

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-02-0310-1_改5
提出年月日	2021年11月11日

補足-310-1 原子炉压力容器の脆性破壊防止に関する補足説明資料

目次

	頁
1. 概要	1
2. 評価対象となる材料の抽出<説明書 5., 7.1, 8.1>	1
3. 中性子束及び中性子照射量<説明書 8.4>	4
3.1 中性子束及び中性子照射量の算出	4
3.2 中性子束及び中性子照射量の算出に関するパラメータについて	5
3.2.1 定格負荷相当年数 (Effective Full Power Year : EFPY)	5
3.2.2 リードファクタ	5
4. 関連温度の決定	7
4.1 原子炉圧力容器材料の関連温度 (初期) <説明書 7., 8.5.2>	7
4.2 炉心領域材料の関連温度移行量<説明書 8.4>	7
5. 破壊靱性評価	10
5.1 耐圧・漏えい試験, 供用状態 A 及び B の破壊靱性に対する評価<説明書 5.>	10
5.2 供用状態 C 及び供用状態 D の破壊靱性に対する評価<説明書 5.>	10
5.3 重大事故等時の破壊靱性に対する評価<説明書 5.>	12
5.4 応力拡大係数及び関連温度の要求値の算出<8.3, 8.5>	14
6. 上部棚吸収エネルギーによる評価<説明書 9.>	17
6.1 上部棚吸収エネルギー調整値の算出	17

(参考資料)

1. 「原子炉圧力容器の脆性破壊防止に関する説明書」に係る適用規格等の整理
2. 耐圧・漏えい試験における必要関連温度の要求値の算出手順説明
3. 仮想欠陥の形状・位置及び解析モデル
4. 応力計算条件について
5. 格納容器破壊防止対策の有効性評価における評価事故シーケンスの PTS 評価要否について
6. 関連温度の評価について
7. 原子炉圧力容器の熱サイクル図について
8. 供用状態 C 及び供用状態 D の破壊靱性に対する評価 (PTS 評価) について
9. ハルデン炉での材料照射試験における照射温度補正の影響について

1. 概要

本資料は、添付書類「VI-1-2-2 原子炉圧力容器の脆性破壊防止に関する説明書」(以下「説明書」という。)について、その内容を補足説明するものである。

説明書に記載している原子炉圧力容器の材料の脆性破壊に係る評価について、適用している技術基準規則及び規格との対応を参考資料 1 に示す。

2. 評価対象となる材料の抽出<説明書 5., 7.1, 8.1>

評価対象となる材料については、以下の規定に基づき抽出する。

J S M E S N C 1 PVB-2311 「破壊靱性試験不要となる材料の規定」

①厚さが 16mm 未満の材料

②断面積が 625mm² 未満の棒の材料

③呼び径が 25mm 未満のボルト材

④外径が 169mm 未満の管の材料

⑤厚さが 16mm または外径が 169mm 未満の管に接続されるフランジの材料および管継手の材料

⑥オーステナイト系ステンレス鋼および高ニッケル合金

以上を踏まえ、破壊靱性の評価対象となる材料を表 2-1 に示す。

表 2-1(1) 評価対象となる材料の抽出結果

部品名称	材 料	評価 対象	対象外の 該当項目
上部鏡板 1	SQV2A	○	—
上部鏡板 2	SQV2A	○	—
胴板 1	SQV2A	○	—
胴板 2	SQV2A	○	—
胴板 3	SFVQ1A	○	—
胴板 4	SFVQ1A	○	—
下部鏡板 1	SFVQ1A	○	—
下部鏡板 2	SFVQ1A	○	—
鏡板フランジ	SFVQ1A	○	—
胴板フランジ	SFVQ1A	○	—
スタッドボルト	SNB24-3	○	—
制御棒駆動機構ハウジング貫通孔	オーステナイト系ステンレス鋼 高ニッケル合金	×	⑥
中性子束計測ハウジング貫通孔	オーステナイト系ステンレス鋼 高ニッケル合金	×	⑥
内張り材	オーステナイト系ステンレス鋼 高ニッケル合金	×	⑥

表 2-1(2) 評価対象となる材料の抽出結果

部品名称	材 料	評価 対象	対象外の 該当項目
再循環水出口ノズル(N1)	SFVQ1A	○	—
再循環水入口ノズル(N2)	SFVQ1A	○	—
主蒸気出口ノズル(N3)	SFVQ1A	○	—
給水ノズル(N4)	SFVQ1A	○	—
低圧炉心スプレイノズル(N5)	SFVQ1A	○	—
低圧注水ノズル(N6)	SFVQ1A	○	—
上蓋スプレイノズル(N7)	SFVQ1A	○	—
ベントノズル(N8)	SFVQ1A	○	—
ジェットポンプ計測管貫通部ノズル(N9)	SFVQ1A	○	—
差圧検出・ほう酸水注入ノズル(N11)	オーステナイト系ステンレス鋼	×	⑥
計装ノズル(N12, N13, N14)	高ニッケル合金	×	⑥
ドレンノズル(N15)	SFVC2B	×	①*1
高圧炉心スプレイノズル(N16)	SFVQ1A	○	—
漏えい検出ノズル(N17)	SFVC2B	×	①*2

注記*1：N15 ノズルの厚さは 13.3mm であり，16mm 未満である。

*2：N17 ノズルの厚さは 6.4mm であり，16mm 未満である。

3. 中性子束及び中性子照射量 <説明書 8.4>

照射実績(中性子束)については、第2回監視試験時(平成30年)を反映する。なお、監視試験片を採取した供試材は、炉心領域材料のうち、関連温度の実測値及び化学成分の影響を考慮して、胴板4とした。

仮想欠陥深さは内表面から1/4tの深さ(内表面から1/4t部)について評価する。

3.1 中性子束及び中性子照射量の算出

1/4t位置の中性子照射量の算出については、説明書の「8.4 中性子照射による関連温度の移行量」による。また、評価に用いる中性子束については、監視試験の解析結果より求める。算出に用いた数値の詳細を表3-1に示す。

表 3-1 原子炉压力容器の各深さ位置における中性子束及び中性子照射量

	原子炉压力容器	
	内表面	1/4 t 部
リードファクタ	□	□
各深さ位置での中性子束 [n/cm ² /s, E > 1MeV]	1.33×10^9	9.62×10^8
照射期間 [EFPY] *	40	
中性子照射量 [n/cm ² , E > 1MeV]	1.68×10^{18}	1.22×10^{18}

注記* : 照射期間については、(EFPY) × 365 × 24 × 3600 [s] にて換算している

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3.2 中性子束及び中性子照射量の算出に関するパラメータについて

3.2.1 定格負荷相当年数 (Effective Full Power Year : EFPY)

定格負荷相当年数 (EFPY) は、定格出力で連続運転したと仮定して計算した年数である。

プラントは、起動・停止時、出力制限時など必ずしも 100%出力運転をしているわけではないため、実際の運転期間と EFPY は異なる。

中性子照射による影響の評価にあたっては、定格出力の積分値である発電電力量を用いて、下式により EFPY を算出する。

$$(EFPY) = (\text{発電電力量}) \div 24 \div 365 \div (\text{定格出力})$$

3.2.2 リードファクタ

リードファクタは、監視試験片の照射位置における中性子束の、原子炉压力容器内面あるいは他の深さ位置における最大中性子束に対する比であり、下式で表される。なお、原子炉压力容器の炉心領域の中性子束分布は、軸方向についてはほぼ一様で分布がないが、図 3-2 に示すように周方向については分布があり、炉心からの距離が近い [] 位置*で最大となるため、その位置で評価を行う。

注記*：炉心配置の対称性により、 []

[] 位置も [] 位置と同様となる。

$$(\text{リードファクタ}) = (\text{監視試験片位置での中性子束}(E > 1\text{MeV})) \\ \div (\text{原子炉压力容器での最大中性子束}(E > 1\text{MeV}))$$

リードファクタの算出に用いる監視試験片位置及び原子炉压力容器での中性子束は、米国のオークリッジ国立研究所で開発された DORT コードにより算出する。

DORT コードは、中性子輸送方程式を数値的に解くコードであり、DORT コードの入力パラメータは、図 3-1 の通りとなる。

リードファクタの算出方法は、DORT コードで算出した各位置の中性子束をもとに、以下の計算過程にて算出する。

[計算過程]

(1) 内表面

$$(\text{リードファクタ}) = \frac{[]}{[]} \div 1.33 \times 10^9$$

(2) 1/4 t 位置

$$\text{(リードファクタ)} = \frac{\boxed{}}{\boxed{}} \div 9.62 \times 10^8$$

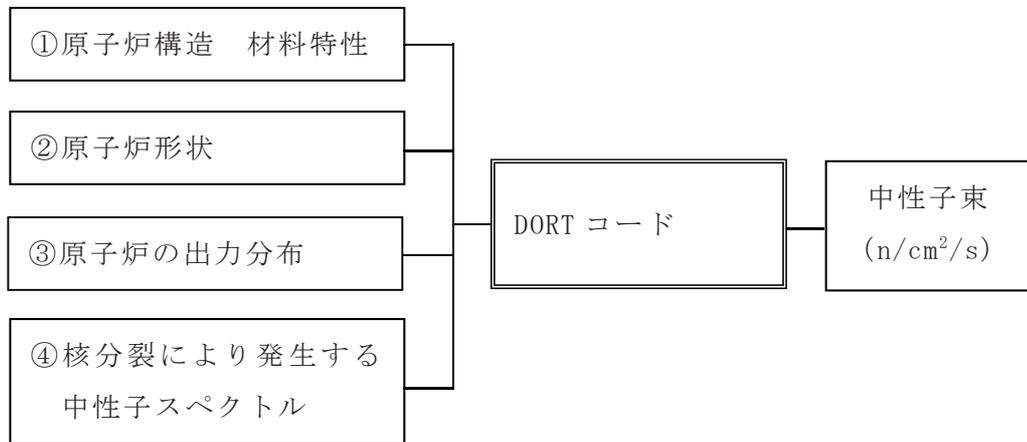


図 3-1 DORT コードの概要

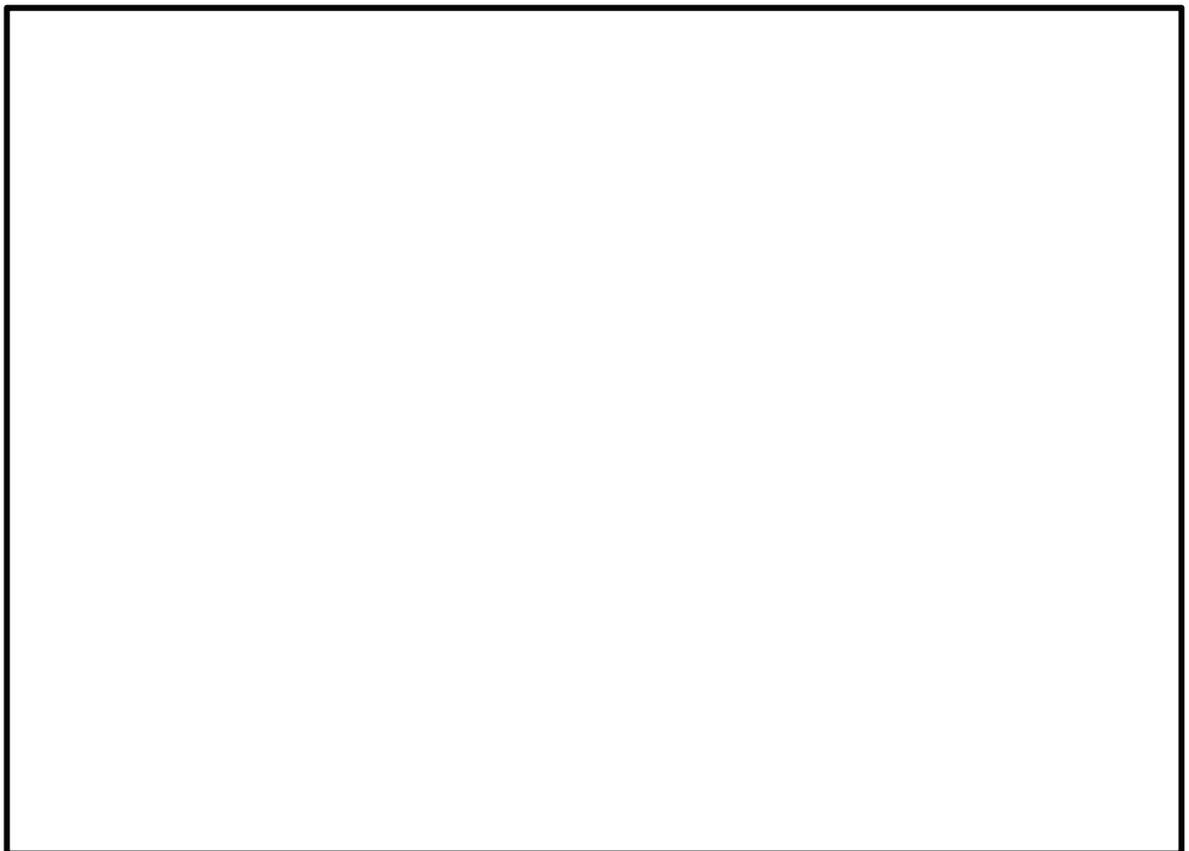


図 3-2 有効炉心領域断面

4. 関連温度の決定

4.1 原子炉圧力容器材料の関連温度(初期)＜説明書 7., 8.5.2＞

照射前の原子炉圧力容器材料について、関連温度(初期)を決定する。

女川原子力発電所第2号機については、建設時に「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」(昭和55年通商産業省告示第501号)に基づく試験方法により関連温度を確認しており、実測値として評価に用いる。関連温度(初期)の決定手順について図4-1に示す。

