

経年劣化した 2¼ Cr-1Mo 鋳鋼のクリープ き裂進展特性の評価

© 1992 ISIJ

論 文

富士 彰夫*・山谷 勇*・染野 功*・北川 正樹*²

Assessment of Creep Crack Growth Behavior of Service-degraded 2¼Cr-1Mo Cast Steels

Akio FUJI, Isamu YAMAYA, Isao SOMENO and Masaki KITAGAWA

Synopsis :

Creep crack growth behavior was experimentally investigated at 570°C in 2¼Cr-1Mo cast steels, taken out of heavy section components in power boiler plants of which the total service life were longer than 100 000 hours. Stress intensity factor, load line displacement rate, C^* -integral and Q^* -parameter were used as parameters to evaluate the creep crack growth rate. And, degradation of crack growth in aged materials was observed in the evaluations.

In the relationship of C^* -integral or load line displacement rate, and the creep crack growth rate, the so-called tail part, which characterizes the early stage of the test owing to the transient behavior, was considered. The relationship between the minimum of load line displacement rate and fracture life fell on practically a single trend line in terms of Monkman-Grant type equation. It means that the equation is found to be of activation type.

At last, the softening region near crack tip was discussed in the relation of the crack growth resistance.

Key words : creep ; low alloy steel ; fracture ; steel for elevated temperature service ; crack growth ; C^* -integral ; Q^* -parameter.

1. 緒 言

高温クリープ条件下で長期間使用された構造部材にき裂などの欠陥が存在する場合、その余寿命予測においてはクリープき裂の進展特性を正しく評価することが重要となる。その評価には標準化された方法を用いるのが望ましく、クリープき裂進展試験評価技術に関する標準化のための共同研究¹⁾や、規格化のための作業も行われている²⁾。また、正確な評価のためには各種材料及実機で長期間使用された経年劣化材などの試験データの集積と適用性の検討が必要である。実際に使用された部材の余寿命予測を目的として経年劣化材のクリープき裂進展特性に関する実験的検討^{3,4)}も報告されつつあり、各種の実機材の特性が明らかになることによりその評価法の信頼性が増すと考えられる。

本研究では、実機ボイラプラントにおいて高温で 10

万時間以上使用された厚肉部材 (2¼ Cr-1 Mo 鋳鋼)⁴⁾ についてクリープき裂進展試験を実施するとともに、その劣化状態を把握するため熱処理によって初期状態を再現した回復材、別途新しく鋳造した試験材についても同じ条件にて試験を行い、そのき裂進展挙動の差異について考察した。クリープき裂進展特性を評価する力学的パラメータとして、応力拡大係数⁵⁾、荷重線変位速度、 C^* 積分^{6,7)}、 Q^* パラメータ^{8,9)}、を用いて検討を行い、変形挙動とき裂進展寿命との関係についても考察した。また、き裂発生、進展特性と、き裂先端のクリープ損傷域の間に関連があることが示されており¹⁰⁾、本実験でも硬さ分布を計測することによりき裂先端近傍の硬さ変化とき裂進展抵抗の関係を評価する可能性について検討した。

平成 4 年 2 月 12 日受付 平成 4 年 7 月 3 日受理 (Received on Feb. 12, 1992 ; Accepted on July 3, 1992)

* 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 Koto-ku, Tokyo 135)

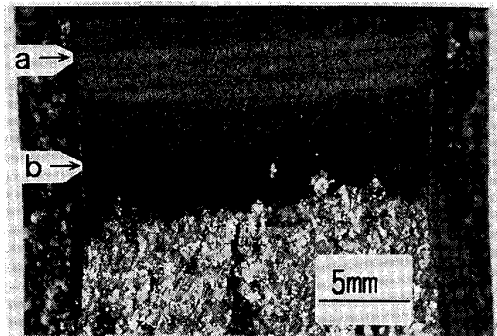
*² 石川島播磨重工業(株)技術研究所 Ph. D (Research Institute, Ishikawajima-Harima Heavy Industries, Co., Ltd.)

Table 3. Specimen size and testing conditions.

Materials	Specimen thickness (mm)	Side groove	Test temp. (°C)	Load (N)
Used 1	25.4	with	570	1 0787
Used 1	25.4	with	570	1 3729
Renew	25.4	with	570	1 2749
Renew	25.4	with	570	1 3729
Used 2	25.4	with	570	1 3729
New	12.7	with	570	4314
New	12.7	with	570	4511
New	12.7	with	570	5491

Table 4. Value of material constants in creep properties.

