

# 実力基準保全による検査頻度の合理化<sup>\*1</sup> (確率論的破壊力学による機器破損確率への影響評価)

Optimization of inspection interval by applying performance based maintenance concept  
(Assessment of change in failure probability by probabilistic fracture mechanics)

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya) <sup>\*2</sup>

**要約** 本報は、実力基準保全の考え方を検査間隔の決定に適用することを目的とした。原子力発電プラント構造物には、従来、時間基準保全の考え方が適用されてきた。実力基準保全では、検査の間隔を運転期間に応じて決定する。もし、長期間亀裂が発見されなければ、次回の検査までの間隔を長く設定できる。本報では、実力基準保全を適用することによる構造信頼性の変化を確率論的破壊力学解析で調べた。漏洩または破壊の確率（破損確率）を計算するため、加圧水型原子炉一次冷却材管に発生した疲労き裂を対象に、降伏強度、引張強さ、疲労亀裂進展速度、初期亀裂形状などのばらつきを考慮した疲労亀裂進展シミュレーションを行った。時間基準による定期的な点検により破損確率を減少させることができた。この際、検査の性能よりも検査の頻度が、破損確率の減少に対する寄与が大きかった。実力基準保全を適用することで、破損確率を増加させることなく、検査の数量を減らせることが示された。実力基準保全は検査スケジュールを最適化できる有効な手段であることが示された。

**キーワード** 実力基準保全, 検査間隔, 確率論的破壊力学, 維持規格, 疲労亀裂進展, 時間基準保全

**Abstract** This study is aimed at applying the performance-based maintenance (PBM) concept to determine inspection schedule. Previously, the time-based maintenance concept has been applied to determine the inspection schedule for nuclear plant components. In the PBM concept, frequency of inspection is determined by operation time before the inspection. Duration before the next inspection is extended if the component indicates no cracking for a long time. In this study, the change in structural reliability due to applying the PBM concept was investigated by probabilistic fracture mechanics analyses. In order to calculate the probability of leakage or fracture (failure probability), growth of fatigue cracks initiated at the primary coolant pipe of pressurized water reactor nuclear power plants was simulated considering variations in yield and tensile strengths, fatigue crack growth rate, initial crack shape and so on. It was demonstrated that the failure probability was reduced by performing inspections according to the time-based maintenance concept. Frequency rather than detectability of inspection had a larger impact on reducing the failure probability. It was shown that, by applying the PBM concept, the number of inspections could be reduced significantly without increasing the failure probability. It was concluded that the PBM concept could optimize the inspection schedule.

**Keywords** Performance based maintenance, Inspection interval, Probabilistic fracture mechanics, Fitness-for-service, Fatigue crack growth, Time based maintenance

## 1. 緒言

国内の原子力発電プラントにおいては、日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格<sup>(1)</sup>（以後、維持規格）の規定にしたがって検査が実施される。維持規格では、標準検査と個別検査の2種類の検査が規

定されている。標準検査では、劣化モードを限定することなく、経験的に決められた頻度と数量にしたがって検査が実施される。一方、個別検査では、劣化モードを応力腐食割れなどに限定することで、亀裂成長予測に基づき検査頻度を設定している<sup>(2)</sup>。具体的には、初回の検査は、亀裂が検出可能な大きさ

\*1 日本機械学会論文集, Vol. 83, No.856 (2017) (DOI: 10.1299/transjsme.17-00316) より転載

\*2 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

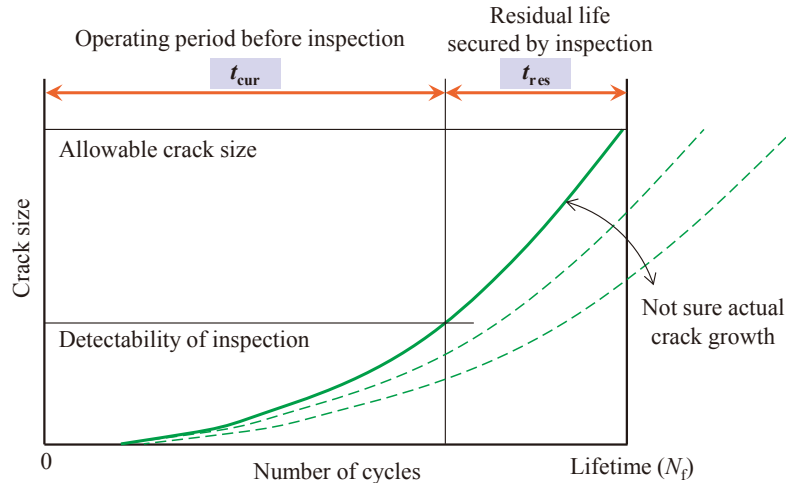


Fig. 1 Schematic drawing representing how to reflect inspection results to future maintenance (concept of performance based maintenance).

に成長すると想定される時期に設定され、以降の検査頻度は、亀裂が許容寸法を超えないよう決定されている。いずれの検査においても、亀裂が発見されなければ検査頻度の変更されることはない。つまり、予め決められたスケジュールにしたがって検査を行う時間基準保全 (Time-based maintenance) を基本としている。

実際の検査では、亀裂などの欠陥が検出されることはほとんどない。長期間にわたる繰り返しの検査において亀裂が検出されなければ、検査の頻度を減らすことも現実的な対応として考えられる。著者は、過去の検査結果から、亀裂の発生・成長の可能性が低いと判断された部位に対して将来の検査の頻度を見直す実力基準保全 (Performance-based maintenance) の概念を提案している<sup>(3)</sup>。たとえば、個別検査において、初期亀裂からの成長予測によって10年目に初回の検査を行うように規定された部位において、20年目の検査でも亀裂が検出されない場合、実際の亀裂成長は当初の想定より遅いと判断できる。つまり、検査によって、実際の成長速度が想定よりも遅いという「実力」を示したことになる。この場合、以後の検査間隔は、当初に予定していたものよりも緩和できる可能性がある。実力基準保全は、このような過去の運転年数と検査結果から現実的な亀裂成長 (劣化の進展) を想定することで、実態に合わせた検査の間隔を決定する考え方となる。

実力基準保全を適用することの主たる目的は、検査頻度を減らすことにある。そして、一般的に機器の破損リスクと検査頻度はトレードオフの関係にあ

る。したがって、実力基準保全の適用においては、機器破損リスクの増加が許容できる程度であることを確認しておく必要がある。本報では、加圧水型原子炉 (Pressurized Water Reactor, PWR) 一次冷却材管の疲労劣化を対象に、実力基準保全の適用方法を示すとともに、それによる機器破損リスクの変化を調べた。当該部位には、 casting ステンレス鋼が用いられており、非破壊検査により亀裂を検出することが比較的困難であることから、検査で亀裂を見逃す可能性が高い。また、疲労亀裂の成長速度や強度特性などもばらつくことが想定される。そこで、確率論的破壊力学解析により、亀裂検出確率や種々のばらつき要因を考慮した。本報では、まず、実力基準保全の考え方について概説した。次に、一次冷却材管を対象に、与えられた亀裂深さに対する条件付き破壊確率を予測する破壊確率予測モデルを作成した。そして、60年間の運転期間を想定した亀裂成長を予測し、配管が破壊または漏洩する確率 (以後、破損確率とよぶ) を算出するシミュレーションモデルを作成した。このモデルを用いて、時間基準保全にしたがった定期的な検査が破損確率に及ぼす影響を考察するとともに、実力基準保全を適用した場合の検査頻度と破損確率の変化を調べた。

