

原子力プラントにおけるレジリエンス評価法の開発 (その2：静的機器の劣化要因に対する信頼性評価モデル の構築)

Development of Evaluation Method for Resilience Index in Nuclear Power Plant (Part 2: Development of Reliability Assessment Model Considering Degradation of Static Components)

(株)原子力安全システム研究所 大阪大学	釜谷 昌幸 中村 隆夫	Masayuki KAMAYA Takao NAKAMURA	Member Member
-------------------------	----------------	-----------------------------------	------------------

The resilience index has been proposed to evaluate the capability for recovering safety performance of systems subjected severe accident for nuclear power plants. In this study, a failure probability assessment model was developed for the resilience evaluation of static components in nuclear power plants. This model took into consideration the effect of material degradation caused by low-cycle fatigue. Crack initiation due to fatigue damage was assumed and its depth was determined from the magnitude of fatigue damage. Then, crack growth was predicted for seismic loads consisting of a main quake and aftershocks. Finally, the failure probability was calculated for the seismic load of various magnitudes. The model was successfully applied to a pipe of the residual heat removal system of a pressurized water reactor power plant. It was shown that the failure probability was hardly affected by the degree of fatigue damage. Although the crack depth had little influence on the fracture strength of the cracked pipe, an increase in the number of aftershocks could increase the probability of leakage.

Keywords: Resilience Index, Low-cycle Fatigue, Crack growth, Usage Factor (UF), Reliability Analysis, Static Components

1. 緒言

原子力発電プラントにおいて、設計想定を超える事象に対して一時的に喪失した安全機能をアクシデントマネジメントにより回復させることを想定したレジリエンス指標が提案され、検討が進められている[1]。その検討の中で、静的機器の破壊や漏洩の確率（以下、損傷確率）を算出する必要があるが、そこには経年劣化の影響も考慮する必要がある。著者らによる過去の検討[2]では、低サイクル疲労が損傷確率に影響を及ぼす主要な劣化要因として抽出された。低サイクル疲労は、運転年数とともに直積することを前提に設計される。具体的には、設計上許容される負荷繰返し数に対して、実際に発生すると想定される繰返し数の比をUF (Usage Factor) と定義し、プラント運転期間中にUFが1を超えないように設計される[3]。

そして、プラント運転開始後も、実績の繰返し数に対するUFが1を超えないように管理されている。しかし、運転年数とともにUFは確実に増加するので、その影響を損傷確率の算出に考慮することが必要となる。

本報では、経年劣化の程度（UFの大きさ）とハザードレベル（地震荷重の大きさ）に応じた条件付損傷確率を算出する静的機器劣化損傷モデルを構築する。そして、安全機能上重要や役割を果たすPWRプラントの余熱除去設備（余熱除去系統配管）を対象とした計算例を示す。

2. モデルの構築

2.1 モデルの概要

本モデルの入力条件として対象機器のUFとハザードレベル（地震荷重の大きさおよび余震回数）が与えられる。これらの入力条件から損傷確率を算出する手順を図1に模式的に示す。まず、UFを基に疲労によって発生したき裂深さとその分布を推定する。き裂は、地震荷重により進

連絡先: 釜谷昌幸、〒919-1205 福井県美浜町佐田 64、
(株)原子力安全システム研究所
E-mail: kamaya@inss.co.jp

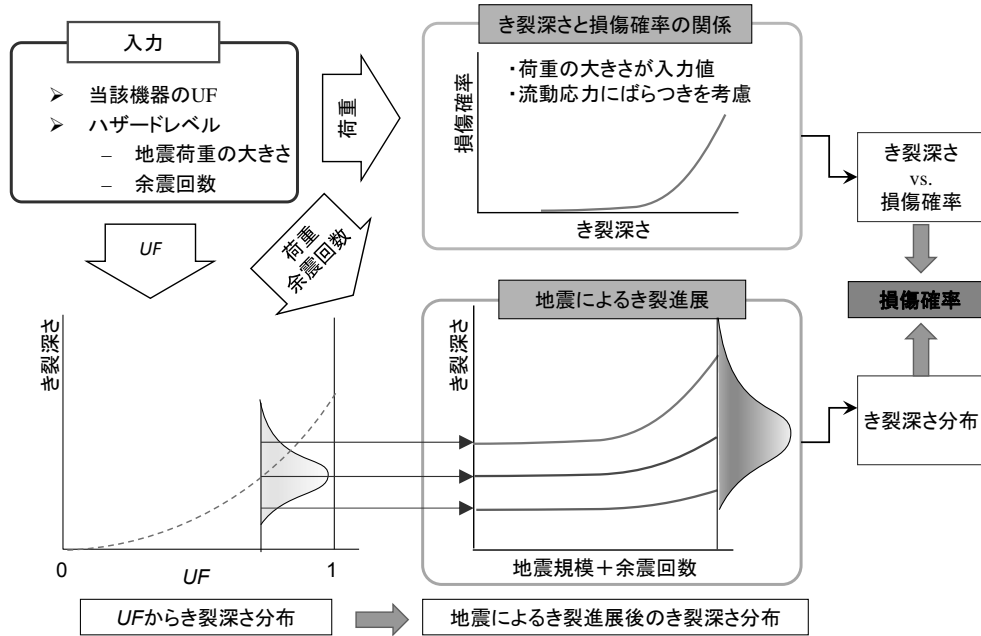


Fig. 1 schematic diagram for the reliability assessment model considering degradation of static components.

