軸方向表面き裂を有する鑄造ステンレス鋼管の破壊評価法*

釜谷 昌幸^{*1}

Fracture Analysis Procedure for Cast Austenitic Stainless Steel Pipes with an Axial Surface Crack

Masayuki KAMAYA^{*1}^{*1} Institute of Nuclear Safety System, Inc.
Sata 64, Mihama-cho, Fukui, 919-1205 Japan

Since the ductility of cast austenitic stainless steel pipes decreases due to thermal aging embrittlement after long term operation, not only plastic collapse failure but also unstable ductile crack propagation (elastic-plastic failure) should be taken into account for the structural integrity assessment of cracked pipes. In the fitness-for-service code of the Japan Society of Mechanical Engineers (JSME), Z-factor is used to incorporate the reduction in failure load due to elastic-plastic failure. However, the JSME code does not provide the Z-factor for axial cracks. In this study, Z-factor for axial cracks in aged cast austenitic stainless steel pipes was derived. Furthermore, an optimized failure assessment curve (FAC) for the two-parameter method, which can also derive elastic-plastic failure load, was obtained. Then, a comparison was made for the elastic-plastic failure load obtained from different analysis procedures. It was shown that the optimized FAC as well as the obtained Z-factor could derive reasonable elastic-plastic failure loads, although the failure loads were more conservative than those obtained by the two-parameter method using FAC obtained J-value solutions. The reference stress method was found to be applicable to evaluation of the FAC. It was concluded that elastic-plastic failure loads could be derived by the Z-factor and two-parameter methods in which FAC was obtained using J-value solutions, the optimized curve and the reference stress method.

Key Words : Cast Austenitic Stainless Steel, Elastic-Plastic Fracture Analysis, Z-Factor, Failure Assessment Curve, Limit Load, Fitness-for-Service

1. 緒 言

鑄造ステンレス鋼は、高い耐食性および耐 SCC 性を有しており、加圧水型原子力発電プラントの 1 次系冷却水管などで広く用いられている⁽¹⁾。しかし、この材料は、熱時効により延性が低下するため、き裂などの欠陥が発生した場合は、配管の破壊強度が小さくなる可能性がある⁽²⁾⁽³⁾。

き裂を有する配管の破壊強度は日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格⁽⁴⁾（以下、維持規格）にしたがって算出することができる。維持規格では、材料の延性（靱性）の程度に応じて線形破壊力学評価、弾塑性破壊力学評価、および極限荷重評価の 3 通りの評価法が規定されている。通常、ステンレス鋼は大きな延性を有することから、極限荷重評価が適用されるが、熱時効によって延性が低下した鑄造ステンレス鋼管に対しては、弾塑性破壊力学評価を適用するよう規定されている。弾塑性破壊力学評価では、J 積分値（J 値）と破壊靱性曲線（J-R 曲線）を比較することで、破壊強度を算出する。維持規格ではこの評価を行う手順として、Z 係数（割増係数）を用いる方法（以下、Z 係数法と呼ぶ）と、2 パラメータ法が準備されている。

Z 係数法では、弾塑性破壊力学評価による破壊荷重（以下、弾塑性破壊荷重と呼ぶ）と極限荷重の比（Z）を予め求めておき、評価においては極限荷重と係数 Z を用いることで、弾塑性破壊荷重を算出する⁽⁵⁾。したがって、評価において必要となる材料定数は極限荷重評価に用いる流動応力のみとなり破壊強度を簡便に算出することが

* 原稿受付 2012 年 4 月 15 日

^{*1} 正員、(株)原子力安全システム研究所（〒919-1205 福井県美浜町佐田 64）
E-mail: kamaya@inss.co.jp

Table 1 Tensile properties and parameters for Ramberg-Osgood's law ⁽²⁾.

Temperature (°C)	Yield strength (MPa)	Ultimate Strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Parameters for R-O's law	
				α	n
325	276	726	174	0.965	4.34

Fig.1 J - R curve for aged cast austenitic stainless steel ⁽²⁾.