## 2. 実力基準保全の考え方

亀裂寸法と繰返し数の関係は模式的に図1のように表すことができる。疲労亀裂を対象とした場合、微小な疲労亀裂が発生するまでの潜伏期間は相対的に短く、寿命の大部分は微小な亀裂が破壊また

はリークに至るまでの成長期間と解釈できる<sup>(4)</sup>。亀裂成長予測により亀裂寸法と繰返し数の関係が推定できれば、寿命 $N_f$ に到達するまでの期間（余寿命）を予測することができる。しかし、一般的に、亀裂成長予測に用いる荷重や亀裂成長速度は安全側に想定されるため、実際の成長が予測と一致することはない。

検査などで亀裂寸法が特定できれば、その情報をもとに荷重や成長速度を補正することで、予測精度を改善することができる。また、亀裂が検出できず、亀裂寸法が特定できない場合でも、検査で検出できる亀裂の検出限界寸法から、 $N_f$ に到達するまでの最小期間（図中の $t_{res}$ に相当）が推定できる。つまり、検査直後には検出限界ぎりぎりの亀裂が存在し、その後のプラント運転中に亀裂が成長し破損を引き起こすまでの期間として余寿命を安全側に予測できる。そして、 $t_{res}$ を超えない時期に検査を実施すれば破損を防止することができる。この予測では、検査を行う時点での運転期間（図中の $t_{cur}$ ）が重要となる。図1において、亀裂がパリス則などの一般的な力学則にしたがって成長し、荷重の大きさが比例的に変化する場合、余寿命 $t_{res}$ と運転期間 $t_{cur}$ の比率は荷重の大きさ（成長速度）に依存しない<sup>(5)</sup>。したがって、 $t_{cur}$ から $t_{res}$ を推定する場合、運転期間が長くなるほど予測される余寿命が長くなる。このように、機器の実力を反映して推定された余寿命を用いて次回の検査の時期を決定する考え方を実力基準保全と呼んでいる。検査で亀裂が検出されない場合でも、その検査が1年目に実施された場合と、40年目に実施された場合では意味が異なる。一般的には着目されることのない亀裂がないという検査結果も、有用な情報として活用されることも実力基準保全の特徴となる。

図1の寿命 $N_f$ で正規化した繰返し数 $N/N_f$ と亀裂寸法の関係を仮想亀裂成長曲線とよび<sup>(6)</sup>、ここではP-curve (Postulated crack growth curve) と称する。実力基準保全では、亀裂成長予測で求めたP-curveを用いて $t_{res}$ は $t_{cur}$ の比から余寿命を予測する。P-curveは荷重の大きさ、成長速度（の比例項）などの影響がない、または小さいので<sup>(7),(8)</sup>ある程度一般化することができる。

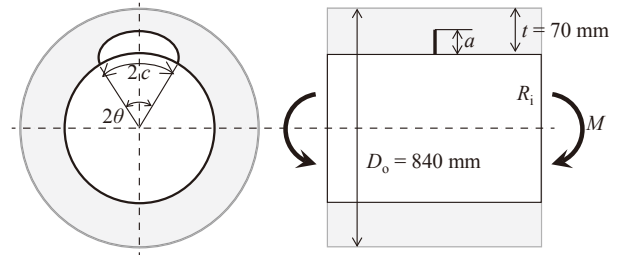


Fig.2 Model for primary coolant straight pipe with a circumferential surface crack.

### 3. 解析モデル

#### 3.1. 概要

実力基準保全をPWR一次冷却材管（ casting stainless steel）に適用した場合の破損リスクの変化を調べるため、確率論的破壊力学解析によって破損確率を算出した。解析には著者によって開発された確率論的破壊力学コードp-CRESTA (probabilistic CRack Evaluation code for SStructural Assessment) を用いた。本コードは主に配管に発生した亀裂の成長予測や破壊解析を行うために用いられてきた欠陥評価プログラムCRESTA<sup>(8)</sup>を確率論的な評価を行えるように拡張したもので、ベンチマーク解析<sup>(9)</sup>によってVerificationが完了している。

解析では、欠陥（亀裂）の存在を仮定し、その成長と、破損の有無を予想した。確率論的に考慮するばらつき要因としては、降伏強度、応力・ひずみ曲線などの材料の変形特性や、疲労亀裂成長速度や破壊靱性などの強度特性、そして、初期亀裂の形状と検査を実施する際の亀裂検出確率とした。

まず、与えられた亀裂深さに対する破損確率を予測する破損確率予測モデルを作成した。次に、想定した初期亀裂の成長、破損確率予測モデルによる破壊の発生、漏洩の発生、検査による亀裂の検出を模擬することで、破損確率を算出した。

#### 3.2. 基本条件

PWR一次冷却材管を想定した外径840 mm、厚さ $t = 70$  mmの直管を対象に、図2に示すような深さ $a$ 、角度 $2\theta$ の周方向の半楕円亀裂が管内面で成長することを想定した。材料は熱時効した casting stainless steel (SCS14A) で、ヤング率 $E$ は175 GPa、ポアソン比 $\nu$ は0.3とした。その他の材料特性については、次章以降で説明する。



Table 1 Mean values of material strength parameters predicted by TSS and H3T models (Kawaguchi et al., 2005).

	Mean value	Variation
0.2% proof strength $\sigma_y$	168 MPa	Standard deviation : 9.450
Flow stress $\sigma_f$	327 MPa	Standard deviation : 7.226
Constant $n$	5.12	Standard deviation : 0.552
Constant $\alpha$	2.46	Standard deviation : 0.577
Fracture toughness $J_{Ic}$	578 kJ/m <sup>2</sup>	See Kawaguchi et al., 2005

亀裂は325℃、PWR一次系環境下において、熱過渡応力によって生じる変動荷重により成長させた。そして、実機で想定される曲げ荷重に対して破壊解析を実施し、破壊の有無を判断した。成長予測および破壊解析に用いる応力拡大係数には、維持規格の添付E-5.3(2)a. 円筒中の周方向半楕円表面欠陥非線形応力分布に記載の値を適用した。

#### 4. 破壊確率予測モデルの作成

亀裂深さ $a$ に対して、材料の強度特性にばらつきを考慮したモンテカルロ計算によって破壊確率を算出した。このとき、亀裂の表面長さは亀裂深さの4倍 ( $a/c = 0.5 : c$ は表面長さの2分の1) と仮定した。一様な応力下において $a/c$ はおおよそ0.88となることから<sup>(10)</sup>、深さ方向の応力勾配を考慮して $a/c = 0.5$ とした。想定する破壊モードは延性亀裂の発生で、想定荷重下でのJ積分 $J$ と破壊靱性 $J_{Ic}$ を比較し、 $J \geq J_{Ic}$ となった場合に破壊が発生するとした。また、 $J$ が $J_{Ic}$ を上回っていても、極限荷重が流動応力を超えた場合は、塑性崩壊によって破壊すると判断した<sup>(11)</sup>。 $J$ の算出には以下の参照応力法<sup>(12)</sup>を用いた。

$$J = \frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} \left\{ \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{E} \right\} \quad (1)$$

$$\sigma_{ref} = \frac{M}{M_c} \sigma_y \quad (2)$$

$$M_c = 2\sigma_y R_m^2 t \left[ 2 \sin \beta - \frac{a}{t} \sin \theta \right] \quad (3)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \pi \left[ 1 - \frac{\theta a}{\pi t} - \frac{P_m}{\sigma_y} \right] \quad (4)$$

