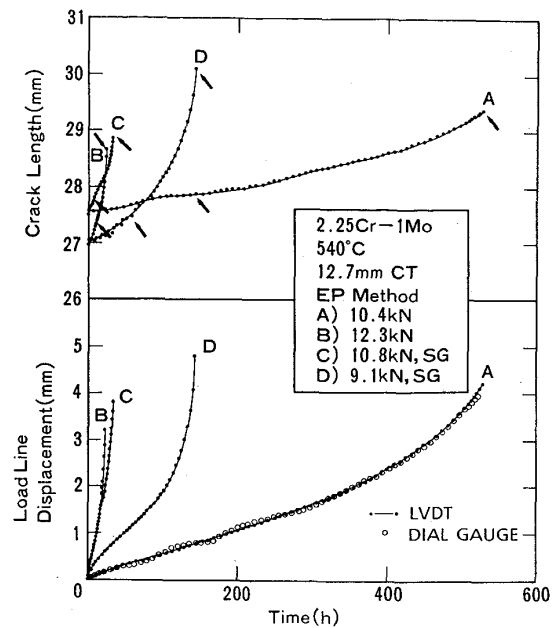
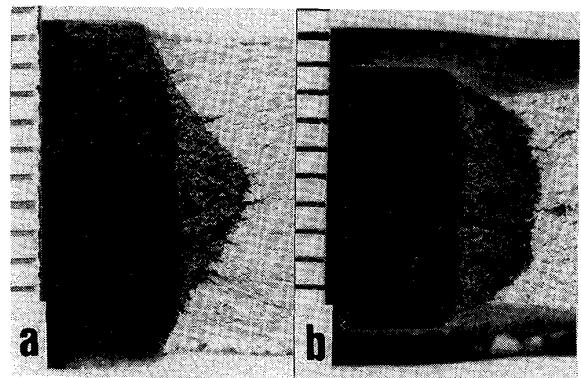


Fig. 4. Crack growth curves predicted by JOHNSON'S eq. and the change in load line displacement during creep of the 12.7 mm thick CT specimens at 540°C.



a : Non-SG 10.4 kN 532 h b : SG 9.1 kN 145 h

Photo. 1. Examples of fracture surface of 12.7 mm thick CT specimens a without and b with side grooves.

荷重線変位量は主として試験片のナイフエッジにおける変化を示したが、Fig. 4 では一部プルロッドに取り付けたダイヤルゲージにより測定した荷重線変位の時間変化をプロットした。プルロッドに取り付けたダイヤルゲージが示す量とナイフエッジにおける変位の間には定常時に大きな差が無く、プルロッド変位が荷重線変位として代替できることを示唆している。

3.3 クリープ最終き裂長さ実測値との比較

Photo. 1 に、12.7 mm 厚試験片における破面例を示す。そのうち a は、SG 無しの試験片の破面であり、クリープき裂は板厚の内部を伝播、すなわちトンネル化し

ていることがわかる。b は SG を付与した試験片であり、クリープき裂はわずかに表面近傍でトンネル化しているが、き裂前縁はほぼ平坦である。この傾向は板厚が 6.4 mm の試験片でも同様であった。

そこで、ポテンシャル変化と実際のき裂進展量の関係を求めるため Fig. 5 に示すように破面において板厚方向 8 分割の位置のき裂長さの計測を行った。Fig. 5 は SG 無しの試験片破面における計測方法を示すが、SG 有りの場合は SG 底の実断面において同様な計測を行った。疲れき裂に関しては前縁が平坦であることから 5 点平均値を基準とした。

最終のクリープき裂長さに対しては、それぞれ最大値 (a_{fmax})、3 点平均値 (a_{f3})、5 点平均値 (a_{f5}) および 9 点平均値 (a_{f9}) を求めた。

その最終き裂長さの実測値とポテンシャル変化から (1) 式を用いて推定したき裂長さの関係を Fig. 6 に示

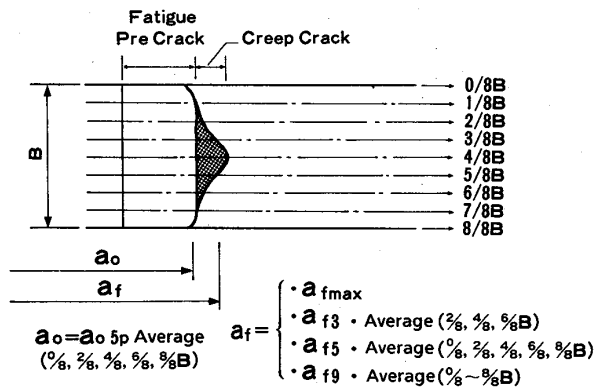


Fig. 5. Measurement of fatigue precrack and creep crack lengths on specimen fracture surface.