Materials	Temp. (°C)	A (MPa) ⁻ⁿ	n
Used 1	570	1.76×10^{-20}	8.38
Renew	570	2.61×10^{-19}	7.51
Used 2	570	2.75×10^{-23}	10.2



a : Fatigue pre-crack b : Creep crack

Photo. 1. An example of fracture surface after testing.

3. 実験結果および考察

3.1 単軸クリープ特性

クリープき裂進展試験に先立ち、570°Cにおいて6mm径丸棒試験片によるクリープ試験を実施した。定常クリープ則として(1)式(ノルトン則)を仮定した場合の係数 A および指数 n を Table 4 に示した。

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \sigma^n \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}$ は最小クリープ速度 (%/h)、 σ は負荷応力 (MPa) である。回復材は、経年材 1 に比べクリープ変形特性も改善している。

3.2 クリープき裂進展試験後の破面

クリープき裂進展試験におけるき裂長さの計測には直流電気ポテンシャル法を用いたが、き裂の形状による影響¹²⁾も無視できない。本実験においては Photo. 1 の例に示すように、サイドグループの効果によりその前縁は試験片の板厚方向に対しほぼ直角に進展していること、また試験最終段階で電気ポテンシャル法によって計算さ

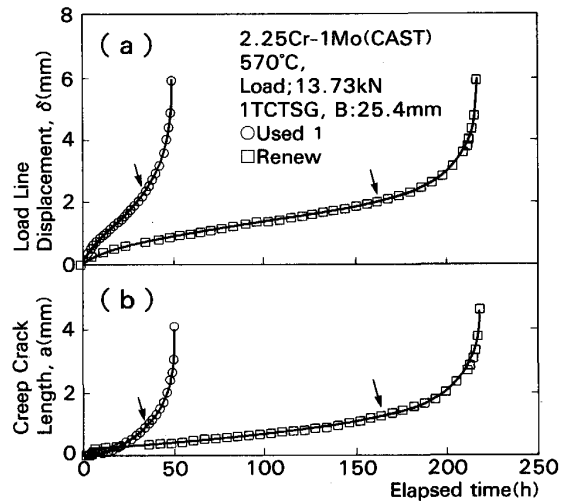


Fig. 3. Changes in (a) load line displacement and (b) creep crack length with creep time for 2.25 Cr-1Mo cast steel at 570°C.

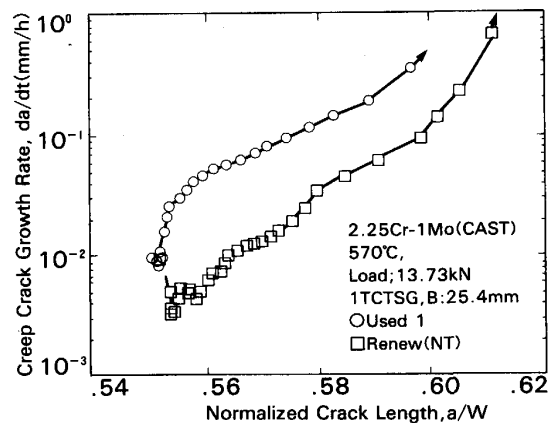


Fig. 4. Relationship between normalized crack length and crack growth rate.

れたき裂長さが破面上で計測されたき裂長さと良く一致したことから計測精度は十分高いと考えられる。

3.3 クリープき裂進展と荷重線変位曲線

Fig. 3 には、同一荷重下 (13 729 N) における経年材 1 および回復材の試験時間と荷重線変位 (Fig. 3(a)) およびクリープき裂長さ (Fig. 3(b)) の関係を示した。両者共典型的なクリープ曲線と類似する時間変化を呈し、き裂進展および変形挙動の差が劣化の有無により明確に現れている。なお、図中矢印は後述する C^* 積分とき裂進展速度の関係 (Fig. 8) において両対数グラフ上で直線関係が始まる点を示している。Fig. 4 は、経年材 1 および回復材において試験片幅 W で無次元化したき裂長さ (a/W) とき裂進展速度 (da/dt) の関係を、Fig. 5 は、 a/W と荷重線変位速度 ($\dot{\delta}$) との関係を示したものである。クリープき裂は長さ (a/W) が約 0.55 の位置

