

伊方発電所3号炉審査資料	
資料番号	SIN3-PLM30-脆化

伊方発電所3号炉 高経年化技術評価
(中性子照射脆化)

補足説明資料

令和5年11月
四国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る
事項ですので公開することはできません。

目次

1. 概要	1
2. 基本方針	1
3. 評価対象と評価手法	4
3.1 評価対象	4
3.2 評価手法	4
4. 代表機器の技術評価	5
4.1 評価点の抽出	5
4.2 監視試験結果	8
4.3 関連温度評価	13
4.4 上部棚吸収エネルギー (USE) 評価	15
4.5 加圧熱衝撃評価	16
4.6 現状保全	17
4.7 総合評価	19
4.8 高経年化への対応	19
5. まとめ	20
5.1 審査ガイド等に対する確認結果	20
5.2 長期施設管理方針として策定する事項	21

別紙

別紙 1. 監視試験結果の中性子照射量の算出根拠	1-1
別紙 2. 関連温度の計算過程	2-1
別紙 3. 中性子照射量が $1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$ を超える範囲の関連温度	3-1
別紙 3-1. 溶接部の関連温度	3-4
別紙 4. 上部棚吸収エネルギーの計算過程	4-1
別紙 5. PTS 事象の選定理由	5-1
別紙 6. PTS 評価における T_p の計算過程	6-1
別紙 7. 加熱・冷却制限曲線および耐圧漏えい試験温度	7-1

参考資料

参考資料 1. JEAC4206-2016 を用いた PTS 評価結果	参考 1-1
-------------------------------------	--------

1. 概要

本資料は、「実用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則」第 82 条第 1 項の規定に基づき実施した高経年化技術評価のうち、中性子照射脆化の評価結果を補足説明するものである。

一般的に材料は中性子の照射を受けると非常に微小な欠陥（析出物やマイクロボイド）が生じ、このような欠陥が存在すると材料の変形の際（転位の移動）の抵抗となり、破壊に対する抵抗（靱性）の低下が生じる。原子炉容器の胴部（炉心領域部）においては、中性子照射とともに関連温度（ RT_{NDT} : Nil Ductility Transition Reference Temperature）が上昇し、上部棚吸収エネルギー（USE : Upper Shelf Energy）が低下することは広く知られており、中性子照射脆化と呼ばれている。

そのため、重要機器である原子炉容器内には監視試験片を設置し、計画的に取り出し監視試験を行って脆化程度を把握するとともに、原子炉容器の耐圧機能が脆化を考慮しても確保されることが求められている。

したがって、中性子照射脆化の代表的な対象機器は原子炉容器とし、「4. 代表機器の技術評価」にて評価を行う。

2. 基本方針

中性子照射脆化に対する評価の基本方針は、「実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド」および「実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド」の記載事項（以下、「審査ガイド等記載事項」という。）を踏まえ、対象機器について運転開始後 60 年時点までの期間における中性子照射脆化に対して、高経年化に関する技術評価を適切に実施し、その結果に基づき長期施設管理方針を適切に策定していることを確認することである。

中性子照射脆化についての審査ガイド等記載事項を表 1 に整理する。

表 1 (1/2) 中性子照射脆化についての審査ガイド等記載事項

ガイド	記載事項
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド</p>	<p>3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点</p> <p>(1) 高経年化技術評価の審査</p> <p>⑫健全性の評価</p> <p>実施ガイド3. 1⑤に規定する期間の満了日までの期間について、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象の発生又は進展に係る健全性を評価していることを審査する。</p> <p>⑬現状保全の評価</p> <p>健全性評価結果から現状の保全策の妥当性が評価されていることを審査する。</p> <p>⑭追加保全策の抽出</p> <p>現状保全の評価結果から、現状保全に追加する必要がある新たな保全策が抽出されていることを審査する。</p> <p>(2) 長期施設管理方針の審査</p> <p>①長期施設管理方針の策定</p> <p>すべての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。</p>

表 1 (2/2) 中性子照射脆化についての審査ガイド等記載事項

ガイド	記載事項
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド</p>	<p>3.1 高経年化技術評価の実施及び見直し</p> <p>高経年化技術評価の実施及び見直しに当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>⑤抽出された高経年化対策上着目すべき経年劣化事象について、以下に規定する期間の満了日までの期間について機器・構造物の健全性評価を行うとともに、必要に応じ現状の施設管理に追加すべき保全策（以下「追加保全策」という。）を抽出すること。</p> <p>イ 実用炉規則第 8 2 条第 1 項の規定に基づく高経年化技術評価プラントの運転を開始した日から 6 0 年間（ただし、⑧ただし書きの規定に該当する場合にはプラントの運転を開始した日から 4 0 年間とする。）</p> <p>3.2 長期施設管理方針の策定及び変更</p> <p>長期施設管理方針の策定及び変更に当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>①高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策（発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。）について、発電用原子炉ごとに、施設管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期施設管理方針を策定すること。</p> <p>なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期施設管理方針を策定すること。</p>

3. 評価対象と評価手法

3.1 評価対象

原子炉容器を代表機器として評価する。

3.2 評価手法

以下に示す規格等に基づき評価を行った。

- ・ 日本電気協会 原子炉構造材の監視試験方法 (JEAC4201-2007[2013年追補版])
(以下、「JEAC4201」という。)
- ・ 日本電気協会 原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法
(JEAC4206-2007) (以下、「JEAC4206」という。)
- ・ 実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の解釈
別記-1 日本電気協会「原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法
(JEAC4206-2007)」の適用に当たって(以下、「技術基準規則解釈別記
-1」という。)

4. 代表機器の技術評価

4.1 評価点の抽出

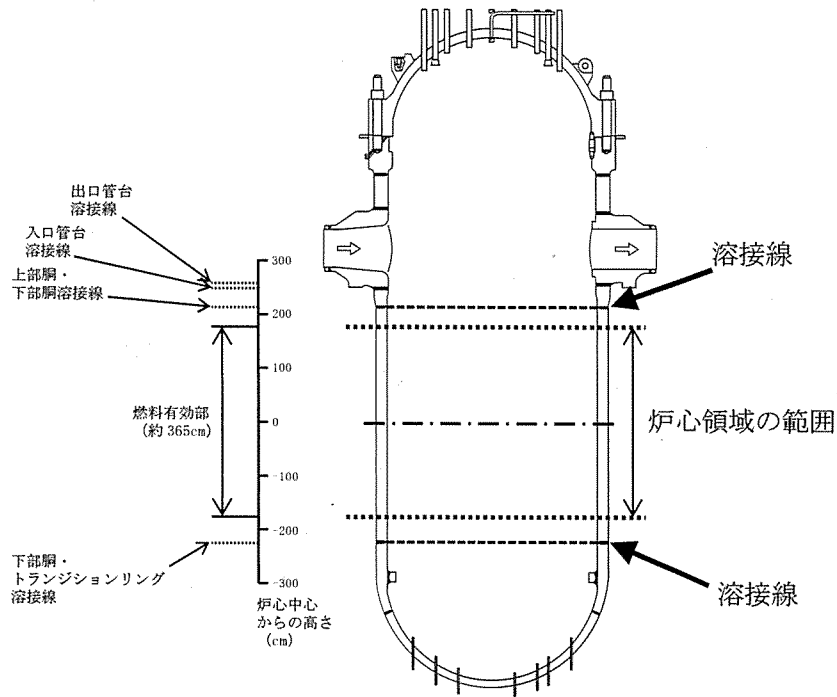
中性子照射脆化に対し健全性評価上厳しい箇所は、炉心領域の下部胴である。下部胴の中性子照射量($E>1\text{MeV}$)は、以下表のとおり。

	内表面位置	板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置
2020年3月末時点	$2.71 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$	$1.70 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$
運転開始後60年時点	$8.66 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$	$5.44 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$

なお、運転開始後60年時点における中性子照射量が $1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2 (E>1\text{MeV})$ を超えると予測される範囲には、下部胴以外に上部胴、トランジションリング、出入口管台およびそれらの溶接部が含まれるが、炉心の有効高さを直接囲んでいる下部胴に対して、上部胴、トランジションリング、出入口管台およびそれらの溶接部では中性子照射量が小さく相当運転期間における関連温度移行量が十分に小さく炉心領域に含まれないことから、下部胴を対象として評価を実施した。以下にその内容を示す。

a. 原子炉容器の炉心領域の範囲

原子炉容器の下部胴は低合金鋼製の一体鍛造品であり、炉心領域の範囲に溶接線、構造不連続部はない。炉心領域の範囲を図1に示す。



炉心領域上端から溶接線までの距離：約 32cm
炉心領域下端から溶接線までの距離：約 43cm

図1 炉心領域の範囲

b. 中性子照射量が $1.0 \times 10^{21} \text{n/m}^2$ ($1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$) を超える範囲

運転開始後 60 年時点の原子炉容器軸方向中性子照射量分布を図 2 に示す。照射量が JEAC4201 に規定されている脆化予測法の適用範囲の下限値である $1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$ を超える範囲は図 3 に示すとおり、下部胴、上部胴、トランジションリングおよび出入口管台である。

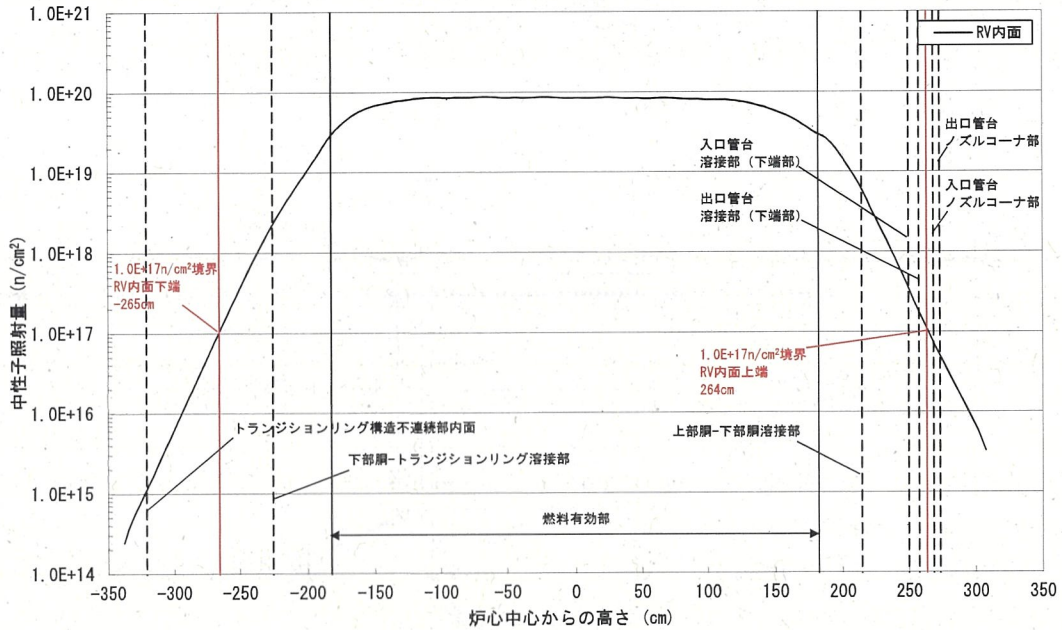


図 2 原子炉容器内表面の軸方向中性子照射量分布

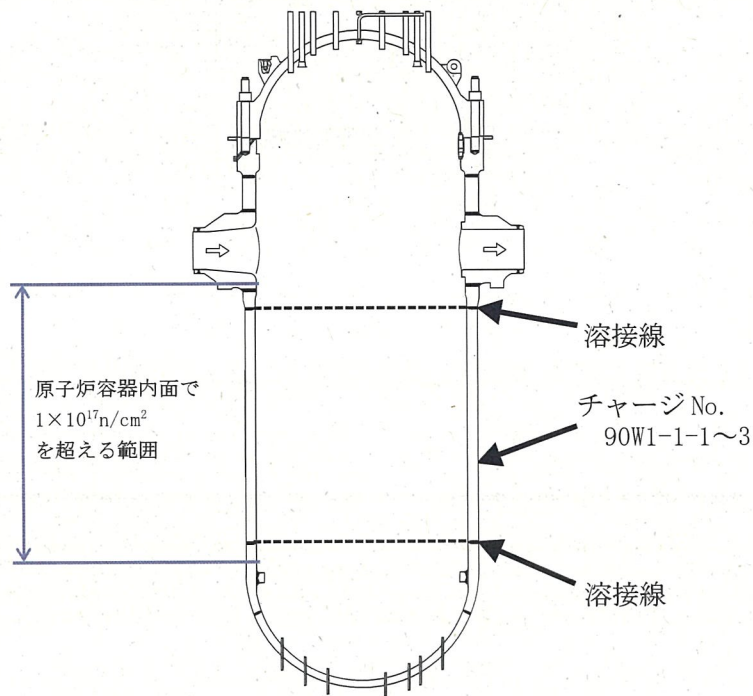


図 3 中性子照射量が $1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$ を超える範囲

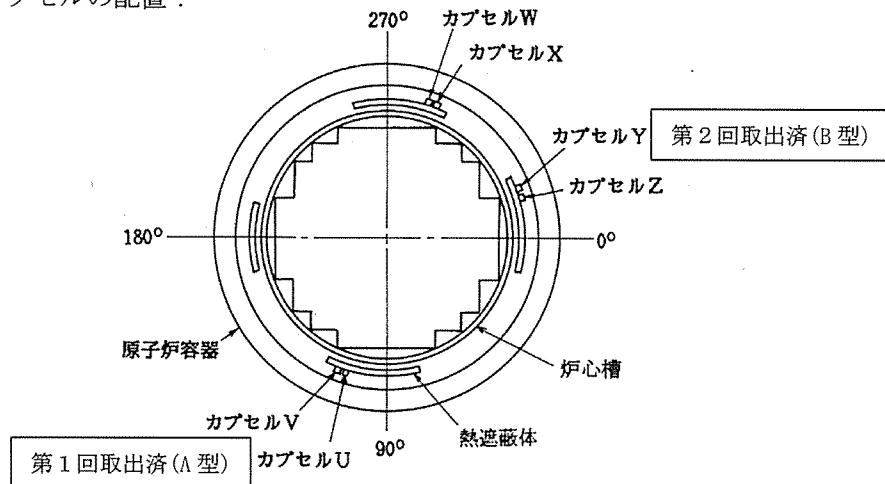
4.2 監視試験結果

a. 監視試験カプセルの配置

監視試験片の配置、試験片数、各試験片の化学成分、各カプセルの取出し時期および監視試験結果を以下に示す。また、監視試験結果における中性子照射量の算出根拠を別紙1に示す。

監視試験片の全カプセル数：6体（2体を取出自済）

カプセルの配置：



試験片数 (1カプセルあたり)

区分	種類	カプセル	引張試験片	シャルピー試験片	CT*試験片
母材	A型	U, X	6体	33体	8体
	B型	V, W, Y, Z	9体	33体	32体

* : Compact Tension.

監視試験片の化学成分 (重量%)

区分	C	S i	M n	P	S	N i	M o	C u
母材	0.17	0.19	1.41	<0.005	0.001	0.76	0.52	0.039

監視試験結果

監視 試験 回次	取出 時期	T _{r30} *1 [°C]	上部棚吸収 エネルギー [J]	中性子照射量 [×10 ¹⁹ n/cm ² , E>1MeV]	中性子束 [×10 ¹⁰ n/cm ² /s, E>1MeV]	RV 内表面 に対する リード ファクター	照射 温度 [°C]
			母材*2	母材*2			
初期	—	-55	285	0	—	—	—
第1回	1996年 1月	-48	268	0.749 [約8EFPY]*3	17.7	2.95	283
第2回	2008年 9月	-23	262	5.04 [約48EFPY]*3,4	13.0	2.63	

*1：シャルピー衝撃試験における吸収エネルギーが41Jとなる温度。関連温度はTr30の移行量と関連温度初期値から算出する。

【関連温度初期値】伊方3号炉 母材：-25°C

*2：T方向（試験片の長手方向が主鍛造方向に直角）。

*3：内表面から板厚の1/4深さでのEFPY。EFPYとは、定格負荷相当年数（Effective Full Power Year）であり、定格出力で連続運転したと仮定して計算した年数を示す。

*4：第2回監視試験実施時の定格負荷相当年数は約12EFPY。

b. 定格負荷相当年数 (EFPY) の算出

2020年3月末時点および運転開始後60年時点でのEFPYは、発電電力量から下記の通り算出した。

<2020年3月末時点のEFPY>

$$= \frac{2020 \text{ 年 3 月 末 時 点 の 累 積 発 電 電 力 量 } \div \text{ 定 格 電 気 出 力 } \div (24 \times 365.25)}{132,648,575 \text{ (MWh)}} \\ = \frac{132,648,575 \text{ (MWh)}}{890 \text{ (MW)} \times 24 \text{ (時間/日)} \times 365.25 \text{ (日/年)}} \\ \approx 17.0$$

<運転開始後60年時点のEFPY>

$$= \frac{(2020 \text{ 年 3 月 末 時 点 の 累 積 発 電 電 力 量 } + 2020 \text{ 年 4 月 以 後 の 累 積 発 電 電 力 量 } *1) \div \text{ 定 格 電 気 出 力 } \div (24 \times 365.25)}{132,648,575 \text{ (MWh)} + 270,759,360 \text{ (MWh)}} \\ = \frac{132,648,575 \text{ (MWh)} + 270,759,360 \text{ (MWh)}}{890 \text{ (MW)} \times 24 \text{ (時間/日)} \times 365.25 \text{ (日/年)}} \\ \approx 51.7$$

*1: 2020年4月以後～運転開始後60年時点(2054年12月15日)までの期間、設備利用率を100%と保守的に想定し算出した。

c. 評価対象部位の中性子照射量について

中性子照射量の計算過程に用いたクラッド厚さおよび母材厚さを表2に記す。

表2 原子炉容器のクラッド厚さおよび母材厚さ

	記号	評価に用いた数値
クラッドの厚さ	— (mm)	—*2
母材の厚さ*1	t (mm)	

*1: 最小板厚を適用している。

*2: 保守的にクラッドの厚さは考慮していない。

内表面から板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置に係る、2020 年 3 月末時点 (17.0EFPY) および運転開始後 60 年時点 (51.7EFPY) の中性子照射量の計算過程について以下に示す。

評価時期における原子炉容器内表面から板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での中性子照射量 $f_{1/4}$ は、第 2 回監視試験により得られた中性子照射量 f_0 および定格負荷相当年数 EFPY₁ を用いて算出した中性子束に対し、原子炉容器内表面のリードファクタ LF (Lead Factor) および板厚方向の減衰係数を考慮し、評価時点での定格負荷相当年数 EFPY₂ を用いて算出する。

伊方 3 号炉においては第 12 回定期検査時 (2009 年度) にウラン・プルトニウム混合酸化物 (MOX : Mixed Oxide) 燃料を装荷し、使用を開始していることから、今回の評価では、MOX 燃料装荷時点 (13.5EFPY) 以降については、13.5EFPY 以前の第 2 回監視試験より得られた中性子束に MOX 燃料工認で考慮した 1.1 倍を乗じて、2020 年 3 月末時点および運転開始後 60 年時点の中性子照射量を算出した。

伊方 3 号炉の中性子照射量算出に用いる値を表 3 に示す。

$$f_{1/4} = f \times \underbrace{\exp(-0.24 \times t \div 4 \div 25.4)}_{\text{板厚 } t \text{ の } 1/4 t \text{ 深さ位置の減衰係数}}$$

$$f = \underbrace{f_1 + f_2}_{\text{評価時期における原子炉容器内表面位置での中性子照射量 (MOX 燃料の影響を考慮)}}$$

$$f_1 = \underbrace{f_0 \div \text{EFPY}_1 \div \text{LF} \times \text{EFPY}_{\text{MOX}}}_{\text{MOX 燃料装荷時点までの原子炉容器内表面での中性子照射量}}$$

$$f_2 = \underbrace{\underbrace{f_0 \div \text{EFPY}_1}_{\text{カプセル位置での中性子束}} \div \text{LF} \times (\text{EFPY}_2 - \text{EFPY}_{\text{MOX}})}_{\text{原子炉容器内表面位置での中性子束}} \times 1.1$$

MOX 燃料装荷時点から評価時期までの原子炉容器内表面位置での中性子照射量
(MOX 燃料の影響を考慮)

表3 中性子照射量算出に用いる値

	記号	算出に用いる値
監視試験カプセルの 中性子照射量	f_0 ($\times 10^{19} \text{n/cm}^2$) [E>1MeV]	5.04
監視試験カプセル取出時の 定格負荷相当年数	EFPY ₁	12.29
MOX 燃料装荷時の 定格負荷相当年数	EFPY _{MOX}	13.5
評価時点の 定格負荷相当年数	EFPY ₂	17.0 (2020年3月末時点) 51.7 (運転開始後60年時点)
監視試験カプセルの 原子炉内表面に対する リードファクタ	LF	2.63
原子炉容器板厚	t (mm)	

2020年3月末時点および運転開始後60年時点における原子炉容器内表面から板厚 t の 1/4 t 深さ位置での中性子照射量 f は以下となる。

(a) 原子炉容器内表面から板厚 t の 1/4 t 深さ位置：2020年3月末時点

$$\begin{aligned}
 f &= 5.04 \times 10^{19} \div 12.29 \div 2.63 \times \exp(-0.24 \times \square \div 4 \div 25.4) \times 13.5 \\
 &\quad + 5.04 \times 10^{19} \div 12.29 \div 2.63 \times \exp(-0.24 \times \square \div 4 \div 25.4) \times (17.0 - 13.5) \times 1.1 \\
 &\approx 1.70 \times 10^{19} \text{ (n/cm}^2, \text{ E>1MeV)}
 \end{aligned}$$

(b) 原子炉容器内表面から板厚 t の 1/4 t 深さ位置：運転開始後60年時点

$$\begin{aligned}
 f &= 5.04 \times 10^{19} \div 12.29 \div 2.63 \times \exp(-0.24 \times \square \div 4 \div 25.4) \times 13.5 \\
 &\quad + 5.04 \times 10^{19} \div 12.29 \div 2.63 \times \exp(-0.24 \times \square \div 4 \div 25.4) \times (51.7 - 13.5) \times 1.1 \\
 &\approx 5.44 \times 10^{19} \text{ (n/cm}^2, \text{ E>1MeV)}
 \end{aligned}$$

4.3 関連温度評価

JEAC4201 の国内脆化予測法による 2020 年 3 月末時点および運転開始後 60 年時点での関連温度 ($R T_{NDT}$) 予測値を表 4 に、国内脆化予測法による予測と監視試験結果の関係を図 4 に示す。また、関連温度予測値の計算過程を別紙 2 に、中性子照射量が $1.0 \times 10^{17} n/cm^2 (E > 1MeV)$ を超える範囲の関連温度を別紙 3 及び別紙 3 - 1 に示す。

関連温度予測値と監視試験結果から、当該部位の中性子照射脆化は、国内脆化予測法による予測の範囲内であることを確認した。

表 4 原子炉容器胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化に対する関連温度の予測値

評価時期	中性子照射量*1 ($\times 10^{19} n/cm^2$) [E>1MeV]	関連温度*2 ($^{\circ}C$)
		母材*3
現時点 (2020 年 3 月末時点)	1.70	3
運転開始後 60 年時点	5.44	26

*1：内表面から板厚 t の $1/4 t$ 深さでの中性子照射量。

*2：内表面から板厚 t の $1/4 t$ 深さでの予測値。

*3：T 方向（試験片の長手方向が主鍛造方向に直角）。

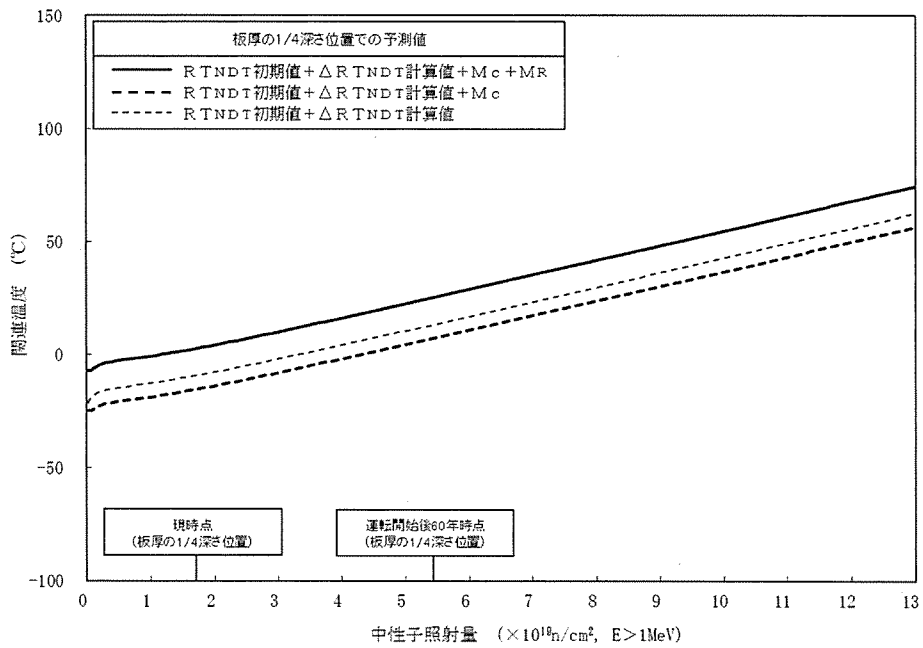
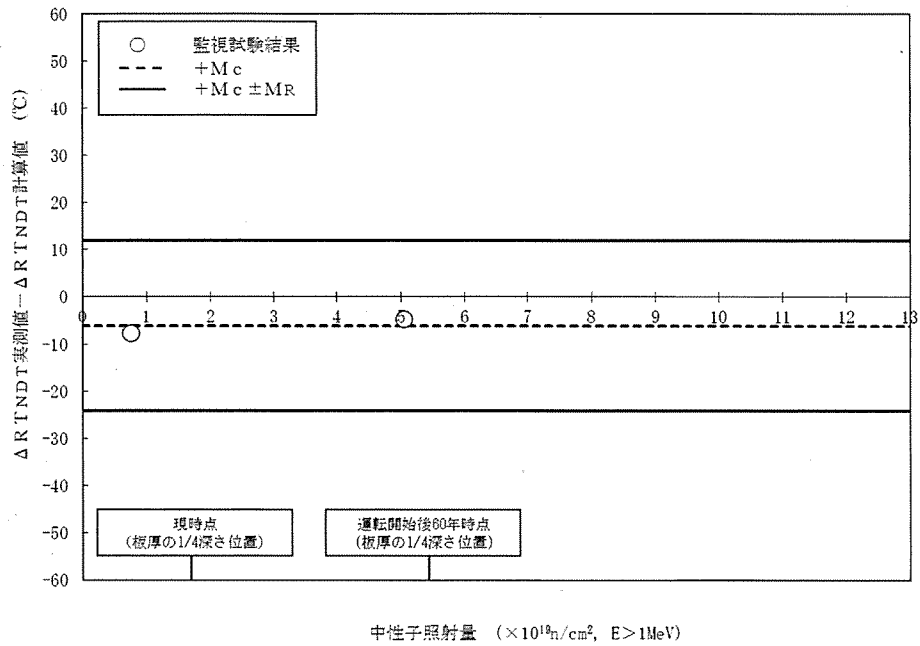


図4 原子炉容器胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化に対する
 関連温度の国内脆化予測法による予測と監視試験結果の関係
 Mc：実測値で補正する場合に用いるマージン
 MR：マージン

4.4 上部棚吸収エネルギー (USE) 評価

国内プラントを対象とした上部棚吸収エネルギー (USE) の予測式 (JEAC4201 附属書 B の国内 USE 予測式) を用いた 2020 年 3 月末時点および運転開始後 60 年時点での上部棚吸収エネルギー予測値の算出結果を表 5 に、計算過程を別紙 4 に示す。

運転開始後 60 年時点の上部棚吸収エネルギー予測値は、JEAC4206 で要求している 68J 以上を満足しており、十分な上部棚吸収エネルギーがあることを確認した。

表 5 上部棚吸収エネルギーの予測値

(単位: J)

	方向	初期値	現時点 (2020 年 3 月末時点) *1	運転開始後 60 年時点*1
母材	T 方向*2	285	266	258

*1: 板厚 t の $1/4 t$ 深さでの予測値。

*2: 試験片の長手方向が主鍛造方向に直角。

4.5 加圧熱衝撃評価

JEAC4206 附属書 C「供用状態 C, Dにおける加圧水型原子炉压力容器の炉心領域部に対する非延性破壊防止のための評価手法」に定められた加圧熱衝撃 (PTS : Pressurized Thermal Shock) 評価手法および技術基準規則解釈別記-1に基づき伊方3号炉原子炉容器本体の胴部 (炉心領域部) 材料の評価を実施した。

なお、PTS 事象は小破断 LOCA (Loss Of Coolant Accident : 冷却材喪失事故)、大破断 LOCA、主蒸気管破断事故および2次冷却系からの除熱機能喪失を対象とした。PTS 事象の選定理由は別紙5に示す。中性子照射脆化による材料の靱性低下の予測について、国内脆化予測法を用いて、実測破壊靱性 (K_{Ic}) データを運転開始後60年時点まで温度軸に対してシフトさせ、その予測 K_{Ic} の下限を包絡した以下の K_{Ic} 曲線を設定する。(予測破壊靱性 (K_{Ic}) の下限を包絡するよう下式の T_p を定める。)

$$K_{Ic} = 20.16 + 129.9 \exp \{0.0161 (T - T_p)\} \text{ (MPa}\sqrt{\text{m}})$$

JEAC4206 の規定に従い、深さ 10mm の亀裂を想定した評価を実施した。深さ 10mm 位置での中性子照射量は、保守的に原子炉容器内表面の値を用いた。

評価結果を図5に示す。評価の結果、初期亀裂を想定しても、脆性破壊に対する抵抗値 (材料自身の持つねばり強さ) を示す K_{Ic} 曲線は、負荷状態を応力拡大係数 K_I (脆性破壊を起こそうとする値) で示す PTS 状態遷移曲線を上回っていることから、脆性破壊は起こらないことを確認した。 T_p の計算過程は別紙6に示す。

なお、参考資料1に示すとおり、「日本電気協会 原子炉压力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法 (JEAC4206-2016)」を用いた評価においても、健全性を確認している。

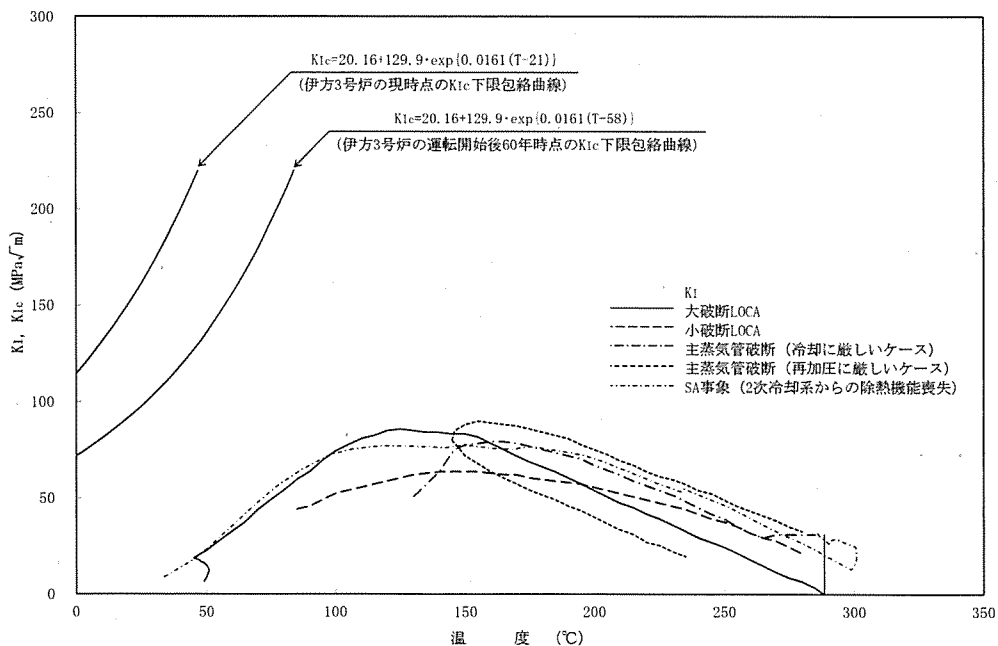


図5 PTS 評価結果

4.6 現状保全

原子炉容器に対しては、定期事業者検査のクラス1機器供用期間中検査として、「日本機械学会 発電用原子力設備規格 維持規格」に基づく検査を実施しており、超音波探傷検査を実施し、健全性を確認している。

原子炉容器の供用期間中検査の内容を表6に示す。(運転開始後60年時点の中性子照射量が $1.0 \times 10^{21} \text{n/m}^2$ ($1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$) を超える範囲に対する検査を示す)

表6 原子炉容器の供用期間中検査の内容

試験 カテゴリ	検査対象箇所	検査内容	検査範囲 /頻度	至近の検査実績	検査 結果
B-B	上部胴と下部胴との 周溶接継手	超音波探傷 検査	5%/10年*	第13回定期検査	良
B-B	下部胴とトランジ ションリングとの周 溶接継手	超音波探傷 検査	5%/10年*	第13回定期検査	良
B-D	出入口管台と上部胴 との溶接継手	超音波探傷 検査	100%/10年	第13回定期検査	良

*：第13回定期検査当時（2011～2016年度）の検査範囲/頻度を示す。

胴部（炉心領域部）材料の中性子照射による機械的性質の変化については、JEAC4201に基づいて、計画的に監視試験を実施し、破壊靱性の変化の傾向を把握している。

伊方3号炉は、当初監視試験カプセルを6体挿入し、現在までに2体のカプセルを取り出し、将来の運転期間に対する脆化予測を行っている。

伊方3号炉のこれまでの監視試験片取出し実績および取出し時期の考え方を表7に示す。なお、伊方3号炉のJEAC4201に基づく標準監視試験計画は3回であり、これまで2回の監視試験片の取出しを実施している。

また、監視試験結果から、JEAC4206に基づき、運転管理上の制限として加熱・冷却運転時に許容しうる温度・圧力の範囲（加熱・冷却制限曲線）および耐圧漏えい試験温度を設けて運用している。加熱・冷却制限曲線および耐圧漏えい試験温度を別紙7に示す。

表7 伊方3号炉の監視試験片取出し実績および取出し時期の考え方

回次	取出し時期 (年月)	取出し時期 (EFPY)	適用した JEAC4201 の年度	適用した年度の規定内容	現規定 (JEAC4201-2007) の内容	取出し時期の考え方
第1回	1996年 1月	1.34	1991	6EFPY, 又は試験片の中性子照射量が $5 \times 10^{18} \text{n/cm}^2$ を超える時期あるいは最大のリードファクタを示す試験片の ΔRT_{NDT} が約 28°C と予測される時期のうち、いずれか早い方。	6EFPY, 又は監視試験片の中性子照射量 ($E > 1\text{MeV}$) が $5 \times 10^{18} \text{n/cm}^2$ ($E > 1\text{MeV}$) を超える時期あるいは最大のリードファクタを示す監視試験片の ΔRT_{NDT} が 28°C と予測される時期のうち、いずれか早い方。	監視試験プログラム策定時に、JEAC4201-1991 に従い最少取出しカプセル数は3個を計画していた。第1回の取出し時期は、監視試験片の中性子照射量が $5 \times 10^{18} \text{n/cm}^2$ を超える約0.8EFPY と計画していた。
第2回	2008年 9月	12.29	2007	15EFPY, 又は監視試験片の中性子照射量 ($E > 1\text{MeV}$) が、相当運転期間に原子炉圧力容器が内面で受ける中性子照射量 ($E > 1\text{MeV}$) に到達する時期のうち、いずれか早い方。	同左	第1回監視試験結果時に、JEAC4201-1991 に従い最少取出しカプセル数は3個を計画していた。第2回の取出し時期は、監視試験片が原子炉圧力容器内面の寿命末期照射量と同じになる約12.7EFPY と計画していた。

4.7 総合評価

健全性評価結果から判断して、胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化が機器の健全性に影響を与える可能性はないと考える。ただし、胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化に対しては、今後も計画的に監視試験を実施して健全性評価の妥当性を確認する必要がある。

胴部（炉心領域部）材料は、機械的性質の予測は監視試験により把握可能であり、また、有意な欠陥のないことを超音波探傷検査により確認していることから、保全内容として適切である。

4.8 高経年化への対応

胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化に対しては、JEAC4201に基づき計画的に監視試験を実施し、定期的に超音波探傷検査を実施していく。

また、監視試験結果から、JEAC4206に基づき、運転管理上の制限として加熱・冷却運転時に許容しうる温度・圧力の範囲（加熱・冷却制限曲線）および耐圧漏えい試験温度を設けて運用していく。

なお、健全性評価の結果から胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化が原子炉の安全性に影響を及ぼす可能性はないと考えるが、今後の原子炉の運転サイクル・照射量を勘案して第3回監視試験の実施計画を策定する。

5. まとめ

5.1 審査ガイド等に対する確認結果

「2. 基本方針」で示す審査ガイド等記載事項に対して、高経年化に関する技術評価を適切に実施し、長期施設管理方針を適切に策定していることを確認した。中性子照射脆化についての審査ガイド等記載事項との対比を表8に示す。

表8 中性子照射脆化についての審査ガイド等記載事項との対比

ガイド	記載事項	技術評価結果
実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド	3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点 (1) 高経年化技術評価の審査 ⑫健全性の評価 実施ガイド3. 1⑤に規定する期間の満了日までの期間について、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象の発生又は進展に係る健全性を評価していることを審査する。	「4. 代表機器の技術評価」に示すとおり、原子炉容器炉心領域部について運転開始後 60 年時点想定した健全性評価を実施した。
	⑬現状保全の評価 健全性評価結果から現状の保全策の妥当性が評価されていることを審査する。	「4.6 現状保全」に示すとおり、健全性評価結果から、現状の保全策が妥当であることを確認した。
	⑭追加保全策の抽出 現状保全の評価結果から、現状保全に追加する必要がある新たな保全策が抽出されていることを審査する。	「4.8 高経年化への対応」に示すとおり、原子炉容器胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化については、今後の原子炉の運転サイクル・照射量を勘案して第3回監視試験の実施計画を策定する。
	(2) 長期施設管理方針の審査 ①長期施設管理方針の策定 すべての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。	「5.2 長期施設管理方針として策定する事項」に策定した長期施設管理方針を示す。
実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド	3. 1 高経年化技術評価の実施及び見直し 高経年化技術評価の実施及び見直しに当たっては、以下の要求事項を満たすこと。 ⑤抽出された高経年化対策上着目すべき経年劣化事象について、以下に規定する期間の満了日までの期間について機器・構造物の健全性評価を行うとともに、必要に応じ現状の施設管理に追加すべき保全策（以下「追加保全策」という。）を抽出すること。 イ 実用炉規則第82条第1項の規定に基づく高経年化技術評価 プラントの運転を開始した日から60年間（ただし、⑧ただし書の規定に該当する場合にはプラントの運転を開始した日から40年間とする。） 3. 2 長期施設管理方針の策定及び変更 長期施設管理方針の策定及び変更にあたっては、以下の要求事項を満たすこと。 ①高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策（発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。）について、発電用原子炉ごとに、施設管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期施設管理方針を策定すること。 なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期施設管理方針を策定すること。	「4.8 高経年化への対応」に示すとおり、原子炉容器胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化については、今後の原子炉の運転サイクル・照射量を勘案して第3回監視試験の実施計画を策定する。 「5.2 長期施設管理方針として策定する事項」に策定した長期施設管理方針を示す。

5.2 長期施設管理方針として策定する事項

胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化に対しては、今後も計画的に監視試験を実施して健全性評価の妥当性を確認する必要があることから、長期施設管理方針を表9のとおり定め、伊方発電所原子炉施設保安規定に記載し、確実に実施していく。

表9 伊方発電所3号炉 長期施設管理方針（抜粋）

機器名	長期施設管理方針	実施時期*
原子炉容器	原子炉容器胴部（炉心領域部）の中性子照射脆化については、今後の原子炉の運転サイクル・照射量を勘案して第3回監視試験の実施計画を策定する。	中長期

*：実施期間は以下の期限を示す。

短期：2024年12月15日からの5年間、中長期：2024年12月15日からの10年間

別紙

- 別紙 1. 監視試験結果の中性子照射量の算出根拠
- 別紙 2. 関連温度の計算過程
- 別紙 3. 中性子照射量が $1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$ を超える範囲の関連温度
- 別紙 3-1. 溶接部の関連温度
- 別紙 4. 上部棚吸収エネルギーの計算過程
- 別紙 5. PTS 事象の選定理由
- 別紙 6. PTS 評価における T_p の計算過程
- 別紙 7. 加熱・冷却制限曲線および耐圧漏えい試験温度

参考資料

- 参考資料 1. JEAC4206-2016 を用いた PTS 評価結果

< 監視試験結果の中性子照射量の算出根拠 >

監視試験カプセルの中性子照射量は、監視試験カプセルに装荷している U-238 を用いたドシメータの放射性核種分析結果より算出している。

- ・ 監視試験カプセルより取り出したドシメータの質量測定と放射エネルギー測定により、ドシメータ内の U-238 に中性子照射によって生成された Cs-137 の量を計測する。測定した結果は比放射能(Bq/atom)という数値で表される。
- ・ 下記の計算式により中性子照射量 (n/cm^2 , $E>1MeV$) を算出する。

$$\text{中性子照射量} = \frac{(\text{測定対象日における比放射能}) \times (\text{定格負荷相当運転時間}) \times 3600}{(\text{実効反応断面積}) \times (\text{補正係数}) \times (\text{核分裂収率})}$$

測定対象日における比放射能：ドシメータの質量測定と放射エネルギー測定により求められる実測値。

定格負荷相当運転時間：定格出力で連続運転したと仮定して計算した時間。

実効反応断面積：反応の起こりやすさの尺度。対象核種毎に定まる物理量。

核分裂収率：核分裂で特定の核種が生成する割合。

補正係数：燃料の中性子照射によるドシメータの放射化、放射化後の原子炉運転期間、定検等による原子炉停止期間、および原子炉停止後から放射性核種分析までの期間による放射能の生成・減衰を補正するもの。下記の計算式により算出している。

$$\sum_{i=1}^n \text{EFP}_i \times (1 - e^{-\lambda t_i}) \times e^{-\lambda T_i}$$

- EFP_i : 第 i 回の運転期間中の定格負荷に対する実負荷の比
 $1 - e^{-\lambda t_i}$: 第 i 回の運転期間 t_i に生成される定格負荷での Cs-137 の飽和係数
 $e^{-\lambda T_i}$: 第 i 回の運転期間終了から測定日までの期間 T_i の Cs-137 の減衰係数
 λ : Cs-137 の壊変定数

