弾塑性破壊の 2 パラメータ法と破壊評価線図*
(配管炭素鋼 STS 42 への適用)小林 英 男^{*1}, 中 村 春 夫^{*1}, 柏 木 孝 明^{*2}Two-parameter Approach to Elastic-Plastic Fracture
and Failure Assessment Diagram
(Application to Carbon Steel for Piping)

Hideo KOBAYASHI, Haruo NAKAMURA, and Kohmei KASHIWAGI

In the previous study, the elastic-plastic fracture toughness, J_{Ic} , and the elastic-plastic fracture resistance curve (J - R curve) were evaluated by using compact specimens for a carbon steel, STS 42, used for piping in nuclear reactors. Based on those results, the applicability of the two-parameter approach to carbon steel piping was examined in this study. The construction of the failure assessment diagram (FAD) was also attempted. The results obtained are summarized as follows:

(1) In the application of the two-parameter approach, it is essential to adapt the J -integral as a fracture criterion accounting for the strain-hardening effect. (2) Based on the FAD constructed, it is shown that the whole fracture process, from the fracture initiation to the unstable fracture (or the plastic collapse) including the stable crack growth, is predicted precisely for various sizes of specimen. (3) The failure assessment curve (FAC) defined in CEBG Report, R/H/R 6-Rev. 3, option 1 does not give a conservative prediction, and neither does the FAC in appendix 8.

Key Words: Fracture, Elastic-Plastic Fracture Mechanics, Two-parameter Approach, Failure Assessment Diagram, Leak Before Break, Carbon Steel, Piping.

1. 序 言

小規模降伏における応力拡大係数 K (あるいは破壊靱性 K_c) クライテリオン ($K=K_c$) と, 全断面降伏における応力 σ (あるいは塑性崩壊応力 σ_y) クライテリオン ($\sigma=\sigma_y$) を組合せ, 任意の降伏規模において欠陥からの弾塑性破壊を評価する手法を 2 クライテリア法という⁽¹⁾. 実際には, この手法は Dugdale モデルに基づくき裂先端開口変位 δ (あるいは限界き裂先端開口変位 δ_c) クライテリオン ($\delta=\delta_c$), あるいは J 積分 (あるいは弾塑性破壊靱性 J_{Ic}) クライテリオン ($J=J_{Ic}$) を用い, それを K と σ という二つのパラメータで表現しているにすぎない. したがって, 正確には 1 クライテリア, 2 パラメータ法, あるいは単に 2 パラメータ法と呼ぶべきである. この手法はさらに, 破壊評価線図 (FAD: Failure Assessment Diagram) を用いて, 図式的に評価を行える利点をもつ.

2 パラメータ法は英国中央電力庁 (CEGB) で開発され, 通称 R 6 法と呼ばれる. 手法は R/H/R 6「欠陥を

含む構造物の健全性評価」に記載されており, 1986 年 5 月発刊の改訂 3 版において, 内容的にほぼ完成されたと判断される⁽²⁾. 一方, 世界各国が原子力配管の破断前漏えい (LBB: Leak Before Break) 設計を実施しつつある現状において, 2 パラメータ法の配管炭素鋼への適用の可否が, 注目を集めている⁽³⁾. しかし, 配管炭素鋼については弾塑性破壊のデータの蓄積が少なく, 手法の適用性および評価精度に関して十分な検討がなされていない.

そこで, 本研究では代表的な配管炭素鋼 STS 42 を対象として, コンパクト試験片を用いて弾塑性破壊靱性 J_{Ic} と弾塑性破壊抵抗 (J - R 曲線) を測定した別報の結果に基づき⁽⁴⁾, 2 パラメータ法の適用性と評価精度を検討し, 破壊評価線図 (FAD) の構築を試みた.

2. 2 パラメータ法の概要

2 パラメータ法は Dugdale モデルを用いて開発されてきた. 無限板, 中央き裂, 引張負荷, 弾完全塑性体, 帯状塑性域を仮定した Dugdale モデルにおいて, き裂先端開口変位 δ は次式となる.

$$\delta = \frac{8\sigma_y a}{\pi E} \ln \left\{ \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_y} \right) \right\} \dots \dots \dots (1)$$

ここで, $2a$ はき裂長さ, σ は負荷応力, σ_y は降伏応

* 昭和 62 年 8 月 21 日 第 65 期全国大会講演会において講演, 原稿受付 昭和 62 年 2 月 17 日.

