

志賀原子力発電所1号炉 審査資料	
資料番号	志賀1 PLM-補-05 改1
提出年月日	2022年10月26日

志賀原子力発電所1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

2022年10月26日

北 陸 電 力 株 式 会 社

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	8
4. 代表機器の技術評価	9
4.1 健全性評価	9
4.2 現状保全	17
4.3 総合評価	19
4.4 高経年化への対応	19
5. 代表機器以外の技術評価	19
6. まとめ	20
6.1 審査ガイド適合性	20
6.2 施設管理に関する方針として策定する事項	21
別紙1 フェライト量算出における適用規格と化学成分量の設定について	1-1
別紙2 き裂進展抵抗の算出過程	2-1
別紙3 疲労き裂進展速度式の比較	3-1
別紙4 き裂進展力 (J_{app}) の算出過程	4-1
別紙5 代表機器以外の機器に関する現状保全等について	5-1
別紙6 評価対象外機器の熱時効への対応について	6-1
別紙7 発生応力の算出過程	7-1

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、冷温停止状態が維持されることを前提と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。

オーステナイト相とフェライト相の2相から成るステンレス鋳鋼は、高温状態（250℃以上）で長時間使用すると、材料特性（靱性）が低下する可能性がある。この現象は、熱時効脆化と呼ばれ、熱時効によってフェライト相中にCrの割合の高い相（Crリッチ相）が析出し、この析出相がフェライト相を硬化させることによって発生すると考えられている。

熱時効の程度は材料に含まれるフェライト量が多く、使用温度が高く、時効時間が長いほど大きくなる。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。

冷温停止状態が維持されることを前提とした状態においては、熱時効が進展する可能性はないが、熱時効により靱性が低下した場合、き裂の存在によっては、機器の健全性維持に影響があるため、想定すべきき裂発生の有無及び熱時効による脆化の観点から、2相ステンレス鋼の熱時効について評価を実施した。

2. 基本方針

2相ステンレス鋼の熱時効の影響が懸念される対象部位についてき裂の発生及び進展の可能性が将来にわたって否定できない場合は、その発生又は進展に係る健全性評価を行い、「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」（以下、「審査ガイド」という。）及び「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」（以下、「実施ガイド」という。）の要求事項を満たすことを確認する。

2相ステンレス鋼の熱時効についての要求事項を表1に整理する。

なお、本事象は、冷温停止状態が維持されることを前提とした期間は劣化の進展が考えられない経年劣化事象であるが、評価時点（2021年7月30日）までの劣化の発生又は進展に係る健全性評価を実施する必要があることから、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象として整理している。

評価にあたっては、実施ガイド3.1⑧ただし書き^{※1}に該当することから、運転開始後40年時点までの期間における健全性を評価している。

※1：運転開始以後30年を経過する日において技術基準^{※2}に適合しないものがある場合

※2：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に定められる基準

表1 2相ステンレス鋼の熱時効についての要求事項

ガイド名	要求事項
<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</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（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。）</p> <p>3.2 長期施設管理方針の策定及び変更</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>ただし、冷温停止が維持されることを前提とした高経年化技術評価のみを行う場合はその限りではない。</p>

3. 評価対象と評価手法

3.1 評価対象機器・対象部位の選定

熱時効の評価対象機器・部位については、最高使用温度が 250 °C以上の機器のうち、材料がステンレス鋳鋼の部位を「評価対象部位」として抽出した。

また、「評価対象部位」のうち、日本原子力学会「日本原子力学会標準 原子力発電所の高経年化対策実施基準：2008」（以下、「実施基準」という。）の C.5（2相ステンレス鋼の熱時効）C.5.2（評価対象）を基に、以下の条件に当てはまるものを「定量評価対象部位」として抽出した。

○使用温度が 250 °C以上

○き裂の原因となる経年劣化事象の発生が想定される

評価対象部位の抽出結果一覧表を表 2 に示す。評価の結果、き裂の原因として考えられる「低サイクル疲労」については問題ないことを確認しており、評価対象部位は抽出されなかった。

しかしながら、製造時の判定基準未満となる初期欠陥が存在する可能性は否定できないことから、念の為、保守的に初期欠陥を想定し、定量評価（き裂安定性評価）を実施し、熱時効による機器の健全性への影響を確認する。

定量評価を実施するにあたり、熱時効への影響が大きいと考えられる条件（発生応力及びフェライト量の多寡）での比較を実施し、代表の評価対象機器・部位を選定した。その結果を表 3 に示す。

表2 (1/2) 熱時効の劣化評価に関する評価対象部位の抽出結果一覧表

評価書分類	機器名称	対象部位	最高使用温度 (°C)	使用温度 (°C)	口径 (A)	き裂の原因となる劣化事象*1	経年劣化事象の抽出結果*2	備考	
ポンプ	原子炉冷却材再循環ポンプ	ケーシング*	302	280	—	低サイクル疲労	○	疲労評価を実施し、許容値を満たすことを確認しており、疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。	
		羽根車	302	280		—	△		
		ケーシングリング*	302	280		—	△		
弁	仕切弁	PLR ポンプ 入口弁	弁箱	302	280	550	低サイクル疲労	○	疲労評価実施機器と比較して、条件が同等であるため、疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。
			弁ふた, 弁体	302	280		—	○	
		PLR ポンプ 出口弁	弁箱	302	280	550	低サイクル疲労	○	疲労評価を実施し、許容値を満たすことを確認しており、疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。
			弁ふた, 弁体	302	280		—	○	
		RHR 炉水入口止め弁	弁箱	302	280	300	低サイクル疲労	○	疲労評価実施機器と比較して、条件が同等であるため、疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。
			弁ふた, 弁体	302	280		—	○	
		RHR 炉水戻り止め弁	弁箱	302	286	300	低サイクル疲労	○	疲労評価実施機器と比較して、条件が同等であるため、疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。
			弁ふた, 弁体	302	286		—	○	
		CUW 系統入口弁	弁箱	302	285	100	低サイクル疲労	○	疲労評価実施機器と比較して、条件が同等であるため、疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。
			弁ふた, 弁体	302	285		—	○	

* 1 : 技術評価書にて、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象としている事象を記載する。

* 2 : 技術評価書における熱時効の経年劣化事象の抽出結果を記載する。

○ : 高経年化対策上着目すべき劣化事象

△ : 高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象 (日常劣化管理事象)

表2 (2/2) 熱時効の劣化評価に関する評価対象部位の抽出結果一覧表

評価書分類		機器名称	対象部位	最高使用温度 (°C)	使用温度 (°C)	口径 (A)	き裂の原因となる劣化事象*1	経年劣化事象の抽出結果*2	備考	
弁	玉形弁	PLR ポンプバルブ*7弁	弁箱	302	250 °C未満	20	低サイクル疲労	—		
			弁ふた	302	250 °C未満		—	—		
	逆止弁	SLC 外側隔離弁	弁箱	302	250 °C未満	40	—	—		
		SLC 内側隔離弁	弁箱	302	250 °C未満	40	—	—		
炉内構造物	炉心スプレッドャ		開口部付ノズル	302	286	—	—	△		
	制御棒案内管		ベース	302	286	—	—	△		
	燃料支持金具		中央燃料支持金具	302	286	—	—	△		
	ジェットポンプ			ブラケット	302	286	—	—	△	
				ミキサ	302	286	—	—	△	
				ディフューザ	302	286	—	—	△	
				ライザ	302	286	—	—	△	
機械設備	制御棒		落下速度リミッタ	302	286	—	—	△		
	制御棒駆動機構	コレットピストン		302	250 °C未満	—	—	—		
		コレットリテーチューブ		302	250 °C未満	—	—	—		

51 * 1 : 技術評価書にて、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象としている事象を記載する。

* 2 : 技術評価書における熱時効の経年劣化事象の抽出結果を記載する。

△ : 高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象 (日常劣化管理事象)

— : 経年劣化事象として抽出されず

表3 熱時効の代表評価対象部位の選定表

機器分類	対象機器	対象部位	機器番号	フェライト量 (%)	使用温度 (°C)	発生応力* (MPa)	選定結果
ポンプ	原子炉冷却材再循環ポンプ	ケーシング	B31-C001A	約 16.9	280	125.0	
			B31-C001B	約 17.8	280	120.0	
弁	PLR ポンプ入口弁	弁箱	B31-F001A	約 11.1	280	82.0	
			B31-F001B	約 10.6	280	80.0	
	PLR ポンプ出口弁	弁箱	B31-F002A	約 11.5	280	74.0	
			B31-F002B	約 11.7	280	75.0	
	RHR 炉水入口止め弁	弁箱	E11-F010A	約 12.5	280	114.0	
			E11-F010B	約 12.5	280	120.0	
	RHR 炉水戻り止め弁	弁箱	E11-F017A	約 18.8	286	123.0	
			E11-F017B	約 18.8	286	131.0	○
CUW 系統入口弁	弁箱	G31-F001	約 12.9	285	177.0	○	

*：発生応力は、破壊に寄与する荷重である一次応力（内圧，自重，地震（Ss））に，安全側に二次応力の熱膨張荷重を加えたものである。

表3より，評価対象部位の選定の結果，フェライト量が最も多いRHR 炉水戻り止め弁と発生応力が最大となるCUW 系統入口弁を代表評価対象部位として選定した。RHR 炉水戻り止め弁の弁箱及びCUW 系統入口弁の弁箱の評価結果を「4. 代表機器の技術評価」に，それ以外の評価結果は，「5. 代表機器以外の技術評価」に示す。

また，フェライト量は表4に示す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)」(以下，「ASTM A800/A800M」という。)に示される線図(図1，図2)により決定した。

表4 ミルシートによる材料成分

対象機器・部位	材料	化学成分 (%) (製品分析)								Cr _e /Ni _e	フェライト量
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Nb*	N*		F (%)
RHR 炉水戻り止め弁の弁箱	SCS16A							0.20	0.04	約 1.37	約 18.8
CUW 系統入口弁の弁箱	SCS16A							0.20	0.04	約 1.25	約 12.9

*：Nb，Nの化学成分は規格上の規定値がなく，製造時のミルシートに記載がないため，別紙1に示すとおり，NUREG/CR-4513/Revision2「Estimation of Fracture Toughness of Cast Stainless Steels during Thermal Aging in LWR Systems」(以下，「NUREG/CR-4513/Revision2」という。)の記載を参考に，Nb=0.20 [%]，N=0.04 [%]とした。