からスタートしているが、経年材1は回復材に比べ明らかにき裂進展の加速および変形の加速が認められ、劣化が生じていることを示している。

3.4 力学的パラメータによるき裂進展速度の評価

クリープき裂進展挙動は、高温での時間依存性破壊で

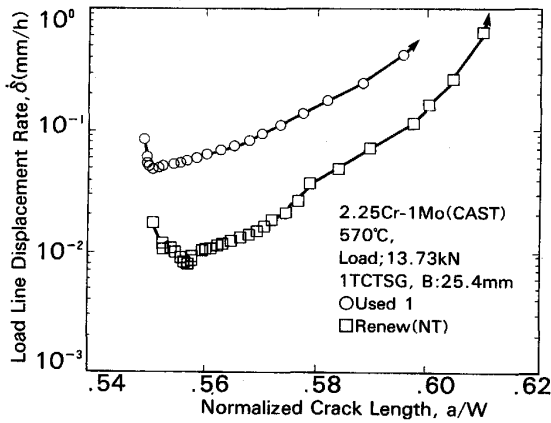


Fig. 5. Relationship between normalized crack length and load line displacement rate.

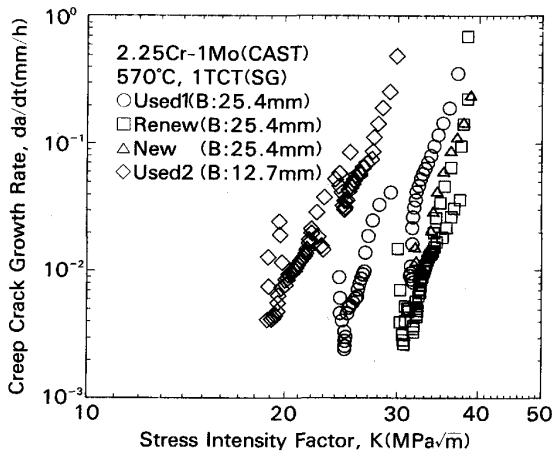


Fig. 6. Relationship between stress intensity factor and creep crack growth rate.

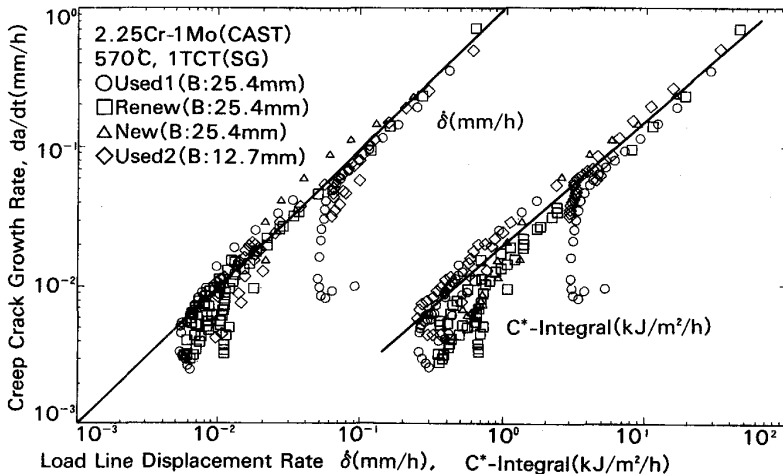


Fig. 7. Relationship between load line displacement rate or C^* integral and creep crack growth rate for all specimens.

あるので温度、荷重、形状などの因子を含んだ力学的パラメータ(き裂進展のための駆動力)が材料の劣化状態を含んだ材料特性すなわちき裂進展抵抗(き裂進展速度)をできるだけ簡単な関数形で表せるのが望ましい。

Fig. 6は、全試験片のクリープき裂進展速度(da/dt)と線形破壊力学パラメータである応力拡大係数 K_I ⁵⁾との関係を示したものである。供試材や試験片形状および荷重条件によってばらつき、その関係が一義的に求まらないことを示している。本試験片におけるき裂先端近傍はすべての条件において全断面クリープ状態になっているため、線形弾性応力場が主体的な K 概念そのものでは表すことができないことを明示している。しかし、同じ荷重条件下(13729 N, $K = \text{約 } 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ から試験開始)においては、経年材1 > 新材 > 回復材の順で da/dt が大きくなっており、劣化の状態が定性的に比較できる。