スタッドボルトについては、最低使用温度 \square 以下での衝撃試験結果を判定基準と対比し満足していることを確認している。

詳細に用いた各材料の関連温度(初期)を表4-1に示す。

4.2 炉心領域材料の関連温度の移行量＜説明書 8.4＞

炉心領域材料について、関連温度の移行量を算出する。

炉心領域材料に該当するのは、原子炉圧力容器のうち胴板3及び胴板4であり、関連温度の移行量については、中性子照射を考慮して40定格負荷相当年数での関連温度の移行量計算値にマージンを加えて求める。

算出方法は、「原子炉構造材の監視試験方法」J E A C 4 2 0 1 - 2 0 0 7 [2 0 1 3 年追補版]「以下「J E A C 4 2 0 1 - 2 0 0 7 [2 0 1 3 年追補版]」という。」附属書Bによる。

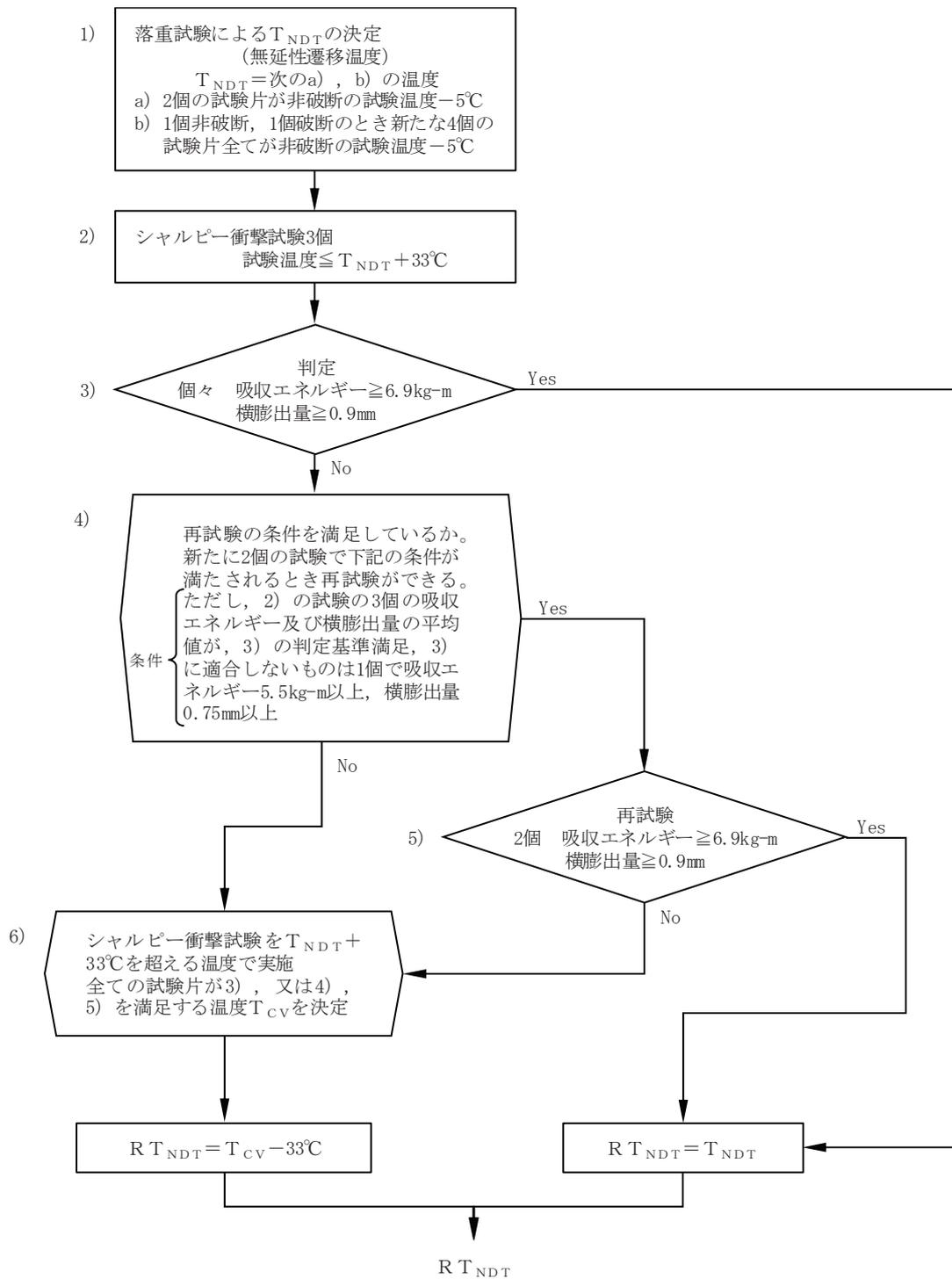


図 4-1 関連温度の決定手順

表 4-1 原子炉容器材料の関連温度(初期)

名 称	関連温度(初期) (°C)	材 料
上部鏡板 1	-45	SQV2A
上部鏡板 2	-45	SQV2A
胴板 1	-40	SQV2A
胴板 2	-35	SQV2A
胴板 3	-40	SFVQ1A
胴板 4	-40	SFVQ1A
下部鏡板 1	-45	SFVQ1A
下部鏡板 2	-40	SFVQ1A
鏡板フランジ	-45	SFVQ1A
胴板フランジ	-45	SFVQ1A
再循環水出口ノズル(N1)	-60	SFVQ1A
再循環水入口ノズル(N2)	-50	SFVQ1A
主蒸気出口ノズル(N3)	-65	SFVQ1A
給水ノズル(N4)	-50	SFVQ1A
低圧炉心スプレイノズル(N5)	-55	SFVQ1A
低圧注水ノズル(N6)	-55	SFVQ1A
上蓋スプレイノズル(N7)	-60	SFVQ1A
ベントノズル(N8)	-50	SFVQ1A
ジェットポンプ計測管貫通部ノズル(N9)	-55	SFVQ1A
高圧炉心スプレイノズル(N16)	-50	SFVQ1A

5. 破壊靱性評価

5.1 耐圧・漏えい試験，供用状態 A 及び B の破壊靱性に対する評価<説明書 5.>

設計基準対象施設として，供用期間中の耐圧・漏えい試験及び供用状態 A 及び B の運転条件において，原子炉圧力容器の材料の脆性破壊防止の観点で破壊靱性上最も厳しい運転条件は，低温高圧の運転管理となる耐圧・漏えい試験時であるため，供用状態 A 及び B の評価は耐圧・漏えい試験での評価に代表される。

5.2 供用状態 C 及び供用状態 D の破壊靱性に対する評価<説明書 5.>

J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 FB-4200 に，供用状態 C 及び供用状態 D について非延性破壊が防止されることを確認するよう要求がある。健全性評価上最も問題となるのは，加圧された原子炉圧力容器内部が急激に冷却されることで容器内面に高い引張応力が発生する PTS (Pressurized Thermal Shock 加圧熱衝撃) 事象だが，沸騰水型原子炉圧力容器では，炉圧は蒸気温度の低下に伴い低下すること，冷水注入するノズルにはサーマルスリーブが設けられており，冷水が直接炉壁に接することはないことから，PTS 事象は発生しない*¹。また相当運転期間での中性子照射量が低く，BWR-5 を対象とした評価(図 5-1)において，破壊靱性の裕度が十分あることが確認されている*²。図 5-1 の結果は，プラント毎に初期 $R T_{NDT}$ ，脆化量及び過渡条件に差異はあるが，プラント間で有意な差異が生じないこと，及び，評価が 48EFPY であることから，女川原子力発電所第 2 号機の評価に対して，裕度がある。そのため，供用状態 C 及び供用状態 D においては脆性破壊に対して厳しくなる事象はなく，耐圧・漏えい試験時の評価で代表される。



図 5-1 供用状態 D における原子炉圧力容器の PTS 評価(BWR-5)

注記* 1 : (財)発電設備技術検査協会，溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書【原子炉圧力容器過圧熱衝撃試験】[総まとめ版]，平成 4 年 3 月，p20-26

* 2 : 榊田他, 「沸騰水型原子炉圧力容器の過渡事象における加圧熱衝撃の評価」, 日本保全学会第 10 回学術講演会, 2013. 7

5.3 重大事故等時の破壊靱性に対する評価〈説明書 5.〉

炉心損傷防止対策の有効性評価における全ての事故シーケンスグループ及び格納容器破損防止対策の有効性評価における全ての格納容器破損モードについて、設計熱サイクルに基づく、原子炉圧力容器圧力の上昇挙動及び原子炉圧力容器内温度の低下挙動を表 5-1 に整理した。その結果、原子炉圧力容器圧力の上昇の観点で厳しいシーケンスとして全交流動力電源喪失(長期 TB)(TBD)(TBU)(TBP)及び原子炉停止機能喪失が、原子炉圧力容器内温度の低下の観点で厳しいシーケンスとして高圧・低圧注水機能喪失(高圧代替注水系の機能喪失)が挙げられるが、以下のとおり原子炉停止機能喪失以外は設計熱サイクルで想定している「過大圧力」「原子炉冷却材喪失事故」に包絡される。

・原子炉圧力容器圧力の上昇挙動

原子炉圧力容器圧力の変化率の観点で厳しいのは、約 3 秒で約 6.63MPa[gage] から約 7.47MPa[gage] まで上昇する全交流動力電源喪失(長期 TB)(TBD)(TBU)(TBP)シーケンスであるが、設計熱サイクルで想定している「過大圧力」に、圧力ピーク値及び変化率は包絡される。

一方で原子炉圧力容器圧力のピーク値の観点で厳しいのは、原子炉停止機能喪失シーケンスであり、設計基準事象の圧力を超えるが、圧力および温度は飽和蒸気線図上で変化するため、破壊靱性上厳しい運転条件である低温高圧の運転状態となることはない。

・原子炉圧力容器内温度の低下挙動

原子炉圧力容器内温度の低下挙動の観点で厳しいのは、約 8 分で約 289℃から約 138℃まで低下する高圧・低圧注水機能喪失(高圧代替注水系の機能喪失)シーケンスであるが、設計熱サイクルで想定している「原子炉冷却材喪失事故」
に、温度低下率は包絡される。

応力拡大係数は、圧力又は熱応力の観点で温度変化が大きいほうが、大きくなる。上記の通り、重大事故時(原子炉停止機能喪失を除く)に想定される最大のピーク圧力及び温度変化率は、設計基準事象である「過大圧力」及び「原子炉冷却材喪失事故」に包絡されており、原子炉停止機能喪失時においても、圧力および温度は飽和蒸気線図上で変化するため、破壊靱性上厳しい運転条件である低温高圧の運転状態となることはないことから、設計基準事象において厳しい脆性破壊評価結果が得られる。

以上のことから、重大事故等対処設備としての原子炉圧力容器の破壊靱性に対する評価は、供用状態 C、D と同様に耐圧・漏えい試験時に対する評価に代表される。

表 5-1 各事象における原子炉圧力容器圧力の上昇挙動及び

原子炉圧力容器内温度の低下挙動

事故シーケンスグループ等	原子炉圧力容器圧力の上昇挙動	原子炉圧力容器内温度の低下挙動
高圧・低圧注水機能喪失 (高圧代替注水系による注水)	主蒸気隔離弁閉止後、 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 62 分で約 276℃ から約 138℃まで低下
高圧・低圧注水機能喪失 (高圧代替注水系の機能喪失)	主蒸気隔離弁閉止後、 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 8 分で約 289℃か ら約 138℃まで低下
高圧注水・減圧機能喪失	主蒸気隔離弁閉止後、 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 12 分で約 291℃ から約 153℃まで低下
全交流動力電源喪失 (長期 TB)	主蒸気止め弁閉止後、 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 64 分で約 289℃ から約 138℃まで低下
全交流動力電源喪失 (TBD)	主蒸気止め弁閉止後、 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 52 分で約 291℃ から約 142℃まで低下
全交流動力電源喪失 (TBU)	主蒸気止め弁閉止後、 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 60 分で約 289℃ から約 141℃まで低下
全交流動力電源喪失 (TBP)	主蒸気止め弁閉止後、 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	約 292℃まで上昇後、約 157 分で約 138℃まで低下
崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	主蒸気隔離弁閉止後、 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 55 分で約 290℃ から約 138℃まで低下
崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失)	主蒸気隔離弁閉止後、 約 23 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.17MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 94 分で約 285℃ から約 138℃まで低下
原子炉停止機能喪失	設計熱サイクルで想定している「過 大圧力」の圧力を超えるが、飽和蒸 気線図上で変化するため、破壊靱性 上厳しい運転条件である低温高圧 の運転状態となることはない。	主蒸気隔離弁閉止後、約 11 秒で約 286℃から約 307℃まで上昇
LOCA 時注水機能喪失 (中小破断)	主蒸気隔離弁閉止後、 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 9 分で約 290℃か ら約 138℃まで低下
格納容器バイパス (インターフェイスシステ ム LOCA)	主蒸気隔離弁閉止後、 約 35 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.38MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後、約 10 分で約 257℃ から約 148℃まで低下
雰囲気圧力・温度による静 的負荷(格納容器過圧・過 温破損)	原子炉冷却材喪失後、 原子炉圧力容器が低圧となる事象 であり、評価不要	原子炉冷却材喪失後、約 15 秒で約 133℃から約 131℃まで低下
水素燃焼		
過大圧力		—
原子炉冷却材喪失	—	