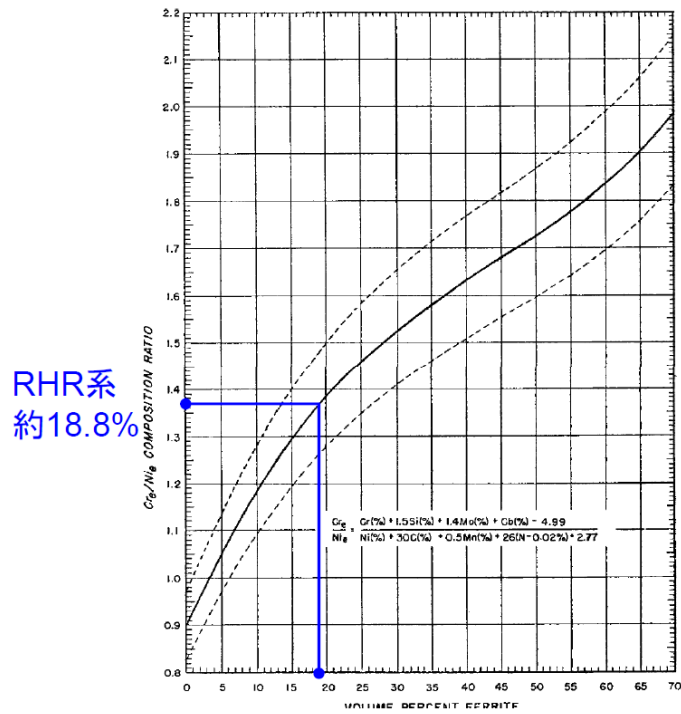


FIG. X1.1 Schoefer Diagram for Estimating the Average Ferrite Content in Austenitic Iron-Chromium-Nickel Alloy Castings

図1 RHR 炉水戻り止め弁の弁箱のフェライト量導出図

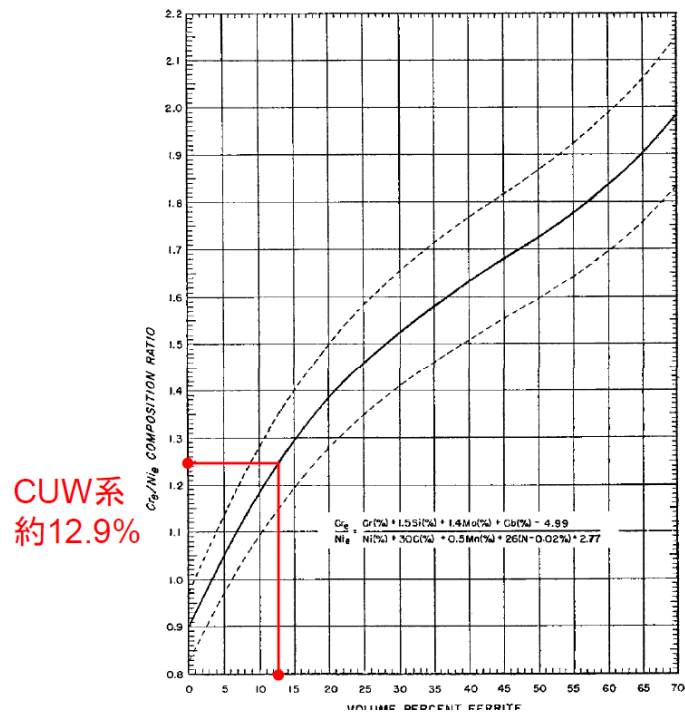


FIG. X1.1 Schoefer Diagram for Estimating the Average Ferrite Content in Austenitic Iron-Chromium-Nickel Alloy Castings

図2 CUW 系統入口弁の弁箱のフェライト量導出図

3.2 評価手法

RHR 炉水戻り止め弁の弁箱と CUW 系統入口弁の弁箱について、運転開始後 40 年時点までの供用期間を仮定して、低下した破壊靱性(き裂進展抵抗)と想定き裂における破壊力(き裂進展力)を比較して、構造安定性を評価する。評価の流れを図 3 に、評価手法を以下に示す。

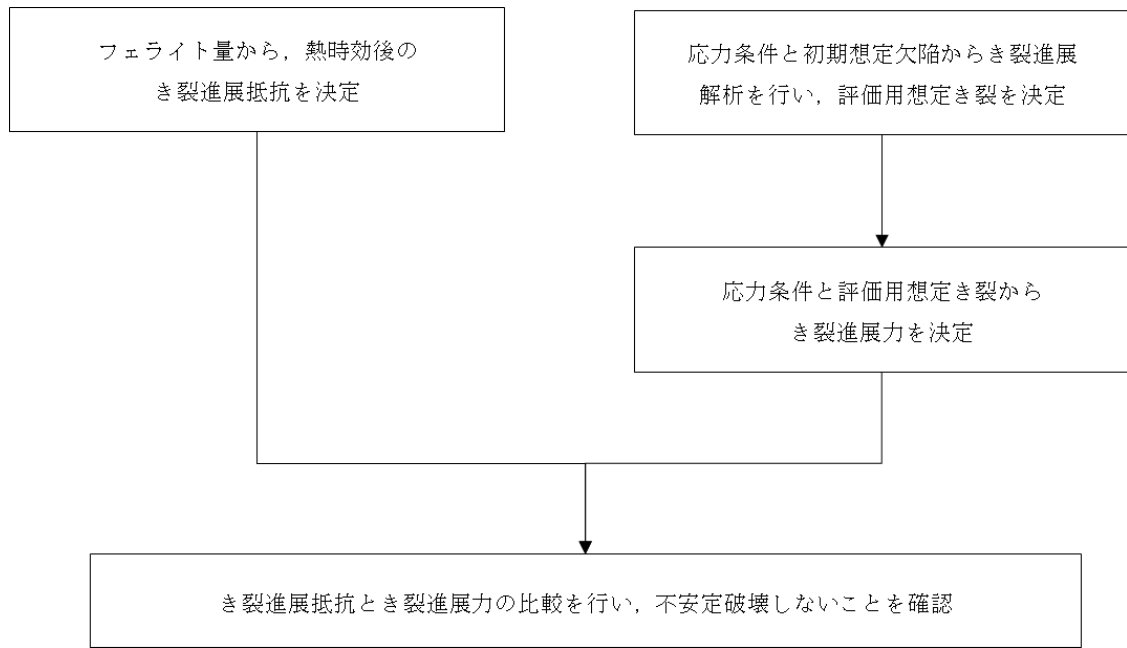


図 3 熱時効評価の流れ

- ・実施基準にて規定されている靱性予測モデル (H3T モデル: Hyperbolic Time Temperature Toughness) を用いて、熱時効後のステンレス鋳鋼のき裂進展抵抗を予測する。本評価で用いる「S. Kawaguchi et al., “PREDICTION METHOD OF TENSILE PROPERTIES AND FRACTURE TOUGHNESS OF THERMALLY AGED CAST DUPLEX STAINLESS STEEL PIPING”, ASME PVP 2005-71528」(以下、「PVP 2005-71528」という。)にて公開された H3T モデルは、熱時効により低下するき裂進展抵抗(靱性)を予測するために開発されたものであり、複数の鋼種や製造方法の材料により取得された材料データに基づき、フェライト量から熱時効後の材料のき裂進展抵抗を予測するものである。今回の評価では保守的にばらつきの下限線(-2S)を用いて、運転開始後 40 年間の熱時効によるき裂進展抵抗を予測している。
- ・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」という。)及び原子炉安全基準専門部会報告書の「配管の破断に伴う「内部発生飛来物に対する設計上の考慮」について」を参考にして、初期欠陥を設定する。

また、運転開始後 40 年時点までに、プラント運転によって生じる応力サイクルから、初期欠陥が疲労き裂により進展する量を算出する。
- ・き裂進展力は、「DUCTILE FRACTURE HANDBOOK」EPRI NP-6301-D (1989) (以下、「HANDBOOK」という。)の volumel 1 章 2 項 2.1-2.3 節の J 積分の解析解に基づき算出する。

4. 代表機器の技術評価

4.1 健全性評価

4.1.1 き裂の原因となる経年劣化事象の評価

熱時効による靱性低下は、フェライト量が多く、使用温度が高く、時効時間が長いほど大きくなる。靱性が低下した状態でき裂が存在する場合には小さな荷重でき裂が進展し、不安定破壊を引き起こす可能性がある。RHR 炉水戻り止め弁の弁箱及び CUW 系統入口弁の弁箱の使用温度は 250 °C 以上であり、熱時効による靱性低下の可能性は否定できないが、不安定破壊の原因となるき裂が存在しなければ健全性の維持は可能である。

き裂の原因となる経年劣化事象としては、応力腐食割れ及び低サイクル疲労割れが考えられるが、ステンレス鋼は、2 相ステンレス組織であり、溶接等による熱影響によって鋭敏化することがないため、応力腐食割れは発生しないものと考えられる^{※3}ことから、当該機器において、き裂の原因として想定される経年劣化事象は低サイクル疲労割れのみである。

低サイクル疲労割れについては、冷温停止状態が維持されることを前提とした高経年化技術評価を実施することから、過渡条件は運転開始後 40 年時点までの期間を想定して設定した。ただし、冷温停止維持状態においては、プラントの起動・停止等の熱過渡が生じないため、運転開始後 40 年時点の過渡条件は、評価時点（2021 年 7 月 30 日）の過渡実績となる。従って、低サイクル疲労評価の過渡条件の繰返し回数は、評価時点（2021 年 7 月 30 日）までの運転実績に基づく実績過渡回数を用いて、疲れ累積係数による評価を実施している。

評価の結果、運転開始後 40 年を経過するまでの期間において、疲労割れの発生が問題となる可能性がないことを確認している。

※3：日本原子力安全推進協会「BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン」

4.1.2 熱時効による脆化評価

(1) 評価対象期間の靱性予測

プラントの長期運転により熱時効したステンレス鋳鋼は、引張強さが増加するため材料強度の評価上の余裕は向上するが、材料の靱性が低下する。

ここでは、靱性予測モデル (H3T モデル) を用いて、評価対象機器の使用温度で、評価時点 (2021 年 7 月 30 日) までの熱時効時間 (109,851 h) を想定し、き裂進展抵抗を予測した。熱時効時間の算出過程を別紙 2 に示す。

評価結果であるき裂進展抵抗 (破壊靱性値 : J_{IC} , J_6) は、最小の予測値であり、算出結果を表 5、算出過程を別紙 2 に示す。

表 5 き裂進展抵抗 (破壊靱性値 : J_{IC} , J_6)

対象機器・部位	J_{IC} (kJ/m ²)	J_6 (kJ/m ²)
RHR 炉水戻り止め弁の弁箱	153.0	291.8
CUW 系統入口弁の弁箱	176.3	553.5

(2) 想定き裂の評価

初期欠陥は、JEAG4613 及び「配管の破断に伴う「内部発生飛来物に対する設計上の考慮」について」を参考^{※4}に、図 4 のとおり、評価対象部位の板厚 (t) から初期き裂長さ ($2c_0$) 及び初期き裂深さ (a_0) を設定している。

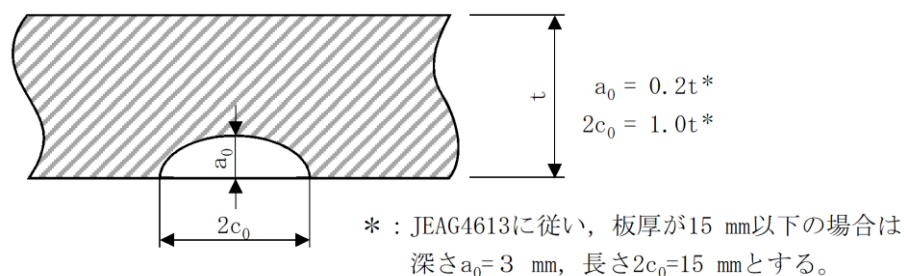


図 4 初期欠陥の形状

※ 4 : 想定した初期欠陥の検出性に関しては、過去に実施された国の実証事業「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)」において、ステンレス鋳鋼の深さ約 0.18 t の疲労き裂を検出可能であることが確認されている。