できる。しかし、現状の維持規格では軸方向き裂に対する Z 係数は準備されていない。

一方、2パラメータ法を適用すれば軸方向き裂に対しても弾塑性破壊荷重を算出することができる。ただし、2パラメータ法では、流動応力以外にも、 J - R 曲線と破壊評価曲線 (Failure Assessment Curve, 以下 FAC) が必要となる⁽³⁾。維持規格では、オーステナイト系ステンレス鋼管用に FAC が与えられており、鋳造ステンレス鋼管の破壊荷重の算出にもこれを用いることができる。しかし、FAC は材料の変形特性 (応力・ひずみ曲線) に大きく影響を受け⁽⁶⁾、時効による延性低下 (変形特性の変化) によっても変化する⁽³⁾。したがって、合理的な評価のためには、時効した鋳造ステンレス鋼管に対応した FAC を用いることが望ましい。

本報では、軸方向き裂を有する時効した鋳造ステンレス鋼管の破壊評価を行うための Z 係数を求める。また、併せて、時効した鋳造ステンレス鋼管に対応した FAC も検討する。維持規格では、2通りの方法によって弾塑性破壊評価に基づく破壊荷重を算出することができるが、両者が必ずしも一致するとは限らない。しかし、用いる材料特性 (J - R 曲線や応力・ひずみ曲線) や J 値の解が同じであれば、得られる破壊強度は評価法に依存しないことが望ましい。そこで、本報では、評価法の違いによる破壊強度の変化についても考察を行う。

2. 評価方法

2・1 対象とする材料および形状

評価に用いる時効した鋳造ステンレス鋼 (SCS14A) の材料特性を表 1 に示す⁽²⁾。この材料特性は、維持規格の周方向き裂に対する Z 係数を導いた際に用いられたものと等しい⁽⁴⁾。応力・ひずみ関係は次式の Ramberg-Osgood 則で近似されている。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (1)$$

ここで、 σ_y は耐力、 ε_y は σ_y/E (E はヤング率で 174 GPa) とした。 α 、 n は定数で、表 1 に示している。 J - R 曲線は次式で近似した。

$$J = C_1 (\Delta a)^{C_2} \quad (2)$$

C_1 と C_2 は材料定数で、それぞれ時効した鋳造ステンレス鋼に相当する 73 と 0.48 とした⁽²⁾ (図 1 参照)。

Fig.2 Geometry of cracked pipe under internal pressure.

配管およびき裂形状は図2のように想定した。内圧が負荷された配管の内面に半楕円形状の表面き裂が存在している。サポートの拘束などにより、実機においては内圧荷重下においても必ずしも軸力が期待できない。本報では、安全側となるよう軸力は考慮しなかった。Z係数およびFACの検討においては、配管の平均半径 R_m ($=R_i + 0.5t$)を基準に、 $R_m/t = 5 \sim 20$ の範囲で変化させた。また、原子力発電プラントの一次冷却材管を想定し、 $t = 70$ mm, $R_m = 400$ mmとした解析も行った。き裂形状は、 $a/t = 0.1 \sim 0.75$, $a/c = 0.1 \sim 1.0$ の範囲で変化させた。

2・2 Z係数法

Z係数法に用いられる係数Zは、極限荷重（圧力） P_L と弾塑性破壊荷重（圧力） P_{EP} を用いて以下の式で定義される。

$$Z = \frac{P_L}{P_{EP}} \quad (3)$$

ここで、極限圧力は次式によって得られる⁽⁴⁾⁽⁷⁾。

$$P_L = \sigma_f \frac{t}{R_m} \left(\frac{t/a - 1}{t/a - 1/M} \right) \quad (4)$$

$$M = \sqrt{1 + \frac{1.6lc^2}{R_m t}} \quad (5)$$

Z係数法では、Zを予め準備しておくことで、流動応力 σ_f とき裂形状から、簡便に弾塑性破壊圧力 P_{EP} を求めることができる。流動応力は引張強さと耐力の平均、または材料規格⁽⁸⁾で定義される設計応力強さSmの2.7倍を用いるよう規定されている。

維持規格では、式(4)において R_m ではなく外半径($R_m + 0.5t$)が用いられている（根拠は明確でない）。本報では、より一般的な R_m を用いて極限圧力を定義した。

