

原子炉格納容器限界温度・圧力に関する評価結果

目 次

	頁
(本文)	
1. 評価の概要	
(1) はじめに	1
(2) 限界温度・圧力の評価	2
(3) 健全性確認	2
(4) 結論	23
別添－1 福島第一原子力発電所事故時の格納容器温度・圧力の挙動	
別添－2 格納容器限界温度・圧力に関する海外知見について	
別添－3 原子炉格納容器バウンダリにおけるシール材の変更について	
(添付資料)	
1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）	
1.1 評価方針	1-1
1.2 評価	1-1
1.3 評価結果	1-3
2. 原子炉格納容器本体（ライナ部）	
2.1 評価方針	2-1
2.2 評価	2-1
2.3 評価結果	2-3
3. トップヘッドフランジ	
3.1 評価方針	3-1
3.2 評価結果	3-4
(1) 本体の耐圧	3-4
(2) フランジ固定部の強度	3-11
(3) ガasketの健全性	3-13
3.3 評価まとめ	3-23
4. ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）	
4.1 評価方針	4-1
4.2 評価結果	4-3

(1) 本体の耐圧	4-3
(2) フランジの固定部の強度	4-21
(3) ガasketの健全性	4-23
4.3 評価まとめ	4-33
5. エアロック	
5.1 評価方針	5-1
5.2 評価結果	5-4
(1) 本体の耐圧	5-4
(2) ガasketの健全性	5-20
6. 配管貫通部	
6-1 配管貫通部（貫通配管）	
6-1.1 評価方針	6-1
6-1.2 評価	6-1
6-1.3 評価結果	6-4
添付 6-1 原子炉格納容器貫通配管の評価部位の代表性について	6-11
6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板）	
6-2.1 評価方針	6-13
6-2.2 評価	6-14
6-2.2.1 基本板厚計算	
6-2.2.1.1 スリーブ	6-14
6-2.2.1.2 端板	6-15
6-2.2.1.3 閉止板	6-16
6-2.2.2 応力評価	6-17
6-2.3 評価結果	6-23
6-3 配管貫通部（閉止フランジ）	
6-3.1 フランジ部の構造	6-24
6-3.2 評価部位	6-24
6-3.3 評価	6-25
6-3.4 評価結果	6-25
7. 電気配線貫通部	
7.1 評価方針	7-1

7.2 評価	7-7
7.2.1 電気配線貫通部の板厚計算	7-7
7.2.2 電気配線貫通部シール材の評価	7-16
8. 原子炉格納容器隔離弁	
8.1 はじめに	8-1
8.2 不活性ガス系バタフライ弁	
8.2.1 評価方針	8-2
8.2.2 評価結果	8-2
8.3 TIP ボール弁及びページ弁	
8.3.1 評価方針	8-4
8.3.2 評価結果	8-5
添付 8-1 原子炉格納容器隔離弁の抽出について	8-7
添付 8-2 格納容器隔離弁の重大事故環境下における耐性確認試験について	8-8
別紙-1 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト	
別紙-2 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト	
別紙-3 トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について	
別紙-4 改良E PDMシール材の試験について	
別紙-5 バックアップシール材の試験について	
別紙-6 一次+二次応力の評価について	
別紙-7 ライナの不連続部の評価について	
別紙-8 格納容器貫通部における楕円変形の影響について	
別紙-9 モデル化している各部位の耐震性について	
別紙-10 フランジ開口に対するシール材の復元特性について	
別紙-11 実機フランジモデル試験の概要について	
別紙-12 NUPEC 解析モデルの当社プラントへの適用性について	
別紙-13 SA 時の S/C 構造評価における水力学的動荷重の影響について	
別紙-14 限界温度・圧力に対する評価対象部位の裕度について	
別紙-15 配管貫通部の代表性について	
別紙-16 バックアップシール材塗布による設計影響について	
別紙-17 TIP ページ弁への改良シール部材適用について	
別紙-18 200℃, 2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について	
別紙-19 経年劣化を考慮したシール機能について	

1. 評価の概要

(1) はじめに

柏崎刈羽原子力発電所6、7号炉の重大事故等対策の有効性評価において、原子炉格納容器の限界温度・圧力をそれぞれ200℃、2Pd（0.62MPa、Pd：最高使用圧力（0.31MPa））として評価している。以下にその根拠と妥当性を示す。

表-1.1 原子炉格納容器の設計条件と限界温度・圧力の比較

	設計仕様 (最高使用温度・圧力)	有効性評価で使用する 限界温度・圧力
温度	171℃*1	200℃
圧力	310kPa (1Pd) {3.16kgf/cm ² }	620kPa (2Pd)

*1：ドライウエルの最高使用温度を示す。サプレッション・チェンバの最高使用温度は104℃である。

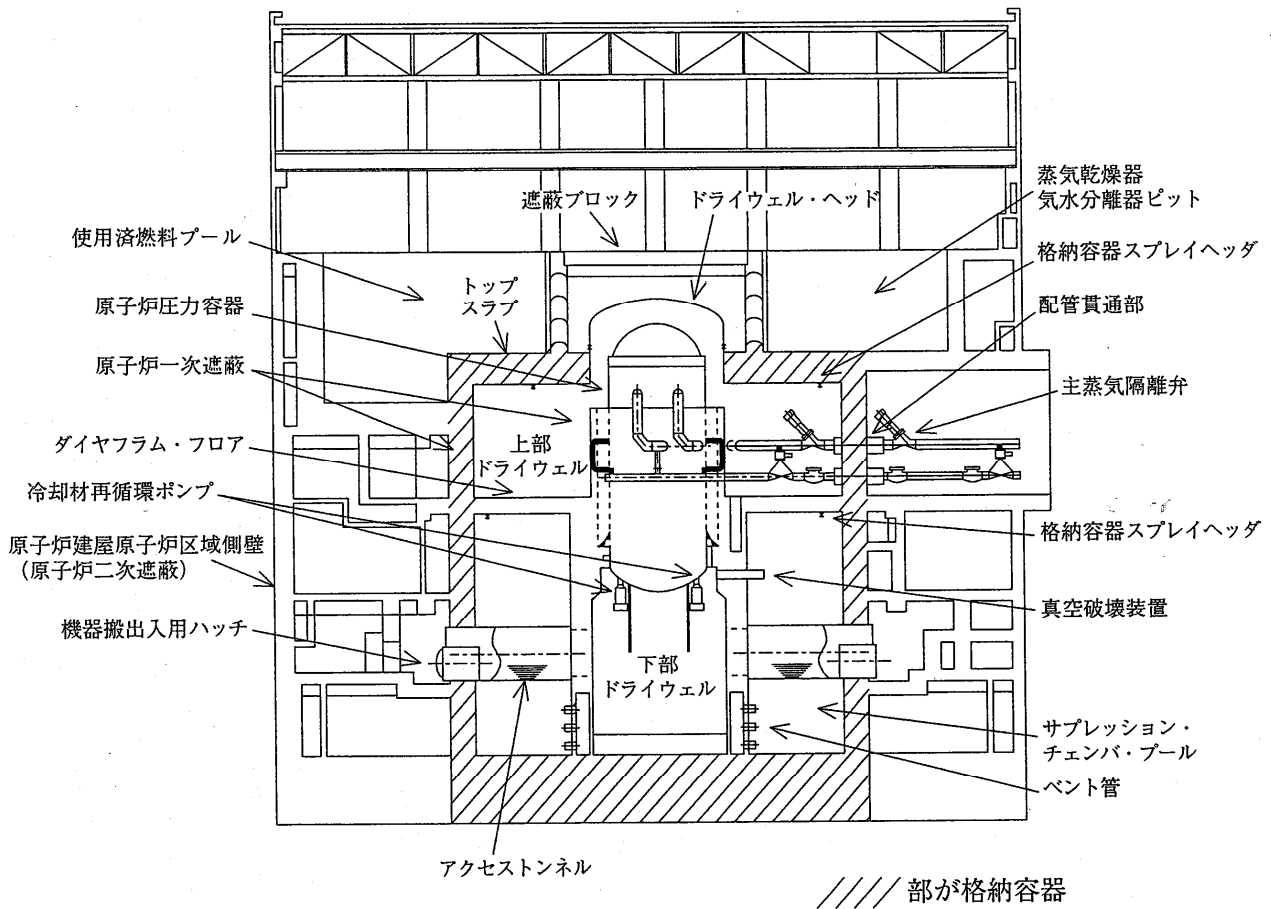


図-1.1 原子炉格納容器全体図

(2) 限界温度・圧力の評価

原子炉格納容器の限界温度・圧力については、重大事故時条件下において、原子炉格納容器の機能である放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを条件として設定する。放射性物質の閉じ込め機能を確保するためには、原子炉格納容器バウンダリを構成する機器である格納容器本体、ハッチ類、貫通部、隔離弁等が、重大事故時条件下において著しい損傷が生じることなく、気密性を確保することが必要である。

重大事故時条件下の格納容器閉じ込め機能については、これまでに実施した電力会社等による共同研究（以下「電共研」という。）や、当時の（財）原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）による「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）」の研究成果を踏まえた評価等に加え、福島事故では格納容器の閉じ込め機能が喪失し、放射性物質の放出につながった可能性が高いことから、これまでの福島事故の分析、評価によって得られている知見を考慮して、格納容器バウンダリを構成する機器の機能が健全に維持できることが確認できる条件を設定する。

これらを踏まえ、有効性評価における重大事故時の原子炉格納容器の限界温度・圧力をそれぞれ 200℃、2Pd と設定していることに対し、上記に示す電共研や NUPEC の研究成果、解析評価、および、福島事故の知見等により妥当性を確認するものである。

(3) 健全性確認

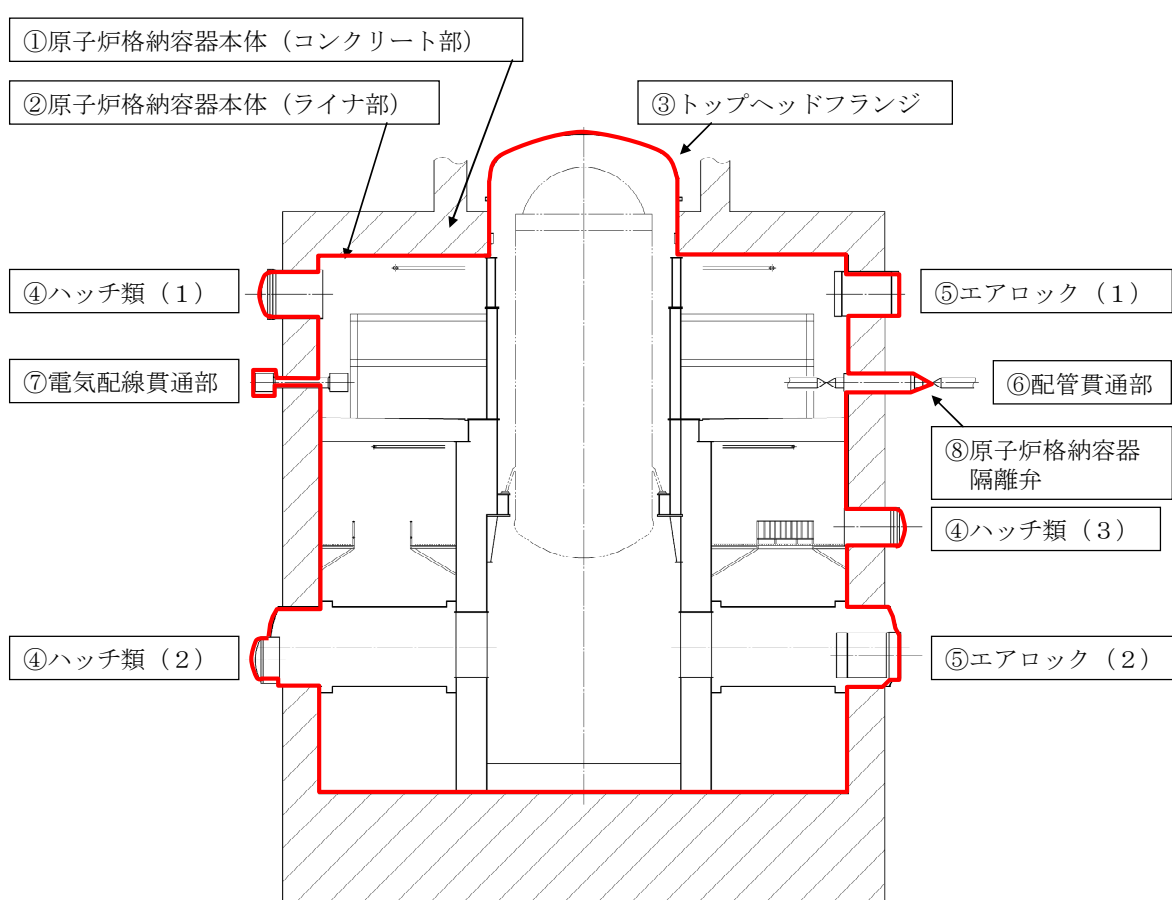
a. 評価対象

放射性物質の閉じ込め機能を確保するためには、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器本体及び開口部等の構造健全性を確認する必要がある。

さらに、福島第一原子力発電所事故において、格納容器からの漏えい要因の一つとして推定している原子炉格納容器に設置されるトップヘッドフランジ部、ハッチフランジ部、電気配線貫通部等のシール部についても、200℃、2Pd の環境下での機能維持を確認する必要がある。

このことから原子炉格納容器本体の他に、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器の変位荷重等の影響により、構造上、リークパスになる可能性がある開口部及び貫通部の構成品、また、ガスケットの劣化及びシート部の変形に伴いリークパスになる可能性があるシール部が評価対象となり、以下の原子炉格納容器バウンダリ構成部を評価する。なお、図-1.2 に原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要を示す。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
- ③トップヘッドフランジ
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
- ⑤エアロック
- ⑥配管貫通部（貫通配管、スリーブ、端板、閉止フランジ、閉止板）
- ⑦電気配線貫通部
- ⑧原子炉格納容器隔離弁



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

- ハッチ類（１） 上部ドライウエル機器搬入用ハッチ
- ハッチ類（２） 下部ドライウエル機器搬入用ハッチ
- ハッチ類（３） サプレッション・チェンバ出入口
- エアロック（１） 上部ドライウエル所員用エアロック
- エアロック（２） 下部ドライウエル所員用エアロック

図-1.2 原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要図

b. 機能喪失要因

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備の重大事故時における放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因（以下、「機能喪失要因」という。）として、原子炉格納容器内の温度、内圧条件や原子炉格納容器本体の変形に伴う、以下の要因が想定される。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
曲げせん断破壊
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
延性破壊
- ③トップヘッドフランジ
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑤エアロック
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑥配管貫通部
 - ・ 貫通配管
延性破壊
 - ・ スリーブ
延性破壊
 - ・ 端板
延性破壊
 - ・ 閉止板
延性破壊
 - ・ 閉止フランジ
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑦電気配線貫通部
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑧原子炉格納容器隔離弁
延性破壊、高温劣化（シール部）

c. 評価方法

構造健全性及びシール部の機能維持について、各設備に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定し、以下のいずれかの方法により評価し、200℃、2Pd の環境下での健全性及び機能維持を確認する。

- (a) 自社研，電共研，NUPEC での試験結果等による評価
- (b) 設計・建設規格又は既工事計画認可申請書等に準拠した評価
- (c) 設計・建設規格の準用等による評価

評価方法による評価対象機器の分類を図-1.3 及び表-1.2 に示す。

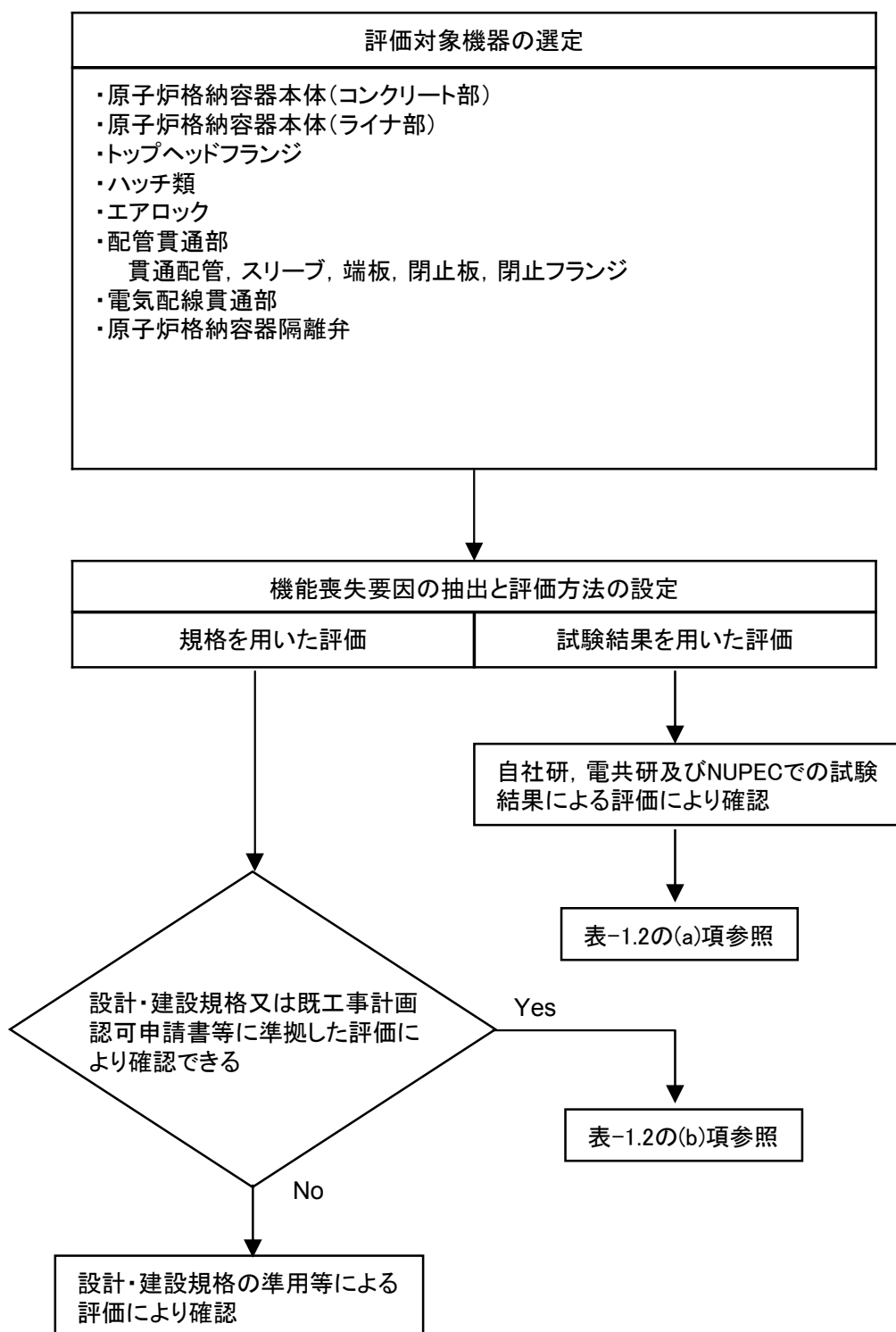


図-1.3 評価方法による評価対象機器の分類

表-1.2 評価対象機器の分類及び評価内容

評価対象部位		想定される機能喪失要因	評価手法	評価方法の概要	判定基準
①	原子炉格納容器本体 (コンクリート部)	曲げせん断破壊	(a)	NUPEC で実施された有限要素法を用いた弾塑性解析により、200℃条件下で、コンクリート部の内圧に対する耐圧性状を確認	2Pd を上回ること
②	原子炉格納容器本体 (ライナ部)	延性破壊	(a)	NUPEC で実施された有限要素法を用いた歪み評価をもとに、ライナ部破損圧力を評価	2Pd を上回ること
③	トップヘッドフランジ	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
			(a)	NUPEC で実施された 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価	2Pd を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
④	ハッチ類 (機器搬入用ハッチ等)	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
			(a)	NUPEC で実施されたハッチモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価	2Pd を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑤	エアロック	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑥	配管貫通部 (貫通配管)	延性破壊	(b)	代表配管について、原子炉格納容器変位に伴う曲げ荷重の作用による強度評価を、設計・建設規格 PPC-3530 に準拠し、既工事計画認可申請書で実績ある手法で評価を実施	PPC-3530 に規定される 1 次、2 次応力の制限値を満足する
	配管貫通部 (スリーブ、端板、閉止板、閉止フランジ)	延性破壊	(b)	代表配管について、設計・建設規格 PVE-3410, 3610 に準拠し、必要板厚を算定	設計上の必要板厚を上回ること
	配管貫通部 (閉止フランジ)	変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑦	電気配線貫通部	延性破壊	(b)	代表貫通部について、設計・建設規格 PVE-3230 に準拠し、必要板厚を算定	設計上の必要板厚を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	電共研、NUPEC で実施された電気配線貫通部のモデル試験体を用いた気密性能確認結果に基づき限界圧力・温度を評価	2Pd, 200℃を上回ること
⑧	原子炉格納容器隔離弁	変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部について試験結果に基づき評価	シール部が健全であること

d. 評価結果の概要

①原子炉格納容器本体（コンクリート部）

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで健全性を確認する。

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により限界の内圧を確認している。この結果から、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の破損は 200℃条件下において 4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられるため、限界温度・圧力である 200℃、2Pd での構造健全性を確認した。

②原子炉格納容器本体（ライナ部）

原子炉格納容器本体（ライナ部）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

したがって、原子炉格納容器本体（ライナ部）の機能喪失要因は、高温状態での内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

一方、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの原子炉格納容器を対象に有限要素法によるひずみ評価が実施されており、これを用いて柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉での原子炉格納容器の局所の健全性を確認する。

この有限要素法による評価では、代表プラントの RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた「下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍（RCCV 脚部含む）」、「上部ドライウェル開口近傍隅角部」を局所評価点として選定した。このライナ部破損評価にあたり、同様のライナ構造を有する PCCV 試験結果に基づく、多軸応力場での三軸度 TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った判断評価基準を適用した結果、重大事故時のライナ部の破損に対する限界圧力は 2Pd 以上あることを確認した。

③トップヘッドフランジ

トップヘッドフランジは、原子炉格納容器の上蓋フランジであり、締付ボルトで固定される構造である。また、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、原子炉格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

トップヘッドフランジの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

トップヘッドフランジは原子炉格納容器の貫通口の中で内径が最も大きいことから、原子炉格納容器膨張によるトップスラブ部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

・本体

トップヘッドフランジにおける構造健全性評価として、ドライウェル上鏡の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部について一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するトップヘッドフランジ部の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、トップヘッドフランジに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物

質の閉じ込め機能)を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m , P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定(原子炉冷却材喪失事故を想定)に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、ドライウエル上鏡については重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証事業)(平成 2 年度～平成 14 年度)において、代表プラントの鋼製格納容器をモデル化した 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は約 4.6MPa であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。この 1/10 スケールモデル試験体は Mark-II 改良型の上鏡を想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型の上鏡と RCCV の上鏡の基本的な構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、限界圧力 $2Pd$ 環境下で構造健全性を有していることを確認した。

・シール機能

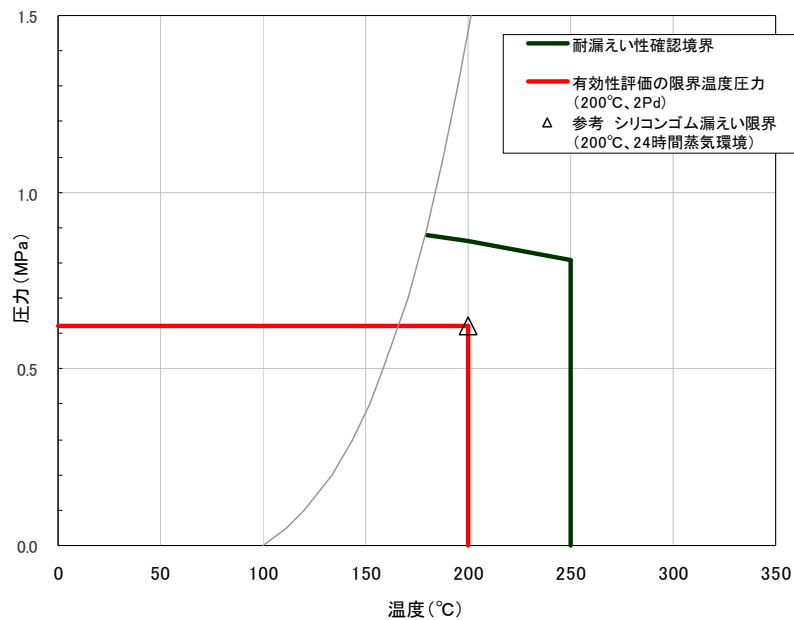
・フランジ固定部の強度

トップヘッドフランジのシール機能維持については、過去に電共研でドライウエル上鏡を模擬した上鏡モデル試験を行っており、トップヘッドフランジ部の圧力とフランジ開口量との関係を測定している。格納容器圧力 $2Pd$ の状態でフランジ面間に発生する最大の隙間を弾塑性大変形解析で評価したところ、上鏡モデル試験結果で漏えいが無いとされる隙間以下であることを確認した。なお、上鏡モデル試験体は鋼製格納容器(Mark-II 改良型)を想定して試験が行われたものであるが、RCCV の上鏡についても基本構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、適用可能であると考えている。

・シール材

シール材（ガスケット）には、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良EPDMのシール材に変更する。本評価では、改良EPDMについて事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能を評価した。その結果、200℃、2Pdの環境下において、少なくとも7日間の健全性が確保されることを確認した。なお、更なる安全性の向上のため、高温蒸気曝露で劣化が進む特性を持つシール材を補強するために、さらに高温蒸気に耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確保する。

以上の評価結果から、トップヘッドフランジの耐性は、シール材の耐力が支配的となる。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており（別添-1参照）、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化した改良EPDM製シール材を用いることにより、機能を向上させる。上記の評価におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-1.4に示す。



<圧力-温度線図記載条件>

- ・トップヘッドフランジに採用する改良EPDMの高温劣化特性を考慮
- ・有効性評価で確認している7日間の劣化を考慮
- ・シリコンゴム（参考）については、200℃で24時間（1日）の劣化を考慮

図-1.4 シール材の機能確保に関する評価線図（トップヘッドフランジ）

本線図では、温度・圧力が低下するほど、漏えい、破損に対する裕度が増加することを示しており、有効性評価に用いている格納容器の限界温度・圧力の条件である200℃、2Pd（最高使用圧力の2倍：0.62 MPa）は、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であると考えられる。

なお、上記のような構造健全性確保の考え方は、米国の原子力事業者が実施している格納容器の健全性評価と同様の手法であり、妥当性を有するものであると考える（別添-2参照）。

以上のことから、トップヘッドフランジについて、原子炉格納容器の限界温度・圧力の200℃、2Pdは、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であり、妥当である。

④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）

ハッチ類は、フランジ付きの胴板が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

ハッチ類の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である200℃、2Pdを考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも口径が大きいことから、原子炉格納容器膨張によるシェル部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、下記のとおり200℃、2Pdの環境下での健全性を確認した。

・本体

ハッチ類における構造健全性評価として、上部ドライウエル機器搬入用ハッチ、下部ドライウエル機器搬入用ハッチ、サプレッション・チェンバ出入口の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに、国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する部位の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su$ (=Su) と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は 19.5kg/cm^2 （約 6.0Pd）であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。このハッチモデル試験体は Mark-II 改良型のハッチを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型のハッチと RCCV のハッチの基本的な構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉とのハッチ形状の違いを考慮したとしても、限界圧力 2Pd 環境下で構造健全性を有していることを確認した。

- ・シール機能

- ・フランジ固定部

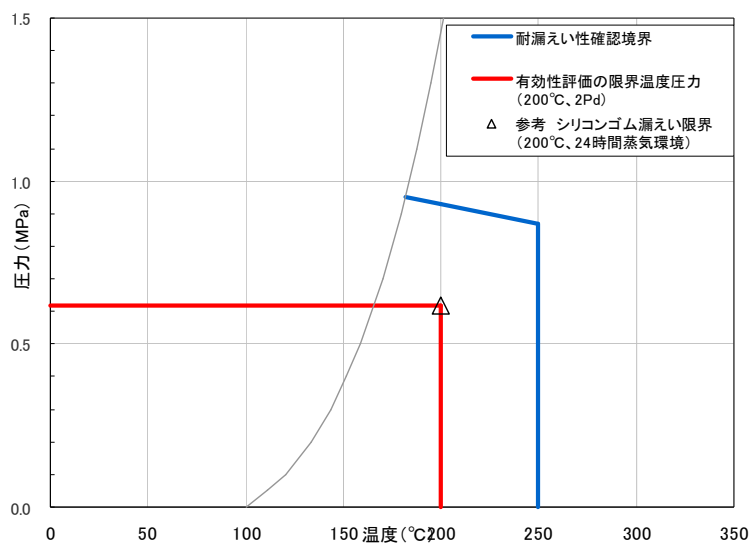
ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも内径が大きいことから、原子炉格納容器内圧により発生する原子炉格納容器シェル部の歪に伴う強制変位が顕著に作用する。

ハッチ類のシール機能維持については、過去に NUPEC でハッチ類を模擬したハッチモデル試験を行っており、ハッチフランジ部の圧力とフランジ開口量の関係を測定している。この測定結果は常温試験によるものであるが、高温環境下（200℃）による剛性の低下を考慮しても、フランジ開口が許容開口量（ガスケットが健全の場合）に達する圧力は約 2.5Pd であり、限界圧力 2Pd におけるシール機能の健全性を確認した。なお、ハッチモデル試験体は鋼製格納容器（Mark-II 改良型）を想定し、シリコンゴムのガスケットを用いて試験が行われたものであるが、RCCV のハッチについても基本構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、適用可能であると考えている。

- ・シール材

シール材（ガスケット）には、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良 E P D M のシール材に変更する。本評価では、改良 E P D M について事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能の評価した。その結果、200℃、2Pd の環境下において、少なくとも 7 日間の健全性が確保されることを確認した。なお、更なる安全性の向上のため、高温環境下で劣化が進む特性を持つシール材を補強するために、さらに高温環境下で耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確保する。

以上の評価結果から、ハッチ類の耐性は、シール材の耐力が支配的となる。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており（別添-1 参照）、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化した改良 E P D M 製シール材を用いることにより、機能を向上させる。上記の評価におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-1.5 に示す。



<圧力-温度線図記載条件>

- ・ハッチ類に採用する改良 EPDM の高温劣化特性を考慮
- ・有効性評価で確認している 7 日間の劣化を考慮
- ・シリコンゴム (参考) については、200°C で 24 時間 (1 日) の劣化を考慮

図-1.5 シール材の機能確保に関する評価線図 (機器搬入用ハッチ)

本線図では、温度・圧力が低下するほど、漏えい、破損に対する裕度が増加することを示しており、有効性評価に用いている格納容器の限界温度・圧力の条件である200°C、2Pd (最高使用圧力の2倍: 0.62 MPa) は、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であると考えます。

なお、上記のような構造健全性確保の考え方は、米国の原子力事業者が実施している格納容器の健全性評価と同様の手法であり、妥当性を有するものであると考える (別添-2参照)。

以上のことから、ハッチ類について、原子炉格納容器の限界温度・圧力の200°C、2Pdは、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であり、妥当である。

⑤エアロック

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定されており、円筒胴の両端に平板 (隔壁) を溶接し、人が出入りできる開口部を設けている。この開口部に枠板 (隔壁) を溶接し、枠板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。枠板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。なお、トップヘッドフランジやハッチ類と異なり、原子炉格納容器過圧時はエアロック扉が支持部に押しつけられる構造となっているため、扉板が開くことはない。

また、扉には均圧弁に繋がる配管や扉開閉ハンドル軸等が貫通しており、均

圧弁及び扉開閉ハンドル貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けることによる、過度な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

・本体

エアロックにおける構造健全性評価として、上部ドライウェル所員用エアロック、下部ドライウェル所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位（扉、隔壁、円筒胴）を評価対象として一次応力評価を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割り下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する 200℃、2Pd の環境下でのエアロックの構造健全性を確認するものであるため、上記割り下げ率を 1.0 とした評価を行う。すなわち、エアロックに発生する応力が、設計引張強さ（Su）以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説図 PVB-3111-5 に示すように、供用状態 D の P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり（設計・建設規格 解説 PVB-3111）、エアロックの限界温度及び限界圧力の状態は、供用状態 D をはるかに超えた事象であり、許容圧力を算出する際に P_L+P_b の許容値として設計引張強さ（但し、限界温度における設計引張強さ）を適用することは妥当であり、許容値を設計引張強さ（Su）とする。

さらに、エアロックの構造健全性確認として、限界温度・圧力における上

部ドライウェル所員用エアロック及び下部ドライウェルアクセストンネル（所員用エアロック付）の基本板圧計算を設計・建設規格 PVE-3321 に基づき実施し、いずれも呼び厚さが計算上の必要厚さを上回ることを確認した。

・シール機能

・扉

エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価した。

扉に用いられているシール材は、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良 EPDM のシール材に変更する。本評価では、改良 EPDM について事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能を評価した。その結果、200℃、2Pd の環境下において、少なくとも 7 日間の健全性が確保されることを確認した。

・シール材

扉のシリコンゴムのガスケット以外にエアロックの扉板貫通部に使用しているシール材は以下の通りである。

(6 号炉)

①ハンドル軸貫通部 Oリング・・・ふっ素ゴム

②均圧弁・・・ふっ素樹脂

(7 号炉)

①ハンドル軸貫通部 Oリング・・・ふっ素ゴム

②均圧弁・・・ふっ素樹脂

ハンドル軸貫通部 Oリングに使われているシール材（ふっ素ゴム）、および、均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられる。

このため、ハンドル軸貫通部 Oリングを、より耐放射線性に優れた改良 EPDM のシール材に変更する。

均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられるため、耐環境性に優れたシール材を適用した均圧弁への改良を行うか、エアロック外扉を貫通

する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材（改良 E P D M）をもつ閉止フランジを取付け、従来品の均圧弁と閉止フランジを合わせることで重大事故環境下における健全性を確保する。

⑥配管貫通部

・貫通配管

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が貫通配管に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器が変形すると考えられることから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えらる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次＋二次応力が制限値を満足することを確認する。

このため、配管に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該配管について 3 次元梁モデルを用いた弾性解析を実施し、設計・建設規格の PPC-3530 に規定される一次＋二次応力の制限値を満足することを確認した。なお、前述の一次＋二次応力の制限値は既工認でも採用しているものである。

・スリーブ

スリーブ本体及び取付部（以下、スリーブ）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

したがって、スリーブ機能喪失要因は、高温状態での内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

ここで、スリーブに発生する応力が大きいと考えられる最大口径の配管貫通部を代表として選定し、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 のとおり、延性破壊評価として一次応力の評価を実施した。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、一次一般膜応力強さは、供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である $2/3Su$ 以下であることも確認した。

以上から、 200°C 、 $2Pd$ の環境下において、スリーブは損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

・ 端板

今回の評価条件である 200°C 、 $2Pd$ を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。一方、 200°C 、 $2Pd$ の環境下では原子炉格納容器が大きく変形することにより貫通配管に原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。

ここで、端板に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 のとおり、延性破壊評価として一次応力の評価を実施した。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び

温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、一次一般膜応力強さは、供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である $2/3Su$ 以下であることも確認した。

・閉止フランジ

今回の評価条件である 200°C 、 $2Pd$ を考慮した場合、閉止フランジについては、耐圧部材の破損、フランジ部の開口の進展による締付ボルトの破損、開口量増加による漏えいが想定される。閉止フランジについては、設計・建設規格に基づきフランジを選定していることから、破損については評価上支配的ではないため、フランジ開口によるシール機能喪失について評価を行い、 200°C 、 $2Pd$ において健全であることを確認した。

また、閉止フランジに用いているシール材（ガスケット）には、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良 EPDM のシール材に変更する。本評価では、改良 EPDM について事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能の評価した。その結果、 200°C 、 $2Pd$ の環境下において、少なくとも 7 日間の健全性が確保されることを確認した。

- ・閉止板

閉止板の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、閉止板には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力（曲げ応力）が生じ、端板の機能喪失要因は延性破壊が想定される。このため、閉止板に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該閉止板の厚さが、200℃、2Pd 環境下において、設計・建設規格PVE-3410 に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認し、閉止板の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

⑦電気配線貫通部

- ・電気配線貫通部本体

電気配線貫通部では、電気配線貫通部のうちスリーブ、アダプタ、ヘッド設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、過度の圧縮力がスリーブ、アダプタ、ヘッドに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。したがって、スリーブ、アダプタ、ヘッドの機能喪失要因は、高温状態での内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。スリーブ、アダプタ、ヘッドが 200℃、2Pd の環境下で外圧・内圧作用による応力が生じた際、最小厚さが JSME の設計・建設規格（PVE-3230）に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認した。

- ・シール材

電気配線貫通部のシール材については、電共研「格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験（昭和 62 年度）」において、実機電気配線貫通部と同等の試験体を用い、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃、約 2.6Pd（約 0.8MPa）とした条件下におけるモジュール部シール材の耐漏えい性を確認している。

また、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、実機電気配線貫通部モジュールと同等のモジュール試験体を用い、シール材からの漏えい限界圧力・温度の把握を行っている。この評価では、最大 3.2Pd（1.0MPa）、約 260℃までの耐漏えい性

を確認している。

さらに、過去の電気配線貫通部の環境試験において、格納容器内を 200℃と模擬した試験において、電気配線貫通部の長期健全性を確認している。

したがって、電気配線貫通部については、有効性確認評価における限界温度・圧力としている 200℃、2Pd 条件下でのシール機能を確認した。

⑧原子炉格納容器隔離弁

原子炉格納容器隔離弁のうちバタフライ弁、移動式炉心内計装 (Traverse Incore Prove、以下 TIP) ボール弁及びパージ弁について、事故環境下でのシール材の損傷 (変形) が想定されるため以下の通り健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pd の環境下では脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。したがって、原子炉格納容器隔離弁のうちバタフライ弁、TIP ボール弁及びパージ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受けることによる過渡な変形 (一次応力) が想定されるため、以下の通り健全性を確認する。

・原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁)

設計・建設規格 (弁の圧力温度基準に基づく評価) に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pd での耐圧性能を有することを確認した。

また、隔離機能 (気密性保持) については、弁体シート部ガasketの耐環境性が支配的であり、今後、バタフライ弁のシート部に改良 EPDM を採用するため、改良 EPDM の環境試験結果を確認し、事故環境下における放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

・原子炉格納容器隔離弁 (TIP ボール弁及びパージ弁)

設計・建設規格 (弁の圧力温度基準に基づく評価) に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pd での耐圧性能を有することを確認した。

また、TIP ボール弁にはフッ素ゴム、フッ素樹脂のシール材が使われている。これらは重大事故環境下の放射線によりシール機能が劣化することが考えられるため、トップヘッドフランジ及び機器搬入用ハッチで採用したものと同様に改良 EPDM 製シール材に変更する。なお、TIP ボール弁の弁座シートについては、均圧弁の改良と同様に耐環境性に優れた PEEK 材が適用可能な見通しが立ったことから、PEEK 材に変更することでも問題ない。

また、TIP パージ弁についてはグランドOリング及び弁ふたシールについては改良E P D M製シール材を採用する。弁座シートについては改良E P D M製シール材またはメタルシールとし、耐環境性を強化するため、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。

なお、上記以外の隔離弁については、以下の理由により 200℃、2Pd の環境下で健全性を有している。

- ・弁箱は各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており（耐圧性能が最小のものでも 1.03MPa）、耐圧上問題になることはない。
- ・弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製のパッキン、ガスケットを有しており、耐熱性上問題となることはない。
- ・弁シート部は全て金属製である。

(4) 結論

柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉の原子炉格納容器本体並びに原子炉格納容器に設置されている開口部（トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック）、原子炉格納容器貫通部（配管貫通部、電気配線貫通部）及び原子炉格納容器隔離弁の構造健全性について、有効性評価における限界温度・圧力として設定する200℃、2Pdの妥当性を評価した。また、開口部、原子炉格納容器貫通部及び原子炉格納容器隔離弁に使用されているシール部についても、同様に限界圧力、温度に対する妥当性を評価した。

その結果、構造健全性については、限界温度・圧力環境下において想定される損傷モードにおける評価では、許容値に対して余裕があることから機器に著しい損傷が生じることなく、放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを確認した。

一方、シール部については、シール材が高温環境下において劣化する特性を有していることを考慮しても、限界温度・圧力環境下において、シール材に耐環境性に優れたE P D M性シール材を用いること（別添-3参照）により、少なくとも7日間の健全性を確保できることを確認した。

以上のことから、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉で設定した原子炉格納容器の限界温度・圧力の200℃、2Pd（最高使用圧力の2倍：0.62 MPa）は、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であり、妥当である。

以 上

福島第一原子力発電所事故時の原子炉格納容器温度・圧力の挙動

これまでに実施した当社の福島第一原子力発電所の事故（以下、「1F 事故」という）の分析では、原子炉格納容器トップヘッドのフランジ部がシール機能を喪失したために、放射性物質の放出につながった可能性が高いと評価している^[1]。事故時には、格納容器内部の圧力が上昇するとフランジ部に開口挙動が生じるが、シール部の気密性が維持されていれば、格納容器外部への放射性物質の漏えいを防止することが可能であったと考えられる。1F 事故以前の格納容器限界温度・圧力に関する研究では、実機フランジ部を模擬した試験や高温高压蒸気環境を想定したシール材性能試験が実施され、当時想定していた事故条件下では健全性が確保できることが確認されていた。一方、1F 事故では、シール材が高温高压条件の蒸気環境下に、長時間さらされることによって劣化し、格納容器の閉じ込め機能を喪失したものと考えられる。

本資料では、福島第一原子力発電所 1～3 号機の挙動のうち、事象の進展中での格納容器の閉じ込め機能喪失のタイミングが比較的明確になっている 1 号機および 2 号機に着目し、格納容器温度・圧力の挙動と格納容器の閉じ込め機能喪失の関係を整理した。1F 事故時の圧力変化の実績（図 1-1、図 3-1 参照）では、実機で観測された圧力データは、従来の研究で健全性が確認されていた最高使用圧力の 2 倍（最高使用圧力 0.427 MPa[gage]）を下回っている。一方、温度データについては、収集された実績データは少ないが、格納容器スプレイなど事故対策設備が十分に機能せず、温度制御が困難であったことから、格納容器内の温度は非常に高い状態にあったと推測される。その結果、格納容器内は高温蒸気環境となり、シリコン製シール材の劣化が時間経過と共に進行したと考えられる。ここで、シール材の劣化は、格納容器の閉じ込め機能維持を評価する観点からは、シール部での上下フランジの圧縮を解放した際の戻り量の程度（圧縮永久ひずみに相当）で表すことができる。通常時において、格納容器トップヘッドのフランジ部はボルトにより締め付けられ閉じているが、格納容器内部圧力が上昇した場合には、上蓋が持ち上がる方向に圧力が作用するため、フランジ部は開口する。この開口は、シール材の機能が健全な場合には、シール材の戻り量（復元力による圧縮の解放）によって開口が埋められるため漏えいは発生しない。しかし、劣化の進行に伴いシール材の戻り量が低下すると、シール材で開口を埋めることができなくなるため、開口部からの漏えいが発生する。

・ 1 号機の状況

図1-1、図1-2に1号機の格納容器圧力と温度の変化を示す。D/W圧力は、3月12日 2時30分頃に0.84 MPa[abs]を計測した後、格納容器のベントに成功するまでの間、0.7 MPa[abs]

～0.8 MPa[abs]程度の範囲の圧力を維持している。事故時に想定される注水による蒸気発生、格納容器温度の上昇等の事象を考慮すると、格納容器圧力は上昇する傾向となると考えられるが、格納容器内部の圧力が緩やかな減少傾向で安定していたことから、この期間において格納容器からの小規模な漏えいが生じていた可能性が考えられる。

格納容器からの過温による漏えいを仮定した3月12日 5時頃の時点では、格納容器温度は300°C付近に到達している。図2は、実機相当のフランジを用いた、高温蒸気環境下でのシリコン製シール材のシール部漏えい試験^[2]の結果であり、蒸気による加圧に対して漏えいが発生した温度・圧力を示している。温度が200°Cを超えると、漏えい発生時の圧力が徐々に低下し、300°Cのような高温条件では、0.5 MPaを下回るレベルの圧力でもシール部が破損し、漏えいが生じている。1号機は、全ての注水機能を喪失したため事故直後から温度が上昇しており、漏えいを仮定した時点では、温度は300°C付近、格納容器圧力は0.8 MPaと高くなっていた。この温度・圧力条件は、前述の試験結果に照らして評価すると、漏えいが発生する条件を超えるものであることから、シール材の高温破損にともなう機能喪失により漏えいに至った可能性が高いと推測される。

・2号機の状況

図3-1、図3-2に2号機の格納容器圧力と温度の変化を示す。事故当初は、蒸気駆動のポンプにより原子炉への注水が行われていたため温度圧力ともに低い状態であったが、ポンプが機能を喪失したと思われる3月13日頃から温度・圧力ともに高い状態が継続した。温度は150°Cから175°C程度と1号機ほど高くはないが、シリコン製シール材にとっては、蒸気環境では厳しい温度域であり、この間にシール材の劣化が進んでいたと考えられる。加えて、3月14日 23時25分には、原子炉圧力容器の損傷に伴って、D/W圧力が0.75 MPa[abs]程度まで上昇している。これらの状況から、2号機は1号機と比較して長い時間をかけてシール材の劣化が進み、3月15日 7時20分に圧力が急激に低下し、閉じ込め機能を喪失したと考えられるまでの間、高い圧力レベルでもシリコン製シール材のシール機能が維持されていたと推測される。

ここで、3月11日から3月18日にかけての1F正門付近における敷地内空間線量率の推移を図4に示す。空間線量率データは、風向等の気象条件の影響を大きく受けるとともに、格納容器ベントで放出した放射性物質に起因する変動が生じる場合があるため、格納容器からの意図しない漏えいによる放出状況のみに依存するものではないが、格納容器の損傷状況の推定に際して参考情報とすることができると考えられる。空間線量率データは、3月12日4時頃から線量率の上昇が見られ、1号機の格納容器からの漏えいが始まっていたと推測される時期と一致している。また、同様に2号機で圧力が急激に低下した3月15日7時頃にも線量率の上昇が確認できる。空間線量率データの変化は、格納容器からの放射性物質の漏えい発生時期の傍証とすることができる。

一方、福島第二原子力発電所（2F）では、すべてのプラントで炉心を損傷させることなく冷温停止することができた。2F-1、2、4号機では、津波の影響で全ての海水系ポンプが使用不能となり、一時的に原子炉除熱機能を喪失した。しかし、原子炉隔離時冷却系の起動等により原子炉水位を維持しつつ、主蒸気逃がし安全弁で原子炉圧力の制御（減圧操作）を行い、原子炉への注水を原子炉隔離時冷却系から復水補給水系による代替注水に切り替えて、注水を継続した。事故発生以降、原子炉除熱機能を回復するまでの間、これらプラントの格納容器内の圧力、温度は、緩やかに上昇したものの、D/W温度は最大でも125℃程度までしか上昇しておらず、シリコンゴムの劣化が問題とされない範囲に収まっている。また、D/W圧力は、最大でも設計上の最高使用圧力（0.31MPa[gage]）を下回る250kPa[gage]程度までしか上昇しておらず、フランジの開口量の観点からも格納容器からの意図しない漏えいが生じる状況とはならなかったと考えられる。このように、2Fではアクシデントマネジメントが有効に機能した結果、事故時の格納容器の閉じ込め機能を維持することができた。

これらに示すとおり、1F 事故での格納容器の温度・圧力の推移や格納容器からの漏えいの状況、敷地内空間線量率の推移等から、実機でのシリコン製シール材の劣化と閉じこめ機能への影響を推測した。1号機、2号機の実績からは、格納容器トップヘッドのフランジ部は、高温蒸気環境下におかれることによりシール材の劣化が進行し、最終的には、閉じ込め機能の喪失に至ったと考えられる。1F 事故の結果から、格納容器の健全性を維持するためには、特にトップヘッド等のシール部からの漏えいに注意する必要がある。また、シール材は、事故時には時間に依存して劣化する特性が顕著であることから、事故マネジメントの組み合わせ等により、温度、圧力を適切に制御することが必要となる。

[1]福島第一原子力発電所1～3号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第2回進捗報告（平成26年8月6日 東京電力株式会社）

[2]K. Hirao, T. Zama, M. Goto et al., "High-temperature leak characteristics of PCV hatch flange gasket," Nucl. Eng. Des., 145, 375-386 (1993).

以上

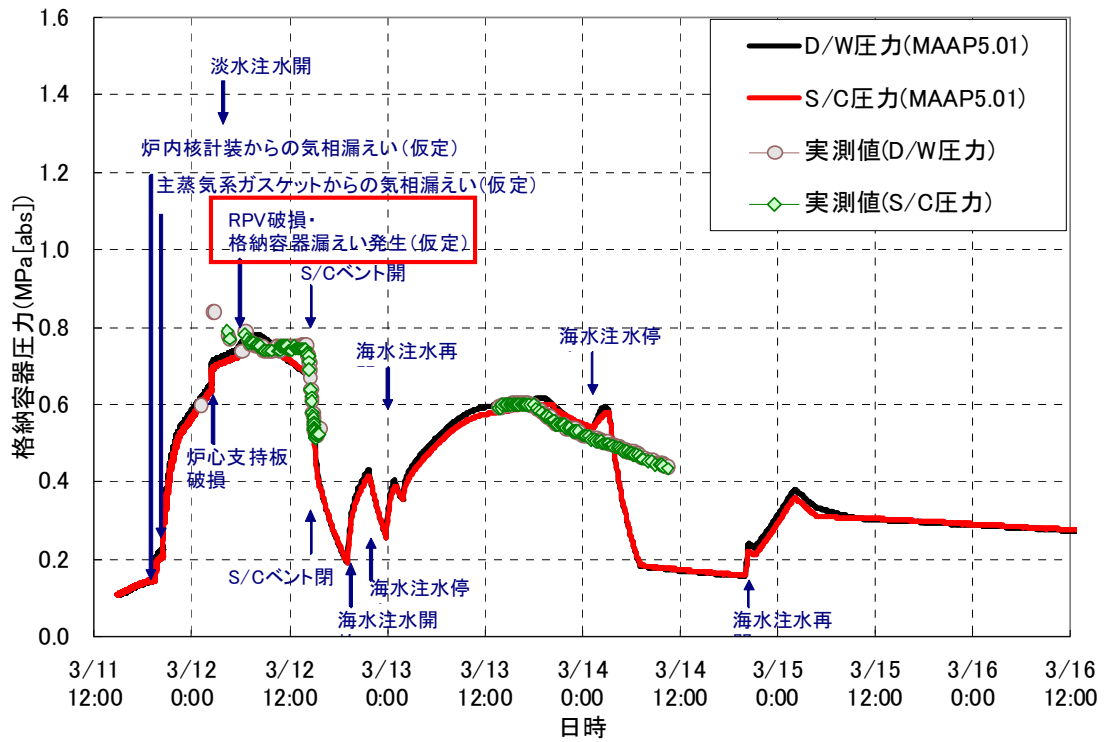


図 1-1 1号機 格納容器圧力挙動

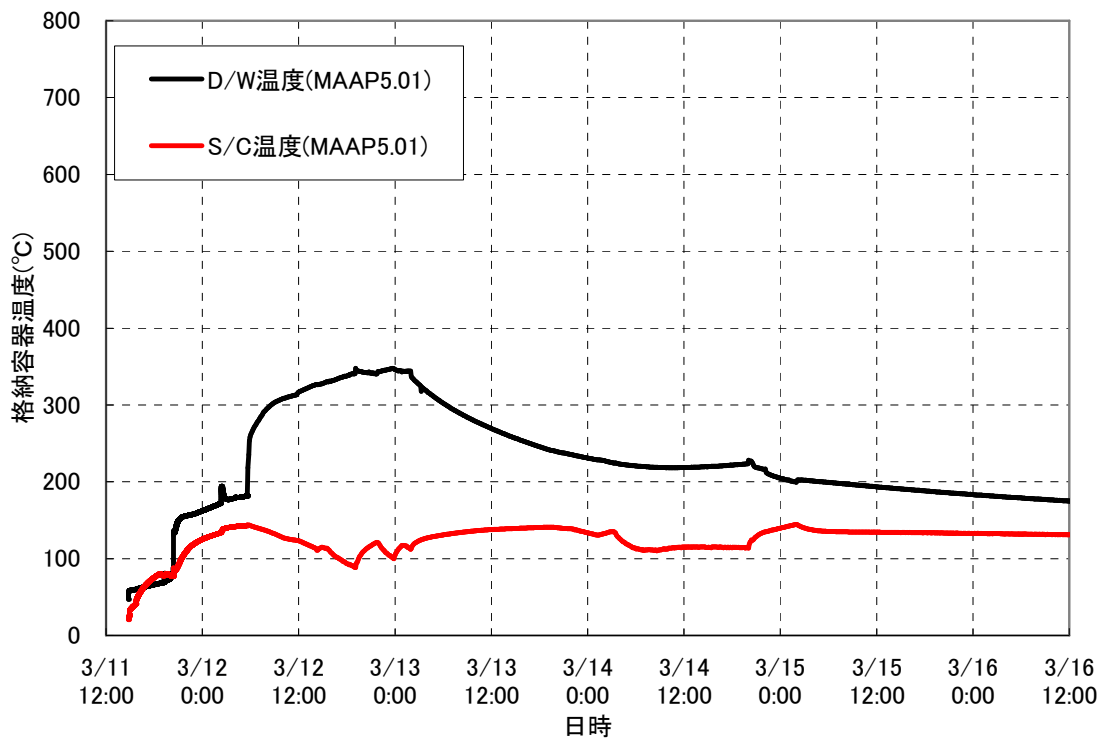


図 1-2 1号機 格納容器温度挙動

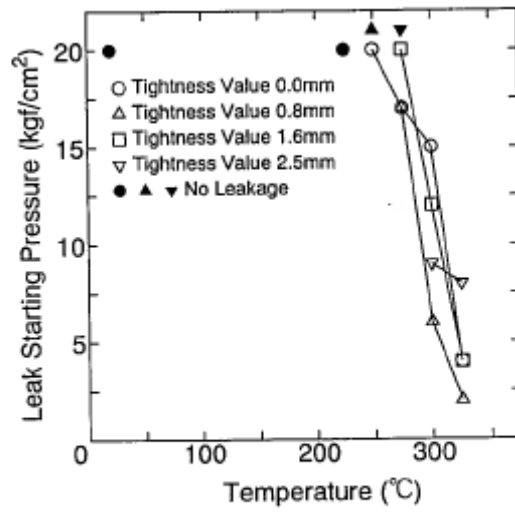


Fig. 10. Effect of temperature to leak starting pressure (Semi-Round Type, steam).

図2 既往研究でのシール材の漏えい限界

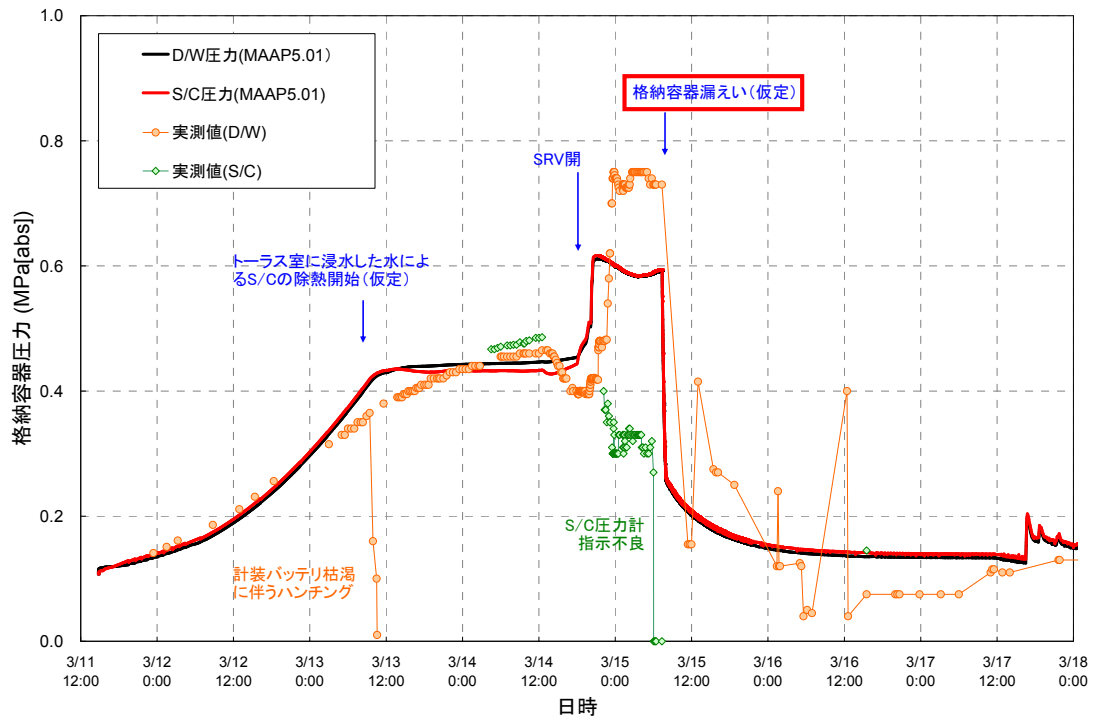


図 3-1 2号機 格納容器圧力挙動

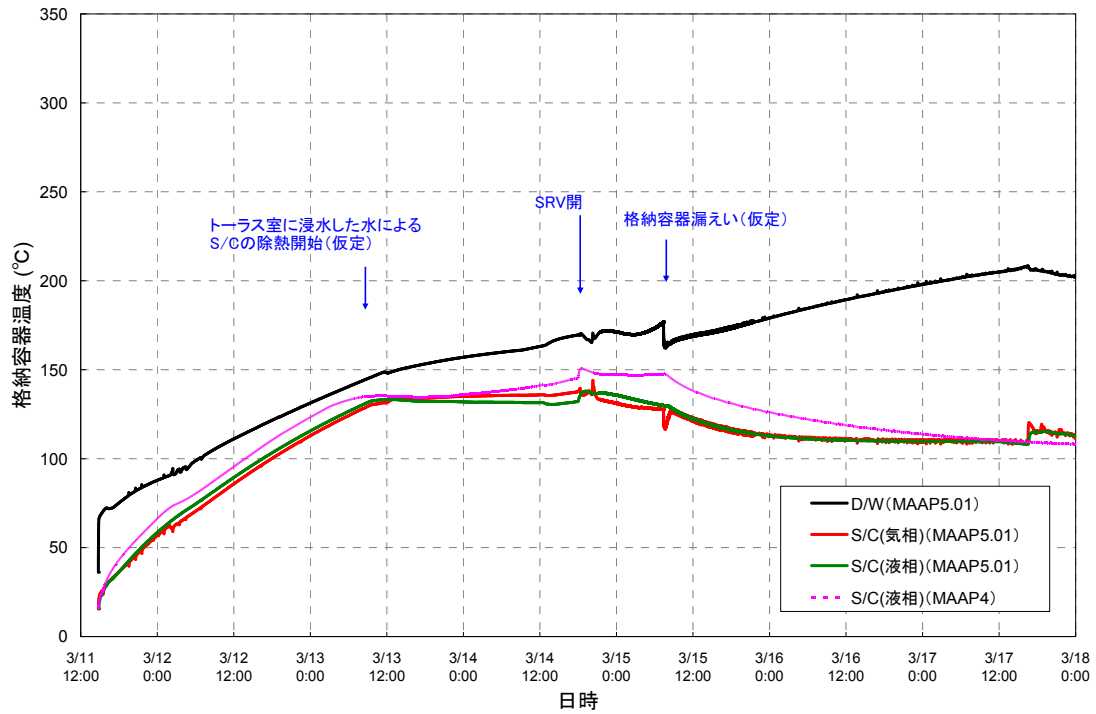


図 3-2 2号機 格納容器温度挙動

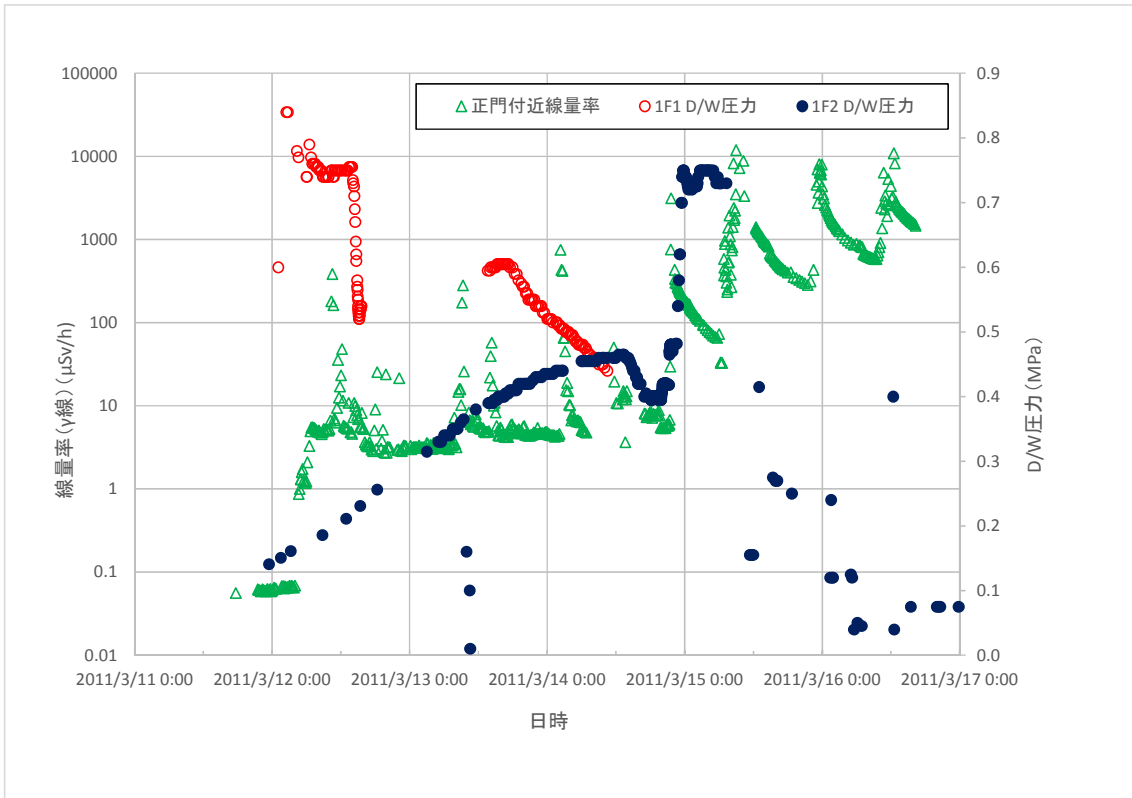


図4 福島第一原子力発電所 敷地内空間線量

格納容器限界温度・圧力に関する海外知見について

当社では、有効性評価における格納容器の限界温度・圧力について、温度を 200°C、圧力を 0.62 MPa（最高使用圧力の 2 倍）と設定した。この妥当性を評価するため、格納容器の閉じ込め機能に影響を及ぼす各種の損傷モードを圧力・温度範囲に応じて分類して評価し、「シール材の機能確保に関する評価線図」を作成した。

格納容器の損傷モードの評価に関する類似の事例が、NRC のオーダー「EA-13-109 シビアアクシデント条件下で運用可能な信頼性の高い耐圧強化ベントに係る認可を変更する命令」に対する産業界ガイダンス（NEI-13-02^{*1}）に記載されている。NEI-13-02 では、ベント設備の設計要件を定めるに当たって、既往研究などから整理した代表的な格納容器の損傷モード分類を例示している（図 1 参照）。

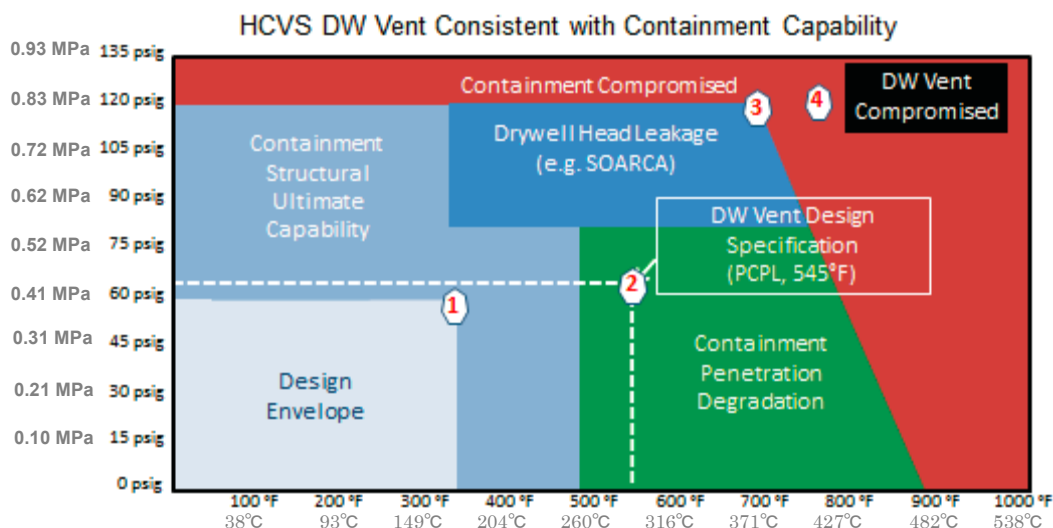


図 1 格納容器の損傷モードの分類の例（NEI-13-02^{*1}）

本図では、既往研究などから格納容器の損傷の可能性として、格納容器トップヘッドフランジ部開口からの漏えいや電気貫通部の材料劣化が着目されている。格納容器トップヘッドフランジ部開口からの漏えいの損傷モードは、開口部を閉塞するシール材の性能に大きく依存するが、温度に関しては、過去の材料試験などに基づき、比較的高い温度域まで耐力があるとしている。一方、圧力に関しては、内圧によるフランジ開口部からの漏えいという損傷の特性上、圧力が高い領域で格納容器の支配的な損傷モードとなることを示している。NEI-13-02 では、事業者が格納容器から漏えいが生じる圧力、温度レベルを検討す

る際には、図1の例やNRCが実施した漏えい限界に関する検討（SOARCA^{*2}）等の関連研究などに基づくものとしている。電気貫通部については、格納容器トップヘッドのような開口挙動は生じないため、損傷の支配因子は温度による材料劣化となると考えられ、圧力が低い領域での主たる損傷モードとなることを示している。

当社でも、格納容器の健全性に影響を及ぼす損傷モードを当社プラントの固有の設備の状況を考慮して評価し、NEI-13-02と同様の線図を作成している。当社の線図では、格納容器圧力に対しては、格納容器トップヘッド等のフランジ部からの漏えいが最も支配的となるとの評価結果が得られており、米国の考え方とも整合している。当社が実施したフランジ部の漏えい評価によると、格納容器のフランジ部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されており、内圧の上昇に伴って開口量が増加することで、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。本評価では、シール材の健全性、つまり、開口への追従性の指標として、シール材の圧縮永久歪試験データを用いて評価している。この考え方は、NEI-13-02でも参照されているSOARCA^{*2}での格納容器の漏えい挙動評価とも整合する。当社では、この方法を用いて、フランジ部での漏えい限界を評価し、当社のシール材の機能確保に関する評価線図に反映している。なお、本漏えい評価では、シール材の信頼性が重要となるため、高温環境下における耐性に優れた改良EPDMについて、当社独自で、各種基礎試験や事故時の格納容器内環境を想定したシール材劣化特性試験を実施し、その材料の特性を確認している。

以上のとおり、米国のNEI-13-02での格納容器の損傷モード分類を参照し、当社のシール材の機能確保に関する評価線図と比較を行った。当社では、温度圧力の増加によって格納容器に生じる損傷モードとしてトップヘッドからの漏えいに着目し、各種試験結果と合わせて漏えい限界を確認している点で米国の考え方と整合している。

*1 NEI13-02[Rev. 0E2] INDUSTRY GUIDANCE FOR COMPLIANCE WITH ORDER EA-13-109

*2 NUREG/CR-7110、 Vol.1 U.S. NRC State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project
Volume1: Peach Bottom Integrated Analysis

以上

原子炉格納容器バウンダリにおけるシール材の変更について

原子炉格納容器バウンダリに使用しているシール材については、今後、下記に示すとおり耐熱性能に優れたシール材に変更する。

バウンダリ箇所		部位	変更前部材	変更後部材	自主的取組
トップヘッドフランジ		フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
ハッチ類	上部ドライウエル 機器搬出入口	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
	下部ドライウエル 機器搬出入口	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
	サプレッション・ チェンバ出入口	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
エアロック	上部ドライウエル 所員用エアロック	扉ガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	—
		ハンドル軸貫通部 Oリング	ふっ素ゴム	改良 EPDM	—
		均圧弁シート	ふっ素樹脂	均圧弁の改良 または 閉止板 +改良 EPDM	—
	下部ドライウエル 所員用エアロック	扉ガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	—
		ハンドル軸貫通部 Oリング	ふっ素ゴム	改良 EPDM	—
		均圧弁シート	ふっ素樹脂	均圧弁の改良 または 閉止板 +改良 EPDM	—
		弁ふたシール	ふっ素樹脂	改良 EPDM	—

バウンダリ箇所		部位	変更前部材	変更後部材	自主的取組
配管貫通部	閉止フランジ	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	—
原子炉格納容器隔離弁	バタフライ弁	弁座シート	EP ゴム	改良 EPDM	—
	TIP ボール弁	弁座シート	ふっ素樹脂	改良 EPDM または PEEK 材	—
		グラントリング	ふっ素ゴム	改良 EPDM	—
		弁ふたシール	ふっ素樹脂	改良 EPDM	—
	TIP パージ弁	弁座シート	EP ゴム	改良 EPDM または メタルシール	—
		グラントリング	EP ゴム	改良 EPDM	—
		弁ふたシール	EP ゴム	改良 EPDM	—

1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）

1.1 評価方針

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで200℃、2Pdにおける健全性を確認する。

1.2 評価

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の耐圧性状を求める。評価モデルは実炉スケールのモデルとし、200℃条件下での材料物性（規格値；図1-2～図1-4 参照）に基づき、内圧に対する静的漸増解析で耐圧性状を確認する。RCCV 全体の耐圧性状の確認のため、解析モデルは図1-1 に示す格納容器本体解析モデルを用いる。

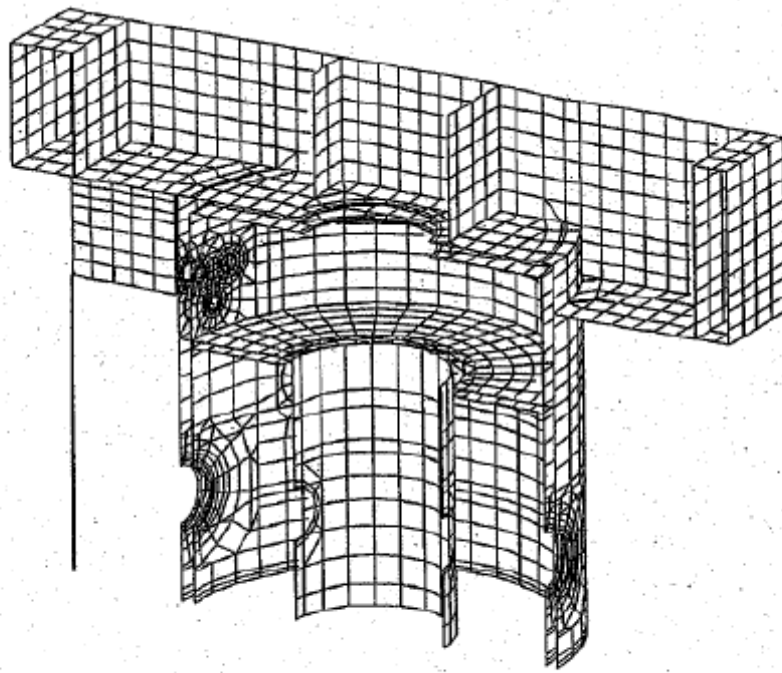


図 1-1 格納容器本体解析モデル

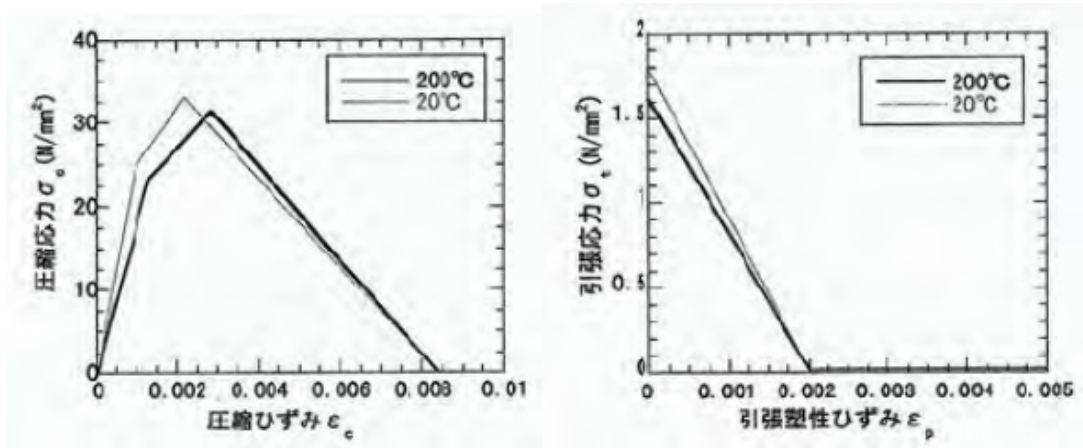


図 1-2 コンクリート物性

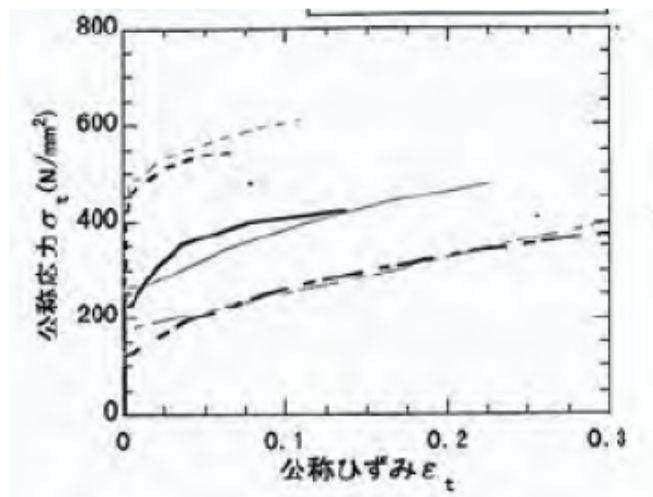


図 1-3 ライナ引張/圧縮特性

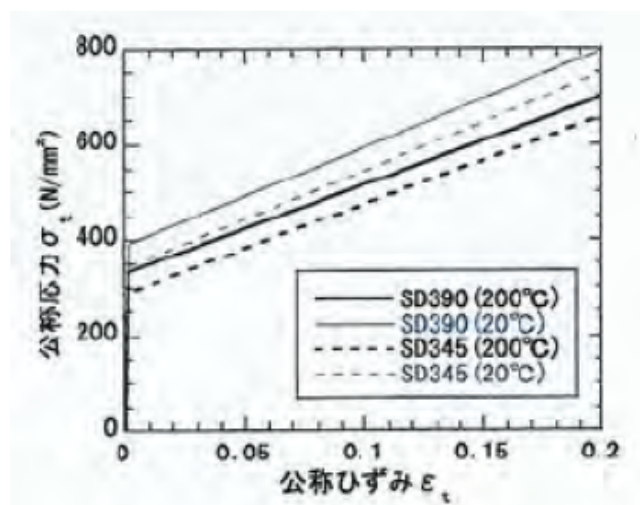


図 1-4 鉄筋引張特性

1.3 評価結果

解析の結果によると、格納容器の内圧を上昇させていった場合、3.0Pd 程度で格納容器（コンクリート部）のRCCV 壁の鉄筋が降伏し始め、4.0Pd ではほぼ全面で鉄筋が降伏する。4.0Pd 近傍からアクセストンネル開口部周辺・隅角部周辺のコンクリートの局所的破損が始まり、4.5Pd では開口部・隅角部全体で変形が大きく進行する。図1-5に4.0Pd における相当塑性ひずみ分布図を示す。上記結果より、格納容器本体（コンクリート部）の破損は4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられる。

また、200℃、2Pdの条件下におけるコンクリート部とライナ部のひずみを評価した結果、ひずみは小さく構造健全性が維持されることを確認した（別紙-12参照）。

これらの評価結果を踏まえ、有効性評価における限界温度、圧力としている200℃、2Pdを用いることは妥当であると言える。

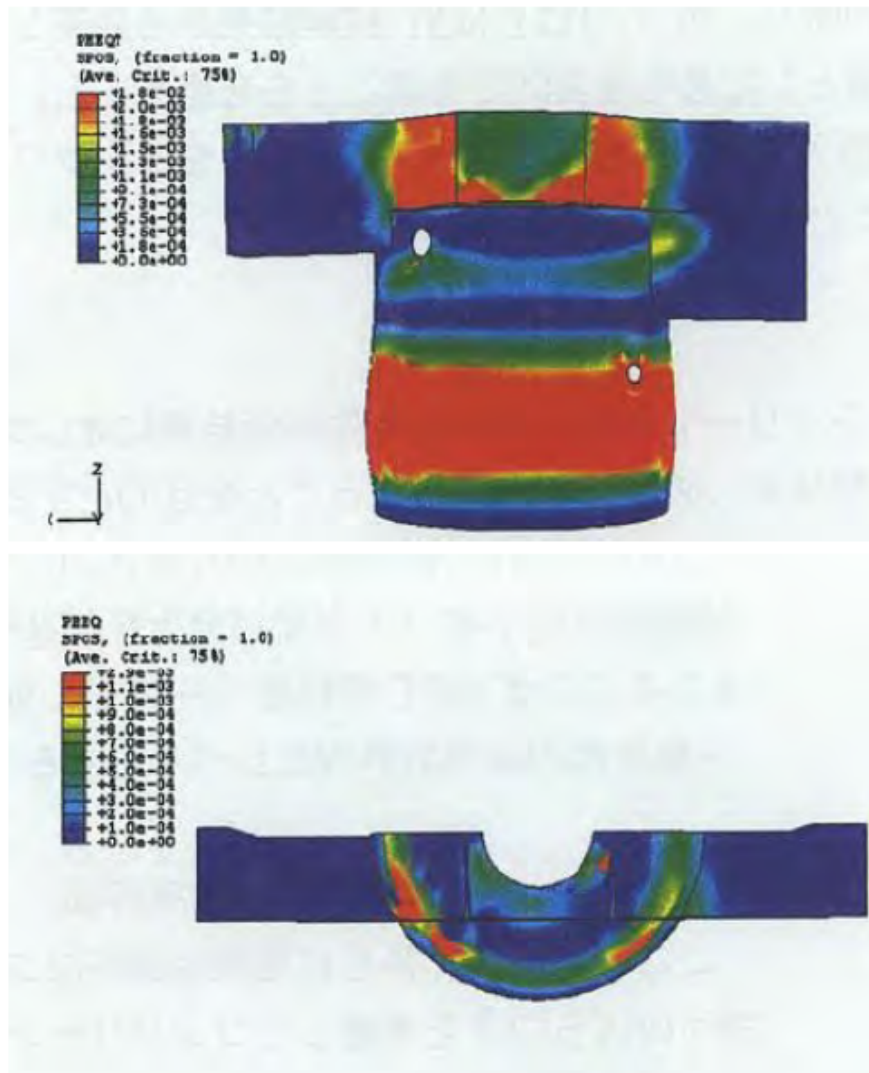


図1-5 4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図（上：引張側 下：圧縮側）

出典：平成14年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成15年3月 財団法人原子力発電技術機構）

2. 原子炉格納容器本体（ライナ部）

2.1 評価方針

原子炉格納容器本体（ライナ部）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、原子炉格納容器本体（ライナ部）の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。このため、200℃、2Pd におけるライナ延性破壊に関する評価を行い、構造健全性を確認する。

2.2 評価

NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鉄筋コンクリート製格納容器を対象に有限要素法によるひずみ評価が実施されており、これに基づき柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉での原子炉格納容器の局所の健全性を確認する。

この有限要素法による評価では、代表プラントの RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた「下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍（RCCV 脚部含む）」、「上部ドライウェル開口近傍隅角部」を局所評価点として選定する（図 2-1、図 2-2 参照）。このライナ部破損評価にあたり、同様のライナ構造を有する PCCV 試験結果に基づく、多軸応力場での三軸度 TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った判断評価基準を適用し、ライナ部の破損評価を行う。

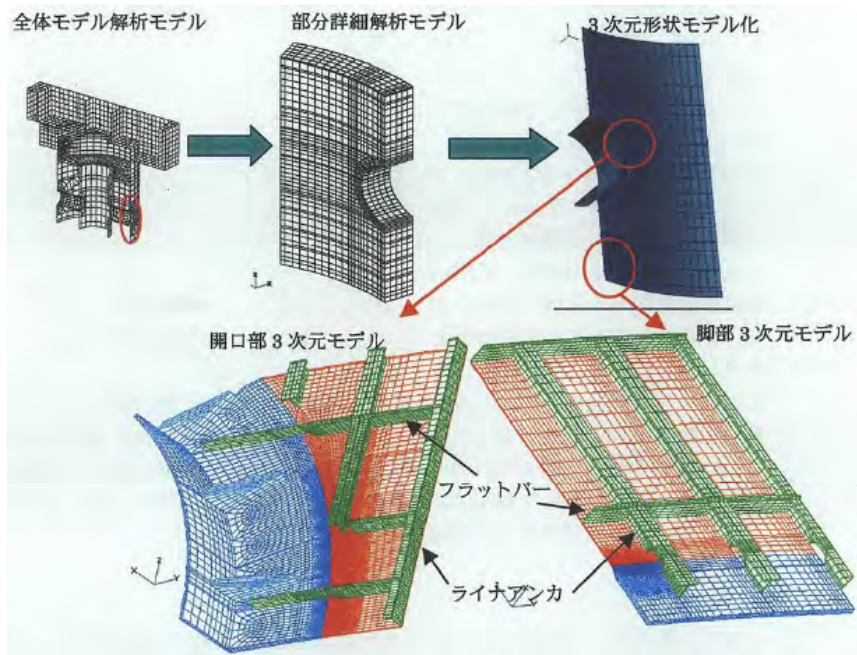


図 2-1 下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍 部分詳細モデル

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
 （平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

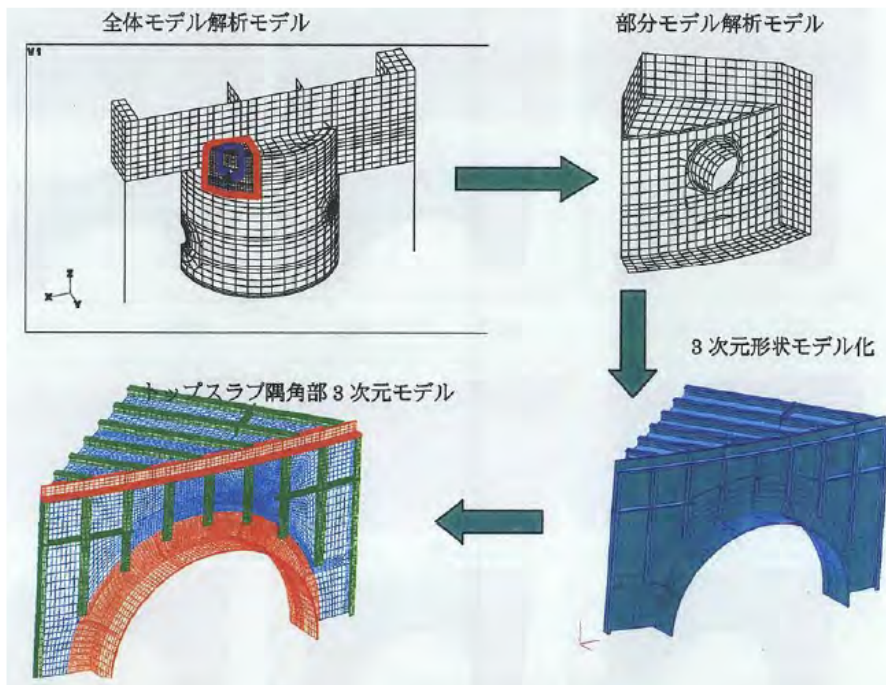


図 2-2 上部ドライウェル開口近傍隅角部 部分詳細モデル

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
 （平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

2.3 評価結果

「下部ドライウェルアクセストンネル周り」及び「トップスラブ隅角部」のライナ解析結果から、200℃において発生する各部の相当塑性ひずみが高い「トップスラブ隅角部」の評価結果をもとにライナ部の評価を行った。評価結果として、図2-3にトップスラブ隅角部における高ひずみ発生部位の相当塑性ひずみと圧力の関係を示す。ライナ部の破損評価にあたり、同様のライナ構造を有するPCCV 試験結果に基づき、多軸応力場での三軸度TF (Triaxiality Factor ; 多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った破断評価基準を適用する。

図2-3の結果から、200℃環境下では、約3.5Pd においてトップスラブ隅角部ライナ部の相当塑性ひずみが破断ひずみの評価基準値（溶接部近傍での破断ひずみ）に到達することが確認された。上記結果により、重大事故時のライナ部の破損による原子炉格納容器本体のシール機能喪失は約3.5Pd で発生すると考えられる。

また、200℃、2Pdの条件下におけるコンクリート部とライナ部のひずみを評価した結果、ひずみは小さく構造健全性が維持されることを確認した（別紙-12参照）。

よって、限界温度・圧力（200℃・2Pd）における原子炉格納容器本体（ライナ部）の閉じ込め機能の健全性を確認した。

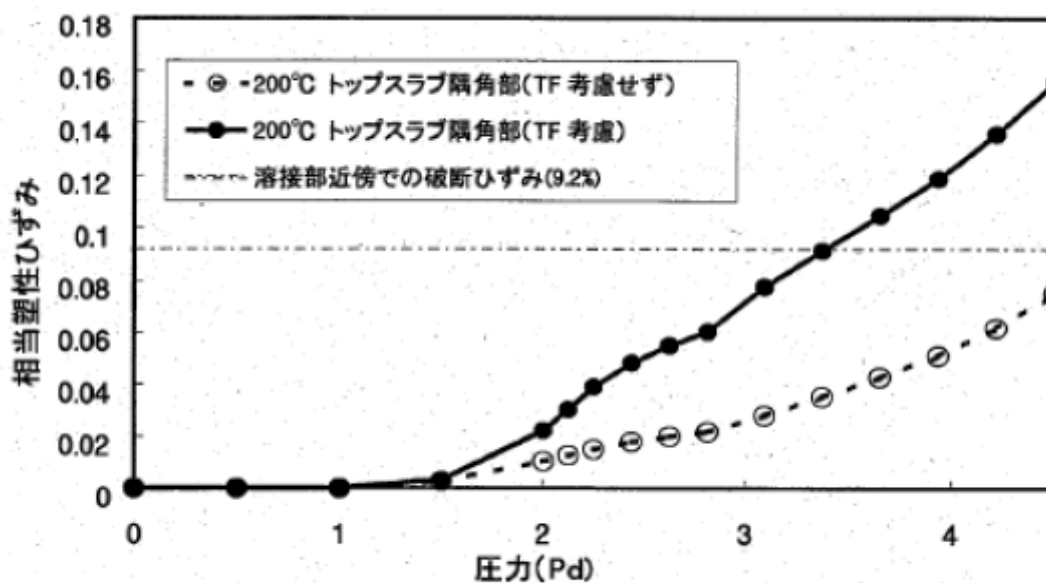


図 2-3 トップスラブ隅角部の相当塑性ひずみと圧力の関係

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

3. トップヘッドフランジ

3.1 評価方針

トップヘッドフランジは、原子炉格納容器の上蓋フランジであり、締付ボルトで固定される構造である。また、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

トップヘッドフランジの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

トップヘッドフランジは原子炉格納容器の貫通口の中で内径が最も大きいことから、原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、200℃、2Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

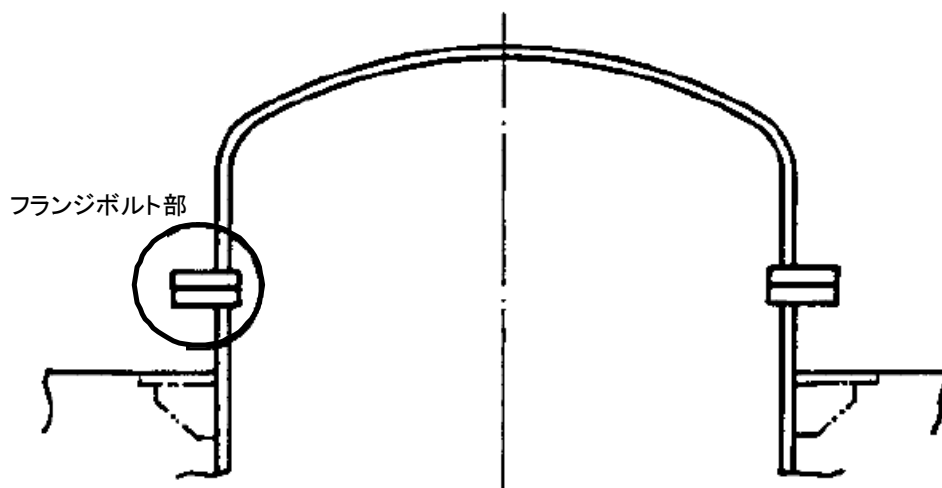


図 3-1 トップヘッドフランジ図

(1) 本体の耐圧

① 応力評価

トップヘッドフランジにおける構造健全性評価として、原子炉格納容器温度・圧力が 200℃、2Pd における強度評価を行う。この評価では、ドライウエル上鏡の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部について一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに、国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するフランジ部の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、フランジ部に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su$ （ $=Su$ ）と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 とする。

② 既往研究成果による評価

ドライウエル上鏡については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器をモデル化した 1 / 10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果から、格納容器限界温度、圧力を確認する。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付ボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。

② フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントとして 7 号炉のトップヘッドフランジ部における開口量を評価する。

(3) ガasketの健全性

シール材（ガスケット）はこれまでシリコン製シール材を使用しているが、福島第一原子力発電所事故で当該シール材が事故環境下に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、事故環境下における性能特性に優れたシール材である改良 E P D M 製シール材に変更する。改良 E P D M 製シール材による事故時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久歪み試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故時におけるフランジ開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価する。

また、格納容器ベント操作実施後の長期シール機能健全性を補強するために、高温蒸気に耐性があるバックアップシール材を追加塗布する。その有効性を、バックアップシール材の試験を元に評価し、格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性を確認する。

3.2 評価結果

(1) 本体の耐圧

① 応力評価

トップヘッドフランジの構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、ドライウェル上鏡のうち内圧による荷重を受け止める部位（鏡板、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価に用いた主要仕様を表 3-1 に示す。

表 3-2～3-7 に、トップヘッドフランジの応力評価結果を示す。なお、建設時工認の応力値を係数倍して応力を算出している。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてトップヘッドフランジの構造健全性を確認した。

表 3-1 トップヘッドフランジの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (℃)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ内径 (mm)		
上鏡厚さ (mm)		

【6号炉】 トップヘッドフランジの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

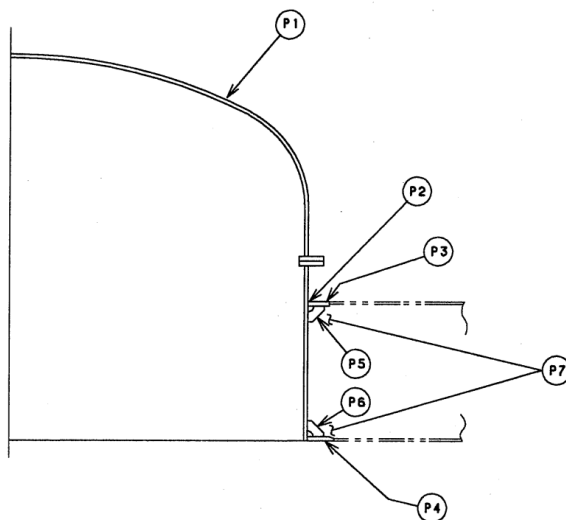


図 3-2 柏崎刈羽 6号炉 トップヘッドフランジ

表 3-2 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	上鏡球殻部とナックル部の 結合部	—	—		422	
P2	上鏡円筒胴のフランジプレ ートとの結合部	—	—		422	

表 3-3 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P4	フランジプレート(下側)		312		156		
P6	ガセットプレート(下側)	—	—		156		

表 3-4 コンクリート部の応力評価まとめ (単位: N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P7	コンクリート部		27.5	

以上の結果より、柏崎刈羽 6 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd、200°Cにおける構造健全性を確認した。

【7号炉】 トップヘッドフランジの構造健全性評価結果 (200℃、2Pd)

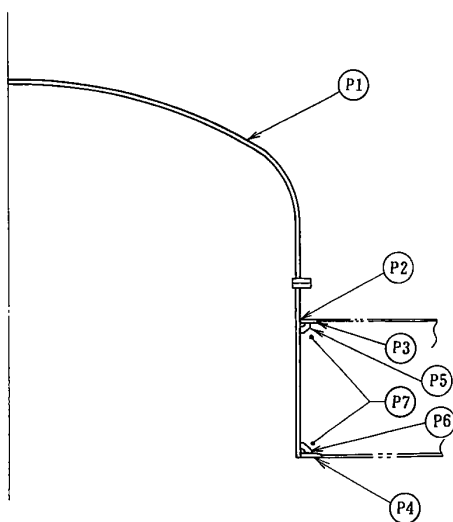


図 3-3 柏崎刈羽 7号炉 トップヘッドフランジ

表 3-5 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	

表 3-6 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P4	フランジプレート(下側)		312		156		
P6	ガセットプレート(下側)		—		156		

表 3-7 コンクリート部の応力評価まとめ

(単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P7	コンクリート部		27.5	

以上の結果より、柏崎刈羽 7 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd、200°Cにおける構造健全性を確認した。

②既往研究成果による評価

トップヘッドフランジについては、NUPEC 評価で実施した鋼製格納容器構造挙動試験の結果に基づき、試験体との構造・寸法の差異の影響を考慮して構造健全性を確認する。NUPEC 評価において、鋼製格納容器をモデル化した 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。図 3-4 に 1/10 スケールモデル試験体の構造を示す。耐圧試験の結果、限界圧力は約 4.6MPa であり、それ以下では破損が生じないことが確認できている。なお、破損部位は上鏡以外の部位であった。当該試験体の上鏡の耐力は 4.6MPa 以上であるものと想定されるが、本評価においては、4.6MPa を基準に評価する。これらを用いて、柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd における健全性を確認する。

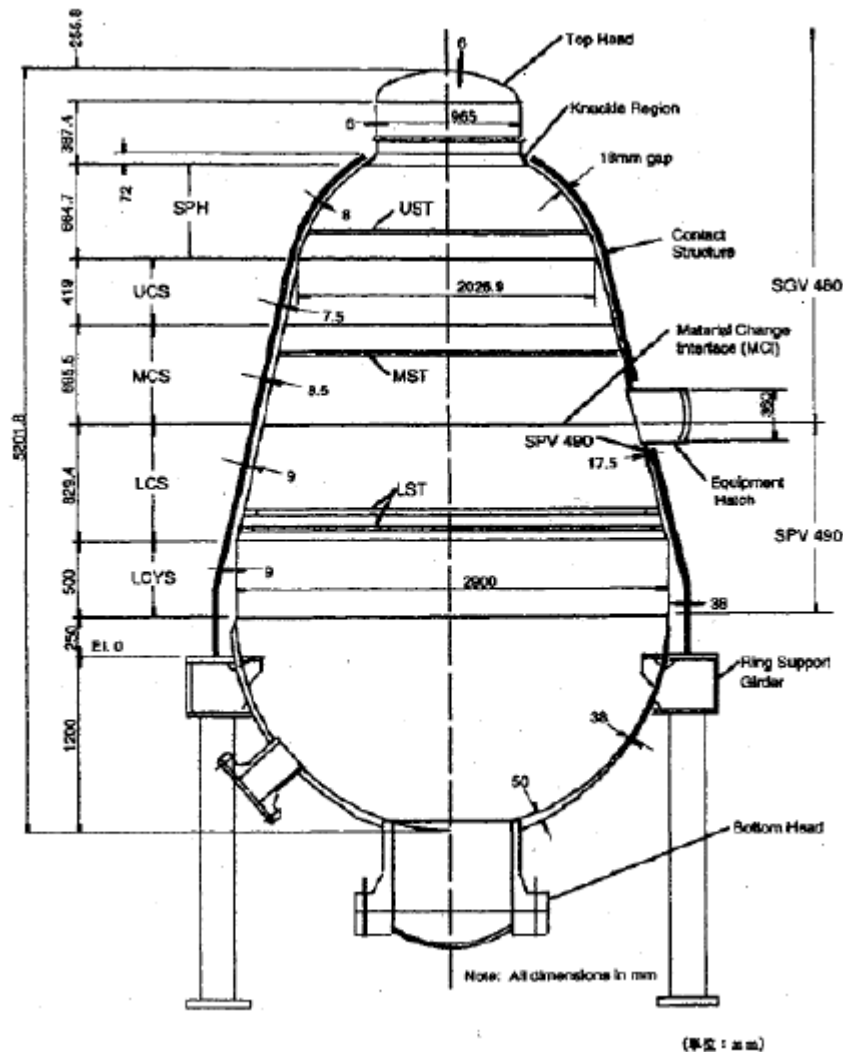


図 3-4 1/10 スケールモデル試験体

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
 （平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

上鏡形状（さら形鏡板）に対する必要板厚は、設計・建設規格により計算式(3.1)で求められる。この式を変形した式(3.2)から弾性限界圧力P を算出する。

$$t = P \cdot R \cdot W / (2 \cdot S_y \cdot \eta - 0.2P) \quad \dots\dots (式3.1)$$

$$P = 2 \cdot S_y \cdot \eta \cdot t / (R \cdot W + 0.2 \cdot t) \quad \dots\dots (式3.2)$$

鋼材の200℃における設計降伏点 $S_y=226\text{MPa}$ 、継手効率 $\eta=1$ とすると、弾性限界圧力P は表3-8 となる。

ここで、

R：内半径

r：すみ肉の丸み半径

t：板厚

W：さら形鏡板の形状に応じた係数

$$W = (1/4) \cdot \{3 + \sqrt{R/r}\}$$

表 3-8 トップヘッドフランジの弾性限界圧力

	トップヘッドフランジ(6/7号炉)	1/10 スケール試験体 上鏡	Mark-II 改上鏡 (参考)
R		873mm	
r		166.7mm	
t		6mm	
W		1.3	
P	0.895MPa	2.387MPa	0.955MPa

NUPEC 評価での1/10 スケール試験体の上鏡は、理論式(3.2)で求められる弾性限界圧力(約2.4MPa)を上回る圧力(約4.6MPa)に対して健全性が確認されている。

1/10 スケール試験体はMark-II 改良型のトップヘッドフランジを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型のトップヘッドフランジとRCCV のトップヘッドフランジは基本的な構造は同じである。表3-8の弾性限界圧力P からも耐圧強度が同程度であることが確認できる。

以上の結果から、トップヘッドフランジは200℃条件において、理論式(3.2)から求めた弾性限界圧力 0.895MPa (約 2.8Pd) までは、少なくとも健全性を有するものと考えられる。よって、トップヘッドフランジは 2Pd においても健全性は確保できると考えている。

(2) フランジ固定部の強度

①縮付ボルトの強度評価

フランジの縮付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。トップヘッドフランジ縮付ボルト基本仕様を表 3-9、評価結果を表 3-10 に示す。いずれも許容応力以下であることから、縮付ボルトは 200℃、2Pd において健全である。

表 3-9 トップヘッドフランジの縮付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表 3-10 縮付ボルトの評価結果（単位:MPa）

評価部位	6号炉	7号炉	許容値
トップヘッドフランジ			576

②フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントとして 7号炉のトップヘッドフランジ部における開口量を評価した。解析モデルを図 3-5 に、開口量の解析評価結果を図 3-6 に示す。なお、本 FEM 解析の妥当性については別紙-3 「トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について」で示す。2Pd における開口量は、内側ガスケット部で約 1.3mm、外側ガスケット部で約 0.9mm となる。

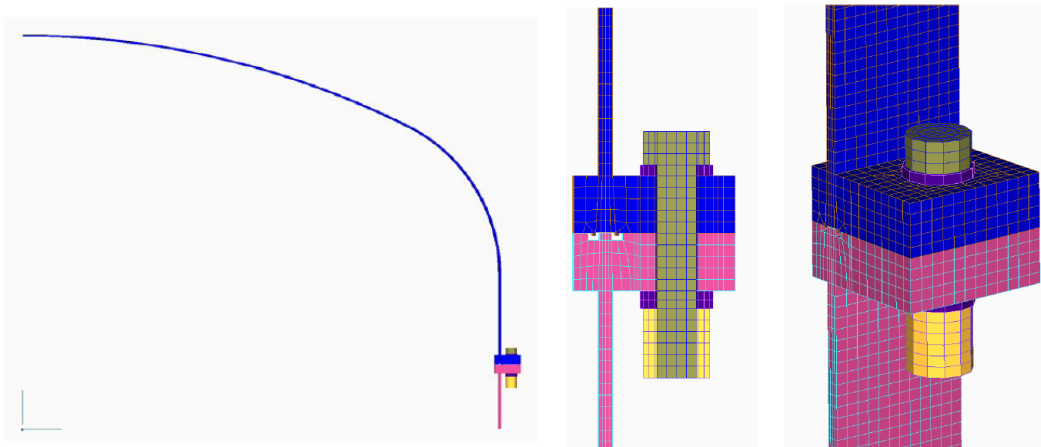


図 3-5 トップヘッドフランジ開口量評価の解析モデル

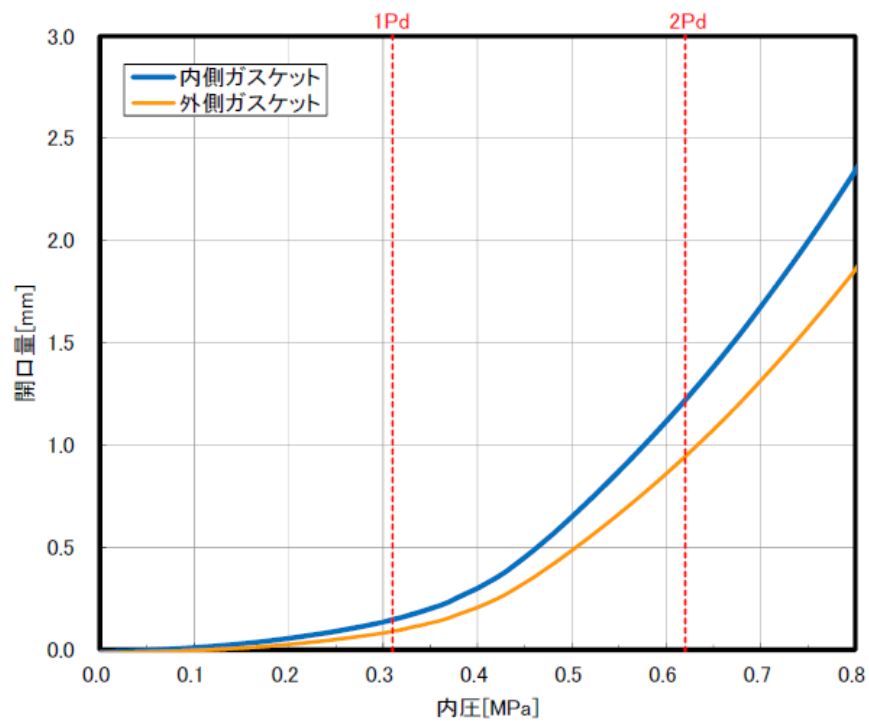


図3-6 トップヘッドフランジの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガスキットの健全性

福島第一原子力発電所事故で原子炉格納容器内雰囲気漏えいした経路として、原子炉格納容器トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチ等のフランジシール部が推定漏えい経路の1つであると考えている。原子炉格納容器のフランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、福島第一原子力発電所事故のような事故環境に晒されると、原子炉格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性が出てくる。

そこで、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉原子炉格納容器フランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、事故時環境下の耐性が優れた改良 EPDM 製シール材に変更して格納容器閉じ込め機能の強化を図る。従って、改良 EPDM 製シール材について、事故時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

①シール材（改良 EPDM）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良 EPDM 製シール材の事故時環境における劣化特性を、高温蒸気曝露の期間を確認するために、JIS K6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じて圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表 3-11 に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を 0%とし、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を 100%としている。例えば、圧縮永久ひずみが表 3-11 で示す「□」の場合は、シール材の初期締付量が□である 7 号炉を例にとると、□戻ることを意味する。この場合、□のフランジ部開口まではシール機能が確保可能と想定できる。

表 3-11 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

②改良E P D M製シール材の性能確認試験

②-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良E P D M製シール材の性能を確認するために、圧縮永久歪み試験に加え、実機フランジOリング溝を模擬した小型試験装置を用いて、事故環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を図 3-7 に示しており、実機Oリング溝の断面寸法を 1/2 スケールとして試験治具を製作し、予め γ 線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガasket部の事故後 7 日間の累積放射線量の目安である 800kGy を用いて実施している。また、高温曝露は高温空気及び高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度である 200℃と、さらに余裕を見た 250℃を設定し、それぞれ 7 日間(168h)一定温度で高温曝露している。また、試験治具のOリング溝は内側に 1mm の段差があり、その段差の間からシール材が高温空気または蒸気に曝露されるため、事故時の格納容器過圧に伴うフランジ開口を考慮した状態で、高温曝露ができる試験体となっている。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、He により気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力 2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で 0.9MPa まで加圧して気密性を確認している。また、格納容器過圧に伴うフランジ開口時のシール材の気密性を確認するために、高温曝露後の試験体フランジを 0.8mm 開口させ、その状態でも He 気密確認試験を実施し、0.9MPa 加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口量の 0.8mm は、2Pdにおける開口量が最も大きな機器搬入用ハッチのフランジ開口量(約 1.4mm)に余裕をもたせた開口量(1.6mm)を 1/2 スケールにしたものである。

試験の詳細は別紙-4「改良E P D Mシール材の試験について」で示しており、本試験により 200℃が 168 時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

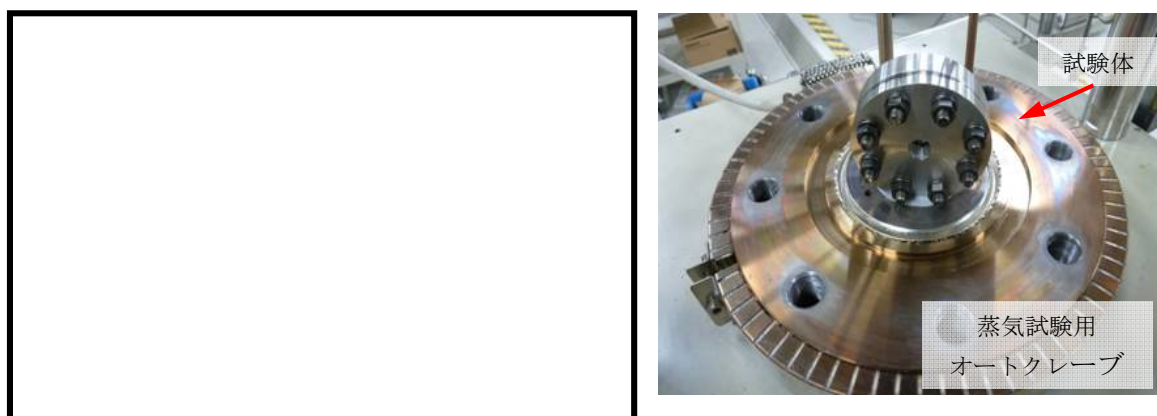


図 3-7 改良E P D M製シール材の性能確認試験装置

②-2 実機フランジモデル試験

改良E P D M製シール材は前述の小型フランジ試験に加え、より大口径（Oリング径：約250mm）の実機フランジモデル試験（実機フランジモデル試験）も実施しているところであり、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を進めているところである。試験装置は図3-8、図3-9に示しており、試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし、溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし、径を縮小した試験試料とする。予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、E P D Mの劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、それぞれ定める期間を一定温度で高温曝露する。また、内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため、フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

本試験装置によりシール材を高温曝露した後、気密確認試験を実施した。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)を包絡する圧力で気密性を確認しており、その試験結果を別紙-11に示す。本試験結果により200℃が168時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

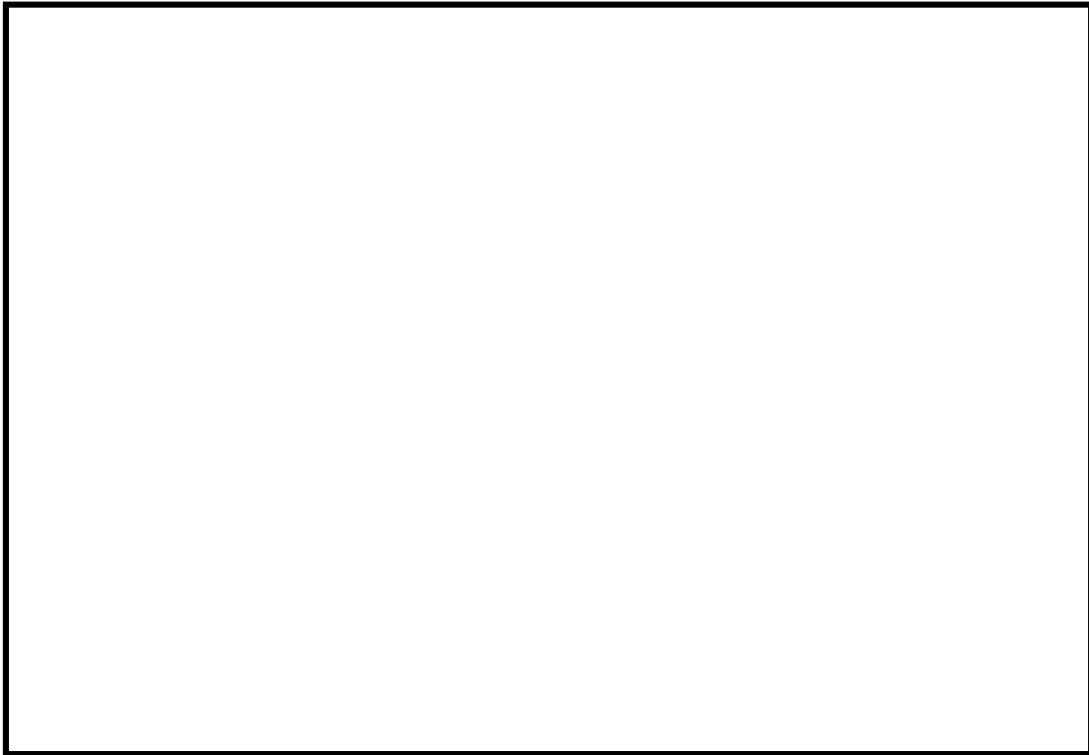


図 3-8 実機フランジモデル試験の装置概要

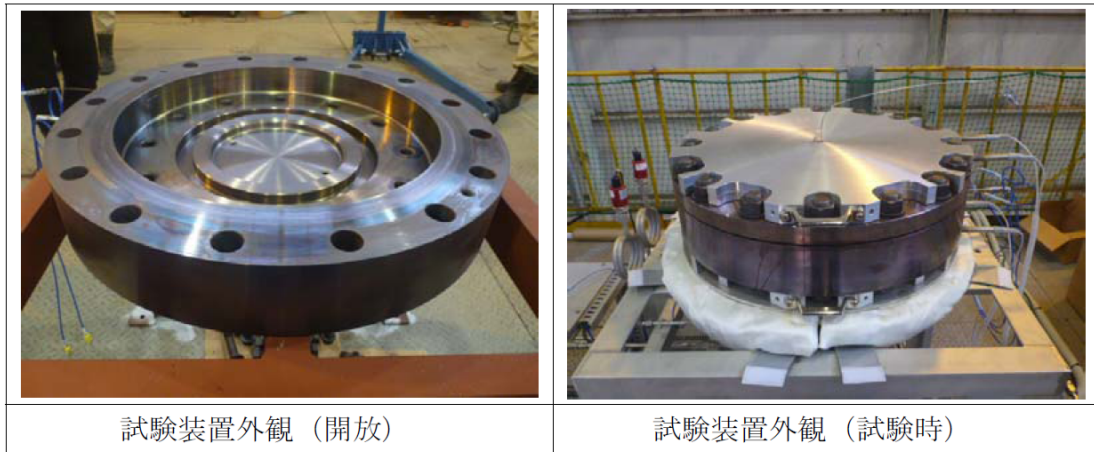


図 3-9 実機フランジモデル試験装置の外観

③フランジ開口量を考慮した漏えい評価

前述①および②を踏まえ、事故時環境下に曝されることによるシール材劣化（シール材追従量の低下）と、原子炉格納容器の限界温度・圧力によるフランジ開口量を考慮し、限界温度・圧力である 200℃、2Pd 条件下におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-3.10 に示す。

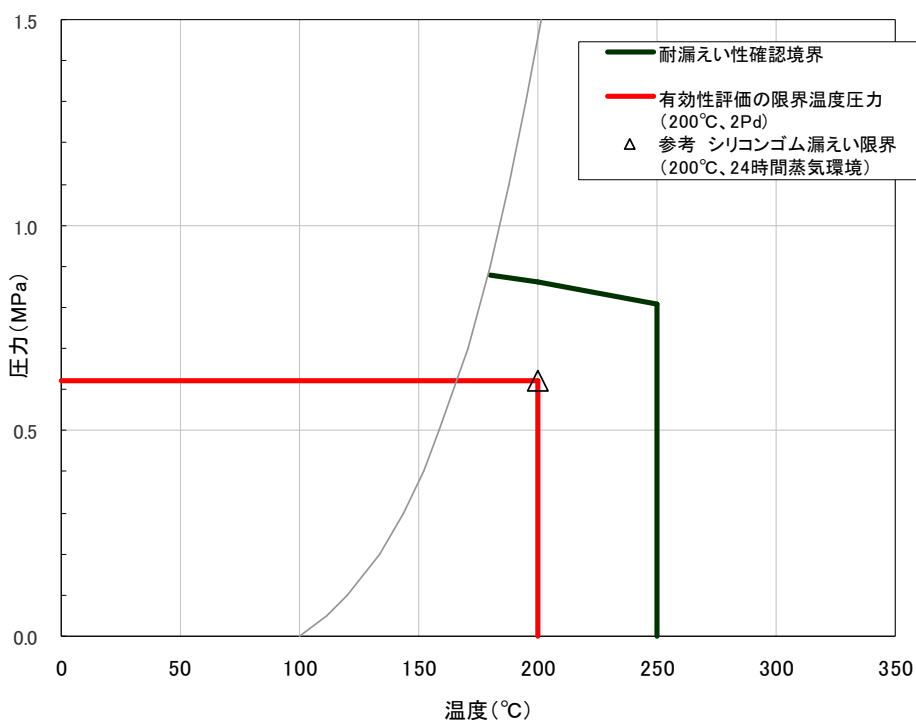


図 3-10 シール材の機能確保に関する評価線図（トップヘッドフランジ）

図中の黒線は、シール部の健全性を確認している範囲を示す線である。この黒線において、温度依存の傾きのある部分は、格納容器のトップヘッドフランジ部の構造解析結果（図-3.6）とシール材の圧縮永久ひずみ試験結果（表-3.11）から、フランジ部の開口量にシール材が追従できなくなる境界を示すものである（解析で示したフランジ部の開口量が、改良E P D Mの圧縮永久ひずみ（乾熱、7日間）に基づき定めたシール材の戻り量と等しくなったときに漏えいすると評価）。

一方、黒線において、温度が 250℃一定の垂直の部分には、改良E P D Mを用いたフランジ部の小型モデル試験結果から、過圧・過温状態におけるシール材の健全性が確認できている範囲を示すものである（格納容器シール部の形状を模擬した試験装置を用いて、漏えいが発生する圧力、温度の評価）。なお、250℃で実施した小型モデル試験では、漏えいは生じていないため、実際の限界温度はさらに高い温度となる。

上記の結果から、シール部については、シール材が高温環境下において劣化する特性を有していることを考慮しても、限界温度・圧力環境下において、シール材に耐環

境性に優れたEPDM性シール材を用いることにより、少なくとも7日間の健全性を確保できることを確認した。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化したシール材を用いることにより、機能を向上させる。

④バックアップシール材のシール機能について

当社は福島第一原子力発電所の事故知見を踏まえ、格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性向上を目途としてバックアップシール材を開発した。バックアップシール材は図3-11で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材は、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。バックアップシール材の性能は、図3-12で示す試験装置で、事故環境下に曝された後のシール機能について評価されている。

④-1 バックアップシール材の性能確認試験

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジ部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、高温曝露は高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度200℃に余裕を見た250℃を設定し、7日間(168h)一定温度で高温曝露している。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、Heにより気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で0.9MPaまで加圧して気密性を確認している。

また、重大事故時には事故後ベント実施までは圧力が2Pd近傍と高くなりフランジ部が開口することから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材に気密性があるか否かを確認するため、30cm中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後にHe気密試験を実施した(開口模擬後気密確認試験)。変位は、格納容器限界圧力2Pd時のバックアップシール材塗布位置を考慮し、機器搬入用ハッチの外側ガasketのフランジ開口量をもとに1mmに設定した。試験の流れとしては、バックアップシール材を塗布したフランジを乾燥させた後に、隙間ゲージで変位を加え、その後隙間ゲージを引き抜いて試験フランジの変位を当初位置に戻す。その状態でHe気密確認試験を実施し、0.9MPa加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口模擬後気密確認試験は試験装置上の理由から、バックアップシール材に高温曝露は経験させていない。しかしながら、FT-IR分析により250℃蒸気曝露で構造の変化量は小さく、顕著な劣化が認められなかったことから、高温曝露有無は事故時開口を模擬したバックアップシール材の性能を確認する試験では、試験結果に大きな影響を与えない

と考えている。

試験の詳細は別紙-5「バックアップシール材の試験について」で示しており、バックアップシール材は 250℃蒸気曝露が 168h 継続したとしても気密性が確保できることを確認している。また、250℃蒸気曝露が 168h 継続した後のバックアップシール材の化学構造の変化を確認するために FT-IR 分析を実施し、曝露前後でもバックアップシール材の化学構造がほとんど変化していないことを確認している。よって、250℃蒸気曝露環境下では有意な劣化はほとんど無いことから、格納容器限界温度である 200℃状態が長期継続したときであっても、バックアップシール材により格納容器閉じ込め機能の健全性は確保できる。

以上のことから、バックアップシール材について格納容器限界温度 200℃における長期シール性が確認できた。また、ベント実施までの間に格納容器過圧によるフランジ開口を経験したとしても、ベント後のフランジ開口量が小さい領域では高温性に優れたシール機能を発揮することが確認できた。よって、バックアップシール材は、格納容器ベント操作後の長期シール機能強化に有効である。

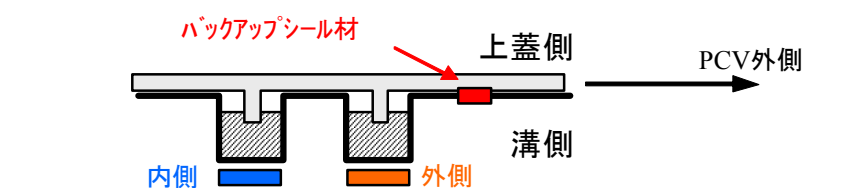


図 3-11 バックアップシール材イメージ図

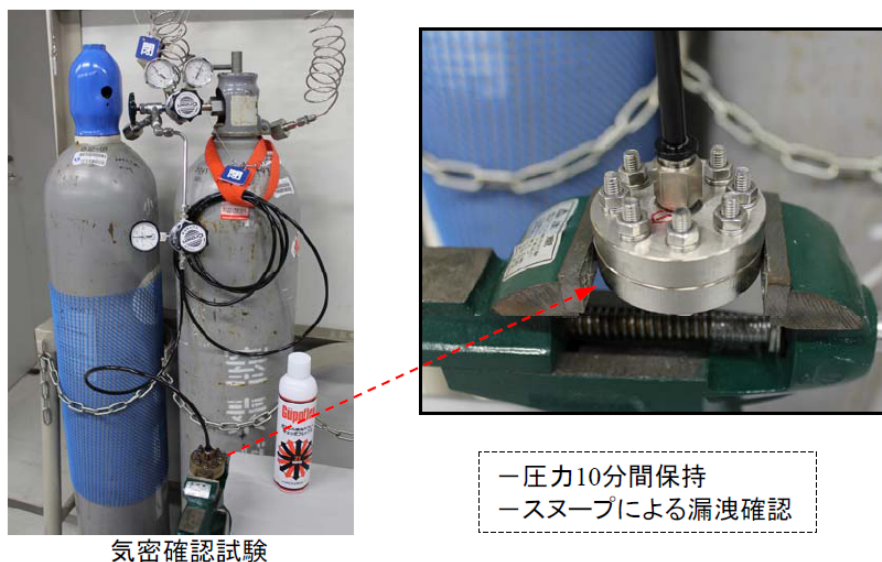


図 3-12 バックアップシール材の気密試験

表 3-11 バックアップシール材の気密性試験結果

試験条件	温度	蒸気曝露	放射線照射	気密試験
蒸気曝露なし	350℃	-	-	○
	350℃	-	827kGy	○
蒸気曝露あり	250℃	168h	819kGy	○

○は気密試験時に「漏えいなし」を示す

④-2 バックアップシール材の塗布条件

バックアップシール材のシール機能が確保されるための塗布幅、塗布厚さ、塗布作業に関する条件は、各種試験の結果から表 3-13 の通り定めている。塗布幅は幅が広い程シール機能が向上するが、試験でシール機能が確認できた最小の塗布幅を元に設定している。塗布厚さについては、シール機能が確認できた塗布厚さを元に設定している。また、バックアップシール材は塗布後、除々に乾燥して固まるため、塗布後にフランジ閉鎖するまでの時間を制約として設けることにしている。この時間についても、試験によりバックアップシール材の乾燥時間を考慮して、シール機能が確認できた時間を元に設定している。

表 3-12 バックアップシール材の塗布条件

項目	塗布条件
バックアップシール材の塗布幅	
バックアップシール材の塗布厚さ	
塗布後、フランジ閉鎖までの時間	

④-3 バックアップシール材の品質確認

バックアップシール材は表 3-12 の条件で塗布することで、シール機能が確保可能である。従って、バックアップシール材塗布作業時に「塗布幅」、「塗布厚さ」、「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」を確認することで品質を確認する。「塗布幅」、「塗布厚さ」については、それら幅、厚さを担保可能な専用治具を用いてバックアップシール材を塗布作業する等で、品質確認を行う。「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」については、塗布作業時間を管理することで品質確認を行う。

⑤「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」のシール機能について

前述④で示す通り、バックアップシール材は重大事故環境においても優れた耐性をもつことが示されたため、「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を組み合わせることで、事故環境下における原子炉格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性向上を図る計画を進めている。

改良E P D M製シール材は、事故時の耐環境性に優れていることを確認しているが、一般的に劣化モードとして酸化劣化があげられるため、長期シール性の信頼性を向上させるためには、劣化要因である酸素の高温状態曝露を回避することが必要になる。バックアップシール材は、フランジ外側ガスケット部よりも外周のフランジ面に塗布することから、改良E P D Mシール材への格納容器外側からの酸素供給を遮断する役割も果たすことができるため、酸化劣化によるシール機能低下を抑えることが可能である。

よって、事故発生後の改良E P D M製シール材の長期健全性を補強することができるため、当社の更なる格納容器閉じ込め機能強化対策として「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を採用する。その効果については事項で示す。

なお、フランジ部にバックアップシール材を塗布することに関するフランジ設計に対する影響評価については、別紙-16 において評価している通りであり、フランジへの悪影響はないものと考えている。

⑥事故後長期間のシール機能について

重大事故時の格納容器閉じ込め機能の信頼性を強化するために、「改良 EPDM+バックアップシール材」を組合せ、事故後 168 時間以降の長期におけるシール機能について試験により確認した（試験装置を図 3-13 に示す）。前述の通り、バックアップシール材の 200℃状態における長期健全性を確認しており、有意な劣化が見られないことから、長期にわたって状態は変化せず、シール機能が確保されるものと考ええる。また、改良 EPDM 製シール材とその外側にバックアップシール材を適用した条件で長期間高温曝露を実施した後に He 気密確認試験を実施しているが、少なくとも 45 日間の高温曝露（200℃）を経験しても、気密性に問題ないことが確認できている。試験の詳細は、別紙-5「バックアップシール材の試験について」の「(4)長時間試験」で示す。

なお、原子炉格納容器閉じ込め機能として最も厳しいシナリオである「大 LOCA+SB0+ECCS機能喪失」について、事故後168時間以降も有効性評価で使用した設備以外は復旧せず、フィードアンドブリードを続けたとした場合、事故発生から30日後のドライウェル温度は130℃以下であることが評価で示されている。従って、これよりも過酷な200℃状態が30日間継続しても格納容器閉じ込め機能は健全であることが試験により確認できているため、事故後長期のシール性向上のためには「改良EPDM+バックアップシール材」は有効であると考えている。

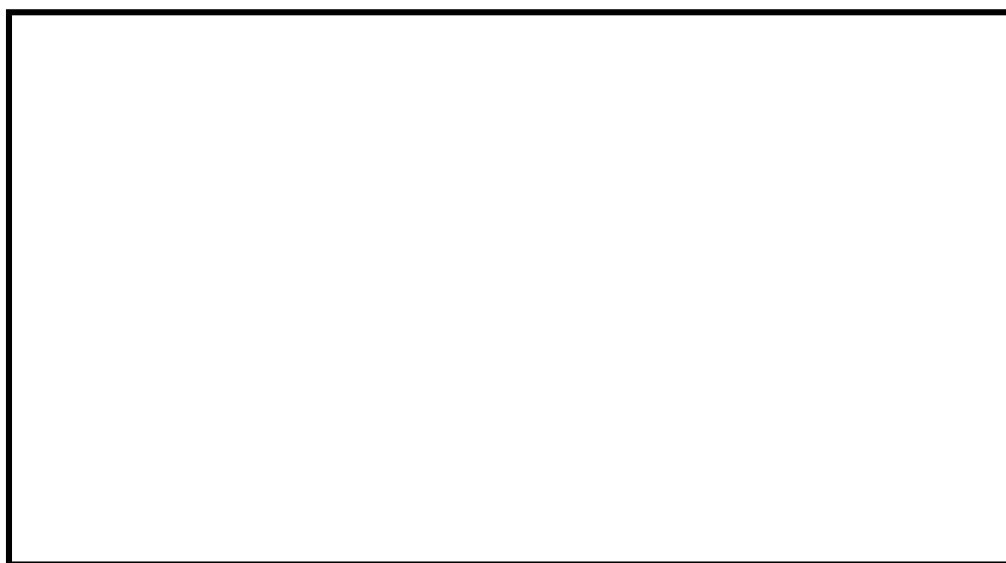


図3-13 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験装置

表3-13 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験結果

試験体	曝露状態	曝露期間	改良EPDM放射線曝露	加圧媒体	試験圧力	試験結果
改良EPDM+バックアップシール材	乾熱200℃	30日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし
	乾熱200℃	45日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし

3.3 評価まとめ

トップヘッドフランジの健全性評価結果を表3-14に示す。

表3-14 トップヘッドフランジの健全性評価結果

No	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	200℃、2Pdにおける各部の応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	2Pdにおける健全性を、NUPEC実施の1/10スケール試験を用いて評価	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付ボルト評価	200℃、2Pdにおける締付ボルトの応力評価を実施	○
		②フランジの開口評価	200℃、2Pdにおけるフランジ開口を評価 (以下(3)ガスケットの健全性と併せて健全性評価を行う)	—
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化、PCV開口量評価、バックアップシール材試験結果を用いた評価	「改良E P D M製シール材」で200℃、2Pdにおけるシール機能を評価 更なる安全対策向上として「改良E P D Mシール材+バックアップシール材」を適用することにより、改良E P D M製シール材の長期信頼性を補強する。	○

4. ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）

4.1 評価方針

ハッチ類は、フランジ付きの胴板が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

ハッチ類の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも口径が大きいことから、原子炉格納容器膨張によるシェル部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、200℃、2Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