弁箱内面に仮定した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運転開始後40年時点までに進展する量を算出する。

き裂進展速度は、BWR 環境中を考慮した式であり、保守的な評価^{※5}となる日本機械学会「発電用原子力設備規格 維持規格 JSME S NA1-2008」(以下、「維持規格」という。)添付「E-2 き裂進展速度」に規定されているオーステナイト系ステンレス鋼のBWR 環境中の疲労き裂進展速度(図 添付 E-2-FA-2)を用いて算出する。

$$da/dN=8.17 \times 10^{-12} \cdot t_r^{0.5} \cdot (\Delta K)^{3.0} / (1-R)^{2.12}$$

$$\Delta K=K_{max}-K_{min} \quad (R \geq 0 \text{ の場合})$$

$$\Delta K=K_{max} \quad (R < 0 \text{ の場合})$$

$$\left(\begin{array}{l} da/dN : \text{疲労き裂進展速度 [m/cycle]} \\ t_r : \text{負荷上昇時間 [s]} \\ t_r=1 \quad (t_r < 1 \text{ の場合}) \\ t_r=1000 \quad (t_r \text{ が定義できない場合}) \\ \Delta K : \text{応力拡大係数の変動範囲 [MPa}\sqrt{\text{m}} \\ R : \text{応力比 } (K_{min}/K_{max}) \\ K_{min}, K_{max} : \text{最大及び最小応力拡大係数 [MPa}\sqrt{\text{m}} \end{array} \right)$$

応力サイクルは、実績過渡回数に基づいて、評価時点(2021年7月30日)までを想定したものとする。

表6, 表7にRHR炉水戻り止め弁及びCUW系統入口弁の応力サイクルを示す。

き裂進展評価の応力を算出する解析モデル上の応力値は、モデルの設計上、評価対象機器と配管の取合い部のうちの配管側の公称板厚部の値を用いており、本評価の評価点である取合い部のうちの機器側の評価部位の値ではないため、評価の際は、解析モデルから算出した膜応力及び曲げ応力に、それぞれ応力算出部位と評価部位の断面積比及び断面係数比を補正して算出する。表6, 表7では上記の点を考慮した評価部位の応力を示す。

応力拡大係数は、供用状態A, B及び地震荷重を考慮した内圧・熱応力・曲げモーメント荷重を用いて算出を行う。

※5: 維持規格の環境(BWR 環境中及び大気中)の異なる2つのオーステナイト系ステンレス鋼の疲労き裂進展速度式及び日本機械学会「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、「配管破損防護設計規格」という。)の鋼種(オーステナイト系ステンレス鍛鋼及び鋳鋼)の異なる2つの疲労き裂進展速度式を比較した結果を別紙3に示す。

表6 RHR 炉水戻り止め弁の応力サイクル*1

過 渡 条 件		過渡回数	膜応力*2 (MPa)		曲げ応力*3 (MPa)	
			σ_{max}	σ_{min}	σ_{bmax}	σ_{bmin}
1	ボルト締付け	15	0.0	0.0	0.6	0.6
2	耐圧試験 (最高使用圧力以下)	20	70.6	0.0	17.6	0.6
3	起動 (昇温)	32	66.2	0.0	91.9	6.0
4	起動 (タービン起動)	30	75.7	66.2	105.1	85.5
5	週末低出力運転 (出力 50 %)	1	75.7	66.2	85.5	85.5
6	制御棒パターン変更	61	75.7	69.4	85.5	85.5
7	給水加熱機能喪失 (発電機負荷遮断)	7	75.7	75.7	117.4	93.3
8	スクラム (タービントリップ)	2	75.7	14.6	108.8	60.1
9	スクラム (その他のスクラム)	5	75.7	14.6	108.8	60.1
10	定格出力運転	21	75.7	75.7	85.5	85.5
11	停止 (タービン停止)	30	75.7	66.2	92.1	85.5
12	停止 (高温待機)	31	66.2	66.2	89.8	89.8
13	停止 (冷却)	31	66.2	10.7	221.2	56.4
14	停止 (容器満水)	31	10.7	0.0	61.9	45.7
15	停止 (満水後冷却)	31	0.0	0.0	62.7	6.0
16	ボルト取外し	15	0.0	0.0	8.2	0.6
17	燃料交換	22	0.0	0.0	0.6	0.6
18	1 / 3 S d 地震	240*4	98.2	89.3	4.8	-4.8

* 1 : 応力サイクルにおける「膜応力」「曲げ応力」は、日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2005 年版 [2007 年追補版]) JSME S NC1-2005/2007」(以下、「設計・建設規格」という。)の PPB-3532 に基づき算出する。

* 2 : 膜応力は機器断面に一様に作用する応力成分のことを示し、内圧により生じる応力は膜応力に分類する。

* 3 : 曲げ応力は配管の曲げモーメントにより生じる応力成分のことを示し、自重、熱膨張、地震により生じる応力は曲げモーメントにより生じる応力が支配的であることから曲げ応力に分類する。

* 4 : 配管破損防護設計規格を参考に設定する。

表7 CUW 系統入口弁の応力サイクル*1

過 渡 条 件		過渡回数	膜応力*2 (MPa)		曲げ応力*3 (MPa)	
			σ_{max}	σ_{min}	σ_{bmax}	σ_{bmin}
1	ボルト締付け	15	0.0	0.0	0.8	0.8
2	耐圧試験 (最高使用圧力以下)	20	62.1	0.0	19.5	0.8
3	起動 (昇温)	32	57.5	0.0	121.0	8.1
4	起動 (タービン起動)	30	57.5	57.5	136.1	115.3
5	週末低出力運転 (出力 50 %)	1	57.5	57.5	115.3	115.3
6	制御棒パターン変更	61	57.5	57.5	115.3	115.3
7	給水加熱機能喪失 (発電機負荷遮断)	7	57.5	57.5	119.7	109.8
8	スクラム (タービントリップ)	2	61.6	12.8	136.1	78.2
9	スクラム (その他のスクラム)	5	57.5	12.8	136.1	78.2
10	定格出力運転	21	57.5	57.5	115.3	115.3
11	停止 (タービン停止)	30	57.5	57.5	121.2	115.3
12	停止 (高温待機)	31	57.5	57.5	121.0	121.0
13	停止 (冷却)	31	57.5	9.4	121.4	74.7
14	停止 (容器満水)	31	9.4	0.0	79.3	63.5
15	停止 (満水後冷却)	31	0.0	0.0	63.9	8.1
16	ボルト取外し	15	0.0	0.0	11.4	0.8
17	燃料交換	22	0.0	0.0	0.8	0.8
18	定格出力運転 (CUW ポンプトリップ)	7	57.5	57.5	115.3	20.8
19	1 / 3 S d 地震	240*4	75.2	68.4	11.6	-11.6

* 1 : 応力サイクルにおける「膜応力」「曲げ応力」は、設計・建設規格の PPB-3532 に基づき算出する。

* 2 : 膜応力は機器断面に一様に作用する応力成分のことを示し、内圧により生じる応力は膜応力に分類する。

* 3 : 曲げ応力は配管の曲げモーメントにより生じる応力成分のことを示し、自重、熱膨張、地震により生じる応力は曲げモーメントにより生じる応力が支配的であることから曲げ応力に分類する。

* 4 : 配管破損防護設計規格を参考に設定する。

(3) き裂安定性評価用想定き裂

き裂安定性評価では，安全側に評価するため，(2)項で算出した疲労き裂を貫通き裂に置き換える。想定き裂置き換えイメージを図5に，き裂安定性評価用想定き裂を表8に示す。

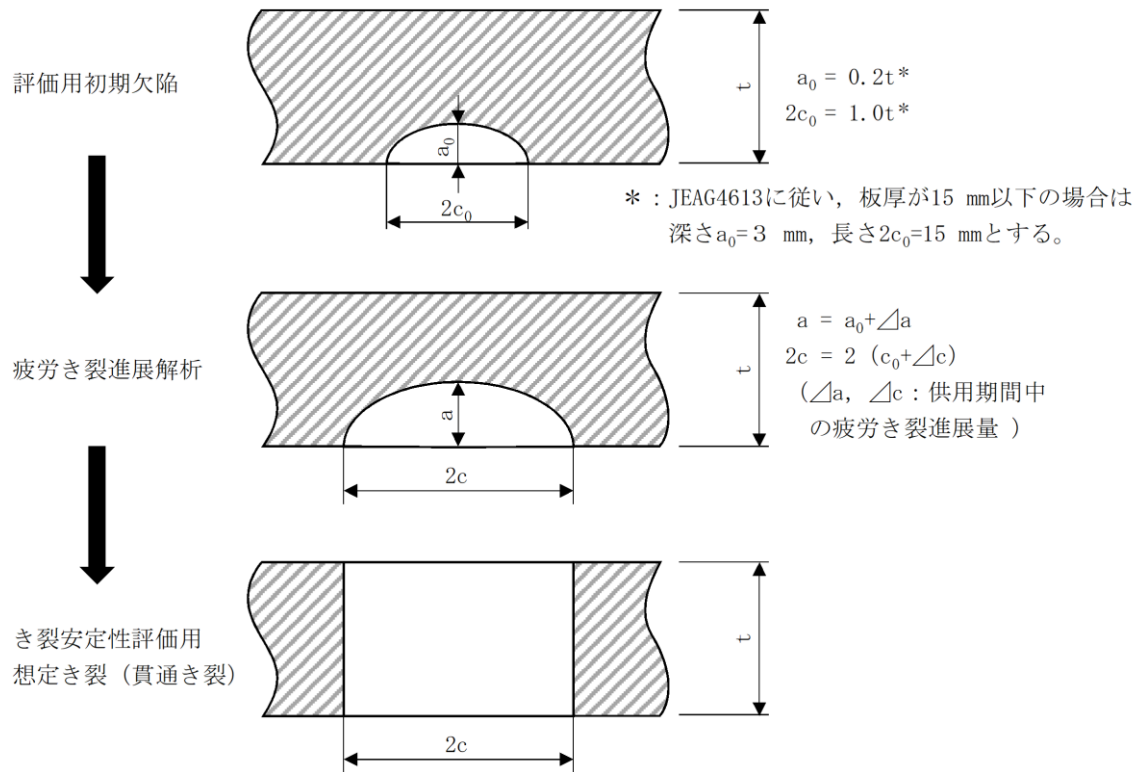


図5 想定き裂置き換えイメージ

表 8 き裂安定性評価用想定き裂

RHR 炉水戻り止め弁の弁箱 (板厚 : $t=19.25$ [mm])

対象機器・部位	き裂深さ (mm)	き裂半長 (mm)	備考
初期	$a_0=3.85$	$c_0=9.63$	—
評価時点 (2021年7月30日)	$a=6.75$	$c=11.19$	$\Delta a=2.90$ $\Delta c=1.56$

