

大飯発電所3号炉審査資料	
資料番号	KON3-PLM30(断続)-熱時効 改3
提出年月日	令和3年10月21日

大飯発電所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3年10月21日  
関西電力株式会社

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	34
4.3 総合評価	34
4.4 高経年化への対応	34
5. 代表機器以外の技術評価	35
6. まとめ	36
6.1 審査ガイド適合性	36
6.2 長期施設管理方針として策定する事項	37
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. 加圧器スプレイノズルを評価不要とした理由	2-1
別紙3. 1次冷却材ポンプの構造および評価部位	3-1
別紙4. NUREG/CR-4513R2 を用いたフェライト量および亀裂安定性評価結果	4-1
別紙5. EPRI の簡易式と FEM による亀裂進展力 (Japp) の比較	5-1
別紙6. 重大事故等時の評価条件および評価方法の根拠	6-1
別紙7. 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	7-1
別紙8. 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	8-1
別紙9. 代表機器以外の機器に対する技術評価	9-1
別紙10. 評価対象外機器の使用温度の根拠	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、SG入口50°エルボ、クロスオーバレグRCP側90°エルボ、RV入口22°57'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、2相ステンレス鋼の熱時効の影響が懸念される評価対象部位について亀裂の発生および進展を前提として技術評価を行い、運転開始後60年時点までの期間において「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」の要求事項を満たす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要求事項を表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要求事項

ガイド	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 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>

### 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。

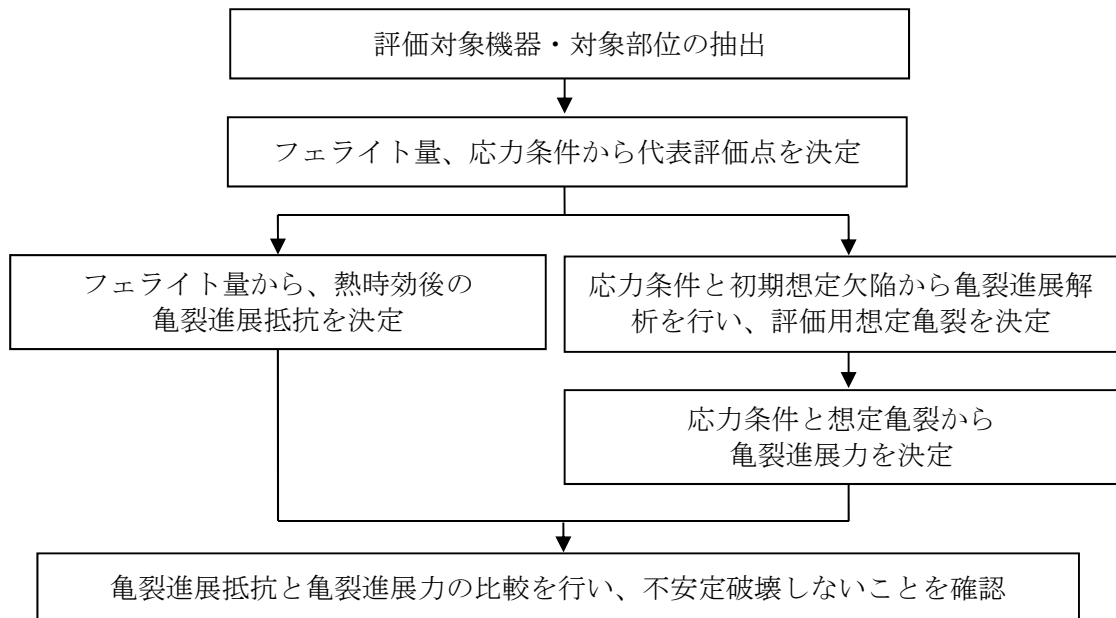


図1 2相ステンレス鋼の熱時効評価フロー

#### 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

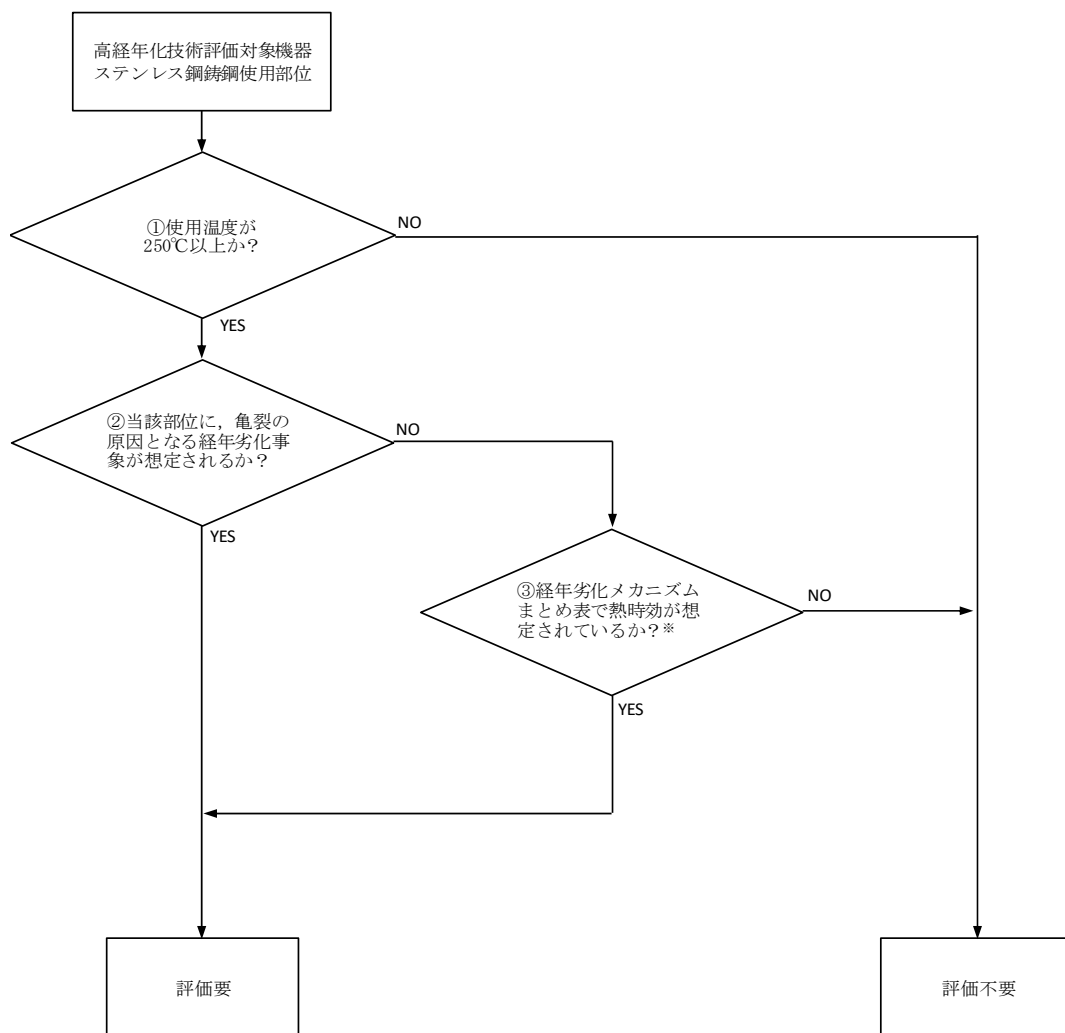
熱時効の評価対象機器・対象部位については、「日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準：2008 (AESJ-SC-P005：2008)」に基づき、以下の条件を含んだ機器、部位を評価対象として抽出する。

- 使用温度が 250℃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。また、スクリーニングフローの③について、高経年化対策実施基準の経年劣化メカニズムまとめ表に経年劣化事象が想定される場合でも、高経年化技術評価不要の条件を満たしている場合は、当該事象の評価不要と判断した。

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。



※日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準の経年劣化メカニズムまとめ表に想定される経年劣化事象として熱時効の記載がある場合でも、高経年化技術評価不要の条件を満たしている場合は、評価不要と判断する。

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	
		吸込口	約 50℃	-	-	-	不要	A	
		中間軸受箱、軸受箱	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	
	タービン動主給水ポンプ ースタポンプ	羽根車	約 200℃	-	-	-	不要	A	
		第1段ケーシング	約 200℃	-	-	-	不要	A	
		吐出・中間ボウル	約 200℃	-	-	-	不要	A	
	1次冷却材ポンプ	吸込ベル	約 200℃	-	-	-	不要	A	
		羽根車	約 343℃	約 290℃	×	○	要	C	
		ケーシング	約 343℃	約 290℃	○	→	要	D	
	容器	加圧器	スプレインズル	約 360℃	約 345℃	×	×*	不要	B
	配管	1次冷却材管	直管	約 343℃	(高温側)約 325℃ (低温側)約 290℃	○	→	要	D
エルボ			約 343℃	(高温側)約 325℃ (低温側)約 290℃	○	→	要	D	
仕切弁	余熱除去ポンプループ高温側入口止め弁	弁箱	約 343℃	325℃以下	○	→	要	D	
		弁蓋	約 343℃	325℃以下	×	○	要	C	
		弁体	約 343℃	325℃以下	×	×	不要	B	
	補助給水フルフロー・ミニフローライン復水ビット入口弁	弁箱	約 40℃	-	-	-	不要	A	
		弁蓋	約 40℃	-	-	-	不要	A	
		弁体	約 40℃	-	-	-	不要	A	
玉形弁	廃液蒸発装置濃縮液循環弁	弁箱	約 150℃	-	-	-	不要	A	
		弁蓋	約 150℃	-	-	-	不要	A	
バタフライ弁	余熱除去冷却器出口流量調節弁	弁箱(弁座と一体)	約 200℃	-	-	-	不要	A	
		弁体	約 200℃	-	-	-	不要	A	
	廃液蒸発装置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	
	安全補機開閉器室空調ユニット冷水出口絞り弁	弁体	約 45℃	-	-	-	不要	A	

※日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準の経年劣化メカニズムまとめ表に想定される経年劣化事象として熱時効の記載があるが、当該部の発生応力は小さく、「①当該事象の発生の可能性がない使用条件下」に該当するため熱時効評価不要に整理されると判断した。詳細を別紙2に示す。

<p>&lt;評価根拠&gt;</p> <p>A: 使用温度が 250℃未満である。(評価不要)</p> <p>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)</p> <p>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)</p> <p>D: 亀裂の原因となる経年劣化事象が想定される。(評価要)</p>
---

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 144°C	-	-	-	不要	A
	出口格納容器第1隔離弁	弁蓋	約 144°C	-	-	-	不要	A
	格納容器冷却材ドレンタンク	弁箱	約 144°C	-	-	-	不要	A
	ガス分析ライン格納容器第1隔離弁	弁蓋	約 144°C	-	-	-	不要	A
	海水ポンプ軸受潤滑水供給ライン止め弁	弁蓋	約 50°C	-	-	-	不要	A
	格納容器冷却材ドレンタンク ベントライン格納容器第1隔離弁	弁蓋	約 144°C	-	-	-	不要	A
スイング逆止弁	蓄圧タンク注入ライン第1逆止弁	弁箱	約 343°C	290°C以下	○	→	要	D
	格納容器内補給水供給ライン 格納容器隔離逆止弁	弁箱	約 144°C	-	-	-	不要	A
安全弁	加圧器安全弁	弁箱	約 360°C	100°C以下	-	-	不要	A
	起動空気圧縮機第1段安全弁	弁体	約 200°C	-	-	-	不要	A
タービン設備	高圧タービン	インナーグランド 本体	約 200°C	-	-	-	不要	A
		翼環	約 298°C	約 270°C	×	×	不要	B
	低圧タービン	静翼(14~16段)	約 115°C	-	-	-	不要	A
	主油ポンプ	羽根車	約 80°C	-	-	-	不要	A
	タービン動主給水ポンプタービン	車室	約 298°C	約 200°C	-	-	不要	A
高圧ノズル室		約 298°C	約 200°C	-	-	不要	A	
空調設備	空調用冷凍機	冷水ポンプ羽根車	約 45°C	-	-	-	不要	A
機械設備	制御用空気圧縮装置	制御用空気乾燥器 四方弁・弁体	約 300°C	約 200°C	-	-	不要	A
		制御用空気乾燥器 四方弁・弁箱	約 300°C	約 200°C	-	-	不要	A
		制御用空気乾燥器 四方弁・弁蓋	約 300°C	約 200°C	-	-	不要	A
	制御棒クラスタ	スパイダー	約 343°C	約 325°C	×	○	要	C
		ベーン	約 343°C	約 325°C	×	○	要	C
		フィンガ	約 343°C	約 325°C	×	○	要	C
	廃液蒸発装置	濃縮液ポンプ 羽根車	約 150°C	-	-	-	不要	A
		濃縮液ポンプ ケーシング	約 150°C	-	-	-	不要	A
		蒸留水ポンプ 羽根車	約 150°C	-	-	-	不要	A
		蒸留水ポンプ ケーシング	約 150°C	-	-	-	不要	A
電源設備	燃料油第2フィルタ	ロック栓	約 50°C	-	-	-	不要	A

<評価根拠>

A: 使用温度が 250°C未未満である。(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<sup>※1</sup>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。弁のフェライト量が多いが、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 290	—	約 16.1	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 290	疲労割れ	約 12.7	約 126		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。 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 325 / 約 290	疲労割れ 応力腐食割れ	約 11.1	約 180	○	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次冷却材管を代表評価機器とする。
仕切弁	余熱除去ポンプループ高温側入口止め弁	弁箱、弁蓋	約 325	疲労割れ	約 15.5	約 104		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	蓄圧タンク注入ライン第1逆止弁	弁箱	約 290	疲労割れ	約 14.8	約 92		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	制御棒クラスタ	スパイダ、ベーン、フィンガ	約 325	—	約 14.1	約 30		制御棒クラスタ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

大飯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(ステンレス鋼鑄鋼)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。