Fig. 7は、全試験片におけるクリープき裂進展速度(da/dt)と荷重線変位速度($\dot{\delta}$)および(2)式に示したクリープ J 積分すなわち C^* 積分¹³⁾との関係を求めたものである。

$$C^* = P\dot{\delta}\eta/B_NW \dots\dots\dots(2)$$

ここで、 P は荷重、 η ¹³⁾は無次元因子であり、試験片形状やクリープ指数を含んでいる。まず $\dot{\delta}$ と da/dt の関係は、初期き裂進展部(テール部¹⁴⁾)を除いた直線部で評価すると劣化状態や試験片板厚に関わり無くほぼ1:1の関係になっており、ばらつきも小さい。一方、 C^* 積分と da/dt の関係もテール部を除けば狭いバンド内で直線関係が得られる。そのばらつき程度はむしろ $\dot{\delta}$ との関係の方が小さい。 $\dot{\delta}$ と da/dt の関係は、幾何学的な要因とも考えられるが、材料によりその関係が異なる²¹⁾ことから、材料特性としての変形特性を示しているものと思われる。そのため実用機器において材料の劣

化状態、形状や応力状態に関わりなく、 $\dot{\delta}$ を知ることでより da/dt を推定できる可能性もある。

Fig. 8 は経年材 1 と回復材において同じ荷重条件下での da/dt と $\dot{\delta}$ および C^* 積分の関係 (時間-荷重線変位、クリープき裂長さの関係は Fig. 3 に示したものである) をプロットしたものである。 $\dot{\delta}$ と da/dt の関係は Fig. 7 で示したように変形が非常に大きい領域 (Fig. 3 の矢印より長時間側) でのみ両供試材とも直線関係が得られる。 C^* 積分と da/dt の関係においても同様な傾向になった。経年材 1 と回復材の差異は、初期変形領域 (Fig. 3 の矢印より短時間側) すなわち Fig. 8 の直線部以外 (テール部) に明確に現れている。

以上より、非常に大きい変形を伴った最終段階でのき裂進展では劣化の有無に関わらず $\dot{\delta}$ や C^* 積分によりき裂進展速度を評価することができる。しかし、劣化などの材料の違いは初期段階に明確に現れることから実用的にはテール部の挙動を評価することが重要な課題となる。

一方、クリープき裂の進展は高温で時間依存型の破壊

現象であるので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¹⁵⁾。そのため、クリープき裂進展速度は (3) 式のように表すことができる⁸⁾⁹⁾。

$$da/dt = A \exp(Q^*) \dots \dots \dots (3)$$

すなわち、 Q^* パラメータ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、試験片寸法効果は (4) 式および (5) 式のように書くことができる⁸⁾⁹⁾。

$$Q^* = \frac{M \log(K/K_r)}{RT} + m \log \sigma_g - l \log \left(\frac{W}{W_0} \right) \dots \dots (4)$$

$$K_r = G \sqrt{b} \exp(\Delta H_f / M) \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 K は応力拡大係数、 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 および ΔH_f は定数である。また σ_g は公称応力である。横堀ら¹⁶⁾は、CrMoV 鋼の実験結果から Q^* として (6) 式の関係を導いている。

$$Q^* = \frac{43.77}{T} 10^3 \log \frac{K}{161.5} - 34.90 \log \frac{K}{70} - 9.626 \log \sigma_g \dots \dots \dots (6)$$

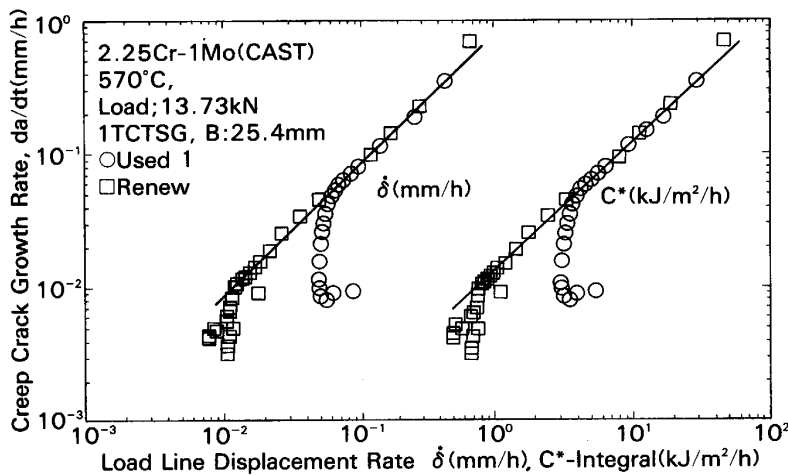


Fig. 8. Relationship between load line displacement rate or C^* integral and creep crack growth rate for service degraded and renewed 2.25Cr-1Mo cast steels.