CUW 系統入口弁の弁箱 (板厚 : $t=7.85$ [mm])

対象機器・部位	き裂深さ (mm)	き裂半長 (mm)	備考
初期	$a_0=3.00$	$c_0=7.50$	—
評価時点 (2021年7月30日)	$a=3.62$	$c=7.78$	$\Delta a=0.62$ $\Delta c=0.28$

(4) き裂進展力 (J_{app})

き裂進展力は、評価部位の応力とき裂長さが初期欠陥、板厚の $3/2$ 倍、 $5/2$ 倍及びき裂進展解析結果 (評価時点の想定き裂) のき裂安定性評価用想定き裂 (周方向貫通き裂) を用いて、HANDBOOK の Zahoor の J 積分の解析解により、評価対象機器の使用温度におけるき裂進展力を算出する。

き裂進展力の評価に用いる発生応力の詳細を表 9 に、き裂進展力の算出結果を表 10 に、算出過程を別紙 4 に示す。

表 9 発生応力の詳細

対象機器・部位	応力分類*1 (MPa)	一次応力			二次応力の 熱膨張荷重*2	合計
		自重	内圧	地震		
RHR 炉水戻り止め弁の弁箱	膜応力	—	36.9	—	—	36.9 (40.7) *3
	曲げ応力	3.6	—	15.5	74.8	93.9 (101.8) *3
CUW 系統入口弁の弁箱	膜応力	—	28.7	—	—	28.7 (31.2) *3
	曲げ応力	7.6	—	37.7	102.4	147.7 (157.7) *3

* 1 : 膜応力は機器断面に一樣に作用する応力成分のことを示し、内圧により生じる応力は膜応力に分類する。曲げ応力は配管の曲げモーメントにより生じる応力成分のことを示し、自重、熱膨張、地震により生じる応力は曲げモーメントにより生じる応力が支配的であることから曲げ応力に分類する。

* 2 : き裂進展力の算出において考慮する応力は、破壊に寄与する荷重である一次応力 (内圧、自重、地震) に、安全側に二次応力の熱膨張荷重を加えたものである。

* 3 : き裂進展評価の応力と同様、き裂進展力の評価に用いる応力は、解析モデルから算出した膜応力及び曲げ応力に対し、それぞれ応力算出部位と評価部位の断面積比及び断面係数比を考慮して算出している。表中の()内は上記の点を考慮した評価部位における発生応力を示している。

表 10 き裂進展力 (J_{app})

対象機器・部位	評価項目	初期欠陥	評価時点想定き裂進展解析結果	き裂想定 (板厚の 3 / 2 倍)	き裂想定 (板厚の 5 / 2 倍)
RHR 炉水戻り止め弁の弁箱	き裂半長 c (mm)	9.63	11.19	28.89	48.15
	き裂進展力 J_{app} (kJ/m ²)	3.6	4.4	16.9	37.4
CUW 系統入口弁の弁箱	き裂半長 c (mm)	7.50	7.78	11.78	19.63
	き裂進展力 J_{app} (kJ/m ²)	34.3	36.5	72.8	159.6

(5) 破壊力学による健全性の評価

き裂安定性評価用想定き裂及び靱性予測モデルを用いて決定した評価対象部位の熱時効後の材料のき裂進展抵抗 (J_{mat}) と構造系に与えられた応力 (一次応力である内圧, 自重, 地震の応力値に二次応力の熱膨張荷重による応力値を加えたもの) とき裂形状から算出されるき裂進展力 (J_{app}) を求めて、その比較を行う。

図 6 に RHR 炉水戻り止め弁のき裂安定性評価結果, 図 7 に CUW 系統入口弁のき裂安定性評価結果を示す。

評価の結果, き裂進展抵抗がき裂進展力と交差し, き裂進展抵抗がき裂進展力を上回ること及びき裂進展抵抗とき裂進展力の交点でき裂進展抵抗の傾きがき裂進展力の傾きを上回ることから, RHR 炉水戻り止め弁の弁箱及び CUW 系統入口弁の弁箱は不安定破壊することはない。

したがって, RHR 炉水戻り止め弁の弁箱及び CUW 系統入口弁の弁箱の熱時効は健全性評価上問題ない。

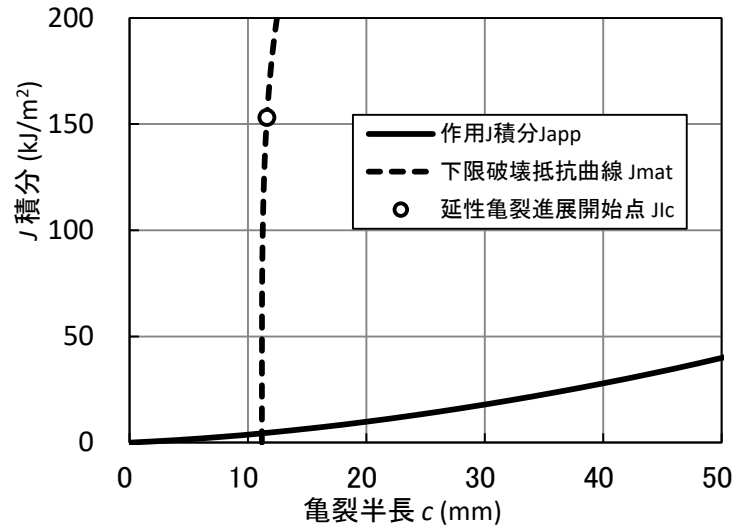


図6 RHR 炉水戻り止め弁の弁箱のき裂安定性評価結果

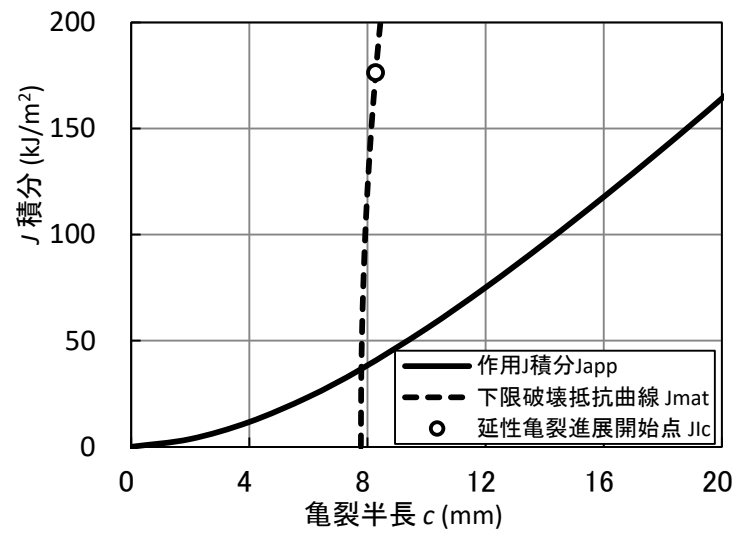


図7 CUW 系統入口弁の弁箱のき裂安定性評価結果

4.2 現状保全

RHR 炉水戻り止め弁の弁箱及び CUW 系統入口弁の弁箱については、表 11 に示すとおり、製造時に放射線透過試験及び浸透探傷試験を実施しており、有意な欠陥がないことを確認している。

表 11 代表機器の製造時検査方法及び結果

対象機器	対象部位	検査方法	判定基準	判定
RHR 炉水戻り止め弁	弁箱	放射線透過試験	告示第 501 号 JIS G 0581 JIS Z 3104 (溶接開先部)	合格
		浸透探傷試験	告示第 501 号	合格
CUW 系統入口弁	弁箱	浸透探傷試験	告示第 501 号	合格

現状保全としては、分解点検時の目視点検及び浸透探傷試験により、異常のないことを確認している。また、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 JSME S NA1」に基づき、定期的に溶接部の超音波探傷試験又は浸透探傷試験を実施している。現在までの検査で異常のないことを確認しており、これまでに補修した実績はない。至近の検査結果を表 12 に示す。

表 12 代表機器の現状保全

対象機器	検査部位	検査方法	検査種別	判定基準	定期検査	判定
RHR 炉水戻り止め弁	弁箱の内面	目視点検	分解点検	社内基準*1	13 回	合格
	シート面	浸透探傷試験	分解点検	設計・建設規格 (JSME S NC1-2005/2007) 溶接規格 (JSME S NB1-2007)	13 回	合格
	弁本体の内表面	目視点検	供用期間中検査	維持規格 (JSME S NA1-2008) VT-3	13 回	合格
	弁箱と配管の溶接部	超音波探傷試験	供用期間中検査	電気工作物の溶接の技術基準の解釈	7 回	合格
CUW 系統入口弁	弁箱の内面	目視点検	分解点検	社内基準*1	13 回	合格
	シート面	浸透探傷試験	分解点検	設計・建設規格 (JSME S NC1-2005/2007) 溶接規格 (JSME S NB1-2007)	13 回	合格
	弁箱と配管の溶接部	超音波探傷試験	供用期間中検査	維持規格 (JSME S NA1-2002) NISA 文書*2	10 回	合格
	弁箱と配管の溶接部	浸透探傷試験	供用期間中検査	維持規格 (JSME S NA1-2008)	13 回	合格

* 1 : 著しい損傷・減肉・腐食・摩耗等の無いこと

* 2 : 発電用原子力設備における破壊を引き起こすき裂その他の欠陥の解釈について (平成 18 年 3 月 23 日付け平成 18・03・20 原院第 2 号)

4.3 総合評価

健全性評価結果から、現時点の知見においては、2相ステンレス鋼の熱時効は高経年化対策上問題となる可能性はないと考える。

また、現状保全において、目視点検、浸透探傷試験及び超音波探傷試験を実施し、異常のないことを確認しており、冷温停止維持状態においては、有意な熱過渡はなく、今後のき裂の原因となる疲労割れの発生・進展する可能性はないことから、熱時効が高経年化対策上問題となる可能性はないと判断する。

4.4 高経年化への対応

RHR 炉水戻り止め弁の弁箱及び CUW 系統入口弁の弁箱の熱時効に対しては、高経年化対策の観点から現状の保全内容に追加すべき項目はなく、今後も現状保全を継続していく。

5. 代表機器以外の技術評価

表 2 に示す機器のうち、使用温度が 250 °C 以上となる機器について評価を行った。

き裂の原因となる低サイクル疲労割れが想定される機器は、低サイクル疲労評価機器の評価に包含され、低サイクル疲労割れが評価期間において問題となる可能性はないと評価する。

また、その他の機器については、き裂の原因となる経年劣化事象が想定されないことから、熱時効が問題となる可能性はないと評価する。なお、冷温停止維持状態において熱時効は進展することがない事象である。

別紙 5 に対象機器の製造時検査及び現状保全について、別紙 6 に評価対象外機器の熱時効への対応を記載する。

6. まとめ

6.1 審査ガイド適合性

「2. 基本方針」で示した要求事項について技術評価を行った結果、すべての要求を満足しており、審査ガイドに適合していることを確認した。熱時効についての要求事項との対比を表 13 に示す。