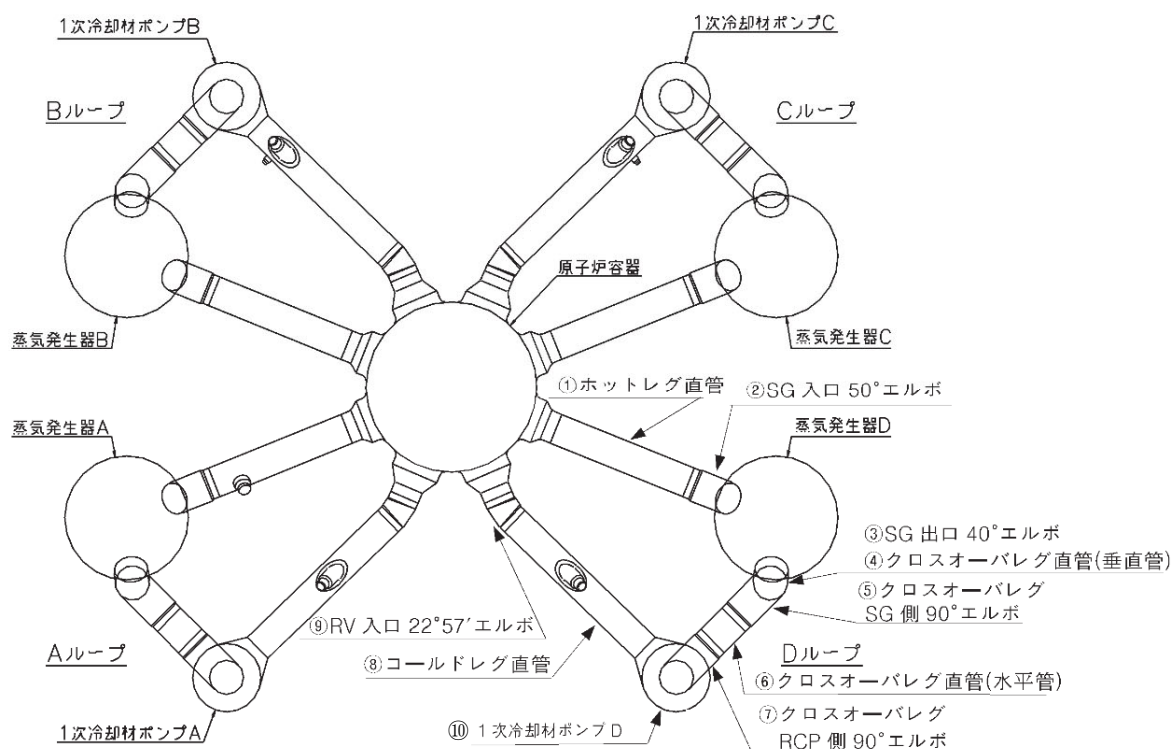


図3 1次冷却材管の熱時効評価対象部位

表4 1次冷却材管構成成品と1次冷却材ポンプケーシング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	324.9	約 9.9	180	○
②	SG 入口 50° エルボ	324.9	約 10.2	141※4	○
③	SG 出口 40° エルボ	289.2	約 10.7	91	
④	クロスオーバーレグ直管(垂直管)	289.2	約 9.8	80	
⑤	クロスオーバーレグ SG 側 90° エルボ	289.2	約 11.0	69	
⑥	クロスオーバーレグ直管 (水平管)	289.2	約 9.8	61	
⑦	クロスオーバーレグ RCP 側 90° エルボ	289.2	約 11.1	73	○
⑧	コールドレグ直管	289.2	約 9.9	126	
⑨	RV 入口 22° 57' エルボ	289.2	約 10.7	104	○
⑩	1次冷却材ポンプケーシング	289.2	約 12.7	126	○

※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（S s）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：直管形状部の応力を示す。曲がり部の応力は136MPa。

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としてクロスオーバーレグ RCP 側 90° エルボを選定した。さらに応力とフェライト量の組合せを考慮し、RV 入口 22° 57' エルボを評価部位として選定した。また、エルボで応力が高くなると考えられる SG 入口 50° エルボについても評価部位として選定した。なお、SG 入口 50° エルボの代表評価点は直管形状部（応力：141MPa）ではなく曲がり部（応力：136MPa）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高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3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  $H_{u11}$  の等価係数を用いた算出式(以下、「 $H_{u11}$  式」という。)による方法があるため、参考値として、 $H_{u11}$  式によるフェライト量も算出した。

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	41.5	10.0	81.5	40.5	132.0	0.0	0.9	5.0	5.9	180
SG 入口 50° エルボ	41.4	2.7	43.7	41.1	87.5	0.0	3.7	3.2	6.9	136
クロスオーバーレグ RCP 側 90° エルボ	41.4	3.5	3.3	21.3	28.1	0.7	0.8	1.5	3.0	73
RV 入口 22° 57' エルボ	37.4	2.2	25.2	25.3	52.7	0.0	0.7	12.7	13.4	104
1次冷却材ポンプケーシング	41.6	1.8	35.6	32.2	69.6	0.0	1.1	13.4	14.5	126

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 <sup>※2</sup> (%)
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Nb	N		
ホットレグ直管									1.186	約 9.9 (約 9.3)
SG 入口 50° エルボ									1.192	約 10.2 (約 9.9)
クロスオーバーレグ RCP 側 90° エルボ									1.215	約 11.1 (約 10.9)
RV 入口 22° 57' エルボ									1.204	約 10.7 (約 10.6)
1次冷却材ポンプケーシング									1.249	約 12.7 (約 11.8)

※1 : Nb および N は製造時に規定が無く、測定していないが、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」で用いた供試体の化学成分を参考に同等の値とした。

NUREG/CR-4513R2 による方法よりも保守的な評価となることを別紙4に示す。

※2 : ASTM A800 によるフェライト量。( ) 内は  $H_{u11}$  式によるフェライト量 (参考値)。

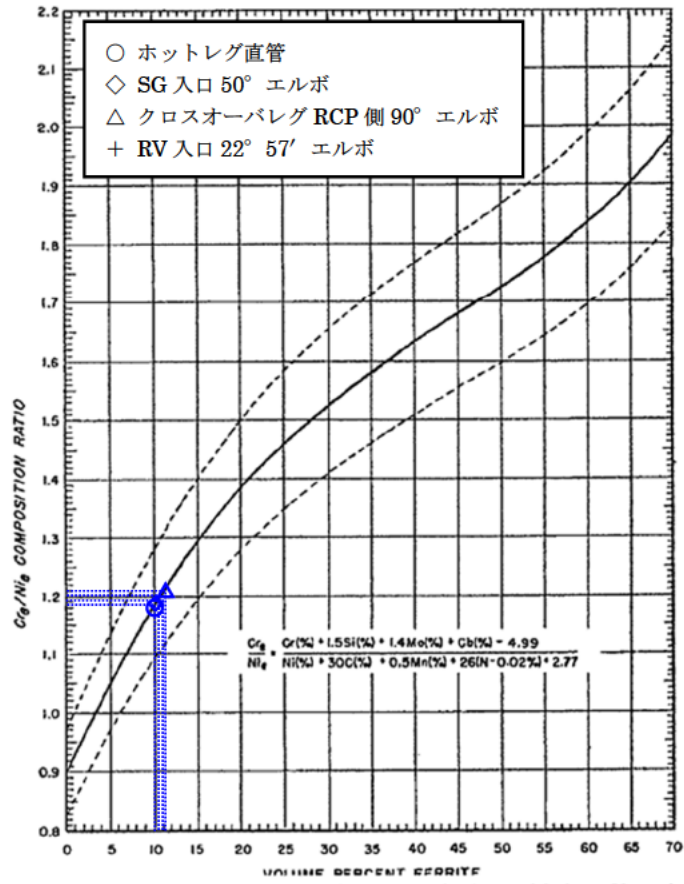


FIG. X1.1 Schoefer Diagram for Estimating the Average Ferrite Content In Austenitic Iron-Chromium-Nickel Alloy Castings

図 4-1 1次冷却材管のフェライト量導出図



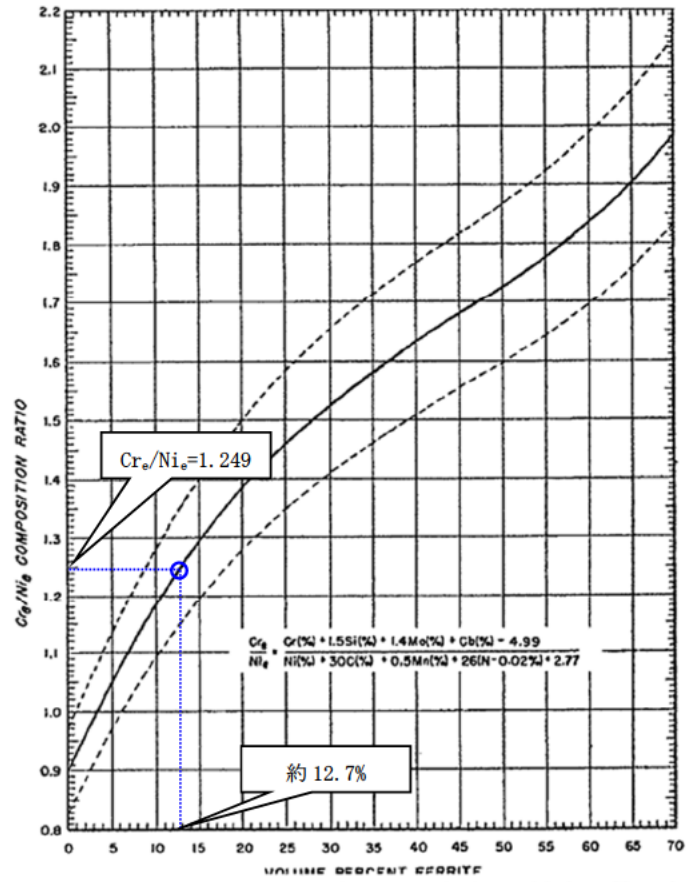


FIG. X1.1 Schoefer Diagram for Estimating the Average Ferrite Content In Austenitic Iron-Chromium-Nickel Alloy Castings

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、最小破壊靱性  $J(\Delta a)$  と比較して延性不安定破壊しないことを確認する。

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。

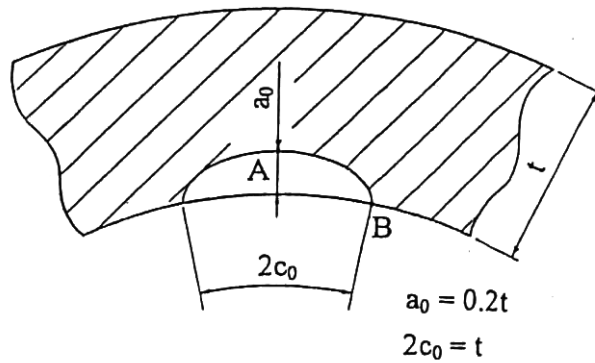


図5 初期欠陥の形状

## (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 から表 7. 4 に示す。

過渡回数は、2014 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、「大飯発電所 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。(「JEAG4613-1998」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 =  $7.77 \times 10^{-12}$

$m$  ; 定数 = 3.5

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

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

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」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)	
		$\sigma_{mmax}$	$\sigma_{mmin}$	$\sigma_{bmax}$	$\sigma_{bmin}$
1. 起動・停止	74	129.32	9.98	71.93	-23.47
2. 負荷上昇 (15%から100%出力)	903	139.16	128.94	76.81	44.76
3. 負荷減少 (100%から15%出力)	894	139.09	128.79	75.82	44.17
4. 90%から100%へのステップ状負荷上昇	4	139.23	136.68	55.18	45.96
5. 100%から90%へのステップ状負荷減少	4	139.19	135.87	55.77	45.22
6. 100%からの大きいステップ状負荷減少	9	141.45	125.92	80.66	36.53
7. 定常負荷運転時の変動	0	139.79	136.97	51.14	43.18
8. 燃料交換	70	20.41	4.42	69.32	0.00
9. 0%から15%への負荷上昇	79	130.66	129.32	50.25	46.74
10. 15%から0%への負荷減少	68	130.66	129.32	54.16	46.74
11. 1ループ停止 / 1ループ起動 [停止]	2	138.73	123.04	124.35	37.39
12. 1ループ停止 / 1ループ起動 [起動]	2	130.97	128.59	59.62	46.20
13. 負荷の喪失	7	149.06	122.47	105.24	27.07
14. 外部電源喪失	5	144.63	133.20	56.32	39.86
15. 1次冷却材流量の部分喪失	2	139.33	119.94	125.64	37.96
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	138.23	121.09	118.30	39.82
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	138.23	114.57	137.44	36.12
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	138.23	97.37	181.83	34.27
19. 1次冷却系の異常な減圧	2	138.23	79.91	163.81	12.25
20. 制御棒クラスタの落下	3	138.23	109.67	147.32	32.51
21. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	2	138.23	111.67	139.34	40.52
22. 1次冷却系停止ループの誤起動	2	141.62	119.19	112.42	-11.23
23. タービン回転試験	5	129.32	110.19	82.13	39.85
24. 1次系漏えい試験	63	111.20	14.47	76.99	-23.19
25. 1/3Sd地震	360	144.96	131.50	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)	
		$\sigma_{mmax}$	$\sigma_{mmin}$	$\sigma_{bmax}$	$\sigma_{bmin}$
1. 起動・停止	74	132.37	5.60	110.36	-34.64
2. 負荷上昇 (15%から100%出力)	903	143.16	132.13	109.23	69.86
3. 負荷減少 (100%から15%出力)	894	143.07	131.95	108.66	69.33
4. 90%から100%へのステップ状負荷上昇	4	143.22	140.55	81.71	71.66
5. 100%から90%へのステップ状負荷減少	4	143.16	139.71	82.44	70.62
6. 100%からの大きいステップ状負荷減少	9	145.53	129.03	111.72	60.63
7. 定常負荷運転時の変動	0	143.79	140.90	77.69	68.68
8. 燃料交換	70	17.13	0.62	75.59	0.00
9. 0%から15%への負荷上昇	79	133.85	132.37	77.30	72.75
10. 15%から0%への負荷減少	68	133.85	132.37	80.69	72.75
11. 1ループ停止 / 1ループ起動 [停止]	2	142.63	125.62	150.81	63.03
12. 1ループ停止 / 1ループ起動 [起動]	2	134.13	131.57	85.87	72.20
13. 負荷の喪失	7	153.33	125.69	134.39	49.39
14. 外部電源喪失	5	148.66	137.02	85.50	64.02
15. 1次冷却材流量の部分喪失	2	143.36	122.77	150.86	60.23
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	142.19	124.01	144.74	61.99
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	142.19	117.21	163.27	56.23
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	142.19	98.44	227.54	53.35
19. 1次冷却系の異常な減圧	2	142.19	81.47	204.75	19.07
20. 制御棒クラスタの落下	3	142.19	112.18	174.17	50.61
21. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	2	142.19	113.56	180.25	63.07
22. 1次冷却系停止ループの誤起動	2	145.54	121.77	139.54	15.79
23. タービン回転試験	5	132.37	112.00	118.29	62.03
24. 1次系漏えい試験	63	111.85	10.57	117.94	-34.13
25. 1/3Sd地震	360	156.13	128.29	72.75	72.75

表7. 3 応力サイクル (クロスオーバーレグ RCP 側 90° エルボ)

過渡条件	過渡回数	膜応力 (MPa)		曲げ応力 (MPa)	
		$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$\sigma_{bmax}$	$\sigma_{bmin}$
1. 起動・停止	74	53.92	3.70	114.72	-44.15
2. 負荷上昇 (15%から100%出力)	903	54.59	52.19	74.59	58.08
3. 負荷減少 (100%から15%出力)	894	54.64	52.31	71.15	59.08
4. 90%から100%へのステップ状負荷上昇	4	54.67	53.25	71.56	61.93
5. 100%から90%へのステップ状負荷減少	4	54.81	52.72	71.52	60.35
6. 100%からの大きいステップ状負荷減少	9	56.12	50.04	80.73	59.81
7. 定常負荷運転時の変動	0	55.11	52.98	72.02	59.38
8. 燃料交換	70	4.21	3.43	75.21	0.00
9. 0%から15%への負荷上昇	79	53.92	53.92	65.56	65.19
10. 15%から0%への負荷減少	68	53.92	53.92	65.82	65.19
11. 1ループ停止 / 1ループ起動 [停止]	2	55.02	52.29	71.46	60.69
12. 1ループ停止 / 1ループ起動 [起動]	2	54.50	53.89	67.53	63.95
13. 負荷の喪失	7	61.99	45.50	99.43	53.47
14. 外部電源喪失	5	60.12	50.32	105.67	59.76
15. 1次冷却材流量の部分喪失	2	54.43	46.78	71.12	51.89
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	53.92	46.96	67.80	53.84
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	53.93	43.06	89.36	48.00
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	53.94	40.50	178.00	44.80
19. 1次冷却系の異常な減圧	2	53.89	18.76	147.28	17.09
20. 制御棒クラスタの落下	3	53.89	39.45	95.83	45.35
21. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	2	53.92	47.17	127.30	55.00
22. 1次冷却系停止ループの誤起動	2	57.75	48.26	81.25	55.40
23. タービン回転試験	5	53.92	46.45	113.44	55.58
24. 1次系漏えい試験	63	58.09	3.92	119.34	-43.46
25. 1/3Sd地震	360	56.40	51.86	65.19	65.19