2・3 2パラメータ法

2パラメータ法を適用するには、材料と欠陥形状に対応したFACを求める必要がある。FACは次式で定義される K_r と S_r をそれぞれ縦軸、横軸にプロットすることで得られる。

$$S_r = \frac{P_i}{P_C} \quad (6)$$

$$K_r = \sqrt{\frac{J_c}{J}} \quad (7)$$

ここで、 P_i は圧力で、 P_C は次式で与えられる。

$$P_C = \sigma_y \frac{t}{R_m} \left(\frac{t/a - 1}{t/a - 1/M} \right) \quad (8)$$

Fig.3 Schematic drawing of failure assessment curve.

Fig.4 Critical condition in two-parameter failure assessment
($R_m/t = 10$, $t = 40$ mm, $a/t = 0.5$, $a/c = 0.5$).

式(8)は、式(4)の流動応力を耐力 σ_y に置きかえたものと一致する。維持規格では、 P_c として式(8)とは異なる式を用いているが、式(4)の極限圧力と整合させるため、ここでは式(8)を用いた。式(7)において J は J 積分を示し、 J_e は欠陥構造物を弾性体と見なした場合に求まる弾性 J 積分で、次式で定義される。

$$J_e = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} \quad (9)$$

ここで、 K は応力拡大係数 (K 値)、 ν はポアソン比で0.3を用いた。 J 値と K 値は文献(9)の値を用いた。この文献で J 値は、指数硬化則にしたがう材料の J 値と J_e の和に補正を加えることで式(1)の変形特性に対する J 値を算出しており、破壊圧力の算出に対する誤差は最大でも6%であることが示されている。圧力 P_i を零から増加させながら座標(K_r , S_r)の軌跡をプロットしたものがFACとなる。ただし、 $S_r = \sigma_f/\sigma_y$ を上限值としており、この値をカットオフ値と称する(図3参照)。

維持規格ではオーステナイト系ステンレス鋼管のFACとして次式が与えられており、規格上は時効した鋳造ステンレス鋼管に対しても適用することができる。

$$K_r = \left\{ g + 0.1758 + \frac{0.278S_r^2}{0.7396 + S_r^2} \right\}^{-0.5} \quad (10)$$

$$g = \begin{cases} 0.8242(1 + 8.0541S_r^{4.07}) & \text{when } S_r \leq 1.3 \\ 0.8242(87.55 - 82.6271S_r^{-1}) & \text{when } S_r > 1.3 \end{cases}$$

また、 J 値は参照応力法⁽⁶⁾を用いて近似的に求めることができ、その場合のFACは次式で与えられる⁽¹⁰⁾。

$$K_r = \left(\frac{E\varepsilon_{\text{ref}}}{\sigma_{\text{ref}}} + \frac{\sigma_{\text{ref}}^3}{2\sigma_y^2 E\varepsilon_{\text{ref}}} \right)^{-0.5} \quad (11)$$

ここで、参照応力 σ_{ref} は次式で定義される。

$$\sigma_{\text{ref}} = \left(\frac{P_i}{P_L} \right) \sigma_f \quad (12)$$

参照ひずみ ε_{ref} は材料の応力・ひずみ曲線における σ_{ref} に対応するひずみとして求まる。したがって、式(11)が適用できれば、材料の応力・ひずみ曲線からFACを得ることができる。本報では、FACを求める手段として、とくにことわりのない限り、 J 値を用いた直接法を適用する。そして、4章と5章において、式(10)および参照応力法を適用した場合についても比較検討する。

破壊圧力 P_{EP} は、次式で求まる S_r と K_r の軌跡をFACに重ねてプロットすることで得られる。

Fig.5 Effect of treatment for crack growth in the surface direction on failure strength in two-parameter method
($R_m/t = 10$, $t = 40$ mm, $a/c = 0.5$).

$$S'_r = \frac{P_i}{P_C} \quad (13)$$

$$K'_r = \frac{K(a + \Delta a)}{\sqrt{\frac{EJ(\Delta a)}{1 - \nu^2}}} \quad (14)$$