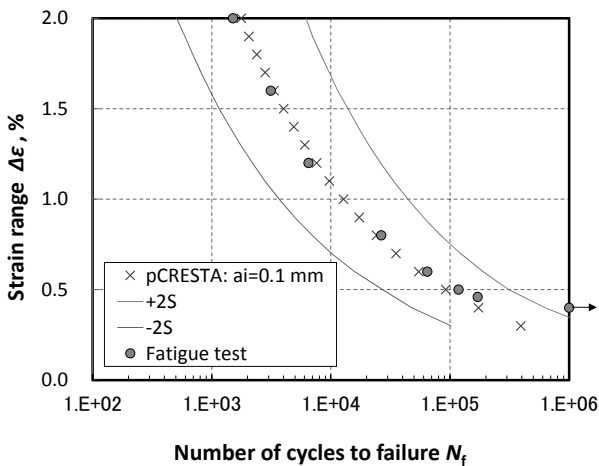


Fig. 2 Fatigue life predicted by probability fracture mechanics analysis and fatigue test.

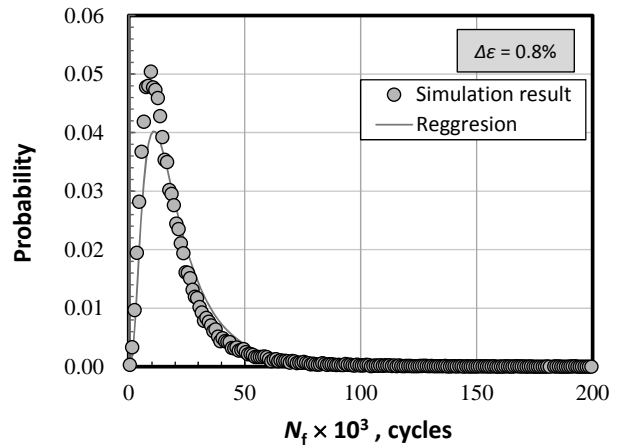


Fig. 3 Fatigue life distribution obtained by probability fracture mechanics analysis.

展することを想定する。一方、ある地震荷重を負荷したときの、き裂深さと損傷確率の関係を算出する。そして、地震後のき裂深さ分布と、それぞれのき裂深さに対する損傷確率を積分することで、その UF に地震荷重が負荷された時の損傷確率を算出する。個々の数値の具体的な算出方法を以下で説明する。

2.2 疲労劣化量 (UF) とき裂深さの対応

2.2.1 き裂進展による疲労寿命の予測

疲労寿命はき裂の発生と発生したき裂の成長の 2 つの期間に分けることができる。そして、設計において対象となる低サイクル疲労では微小なき裂発生までの発生期間

は無視できることが示されている[4]。そこで、微小なき裂の成長予測で、疲労寿命を再現することを試みる。

室温大気中のステンレス鋼から得た、ひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ でのき裂進展速度 (da/dN) は次式で得られている[5]

$$\frac{da}{dN} = 3.33 \times 10^{-12} (\Delta K_{eq})^{2.85} \quad (1)$$

$$\Delta K_{eq} = f \Delta\epsilon E \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

ここで、 a はき裂深さ、 f は形状係数[6]、 E はヤング率 (325°C に対応する 174 GPa を適用) を示す。初期深さが、平均 0.1 mm、ばらつき $COV = 0.5$ の対数正規分布にしたがうとして、深さが 3 mm に到達するまでの繰返

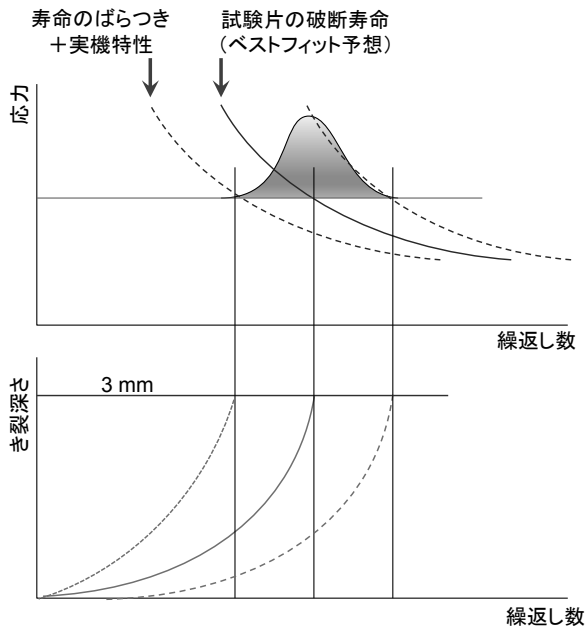


Fig. 4 schematic drawing representing the meaning of safety margin in the design fatigue curve and correlation with crack depth.