^{*1} 正員, 東京工業大学工学部 (〒152 東京都目黒区大岡山 2-12-1).

^{*2} 学生員, 東京工業大学大学院.

力, E は縦弾性係数である。

降伏規模にかかわらず $\delta = \delta_c$ (限界き裂先端開口変位) で破壊すると仮定すれば, δ_c は小規模降伏の破壊靱性 K_c と次式の関係にある。

$$\delta_c = \frac{K_c^2}{E\sigma_y} \quad \dots\dots\dots (2)$$

したがって, 式(1), (2)から任意の降伏規模の破壊応力 σ が決定できる。さらに, σ に対応する見掛けの応力拡大係数 (破壊靱性) K を次式で定義する。

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad \dots\dots\dots (3)$$

小規模降伏とは限らないので, K は厳密な意味での応力拡大係数 (破壊靱性) とはいえない。

K , σ を無次元化し, 次式の K_r , S_r を定義する。

$$K_r = \frac{K}{K_c}, \quad S_r = \frac{\sigma}{\sigma_y} \quad \dots\dots\dots (4)$$

式(1)~(4)を用いて, 次式が得られる。

$$K_r = \left[\frac{8}{\pi^2 S_r^2} \ln \left\{ \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right\} \right]^{-1/2} \quad \dots\dots\dots (5)$$

上式は破壊する際の (K_r , S_r) の軌跡を示しており, 降伏規模にかかわらず成立する。これを破壊評価曲線 (FAC: Failure Assessment Curve) という。

縦軸に K_r , 横軸に S_r をとり, 式(5)の FAC を図1に示す。これが破壊評価線図 (FAD) である。小規模降伏では縦軸上の $K_r=1$ で破壊し, 全断面降伏では横軸上の $S_r=1$ で塑性崩壊し, 任意の降伏規模では FAC 上の対応する点で破壊することになる。

FAD を用いて欠陥評価を行う具体的な手法を以下に示す。まず, 両極端の破壊特性, 小規模降伏の K_c と塑性崩壊の σ_y を調べておく必要がある。評価対象の負荷応力と欠陥寸法に対して, 式(4)の K_r , S_r を決定する。前述したとおり, この場合の K は降伏規模による有効性を問題にしない見掛けの応力拡大係数である。評価点 (K_r , S_r) が FAC の内側に位置すれば, 破壊しないと判定され, 外側に位置すれば, 破壊すると判定される。

FAD を用いて図式的に表示する利点は以下のとおりである (図1参照)。

(1) 一般に, 式(4)の S_r を次式で置き換える。

$$L_r = \frac{P}{P_y} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで, P は荷重, P_y は弾完全塑性体の塑性崩壊荷重である。評価点が FAC の内側の A 点である場合, K_r , L_r は荷重に比例するから, 荷重が増大すれば評価点は OA の延長上を移動し, FAC 上の F 点で破壊する。すなわち, 単に A 点で破壊しないという判定だけではなく, 破壊に対する荷重の安全裕度 F が次式からわかる。

$$F = \frac{OF}{OA} \quad \dots\dots\dots (7)$$

(2) 安定破壊が生じる場合, 式(4)の K_r の分母 K_c を安定破壊抵抗 K_R に読み換える。 K_R はき裂長さ増分 Δa の増加関数である。また, 式(6)の L_r の分母 P_y は実断面積の減少により, Δa の減少関数となる。

$$K_R = K_R(\Delta a), \quad P_y = P_y(\Delta a) \quad \dots\dots\dots (8)$$

安定破壊は FAC 上で開始し, 常に FAC 上をたどって進行する。一方, 評価点 A から一定荷重 P で仮想的にき裂を進展させ, (K_r , L_r) の軌跡を描く。これを原点中心で相似拡大し, FAC との接点を決定する。この点で不安定破壊に移行し, 不安定破壊荷重 P_m は次式で与えられる。

$$P_m = \left(\frac{OG}{OA} \right) P \quad \dots\dots\dots (9)$$

(3) 自己平衡応力である熱応力や残留応力は K_r に考慮するが, L_r に考慮しない。これも図式的に処理することができる。

FAD の使用に際して最も問題となるのは, 破壊クライテリオンの選択と材料のひずみ硬化特性の考慮である。歴史的に, Dugdale モデルに基づく FAC に以下のような修正, 提案がなされてきた。