表7. 4 応力サイクル (RV 入口 22° 57' エルボ)

過渡条件	過渡回数	膜応力 (MPa)		曲げ応力 (MPa)	
		$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$\sigma_{bmax}$	$\sigma_{bmin}$
1. 起動・停止	74	76.80	2.67	70.70	-25.53
2. 負荷上昇 (15%から100%出力)	903	77.38	74.68	52.28	35.51
3. 負荷減少 (100%から15%出力)	894	77.63	75.03	48.84	36.90
4. 90%から100%へのステップ状負荷上昇	4	77.38	75.61	49.43	40.00
5. 100%から90%へのステップ状負荷減少	4	77.69	75.27	49.28	38.68
6. 100%からの大きいステップ状負荷減少	9	79.40	72.95	58.29	39.30
7. 定常負荷運転時の変動	0	77.88	75.43	49.76	37.80
8. 燃料交換	70	7.12	0.29	74.96	0.00
9. 0%から15%への負荷上昇	79	76.80	76.76	43.53	43.23
10. 15%から0%への負荷減少	68	76.80	76.76	43.84	43.23
11. 1ループ停止 / 1ループ起動 [停止]	2	77.81	74.79	49.01	39.36
12. 1ループ停止 / 1ループ起動 [起動]	2	77.33	76.49	45.39	41.94
13. 負荷の喪失	7	86.01	68.74	74.98	35.46
14. 外部電源喪失	5	86.20	73.21	73.41	38.63
15. 1次冷却材流量の部分喪失	2	77.46	69.56	49.18	33.07
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	76.77	69.89	45.93	35.04
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	76.87	64.71	68.49	30.89
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	76.90	56.79	147.71	28.54
19. 1次冷却系の異常な減圧	2	76.52	38.67	120.23	11.33
20. 制御棒クラスタの落下	3	76.52	61.37	74.07	30.07
21. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	2	76.72	66.30	101.16	35.88
22. 1次冷却系停止ループの誤起動	2	80.15	69.69	58.06	35.88
23. タービン回転試験	5	76.80	65.23	81.11	36.86
24. 1次系漏えい試験	63	71.75	4.59	75.31	-25.23
25. 1/3Sd地震	360	78.50	75.36	43.23	43.23



b. 解析結果

疲労亀裂進展解析結果は、表8. 1から表8. 4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	$a = 16.08$	$2c = 73.78$	$\Delta a = 1.54$ mm $2\Delta c = 1.08$ mm

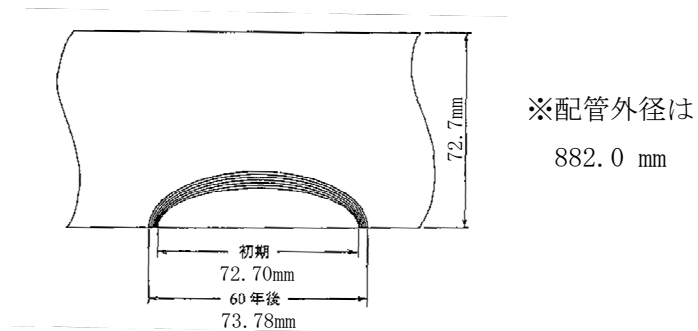


表8. 2 疲労亀裂進展解析結果（SG入口50°エルボ）

	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	$a = 17.58$	$2c = 80.34$	$\Delta a = 2.02$ mm $2\Delta c = 2.54$ mm

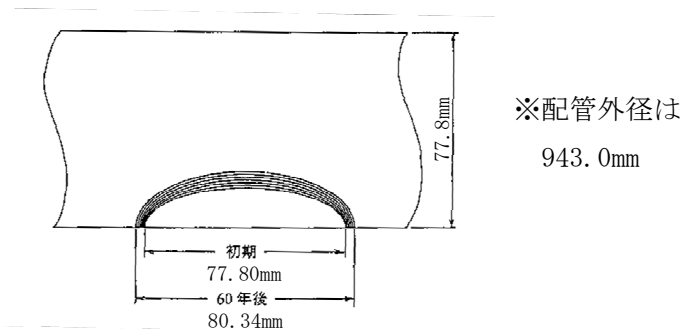


表 8. 3 疲労亀裂進展解析結果 (クロスオーバーバレッジ RCP 側 90° エルボ)

	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	$a = 16.61$	$2c = 78.80$	$\Delta a = 1.05 \text{ mm}$ $2\Delta c = 1.00 \text{ mm}$

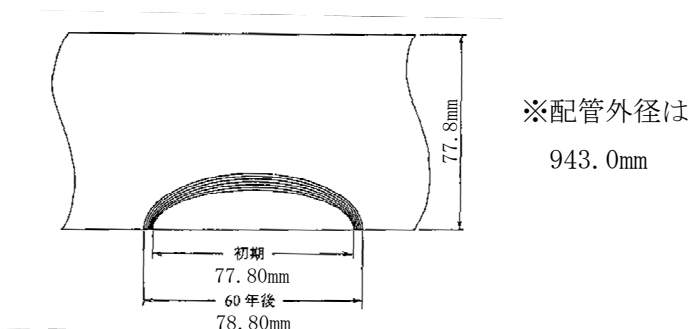
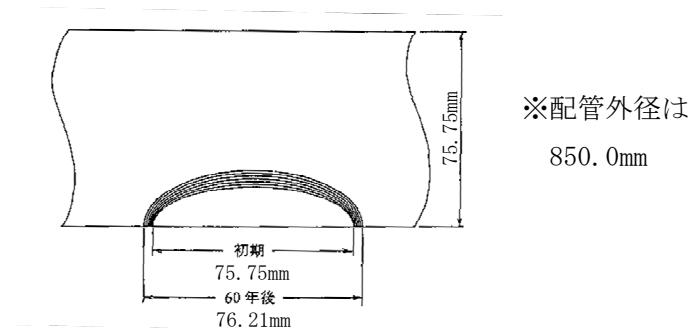


表 8. 4 疲労亀裂進展解析結果 (RV 入口 22° 57' エルボ)

	亀裂深さ (mm)	亀裂長さ (mm)	備考
初期	$a_0 = 15.15$	$2c_0 = 75.75$	—
60年後	$a = 15.68$	$2c = 76.21$	$\Delta a = 0.53 \text{ mm}$ $2\Delta c = 0.46 \text{ mm}$



(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。

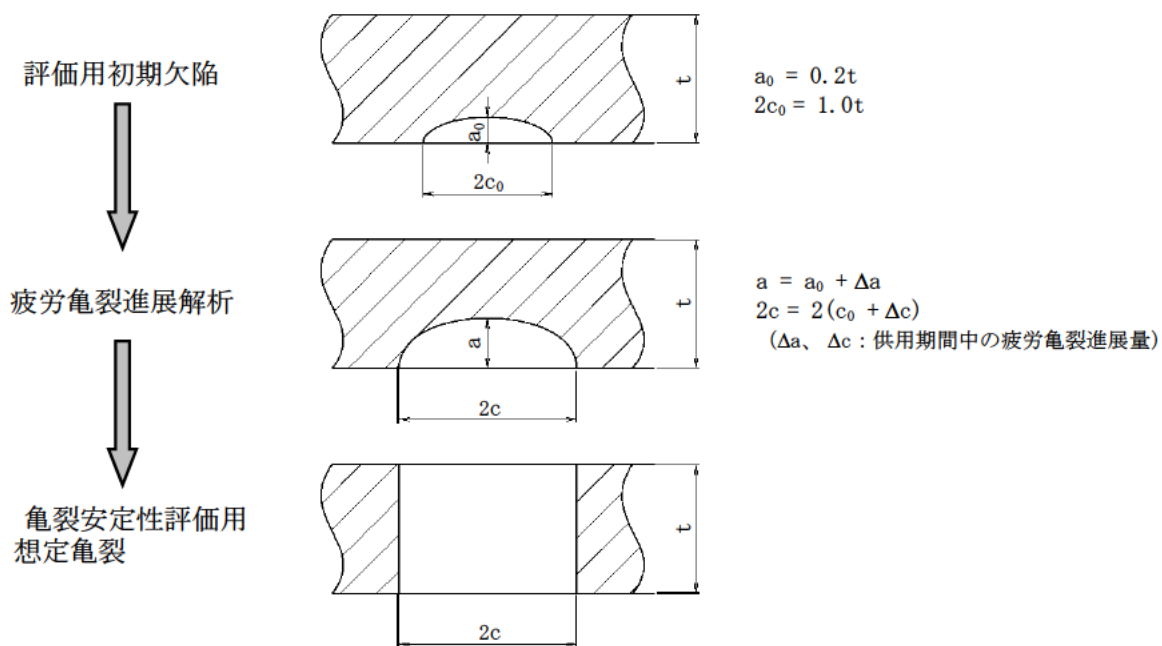


図6 想定亀裂置換えイメージ

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=73.78	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=73.78	t=72.70
SG 入口 50° エルボ	2c=80.34	t=77.80
クロスオーバーレグ RCP 側 90° エ ルボ	2c=78.80	t=77.80
RV 入口 22° 57' エ ルボ	2c=76.21	t=75.75

#### (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+S<sub>s</sub>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、最小破壊靱性 $J(\Delta a)$ 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+S<sub>s</sub>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. 6.12-3」である。当該コードは理論値 (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5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る (非時効材 (フェライト量約10%) の応力-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 (363℃) 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6に示す。

表 1 0 亀裂長さにおける  $J_{app}$  値 [kJ/m<sup>2</sup>]

亀裂長さ	1t	3t	5t
ホットレグ直管	113	560	1670
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)	113	560	1670
SG 入口 50° エルボ	215	684	1422
クロスオーバレグ RCP 側 90° エルボ	7	30	72
RV 入口 22° 57' エルボ	17	79	217











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 ( $-2\sigma$ ) 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靱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）及び電力共通研究「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靱性試験の結果、両者に大きな差が認められていないことを別紙 6 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靱性値も表 1 2 に示す。

表 1 2 破壊靱性値

	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	クロス オーバーレグ RCP 側 90° エルボ	RV 入口 22° 57' エルボ
$J_{Ic}$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	185	132	179	159	168
$J_6$ [kJ/m <sup>2</sup> ]	767	563	746	669	705

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 および図 9 から図 1 1 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はなく、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はないと判断する。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4)