$\sigma_{ref}$ 、 $\varepsilon_{ref}$ がそれぞれ参照応力と参照ひずみとなる。 $K$ は応力拡大係数、 $\sigma_y$ は0.2%耐力、 $M$ は負荷する曲げモーメント、 $R_m$ は管の平均半径を示す。 $P_m$ は軸方向応力で、内圧15.4 MPaとキャップ効果による軸力42.4 MPaの和を適用した。

#### 4.2. 材料特性

参照応力と参照ひずみの関係は次式で近似した。

$$\frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_y} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} + \alpha \left( \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} \right)^n \quad (5)$$

ここで $\alpha$ と $n$ は材料定数を示す。式(5)は応力・ひずみ曲線と等価であり、本解析ではKawaguchiら<sup>(13)</sup>により提案された予測モデル (TSSモデル) を適用した。破壊靱性についても、同様にKawaguchiら<sup>(13)</sup>によって提案されているモデル (H3Tモデル) を適用した。これらのモデルは、鋳造ステンレス鋼を対象としており、特性は時効量とフェライト量に依存する。本解析では時効温度を320℃とし、時効時間として運転期間40年×利用率80% = 280,000時間を適用した。また、材料の化学成分は文献(13)で参照されているCF8M (SCS14A) の代表材であるA-A材 (フェライト量10.3%) の値を用いた。予測された各パラメータの平均値は表1のようになった。いずれの定数もばらつき標準偏差が与えられており、これらを解析において考慮した。

#### 4.3. 荷重条件

破壊を引き起こす曲げ荷重として、原子力発電所の高経年化技術評価の規制審査 (平成26年3月17日と平成26年10月17日に実施) において提示された値を用いた。一次冷却材管に作用する荷重として、川内1号機に対してはホットレグ直管で152 MPaが示されている<sup>(14)</sup>。一方、高浜3号機に対する値として、ホットレグ直管で138 MPa、蓄圧タンク注入ライン管台で165 MPaとの記載がある<sup>(15)</sup>。これらの値を参考に、160 MPaを解析に用いた。

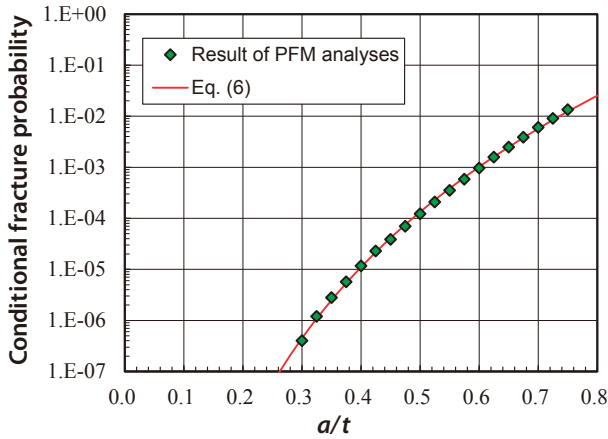


Fig. 3 Fracture probability for given crack depth obtained by Monte Carlo analyses. Prediction model Eq.(6) was derived by a regression of obtained probabilities.

4.4. 解析結果

各亀裂深さに対して $10^7$ 回のモンテカルロ計算から得られた亀裂深さと破壊確率(条件つき破壊確率)の関係を図3に示す。亀裂が深くなるにしたがって破壊確率が増加した。亀裂深さが $a/t = 0.5$ において破壊確率は $10^{-4}$ 、 $a/t = 0.7$ では $10^{-2}$ 程度であった。

適用したTSSモデル、H3Tモデルは比較的複雑ではらつき要因が多い。そのため、層別化によって計算効率を向上させることが困難で、亀裂の成長と併せてモンテカルロ計算を実施することは計算時間の観点から現実的でない。そこで、本解析では破壊の有無の判断に、都度破壊評価を実施するのではなく、図3の結果を式(6)で近似した破壊確率予測モデル $P_f(a/t)$ を用いて破壊の有無を判断した。式(6)はアスペクト比 $a/c = 0.5$ の亀裂の破壊確率を与える。本来はアスペクト比毎に異なる式を用いられるべきであるが、後に示すように式(6)を用いて得られる破壊確率の影響は相対的に大きくない。本報では、近似的に式(6)をアスペクト比に関係なく適用した。

$$P_f\left(\frac{a}{t}\right) = 0.3057\left(\frac{a}{t}\right)^{11.16} \tag{6}$$

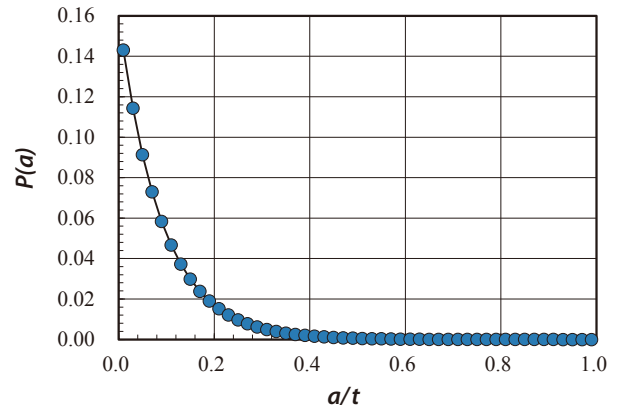


Fig. 4 Crack depth distribution used to determine initial depth in the Monte Carlo crack growth simulation.

5. 破損確率の算出

5.1. 解析条件

(1) 初期亀裂形状

初期の亀裂深さ $a$ の確率分布関数 $P(a)$ として、文献(16)において鋳造ステンレス鋼に適用されている次式を適用した。

$$P(a) = \frac{\exp\left(-\frac{a}{\mu}\right)}{\mu \left\{1 - \exp\left(-\frac{t}{\mu}\right)\right\}} \tag{7}$$

ここで、 $\mu$ は平均値で6.248 mm (0.246 in) が与えられている。この式は、原子炉压力容器の欠陥分布関数であるMarshall分布をもとに、亀裂が肉厚を貫通しないように補正したものとなっている。鋳造ステンレス鋼に適用する場合には保守的であるとの記載がある<sup>(16)</sup>。この式から再現される分布を図4に示す。浅い亀裂ほど存在確率が大きくなっている。数字上は貫通亀裂の確率 $P(a)$ は $10^{-6}$ 程度となっている。