注記*：参考資料 7 参照

5.4 応力拡大係数及び関連温度の要求値の算出<説明書 8.3, 8.5>

5.1, 5.2 及び 5.3 で述べたように, 沸騰水型原子炉圧力容器の破壊靱性評価は, 耐圧・漏えい試験を代表条件として実施する。

応力拡大係数の算出については, 説明書の「8.3 応力拡大係数の計算」による。算出に用いた数値等の詳細を表 5-2, 表 5-3 に示す。

関連温度の要求値の算出方法は, 参考資料 2 に示す通りである。この際, 各部位の応力は, 理論解又は FEM 解析により参考資料 4 に示す応力計算条件により求める。

表 5-2 耐圧試験(最高使用圧力以下)における胴及び鏡板部毎の代表断面でのパラメータ

名称	評価条件			計算方法	計算結果(MPa)				応力拡大係数算出に用いるパラメータ		K _I (MPa√m)	T (°C)	R T _{NDT} ^{*1} (°C)
	板厚 t (mm)	仮想 欠陥	欠陥 深さ a (mm)		一次応力		二次応力		M _m	M _b			
					膜 σ _{m1}	曲げ σ _{b1}	膜 σ _{m2}	曲げ σ _{b2}					
上部鏡板 1								69.6	54	43.6			
上部鏡板 2								118.8	54	18.3			
胴板 1								110.4	54	21.3			
胴板 2								87.1	54	31.8			
胴板 3								87.1	54	6.4 ^{*2}			
胴板 4								87.1	54	6.4 ^{*2}			
下部鏡板 1								38.8	54	117.4			
下部鏡板 2								72.6	54	41.1			
鏡板 フランジ								118.8	54	18.3			
胴板 フランジ								110.4	54	21.3			

注記*1: K_{IC}式により算出(参考資料 2 参照)

*2: 評価には, 中性子照射による関連温度の移行量を考慮する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 5-3 耐圧試験(最高使用圧力以下)におけるノズル部毎の代表断面でのパラメータ

名称	評価条件					計算方法	計算結果	応力拡大係数 算出に用いる パラメータ $F(a/r_n)$	K_I ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	T ($^{\circ}\text{C}$)	$R T_{NDT}^{*1}$ ($^{\circ}\text{C}$)
	板厚 t (mm)	仮想 欠陥	内半径 (mm)	コーナーR (mm)	半径 r_n (mm)		応力 σ_h (MPa)				
再循環水出口 ノズル(N1)									151.0	54	9.1
再循環水入口 ノズル(N2)									134.3	54	13.5
主蒸気出口ノズル (N3)									151.1	54	9.1
給水ノズル(N4)									128.7	54	15.1
低圧炉心スプレイ ノズル(N5)									131.1	54	14.4
低圧注水ノズル (N6)									131.1	54	14.4
上蓋スプレイ ノズル(N7)									92.7	54	28.9
ベントノズル(N8)									79.3	54	36.4
ジェットポンプ計 測管貫通部ノズル (N9)									95.4	54	27.6
高圧炉心スプレイ ノズル(N16)									131.1	54	14.4

注記*1: K_{IC} 式により算出(参考資料2参照)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

6. 上部棚吸収エネルギーによる評価 <説明書 9.>

6.1 上部棚吸収エネルギー調整値の算出

J E A C 4 2 0 1 - 2 0 0 7 [2 0 1 3 年 追 補 版] 附 属 書 B の 国 内 U S E 予 測 式 を 用 いて、上部棚吸収エネルギー調整値(U S E (調整値))を算出する。なお、評価に当たっては、炉心領域材料のうち、監視試験片を採取した供試材である胴板 4 を対象とする。

U S E (調整値)の算出に用いるパラメータに表 6-1 に示す。

表 6-1 U S E (調整値)の算出に用いるパラメータ

中性子照射量 $f(\times 10^{19} \text{ n/cm}^2, E > 1\text{MeV})$		0.122
化学成分 (mass%)	C u	<input type="text"/>
	N i	<input type="text"/>
$\sigma_{\Delta U} (\%)$		6.9
$M_U (= 2\sigma_{\Delta U}) (\%)$		13.8
C_0		-0.95
U S E (初期値) (J)*		240

注記* : 照射前試験で確認した主加工方向に直角な方向(T方向)から採取した試験片による結果

U S E (調整値)の算出過程を以下に示す。

$$[C F_U] = 5.23 + 9.23 \cdot \left\{ 0.5 + 0.5 \cdot \tanh\left(\frac{C u - 0.087}{0.034}\right) \right\} \times (1 + 0.59 \cdot N i)$$

$$\doteq \text{$$

$$[F F_U] = f^{(0.349 - 0.068 \cdot \log f)}$$

$$\doteq \text{$$

$$\Delta U S E = C_0 + [C F_U] \cdot [F F_U]_{(f)} + M_U$$

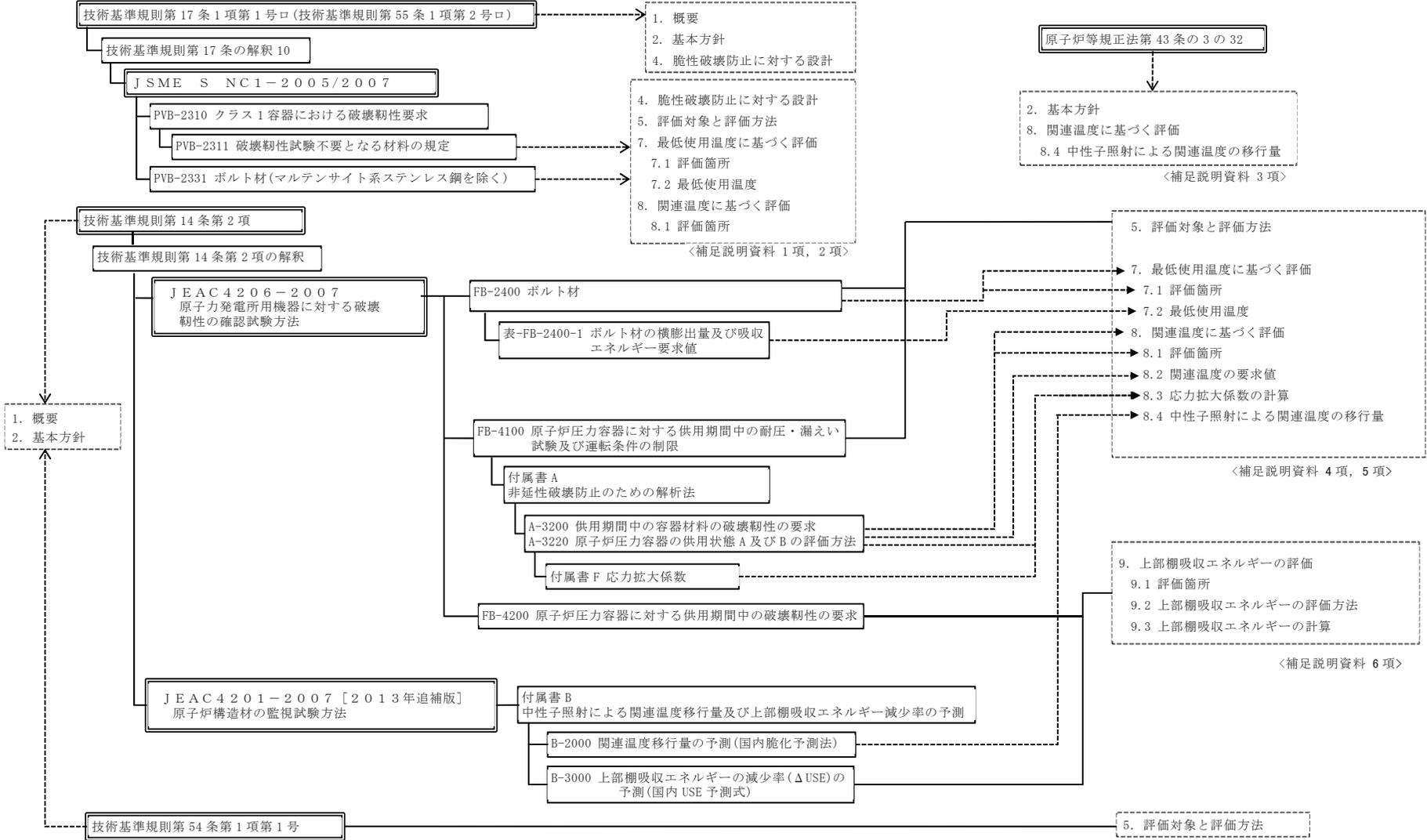
$$\doteq 15.4 (\%)$$

$$U S E (\text{調整値}) = U S E (\text{初期値}) \times (1 - \Delta U S E / 100)$$

$$\doteq 203 (\text{J})$$

評価時点におけるU S E (調整値)は 203J となり、68J を上回る。

「原子炉圧力容器の脆性破壊防止に関する説明書」に係る適用規格等の整理



耐圧・漏えい試験における関連温度の要求値の算出手順説明

1. 評価の目的

耐圧・漏えい試験において、原子炉圧力容器を脆性破壊させないために最低限必要となる材料の靱性を確認するため、許容される関連温度の要求値を算出する。

2. 評価の概要

- ・原子炉圧力容器にき裂が存在すると想定し、耐圧・漏えい試験における温度・圧力の変化によりき裂先端に生じる応力拡大係数(K_I)を求める。
- ・ K_I が原子炉圧力容器材料の靱性(静的破壊靱性値(K_{IC}))よりも小さいことを確認することで、この仮想欠陥が脆性破壊の起点とならないことを評価する。
- ・ K_{IC} は使用温度(T)と関連温度($R T_{NDT}$)の関数であることから、 K_I を K_{IC} よりも小さくするためには、 $R T_{NDT}$ が一定値以下となるよう管理すればよい。
- ・評価の流れの概要を図 1 で示す。

3. 評価の詳細

3.1 K_I の算出

- ・原子炉圧力容器の胴及び鏡板部においては、内面又は外面に板厚の 1/4 の深さ、板厚の 1.5 倍の長さの表面欠陥を最大仮想欠陥として想定する。ノズル部においては、ノズルが取り付く部分の胴及び鏡板部板厚の 1/4 倍の深さの表面欠陥を最大仮想欠陥としてノズルコーナー部に想定する。これらの最大仮想欠陥形状を参考資料 3 図 1 に示す。
- ・供用状態 A 及び B の過渡事象のうち、低温高圧の運転管理となる耐圧・漏えい試験について、理論解又は FEM による応力解析結果を用いて K_I を算出する。

3.2 K_{IC} の算出式

K_{IC} は材料の靱性(脆性破壊に対する抵抗値, 粘り強さ)の温度依存性を示す曲線であり、下式のとおり温度(T)と関連温度($R T_{NDT}$)の関数であらわされる。

下式の通り、 T が大きく、 $R T_{NDT}$ が小さいほど K_{IC} は大きくなり、靱性が高くなることを意味する。

$$K_{IC} = 36.48 + 22.78 \exp[0.036(T - R T_{NDT})]$$

3.3 関連温度の要求値の算出及び評価

- 脆性破壊は、 K_I が K_{IC} より小さい場合には発生しない。 K_{IC} は $R T_{NDT}$ の関数であるため、 $R T_{NDT}$ を一定値以下に管理することで脆性破壊を防止できる。
- K_I を K_{IC} と置き換えて $R T_{NDT}$ を求めれば、これが関連温度の要求値となる。
- 関連温度の要求値の計算では、まず、3.2 に示す式を $R T_{NDT}$ についての式に変形する。

$$R T_{NDT} = T - \frac{1}{0.036} \ln \left(\frac{K_{IC}^{-36.48}}{22.78} \right)$$