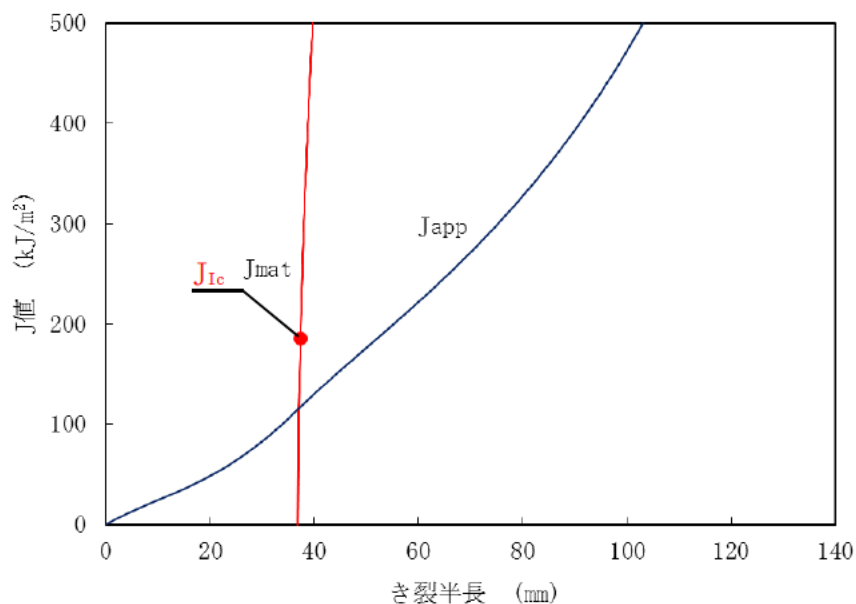


図7 ホットレグ直管の亀裂安定性評価線図

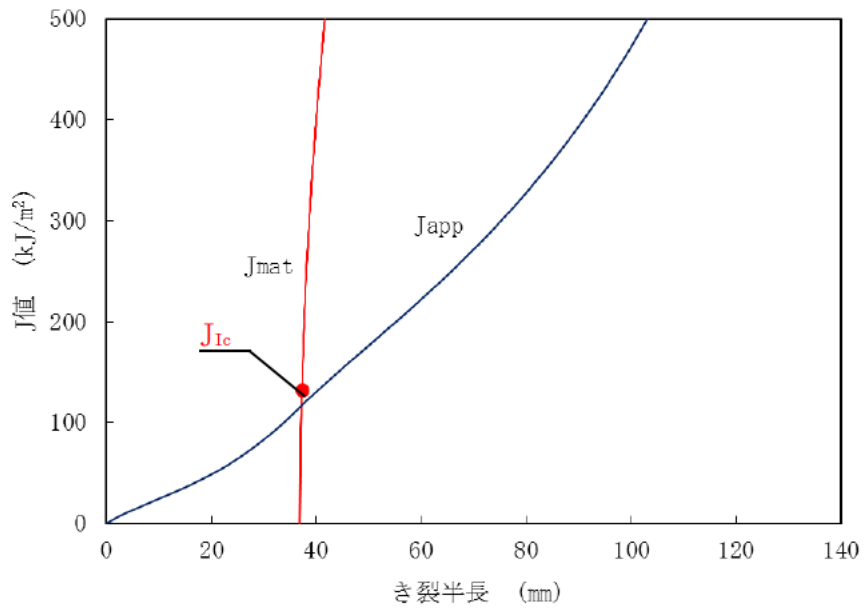


図8 ホットレグ直管（1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合）の亀裂安定性評価線図

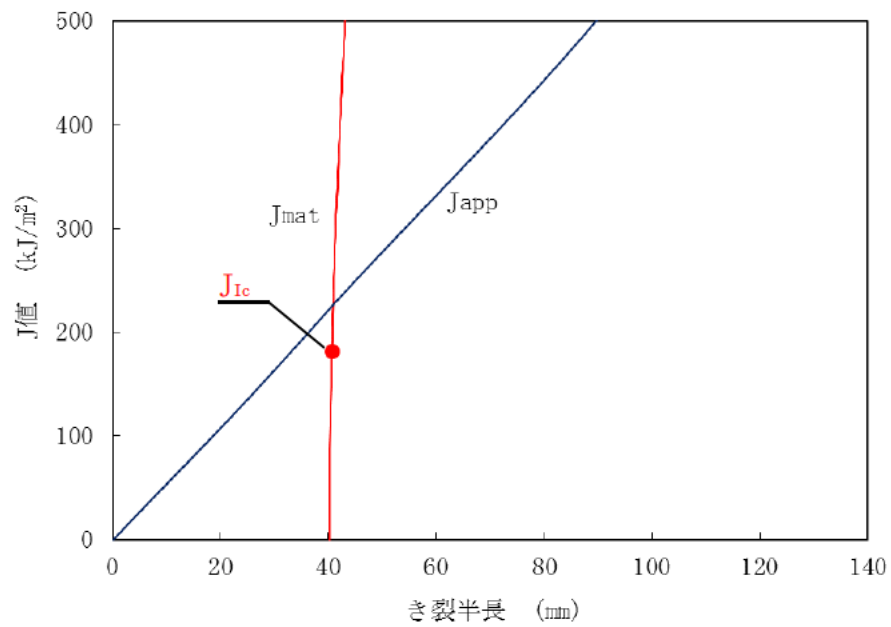


図9 SG入口50°エルボの亀裂安定性評価線図

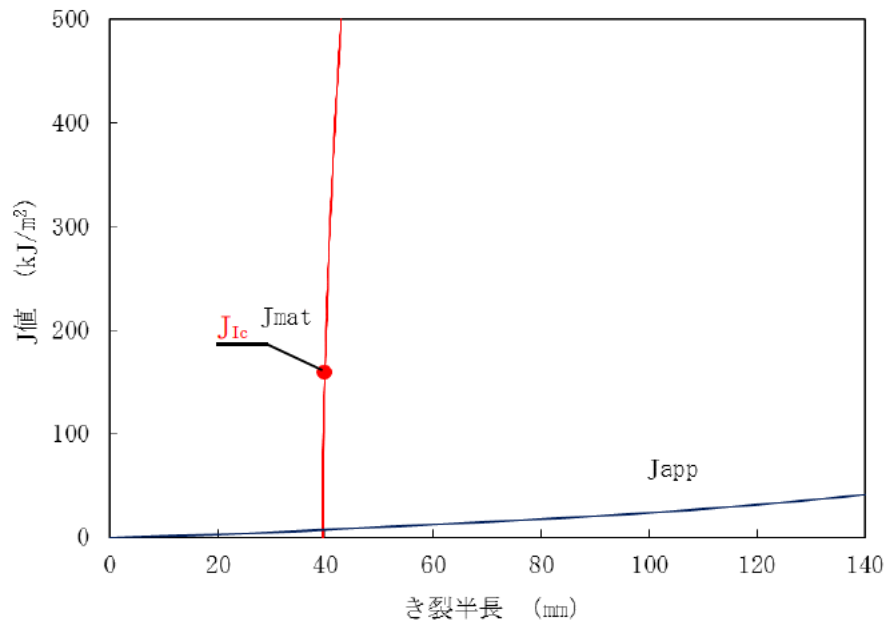


図 1 0 クロスオーバーレグ RCP 側 90° エルボの亀裂安定性評価線図

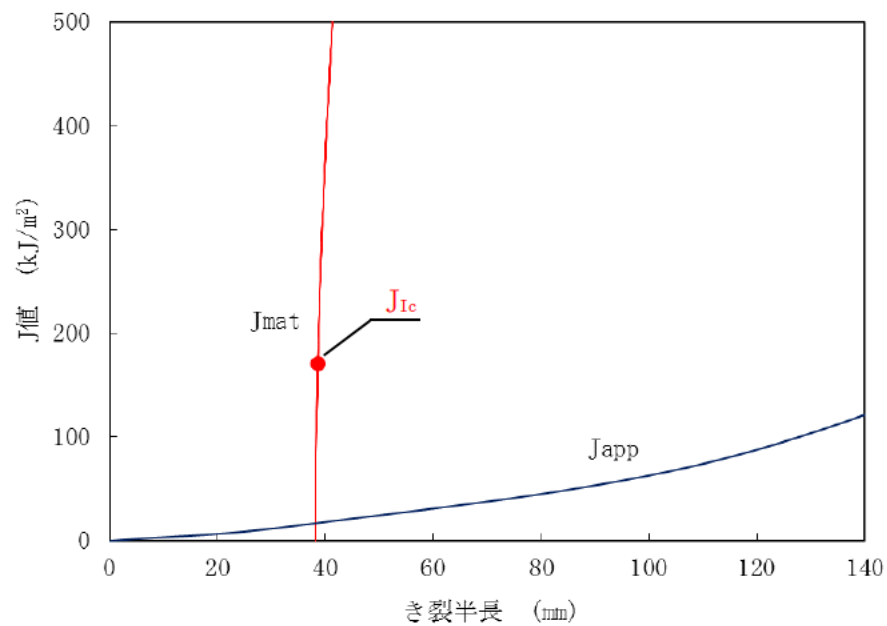


図 1 1 RV 入口 22° 57' エルボの亀裂安定性評価線図

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 7 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17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 2008)  
検査結果：良
- ・ 1次冷却材管全体（至近点検実施時期：第17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 2008)  
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

熱時効による靱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8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9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10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、すべての要求事項を満足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要求事項との対比

ガイド	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、運転開始後60年時点を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 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	
	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。	



## 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. 加圧器スプレインズルを評価不要とした理由
- 別紙 3. 1次冷却材ポンプの構造および評価部位
- 別紙 4. NUREG/CR-4513R2 を用いたフェライト量および亀裂安定性評価結果
- 別紙 5. EPRI の簡易式と FEM による亀裂進展力 (Japp) の比較
- 別紙 6. 重大事故等時の評価条件および評価方法の根拠
- 別紙 7. 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
- 別紙 8. 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 9. 代表機器以外の機器に対する技術評価
  - 別紙 9-1. 余熱除去ポンプループ高温側入口止め弁
  - 別紙 9-2. 制御棒クラスタ
- 別紙 10. 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 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大飯 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大飯 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ポンプループ高温側入口止め弁および蓄圧タンク注入ライン第 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。

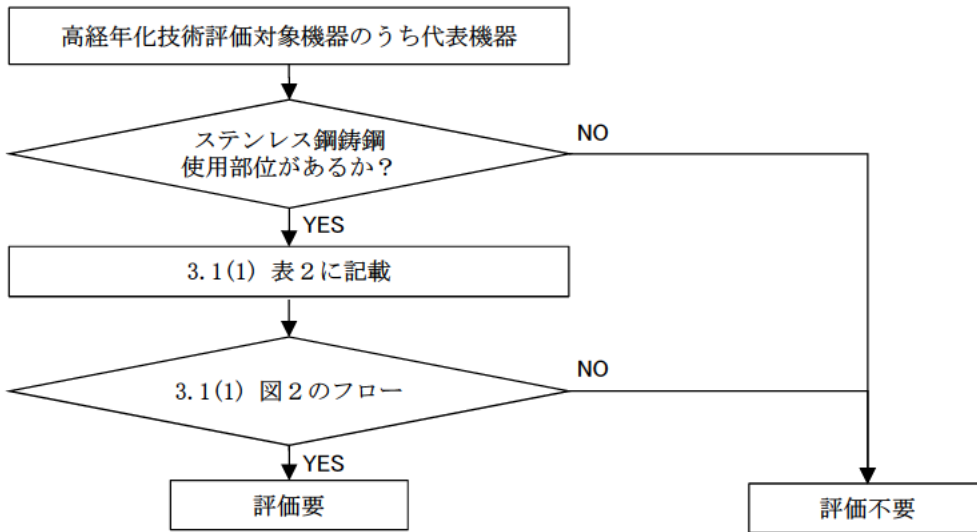


図1 熱時効評価対象のスクリーニングプロセス (代表機器)

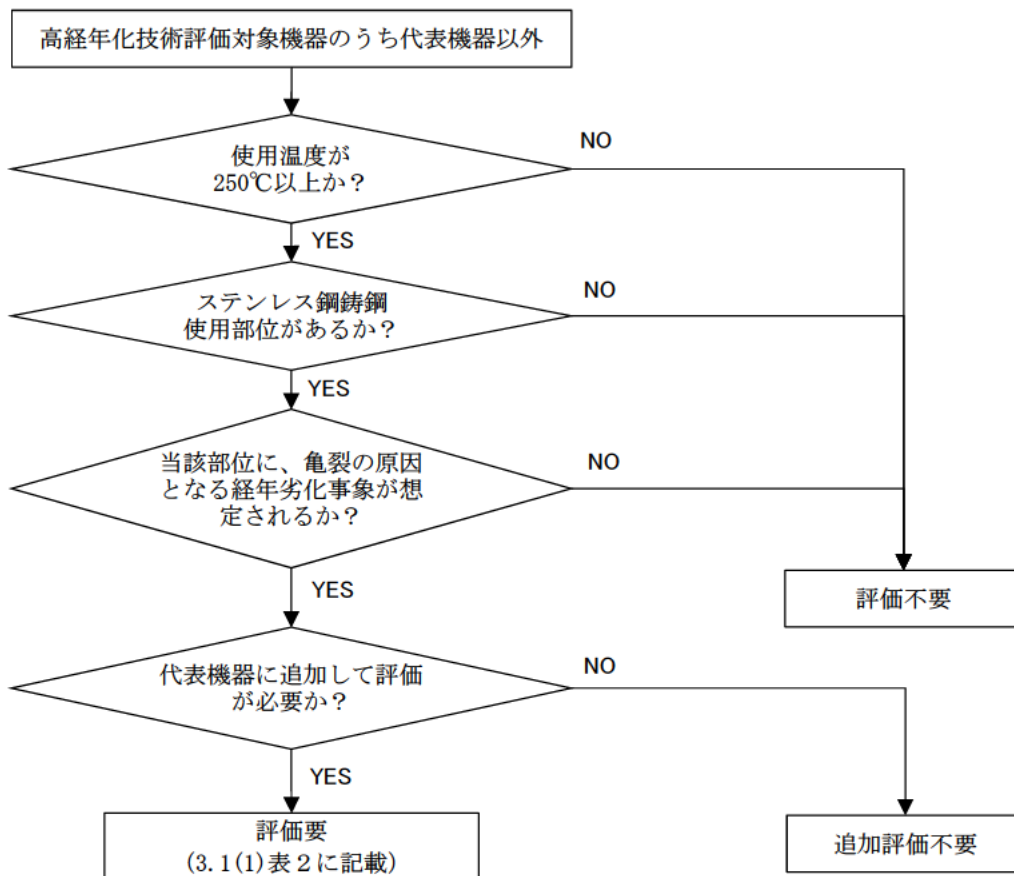


図2 熱時効評価対象のスクリーニングプロセス (代表機器以外)

## 別紙 2. 加圧器スプレイノズルを評価不要とした理由

加圧器スプレイノズルについて、日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準の経年劣化メカニズムまとめ表の該当箇所を添付 1 に示す。経年劣化メカニズムまとめ表において、加圧器スプレイノズルには熱時効が想定されている。しかし、高経年化対策実施基準では、高経年化技術評価不要の条件を満足する場合は高経年化技術評価不要との規定（添付 2）があり、加圧器スプレイノズルは「①：当該経年劣化事象の発生の可能性がない使用条件下であること。」に該当する場合※<sup>1</sup>は熱時効の評価不要として良いこととしている。

加圧器スプレイノズルは加圧器本体とネジ止めにて結合されており、スプレイノズルは拘束されていないためスプレイ配管からの外荷重の伝達経路※<sup>2</sup>ではなく、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。

以上より、加圧器スプレイノズルには有意な応力が発生せず、原子力学会標準の「当該経年劣化事象の発生の可能性がない使用条件下」に該当することから熱時効評価不要と整理できると判断した。

※ 1：当該の規定は、高経年化対策実施基準の改訂（AESJ-SC-P005:2015 の制定）に際し、過去に実施された高経年化技術評価の実績が反映されたものであり、PWR プラントの加圧器スプレイノズルについては、「耐圧部材ではないこと、外荷重を受けないため発生する応力は十分小さいことから、熱時効による材料特性の変化が問題となることはなく、高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない」と評価されていることを踏まえたものである。したがって、有意な応力が発生しない場合は、「①：当該経年劣化事象の発生の可能性がない使用条件下であること。」に該当すると判断できる。

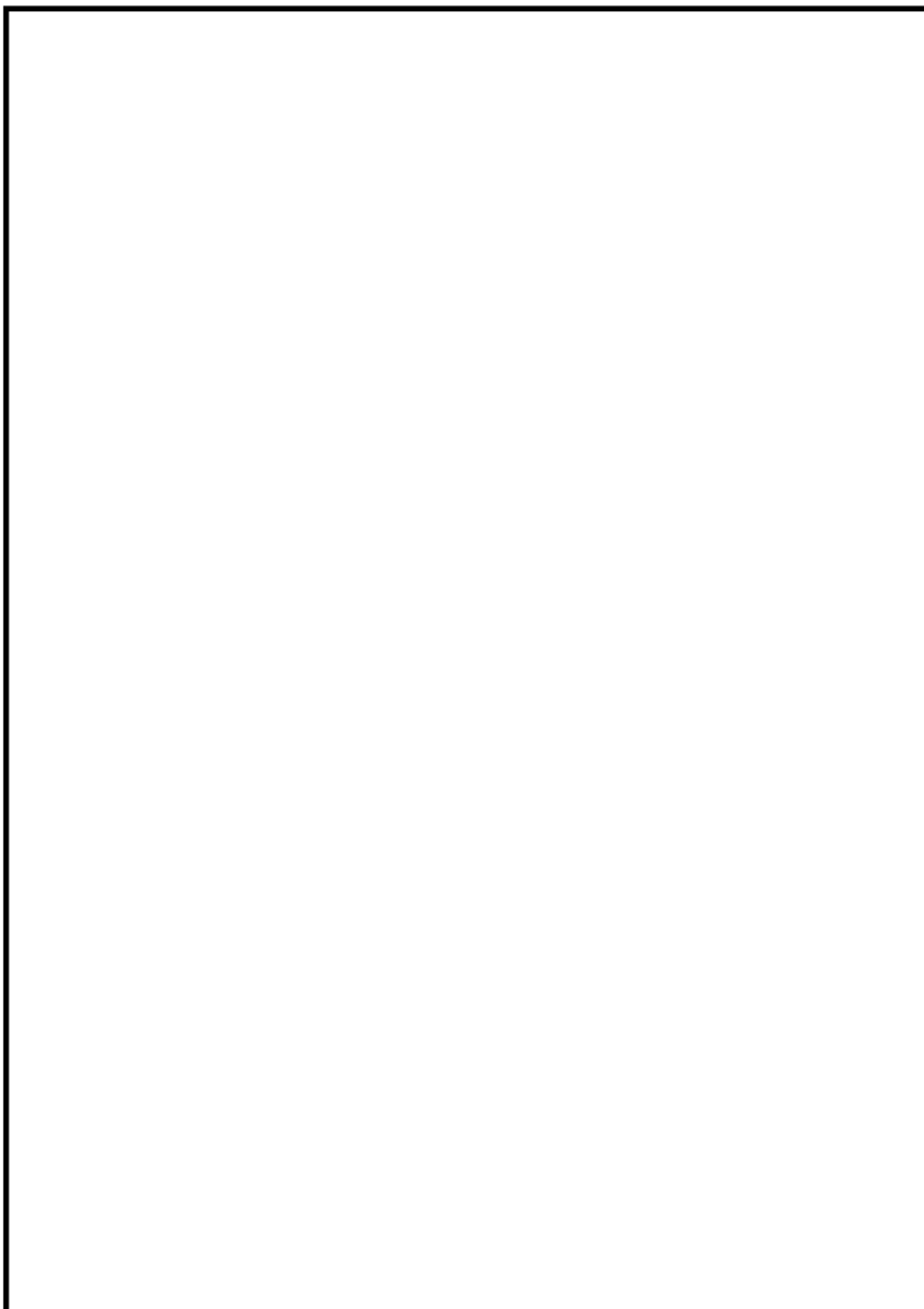
※ 2：加圧器はスカートにより建屋に固定されているため、スプレイ管台が荷重を受けた際の荷重の伝達経路は、管台→加圧器本体→スカート→建屋となる。スプレイノズルは拘束されておらず、荷重伝達経路とならない。

日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準 経年劣化メカニズムまとめ表  
(「P04-02」抜粋)