(1) 流動応力による L_r の修正⁽⁵⁾ R6 法, 改訂2版に採用された手法である。式(5)の FAC において, $S_r \rightarrow x (= \sigma/\sigma_f)$ と置き換え, 新しく L_r を次式のように定義する。

$$L_r = \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_y} \right) x \quad \dots\dots\dots (10)$$

流動応力 σ_f は次式で与えられる。

$$\sigma_f = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで, σ_y は降伏応力, σ_u は引張強さである。

図1 Dugdale モデルに基づく破壊評価線図
(A: 評価点, F: 安定破壊, H: 不安定破壊)

(2) Milne の式⁽⁶⁾ 上記(1)の場合の L_r を、さらに次式のように定義する。

$$L_r = x + (1 - K_r)^{1/2} \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_t} - 1 \right) \quad \text{..... (12)}$$

(3) Ainsworth の式⁽⁷⁾ Dugdale モデルの場合、 J 積分は次式で与えられる。

$$J = \sigma_y \delta \quad \text{..... (13)}$$

したがって、 $\delta = \delta_c$ で破壊するという仮定は、 $J = J_c$ で破壊するという仮定に等しい。Ainsworth は J 積分の簡易解析から、次式の FAC を提案した。なお、 L_r の定義は式(6)である。

$$K_r = \left[\frac{E \varepsilon_t}{\sigma_t} + \frac{L_r^2}{2(1 + L_r^2)} \right]^{-1/2} \quad \text{..... (14)}$$

ここで、 $\sigma_t = \sigma_y L_r$ 、 ε_t は真応力-真ひずみ曲線上で真応力 σ_t に対応する真ひずみである。

(4) DPFAC⁽⁸⁾⁽⁹⁾ 全ひずみ論に従う塑性体について J 積分を解析すれば、FAC が得られる。これを DPFAC (Deformation Plasticity Failure Assessment Curve) といい、次式で与えられる。なお、 L_r の定義は式(6)である。

$$K_r = \left[\frac{J_e(a, P)}{J_e(a_{eff}, P) + J_p(a, P)} \right]^{1/2} \quad \text{..... (15)}$$

J の弾性成分 $J_e(a, P)$ 、き裂長さに塑性域の補正をした弾性成分 $J_e(a_{eff}, P)$ は、次式から得られる。

$$J_e(a, P) = (1 - \nu^2) \frac{[K(a, P)]^2}{E} \quad \text{..... (16)}$$

$$a_{eff} = a + \left(\frac{1}{1 + L_r^2} \right) \left(\frac{1}{6\pi} \frac{n-1}{n+1} \right) \left[\frac{K(a, P)}{\sigma_y} \right]^2 \quad \text{..... (17)}$$

J の塑性成分 $J_p(a, P)$ は、次式から得られる。

$$J_p(a, P) = \alpha \varepsilon_y \sigma_y b \cdot h_1 \left(\frac{a}{W}, n \right) \cdot L_r^{n+1} \quad \text{..... (18)}$$

ここで、 n 、 α は次式の Ramberg-Osgood の真応力-真ひずみ関係の定数である。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad \text{..... (19)}$$

また、 $h_1(a/W, n)$ は a/W と n の関数、 b はリガメント、 W は試験片幅である。

一方、CEGB, R/H/R 6, 改訂 3 版においては⁽²⁾、上記の修正、提案を踏まえて、FAC として以下の三つの選択と一つの付録が与えられている。なお、 L_r の定義は付録 8 を除いて式(6)である。