し数 (疲労寿命) の分布を求める。このとき、き裂形状はアスペクト比 0.5 の半楕円形状とし[7]、試験片形状を想定した $\phi 10 \text{ mm}$ の丸棒表面からのき裂成長を模擬する。き裂成長速度には標準偏差 $10^{2.7}$ のばらつきを考慮した[8]。確率論的破壊力学コード p-CRESTA[9]を用いて予想された疲労寿命を図 2 に示す。図には、予想疲労寿命の平均と、 $\pm 2\sigma$ のばらつきの範囲を示す。予測された疲労寿命は疲労試験による疲労寿命[10]とよく一致していることが確認できる。つまり、疲労寿命は 0.1 mm のき裂深さが 3 mm に到達するまでの繰返し数と等価と見なせる。図 3 に $\Delta\epsilon = 0.8\%$ での疲労寿命の分布を示すが、疲労寿命はおおよそ対数正規分布で近似できることがわかる。

2.2.2 設計疲労曲線における安全率の意味

疲労劣化量 UF は、機器設計において用いられる許容繰返し数 (設計疲労曲線) と、実働繰返し数の比として定義される。設計疲労曲線には実験結果の回帰線に対して繰返し数で 20 倍の安全率が考慮されていることから、 $UF = 1$ に到達するまでの繰返し数と、疲労試験で得られる疲労寿命との間には大きな乖離が生じることになる。一方、実機の疲労劣化量は UF で測られることから、UF を用いて損傷確率を評価するためには、UF に対するき裂深さを推定することが必要となる。

20 倍の安全率には、

- (1) データのばらつき (2 倍)
- (2) 表面粗さ (4 倍)
- (3) 寸法効果 (2.5 倍)
- (4) 荷重履歴 (設定なし)

が考慮されているとの NUREG/CR-6909[11]の解説がある (カッコ内は NUREG によって与えられている数値)。設計疲労曲線はこれらの影響を考慮した下限近傍の寿命として定義されていると考えることができる (図 4 の模式図参照)。そこで、本モデルでは、これらの安全率の 4 つの要因を以下のように、考慮することで、設計疲労線図の再現を試みた。

- (1) データのばらつきは、初期深さとき裂成長速度のばらつきと等価
- (2) 表面粗さの影響は初期深さに反映させる
- (3) 寸法効果は考慮しない (潜伏期間を零とする)
- (4) 荷重履歴効果 (有効ひずみ範囲の変化に反映させる)

(2) に対する初期深さは、EN 疲労設計規格[12]で機械加工粗さが 0.2 mm とされていることから、これに余裕を見て平均値を 0.3 mm、COV を 0.5 に設定した。寸法効果による寿命低下は、危険体積の増加に対応している。先の計算では、潜伏期間を考慮しない場合 (初期深さ 0.1 mm からの進展を模擬した場合) でも、3 mm に到達するまでの繰返し数は、試験の疲労寿命とよく一致した。したがって、低サイクル疲労においては、危険体積が変化してもき裂の発生確率は同一、つまり寸法効果を考慮する必要がないと考えられる。荷重履歴効果は、き裂の開閉口によってもたらされ、疲労寿命を低下させる方向に作用することが示されている[13]。つまり、荷重履歴によって、疲労き裂の駆動力となる有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{\text{eff}}$ が増加する。一定負荷 $\Delta\epsilon$ で試験した場合の $\Delta\epsilon_{\text{eff}}$ は次式で近似できることが示されている[13]

$$\Delta\epsilon_{\text{eff}} = \Delta\epsilon - \frac{100\Delta\epsilon + 200}{E} \quad (3)$$

荷重履歴効果によって、き裂の開口が促進されると、 $\Delta\epsilon_{\text{eff}}$ が $\Delta\epsilon$ に近くなる。つまり、履歴効果によって、有効ひずみ範囲は一定負荷時の(3)式と $\Delta\epsilon$ の間を変化することになる。そして、有効ひずみ範囲の増加によって、疲労寿命はマイナー則による予測よりも短くなる。この影響を考慮するために、 ΔK_{sq} の算出に用いる $\Delta\epsilon$ として、次式の $\Delta\epsilon_{\text{his}}$ を用いた。

$$\Delta\epsilon_{\text{his}} = \Delta\epsilon + R_{\text{uniform}} \frac{100\Delta\epsilon + 200}{E} \quad (4)$$

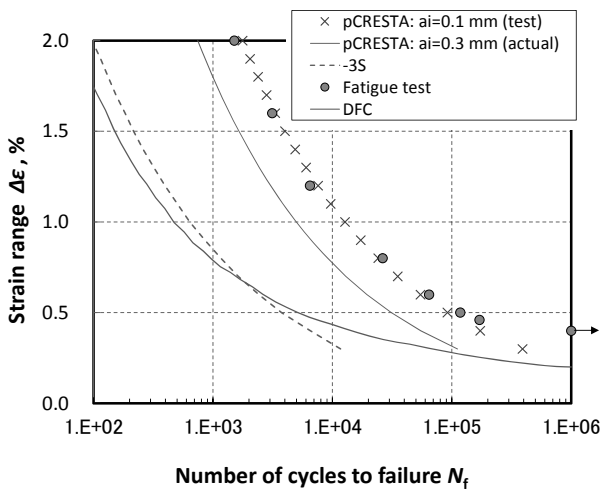


Fig. Fatigue life prediction for actual components.