初期亀裂のアスペクト比 ( $a/c$ ) の決定には次式のモデル<sup>(16)</sup>を用いた。

$$P(c/a) = \frac{\alpha}{\frac{c}{a} \gamma \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{\ln^2\left(\frac{c}{a\beta}\right)}{2\gamma^2}\right) \tag{8}$$

(ただし、 $c/a > 1$ )

鋳造ステンレス鋼に対しては $\alpha = 1.419$ 、 $\beta = 1.336$ 、 $\gamma = 0.5382$ が適用されている<sup>(16)</sup>。この式で得られるアスペクト比の分布は図5のようになる。相

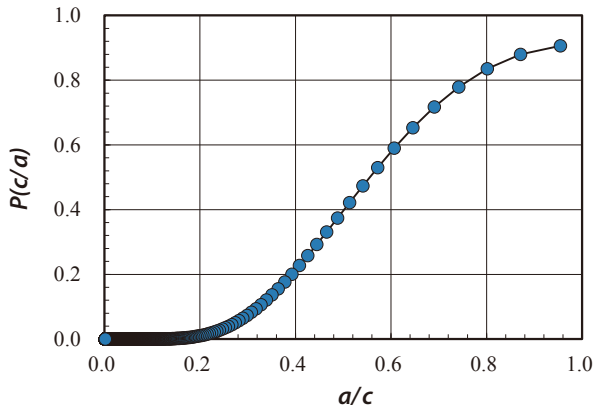


Fig. 5 Distribution for crack shape (aspect ratio  $a/c$ ) used for the Monte Carlo crack growth simulation.

対的に  $a/c$  が大きい場合の確率が大きくなっている。

## (2) 亀裂成長速度

PWR一次系環境におけるステンレス鋼の疲労亀裂成長速度を予測するために維持規格で規定されている式（日本機械学会，2012）を比例倍した次式を用いた。

維持規格の予測式は安全係数として2.7（標準偏差  $s$ ,  $10^{2s} = 2.7$ に相当）が乗じられている<sup>(17)</sup>ため、式(9)では安全係数で除した比例係数  $1.61 \times 10^{-13}$  を使用している。つまり、式(9)は実験結果を最適近似した速度式に相当する。 $T_c$ は温度（単位： $^{\circ}\text{C}$ ）、 $t_r$ は負荷上昇時間（単位： $\text{s}$ ）で値は表2に示している。 $R$ は応力比で、本解析では  $R = 0$ とした。

$$\frac{da}{dN} = 1.61 \times 10^{-13} T_c^{0.63} t_r^{0.33} \frac{(\Delta K)^{3.0}}{(1-R)^{1.56}} \quad (9)$$

## (3) 荷重条件

亀裂成長予測に用いる荷重として、プラントの起動停止などに伴う流体の温度の過渡変化に起因する熱応力を想定したHojoら<sup>(9)</sup>の荷重条件を適用した。この条件は、本解析と同様にPWR一次冷却材管で発生する熱応力を想定しており、下式と表2によって与えられる。

$$\Delta \sigma(x) [\text{MPa}] = 12 + 104 \left( \frac{x}{t} \right) - 55 \left( \frac{x}{t} \right)^2 + 2 \left( \frac{x}{t} \right)^3 \quad (10)$$

$$\Delta \sigma(x) [\text{MPa}] = 81 - 106 \left( \frac{x}{t} \right) + 59 \left( \frac{x}{t} \right)^2 - 4 \left( \frac{x}{t} \right)^3 \quad (11)$$

Table 2 Applied load conditions for crack growth analyses.

No.	Stress distribution	Number of cycles (/years)	$T_c$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	$t_r$ (s)	$\sigma_{bg}$ (MPa)	$p$ (MPa)
#1	Eq. (10)	4	175	1000	75	15.4
#2	Eq. (11)	4	175	1000	75	15.4
#3	Eq. (12)	$2.5 \times 10^3$	325	100	20	15.4

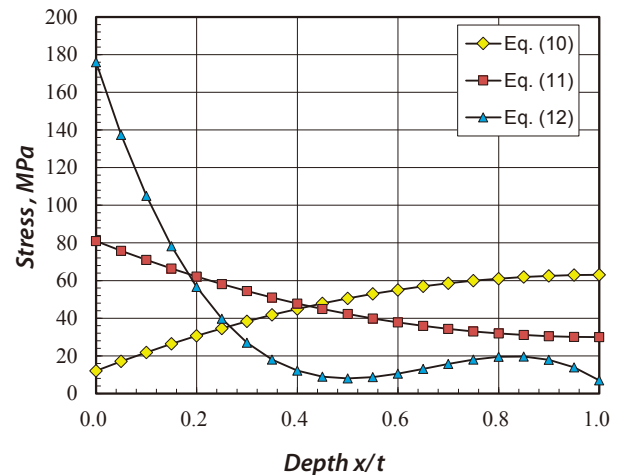


Fig. 6 Thermal stress distributions in the depth direction used for crack growth analyses. The number of cycles for each distributions is given in Table 2.

$$\Delta \sigma(x) [\text{MPa}] = 176 - 838 \left( \frac{x}{t} \right) + 1339 \left( \frac{x}{t} \right)^2 - 670 \left( \frac{x}{t} \right)^3 \quad (12)$$

ここで、 $x$ は内表面からの距離で、 $\Delta \sigma$ と  $x/t$ の関係を図6に示した。曲げ応力  $\sigma_{bg}$ と内圧  $p$ も熱応力と比例的に負荷されると仮定した。荷重の極小状態では熱応力、曲げ応力、内圧を零と置いて、荷重変動幅を算出した。

解析では、過渡#1を1サイクル、#2を1サイクル、そして#3を625サイクルの順に負荷し、これを1バッチとする。そして、60年に相当する240バッチ分の成長を予測した。

## (4) 検査による亀裂検出確率

解析で検査を模擬する場合は、亀裂検出確率 (Probability of detection, 以後POD) を次式のロジスティック関数で考慮した<sup>(18)</sup>。

$$POD(a) = \left[ 1 + \exp \left\{ -\frac{\pi}{\sqrt{3}} \left( \frac{\ln a - \mu_{POD}}{\sigma_{POD}} \right) \right\} \right]^{-1} \quad (13)$$