また、各監視試験時の原子炉停止日から、放射エネルギー測定日までの期間は以下のとおりであり、補正係数として考慮している。

回次	原子炉停止日	放射エネルギー測定日	停止から測定までの日数
第1回	1996年1月15日	1996年7月15日*1	182日
第2回	2008年9月7日	2009年12月2日	451日

*1：第1回監視試験は中性子照射期間が短期であるため、短期期間内の核種生成量が多く、測定精度が良い Fe ワイヤから生成される Mn-54 にて中性子照射量を求めており、Mn-54 の測定日としている。

計算例として、2020年3月末時点、運転開始後60年時点の中性子照射量の計算に使用している至近の第2回監視試験カプセルの中性子照射量算出に用いた数値を以下に示す。

測定対象日における比放射能	: 6.01×10^{-16} (Bq/atom)
定格負荷相当運転時間	: 107,720 (hr)
実効反応断面積	: 325 (mb) ($1 \text{mb} = 1 \times 10^{-27} \text{cm}^2$)
補正係数	: 0.2360
核分裂収率	: 0.0602

これらの数値を上記の計算式に代入し計算した結果、中性子照射量を $5.04 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ ($E > 1 \text{MeV}$) としている。

なお、2020年3月末時点、運転開始後60年時点の中性子照射量は、第12回定期検査時(2009年度)に MOX 燃料を装荷し、使用を開始していることから、MOX 燃料装荷時点(13.5EFPY)以降については、13.5EFPY 以前の第2回監視試験より得られた中性子束に MOX 燃料工認で考慮した 1.1 倍を乗じて算出した。MOX 燃料を導入した場合において、原子炉容器の中性子照射量に最も影響が出るのは MOX 新燃料が炉心の最外周かつ原子炉容器に最も近い位置に配置されている場合であり、原子炉容器の中性子束については、U-235 と Pu-239 の特性の違いや、MOX 燃料の装荷割合が $1/4$ 以下であることを考慮して UO₂ 燃料の炉心と比べ 1.1 倍とした。

＜関連温度の計算過程＞

1. 関連温度算出の詳細な要領

関連温度($R T_{NDT}$)は次のとおり算出する。

$$R T_{NDT} \text{調整値} = R T_{NDT} \text{初期値} + \Delta R T_{NDT} \text{予測値} \quad \dots\dots\dots (1.1)$$

$$\Delta R T_{NDT} \text{予測値} = \Delta R T_{NDT} \text{計算値} + M_R \quad \dots\dots\dots (1.2)$$

- $R T_{NDT}$ 初期値 : 照射前の試験により決定した $R T_{NDT}$ ($^{\circ}C$)
- $\Delta R T_{NDT}$ 計算値 : 以下のように設定する。

$\Delta R T_{NDT}$ 計算値($^{\circ}C$)は JEAC4201 の附属書表 B-2100-1(PWRの場合)より、公称照射温度から適用表を選択し、中性子束、Cu含有量、Ni含有量および中性子照射量またはEPFYにより比例法および対数補間にて算出するか、もしくはJEAC4201の附属書B-2200の引用文献(1)による方法を用いて算出する。なお、中性子照射量 f ($\times 10^{19}n/cm^2, E>1MeV$) は容器内面からの深さを $a(mm)$ とすると次式で与えられる。

$$f = f_0 \cdot \exp(-0.24a/25.4) \quad \dots\dots\dots (1.3)$$

- ここで、 f_0 : 容器内面での中性子照射量($\times 10^{19}n/cm^2, E>1MeV$)
- M_R : マージン($^{\circ}C$)であり、 $22^{\circ}C$ である。

しかしながら、監視試験による $\Delta R T_{NDT}$ の実測値が(1.2)式で求まる $\Delta R T_{NDT}$ 予測値を上回った場合は実測値を包絡するように M_R を定め直す。

当該材料に対して2個以上の監視試験による $\Delta R T_{NDT}$ の実測値がある場合、そのデータを用いて以下の様に $\Delta R T_{NDT}$ 予測値を求め、それと(1.1)式を用いて $R T_{NDT}$ 調整値を求める。

$$\Delta R T_{NDT} \text{予測値} = [\Delta R T_{NDT} \text{計算値} + M_c] + M_R \quad \dots\dots\dots (1.4)$$

- $\Delta R T_{NDT}$ 計算値 : 附属書表 B-2100-1 より求めた $\Delta R T_{NDT}$ 計算値($^{\circ}C$)
- M_c : 実測値で補正する場合に用いるマージン($^{\circ}C$)であり、次式で求める。ただし、 $[\Delta R T_{NDT} \text{計算値} + M_c]$ が負となる場合は、 $[\Delta R T_{NDT} \text{計算値} + M_c]$ を0とする。

$$M_c = \frac{\sum_{i=1}^n \{(\Delta R T_{NDT} \text{実測値})_i - (\Delta R T_{NDT} \text{計算値})_i\}}{n} \dots\dots\dots (1.5)$$

ここで、 n : 監視試験データ数
 $(\Delta R T_{NDT} \text{実測値})_i$: 第 i 回監視試験より得られた
 $\Delta R T_{NDT}$ の実測値(°C)

この場合、(1.4)式のマージン M_R は18°Cとすることができる。

ただし、監視試験による $\Delta R T_{NDT}$ の実測値が(1.4)式で求まる $\Delta R T_{NDT}$ 予測値を上回った場合は実測値を包含するように M_R を定め直す。

なお、 n が3以上の場合で、かつ以下のa.に該当する場合には、監視試験で求められた最大の中性子照射量を超えて $\Delta R T_{NDT}$ 予測値を定める場合に限り、 M_R にさらに以下の M_{RMAX} を加えた値を M_R として定め直す。

a. 第 $n-1$ 回までのすべての監視試験データを用い、(1.5)式で右辺の n を $n-1$ に置き換えて求めた M_c に基づき(1.4)式で求められる第 n 回監視試験の $\Delta R T_{NDT}$ 予測値を求める。第 n 回監視試験の $\Delta R T_{NDT}$ 実測値がこの $\Delta R T_{NDT}$ 予測値を上回る場合には、 $\Delta R T_{NDT}$ 実測値 $- \Delta R T_{NDT}$ 予測値を M_{RMAX} と定める。

本脆化予測法の適用範囲を以下に示す。

	母材
・材料のCu含有量 (mass%)	0.25以下
・材料のNi含有量 (mass%)	0.5~1.1
・材料のP含有量 (mass%)	0.025以下
・中性子照射量 (n/cm ² , E>1MeV)	1.0×10 ¹⁷ ~1.3×10 ²⁰
・中性子束 (n/cm ² /s, E>1MeV)	1.0×10 ⁷ ~1.0×10 ¹²
・公称照射温度 (°C)	270~290

[注記]

- ・Cu含有量が0.04mass%以下の場合、Cu含有量は0.04mass%として関連温度移行量を予測する。

2. 関連温度算出結果

関連温度の算出に用いる化学成分および公称照射温度を表 2-1、各時期(照射前～第 2 回監視試験時点、2020 年 3 月末時点(17.0EFPY)および運転開始後 60 年時点(51.7EFPY))における中性子照射量、中性子束、 $R T_{NDT}$ 実測値を表 2-2 に示す。

表 2-1 化学成分および公称照射温度

部材	化学成分 (重量%)			公称照射温度 (°C)
	Cu	Ni	P	
母材	0.039	0.76	<0.005	283

表 2-2 各時期における中性子照射量、中性子束、 $R T_{NDT}$ 実測値

監視試験回次 および評価時期	中性子照射量 ($\times 10^{19}n/cm^2$) [E>1MeV]	中性子束 ($\times 10^{10}n/cm^2/s$) [E>1MeV]	$R T_{NDT}$ 実測値 (°C)
			母材
0	—	—	-25
1	0.749	17.7	-18
2	5.04	13.0	7
2020 年 3 月末時点*	1.70	3.17	—
運転開始後 60 年時点*	5.44	3.33	—

* : 板厚 t の 1/4 t 深さ位置。

1. 項に従い表 2-1 および表 2-2 のデータを用いて算出した $\Delta R T_{NDT}$ 計算値を表 2-3 に示す。

表 2-3 各時期における $\Delta R T_{NDT}$ 計算値

監視試験回次 および評価時期	$\Delta R T_{NDT}$ 計算値 (°C)
	母材
1	14.6
2	36.6
2020 年 3 月末時点*	15.7
運転開始後 60 年時点*	38.3

* : 板厚 t の 1/4 t 深さ位置。

1. 項に従い表 2-2 および表 2-3 のデータを用いて算出した M_c および M_R を表 2-4 に示す。

表 2-4 M_c および M_R

部材	M_c	M_R
母材	-6.1	18

ここで、(1.1)式および(1.4)式に従い、関連温度の算出式をまとめると、以下のとおり。

$$R T_{NDT} \text{調整値} = R T_{NDT} \text{初期値} + [\Delta R T_{NDT} \text{計算値} + M_c] + M_R \quad \dots\dots (1.6)$$

1. 項に従い表 2-1～表 2-4 のデータを用いて、(1.6)式より 2020 年 3 月末時点 (17.0EFPY) および運転開始後 60 年時点 (51.7EFPY) における内表面から板厚 t の $1/4 t$ 深さでの関連温度を算出した結果を以下に示す。

2020 年 3 月末時点 (17.0EFPY)

$$\begin{aligned} \Delta R T_{NDT} \text{計算値} + M_c &= 15.7 + (-6.1) \\ &= 9.6 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} R T_{NDT} \text{調整値} &= (-25) + 9.6 + 18 \\ &\doteq 3 \end{aligned}$$

運転開始後 60 年時点 (51.7EFPY)

$$\begin{aligned} \Delta R T_{NDT} \text{計算値} + M_c &= 38.3 + (-6.1) \\ &= 32.2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} R T_{NDT} \text{調整値} &= (-25) + 32.2 + 18 \\ &\doteq 26 \end{aligned}$$

<各試験回次におけるシャルピー衝撃試験結果について>

母材(T方向)の試験回次毎のシャルピー衝撃試験結果について、各回次における監視試験結果のデータを集約しグラフ化した結果を図2-1に示す。

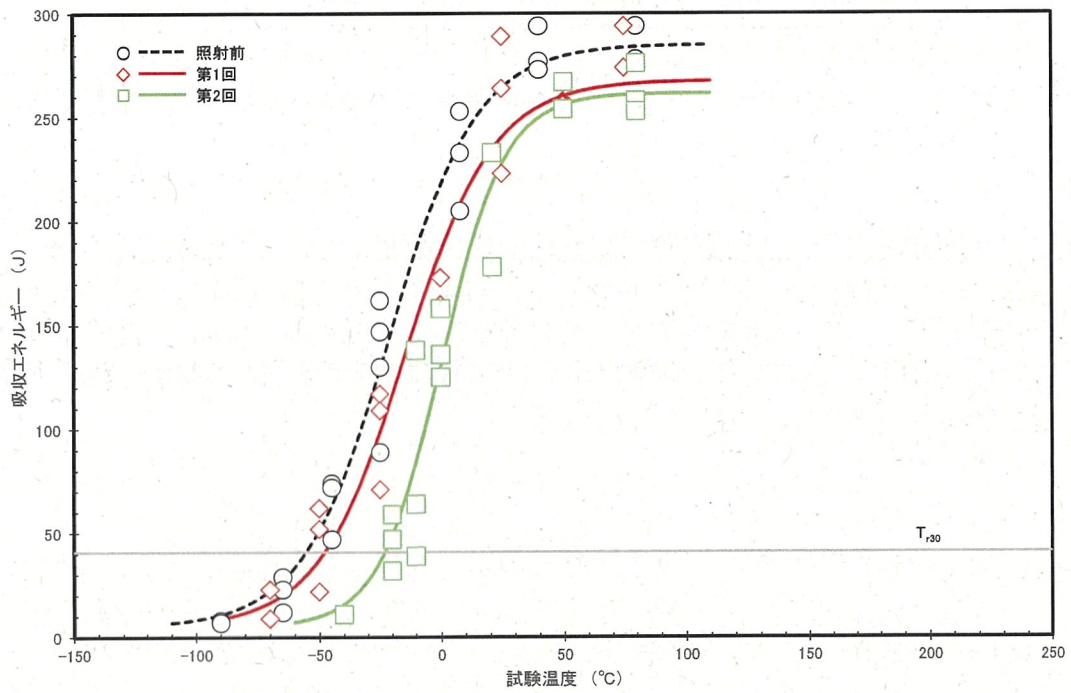


図2-1 シャルピー衝撃試験結果 (母材(T方向)の吸収エネルギー)

<中性子照射量が $1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$ を超える範囲の関連温度>

① 関連温度算出に係る数値

関連温度 ($R T_{NDT}$) の算出に用いる各部材のミルシート^{*1}に記載の化学成分、 $R T_{NDT}$ 初期値および公称照射温度を表 3-1 に、運転開始後 60 年時点における各部材の中性子照射量および中性子束を表 3-2 に示す。

*1: メーカー社内測定記録。

表 3-1 各部材の化学成分、 $R T_{NDT}$ 初期値および公称照射温度

部材	チャージNo.	化学成分 (重量%)			$R T_{NDT}$ 初期値 (°C)	公称照射 温度 (°C)
		Cu	Ni	P		
出口管台	89Y1055-1-1					283
	89Y1055-1-2					
	89Y1055-1-3					
入口管台	89Y4048-1-1					
	89Y4048-1-2					
	89Y4048-1-3					
上部胴	90W2-1-1					
下部胴	90W1-1-1~3					
トランジション リング	90Y2006-1-1, 2					

表 3-2 運転開始後 60 年時点における各部材の板厚 t の
1/4 t 深さ位置での中性子照射量および中性子束

部材	チャージ No.	中性子照射量 ($\times 10^{19}\text{n/cm}^2$) [E>1MeV]	中性子束 ($\times 10^{10}\text{n/cm}^2/\text{s}$) [E>1MeV]
出口管台	89Y1055-1-1	0.012	0.007
	89Y1055-1-2		
	89Y1055-1-3		
入口管台	89Y4048-1-1	0.023	0.014
	89Y4048-1-2		
	89Y4048-1-3		
上部胴	90W2-1-1	0.373	0.229
下部胴	90W1-1-1~3	5.436	3.332
トランジション リング	90Y2006-1-1, 2	0.137	0.084

② 関連温度算出結果

表 3-1 および表 3-2 のデータを用いて、JEAC4201 に基づいて算出した運転開始後 60 年時点における各部材の板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での $\Delta R T_{NDT}$ 計算値を表 3-3 に、関連温度を表 3-4 に示す。

表 3-3 運転開始後 60 年時点における各部材の板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での $\Delta R T_{NDT}$ 計算値

部材	チャージ No.	$\Delta R T_{NDT}$ 計算値 (°C)
出口管台	89Y1055-1-1	1
	89Y1055-1-2	1
	89Y1055-1-3	1
入口管台	89Y4048-1-1	2
	89Y4048-1-2	2
	89Y4048-1-3	2
上部胴	90W2-1-1	6
下部胴	90W1-1-1~3	39
トランジション リング	90Y2006-1-1, 2	4

表 3-4 運転開始後 60 年時点における各部材の板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での関連温度

部材	チャージ No.	関連温度 (°C) *1	関連温度が最大となる部材	
出口管台	89Y1055-1-1			
	89Y1055-1-2			
	89Y1055-1-3			
入口管台	89Y4048-1-1			
	89Y4048-1-2			
	89Y4048-1-3			
上部胴	90W2-1-1			
下部胴	90W1-1-1~3			○
トランジション リング	90Y2006-1-1, 2			

*1: JEAC4201 に基づき、 M_R は 22°C としている。

別紙 3 - 1

＜溶接部の関連温度＞

炉心領域に含まれないが中性子照射量が $1.0 \times 10^{17} \text{n/cm}^2$ を超える溶接部の関連温度を示す。

表 1 運転開始後 60 年時点における各部材の板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での中性子照射量

部材	中性子照射量 ($\times 10^{19} \text{n/cm}^2$) [$E > 1 \text{MeV}$]
上部胴と出口管台との溶接部	0.012
上部胴と入口管台との溶接部	0.023
上部胴と下部胴との溶接部	0.373
下部胴とトランジションリングとの溶接部	0.137

① 関連温度算出に係る数値

関連温度 ($R T_{NDT}$) の算出に用いる部材のミルシートに記載の化学成分、 $R T_{NDT}$ 初期値および公称照射温度を表 2 に、運転開始後 60 年時点における中性子照射量および中性子束を表 3 に示す。

表 2 各部材の化学成分、 $R T_{NDT}$ 初期値および公称照射温度

部材	化学成分(重量%)			$R T_{NDT}$ 初期値 ($^{\circ}\text{C}$)	公称照射 温度 ($^{\circ}\text{C}$)
	C u	N i	P		
上部胴と出口管台との溶接部					283
上部胴と入口管台との溶接部					
上部胴と下部胴との溶接部					
下部胴とトランジションリングとの溶接部					

表3 運転開始後60年時点における各部材の板厚tの1/4t深さ位置での
中性子照射量および中性子束

部材	中性子照射量 ($\times 10^{19} \text{n/cm}^2$) [E > 1MeV]	中性子束 ($\times 10^{10} \text{n/cm}^2/\text{s}$) [E > 1MeV]
上部胴と出口管台 との溶接部	0.012	0.007
上部胴と入口管台 との溶接部	0.023	0.014
上部胴と下部胴 との溶接部	0.373	0.229
下部胴とトランジション リングとの溶接部	0.137	0.084

② 関連温度算出結果

表2および表3のデータを用いて、JEAC4201に基づいて算出した運転開始後60年時点における板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での $\Delta R T_{NDT}$ 計算値を表4に、関連温度を表5に示す。以下の結果のとおり、溶接部の関連温度は母材の関連温度より低い。

表4 運転開始後60年時点における各部材の板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での $\Delta R T_{NDT}$ 計算値

部材	$\Delta R T_{NDT}$ 計算値 ($^{\circ}\text{C}$)
上部胴と出口管台との溶接部	1
上部胴と入口管台との溶接部	2
上部胴と下部胴との溶接部	6
下部胴とトランジションリング との溶接部	4

表5 運転開始後60年時点における各部材の板厚 t の $1/4 t$ 深さ位置での関連温度

部材	関連温度($^{\circ}\text{C}$) *1
上部胴と出口管台との溶接部	
上部胴と入口管台との溶接部	
上部胴と下部胴との溶接部	
下部胴とトランジションリング との溶接部	

*1: JEAC4201に基づき、 M_R は 22°C としている。

以上

＜上部棚吸収エネルギーの計算過程＞

1. 上部棚吸収エネルギー算出の詳細な要領
 上部棚吸収エネルギー(USE)は次のとおり算出する。

$$\text{USE 調整値}(J) = \text{USE 初期値} \times (1 - \Delta \text{USE 予測値}/100) \quad \dots\dots\dots (2.1)$$

USE 初期値：照射前の試験により決定した USE(J)

$$\Delta \text{USE 予測値}(\%) = C_0 + [\text{CF}_U] \cdot [\text{FF}_U]_{(f)} + M_U \quad \dots\dots\dots (2.2)$$

C_0 : 母材については-0.95

$[\text{CF}_U]$: 化学成分(mass%)による係数

母材

$$[\text{CF}_U] = 5.23 + 9.36 \cdot (0.5 + 0.5 \cdot \tanh\{(C_u - 0.087)/0.034\}) \times (1 + 0.59 \cdot N_i) \quad \dots\dots\dots (2.3)$$

C_u : 銅の含有量(mass%)

N_i : ニッケルの含有量(mass%)

$[\text{FF}_U]_{(f)}$: 中性子照射量 f ($\times 10^{19}\text{n/cm}^2$, $E > 1\text{MeV}$)による係数

母材

$$[\text{FF}_U]_{(f)} = f^{(0.349 - 0.0681 \log f)} \quad \dots\dots\dots (2.4)$$

$$f = f_0 \cdot \exp(-0.24a/25.4) \quad \dots\dots\dots (2.5)$$

f_0 : 容器内面での中性子照射量 ($\times 10^{19}\text{n/cm}^2$, $E > 1\text{MeV}$)

a : 容器内面からの深さ(mm)

M_U : マージン(%). 以下のように設定する。

- 1) 当該の材料に対して監視試験による ΔUSE の実測値が 2 個未満の場合

$$M_U = 2 \sigma_{\Delta U} \quad \dots\dots\dots (2.6)$$

$\sigma_{\Delta U}$: ΔUSE に関する標準偏差(%), 母材については 6.9%

ただし、監視試験(第1回)による ΔUSE の実測値が(2.2)式で求まる ΔUSE 予測値を上回った場合は実測値を包含するように M_U を定め直す。

2) 当該の材料に対して監視試験による Δ USE の実測値が 2 個以上の場合

$$M_U = \frac{\sum_{i=1}^n \{(\Delta \text{USE 実測値})_i - (C_0 + [CF_U] \cdot [FF_U]_{(fi)})\}}{n} \dots\dots\dots (2.7)$$

(Δ USE 実測値)_i : 第 i 回監視試験より得られた Δ USE の実測値(%)
 n : 監視試験データ数

ただし、監視試験による最大の Δ USE の実測値が(2.2)式で求まる Δ USE 予測値を上回った場合は実測値を包含するように M_U を定め直す。

国内 USE 予測式の適用範囲を以下に示す。

	母材
・材料の Cu 含有量 (mass%)	0.25 以下
・材料の Ni 含有量 (mass%)	0.5~1.0
・材料の P 含有量 (mass%)	0.020 以下
・中性子照射量 (n/cm ² , E>1MeV)	1.0×10 ¹⁷ ~1.2×10 ²⁰
・公称照射温度 (°C)	274~310

2. 上部棚吸収エネルギー算出結果

上部棚吸収エネルギーの算出に用いる化学成分および公称照射温度を表 4-1、各時期(照射前～第 2 回監視試験時点、2020 年 3 月末時点(17.0EFPY)および運転開始後 60 年時点(51.7EFPY))における中性子照射量、USE 実測値を表 4-2 に示す。

表 4-1 化学成分および公称照射温度

部材	化学成分(重量%)			公称照射温度 (°C)
	C u	N i	P	
母材	0.039	0.76	<0.005	283

表 4-2 各時期における中性子照射量、USE 実測値

監視試験回次 および評価時期	中性子照射量 ($\times 10^{19}\text{n}/\text{cm}^2$) [E>1MeV]	USE 実測値(J)
		母材
0	—	285
1	0.749	268
2	5.04	262
2020 年 3 月末時点*	1.70	—
運転開始後 60 年時点*	5.44	—

* : 板厚 t の 1/4 t 深さ位置。

ここで、(2.1)式および(2.2)式に従い、上部棚吸収エネルギーの算出式をまとめると、以下のとおり。

$$\text{USE 調整値} = \text{USE 初期値} \times (1 - (C_0 + [CF_U] \cdot [FF_U]_{(t)} + M_U) / 100) \quad \dots \dots \dots (2.8)$$

表 4-1 および表 4-2 のデータを用いて[CF_U]、[FF_U]_(t)およびM_Uを算出し、(2.8)式より 2020 年 3 月末時点(17.0EFPY)および運転開始後 60 年時点(51.7EFPY)における内表面から板厚 t の 1/4 t 深さでの上部棚吸収エネルギーを算出した結果を以下に示す。

2020 年 3 月末時点 (17.0EFPY)

$$\begin{aligned} \text{USE 調整値} &= 285 \times (1 - ((-0.95) + 5.99 \times 1.19 + 0.39) / 100) \\ &\cong 266 \end{aligned}$$

運転開始後 60 年時点 (51.7EFPY)

$$\begin{aligned} \text{USE 調整値} &= 285 \times (1 - ((-0.95) + 5.99 \times 1.66 + 0.39) / 100) \\ &\cong 258 \end{aligned}$$

<PTS 事象の選定理由>

国内PWRに対しては、発電技検「溶接部等熱影響部信頼性実証試験」のうち、「原子炉圧力容器加圧熱衝撃試験」において、設計基準事象から主蒸気管破断事故、小破断冷却材喪失事故（LOCA）、大破断冷却材喪失事故（LOCA）が制限的な PTS 事象として選定されており、これらを評価対象として、現行の JEAC4206 に反映されている。PTS 評価は、これに従って評価を実施している。

（参考）溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書「原子炉圧力容器加圧熱衝撃試験」[総まとめ版]（平成4年3月、財団法人発電設備技術検査協会）

遷移曲線設定条件およびPTS評価における応力拡大係数の計算条件を表5-1および表5-2に示す。表5-1および表5-2は標準3ループプラントでの評価であり、PTS事象の中で最も厳しくなる大破断LOCAの条件について、主要条件を掲載している。

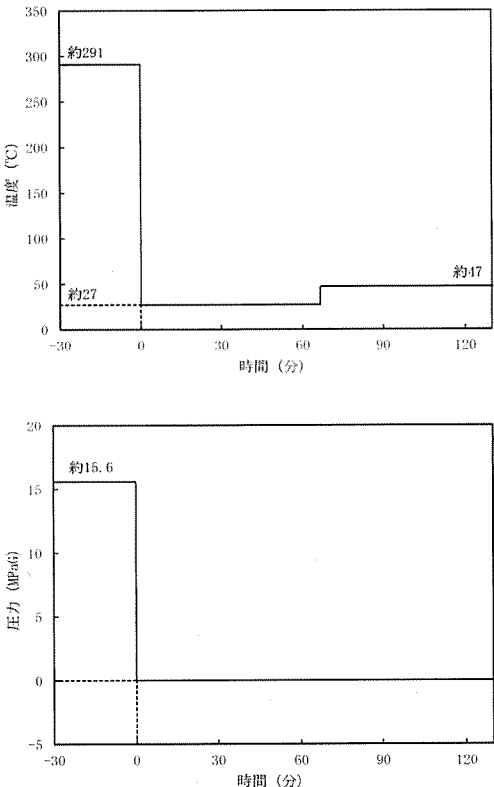
- ① ステップ状温度低下幅（初期温度 約 291℃→ 約 27℃）
標準3ループプラントは初期温度が約 291℃であるのに対し、伊方3号炉は約 286℃であり、ステップ状温度低下幅は安全側の評価となっている。
- ② 再循環切替時間（約 27℃→ 約 47℃）
標準3ループプラントでは約 4000sであるのに対し、伊方3号炉は約 3500sであり、再循環切替時間は標準3ループプラントよりも短く、安全側の評価となっている。
- ③ 圧力
伊方3号炉は標準3ループプラントと同条件。
- ④ 冷却水温度（27℃）
伊方3号炉は標準3ループプラントと同条件。

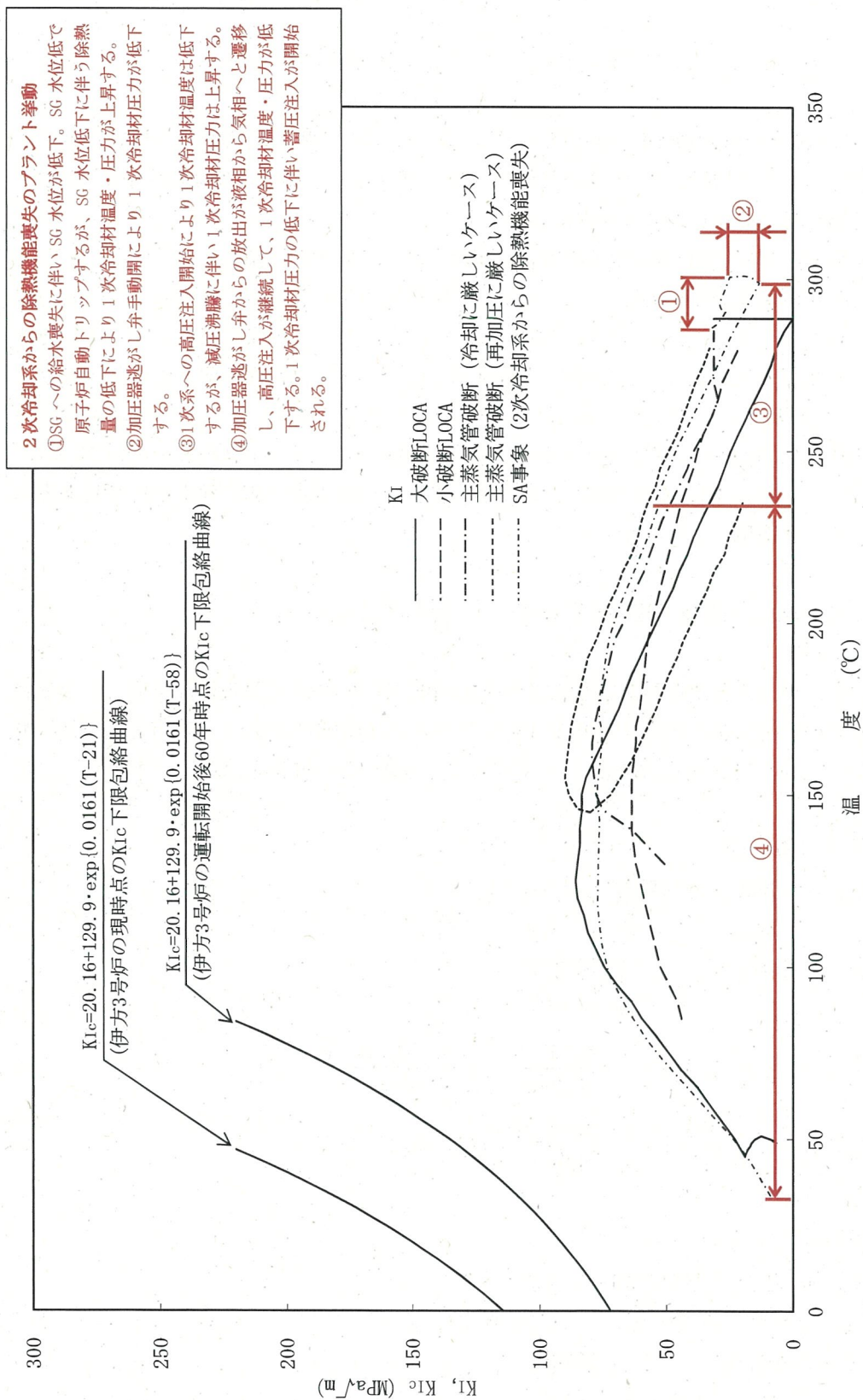
また、工事計画（原規規発第 1603231 号 平成 28 年 3 月 23 日認可）の内容を反映した PTS 評価結果を添付 1 に示す。工事計画において、低温/高圧となり PTS 事象の観点から設計基準事故状態よりも厳しい状態となる可能性のある事象を複数の炉心損傷防止シーケンスから検討した結果、2次冷却系からの除熱機能喪失を選定している。

表 5-1 標準 3 ループプラントの状態遷移曲線 (大破断 LOCA)

パラメータ	標準 3 ループプラントの状態遷移曲線
亀裂形状 ①深さ ②軸方向長さ	【JEAC4206 に基づく設定】 ①10mm ②60mm
温度条件	約 291°C→約 27°Cにステップ状に変化 【PTS 評価上最も厳しい大破断 LOCA で評価】
圧力条件	約 15.6MPaG→0MPaG にステップ状に変化 【PTS 評価上最も厳しい大破断 LOCA で評価】

表 5-2 PTS 評価における応力拡大係数の計算の条件

項目	算出方法	備考
<p>過渡条件</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・主蒸気管破断事故 ・小破断冷却材喪失事故(小破断 LOCA) ・大破断冷却材喪失事故(大破断 LOCA) ・2次冷却系からの除熱機能喪失 <p>例：大破断冷却材喪失事故(大破断 LOCA)</p> 	<ul style="list-style-type: none"> ・1次冷却材温度が低温となり PTS 評価上厳しい過渡を選定。 ・選定した過渡のうち、PTS 評価上厳しい大破断 LOCA は、安全側に冷却水の混合を考慮しないステップ状の温度変化を与えている。
<p>応力解析</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・内圧による応力は、厚肉円筒の式より算出 ・熱による応力は、厚肉円筒の内外温度差による熱応力の式を使用し算出 ・熱伝達率は、Jackson-Fewster 式より算出 	<ul style="list-style-type: none"> ・評価式は JEAC4206 C-3120(2)に規定されている。
<p>応力拡大係数の算出</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・C. B. Buchalet & W. H. Bamford の応力拡大係数式より算出 	<ul style="list-style-type: none"> ・応力解析により求められた応力分布に基づき仮想欠陥最深部での応力拡大係数を算出。 ・評価式は JEAC4206 C-3120(3)に規定されている。



伊方3号炉 原子炉容器胴部 (炉心領域部) 中性子照射脆化に対する PTS 評価結果

[深さ 10mm の想定亀裂を用いた評価]

＜PTS 評価における T_p の計算過程＞

深さ 10mm 位置の破壊靱性値の評価を行う上で用いた T_p の値、 T_p の設定に用いた全ての監視試験データ（破壊靱性）、中性子照射量、2020 年 3 月末時点および運転開始後 60 年時点の温度移行量とそれらの計算過程について示す。

監視試験データは JEAC4206 の附属書 C に規定されている一般評価により計算し、 T_p を設定している。破壊靱性試験の実施については、脆性破壊が生じる温度では American Society for Testing and Materials（以下、「ASTM」という。）E399 に準じて実施しており、脆性破壊が生じるが ASTM E399 の有効条件を満たさない場合または脆性破壊が生じない場合には ASTM E813（現：ASTM E1820）または ASTM E1820 に準じて実施している。CT 試験片については、ASTM E399 の ANNEX に定められる板厚 B が 0.5 インチの CT 試験片を用いている。脆化予測には、JEAC4201 の附属書 B に規定されている国内脆化予測法および技術基準規則解釈別記-1 を適用している。

伊方 3 号炉の T_p の評価に用いた詳細データを添付 1 に示す。

また、2020 年 3 月末時点および運転開始後 60 年時点において下限包絡線で厳しくなる照射前試験での母材の試験結果（2020 年 3 月末時点および運転開始後 60 年時点ともに、試験温度 -30°C において $K_{Ic} = 120\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ）に対する T_p を算出した結果を以下に示す。

2020 年 3 月末時点

$$\begin{aligned}\Delta TK_{Ic} &= \Delta RT_{NDT}(\text{評価時期}) + M_c + \sigma_{\Delta} \\ &= 21.8 + (-6.1) + 18 = 33.7^{\circ}\text{C} \\ T(\text{シフト後温度}) &= T(\text{試験温度}) + \Delta TK_{Ic} \\ &= -30 + 33.7 = 3.7^{\circ}\text{C} \\ T_p &= T(\text{シフト後温度}) - \frac{1}{0.0161} \ln\left(\frac{K_{Ic} - 20.16}{129.9}\right) \\ &= 3.7 - \frac{1}{0.0161} \ln\left(\frac{120 - 20.16}{129.9}\right) \cong 20.0\end{aligned}$$

運転開始後 60 年時点

$$\begin{aligned}\Delta TK_{Ic} &= \Delta RT_{NDT}(\text{評価時期}) + M_c + \sigma_{\Delta} \\ &= 59.1 + (-6.1) + 18 = 71.0^{\circ}\text{C} \\ T(\text{シフト後温度}) &= T(\text{試験温度}) + \Delta TK_{Ic} \\ &= -30 + 71.0 = 41.0^{\circ}\text{C}\end{aligned}$$

$$T_p = T \text{ (シフト後温度)} - \frac{1}{0.0161} \ln \left(\frac{K_{Ic} - 20.16}{129.9} \right)$$

$$= 41.0 - \frac{1}{0.0161} \ln \left(\frac{120 - 20.16}{129.9} \right) \cong 57.3$$

【記号の説明】

- T_p : 当該プラントにおけるプラント評価時期の破壊靱性遷移曲線を設定する際に定まるプラント個別の定数 (°C)
- ΔTK_{Ic} : 破壊靱性 (K_{Ic}) の温度移行量 (°C)
- ΔRT_{NDT} : 関連温度移行量の計算値 (°C)
- σ_{Δ} : 標準偏差 (°C) (JEAC4201 の M_R と読み替える)
- T : 破壊靱性試験片の試験温度 (°C)

伊方3号炉の2020年3月末時点におけるTp算出結果(1/2)

チャージ名	監視試験 回次	シフト前 温度 (°C)	シフト後 温度 (°C)	KIc * ¹ (MPa√m)	Tp (°C)	評価
90W1-1-1~3	0	-30	4	174.6 * ²	-7.0	
90W1-1-1~3	0	-30	4	138.0 * ²	9.8	
90W1-1-1~3	0	-60	-26	149.2 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-60	-26	158.5 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-90	-56	73.2 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-90	-56	68.2 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-86	44.0	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-86	77.5 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-116	34.1	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-116	41.9	-	
90W1-1-1~3	0	-30	4	171.8 * ²	-5.9	
90W1-1-1~3	0	-30	4	120.0 * ²	20.0	○
90W1-1-1~3	0	-60	-26	130.9 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-60	-26	128.4 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-90	-56	97.4 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-90	-56	102.0 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-86	84.4 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-86	69.2 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-116	36.9 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-116	51.5	-	
90W1-1-1~3	1	-50	-25	137.7 * ²	-	
90W1-1-1~3	1	-100	-75	91.8 * ²	-	
90W1-1-1~3	1	-50	-25	121.6 * ²	-	
90W1-1-1~3	1	-100	-75	63.0 * ²	-	
90W1-1-1~3	2	17	20	251.0 * ³	-15.5	
90W1-1-1~3	2	0	3	159.0 * ³	-0.9	
90W1-1-1~3	2	-20	-17	122.0 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-40	-37	84.0 * ³	-	

伊方3号炉の2020年3月末時点におけるTp算出結果(2/2)

チャージ名	監視試験 回次	シフト前 温度 (°C)	シフト後 温度 (°C)	KIc * ¹ (MPa√m)	Tp (°C)	評価
90W1-1-1~3	2	-60	-57	77.7 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-100	-97	71.3 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	17	20	189.0 * ³	3.9	
90W1-1-1~3	2	16	19	253.0 * ³	-17.0	
90W1-1-1~3	2	0	3	144.0 * ³	6.2	
90W1-1-1~3	2	0	3	188.0 * ³	-12.7	
90W1-1-1~3	2	0	3	120.0 * ³	19.5	
90W1-1-1~3	2	0	3	174.0 * ³	-7.3	
90W1-1-1~3	2	-20	-17	93.2 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-20	-17	118.0 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-20	-17	120.0 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-20	-17	133.0 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-40	-37	86.1 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-40	-37	122.0 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-40	-37	111.0 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-40	-37	86.8 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-60	-57	64.8 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-60	-57	80.6 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-100	-97	53.8 * ³	-	
90W1-1-1~3	2	-100	-97	50.6 * ³	-	

* 1 : 脆性破壊が生じなかった場合（延性破壊した場合）を除き、有効に脆性破壊が生じた全
ての実測データを記載している。

* 2 : ASTM E813（現：ASTM E1820）による KIc(J)を記載している。

* 3 : ASTM E1820による KIc(J)を記載している。

伊方3号炉の運転開始後60年時点におけるTp算出結果(1/2)

チャージ名	監視試験 回次	シフト前 温度 (°C)	シフト後 温度 (°C)	KIc * ¹ (MPa√m)	Tp (°C)	評価
90W1-1-1~3	0	-30	41	174.6 * ²	30.3	
90W1-1-1~3	0	-30	41	138.0 * ²	47.1	
90W1-1-1~3	0	-60	11	149.2 * ²	11.4	
90W1-1-1~3	0	-60	11	158.5 * ²	7.1	
90W1-1-1~3	0	-90	-19	73.2 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-90	-19	68.2 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-49	44.0	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-49	77.5 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-79	34.1	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-79	41.9	-	
90W1-1-1~3	0	-30	41	171.8 * ²	31.4	
90W1-1-1~3	0	-30	41	120.0 * ²	57.3	○
90W1-1-1~3	0	-60	11	130.9 * ²	20.9	
90W1-1-1~3	0	-60	11	128.4 * ²	22.3	
90W1-1-1~3	0	-90	-19	97.4 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-90	-19	102.0 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-49	84.4 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-120	-49	69.2 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-79	36.9 * ²	-	
90W1-1-1~3	0	-150	-79	51.5	-	
90W1-1-1~3	1	-50	13	137.7 * ²	18.7	
90W1-1-1~3	1	-100	-38	91.8 * ²	-	
90W1-1-1~3	1	-50	13	121.6 * ²	27.9	
90W1-1-1~3	1	-100	-38	63.0 * ²	-	
90W1-1-1~3	2	17	58	251.0 * ³	21.8	
90W1-1-1~3	2	0	41	159.0 * ³	36.4	
90W1-1-1~3	2	-20	21	122.0 * ³	35.6	
90W1-1-1~3	2	-40	1	84.0 * ³	44.6	

伊方3号炉の運転開始後60年時点におけるTp算出結果(2/2)

チャージ名	監視試験 回次	シフト前 温度(°C)	シフト後 温度(°C)	KIc *1 (MPa√m)	Tp (°C)	評価
90W1-1-1~3	2	-60	-20	77.7 *3	-	
90W1-1-1~3	2	-100	-60	71.3 *3	-	
90W1-1-1~3	2	17	58	189.0 *3	41.2	
90W1-1-1~3	2	16	57	253.0 *3	20.3	
90W1-1-1~3	2	0	41	144.0 *3	43.5	
90W1-1-1~3	2	0	41	188.0 *3	24.6	
90W1-1-1~3	2	0	41	120.0 *3	56.8	
90W1-1-1~3	2	0	41	174.0 *3	30.0	
90W1-1-1~3	2	-20	21	93.2 *3	56.3	
90W1-1-1~3	2	-20	21	118.0 *3	38.1	
90W1-1-1~3	2	-20	21	120.0 *3	36.8	
90W1-1-1~3	2	-20	21	133.0 *3	29.2	
90W1-1-1~3	2	-40	1	86.1 *3	42.6	
90W1-1-1~3	2	-40	1	122.0 *3	15.6	
90W1-1-1~3	2	-40	1	111.0 *3	22.7	
90W1-1-1~3	2	-40	1	86.8 *3	42.0	
90W1-1-1~3	2	-60	-20	64.8 *3	-	
90W1-1-1~3	2	-60	-20	80.6 *3	-	
90W1-1-1~3	2	-100	-60	53.8 *3	-	
90W1-1-1~3	2	-100	-60	50.6 *3	-	