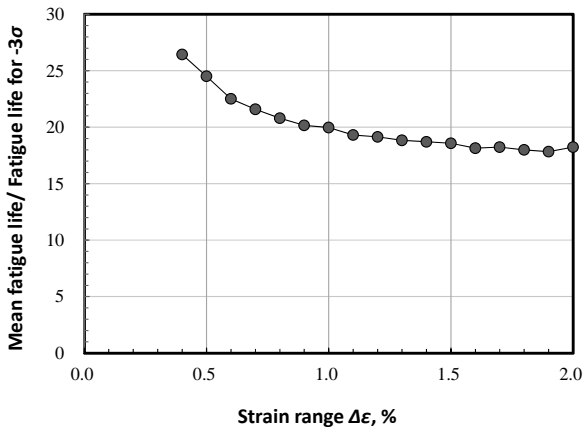


Fig. Change in safety margin with strain range obtained by fatigue life prediction.

ここで、 $R_{uniform}$ は一様乱数により与えられる定数を示す。

以上の想定のもと、p-CRUSTA によりモンテカルロ計算を実施した。進展速度、およびそのばらつきは、(1)式、および標準偏差 10^{27} を適用した。図 5 に得られた疲労寿命の平均と -3σ の線を示す。予測された疲労寿命の -3σ が設計疲労線図とよく対応していることがわかる。

平均値の寿命を -3σ の寿命で除したもの (安全率に対応) とひずみ範囲の関係を図 6 に示す。正規化した疲労寿命は 18.2 から 26.4 まで変化した。 $\Delta\epsilon$ が 0.4%~2.0% の場合の正規化寿命の単純平均は 20.1 となり、設計疲労線図の 20 倍の安全率にほぼ一致した。ちなみに、この正規化疲労寿命の平均は、初期き裂の深さ分布 COV、初期き裂深さの平均値 μ_m などに依存し、20 倍の安全率を再現する解析条件は複数存在する。

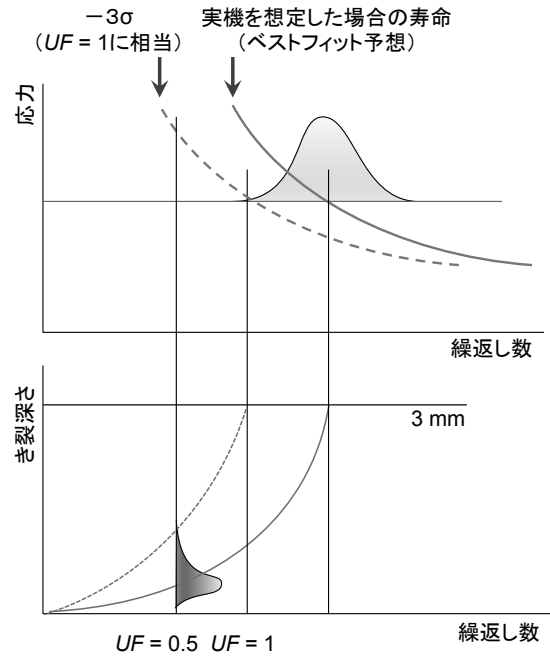


Fig. relationship between the crack depth and its distribution and the number of cycles for fatigue life.

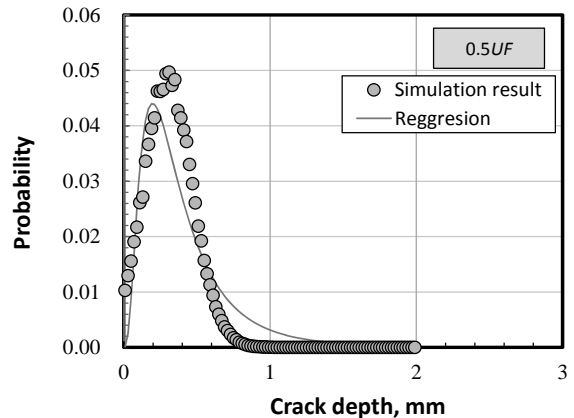


Fig. Crac depth distribution for $F = \Delta\epsilon 1.2$.