$J(\Delta a)$ は図1に示す J - R 曲線上の Δa に相当する J 値（破壊靱性値）で、 $K(a + \Delta a)$ は深さ $a + \Delta a$ のき裂に対する K 値を示し、本報では式(9)で用いたものと同じ解⁹⁾を用いた。図4にFACと材料抵抗カーブの関係の例を示す。負荷する圧力 P_i を増加させると、点 (S'_r, K'_r) の軌跡は原点から遠くなる方向に移動し、図4のように2つの曲線が接するときの P_i が破壊圧力 P_{EP} となる。2つの曲線の接点の S'_r 座標がカットオフ値より大きくなる場合は、破壊圧力は $P_{EP} = P_L$ とする。接点の S'_r 座標がカットオフ値より小さい場合は、破壊圧力が P_L より小さくなることを意味しており、接点の S'_r 座標 $\times \sigma_y/\sigma_f$ の逆数が Z 係数に相当する。

2・4 表面方向へのき裂進展方法

2パラメータ法では、式(14)によって K'_r を算出する際、き裂を仮想的に Δa 進展させる。このとき、表面方向へのき裂進展 Δc の取り扱いについては、維持規格に明確な規定がない。そこで、 Δa に対応した Δc として、 $\Delta c = \Delta a$ とした場合、 $\Delta c = 0$ とした場合（表面方向にはき裂を進展させない場合）、そして $\Delta c = \Delta a \times c/a$ とした場合（アスペクト比 a/c を不変とした場合）について破壊圧力を算出した。図5は、管厚 $t = 40$ mm, $R_m/t = 10$, $a/c = 0.5$ とした場合の、 a/t に対する破壊圧力の変化を示している。破壊圧力 P_{EP} は、極限圧力で正規化し、式(3)にしたがって $1/Z$ で表している。

図5において、 $1/Z$ は a/t とともに小さくなる。つまり、き裂が深くなると、極限圧力に対して弾塑性破壊圧力が低下している。そして、破壊圧力は $\Delta c = \Delta a \times c/a$ とした場合が最も小さくなった。以下の解析では、 $\Delta c = \Delta a \times c/a$ として破壊圧力を算出した。

3. Z係数の検討

3・1 幾何学条件による破壊圧力の変化

配管とき裂形状を系統的に変化させた場合の2パラメータ法により得られる弾塑性破壊圧力の変化を図6に示す。正規化した破壊圧力 $1/Z$ が1の場合、配管の破壊圧力が極限圧力評価と等しく、塑性崩壊による破壊を前提とした破壊評価（極限荷重評価）が適用可能なことを意味する。配管とき裂形状による破壊圧力の変化の一般的な傾向を調べるため、中間的な値となる $R_m/t = 10$, $t = 40$ mm, $a/t = 0.5$, $a/c = 0.5$ を基本条件に各パラメータを変

Fig.6 Normalized failure strengths under various geometrical conditions
(basic condition: $R_m/t = 10$, $t = 40$ mm, $a/t = 0.5$, $a/c = 0.5$).

化させた。図 6(a)に示した $1/Z$ と a/t の関係においては、き裂が浅い場合 $1/Z$ は 1 に近く、き裂が深くなると $1/Z$ が小さくなる傾向を示した。ただし、 a/c が小さい場合は、単調な減少ではなかった。また、図 6(b)に示す a/c に対する変化では、大局的には増加する傾向にあるが、き裂が深くなると単調な増加とはならなかった。一方、図 6(c)および図 6(d)に示すように、 R_m/t および R_m に対しては単調減少となった。

図 6 の結果より、 Z 係数はき裂形状などによって複雑に変化していることがわかる。現在の維持規格では、これらの複雑な変化を安全側に包絡することで、 Z 係数を $D_o (= 2R_m + t)$ の関数式として与えている。 D_o のみの関数とした場合、き裂が小さく、その影響が無視できるような場合にも、弾塑性破壊圧力の低下を考慮することになる。一方、朝田ら⁽⁶⁾は、 Z 係数を D_o と a/t の関数とすることで、保守性の小さい、より合理的な Z 係数を提案している。