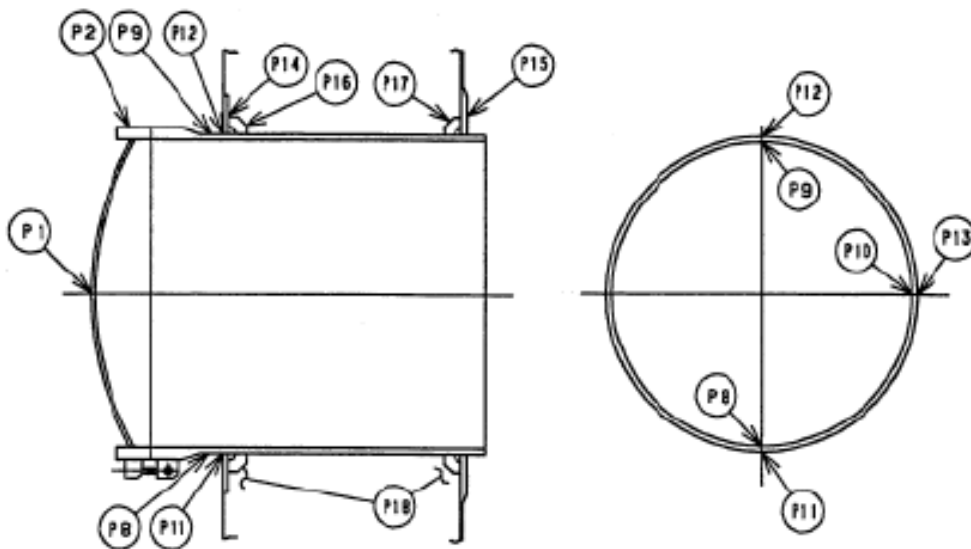


図 4-1 機器搬入用ハッチ図

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

ハッチ類における構造健全性評価として、上部ドライウェル機器搬入用ハッチ、下部ドライウェル機器搬入用ハッチ、サプレッション・チェンバ出入口のうち内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するハッチ類の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、ハッチ類に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

② 既往研究成果による評価

ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行っており、この結果を踏まえて限界圧力を評価する。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。上部ドライウエル機器搬入用ハッチ、下部ドライウエル機器搬入用ハッチ、サプレッション・チェンバ出入口の締付ボルトを評価対象とする。

② フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントとして 7 号炉の機器搬入用ハッチにおける開口量を評価する。

(3) ガasketの健全性

シール材（ガスケット）はこれまでシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で当該シール材が事故環境下に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、事故環境下における性能特性に優れたシール材である改良 E P D M 製シール材に変更する。改良 E P D M 製シール材による事故時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久歪み試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故時におけるフランジ開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価する。

また、格納容器ベント操作実施後の長期シール機能健全性を補強するために、高温蒸気に耐性があるバックアップシール材を追加塗布する。その有効性を、バックアップシール材の試験を元に評価し、格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性を確認する。

4.2 評価結果

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

ハッチ類の構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、上部ドライウエル機器搬入用ハッチ、下部ドライウエル機器搬入用ハッチ及びサプレッション・チェンバ出入口を選定し、各ハッチのうち内圧による荷重を受け止める部位（鏡板、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価に用いた主要仕様を表 4-1～4-3 に示す。

表 4-4～4-23 に、ハッチ類の応力評価結果を示す。なお、建設時工認の応力値を係数倍して応力を算出している。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてハッチ類の構造健全性を確認した。

表 4-1 上部ドライウェル機器搬入用ハッチの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

表 4-2 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び
鏡板 (機器搬入用ハッチ付) の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

表 4-3 サプレッション・チェンバ出入口の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	104	104
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

【6号炉】上部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

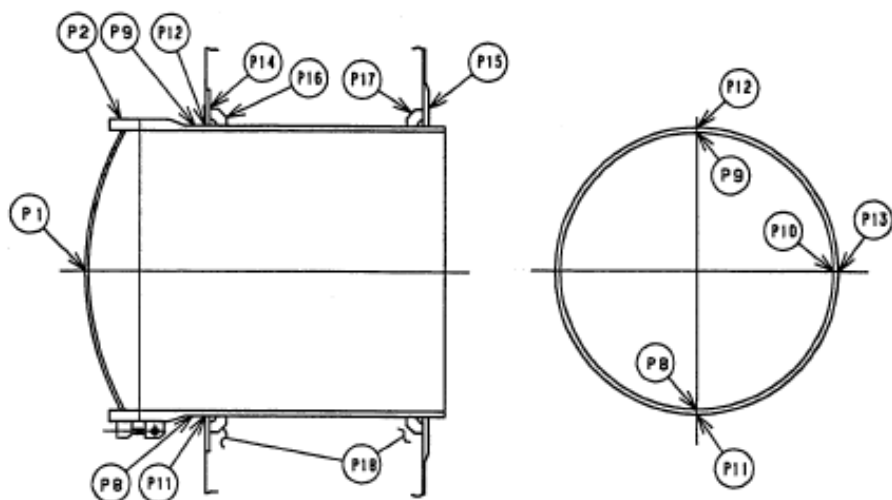


図 4-2 柏崎刈羽 6 号炉 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-4 鋼製耐圧部の応力評価のまとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P8	上部ドライウェル 機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P9			281		422	
P10			281		422	
P11	上部ドライウェル	—	—		422	
P12	機器搬入用ハッチ円筒胴のフ	—	—		422	
P13	ランジプレートとの結合部	—	—		422	

表 4-5 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P15	フランジプレート (内側)		312		156		
P17	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-6 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P18	コンクリート部		27.5	

【6号炉】下部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

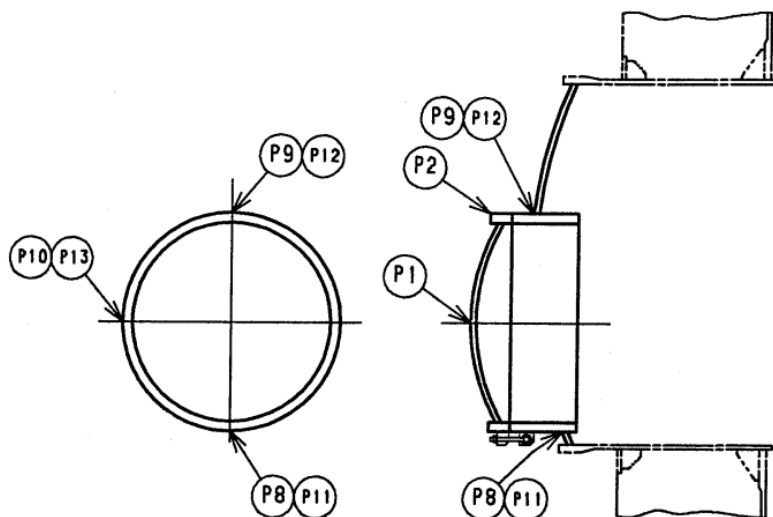


図 4-3 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-7 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P8	下部ドライウェル 機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P9			281		422	
P10			281		422	
P11	下部ドライウェル	—	—		422	
P12	機器搬入用ハッチ円筒胴と	—	—		422	
P13	鏡板との取付部	—	—		422	

【6号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

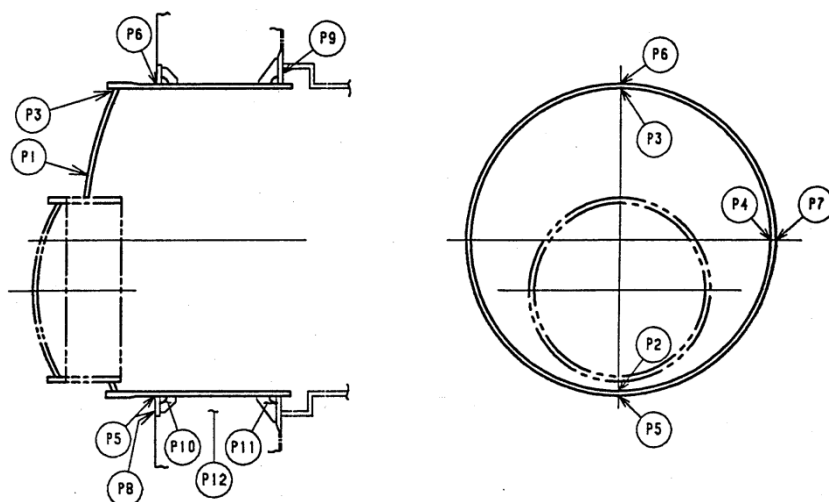


図 4-4 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）

表 4-8 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3		—	—		422	
P4		—	—		422	
P5	スリーブのフランジプレートと の結合部	—	—		422	
P6		—	—		422	
P7		—	—		422	

表 4-9 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		一次	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん 断
P9	フランジ プレート (内側)		440		220		
P11	ガセット プレート (内側)	-	-		156		

表 4-10 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

【6号炉】 サプレッション・チェンバ出入口の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

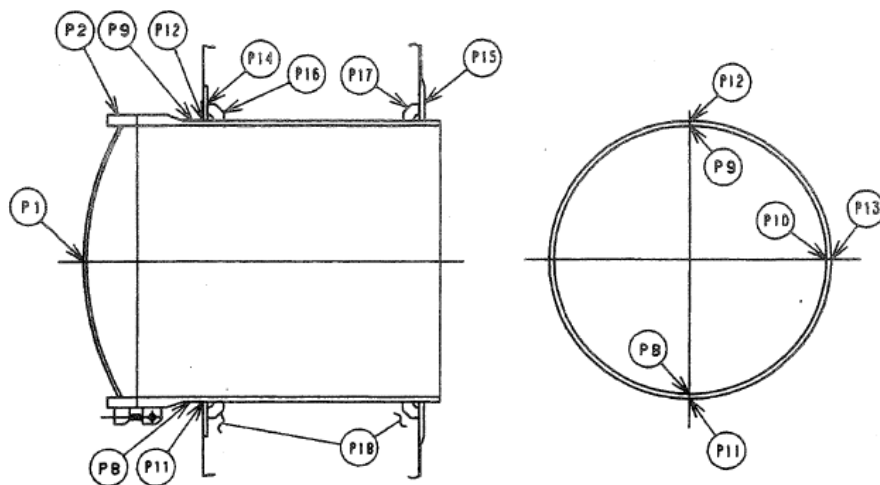


図 4-5 サプレッション・チェンバ出入口

表 4-11 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P8	サプレッション・チェンバ 出入口円筒胴		281		422	
P9			281		422	
P10			281		422	
P11	サプレッション・チェンバ	—	—		422	
P12	出入口円筒胴のフランジ	—	—		422	
P13	プレートとの結合部	—	—		422	

表 4-12 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P15	フランジプレート (内側)		312		156		
P17	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-13 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P18	コンクリート部		27.5	

【7号炉】上部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

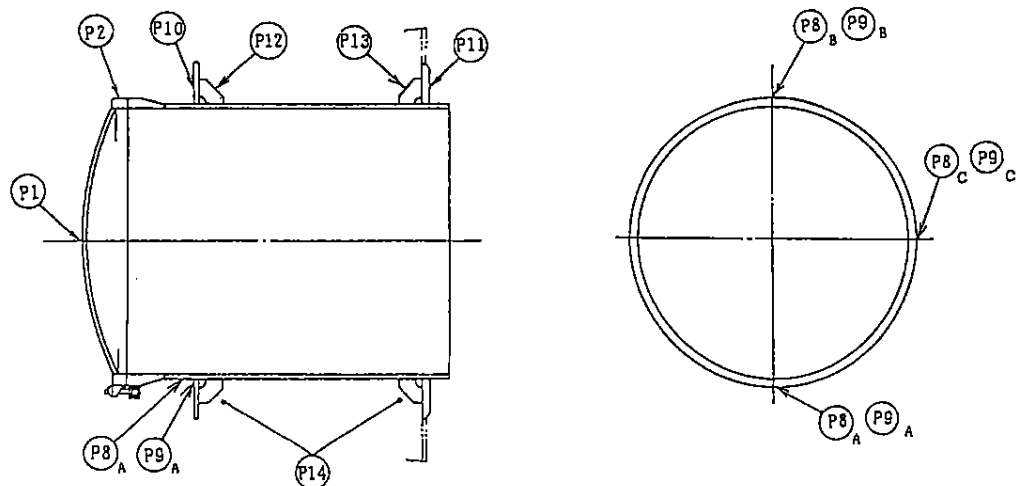


図 4-6 柏崎刈羽 7号炉 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-14 鋼製耐圧部の応力評価のまとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P8	機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P9	機器搬入用ハッチ円筒胴のフ ランジプレートとの結合部	—	—		422	

表 4-15 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P11	フランジプレート (内側)		312		156		
P13	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-16 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P14	コンクリート部		27.5	

【7号炉】下部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

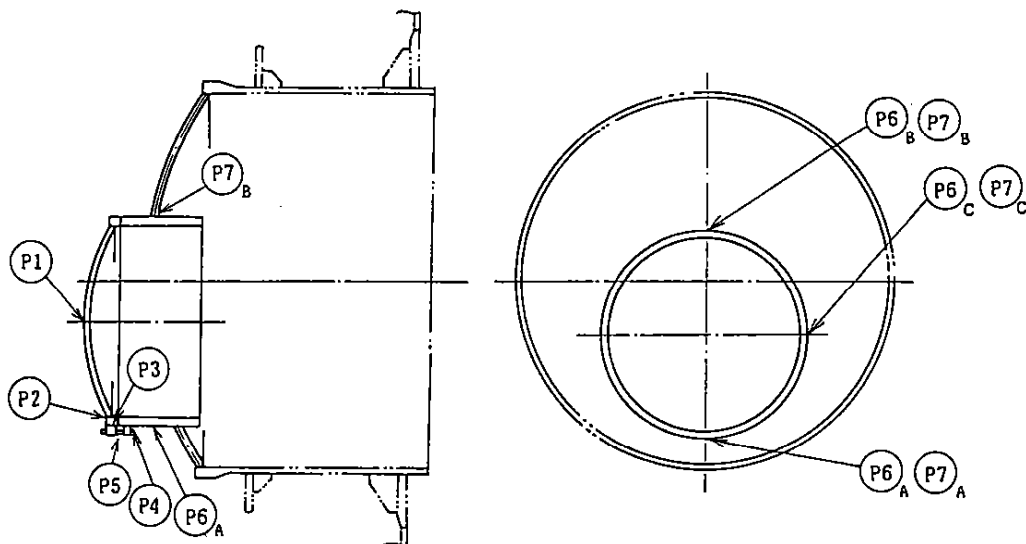


図 4-7 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-17 鋼製耐圧部の応力評価まとめ

(単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P6	機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P7	機器搬入用ハッチ円筒胴と 鏡板との取付部	—	—		422	

【7号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）
の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

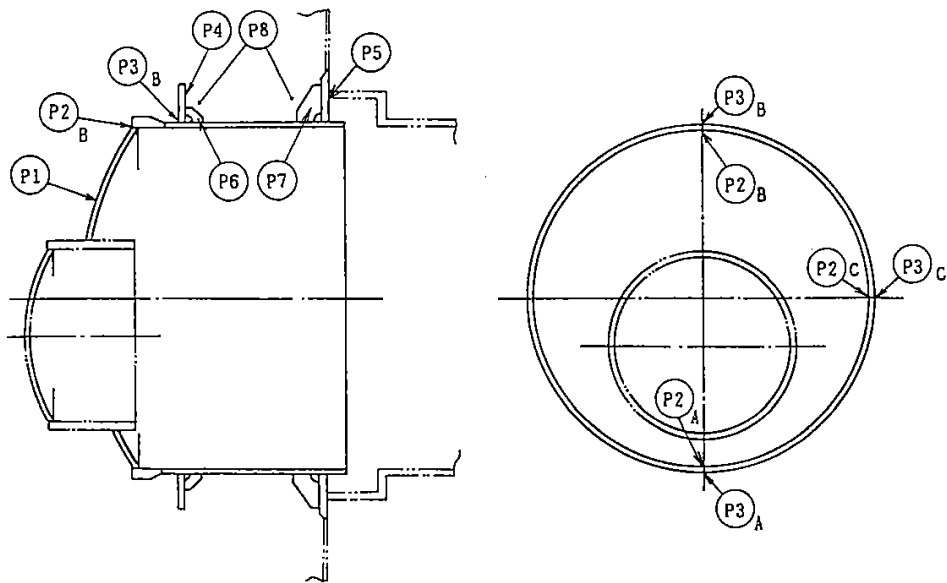


図 4-8 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）

表 4-18 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3	スリーブのフランジとの結合部	—	—		422	

表 4-19 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		曲げ	せん 断
		応力	許容 応力	応力	許容 応力		
P5	フランジ プレート (内側)		439		219		
P7	ガセット プレート (内側)	-	-		156		

表 4-20 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P8	コンクリート部		27.5	

【7号炉】 サプレッション・チェンバ出入口の構造健全性評価結果 (200°C、2Pd)

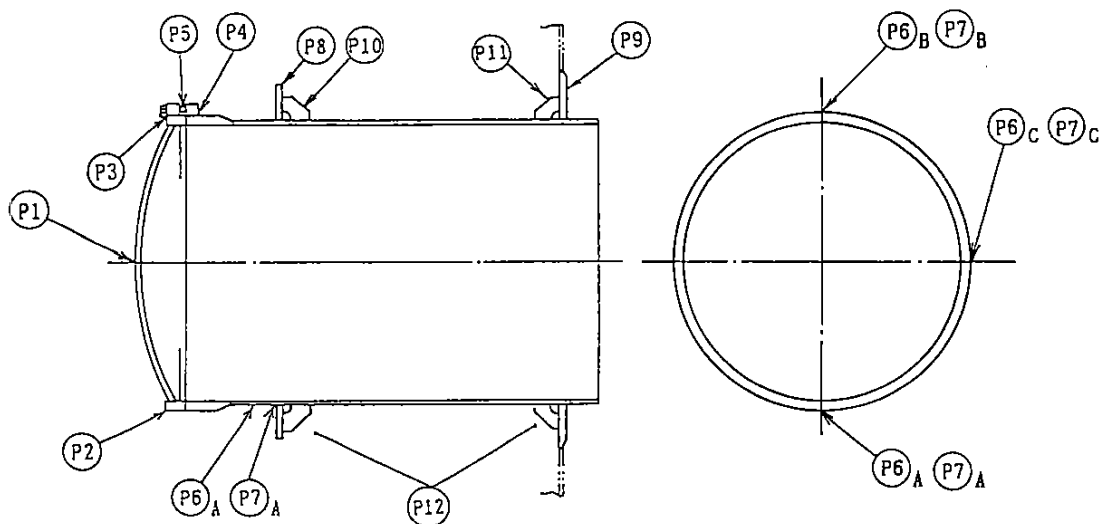


図 4-9 サプレッション・チェンバ出入口

表 4-21 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P6	サプレッション・チェンバ 出入口円筒胴		281		422	
P7	サプレッション・チェンバ 出入口円筒胴のフランジ プレートとの結合部	—	—		422	

表 4-22 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P9	フランジプレート (内側)		312		156		
P11	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-23 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

②既往研究成果による評価

ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は 19.5kg/cm^2 （約 6.0Pd ）であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。このハッチモデル試験体は Mark-II 改良型のハッチを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型のハッチと RCCV のハッチの基本的な構造は同じであるため、これらを用いて、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉のハッチ類の 2Pd における健全性を確認する。

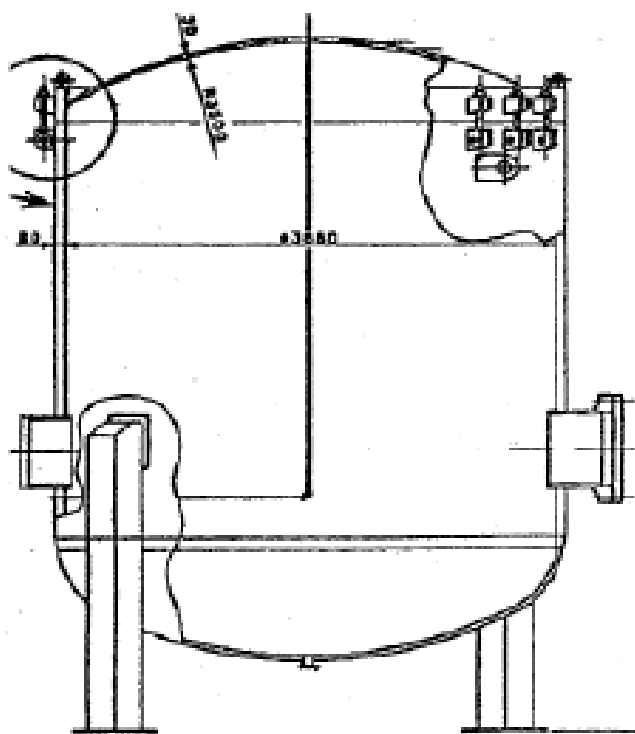


図 4-10 ハッチモデル試験

機器搬入用ハッチ形状（球形胴）に対する必要板厚は、設計・建設規格により計算式(4.1)から求められる。この式を変形し、板厚 t と降伏応力 S_y から弾性限界圧力 P を算出する。

$$t = P \cdot D_i / (4 \cdot S_y \cdot \eta - 0.4P) \quad \dots\dots(式4.1)$$

$$P = 2 \cdot S_y \cdot \eta \cdot t / (R + 0.2 \cdot t) \quad \dots\dots(式4.2)$$

鋼材の200℃における設計降伏点 $S_y = 226\text{MPa}$ 、継手効率 $\eta = 1$ とすると、弾性限界圧力 P は表4-24 の通り算出される。

表4-24 機器搬入用ハッチの弾性限界圧力

	柏崎刈羽 6/7 号炉 機器搬入用ハッチ		ハッチモデル 試験体
	上部	下部	
R (内半径)			3500mm
t (板厚)			30mm
P (弾性限界圧力)	3.47MPa	3.76MPa	3.87MPa

表4-24に示すように機器搬入用ハッチは、ハッチモデル試験体と同程度の耐圧強度を有していることから、少なくともハッチモデル試験体の限界圧力 $6.0P_d$ と同程度の圧力まで健全性を有するものと判断できる。

したがって、機器搬入用ハッチは200℃条件において、 $6.0P_d$ 程度までは健全であると考えられる。よって、ハッチ類は $2P_d$ においても健全性は確保できると考えている。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。各ハッチ類の締付ボルト基本仕様を表 4-25～27、評価結果を表 4-28 に示す。いずれも許容応力以下であることから、締付ボルトは 200℃、2Pd において健全である。

表 4-25 上部ドライウエル機器搬入用ハッチの締付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-26 下部ドライウエル機器搬入用ハッチの締付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-27 サプレッション・チェンバ出入口の締付ボルト基本仕様

	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-28 締付ボルトの評価結果（単位：MPa）

評価部位	6号炉	7号炉	許容値
上部ドライウエル機器搬入用ハッチ			576
下部ドライウエル機器搬入用ハッチ			576
サプレッション・チェンバ出入口			576

②フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントモデルとして 7 号炉の機器搬入用ハッチ部における開口量を評価した。解析モデルは図 4-11 に、開口量の解析評価結果を図 4-12 に示す。なお、本 FEM 解析の妥当性については別紙-3「トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について」で示す。2Pd における開口量は、内側ガスケット部で約 1.4mm、外側ガスケット部で約 1mm となる。

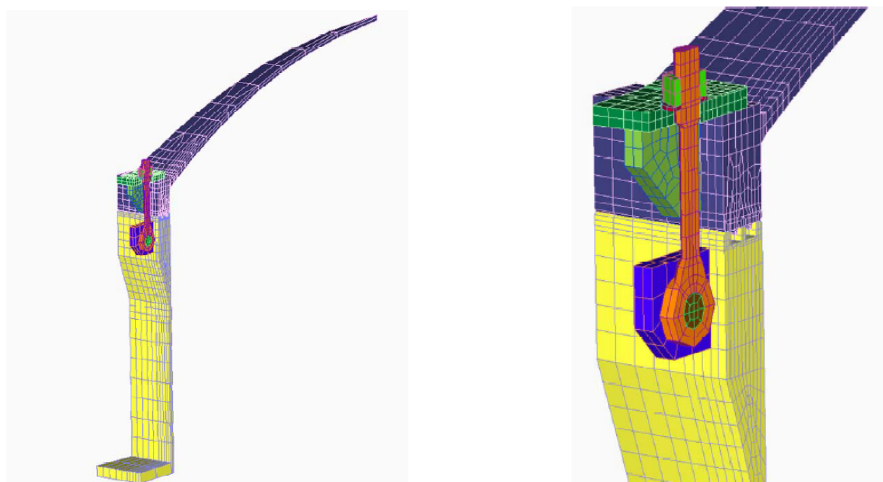


図 4-11 機器搬入用ハッチ開口量評価の解析モデル

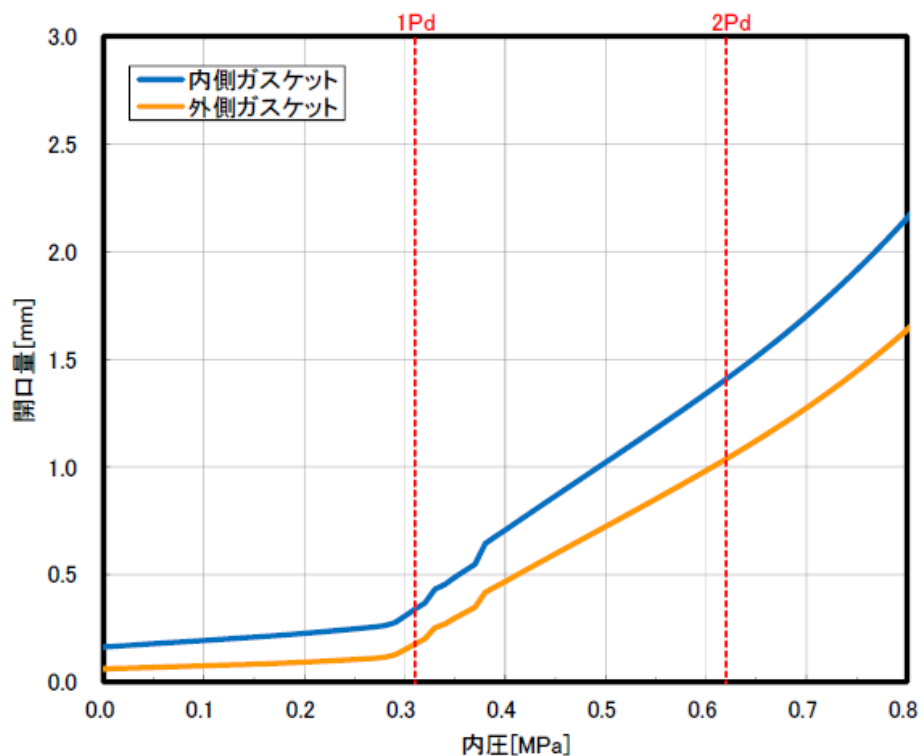


図 4-12 機器搬入用ハッチの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガスキットの健全性

福島第一原子力発電所事故で原子炉格納容器内雰囲気漏えいした経路として、原子炉格納容器トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチ等のフランジシール部が推定漏えい経路の1つであると考えている。原子炉格納容器のフランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、福島第一原子力発電所事故のような事故環境に晒されると、原子炉格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉原子炉格納容器フランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、事故時環境下の耐性が優れた改良 EPDM 製シール材に変更して格納容器閉じ込め機能の強化を図る。従って、改良 EPDM 製シール材について、事故時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

①シール材（改良 EPDM）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良 EPDM 製シール材の事故時環境における劣化特性を、高温蒸気曝露の期間を確認するために、JIS K6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じて圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表 4-29 に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を 0%とし、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を 100%としている。例えば、圧縮永久ひずみが表 4-29 で示す「□」の場合は、シール材の初期締付量が □である 7 号炉を例に取ると、□戻ることを意味する。この場合、□のフランジ部開口まではシール機能が確保可能と想定できる。

表 4-29 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

②改良E P D M製シール材の性能確認試験

②-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良E P D M製シール材の性能を確認するために、圧縮永久歪み試験に加え、実機フランジリング溝を模擬した小型試験装置を用いて、事故環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を図4-13に示しており、実機リング溝の断面寸法を1/2スケールとして試験治具を製作し、予め γ 線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガasket部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、高温曝露は高温空気及び高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃を設定し、それぞれ7日間(168h)一定温度で高温曝露している。また、試験治具のリング溝は内側に1mmの段差があり、その段差の間からシール材が高温空気または蒸気に曝露されるため、事故時の格納容器過圧に伴うフランジ開口を考慮した状態で、高温曝露ができる試験体となっている。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、Heにより気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で0.9MPaまで加圧して気密性を確認している。また、格納容器過圧に伴うフランジ開口時のシール材の気密性を確認するために、高温曝露後の試験体フランジを0.8mm開口させ、その状態でもHe気密確認試験を実施し、0.9MPa加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口量の0.8mmは、2Pdにおける開口量が最も大きな機器搬入用ハッチのフランジ開口量(約1.4mm)に余裕をもたせた開口量(1.6mm)を1/2スケールにしたものである。

試験の詳細は別紙-4「改良E P D Mシール材の試験について」で示しており、本試験により200℃が168時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

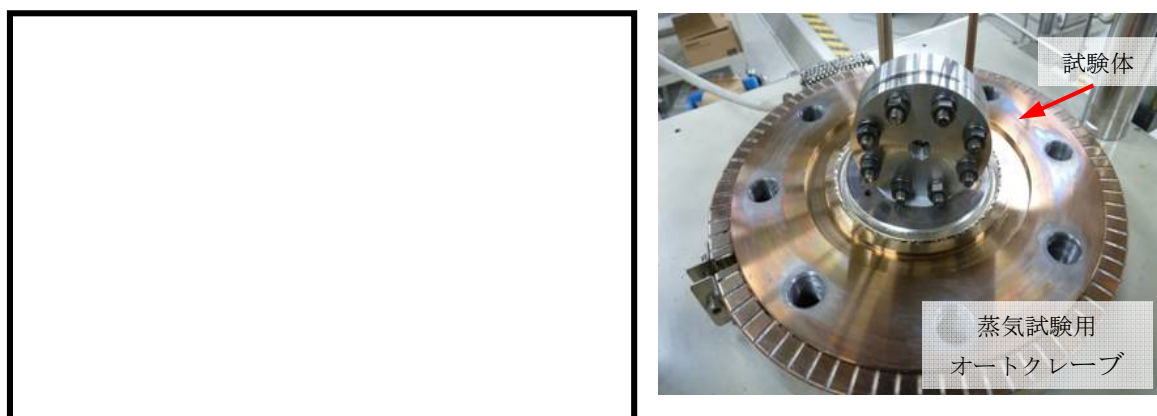


図4-13 改良E P D M製シール材の性能確認試験装置

②-2 実機フランジモデル試験

改良E P D M製シール材は前述の小型フランジ試験に加え、より大口径（Oリング径：約250mm）の実機フランジモデル試験（実機フランジモデル試験）も実施しているところであり、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を進めているところである。試験装置は図4-14、図4-15に示しており、試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし、溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし、径を縮小した試験試料とする。予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、E P D Mの劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、それぞれ定める期間を一定温度で高温曝露する。また、内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため、フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

本試験装置によりシール材を高温曝露した後、気密確認試験を実施した。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)を包絡する圧力で気密性を確認しており、その試験結果を別紙-11に示す。本試験結果により200℃が168時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

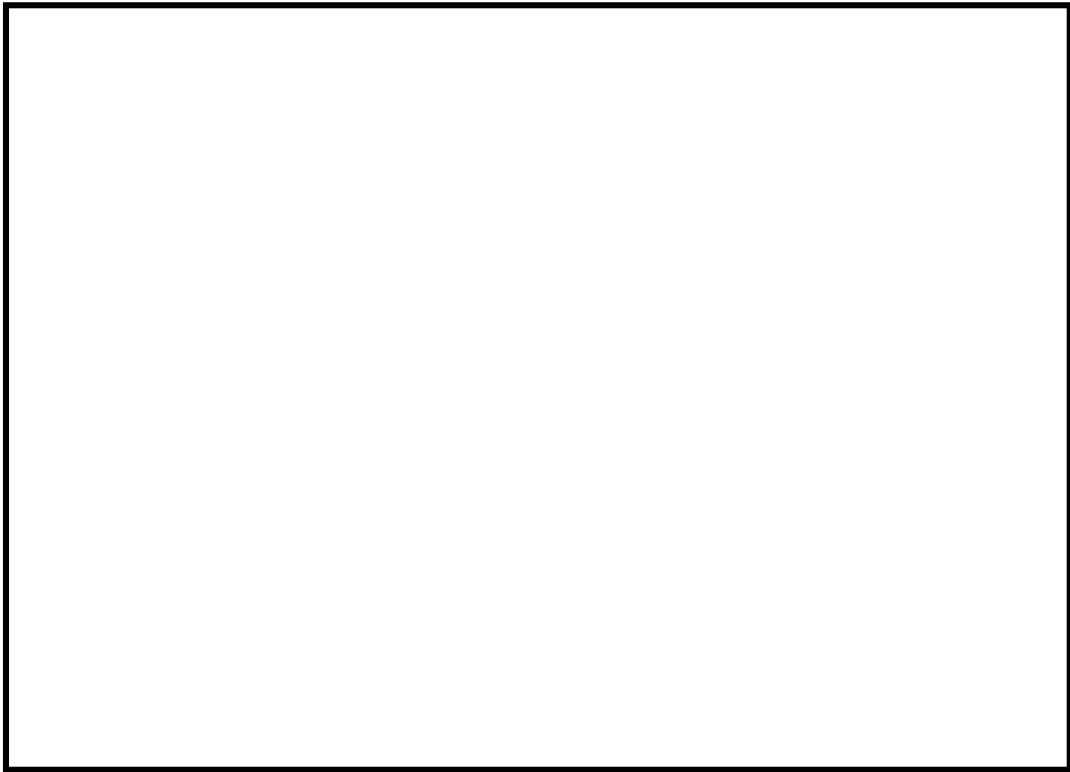


図 4-14 実機フランジモデル試験の装置概要

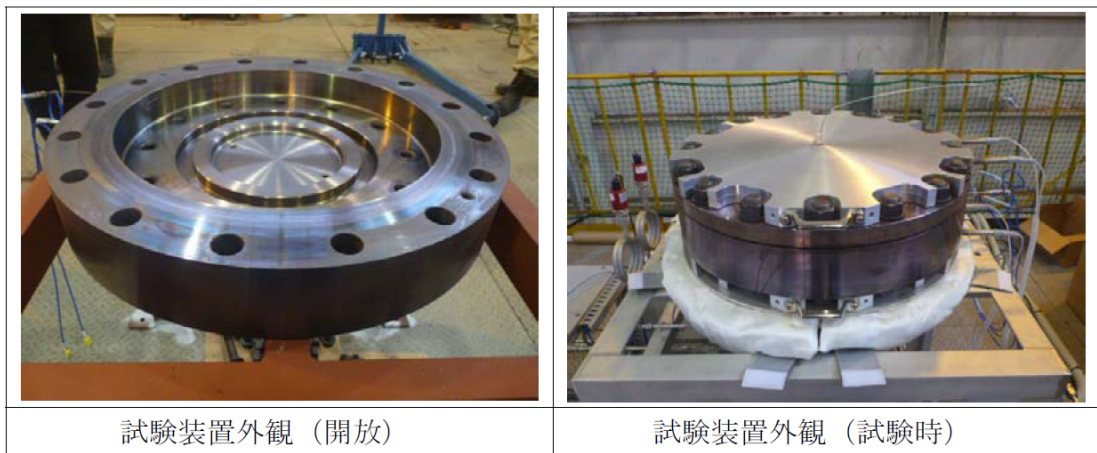


図 4-15 実機フランジモデル試験装置の外観

③フランジ開口量を考慮した漏えい評価

前述①および②を踏まえ、事故時環境下に曝されることによるシール材劣化（シール材追従量の低下）と、原子炉格納容器の限界温度・圧力によるフランジ開口量を考慮し、限界温度・圧力である 200℃、2Pd 条件下におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-4.16 に示す。

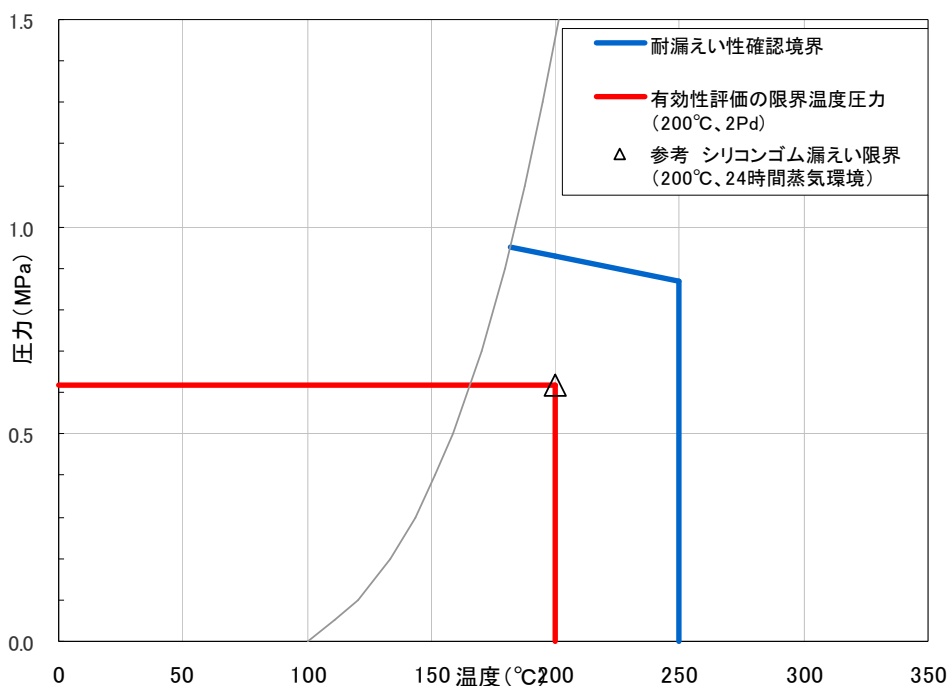


図 4-16 シール材の機能確保に関する評価線図 (機器ハッチ)

図中の青線は、シール部の健全性を確認している範囲を示す線である。この青線において、温度依存の傾きのある部分は、格納容器の機器ハッチフランジ部の構造解析結果 (図-4.12) とシール材の圧縮永久ひずみ試験結果 (表-4.29) から、フランジ部の開口量にシール材が追従できなくなる境界を示すものである (解析で示したフランジ部の開口量が、改良 E P D M の圧縮永久ひずみ (乾熱、7 日間) に基づき定めたシール材の戻り量と等しくなったときに漏えいすると評価)。

一方、青線において、温度が 250℃一定の垂直の部分、改良 E P D M を用いたフランジ部の小型モデル試験結果から、過圧・過温状態におけるシール材の健全性が確認できている範囲を示すものである (格納容器シール部の形状を模擬した試験装置を用いて、漏えいが発生する圧力、温度の評価)。なお、250℃で実施した小型モデル試験では、漏えいは生じていないため、実際の限界温度はさらに高い温度となる。

上記の結果から、シール部については、シール材が高温環境下において劣化する特

性を有していることを考慮しても、限界温度・圧力環境下において、シール材に耐環境性に優れたEPDM性シール材を用いることにより、少なくとも7日間の健全性を確保できることを確認した。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化したシール材を用いることにより、機能を向上させる。

④バックアップシール材のシール機能について

当社は福島第一原子力発電所の事故知見を踏まえ、格納容器閉じ込め機能強化の更なる信頼性向上を目途としてバックアップシール材を開発した。バックアップシール材は図4-17で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材は、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。バックアップシール材の性能は、図4-18で示す試験装置で、事故環境下に曝された後のシール機能について評価されている。

④-1 バックアップシール材の性能確認試験

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジ部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、高温曝露は高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度200℃に余裕を見た250℃を設定し、7日間(168h)一定温度で高温曝露している。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、Heにより気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で0.9MPaまで加圧して気密性を確認している。

また、重大事故時には事故後ベント実施までは圧力が2Pd近傍と高くなりフランジ部が開くことから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材に気密性があるか否かを確認するため、30cm中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後にHe気密試験を実施した(開口模擬後気密確認試験)。変位は、格納容器限界圧力2Pd時のバックアップシール材塗布位置を考慮し、機器搬入用ハッチの外側ガasketのフランジ開口量をもとに1mmに設定した。試験の流れとしては、バックアップシール材を塗布したフランジを乾燥させた後に、隙間ゲージで変位を加え、その後隙間ゲージを引き抜いて試験フランジの変位を当初位置に戻す。その状態でHe気密確認試験を実施し、0.9MPa加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口模擬後気密確認試験は試験装置上の理由から、バックアップシール材に高温曝露は経験させていない。しかしながら、FT-IR分析により250℃蒸気曝露で構造の変化量は小さく、顕著な劣化が認められなかったことから、高温曝露有無は事故時開口を模擬した

バックアップシール材の性能を確認する試験では、試験結果に大きな影響を与えないと考えている。

試験の詳細は別紙-5「バックアップシール材の試験について」で示しており、バックアップシール材は 250℃蒸気曝露が 168h 継続したとしても気密性が確保できることを確認している。また、250℃蒸気曝露が 168h 継続した後のバックアップシール材の化学構造の変化を確認するために FT-IR 分析を実施し、曝露前後でもバックアップシール材の化学構造がほとんど変化していないことを確認している。よって、250℃蒸気曝露環境下では有意な劣化はほとんど無いことから、格納容器限界温度である 200℃状態が長期継続したときであっても、バックアップシール材により格納容器閉じ込め機能の健全性は確保できる。

以上のことから、バックアップシール材について格納容器限界温度 200℃における長期シール性が確認できた。また、ベント実施までの間に格納容器過圧によるフランジ開口を経験したとしても、ベント後のフランジ開口量が小さい領域では高温性に優れたシール機能を発揮することが確認できた。よって、バックアップシール材は、格納容器ベント操作後の長期シール機能強化に有効である。

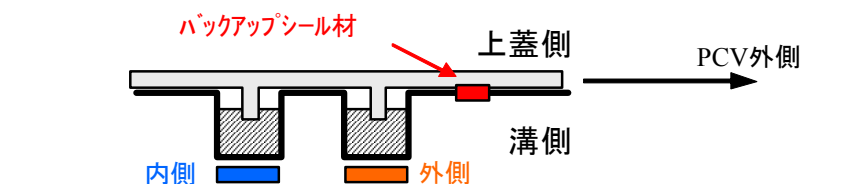
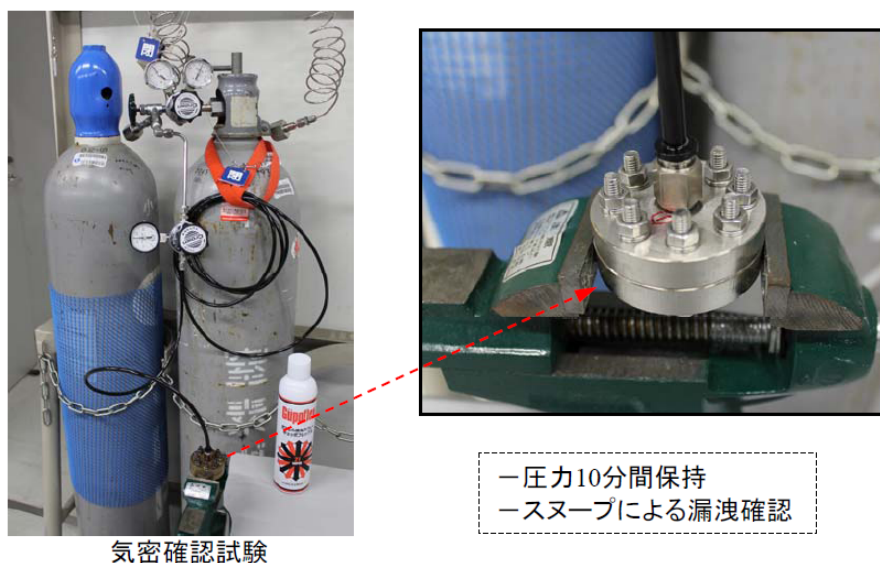


図 4-17 バックアップシール材イメージ図



気密確認試験

図 4-18 バックアップシール材の気密試験

表 4-30 バックアップシール材の気密性試験結果

試験条件	温度	蒸気曝露	放射線照射	気密試験
蒸気曝露なし	350℃	-	-	○
	350℃	-	827kGy	○
蒸気曝露あり	250℃	168h	819kGy	○

○は気密試験時に「漏えいなし」を示す

④-2 バックアップシール材の塗布条件

バックアップシール材のシール機能が確保されるための塗布幅、塗布厚さ、塗布作業に関する条件は、各種試験の結果から表 4-31 の通り定めている。塗布幅は幅が広い程シール機能が向上するが、試験でシール機能が確認できた最小の塗布幅を元に設定している。塗布厚さについては、シール機能が確認できた塗布厚さを元に設定している。また、バックアップシール材は塗布後、徐々に乾燥して固まるため、塗布後にフランジ閉鎖するまでの時間を制約として設けることにしている。この時間についても、試験によりバックアップシール材の乾燥時間を考慮して、シール機能が確認できた時間を元に設定している。

表 4-31 バックアップシール材の塗布条件

項目	塗布条件
バックアップシール材の塗布幅	
バックアップシール材の塗布厚さ	
塗布後、フランジ閉鎖までの時間	

④-3 バックアップシール材の品質確認

バックアップシール材は表 4-31 の条件で塗布することで、シール機能が確保可能である。従って、バックアップシール材塗布作業時に「塗布幅」、「塗布厚さ」、「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」を確認することで品質を確認する。「塗布幅」、「塗布厚さ」については、それら幅、厚さを担保可能な専用治具を用いてバックアップシール材を塗布作業する等で、品質確認を行う。「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」については、塗布作業時間を管理することで品質確認を行う。

⑤「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」のシール機能について

前述④で示す通り、バックアップシール材は重大事故環境においても優れた耐性をもつことが示されたため、「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を組み合わせることで、事故環境下における原子炉格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性向上を図る計画を進めている。

改良E P D M製シール材は、事故時の耐環境性に優れていることを確認しているが、一般的に劣化モードとして酸化劣化があげられるため、長期シール性の信頼性を向上させるためには、劣化要因である酸素の高温状態曝露を回避することが必要になる。バックアップシール材は、フランジ外側ガスケット部よりも外周のフランジ面に塗布することから、改良E P D Mシール材への格納容器外側からの酸素供給を遮断する役割も果たすことができるため、酸化劣化によるシール機能低下を抑えることが可能である。

よって、事故発生後の改良E P D M製シール材の長期健全性を補強することができるため、当社の更なる格納容器閉じ込め機能強化対策として「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を採用する。その効果については事項で示す。

なお、フランジ部にバックアップシール材を塗布することに関するフランジ設計に対する影響評価については、別紙-16 において評価している通りであり、フランジへの悪影響はないものと考えている。

⑥事故後長期間のシール機能について

重大事故時の格納容器閉じ込め機能の信頼性を強化するために、「改良 EPDM+バックアップシール材」を組合せ、事故後 168 時間以降の長期におけるシール機能について試験により確認した（試験装置を図 4-19 に示す）。前述の通り、バックアップシール材の 200℃状態における長期健全性を確認しており、有意な劣化が見られないことから、長期にわたって状態は変化せず、シール機能が確保されるものと考ええる。また、改良 EPDM 製シール材とその外側にバックアップシール材を適用した条件で長期間高温曝露を実施した後に He 気密確認試験を実施しているが、少なくとも 45 日間の高温曝露（200℃）を経験しても、気密性に問題ないことが確認できている。試験の詳細は、別紙-5「バックアップシール材の試験について」の「(4)長時間試験」で示す。

なお、原子炉格納容器閉じ込め機能として最も厳しいシナリオである「大 LOCA+SB0+ECCS機能喪失」について、事故後168時間以降も有効性評価で使用した設備以外は復旧せず、フィードアンドブリードを続けたとした場合、事故発生から30日後のドライウェル温度は130℃以下であることが評価で示されている。従って、これよりも過酷な200℃状態が30日間継続しても格納容器閉じ込め機能は健全であることが試験により確認できているため、事故後長期のシール性向上のためには「改良EPDM+バックアップシール材」は有効であると考えている。

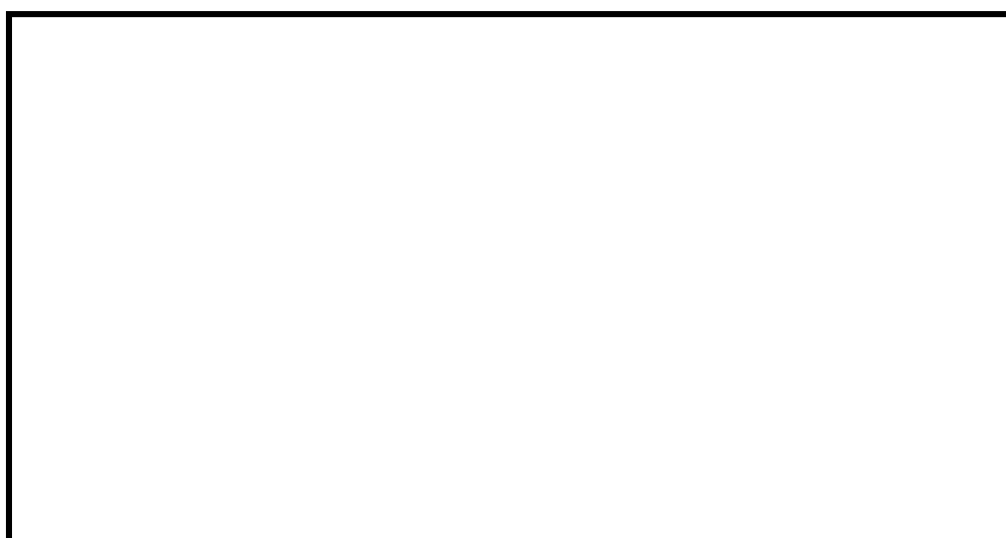


図4-19 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験装置

表4-32 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験結果

試験体	曝露状態	曝露期間	改良EPDM 放射線曝露	加圧 媒体	試験 圧力	試験結果
改良EPDM+ バックアップシール材	乾熱200℃	30日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし
	乾熱200℃	45日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし

4.3 評価まとめ

機器搬入用ハッチの健全性評価結果を表4-33に示す。

表4-33 機器搬入用ハッチの健全性評価結果

No	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	200℃、2Pdにおける各部の応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	2Pdにおける健全性を、NUPEC実施のハッチモデル試験を用いて評価	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付ボルト評価	200℃、2Pdにおける締付ボルトの応力評価を実施	○
		②フランジの開口評価	200℃、2Pdにおけるフランジ開口を評価 (以下(3)ガスケットの健全性と併せて健全性評価を行う)	—
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化、PCV開口量評価、バックアップシール材試験結果を用いた評価	「改良E P D M製シール材」で200℃、2Pdにおけるシール機能を評価 更なる安全対策向上として「改良E P D Mシール材+バックアップシール材」を適用することにより、改良E P D M製シール材の長期信頼性を補強する。	○

5. エアロック

5.1 評価方針

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器のコンクリート躯体に溶接固定されており、円筒胴の両端に人が出入りする開口部を設けた平板（隔壁）を溶接している。この開口部に枠板（隔壁）を溶接し、枠板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。枠板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。なお、トップヘッドフランジやハッチ類と異なり、原子炉格納容器過圧時はエアロック扉が支持部に押しつけられる構造となっているため、扉板が開くことはない。

また、扉には均圧弁に繋がる配管や扉開閉ハンドル軸が貫通しており、均圧弁及び扉開閉ハンドル軸貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けるため、過渡な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられ、200℃、2Pd での健全性の確認には、以下の評価が必要である。

- ・ 本体の耐圧
- ・ シール部の健全性

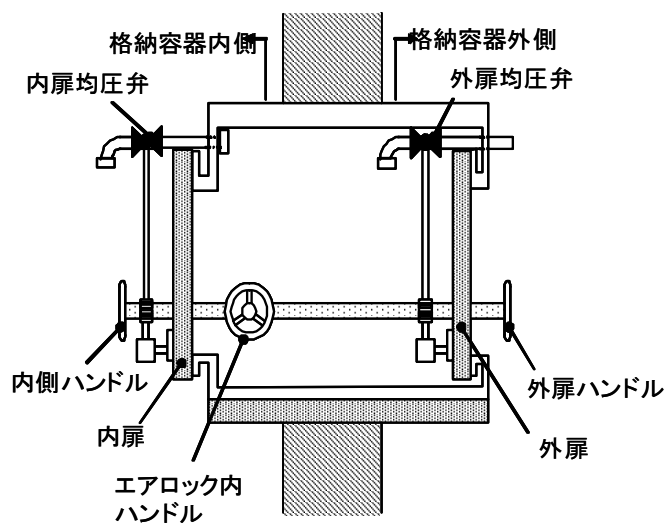


図 5-1 所員用エアロック

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

エアロックにおける構造健全性評価として、上部ドライウェル所員用エアロック、下部ドライウェル所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位のうち、扉、隔壁、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$ 、 P_L+P_b が S_u 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、許容状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3S_u (=S_u)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が S_u に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

(2) ガスケットの健全性

① 扉のシール材

エアロックの扉のシール材には、これまでシリコンガスケットを使用しているが、事故時の耐環境性に優れた改良 EPDM 製シール材に変更する。エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価する。このシール部に発生する最大隙間がエアロックと材質・シール方式が同一のトップヘッドフランジ及び機器搬入口のガスケットの試験結果で漏えいが無

いとされる隙間以下であることを確認する。なお、シール材の高温劣化については、事故時の扉が押し付けられる方向にあること、及び、扉が2重に設けられることから、トップヘッドフランジ・ハッチ類と比べて原子炉格納容器閉じ込め機能への影響度は小さいと考えているため、本章では評価対象外とする。なお、エアロックのシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

②扉以外のシール材

エアロックには、扉のシリコンガスケット以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が使用されているが、今後、事故時の耐環境性に優れた表5-1～5-2に示すシール材に変更する。

ハンドル軸貫通部Oリングに使うシール材は従来、ふっ素ゴムを用いていたが、事故時環境の耐性に優れた改良EPDM製シール材に変更することとし、基本特性試験結果により重大事故環境下における健全性を確認する。

均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えるため、耐環境性に優れたシール材を適用した均圧弁への改良を行うか、エアロック外扉を貫通する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材（改良EPDM）をもつ閉止フランジを取付け、従来品の均圧弁と閉止フランジを組み合わせることで重大事故環境下における健全性を確認する。なお、これらのシール材は、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

表5-1 6号炉 エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
ハンドル軸貫通部Oリング	改良EPDM
均圧弁	均圧弁の改良 または 閉止フランジ+改良EPDM

表5-2 7号炉 エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
ハンドル軸貫通部Oリング	改良EPDM
均圧弁	均圧弁の改良 または 閉止フランジ+改良EPDM

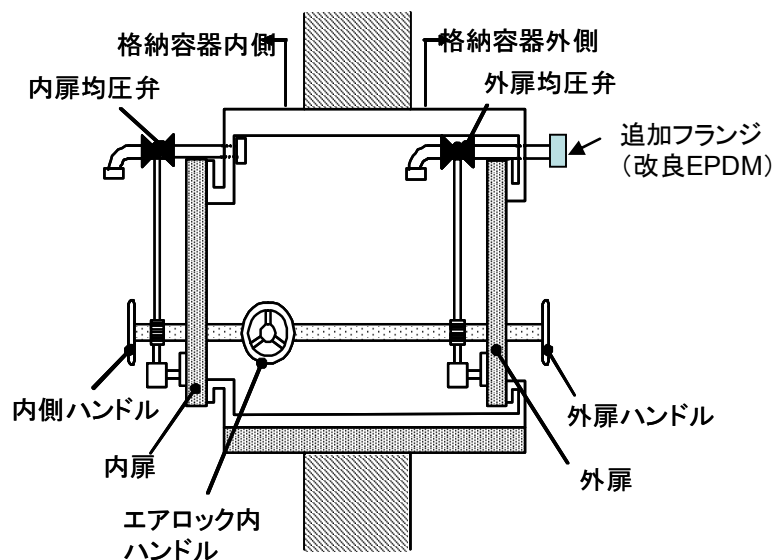


図 5-2 均圧弁及びハンドル軸貫通部

これらシール材について、単体劣化試験結果を元に、原子炉格納容器 200℃、2Pd の環境における健全性を評価する。

5.2 評価結果

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

エアロックの構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、上部ドライウェル所員用エアロック及び下部ドライウェル所員用エアロックを選定し、各エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位（扉、隔壁、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価結果のまとめを表 5-5～5-22 に示す。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてエアロックの構造健全性を確認した。

表 5-3 上部ドライウェル所員用エアロックの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
スリーブ直径 (mm)		
スリーブ厚さ (mm)		
内側隔壁厚さ (mm)		
外側隔壁厚さ (mm)		
内側扉厚さ (mm)		
外側扉厚さ (mm)		

表 5-4 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
スリーブ直径 (mm)		
スリーブ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

【6号炉】上部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

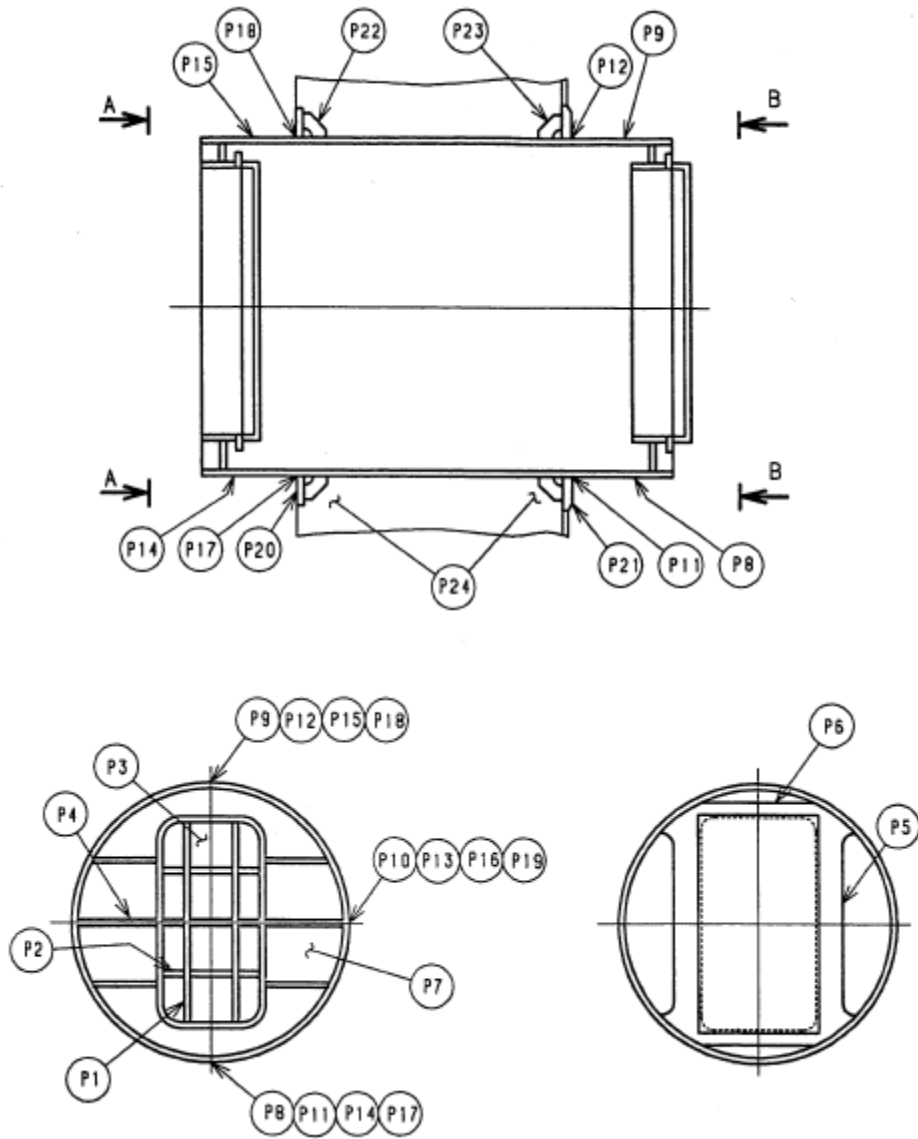


図 5-3 上部ドライウェル所員用エアロック

表 5-5 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P_L+P_b		
		応力強さ	許容値	
P1	内外扉垂直部材		422	
P2	内外扉水平部材		422	
P3	内外扉板		422	
P4	内外隔壁外側水平部材		422	
P5	内外隔壁内側垂直部材		393	
P6	内外隔壁内側水平部材		381	
P7	内外隔壁板		422	

表 5-6 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P8	上部ドライウエル所員		281		422	
P9	用		281		422	
P10	エアロック内側円筒胴		281		422	
P11	上部ドライウエル所員		—		422	
P12	用エアロック内側円筒		—		422	
P13	胴のフランジプレート との結合部		—		422	
P14	上部ドライウエル所員		281		422	
P15	用		281		422	
P16	エアロック外側円筒胴		281		422	
P17	上部ドライウエル所員		—		422	
P18	用エアロック外側円筒		—		422	
P19	胴のフランジプレート との結合部		—		422	

表 5-7 貫通部アンカの応力評価まとめ

(単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P21	フランジプレート(内側)		312		156		
P23	ガセットプレート(内側)		—		156		

表 5-8 コンクリート部の応力評価

(単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P24	コンクリート部		27.5	

【6号炉】下部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

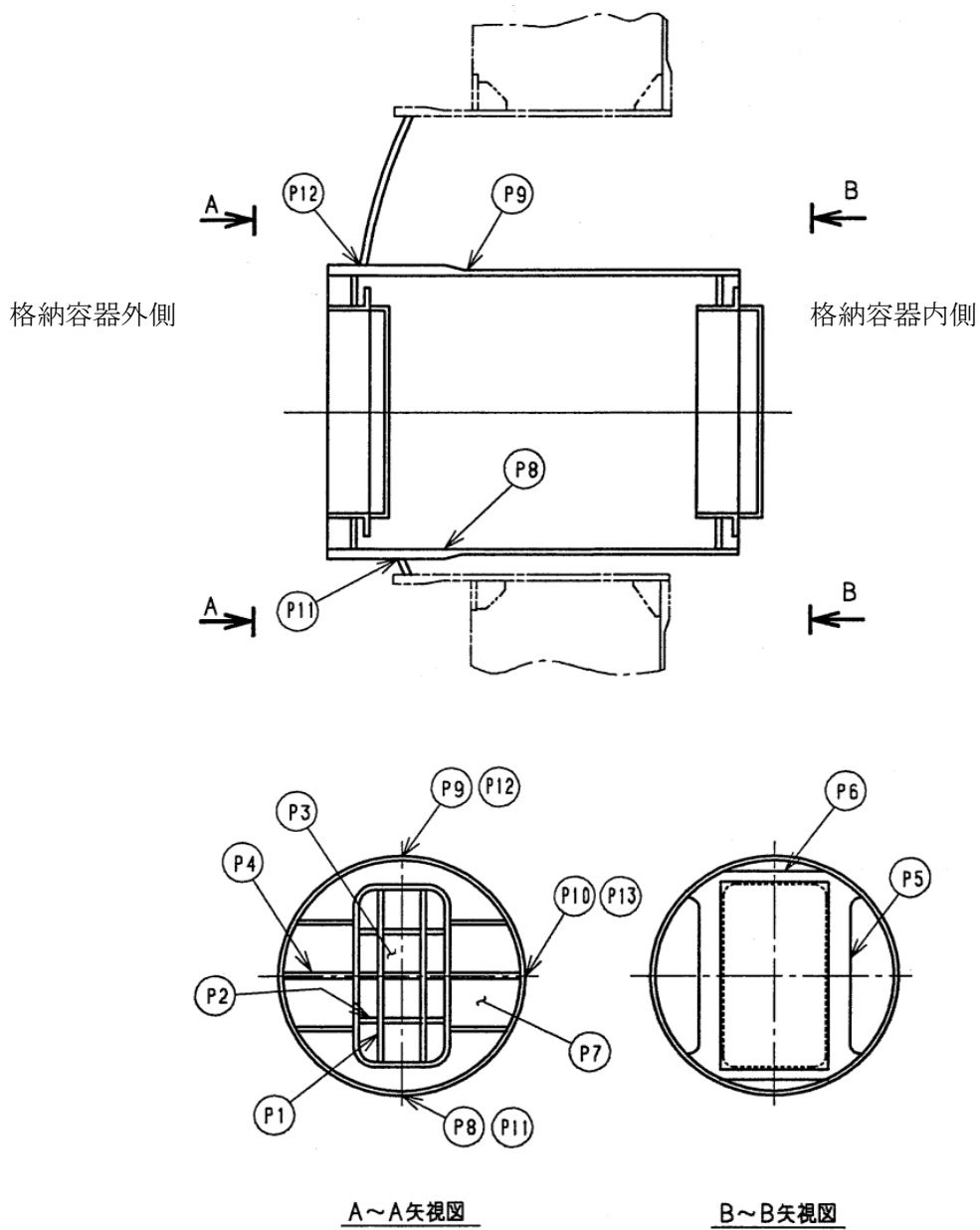


図 5-4 下部ドライウェル所員用エアロック

表 5-9 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P _L +P _b		
		応力強さ	許容値	
P1	内外扉垂直部材		422	
P2	内外扉水平部材		422	
P3	内外扉板		422	
P4	内外隔壁外側水平部材		422	
P5	内外隔壁内側垂直部材		393	
P6	内外隔壁内側水平部材		381	
P7	内外隔壁板		422	

表 5-10 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P8	下部ドライウェル所員用 エアロック円筒胴		281		422	
P9			281		422	
P10			281		422	
P11	下部ドライウェル所員用	—	—		422	
P12	エアロック円筒胴と鏡板	—	—		422	
P13	との結合部	—	—		422	

【6号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）の
構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

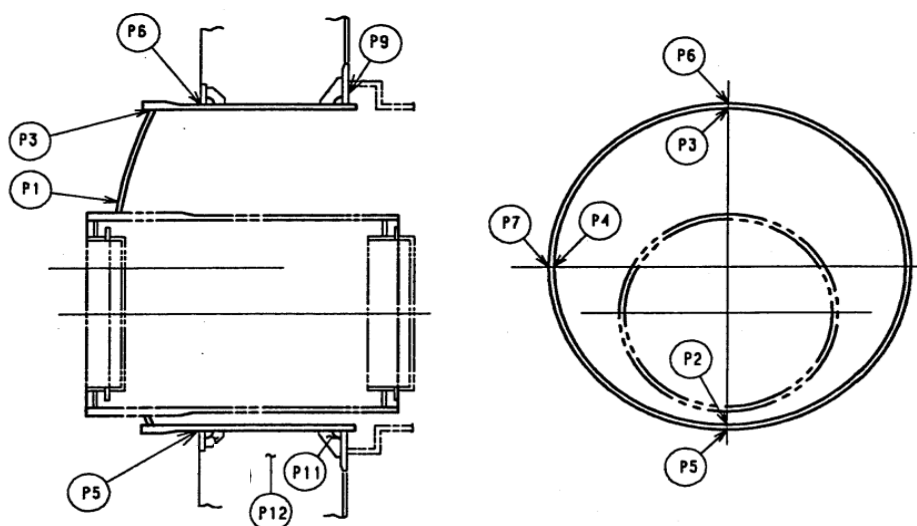


図 5-5 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）

表 5-11 鋼製耐圧部の応力評価まとめ（単位：MPa）

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3		—	—		422	
P4		—	—		422	
P5	スリーブのフランジプレートと の結合部	—	—		422	
P6		—	—		422	
P7		—	—		422	

表 5-12 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		曲げ	せん断
		応力	許容 応力	応力	許容 応力		
P9	フランジ プレート (内側)		440		220		
P11	ガセット プレート (内側)		—		156		

表 5-13 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

【7号炉】上部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

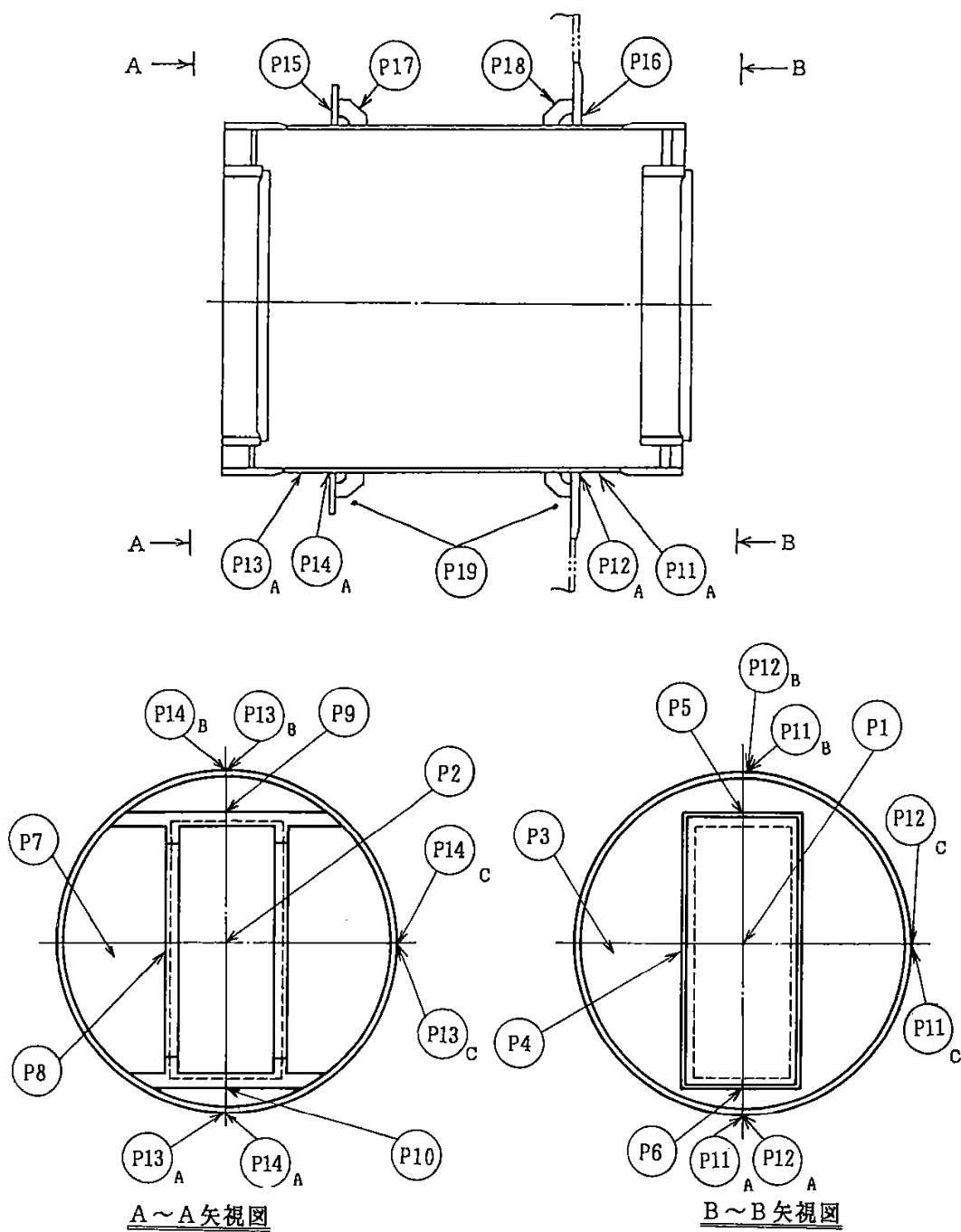


図 5-6 上部ドライウェル所員用エアロック

表 5-14 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P_L+P_b		
		応力強さ	許容値	
P1	内側扉		422	
P2	外側扉		422	
P3	内側隔壁板		422	
P4	内外隔壁垂直部材		422	
P5	内外隔壁上部水平部材		422	
P6	内外隔壁下部水平部材		422	
P7	外側隔壁板		422	
P8	外側隔壁垂直部材		422	
P9	外側隔壁上部水平部材		422	
P10	外側隔壁下部水平部材		422	

表 5-15 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P11	所員用エアロック内側 円筒胴		281		422	
P12	所員用エアロック内側 円筒胴のフランジプレ ートとの結合部		—		422	
P13	所員用エアロック外側 円筒胴		281		422	
P14	所員用エアロック外側 円筒胴のフランジプレ ートとの結合部		—		422	

表 5-16 貫通部アンカの応力評価まとめ

(単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P16	フランジプレート(内側)		312		156		
P18	ガセットプレート(内側)		—		156		

表 5-17 コンクリート部の応力評価

(単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P19	コンクリート部		27.5	

【7号炉】下部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

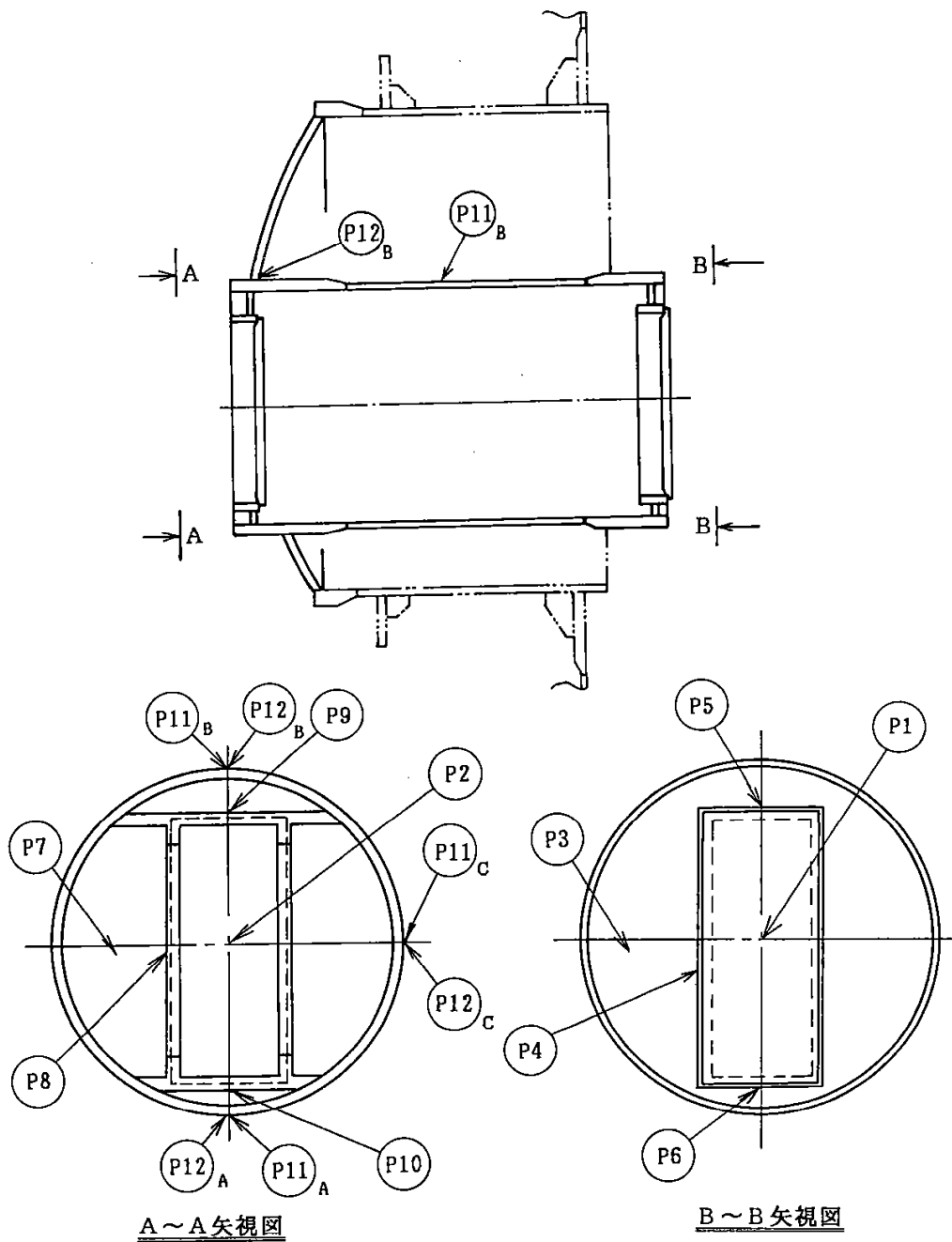


図 5-7 下部ドライウェル所員用エアロック

表 5-18 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P_L+P_b		
		応力強さ	許容値	
P1	内側扉		422	
P2	外側扉		422	
P3	内側隔壁板		422	
P4	内外隔壁垂直部材		422	
P5	内外隔壁上部水平部材		422	
P6	内外隔壁下部水平部材		422	
P7	外側隔壁板		422	
P8	外側隔壁垂直部材		422	
P9	外側隔壁上部水平部材		422	
P10	外側隔壁下部水平部材		422	

表 5-19 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P11	所員用エアロック内側円筒胴		281		422	
P12	所員用エアロック内側円筒胴の鏡板との結合部		—		422	

【7号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

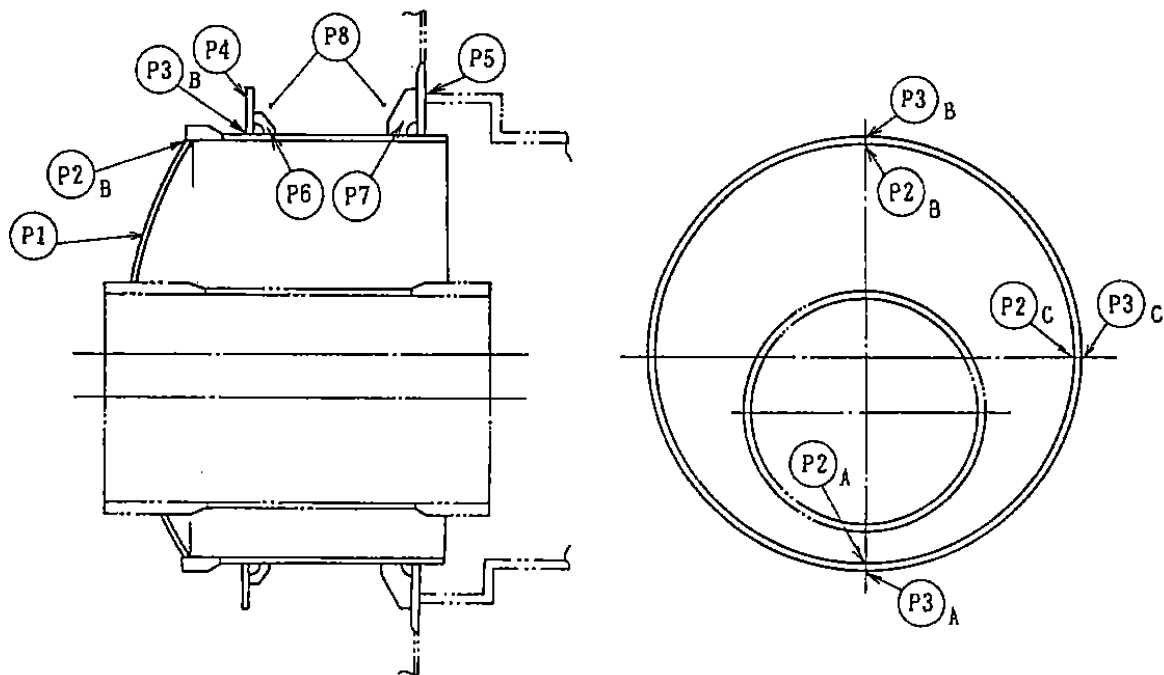


図 5-8 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）

表 5-20 鋼製耐圧部の応力評価まとめ（単位：MPa）

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3	スリーブのフランジとの結合部	—	—		422	

表 5-21 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力			
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P5	フランジ プレート (内側)		439		219		
P7	ガセット プレート (内側)		—		156		

表 5-22 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
		P8	コンクリート部	

(2) ガスケットの健全性

①扉のシール材（改良E PDM）

所員用エアロックの扉板は、内圧を受けた場合に扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価し、この開口が生じた場合でも、ガスケット部のシール機能が維持されることを確認する。6号炉と7号炉でエアロック扉構造が大きく異なるので、本件については6号炉と7号炉を別けて評価する。

①-1 6号炉のエアロック扉開口量評価

圧力による扉板の変形を図5-9に示すはりでモデル化する。このとき、ガスケット部の変位量 δ は、次式で求められる。

$$\delta = \frac{w \cdot L1}{24EI} (3L1^3 + 6L1^3 \times L2 - L2^3) = -0.25(mm)$$

ここで、評価に使用した各数値を表5-23 に示す。

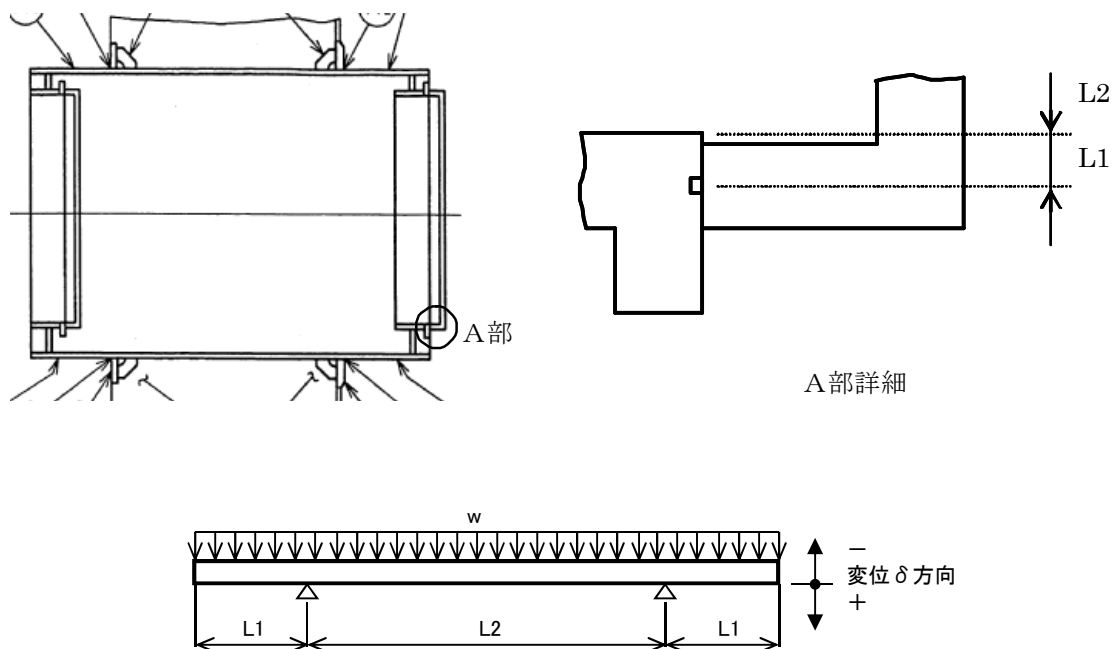


図5-9 所員用エアロック 開口量評価モデル(6号炉)

表5-23 所員用エアロックのシール機能維持(6号炉)

記号	内容	値
w	扉に加わる荷重 (=2Pd×幅 <input type="text"/>)	<input type="text"/>
L1	長さ	<input type="text"/>
L2	長さ	<input type="text"/>
E	縦弾性係数(200℃)	191000 MPa
I	断面二次モーメント	<input type="text"/>
δ	変位量	-0.25 mm

初期押込み量はであり、ガスケット部の変位量δはとなる。これは、格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続した際の改良 E P D M の圧縮永久歪み試験結果()から算出されるシール材追従量に十分余裕をもった値であることから、有効性確認評価における限界温度、圧力としている 200℃、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

①-2 7号炉のエアロック扉開口量評価

圧力による扉板の変形を図5-10に示すはりでモデル化する。このとき、ガスケット部の変位量δは、次式で求められる。

$$\delta = \frac{w \cdot L1}{24EI} (3L1^3 + 6L1^2 \times L2 - L2^3) = -1.12(\text{mm})$$

ここで、評価に使用した各数値を表5-24 に示す。

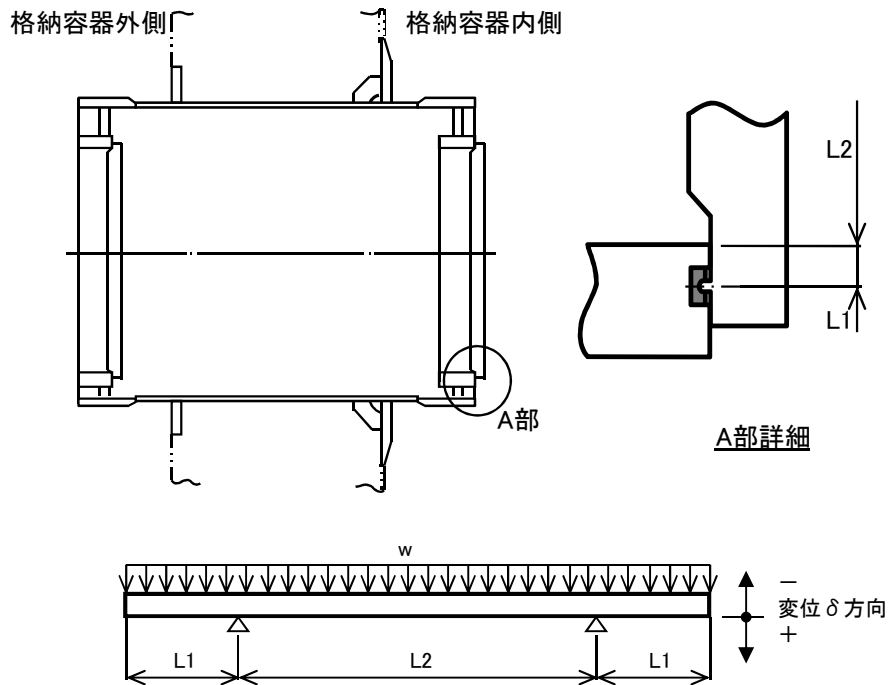


図5-10 所員用エアロック 開口量評価モデル (7号炉)

表5-24 所員用エアロックのシール機能維持(7号炉)

記号	内容	値
w	扉に加わる荷重 (=2Pd×幅)	
L1	長さ	
L2	長さ	
E	縦弾性係数(200°C)	191000 MPa
I	断面二次モーメント	
δ	変位量	-1.12 mm

初期押し込み量は [] であり、ガスケット部の変位量 δ は [] となる。これは、格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続した際の改良 EPDM の圧縮永久歪み試験結果 ([]) から算出されるシール材追従量 [] に十分余裕をもった値であることから、有効性確認評価における限界温度、圧力としている 200℃、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

②扉以外のシール材

エアロックには、扉のガスケット以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が表5-1～5-2の通り使用されている。

ハンドル軸貫通部リングに使われているシール材（改良 EPDM）については、事故環境を模擬した雰囲気曝露後の圧縮歪み試験結果が表 5-25 の通りであり、重大事故環境下における健全性を確認した。

表 5-25 改良 EPDM シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられるため、耐環境性に優れたシール材を適用した均圧弁への改良を行うか、エアロック外扉を貫通する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材（改良 EPDM）をもつ閉止フランジを取付け、従来品の均圧弁と閉止フランジを合わせることで重大事故環境下における健全性を確保する。

<均圧弁シートの材質について>

均圧弁シートについて、耐環境性に優れたシール材に改善する検討を進めており、PEEK 材（PEEK:ポリエーテルエーテルケトン）を用いた弁シートにすることで実機適用性を確認することができた。以下に、実機適用を確認した概要を示す。

PEEK 材の一般的な仕様を以下に示す。従来品に使用されている均圧弁のシール材であるふっ素樹脂に対し、優れた耐放射線性を有している。

表 5-26 PEEK 材の一般物性

シール材	PEEK 材
耐熱使用温度	250℃
融点	334℃
線量限度 (γ線)	約 10MGy

また、均圧弁に相当する弁を使用して、SA 時の格納容器内環境を模擬した以下試験条件で暴露し、その後、2Pd を超える 0.9MPa で漏えい試験を行い、気密性が確保できることを確認した。よって、本均圧弁は格納容器限界温度・圧力 (200℃、2Pd) において健全性に問題ないことを確認した。

表 5-27 均圧弁の耐環境試験条件

放射線照射	800kGy
熱劣化	200℃ 168 時間

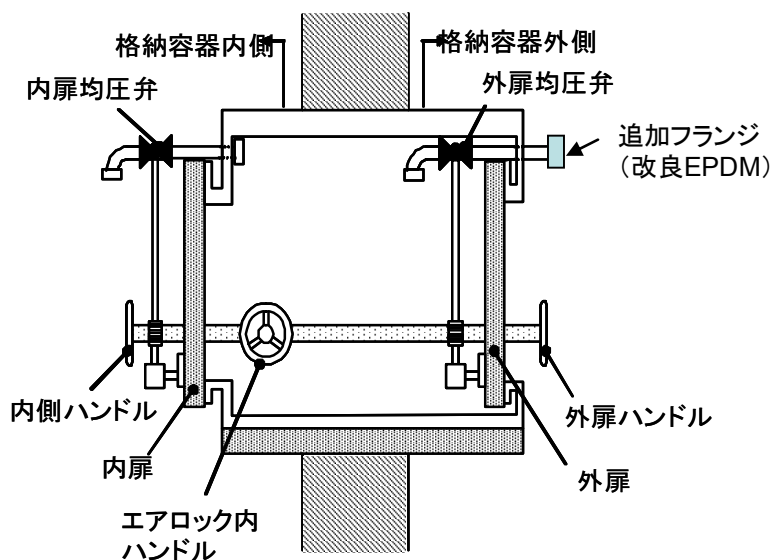


図5-11 均圧弁 (追加フランジ付) 及びハンドル軸貫通部

6. 配管貫通部

6-1 配管貫通部（貫通配管）

6-1.1 評価方針

原子炉格納容器が 200℃、2Pd となった場合に貫通部で生じる変位に対し、貫通配管及びその接続配管が健全であることを確認する。

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力が配管貫通部に生じないことから脆性破壊、疲労破壊、座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器は変形することから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えらるる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次+二次応力が制限値を満足することを確認する。

6-1.2 評価

原子炉格納容器の変位による曲げ荷重に対し、配管に発生する応力が大きい貫通部として、原子炉格納容器変位が大きく、格納容器貫通配管の配管支持スパンが短い且つ、配管口径が大きい箇所を代表として選定する。その結果、6号炉、7号炉ともに不活性ガス系ラインの配管貫通部(X-81)を代表配管として選定する。

6-1.2.1 解析条件

解析条件を表 6-1-1 及び表 6-1-2 に示す。また、荷重条件となる原子炉格納容器の変位を表 6-1-3 に示す。

表 6-1-1 6号炉配管仕様 (X-81)

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—		
材質	—		
外径	mm		
厚さ	mm		
縦弾性係数	×10 ⁵ MPa	1.91 ^(注1)	1.91 ^(注1)
熱膨張係数	×10 ⁻⁵ mm/mm℃	1.209 ^(注1)	1.209 ^(注1)
熱計算温度	℃	200	200
最高使用圧力	kPa	620	620

(注1) 熱計算温度 200℃における値

表 6-1-2 7号炉配管仕様 (X-81)

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—		
材質	—		
外径	mm		
厚さ	mm		
縦弾性係数	$\times 10^5 \text{MPa}$	1.91 ^(注1)	1.91 ^(注1)
熱膨張係数	$\times 10^{-5} \text{mm/mm}^\circ\text{C}$	1.209 ^(注1)	1.209 ^(注1)
熱計算温度	$^\circ\text{C}$	200	200
最高使用圧力	kPa	620	620

(注1) 熱計算温度 200 $^\circ\text{C}$ における値

表 6-1-3 荷重条件

貫通部 番号	温度($^\circ\text{C}$)	柏崎刈羽原子力発電所 6号炉及び7号炉の貫通部変位 (mm)		
		X 方向	Y 方向	Z 方向
X-81	200			
X-241				

6-1.2.2 評価方法

6-1.2.2.1 PPC-3530 の規定に基づく評価

(1) 強度計算に使用する記号の定義

管の応力計算に用いる記号について以下に説明する。

表 6-1-4 強度計算に使用する記号の定義

	記号	単位	説明
応力計算に使用するもの	D_0	mm	管の外径
	M_a	N・mm	管の機械的荷重(自重その他の長期的荷重に限る)により生じるモーメント
	M_c	N・mm	管の熱による支持点の変位及び熱膨張により生じるモーメント
	P	MPa	最高使用圧力
	S_a	MPa	許容応力
	S_c	MPa	室温における JSME S NC1 付録材料図表 Part 5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	S_h	MPa	使用温度における JSME S NC1 付録材料図表 Part 5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	S_n	MPa	一次応力と二次応力を加えて求めた応力
	Z	mm ³	管の断面係数
	f	—	JSME S NC1 PPC-3530 に規定する許容応力低減係数
	i_1 、 i_2	—	JSME S NC1 PPC-3530 に規定する応力係数
	t	mm	管の厚さ

(2) 材料の許容応力 [JSME S NC1 PPC-3530]

ここでは、JSME S NC1 PPC-3530 に規定される要求事項への適合性を確認する。
 なお、応力計算に使用する管の外径及び厚さは、公称値を用いる。

(a) 一次+二次応力 (S_n) [JSME S NC1 PPC-3530 (1)a.]

$$S_n = \frac{P \cdot D_0}{4 \cdot t} + \frac{0.75 \cdot i_1 \cdot M_a + i_2 \cdot M_c}{Z}$$

一次+二次応力の許容応力は、JSME S NC1 PPC-3530 (1)c. に基づき、次式により算出する。

$$S_a = 1.25 \cdot f \cdot S_c + (1 + 0.25 \cdot f) \cdot S_h$$

6-1.3 評価結果

評価対象となる解析モデルを図 6-1-5 及び図 6-1-6 に示す。また、評価結果を表 6-1-5 及び表 6-1-6 に示す。

表 6-1-5 PPC-3530 の規定に基づく評価結果(6号炉)

(単位：MPa)

鳥瞰図	節点番号	圧力による応力	外荷重(自重)による応力	二次応力	合計応力	許容値 Sa
AC-R-1	14					667

注1：評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

注2：許容値は解説 PPC-3530 の考えに基づき f 値（温度変化サイクル数を 10 とする）を定めて算定

表 6-1-6 PPC-3530 の規定に基づく評価結果(7号炉)

(単位：MPa)

鳥瞰図	節点番号	圧力による応力	外荷重(自重)による応力	二次応力	合計応力	許容値 Sa
AC-R-1	91					687

注1：評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

注2：許容値は解説 PPC-3530 の考えに基づき f 値（温度変化サイクル数を 10 とする）を定めて算定

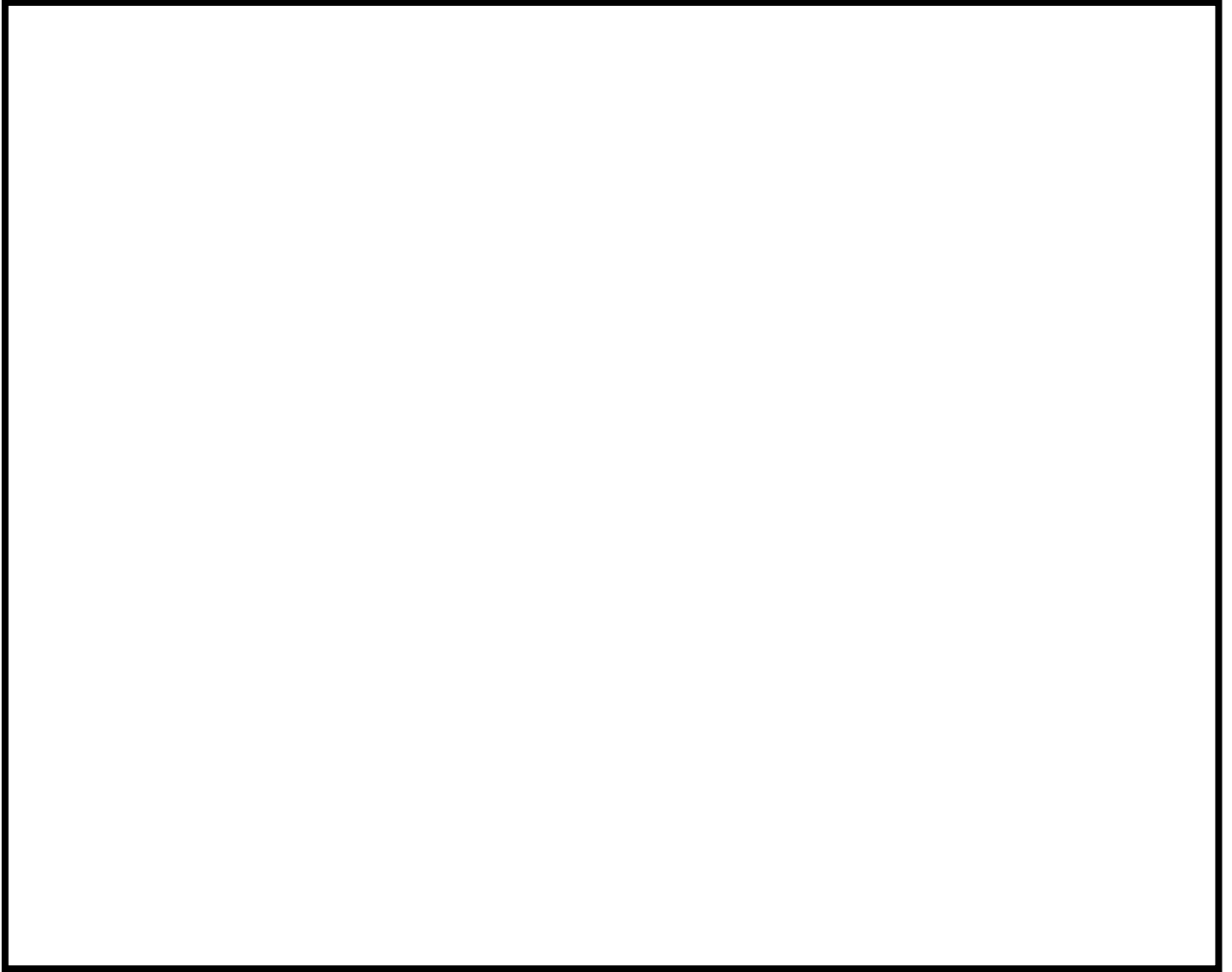


図 6-1-1 解析モデル図① (6号炉)

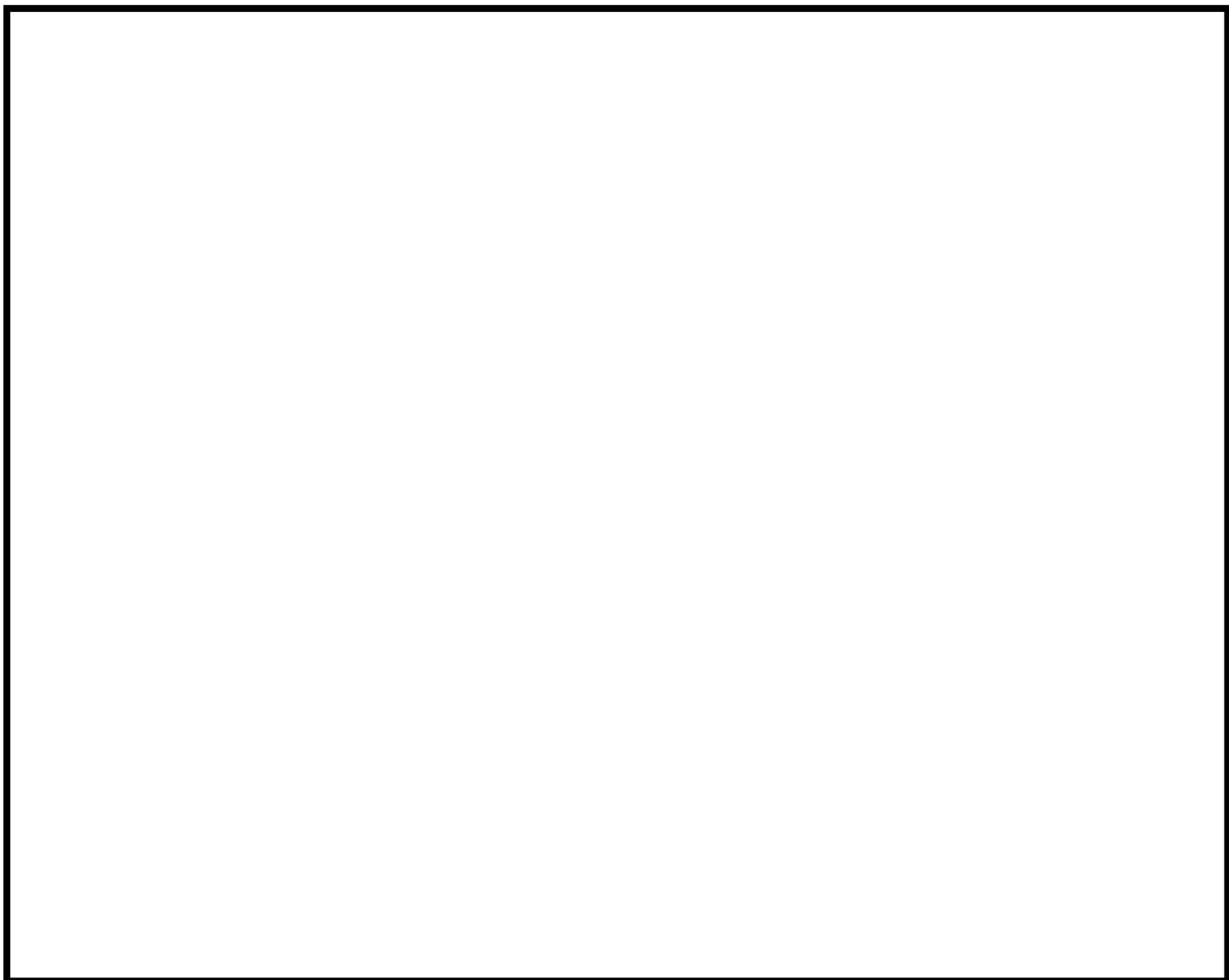


図 6-1-2 解析モデル図② (6号炉)



図 6-1-3 解析モデル図③ (6号炉)

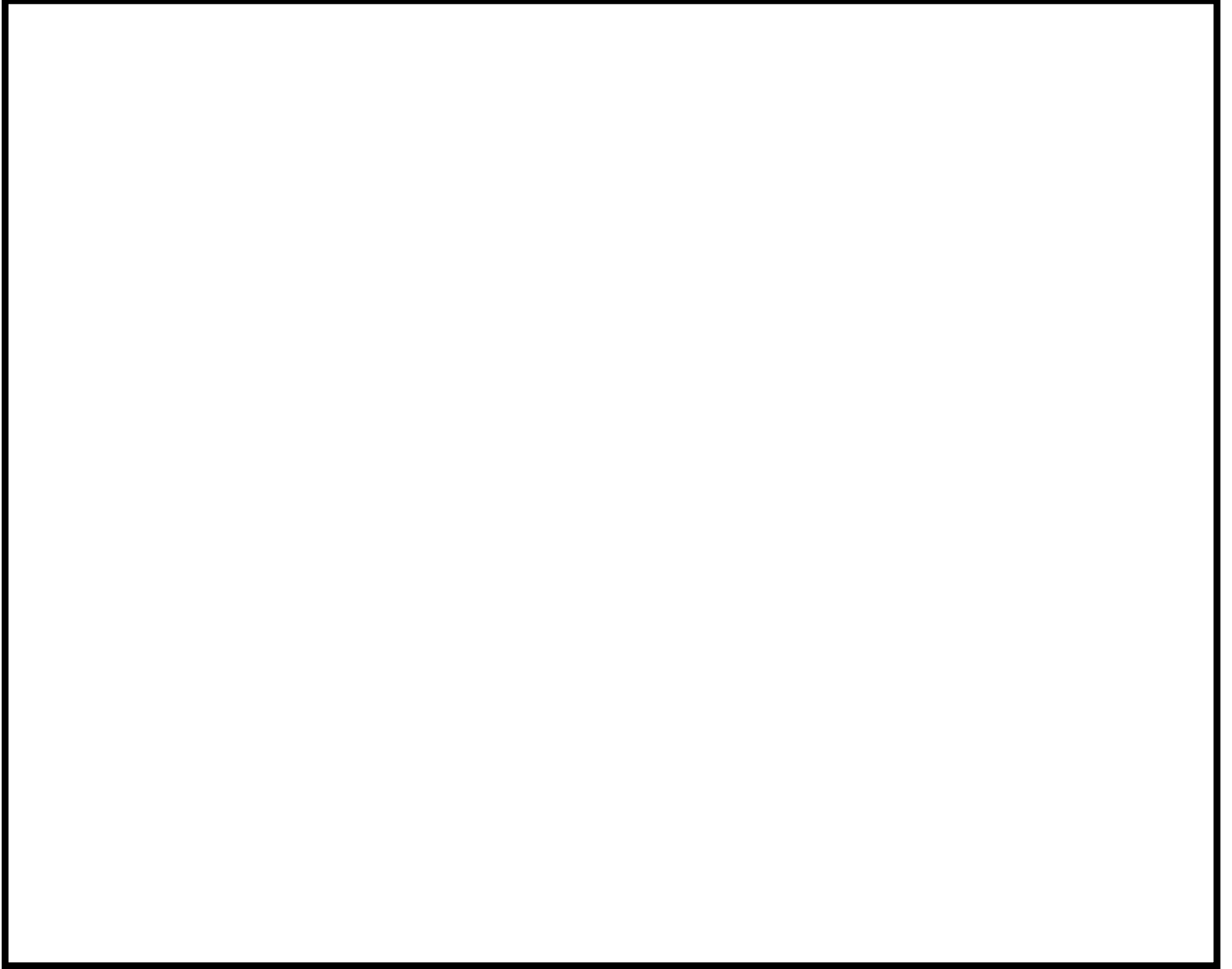


図 6-1-4 解析モデル図① (7号炉)



図 6-1-5 解析モデル図② (7号炉)

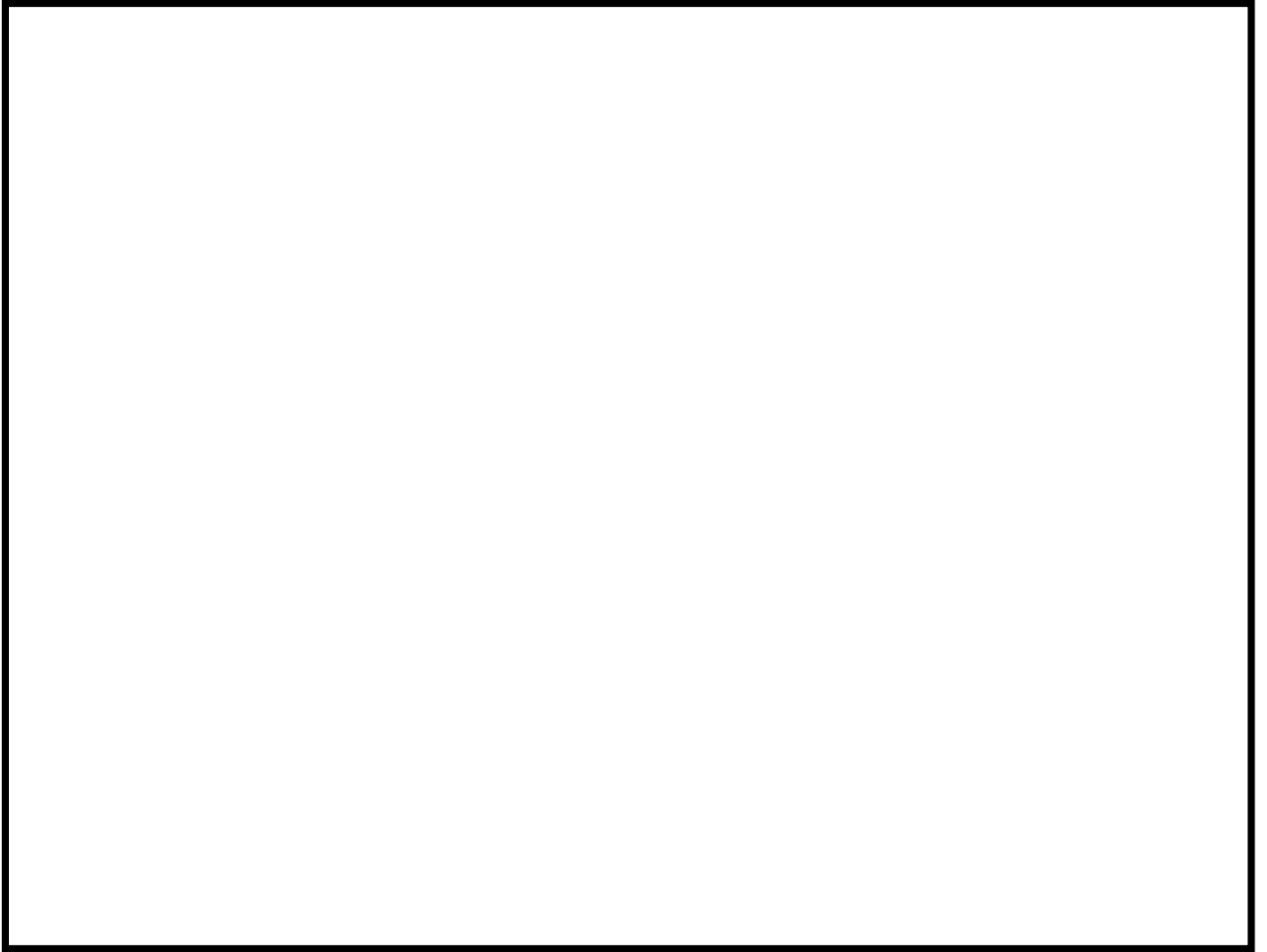


図 6-1-6 解析モデル図③ (7号炉)

原子炉格納容器貫通配管の評価部位の代表性について

1. はじめに

今回評価を実施した評価部位の代表性を示したものである。

2. 原子炉格納容器貫通部の代表選定の考え方

原子炉格納容器貫通部周りの配管に発生する応力は、原子炉格納容器貫通部の変位と、配管系の拘束から影響を受ける。まず、変位について原子炉格納容器が 2Pd、200°C 時における変位を算定した結果を図 6-1-7 に示す。変位の評価モデルは「0° -180° 」と「90° -270° 」の 2 ケースの分割モデルで実施している。図 6-1-8 及び図 6-1-9 で評価モデルのイメージを示す。この評価結果から T. M. S. L 15m 以上の変位が最も高くなっていることを確認した。したがって 15m 以上にある配管貫通部から、拘束条件が厳しいものを選定することとした。なお、小口径配管については、二次応力が小さい傾向にあるため、選定にあたっては対象外とする。拘束条件の厳しさを表す参考の値として、貫通配管の第一拘束点までの距離(L)と配管口径(D)の比(L/D)を用いる。L/D が最も小さいものが拘束条件が厳しく、配管応力を受けやすいと考えられることから、15m 以上の配管貫通部から L/D が最も小さいものを選定した結果、不活性ガス系の配管貫通部(X-81)を選定した(別紙-15 参照)。なお、X-81 のペネ取付高さは T. M. S. L 19m であり、L/D は約 6.4 である。表 6-1-7 に 6 号炉の T. M. S. L 15m 以上の配管貫通部を纏める。

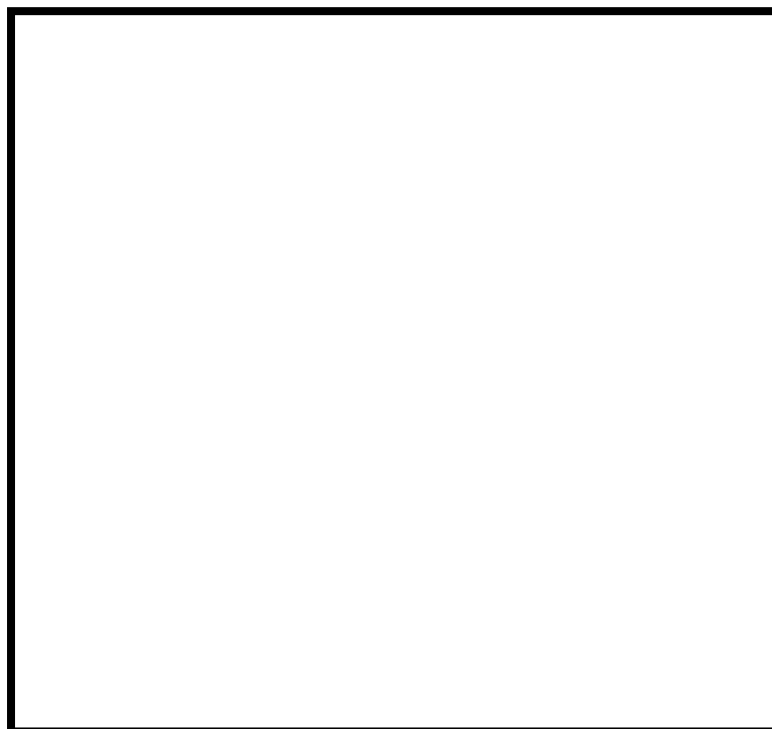


図 6-1-7 格納容器(200°C、2Pd 時)の変位

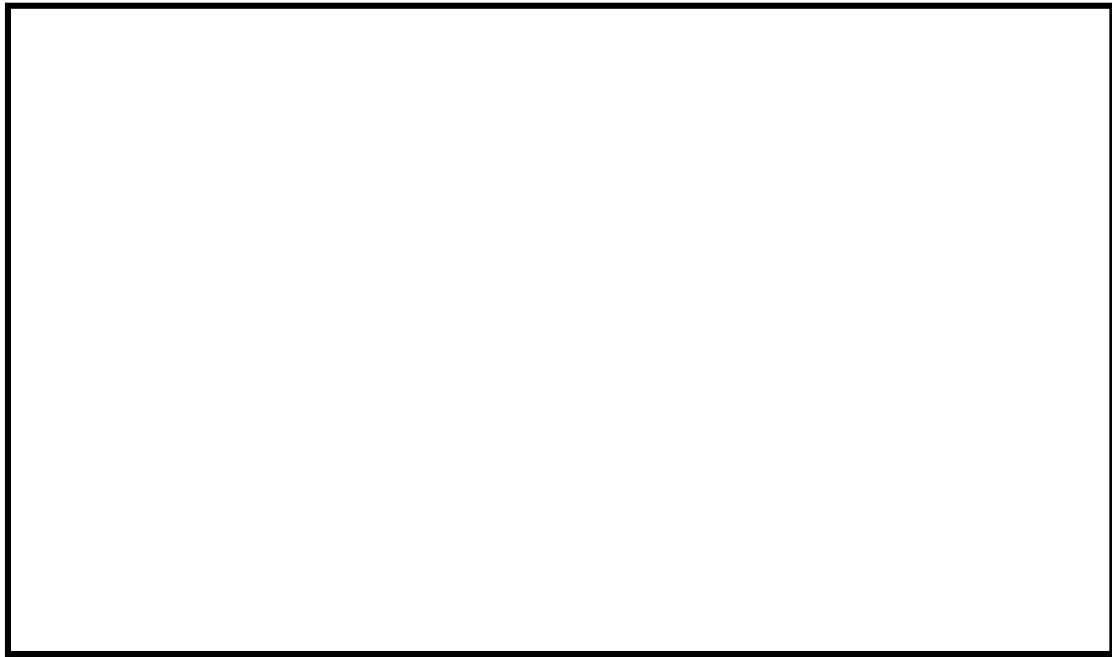


図 6-1-8 格納容器「0° -180°」、「90° -270°」について (7号炉の例)



図 6-1-9 変位の評価モデルイメージ (0° -180°)

表 6-1-7 配管貫通部と口径比 (T. M. S. L 15m 以上)

ペネ番号	ペネ取付 高さ	系統	プロセス管			PCV からの第 1 サポー ト距離 L [mm]	口径比 L/D
			外径 D [mm]	肉厚 t [mm]	D/t		
X-82		FCS					
X-81		AC					
X-10A		MS					
X-10B		MS					
X-10C		MS					
X-10D		MS					

※「PCV からの第 1 サポート距離」は、原子炉建屋側の配管ラインについて示す

※「-」は、小口径の配管であるため調査対象外であることを意味する

6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板）

6-2.1 評価方針

配管貫通部の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、配管貫通部には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力が生じ、配管貫通部の機能喪失要因は延性破壊が想定される。

このため、柏崎刈羽原子力発電所第 6 号炉を代表として配管貫通部の鋼製耐圧部の板厚が、200℃、2Pd の環境下で、設計・建設規格に想定される必要厚さを上回ることを確認する。また、鋼製耐圧部及びアンカ部について反力に対する一次応力評価を行う。

ここで、評価対象とする配管貫通部は、内圧による発生応力が大きくなる最大径の配管貫通部とし（X-10）を代表として評価する。閉止板については、内圧による発生応力が大きくなる最大径の閉止板として（X-90）を代表として評価する。

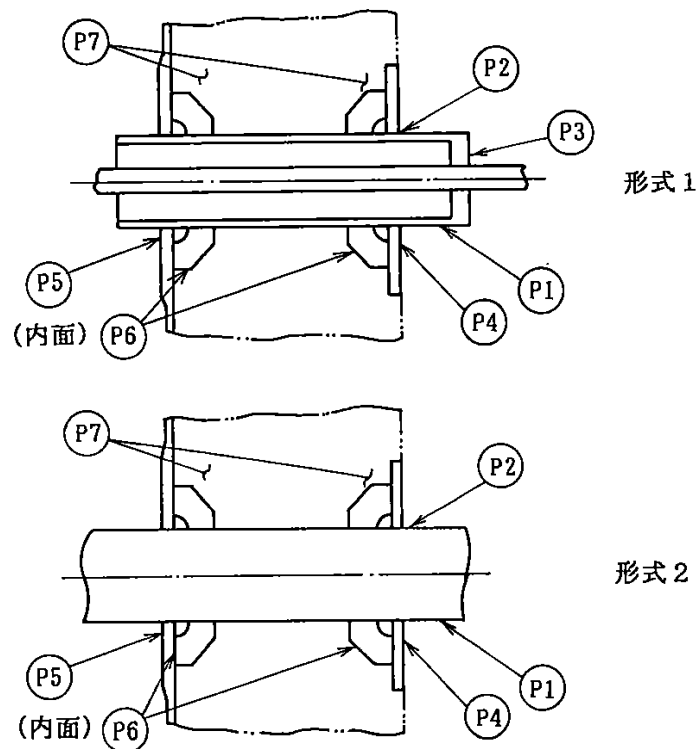


図 6-2-1 配管貫通部

6-2.2 評価

6-2.2.1 基本板厚計算

6-2.2.1.1 スリーブ

スリーブの内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3610 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_n : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

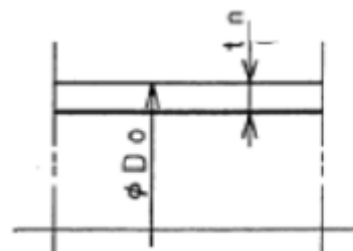


図 6-2-2 スリーブの形状

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2-1 に示す。表 6-2-1 に示すように、スリーブの呼び厚さは必要厚さ t () を上回る。

表 6-2-1 必要厚さの評価結果 (スリーブ)

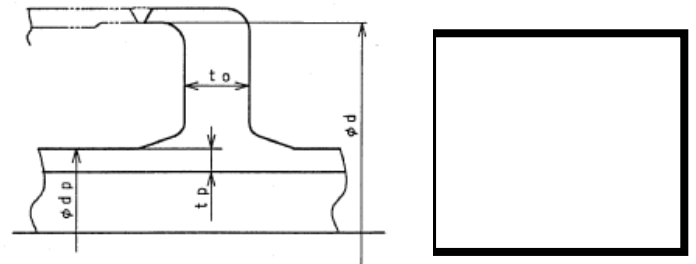
項目	記号	仕様及び値
材質	—	SGV480
格納容器内圧力	P	0.62 (MPa)
スリーブの外径	D _o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	281 (MPa)
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t _n	<input type="text"/>
必要厚さ (PVE-3611)	t ₁	<input type="text"/>
必要厚さ (PVE-3613)	t ₂	<input type="text"/>
t ₁ 、t ₂ の大きい値	t	<input type="text"/>

6-2.2.1.2 端板

端板の内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3410 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$



ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
- t_n : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

図 6-2-3 端板の形

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2 に示す。表 6-2-2 に示すように、端板の呼び厚さは必要厚さ t () を上回る。

表 6-2-2 必要厚さの評価結果 (端板)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SFVC2B
最高使用圧力	P	0.62 (MPa)
最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	292 (MPa)
平板の取付方法による係数	K	0.50
呼び厚さ	t _o	<input type="text"/>
必要厚さ	t	<input type="text"/>

6-2.2.1.3 閉止板

閉止板の内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3410 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
- t_n : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2-3 に示す。表 6-2-3 に示すように、閉止板の呼び厚さは必要厚さ t () を上回る。

表 6-2-3 必要厚さの評価結果 (閉止板)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SGV480
最高使用圧力	P	0.62 (MPa)
最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	281 (MPa)
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t _o	<input type="text"/>
必要厚さ	t	<input type="text"/>

6-2.2.2 応力評価

(1) 諸言

本計算書は原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書である。

(2) 記号の説明

D	: 直径	(mm)
F	: 垂直力、許容応力の基準値	(kg、MPa)
F_c	: コンクリートの設計基準強度	(MPa)
f_b	: 許容曲げ応力度	(MPa)
f_c	: 許容圧縮応力度	(MPa)
f_s	: 許容せん断応力度	(MPa)
l	: 長さ	(mm)
M	: モーメント	(kg・mm)
n	: ガセットプレートの枚数	(—)
P_b	: 一次曲げ応力	(MPa)
P_L	: 一次局部膜応力	(MPa)
P_m	: 一次一般膜応力	(MPa)
t	: 厚さ	(mm)

(3) 形状及び主要寸法

原子炉格納容器配管貫通部の形状及び主要寸法を図 6-2-4 及び表 6-2-4～6-2-5 に示す。

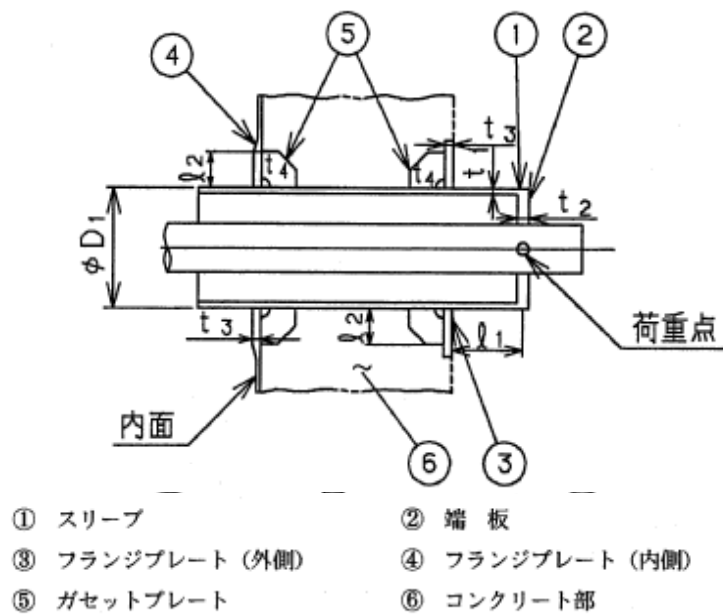


図 6-2-4 原子炉格納容器配管貫通部の形状及び主要寸法 (X-10)

表 6-2-4 配管貫通部（スリーブ・端板）の仕様(X-10)

スリーブ				端板	
材質	外径 D ₁ (mm)	厚さ t ₁ (mm)	距離 l ₁ (mm)	材質	厚さ t ₂ (mm)
SGV480				SFVC2B	

表 6-2-5 配管貫通部（フランジプレート・ガセットプレート）(X-10)

フランジプレート			ガセットプレート			
材質		厚さ t ₃ (mm)	材質	サイズ l ₂ (mm)	厚さ t ₄ (mm)	枚数* n
内側	外側					
SGV480	SGV480		SGV480			

注記 * : ガセットプレートの枚数は、原子炉格納容器壁の内側又は、外側のみの枚数を示す。

(4) 評価条件

(4).1 評価荷重

(4).1.1 格納容器内圧力及び温度

内圧 0.62 MPa

温度 200 °C (ドライウェル、サプレッション・チェンバ共)

(4).1.2 配管荷重

貫通部に作用する配管荷重の作用方向を図 6-5 に示し、各荷重の設定値を表 6-6 に示す。

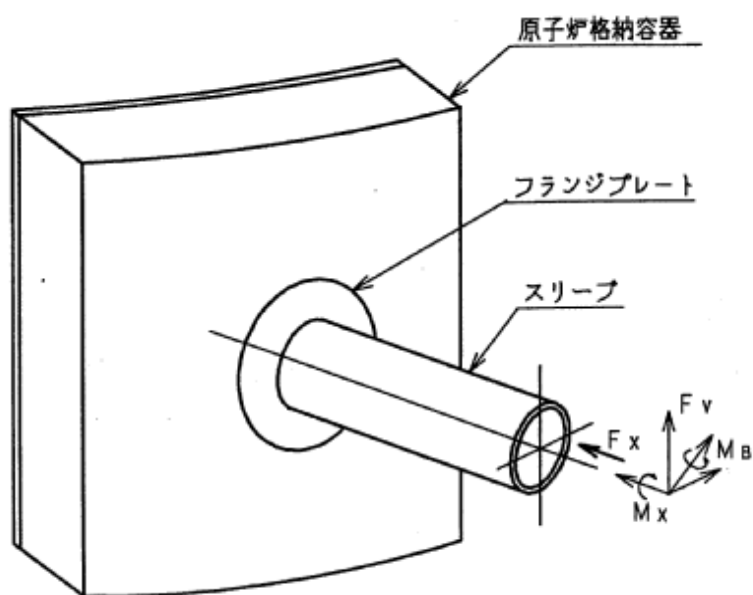


図 6-2-5 貫通部の荷重作用方向

表 6-2-6 貫通部の設計荷重

配管荷重				
成分	垂直力 ($\times 10^3$ kg)		モーメント ($\times 10^6$ kg・mm)	
	F_x	F_v	M_b	M_x
一次荷重				

(4).2 材料及び許容応力

(4).2.1 使用材料

スリーブ	SGV480
端板	SFVC2B
フランジプレート (外側)	SGV480
フランジプレート (内側)	SGV480
ガセットプレート	SGV480
コンクリート部	コンクリート ($F_c = 330 \text{ kg/cm}^2 = 32.36 \text{ MPa}$)

(4).2.2 荷重の組合せ及び許容応力

貫通部に対する荷重の組合せは「原子炉格納容器内圧力+配管荷重」とし、原子炉格納容器 200℃、2Pd における許容応力を表 6-2-7～表 6-2-10 に示す。

表 6-2-7 スリーブの許容応力 (単位: MPa)

材料	許容応力強さ (一次応力)	
	P_m	$P_L + P_b$
SGV480 (200℃)		

表 6-2-8 端板の許容応力 (単位: MPa)

材料	許容応力強さ (一次応力)
	$P_L + P_b$
SFVC2B (200℃)	

表 6-2-9 フランジプレート及びガセットプレートの許容応力度 (単位: MPa)

材料	F	一次応力度	
		曲げ f_b	せん断 f_s
SGV480 (200℃)			

表 6-2-10 コンクリート部の許容応力度 (単位: MPa)

材料	設計基準強度	許容圧縮応力度
	F_c	f_c
コンクリート		27.5

(5) 応力計算

(5).1 応力評価点

原子炉格納容器配管貫通部の形状及び応力レベルを考慮して、表 6-2-11 及び図 6-2-6 に示す応力評価点を設定する。

表 6-11 応力評価点

応力評価点番号	応力評価点
P1	スリーブ
P2	スリーブのフランジプレートとの結合部
P3	端板
P4	フランジプレート (外側)
P5	フランジプレート (内側)
P6	ガセットプレート
P7	コンクリート部