2.2.3 UF とき裂深さの関係

初期き裂深さ分布を与え、ばらつきを考慮した進展速度でき裂を進展させ、深さ 3 mm に到達するまでの寿命のばらつきを算出した。そして、ばらつきの -3σ を設計疲労曲線 ($UF=1$) が、設計疲労曲線に対応する寿命として再現できた。このモデルを用いることで、UF とき裂深さの分布を図 7 に模式的に示すように取得する。つまり、モンテカルロ計算で得られるき裂深さの分布を繰返し数毎に取得して、統計的に近似することで、UF とき裂深さ分布の関係を算出する。

設計疲労曲線では、丸棒試験片を用いて得られた疲労

寿命を基本に、実機における影響因子が考慮されている。したがって、 $UF = 1$ でのき裂深さは 3 mm に相当すると考えられる。実際の評価においては、 $UF = 1$ 相当の荷重と繰返し数が負荷されても、実機の形状によって駆動力 ΔK_{eq} が変化し、 $UF = 1$ 到達時のき裂深さ（の平均）が 3 mm になるとは限らない。例えば、形状複雑部や大型構造物などでは、駆動力 ΔK_{eq} に用いる形状係数 f が変化し、 $UF = 1$ 相当の負荷と繰返し数の組み合わせでも、合計の進展量が同一でなくなる。ここでは、モデルに一般性を持たせるため、き裂が深さ無限大の平板表面に存在すると仮定する。つまり、(2)式における形状係数 f を、アスペクト比 0.5 の表面き裂に相当する $f = 0.896$ [14] とした。その他の計算は、先の計算と同一とした。図 8 に $\Delta\varepsilon = 1.2\%$ 、 $UF = 0.5$ 相当の繰返し数のき裂深さ分布を示す。ここで、 $UF = 1$ は図 5 に示した -3σ に相当する曲線で与えた。誤差はあるものの、き裂深さ分布は対数正規分布で近似できている。

UF 毎のき裂深さの分布の平均 μ_c とばらつき COV_c を図 9 に示す。 UF が増加する（疲労劣化が進行する）にしたがって、き裂深さが増加している様子が再現できている。 $UF = 1$ においてはき裂深さ分布の $+3\sigma$ は、おおよそ 3 mm であった。これは、 UF をき裂深さ 3 mm に到達する疲労寿命の -3σ としていることに対応している。 μ_c と COV_c の UF に対する変化ははずみ範囲にほとんど依存しなかった。そして、 $\Delta\varepsilon = 1.2\%$ に対する最小自乗近似として以下の式を得た。

$$\mu_c = 0.305 \exp(0.178UF) \quad (5)$$

$$COV_c = 6.319 \exp(-0.097UF) \quad (6)$$

これらの式を用いることで、 UF に対するき裂分布を得ることができる。

2.3 損傷確率の算出

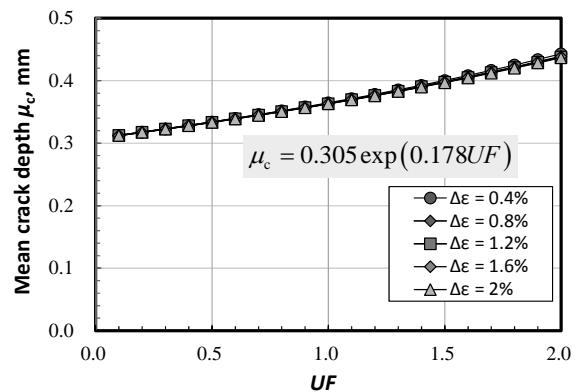
2.3.1 損傷確率算出の流れ

図 1 で説明したように、本モデルの入力条件としては UF と地震荷重の大きさとなる。(5)式および(6)式より、 UF を入力としてき裂深さ分布が求まった。このき裂に対する、地震力によるき裂進展、およびき裂の存在する機器（管）に対する破壊荷重を算出する。

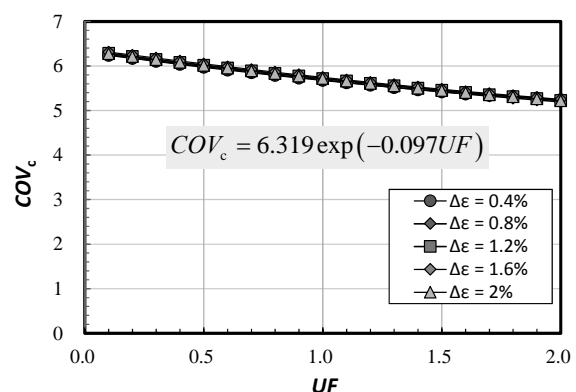
対象となる余熱除去系統の配管の諸元は以下のとおり。

(a) 想定される使用条件

- ・ 温度： 200°C



a Mean value



b C

Fig. Change in crack depth distribution parameters.