*1 : 脆性破壊が生じなかった場合(延性破壊した場合)を除き、有効に脆性破壊が生じた全ての実測データを記載している。

*2 : ASTM E813(現: ASTM E1820)によるKIc(J)を記載している。

*3 : ASTM E1820によるKIc(J)を記載している。

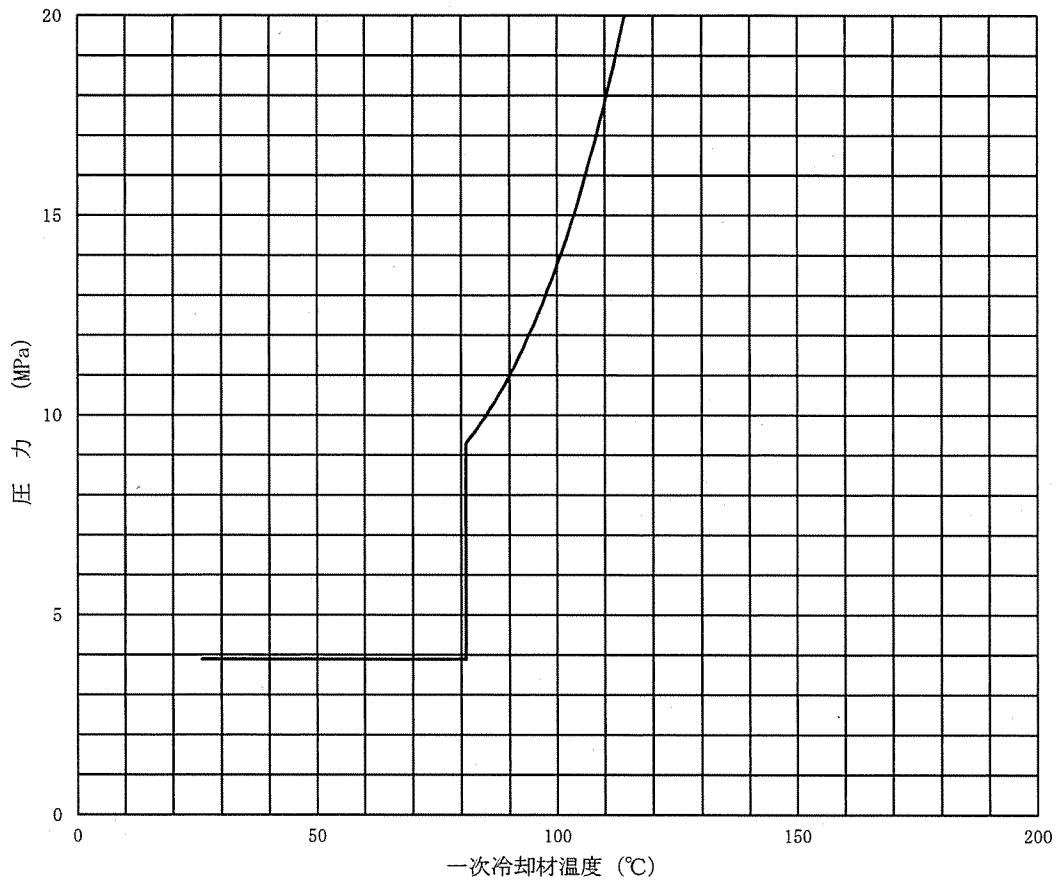
<加熱・冷却制限曲線および耐圧漏えい試験温度>

運転開始後 60 年時点の通常運転時における 1 次冷却材の加熱制限曲線および冷却制限曲線（設定用パラメータ含む）を、添付 1 に示す。

また、運転開始後 60 年時点の耐圧・漏えい試験時における 1 次冷却材の加熱制限曲線（設定用パラメータ含む）を添付 2 に示す。

耐圧・漏えい試験時の 1 次冷却材温度・圧力は、日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格」に基づき 17.96MPa 以下にするとともに、運転開始後 60 年時点の温度は添付 2 の制限曲線内で運用する計画としている。

通常運転時の加熱制限曲線



①評価条件

適用期間	51.7EFPY
適用加熱率	55.6°C/h 以下
安全率(A)	2.0
安全率(B)	1.0
破壊靱性	K_{Ic}
$RT_{NDT}(1/4)$	26°C
$RT_{NDT}(3/4)$	5°C

上記のグラフは、①による評価結果に対して②を見込んだ値を示すものである。

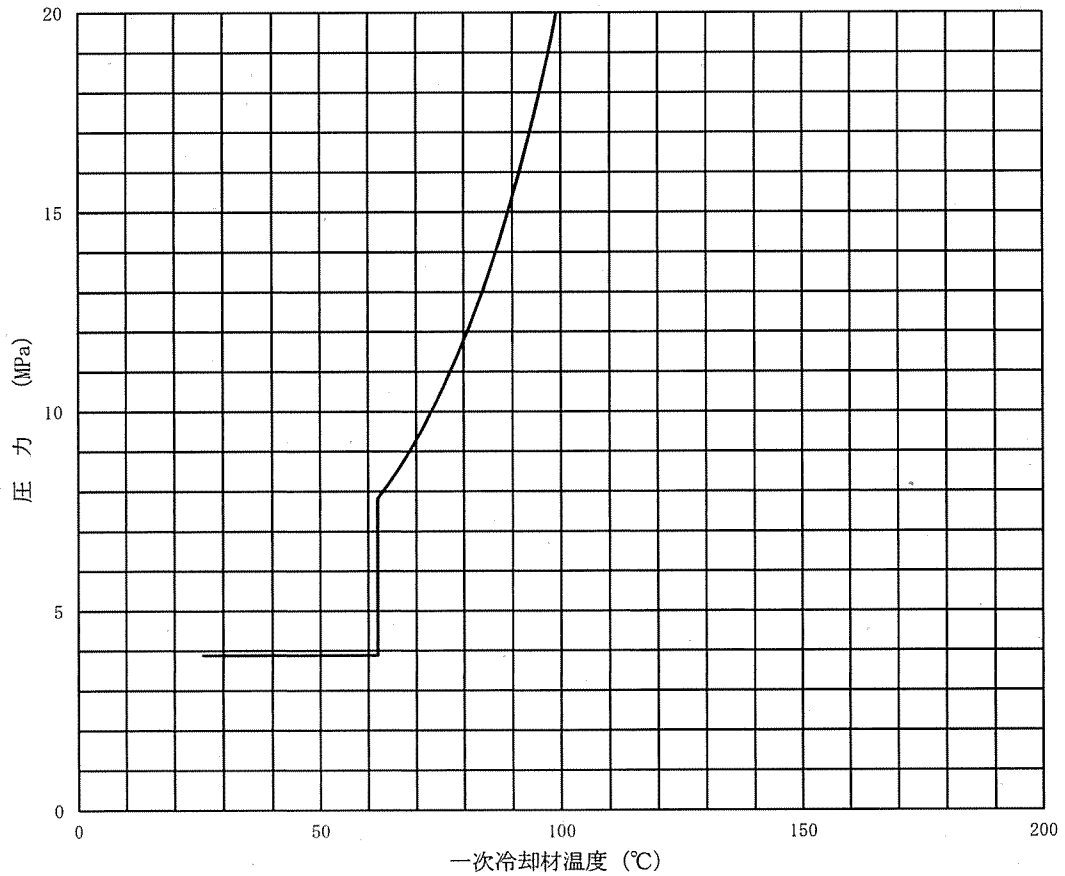
安全率A：供用状態A、Bでの一次応力による
応力拡大係数に係る安全率

安全率B：供用状態A、Bでの二次応力による
応力拡大係数に係る安全率

②計測誤差

計測誤差(P)	0.4MPa
計測誤差(T)	5°C
マージン(T)	15°C

通常運転時の冷却制限曲線



①評価条件

適用期間	51.7EFPY
適用冷却率	55.6°C/h 以下
安全率(A)	2.0
安全率(B)	1.0
破壊靱性	K_{Ic}
$RT_{NDT}(1/4)$	26°C
$RT_{NDT}(3/4)$	5°C

上記のグラフは、①による評価結果に対して②を見込んだ値を示すものである。

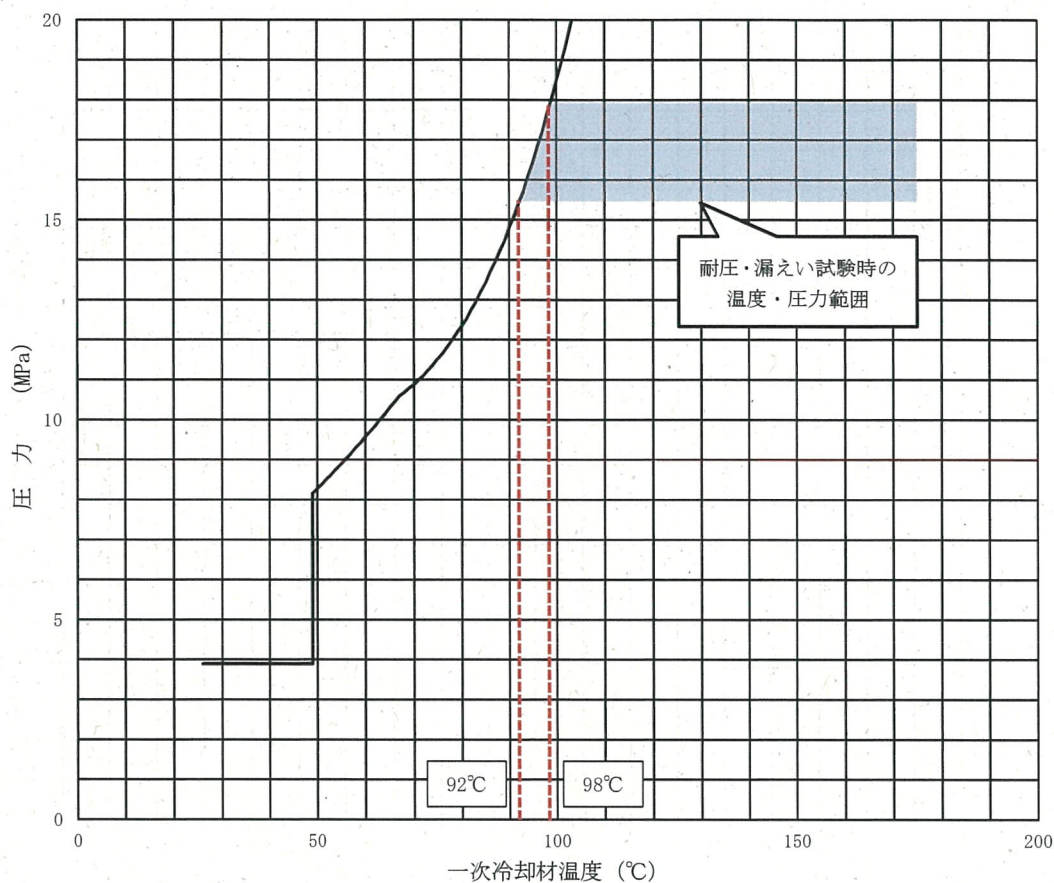
安全率A：供用状態A、Bでの一次応力による
応力拡大係数に係る安全率

安全率B：供用状態A、Bでの二次応力による
応力拡大係数に係る安全率

②計測誤差

計測誤差(P)	0.4MPa
計測誤差(T)	5°C
マージン(T)	15°C

試験時の加熱制限曲線



①評価条件

適用期間	51.7EFPY
適用加熱率	55.6°C/h 以下
安全率(A)	1.5
安全率(B)	1.0
破壊靱性	K_{Ic}
$RT_{NDT}(1/4)$	26°C
$RT_{NDT}(3/4)$	5°C

上記のグラフは、①による評価結果に対して②を見込んだ値を示すものである。

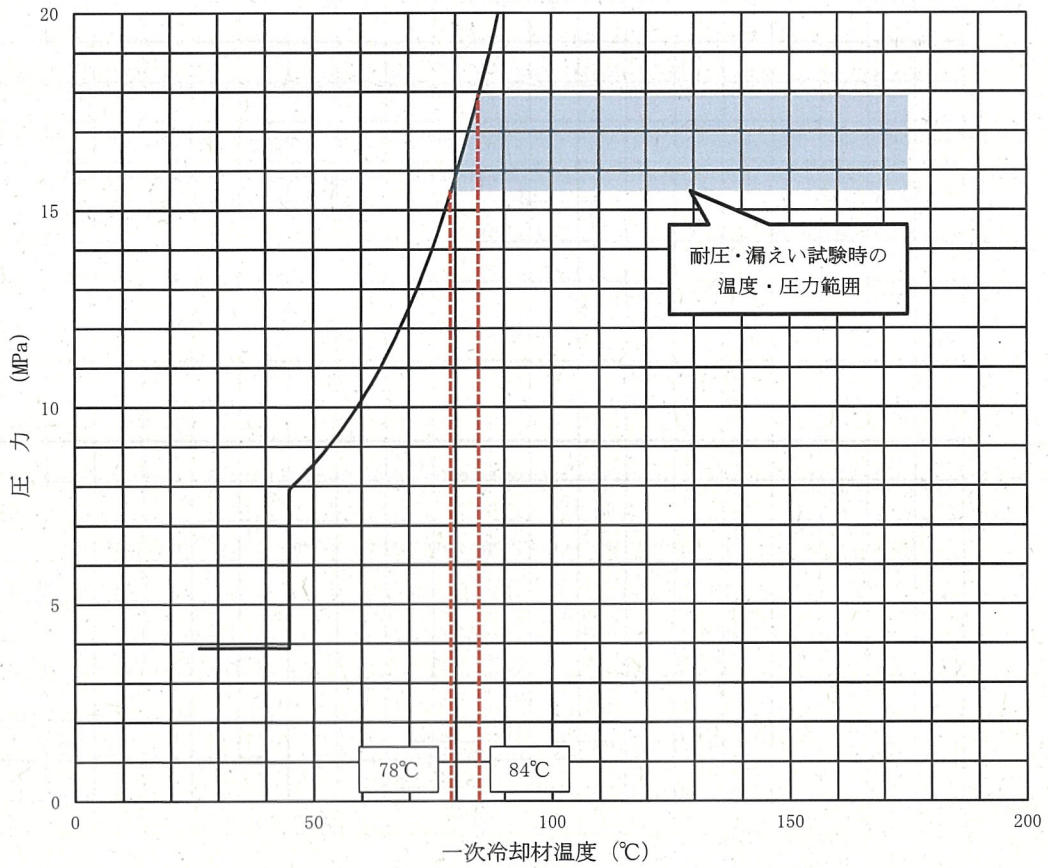
安全率A：供用状態A, Bでの一次応力による
応力拡大係数に係る安全率

安全率B：供用状態A, Bでの二次応力による
応力拡大係数に係る安全率

②計測誤差

計測誤差(P)	0.4MPa
計測誤差(T)	5°C
マージン(T)	15°C

試験時の冷却制限曲線



①評価条件

適用期間	51.7EFPY
適用冷却率	55.6°C/h 以下
安全率(A)	1.5
安全率(B)	1.0
破壊靱性	K_{Ic}
$RT_{NDT}(1/4)$	26°C
$RT_{NDT}(3/4)$	5°C

上記のグラフは、①による評価結果に対して②を見込んだ値を示すものである。

安全率A：供用状態A、Bでの一次応力による
応力拡大係数に係る安全率

安全率B：供用状態A、Bでの二次応力による
応力拡大係数に係る安全率

②計測誤差

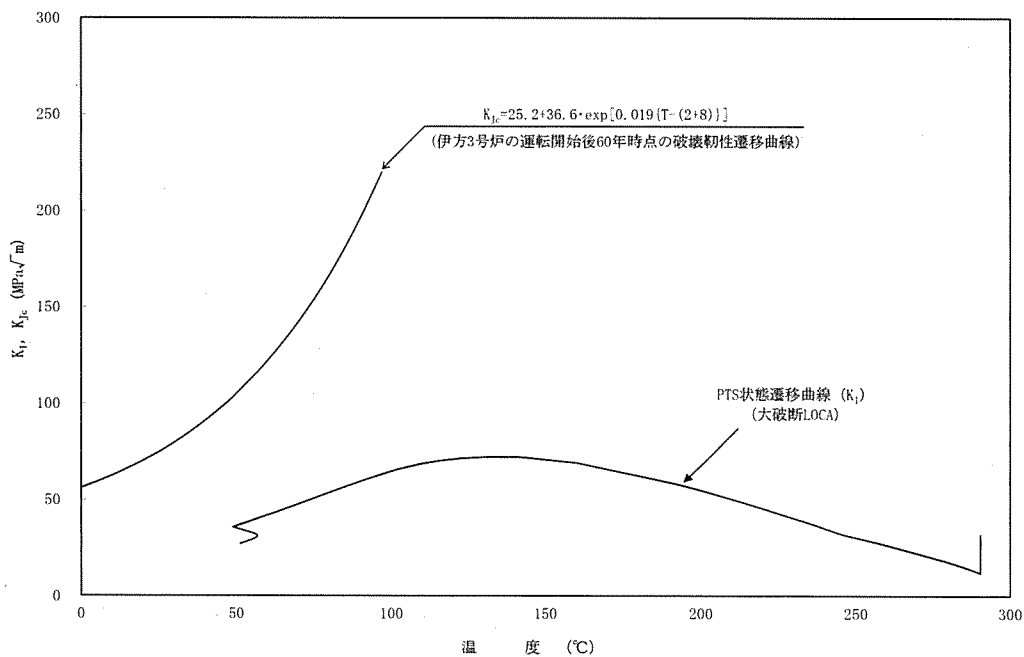
計測誤差(P)	0.4MPa
計測誤差(T)	5°C
マージン(T)	15°C

参考資料 1

<JEAC4206-2016 を用いた PTS 評価結果>

「日本電気協会 原子炉压力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法 (JEAC4206-2016)」については、原子力規制委員会による技術評価の結果、技術基準規則解釈への引用は見送られているが、自主的に「RF-4200 供用状態 C 及び D に対する健全性評価」の「RF-4220 一般評価」を用いた運転開始後 60 年時点における PTS 評価を実施している。図参考 1-1 に大破断 LOCA を対象に実施した結果を示す。

なお、最大仮想欠陥として原子炉容器炉心領域内面のクラッド下に深さ 10mm、長さ 60mm の半楕円欠陥を想定し、「附属書 C 応力拡大係数」の「C-5000 クラッド直下の欠陥に対する計算例」に規定される簡易式 (CEA の解) に基づき応力拡大係数 K_I を算出している。また、想定欠陥先端部の中性子照射量には原子炉容器内表面の値を用いている。



図参考 1-1 JEAC4206-2016 を用いた PTS 評価結果

伊方発電所3号炉審査資料	
資料番号	SIN3-PLM30-IASCC

伊方発電所3号炉 高経年化技術評価
(照射誘起型応力腐食割れ)

補足説明資料

令和5年11月
四国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る
事項ですので公開することはできません。

目次

1. 概要	1
2. 基本方針	1
3. 評価対象と評価手法.....	4
3.1 評価対象	4
3.2 評価手法	7
4. 技術評価	11
4.1 健全性評価	11
4.2 現状保全	15
4.3 総合評価	23
4.4 高経年化への対応.....	23
5. まとめ	23
5.1 審査ガイド等に対する確認結果.....	23
5.2 長期施設管理方針として策定する事項.....	23

別紙

別紙1. 1次冷却材の水質の管理値と実績について.....	1-1
別紙2. 炉内構造物の中性子照射量について.....	2-1
別紙3. 制御棒クラス被覆管の中性子照射量等について.....	3-1
別紙4. 炉心槽溶接部の亀裂安定性評価について.....	4-1

1. 概要

本資料は、「実用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則」第82条第1項の規定に基づき実施した、運転を断続的に行うことを前提とした高経年化技術評価のうち、照射誘起型応力腐食割れの評価結果を補足説明するものである。

オーステナイト系ステンレス鋼は、高い中性子照射を受けると材料自身の応力腐食割れ感受性が高くなる。照射誘起型応力腐食割れは、この状況に引張応力が作用すると粒界型応力腐食割れが生じる現象である。

照射誘起型応力腐食割れの発生要因は、材料、環境および応力の3つの要因が考えられ、運転時間が経過し、比較的高い累積中性子照射量を受けたステンレス鋼において発生する可能性があるため、これらの要因の観点から照射誘起型応力腐食割れの評価を実施した。

なお、炉内構造物の各部位および制御棒クラスタは1次冷却材と接液しており、通常運転時の温度は約321℃である。また、1次冷却材の水質管理においては、社内規定「伊方発電所化学管理総括内規 細則-1 1次系化学管理細則」において基準値を定め、水質管理を実施している。1次冷却材の水質の管理値と実績について別紙1に示す。

2. 基本方針

照射誘起型応力腐食割れに対する基本方針は、「実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド」および「実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド」の記載事項（以下、「審査ガイド等記載事項」という。）を踏まえ、対象機器について運転開始後60年時点までの期間における照射誘起型応力腐食割れに対して、高経年化に関する技術評価を適切に実施し、その結果に基づき長期施設管理方針を適切に策定していることを確認することである。

照射誘起型応力腐食割れについての審査ガイド等記載事項を表1に整理する。

表 1 (1/2) 照射誘起型応力腐食割れについての審査ガイド等記載事項

ガイド	記載事項
<p>実用発電用原子炉施設 における高経年化対策 審査ガイド</p>	<p>3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点</p> <p>(1) 高経年化技術評価の審査</p> <p>⑫健全性の評価</p> <p>実施ガイド3. 1⑤に規定する期間の満了日までの期間について、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象の発生又は進展に係る健全性を評価していることを審査する。</p> <p>⑬現状保全の評価</p> <p>健全性評価結果から現状の保全策の妥当性が評価されていることを審査する。</p> <p>⑭追加保全策の抽出</p> <p>現状保全の評価結果から、現状保全に追加する必要がある新たな保全策が抽出されていることを審査する。</p> <p>(2) 長期施設管理方針の審査</p> <p>①長期施設管理方針の策定</p> <p>すべての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。</p>

表 1 (2/2) 照射誘起型応力腐食割れについての審査ガイド等記載事項

ガイド	記載事項
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド</p>	<p>3.1 高経年化技術評価の実施及び見直し 高経年化技術評価の実施及び見直しに当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>⑤抽出された高経年化対策上着目すべき経年劣化事象について、以下に規定する期間の満了日までの期間について機器・構造物の健全性評価を行うとともに、必要に応じ現状の施設管理に追加すべき保全策（以下「追加保全策」という。）を抽出すること。</p> <p>イ 実用炉規則第 8 2 条第 1 項の規定に基づく高経年化技術評価プラントの運転を開始した日から 6 0 年間</p> <p>3.2 長期施設管理方針の策定及び変更 長期施設管理方針の策定及び変更に当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>①高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策（発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。）について、発電用原子炉ごとに、施設管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期施設管理方針を策定すること。</p> <p>なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期施設管理方針を策定すること。</p>

3. 評価対象と評価手法

3.1 評価対象

材料がステンレス鋼で、照射誘起型応力腐食割れ感受性の発生が考えられる中性子照射量 $1.0 \times 10^{21} \text{n/cm}^2$ ($E > 0.1 \text{MeV}$) オーダー以上（運転開始後 60 年時点）を受ける機器を抽出した結果、対象機器は炉内構造物のみ^{*1}であったため、炉内構造物の各部位を評価対象とする。中性子照射量の算出過程については、別紙 2 に示す。

炉内構造物主要部位の使用材料について、規格上の材料記号を表 2 に示す。

*1：制御棒クラスタの被覆管については、有意な応力は発生せず、中性子照射量が $5 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$ ($E > 0.625 \text{eV}$) を超えるまでに取り替える運用をしていることから、抽出対象外としている。制御棒クラスタの被覆管の中性子照射量等については、別紙 3 に示す。

表 2 炉内構造物主要部位の使用材料

部位	材料
上部炉心板	SUS304
上部炉心支持柱	SUS304 / SUS304TKA
上部炉心支持板	SUS304 / SUSF304
下部炉心板	SUS304
下部炉心支持柱	SUS304
下部炉心支持板	SUSF304
炉心槽	SUS304 / SUSF304
上部燃料集合体案内ピン	G316 CW1
下部燃料集合体案内ピン	G316 CW1
制御棒クラスタ案内管	SUS304 / SUS304TB
支持ピン	NCF750
炉心バップル	SUS304
炉心バップル取付板	SUS304
バップルフォーマボルト	G316 CW1
バレルフォーマボルト	G316 CW1
炉内計装用シンプルチューブ	ASTM A213 TYPE316
熱遮へい体	SUS304
熱遮へい体取付ボルト	G316 CW2
押えリング	SUSF6B

次に、炉内構造物の各部位の中性子照射量、温度、応力レベルを表 3 に整理した。これらの部位のうち、中性子照射量と環境温度が最も高く、応力レベルも大きく、海外での損傷事例もあるバッフルフォーマボルトを最も厳しい評価部位として選定した。

表3 伊方3号炉 バッフルフォーマボルト等の照射誘起型応力腐食割れの可能性評価

部位	実機条件			海外の 損傷 事例	可能性評価
	中性子照射量レベル*1 [n/cm ² ·E > 0.1MeV]	応力レベル*2 (応力支配因子)	温度 [°C]		
バッフル フォーマ ボルト	1×10 ²³	大 (締付+熱曲げ +照射スウェリング)	321	有	発生の可能性有り。炉心バッフルの照射スウェリングにより応力増加が生じるため、亀裂発生の可能性が大きくなる。海外損傷事例もあり最も厳しい。
炉心 バッフル	1×10 ²³	小 (熱応力)	321	無	バッフルフォーマボルトよりも応力レベルが小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
炉心 バッフル 取付板	1×10 ²³	小 (熱応力)	321	無	バッフルフォーマボルトよりも応力レベルが小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
バレル フォーマ ボルト	2×10 ²²	大 (締付+熱曲げ)	321	無	応力レベルは大きいですが、バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量が小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
炉心槽	3×10 ²²	大*3 (溶接部) (溶接残留応力)	321	無*4	溶接残留応力が存在し応力レベルは大きいですが、バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量が小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
上部 炉心板	2×10 ²¹	小 (熱応力)	321	無	バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量および応力レベルが小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
上部燃料 集合体 案内ピン	2×10 ²¹	小 (締付)	321	無	バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量および応力レベルが小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
下部燃料 集合体 案内ピン	1×10 ²²	小 (締付)	284	無	バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量、応力レベルおよび温度が小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
下部 炉心板	1×10 ²²	大 (熱応力)	284	無	応力レベルは大きいですが、バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量および温度が小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
下部炉心 支持柱	5×10 ²¹	中 (曲げ)	284	無	バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量、応力レベルおよび温度が小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
熱遮へい 体	1×10 ²²	小 (熱応力)	284	無	バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量、応力レベルおよび温度が小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。
熱遮へい 体取付 ボルト	1×10 ²²	大 (締付+熱曲げ)	284	無	応力レベルは大きいですが、バッフルフォーマボルトよりも中性子照射量および温度が小さいため、バッフルフォーマボルトに比べて発生の可能性は小さい。

*1：中性子照射量レベルは運転開始後60年時点での各部位の推定最大中性子照射量レベルを示す。

*2：応力レベルは各部位の最大応力値を示す。

[大：> S_y (非照射材の降伏応力) 中：= S_y (非照射材の降伏応力) 小：< S_y (非照射材の降伏応力)]

*3：炉心槽溶接部の残留応力は大きいですが、「日本機械学会 維持規格 (JSME S NA1-2012)」にて、炉心槽溶接部応力は、照射誘起型応力腐食割れ発生に対し余裕があると評価されている。

*4：H. B. ロビンソン2号機の炉心槽に損傷が確認された事象については、高経年化技術評価書への影響がある運転経験として情報収集・反映検討を継続して実施中であり、原因等に関して今後の動向を注視し、情報の収集を行っている。

3.2 評価手法

a. バッフルフォーマボルトの損傷予測評価

バッフルフォーマボルトの照射誘起型応力腐食割れ発生可能性については、原子力安全基盤機構「平成 20 年度 照射誘起型応力腐食割れ (IASCC) 評価技術に関する報告書」に示された評価ガイド (案) (以下、「評価ガイド」という。)、および原子力安全推進協会「PWR 炉内構造物点検評価ガイドライン[バッフルフォーマボルト](第3版)」に基づき、以下のとおり評価する。

① 運転時間 (照射量) によって変動するバッフルフォーマボルトの応力履歴を算出 (図 2 参照)。



② 評価ガイドに定められている割れ発生応力線と①で算出したバッフルフォーマボルトの応力履歴を重ね合わせる (図 1)。



③ バッフルフォーマボルトの応力履歴が割れ発生応力線を越えた時点を照射誘起型応力腐食割れの発生時間とする。



④ 割れ発生応力線を越えたボルト数と管理損傷ボルト数を比較する。

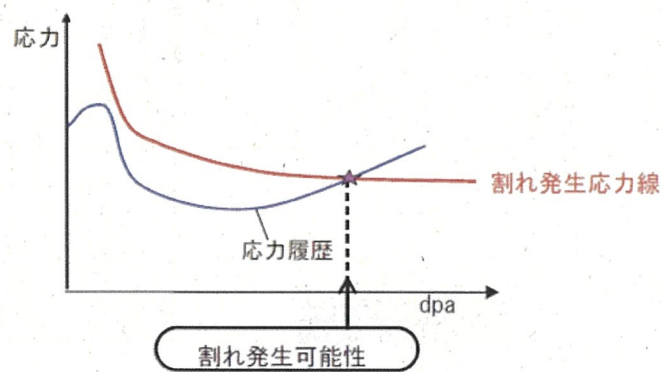


図 1 割れ発生予測評価概念図

[出典：原子力安全基盤機構「平成 20 年度 照射誘起型応力腐食割れ (IASCC) 評価技術に関する報告書」]

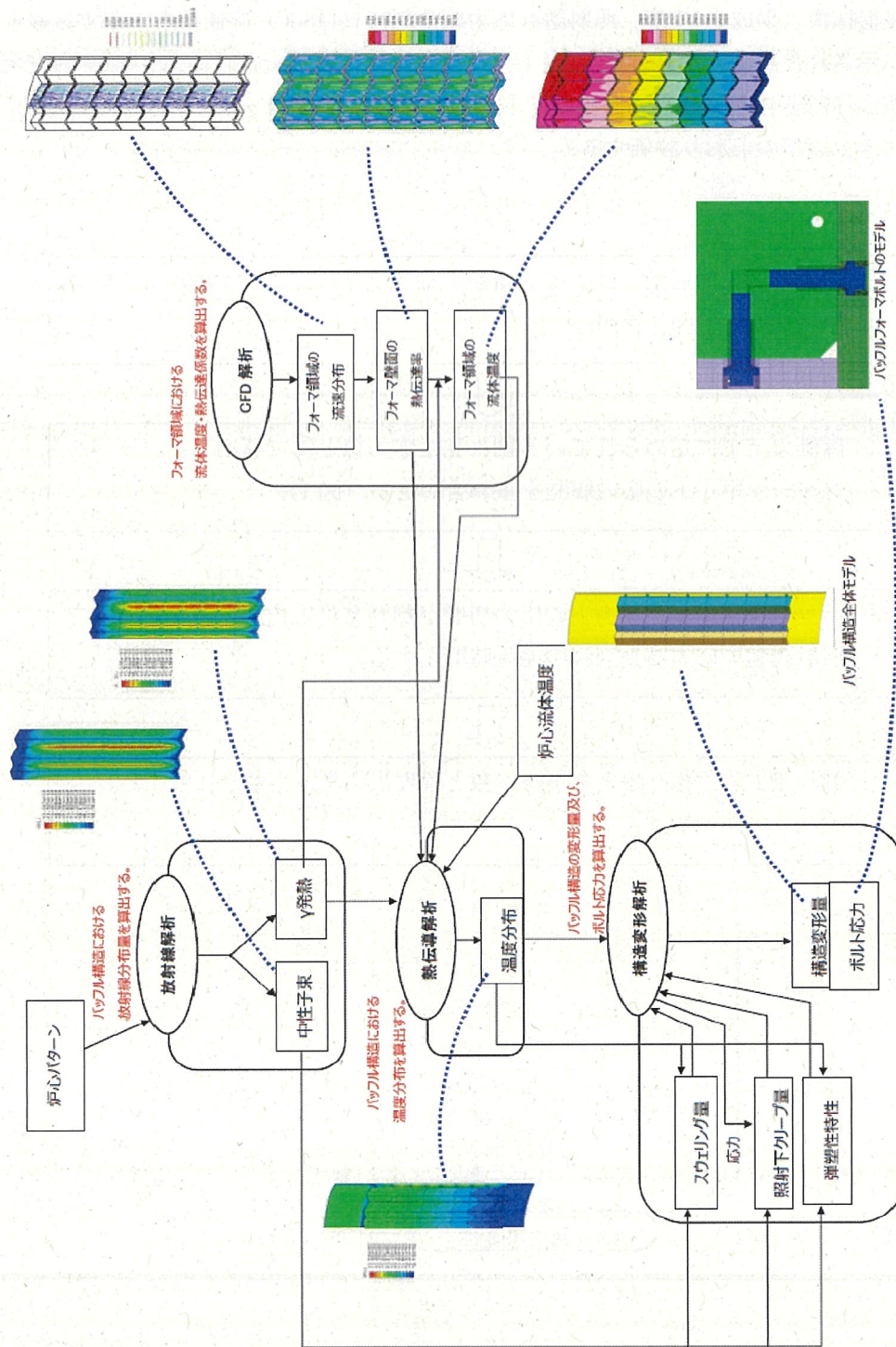


図2 応力評価手法

なお、日本機械学会「発電用原子力設備規格 維持規格 (JSME S NA1-2012)」(以下、「維持規格」という。)によれば、バッフルフォーマボルトは縦列に2本のボルトが残存すればよく、ボルト全数(1080本)の約7割が損傷した場合においても炉内構造物の安全機能の確保は可能とされている。

また、維持規格ではバッフルフォーマボルトの仕様等に応じて、IASCCに対する感受性の高い順にプラントをグループ1～4に分類しており、伊方3号炉はこのうちのグループ4に属する。グループ2～4のボルト損傷予測本数が管理損傷ボルト数に至るまでの期間は50年とされているが、これは、グループ2の損傷予測評価によるものであり、伊方3号炉に対しては、保守的な評価結果であると考えられる。

表4 バッフルフォーマボルト仕様に基づく分類

グループ	ループ数	ボルト本数	シャンク長さ	ボルト材料 ¹⁾	首下形状	シャンク部ベントホールの有無	燃料タイプ
グループ1	2	624	25mm	SUS347	1R	無	14×14 燃料
	2	728	25mm	SUS347	1R	無	14×14 燃料
グループ2	3	1088	35mm	SUS316 ²⁾	2R	無	15×15 燃料
	4	832	64mm	SUS316 ²⁾	2R	無	17×17 燃料
グループ3	2	832	35mm	SUS316 ²⁾	ハネリッパ	無	14×14 燃料
グループ4	3	1080	35mm	SUS316 ²⁾	ハネリッパ	有	17×17 燃料
	4	936	64mm	SUS316 ²⁾	ハネリッパ	有	17×17 燃料
	2	800	35mm	SUS316 ²⁾	ハネリッパ	有	14×14 燃料

←伊方3号炉

1) 相当品含む

2) 冷間加工材含む

[出典：日本機械学会「発電用原子力設備規格 維持規格 (JSME S NA1-2012)」]

なお、国内プラントにおいてバッフルフォーマボルトの損傷が確認された事例はないが、海外ではバッフルフォーマボルトの損傷が確認されている。例えば米国にてバッフルフォーマボルトの損傷が確認されているプラントは、いずれも炉心バッフルの内外差圧によりバッフルフォーマボルトに作用する荷重が大きくなるダウンフロー構造(炉心槽と炉心バッフルの間のバイパス流の流れが下向き)あるいは運転開始後にダウンフロー構造からアップフロー構造(バイパス流の流れが上向き)に変更したものであるのに対し、伊方3号炉は運転開始当初からアップフロー構造である。

さらに、伊方3号炉ではボルトの首下の応力集中を低減させた形状により発生応力の低減が図られているとともに、ベントホールを有することで温度低減が図られている構造となっている。また、バッフルフォーマボルトは、ボルト頭部に溝が加工されており、ボルト締結後に溝幅より外径をやや大きく加工した回り止めピンをはめ込み回り止めピンの両端を炉心バッフルに溶接することで回り止めされていることから、仮にバッフルフォーマボルトが損傷した場合でもボルト頭部の炉内への脱落を防止する構造となっている。

伊方3号炉のバッフルフォーマボルトの仕様を以下と図3に示す。

- ・材料 : G316CW1
- ・首下形状 : パラボリック
- ・シャンク長さ : 35mm (ベントホール有)

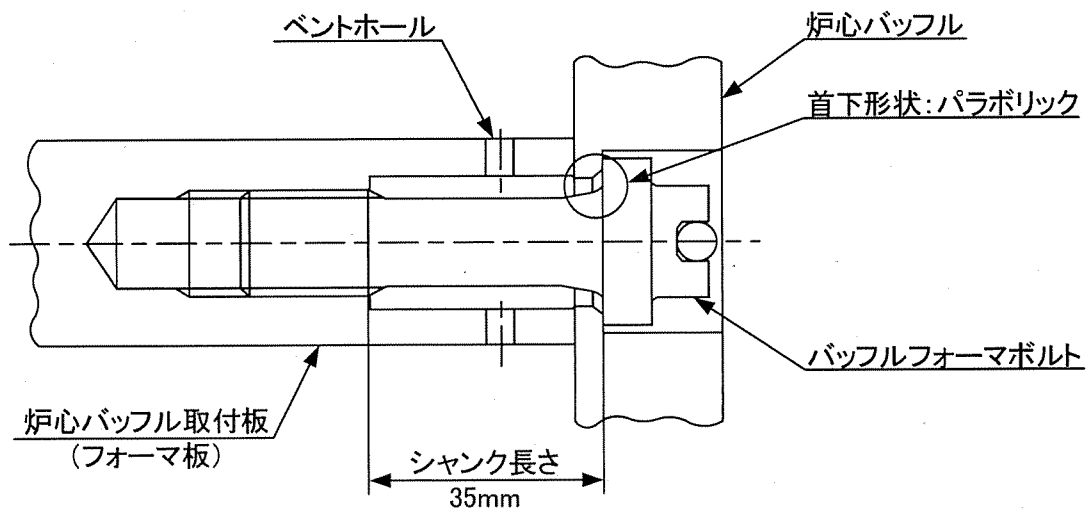


図3 伊方3号炉 バッフルフォーマボルト

b. 適用規格

- ・日本機械学会「発電用原子力設備規格 維持規格 (JSME S NA1-2012)」
- ・原子力安全基盤機構「平成20年度 照射誘起応力腐食割れ (IASCC) 評価技術に関する報告書」
- ・原子力安全推進協会「PWR 炉内構造物点検評価ガイドライン [バッフルフォーマボルト] (第3版)」

4. 技術評価

4.1 健全性評価

a. バッフルフォーマボルトの損傷予測評価

運転開始後 60 年時点 (約 45.3 万時間 (51.7EFPY)) におけるバッフルフォーマボルトの損傷予測評価結果を図 4-1 に示す。評価の結果、運転開始後 60 年時点までにバッフルフォーマボルト (全数) の応力履歴が割れ発生応力線を超えることはなく、IASCC 発生の可能性が小さいことを確認した。割れ発生応力線は、原子力安全基盤機構「平成 20 年度 照射誘起応力腐食割れ (IASCC) 評価技術に関する報告書」で得たシンプルチューブ材の定荷重 SCC 試験で割れが認められたデータの下限を結んだ線を用いている。当該報告書では、シンプルチューブ材とバッフルフォーマボルト材による定荷重 SCC 試験でそれぞれの割れ発生応力線を導いたが、本評価では保守的に厳しい条件であるシンプルチューブ材による割れ発生応力線を用いた評価を実施した。評価領域については、炉心の対称性から 1/8 (45°) 領域とし、1/8 (45°) 領域における全ボルト 135 本 (=全数 1080 本÷8) の応力履歴を示す。

なお、伊方 3 号炉の運転開始後 60 年時点 (約 45.3 万時間) における照射量 (dpa*) は最大のバッフルフォーマボルトで約 88dpa となる。バッフルフォーマボルトに発生する応力として、炉心バッフルのスウェリングに伴う変形による曲げ応力が支配的であり、長時間照射を受けることで、炉心バッフルの変形が大きくなり、バッフルフォーマボルトに作用する応力も大きくなる。本評価では、今後 (2020 年 4 月以降) の設備利用率を 100% と仮定することで、運転時間および照射量を保守的に評価している。

照射量の算出にあたっては、伊方 3 号炉は運転の途中段階 (13.5EFPY) からウラン・プルトニウム混合酸化物 (MOX : Mixed Oxide) 燃料 (以下、「MOX 燃料」という。) を装荷しており、MOX 燃料装荷以降の中性子束は実績炉心の中性子束に MOX 燃料工認で考慮した 1.1 倍を乗じて評価した。

管理損傷ボルト本数は、維持規格に記載のとおり、許容損傷ボルトパターン (最上段および最下段のボルトのみ健全でそれ以外は損傷しているパターン) に 3 倍の余裕をとって設定する。伊方 3 号炉の許容損傷ボルトパターンは 7 段/9 段=77.8% であるため、これに 3 倍の余裕をとると管理損傷ボルト本数は $77.8 / 3 = 26\%$ となる。これを安全側に切り捨て 20% とすると、ボルト全数 1080 本の 20% にあたる 216 本が管理損傷ボルト本数となる。

*1 : 評価ガイドより、 $1.0 \times 10^{22} \text{n/cm}^2 (E > 0.1 \text{MeV}) \approx 6.5 \text{dpa}$ で換算。

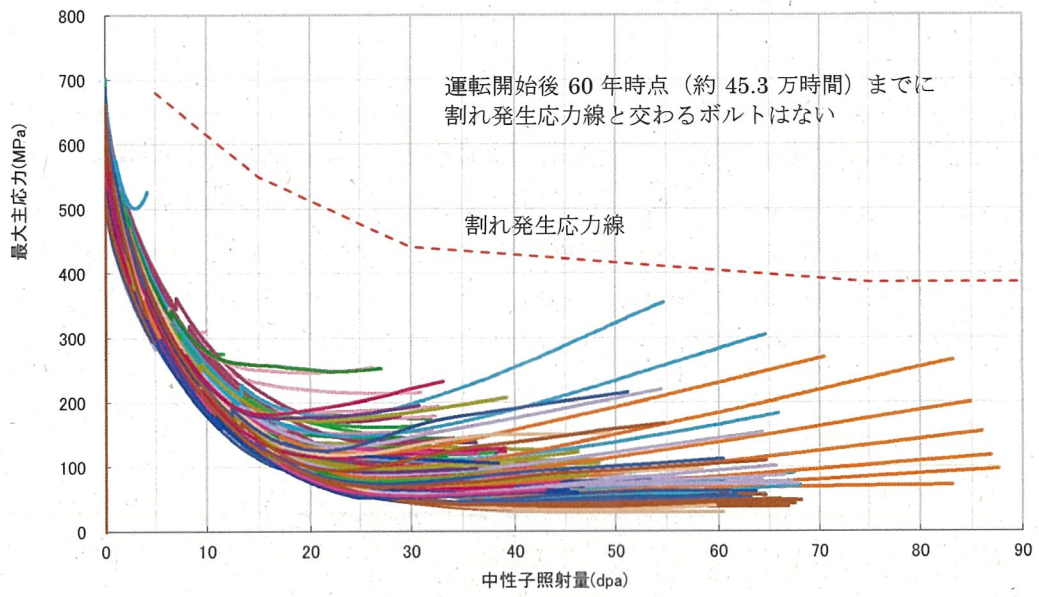


図 4-1 伊方 3 号炉のバッフルフォーマボルトの応力履歴と割れ発生応力線の重ね合わせ (応力履歴は 45.3 万時間まで)

b. スウェリングの評価について

今回の応力評価におけるスウェリングの影響については、米国の高速実験炉 EBR-II 炉心の中性子反射体要素(SUS304 材)から採取したデータを基に作成した dpa レイト補正 Foster-Flinn 式(下式)を用いて評価している。本評価式は照射量、dpa レイト(照射速度)、温度のスウェリング量への影響を定式化したものである。

