破壊力学による高圧自緊容器の構造健全性保証*

陳 嶺^{*1}, 小林 英男^{*2}
中村 春夫^{*2}, 朴 位 坤^{*2}Assessment of Structural Integrity of High-Pressure
Autofrettaged Vessel by Fracture MechanicsLing CHEN, Hideo KOBAYASHI,
Haruo NAKAMURA and Wigon PARK

To assess the structural integrity of high-pressure autofrettaged vessels, systematic sensitivity analysis was conducted for fatigue crack growth life N_f from an initial defect. The factors with the greatest influence on N_f are the autofrettage radius (i. e., compressive residual stresses) and initial defect size. Each contribution was clarified quantitatively. Fracture toughness K_{Ic} of the material and occurrence of partial crack closure due to compressive residual stress have no marked effect on N_f . However, increase in K_{Ic} increases the critical defect size which promotes integrity through high detectability of the defect during in-service inspection. N_f for a semielliptical crack (aspect ratio = 1/6) is about 60%~70% that for a straight crack. The latter assumption is relatively useful considering its simplicity. The concept of "leak before break" does not hold for this particular type of vessel. However, as N_f is very large compared to the assumed size of the allowable defect described in ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. XI, structural integrity is satisfactorily assured.

Key Words: Structural Reliability, Fracture Mechanics, Residual Stress, Fatigue, Crack Propagation, Autofrettage, Pressure Vessel

1. 緒言

HIP (Hot Isostatic Pressing) 装置など 200 MPa (2000 kgf/cm^2) 以上の超高压下で使用される高压容器が国内外に多数設置され稼働している。高压容器は起動・停止や圧力媒体の脈動による内圧の繰返しに起因して、内壁からの軸方向き裂の発生が予想されるので、欠陥起点の破壊を防止するため構造健全性を保証することが必要とされる。設計時の想定欠陥あるいは供用期間中検査で検出される欠陥に対する压力容器の構造健全性保証に際しては、破壊力学が有用であり、軽水炉機器に対しては欠陥評価手法はすでに確立している⁽¹⁾。

高压容器の疲労強度向上に対しては、自緊処理が有効であり、自緊処理により容器内壁近傍に導入される圧縮残留応力は、疲労き裂の発生や進展を阻止あるいは遅延させる効果がある。自緊容器の疲労き裂進展に関連して、これまでに初期欠陥からの疲労き裂進展寿命に及ぼす自緊の影響評価⁽²⁾、自緊による残留応力の実測結果(中性子回折法)⁽³⁾

に基づく残留応力の応力拡大係数解析⁽⁴⁾と疲労き裂進展寿命解析⁽⁵⁾などが行われてきて、自緊効果に対する基本的な知見が得られている。しかし、自緊容器の構造健全性保証を目的とした、広範囲な影響因子に対する感度解析は行われていない。

本研究では、自緊容器の疲労き裂進展寿命の影響因子として、容器の自緊半径、材料の破壊靱性、初期欠陥寸法・形状、き裂が圧縮残留応力場から引張残留応力場に進展する場合の部分き裂開口を取上げ、その効果を定量的に明らかにすることにより自緊容器の構造健全性評価を行う。

2. 解析手法

高強度鋼 SFNCM100S (降伏応力 $\sigma_{ys} = 755 \text{ MPa}$) の単肉胴の HIP 容器 (内径 $R_i = 40 \text{ mm}$, 厚さ $t = 44 \text{ mm}$) を解析対象とした。内壁表面に最大引張応力 (円周) 方向と垂直な単一の軸方向欠陥 (貫通欠陥あるいは半楕円欠陥) を想定し、運転の起動・停止に伴う圧力変動による、初期欠陥からの疲労き裂進展解析に基づく構造健全性評価を行った。ただし、停止時には圧力はゼロであり、稼働時の最高運転圧力は $P_0 = 196.14 \text{ MPa}$ ($= 2000 \text{ kgf/cm}^2$) とした。

2.1 自緊容器の残留応力 自緊処理により、円筒内壁近傍には圧縮残留応力が生じる。平面ひずみ状態、非圧縮

* 平成 5 年 10 月 2 日 日本機械学会第 71 期全国大会講演会において講演, 原稿受付 平成 5 年 9 月 29 日。

*¹ 東京工業大学大学院 (〒152 東京都目黒区大岡山 2-12-1)。

*² 正員, 東京工業大学工学部。

性, 弾完全塑性体を仮定すれば, 自緊による円周方向の残留応力 σ_θ^R は次式で与えられる⁽⁶⁾.