表 13 熱時効についての要求事項との対比

ガイド名	要求事項	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。	4.1の「健全性評価」に示すとおり、代表機器である RHR 炉水戻り止め弁の弁箱及び CUW 系統入口弁の弁箱について運転開始後 40 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。	4.2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。
	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。	4.4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。
	(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。	
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 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 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。 ただし、冷温停止が維持されることを前提とした高経年化技術評価のみを行う場合はその限りではない。	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 施設管理に関する方針として策定する事項

熱時効に関する評価において、施設管理に関する方針は抽出されなかった。

別 紙

- 別紙 1 フェライト量算出における適用規格と化学成分量の設定について
- 別紙 2 き裂進展抵抗の算出過程
- 別紙 3 疲労き裂進展速度式の比較
- 別紙 4 き裂進展力 (J_{app}) の算出過程
- 別紙 5 代表機器以外の機器に関する現状保全等について
- 別紙 6 評価対象外機器の熱時効への対応について
- 別紙 7 発生応力の算出過程

別紙1 フェライト量算出における適用規格と化学成分量の設定について

熱時効によるき裂進展抵抗を予測する上で必要となるフェライト量の算出について、適用規格及び化学成分量の設定方法について以下に整理する。

1. 適用規格

き裂進展抵抗の予測は、日本原子力学会「日本原子力学会標準 原子力発電所の高経年化対策実施基準：2015」に記載のある PVP2005-71528 に従って実施した。PVP2005-71528 では、材料の破壊靱性試験結果と ASTM A800/A800M により算出されたフェライト量の関係から、破壊靱性予測式の定数を決定している。

このため、志賀原子力発電所1号炉の評価では、ASTM A800/A800M に基づき、フェライト量を算出した。

2. 化学成分量の設定について

フェライト量算出に使用する化学成分量については、基本的にミルシートに記載される化学成分量を使用した。しかしながら、Nb 及び N については、ミルシートに化学成分量に関する記載がないことから、以下の考え方で値を設定し、フェライト量を算出した。

(1) Nb の含有量について

設定値：Nb=0.20 [wt%]

【設定根拠】

ASTM A800/A800M には、Nb の設定について記載がない。このため、NUREG/CR-4513/Revision2 の 2.2.2.2 ASTM 800/800M Methodology に「Nb=0.20 %とした場合、フェライト量の推定値は、フェライト量5 %の材料については、約7 %高く、フェライト量30 %の材料では約4 %高く見積もられる。」と記載されていることから、本記載を参考とし、保守的にNb=0.20 wt%とした。

(2) N の含有量について

設定値：N=0.04 [wt%]

【設定根拠】

ASTM A800/A800M の 7. Estimation of Ferrite Content に「Nについては、類似材料のデータが多く得られている場合、その平均値を報告することができる。」と記載されていることから、NUREG/CR-4513/Revision2 の APPENDIX A MATERIAL INFORMATION に記載されるステンレス鋼の化学成分量を参考とした。これらの値を確認した結果、表1のとおり、N含有量の平均値は、材料全体で0.047 wt%、評価対象機器の使用材料である A351 Gr. CF-3M (SCS16A 相当材) で0.043 %であり、いずれも0.04~0.05の値となった。Nの値は小さくなるとフェライト量が大きくなる傾向にあるため、保守的にN=0.04 wt%とした。

表1 NUREG/CR-4513/Revision2に記載される材料のN含有量

材料 (相当する JIS 材)	サンプル数	平均値 (wt%)
A351 Gr. CF-3M (SCS16A)	6	0.043
全体 [A351 Gr. CF-8 (SCS13A), A351 Gr. CF-8M (SCS14A), A351 Gr. CF-3M (SCS16A), A351 Gr. CF-3 (SCS19A)]	112	0.047

別紙2 き裂進展抵抗の算出過程

熱時効脆化により低下するステンレス鋳鋼のき裂進展抵抗（破壊靱性値）を予測する式として、以下に示す H3T モデルがある。

$$M = A + \frac{B}{t + C}$$

M：熱時効時間 t 後の破壊靱性値 [kJ/m²]

(J_{IC}：延性き裂が成長を始める破壊靱性値, J₆：Δa=6 mm における破壊靱性値)

A：熱時効時間無限大での破壊靱性値 [kJ/m²]

B：熱時効温度に関連する定数

t：熱時効時間 [h]

C：熱時効時間に関連する定数

Δa：き裂進展量 [mm]

H3T モデルの定数 A, B, C の評価手法として参照した PVP2005-71528 の文献では、フェライト量の異なるステンレス鋳鋼の機械的特性試験や破壊靱性試験結果を基に、任意の運転温度における長時間熱時効後のき裂進展抵抗（破壊靱性値）を化学成分及びフェライト量から予測する以下の H3T モデルが提唱されている。

$$M_K = A + \frac{B_i \exp \left[\frac{Q}{R} \left(\frac{1}{T_k} - \frac{1}{T_i} \right) \right]}{t + (t_{Fi} + C_i) \exp \left[\frac{Q}{R} \left(\frac{1}{T_k} - \frac{1}{T_i} \right) \right] - t_{Fi} \exp \left[\frac{F}{R} \left(\frac{1}{T_k} - \frac{1}{T_i} \right) \right]}$$

M_K：熱時効時間 t 後の破壊靱性値 [kJ/m²]

(J_{IC}：延性き裂が成長を始める破壊靱性値, J₆：Δa=6 mm における破壊靱性値)

A：熱時効時間無限大での破壊靱性値 [kJ/m²]

B_i：温度 T_i (325 °C) における熱時効温度に関連する定数

t：熱時効時間 [h]

T_k：評価対象の使用温度 [K]

t_{Fi}, t_{Fi}+C_i：温度 T_i (325 °C) における時間定数

Q, F：活性化エネルギー [kJ/mol] (=100 kJ/mol)

R：定数 [kJ/(mol・K)] (=0.008368 kJ/mol・K)

Δa：き裂進展量 [mm]

破壊靱性値 M_K (J_{IC}, J₆) の予測式 (H3T モデル) の定数 (A, B_i, t_{Fi}, t_{Fi}+C_i) を表 1 に示す。

表1 H3Tモデルの定数 (325 °C)

Table 3 Constants of Fully Aged Toughness Prediction Model when the Operating Temperature is 325°C (H3T Model)

		Predicted equation	S
CV-RT (Charpy absorbed energy(J) at RT)	A	$\text{Log}_{10} (\text{A of CV-RT}) = 2.2818 - 0.0472 \times \text{F}\%$	0.1411
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = 6.0909 - 0.2861 \times \text{Mo}$	0.2621
	t _{F325}	$\text{Log}_{10} t_{F325} = 10.7270 - 0.4720 \times \text{Cr} + 0.2846 \times \text{Ni} - 13.9003 \times \text{N}$	0.1124
	(t _F +C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t_{F+C})_{325} = 3.9369 - 0.3784 \times \text{Mo}$	0.1597
CV-HT (Charpy absorbed energy at 325°C)	A	$\text{Log}_{10} (\text{A of CV-HT}) = 2.8357 - 0.0592 \times \text{F}\%$	0.1638
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = 8.5909 + 2.4273 \times \text{Mn} - 0.4328 \times \text{Ni}$	0.1606
	t _{F325}	$\text{Log}_{10} t_{F325} = 22.8968 - 2.0122 \times \text{Mn} - 0.8227 \times \text{Cr} - 23.0802 \times \text{C}$	0.0743
	(t _F +C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t_{F+C})_{325} = 4.9882 - 0.4121 \times \text{Mo}$	0.1454
J _{IC} -HT (J _{IC} at 325°C, kJ/m ²)	A	$\text{Log}_{10} (\text{A of J}_{IC}\text{-HT}) = 3.2961 - 0.0530 \times \text{F}\%$	0.2518
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = 5.7869 + 0.9256 \times \text{Mn}$	0.1514
	t _{F325}	$\text{Log}_{10} t_{F325} = 4.3047 - 19.1095 \times \text{N}$	0.2732
	(t _F +C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t_{F+C})_{325} = 1.5354 + 0.2062 \times \text{Ni}$	0.1417
J ₆ -HT (J ₆ at 325°C, kJ/m ²) J ₆ :J value at Δa 6mm	A	$\text{Log}_{10} (\text{A of J}_6\text{-HT}) = 3.6699 - 0.0490 \times \text{F}\%$	0.1490
	B ₃₂₅	$\text{Log}_{10} B_{325} = -1.7907 + 0.4130 \times \text{Cr}$	0.1783
	t _{F325}	$\text{Log}_{10} t_{F325} = 7.6362 - 0.3670 \times \text{Ni} - 16.108 \times \text{N}$	0.0892
	(t _F +C) ₃₂₅	$\text{Log}_{10} (t_{F+C})_{325} = -2.9645 + 0.3438 \times \text{Cr} - 0.1648 \times \text{Mo}$	0.0702

note) F% : Ferrite content(%) by ASTM A800 diagram. C, Si, Mn, Cr, Ni, Mo, N (wt%)
S : 標準偏差

熱時効の評価に用いる運転時間（熱時効時間）は、評価時点までの実効運転時間（EFPY）より算出している。

実効運転時間（EFPY）を基にした熱時効時間の算出過程は以下のとおりである。

<評価時点（2021年7月30日）の実効運転時間（EFPY）>

= 評価時点（2021年7月30日）までの積算熱出力 (MWh) ÷ (定格熱出力 (MW) × 24 (h) × 365 (d))

= 174,923,856 (MWh) ÷ (1,593 (MW) × 24 (h) × 365 (d))

≒ 12.54 (EFPY)

< 運転時間 (熱時効時間) >

$$= 12.54 \text{ (EFPY)} \times 24 \text{ (h)} \times 365 \text{ (d)}$$

$$= 109,850.4 \text{ (h)}$$

$$\approx 109,851 \text{ (h)}$$

また、H3T モデルでは表 1 のとおり、各定数の標準偏差 S が報告されている。本評価においても標準偏差の 2 倍 ($-2S$) を考慮し、表 2 のとおり、評価時点 (2021 年 7 月 30 日) における破壊靱性値 (J_{IC} , J_6) の最小予測値を算出した。

表 2 破壊靱性値 (J_{IC} , J_6)

	J_{IC} (kJ/m ²)	J_6 (kJ/m ²)
RHR 炉水戻り止め弁の弁箱	153.0	291.8
CUW 系統入口弁の弁箱	176.3	553.5

別紙3 疲労き裂進展速度式の比較

2相ステンレス鋼の熱時効のき裂進展評価における疲労き裂進展速度の式に関して、志賀原子力発電所1号炉の評価対象機器・部位及び使用環境への適用性を考慮し、保守的である式を検討した。

1. 維持規格の環境（BWR環境中，大気中）の異なるき裂進展速度式

維持規格の添付E-2において、オーステナイト系ステンレス鋼（鍛鋼）の「①BWR環境中（図添付E-2-FA-2）」及び「②大気中（図添付E-2-FA-1）」の疲労き裂進展速度式が規定されている。

2. 配管破損防護設計規格の鋼種（鍛鋼，鋳鋼）の異なるき裂進展速度式

配管破損防護設計規格解説 添付5-4において、「③オーステナイト系ステンレス鍛鋼（図解説添付5-4-2）」及び「④ステンレス鋳鋼（図解説添付5-4-3）」のき裂進展速度式が規定されている。