- 次に、上式の K_{IC} を K_I として代入し、 T を耐圧・漏えい試験温度とした上で、下式の成立する $R T_{NDT}$ の最大値が関連温度の要求値となる。

$$R T_{NDT} \leq T - \frac{1}{0.036} \ln \left(\frac{K_I^{-36.48}}{22.78} \right)$$

- 炉心領域材料には中性子照射による脆化を考慮して、中性子照射による関連温度の移行量 $\Delta R T_{NDT}$ を見込む。 $\Delta R T_{NDT}$ の計算は説明書の8.4及び付録1に記載している。
- 関連温度の実測値が、算出した関連温度の要求値よりも小さく、脆性破壊が生じないことを確認する。

[原子炉圧力容器の材料データ]

[設計過渡条件(耐圧・漏えい試験)]

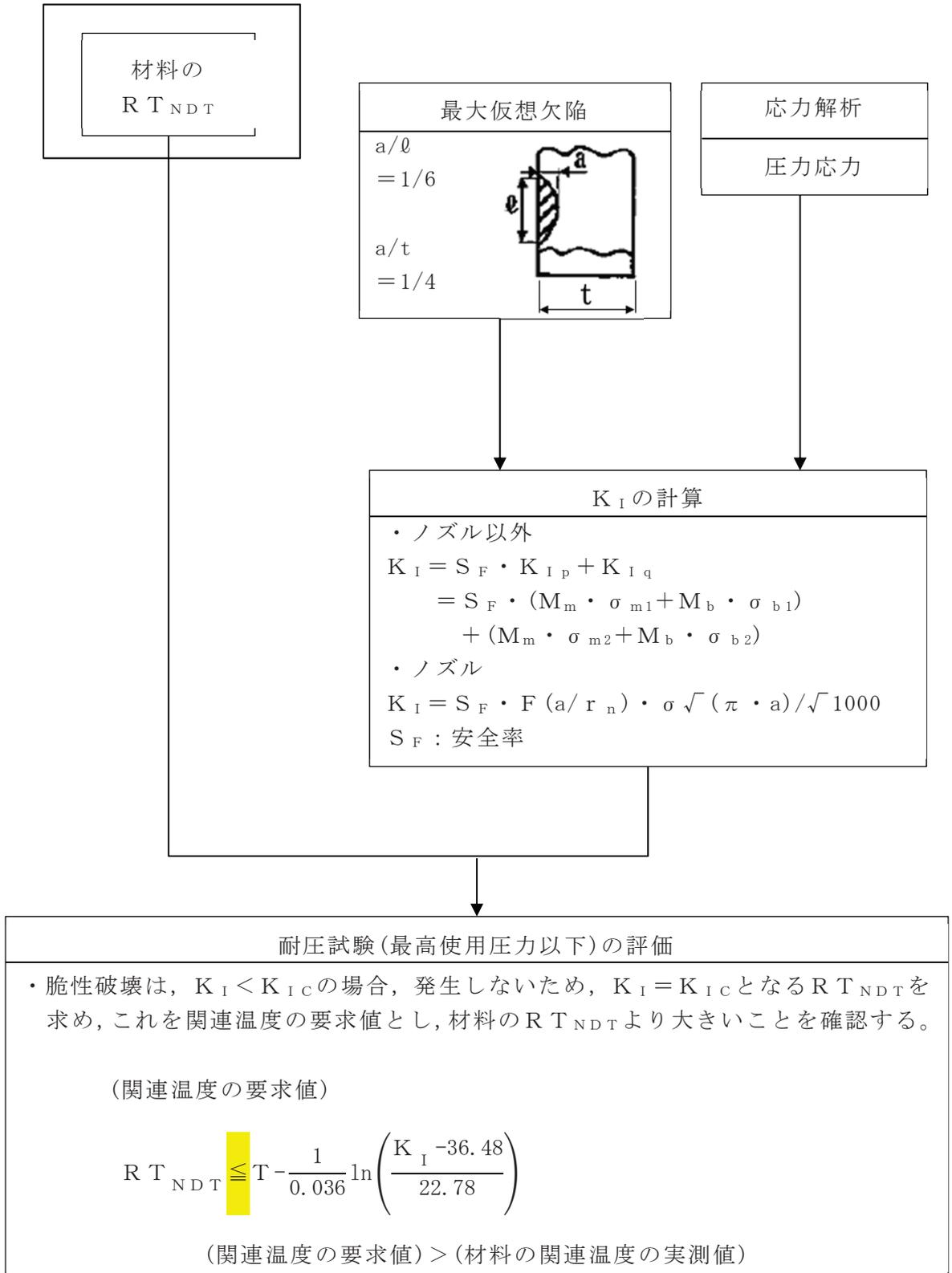


図 1 原子炉圧力容器材料の脆性破壊防止の評価の流れ

仮想欠陥の形状・位置及び解析モデル

応力拡大係数の計算に用いる最大仮想欠陥は、胴及び鏡板部にあつては、板厚の 1/4 倍の深さ、板厚の 1.5 倍の長さの表面欠陥を用いる。ただし、板厚 t が $t < 100.0\text{mm}$ の場合、 100.0mm 厚断面に対する欠陥を用いる。

ノズル部にあつては、ノズルが取り付く部分の胴及び鏡板部板厚の 1/4 倍の深さの欠陥を用いる。ただし、最大仮想欠陥の大きさは胴部の最大仮想欠陥寸法を超えないものとする。

図 1 に最大仮想欠陥の形状を示す。

胴及び鏡板部にあつては、J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 附属書 F の F-3100 により、欠陥深さと板厚の関係から、耐圧・漏えい試験時の圧力に対して理論解又は FEM 解析により求めた応力により応力拡大係数を求める。

ノズル部にあつては、J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 附属書 F の F-4200 により、欠陥深さと穴の半径の関係から、胴部の周方向応力を用いて応力拡大係数を求める。

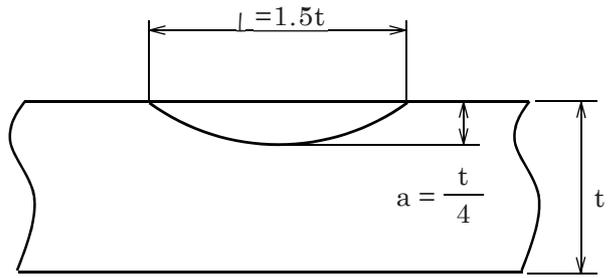


図 1 胴及び鏡板部の仮想欠陥の寸法及び位置の例 (1/2)

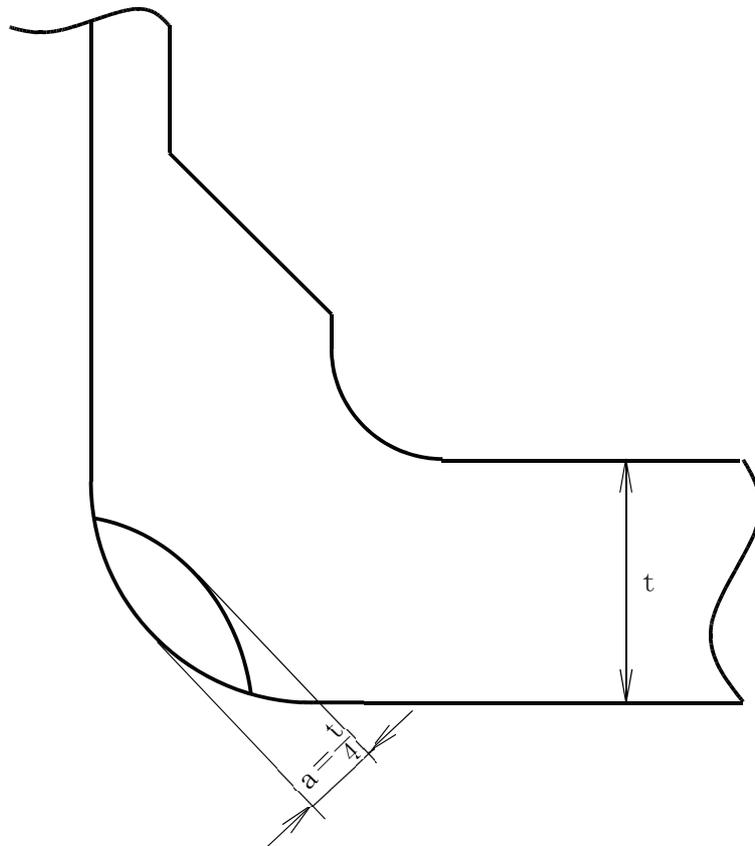


図 1 ノズル部の仮想欠陥の寸法及び位置の例 (2/2)

応力計算条件について

「原子炉圧力容器の脆性破壊防止に関する説明書」では、応力拡大係数の算出に用いる耐圧・漏えい試験時の応力算出過程において、構造不連続部に建設時の応力値を用いている。

応力の算出に用いた計算条件は、強度評価に用いた条件と同じである。解析コードは、「A-SAFIA」及び「A-FLAB」を用いている。

応力計算の入力項目を下表に示す。

分類	項目
荷重条件	設計過渡（圧力）
	外荷重（ボルト締付け荷重）
解析条件	モデル形状（設計図ベース）
	材料物性値（縦弾性係数）

格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンスの
PTS 評価要否について

1. 概要

女川発電所第 2 号機の格納容器破損防止対策の有効性評価における格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」「水素燃焼」の評価では、原子炉圧力容器が破損しておらず、これにより、溶融炉心は原子炉圧力容器内で冠水し、冷却される結果となっている。このため、原子炉圧力容器に対する脆性破壊防止の観点から、PTS 評価の要否を検討する。

2. 格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンスの PTS 評価の要否について

格納容器破損防止対策の有効性評価のうち、以下の格納容器破損モードは、原子炉圧力容器が破損していない。

- ・雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）
- ・水素燃焼

上記の格納容器破損モードで想定する評価事故シーケンス(以下「当該評価事故シーケンス」という。)は、再循環系配管の両端破断が起因事象である。事故発生後初期の事象進展の概要を第 1 図に示す。再循環系配管の大破断 L O C A により原子炉圧力容器内の水はほぼ流出した状態となり、炉心は一部溶融する。その後、事故発生約 25 分後に低圧代替注水系（常設）により注水が開始され、事故発生約 68 分後には原子炉水位ジェットポンプ上端到達を判断し、その後はジェットポンプ上端での水位が維持される。また、大破断 L O C A により原子炉圧力容器内部は低圧状態となり、原子炉圧力容器に対する圧力荷重はほとんど影響しないため、PTS 評価の要否は、注水開始後の原子炉圧力容器下部の水温の低下率*を、設計熱サイクルで想定している設計基準事故「原子炉冷却材喪失」における原子炉圧力容器内の温度低下率と比較することにより判定する。

注記*：原子炉圧力容器の壁面温度は、燃料露出に伴う温度上昇要因もあることから、注水開始後の温度低下幅が小さい(温度低下幅は 1℃未満)。したがって、壁面温度よりも温度低下幅の大きい原子炉圧力容器の水温を対象とする。

当該評価事故シーケンスの解析結果より、注水開始直前の原子炉圧力容器下部の水温は約 133℃であり、注水開始後に水温は低下し、約 15 秒で原子炉圧力容器下部の水温は約 131℃まで低下する。その後、緩やかに約 101℃まで低下する。このときの注水する水の温度は、有効性評価において 40℃としている。一方で、脆性破壊の評価が厳しくなる