3・2 Z 係数の導出

2 パラメータ法から得られる Z を包絡するような Z 係数の式の導出を試みる。 Z の R_m/t に対する変化は相対的に小さく、 R_m/t に対して単調増加した。原子力発電プラントにおいて評価の対象となる配管の R_m/t は 10 を超えることはないことから、 $R_m/t = 10$ として、朝田らと同じく、 Z 係数を D_o と a/t の関数として定義する。

図 7 は $a/c = 0.5$ とした場合の Z と a/t の関係を示す。 Z は配管径が大きくなるにしたがって増加しているが、図 6(a)にも示したように a/t に対して単調な変化とはならなかった。安全側の評価のためには、これらの Z を包絡する式を導出する必要がある。 a/t が小さいときは、 Z は a/t に対して直線的に増加している。そこで、 Z が直線的に変化している a/t の範囲 (図 7 に図示した範囲) のデータに対して回帰直線 (図 7 に実線で表示) を得た。図 8

Fig.7 Failure strengths under various pipe diameters
($R_m/t = 10$, $a/c = 0.5$).

Fig.8 Change in slope and intercept of regression lines
shown in Fig. 7.

Fig.9 Relationship between the estimated Z and those obtained by two-parameter method ($R_m/t = 10$, $a/c = 0.5$).

はこれらの回帰直線の傾きおよび切片と、配管径の関係を示している。そして、これらの関係を近似することで次式を得た。

$$Z = 0.493 + 0.163 \log(D_o) + \left\{ -0.192 + 0.435 \log(D_o) \right\} \left(\frac{a}{t} \right) \quad (\text{for } a/c = 0.5) \quad (15)$$

ここで、 D_o の単位はmmとしている。この式を用いて、図7の条件でZ係数を求めた結果との比較を図9に示す。全ての条件において、2パラメータ法によるZをほぼ安全側に包絡できている。

図6(b)に示したように、Zは a/c にも依存した。そこで、上記と同様の手順で、 $a/c = 0.2$ および1.0に対するZ係数を算出、近似することで、次式を得た。

$$Z = 0.425 + 0.191 \log(D_o) + \left\{ -0.0844 + 0.624 \log(D_o) \right\} \left(\frac{a}{t} \right) \quad (\text{for } a/c = 0.2) \quad (16)$$

$$Z = 0.411 + 0.168 \log(D_o) + \left\{ 0.0453 + 0.214 \log(D_o) \right\} \left(\frac{a}{t} \right) \quad (\text{for } a/c = 1.0) \quad (17)$$

Fig.10 Failure strengths obtained using Z-factor and two-parameter methods ($t = 70$ mm, $R_m = 400$ mm).

これらの式を用いて、一次冷却材管を想定した $t = 70$ mm, $R_m = 400$ mm の配管の破壊圧力を算出した。図 10 に、アスペクト比 $a/c = 0.2$, 0.5 , および 1.0 に対する破壊圧力 P_{EP} と a/t の関係を示す。ここで、安全率 SF は許容状態 A および B に対応する 3.0 としている。また、比較のため 2 パラメータ法による破壊圧力も示した。2 パラメータ法による破壊圧力を基準に考えると、 $a/c = 1.0$ に対応する式(17)は危険側となる場合が多かった。一方、 $a/c = 0.2$ に対する式(16)は、2 パラメータ法の破壊圧力に対してほぼ安全側となった。

4. FAC の検討

4・1 幾何学条件による FAC の変化

式(6)および式(7)の定義より、材料定数が同じ場合でも、FAC はき裂や配管形状によって変化する。図 11 に $R_m/t = 10$, $a/t = 0.5$ および $a/c = 1.0$ を基本条件として、 a/c を 0.1 から 1.0 まで 0.1 刻みで増加させた場合、 a/t を 0.1 から 0.75 まで 0.05 刻みで増加させた場合、および R_m/t を 5 から 20 まで 1 刻みで増加させた場合の FAC をそれぞれ示す。FAC は、 a/c が大きくなるほど、また a/t が小さくなるほど、そして R_m/t が大きくなるほど原点に近くなる方向に変化している。評価の手順にしたがえば、原点に近い FAC の方が破壊圧力を安全側に評価することになる。したがって、 a/c が大きくかつ a/t が小さい、そして R_m/t が大きい条件に対する FAC を用いることで、き裂および配管形状の影響を安全側に評価することができる。

Fig.11 Failure assessment curves under various conditions (basic condition: $R_m/t = 10$, $t = 40$ mm, $a/t = 0.5$ $a/c = 1.0$).

