表面き裂付配管のクリープ疲労き裂進展評価*

高橋 浩之^{*1}, 宇野 哲老^{*2}, 高橋 由紀夫^{*3}

Evaluation of Creep-Fatigue Crack Propagation in Surface Cracked Pipe

Hiroyuki TAKAHASHI^{*4}, Tetsuro UNO and Yukio TAKAHASHI^{*4} Toshiba Corporation, Research and Development Center,
Komukaitoshiba-cho 1, Saiwai-ku Kawasaki, 210-8582 Japan

A study was conducted to evaluate the crack propagation behavior in a surface cracked pipe at elevated temperatures. The fatigue and creep-fatigue crack propagation tests were carried out for 316FR steel pipe (base metal pipe and weldment pipe) under four point bending at 650 °C. Fracture mechanics parameters, fatigue J -integral range (ΔJ_f) and creep J -integral range (ΔJ_c), were estimated by the simplified analysis method based on the reference stress approach. The estimated crack propagation behavior was compared with the experimental results. It was confirmed that the proposed method in this paper gave a good estimate.

Key Words: Crack Propagation, J integral, Fracture Mechanics, Surface Crack, Creep-Fatigue Stainless Steel Pipe, Structural Reliability

1. 緒 言

高速増殖炉を始めとする高温エネルギー機器の構造健全性評価に際しては、配管構造物における表面き裂のクリープ疲労き裂進展評価手法の確立が重要である。著者らは今までに、配管表面き裂の進展試験をクリープ温度領域において実施するとともに、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⁽¹⁾⁽²⁾。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部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ないため、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部を対象とした四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。

2. 試 験 方 法

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

溶接部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、幅($2c_0$)約 10 mm の半だ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。

配管の四点曲げ試験装置の構成図を図 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

* 原稿受付 1999 年 2 月 5 日。

^{*1} 正員、(株)東芝研究開発センター(〒210-8582 川崎市幸区小向東芝町 1)。^{*2} (株)東芝原子力事業部(〒235-8523 横浜市磯子区新杉田町 8)。^{*3} 正員、(財)電力中央研究所(〒201-8511 狛江市岩戸北 2-11)。

E mail: hiroyuki1.takahashi@toshiba.co.jp

返し荷重負荷は、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。試験体の加熱は内部ヒータにより行った。試験温度はすべて 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、2 A の交流をき裂を挟んだ $\pm 30\text{ mm}$ に流し、 $\pm 1\text{ mm}$ 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 3 にまとめて示す。負荷波形は応力比

Table 1 Chemical composition [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

Table 2 Mechanical properties

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

Table 3 Test conditions and specimen geometry

Test No.	Specimen	Wave form	Thickness (mm)	Stress (MPa)
BM1	Base metal	Triangular	10.4	127
WM1	Weldment		9.6	138
BM2	Base metal	Trapezoidal	10.2	129
WM2	Weldment		9.9	134

Fig. 1 4 point bending test apparatus

$R = -1$ 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、応力は未き裂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。

3. 試験結果

図 2 に繰返しに伴う電位差の変化の一例を示す。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法として有効であった。

クリープ疲労試験条件で行った BM2 および WM2 の破面の写真を図 3, 4 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、おおむ

Fig. 2 Changes in electrical potential

Fig. 3 Fracture surface (BM2)

Fig. 4 Fracture surface (WM2)

ね読取ることができた。

表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° 程度となるようにした。

き裂深さ (a) およびき裂半幅 (c) の繰返しに伴う変化を図5, 6に示す。ただし、繰返し数にはピ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7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⁽³⁾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. き裂進展評価

4.1 評価方法 参照応力法に基づく J 積分簡易解析法⁽⁴⁾⁽⁵⁾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とおりである。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、評価にはすべて母材の 650°C の値を用いることとした。

Table 4 Test results

Test No.	a_0 (mm)	c_0 (mm)	N_p (cycles)	N_t (cycles)	2c (mm)
BM1	3.05	5.43	12220	16600	76
WM1	3.35	5.30	13750	18950	87
BM2	3.11	5.43	6140	8436	69
WM2	3.44	5.23	4651	5652	74

Fig. 5 Relationship between crack depth and number of cycles

(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。

$$J = J_e (E \epsilon_{ref} / \sigma_{ref}) \quad (1)$$

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, σ_{ref} は限界荷重比から次式により定まる参照応力, ϵ_{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。

$$\sigma_{ref} = L_R \cdot \sigma_0 \quad (2)$$

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, σ_0 は比例限応力である。

$$L_R = M / M_R \quad (3)$$

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

$$J' = J_e (E \dot{\epsilon}_{ref} / \sigma_{ref}) \quad (4)$$

ここで、 $\dot{\epsilon}_{ref}$ は参照応力に対応するクリープひずみ速度で、316 FR 鋼母材の平均クリープひずみ式⁽⁶⁾を Norton 近似した式を用いて算出した。

Fig. 6 Relationship between crack width and number of cycles

Fig. 7 Relationship between aspect ratio and crack depth ratio

疲労 J 積分範囲 ΔJ_f ならびにクリープ J 積分範囲 ΔJ_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。

$$\Delta J_f = 4U^2 \cdot J \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\Delta J_c = J' \cdot t_{\text{hold}} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 U はき裂開口比、 t_{hold} は保持時間である。式(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を算出しているの、式(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 $U=1$ を用いる。