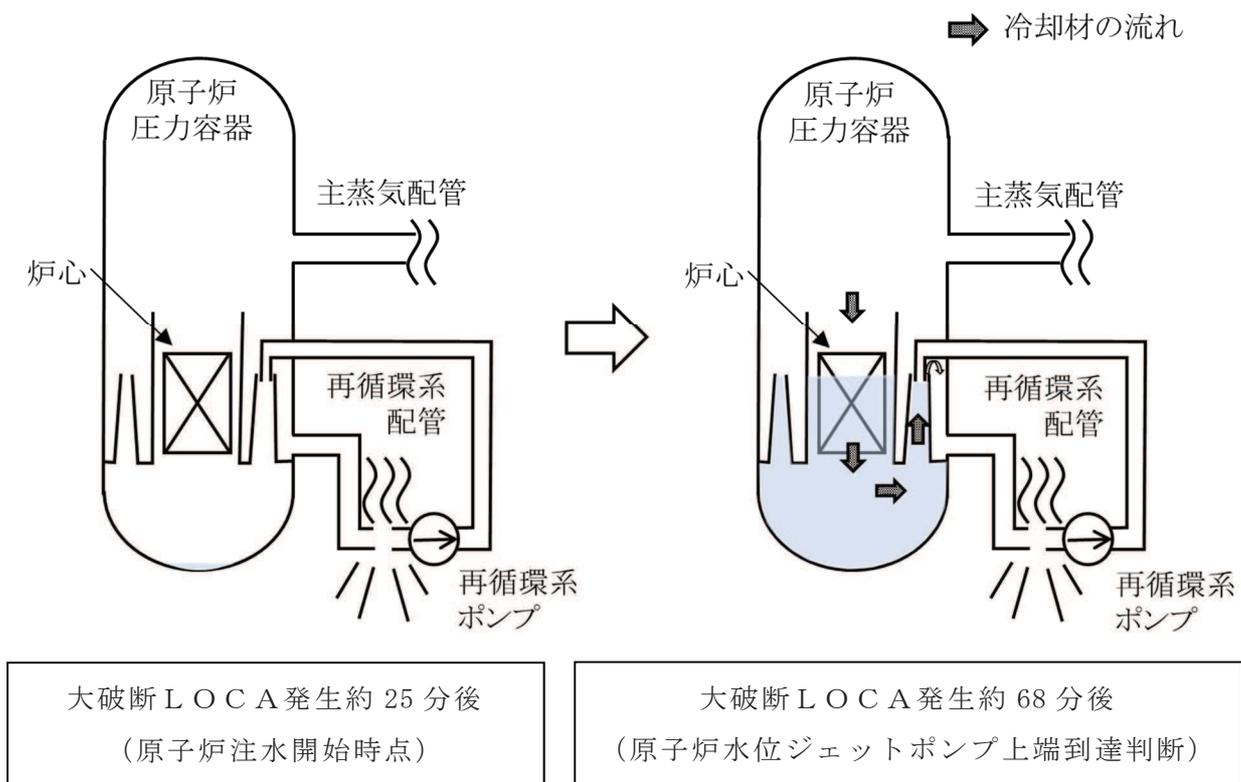
よう、0℃を注水する水の温度と想定すると、注水開始直前の原子炉圧力容器下部の水温は約133℃であり、注水開始後に水温は低下し、約15秒で原子炉圧力容器下部の水温は約131℃まで低下する。原子炉圧力容器下部の水温はその後、緩やかに約85℃まで低下するが、原子炉圧力容器の最低使用温度[]よりも高いことから、影響はない。

次に、設計熱サイクルで想定している設計基準事故「原子炉冷却材喪失」においては、原子炉圧力容器内温度が[]まで低下することを想定している。このことから、当該評価事故シーケンスにおける原子炉圧力容器内温度の低下挙動は、設計基準事故「原子炉冷却材喪失」に包絡される。

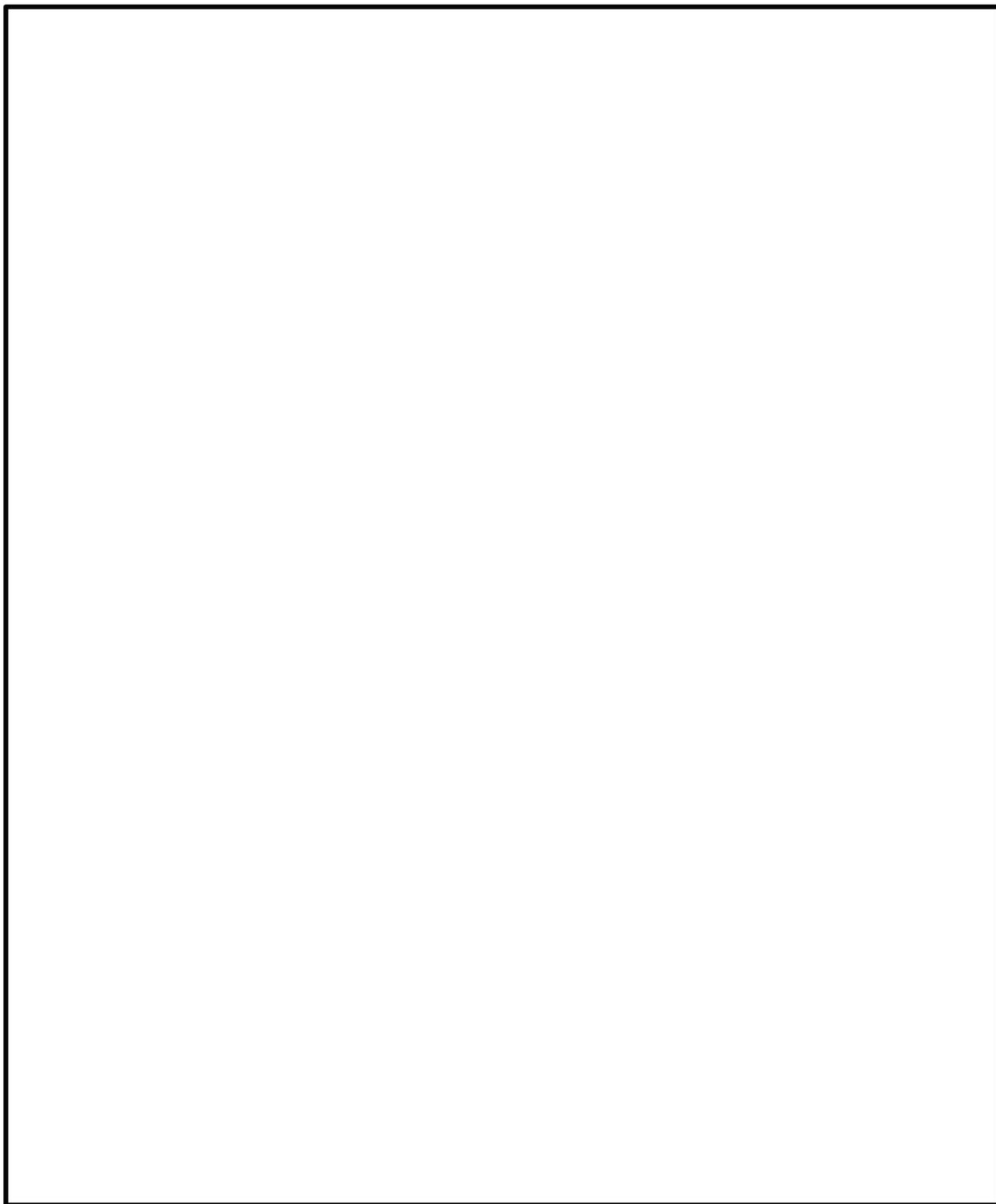
なお、当該評価事故シーケンスにおいて、注水開始後は原子炉水位の上昇によりジェットポンプ上端からオーバーフローした水が原子炉圧力容器と接触することとなる。ただし、冷却水はシュラウド内に注水され、炉心部の下降・通過時に加熱された後にジェットポンプ上端からオーバーフローするため、原子炉圧力容器と接触する際は水温が上昇した状態であり、原子炉圧力容器の脆性破壊は生じないと考えられる(第1図及び第2図参照)。このときの壁面温度は、約260℃から30分間で約246℃まで低下しており、設計基準事故「原子炉冷却材喪失」に包絡される。

以上より、格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」「水素燃焼」における原子炉圧力容器下部の水温低下率は、設計熱サイクルで想定している設計基準事故「原子炉冷却材喪失」に包絡されること、ジェットポンプ上端からオーバーフローした水による原子炉圧力容器の脆性破壊は生じないことから、PTS評価は不要と考える。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



第 1 図 格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過
 圧・過温破損）」「水素燃焼」の事故発生後初期の事象進展概要図



第 2 図 低圧代替注水系（常設）残留熱除去系（A）又は（B）に接続の注水先

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

関連温度の評価について

関連温度の評価について、 K_{IC} を用いていることから、その考え方について、以下に示す。

- ・技術基準第 14 条第 2 項の解釈において、「日本電気協会「原子力発電用機器に対する破壊靱性の確認試験方法(J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7)」の規定に「日本電気協会「原子力発電用機器に対する破壊靱性の確認試験方法(J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7)」の適用に当たって(別記-1)」の要件に付したものに掲げる、破壊じん性の要求を満足すること。」から、附属書 A の A-3220 が対応していること、及び、発電用原子力設備規格(設計・建設規格 J S M E S N C I - 2 0 1 2)の技術評価書にて、運転条件で容器に作用する荷重の速度が静的な事象と見なせる程度に小さく、静的破壊靱性で評価することが適切、かつ、1970 年代前半に K_{IR} 曲線が採用された時点で考えられていた不確定要素(局所脆化領域の存在)の懸念が解消されていることの観点より、関連温度の要求値は、 K_{IC} を用いることが可能とされていること

上記から、原子炉压力容器の評価は、 K_{IC} を用いることとした。

原子炉圧力容器の熱サイクル図について

原子炉圧力容器の設計のため、使用する熱サイクル図（図 1）を以下に示す。

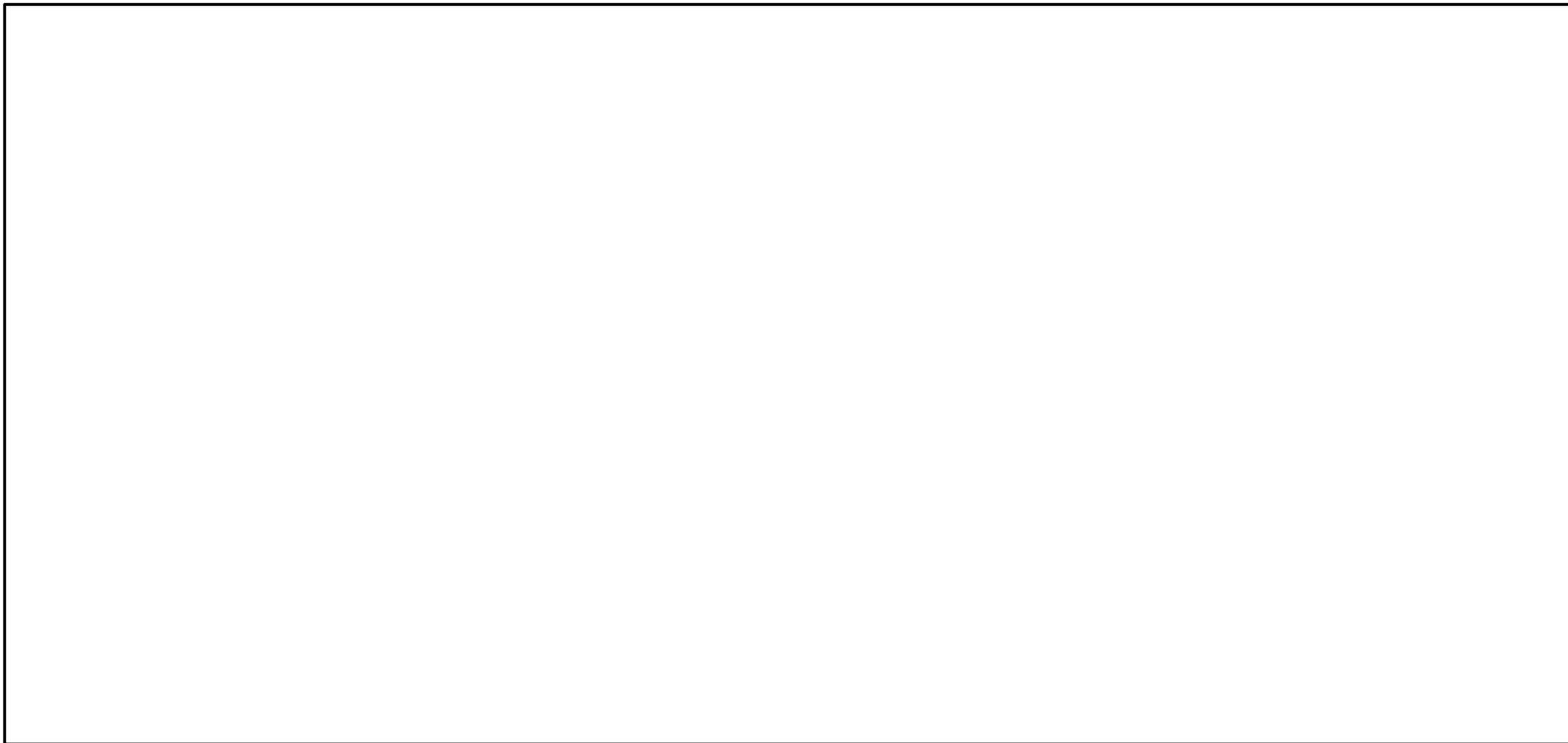


図 1 原子炉圧力容器の熱サイクル図

供用状態 C 及び供用状態 D の破壊靱性に対する評価 (PTS 評価) について

1. はじめに

J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 の FB-4200 に、加圧水型原子炉圧力容器の炉心領域部の供用状態 C 及び供用状態 D について非延性破壊が防止されることを確認するよう要求がある。健全性評価上最も問題となるのは、加圧された原子炉圧力容器内部が急激に冷却されることで容器内面に高い引張応力が発生する加圧熱衝撃 (PTS) 事象だが、沸騰水型原子炉圧力容器では、炉圧は蒸気温度の低下に伴い低下すること、冷水注入するノズルにはサーマルスリーブが設けられており、冷水が直接炉壁に接することはないことから、PTS 事象は発生しないとされている。このため、沸騰水型原子炉の構造及び過渡事象から PTS 評価の要否について整理する。