上記の①～④の式を応力比（ $R=0.7$ ）の条件で比較した結果、 $①>③>④>②$ となった。以上より、本評価では、BWR環境中を考慮しており、保守的な評価となる①の維持規格のオーステナイト系ステンレス鋼のBWR環境中の疲労き裂進展速度式を用いてき裂進展評価を実施する。

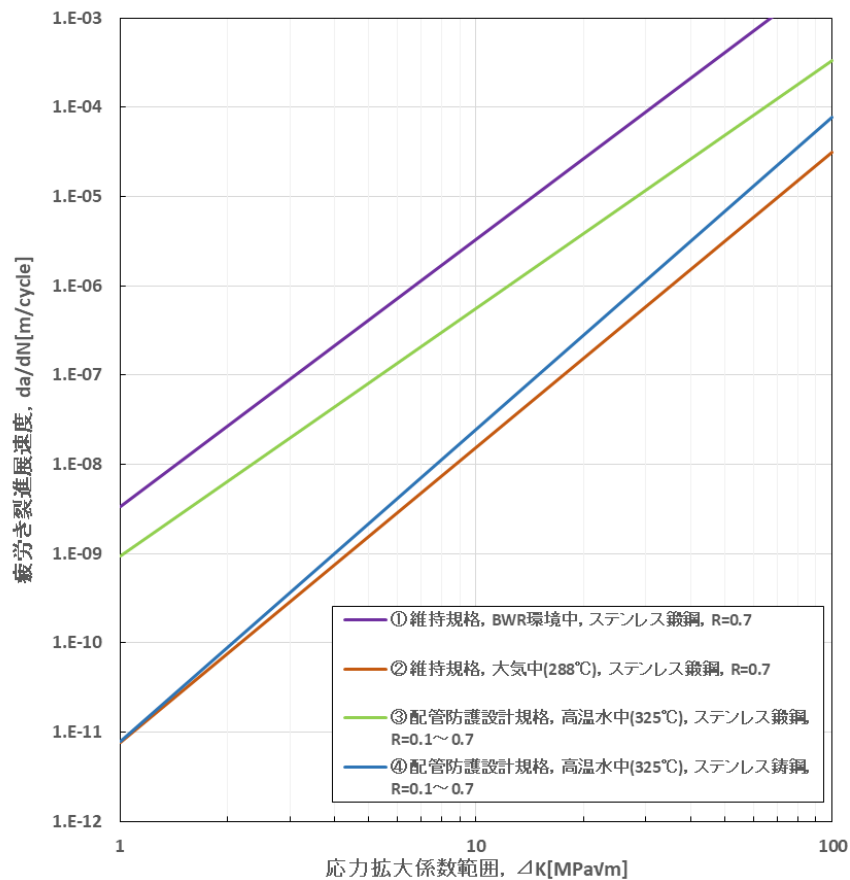


図1 疲労き裂進展速度式の比較

別紙4 き裂進展力 (J_{app}) の算出過程

き裂進展力 (J_{app}) は, HANDBOOK の Zahoor の J 積分の解析解により算出しており, volume1 1章 2項 2.1~2.3節のうち主に, 2.3節 Combined Tension and Bending (P2-17, 2-18) にある以下の式を用いて算出する。

$$J=f_t \frac{P^2}{4Rt^2E} + f_b \frac{M^2}{R^3t^2E} + \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 R(\pi - \theta) \left(\frac{\theta}{\pi}\right) h_1(P/P_0')^{n+1}$$

$$P_0' = 0.5 \left[-\lambda \frac{RP_0^2}{M_0} + \left\{ \left(\lambda \frac{RP_0^2}{M_0} \right)^2 + 4P_0^2 \right\}^{0.5} \right]$$

$$\lambda = \frac{M}{PR}$$

$$P_0 = 2 \sigma_0 Rt \left[\pi - \theta - 2 \sin^{-1} \left(\frac{1}{2} \sin \theta \right) \right]$$

$$M_0 = 4 \sigma_0 R^2 t \left[\cos \frac{\theta}{2} - \left(\frac{1}{2} \sin \theta \right) \right]$$

$$f_t = \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right) \left\{ 1 + A \left[5.3303 \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right)^{1.5} + 18.773 \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right)^{4.24} \right] \right\}^2$$

$$f_b = \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right) \left\{ 1 + A \left[4.5967 \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right)^{1.5} + 2.6422 \left(\frac{\theta_e}{\pi}\right)^{4.24} \right] \right\}^2$$

$$\theta_e = \theta \left[1 + \left(\frac{1}{\beta}\right) \left(\frac{n-1}{n+1}\right) \left(\frac{\sigma_t F_t + \sigma_b F_b}{\sigma_0}\right)^2 / \left\{ 1 + \left(\frac{P}{P_0'}\right)^2 \right\} \right]$$

$$\sigma_t = \frac{P}{2\pi Rt}$$

$$\sigma_b = \frac{M}{\pi R^2 t}$$

$$F_t = 1 + A \left[5.3303 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{1.5} + 18.773 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{4.24} \right]$$

$$F_b = 1 + A \left[4.5967 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{1.5} + 2.6422 \left(\frac{\theta}{\pi}\right)^{4.24} \right]$$

$$A = \begin{cases} [0.125(R/t) - 0.25]^{0.25} & , \text{ for } 5 \leq R/t \leq 10 \\ [0.4(R/t) - 3.0]^{0.25} & , \text{ for } 10 \leq R/t \leq 20 \end{cases}$$

(F_t, F_b, Aはそれぞれ HANDBOOK volume1 1章2項の2.1節 Axial Tension (P2-1) 及び2.2節 Bending Moment (P2-9) の値を使用する。)

なお, 同解法における定数α及び加工硬化指数nは, Ramberg-Osgoodの応力-ひずみ関係において下記のとおり与えられる。

$$\begin{aligned}\varepsilon / \varepsilon_0 &= \sigma / \sigma_0 + \alpha \left(\sigma / \sigma_0 \right)^n \\ \alpha &= -0.011 \sigma_f + 6.054 \\ n &= -0.005 \sigma_f + 6.763\end{aligned}$$

ここで σ_f は時効材の流動応力であり、下記のとおり未時効材の流動応力 $\sigma_{f(0)}$ に熱時効の影響を考慮することにより求まる。

$\sigma_{f(0)}$ はH3Tモデルにある以下の予測式を用いて算出する。

$$\sigma_{f(0)} = 105.472 + 6.96F + 16.062Mo + 1535.398C$$

F : フェライト量 [%], Mo : モリブデン重量組成 [wt%], C : 炭素重量組成 [wt%]

$$\sigma_f = \sigma_{f(0)} \left\{ \frac{1+1.161}{2} - \frac{1-1.161}{2} \times \tanh \left(\frac{P(t, T) - 2.996}{0.929} \right) \right\} \quad \dots (F [\%] < 23 [\%])$$

$$\sigma_f = \sigma_{f(0)} \left\{ \frac{1+1.247}{2} - \frac{1-1.247}{2} \times \tanh \left(\frac{P(t, T) - 3.148}{0.919} \right) \right\} \quad \dots (F [\%] \geq 23 [\%])$$

$$P(t, T) = \log t + 0.4343 \frac{Q}{R} \left(\frac{1}{673.2} - \frac{1}{T} \right)$$

t : 熱時効時間 [h] (=109,851 h)

Q : 活性化エネルギー [kJ/mol] (=100 kJ/mol)

R : 定数 [kJ/(mol·K)] (=0.008368 kJ/(mol·K))

T : 熱時効温度 [K]

さらに、Zahoorの解析解における σ_0 は時効硬化を考慮した0.2%耐力を用いる。未時効材の0.2%耐力 σ_{y0} は、H3Tモデルにある以下の予測式を用いて算出した。 σ_0 は、 σ_{y0} に熱時効の影響を考慮し、下記のとおり算出する。

$$\sigma_{y(0)} = 6.653 + 5.385F + 10.007Mo + 1535.385C$$

$$\sigma_0 = \sigma_{y(0)} \left\{ \frac{1+1.071}{2} - \frac{1-1.071}{2} \times \tanh \left(\frac{P(t, T) - 1.617}{0.916} \right) \right\} \quad \dots (F [\%] < 23 [\%])$$

$$\sigma_0 = \sigma_{y(0)} \left\{ \frac{1+1.144}{2} - \frac{1-1.144}{2} \times \tanh \left(\frac{P(t, T) - 3.02}{1.462} \right) \right\} \quad \dots (F [\%] \geq 23 [\%])$$

J_{app} 算出に使用した値と記号の説明を表1に示す。

表 1 J_{app} 算出に使用した値と記号の説明

J _{app} 算出に使用したパラメータ		評価対象	J _{app} 算出に使用する値	単位	備考
t	板厚	①	19.25	mm	①②の板厚
		②	7.85		
R ₀	外半径	①	159.60	mm	①の外径 319.2÷2 ②の外径 114.6÷2
		②	57.3		
R _i	内半径	①	140.35	mm	R _i =R ₀ -t
		②	49.45		
R	平均半径	①	149.975	mm	R=R ₀ -t/2
		②	53.375		
σ _t	軸方向応力	①	40.7	MPa	—
		②	31.2		
σ _b	曲げ応力	①	101.8	MPa	—
		②	157.7		
σ _{y0}	未時効材の 0.2 %耐力	①	160.81	MPa	H3T モデルにある予測式から求めたもの
		②	128.01		
σ ₀	0.2 %耐力	①	172.03	MPa	σ _{y0} に熱時効の影響を考慮したもの
		②	136.94		
ε ₀	0.2 %耐力のひずみ	①	9.89×10 ⁻⁴	—	ε ₀ =σ ₀ /E
		②	7.87×10 ⁻⁴		
σ _{f(0)}	未時効材の流動応力	①	302.65	MPa	H3T モデルにある予測式から求めたもの
		②	259.98		
σ _f	流動応力	①	338.45	MPa	σ _{f(0)} に熱時効の影響を考慮したもの
		②	290.43		
α	定数	①	2.33	—	Ramberg-Osgood の応力-ひずみ関係における定数
		②	2.86		
n	加工硬化指数	①	5.071	—	Ramberg-Osgood の応力-ひずみ関係における加工硬化指数
		②	5.311		
β	補正定数	①	2	—	平面ひずみの補正定数
		②	2		
E	縦弾性係数	①	1.74×10 ⁵	MPa	H3T モデル文献値
		②	1.74×10 ⁵		
P	軸方向荷重	①	738284	N	P=2πRt×σ _t
		②	82138		
M	曲げモーメント	①	138473326	N・mm	M=πR ² t×σ _b
		②	11079674		
λ	軸力と曲げモーメントの比率	①	1.251	—	λ=M/PR
		②	2.527		

① : RHR 炉水戻り止め弁の弁箱

② : CUW 系統入口弁の弁箱

また、h₁についてはHANDBOOKの選定表からθ/π、λ/(1+λ)、n、R/tの値を用いて設定している。h₁選定表は、特定の上記パラメータ値に対してh₁の値を示しているため、そのうち、λ/