弾性域 ($R_A \leq r \leq R_o$)

$$\sigma_\theta^R = \frac{\sigma_{ys}}{\sqrt{3}}(R_A^2 - Q)\left(\frac{1}{R_o^2} + \frac{1}{r^2}\right) \quad (1)$$

塑性域 ($R_i \leq r \leq R_A$)

$$\sigma_\theta^R = \frac{\sigma_{ys}}{\sqrt{3}}\left[(2 \ln \frac{r}{R_A} + 1 + \frac{R_A^2}{R_o^2}) - Q\left(\frac{1}{R_o^2} + \frac{1}{r^2}\right)\right] \quad (2)$$

$$Q = \frac{R_i^2 R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} \left[1 - \frac{R_A^2}{R_o^2} + 2 \ln \frac{R_A}{R_i}\right] \quad (3)$$

ただし, r は円筒中心からの半径方向距離, $R_o = R_i + t$ は外径, R_A は自緊圧力負荷時における弾塑性境界 (自緊半径) である. また, 降伏条件としては, 類似の高压容器 (内径 $R_i = 60$ mm, 厚さ $t = 64$ mm, 降伏応力 $\sigma_{ys} = 1070$ MPa) における自緊の残留応力 σ_θ^R の実測値と解析結果の比較を参考にして, 適合性が良好なミーゼスの降伏条件を用いた⁽⁴⁾. 解析は相対自緊深さ $(R_A - R_i)/t = 0.1, 0.15, 0.2$ の3種類について行った. それぞれの自緊圧力は $P_A = 400$ MPa, 435 MPa, 462 MPa である. なお, それらの運転圧力に対する比 P_A/P_0 はそれぞれ 2.04, 2.22, 2.36 であり, HIP 装置の場合には耐圧試験で許容される圧力 ($1.25P_0$) を越えているが, 自緊圧力の感度解析という観点から広範な P_A に関する解析を行った.

2.2 応力拡大係数 内壁表面に存在する軸方向単一貫通き裂 (2次元問題) のき裂面に一様圧力 P が負荷される場合の応力拡大係数 K は次式で与えられる⁽⁷⁾⁽⁸⁾.

$$K(P) = f_1(a)P\sqrt{\pi a} \quad (4)$$

$$f_1 = 1.1198 - 0.5866a + 4.6556a^2 - 7.0266a^3 + 4.4326a^4 \quad (5)$$

ここで, a はき裂長さ, 式 (5) の定数は文献 (8) の結果を内挿して求めた.

一方, 最高運転圧力 P_0 においても自緊容器には再降伏が生じないので, き裂がないときの自緊処理による残留応力を σ_θ^R とすれば, 残留応力場をき裂が進展する場合の K は, 図1に示すように重ね合わせの原理によりき裂面分布力 $\sigma(x) = -\sigma_\theta^R$ が負荷される場合の K に等しい⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾. 任意のき裂面分布力 $\sigma(x)$ による K は, 式 (4) に重み関数法を適用して以下のように評価される.

き裂面に一様圧力 $P(\sigma(x) = -P)$ が作用するときのき裂面変位を $u(x, a)$ とすれば, 任意の $\sigma(x)$ に対する重み関数 $m(x, a)$ は次式で与えられる⁽⁹⁾.

$$m(x, a) = -\frac{E'}{2K(P)} \frac{\partial u(x, a)}{\partial a} \quad (6)$$

ただし, x はき裂端 (内壁面) を原点とするき裂面上の座標, $E = 205.8$ GPa は縦弾性係数, $E' = E/(1 - \nu^2)$ (平面ひずみ状態, ただし, K は E と ν に依存しない), ν はポアソン比である. $m(x, a)$ を用いて, $\sigma(x)$ による K は次式で与えられる⁽⁸⁾.