経年劣化メカニズムまとめ表-PWR



日本原子力学会 原子力発電所の高経年化対策実施基準 附属書 A (規定)  
(「A. 6. 5 記号 a) 高経年化技術評価不要の条件」抜粋)



## 別紙 3. 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。

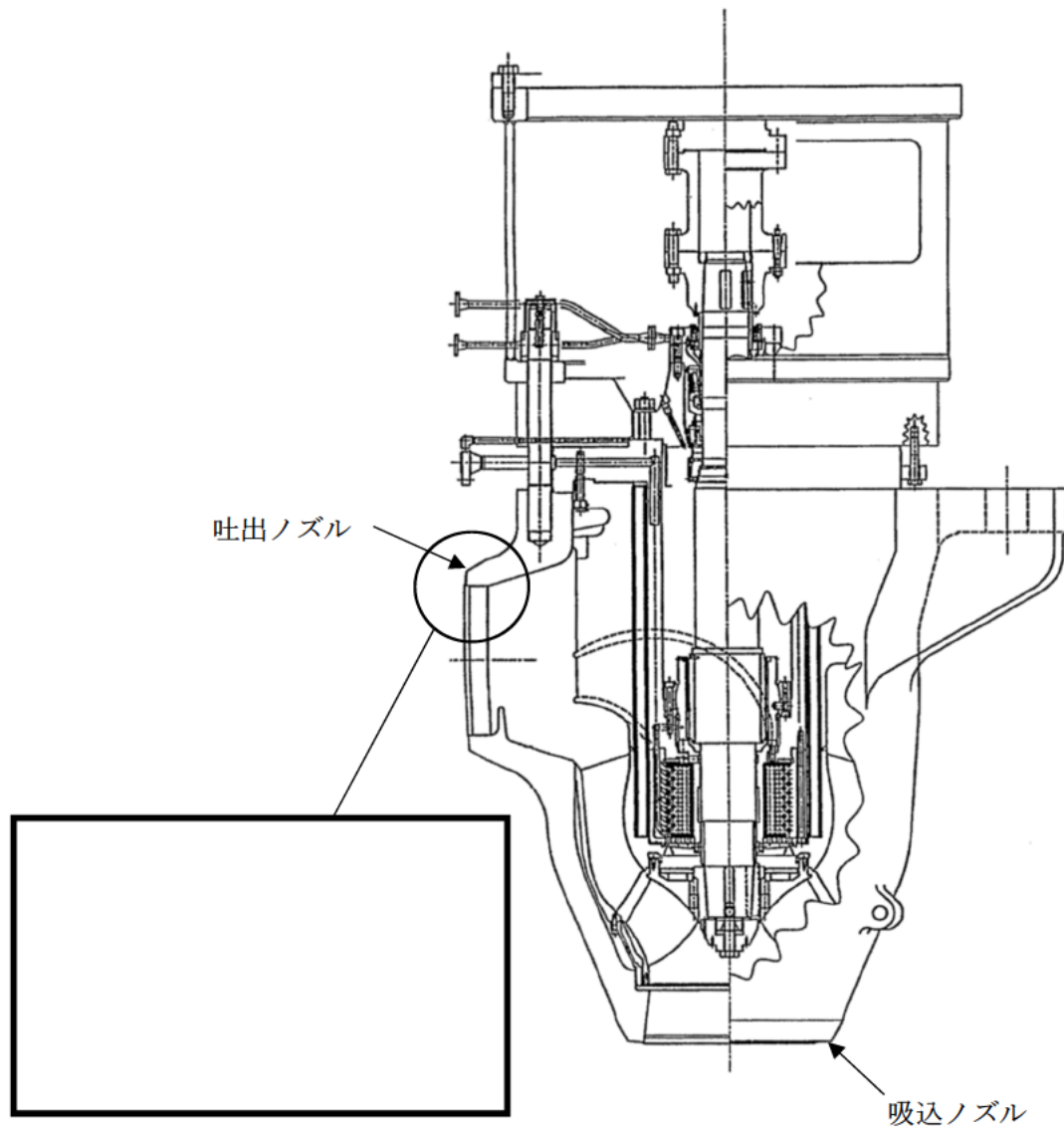


図1 1次冷却材ポンプ構造図



## 別紙 4. 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 (Jmat) を用いた亀裂安定性評価  
 1 次冷却材管 (1 次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いたホットレグ直管含む) 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 (Jmat) と亀裂進展力 (Japp) とを比較した結果を図 1～図 5 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 Jmat を算出する際のフェライト量は Hull 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 Creq/Nieq 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、Hull 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) :

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

(Hull 式) :