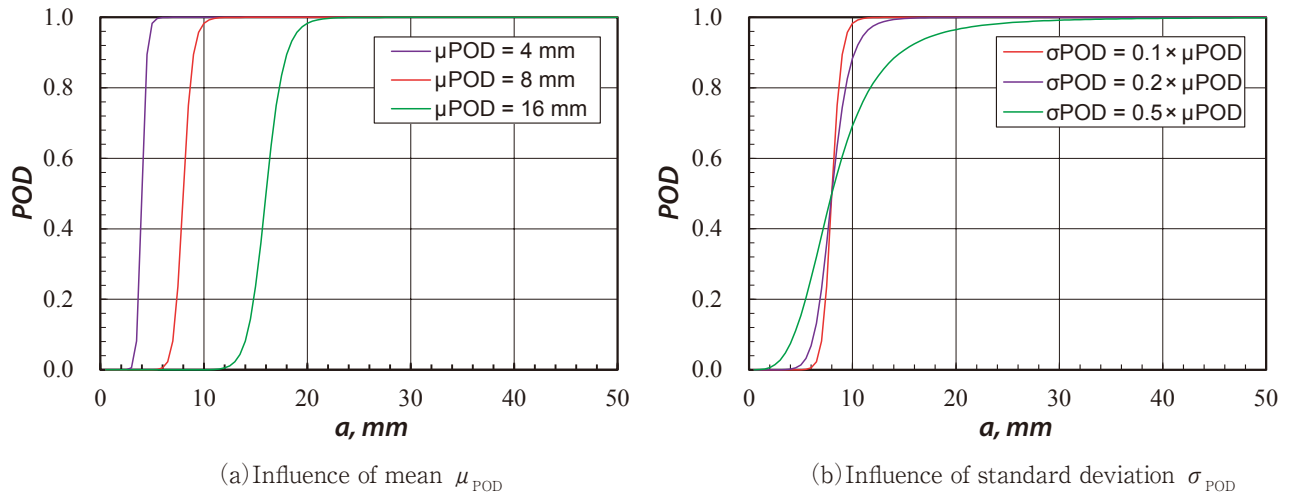


Fig. 7 Probability of detection (POD) curves assumed in the Monte Carlo simulations. The shape of the POD is determined by the mean  $\mu_{\text{POD}}$  and standard deviation  $\sigma_{\text{POD}}$ .

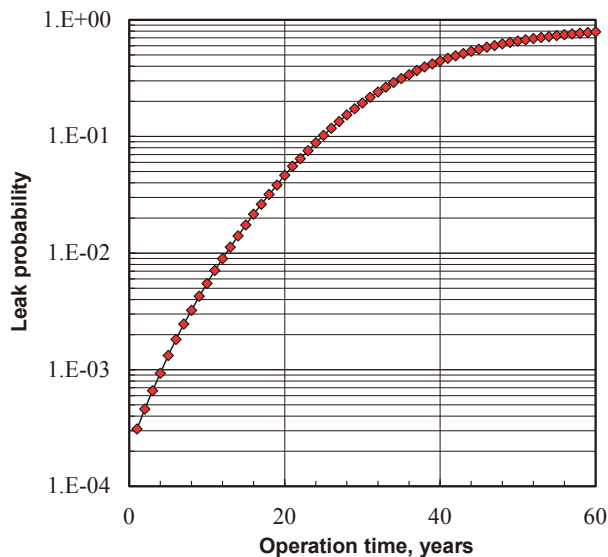


Fig. 8 Leak probability obtained by the Monte Carlo simulation in which fracture and inspections are not considered.

ここで、 $\mu_{\text{POD}}$ と $\sigma_{\text{POD}}$ はそれぞれ平均と標準偏差となる。配管の肉厚70 mmの10%に近い $\mu_{\text{POD}} = 8$  mmと $\sigma_{\text{POD}} = \mu_{\text{POD}} \times 0.1$ を基本条件とし、図7に示すように $\mu_{\text{POD}}$ と $\sigma_{\text{POD}}$ を系統的に変化させた。亀裂深さが30 mmに到達するとほとんどの亀裂を検出できることになる。

## 5.2. 解析手順

初期欠陥形状 ( $a$ と $a/c$ ) からの成長を模擬した。成長速度のばらつきには、実験結果より $10^{2s} = 2.7$ 相当の標準偏差 $s$ を考慮した。10年毎に、式(6)の破壊確率予測モデルにしたがって破壊の有無を判断

した。破壊しない場合でも、亀裂が肉厚の75%に到達した場合は漏洩（貫通）と判断した。そして、破壊と漏洩を併せた損傷確率を算出した。検査を模擬した場合は、亀裂が検出されれば、その亀裂は破損も漏洩もしないと判断した。

計算を効率的に実施するため、層別サンプリング手法を適用した。感度解析の結果、 $a$ と $a/c$ に対してそれぞれ20分割（合計400分割）した各セルに対して250回のモンテカルロ計算を実施することで、十分収束した破損確率を得ることができた。

## 5.3 解析結果

検査を実施せず、亀裂進展のみを生じるとした（破壊確率を $P_f(a/t) = 0$ と設定した）場合の、運転年数毎の漏洩確率（肉厚の75%の到達する確率）を図8に示す。60年の運転によって、79%の亀裂が漏洩している。初期亀裂の平均深さは6.248 mmとなっており、実際よりも大きな想定となっていると考えられる。検査を実施せずに、式(6)の $P_f(a/t)$ を用いたときの破壊確率（破損確率ではないことに注意）を図9に示す。先に述べたように、破壊の有無は10年毎にその時の亀裂深さ ( $a/t$ ) を式(6)に代入することで判断しているので、破壊確率は10年毎に不連続に変化している。60年の運転によって、破壊する確率は0.1%程度で、漏洩確率と比較して小さい。図8および図9の漏洩および破壊する確率と初期亀裂深さとの関係を図10に示す。亀裂深さが $a/t = 0.075$  (5.25 mm) 以上の亀裂では60年の運転中に漏洩か破壊のいずれかを引き起こしている。



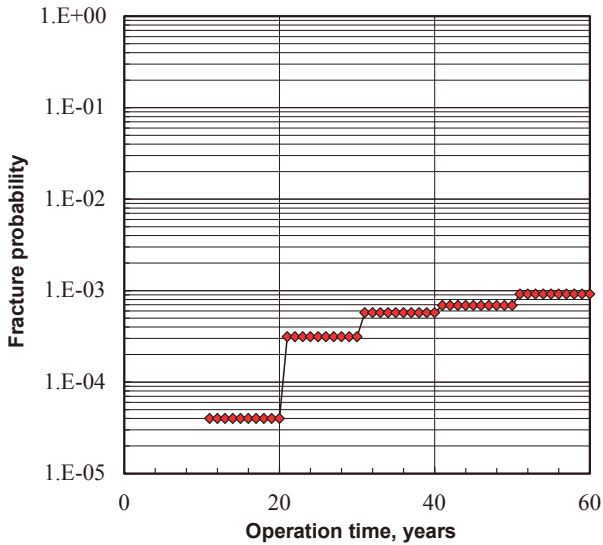


Fig. 9 Fracture probability obtained by the Monte Carlo simulation in which inspections are not considered.

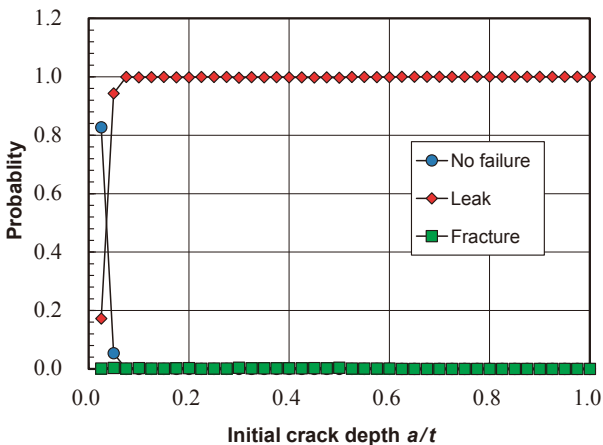


Fig. 10 Effect of initial crack depth on probability of leakage or fracture during 60 years operation. The crack deeper than  $0.075t$  caused leakage or fracture.