$$K = \int_0^a \sigma(x)m(x, a)dx \quad (7)$$

$$m(x, a) = -\frac{1}{\sqrt{2a\pi}f_1(a)}[\beta_1 a(a-x)^{-1/2} + \beta_2 a(a-x)^{1/2} + \beta_3 a(a-x)^{3/2}]dx \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \beta_1(a) &= 2f_1(a)a^{1/2} \\ \beta_2(a) &= \left[\frac{15\pi}{2\sqrt{2}}\Phi(a) - 8f_1(a)\right]a^{-1/2} + 4\frac{df_1(a)}{da}a^{1/2} \\ \beta_3(a) &= \frac{1}{2}\left[\frac{20}{3}f_1(a) - \frac{5\pi}{\sqrt{2}}\Phi(a)\right]a^{-3/2} + \left[\frac{5\pi}{\sqrt{2}}\frac{d\Phi(a)}{da} - \frac{20}{3}\frac{df_1(a)}{da}\right]a^{-1/2} \end{aligned} \quad (9)$$

図1 重ね合わせの原理

$$\begin{aligned} \Phi(a) = & \frac{1}{2}\alpha_0^2 + \frac{2}{3}\alpha_0\alpha_1a + \frac{1}{4}(\alpha_1^2 + 2\alpha_0\alpha_2)a^2 \\ & + \frac{2}{5}(\alpha_1\alpha_2 + \alpha_0\alpha_3)a^3 + \frac{1}{6}(\alpha_2^2 + 2\alpha_0\alpha_4 \\ & + 2\alpha_1\alpha_3)a^4 + \frac{2}{7}(\alpha_1\alpha_4 + \alpha_2\alpha_3)a^5 \\ & + \frac{1}{8}(\alpha_3^2 + 2\alpha_2\alpha_4)a^6 + \frac{2}{9}\alpha_3\alpha_4a^7 + \frac{1}{10}\alpha_4^2a^8 \end{aligned} \quad (10)$$

内圧 P を受ける自緊容器の K は重ね合わせの原理により, $\sigma(x) = -P - (\sigma_\theta^R + \sigma_\theta(x))$ として得られる. ただし, $\sigma_\theta(x)$ はき裂がない場合の内圧による円周応力である. なお, 式 (8) の右辺第一項の特異数値積分には Gauss-Chevyshv の積分公式を用いた.

半楕円形状の表面き裂 (き裂深さ a , 表面き裂長さ $2c$) については, 文献 (1) の Sec. XI, Appendix A に準じて式 (7) に補正を施した. すなわち, $\sigma(x)$ を $\sigma(0)$ と $\sigma(a)$ を結ぶ線形分布と仮定し, 線形分布を膜応力と曲げ応力に分割する. そして, 最深部の K を膜応力と曲げ応力について算出し, それぞれについて 2 次元平板の膜応力と曲げ応力に関する形状補正係数⁽¹¹⁾を乗じてこれを加算した. この補正法による結果と 3 次元の解析結果 ($a/2c = 0.4$)⁽¹²⁾とは $a/t \leq 0.2$ ではほぼ一致し, $a/t > 0.2$ では a/t の増加に伴い前者は過小評価となる. ただし, き裂進展寿命のほとんどが $a/t \leq 0.1$ で費やされることから, その影響は小さいと考えられる.

一方, 図 2(a) のように内壁近傍で $\sigma(x) = -\sigma_\theta^R > 0$ (圧縮残留応力場) でかつき裂先端近傍で $\sigma(x) < 0$ (引張残留応力場) の場合, 重ね合わせの原理によれば内壁近傍で上下のき裂面が重複する (図 2(b) 参照). 実際には, 図 2(c) のようにき裂面は重複せず滑らかに接触し, 部分き裂閉口を生じるので, 破面の接触応力を考慮した解析が必要である. 部分き裂閉口の解析は, 次式の転位の無限小連続分布理論に基づく特異積分方程式を解くことにより行った⁽¹³⁾.

$$\frac{1}{\pi} \int_{a_1}^a \left\{ \frac{1}{t-x} + k(x,t) \right\} f(t) dt = \frac{1}{E'} \sigma(x) \quad (a_1 < x < a) \quad (11)$$

ここで, $x = a$ は実際のき裂長さ, $x = a_1$ は部分き裂閉口を生じているき裂先端までの距離 (図 2(c) 参照), $k(x,t)$ は試験片形状に依存する積分値, $\sigma(x)$ はき裂面分布力, 未知関数 $f(t)$ は転位密度である. $k(x,t)$ については, 板幅が容器の厚さ t に等しい 2 次元平板の結果⁽¹⁴⁾を用いた. 式 (11) の数値計算は以下のように行った.