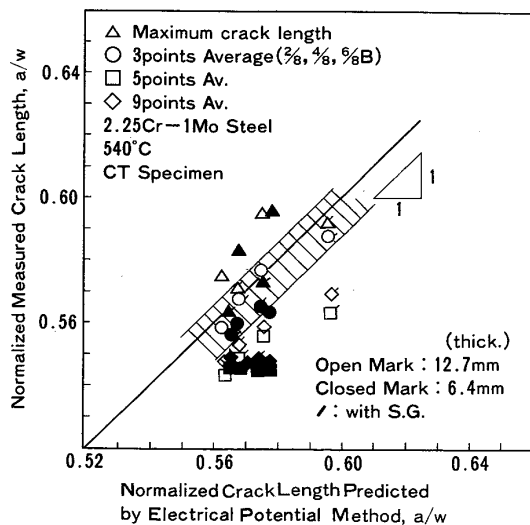


Fig. 6. Relations between predicted creep crack length by potential method and measured crack length.

した。

SG を付与した試験片においては実測した最終き裂長さの最大値、および 3 点平均値共 (1) 式から計算した推定値と非常に良く一致する。5 点、および 9 点平均値は SG 有りとはいえ、試験片両サイドのき裂長さを含むため、Photo. 1 からわかるように多少トンネル化の影響があり推定値より小さい値となる。

SG 無しの試験片においてはき裂のトンネル化があり、様相は異なる。すなわち実測した最終き裂長さの 3 点平均値 (a_{f3}) が (1) 式による推定値と良く一致した。すなわち電気ポテンシャル法により測定される平均的き裂長さとは、この場合き裂形状の 3 点平均値近傍を表していることが明らかとなった。

Fig. 6 における比較では、6.4 mm 厚すなわち板厚が薄い方の推定値は実測値より大きくなる傾向がある。これは電気ポテンシャル法における板厚効果として塑性変形量の違い (平面応力) がポテンシャル出力電圧に影響することを示唆している。

Fig. 7 は、初期出力電圧で無次元化したポテンシャル変化と、試験片端から予き裂先端までの距離で無次元化したき裂進展量との関係を示したものである。A. SAXENA によれば¹¹⁾、25.4 mm 厚の 1 T CT 試験片では鋼種や温度によらずこの関係は 1:1 になると言われている。本実験での結果を同時にプロットしたが、12.7 mm 厚試験片では、3 点平均値 (SG 有りの場合は最大値も含む) の勾配が 1/2 に、また 6.4 mm 厚試験片では 1/4 の勾配になる。すなわち板厚が減ると、同じ供

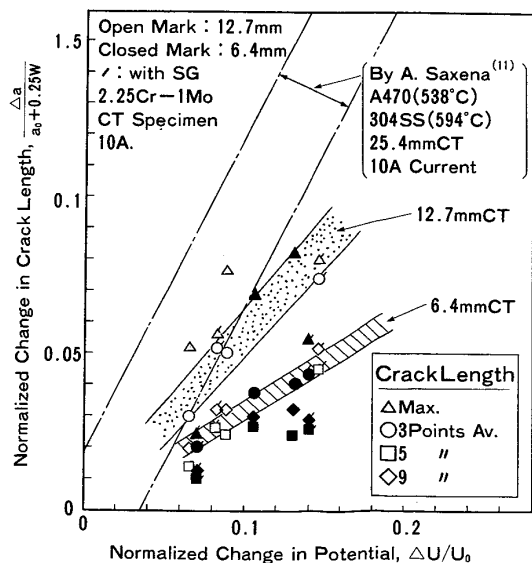


Fig. 7. Relations between the change in creep crack length and the change in electrical potential of 2.25Cr-1Mo steel at 540°C on 12.7 and 6.4 mm thick CT specimens.