破壊の確率は漏洩の1/1000程度で相対的に小さく、破損モードとしては漏洩が主となる。

時間基準保全の考え方にしたがって、定期的に検査を行うことを模擬した。予め定められた年数毎に検査を実施し、亀裂が検出されれば、以後の計算を中止し、その亀裂は破損に至らなかったと判断した。亀裂検出確率PODを  $\mu_{POD} = 8 \text{ mm}$ ,  $\sigma_{POD} = \mu_{POD} \times 0.1$  とした場合の破損確率を図11に示す。破損確率は、検査をしない場合の破損確率で正規化している。つまり、検査を実施することで減少した破損確率の割合を示している。破壊確率は漏洩確率より小さいことから、破壊と漏洩を合わせた破損確率の減少率は、ほぼ漏洩確率の減少率と一致している。正規化

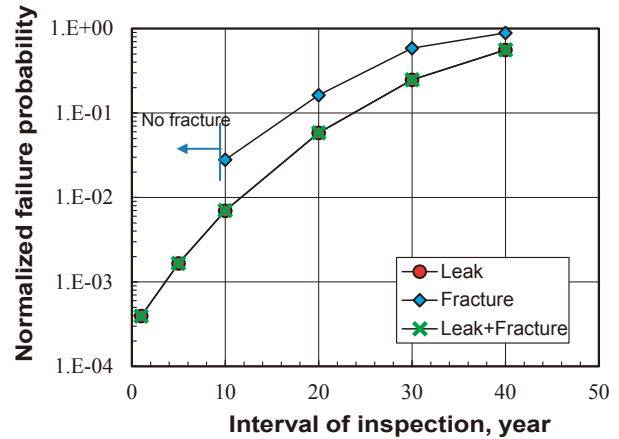


Fig. 11 Change in failure probability by conducting periodical inspection of  $\mu_{POD} = 8 \text{ mm}$  and  $\sigma_{POD} = \mu_{POD} \times 0.1$ . The failure probability is normalized by value obtained assuming no inspection.

破損確率は検査間隔が短くなるほど小さくなった。20年毎に検査することで、破損確率は、検査をしない場合の6%程度まで抑えることができる。検査間隔が30年および40年では60年の運転で実質的に1回の検査しか実施されない。破損確率は検査間隔が30年の方が40年より短いことから、運転期間中に検査を1回のみ実施する場合は、40年目よりも30年目に実施した方が、破損のリスクは低く抑えることができる。計算結果(図示はしていない)では、検査をしない場合に40年目以降に破損する確率は0.345であった。これに対し、30年目に検査した場合は、 $3.67 \times 10^{-4}$ 、40年目に検査した場合は零になった。つまり、40年目の検査で亀裂が検出されなければ、60年目まで破損しないことになる。

検出確率の平均 $\mu_{POD}$ を4 mmまたは16 mmとした場合、または標準偏差 $\sigma_{POD}$ を $\mu_{POD} \times 0.2$ または $\mu_{POD} \times 0.5$ とした場合の結果を図12に示す。検査精度を変えても破損確率は大きく変化しないことがわかる。亀裂の検出可能寸法を小さくしたり、検査の見逃し確率を小さくしたりするよりは、検査頻度を増やした方が、破損確率の減少には効果的であると考えられる。 casting stainless steel pipe に対しては、超音波検査で検出可能な亀裂の最小寸法は比較的大きくなるが、検出性の低さは検査頻度で補うことができる。



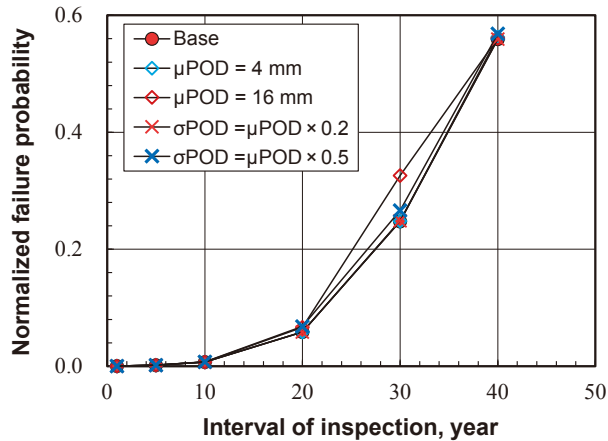


Fig. 12 Normalized failure probability obtained for various inspection conditions. No significant difference was caused by change in the POD curve.

## 6. 実力基準保全の適用

### 6.1. 検査間隔の決定方法

図1でも説明したように、検査で検出できる亀裂の最小寸法がわかっているならば、寿命 $N_f$ に到達するまでの最小期間( $t_{res}$ )は、検査を行った時点での運転期間( $t_{cur}$ )に対する比率として推定できる。例えば、20年目に検査で亀裂が検出できなかった場合の破損までの余寿命は( $20 \times t_{res}/t_{cur}$ )年となる。この余寿命を超えないタイミングで次の検査を実施すれば、亀裂が限界寸法を超えることはない。余寿命算出のための比率 $t_{res}/t_{cur}$ はP-curveを策定することで算出できる。

熱荷重下での疲労亀裂成長を想定したP-curveを図13に示す。亀裂発生までの潜伏期間を零、初期亀裂深さ $a_i$ を0.1 mmとおいて<sup>(19)</sup>、式(9)の速度式にしたがい亀裂成長を予測した。初期表面長さは $a_i/0.4$ とした。実力基準保全を実際に運用する際、P-curve策定における初期の亀裂深さと長さは疲労試験などから想定する。荷重条件としては、一般化したP-curveとするために、表2は用いずに配管内面流体の線形な温度変化によって発生する熱応力を算出して用いた<sup>(8)</sup>。熱応力の算出で用いる流体温度変化幅は、最終的に得られるP-curveには影響せず、流体の温度変化率の影響も小さいことが示されている<sup>(8)</sup>。図13は温度変化率を保守的に想定して得られた。亀裂が肉厚の75%に到達した時点をも寿命 $N_f$ とした。亀裂が浅い場合は、亀裂成長速度は成長とともに大きくなるが、深さが30 mmを超えると亀

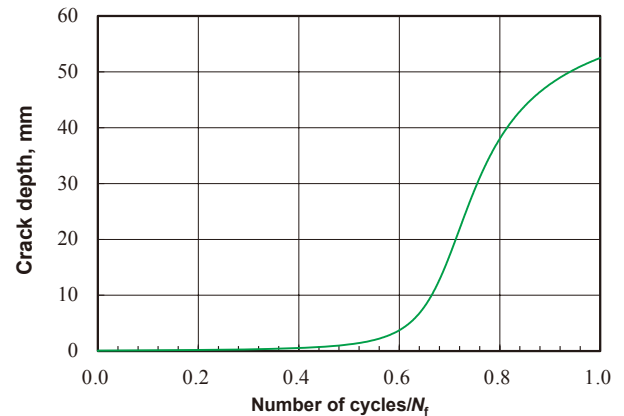


Fig. 13 Postulated crack growth curve (P-curve) obtained for fatigue crack growth under thermal stress and initial crack depth of 0.1 mm. The fatigue life  $N_f$  was defined by leakage, which corresponds to crack growth to 75% of pipe thickness.

