J 積分簡易評価法に基づく表面き裂のクリープ 疲労き裂進展評価[†]

島 川 貴 司* 岩 崎 龍 一** 中 村 和 博***
高 橋 浩 之**** 宇 野 哲 老***** 朝 田 泰 英*****

Estimation of Surface Crack Growth under Creep-Fatigue Loading using Simplified Analysis

by

Takashi SHIMAKAWA*, Ryuichi IWASAKI**, Kazuhiro NAKAMURA***
Hiroyuki TAKAHASHI****, Tetsurou UNO*****
and Yasuhide ASADA*****

The failure assessment method based on non-linear fracture mechanics has been developed to show the integrity of high temperature components. J -integral is the feasible parameter to represent creep-fatigue crack growth, but there are many difficulties to calculate accurate J -integral in the component. Though finite element analysis and/or boundary element analysis are currently the most powerful tool to evaluate J -integral in complex structure, they require much man-power, cost and know-how. This paper shows various simplified methods to evaluate J -integral for creep-fatigue crack growth, and a comparison of the round-robin results with the experimental and detailed numerical results.

Key words : Creep-fatigue, Surface crack, J -integral, Simplified method

1 緒 言

原子力機器などの重要構造物では、仮にき裂を生じた場合においても構造の健全性とプラントの安全性が確保できることを保障しておく必要がある。そのためには想定された初期欠陥からのき裂の進展と安全性を評価するための破壊力学手法の整備が急務となる。さらに現在開発中の高速増殖炉では、構造材がクリープ温度領域で使用されることから、特に非線形破壊力学に基づく評価体系の整備が必要となる。

非線形領域における破壊力学パラメータとしては、 J 積分が一般的に使用されているが、構造物中の表面き裂に対する J 積分を評価するためには現状有限要素法や境界要素法などの数値解析を行う必要がある。しかし大規模な 3 次元問題の数値解析を実施するためには多大な労力と計算費を要する上に、解析法が十分に確立しておらず解析結果に影響を及ぼす因子を十分に把握した上でモデル化を行わない場合には結果の信頼性に問題がある¹⁾。そこで有効な簡易評価式が構築さ

れれば少ない労力とコストで信頼性の高い解が得られると期待される。現在破壊力学パラメータの簡易式として種々のものが提案されているが、大部分のものは 2 次元形状に対する解であり、3 次元構造物の非線形破壊力学パラメータの簡易式は模索されている段階である³⁾。さらにクリープ J 積分の簡易評価式については参照すべきものが見当たらない。

本研究では、現在提案されている各種の J 積分簡易評価式をクリープ疲労き裂進展問題に適用できるように拡張し、実験結果や詳細数値解析結果と比較するベンチマークテストを行うことにより検証を行った。

2 J 積分簡易評価式

本研究においては、4 種類の J 積分簡易評価法を適用した。これらの手法はいずれも延性破壊を対象とした単調荷重下の停留き裂に対する解であり、ここでは疲労 J 積分 ΔJ_f ならびに修正 J 積分 J' の評価に適用できるように拡張した。以下に各手法の詳細を示すが、手法 1～3 はリファレンス応力法、手法 4 は全面塑性

[†] 原稿受理 平成 3 年 11 月 18 日 Received Nov. 18, 1991

* 川崎重工(株)原子力本部 〒136 東京都江東区南砂, Kawasaki Heavy Ind. Koto-ku, Tokyo, 136

** バブコック日立(株)呉研究所 〒737 呉市宝町, Babcock-Hitachi, Takara-machi, Kure, 737

*** 三菱重工(株)高砂研究所 〒676 高砂市荒井町, Mitsubishi Heavy Ind., Arai-cho, Takasago, 676

**** 正 会 員 (株)東芝総合研究所 〒210 川崎市川崎区, Toshiba, Res. Center, Kawasaki-ku, Kawasaki, 210

***** (株)東芝原子力材料・化学技術部 〒235 横浜磯子区, Toshiba Nuclear Eng. Div., Isogo-ku, Yokohama, 235

***** 正 会 員 東京大学工学部機械工学科 〒113 東京都文京区本郷, Dept. of Mech. Eng., Tokyo Univ., Bunkyo-ku, Tokyo, 113

Fig. 1. Failure assessment diagram.

Fig. 2. Collapse condition.