2. 沸騰水型原子炉圧力容器の構造

冷水注入するノズルは、給水ノズル (N4)、低圧炉心スプレイノズル (N5)、低圧注水ノズル (N6) 及び高圧炉心スプレイノズル (N16) であり、構造を以下に示す。

a. 低圧注水ノズル (N6) ノズルからの注入 (図 1 参照)

残留熱除去系である低圧注水ノズル (N6) にはサーマルスリーブが設けられており、冷水はサーマルスリーブを経て炉心シュラウド内に注水される構造となっており、冷水が直接炉壁に接することはない。なお、重大事故等時に作動する低圧代替注水系 (常設及び可搬型) 及び代替循環冷却系についても、いずれも残留熱除去系配管 (原子炉圧力容器内部) に接続され低圧注水ノズル (N6) より炉心シュラウド内に注水される。

b. 低圧炉心スプレイノズル (N5) 及び高圧炉心スプレイノズル (N16) からの注入 (図 2 参照)

低圧炉心スプレイ系は低圧炉心スプレイノズル (N5) により、高圧炉心スプレイ系は高圧炉心スプレイノズル (N16) により原子炉圧力容器と接続する。低圧炉心スプレイノズル (N5) 及び高圧炉心スプレイノズル (N16) は、サーマルスリーブが設けられており、冷水はサーマルスリーブを経て炉心シュラウド内に設置されたスプレイスパーチャヘッドより炉心シュラウド内にスプレイされる構造となっており、冷水が直接炉壁に接することはない。

c. 給水ノズル (N4) からの注入 (図 3 参照)

原子炉隔離時冷却系は給水ノズル (N4) により原子炉圧力容器と接続する。給水ノ

ズル（N4）にはサーマルスリーブが設けられており，冷水はサーマルスリーブ及び給水スパージャを経て炉心中心方向へ注水される構造となっており，冷水が直接炉壁に接することはない。

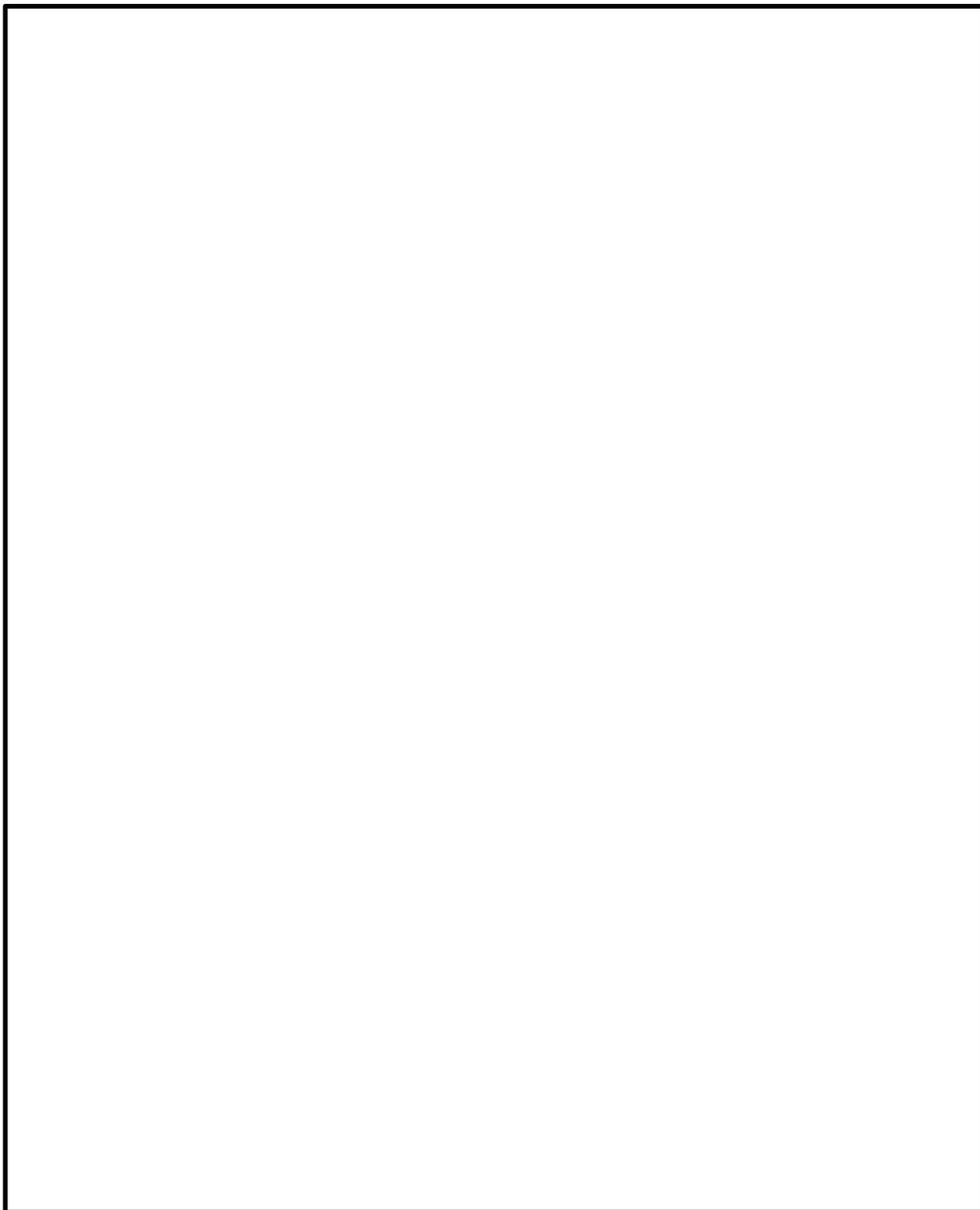


図 1 低圧注水系における注水先



図 2 炉心スプレイ系における注水先

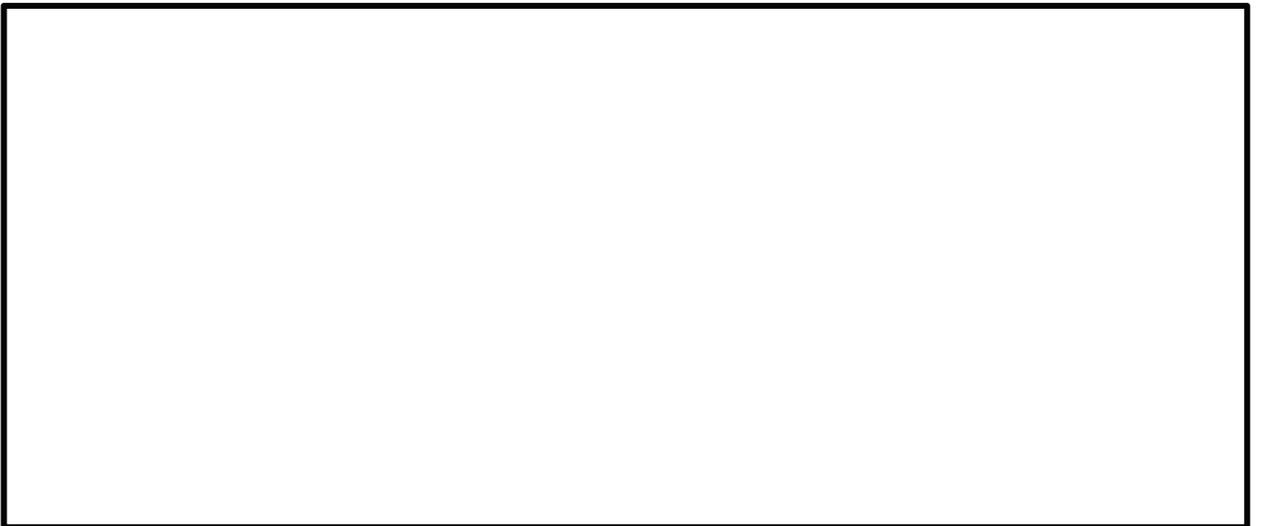


図 3 給水スパーチャにおける注水先

3. 沸騰水型原子炉压力容器の過渡事象

沸騰水型原子炉压力容器における供用状態 C 及び供用状態 D における PTS 評価及び重大事故等発生時の破壊靱性に対する評価における PTS 評価の要否について検討する。

3.1 沸騰水型原子炉压力容器の供用状態 C 及び供用状態 D における PTS 評価について

供用状態 D のうち配管破断を伴う想定事象では、原子炉圧力が通常運転圧力から原子炉格納容器 (PCV) 圧力まで短時間で低下するため、圧力低下率は大きくなる。その結果、温度低下率が大きくなるため、容器内外面の温度差による容器内面の引張応力も比較的大きくなる。ここで、このような配管破断を伴う想定事象には、「原子炉冷却材喪失」と「主蒸気管破断」があり、温度低下率が最も厳しくなる想定事象は、設計熱サイクルで想定している「原子炉冷却材喪失」である。原子炉内は飽和圧力-飽和温度の関係にあり、温度の低下は圧力の低下を伴うことから、供用状態 D に内圧が高いまま温度が低下する事象はない。

一方、供用状態 C には、「原子炉冷却材喪失」と比べ、温度低下率が大きくなる想定事象はない。

このため、供用状態 C 及び供用状態 D における PTS 評価については、供用状態 D の設計熱サイクルで想定している「原子炉冷却材喪失」を代表して評価できる。

沸騰水型原子炉压力容器については、「溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査 [原子炉压力容器加圧熱衝撃試験] *1」において、加圧水型原子炉压力容器と比較して過渡時における PTS 事象への裕度が十分に大きいと評価されている。図 4 に示すように、供用状態 D の応力拡大係数 K_I は原子炉冷却材喪失事故時に、圧力降下により単純減少するのみで、材料の関連温度から算出した照射前後の材料の静的破壊靱性値 K_{IC} より常に低い値となり、脆性破壊は生じない*2。本結果は、プラント毎に初期 $R_{T_{NDT}}$ 、脆化量及び過渡条件に差異はあるが、プラント間で有意な差異が生じないこと、及び、評価が 48EFPY であることから、沸騰水型原子炉压力容器の評価に対して裕度がある。そのため、供用状態 C 及び供用状態 D においては脆性破壊に対して厳しくなる事象はなく、耐圧・漏えい試験時の評価で代表されるため、PTS 評価は不要であることが確認されている。



図 4 供用状態 D における原子炉圧力容器の PTS 評価 (BWR-5) *²

注記 *1: 財団法人 発電設備技術検査協会, “溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査 [原子炉圧力容器加圧熱衝撃試験]”, 1992.3

*2: 梶田他, 「沸騰水型原子炉圧力容器の過渡事象における加圧熱衝撃の評価」, 日本保全学会第 10 回学術講演会, 2013.7

3.2 重大事故等発生時の破壊靱性に対する評価における PTS 評価の要否について

(1) 重大事故等発生時の事象の包絡性に関する検討

炉心損傷防止対策の有効性評価における全ての事故シーケンスグループ及び格納容器破損防止対策の有効性評価における全ての格納容器破損モードについて、原子炉圧力容器圧力の上昇挙動及び原子炉圧力容器内温度の低下挙動を表 1 に整理した。その結果、原子炉圧力容器圧力の上昇の観点で厳しいシーケンスとして全交流動力電源喪失 (長期 TB) (TBD) (TBU) (TBP) 及び原子炉停止機能喪失が、原子炉圧力容器内温度の低下の観点で厳しいシーケンスとして高圧・低圧注水機能喪失 (高圧代替注水系の機能喪失) が挙げられるが、原子炉停止機能喪失以外は設計熱サイクルで想定している「過大圧力」「原子炉冷却材喪失事故」に包絡されており、原子炉停止機能喪失時においても、圧力および温度は飽和蒸気線図上で変化するため、破壊靱性上厳しい運転条件である低温高圧の運転状態となることはない。したがって、3.1 節で記載の通り、重大事故等発生時の PTS 評価は不要と考える。

(2) 重大事故等発生時の原子炉圧力容器への冷却水注入に関する検討

冷水は給水ノズル (N4), 低圧炉心スプレイノズル (N5), 低圧注水ノズル (N6) 及び高圧炉心スプレイ系は高圧炉心スプレイノズル (N16) から原子炉圧力容器内へ注

