2 1/4 Cr-1Mo 鋼のクリープ疲労き裂伝ば速度評価法*

野中 勇^{*1}, 北川正樹^{*1}, 和田雄作^{*2}Evaluation of the Creep-Fatigue Crack Propagation Rate
of 2 1/4 Cr-1Mo Steel

Isamu NONAKA, Masaki KITAGAWA, and Yusaku WADA

A series of experiments were performed in order to clarify creep-fatigue crack propagation behavior and also to identify the parameter that characterizes the crack growth rate of 2 1/4 Cr-1 Mo steel at 500°C. The following results were obtained (1) Under cyclic loading with tensile load hold, the creep crack propagation during the tensile load hold was dominant. (2) While the crack growth rate was steady during the tensile load hold, the crack opening displacement increased radically right after the load hold started and afterwards increased steadily to the end of the tensile load hold. The radical increase of the crack opening displacement right after the tensile load hold was found not to be due to the crack growth. (3) The creep-fatigue crack propagation rate was characterized by the creep J -integral range calculated from the steady increase of the crack opening displacement during the tensile load hold, as is shown by Eq. (1) in the text.

Key Words: Fracture Creep-Fatigue, Crack Propagation, 2 1/4 Cr-1Mo Steel, Crack Opening Displacement, Creep J -integral Range

1. 緒 言

高速炉機器の信頼性を向上させるために、破壊力学をとり入れた構造健全性評価手法が開発されつつあるが、その基礎となるべき、材料のき裂伝ば速度評価法についても、まだ、不明な点がある。

高温の疲労き裂伝ば速度は、Dowling⁽¹⁾や大谷⁽²⁾の提案している繰返し J 積分範囲 ΔJ で、また、クリープき裂伝ば速度は、大路⁽³⁾や Landes-Begley⁽⁴⁾の提案している修正 J 積分 J' で整理できる。クリープ疲労き裂伝ば速度は、基本的には、大谷⁽²⁾の提案しているクリープ J 積分範囲 ΔJ_c (J' を荷重保持時間で積分したもの) で整理できるが、荷重反転・引張荷重保持開始直後の開口変位の過渡的な変化をどのように処理するかということについては検討の余地がある。この問題については、種々の研究が行われており^{(5)~(8)}、荷重保持開始直後の開口変位の過渡的な変化が圧縮過程における組織回復に起因し、荷重保持中の全開口変位増

分を用いると、 ΔJ_c を過大評価する⁽⁵⁾ことがわかっている。

高速炉用 2 1/4Cr-1Mo 鋼の 500°C でのクリープ疲労き裂伝ばにおいては、荷重保持開始直後の開口変位の過渡的な変化が著しいため、 ΔJ_c の評価法については十分検討する必要がある。本研究では、荷重保持開始直後のき裂長さの変化を電気ポテンシャル法で計測し、それに対応する開口変位の変化と比較することにより、クリープ疲労き裂伝ば速度を支配する ΔJ_c の、簡易的な評価手法を明らかにした。

2. 実験方法

試験片の形状を図 1 に示す。放電加工でスリットを導入した。また、き裂前縁のトンネリングを防止し、変形をき裂先端に集中させるために、サイドグループを加工した。

実験は、500°C、大気中で行った。加熱には高周波誘導装置を用いた。電気油圧サーボ疲労試験機により、荷重制御台形波を負荷した。応力比は -1 で、初期最大正味断面応力は 22.5 kgf/mm²、荷重保持時間は 10 s, 60 s, 600 s である。