スウェリングによる体積膨張率

$$S = \% \frac{\Delta V}{V_0} = A \cdot \left(\frac{\dot{dpa} \times 10^7}{1.25} \right)^{-0.73} \cdot (dpa)^2$$

ΔV : スウェリングによる体積膨張量

V_0 : スウェリング前の体積

$\% \Delta V/V_0$: $\Delta V/V_0 \times 100$ [%]

dpa = 照射量 [dpa]

\dot{dpa} = dpa レイト [dpa/s]

$A = \exp(-1.591 + 0.245T - 1.210T^2 - 1.384T^3 - 1.204T^4)$

$T = (T' [^\circ\text{C}] - 490) / 100$ T' : 評価箇所の温度[$^\circ\text{C}$]

c. 照射下クリープの評価について

今回の応力評価における照射下クリープの影響については、原子力安全基盤機構「照射誘起応力腐食割れ(IASCC)評価技術」事業において示された照射下クリープ評価式を用いた評価を行っている。

本評価式は、Halden 炉での約 1dpa までの照射下クリープデータ(遷移クリープ、定常クリープ両方のデータ)に基づき作成されたものであり、この照射量(1dpa)は、実機 PWR と同等の照射速度、現実的な照射時間(約 2 年間)で定常クリープ領域に達するのに必要な照射量として設定されたものである。

また、加速クリープの影響については、高照射領域での照射下クリープデータがないため考慮していないが、考慮しない方が保守的(クリープが小さい方がボルトの応力緩和が小さくなる)であることから、実機評価を行う上では問題ないと考えている。

なお、「評価ガイド」において、照射下クリープについて本評価式を用いることとされている。

d. バッフルフォーマボルト以外の総合評価

バッフルフォーマボルト以外の部位については、中性子照射量・応力レベル・温度条件がバッフルフォーマボルトより相対的に低いレベルであるため、バッフルフォーマボルトの評価結果を基準に相対的な評価を行い、照射誘起型応力腐食割れの発生の可能性は、バッフルフォーマボルトより小さいと考えている。

具体的には、バッフルフォーマボルトの健全性評価としては、原子力安全基盤機構「照射誘起型応力腐食割れ (IASCC) 評価技術」事業で得られた最新知見を用いたボルト損傷時間の予測を行っており、この結果、運転開始後 60 年時点に相当する運転時間約 45.3 万時間 (51.7EFPY) までにバッフルフォーマボルトに損傷は発生しないと評価している。よって、照射誘起型応力腐食割れの感受性が相対的に高いと考えられるバッフルフォーマボルトにおいて照射誘起型応力腐食割れによる損傷は発生しないと評価されたことから、バッフルフォーマボルト以外においても照射誘起型応力腐食割れの発生の可能性は小さいと評価している。

なお、炉心支持機能維持の観点より、比較的応力レベルの大きい炉心槽の溶接部について、維持規格に基づき、炉心槽溶接部に仮想亀裂（溶接線中心に全周亀裂）を想定した亀裂安定性評価を行った場合においても、不安定破壊は起こらないことを確認している。亀裂安定性評価については、別紙 4 に示す。

また、炉内構造物に対しては、維持規格に従い、目視検査 (VT-3) を実施してきており、これまでの検査の結果、照射誘起型応力腐食割れに起因するものも含め、炉内構造物の健全性に影響を及ぼすような有意な欠陥は認められていない。

4.2 現状保全

a. 現状保全の内容

炉内構造物の現状保全としては、維持規格に従い、供用期間中検査として目視検査（VT-3）を実施している。

VT-3では、炉内構造物の試験対象部位の異常（機器の変形、部品の脱落等）がないことを確認している。維持規格に基づく点検内容を表5に、点検範囲の概略図を図4-2から図4-6に示す。

表5 炉内構造物の供用期間中検査計画

項目番号*1	試験カテゴリ	試験部位	試験対象 (IASCC想定部位)	試験方法	頻度
G1.10	G-P-1	容器内部	炉心槽 炉心バップル 下部炉心板	VT-3*2	1回/10年
G1.40 G1.50	G-P-1 G-P-2	炉心支持構造物	炉心バップル 熱遮へい体 上部炉心板 炉心槽 下部炉心板	VT-3*2	1回/10年

*1：維持規格2012年版、2013年追補、2014年追補の番号を示す。

*2：水中テレビカメラによる遠隔目視試験であり、試験要領は以下の通り。

試験方法：水中テレビカメラによって、可視範囲に対して遠隔目視試験を行っている。その際、試験対象部の表面において18%中性灰色カード上の幅0.8mmの黒線が識別できることを確認。

試験項目：機器の変形、心合せ不良、傾き、隙間の異常、ボルト締め付け部の緩み、部品の破損、脱落および機器表面における異常の有無を確認

判定基準：機器の取付け・取外しが阻害されるような変形・心合せ不良・傾きがないことおよび、部品の破損および脱落がないことを確認

b. 炉内構造物の検査結果

伊方3号炉の炉内構造物に対して実施した目視検査において、これまで異常が認められたことはない。至近の検査結果を表6に示す。

表6 伊方3号炉 炉内構造物の至近の検査結果

項目 番号*1	試験 カテゴリ	試験部位	試験対象 (IASCC想定部位)	試験方法	年度 (定検)	結果
G1.10	G-P-1	容器内部	炉心槽 炉心バップル 下部炉心板	VT-3*2	2011～2016 年度 (第13回)	良
G1.40*3 G1.50*3	G-P-1 G-P-2	炉心支持構造物	炉心バップル 熱遮へい体 炉心槽 下部炉心板	VT-3*2	2011～2016 年度 (第13回)	良
			上部炉心板	VT-3*2	2019～2021 年度 (第15回)	良

*1：維持規格2012年版、2013年追補、2014年追補の番号を示す。

*2：水中テレビカメラによる遠隔目視試験。

*3：第13回定検（2011～2016年度）では、非破壊検査の検査プログラムにおける試験の範囲、程度および試験方法については、「維持規格2002年改訂版」を適用していたため、項目番号は「維持規格2012年版」と異なる。

可視範囲

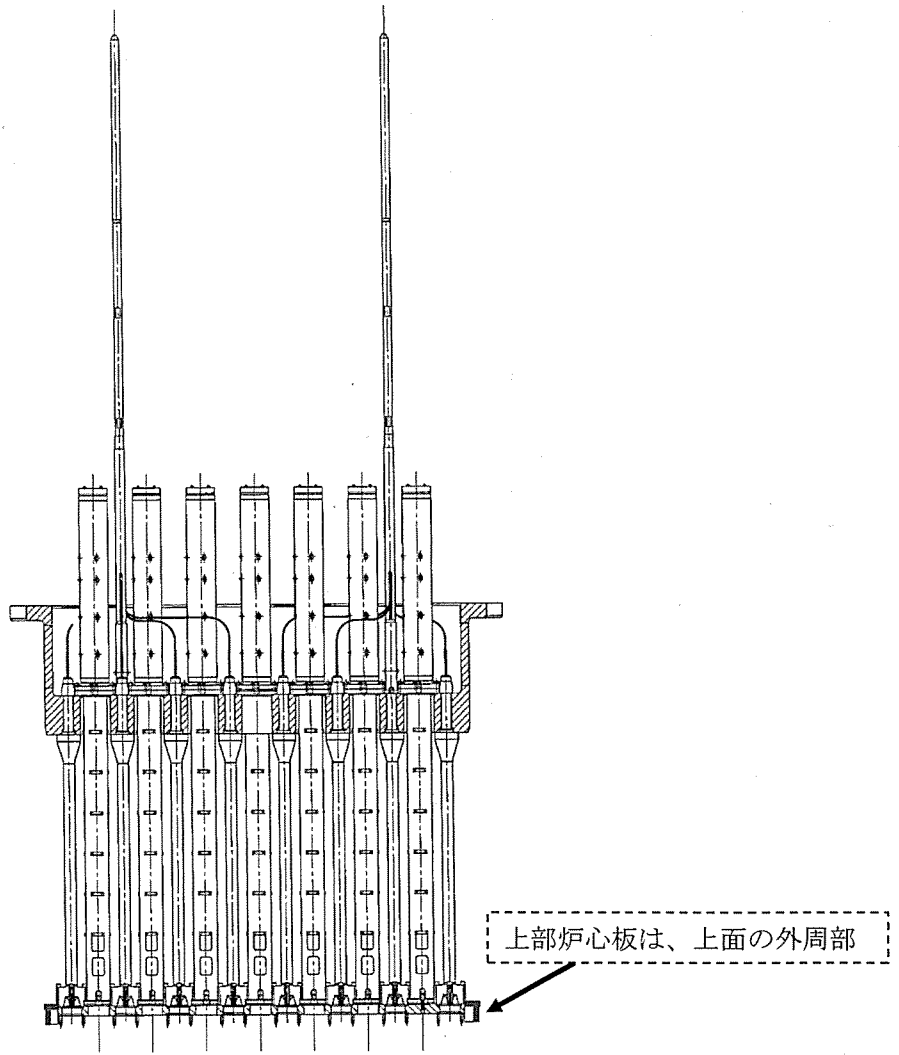


図 4-2 炉内構造物可視範囲概略図 (上部炉内構造物構造図)

可視範囲

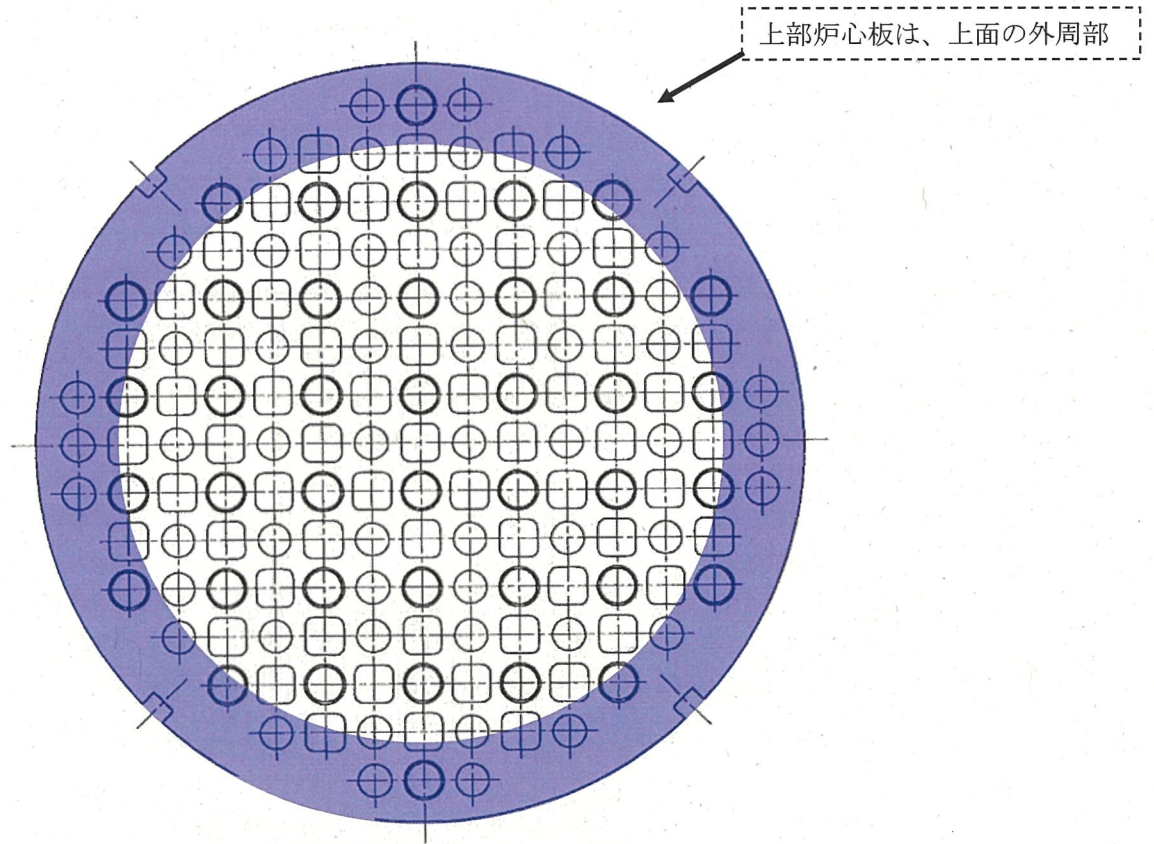


図 4-3 炉内構造物可視範囲概略図（上部炉心板組立図）

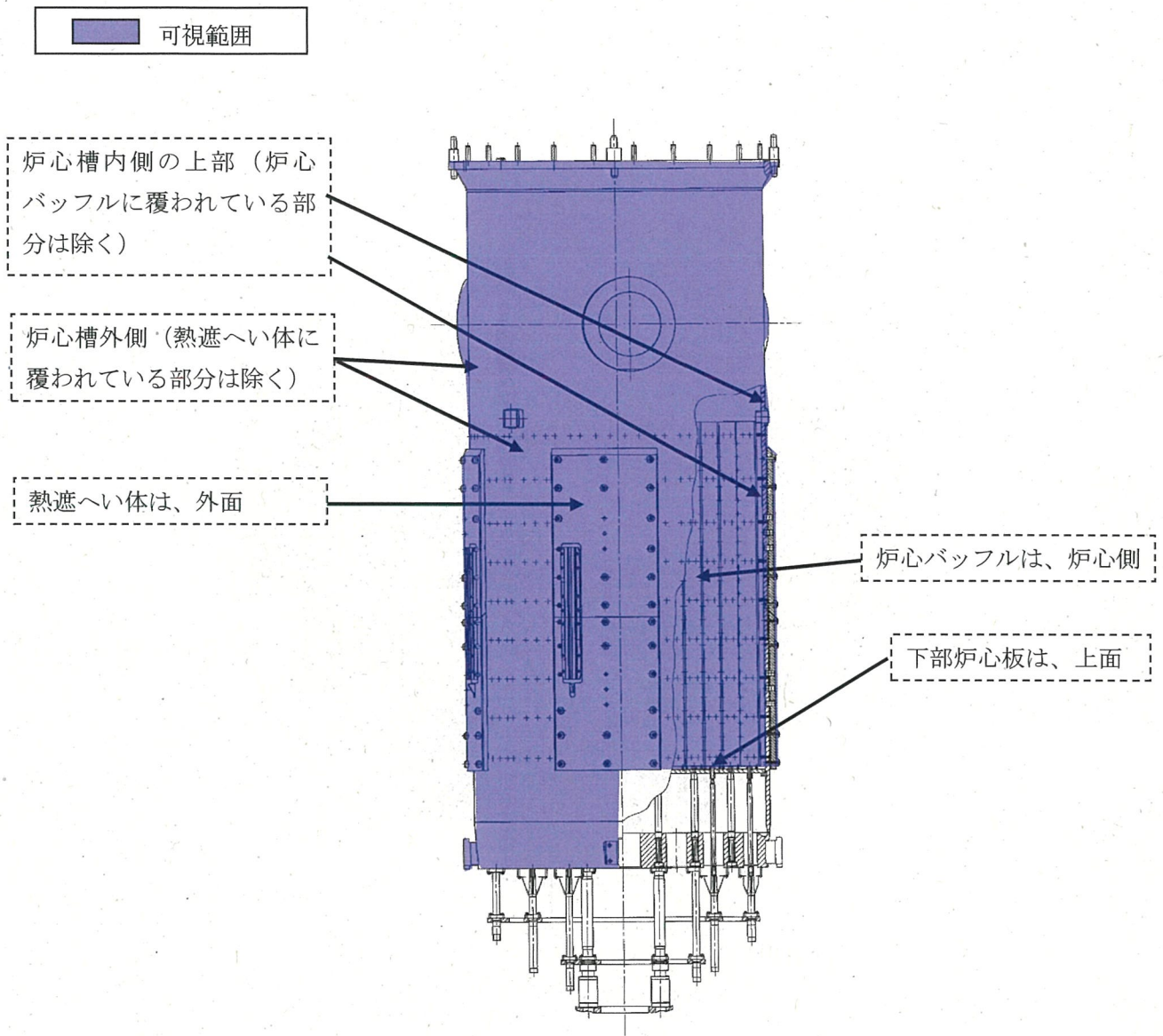


図 4-4 炉内構造物可視範囲概略図 (下部炉内構造物構造図)

可視範囲

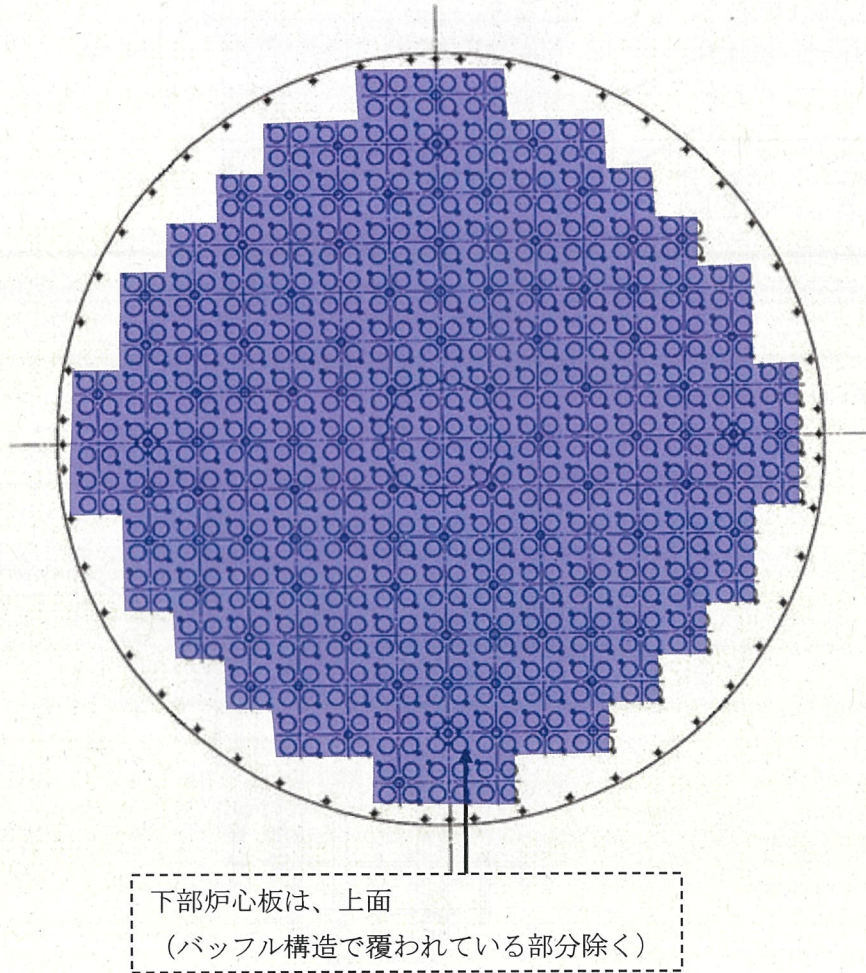


図 4-5 炉内構造物可視範囲概略図 (下部炉心板組立図)

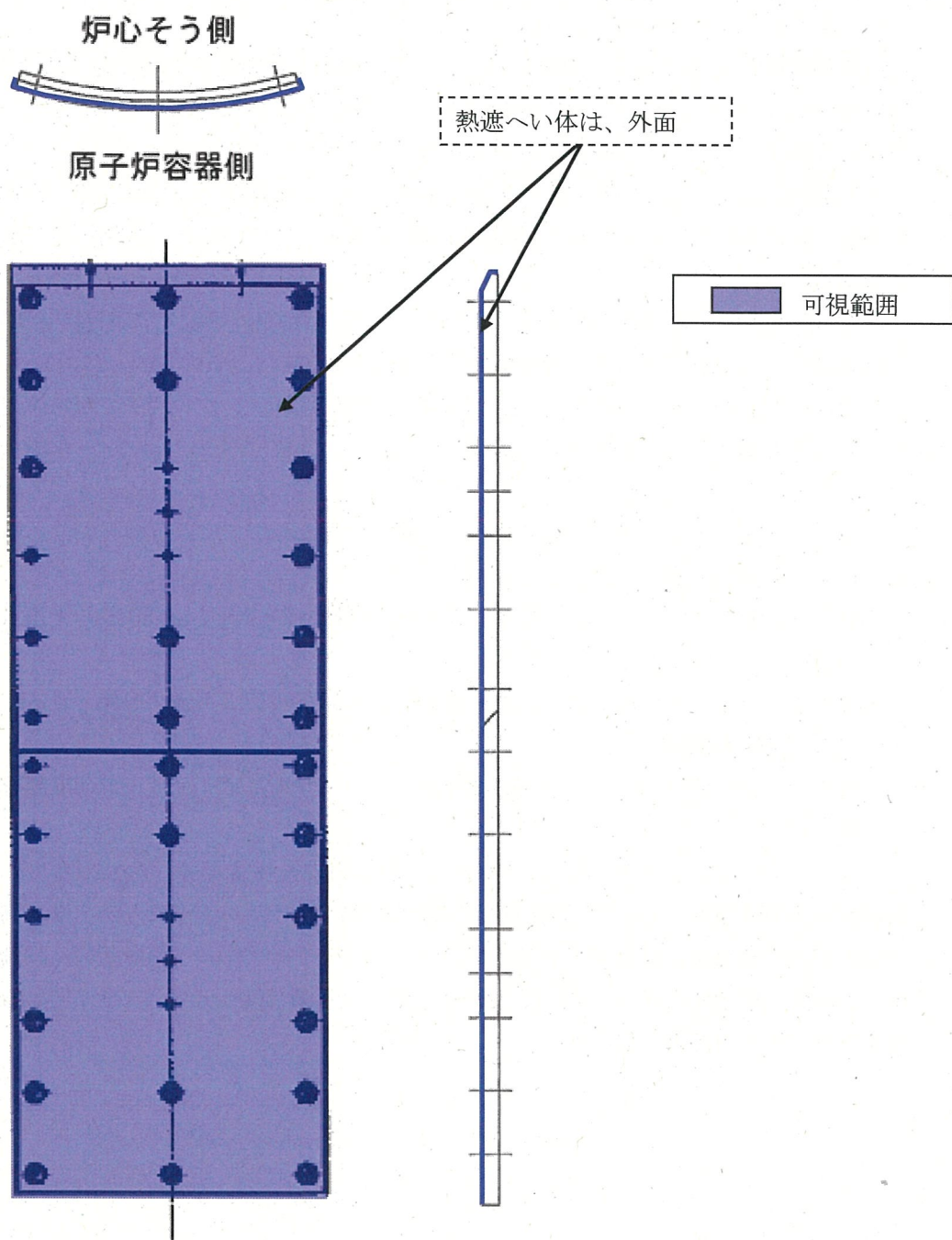


図 4-6 炉内構造物可視範囲概略図 (熱遮へい体組立図)

c. 応力腐食割れ発生の抑制

【事例規格】発電用原子力設備における「応力腐食割れ発生の抑制に対する考慮」(NC-CC-002)によると、応力腐食割れ(SCC)発生因子である「材料」、「応力」、「環境」を改善することでSCC発生を抑制する対応が示されている。

炉内構造物に使用しているオーステナイト系ステンレス鋼については、溶存酸素濃度が低く管理されているPWR水質環境ではSCCが発生しにくいことが事例規格で示されている。

一方、中性子照射量が高い部位については、「材料」が変化することで照射誘起型応力腐食割れ(IASCC)が生じる可能性があると考えられている。このIASCCに対し、「材料(中性子照射による材料の変化)」、「応力」、「環境(温度)」の3因子で炉内構造物のうちで最も厳しい部位を抽出した結果、最も厳しい部位はバッフルフォーマボルトとなる。

バッフルフォーマボルトのIASCCに対しては、伊方3号炉では以下のとおり、応力および温度低減に配慮した設計としている。

- ・耐力に対する発生応力の比を低減するため、機械的強度に優れるSUS316CW相当を採用。
- ・バッフルフォーマボルトについて、ボルト首下部をパラボリック形状とすることで応力集中を低減。
- ・炉心バッフル取付板にボルト冷却孔を設け、バッフルフォーマボルトの温度を低減。

また、バッフルフォーマボルトについては、原子力安全基盤機構「平成20年度 照射誘起応力腐食割れ(IASCC)評価技術に関する報告書」および原子力安全推進協会「PWR 炉内構造物点検評価ガイドライン[バッフルフォーマボルト]」に基づく評価を行った結果、運転開始後60年時点においてもボルト損傷は発生せず、安全に関わる機能を維持できると評価している。

4.3 総合評価

健全性評価結果から判断して、バッフルフォーマボルトについては、原子力安全基盤機構「平成20年度 照射誘起応力腐食割れ (IASCC) 評価技術に関する報告書」で得られた最新知見を用いて評価した結果、運転開始後60年時点でのボルトの損傷本数は0本となり、バッフルフォーマボルトの照射誘起型応力腐食割れが炉内構造物の構造強度・機能の健全性に影響を与える可能性は小さいと考える。

バッフルフォーマボルト以外については、バッフルフォーマボルトに比べて、中性子照射量、応力、温度の実機条件が相対的に低いレベルであるため、照射誘起型応力腐食割れの発生の可能性はバッフルフォーマボルトより小さいと考える。さらに、照射誘起型応力腐食割れの感受性が相対的に高いと考えられるバッフルフォーマボルトにおいて照射誘起型応力腐食割れによる損傷は発生しないと評価されたことから、バッフルフォーマボルト以外においても照射誘起型応力腐食割れの発生の可能性は小さいと評価している。

4.4 高経年化への対応

炉内構造物の照射誘起型応力腐食割れについては、高経年化対策の観点から現状保全項目に追加すべき項目はない。

5. まとめ

5.1 審査ガイド等に対する確認結果

「2. 基本方針」で示す審査ガイド等記載事項に対して、高経年化に関する技術評価を適切に実施していることを確認した。照射誘起型応力腐食割れについての審査ガイド等記載事項との対比を表7に示す。

5.2 長期施設管理方針として策定する事項

今後も現状の保全方針により健全性を確認していくものとし、現状保全項目に高経年化対策の観点から追加すべきものはなく、長期施設管理方針として策定する事項はない。

表 7 (1/2) 照射誘起型応力腐食割れについての審査ガイド等記載事項との対比

ガイド	記載事項	技術評価結果
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド</p>	<p>3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点</p> <p>(1) 高経年化技術評価の審査</p> <p>⑫健全性の評価 実施ガイド 3. 1 ⑤に規定する期間の満了日までの期間について、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象の発生又は進展に係る健全性を評価していることを審査する。</p> <p>⑬現状保全の評価 健全性評価結果から現状の保全策の妥当性が評価されていることを審査する。</p> <p>⑭追加保全策の抽出 現状保全の評価結果から、現状保全に追加する必要がある新たな保全策が抽出されていることを審査する。</p> <p>(2) 長期施設管理方針の審査</p> <p>①長期施設管理方針の策定 すべての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。</p>	<p>「4. 技術評価」に示すとおり、バツフルフォーマボルトについて運転開始後 60 年時点を想定した健全性評価を実施した。</p> <p>「4.2 現状保全」に示すとおり、健全性評価結果から、現状の保全策が妥当であることを確認した。</p> <p>「4.4 高経年化への対応」に示すとおり、現状保全項目に、高経年化対策の観点から追加すべき新たな保全策はなかった。</p> <p>「4.4 高経年化への対応」に示すとおり、現状保全項目に、高経年化対策の観点から追加すべきものはなく、長期施設管理方針として策定する事項はなかった。</p> <p>「5.2 長期施設管理方針として策定する事項」に示すとおり、長期施設管理方針として策定する事項は抽出されなかった。</p>

表 7 (2/2) 照射誘起型応力腐食割れについての審査ガイド等記載事項との対比

ガイド	記載事項	技術評価結果
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド</p>	<p>3.1 高経年化技術評価の実施及び見直し 高経年化技術評価の実施及び見直しに当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>⑤抽出された高経年化対策上着目すべき経年劣化事象について、以下に規定する期間の満了日までの期間について機器・構造物の健全性評価を行うとともに、必要に応じ現状の施設管理に追加すべき保全策（以下「追加保全策」という。）を抽出すること。</p> <p>イ 実用炉規則第82条第1項の規定に基づく高経年化技術評価 プラントの運転を開始した日から60年間</p> <p>3.2 長期施設管理方針の策定及び変更 長期施設管理方針の策定及び変更にあたっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>①高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策（発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。）について、発電用原子炉ごとに、施設管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期施設管理方針を策定すること。</p> <p>なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期施設管理方針を策定すること。</p>	<p>「4. 技術評価」に示すとおり、バップルフォーマボルトについて運転開始後60年時点を想定した健全性評価を実施し、また、「4.4 高経年化への対応」に示すとおり、現状保全項目に、高経年化対策の観点から追加すべき新たな保全策はなかった。</p> <p>「4.4 高経年化への対応」に示すとおり、現状保全項目に、高経年化対策の観点から追加すべきものはなく、長期施設管理方針として策定する事項はなかった。</p> <p>「5.2 長期施設管理方針として策定する事項」に示すとおり、長期施設管理方針として策定する事項は抽出されなかった。</p>

別紙

- 別紙1. 1次冷却材の水質の管理値と実績について
- 別紙2. 炉内構造物の中性子照射量について
- 別紙3. 制御棒クラスタ被覆管の中性子照射量等について
- 別紙4. 炉心槽溶接部の亀裂安定性評価について

< 1次冷却材の水質の管理値と実績について >

1次冷却材の水質の管理値および実績値の例を表 1-1 に示す。

炉内構造物が接する 1次冷却材の水質については、「伊方発電所化学管理総括内規 細則 ー1 1次系化学管理細則」において、pH、電気伝導率、塩素イオン、フッ素イオン、溶存酸素、溶存水素、硫酸イオンの基準値および標準値を定め、定期的に水質分析を実施するとともに基準値を逸脱しないよう管理している。

基準値：「伊方発電所原子炉施設保安規定」に示す値、また水質がこれを超えるかまたは、そのおそれのある場合には、発電所設備の保修等を講じて、すみやかに回復に努める必要があることを示す値である。

標準値：発電所が正常な状態にあるとき達成可能な期待値であって、水質がこれを繰り返し超えるおそれのある場合は、その原因を調査し必要な措置を講ずる必要があることを示す値である。

表 1-1 伊方発電所 3号炉 1次冷却材の水質

項目	管理値	測定頻度	実績値 (測定結果)
	〔 上段：基準値 下段：標準値 〕		
pH (at 25°C)	4~11	日 1 回	7.89
	7.91*±0.5		
電気伝導率 (μS/cm at 25°C)	1~40	日 1 回	10.4
	12.0*±5		
塩素イオン (ppm)	0.15 以下	週 1 回	<0.01
	0.05 以下		
フッ素イオン (ppm)	0.15 以下	週 1 回	<0.01
	0.05 以下		
溶存酸素 (ppm)	0.1 以下	月 2 回	<0.005
	0.005 以下		
溶存水素 (cm ³ -STP/kg・H ₂ O)	15~50	週 1 回	29.7
	25~35		
硫酸イオン (ppm)	—	週 1 回	<0.01
	0.05 以下		

試料採取日：2023年2月20日、22日

(2月23日より第16回定期検査を開始したため、第16サイクル末期のデータを転記したもので、特異なデータではない。)

*：試料採取日のほう素濃度、リチウム濃度およびアンモニア濃度から推定される値。

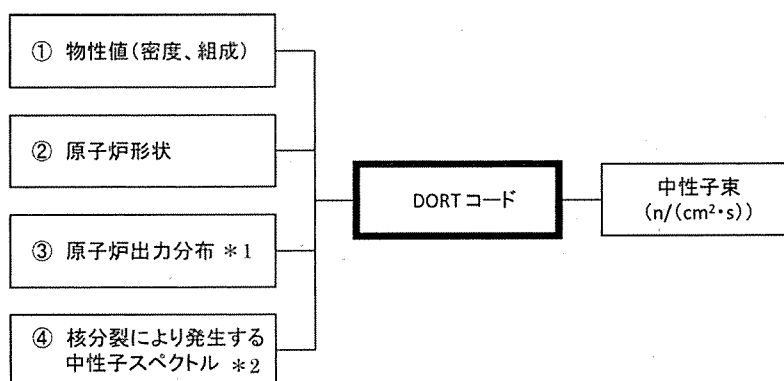
< 炉内構造物の中性子照射量について >

炉内構造物各部における現時点（2020年3月末時点）および運転開始後60年時点での中性子照射量（ $E > 0.1\text{MeV}$ ）の算出過程およびその結果を以下に示す。

1. 概要

中性子照射量は、炉内構造物各部における中性子束（ $E > 0.1\text{MeV}$ ）を2次元輸送計算コード（DORT (Ver. 3.2)）により算出し、これに運転時間を掛けることで中性子照射量を求めている。

DORTコードは、米国のオークリッジ国立研究所で開発された中性子輸送方程式を数値的に解くコードであり、入力パラメータは以下のとおりである。



*1: これまでの運転サイクルにおける原子炉出力分布の平均値を用いて原子炉熱出力に相当する分のエネルギー（中性子発生個数）を入力している。

*2: 燃料（ウラン235）が核分裂により発生する中性子発生個数とエネルギー（物性値）を入力している。

2. 算出過程

(1) 炉心バップル、炉心バップル取付板、バップルフォーマボルト、バレルフォーマボルト、炉心槽、熱遮へい体、熱遮へい体取付ボルトの場合

① 炉内構造物主要部位における代表中性子束（ ϕ_{max} ）を、原子炉熱出力の軸方向分布の最大となる位置の炉心の水平断面形状での計算（ R, θ 計算^{*3}）（図2-1）により算出する。

*3: 炉心バップルについては、 R, θ 座標系の代わりに X, Y 座標系を用いた計算を行う。

②水平断面形状での計算（R、 θ 計算）（図 2-1）および垂直断面形状での計算（R、Z 計算）（図 2-2）により算出した中性子束を基に、水平方向の補正係数（ f_r 、 f_θ ）と垂直方向の補正係数（ f_z ）を算出し、代表中性子束（ ϕ_{max} ）を補正することで炉内構造物各部位における中性子束分布を算出する。

$$\phi(r, \theta, z) = \phi_{max} \times f_r \times f_\theta \times f_z$$

$\phi(r, \theta, z)$: 中性子束分布
 ϕ_{max} : 代表中性子束
 f_r : 半径方向の補正係数
 f_θ : 周方向の補正係数
 f_z : 軸方向の補正係数

なお、炉心領域に示す円弧より外側に燃料集合体を配置したモデルにて算出する。内側の燃料集合体による放射線は最外周およびその 1 つ内側の燃料集合体に遮蔽され、炉心外にほとんど出ないため、炉心領域外側への照射量に与える影響が大きい最外周の燃料集合体およびその 1 つ内側の燃料集合体までをモデル化している。なお、円弧より内側の燃料集合体で発生する中性子は円弧の境界条件を反射条件に設定することで考慮している。本解析モデルは工事計画認可申請書でも使用しているモデルである。

(2) 上部炉心板、上部燃料集合体案内ピン、下部炉心板、下部燃料集合体案内ピン、下部炉心支持柱の場合

- ①炉内構造物主要部位における代表中性子束（ ϕ_{max} ）を、垂直断面形状での計算（R、Z 計算）（図 2-2）により算出する。
- ②垂直断面形状での計算（R、Z 計算）（図 2-2）により算出した中性子束を基に、水平方向の補正係数（ f_r ）と垂直方向の補正係数（ f_z ）を算出し、代表中性子束（ ϕ_{max} ）を補正することで炉内構造物各部位における中性子束分布を算出する。

$$\phi(r, z) = \phi_{max} \times f_r \times f_z$$

$\phi(r, z)$: 中性子束分布
 ϕ_{max} : 代表中性子束
 f_r : 半径方向の補正係数
 f_z : 軸方向の補正係数

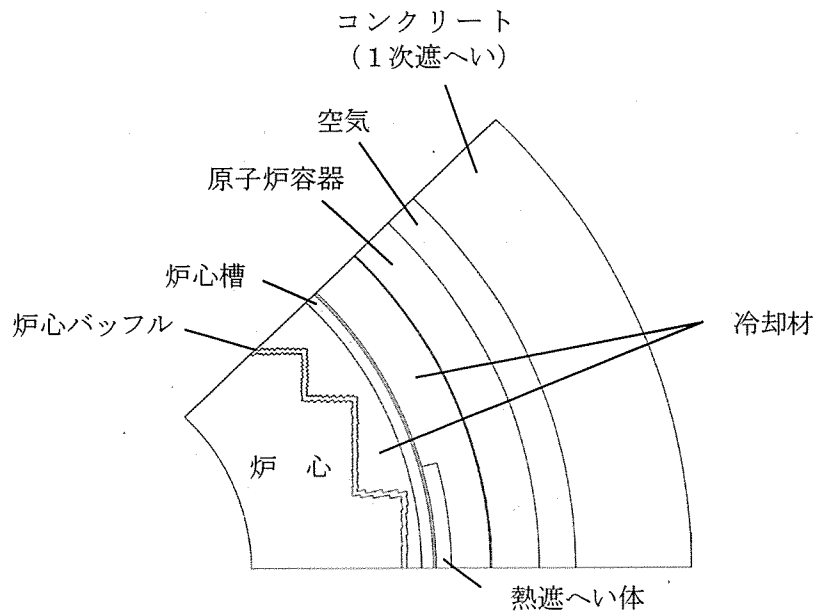


図 2-1 水平断面形状図 (R、 θ 計算)

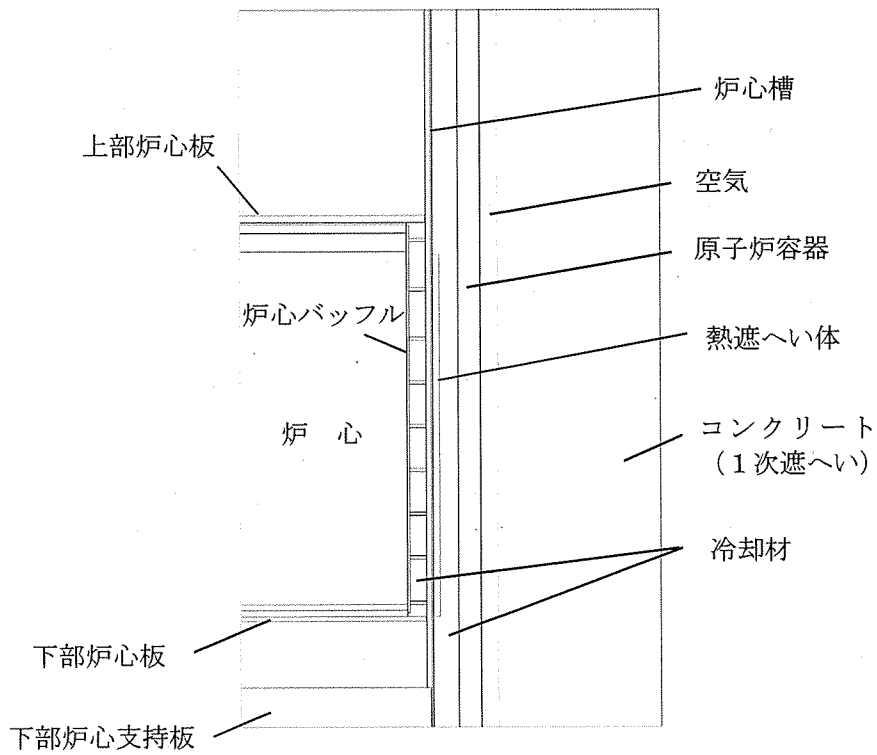


図 2-2 垂直断面形状図 (R、Z 計算)

(3) MOX 燃料装荷の考慮

MOX 燃料装荷以降 (13.5EFPY 以降) の中性子束は、MOX 燃料導入に係る工事計画にて実績のある方法として、実績炉心の中性子束の 1.1 倍として評価した。

MOX 燃料を導入した場合において、炉内構造物の中性子照射量に最も影響が出るのは MOX 新燃料が炉心の最外周に配置されている場合であり、炉内構造物の中性子束については、U-235 と Pu-239 の特性の違いや、MOX 燃料の装荷割合が 1 / 4 以下であることを考慮して UO₂ 燃料の炉心と比べ 1.1 倍とした。

3. 算出結果

以上により算出した炉内構造物主要部位における中性子束に対し、運転開始から現時点（2020年3月末時点）までの運転時間約14.9万時間（17.0EFPY）、および運転開始後60年時点までの運転時間約45.3万時間（51.7EFPY）をそれぞれ乗じることで、現時点（2020年3月末時点）および運転開始後60年時点の中性子照射量を算出した。表2-1に算出結果を示す。

表 2-1 中性子照射量算出結果 (E>0.1MeV)

部位	現時点（2020年3月末時点）の中性子照射量 [n/cm ²]	運転開始後60年時点の 中性子照射量 [n/cm ²]
バップルフォーマボルト	約 4×10^{22}	約 1×10^{23}
炉心バップル	約 4×10^{22}	約 1×10^{23}
炉心バップル取付板	約 4×10^{22}	約 1×10^{23}
バレルフォーマボルト	約 6×10^{21}	約 2×10^{22}
炉心槽	約 8×10^{21}	約 3×10^{22}
上部炉心板	約 5×10^{20}	約 2×10^{21}
上部燃料集合体案内ピン	約 5×10^{20}	約 2×10^{21}
下部燃料集合体案内ピン	約 3×10^{21}	約 1×10^{22}
下部炉心板	約 3×10^{21}	約 1×10^{22}
下部炉心支持柱	約 2×10^{21}	約 5×10^{21}
熱遮へい体	約 4×10^{21}	約 1×10^{22}
熱遮へい体取付ボルト	約 4×10^{21}	約 1×10^{22}