($1+\lambda$), n については線形補間により各 θ/π に対応する h_1 を求めている。その後, θ/π と h_1 の関係を, 評価時点 (2021年7月30日) のき裂長さにおいて保守的になるよう多項式近似し, 評価対象機器の θ/π に対応する h_1 を設定し, 評価を行っている。

なお, 評価対象機器の R/t は約6~8であることを踏まえ, $R/t=10$ における h_1 選定表を用いて h_1 の値を設定している。これは, R/t が大きくなる (薄肉になる) ほど, h_1 が大きくなる傾向が2.1節及び2.2節から読み取れることから, h_1 が大きいほど J_{app} も大きくなることを考慮し, 保守的な評価とするためである。

き裂長さを初期欠陥, 評価時点想定き裂, 板厚の3/2倍, 5/2倍としたときの各き裂における J_{app} を表2に示す。

表2 き裂安定性評価用想定き裂における J_{app} 算出について

J_{app} 算出に使用した値		単位	評価対象	評価用 初期欠陥	評価時点想定き 裂進展解析結果	き裂想定 (板厚の3/2倍)	き裂想定 (板厚の5/2倍)
c	き裂半長	mm	①	9.63	11.19	28.89	48.15
			②	7.50	7.78	11.78	19.63
θ/π	き裂の角度 $C/(\pi R_i)$	-	①	0.020	0.024	0.061	0.102
			②	0.045	0.046	0.070	0.117
h_1	定数	-	①	7.368	8.188	12.380	11.098
			②	10.561	10.681	11.114	8.316
J_{app}	き裂進展力	kJ/m ²	①	3.6	4.4	16.9	37.4
			②	34.3	36.5	72.8	159.6

① : RHR炉水戻り止め弁の弁箱

② : CUW系統入口弁の弁箱

別紙5 代表機器以外の機器に関する現状保全等について

熱時効の健全性評価において、代表機器以外の機器に関して、以下の理由から、評価時点（2021年7月30日）でき裂は存在せず、今後もき裂は発生しないと評価した。

- ・製造時の検査又は現状保全において、き裂がないことを確認している。
- ・ステンレス鋼は、2相ステンレス組織であり、溶接等による熱影響によって鋭敏化することがないため、応力腐食割れは発生しないものと考えられる※。
- ・低サイクル疲労割れについては、プラントの起動・停止時等に受ける温度・圧力変化により大きな応力を受ける機器について、建設時に工事計画認可にて評価を実施しており、技術評価においても代表機器の評価を実施し、許容値を満たすことを確認している。

その他の機器については、工事計画認可時の評価対象ではなく、また、疲労評価上、プラントの起動・停止時等に温度・圧力の影響が代表機器よりも厳しくないことから、低サイクル疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。

※：日本原子力安全推進協会「BWR 炉内構造物点検評価ガイドライン」

以下に、代表機器以外の機器において「き裂の原因となる経年劣化事象が想定される部位」及び「き裂の原因となる経年劣化事象が想定されない部位」の対応について示す。

1. き裂の原因となる経年劣化事象が想定される部位の対応

(1) 原子炉冷却材再循環ポンプのケーシングについて

原子炉冷却材再循環ポンプのケーシングは、表1に示すとおり、製造時の検査及び現状保全を実施し、異常がないことを確認している。

また、低サイクル疲労割れについては、プラントの起動・停止時等に受ける温度・圧力変化により大きな応力を受ける部位として、高経年化技術評価書の代表機器について運転開始後40年時点を想定した評価を実施しており、許容値を満たしていることから、低サイクル疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。

以上より、熱時効は想定されるが、そのことが機器の健全性に影響を与える可能性はないと評価する。

表1 原子炉冷却材再循環ポンプのケーシングの製造時の検査及び現状保全

機種分類	機器名称	対象部位	製造時の検査及び判定基準*	現状保全及び判定基準*	判定
ポンプ	原子炉冷却材再循環ポンプ	ケーシング	<ul style="list-style-type: none"> ・放射線透過試験：① ・浸透探傷試験：①② 	<ul style="list-style-type: none"> ・浸透探傷試験：③④ ・超音波探傷試験：⑤⑥ ・目視点検：⑦⑧ 	合格

*：製造時の検査及び現状保全の判定基準を以下に示す。

①告示第501号

②電気工作物の溶接に関する技術基準を定める省令 通商産業省令第81号

③電気工作物の溶接に関する技術基準

- ④発電用原子力設備に関する構造等の技術基準
- ⑤発電用原子力設備における破壊を引き起こすき裂その他の欠陥の解釈について（平成 18 年 3 月 23 日付け平成 18・03・20 原院第 2 号）
- ⑥溶接規格（JSME S NB1）
- ⑦社内基準：錆・傷・その他著しい損傷のないこと。
- ⑧維持規格（JSME S NA1）VT-3

(2) 仕切弁の弁箱について

各弁の弁箱は、表 2 に示すとおり、製造時の検査及び現状保全を実施し、異常がないことを確認している。

また、低サイクル疲労割れについては、プラントの起動・停止時等に受ける温度・圧力変化により大きな応力を受ける部位として、高経年化技術評価書の代表機器である PLR ポンプ出口弁の弁箱について運転開始後 40 年時点を想定した評価を実施しており、許容値を満足していることから、低サイクル疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。

以上より、熱時効は想定されるものの、そのことが機器の健全性に影響を与える可能性はないと評価する。

表 2 仕切弁の弁箱の製造時の検査及び現状保全

機種分類	機器名称	対象部位	製造時の検査及び判定基準*	現状保全及び判定基準*	判定
仕切弁	PLR ポンプ 入口弁	弁箱	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①②	・供用期間中検査：⑤⑥ ・目視点検：⑦ ・浸透探傷試験：⑧⑨	合格
	PLR ポンプ 出口弁	弁箱	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①②	・供用期間中検査：⑤⑥ ・目視点検：⑦ ・浸透探傷試験：⑧⑨	合格
	RHR 炉水入口止め弁	弁箱	・放射線透過試験：①③④ ・浸透探傷試験：①	・供用期間中検査：⑤⑩⑪ ・目視点検：⑦	合格

*：製造時の検査及び現状保全の判定基準を以下に示す。

- ①告示第 501 号
- ②電気工作物の溶接に関する技術基準（省令第 81 号）
- ③JIS G 0581
- ④JIS Z 3104
- ⑤弁本体の内表面の目視点検：維持規格（JSME S NA1）VT-3
- ⑥弁箱と配管の溶接部の超音波探傷試験：溶接規格（JSME S NB1）及び「発電用原子力設備における破壊を引き起こすき裂その他の欠陥の解釈について（平成 21 年 12 月 25 日付け平成 21・11・18 原院第 1 号）」
- ⑦社内基準：著しい損傷・減肉・腐食・摩耗等の無いこと
- ⑧設計・建設規格（JSME S NC1）
- ⑨溶接規格（JSME S NB1）
- ⑩弁箱と配管の溶接部の浸透探傷試験：維持規格（JSME S NA1）
- ⑪弁箱と配管の溶接部の超音波探傷試験：維持規格及び「発電用原子力設備における破壊を引き

起こすき裂その他の欠陥の解釈について(平成18年3月23日付け平成18・03・20原院第2号)」

2. き裂の原因となる経年劣化事象が想定されない部位の対応について

(1) 原子炉冷却材再循環ポンプの羽根車、ケーシングリングについて

原子炉冷却材再循環ポンプの羽根車、ケーシングリングは、表3に示すとおり、製造時の検査及び現状保全を実施し、異常がないことを確認している。

また、プラントの起動・停止時等に受ける温度・圧力変化により大きな応力を受ける部位として、ケーシングの疲労評価を実施しており、許容値を満たすことを確認している。

さらに、羽根車、ケーシングリングは、原子炉冷却材の圧カバウンダリではなく、疲労評価上はケーシングが羽根車、ケーシングリングよりも厳しいと考えられることから、低サイクル疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。

以上より、熱時効は想定されるものの、そのことが機器の健全性に影響を与える可能性はないと評価する。

表3 原子炉冷却材再循環ポンプの製造時の検査及び現状保全

機器名称	対象部位	製造時の検査及び判定基準*	現状保全及び判定基準*	判定
原子炉冷却材再循環ポンプ	羽根車	・放射線透過試験：① ・浸透探傷試験：①	・目視点検：② ・浸透探傷試験：③	合格
	ケーシングリング	・浸透探傷試験：①	・目視点検：②	合格

*：製造時の検査及び現状保全の判定基準を以下に示す。

①告示第501号

②社内基準：錆・傷・その他著しい損傷のないこと。

③設計・建設規格（JSME S NC1）

(2) 仕切弁（弁ふた、弁体）について

各弁の弁ふた、弁体は、表4に示すとおり、製造時の検査又は現状保全により、異常がないことを確認している。

また、低サイクル疲労割れについては、プラントの起動・停止時等に受ける温度・圧力変化により大きな応力を受ける部位として高経年化技術評価書の代表機器であるPLRポンプ出口弁の弁箱について運転開始後40年時点を想定した疲労評価を実施しており、許容値を満足することを確認している。

さらに、疲労評価上、弁箱が弁ふた、弁体よりも厳しいと考えられることから、弁ふた、弁体の低サイクル疲労割れが評価期間において問題となる可能性はない。

以上より、熱時効は想定されるものの、そのことが機器の健全性に影響を与える可能性はないと評価する。

表4 仕切弁（弁ふた，弁体）の製造時の検査及び現状保全

機器名称	対象部位	製造時の検査及び判定基準*	現状保全及び判定基準*	判定
PLR ポンプ 入口弁	弁ふた，弁体	・放射線透過試験：① ・浸透探傷試験：①	・目視点検：③ ・浸透探傷試験（弁体）：④⑤	合格
PLR ポンプ 出口弁	弁ふた，弁体	・放射線透過試験：① ・浸透探傷試験：①	・目視点検：③ ・浸透探傷試験（弁体）：④⑤	合格
RHR 炉水入口 止め弁	弁ふた，弁体	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①	・目視点検：③ ・浸透探傷試験（弁体）：④⑤	合格
RHR 炉水戻り 止め弁	弁ふた，弁体	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①	・目視点検：③ ・浸透探傷試験（弁体）：④⑤	合格
CUW 系統入口弁	弁ふた，弁体	・浸透探傷試験：①	・目視点検：③ ・浸透探傷試験（弁体）：④⑤	合格

*：製造時の検査及び現状保全の判定基準を以下に示す。

- ①告示第 501 号
- ②JIS G 0581
- ③社内基準：著しい損傷・減肉・腐食・摩耗などの無いこと。
- ④設計・建設規格（JSME S NC1）
- ⑤溶接規格（JSME S NB1）