解に基づく手法である。

2・1 手法1

手法1は英国 CEBG (現 NE) で開発された原子力構造設計基準 R6 法に記載されている2パラメータ法をベースに拡張した手法である。

2パラメータ法では, 2つのパラメータ K_r , L_r によって構造物の破壊条件を Fig. 1 のように表している。 K_r , L_r は次式で表される。

$$K_r = \frac{\text{作用荷重}}{\text{弾性破壊力学による破損荷重}} \quad (1)$$

$$L_r = \frac{\text{作用荷重}}{\text{崩壊荷重}} \quad (2)$$

一方, Fig. 1 の曲線 AB は J 積分に基づく破壊条件と一致することから, 塑性の影響による弾性破壊力学の評価の修正を表わしていることとなる。これを,

$$K_r = f(L_r) \quad (3)$$

と書くとき, $f(L_r)$ は,

$$f(L_r) = (J/J_e)^{-1/2} \quad (4)$$

となる。ここで J_e は弾性の J 積分であり K^2/E' であらわれ, 平面応力に対して $E' = E$, 平面ひずみに対して $E' = E/(1-\nu^2)$ である。 E , ν は, それぞれヤング率, ポアソン比である。したがって, $f(L_r)$ の具体的な表現が与えられれば式(4)は J 積分の簡易評価式として用いることができ, 次式であらわされる。

$$J = f(L_r)^{-2} \cdot J_e \quad (5)$$

R6 法では $f(L_r)$ として, リファレンス応力法に基づく次式をオプション2として与えている。

$$f(L_r) = \left[\frac{E \epsilon(\sigma_r)}{\sigma_r} + \frac{L_r^3 \sigma_y}{2E \epsilon(\sigma_r)} \right]^{-1/2} \quad (6)$$

ここで, σ_y は 0.2% 耐力, σ_r は $L_r \sigma_y$ で算定されるリファレンス応力, $\epsilon(\sigma_r)$ は真応力 σ_r に対する真ひずみである。

表面き裂に対する応力拡大係数は Raju and Newman⁵⁾により算出し, 崩壊荷重比 L_r はき裂を考慮した崩壊条件 (P_L , M_L) より Fig. 2 のように算出した。また崩壊条件 (P_L , M_L) は以下のように算出した。

表面き裂を含む面内に y 座標を Fig. 3 のようにとり y における実断面部の長さを $l(y)$ とすると, P_L ,

Fig. 3. Definition of coordinate.

M_L は次の釣合い条件を満たす。

$$\sigma_y \left[\int_0^{y_0} l(y) dy - \int_{y_0}^t l(y) dy \right] = P_L \quad (7)$$

$$\sigma_y \left[\int_0^{y_0} l(y)(y_c - y) dy - \int_{y_0}^t l(y)(y_c - y) dy \right] = M_L \quad (8)$$

y_c は曲げの中立軸であり, 次式より決定される。

$$\int_0^t l(y)(y_c - y) dy = 0 \quad (9)$$

さらに y_0 は崩壊時の中立軸の位置であり, 軸力 P と曲げモーメント M の比に依存する。 $M/P = k$ とおくと,

$$M_L = k P_L \quad (10)$$

であり, 式(7), 式(8), 式(10)より y_0 , P_L , M_L が求まる。

式(6)の右辺第1項は, 全面塑性解に対するものであり, 第2項は弾性成分を考慮した修正項である。定常クリープにおける応力分布とひずみ速度分布は, 全面塑性解における応力分布とひずみ分布に対応することから, 式(6)の第2項を削除し $\epsilon(\sigma_r)$ を $\dot{\epsilon}(\sigma_r)$ に置き換えることにより, 修正 J 積分 J' の評価式が得られる。

$$J' = (E/E') \cdot \dot{\epsilon}(\sigma_r) \cdot K^2 / \sigma_r \quad (11)$$

2・2 手法2

手法2はフランス CEA の Roche が提案したリファレンス応力法⁶⁾をベースとしている。CEA 法では, J 積分を次式により算出する。

$$J = J_e \cdot E \epsilon_r / \sigma_r \quad (12)$$

クリープき裂進展評価に用いる修正 J 積分 J' の評価は次式によって行っている。

a/t	a/c	$n=1$	$n=2$	$n=3$	$n=4$	$n=5$
0.2	0.2	3.48	3.45	3.39	3.33	3.29
0.2	1.0	0.584	0.719	0.762	0.792	0.819
0.8	0.2	0.138	0.0222	0.0	0.0	0.0
0.8	1.0	0.0147	0.0	0.0	0.0	0.0