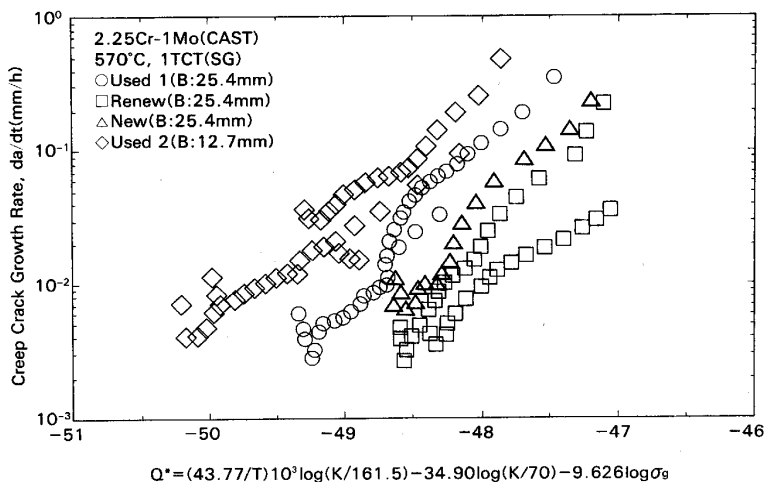


Fig. 9. Relationship between Q^* parameter and creep crack growth rate for all specimens.

本実験においても(6)式を用いて Q^* パラメータとクリープき裂進展速度の関係を整理した。この場合、材料毎に定数を求める必要があるが、実験数が少ないこと、また、同種の材料では、同じ評価式が使えることである²⁴⁾ことから、便宜的に(6)式を用いた。その結果を Fig. 9 に示した。試験片形状の影響を受けにくい⁸⁾と考ええると明らかに供試材毎の差が見られ、全試験データ範囲において、経年材 2 > 経年材 1 > 新材 > 回復材の順に da/dt が大きくなっている。すなわち、クリープき裂進展特性における経年劣化の差を区別できる可能性を示している。

3.5 初期き裂進展領域 (テール部) の挙動

クリープき裂進展速度と荷重線変位速度または C^* 積分の関係においては Fig. 10 に示すように初期き裂進展領域で過渡的な挙動を示す。この理由については、変形とき裂進展の相対的变化¹⁴⁾、初期の J 積分の変化¹⁷⁾ によって説明されている。また、初期変形挙動と電気ポテンシャル変化に関連あることも示した¹⁸⁾。そこで、初期き裂進展挙動について実験データに基づいた評価を行った。クリープき裂進展曲線および荷重線変位曲線は Fig. 10 に見られるような直線的関係(定常的な進展挙動)を呈する前に、Fig. 3 に示すようにそれぞれ速度の最低値(き裂進展に関しては $(da/dt)_{min}$ 、荷重線変位に関しては、 $\dot{\delta}_{min}$)を示す。また、それぞれが生ずる時間をその破断寿命 (T_f) に対する時間比 (t/T_f) で示すと $(da/dt)_{min}$ の場合、材料に関わらず 0.1~0.2、 $\dot{\delta}_{min}$ は 0.2~0.35¹⁸⁾ となり、ほとんどの場合 $(da/dt)_{min}$ が $\dot{\delta}_{min}$ に先がけて現れる。そのため結果的に両対数グラフ上で Fig. 10 に示すような形状となる。もし、 C^* 積分、 $\dot{\delta}$ と da/dt の関連において Fig. 10 の直線部分(定

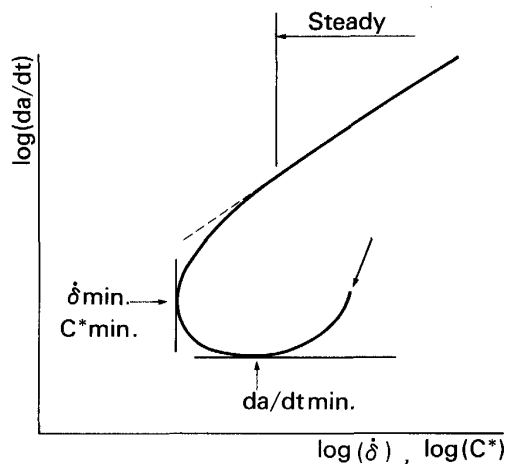


Fig. 10. A schematic drawing of a tail part in initial crack growth region.