本解析については、類似の解析モデルの解析値と実測値との比較を行い、両者が概ね一致していることを確認することにより、本解析の妥当性を確認している。

具体的には、Reactor Dosimetry in the 21st Century (World Scientific) pp.59-66 「Three Dimensional Radiation Transport Analyses in PWR with TORT and MCNP」2002における、サーベイランス試験片の実測放射能濃度と DORT コードによる解析結果との比較において、実測値に対する解析値の比が0.98~1.05と概ね一致しており、本解析コードが放射線束分布を適切に模擬できていることを確認している。

また、本解析で用いている解析コードおよび解析モデルは、原子炉容器の監視試験実施時の照射量の評価にも用いており、監視試験片の中性子照射量の実測値と解析から求めた中性子照射量に大きな相違がないことを確認している。

<制御棒クラスタ被覆管の中性子照射量等について>

制御棒クラスタの被覆管の材料名、中性子照射量および保全内容を下記に示す。

被覆管の材料：SUS304 相当

供用期間中の最大の中性子照射量： $5 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$ ($E > 0.625 \text{eV}$)

保全内容：制御棒クラスタ 1 本毎に累積の中性子照射量を管理し、累積中性子照射量が $5 \times 10^{22} \text{n/cm}^2$ に達する前に取り替える運用としている。制御棒クラスタの取替実績を下表に示す。

時期	体数 (体)
第 1 3 回定期検査時 (2011～2016年度)	8
第 1 4 回定期検査時 (2017～2018年度)	24
第 1 5 回定期検査時 (2019～2021年度)	16

(注) 当初より全数改良型 (被覆管へのCrメッキおよび中性子吸収体先端部の細径化) を使用

< 炉心槽溶接部の亀裂安定性評価について >

炉心槽溶接部は、バッフルフォーマボルトと比べて照射量が低く、照射誘起型応力腐食割れが発生する可能性は小さいと考えられるが、本別紙では有意な欠陥が存在した場合を仮定し、地震が生じたときに亀裂の不安定破壊が生じないことを確認する。評価は亀裂の応力拡大係数と破壊靱性値の比較により行う。

1. 評価方法

想定欠陥は維持規格を準用し、図4-1のように炉心槽内面側の溶接線に全周亀裂を想定した。

通常運転時の応力拡大係数の評価は、FEM解析（2次元断面モデル）によって行い、機械荷重による応力、熱応力および溶接時の残留応力（溶接タイプ：電子ビーム溶接）を考慮した。なお、保守的に評価を行うため、照射下クリープによる応力緩和は考慮していない。

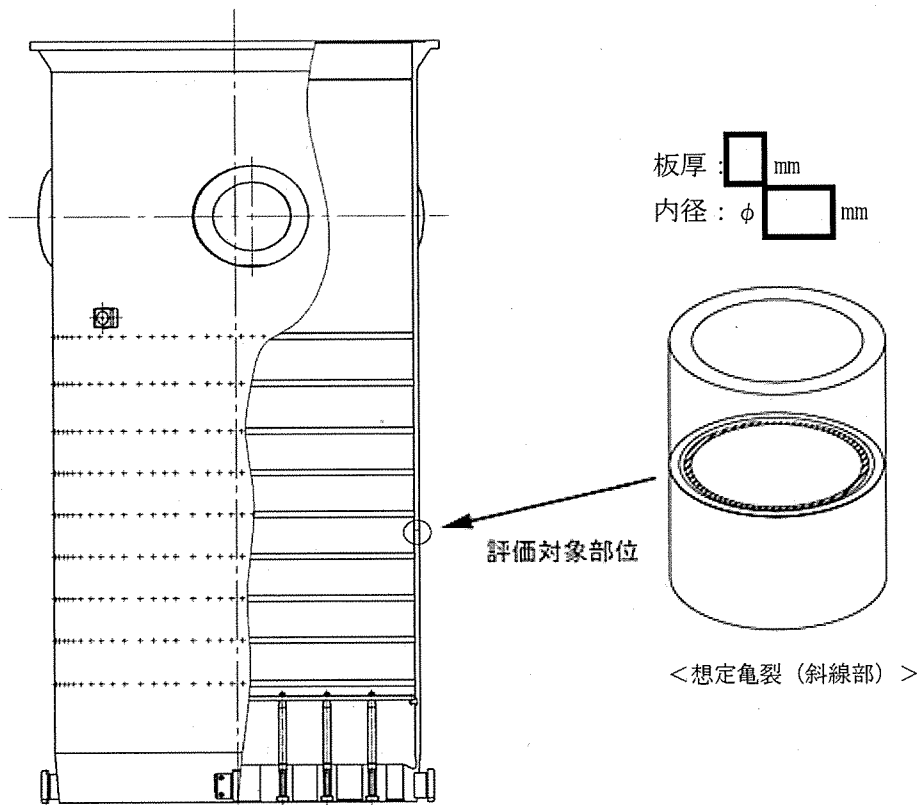
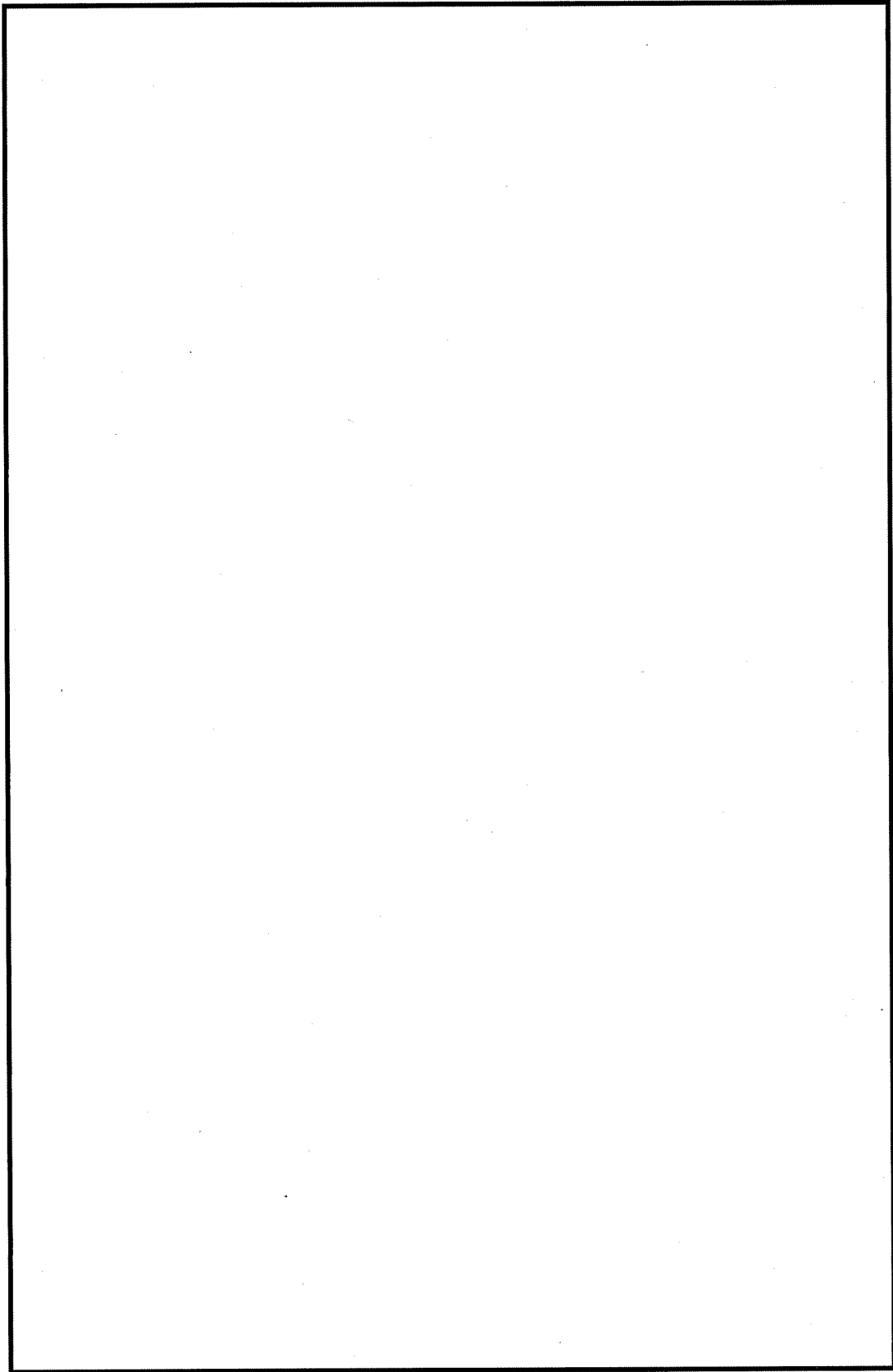


図4-1 炉心槽溶接部全周亀裂のイメージ

溶接時の残留応力は、材料の弾塑性を考慮した非定常解析、弾塑性解析により評価した。解析モデルは実機の炉心槽溶接部を模擬し、モデル化範囲は溶接部の応力評価に影響がないよう十分に大きく設定した。溶接部の溶接パス数、および順序は実機の施工実績を基に設定し、入熱条件（溶接速度等）は実機の溶接条件を基に設定した。

解析から得られた溶接部断面の残留応力分布を図4-2に示す。

なお、解析手法の妥当性については、モックアップ試験との比較により確認している
[1]、[2]。



地震時の応力拡大係数は維持規格に記載の円筒形構造物内面に全周亀裂を想定した場合の評価式を用いた。地震による応力は、伊方3号炉の基準地震動 S_S によるものとして、21.8MPaを用いた。

不安定破壊の評価に用いる破壊靱性値は、(財)発電設備技術検査協会の「プラント長寿命化技術開発」で得られた照射ステンレス鋼の J_{IC} 試験結果を用いて、 J_{IC} 最下限値14kJ/m²から算出した破壊靱性値 $K_{IC} = 51 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ を用いた。

2. 評価結果

炉心槽溶接部の応力拡大係数の計算結果を図4-3に示す。応力拡大係数は亀裂深さが板厚の約0.2倍の時に最大値36.1MPa $\sqrt{\text{m}}$ となり、破壊靱性値 $K_{IC}: 51 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ に対して十分小さい値であった。

以上の結果から、仮に炉心槽溶接部に亀裂が生じたとしても不安定破壊は生じないと評価している。

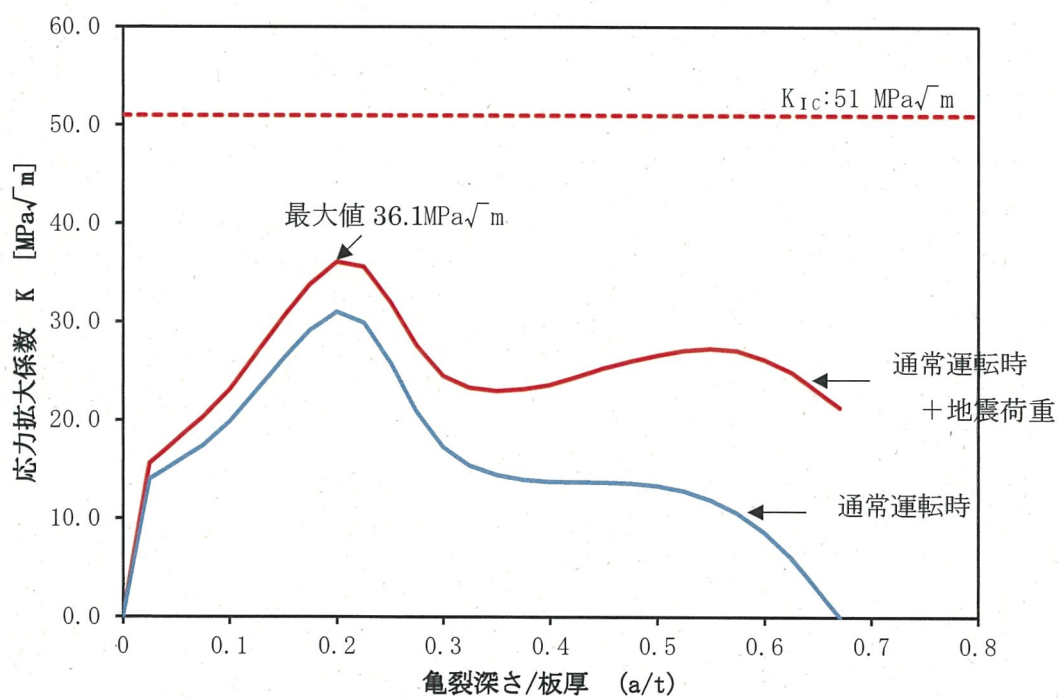


図4-3 炉心槽溶接部の応力拡大係数と亀裂深さの関係

参考文献

- [1]最上 雄一, 小川 直輝, 松原 亨, 炉心そう電子ビーム溶接部に対する残留応力評価, 日本機械学会 M&M材料力学カンファレンス講演論文集, GS29 (2012).
- [2]Y. Mogami, N. Ogawa, T. Matsubara, “IASCC evaluation of Core Barrel weld line in PWR”, Proceedings of the International Symposium on FONTEVRAUD 8, SFEN, French Nuclear Energy Society, O T02 142 (2014).

伊方発電所3号炉審査資料	
資料番号	SIN3-PLM30-熱時効

伊方発電所3号炉 高経年化技術評価
(2相ステンレス鋼の熱時効)

補足説明資料

令和5年11月
四国電力株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は機密に係る
事項ですので公開することはできません。

目次

1. 概要	1
2. 基本方針	1
3. 評価対象と評価手法	3
3.1 評価対象機器・対象部位の選定	3
3.2 評価手法	14
4. 代表機器の技術評価	15
4.1 健全性評価	15
4.2 現状保全	27
4.3 総合評価	27
4.4 高経年化への対応	28
5. 代表機器以外の技術評価	29
6. まとめ	30
6.1 審査ガイド等に対する確認結果	30
6.2 長期施設管理方針として策定する事項	31
別紙 1. 熱時効評価対象スクリーニングの詳細プロセス	1-1
別紙 2. 1次冷却材ポンプの構造および評価部位	2-1
別紙 3. NUREG/CR-4513R2 を用いたフェライト量および亀裂安定性評価	3-1
別紙 4. EPRI の簡易式と FEM による亀裂進展力 (Japp) の比較	4-1
別紙 5. 亀裂安定性評価における重大事故時のプラント条件の考慮	5-1
別紙 6. 破断前漏えい概念を適用している配管系に対する熱時効の影響	6-1
別紙 7. 代表評価機器以外の機器に対する製造時の検査内容および現状保全の内容	7-1
別紙 8. 代表機器以外の機器に対する技術評価	8-1
別紙 9. 評価対象外機器の使用温度の根拠	9-1
別紙 10. 電力共通研究における亀裂進展試験の条件について	10-1

1. 概要

本資料は、「実用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則」第82条第1項の規定に基づき実施した高経年化技術評価のうち、2相ステンレス鋼の熱時効の評価結果について、補足説明するものである。

1次冷却材管等に使用している2相ステンレス鋼（ステンレス鋼鋳鋼）は、オーステナイト相中に一部フェライト相を含む2相組織であるため、運転中の系統機器が高温の場合に時間とともにフェライト相内でより安定な組織形態へ移行しようとする相分離が起こること（熱時効）により、材料の靱性の低下等、材料特性変化を起こす。

熱時効による靱性低下への影響は、フェライト量が多く、使用温度が高いほど大きくなる。また、使用条件としては、応力（荷重）が大きいほど健全性評価への影響は大きくなる。

そのため、破壊力学的手法による亀裂の安定性評価を実施することにより、ステンレス鋼鋳鋼製の使用温度が高い機器で、フェライト量が多く、応力が大きい部位が不安定破壊せず健全であることを確認することが必要である。

したがって、フェライト量の多寡および応力条件の観点で評価対象機器・対象部位を選定し、熱時効の代表評価点は1次冷却材管ホットレグ直管およびSG入口50°エルボとして「4. 代表機器の技術評価」にて評価を実施する。

2. 基本方針

2相ステンレス鋼の熱時効に対する評価の基本方針は、「実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド」および「実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド」の記載事項（以下、「審査ガイド等記載事項」という。）を踏まえ、評価機器について運転開始後60年時点までの期間における2相ステンレス鋼の熱時効に対して、高経年化に関する技術評価を適切に実施し、その結果に基づき長期施設管理方針を適切に策定していることを確認することである。

2相ステンレス鋼の熱時効についての審査ガイド等記載事項を表1に整理する。

表1 2相ステンレス鋼の熱時効についての審査ガイド等記載事項

審査基準、ガイド	記載事項
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド</p>	<p>3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点</p> <p>(1) 高経年化技術評価の審査</p> <p>⑫健全性の評価 実施ガイド3. 1⑤に規定する期間の満了日までの期間について、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象の発生又は進展に係る健全性を評価していることを審査する。</p> <p>⑬現状保全の評価 健全性評価結果から現状の保全策の妥当性が評価されていることを審査する。</p> <p>⑭追加保全策の抽出 現状保全の評価結果から、現状保全に追加する必要がある新たな保全策が抽出されていることを審査する。</p> <p>(2) 長期施設管理方針の審査</p> <p>①長期施設管理方針の策定 すべての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。</p>
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド</p>	<p>3. 1 高経年化技術評価の実施及び見直し 高経年化技術評価の実施及び見直しに当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>⑤抽出された高経年化対策上着目すべき経年劣化事象について、以下に規定する期間の満了日までの期間について機器・構造物の健全性評価を行うとともに、必要に応じ現状の施設管理に追加すべき保全策（以下「追加保全策」という。）を抽出すること。</p> <p>イ 実用炉規則第82条第1項の規定に基づく高経年化技術評価プラントの運転を開始した日から60年間</p> <p>3. 2 長期施設管理方針の策定及び変更 長期施設管理方針の策定及び変更に当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>①高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策（発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。）について、発電用原子炉ごとに、施設管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期施設管理方針を策定すること。</p> <p>なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期施設管理方針を策定すること。</p>

3. 評価対象と評価手法

2相ステンレス鋼の熱時効評価フローを図1に示す。熱時効の評価に当たっては評価フローに沿って評価を実施する。

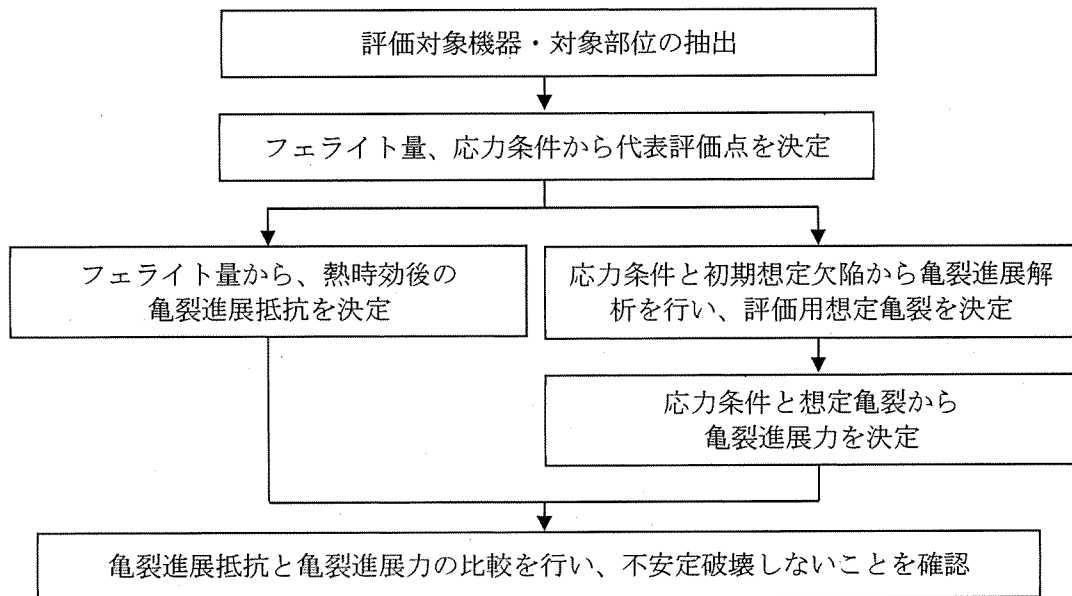


図1 2相ステンレス鋼の熱時効評価フロー

3.1 評価対象機器・対象部位の選定

(1) 評価対象機器・対象部位の抽出

熱時効の評価対象機器・対象部位については、「日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準：2008 (AESJ-SC-P005:2008)」に基づき、以下の条件を含んだ機器、部位を評価対象として抽出する。

- 使用温度が 250°C以上
- 使用材料が 2相ステンレス鋼
- 亀裂の原因となる経年劣化事象の発生が想定される。

熱時効評価対象スクリーニングフローを図2に示す。また、スクリーニングの詳細プロセスを別紙1に示す。

なお、スクリーニングフローにおける「亀裂の原因となる経年劣化事象」とは、疲労割れまたは応力腐食割れが想定されるか否かについて確認を実施している。

熱時効評価対象のスクリーニング結果一覧を表2に示す。

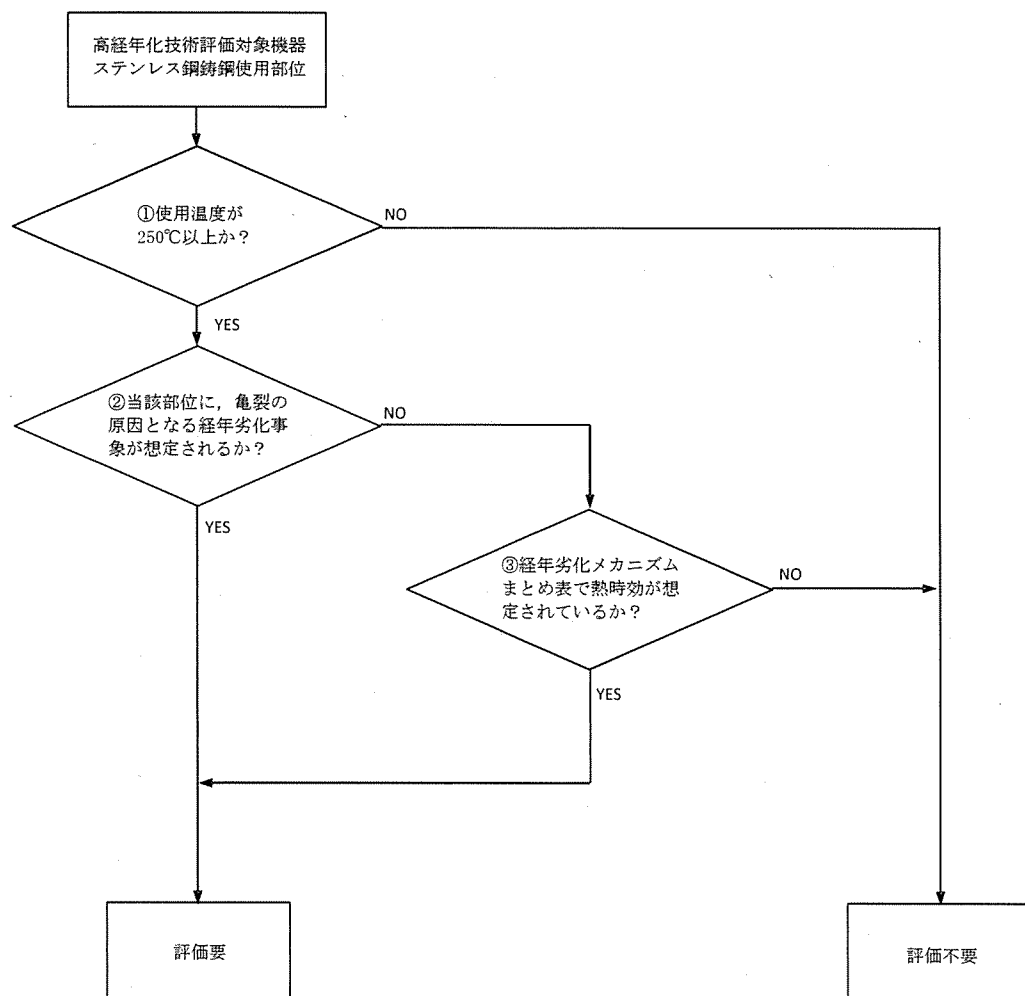


図2 熱時効評価対象スクリーニングフロー

表2 熱時効評価対象のスクリーニング結果一覧 (その1)

機種	機器	部位	①最高使用温度	①使用温度	②亀裂を想定?	③熱時効想定?	PLM評価	評価根拠
ポンプ	海水ポンプ	羽根車	約 50℃	-	-	-	不要	A
		吐出曲管	約 50℃	-	-	-	不要	A
		吐出管	約 50℃	-	-	-	不要	A
		案内羽根	約 50℃	-	-	-	不要	A
		中間軸受箱	約 50℃	-	-	-	不要	A
		軸受箱	約 50℃	-	-	-	不要	A
		吸込口	約 50℃	-	-	-	不要	A
		振れ止め台	約 50℃	-	-	-	不要	A
	余熱除去ポンプ	羽根車	約 200℃	-	-	-	不要	A
		ケーシング	約 200℃	-	-	-	不要	A
		ケーシングカバー	約 200℃	-	-	-	不要	A
	原子炉補機冷却水ポンプ	羽根車	約 95℃	-	-	-	不要	A
	電動補助給水ポンプ	羽根車	約 40℃	-	-	-	不要	A
		ケーシング	約 40℃	-	-	-	不要	A
	給水ブースターポンプ	羽根車	約 205℃	-	-	-	不要	A
		第1段ケーシング	約 205℃	-	-	-	不要	A
		吐出・中間ボウル	約 205℃	-	-	-	不要	A
		吸込ベル	約 205℃	-	-	-	不要	A
	1次冷却材ポンプ	羽根車	約 343℃	約 284℃	×	○	要	C
		ケーシング	約 343℃	約 284℃	○	→	要	D
配管	1次冷却材管	直管	約 343℃	(高温側)約 321℃ (低温側)約 284℃	○	→	要	D
		エルボ	約 343℃	(高温側)約 321℃ (低温側)約 284℃	○	→	要	D
仕切弁	余熱除去系第1入口弁	弁箱	約 343℃	約 321℃	○	→	要	D
		弁蓋	約 343℃	約 321℃	×	○	要	C
		弁体	約 343℃	約 321℃	×	×	不要	B
	AFWPミニフロー・フルフローライン補助給水タンク入口弁	弁箱	約 40℃	-	-	-	不要	A
		弁蓋	約 40℃	-	-	-	不要	A
玉形弁	濃縮液循環弁	弁箱	約 40℃	-	-	-	不要	A
		弁体	約 40℃	-	-	-	不要	A
バタフライ弁	余熱除去冷却器出口流量調整弁	弁箱(弁座と一体)	約 200℃	-	-	-	不要	A
		弁体	約 200℃	-	-	-	不要	A
	濃縮液ポンプ入口弁	弁箱	約 150℃	-	-	-	不要	A
		弁蓋	約 150℃	-	-	-	不要	A
		弁体	約 150℃	-	-	-	不要	A
	格納容器水素バージ給気ライン第2隔離弁	弁箱	約 132℃	-	-	-	不要	A
		弁蓋	約 132℃	-	-	-	不要	A
		弁体	約 132℃	-	-	-	不要	A
	海水ポンプ出口弁	弁体	約 50℃	-	-	-	不要	A

<評価根拠>

A: 使用温度が 250℃未満である。(評価不要)

B: 亀裂の原因となる経年劣化事象が想定されない。また、経年劣化メカニズムまとめ表で熱時効が想定されていない。(評価不要)

C: 亀裂の原因となる経年劣化事象が想定されない。但し、経年劣化メカニズムまとめ表で熱時効が想定されている。(評価要)

D: 亀裂の原因となる経年劣化事象が想定される。(評価要)

表2 熱時効評価対象のスクリーニング結果一覧 (その2)

機種	機器	部位	①最高使用温度	①使用温度	②亀裂を想定?	③熱時効想定?	PLM評価	評価根拠
ダイヤフラム弁	格納容器冷却材ドレンポンプ	弁箱	約 132℃	-	-	-	不要	A
	出口ライン第1隔離弁	弁蓋	約 132℃	-	-	-	不要	A
	炉内核計装装置ガスパーージャイン第1隔離弁	弁箱	約 132℃	-	-	-	不要	A
		弁蓋	約 132℃	-	-	-	不要	A
	格納容器冷却材ドレンタンク	弁蓋	約 132℃	-	-	-	不要	A
	ベント第1隔離弁	弁蓋	約 132℃	-	-	-	不要	A
スイング逆止弁	海水ポンプ軸受潤滑水供給ライン止弁	弁蓋	約 50℃	-	-	-	不要	A
	蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁	弁箱	約 343℃	約 284℃以下	○	→	要	D
安全弁	加圧器逃がしタンク補給水ライン隔離逆止弁	弁箱	約 132℃	-	-	-	不要	A
	加圧器安全弁	弁箱	約 360℃	100℃以下	×	×	不要	A
	蓄圧タンク安全弁	弁箱 弁蓋	約 150℃ 約 150℃	- -	- -	- -	不要 不要	A A
タービン設備	高压タービン	インナーグランド本体	約 205℃	-	-	-	不要	A
	低压タービン	静翼 (13~15 段翼)	約 115℃	-	-	-	不要	A
	主油ポンプ	羽根車	約 80℃	-	-	-	不要	A
	タービン 動主給水ポンプ 駆動タービン	車室 高压ノズル室	約 291℃ 約 291℃	約 170℃ 約 170℃	- -	- -	不要 不要	A A
空調設備	空調用冷凍機 (空調用冷水ポンプ)	羽根車	約 45℃	-	-	-	不要	A
機械設備	制御用空気圧縮機 (制御用空気除湿装置 四方弁)	弁箱	約 300℃	約 200℃	-	-	不要	A
		弁蓋	約 300℃	約 200℃	-	-	不要	A
		弁体	約 300℃	約 200℃	-	-	不要	A
	制御棒クラスタ	スパイダー	約 343℃	約 321℃	×	○	要	C
		ペーン	約 343℃	約 321℃	×	○	要	C
		フィンガ	約 343℃	約 321℃	×	○	要	C
	廃液蒸発装置	濃縮液ポンプ (羽根車)	約 150℃	-	-	-	不要	A
		濃縮液ポンプ (ケーシング)	約 150℃	-	-	-	不要	A
		蒸留水ポンプ (羽根車)	約 150℃	-	-	-	不要	A
		蒸留水ポンプ (ケーシング)	約 150℃	-	-	-	不要	A
	セメント固化設備 (濃縮器循環ポンプ)	羽根車	約 120℃	-	-	-	不要	A
		ケーシング	約 120℃	-	-	-	不要	A
	雑固体焼却設備 (弁)	弁箱	約 250℃	約 230℃	×	×	不要	A
弁蓋		約 250℃	約 230℃	×	×	不要	A	
弁体		約 250℃	約 230℃	×	×	不要	A	
電源設備	非常用ガスタービン発電機 (ガスタービン)	排気ディフューザ	約 609℃	約 510℃	×	×	不要	B
	非常用ガスタービン発電機 (燃料油移送ポンプ)	羽根車	約 40℃	-	-	-	不要	A
		ケーシング	約 40℃	-	-	-	不要	A

<評価根拠>	
A: 使用温度が 250℃未満である。(評価不要)	
B: 亀裂の原因となる経年劣化事象が想定されない。また、経年劣化メカニズムまとめ表で熱時効が想定されていない。(評価不要)	
C: 亀裂の原因となる経年劣化事象が想定されない。但し、経年劣化メカニズムまとめ表で熱時効が想定されている。(評価要)	
D: 亀裂の原因となる経年劣化事象が想定される。(評価要)	

熱時効評価対象のスクリーニングの結果、評価要となった機器のうち亀裂が想定される部位についてフェライト量および応力条件で整理し比較すると、1次冷却材管は使用温度が高く、発生応力は大きいことが分かる。フェライト量^{※1}については、1次冷却材管に比べて1次冷却材ポンプケーシングの方が多いが、「日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準:2015 (AESJ-SC-P005:2015)」で示されている評価対象の条件であるフェライト量 14%よりは小さい程度の量である。弁のフェライト量は多いが、弁は接続される配管と比較して厚板に製造されていることから発生応力は小さく、また、製造時の非破壊検査で有意な欠陥がないことを確認するとともに、疲労割れが発生する可能性が小さいことを確認している。

このため、代表評価対象機器は発生応力の大きい1次冷却材管とする。なお、評価に際しては、発生応力の大きい1次冷却材管に直接接続する機器である1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量も考慮して行い、フェライト量が健全性に及ぼす影響を確認する。

熱時効の代表評価対象機器選定結果を表3に示す。

※1：フェライト量算出にあたっては、製造時の材料成分を用いて「Standard Practice for Steel Casting, Austenitic Alloy, Estimating Ferrite Content Thereof (ASTM A800/A800M-14)」(以下「ASTM A800」という。)に示される線図により算出した。

表3 熱時効の代表評価機器選定表

機種	機器	部位	使用温度 (°C)	亀裂の 原因	フェライト量 (%) ※1, 2	発生応力 (MPa) ※2	選定 結果	備考 (選定理由)
ポンプ	1次冷却材 ポンプ	羽根車	約 284	—	約 12.2	約 46		1次冷却材ポンプの羽根車について、過去に亀裂に関する不具合は発生しておらず亀裂の原因となる経年劣化事象はない。また、製造時の非破壊検査で有意な欠陥がないことを確認している。羽根車は耐圧部ではなく、亀裂の原因となる経年劣化事象の発生は想定されない。発生応力も小さいため代表評価機器とはしない。
		ケーシング	約 284	疲労割れ	約 12.4	約 119		疲労割れによる亀裂が想定されるが、疲労評価上も許容値を満足するため亀裂が発生する可能性は小さい。また、製造時の非破壊検査で有意な欠陥がないことを確認している。高経年1次冷却材管と比較するとフェライト量は多いが、「日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準：2015 (AESJ-SC-P005:2015)」で示されている評価対象の条件であるフェライト量よりは小さい程度であるため、代表評価機器とはしない。ただし、1次冷却材管に直接接続する機器であるため、1次冷却材管の評価に1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を考慮し、フェライト量が健全性に及ぼす影響を確認する。
配管	1次冷却材 管	直管、 エルボ	約 321 / 約 284	疲労割れ 応力腐食 割れ	約 10.7	約 194	○	疲労割れによる亀裂が想定されるが、疲労評価上も許容値を満足するため亀裂が発生する可能性は小さい。また、製造時の非破壊検査で有意な欠陥がないことを確認している。応力腐食割れについては、高温で使用する場合は水質管理を実施しており発生する可能性は小さい。 1次冷却材ポンプケーシングと比較するとフェライト量は少ないが、発生応力が大きいため、1次冷却材管を代表とする。
仕切弁	余熱除去系 第1入口弁	弁箱、 弁蓋	約 321	疲労割れ	約 11.8	約 113		疲労割れによる亀裂が想定されるが、疲労評価上も許容値を満足するため亀裂が発生する可能性は小さい。また、弁は接続される配管と比較して厚板に製造されていることから発生応力は小さく、製造時の非破壊検査で有意な欠陥がないことを確認している。亀裂の発生、進展の可能性は小さく、1次冷却材管の発生応力に包絡されるため代表評価機器とはしない。
スイング 逆止弁	蓄圧タンク 出口注入ラ イン第1逆 止弁	弁箱	約 284	疲労割れ	約 10.3	約 114		疲労割れによる亀裂が想定されるが、疲労評価上も許容値を満足するため亀裂が発生する可能性は小さい。また、弁は接続される配管と比較して厚板に製造されていることから発生応力は小さく、製造時の非破壊検査で有意な欠陥がないことを確認している。亀裂の発生、進展の可能性は小さく、1次冷却材管の発生応力に包絡されるため代表評価機器とはしない。
機械設備	制御棒 クランプ	スパイダ、 ペーン、 フィンガ	約 321	—	約 13.7	約 28		制御棒クランプのスパイダ組立体について、過去に亀裂に関する不具合は発生しておらず亀裂の原因となる経年劣化事象はない。また、製造時に内部欠陥をなくす処理をしている。スパイダ組立体は耐圧部ではなく、亀裂の原因となる経年劣化事象の発生は想定されない。発生応力も小さいため代表評価機器とはしない。

※1：フェライト量算出にあたっては、製造時の材料成分を用いて「Standard Practice for Steel Casting, Austenitic Alloy, Estimating Ferrite Content Thereof (ASTM A800/A800M-14)」(以下「ASTM A800」という。)に示される線図により算出した。

※2：対象機器が系統毎に複数ある場合、同一機能を持った機器が複数ある場合は、最も値の大きい機器を記載している。

(2) 代表評価点の決定

伊方3号炉で熱時効の代表評価対象機器とした1次冷却材管を構成する2相ステンレス鋼(ステンレス鋼鋳鋼)各部位を図3に示す。また、各部位のフェライト量および応力の一覧を表4に示す。

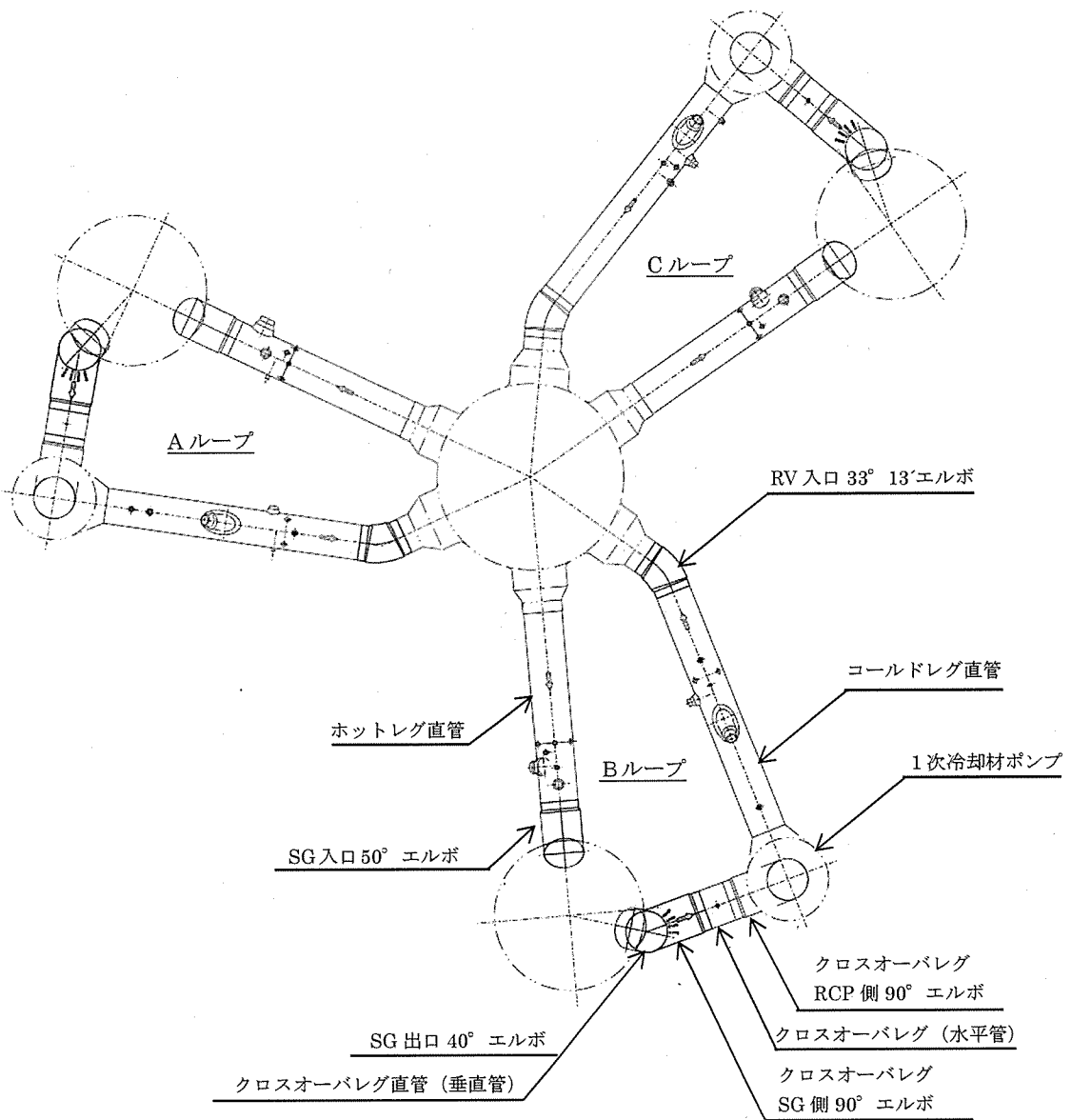


図3 1次冷却材管の熱時効評価対象部位

表4 1次冷却材管構成品のフェライト量および応力一覧

	部位	使用温度 (°C)	フェライト量 (%) ※1、2	応力 (MPa) ※2、3	選定
①	ホットレグ直管	321.1	約 10.1	194	○
②	SG 入口 50° エルボ	321.1	約 10.7	136※4	○
③	SG 出口 40° エルボ	283.6	約 10.0	85	
④	クロスオーバーレグ直管(垂直管)	283.6	約 9.8	74	
⑤	クロスオーバーレグ SG 側 90° エルボ	283.6	約 9.7	68	
⑥	クロスオーバーレグ直管(水平管)	283.6	約 9.8	65	
⑦	クロスオーバーレグ RCP 側 90° エルボ	283.6	約 9.5	81	
⑧	コールドレグ直管	283.6	約 9.5	119	
⑨	RV 入口 33° 13' エルボ	283.6	約 10.0	102	
⑩	1次冷却材ポンプケーシング	283.6	約 12.4	119	○

※1：フェライト量算出にあたっては、製造時の材料成分を用いて「ASTM A800」に示される線図により算出した。

※2：対象機器が系統毎に複数ある場合、同一機能を持った機器が複数ある場合は、最も値の大きい機器を記載している。

※3：応力は供用状態A、Bでの内圧、自重、熱膨張荷重、地震荷重(Ss)を用いて算出した。なお、重大事故等時の応力条件でも選定結果が変わらないことを確認している。

※4：直管形状の応力を示す。曲がり部の応力は129MPa。

熱時効の代表評価点は、応力が最も大きい部位としてホットレグ直管を、フェライト量が最も多い部位およびエルボで応力が高くなると考えられる部位として SG 入口 50° エルボを選定した。なお、SG 入口 50° エルボの代表評価点は直管形状部(応力：136MPa)ではなく、曲がり部(応力：129MPa)とする。また、評価に際しては、発生応力の大きい1次冷却材管に直接接続する機器である1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量も考慮することとし、1次冷却材管の中で最も応力が大きいホットレグ直管についてフェライト量のみ1次冷却材ポンプケーシングの値を用いた評価を行い、フェライト量が健全性に及ぼす影響を確認する。なお、ホットレグ直管に1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を考慮した評価が、代表評価点の応力とフェライト量を包絡させた条件である。