き裂開口変位測定法とき裂長さ測定法を図 2 に示す。き裂開口変位としては、押しあて形の伸び計を用

* 昭和 63 年 6 月 27 日 第 26 回シンポジウムにおいて講演、原稿受付 昭和 63 年 7 月 28 日。

^{*1} 正員、石川島播磨重工業(株)技術研究所 (〒135 東京都江東区豊洲 3-1-15)。

^{*2} 正員、動燃事業団 (〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002)。

いて、き裂中央、ゲージ長 5 mm⁽⁹⁾の変位を測定した。また、き裂長さは、直流電気ポテンシャル法で測定した。20 A の電流を試験片の端部より供給し、き裂中央、スリットをまたいで、ほぼ 1 mm の間の電圧を測定した。また、測定した電圧から、き裂長さを求めるためには、Johnson の式⁽¹⁰⁾を用いた。

3. 実験結果および考察

3.1 き裂伝ばのメカニズム 図 3 に、き裂長さ a と繰返し数の関係を示す。荷重保持時間が 10 s, 60 s, 600 s と長くなるにつれて、き裂が同一の長さまで進展するのに要する繰返し数は小さくなる。この原因としては、(1)荷重保持中に、き裂が進展し、このクリープき裂進展量は荷重保持時間が長いほど大きい、(2)荷重保持中、き裂先端に蓄積されたクリープ損傷により、次の過程である疲労き裂伝ばが加速され、このクリープ損傷は荷重保持時間が長いほど大きい、ことが考えられる。

両者ともに、き裂伝ばを加速させることに寄与していると考えられるが、いずれが主な原因であるかを調べるために、破面を SEM で観察した。その結果を図 4 に示す。荷重保持時間が 1 min, 10 min いずれの場合にも、ストライエーションが観察され、き裂が粒内を伝ばしたことがわかる。また、このストライエーシ

ョンは、荷重保持時間が長いほうが不鮮明である。500°C における 2 1/4 Cr-1 Mo 鋼のクリープき裂が粒界を進展するのであれば、(2)がき裂伝ばの加速の主な原因であるが、実際には、クリープき裂は粒内を進展する傾向があるため、破面の観察結果から、(1)と(2)のいずれがき裂伝ばの加速の主原因であるかは判定できなかった。

そこで、1 サイクルにおける電気ポテンシャル値の変化を調べた。その結果を図 5 に示す。荷重保持終了時と次のサイクルの荷重保持開始時の間の電気ポテンシャル値の増分が、疲労によるき裂伝ば量に、また、

図 3 き裂伝ば速度におよぼす保持時間の影響

図 1 試験片形状

図 2 き裂長さ測定法と開口変位測定法

図 4 き裂伝ば破面の SEM 観察

荷重保持中の電気ポテンシャル値の増分がクリープき裂伝ば量に対応するが、クリープき裂伝ば量は疲労き裂伝ば量より大きく、き裂伝ばの加速の主原因が(1)であることがわかった。

3・2 き裂伝ば速度評価法 以上の実験から、クリープ疲労き裂伝ばにおいては、荷重保持中のクリープき裂伝ばが支配的であることがわかったため、そのき裂伝ば速度を整理するために、荷重保持中のき裂開口変位に着目した。図6は、1サイクルにおけるき裂開口変位の変化を模式的に示したものである。ここで、 δ_2 は、荷重保持開始時から荷重保持終了時まで増加したき裂開口変位量であり、 δ_1 は、き裂開口変位が時間に対して定常的に増加した量である。図5で、既に示したように、荷重保持直後には、急激なき裂長さの増加はないにもかかわらず、図6から、荷重保持直後に、き裂開口変位が急増していることがわかる。これは、このき裂開口変位の急増が、クリープき裂の進展によるものではないことを示している。つまり、荷重保持中のクリープき裂の進展に対応した、き裂開口変位の増分は δ_1 であって、 δ_2 ではなく、 $\delta_2 - \delta_1$ はき裂の進展に対応しない量である。

そこで、荷重保持中のクリープき裂伝ば速度を整理するために、次式に示すクリープJ積分範囲 ΔJ_c というパラメータを用いる場合、荷重保持中のき裂開口変位の増分として、 δ_1 を使う必要がある。