Fig.12 Comparison of failure assessment curves obtained by different procedures.

4・2 維持規格に用いる FAC の検討

き裂や配管の形状に対応した FAC を予め準備しておけば、破壊評価において J 値を用いて FAC を求める必要がなくなる。評価の簡便さの点からは、現在の維持規格のように幾何学条件に関係なく、材料毎に FAC を定義することが望ましい。そこで、Z 係数と同じく R_m/t を実機に対する安全側の値である $R_m/t = 10$ として FAC を求め

Fig.13 Failure strength derived using various procedures ($t = 70$ mm, $R_m = 400$ mm).

た. また, a/c も安全側となるよう, $a/c = 1.0$ とした. つまり, 図 11(b)の FAC の最も内側の点を包絡する曲線が求めるべき FAC で, それを近似することで次式を得た.

$$K_r = (0.949 + 0.574S_r - 1.46S_r^2 + 2.26S_r^3)^{-0.5} \quad (18)$$

図 12 に式(18)による FAC, および維持規格のオーステナイト系ステンレス鋼管用の式(10), 参照応力法を用いて導出された式(11)の FAC を示す. オーステナイト系ステンレス鋼管用の式(10)は, 式(18)と大きく異なっており, 鋳造ステンレス鋼管に用いるには過度に安全側であることがわかる. 材料が脆化 (硬化) することによって同じ S_r に対する塑性ひずみが相対的に小さくなり J 値は減少する. 結果として S_r に対する K_r が増加する方向に変化し, FAC が式(10)より外側となった⁽³⁾. 参照応力法による FAC は式(18)より危険側となったが, その差は相対的に小さかった. また, 同様の手順で周方向き裂に対して求められた FAC⁽¹¹⁾は式(18)よりも安全側となっている.

5. 一次冷却材管の破壊評価

以上の結果より, 軸方向き裂の弾塑性破壊圧力を算出する手順としては式(16)の Z 係数を用いる Z 係数法と 2 パラメータ法が考えられる. さらに, 2 パラメータ法に用いる FAC を得る手段としては, 幾何学形状に対応した J 値解を用いて式(6)および(7)により直接求める方法, 式(18)による方法, そして参照応力法を適用した式(11)による方法が考えられる. そこで, これらの方法を用いて, 一次冷却材管を想定した $t = 70$ mm, $R_m = 400$ mm の配管

Table 2 Summary of required data and accuracy of each assessment procedure.

Assessment procedure		Required data (○: necessary, ×: not necessary)				Accuracy
		Flow stress	J-R curve	Stress-strain curve	J-value solutions	
Z-factor method		○	×	×	×	Most conservative
Two-parameter method	Proposed FAC (Eq. (18))	○	○	×	×	Generally conservative
	Reference stress method (Eq. (11))	○	○	○	×	Good
	J-value (Ref. (9))	○	○	○	○	Base

の破壊圧力を算出した。図 13 に、アスペクト比 $a/c = 0.2, 0.5$ および 1.0 に対する破壊圧力 P_{EP} と a/t の関係を示す。ここで、安全率 SF は 3.0 としている。

評価としては、J 値解を用いて得られた FAC による 2 パラメータ法が、弾塑性破壊力学評価に基づく厳密な解析結果を与えると考えることができる。これを基本解とすると、Z 係数法による破壊圧力は基本解よりも保守側の評価となる傾向を示した。また、式(18)の FAC を用いた場合も相対的に保守側の破壊圧力となっている。これらの評価では、Z または FAC に対する a/c と a/t の影響を安全側に包絡しているため、全ての条件において破壊圧力が基本解と一致するとは限らない。また、評価時に J-R 曲線が必要となる式(18)の FAC を用いる方法が、Z 係数法よりも基本解に近い値となっていることは合理的である。