- ・ 圧力： 5 MPa を想定
- (b) 形状
 - ・ 外径： 267.4 mm (10B、主配管)
 - ・ 肉厚： $t = 15.1 \text{ mm}$ (Sch80) ($R_m/t = 8.35$)
- (c) 材料定数 (200°C)
 - ・ オーステナイト系ステンレス鋼
 - ・ 材料規格 (SUS304TP ステンレス鋼) [15]
 - ・ ヤング率： 183 GPa
 - ・ 設計応力強さ S_m ： 129 MPa
 - ・ 設計降伏強さ S_y ： 144 MPa
 - ・ 設計引張強さ S_u ： 402 MPa
 - ・ 流動応力 S_f ： $(144+402) \times 0.5 = 273 \text{ MPa}$

2.3.2 地震荷重によるき裂進展

地震荷重に対するき裂進展は、地震力による ΔK_{eq} を算出し、日本機械学会維持規格[16]、添付 E-2-10 に記載されているオーステナイト系ステンレス鋼の大気中の疲労き裂進展速度である次式により進展させる。

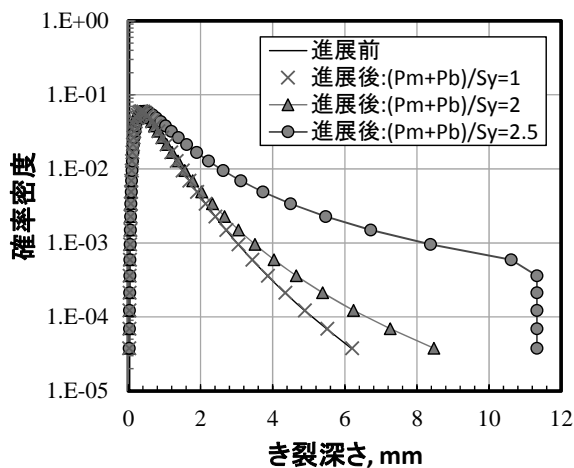


Fig. 1 Crac depth distribution before and after seismic loading.

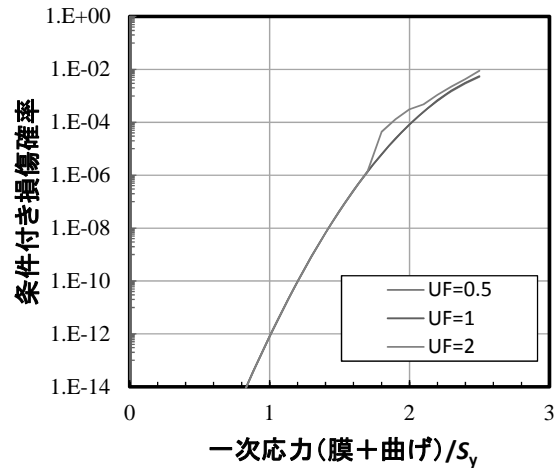


Fig. 12 Failure probability for various amplitudes of seismic loading.

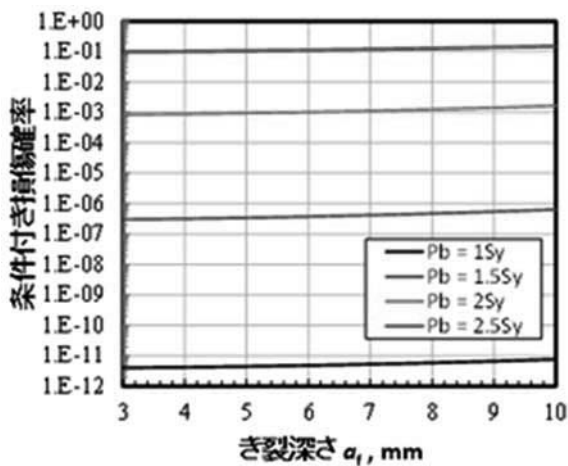


Fig. 11 relationship between failure probability and crack depth 2.

$$\frac{da}{dN} = 2.93 \times 10^{-12} (\Delta K)^{3.3} \quad (7)$$

計算には ΔK の代わりに ΔK_{eq} を用いた。また、形状係数 f としては、深さ無限大の平板の値である0.896を適用した。荷重の大きさは $P_m + P_b$ で与え、ひずみ範囲の算出には K_e 係数[3]を用いた。

図10にき裂進展後のき裂深さ分布を示す。地震荷重($P_m + P_b$)は、設計降伏強さ S_y で正規化しており、 $2S_y$ が設計上の上限荷重となる。1回の地震により60回の繰返し荷重が負荷されると仮定しているが[17][18]、地震荷重が $1.0S_y$ の場合は、繰返しによるき裂進展は小さく、き裂深さ分布が地震荷重付与前後でほとんど変化しない。一方、地震荷重が $2.5S_y$ の場合は、き裂の進展が確認できる。そして、大きいき裂は管厚 $t = 15.1 \text{ mm}$ の75%を超え

た。本モデルではき裂深さが $0.75t$ に到達すると漏洩と判断した。

2.3.3 き裂深さと損傷確率の関係

き裂の存在する管の損傷確率は維持規格の極限荷重評価法を適用した。深さ a 、表面長さ $2c$ の周方向き裂を有する管の許容曲げ荷重 P_b を次式により算出した[16]。

$$P'_b = \frac{2\sigma_f}{\pi} \left(2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin c \right) \quad (8)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \left(\pi - \frac{ac}{t} - \pi \frac{P_m}{\sigma_f} \right) \quad (9)$$