(3) 中央燃料支持金具，制御棒案内管のベース，炉心スプレイスパージャのノズル，制御棒の落下速度リミッタについて

当該部位は，表5のとおり，製造時の検査及び現状保全を実施し，異常がないことを確認している。

また，発生する応力は自重及び支持対象物の重量が主であり，劣化によるき裂は想定されない。

以上より，熱時効は想定されるものの，そのことが機器の健全性に影響を与える可能性はないと考える。

表5 中央燃料支持金具等の製造時の検査及び現状保全

機器名称	対象部位	製造時の検査及び判定基準*1	現状保全及び判定基準*1	判定
燃料支持金具	中央燃料支持金具	・放射線透過試験：① ・浸透探傷試験：②	・供用期間中検査（目視点検）：④*2	合格
制御棒案内管	ベース	・放射線透過試験：② ・浸透探傷試験：②	・供用期間中検査（目視点検）：④*2	合格
炉心スプレイスパージャ	開口部付ノズル	—	・供用期間中検査（目視点検）：④	合格
制御棒	落下速度リミッタ	・放射線透過試験：③ ・浸透探傷試験：②	・水中カメラによる目視点検：⑤ ・運用基準*3に基づき取替	合格

* 1：製造時の検査及び現状保全の判定基準を以下に示す。

- ①JIS G 0581
- ②告示第 501 号
- ③ASTM E446, E186

④維持規格（JSME S NA1）VT-3

⑤社内基準：機器表面について、摩耗、き裂、腐食、浸食等の異常が無いこと。

* 2：維持規格の検査プログラムの考え方にに基づき、目視点検を実施する計画としている。

* 3：制御棒の有効長を4等分したいずれかの区間で相対値が10%減少した時点の核的寿命に対して保守的に定めた運用基準による。

(4) ジェットポンプのライザ、ミキサ、ディフューザ、ブラケットについて

当該部位は、原子炉冷却材の圧カバウンダリではなく、表6に示すとおり、製造時の検査及び現状保全を実施し、異常がないことを確認している。

以上より、熱時効は想定されるものの、そのことが機器の健全性に影響を与える可能性はないと評価する。

表6 ジェットポンプの製造時の検査及び現状保全

機器名称	対象部位	製造時の検査及び判定基準*1	現状保全及び判定基準*1	判定
ジェットポンプ	ライザ	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①	・供用期間中検査（目視点検）：③④*2	合格
	ミキサ	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①	・供用期間中検査（目視点検）：③④*2	合格
	ディフューザ	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①	・供用期間中検査（目視点検）：③④*2	合格
	ブラケット	・放射線透過試験：①② ・浸透探傷試験：①	・供用期間中検査（目視点検）：③④*2	合格

* 1：製造時の検査及び現状保全の判定基準を以下に示す。

①告示第501号

②ASTM規格

③維持規格（JSME S NA1）VT-3

④維持規格（JSME S NA1）MVT-1

* 2：維持規格の検査プログラムの考え方にに基づき、目視点検（MVT-1）を実施する計画としている。

別紙6 評価対象外機器の熱時効への対応について

補足説明資料本文の表2「熱時効の劣化評価に関する評価対象部位の抽出結果一覧表」において、使用温度が250℃未満と評価し、評価対象外とした理由を以下に示す。

1. 使用温度が250℃未満の玉形弁、逆止弁について

表1に示す玉形弁、逆止弁については、最高使用温度は302℃であるが、使用温度は250℃未満であることから、評価対象外とした。

表1 使用温度が250℃未満の玉形弁、逆止弁

機器名称	使用温度	最高使用温度
PLR ポンプブリードオフ弁	66℃以下	302℃
SLC 外側隔離弁	40℃以下	302℃
SLC 内側隔離弁	65℃以下	302℃

2. 制御棒駆動機構のコレットピストン、コレットリテナチューブについて

当該部位はステンレス鋳鋼であるが、構造上、冷却流路に設置されているため、使用温度は250℃未満であることから評価対象外とした。

以上

別紙7 発生応力の算出過程

き裂進展力の評価に用いる発生応力の算出過程について、以下に示す。

1. 断面積比及び断面係数比

き裂進展力の評価に用いる発生応力は、解析モデルから算出した膜応力及び曲げ応力に対し、それぞれ応力算出部位と評価部位の断面積比及び断面係数比を考慮して算出している。断面積比、断面係数比の算出に用いた弁・配管形状及び算出結果を表1に示す。また、代表としてCUW系統入口弁の断面積比及び断面係数比の算出過程を以下に示す。

表1 断面積比、断面係数比の算出結果

	RHR 炉水戻り止め弁		CUW 系統入口弁	
	管側	弁側	管側	弁側
外径 D_o (mm)	318.5	319.2	114.3	114.6
厚さ t (mm)	21.4	19.25	8.6	7.85
断面積 A (mm ²)	1.99741×10^4	1.81397×10^4	2.85577×10^3	2.63262×10^3
断面係数 Z (mm ³)	1.39107×10^6	1.28348×10^6	7.02478×10^4	6.57992×10^4
断面積比 $A_{管}/A_{弁}$	1.10113		1.08476	
断面係数比 $Z_{管}/Z_{弁}$	1.08383		1.06761	

(1) 断面積及び断面積比

$$\begin{aligned}
 A_{管} &= \pi \times (D_o - t) \times t \\
 &= \pi \times (114.3 - 8.6) \times 8.6 \\
 &= 2.85577 \times 10^3
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 A_{弁} &= \pi \times (D_o - t) \times t \\
 &= \pi \times (114.6 - 7.85) \times 7.85 \\
 &= 2.63262 \times 10^3
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 A_{管}/A_{弁} &= 2.85577 \times 10^3 / 2.63262 \times 10^3 \\
 &= 1.08476
 \end{aligned}$$

$A_{管}$: 管側の断面積 (mm²)

$A_{弁}$: 弁側の断面積 (mm²)

(2) 断面係数及び断面係数比

$$\begin{aligned} Z_{\text{管}} &= \{ \pi \times (D_o^4 - (D_o - 2 \times t)^4) \} / (32 \times D_o) \\ &= \{ \pi \times (114.3^4 - (114.3 - 2 \times 8.6)^4) \} / (32 \times 114.3) \\ &= 7.02478 \times 10^4 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Z_{\text{弁}} &= \{ \pi \times (D_o^4 - (D_o - 2 \times t)^4) \} / (32 \times D_o) \\ &= \{ \pi \times (114.6^4 - (114.6 - 2 \times 7.85)^4) \} / (32 \times 114.6) \\ &= 6.57992 \times 10^4 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Z_{\text{管}} / Z_{\text{弁}} &= 7.02478 \times 10^4 / 6.57992 \times 10^4 \\ &= 1.06761 \end{aligned}$$

$Z_{\text{管}}$: 管側の断面係数 (mm³)

$Z_{\text{弁}}$: 弁側の断面係数 (mm³)

2. き裂進展力の評価に用いる発生応力の算出

き裂進展力の評価に用いる発生応力の算出については、設計・建設規格に基づき算出した。代表として、CUW 系統入口弁の発生応力の算出過程を以下に示す。

(1) 応力係数

き裂進展力の評価に用いる発生応力の算出点における応力係数（設計・建設規格 PPB-3812.1 表 PPB-3812.1-1 (b)ア）を表 2 に示す。

表 2 応力係数

B_1	C_1	K_1	B_2	C_2	K_2	C_3	K_3	C_3'
0.5	1.0	1.1	1.0	1.0	1.1	0.6	1.1	0.5

(2) 一次応力（内圧，自重，地震）

設計・建設規格 PPB-3520(2)の式 (PPB-3.2) と表 2 に示す応力係数に従い、最高使用圧力及び機械的荷重（自重及びその他の長期的荷重に限る）による一次応力を算出した。

$$S_{\text{prm}} = \frac{B_1 P D_o}{2t} + \frac{B_2 M_{\text{ip}} (\text{自重})}{Z_i} \quad (\text{PPB-3.2})$$

最高使用圧力 $P=8.62$ (MPa)

$$\begin{aligned}\sigma_{\text{(内圧)}} &= \frac{B_1 P D_o}{2t} = \frac{0.5 \times 8.62 \times 114.3}{2 \times 8.6} \\ &= 28.6415 \\ &\approx 28.7 \text{ (MPa)}\end{aligned}$$

自重モーメント*1 $M_x=83357$, $M_y=69627$, $M_z=-515830$ (N・mm)

$$\begin{aligned}\sigma_{\text{(自重)}} &= \frac{B_2 M_{1p} \text{(自重)}}{Z_i} = \frac{1.00 \times \sqrt{(83357)^2 + (69627)^2 + (-515830)^2}}{7.02478 \times 10^4} \\ &= 7.5040 \\ &\approx 7.6 \text{ (MPa)}\end{aligned}$$

最高使用圧力及び機械的荷重（地震による短期的荷重含む）による一次応力 S から内圧による応力及び自重による応力を引くことにより，地震による応力を算出した。

一次応力 $S^*1=74$ (MPa)

$$\begin{aligned}\sigma_{\text{(地震)}} &= S - \sigma_{\text{(内圧)}} - \sigma_{\text{(自重)}} \\ &= 74 - 28.7 - 7.6 \\ &= 37.7 \text{ (MPa)}\end{aligned}$$

* 1 : 自重モーメント及び一次応力 S は計算機プログラムによる配管解析結果

(3) 二次応力（熱膨張）

設計・建設規格 PPB-3531(2)の式 (PPB-3.4) と表 2 に示す応力係数に従い，供用状態 A 及び供用状態 B における一次＋二次応力の熱膨張荷重による応力 S_e を算出した。

$$S_n = \frac{C_1 P_o D_o}{2t} + \frac{C_2 M_{is}}{Z_i} + C_3 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b| \quad (\text{PPB-3.4})$$

ここで，熱膨張荷重によるモーメント M_{is} は最大の応力変動幅 S_n を与える値とするため，全過渡条件のうち最大及び最小 S_e となる条件を選定し，それらのモーメントの差分を用いた。

熱モーメント*2 $M_x=5204212$, $M_y=2048285$, $M_z=4520565$ (N・mm)

$$S_e = \frac{C_2 M_{is}}{Z_i} = \frac{1.00 \times \sqrt{(5204212)^2 + (2048285)^2 + (4520565)^2}}{7.02478 \times 10^4}$$

$$= 102.3705$$

$$\approx 102.4 \text{ (MPa)}$$

* 2 : 最大/最小 S_e の選定及び熱モーメントは計算機プログラムによる配管解析結果

(4) 膜応力及び曲げ応力

(2), (3)より膜応力及び曲げ応力を以下のとおり算出した。

・膜応力

$$\sigma_{(膜)} = \sigma_{(内圧)} = 28.7 \text{ (MPa)}$$

・断面積比を考慮した膜応力

$$\sigma_{(膜)} \times A_{管} / A_{弁} = 28.7 \times 1.08476$$

$$= 31.1326$$

$$\approx 31.2 \text{ (MPa)}$$

・曲げ応力

$$\sigma_{(曲げ)} = \sigma_{(自重)} + \sigma_{(地震)} + S_e$$

$$= 7.6 + 37.7 + 102.4$$

$$= 147.7 \text{ (MPa)}$$

・断面係数比を考慮した曲げ応力

$$\sigma_{(曲げ)} \times Z_{管} / Z_{弁} = 147.7 \times 1.06761$$

$$= 157.6860$$

$$\approx 157.7 \text{ (MPa)}$$

以 上