(1) 選択 1 応力-ひずみ曲線に不連続が現れないすべての材料が対象であり、次式で与えられる。

$$K_r = (1 - 0.14 L_r^2) [0.3 + 0.7 \exp(-0.65 L_r^0)] \quad \text{..... (20)}$$

(2) 選択 2 応力-ひずみ曲線の初期のひずみ硬化率が高い材料 (この場合、選択 1 は過度に保守的

な評価を与える)や応力-ひずみ曲線が不連続となる材料に推奨されている。Ainsworth の式(14)の変形であり、次式で与えられる。

$$K_r = \left(\frac{E \varepsilon_t}{\sigma_t} + \frac{\sigma_y L_r^3}{2 E \varepsilon_t} \right)^{-1/2} \quad \text{..... (21)}$$

(3) 選択 3 材料、構造形状に特有な FAC が得られる。式(15)の DPFAC そのものである。

(4) 付録 8 ひずみ時効した C-Mn 鋼 (軟鋼) について、FAC が式(10)の L_r を用いて、与えられている。

$$K_r = \frac{1 - 0.1 x^2 + 0.1 x^4}{1 + 3 x^4} \quad \text{..... (22)}$$

以上の FAC はいずれも特定の材料、構造形状について得られた結果であり、その適用性および評価精度に関して十分な検討はなされていない。今後、代表的な材料、構造形状をいくつか選択し、以上の FAC の適用性および評価精度を検討してゆく必要がある。

3. 解析方法

配管炭素鋼 STS 42 を対象として、コンパクト (CT) 試験片を用いて弾塑性破壊靱性 J_{Ic} と弾塑性破壊抵抗 (J - R 曲線) を測定した別報の結果に基づき⁽⁴⁾、解析を行った。材料、力学的性質、試験片、実験方法、実験結果の詳細は省略する。

試験片は 1/2CT, 1CT (試験片厚さ $B = 20$ mm), 2CT ($B = 20$ mm) の 3 種類である。

材料の降伏応力 σ_y 、引張強さ σ_u 、式(11)の流動応力 σ_f 、式(19)の Ramberg-Osgood の真応力-真ひずみ関係の定数 n 、 α および弾塑性破壊靱性 J_{Ic} の値を表 1 に示す。

試験片厚さ中央の最大としてき裂長さ a を定義すれば、試験片寸法に依存しない平面ひずみ J - R 曲線が得られる。図 2 に示すように、この J - R 曲線は次式で近似できる。

$$J_R = J_{Ic} + 0.362 (\Delta a - \Delta a_0)^{0.865} \quad \text{..... (23)}$$

ここで、 J_R [MN/m] は弾塑性破壊抵抗、 Δa はき裂長さ増分、 Δa_0 は J_{Ic} に対応する Δa [mm] である。

大規模降伏の J_{Ic} 、 J_R は小規模降伏の K_{Ic} 、 K_R と次式の関係にあり、 J_{Ic} 、 J_R を K_{Ic} 、 K_R に換算できる。

$$J = (1 - \nu^2) \frac{K^2}{E} \quad \text{..... (24)}$$

ここで、 ν はポアソン比、 E は縦弾性係数である。以下では、式(4)の K_r の分母の K_c として、式(24)から得られる K_{Ic} 、 K_R を用いる。また、CT 試験片の場合、 K_r の分子の K は、次式で算出した⁽¹⁰⁾。

$$K(a, P) = \frac{P}{B \sqrt{W}} \frac{2 + \alpha}{(1 - \alpha)^{3/2}} (0.886$$

$$+4.64\alpha-13.32\alpha^2+14.72\alpha^3-5.6\alpha^4) \dots\dots(25)$$

ここで、 $\alpha=a/W$ 、 W は試験片幅、 B は厚さである。

L_r の定義は式(6)である。分母の P_y は、Merkle-Cortenの次式で算出した⁽¹¹⁾。

$$P_y=1.26\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_y bB\left[\sqrt{\left(\frac{2a}{b}\right)^2+2\left(\frac{2a}{b}\right)+2}\right. \\ \left.-\left\{\left(\frac{2a}{b}\right)+1\right\}\right] \dots\dots(26)$$

ここで、 b はリガメントである。

以上の材料定数の値、式(23)~(26)を用いて、式(5)、(10)、(12)、(14)、(15)、(20)~(22)のFACをFAD上に表示し、 J_{IC} 、 J - R 曲線の実験結果と比較した。