裂成長の加速は飽和した。熱応力は表面で最大となり深くなるほど減少するため、亀裂が深くなると亀裂の成長駆動力が低下する。

P-curveの横軸の繰返し数は $N_f$ で正規化しているが、これによりP-curveが式(9)の定数項や荷重の大きさに依存しなくなる。また、熱応力算出に用いた熱伝達係数、伝熱係数、温度変化率にも依存しないか、ほとんど依存しない<sup>(7)</sup>。P-curveに影響する因子としては、初期亀裂寸法の他に、亀裂成長速度における指数定数(式(9)の定数3.0)となる。P-curveを用いて算出される $t_{res}$ と $t_{cur}$ の関係を図14に示す。検査の亀裂検出限界 $\mu_{(insp)}$ を1, 2, 5, および8 mmとした場合の結果を示した。POD曲線の検出限界の平均 $\mu_{POD}$ とは異なり、 $\mu_{(insp)}$ は決定論的に定義される検出限界となることに注意されたい。 $\mu_{(insp)}$ を8 mmとした場合の余寿命 $t_{res}$ は次式で表される。

$$t_{res} = 0.538 t_{cur} \quad (14)$$

前回の検査間隔を $\Delta t_{insp}^{(i)}$ とすると、実力基準保全に従う次の検査間隔 $\Delta t_{insp}^{(i+1)}$ は次式で決定される。

$$\Delta t_{insp}^{(i+1)} \leq \text{Max} \left\{ t_{res}^{(i)}, \Delta t_{insp}^{(i)} \right\} \quad (15)$$

この式では、次回検査までの運転時間は、これまでの検査間隔 $\Delta t_{insp}^{(i)}$ より短くなることは許容していない。このように、実力基準保全では過去の運転実績 $t_{cur}$ が将来の検査間隔に反映されることになる。

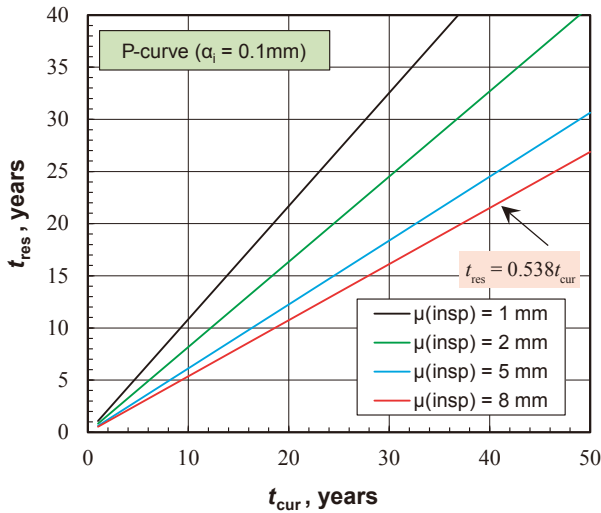


Fig. 14 Residual life  $t_{res}$  for given operating time  $t_{cur}$  determined by the P-curve. Detectability of inspection was represented by  $\mu_{(insp)}$ .

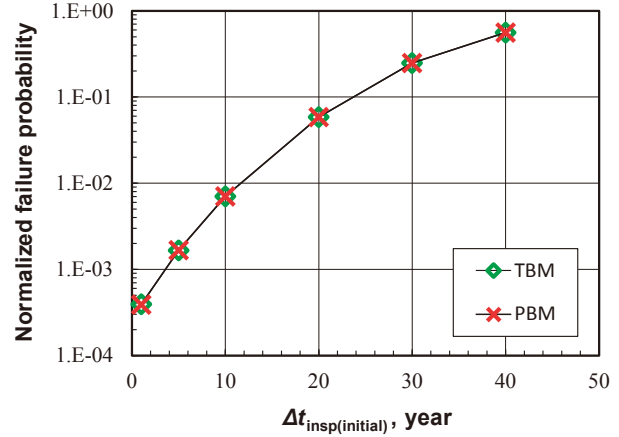


Fig. 15 Change in normalized failure probability with interval of inspection  $\Delta t_{insp(initial)}$ . The interval  $\Delta t_{insp(initial)}$  was kept constant for whole life in the time based maintenance (TBM) concept whereas the interval was extended according to operation time for the performance based maintenance (PBM) concept.

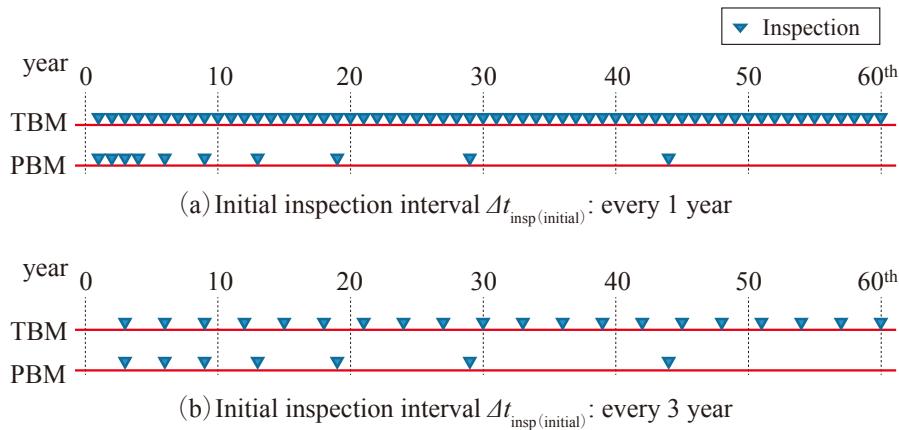


Fig. 16 Inspection schedule determined by time based maintenance (TBM) concept and performance based maintenance (PBM) concept. The number of inspection is reduced by applying PBM.

### 6.2. 解析結果

図15に実力基準保全を適用した場合の正規化破損確率 (図中でPBMと表示) を示す. 併せて時間基準保全 (図中のTBM) の結果も示す. 最初の検査間隔を  $\Delta t_{insp(initial)}$  は, 実力基準保全も時間基準保全も同じとなる. 2回目からの検査間隔は, 式(14) および式(15)で決定される. 実力基準保全を適用しても破損確率の変化はほとんど見られない. 実力基準保全を適用した場合の検査スケジュールを図16に示す. 最初の検査間隔  $\Delta t_{insp(initial)}$  が1年の場合と3年の場合を示している. 実力基準保全では, 運転年数が経過するごとに検査間隔が長くなっていることがわかる. これにより, 検査の数量を削減することが可能となる.

破断, リーク, または亀裂検出までに実施された検査数の平均と正規化破損確率の関係を図17に示す. この図は, 破損確率を達成するための検査数量を示していると解釈することができる. 実力基準保全を適用することで, とくに, 破損確率を低く抑えたい場合 (検査間隔が短く, 検査頻度が大きい場合) に検査数量を減らせることがわかる.

機器の破損リスクの観点からは, 実力基準保全を適用する方が, 検査数量を少なくすることができる. 逆に, 同じ検査数量ならば, より懸念のある部位 (たとえば運転期間, 使用期間の短い部位) に検査を集中させることで, 機器の破損リスクを低減させることが可能となる.