各部位の詳細な応力値を表5に、フェライト量算出に用いた材料成分を表6に示す。フェライト量は、「ASTM A800」に基づき表6に示す材料成分表および図4-1により算出した。また、1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を考慮した評価を実施することから、1次冷却材ポンプケーシングの応力値およびフェライト量も合わせて表5、表6および図4-2に示す。なお、1次冷却材ポンプケーシングの構造および評価部位を別紙2に示す。

なお、ASTM A800の他にフェライト量の算出方法として「Estimation of Fracture

Toughness of Cast Stainless Steels during Thermal Aging in LWR Systems (NUREG/CR-4513, ANL-15/08, Revision2)」(以下、「NUREG/CR-4513R2」という。)で紹介されている Hull の等価係数を用いた算出式(以下、「Hull 式」という。)による方法があるが、Hull 式により算出したフェライト量を用いた亀裂進展抵抗 (J_{mat}) を参照しても次項で実施する亀裂安定性評価結果に影響はないことを確認している。

表 5 応力値詳細

部位	内圧による応力 (MPa)	曲げ応力				軸力による応力				合算値 (MPa)
		自重 (MPa)	熱 (MPa)	地震 (MPa)	合計 (MPa)	自重 (MPa)	熱 (MPa)	地震 (MPa)	合計 (MPa)	
ホットレグ直管	41.0	9.8	74.0	49.1	132.9	0.0	1.5	17.9	19.4	194
SG 入口 50° エルボ※1	40.9 (40.9) ※2	2.9	43.5	27.7	74.1 (110.0) ※2	0.0	3.7	9.9	13.6 (13.6) ※2	129 (165)
1次冷却材ポンプケーシング	41.1	2.3	33.2	29.5	65.0	0.1	1.2	10.8	12.1	119

※1 : SG 入口 50° エルボは曲がり部と直管部が存在する。評価点の形状寸法に対して全て直管形状と仮定して算出した応力は、直管部の評価点で 136MPa と曲がり部の評価点より大きい。しかし、曲がり部の評価点における曲げ応力 (74.1MPa) について、ASME Sec III NB-3685 に基づき曲がり部の形状の影響を考慮すると 110.0MPa となる。内圧による応力は配管断面形状に依存し、軸力は応力値が小さいことから、曲がり部の形状を考慮した場合は曲がり部の評価点の方が直管部の評価点より応力値は大きくなる。したがって、SG 入口 50° エルボの代表点としては曲がり部の評価点を選定した。

※2 : カッコ内の数字は曲がり部の形状を考慮した応力値。なお、軸力による応力は曲がり部の形状を考慮していないが、応力レベルが低いことから 13.6MPa とした。

表 6 フェライト量算出に用いた材料成分表

部位	化学成分 (溶鋼分析) %								Cr _e /Ni _e	フェライト量 (%) ※1
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Nb	N		
ホットレグ直管									1.191	約 10.1 (約 10.0)
SG 入口 50° エルボ									1.203	約 10.7 (約 10.3)
1次冷却材ポンプケーシング									1.244	約 12.4 (約 11.9)

※1 : ASTM A800 によるフェライト量。カッコ内は Hull 式によるフェライト量 (参考値)。

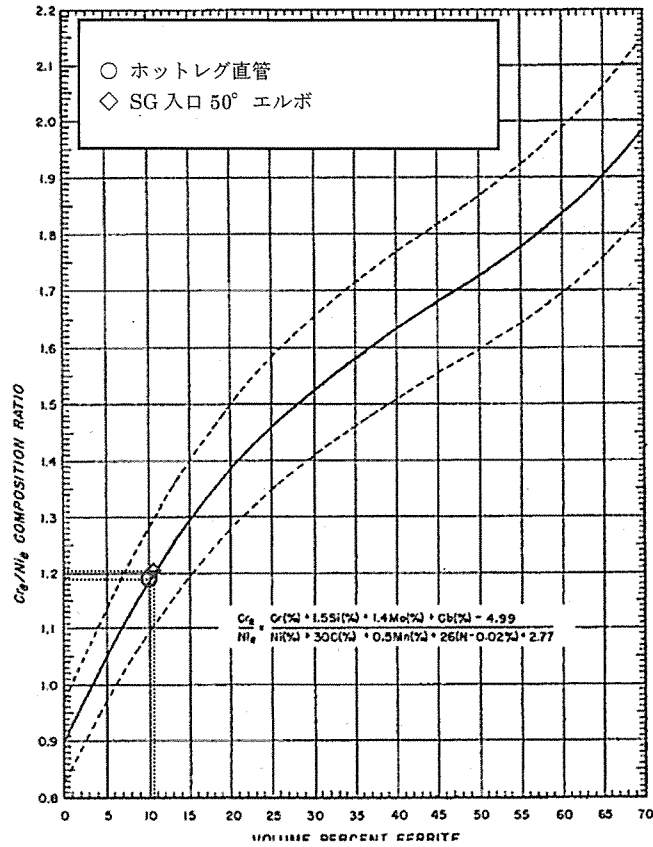


FIG. X1.1 Schoefer Diagram for Estimating the Average Ferrite Content In Austenitic Iron-Chromium-Nickel Alloy Castings

図 4-1 1次冷却材管のフェライト量導出図

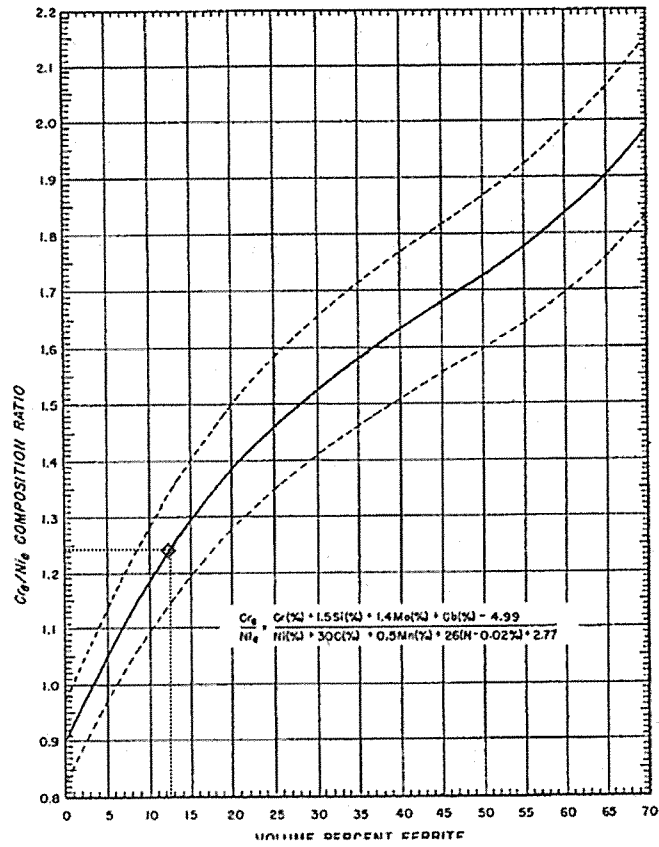


FIG. X1.1 Schofer Diagram for Estimating the Average Ferrite Content in Austenitic Iron-Chromium-Nickel Alloy Castings

図 4-2 1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量導出図

3.2 評価手法

選定した評価対象部位に対して、以下の手順で評価を実施する。

(1) 評価用初期欠陥の想定

初期欠陥の大きさは、「JEAG4613-1998」に準拠し定める。

(2) 疲労亀裂進展解析

配管の内面に想定する評価用初期欠陥が、プラント運転時に生じる応力サイクルにより供用期間 60 年の間に進展する量を求める。

(3) 亀裂安定性評価用想定亀裂の想定

亀裂安定性評価では、安全側に評価するため、前項の疲労亀裂進展解析で算出した疲労亀裂を貫通亀裂に置換える。

(4) 亀裂安定性評価

供用状態 A、B の条件よりも厳しい重大事故等時 (原子炉停止機能喪失) (以下、「SA」という。) の荷重条件を包絡した評価を行う。このため、自重+SA 熱膨張+SA 圧力+S_s 地震動により想定亀裂に生じる亀裂進展力を評価し、亀裂進展抵抗 J_{mat}^{*} と比較して延性不安定破壊しないことを確認する。

※「H3T モデル」を用いて評価部位のフェライト量を基に完全時効後の飽和値として決定する。

2 相ステンレス鋼の熱時効の評価に用いた規格および評価手法を以下に示す。

a. 「日本原子力学会 原子力発電所の高経年対策実施基準：2008

(AESJ-SC-P005：2008)」

b. 「日本電気協会 原子力発電所配管破損防護設計技術指針

(JEAG 4613-1998)」 (以下、「JEAG4613-1998」という。)

c. 電力共通研究「1 次冷却材管等の時効劣化に関する研究 (STEPⅢ)

(その 2) 1998 年度」で改良された脆化予測モデル (H3T モデル：Hyperbolic-Time, Temperature Toughness) (以下、「H3T モデル」という。)

4. 代表機器の技術評価

4.1 健全性評価

(1) 評価用初期欠陥の想定

評価用初期欠陥の大きさは、「JEAG4613-1998」に準拠し、図5に示すように $0.2t$ (深さ a_0) \times $1.0t$ (表面長さ $2c_0$) (t は板厚) の半楕円形の内表面周方向欠陥とする。

なお、平成16年度 原子力発電施設検査技術実証事業に関する報告書(超音波探傷試験における欠陥検出性及びサイジング精度の確認に関するもの)では、ステンレス鋼の疲労亀裂において検出率100%に達する最小欠陥深さは約 $0.18t$ であり、本評価で用いる「JEAG4613-1998」の値は保守的である。また、当該報告書の超音波探傷試験と現状保全における実機の1次冷却材管の超音波探傷試験は、同等の探触子と検査員資格で実施している。

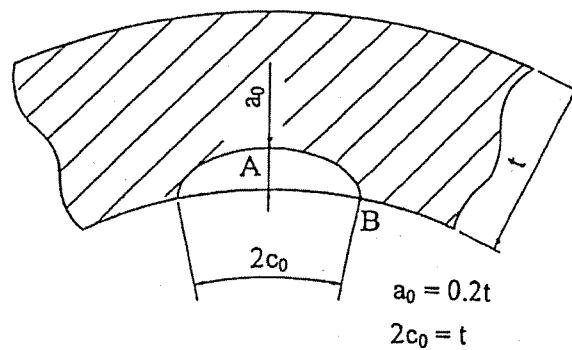


図5 初期欠陥の形状

(2) 疲労亀裂進展解析

a. 解析条件

配管の内面に想定する評価用初期欠陥が、プラント運転時に生じる応力サイクルにより供用期間 60 年の間に進展する量を求める。

① 亀裂進展解析に用いる応力サイクル

使用する応力サイクルは実機運転状態を考慮し、実過渡条件に基づいて設定する。実過渡条件による応力サイクルを表 7. 1 および表 7. 2 に示す。

過渡回数は、2019 年度末までの実績過渡回数に基づき、運転開始から 60 年時点の過渡回数を予測したものであり、1 次冷却材管の低サイクル疲労評価で用いているものと同じである。(過渡回数の算出方法は、「伊方発電所 3 号炉 高経年化技術評価 (低サイクル疲労) 補足説明資料」を参照)

② 疲労亀裂進展速度

疲労亀裂進展速度は国内軽水炉条件下のデータに基づく以下の式を使用する。(「JFAG4613-1998」参照)

$$da/dN = C(\Delta K)^m$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$$

ここで、

da/dN ; 疲労亀裂進展速度 (m/cycle)

C ; 定数 = 7.77×10^{-12}

m ; 定数 = 3.5

ΔK ; 応力拡大係数変動幅 ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

K_{\max} 、 K_{\min} ; 最大および最小応力拡大係数 ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)

ここではステンレス鑄造管に対する速度を使用している。また、時効の有無による亀裂進展速度の差異については、電力共通研究「PWR 配管破断防護設計の合理化に関する研究 (1 次冷却材管の破断想定除外) 1986 年度」(試験条件は別紙 10 参照) において、有意な差がないことを確認している。

表7. 1 応力サイクル (ホットレグ直管、ホットレグ直管
(1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合))

過渡条件	過渡回数	膜応力 (MPa)		曲げ応力 (MPa)	
		σ_{mmax}	σ_{mmin}	σ_{bmax}	σ_{bmin}
1. 起動・停止	69	123.64	10.03	71.94	-23.47
2. 負荷上昇 (15%から100%出力)	843	133.26	124.14	79.25	45.64
3. 負荷減少 (100%から15%出力)	836	133.29	124.22	77.72	45.45
4. 90%から100%へのステップ状負荷上昇	5	133.25	131.03	54.80	46.16
5. 100%から90%へのステップ状負荷減少	5	133.33	130.55	55.34	45.63
6. 100%からの大きいステップ状負荷減少	5	135.67	120.40	82.55	36.06
7. 定常負荷運転時の変動	0	134.38	130.60	53.18	41.23
8. 燃料交換	69	19.82	7.31	57.70	0.00
9. 0%から15%への負荷上昇	67	124.98	123.64	50.46	46.74
10. 15%から0%への負荷減少	64	124.98	123.64	54.62	46.74
11. 1ループ停止/1ループ起動 [停止]	2	132.99	116.90	125.25	30.73
12. 1ループ停止/1ループ起動 [起動]	2	125.40	122.16	63.52	44.41
13. 負荷の喪失	7	141.87	117.50	109.27	30.85
14. 外部電源喪失	5	139.25	127.88	59.63	41.22
15. 1次冷却材流量の部分喪失	2	133.11	114.48	129.74	39.08
16. 100%からの原子炉トリップ (I) 不注意な冷却を伴わないトリップ	8	132.49	114.91	126.04	39.55
17. 100%からの原子炉トリップ (II) 不注意な冷却を伴うトリップ	2	132.49	102.18	164.00	32.12
18. 100%からの原子炉トリップ (III) 不注意な冷却とSIを伴うトリップ	2	132.51	93.91	182.25	34.73
19. 1次冷却系の異常な減圧	2	132.49	75.80	163.93	12.59
20. 制御棒クラスタの落下	3	132.49	103.36	157.29	32.12
21. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	2	132.49	107.70	139.63	40.85
22. 1次冷却系停止ループの誤起動	2	135.47	113.41	115.91	-14.96
23. タービン回転試験	5	123.64	106.65	77.80	39.85
24. 1次系漏えい試験	61	108.31	14.24	77.06	-23.71
25. 1/3S地震	360	140.53	124.62	46.74	46.74

表 7. 2 応力サイクル (SG 入口 50° エルボ)

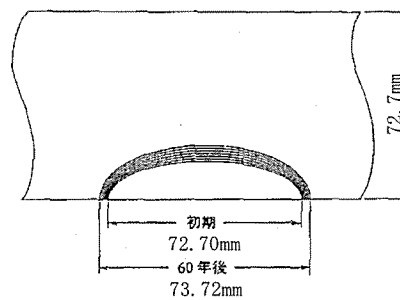
過渡条件	過渡回数	膜応力 (MPa)		曲げ応力 (MPa)	
		σ_{max}	σ_{min}	σ_{bmax}	σ_{bmin}
1. 起動・停止	69	132.04	5.93	110.35	-34.64
2. 負荷上昇 (15%から100%出力)	843	143.34	132.78	112.08	71.23
3. 負荷減少 (100%から15%出力)	836	143.35	132.85	110.46	71.14
4. 90%から100%へのステップ状負荷上昇	5	143.32	140.90	81.31	71.85
5. 100%から90%へのステップ状負荷減少	5	143.38	140.39	81.92	71.17
6. 100%からの大きいステップ状負荷減少	5	145.91	128.89	113.90	60.31
7. 定常負荷運転時の変動	0	144.58	140.48	79.50	67.02
8. 燃料交換	69	17.62	2.64	62.92	0.00
9. 0%から15%への負荷上昇	67	133.63	132.04	77.58	72.75
10. 15%から0%への負荷減少	64	133.63	132.04	81.17	72.75
11. 1ループ停止 / 1ループ起動 [停止]	2	142.87	124.41	152.85	56.27
12. 1ループ停止 / 1ループ起動 [起動]	2	134.03	130.39	89.95	70.14
13. 負荷の喪失	7	152.32	126.18	138.06	53.37
14. 外部電源喪失	5	149.48	137.47	88.79	65.93
15. 1次冷却材流量の部分喪失	2	143.22	122.41	154.76	61.57
16. 100%からの原子炉トリップ (I) 不注意な冷却を伴わないトリップ	8	142.53	123.03	152.18	61.56
17. 100%からの原子炉トリップ (II) 不注意な冷却を伴うトリップ	2	142.53	109.32	190.45	50.00
18. 100%からの原子炉トリップ (III) 不注意な冷却とSIを伴うトリップ	2	142.56	99.01	228.09	54.10
19. 1次冷却系の異常な減圧	2	142.53	81.69	206.21	19.59
20. 制御棒クラスタの落下	3	142.53	110.73	183.58	50.00
21. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	2	142.53	114.24	177.31	63.59
22. 1次冷却系停止ループの誤起動	2	145.33	120.93	143.04	12.24
23. タービン回転試験	5	132.04	113.18	112.72	62.03
24. 1次系漏えい試験	61	112.87	10.96	118.24	-34.97
25. 1/3Sd地震	360	152.77	132.34	72.75	72.75

b. 解析結果

疲労亀裂進展解析結果は、表 8. 1 および表 8. 2 に示すとおりである。

表 8. 1 疲労亀裂進展解析結果 (ホットレグ直管、ホットレグ直管
(1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合))

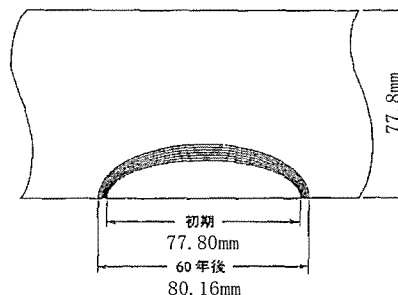
	亀裂深さ (mm)	亀裂長さ (mm)	備考
初期	$a_0 = 14.54$	$2c_0 = 72.70$	—
60年後	$a = 15.99$	$2c = 73.72$	$\Delta a = 1.45 \text{ mm}$ $2\Delta c = 1.02 \text{ mm}$



※配管外径は
882.0 mm

表 8. 2 疲労亀裂進展解析結果 (SG 入口 50° エルボ)

	亀裂深さ (mm)	亀裂長さ (mm)	備考
初期	$a_0 = 15.56$	$2c_0 = 77.80$	—
60年後	$a = 17.40$	$2c = 80.16$	$\Delta a = 1.84 \text{ mm}$ $2\Delta c = 2.36 \text{ mm}$



※配管外径は
943.0mm

(3) 亀裂安定性評価用想定亀裂の想定

亀裂安定性評価では、安全側に評価するため、前項の疲労亀裂進展解析で算出した疲労亀裂を貫通亀裂に置換える。(図6参照)

亀裂安定性評価に用いる想定亀裂を表9に示す。

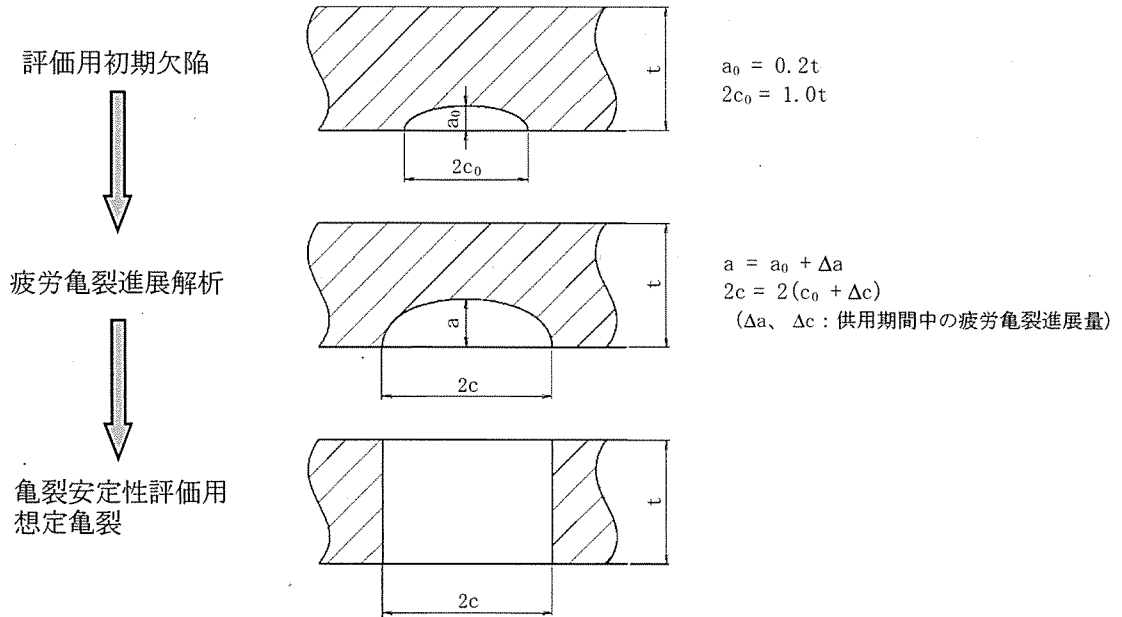


図6 想定亀裂置換えイメージ

表9 亀裂安定性評価用想定亀裂

	亀裂長さ (mm)	厚さ (mm)
ホットレグ直管	$2c=73.72$	$t=72.70$
ホットレグ直管 (1次冷却材ポンプケーシング のフェライト量を用いた場合)	$2c=73.72$	$t=72.70$
SG 入口 50° エルボ	$2c=80.16$	$t=77.80$

(4) 亀裂安定性評価

a. 評価方法

供用状態A、Bの条件よりも厳しいSAの荷重条件を用いて、自重+SA熱膨張+SA圧力+Ss地震動の荷重により想定亀裂に生じる亀裂進展力を評価し、亀裂進展抵抗 J_{mat} と比較して延性不安定破壊しないことを確認する。

具体的には、各供用状態の荷重から算出される亀裂進展力を示すパラメータJ積分値 J_{app} と熱時効後の破壊抵抗値 J_{mat} を用いて評価を行う。

b. 亀裂進展力 (J_{app})

亀裂進展力 (J_{app}) は、評価部位の荷重と亀裂長さが板厚の1倍、3倍、5倍の貫通亀裂長さをを用いて有限要素法により算出する。

算出の結果、亀裂長さが1倍、3倍、5倍の時の亀裂進展力 (J_{app}) は表10の通りとなる。

評価条件は表11の通りで、配管に負荷される荷重は、自重+SA熱膨張+SA圧力+Ss地震動とする。なお、比較のため供用状態A、Bにおける熱膨張荷重と圧力を参考に記載する。

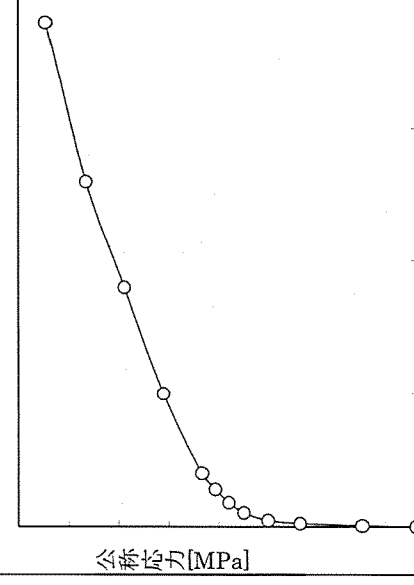
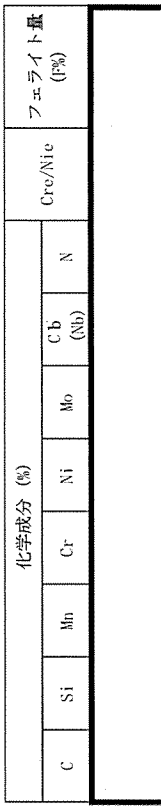
なお、亀裂進展力 (J_{app}) 評価に伴う有限要素法に用いた解析コードは「Abaqus Ver. 2018」である。当該コードは簡易式 (EPRI〔「Ductile Fracture Handbook」 EPRI NP-6301-D)の簡易J積分値) とFEMで算出したJ積分値が同等となることを確認している。比較結果を別紙4に示す。使用コードの中での裕度は考慮していないが、解析条件に保守性を持たせた(非時効材(フェライト量約10%)応力-ひずみ線図を使用し、また、亀裂形状を貫通亀裂と想定している)ことで評価の保守性を担保している。

また、 J_{app} の算出には材料物性(応力-ひずみ関係)を用いるが、評価に用いた通常運転時の温度における応力-ひずみ関係(非時効材)は、SA時(360℃)の応力-ひずみ関係(時効材)より小さくなり、評価で用いた応力-ひずみ関係は保守的な評価条件であることを別紙5に示す。

表10 亀裂長さにおける J_{app} 値 [kJ/m²]

亀裂長さ	1t	3t	5t
ホットレグ直管	144	720	2190
ホットレグ直管 (1次冷却材ポンプケーシング のフェライト量を用いた場合)	144	720	2190
SG入口50°エルボ	138	452	952

表 1.1 評価条件 (1 / 2)

形状		ホットレグ直管、ホットレグ直管 (1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合)	
内径 [mm]		736.6	
外径 [mm]		882.0	
亀裂形状		周方向貫通亀裂 (亀裂長さ: 1t, 3t, 5t の 3 種類)	
荷重		18.5 (17.77)	
内圧 (注) [MPa]			
軸力 (注) [kN]	自重		地震
		-5	3303
曲げモーメント (注) [kN・m]	自重		地震
	My	Mz	Mz
	-347	-8	972
		My	Mz
		1448	437 (386)
			972
物性値			合計
			3632 (3594)
			合計
			4935 (4598)
ヤング率 [MPa]		E=174,000	
ポアソン比		$\nu=0.3$ (弾性域)、 $\nu=0.5$ (塑性域)	
応力-ひずみ関係		フェライト量が低い非時効材の応力-ひずみ線図を用いる。本評価データは電力共通研究「1次冷却材管の時効劣化に関する研究 (STEP I) 1989 年度」で得られた知見を参考にしている。J _{app} 値は応力-ひずみ線図の下部の面積に比例するため、強度が低い非時効材を用いることはより安全側の評価となる。	
			

(注) 評価用圧力および荷重は、SA 条件のものとする。なお、参考情報として供用状態 A、B の圧力および荷重をカッコ内に記載する。

表 1 1 評価条件 (2 / 2)

形状		SG 入口 50° エルボ																									
内径 [mm]		787.4																									
外径 [mm]		943.0																									
亀裂形状		周方向貫通亀裂 (亀裂長さ : 1t, 3t, 5t の 3 種類)																									
荷重		18.5 (17.77)																									
内圧 (注) [MPa]																											
軸力 (注) [kN]		自重	地震																								
		-2	2105																								
曲げモーメント (注) [kN・m]		自重	地震																								
		My Mz	My Mz																								
		122 2	1153 249																								
			合計																								
			2981 (2880)																								
			合計																								
			3374 (3135)																								
物性値																											
ヤング率 [MPa]		E=174,000																									
ポアソン比		$\nu=0.3$ (弾性域)、 $\nu=0.5$ (塑性域)																									
応力-ひずみ関係		<p>フェライト量が低い非時効材の応力-ひずみ線図を用いる。本評価データは電力共通研究「1次冷却材管の時効劣化に関する研究 (STEP I) 1989 年度」で得られた知見を参考にしている。J_{app} 値は応力-ひずみ線図の下部の面積に比例するため、強度が低い非時効材を用いることはより安全側の評価となる。</p>																									
		ひずみ [%]	応力 [MPa]																								
		<p>非時効材のフェライト量</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th colspan="7">化学成分 (%)</th> <th>フェライト量 (%)</th> </tr> <tr> <th>C</th> <th>Si</th> <th>Mn</th> <th>Cr</th> <th>Ni</th> <th>Mo</th> <th>Cb (Nb)</th> <th>N</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>		化学成分 (%)							フェライト量 (%)	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cb (Nb)	N								
化学成分 (%)							フェライト量 (%)																				
C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cb (Nb)	N																				

(注) 評価用圧力および荷重は、SA 条件のものとする。なお、参考情報として供用状態 A、B の圧力および荷重をカッコ内に記載する。

c. 材料の亀裂進展抵抗 (J_{mat})

亀裂進展抵抗 (J_{mat}) は、「H3T モデル」を用いて評価部位のフェライト量を基に完全時効後の飽和値として決定した（算出方法は「S.Kawaguchi et.al., ” Prediction Method of Tensile Properties and Fracture Toughness of Thermally Aged Cast Duplex Stainless Steel Piping”、ASME PVP2005-71528」参照）。 J_{Ic} および J_6 はデータの下限值 (-2σ) を用いて算出しており、その結果は表 1 2 の通りである。なお、「H3T モデル」は「ASTM A800」にて算出したフェライト量と破壊靭性値実測データを関連付けた予測式であることから、表 6 の「ASTM A800」により算出したフェライト量を用いた。「H3T モデル」は、電力共通研究「2相ステンレス鋼の熱時効脆化度測定技術に関する研究」（平成 7 年 3 月）および電力共通研究「1次冷却材管等の時効劣化に関する研究 (STEPⅢ) (その 2)」（平成 11 年 3 月）で実機試験により妥当性が確認されたものである。（原子力規制庁と原子力エネルギー協会および国内電力事業者による「実機材研究等に関する意見交換」（令和元年 12 月 17 日）の資料 4「美浜 2 号機 1 次冷却材管実機材を使用した熱時効脆化予測モデル (H3T モデル) の妥当性」を参照）

また、通常運転時と SA 時の温度条件での破壊靭性試験の結果、両者に大きな差が認められていないことを別紙 5 に示す。

なお、ホットレグ直管については、1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた亀裂進展抵抗による評価を実施するため、1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合の破壊靭性値も表 1 2 に示す。

表 1 2 破壊靭性値

	ホットレグ直管	ホットレグ直管 (1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合)	SG 入口 50° エルボ
J_{Ic} [kJ/m ²]	180	136	169
J_6 [kJ/m ²]	749	579	707

d. 亀裂安定性評価結果

b. および c. で求めたホットレグ直管等の亀裂進展力 (J_{app}) と亀裂進展抵抗 (J_{mat}) の比較を行った結果を図 7 から図 9 に示す。

その結果、運転開始後 60 年時点までの疲労亀裂進展長さを考慮した評価用亀裂を想定しても、亀裂進展抵抗 (J_{mat}) と亀裂進展力 (J_{app}) の交点においては、亀裂進展抵抗 (J_{mat}) の傾きが亀裂進展力 (J_{app}) の傾きを上回ることから、配管

は不安定破壊することなく、健全性評価上問題とならないと判断する。

また、1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた亀裂進展抵抗 (J_{mat}) との比較を行った結果を図8に示す。

その結果、ホットレグ直管と同様に亀裂進展抵抗 (J_{mat}) と亀裂進展力 (J_{app}) の交点においては、亀裂進展抵抗 (J_{mat}) の傾きが亀裂進展力 (J_{app}) の傾きを上回ることから、配管は不安定破壊することなく、健全性評価上問題とならないと判断する。なお、「NUREG/CR-4513R2」でも亀裂進展抵抗を算出する式が提唱されているが、「NUREG/CR-4513R2」の算出式による J_{mat} を参照しても次項に示す亀裂安定性評価結果は変わらないことを確認している。(別紙3)

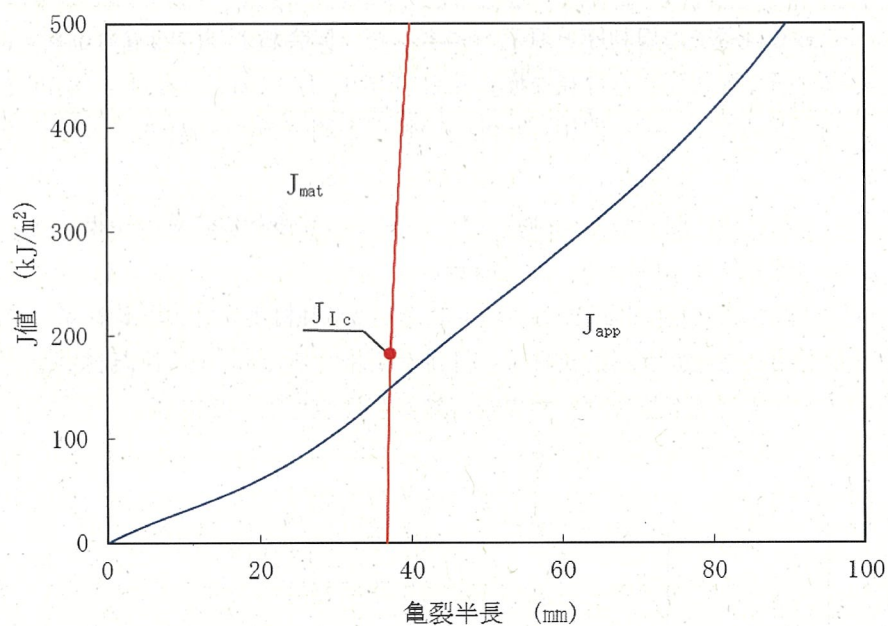


図7 ホットレグ直管の亀裂安定性評価線図

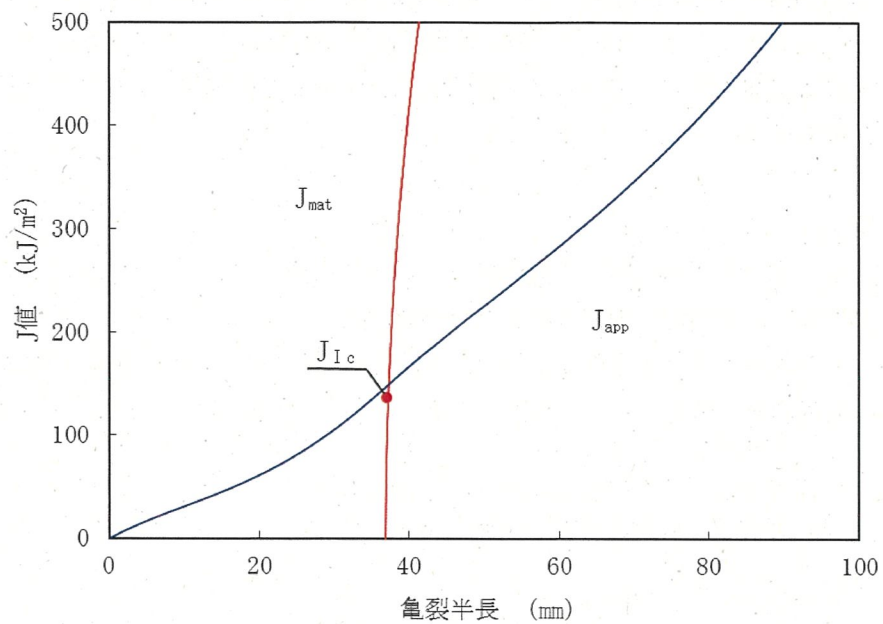


図8 ホットレグ直管（1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合）の亀裂安定性評価線図

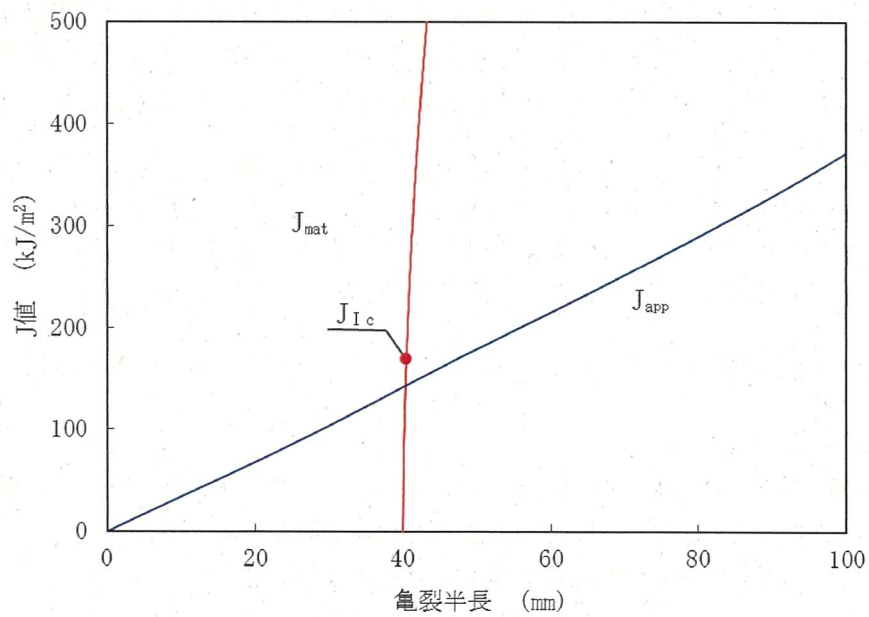


図9 SG入口50°エルボの亀裂安定性評価線図

e. 破断前漏洩概念を適用している配管系に対する熱時効の影響

JEAG4613-1998 に基づき破断前漏洩概念を適用している配管系について、熱時効の影響を考慮しても破断前漏洩が成立することを確認している。確認結果を別紙 6 に示す。

4.2 現状保全

1 次冷却材管の製造時の検査内容および現状保全の内容を以下に示す。

(1) 製造時の検査内容、判定基準および判定結果

1 次冷却材管の製造時には、母材および溶接部に対し放射線透過試験および浸透探傷試験を実施しており、有意な欠陥のないことを確認している。

- ・ 1 次冷却材管の母材
検査内容：放射線透過試験、浸透探傷試験
判定基準：通商産業省告示第 501 号
判定結果：良
- ・ 1 次冷却材管の溶接部
検査内容：放射線透過試験、浸透探傷試験
判定基準：通商産業省令第 81 号
判定結果：良

(2) 現状保全の点検方法、判定基準および検査結果

1 次冷却材管の現状保全としては、「日本機械学会 発電用原子力設備規格 維持規格 (JSME S NA1)」に基づき超音波探傷検査および漏えい検査を実施している。現在までの検査で異常の無いことを確認している。至近の検査結果を以下に示す。

- ・ 1 次冷却材管の溶接部 (至近点検実施時期：第 16 回定期検査)
点検方法：超音波探傷検査 (供用期間中検査)
判定基準：維持規格 (JSME S NA1 2012/2013/2014)
検査結果：良
- ・ 1 次冷却材管全体 (至近点検実施時期：第 16 回定期検査)
点検方法：漏えい検査 (供用期間中検査)
判定基準：維持規格 (JSME S NA1 2012/2013/2014)
検査結果：良

4.3 総合評価

運転開始後 60 年時点を想定した 1 次冷却材管の健全性評価を実施した結果、不安定破壊することはなく、熱時効が構造健全性で問題となる可能性はない。

また、現在実施している溶接部の超音波探傷検査は内面からの割れを検知可能であり、また、割れが発生するとすれば応力の観点から溶接部であると判断されることから、点検手法として適切である。

4.4 高経年化への対応

1次冷却材管の熱時効については、現状保全項目に高経年化対策の観点から追加すべきものはないと判断する。

5. 代表機器以外の技術評価

熱時効による韌性低下への影響はフェライト量が多いほど大きく、また、破壊評価は応力が大きいほど厳しくなる。代表機器以外の技術評価については、熱時効の代表評価機器である1次冷却材管のフェライト量に包絡されていないものもあるが、いずれも発生応力は包絡されており、また、製造時の非破壊検査で有意な欠陥がないことを確認するとともに、亀裂（疲労割れ）が想定される機器については疲労評価上の許容値を満足するため亀裂が発生する可能性は小さいことを確認している。したがって、代表機器以外についても問題ないと判断する。

別紙7に代表機器以外の機器に対する製造時の検査内容および現状保全の内容を、別紙8に代表機器以外の機器に対する技術評価の内容を例示する。また、別紙9に評価対象外機器の使用温度の根拠を示す。

6. まとめ

6.1 審査ガイド等に対する確認結果

「2. 基本方針」で示す審査ガイド等記載事項に対して、高経年化に関する技術評価を適切に実施していることを確認した。2相ステンレス鋼の熱時効についての審査ガイド等記載事項との対比表を表13に示す。

表13 2相ステンレス鋼の熱時効についての審査ガイド等記載事項との対比

審査基準、ガイド	記載事項	技術評価結果
実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド	3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点 (1) 高経年化技術評価の審査 ⑩健全性の評価 実施ガイド3.1⑤に規定する期間の満了日までの期間について、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象の発生又は進展に係る健全性を評価していることを審査する。	4.1の「健全性評価」に示すとおり、運転開始後60年時点を想定した健全性評価を実施した。
	⑪現状保全の評価 健全性評価結果から現状の保全策の妥当性が評価されていることを審査する。	4.2の「現状保全」に示すとおり、現状保全の評価結果から、現状の保全策が妥当であることを確認した。
	⑫追加保全策の抽出 現状保全の評価結果から、現状保全に追加する必要がある新たな保全策が抽出されていることを審査する。 (2) 長期施設管理方針の審査 ①長期施設管理方針の策定 全ての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。	4.4の「高経年化への対応」に示すとおり、現状保全項目に高経年化対策の観点から追加すべきものはないと判断した。 6.2の「長期施設管理方針として策定する事項」に示すとおり、長期施設管理方針として策定する事項は抽出されなかった。
実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド	3.1 高経年化技術評価の実施及び見直し 高経年化技術評価の実施及び見直しに当たっては、以下の要求事項を満たすこと。 ③抽出された高経年化対策上着目すべき経年劣化事象について、以下に規定する期間の満了日までの期間について機器・構造物の健全性評価を行うとともに、必要に応じ現状の施設管理に追加すべき保全策（以下「追加保全策」という。）を抽出すること。 イ 実用炉規則第82条第1項の規定に基づく高経年化技術評価プラントの運転を開始した日から60年間	4.4の「高経年化への対応」に示すとおり、現状保全項目に高経年化対策の観点から追加すべきものはないと判断した。 6.2の「長期施設管理方針として策定する事項」に示すとおり、長期施設管理方針として策定する事項は抽出されなかった。
	3.2 長期施設管理方針の策定及び変更 長期施設管理方針の策定及び変更に当たっては、以下の要求事項を満たすこと。 ①高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策（発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。）について、発電用原子炉ごとに、施設管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期施設管理方針を策定すること。 なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期施設管理方針を策定すること。	

6.2 長期施設管理方針として策定する事項

長期施設管理方針として策定する事項は抽出されなかった。

別紙

- 別紙 1. 熱時効評価対象スクリーニングの詳細プロセス
- 別紙 2. 1次冷却材ポンプの構造および評価部位
- 別紙 3. NUREG/CR-4513R2 を用いたフェライト量および亀裂安定性評価
- 別紙 4. EPRI の簡易式と FEM による亀裂進展力 (Japp) の比較
- 別紙 5. 亀裂安定性評価における重大事故時のプラント条件の考慮
- 別紙 6. 破断前漏えい概念を適用している配管系に対する熱時効の影響
- 別紙 7. 代表評価機器以外の機器に対する製造時の検査内容および現状保全の内容
- 別紙 8. 代表機器以外の機器に対する技術評価
 - 別紙 8-1. 余熱除去系第 1 入口弁
 - 別紙 8-2. 蓄圧タンク出口注入ライン第 1 逆止弁
 - 別紙 8-3. 制御棒クラスタ
- 別紙 9. 評価対象外機器の使用温度の根拠
 - 添付. 加圧器安全弁の弁箱の使用温度について
- 別紙 10. 電力共通研究における亀裂進展試験の条件について