水される。原子炉圧力容器内への冷水の注入について、2章に示すように、原子炉加圧状態において冷水が直接炉壁に接することはない。

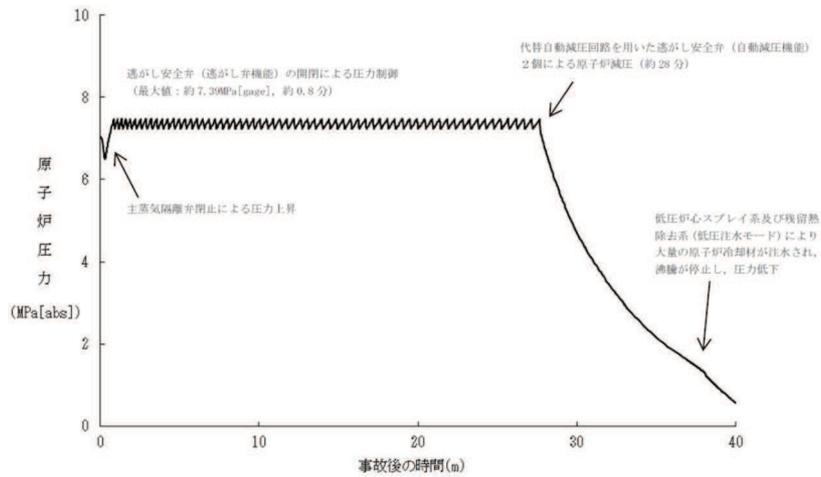
系統作動による冷水注水に伴って原子炉圧力（温度）が低下する際の挙動について、加圧状態から急速な冷却がないことを検証する具体例として、炉心損傷防止対策の有効性評価解析結果による低圧系及び高圧系作動における冷水注水時の原子炉圧力容器圧力及び水位の時間変化を図5及び図6に示す。ここで、沸騰水型原子炉圧力容器では原子炉運転時に飽和圧力・飽和温度の関係にあることから、温度低下挙動は圧力低下挙動から類推できる。低圧系作動における例としては、高圧注水・減圧機能喪失（TQUX）を示す（図5）。事象の進展は、逃がし安全弁作動により原子炉が急速減圧され、原子炉減圧後に、低圧炉心スプレイ系及び残留熱除去系（低圧注水モード）による原子炉給水が開始され、原子炉水位が回復し、炉心は再冠水する。高圧系作動における例としては、崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系機能喪失）を示す（図6）。事象の進展は、原子炉水位低（レベル2）で原子炉隔離時冷却系及び高圧炉心スプレイ系が自動起動して原子炉水位を回復すると同時に、高圧炉心スプレイ系による原子炉注水により、炉心上部の蒸気が凝縮され、原子炉が減圧される。

以上より、原子炉加圧状態で炉壁が急速に冷却されることはないと言える。

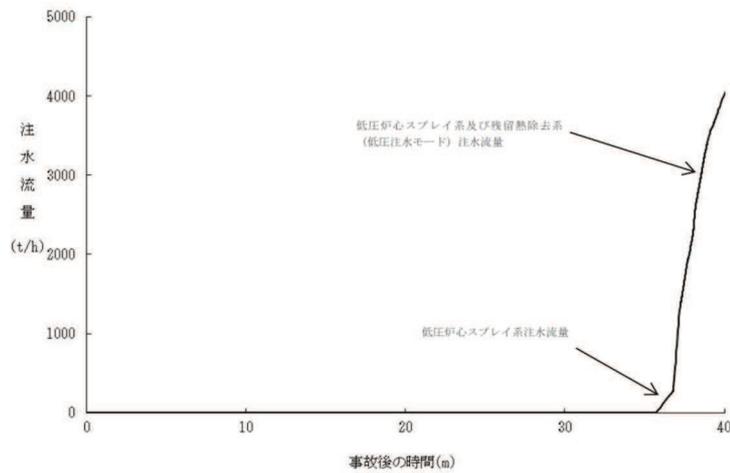
4. 結論

J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 の FB-4200 に、加圧水型原子炉圧力容器の炉心領域部の供用状態 C 及び供用状態 D について非延性破壊が防止されることを確認するよう要求があるが、沸騰水型原子炉圧力容器への確認要求は無いことから、沸騰水型原子炉の構造及び過渡事象から PTS 評価の要否について整理した。

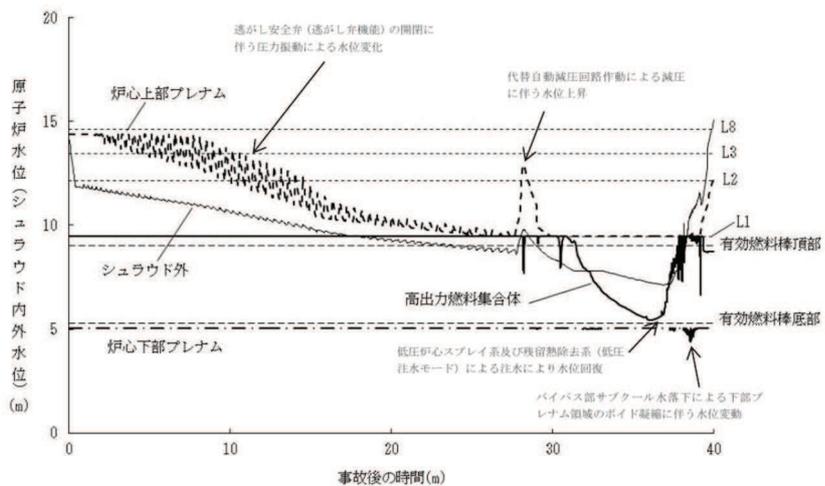
沸騰水型原子炉圧力容器においては、構造上、冷水注入するノズルにはサーマルスリーブが設けられており冷水が直接炉壁に接することはないこと、過渡事象を考慮すると、炉圧は蒸気温度の低下に伴い低下することから、原子炉加圧状態で炉壁が急速に冷却されることはないため、PTS 事象は発生しないことを確認した。



(原子炉圧力の推移)

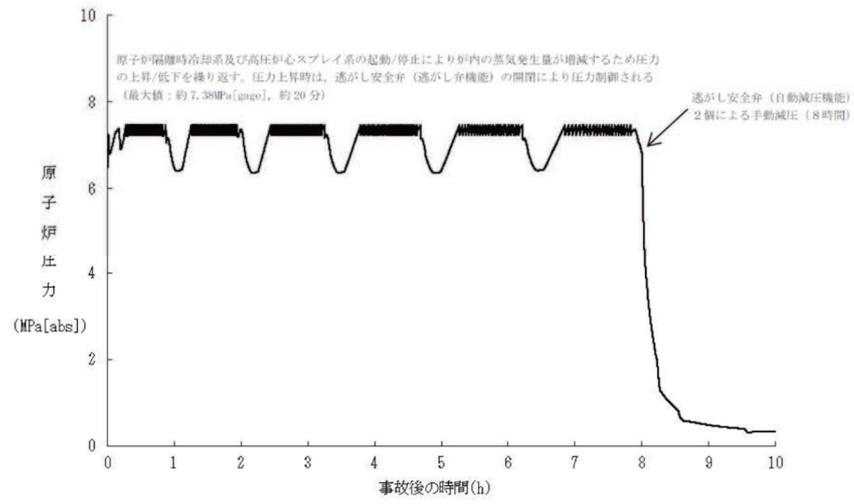


(注水流量の推移)

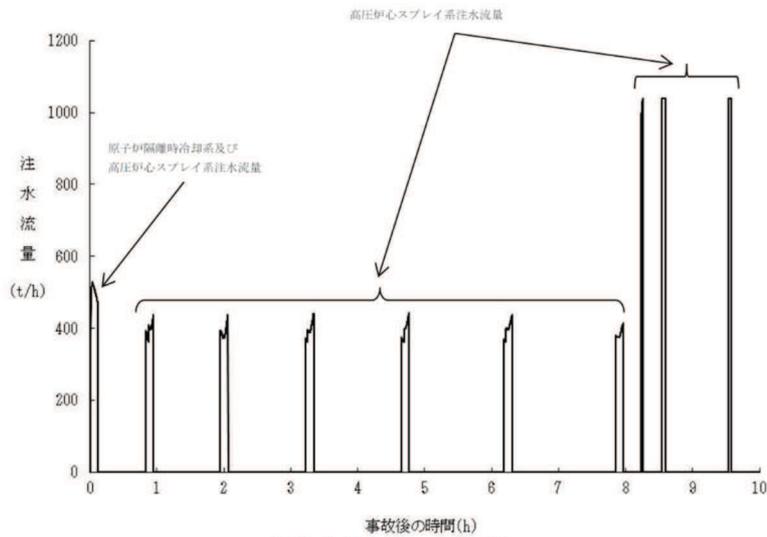


(原子炉水位 (シュラウド内外水位) の推移)

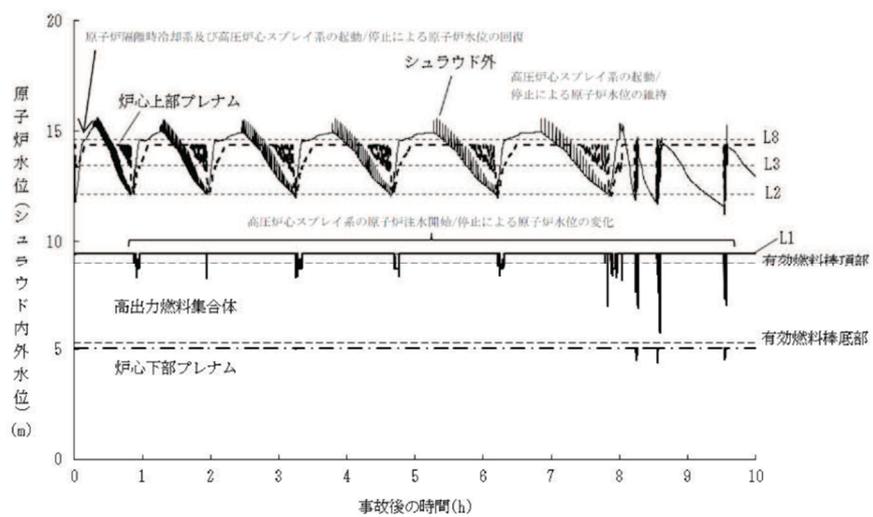
図 5 有効性評価結果における原子炉圧力，低圧炉心スプレイ系並びに残留熱除去系（低圧注水モード）注水流量及び原子炉水位（シュラウド内外水位）の推移（炉心損傷防止対策：高圧注水・減圧機能喪失（TQUX））



(原子炉圧力の推移)



(注水流量の推移)



(原子炉水位 (シユラウド内外水位) の推移)

図 6 有効性評価結果における原子炉圧力，原子炉隔離時冷却系並びに高圧炉心スプレイ系注水流量及び原子炉水位 (シユラウド内外水位) の推移 (炉心損傷防止対策：崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失))

表 1 各事象における原子炉圧力容器圧力の上昇挙動及び
原子炉圧力容器内温度の低下挙動

事故シーケンスグループ等	原子炉圧力容器圧力の上昇挙動	原子炉圧力容器内温度の低下挙動
高圧・低圧注水機能喪失 (高圧代替注水系による注水)	主蒸気隔離弁閉止後, 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 62 分で約 276℃ から約 138℃まで低下
高圧・低圧注水機能喪失 (高圧代替注水系の機能喪失)	主蒸気隔離弁閉止後, 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 8 分で約 289℃か ら約 138℃まで低下
高圧注水・減圧機能喪失	主蒸気隔離弁閉止後, 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 12 分で約 291℃ から約 153℃まで低下
全交流動力電源喪失 (長期 TB)	主蒸気止め弁閉止後, 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 64 分で約 289℃ から約 138℃まで低下
全交流動力電源喪失 (TBD)	主蒸気止め弁閉止後, 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 52 分で約 291℃ から約 142℃まで低下
全交流動力電源喪失 (TBU)	主蒸気止め弁閉止後, 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 60 分で約 289℃ から約 141℃まで低下
全交流動力電源喪失 (TBP)	主蒸気止め弁閉止後, 約 3 秒で約 6.63MPa[gage]から約 7.47MPa[gage]まで上昇	約 292℃まで上昇後, 約 157 分で約 138℃まで低下
崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	主蒸気隔離弁閉止後, 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 55 分で約 290℃ から約 138℃まで低下
崩壊熱除去機能喪失 (残留熱除去系機能喪失)	主蒸気隔離弁閉止後, 約 23 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.17MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 94 分で約 285℃ から約 138℃まで低下
原子炉停止機能喪失	設計熱サイクルで想定している「過 大圧力」の圧力を超えるが, 飽和蒸 気線図上で変化するため, 破壊靱性 上厳しい運転条件である低温高圧 の運転状態となることはない。	主蒸気隔離弁閉止後, 約 11 秒で約 286℃から約 307℃まで上昇
LOCA 時注水機能喪失 (中小破断)	主蒸気隔離弁閉止後, 約 32 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.39MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 9 分で約 290℃か ら約 138℃まで低下
格納容器バイパス (インターフェイスシステ ム LOCA)	主蒸気隔離弁閉止後, 約 35 秒で約 6.39MPa[gage]から約 7.38MPa[gage]まで上昇	原子炉減圧後, 約 10 分で約 257℃ から約 148℃まで低下
雰囲気圧力・温度による静 的負荷(格納容器過圧・過 温破損)	原子炉冷却材喪失後, 原子炉圧力容器が低圧となる事象 であり, 評価不要	原子炉冷却材喪失後, 約 15 秒で約 133℃から約 131℃まで低下
水素燃焼		
過大圧力		—
原子炉冷却材喪失	—	