給電流 (10 A) では電気ポテンシャルの初期電圧が大きくなるが、き裂進展に伴うポテンシャル変化がそれ以上に大きくなることを示している。その関係は(2)式のようにあらわすことができる。1 TCT 試験片で、き裂の進展量が小さい領域では、

$$\frac{\Delta a}{a_0 + 0.25W} = \frac{B}{25.4} (\Delta U / U_0) \dots\dots\dots (2)$$

である。ここで Δa (mm), ΔU (μ V) はそれぞれクリープき裂進展量, ポテンシャルの変化量を示す。(2)式の関係がわかっているならば、実験に際しポテンシャルの変化量の推定ができ、測定レンジの設定が可能となる。

トンネル化したき裂の電気ポテンシャル法における解析¹²⁾も行われているが、実際はき裂の形状のみばかりではなく試験片端面の塑性変形や開口量などにより、電氣的に複雑な挙動であると考えられる。事実、実際のリガメント面積減少率(トンネル化したき裂の残りの面積)とポテンシャルの変化率とは比例せず、むしろ3点平均値で計算した場合のリガメント面積減少率に比例した。

3.4 クリープき裂伝播速度

以上の測定値からクリープき裂伝播速度の計算を行ったが、き裂伝播速度および荷重線変位速度に関しては7点 Incremental-Polynomial 法に従った。また、き裂長さ、(1)式から求めた平均的き裂長さを使用した。

応力拡大係数 (K_I) については(3)式を使用した¹³⁾。

$$K_I = \frac{P}{\sqrt{B \cdot B_N} \cdot \sqrt{W}} f(a/W) \dots\dots\dots (3)$$

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

ここで B_N はサイドグループ底の板厚 (mm) である。正味断面公称応力 (σ_{net}) は、(4)式²⁾を使用した。

$$\sigma_{net} = \frac{P}{\sqrt{B \cdot B_N} (W-a)} \left(1 + \frac{3(W+a)}{W-a} \right) \dots (4)$$

ここで P は負荷荷重 (kN) である。

また C^* 積分は(5)式¹⁴⁾を使用した。

$$C^* = \frac{n}{n+1} \frac{P \cdot dv/dt}{B(W-a)} \left(\gamma - \frac{\beta}{n} \right) \dots\dots\dots (5)$$

ここで、

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

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

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

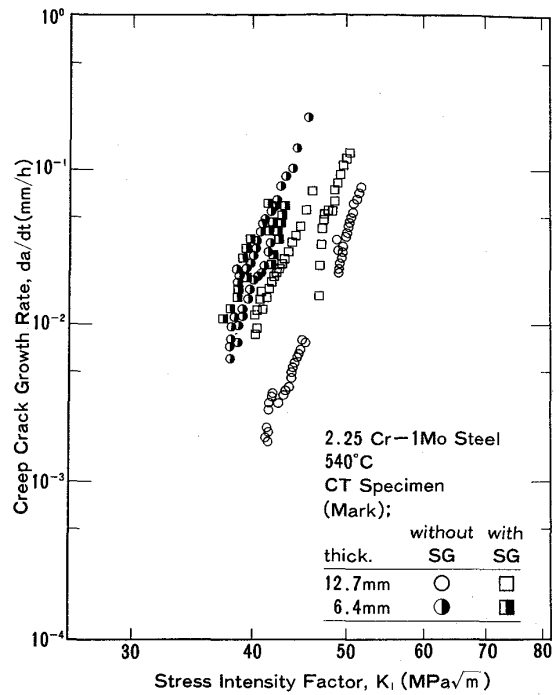


Fig. 8. Relations between stress intensity factor and creep crack growth rate for 2.25Cr-1Mo steel at 540°C.

n はクリープ式指数 (=7.8), dv/dt は荷重線変位速度 (mm/h) である。SG 有りの場合は $B \rightarrow B_N$ とする。

Fig. 8 に応力拡大係数 (K_I) とクリープき裂伝播速度の関係を示す。この場合板厚効果が見られ、試験片の板厚が大きいほど da/dt は小さくなる傾向がある。通常板厚が増すと平面ひずみ状態に近づき同じ K_I において da/dt が大きくなると考えられるが逆の結果を得た。クリープき裂の場合はき裂先端領域での塑性域、クリープ領域の大きさや応力緩和が関係する特有の現象であると思われる。また SG 付与の有無による差も見られ、SG の形状¹⁵⁾ による影響も予想される。また K_I による整理では試験片形状による差があることも知られている¹⁶⁾。

Fig. 9 は、正味断面応力 (σ_{net}) と da/dt の関係を示したものである。 K_I と同様板厚効果が見られ、き裂先端領域における応力、ひずみ (速度) 量と da/dt を関係づけるパラメーターとして適用できないことを示している²⁾。