常的進展領域)だけのデータが有効であるとする、Fig. 3 に示した矢印のように全試験時間の後半のごく一部のデータ(大変形域)のみを採用することになる。現状データの取扱いとしては、前述したように経年劣化などの差がテール部に現れること、後述するように $\dot{\delta}_{min}$ と $(da/dt)_{min}$ の関連があることから、少なくとも $\dot{\delta}_{min}$ を示す時間から破断に至る試験データは無視できないと考えられる。

一方、き裂先端近傍では負荷の瞬間に線形弾性特異応力場(いわゆる小規模クリープ¹⁹⁾)が生じるが、時間の経過とともに全断面クリープ状態へ遷移する時の遷移時間 (t_r)¹⁹⁾ は、平面応力の場合(7)式のように与えられる。

$$t_r = K^2 / (n + 1) EC^* \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 E は弾性係数である。各試験片の全データ点につき(7)式を計算しその最大値を求めると経年材 1 では負荷荷重の小さい順に 1.50 h, 0.21 h, 回復材では 1.85 h, 1.44 h, 新材では 1.32 h, 経年材 2 では 0.80 h, 0.55 h, 0.11 h でありすべて $(da/dt)_{min}$ に達する時間より小さい値であった。すなわち、Fig. 10 に示したテール部の挙動においては、(7)式に示す全断面クリープへの遷移がテール部を形成する以前のごく初期に生じていることになる。

一方、クリープき裂進展挙動においては初期の変形挙動と破断寿命の関連があることが示されている⁹⁾。本実験においても経年材、回復材および新材に関わらず Fig. 11 に示すように、 $\dot{\delta}_{min}$ と破断寿命(時間 T_f) との間に直線関係が得られ、いわゆる Monkman-Grant²⁰⁾ 型の(8)式が得られた。

$$\log(T_f) - 0.829 \log(\dot{\delta}_{min}) = 0.645 \dots\dots\dots (8)$$

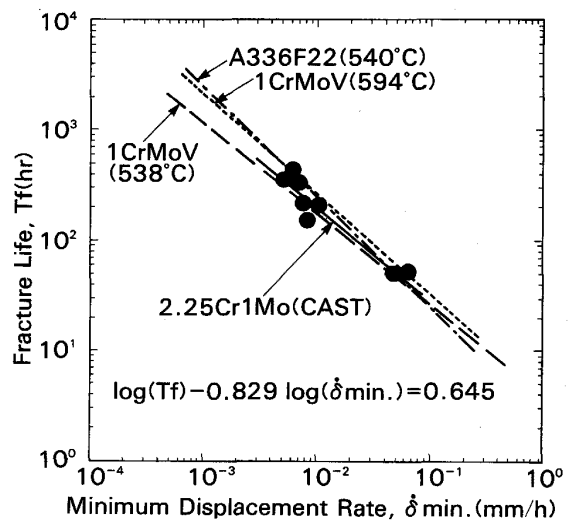


Fig. 11. Relationship between minimum load line displacement rate and fracture life.

A336F22 鋼²¹⁾や 1 CrMoV 鋼²¹⁾などについても同様な結果が得られており、き裂材の破断寿命が熱活性化過程に従った挙動を示す⁹⁾ことが実験的に明らかになった。言い換えればクリープき裂進展寿命(またはき裂材の破断寿命)が初期の変形挙動から推定できる⁹⁾ことを示唆している。上記の関係は、材料の劣化の有無に無関係に成り立っている。 δ が da/dt に寄与するパラメータとして重要である²²⁾ことを考慮すると余寿命評価においては初期の変形挙動を十分検討しておく必要がある。