未知関数 $f(t)$ を第 1 種のチェビシェフ多項式 $T_k(t)$ を用い, 次式で近似する.

$$f(t) = \frac{1}{\sqrt{(1-t^2)}} [B_0 + \sum_{k=1}^N B_k T_k(t)] \quad (12)$$

ただし, B_k は未知係数である. 式 (12) を式 (11) に代入し, 変形することにより, 次式の B_k に関する連立方程式が得られる.

$$\begin{aligned} B_k + \sum_{n=1}^N \frac{2B_n}{p(q+1)} \sum_{j=1}^q \sin \frac{k_j \pi}{q+1} \left[\sum_{i=1}^p K(x_j, \tau_i) \cos(n\theta_i) \right] \\ = \frac{2}{E'(q+1)} \sum_{j=1}^q 2\sigma(x_j) \sin \frac{j\pi}{q+1} \sin \frac{k_j \pi}{q+1} \end{aligned} \quad (13)$$

ここで, $\tau_i = \cos(\theta_i)$, $\theta_i = \pi(2i-1)/2p$, $x_j = \cos(j\pi/(q+1))$ であり, また整数 $N = p = q = 12$ とした. 式 (13) を B_k について解けば, $x = a_1, a$ における応力拡大係数 $K(a_1)$, $K(a)$ は次式により得られる⁽¹⁵⁾.

$$K(a_1) = \frac{E'}{2} \sqrt{(a-a_1)} \frac{\pi}{2} \sum_{n=1}^N (-1)^n B_n \quad (14)$$

図 2 部分き裂閉口の考慮

$$K(a) = \frac{E'}{2} \sqrt{(a-a_1)} \frac{\pi}{2} \sum_{n=1}^N B_n \quad (15)$$

$x = a_1$ で応力の特異性がないという条件 (式 (14) で $K(a_1) = 0$) から, 接触位置 a_1 が得られる. なお, 部分き裂開口の問題は未知境界問題であるので, 接触位置 a_1 は繰返し計算により求めた. a_1 を式 (15) に代入すれば, $K(a)$ が得られる.

2.3 疲労き裂進展 疲労き裂進展速度 da/dN (mm/cycle) と応力拡大係数範囲 ΔK ($\text{MPa} \sqrt{\text{m}}$), 応力比 R の関係は同種材料における実測値の変動範囲の上限 (保守的評価) を与える次式を仮定した⁽¹⁶⁾.

$$\frac{da}{dN} = 7.50 \times 10^{-8} (\Delta K (1 + 0.3R))^{2.27} \quad (16)$$

$$\Delta K = \begin{cases} K_{\max} - K_{\min} & (K_{\min} > 0) \\ K_{\max} & (K_{\min} \leq 0) \end{cases} \quad (17)$$

$$R = \begin{cases} K_{\min}/K_{\max} & (K_{\min} > 0) \\ 0 & (K_{\min} \leq 0) \end{cases} \quad (18)$$

ただし, N は内圧繰返し数, $K_{\max}$ と $K_{\min}$ は最大および最小応力拡大係数である. なお, それらはそれぞれ稼働時と停止時の K に相当する. 式 (16) を N について数値積分すれば N と a の関係が得られる. 半楕円き裂については, $a/2c = \text{一定}$ の仮定のもとで, き裂最深部の K を用いて解析を行った. また, 初期欠陥からのき裂発生寿命は無視した.