膜応力 P_m としては5 MPaの内圧に相当する値を用いた。流動応力 σ_f は、平均308.5 MPa ($S_y/0.885$) [2]、 $COV = 0.1$ の分布を考慮した。算出されたき裂深さと損傷確率の関係は図11のようになった[2]。

2.3.4 損傷確率

き裂進展後のき裂深さ分布に対して、図11の関係を積分することで、UFと地震力に対する損傷確率を算出することができる。図12に地震荷重と損傷確率の関係を示す。地震荷重が大きくなるほど損傷確率が増加している。設計限界である $2S_y$ における損傷確率はおよそ0.01%であった。一方、損傷確率に対するUFの影響はほとんど見られない。図11に示すように、損傷確率はき裂深さにほとんど影響を受けない。極限荷重は、き裂面におけるき裂でない断面の面積(リガメントの面積)を用いて算出される。

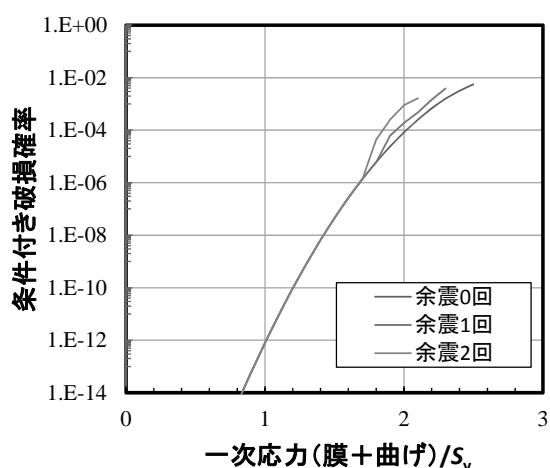


Fig. 13 Failure probability for various amplitudes of seismic loading influence of aftershoc s .

UF の変化に対応するリガメントの面積の変化は、管全体の断面積に対して限定的であったため、損傷確率はほとんど変化しなかった。UF=2 において、 $1.6S_y$ 以上で損傷確率が増加しているのは、き裂進展による漏洩の影響による。

3. 考察

3.1 疲労寿命に及ぼす環境効果の考慮

本モデルでは環境効果については陽には考慮していない。用いるき裂進展速度や疲労寿命は大気中の疲労試験の結果を適用している。実機の疲労劣化評価において、疲労寿命に対する環境効果は係数 F_{en} を用いて考慮され[19]、(大気中の UF) / F_{en} が評価に用いる UF となり、これが本モデルの入力となることを想定している。 F_{en} は実験値のベストフィットとなるよう近似されている。もし、環境効果が F_{en} によって誤差なく考慮されているとすれば、本モデルにおいて環境効果は、き裂進展の速度を F_{en} 倍していると解釈することができる。その場合、UF とき裂深さ分布の関係には環境効果は影響を及ぼさないことになる。したがって、本モデルの検討では環境効果は陽には考慮していないが、実機の評価においては、環境効果を考慮した UF を本モデルの入力に用いても、大気中と同様に損傷確率が算出できる。

ちなみに、進展速度で考慮した標準偏差 10^{27} は PWR 環境中の疲労き裂進展試験のばらつきから決定した[8]。

3.2 地震荷重に対する余震の影響

地震評価においては、余震の影響も無視できない。図 13 は、余震による損傷確率の変化を示している。余震には、本震と同じ規模(繰り返しの一次応力、繰り返し数 60 回)を想定した。つまり、余震 1 回の場合は、繰り返し数が 120 回になり、き裂進展量が増えることになる。先の UF の影響と同様に、余震によりき裂進展量が増えても破壊強度にはほとんど影響しない。一方、負荷が大きくなると余震によるき裂進展量の増加で、漏洩による損傷確率が増加している。つまり、余震は配管の破断ではなく、漏洩のリスクを高くしている。

3.3 機器設計における疲労劣化の妥当性

図 12 に示すように、損傷確率は UF にほとんど依存しなかった。UF が 2 よりも大きくなると、漏洩による損傷確率の増加が見込まれるが、UF = 2 においては、その影響はほとんど見られない。とくに、一次応力に対する設計限界は $2S_y$ であるが、実際の想定荷重はこれを大きく下回っていると想定される。そして荷重が $1.7S_y$ 以下では UF = 2 の損傷確率は UF = 1 とほぼ一致した。このことは、現状の UF=1 の設計限界を UF=2 としても、つまり現状の安全率 20 倍を 10 倍に変更しても、地震荷重に対する損傷確率には影響しないことを意味している。

4. 結言

UF と地震荷重の大きさを入力に機器(配管)の損傷確率を算出できる静的機器劣化損傷詳細モデルを構築した。モデルでは、確率論的破壊力学手法を適用したモンテカルロ計算により設計疲労線図(UF = 1 の繰り返し数)を寿命のばらつきの -3σ と等価であるとして、UF に対するき裂深さ分布を求めた。また、地震による繰り返し荷重によるき裂進展も考慮した。そして、き裂深さに対する損傷確率を掛け合わせることで、UF に対する損傷確率を算出した。得られた結果は以下のように要約できる。