ープひずみ式を仮定すると J' 積分は次式で表わされる.

$$J'_1 = f_1 \cdot B(\sigma)^{m+1} \cdot t / (1 - a/t) \quad (32)$$

$$J'_2 = f_2 \cdot B(\sigma)^{m+1} \cdot t \quad (33)$$

ただし, B , m は次式で表わされる.

$$\dot{\varepsilon}_c = B\sigma^m \quad (34)$$

変位制御の場合の Δt 時間中の応力の減少分 $\Delta\sigma$ を式 (34) を用いて, 次式のように考える.

$$\Delta\sigma = E\dot{\varepsilon}_c \Delta t / q = EB\sigma^m \Delta t / q \quad (35)$$

これを膜応力と曲げ応力のそれぞれについて求め,

$$\sigma_m^{\text{new}} = \sigma_m^{\text{old}} - \Delta\sigma_m \quad (36)$$

$$\sigma_b^{\text{new}} = \sigma_b^{\text{old}} - \Delta\sigma_b \quad (37)$$

により応力を減少させる. ここで膜成分に対しては $q=1$ を, 曲げ成分に対しては $q=(m+2)/3$ を使用した.

3 ベンチマーク解析の実施

3・1 ベンチマーク問題

ベンチマーク問題としては, 日本溶接協会 FCC II 小委員会で実施された表面き裂のクリープ疲労き裂進展試験から Table II に示す 3 種類の問題を選定し, 簡易解析より予測されるき裂進展速度を実験結果や FEM/BEM 解析結果と比較した. 問題 1 は表面き裂付き平板の膜荷重制御下の短時間クリープ疲労き裂進展問題, 問題 2 は表面き裂付き平板の曲げ変位制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題, 問題 3 は周方向表面き裂付き配管の曲げ荷重制御下の長時間クリープ疲労き裂進展問題である. 問題 1 の膜応力 σ_m は公称応力, 問題 2 の曲げひずみ ε_b は回転角制御の公称ひずみである.

3・2 き裂進展速度の評価⁹⁾

クリープ疲労き裂進展速度の評価は, 次式の疲労き裂進展速度 $(da/dN)_f$ とクリープき裂進展速度 $(da/dN)_c$ の線形加算則を用いた.

$$da/dN = (da/dN)_f + (da/dN)_c \quad (38)$$

右辺のそれぞれのき裂進展速度は, オーステナイトステンレス鋼 SUS 304 に対する材料データベースから

参照し, 次式に示す平均速度式を用いた.

$$(da/dN)_f = 1.2022 \times 10^{-3} \cdot (\Delta J_f)^{1.4435} \quad (39)$$

$$(da/dN)_c = 0.1274 (\Delta J_c)^{0.877} \quad (40)$$

ここで ΔJ_f は疲労 J 積分範囲, ΔJ_c はクリープ J 積分範囲で, J 積分の簡易評価結果とは次式で関係付けられる.

$$\Delta J_f = 4 \times J \quad (41)$$

$$\Delta J_c = \int_0^{T_h} J' dt \quad (42)$$

式 (41) は, 対象とする材料が繰返し加工硬化の顕著な材料であり, これを考慮するための簡易法として提案された手法である. すなわち, 応力-ひずみ関係として $\Delta\sigma/2 - \Delta\varepsilon/2$ の関係をあらわす動的応力-ひずみ関係を用い, 構造各部の応力範囲, ひずみ範囲, 変位範囲の 1/2 を算出し, これらを基に J 積分を算出した後 4 倍している.

なお, da/dN の推定に際し簡易解析では初期き裂形状からの進展速度の積分によりき裂形状の変化を求めているのに対し, FEM や BEM では実験で得られた各時点のき裂形状に対する速度を求めたものとなっている.

3・3 解析結果

(1) 問題 1

特定き裂形状 $a=2 \text{ mm}$, $2c=6.6 \text{ mm}$ を想定し, 公称応力の変化に対する J 積分の変化を算出した. 最深部 ($\phi=90^\circ$) ならびに表面部 ($\phi=0^\circ$) における J 積分の変化を Fig. 5, Fig. 6 に示す. 図中境界要素法 (BEM) で評価した J 積分値も示している.

最深部ならびに表面部ともに, 簡易評価式によって求めた J 積分値は BEM 解と比較的よく一致している. 簡易解析による評価のうち手法 3 が最も大きな評価を与え手法 2 が最も小さな評価を与えている. これらの差異は公称応力の増加に伴い増大し, $\sigma_m=13 \text{ kg/mm}^2$ では表面で約 45%, 最深部で約 11% の過大評価となっている.