式 (16) の打ち切り (不安定破壊の開始) 条件は平面ひずみ破壊靱性 K_{Ic} を用いて次式で与えられる.

$$K_{\max} \geq K_{Ic} \quad (19)$$

ただし, K_{Ic} は室温での V ノッチシャルピー吸収エネルギーの設計時における要求値 $E_v = 27.4$ Joule (3 本の平均) と $E = 205.8$ GPa から次式を用いて算出した⁽¹⁷⁾.

$$K_{Ic} = 0.229 E_v^{0.9} \sqrt{E} = 64.7 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}} \quad (20)$$

3. 解析結果

3.1 残留応力と応力拡大係数 図 3(a) と (b) に自緊容器の残留円周応力 σ_θ^R および内圧負荷時の円周応力 σ_θ を示す. 自緊により内壁表面近傍に圧縮応力が残留し, その大きさは自緊深さの増加と共に増大しており (図 3(a)), その結果として内圧負荷時の内壁近傍の円周応力は自緊処理を施さない場合 (実線) と比較して大幅に緩和されている (図

(a) 残留応力 (無負荷時)

(b) 内圧負荷時

図 3 自緊容器の円周応力分布

図 4 最大応力拡大係数 (貫通き裂)

(a) 残留応力拡大係数 (K_R , 無負荷時) (b) 内圧負荷時 (K_{max})

図5 自緊容器の応力拡大係数

3(b)). なお, 図 3(a) の場合, 自緊圧力除荷時に圧縮による逆降伏は生じていない。

自緊処理を施さない容器の貫通き裂の場合について, き裂長さ a と重み関数法による内圧負荷時の K_{max} (実線) の関係を文献 (1) の Sec. XI に準じた結果 (破線) と比較して図 4 に示す。同一の a に対して, 後者は前者よりも大きな結果を与えている。後者が大きくなる原因として, (1) K の評価に際しての塑性域補正の効果, (2) 円周応力 $\sigma_\theta(x)$ を $\sigma_\theta(0)$ と $\sigma_\theta(a)$ を結ぶ線形分布で近似している効果, の 2 点が挙げられる。(2) の誤差の評価を行うため, ASME の方法において塑性域補正を施さない結果を一点鎖線で示す。 $a/t \leq 0.05$ では, 実線と一点鎖線はほぼ一致するが, それ以後はき裂長さの増加に伴い後者が徐々に過大評価となる。図 3(b) に実線で示すように, $\sigma_\theta(x)$ は下に凸の分布なので, 線形分布近似が実際の $\sigma_\theta(x)$ の過大評価となることがその

(a) 貫通き裂

(b) 半楕円き裂 (アスペクト比 $a/2c = 1/6$)

図6 疲労き裂進展特性

原因である。

図 3 (a) と (b) の場合について, 半楕円き裂 (き裂深さ a , アスペクト比 $a/2c = 1/6$) の残留応力拡大係数 K_R ($= K_{min}$, 部分き裂閉口の考慮なし) と K_{max} をそれぞれ図 5(a) と 5(b) に示す。 K_R は広範囲の a/t にわたり負であり, その絶対値は自緊深さの増加に伴い増大している。 K_{max} は a/t の小さな範囲では自緊深さが大きいほど小さいが, a/t の増加に伴いその差は減少し, $a/t > 0.3$ では逆転する。

3.2 構造健全性評価 供用期間中検査で検出される欠陥を対象として, 疲労き裂進展解析に基づく構造健全性評価を行った。初期欠陥寸法として, 主として文献 (1) の Sec. XI で規定される許容欠陥寸法 (半楕円き裂, 初期き裂深さ $a_i/t = 1/40$, アスペクト比 $a_i/2c_i = 1/6$, $2c_i =$ 表面き裂長さ) を想定した。自緊時に応力拡大係数が K_{Ic} を越える初期欠陥寸法は, 自緊圧力が最も大きな 20% の自緊を施す場合においても, $a_i/t > 0.042$ である。したがって, 上記の初期欠陥寸法では不安定破壊は生じず, 自緊に対する構

図7 N_f と a_c に及ぼす K_{Ic} の影響 図8 N_f と初期き裂深さの関係(半楕円き裂, アスペクト $a/2c = 1/6$) 図9 部分き裂閉口を考慮した K_R