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

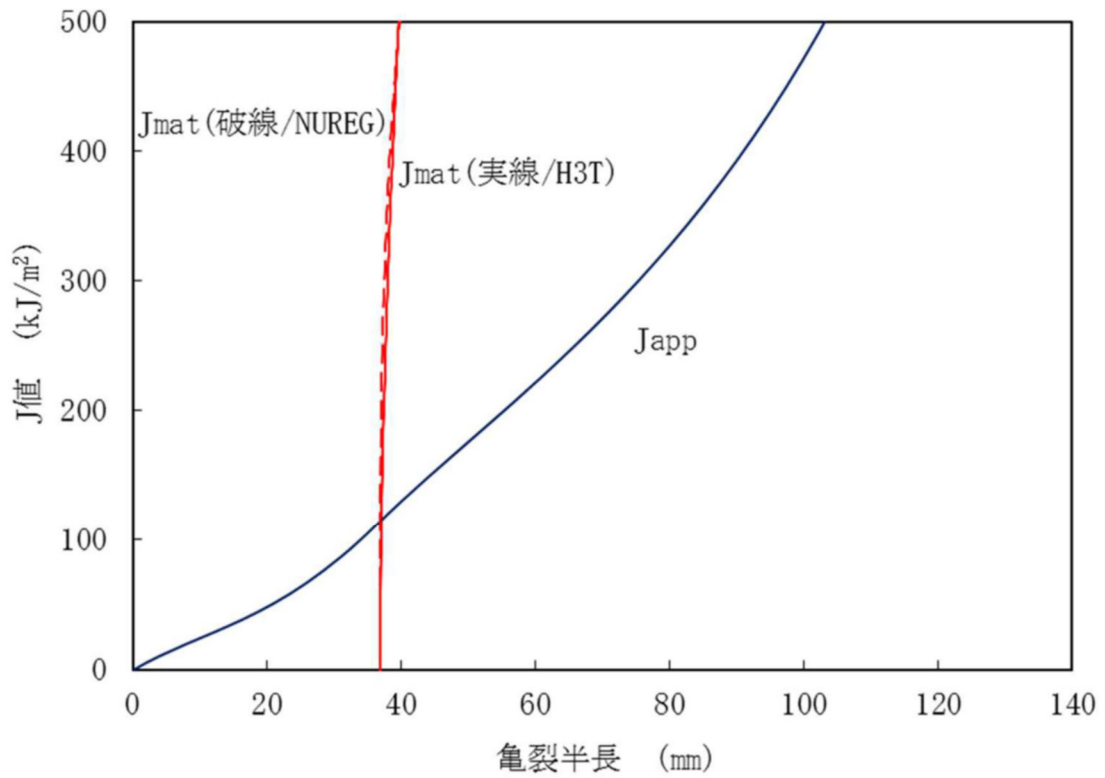


図1 ホットレグ直管

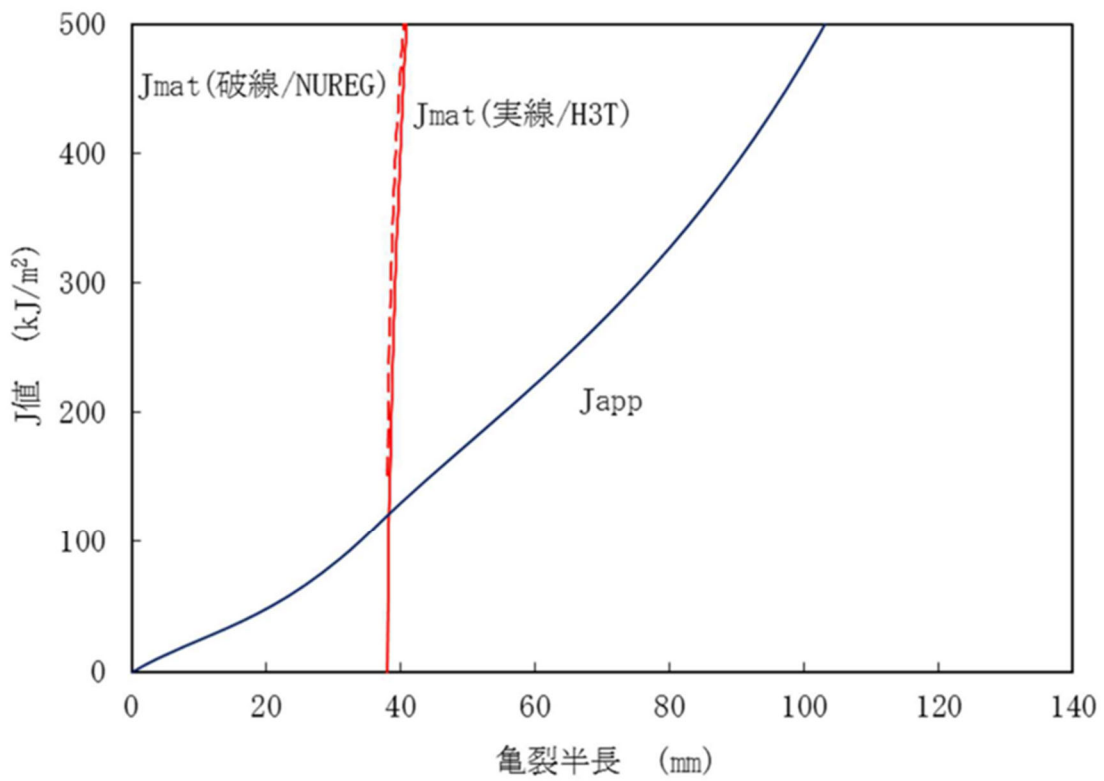


図2 ホットレグ直管（1次冷却材ポンプケーシングのフェライト量を用いた場合）

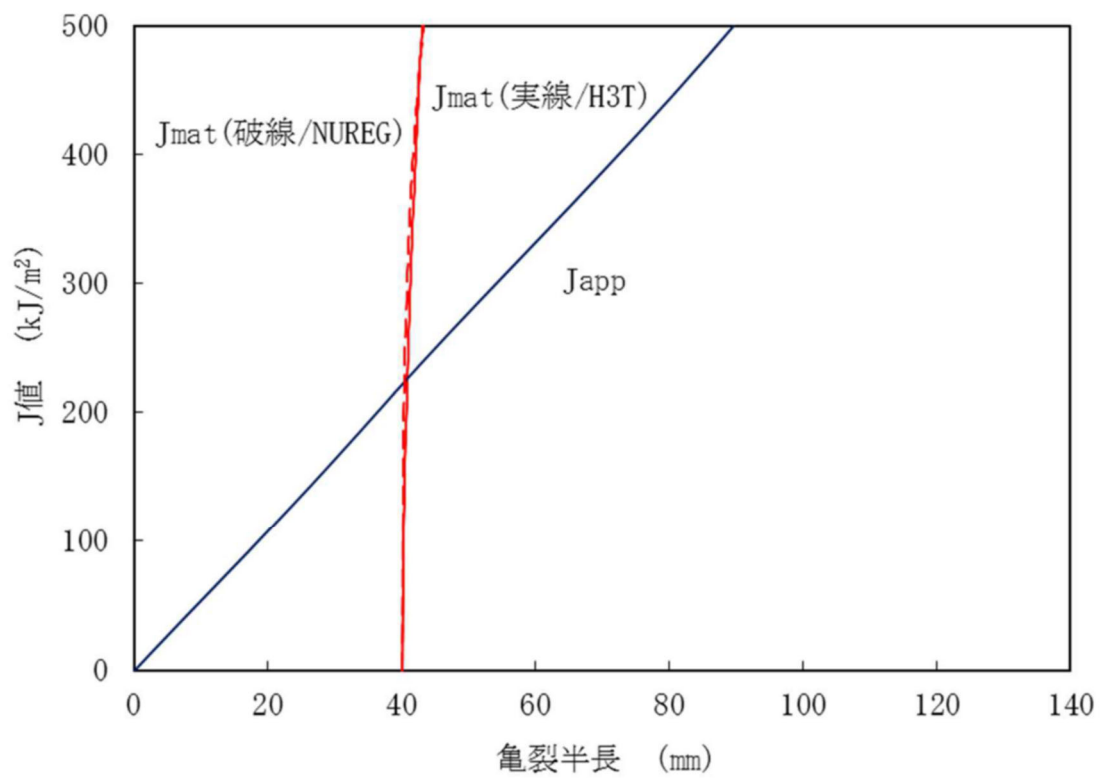


図3 SG入口 50° エルボ

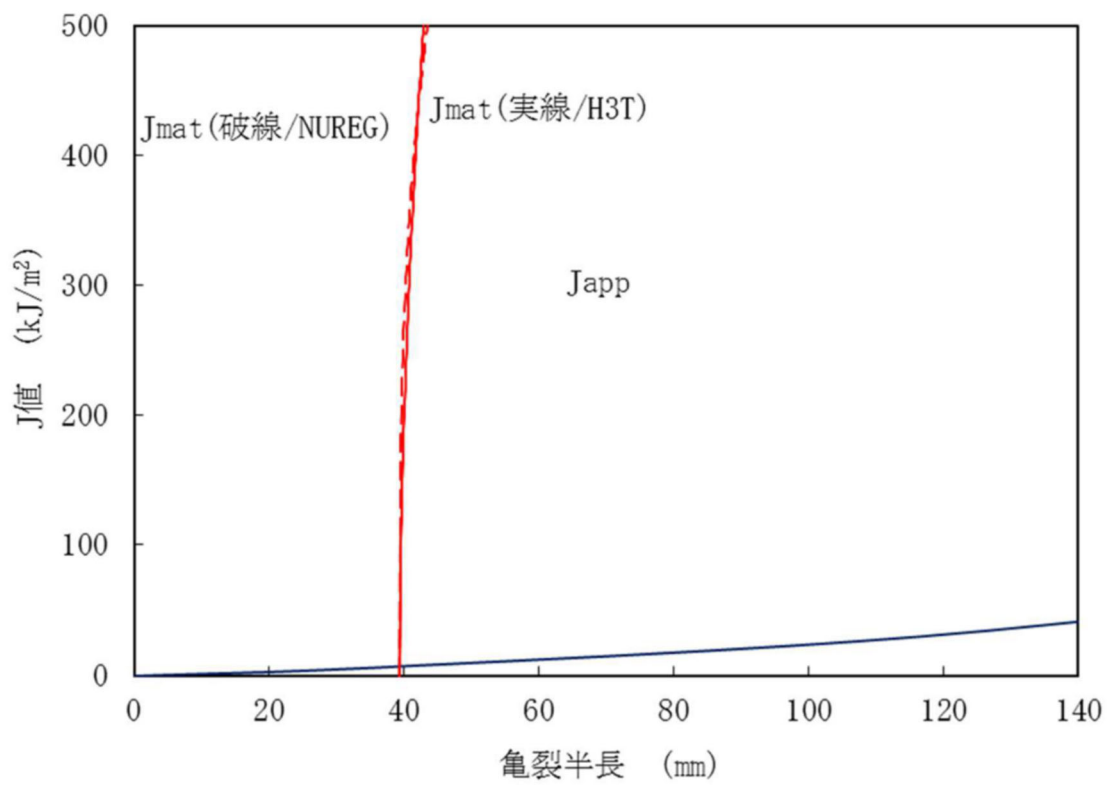


図4 クロスオーバーレグRCP側 90° エルボ

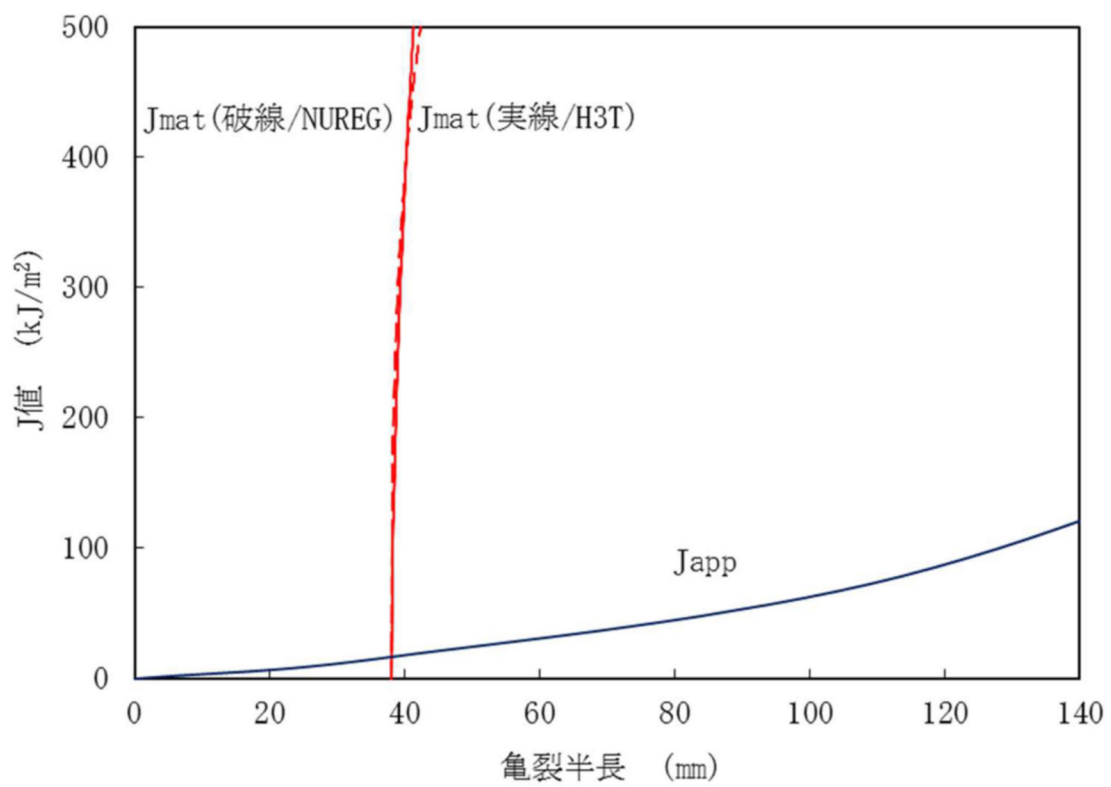


図5 RV入口 22° 57' エルボ

別紙 5. 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

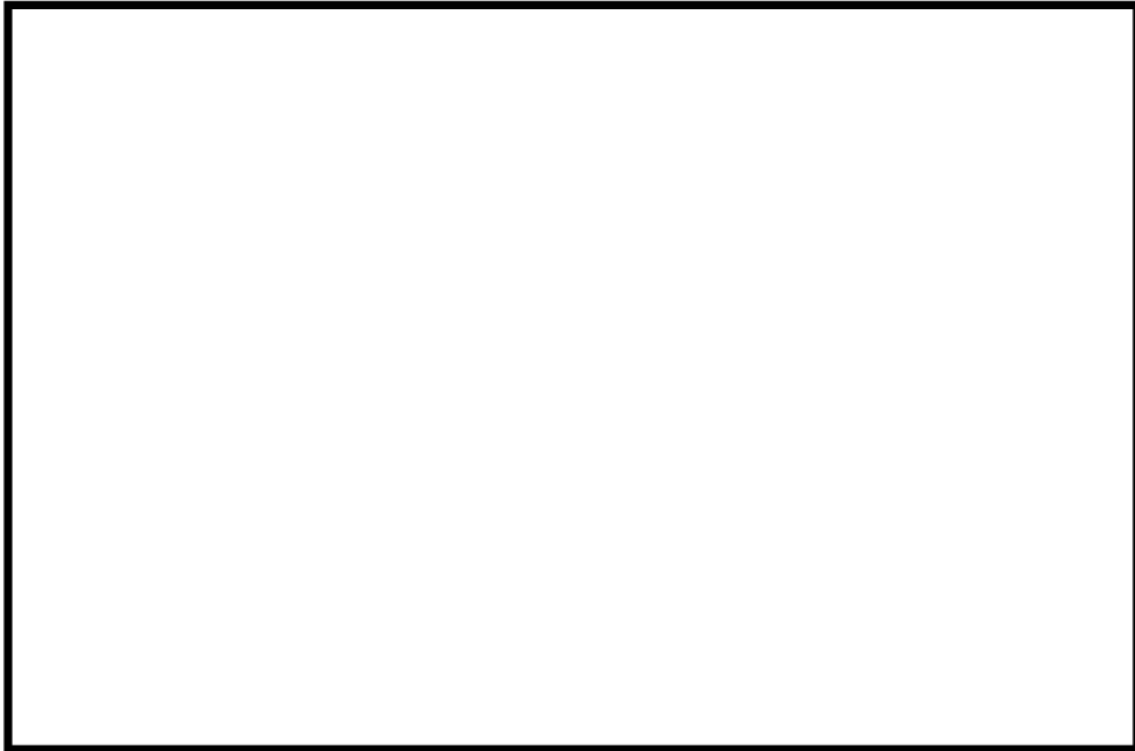


図 1 亀裂進展力 (Japp) の FEM 解析結果と EPRI の簡易式の比較

## 別紙 6. 亀裂安定性評価における重大事故等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 363℃、ピーク圧力 19.3MPa 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）は大飯 3 号炉 工事計画認可申請書（2017 年 8 月 15 日補正申請）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 (363℃) 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 (363℃) の影響について

添付 2 :  $J_{mat}$  の算出における SA 条件 (363℃) の影響について

## Japp の算出における SA 条件 (363℃) の影響について

Japp 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 (363℃) 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℃) における応力-ひずみ関係を用いていることから、SA 条件 (363℃) 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

Japp 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 Japp 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。

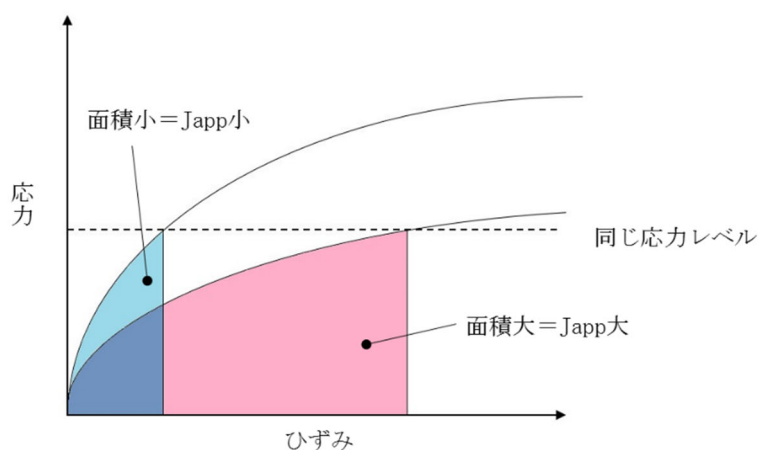


図 1 応力-ひずみ関係と Japp (模式図)

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 Japp 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℃) を用いている。

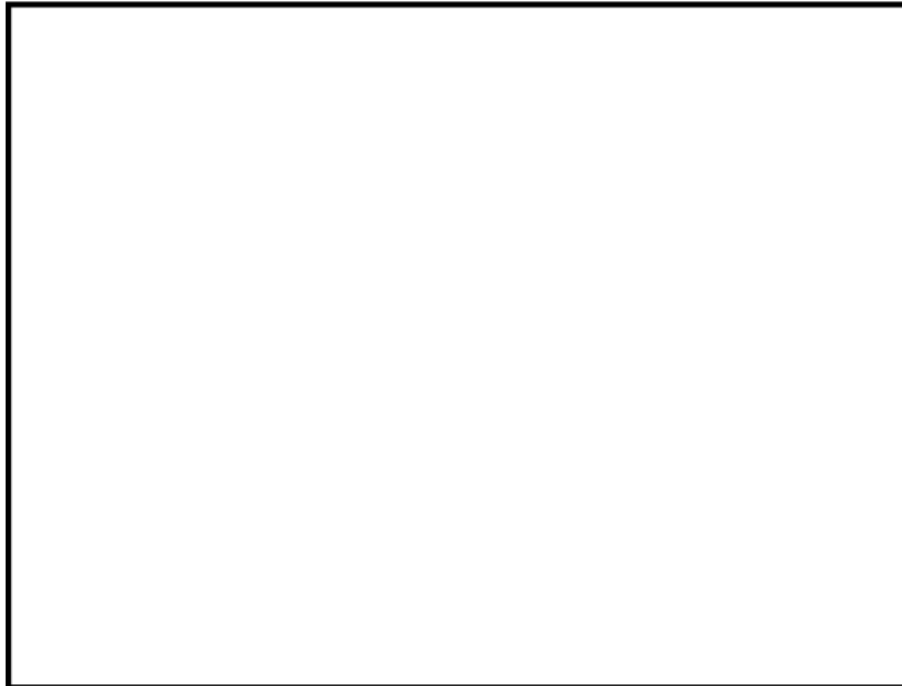


図2 応力-ひずみ関係へのフェライト量と熱時効の影響

## 2. SA条件 (363℃) の影響

前項で示すとおり、Japp 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℃	363℃	評価条件の方が非保守的
③フェライト量	<input type="text"/>	約 9.9%~12.7%	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 ( $\sigma_{y0}$ ) と時効した材料の降伏応力 ( $\sigma_y$ ) の比を算出する。

表 2 及び図 3 に示すとおり、289.2°Cで約 16.7 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 $\sigma_y / \sigma_{y0}$	
	2020 年 7 月末時点 (約 16.7 万時間)	運転開始後 60 年時点 (約 42.6 万時間)
289.2°C	約 1.07	約 1.07
324.9°C	約 1.07	約 1.07

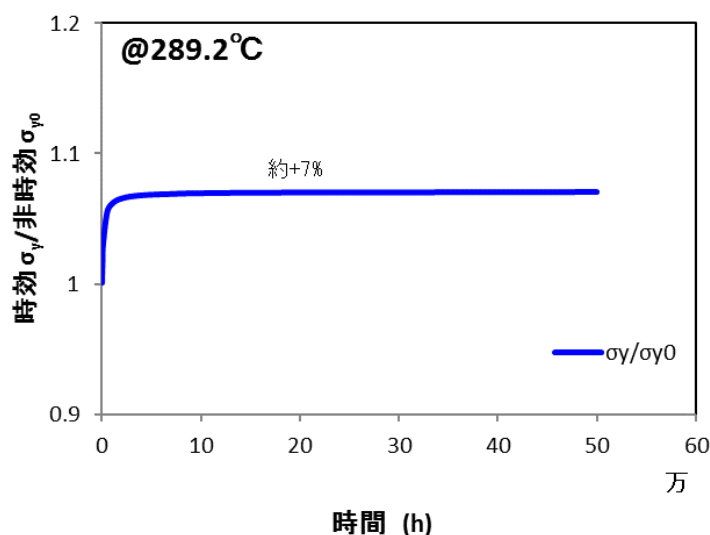


図 3 鋳造ステンレス鋼管の時効時間と降伏応力上昇の関係  
(JSME 維持規格 2016/2019 添付 E-18 に基づき時効温度 289.2°Cで算出)

### 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 (363°C) での強度低下率を算出する。

図 4 に 325°Cにおける強度と各温度における強度の比を示す。363°Cにおける降伏点応力は 325°Cに比べて約 3%低下する。

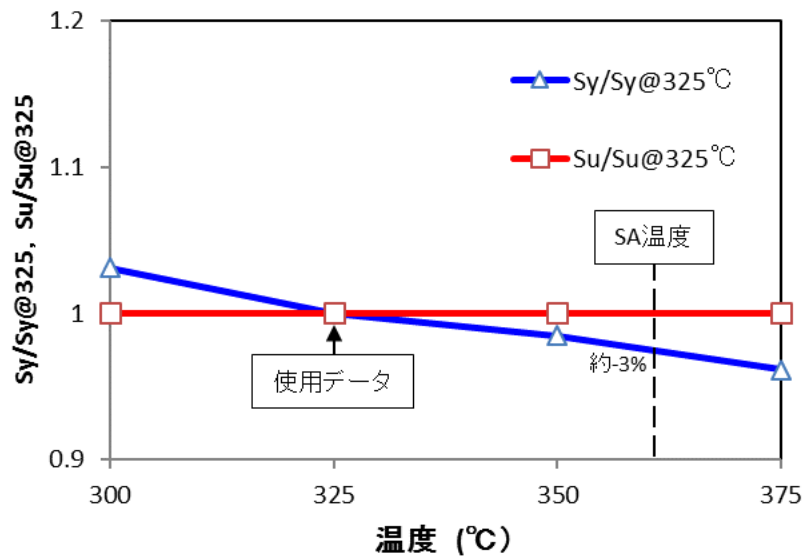


図 4. 材料強度と温度の関係 (SCS14A)  
 (出典：JSME 設計・建設規格 2005/2007)

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)

大飯3号炉の実機のフェライト量は約9.9%～約12.7%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9.9%)に対してSA条件(363℃)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9.9%)の時効条件、SA条件を考慮した実機の応力-ひずみ関係(363℃/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 $\sigma_f$ を予測し、整備されている $\sigma_f$ 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(363℃/時効)の算出に際しては、流動応力 $\sigma_f$ にSA条件(363℃)を加味する。

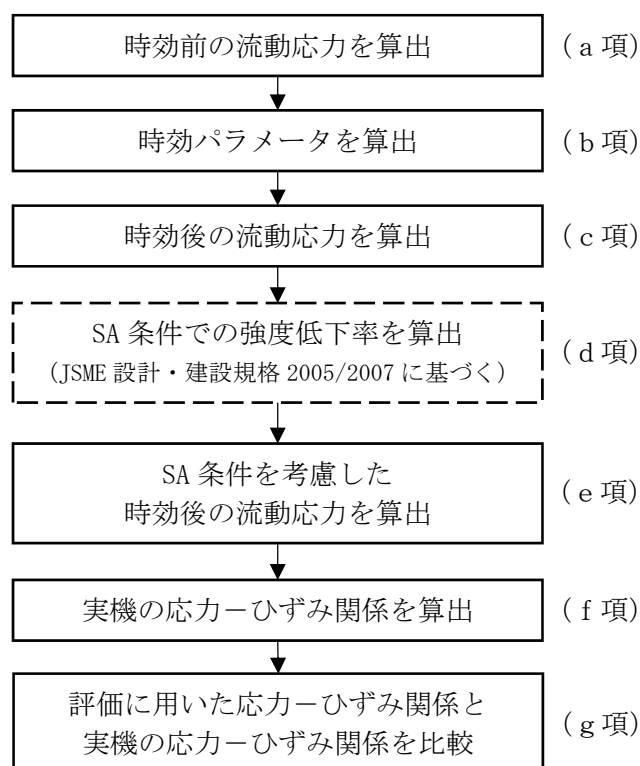


図1 JSME維持規格2016/2019を用いた応力-ひずみ関係の妥当性確認フロー  
(一部、JSME設計・建設規格2005/2007に基づく)