(2) 限界モーメント算出式

貫通前は周方向末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⁽⁷⁾。

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

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

$$\alpha = a/t \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 θ 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。

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

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

(3) 応力拡大係数算出式

貫通前は従来の知見⁽¹⁾⁽²⁾ 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⁽⁸⁾ から配管の曲率の影響を無視して、平板中の半だ円表面き裂に置換えて、Newman-Raju の式⁽⁹⁾ 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

で貫通とみなした。そして、貫通後はただちにき裂幅(2c)を同じくする貫通き裂形状に置換え、周方向貫通き裂を有する円筒の応力拡大係数の式⁽¹⁰⁾を用いた。

(4) き裂進展則

以下の316 FR 鋼の平均データ⁽¹¹⁾を用いた。

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

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

$$(da/dN)_c = 2.32 \times 10^{-2} (\Delta J_c)^{0.969} \quad \dots\dots\dots (14)$$

ここで、式(12)は母材と溶接金属の共通疲労き裂進展データ、式(13)は母材のクリープ疲労き裂進展データ、式(14)は溶接金属のクリープ疲労き裂進展データである。単位は da/dN [mm/cycle]、 ΔJ_f [N/mm]、 ΔJ_c [N/mm] である。なお、供試材から採取したCT試験片を用いたき裂進展試験結果より、図8に示すように疲労き裂進展に関しては母材、溶接金属ともに式(12)の平均データとほぼ一致していることを確認した。

4.2 評価結果 上述の J 積分の簡易解析法によるき裂幅方向進展挙動の推定結果と試験結果との比較を図9に示す。すべての試験条件に対して保守的な予

Fig. 8 Relationship between crack propagation rate and fatigue J -integral range

(a) Fatigue conditions (BM1, WM1)

(b) Creep fatigue conditions (BM2, WM2)

Fig. 9 Comparison between experimental and estimated crack propagation behavior

測結果となっている。これは、き裂開口比として暫定的に $U=1$ を用いたため、式(5)の ΔJ_I 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。

Fig. 10 Changes in crack opening ratio

図10にき裂開口比の変化を示す。母材試験体の疲労条件(BM1)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(WM1)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、BM1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11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。(a)に示す疲労試験条件については、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。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、試験結果の約2倍の進展速度を与える推定結果となった。図12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が、WM2に対して保守的な推定結果となっているのは同様である。これは、式(4)で参

(a) Fatigue conditions (BM1, WM1)

(a) Fatigue conditions (BM1, WM1)

(b) Creep-fatigue conditions (BM2, WM2)

(b) Creep-fatigue conditions (BM2, WM2)

Fig. 11 Comparison between experimental and estimated crack propagation behavior with crack closure correction (c -direction)

Fig. 12 Comparison between experimental and estimated crack propagation behavior with crack closure correction (a -direction)

照クリープひずみを算出するとき、溶接金属のほうがクリープ変形しにくいにもかかわらず⁽¹²⁾、母材のクリープひずみ式を代用したため、 ΔJ_c を過大に見積もった結果と考えられる。したがって、物性値の整備によりさらにき裂進展評価法の高精度化が期待できるが、母材の物性値を用いることは保守的な結果を与える点で、実機評価上は妥当と考えられる。

5. 結 言

316 FR 鋼配管の母材と周方向溶接部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。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証した。き裂開口比の予測、溶接金属の物性値の整備がすめば、さらに評価精度の向上が図れると考えられる。ただし、き裂開口比を 1 とし、物性値に母材の値を用いることは保守的な推定結果を与える点で、実機

評価上は妥当と考えられる。

なお本研究は、(財)電力中央研究所が通産省資源エネルギー庁から受託した「発電用新型炉技術確証試験(高速増殖炉技術確証試験)」の一環として実施されたものである。

文 献

- (1) 高橋浩之・ほか 2 名, 機講論, No. 920-78, B(1992-9), 85-87.
- (2) Takahashi, H., ほか 2 名, *SMiRT-12*, FG16/2 (1993), 287-292.
- (3) Takahashi, H., ほか 5 名, *SMiRT-11*, L09/2 (1991), 193-198.
- (4) Roche, R. L., *ASME PVP*, **120** (1987), 171-176.
- (5) 島川貴司・ほか 5 名, 材料, **41**-468 (1992), 1433-1439.
- (6) 高橋由紀夫, 材料, **47**-5 (1998), 527-533.
- (7) Kanninen, M., ほか 8 名, *EPRI*, NP-2347 (1982).
- (8) 陳玳珩・ほか 2 名, 機論, **57**-540, A(1991), 1710-1714.
- (9) Newman, J. C. Jr. and Raju, I. S., *NASA Technical Memorandum*, 85793 (1984).
- (10) Zahoor, A., *Trans. J. ASME, Press. Vessel Technol.*, **107** (1985), 203-205.
- (11) Fujioka, T., ほか 3 名, *ASME PVP*, **305** (1995), 395-402.
- (12) Takahashi, Y., *ASME PVP*, **365** (1998), 207-214.