造健全性は保証されている。なお、比較のため初期き裂長さ $a_i/t = 1/40$ の軸方向貫通き裂の解析も行った。

疲労き裂長さ a と内圧繰返し数 N の関係を図6(a)(貫通き裂)と(b)(半楕円き裂)に示す。図中の○印は式(20)の K_{Ic} から予測される不安定破壊の開始点であり、疲労き裂進展寿命 N_f と限界欠陥寸法 a_c を与える。なお、本材料は高強度・低靱性材料であり、式(19)の条件が成立する以前に塑性不安定破壊が生じることはない。自緊深さの増加に伴い、 N_f は大幅に増加しており、相対自緊深さが20%の場合には、 N_f は自緊がない場合の6倍程度に向上している。自緊深さが同じ場合、貫通き裂の N_f は半楕円き裂のその60～70%程度であり、半楕円き裂を貫通き裂と仮定することにより安全側の評価が得られる。解析の簡便性を考慮すれば、貫通き裂の仮定は感度解析に際して有用である。

なお、寿命のほとんどが a_i の小さな領域 ($a_i \leq 0.1$) で占められるので、図4に示した文献(1)のSec.XIの方法により K を評価した場合には、若干安全側の評価となるけれども、その差異は小さく、事実上問題とはならない。

K_{Ic} が疲労き裂進展寿命 N_f と限界欠陥寸法 a_c に及ぼす影響を図7に示す。式(20)に示した実際の K_{Ic} 近傍では、 K_{Ic} の増加に伴い N_f はほとんど増大しないのに対して、 a_c は大幅に増大している。したがって、 K_{Ic} の増加は破壊に至るまでの欠陥検出確率の向上に寄与する。

式(20)は E_v に対して K_{Ic} の下限(保守的評価)を与える。一方、次式は K_{Ic} の平均を与える⁽¹⁸⁾。

$$K_{Ic} = \sigma_{ys} \sqrt{0.648 \left(\frac{E_v}{\sigma_{ys}} - 0.0098 \right)} = 98.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (21)$$

式(20)の値は式(21)の65%程度であり、 a_c がかなり過小評価されるので、構造健全性評価に際しては安全側の評価を与える。

なお、自緊処理により材料に予ひずみを生じ、破壊靱性が劣化する可能性がある。ここで想定したNi-Cr-Mo-V鋼に関する実験結果によれば、シャルピー吸収エネルギーは予ひずみの影響を受けないが、弾塑性破壊靱性 J_{Ic} から換算した K_{Ic} は予ひずみ量が5%以上で次第に減少し、予ひずみが10%～12%で約10%低下する⁽¹⁹⁾。ただし、実際の自緊処理材の予ひずみは最大1%程度であり、自緊処理による靱性の低下は本材料に関する限り問題とはならない⁽¹⁹⁾。

所定の K_{Ic} に対して、 N_f は自緊深さの増加に伴い単調に増大する。一方、 a_c は $K_{Ic} < 70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ では自緊深さの増加に伴い単調に増大するが、 $K_{Ic} > 70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ では相対自緊深さが10%程度までは増大するが、それ以上では自

緊深さにあまり依存しないか、逆に減少している。これは、 $a/t = 0.3$ 近傍で K_{max} の自緊深さ依存性が逆転することにより起きている (図 5(b) 参考)。

半楕円き裂の場合について、 N_f と初期き裂深さ a_i の関係を図 8 に示す。 $\log(N_f)$ と a_i は $a_i/t > 0.01$ の範囲においてほぼ直線関係にあり、 a_i の増加に伴い N_f は指数関数的に減少している。したがって、自緊深さとともに a_i は N_f の重要な影響因子である。上記範囲で欠陥検出に 0.5mm ($a_i/t \approx 0.011$) あるいは 1mm ($a_i/t \approx 0.022$) の誤差を伴う場合、 N_f に与える誤差はそれぞれ約 30% と 70% 程度であり、後者の場合には誤差がかなり大きい。

貫通き裂の場合について、部分き裂閉口を考慮した場合の $K_R (= K_{min})$ と a の関係を図 9 に示す。図 3(a) で σ_θ^R の符号が負から正に逆転する位置よりも a が大きな場合に部分き裂閉口が生じ、運転の停止時 (無負荷時) においても $K_R > 0$ となっている。