Fig. 10 は、クリープき裂伝播を支配する力学的パラメーターとして有効¹⁷⁾ であると言われている C^* 積分と da/dt の関係を示したものである。 $da/dt-C^*$ の関係におけるすべての実験値が狭いバンド幅内におさまっており本実験では C^* が力学的パラメーターとして有効であることを示唆している。また試験片板厚の影響はな

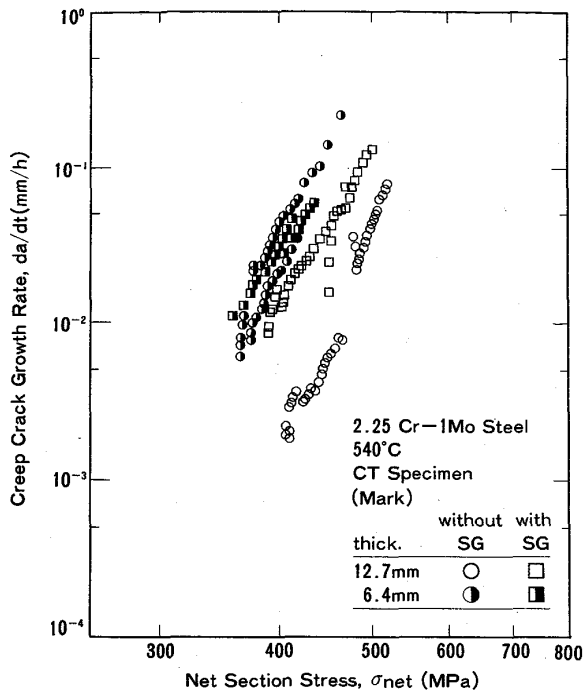


Fig. 9. Relations between net section stress and creep crack growth rate for 2.25Cr-1Mo steel at 540°C.

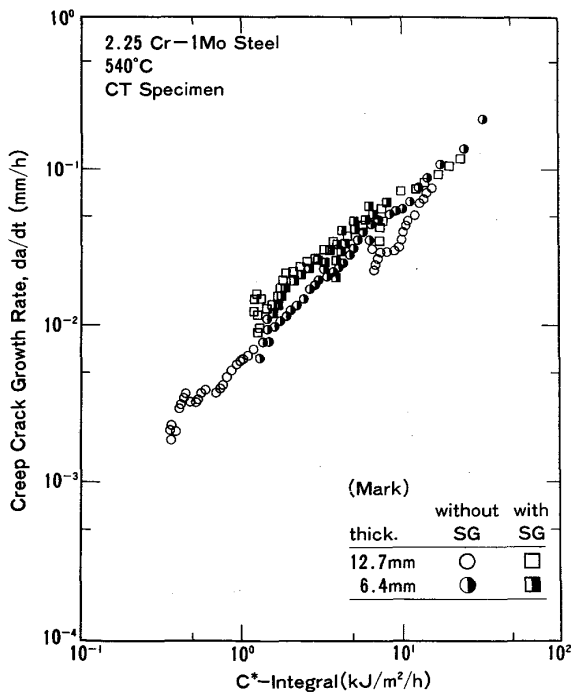


Fig. 10. Relations between C^* -integral and creep crack growth rate for 2.25Cr-1Mo steel at 540°C.

い。しかし SG を付与していない試験片すなわちトンネル化したき裂の da/dt は SG 有りの場合に比べ小さくなる傾向がある。これはやはり電気ポテンシャル法で計測される両者のき裂長さの差に起因するものと思われる

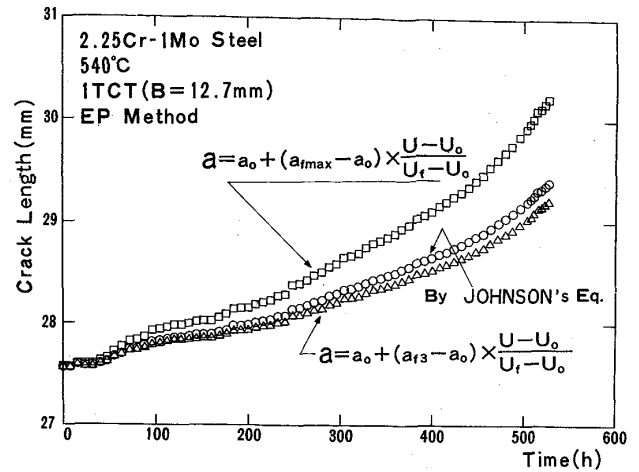


Fig. 11. An example of creep crack growth curves of a 12.7 mm thick specimen modified by final maximum crack length and averaged crack length in three points across the thickness.