4. 解析結果および考察

4.1 安定破壊開始 破壊評価線図(FAD)上で、式(5) (Dugdaleモデル)、式(10) (R6法、改訂2版)、式(12) (Milneの式)、式(14) (Ainsworthの式)、式(15) (DPFAC)の破壊評価曲線 (FAC)を、安定破壊開始に関する実験結果と比較して図3に示す($K_r=K/K_{IC}$)。白抜き印と黒塗り印はそれぞれ安定破壊開始の前後における実験結果を示し、両者の中間が安定破壊開始点(J_{IC})である。

Dugdaleモデルに基づく式(5)、(10)、(12)のFACと、 J 積分に基づく式(14)、(15)のFACは形状

表1 材料定数

Material	σ_y MPa	σ_u MPa	n	α	J_{IC} MN/m
STS42	362	592	3.90	8.79	0.241

図2 平面ひずみ J - R 曲線

が大きく異なる。これはひずみ硬化の考慮の有無に起因している。実験結果は前3者のFACよりも著しく内側で、ほぼ後2者のFAC上に位置している。すなわち、配管炭素鋼を対象とした場合、Dugdaleモデルに基づくFACは有効でなく、 J 積分に基づくFACが必要となることがわかる。

なお、実験結果は試験片寸法の増大に伴い、FAC上を縦軸方向へ移動している。このように降伏規模が図式的に解釈できることが、FADの利点である。

FAD上で、R6法、改訂3版の式(20) (選択1)、式(21) (選択2)、式(15) (選択3)、式(22) (付録8)のFACを、安定破壊開始に関する実験結果と比較して図4に示す。

実験結果はほぼ選択2、選択3のFAC上に位置し

図3 破壊評価線図 (安定破壊開始、従来のFAC)

図4 破壊評価線図 (安定破壊開始、R6法、改訂3版)

ている。選択2は上述したAinsworthの式とほぼ同じ結果を与え、選択3は上述したDPFACにほかならない。選択3のDPFACが最も妥当な結果を与えることは当然である。しかし、選択2のFACも簡便で、かつ常に選択3のFACの内側に位置するから、裕度が十分すぎる点を除けば、有用性は高いと判断される。

なお、実験結果が選択1のFACよりも著しく内側に位置することは注意を要する。選択1のFACはすべての材料が対象であるけれども、配管炭素鋼には適用できない。今後、この理由と他の材料への適用性について、検討を加える必要がある。配管炭素鋼をひずみ時効したC-Mn鋼とみなした場合、実験結果はやはり付録8のFACよりも内側に位置する。したがって、付録8のFACについても、今後の検討が必要である。

図5 破壊評価線図 (安定破壊進行, 1/2 CT)

図6 破壊評価線図 (安定破壊進行, 1 CT)

4・2 安定破壊進行 FAD上で、R6法、改訂3版の式(20) (選択1)、式(21) (選択2)、式(15) (選択3)、式(22) (付録8)のFACを、安定破壊進行に関する実験結果と比較して図5 (1/2 CT)、図6 (1 CT)、図7 (2 CT) に示す ($K_r = K/K_R$)。

安定破壊開始に関する実験結果と同様に、安定破壊進行に関する実験結果もほぼ選択3のFAC上に位置している。すなわち、安定破壊は選択3のFAC上で開始し、常にFACをたどって進行することがわかる。詳細にみれば、特に試験片寸法が小さい1/2 CT, 1 CTの場合に、実験結果は安定破壊の進行に伴い、FACから逸脱する傾向を示している。これは塑性崩壊が生じた結果と考えられる。

4・3 塑性崩壊と不安定破壊 一般に、弾塑性破壊の過程として、以下の三つの場合が考えられる。

- (1) 安定破壊開始 (大規模降伏) → 安定破壊進行 → 不安定破壊
- (2) 安定破壊開始 (大規模降伏) → 安定破壊進行 (リガメント減少) → 塑性崩壊 (全断面降伏)
- (3) 塑性崩壊 (全断面降伏)