- 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 16 万時間\*<sup>1</sup>とする。
- ※ 1：大飯 3 号炉の 2020 年 7 月末時点の運転時間は約 16.7 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（363℃）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 363℃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（363℃/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（363℃/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 9.9%）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。

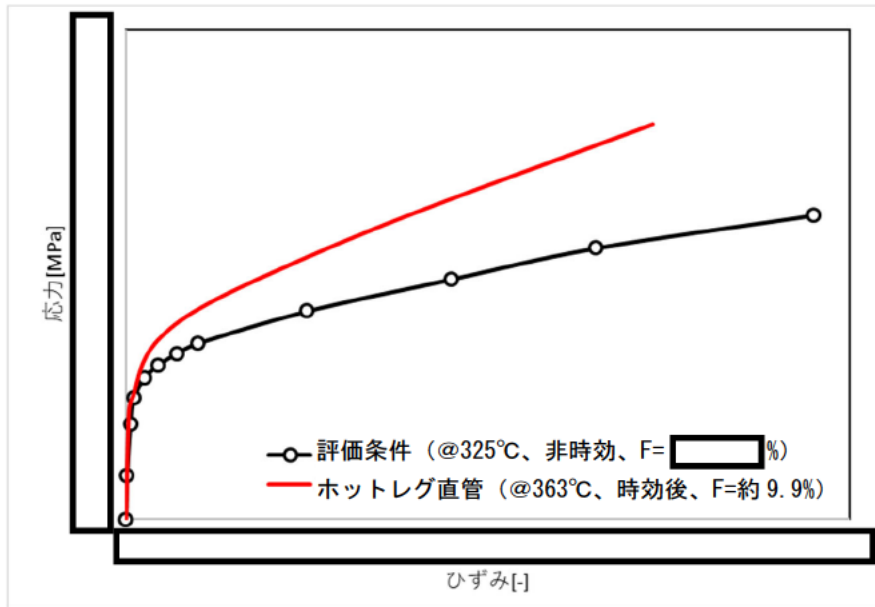


図2 実機の応力-ひずみ関係と評価に用いた応力-ひずみ関係の比較

## Jmat の算出における SA 条件 (363°C) の影響について

Jmat 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 (363°C) を考慮した評価において、325°C で求めた Jmat 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

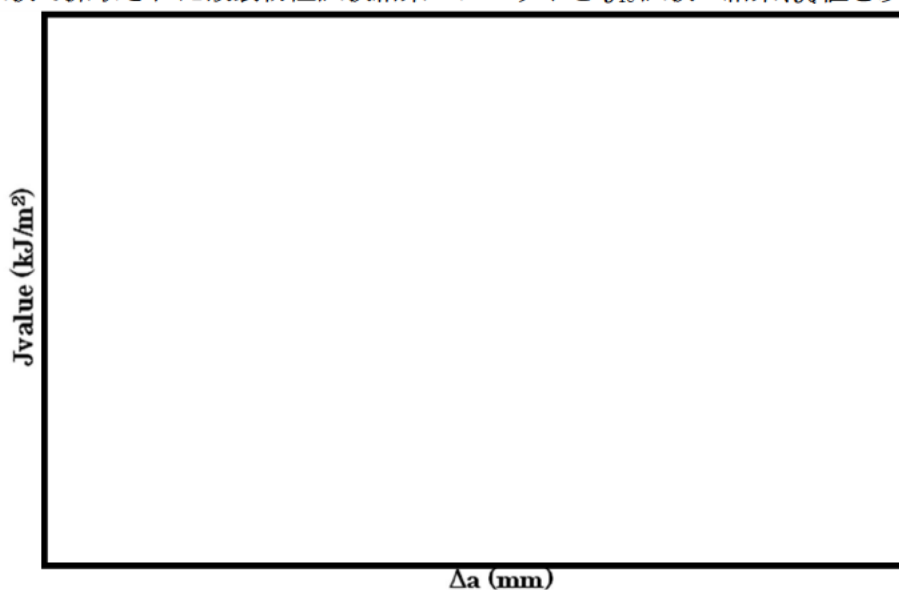
--

## (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、 $J_0$  値を以下に示す。



試験温度	試験片番号	$J_{Ic}$ 試験結果	$J_0(J_{Ic})$
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 モデルの下限值以上であることから、H3T モデルの下限值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、過去の電力共同研究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。



## 別紙 7. 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

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、ステンレス鋼鑄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。

大飯 3 号炉の配管におけるステンレス鑄鋼使用部位は 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 のステンレス鑄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%<sup>\*1</sup>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  $H_p$  係数<sup>\*2</sup>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 大飯 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 9.9%

\*2  $H_p = M_{0f} / M_1 = 1.45$  (29B 1 次冷却材管)

$M_{0f}$  : 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 <sub>m</sub> ) (注2)		1.76	
作用応力	P <sub>m</sub> =0.5S <sub>m</sub> P <sub>b</sub> =0	(注1,3) 破損形式及 び 開口面積 (mm <sup>2</sup> )	L(207)
	P <sub>m</sub> =0.5S <sub>m</sub> P <sub>b</sub> =0.5S <sub>m</sub>		L(543)
	P <sub>m</sub> =0.5S <sub>m</sub> P <sub>b</sub> =1.0S <sub>m</sub>		L(1235)
	P <sub>m</sub> =0.5S <sub>m</sub> P <sub>b</sub> =1.5S <sub>m</sub>		B
	P <sub>m</sub> =0.5S <sub>m</sub> P <sub>b</sub> =2.0S <sub>m</sub>		B
	(注2) 判定応力		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<sub>m</sub>+P<sub>b</sub>) 及び作用応力のうち P<sub>m</sub> (膜応力) は内圧で 0.5S<sub>m</sub> とみなし、残りは P<sub>b</sub> (曲げ応力) とする。ただし、S<sub>m</sub> は 114.7N/mm<sup>2</sup> 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 大飯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 <sub>m</sub> )	安定限界応力 (×S <sub>m</sub> )	配管破損形式	開口面積※ (mm <sup>2</sup> )
原子炉容器出口管台	29 (内径)	1.49	1.76	L	1222

※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、大飯3号炉において、LBBを適用しているステンレス鋳鋼配管は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

## 大飯3号炉 工事計画認可申請書 (2017.8.25 認可)

## 添付資料 14 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)

第 4-1 表 LBB 成立性評価結果 (1/2)

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 ( $\times S_m$ )			判定応力 ( $\times S_m$ )	配管破損形式	開口面積 ( $\text{mm}^2$ )	配管破損反力 (kN)
			膜応力 <sup>(注1)</sup>	曲げ応力 <sup>(注2)</sup>	合計応力				
母管	原子炉容器出口管台	29(内径)	0.5	0.99	1.49	2.28	L	1,222	27
	原子炉容器入口管台	27.5(内径)	0.5	0.45	0.95	2.28	L	455	12
分岐管台 <sup>(注4)</sup>	加圧器サージ管台	14	0.5	1.10	1.60	2.00	L	582	13
	蓄圧タンク注入管台	12	0.5	0.51	1.01	1.93	L	171	5
	余熱除去ポンプ入口管台	12	0.5	0.57	1.07	1.93	L	202	5
	加圧器スプレイ管台	4	0.5	0.98	1.48	1.54	L	165	5
	充てん管台 <sup>(注3)</sup>	3	—	—	—	1.35	B	3,516	87
	抽出管台 <sup>(注3)</sup>	3	—	—	—	1.35	B	3,516	87
	安全注入管台 <sup>(注3)</sup>	2	—	—	—	1.03	B	1,459	45
冷却材ドレン管台 <sup>(注3)</sup>	2	—	—	—	1.03	B	1,459	36	

(注1) 膜応力は第3-1表の(注2)に従い、 $0.5 S_m$ とする。

(注2) 曲げ応力は自重、熱膨張、機械的荷重及び地震による応力値を合算し、小数第3位を切り上げたものとする。

(注3) 3B以下の配管は保守的に破断を想定する。

(注4) 同一種類の管台で複数存在する場合、厳しい側の結果を代表として記載する。

第 4-1 表 LBB 成立性評価結果 (2/2)

評価対象：加圧器

分類	破損想定位置	呼び径 (B)	作用応力 ( $\times S_m$ )			判定応力 ( $\times S_m$ )	配管破損形式	開口面積 ( $\text{mm}^2$ )	配管破損反力 (kN)
			膜応力 <sup>(注1)</sup>	曲げ応力 <sup>(注2)</sup>	合計応力				
接続管台 <sup>(注3)</sup>	サージ管台	14	0.5	0.73	1.23	2.00	L	299	7
	安全弁管台	6	0.5	0.97	1.47	1.83	L	145	3
	逃がし弁管台	6	0.5	1.05	1.55	1.83	L	173	4
	スプレイ管台	4	0.5	0.95	1.45	1.54	L	158	4

(注1) 膜応力は第3-1表の(注2)に従い、 $0.5 S_m$ とする。

(注2) 曲げ応力は自重、熱膨張、機械的荷重及び地震による応力値を合算し、小数第3位を切り上げたものとする。

(注3) 同一種類の管台で複数存在する場合、厳しい側の結果を代表として記載する。

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。

		大飯3号炉 設工認	大飯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	ステンレス鋳鋼	ステンレス鋳鋼		
	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 $2\theta$	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"> <li>自重による荷重</li> <li>熱膨張 (供用状態A、供用状態B、供用状態C) による荷重</li> <li>地震 (Sd) による荷重</li> </ul>		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=0.99Sm	Pb=0.99Sm	相違なし
	合計	作用応力 (Pa=Pm+Pb)	Pa=1.49Sm	Pa=1.49Sm	
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	1222 mm <sup>2</sup>	1222 mm <sup>2</sup>	相違なし	
	判定	L (Pa<Pf)	L (Pa<Pf)	—	

別紙 8. 代表評価機器以外の機器に対する製造時の検査内容及び現状保全の内容

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及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	・浸透探傷試験(全表面) ASTM E165-80：良	目視検査、浸透探傷検査 第17回定期検査：良
		ケーシング	・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17回定期検査(供用期間中検査)：良
仕切弁	余熱除去ポンプループ 高温側入口止め弁	弁箱	・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 ・浸透探傷試験(機械加工面) 告示第501号：良	目視検査 第16回定期検査：異常無し (配管溶接部：超音波探傷検査 第16回定期検査(供用期間中検査)：良)
		弁蓋		
スイング逆止弁	蓄圧タンク注入ライン 第1逆止弁	弁箱	・浸透探傷試験(全表面) 告示第501号：良	目視検査 第16回定期検査：異常無し (配管溶接部：超音波探傷検査 第16回定期検査(供用期間中検査)：良)
機械設備	制御棒クラスタ	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17回定期検査：良

## 別紙 9. 代表機器以外の機器に対する技術評価

## 別紙 9-1. 余熱除去ポンプルーブ高温側入口止め弁

余熱除去ポンプルーブ高温側入口止め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。

余熱除去ポンプルーブ高温側入口止め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 8 に記載している。

また、本弁は 1 次冷却材管（使用温度：約 325℃）の分岐管の第 1 弁であるため、評価上は使用温度を 250℃以上として取り扱い、熱時効を想定した評価を行っている。しかしながら、本弁は、通常運転時は閉止しているため流れがなく、1 次冷却材管よりも離れた位置にあることから、実際には使用温度は 250℃未満であることを実機の温度測定により確認している。

以上より、実際の使用温度を踏まえると熱時効は想定されないが、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、参考までに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。

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。余熱除去ポンプルーブ高温側入口止め弁の構造図は添付 1 に示すとおりである。表 1 および表 2 の応力は、配管との取合い部の肉厚を想定して評価した応力値であり、取合い部以外の応力はこれよりも小さく、肉厚から想定すると約半分程度になると考えられる。また、取合い部の応力は 104MPa であるが、一次冷却材管の応力最大値 180MPa 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) <sup>※1</sup>	フェライト量 (%)
余熱除去ポンプルーブ高温側入口止め弁（弁箱）	104	約 15.5

※1 供用状態 A、B における荷重+Ss 地震動

表2 余熱除去ポンプルーブ高温側入口止め弁の応力値の詳細

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)	
余熱除去ポンプルーブ 高温側入口止め弁（弁箱）	43.0	2.2	43.7	15.1	61.0	104