注記* : 参考資料 7 参照

ハルデン炉での材料照射試験における照射温度補正の影響について

1. はじめに

原子力規制委員会の第50回技術情報検討会（2021年10月14日）の資料50-4「ノルウェーエネルギー技術研究所ハルデン炉における問題とその影響（案）」において、ハルデン炉で実施した照射試験での温度変更の影響について報告されていることから、関連温度移行量予測式への影響を確認した。

2. 関連温度移行量予測式への影響について

ハルデン炉で実施した照射試験の温度変更について、該当する試験のデータは、J E A C 4 2 0 1 - 2 0 0 7 [2013年追補版]の関連温度移行量予測式の策定に用いられている。

J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 附属書 A の A-3220 より、原子炉圧力容器に欠陥を想定した場合、欠陥に発生する応力拡大係数 K_I が、静的破壊靱性値 K_{IC} を満足する（下回る）必要がある。添付書類「VI-1-2-2 原子炉圧力容器の脆性破壊防止に関する説明書」（以下「説明書」という。）では応力拡大係数 K_I 及び耐圧・漏えい試験の温度（54℃）より、関連温度 $R T_{NDT}$ の要求値を求め、以下の式のように $R T_{NDT}$ の実測値がこれを満足する（下回る）ことを確認している。（図1参照）

$$R T_{NDT} \text{ 要求値} > R T_{NDT} \text{ 実測値}$$

なお、 K_I が K_{IC} を超えない $R T_{NDT}$ の最大値として、関連温度の要求値を定義すると以下の式により求められる。

$$R T_{NDT} \leq T - \frac{1}{0.036} \ln \left(\frac{K_I^{-36.48}}{22.78} \right)$$

原子炉圧力容器に対する供用期間中の耐圧・漏えい試験及び運転条件の制限において、J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 の FB-4100(2)の規定により炉心領域材料の中性子照射の影響を考慮する必要があるため、対象となる部位の材料については、関連温度移行量を踏まえた評価を行っている。

女川原子力発電所第2号機原子炉圧力容器においては、炉心領域材料（胴板3及び胴板4）が対象である。炉心領域材料（胴板3及び胴板4）は中性子照射の影響（関連温度の移行量）を考慮する必要があるため、 $R T_{NDT}$ 実測値に $\Delta R T_{NDT}$ 予測値を考慮し、J

EAC4201-2007 [2013年追補版] 附属書BのB-2100により以下を満足する必要がある。

$$RT_{NDT} \text{要求値} > RT_{NDT} \text{実測値} + \Delta RT_{NDT} \text{予測値}$$

上記に示す RT_{NDT} 要求値は中性子照射の照射影響を考慮しない場合であるため、中性子照射の影響を考慮する RT_{NDT} 要求値を以下の式の左辺のようにする。

$$RT_{NDT} \text{要求値} - \Delta RT_{NDT} \text{予測値} > RT_{NDT} \text{実測値}$$

中性子照射の照射影響を考慮する RT_{NDT} 要求値は上式より、 $31.8 - 25.4 = 6.4^{\circ}\text{C}$ と算出される。ここで、 ΔRT_{NDT} 予測値はJ E A C 4 2 0 1 - 2 0 0 7 [2 0 1 3 年追補版] 附属書BのB-2100②に基づいて以下の式により算出する。

$$\begin{aligned} \Delta RT_{NDT} \text{予測値} &= \Delta RT_{NDT} \text{計算値} + M_R \\ &= 3.4 + 22 = 25.4^{\circ}\text{C} \end{aligned}$$

ここで、

ΔRT_{NDT} 計算値：J E A C 4 2 0 1 - 2 0 0 7 [2 0 1 3 年追補版] 附属書BのB-2100②に規定される手順により、附属書表 B-2100-2 を用いて計算する、関連温度の移行量の計算値($^{\circ}\text{C}$)であり、女川原子力発電所第2号機の炉心領域材料(胴板3及び胴板4)においては表2の諸元を用いて 3.4°C となる。

M_R ：J E A C 4 2 0 1 - 2 0 0 7 [2 0 1 3 年追補版] 附属書BのB-2100③に規定されるマージン $22(^{\circ}\text{C})$

ハルデン炉で実施した照射試験の温度変更の影響は ΔRT_{NDT} 予測値(ΔRT_{NDT} 計算値及び M_R)に生じる可能性があるが、日本原子力研究開発機構による技術的な影響評価の結果を踏まえると、予測式策定に用いられた371個のデータ(ハルデン炉照射材料以外のデータを含む)のうち、1個が約 3°C (ΔT_{r30} の絶対値と比較して約2%)、4個が $0.1 \sim 0.2^{\circ}\text{C}$ (約0.1%)変化する程度の影響であり、関連温度移行量予測式への影響が非常に小さいと推定されることが報告されている。したがって、関連温度要求値のうち、関連温度の移行量への影響も同様に非常に小さいと推定できる。

女川原子力発電所第2号機の炉心領域材料(胴板3及び胴板4)の関連温度の要求値は、表1に記載の通り、関連温度の移行量を考慮して 6.4°C としており、関連温度の実測値は -40°C であることから、 46.4°C の裕度がある。そのため、ハルデン炉での材料照射

試験における照射温度補正の影響は非常に小さいと想定されていることから、健全性評価に影響を与えるものではない。

表 1 応力拡大係数及び関連温度の要求値の計算結果（胴板 3 及び胴板 4）

耐圧試験（最高使用圧力以下） $T = 54^{\circ}\text{C}$ $a = t / 4$

名称	材料	K_I ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	関連温度 ($^{\circ}\text{C}$)	
			要求値	実測値
胴板 3	SFVQ1A	87.1	6.4*	-40
胴板 4	SFVQ1A	87.1	6.4*	-40

注記*：中性子照射による関連温度の移行量を考慮した値。

表 2 国内脆化予測法の適用範囲及び評価対象の諸元

項目	適用範囲 (J E A C 4 2 0 1)	評価対象の諸元
材料の Cu 含有量 (mass%)	0.25 以下	0.04 *1
材料の Ni 含有量 (mass%)	0.5~1.1	<input type="text"/> *1
材料の P 含有量 (mass%)	0.025 以下	<input type="text"/> *1
中性子照射量 (n/cm^2 , $E > 1\text{MeV}$)	$1.0 \times 10^{17} \sim 1.2 \times 10^{20}$	1.22×10^{18}
中性子束 ($\text{n}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}$, $E > 1\text{MeV}$)	$1 \times 10^7 \sim 1 \times 10^{12}$	9.62×10^8
公称照射温度 ($^{\circ}\text{C}$)	270~290	<input type="text"/> *2

注記*1：材料調達時における試験による実測値

*2：ダウンカマの原子炉冷却材温度の公称値

[原子炉圧力容器の材料データ]

[設計過渡条件(耐圧・漏えい試験)]

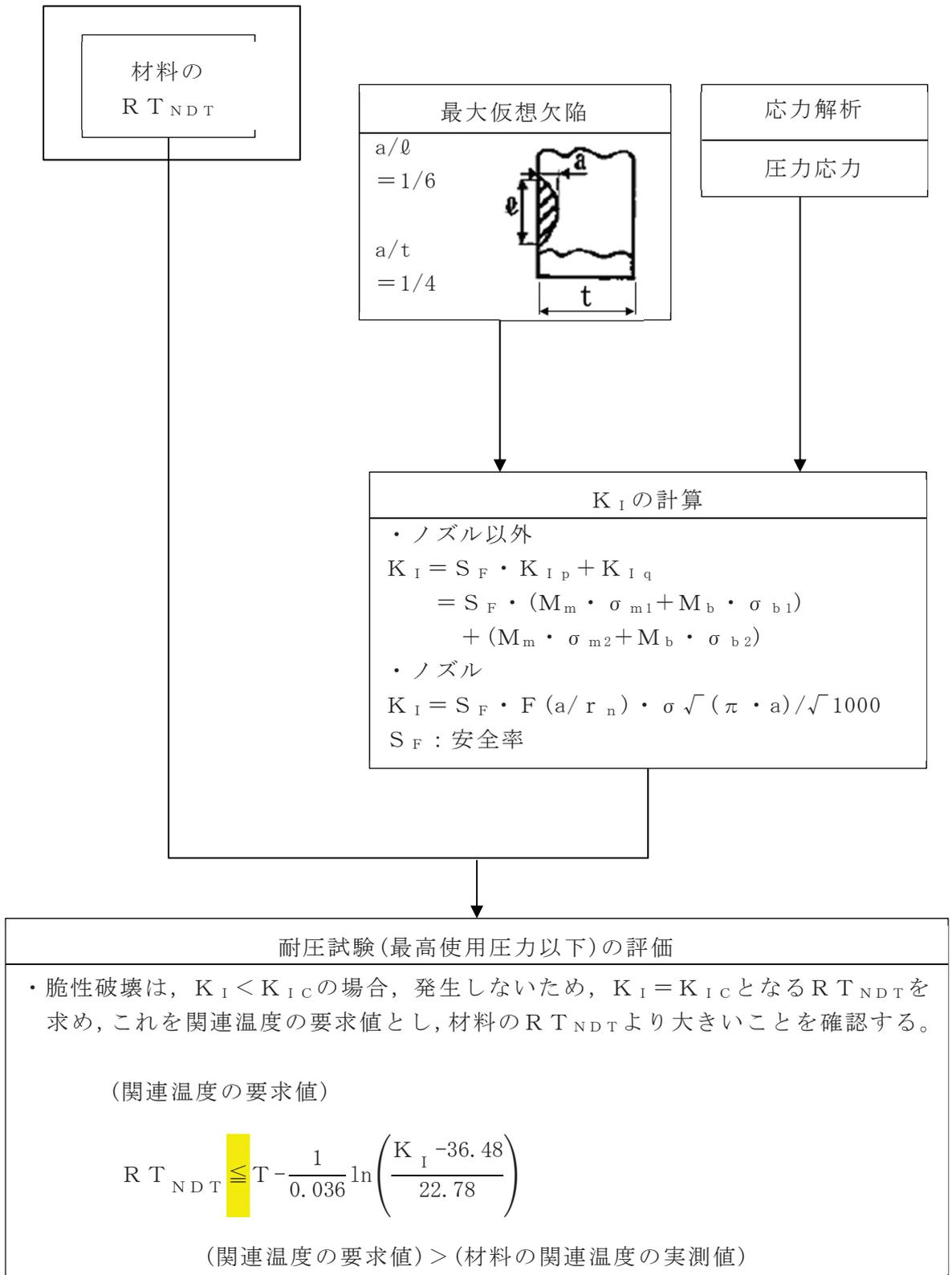


図1 原子炉圧力容器材料の脆性破壊防止の評価の流れ

3. PTS 評価におけるハルデン炉の材料照射試験による温度影響について

参考資料 8 の図 4 において、 K_{IC} は供用期間中 (48EFPY) の中性子照射により高温側に移行するが、十分に裕度を有することから、ハルデン炉の関連温度移行量予測式への影響は非常に小さく、PTS 評価が不要であることは変わらないと考える。

4. 結論

原子炉圧力容器の材料に対して、J E A C 4 2 0 6 第 2 章クラス 1 機器の規定により破壊靱性の評価を必要とされる箇所について、J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 の FB-4000 並びに附属書 A 及び附属書 F により関連温度を決定する必要のある箇所については耐圧・漏えい試験時の関連温度の要求値を示し、J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 の FB-2100 により求めた関連温度が要求値を満足することを確認している。この評価の中で、J E A C 4 2 0 6 - 2 0 0 7 の FB-4100 の規定により炉心領域材料の中性子照射の影響を考慮する必要があるが、女川原子力発電所第 2 号機においては、炉心領域材料 (胴板 3 及び胴板 4) の関連温度の実測値が -40°C であるのに対し、要求値 6.4°C であるため、 46.4°C の裕度を有している。

ハルデン炉で実施した照射試験の温度変更の影響について、日本原子力研究開発機構による技術的な影響評価の結果を踏まえると、関連温度移行量予測式への影響が非常に小さいと推定されることが報告されており、関連温度要求値のうち、関連温度の移行量予測値への影響も同様に非常に小さいと推定できる。

以上より、ハルデン炉での材料照射試験における照射温度補正の要求値への影響は非常に小さいと推定されること、炉心領域材料 (胴板 3 及び胴板 4) の関連温度の実測値は要求値に対して十分な裕度があることから、ハルデン炉での材料照射試験における照射温度の変更は、健全性評価に影響を与えるものではない。なお、参考資料 8 の PTS 評価においても、ハルデン炉の関連温度移行量予測式への影響は非常に小さく、PTS 評価が不要であることは変わらないと考える。