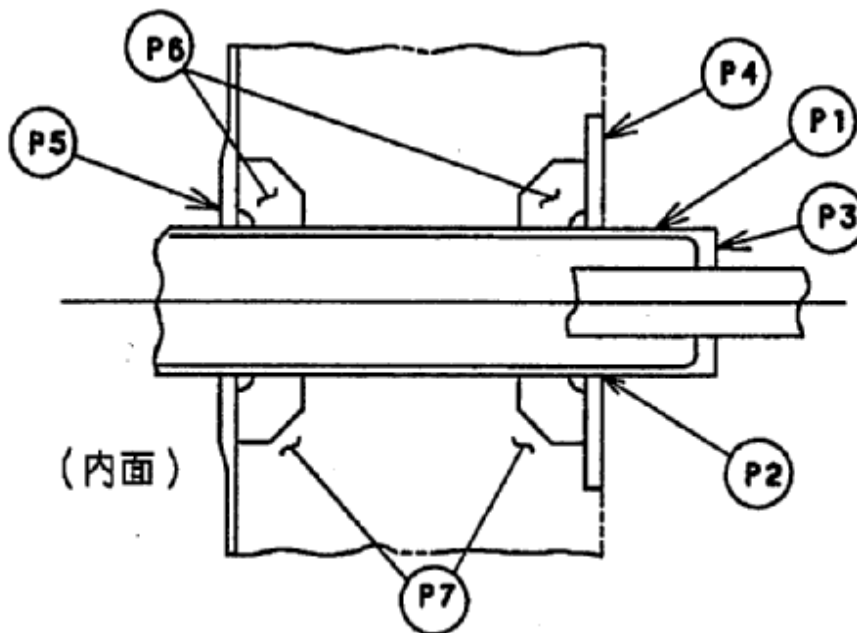


図 6-2-6 原子炉格納容器配管貫通部の応力評価点

(6) 応力評価

各応力評価点の応力評価表を以下に示す。尚、本表の応力強さ及び応力に記載の数値は、既工事認可申請書の各荷重に対する発生応力 (MK S 単位) を比例倍して適切に組合せた後に S I 単位化したものである。

表 6-2-12 スリーブの応力評価のまとめ (応力評価点 P 1)

(単位 : MPa)

一次応力			
P_m		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
	281		422

表 6-2-13 スリーブのフランジプレートとの結合部の応力評価のまとめ (応力評価点 P 2)

(単位 : MPa)

一次応力			
P_m		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
—	—		422

表 6-2-14 端板の応力評価のまとめ (応力評価点 P 3)

(単位 : MPa)

一次応力			
P_m		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
—	—		438

表 6-2-15 フランジプレート (外側) の応力評価のまとめ (応力評価点 P 4)

(単位 : MPa)

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-16 フランジプレート (内側) の応力評価のまとめ (応力評価点 P 5)

(単位 : MPa)

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-17 ガセットプレートの応力評価のまとめ（応力評価点 P 6）

（単位：MPa）

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-18 コンクリート部の応力評価のまとめ（応力評価点 P 7）

（単位：MPa）

圧縮応力度			
内側フランジプレート近傍	外側フランジプレート近傍	ガセットプレート近傍	許容応力度
			27.5

(7) 結論

原子炉格納容器限界温度・圧力(200℃・2Pd)において原子炉格納容器配管貫通部に生じる応力は、すべて許容応力以下であり、健全性が確保されることを確認した。

6-2.3 評価結果

配管貫通部の板厚は、スリーブの計算上必要な厚さ以上である。また、配管貫通部に生じる応力は許容値を満足しており、200℃、2Pd の環境下での放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

6-3 配管貫通部（閉止フランジ）

6-3.1 フランジ部の構造

配管貫通部フランジ部は、原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されたフランジと閉止フランジ（蓋）をボルトで固定しており、フランジと閉止フランジ間には、これまではシリコンゴム製のガスケットを挟み込みシールしていた。今後は、格納容器閉じ込め機能強化のために、事故時耐性に優れた改良EPDM製シール材に変更する。

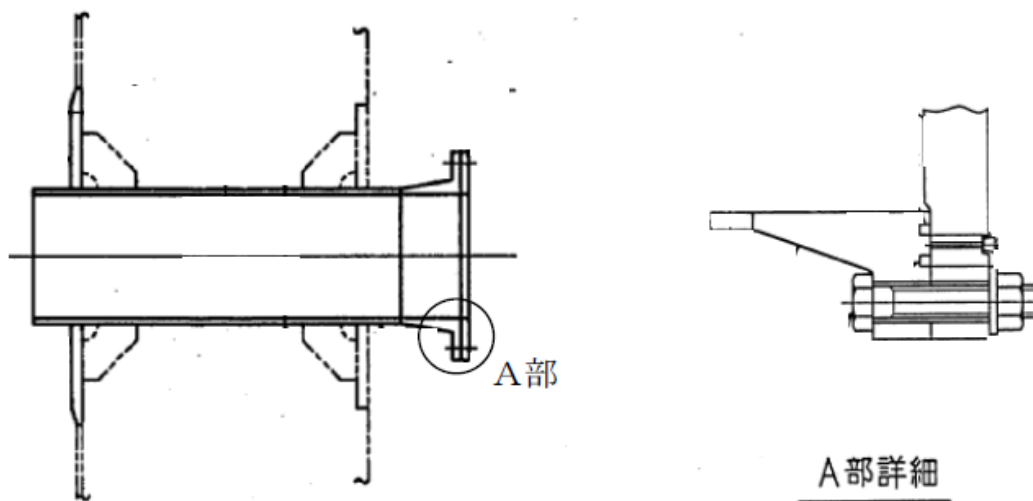


図 6-3-1 閉止フランジ

6-3.2 評価部位

200°C、2Pd の環境下における、フランジ部の放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因は、高温で内圧を受ける過渡な塑性変形に伴う耐圧部材の破損、フランジ部の開口の進展による締付ボルトの破損、シール部のフランジ開口量増加による漏えいが想定される。フランジの延性破壊、締付ボルトの破損については設計・建設規格に基づきフランジを選定しているため評価上支配的ではないと考え、最も厳しい部位であるシール部について評価する。なお、評価は原子炉格納容器貫通部フランジ部で最大口径の ISI 用ハッチ(X-3)を代表とする。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

6-3.3 評価

ISI用ハッチ(X-3)のシール部分の開口量を図6-3-2に示すようにモデル化して評価する。なお、評価を簡略化するため、圧力 q はボルト部まで加わるものとする。また、保守的に、はりの最大変位量をガスケット部の変位量とみなす。

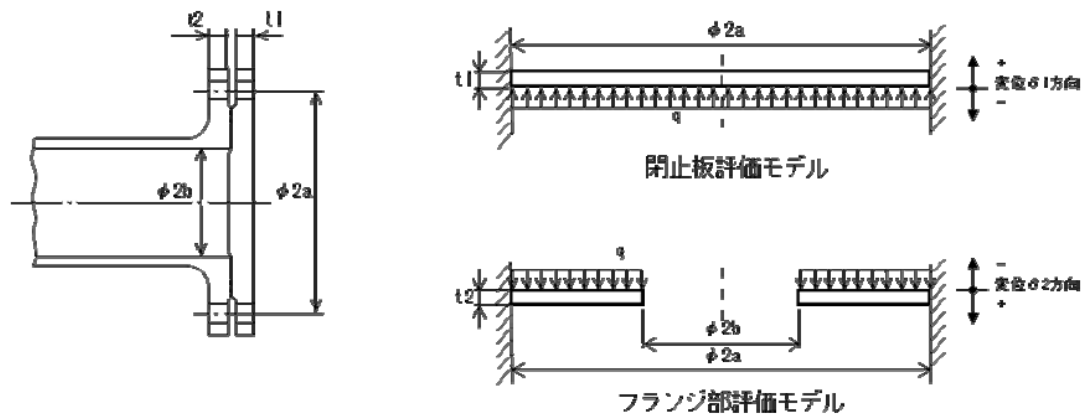


図 6-3-2 閉止フランジの評価モデル

6-3.4 評価結果

評価結果を表 6-3-1 に示す。閉止フランジは 200℃、2Pd において耐圧部材及びシール材の機能は維持され、放射性物質の閉じ込め機能を確保できる。6号炉、7号炉ともに初期押し込み量 [] に対してシール部の変位量は 0.026mm である。これは、表 6-3-2 で示す格納容器限界温度 200° が7日間継続した際の改良E PDMの圧縮永久歪み試験結果 ([]) から算出されるシール材追従量 [] に十分余裕があることから、有効性評価における限界温度、圧力としている 200°、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

表 6-3-1 閉止フランジの評価結果 (ISI 用ハッチ)

記号	内容	6号炉	7号炉
a	ボルトピッチ円半径		
b	内半径		
D1	$= E \times t^3 / 12(1 - \nu^2)$		
D2	$= E \times t^3 / 12(1 - \nu^2)$		
E	縦弾性係数	191000MPa	191000MPa
Kyb	b/a から定まる係数		
q	2Pd	620×10^{-3} MPa	620×10^{-3} MPa
t1	閉止板板厚		
t2	フランジ部板厚		
ν	ポアソン比	0.3	0.3
$\delta 1$	$= q \times a^4 / (64 \times D1)$	0.023mm	0.024mm
$\delta 2$	$= -Kyb \times q \times a^4 / D2$	0.003mm	0.002
$\delta 1 + \delta 2$	変位量合計	0.026mm	0.026mm

表 6-3-2 改良 EPDM シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

配管貫通部の評価について、「6-1 貫通配管」及び「6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板・閉止フランジ）」の原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における健全性評価結果を下表にまとめる。

表 6-3-3 配管貫通部の評価結果まとめ

No	評価項目	評価方法	評価	結果
①	貫通配管	応力評価	不活性ガス処理系の X-81 を代表とし、200℃・2Pd 時の原子炉格納容器変位を踏まえた貫通配管の応力評価を実施	○
②	スリーブ	基本板厚計算	内圧の影響を最も受ける大口径の配管貫通部（X-10）を代表に基本板厚計算を実施し、200℃・2Pd 時の必要最小板厚を満足することを確認	○
③	端板			○
④	閉止板			○
⑤	閉止フランジ	フランジ開口量	ISI ハッチを代表とし、シール材の開口量評価を実施。	○
⑤	配管貫通部全般	応力評価	内圧の影響を最も受ける大口径の配管貫通部（X-10）を代表に応力評価を実施し、200℃・2Pd で発生する各部の応力が許容応力以下であることを確認	○

7. 電気配線貫通部

7.1 評価方針

①電気配線貫通部

電気配線貫通部では、電気配線貫通部のうちスリーブ、アダプタ、ヘッダ設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、過渡の圧縮力がスリーブ・アダプタ・ヘッダに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、スリーブ、アダプタ、ヘッダの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過渡な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。スリーブ、アダプタ、ヘッダが 200℃、2Pd の環境下で外圧・内圧作用による応力が生じた際、最小厚さが JSME の設計建設規格（PVE-3230）に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認する。

②シール材

電気配線貫通部のシール材については、既往の電共研において、実機電気配線貫通部と同等の試験体を用い、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃、約 2.6Pd（約 0.8MPa）とした条件下におけるモジュール部シール材の耐漏えい性が確認されている。

また、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、実機電気配線貫通部モジュールと同等のモジュール試験体を用い、シール材からの漏えい限界圧力・温度の把握を行っている。この評価では、最大 3.2Pd（1.0MPa）、約 260℃までの耐漏えい性が確認されている。

これらの既往共研に加え、過去に実施したモジュール型電気配線貫通部の試験結果、並びに、200℃、2Pd 時における電気配線貫通部シール部の温度評価結果を用い、シール部の健全性を確認する。

③電気配線貫通部の基本仕様について

モジュール型電気配線貫通部には低電圧用と高電圧用の二種類があり、電気配線貫通部本体のヘッダに低電圧用または高電圧用のモジュールが設置されている。概略仕様を表 7-1、概略構造を図 7-1～7-4 に示す。

6号炉については、低電圧用の電気配線貫通部は、低電圧用モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、及びモジュール固定部のメタルOリングにより気密性を維持する構造である。高電圧用の電気配線貫通部は、高電圧用モジュール内に封入されたEP ゴム及びモジュール固定部のメタルOリングにより気密性を維持する構造である。

7号炉については、低電圧用の電気配線貫通部は、低電圧用モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、及びモジュール固定部のOリング（EP ゴム）により気密性を維持する構造である。高電圧用の電気配線貫通部は、高電圧用モジュール内に封入されたEP ゴムにより気密性を維持する構造である。高電圧用モジュールはヘッダに溶接されている。

表 7-1 電気配線貫通部の仕様

種類	型式	構成	外径 (mm)	呼び 厚さ (mm)	材料	貫通部 番号
低電圧用	モジュール型	スリーブ			STS410	X-101～105、 X-300
		アダプタ			STS410	
		ヘッダ			SUS304	
		モジュール (ボディ、プラグ)			SUS304TP、 SUS304	
高電圧用	モジュール型	スリーブ			STS410	X-100
		アダプタ			STS410	
		ヘッダ			SUS304	
		モジュール (ハウジング)			SUS304TP	

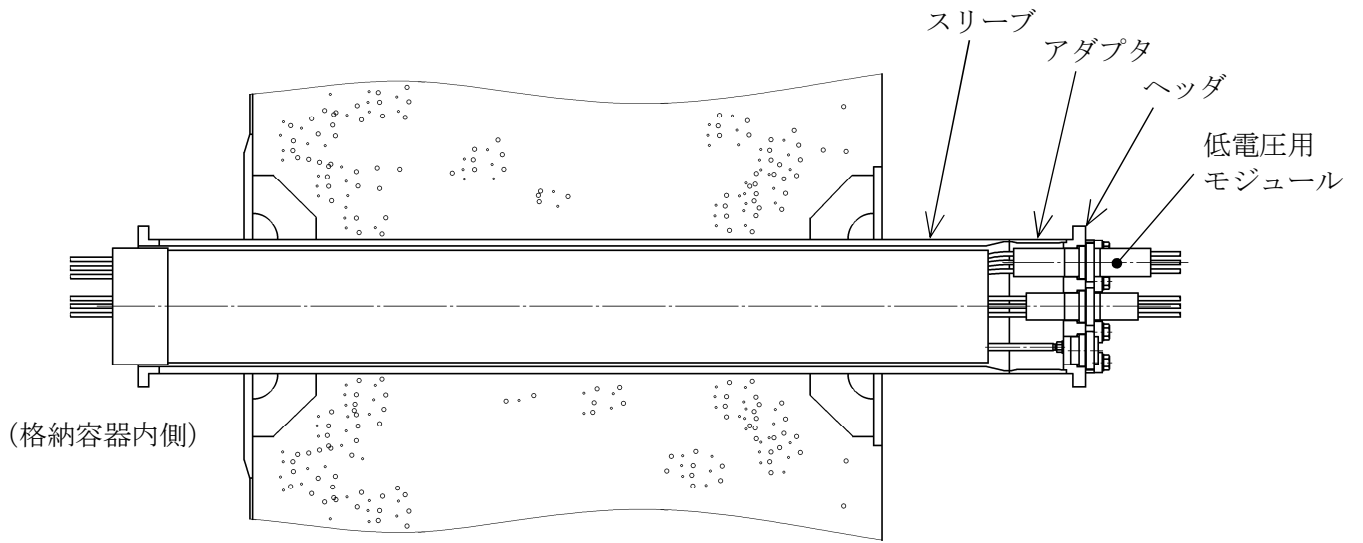


図 7-1 電気配線貫通部（低電圧用：6号炉）

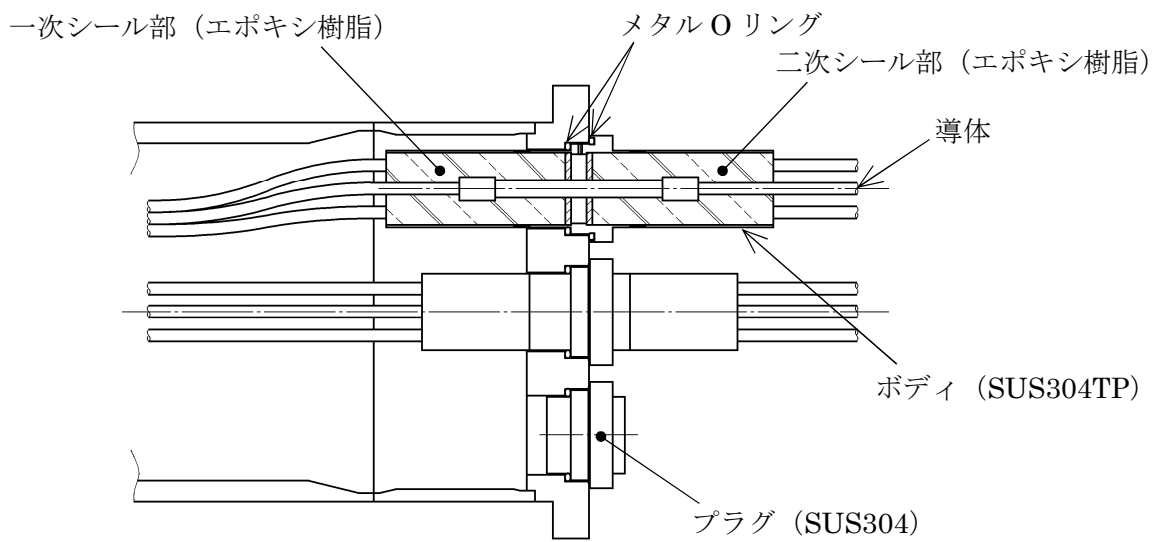


図 7-2 低電圧用モジュール詳細（6号炉）

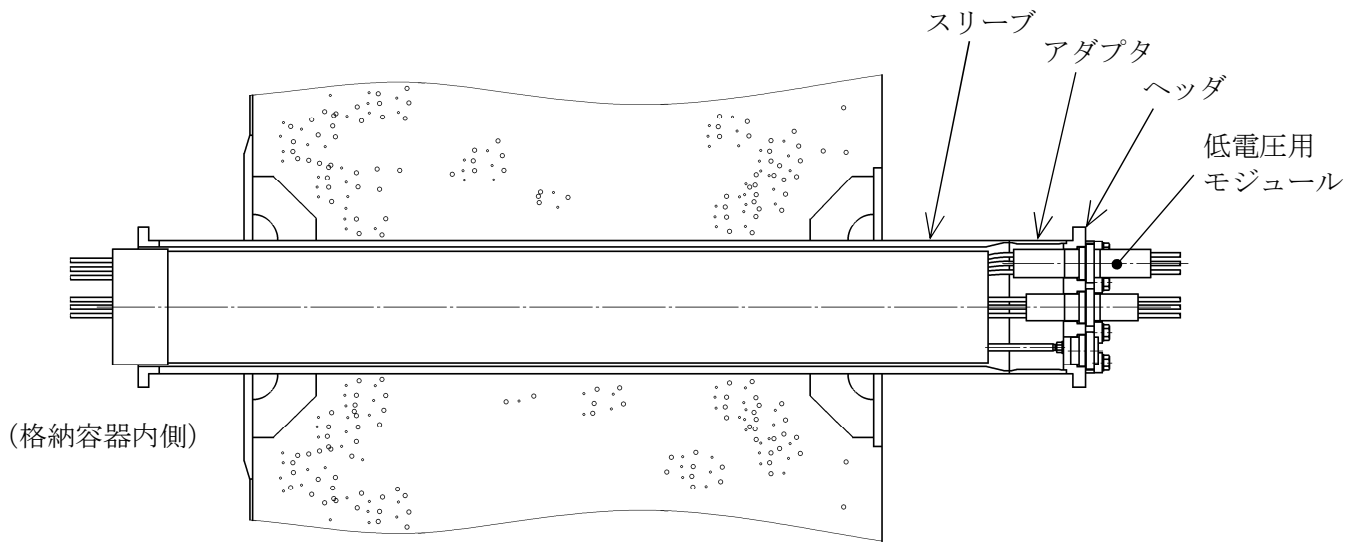


図 7-3 電気配線貫通部（低電圧用：7号炉）

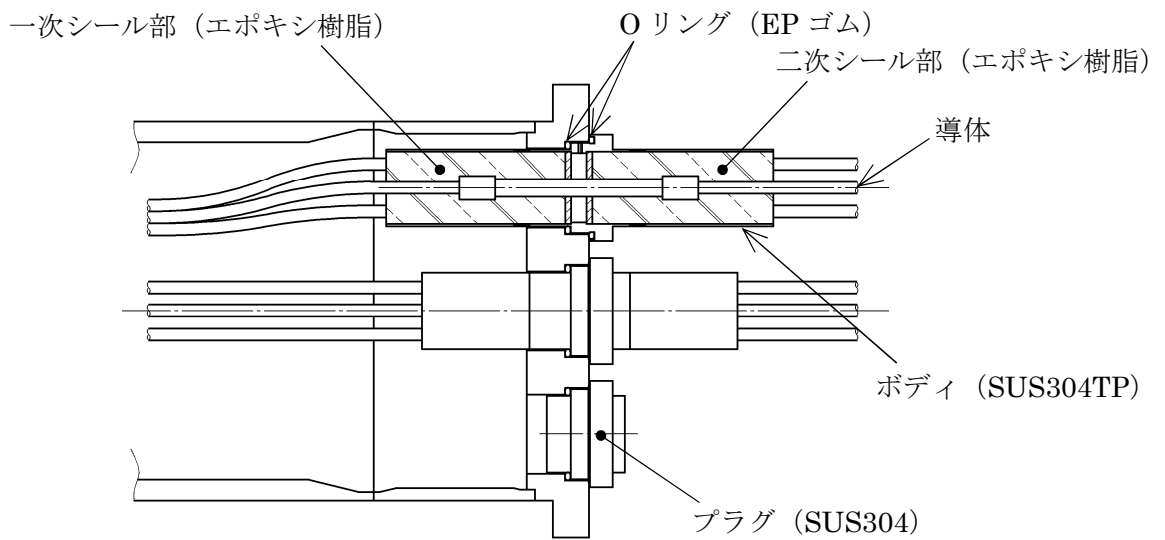


図 7-4 低電圧用モジュール詳細（7号炉）

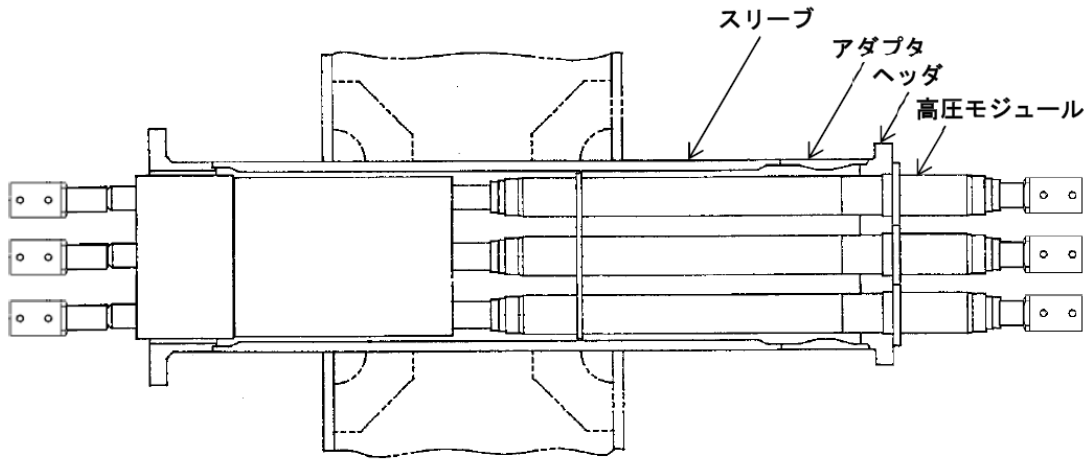


図 7-5 電気配線貫通部（高電圧用：6号炉）

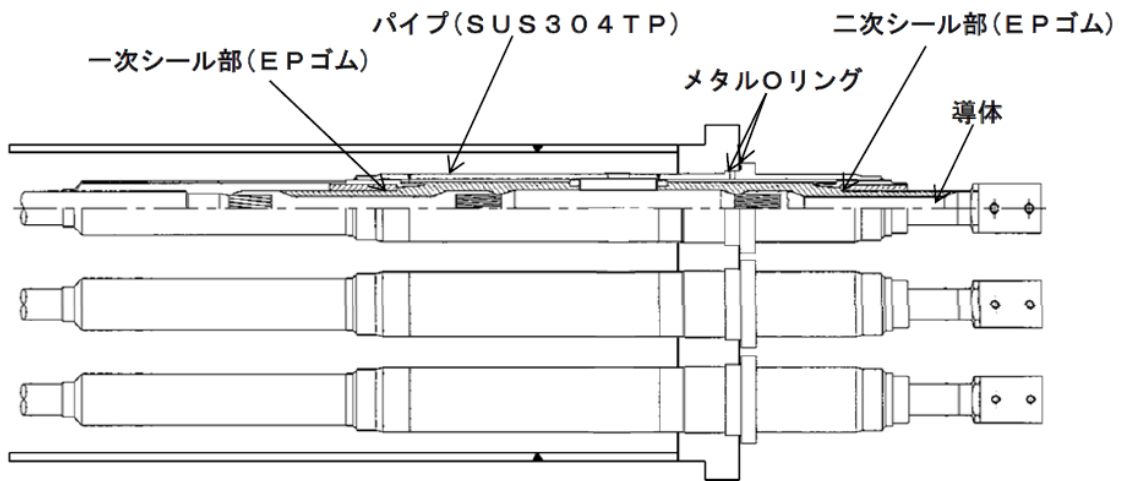


図 7-6 高電圧用モジュール詳細（6号炉）

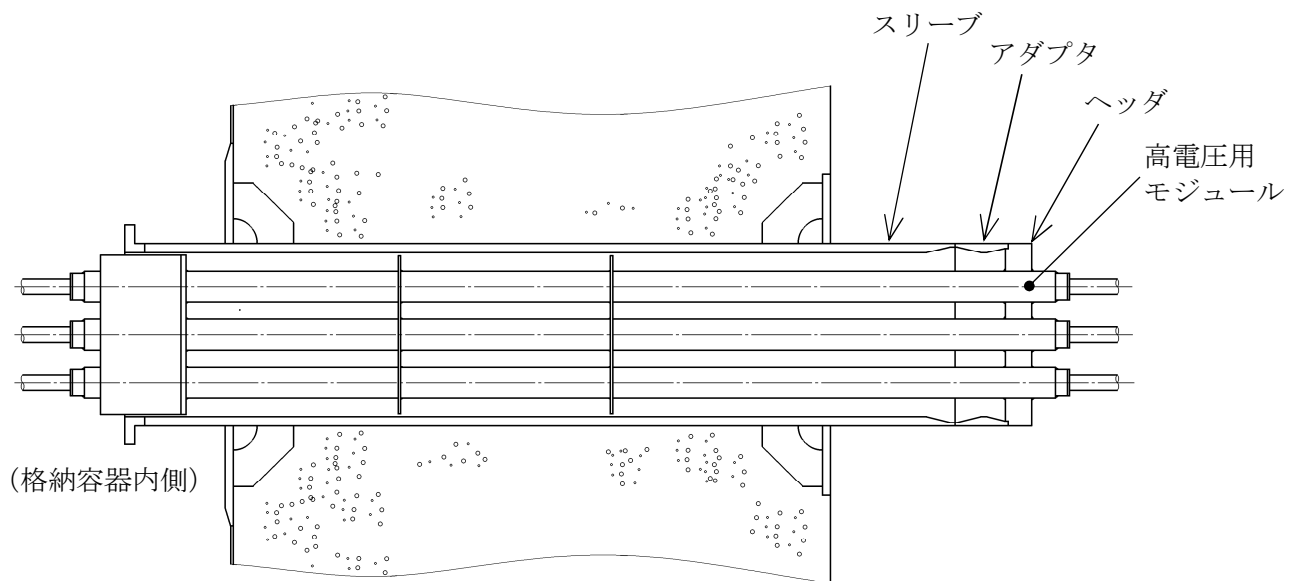


図 7-7 電気配線貫通部（高電圧用：7号炉）

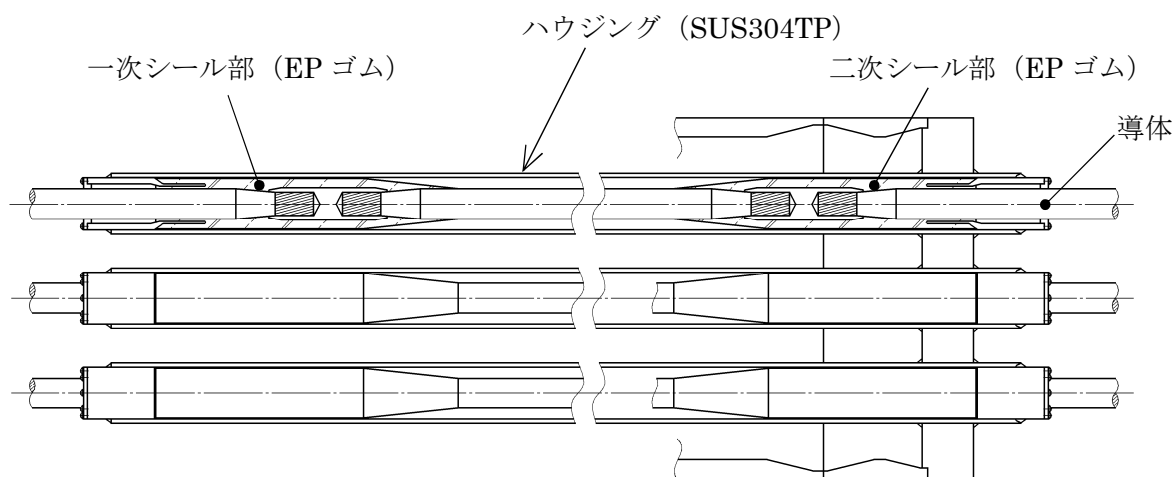


図 7-8 高電圧用モジュール詳細（7号炉）

7.2 評価

7.2.1 電気配線貫通部の板厚計算

電気配線貫通部について、JSME の設計・建設規格 (PVE-3230) に基づく評価より、200℃、2Pd に対するスリーブ・アダプタ・ヘッダの健全性を評価する。評価する電気配線貫通部は表 7-1 の通りとし、代表プラントとして 7 号炉を選定して板厚計算を実施する。

5.4 電気配線貫通部 (貫通部番号 : X-100)

(1) スリーブ

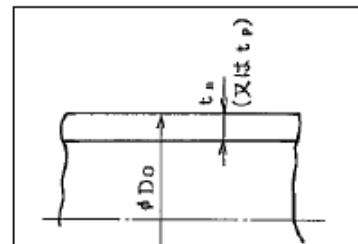
①内圧に対する必要厚さの検討 (設計・建設規格 PVE-3611)

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 5-17 に示す。表 5-17 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ t (3.8mm) を上回る。

表 5-17 必要厚さの評価結果
(電気配線貫通部のスリーブ)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
スリーブの外径	D_o	
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	
計算上必要な厚さ	t	

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : アダプタの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「 $2/3 S_u$ 」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-3 に示す。表 7-3 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-3 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッド

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3410）

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- d : 平板の径又は最小内のり (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-4 に示す。表 7-4 に示すように、ヘッドの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-4 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のヘッド）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	268MPa
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

7.2.1.2 電気配線貫通部（貫通部番号：X-101、X-102、X-103、X-104、X-105）

(1) スリーブ

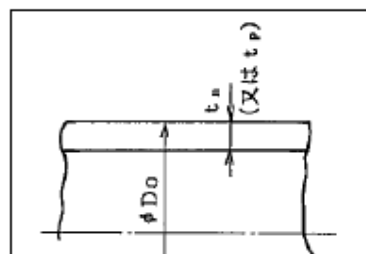
①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-5 に示す。表 7-5 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-5 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のスリーブ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
スリーブの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : アダプタの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-6 に示す。表 7-6 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-6 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa(2Pd)
アダプタの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッド

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3410）

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- d : 平板の径又は最小内のり (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-7 に示す。表 7-7 に示すように、ヘッドの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-7 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のヘッド）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	268MPa
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

7.2.1.3 電気配線貫通部（貫通部番号：X-300）

(1) スリーブ

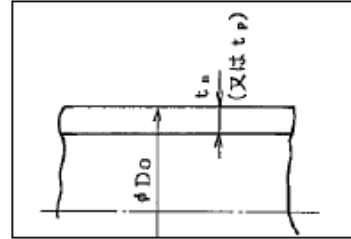
①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「 $2/3S_u$ 」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-8 に示す。表 7-8 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-8 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のスリーブ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
スリーブの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : アダプタの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-9 に示す。表 7-9 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-9 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッダ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3410）

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- d : 平板の径又は最小内のり (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-10 に示す。表 7-10 に示すように、ヘッダの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-10 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のヘッダ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	268MPa
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

7.2.2 電気配線貫通部シール材の評価

柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉に設置されているモジュール型電気配線貫通部は、モジュール部のシール材により気密性を維持しており、過去の検証試験にて気密性が確保されていることを確認している。6 号炉及び 7 号炉について、図 7-1～8 に示す通り電気配線貫通部の構造に違いがあるが、低電圧用については Oリング部に EP ゴムが使われている 7 号炉を代表とし、高電圧用については一次シール部が原子炉格納容器内部に近い 7 号炉を代表として評価を行うこととする。すなわち、電気配線貫通部のシール材評価については 7 号炉の型式を代表として評価を行う。

①電共研による研究結果

昭和 62 年度に行われた電共研「格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験」では、電気配線貫通部を対象として、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃とした場合における電気配線貫通部モジュールの気密性能について試験を実施している。本研究における試験結果を表 7-11 に示す。

試験結果から、原子炉格納容器が 200℃を模擬した試験においては一次シール部及び二次シール部温度はシール材の一般特性としての熱分解開始温度（400℃程度）よりも十分に下回っており、一次シール部及び二次シール部それぞれについて漏えいは無く、また、圧力についても約 2.6Pd（約 0.8MPa）時に漏えいが無いことが確認できている。

表 7-11 電力共同研究の試験結果

種類	原子炉格納容器 内側端子箱部分の環境条件			一次シール部 温度(℃)	二次シール部 温度(℃)	漏えい有無
	温度 (℃)	圧力 (MPa)	時間 (h)			
低電圧モジュール	200 (230)	(0.60～ 0.81)	62.0	137	68	一次シール部：漏えい無し 二次シール部：漏えい無し
高電圧モジュール	200 (220)	(0.61～ 0.79)	62.0	195	44	一次シール部：漏えい無し 二次シール部：漏えい無し

注：()は、記録グラフからの読み取り値

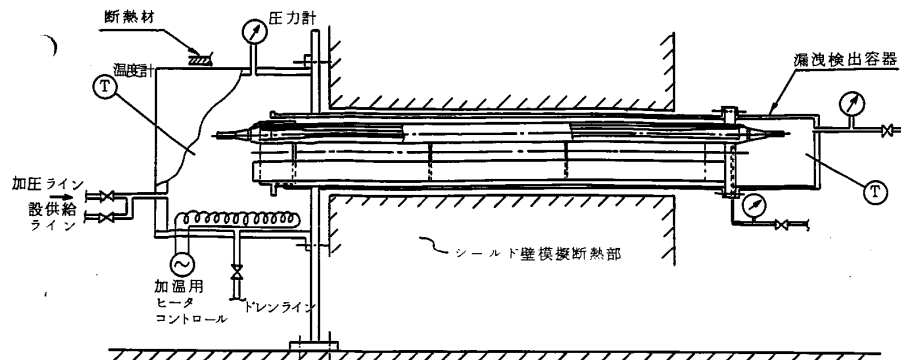
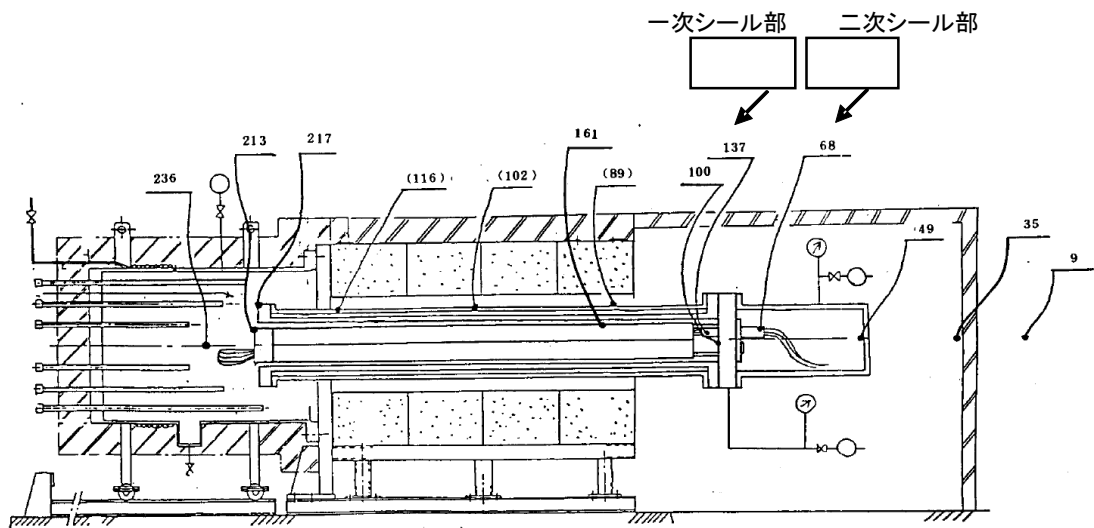


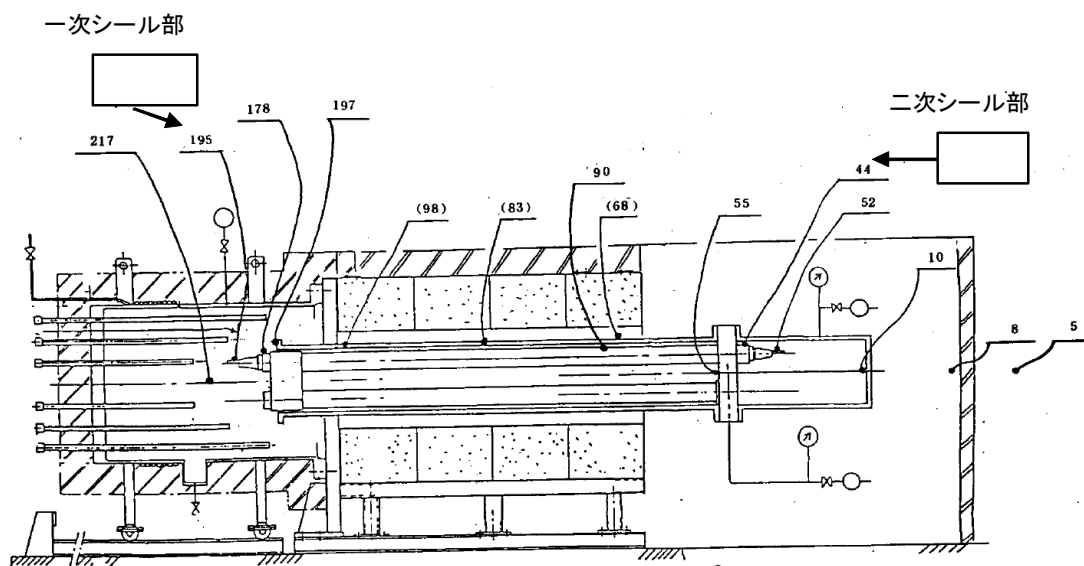
図 7-9 試験装置概要「電共研 格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験」

(7 号炉高電圧モジュール試験体の例)



()内の温度は 180模擬スリーブの表面温度を示す

図 7-10 低圧用モジュール試験体 温度分布図



()内の温度は 180模擬スリーブの表面温度を示す

図 7-11 高圧用モジュール試験体 温度分布図

②過去の環境試験における評価

過去の電気配線貫通部の環境試験では、電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）を対象として、冷却材喪失事故模擬試験が実施されており健全性が確認されている。電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）の二次シール部の温度、環境試験温度を図 7-12 に示している。

図 7-10～11 に示すとおり、原子炉格納容器内を 200℃と模擬した試験において、二次シール部は低電圧用で 68℃、高電圧用で 44℃となっている。図 7-12 は、図 7-10～7-11 で示す二次シール部の温度と同等以上であり、試験により 13 日間の健全性が確認された結果からも、格納容器が 200℃の状況において格納容器閉じ込め機能が確保できると考えている。

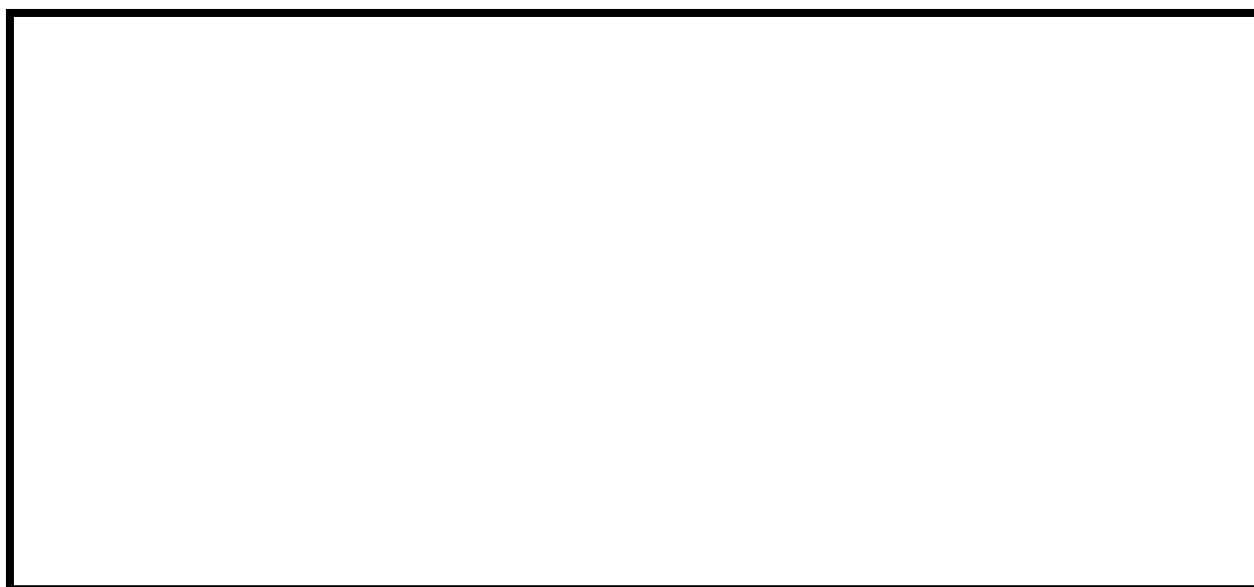


図 7-12 モジュール型電気配線貫通部の既往環境試験と簡易的な温度評価結果

なお、図 7-12 で示した試験については、経年劣化を踏まえた冷却材喪失事故模擬試験であり、劣化を考慮して表 7-12 に示す試験を実施している。

表 7-12 劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し、60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後 2 回実施。1 サイクルは [] を [] 時間で変化させている。
2	放射線照射試験	ペネトレーションが 40 年間の運転期間及び冷却材喪失事故時に受ける放射線を考慮し照射線量 800kGy として試験を実施。
3	熱劣化試験	加熱促進により、40 年間に相当する加速熱劣化として [] を加える。

また、重大事故環境下における耐放射線性についても健全性を確認するために、電気配線貫通部突き出しの一番短い（線量影響の大きい）X-101B 電気配線貫通部を選定して、電気配線貫通部シール部における事象発生から 7 日間積算の線量解析を実施した。その結果、7 日間の原子炉格納容器内積算線量が 1000kGy 程度と仮定した場合でも、電気配線貫通部シール部はコンクリート等による遮蔽効果により積算線量は約 1.8kGy となる。

過去に実施した健全性が確認されている電気配線貫通部の積算照射量は 800kGy であることから、重大事故環境下における電気配線貫通部シール部のシール健全性が確保されていることが確認できている。

③NUPEC による評価結果

平成 2 年度から平成 14 年度に行われた NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）では、電気配線貫通部のモジュールを対象として、200℃、2.6Pd（0.8MPa）における電気配線貫通部モジュールの気密性の確認と、漏えいが発生する温度・圧力条件の確認試験を行っている。本評価における結果を表 7-13 に示す。

表 7-13 NUPEC 研究の試験結果

種類	AM 環境下の健全性確認試験				漏えい発生条件確認試験	
	温度 (°C)	圧力 (MPa)	時間 (h)	漏洩有無	破損温度 (°C)	圧力 (MPa)
低電圧モジュール	200	0.8	20	無し	266~303	0.8~1.0
高電圧モジュール	200	0.8	20	無し	400*	0.8

* : 400℃まで漏えい無し。400℃まで昇温後、室温降下時に微小漏えい

試験結果から、200℃、2.6Pd における漏えいは無く、約 260℃、最大 3.2Pd (1.0MPa) までの耐漏えい性が確認された。

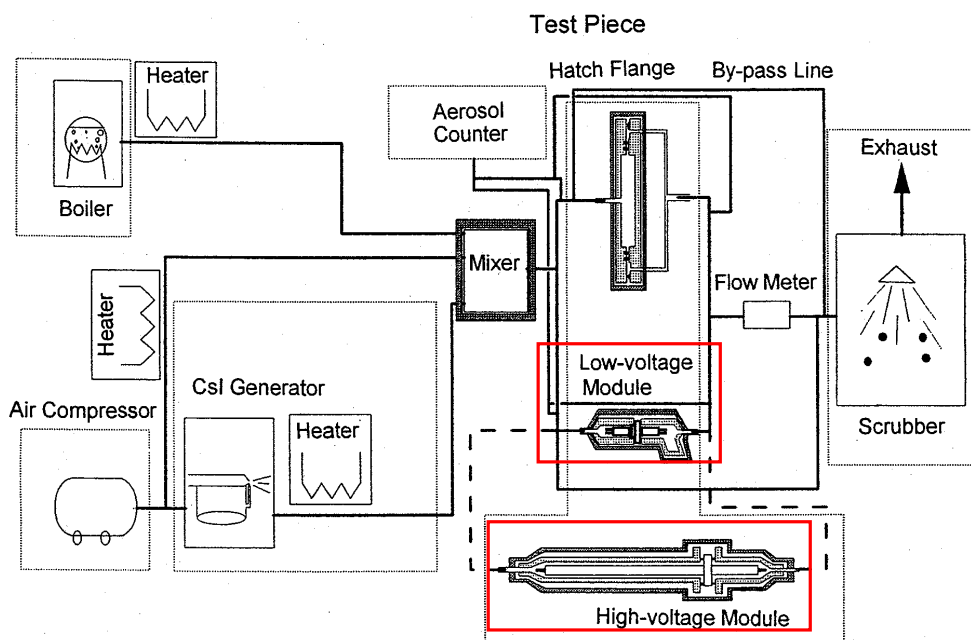


図 7-13 試験装置概要

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

①～③より、原子炉格納容器の重大事故環境下において、限界温度・圧力 200℃、2Pd における電気配線貫通部の健全性は確保可能である。

8. 原子炉格納容器隔離弁

8.1 はじめに

原子炉格納容器の貫通配管には原子炉格納容器隔離弁が設置されており、このうち不活性ガス系バタフライ弁、移動式炉心内計装(TIP)ボール弁及びパージ弁について、200℃、2Pdの環境下でゴム系シール材の損傷(劣化)が想定されるため、8.2項以降に示すとおり健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pdの環境下では、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、原子炉格納容器隔離弁のうち不活性ガス系バタフライ弁、TIPボール弁及びパージ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過渡な変形(一次応力)が想定されるため、8.2項以降に示すとおり健全性を確認する。

これら以外の隔離弁については、以下の理由により200℃、2Pdの環境下で健全性を有している。

- 弁の呼び圧力は各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており(耐圧性能が最小のものでも1.03MPa)、耐圧上問題となることはない。
- 弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製パッキン、ガスケット等の耐熱性に優れたものを使用しており、耐熱性上問題となることはない。
- 弁シート部は金属製である。

8.2 不活性ガス系バタフライ弁

8.2.1 評価方針

(1) 耐圧機能

- ・弁箱の耐圧機能の評価を行う。

(2) 隔離機能

- ・隔離機能（気密性保持）は、弁座にある EP ゴムの耐環境性が支配的である。これまで EP ゴムを使用していたが、事故時耐性に優れた改良 E P D M 製シール材に変更する。従って、改良 E P D M 製シール材を用いた不活性ガス系バタフライ弁について、原子炉格納容器内が 200℃、2Pd の環境下におけるシール部への影響を検討する。

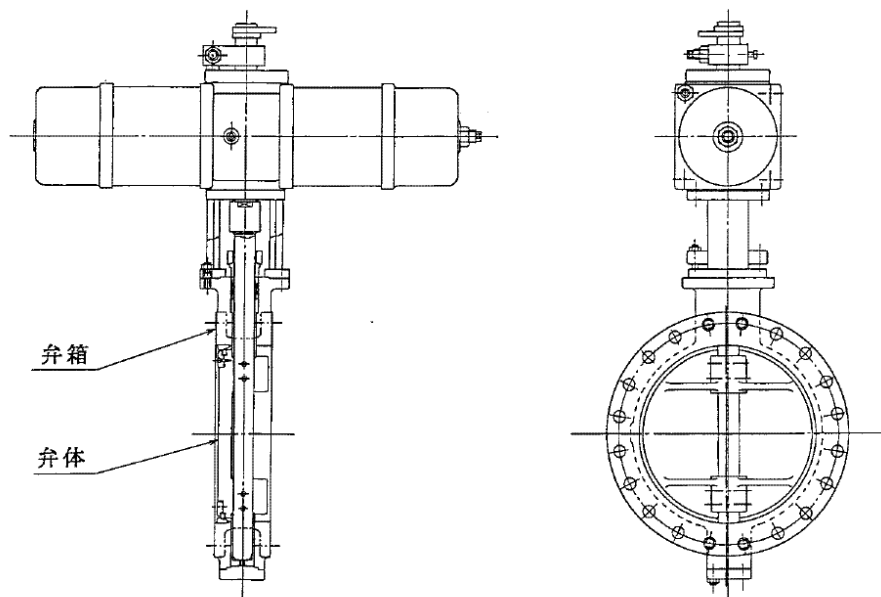


図 8-1 不活性ガス系バタフライ弁

8.2.2 評価結果

(1) 耐圧機能

当該弁の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり、200℃・2Pd の環境条件は、図 8-2 で示すとおり設計建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。このため、改良 E P D M 製シール材を除く耐圧部は強度上問題ない。

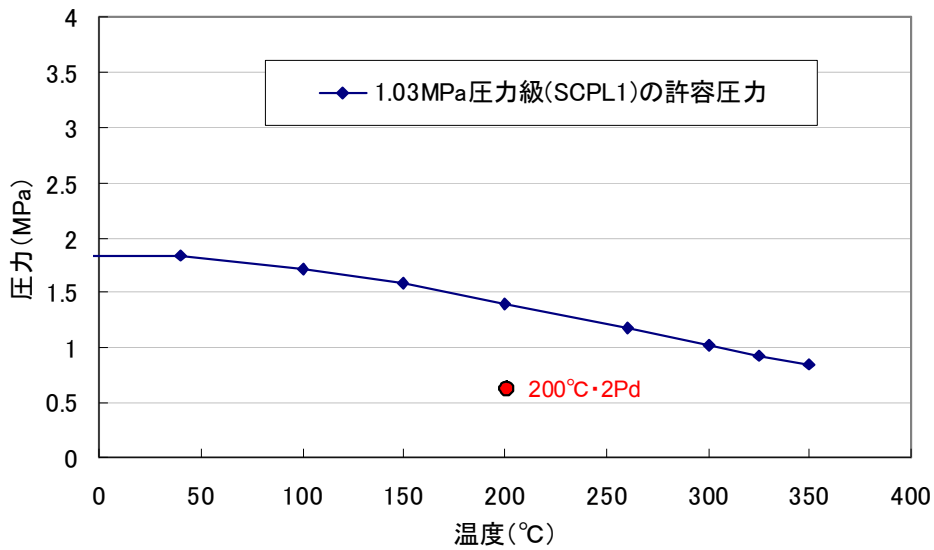


図 8-2 不活性ガス系バタフライ弁 1.03MPa(150LB)級の確認結果
(出典：JSME 設計・建設規格 2005 年版/2007 追補版)

(2) 隔離機能

以下の理由より、200°C、2Pd の環境条件下において、放射性物質の閉じ込め機能を有すると考える。

- ・不活性ガス系バタフライ弁の弁座シール材（改良 E P D M）が 200°C・2Pd 環境に晒されたときの影響を確認するために、圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表 8-1 に示しており、圧縮永久歪み試験に有意な劣化が認められないことから、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。
- ・添付 8-2 で示す「格納容器隔離弁の重大事故環境下における耐性確認試験」で、実機モデルのバタフライ弁蒸気通気試験を実施しており、200°C、2Pd 環境でシール性が確保できていることが確認できたため、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。

表 8-1 改良 E P D M 製シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200°C			
2	800kGy	乾熱	250°C			
3	800kGy	蒸気	200°C			
4	800kGy	蒸気	250°C			

8.3 TIP ボール弁及びパージ弁

8.3.1 評価方針

(1) 耐圧機能

- ・ 弁箱の耐圧機能の評価を行う。

(2) 隔離機能

- ・ 隔離機能（気密性保持）は、弁に用いられているシール材の耐環境性が支配的であるため、原子炉格納容器内が 200℃、2Pd の環境下におけるシール部への影響を検討する。

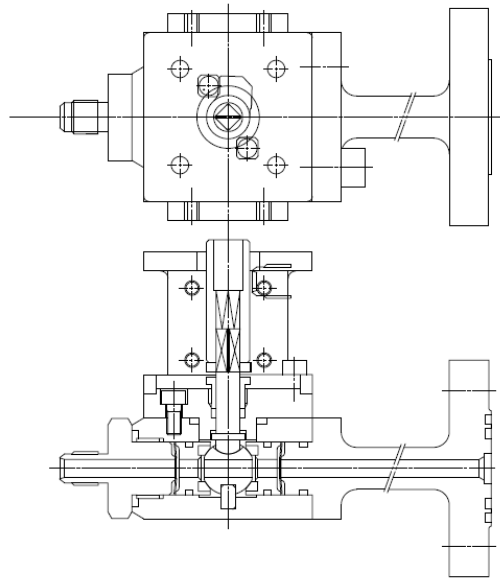


図 8-3 TIP ボール弁

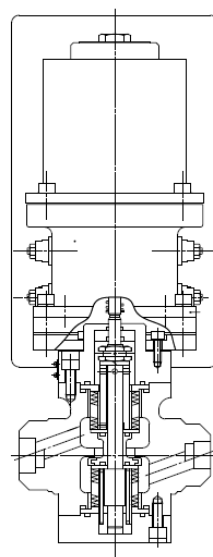


図 8-4 TIP パージ弁

8.3.2 評価結果

(1) 耐圧機能

TIP ボール弁及びパージ弁の圧力クラスは 1.03MPa であり、200℃・2Pd の環境条件は、図 8-5 で示すとおり、設計建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。このため、シール材を除く耐圧部は強度上問題ない。

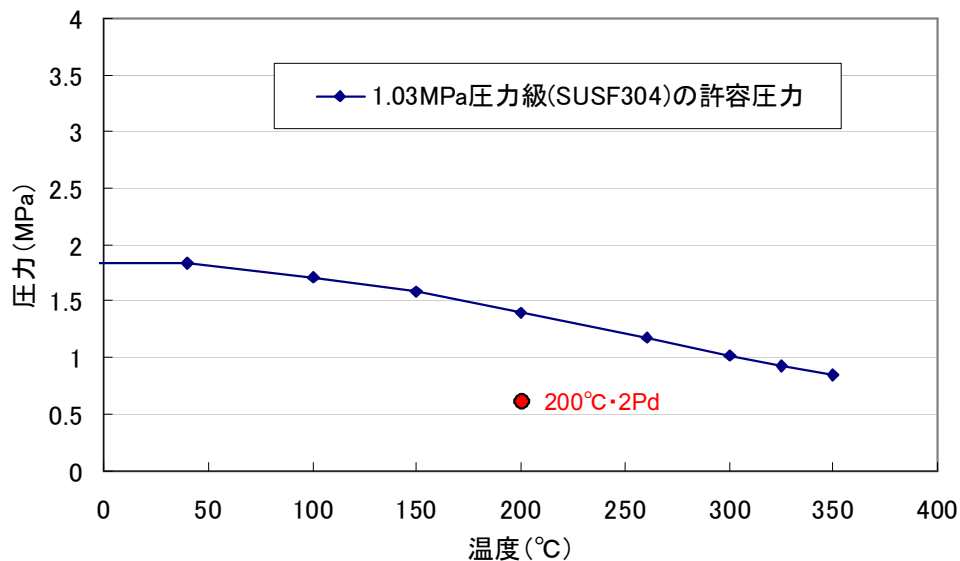


図 8-5 TIP ボール弁・パージ弁 1.03MPa(150LB)級の確認結果
(出典：JSME 設計・建設規格 2005 年版/2007 追補版)

(2) 隔離機能

TIP 系統を図 8-6 に示しているが、TIP ボール弁は通常運転時に全閉状態であり、隔離機能を維持している。TIP ボール弁が開状態となるのは、通常運転時の局部出力領域モニタの校正のため TIP 検出器を炉心内に挿入・引抜する期間である。TIP 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入った場合には、TIP 検出器が自動引抜され、TIP ボール弁が自動閉止する。また、TIP 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入り、且つ TIP ボール弁が正常に閉止しない場合、TIP 爆発弁にて閉止を行う運用としている。

TIP ボール弁にはフッ素ゴム、フッ素樹脂のシール材が使われている。これらは重大事故環境下の放射線によりシール機能が劣化することが考えられるため、トップヘッドフランジ及び機器搬入用ハッチで採用したものと同様に改良 EPDM 製シール材に変更する。なお、TIP ボール弁の弁座シートについては、均圧弁の改良と同様に耐環境性に優れた PEEK 材が適用可能な見通しが

立ったことから、PEEK 材に変更することでも問題ない。

また、TIP パージ弁についてはグランドOリング及び弁ふたシールについては改良E P D M製シール材を採用する。弁座シートについては改良E P D M製シール材またはメタルシールとし、耐環境性を強化する（別紙-17 参照）。改良E P D M製シール材の事故時耐性については、表 8-2 で示す通り圧縮永久歪み試験に有意な劣化認められないことから、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。

なお、TIP ボール弁及び TIP パージ弁については、200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その際の重大事故時における放射線量が照射されたとしてもシール機能が健全であることを確認し使用する。また、今後の検討において、上記以外のシール材を適用する場合については、同様に 200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その際の重大事故時における放射線量が照射されたとしてもシール機能が健全であることを確認して適用する。

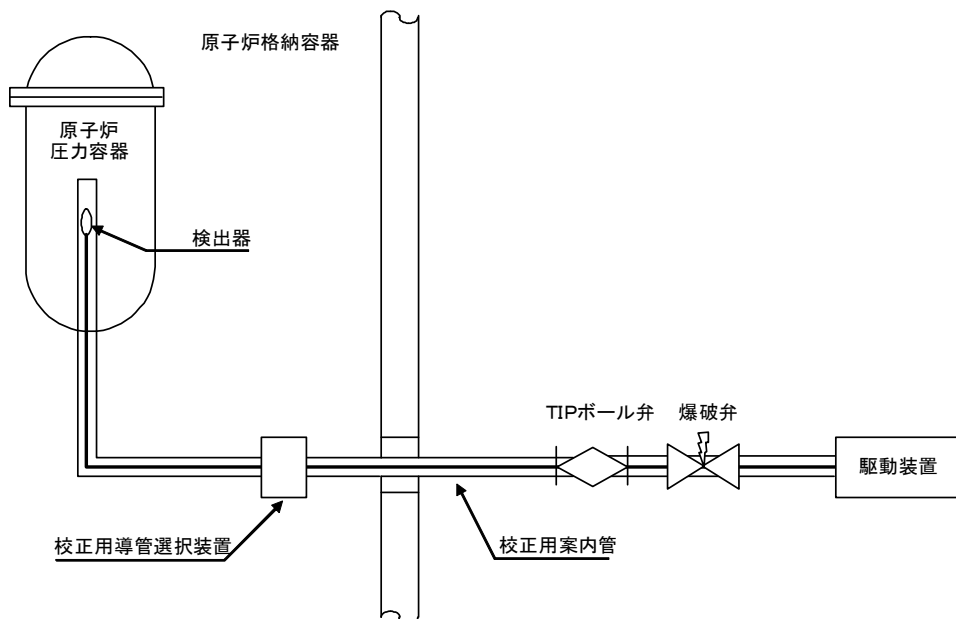


図 8-6 TIP 系統図

表 8-2 改良E P D M製シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

原子炉格納容器隔離弁の抽出について

原子炉格納容器隔離弁について、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）の健全性を確認するため、図 8-7 に従ったフローで弁を抽出した。弁設計圧力が 2Pd 以下のものは無かったため、200℃で最も影響を受けると考えられるシート部及びシール部に着目して、ゴム材が使われている弁を抽出し、「不活性ガス系バタフライ弁」と「TIP ボール弁及びパージ弁」が抽出された。

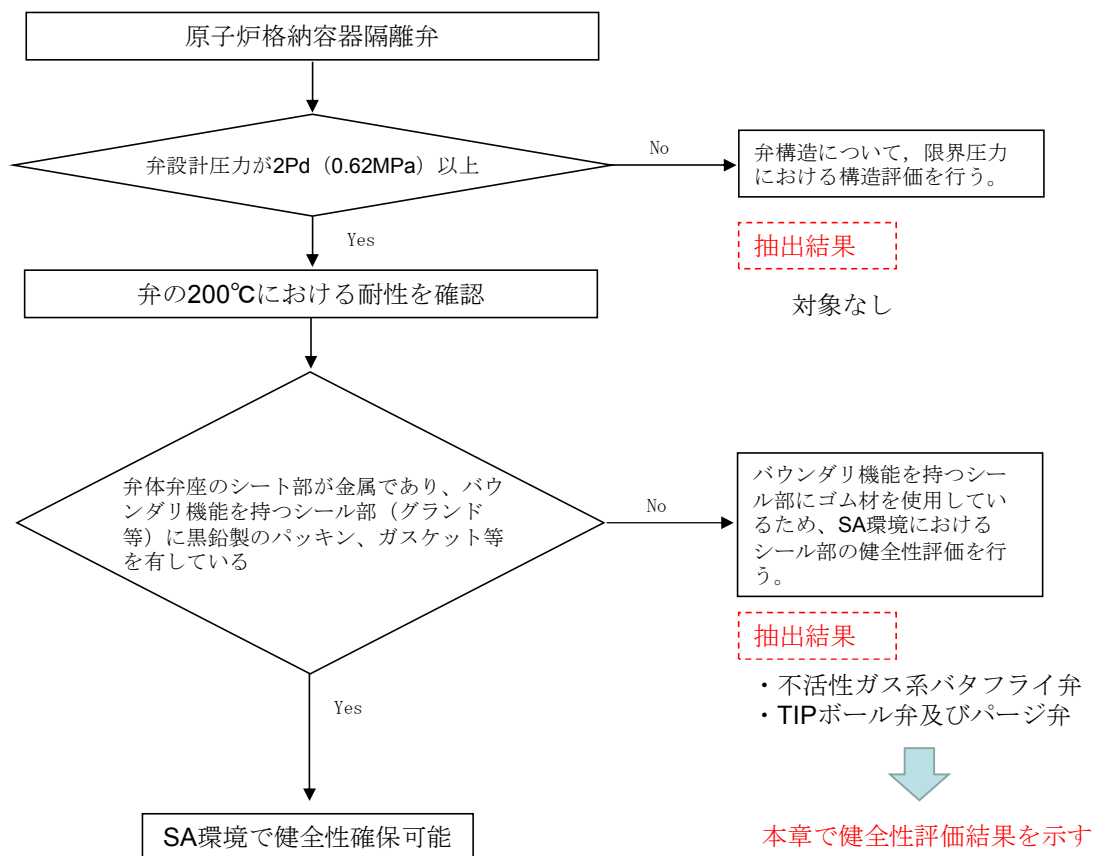


図 8-7 原子炉格納容器隔離弁の評価対象弁の抽出フロー

格納容器隔離弁の重大事故環境下における耐性確認試験について

原子炉格納容器隔離弁のうち、バタフライ弁の弁座ゴムシートに対し、重大事故環境における耐性向上のため、より耐熱性、耐放射線性に優れたシール材である改良EPDM材を選定し、耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1. 試験内容

試験フロー及び試験内容を表 8-3 に示す。また、図 8-8 に蒸気通気試験装置の概要図、図 8-9 に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600A バタフライ弁を供試弁とし、弁座シール材に改良EPDM材を適用して、初期性能確認、劣化処理を行った後、200℃における飽和蒸気環境下(BWRの原子炉格納容器の設計圧力の2倍(2Pd)以上)で168時間蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後、窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故環境における格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から、供試弁は閉弁状態で実施する。重大事故環境における放射線による劣化と熱による劣化は、逐次法(放射線→熱)により付与する。一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。バタフライ弁のシール材は格納容器内雰囲気シールするものであり、事故時の蒸気環境をシールし、酸素が常に供給される環境をシールするものではないことから、放射線と熱の同時暴露のシール機能への影響は十分小さいものとする。

表 8-3 試験フロー及び試験内容

試験フロー	試験内容
熱・放射線同時劣化処理	通常運転中に負荷される温度、線量を供試体に加える。
初期機能試験	初期状態における閉じ込め機能等を確認する。
機械的劣化処理(弁開閉)	負荷試験機を用いて、弁の開閉操作を実施する。
放射線照射劣化 (重大事故環境条件)	重大事故環境で想定される放射線量(0.3MGy)を供試体に照射する。
蒸気通気試験	図 8-8 に示す試験装置で 200℃、0.854MPa 以上の蒸気環境下(飽和蒸気)における閉じ込め機能を確認する。蒸気は 168 時間通気し、24 時間おきに二次側の漏えい検出弁で漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	図 8-9 に示す試験装置で供試弁一次側を 0.854MPa の窒素加圧環境下とし、二次側からの漏えいがないことを確認する。

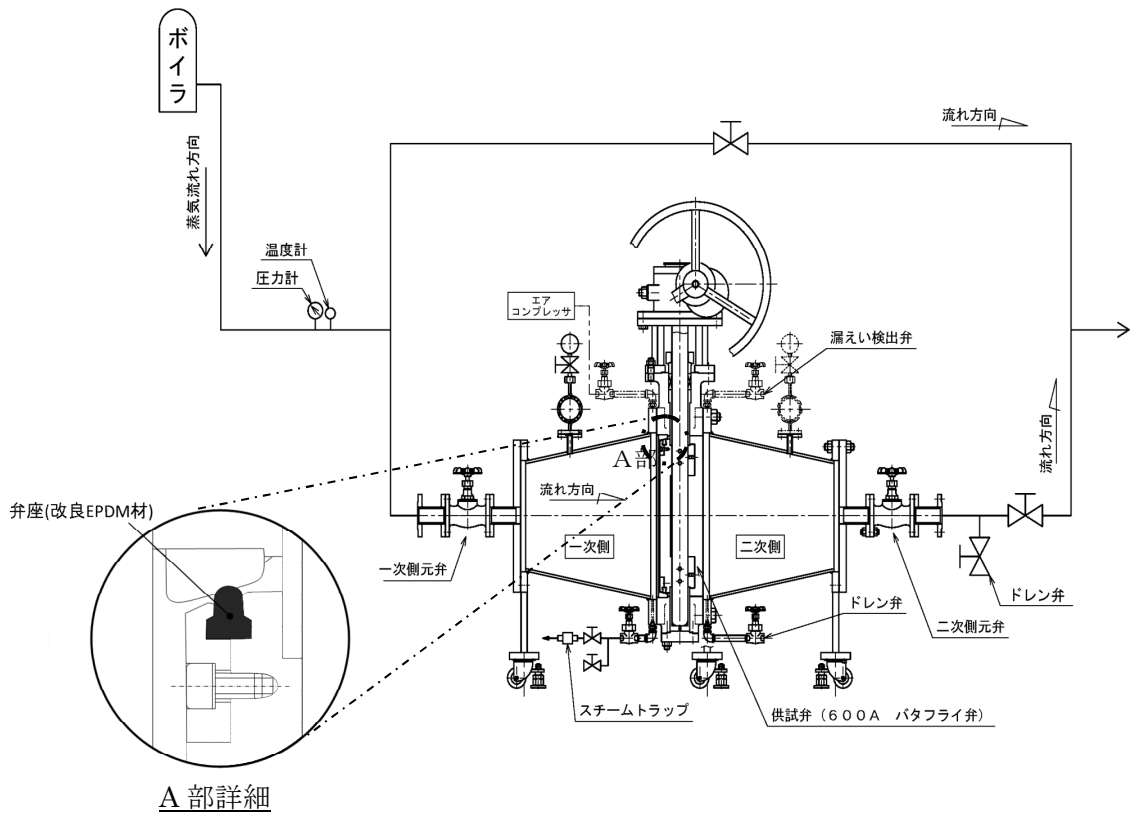


図 8-8 蒸気通気試験装置概要図

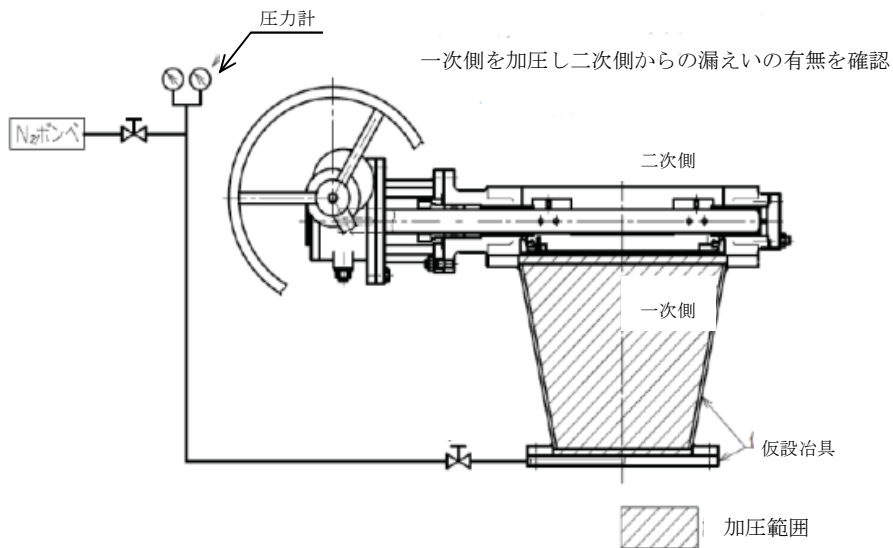


図 8-9 常温弁座漏えい試験概要図

2. 試験結果

蒸気通気試験の試験結果を表 8-4 に、常温弁座漏えい試験の試験結果を表 8-5 に示す。蒸気通気試験の温度、圧力チャートを図 8-10 に示す。蒸気通気試験中に漏えいは確認されず、また常温復帰後の常温弁座漏えい試験においても閉じ込め機能を維持できることを確認した。

表 8-4 蒸気通気試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えい
改良 EPDM 材	0.854MPa 以上	200℃	蒸気	168 時間	0.3MGy	無

表 8-5 常温弁座漏えい試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	漏えい
改良 EPDM 材	0.854MPa	常温	窒素	無

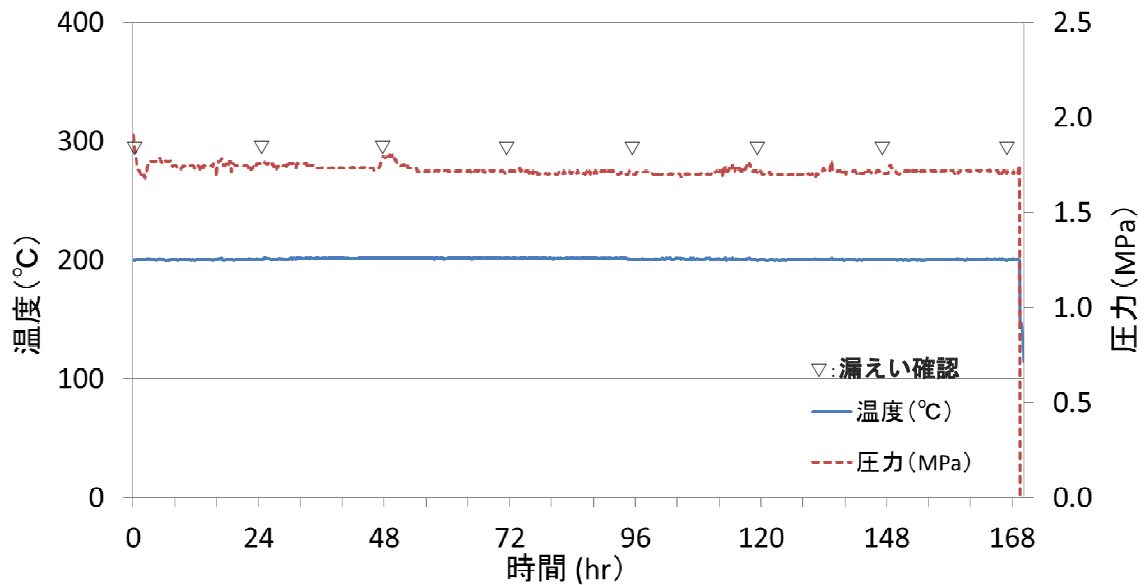


図 8-10 蒸気通気試験温度、圧力チャート

※日本原子力学会 2015 年秋の大会「改良 EPDM 材料の格納容器バタフライ弁への適用性

(1) 実機バタフライ弁模擬試験の実施」に投稿

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
ハッチ	X-1	上部D/Wハッチ				
	X-2	上部D/Wエアロック				
	X-3	ISIハッチ				
	X-4	S/Cハッチ				
	X-5	下部D/Wエアロック				
	X-6	下部D/Wハッチ				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-10A	主蒸気				
	X-10B	主蒸気				
	X-10C	主蒸気				
	X-10D	主蒸気				
	X-11	主蒸気ドレン				
	X-12A	給水				
	X-12B	給水				
	X-22	ほう酸水注入				
	X-30B	PCVスプレイ				
	X-30C	PCVスプレイ				
	X-31B	RHR(B)低圧注水				
	X-31C	RHR(C)低圧注水				
	X-33A	RHR(A)SHC				
	X-33B	RHR(B)SHC				
	X-33C	RHR(C)SHC				
	X-35B	HPCF(B)				
	X-35C	HPCF(C)				
	X-37	RCIC蒸気				
	X-38	RPVヘッドスプレイ				
	X-50	CUWポンプ給水				
	X-60	MUWP給水				
	X-61	RCW(A)給水				
	X-62	RCW(A)戻り				
	X-63	RCW(B)給水				
X-64	RCW(B)戻り					
X-65	HNCW(給水)					

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-66	HNCW(戻り)				
	X-69	SA				
	X-70	IA				
	X-71A	ADS(A)				
	X-71B	ADS(B)				
	X-72	SRV				
	X-80	D/W給気				
	X-81	D/W排気				
	X-82	FCS				
	X-90	予備				
	X-91	予備				
	X-92	予備				
	X-93	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-100A	RIP動力				
	X-100B	RIP動力				
	X-100C	RIP動力				
	X-100D	RIP動力				
	X-100E	RIP動力				
	X-101A	低圧動力				
	X-101B	低圧動力				
	X-101C	低圧動力				
	X-101D	低圧動力				
	X-101E	低圧動力				
	X-101F	低圧動力				
	X-101G	低圧動力				
	X-101H	低圧動力				
	X-102A	制御				
	X-102B	制御				
	X-102C	制御				
	X-102D	制御				
	X-102E	制御				

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(3/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-102F	制御				
	X-102G	制御				
	X-103A	計装				
	X-103B	計装				
	X-103C	計装				
	X-103D	計装				
	X-103E	計装				
	X-104A	FMCRD位置表示				
	X-104B	FMCRD位置表示				
	X-104C	FMCRD位置表示				
	X-104D	FMCRD位置表示				
	X-104E	FMCRD位置表示				
	X-104F	FMCRD位置表示				
	X-104G	FMCRD位置表示				
	X-104H	FMCRD位置表示				
	X-105A	中性子計装				
	X-105B	中性子計装				
	X-105C	中性子計装				
	X-105D	中性子計装				
	X-110	予備				
X-111	予備					
X-112	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-130A	主蒸気流量				
	X-130B	主蒸気流量				
	X-130C	主蒸気流量				
	X-130D	主蒸気流量				
	X-140A	CUW流量				
	X-140B	CUW流量				
	X-141A	RCIC破断				
	X-141B	RCIC破断				
	X-142A	原子炉水位・圧力				

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-142B	原子炉水位・圧力				
	X-142C	原子炉水位・圧力				
	X-142D	原子炉水位・圧力				
	X-143A	原子炉水位				
	X-143B	原子炉水位				
	X-143C	原子炉水位				
	X-143D	原子炉水位				
	X-144A	原子炉水位				
	X-144B	原子炉水位				
	X-144C	原子炉水位				
	X-144D	原子炉水位				
	X-146A	D/W圧力				
	X-146B	D/W圧力				
	X-146C	D/W圧力				
	X-146D	D/W圧力				
	X-147	原子炉水位				
	X-160	FPモニタ				
	X-161A	CAMS				
	X-161B	CAMS				
	X-162A	CAMS				
	X-162B	CAMS				
	X-170	炉水サンプリング				
	X-171	ガスサンプリング				
X-177	PCV漏えい試験					

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-200B	PCVスプレイ				
	X-200C	PCVスプレイ				
	X-201	RHR(A)給水				
	X-202	RHR(B)給水				
	X-203	RHR(C)給水				
	X-204	RHR(A)テスト				
	X-205	RHR(B)テスト				
	X-206	RHR(C)テスト				
	X-210B	HPCF(B)給水				
	X-210C	HPCF(C)給水				
	X-213	RCIC排気				
	X-214	RCICポンプ給水				
	X-215	RCIC真空ポンプ排気				
	X-220	MSIVリークオフ				
	X-221	SPCUポンプ給水				
	X-222	SPCU戻り				
	X-240	S/C換気(給気)				
	X-241	S/C換気(排気)				
	X-242	FCS戻り				
	X-250	予備				
	X-251	予備				
	X-252	予備				
	X-253	予備				
	X-254	予備				
	X-255	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気(S/C) (※)	X-300A	制御				
	X-300B	制御				

※サブプレッション・チェンバ

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-320	IA				
	X-321A	S/C圧力				
	X-321B	S/C圧力				
	X-322A	S/C水位				
	X-322B	S/C水位				
	X-322C	S/C水位				
	X-322D	S/C水位				
	X-322E	S/C水位				
	X-322F	S/C水位				
	X-323A	S/C水位				
	X-323B	S/C水位				
	X-323C	S/C水位				
	X-323D	S/C水位				
	X-323E	S/C水位				
	X-323F	S/C水位				
	X-331A	CAMS				
	X-331B	CAMS				
	X-332A	CAMS				
	X-332B	CAMS				
	X-342	事故後サンプリング				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス (A/T:0※)	X-610	CRD				
	X-620	LCW				
	X-621	HCW				

※アクセストンネル 0° 側

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(7/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(アクセストンネル0°側)	X-650A	炉心差圧				
	X-650B	炉心差圧				
	X-650C	炉心差圧				
	X-650D	炉心差圧				
	X-651A	RIP差圧				
	X-651B	RIP差圧				
	X-651C	RIP差圧				
	X-651D	RIP差圧				
	X-660A	TIP案内管				
	X-660B	TIP案内管				
	X-660C	TIP案内管				
	X-660D	TIPパーシ				
	X-680A	予備				
	X-680B	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(A/T:180※)	X-700A	RIPパーシ水				
	X-700B	RIPパーシ水				
	X-700C	RIPパーシ水				
	X-700D	RIPパーシ水				
	X-700E	RIPパーシ水				
	X-700F	RIPパーシ水				
	X-700G	RIPパーシ水				
	X-700H	RIPパーシ水				
	X-700J	RIPパーシ水				
	X-700K	RIPパーシ水				
	X-710	CRD				
	X-740	下部D/W注水				

※アクセストンネル180°側

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(A/T:180※)	X-750A	炉心差圧				
	X-750B	炉心差圧				
	X-750C	炉心差圧				
	X-750D	炉心差圧				
	X-751A	RIP差圧				
	X-751B	RIP差圧				
	X-751C	RIP差圧				
	X-751D	RIP差圧				
	X-780A	予備				
	X-780B	予備				

※アクセストンネル180°側

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
ハッチ	X-1	上部D/Wハッチ				
	X-2	上部D/Wエアロック				
	X-3	ISIハッチ				
	X-4	S/Cハッチ				
	X-5	下部D/Wエアロック				
	X-6	下部D/Wハッチ				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-10A	主蒸気				
	X-10B	主蒸気				
	X-10C	主蒸気				
	X-10D	主蒸気				
	X-11	主蒸気ドレン				
	X-12A	給水				
	X-12B	給水				
	X-22	ほう酸水注入				
	X-30B	PCVスプレイ				
	X-30C	PCVスプレイ				
	X-31B	RHR(B)低圧注水				
	X-31C	RHR(C)低圧注水				
	X-33A	RHR(A)SHC				
	X-33B	RHR(B)SHC				
	X-33C	RHR(C)SHC				
	X-35B	HPCF(B)				
	X-35C	HPCF(C)				
	X-37	RCIC蒸気				
	X-38	RPVヘッドスプレイ				
	X-50	CUWポンプ給水				
	X-60	MUWP給水				
	X-61	RCW(A)給水				
	X-62	RCW(A)戻り				
	X-63	RCW(B)給水				
	X-64	RCW(B)戻り				
X-65	HNCW(給水)					

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-66	HNCW(戻り)				
	X-69	SA				
	X-70	IA				
	X-71A	ADS(A)				
	X-71B	ADS(B)				
	X-72	SRV				
	X-80	D/W給気				
	X-81	D/W排気				
	X-82	FCS				
	X-90	予備				
	X-91	予備				
	X-92	予備				
	X-93	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-100A	RIP動力				
	X-100B	RIP動力				
	X-100C	RIP動力				
	X-100D	RIP動力				
	X-100E	RIP動力				
	X-101A	低圧動力				
	X-101B	低圧動力				
	X-101C	低圧動力				
	X-101D	低圧動力				
	X-101E	低圧動力				
	X-101F	低圧動力				
	X-101G	低圧動力				
	X-102A	制御				
	X-102B	制御				
	X-102C	制御				
	X-102D	制御				
	X-102E	制御				
	X-102F	制御				

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(3/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-102G	制御				
	X-103A	計装				
	X-103B	計装				
	X-103C	計装				
	X-103D	計装				
	X-103E	計装				
	X-104A	FMCRD位置表示				
	X-104B	FMCRD位置表示				
	X-104C	FMCRD位置表示				
	X-104D	FMCRD位置表示				
	X-104E	FMCRD位置表示				
	X-104F	FMCRD位置表示				
	X-104G	FMCRD位置表示				
	X-104H	FMCRD位置表示				
	X-105A	中性子計装				
	X-105B	中性子計装				
	X-105C	中性子計装				
	X-105D	中性子計装				
	X-110	予備				
X-111	予備					
X-112	予備					
X-113	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-130A	主蒸気流量				
	X-130B	主蒸気流量				
	X-130C	主蒸気流量				
	X-130D	主蒸気流量				
	X-140A	CUW流量				
	X-140B	CUW流量				
	X-141A	RCIC破断				
	X-141B	RCIC破断				
	X-142A	原子炉水位・圧力				

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-142B	原子炉水位・圧力				
	X-142C	原子炉水位・圧力				
	X-142D	原子炉水位・圧力				
	X-143A	原子炉水位				
	X-143B	原子炉水位				
	X-143C	原子炉水位				
	X-143D	原子炉水位				
	X-144A	原子炉水位				
	X-144B	原子炉水位				
	X-144C	原子炉水位				
	X-144D	原子炉水位				
	X-146A	D/W圧力				
	X-146B	D/W圧力				
	X-146C	D/W圧力				
	X-146D	D/W圧力				
	X-147	原子炉水位				
	X-160	FPモニタ				
	X-161A	CAMS				
	X-161B	CAMS				
	X-162A	CAMS				
	X-162B	CAMS				
	X-170	炉水サンプリング				
	X-171	ガスサンプリング				
X-177	PCV漏えい試験					

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-200B	PCVスプレイ				
	X-200C	PCVスプレイ				
	X-201	RHR(A)給水				
	X-202	RHR(B)給水				
	X-203	RHR(C)給水				
	X-204	RHR(A)テスト				
	X-205	RHR(B)テスト				
	X-206	RHR(C)テスト				
	X-210B	HPCF(B)給水				
	X-210C	HPCF(C)給水				
	X-213	RCIC排気				
	X-214	RCICポンプ給水				
	X-215	RCIC真空ポンプ排気				
	X-220	MSIVリークオフ				
	X-221	SPCUポンプ給水				
	X-222	SPCU戻り				
	X-240	S/C換気(給気)				
	X-241	S/C換気(排気)				
	X-242	FCS戻り				
	X-250	予備				
	X-251	予備				
	X-252	予備				
X-253	予備					
X-254	予備					
X-255	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気 (S/C※)	X-300A	制御				
	X-300B	制御				

※サブプレッション・チェンバ

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(サブレーション・チェンバ)	X-320	IA				
	X-321A	S/C圧力				
	X-321B	S/C圧力				
	X-322A	S/C水位				
	X-322B	S/C水位				
	X-322C	S/C水位				
	X-322D	S/C水位				
	X-322E	S/C水位				
	X-322F	S/C水位				
	X-323A	S/C水位				
	X-323B	S/C水位				
	X-323C	S/C水位				
	X-323D	S/C水位				
	X-323E	S/C水位				
	X-323F	S/C水位				
	X-331A	CAMS				
	X-331B	CAMS				
	X-332A	CAMS				
	X-332B	CAMS				
	X-342	事故後サンプリング				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス (A/T:0※)	X-610	CRD				
	X-620	LCW				
	X-621	HCW				

※アクセストンネル0°側

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(7/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(アクセスパネル0°側)	X-650A	炉心差圧				
	X-650B	炉心差圧				
	X-650C	炉心差圧				
	X-650D	炉心差圧				
	X-651A	RIP差圧				
	X-651B	RIP差圧				
	X-651C	RIP差圧				
	X-651D	RIP差圧				
	X-660A	TIP案内管				
	X-660B	TIP案内管				
	X-660C	TIP案内管				
	X-660D	TIPパーシ				
	X-680A	予備				
	X-680B	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(アクセスパネル180°側)	X-700A	RIPパーシ水				
	X-700B	RIPパーシ水				
	X-700C	RIPパーシ水				
	X-700D	RIPパーシ水				
	X-700E	RIPパーシ水				
	X-700F	RIPパーシ水				
	X-700G	RIPパーシ水				
	X-700H	RIPパーシ水				
	X-700J	RIPパーシ水				
	X-700K	RIPパーシ水				
	X-710	CRD				
	X-740	下部D/W注水				

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(A/T:180※)	X-750A	炉心差圧				
	X-750B	炉心差圧				
	X-750C	炉心差圧				
	X-750D	炉心差圧				
	X-751A	RIP差圧				
	X-751B	RIP差圧				
	X-751C	RIP差圧				
	X-751D	RIP差圧				
	X-780A	予備				
	X-780B	予備				

※アクセストンネル180°側

トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について

本文では、有効性評価での限界温度、圧力の設定の妥当性の確認のため、有限要素法 (FEM) 解析を用いてトップヘッドおよび機器ハッチのフランジ部の開口量を評価している。本資料は、トップヘッドフランジ等の開口評価の妥当性について示すものである。

今回、当社が実施したトップヘッドおよび機器ハッチのフランジ部の開口量評価では、FEM 解析を用いている。今回の評価では、開口量に影響を及ぼす可能性のあるボルト等の構造は、実機の寸法等を模擬して解析モデルに反映している。また、フランジ部の開口の挙動への影響が大きいと考えられる上下フランジ面同士の接触の影響も考慮し、三次元ソリッド要素を用いて弾塑性大変形解析を実施した。その評価モデルを図 1 に示す。以上のような解析手法を用いることにより、高い精度で開口量の評価が可能である。図 2 は、NUPEC で実施された機器搬入用ハッチフランジの圧力と開口量の関係である。この開口量は、図 3 に示すハッチモデル試験体のフランジ部にひずみゲージを取り付けて、漏えいが生じるまで内圧を加えて計測されたものである。この試験結果に対して、当社解析と同様に精度を向上させた解析手法を適用し、同等のメッシュ分割を用いて評価を行っている (図 4 参照)。図 2 の試験結果と解析結果の比較に示すように、解析結果は、圧力の上昇に伴って増加するフランジ部の開口量を精度よく評価できていることがわかる。なお、これらの評価手法は、JSME シビアアクシデント時の構造健全性評価ガイドライン (BWR 鋼製格納容器編) 等にも反映された手法である。

フランジ部の開口評価では、フランジ部だけではなくトップヘッドの全体をモデル化している。そのため、内圧の増加により、ボルト部にモーメントが生じて、フランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると、同時にトップヘッド全体の幾何学形状も変化するため、ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し、結果として、内圧の増加に対する開口挙動が曲線的に変化する。また、図 5 に当社トップヘッドフランジ開口量評価における $2Pd$ 時の相当塑性ひずみ分布を示す。材料の降伏点の低いワッシャーとナットについて、内圧の増加に伴って局所的に塑性領域に入ることも、開口挙動の曲線的な変化に寄与するものと考えられる。ただし、 $2Pd$ 時にワッシャーとナットで生じる塑性ひずみは概ね $0.3\% \sim 0.6\%$ 程度と小さく、発生箇所も局所的であるため、内圧変動時の開口評価に及ぼす影響は小さい。フランジやボルトについては、材料の降伏点が高く、内圧が $2Pd$ まで増加しても、弾性変形の範囲内にあり、塑性ひずみは発生していない。同様の評価結果が、原子力安全・保安院による評価^[1]でも示されているように、フランジ部の開口評価において、 $2Pd$ までの圧力範囲ではフランジやボルトの塑性変形は生じないことから、内圧が変動しても開口挙動に影響を及ぼすような顕著な構造の変形は生じないと考えられ

る。

以上より、FEM解析を用いて実施したトップヘッドおよび機器ハッチのフランジ部の開口量評価により、実機の挙動を適切に評価することが可能である。

[1] 原子力安全・保安院 東京電力株式会社福島第一原子力発電所事故の技術的知見について
(平成 24 年 3 月)

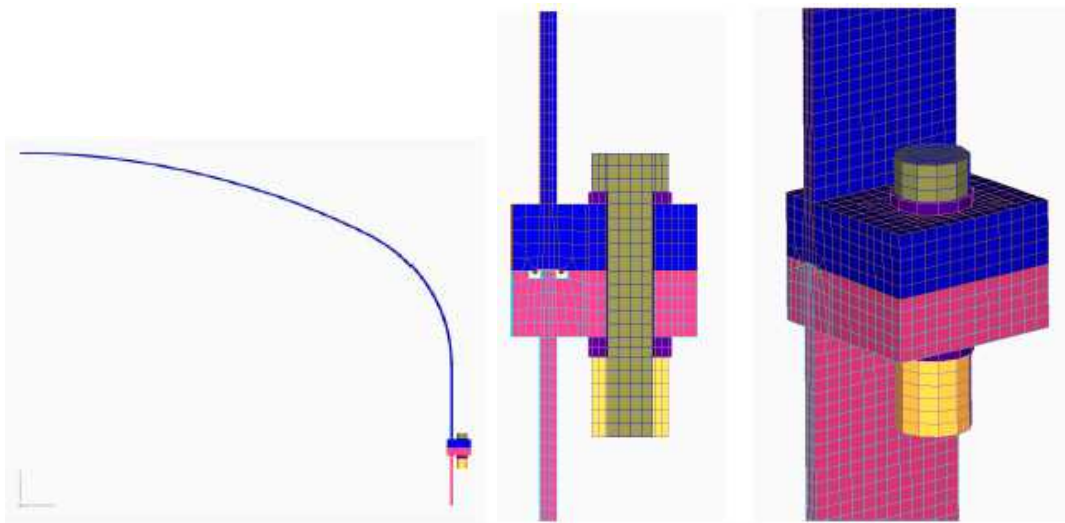


図1 当社トップヘッドフランジ開口量評価の解析モデル

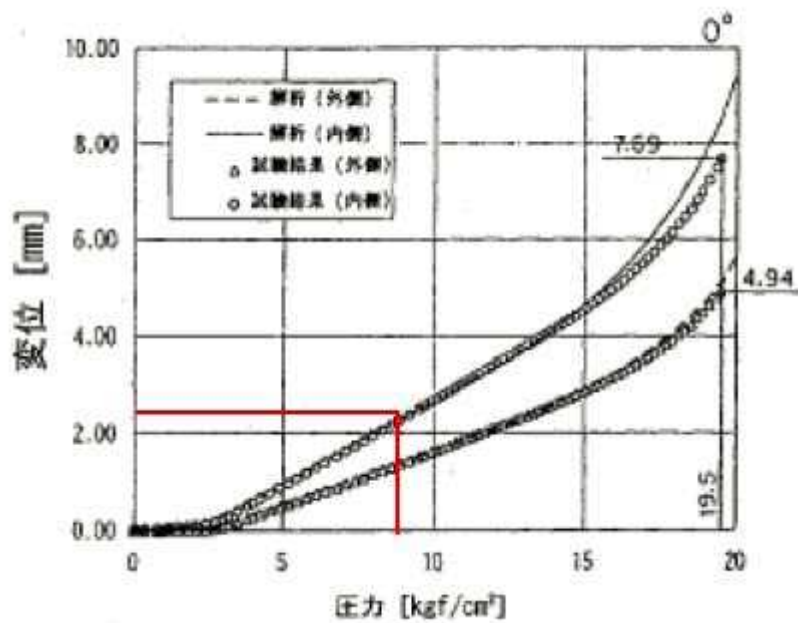


図2 NUPEC 機器搬入用ハッチフランジの圧力ー開口量関係

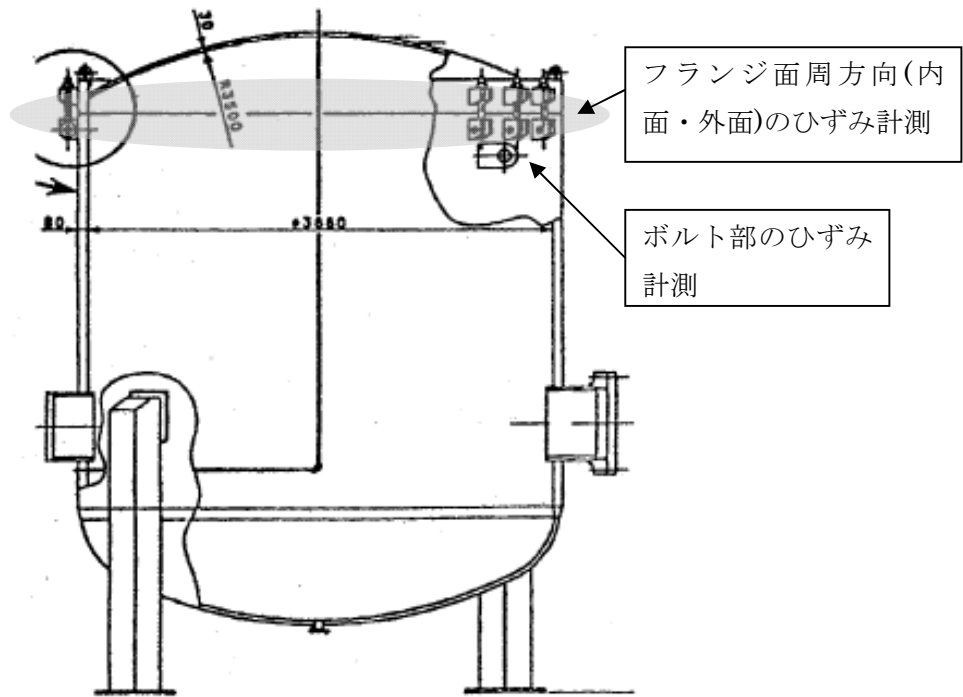


図3 NUPEC ハッチモデル試験体

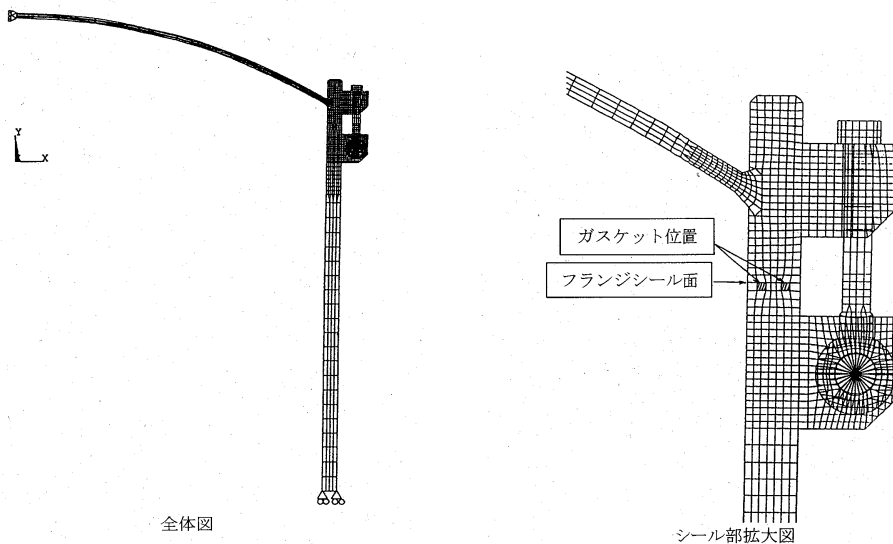


図4 NUPEC ハッチモデル試験解析モデル

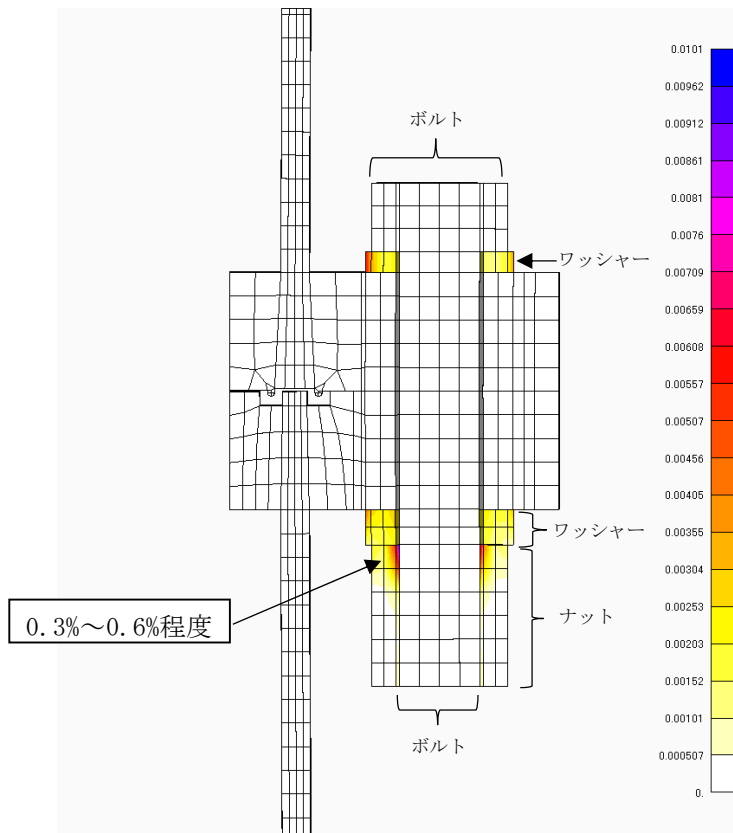


図5 当社トップヘッドフランジ開口量評価での相当塑性ひずみ分布 (2Pd時)

改良 EPDM シール材の試験について

改良 EPDM シール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800kGy の γ 線照射を行った材料を用いて、高温暴露または蒸気暴露を行った後、気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR 分析及び硬さ測定を行い、暴露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法を図 1、外観を図 2 に示す。シール材の断面寸法は実機の 1/2 とし、内側の段差 1mm に加えて外側からも高温空気または蒸気に暴露されるため、実機条件と比較して保守的な条件となると想定される。試験の詳細と結果を以下に記載する。

① 高温暴露

熱処理炉を使用して 200℃、168h の高温暴露を実施した。

② 蒸気暴露

東京電力技術開発センター第二研究棟の蒸気用オートクレーブを使用して、1MPa、250℃の蒸気環境下で 168 時間暴露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図 3 に、試験体設置状況を図 4 に示す。

③ He 気密確認試験

高温暴露及び蒸気暴露後の試験体について、He を用いて気密試験を実施した。負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、スヌープでのリーク確認と、0.3MPa は保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mm の隙間ゲージを用いて開口変位を模擬した気密確認試験も実施した（実機 1.6mm 相当の変位）。試験状況を図 5、6 に、試験結果を表 1 に示す。いずれの条件下でもリーク及び圧力降下は認められなかった。

④ 試験後外観観察

デジタルマイクロスコープを用いて He 気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図 7 に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。

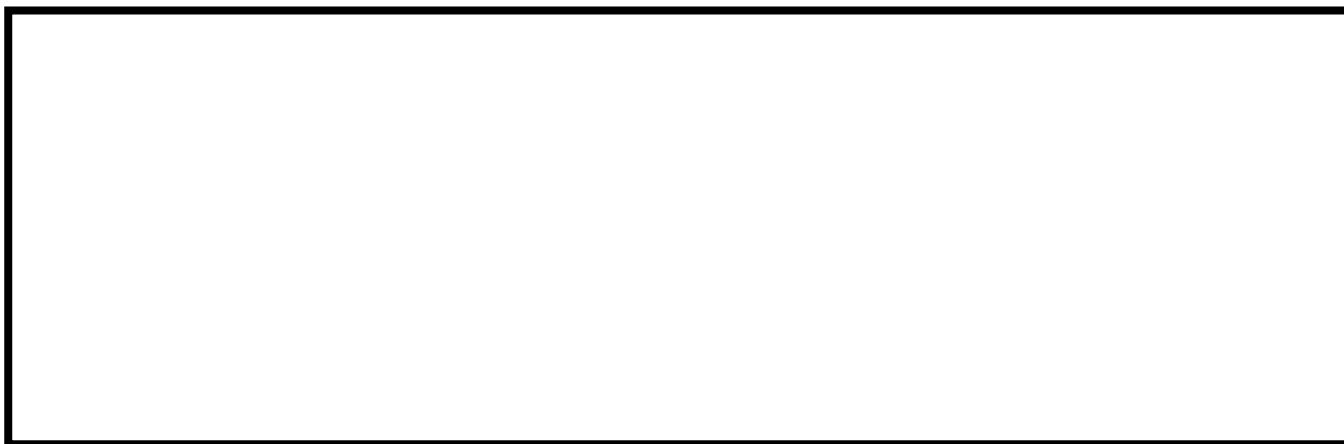


図 1 試験治具寸法

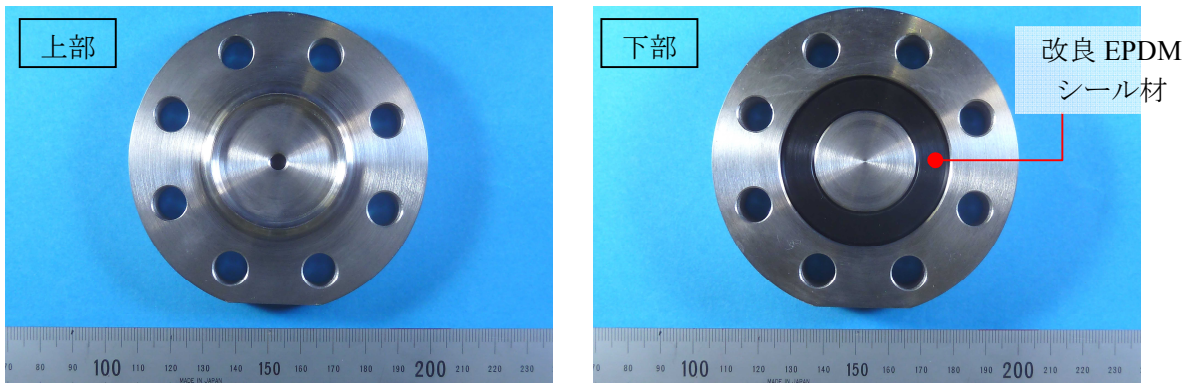


図2 試験治具及びシール材外観



図3 蒸気用オートクレーブ系統図

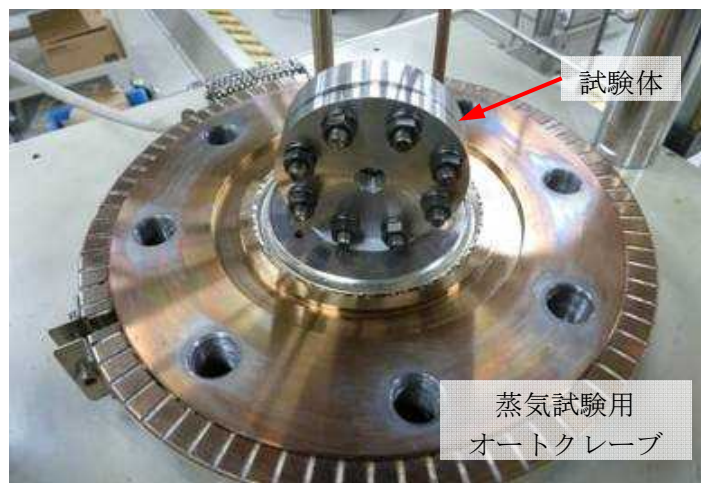


図4 蒸気暴露試験体設置状況



図5 He 気密確認試験状況

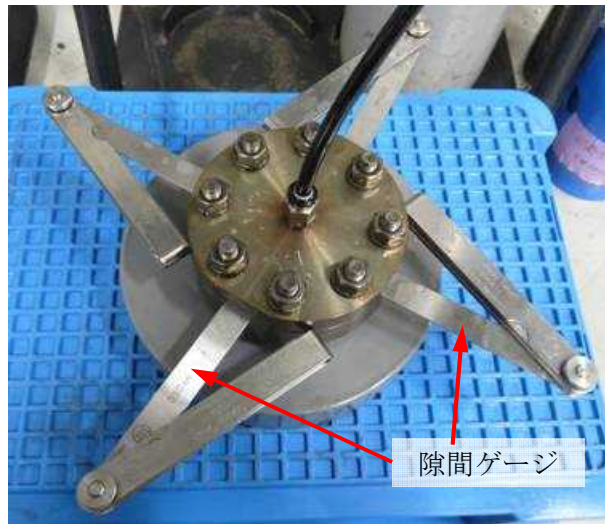


図6 He 気密試験時開口模擬
(隙間ゲージ使用)

表1 He 気密確認試験状況

No.	暴露条件	γ 線照射量	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200°C、 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa、 250°C、 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa、 250°C、 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

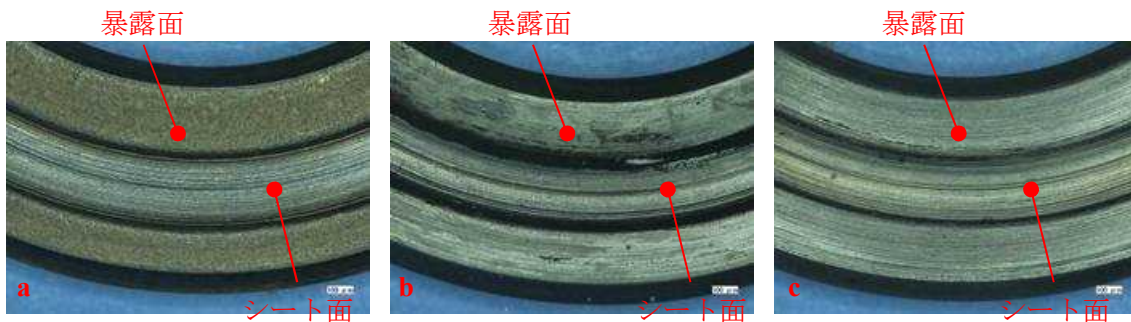


図7 試験後外観観察結果
(a: 乾熱 200°C、 168h、 b、 c: 蒸気 250°C、 168h)

⑤ FT-IR 分析

試験後のシール材の FT-IR 分析結果を図 8、9 に示す。FT-IR は赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過または反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。高温暴露中に空気が直接接触する位置（暴露面）では、ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが、その他の分析位置、暴露条件では顕著な劣化は認められなかった。



図 8 FT-IR 分析結果（暴露面）



図 9 FT-IR 分析結果（シート面）

⑥ 硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を図 10 に示す。暴露面、シート面、裏面、断面の硬さを測定した。暴露面において、乾熱 200℃、168h 条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇していた。その他の部位、条件では、蒸気 250℃、168h 条件の暴露面で若干の軟化が確認された以外、硬さは初期値近傍であり、顕著な劣化は確認されなかった。

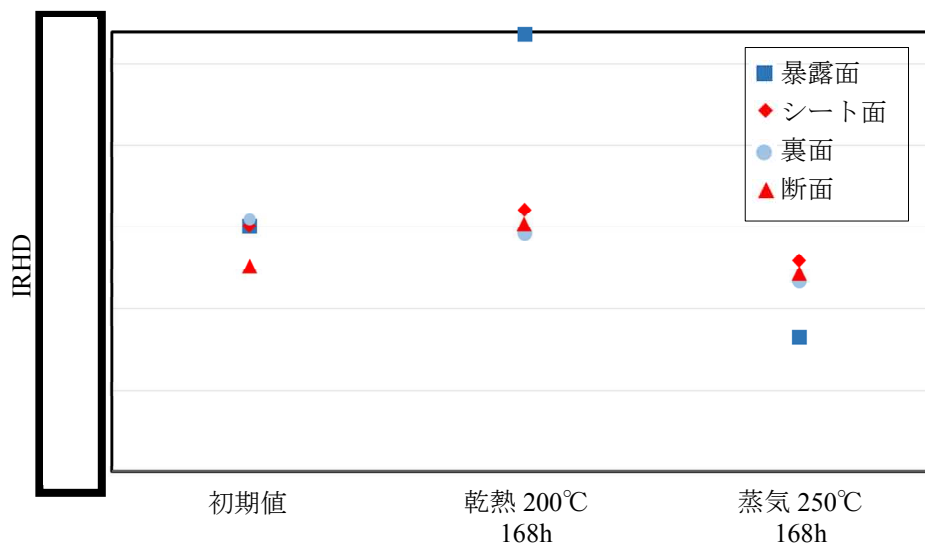


図 10 硬さ測定結果

以上の試験結果から、200℃、2Pd、168h の条件下では、改良 EPDM シール材を使用した場合は、圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても原子炉格納容器フランジ部の気密性は保たれると考えられる。

以上

バックアップシール材の試験について

バックアップシール材（一液硬化型耐火シーラント）に関して、耐高温性、施工性等を確認するために、以下の試験を実施した。

- (1) 高温暴露及び蒸気暴露後気密確認試験
- (2) 開口模擬後気密確認試験
- (3) 実機適用性試験
- (4) 長時間試験（改良 EPDM との組み合わせ）

各々の試験の詳細を以下に示す。

(1) 蒸気暴露試験（250℃×168 時間）後気密確認試験

フランジ部に塗布するバックアップシール材に塗布するバックアップシール材に関して、小型試験体（図 1 参照）を用いて γ 線照射、及び、蒸気暴露後に He 気密確認試験を実施し漏洩の有無を確認するとともに、試験後に FT-IR 分析を実施して化学構造の変化状況を確認した。各々の詳細条件を以下に記載する。

① γ 線照射

線源 ^{60}Co 、照射時間 100 時間、目標 800kGy にて γ 線照射を実施した。照射実績は、雰囲気線量 8.19kGy/h、8.27kGy/h、累積照射量 819kGy、827kGy であった。

② 高温暴露

熱処理炉を使用して 300℃、73h 及び 350℃、73h の高温暴露を実施した。

③ 蒸気暴露

東京電力技術開発センター第二研究棟の蒸気用オートクレーブを使用して、試験体（3 個）を 1MPa、250℃の蒸気環境下で 168 時間暴露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図 2 に、試験体設置状況を図 3 に示す。

④ He 気密確認試験

蒸気暴露後の試験体について、He を用いて気密試験を実施した。高温暴露条件では負荷圧力 0.2、0.3、0.4、0.5、0.62 MPa、蒸気暴露条件では負荷圧力は 0.3、0.65、0.9MPa とし、スヌープでのリーク確認と 0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分、その他の圧力では保持時間 10 分で圧力降下の有無を確認した。試験状況を図 4 に、試験結果を表 1、2 に示す。いずれの試験体もリーク及び圧力降下は認められなかった。

⑤ FT-IR 分析

He 気密確認試験後に FT-IR 分析を実施した。FT-IR は赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過または反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。分析結果を図 5 に示す。本試験条件では 350℃高温暴露条件を除いてシロキサン

構造の変化量は小さく、顕著な劣化は認められなかった。

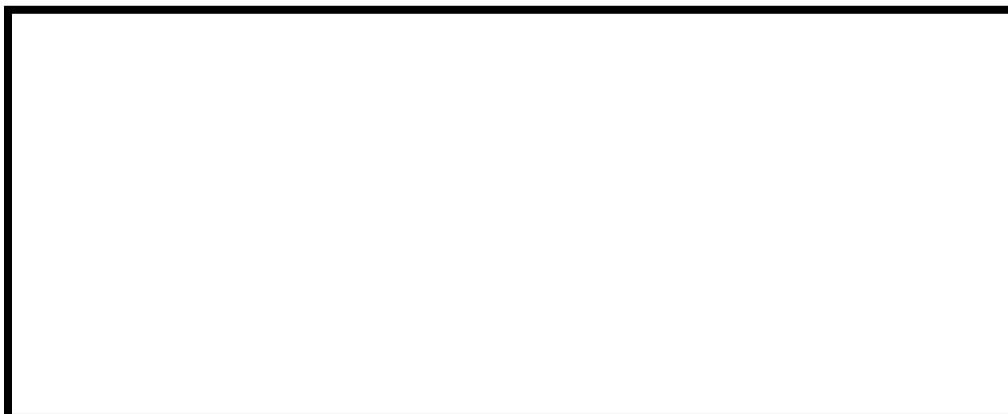


図1 小型試験治具寸法

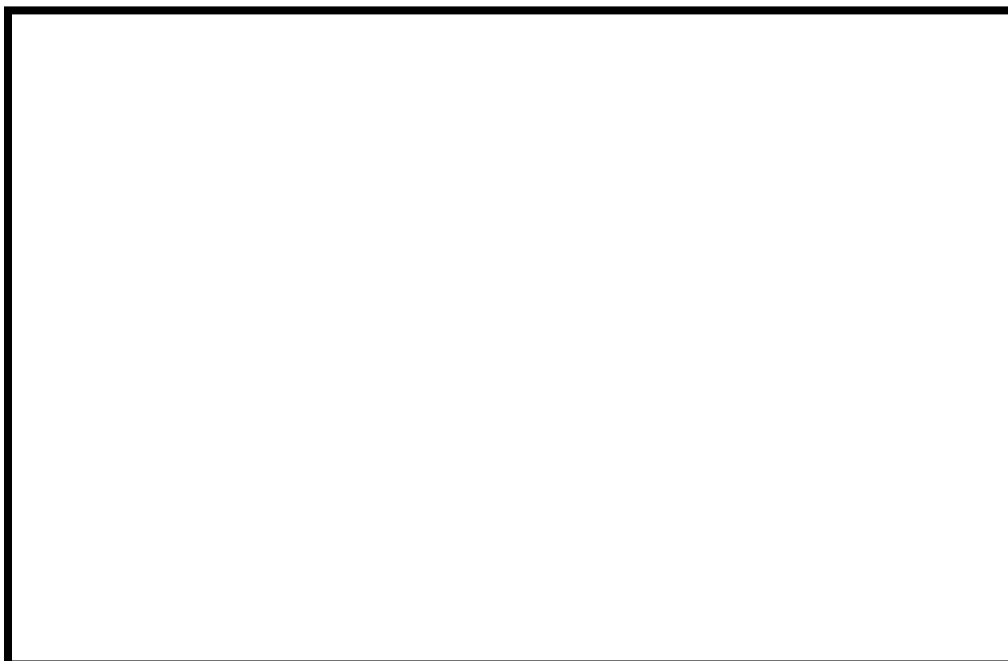


図2 蒸気用オートクレーブ系統図

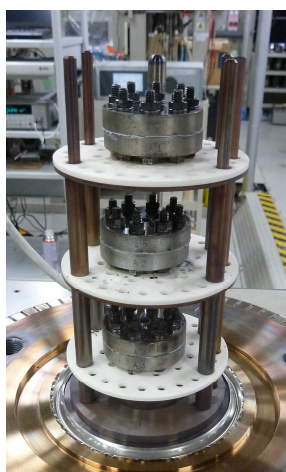


図3 蒸気暴露
試験片設置状況

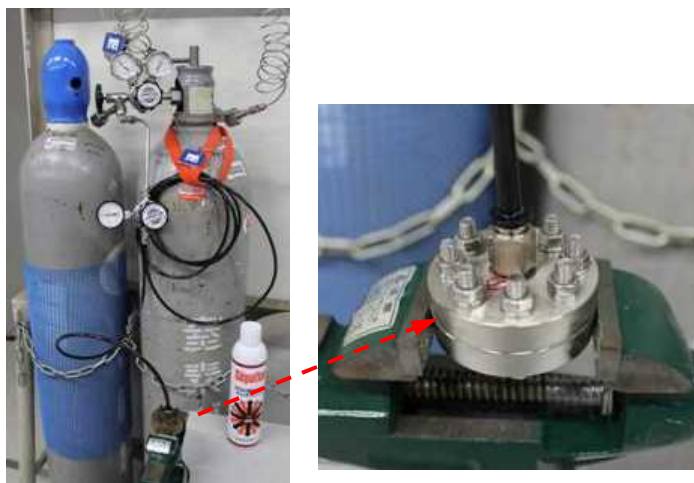


図4 気密確認試験状況

表 1 He 気密確認試験結果（高温暴露後）

No.	高温暴露条件	0.2MPa	0.3Mpa	0.4MPa	0.5MPa	0.62MPa	γ線照射量
1	300℃、73h	○	○	○	○	○	827kGy
2	350℃、73h	○	○	○	○	○	827kGy

○：リーク及び圧力降下なし

表 2 He 気密確認試験結果（蒸気暴露後）

No.	蒸気暴露条件	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	γ線照射量
1	1MPa、250℃、168h	○	○	○	819kGy
2	1MPa、250℃、168h	○	○	○	819kGy
3	1MPa、250℃、168h	○	○	○	819kGy

○：リーク及び圧力降下なし



図 5 FT-IR 分析結果

(2) 開口模擬後気密確認試験

シビアアクシデント時には、事故後ベント実施までは圧力が 2Pd 近傍と高くなりフランジ部が開口することから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材に気密性があるか否かを確認するため、30cm 中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後に He 気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。試験状況を図 6、7、試験条件及び結果を表 3 に示す。1.9mm までの変位を経験した後も He 気密確認においてリーク及び圧力降下は認められなかった。なお、He 気密確認試験は(1)の蒸気暴露試験(250℃×168 時間)後気密確認試験と同様に、負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、ス

ヌープでのリーク確認と 0.3MPa は保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。

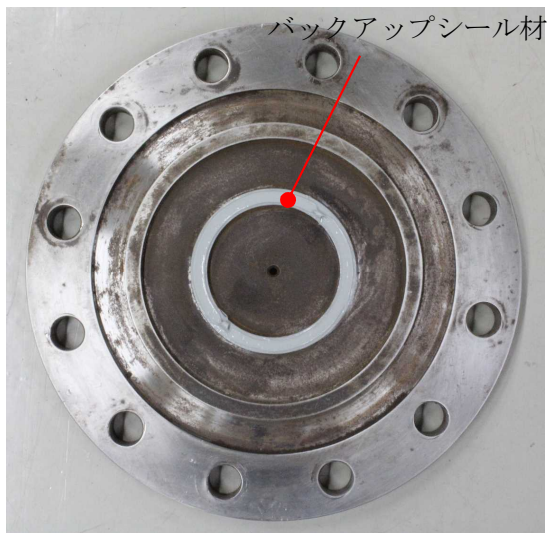


図 6 バックアップシール材塗布状況
(1.5mm 厚さ)



図 7 変位付与状況
隙間ゲージを用いて所定の変位を加えた後、
隙間ゲージを抜いて再締め付け

表 3 開口模擬後 He 気密確認試験結果

No.	塗布厚さ	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	備考
4	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
5	5.0mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
6	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.9mm	○	○	○	

○：リーク及び圧力降下なし

(3) 実機適用性試験

実機フランジは直径が大きく塗布長さが長いため、実際にバックアップシール材を適用した場合に問題なく気密性が担保出来るか否か、また、既存のシール材との干渉の有無を確認するため、柏崎刈羽原子力発電所 4 号機 SRV ハッチを使用してバックアップシール材を塗布と局所漏えい試験を実施した。

バックアップシール材塗布条件は、図 8 に示す内外シール材に PCV 外側にバックアップシール材を塗布して既存シール材とバックアップシール材との干渉の有無を確認する

条件、図 9 に示す内シール材と PCV 外側にバックアップシール材塗布のバックアップシール材単体でシール機能を持つことを確認する条件の 2 通り実施した。いずれも局所漏えい試験結果は良好であった。なお、バックアップシール材の塗布時には、塗布厚さが 1～1.5mm 程度となる様に治具を用いて作業を実施した（図 10 参照）。

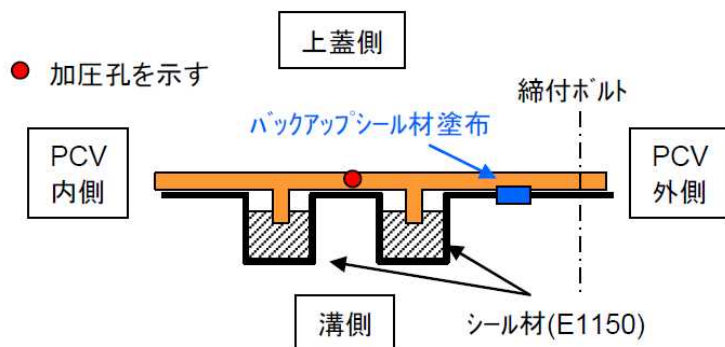


図 8 内外シール材+PCV 外側バックアップシール材塗布条件

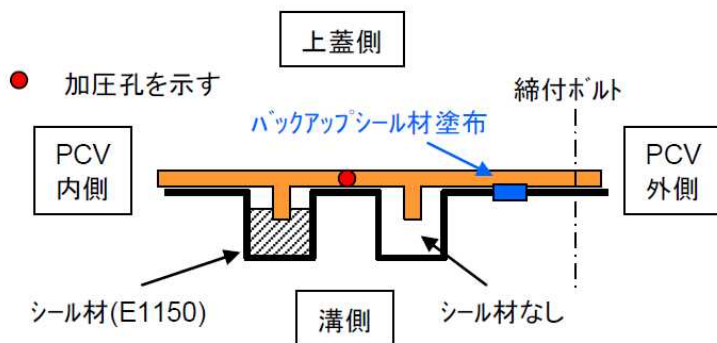
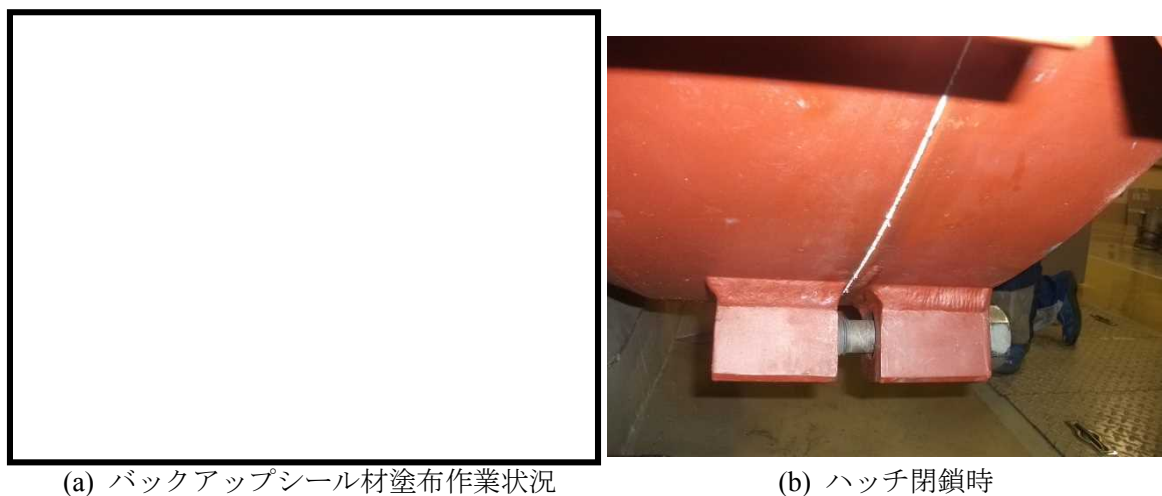


図 9 内シール材+PCV 外側バックアップシール材塗布条件



(a) バックアップシール材塗布作業状況

(b) ハッチ閉鎖時

図 10 柏崎刈羽原子力発電所 4 号機 SRV ハッチ試験状況

(4) 長時間試験

シビアアクシデントにおいては、復旧までに相応の日数が必要と考えられることから、30日、または、それ以上の期間暴露したシール材の気密性を確認することを目的に、改良 EPDM シール材（ γ 線照射量 800kGy）とその外側にバックアップシール材を適用した条件で、長期間高温暴露を実施した後に He 気密確認試験を行い漏えいの有無を確認した。各々の詳細条件を以下に示す。また、試験体の状況（改良 EPDM+バックアップシール材塗布）を図 11 に示す。

① 高温暴露

熱処理炉を用いて、乾熱 200°C 条件下にて高温暴露を実施した。なお、試験体は、所定の日数暴露した後に取り出して下記の He 気密確認試験を実施し、He 気密確認試験後には、再度、熱処理炉に戻して乾熱 200°C 条件下にて追加日数の高温暴露を行う条件で試験を継続実施している。

② He 気密確認試験

高温暴露後の試験体について、He を用いて気密試験を実施した。負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、スヌープでのリーク確認と 0.3MPa は保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。試験状況を図 12 に、試験結果を表 4 に示す。いずれの試験体、試験条件においてもリーク及び圧力降下は認められなかった。

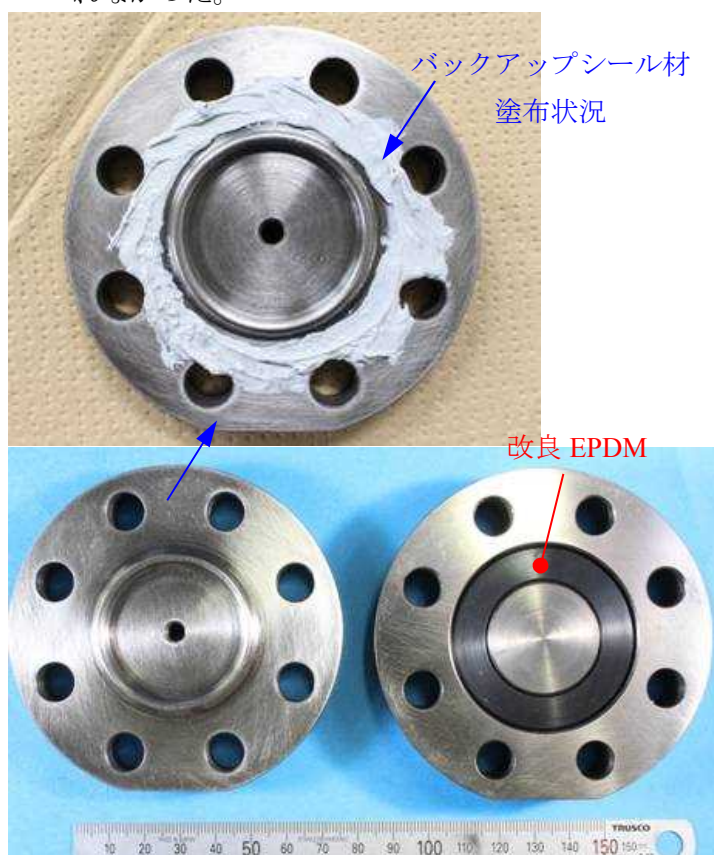


図 11 試験体の状況
(改良 EPDM+バックアップシール材)



図 12 He 気密確認試験状況

表4 He 気密確認試験結果

No.	暴露条件	暴露日数	暴露時間(h)	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
7	乾熱 200℃	30	720	○	○	○
7	乾熱 200℃	45	1、080	○	○	○
7	乾熱 200℃	60	1、440	○	○	○
7	乾熱 200℃	75	1、800	○	○	○
7	乾熱 200℃	90	2、160	○	○	○
7	乾熱 200℃	105	2、520	○	○	○
8	乾熱 200℃	30	720	○	○	○
8	乾熱 200℃	45	1、080	○	○	○
8	乾熱 200℃	60	1、440	○	○	○
8	乾熱 200℃	75	1、800	○	○	○
8	乾熱 200℃	90	2、160	○	○	○
8	乾熱 200℃	105	2、520	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

補足：他構造部材への影響について

バックアップシール材は、取り外し時には、スクレーパー等にて除去可能である。また、塗布時を含めて、油等の薬品を使用する必要がないことから、他構造部材への影響を考慮する必要は無いと考えられる。