維持規格の個別検査は, 劣化モードを限定して, 成長予測により検査間隔を決定している. 実力基準

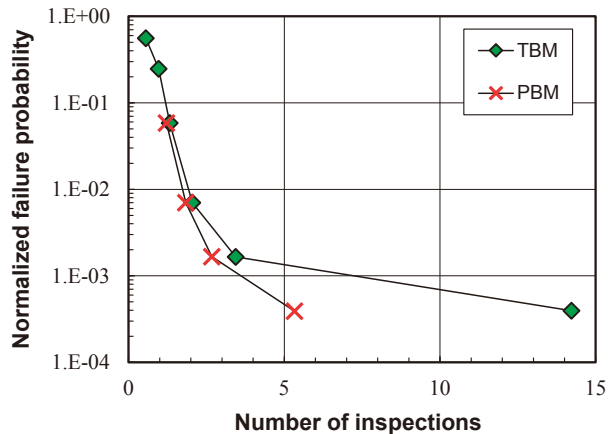


Fig. 17 Relationship between the normalized failure probability and average of number of inspections. By applying the PBM, the number of inspection can be reduced for the same failure probability.

保全も、個別検査と同様に、亀裂成長予測により検査頻度を合理化している。つまり、個別検査が有効であるという前提では実力基準保全の考え方は合理的で、個別検査の考え方と矛盾することなく適用できると考えられる。

## 7. 結 言

実力基準保全を適用することで、条件によっては検査頻度を減らすことができる。本報では、確率論的破壊力学コード p-CRESTA コードを用いて、一次冷却材管（鋳造ステンレス鋼）を対象に、実力基準保全を適用した場合の検査頻度の変化と、機器の破損確率への影響を調べた。まず、評価のための破損確率予測モデルを作成した。次に、亀裂成長予測のための解析モデルを作成し、材料特性や初期亀裂形状のばらつきを考慮した解析を行った。また、検査における亀裂検出確率も考慮した。そして、亀裂が貫通または破壊を引き起こす確率を算出し、その確率が検査の方法によってどのように変化するかを調べた。得られた結果は以下のように要約できる。

- (1) PWR一次冷却材管（鋳造ステンレス鋼）の疲労劣化を対象に、破損確率を評価するための確率論的破壊力学解析モデルを構築した。解析を効率的に実施するため、予め破損確率予測モデルを作成する手順を提案した。
- (2) 検査を実施することで破損確率が減少する様子を解析上で模擬した。本解析条件では、20年毎の検査で破損確率は、検査しない場合の6%

程度に低減できること、60年間に1回のみの検査を行うのであれば、40年目に実施するより、30年目に実施した方が破損リスクを小さく抑えられることが示された。

- (3) 破損確率を低減させるためには、検出可能な亀裂寸法を小さくしたり、検査の見逃し確率を小さくしたりするよりは、検査頻度を高くした方が効果的であることが示された。
- (4) 実力基準保全を適用するためのP-curveを作成し、余寿命予測式（式(14)と式(15)）を導出した。
- (5) 実力基準保全を適用することで、破損確率が大きく低下することはなかった。一方、検査頻度を大きく低下させることができ、実力基準保全の有効性を示すことができた。

## 文 献

- (1) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格維持規格, JSME S NA1-2012 (2012) .
- (2) 原子力安全推進協会, 炉内構造物等点検ガイドラインについて (第5版), JANSI-VIP-21-第5版 (2017).
- (3) Kamaya, M., Performance based maintenance concept to optimize inspection schedule, E-Journal of Advanced Maintenance, Vol. 9-2 (2017) , pp.118-125.
- (4) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Strain-based modeling of fatigue crack growth - An experimental approach for stainless steel, International Journal of Fatigue, Vol.44 (2012) , pp.131-140.
- (5) Kamaya, M., Fatigue crack tolerance design for stainless steel by crack growth analysis, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 177 (2017) , pp.14-32.
- (6) Kamaya, M. and Nakamura, T., A flaw tolerance concept for plant maintenance using virtual fatigue crack growth curve, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Division Conference (2013) , paper no. 97851.
- (7) 釜谷昌幸, 川久保政洋, 亀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, No. 795 (2012) , pp.1518-1533.
- (8) Kamaya, M., Assessment of thermal fatigue damage caused by local fluid temperature fluctuation (part I: characteristics of constraint and stress caused by thermal striation and stratification) , Nuclear Engineering and Design, Vol. 268 (2014) , pp.121-138.
- (9) Hojo, K., Hayashi, S, Nishi, W., Kamaya, M., Katsuyama, J., Masaki, K., Nagai, M., Okamoto, T., Takada, Y. and Yoshimura, S., Benchmark analyses of probabilistic fracture mechanics for cast stainless steel pipe, Mechanical Engineering Journal, Vol. 378, No. 4 (2016) DOI:10.1299/mej.16-00083.
- (10) Kamaya, M., Stress intensity factors of surface crack with undulated front, JSME International Journal, Series A, Vol. 49, No. 4 (2006) , pp.529-535.
- (11) 釜谷昌幸, 維持規格における曲げ荷重を受ける管の極限荷重評価方法 (設計・建設規格との比較と破壊試験の結果からの考察) , 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 79, No. 801 (2013) , pp.657-671.
- (12) Kamaya, M. and Machida, H., Reference stress method for evaluation of failure assessment curve of cracked pipes in nuclear power plants, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 87 (2010) , pp.66-73.
- (13) Kawaguchi, S., Nagasaki, T. and Koyama, K., Prediction method of tensile properties and fracture toughness of thermally aged cast duplex stainless steel piping, Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2005) , paper no.71528.
- (14) 原子力規制委員会, 第 3 回原子力発電所の高経年化評価等に係る審査会合配布資料 (online) (2014) , available from <http://www.nsr.go.jp/data/000049187.pdf> , (参照日 2017年9月7日).
- (15) 原子力規制委員会, 第 7 回原子力発電所の高経年化評価等に係る審査会合配布資料 (online) (2014) , available from <http://www.nsr.go.jp/data/000049229.pdf> ).
- (参照日 2017年9月7日).
- (16) Harris, D. O., Lim, E. Y. and Dadhia, D. D., Probabilistic pipe fracture in the primary coolant loop of a PWR plant, NUREG/CR-2189, UCRL-18967 Vol. 5 (1981).
- (17) Nomura, Y., Tsutsumi, K., Kanasaki, H., Chigusa, N., Jotaki, K., Shimizu, H., Hirose, T. and Ohata, H., Fatigue crack growth curve for austenitic stainless steels in PWR environment, Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference, PVP-Vol. 480 (2004) , pp.63-70.
- (18) Frédéric, J., Ekaterina, I. and Christophe, R., Assessment of inspection performance using simulation supported POD curves, Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2009) , paper no. 77675.
- (19) Kamaya, M., Flaw tolerance assessment for low-cycle fatigue of stainless steel, Journal of Pressure Vessel Technology, (2017) , Vol. 139, Issue 4 (2017) DOI: 10.1115/1.4036141.