部分き裂閉口を考慮した場合の a と N の関係 (実線) を考慮しない場合のそれ (破線) と比較して図 6(a) に示す。部分き裂閉口が疲労き裂進展に及ぼす影響としては、(1) $\Delta K (= K_{max} - K_R)$ の減少 (減速効果)、(2) 応力比 $R (= K_R/K_{max})$ の増加 (加速効果)、の相反する効果が挙げられる。図 6(a) では (1) の ΔK の減少効果が支配的であり、部分き裂閉口が生じることにより N_f は若干減少している。ただし、その程度は小さく図 3(a) の σ_θ^R に関する限り、 N_f の評価に際して部分き裂閉口の考慮は必要ないと判断される。なお、 K_R は小さいので、時間依存型のき裂進展 (遅れ破壊) が運転停止期間中に生じることはないとは判断される。

不安定破壊を生じる前にき裂が容器の厚さを貫通すれば、圧力媒体の漏洩を検出することにより運転を安全に停止し、不安定破壊を未然に防止できる。この場合、破断前漏洩 (LBB: Leak Before Break) が成立する。図 6(a) と (b) からわかるように、本解析ではすべての場合について LBB は成立しない。しかしながら、不安定破壊を生じる N_f と a_c は、自緊処理を施さない場合においてもそれぞれ 7000 回と 4.5mm (貫通き裂) あるいは 12000 回と 6.5mm (半楕円き裂) 以上であり、供用期間中検査においてき裂は容易に検出可能である。したがって、 $a_i/t = 1/40$ の初期欠陥に対しては構造健全性が十分保証されることが結論される。

4. 結論

高圧自緊容器の構造健全性保証を目的として、軸方向の初期欠陥からの疲労き裂進展寿命 N_f の解析を行い以下の結果を得た。

(1) N_f の重要な影響因子は自緊半径 (すなわち、圧縮残留応力) と初期欠陥寸法であり、その寄与を定量的に明らか

にした。

(2) 材料の破壊靱性 K_{Ic} および自緊残留応力による部分き裂閉口は N_f の重要な影響因子ではない。ただし、 K_{Ic} の増加により限界欠陥寸法は増大するので、欠陥検出確率の増大に寄与する。

(3) 半楕円き裂 (形状比 = 1/6) と貫通き裂の N_f の比は 60 ~ 70% であり、後者を仮定することにより簡便に保守的な感度解析が行える。

(4) 本容器の場合には破断前漏洩は成立しないが、ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. XI の許容欠陥寸法に対しては、構造健全性が十分に保証される。

文 献

- (1) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. XI.
- (2) Parker, A. P., et., *ASTM STP*, 791-I (1983), 216.
- (3) Stacey, A., et., *J. of Strain Analysis*, 20(1985), 93.
- (4) Stacey, A. and Webster, G. A., *ASTM STP*, 1004(1988), 37.
- (5) Stacey, A. and Webster, G. A., *ASTM STP*, 1004(1988), 107.
- (6) Hill, R., *The Mathematical Theory of Plasticity*, Clarendon Press, Oxford, (1950).
- (7) Andrasic, C. P. and Parker, A. P., *Eng. Frac. Mech.*, 19(1984), 187.
- (8) Oliveira, R. and Wu, X. R., *Eng. Frac. Mech.*, 27(1987), 185.
- (9) Parker, A. P., *ASTM STP*, 776 (1982), 13.
- (10) 轟・小林, 機論, 54, A(1988), 30.
- (11) Raju, I. S. and Newman, J. C., *Eng. Frac. Mech.*, 11 (1979), 817.
- (12) Tan, C. L. and Fenner, R. T., *Intl. J. of Frac.*, 16 (1980), 233.
- (13) Erdogan, F. and Gupta, G. D., *Quarterly of Appl. Mathematics*, 30 (1972), 525.
- (14) Krenk, S., *Intl. J. Solids and Structures*, 11 (1975), 693.
- (15) Bakiogulu, M., Erdogan, F. and Hasselman, D. P. H., *J. Materials Science*, 11 (1976), 1826.
- (16) 超高圧ガス設備に関する基準, 解説, 11, (1993), 高圧ガス保安協会.
- (17) 文献 (16) の 8 ページ.
- (18) Barsom, J. M. and Rolfe, S. T., *ASTM STP*, 466 (1970), 281.
- (19) 岩館・ほか 2 名, 圧力技術, 23, 1985, 6.