る。Fig. 10 における全データ (183 点) の回帰式は $da/dt = 6.942 \times 10^{-3} (C^*)^{0.913}$ で表され、相関係数は 0.9440 であった。

3.5 き裂長さの補正

以上のことよりトンネル化したき裂に対して何らかの補正が必要である。そこで(6)式に示すようにき裂長さの計算として(1)式を用いずに、最終クリープき裂長さの最大実測値と電圧出力を用いて補正する。

$$a = a_0 + (a_{fmax} - a_0) \times \frac{U - U_0}{U_f - U_0} \dots\dots (6)$$

ここで a_0 は予き裂長さ (mm), a_{fmax} は最終クリープき裂長さの最大値 (mm), U_f は最終段階での電圧 (μV), U_0 は初期電圧である。これはある程度短いき裂では電気ポテンシャル変化とき裂の進展量の関係がほぼ直線となることから同じように a_{fmax} における進展量を直線補正する方法である。

(6)式を用いて補正した時の時間-き裂長さ曲線の一例 (板厚 12.7 mm, SG 無し) を Fig. 11 に示した。Fig. 11 には(1)式 (JOHNSON'S Eq.) を用いたき裂進展曲線および(6)式の a_{fmax} の代わりに a_{f3} (Fig. 6) を用いたき裂進展曲線も同時にプロットした。Fig. 7 でも示したように(1)式による推定値と a_{f3} を用いた補正値は良く一致する。

Fig. 12 はトンネル化したすべての試験片 (SG 無し) におけるき裂進展曲線を(6)式を用いて補正し da/dt - C^* の関係をプロットしたものである。SG 有りのデータは Fig. 10 で使用したものをそのままプロットしてある。その結果、Fig. 12 における全データ (183 点) を

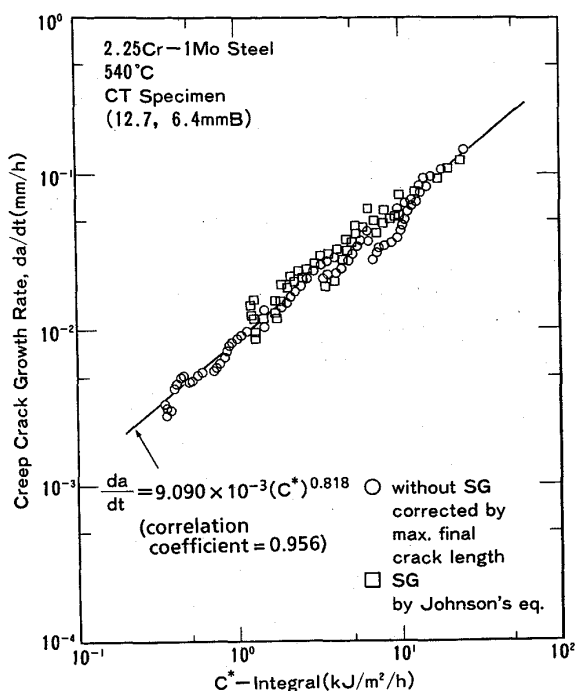


Fig. 12. Relations between C^* -integral and creep crack growth rate modified by the maximum final crack length on the specimens without side grooves for 2.25Cr-1Mo steel at 540°C.

用いた回帰式は $da/dt = 9.090 \times 10^{-3} (C^*)^{0.818}$, 相関係数は 0.956 となった。(6)式を用いて補正する前に比べ回帰直線の係数が異なる結果となった。なお Fig. 12 の関係式は紀らの結果¹⁸⁾(550°C)とも良く一致した。

すなわちトンネル化したき裂の伝播速度は(1)式で求めた平均的き裂長さを用いる限り過小評価されることになり(6)式を用いた補正が有効であることを示している。(6)式による補正では(5)式で示した C^* をわずかに大きくさせる傾向がある。き裂の伝播挙動を支配する応力場がき裂先端近傍にあることを考え合わせると最大クリープき裂長さを用いた補正はより実際に近い伝播挙動を表しているものと思われる。