FACをたどる安定破壊の進行は、不安定破壊〔(1)の場合〕あるいは塑性崩壊〔(2)の場合〕のいずれかで打ち切られる。図5～7の実験結果は、試験を変位制御で行っており、(2)の場合と考えられる。

試験片の破面観察の結果によれば、試験片厚さ中央で平たん破壊が先行し、き裂前縁は親指のつめ状となる。その後、残された表面リガメントで傾斜破壊(せん断線)が開始し、先行した平たん破壊の前縁に急速に追いつき、平たん破壊と傾斜破壊が同時に進行する。式(23)の J - R 曲線は平たん破壊の特性であり、傾斜

図7 破壊評価線図 (安定破壊進行, 2 CT)

図8 破壊評価線図(き裂進展解析, 1 CT)

図9 破壊評価線図(き裂進展解析, 4 CT)

破壊開始がその打ち切りを与え、傾斜破壊は塑性崩壊に伴い進行すると判断される。傾斜破壊は $\Delta a = 0.7 \sim 3$ mm (1/2 CT $\sim$ 2 CT) で開始している。これは $L_r = 1.4 \sim 1.3$ (1/2 CT $\sim$ 2 CT) に対応する。

一方、R6法、改訂3版では、塑性崩壊によるFACの打ち切りとして、次式を与えている。

$$L_r = \frac{\sigma_f}{\sigma_v} \dots \dots \dots (27)$$

STS 42の場合、式(27)は $L_r = 1.32$ となる。この L_r の値は上述した傾斜破壊開始の L_r の値と一致している。

$L_r = 1.32$ のFACの打ち切り点を図5～7に示す。1/2 CTの場合、実験結果のすべてが打ち切り点以降にあり、安定破壊開始後、ただちに塑性崩壊していると判断される。1 CT, 2 CTの場合、実験結果はほぼ打ち切り点でFACから逸脱しており、以降は同様に塑性崩壊していると判断される。

試験片寸法が大きい場合、試験を荷重制御で行えば、FACをたどる安定破壊の進行は、不安定破壊で打ち切られることが期待される〔(1)の場合〕。そこで、選択3のFADを用いて、図式的に不安定破壊の予測を行った。

1 CT ($W = 51$ mm, $B = 20$ mm, $a/W = 0.52$) の場合の予測結果を図8に示す。評価点から一定荷重 $P = 30$ kNで、 $\Delta a = 0.2$ mmずつ仮想的にき裂を進展させ、(K_r , L_r)の軌跡を描く。これを原点中心で相似拡大し、FACとの接点を決定する。試験系のコンプライアンスを無限大とすれば、この点で不安定破壊に移行する。しかし、この点は塑性崩壊によるFACの打ち切り点以降にある。したがって、1 CTの場合、不安定破壊は

生じないことがわかる。

試験片寸法を変えて、同様の解析を行った。4 CT ($W = 204$ mm, $B = 20$ mm, $a/W = 0.52$) の場合の予測結果を図9に示す。この場合に上述した接点と打ち切り点が一致し、これ以上の試験片寸法の場合に接点が打ち切り点以前となる。得られた安定破壊開始荷重は $P_0 = 119$ kN、最大荷重は $P_{\max} = 170$ kN、安定破壊のき裂長さ増分は $\Delta a = 8.1$ mmである。すなわち、試験片寸法が4 CT以上でなければ、たとえ試験系のコンプライアンスが無限大であっても、不安定破壊は生じないことが予測される。実際の原子力配管の直径は $D = 50 \sim 1000$ mmである。したがって、小口径管の場合に塑性崩壊が支配的であっても、大口径管の場合に不安定破壊を生じることが考えられる。

本研究の最終目標は、原子力配管の欠陥評価、LBB評価であるが、2パラメータ法とFADが有効に使用できる見通しを得た。現在、国内外において、炭素鋼配管の破壊試験が実施されている。今後、本研究の成果に基づき、2パラメータ法とFADを配管試験結果に適用し、手法の検証を行う必要がある。