以 上

一次＋二次応力の評価について

1. 一次＋二次応力評価

添付資料 3～6 に示す格納容器の健全性評価において、トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の一次応力評価を記載している。これは、重大事故時の応力評価について、JSME 設計・建設規格の運転状態IVにおける荷重の組合せに準じて一次応力評価を実施したものである。一方、格納容器の温度上昇に伴う構造健全性への影響についても確認する必要があるため、一次＋二次応力の評価についても実施している。本資料では、その評価結果を示す。

2. 評価結果

トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の一次＋二次応力評価を評価基準値を $2S_y$ として実施した。その結果、 $2S_y$ を超過し、塑性域に達すると見込まれる部位が確認された。これらの評価結果について、材料別で一次＋二次応力が最大となる箇所、及びそのときの弾塑性ひずみを表 1、2 に示す。弾塑性ひずみが最大となる材料は SUS304LTP であり、弾塑性ひずみ値は約 12%となるが、JIS G 3459 配管用ステンレス鋼管で示す機械的性質によると、SUS304LTP の伸びは 22%以上であるため、今回の評価結果から破断に至るものではない。よって、200℃、2Pd 環境下における原子炉格納容器の閉じ込め機能は確保可能と考えている。

表 1 残留ひずみ評価のまとめ (6号炉)

材質	σ_n [MPa]	$2S_y$ [MPa]	E [MPa]	ϵ_p [-]	ϵ_{ep} [-]	機器名
SFVC2B						配管貫通部 X-220 (P3)
SGV480						下部 D/W アクセストネルスリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) (P5)
STS480						配管貫通部 X-200B、C (P2)
SUS304L						配管貫通部 X-204～206、222 (P5)
SPV490						下部 D/W アクセストネルスリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) (P9)
SUSF316						配管貫通部 X-215 (P3)
SUS304LTP						配管貫通部 X-210B、C (P2)

σ_n : 一次＋二次応力 (それぞれの材質ごとに最大の応力となる点を評価した)

ϵ_p : 塑性ひずみ

ϵ_{ep} : 弾塑性ひずみ

表 2 残留ひずみ評価のまとめ (7号炉)

材質	σ_n [MPa]	2Sy [MPa]	E [MPa]	ϵ_p [-]	ϵ_{ep} [-]	機器名
SFVC2B						配管貫通部 X-220 (P3)
SFVC2B※						配管貫通部 X-31C (P3)
SGV480						配管貫通部 X-31C (P2)
STS480						配管貫通部 X-200B、C (P2)
SUS304						配管貫通部 X-70、71A/B、72 (P3)
SUS304L						配管貫通部 X-204 (P5)
SUS304LTP						配管貫通部 X-204 (P2)

σ_n : 一次+二次応力 (それぞれの材質ごとに最大の応力となる点を評価した)

ϵ_p : 塑性ひずみ

ϵ_{ep} : 弾塑性ひずみ

※ : 302°C (その他は 200°C)

<参考例> 7号炉 SUS304LTP の弾塑性ひずみの算出

表 3 配管貫通部 (X-204) スリーブ取付部の塑性ひずみ

	項目		単位	値	備考
評価条件	一次+二次応力強さ	σ_n	MPa		200°C、2Pdにおける評価点の応力強さ
	縦弾性係数 (SUS304LTP at 200°C)	E	MPa		設計・建設規格 付録 材料図表より
	降伏応力 (SUS304LTP at 200°C)	S_y	MPa		設計・建設規格 付録 材料図表より
評価結果	最大応力に対する弾性ひずみ	ϵ_e	-		$= \sigma_n / E$
	弾塑性ひずみ	ϵ_{ep}	-		$= (\sigma_n \cdot \epsilon_e) / S_y$
	降伏応力での弾性ひずみ	ϵ_y	-		$= S_y / E$
	塑性ひずみ	ϵ_p	-		$= \epsilon_{ep} - \epsilon_y$

ライナの不連続部の評価について

ライナの不連続部の評価として、ライナ部と貫通部アンカに分けて評価を行う。

1. ライナ部の不連続部の評価

ライナ部の不連続部の代表例としてライナ部と上部ドライウェル機器搬入用ハッチの接続部を図 1-1 に示す。ライナ部と上部ドライウェル機器搬入用ハッチのフランジプレートの不連続部はA部拡大図に示す破線部である。

図 1-2 に示すように NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、ABWR 代表プラントの原子炉格納容器を対象に有限要素法によるひずみ評価を実施している。この有限要素法による評価では、ABWR プラントの R C C V 全体モデル解析でライナ部のひずみが大きくなる「上部ドライウェル開口近傍隅角部」を局部評価点として選定し、部分詳細モデルの評価範囲の中に前述の不連続部を含めている。この評価結果は、「2. 原子炉格納容器本体（ライナ部）」に示すように 200℃、2Pd の条件下におけるライナ部（不連続部を含む）のひずみは小さく、構造健全性が維持されることを確認した。

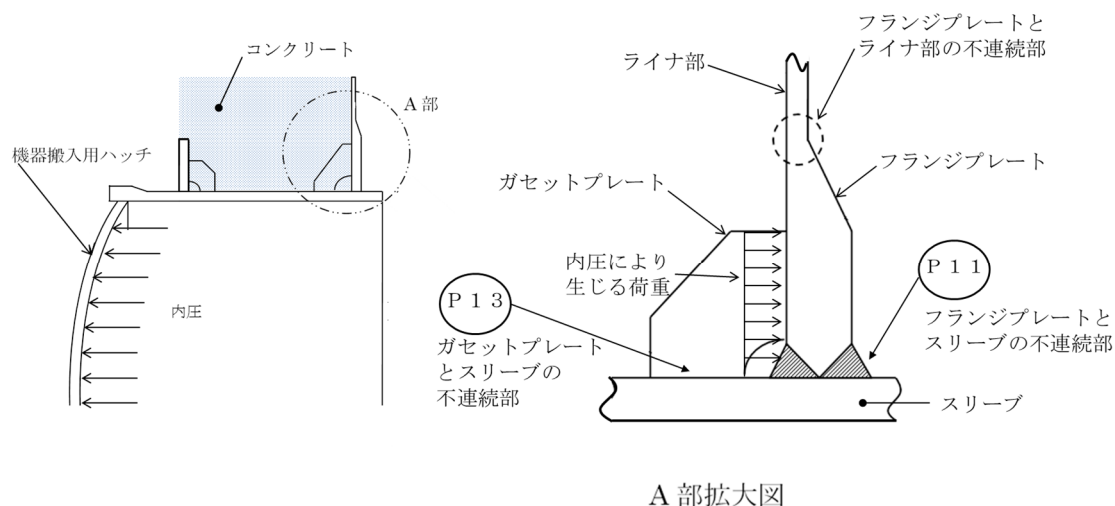


図 1-1 ライナと上部ドライウェル機器搬入用ハッチの接続部

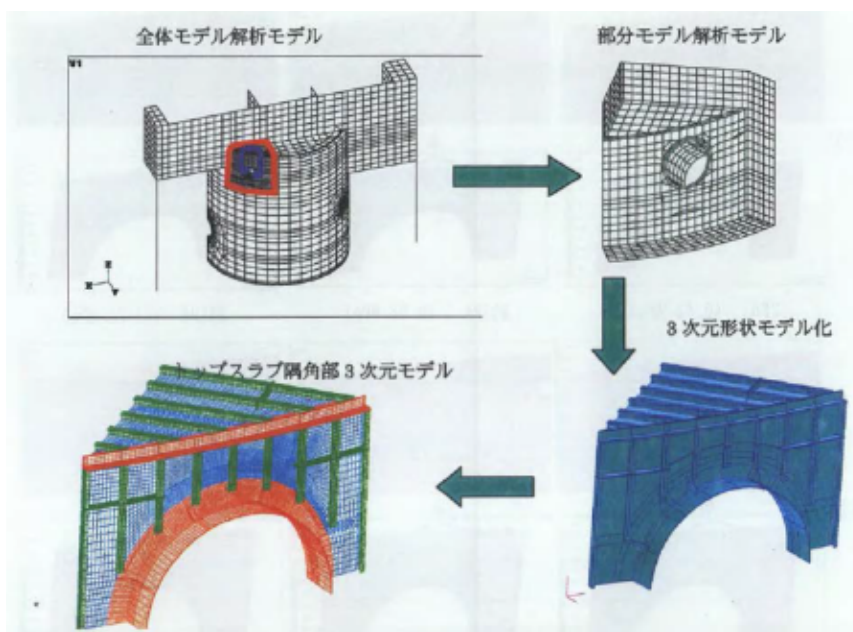


図 1-2 上部ドライウェル開口近傍隅角部 評価モデル

2. 貫通部アンカの不連続部の評価

貫通部アンカの評価の代表例として上部ドライウェル機器搬入用ハッチを用いる。従来の鉄筋コンクリート製原子炉格納容器の建設時工事計画認可申請書添付書類「上部ドライウェル機器搬入用ハッチの強度計算書」と同じ評価手法を用い、貫通部アンカの不連続部の中で最大応力が加わると考えているフランジプレートとスリーブの不連続部、ガゼットプレートとスリーブの不連続部に生じる応力を評価した。この時、内圧により生じる荷重は保守的にフランジプレート及びガゼットプレートで全て受けていると仮定する。応力の評価結果は表 2-1 に示す通り、200℃、2Pd の条件下における各応力評価点の応力は許容値以下であり、構造健全性が維持されることを確認した。計算の詳細を次頁以降に示す。

表 2-1 フランジプレート及びガゼットプレートの応力評価まとめ

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力度 (MPa)		せん断応力度 (MPa)		応力比 (-)	
		応力度	許容 応力度	応力度	許容 応力度	曲げ	せん断
P 1 1	フランジ プレート (内側)		312		156		
P 1 3	ガゼット プレート (内側)	-	-		156		

※評価条件：圧力 2Pd (0.62MPa)、温度 200℃

3. 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ 貫通部アンカの評価

3.1 フランジプレート(内側) (応力評価点 P 1 1)

3.1.1 形状及び寸法

フランジプレート(内側)の形状及び寸法を図 3-1 に示す。

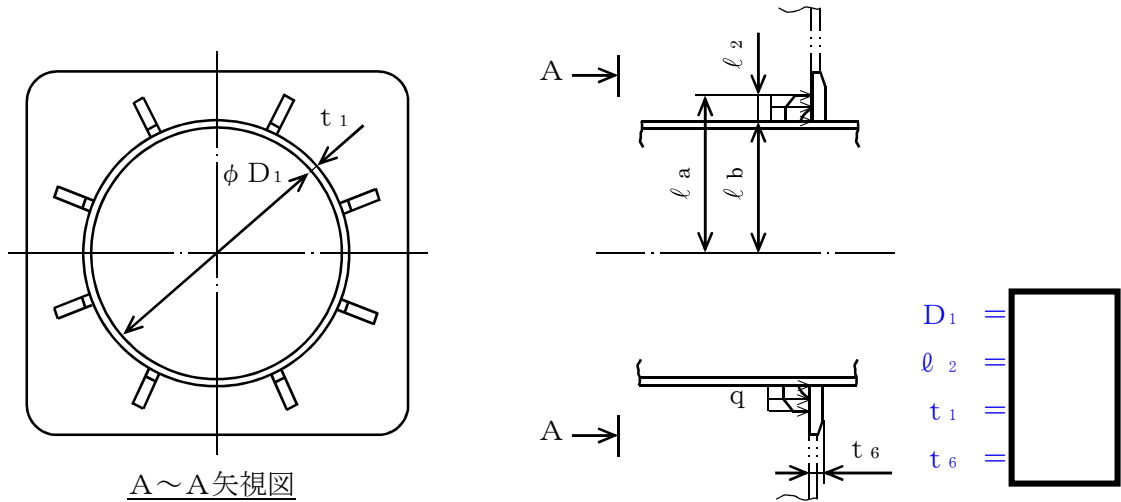


図3-1 フランジプレート(内側)の形状及び寸法 (単位 : mm)

3.1.2 最高使用圧力(内圧)による応力度

最高使用圧力(内圧)により、フランジプレート(内側)に生じる応力度は、図 3-2 に示すようにフランジプレート(内側)を等分布荷重を受ける 3 辺固定 1 辺自由の矩形板にモデル化し、参考文献(1)の式に基づき計算する。

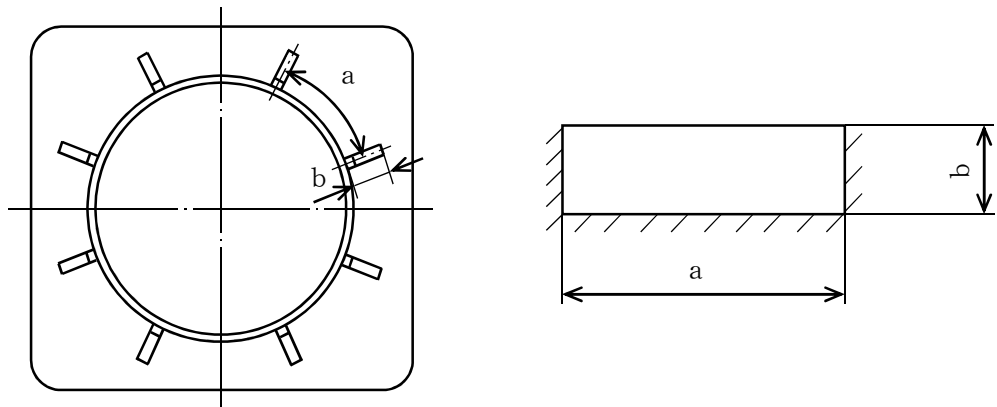


図3-2 計算モデル

(1) 曲げ応力度

$$\sigma_b = \frac{\beta_1 \cdot q \cdot b^2}{t_6^2} =$$

ここに、

$\beta_1 = 3.0$ ($a/b =$ 参考文献(1)の式より $\beta_1 = 3.0$ の場合、フランジプレートは片持ばりとして計算される。)

$$a = \pi \cdot (\ell_a + \ell_b) / n = \pi \times$$

$$b = \ell_2 =$$

n : ガセットプレートの枚数 = 8 枚

$$q = \frac{(D_1 + 2 \cdot t_1)^2 \cdot P}{4 \cdot (l_a^2 - l_b^2)} =$$

ℓ_a : 円筒胴中心よりガセットプレート (内側) 外端までの距離

$$= D_1 / 2 + t_1 + \ell_2 =$$

ℓ_b : 円筒胴外半径

$$= D_1 / 2 + t_1 =$$

P : 最高使用圧力 (内圧)

$$= 3.16 \text{ kg/cm}^2 (= 1 \text{ Pd})$$

(2) せん断応力度

$$\tau = \frac{\gamma_1 \cdot q \cdot b}{t_6} =$$

ここに、

$\gamma_1 = 1.0$ ($a/b =$ 参考文献(1)より $\gamma_1 = 1.0$ の場合、フランジプレートは片持ばりとして計算される。)

3.1.3 上部ドライウェル機器搬入用ハッチに作用する荷重による応力

上部ドライウェル機器搬入用ハッチに作用する荷重として死荷重による鉛直方向荷重を考慮する。ここで、荷重の作用位置はすべての場合に対して安全側に上部ドライウェル機器搬入用ハッチの外側端 (フランジ面) とする。

$$M_L : \text{モーメント} = W_1 \cdot \ell_1 =$$

$$Q : \text{せん断力} = W_1 =$$

(1) 曲げ応力度

$$\sigma_b = \frac{\beta_1 \cdot q \cdot b^2}{t_6^2} = \boxed{}$$

ここに、

$$q = \frac{4 \cdot M \cdot l_a}{\pi \times (l_a^4 - l_b^4)} = \boxed{}$$

M : モーメント =

(2) せん断応力度

$$\tau = \frac{\gamma_1 \cdot q \cdot b}{t_6} = \boxed{}$$

3.2 ガセットプレート (内側) (応力評価点 P 1 3)

3.2.1 形状及び寸法

ガセットプレートの形状及び寸法を図 4-1 に示す。

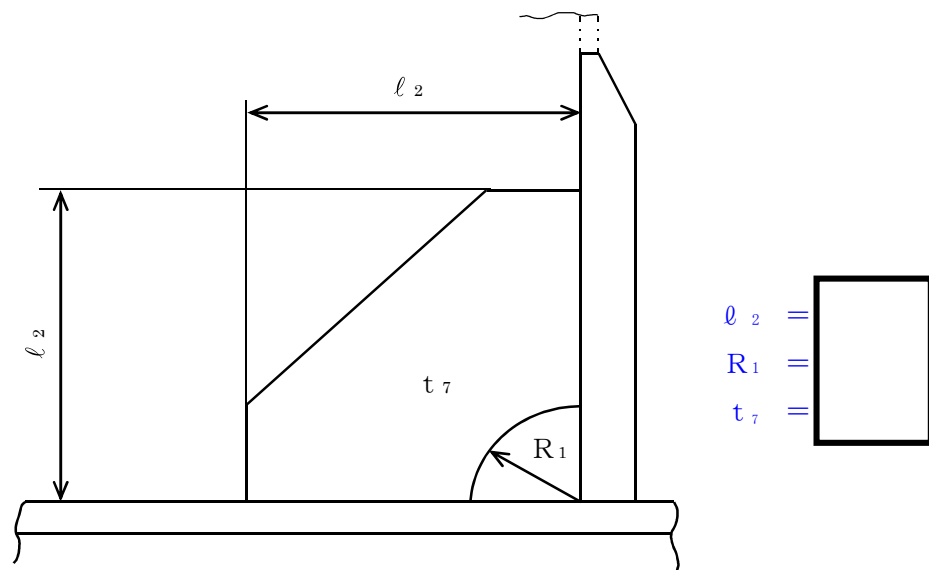


図4-1 ガセットプレートの形状及び寸法 (単位 : mm)

3.3 応力評価

フランジプレート（内側）（応力評価点 P 1 1）及びガセットプレート（内側）（応力評価点 P 1 3）に対する応力評価を表 5-1 に示す。

表 5-1 に示すように、各応力評価点の応力は、許容値以下である。

表 5-1 各荷重によりフランジプレート及びガセットプレートに生じる応力まとめ

単位：MPa

荷重番号	荷重	P 1 1		P 1 3
		曲げ応力	せん断応力	せん断応力
(1)	最高使用圧力（内圧）			
(6)	鉛直荷重（通常）			
(1)×2+(6)	評価用応力			
	許容応力	312	156	156

4. 参考文献

(1) WARREN C. YOUNG “ROARK’ S FORMULAS for Stress and Strain” 7th Edition

格納容器貫通部における楕円変形の影響について

原子炉格納容器の貫通部は、事故条件下において、圧力上昇や温度上昇により貫通部が楕円変形する可能性がある。この影響について、下記のとおり検討を行った。

柏崎刈羽6 / 7号機の原子炉格納容器の貫通部は、躯体のコンクリートに開口が設けられ、この開口部に貫通部が設置されている。このため、貫通部の胴板の周囲がコンクリートで覆われており、コンクリートの変形以上に貫通部胴板が変形することはなく、また、コンクリート躯体厚さが2 m程度あるため、圧力の変動等によっても、貫通部胴板が大変形することはない（図-1 参照）。

また、ハッチ等の貫通部の蓋は、フランジボルトにより貫通部に固定され、フランジボルト以外に拘束力を作用させるものが存在しないため、フランジ面が内圧以外の要因で開口することはない。

このため、貫通部が変形することにより開口が生じることはないものとする。

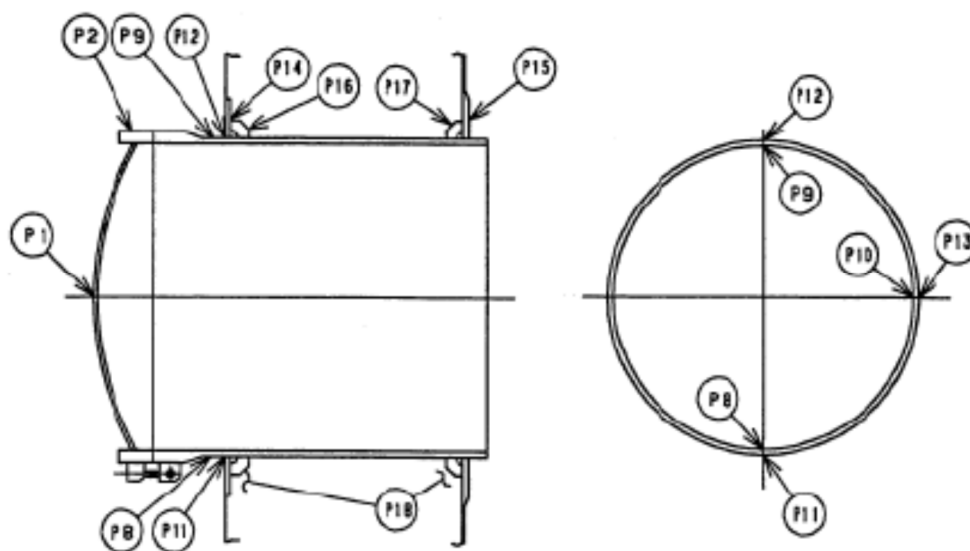


図-1 原子炉格納容器貫通部（機器ハッチの例）

以上

モデル化している各部位の耐震性について

格納容器バウンダリの構成機器について、各機器(ドライウエルトップヘッド、機器搬入用ハッチ、サプレッションチェンバ出入口、所員用エアロック、原子炉格納容器配管貫通部及び原子炉格納容器電気配線貫通部)について、基準地震動 S_s に対する耐震性を示すため、地震時の発生応力を算出し、供用状態 D_s の評価基準値と比較した。その結果、表-1 に示すとおり、全ての評価部位において評価基準値を満足しており、評価対象部位は地震に対して健全性を有していると考ええる。

なお、フランジ部については、フランジ面がボルトにより固定されており、地震時にはフランジ接合された部位同士が一体として加振されるため、地震によってフランジ部応力は発生しないと評価している。

表-1 地震時の原子炉格納容器における発生応力及び評価基準値（7号機）

評価対象	一次応力		
	応力分類	発生応力(MPa)	供用状態 D_s における 評価基準値 (MPa)
ドライウエル トップヘッド	$P_L + P_b$	111	380
上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ	せん断応力	55	158
下部ドライウエル 機器搬入用ハッチ	$P_L + P_b$	40	380
サプレッション・ チェンバ出入口	せん断応力	30	164
上部ドライウエル 所員用エアロック	せん断応力	57	158
下部ドライウエル 所員用エアロック	$P_L + P_b$	46	380
原子炉格納容器 配管貫通部	P_m	245	269
原子炉格納容器 電気配線貫通部	曲げ応力	256	317

以上

フランジの開口に対するシール材の復元特性について

1. はじめに

フランジ等のシール部に用いるシール材は、フランジ等の開口量に合わせて形状が変化することによりシール性能を確保しているが、フランジ等の開口量の変化する速度にシール材の形状の変化が追従できない場合には、漏えいが生じる可能性がある。

このため、シール材の形状が変化するために必要な時間（復元速度）を確認し、フランジ部の開口量の変化速度との比較を行った。

2. シール材の形状変化速度

フランジ部においてシール材に採用する改良 EPDM シール材について、復元速度を評価するため、JIS-K 6254 に基づく試験を行った。

当社が評価している有効性評価に関する事故シナリオにおいて、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融炉心がペDESTALに落下した際の圧力上昇時（FCI 評価）である。この場合における開口量の変化速度は 0.15mm/s 程度であることがわかっているため、これを参照して、0.15mm/s を上回る 300mm/min (5mm/s) 及び 500mm/min (8.33mm/s) を試験速度とした。

試験では、常温下で所定距離 (3.75mm) まで一定速度 (300mm/min または 500mm/min) で圧縮後、初期位置まで一定速度 (300mm/min または 500mm/min) で荷重を開放し、この際に改良 EPDM 材に加わる圧縮応力を測定する試験を実施した (図 1 参照)。本試験装置では、シール材の荷重を開放するとき、シール材の復元速度が試験装置の開放速度より大きい場合には圧縮応力が計測されることから、これにより、復元速度を測定することができる。

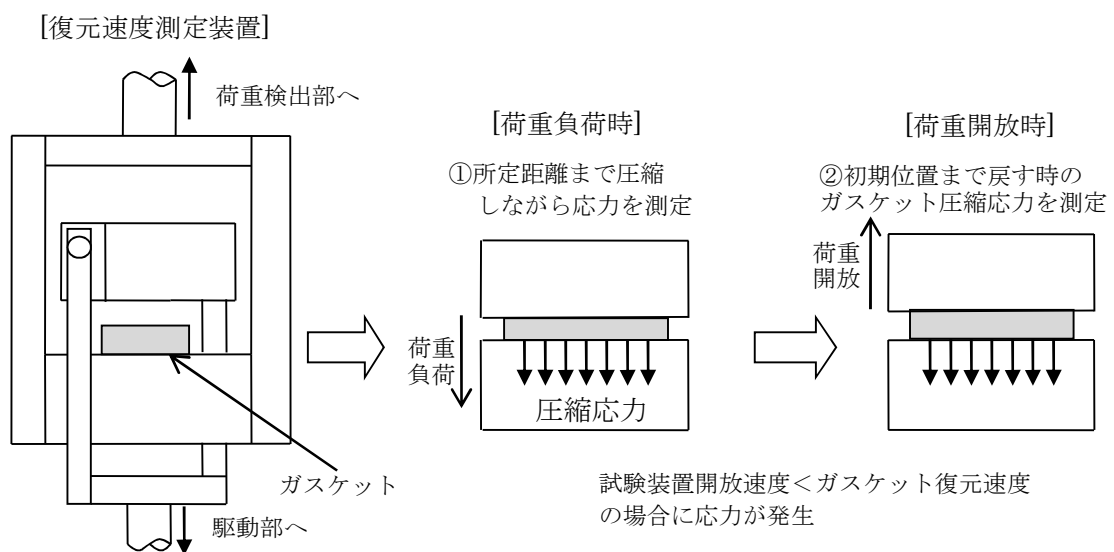


図 1 復元速度測定試験の概要

3. 試験結果

試験結果を図2に示す。この図に示すように、荷重開放時の各計測点において圧縮応力が測定されたことから、改良 EPDM シール材の復元速度は 500mm/min (8.33mm/s) 以上であることを確認した。前述の通り、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融炉心がペDESTALに落下した際の圧力上昇時 (FCI 評価) であるが、その時のフランジ開口変化速度は 0.15mm/s 程度であり、以下の通りシール材復元速度は十分な追従性を有しているものであり、急速な開口に対してもシール機能を維持できるものと考えている。

シール材復元速度 500mm/min (8.33mm/s) 以上 > フランジ開口変化速度 (0.15mm/s)



図2 一定復元速度下で測定した改良 EPDM シール材の圧縮応力
(左図: 300mm/min、右図: 500mm/min)

なお、本試験は、劣化していない材料に対して実施したものであるが、表 2-1-1 で示すとおり、劣化後の圧縮永久歪み、硬さ、質量変化率からは、有意な性状変化は見られていない。また、さらに詳細に劣化による影響を確認するために、劣化後の材料の FT-IR やシート面の硬さに関する検討を行った。その結果、シール材の性状に大きな変化は確認されなかった。

これらに示す試験結果から、劣化を考慮した場合でもシール材の復元特性に大きな変化はなく、また、復元速度はフランジ開口速度に対して十分な余裕があることから、開口に対する追従性に問題はないものとする。

＜追従性判断に使用できる理由＞

800kGy の放射線照射を行い、乾熱 200℃を 168 時間暴露した改良 EPDM シール材および、800kGy の放射線照射を行い、乾熱 250℃を 168 時間暴露した改良 EPDM シール材について、劣化後のシート面の FT-IR スペクトルを図 3 に、硬さ測定の結果を図 4 に示す。その結果、放射線照射+蒸気暴露後の試験片と初期試験片に顕著な差異はないことが確認できるため、復元特性が同様であると類推される。

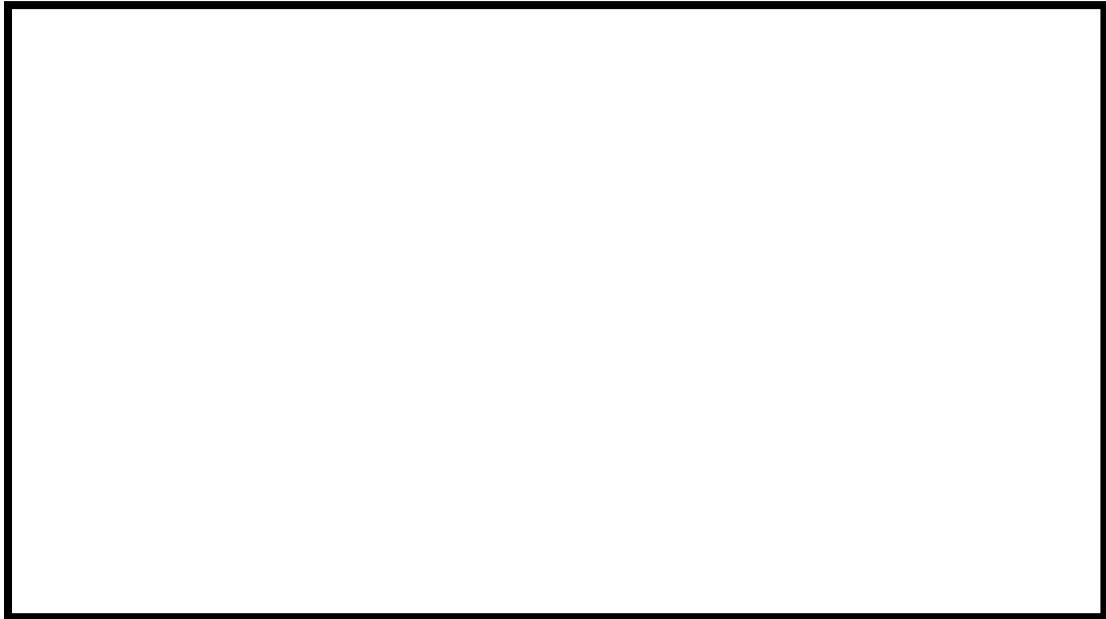


図 3 FT-IR 測定結果 (シート面)

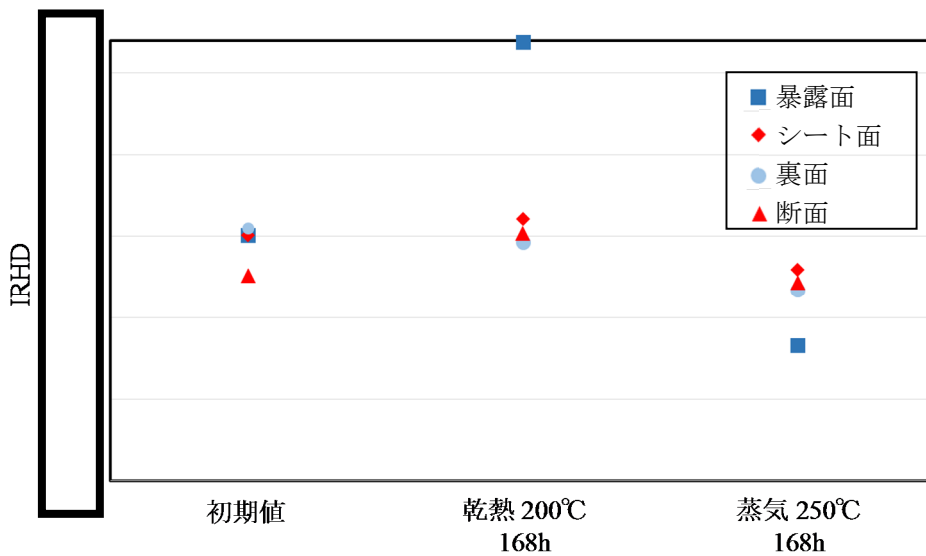


図 4 硬さ測定結果

また、上記試験に加え、劣化した試験体を用いた復元速度測定も実施している。試験条件を表 1、試験結果を図 5、6 に示しているが、劣化後においても復元速度は 500mm/min 以上であり、十分な復元速度を有していることが確認できた。

表 1 劣化試験体を用いた復元速度測定試験の試験条件

ケース	材料	照射量	暴露媒体	暴露温度	試験体数
1	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200℃ (168 時間)	3 個
2	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200℃ (168 時間) + 150℃ (168 時間)	3 個

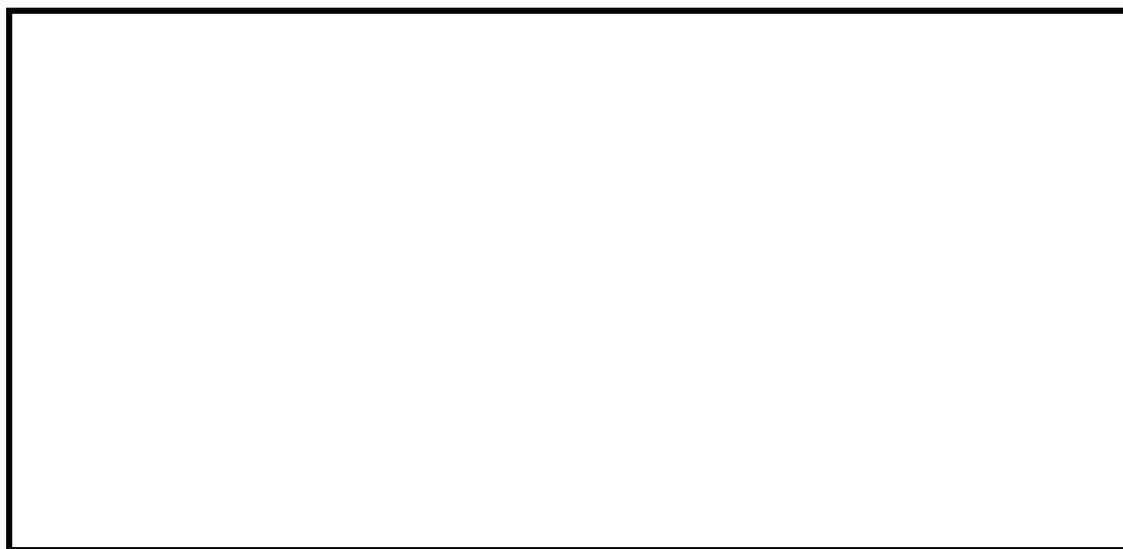


図 5 復元速度測定試験 (試験数 : 各 3)
(劣化条件<ケース 1> : 放射線 1MGy、熱 200℃、168h)
(左 : 300mm/min、右 : 500mm/min)

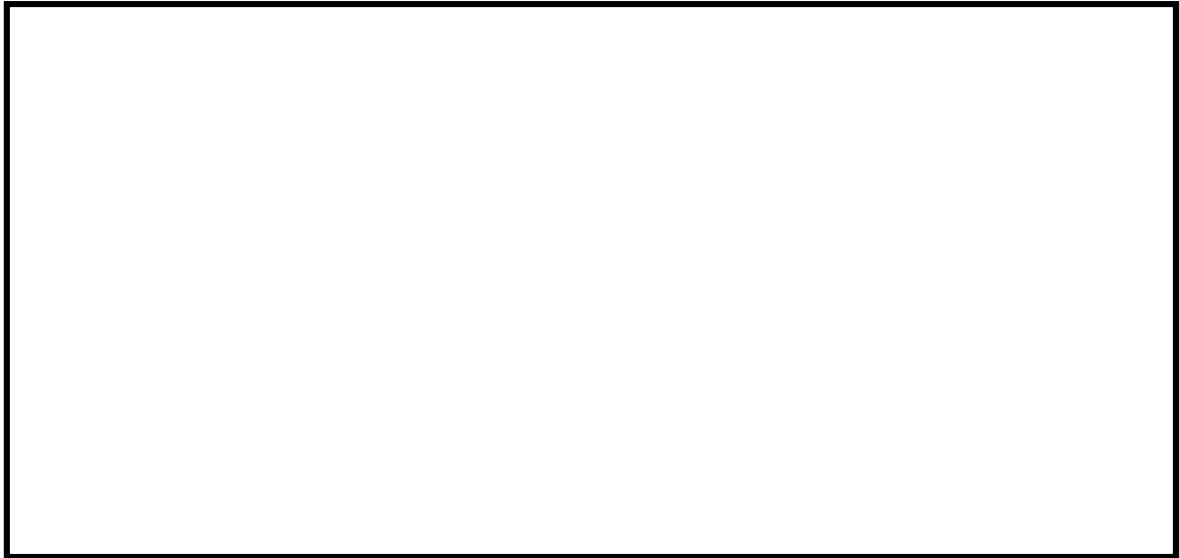


図 6 復元速度測定試験（試験数：各 3）

（劣化条件＜ケース 2＞：放射線 1MGy、熱(蒸気)200℃、168h⇒150℃、168h）

（左：300mm/min、右：500mm/min）

本試験で得られた結果から、劣化を考慮した場合の改良 EPDM 製シール材の復元速度は 500mm/min (=8.33mm/s) 以上あることが確認できる。これは、有効性評価で考慮している最もフランジ開口の変化速度早い事象 (0.15mm/s) と比較しても、十分な裕度を有しており、試験データにもばらつきが小さいことから、事故時に必要なシール性能を維持できるものと評価できる。

実機フランジモデル試験の概要について

改良EPDM材のシール機能の性能確認として、実機フランジモデルを用いて、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行った。試験フローを図1に示し、試験の概要を以下に示す。

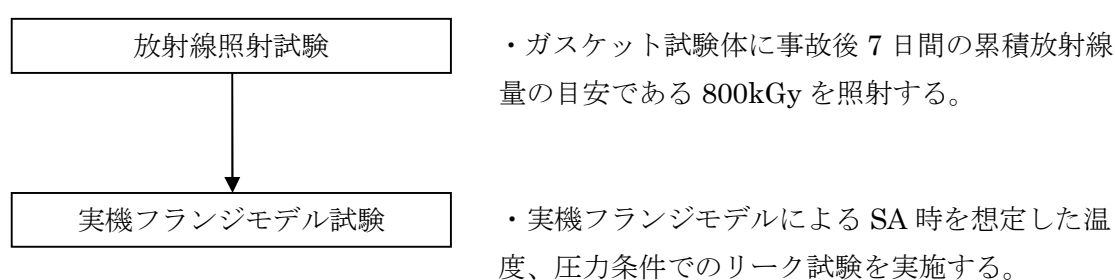


図1 実機フランジモデル試験フロー

1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は図2に示すようにフランジユニット、ガス供給ユニット、リークガス計測ユニットから構成される。フランジユニットは、直径250mmのガスケット試験体を組み込んで内部を加圧可能な試験フランジと、試験フランジを所定の試験条件に加熱制御するためのフランジ加熱ヒータから構成される。試験フランジのガスケット試験体を組み込む溝断面形状(フランジ型式)は実機フランジで採用されているタング&グループ型(T&G型)、甲丸型の2種類を模擬している。フランジ断面形状は実機と同形状であり、中心径のみを縮小した試験装置としているため、試験で得られたリーク量は、ガスケット径比で補正することで実機フランジのリーク量に適用できる(図3参照)。また、内圧上昇後の格納容器フランジの開口を模擬するため、ガスケット試験体の押し込み量をフランジ間に設置する調整シムにより設定する。ガス供給ユニットは、高压空気ボンベと圧力調整器から構成され、所定の圧力に調整された加圧ガスを空気加熱器により所定の温度に加熱制御する。リーク量はリークガス計測ユニットのマスフローメータにて計測される。試験装置外観写真を図4に示す。

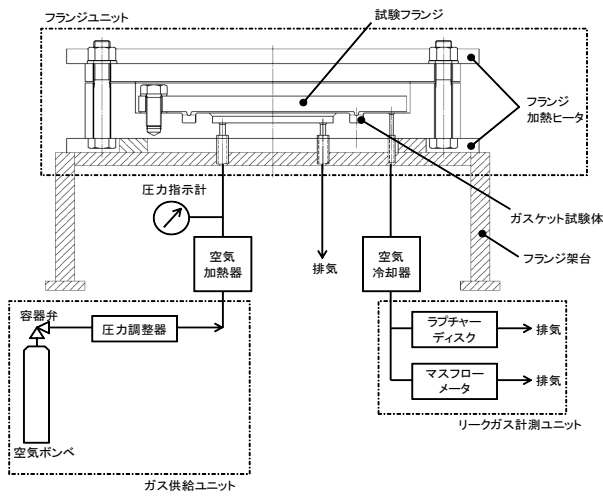


図2 試験装置概要図

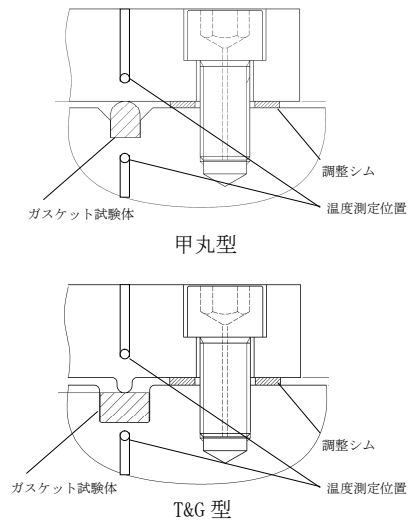
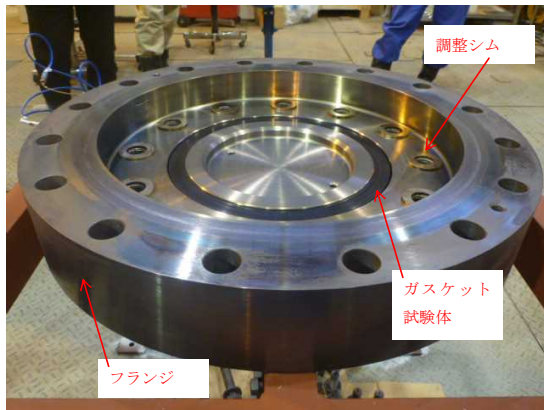
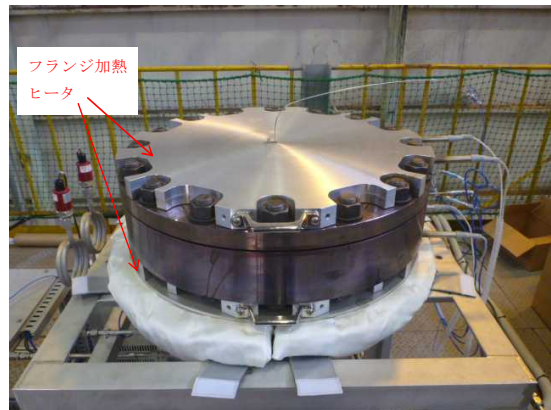


図3 フランジ型式による溝断面形状の違い



試験装置外観 (フランジ開放時)



試験装置外観 (フランジ密閉時)

図4 試験装置外観写真

2. 試験条件

試験条件を表1に示す。事故条件を模擬するために、放射線照射量は、フランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを予め照射したシール材を用いる。放射線による劣化と熱による劣化は、逐次法(放射線→熱)により付与した。

一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法(放射線→熱)の劣化はほぼ等しいことが知られている。格納容器内は、通常時は窒素環境下、事故時は蒸気環境下であり、酸素が常に供給される環境では無いことから、放射線と熱の同時曝露の影響は十分小さいものと考えられることから、逐次法による劣化の付与は妥当であると考えられる。

また、改良EPDM材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、加圧雰囲気は蒸気ではなく高温空気（乾熱）を用いる。また、温度については、格納容器限界温度である 200℃、さらに余裕を見た 250℃、300℃とし、加圧圧力は格納容器限界圧力 2Pd (0.620MPa) を包絡する圧力で気密確認を実施する。また、内圧上昇後の実機フランジの開口を模擬するため、フランジによるガスケット試験体の押込量を最小限(0mm)で設定する。ガスケットの押込量は、設計押込量に対し、予備試験によりリークしない最小の押込量に設定する。なお、予備試験の結果、何れの試験ケースともリークしない最小押込量は 0mm であった。

3. 試験結果

試験結果を表 1 に示す。フランジによるガスケット試験体の押込量が最小限(0mm)であっても有意な漏えいは発生せず、200℃・168hr、250℃・96hr の耐性が確認された。300℃のケースにおいては試験途中でリークが発生したケースがあったものの、概ね 24hr 程度の耐性を有することが確認された。図 5 に 200℃・168hr の試験ケースにおける試験体の外観を示す。図 5 より、フランジとガスケット試験体との接触面を境界として劣化(表面のひび割れ)は内周側で留まり、外周側に有意な劣化が見られないことから、フランジ接触面でシール機能を維持できていることが確認された。また、断面形状より、劣化(表面のひび割れ)はガスケット試験体の表面層のみで留まっているため、有意な劣化が進行していないことが確認された。

表 1 SA 条件での試験結果※1

No.	フランジ型式	試験体	温度	継続時間	押込量	漏えい
1	T&G 型	改良 EPDM (A)	200℃	168hr	0mm	無
2	甲丸型	改良 EPDM (A)	200℃	168hr	0mm	無
3	T&G 型	改良 EPDM (A)	250℃	96hr	0mm	無
4	甲丸型	改良 EPDM (A)	250℃	96hr	0mm	無
5	T&G 型	改良 EPDM (B)	250℃	96hr	0mm	無
6	甲丸型	改良 EPDM (B)	250℃	96hr	0mm	無
7	T&G 型	改良 EPDM (A)	300℃	24hr	0mm	無
8	甲丸型	改良 EPDM (A)	300℃	24hr	0mm	有※2
9	T&G 型	改良 EPDM (B)	300℃	24hr	0mm	無
10	甲丸型	改良 EPDM (B)	200℃	168hr	0mm	無

※1：下記条件は全ケース共通である。

試験圧力：2Pd 以上，照射量：800kGy，加圧媒体：乾熱（空気）

※2：継続時間 22hr 時点で漏えいが発生した

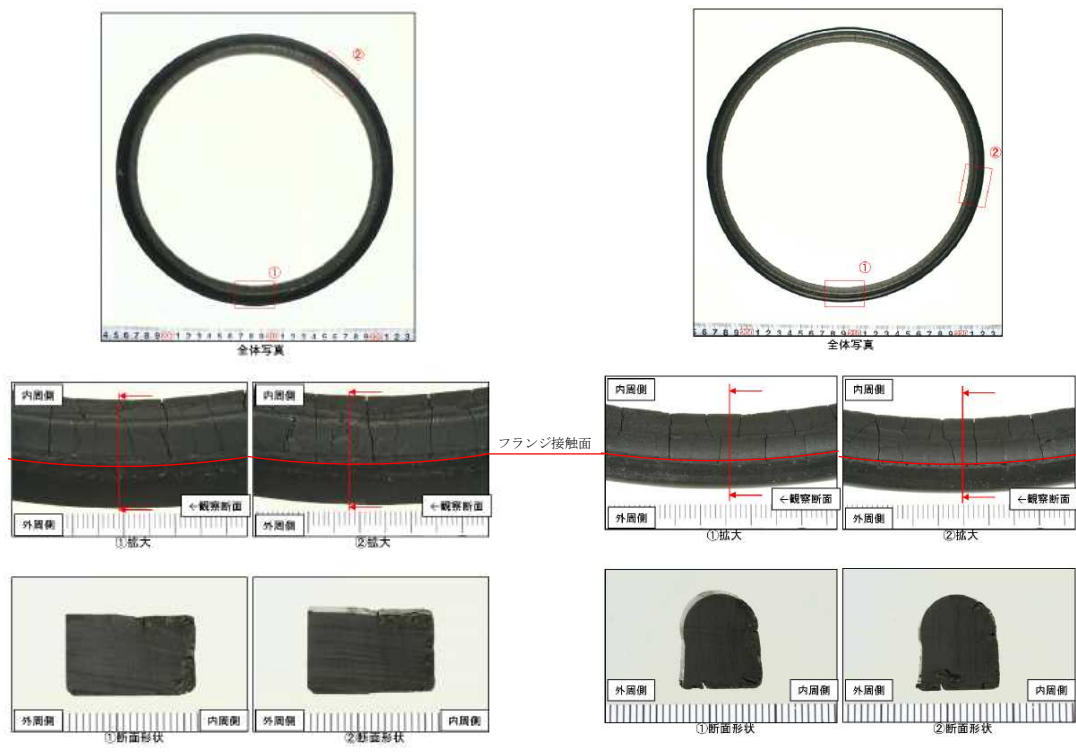


図5 200°C · 168hr 試験後の試験体外観 (左：T&G型、右：甲丸型)

(*)日本原子力学会 2015年秋の大会投稿

NUPEC 解析モデルの当社プラントへの適用性について

NUPEC 評価の ABWR 代表プラントにおける解析モデルは、構造不連続部に生じる局部的なひずみを評価できるよう、高ひずみが発生する破損想定部を対象に、ライナとそれに付帯するライナアンカやフラットバーも 3 次元形状で模擬している。破損想定部の対象は RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍と上部ドライウェル開口近傍隅角部の鋼製部とした。柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉・7 号炉と代表プラントに関する原子炉格納容器ライナの仕様は表 1 に示すように同等であり、柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉に対し本結果は適用可能である。

また、コンクリート部については NUPEC 評価に加え、最新知見を踏まえて自社での評価も実施している。詳細は、次頁以降に示す。

表 1 原子炉格納容器コンクリート・ライナの仕様

項目		柏崎刈羽原子力発電所		代表プラント
		6 号炉	7 号炉	
最高使用圧力 (MPa)		0.31	0.31	0.31
鉄筋コンクリート	厚さ (mm)	2000	2000	2000
	コンクリート	33 N/mm ² 設計基準強度	33 N/mm ² 設計基準強度	33 N/mm ² 設計基準強度
	鉄筋	SD390	SD390	SD390
円筒部ライナ	内径 (mm)			
	高さ (mm)			
	板厚 (mm)			
	アンカ寸法 (mm)			
トップスラブ ライナ	板厚 (mm)			
	アンカ寸法 (mm)			
下部ドライウェル アクセストンネル 開口周りスリーブ	内径 (mm)			
	板厚 (mm)			
下部ドライウェル アクセストンネル 開口周り厚板部	板厚 (mm)			
	ガセットプレート 寸法 (mm)			
材質	ライナプレート			
	ライナアンカ			

1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）

1.1 評価方針

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで 200℃、2Pd における健全性を確認する。

1.2 評価

（1）標準ケース（NUPEC 条件）

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の耐圧性状を求める。評価モデルは実炉スケールのモデルとし、200℃条件下での材料物性（規格値；図2～図4 参照）に基づき、内圧に対する静的漸増解析で耐圧性状を確認する。RCCV 全体の耐圧性状の確認のため、解析モデルは図1 に示す格納容器本体解析モデルを用いる。

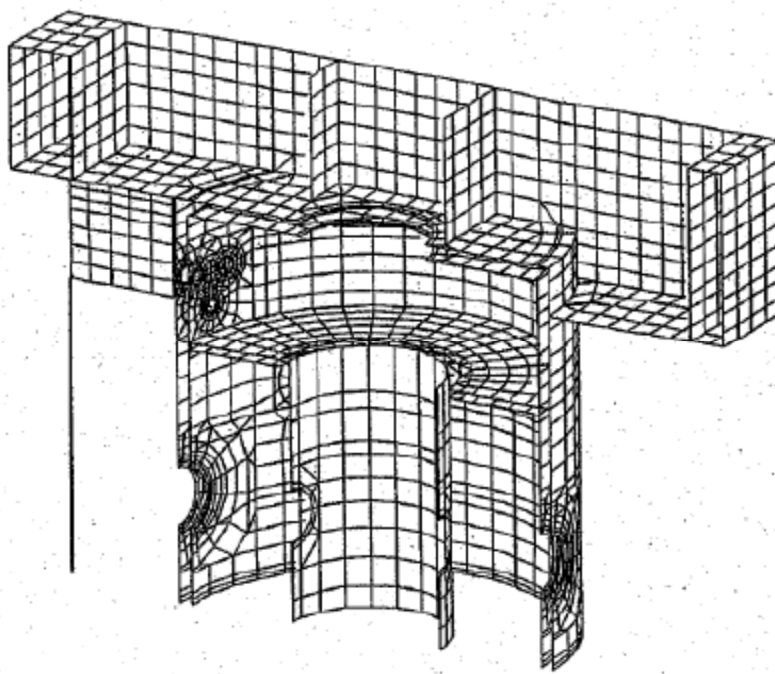


図1 格納容器本体解析モデル

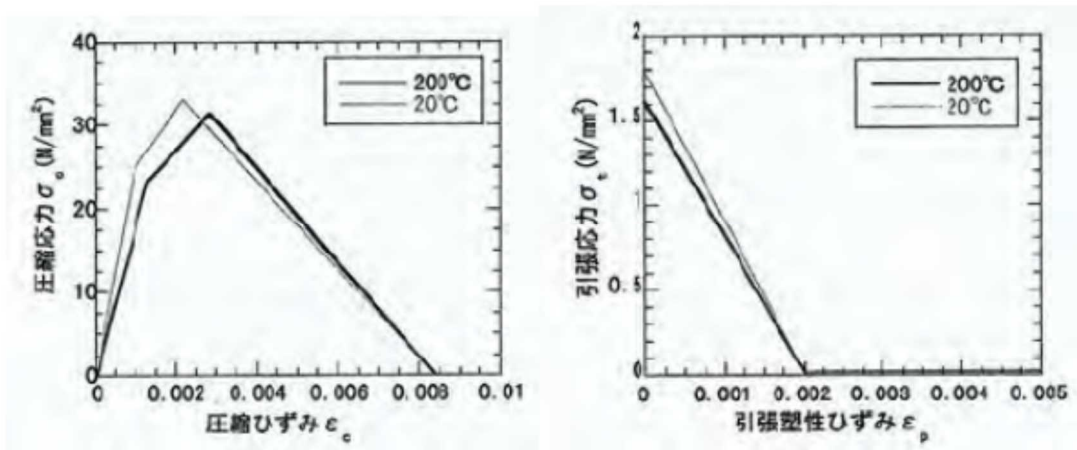


図2 コンクリート物性

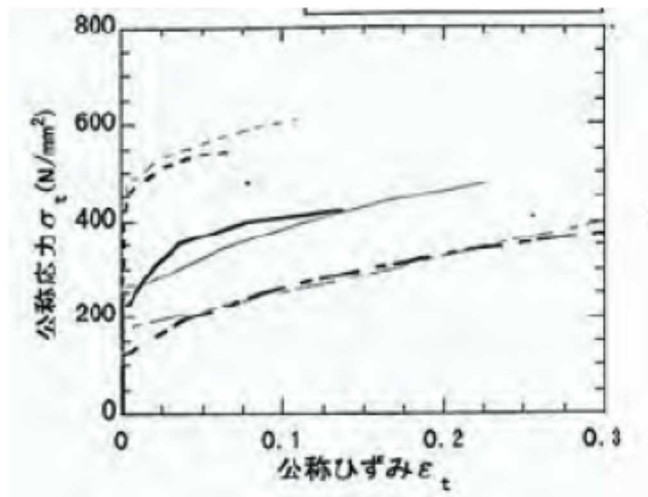


図3 ライナ引張/圧縮特性

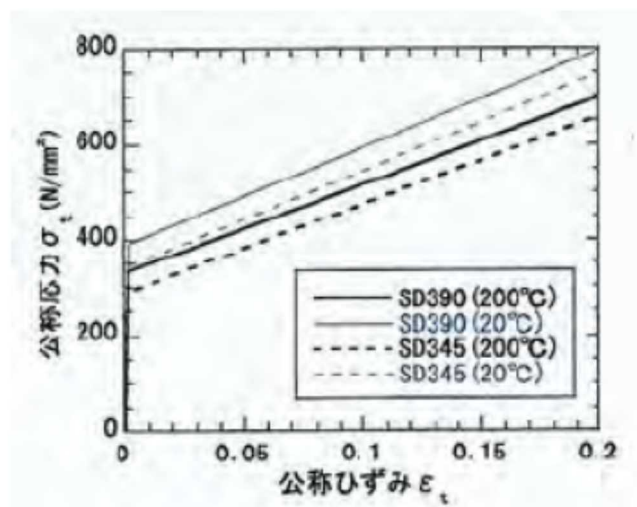


図4 鉄筋引張特性

(2) KK6/7における追加解析 (KK6/7 条件)

KK6/7を対象にしたパラメータスタディとして、(1)の標準解析から10年程度経過していることなどを考慮して、解析条件の一部を変更して、当社独自の追加解析を実施している。(1)に示すNUPEC条件から変更した箇所を表2に示す。本検討での解析モデルは、図5に示すように、NUPEC条件解析実施当時に比べて計算機能力が向上しているため、より現実的な360度モデルを用いることとした。このことにより、必ずしも配置が対称形になっていなかった一部の開口部について、解析では実機の位置と異なっていた点などを解消することが可能となり、より正確な解析が可能となった。また、常温時のコンクリート物性は、設計基準強度に基づく設計剛性からサイト固有の現実的な条件を反映して実剛性を用いることとし、さらに高温時のコンクリート物性は、NUPEC条件解析実施当時の最新知見ではなく、現時点で最も標準的に用いられることので多い国際的標準規格である欧州規格 (Eurocodes) に基づき評価することとした。参考までに、200℃におけるコンクリート物性の比較を図6に示す。それ以外の鉄筋及びライナの構造や物性、並びに、境界条件を含む解析条件に関してはNUPEC条件と同様としている。

表2 解析条件の変更点

項目		NUPEC 条件	KK6/7 条件
解析モデル		180 度モデル	360 度モデル
コンクリート物性	常温条件	設計剛性	実剛性
	高温条件	当時の最新知見 ^{1)、2)}	欧州規格

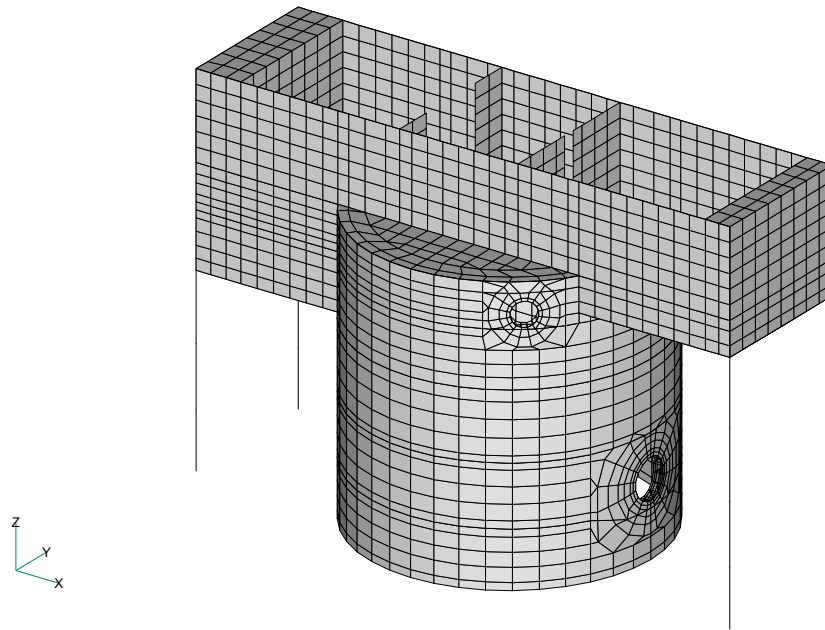


図5 格納容器本体解析モデル (KK6/7 相当ケース)

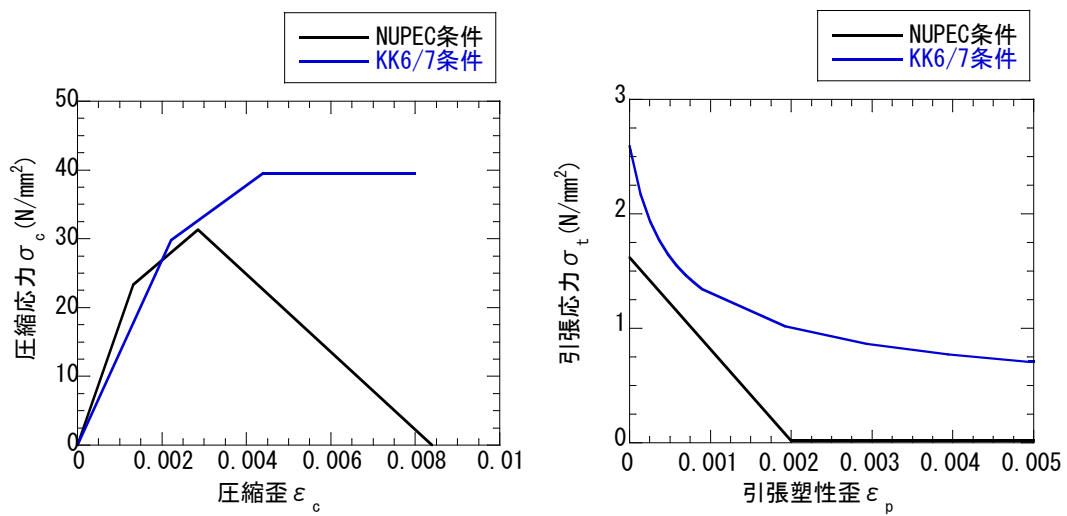


図6 200°Cにおけるコンクリート物性の比較

【参考文献】

- 1) Y.Sugawara et al, " Nonlinear Analysis of Reinforced Concrete Structures Subjected to High temperature and external load"、SMiRT12
- 2) Y.Sugawara et al, " Ultimate Strength of Reinforced Concrete Members Subjected to Transient High temperature Distribution"、SMiRT12

1.3 評価結果

(1) 標準ケース (NUPEC 条件)

解析の結果によると、格納容器の内圧を上昇させていった場合、3.0Pd 程度で格納容器（コンクリート部）のRCCV 壁の鉄筋が降伏し始め、4.0Pd ではほぼ全面で鉄筋が降伏する。4.0Pd 近傍からアクセストネル開口部周辺・隅角部周辺のコンクリートの局所的破損が始まり、4.5Pd では開口部・隅角部全体で変形が大きく進行する。図7 に4.0Pd における相当塑性ひずみ分布図を示す。上記結果より、格納容器本体（コンクリート部）の破損は4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられる。したがって、有効性評価における限界温度、圧力としている200℃、2Pdを用いることは妥当であると言える。

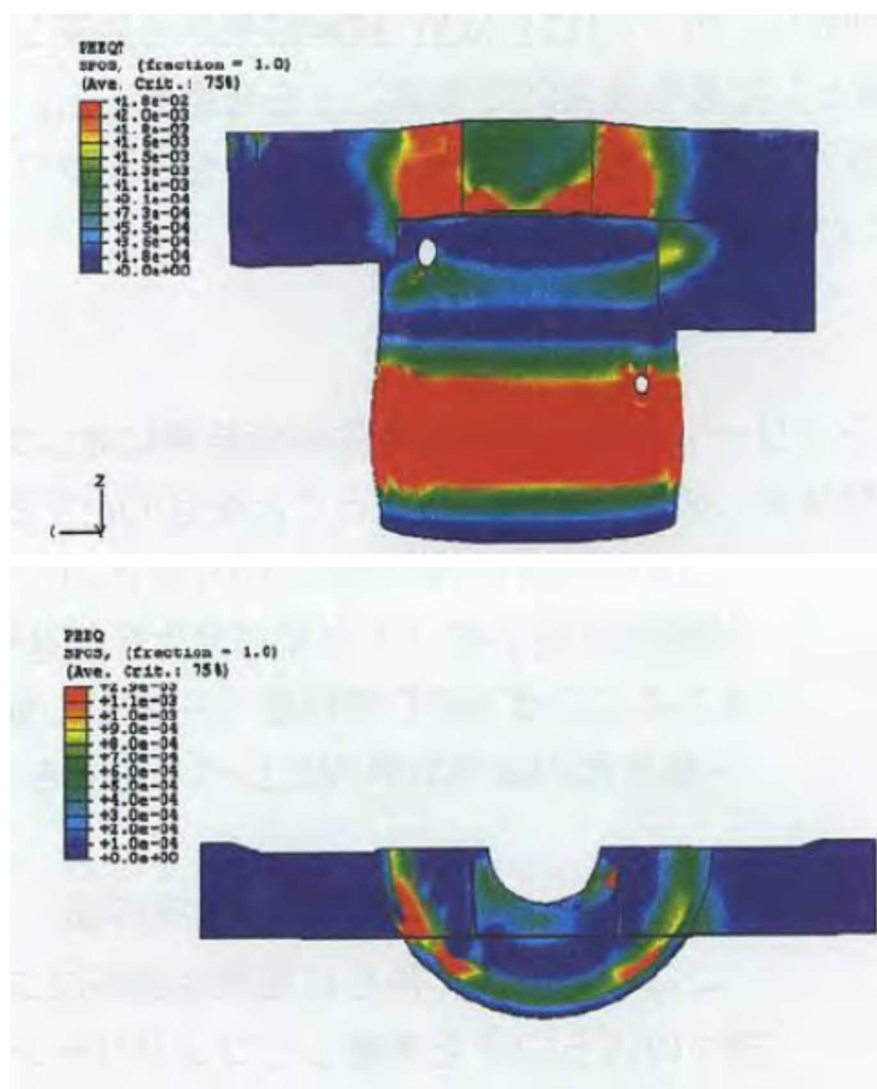


図7 4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図（上：引張側 下：圧縮側）

出典：平成14年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成15年3月 財団法人原子力発電技術機構）

(2) KK6/7における追加解析 (KK6/7条件)

4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図を図8に示す。コンクリートの構造特性を変更した影響が大きいと考えられるが、標準ケース (NUPEC条件) と比べて、シェル部の損傷範囲は広がっているものの、発生ひずみの最大値は小さくなっており、格納容器本体 (コンクリート部) の耐圧限界は標準ケース (NUPEC条件) と同等以上であると考えられる (標準ケースの4.0Pd~4.5Pdよりもやや大きく5.0Pd以上と評価している)。

また、参考として、200℃、2Pd時点でのシェル部及びトップスラブ部の一般部におけるコンクリートの最小主ひずみ分布、ライナのひずみ分布及び鉄筋のひずみ分布を図9~図10に示す。これより格納容器本体 (コンクリート部) の鉄筋は、大部分は降伏ひずみに達しておらず、一部の要素で局所的に降伏ひずみに達している程度であり、破断までには十分な余裕があり、格納容器本体 (コンクリート部) のコンクリートは、ひび割れは発生しているものの、圧縮ひずみは2000 μ よりも小さく、破壊までには十分な余裕があり、格納容器本体 (ライナ部) のライナは、圧縮ひずみが0.005よりも小さく、破断までに十分な余裕があることが評価できる。このように当社における追加解析の結果を加えることにより、標準ケース (NUPEC条件) の評価結果に信頼性を加えることができたと考えており、有効性評価における限界温度、圧力としている200℃、2Pdを用いることは妥当であると評価している。

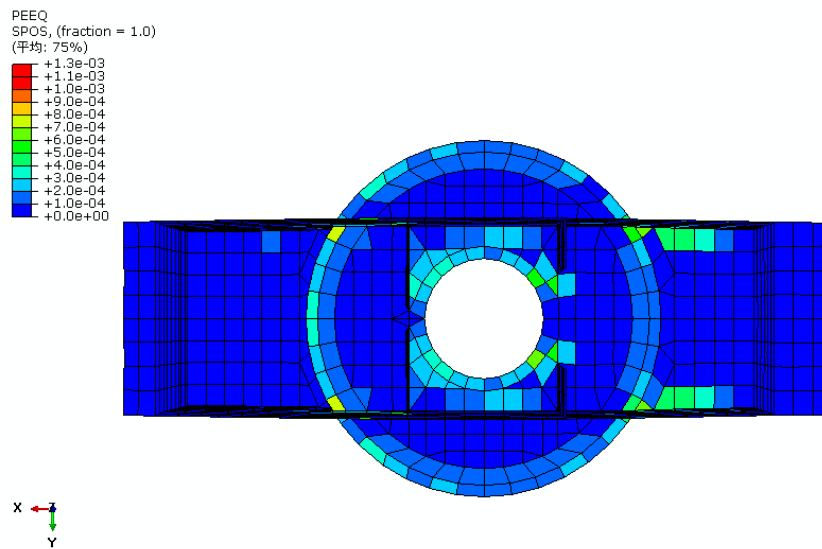
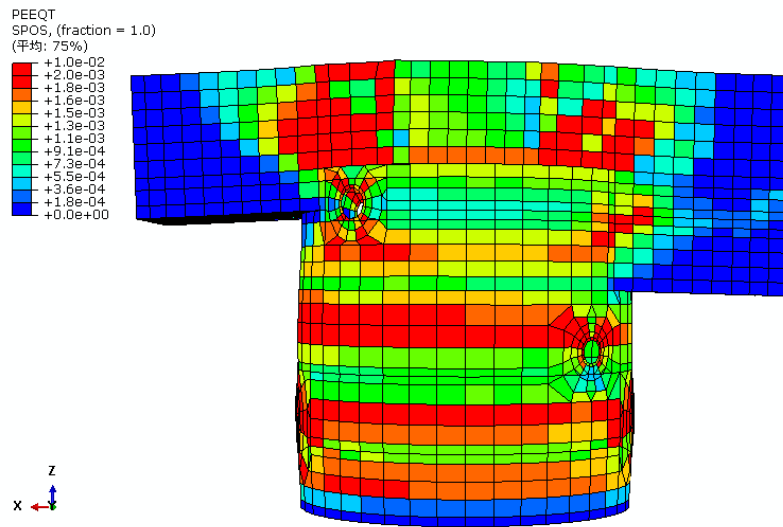


図8 4. 0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図
(KK6/7相当ケース、上：引張側 下：圧縮側)

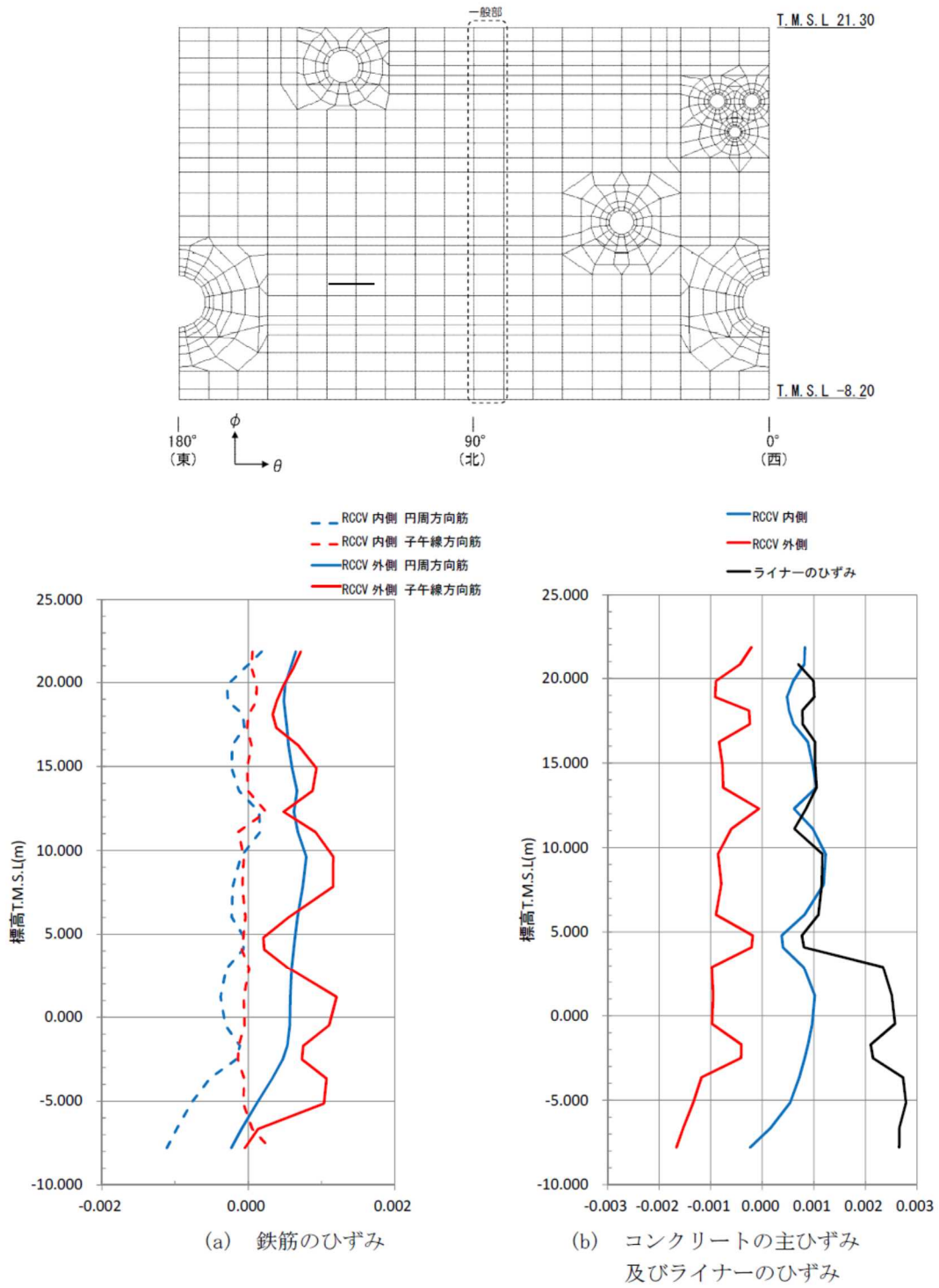


図9 シェル部の一般部におけるコンクリート及び鉄筋のひずみ分布

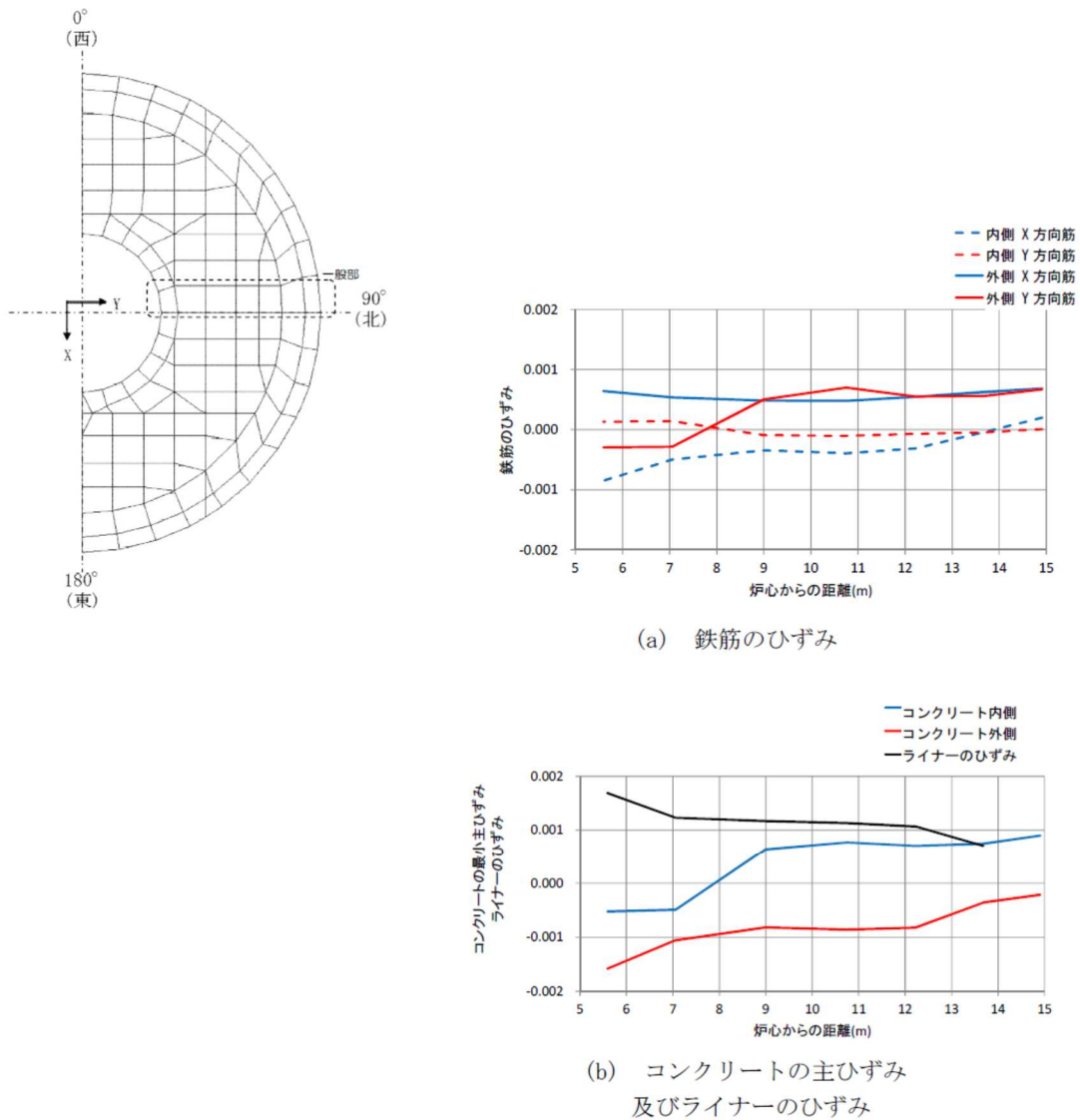


図10 トップスラブ部の一般部におけるコンクリート及び鉄筋のひずみ分布

【参考資料】

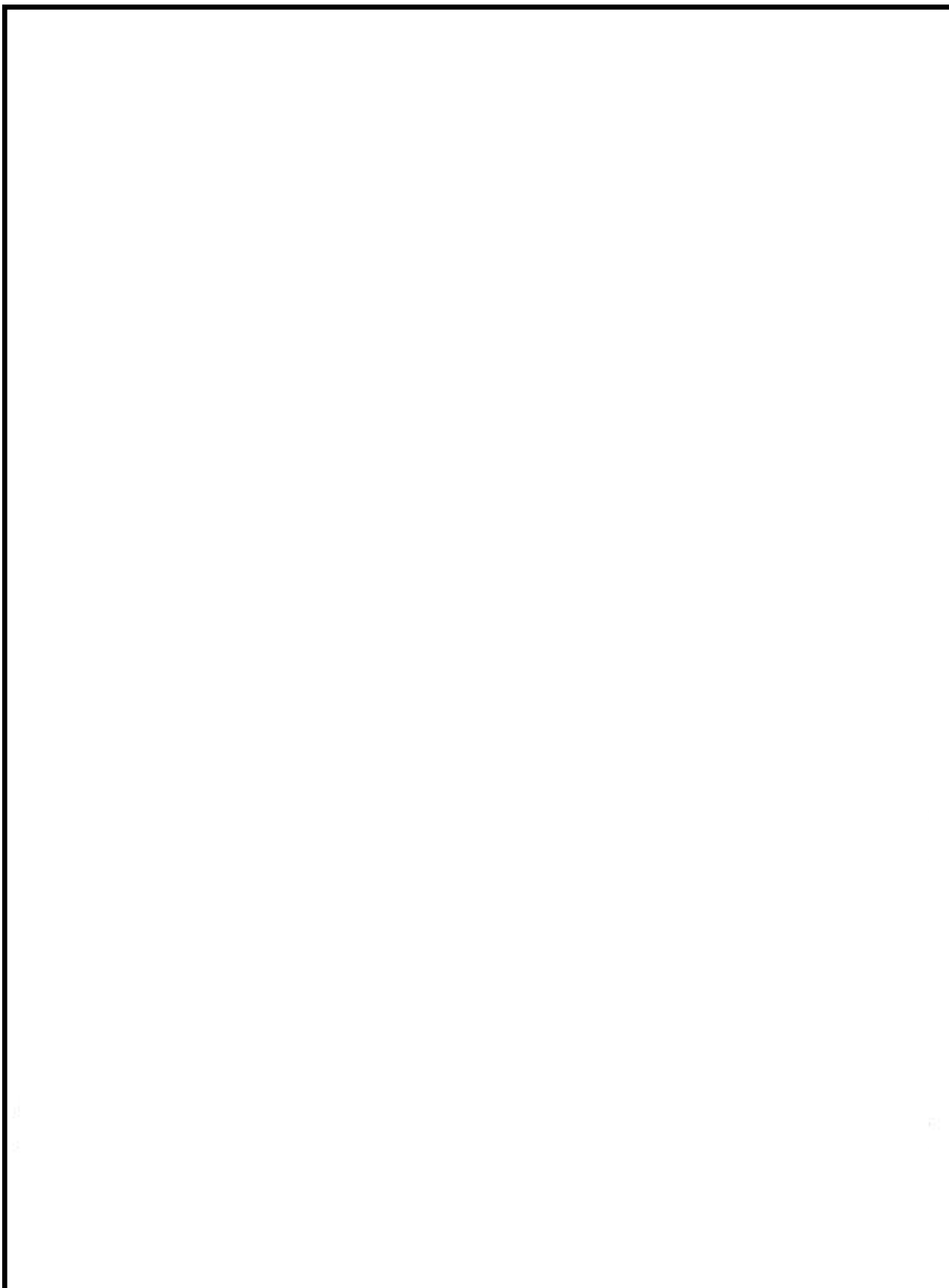
- 1) 齋藤 英明 他、”鉄筋コンクリート製格納容器 (RCCV) の開発 (その4) トップスラブ実験 (1/10 模型) —実験計画—”、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和63年10月
- 2) 齋藤 英明 他、”鉄筋コンクリート製格納容器 (RCCV) の開発 (その5) トップスラブ実験 (1/10 模型) —実験結果とまとめ—”、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和63年10月

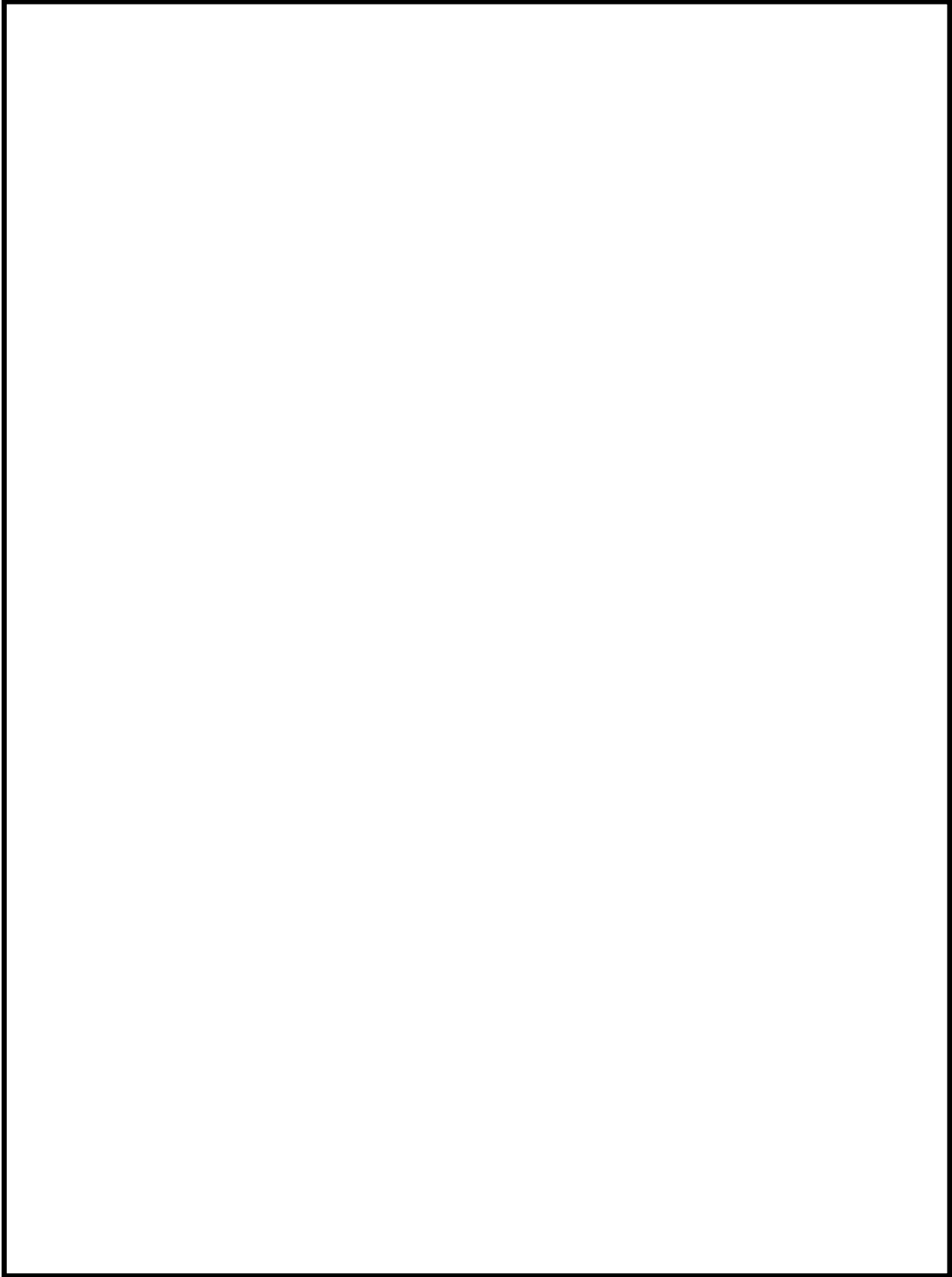
鉄筋コンクリート製格納容器（RCCV）の開発

（その4） トップスラブ実験（1/10模型） -実験計画-

正会員 齋藤 英明*¹ 同 菊地利喜郎*¹ 古川 秀康*² 村松 豊*⁴

正会員○三浦 俊夫*⁴ 同 長谷川歳恭*⁴ 同 平川 啓司*⁵ 同 大森 信次*⁶

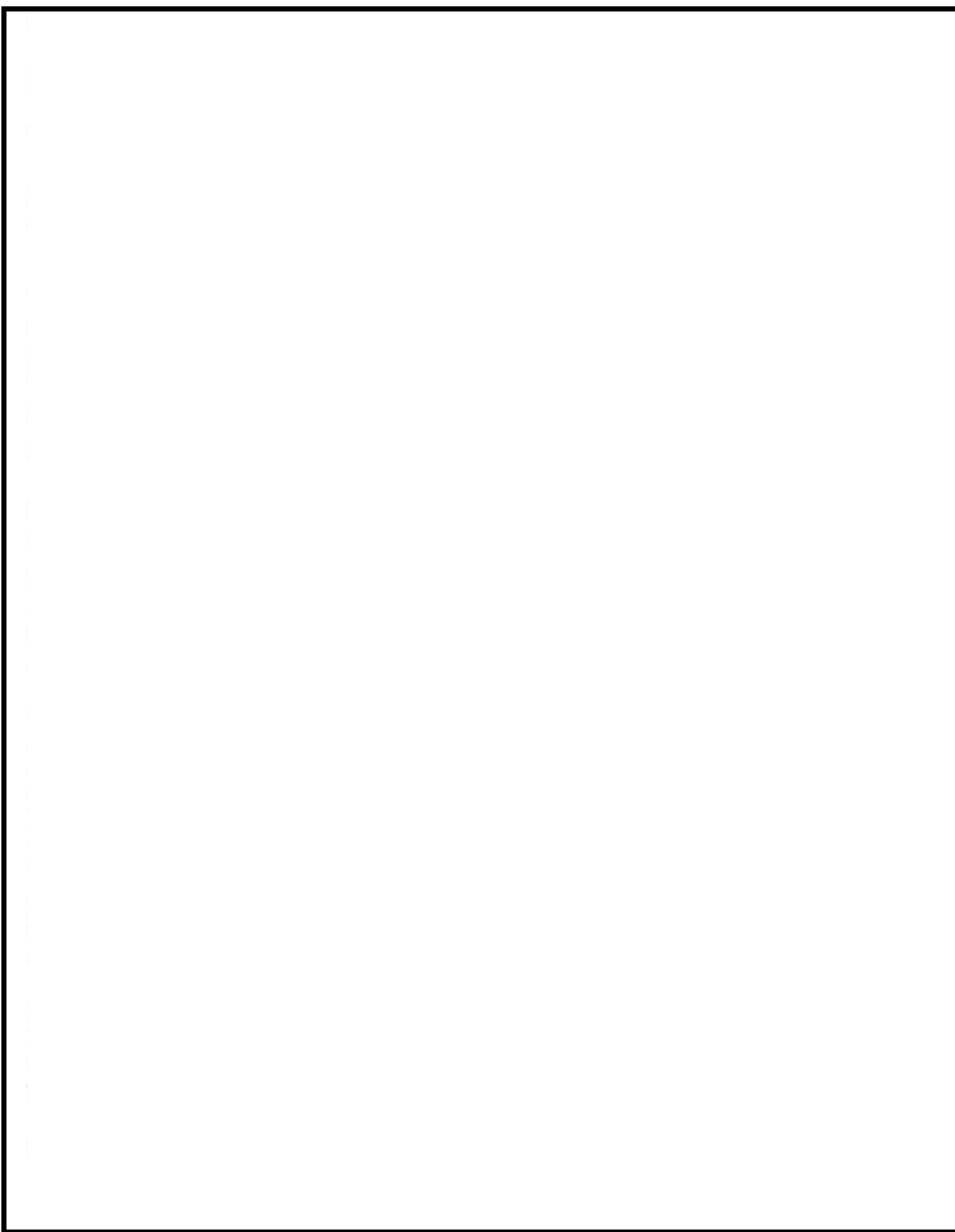


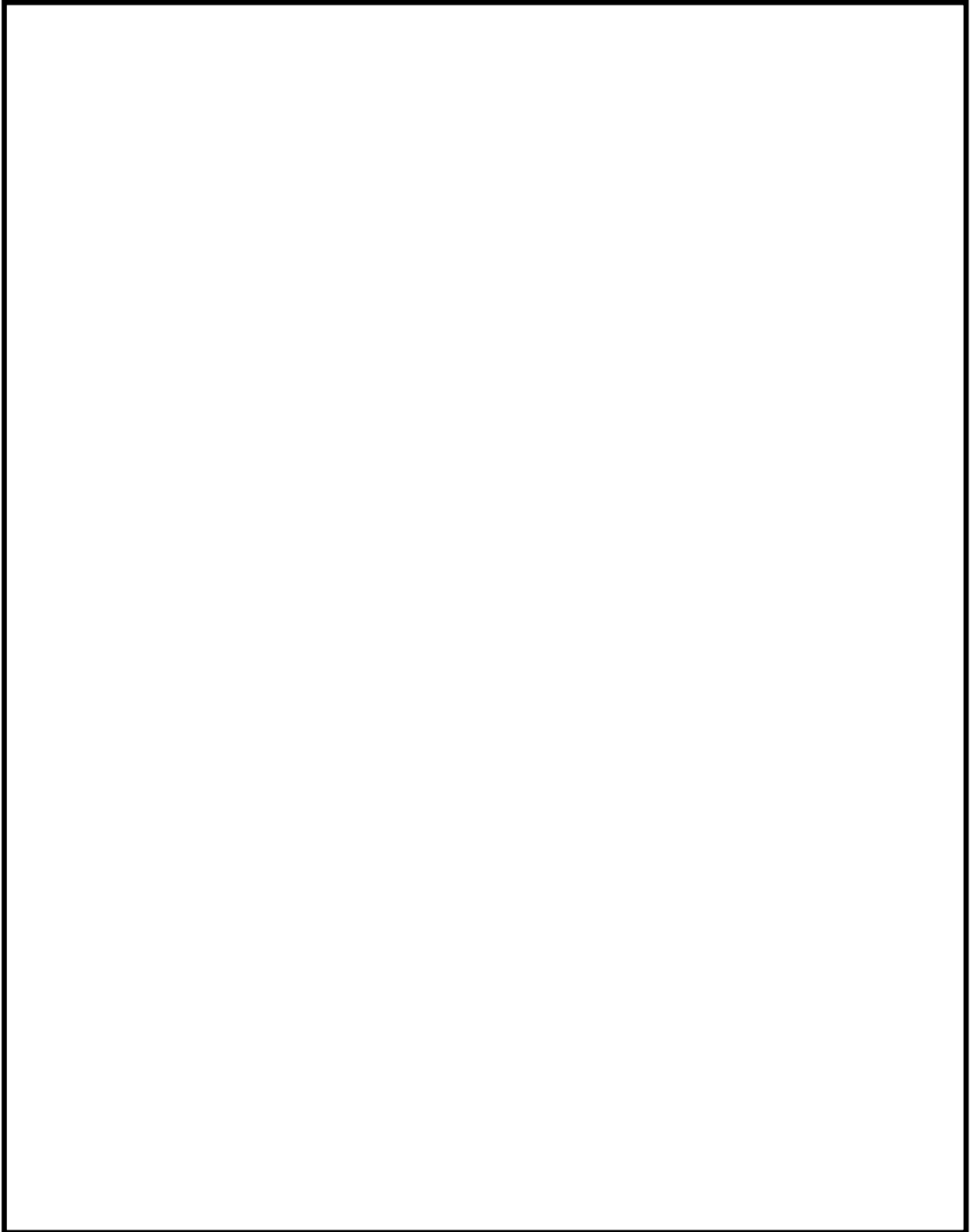


鉄筋コンクリート製格納容器 (RCCV) の開発

(その5) トップスラブ実験 (1/10模型) - 実験結果とまとめ -

正会員 齋藤 英明*¹ 同 菊地利喜郎*¹ 村松 豊*² 古川 秀康*³
正会員 〇田中 伸幸*⁴ 同 三浦 俊夫*⁴ 同 岡本 晴彦*⁵ 同 高橋 敏夫*⁶





SA 時の S/C 構造評価における水力的動荷重の影響について

本章では、SA 時の S/C 水位上昇を踏まえた水力的動荷重の影響について説明する。SA 時の S/C 水位上昇する時間帯で S/C に作用する可能性がある水力的動荷重は、以下に示す通り、ベント管からの吹き出しによる荷重（蒸気凝縮振動荷重、チャギング荷重）及び主蒸気逃がし安全弁作動時におけるクエンチャからの吹き出しによる荷重（逃がし安全弁作動時荷重）が考えられる。これ以外の水力的動荷重については、図 1 で示す通り事故後初期に起きる事象であり、S/C 水位が上昇する時間帯に考慮する必要はないと考えている。

- (1) ドライウェルと S/C を繋ぐベント管からの蒸気吹き出しによる荷重
 - ・ 蒸気凝縮振動荷重
 - ・ チャギング荷重

- (2) 主蒸気逃がし安全弁（SRV）作動時にプール水中の SRV 排気管端部に設置されたクエンチャからの気泡吹き出しによる荷重
 - ・ 逃がし安全弁作動時気泡振動荷重

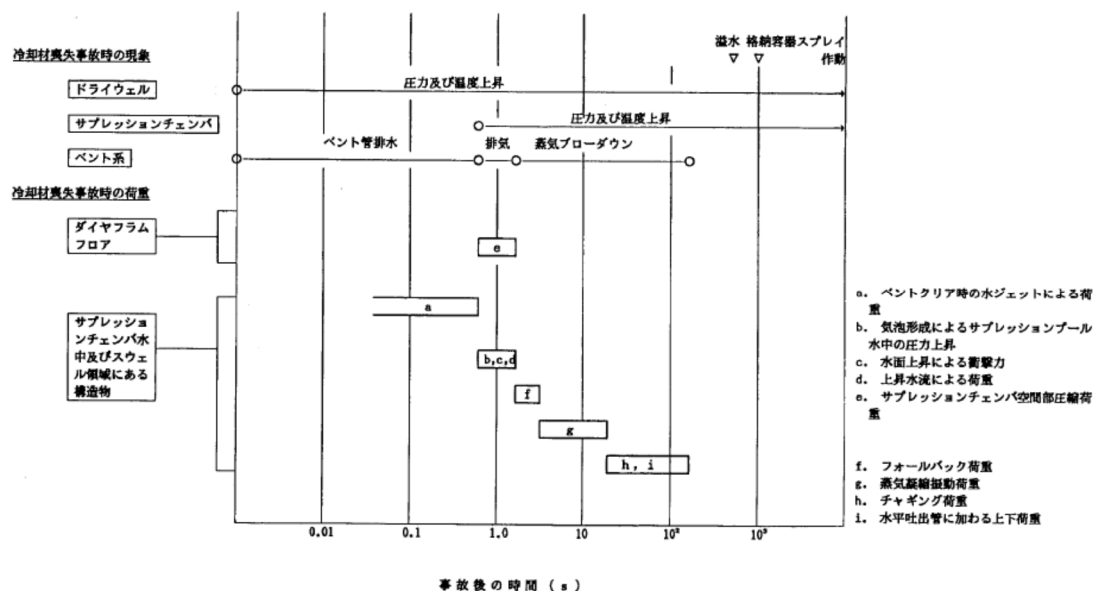


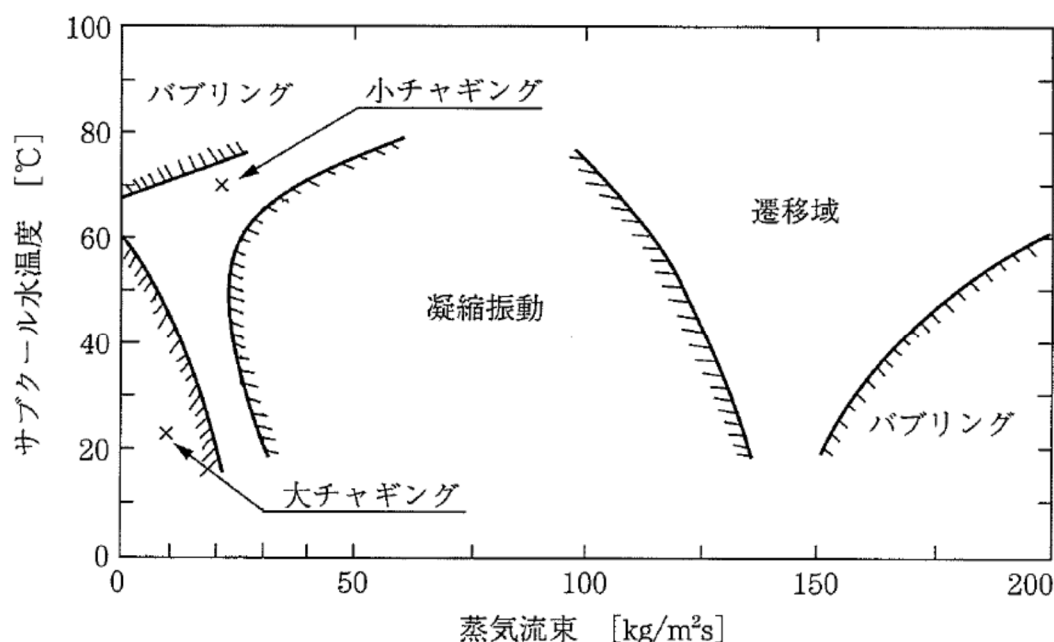
図 1 冷却材喪失事故時荷重の時間履歴（既工認図書 抜粋）

以上のことから、蒸気凝縮振動荷重・チャギング荷重・逃がし安全弁動作時気泡振動荷重について、SA 時の S/C 水位上昇時における影響を後述するが、いずれも建設時に考慮している動荷重で設計していれば影響を与えないレベルであることを確認した。

(1) ドライウェルと S/C を繋ぐベント管からの吹き出しによる荷重

- ・ 蒸気凝縮振動荷重
- ・ チャギング荷重

SA 時 S/C 水位が高い状況に考慮すべき動荷重について検討を行った。蒸気凝縮に伴う動荷重には、高蒸気流量域で生じる蒸気凝縮振動 (Condensation Oscillation) と、蒸気流量が小さい領域で生じるチャギング (Chugging) があり、前者は水温が高くなると荷重が増大し、後者は逆に水温が高くなると荷重は小さくなることが知られている。これらの関係を整理したものを図 2 に示す。



藤井 他「気液二相流の動的配管計画」日刊工業新聞社(1999)をもとに作成

図 2 蒸気凝縮の態様

ここで、SA 時の S/C 水位が高い状況における格納容器ベント時の蒸気凝縮振動、チャギングについて考えるため、大 LOCA (ベント) シナリオの図 3 格納容器内圧力、図 4 サプレッション・チェンバ水位、図 5 サプレッション・プール水温を参照する。

格納容器ベント時のベント管における蒸気流量は、格納容器圧力が 0.62MPa[gage]における最大排出流量 31.6kg/s からベント管流路面積 11.3m² を踏まえて算出すると約 2.8kg/m²s であり、LOCA 発生直後の蒸気流量約 100kg/m²s に比べて十分に小さいため、蒸気凝縮振動は発生しないものと考えている。また、チャギングについても、チャギングが発生すると思われる蒸気流量よりも十分低いこと (安定なバブリング領域)、かつ、仮に発生したとしても S/C 水温が 100°C 以上と高く、チャギング荷重が小さくなる領域であることから、その影響は設計上考慮している荷重に比べ十分小さいものと考えている。

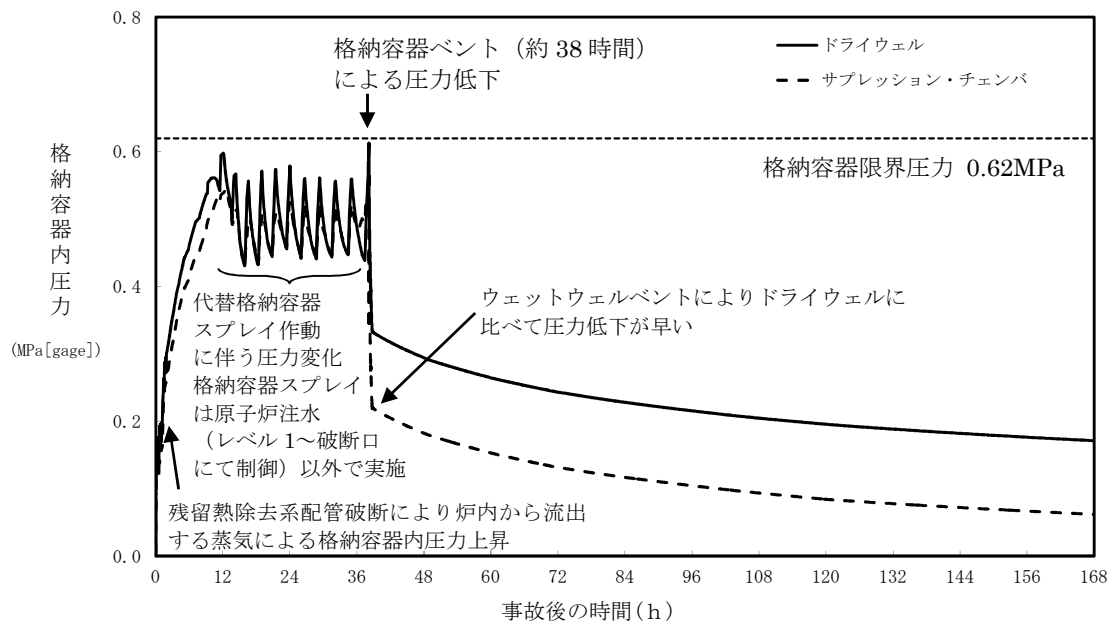


図3 格納容器圧力の推移 (大 LOCA)

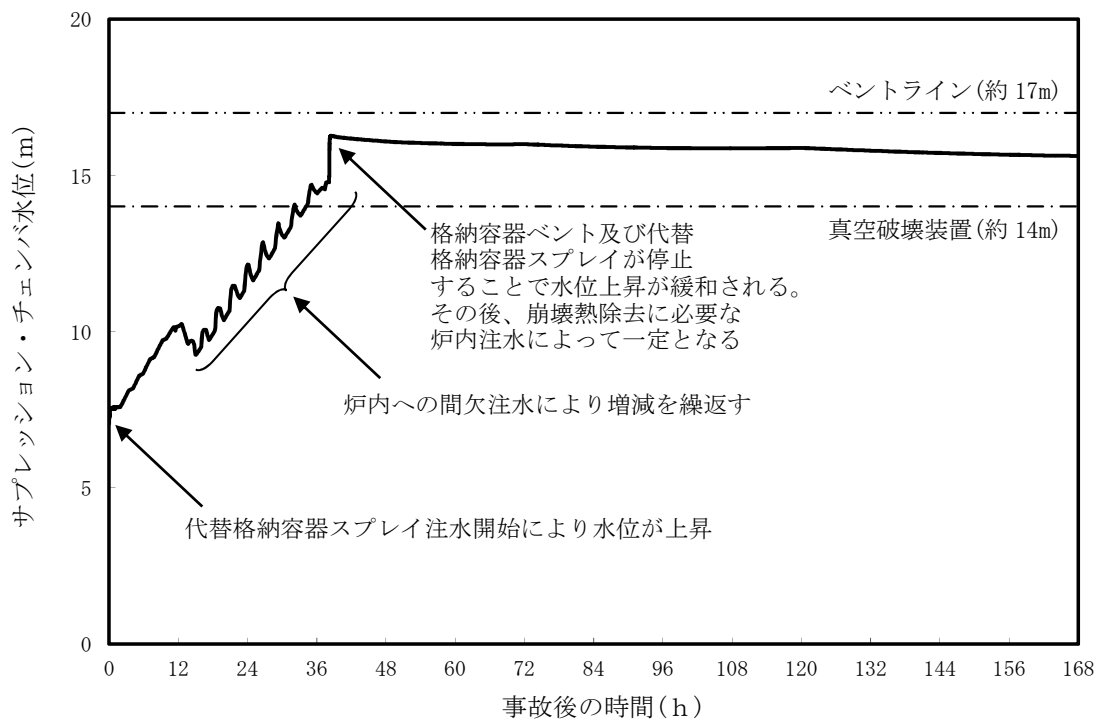


図4 サブプレッション・チェンバ水位の推移 (大 LOCA)

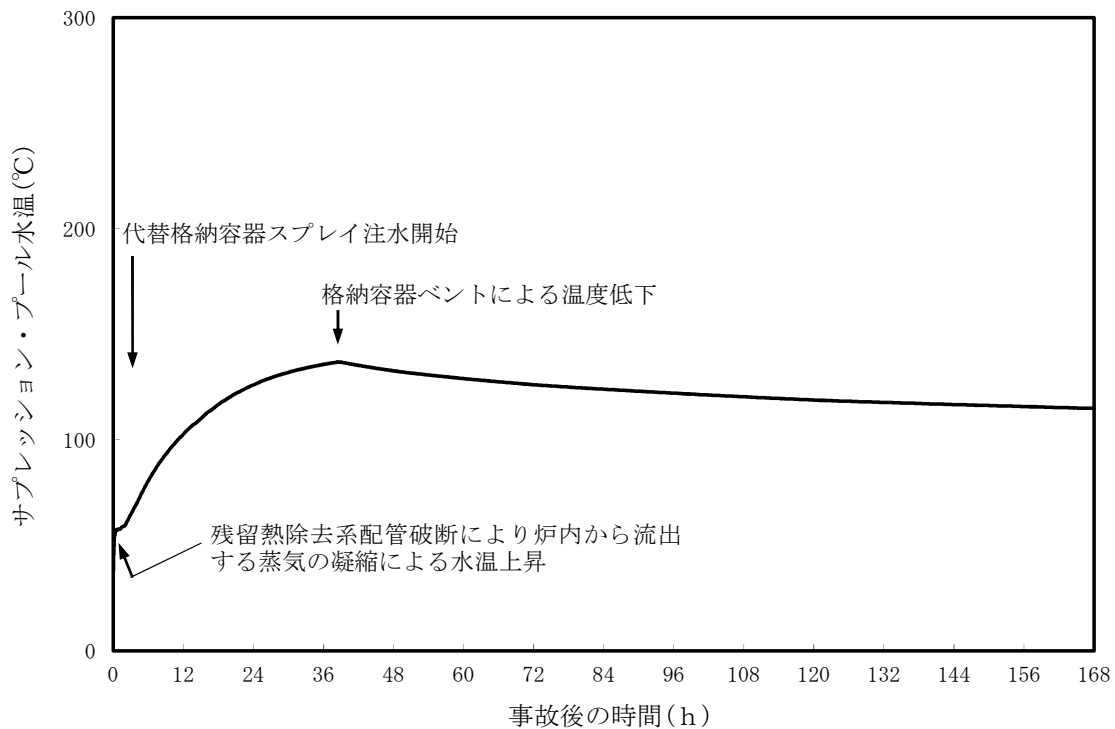


図5 サプレッション・プール水温の推移 (大 LOCA)

- (2) 主蒸気逃し安全弁 (SRV) 作動時にプール水中の SRV 排気管端部に設置されたクエンチャからの気泡吹き出しによる荷重
- ・逃がし安全弁作動時気泡振動荷重

SA 時 S/C 水位が高い状況に考慮すべき動荷重について検討を行った。逃がし安全弁作動時荷重を考慮すべき状況は、SBO 時のように、原子炉が高圧状態での隔離が長時間継続し、かつ外部水源からの注水を行う場合であり、その場合は S/C 水位が上昇した状態で逃がし安全弁作動時荷重が生じ得る。SBO 時の原子炉圧力、蒸気流量、サブプレッション・チェンバ水位、サブプレッション・チェンバ水温を図 6~9 に示すが、この場合の S/C 水位は真空破壊弁高さよりも十分に低い。

また、LOCA 時やその他のシーケンス時には、原子炉は短時間で減圧されるため、その後 S/C 水位が上昇した時点では、原子炉又は SRV 排気管からの大流量の蒸気放出はなく、逃がし安全弁作動時荷重を考慮する必要はないと考えている。

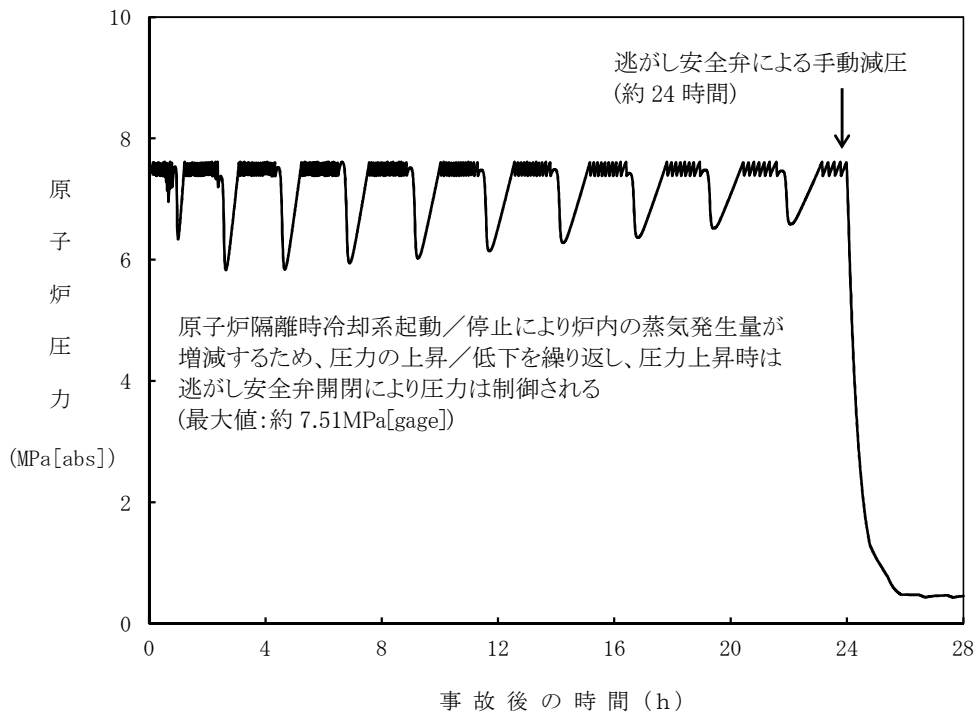


図 6 原子炉圧力の推移 (SB0)

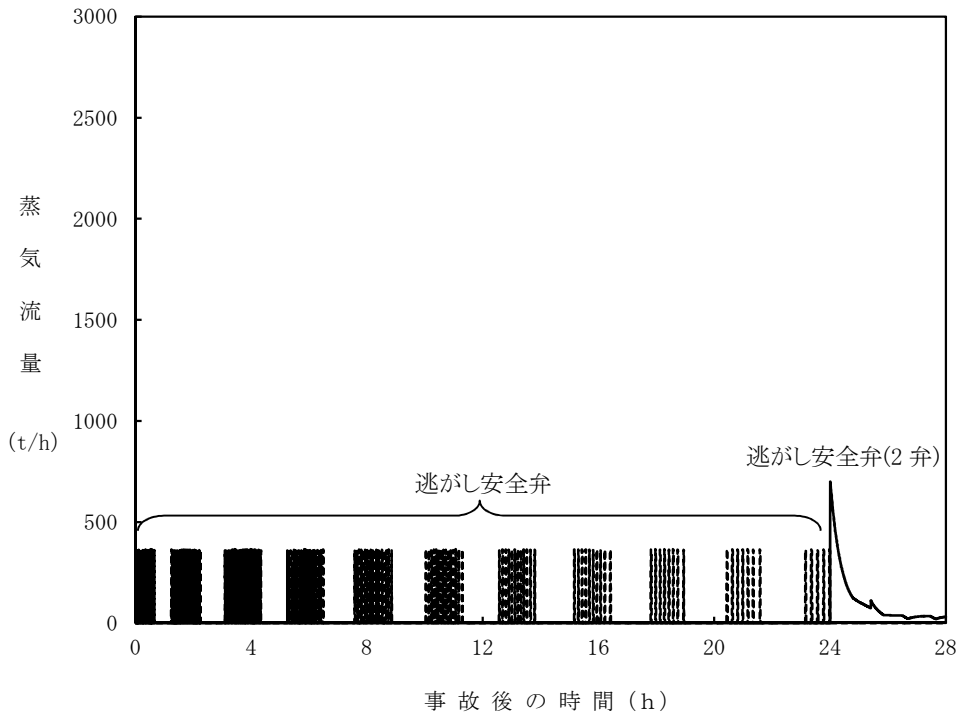


図 7 逃がし安全弁からの蒸気流出流量の推移 (SB0)

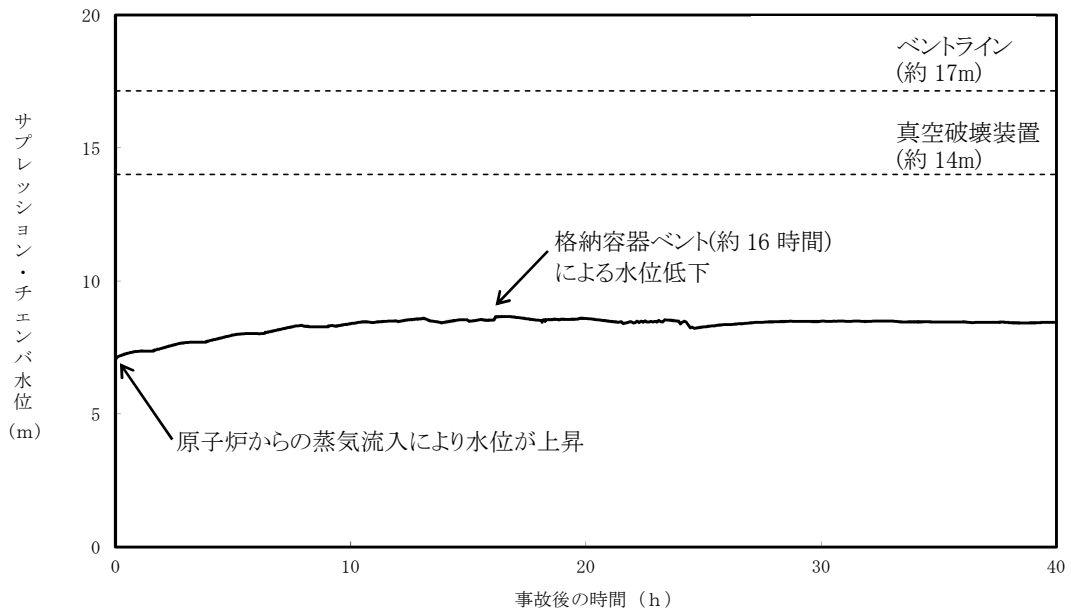


図8 サプレッション・チェンバ水位の推移 (SB0)

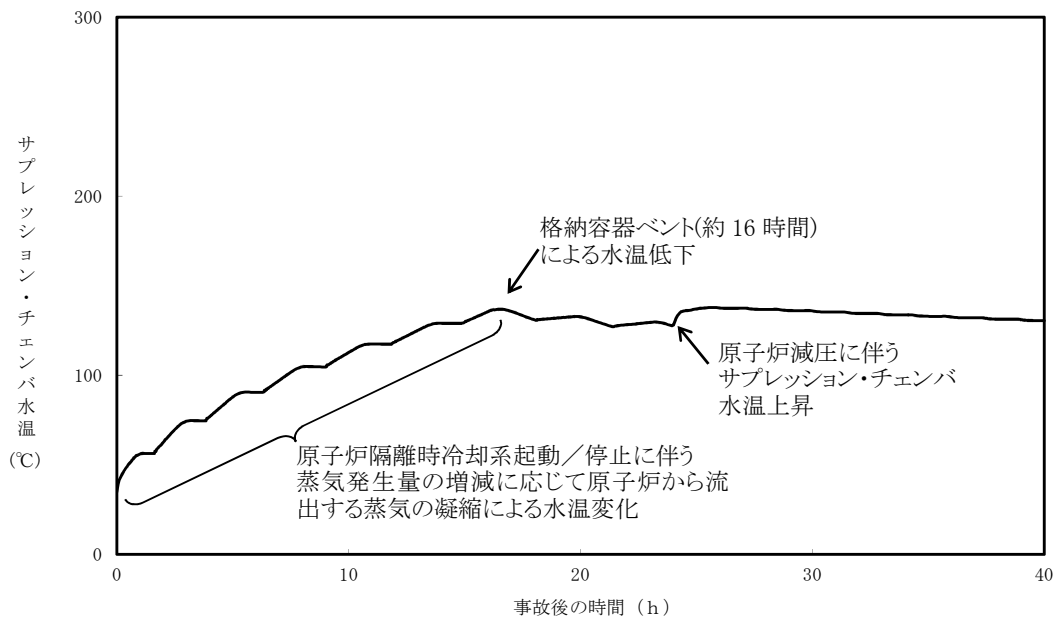


図9 サプレッション・チェンバ水温の推移 (SB0)

以上のことから、SA 時 S/C 水位上昇時のベント管による蒸気凝縮荷重及びチャギング荷重、逃がし安全弁作動時における逃がし安全弁作動時荷重については考慮する必要はないと考えており、建設時に設計考慮した動荷重で評価していることで十分と考えている。

ただし、保守的な考えとして、S/C 水位上昇時においてチャギング荷重が発生した場合の評価を、7 号炉を代表として以下に示す。なお、本評価は概略評価であり、参考値の位置づけで示す。

<評価モデル>

S/C に加わる水学的動荷重について、最も強度評価に影響を与える部位はアクセストンネルである。よって、S/C 水位上昇時のチャギング荷重を評価するために、7 号炉アクセストンネルの強度評価を図 10 の FEM モデルを用いて評価した。応力評価点については図 11 に示す。

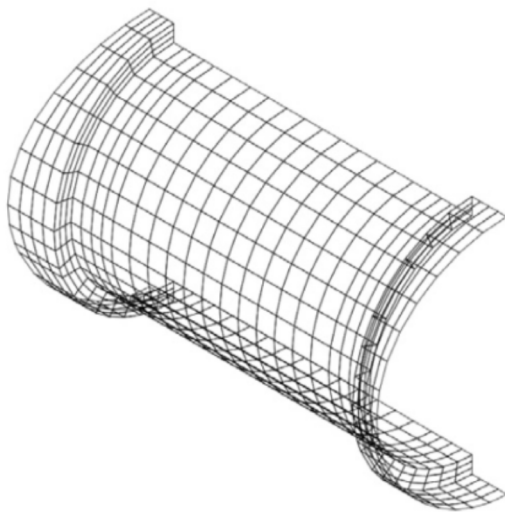


図 10 アクセストンネル FEM モデル

応力評価点番号	応力評価点
P 1	原子炉本体基礎側端部 (P 1-A~P 1-C)
P 2	原子炉本体基礎側フレキシブルジョイント部 (P 2-A~P 2-C)
P 3	下部ドライウエルアクセストンネル円筒部 (P 3-A~P 3-C)
P 4	原子炉格納容器側フレキシブルジョイント部 (P 4-A~P 4-C)
P 5	原子炉格納容器側端部 (P 5-A~P 5-C)

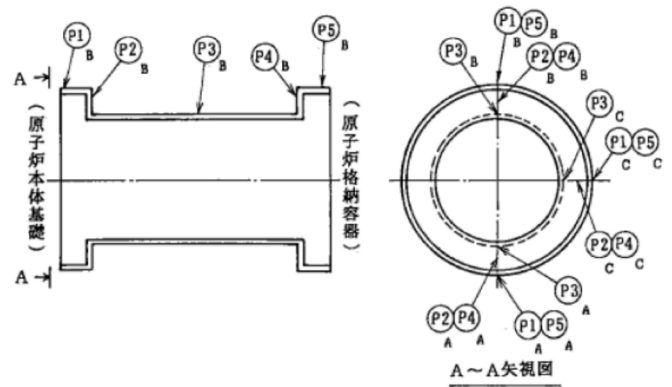


図 11 応力評価点

<評価条件>

評価条件は表 1 に示す。S/C 水位上昇によるチャギング荷重の影響を評価するために、S/C 水位は W/W ベントライン下端高さ (S/C 床面より 17.15m) の条件とし、その水位に応じたチャギング荷重値を用いて評価する。なお、評価条件として D/W-W/W 想定差圧、平均温度は建設時と同じ条件とする。

表1 アクセストンネル評価の条件

項目	建設時評価	今回評価
CH 荷重値	最大正圧 : +32kPa 最大負圧 : -19kPa	建設時と同じ
S/C 水位	HWL (S/C 床面より 7.1m)	ベントライン下端高さ (S/C 床面より 17.15m)
想定差圧	144kPa	建設時と同じ
平均温度	137.5℃	建設時と同じ

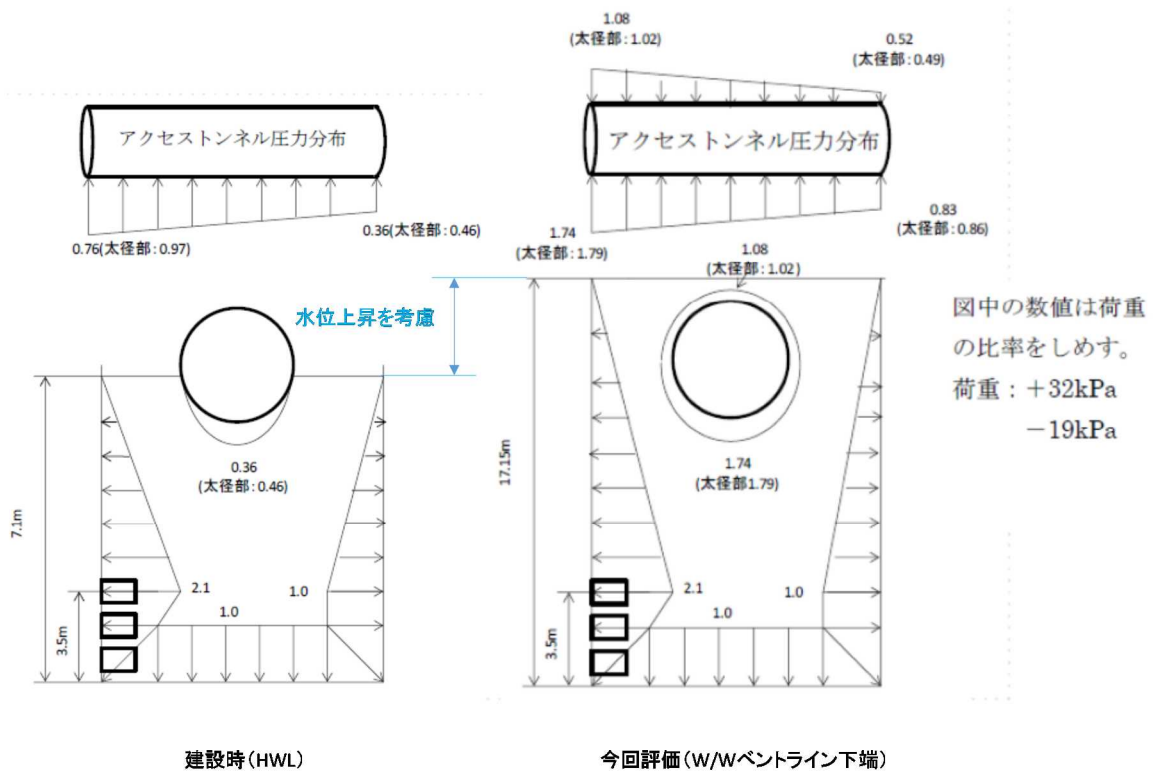


図12 チャージング荷重分布

<評価結果>

水位上昇時の運転状態Ⅳの応力評価のまとめを表 2 に示す。表 2 に示す通り、各応力評価は許容応力以下である。また、建設時との比も最大で約 1%程度であり、チャギング荷重の影響は、水位上昇を考慮してもほとんど影響しないことが確認できた。なお、シビアアクシデント時を想定すると S/C 水位上昇時は S/C 水温が高く、チャギング荷重の影響がほとんどみられない領域と考えられるが、本評価においてはチャギング荷重が厳しめに加わる想定で評価を実施している。このことから、S/C 水位上昇によるチャギング荷重の影響はほとんどないものと考えている。

表 2 水位上昇時の運転状態Ⅳの応力評価

荷重の組合せ番号	7 (CH)		
	建設時 (HWL) N/mm ²	水位上昇時 (HWL+10.05) N/mm ²	比
P1-A	360	357	0.99
P1-B	350	347	0.99
P1-C	208	209	1.00
P2-A	293	296	1.01
P2-B	147	138	0.94
P2-C	211	200	0.95
P3-A	29	24	0.83
P3-B	32	22	0.69
P3-C	27	28	1.04
P4-A	116	119	1.03
P4-B	268	260	0.97
P4-C	222	211	0.95
P5-A	270	267	0.99
P5-B	271	270	1.00
P5-C	356	350	0.98
最大	360	357	0.99
許容値	427	427	-

限界温度・圧力に対する評価対象部位の裕度について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備に関して、重大事故時に放射性物質の閉じ込め機能を喪失する要因として、原子炉格納容器内の温度・圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴い、構造健全性が失われる場合と、シール部の耐漏えい機能が失われる場合が想定される。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
曲げせん断破壊
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
延性破壊
- ③トップヘッドフランジ
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑤エアロック
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑥配管貫通部
 - ・貫通配管
延性破壊
 - ・スリーブ
延性破壊
 - ・端板
延性破壊
 - ・閉止板
延性破壊
 - ・閉止フランジ
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑦電気配線貫通部
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑧原子炉格納容器隔離弁
延性破壊、高温劣化（シール部）

これら機能確保のために評価を行う必要のある機器について、構造健全性及びシール部の機能維持について、各設備に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定して評価を行ったが、判断基準に対する各機器の裕度について、表 18-1 に示す。

裕度の考え方は部位ごとに異なっており、破損限界を評価することができるものについては、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ における状態と破損限界との比較を行っている。一方、破損限界が確認できていないものについては、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態における健全性を確認した際の判定基準に対する裕度を評価した。

その結果、構造部材について裕度が最小となるものは、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の応力比較であり、裕度は約1.1であった。ただし、これらの評価においては、評価基準として、規格等に定められている許容値を用いて評価しているものであり、許容値が保守的に設定されているものであることから、実際の構造部材としての実力ではさらに裕度を有しているものと考えられる。

一方、シール部については、シール材が事故条件下において時間的に劣化していくことが確認されている。このため、構造部材と異なり、現在の評価において健全性が確認されている7日間の期間を超えて $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態が長時間継続した場合には、シール材が機能を喪失し漏えいが生じる可能性がある。また、シール部のうちでも、トップヘッドフランジや機器ハッチ等、フランジ構造になっている箇所については、圧力の上昇にともない開口量が増加するため、その影響により、他のシール部に比べて漏えいが生じるリスクが高いものと考えられる。

これらの検討結果から、構造部材については、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態が維持された場合においても漏えいが生じることはなく、また、構造部材が有する実力での強度を考慮した場合には、十分な裕度が確保されているものと評価できる。一方、フランジ構造のシール部については、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態が維持された場合であっても、その状態が7日間を超えて長期間継続した場合には漏えいが生じる可能性がある。このため、実際の事故時における漏えいに対する裕度は、フランジ構造のシール部である、トップヘッドフランジ、機器ハッチ、エアロックが最も少ないと考える。