特定き裂形状に対し 650°C , 10 分保持中の ΔJ_c を

Table II. Summary of benchmark problems.

Problem	Analysis models	Loadings	Material constants
Problem-1	$t=8$ $w=12.5$ $a_0=0.5$ $c_0=2.5$	$\sigma \text{ (kg/mm}^2\text{)}$ $Th=10\text{min}$ 650°C	$\varepsilon_0=5.1406\text{E-4}; \alpha=8.3851$ $\sigma_0=7.56\text{kg/mm}^2; n=4.31136$ $B=8.2845\text{E-10}; m=5.9816$ $E=14679\text{kg/mm}^2; \nu=0.314$
Problem-2	$t=8$ $w=30$ $a_0=1$ $c_0=1$	$\varepsilon_b \text{ (\%)}$ $Th=5\text{hr}$ 550°C	$\varepsilon_0=4.4967\text{E-4}; \alpha=0.14262$ $\sigma_0=7.05\text{kg/mm}^2; n=3.08826$ $B=1.2527\text{E-12}; m=5.8128$ $E=15691\text{kg/mm}^2; \nu=0.306$
Problem-3	$t=11$ $OD=165.2$ $a_0=5.5$ $c_0=11$	$p \text{ (ton)}$ $Th=5\text{hr}$ 550°C	$\varepsilon_0=4.4967\text{E-4}; \alpha=0.14262$ $\sigma_0=7.05\text{kg/mm}^2; n=3.08826$ $B=1.2527\text{E-12}; m=5.8128$ $E=15691\text{kg/mm}^2; \nu=0.306$

Fig. 5. Comparison in J -integral versus nominal stress ($\phi=90^\circ$, Problem (1)).

Fig. 6. Comparison in J -integral versus nominal stress ($\phi=0^\circ$, Problem (1)).

まとめて Table III に示す。簡易法で得られた値は BEM 解に比較し、表面部で約 40%，最深部で約 30% の過小評価と Fig. 5, Fig. 6 の J 積分評価とは異なった傾向となっている。

クリープ疲労き裂進展速度についての比較を Fig. 7, Fig. 8 に示す。Fig. 7 は最深部のき裂進展速度 da/dN をき裂長さ a に対して整理したものである。リファレンス応力に基づく手法 1～手法 3 により評価した結

Fig. 7. Relation between da/dN and crack depth a (Problem 1).

Fig. 8. Relation between dc/dN and half crack width c (Problem 1).

Table III. Comparison among ΔJ_c obtained by various simplified methods.

Method	$\phi=\pi/2$	$\phi=0.0$
Method-1. CEGB	0.0509	0.0354
Method-2. CEA	0.0504	0.0426
Method-3. PNC	0.0504	0.0426
Method-4. YAGAWA	0.0640	0.0365
BEM	0.0717	0.0497

果はそれぞれよく一致し、BEM 結果や実験結果ともよく一致している。全面塑性解に基づく手法 4 はき裂が短い部分と長い部分で他の手法との差異が顕著となっている。Fig. 8 は表面部のき裂進展速度 dc/dN を表面き裂半長 c に対して整理したものである。き裂の短い領域で手法 4 が異なった傾向を示しているのを除き実験結果や BEM 解析結果とよく一致した解が得られている。

(2) 問題 2

問題 2 は変位制御問題であり、変位から応力に変換する際の各手法間での違いを避けるため、公称応力値を問題では与えている。クリープ疲労き裂進展速度についての比較を Fig. 9, Fig. 10 に示す。変位から応力に変換する際の誤差を排除したにもかかわらず、各手法間の差異が問題 1 に対する結果 Fig. 7, Fig. 8 と比較して顕著となっている。特に手法 4 は、大きなき裂進展速度を予測している。これは、手法 4 では Table

Fig. 9. Relation between da/dN and crack depth a (Problem 2).

Fig. 10. Relation between dc/dN and half crack width c (Problem 2).