5. 結 言

原子力配管の破断前漏えい(LBB)評価に資することを目的とし、代表的な配管炭素鋼STS 42を対象として、コンパクト試験片を用いて弾塑性破壊靱性 J_{Ic} と弾塑性破壊抵抗 (J - R 曲線) を測定した別報の結果に基づき、2パラメータ法の適用性と評価精度を検討し、破壊評価線図(FAD)の構築を試みた。得られた結果を要約すれば、以下のとおりである。

(1) 2パラメータ法の適用に際して、ひずみ硬化

を考慮し、 J 積分クライテリオンを用いる必要がある。

(2) 構築した FAD に基づき、試験片寸法が異なる場合の安定破壊開始、安定破壊進行、さらに塑性崩壊あるいは不安定破壊という弾塑性破壊の過程が、適確に予測できる。

(3) CEGB, R/H/R 6, 改訂 3 版, 選択 1 と付録 8 の破壊評価曲線 (FAC) は非保守的な予測を与える。

(4) 今後、多くの材料を対象として、適用性を検討し、より簡便な FAD を構築すると同時に、実機への適用を考慮して、構造形状の効果を検証する必要がある。

本研究の遂行に際して、(株)日立製作所、(株)東芝より日本高圧力技術協会が委託を受けた「炭素鋼の破壊クライテリアに関する調査」委員会 (委員長 飯田國廣東京大学名誉教授) の多大なご協力を得た。日立製作所 清水 翼氏、長谷川邦夫氏、斎藤 隆氏、東芝 有井 満氏、斎藤正博氏、石川島播磨重工業(株)

樋口 洵氏に謝意を表す。また、論文作製にご助力いただいた福島めぐみ女史に謝意を表す。

文 献

- (1) Dowling, A. R. and Townly, H. A., *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 3 (1975), 77.
- (2) Milne, I., Ainsworth, R. A., Dowling, A. R. and Stewart, A. T., *CEGB Rep.*, R/H/R 6-Rev. 3, (1986).
- (3) 小林, 圧力技術, 25-1 (昭 62), 38.
- (4) 小林・中村・柏木, 機論, 53-494, A (昭 62), 1905.
- (5) Harrison, R. P., Loosemore, K., Milne, I. and Dowling, A. R., *CEGB Rep.*, R/H/R 6-Rev. 2, (1980).
- (6) Milne, I., *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 13 (1983), 107.
- (7) Ainsworth, R. A., *CEGB Rep.*, TPRD/B/0175/N 83, (1983).
- (8) Bloom, J. M., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 803, (1983), II-206.
- (9) Shih, C. F., Kumar, V. and German, M. D., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 803, (1983), II-239.
- (10) Srawly, J. E., *Int. J. Fract.*, 12 (1976), 475.
- (11) Merkle, J. G. and Corten, H. T., *Trans. ASME, J. Pressure Vessel Tech.*, 96 (1974), 286.

討 論

〔質問〕 矢川 元基・植田 浩義

〔東京大学工学部〕

き裂進展解析において、DPFAC に基づく R6 法を用いることにより、通常の J 積分クライテリオンと比較して具体的にはどのような点が改善されるかについてご教示願いたい。例えば、進展中の荷重値を予測した場合、両者が異なった結果を与えるのかどうかについて教えていただきたい。

〔回答〕 有益なるご討論に感謝する。本文中で述べたように、2 パラメータ法の FAC としては簡便式から評価対象の J 積分表示式まで種々のものが提案されており、これらは評価対象の J 積分表示式の有無、得られる材料定数の範囲、必要とされる精度に応

じて使い分けられる。DPFAC に限れば、この手法は通常の J 積分クライテリオンに基づく手法と等しく、予測結果は異ならない。ただし、機器の構造健全性評価を念頭におけば、 J 積分クライテリオンに基づく方法は、精度は高いが複雑である。実際の欠陥が三次元形状であること、また試験片の J - R 曲線が機器のそれと異なることなどを考え併せれば、将来的には保守的な予測を与える簡便手法の確立が望まれる。本研究を含めて著者らは、以上を念頭に置いて、種々の FAC の有効性を検証している。なお、2 パラメータ法の場合、破壊時の降伏規模を図式的に直読できる利点を持ち、破壊クライテリオンのスクリーニングにも有用であることを付記しておく。