以上より両対数グラフ上で da/dt と δ または C^* 積分との関係に現れるテール部はクリープき裂進展挙動を議論する上で無視できない挙動を示した。

3.6 硬さによるき裂先端のクリープ損傷評価の可能性

クリープき裂進展試験において、き裂の発生寿命がクリープ損傷状態に左右され CT 試験片の場合にはき裂が発生するまでに蓄積されたクリープ損傷が両側切欠引

張試験片に比べ小さいことが示されている¹⁰⁾。そのため、形状や負荷条件などによってき裂材のクリープ損傷とき裂の発生寿命との間に関連性があることが予想される。一方、低合金鋼ではクリープ損傷と硬さの間に良い相関があることが知られている²³⁾。

本実験では、経年材 1 および回復材について同じ荷重条件下の試験片の硬さ分布を計測し、き裂進展域近傍の硬さの変化について考察した。Fig. 12 に硬さ計測面の模式図を示した。クリープき裂進展試験後試験片の板厚中央部を切断し、き裂面から断面方向に 0.2 mm ピッチ、き裂の進展方向に 0.2 mm ピッチでマイクロピッカース (500 gf) により硬さを計測した。き裂の進展方向は、3 点ずつの平均値を用い、硬さの 5 段階のレベル毎にプロットした結果を Fig. 13 に示した。Fig. 13(a) は経年材 1 の結果であるが、クリープき裂が回復材に比べ短いにもかかわらず、軟下域が大きく広がっていることがわかる。また、Fig. 13(b) は回復材の結果であり、軟化域が疲労予き裂先端の局所に限られている。

経年材 1 と回復材のき裂進展速度の差を考慮すると、この軟化域の広がりの大きさがき裂進展抵抗と何らかの関係があるものと思われる。このように、履歴の違いによりマトリックスの硬さが異なる場合でも、高温クリープ応力により軟化を呈する材料では、軟化域の広がりの大きさを評価することで、クリープき裂進展抵抗を比較できる可能性を示している。

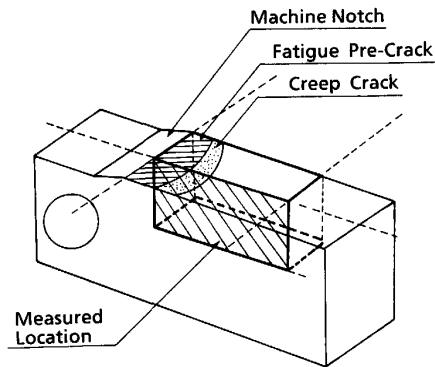


Fig. 12. Location of hardness measurement.

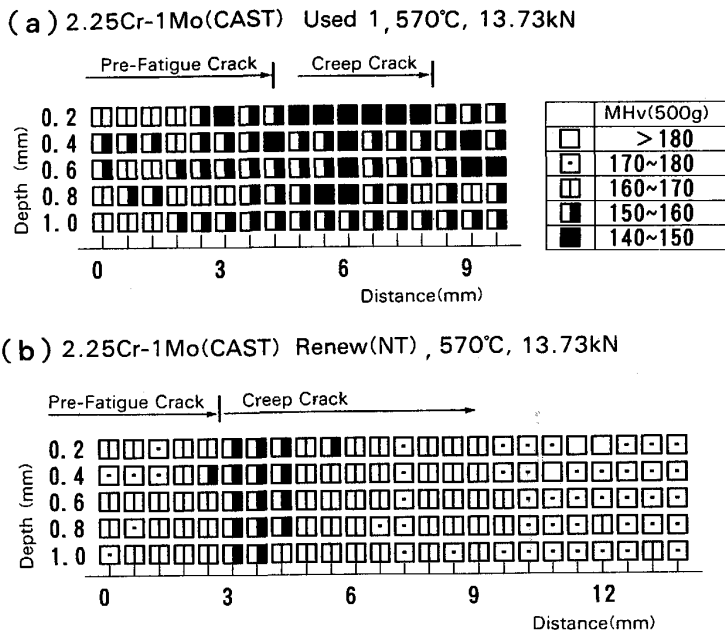


Fig. 13. Hardness distributions near creep crack surface of (a)used 1 and (b)renewed 2.25Cr-1Mo cast steel after crack growth testing.