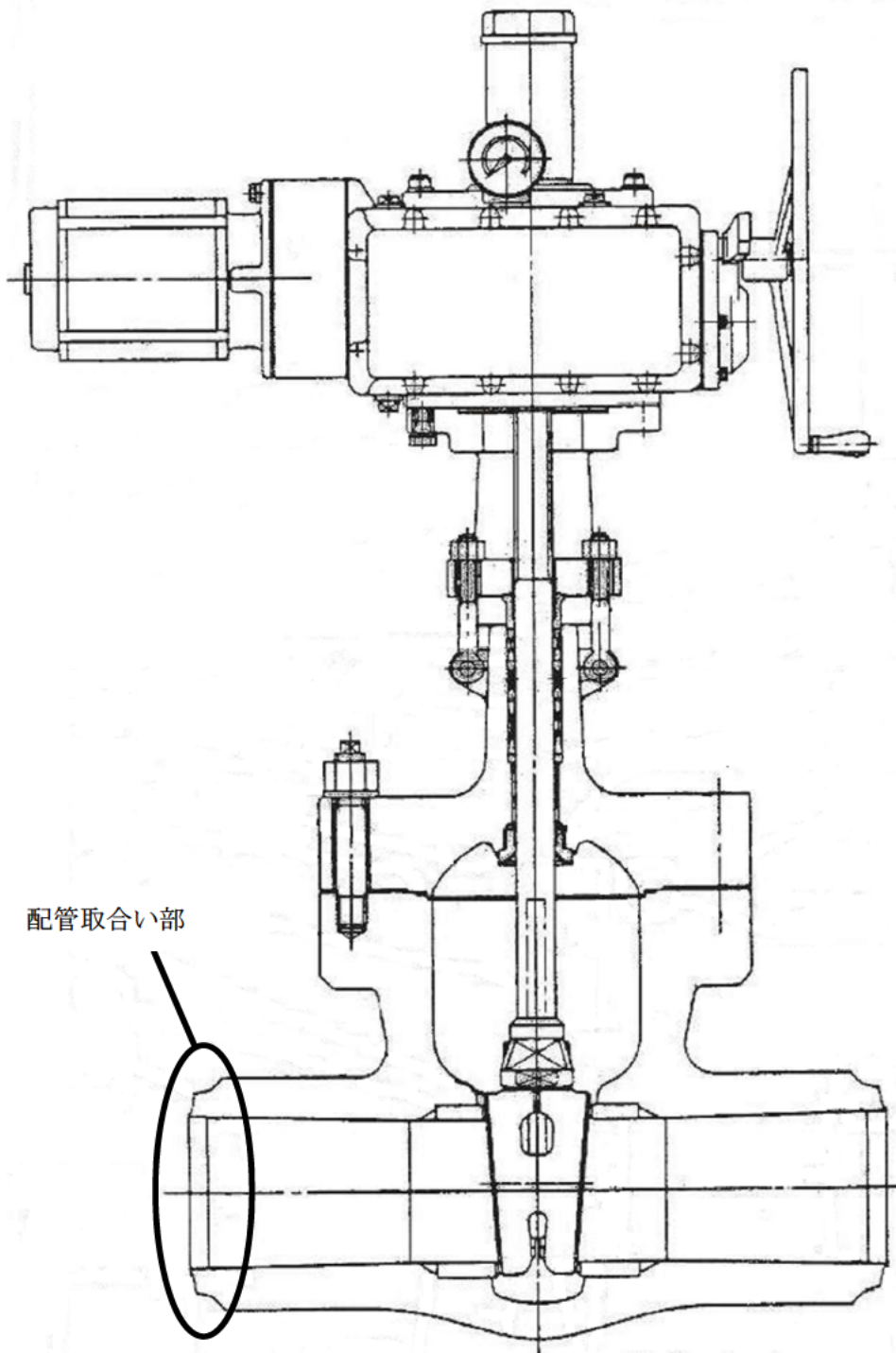


図1 余熱除去ポンプルーブ高温側入口止め弁の構造図

## 別紙 9-2. 制御棒クラスタ

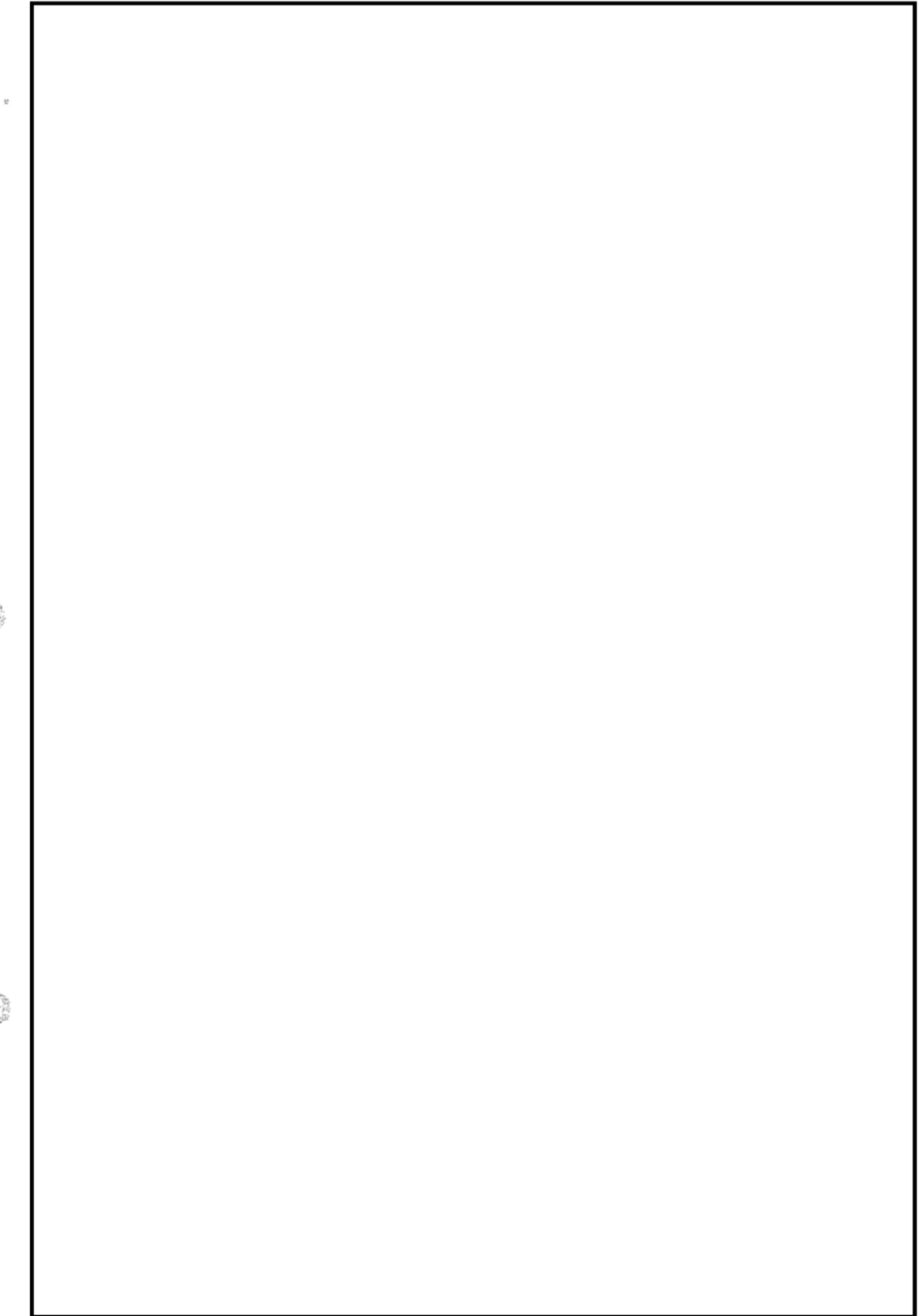
スパイダー、ベーン及びフィンガーは最高使用温度が 343℃であるが、当該部は一端が自由端であること、圧力バウンダリでもないことから、有意な応力は発生しない。

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 8 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、ベーン及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。





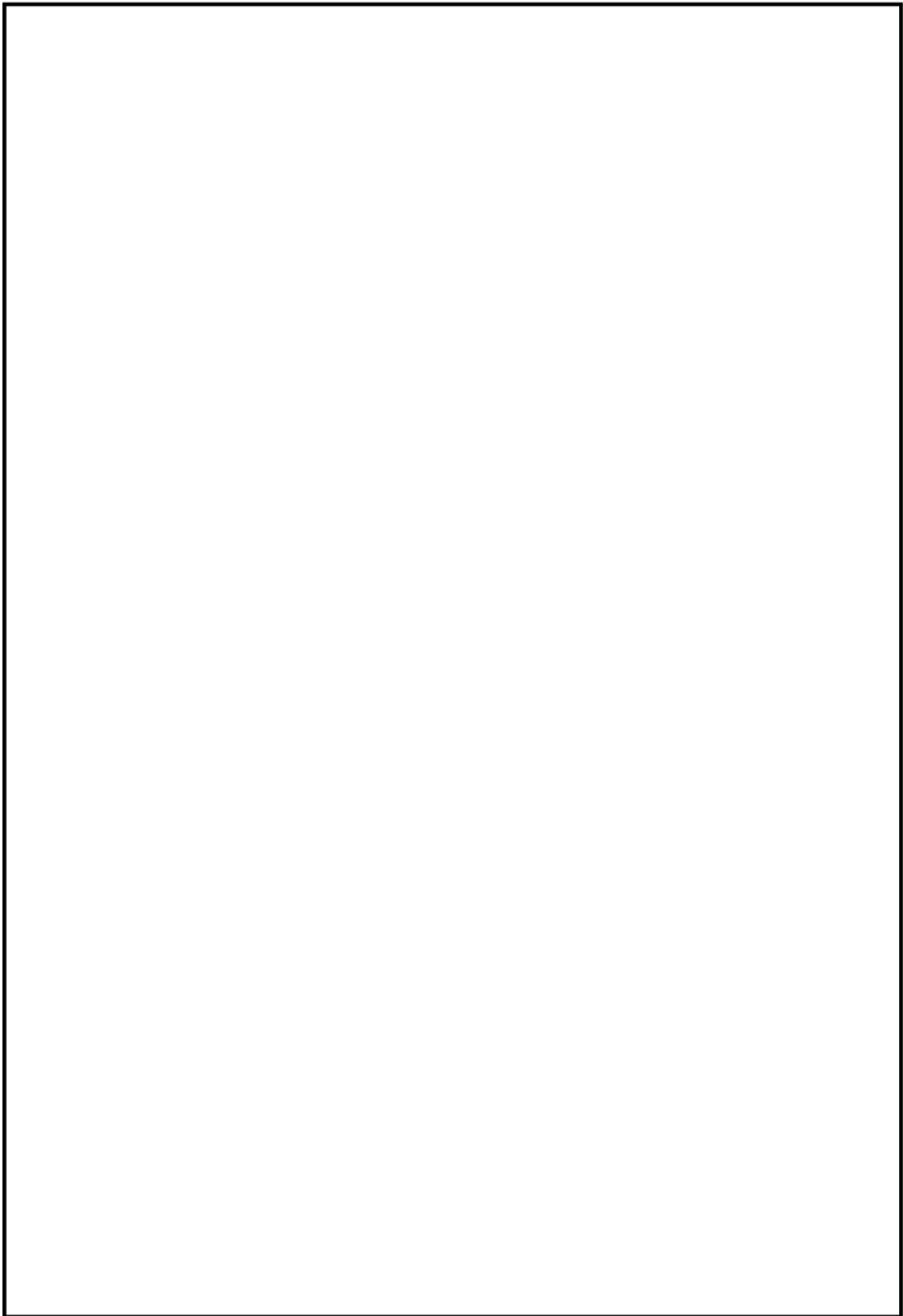


図1 引け巢のHIP処理

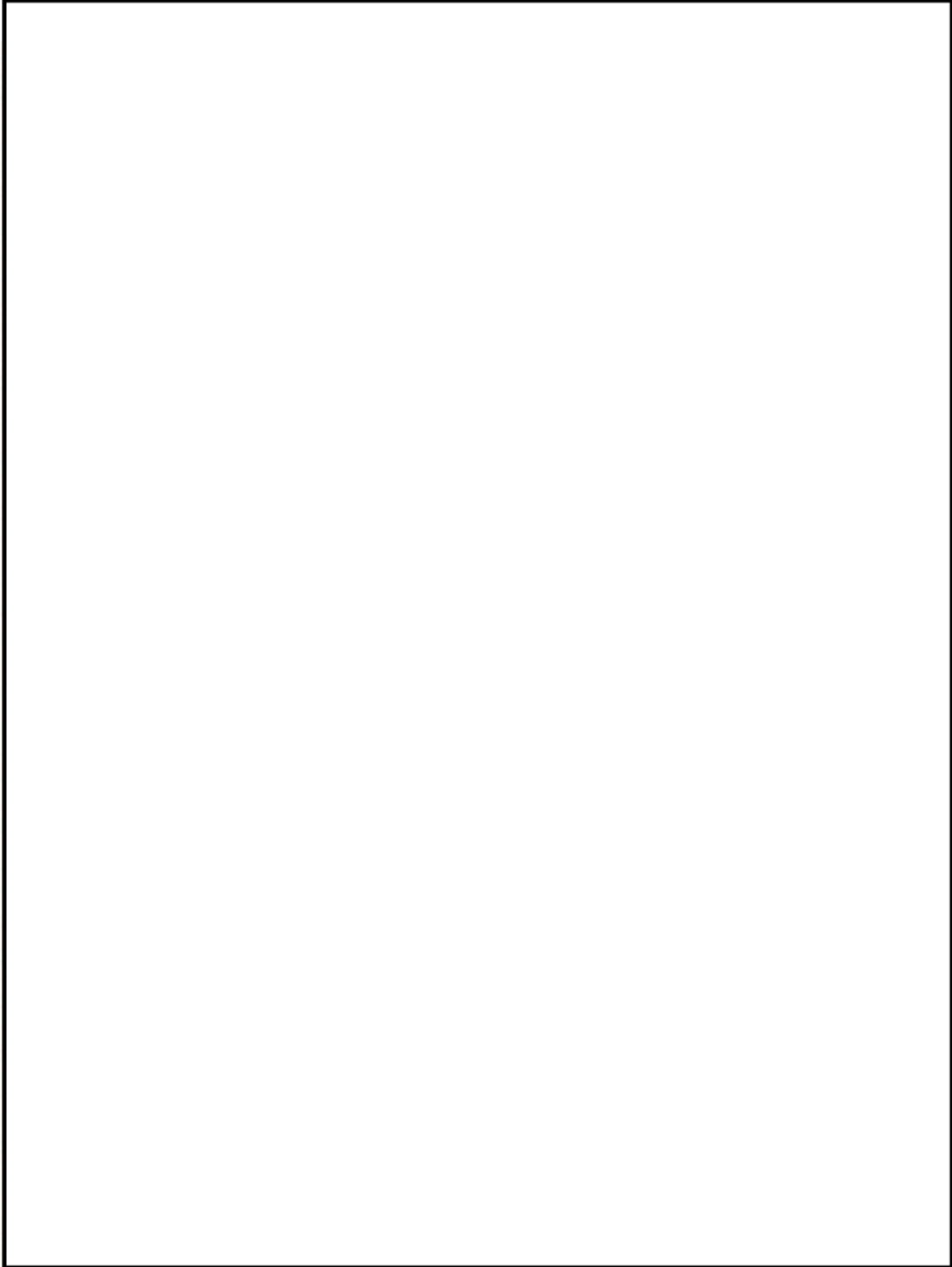


図2 空孔の HIP 処理

## 別紙 10. 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タービン	車室、高圧ノズル室	約 298	約 200
機械設備	制御用空気圧縮装置	四方弁 (弁体、弁箱、弁蓋)	約 300	約 200

## (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タービン調速段出口の条件（約 200℃）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) 制御用空気圧縮装置 四方弁

制御用空気乾燥器の実機運転温度が約 200℃であることから、当該装置の四方弁の使用温度は 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）。

大飯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。

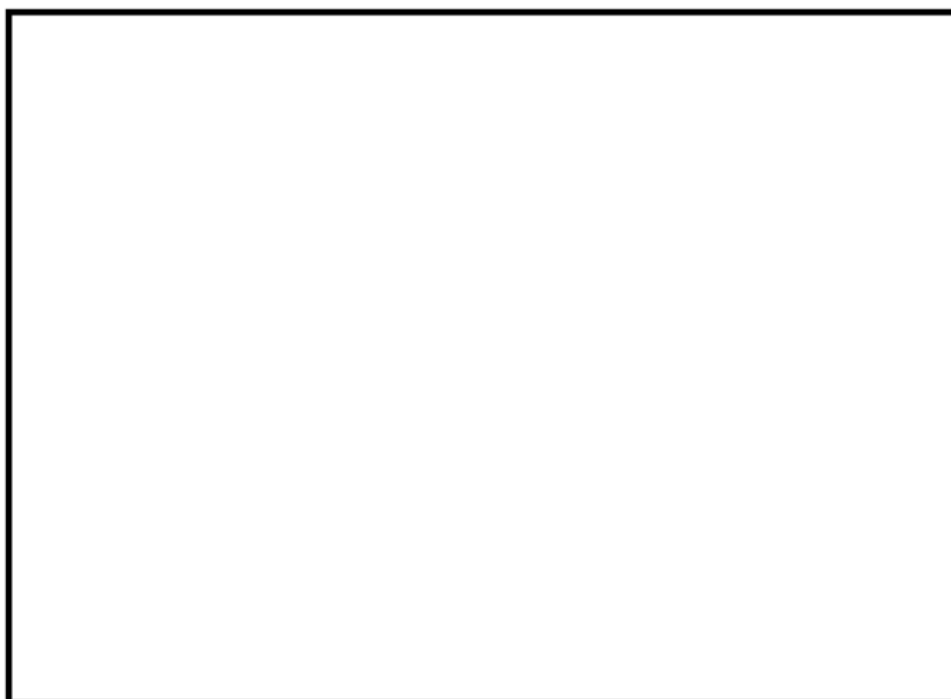
配管の温度は熱時効評価対象温度（250℃）に比べるとはるかに小さく、当配管よりも下流にある加圧器安全弁温度はさらに小さくなると考えられることから、熱時効評価対象としていない。

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	大飯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)		
熱流束 (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℃	100.6℃



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 大飯3号炉 加圧器安全弁上流配管形状