以上

表 18-1 評価対象機器が有する限界温度・圧力に対する裕度

評価対象部位	想定される 機能喪失要因	裕度の考え方	2Pdに対する裕度 (評価結果)
① 原子炉格納容器本体 (コンクリート部)	曲げせん断破壊	NUPEC で実施された弾塑性解析により、200℃条件下で、コンクリート部の内圧に対する耐圧性状を確認	約 2.0 (4.0Pd 近傍からコンクリート部の局所的破壊開始)
② 原子炉格納容器本体 (ライナ部)	延性破壊	NUPEC で実施された歪み評価をもとに、200℃条件下で、ライナ部破損圧力を評価	約 1.8 (約 3.5Pd でライナ部の相当塑性ひずみが破断ひずみに到達)
③ トップヘッドフラランジ	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力と比較	約 1.5 (締め付けボルトの発生応力と許容値との比較)
④ ハッチ類 (機器搬入用ハッチ等)	変形・高温劣化 (シール部) 延性破壊	NUPEC で実施された 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価 シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	約 1.4 (試験結果から弾性限界圧力 (約 2.8Pd) を算出) - (圧力の上昇により開口量が増加することに加え、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難)
⑤ エアロック	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力と比較	約 1.1 (ガセットプレートのせん断力と許容値との比較)
⑥ 配管貫通部 (貫通配管)	変形・高温劣化 (シール部)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	約 3.0 (ハッチモデル試験体の限界圧力 (6.0Pd) との比較) - (圧力の上昇により開口量が増加することに加え、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難)
⑦ 電気配線貫通部	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力と比較	約 1.1 (ガセットプレートのせん断力と許容値との比較)
⑧ 原子炉格納容器隔離弁	変形・高温劣化 (シール部)	シール部の隙間評価結果に基づき評価	約 1.1 (配管に生じる応力と許容値との比較) 約 1.8 (配管貫通部の部材 (コンクリート部) に生じる応力と許容値との比較) - (開口は生じないが、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難) 約 1.7 (呼び厚さと計算上必要な厚さとの比較) 約 1.3 (NUPEC での試験において、約 2.6Pd で漏えいが発生) - (開口は生じないが、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難)

配管貫通部の代表性について

1. 原子炉格納容器貫通部の代表選定の考え方

- ① 原子炉格納容器配管貫通部における評価は、格納容器配管貫通部全数から本章で示す考えに基づき代表配管を選定する。
- ② 原子炉格納容器貫通部周りの配管に発生する応力は、原子炉格納容器貫通部の変位と、配管系の拘束から影響を受ける。まず、変位について原子炉格納容器が 2Pd、200℃時における変位を算定した結果を図2に示す。変位の評価モデルは「 0° - 180° 」と「 90° - 270° 」の2ケースの分割モデルで実施している。図3及び図4で評価モデルのイメージを示す。この評価結果から T. M. S. L 15m 以上の変位が最も高くなっていることを確認した。したがって 15m 以上にある配管貫通部から、拘束条件が厳しいものを選定することとした。
- ③ なお、小口径配管については、二次応力が小さい傾向にあるため、選定にあたっては対象外とする。
- ④ ここまでで抽出された配管貫通部を表1に纏めているが、本評価は格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における評価であることから、従来設計が 200℃以上のものは評価不要と考えているため、最高使用温度が 200℃以上の配管については対象外とする。
- ⑤ 上記の考えで抽出された配管貫通部は X-81（AC系）、X-82（FCS系）であり、これらについて、原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃・2Pd）時の格納容器変位による配管損傷要因として考えられる二次応力の影響を評価するため、二次応力が厳しくなる配管拘束条件に着目して代表配管を選定することとした。拘束条件の厳しさを表す参考の値として、貫通配管の第一拘束点までの距離(L)と配管口径(D)の比(L/D)を用いる。一般的にLが小さい程拘束が厳しく、Dが大きい程配管応力を受けやすいことから、L/Dが最も小さいものが拘束条件が厳しく、配管応力を受けやすいと考えられる。

2. 代表配管の選定結果

上記の考え方から、L/Dが最も小さいものを選定した結果、表1で示す通り不活性ガス系の配管貫通部(X-81)を選定した。なお、X-81のペネ取付高さは T. M. S. L 19000 であり、L/Dは約 6.4 である。これらの代表配管抽出フローについては、図1で示している。

<代表配管抽出フロー>

<考え方>

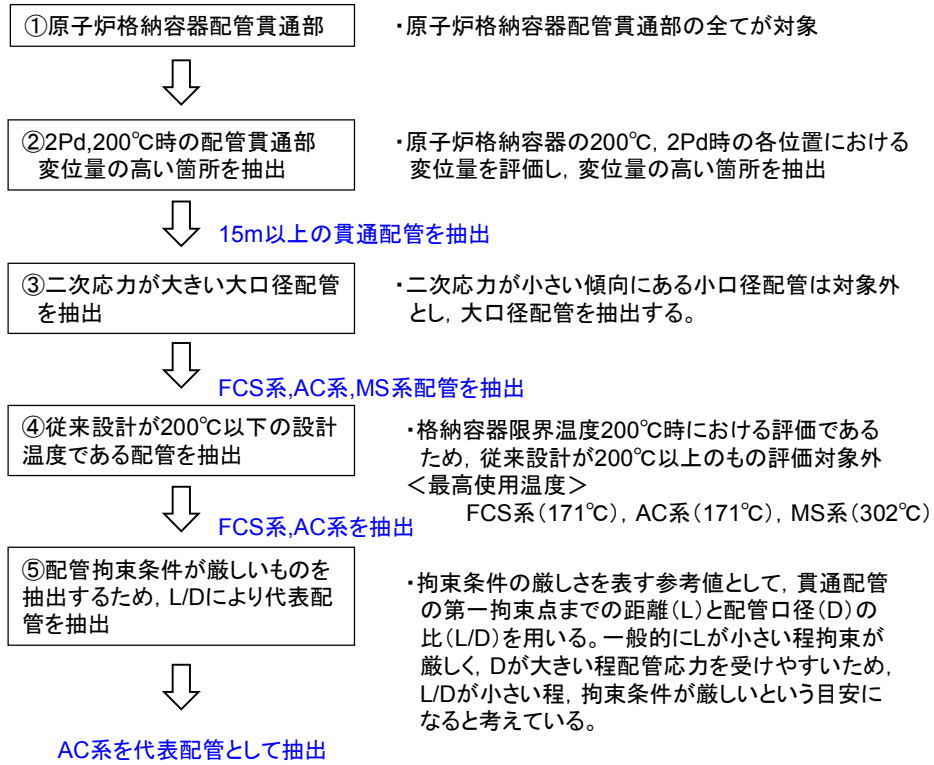


図1 代表配管抽出フロー

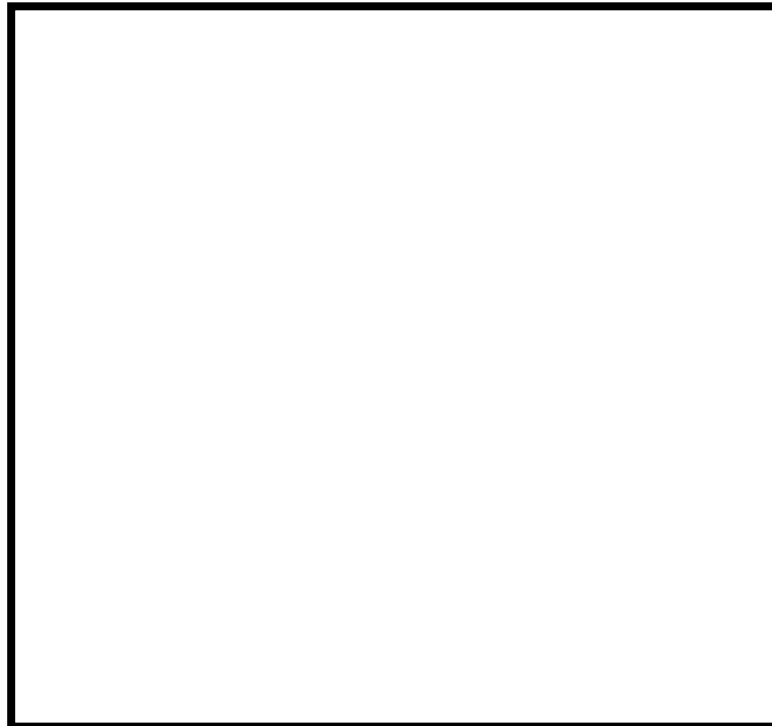


図2 格納容器(200℃、2Pd時)の変位

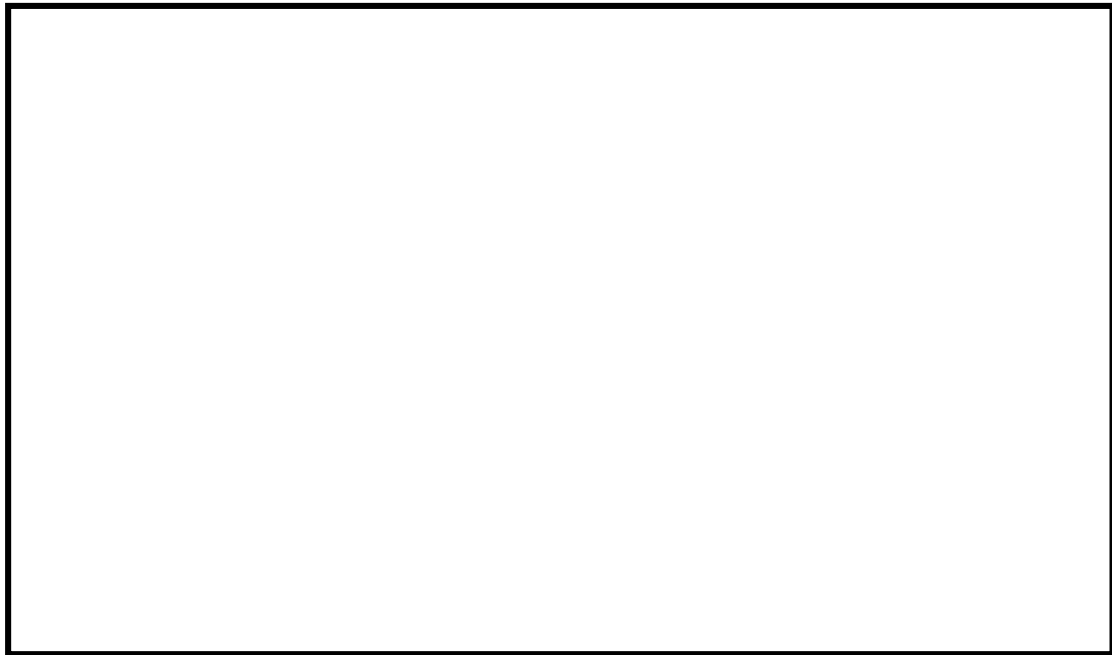


図3 格納容器「0° -180°」、「90° -270°」について（7号炉の例）



図4 変位の評価モデルイメージ（0° -180°）

表1 配管貫通部と口径比（T. M. S. L 15m 以上）

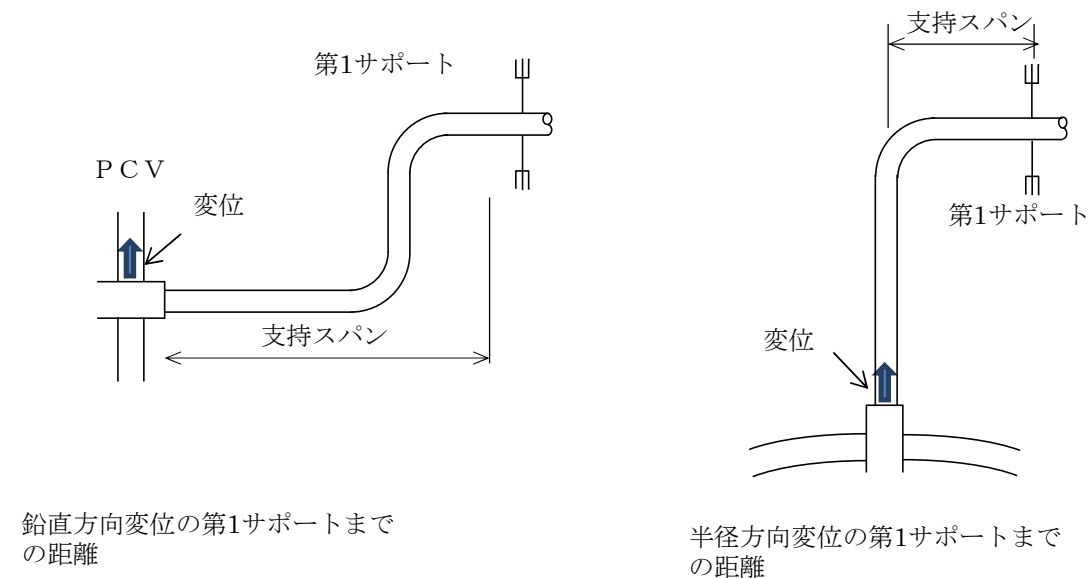
貫通部 番号	貫通部 取付 高さ	系統	プロセス管				PCV からの第1 サポート距離 L [mm]	口径比 L/D
			外径 D [mm]	肉厚 t [mm]	D/t	最高使用 温度 [°C]		
X-82		FCS						
X-81		AC						
X-10A		MS						
X-10B		MS						
X-10C		MS						
X-10D		MS						

※「PCV からの第1サポート距離」は、原子炉建屋側の配管ラインについて示す
 ※貫通部取付高さは T. M. S. L を示す。

<参考> 貫通部反力（モーメント）の比較

図2の代表選定フローで抽出されたAC系とFCS系の貫通配管について、L/Dの比較により代表配管を決定しているが、L/Dで代表を選定することが妥当であることを確認するために、配管貫通部の貫通部反力（モーメント）についても比較を実施した。貫通部反力（モーメント）の評価概要は図2に示す通りである。

第一サポートまでのサポート距離（支持スパン）は、各貫通部から第1拘束点までの距離とし、それぞれ放射方向L1、鉛直方向L2として貫通部反力（モーメント）の指標を算出し、代表配管の選定を評価した。評価結果を表2に示しており、L/Dの評価と同様に、反力（モーメント）の評価についてもAC系が厳しい結果であり、AC系を選定することが適切であることが本結果からも確認できた。



鉛直方向変位の第1サポートまでの距離

半径方向変位の第1サポートまでの距離

図5 貫通部反力（モーメント）評価におけるサポート支持スパンの考え方

表2 貫通部反力（モーメント）の評価結果

貫通部 番号	系統	呼び 径	貫通部 取付 高さ	サポート距離 (支持スパン)		貫通部反力 (モーメント)の指標		参考
				L1 (放射)	L2 (鉛直)	M1 (放射)	M2 (鉛直)	
				A	mm	mm	mm	N・mm
X-82	FCS							
X-81	AC							

※貫通部取付高さはT.M.S.Lを示す。

表 2 の貫通部反力（モーメント）の評価結果からも、L/D と同様に AC 系の方が厳しい値となっている。以下に貫通部反力（モーメント）の指標算出式を示しているが、式①は式④で表すことができ、反力（モーメント）は変位 δ が大きい程高く、L/D が小さい程高くなる傾向であることが言える。今回の代表選定フローについては、変位 δ が高いと思われる 15m 以上において、最終的には L/D の小さい方を代表として選定しているが、この式④からも、その考えが妥当であることが言える。

<貫通部反力(モーメント)の指標算出式>

$$M = \frac{3EI\delta}{L^2} \quad (\text{式①})$$

Z: 断面係数
 I: 断面二次モーメント
 E: 弾性係数
 δ : 変位の指標
 L: サポートスパン

上記①式に以下の式②、③を代入する。

$$I = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} \quad (\text{式②})$$

$$Z = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{32D} \quad (\text{式③})$$

D: 配管外径
 d: 配管内径

$$M = \frac{3E \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} \delta}{\frac{\pi(D^4 - d^4)}{32D} L^2} = \frac{3}{2} \frac{E\delta}{L^2/D} \quad (\text{式④})$$

なお、貫通部反力（モーメント）M の指標算出式から、M は L/D ではなく L^2/D が小さくなるにつれて大きくなることを示しているが、M は単位面積あたりのモーメントを示す指標であり、実際の反力は、M と断面係数 Z の積で表される。断面係数 Z は、一般的に配管口径 D が大きくなるにつれて大きくなる傾向にあるので、実際の反力は、 L^2/D が小さい、且つ、D が大きい程大きくなる傾向にある。図 1 で示す代表配管選定フローにおいて既に大口径配管、すなわち D が大きい配管を③で選出しており、さらに貫通部反力が大きくなる条件としては L^2/D が小さいことになる。これを簡易的に表現すると L/D が小さくなるにつれて貫通

部反力が大きくなる傾向であると言えるため、反力の大きい配管貫通部の代表性を示すための参考になる指標と考えている。

ここで、表 3 に高さ 15m 以上にある配管貫通部のうち計装用配管貫通部を除く配管貫通部について L/D 及び L²/D を整理した。配管が小口径であるものは、二次応力が小さい傾向にあり、大口徑の配管貫通部と比較して貫通部反力も低くなると考えられるが、表 3 で示す通り小口径については L/D も高いため、L/D は貫通部反力の傾向を示せているものと考えられる。

よって、図 1 で示す代表配管選定フローにおいて、最終的に選出された配管のうち、配管拘束条件が厳しいものを選ぶための参考値として L/D を用いることについては妥当と考えている。なお、最終的には AC 系、FCS 系から AC 系を代表に抽出しているが、L/D だけではなく、貫通部反力（モーメント）の指標も算出し、AC 系の方が拘束条件が厳しいことを示した上で抽出している。

表 3 L/D 及び L²/D の整理

貫通部 番号	貫通部 取付 高さ	系統	プロセス管		PCV からの第 1 サポート距 離 L [mm]	口径比 L/D	(参考) L ² /D
			外径 D [mm]	肉厚 t [mm]			
X-82		FCS					
X-142A		MS					
X-142B		MS					
X-142C		MS					
X-142D		MS					
X-147		MS					
X-69		SA					
X-70		IA					
X-71A		HPIN					
X-71B		HPIN					
X-72		HPIN					
X-81		AC					
X-10A		MS					
X-10B		MS					
X-10C		MS					
X-10D		MS					
X-22		SLC					

※貫通部取付高さは T. M. S. L を示す。

バックアップシール材塗布による設計影響について

(1) バックアップシール材塗布によるフランジ設計への影響懸念

フランジ設計として、漏えい発生を防止するためにOリング溝にシール材(改良 EPDM)がセットされているが、シール機能を確保するために以下が設計上考慮されている。

- | |
|--|
| <ul style="list-style-type: none">① シール材について、開口を考慮した適切な押し込み量を確保すること② 内圧及びシール材反力について、適切なフランジ強度を有すること③ シール材が、化学的影響を受ける等により、反応や劣化等の影響を受けないこと④ フランジ締付作業の施工性が確保できること |
|--|

バックアップシール材をフランジ面に塗布することで、上記①～④について悪影響を与えないことを確認するため、バックアップシール材が塗布されることにより「フランジ開口量評価でシール材(改良 EPDM)追従性に悪影響を与えないこと」、「フランジ応力評価に悪影響を与えないこと」、「シール材(改良 EPDM)に化学反応等の悪影響を与えないこと」、「フランジ締付作業・開放作業に悪影響を与えないこと」を確認した。

(2) バックアップシール材厚さの影響について

図1の試験体(直径30cm)を使用して、バックアップシール材を塗布せず試験体を組み上げた後(バックアップシール材無し)とバックアップシール材を塗布して試験体を組み上げた後(バックアップシール材有り)の試験体の厚さを測定した。その結果を表7に示す。バックアップシール材の有無による試験体の厚さの変化はほとんど無く、約0.01mm程度の差であった。

実プラントでのシール材の押し込み深さは約[]である。一方、今回測定結果から、バックアップシール材適用による押し込み量の変化は0.01mm程度と想定され、バックアップシール材適用による押し込み深さの変化量やフランジ開口量への影響は無視できる程度で悪影響はないと考えられる。

表7 試験体の厚さ測定結果

測定位置	バックアップ シール材無し(mm)	バックアップ シール材有り(mm)
1	40.01	40.02
2	40.02	40.02
3	40.00	40.03
4	40.00	40.02
5	40.00	40.01
6	40.01	40.01
7	40.01	40.01
8	40.01	40.02
9	40.01	40.03
10	40.01	40.03
11	40.01	40.03
12	40.00	40.03
平均	40.01	40.02

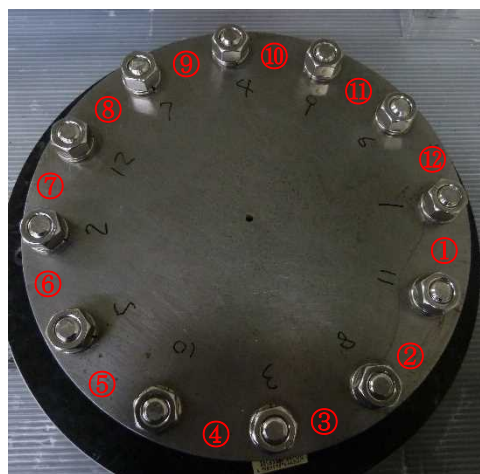


図7 試験体厚さ測定位置

(3) バックアップシール材塗布に伴うフランジへの影響について

バックアップシール材を塗布した場合の影響評価として、①開口量評価及び②フランジ応力評価を実施した。前述(1)からバックアップシール材塗布時の厚さは0.01mm程度であるが、保守的な仮定としてバックアップシール材厚みが0.5mmとし、開口量評価、フランジ応力評価に悪影響がないことを確認した。

① 開口量評価

構造上バックアップシール材の厚さ分、突起によるEPDM ガスケットの締付量は低減する。このため、最も評価結果が厳しくなるドライウェル機器搬入用ハッチにて2Pd 時の締付量と必要締付量を比較し、シール性能を維持できることを確認した(図7、表7参照)。なお、ここで用いたEPDM の必要締付量は実機を模擬した試験を実施し、締付量0mm でもシール性能を維持できることを確認している。

$$\begin{aligned}
 \text{評価式：締付量} &= \text{初期締付量} - \text{バックアップ材厚さ} - \text{開口量} \\
 &= (\square) - (0.5\text{mm}) - (1.5\text{mm}) = \square > 0\text{mm}
 \end{aligned}$$

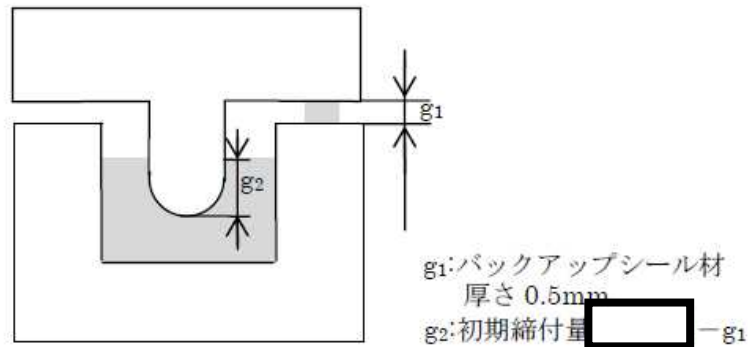


図7 バックアップシール材を保守的に0.5mm厚さとした初期締付状態図

表7 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジシール部開口量と締付量

設備名	バックアップシール材厚さ	開口量	締付量	必要締付量
ドライウェル機器搬入用ハッチ	0.5	1.5		0以上

(単位：mm)

② フランジ部応力評価

バックアップシール材を用いた際、2Pd 時にフランジに加わる荷重を表3に示す。表3 よりバックアップシール材の荷重は内圧による荷重と比較して2 桁以上小さくなる。このため、フランジ部へ発生する応力の影響は内圧が支配的であり、バックアップシール材の有無によりフランジ部へ加わる発生応力は殆ど変化しないと考えられる。

表3 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジに加わる荷重 (単位:kN)

内圧による荷重	ガスケット反力による荷重	バックアップシール材反力による荷重
5.166×10^4	5.108×10^2	1.431×10^2

参考として、バックアップシール材の有無によるフランジ部発生応力を比較したものを表4に示す。このように実際に上記の結果を反映したものとなっており、バックアップシール材を考慮しても、フランジ部に発生する応力は、弾性域であることを示す共用状態Csにおける評価基準値に対して十分に余裕があるといえる。

表4 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジ部発生応力
(単位：MPa)

応力評価点	バックアップシール材		供用状態 Cs における 評価基準値 (MPa)
	無し	有り	
ハブの軸方向応力	27	27	339
ボルト穴の中心円におけるフランジの半径方向応力	156	156	226
フランジの半径方向応力	2	2	226
フランジの周方向応力	2	2	226
組合せ応力	15	15	226
	15	15	226
ボルトの応力	322	323	432

(4) 改良EPDMに対する悪影響、フランジ締付・開放作業への影響について

現場作業等への影響について、フランジ締付時の締付ボルト管理トルク値の変更は必要ないこと、フランジ開放時(点検時)の手入れの際にバックアップシール材は容易に除去可能であることを確認している。また、バックアップシール材は改良 EPDM シール材と化学反応は生じないことから悪影響はないと考えられる。

以上のことは、施工時の影響確認として柏崎刈羽原子力発電所の実機の格納容器ハッチで実施したモックアップ試験時に、実際にバックアップシール材を塗布して確認しており、フランジ締付・開放作業に有意な影響を与えないことを確認している。また、化学影響については、長期熱劣化影響確認試験で改良 EPDM とバックアップシール材を組み合わせたフランジで劣化後の気密性が確認できていることから、悪影響がないと考えている。

(5) まとめ

上記(1)～(4)より、バックアップシール材塗布におけるフランジ締込量への影響は0.01mm程度と僅かであり、かつ、仮に保守的に締込量に0.5mmの影響があると想定した場合でも、開口量評価及びフランジ部応力評価に大きな影響を与えないことを確認した。また、改良EPDMシール材に対して化学反応の影響がないこと、フランジ締付作業性も確保できることから、バックアップシール材塗布によるフランジ設計上の影響はない。

TIP パージ弁への改良シール部材適用について

TIP パージ弁は、表 1 の通り弁座シート、グラウンドＯリング及び弁ふたシールを改良 EPDM 及びメタルシートに変更したものを適用する。改良 EPDM については既に試験が完了し、適用は可能である。メタルシートの適用についても試験を進めており、適用の見込みが立っている。

表 1 TIP パージ弁シール部材について

バウンダリ箇所	部位	変更前部材	シール部材
TIP パージ弁	弁座シート	EP ゴム	改良 EPDM またはメタルシート
	グラウンドＯリング	EP ゴム	改良 EPDM
	弁ふたシール	EP ゴム	改良 EPDM

<改良 EPDM の実機適用性について>

改良 EPDM の実機適用にあたっては、重大事故時環境を模擬した条件で試験を行い、シール機能が健全であることを評価した。試験項目を表 2 に示し、試験の概要を以下に示す。

表 2 シール機能健全性確認試験項目

No	試験項目	備考
1	弁性能試験	耐圧漏えい試験、弁座漏えい試験、作動試験を実施。
2	熱・放射線同時劣化試験	通常運転時の弁座の経年劣化を模擬し、加速劣化試験を実施。
3	機械的劣化試験	通常運転時の弁座の経年劣化を模擬し、機械的劣化試験を実施。
4	放射線劣化試験	SA 時の放射線による劣化を模擬。
5	蒸気通気試験	SA 時における蒸気条件を模擬し、弁座及び O リングのシール性を確認。
6	分解点検	試験後に外観の異常有無及び内部部品に異常がないか確認を実施。

1. 試験内容

改良 EPDM を実機適用するにあたり、改良 EPDM が SA 環境に耐えうることを検証するため耐環境試験を実施した。各耐環境性試験の詳細については以下に示す。

【熱/放射線同時劣化試験】

通常時経年劣化を模擬し、加速劣化を行った。通常運転時の環境・使用条件は、原子炉格納容器内の環境条件スペックにより放射線量率 0.6Gy/h、温度 66℃、使用期間 6 サイクル(78 ヶ月運転)(メンテナンス周期)を想定し、試験時間：943 [h] (約 40 日)とした。試験条件を表 3 に示す。

表 3 熱/放射線同時劣化試験条件

照射線量	100Gy/h
試験温度	100℃
試験時間	943h (約 40 日)

【機械的劣化試験】

本体部の通常時経年劣化を模擬し、作動試験を行った。通常時の使用期間は 6 サイクル(13 カ月/1 サイクルとする)を想定し、開閉作動回数は 500 回とした。(月 5 回×13 カ月×6 サイクル=390 回に裕度を設けた回数とした。)

【事故時放射線照射】

SA 時の放射線による劣化を模擬した試験を実施した。照射線量は、0.86MGy (TIP パージ弁の重大事故時における線量条件 (0.8MGy) に裕度を見込んだ値) とした。

【蒸気通気試験】

SA 環境条件による蒸気通気試験を実施し、弁座及び O リングのシール性の確認を実施した。試験条件を表 4 に示す。

表 4 蒸気通気試験条件

試験流体	過熱蒸気
試験圧力	0.854MPa (2Pd に余裕を見込んだ値)
試験温度	200℃
試験時間	168 時間 (7 日間)

【試験条件まとめ】

これまでに示した耐環境性試験の試験条件を表 5 にまとめた。

表 5 耐環境性試験条件まとめ

No	試験項目	試験条件
1	熱・放射線同時劣化試験	放射線量率 100Gy/h、温度 100℃、試験時間 943h で加速劣化を実施。
2	機械的劣化試験	本体部の通常時経年劣化を模擬し、作動回数 500 回の弁開閉を実施。
3	放射線劣化試験	照射線量は 0.86MGy にて SA 時の放射線による劣化を模擬した試験を実施。
4	蒸気通気試験	0.854MPa[gage] (2Pd に余裕を見込んだ値)、200℃、168 時間(7 日間相当)の過熱蒸気通気試験を実施。

2.漏えい試験結果

2.1 蒸気通気試験中

1 項に示す試験内容により蒸気通気試験を行った結果、弁座及び O リングからの漏えいはなかった。

2.2 蒸気通気試験後の弁性能試験結果

SA 条件化での改良 EPDM の適用性を検証するために、蒸気通気試験後のシール性の確認を行った。TIP パージ弁の外観写真を図 1 に示す。試験結果を表 6 に、試験系統の概略を図 2 に示す。また、図 3 に試験装置の外観写真を示す。結果として漏えいは確認されず、改良 EPDM の SA 時のシート性は健全であり、実機適用は妥当であることを確認した。



図 1 TIP パージ弁外観写真

表 6 試験結果まとめ

試験項目	試験条件	試験結果
蒸気通気後 性能試験	弁閉状態で、乾燥空気 1.07MPa(最高使用圧力 0.62MPa×1.25 に余裕を見込んだ値)で弁座漏えい試験及び耐圧漏えい試験を 実施。	漏えい無

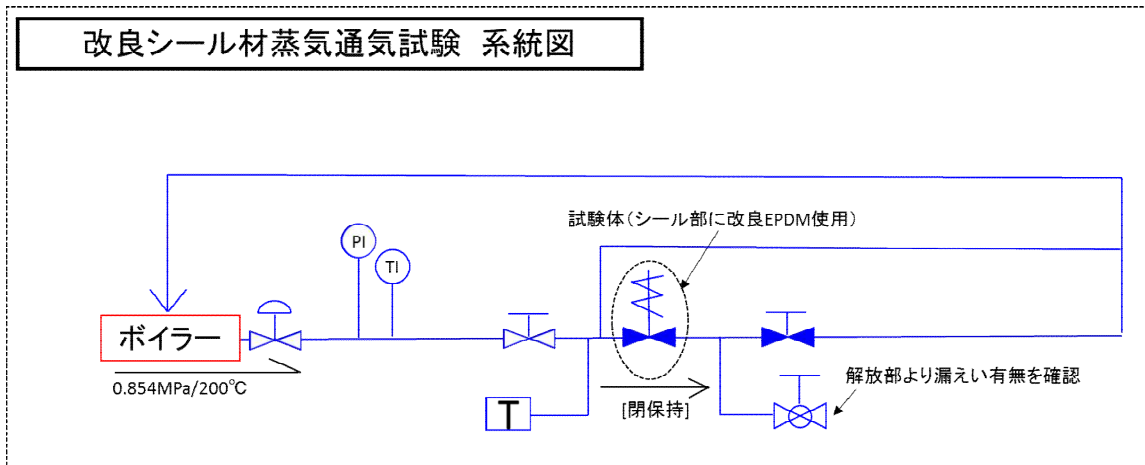


図 2 蒸気通気試験系統図

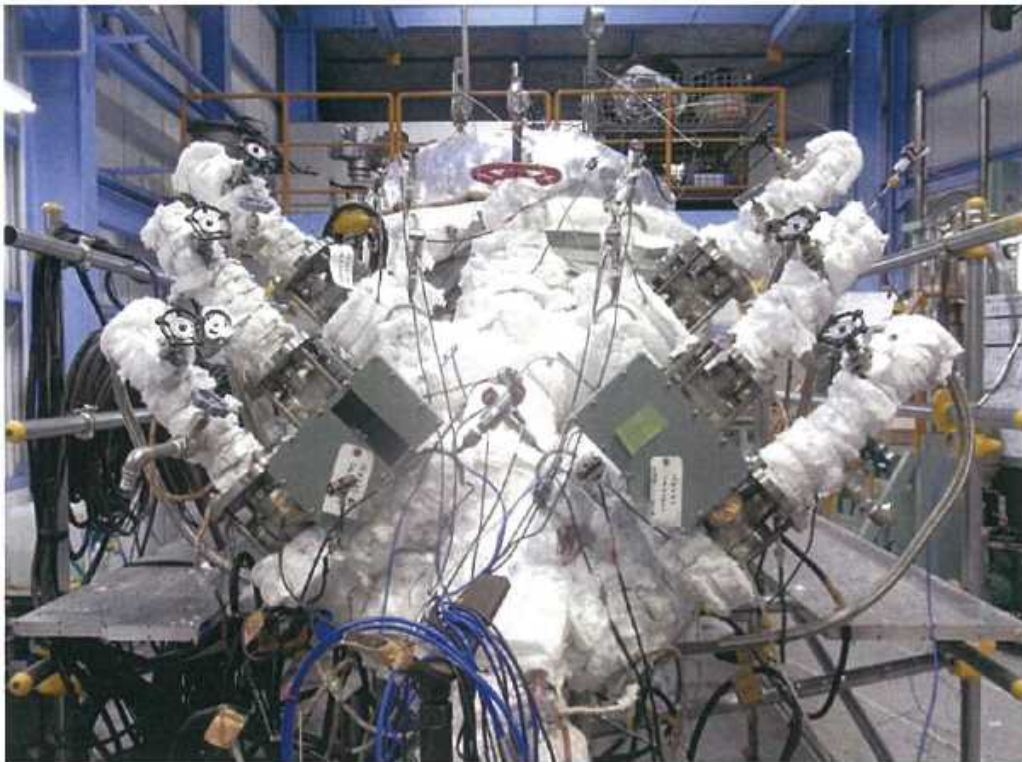


図 3 試験装置外観写真

<メタルシートの実機適用性について>

TIP パージ弁の弁座シートについてはメタルシールの適用性についても検討している。実機適用にあたっては、重大事故時環境を模擬した条件である 200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その弁配置での重大事故時における放射線量が照射されたとしても、シール機能が健全であることを評価した上で実機適用を行う。

なお、現時点では TIP パージ弁（メタルシート）の実機適用性を確認している段階にあるが、表 7 で示す試験体を用いた試験により 2Pd における弁（メタルシート）のシール性が確認できており、温度及び放射線の影響についても表 8 に示す通り重大事故環境下における健全性に見通しが立っている。これらを踏まえ、実機適用性の検証を更に進め、200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その際の重大事故時における放射線量が照射されたとしてもシール機能が健全であることを確認して実機に適用する。

表 7 TIP パージ弁（メタルシート）試験弁の弁座漏えい試験

試験項目	試験仕様			結果
	試験流体	試験圧力	保持時間	
弁座漏えい試験	空気	1.08MPa	3 分	合格

表 8 TIP パージ弁（メタルシート）の温度及び放射線の影響について

部位	シール部材	温度及び放射線の影響について
弁座シート	メタルシール	メタルシールであることから、放射線及び温度により劣化するものではない
グランドOリング	改良 EPDM	放射線、温度による劣化が懸念されるが、試験により 200℃蒸気が 7 日間暴露され、その際の重大事故時における放射線量（800kGy）が照射されても健全であることを確認している。
弁ふたシール	改良 EPDM	放射線、温度による劣化が懸念されるが、試験により 200℃蒸気が 7 日間暴露され、その際の重大事故時における放射線量（800kGy）が照射されても健全であることを確認している。

200℃, 2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力・温度について

有効性評価における格納容器限界温度・圧力は 200℃, 2Pd と設定しており, 200℃, 2Pd について時間経過を考慮した評価が必要な部位はシール部と考えている。このため, シール部については, 200℃, 2Pd の状態が 7 日間 (168 時間) 継続した場合でもシール機能に影響ないことを確認することで, 限界温度・圧力における格納容器閉じ込め機能の健全性を示している。

また, 7 日間 (168 時間) 以降については, 有効性評価の代表シナリオ (大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失) を確認したところ, 表 1 で示す通り, 格納容器圧力については, ベント操作を実施した場合, 代替循環冷却系を運転した場合に関わらず圧力は低くなっており, 格納容器温度については 150℃を下回っている (図 1~2 参照)。なお, これ以外の有効性評価シナリオについても同様に低下することを確認している。

表 1 事故発生後の経過時間と格納容器圧力・温度の関係

事故発生後の経過時間	0~168 時間	168 時間以降
格納容器圧力	格納容器限界圧力として 2Pd(620kPa)を設定	有効性評価シナリオで格納容器圧力は低下している
格納容器温度	格納容器限界温度として 200℃を設定	有効性評価シナリオで 150℃を下回る

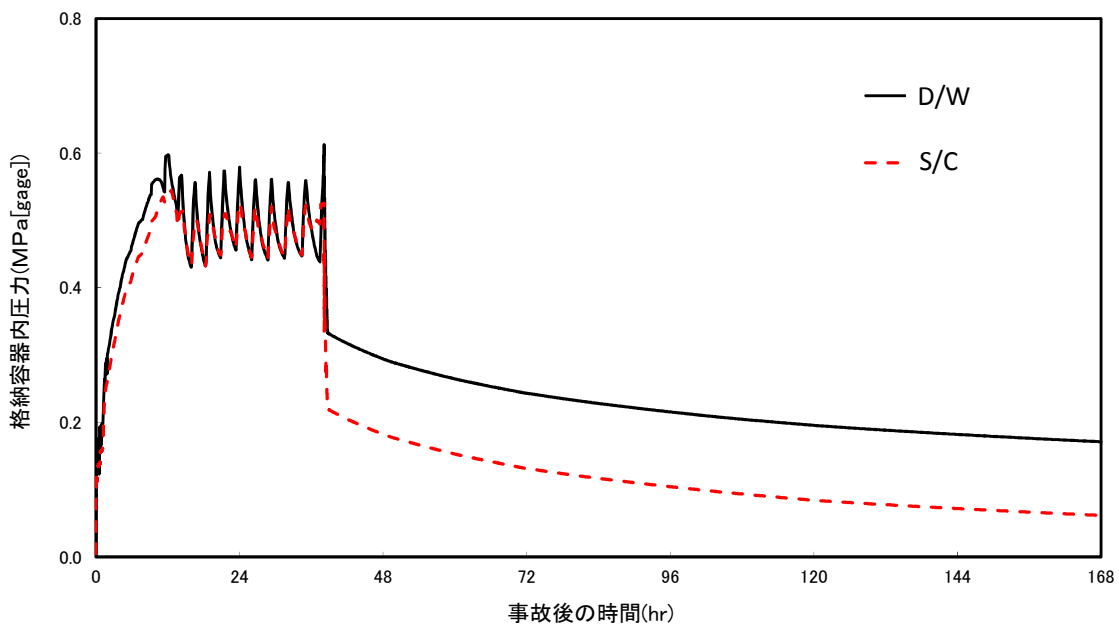


図 1 原子炉格納容器圧力 (大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失)

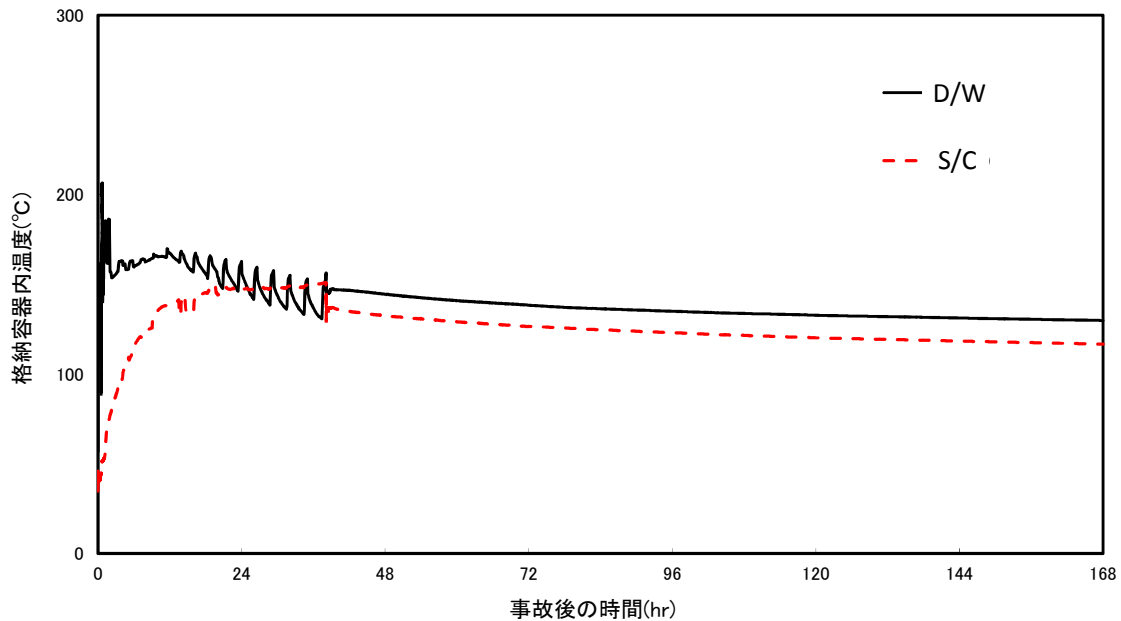


図 2 原子炉格納容器温度 (大 LOCA+SBO+ECCS 機能喪失)

① 長期 (168 時間以降) の格納容器圧力と閉じ込め機能の関係について

時間経過により健全性に影響を及ぼす部位はシール材である。シール部の機能維持は、図 3 の模式図に示す通り、格納容器内圧力の上昇に伴うフランジ部の過渡的な開口挙動に対し、シール材料の復元量が十分に確保されていることをもって確認している。つまり、格納容器温度によるシール材の熱劣化を考慮しても、圧縮永久ひずみ試験結果によりシール材の復元量が十分であれば、シール部の機能は健全である。長期のケースとして、有効性評価シナリオにおいて 168h 時の格納容器圧力が高い代替循環冷却系運転ケースを評価しても、格納容器圧力は約 0.21MPa であり開口量は小さい (表 2 参照)。なお、復元量の具体的な評価は、格納容器温度に関係することから次項②で示す。

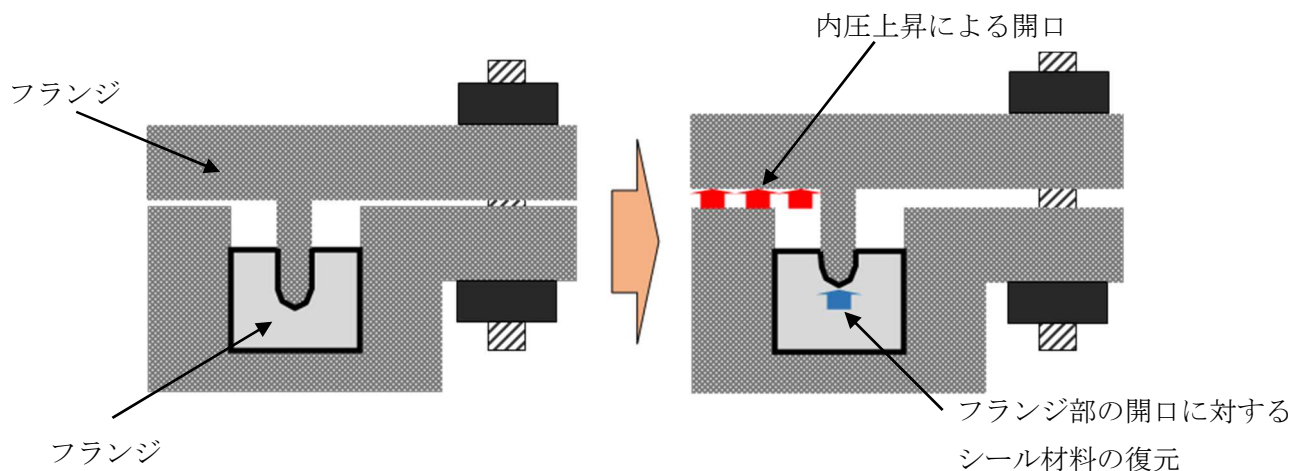


図 3 シール部の機能維持確認の模式図

表 2 原子炉格納容器圧力と開口量の関係

フランジ部位	溝	代替循環冷却運転 ケースの 168h 時 (0.21MPa)	2Pd (0.62MPa)
トップヘッドフランジ	内側	約 0.10mm	約 1.3mm
	外側	約 0.05mm	約 0.9mm
機器搬入用ハッチ	内側	約 0.25mm	約 1.4mm
	外側	約 0.10mm	約 1.0mm

② 長期（168 時間以降）的な格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

格納容器温度の上昇に伴う、時間経過によるシール材の長期的（150℃を下回る状況）な影響を調査する。ここでは、トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチに使用されている改良 EPDM 製シール材を用いて、168 時間以降の温度・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表 3 に示す。

表 3 改良 EPDM 製シール材の基礎特性データの経時変化

試験時間	0～7 日	7 日～14 日	14 日～30 日
試験温度	200℃	150℃	150℃
圧縮永久ひずみ率[%]			
硬さ			
質量変化率[%]			

注記：γ線 1.0MGy 照射済の試験体を用い、飽和蒸気環境下に暴露した後の測定値

表 3 に示すように、168 時間以降、150℃の環境下においては、改良 EPDM 製シール材の基礎特性データには殆ど変化は無く、経時劣化の兆候は見られない。したがって、SA 後 168 時間以降における格納容器の温度を 150℃と設定した場合でも、シール部の機能は十分維持される。なお、EPDM は一般特性としての耐温度性は 150℃であり、表 3 の結果は改良 EPDM 製シール材が 200℃条件を 7 日間経験しても、一般特性としての耐熱温度まで低下すれば、それ以降は有意な劣化傾向は見られないことを示していると考えている。また、表 3 の結果から圧縮永久ひずみ % 時の改良 EPDM 製シール材復元量とフランジ開口量のイメージを図 4 に示しており、表 2 で示す 168 時間以降の格納容器圧力に対しても十分追従可能な復元量を維持していることも確認できる。

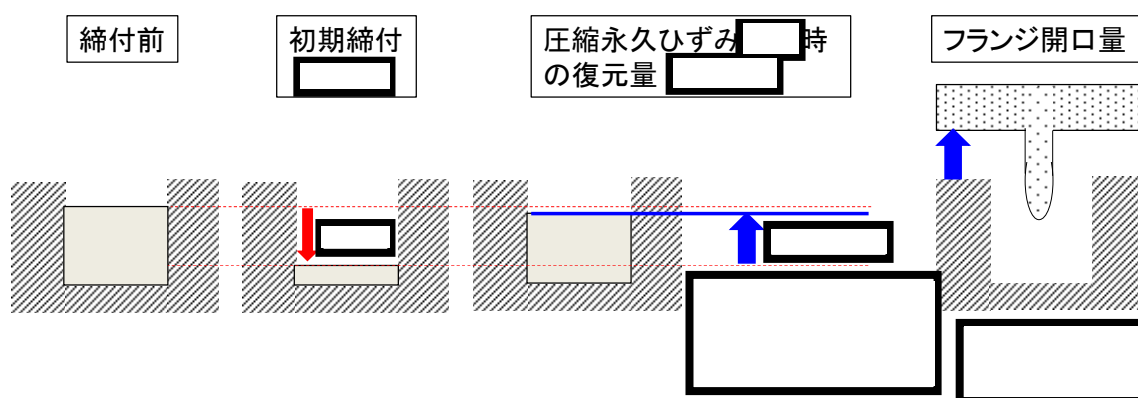


図 4 圧縮永久ひずみ % 時のシール材復元量とフランジ開口量

<時間を踏まえた限界温度・圧力の考え方>

有効性評価結果からも、7 日間（168 時間）以降は原子炉格納容器温度が EPDM の一般特性としての耐熱温度である 150℃を下回ることが判っている。また、原子炉格納容器圧力についてもベント操作の有無に関わらず圧力は低下しており、開口量は限界圧力時と比較しても小さいことが確認できている。よって、当社としては、限界温度・圧力（200℃・2Pd）が 7 日間経験してもシール材が問題ないことを確認することで、長期の格納容器閉じ込め機能を確保できると考えている。

<168 時間以降の考え方>

前述の検討を踏まえ、168 時間以降については格納容器圧力・温度は低下していることから、最初の 168 時間に対して限界温度圧力を超えないよう管理することで、長期的な格納容器閉じ込め機能は維持されると考えている。ただし、事故環境が継続することにより、熱劣化等の閉じ込め機能低下要因が存在することも踏まえ、長期的なプラントマネジメントの目安として、168 時間以降の領域においては、格納容器温度が 150°Cを超えない範囲で、また、格納容器圧力が 1Pd を超えない範囲でプラント状態を運用する。

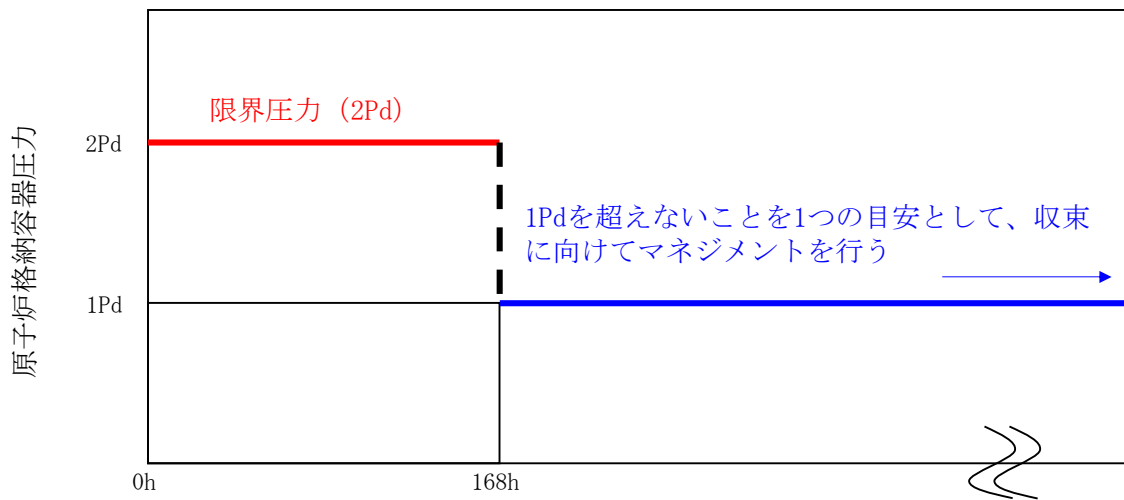


図 5 原子炉格納容器圧力の 168 時間以降の考え方

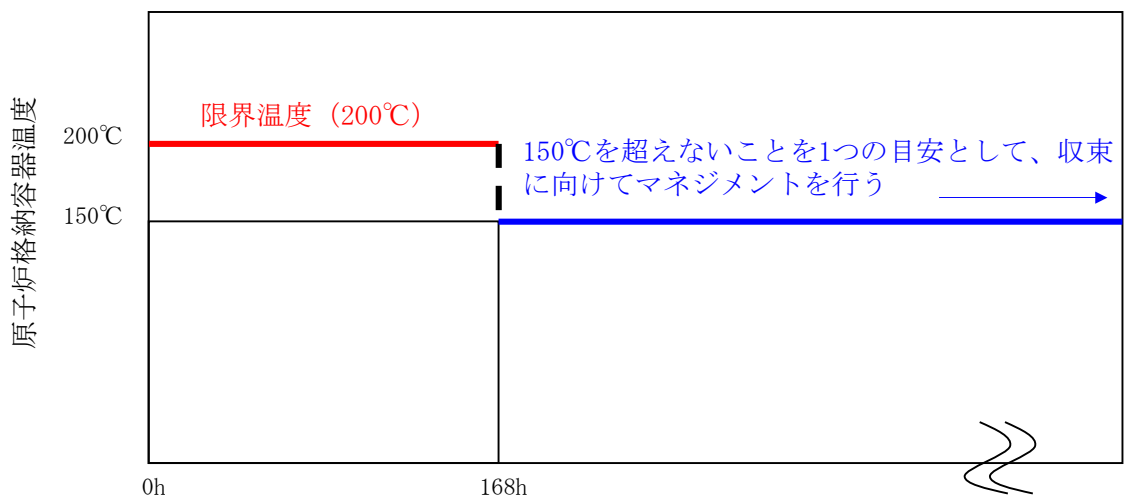


図 6 原子炉格納容器温度の 168 時間以降の考え方

フランジの開口に対するシール材の復元特性について

1. はじめに

フランジ等のシール部に用いるシール材は、フランジ等の開口量に合わせて形状が変化することによりシール性能を確保しているが、フランジ等の開口量の変化する速度にシール材の形状の変化が追従できない場合には、漏えいが生じる可能性がある。

このため、シール材の形状が変化するために必要な時間（復元速度）を確認し、フランジ部の開口量の変化速度との比較を行った。

2. シール材の形状変化速度

フランジ部においてシール材に採用する改良 EPDM シール材について、復元速度を評価するため、JIS-K 6254 に基づく試験を行った。

当社が評価している有効性評価に関する事故シナリオにおいて、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融炉心がペDESTALに落下した際の圧力上昇時（FCI 評価）である。この場合における開口量の変化速度は0.15mm/s 程度であることがわかっているため、これを参照して、0.15mm/s を大幅に上回る 300mm/s 及び 500mm/s を試験速度とした。

試験では、常温下で所定距離(3.75mm)まで一定速度(300mm/s または 500mm/s)で圧縮後、初期位置まで一定速度(300mm/s または 500mm/s)で荷重を開放し、この際に改良 EPDM 材に加わる圧縮応力を測定する試験を実施した(図 7 参照)。本試験装置では、シール材の荷重を開放するとき、シール材の復元速度が試験装置の開放速度より大きい場合には圧縮応力が計測されることから、これにより、復元速度を測定することができる。

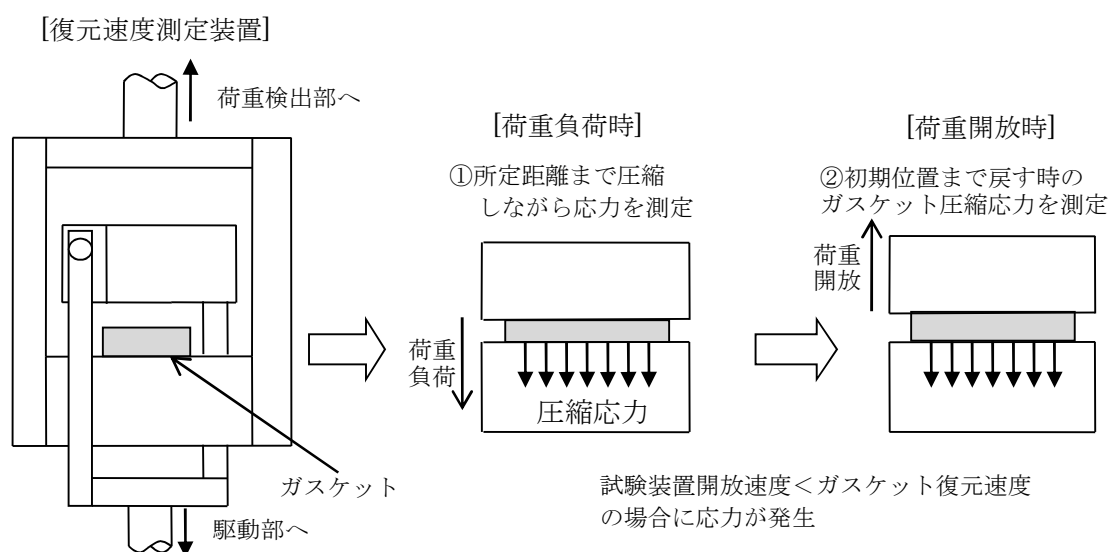


図 7 復元速度測定試験の概要

3. 試験結果

試験結果を図8に示す。この図に示すように、荷重開放時の各計測点において圧縮応力が測定されたことから、改良 EPDM シール材の復元速度は 500mm/s 以上であることを確認した。前述の通り、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、溶融炉心がペDESTAL に落下した際の圧力上昇時 (FCI 評価) であるが、その時のフランジ開口変化速度は 0.15mm/s 程度であり、以下の通りシール材復元速度は十分な追従性を有しているものであり、急速な開口に対してもシール機能を維持できるものと考えている。

シール材復元速度 (500mm/s 以上) > フランジ開口変化速度 (0.15mm/s)



図8 一定復元速度下で測定した改良 EPDM シール材の圧縮応力
(左図 : 300mm/s, 右図: 500mm/s)

なお、本試験は、劣化していない材料に対して実施したものであるが、表3で示すとおり、劣化後の圧縮永久歪み、硬さ、質量変化率からは、有意な性状変化は見られていない。また、さらに詳細に劣化による影響を確認するために、劣化後の材料の FT-IR やシート面の硬さに関する検討を行った。その結果、シール材の性状に大きな変化は確認されなかった。

これらに示す試験結果から、劣化を考慮した場合でもシール材の復元特性に大きな変化はなく、また、復元速度はフランジ開口速度に対して十分な余裕があることから、開口に対する追従性に問題はないものとする。

<追従性判断に使用できる理由>

800kGy の放射線照射を行い，乾熱 200℃を 168 時間暴露した改良 EPDM シール材および，800kGy の放射線照射を行い，乾熱 250℃を 168 時間暴露した改良 EPDM シール材について，劣化後のシート面の FT-IR スペクトルを図 9 に，硬さ測定の測定値を図 10 に示す。その結果，放射線照射+蒸気暴露後の試験片と初期試験片に顕著な差異はないことが確認できるため，復元特性が同様であると類推される。



図 9 FT-IR 測定結果 (シート面)

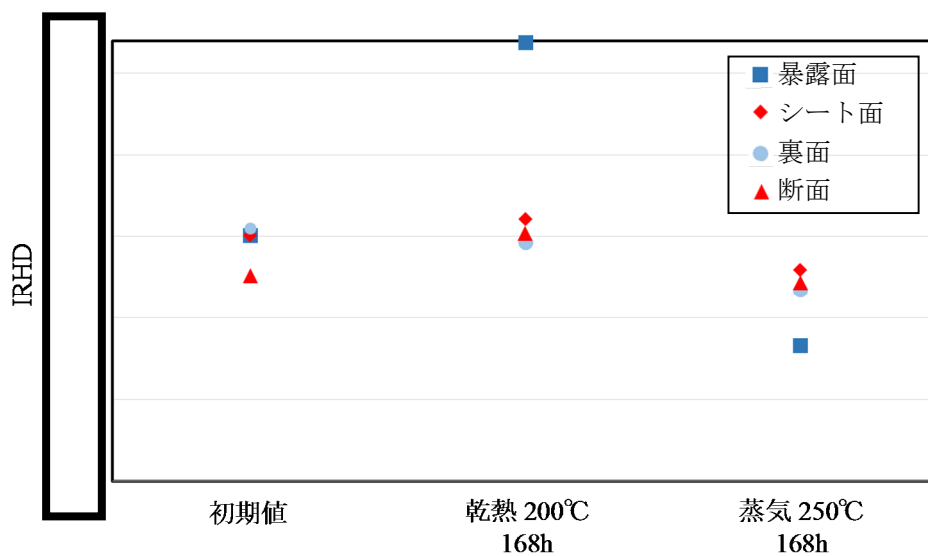


図 10 硬さ測定結果

経年劣化を考慮したシール機能について

本章では、シール材の経年劣化を考慮したシール機能の健全性について示す。

原子炉格納容器のシール材に使用する改良EPDM材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、事故時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下での耐漏えい性能を確認している。また、開口部に用いられる改良EPDM材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどしないものと考えていること、かつ、原子炉格納容器の開口部に用いられているシール材については、全て、プラントの定期検査において取り替えを行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分に耐漏えい性能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている（表1参照）。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても事故時に耐漏えい性能を確保されるものと考えられる。

表1 劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し、60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後2回実施。1サイクルは <input type="text"/> を <input type="text"/> 時間で変化させている。
2	放射線照射試験	ペネトレーションが40年間の運転期間及び冷却材喪失事故時に受ける放射線を考慮し照射線量 <input type="text"/> Gy として試験を実施。
3	熱劣化試験	加熱促進により、40年間に相当する加速熱劣化として <input type="text"/> を加える。

また、自主的取組として適用することを考えているバックアップシール材について、経年劣化によるシール機能の影響を確認した。ここでは、バックアップシール材をフランジに長時間塗布したときの変形特性を確認するために、バックアップシール材を塗布した試験用フランジを恒温槽で約560日（18ヶ月程度）55℃に保持し、バックアップシール材に関して、以下を実施した。

- (1) He 気密確認試験 (0.3, 0.65, 0.9 MPa)
- (2) FT-IR 分析

試験の結果、He 気密確認試験において表 2 で示す通り漏洩は認められなかった。また、FT-IR 分析においても図 1 に示す通り、55℃ 約 18 ヶ月保持材のスペクトルは初期材と同様のスペクトルで劣化は認められず、プラント通常運転状態で 1 サイクル（13 ヶ月程度）経過しても性状が変わらないと考えられる。

表 2 He 気密確認試験結果

保持条件	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
55℃ 約 18 ヶ月	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし



図 1 FT-IR 分析結果

重大事故等対策の有効性評価に係る
シビアアクシデント解析コードについて

目次

1. はじめに	1-1
2. 有効性評価における物理現象の抽出	2-1
2. 1 炉心損傷防止	2-8
2. 2 格納容器破損防止	2-51
2. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止	2-72
3. 抽出された物理現象の確認	3-1
3. 1 BWR プラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認	3-1
3. 2 EURSAFE における物理現象と抽出された物理現象の対応確認	3-2
4. 適用候補とするコードについて	4-1
4. 1 適用候補コードの概要	4-1
5. 有効性評価に適用するコードの選定	5-1
5. 1 炉心損傷防止	5-1
5. 2 格納容器破損防止	5-4
5. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止	5-6
6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について	6-1
添付資料 1 許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較について	

第1部 SAFER

第2部 CHASTE

第3部 REDY

第4部 SCAT

第5部 MAAP

本文

添付1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について

添付2 溶融炉心と冷却材の相互作用について

添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について

第6部 APEX

参考資料1 TRACG

参考資料2 JASMINE

参考資料3 AUTODYN

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止、格納容器破損防止及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」という。）に適用する解析プログラム（以下、「コード」という。）に関して説明するものである。

図1-1に有効性評価に適用する解析コードの説明の流れと本資料の構成を示す。

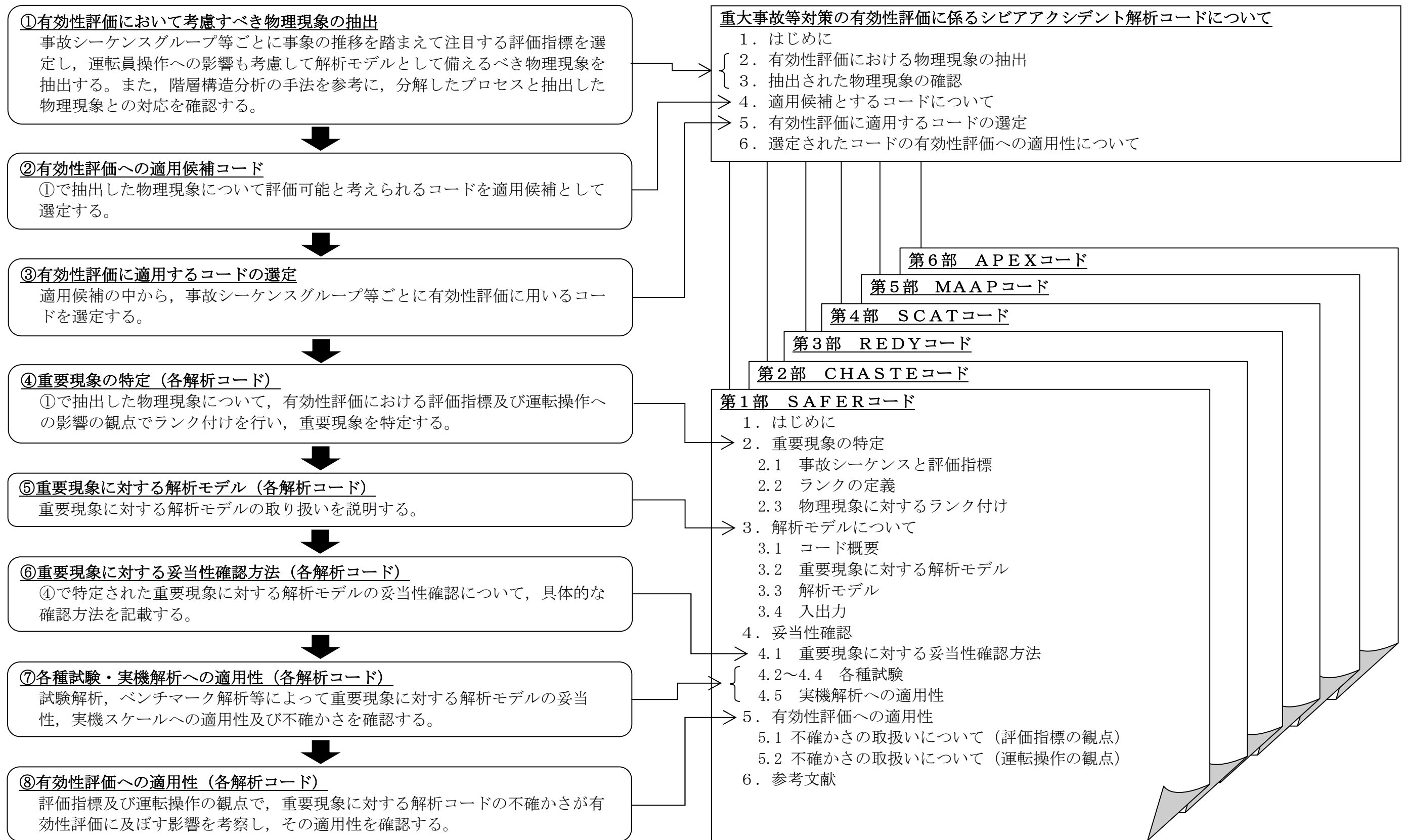


図1-1 有効性評価に適用する解析コードの説明の流れと資料構成

2. 有効性評価における物理現象の抽出

本章では、有効性評価において解析モデルとして具備する必要がある物理現象の抽出を行う。

有効性評価における解析の目的は、炉心損傷防止、格納容器破損防止及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止に関する重大事故等対策の有効性の確認であり、国内のBWRプラントが対象である。

物理現象の抽出は、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈」（以下、「規則の解釈」という。）において、有効性評価に当たって「必ず想定する事故シーケンスグループ」、「必ず想定する格納容器破損モード」及び「必ず想定する運転停止中事故シーケンスグループ」として挙げられたシーケンスグループ及び格納容器破損モードを対象とし、その中で代表的と考えられるシーケンスを前提として行う。

2.1、2.2及び2.3節では、各事故シーケンスグループあるいは格納容器破損モードに対し、事象の推移を踏まえて注目する評価指標を選定するとともに、運転員等操作の観点も含め、解析上必要な物理現象を抽出する。

物理現象の抽出に当たっては、3.1節で説明する階層構造分析における物理領域ごとに整理することとし、その物理領域は、事象進展に関連するBWRのシステムを質量やエネルギーの輸送に関して特徴的な現象を一括することができる比較的独立性の高いコンポーネント（炉心、原子炉压力容器、原子炉格納容器）に分類している。また、時間領域についても、出現する物理現象が大きく異なる炉心損傷前と炉心損傷後に分割した。

以下に、各物理領域について説明する。

A) 炉心 (核)

炉心(核)は、上部炉心支持板、下部炉心支持板と炉心シュラウドに囲まれた燃料集合体とチャンネルバイパスからなる領域で、核的な物理現象に関係する領域である。

原子炉がスクラムするまでの期間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度及び減速材温度反応度）の変化による反応度フィードバック効果、及び制御棒反応度、ボロン濃度（ボロン反応度）の影響を受け、同時に出力分布も影響を受ける（出力分布変化）。過渡時の中性子束挙動は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）、中性子寿命、遅発中性子生成割合の影響を受ける。制御棒の位置や燃料温度分布、減速材密度分布は、炉心の出力分布に影響する。炉心外周部の制御棒が1本引き抜かれる場合、局所的に出力が上昇することから、三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また、制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

BWR炉心では、低炉心流量・高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

また、原子炉スクラム後に核分裂連鎖反応が停止すると、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が主要な熱源となる。

B) 炉心 (燃料)

炉心(燃料)は、炉心内の燃料棒の挙動に着目した領域である。

燃料棒は燃料ペレット、燃料被覆管、及びそれらの間のギャップガスにより構成される。核分裂反応により燃料棒内で発生した熱エネルギーが、冷却材へと放出される。燃料棒内温度変化は、ペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、通常は单相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達の考慮で充分であるが、ドライアウトして燃料棒表面温度が高くなった場合は、横方向及び縦方向からの燃料棒間輻射熱伝達の効果が生じる（三次元効果）。

沸騰遷移において、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する評価には、リウエット、クエンチ等の物理現象モデルが必要になる。

燃料温度は全ての事象解析において評価指標となる燃料被覆管温度に加え、核分裂出力の変化にも影響を与える。炉心出力が急激に上昇した場合には、ペレット被覆管相互作用（以下、「PCMI」という。）が生じる可能性がある。また、炉心露出等により燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、ジルコニウム-水反応が促進され、発熱量が増加するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形、破裂が発生する場合には、燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

炉心（熱流動）は、炉心の熱流動挙動に着目した領域で、燃料集合体とチャンネルバイパスからなるいわゆる炉心領域と、炉心流量に関する下部プレナムや再循環ループ、上部プレナムからなる領域である。

炉心では入口から流入した冷却材が燃料集合体内を流れ、炉心を冷却する。炉心入口は单相流状態だが、燃料集合体内を上昇するにつれ沸騰して二相流状態となり、軸方向ボイド率分布が発生する（沸騰・ボイド率変化）。チャンネルバイパスには、下部プレナムや燃料集合体のリーク孔等から、再循環流量の一部が流入する。燃料集合体出力分布によりボイド率分布が影響を受ける結果、各燃料集合体の全圧力損失が均一化するように、燃料集合体間に流量配分が生じる。原子炉への注水による再冠水過程においては、燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後、スパージャが水没した場合には、上部プレナムの周辺領域がサブクール状態となる。これにより炉心の三次元的な流動状態（三次元効果）が発生する。

また、再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下した場合は、炉内での径方向の燃料集合体間流量配分変化（三次元効果）が発生する。さらに、原子炉スクラムに失敗し、高出力・低炉心流量状態では中性子束振動現象及び炉心流量振動現象（三次元効果）が生じる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力急減事象では、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。炉心とダウンカマの自然循環が途切れた場合には、炉心に二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）が形成され、炉心上部が蒸気中に露出する可能性がある。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する可能性がある。炉心上部が露出した状態で上部プレナムに注水すると、燃料集

合体から吹き上げる蒸気により燃料集合体内に落下する水量が制限される気液二相対向流現象（CCFL）や、上部プレナムのサブクール水により燃料集合体から吹き上げる蒸気が凝縮して、水が一気に燃料集合体内に落下するCCFLブレイクダウンが発生する場合がある。また、炉心流量が少ないと、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

原子炉圧力容器は、炉心、上部プレナム、下部プレナム、セパレータ、蒸気ドーム、ダウンカマ、ジェットポンプと再循環ループ又は再循環ポンプからなる領域で、主蒸気配管と給水系も含める。

主蒸気配管には、原子炉圧力容器の過度な圧力上昇を防止するために逃がし安全弁（SRV）が設置されており、蒸気はサプレッション・チェンバのプール水面下に放出される。

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。セパレータから出て蒸気中に巻き込まれた液滴はキャリーオーバー、セパレータ戻り水に巻き込まれた気泡はキャリーアンダーと呼ばれる。

ポンプトリップ時の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性で決まる。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマと炉心シュラウド内側の圧力損失のバランスから決まる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力低下事象における二相流動は、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生し、これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）はボイド率変化に応じて変化する。水位低下により炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気が上部プレナムを経由して蒸気ドームに流出し、気液熱非平衡状態が発生する場合がある。このような原子炉圧力の急減時には、構造材から冷却材への熱伝達（構造材との熱伝達）が発生する。また、主蒸気隔離弁急閉事象のような圧力上昇事象では、蒸気の凝縮が発生する。原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管等に破断を生じると系外（原子炉格納容器）への冷却材放出が生じ、破断流量は臨界流又は差圧流になる。原子炉圧力容器内冷却材の補充源としては原子炉隔離時冷却系（RCIC）、非常用炉心冷却系（ECC

S) 及び代替注水設備がある。

S L C 作動時には炉内にほう酸水が拡散し、炉心の停止に必要な反応度を与える。(ほう酸水の拡散, 三次元効果)

E) 原子炉格納容器

原子炉格納容器は、格納容器下部、ドライウェル、ウェットウェルからなる領域である。原子炉格納容器は通常、原子炉冷却材圧力バウンダリから隔離された状態であるが、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管等に破断を生じた場合、冷却材がドライウェルに放出される。また、格納容器各領域間の流動としては、放出された蒸気がサブプレッション・チェンバのプールで凝縮され、圧力が抑制される。また、逃がし安全弁作動時には原子炉圧力容器の蒸気はサブプレッション・チェンバのプールに放出されて凝縮し、冷却材及び非凝縮性ガスは原子炉格納容器内の気相部及び構造材へ熱伝達する（気液界面の熱伝達）。サブプレッション・プール冷却としては、サブプレッション・チェンバのプール水を残留熱除去系の熱交換器で冷却することができ、また、原子炉格納容器内にスプレイ冷却することにより格納容器内雰囲気冷却する。原子炉格納容器内気相部の温度変化に対しては、構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失した場合には、原子炉への注水を確保し格納容器ベントにより除熱する。炉内の放射線水分解等による水素・酸素が発生するが、原子炉格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

F) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

炉心が露出し、崩壊熱や燃料被覆管の酸化反応熱により燃料がヒートアップすると、燃料ペレットの崩壊、燃料被覆管の溶融、溶融物の流下による燃料外形の増加（燃料のキャンドリング）により、流路の閉塞に至る。さらに温度が上昇すると、溶融プールを形成し、溶融物は次第に下方に移動し、下部プレナムに堆積する（リロケーション）。

この過程において溶融炉心との熱伝達により温度が上昇し、一部の炉内構造物が溶融する。炉心損傷後に注水がある場合には、損傷炉心は冷却されることになる。冷却材は次第に原子炉格納容器内へと放出されるが、溶融した炉心が原子炉圧力容器内に残された冷却材と相互作用すると、一部の溶融炉心は細粒化あるいは固化する（原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。また、原子炉圧力容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

高温の溶融炉心から炉内構造物及び原子炉圧力容器へ、さらに、原子炉圧力容

器からの輻射熱伝達により，原子炉格納容器側へ熱が移動する（構造材との熱伝達）。下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達による熱的負荷によって，原子炉圧力容器破損に至る。

炉心溶融の過程で高温の水蒸気と燃料被覆管，制御材及び構造材の反応，水の放射線分解によって非凝縮性ガスが発生する（放射線水分解等による水素・酸素発生）。また，燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると，気相及び液相（液滴又は液体）として，燃料から核分裂生成物（F P）が放出され，冷却材の流れとともに原子炉圧力容器内に拡がっていく（原子炉圧力容器内F P挙動）。

G) 原子炉格納容器（炉心損傷後）

原子炉圧力が高圧の状態では原子炉圧力容器破損に至ると，溶融炉心及び水蒸気が高圧で放出される。この過程では溶融炉心は液相（液滴）としてエントレインされ，酸化反応を伴いながら原子炉格納容器空間部に放出される（原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出／格納容器内雰囲気直接加熱）。原子炉圧力が低圧の場合，原子炉圧力容器破損後に溶融炉心が落下し，格納容器下部床面で拡がりながら床に堆積する。溶融炉心の落下の過程において，格納容器下部区画の内部構造物を溶融，破損させる。格納容器下部区画に水がある場合には，冷却材と相互作用し，一部，細粒化あるいは固化する（原子炉圧力容器外F C I（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。格納容器下部に堆積した溶融炉心が床面を拡がり，原子炉格納容器バウンダリに到達する場合には，原子炉格納容器を破損させる（格納容器直接接触）。

格納容器下部区画に水がある場合には，溶融炉心と格納容器下部プール水，コンクリートとの間で熱伝達する。水がない場合には，高温の溶融炉心からの輻射熱伝達によって構造物が加熱される。このとき，コンクリート温度が上昇するとコンクリートの分解により，非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。また，原子炉格納容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

核分裂生成物（F P）は，原子炉圧力容器内から，逃がし安全弁や破損口を介して，又は溶融炉心の原子炉格納容器内への移動に伴って原子炉格納容器内に放出される（原子炉格納容器内F P挙動）。

抽出された物理現象は，事故シーケンスグループ等との組合せで注目する評価指標に対して，解析を実施する上で必要な物理現象と，物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象に分類し，マトリクスの形で整理する。この整理は，最終的に解析コード選定において用いることとなる。

なお、事故シーケンスグループ等ごとで抽出する各物理領域に特徴的な物理現象は、過去の同種の解析や研究から得られた知見に基づき、注目する評価指標への影響が具体的、かつ、それを模擬するために求められる解析コードの物理モデルや解析条件との対応が明確なレベルで抽出を行う。また、解析コードの選定を幅広く客観的に判断するために、評価指標に対し影響が小さい現象についても、物理現象として選定することとする。

2.1 炉心損傷防止

本節の各項では、炉心損傷防止に係る事故シーケンスグループごとに、事象の推移を踏まえて、注目する評価指標及び運転員等操作に対して影響すると考えられる物理現象を、対象とした物理領域ごとに抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「規則の解釈」に示される、以下の(a)～(d)の有効性があることを確認する評価項目に対応したものである。

- (a) 炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであること。
- (b) 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力の1.2倍又は限界圧力を下回ること。
- (c) 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力又は限界圧力を下回ること。
- (d) 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度又は限界温度を下回ること。

一方、厳密には、評価項目に対応する評価指標ごとに、解析上必要な物理現象が異なっており、ここでは、事故シーケンスグループの特徴を踏まえて、有効性評価項目の中で余裕が小さくなる方向のものを選定した。さらに、この選定により、他の評価項目に対する物理現象の抽出及び有効性があることの確認に影響しないと考えられるものを注目する評価指標として選定する。

抽出された物理現象は、事故シーケンスグループとの組合せでマトリクスの形で表2-1のように整理されている。表2-1では、注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」、物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象を「－」で表している。

なお、物理現象の抽出に当たっての事故シーケンスグループごとの事象の推移は、国内外の先進的な対策を踏まえて計画されている炉心損傷防止対策を考慮し、かつ、その対策に有効性があると想定される範囲について記述している。

2.1.1 高圧・低圧注水機能喪失

(1) 事象の推移

高圧・低圧注水機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、原子炉減圧には成功するが、低圧注水機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。高圧代替注水設備の場合には、高圧状態の原子炉へ冷却材を注水することにより炉心冷却を確保することができ、低圧代替注水設備の場合には、手動操作により原子炉を減圧し、減圧後に低圧代替注水系により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+RCIC及びECCS（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低でRCIC及びECCS（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低でMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備の場合には、高圧代替注水設備による高圧状態の原子炉への注水を開始する。SRVからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により、原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備の場合には手動操作によりSRVを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより、圧力及び温度の

上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉を隔離し、注水設備が高圧代替注水設備の場合には、高圧状態の原子炉への注水、低圧代替注水設備の場合には原子炉減圧操作により原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後、減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び低圧代替設備の場合に必要な減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化は

ほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、放射熱伝達の影響を受ける。スパーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの放射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。

炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンコマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンコマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。SRVからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。SRVから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。ECCS（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、MS I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカムから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントを実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。また、サブプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.2 高圧注水・減圧機能喪失

(1) 事象の推移

高圧注水・減圧機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、かつ原子炉減圧機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、自動減圧ロジックの追加等による原子炉減圧機能の強化及び代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられ、原子炉水位の低下により、原子炉の自動減圧を行い、減圧後に低圧注水系等により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+RCIC及びECCS（高圧注水系）起動失敗+原子炉の減圧の失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低でRCIC及びECCS（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低でMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。一方、原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、自動減圧ロジックを追加し、SRVにより原子炉を自動で急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、炉心再冠水以降は残留熱除去系を用いた除熱を行うことにより、圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、給水及び原子炉への高圧注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉を隔離し、その後の自動減圧により低圧注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後、減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び減圧により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、燃料はヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、給水及び原子炉への高圧注水機能及び減圧機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スぺーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧注水系による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の有在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によっ

て、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉を自動で急速減圧した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧注水系による注水は、ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。SRVからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。SRVから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、低圧注水系からの注水により補われる。ECCS（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉を自動で急速減圧した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、MSIV閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンコマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。また、残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。サブプレッション・プール冷却による格納容器内圧力及び温度制御が可能であるため、格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントは実施しない。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。

2.1.3 全交流動力電源喪失

(1) 事象の推移

全交流動力電源喪失は、送電系統又は所内主発電設備の故障等により、外部電源が喪失するとともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、安全機能を有する系統及び機器の交流動力電源が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、可搬型及び常設の代替交流電源設備による給電が一定時間確保できないことを想定し、常設直流電源等の確保及びR C I Cによる炉心冷却並びに交流動力電源確保後の減圧操作及び低圧代替注水系による炉心冷却が挙げられる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「全交流動力電源喪失+給水流量の全喪失+R C I C及びE C C S又は低圧代替注水設備」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、非常用ディーゼル発電機の起動に失敗して全交流動力電源喪失となる。外部電源喪失により給水流量の全喪失となり、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低でR C I Cの起動に成功し、原子炉水位は回復する。原子炉水位低、又は、タービン蒸気加減弁急速閉に伴いM S I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がS R Vの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はS R V設定値近傍に維持される。一方、直流電源が枯渇し、R C I Cが機能喪失した場合には、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、交流動力電源による給電ができない一定期間直流電源の確保によりR C I Cによる炉心冠水維持を継続し、交流動力電源確保後に、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水設備、又は、低圧注水系による原子炉注水を開始することで、炉心の冠水維持を継続することで事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、交流動力電源の給電開始前は代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱、交流動力電源の給電開始後は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより、格納容器の圧力及

び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、交流動力電源の給電開始前はR C I Cにより、交流動力電源の給電開始後は低圧代替注水設備又は残留熱除去系の低圧注水モードにより炉心冷却するが、原子炉隔離後、原子炉圧力はS R Vの開閉により制御され、その後、減圧されるため、S R Vの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、S R Vによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、安全機能を有する系統及び機器の交流動力電源の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は、原子炉水位低でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束

変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、放射熱伝達の影響を受ける。スパーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの放射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧代替注水設備又は低圧注水系による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態から

の露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧代替注水設備又は低圧注水系による注水は、ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R Vからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R Vから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、低圧代替注水設備又は低圧注水系からの注水により補われる。E C C S（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイ

ド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、MS I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカムから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントによる除熱、又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却を実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。

2.1.4 崩壊熱除去機能喪失

2.1.4.1 取水機能喪失

(1) 事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、崩壊熱の除去に失敗する事象を想定する。具体的には、取水機能が喪失した場合を想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、RCIC等による原子炉注水を行うとともに、格納容器スプレイによる冷却及び代替ヒートシンクを用いた残留熱除去系による除熱により、格納容器の健全性を維持し、炉心冷却機能を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「全交流動力電源喪失+給水流量の全喪失+取水機能喪失」を想定する。外部電源喪失の発生後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、取水機能の喪失に伴う非常用ディーゼル発電機の機能喪失により全交流動力電源喪失となる。外部電源喪失により給水流量の全喪失となり、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低でRCICの起動に成功し、原子炉水位は回復する。原子炉水位低、又は、タービン蒸気加減弁急速閉に伴いMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び代替ヒートシンクを用いた残留熱除去系による除熱を行うことにより、原子炉格納容器の圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、RCICにより原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後減

圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、RCICによる原子炉注水には成功するが崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は原子炉水位低でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、放射熱伝達の影響を受ける。スパーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの放射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。SRVからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。SRVから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。ECCS（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、MSIV閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ド

ームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカムから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントによる除熱、又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却を実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。

2.1.4.2 RHR機能喪失

(1) 事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、崩壊熱の除去に失敗する事象を想定する。具体的には、残留熱除去系が故障した場合を想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、RCIC等による原子炉注水を行うとともに、格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱により、格納容器の健全性を維持し、炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+RHR機能喪失+RCIC及びECCS注水設備又は代替注水設備」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子炉水位低でRCICの起動に成功し、原子炉水位は回復する。原子炉水位低又は手動操作によりMSIVを閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより、格納容器の圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、RCICにより原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、RCICによる原子炉注水には成功するが崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スパーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温

度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンコマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉压力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい (三次元効果)。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離 (水位変化) ・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R Vからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R Vから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。E C C S (給水系・代替注水設備含む) 注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰 (フラッシング) が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、M S I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉压力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉压力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを経由して压力容器外へ流出するまでに、ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気 (冷却材) がS R Vを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール

水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントを実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。また、サブプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.5 原子炉停止機能喪失

(1) 事象の推移

原子炉停止機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化の発生後、原子炉停止機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替制御棒挿入機能による制御棒挿入又はほう酸水注入系によるほう酸水の注入、並びに代替原子炉冷却材再循環ポンプ・トリップ機能による再循環ポンプトリップが挙げられる。ただし、本事故シーケンスグループでは代替制御棒挿入機能は保守的に作動しないものとしている。また、残留熱除去系による除熱により、原子炉格納容器の健全性を維持し、炉心冷却機能を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとしては「MS I Vの誤閉止+原子炉スクラム失敗」を想定する。MS I Vの誤閉止による原子炉スクラムに失敗するため臨界状態が維持される。MS I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、代替原子炉冷却材再循環ポンプ・トリップ機能が作動して再循環ポンプがトリップするため炉心流量が減少する。これにより原子炉出力は低めに抑制される。

原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気（冷却材）が放出され、原子炉圧力の上昇は抑制される。原子炉で発生した蒸気（冷却材）は原子炉格納容器内のサブプレッション・チェンバへ放出されるため、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器圧力が上昇する。

MS I Vの閉止により、タービン駆動給水ポンプが停止するが、モータ駆動給水ポンプの自動起動を考慮する。また、MS I Vの閉止により、給水加熱器への抽気蒸気が無くなるため、給水温度は低下し、炉心入口サブクーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。原子炉出力の上昇により、燃料被覆管温度は上昇する。

一方、制御棒が挿入されないことから、原子炉を未臨界にするために、ほう酸水注入系を手動操作にて起動することにより、ほう酸水が徐々に注入され、負の反応度が印加されると、原子炉出力は次第に低下する。

原子炉格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり、残留熱除去系起動によるサブプレッション・プール冷却効果と相まって、事象は収束する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、原子炉スクラムに失敗しているため、MS I V閉止後は、原子炉出力及び原子炉圧力が上昇する。原子炉出力の上昇は、燃料被覆管表面を沸騰遷移状態に導くことによる燃料被覆管温度の上昇を生じさせる可能性がある。また、原子炉圧力は、原子炉がスクラムしていないため、発生する大量の蒸気により上昇する可能性がある。

原子炉格納容器内は、原子炉内で発生した蒸気がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出されるため、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器圧力が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスでは原子炉スクラムを考慮しないため、核分裂出力に関連する熱源として、核分裂による即発熱、核分裂生成物の崩壊熱及び減速材での直接発熱を長時間に亘って考える必要がある。ほう酸水注入系起動により原子炉が停止するまでの期間においては、ボイド反応度（減速材密度反応度）、ドップラ反応度、減速材温度反応度、ボロン反応度などの反応度フィードバック効果が出力分布変化や遅発中性子寿命や中性子寿命と関連しあって原子炉出力に影響する。また、本事故シーケンスでは制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため、事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合に核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

B) 炉心（燃料）

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内ペレットの熱伝導、燃料と燃料被覆管間のギャップ熱伝達、燃料被覆管内の熱伝導、燃料棒表面からの熱伝達により冷却材へと放出される。このうち、燃料棒表面熱伝達には冷却材の状態によって単相壁面熱伝達、二相壁面熱伝達の二つの状態が存在し、

原子炉出力の上昇によって燃料棒がドライアウトした場合にはリウエット現象が生じる。本事故シーケンスでは炉心の露出が生じないことから、輻射熱伝達の三次元効果は重要な物理現象とはならない。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。これらの物理現象によって燃料棒内温度変化が生じるが燃料温度はドップラ反応度フィードバック効果に影響を与えるため、この観点からも考慮が必要である。また、燃料被覆管温度が非常に高くなった場合には、水-ジルコニウム反応による燃料被覆管酸化が生じ、さらに燃料棒内圧の上昇が大きい場合は燃料被覆管変形が生じることが考えられる。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱されるため、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する。本事故シーケンスでは、炉心における沸騰・ボイド率の変化は、MS I V閉鎖による圧力波の伝播、炉心以外での温度成層化、チャンネルバイパス間冷却材温度差、炉心内二相水位有無により影響される。また、炉心内の圧力損失は炉心流量の流動挙動に影響を与える。原子炉水位が低下して炉心部に二相水位が生じると気液分離（水位変化）・対向流が生じて炉心の一部で過熱蒸気が発生し、気液熱非平衡が生じる。再循環ポンプトリップにより強制循環力が小さくなる場合には炉心入口流量配分が変わり得る（三次元効果）。本事故シーケンスでは、事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合に核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

前項までに挙げた主要な炉心領域の現象に対する境界条件は、冷却材の流動挙動の結果として与えられる。再循環ポンプのコーストダウン特性と流路慣性はトリップ時の冷却材流量変化に、炉心部の圧力損失は自然循環に移行した際の自然循環流量に影響する。MS I V閉鎖による原子炉圧力上昇時の圧力波の伝播及び原子炉出力上昇によるボイド率分布の変化や前述の冷却材流量変化は、シュラウド外の沸騰・凝縮・ボイド率変化に影響する。原子炉水位の低下はセパレータのキャリーアンダー増加を生じさせ、ダウンコマ部における気液分離（水位変化）・対向流の発生に影響する。

ほう酸水注入によるほう酸水の拡散は反応度フィードバック効果に影響する。

原子炉圧力上昇によりSRVが作動してSRVの流量特性に応じて冷却材を臨界流状態で放出して原子炉圧力上昇を抑制するが、この冷却材放出は原子炉内での冷却材の保有水量に影響する。なお、冷却材の流動挙動に与える要因は、炉心以外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため、炉心以外での領域内で二相水位、二相流動、気液分離（水位変化）・対向流、気液熱非平衡が原子炉出力に影響することはない。なお、核分裂により継続して熱を発生している本事故シーケンスでは原子炉圧力容器等の構造材との熱伝達による放熱は相対的に小さいため無視できる。

SRVから放出された冷却材は、ECCS（給水系・代替注水設備含む）からの注水により補われる。ECCS（給水系・代替注水設備含む）からの注水は、注水系統の流量特性や温度特性により保有水量の変化や炉心入口サブクールの変化に影響する。原子炉のエネルギーバランスは、主として前述の原子炉出力と冷却材の出入りに伴う変化により定まる。

再循環ポンプトリップにより、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分に影響する（三次元効果）。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、圧力及び水温が上昇する。

サブプレッション・チェンバのプール水温度が上昇するが、残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより圧力及び温度の上昇を抑制する。本事故シーケンスでは、サブプレッション・チェンバへ放出された蒸気は、サブプレッション・チェンバプール水で凝縮してプール水温度が上昇する。放出された蒸気の、格納容器各領域間の流動や、気液界面の熱伝達による雰囲気温度／圧力への影響がドライウェルやウェットウェル雰囲気温度／圧力変化へ影響することが考えられる。

なお、構造材との熱伝達及び内部熱伝導については、熱伝導による放熱を考慮しないことで圧力や温度上昇を厳しく評価することになるために無視することが可能である。なお、スプレイ冷却や格納容器ベントは同様に結果を厳しく評価するためにその実施を仮定しない。また、本事故シーケンスでは注水機能が維持されるため炉心の冠水維持されていることから、放射線分解等による水素・酸素の発生は重要な物理現象とはならない。

2.1.6 L O C A 時注水機能喪失

(1) 事象の推移

L O C A 時注水機能喪失は、原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の大規模な破断（大破断 L O C A）あるいは中小規模の破断（中小破断 L O C A）の発生後、高圧注水機能、低圧注水機能の喪失を想定した事象とする。

国内外の先進的な対策を踏まえて代替注水設備が計画されているが、大破断 L O C A の場合事象進展が速く、対策の有効性を示すことは困難と考えられる。このため、対策に有効性があると想定される範囲としては、中小破断 L O C A の発生後、高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失し、かつ、自動減圧系が喪失して、炉心損傷に至る事象を想定する。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。高圧代替注水設備の場合には、高圧状態の原子炉へ冷却材を注水することにより炉心冷却を確保することができ、低圧代替注水設備の場合には、手動操作により原子炉を減圧し、減圧後に低圧代替注水系により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「中小破断 L O C A + E C C S（高圧注水系、低圧注水系及び自動減圧系）起動失敗」を想定する。中小破断 L O C A 発生後、外部電源喪失となり、炉心流量急減又は、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。破断口からの冷却材の流出及び外部電源喪失に伴う給水流量の全喪失により、原子炉水位が急速に低下し、原子炉水位低で R C I C 及び E C C S（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低で M S I V が閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力が S R V の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力は S R V 設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備の場合には、高圧代替注水設備による高圧状態の原子炉への注水を開始する。S R V からの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により、原子炉水位は回復し、事象は収束する。低圧代替注水設備の場合には手動操作により S R V を開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系

による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉内保有水量及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出し、また、高温の冷却材が破断口から流出するため、原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより、圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉を隔離し、注水設備が高圧代替注水設備の場合には高圧状態の原子炉への注水、低圧代替注水設備の場合には原子炉減圧操作後に原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、破断口からの冷却材の流出、SRVによる原子炉圧力制御及び低圧代替注水設備の場合に必要な減圧操作により低下し、炉心上部が露出する場合には、燃料はヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、破断口からの高温の冷却材の流出及び原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定し

ているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

中小破断LOCAの発生後、外部電源喪失となり、炉心流量急減又は、原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、中小破断LOCAが発生してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シナリオではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スぺーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の

温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の内容は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンコマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンコマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R V及び破断口からの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R V及び破断口から放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。E C C S（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、M S I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンコマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がS R Vを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントを実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。また、サブプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）

(1) 事象の推移

格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）は、原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリと接続された系統で、高圧設計部分と低圧設計部分のインターフェイスとなる配管のうち、隔離弁の故障等により低圧設計部分が過圧され破断することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、E C C S（給水系・代替注水設備を含む）による炉心冷却機能の確保が挙げられる。また、インターフェイスシステム L O C A 発生箇所の隔離により冷却材の流出を停止することが可能である。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして、「高圧炉心注水系の吸込配管（A B W R）」、「低圧注水系の注水配管（B W R）」等の破断を想定する。配管破断発生後、炉心流量急減、又は、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。破断口から冷却材が流出するため原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、R C I C 及び E C C S により炉心を冷却することによって炉心の著しい損傷の防止を図り、また、インターフェイスシステム L O C A の発生箇所を隔離することによって、格納容器外への原子炉冷却材の流出の防止を図ることにより事象は収束する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出につき説明する。

本事故シーケンスグループでは、原子炉が隔離された場合、原子炉圧力は S R V の開閉により維持されるため、S R V の設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、破断口からの冷却材の流出及び S R V の開閉により低下し、炉心上部が露出する場合には、燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度及び原子炉圧力を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化及び原子炉圧力変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心 (核)

本事故シーケンスは、原子炉格納容器外側での配管等の破断事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

配管等の破断発生後、炉心流量急減、又は、原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、配管等の破断が発生してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心 (燃料)

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スぺーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後にRCIC及びECCSによる注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下す

る。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。RCIC及びECCSによる注水は、ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R V及び破断口からの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R V及び破断口から放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、R C I C及びE C C Sからの注水により補われる。E C C S（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、M S I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンコマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

本事故シーケンスグループは、格納容器バイパス事象であり原子炉格納容器内挙動が、燃料被覆管温度へ影響を与えることはないことから、主要な物理現象は抽出しない。

表2-1 抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（1/3）

評価事象		高圧・低圧注水 機能喪失	高圧注水・減圧 機能喪失	全交流動力電 源喪失	崩壊熱除去機能 喪失	原子炉停止機能 喪失	LOCA時注水 機能喪失	格納容器バイパス （インターフェイ スシステムLOCA）
分類	物理現象	評価指 標	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度
		炉心（核）	核分裂出力	○	○	○	○	○
	出力分布変化	○	○	○	○	○	○	○
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	—	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	○	—	—
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	—	○	○
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表2-1 抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（2/3）

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）
分類	物理現象	評価指標						
		燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	○	○	○	○	○	○
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	—	○	○
	気液熱非平衡	—	—	—	—	—	—	—
	圧力損失	○	○	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	—	○	○
	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	○	○	○	○	○	○	○
	ほう酸水の拡散	—	—	—	—	○	—	—
	三次元効果	○	○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表2-1 抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（3/3）

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）
分類	物理現象	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
	評価指標							
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○	○	—
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○	○	—
	サプレッション・プール冷却	—	○	○	○	○	—	—
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○	○	○	—
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○	—	○	—
	スプレイ冷却	○	—	○	○	—	○	—
	放射線水分解等による水素・酸素発生	—	—	—	—	—	—	—
格納容器ベント	○	—	○	○	—	○	—	

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.2 格納容器破損防止

本節の各項では、格納容器破損防止に係る格納容器破損モードごとに、事象の推移を踏まえて、注目する評価指標及び運転員等操作に対して影響すると考えられる物理現象を、対象とした物理領域ごとに抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「規則の解釈」に示される、以下の (a) ～ (i) の有効性があることを確認する評価項目に対応したものである。

- (a) 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力又は限界圧力を下回ること。
- (b) 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度又は限界温度を下回ること。
- (c) 放射性物質の総放出量は、放射性物質による環境への汚染の視点も含め、環境への影響をできるだけ小さくとどめるものであること。
- (d) 原子炉圧力容器の破損までに原子炉冷却材圧力は 2.0MPa 以下に低減されていること。
- (e) 急速な原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用による熱的・機械的荷重によって原子炉格納容器バウンダリの機能が喪失しないこと。
- (f) 原子炉格納容器が破損する可能性のある水素の爆轟を防止すること。
- (g) 可燃性ガスの蓄積、燃焼が生じた場合においても、(a)の要件を満足すること。
- (h) 原子炉格納容器の床上に落下した熔融炉心が床面を拡がり原子炉格納容器バウンダリと直接接触しないこと及び熔融炉心が適切に冷却されること。
- (i) 熔融炉心による侵食によって、原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失しないこと及び熔融炉心が適切に冷却されること。

ここでは、格納容器破損モードの特徴を踏まえて、本資料で説明する解析コードで取り扱う範囲の評価項目に対応する評価指標を選定する。

抽出された物理現象は、格納容器破損モードとの組合せでマトリクスの形で表2-2のように整理されている。表 2-2 では、注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」、物理現象自体が生じない又は

解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象を「－」で表している。

2.2.1 炉心損傷前の原子炉压力容器内における現象

事象発生後短期に炉心損傷に至る事故シーケンスにおいて、炉心損傷前の炉心領域に対して、2.1節で抽出された物理現象の中で、事象進展に対する影響があると考えられる物理現象は「崩壊熱」のみであると考えられるが、格納容器破損防止評価では、2.1節の炉心損傷防止において抽出された物理現象について、基本的にすべての物理現象を対象とする。

ただし、以下の現象については、物理現象自体が生じない又は評価指標に対する影響が小さいため物理現象として抽出しない。

・出力分布変化（炉心（核））

炉心内の出力分布は概ね初期状態（通常運転状態）に依存し、原子炉スクラムにより出力が直ちに低下する事象では、過渡中の出力分布変化は主要な物理現象とはならない。

・三次元効果（炉心（核），炉心（燃料），炉心（熱流動），原子炉压力容器）

炉心損傷に至る前の炉心及び原子炉压力容器内における熱水力的な三次元効果（炉心不安定事象，炉心部における流量配分効果），輻射熱伝達の三次元効果については，冷却材喪失に伴い炉心損傷に至る事象においては，事象進展に影響を及ぼす主要な物理現象とはならない。また，ほう酸水の拡散における三次元的な効果については，ほう酸水注入を実施しないため，考慮不要である。

・沸騰遷移（炉心（燃料））

事象初期の短期間における炉心損傷前の燃料被覆管温度変化に影響する現象であり，炉心損傷に至る事象においては，主要な物理現象とはならない。

・ほう酸水の拡散（原子炉压力容器）

本事故シーケンスでは，ほう酸水注入は実施しない。

2.2.2 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

(1) 事象の推移

原子炉格納容器圧力及び温度による静的負荷は、原子炉格納容器内へ流出した高温の冷却材及び溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気、金属-水反応によって発生した非凝縮性ガスなどの蓄積によって、原子炉格納容器圧力及び温度が緩慢に上昇し、原子炉格納容器が破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策としては、代替注水設備による原子炉圧力容器内の損傷炉心への注水、又は、原子炉圧力容器が破損する場合には格納容器下部への注水を実施し、溶融燃料を冷却すること、及び代替格納容器スプレイにより、原子炉格納容器気相部の冷却を行い、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を抑制することが挙げられる。また、原子炉格納容器圧力の上昇時には格納容器ベントにより原子炉格納容器の過圧による破損を防止する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、原子炉格納容器の過圧破損及び過温破損を防止する対策の有効性を確認することが評価目的であることから、評価指標は原子炉格納容器圧力及び温度とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、逃がし安全弁、もしくはLOCA時の破断口からの原子炉圧力容器内の冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し、溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備等による炉内注水で、炉心が再冠水し、損傷炉心冷却に成功する場合には、原子炉圧力容器破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心冷却に失敗する場合には、溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナム領域へリロケーションを開始する。溶融炉心は下部プレナムに残存する冷却材に落下するため、溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内 F C I（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により、原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で炉心燃料から放出された F P は、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され（原子炉圧力容器内 F P 挙動）、一部は原子炉圧力容器外へ放出される。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融落下に至る間に炉内に注水される場合には、溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁もしくは L O C A 時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出）、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気圧力及び温度が上昇する。サプレッション・プール水表面での気液界面の熱伝達により、圧力上昇は抑制される。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているため、格納容器スプレイ冷却により、格納容器圧力及び温度を維持するが、格納容器スプレイは、サブプレッション・チェンバ内のベント配管が水没しないように停止する。崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが、格納容器ベント、又はサブプレッションプール冷却等の格納容器除熱を実施することにより格納容器圧力を抑制する。

格納容器内において、放射線水分解等による水素・酸素が発生するが、格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、原子炉圧力容器の破損に至るが、この場合に考慮する物理現象については、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

2.2.3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

(1) 事象の推移

高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱は、原子炉圧力容器が高い圧力の状態で損傷し、溶融燃料ならびに水蒸気及び水素が急速に放出され、原子炉格納容器に熱的・機械的な負荷が発生し、原子炉格納容器の破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱を防止するために、逃がし安全弁の開放による原子炉圧力容器の減圧を行う。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後、溶融した炉心は下部プレナムに落下し、下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに、原子炉圧力容器下部ヘッドの温度を上昇させ、いずれは原子炉圧力容器破損に至り、溶融炉心が原子炉圧力容器から放出される。このとき、原子炉圧力容器の減圧操作により、十分な減圧が達成されていれば、高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱には至らない。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、高圧条件での熔融物の噴出を防止するための原子炉压力容器の減圧対策の有効性を確認することが評価目的であることから、評価指標は原子炉圧力とする。

A) 原子炉压力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、逃がし安全弁からの原子炉压力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。

代替注水設備による注水が実施できない場合には、原子炉压力容器の高圧破損を防止するために逃がし安全弁による手動減圧操作を実施するため、原子炉圧力は急速に低下するとともに、炉内の冷却材も逃がし安全弁から格納容器へと放出される。

過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、熔融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。熔融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると熔融プールを形成し、熔融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行し、その後、熔融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、熔融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナムへ蓄積する（リロケーション）。下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化（原子炉压力容器内 F C I（熔融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉压力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達により、原子炉压力容器破損に至る。

一連の過程で炉心燃料から放出されたFPは、原子炉压力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉压力容器外に放出される（原子炉压力容器内 F P 挙動）。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉压力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融落下に至る間に炉内に注水される場合には、溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持される可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁から溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気圧力の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの中で相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外 F C I（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器外 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため、溶融炉心落下時に、これら内部構造物を破損、溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融燃料は、格納容器下部床面に拡がり、格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが、格納容器バウンダリは、溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。溶融炉心落下に伴い、コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時、溶融燃料は炉心形状を維持しておらず、落下時において、制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから、溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において、水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが、格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

本事故シーケンスグループでは、スプレイ冷却、格納容器ベント及びサブレーション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。また、原子炉圧力容器の減圧に失敗し、原子炉圧力容器が高圧破損する場合には、放出された熔融炉心は蒸气流により液滴状態となって原子炉格納容器に飛散し、格納容器雰囲気を直接加熱し、急激な圧力上昇をもたらす可能性がある（原子炉圧力容器破損後の高圧熔融炉心放出、格納容器雰囲気直接加熱）があるが、これらの現象は、急速減圧により原子炉圧力容器破損時の圧力を低減することにより防止される。

2.2.4 原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用

(1) 事象の推移

原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用は、原子炉圧力容器から流出した熔融燃料が原子炉圧力容器外の冷却材と接触して一時的な圧力の急上昇が発生（圧力スパイク）し、原子炉格納容器内構造物に対する機械的荷重が生じる（水蒸気爆発）事象である。水蒸気爆発については、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて低いと考えられるが、熔融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇（圧力スパイク）の発生のあることから、ここでは圧力スパイクにより、原子炉格納容器の過圧破損に至る事象を想定する。

この事象では、圧力スパイクによる原子炉格納容器圧力の上昇の程度を把握し、原子炉格納容器の健全性を確認することを目的としており、この事象を防止するための対策はないが、その他の格納容器破損モードの防止策として、代替格納容器スプレイ、格納容器ベント、原子炉圧力が高い場合の原子炉圧力容器の減圧操作を想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後、熔融した炉心は下部プレナムに落下し、下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに、原子炉圧力容器下鏡部温度を上昇させ、いずれは原子炉圧力容器破損に至る。格納容器下部には、代替注水設備を用いた注水により、原子炉圧力容器破損前に冷却材プールが形成される。このため、

原子炉圧力容器破損後、熔融炉心が格納容器下部に落下すると、格納容器下部床面の冷却材と接触して圧力スパイクが発生する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、圧力スパイクによる原子炉格納容器の破損が生じないことを確認することが評価目的であることから、評価指標は原子炉格納容器圧力とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、原子炉圧力容器の炉心燃料は、逃がし安全弁もしくはLOCA時の破断口からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、熔融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。熔融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると熔融プールを形成し、熔融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による炉内注水により炉心が再冠水し、損傷炉心の冷却に成功した場合には、原子炉圧力容器の破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗する場合には、熔融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、熔融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナムへリロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内FCI（熔融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器内FCI（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達により、原子炉圧力容器破損に至る。一連の過程で炉心燃料から放出されたFPは、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内FP挙動）。放射線水分解等により発生する水素・

酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融落下に至る間に炉内に注水される場合には、炉心溶融の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁もしくはLOCA時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出）、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外FCI（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器外FCI（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため、溶融炉心落下時に、これら内部構造物を破損、溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融燃料は、格納容器下部床面に拡がり、格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが、格納容器バウンダリは、溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時、溶融燃料は炉心形状を維持しておらず、落下時において、制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから、溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において、水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが、

格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

本事故シーケンスグループでは、スプレイ冷却、格納容器ベント及びサブプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.2.5 水素燃焼

(1) 事象の推移

水素燃焼は、炉内水位維持に失敗して炉心損傷し、ジルコニウム-水反応による水素発生、放射線水分解による水素及び酸素が発生する事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化を行うことにより原子炉格納容器内の酸素濃度を抑制する。また、残留熱除去系等による除熱が実施できない場合には、格納容器ベントにより格納容器過圧破損を防止するとともに、可燃性ガスを格納容器外に排出する。その他の格納容器破損モードの防止策として、原子炉圧力が高い場合の原子炉圧力容器の減圧操作も想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心の冷却能力が低下し、崩壊熱による炉心ヒートアップに伴い、ジルコニウム-水反応により反応熱とともに水素が発生し、その後も燃料温度の上昇が継続し、炉心損傷に至る。発生した水素は、原子炉冷却材と共に原子炉格納容器に放出される。炉心損傷後は、代替注水設備による炉内注水を実施することにより、炉心を再冠水させて原子炉圧力容器の破損を防止する。

炉心溶融が進展し、炉心燃料が下部プレナムへ移行する場合には、代替注水設備を用いた格納容器下部への注水により、原子炉圧力容器の破損前に冷却材プールが形成させる。

その後、代替注水設備を用いた格納容器スプレイにより、原子炉格納容器気相部の冷却を行い、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を抑制する。格納容器スプレイは、サブプレッション・チェンバのベント配管が水没しないように停止する。スプレイ停止後は、崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが、格納容器ベントを実施することにより格納容器圧力を抑制する。格納容器除熱として、残留熱除去系等の復旧又は、代替除熱設備による除熱を期待する場合に

は、サブプレッション・プールを水源として、熱交換器を介した炉内注水、格納容器内注水を行うことにより原子炉及び格納容器を冷却する（サブプレッション・プール冷却）。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、原子炉格納容器内の水素濃度が爆轟を引き起こさないことを確認することが評価目的であるが、BWRは窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われていることから、酸素濃度が抑制が重要である。したがって、評価指標は酸素濃度とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、原子炉圧力容器の炉心燃料は、逃がし安全弁からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、熔融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。熔融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると熔融プールを形成し、熔融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による炉内注水により炉心が再冠水し、損傷炉心の冷却に成功した場合には、原子炉圧力容器破損は防止される。なお、代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、原子炉圧力容器の破損に至るが、この場合に考慮する物理現象については、「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

一連の過程で炉心燃料から放出されたF Pは、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内F P挙動）。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）熔融開始後、炉心熔融落下に至る間に炉内に

注水される場合には、炉心溶融の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁から、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

格納容器除熱として、残留熱除去系等の復旧又は、又は、代替除熱設備による除熱を期待する場合には、サプレッション・プールを水源として、熱交換器を介した炉内注水、格納容器内注水を行うことにより原子炉及び格納容器を冷却する（サプレッション・プール冷却）。

残留熱除去系等による除熱機能が喪失している場合、格納容器スプレー冷却により、格納容器圧力及び温度を維持するが、格納容器スプレーは、サプレッション・チェンバ内のベント配管が水没しないように停止する。スプレー停止後は、崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが、格納容器ベントを実施することにより格納容器圧力を抑制する。

格納容器内において、水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが、格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、原子炉圧力容器の破損に至るが、この場合に考慮する物理現象については、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

2.2.6 熔融炉心・コンクリート相互作用

(1) 事象の推移

熔融炉心・コンクリート相互作用は、原子炉格納容器下部の床上へ流出した熔融炉心からの崩壊熱や化学反応によって、原子炉格納容器下部側壁及び床のコンクリートが分解、侵食され、原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失し、原子炉格納容器の破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策は、格納容器下部への注水により、あらかじめ冷却材プールを形成し、原子炉圧力容器破損により落下した熔融炉心を冷却してコンクリート侵食を抑制することである。また、原子炉圧力が高い場合には、原子炉圧力容器の減圧操作を想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後、代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、熔融した炉心は、下部プレナムに落下し、下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに、原子炉圧力容器下部ヘッドの温度を上昇させる。その後、原子炉圧力容器破損に至る。

格納容器下部には、代替注水設備を用いた格納容器下部への注水により、原子炉圧力容器破損前に冷却材プールが形成される。

原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下する熔融炉心は格納容器下部床面に堆積し、プール水及び代替注水設備により注水される冷却材による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に、コンクリートが侵食される。その後、熔融炉心の冷却が進むと、コンクリート侵食は停止し、事象収束に向かう。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、コンクリート侵食を抑制するための対策の有効性を確認することが評価目的であることから、評価指標はコンクリート侵食量とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、原子炉圧力容器の炉心燃料は、逃がし安全弁もしくはLOCA時の破断口からの原子炉圧力容器内冷

却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し、溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による炉内注水により炉心が再冠水し、損傷炉心の冷却に成功した場合には、原子炉圧力容器の破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗する場合には、溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナムへリロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合、溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内 F C I（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により、原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で炉心燃料から放出された F P は、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内 F P 挙動）。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融に至る間に炉内に注水される場合、炉心溶融の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁もしくは L O C A 時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出）、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内

へ放出される，炉心損傷時には同時に，構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素，及び冷却材の放射線分解による水素，酸素が発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気，非凝縮性ガスは，原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき，サプレッション・プール表面での蒸気蒸発，凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの中で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外 F C I（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融燃料は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが，格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出される F P は，水及び蒸気の流動とともに輸送され，格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内 F P 挙動）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（1/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	物理現象	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
炉心 (核)	核分裂出力	○	○	○	○	○
	出力分布変化	—	—	—	—	—
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	—	—	—	—	—
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	—
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	—

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（2/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高压溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	○	○	○	○
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	○	○	○	○
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	○
	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	○	—	—	○	○
	ほう酸水の拡散	—	—	—	—	—
	三次元効果	—	—	—	—	—

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（3/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	○	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○	○
	スプレイ冷却	○	－	－	○	－
	放射線水分解等による水素・酸素発生	○	○	○	○	○
	格納容器ベント	○	－	－	○	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（4/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷 （格納容器過圧・過温破損）	高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	熔融炉心・コンクリート相互作用
分類	物理現象	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	リロケーション	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内 F C I（熔融炉心細粒化）	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達）	○	○	○	○	○
	熔融炉心の再臨界	—	—	—	—	—
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	○
	下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器破損	○	○	○	○	○
	放射線水分解等による水素・酸素発生	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内 F P 挙動	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（5/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	熔融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標 物理現象	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉圧力容器破損後の高压熔融炉心放出	—	—	—	—	—
	格納容器雰囲気直接加熱	—	—	—	—	—
	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	○	○	○	○	○
	内部構造物の熔融，破損	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外 F C I（熔融炉心細粒化）	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外 F C I（デブリ粒子熱伝達）	○	○	○	○	○
	格納容器直接接触	—	—	—	—	—
	熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	○	○	○	○	○
	熔融炉心とコンクリートの伝熱	○	○	○	○	○
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	○	○	○	○	○
	熔融炉心の再臨界	—	—	—	—	—
原子炉格納容器内 F P 挙動	○	○	○	○	○	

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止

本節の各項では、運転停止中原子炉における燃料損傷防止に係る事故シーケンスグループごとに、事象の推移を踏まえて、注目する評価指標及び運転員操作等に対して影響すると考えられる物理現象を、対象とした物理領域ごとに抽出する。

運転停止中の原子炉において想定する事故シーケンスのうち、「反応度の誤投入」を除く以下の事故シーケンスでは、解析コードを用いない事象進展の評価を実施することから、本節では、「反応度の誤投入」事象を対象に、物理現象の抽出を行う。

- ・崩壊熱除去機能喪失
- ・全交流電源
- ・原子炉冷却材の流出

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「規則の解釈」に示される、以下の(a)～(c)の評価項目に対応したものである。

- (a) 燃料有効長頂部が冠水していること。
- (b) 放射線の遮へいが維持される水位を確保すること。
- (c) 未臨界を確保すること(ただし、通常の運転員等操作における臨界、又は燃料の健全性に影響を与えない一時的かつ僅かな出力上昇を伴う臨界は除く。)

一方、厳密には、評価項目に対応する評価指標ごとに、解析上必要な物理現象が異なっており、ここでは、事故シーケンスグループの特徴を踏まえて、有効性評価項目の中で余裕が小さくなる方向のものであって、代表的に選定したとしても、他の評価項目に対する物理現象の抽出及び有効性があることの確認に影響しないと考えられるものを注目する評価指標として選定する。

抽出された物理現象は、事故シーケンスグループとの組合せでマトリクスの形で表2-3のように整理されている。表2-3では、注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」、物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要でない物理現象を「-」で表している。

2.3.1 反応度の誤投入

(1) 事象の推移

反応度の誤投入は、原子炉の運転停止中に、制御棒1本が全引抜されている状態から、他の1本の制御棒が操作量の制限を超える誤った操作によって引き抜かれ、臨界近接を認知できずに臨界に至る事象が発生することを想定する。

この事象に対する燃料損傷防止対策としては、実効増倍率及び制御棒反応度価値の事前評価による臨界近傍での高い制御棒価値を生じ得るような制御棒パターン形成の防止、操作手順の策定による制御棒の誤選択防止と操作量の制限、並びに起動領域モニタあるいは中間領域モニタによる状態監視を実施し、出力の過度な上昇を防止する。また、炉心が臨界を超過して過度な中性子束上昇に至ったときにはスクラムによる負の反応度投入、制御棒挿入等により出力を抑制するとともに未臨界を確保する。これらの対策によって事象の拡大を防止し、燃料の著しい損傷の防止を図る。

原子炉停止中に、制御棒1本が全引抜されている状態から、他の1本の制御棒が操作量の制限を超える誤った操作によって引き抜かれ、臨界近接を認知できずに臨界に至った場合、起動領域モニタの原子炉周期短信号あるいは中間領域モニタの中性子束高信号が発生して、原子炉はスクラムする。そのため、一時的に臨界超過に至るものの、燃料健全性には影響がなく、また、スクラムにより未臨界は確保される。また、原子炉の水位に有意な変動はない。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出につき説明する。本事故シーケンスグループでは出力上昇による燃料破損の可能性があるため、燃料エンタルピが評価指標になる。

本事故シーケンスグループの有効性評価においては、燃料エンタルピの最大値が「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」に示された燃料の許容設計限界を超えているか否か、及び、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取り扱いについて」に示されたPCMIによるピーク出力部燃料エンタルピの増分における破損しきい値と比較することによって、燃料棒の破損の有無を確認する。

なお、ABWRでは起動領域モニタによるペリオドトリップ機能とFMC RDの遅い制御棒引抜速度により引抜制御棒反応度投入量が従来型BWRより小さく、炉心が即発臨界になることはないことから、投入反応度が即発臨界に至ることがないことをもって、燃料健全性に影響がないことを確認する。

事象中の燃料エンタルピに影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心(核)

本事故シーケンスにおいては、制御棒引き抜きに伴い炉心に正の反応度が印加されることにより核分裂出力が増加するが、起動領域モニタあるいは中間領域モニタにより原子炉がスクラムし炉心に負の反応度が投入されることで未臨界に至る。この制御棒反応度効果が、本事故シーケンスにおいては特に重要となる。

引抜制御棒周りの局所的な核分裂出力増加に伴い、燃料温度の上昇、減速材密度低下及び減速材温度増加が発生し、これによる反応度フィードバック効果（ドップラ反応度、減速材密度反応度、減速材温度反応度）は、核分裂出力へ影響を与える。また、反応度フィードバックは動的反応度の大小が重要であるため、遅発中性子割合も影響する。

さらに、制御棒引き抜きに伴う出力分布変化は直接的に燃料エンタルピ分布に影響を与えるが、反応度フィードバック効果を通じても燃料エンタルピに影響する。

本事故シーケンスグループは、局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため、炉心の核熱不安定事象（三次元効果）は生じないと考えられるため、燃料エンタルピに与える影響はない。また、臨界超過による核分裂出力が支配的であり、崩壊熱は主要な物理現象とはならない。

B) 炉心(燃料)

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は、燃料ペレット及び被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒の熱伝導に基づく燃料棒内温度変化は燃料エンタルピに影響する。被覆管-冷却材の熱伝達は出力増加に伴い、液単相、核沸騰、沸騰遷移を経て膜沸騰状態となると、燃料棒表面熱伝達が著しく悪化し、燃料エンタルピは大きくなるため、沸騰遷移と燃料棒表面熱伝達（液単相、核沸騰、膜沸騰）が燃料エンタルピに影響する主要な現象となり得る。

沸騰遷移までの条件においては過渡中の燃料棒の機械的な変形や化学変化が問題となることはないが、沸騰遷移を経て膜沸騰状態に至り、燃料被覆管温度が非常に高くなった場合は、酸化反応による熱発生が燃料エンタルピに影響を与えることが考えられる。また、急激な出力上昇を伴う場合、燃料被覆管の変形が発生し得るが、燃料エンタルピにより燃料破損の有無を評価しており、さらに本事故シーケンスではそれほど大

きな出力上昇は発生せず燃料被覆管の変形による流路閉塞が生じることもないため、燃料被覆管の変形は重要な物理現象とはならない。また、本事故シーケンスでは炉心の露出が生じないことから、輻射熱伝達の三次元効果は重要な物理現象とはならない。

なお、本事故シーケンスで投入反応度が1ドルを超えない場合には、炉心出力上昇が緩やかで燃料温度はほとんど上昇しないことから、これらの物理現象は重要な物理現象とはならない。

C) 炉心(熱流動)

燃料棒から放出される熱は炉心の1次冷却系により除熱され、炉心の熱流動挙動は、燃料エンタルピに直接影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。

本事故シーケンスグループでは、出力上昇に伴い炉心において沸騰・ボイド率変化が生じる場合には、減速材密度反応度、燃料棒の熱伝達、圧力損失などに影響を及ぼす。核分裂出力は局所的に増加するため、ボイド発生による流量配分 (三次元効果) が起こり得る。

また、本事故シーケンスグループは気液分離(水位変化)による炉心の露出は生じず、急激な出力上昇が起きないため、対向流 (CCFL)、又は蒸気の過熱に伴う気液の熱非平衡も生じない。

なお、本事故シーケンスで投入反応度が1ドルを超えない場合には、炉心出力上昇が緩やかでボイドは発生しないことから、これらの物理現象は重要な物理現象とはならない。

D) 原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)

本事故シーケンスは、低温、大気圧、炉心入口サブクーリングが大きい低流量一定状態であり、また、急激な出力上昇及びそれに伴う大幅な蒸気発生、圧力変化が起きないため、冷却材流量変化、沸騰・凝縮・ボイド率変化、圧力損失変化、下部プレナムでの流量配分のような三次元効果、気液分離・対向流、気液熱非平衡、冷却材放出(臨界流量、差圧流)が顕著に生じる状態とはならないことから、原子炉压力容器の冷却材流動は主要な現象とはならない。

また、構造材との熱伝達についても、炉内温度がほとんど上昇しないことから考慮不要である。ECCS注入(給水系・代替注水設備含む)、ほう酸水の拡散は本シーケンスグループでは実施しないことから考慮不要である。

表2-3 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉) (1/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標	燃料エンタルピ
	物理現象	
炉心 (核)	核分裂出力	○
	出力分布変化	○
	反応度フィードバック効果	○
	制御棒反応度効果	○
	崩壊熱	—
	三次元効果	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	○
	燃料棒表面熱伝達	○
	沸騰遷移	○
	燃料被覆管酸化	○
	燃料被覆管変形	—
	三次元効果	—
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○
	気液分離(水位変化)・対向流	—
	気液熱非平衡	—
	圧力損失	○
	三次元効果	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表2-3 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉) (2/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標	燃料エンタルピー
	物理現象	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	—
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	—
	気液分離 (水位変化) ・対向流	—
	気液熱非平衡	—
	圧力損失	—
	構造材との熱伝達	—
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	—
	ほう酸水の拡散	—
	三次元効果	—

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

3. 抽出された物理現象の確認

3.1 BWRプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認

2章において、事故シーケンスグループ等ごとに、事象進展及び運転員等操作を踏まえ分析して抽出した物理現象について、評価が可能な解析コードの選定と適用性確認を行うため、米国 NRC の RG 1.203 や日本原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」で用いている EMDAP (Evaluation Model Development and Assessment Process) に示されるプラントシステムの階層構造分析を比較対象とし、有効性評価で解析対象とするBWRプラントの物理領域を展開して階層化した。階層化構造分析は、有効性評価において取り扱う事象や安全評価解析に関して十分な専門的知識及び経験を有する事業者、メーカーによる作成、相互レビューを経てまとめたものである。図3-1, 3-2 には、階層化結果及び 2 章で抽出した物理現象との対応を示す。

また、以下に、本資料における階層構造分析の考え方を示す。

構成要素	内容
システム	解析すべきシステムの全体
サブシステム (物理領域)	解析に考慮しなければならない主要な構成要素
モジュール (物理領域)	サブシステムの中の機器
成分	物質の化学形態
相	固体、液体あるいは蒸気
幾何学的形態	移動時の幾何学的な形態 (プール、液滴、気泡、液膜等)
場	流れにより輸送される物理量が幾何学的形態ごとに形成する場 (質量、運動量、エネルギー、圧力など)
輸送プロセス	システム各部における構成相間の移動と相互作用を決定するメカニズム

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム、モジュール）として、炉心（核、燃料、熱流動）、原子炉压力容器、原子炉格納容器及び炉心損傷後の原子炉压力容器、原子炉格納容器を定めた。この物理領域は、2章の物理現象の抽出においても、整理上用いている。

各物理領域に含まれる、解析対象とする成分（物質）については、同種の場合の方程式（関連する物理量（質量、エネルギー、運動量）の輸送を解くための方程式）で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量（力）の輸送を輸送プロセスとした。ただし、厳密には更に細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場合の方程式で表現される場合（液膜と液滴、各種の異なるFP等）には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセス（液膜—液滴の相互変化等）は表現していない。また、サブシステム、モジュール間の輸送については、総量的な概念に留めている。

なお、炉心（核及び燃料）については、熱流動現象を中心とする他のモジュールと性格が異なるが、モジュール間の関係を明確にするため、便宜的に同様に同一の場合の方程式で表現される単位に分類し、それに関連する物理プロセスを整理した。炉心損傷後については、損傷後の物理現象として特徴的なもののみを記載しており、炉心損傷前の項で既に述べられている現象については、損傷後においても特徴的なもの以外は記載していない。

図3-1、図3-2に示すとおり、評価において解析コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

以上により、抽出された物理現象について、解析コードにおいて必要な解析モデルの範囲が明確となった。実際には、評価対象とする事故シーケンスグループ等ごとに抽出される物理現象によって、解析コードに求められる解析モデルの記述のレベルは異なっており、これについては、5章の解析コードの選定において、複数の候補からコードを選定する際に考慮する。

3.2 EURLSAFE における物理現象と抽出された物理現象の対応確認

炉心損傷後の物理現象に関しては、EC 5th Framework Program (1999-2002) にて作成された EURLSAFE (2001-2003) をベースに、5つの領域（压力容器内現象、压力容器外溶融炉心挙動、動的負荷、長期的な負荷、核分裂生成物）において 21 の物

理現象に絞り込んだ PIRT が作成されている¹⁾。

EURSAFE における炉心損傷後の現象と有効性評価において抽出された物理現象の対応関係を図 3-3 に示す。EURSAFE における物理現象のうち、今回の有効性評価において抽出されていない現象が存在するが、その理由は、以下のとおりである。

(1) 原子炉圧力容器外の溶融炉心挙動

A) 「原子炉圧力容器破損及び溶融炉心放出」

原子炉圧力容器破損及びそれに伴い溶融炉心が破損口から原子炉圧力容器外に放出される現象である。有効性評価では、代替注水設備により事前に水張りした格納容器下部の冷却材プールへの溶融炉心放出を想定しており、細粒化やエントレインメントについて考慮していることから、有効性評価において抽出した物理現象である「原子炉圧力容器外 F C I」に対応する。なお、高圧時の溶融炉心放出については、「高圧溶融物放出／格納容器直接加熱」に対応する。

B) 「溶融炉心・セラミック相互作用（コアキャッチャ）」

国内のBWR において、コアキャッチャは設置されていないことから、対応する現象は抽出されない。

(2) 動的負荷

A) 「水蒸気爆発」

格納容器破損モードとして水蒸気爆発は、国内BWRでは発生しないと判断しており、対応する現象は抽出されない。

B) 「水素燃焼と爆轟」

BWRプラントは出力運転時に格納容器内は窒素置換されているため、炉心損傷に伴い、水-ジルコニウム反応、水の放射線分解等による水素・酸素が大量に発生したとしても、水素爆轟及び水素燃焼には至らないことを有効性評価において確認している。したがって、対応する現象は抽出されない。

C) 「原子炉格納容器及び機器の動的挙動」

水蒸気爆発、水素燃焼又は爆轟に伴う原子炉格納容器及び機器の瞬時の機械的な挙動に関する現象である。上記 A) 及び B) のとおり、対応する現象は抽出されない。

(3) 長期負荷

A) 「原子炉格納容器及びベースマットの機械的挙動」

原子炉格納容器及びベースマットに対する長期の機械的な挙動に関するもので、貫通部での漏えい等、原子炉格納容器の健全性が失われてゆく過程での構造物に係る現象である。こうした機械的挙動については、格納容器破損防止の観点で各評価項目（原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度、ベースマット侵食深さ）について有効性を確認することから、有効性評価における物理現象として抽出されていない。

(4) 核分裂生成物

A) 「格納容器バイパス放出」

有効性評価においては、格納容器バイパス事象における炉心損傷防止対策の有効性を確認することとしており、対応する物理現象は抽出されない。

B) 「よう素の化学形態」

よう素は、化学形態（粒子状よう素、元素状よう素及び有機よう素）に応じて原子炉格納容器内での沈着等の挙動が異なる。格納容器内での粒子状よう素の挙動は、他のエアロゾル挙動に含まれ、「原子炉格納容器内 FP 挙動」として抽出し考慮されている。粒子状よう素及び元素状よう素は、沈着等で気相部から除去されるが、有機よう素は気相部に留まる。有機よう素は、よう素全体に占める割合が小さく、気相部において有機よう素から発生する崩壊熱も小さい。したがって「よう素の化学形態」の取り扱いの差異は原子炉格納容器圧力及び温度評価にはほとんど影響しないことから、有効性評価における物理現象として抽出されていない。

以上より、EURSAFEにおける炉心損傷後の物理現象と、有効性評価において抽出された物理現象との関係を整理し、有効性評価解析を実施する上で、新たに抽出すべき物理現象がないことを確認した。

1) D. Magallon et al., “European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)”, Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309-346.