図5 1サイクルにおける電気ポテンシャル値の変化

図6 1サイクルにおけるき裂開口変位の変化

$$\Delta J_c = \int_0^{t_H} J' dt = \frac{\alpha-1}{\alpha+1} \sigma_{\text{net}} \int_0^{t_H} \delta dt$$

$$= \frac{\alpha-1}{\alpha+1} \sigma_{\text{net}} \delta_1 \dots\dots\dots (1)$$

ここで、

α : Norton 則における応力指数

σ_{net} : 正味断面応力, t_H : 荷重保持時間

ΔJ_c でき裂伝ば速度を整理した結果を図7に示す。 δ_2 を用いた ΔJ_c で整理した場合、き裂伝ば速度は 10^{-3} mm/cycle 付近で、荷重保持時間に依存し、一つの直線にならないのに対し、 δ_1 を用いた ΔJ_c で整理した場合、き裂伝ば速度は荷重保持時間に依存せず一つの直線になった。このことから、クリープ疲労き裂伝ば速度は δ_1 を用いた ΔJ_c によって整理できることが確認された。

3・3 き裂伝ば速度の予測 クリープ疲労き裂伝ばは荷重保持中のクリープき裂伝ばが支配的で、その伝ば速度は δ_1 を用いた ΔJ_c で評価できることが明らかになったので、クリープき裂伝ば実験から得られたクリープき裂伝ば則を用いて、クリープ疲労き裂伝ば速度を予測することを試みた。予測に用いたクリープき裂伝ば則を図8に示す。次式に示すように、き裂伝ば速度は J' で整理できる。

$$da/dt = 8.94 \times 10^{-2} J'^{0.96} \dots\dots\dots (2)$$

予測き裂伝ば速度は、クリープ疲労実験における荷重保持中の ΔJ_c と式(2)から、次式のように表せる。

図7 ΔJ_c によるき裂伝ば速度の整理

図 8 クリープき裂伝ば則と疲労き裂伝ば則

$$(da/dN)_c = 8.94 \times 10^{-2} (\Delta J_c / t_H)^{0.96} t_H \dots\dots\dots (3)$$

実測クリープ疲労き裂伝ば速度と予測き裂伝ば速度を比較した結果を図 9 に示す。δ₁を用いた ΔJ_cを使用した場合、予測値と実測値は良く一致している。しかし、δ₂を用いた ΔJ_cを使用した場合、実測値は予測値より小さく、安全側の予測となる。

一方、図 5 から、クリープ疲労き裂伝ばにおいては、荷重保持終了時から次の荷重保持開始までに、わずかではあるが疲労き裂伝ばが確認されているため、クリープき裂伝ば則と疲労き裂伝ば則の線形和からクリープ疲労き裂伝ば速度を予測することを試みた。予測に用いたクリープき裂伝ば則と疲労き裂伝ば則を図 8 に示す。クリープ疲労実験から得られた疲労 J 積分範囲 ΔJ_f とクリープ J 積分 ΔJ_c を各々のき裂伝ば則に代入すると、次式で示される予測き裂伝ば速度が得られる。

$$(da/dN)_f + (da/dN)_c = 9.86 \times 10^{-4} \Delta J_f^{1.29} + 8.94 \times 10^{-2} (\Delta J_c / t_H)^{0.96} t_H \dots\dots\dots (4)$$

実測値と予測値を比較した結果を図 10 に示す。この場合も、δ₁を用いた ΔJ_cを使用すると、実測値と予測値はほぼ一致した。

4. 結 言

2 1/4 Cr-1 Mo 鋼の 500°C でのクリープ疲労実験の結果、クリープ疲労き裂伝ばにおいては荷重保持中のク

図 9 クリープき裂伝ば則に基づくクリープ疲労き裂伝ば速度の予測

図 10 クリープき裂伝ば則と疲労き裂伝ば則の線形和によるクリープ疲労き裂伝ば速度の予測

リープき裂伝ばが支配的で、そのき裂伝ば速度は、荷重保持中、き裂開口変位が定常的に増加した量に基づいて算出したクリープ J 積分範囲で整理できることが明らかになった。

文 献

- (1) Dowling, N. E., ASTM STP, 601(1976), 19.
- (2) 平・大谷・北村・山田, 材料, 28-308(1979), 414.
- (3) 大路・小倉・久保, 機論, 44-382(1978), 1831.
- (4) Landes, J. D. and Begley, J. A., ASTM STP, 590(1976), 128.
- (5) 北村・杉原・大谷, 材料, 35-390(1986), 260.