参照応力法による FAC は、式(18)より危険側となったが、算出された破壊圧力については、基本解と同等となり、極端に危険側とはならなかった。実際の評価において安全率が考慮されることを考えると、軸方向き裂を有する時効した鋳造ステンレス鋼管に対しては、参照応力法は適用できると考えられる。

評価に必要な材料特性、J 値、K 値解と評価法、および得られる精度の関係をまとめると表 2 のようになる。本報の検討では、いずれの方法を用いても妥当な評価を行うことができた。より多くの材料データを用いることで、評価精度が向上する（基本解に近づく）ことが期待できる。

6. 結 言

本報では、維持規格において、軸方向き裂を有する時効した鋳造ステンレス鋼管の破壊評価を行うために必要となる Z 係数および FAC について検討した。また、評価法の違いによる破壊強度の変化についても考察した。結果は以下のように要約できる。

- (1) 2 パラメータ法において、評価時の仮想的な深さ方向のき裂進展 Δa に対応する表面方向の進展 Δc は、 $\Delta c = \Delta a \times c/a$ (アスペクト比 a/c を不変) とすると保守側の評価となった。
- (2) Z 係数は、 R_m/t 、および R_m に対しては単調増加となったが a/c および a/t に対しては複雑に変化した。これらの Z 係数を包絡近似して得られた式(16)を用いることで、表 1 の特性を有する材料に対して、種々のき裂形状に対する一次冷却材管の破壊圧力がほぼ安全側に評価できた。
- (3) 式(18)の FAC を用いた 2 パラメータ法により、き裂や配管形状に関係なく、鋳造ステンレス鋼管の破壊圧力を安全側に評価できる。

- (4) 参照応力法は、軸方向き裂を有する時効した鋳造ステンレス鋼管に対して適用できる。
- (5) 弾塑性破壊圧力を算出する手順として4通りの方法が示された。実機の評価においては、より多くの材料データを同定し、それに対応した評価方法を選択することで、評価精度を向上させることができる。

文 献

- (1) 桑野寿, "構造材料の経年劣化の機構と寿命予測 (2相ステンレス鋼の時効脆化と寿命予測)", まてりあ, Vol. 35(1996), pp.747-752.
 - (2) Koyama, K., Hojo, K., Muroya, I. and Kawaguchi, S., "Z factors for Aged Cast Duplex Stainless Steel Pipes and Welds", ICONE-7477, 7th International Conference on Nuclear Engineering, (1999).
 - (3) 釜谷昌幸, "欠陥構造物の破壊強度に及ぼす塑性ひずみの影響", 日本機械学会論文集A編, Vol. 76, No. 762 (2010), pp.205-214.
 - (4) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格維持規格, JSME S NA1-2008 (2008), 日本機械学会.
 - (5) 朝田誠治, 板谷雅雄, 三浦直樹, 町田秀夫, "日本機械学会維持規格における弾塑性破壊力学評価法に用いる割増し係数 (Z 係数) の開発", 日本機械学会論文集A編, Vol. 77, No. 779 (2011), pp.1135-1143.
 - (6) 釜谷昌幸, 町田秀夫, "参照応力 J 積分簡易解析法の破壊評価曲線評価への適用性の検討", 日本機械学会論文集A編, Vol. 75, No. 751 (2009), pp.333-342.
 - (7) Folias, E. S., An axial crack in a pressurized cylindrical shell, *Int. J. Fracture Mech.*, Vol.1 (1965), pp.104-113.
 - (8) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格材料規格, JSME S NJ1-2011 (2011), 日本機械学会.
 - (9) Kamaya, M., "J-integral solutions for surface cracks inside pipes under internal pressure", *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 6, No. 8 (2012), pp.871-885.
 - (10) Ainsworth, R. A., "The assessment of defects in structures of strain hardening material", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.19 (1984), pp.633-642.
 - (11) Kamaya, M. and Hojo, K., "Elastic-plastic fracture mechanics analysis of cast stainless steel pipes (comparison of Z-factor, two-parameter and J-T methods)", *Proceedings of ASME PVP2012* (2012), Paper no. PVP2012-78687.
-