また本実験ではクリープき裂進展量が小さかったため(2~3mm)補正による影響はわずかであったが、より長大なトンネルき裂に対してその効果は大きくなると考えられる。

3.6 力学的パラメーターについて

クリープき裂伝播挙動を支配する力学的パラメーターについては本実験で使用した C^* 積分や、遷移領域を考慮した C_t パラメーター³⁾、試験片形状や温度によらず一定の関係が得られる Q^* ⁴⁾ など今後実機への適用をふまえた議論がされていくものと思われる。クリープき裂伝播のデータはまだ多くなく、今後は高温機器用材料

に関し、力学的パラメーターの検討とは別にそのデータの収集が必要となつてくると考えられる。

4. 結 言

クリープき裂伝播試験用装置を製作し、2.25Cr-1Mo鋼の540°Cにおける試験を実施した。特に電気ポテンシャル法により推定されるき裂長さを実際に破面から計測したき裂長さを比較し、クリープき裂特有のトンネル化したき裂に対する補正法を検討した。

(1)電気ポテンシャル法による高温き裂長さの測定では比較的前縁が平坦なき裂に対し H. H. JOHNSON による解析式⁹⁾から精度良くき裂長さの推定ができる。

(2)H. H. JOHNSON による2次元解析を3次元のトンネル化したき裂に適用すると、電気ポテンシャル法により得られるき裂長さは、板厚方向に8分割した場合の3点平均値(2/8, 4/8, 6/8B)に相当する。

(3)き裂の進展量とポテンシャル変化量の関係は試験片板厚に比例し、CT試験片におけるその関係式が得られた。

(4) $K_{I, \sigma_{net}}$ によるクリープき裂伝播速度(da/dt)の整理では明らかに板厚効果やSGの影響が見られ、力学的パラメーターとしては必ずしも有効でないことを示している。

(5) C^* 積分により da/dt は良く整理できる。しかしトンネル化したき裂ではSGを付与した場合に比べ da/dt が小さくなる傾向がある。これは計算時に平均き裂長さを用いるためである。

(6)トンネル化したき裂長さに対し、最終き裂長さの最大値(き裂先端)を使つた次式で補正すると、

$$a = a_0 + (a_{fmax} - a_0) \times \frac{U - U_0}{U_f - U_0}$$

板厚やSG有無にかかわらず C^* - da/dt の非常に良い関係が得られた。

本実験は学振129委、高温強度破壊小委(横堀武夫委員長, Cr-Mo-V鋼), ASTM E24委員会(A. SAXENA, IN-100合金)のそれぞれの共通試験に対する予備実験として実施したものである。

文 献

- 1) 坂田 勝: 日本機械学会誌, 78 (1975), p. 389
- 2) 大路清嗣, 小倉敬二, 久保司郎, 片田康行, 勝原利明, 岩永憲幸: 日本機械学会論文集, 45 (1979), p. 550
- 3) A. SAXENA: ASTM STP 905 (1986), p. 185
- 4) A. T. YOKOBORI, T. YOKOBORI, T. KURIYAMA, T. KATO and Y. KAJI: JSME Proc. International Conf. on Creep (1986年4月), p. 135
- 5) ASTM Task Group E.24.04.08 (Chairman A. SAXENA)
- 6) 横堀武夫: 学振129委高温強度破壊小委 No. 4571 C (昭

- 和 61 年 12 月)
- 7) 久保司郎, 大路清嗣, 小倉敬二: 機械の研究, **29** (1977), p. 268
 - 8) 富士彰夫, 山谷 勇, 北川正樹, 大友 暁: 石川高播磨技報, **24** (1984) 4, p. 1
 - 9) H. H. JOHNSON: Materials Research & Standards, **5** (1965), p. 442
 - 10) K. H. SCHWALBE and D. HELLMANN: J. Testing and Evaluation, **9** (1981), p. 218
 - 11) A. SAXENA: EFM, **13** (1980), p. 741
 - 12) 矢川元基, 福田俊彦: 機械の研究, **35** (1983), p. 1237
 - 13) J. C. NEWMAN: ASTM STP 560 (1974), p. 105
 - 14) H. A. ERNST: ASTM STP 791 (1983), p. 1
 - 15) C. F. SHIH, H. G. deLORENZI and W. R. ANDREWS: Int. J. Fracture, **13** (1977), p. 544
 - 16) M. H. EI HADDAD, T. H. TOPPER and B. MUKHERJEE: JTEVA, **9** (1981), p. 65
 - 17) A. SAXENA: ASTM STP 700 (1980), p. 131
 - 18) 紀 博徳, 中島慶一, 山内英和, 山下康雄: 材料, **35** (1986), p. 312
-