別紙 1. 熱時効評価対象スクリーニングの詳細プロセス

熱時効評価対象のスクリーニングに際しては、スクリーニングを効率的に実施するため、以下のとおり、高経年化技術評価書の代表機器でスクリーニングをした後、代表機器以外の機器の中から追加で評価対象とすべき機器がないかをスクリーニングしている。

1. 代表機器のスクリーニングプロセス (図 1)

- ①伊方 3 号炉 高経年化技術評価書の別冊に記載の全ての代表機器から、使用材料としてステンレス鋼鋳鋼を使用している機器を網羅的に抽出。抽出した機器は全て 3.1 (1) 項の表 2 「熱時効評価対象のスクリーニング結果一覧」に記載している。
- ② ①で抽出された機器について 3.1 (1) 項の図 2 「熱時効評価対象スクリーニングフロー」に基づき、熱時効評価対象の要否を判定している。

<スクリーニング結果>

3.1 (1) 項の表 2 「熱時効評価対象のスクリーニング結果一覧」の通り。

2. 代表機器以外のスクリーニングプロセス (図 2)

- ① 伊方 3 号炉 高経年化技術評価書の別冊に記載の全ての非代表機器から、最高使用温度が 250℃以上の機器を網羅的に抽出。
- ② ①で抽出された機器の中から、ステンレス鋼鋳鋼使用部位があり、かつ、亀裂の原因となる経年劣化事象の発生が想定される機器を抽出。
- ③ ②で抽出された機器が属するグループの代表機器の評価内容を確認し、代表機器に追加して評価が必要な場合は、3.1(1) 項の表 2 「熱時効評価対象のスクリーニング結果一覧」に記載する。

<スクリーニング結果>

上記②で抽出される機器として弁が抽出される。しかしながら、弁については代表機器として余熱除去系第 1 入口弁および蓄圧タンク出口注入ライン第 1 逆止弁の選定をしており、非代表機器についても評価条件は同等と考えられることから、上記③で追加評価不要と整理し、補足説明資料には記載していない。

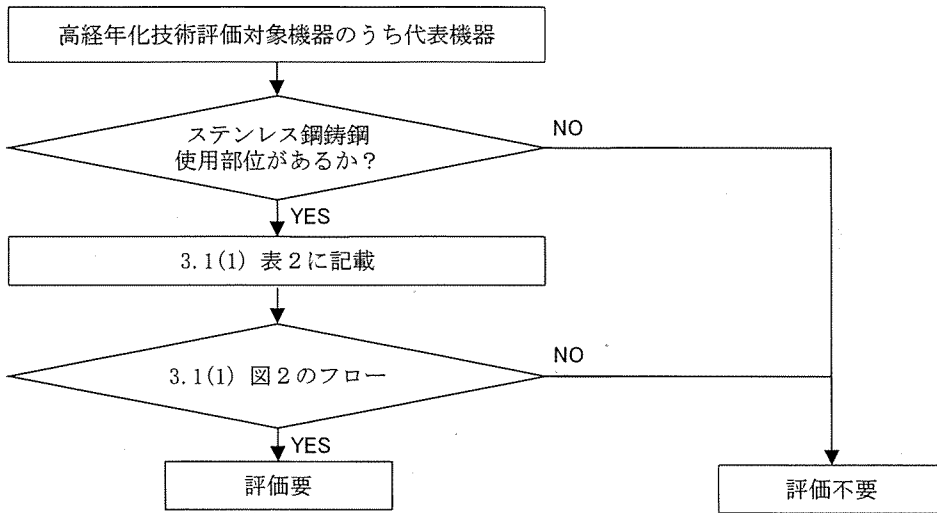


図1 熱時効評価対象のスクリーニングプロセス (代表機器)

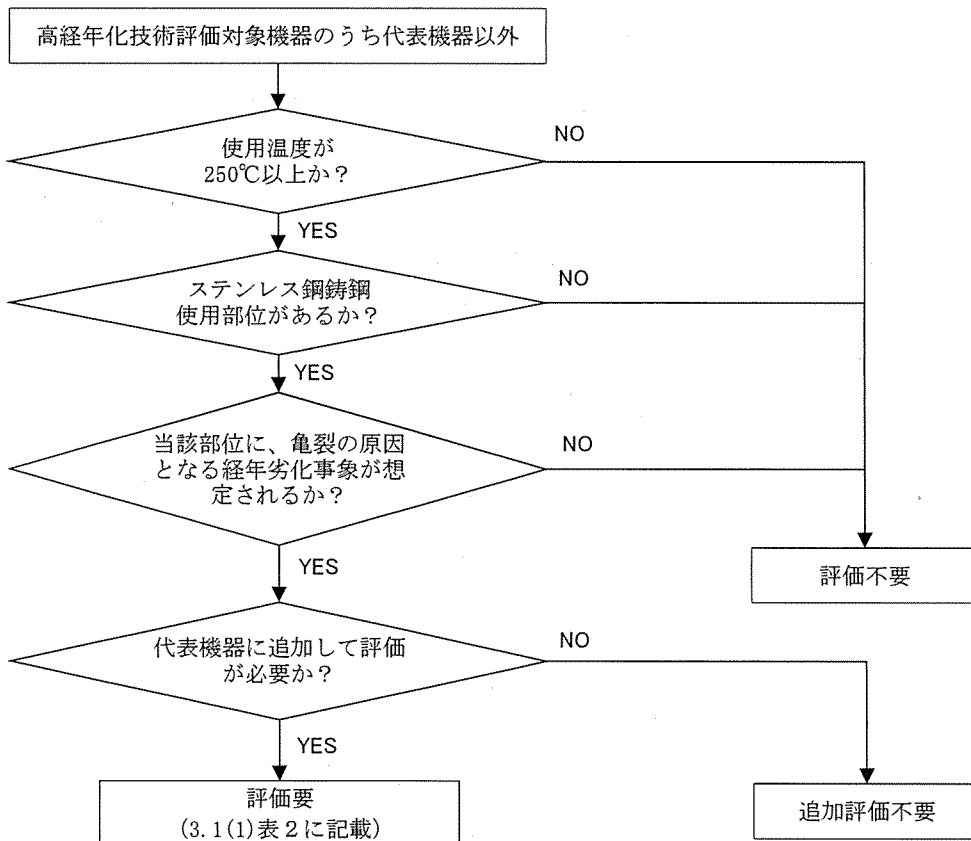


図2 熱時効評価対象のスクリーニングプロセス (代表機器以外)

別紙 2. 1次冷却材ポンプの構造および評価部位

1次冷却材ポンプの構造図を図1に示す。1次冷却材ポンプケーシングの熱時効評価対象部位は、肉厚の薄い吸込・吐出ノズルのうち発生応力が大きい吐出ノズルとした。吐出ノズルの詳細は下図に示すとおりであり、評価に用いた肉厚は1次冷却材管と同じとした。

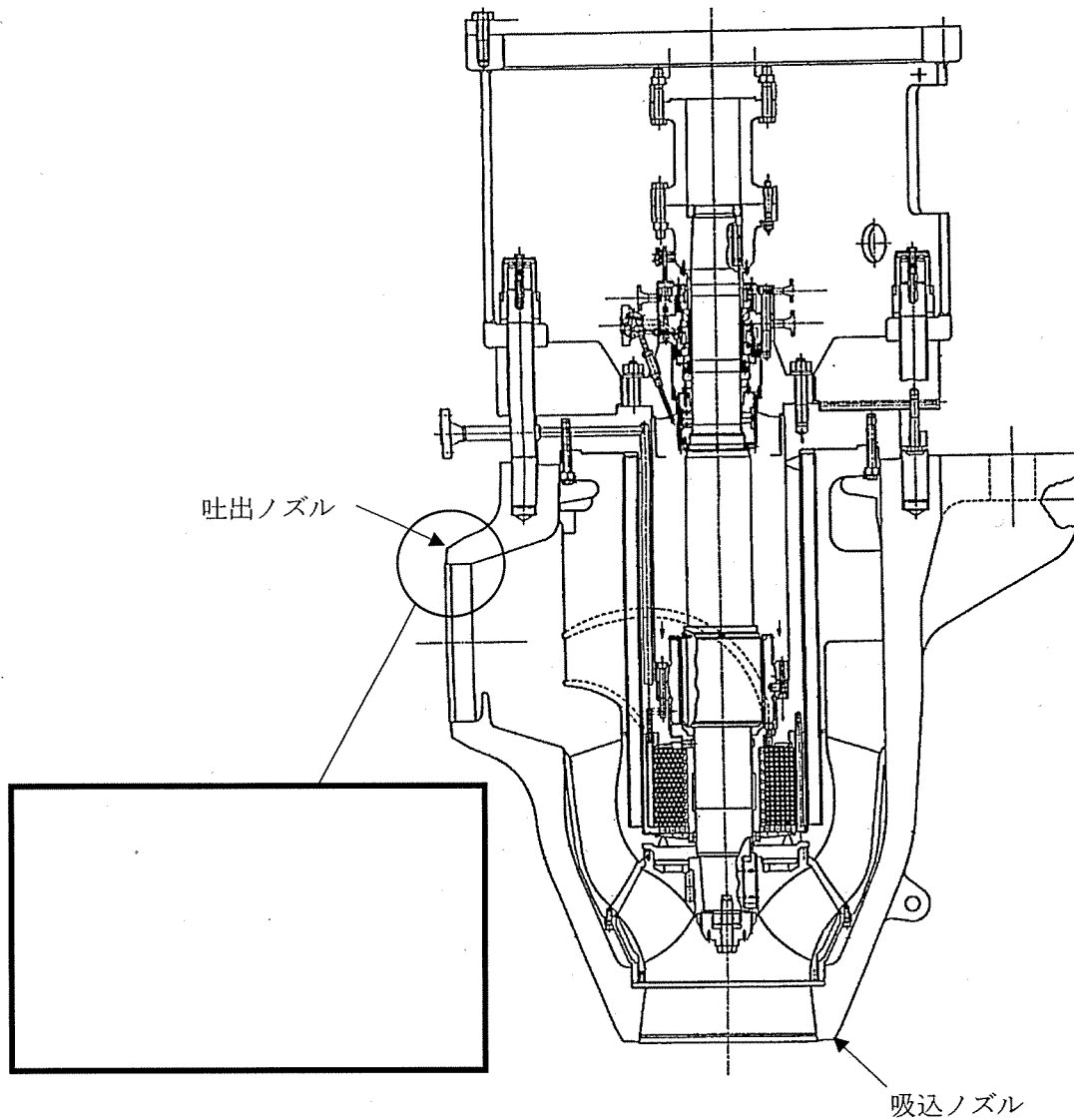


図1 1次冷却材ポンプ構造図

別紙 3. NUREG/CR-4513R2 を用いたフェライト量および亀裂安定性評価

1. NUREG/CR-4513R2 のフェライト量および亀裂進展抵抗 (J_{mat}) を用いた亀裂安定性評価
 1 次冷却材管の各評価部位に対して、NUREG/CR-4513R2 により算出した亀裂進展抵抗 (J_{mat}) と亀裂進展力 (J_{app}) とを比較した結果を図 1～図 3 に示す。

いずれにおいても亀裂安定性評価結果に影響はないことを確認した。

なお、NUREG/CR-4513R2 により J_{mat} を算出する際のフェライト量は Hull1 式により算出している (本文の表 6)。

2. 1 次冷却材ポンプケーシングのフェライト量算出に用いる化学成分 (Nb、N) として、電共研のデータを使用する妥当性

1 次冷却材ポンプケーシングの化学成分のうち、Nb および N は製造時に規定が無く、測定していないことから、電力共通研究「1 次冷却材管等の時効劣化に関する研究 (STEP III) (その 2) 1998 年度」で用いた供試体の化学成分を参考に同等の値として Nb を %、N を % としてフェライト量を算出した。

一方、NUREG/CR-4513R2 によると、Nb と N の値が不明な場合はそれぞれ Nb=0%、N=0.04% を使用するとの記載がある。しかしながら、下式に示す通り、ASTM A800 では Nb が多い方が C_{req}/N_{ieq} の値が大きくなり、フェライト量も大きく算出される。また、Hull1 式では Nb を使用していない。したがって、電共研データを使用した方が保守的な評価となる。

(ASTM A800) :

$$C_{req}/N_{ieq} = (Cr+1.5Si+1.4Mo+Nb-4.99)/(Ni+30C+0.5Mn+26(N-0.02)+2.77)$$

(Hull1 式) :

$$C_{req}/N_{ieq} = (Cr+1.21Mo+0.48Si-4.99)/(Ni+0.11Mn-0.0086Mn^2+18.4N+24.5C+2.77)$$

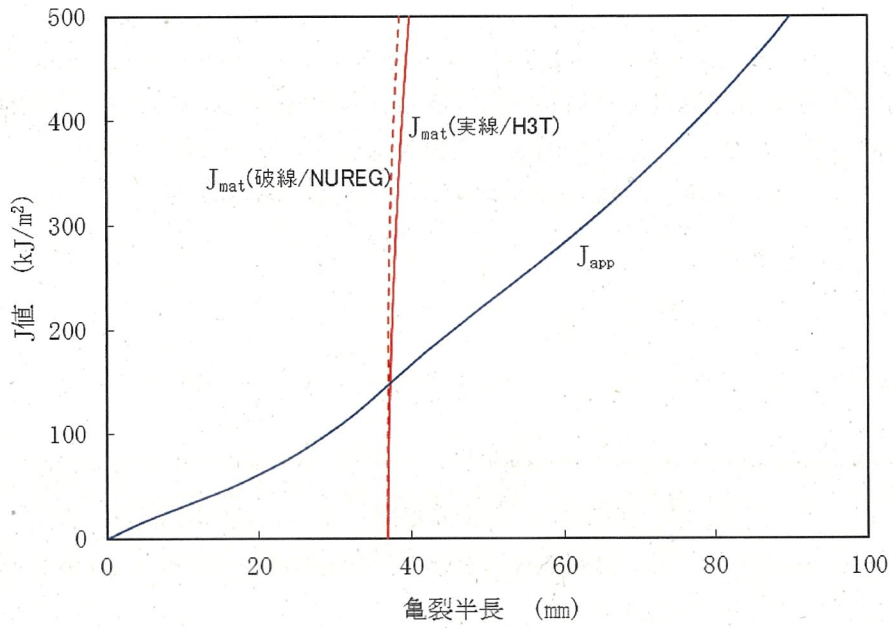


図1 ホットレグ直管

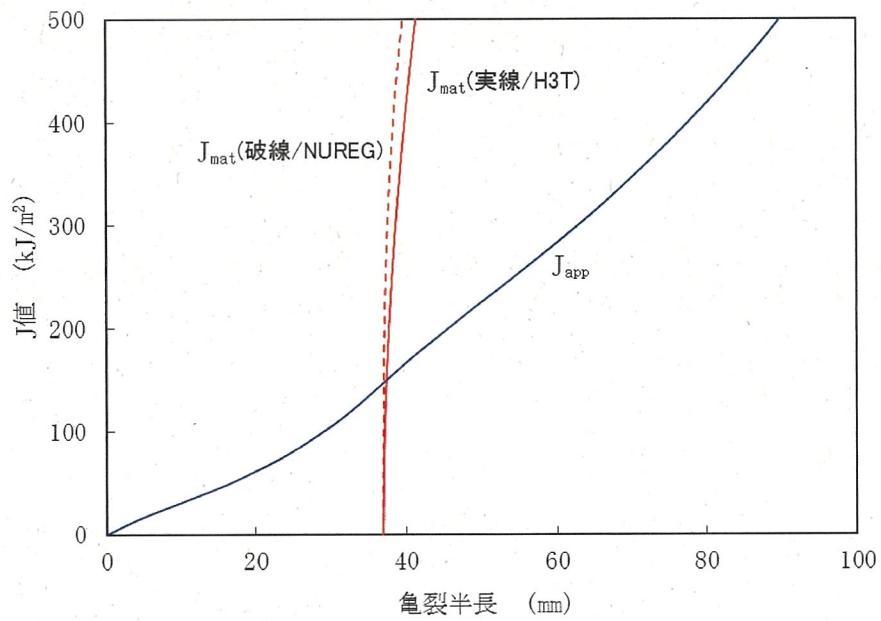


図2 ホットレグ直管（1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合）

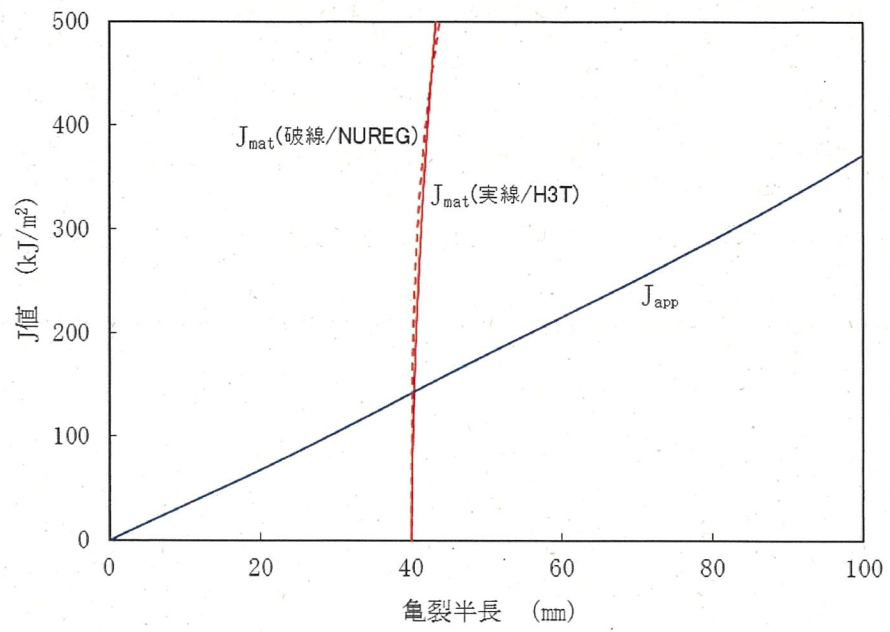


図3 SG 入口 50° エルボ

別紙 4. EPRI の簡易式と FEM による亀裂進展力 (Japp) の比較

亀裂進展力 (Japp) の算出に用いた FEM 解析による手法と EPRI の簡易式*とを比較した結果、図 1 に示すとおり両者に相違がないことを確認している。

*EPRI NP-6301 DUCTILE FRACTURE HANDBOOK に記載の簡易式

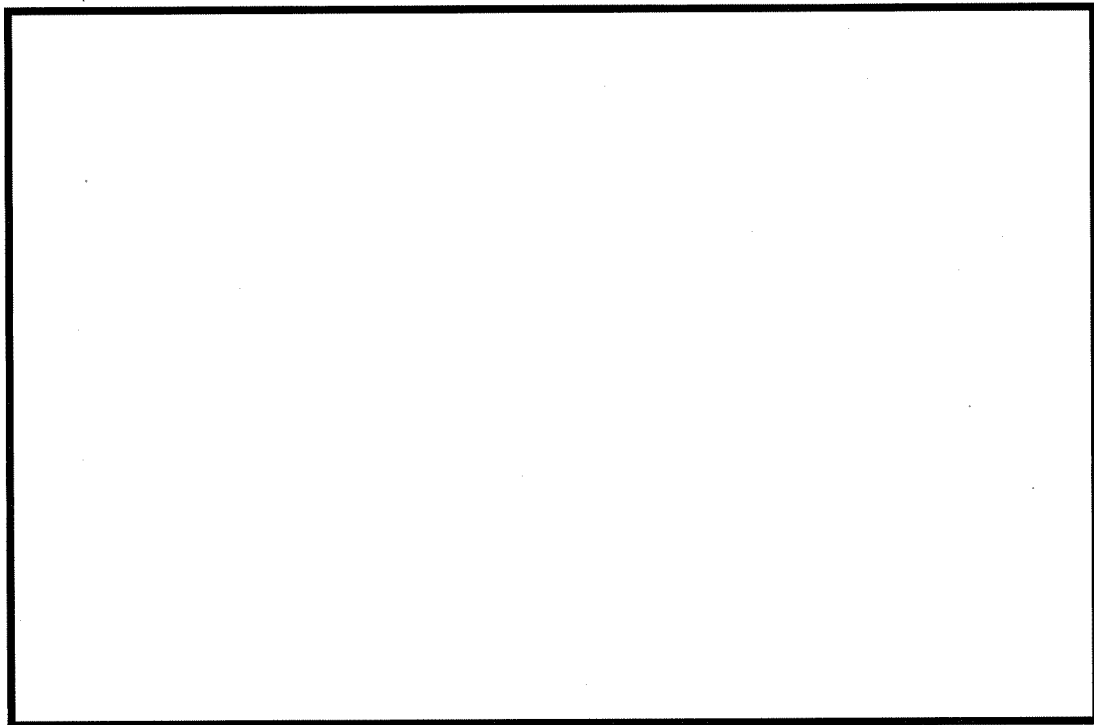


図 1 亀裂進展力 (Japp) の FEM 解析結果と EPRI の簡易式の比較

別紙 5. 亀裂安定性評価における重大事故時のプラント条件の考慮

重大事故等時における亀裂安定性評価への入力条件としては、プラント条件が最も厳しくなる事故シーケンスグループ（原子炉停止機能喪失）におけるピーク温度 360℃、ピーク圧力 18.5MPa とし、地震荷重は Ss 地震動による荷重とした。当該の重大事故等時のプラント条件（以下、「SA 条件」という）は伊方 3 号炉 工事計画認可申請書（平成 28 年 3 月 23 日認可）に記載している。

亀裂安定性評価は過去の電力共通研究で採取したデータに基づき、亀裂進展抵抗 (J_{mat}) と亀裂進展力 (J_{app}) を算出しているが、電力共通研究で採取した材料データの温度条件は通常運転時の温度 (325℃) であり、SA 条件の温度 (360℃) とは差がある。そこで、温度差を考慮しても評価結果に影響がないことを添付 1 および添付 2 に示す。

添付 1 : J_{app} の算出における SA 条件 (360℃) の影響について

添付 2 : J_{mat} の算出における SA 条件 (360℃) の影響について

J_{app} の算出における SA 条件 (360°C) の影響について

J_{app} の算出には、作用荷重 (Ss 地震動による荷重を含む) と材料物性 (応力-ひずみ関係) を使用する。これらのうち、作用荷重には SA 条件 (360°C) を用いているが、材料物性については電力共通研究で取得した通常使用温度 (325°C) における応力-ひずみ関係を用いていることから、SA 条件 (360°C) の影響について以下に示す。

1. フェライト量と熱時効の影響

J_{app} は材料物性である応力-ひずみ関係の下部の面積に比例する。図 1 に示すとおり、同じ応力で比較した場合、強度が低い材料の方が下部の面積は大きくなり、その結果 J_{app} は大きくなる。そのため、強度の低い応力-ひずみ関係を用いた方が保守的な評価となる。

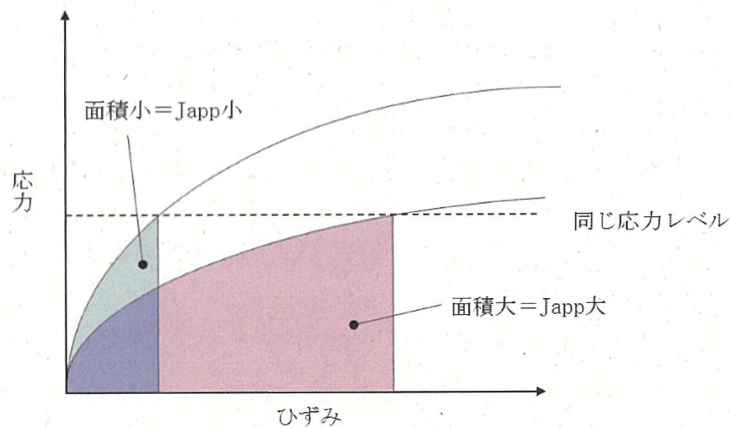


図 1 応力-ひずみ関係と J_{app} (模式図)

ここで、電力共通研究「1次冷却材管等の時効劣化に関する研究 (STEPⅢ) (その2)」で取得したデータを基に整理したフェライト量と熱時効程度による応力-ひずみ線図の比較を図 2 に示す。フェライト量が大きいほど、熱時効が進むほど、応力ひずみ線図は上方に移行していく傾向にあることから、非時効材の応力-ひずみ関係を用いて J_{app} を算出した方が保守的な評価となる。

このため、亀裂安定性評価においては、保守的な条件として、フェライト量が小さい非時効材の応力-ひずみ関係 (フェライト量: %, 試験温度: 325°C) を用いている。

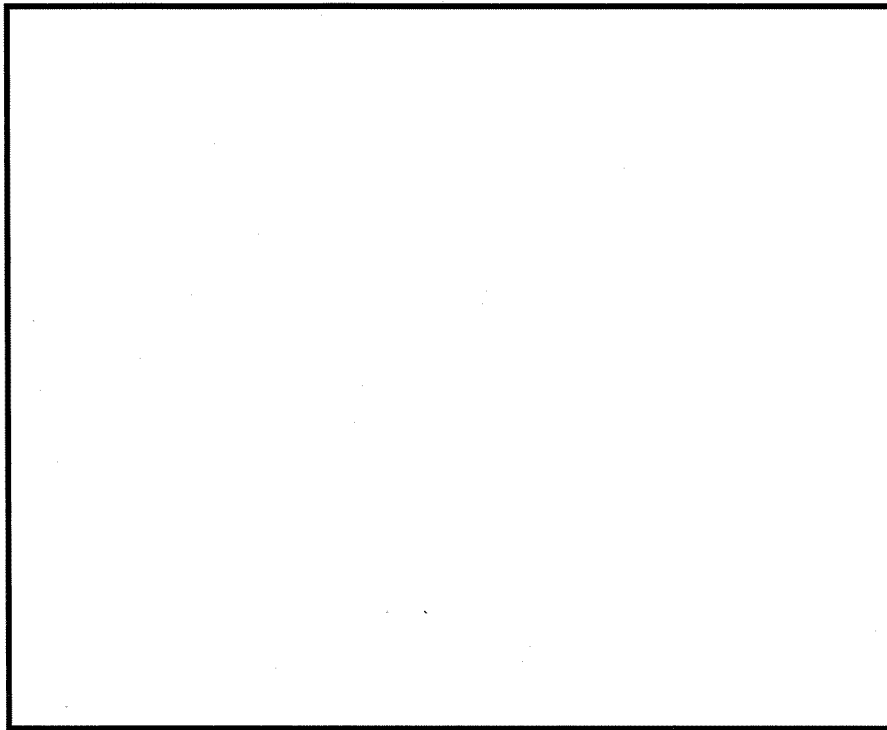


図2 応力-ひずみ関係へのフェライト量と熱時効の影響

2. SA 条件 (360°C) の影響

前項で示すとおり、 J_{app} の算出には保守的な応力-ひずみ関係を使用しているが、SA 条件を考慮しても保守的な条件になっていることを確認する。表1に応力-ひずみ関係に影響する条件の比較を示す。

表1 応力-ひずみ関係に影響する条件の比較

	評価条件	実機の SA 条件	備考
①熱時効の有無	非時効	時効	評価条件の方が保守的
②温度	325°C	360°C	評価条件の方が非保守的
③フェライト量	<input type="text"/>	約 10.1%~12.4%	評価条件と実機条件は同程度

①熱時効の有無の影響

熱時効による強度上昇の影響を検討するため、日本機械学会「発電用原子力設備規格維持規格 (JSME S NA1 - 2016/2019)」(以下、「JSME 維持規格 2016/2019」という)の「添付 E-18 鋳造ステンレス鋼管の破壊評価に用いる材料特性」を用いて、時効していない材料の降伏応力 (σ_{y0}) と時効した材料の降伏応力 (σ_y) の比を算出する。

表 2 及び図 3 に示すとおり、283.6℃で約 14.8 万時間時効した材料でも降伏応力は時効前と比べて約 7%上昇する。

表 2 時効していない材料と時効した材料の降伏応力の比

時効温度	時効後の降伏応力上昇率 σ_y / σ_{y0}	
	2020 年 3 月末時点 (約 14.8 万時間)	運転開始後 60 年時点 (約 45.2 万時間)
283.6℃	約 1.07	約 1.07
321.1℃	約 1.07	約 1.07

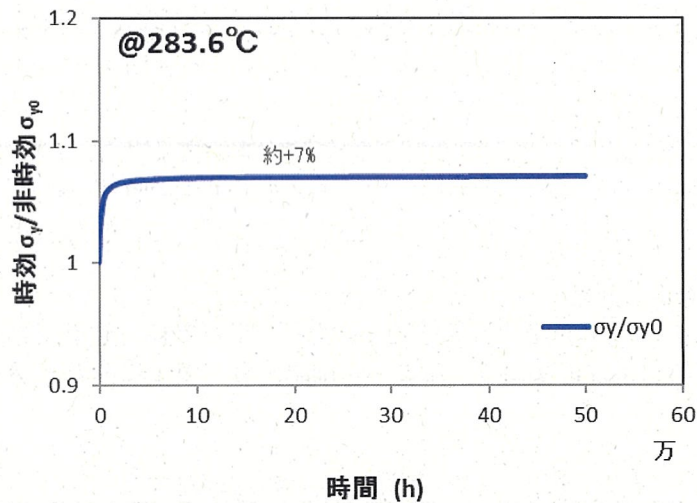


図 3 鋳造ステンレス鋼管の時効時間と降伏応力上昇の関係
(JSME 維持規格 2016/2019 添付 E-18 に基づき時効温度 283.6℃で算出)

②温度の影響

温度上昇による強度低下の影響を検討するため、日本機械学会「発電用原子力設備規格設計・建設規格 (JSME S NC1 - 2005/2007)」(以下、「JSME 設計・建設規格 2005/2007」という)に定められている「付録材料図表 Part5 表 8 材料の各温度における設計降伏点 S_y (MPa)」を用いて、SA 条件 (360℃) での強度低下率を算出する。

図 4 に 325℃における強度と各温度における強度の比を示す。360℃における降伏点応力は 325℃に比べて約 3%低下する。

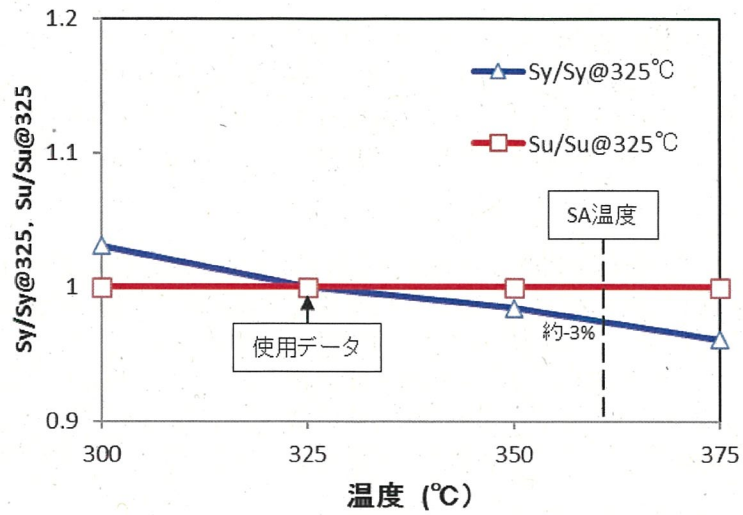


図4. 材料強度と温度の関係 (SCS14A)
 (出典：JSME 設計・建設規格 2005/2007)

以上より、応力-ひずみ関係は、降伏応力で比較した場合、熱時効により約7%上昇し、温度上昇により約3%低下することから、評価条件の方が保守的となる。

(参考)

伊方3号炉の代表評価点の実機のフェライト量は約 10.1%～約 12.4%であり、評価に使用する応力-ひずみ関係のフェライト量 () と同程度であるが、フェライト量の最も小さいホットレグ直管 (フェライト量: 約 10.1%) に対して SA 条件 (360℃) の影響を考慮した場合よりも、評価条件を用いた方が保守的な評価となることを以下のとおり確認した。

実機のフェライト量が評価条件のフェライト量を下回る場合の影響を検討するため、JSME 維持規格 2016/2019 の「添付 E-18 铸造ステンレス鋼管の破壊評価に用いる材料特性」を用いて、フェライト量の最も小さいホットレグ直管 (フェライト量: 約 10.1%) の時効条件、SA 条件を考慮した実機の応力-ひずみ関係 (360℃/時効) を算出し、評価に用いた応力-ひずみ関係 (325℃/非時効) と比較することで、評価に用いた応力-ひずみ線図の妥当性を確認する。妥当性確認フローを図 1 に示す。各ステップの詳細については a 項～g 項に示す。

なお、JSME 維持規格 2016/2019 では、化学成分と時効条件をインプットとして時効後の流動応力 σ_f を予測し、整備されている σ_f に応じた応力-ひずみ関係のデータベースから、時効後の 325℃における応力-ひずみ関係を設定することになっている。そのため、実機の応力-ひずみ関係 (360℃/時効) の算出に際しては、流動応力 σ_f に SA 条件 (360℃) を加味する。

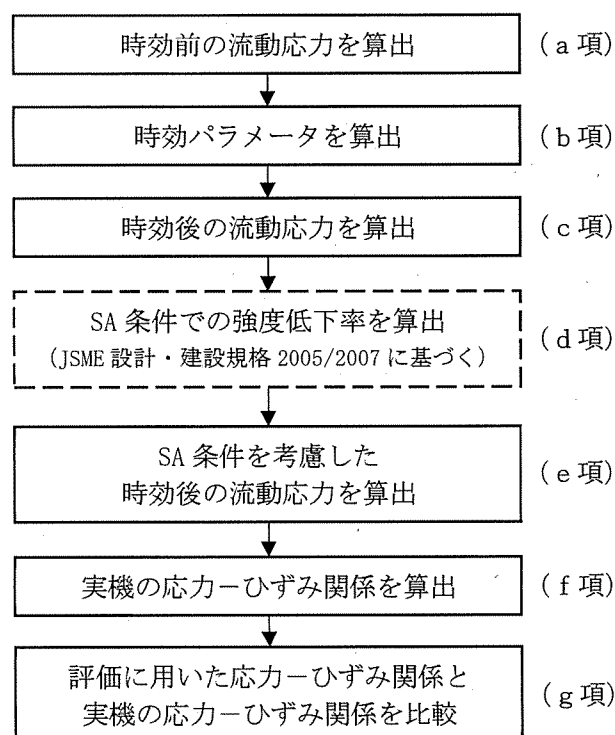


図 1 JSME 維持規格 2016/2019 を用いた応力-ひずみ関係の妥当性確認フロー (一部、JSME 設計・建設規格 2005/2007 に基づく)

- a. 時効前の流動応力の算出
ホットレグ直管の化学成分をインプットとして、時効前の流動応力を算出する。
- b. 時効パラメータの算出
ホットレグ直管の使用温度（約 325℃）をインプットとして、時効パラメータを算出する。この際、時効時間は保守的に 14.8 万時間^{※1}とする。
- ※1：伊方 3 号炉の 2020 年 3 月末時点の運転時間は約 14.8 万時間。時効時間が短いほど時効パラメータは小さくなり、保守的な条件となる。
- c. 時効後の流動応力の算出
時効前の流動応力と時効パラメータをインプットとして、時効後の 325℃における流動応力（325℃/時効後）を算出する。
- d. SA 条件での強度低下率の算出
温度上昇による強度低下を考慮するため、JSME 設計・建設規格 2005/2007 を用いて SA 条件（360℃）での強度低下率を算出する。（②項参照）
なお、JSME 設計・建設規格 2005/2007 には設計引張強さ（Su）も定められているため、Sy と Su の平均値を用いた強度低下率の算出も考えられるが、325℃から 360℃の温度範囲では Su 値が変わらないことから、保守的に Sy のみを用いる。
- e. SA 条件を考慮した時効後の流動応力の算出
流動応力（325℃/時効後）に SA 条件での強度低下率（約 3%）を乗じて、流動応力（360℃/時効後）を算出する。
- f. 応力-ひずみ関係の算出
JSME 維持規格 2016/2019 の表 添付 E-18-1 応力-ひずみ曲線のデータベースを用いて、SA 条件を考慮した時効後の流動応力（360℃/時効後）に対する応力-ひずみ関係を算出する。
- g. 評価に用いた応力-ひずみ関係と実機の応力-ひずみ関係を比較
評価に用いた材料（フェライト量：）とホットレグ直管（フェライト量：約 10.1%）の応力-ひずみ関係の比較結果を図 2 に示す。
評価に用いた応力-ひずみ関係が、実機の応力-ひずみ関係より低いことから、評価に用いた応力-ひずみ関係が保守的であることを確認できる。

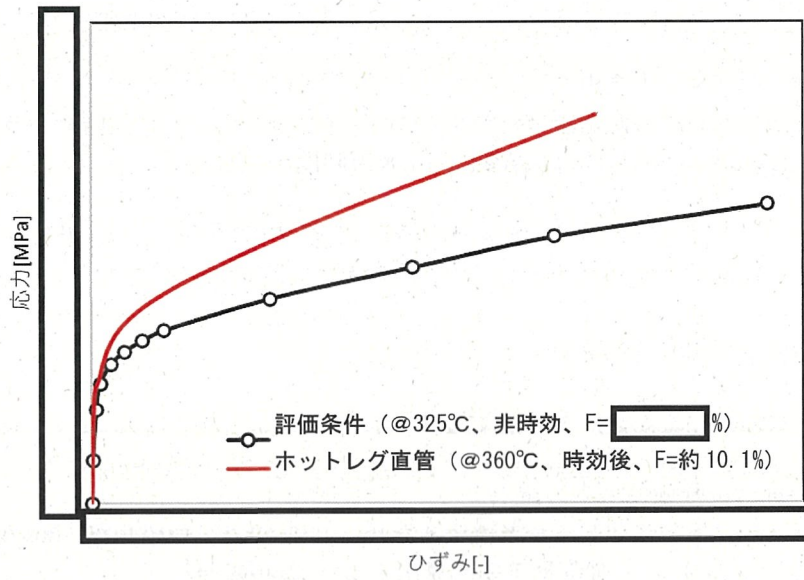


図2 実機の応力-ひずみ関係と評価に用いた応力-ひずみ関係の比較

J_{mat} の算出における SA 条件 (360°C) の影響について

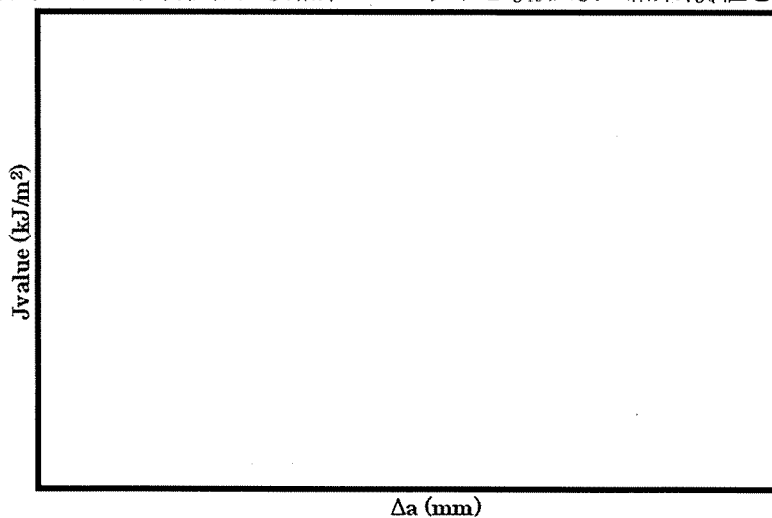
J_{mat} は 325°C の温度条件で採取されたデータの下限值 (H3T モデルの下限線) を用いて設定しているが、SA 条件 (360°C) を考慮した評価において、325°C で求めた J_{mat} を用いることの妥当性を確認するため、以下のとおり破壊靱性試験 (持ち寄り共同試験「2 相ステンレス 鋳鋼熱時効材の SA 条件下における破壊靱性試験」(平成 27 年 12 月) (以下、「本試験」という。)) を行っている。

(1) 供試材

(2) 試験内容

(3) 試験結果

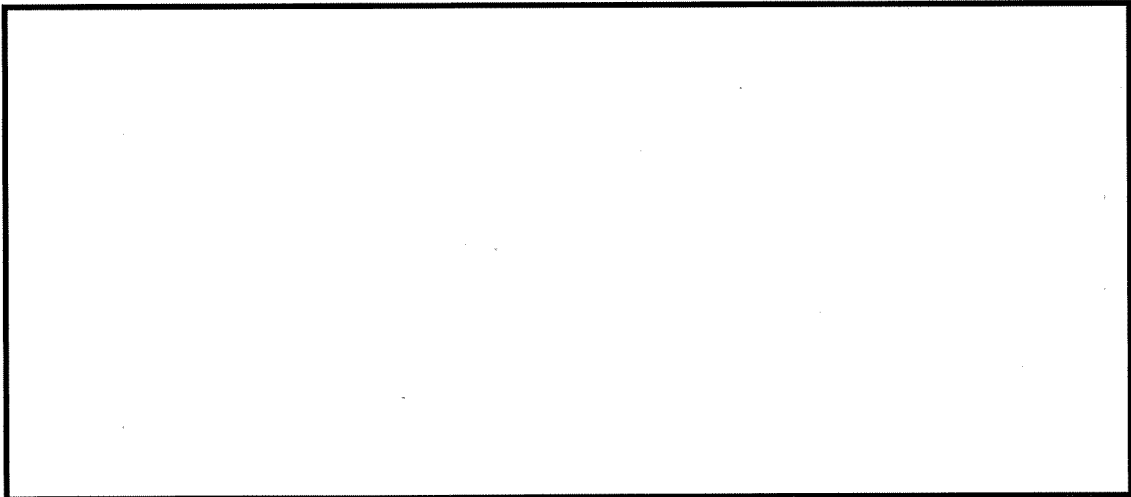
試験で採取された破壊靱性試験結果のプロットと J_{Ic} 試験の結果、 J_Q 値を以下に示す。



試験温度	試験片番号	J_{Ic} 試験結果	$J_Q(J_{Ic})$
325°C			
365°C			
H3T モデルによる計算値 (完全時効、下限値)			

以上の結果より、365°Cの J_{mat} 値と 325°Cの J_{mat} 値に大きな差は認められない。また、365°Cの J_{mat} 値は H3T モデルの下限値以上であることから、H3T モデルの下限値を用いた評価は妥当であると判断できる。