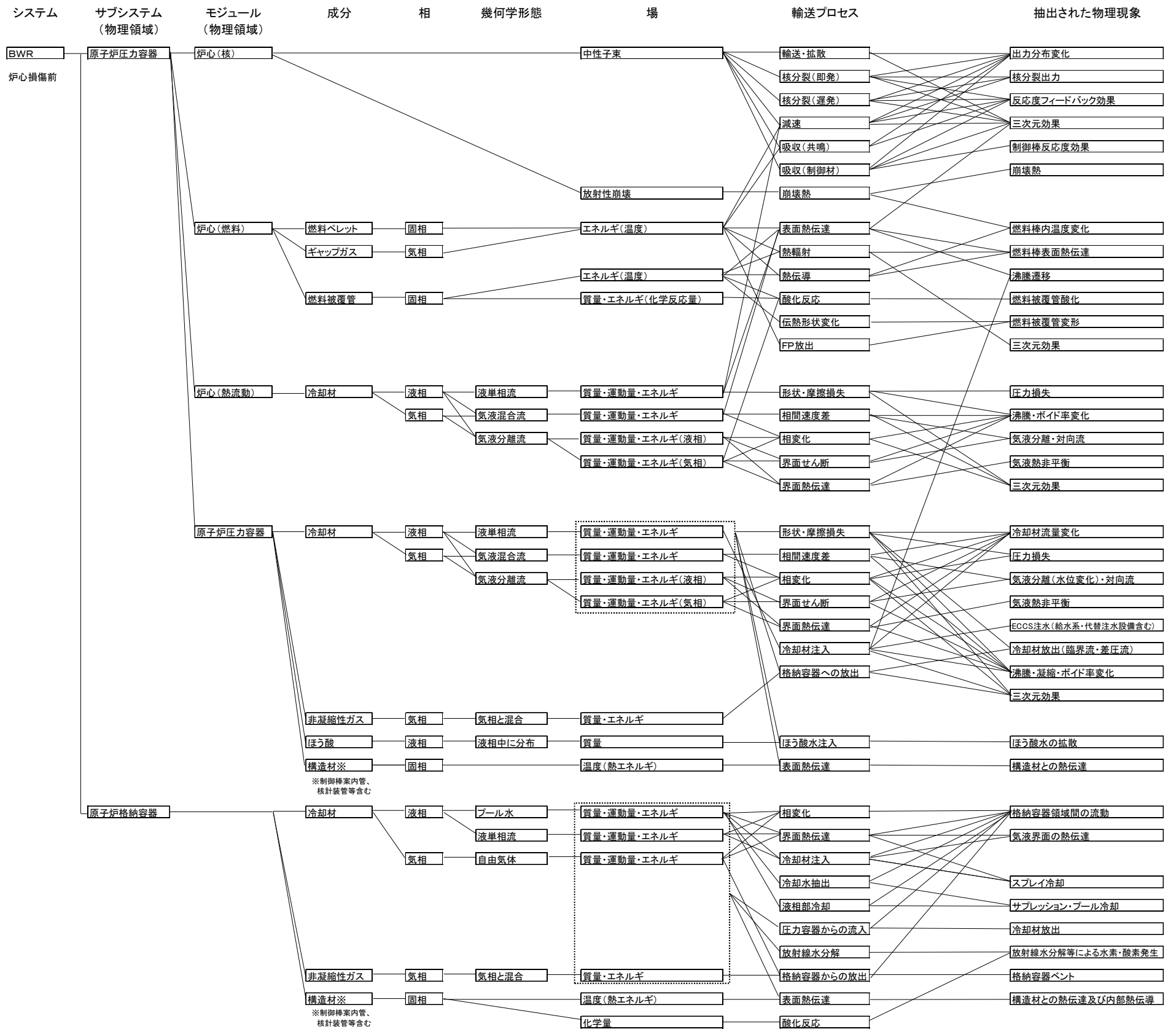


図3-1 BWRプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応 (炉心損傷前)

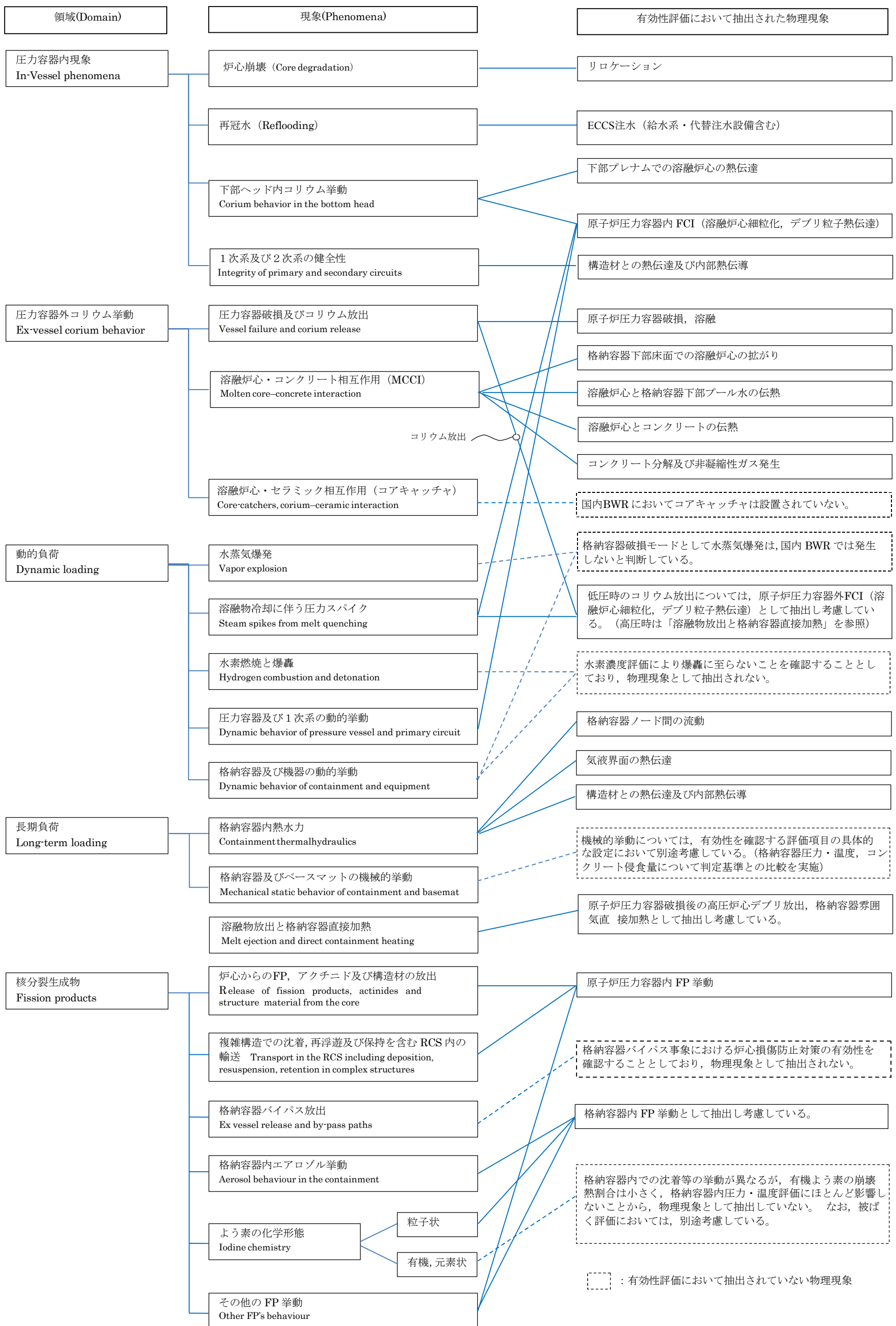


図 3-3 EURSAFE における現象分類と有効性評価において抽出された物理現象との関係の整理

4. 適用候補とするコードについて

前項で抽出した考慮すべき物理現象を踏まえ、原子炉、プラント挙動及び格納容器挙動が評価可能なコードとして、以下を有効性評価に適用するコードの候補とした。

- ① S A F E R
- ② C H A S T E
- ③ R E D Y
- ④ S C A T
- ⑤ M A A P
- ⑥ A P E X
- ⑦ 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- ⑧ I S C O R
- ⑨ L A M B
- ⑩ 短期間格納容器圧力応答解析コード
- ⑪ 長期間格納容器圧力応答解析コード
- ⑫ 可燃性ガス濃度解析コード
- ⑬ T R A C

これらのコードのうち、①～④及び⑥～⑫は従来の国内 BWR の原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードである。⑤については、原子炉設置変更許可申請書における適用実績はないが、表 4-1 に示すような実績を有する。なお、⑬については、表 4-1 に示すような実績を有するものの、従来の設置許可申請において適用実績のある解析コードが適用可能であるため、選定されたコードとの比較対象として、適宜、参考として解析結果の比較に用いることとする。

4.1 適用候補コードの概要

4.1.1 S A F E R

S A F E R は長期間の原子炉内熱水力過渡変化を解析するコードである。原子炉内を 9 ノードに分割し、原子炉圧力及び各ノードの水位変化等を計算する。炉内冷却材量の評価に当たっては、上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象 (CCFL) 及び上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が下部プレナムに落下する現象 (CCFL ブレークダウン) を考慮することができる。

また、本コードでは、平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃

料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックス等の温度計算を行なう。燃料被覆管の温度計算においては、その冷却状態に応じた熱伝達係数、燃料棒間の輻射及び燃料棒とチャンネルボックスの輻射を考慮することができる。

また、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（ジルコニウム-水反応）を Baker-Just の式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム-水反応を考慮する。

本コードの入力は、原子炉出力、原子炉圧力等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、プラント過渡特性パラメータ、ECCS 等の特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、原子炉圧力、原子炉水位、燃料被覆管最高温度、燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.2 CHASTE

CHASTE は、燃料ペレット、燃料被覆管、チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは、燃料ペレットを半径方向に最大 9 ノードに分割し、燃料集合体内燃料棒を 1 本毎に全て取り扱い、その熱的相互作用（輻射等）を考慮している。また、ジルコニウム-水反応を Baker-Just の式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管のふくれと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム-水反応を考慮する。燃料被覆管表面からの除熱に対する熱伝達係数は、SAFER で求めた値を用いる。

本コードの入力は、原子炉出力及び原子炉圧力の時間変化、炉心露出時間及び再冠水時間、炉心スプレイによる冷却開始時間等のプラント過渡特性、燃料集合体及び炉心に関するデータ及び熱伝達係数変化であり、出力として、燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.3 REDY

REDY は、炉心、圧力容器、圧力容器内部構造物、原子炉冷却材再循環系、主蒸気管、タービン系、格納容器等のプラント全体を模擬し、6 群の遅発中性子及び反応度フィードバックを含む炉心一点近似動特性、燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力挙動を計算する。

本コードの入力は、原子炉出力、炉心流量等の初期条件、原子炉、主蒸気管、格納容器等のデータ、核データ、燃料棒データ、各種制御系データ等であり、出力として、原子炉出力、原子炉圧力、炉心流量、原子炉水位、格納容器圧力、

サブプレッションチェンバプール水温度等の時間変化が求められる。

なお、本コードは、従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のあるものに、格納容器圧力、サブプレッションチェンバプール水温度の時間変化を求めることができるように、格納容器モデルを追加したものである。

4.1.4 SCAT

SCATは、単一チャンネルを模擬し、これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて、燃料棒には半径方向にのみ熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し、チャンネル内冷却材には、質量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力挙動を計算する。

本コードの入力は、燃料集合体の幾何学的形状、軸方向出力分布等の炉心データ、燃料集合体出力、チャンネル入口流量等の初期条件、REDYコードの出力から得られたチャンネル入口流量等の過渡変化のデータ等であり、出力として、GEXL 関連式に基づく限界出力比 (CPR)、各ノードでの冷却材流量、クオリティ等の時間変化が求められる。

なお、本コードは、従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のあるものに、沸騰遷移後の燃料被覆管温度を求めることができるように、沸騰遷移後の燃料被覆管－冷却材間の熱伝達関連式とリウエット関連式を適用している。

4.1.5 MAAP

MAAPは、炉心損傷を伴う事故シーケンスについて、炉心損傷、圧力容器破損、格納容器破損、放射性物質の環境放出に至るまでのプラント内の熱水力及び放射性物質挙動を解析するコードである。炉心損傷後の原子炉内及び格納容器内を一次系、ドライウエル、ウェットウエルに分割し、重大事故等時に想定される炉心のヒートアップ、燃料被覆管の酸化・破損、炉心損傷、熔融炉心移行挙動と冷却性、水素と水蒸気の生成、熔融炉心・コンクリート反応、格納容器圧力・温度、放射性物質の放出と移行／沈着挙動等の諸現象がモデル化され、また、種々の注水設備や冷却設備の特性や制御系がモデル化できるため、自動トリップや運転員操作等によるシステム応答を含む、重大事故等時のプラント挙動の評価が可能である。

本コードの入力は、原子炉出力、原子炉圧力、格納容器圧力、格納容器温度等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、格納容器自由空間体積、流路面積及び流路抵抗、注水設備、減圧設備及び冷却設備の特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、原子炉圧力、原子炉水位、燃料温度、熔融炉心温度、格納容器圧力、格

納容器温度，コンクリート侵食量，放射性物質の格納容器内の分布等が求められる。

4.1.6 A P E X

有効性評価に適用するコード候補としてここで挙げたA P E Xコードは，炉心動特性解析を行うA P E Xコードと，単チャンネル熱水力解析を行うS C A T（R I A用）からなる。

A P E Xは，熱的現象を断熱としており，炉心平均出力の過渡変化を炉心一点近似による中性子動特性方程式で表し，出力の炉心空間分布を二次元(R-Z)拡散方程式で表す。炉心各部分のエンタルピの上昇は，出力分布に比例するものとし，炉心平均エンタルピがある程度上昇する間(エンタルピステップ)は，出力分布は一定としている。また，投入反応度としては，制御棒価値，スクラム反応度及びドップラ反応度を考慮するが，このドップラ反応度は，二次元拡散計算による出力分布を考慮して求められる。

A P E Xコードの入力は，炉心の幾何学的形状，各種中性子断面積，拡散係数，ドップラ係数，炉心動特性パラメータ等の核データ，制御棒反応度の時間変化等であり，出力として，中性子束分布，エンタルピ分布及び炉心平均出力の時間変化が求められる。

S C A T（R I A用）コードは，燃料棒を燃料ペレット，ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部，被覆管で構成し，ノード毎に径方向の熱伝達を計算する。燃料ペレット及び被覆管には，径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し，チャンネル内冷却材には，質量，運動量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力学の挙動を計算する。冷却材の沸騰状態に応じた熱伝達率相関式を用いることにより，燃料棒の除熱量を求める。

S C A T（R I A用）コードの入力は，A P E Xコードの出力から得られた炉心平均出力変化，炉心出力分布に加え，燃料集合体幾何条件，燃料集合体熱水力データ，燃料物性データ，ギャップ熱伝達係数，ペレット径方向出力分布，局所出力ピーキング係数等であり，出力として，非断熱燃料エンタルピの時間変化が求められる。

4.1.7 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードは，沸騰水型原子炉の炉心核熱水力特性を解析するコードで，三次元の拡散方程式により原子炉全体の出力分布や実効増倍率を計算する。さらに，その出力分布を基に熱的評価計算及び燃焼計算を行う。本コードの用途は多岐にわたり，制御棒運用計画，燃焼度管理，原子

炉停止余裕の計算等に使用される。出力運転時の計算では、ボイドの発生によるボイド分布を考慮した出力分布となるよう収束計算を行う。

本コードの入力は、炉心の幾何学的形状、単位燃料集合体核計算で得られた核定数、熱水力計算に必要なデータ、制御棒パターン、炉心熱出力等の炉心状態を表すデータであり、出力として炉心出力分布、ボイド分布、燃焼度分布、実効増倍率が求められる。

4.1.8 I S C O R

I S C O Rは、定常状態における炉心内の熱水力特性を解析するコードであり、炉心内の全燃料集合体を幾つかにタイプ分けし、各タイプごと及び炉心全体の熱水力特性を計算する。

具体的には、設計出力分布を使用して、各燃料集合体への冷却材流量配分を、燃料集合体入口と出口間の圧力差が全燃料集合体において等しくなるように繰り返し計算により求め、熱的余裕、炉心圧力損失等の熱水力特性を計算する。

本コードの入力は、炉心熱出力、炉心流量等の炉心状態を表すデータ、出力分布に関するデータ、燃料集合体の幾何学的形状及びその他熱水力計算に必要なデータであり、出力として限界出力比、圧力損失、ボイド分布等が求められる。

4.1.9 L A M B

L A M Bは、短期間の原子炉内熱水力過渡変化を解析するコードであり、圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故を取り扱うことができる。本コードは、圧力容器及び再循環系を7つのノードに分割し、質量、運動量及びエネルギー保存則に基づく方程式を解くことにより、定常状態から事故発生後数十秒間の各ノード内の冷却材の質量、圧力及びエンタルピ、ノード間の冷却材流量等の時間変化を計算する。炉心流量の変化としては、破断直後からの原子炉冷却材再循環ポンプのコーストダウンによる流量の変化を詳細に計算することができる。

本コードの入力は、原子炉出力、炉心流量等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、プラント過渡特性パラメータ、再循環ポンプ特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、ブローダウン中の燃料棒の限界出力過渡変化解析に使用する原子炉圧力、炉心流量及び炉心入口エンタルピの時間変化、破断口からの流出流量等が求められる。

4.1.10 短期間格納容器圧力応答解析コード

短期間格納容器圧力応答解析コードは、LOCA直後の冷却材ブローダウン期間中の格納容器内圧力及び温度の変化を解析するコードである。本コードは、格納容器をドライウェルとサブプレッションチェンバの2ノードに分割し、各ノードについて質量保存則に基づく方程式、エネルギー保存則に基づく方程式、運動方程式及び状態方程式を解くことにより、格納容器内圧力及び温度を計算する。なお、格納容器内構造物との間の熱の授受は保守的に考慮していない。

本コードの入力は、格納容器内各部の圧力、温度、湿度等の初期条件、自由空間体積、流路面積及び流路抵抗並びに一次冷却系からの質量流量及びエネルギー放出量であり、出力として格納容器内圧力及び温度の時間変化が求められる。

4.1.11 長期間格納容器圧力応答解析コード

長期間格納容器圧力応答解析コードは、LOCA後の冷却材ブローダウン期間以降の原子炉格納容器スプレイ冷却系作動期間中における長期間格納容器内圧力及び温度の変化を解析するコードである。本コードは、格納容器をドライウェルとサブプレッションチェンバの2ノードに分割し、各ノードについて質量保存則に基づく方程式、エネルギー保存則に基づく方程式、運動方程式及び状態方程式を解くことにより、格納容器内圧力及び温度を計算する。また、ECCSモデル、格納容器スプレイモデル及び熱交換器モデルが組み込まれている。

本コードの入力は、格納容器内各部の圧力、温度、湿度等の初期条件、自由空間体積、流路面積及び流路抵抗のほか、ECCS流量、格納容器スプレイ流量、熱交換器容量、海水温度等であり、出力として格納容器内圧力及び温度の時間変化が求められる。

4.1.12 可燃性ガス濃度解析コード

可燃性ガス濃度解析コードは、LOCA後の格納容器内の可燃性ガス濃度を解析するコードである。本コードは、格納容器をドライウェルとサブプレッションチェンバの2ノードに分割し、各ノードについて質量バランスの式によって水素及び酸素の濃度変化を計算する。各ノード間のガスの移動は、圧力バランスの式により求める。水素及び酸素の発生源としては、ジルコニウム-水反応（水素）及び水の放射線分解（水素及び酸素）を考慮する。また、可燃性ガス濃度制御系のモデルが組み込まれている。

本コードの入力は、格納容器内各部の圧力、温度、湿度等の初期条件、自由空間体積、流路面積及び流路抵抗の他、ジルコニウム-水反応割合及び水の放射線分解率並びに可燃性ガス濃度制御系容量及び作動時間であり、出力として、

格納容器内の水素及び酸素濃度の時間変化が求められる。

4.1.13 TRAC

TRACは、三次元2流体モデル、炉心については三次元中性子動特性モデルを有するコードである。TRACのモデル構成はモジュール手法に基づいており、熱水力モデルとして、配管、ポンプ、弁、分岐管、チャンネル、ジェットポンプ、ベッセルの基本コンポーネントがある。システム解析は、これらのコンポーネントをブロック構成して行う。使用するコンポーネントの数は任意で、その接続やコンポーネント内の詳細は入力データによって指定する。このため、単純な個別効果試験からBWR実プラントまで、様々な規模の設備について解析することができるコードである。

TRACの熱水力に用いる2流体モデルは、気液相についての質量、運動量、エネルギーの保存式を解く。質量、運動量、エネルギーの保存式は、気液相間および壁面について摩擦や熱伝達を扱う構成相関式を用いた種々の基本モデルによって完結している。流動様式マップはコード全般にわたり同一のものが適用されており、構成相関式は流動様式にしたがって選択される。

表 4-1 各コードの使用実績

コード	適用実績
MAAP	<p>米国産業界が実施した IDCOR (Industry Degraded Core Rulemaking Program, 産業界における損傷炉心規制プログラム) 及び米国 EPRI を中心とした MUG (MAAP User's Group) のもとで開発されてきたコードである。国内では、個別プラントの PRA やストレステスト等において、米国では、設計認証申請において使用される等、国内外において使用実績が豊富な代表的解析コードである。</p>
TRAC	<p>TRAC は、ロスアラモス国立研究所 (LANL) で PWR 用に開発された TRAC-P1A と称するバージョンが最初のものである。BWR 向けの TRAC の開発は GE 社とアイダホ国立研究所 (INEL) の協力によって 1979 年に始まり、1985 年以降、過渡・安定性・ATWS 解析用に TRAC を高度化することを目的に、開発が継続された。米国の設計認証申請においても、TRAC コードによる事故解析が実施されている等の適用例がある。</p>

※ 本表では、国内 BWR の原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードは除く。

5. 有効性評価に適用するコードの選定

有効性評価に適用するコードを選定するにあたって、コードが備えるべき物理現象モデルは2章で抽出されたとおりであり、4章で述べた候補コードの特徴を踏まえ、必要な物理モデルの有無、模擬性能の優劣及び利便性の観点から、適用するコードの選定を行った。以下に、コード選定における考え方を整理する。なお、最終的に選定された有効性評価に使用するコード一覧を表5-14に示す。

5.1 炉心損傷防止

5.1.1 高圧・低圧注水機能喪失

2.1.1項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-1に示す。

評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、原子炉圧力容器内で事故時に発生し得る気液対向流制限等の熱水力挙動や燃料棒ヒートアップ挙動を詳細に評価するための現象モデルを兼ね備えたコードとしてSAFERを用いることとした。また、SAFERによる炉心ヒートアップ解析結果において、燃料被覆管が高温となり、燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮した詳細な輻射伝熱計算が必要となる場合には、合わせてCHASTEを用いることとした。

他に燃料被覆管温度上昇を伴う事故時の炉心部や圧力容器内を評価対象としているものにMAAPが挙げられるが、MAAPは、過渡変化時のスクラムまでの出力変化を取り扱えないため、燃料被覆管温度の詳細な挙動や膨れ／破損評価には適していない。

評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、SAFERは格納容器内の熱水力現象を取り扱うモデルを有しておらず、格納容器内において考慮すべき現象に必要な現象モデルをすべて有しているMAAPを用いることとした。

MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短時間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.1.2 高圧注水・減圧機能喪失

2.1.2項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-2に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧

力に対しては，S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし，評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては，M A A Pを用いることとした。

5.1.3 全交流動力電源喪失

2.1.3項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-3に示す。

5.1.1項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし，評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては，M A A Pを用いることとした。

5.1.4 崩壊熱除去機能喪失

5.1.4.1 取水機能が喪失した場合

2.1.4.1項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-4に示す。

5.1.1項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし，評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては，M A A Pを用いることとした。

5.1.4.2 残留熱除去系が故障した場合

2.1.4.2項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-4に示す。

5.1.1項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし，評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては，M A A Pを用いることとした。

5.1.5 原子炉停止機能喪失

2.1.5項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-5に示す。

本事故シーケンスグループでは，原子炉停止機能が喪失するため，炉心部の解析モデルについては，原子炉停止機能が喪失した状態での，炉心内ボイド率変化，燃料温度変化及びボロン濃度の変化に伴う原子炉出力応答が適切に評価できること及び炉心損傷に繋がる燃料被覆管温度上昇や燃料

被覆管の酸化量増加を適切に把握できることがコード選定の要件として挙げられる。

また、炉心部以外の解析モデルについては、評価指標である原子炉圧力、SRV の作動によるサプレッション・チェンバのプール水温の上昇、RHR によるサプレッション・チェンバのプール水の冷却や格納容器圧力を評価できることが要件として挙げられる。

以上のうち、炉心部の解析モデルに関する要求に対しては、出力応答の評価において、ボイド率変化、出力変化といった事象推移を考慮するために、これらの過渡変化に伴う核的挙動を考慮した炉心動特性モデルが必要となる。また、燃料被覆管温度上昇を適切に把握するためには、特に出力上昇やチャンネル内の冷却材条件の変化を伴う本事象に対して、事象進展中の燃料棒表面熱伝達係数の変化を取り込んだ評価が行える必要がある。

したがって、これら原子炉出力、原子炉圧力、サプレッション・チェンバのプール水温及び格納容器圧力変化を事象進展に見合った評価とするため、すべてを同時に評価することが可能なREDYを用いることとした。また、評価指標である燃料被覆管温度については、出力上昇に伴う沸騰遷移時の燃料被覆管温度の評価モデルを有するSCATを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないことから適さない。

5.1.6 LOCA時注水機能喪失

2.1.6項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-6に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、SAFER及び必要に応じてCHASTEを用いることとし、評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、MAAPを用いることとした。

5.1.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）

2.1.7項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-7に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、SAFER及び必要に応じてCHASTEを用いることとした。

なお、本事故シーケンスグループは、格納容器バイパス事象であり、格納容器の圧力及び温度を評価指標としていないため、これらの評価指標に対するコードの選定は不要である。

5.2 格納容器破損防止

5.2.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

2.2.2 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-8 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

2.2.3 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-9 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

2.2.4 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-10 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.4 水素燃焼

2.2.5 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-11 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは水の放射線分解による水素及び酸素の発生モデルを備えていないが、同コードで得られる崩壊熱からそれらの発生量を評価することが可能である。また、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.5 溶融炉心・コンクリート相互作用

2.2.6項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-12に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止

5.3.1 反応度の誤投入

2.3.1 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-13 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードとしてAPEX及びSCAT（RIA用）を用いることとした。

ここで、2.3.1 項で述べたとおり、ABWRでは、投入反応度が即発臨界に至ることがないことをもって、燃料エンタルピの評価に替えることができるため、SCAT（RIA用）は必要に応じて用いることとする。

表 5-1 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：高圧・低圧注水機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ポイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ポイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-2 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：高圧注水・減圧機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-3 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：全交流動力電源喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-4 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：崩壊熱除去機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-5 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：原子炉停止機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
	三次元効果	-	-	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ほう酸水の拡散	-	-	○	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-6 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：LOCA時注水機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-7 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
 (炉心損傷防止：格納容器バイパス (インターフェイスシステム LOCA))

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離 (水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離 (水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水 (給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-8 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
 (格納容器破損防止：雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損))

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-9 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(格納容器破損防止：高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)(炉心損傷後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-10 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
 (格納容器破損防止：原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)(炉心損傷後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-11 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(格納容器破損防止：水素燃焼)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-12 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(格納容器破損防止：熔融炉心・コンクリート相互作用)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉格納容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
原子炉格納容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の熔融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器外 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心と格納容器下部プレナム水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-13 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(運転停止中原子炉における燃料損傷防止：反応度の誤投入)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元 [※]	ISCOR	LAMB	短期 PCV [※]	長期 PCV [※]	可燃性ガス [※]
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	-	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-14 有効性評価において使用するコード一覧

事故シーケンスグループ	適用コード
高圧・低圧注水機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
高圧注水・減圧機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
全交流動力電源喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
崩壊熱除去機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
原子炉停止機能喪失	REDY SCAT
LOCA時注水機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
格納容器バイパス (インターフェイスシステムLOCA)	SAFER (CHASTE)

格納容器破損モード	適用コード
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)	MAAP
高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	MAAP
原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用	MAAP
水素燃焼	MAAP
格納容器直接接触 (シェルアタック)	—
溶融炉心・コンクリート相互作用	MAAP

運転停止中原子炉における燃料損傷防止	適用コード
崩壊熱除去機能喪失	—
全交流動力電源喪失	—
原子炉冷却材の流出	—
反応度の誤投入	APEX SCAT (RIA用) ※

※ ABWRでは必要に応じて用いる。

6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について

重大事故等対策の有効性評価を行うにあたって、炉心損傷防止対策、格納容器破損防止対策及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の有効性評価において想定する事故シーケンスグループあるいは格納容器破損モードのそれぞれにおいて、関連する物理現象を抽出し、それらの物理現象に関する解析モデルを備えたコードとして、有効性評価へ適用するコードを選定した。

これらの各コードについての解析モデルの妥当性及び有効性評価への適用性の検討結果については、第1部～第6部に示す。

なお、設計基準（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故）と重大事故等対策の有効性評価の解析対象範囲について整理したものを添付資料1に示す。

許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較について

本有効性評価解析における物理現象を踏まえ、原子炉、プラント挙動の評価を行う解析コードとして、SAFER/CHASTE, REDY/SCAT, APEXを用いるが、これらは従来国内BWRの原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードであることから、設計基準（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故）と重大事故等対策の有効性評価の解析対象範囲について整理を行った。

- 表 1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
- 表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
- 表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
- 表 3 APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較

表1 SAFER/CHASTEにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (1/12)

	従来許認可解析 (BWR5 原子炉冷却材喪失：中小破断)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 LOCA 時注水機能喪失)
原子炉圧力		
原子炉水位(シユラウド内水位)		
燃料被覆管温度		
熱伝達係数		

表1 SAFER/CHASTEにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (2/12)

	従来許認可解析 (BWR5 原子炉冷却材喪失：中小破断)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 LOCA 時注水機能喪失)
事 象 進 展	<p>原子炉圧力：PLR 配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，MSIV 閉鎖後は上昇に転じSRV 開閉により圧力が制御され，<u>ADS 作動</u>により強制減圧される。</p> <p>原子炉水位：破断口からの冷却材流出及びSRV からの蒸気流出により低下し，<u>ADS 作動</u>による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，<u>ECCS</u>の注水後，炉心再冠水する。</p> <p>燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。</p> <p>熱伝達係数：炉心冠水時は核沸騰冷却，炉心露出時は蒸気冷却，<u>ECCS</u>の注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。</p>	<p>原子炉圧力：PLR 配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，MSIV 閉鎖後は上昇に転じSRV 開閉により圧力が制御され，<u>SRV 手動操作</u>により強制減圧される。</p> <p>原子炉水位：破断口からの冷却材流出及びSRV からの蒸気流出により低下し，<u>SRV 手動操作</u>による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，<u>代替注水系</u>の注水後，炉心再冠水する。</p> <p>燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。</p> <p>熱伝達係数：炉心冠水時は核沸騰冷却，炉心露出時は蒸気冷却，<u>代替注水系</u>の注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。</p>
	<p>原子炉スクラム：0 秒</p> <p>MSIV 閉鎖：約 19 秒</p> <p>原子炉水位低（レベル1）：約 2 分</p> <p>原子炉減圧開始：約 4 分</p> <p>炉心露出：約 5 分</p> <p>低圧炉心スプレイ系作動：約 6 分</p> <p>低圧注水系作動：約 7 分</p> <p>PCT 発生：約 7 分（約 589℃）</p> <p>炉心再冠水：約 8 分</p>	<p>原子炉スクラム：0 秒</p> <p>MSIV 閉鎖：約 2 分</p> <p>原子炉水位低（レベル1）：約 16 分</p> <p>原子炉減圧開始：約 30 分</p> <p>炉心露出：約 31 分</p> <p>ECCS：機能喪失</p> <p>低圧代替注水開始：約 32 分</p> <p>PCT 発生：約 38 分（約 805℃）</p> <p>炉心再冠水：約 52 分</p>
変 化 範 囲	<p>原子炉圧力：大気圧～SRV 吹出設定圧力</p> <p>原子炉水位：原子炉圧力容器底部～通常水位</p> <p>燃料被覆管温度：約 152～約 589℃</p> <p>熱伝達係数：約 10～約 57000 W/(m²・K)</p> <p>時間：0 秒～約 8 分</p>	<p>原子炉圧力：同左</p> <p>原子炉水位：同左</p> <p>燃料被覆管温度：約 126～約 805℃</p> <p>熱伝達係数：約 1～約 57000 W/(m²・K)</p> <p>時間：0 秒～約 55 分</p>
適 用 範 囲	<p>原子炉圧力：大気圧～SRV 吹出設定圧力</p> <p>原子炉水位：原子炉圧力容器底部～頂部</p> <p>燃料被覆管温度：飽和温度～1200℃</p> <p>熱伝達係数：0～約 57000 W/(m²・K)</p> <p>時間：0 秒～制限なし</p>	<p>原子炉圧力：同左</p> <p>原子炉水位：同左</p> <p>燃料被覆管温度：同左</p> <p>熱伝達係数：同左</p> <p>時間：同左</p>

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (3/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解	初期運転条件	過出力条件	定格条件	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが、事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
	初期原子炉水位	通常水位 (ABWR) スクラム水位 (BWR)	通常水位	有	
析	事象	高圧炉心注水系配管両端破断 (ABWR) 再循環配管両端破断～小破断 (BWR)	給水流量の全喪失 全交流動力電源喪失 原子炉冷却材喪失 (圧力容器底部ドレン配管破断, 又は, 再循環配管小破断) インターフェイスシステム LOCA	有	炉心冷却の観点からは、原子炉隔離後、減圧、注水に至る再循環配管小破断事象と同等の事象であり、モデル適用範囲内であり、差異による影響はない。
条件	原子炉スクラム	炉心流量急減 (ABWR) 原子炉水位低レベル3 (BWR)	原子炉水位低レベル3 タービン蒸気加減弁急閉 (ABWR) 炉心流量急減 (ABWR)	有	条件の差はあるが、スクラムのタイミングの差は適切に核分裂出力変化に反映されることから、評価手法としての差異はない。
	核分裂出力変化	原子炉冷却材喪失事故用	各事故シーケンスに応じて設定	有	条件の差はあるが、核分裂出力変化と崩壊熱を事象ごとに設定しており、評価手法としての差異はない。
	崩壊熱	GE(平均)+3σ	ANSI/ANS-5.1-1979	有	

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (4/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	燃料タイプ	9×9 燃料(A 型), 9×9 燃料(B 型), MOX 燃料の単一炉心, 又は, 混在炉心	9×9 燃料(A 型)単一炉心	有	燃料仕様の差はあるが, 熱水力特性はほぼ同等であること, 及び, 核的特性は混在炉心の場合には単一炉心で構成された場合の中間的なものになることから影響は小さい。
	燃料棒最大線出力密度	44.0 kW/m×1.02	44.0 kW/m×1.0	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが, 事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は, 従来許認可解析と同様であり, 差異による影響はない。
件	局所出力ピーキング係数	PCT を厳しくする評価する平坦分布を仮定	同左	無	差異はない。
	ギャップ熱伝達係数	燃焼期間中を通して PCT を厳しくする値	同左	無	差異はない。
	燃料棒破裂の判定	PCT 評価: ベストフィット曲線 被ばく評価: 平均値 - 2σ 曲線	ベストフィット曲線	無	従来許認可解析と同一のベストフィット曲線を用いているため, 差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析	逃がし安全弁	安全弁機能	逃がし弁機能	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており、期待する減圧機能の違いによる差があるが、減圧に伴う基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
	原子炉減圧	自動減圧系	逃がし弁手動操作	有	
条	外部電源	事故と同時に喪失	事故と同時に喪失、又は、健全	有	外部電源が健全な場合は、再循環ポンプトリップ動作タイミングに差があるが、事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
件	ECCS, RCIC 及び代替注水系	安全要求仕様値	同左	無	差異はない。
	破断口, SRV からの冷却材の流出	平衡均質流モデル及び差圧流モデル	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (6/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数	核沸騰 (ボイド率の関数とする相関式)	同左	無	差異はない。 炉心冠水時の熱水力挙動は従来許認可解析と同様であり、ボイド率依存の核沸騰熱伝達モデルは適用可能。
		膜沸騰 (噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式)	同左	無	差異はない。 過渡事象発生直後の高流量／高圧条件から炉心再冠水後の低流量／低圧条件まで適用可能。
		遷移沸騰 (核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式)	同左	無	差異はない。 核沸騰熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数の内挿値を適用するため、同じく適用可能。
		蒸気単相 (Dittus-Boelter の式)	同左	無	差異はない。 炉心露出によるヒートアップ挙動は、従来許認可解析と同様であり、重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (7/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 モ デ ル	燃料被覆管と冷却材間 の熱伝達係数	噴霧流 (Sun-Saha の式)	同左	無	差異はない。 炉心露出時に原子炉注水による再冠水過程において炉心に液滴が混入する状態は従来許認可解析と同様であり、重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。
		スプレー (落下水) (スプレー冷却実験データに基づく相関式)	同左	無	差異はない。 従来許認可解析でもスプレー冷却の効果が小さいことから適用を除外しており、重大事故等対策の有効性評価でも適用を除外している。
		濡れ (濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく)	同左	無	差異はない。 濡れによる冷却効果小さく、高出力燃料集合体では保守的に落下水は無視しているため、適用されない。
		輻射 (燃料集合体幾何形状に依存する輻射形態係数、輻射率、灰色体輻射係数に基づき導出した式)	同左	無	差異はない。 燃料集合体内幾何形状に依存し、幾何形状は変更ないため適用可能。

表1 SAFER/CHASTEにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (8/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心 (核) 核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果 崩壊熱	事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるが、スクラムまでは核分裂出力、スクラム後は崩壊熱を考慮して適切に原子炉出力変化を設定している。	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (9/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	沸騰遷移により燃料棒温度上昇 (ABWR, BWR)	沸騰遷移による燃料棒温度上昇 評価は、従来許認可解析の範囲 で評価されている。	無	差異はない。
		炉心露出により燃料棒温度上昇 (BWR) 炉心露出期間：約3分間 再冠水：約10分以内	炉心露出により燃料棒温度上昇 炉心露出期間：約10～30分間 再冠水：約1時間以内	有	炉心露出期間が長時間となるため影響 があるが、炉心露出、炉心再冠水、除 熱量が発熱量を上回ることによる温度 低下という基本的な挙動は、従来許認 可解析と同様である。
	燃料被覆管酸化	無視し得る程度	1%以下	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響 があるが、評価式である Baker-Just の式は、燃料被覆管温度が高温になる 場合にも実験により妥当性が確認され ている。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂は発生しない	膨れは発生するが破裂は発生し ない	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響 がある。
	三次元効果	三次元的な輻射伝熱は、最高温度 位置に対しては、伝熱量が増加す るため、燃料被覆管温度は厳しく ならない。	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (10/12)

項目		従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	沸騰・ボイド率変化	減圧沸騰により発生したボイドにより形成された二相水位変化により炉心が露出し燃料被覆管温度が上昇する。	同左	無	差異はない。
	気液分離（水位変化）・対向流	気液分離（水位変化）：同上 対向流： 炉心スプレイが作動する場合にCCFL, CCFL ブレークダウンが発生する。	気液分離（水位変化）： 露出する場合は露出期間が長時間になる。 対向流：同左	有	炉心露出期間が長時間となるため影響があるが、炉心露出、炉心再冠水、除熱量が発熱量を上回ることによる温度低下という基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
	気液熱非平衡	炉心露出時に燃料棒のヒートアップにより蒸気が過熱される。	同左	無	差異はない。
	圧力損失	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失は減少する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失は減少する。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが、炉心流量が早期に低下するため影響は小さい。
	三次元効果	炉心再冠水過程では、燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後、スパーチャが水没した場合には、上部プレナムの周辺領域がサブクール状態となる。	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (11/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器(逃がし安全弁を含む)	冷却材流量変化	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	有 再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが、影響は小さい。
			炉心露出時は原子炉水位が低下して、炉心シュラウド内外の自然循環が維持できない。	同左	無 差異はない。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	自動減圧系による原子炉の急速減圧、あるいは、破断口からの冷却材放出により炉心露出が発生する。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧、あるいは、破断口からの冷却材放出により炉心露出が発生する。	有 減圧手段の違いによる影響があるが、冷却材放出の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。	
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	自動減圧系による原子炉の急速減圧、あるいは、LOCA後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また、原子炉注水により蒸気は凝縮される。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧、あるいは、LOCA後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また、原子炉注水により蒸気は凝縮される。	有 減圧手段の違いによる影響があるが、減圧開始時間と設備仕様が異なる以外、減圧に伴う基本的な熱水力挙動は、従来許認可解析と同様である。	

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (12/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	原子炉圧力容器(逃がし安全弁を含む)	気液分離(水位変化)・対向流 圧力損失	これらの物理現象は炉心以外の領域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		構造材との熱伝達	自動減圧系による原子炉減圧過程において、構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	逃がし弁手動操作による原子炉減圧過程において、構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	有	減圧手段の違いによる影響があるが、減圧開始時間と設備が異なる以外、減圧に伴う構造材との熱伝達の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
		ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	ECCS による原子炉注水により炉心が冷却される。	ECCS, 又は、代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される。	有	原子炉注水設備の差異による影響はあるが注水特性が異なる以外、炉心冷却の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
		三次元効果	事故と同時に再循環ポンプがトリップするため、炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	事故直後に再循環ポンプがトリップするため、炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが、影響は小さい。

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (1/11)

	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失)
原子炉出力 (中性子束)	<p>原子炉スクラムによる出力低下</p>	<p>原子炉スクラム失敗による出力上昇</p>
原子炉圧力	<p>原子炉スクラム及び逃がし弁開による圧力低下</p>	<p>逃がし弁開による圧力低下 原子炉スクラム失敗及び逃がし弁開による圧力制御</p>
格納容器プール水温度 / 格納容器圧力	<p>原子炉スクラムにより蒸気発生量が減少するため、格納容器側パラメータの変化はほとんどない。</p>	
運転特性図	<p>原子炉出力 (%)</p> <p>炉心流量 (%)</p>	

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (2/11)

	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 +原子炉停止機能喪失)
事象進展	<p>原子炉出力(中性子束)：<u>MSIV 閉鎖による原子炉スクラムにより低下する。</u></p> <p>原子炉圧力：<u>MSIV 閉鎖により上昇するが、逃がし弁開及び原子炉スクラムにより降下に転じ、その後は逃がし弁により圧力制御される。</u></p> <p>格納容器圧力/プール水温度：<u>逃がし弁開により蒸気が格納容器プールへ放出されるが、その量は僅かであり、格納容器圧力及びプール水温度上昇は小さいと考えられる。なお、従来許認可では本パラメータは評価対象外である。</u></p> <p>運転特性図上の運転点は、<u>原子炉スクラムにより、高出力低流量には至らない。</u></p>	<p>原子炉出力(中性子束)：<u>MSIV 閉鎖による原子炉スクラムに失敗して、圧力上昇により上昇した後、圧力高 RPT による炉心流量減少により低下する。その後、給水加熱喪失による炉心入口サブクールの増加により緩やかに上昇する。</u></p> <p>原子炉圧力：<u>MSIV 閉鎖により上昇し、逃がし弁が作動するが、原子炉スクラム失敗により原子炉出力が高めに維持されることから、原子炉圧力も高めを維持する。</u></p> <p>格納容器圧力/プール水温度：<u>逃がし弁開により蒸気が格納容器プールへ放出されるため、格納容器圧力及びプール水温度が上昇する。ほう酸水の注入による原子炉出力低下と RHR による除熱により、格納容器圧力/プール水温度は低下に転じる。</u></p> <p>運転特性図上の運転点は、<u>原子炉スクラム失敗及び RPT により、高出力低流量に至る。</u></p>
	<p>原子炉スクラム：約 0.3 秒</p> <p>逃がし弁開：約 2 秒</p> <p>MSIV 閉鎖：約 3 秒</p>	<p>原子炉スクラム：失敗</p> <p>逃がし弁開：約 2 秒</p> <p>MSIV 閉鎖：約 3 秒</p> <p>ECCS 起動：約 34 秒</p> <p>給水停止：約 173 秒</p> <p>SLC 起動：約 643 秒</p>
変化範囲	<p>原子炉出力：初期値～0%</p> <p>原子炉圧力：初期値～7.17MPa[gage]</p> <p>格納容器圧力：(評価対象外)</p> <p>プール水温度：(評価対象外)</p> <p>時間：0 秒～約 20 秒</p>	<p>原子炉出力：0%～306%</p> <p>原子炉圧力：初期値～約 8.92MPa[gage]</p> <p>格納容器圧力：初期値～約 0.19MPa[gage]</p> <p>プール水温度：初期値～約 113℃</p> <p>時間：0 秒～約 2400 秒(40 分)</p>
適用範囲	<p>原子炉出力：0%以上</p> <p>原子炉圧力：タービン無負荷圧力 ～最高使用圧力の 1.2 倍</p> <p>格納容器圧力：(評価対象外)</p> <p>プール水温度：(評価対象外)</p> <p>時間：0 秒～制限なし</p>	<p>原子炉出力：同左</p> <p>原子炉圧力：同左</p> <p>格納容器圧力：通常運転圧力 ～0.62MPa[gage]</p> <p>プール水温度：通常運転温度～200℃</p> <p>時間：同左</p>

表 2 - 1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (3/11)

	項 目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解	初期運転条件	原子炉出力：過出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：過出力条件	原子炉出力：定格出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：定格出力条件	有	従来許認可解析が保守的評価条件を採用しているに対して、重大事故等対策の有効性評価ではより実機に近い条件を設定。解析結果はより現実的な結果となる。
	初期原子炉水位	通常水位	同左	無	差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	差異はない。
析	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	スクラム機能喪失	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	炉心条件	9×9 燃料(A 型)／(B 型)／8×8 燃料 ／MOX 燃料の混在炉心，又は単 一炉心 (プラントにより異なる)	9×9(A 型)／MOX 単一炉心，又は 9×9(A 型)と MOX 混在炉心 (プラントにより異なる)	有	従来許認可解析では炉内に存在する燃料タイプごとに保守的な混在炉心を選定しているが、重大事故等対策の有効性評価では、代表的な炉心条件として単一炉心又は MOX 混在を選定している。燃料タイプは異なるものの、熱水力特性は同等であり、プラント全体挙動に及ぼす影響は小さい。
条	ボイド反応度係数 ドップラ反応度係 数	圧力上昇過渡用保守係数を使用	圧力上昇過渡用保守係数を代表 値として使用	無	原子炉停止機能喪失事象では炉心流量が急減する挙動もあるが、起因事象が従来許認可と同じであることから保守係数の代表値として、出力上昇を厳しくする圧力上昇過渡と同じ値を使用する。
	ギャップ熱伝達係 数	燃焼期間中結果を厳しくする値	同左	無	重大事故等対策の有効性評価における燃焼期間は従来許認可解析と同じであり差異はない。

表 2 - 1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (4/11)

	項 目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	代替再循環トリップ機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	代替制御棒挿入機能	考慮しない	同左	無	差異はない。
	ほう酸水注入機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	予備給水ポンプ	考慮しない	考慮する	有	MSIV 閉による給水加熱喪失の効果により出力が上昇するため結果が厳しくなる条件を設定。
	崩壊熱	一次遅れ特性	4 群又は 11 群モデル (ANSI/ANS-5.1-1979 相当)	有	重大事故等対策の有効性評価では長時間領域での崩壊熱による影響を精度良く評価するために、より現実的な崩壊熱変化を設定。
	外部電源	健全	同左	無	差異はない。
	SRV 仕様	逃がし弁機能 (作動設定値は過出力条件用)	逃がし弁機能 (作動設定値は設計値)	有	定格出力条件に従い、開設定圧力を設計値に変更しているが、初期原子炉圧力からの開設定値までの差は同じであるため、減圧に伴う基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
	再循環ポンプ慣性	設計値	同左	無	差異はない。

表 2 - 1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/11)

	項 目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	RCIC	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上 RCIC の動作有無は考慮不要であったが、重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしないため RCIC 作動の影響を確認している。
	高圧 ECCS	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上、高圧 ECCS の動作有無は考慮不要であったが、重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしていないため、高圧 ECCS 作動の影響を確認している。
	原子炉格納容器	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では、早期にスクラムするため格納容器側評価は実施しないが、重大事故等対策の有効性評価では格納容器側も評価指標であるため設計値を使用してその影響を確認している。
	RHR	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では、格納容器側評価は実施しないが、重大事故等対策の有効性評価では格納容器側も評価指標であるため設計値を使用してその影響を確認している。

表2-1 REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(6/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心(核) 核分裂出力 出力分布 変化 反応度フ ィードバ ック効果	圧力上昇過渡事象発生時に結果を厳しく評価するサイクル末期炉心条件を選定して、ボイド/ドップラ反応度に保守係数を考慮した設定を実施している。 また、反応度効果としては、ボイド/ドップラ/スクラム/制御棒の反応度を考慮している。	同左 また、反応度効果としては、ボイド/ドップラ/ボロン反応度を考慮している。	有	圧力上昇過渡事象の評価であるため、従来許認可と同じ保守係数を用いている。原子炉がスクラムしないため、ボロン注入による出力低下により事象が収束する。原子炉がスクラムせず、原子炉出力の変化が従来許認可解析に比べて大きくなり、燃料被覆管温度評価に影響を及ぼす。
	崩壊熱	崩壊熱については、比較的短時間でスクラム動作して事象は収束するため、影響はほとんどなく、一次遅れを仮定している。	崩壊熱については、より現実的な崩壊熱曲線を使用している。	有	崩壊熱については、原子炉にて発生する蒸気量が格納容器側のパラメータ変化に影響する。なお、格納容器側評価は従来許認可解析では実施していない。
	三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため、中性子束振動現象は生じない。	原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため、中性子束振動現象が生じる可能性がある。	有	中性子束振動現象が燃料被覆管温度に対して影響を与える可能性がある。よって、この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表2-1 REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(7/11)

	項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心 (燃料)	燃料棒内 温度変化	原子炉内の平均的燃料棒を代表とし、燃料棒を同心円状に分割して燃料ペレットの熱伝導度、燃料ギャップの熱伝達率を適用している。	同左	無	従来許認可解析と同一であり、差異はない。 また、原子炉停止機能喪失事象では炉心冠水状態を維持するため、平均的燃料棒の燃料棒内温度変化及び燃料表面熱伝達については従来許認可解析と同様である。
		燃料棒表面熱伝達	燃料表面熱伝達は一定とし核沸騰の代表値を適用している。 熱的評価については、SCATコードにて実施（最小限界出力比(MCPR)が燃料の許容設計限界を下回らないことを確認。)	同左 熱的評価については、SCATコードにて実施（燃料被覆管温度評価を実施して判断基準を上回らないことを確認。)	無	
		沸騰遷移	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	—
		燃料被覆管酸化	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	—
		燃料被覆管変形	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	—

表2-1 REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(8/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化 原子炉出力の上昇並びに炉心流量の低下により炉心平均ボイド率が增加するが、炉心は冠水を維持しているため、二相水位の影響はない。	同左	無	差異はない。
	気液分離(水位変化)・対向流 気液熱非平衡	炉心部の保有水量は十分保たれ、炉心は冠水を維持していることから影響はない。	同左	無	差異はない。
	圧力損失	事象発生時に再循環ポンプがトリップした際の炉心流量変化の速さについて、炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	原子炉圧力高により再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	無	圧力損失による影響に差異はない。
	三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため、核熱水力不安定事象は生じない。なお、流量配分による冷却材流量変化への影響はSCAT側にて考慮する。	原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため、核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。なお、流量配分による冷却材流量変化への影響はSCAT側にて考慮する。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって、この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (9/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	原子炉 圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	冷却材流量変化 、原子炉水位低により再循環ポンプがトリップするが、実機機能の反映であるため設計値を使用している。	事象発生時に再循環ポンプがトリップした際の炉心流量変化の速さが、解析結果に影響すると考えられる。より現実的な評価を実施するため設計値を使用している。	有	重大事故等対策の、有効性評価では再循環ポンプのトリップを考慮しているため、設計値を使用した現実的な解析条件としている。	
		冷却材放出 (臨界流・差圧流)	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達すると蒸気を放出して原子炉圧力上昇を緩和する。	同左	差異はない。	
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	これらの物理現象は炉心以外の領域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	考慮している	同左	無	差異はない。

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (10/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	原子炉 圧力容 器(逃が し安全 弁を含 む)	ECCS 注 水(給水 系・代替 注水設備 含む)	<ul style="list-style-type: none"> ・ECCS 系は考慮しない。 ・給水ポンプ予備機は考慮しない。 ・給水加熱喪失を考慮 	<ul style="list-style-type: none"> ・ECCS 系を考慮。 ・予備機を含めた給水系を考慮。 ・同左 	有	原子炉がスクラムせず、また給水ポンプ予備機が起動するため、給水加熱喪失による出力上昇が燃料被覆管温度へ影響する可能性がある。
		ほう酸水 の拡散	ほう酸水注入は考慮しない。	原子炉停止を達成するために、ほう酸水の原子炉への注入を設定。	有	従来許認可解析では原子炉スクラムにより原子炉停止となるが、重大事故等対策の有効性評価解析では、ほう酸水注入による原子炉停止としており、原子炉停止までの時間が長く、格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	三次元効 果	REDY コードでは、燃料集合体間 の流量配分について考慮していな い。	同左	無	差異はない。	

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (11/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	原子炉格納容器 冷却材放出	考慮しない	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達すると蒸気を放出するため、格納容器プール水温度が上昇する。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	格納容器各領域間の流動	考慮しない	格納容器を 1 ノードでモデル化し、空間部温度は格納容器プール水温度と同じにすると仮定している。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	サプレッション・プール冷却	考慮しない	RHR による除熱を考慮	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	気液界面の熱伝達	考慮しない	(格納容器各領域間の流動に同じ)	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (1/11)

	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失)
最小限界出力比 (MCPR)	<p>1. 中性子束 (%) 2. 平均表面熱流束 (%) 3. 炉心流量 (%) 4. 原子炉蒸気流量 (%) 5. 給水流量 (%) 6. ΔMCPR (9×9燃料 (A型))</p> <p>原子炉スクラムにより MCPR は減少しない</p>	<p>原子炉出力の上昇により MCPR は減少し、沸騰遷移判定基準に達する。</p>
燃料被覆管温度	<p>沸騰遷移は生じないため、燃料被覆管温度は初期値からほとんど変化しない。</p>	<p>沸騰遷移による燃料被覆管温度の上昇とリウエットによる温度の低下</p>

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (2/11)

	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失)
事 象	<p>MCPR : <u>原子炉スクラムによる負の反応度効果により, 過渡時の MCPR は初期値を下回らない。</u></p> <p>燃料被覆管温度 : <u>沸騰遷移が生じることは無く, 温度はほとんど変化しない。</u></p>	<p>MCPR : <u>原子炉スクラムしないため, 過渡時の MCPR は沸騰遷移判定基準を下回る。</u></p> <p>燃料被覆管温度 : <u>沸騰遷移が生じるため, 温度は上昇する。原子炉出力の低下に伴いリウエットが発生し温度は低下する。</u></p>
進 展	<p>原子炉スクラム : 約 0.3 秒</p> <p>MSIV 閉鎖 : 約 3 秒</p> <p>沸騰遷移・リウエット : 発生しない</p>	<p>原子炉スクラム : 失敗</p> <p>MSIV 閉鎖 : 同左</p> <p>沸騰遷移・リウエット : 数秒～約 400 秒</p>
変 化 範 囲	<p>MCPR : 初期値を下回らない</p> <p>燃料被覆管温度 : 初期値からほとんど変化しない</p> <p>時間 : 0 秒～数秒</p>	<p>MCPR : 沸騰遷移判定基準を下回る</p> <p>燃料被覆管温度 : 初期値～約 1000°C</p> <p>時間 : 0 秒～約 400 秒</p>
適 用 範 囲	<p>MCPR : 1.0 以上</p> <p>燃料被覆管温度 : 対象外</p> <p>時間 : 0 秒～制限なし</p>	<p>MCPR : 同左</p> <p>燃料被覆管温度 : 飽和温度～1200°C</p> <p>時間 : 同左</p>

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (3/11)

	項 目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	初期バンドル出力	初期 MCPR が OLMCPR となる値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	従来許認可解析と同一の事象であり、差異はない。
	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	スクラム機能喪失	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件であり、条件の差異が生じる。スクラム機能喪失時は沸騰遷移が生じ、燃料被覆管温度が上昇する。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は、SCAT コードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため、原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように、熱伝達係数、ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
	燃料タイプ	9×9(A 型), 9×9(B 型), MOX	9×9(A 型), MOX	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (4/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	初期 MCPR	OLMCPR	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	BT 判定 MCPR	SLMCPR	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	ホットチャンネルの 軸方向出力分布	中央出力ピーク分布	同左	無	従来許認可解析と同一の分布であり、差異はない。
	最大線出力密度	44.0kW/m×1.0	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	局所出力ピーキング 係数	上記の初期 MCPR とピーク位置で の線出力密度を満たすよう調整 した値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	ホットチャンネルの ギャップ熱伝達係数 平均出力ロッド ホットロッド	燃焼期間中のバンドル平均の最 大値 (軸方向一定値) 平均出力ロッドに同じ	同左 最大線出力密度 44kW/m 相当 (軸方向分布考慮)	無 有	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。 原子炉停止機能喪失事象の解析では、沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動を評価するために、ホットロッドのギャップ熱伝達係数に差異が生じる。軸方向分布を考慮したギャップ熱伝達係数を適用することで、適切に評価できる。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数 サブクール： サブクール沸騰，核沸騰： 膜沸騰： リウエット：	Dittus-Boelter の式 Jens-Lottes の式 使用しない 使用しない	同左 同左 修正 Dougall-Rohsenow 式 日本原子力学会標準「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」における関連式 2	無 無 有 有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動を評価するために，熱伝達モデルに差異が生じる。日本原子力学会標準で推奨される関連式を適用することで，適切に評価できる。 また，核沸騰までの挙動は従来許認可解析と同等であり，サブクール，サブクール沸騰，及び核沸騰で適用する関連式については従来許認可解析コードの取り扱いの範囲内に収まる。
	沸騰遷移評価モデル	GEXL 関連式	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
モデル	ボイドモデル				
	サブクールボイドモデル 気泡離脱点： 蒸気生成：				
	圧損モデル 単相摩擦損失係数： 二相摩擦増倍係数： 局所二相増倍係数：				

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (6/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	炉心 (核)	核分裂出力	(REDY コードによる評価)	(REDY コードによる評価)	—	—
		出力分布変化				
		反応度フィードバック効果				
		崩壊熱	(REDY コードによる評価)	(REDY コードによる評価)	—	—
		三次元効果	(REDY コードによる評価)	(REDY コードによる評価)	—	—

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (7/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	炉心 (燃料)	燃料棒内温 度変化 燃料棒表面 熱伝達 沸騰遷移	出力が上昇してMCPRが低下するが、沸騰遷移は生じず、核沸騰状態で事象は推移する。	原子炉出力が急激に上昇するため、沸騰遷移が生じて膜沸騰状態に移行する。その後、原子炉出力の低下によってリウエットに至ることで核沸騰状態へ移行する。燃料被覆管温度は、燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して上昇する。	有	原子炉停止機能喪失事象では、沸騰遷移が生じるため、燃料被覆管温度の挙動に差異が生じる。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は、SCAT コードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため、原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように、熱伝達係数、ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
		燃料被覆管 酸化	燃料被覆管温度の上昇量が小さく、水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	沸騰遷移発生によって燃料被覆管温度が高温となるため、水-ジルカロイ反応が発生する。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、燃料被覆管温度が高温となるため、取扱う燃料被覆管酸化量の評価に差異が生じる。そのため、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応に Baker-Just の式を適用して燃料被覆管酸化量を計算する。
	燃料被覆管 変形	無し	同左	無	従来許認可解析との差異はない。	

表2-2 SCATにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(8/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	ボイド率は低下していく。	スクラムしないためボイド率は高いまま維持される。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、スクラム機能喪失を仮定しており、ボイド率の挙動に差異が生じる。しかし、原子炉停止機能喪失でのボイド率は過渡解析のボイド率最大値と同等であるため、差異による影響はない。
		気液分離(水位変化)・対向流	炉心部に二相水位は形成されない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		気液熱非平衡	無し	沸騰遷移発生によって過熱蒸気が発生する可能性がある。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、沸騰遷移発生により、気液熱非平衡に差異が生じる。そのため、原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように、燃料被覆管-冷却材間の熱伝達係数を従来許認可解析から変更している。
		圧力損失	流量に影響を与えない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		三次元効果	炉心径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。また、事象発生後短時間で原子炉スクラムするため、核熱水力不安定事象は生じない。	炉心径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。一方、原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため、核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって、この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (9/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	冷却材流量変化 原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし、自然循環流量相当まで流量が低下する。	ATWS 圧力高や原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし、自然循環流量相当まで低下する。	無	従来許認可解析との差異はない。
		冷却材放出 (臨界流・差圧流)	MSIV 誤閉止による原子炉圧力の上昇によって逃がし安全弁が作動する。	同左	従来許認可解析との差異はない。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	従来許認可解析との差異はない。
		圧力損失	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	従来許認可解析との差異はない。

票 2 - 2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (10/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	原子炉圧 力容器 (逃がし 安全弁を 含む)	ECCS 注水(給 水系・代替注 水設備含む)	・ T/D 給水ポンプトリップ	・ T/D 給水ポンプトリップ ・ M/D 給水ポンプ起動 ・ HPCS, RCIC 起動	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、 M/D 給水ポンプ起動を仮定しており、入 口サブクーリングが増加するため、入口 サブクーリングに差異が生じる。入口サ ブクーリングの増加は GEXL 関連式で適 用可能と考えられるため、差異による影 響はない。
		ほう酸水の 拡散	ほう酸水注入系は起動しない。	ほう酸水注入系の起動によっ て原子力出力を抑制し、原子炉 停止を達成する。(REDY コード による評価)	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、ほ う酸水注入系の起動を考慮するため、ほ う酸水の効果に差異が生じる。燃料被覆 管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸 水注入系による出力抑制の効果が現れ る段階より早いため影響はないと考え られる。そのため差異による影響はな い。
		三次元効果	(下部プレナムの流量配分) 再循環ポンプは対称にトリッ プするため影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

表 2 - 2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (11/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	原子炉格 納容器	冷却材放出	原子炉格納容器の挙動を評価 しないため本物理現象は考慮 しない。 原子炉格納容器における本物 理現象が評価指標に与える影 響はない。	逃がし安全弁を介して原子炉 格納容器の圧力及びプール水 温が上昇する (REDY コードによ る評価)。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、原 子炉格納容器の挙動を評価するため、物 理現象の考慮有無に差異が生じる。いず れも REDY コードにて適切に評価でき、 SCAT コードによる評価において差異に よる影響はない。
		格納容器各 領域間の流 動	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度 及び圧力変化に影響する (REDY コードによる評価)。	有	同上
		サプレッシ ョン・プール 冷却	同上	残留熱除去系によるサプレッ ション・プール冷却を行うこと によって原子炉格納容器の圧 力及びプール水温の上昇を抑 制する (REDY コードによる評 価)。	有	同上
		気液界面の 熱伝達	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度 及び圧力変化へ影響する。 (REDY コードによる評価)	有	同上

表 3 APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(1/12)

	従来許認可解析 (BWR5 制御棒落下/低温時※)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)
燃料 エンタルピー	<p>燃料エンタルピー (kJ/kgUO₂)</p> <p>燃料エンタルピー</p> <p>時間 (s)</p>	<p>燃料エンタルピー (kJ/kgUO₂)</p> <p>燃料エンタルピー</p> <p>時間 (s)</p>

※制御棒落下事象を比較対象として選定した理由は、起動時の制御棒引き抜き時の過渡変化の燃料エンタルピーは最大約 88kJ/kgUO₂ であり、制御棒落下事象の方が厳しい事象（燃料エンタルピー：8～669kJ/kgUO₂）であるため

表 3 APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(2/12)

	従来許認可解析 (BWR5 制御棒落下/低温時)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)
事象進展	<p>原子炉の起動時に制御棒がインシーケンスで引き抜かれた臨界状態から、<u>制御棒 1 本が落下速度の上限値 0.95m/s で落下することにより、原子炉出力が上昇する。</u></p> <p><u>急激な出力上昇は、ドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに、平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して、原子炉はスクラムし、事象は収束する。</u></p>	<p>原子炉の停止時に制御棒が 1 本引き抜かれた局所臨界状態から、<u>隣接する 1 本の制御棒が引抜速度の上限値 9.1cm/s で連続的に引き抜かれることにより原子炉出力が上昇する。</u></p> <p><u>原子炉出力が上昇し、起動領域モニタの原子炉周期短信号が発生して、原子炉はスクラムし、事象は収束する。</u></p>
	原子炉スクラム：約 1.5 秒	原子炉スクラム：約 6.8 秒
変化範囲	<p>燃料エンタルピー：8kJ/kgUO₂～約 669kJ/kgUO₂</p> <p>沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰</p> <p>時間：0 秒～7 秒</p>	<p>燃料エンタルピー：8kJ/kgUO₂～約 144kJ/kgUO₂</p> <p>沸騰状態：単相，核沸騰</p> <p>時間：0 秒～20 秒</p>
適用範囲	<p>沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰</p> <p>時間：0 秒～制限なし</p>	<p>沸騰状態：同左</p> <p>時間：同左</p>

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (3/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期炉心条件	事故：低温臨界状態/高温待機臨界状態 過渡 (BWR5)：高温待機臨界状態 過渡 (ABWR)：低温臨界状態	低温停止状態	有	低温停止状態を初期炉心条件としており、差異が生じる。ただし、個々の炉心パラメータ自体は従来許認可解析の低温臨界条件と同一であり、また、事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であることから、差異による影響はない。
	事象	事故：制御棒落下 過渡：制御棒の誤引抜	制御棒の誤引抜	無	過渡解析と同一の事象であり、従来許認可解析のモデル適用範囲内である。
	初期実効増倍率	1.00 (通常の制御棒引抜操作で臨界に達している)	1.00(保守的に初期状態で臨界を想定)	無	停止中の制御棒誤引抜解析では保守側に初期実効増倍率を 1.00 としており、初期実効増倍率条件の差異はない。
	初期制御棒パターン	臨界状態に対応した制御棒パターン	制御棒 1 本全引抜	有	停止中の制御棒誤引抜解析では制御棒 1 本全引抜状態を初期条件としており、条件の差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(4/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒 の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	初期出力	事故(低温臨界状態)：定格の 10^{-8} 事故(高温待機臨界状態)：定格の 10^{-6} 過渡(低温臨界状態)：定格の 10^{-8} 過渡(高温待機臨界状態)：定格の 10^{-3}	定格の 10^{-8}	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨 界状態に対応した初期出力としており、 事故・過渡解析(低温臨界状態)との差 異はない。
	初期燃料被 覆管表面温 度及び原子 炉冷却材の 温度	低温臨界状態：20℃ 高温待機臨界状態(BWR5)：286℃ 高温待機臨界状態(ABWR)：287℃	20℃	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨 界状態に対応した初期温度としており、 事故・過渡解析(低温臨界状態)との差 異はない。
	初期燃料エ ンタルピ	低温臨界状態：8kJ/kgUO ₂ 高温待機臨界状態：75kJ/kgUO ₂	8kJ/kgUO ₂	無	初期温度に対応した燃料エンタルピと しており、事故・過渡解析(低温臨界状 態)との差異はない。
	初期原子炉 圧力	低温臨界状態：0.0MPa[gage] 高温待機臨界状態(BWR5)： 7.03MPa[gage] 高温待機臨界状態(ABWR)： 7.17MPa[gage]	0.0MPa[gage]	無	原子炉低温停止状態に対応した初期圧 力としており、事故・過渡解析(低温臨 界状態)との差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒 の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響
解析 条件	初期炉心流 量	定格の20% (再循環ポンプによる冷却材循環)	定格の2% (崩壊熱除去系による冷却材循環)	有	停止中の制御棒誤引抜解析では崩壊熱 除去系による冷却材循環を仮定してお り、初期流量に差異が生じる。事故後の 炉心の基本的な挙動は従来許認可解析 と同様であり、差異による影響はない。
	局所出力ピー キング係 数	最大出力となる燃料集合体断面に対応 する値 燃焼度条件 サイクル初期：未燃焼 サイクル末期：当該燃料の燃焼度より 小さい燃焼度	最大出力となる燃料集合体断面に対 応する値 燃焼度条件 未燃焼	無	従来許認可と同一の局所出力ピーキン グ係数を使用しており、差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(6/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒 の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 モ デ ル	ギャップ熱 伝達	Ross & Stoute の式	同左	無	従来許認可と同一の熱伝導方程式を使用しており、差異はない。
	燃料棒表面 熱伝達	単相強制対流：Dittus-Boelter の式 核沸騰状態：Jens-Lottes の式 膜沸騰状態(低温時)：NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式 膜沸騰状態(高温待機時)： Dougall-Rohsenow の式	同左	無	従来許認可解析と同一の熱伝達相関式を用いており、差異はない。また、事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、熱伝達係数については従来許認可解析コードの取り扱いの範囲内に収まる。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式 高温待機時：GEXL 相関式での MCPR が限界値	同左	無	従来許認可解析と同一の沸騰遷移判定式を用いており、差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(7/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	引抜/落下制御棒	事故：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒1本 過渡(BWR5)：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒1本 過渡(ABWR)：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒26本	初期引抜制御棒に隣接する制御棒1本	有	停止中の制御棒誤引抜解析は引抜制御棒に隣接する制御棒1本の引抜を仮定しており、引抜制御棒に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
	引抜/落下制御棒価値	事故：1.3% Δk 過渡(BWR5)：1.3% Δk 過渡(ABWR)：3.5% Δk	誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値	有	停止中の制御棒誤引抜解析は誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値を用いるため、制御棒価値に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
	制御棒引抜/落下速度	事故(BWR5)：0.95m/s 事故(ABWR)：0.7m/s 過渡(BWR5)：9.1cm/s 過渡(ABWR)：3.3cm/s	BWR5：9.1cm/s ABWR：3.3cm/s	無	従来許認可(過渡)と同一の制御棒引抜速度としており、差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(8/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
解 析 条 件	スクラム条件	事故：中性子束高（平均出力領域モニタ） 過渡（中間領域モニタ採用プラント）：中性子束高 過渡（起動領域モニタ採用プラント）：原子炉周期短	中間領域モニタ採用プラント：中性子束高 起動領域モニタ採用プラント：原子炉周期短	無	従来許認可（過渡）と同一のスクラム条件としており，差異はない。
	検出器バイパス条件	事故：平均出力領域モニタに単一故障を仮定する。 過渡（BWR5）：A，Bチャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス 過渡（ABWR）：A，B，Cグループともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス	BWR5：A，Bチャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス ABWR：A，B，Cグループともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス	無	従来許認可（過渡）と同一の検出器バイパス条件としており，差異はない。
	スクラム動作遅れ	事故：0.09秒 過渡（中間領域モニタ採用プラント）：0.09秒 過渡（起動領域モニタ採用プラント）：0.2秒	中間領域モニタ採用プラント：0.09秒 起動領域モニタ採用プラント：0.2秒	無	従来許認可（過渡）とスクラム動作遅れとしており，差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(9/12)

項目		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心(核) 核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果	事故:制御棒落下により急激な反応度投入と出力分布変化が生じる。急激な出力上昇はドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに、平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して、原子炉はスクラムする。 過渡：制御棒が連続的に引き抜かれ、原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。	制御棒が連続的に引き抜かれ、原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。	有	停止中の制御棒誤引抜解析は炉心外周部の制御棒が局所的に引き抜かれることから、局所的に出力が上昇し、三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また、制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受けるが、事象を通じての炉心挙動は従来許認可(事故)の範囲を超えることはない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(10/12)

項目		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心(燃料) 燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	事故：炉心出力が急激に上昇するため、最高出力燃料棒は沸騰遷移し膜沸騰状態に至る。膜沸騰状態では燃料の除熱量が低下し、燃料温度は1000℃を超える温度で推移する。 過渡：炉心出力の上昇は事故と比較して緩やかであることから、最高出力燃料棒は沸騰遷移に至らない。	炉心出力の上昇は従来許認可の事故と比較して緩やかであることから、最高出力燃料棒は沸騰遷移には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
	燃料被覆管酸化	事故：燃料被覆管の高温化に伴う水-ジルカロイ反応が発生する。 過渡：燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管温度は水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管温度は水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(11/12)

		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の 制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化 事故：炉心出力が急激に上昇するため、ボイドが発生する。 過渡：サブクールのない高温待機状態の場合、ボイドが発生する。 低温状態の場合、サブクール度が大きく、また、事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから、ボイドはほとんど発生しない。	サブクール度が大きく、また、事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから、ボイドはほとんど発生しない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
	三次元効果	事故：ボイド発生に伴い、圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。 過渡：高温待機状態の場合、ボイド発生に伴い、圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。低温状態の場合、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	サブクール度の大きい低温状態であり、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	無	従来許認可解析(過渡)との差異はない。また、事象を通じての燃料挙動は従来許認可(事故)の範囲を超えることはない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (12/12)

項目		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の 制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心(熱流動)	<p>圧力損失</p> <p>事故：ボイド発生に伴い、圧力損失への影響が生じる。</p> <p>過渡：高温待機状態の場合、ボイド発生に伴い、圧力損失への影響が生じる。低温状態の場合、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失への影響は生じない。</p>	<p>サブクール度の大きい低温状態であり、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失への影響は生じない。</p>	無	<p>従来許認可解析(過渡)との差異はない。また、事象を通じての燃料挙動は従来許認可(事故)の範囲を超えることはない。</p>

第 1 部 S A F E R

目 次

— S A F E R —

1. はじめに	1-1
2. 重要現象の特定	1-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	1-2
2.2 ランクの定義	1-7
2.3 物理現象に対するランク付け	1-8
3. 解析モデルについて	1-16
3.1 コード概要	1-16
3.2 重要現象に対する解析モデル	1-17
3.3 解析モデル	1-18
3.4 入出力	1-56
4. 妥当性確認	1-58
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	1-58
4.2 T B L 実験解析	1-62
4.3 R O S A - III 実験解析	1-72
4.4 F I S T - A B W R 実験解析	1-82
4.5 実機解析への適用性	1-91
5. 有効性評価への適用性	1-100
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	1-100
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	1-102
6. 参考文献	1-106
添付 1 解析コードにおける解析条件	1-109
添付 2 相関式，モデルの適用性	1-113
添付 3 前処理コード	1-141
添付 4 炉心の過熱蒸気の影響評価	1-143
添付 5 代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について	1-149
添付 6 原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について	1-156

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、SAFER Ver.3（以下、「SAFERコード」と称す。）について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

S A F E Rコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループについて、具体的な事故シーケンス及びその事象の推移と評価指標について記述する。S A F E Rコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループは、出力運転中の原子炉を対象とした以下の6グループである。

- ・ 高圧・低圧注水機能喪失
- ・ 高圧注水・減圧機能喪失
- ・ 全交流動力電源喪失
- ・ 崩壊熱除去機能喪失
- ・ L O C A時注水機能喪失
- ・ 格納容器バイパス（インターフェイスシステムL O C A）

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、原子炉減圧には成功するが、低圧注水機能が喪失することを想定した事象とする。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+ R C I C及びE C C S（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低信号でR C I C及びE C C S（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でM S I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がS R Vの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉圧力はS R V設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保があげられる。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備を使用する場合には、高圧状態の原子炉へ注水を開始する。S R Vからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備を使用する場合には、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始す

ると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(2) 高圧注水・減圧機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、かつ、原子炉減圧機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋RCIC及びECCS（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低信号でRCIC及びECCS（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。一方、原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するため、代替自動減圧ロジックによりSRVが開き、原子炉を減圧し、原子炉の減圧後にECCS（低圧注水系）により原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧注水系による注水が開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、送電系統又は所内主発電設備の故障等により、外部電源が喪失するとともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、安全機能を有する系統及び機器の全交流動力電源が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「外部電源喪失＋非常用ディーゼル発電機の機能喪失」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低信号で原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。ま

た、原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して原子炉水位は維持される。しかし、非常用ディーゼル発電機の起動失敗により全交流動力電源喪失となり、また、直流電源が枯渇し、R C I Cが機能喪失した場合には原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、交流電源設備による給電ができない一定期間直流電源を確保し、R C I Cによって原子炉水位を適切に維持しつつ、代替電源設備、低圧代替注水設備の準備が完了したところで、原子炉の減圧及びE C C S（低圧注水系）又は低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の減圧は、S R Vにより手動操作にて実施する。減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水設備等による注水開始により原子炉水位が回復するため、事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

① 取水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、取水機能喪失により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+取水機能喪失」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低信号により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して水位は維持される。一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは格納容器が先行破損し、その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

② R H R機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、R H Rの故障により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+R H R機能喪失」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位

低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して原子炉水位は維持される。一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは格納容器が先行破損し、その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(5) L O C A時注水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の大規模な破断（大破断L O C A）あるいは中小規模の破断（中小破断L O C A）の発生後、高圧注水機能、低圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「中小破断L O C A + E C C S（高圧注水系、低圧注水系）起動失敗」を想定する。中小破断L O C A発生後、炉心流量急減信号又は原子炉水位低信号で原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、高圧注水系、低圧注水系及び自動減圧系の起動失敗により、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保があげられる。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備を使用する場合には、高圧状態の原子炉へ注水を開始する。S R Vからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備を使用する場合には、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

なお、大破断L O C A時は炉心の著しい損傷までの事象進展が早く、国内外の先進的な対策と同等のものを考慮しても、炉心損傷防止対策を有効に実施することはできないため、格納容器破損防止対策を講じて、その有効性を確認している。

(6) 格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）

この事故シーケンスグループは、原子炉冷却材圧力バウンダリと接続された系統で、高圧設計部分と低圧設計部分のインターフェイスとなる配管のうち、隔離弁の故障等により低圧設計部分が過圧され破損する事象を想定する。

具体的な事故シナリオとして、「高圧炉心注水系の吸込配管」等の破損を想定する。機器破損等の発生後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、破損口から冷却材が流出するため原子炉内保有水が減少し、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、R C I C 及び E C C S（高圧注水系）により炉心を冷却することによって炉心損傷の防止を図り、また、インターフェイスシステム L O C A の発生箇所を隔離することによって、格納容器外への原子炉冷却材の流出の防止を図る。これにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

炉心損傷防止対策における事故シーケンスに対し、有効性評価上要求される評価項目は、以下の5点である。

- a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）
- b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）
- c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力
（最高使用圧力の1.2倍以下）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力以下）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度以下）

原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、15%に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられる b. を除く、a. c. d. e. を評価指標として取り上げる。このうち、c. は S R V の作動により原子炉圧力の上昇が抑えられ、S R V の設定圧力以下に抑えられるため評価指標から除外する。また、d. と e. は S A F E R コードの評価範囲以外であるため除外する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち S A F E R コードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2-1 の定義に従って「H」, 「M」, 「L」, 及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価する
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち 2.1 節で述べた事象進展を踏まえ、2.2 節のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

ランク付けにあたっては、燃料被覆管温度は炉心冷却、炉心水位、燃料被覆管のヒートアップから影響を受けるため、これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。また、運転操作等により原子炉を強制的に減圧し、温度・圧力を低下させるシーケンスでは、原子炉の減圧により代替注水設備を含む注水系からの冷却水の注水による炉心冷却を期待するため、原子炉の減圧に寄与する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。また、減速材直接発熱は核分裂で発生するエネルギーのうち、減速材の発熱に寄与する割合はきわめて小さい。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事象発生後スクラムするまでの時間が短く、通常運転時からの出力分布変化に対する影響が小さい。したがって、出力分布変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、制御棒反応度

及び制御棒速度は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、崩壊熱は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、核熱水力不安定事象は発生しない。したがって、核的な三次元効果は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、事故直後における燃料棒内の熱を冷却材に放出する燃料ペレット径方向発熱密度分布、燃料ペレット・燃料被覆管内熱伝導及び燃料ペレット－燃料被覆管のギャップ熱伝達の影響は小さい。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、崩壊熱による燃料の発熱及び燃料棒表面から冷却材への熱伝達が燃料被覆管温度変化の支配的要因になる。原子炉減圧後の減圧沸騰により二相流動状態となった場合には、二相壁面熱伝達により冷却される。また、炉心が露出した場合には、蒸気単相流、燃料棒間の輻射熱伝達により冷却される。露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性があり、燃料棒表面熱伝達に影響する。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、給水流量の全喪失あるいは小破断 L O C A を起因事象としており、炉心流量の減少は緩やかに変化し、事故直後に原子炉がスクラムし原子炉出力が低下するため、燃料集合体で核沸騰からの離脱が発生する可能性は低い。一方、事故後長期において炉心が

露出する場合には、燃料被覆管温度が上昇するが、原子炉注水により炉心が再冠水することによって、最終的には核沸騰状態に遷移して冷却される。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、燃料被覆管が高温になるとジルコニウム-水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし、代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され、燃料被覆管温度はジルコニウム-水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、燃料ペレットが膨張することなく P C M I は発生しない。燃料被覆管が高温になり、燃料棒内圧の上昇に伴う膨れ・破裂が発生する場合には、燃料棒間の輻射熱伝達への影響、燃料集合体内の流路減少による冷却への影響がある。破裂が発生する場合には、燃料被覆管内面酸化による反応熱への影響が考えられるが、崩壊熱に比べて燃料被覆管温度への寄与は小さい。燃料被覆管の破裂により核分裂生成物が格納容器内に放出されると、格納容器雰囲気放射線モニタにより炉心損傷の判断を実施した場合、格納容器スプレイや格納容器ベントの操作タイミングに影響することとなる。ただし、この操作は事象発生後早期に行うものではない。したがって、燃料被覆管変形は燃料被覆管温度に対し重要度は中程度と考えられる。

(12) 三次元効果 [炉心 (燃料)]

本物理現象は、横方向及び縦方向からの輻射熱伝達の効果を意味している。評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射の寄与が大きくなる。輻射伝熱に関する三次元効果は、輻射伝熱量が増加するため、燃料被覆管温度に与える影響は結果を厳しくするものではなく、重要度が低いと考えられる。

(13) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出す

る場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、サブクールボイドの発生は燃料被覆管温度に影響しない。原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

再循環ポンプトリップ及び代替注水設備等による原子炉注水により、原子炉圧力容器下部で温度成層化が発生する可能性があるが、事故後長期においては十分に混合され影響は無視できる。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流〔炉心（熱流動）〕

評価する具体的な事故シーケンスは、原子炉減圧操作に伴う下部プレナムフラッシングが発生する事象であり、フラッシングにより発生したボイドを含む二相水位の変化は、炉心露出時の燃料被覆管温度に影響がある。したがって、気液分離（水位変化）は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

一方、炉心上部での気液対向流制限（CCFL）、CCFLブレイクダウンは、事象進展が緩やかなこと及び代替注水設備等による原子炉注水はダウンコマ又は炉心バイパス領域に注水されるため発生しない。炉心スプレイ系による原子炉注水が行われる場合には発生する可能性があるが、短期間であるため影響は小さい。また、炉心に冷却水が保持され水位が形成されている場合で、かつ、下部プレナムにも水位が形成される場合には、炉心下部でCCFLが発生する可能性があるが、原子炉減圧操作を経て炉心が再冠水する過程では事象進展が緩やかであり、下部プレナムに顕著な水位が形成されることはないため、炉心下部のCCFLは発生しない。したがって、対向流は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(15) 気液熱非平衡〔炉心（熱流動）〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性がある。炉心の一部で発生した過熱蒸気は、上部プレナムからシュラウド外に至る経路において飽和蒸気になると考えられ、熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかしながら、気液熱非平衡の影響は、(8)でも述べたように燃料棒表面熱伝達に影響するため燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(16) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失の影響は小さい。また、炉心バイパス部は、局所的な圧力損失は小さい。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(17) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、露出した炉心が再冠水する過程においては、炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流、周辺の出力の低い燃料集合体では下降流、その他多くの燃料集合体では気液対向流が生じる可能性がある。これらの炉心の三次元的な流動状態により燃料集合体の冷却状態に差異が生じる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(18) 冷却材流量変化 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、強制循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。また、事故後長期において炉心が露出する場合には、原子炉水位が低下して炉心シュラウド内外の自然循環が維持できないため、自然循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材放出により炉心露出が発生し、燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。また、原子炉減圧に伴い低圧注水量が変化するため、炉心冷却への影響が大きい。したがって、冷却材放出は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材流出による原子炉減圧があり、減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化が二相水位に影響する。また、原子炉への冷却水の注水により蒸気が凝縮される。炉心以外の領域の沸騰・凝縮・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し、重要度は中程度と考えられる。

(21) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。炉心以外の領域の気液分離（水位変化）・対向流は燃料被覆管温度に対し、重要度が中程度と考えられる。

(22) 気液熱非平衡〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の気液熱非平衡は燃料被覆管温度に対し影響はない。

(23) 圧力損失〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の圧力損失は燃料被覆管温度に対し直接的な影響はないため、重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材流出により原子炉が減圧され、構造材から冷却材への熱伝達が発生する。しかし、崩壊熱に比べて寄与は小さい。したがって、構造材との熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(25) ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、ECCS又は代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される事象である。したがって、ECCS（給水系・代替注水設備含む）による原子炉注水は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(26) ほう酸水による拡散〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれもほう酸水の注入を考慮していないため、ほう酸水による拡散は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(27) 三次元効果〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、炉心流量急減過

程において下部プレナム内の流量配分が不均等になる場合があるが、事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類	事故シーケンスグループ		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）
	物理現象		燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L	L
	(2)	出力分布変化	L	L	L	L	L	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L	L	L	L	L	L
	(4)	制御棒反応度効果	L	L	L	L	L	L
	(5)	崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(6)	三次元効果	I	I	I	I	I	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(11)	燃料被覆管変形	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(12)	三次元効果	L	L	L	L	L	L
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(15)	気液熱非平衡	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(16)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(17)	三次元効果	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
原子炉 圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(22)	気液熱非平衡	I	I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L	L
	(25)	E C C S 注水（給水系・代替注水設備含む）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
(26)	ほう酸水による拡散	I	I	I	I	I	I	
(27)	三次元効果	L	L	L	L	L	L	

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

S A F E Rコードは、長期間の原子炉内熱水力過渡変化及び炉心ヒートアップを解析するコードであり、原子炉圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故、原子炉冷却材流量の喪失事故及び原子炉冷却材保有量の異常な変化等を取り扱うことができる。燃料被覆管温度上昇を伴う事故時の炉心部や圧力容器内を評価対象としているものにM A A Pコードがあげられるが、S A F E Rコードは、M A A Pコードに比べて、C C F Lや燃料棒表面の熱伝達等、原子炉内熱水力挙動及び燃料被覆管温度挙動を詳細に評価することが可能であるため、炉心損傷防止対策の有効性評価解析には適している。

本コードは仮想的な高出力燃料集合体1体を含めて原子炉圧力容器内を9ノードに分割し、原子炉圧力及び各ノードの水位変化等を計算する。また、各種のE C C S及びR C I C等の性能特性を入力することにより、それらの性能を評価することができる。炉内冷却材量の評価に当たっては、上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等でのC C F L及び炉心上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が炉心下部プレナムに落水する現象（C C F Lブレークダウン現象）を考慮することができる。

また、本コードでは、平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックス等の温度計算を行う。燃料被覆管の温度計算においては、その冷却状態に応じた熱伝達係数を考慮でき、また、燃料棒間の輻射及び燃料棒とチャンネルボックスの輻射を、考慮することができる。

また、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（ジルコニウム－水反応）をBaker-Justの式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム－水反応を考慮する。

本コードの入力は、原子炉出力、原子炉圧力等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、プラント過渡特性パラメータ、E C C S等の特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、原子炉圧力、原子炉水位、燃料被覆管最高温度（P C T）、燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、S A F E Rコードは「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下、「E C C S性能評価指針」と称す。）で妥当性が認められているモデルを使用しており、B W Rプラントの設計基準事故のL O C A解析（E C C S性能評価解析）に適用されている。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	三次元効果	
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル
原子炉 压力容器 (逃がし安全 弁を含む)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル

3.3 解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

S A F E Rコードの計算モデルは熱流動解析を実施する熱水力モデルと燃料棒熱解析を実施する炉心ヒートアップモデルに大別される。主要な計算モデルを表 3-2 に示す。

3.3.1 熱水力モデル

S A F E Rコードは熱力学的に均質、平衡を仮定した熱水力モデルを持ち、圧力容器内の冷却材体積を炉心シュラウド等の炉内構造物による物理的な境界にしたがって 8 ノードに区分する。また、仮想的な高出力燃料集合体 1 体を独立のノードとしてモデル化している。

原子炉圧力は、圧力容器内を 1 点で近似し、圧力容器全体の冷却材に対する質量及びエネルギーの保存式に基づき計算する。

各ノードの水位挙動や冷却材保有量の計算には、質量、運動量及びエネルギーの保存則を適用し、二相流体の流動モデルとしてドリフトフラックスモデル及び気液界面からの蒸気離脱流に対する気泡上昇流モデル、燃料上部等での C C F L モデルを用いている。なお、運動量保存式は下部プレナムが満水のときに再循環流量及び炉心入口流量を求めるために用いられ、炉心シュラウド内外の圧力損失のバランスを考慮している。

また、大破断 L O C A 時の再冠水過程に下部プレナムと炉心に水位が別々に形成されるとき炉心各チャンネルの平行流路の流動挙動を、実験に基づいて近似的にモデル化している。

なお、破断口及び S R V からの流出流量は臨界流モデルを用いて計算し、原子炉圧力が低下すると差圧流モデルに切り替わる。

(1) ノード分割

実機解析に用いるノード分割を図 3-1 に示す。ノード間の矢印は流路を表わし、その方向は通常運転状態の流れの向きを表わしている。

原子炉圧力容器内は、冷却材保有量計算のために 8 ノードに分割している。これらのノードは、BWR の典型的な領域を与えるように選んでおり、物理的な境界や流路抵抗などによって分けている。また、高出力燃料集合体 1 体を独立のノードとして設ける。このノード分割を適用した BWR の L O C A 模擬実験解析結果と実験結果との比較により、原子炉圧力容器内の冷却材保有量の分布及び炉心の水位、燃料被覆管温度の変化等を適切に評価することを確認している。

ノード間の冷却材の移動は流路を介して行い、L O C A 模擬実験で C C F L が確認された燃料集合体上部と下部及び炉心バイパス下部の流路については C C F L 計算を可能としている。

LOCA 模擬実験の結果によれば、露出した炉心が再冠水する過程において、燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在しうることが示されている。下部プレナムに二相水位が形成されている場合、一部の出力の高い燃料集合体では蒸気と水の上昇流、大部分の燃料集合体では気液対向流、炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では下降流が生じる。

これは、炉心周辺部の燃料集合体はボトムエントリーオリフィス、それ以外の燃料集合体はサイドエントリーオリフィスであるため、燃料集合体入口の条件が異なることによるとともに、炉心スプレイ注水後にスパーチャが水没している場合、上部プレナムの周辺領域にサブクール水が存在していることによる。

SAFER コードは、上述のノード分割と流路の設定に基づいて、次のようにその効果を取り込んでいる。

- a) 炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体で生じる気液並行上昇流については、炉心（ノード 3）とは独立に設けた高出力燃料集合体（ノード 9）で取り扱う。
- b) 炉心周辺の出力の低い燃料集合体で生じる下降流については、上部プレナム（ノード 5）のプール水が下部プレナム（ノード 1）に移動することで取り扱う。
- c) その他多くの燃料集合体で生じる気液対向流は、炉心（ノード 3）及び高出力燃料集合体（ノード 9）の入口と出口の流路で取り扱う。

以上のように、SAFER コードは、炉心の三次元的な流動状態を模擬している。なお、それぞれの取扱いのモデル化の詳細については、(4) 炉心内流動に記述する。

① ノード 1：下部プレナム

下部プレナムは、制御棒案内管外側の下部プレナム領域であり、圧力容器壁と炉心支持板によって仕切られている。ジェットポンプ内も下部プレナムの領域としているが、ジェットポンプ内の水位は、シュラウド内の圧損とジェットポンプを通る圧損を考慮することにより、下部プレナム内の水位とは別に計算する。

定格出力時には、再循環ポンプによりダウンコマ領域の冷却水が下部プレナムに供給され、炉心入口オリフィスを介して燃料集合体下部に配分される。

② ノード 2：制御棒案内管

制御棒案内管は、制御棒案内管上部での燃料支持金具での流路抵抗により、炉心バイパスノードとは切り離している。

このノードは，上部の燃料支持金具との間隙及び下部の制御棒駆動機構との間隙を介して炉心バイパス及び下部プレナムと通じている。

③ ノード3：炉心

炉心は，炉内の全燃料集合体とし，炉心内のボイド率分布をより詳細に計算するために，軸方向に12のサブノードに再分割する。これらのサブノードは，集合体下部及び集合体上部の非加熱ノード（各1ノード），そして10の加熱ノードからなる。炉心内の集合体下部の炉心入口オリフィスによって下部プレナムに通じており，また，燃料上部タイプレートによって上部プレナムに通じている。

④ ノード4：炉心バイパス

炉心バイパスは，燃料集合体間の領域（中心バイパス）及びシュラウド壁と炉心最外周の燃料集合体との領域（周辺バイパス）とする。このノードは，制御棒案内管の上部にあり，種々の漏えい流路を通して炉心下部と通じている。バイパス領域と下部プレナム間の小さな漏えい流路もまた考慮する。

⑤ ノード5：上部プレナム

上部プレナムは，炉心上部の二相混合プレナム領域と，プレナム上部の気水分離器を含む。炉心ノードと炉心バイパスノードからの出口流量はこのノードで混合する。炉心スプレイスパージャ及び炉心注水スパージャからの注入水とも，このノードで混合する。

上部プレナムから溢れた水と蒸気はそれぞれダウンカマと蒸気ドームに移行する。

⑥ ノード6：下部ダウンカマ

下部ダウンカマは，給水スパージャの下方に位置し，炉心シュラウド外側のダウンカマ部の領域である。定格出力時において，このノードは未飽和領域である。この未飽和水の水位は，給水が継続する間，給水スパージャの高さに維持される。この未飽和水ノードの質量及びエネルギー変化が上部ダウンカマノードとは別に計算される。

⑦ ノード7：上部ダウンカマ

上部ダウンカマは，給水スパージャとダウンカマ水位との間の領域であり，定格出力時においては，飽和領域である。このノードの上部の境界は二相混合水位として変動し，下部はノード6によって区別されている。

⑧ ノード8：蒸気ドーム

蒸気ドームは、ダウンコマと上部プレナムそれぞれの二相混合水位の上の全蒸気空間とする。このノードの空間部体積は、ダウンコマや上部プレナムの二相混合水位が変化するにつれて変わることになる。

⑨ ノード9：高出力燃料集合体

炉心の燃料集合体とは出力の異なる燃料集合体の冷却材保有量，ボイド率，水位及び燃料棒温度等を計算する目的のために高出力燃料集合体1体が独立した仮想領域としてモデル化されている。このノードの熱水力挙動は，すでに計算されている炉心の圧力損失から計算され，燃料棒温度計算に反映される。高出力燃料集合体の計算結果は，他のノードの状態に影響を与えない。

(2) 質量及びエネルギー保存式

質量及びエネルギーの流れについて，図 3-2 に示す。流出量は，負の流入量として考える。なお，対象としているノードを明記する必要がある場合には，図 3-1 で用いられているノード番号を使用する。

a. 未飽和ノードの質量及びエネルギー保存式

未飽和ノード*i*の質量保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{M}_{\ell_i} = (\sum W_g)_i + (\sum W_f)_i + (\sum W_{\ell})_i = (\sum W)_i \quad (3-1)$$

エネルギー保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{Q}_i + (\sum hW)_i = \dot{M}_{\ell_i} h_{\ell_i} + M_{\ell_i} \dot{h}_{\ell_i} - \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \quad (3-2)$$

式 (3-1) ， 式 (3-2) より，エンタルピー変化率は，次式のようになる。

$$\dot{h}_{\ell_i} = \left[\dot{Q}_i + (\sum hW)_i - h_{\ell_i} (\sum W)_i + \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \right] / M_{\ell_i} \quad (3-3)$$

ここで，

- M : 冷却材質量
- \dot{Q} : 伝熱又は発熱による流入エネルギー
- W : 冷却材流量
- h : エンタルピー
- α' : 変換係数
- V : ノード体積
- P : 圧力

添字 f は飽和液相， g は蒸気相， ℓ は未飽和液相を示す。

b. 飽和ノードの質量及びエネルギー保存式

飽和ノード i の蒸気及び水の質量保存式は、それぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{M}_{g_i} &= (\sum W_g)_i + \dot{m}'_{fg_i} \\ \dot{M}_{f_i} &= (\sum W_\ell)_i + (\sum W_f)_i - \dot{m}'_{fg_i} \end{aligned} \right\} \quad (3-4)$$

ここで、

\dot{m}'_{fg_i} : フラッシング率

エネルギー保存式は、次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \dot{Q}_i + (\sum hW)_i &= \frac{d}{dt}(M_i h_i) - \alpha' V_i \dot{P} \\ &= \dot{M}_{g_i} h_g + M_{g_i} \dot{h}_g + \dot{M}_{f_i} h_f + M_{f_i} \dot{h}_f - \alpha'(V_f - V_g) \dot{P} \end{aligned} \quad (3-5)$$

式 (3-5) の左辺の正味エネルギー流入量は、次式で表わされる。

$$(\sum hW)_i = h_g (\sum W_g)_i + h_f (\sum W_f)_i + \sum_j h_{\ell_j} W_{\ell_{ji}} \quad (3-6)$$

さらに、飽和水及び飽和蒸気のエンタルピーが圧力変化に伴い飽和限界線上にそって変化することから、

$$\dot{h}_f = \frac{dh_f}{dP} \dot{P}, \quad \dot{h}_g = \frac{dh_g}{dP} \dot{P} \quad (3-7)$$

の関係を用い、式 (3-4) , 式 (3-5) , 式 (3-6) 及び式 (3-7) により、フラッシング率は、次式のように求まる。

$$\dot{m}'_{fg_i} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} + \dot{P} \left[(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} / h_{fg} \quad (3-8)$$

ここで、

v_g : 蒸気の比体積

v_f : 液相の比体積

このフラッシング率は、以下に述べるような補正を加えて使用される。

c. 蒸気ドーム内の質量及びエネルギー保存式

蒸気ドームには、ダウンコマ及び上部プレナムからの蒸気が全て流入する。その質量保存式は、次式で与えられる。

$$\dot{M}_{g_s} = (\sum W_g)_s \quad (3-9)$$

蒸気ドームのエネルギー保存式より過熱エネルギーは次式で表わされる。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_8 + \dot{P}(\alpha'v_g - \frac{dh_g}{dP})M_{g8} \quad (3-10)$$

この過熱エネルギー (\dot{E}_{sh}) は、蒸気ドームに直接接しているノード、すなわち、上部プレナムとダウンカマのフラッシング率に補正項を加える形で配分される。これは、S A F E Rコードは蒸気ドームの蒸気は飽和と仮定しているため、過熱エネルギーは蒸気ドームに接する水面での飽和水の蒸発に置き換え、フラッシング率を補正しているものである。

$$m_{fg,i}^{\bullet} = \frac{\dot{E}_{sh}/h_{fg}}{\sum_{i=5}^7 m_{fg,i}^{\bullet}} \left| m_{fg,i}^{\bullet} \right| + m_{fg,i}^{\bullet} \quad (3-11)$$

ここで、

$i = 5$: 上部プレナムノード

$i = 6, 7$: ダウンカマノード

上記以外の、蒸気ドームに接していない炉心及び高出力燃料集合体等のノードに関しては、過熱エネルギーによるフラッシング率の補正は行わない。

$$m_{fg,i}^{\bullet} = m_{fg,i}^{\bullet} \quad (3-12)$$

ここで、

$i = 1 \sim 4$ 及び 9 : 上部プレナム及びダウンカマ以外のノード

d. 圧力変化率

S A F E Rコードでは圧力容器内の圧力がほぼ一様であることを仮定しており、その圧力変化は、全圧力容器体積が一定であることから、次のように導かれる。

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 0 \\ &= \dot{M}_g v_g + M_g \dot{v}_g + \dot{M}_f v_f + M_f \dot{v}_f + \dot{M}_\ell v_\ell + M_\ell \dot{v}_\ell \end{aligned} \quad (3-13)$$

ここで、圧力容器全体の質量変化率は、高出力燃料集合体を除く圧力容器内ノードの質量変化率を合計することにより計算される。これらは蒸気ドームを含めて、以下のようなになる。

$$\dot{M}_g = \sum_i \dot{M}_{g_i}, \quad \dot{M}_f = \sum_i \dot{M}_{f_i}, \quad \dot{M}_\ell = \sum_i \dot{M}_{\ell_i} \quad (3-14)$$

また、比容積の導関数は、次式で表わされる。

$$\dot{v}_g = \frac{dv_g}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_f = \frac{dv_f}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_\ell = \frac{dv_\ell}{dP} \dot{P} + \frac{dv_\ell}{dh_\ell} \dot{h} \quad (3-15)$$

正味の未飽和水エンタルピー変化率は、次式で表わされる。

$$\dot{h}_\ell = \frac{\sum_i \dot{h}_{\ell_i} M_{\ell_i}}{\sum_i M_{\ell_i}} \quad (3-16)$$

式 (3-14) , 式 (3-15) 及び式 (3-16) により、式 (3-13) は、以下のようになる。

$$\dot{P} = - \left[\dot{M}_g v_g + \dot{M}_f v_f + \dot{M}_\ell v_\ell + \dot{h}_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} M_\ell \right] / \left[M_g \frac{dv_g}{dP} + M_f \frac{dv_f}{dP} + M_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right] \quad (3-17)$$

式 (3-16) を式 (3-17) に代入すると、圧力変化率の最終的な式は、次のようになる。

$$\dot{P} = -X/Y \quad (3-18)$$

ここで、 X 、 Y は次式で表わされる。

$$X = \sum_{sat} \left\{ v_g \sum_i W_{g_i} + v_f \left[\sum_i W_{f_i} + \sum_i W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} \right] \right\} \\ + \sum_{sub} \left\{ \sum_i W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right) \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h W_{ji}) \right] \right\} \quad (3-19)$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f \\ + \sum_{sub} \left[\left(\frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right)_i + \alpha' v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] M_{\ell_i} \quad (3-20)$$

e. 全体的な運動方程式

SAFERコードは下部プレナムと蒸気ドームの間で3つの経路を考えており、各ループの運動方程式を解いている。その3つの経路とは、炉心と健全側と破断側の2つに分けた冷却材再循環系である。

図3-3は、ジェットポンプ型BWRを例にして、圧力容器内について運動方程式を解いているループを示した図である。それぞれのループは蒸気ドームからダウンカムを通り、ジェットポンプを経て下部プレナムに至る。そして、炉心、上部プレナムを通過して蒸気ドームに戻る。図3-3を参照し

てループ “a” 回りの運動方程式は次のようになる。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \Delta P_{JP,f} - \Delta P_{3-4,s} - \Delta P_{3-4,f} = 0 \quad (3-21)$$

ここで、添字は、

- $i-j$: i から j への流路
- JP : ジェットポンプ
- s : 静圧差
- f : 摩擦又は局所損失による圧損
- p : 駆動流によるジェットポンプ部の圧力上昇

同様な式がループ “b” にも書ける。S A F E Rコードは長時間の冷却材保有量の分布の計算を意図したコードであり、短時間の再循環ポンプの挙動の計算を意図しているものではない。後者の機能はL A M Bコードによってなされる。したがって、S A F E Rコードでは再循環ポンプはジェットポンプ内の圧力上昇分として簡単にモデル化されている。

各ループの再循環ポンプ流量は、コーストダウン時定数を用いて指数関数的に減衰するものとして、次式で与えられる。

$$W_p = W_{p_0} e^{-t/\tau} \quad (3-22)$$

ここで、

- W_p : 再循環ポンプ流量
- W_{p_0} : 初期再循環ポンプ流量
- τ : コーストダウン時定数

この流量を用いて、ジェットポンプの圧力上昇分 $\Delta P_{JP,p}$ は次式で求められる。

$$\Delta P_{JP,p} = \Delta P_{JP,p_0} \left(\frac{W_p}{W_{p_0}} \right)^2 \quad (3-23)$$

ここで、 $\Delta P_{JP,p_0}$ は、初期のジェットポンプの圧力上昇分を表わす。

また、ジェットポンプの摩擦圧損は、それぞれのループに対して次のように計算される。

$$\Delta P_{JP,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p) |W_{RC} - W_p|}{\rho_f} \phi_{JP}^2 \quad (3-24)$$

ここで、

- (K/A^2) : 圧損係数
- W_{RC} : ジェットポンプ出口流量
- ρ_f : 液相密度

ϕ^2_{JP} : 均質二相増倍係数

トランジェントの最初の数秒後、式 (3-24) の $W_p = 0$ 、 $W_{RC} - W_p \cong W_{RC}$ となり、両方のループは同一となる。炉心の摩擦圧損は3つの項の和で評価される。すなわち、炉心入口オリフィス部での局所圧損、燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損、そしてスペーサと上部タイプレートによる一つにまとめた局所圧損（出口部で一つにまとめられている）である。

$$\Delta P_{3-4,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi^2_{SEO} + \left(\frac{fL}{D} \right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi^2_{\ell_0} + \left(\frac{K}{A^2} \right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi^2_e \quad (3-25)$$

ここで、

fL/D : 燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損係数
 $\phi^2_{\ell_0}$ 、 ϕ^2_{SEO} 、 ϕ^2_e : それぞれ、炉心平均、炉心入口オリフィス及び炉心出口の均質二相増倍係数
 A : 流路面積
 添字 e は炉心出口、 ch は燃料集合体の燃料棒部分を示す。

対向流状態では、摩擦の項が非常に小さいため、 $\Delta P_{3-4,f}$ は次のように評価される。

$$\Delta P_{3-4,f} = \frac{1}{2} \left(\frac{fL}{D} \right)_{ch} \left[\frac{W_{\ell,ch}|W_{\ell,ch}|}{\rho_f} + \frac{W_{g,ch}|W_{g,ch}|}{\rho_g} \right] \quad (3-26)$$

式 (3-24) と式 (3-25) を式 (3-21) に代入すると、それぞれのループの運動量保存式は、次のように表わされる。

$$\begin{aligned} \Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)|(W_{RC} - W_p)|}{\rho_f} \phi^2_{JP} \\ - \Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2} \right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi^2_{SEO} - \left(\frac{fL}{D} \right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi^2_{\ell_0} \\ - \left(\frac{K}{A^2} \right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi^2_e = 0 \end{aligned} \quad (3-27)$$

さらに、下部プレナムの質量保存式より、次式が得られる。

$$\frac{W_{g,RC_a}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_a}}{\rho_\ell} + \frac{W_{g,RC_b}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_b}}{\rho_\ell} + \dot{m}_{fg} v_{fg}$$

$$-\frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_{\ell}} - \frac{W_{g,SEO}}{\rho_g} - \frac{W_{L1} + W_{LEAK}}{\rho_{\ell}} - \frac{W_{brk}}{\rho_{brk}} + \dot{P} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} = 0 \quad (3-28)$$

ここで、

- W_{L1} : 制御棒案内管から下部プレナムへの漏えい流量
- W_{LEAK} : バイパスから下部プレナムへの漏えい流量
- W_{brk} : 破断流量
- ρ_{brk} : 破断流の密度

式 (3-27) と式 (3-28) より下部プレナムが満水の際の再循環流量及び炉心入口流量が決定される。インターナルポンプ型 BWR に対しても同様に計算される。

(3) 蒸気スリップ流

気液界面が存在する場合の気液界面に対する蒸気の相対速度は、Zuber-Findlay のドリフトフラックスモデル⁽³⁾あるいは Wilson の気泡上昇モデル⁽⁴⁾により求める。

SAFER コードでは蒸気泡上昇モデルとドリフトフラックスモデルによる蒸気スリップ流を両方計算し、それらのスリップ流のうち大きい方が、その領域から出る蒸気流量を決定する際に使用される。この場合、低ボイド率低流量の時は気泡上昇相関式、高ボイド率高流量の時はドリフトフラックス相関式が自動的に使用されることになる。

a. ドリフトフラックスモデル

ドリフトフラックスモデルは、分布係数 C_0 及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度 \bar{v}_{gi} を用いて蒸気の相対速度を求める。

水位面を通過する全体積流量 j_{out} は、ノードの体積が一定であるという条件の下に質量保存式を解くと次式で与えられる。

$$j_{out} = j_{in} + m_{fg} \dot{v}_{fg} / A + \frac{\dot{P}}{A} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} \quad (3-29)$$

ここで、

- j_{out} : 水位面の体積流束
- j_{in} : ノード入口の体積流束

その時、水位面での気相及び液相の速度はそれぞれ次のようになる。

$$U_g = C_o j_{out} + \bar{V}_{gj} \quad (3-30)$$

$$U_f = \frac{j_{out} - \alpha_e U_g}{1 - \alpha_e} \quad (3-31)$$

ここで,

- U_g : 気相速度
- U_f : 液相速度
- α_e : 水位面でのボイド率

水位面を離れる蒸気流量 $W_{g,sw}$ は, 次式で表わされる。

$$W_{g,sw} = \rho_g A \alpha_e (U_g - U_f) \quad (3-32)$$

b. 気泡上昇モデル

水の速度に対する蒸気泡の相対上昇速度は, Wilson の関係式を用いても計算される。この関係式により, 圧力, ボイド率, 及び水力直径の関数としての蒸気泡の相対上昇速度 \bar{V}_R が得られる。

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.136h(P)f(P)} \right]^{1/1.78} \left[D_{Hi} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} \leq 2.840852 \quad (3-33)$$

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.75h(P)f(P)} \right]^{1/0.78} \left[D_{Hi} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} > 2.840852 \quad (3-34)$$

ここで,

$$h(P) = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.32} \quad (3-35)$$

$$f(P) = \left[\frac{1}{D_{Hi}} \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g)g}} \right]^{-0.19} \quad (3-36)$$

- g : 重力加速度
- D_H : 各ノードにおける水力直径
- α_e : 各ノードにおける出口ボイド率
- σ : 表面張力
- ρ_g : 蒸気の密度
- ρ_f : 飽和水の密度

各ノードからの蒸気流量 $W_{g,sw}$ は、蒸気泡上昇モデルから次式のように計算される。

$$W_{g,sw} = \rho_g A_e \alpha_e V_R \quad (3-37)$$

(4) 炉心内流動

CCFLは、幾何学的に狭くなった流路において、重力による液体の下降流が、蒸気の上昇流により制限を受ける現象である。

SAFERコードでは、炉心入口オリフィス（炉心入口部）、上部タイププレート（炉心出口部）、炉心バイパス頂部及び炉心バイパス底部の4箇所CCFLを考慮している。最も重要な場所は、燃料集合体の上部タイププレート（炉心上部）と炉心入口オリフィス（炉心下部）である。炉心上部におけるCCFLは、注入された炉心スプレイ水の炉心への下降流を遅らせるが、一方、炉心下部におけるCCFLは、燃料集合体からの下部プレナムへの落下水を減少させ、炉心の冷却材保有量を維持する効果がある。SAFERコードでは、これら炉心上部、下部において水の下降流を予測するのに、Wallis型の相関式⁽⁵⁾を用いている。この関係式を、以下に示す。

$$(j_g^*)^{1/2} D^{1/4} + K_1 (j_f^*)^{1/2} D^{1/4} = K_2 D^{1/4} \quad (3-38)$$

ここで、

$$j_g^* = j_g \left[\frac{\rho_g}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-39)$$

$$j_f^* = j_f \left[\frac{\rho_f}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-40)$$

K_1 、 K_2 は定数であり、 D は形状固有の値である。この関係式における K_1 及び $K_2 D^{1/4}$ は、実験データから得られる。

また、再冠水過程において下部プレナムに二相水位が形成されている場合、炉心中心部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流、炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では水の下降流（CCFLブレイクダウン）が生じることが実験により示されている。これらの流動を次のようにモデル化している。

a. 気液並行上昇流モデル⁽⁶⁾⁽⁷⁾

炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体内では気液並行上昇流が生じる。下部プレナムの水面下で発生した蒸気は、ジェットポンプ、又は、インターナルポンプを通過してダウンコマ部へ流れるものと炉心へ流れるものに分けられる。S A F E Rコードでは、多チャンネル効果を模擬するために、炉心（ノード3）と独立した高出力燃料集合体（ノード9）を設けて気液並行上昇流を考慮する。

炉心及び高出力燃料集合体内の全圧損特性をもとに気液並行上昇流の生じる燃料集合体の体数を求めるとともに、熱水力計算については、炉心と高出力燃料集合体とに対して、次式に示す差圧バランス並びに炉心入口オリフィスの蒸気量バランスを考慮し、下部プレナムからの蒸気流入量を求める。

$$\Delta P_{CORE}^{AVE} = \Delta P_{CORE}^{HOT} \quad (3-41)$$

$$W_{g,LP} = W_{g,SEO}^{AVE} \cdot (N_T - N_{HOT}) + W_{g,SEO}^{HOT} \cdot N_{HOT} \quad (3-42)$$

ここで、

- ΔP_{CORE}^{AVE} : 炉心領域の全圧損
- ΔP_{CORE}^{HOT} : 高出力燃料集合体の全圧損
- $W_{g,LP}$: 下部プレナムから炉心へ流入する総蒸気量
- $W_{g,SEO}^{AVE}$: 炉心領域の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量
- $W_{g,SEO}^{HOT}$: 高出力燃料集合体の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量
- N_T : 全燃料集合体数
- N_{HOT} : 気液並行上昇流が生じる燃料集合体数

b. C C F L ブレークダウンモデル

C C F L ブレークダウン現象は、炉心スプレイスパーージャが二相プール水で水没している場合、上部プレナムに注入されたスプレイ水により周辺燃料集合体上部にサブクール域の局在化が生じ、上部プレナムの冷却水が周辺燃料集合体を通して下部プレナムへ落下する現象である。S A F E Rコードでは、この現象をC C F Lブレークダウンモデルとして模擬しており、上部プレナムの冷却水を下部プレナムに移動する。すなわち、上部プレナムの水位がスプレイスパーージャ位置より高くなり、かつ、上部プレナム内に流入したサブクール水による蒸気凝縮割合がC C F Lブレークダウン条件を満足した時にブレークダウンが生じるとしている。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_\ell (h_f - h_\ell)} < C_{Dmax} \quad (3-43)$$

ここで、

C_D	: 凝縮係数
W_g	: 上部プレナムに流入する蒸気流量
W_ℓ	: 上部プレナムに流入する未飽和水流量
h_ℓ	: 上部プレナムに流入する未飽和水のエンタルピ°
h_f	: 飽和水のエンタルピ°
h_{fg}	: 蒸発潜熱
$C_{D_{max}}$: C C F L ブレークダウン条件を定める定数

上式における C_D は、上部プレナム内に流入した冷却水が、蒸気の凝縮に寄与する割合を示している。 $C_{D_{max}}$ は BWR プラントの炉心及び上部プレナムを実寸大で分割模擬した実験の結果に基づいて決められている。

c. 高出力燃料集合体モデル

出力の高い燃料集合体の熱水力挙動及び燃料棒ヒートアップ挙動を評価するため、高出力燃料集合体モデルを適用している。この高出力燃料集合体は、炉心（ノード 3）と独立したノードとして扱う。炉心の熱水力挙動を知るための質量、エネルギー及び運動量保存式は、炉心の平均出力燃料集合体だけを用いて求める。これらの計算により、炉心の平均出力燃料集合体の水位及び燃料被覆管温度の他に、炉内各部に分配される冷却水の質量、炉心上部・下部プレナム間の差圧、及び下部プレナムの減圧沸騰による蒸気発生量等を求めている。

高出力燃料集合体モデルは、炉心の上部・下部プレナムの差圧に基づき高出力燃料集合体への流入蒸気量を求める。これをもとに、高出力燃料集合体の熱水力過渡変化及び燃料棒ヒートアップが計算される。なお、高出力燃料集合体の熱水力過渡変化は、炉心の平均出力燃料集合体計算で用いられるものと同じ熱水力モデルを用いて求めている。

(5) 破断流

破断箇所は S A F E R モデルにおける任意のノードに、独立に、最大 5 箇所まで設定することができ、その破断面積は時間の関数として変化させることができる。破断流量は Moody のスリップ流モデル⁽⁸⁾又は平衡均質流モデル⁽⁹⁾に基づく臨界流を適用して計算する。

破断流の計算に用いる圧力は原子炉圧力と破断口中心より上の二相流の静水圧を加えたものを用いる。

また、破断流の計算に用いるエンタルピは、破断口が接続するノードのエンタルピとなるが、2つのノードが重なる場合は、混合長さの加重平均エンタルピが用いられる。

有効性評価では、設計基準事故のLOCAと同様に、破断口及びSRVからの流出流量の計算に平衡均質流モデルを使用する。

(6) 注水系

BWRプラントには、冷却水を原子炉に直接注入できる注水系が多数ある。例えば、BWR-5のECCSは、炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系（HPCS）及び低圧炉心スプレイ系（LPCS）、炉心バイパスに注水する低圧注水系（LPCI）で構成されるが、他のプラントでは再循環配管やダウンカマに注水されるようになっているものもある。これらのECCSに加えて、原子炉隔離時に崩壊熱を除去するためのRCICがある。SAFERコードは、これらの注水系を模擬することができる。

注水流量は、原子炉圧力の関数となる。SAFERコードでは、停止・再起動等の多重機能を設けている。図3-4にこのロジックを示す。

時刻 t_1 で原子炉圧力や原子炉水位、ドライウエル圧力による起動信号を受ける。ディーゼル発電機の起動時間や弁開時間等の遅れを考慮して時刻 t_2 で注水が始まる。注水流量はポンプのQ-H特性で決まる。

原子炉圧力や原子炉水位等で注水停止信号を模擬でき、時刻 t_3 で停止信号が入ると、時間遅れを考慮した t_4 で注水が停止する。

これらを用いていくつかの再起動や停止ロジックを模擬することができる。

有効性評価で考慮する原子炉代替注水設備は、運転操作を含めてこれらの注水系モデルを用いて取り扱うことができる。

3.3.2 炉心ヒートアップモデル

(1) ノード分割

SAFERコードでは、燃料や燃料被覆管の温度変化については径方向熱伝導モデルを用い、圧力容器や他の内部構造物については、ヒートスラブモデルを用いて模擬している。

a. 燃料と燃料被覆管

燃料棒は、径方向に燃料ペレットを3ノード及び燃料被覆管を2ノードに分割している。また、燃料棒発熱部の軸方向は、実験解析で妥当性を確認した10ノード分割とする。燃料棒の温度変化は、軸方向及び周方向の

熱伝導を無視した円筒形モデルを用いた熱伝導方程式を解くことにより得られる。

b. 燃料集合体と燃料棒

燃料集合体は平均出力燃料集合体と高出力燃料集合体に分け、それぞれに対して平均出力燃料棒と高出力燃料棒の 2 種類の燃料棒を考慮している。平均出力燃料棒は、燃料棒から冷却材への伝熱計算に使用し、集合体内の熱水力挙動が求められる。高出力燃料棒は集合体上部の C C F L を厳しく評価するため燃料集合体内蒸発量計算に使われる。

P C T は、高出力燃料集合体と平均出力燃料集合体のそれぞれの燃料棒の燃料被覆管温度の中の最大値とする。

c. 圧力容器と炉内構造物

圧力容器は最大 7 つに区分されたヒートスラブで模擬しており、それぞれのヒートスラブの表面熱伝達はそのヒートスラブの面している各領域内のボイド率の関数で与えられる。

炉内構造物は 7 つのヒートスラブ；蒸気乾燥器，上部プレナムドーム，シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス，制御棒，再循環ループ（外部再循環ループ型 B W R のみ）に分けて模擬する。ただし，A B W R は再循環ループを除く 6 つになる。

これらのヒートスラブのうち，4 つ（上部プレナムドーム，シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス）は内壁と外壁が別の領域に面していることを模擬しているため，ヒートスラブの数は 11（A B W R は 10）となる。

(2) 熱伝導方程式

燃料ペレット及び燃料被覆管の温度変化は，円筒座標の熱伝導方程式を解くことにより得られる。軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q''' \quad (3-44)$$

ここで，

ρ : 燃料ペレット又は燃料被覆管の密度

C_p : 燃料ペレット又は燃料被覆管の比熱

- k : 燃料ペレット又は燃料被覆管の熱伝導率
- T : 燃料ペレット又は燃料被覆管の温度
- t : 時間
- r : 半径方向距離
- Q'' : 発熱量

なお、CHASTEコードにおいても同じ式が用いられている。

圧力容器及び内部構造物のヒートスラブの温度変化は次式で表わせる。

$$\frac{dT_k}{dt} = -\frac{q_k}{C_k} = -\frac{1}{C_k} \sum_i \frac{(T_k - T_i) F_i}{R_k + \frac{1}{H_i A_k}} \quad (3-45)$$

ここで、

- q_k : ヒートスラブ k の熱量
- C_k : ヒートスラブ k の熱容量
- R_k : ヒートスラブ k の熱抵抗
- A_k : ヒートスラブ k の伝熱面積
- H_i : 熱水力ノード i への熱伝達係数
- F_i : 熱水力ノード i に接するヒートスラブ k の伝熱面積のうち、
水面以下の部分に接する割合

添字 k は k 番目のヒートスラブ、添字 i は i 番目の熱水力ノードを示す。

(3) 熱源

S A F E Rコードでは熱源として、核分裂による出力、核分裂生成物の崩壊熱、アクチニドの崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発熱を考慮している。核分裂による出力、核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱は、初期炉心出力に対する割合として時間の関数として入力する。各燃料棒での熱発生率は、炉心平均の熱発生率に各々対応するピーキング係数を乗じて決定される。

有効性評価では、核分裂による出力変化はR E D Y等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化、崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979⁽¹⁰⁾に基づく計算結果を使用する。

(4) 熱伝達

燃料棒から冷却材への熱伝達は、核沸騰、膜沸騰、そして遷移沸騰の適切な熱伝達事象から決定される熱伝達係数を用いて計算される。遷移沸騰

は核沸騰と膜沸騰の間の円滑な遷移をモデル化したものである。また、露出部の冷却には、蒸気冷却、噴霧流冷却、落下水（スプレイ）冷却、及び輻射熱伝達を考慮している。

なお、輻射熱伝達は、高出力燃料棒から平均出力燃料棒への輻射及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射のみが考慮されている。

熱伝達の沸騰事象を決める計算ロジックを図 3-5 に示す。また、熱伝達係数計算モデルの一覧を表 3-3 に示す。

a. 核沸騰熱伝達

核沸騰熱伝達係数は、冷却材のボイド率の関数として模擬している。

このモデルは、図 3-6 に示すように 3 つの領域に分け、それぞれの境界の値を入力する。図 3-6 の H3 は強制対流核沸騰、H2 は未飽和単相強制対流、そして H1 は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。未飽和沸騰は考慮せず、飽和沸騰が生じるまで、未飽和単相強制対流の熱伝達係数を用いることにより、燃料棒の除熱量を保守的に評価する。

核沸騰熱伝達は、膜沸騰熱伝達等の他の熱伝達に比べて熱伝達係数が非常に大きく、核沸騰熱伝達係数が継続する期間に燃料被覆管温度が上昇することはない。したがって、核沸騰熱伝達係数の変化が P C T に与える影響は小さいため、核沸騰熱伝達の単純なモデル化が可能である。

b. 膜沸騰熱伝達

膜沸騰熱伝達係数は、対流膜沸騰に関しては e. 節で述べる噴霧流冷却熱伝達式、プール及び低流量膜沸騰に関しては、修正 Bromley の式⁽¹¹⁾で計算する。

修正 Bromley の式は次式で表わされる。

$$H_{MB} = H_{FB} + H_R \quad (3-46)$$

プール膜沸騰熱伝達係数 H_{FB} 及び輻射熱伝達係数 H_R は次のように計算される。

$$H_{FB} = 0.62 \left\{ \frac{K_g^3 \rho_g (\rho_f - \rho_g) h_{fg} g}{\mu_g (T_w - T_s) L_H} \right\}^{1/4} \quad (3-47)$$

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_w^4 - T_s^4}{T_w - T_s} \right) \quad (3-48)$$

ここで、

K_g : 飽和蒸気の熱伝導率

ρ_f	: 飽和水の密度
ρ_g	: 飽和蒸気の密度
h_{fg}	: 蒸発潜熱
g	: 重力加速度
μ_g	: 飽和蒸気の粘性
L_H	: 膜の長さ
T_W	: 表面温度
T_S	: 冷却材の飽和温度
σ_R	: Stefan-Boltzmann 定数
ε	: 燃料被覆管の輻射率

膜沸騰熱伝達係数としては、噴霧流冷却熱伝達式を用いた値 H_M と修正 Bromley 相関式を用いた値 H_{MB} を両方計算し、ボイド率で以下のように重み付けをしている。

局所的なボイド率が 1 に近づいた時は、膜沸騰熱伝達係数は单相蒸気冷却モードへ連続的に移行するため、高流量時の膜沸騰に適用される H_M を使用する。一方、低ボイド率の領域では、プール膜沸騰又は低流量時の膜沸騰に適用される H_{MB} がより適切である。その中間の領域の膜沸騰熱伝達係数は、ボイド率により H_{MB} と H_M の間を内挿して求める。以上の膜沸騰熱伝達係数をまとめて図 3-7 に示す。

c. 遷移沸騰熱伝達

遷移沸騰は、核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化されており、冷却材のクオリティが限界値以下で、かつ、燃料被覆管の過熱度が最小安定膜沸騰温度以下の時に適用される。冷却材クオリティが限界値以上になると、核沸騰から膜沸騰へ急激な変化がおこる。

遷移沸騰の熱伝達は、核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数の対数値が直線的に変化するものとし、模擬している（図 3-8）。

$$\log H_{TB} = \log H_{NB} - \frac{\Delta T - \Delta T_{CHF}}{\Delta T_{MIN} - \Delta T_{CHF}} (\log H_{NB} - \log H_{FB}) \quad (3-49)$$