Ⅲで示したように大きめの ΔJ_c を評価する傾向がある上に、式 (35) の応力緩和計算の q 値として $(m+2)/3$ を用いたため他の手法 ($q=1$ を仮定) に比べさらに大きな ΔJ_c を算出したものと考えられる。

リファレンス応力法に基づく手法1～手法3について比較すると、手法1が若干大きめの評価を与えているもののほぼ一致した解を与え、かつ実験結果やFEM・BEM解析結果ともよく対応している。ただし、最深部のFig. 9では解析による予測と実験結果との傾向に顕著な差異が認められる。すなわち、実験ではき裂が板厚中央に近づくにつれ、き裂進展の減速が認められるのに対し、解析では加速を予測している。これは、曲げ荷重下では板厚中央部でき裂が全面開口せず、式 (40) による ΔJ_c の評価が過大となっていることによるものと考えられる。

(3) 問題3

最深部におけるき裂進展速度 da/dN のき裂長さ a

Fig. 11. Relation between da/dN and crack depth a (Problem 3).

Fig. 12. Relation between dc/dN and half crack width c (Problem 3).

に対する変化をFig. 11に、表面部におけるき裂進展速度 dc/dN に表面き裂半長 c に対する変化をFig. 12にそれぞれ示す。リファレンス応力法に基づく手法1と手法2による予測は、実験結果やFEM解析結果とよく一致している。全面塑性解に基づく手法4についても若干大きめのき裂進展速度を予測するものの、実験結果やFEM解析結果とよく対応している。

本問題の対象は配管であるが、簡易評価式ではこれを平板に置き換えて評価している。Fig. 11, Fig. 12の結果では、配管の実験や配管形状を忠実にモデル化したFEM解析結果と良く一致しており、平板への置き換えで十分にモデル化できることを示している。

4 結 言

クリープ疲労荷重下の表面き裂進展評価に適用できるように J 積分簡易評価式を拡張し、ベンチマーク解析を行って実験結果やFEM・BEM解析結果と比較した。得られた知見を以下に示す。

(1) リファレンス応力法ならびに全面塑性解に基づく J 積分簡易評価法を表面き裂のクリープ疲労き裂進展評価に適用し、実験結果や詳細数値結果とよい一致が認められた。

(2) 曲げ荷重を受ける場合の深さ方向の進展予測については、板厚中央部の減速があらわせるよう改良する必要がある。

(3) 配管の表面き裂を平板の表面き裂に置き換えることにより、配管の J 積分が妥当に評価できることを確認した。

本研究は、動力炉・核燃料開発事業団の委託のもと日本溶接協会 FCC II 小委員会で実施された成果をまとめたものである。本研究の遂行にあたりご指導・ご助言を賜った動燃事業団構造工学研究室岩田耕司室長ならびに渡士克己担当役に感謝の意を示します。またベンチマーク検証用の実験データは、同小委員会実験グループで得られたもので、石川島播磨重工業技術研究所構造物材料部北川正樹部長はじめ委員各位の尽力の賜物である。ここに感謝いたします。

(平成3年9月27日 破壊力学シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) T. Shimakawa *et al.*, Int. J. Pressure Vessel and Piping, **45**, No. 3 (1991).
- 2) V. Kumar *et al.*, "An Eng. Approach for Elastic-Plastic Frac. Analysis", EPRI NP-1931 (1981).
- 3) G. Yagawa *et al.*, "J-Integral Database for Surface Cracks", The 4th Japanese-German Joint Seminar (1988).
- 4) I. Milne *et al.*, Int. J. Pressure Vessel and Piping, **32**, 3 (1988).
- 5) L. S. Raju and J. C. Newman, Jr., Eng. Frac. Mech., **11**, 817 (1979).
- 6) R. L. Roche, "Design and Analysis of Piping, Pressure Vessels and Components", ASME PVP-120, (1987).
- 7) I. Nonaka *et al.*, "Creep-Fatigue Crack Behavior in Surface Cracked Plate", Trans. SMIRT-11 L10/4 (1991).
- 8) H. Takahashi *et al.*, "Creep-Fatigue Crack Behavior in Surface Cracked Pipe", Trans. SMIRT-11 L09/2 (1991).
- 9) Y. Asada *et al.*, "Analytical Evaluation Method of J-integral in Creep-Fatigue Frac. for 304 Stainless Steel", Preprints of the 7th International Seminar on Inelastic Analysis, Frac. and Life Prediction (1989).
- 10) M. Takenaka *et al.*, "Analytical Evaluation Method of Creep-Fatigue Crack Propagation in Surface Cracked Plate", Trans. SMIRT-11 L09/3 (1991).
- 11) T. Shimakawa *et al.*, "Analytical Evaluation Method of Creep-Fatigue Crack Propagation for Surface Cracked Pipe", Trans. SMIRT-11 L09/4 (1991).