なお、本試験で取得した J_Q 値は J_{Ic} として Invalid になったものがあったが、Valid となったデータや、過去の電力共通研究（「1次冷却材管等の時効劣化に関する研究 (STEPⅢ) (その2)」(平成 11 年 3 月) (以下、「電共研」という。)) で取得した時効後の底値データ [] の J_Q 値と比較して同程度であることから、本試験の破壊靱性試験結果は妥当なデータであると判断している。



本試験と電共研の試験データが同程度であることを以下に示す。

	試験片 ^{※1}	時効条件 ^{※2}	$J_Q(J_{Ic})$ (kJ/m ²)
本試験			
電共研			

※1 本試験の J_Q 値は電共研の J_Q 値と比較すると [] であるもののほぼ同等と考える。仮に試験片サイズの影響で [] が出ているとしても、採取した破壊靱性データに対して保守側 (J_{mat} が []) の影響であるため、健全性評価については問題ないことが確認できていると判断する。

※2 時効後の破壊靱性がほぼ底値となる時効条件

別紙 6. 破断前漏えい概念を適用している配管系に対する熱時効の影響

設計評価（設計及び工事の計画の認可（以下、「設工認」）で破断前漏えい概念（以下 LBB）の適用を確認している配管は添付 1 に示す配管系統である。

これらの配管系統に対し、材料の機械特性に影響を与える経年劣化事象としては、ステンレス鋼の熱時効が想定されることから、熱時効による劣化の影響を考慮して LBB の成立性を確認する。

伊方 3 号炉の配管におけるステンレス鋼使用部位は 1 次冷却材管母管であり、破損想定位置は原子炉容器出入口管台と配管との接続部である。（添付 1）

これら 2 部位に対して熱時効を考慮して LBB 成立性を確認することとするが、判定応力は同じであり、作用応力は出口管台の方が大きい。このため、入口管台の評価は出口管台で代表させて評価を行う。

【評価方法】

LBB 成立性の確認は、JEAG4613-1998 に基づき実施した。ただし、熱時効を考慮するため、安定限界応力は「発電用原子力設備規格 配管破損防護設計規格（JSME S ND1-2002）」（以下 LBB 規格）を用いている。

LBB 規格の表 D-2400-2(3/3) の PWR のステンレス鋼に対して適用されるものを使用した。ここで適用されている安定限界応力は最も保守的となる実機プラントの最大フェライト量約 23.5%^{*1} の 1 次冷却材管（SCS14A 材）に対して、熱時効による靱性低下の飽和 J-R 曲線（予測）を用い、2 パラメータ法から評価した Hp 係数^{*2} により極限荷重評価法による破壊時曲げ応力を補正した安定限界応力から評価したものである。このため、運転開始後 60 年の熱時効劣化を考慮した LBB 成立性評価は、表 D-2400-2(3/3) を用いる。

* 1 伊方 3 号炉 1 次冷却材管の原子炉容器出口管台接続部のフェライト量は約 10.1%

* 2 $H_p = M_{or} / M_1 = 1.45$ (29B 1 次冷却材管)

M_{or} : 極限荷重評価法による最大曲げモーメント

M_1 : 2 パラメータ法 (R6 法 Option2) による破壊評価曲線図における破壊評価曲線と J-R 曲線等から求めたき裂進展評価曲線の接点から算出（詳細は JSME S ND1-2002 に記載）

【LBB 成立性評価】

原子炉容器出入口管台に対して、供用状態 A, B, C 及び供用状態 A+Sd 地震の荷重に基づき作用する応力を求め、表 1 に従い配管破損形式及び開口面積を決定する。なお、配管の破損形式は、以下に分類する。

(1) 漏えい

- a. 表 1 で作用応力が判定応力より低い場合、配管に想定する。
- b. 表 1 に示す開口面積に相当する円形の開口を配管の周方向任意位置に想定する。

(2) 破断

表 1 で作用応力が判定応力以上の場合、配管に周方向破断を想定する。

表1 配管の破損形式及び開口面積

呼び径 (B)		29 (内径)	
外径 Do (mm)		882.0	
板厚 t (mm)		72.7	
想定亀裂角 2θ (度) (注4)		56.6	
判定応力 (×S _m) (注2)		1.76	
作用応力	P _m =0.5S _m P _b =0	(注1, 3) 破損形式及 び 開口面積 (mm ²)	L(207)
	P _m =0.5S _m P _b =0.5S _m		L(543)
	P _m =0.5S _m P _b =1.0S _m		L(1235)
	P _m =0.5S _m P _b =1.5S _m		B
	P _m =0.5S _m P _b =2.0S _m		B
	判定応力(注2)		L(1876)

(注1) B: 破断を想定する

L: 漏えいを想定する

(注2) 判定応力 (P_m+P_b) 及び作用応力のうち P_m (膜応力) は内圧で 0.5S_m とみなし、残りは P_b (曲げ応力) とする。ただし、S_m は 114.7N/mm² とする。

(注3) 開口面積は作用応力に応じて内挿するものとする。

(注4) 想定き裂角度 2θ は、想定き裂長さに対する中心角を表す。

原子炉容器出口管台について、作用する応力を基に、表1を用いて決定した配管破損形式及び開口面積を表2に示す。

表2 伊方3号炉における熱時効を考慮したLBB成立性確認結果

破損想定位置	呼び径 (B)	作用応力 (合計) (×S _m)	安定限界応力 (×S _m)	配管破損形式	開口面積※ (mm ²)
原子炉容器出口管台	29 (内径)	1.50	1.76	L	1235

※5t の想定亀裂に対して熱時効を考慮せずに算出した値。なお開口面積はジェット反力の算出に用いられるが、熱時効を考慮しない方が開口面積は大きくなり保守的な評価となる。

このとおり配管破損形式は「漏えい」となることから、伊方3号炉において、LBBを適用しているステンレス鋼配管は60年間の熱時効を考慮してもLBBが成立することが確認できた。

なお、設工認と本別紙のLBB評価比較を添付2に示す。

以上

伊方 3 号炉 設計及び工事計画認可申請書 (2016.3.23 認可)

添付資料 別添 7 原子炉冷却材圧力バウンダリに属する配管に対する LBB 成立性評価結果に関する説明書 (抜粋)

評価対象：1次冷却材管

分類	破損想定位置	呼び径 (B)	作用応力 ($\times S_u$)			判定応力 ($\times S_u$)	配管破損 形式	開口面積 (mm^2)	配管破損 反力 (kN)
			膜応力	曲げ応力	合計応力				
母管	原子炉容器出口管台	29 (内径)	0.5	1.00	1.50	2.28	L	1,235	27
	原子炉容器入口管台	27.5 (内径)	0.5	0.43	0.93	2.28	L	443	11
分岐管台	加圧器サージ管台	14	0.5	0.74	1.24	2.00	L	304	7
	蓄圧タンク注入管台	12	0.5	0.71	1.21	1.93	L	276	7
	余熱除去系出口管台	12	0.5	0.61	1.11	1.93	L	224	5
	安全注入管台	6	0.5	0.74	1.24	1.83	L	101	3
	加圧器スプレイ管台	4	0.5	1.11	1.61	1.54	B	5,986	150
	充てん管台 ^(注2)	3	—	—	—	—	B	3,516	87
	安全注入管台 ^(注2)	3	—	—	—	—	B	3,516	87
	抽出管台 ^(注2)	3	—	—	—	—	B	3,516	87
	余剰抽出管台 ^(注2)	2	—	—	—	—	B	1,459	36
ループドレン管台 ^(注2)	2	—	—	—	—	B	1,459	36	

(注1) 膜応力は第3-1表の(注2)に従い、 $0.5S_u$ とする。

(注2) 3B以下の配管は保守的に破断を想定する。

評価対象：加圧器

分類	破損想定位置	呼び径 (B)	作用応力 ($\times S_u$)			判定応力 ($\times S_u$)	配管破損 形式	開口面積 (mm^2)	配管破損 反力 (kN)
			膜応力	曲げ応力	合計応力				
接続管台	サージ用管台	14	0.5	1.20	1.70	2.00	L	720	16
	逃がし弁用管台	6	0.5	0.20	0.70	1.83	L	34	1
	安全弁用管台	6	0.5	1.10	1.60	1.83	L	195	4
	スプレイライン用管台	4	0.5	0.76	1.26	1.54	L	113	3

(注) 膜応力は第3-1表の(注2)に従い、 $0.5S_u$ とする。

設工認と高経年化技術評価の LBB 評価比較

高経年化技術評価で実施する経年劣化を考慮した LBB 評価においては、JEAG4613-1998 による評価を基本としているが、ステンレス鋼鋳鋼の熱時効を考慮した評価を行うため、安定限界応力は LBB 規格に記載の値を使用している。(設工認では熱時効を考慮しておらず、JEAG4613-1998 に記載の安定限界応力を使用している。)

なお、設工認と高経年化技術評価の評価条件の相違点を下表に示す。

		伊方 3 号炉 設工認	伊方 3 号炉 高経年化技術評価	備考	
適用規格	適用規格	JEAG4613-1998	JEAG4613-1998 (安定限界応力は JSME S ND1-2002 の値を使用)	熱時効考慮の有無	
	対象材料	ステンレス鋼鋳鋼	ステンレス鋼鋳鋼		
	想定き裂長さ	管の厚さの 5 倍の長さ		相違なし	
	想定き裂角 2θ	56.6°		相違なし	
	Hp 係数	—	1.45 (29B)	熱時効考慮の有無	
入力	評価部位	原子炉容器出口		相違なし	
	形状	原子炉容器出口 (外径、板厚、断面係数)		相違なし	
	作用荷重	<ul style="list-style-type: none"> ・自重による荷重 ・熱膨張 (供用状態 A、供用状態 B、供用状態 C) による荷重 ・地震 (Sd) による荷重 		相違なし	
評価過程	膜	作用応力 (Pm)	Pm=0.5Sm		相違なし
	曲げ	作用応力式 (Pb)			相違なし (太字は最大となった応力状態)
		作用応力 (Pb)	Pb=1.0Sm	Pb=1.0Sm	相違なし
	合計	作用応力 (Pa=Pm+Pb)	Pa=1.50Sm	Pa=1.50Sm	
評価結果	安定限界応力	Pf=2.28Sm	Pf=1.76Sm	熱時効考慮の有無	
		L (4333)	L (1876)		
	開口面積	1235 mm ²	1235 mm ²	相違なし	
判定	L (Pa<Pf)	L (Pa<Pf)	—		

別紙 7. 代表評価機器以外の機器に対する製造時の検査内容および現状保全の内容

熱時効評価対象機器のスクリーニングの結果、評価要となった代表評価機器以外の機器に関する製造時の検査内容および現状保全の内容を下表に示す。

機種	機器	部位	製造時検査内容 判定基準：判定結果	現状保全内容 至近点検：点検結果
ポンプ	1 次冷却材ポンプ	羽根車	<ul style="list-style-type: none"> 浸透探傷試験(全表面) JIS Z 2343：良 	目視検査、浸透探傷検査 第 15 回定期検査：良※
		ケーシング	<ul style="list-style-type: none"> 放射線透過試験(全体積) 告示第 501 号：良 浸透探傷試験(全表面) 告示第 501 号：良 	目視検査 (ケーシング内表面) 第 13 回定期検査：良
仕切弁	余熱除去系第 1 入口弁	弁箱	<ul style="list-style-type: none"> 放射線透過試験(全体積) 告示第 501 号：良 	目視検査 第 12 回定期検査：異常なし
		弁蓋	<ul style="list-style-type: none"> 浸透探傷試験(全表面) 告示第 501 号：良 浸透探傷試験(機械加工面) 告示第 501 号：良 	(弁本体内部表面：目視検査) 第 12 回定期検査 (供用期間中検査)：良)
スイング逆止弁	蓄圧タンク出口注入ライン第 1 逆止弁	弁箱	<ul style="list-style-type: none"> 放射線透過試験(全体積) 告示第 501 号：良 	目視検査 第 16 回定期検査：異常なし
			<ul style="list-style-type: none"> 浸透探傷試験(全表面) 告示第 501 号：良 浸透探傷試験(機械加工面) 告示第 501 号：良 	(弁本体内部表面：目視検査) 第 12 回定期検査 (供用期間中検査)：良)
機械設備	制御棒クラスト	スパイダー ベーン フィンガ	外観検査 社内基準：合格	目視検査 第 16 回定期検査：良

※有意な指示があったため補修を実施している。なお、羽根車はローテーションパンパーツであるため、補修を実施した羽根車は予備品として

別紙 8. 代表機器以外の機器に対する技術評価

別紙 8-1. 余熱除去系第 1 入口弁

余熱除去系第 1 入口弁の弁箱および弁蓋はステンレス鋼製であり、製造時に放射線透過試験および浸透探傷試験により技術基準に適合していることを確認した材料を使用している。

余熱除去系第 1 入口弁の弁箱には経年劣化事象として低サイクル疲労が想定されるが、運転開始後 60 年を想定した健全性評価の結果、割れが発生する可能性はないと考えている。また、弁は配管や容器と比べて一般的に厚く製造されており、発生応力は小さいと考えられる。さらに定期的に弁内表面の目視検査および配管溶接部の超音波探傷検査を実施しており、異常がないことも確認している。

製造時検査および現状保全の内容については別紙 7 に記載している。

以上より、熱時効を想定したとしても、そのことが機器の構造健全性に影響を与える可能性はないと考え高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではないと判断している。

なお、参考として当該弁の発生応力およびフェライト量を表 1 に、応力の詳細評価を表 2 に示す。

余熱除去系第 1 入口弁の構造図は図 1 に示すとおり、弁箱は配管よりも厚肉構造であるが配管との取合い部は配管と同じ肉厚となっており、構造強度上の最弱部になると考えられる。表 1 および表 2 にこの最弱部の応力を示す。最弱部となる取合い部の応力は約 113MPa であり、1 次冷却材管の応力最大値 194MPa と比べると小さい値である。

表 1 発生応力、フェライト量の比較

対象	発生応力 (MPa) ※1	フェライト量 (%)
余熱除去系第 1 入口弁 (弁箱)	113	約 11.8

※ 1 供用状態 A、B における荷重+Ss 地震動

表2 余熱除去系第1入口弁の応力値の詳細

評価部位	内圧による応力 (MPa)	曲げ応力				合算値 (MPa)
		自重 (MPa)	熱 (MPa)	地震 (MPa)	合計 (MPa)	
余熱除去系第1入口弁 (弁箱)	42.5	7.9	45.2	17.3	70.4	113

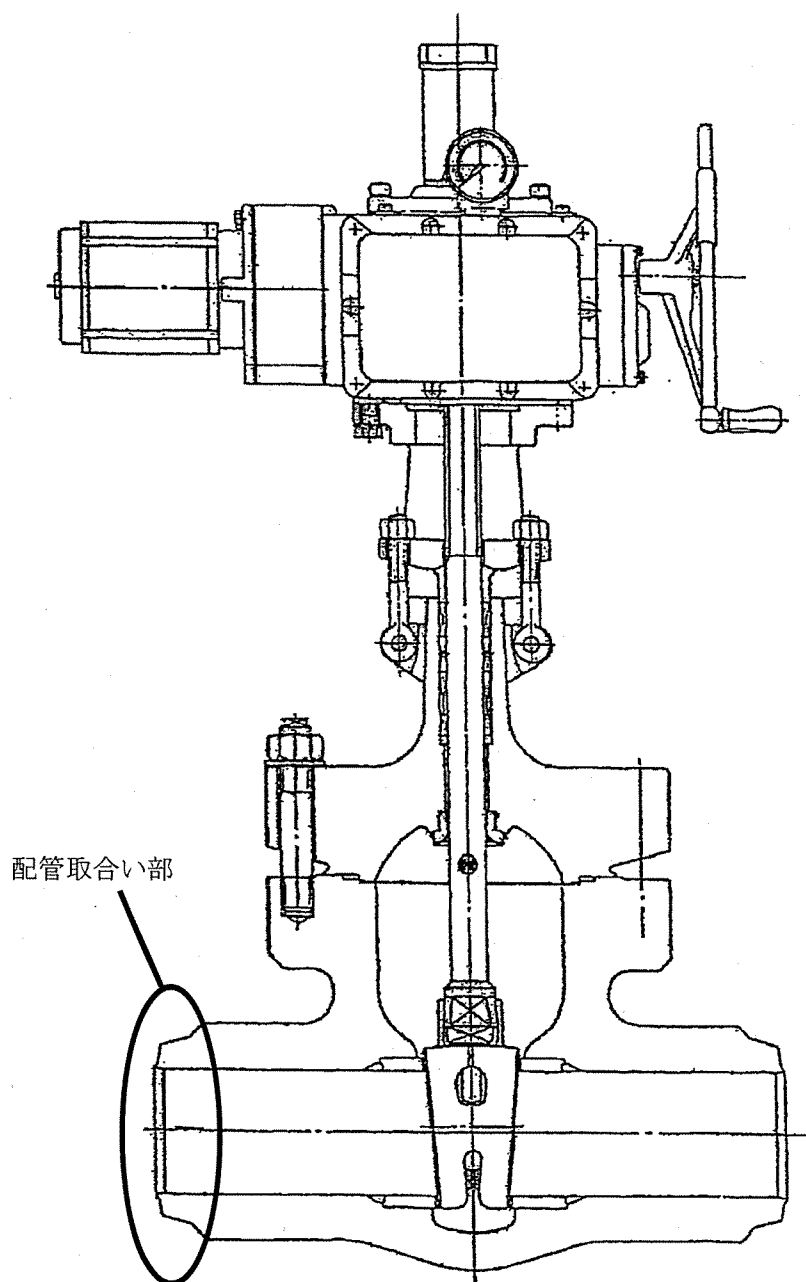


図1 余熱除去系第1入口弁の構造図

別紙 8-2. 蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁

蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁の弁箱はステンレス鋼鑄鋼製であり、製造時に放射線透過試験および浸透探傷試験により技術基準に適合していることを確認した材料を使用している。

蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁の弁箱には経年劣化事象として低サイクル疲労が想定されるが、運転開始後60年を想定した健全性評価の結果、割れが発生する可能性はないと考えている。また、弁は配管や容器と比べて一般的に厚く製造されており、発生応力は小さいと考えられる。さらに定期的に弁内表面の目視検査および配管溶接部の超音波探傷検査を実施しており、異常がないことも確認している。

製造時検査および現状保全の内容については別紙7に記載している。

以上より、熱時効を想定したとしても、そのことが機器の構造健全性に影響を与える可能性はないと考え高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではないと判断している。

なお、参考として当該弁の発生応力およびフェライト量を表1に、応力の詳細評価を表2に示す。

蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁の構造図は図1に示すとおり、弁箱は配管よりも厚肉構造であるが、配管との取合い部は配管と同じ肉厚となっており構造強度上の最弱部になると考えられる。表1および表2にこの最弱部の応力を示す。最弱部となる取合い部の応力は約114MPaであり、1次冷却材管の応力最大値194MPaと比べると小さい値である。

表1 発生応力、フェライト量の比較

対象	発生応力 (MPa) ※1	フェライト量 (%)
蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁 (弁箱)	114	約10.3

※1 供用状態 A、B における荷重+Ss 地震動

表2 蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁の応力値の詳細

評価部位	内圧による応力 (MPa)	曲げ応力				合算値 (MPa)
		自重 (MPa)	熱 (MPa)	地震 (MPa)	合計 (MPa)	
蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁 (弁箱)	49.5	4.4	22.0	37.5	63.9	114

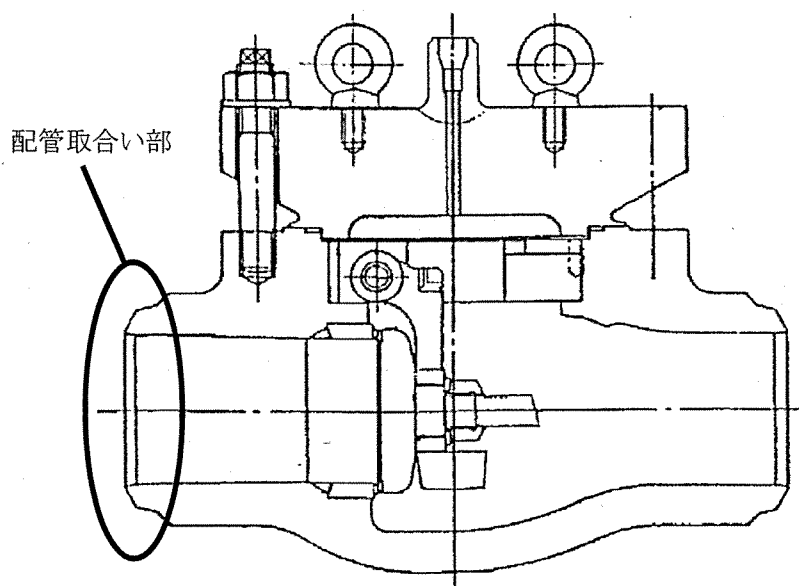
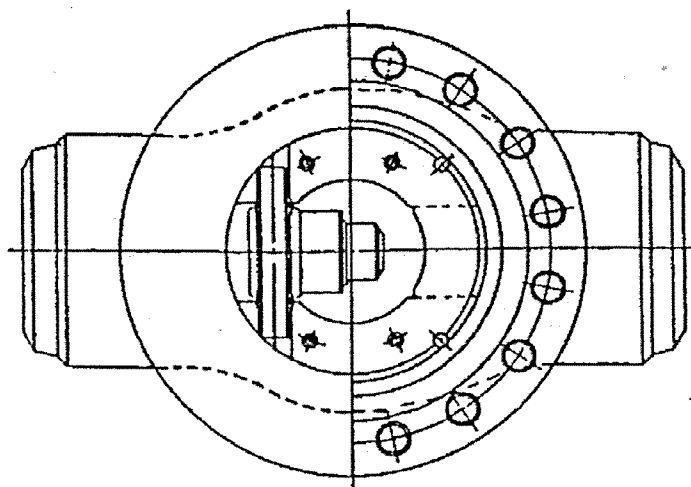


図1 蓄圧タンク出口注入ライン第1逆止弁の構造図

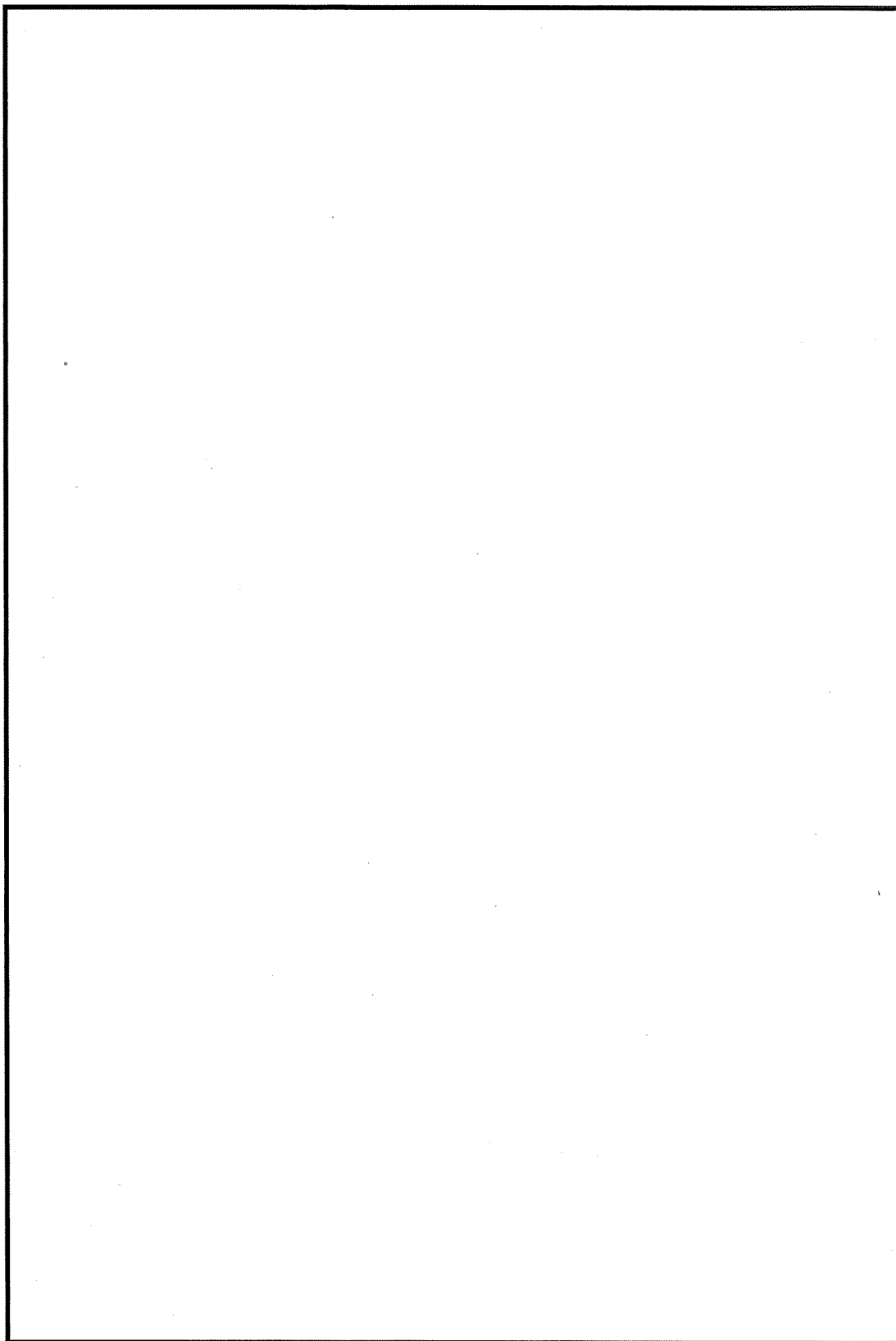
別紙 8-3. 制御棒クラスタ

スパイダー、ベーンおよびフィンガーは最高使用温度が 343℃であるが、当該部は一端が自由端であること、圧力バウンダリでもないことから、有意な応力は発生しない。

製造時検査結果や至近の目視点検の結果、いずれも良好であった。製造時検査および現状保全の内容については別紙 7 に記載している。

また、引け巣や空孔等の内部欠陥をなくす処理として、HIP（熱間等方加圧）処理を行っている。HIP は加熱装置を内蔵した圧力容器内へ被処理品を装入、密封後、アルゴンガス等の気体を圧入、高温高圧化し、被処理品を等方的に加圧整形する加工法で内在する空孔が圧着、拡散接合し消滅するため、複雑形状の鋳造品の品質、信頼性向上に最適な工法である。添付 1 に示す通り、引け巣や空孔等の欠陥を HIP 処理により無欠陥であることが確認できることから当該機器においても内部欠陥は存在しないと考える。また、ニューシアでは国内外で損傷事例は確認できない。

以上を踏まえて、スパイダー、ベーンおよびフィンガーについては熱時効を高経年化対策上着目すべき経年劣化事象としていない。



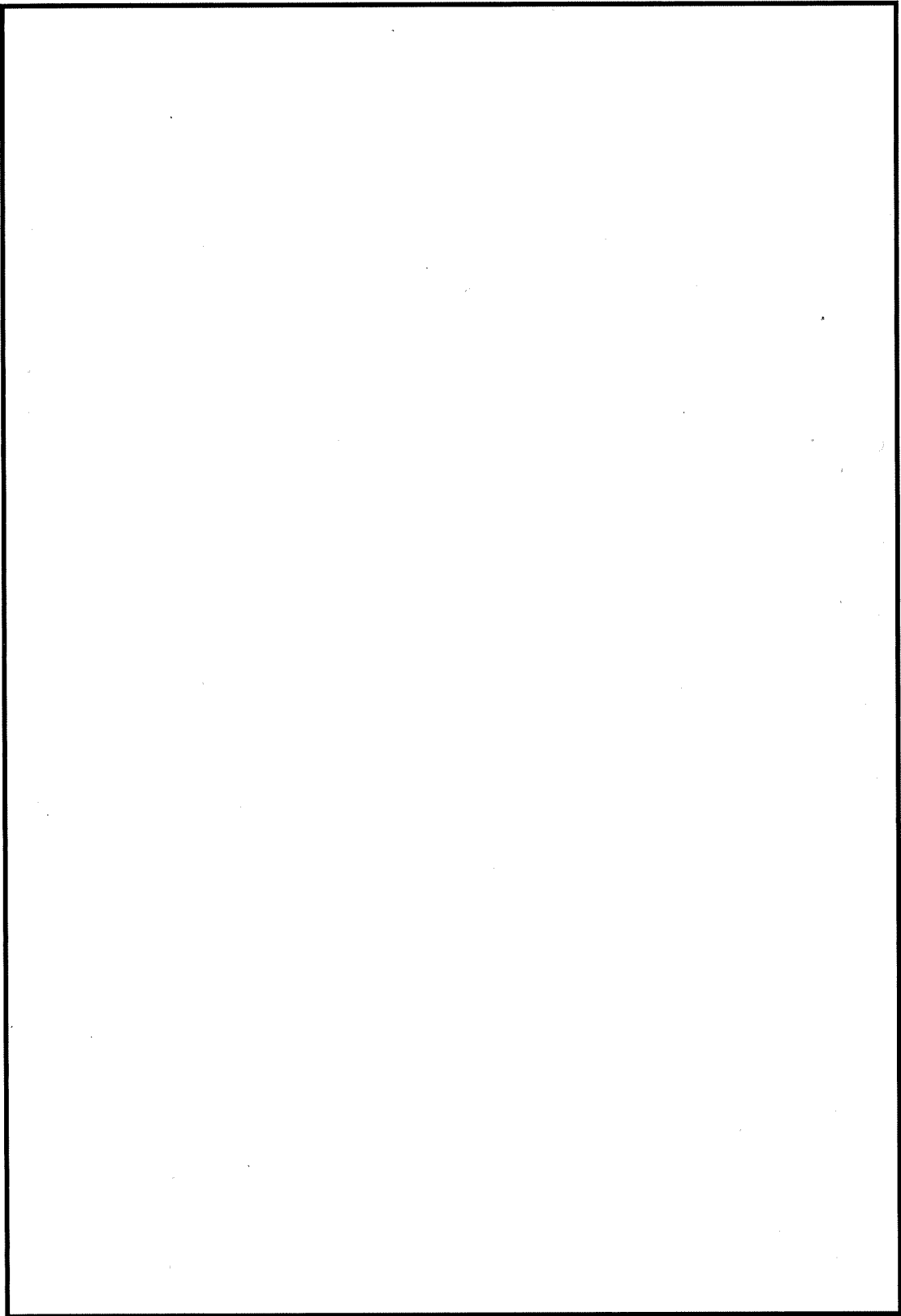


図1 引け巢のHIP処理

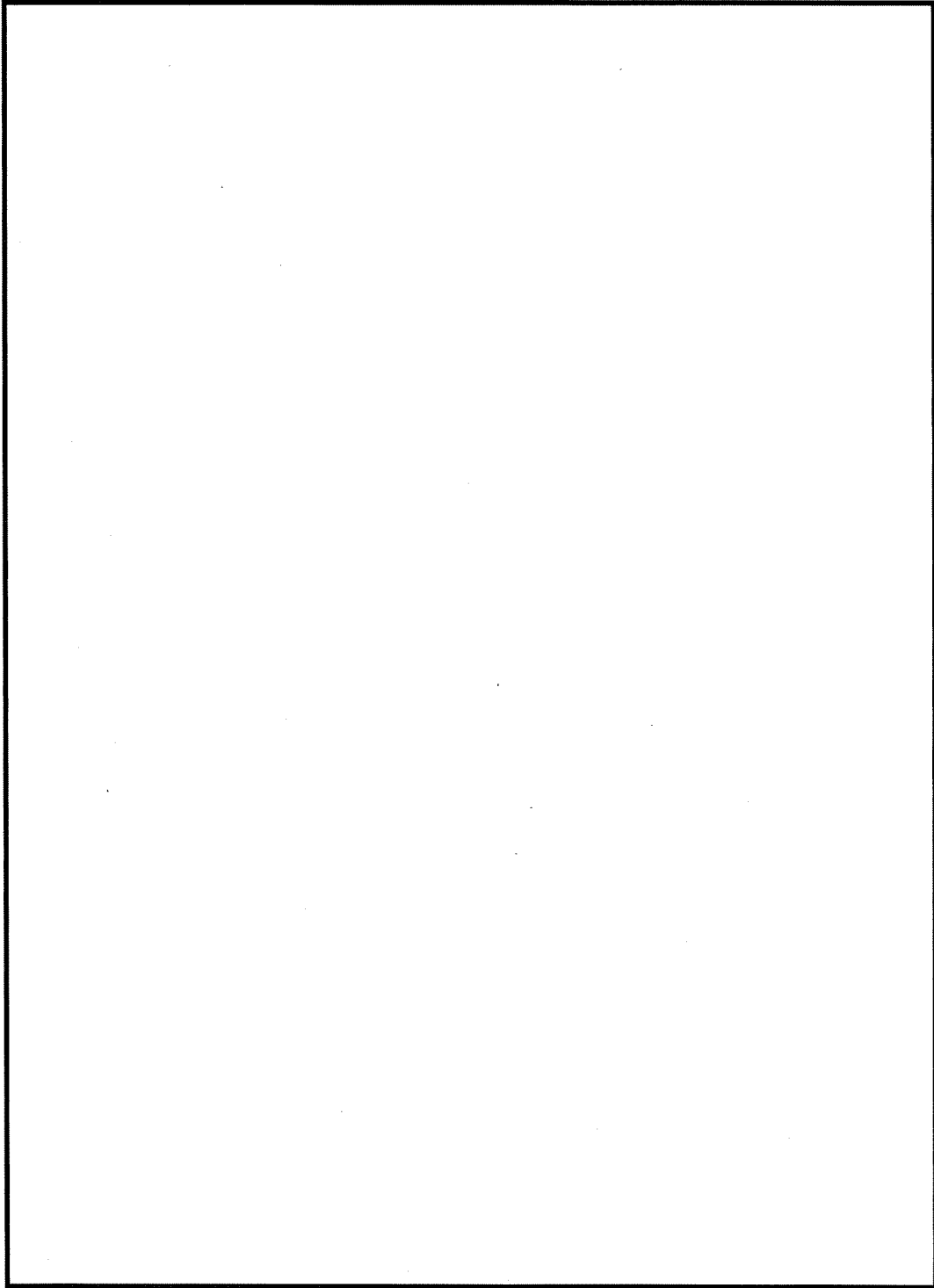


図2 空孔のHIP処理

別紙 9. 評価対象外機器の使用温度の根拠

熱時効評価対象機器のスクリーニングの結果、最高使用温度が 250℃以上であるが、使用温度が 250℃未満であることから評価不要とした下表の機器の根拠を示す。

機種	機器	部位	最高使用温度(℃)	使用温度(℃)
安全弁	加圧器安全弁	弁箱	約 360	100 以下
タービン設備	タービン動主給水ポンプ駆動タービン	車室、高圧ノズル室	約 291	約 170
機械設備	制御用空気圧縮機 (制御用空気除湿装置 四方弁)	弁箱、弁蓋、弁体	約 300	約 200
	雑固体焼却設備 (弁)	弁箱、弁蓋、弁体	約 250	約 230

- (1) 加圧器安全弁 弁箱
加圧器安全弁の弁箱が 100℃以下となる根拠を添付に示す。
- (2) タービン動主給水ポンプ駆動タービン 車室、高圧ノズル室
通常運転時、駆動蒸気は低圧蒸気（高温再熱蒸気）を使用しており、車室、高圧ノズル室はタービン動主給水ポンプ駆動タービン調速段出口の条件（約 170℃）となる。よって、車室、高圧ノズル室の使用温度は 250℃未満であり評価対象外とした。
- (3) 制御用空気圧縮機（制御用空気除湿装置四方弁） 弁箱、弁蓋、弁体
当該装置の熱媒温度が最大 200℃であることから、弁箱、弁体、弁蓋の使用温度は 250℃未満であり評価対象外とした。
- (4) 雑固体焼却設備（弁） 弁箱、弁蓋、弁体
当該装置の熱媒温度が最大 230℃であることから、弁箱、弁体、弁蓋の使用温度は 250℃未満であり評価対象外とした。

加圧器安全弁の弁箱の使用温度について

加圧器安全弁の弁箱材質はステンレス鋼鋳鋼を使用しているが、通常時の使用温度が100℃以下であるため、熱時効の評価対象外としている。

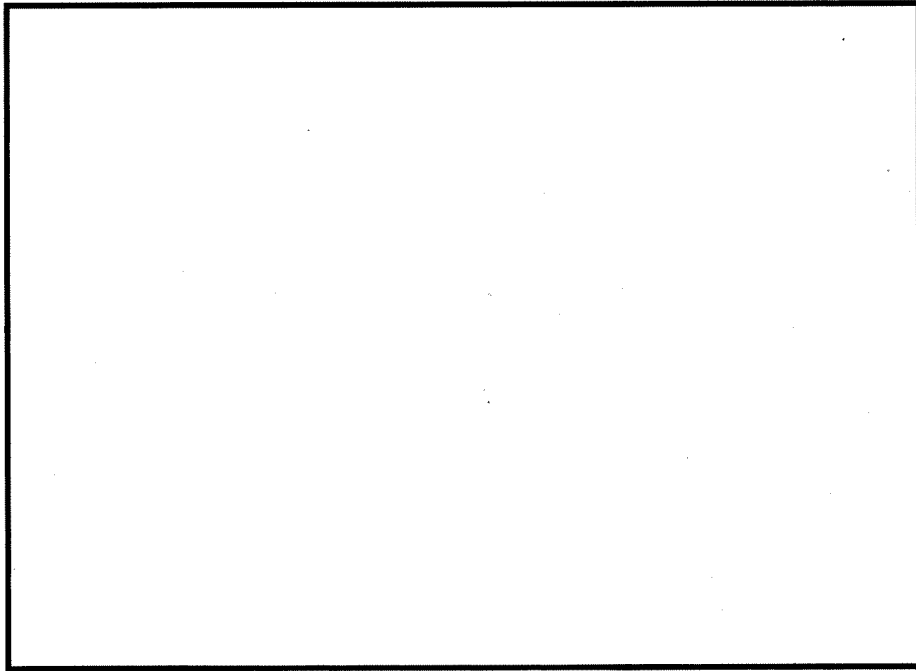
当該安全弁上流配管表面の温度は100℃以下（加圧器安全弁ループシール下部外表面最大値 ）であることが電力共通研究「加圧器安全弁におけるループシールの影響に関する研究 1986年度」で確認されている。当該電力共通研究における配管表面温度計測プラントの加圧器安全弁上流配管形状に対し、配管外面を100℃と仮定し、配管外面からの放熱を自然対流（当該部に保温がないため）、雰囲気温度を21℃（CV内温度の最低値）として保守的な熱計算を行うと配管内面温度は約100.6℃となる（付表1参照）。

伊方3号炉の加圧器安全弁上流配管は上記電力共通研究で用いられている配管と材質、長さ共に同等であり、同条件で熱計算を行った結果は100.6℃となる。

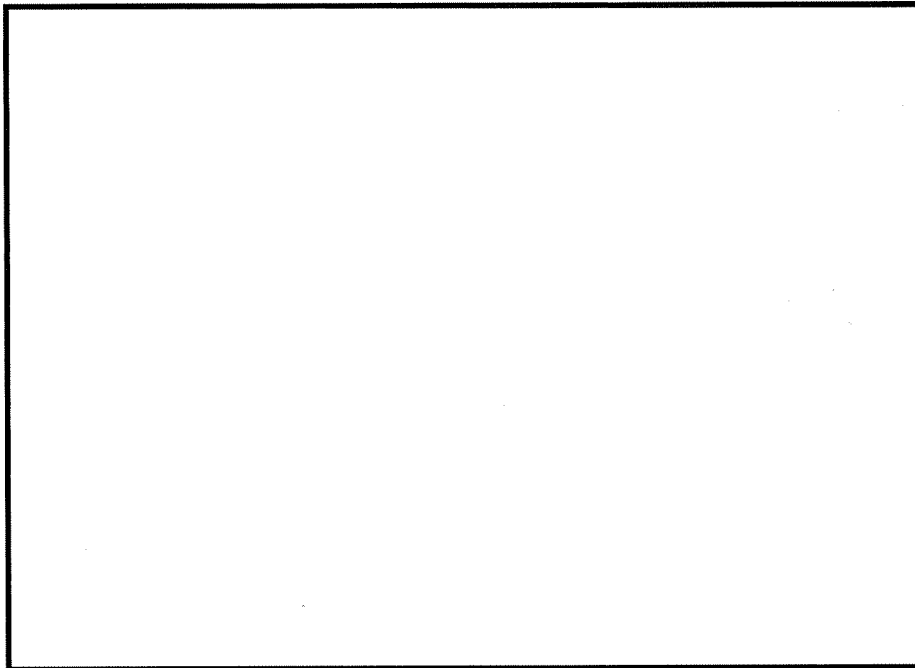
配管の温度は熱時効評価対象温度（250℃）に比べるとはるかに小さく、当配管よりも下流にある加圧器安全弁温度はさらに小さくなると考えられることから、熱時効評価対象としていない。

付表1 加圧器安全弁上流配管の内面温度算出

	配管表面温度計測プラント	伊方3号炉
配管外半径 (ro)	0.0826 m	0.0826 m
配管内半径 (ri)	0.0644 m	0.0644 m
配管材質	SUS304	SUS316
配管長さ		
配管熱伝導率 (λ)		
配管外面熱伝達率 (α)		
熱流速 (q)	$\alpha \times (100 - 21) \text{ W/m}^2$	$\alpha \times (100 - 21) \text{ W/m}^2$
配管内面温度 $= 21 + \frac{q}{\alpha} + \frac{q \times r_o}{\lambda} \times \ln \left(\frac{r_o}{r_i} \right)$	100.6 °C	100.6 °C



付図1 電力共通研究「加圧器安全弁におけるループシールの影響に関する研究 1986年
度」配管表面温度計測プラントの加圧器安全弁上流配管形状



付図2 伊方3号炉 加圧器安全弁上流配管形状

別紙 10. 電力共通研究における亀裂進展試験の条件について

時効の有無による亀裂進展速度の差異の確認をした電力共通研究「PWR 配管破断防護設計の合理化に関する研究（1次冷却材管の破断想定除外）」の亀裂進展試験の条件は以下の通りである。

材料：SCS14A（フェライト量 12.5%）

環境：大気中（温度 325℃）

水中（溶存酸素濃度 ≤ 5ppb、温度 325℃）

応力比：0.7、0.1

繰返し速度：大気中（1～10Hz）、水中（1cpm）

上記の試験条件は JEAG4613-1998 に記載のステンレス鋼の亀裂進展速度式を求めるために用いた文献「Fracture Toughness and Fatigue Crack Growth of PWR Materials in Japan」The 1st JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering Vol. 1, 1991, pp527-531」に記載の試験条件と同じであることを確認している。