ここで、

H_{TB}	: 遷移沸騰熱伝達係数
H_{NB}	: 限界熱流束時の温度での核沸騰熱伝達係数
H_{FB}	: 最小安定膜沸騰温度での膜沸騰熱伝達係数
ΔT	: 過熱度
ΔT_{MIN}	: 最小安定膜沸騰温度

ΔT_{CHF} : 限界熱流束温度

遷移沸騰は比較的短い過渡期間で生じ、PCTに与える影響は小さいため、このような補間モデルが可能である。

d. 蒸気冷却熱伝達

SAFE Rコードでは、燃料棒が露出している部分で、下部プレナム及び燃料集合体からの蒸気による冷却効果を考慮している。蒸気冷却熱伝達係数は、蒸気単相流に対するDittus-Boelterの式⁽¹²⁾を使用している。

$$H_v = 0.023 \frac{K_v}{D_h} \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-50)$$

ここで、

- H_v : 蒸気冷却熱伝達係数
- K_v : 蒸気の熱伝導率
- D_h : 水力直径
- Re_s : 蒸気のレイノルズ数
- Pr_s : 蒸気のプラントル数

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

e. 噴霧流冷却熱伝達

蒸気に液滴が混入した噴霧流状態の熱伝達係数は、SunのモデルとSahaのモデルを組み合わせたモデル⁽¹³⁾を適用する。

液滴による熱伝達の促進はSunのモデル⁽¹⁴⁾に基づき以下のように表わすことができる。

$$H_M = \frac{K_v}{D_h} \left[2X - 1 + \frac{(\text{Nu}_s + 1)^2}{\text{Nu}_s + 1 + 2X} \right] = \frac{K_v}{D_h} \left[\text{Nu}_s + \frac{4X^2}{\text{Nu}_s + 1 + 2X} \right] \quad (3-51)$$

ここで、 Nu_s はDittus-Boelterの式による蒸気単相熱伝達のヌセルト数、 X は液滴による熱伝達向上の程度を決めるパラメータであり、次式で与えられる。

$$\text{Nu}_s = 0.023 \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-52)$$

$$X = \frac{D_h}{2} \sqrt{\frac{\beta h_v}{K_v h_{fg}}} \quad (3-53)$$

$$\beta = \frac{6 H_{v,d} (1-\alpha)}{d_d} \quad (3-54)$$

$$H_{v,d} = \frac{K_v}{d_d} \left[2 + 0.459 \left\{ \frac{\rho_v U_r d_d}{\mu_v} \right\}^{0.55} \text{Pr}_g^{1/3} \right] \quad (3-55)$$

$H_{v,d}$ は、蒸気と液滴間の界面熱伝達率であり、 d_d は液滴の平均直径、 U_r は相対速度である。

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで、この効果を考慮するため、蒸気温度は Saha の式⁽¹⁵⁾を用いて計算する。Saha によれば、単位体積あたりの液滴蒸発量 Γ_v は次式で与えられる。

$$\Gamma_v = K_1 \frac{K_v (T_v - T_s) (1-\alpha)}{D_h^2 h_{fg}} \quad (3-56)$$

$$K_1 = 6300 \left(1 - \frac{P}{P_{cr}} \right)^2 \left\{ \left(\frac{\rho_v j_v}{\alpha} \right)^2 \frac{D_h}{\rho_v \sigma} \right\}^{1/2} \quad (3-57)$$

ここで、

- K_v : 蒸気の熱伝導率
- T_v : 蒸気の温度
- T_s : 飽和温度
- α : ボイド率
- D_h : 水力等価直径
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- P : 圧力
- P_{cr} : 臨界圧力
- ρ_v : 蒸気の密度
- j_v : 蒸気の流速
- σ : 表面張力

Saha のモデルでは、上式をもとにして、加熱面から蒸気への伝熱量、過熱蒸気から液滴への伝熱量、さらに、軸方向のクオリティ変化などを連立させることにより蒸気の軸方向温度分布を求める。

液滴上昇流（エントレインメント）における液滴の平均直径は、臨界ウェーバー数 We_c から次式で計算する。

$$d_d = \frac{\sigma We_c}{\rho_v U_r^2} \quad (3-58)$$

液滴が落下する場合は、2種類の液滴を考慮する。1つは、上部タイププレートにおける上昇蒸気流と液体の相互作用による液体の崩壊によって形成される液滴である。もう1つは、燃料棒及びチャンネルボックスの壁面を落下する液膜のクエンチフロントで形成される液滴であり、壁面からの急速な伝熱によりスパッタリングが起こる。液滴の平均直径は液滴の質量と液滴密度の保存式を使用して評価することができる。

$$d_d = \left[\frac{W_{UTP} + W_{SPUTTER}}{\frac{W_{UTP}}{d_{d,UTP}^3} + \frac{W_{SPUTTER}}{d_{d,SPUTTER}^3}} \right]^{1/3} \quad (3-59)$$

ここで、 W は液滴の質量流量であり、添字の UTP は上部タイププレートで発生する液滴、 $SPUTTER$ はスパッタリングで発生する液滴を表わす。

S A F E Rコードでは、液滴界面の熱伝達係数は液滴の流れ方向に応じて、式 (3-53)、式 (3-56) あるいは式 (3-57) により計算する。

f. スペーサの効果

d. 節で述べた蒸気（単相）冷却熱伝達及び e. 節で述べた噴霧流冷却熱伝達においては、スペーサの直後で流れが乱されることにより熱伝達がよくなる現象が実験により明らかになった⁽¹⁶⁾。このスペーサの乱流促進効果を実寸大の電気加熱集合体による蒸気（単相）冷却実験装置 R R T F (Refill Reflood Test Facility) による実験データから求めた結果、次式が得られた。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(1 + \frac{1.72}{\ell/d} \right) \quad (3-60)$$

ここで、

ℓ : 各スペーサ後端からの距離

d : 水力等価直径

スペーサの乱流促進効果による熱伝達の向上は、右辺の括弧内の係数で与えられる。

噴霧流冷却熱伝達に関しても乱流促進効果は、蒸気単相冷却熱伝達の場合と同様に上記括弧内の補正により与えられる。

なお、本モデルの使用はオプションで、有効性評価では保守的に使用しない。

g. 落下水（スプレー）熱伝達

落下水（スプレー）による熱伝達係数は、スプレー熱伝達実験装置 S H T F (Spray Heat Transfer Test Facility) による実験データより得られ、高出力燃料棒と平均出力燃料棒のそれぞれに対して、燃料集合体内に落下する水量とロッド表面過熱度及び圧力の関数としてモデル化している⁽¹³⁾。また、炉心スプレー開始以前でも C C F L により上部プレナムから液滴落下がある場合には落下水熱伝達を考慮する。

$$h_{SP} = \alpha W^\beta \cdot P^{(\gamma \Delta T_s + \delta)} \quad (3-61)$$

ここで、

h_{SP}	: 熱伝達係数
W	: 落下水量
P	: 圧力
ΔT_s	: ロッド表面過熱度
$\alpha, \beta, \gamma, \delta$: 係数

h. 輻射熱伝達

S A F E R コードの燃料棒及び燃料被覆管の熱伝達モデルは、ほとんど C H A S T E コードと同じであるが、C H A S T E コードではそれぞれの燃料棒と周囲のチャンネルボックス、燃料棒間の複雑な輻射熱伝達の経路をモデル化しているのに対し、S A F E R コードでは高出力燃料棒と平均出力燃料棒の2本を扱っており、それぞれの周辺温度を考慮して輻射熱伝達をモデル化している。

周辺温度は、高出力燃料棒に対しては平均出力燃料棒の温度、平均出力燃料棒に対してはチャンネルボックスの温度としている（図 3-9）。輻射による伝熱は、次式で与えられる輻射熱伝達係数を用いて計算される。

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_B^4}{T_W - T_{sat}} \right) \quad (3-62)$$

ここで、

H_R	: 輻射熱伝達係数
T_W	: 燃料被覆管表面温度
T_B	: 周辺温度
T_{sat}	: 飽和温度
ε	: 輻射率
σ_R	: Stefan-Boltzmann 定数

S A F E Rコードでは、周辺温度として用いる燃料棒とチャンネルの濡れも考慮している。

i. 燃料棒とチャンネルの濡れモデル

S A F E Rコードにおいては、落下水による壁面濡れ効果は燃料棒及びチャンネルで考慮される。燃料棒とチャンネルでは伝熱面の数が1面か2面かの違いはあるが、濡れモデルそのものは同様の考え方を採用している。モデルの概要は図3-10に示すとおりであり、先端でスパッタリングをおこす液膜が順次下方に進行していく。このクエンチフロントの進行速度を U_{fr} として二次元（軸方向，半径方向）の熱伝導解析から得た Andersen による次式を用いる⁽¹⁷⁾。

$$U_{fr} = \frac{K_w}{\rho_w C_w d_w} \left\{ (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5} + 2^{-\frac{3}{4}\sqrt{\pi}} (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^3 \right\}^{1/3} / \exp\left(1 - \frac{\sqrt{\pi}}{2}\right) \quad (3-63)$$

ここで、

- K_w : 熱伝導率
- ρ_w : 密度
- C_w : 比熱
- d_w : 水力直径

また、無次元数は次式で定義されている。

$$Bi = \frac{h_{fr} d_w}{K_w} \quad (3-64)$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_s)(T - T_0)}{(T_0 - T_s)^2} \right]^{1/2} \quad (3-65)$$

S A F E Rコードにおいては、濡れに関する熱伝達係数 h_{fr} として、クエンチフロントについては $1.13 \times 10^6 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ 、既に濡れた壁と流下液膜間については核沸騰の値 $3.0 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ をそれぞれ用いている。また、ライデンフロスト温度 T_0 は T_{sat} （飽和温度）+65°Cを採用している。

(5) ジルコニウム-水反応

燃料被覆管と水との反応による反応熱及び酸化量の計算は Baker-Just の式⁽¹⁸⁾により計算し、蒸気の供給に制限がないものとする。また、蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギーは必要としないものと仮定する。この2つの仮定により反応熱を大きく見積もる。

化学反応式は次式で与えられる。



ここで、 ΔH は反応熱であり、燃料被覆管温度の関数として次式で表わされる。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \quad (3-67)$$

ここで、

R_3, R_4 : Baker-Just に基づく定数
 T : 燃料被覆管温度

また、燃料被覆管の酸化割合は次式で表わされる。

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{R_1}{\delta} \exp\left(-\frac{R_2}{T + 273}\right) \quad (3-68)$$

ここで、

δ : 燃料被覆管酸化厚さ
 R_1, R_2 : Baker-Just に基づく定数

酸化厚さは、式 (3-68) を積分し、次式で与えられる。

$$\delta_2 = \left\{ \delta_1^2 + 2R_1(t_2 - t_1) \exp\left(-\frac{R_2}{T_{av} + 273}\right) \right\}^{1/2} \quad (3-69)$$

ここで、

δ_1 : 時刻 t_1 における酸化厚さ
 δ_2 : 時刻 t_2 における酸化厚さ
 T_{av} : 時刻 t_1 から t_2 までの間の燃料被覆管平均温度

発熱割合は、反応熱と燃料被覆管酸化割合の積であり、燃料被覆管酸化割合は燃料被覆管の密度、表面積、及び酸化膜成長割合の積である。

したがって、発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot \left(\frac{d\delta}{dt}\right) \quad (3-70)$$

ここで、

\dot{Q}_R : 発熱割合
 \dot{M}_{zr} : 燃料被覆管酸化割合
 ρ_{zr} : 燃料被覆管密度

A : 燃料被覆管表面積
 $d\delta/dt$: 燃料被覆管酸化膜成長割合

燃料被覆管が破裂すると計算される場合には、その時点以降破裂個所近傍の内面も反応するとし、これも同様の方法で計算する。

(6) ギャップ熱伝達

過渡時の燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ熱伝達係数は、定常時のギャップ熱伝達係数評価モデルと同じ、Ross and Stoute に基づくモデル⁽¹⁹⁾を用いて計算する。

ギャップ熱伝達係数は次の3成分からなるとする。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (3-71)$$

ここで、

h_g : ギャップ熱伝達係数
 h_s : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達成分
 h_f : ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分
 h_r : 燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお、ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は、燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver. 1 (以下、「PRIME」と称す。) ⁽²⁰⁾⁽²¹⁾ から引き継ぐ。

a. 固体接触による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数 h_s は次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \left(\frac{R_c^2 + R_p^2}{2} \right)^{1/4}} \quad (3-72)$$

ここで、

K_m : 燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

K_c : 燃料被覆管熱伝導率

K_p : 燃料ペレット熱伝導率

- P_c : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力
- A_0 : 定数
- H_m : 燃料被覆管メイヤー硬さ
- R_c : 燃料被覆管内表面粗さ
- R_p : 燃料ペレット外表面粗さ

b. ガスによる熱伝達成分

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数 h_f は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (3-73)$$

ここで、

- K_f : 混合ガスの熱伝導率
- C : 燃料ペレット-燃料被覆管接触圧の関数
- R_c, R_p : 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ
- $(g_1 + g_2)$: 混合ガスの温度ジャンプ距離
- R_{eff} : 燃料ペレットと燃料被覆管の実効半径ギャップ

c. 輻射による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数 h_r は次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^4 - T_c^4)}{\left[\frac{S_p}{S_c} \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right) + \left(\frac{1}{\varepsilon_p} - 1 \right) + G_g \right] (T_p - T_c)} \quad (3-74)$$

ここで、

- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_p : 燃料ペレット表面温度
- T_c : 燃料被覆管内面温度
- S_p : 燃料ペレット表面積
- S_c : 燃料被覆管内面積
- ε_c : 燃料被覆管内面の輻射率
- ε_p : 燃料ペレット表面の輻射率
- G_g : 形態係数

(7) 膨れ・破裂

燃料被覆管の膨れは、燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し、燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め、燃料被覆管の歪み量をこの周方向応力に基づき求めている。

また、燃料被覆管の破裂は実験に基づく周方向応力のベストフィット曲線に基づいて判定する。図 3-11 に燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係を示す。

a. 燃料棒内圧

燃料棒内圧 P_g は、燃料棒プレナム部とギャップ部の圧力が等しいとして、温度及び体積の変化を考慮して次式で計算する。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \quad (3-75)$$

ここで、

- P_g : 燃料棒内圧
- V_F : 燃料棒ギャップ体積
- V_P : 燃料棒プレナム体積
- T_F : 燃料棒ギャップ温度
- T_P : 燃料棒プレナム温度
- N : 燃料棒内ガスのモル数
- R : 気体定数

b. 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力 σ は、燃料棒内外圧差より次式で計算する。

$$\sigma = \frac{D}{2t} (P_g - P) \quad (3-76)$$

ここで、

- σ : 周方向応力
- D : 燃料被覆管内径
- t : 燃料被覆管肉厚
- P : 冷却材圧力

c. 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪 ε は、弾性領域では燃料被覆管の周方向応力から次式により計算する。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \quad (3-77)$$

ここで、

ε : 燃料被覆管の歪

E : ヤング率

ν : ポアソン比

また、塑性変形は、実験データに基づき燃料被覆管破裂を起こす温度より 200° F 低い温度に達した時点から始まるとする。

表 3-2 S A F E R コードの計算モデル一覧

項 目		計算モデル
ノード 分割	原子炉圧力容器内	9 ノードに分割 (図 3-1)
	原子炉圧力容器及び炉 内構造物	原子炉圧力容器は 7 つ, 炉内構造物は 6 つに区分したヒートスラブで模擬
	燃料ペレットと燃料被 覆管	径方向に燃料ペレットを 3 ノード及び燃 料被覆管を 2 ノードに分割 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に 対し, 円筒一次元熱伝導方程式を用いる 軸方向は発熱部を 10 ノードに分割
熱水力 モデル	保存則	熱力学的に均質, 平衡を仮定 各ノード: 質量保存式, エネルギー保存式 流れの経路全体: 運動量保存式
	蒸気スリップ流	気泡上昇モデルとドリフトフラックスモ デルによる蒸気スリップ速度を計算し, 大 きい方を使用
	炉心内流動	気液対向流モデル (Wallis 型の相関式) CCFL ブレークダウンモデル 気液並行上昇流モデル
	破断流	臨界流モデル及び差圧流モデル
	注水系	ECCS, RCIC 及び代替注水設備を模擬 (図 3-4)
炉心 ヒート アップ モデル	熱伝達	以下の熱伝達モードを考慮 <ul style="list-style-type: none"> ・核沸騰 ・膜沸騰 ・遷移沸騰 ・蒸気单相 ・噴霧流 ・スプレー (落下水) ・濡れ ・輻射
	熱源	核分裂による発生熱, 崩壊熱及びジルコニ ウム-水反応による発生熱を考慮 炉心出力は核分裂による発生熱と核分裂 生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮し た炉心出力時間変化データを入力
	ジルコニウム-水反応	Baker-Just の式
	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデ ルを用いる なお, ギャップ熱伝達係数の初期値及び過 渡計算に用いるギャップ内のガス組成等 は燃料棒熱機械設計コード PRIME から引 き継ぐ
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計 算し, 破裂は燃料被覆管周方向応力のベス トフィット曲線により判定する (図 3-11)

表 3-3 S A F E R コードの熱伝達係数計算モデル

熱伝達モード	熱伝達係数計算モデル
核沸騰	ボイド率の関数とする相関式
膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式
遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式
蒸気単相	Dittus-Boelter の式
噴霧流	Sun-Saha の式
スプレイ (落下水)	スプレイ冷却実験データに基づく相関式
濡れ	濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく
輻射	高出力燃料棒と平均出力燃料棒間, 平均出力燃料棒とチャンネルボックス間で考慮

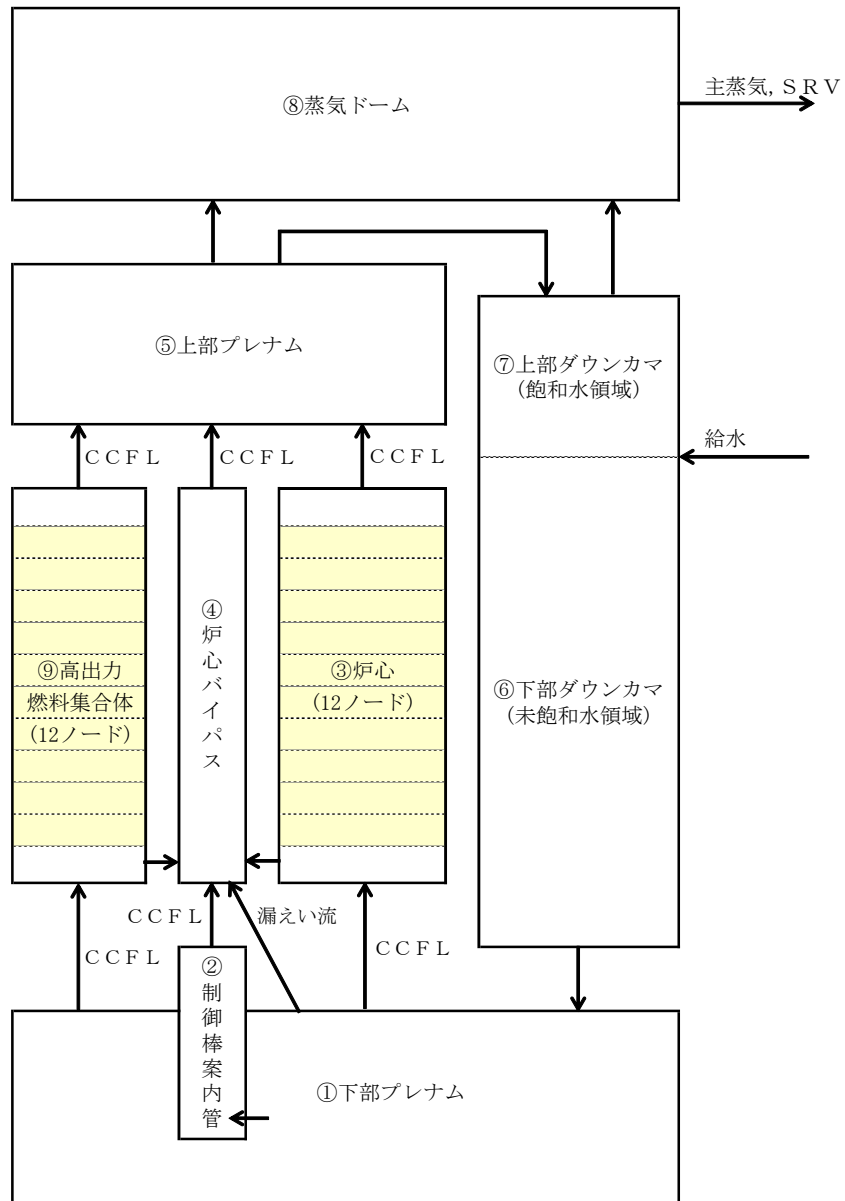


図 3-1 SAFERコードのノード分割図

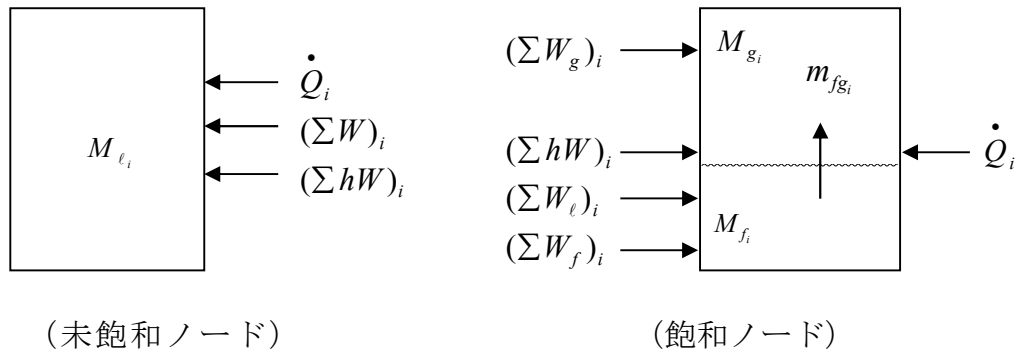


図 3-2 質量及びエネルギーバランス

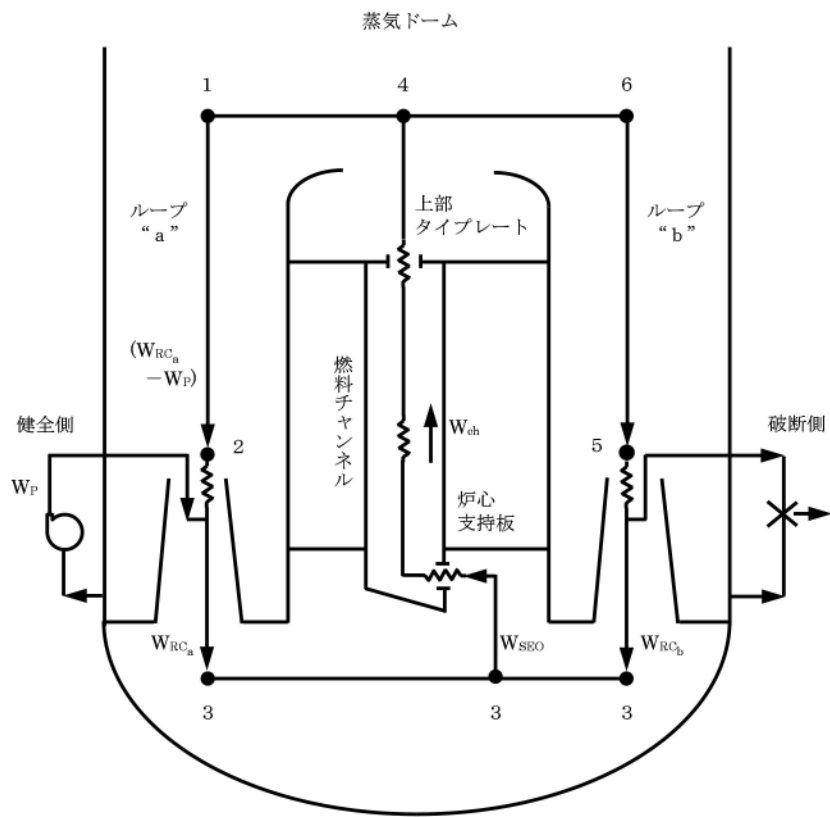


図 3-3 再循環及び炉心流ループ
(ジェットポンプ型 BWR の例)

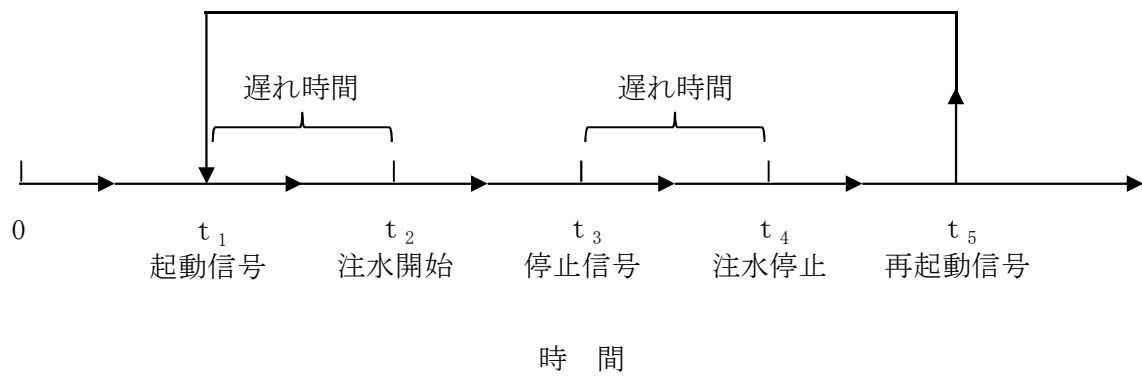
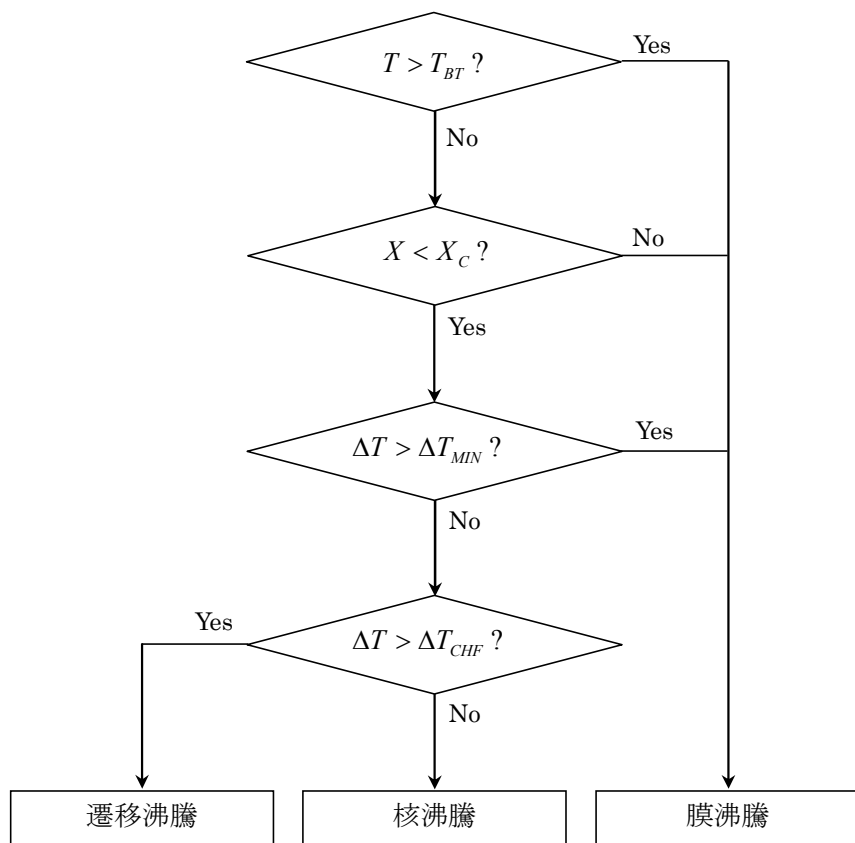


図 3-4 SAFER コードの注水系作動ロジック



- | | | |
|---|--|---|
| { | T : 事故後の時間
T_{BT} : 沸騰遷移時間 (入力)
X : クオリティ
X_C : 膜沸騰限界クオリティ (入力)
ΔT : 燃料被覆管過熱度
ΔT_{MIN} : 最小安定膜沸騰過熱度
ΔT_{CHF} : 限界熱流束過熱度 (入力) | } |
|---|--|---|

図 3-5 SAFERコードの沸騰事象を決めるロジック

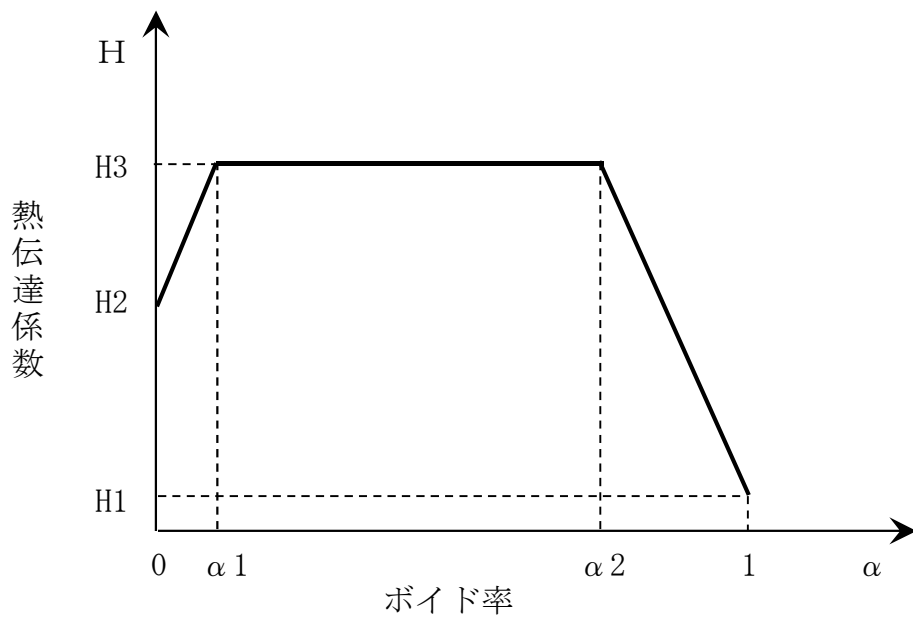


図 3-6 核沸騰熱伝達係数モデル

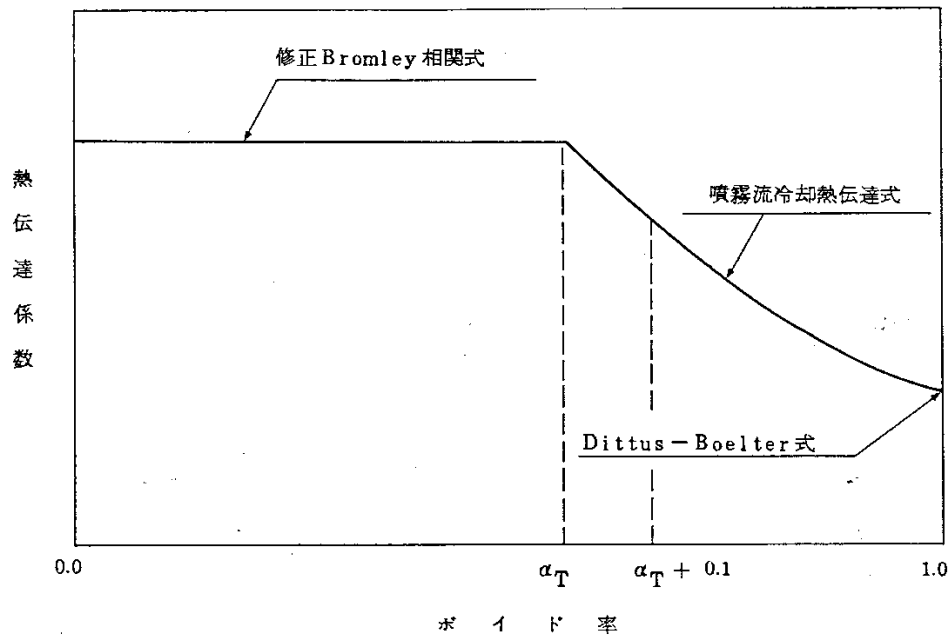


図 3-7 膜沸騰熱伝達係数モデル

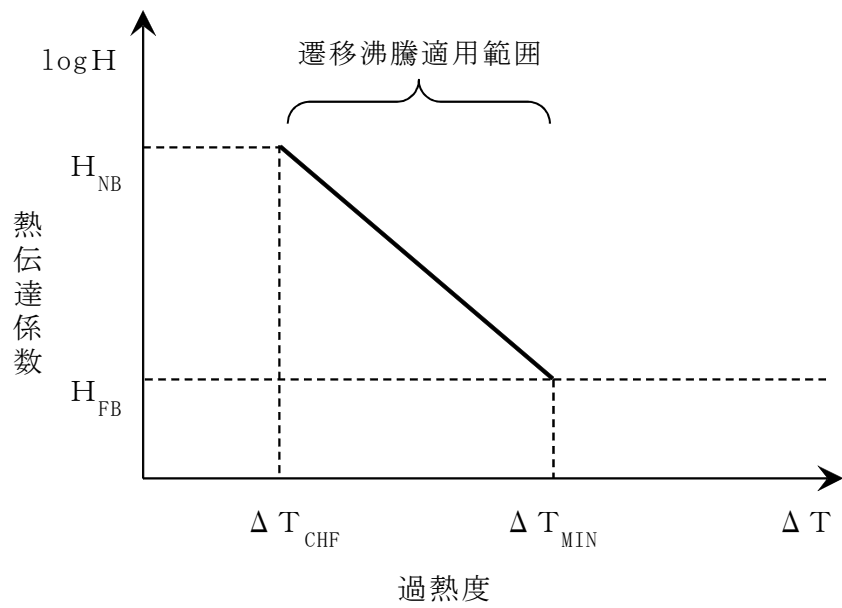


図 3-8 遷移沸騰熱伝達係数モデル

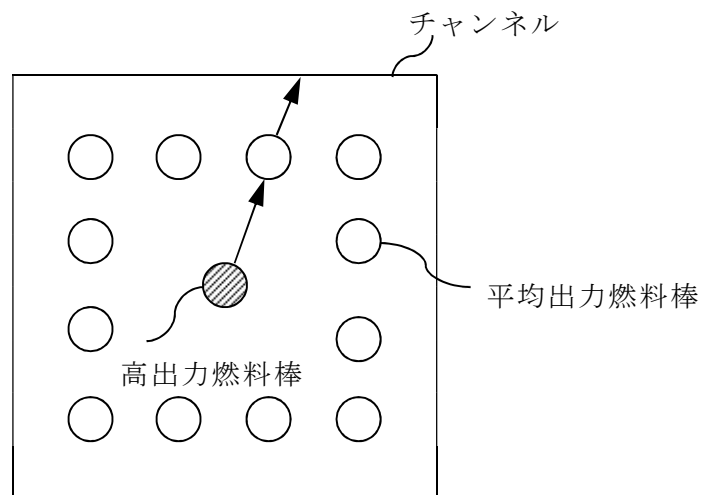


図 3-9 輻射熱伝達モデル

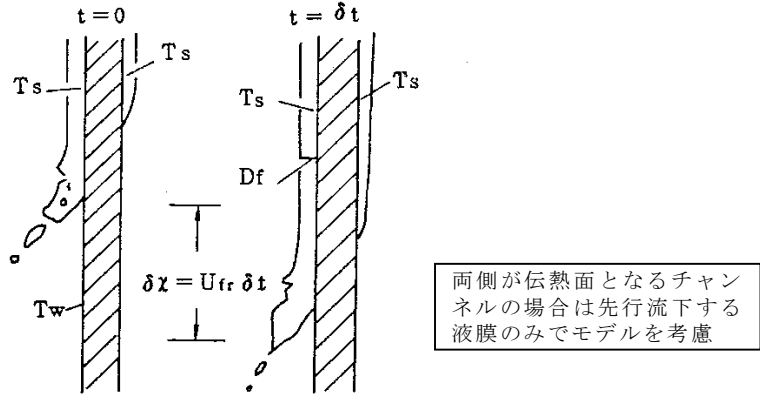


図 3-10 チャンネル濡れモデル

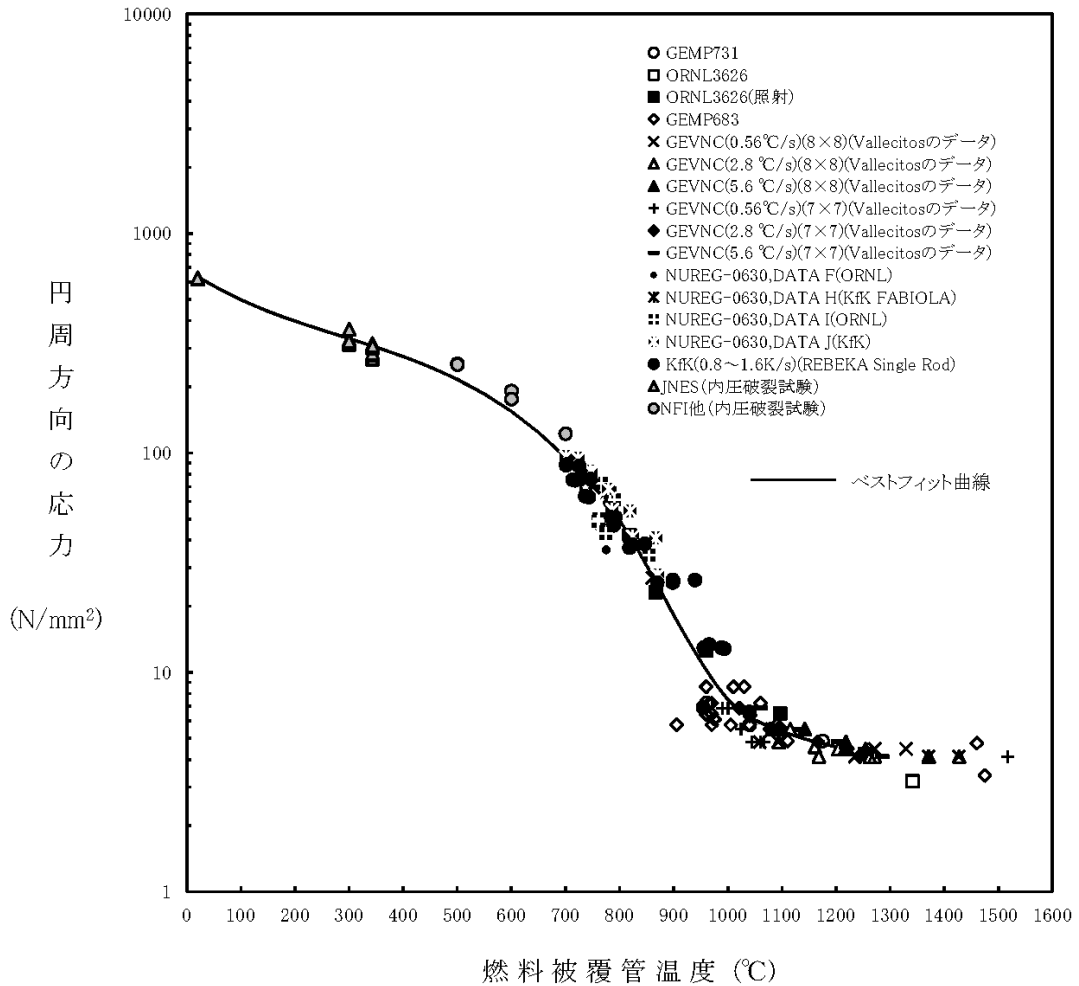


図 3-11 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

3.4 入出力

S A F E Rコードの主要な入出力を図 3-12 に示す。S A F E Rコードのインプットデータは以下のとおり構成される。S A F E Rコードのインプットデータの元となる「プラントデータ」，「事故条件」，「事故収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 原子炉圧力容器，原子炉内部構造物の幾何形状
- ② 初期条件（原子炉出力，原子炉圧力，炉心入口流量，原子炉水位）
- ③ 炉心仕様（幾何形状，炉心圧損，原子炉出力の時間変化）
- ④ 燃料仕様（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，物性）
- ⑤ 機器，設備仕様（E C C S等の注水特性，S R V特性，M S I V閉止特性）
- ⑥ 外乱条件（破断条件等）

上記をインプットデータとして，原子炉内熱水力過渡解析及び炉心ヒートアップ解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 原子炉圧力及び原子炉内水位の過渡変化
- ② 燃料被覆管温度
- ③ ジルコニウム-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

また，S A F E Rコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をC H A S T Eコードに用いる。

なお，S A F E Rコードは過渡変化の計算タイムステップをインプットデータとして与え，計算時間を通して一定としている。有効性評価解析は従来の設計基準事故解析に比べて解析時間が長くなるが，想定される事象の原子炉内の熱水力的挙動及び炉心ヒートアップ挙動は設計基準事故（中小破断L O C A）と同様であることから，計算タイムステップは設計基準事故解析と同じ値を原則として適用する。

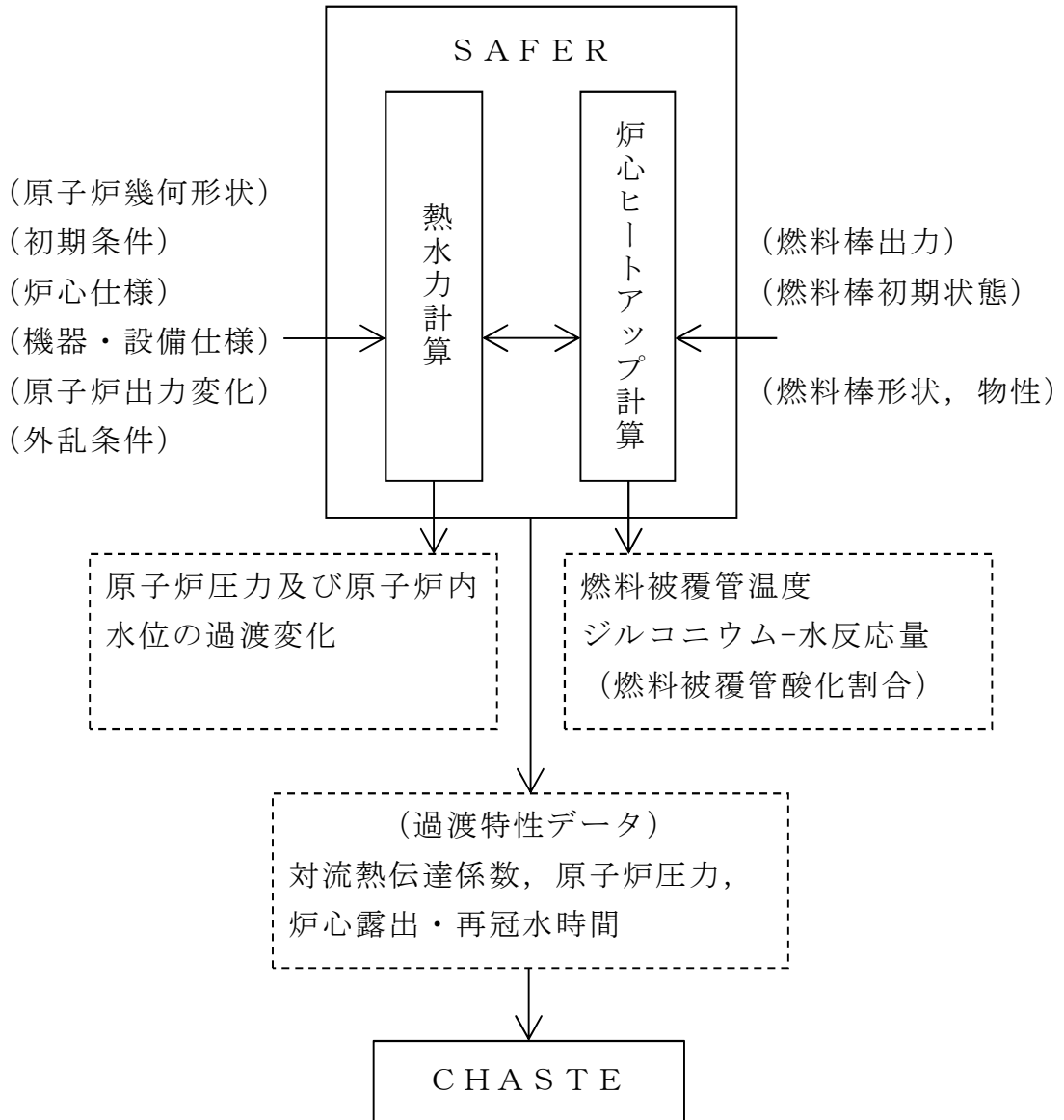


図 3-12 S A F E Rコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

S A F E Rコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 節以降に示すが、それらの要約を 4.1.1 から 4.1.3 に示す。

S A F E Rコードは、BWRのLOCAを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性確認が行われており、BWRのLOCA時の燃料被覆管温度の評価に適用できることを確認している。したがって、2章で重要現象に分類された物理現象はLOCAを模擬したシステム挙動実験により、総合的に妥当性が確認されている。

ジェットポンプ型BWRに対しては、T B L (Two Bundle Loop) 及びR O S A - III (Rig of Safety Assessment) の実験解析が行われ、A B W R に対しては、F I S T (Full Integral Simulation Test) - A B W R の実験解析を行っている。S A F E Rコードによる実験解析結果は実験結果(蒸気ドーム圧力、水位)と良く一致し、模擬燃料被覆管最高温度は実験結果に比べ10°C~150°C程度高く予測することを確認した。⁽²²⁾

なお、S A F E Rコードの妥当性は、当時の通産省原子力発電技術顧問会(基本設計)LOCA検討会及び原子炉安全基準専門部会(E C C S 性能評価小委員会)においても審議され、LOCA時の燃料被覆管温度評価への適用の妥当性が確認されている。⁽²³⁾⁽²⁴⁾

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は、信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値を事象発生後の原子炉出力変化として入力している。このため、S A F E Rコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達、沸騰遷移及び気液熱非平衡については、LOCAを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とS A F E Rコードによる実験解析結果を比較することにより、S A F E Rコードの熱伝達モデルの妥当性を確認できる。

燃料被覆管酸化については、3.3.2(5)に記載したとおり、蒸気供給制限がなく、蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギーは必要としないものと仮定し、反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため、S A F E Rコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については、3.3.2(7)に記載したとおり、燃料被覆管の歪み量を計算し、燃料被覆管の破裂を判定する破裂限界曲線には実験値と良く一致するベストフィット曲線に基づき現実的な条件を適用しているこ

とから、S A F E Rコードにおける燃料被覆管変形の妥当性確認は不要とした。

沸騰・凝縮・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流及び三次元効果については、有効性評価解析においては炉心が露出する可能性のあるシーケンスでの炉心・原子炉水位を評価するうえで重要な物理現象として選定しており、炉心・原子炉水位を確認することでその妥当性を確認できる。

冷却材放出（臨界流・差圧流）は、L O C Aを模擬した実験結果におけるシステム圧力変化とS A F E Rコードによる実験解析結果を比較することによりその妥当性を確認できる。

E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は、動作を期待するシステムの作動圧力や流量を入力するが、有効性評価解析では、設計での不確かさを考慮し、設備設計における設計条件を仮定する。このように、設計に基づく作動圧力や流量を境界条件として与えることから、S A F E Rコードにおいてはこれらに対する妥当性確認は不要とした。

以上より、重要現象に対する妥当性確認については、B W RのL O C Aを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較において、システム圧力、炉心水位、燃料被覆管温度に着目してS A F E Rコードの妥当性を確認する。

4.1.1 T B L実験解析

T B L実験は、1100MW級B W Rプラントを2/764に縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体2体、再循環系2系統及びE C C Sを装備した実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C Sの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E Rコードによる実験解析により、実験結果との比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.2 R O S A - III実験解析

R O S A - III実験は、B W R体系を1/424に縮尺模擬したシステムであり、電気加熱の実長の1/2長さの模擬燃料集合体4体と2つの再循環系、E C C Sからなる実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C Sの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E Rコードによる実験解析により、実験結果との比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.3 F I S T - A B W R 実験解析

F I S T - A B W R 実験は、A B W R プラントを 1/872 で縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体とダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備した実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始から E C C S の作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E R コードによる実験解析により、実験結果との比較から熱水力計算モデルの妥当性を確認する。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	T B L 実験解析	R O S A - III 実験解析	F I S T - A B W R 実験解析
炉心 (核)	崩壊熱 *	崩壊熱モデル	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達 モデル	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	☒ 4-23 ☒ 4-34	☒ 4-32 ☒ 4-33
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム-水 反応モデル	—	—	—
	燃料被覆管変形*	膨れ・破裂評価 モデル	—	—	—
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対 向流 三次元効果	二相流体の流動 モデル	☒ 4-4 ☒ 4-5 ☒ 4-8 ☒ 4-11 ☒ 4-14	☒ 4-20 ☒ 4-21 ☒ 4-22	☒ 4-31
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達 モデル	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	☒ 4-23 ☒ 4-34	—
原子炉 圧力 容器 (逃が し安全 弁を含 む)	冷却材放出（臨界流・差圧 流）	臨界流モデル	☒ 4-3 ☒ 4-7 ☒ 4-10 ☒ 4-13	☒ 4-19	☒ 4-26 ☒ 4-27 ☒ 4-28
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対 向流	二相流体の流動 モデル	—	—	☒ 4-29 ☒ 4-30
	E C C S 注水（給水系・代 替注水設備含む）*	原子炉注水系 モデル	—	—	—

* 4.1 節に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

4.2 T B L 実験解析⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾

T B L は、1100MW級 B W R プラントを 2/764 に縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 2 体からなる L O C A 模擬実験装置であり、実験は L O C A 時の熱水力現象及び炉心の冷却挙動を総合的に把握するため、配管破断による冷却材流出開始から E C C S の作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動及び炉心冷却挙動を実時間で模擬する L O C A 総合模擬実験である。図 4-1 に T B L 実験装置の系統図を示す。

4.2.1 解析条件

表 4-2 に S A F E R コードによる実験解析の対象とした T B L 実験条件を示す。解析は再循環配管の大破断 (Run No. 1) , 中小破断 (Run No. 2) , 主蒸気配管の完全破断 (Run No. 3) 及び高圧炉心スプレイ配管の完全破断 (Run No. 4) の 4 ケースについて実施した。

図 4-2 に実験解析で用いた S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 つの熱水力ノードに分割しているとともに、高出力バンドルを設けている。また、ノード 3 と 9 の模擬燃料集合体は、ボイド分布を解析するため、さらに軸方向に細分化した。分割数は、模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を 9 分割とし、その上下の非加熱部を含めて全 11 分割とした。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。E C C S 流量は実験データを時間の関数として入力した。また、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

4.2.2 解析結果

S A F E R コードによる T B L 実験解析の各解析結果について説明する。

(1) 再循環配管の大破断 (Run No. 1)

Run No. 1 は、再循環配管の完全両端破断 (2×100%) 模擬実験であり、E C C S として L P C S 及び 3 L P C I (3 台の L P C I ポンプの作動) を想定している。

図 4-3 に圧力変化を示す。また、図 4-4 にシュラウド内各部の混合水位変化を示す。S A F E R コードの解析結果は、実験結果と良く一致することがわかる。また、S A F E R コードは、下部プレナムの水位形成後の炉心入口オリフィス (S E O) での C C F L 現象及び C C F L 現象に伴う冷却水の分配挙動を良く再現している。図 4-5 に約 50 秒時点における平均並びに高出力バンドル内のボイド率分布の比較を示す。S A F E R コードは出力差に伴って生じる流動挙動の違いを良く表現している。図 4-6 に高出

カバンドルの燃料被覆管温度変化を示す。S A F E RコードのP C Tは、実験結果に対し、約 150°C高く評価した。

後述する他ケースに比べてP C Tを高めにより予測するのは、高出力バンドルを吹上げる蒸気による冷却を過小評価しているためと考えられ、適用している蒸気及び噴霧流の熱伝達相関式に依存している。蒸気単相熱伝達相関式は、蒸気流量が増加するほど熱伝達係数を過小評価する傾向にあり、また、噴霧流熱伝達相関式も熱伝達係数を過小評価する（添付2のII．熱伝達相関式、モデルの適用性に記載の添付図 2-7 及び添付図 2-9）。再循環配管の両端破断を模擬した本ケースは、他ケースに比べて冷却材流出量が多く減圧が急激であるため下部プレナムの蒸気発生量が多い。すなわち、高出力バンドルを吹上げる蒸気流量が多く、蒸気及び噴霧流の熱伝達係数の過小評価の影響が他ケースに比べて大きいと、実験結果に対し温度が高くなっていると考えられる。

(2) 再循環配管の中小破断 (Run No. 2)

Run No. 2 は、再循環ポンプ入口配管の 3.4%破断実験であり、E C C SとしてL P C S, 3L P C I及びA D Sの作動を想定している。

図 4-7 に圧力変化を示す。圧力は、M S I V閉により直ちに上昇し、S R V開閉によって変化した後、A D S作動によって急激な減圧過程に移行する。S A F E Rコードの解析結果は、破断開始から炉心再冠水に至る全期間を通して実験結果を良く模擬している。図 4-8 にシュラウド内各部の二相混合水位比較を示す。実験で見られる炉心露出及びL P C I注水後の炉心再冠水の挙動について、解析は良く再現している。図 4-9 に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。図 4-8 に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため、ヒートアップ開始時間が早い。炉心露出後の温度上昇率はほぼ同じであるが、L P C S作動後は、実測値の温度上昇率がわずかに小さい。これは、S A F E Rコードのスプレー熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また、図 4-8 から約 550 秒で炉心再冠水されたことが実験、解析の両方から判断できる。しかし、図 4-9 に示したように、最終的な温度低下は、実験の約 550 秒に対して解析は約 580 秒となっている。これは、炉心再冠水後に適用されるS A F E Rコードの膜沸騰熱伝達モデルが保守的なモデルになっていることを示している。S A F E RコードのP C Tは、実験結果に対し、約 60°C高く評価した。

(3) 主蒸気配管の完全破断 (Run No. 3)

Run No. 3 は、主蒸気配管の完全破断を模擬している。作動ECCSとしてはLPCS、3LPCI及びADSであるが本実験は主蒸気管の完全破断であり、ADSは作動しない。

図 4-10 に圧力変化を示す。本実験は主蒸気配管破断であるので、破断口を通して蒸気が流出し、急激な減圧過程となる。SAFERコードの解析結果は、全般的な圧力変化を良く模擬した。図 4-11 にシュラウド内各部の混合水位比較を示す。解析における炉心露出及びLPCI注入後の急激な水位回復挙動は実験結果と良い一致を示した。図 4-12 に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。図 4-11 に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため、ヒートアップ開始時間が早い。LPCS注水後、実測値の温度上昇率が小さくなるが、解析では実測値ほど温度変化が見られなかった。これは、SAFERコードの熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また、解析結果は、LPCIによる炉心再冠水がわずかに遅いため、燃料被覆管温度の低下開始時間も実測値に比べて約 20～30 秒遅くなった。SAFERコードのPCTは、実験結果に対し、約 70℃ 高く評価した。

(4) 高圧炉心スプレイ系配管の破断 (Run No. 4)

Run No. 4 は高圧炉心スプレイ系 (HPCS) 配管の完全破断模擬実験であり、ECCSとして2LPCI及びADS作動を想定している。

図 4-13 に圧力変化を示す。また、図 4-14 にシュラウド内各部の水位比較を示す。圧力は、ADSが約 290 秒で作動することにより急減圧するが、大破断で見られたSEOでの顕著なCCFLはなく、実験と同様の結果を得た。圧力、水位ともにSAFERコードの解析結果は実験結果を良く模擬した。図 4-15 に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。SAFERコードのPCTは、実験結果に対し、約 50℃ 高く評価した。

4.2.3 まとめ

表 4-6 にSAFERコードによる実験解析結果と実験結果のPCTの比較を示す。

SAFERコードによるTBL実験解析結果と実験データとの比較に基づきSAFERコードを評価した結果、SAFERコードは、BWRのLOCA時の冷却材流出開始からECCSの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を適切に評価し、炉心ヒートアップ挙動についてはPCTを安全側に評価することを確認した。

表 4-2 S A F E R コードによる実験解析の対象とした TBL 実験条件

Run No. 条件	1	2	3	4
破断位置	再循環配管 吸込口	同左	主蒸気配管	HPCS 配管
破断面積 (%)	2×100	3.4	100	100
作動 ECCS	LPCS+3LPCI	LPCS+3LPCI +ADS	LPCS+3LPCI +ADS	2LPCI+ADS
初期バンドル出力 (MW)	4.1/5.9	4.05/5.45	4.04/5.7	4.0/5.7
初期ドーム圧力 (MPa[gage])	7.1	7.0	7.0	7.1

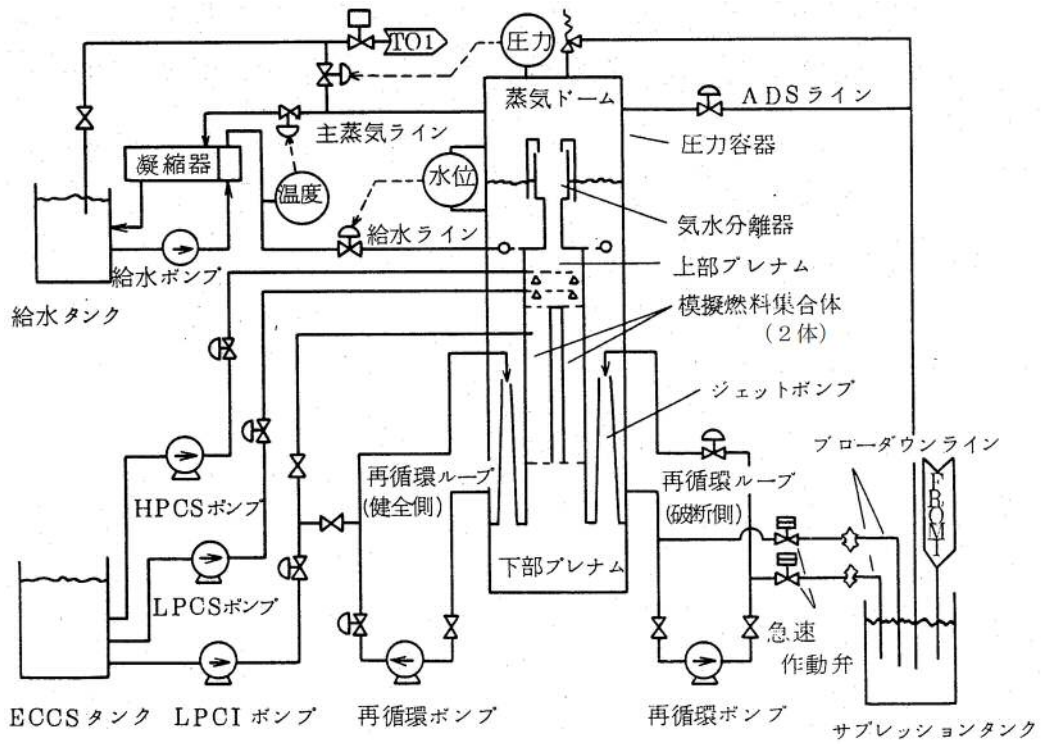


図 4-1 TBL 系統図

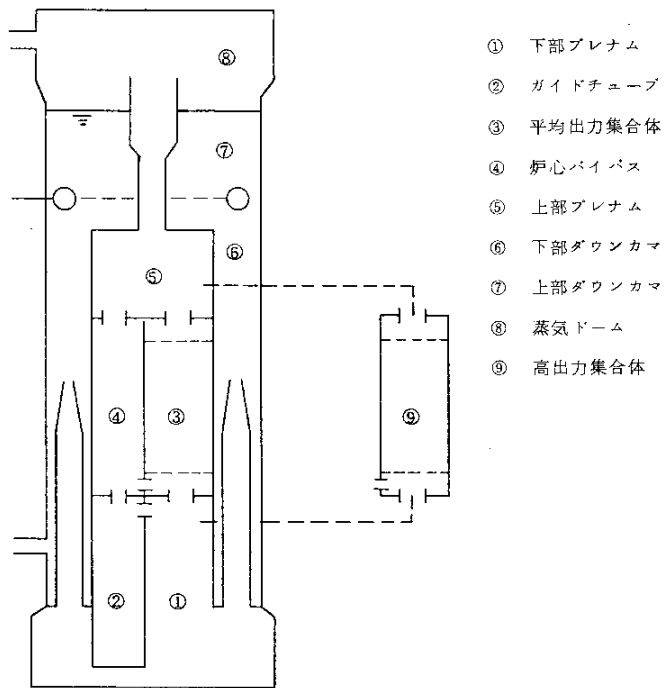


図 4-2 TBL 実験解析のノード分割図

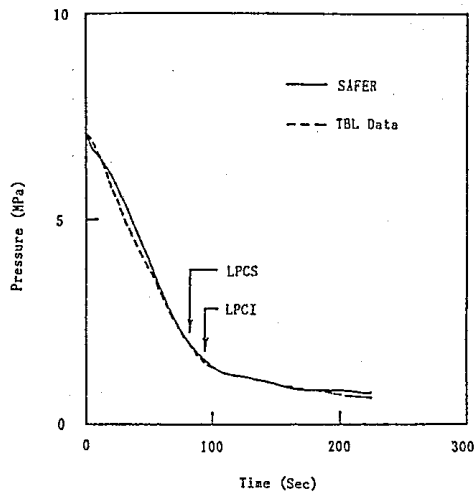


図 4-3 圧力変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

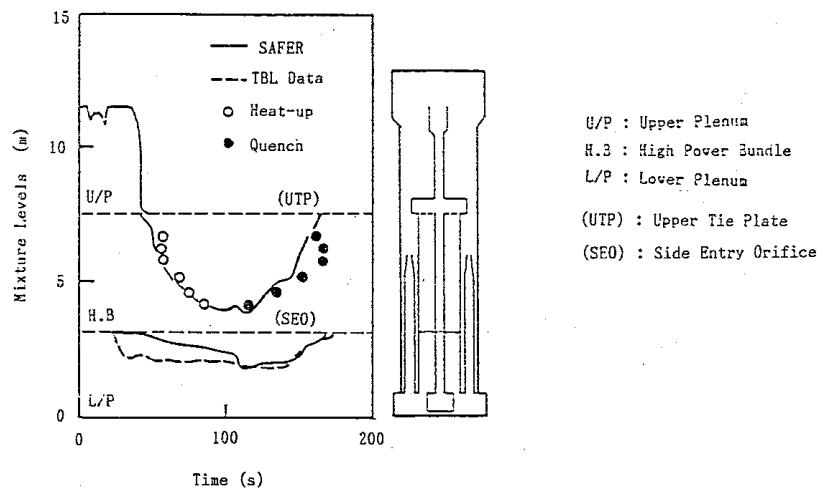


図 4-4 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

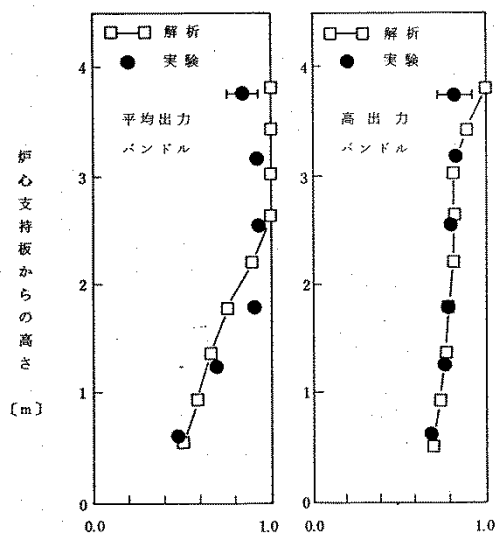


図 4-5 ボイド率の分布 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

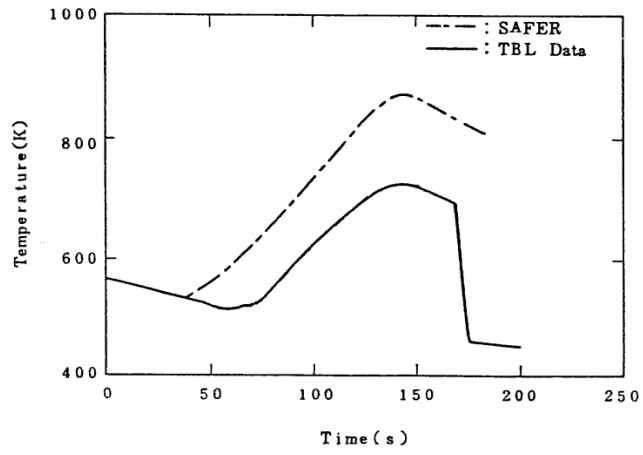


図 4-6 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

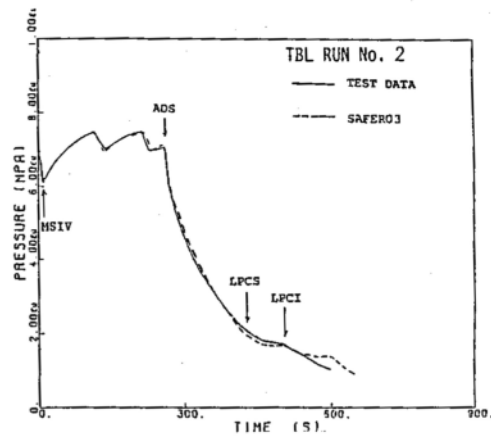


図 4-7 圧力変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

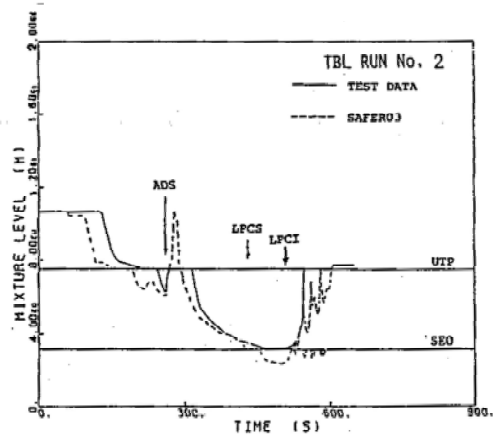


図 4-8 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

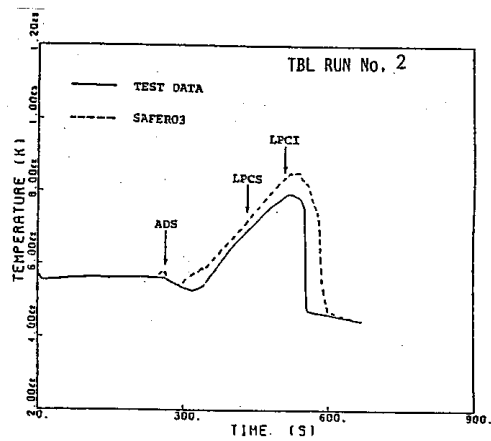


図 4-9 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

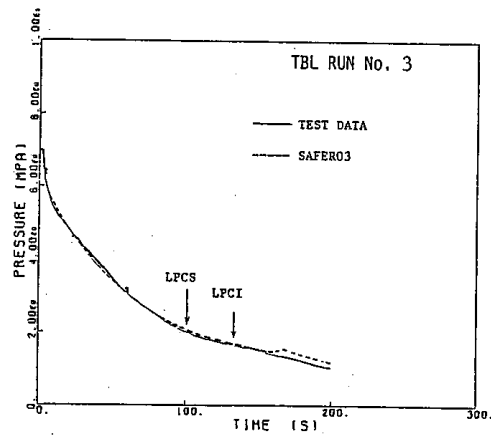


図 4-10 圧力変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

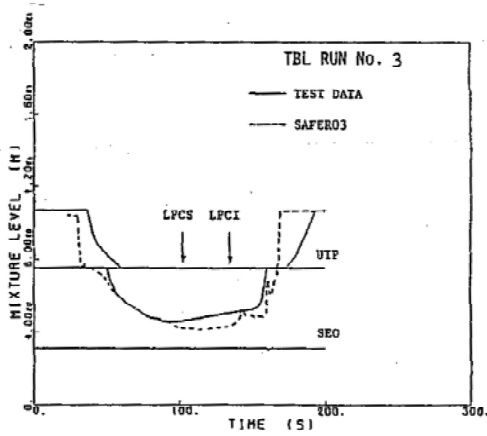


図 4-11 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

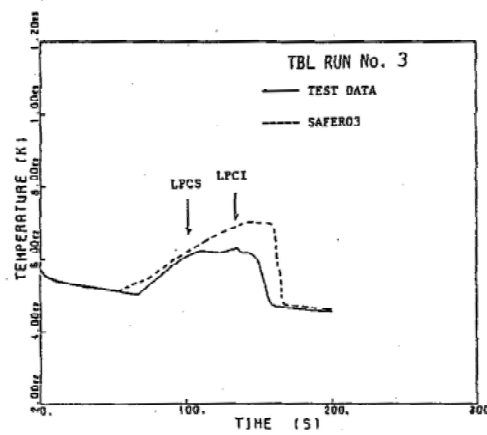


図 4-12 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

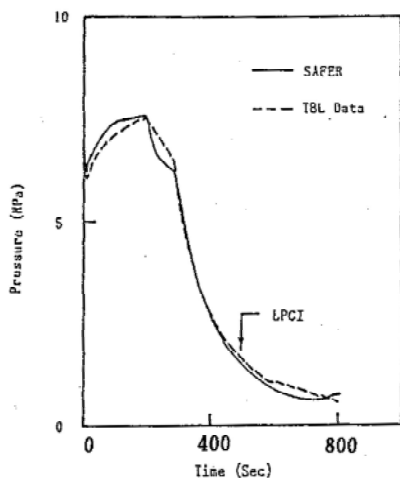


図 4-13 圧力変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

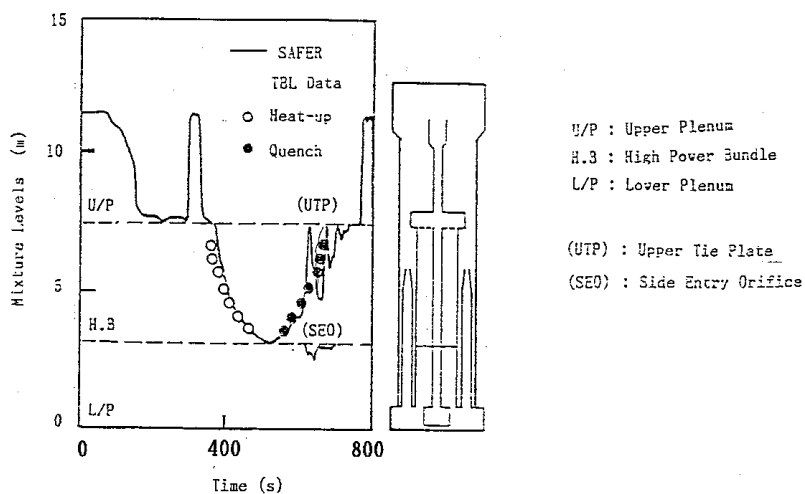


図 4-14 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

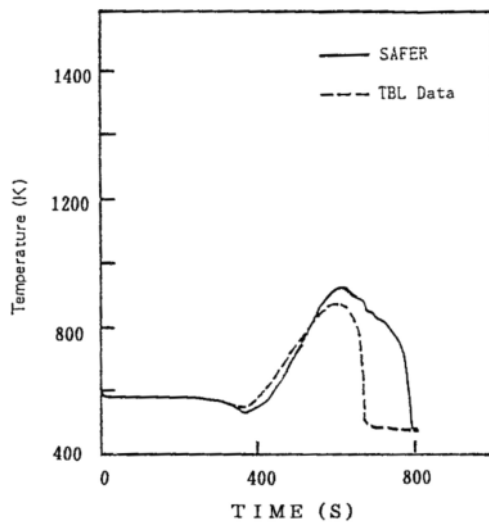


図 4-15 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

4.3 ROSA-III実験解析⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾

ROSA-IIIは、BWR体系を1/424に縮約模擬したシステムであり、電気加熱の実長の1/2長さの模擬燃料集合体4体と、2つの再循環ループ、ECCS及び蒸気・給水系を備えている。ROSA-III実験は、BWRのLOCA時の熱水力挙動及びECCSの有効性に関する総合模擬実験であり、図4-16に実験装置、図4-17に系統図を示す。

4.3.1 解析条件

表4-3にSAFERコードによる実験解析の対象としたROSA-III実験ケース及び条件を示す。解析は、再循環ポンプ入口配管での2×100%両端破断実験（Run No.1）から破断なし（Run No.7）まで破断面積をパラメータとした7ケースについて実施した。

図4-18に実験解析で用いたSAFERコードのノード分割を示す。SAFERコードでは圧力容器を8つの熱水力ノードに分割している。ROSA-IIIの燃料集合体は4体であり、これらをノード3で模擬した。また、炉心内ボイド分布を解析するためにノード3をさらに軸方向に細分化した。分割数は、模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を7分割とし、その上下の非加熱部を含めて全9分割とした。ノード9は高出力燃料集合体であり、PCTの計算を行うためのノードである。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。ECCS流量は実験データを時間の関数として入力した。また、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

4.3.2 解析結果

SAFERコードによるROSA-III実験解析の例として大破断（Run No.1, Run No.2）、小破断（Run No.5）及び破断なし（Run No.7）の解析結果について説明する。図4-19から図4-23に、実験結果とSAFERコードによる解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力、平均出力チャンネル内の水位変化、高出力チャンネル内の水位変化及び燃料被覆管温度変化について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図4-19に蒸気ドーム圧力変化の比較を示す。

Run No.1, Run No.2はともに大破断実験であるために、ダウンカメラ内の水位低下は早く、Run No.1は13秒、Run No.2は15秒に再循環ポンプ吸込ノズルが露出し、急激な減圧が生じる。Run No.5は小破断実験であり、Run No.7は破断なしであるので、MSIV閉後の圧力は上昇し続け、SRVの

作動によって圧力がほぼ一定に保たれた後，A D S の作動により急激な減圧となる。図 4-19 から分かるように，S A F E R コードはこれらの圧力変化を良く模擬している。

(2) シュラウド内水位

図 4-20 に平均出力チャンネル，図 4-21 及び図 4-22 に高出力チャンネル内の混合水位変化の比較を示す。

各実験ケースのうち特に大破断実験解析では，上部タイプレート，炉心入口部での C C F L 現象が顕著に生じており，これに伴う炉心内の水位変化は S A F E R コードの解析結果と実験データで良く一致している。また，小破断実験である Run No. 5 と破断なし実験である Run No. 7 については，A D S の作動により急激にチャンネル内水位が低下して露出する様子を解析結果は良く表わしている。

図 4-20 から図 4-22 により，大破断，小破断及び破断なしのシュラウド内水位変化を S A F E R コードは概ね良く模擬していることがわかる。

(3) 燃料被覆管温度

図 4-23 に燃料被覆管温度変化の比較を示す。図 4-23 に示した燃料被覆管温度変化は P C T 位置の燃料被覆管温度変化を示しており，破断なし実験 (Run No. 7) の場合のみ実験と解析で P C T ノードが異なっているため，ヒートアップ開始が実験と解析で大きな差となった。しかし，P C T は実験結果に対し約 20℃ 高く評価している程度である。

大破断実験での P C T は実験結果に比べ，約 20℃ から 100℃ 高く評価されている。これは，S A F E R コードの炉心露出時に適用される蒸気冷却及び噴霧流冷却の熱伝達モデルが保守的なモデルであり，また，炉心再冠水後に適用される膜沸騰熱伝達モデルも保守的なモデルになっているためである。

4.3.3 まとめ

R O S A - III 実験装置で行われた再循環配管破断の実験データを用いて，S A F E R コードの妥当性確認を行った。2×100% 両端破断，100%，50%，15%，5%，2% のスプリット破断及び 0% (破断なし) の模擬実験についての実験データと S A F E R コードによる解析結果の比較により，以下のことを確認した。

- ・破断口径によらず圧力変化を良く予測した。

- ・大破断実験で見られる炉心上部，下部でのCCFL現象を予測できた。
これにより，シュラウド内水位変化を良く予測した。また，小破断実験解析も同様にシュラウド内水位変化を良く予測した。
- ・燃料被覆管最高温度は実験値に比べ10～100℃程度高めに評価した。
(表 4-6 参照)

また，ROSA-IIIにおける破断なしの実験結果 (Run No.7) は，実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧，炉心の露出に伴う炉心ヒートアップ及び冷却水注水による炉心の再冠水の過程がよく類似している。このような破断のない過渡変化に対しても，SAFERコードは，表 4-6に示すように炉心の再冠水時間を遅く，PCTを高めに予測できることが確認された。したがって，実機の有効性評価解析にもSAFERコードを適用できると考える。

表 4-3 S A F E R コードによる実験解析の対象とした ROSA-III 実験条件

Run No. 条件	1	2	3	4	5	6	7
破断位置	再循環配管吸込口						破断 なし
破断面積 (%)	2×100	100	50	15	5	2	0
作動 ECCS	LPCS+3L PCI+ADS	同左	同左	同左	同左	同左	同左
初期全出力 (MW)	3.967	3.972	3.963	3.964	3.969	3.962	3.962
初期ドーム 圧力 (MPa[gage])	7.37	7.29	7.3	7.3	7.35	7.35	7.3

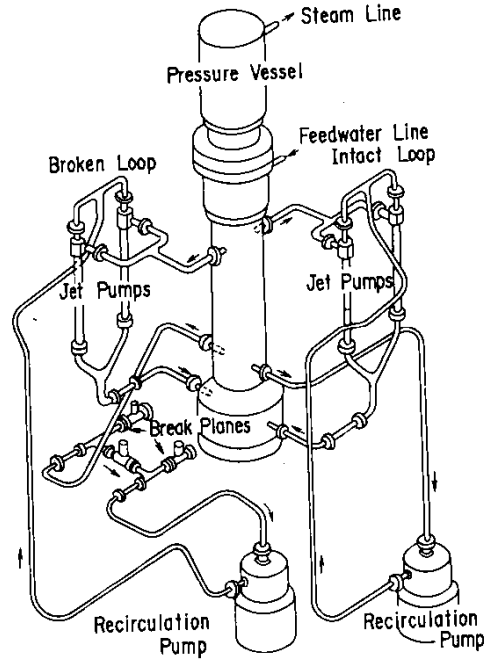


图 4-16 ROSA-III 实验装置

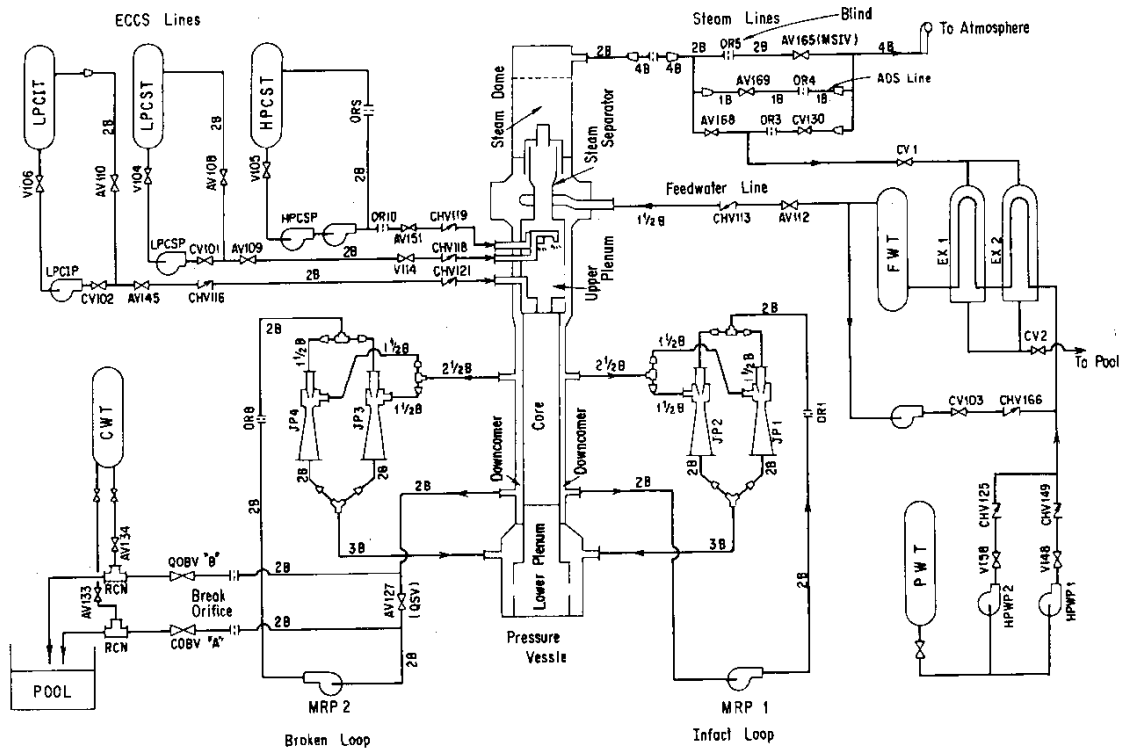


图 4-17 ROSA-III 系统图

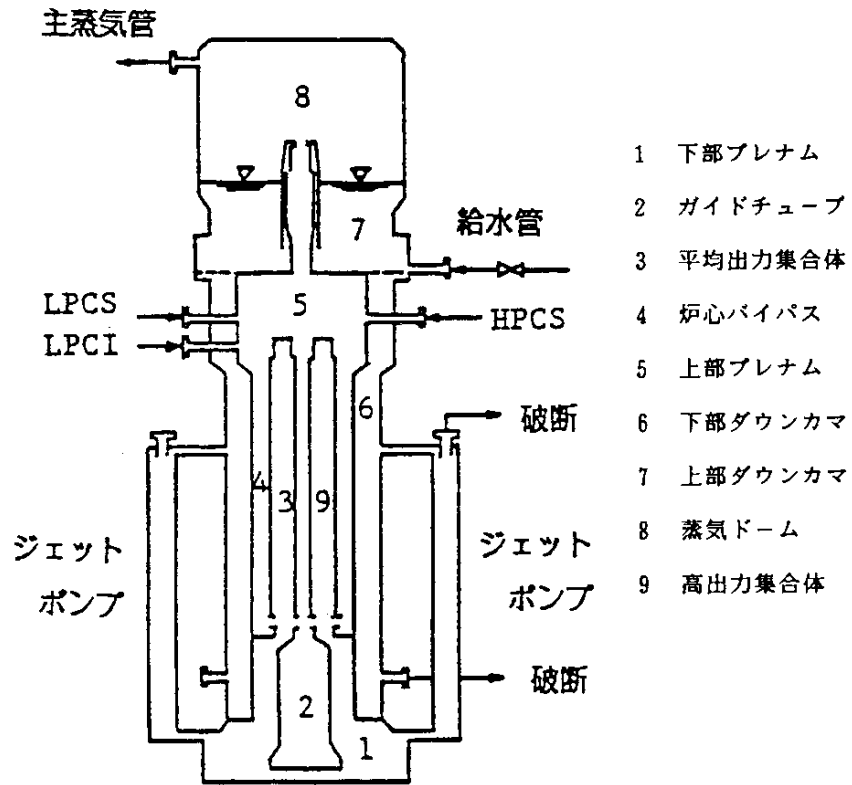


図 4-18 ROSA-III 実験解析のノード分割図

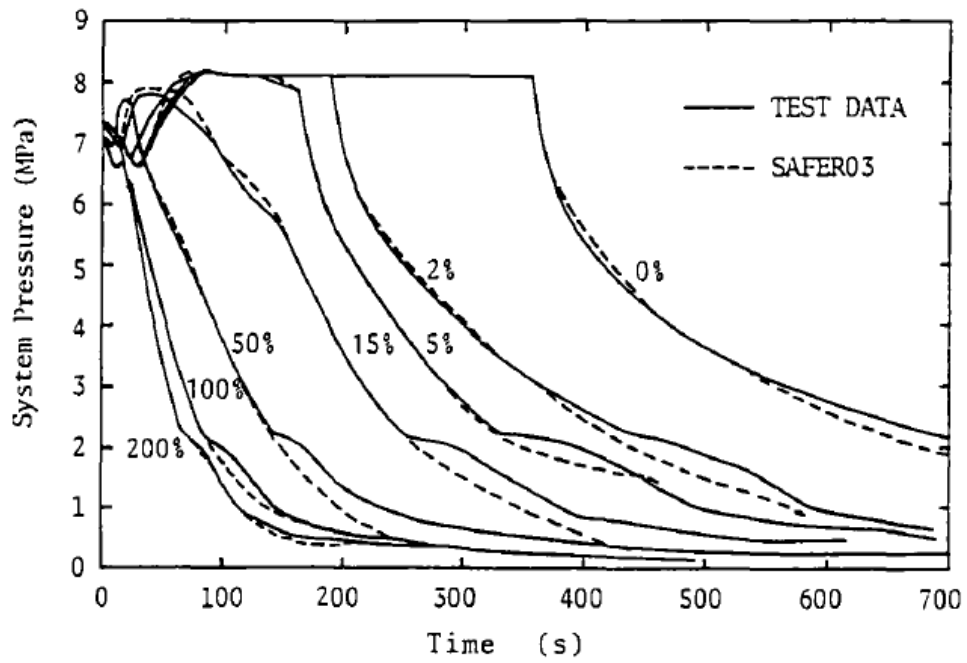


図 4-19 蒸気ドーム圧力変化
 (ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

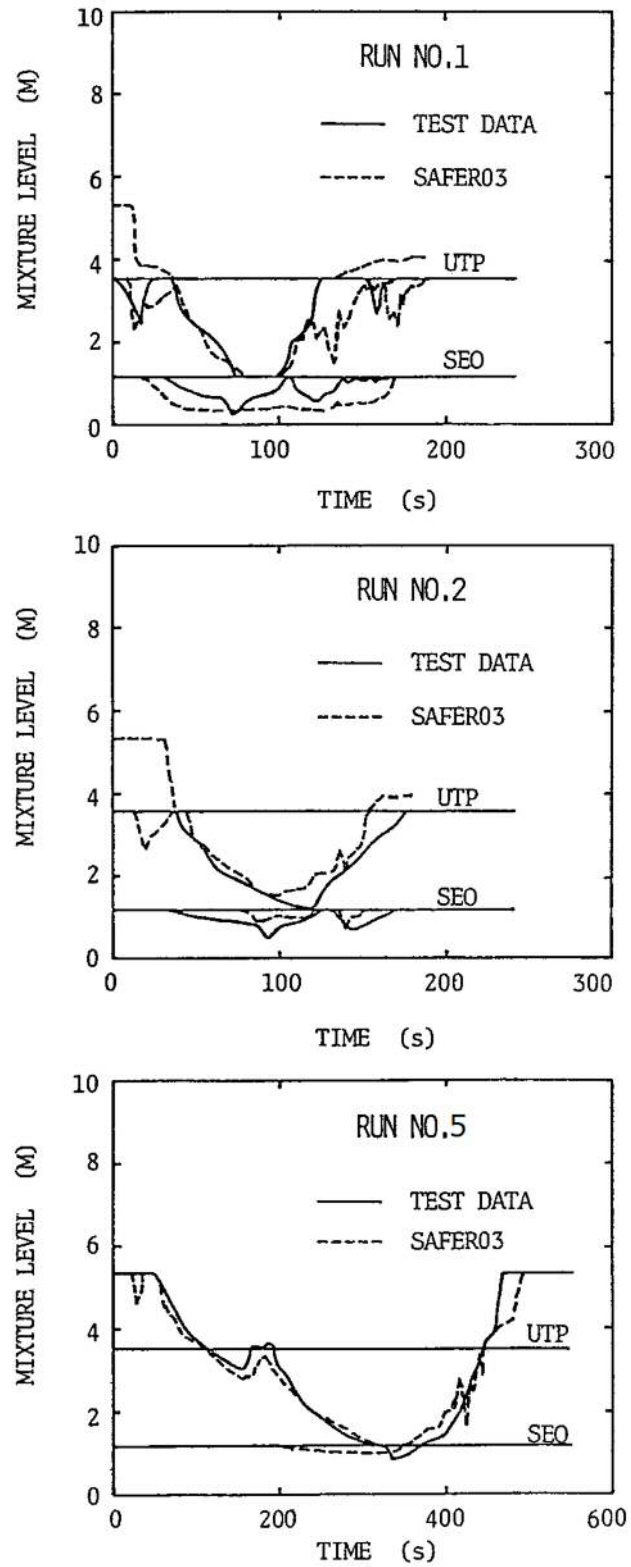


図 4-20 平均出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

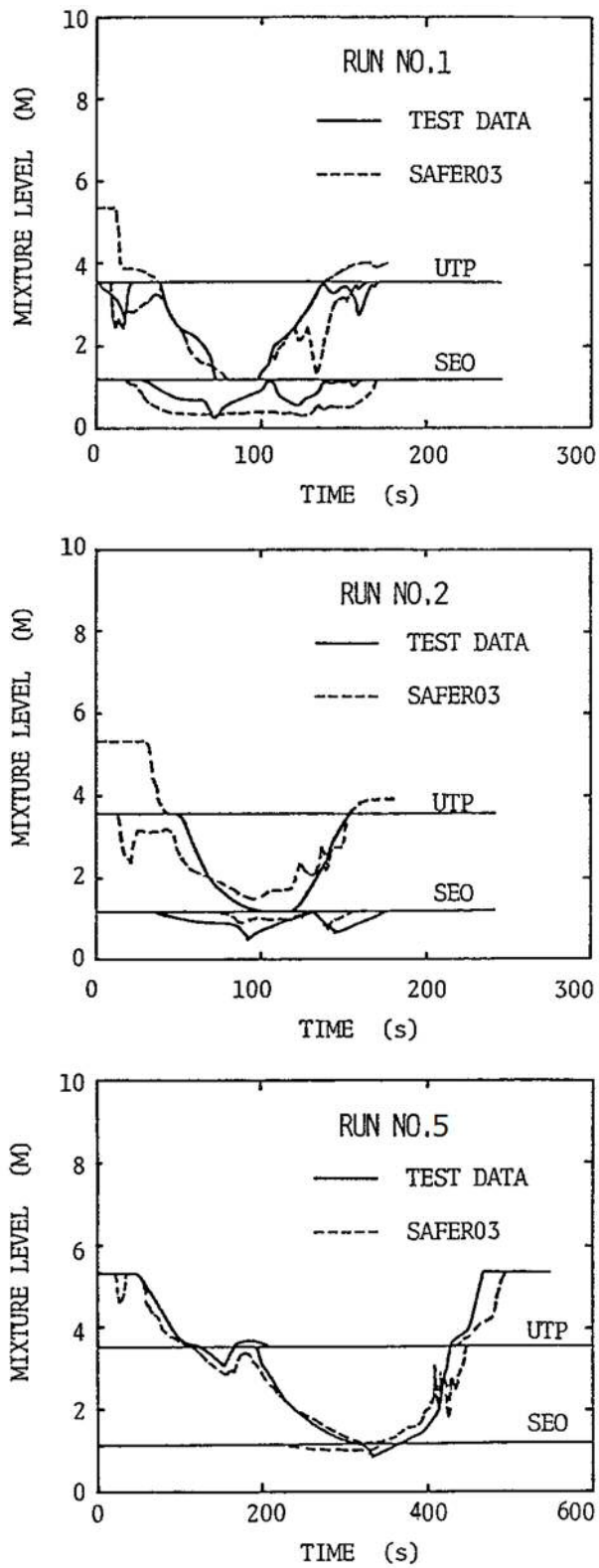


図 4-21 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

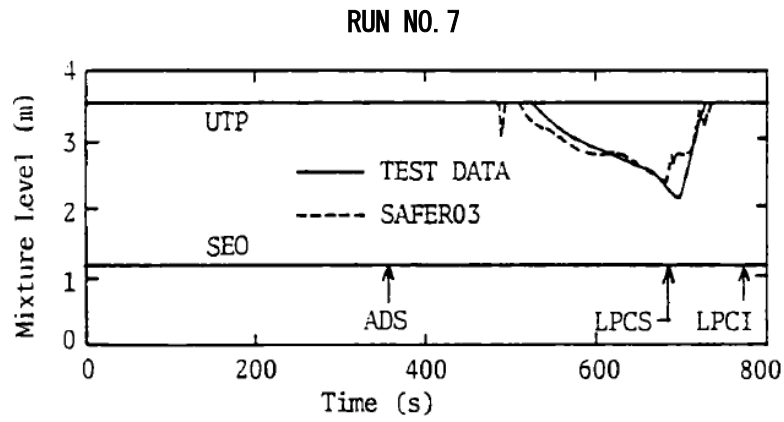


図 4-22 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 破断なし)

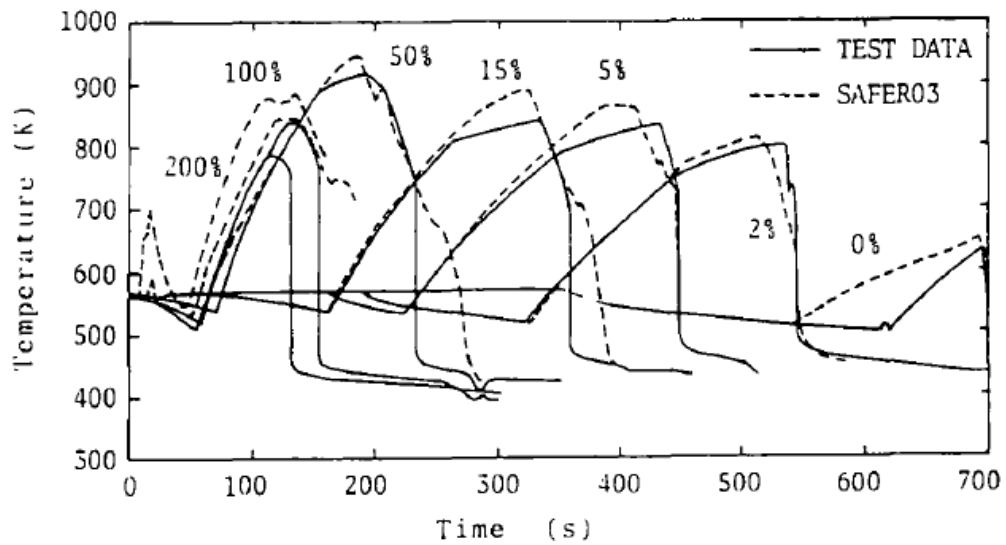


図 4-23 燃料被覆管温度変化
(ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

4.4 F I S T - A B W R 実験解析⁽³⁰⁾

F I S T - A B W R は、A B W R プラントを 1/872 で縮尺模擬しており、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体と、ダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備している。また、主蒸気系、給水系、E C C S 及び配管等の破断を模擬している。実験は、A B W R の L O C A 時の冷却材ブローダウン現象の把握、E C C S の炉心冷却能力の確認及び S A F E R コードの妥当性確認を目的に行われた。図 4-24 に系統図を示す。

4.4.1 解析条件

表 4-4 に S A F E R コードによる実験解析の対象とした F I S T - A B W R 実験ケース及び条件を示す。解析は、炉心スプレイ (C S) 配管の完全破断 (Run No. 1) , 主蒸気 (M S) 配管の完全破断 (Run No. 2) , 給水 (F W) 配管の完全破断 (Run No. 3) 及び圧力容器底部 (B B) の 80cm² 相当配管破断 (Run No. 4) を模擬した 4 ケースについて実施した。

図 4-25 に F I S T - A B W R 実験装置の圧力容器内領域と実験解析で用いた S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 つの熱水力ノードに分割している。ノード 3 の模擬燃料集合体は、ボイド分布を解析するため、さらに、軸方向に細分化した。分割数は、有効発熱部を 5 分割とし、その上下の非加熱部を含めて全 7 分割とした。

破断流量及び A D S 流量は均質臨界流モデルを用いて計算した。また、E C C S の起動と M S I V 閉止はダウンカマ領域の水位信号を用いた (主蒸気配管の完全破断 (Run No. 2) を除く)。

4.4.2 解析結果

S A F E R コードによる F I S T - A B W R 実験解析の結果について説明する。表 4-5 には、主要な事象の発生時刻を実験データと S A F E R 解析結果を比較して示している。また、図 4-26 から図 4-33 には、実験結果と S A F E R 解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力、破断流量、ダウンカマ領域水位、シュラウド内水位及び燃料被覆管温度について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図 4-26 及び図 4-27 に蒸気ドーム圧力変化を示す。

C S 配管破断実験は、ダウンカマ領域の水位低信号により M S I V が閉止する約 80 秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。M S I V 閉止後に圧力が上昇するが、約 150 秒での A D S 作動により急速減圧する。

S A F E Rコードは，MS I V閉止後わずかに圧力を高めに評価しているが，A D S作動による減圧過程全体を通して実験と良く一致している。

MS配管破断実験は，破断後直ちに減圧するが，MS I Vが約3秒で閉止すると，冷却材流出流量は破断配管1本のみ減少するため，圧力は上昇している。しかし，約5秒以降はバンドル出力の低下により単調に減少する。減圧過程では減圧沸騰，HPFLサブクール水の注入による蒸気凝縮が発生しているが，S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測している。また，図4-28に破断流量変化を示す。S A F E R解析結果は実験結果と良く一致している。

FW配管破断実験についても，S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測している。実験では，破断後の減圧に伴い約40秒で下部プレナムの沸騰により減圧が緩やかになり，HPFLの注入による蒸気凝縮により減圧が加速している。S A F E Rコードはこれらの挙動を再現している。

BB (80cm²相当)配管破断実験は，MS I V閉止する約52秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。MS I V閉止後に圧力が上昇するが，HPFL及びHPCSの注水により圧力上昇は抑制され，約98秒でADSが作動すると急速に減圧する。S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測しており，特に，ADS作動後の減圧過程は実験と良く一致している。

(2) ダウンカマ領域水位

図4-29及び図4-30にダウンカマ領域の水位変化を示す。

CS配管破断実験とBB (80cm²相当)配管破断実験については，ADSが作動する前の水位変化を比較して図4-29に示す。実験結果とS A F E R解析結果は非常に良く一致していることから，水位低信号によって作動するとしているMS I V，ECCSの起動のタイミングも良く合っている。

MS配管破断については，S A F E RコードはHPFLが注入を開始するまでは実験結果を良く再現している。実験ではダウンカマ上部でCCFL現象が発生しており，これにより注入されたHPFL水がダウンカマ上方に維持され水位を形成している。このような現象はS A F E Rコードではモデル化されていないため，実験結果と解析結果に差が生じている。しかし，ダウンカマ上部でのCCFL現象はFIST-ABWR固有の現象であり，実機においては発生しないので特に問題とはならない。

FW配管破断実験については，実験結果に対してS A F E Rコードが水位を高めに予測している。これは，実験結果はコラプス水位であるのに対して，S A F E R解析結果は二相水位を示しているためである。

(3) シュラウド内水位

図 4-31 に C S 配管破断実験及び B B (80cm² 相当)配管破断実験のシュラウド内のバンドル及び上部プレナム (図 4-25 における領域 3 及び領域 5) の水位変化を示す。

C S 破断実験の上部プレナム水位は, A D S 作動前に C S 破断位置まで低下し, 破断位置が露出する。A D S 作動により急速減圧すると, 沸騰により二相水が上部プレナムに流入するため一時的に二相水位は増加するが, 水位は再び低下して約 300 秒で C S 破断位置が露出する。A D S 作動及び破断位置の露出のタイミングは S A F E R コードで良く予測している。A D S 作動後の水位変化において, S A F E R コードの解析結果が高めとなっている部分があるが, 水位変化の全体挙動は一致していると言える。なお, バンドル内は常に二相水で満たされており, S A F E R コードも同じ結果となっている。

B B (80cm² 相当) 配管破断実験の上部プレナム水位は, M S I V 閉止後のシステム圧力上昇によりボイド率が減少するため低下するが, H P C S 注水により上昇し, さらに A D S 作動による減圧沸騰により二相水が増加して満水となる。この間, バンドル内は常に二相水で満たされている。S A F E R コードはこれらの挙動を良く予測している。

M S 配管破断実験と F W 配管破断実験については, バンドル内は全期間にわたり二相水で冠水されており, また, 上部プレナム領域も二相水で満水である。このため, シュラウド内に水位は形成されない。

(4) 燃料被覆管温度

実験では, 4 ケースのいずれもバンドル内が二相水位で冠水維持されているため燃料被覆管温度上昇はなく, システム圧力に対する飽和温度近傍を維持している。S A F E R 解析結果も実験結果を良く再現している。図 4-32 に C S 配管破断, また, 図 4-33 に B B (80cm² 相当)配管破断の燃料被覆管温度変化の比較を示す。

4.4.3 まとめ

以上より, A B W R プラントの L O C A 模擬実験である F I S T - A B W R の炉心スプレイ配管, 主蒸気配管, 給水配管の破断実験及び压力容器底部配管破断実験について, S A F E R コードによる実験解析を行い, S A F E R コードが A B W R プラントに対しても適用可能であることを確認した。

- ・ 4 つの異なる L O C A 実験における模擬バンドルは二相水位により冠水が維持され, 模擬燃料棒はヒートアップすることなく, 冷却材の自然循

環により冷却された。S A F E Rコードはこれらの4つの実験の挙動を予測できた。

- S A F E RコードはA B W RのL O C A事象の圧力変化の全体的な傾向を予測できることを確認した。
- S A F E Rコードはダウンコマ領域の水位変化を良く予測したことにより、M S I V閉止、E C C S注水及びA D S作動のタイミングを正しく取り込むことができた。

また、F I S T-A B W RにおけるM S 配管破断の実験結果 (Run No. 2) は、実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧過程と類似している。このような過渡変化に対してS A F E Rコードの適用性が確認されたことから、実機の有効性評価解析にもS A F E Rコードを適用できると考える。

表 4-4 SAFERコードによる実験解析の対象とした FIST-ABWR 実験条件

Run No. 条件	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
破断位置	炉心スプレ イ(CS)配管	主蒸気(MS) 配管	給水(FW) 配管	圧力容器 底部(BB)
破断面積 (%)	100	100	100	80cm ² 相当
作動 ECCS	1HPCS+ADS	2HPFL+ADS	2HPFL+ADS	1HPCS+2HPFL +ADS
初期出力 (MW)	約 4.6	約 4.6	約 4.6	約 4.6
初期ドーム圧力 (MPa[gage])	7.32	7.29	7.30	7.31

表 4-5 FIST-ABWR 実験における主要事象の発生時刻

(実験データ/SAFER 解析結果, 単位: s)

Run No. 事象	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
破断発生, 給水流量 及び再循環ポンプ停 止, バンドル出力変 化開始	0/0	0/0	0/0	0/0
破断位置露出(FWLB)	—	—	6/7	—
M S I V 閉止	80/80	3/3	10/10	52/52
HPFL-1 注入開始	不作動仮定	37/37	127/126	62/63
HPFL-2 注入開始	不作動仮定	37/37	217/217	87/89
HPCS-2 注入開始	119/113	不作動仮定	不作動仮定	87/89
破断位置露出(CSLB)	119/113	—	—	—
ADS 作動	150/157	—	—	98/102
破断位置露出(CSLB)	300/300	—	—	—

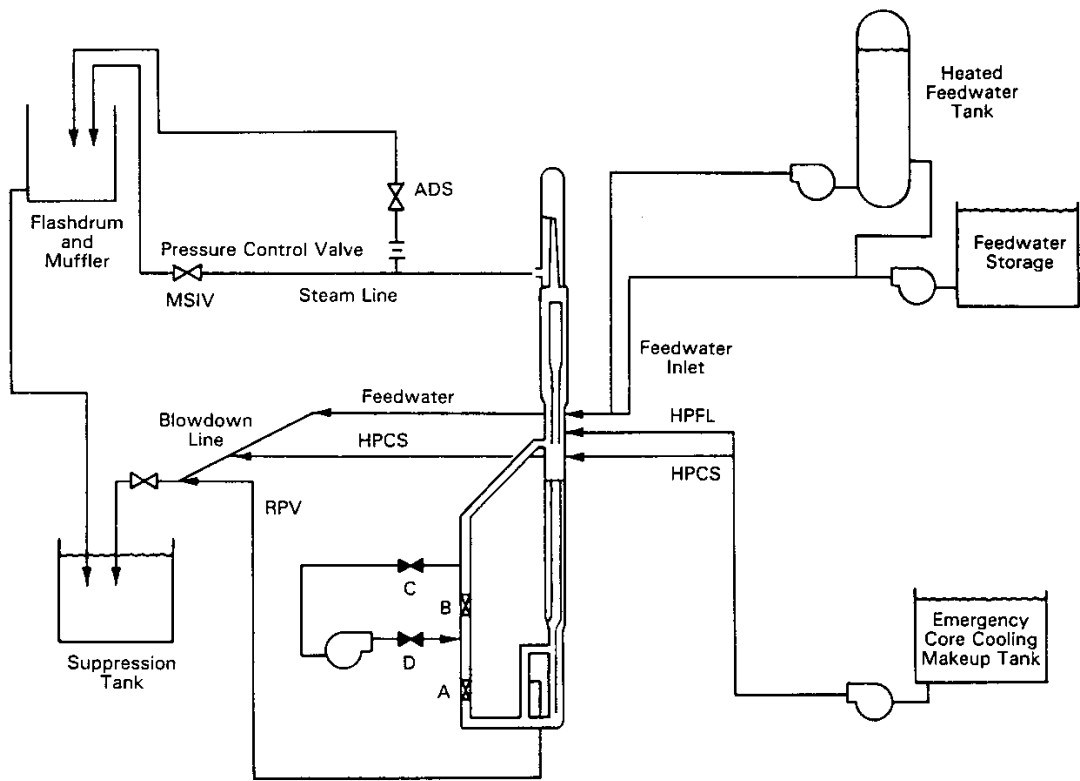


図 4-24 FIST-ABWR 系統図

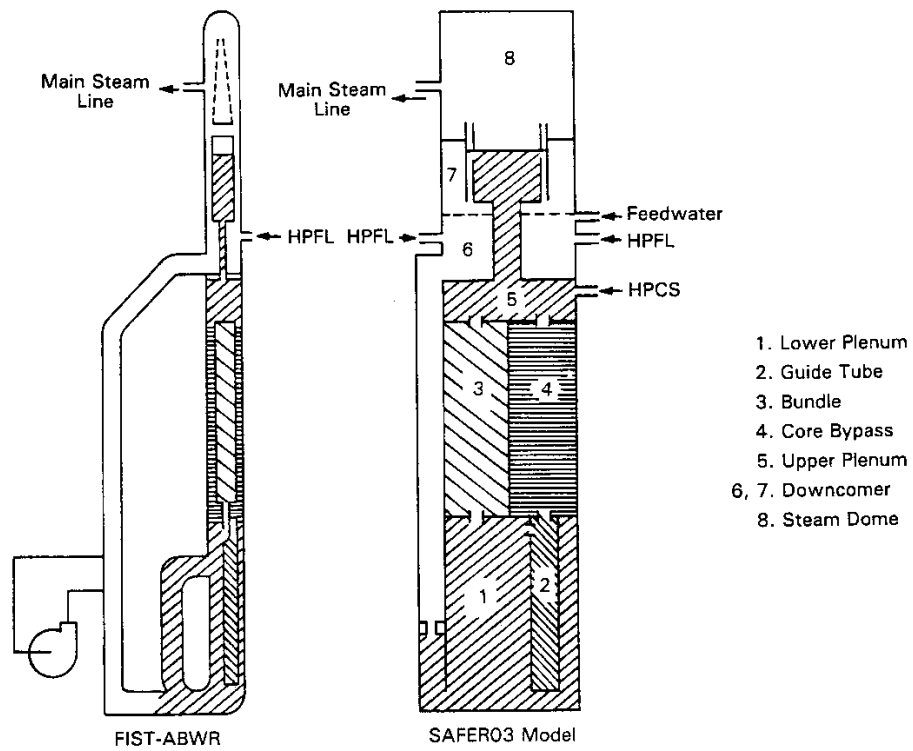


図 4-25 FIST-ABWR 実験解析ノード分割図

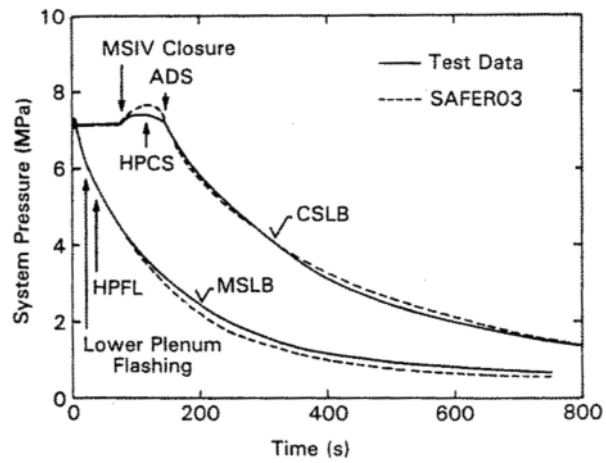


図 4-26 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, MS 配管破断)

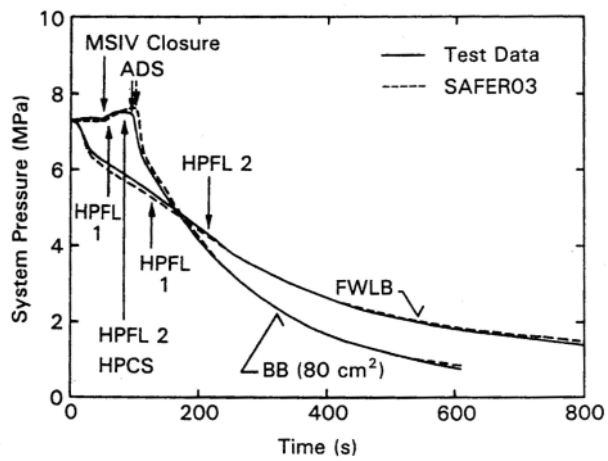


図 4-27 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, BB(80cm²)破断)

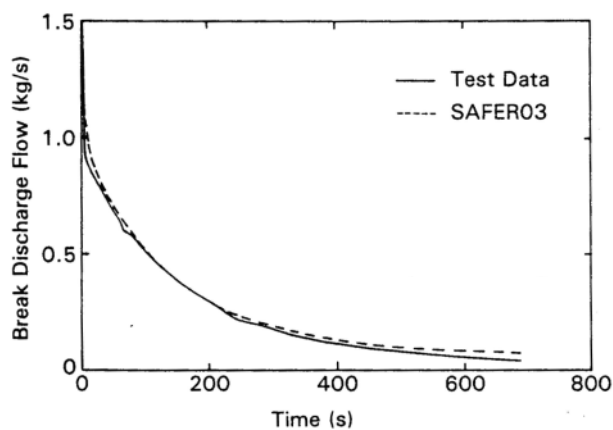


図 4-28 破断流量変化 (FIST-ABWR, MS 配管破断)

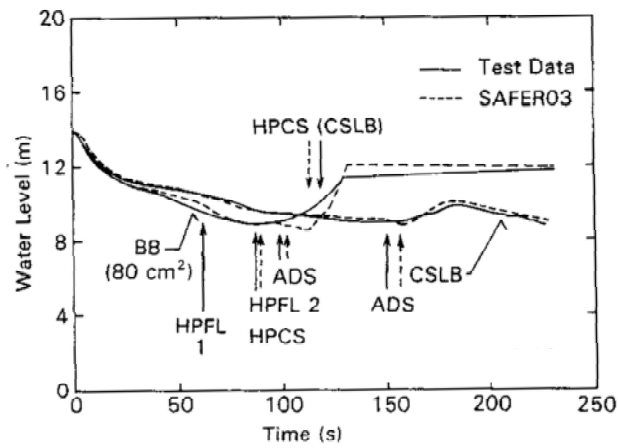


図 4-29 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

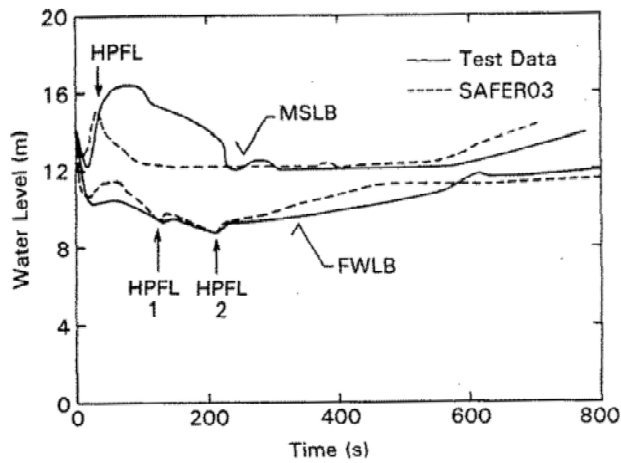


図 4-30 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, MS 配管破断)

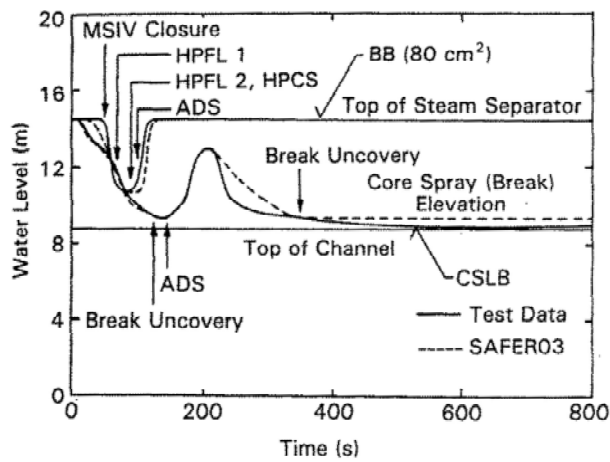


図 4-31 シュラウド内水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

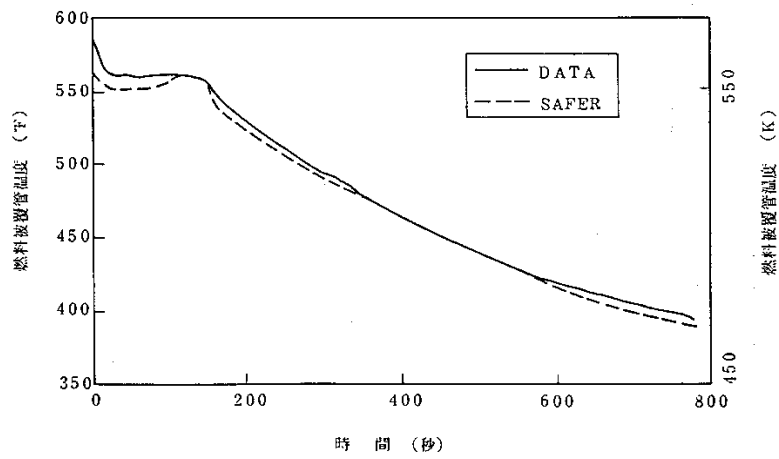


图 4-32 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, CS 配管破断)

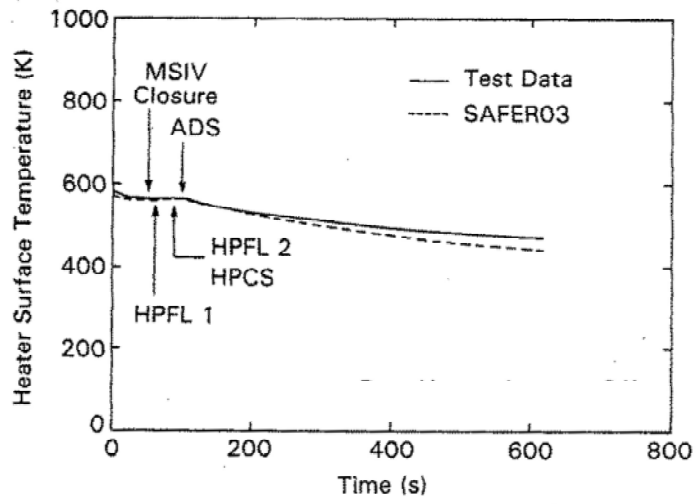


图 4-33 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, BB (80cm²) 破断)

4.5 実機解析への適用性

4.5.1 重要現象への適用性

S A F E Rコードによる実験解析結果と主要な実験結果の比較を表 4-6 に示す。また、図 4-34 に燃料被覆管最高温度の比較を示す。

以下に、S A F E Rコードの重要現象への適用性の妥当性確認について述べる。

(1) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流、三次元効果）

T B L, R O S A - III 及び F I S T - A B W R の実験解析により、S A F E Rコードの二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて、実験結果と概ね同等の結果が得られている。なお、炉心が露出する事象についての炉心再冠水時刻を遅く評価する傾向にあるが、その差は、表 4-6 に示すように $\pm 0 \sim +54$ 秒の範囲で実験結果と一致している。これらの試験では注水手段として E C C S を想定しており、一方、有効性評価で注水系として使用するのはこれより注水能力の小さい代替注水系であるが、「5. 有効性評価への適用性」に記載する、再冠水過程における水位変動が燃料棒冷却に及ぼす影響の不確かさを考慮することにより、S A F E Rコードは、沸騰・ボイド率変化及び気液分離・対向流に適用できる。

(2) 燃料被覆管温度（燃料棒表面熱伝達、気液熱非平衡）

T B L 及び R O S A - III の実験解析により、S A F E Rコードが噴霧流熱伝達モデルに Sun-Saha の式を用いているため、炉心露出時の熱伝達係数を低く予測し、燃料被覆管温度を高く予測していることを確認した。P C T は表 4-6 に示すように $+10^{\circ}\text{C} \sim +150^{\circ}\text{C}$ 程度高めに評価する。なお、スプレー冷却のない実験結果では、 $+50^{\circ}\text{C}$ 程度高めに評価する。

S A F E Rコードでは、燃料棒表面熱伝達モデルで採用している個々の熱伝達相関式は、それぞれ実験結果を保守的に予測するか、あるいは、よく一致することが確認されていることから、「5. 有効性評価への適用性」に記載する、T B L, R O S A - III 実験で想定している注水手段と有効性評価で使用している注水手段での注水能力の相違が燃料棒表面熱伝達に及ぼす影響の不確かさを考慮することにより、S A F E Rコードは燃料棒表面熱伝達に適用できる。

(3) 原子炉圧力（冷却材放出、沸騰・凝縮・ボイド率変化）

T B L, R O S A - III 及び F I S T - A B W R の実験解析により、S A F E Rコードが系の圧力変化及び压力容器の水位変化を良く予測することを確認しており、有効性評価における M S I V の閉止による圧力上昇挙動から急速減圧時の圧力低下挙動は実験解析と同等である。

したがって、圧力変化は実験結果と概ね同等の解析結果が得られていることから、S A F E Rコードは冷却材放出及び沸騰・凝縮・ボイド率変化に適用できる。

(4) 原子炉水位（沸騰・凝縮・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流）

F I S T - A B W Rの実験解析により、S A F E Rコードが原子炉水位（ダウンカマ領域水位）の低下を良く予測し、水位低下によるM S I Vの閉止、E C C Sの起動のタイミングを予測できることを確認した。E C C S起動のタイミングは表 4-5 に示すように、-6 秒～+7 秒の範囲で実験結果と一致している。シュラウド外水位については、燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対しても、二相水位及びこれを決定する二相流動モデルの妥当性の有無は重要ではなく、質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。

したがって、シュラウド外のコラプス水位を適切に評価することから、S A F E Rコードは沸騰・凝縮・ボイド率変化及び気液分離・対向流に適用できる。

4.5.2 実験装置のスケーリング及びE C C S構成の異なるプラントへの適用性

S A F E Rコードの妥当性確認に使用したT B L、R O S A - III及びF I S T - A B W R実験装置は、表 4-7 に示すように、それぞれ実機を縮尺模擬し、実機と同等のE C C S構成としている。

実験装置と実機の差異については、特に、燃料集合体の体数と軸方向長さ及びE C C S構成が重要と考えられるため、これらについて、実験結果の実機適用性についての考え方を以下に述べる。

(1) 燃料集合体の体数及び軸方向長さの影響

T B Lは熱出力 3293MW、燃料集合体 764 体を装荷したB W Rを対象としており、出力の異なる複数の燃料集合体が存在する系において、E C C Sの作動及び炉心の温度上昇に密接に関連する原子炉圧力及び原子炉水位の変化を実時間で模擬することを目的として設計されている。このため、T B Lは電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 2 体を用い、原子炉圧力容器内の熱水力挙動を模擬するために各領域の容積、E C C S注水量を実機の燃料集合体数との比（2/764）で縮尺模擬している。また、原子炉圧力容器及び内部構造物の寸法は、事故後の原子炉水位変化を実時間で模擬するようジェットポンプ下端から気水分離器下端までの高さ方向の長さを実機と同一としている。

T B L 実験では低出力燃料集合体と高出力燃料集合体の熱水力挙動の差異，いわゆる多チャンネル効果が現れた。減圧過程において，高出力燃料集合体では下部プレナムより集合体内に吹上げる蒸気流量が大きく気液上昇流を生じ，低出力燃料集合体では蒸気流量が少ないため集合体上部からの落下水が多くて気液対向流になり流動分離が生じていることが差圧計測より推定された。この流動様式の差異は，別途行われた，実機の炉心シュラウド内を実寸大で分割模擬した実規模多チャンネルの再冠水システム実験⁽³¹⁾の結果でも確認されている。

したがって，T B L は B W R の事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり，実験解析で得られた結論は B W R へ適用できると考える。

R O S A - III 及び F I S T - A B W R の基本的なスケーリングの考え方は T B L と同様であり，実機の L O C A 時の炉内熱水力挙動を実時間で模擬することを目標として設計されている。R O S A - III は燃料集合体 848 体からなる熱出力 3800MW の B W R の炉心を実機の 1/2 の軸方向長さの電気加熱の燃料集合体 4 体で模擬しており，各部の体積は実機の 1/424 となっている。R O S A - III 実験結果の実機適用性に関しては，R O S A - III 実験と B W R の L O C A の熱水力挙動との類似性が主要な R O S A - III 実験に対して確認されている⁽³²⁾。R O S A - III 実験データと計算コードによる R O S A - III 及び B W R 両体系の解析結果をもとに評価が行われ，小破断 L O C A についても，圧力挙動，流動挙動，炉心水位挙動及び燃料棒表面温度挙動について，基本的挙動を良く模擬していることが確認されている⁽³³⁾。また，炉心の軸方向長さは実機の 1/2 であるが，シュラウド内側と外側の相対的な高さと容積の関係を良く模擬していることから，全炉心露出及び再冠水に要する時間は，実機の結果と一致している。

したがって，R O S A - III は B W R の事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり，実験解析で得られた結論は B W R へ適用できると考える。

また，F I S T - A B W R は燃料集合体 872 体からなる熱出力 3926MW の A B W R の炉心を電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体で模擬しており，各部の体積は実機の 1/872 となっている。したがって，実験は実寸大模擬燃料集合体 1 体を用いた炉心の平均的な挙動を示している。A B W R は設計基準事故時においては炉心が冠水維持される設計になっており，炉心が露出，再冠水する過程がないため炉心の三次元的流動様式の差異は重要ではない。なお，A B W R で炉心露出が発生する場合は，B W R と同様の炉心ヒートアップが発生するため，前述の T B L 及び R O S A - III における実験結果が適用できると考える。

したがって、F I S T - A B W R は A B W R の事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり、実験解析で得られた結論は A B W R へ適用できると考える。

(2) E C C S 構成の影響

T B L 及び R O S A - Ⅲ は外部再循環系及びジェットポンプを有するプラントを模擬し、また、E C C S は炉心上部に注水する炉心スプレイ系 (H P C S 及び L P C S) , 炉心バイパス部に注水する L P C I で構成する E C C S を模擬しており、実プラントの構成と相違はない。

また、A B W R 実プラントは炉心上部に注水する高圧炉心注水系 (H P C F) , 原子炉隔離時冷却系 (R C I C) 及び低圧注水系 (L P F L) で構成されるが、F I S T - A B W R は炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系 (H P C S) とダウンカマ部に注水する高圧注水系 (H P F L) で構成されており、実プラントと相違する。しかし、原子炉内注水位置は同等であることから、H P C F と H P C S の相違、L P F L と H P F L の相違は原子炉内保有水の分布の観点からは問題にならない。したがって、実機解析へ適用できると考える。

なお、A B W R の設計基準事故解析及び F I S T - A B W R 実験では、炉心が冠水維持され、炉心のヒートアップはない。しかし、有効性評価解析では炉心が露出し、燃料被覆管温度が上昇する。A B W R において炉心が露出し、燃料被覆管温度が上昇する事象については、炉心の熱水力的挙動は B W R の中小 L O C A の挙動と同様と考えられる。A B W R は低圧注水系が炉心シュラウド外のダウンカマ部に注水されるが、冷却水は炉心下部プレナムに流入し、さらに燃料集合体下部より燃料集合体内に流入して炉心を再冠水冷却する。これは、低圧注水系が炉心シュラウド内に注水される B W R も同様であり、炉心バイパス領域の上部に注水された冷却水はバイパス部に蓄積し、燃料集合体下部より燃料集合体内に流入して炉心を再冠水冷却する。したがって、B W R の炉心ヒートアップ挙動を模擬した実験結果により妥当性を確認された S A F E R コードは、A B W R の炉心露出及びヒートアップ解析にも適用できると考える。

4.5.3 実機解析 (9 × 9 燃料) への適用性

S A F E R コードの妥当性確認に使用した T B L , R O S A - Ⅲ 及び F I S T - A B W R 各実験の模擬燃料集合体は、表 4-7 に示すとおり、いずれも実機の 8 × 8 燃料集合体を模擬している。一方、実機の有効性評価解析は、

9×9 燃料を装荷した炉心について解析，評価していることから，S A F E R コードの 9×9 燃料への適用性について以下に述べる。

S A F E R コードの熱水力モデル及び炉心ヒートアップモデルは，3.3 節に述べたように，一般的な式を用いている。また，9×9 燃料は従来燃料との共存性を考慮して，従来の炉型でも使用し得るよう燃料集合体の改良が行われており，燃料の相違による熱水力的特性の差は小さい。したがって，S A F E R コードを 9×9 燃料に適用する場合は，添付 1 に示した解析条件のうち，燃料及び炉心に係るデータを 9×9 燃料及び炉心の設計に基づいて適切に入力することにより，その炉心の長期間の原子炉内熱水力過渡変化を適切に評価することができる。

なお，燃料の相違により変更する具体的な解析条件を，添付 1 より抜粋して表 4-8 に示す。9×9 燃料(A 型)は，燃料集合体の有効燃料長下端から約 2/3 の高さまで部分長燃料棒が存在するため，燃料集合体の水力等価直径と流路面積は，部分長燃料棒上端の上下で変化する。この影響として，部分長燃料棒上端より上の領域では，空間が存在するため流速が低下して熱伝達率が低下する可能性が考えられる。S A F E R コードは，炉心（全燃料集合体）の水力等価直径と流路面積を軸方向で一様としてモデル化しているため，9×9 燃料(A 型)装荷炉心の解析に際しては，部分長燃料棒上端より上の領域の水力等価直径と流路面積で代表している。炉心の水力等価直径と流路面積の入力データの解析結果への影響は小さいが，部分長燃料棒上端より上の領域の形状で代表する場合の方が水力等価直径が大きくなり，その結果として炉心露出時の蒸気単相熱伝達係数を小さめに見積もるように取り扱っている。一方，部分長燃料棒上端より上の領域の形状で代表した場合，過渡時の燃料集合体の圧力損失が低減され，炉心流量が増加する傾向になると考えられるが，炉心冷却上，その影響は小さい。

4.5.4 まとめ

以上より，本章に記載している妥当性確認結果は，E C C S 構成等の異なる B W R プラント共通の妥当性確認として適用性を有するとともに，実機 B W R の有効性評価解析に適用できると言える。

なお，有効性評価解析における原子炉内ノード分割は，L O C A と同様の物理現象が想定されることから，B W R の L O C A 模擬実験解析と同様の分割とする。また，有効性評価解析が対象とするシーケンスでは，炉心露出による燃料被覆管のヒートアップの可能性があるため，炉心及び高出

力燃料集合体に関しては軸方向にさらに細分化し，有効発熱部を 10 分割，その上下の非加熱部を含めて全 12 分割とする。

表 4-6 S A F E Rコードによる実験解析結果と実験結果の比較⁽²²⁾

実験		最高温度(°C)		最高温度時刻(s)		再冠水時刻(s)	
		実験	解析	実験	解析	実験	解析
TBL	(1)	446	599	135	152	162	165
	(2)	533	591	524	536	550	604
	(3)	351	421	134	143	156	167
	(4)	598	654	612	620	668	722
ROSA-III	(1)	511	612	119	136	171	182
	(2)	559	581	133	135	177	182
	(3)	644	674	190	184	210	210
	(4)	573	627	336	328	366	368
	(5)	566	594	410	383	440	447
	(6)	531	542	531	512	548	553
	(7)	364	382	696	691	734	738
FIST-ABWR	(1)	温度上昇なし	温度上昇なし	—	—	露出なし	露出なし
	(2)	同上	同上	—	—	同上	同上
	(3)	同上	同上	—	—	同上	同上
	(4)	同上	同上	—	—	同上	同上

表 4-7 実験装置のスケーリング及びE C C S構成

項目	TBL	ROSA-III	FIST-ABWR
模擬した プラント	BWR 熱出力 3293MW 集合体数 764 体 HPCS/LPCS/LPCI	BWR 熱出力 3800MW 集合体数 848 体 HPCS/LPCS/LPCI	ABWR 熱出力 3926MW 集合体数 872 体 HPCF/LPFL/RCIC
実験装置	体積比：2/764 熱出力：約 10MW 集合体数：8×8 燃料 2 体（実寸大） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/424 熱出力：約 4MW 集合体数：8×8 燃料 4 体（1/2 長） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/872 熱出力：約 4.6MW 集合体数：8×8 燃料 1 体（実寸大） HPCS/HPFL

表 4-8 燃料の相違により変更する S A F E R 解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	冷却材体積	炉心
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部タイプレート
圧力損失データ	炉心	
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化	
	炉心崩壊熱時間変化	
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数	
	燃料棒配列	
	燃料棒ピッチ	
	燃料棒有効長	
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚	
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット直径	
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）	
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット径方向出力分布	
	燃料棒最大線出力密度	
	燃料棒軸方向出力分布	
	局所出力ピーキング	
	燃料集合体断面平均燃焼度	

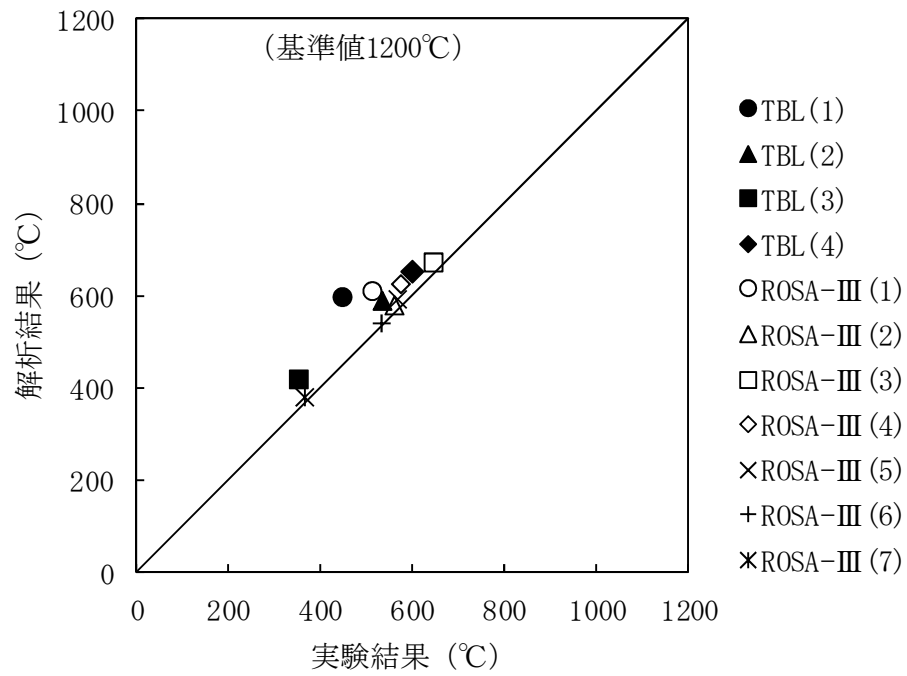


図 4-34 燃料被覆管最高温度の比較⁽²²⁾

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実験解析を踏まえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

S A F E Rコードで取り扱う評価指標は、燃料被覆管温度であるため、燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと最確条件を包絡できる条件を使用し、大きくするように評価した値をS A F E Rコードの入力として使用しているため、有効性評価では燃料被覆管温度を高く評価する。

(2) 燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移，気液熱非平衡

燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡については、実験解析において、熱伝達係数を低めに評価する可能性があり、他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて高めに評価することから、有効性評価解析においても燃料被覆管温度は高めに評価される。

(3) 燃料被覆管酸化

燃料被覆管の酸化量の計算は、燃料被覆管温度が高温となる場合に酸化量，酸化反応熱を高めに評価する Baker-Just の式を適用しているため、燃料被覆管温度は高めに評価される。

(4) 燃料被覆管変形

燃料被覆管温度計算と燃料棒内圧の計算から、内圧による応力が破裂限界応力を超えた場合には、燃料被覆管が破裂を起こすとみなし、燃料被覆管の内側にもジルコニウム-水反応を計算する。破裂を判定する限界応力は、図 3-10 に示したように、実験データのベストフィット曲線を仮定し、現実的な条件としている。

(5) 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果

炉心の二相水位は，解析結果に重畳する水位振動成分を除いて，実験結果と概ね同等の結果が得られていることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。また，低圧代替注水設備の注水による炉心内の二相水位変化に起因する燃料棒冷却（蒸気単相冷却又は噴霧流冷却）の不確かさは $20^{\circ}\text{C}\sim 40^{\circ}\text{C}$ 程度である（添付5参照）。

なお，原子炉圧力の評価において，炉心スプレイを用いる一部の実験解析では実験結果に比べて圧力低下を早めに予測する不確かさがあるが，有効性評価解析では炉心スプレイは使用されないため考慮する必要はない。

(6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）

S R Vからの冷却材流出については，設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため，不確かさの影響はない。破断口からの冷却材流出は，実験データと良く一致する現実的な臨界流モデルを適用しており，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

冷却材圧力変化については，原子炉注水系の注水開始時間や流量に影響するが，圧力変化は実験結果と概ね同等の解析結果得られていることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

(7) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）

E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）の原子炉注水については，各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており，実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え，燃料被覆管温度を高め評価する。

(8) 沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流

シュラウド外水位については，二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく，質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分であることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

以上より，重要現象の不確かさは，燃料被覆管温度を過大評価又は過大評価する方向に寄与し，有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）

S A F E Rコードで取り扱う運転操作は、S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C S又は代替注水設備を使用した原子炉注水操作、注水停止操作である。これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

(1) 運転操作の起点への影響

S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C S、代替注水設備を使用した原子炉注水操作は、代替電源あるいは代替注水設備の準備が完了したタイミング又は原子炉水位低信号の発信を起点に実施する。代替電源あるいは代替注水の準備の完了のタイミングは訓練実績等に基づく時間に余裕をみて設定されるため、不確かさの影響は安全側に評価される。また、原子炉水位低信号の発信はE C C S起動用設定水位を採用しており、事象発生後の原子炉水位の低下過程で発信される。事象発生後の原子炉水位変化は崩壊熱及び臨界流モデルの不確かさの影響があるが、これらの評価モデル及び評価条件の選定には信頼性の高い評価モデル及び現実的な評価条件を採用しているため、不確かさの影響は小さい。

なお、燃料被覆管の破裂判定に対しては、ベント操作への影響が考えられるが、ベント開始タイミングまでの時間的余裕が十分あることから、コードの不確かさが運転操作の可否に影響することはない。

また、解析上の取扱いとして、破裂判定は燃料被覆管温度が最も高くなる燃料集合体の値を代表として用いるが、現実的な炉心における燃焼度の分布を踏まえると、その影響はさらに小さくなる。

(2) 運転操作後の影響

原子炉減圧操作後は、原子炉圧力変化に対応して原子炉への注水が行われ、原子炉水位の回復及び維持がなされる。その後、注水系の停止、再起動等の運転操作が考えられるが、原子炉圧力が低下し、かつ、原子炉水位が維持された状態であるため、コードの不確かさはその後の運転操作の可否に影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため、燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達、沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達モデル	TBL, ROSA-IIIの実験解析において、熱伝達係数を低めに評価する可能性があり、他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+50℃程度高めに評価する。また、低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは20℃～40℃程度である。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから、有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もるBaker-Just式による計算モデルを採用しており、保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	膨れ・破裂は、燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され、燃料被覆管温度は上述のように高めに評価され、円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。従って、ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定は概ね保守的となる。	破裂発生前の燃料被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は、伝熱面積やギャップ熱伝達係数、破裂後のジルコニウム-水反応熱に影響を与え、燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは、前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから、概ね保守的な結果を与えるものと考えられる。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化, 気液分離 (水位変化)・対向流, 三次元効果	二相流体の流動モデル	<p>TBL, ROSA-III, FIST-ABWR の実験解析において, 二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて, 実験結果と概ね同等の結果が得られている。低圧代替注水設備の注水による燃料棒冷却(蒸気単相冷却又は噴霧流冷却)の不確かさは 20℃~40℃程度である。</p> <p>また, 原子炉圧力の評価において, ROSA-III では 2MPa より低い圧力で系統的に圧力低下を早めに予測する傾向を呈しており, 解析上, 低圧注水系の起動タイミングを早める可能性が示される。しかし, 実験で圧力低下が遅れた理由は, 水面上に露出した上部支持格子等の構造材の温度が燃料被覆管からの輻射や過熱蒸気により上昇し, LPCS スプレイの液滴で冷却された際に蒸気が発生したためであり, 低圧注水系を注水手段として用いる本事象シーケンスでは考慮する必要のない不確かさである。このため, 燃料被覆管温度に大きな影響を及ぼす低圧代替注水設備の注水タイミングに特段の差異を生じる可能性はないと考えられる。</p>	<p>炉心内の二相水位変化を概ね同等に適切に評価することから, 有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。なお, 解析に対して実機の注水量が多いため, 燃料露出期間が短くなり, 有効性評価解析では燃料被覆管温度を高め評価する。</p>
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル	<p>TBL, ROSA-III の実験解析において, 熱伝達係数を低めに評価する可能性があり, 他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として, スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃~+50℃程度高めに評価する。</p>	<p>実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから, 有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。</p>

表 5-1 重要現象の不確かさ (3/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	臨界流モデル	TBL, ROSA-III, FIST-ABWR の実験解析において、圧力変化は実験結果と概ね同等の解析結果が得られており、臨界流モデルに関して特段の不確かさを考慮する必要はない。	SRV 流量は、設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため、不確かさの影響はない。破断口からの流出は実験結果と良い一致を示す臨界流モデルを適用している。有効性評価解析でも圧力変化を適切に評価し、原子炉への注水のタイミング及び注水流量を適切に評価するため、燃料被覆管温度への影響は小さい。
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離 (水位変化)・対向流	二相流体の流動モデル	下部プレナムの二相水位を除き、ダウンカマの二相水位(シュラウド外水位)に関する不確かさを取り扱う。シュラウド外水位については、燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対しても二相水位及びこれを決定する二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく、質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。このため、特段の不確かさを考慮する必要はない。	シュラウド外水位を適切に評価することから、有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	原子炉注水系モデル	入力値に含まれる。各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており、実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え、燃料被覆管温度を高めめに評価する。	注水特性は、それぞれの系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を入力する。実機設備に対して注入流量を少なめに与えるため、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高めめに評価する。

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-032 訂3, 平成10年5月
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル (SAFE R)」, 株式会社東芝, TLR-044 改訂4, 平成10年5月
- (3) N. Zuber and J. A. Findlay, “Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems”, Trans. ASME J. of Heat Transfer, November 1965.
- (4) J. F. Wilson et al. , “The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture”, Trans. of ANS, 5(1), June 1962.
- (5) G. B. Wallis, “One-dimensional Two-Phase Flow”, McGraw-Hill, New York, 1969.
- (6) M. Murase and H. Suzuki, “Evaluation of Countercurrent Gas / Liquid Flow in Parallel Channels with Restricted Ends”, Nucl. Technol., 68, 408, 1985.
- (7) M. Murase and S. Suzuki, “Countercurrent Gas-Liquid Flow in Parallel Channels Simulating a Boiling Water Reactor Core”, Proc. Japan-U. S. Seminar on Two-Phase Flow Dynamics, No. C3, Lake Placi., New York, 1984.
- (8) F. J. Moody, “Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture”, J. of Heat Transfer, Trans. ASME, Series C, Vol. 87, No. 1, February 1965, PP. 134-142.
- (9) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (10) American Nuclear Society, “American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors,” ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- (11) J. E. Leonard et al. , “Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis”, NEDO-20566-1-A Revision 1, October 1982.
- (12) F. W. Dittus and L. M. K. Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, University of California Publications in Engineering, Vol. 2, 1930.
- (13) H. Nagasaka, “New Japanese Correlations on Core Cooling and CCFL Characteristics during BWR LOCA”, NUREG/CP-0072, Vol. 5, Feb. 1986.
- (14) K. H. Sun, J. M. Gonzalez and C. L. Tien, “Calculation of Combined Radiation and Convection Heat Transfer in Rod Bundles Under Emergency Cooling Conditions”, Journal of Heat Transfer, 414, August 1976.