- (1) き裂進展解析によって実験の疲労寿命は再現できた。そして、寿命のばらつきの -3σ が、寿命に対する 20 倍の安全率とほぼ等価とすることができた。
- (2) UF に対するき裂深さ分布は対数正規分布で近似できた。その平均とばらつき (COV) ははずみ範囲にほとんど依存せず、UF と分布定数の相関式を導くことができた。
- (3) 機器損傷確率は、UF にはほとんど依存せず荷重の

大きさに対して単調増加した。設計限界である $2S_y$ における損傷確率はおよそ 0.01% であった。

- (4) 損傷確率はき裂深さにほとんど依存しない。したがって、保全活動によって損傷を小さく（き裂を小さく）する努力をしても、損傷確率の改善に対する寄与は小さい。
- (5) 損傷確率に対する余震の影響は顕著ではなかった。余震回数が増えると漏洩の発生確率が大きくなる。つまり、余震は配管の破断ではなく、漏洩のリスクを高くしている。
- (6) 低サイクル疲労による経年劣化は地震発生時の配管漏洩の発生確率を増加させるが、配管の破損確率に与える影響は小さいことから、レジリエンス評価手法の開発において静的機器の経年劣化を考慮する必要はないことが明らかとなった。

参考文献

- [1] 出町他, "原子力プラントにおけるレジリエンス評価法の開発 (その 1: 原子力プラントの事故時安全性評価指標としてのレジリエンス指標の提案)", 保全学, Vol. 15, No. 1 (2016), pp.65-70.
- [2] 中村隆夫, 釜谷昌幸, "原子力プラントにおけるレジリエンス評価法の開発 (その 2: 静的機器の劣化要因に対する信頼性評価法の検討)", 保全学, Vol. 15, No. 1 (2016), pp.71-76.
- [3] 日本機械学会, "発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2012 年版)", JSME S NC1-2012 (2012).
- [4] M. Kamaya, M. Kawakubo, "Strain-based modeling of fatigue crack growth – An experimental approach for stainless steel", International Journal of Fatigue, Vol. 44 (2012), pp. 131-140.
- [5] M. Kamaya and T. Nakamura, "Fatigue damage management based on postulated crack growth curve", E-Journal of Advanced Maintenance, Vol. 7-1 (2015), pp.43-49.
- [6] 釜谷昌幸, 川久保政洋, "き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (成長予測モデルの構築とその適用例)", 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 78 (2012) pp.1518-1533.
- [7] 釜谷昌幸, "き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (繰返し熱応力下での疲労寿命)", 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 79 (2013) pp.1530-1544.
- [8] Y. Nomura, K. Tsutsumi, H. Kanasaki, N. Chigusa, K. Jotaki, H. Shimizu, T. Hirose and H. Ohata, "Fatigue crack growth curve for austenitic stainless steels in PWR environment", Proc. 2004 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP-Vol. 480 (2004), pp.63-70.
- [9] K. Hojo, S. Hayashi, W. Nishi, M. Kamaya, J. Katsuyama, K. Masaki, M. Nagai, T. Okamoto, Y. Takada and S. Yoshimura, "Benchmark analyses of probabilistic fracture mechanics for cast stainless steel pipe", Bulletin of the JSME, submitted.
- [10] M. Kamaya, M. Kawakubo, "Mean stress effect on fatigue strength of stainless steel", International Journal of Fatigue, Vol. 74 (2015), pp. 20-29.
- [11] Chopra OK, Shack WJ. Effect of LWR coolant environments on the fatigue life of reactor materials. NUREG/CR-6909, ANL-06/08, USA, 2007.
- [12] EN Standards. Unified pressure vessels design. EN13445-3:2002, BSI; 2002.
- [13] M. Kamaya, M. Kawakubo, "Loading sequence effect on fatigue life of Type 316 stainless steel", International Journal of Fatigue, Vol.81 (2015), pp.10-20.
- [14] Raju, I. S. and Newman, J. C. Jr., "Stress-intensity factors for internal and external surface cracks in cylindrical vessels", Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.104 (1982), pp.293-298.
- [15] 日本機械学会, "発電用原子力設備規格 材料規格 (2012 年版)", JSME S NJ1-2012 (2012).
- [16] 日本機械学会, "発電用原子力設備規格 維持規格 (2012 年版)", JSME S NA1-2012 (2012).
- [17] 原子力安全基盤機構, "原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 配管系終局強度", 04 基構報-0002 (2004), p4-8.
- [18] 三浦直樹, "き裂を有する配管の動的破壊評価法の開発", 電力中央研究所研究報告書, T47 (1997), p.39.
- [19] 日本機械学会, "発電用原子力設備規格 環境疲労評価手法", JSME S NF1-2006 (2006)