- (6) 北村・大谷, 機論, 52-480, A (1986), 1816.
 (7) Ohji, K. and Kubo, S., *CJMR 3, High Temperature Creep-Fatigue*, Elsevier, (1988), 91.
 (8) Ohtani, R. and Kitamura, T., 文献(7)の65ページ.
 (9) 野中・北川・大友・朝田, 第34期学術講演会前刷, (1985-5), 52, 日本材料学会.
 (10) Johnson, H. H., *Mat. Res. and Standards*, 5(1965), 442.

討 論

〔質問〕 大 谷 隆 一〔京都大学工学部〕

図7から推測されるのだが, き裂伝ばに直接寄与しない荷重保持直後の遷移クリープ的なき裂開口変位 $\delta_2 - \delta_1$ は, 保持時間が長い場合ほど大きいように思う。これは定常クリープに相当する δ の直線部分のこう配 δ_1/t_H の相違によるものか。

できれば, き裂開口変位曲線 ($\delta-t$ 曲線) とき裂伝ば曲線 ($a-t$ 曲線または電気ポテンシャル曲線) の適当な1サイクル中の測定例を示していただければ幸いです

付図1 同一き裂伝ば速度における, 荷重保持中の開口変位と電気ポテンシャルの変化

ある。

〔回答〕 図7において, $da/dN - \Delta J_c(\delta_1)$ 関係は, 図8から明らかなように, クリープき裂伝ばの $da/dt - J'$ 関係とほぼ一致する。そこで, 荷重保持中の全開口変位量に基づく $da/dN - \Delta J_c(\delta_2)$ 関係は, 荷重保持時間が長いほど, $da/dt - J'$ 関係から離れることになる。これは, 荷重保持時間が長いほど, クリープ支配形のき裂伝ばになるという予測とは相反するが, その理由は, 明らかではない。参考のために, 付図1に同一のき裂伝ば速度における, $t_H = 10$ s と $t_H = 600$ s の開口変位および電気ポテンシャルの変化を示す。

〔質問〕 久 保 司 郎〔大阪大学工学部〕

貴論文を興味深く拝見した。質問者らも, クリープ・疲労条件下のき裂伝ばに関する実験⁽⁷⁾より, 修正 J 積分 J^* の増大が時間依存形き裂伝ばに結び付く場合と直接結び付かない場合とがあることを指摘している。修正 J 積分 J^* の無効成分が存在する場合には, J^* の増大がないとした定常クリープ則に基づく J_{st}^* (付1)を用いると, 時間依存形き裂伝ば速度 da/dt が合理的に整理できることがあった(付2)。もし, これに類した整理をされておられたら, 結果をお示し願いたい。

〔回答〕 ご指摘の簡便計算式で求めた ΔJ_c と実験値 $\Delta J_c(\delta_1)$ を比較すると, 計算値は実験値の約 1/10~1/100 となった。図7と図8から, クリープ疲労き裂伝ばの $da/dN - \Delta J_c(\delta_1)$ 関係がクリープき裂伝ばの $da/dt - J'$ 関係とほぼ一致することから, 定常クリープ則に基づく簡便計算値と実験値は一致することが期待されたが, 結果として一致しなかった。その理由は, 明らかでない。

(付1) 大谷・小倉・久保, 機論, 47-416, A(1981), 400.

(付2) 西門・大谷・久保・真鍋, 機講論, No. 834-2(1983-3), 110.