4. 結 論

文 献

発電用ボイラの構造部材として 10 万時間以上使用された 2.25Cr-1Mo 鋳鋼厚肉材のクリープき裂進展特性を、その回復処理材、他の経年劣化材および新たに溶製した鋳鋼材と比較した結果、以下の結論を得た。

1) 同じ荷重条件下での経年劣化材と回復処理材を比較した場合、明らかに経年劣化材にはクリープき裂進展速度の加速が見られた。

2) C^* 積分または荷重線変位速度とクリープき裂進展速度の関係において、変形が非常に大きい領域では材料によらず両対数座標上で直線関係が得られた。それは、荷重線変位速度がき裂進展速度と密接に関連したためと考えられる。

3) 経年劣化の有無は初期き裂進展域 (テール部) に明確に現れるため、 C^* 積分および荷重線変位速度で整理した場合、テール部の挙動を評価することは重要である。

4) 熱活性化過程から求められた Q^* パラメータを用いてき裂進展速度を評価すると劣化の有無や材料の違いを区別できる可能性がある。

5) 最小荷重線変位速度と破断寿命の関係として劣化や材料の違いにほとんど依存しない Monkman-Grant 型の関係式が得られ、初期変形挙動から破断時間 (進展寿命) の推定が可能であることが示唆された。また、小規模クリープから全断面クリープへの遷移はテール部が形成される以前のごく初期に生じていることが推定された。

6) き裂先端近傍の軟化域の広がり的大小と、き裂進展抵抗との間に関連がある可能性が硬さ計測結果より見出された。

- 1) 横堀武夫, 田中千秋, 八木晃一, 北川正樹, 富士彰夫, 田淵正明, 横堀寿光: 鉄と鋼, **76** (1990), p. 503
- 2) A. Saxena: Proc. of ISPRAM '91 (1991), p. 145
- 3) A. Saxena, J. D. Landes and D. E. McCabe: Proc. of the Int. Conf. on Creep (1986), p. 141
- 4) A. Fuji, M. Kitagawa, H. Umaki and H. Inai: Mater. Sci. Eng., **A143** (1991), p. 231
- 5) J. C. Newman: ASTM STP, **560** (1974), p. 105
- 6) J. D. Landes and J. B. Begley: ASTM STP, **590** (1976), p. 128
- 7) 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
- 8) A. T. Yokobori and T. Yokobori: Proc. of the 7 th ICF (1989), p. 1723
- 9) A. T. Yokobori, T. Yokobori and T. Nishihara: Engng Fracture Mech., **40** (1991), p. 737
- 10) 横堀寿光, 西原哲夫, 山奥利昭, 横堀武夫: 日本材料強度学会誌, **24** (1990), p. 12
- 11) H. H. Johnson: Materials Research & Standards, **5** (1965), p. 442
- 12) 富士彰夫, 山谷 勇, 北川正樹, 大友 暁: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 1754
- 13) H. A. Ernst: ASTM STP, **791** (1983), p. 1
- 14) A. T. Yokobori and T. Yokobori: Engng Fracture Mech., **31** (1988), p. 931
- 15) 横堀武夫: 材料強度学第 2 版 (1974), p. 242 [岩波書店]
- 16) A. T. Yokobori, T. Yokobori and T. Nishihara: J. of Materials at High Temperatures (Special Issue) (1992) 投稿中
- 17) 大路清嗣, 久保司郎, 犬飼隆夫, 井本雄三, 松本明夫: 日本機械学会論文集 (A 編), **50** (1984), p. 722
- 18) 富士彰夫, 北川正樹: 日本機械学会第 67 期全国大会講演概要集, **890-50** (1989), p. 96
- 19) 大路清嗣, 小倉敬二, 久保司郎: 材料, **29** (1980), p. 465
- 20) F. C. Monkman and N. J. Grant: Proc. of ASTM, **56** (1956), p. 593
- 21) A. Fuji and M. Kitagawa: Proc. of the 6th ICM, **2** (1991), p. 93
- 22) 横堀寿光, 富沢秀夫, 坂田 寛, 加古卓三, 栗山 卓: 日本材料強度学会誌, **20** (1985), p. 76
- 23) 北川正樹, 富士彰夫, 米山弘志, 中島玉雄, 服部 博, 馬木秀雄, 須貝克己: 石川島播磨技報, **28** (1988), p. 299
- 24) 富士彰夫, 北川正樹, 横堀寿光, 吉田光彦: 日本材料強度学会誌, **26** (1992), p. 121