- (15) P. Saha, "A Post-Dryout Heat Transfer Model Based on Actual Vapor Generation Rate in Dispersed Droplet Regime", NEDE-13443, May 1976.
- (16) H. Nagasaka, K. Yamada, and A. Kuwako, "BWR Core Cooling in Refill / Reflood Phase", NUREG/CP-0058, Vol. 3, 1984.
- (17) J. G. M. Andersen, "CORECOOL : A Model for the Temperature Distribution and Two-Phase Flow in a Fuel Element under LOCA Conditions", NEDO-21325, July 1976.
- (18) L. Baker and L. C. Just, "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, 1962.
- (19) A. M. Ross and R. L. Stoute, "Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2", CRFD-1075, AECL-1552, 1962.
- (20) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-033 訂 1, 平成 10 年 2 月
- (21) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社東芝, TLR-045 改訂 1, 平成 10 年 1 月
- (22) S. Itoya, H. Nagasaka, K. Moriya and S. Miura, "Overview of SAFER03 Assessment Studies", Journal of Nuclear Science and Technology, 25(3), Mar. 1988
- (23) 「沸騰水型原子炉の LOCA / ECCS 性能評価コード (SAFER) について」, 原子力発電技術顧問会 (基本設計) LOCA 検討会, 昭和 61 年 7 月
- (24) 「軽水型動力炉における LOCA 時 ECCS 性能評価コードについて」, 原子炉安全基準専門部会 ECCS 性能評価小委員会, 昭和 63 年 4 月
- (25) S. Miura, K. Moriya, and T. Sugisaki, "SAFER Qualification by TBL Test Analysis", NUREG/CP-0072, Vol. 5, Feb. 1986
- (26) S. Itoya and N. Abe, "Analyses of TBL main steam line break test by SAFER03 and TRAC-BD1", Proceedings of Second International Topical Meeting on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations, Apr. 1986
- (27) S. Itoya and N. Abe, "SAFER03 and TRAC-BD1 analyses of TBL experiments on a boiling water reactor loss-of-coolant accident," Nuclear Engineering and Design, 97(3), Nov. 1986
- (28) S. Itoya, J. Otonari and K. Tasaka, "SAFER03 Qualification Against ROSA-III Recirculation Line Break Spectram Tests", NUREG/CP-0072, Vol. 5, Feb. 1986

- (29) S. Itoya, H. Nagasaka and K. Tasaka, “Assessment of SAFER03 Code Using ROSA-III Break Area Spectrum Tests on Boiling Water Reactor Loss-of-Coolant Accidents” , Journal of Nuclear Science and Technology, 24(8), Aug.1987
- (30) S. Itoya, F.D. Shum, J. Otonari and H. Nagasaka, “Assessment of the SAFER03 computer code using advanced boiling water reactor test data on a loss-of-coolant accident” , Nuclear Technology Vol. 80, Mar. 1988
- (31) H. Nagasaka, M. Katoh, S. Yokobori, “ 18 Degree Sector System Test(ESTA II)” , NUREG / CP-0058, Vol. 3, 1984.
- (32) 田坂完二他, “ROSA-IIIによる BWR 冷却材喪失事故に関する総合模擬実験研究” , JAERI 1307, 1987 年 11 月
- (33) 与能本泰介他, “小破断 LOCA における ROSA-III と BWR/6 の相似性の検討”, JAERI-M 84-030, 1984 年 2 月

添付 1 解析コードにおける解析条件

添付表 1 (1/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件		
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	原子炉熱出力		
	炉心流量		
	主蒸気流量		
	給水流量		
	再循環ポンプ流量		
	原子炉ドーム圧力		
	原子炉水位		
	冷却材体積	炉心	
		上部プレナム	
		下部プレナム	
		炉心バイパス	
		制御棒案内管	
		ダウンカマ	
		蒸気ドーム	
		主蒸気配管	
		再循環配管	
	原子炉各部の寸法 (圧力容器下端からの高さ)	燃料有効部上端, 下端	
		シュラウドヘッド上端, 下端	
		給水スパージャノズル	
		シュラウドサポートプレート	
		ジェットポンプ上端, 下端	
		気水分離器出口	
		制御棒案内管下端	
		炉心支持板上端	
		チャンネルボックス上端	
		E C C S 注水位置	
		水位計ノズル	
主蒸気出口ノズル			
圧力容器頂部			

添付表 1 (2/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		上部タイプレート
		炉心入口オリフィス
		ジェットポンプ入口
	原子炉圧力容器及び内部構造材データ（質量，熱容量，表面積）	圧力容器
		炉心シュラウド
		炉心支持板
		上部格子板
		チャンネルボックス
		制御棒案内管
		制御棒
		気水分離器
	圧力損失データ	主蒸気配管
		炉心
		気水分離器

添付表 1 (3/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化
	炉心崩壊熱時間変化
	燃料集合体数
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	燃料棒有効長
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット直径
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット径方向出力分布
	燃料棒最大線出力密度
	燃料棒軸方向出力分布
	局所出力ピーキング
	燃料集合体断面平均燃焼度

添付表 1 (4/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
S R V	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
再循環ポンプ	ポンプ台数
	停止トリップ設定点
	慣性時定数
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間
事故収束に重要な機器, 操作関連	E C C S 及び R C I C (自動起動・停止設定点, 作動遅れ時間, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度, 注水・停止手動操作条件)
	代替注水設備 (注水・停止手動操作条件, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度)
	自動減圧系 (A D S) (弁個数, 吹き出し圧力, 吹き出し容量, 自動起動設定点, 作動遅れ時間)
	S R V (手動開操作条件, 個数)
事故条件	破断条件 (位置, 口径)
	格納容器圧力

添付 2 相関式, モデルの適用性

I. 平衡均質臨界流モデルの適用性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価に使用している平衡均質臨界流モデル⁽¹⁾は、二相流を飽和平衡の均質流とみなし、摩擦を考慮しない单相の臨界流理論を適用したモデルである。本モデルは「ECCS性能評価指針」で使用を認められているものである。

2. 平衡均質臨界流モデルの適用性

平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データとの比較によりその妥当性が確認されている。

(1) 飽和水のブローダウン実験データとの比較⁽¹⁾

添付図 2-1 に、内田, Fauske, Henry, そして Sozzi らの異なる研究者による飽和水のブローダウン実験結果を示す。これらの実験における管内径は 0.4~1.31 cm (0.158~0.513 in.) である。また, Allemann は、内径 17.3 cm (6.8 in.) までの管を介して容器からのブローダウン実験を行っている。図には、流量が均質に近くなるパイプ長さ 10 cm (4 in.) 以上のデータのみを示す。

図は管入口部が飽和水の場合の臨界流量と入口圧力の関係を示しており、臨界流量は管入口圧力とともに増加する。図には管径、管長の異なる実験データが含まれているが、管長はすべて 10cm 以上であり、管入口付近の非平衡の影響は少ないと考えられ、この場合の臨界流量は実線で示す平衡均質臨界流モデルによる計算値と一致している。

(2) 飽和水及び未飽和水のブローダウン実験データとの比較⁽¹⁾

添付図 2-2 は、Henry のブローダウン実験による流出流量であり、長さ 90cm (3 ft) , 内径 0.8 cm (0.313 in.) の管からの流出である。図は、管入口部が飽和水及び未飽和水の状態における臨界流量を管入口部エンタルピに対して示している。管入口部が飽和水及び未飽和水のいずれの状態においても、実線で示す平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データと良い一致を示している。

(3) ノズル形状の影響^{(2) (3)}

Sozzi らの実験では、管長、管径、管入口・出口形状及び入口サブクール度など臨界流量に対する主要な影響因子の効果が系統的に調べられている。

添付図 2-3 は滑らかな管入口部をもつ直管から流出する臨界流量を管長 L に対して示したもので、臨界流量は管長の増加につれて最初急激に、その後緩やかに減少している。また、図中には各入口クオリティについて、 $L=0$ すなわち管の摩擦がないものとし、熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルによる計算値が示されている。管長が 0.127m (約 5 in.) の点で計算値と実験値は良く一致し、この点よりも短い場合には管入口部での急激な状態変化により生じる気液間の非平衡のため臨界流量は平衡均質臨界流モデルによる計算値より大きく、一方、この管入口部での非平衡が緩和する 0.127m (約 5 in.) よりも長い場合には L すなわち管摩擦の影響により臨界流量は小さくなる。

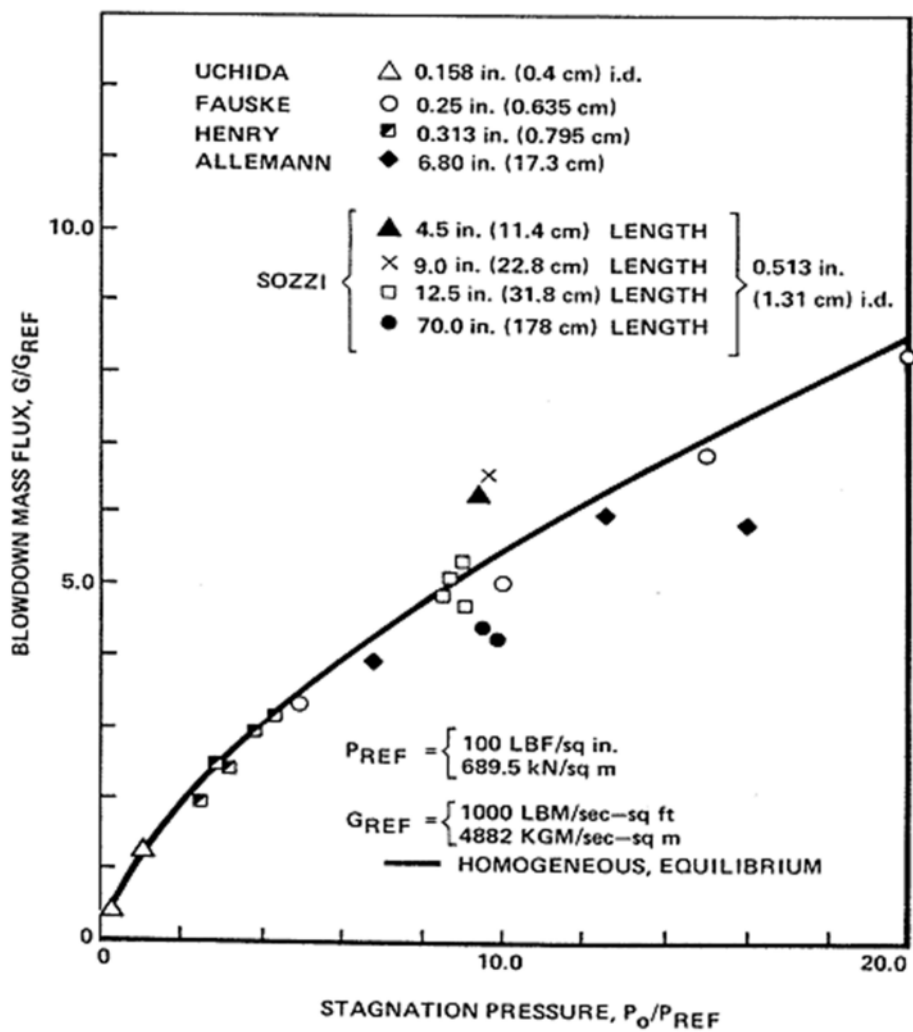
3. まとめ

熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルにより、管入口条件を適用し、容器に接続する管からの冷却材流出流量を予測した。平衡に達するのに十分な長さ (0.127m (約 5 in.)) をもつ場合の流出流量は、管入口状態が飽和水及び未飽和水ともに、計算結果と実験データは良く一致しており、流出流量は管入口近傍の均質流により制限されること示している。

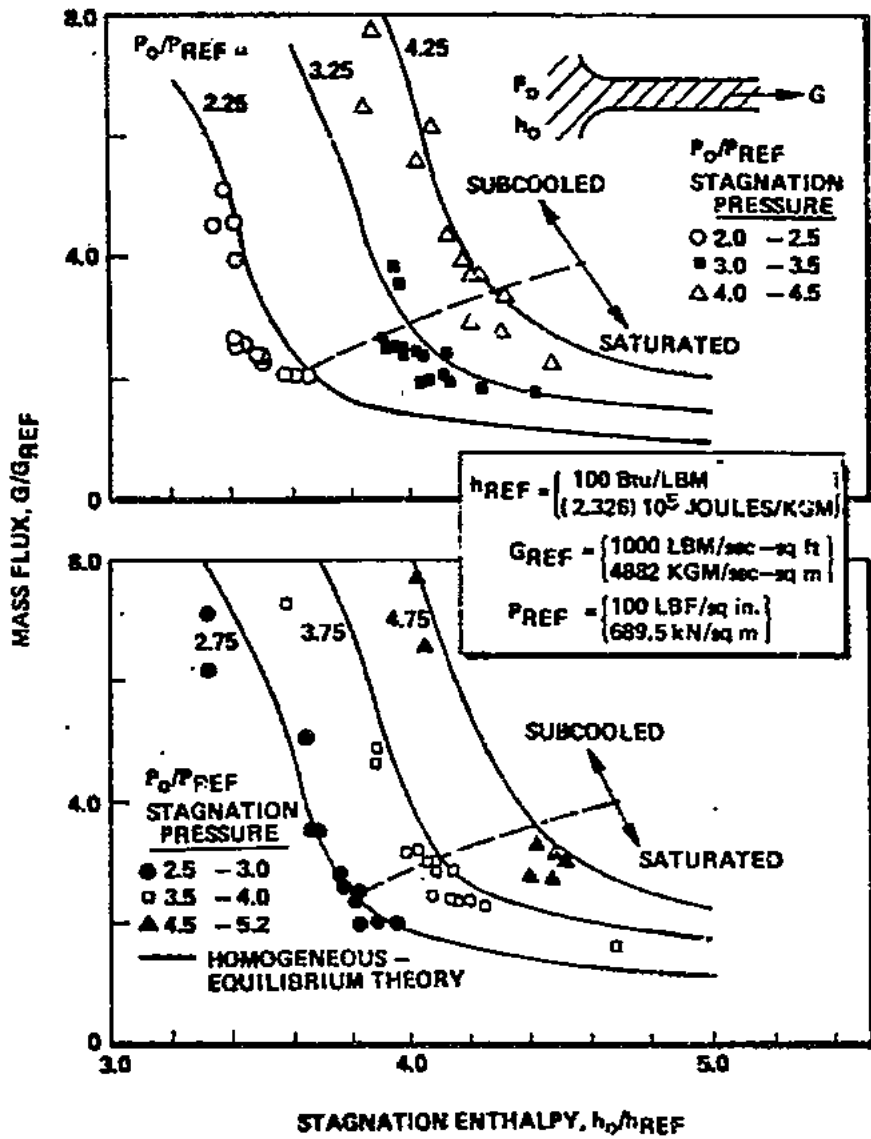
BWRプラントで仮定する破断口及びSRVからの流出流量は、圧力容器ノズル又はノズルに接続する配管を通過し、その長さは 0.127m (約 5 in.) より長い。したがって、管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ、平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

参考文献

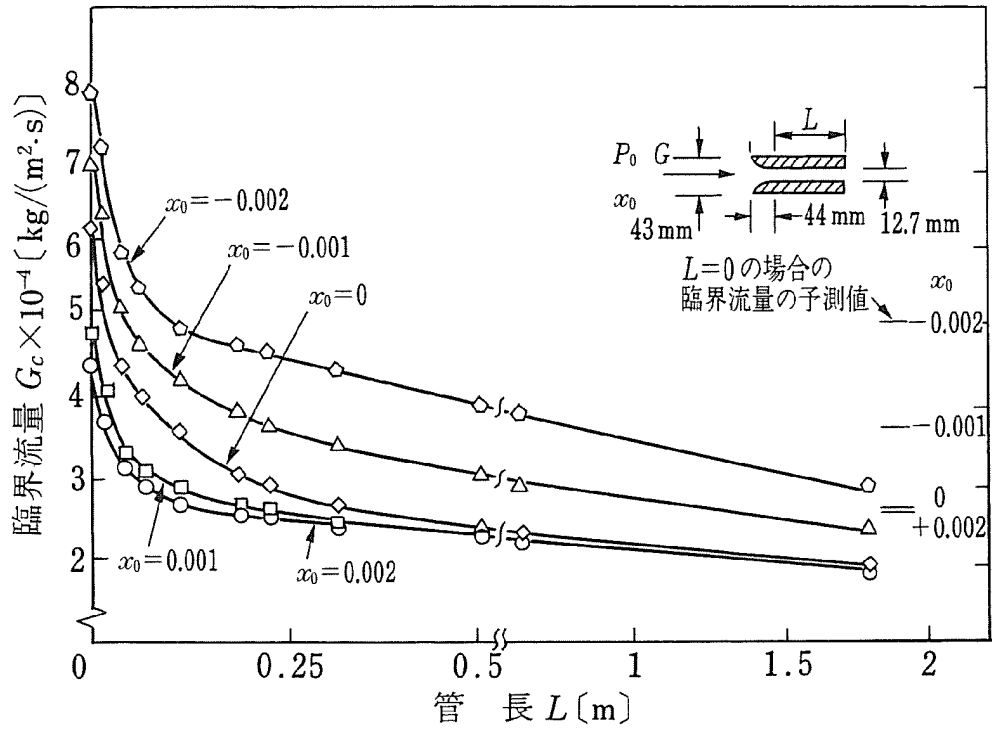
- (1) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (2) G. L. Sozzi and W. A. Sutherland, “Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure”, NEDO-13418, July 1975.
- (3) 日本機械学会 編, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社 2006 年



添付図 2-1 飽和水の臨界流実験データ⁽¹⁾



添付図 2-2 未飽和水及び飽和水の臨界流実験データ⁽¹⁾



添付図 2-3 臨界流量の管長による変化⁽³⁾

II. 熱伝達関連式，モデルの適用性

1. 炉心損傷防止対策の有効性評価における熱伝達関連式の選定

炉心損傷防止対策の有効性評価における事故シーケンスグループのうち，高圧・低圧注水機能喪失（TQUV）を例にすると，給水流量の全喪失後，原子炉水位が急速に低下し，原子炉水位低（レベル3）信号が発生して原子炉はスクラムするが，原子炉水位低（レベル2及びレベル1）で高圧注水系及び低圧注水系の起動に失敗する。原子炉の減圧をSRVにより手動操作により実施すると，冷却材の流出により原子炉水位が低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による注水が開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。原子炉水位が回復するまでの間に炉心が一時的に露出するために燃料被覆管の温度が上昇するが，再冠水により燃料棒は冷却されて燃料被覆管温度は低下する。

事故期間中の燃料棒ヒートアップ挙動は，事象発生から炉心露出するまでの冠水状態，露出状態及び水位回復後の再冠水状態を経験することから，燃料棒表面熱伝達を適切に評価するためSAFERコードでは添付表 2-1 に示す熱伝達関連式，モデルを適用している。これらのモデルは，「ECCS性能評価指針」において妥当性が認められたものである。添付表 2-1 にはこれらの関連式，モデル選定の基本的な考え方も合わせて示す。また，添付図 2-4 に，TQUV 評価における熱伝達係数の適用例を示す。

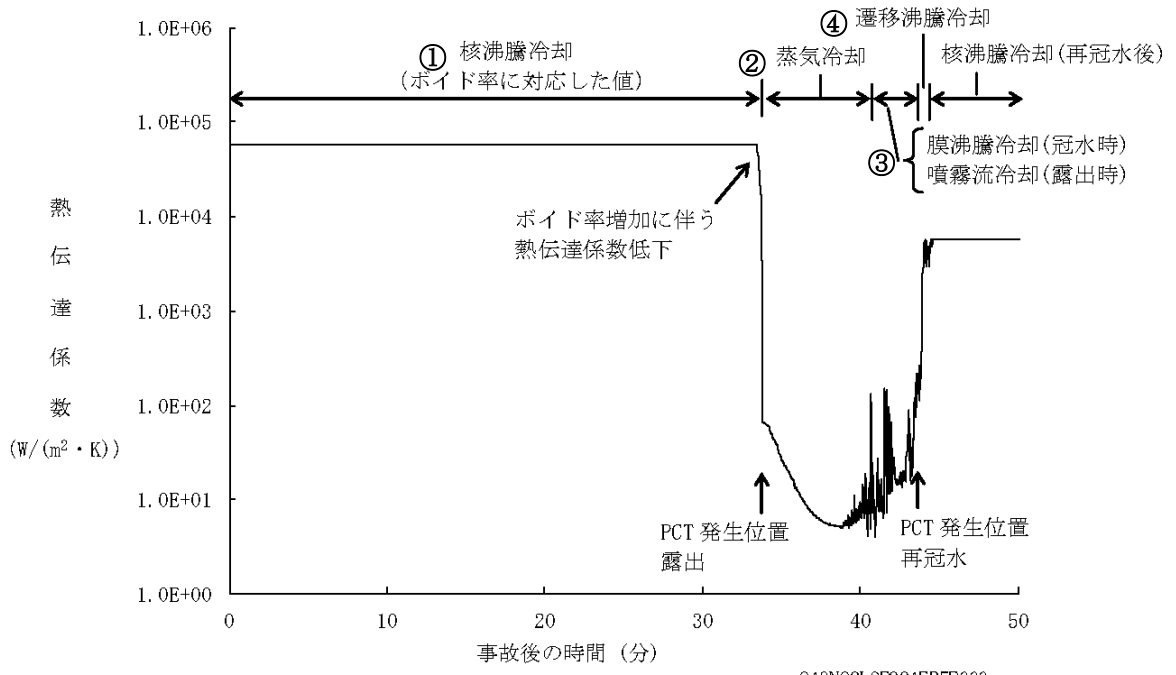
2. SAFERコードの熱伝達関連式の適用方法

SAFERコードは，燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水している時は，核沸騰，遷移沸騰，膜沸騰から熱伝達係数が計算され，熱伝達様式を決める選択ロジックは添付図 2-5 に従っている。沸騰遷移開始時間 T_{BT} は別途SCATコードで評価された結果を入力する。また，蒸気クオリティが膜沸騰限界クオリティ X_C 以上になった場合，又は，燃料被覆管過熱度が安定膜沸騰状態における最小過熱度 ΔT_{MIN} 以上になった場合には膜沸騰を適用する。燃料被覆管過熱度が ΔT_{MIN} を下回り，さらに限界熱流束過熱度 ΔT_{CHF} 以下の時はリウエットと判定し，核沸騰に復帰する。また， ΔT_{CHF} より大きい場合には遷移沸騰とし，膜沸騰と核沸騰の熱伝達係数を内挿計算する。

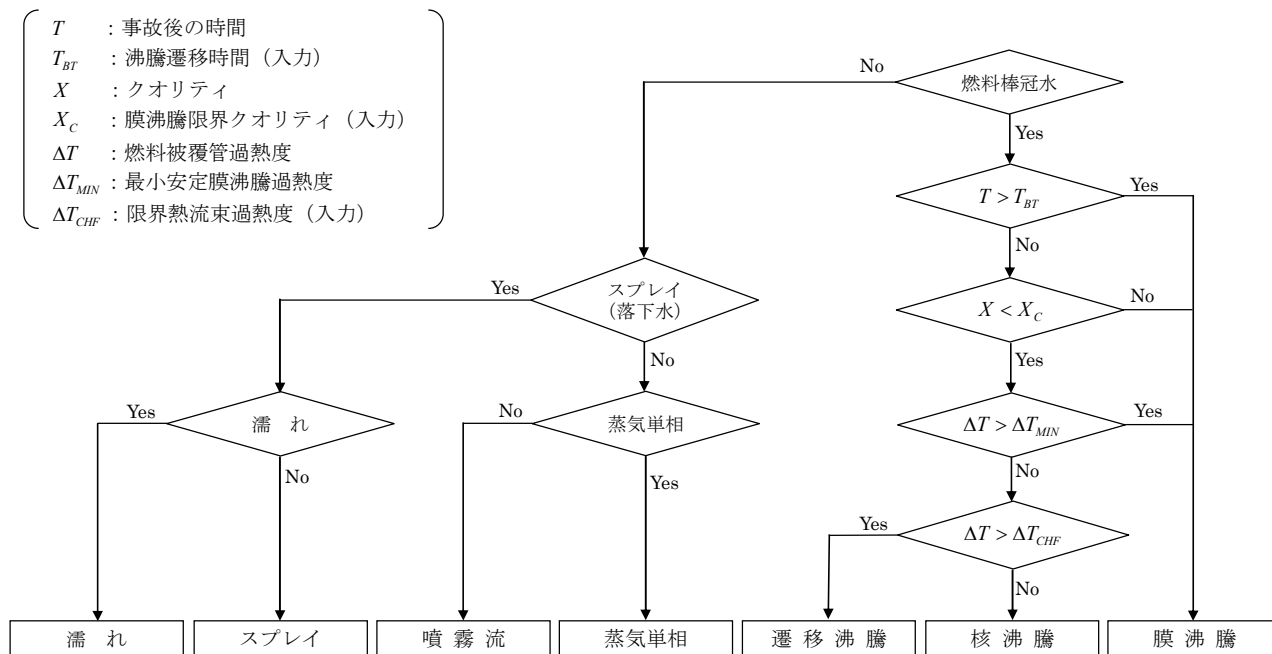
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していない時は，輻射熱伝達と蒸気冷却又は噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は，落下水（スプレイ）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わされる。また，燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

添付表 2-1 有効性評価で用いる S A F E R コードの熱伝達相関式，モデル

添付図 2-4 番号	熱伝達様式	熱伝達相関式，モデル	選定の基本的な考え方
①	核沸騰	ボイド率の関数とする相関式	核沸騰熱伝達係数は他の熱伝達係数に比べて非常に大きく，この熱伝達係数の変化に対し，燃料被覆管温度の感度が非常に小さいため簡便化したモデルとしている
②	蒸気单相	Dittus-Boelter の式	单相流の相関式として広く認められている評価式を採用している
③	膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式	過渡事象発生直後の高流量，高圧条件から ECCS 等の注水による炉心再冠水後の低流量，低圧条件まで適用可能なモデルとして採用している
		(低ボイド率；低流量) 修正 Bromley の式	低ボイド率では，管壁を薄い気相膜が覆い，チャンネルの中心を二相混合相が流れる逆環状流の形態の流れとなる。気相への熱伝達及び気相から液相への熱伝達は対流によって行われ，修正 Bromley の式により実験データを良く予測できることから採用している
		(高ボイド率；高流量) Sun-Saha の式	蒸気に液滴が混入した場合の噴霧流冷却は，上記の蒸気单相熱伝達相関式をもとに液滴を考慮した補正項及び過熱蒸気中の液滴の蒸発量を決める相関式を組み合わせたモデルであり，模擬燃料集合体冷却実験におけるロッド表面温度を実験値よりも高く評価することから採用している
④	遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式	核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化しており，燃料棒上での遷移沸騰が比較的短い過渡期間で生じるため，このような補間モデルが容認可能と考えられる



添付図 2-4 熱伝達係数の推移 (TQUV の例)



添付図 2-5 SAFERコードの熱伝達様式選択ロジック

3. 有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの適用性

S A F E Rコードに採用した個々の熱伝達相関式は実験結果との比較により妥当性を確認し，これらの熱伝達相関式を適用した燃料被覆管温度の計算結果の妥当性は，炉心露出，原子炉注水及び炉心再冠水の一連の過程を模擬した LOCA 模擬システム実験結果との比較により確認している。

また，添付表 2-2 に熱伝達相関式のデータベース又は妥当性確認実験のパラメータ範囲と有効性評価におけるパラメータ変化範囲を示す。

以下に，有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの適用性を示す。

添付表 2-2 熱伝達相関式の実験範囲と有効性評価における変化範囲

熱伝達相関式	実験パラメータ範囲	有効性評価解析のパラメータ変化範囲例
Jens-Lottes の式 (核沸騰熱伝達)	圧力； 0.6～17.2MPa[abs]	圧力； 0.7～7.7 MPa[abs]
	熱流束； ～ 7.9×10^6 W/m ²	熱流束； ～ 1.3×10^6 W/m ²
Dittus-Boelter の式 (蒸気単相熱伝達)	バンドル蒸気流量； 100～1200 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 30～280 kW	バンドル出力； ～170kW
	加熱面最高温度； 400～700℃	加熱面最高温度； ～約 1100℃
修正 Bromley の式 (低流量膜沸騰熱伝達)	圧力； 8.3MPa[gage]以下	圧力； ～1.6 MPa[gage]
	加熱面温度； 1260℃以下	加熱面温度； ～約 1100℃
Sun-Saha の式 (噴霧流熱伝達)	バンドル蒸気流量； 200～1000 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 60～300 kW	バンドル出力； ～170kW

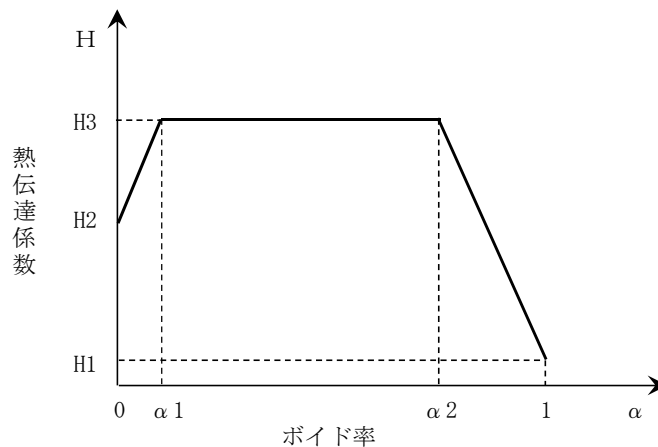
(1) 核沸騰

燃料が露出するまでの核沸騰領域については、Jens-Lottes の式⁽¹⁾及び単相流については Dittus-Boelter の式⁽²⁾に基づいた熱伝達係数を、ボイド率の関数とするモデルを適用している。

このモデルは添付図 2-6 に示すように 3 つの領域に分け、それぞれの境界の値を入力として与える。H3 は強制対流核沸騰、H2 は未飽和単相強制対流、そして H1 は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。

Jens-Lottes の式のデータベースは単管で、圧力範囲は 85~2500 psia (約 0.6~17.2 MPa[abs]) である。有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の圧力変動範囲は、添付表 2-2 に示すように S R V 作動圧力約 7.7 MPa[abs]から原子炉減圧後の約 0.7 MPa[abs]の範囲であり、Jens-Lottes の式のデータベースの圧力範囲に含まれる。また、有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の熱流束変化範囲についても参考文献(1)に示される条件の範囲内にある。

以上より、Jens-Lottes の式に基づく熱伝達係数を適用した核沸騰熱伝達モデルは有効性評価解析にも適用可能である。



添付図 2-6 核沸騰熱伝達係数モデル

(2) 蒸気单相

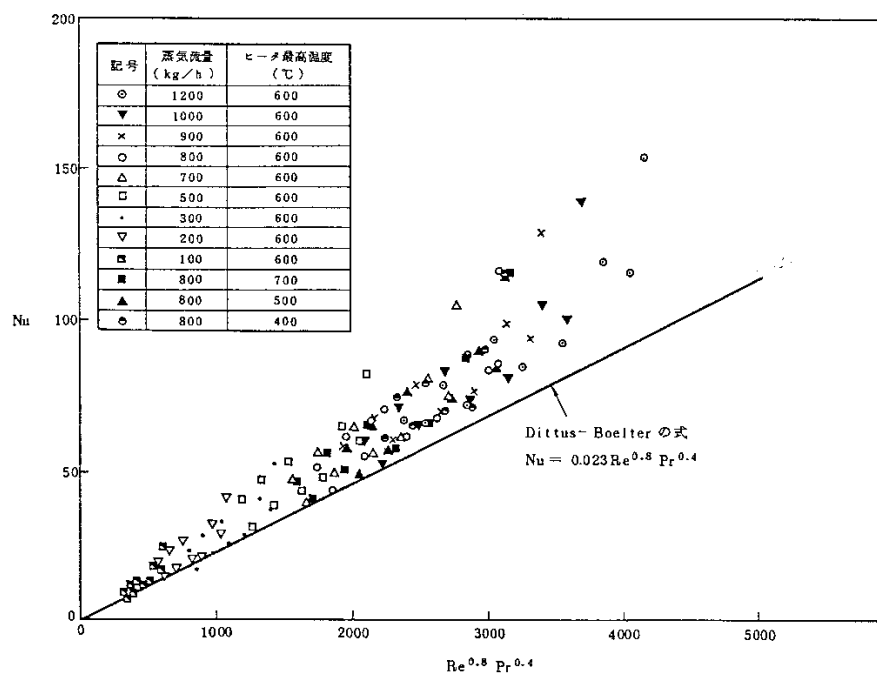
燃料が露出した後の蒸気单相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式⁽²⁾を適用している。

BWR の実寸大 8 × 8 型模擬燃料集合体 1 体を用いた蒸気单相冷却実験の実験データと Dittus-Boelter の式による計算結果の比較を添付図 2-7 に示す⁽³⁾⁽⁴⁾。Dittus-Boelter の式による計算結果が燃料集合体形状を模擬した実験結果より熱伝達が小さくなるのは、Dittus-Boelter の式は滑らかな管内乱流に対し開発された式であり入口部の助走区間の効果を無視しているのに対し、燃料集合体形状を模擬した実験結果はスぺーサによる乱流促進効果及び入口部の助走区間の効果により熱伝達特性が向上するためである。S A F E R コードには、燃料集合体形状を模擬した実験結果に基づき、スぺーサによる乱流促進効果を反映した修正式を備えているが、有効性評価解析では、これらの熱伝達の改善効果は考慮していないため、実際の熱伝達を過小評価する。

この蒸気单相冷却実験における実験範囲は、模擬燃料集合体の蒸気流量 100～1200kg/h, 出力 30～280kW, 加熱面最高温度 400～700℃である。一方、有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は添付表 2-2 に示すように、加熱面最高温度を除いて実験条件の範囲内にある。加熱面最高温度については実験条件を上回るが、本実験において、模擬燃料棒表面温度によって熱伝達特性はほとんど変わらないことが確認されている。

また、PWR 模擬燃料集合体による蒸気冷却実験データ（模擬燃料棒最高温度が約 800℃程度の O R N L - T H T F (Oak Ridge National Laboratory - Thermal Hydraulic Test Facility) の蒸気冷却実験 (PWR の 17×17 型燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を 8 × 8 型に 64 本配列した集合体を使用し、中小破断 LOCA 時の燃料露出を想定して圧力 2.6MPa から 8.5MPa, 模擬燃料棒温度は最大約 800℃の範囲で蒸気单相熱伝達特性を調べた実験) 及び F L E C H T - S E A S E T データ (Full Length Emergency Core Cooling Heat Transfer - Separate Effects Tests And System Effects Tests) の蒸気冷却実験 (PWR 燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を 161 本有する集合体と 21 本有する集合体の 2 種類を使用し、圧力 0.14MPa から 0.28MPa, 模擬燃料棒温度は最大約 220℃の範囲で蒸気单相熱伝達特性を調べた実験) の約 1100 点のデータを使用して Dittus-Boelter の式による計算結果と比較, 評価されている⁽⁵⁾。この結果によると、Dittus-Boelter の式は少なくとも保守的であると結論されている。なお、Dittus-Boelter の式はプラントル数が 0.7 以上の单相流に適用可能とされている。圧力 0.5MPa[abs]及び温度 1000℃の過熱蒸気のプラントル数を求めると 0.8 以上であることから、このような高温状態

も Dittus-Boelter の式の適用範囲にあると考える。したがって、Dittus-Boelter の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-7 蒸気单相熱伝達係数の無次元整理⁽³⁾⁽⁴⁾

(3) 膜沸騰及び噴霧流

代替注水設備による注水が開始された以降の再冠水過程では、燃料棒が二相水位以下の高流量状態においては Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達相関式⁽³⁾⁽⁴⁾、低流量状態においては修正 Bromley の式⁽⁶⁾の2つの相関式をボイド率の関数として使用するモデルを適用している。

膜沸騰熱伝達係数モデルを図示すると添付図 2-8 のようになる。遷移ボイド率 α_T は、レイノルズ数の関数として実験相関式で与えられる。ボイド率が α_T より小さい範囲では、熱伝達係数は修正 Bromley の式が成り立つ。一方、高ボイド率では流れは噴霧流になるので熱伝達係数は Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達式を用いる。熱伝達相関式は、蒸気単相熱伝達に液滴による熱伝達向上を考慮した Sun のモデルを適用する。また、噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで、この効果を考慮するため、蒸気温度を Saha のモデルを用いて計算する。

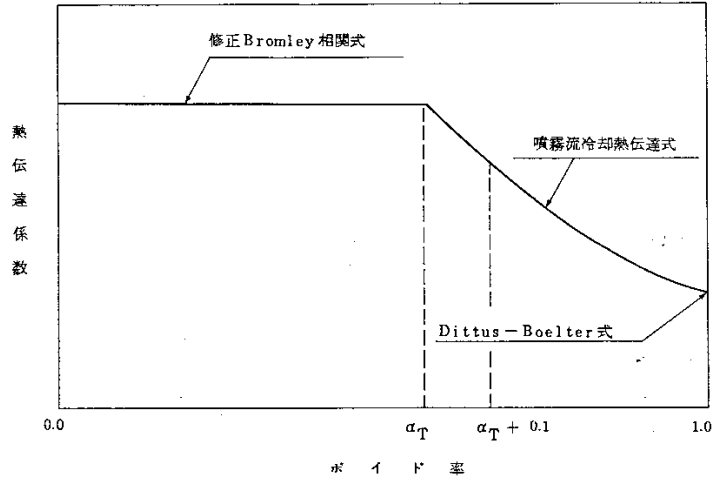
Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせた噴霧流熱伝達モデルによる計算値を、実寸大の電気加熱集合体を使用した噴霧流熱伝達実験結果と比較した結果を添付図 2-9 に示す。図に示すように、計算によるロッド表面温度は実験値よりも高くなっている⁽³⁾⁽⁴⁾。このことから、噴霧流冷却モデルの保守性が示された。

この噴霧流熱伝達実験における噴霧流パラメータ範囲は、模擬燃料集合体の蒸気流量 200~1000kg/h、出力 60~300kW である。一方、有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は、添付表 2-2 に示すように、実験条件の範囲内にある。

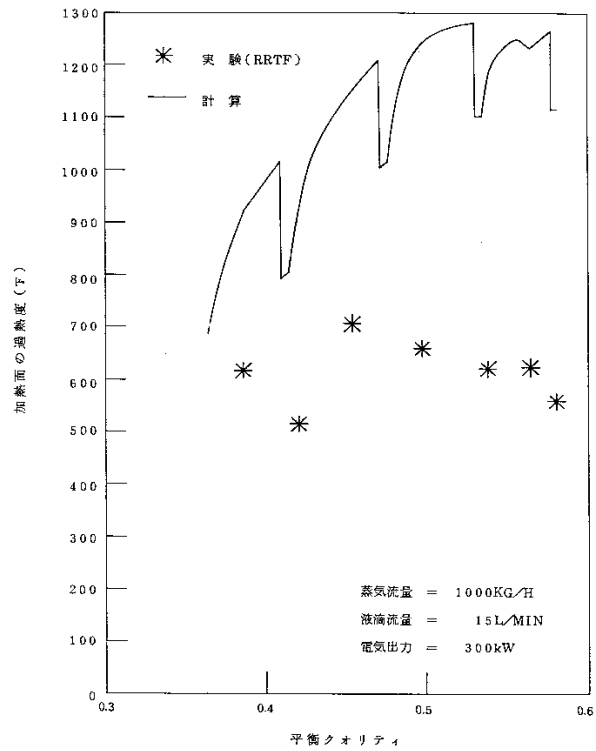
また、KWU 社の実規模大模擬燃料集合体 (340 本ロッド) を使用した再冠水過渡試験における二相水位下の熱伝達係数を修正 Bromley の式で予測した結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は、過渡時の膜沸騰領域において試験データと極めて良く一致する⁽⁶⁾。

修正 Bromley の式の適用範囲は、参考文献(6)によれば、圧力 1200psig (約 8.3MPa[gage]) 以下、加熱面温度 2300° F (約 1260°C) 以下である。一方、有効性評価解析における膜沸騰熱伝達適用時のこれらの変化範囲は、添付表 2-2 に示すように、修正 Bromley の式の適用範囲に含まれている。

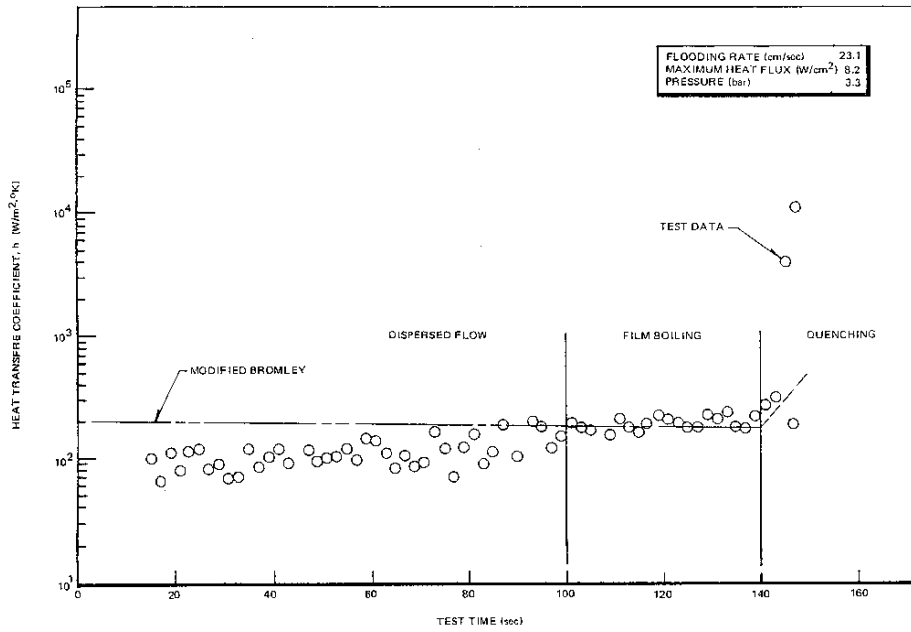
以上により、Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-8 膜沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-9 Sun-Saha の噴霧流冷却モデルと実験値の比較⁽³⁾⁽⁴⁾

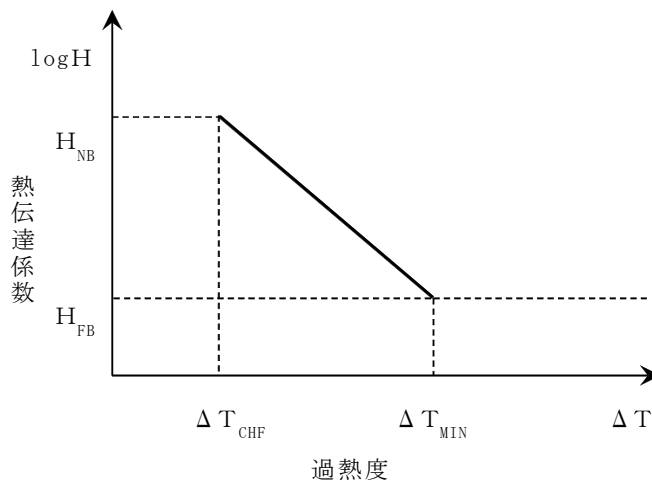


添付図 2-10 修正 Bromley の式と実験値の比較⁽⁶⁾

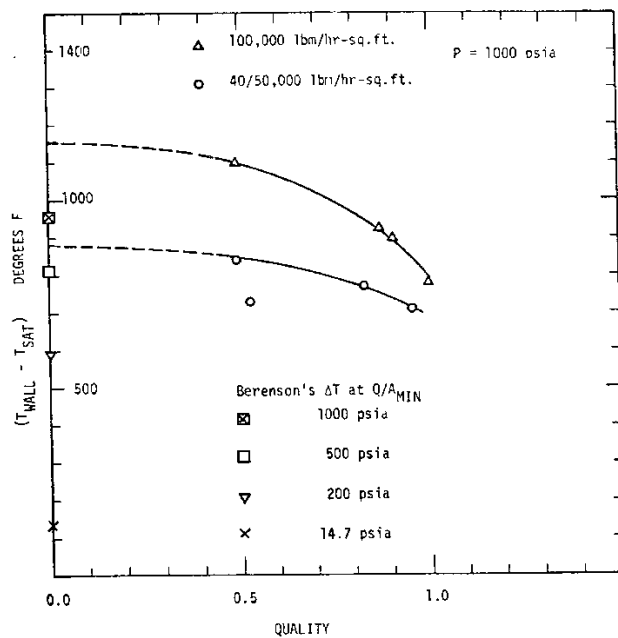
(4) 遷移沸騰

燃料が再冠水し、燃料棒表面温度が最小安定膜沸騰温度より降下した後、膜沸騰から遷移沸騰への遷移が生じる。S A F E Rコードは、安定膜沸騰状態での最小過熱度 ΔT_{MIN} における膜沸騰熱伝達係数 H_{FB} と沸騰遷移点に対する燃料被覆管過熱度 ΔT_{CHF} における核沸騰熱伝達係数 H_{NB} を内挿する相関式を適用している。添付図 2-11 に遷移沸騰熱伝達係数モデルを示す。安定膜沸騰状態における最小過熱度 ΔT_{MIN} は Iloeje の式⁽⁷⁾を使用して計算する。

Iloeje の式の実験データベースは、1000psia (6.9MPa) の単一圧力における過渡沸騰実験であるが、異なる圧力への外挿性を具備させるため Berenson の最小プール膜沸騰温度相関式に基づき、質量流束及び熱平衡クオリティの効果に対応できるように拡張している。実験データと Iloeje の式を添付図 2-12 に示すが、Iloeje の式は実験条件下において良く一致している。



添付図 2-11 遷移沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-12 最小安定膜沸騰温度に関する Iloeje の式⁽⁷⁾

4. 各解析コードによる熱伝達相関式の比較

添付表 2-3 に S A F E R コード以外の燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式を比較して示す。これらの熱伝達評価手法を比較すると、膜沸騰の熱伝達相関式にそれぞれ特徴があり、SAFER 及び RELAP4 は沸騰遷移後及び炉心再冠水後の膜沸騰も対象にしており、SCAT は沸騰遷移後のみを対象にして相関式を採用している。

- ・ SAFER 沸騰遷移後及び炉心再冠水後の熱伝達の予測として噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式を採用している。沸騰遷移後の高ボイド率領域には過熱蒸気中に液滴が分散した噴霧流に対する熱伝達相関式を、炉心再冠水後の低流量膜沸騰及びプール膜沸騰に対しては修正 Bromley 式を採用している。
- ・ RELAP4 強制対流膜沸騰に対しては Groeneveld 5.9 あるいは Dougall-Rohsenow を採用している。いずれも蒸気の強制対流が主要な伝熱機構であるという仮定のもとに得られたものである。
- ・ SCAT 沸騰遷移後のドライアウト領域における熱伝達の予測式としては、本コードは修正 Dougall-Rohsenow 式を採用している。

なお、膜沸騰の熱伝達相関式 Dougall-Rohsenow 式は、蒸気単相流の乱流熱伝達の式である Dittus-Boelter 式を二相流に適用した式であるが、米国 10CFR50 Appendix K においては、Dougall-Rohsenow 式の適用条件によっては熱伝達率を非保守的に評価するとされており、参考文献(10)では、添付図 2-13 に示すように高圧かつ高クオリティ条件下において熱伝達率を過大評価する傾向にあるとしている。また、日本原子力研究所 (JAERI) で行われた定常ポスト限界熱流束 (CHF) 試験⁽¹¹⁾によると、高過熱度で Dougall-Rohsenow 式による予測値が実験値を上回るとの知見もある。S A F E R コードは、Dougall-Rohsenow 式を使用していないが、その基礎となった Dittus-Boelter 式に基づく噴霧流熱伝達率モデルを使用しているため、Dougall-Rohsenow 式の適用方法を確認することにより、S A F E R コードにおける噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用方法の妥当性を確認する。

参考文献 (10) によると、非保守性の要因は蒸気温度を飽和としているためであるとしている。また、JAERI で行われた定常ポスト CHF 試験データにおいても、添付図 2-14 の上段の図に示すように物性値を飽和温度条件で評価すると高過熱度で予測値が実験値を上回る結果になっている。JAERI の実験から、ポスト CHF 熱伝達係数を保守的に予測するには、ヌセルト数及びプラントル数は蒸気温度を膜温

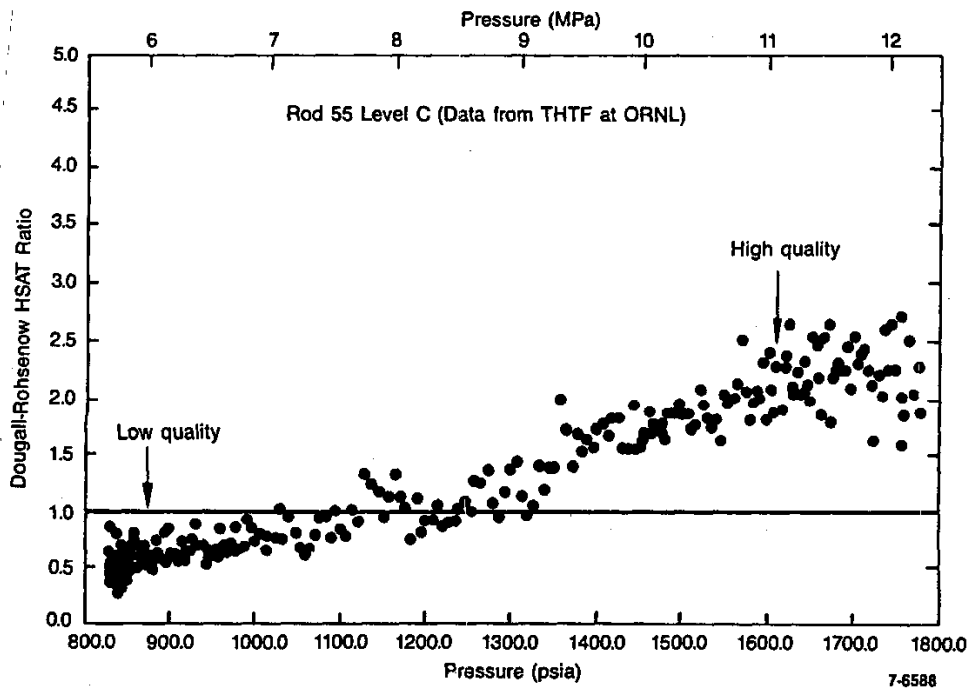
度として求め、レイノルズ数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて、Dougall-Rohsenow 式を用いるとしている⁽¹¹⁾。

この予測法による熱伝達係数の予測値と実験データの比較を伝熱面過熱度に対して整理した結果を添付図 2-15(1)に示す。この図によれば、伝熱面過熱度が十分に大きくなれば、熱伝達係数の予測値は実験データに漸近するが、高過熱度まで結果を保守的に評価する。また、添付図 2-15(2)及び添付図 2-15(3)に示されているように、本予測法が広い条件範囲 (2MPa~18MPa, 33~1100kg/(m²s)) で、蒸気流のヌセルト数を十分保守的に予測することが分かる。

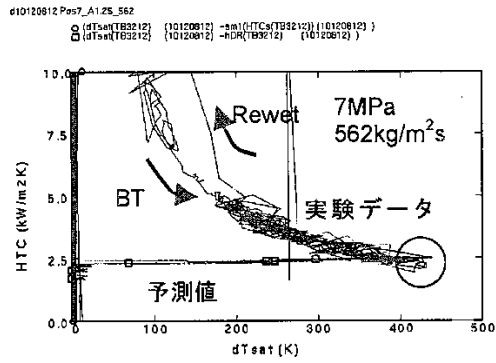
一方、S A F E R コードは、単相蒸気熱伝達の Dittus-Boelter 式及び噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用においては、蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており、これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9 に示したように保守的であることを確認している。また、JAERI の実験データにおいても、物性値を膜温度で求めた場合の予測値は、添付図 2-14 の中段の図に示すように、実験結果より小さい値になるとしている。したがって、S A F E R コードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

添付表 2-3 燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式

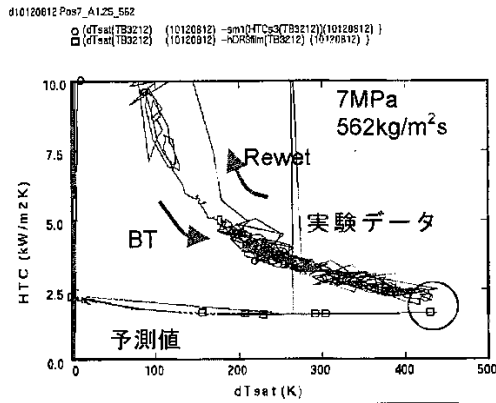
解析コード 流動様式	SAFER	RELAP4/MOD6 /U4/J3 ⁽⁸⁾ ⁽⁹⁾ (WREM-JINS/B コー ドシステム)	SCAT
核沸騰	Jens-Lottes	Thom	Jens-Lottes
強制対流蒸発流	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow	修正 Dougall- Rohsenow
单相蒸気流	Dittus-Boelter	Dittus-Boelter	—
噴霧流	Sun-Saha	—	—



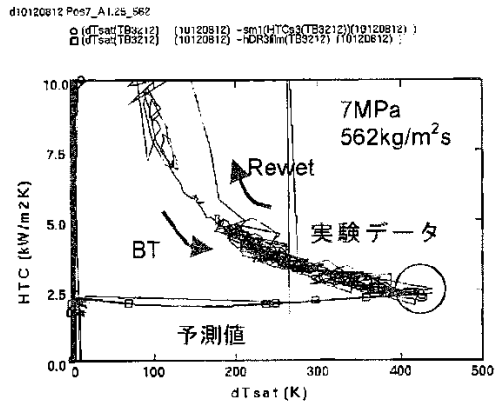
添付図 2-13 Dougall-Rohsenow の式による熱伝達係数評価値 (計算値/実験値) ⁽¹⁰⁾



・物性値を飽和温度条件で評価



・物性値を膜温度条件で評価



・Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
 ・Re 数を飽和温度条件で評価

添付図 2-14 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係⁽¹¹⁾
 (試験 10120812 ; 7MPa, 562kg/m²s, 2.9m)

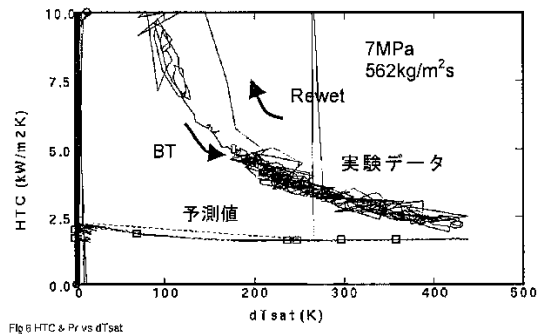
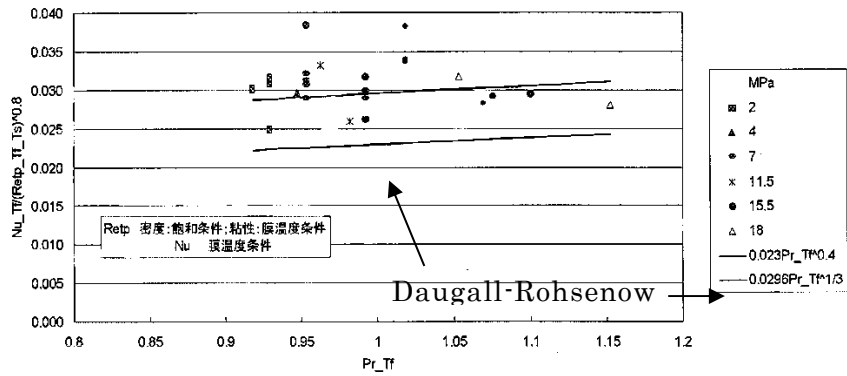


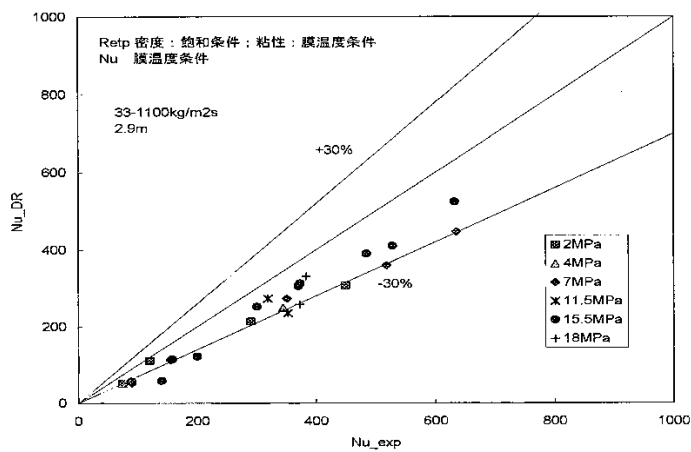
Fig.6 HTC & Pr vs dTsat

- ・ Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
- ・ Re 数：粘性係数を膜温度、密度を飽和温度で評価

添付図 2-15(1) 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係 ⁽¹¹⁾



添付図 2-15(2) $Nu/Re^{0.8}$ と Pr の関係 (高過熱度データ) ⁽¹¹⁾



添付図 2-15(3) Nu 数の実験値と予測値との比較 ⁽¹¹⁾

参考文献

- (1) W.H. Jens and P.A. Lottes, “Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water” , Argonne National Laboratory, ANL-4627, 1951.
- (2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type” , University of California Publications in Engineering, Vol.2, No.13, 1930, 443-461
- (3) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル (SAFER)」 , 株式会社東芝, TLR-044 改訂 3, 平成 10 年 2 月
- (4) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-032 訂 3, 平成 10 年 5 月
- (5) G.L.Yoder, “Rod bundle film boiling and steam cooling data base and correlation evaluation” , NUREG/CR-4394; ORNL/TM-9628, August 1986.
- (6) J.E.Leonard et al. , “Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis” , NEDO-20566-1-A Revision 1, October 1982.
- (7) O.C.Iloeje et al. , “An Investigation of the Collapse and Surface Rewet in Film Boiling in Forced Vertical Flow” , Transaction of the ASME, Journal of Heat Transfer, May 1975.
- (8) 平成 8 年度 東通原子力発電所の原子炉冷却材喪失事故 (大破断) 解析に関する報告書, (財) 原子力発電技術機構 原子力安全解析所, INS/M96-40, 平成 9 年 3 月
- (9) ABWR の冷却材流量喪失事故解析及び主蒸気管破断事故解析 成果報告書, (財) 原子力工学試験センター 原子力発電総合安全センター 原子力安全解析所, JINS-0955 M87-H2-H01, 昭和 63 年 3 月
- (10) “Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis” , NUREG-1230 R4, December 1988.
- (11) 井口 他, “BWR 定常ポスト CHF 試験結果—限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率—” , JAERI-Research 2001-060, 2002 年 2 月

Ⅲ. 燃料棒破裂判定曲線の適用性

1. 事故時の燃料破損につながる要因分析

事故時の燃料破損につながる要因分析結果を添付表 2-4 に示す。添付表 2-4 より、有効性評価における燃料破損の要因は LOCA と同様に、炉心露出に伴う燃料被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転によるものであり，新たな要因はない。

添付表 2-4 事故時の燃料破損につながる要因分析結果

燃料破損の要因	有効性評価における分析
給水喪失, 冷却材流出による炉心露出に伴う燃料被覆管温度上昇, 原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転による燃料被覆管破裂	炉心露出による燃料被覆管温度の上昇, 原子炉手動減圧により燃料棒外圧が低下することにより, 燃料棒内圧が高くなることに伴う燃料被覆管破裂に至る可能性がある。
反応度投入事象に伴う急激な出力上昇による高温破裂破損, PCMI 破損	出力運転中の事故では, 1 \$ を超える急激な反応度は投入されないため除外できる。
高熱流束下での沸騰遷移 (BT) に伴う燃料被覆管の高温酸化による脆性破壊	有効性評価で仮定している起因事象の全給水流量喪失及び外部電源喪失事象では BT は発生しない。仮に, 事象初期に BT が発生した場合でも, 燃料被覆管温度評価は従来設置許可申請書添付書類十設計基準事故解析では最大でも 600℃程度であること, また, 温度上昇は短時間で収まるため燃料被覆管酸化層の増加は無視できる程度であることから, 脆化による破損はないと考えられるため除外できる。

2. 破裂判定曲線の適用性

有効性評価では，従来の設計基準事故（LOCA）解析と比較して炉心露出開始時間が遅く，また，炉心露出時間が長くなる。設計基準事故評価（LOCA）及び有効性評価において，同じ燃料棒破裂判定曲線を適用することについて，燃料被覆管の膨れ・破裂に及ぼす影響を検討した結果を以下に示す。

（1）燃料棒内圧と原子炉圧力の差圧（燃料棒内外圧差）

燃料棒内圧の計算に用いられる燃料プレナム部ガス温度は燃料被覆管温度に依存するため，長時間露出時の温度上昇は燃料棒内圧の計算に考慮される。また，原子炉圧力は，従来 LOCA 解析も大気圧近傍にまで減圧され，有効性評価でも事故後長期は大気圧近傍まで減圧される。

したがって，有効性評価における燃料棒内外圧差は，従来の設計基準事故（LOCA）の想定範囲と同等である。

（2）燃料被覆管最高温度（温度上昇率）

炉心露出開始時間が遅くなる場合，定性的には，崩壊熱が低いことにより燃料被覆管の温度上昇率が小さくなる傾向になる。また，炉心露出期間が長くなると燃料被覆管最高温度が高くなる傾向になる。BWR プラントの有効性評価における燃料被覆管温度上昇率は概ね $2^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 程度であり，燃料被覆管の最高温度は $1,100^{\circ}\text{C}$ 程度以下となっている。

一方，燃料棒破裂判定曲線の策定に際しては，温度上昇率が $0^{\circ}\text{C}/\text{s}$ から $5.6^{\circ}\text{C}/\text{s}$ ，また，破裂温度は 20°C から約 1500°C の実験データを使用して，破裂判定曲線を策定している。⁽¹⁾

したがって，有効性評価における燃料被覆管温度上昇率及び燃料被覆管最高温度は燃料棒破裂判定曲線の実験データの範囲内である。

（3）ジルコニウム－水反応による燃料被覆管酸化

炉心露出期間が長くなるとジルコニウム－水反応が長時間継続し，燃料被覆管の酸化により燃料被覆管の延性が低下する可能性がある。有効性評価における燃料被覆管の最高温度は $1,100^{\circ}\text{C}$ 程度以下であり，燃料被覆管の酸化割合も大きくはない。

したがって，有効性評価における燃料被覆管酸化の範囲は，約 1500°C の高温まで加熱した破裂実験データの範囲内にあると考える。

以上より，有効性評価においても設計基準事故評価（LOCA）と同じ燃料棒破裂曲線を適用できると考える。

[参考資料]

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系（ECCS）性能解析モデルについて」，日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社，HLR-018 訂 4，平成 26 年 6 月

添付 3 前処理コード

S A F E Rコードのインプットデータ作成に使用される前処理コードとS A F E Rコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を添付図 3 に示す。

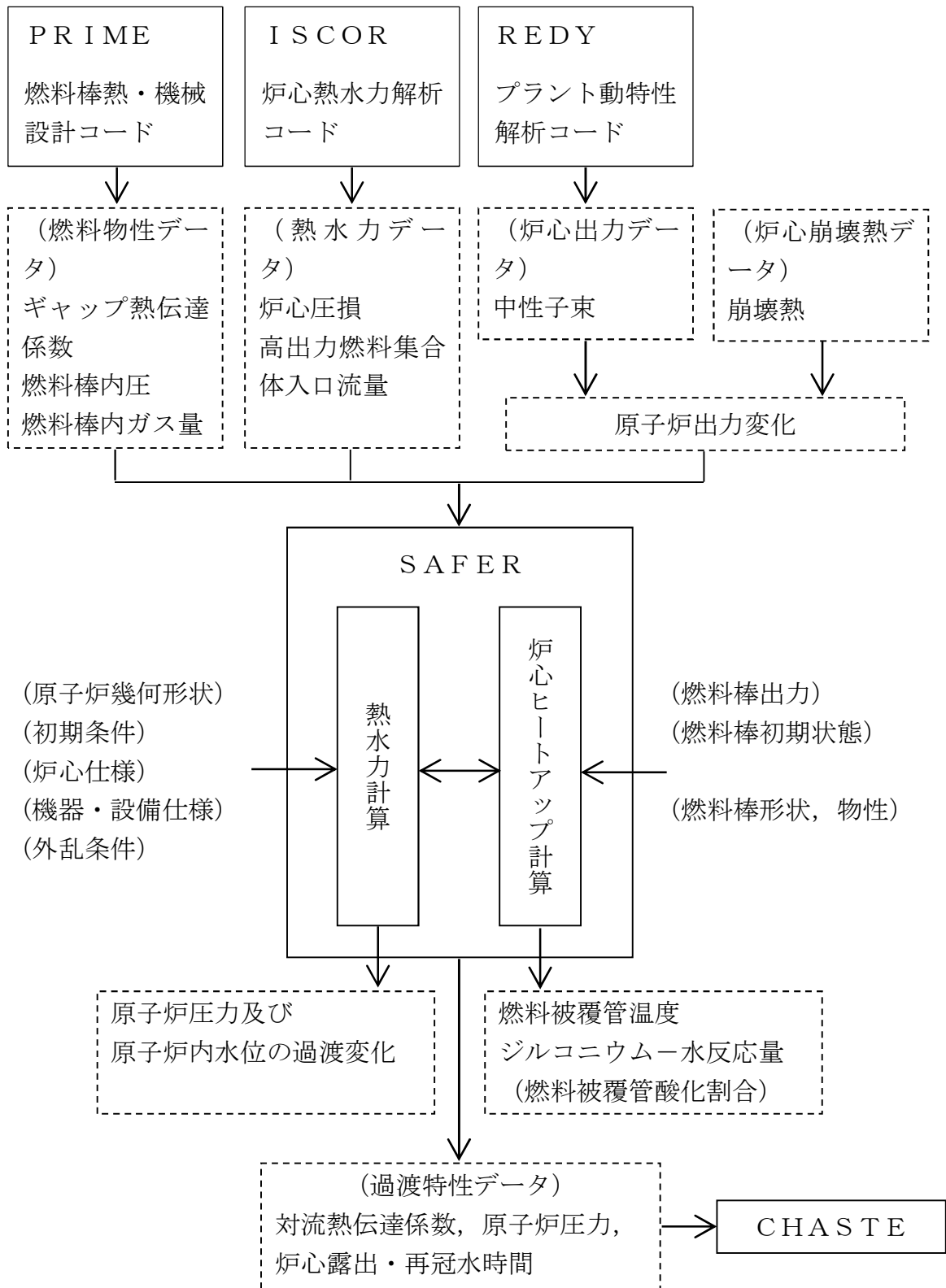
- (1) 燃料棒熱・機械設計コード (P R I M E) による燃料物性データ
 - ① ギャップ熱伝達係数
 - ② 燃料棒内圧
 - ③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量
- (2) 炉心熱水力解析コード (I S C O R) による熱水力データ
 - ① 炉心圧損
 - ② 高出力燃料集合体入口流量
- (3) プラント動特性解析コード (R E D Y) による炉心出力データ
 - ① 中性子束

P R I M Eコードにより求められた燃料物性データをS A F E Rコードにおける初期値として用いる。燃料被覆管とペレット間のギャップ熱伝達係数は、燃料被覆管温度上昇を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最小となる値を与える。ギャップ熱伝達係数の初期値を小さく設定することで、燃料ペレットの初期保有熱量を高めに見積もり、炉心ヒートアップ時の燃料被覆管温度上昇率が大きくなる。また、燃料棒の内圧とガス量は、燃料棒の膨れ・破裂を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最大となる値を与える。燃料棒の内圧とガス量の初期値を大きく設定することで、炉心ヒートアップ時の燃料棒内圧及び燃料被覆管周方向応力を大きく見積もり、燃料被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

I S C O Rコードにより求められた炉心圧損と高出力燃料集合体入口流量をS A F E Rコードにおける初期値として用いる。事象発生後早期に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、これらのパラメータが事象進展に及ぼす影響は小さい。

R E D Yコードにより求められた事象発生直後の中性子束と原子炉停止後の崩壊熱から、原子炉出力変化を求め、S A F E Rコードで用いる。有効性評価において影響を与える崩壊熱については、サイクル末期の燃焼度のばらつきを考慮し、10%の保守性を確保することで最確条件を包絡できる条件を設定している。そのため、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

なお、S A F E Rコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をC H A S T Eコードに用いる。



添付図 3 SAFERコードの入出力

添付 4 炉心の過熱蒸気の影響評価

1. はじめに

S A F E R コードは、炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱を燃料棒表面熱伝達の計算において考慮しているが、炉心及び高出力燃料集合体の流量を評価する熱流動計算では、蒸気密度は常に飽和蒸気密度としている。そこで、飽和蒸気密度を利用することの妥当性を確認するため、熱流動計算においても過熱蒸気密度を利用して炉心の圧力損失、流量配分を解析した感度解析を実施し、P C T への影響を評価した。

感度解析の結果、炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による炉心及び高出力燃料集合体の流量への影響は小さく、P C T への影響は無視できることを確認した。

感度解析の方法、条件、結果及び評価について以下に述べる。

2. 解析方法及び条件

感度解析は、S A F E R コードの燃料集合体の圧力損失及び流量計算において、飽和蒸気密度に代わり、燃料棒表面熱伝達の計算において求められた過熱蒸気温度に基づき求めた密度を適用することにより、過熱蒸気の体積膨張の影響を取り込んで計算結果に対する影響を調査した。

具体的には、炉心及び高出力燃料集合体の露出部の過熱蒸気の条件として露出部の蒸気温度が最大になる燃料棒有効発熱部上端の蒸気温度に基づき過熱蒸気の密度を求め、燃料集合体出口における圧力損失及び流量計算に適用した。また、燃料集合体内の露出部の圧力損失及び流量計算には、前記の過熱蒸気密度と飽和蒸気密度を算術平均した密度を適用した。なお、この感度解析は、一時的にプログラムを変更することにより行った。

感度解析による影響評価は、炉心及び高出力燃料集合体がともに露出し、燃料被覆管温度が高くなる B W R - 5 プラントの高圧注水・減圧機能喪失を例に実施した。

3. 解析結果

燃料集合体内の熱流動計算において過熱蒸気を考慮した感度解析結果（添付図中の凡例では、「過熱蒸気密度利用」と称する。）を、飽和蒸気を仮定した現行のモデルによる解析結果（添付図中の凡例では、「飽和蒸気密度(現行)」と称する。）と比較した。

添付図 4-1 に原子炉圧力、添付図 4-2 に原子炉水位の比較を示す。また、添付図 4-3 に炉心の水位、添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及び蒸気の温度、添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。さらに、添

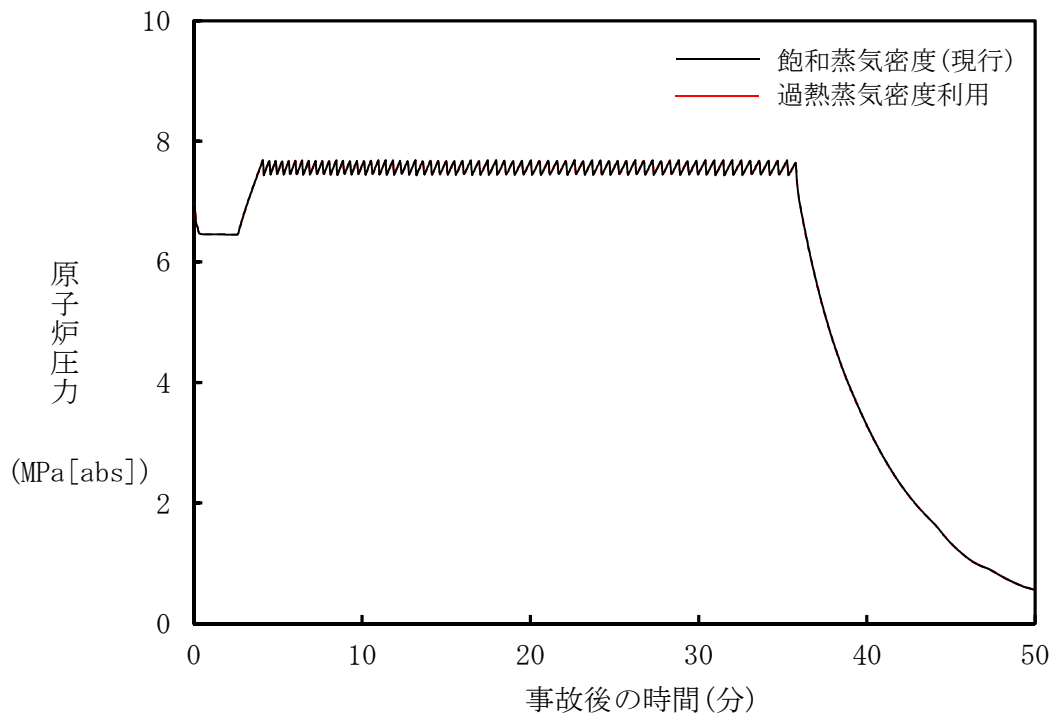
付図 4-5 に高出力燃料集合体の水位，添付図 4-6 に高出力燃料集合体の燃料被覆管及び蒸気の温度，添付図 4-8 に高出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。

添付図 4-3 及び添付図 4-5 に示すように，炉心及び高出力燃料集合体の水位は有意な差はない。これは，燃料集合体内の蒸気流による圧力損失は静水頭に比べて小さいため，飽和蒸気で考えた時と過熱蒸気の密度を考慮した時で，ほとんど流量配分や水位に差が生じないためと考える。

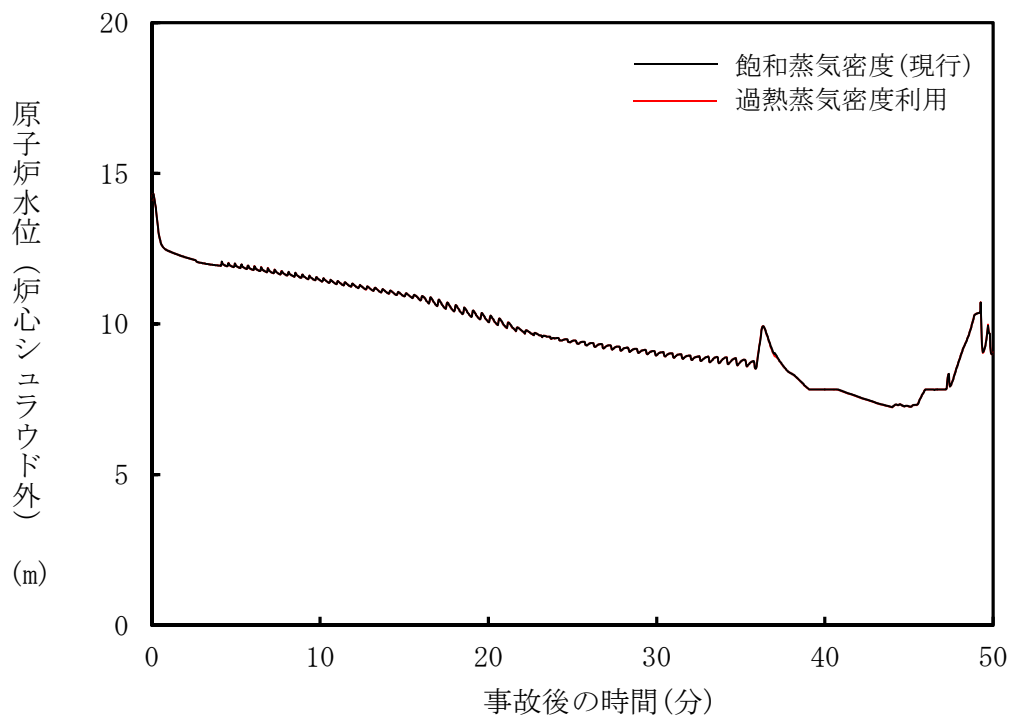
また，P C Tは，飽和蒸気を仮定した現行解析の 705℃に対し，過熱蒸気を考慮した場合も同じとなり，影響がない結果になった。

4. まとめ

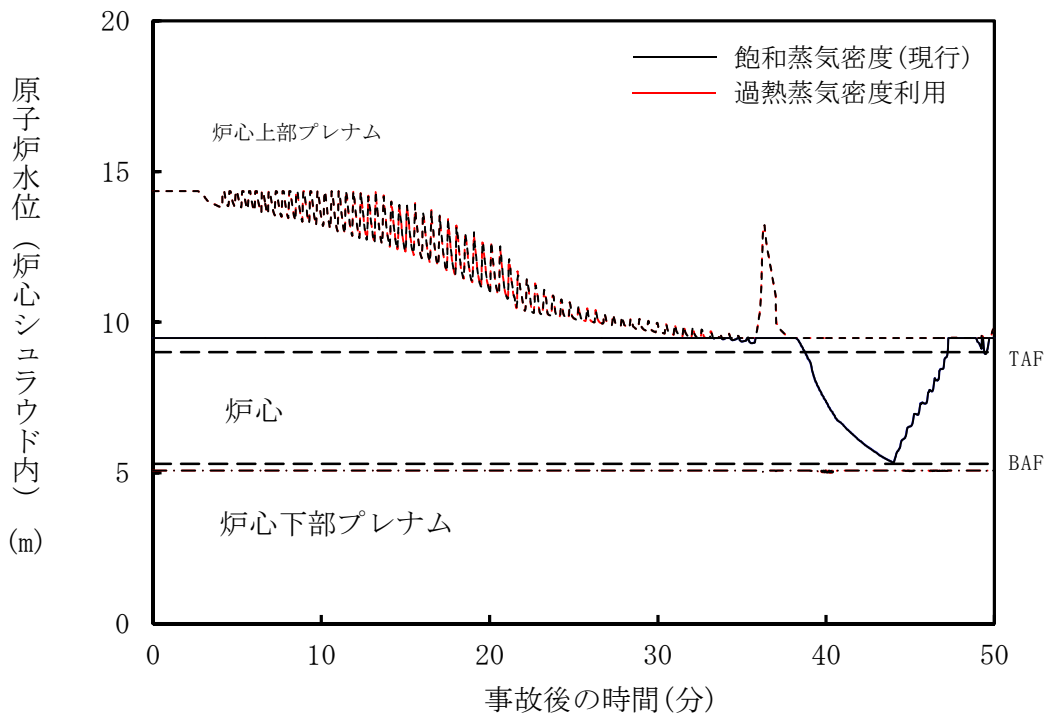
以上の検討から，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による密度変化が，有効性評価の熱流動計算に及ぼす影響は無視できる程度と考えられ，S A F E Rコードを適用することは問題ないと考える。



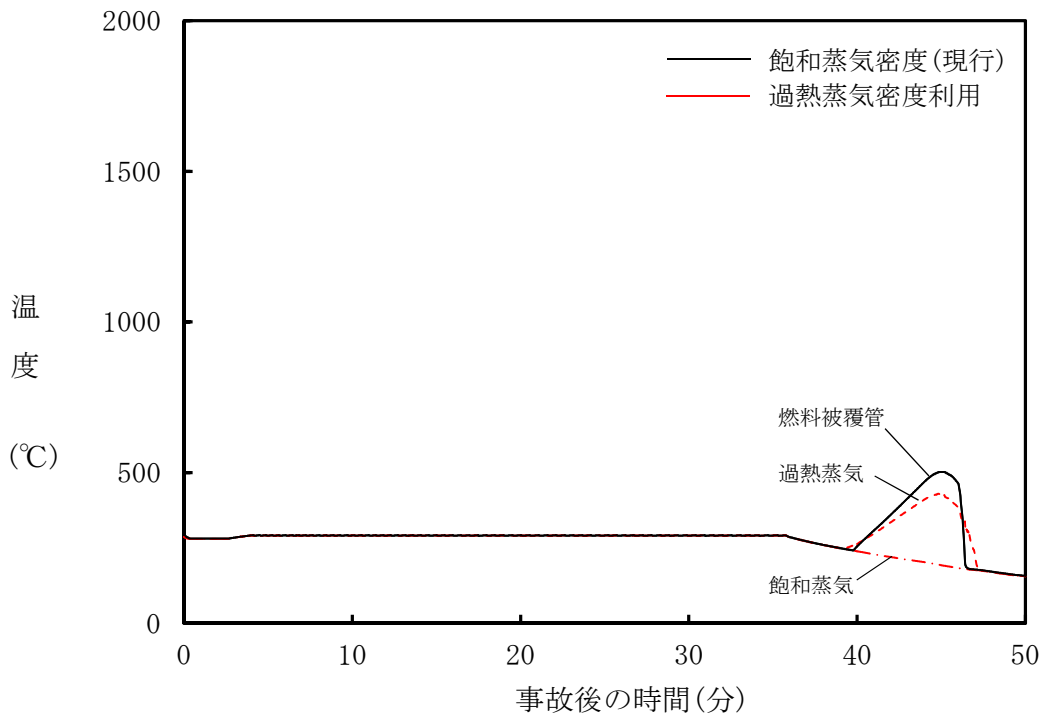
添付図 4-1 原子炉圧力変化の比較



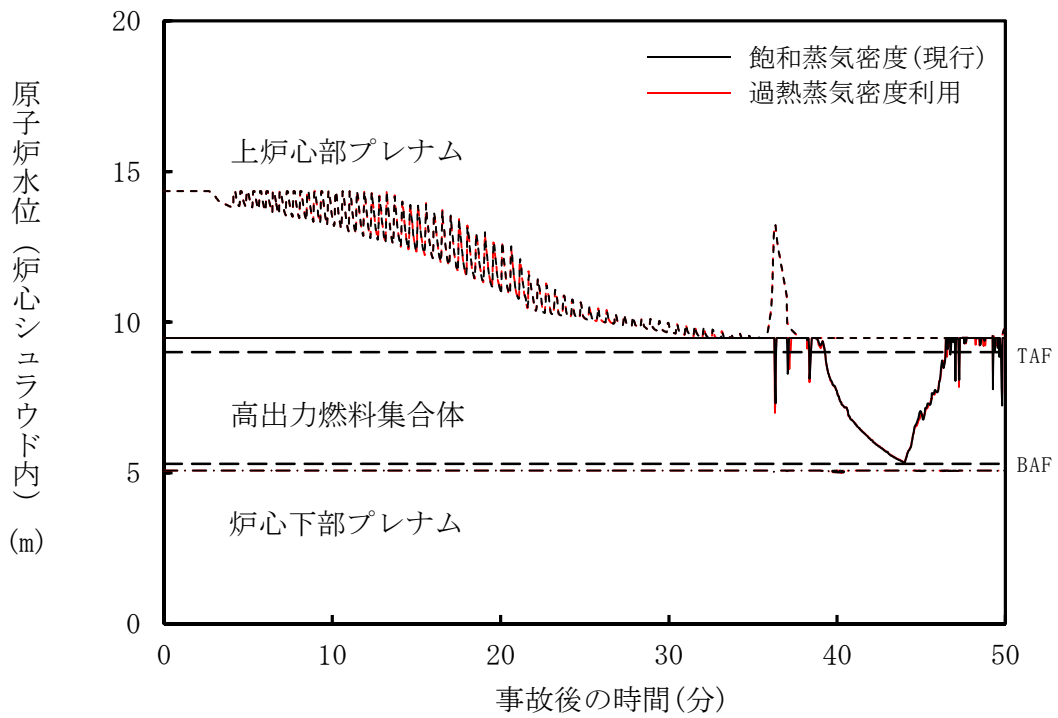
添付図 4-2 原子炉水位変化の比較



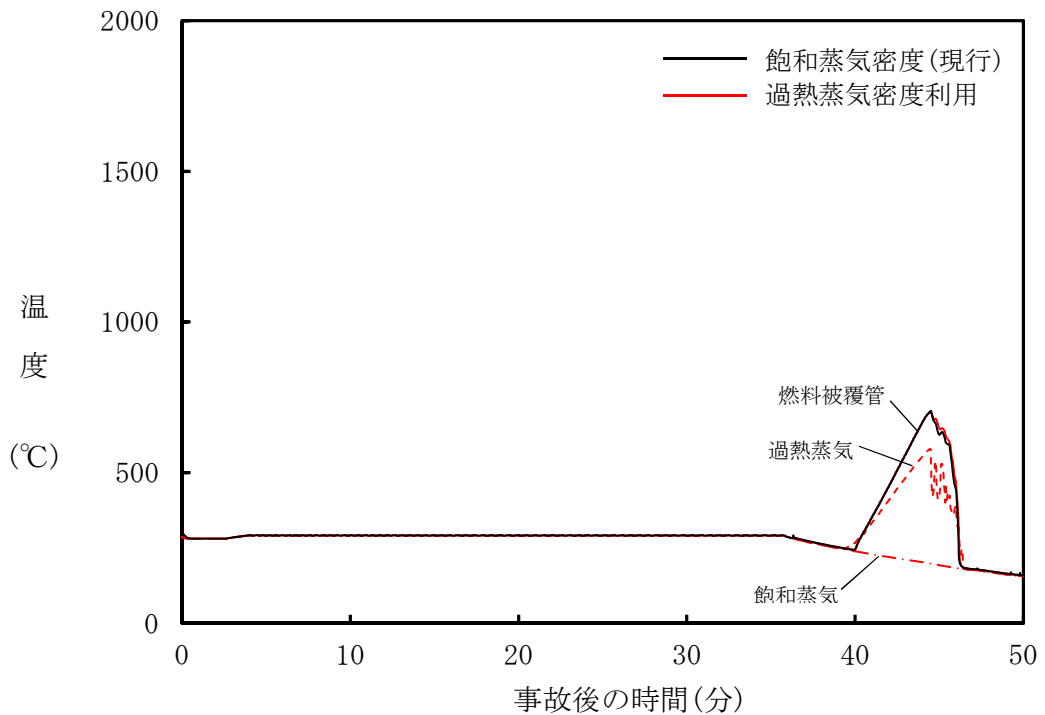
添付図 4-3 原子炉シュラウド内水位変化の比較（炉心）



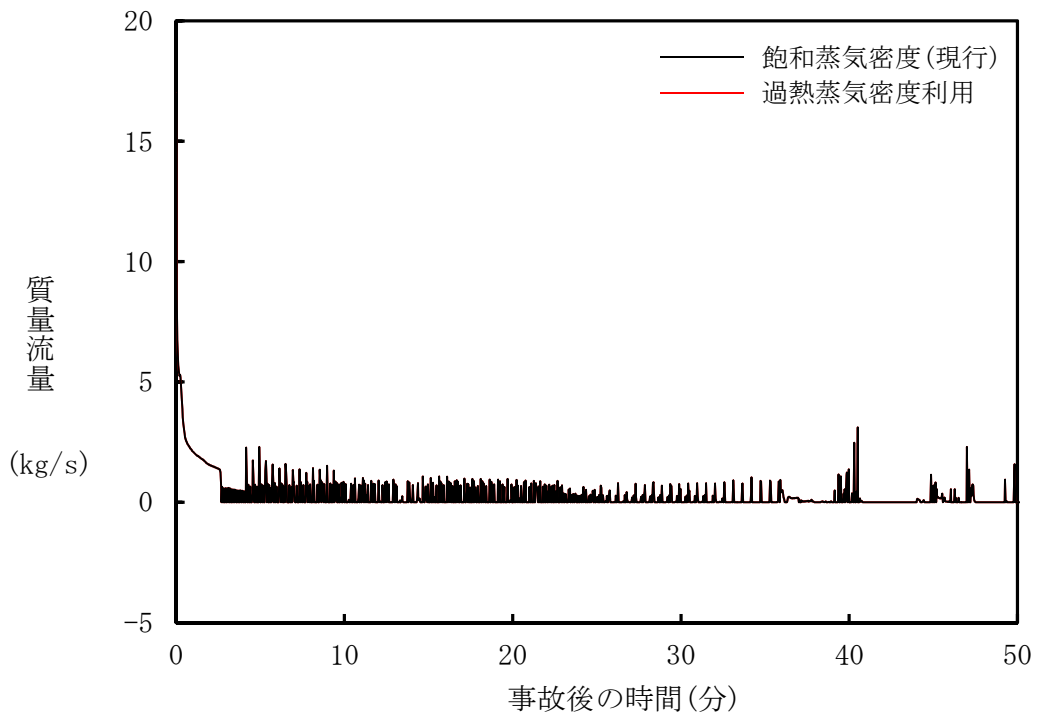
添付図 4-4 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（炉心）



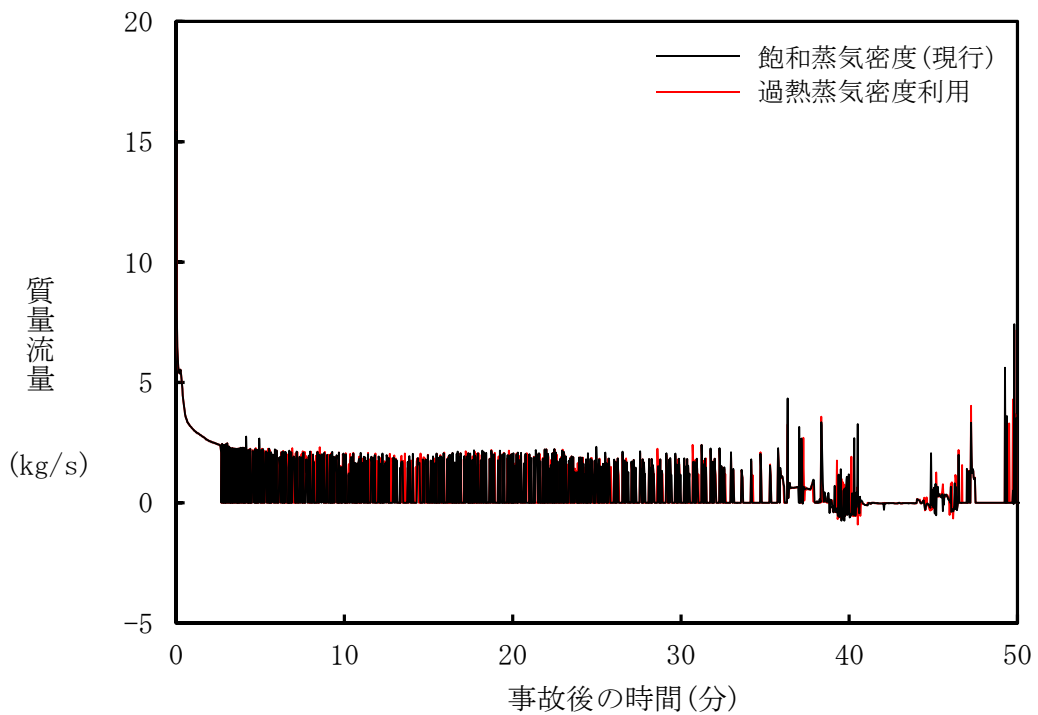
添付図 4-5 原子炉シュラウド内水位変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-6 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-7 燃料集合体入口流量変化の比較（炉心，集合体 1 体あたり）



添付図 4-8 燃料集合体入口流量変化の比較（高出力燃料集合体）

添付 5 代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について

1. はじめに

有効性評価の炉心損傷防止解析において、高圧・低圧注水機能喪失及び L O C A 時注水機能喪失（中小 L O C A）時は、注水系として使用するの代替注水設備であり、E C C S に比べて注水能力は小さく、炉心再冠水までには設計基準事故解析に比べて長時間を要することとなる。

代表 A B W R プラントの有効性評価における高圧・低圧注水機能喪失の解析では、原子炉減圧に伴う原子炉冷却材の流出により炉心が露出し、代替注水設備が注水を開始すると徐々に原子炉水位が上昇し始め、これに伴う冷却材の蒸発量増加等により熱伝達係数が向上するため、燃料被覆管温度は低下に転じる。

有効性評価における解析では、露出した燃料集合体内の蒸気流に液滴が混入した場合には噴霧流冷却熱伝達を適用して燃料被覆管温度を評価している。しかしながら、有効性評価では冠水速度が小さいため、噴霧流冷却熱伝達による冷却効果には不確かさが残ることから、この不確かさの程度を確認することを目的として噴霧流冷却熱伝達の P C T への影響を感度解析により評価した。また、高出力燃料集合体水位の振動が P C T に及ぼす影響の不確かさについても概略評価した。

2. 感度解析条件及び解析結果

噴霧流冷却熱伝達の P C T への影響を確認するため、噴霧流冷却熱伝達を除外して蒸気単相流熱伝達を適用した感度解析を実施した。また、炉心軸方向ノード分割数の影響を確認するため、現行申請解析（ベースケース）の 10 分割から 48 分割に増加させた場合の感度解析を合わせて実施した。主な解析結果を添付図 5-1～添付図 5-4 に示す。

本感度解析より、噴霧流冷却熱伝達を考慮した場合（ベースケース）の P C T は約 969℃であるのに対して、噴霧流冷却熱伝達を除外した場合の P C T は約 972℃となり、ベースケースに対して約 3℃上昇する結果となった。また、炉心軸方向ノード分割を 48 分割にした場合の P C T は約 982℃となり、約 13℃上昇する結果となった。

また、上記感度解析結果によると、再冠水時の熱伝達係数の改善過程において、軸方向中心位置（ノード 5）の冠水と露出の繰り返しに対応する熱伝達係数の変化がみられることから、その不確かさについても評価した。

有効性評価解析のように崩壊熱が低下した状況下での二相水位の振動的な現象に関しては、実機 B W R 燃料集合体を模擬した 5 × 5 格子配列集合体を用いた実験において現象が確認されている⁽¹⁾。実験によれば、大気圧条件下

で崩壊熱が1%程度の場合、燃料集合体部保有水の蒸発に伴う緩やかな水位低下過程における二相水位は、大きな蒸気スラグの通過により最大で約150 mmの振幅で上下動すると報告されている。有効性評価解析における炉心再冠水過程では、原子炉圧力は0.2 MPa程度と本実験条件である大気圧より高い圧力下であるため、気液密度差が減少し、水位の振動は抑制される方向となると考えられるものの、本実験結果で確認された二相水位の振動的な現象は発生する可能性はあるものと考えられる。一方で、このような二相水位の振動による影響の程度を把握することを目的として、感度解析（噴霧流冷却熱伝達除外、炉心軸方向10分割）に対して、軸方向中心位置（ノード5）が完全に冠水するまで燃料被覆管温度が低下しないと仮定し、ノード5の冠水前の蒸気冷却期間のヒートアップ過程における燃料被覆管温度変化を基に設定した近似曲線を外挿することによりPCTの概略評価を行った。

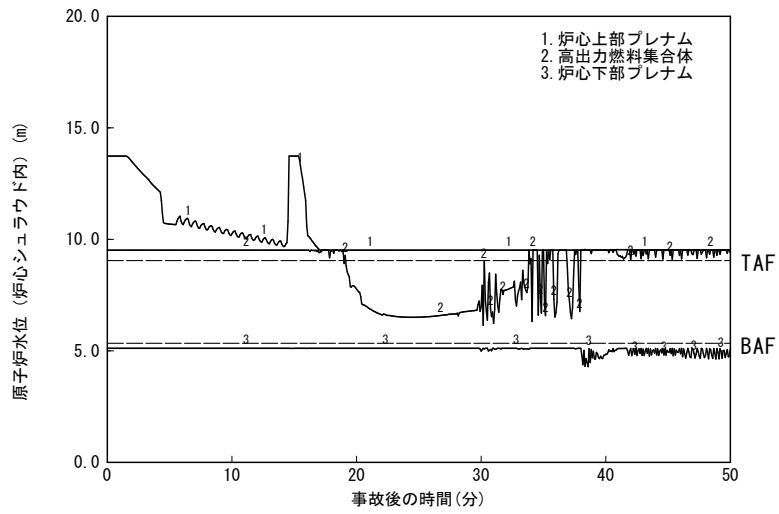
添付図5-5に原子炉水位（シュラウド内水位）変化、添付図5-6にPCT発生位置の燃料被覆管温度変化を示す。軸方向中心位置冠水時の燃料被覆管温度は約1000℃となり、ベースケースの約969℃に対して約31℃上昇する結果となった。

3. まとめ

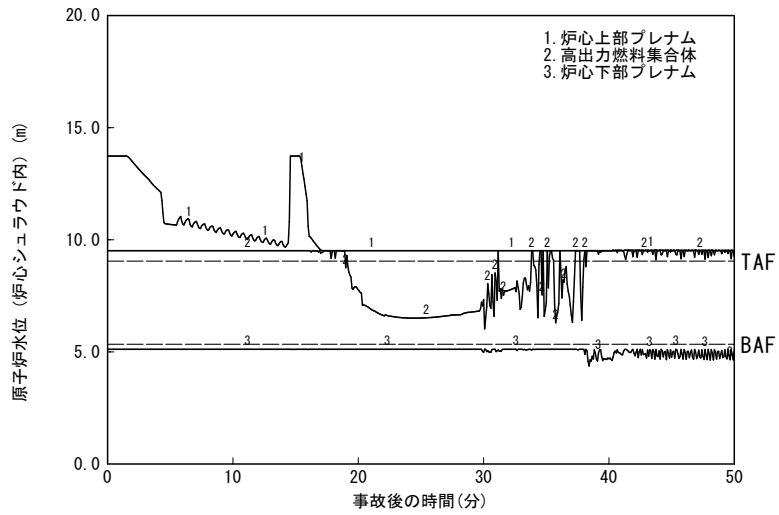
以上より、低圧代替注水設備のようなECCSと比較して注水能力が小さい注水系による炉心再冠水過程においては、噴霧流冷却熱伝達の不確かさ、また、解析における水位及び熱伝達係数の不確かさを踏まえると、全体として20℃～40℃程度の不確かさがあると推定できる。

〔参考文献〕

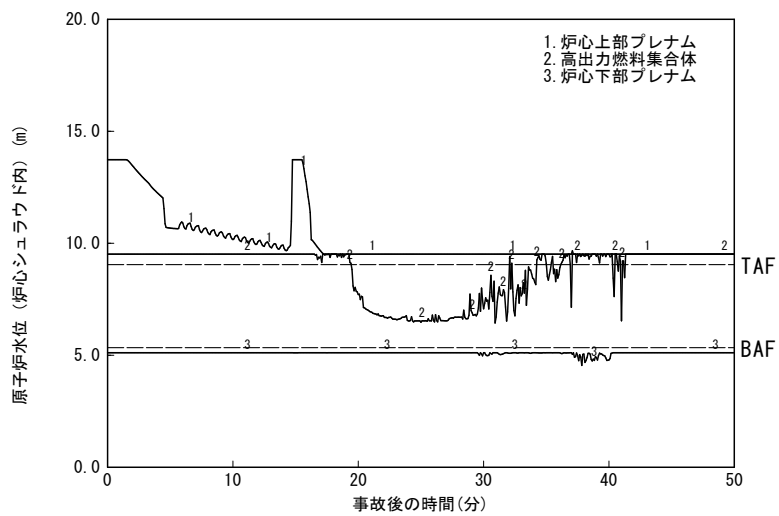
- (1) T. Arai, M. Furuya, T. Kanai, K. Shirakawa and Y. Nishi, “Coolability height of 5x5 heated rod bundle in reference to collapsed level and boiling two-phase flow dynamics,” 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, May 17-21, 2015.



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

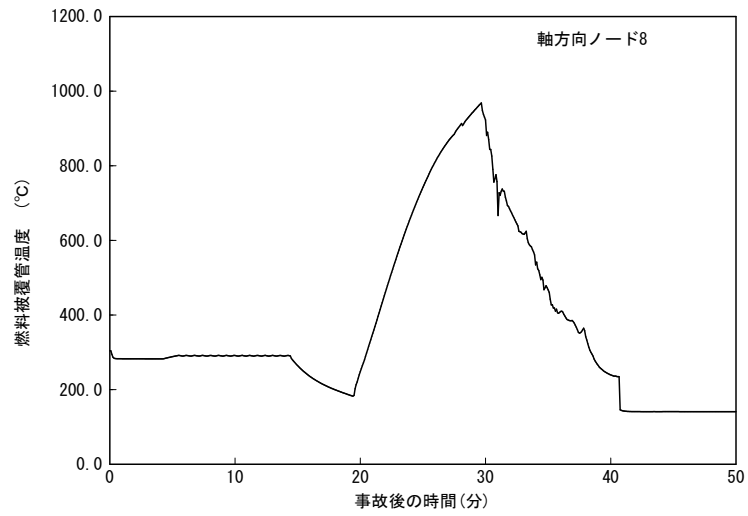


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

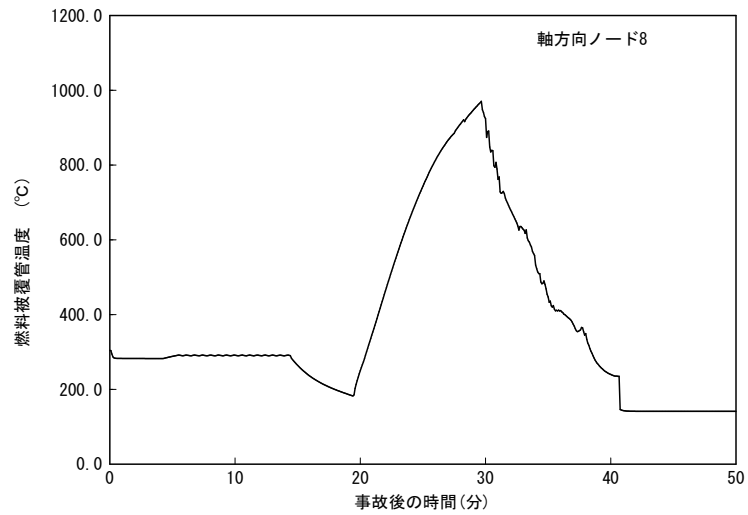


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

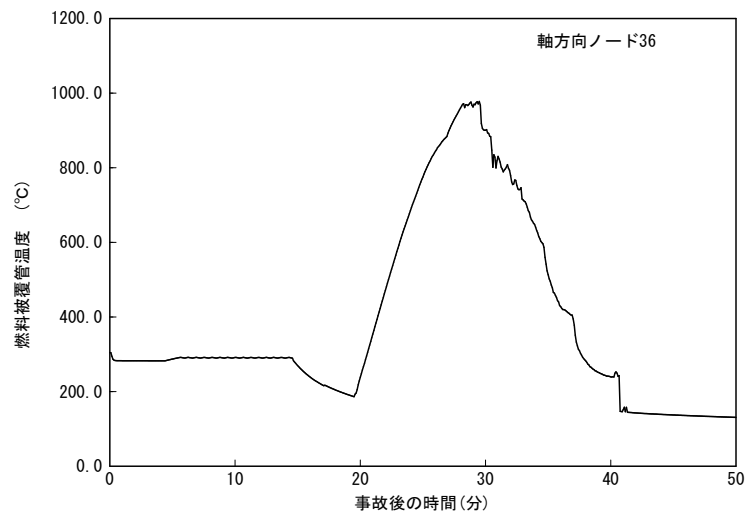
添付図 5-1 原子炉水位変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

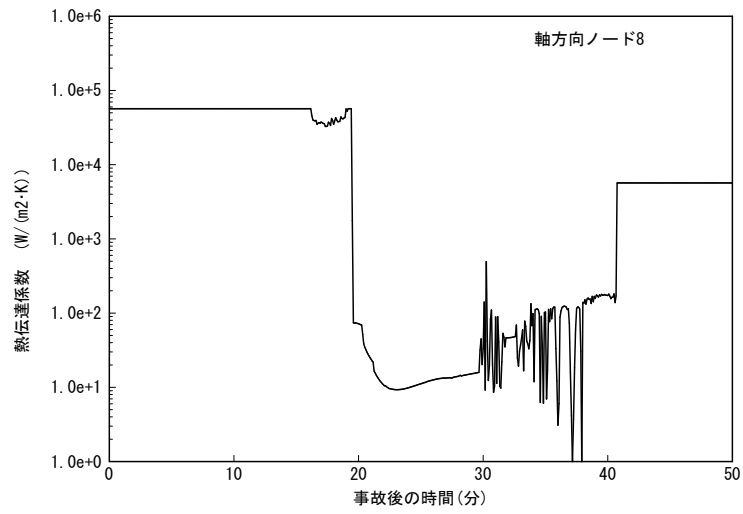


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

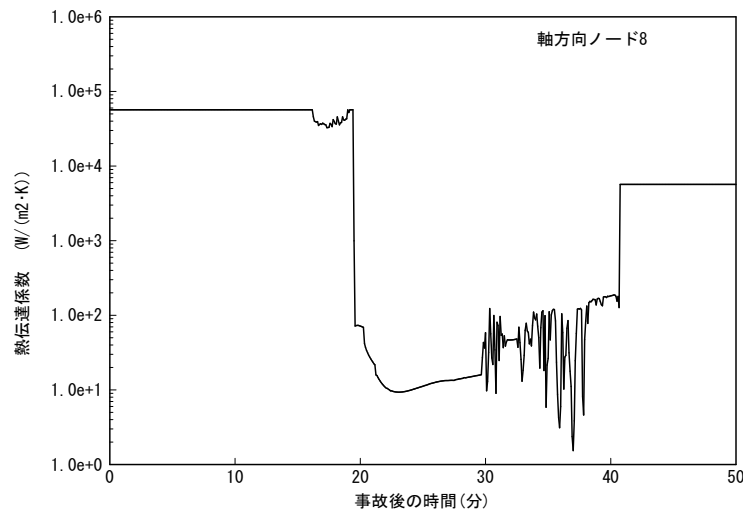


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

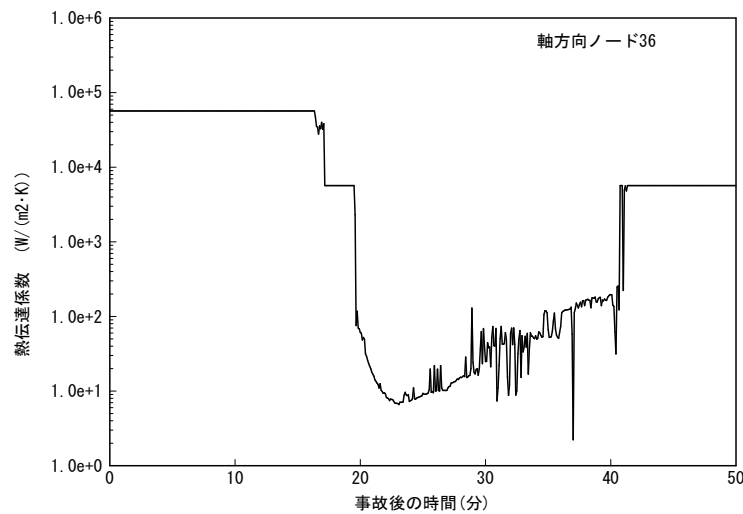
添付図 5-2 P C T 発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

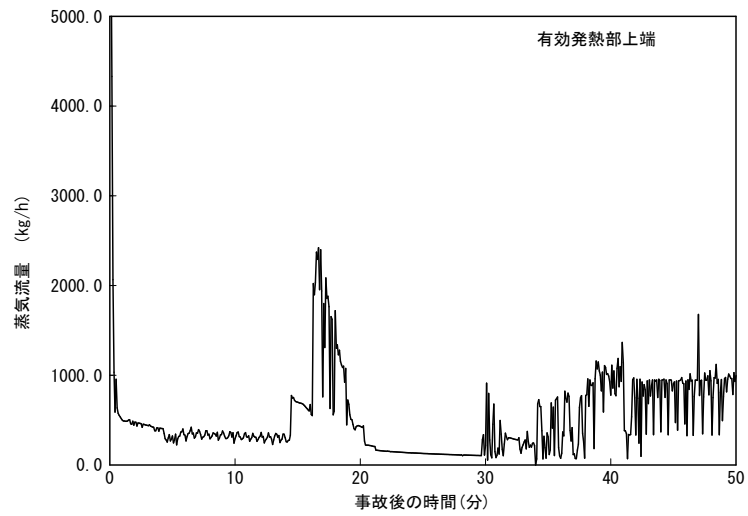


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

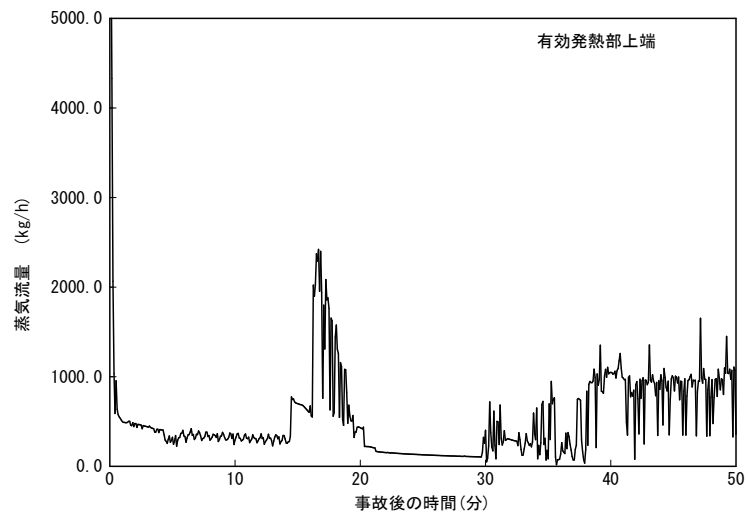


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

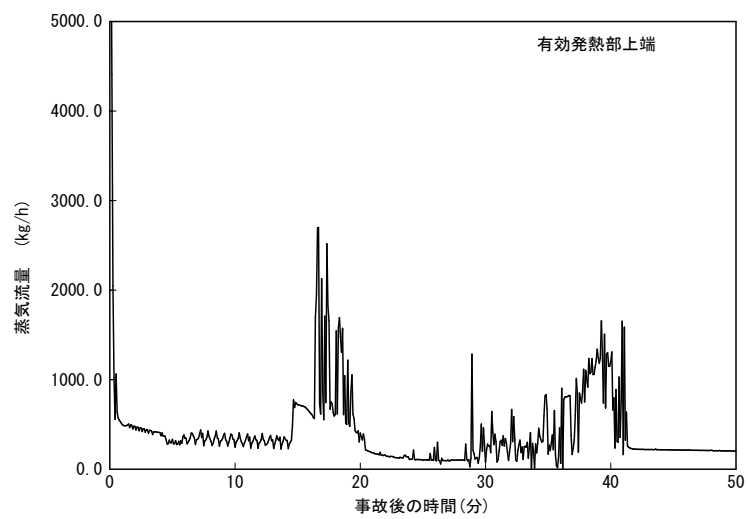
添付図 5-3 PCT 発生位置の熱伝達係数変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

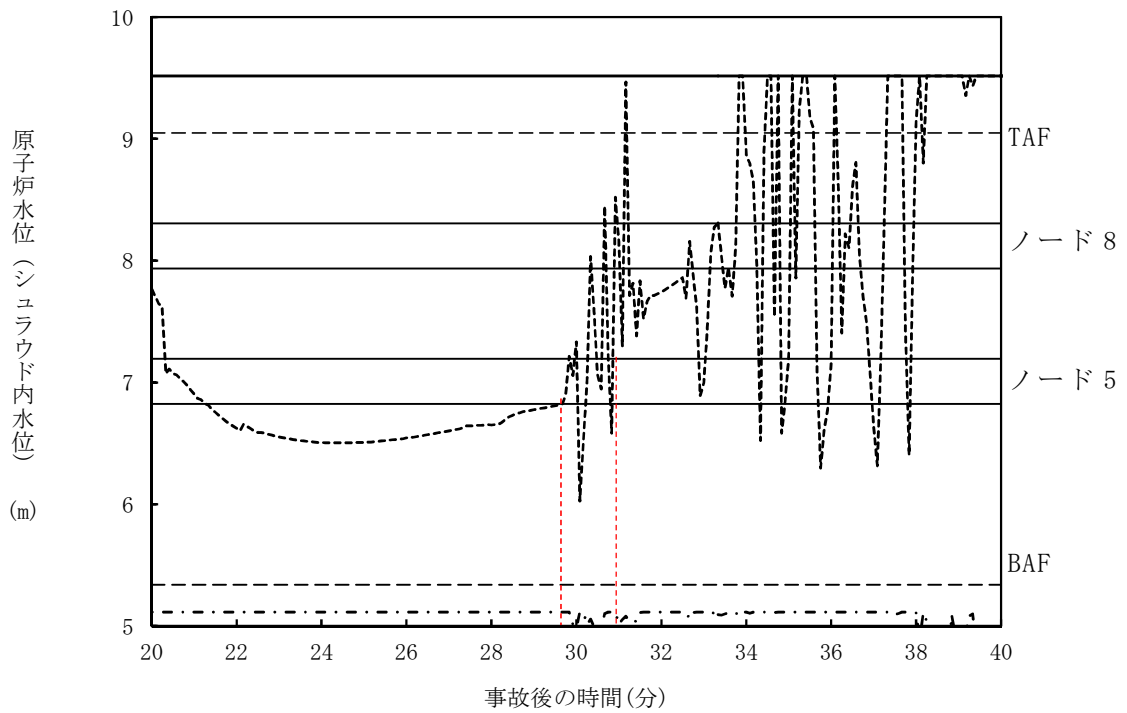


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

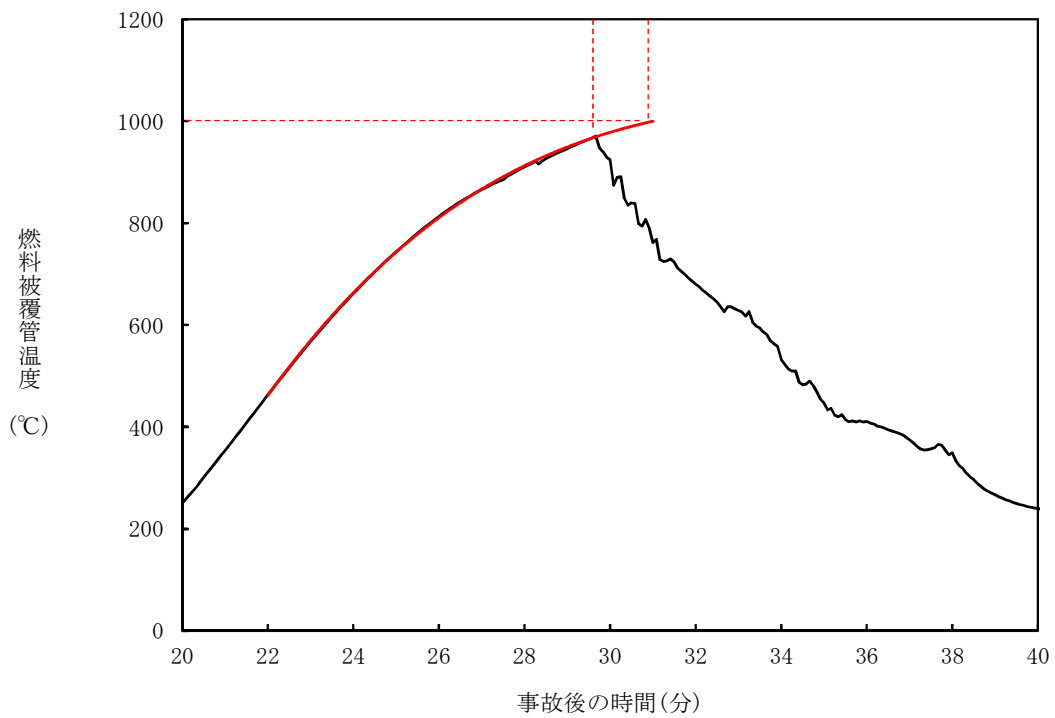


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

添付図 5-4 高出力燃料集合体の蒸気流量変化の比較



添付図 5-5 原子炉水位（シュラウド内水位）変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）



添付図 5-6 P C T 発生位置での燃料被覆管温度変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

添付6 原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について

1. はじめに

炉心損傷防止有効性評価のうち、全交流動力電源喪失及び崩壊熱除去機能喪失時では、事象発生後、主蒸気隔離弁が閉鎖し、原子炉は高圧状態に維持されるが、原子炉水位低信号により自動起動した原子炉隔離時冷却系（R C I C）による原子炉注水により、炉心は露出することなく原子炉水位は回復し、冠水を維持する。

BWRのR C I Cには、原子炉圧力容器の頂部から注水する方式と給水系から注水する方式の2種類があり、プラントにより異なる。いずれの方式でも、炉心は冠水維持されるため、炉心冷却が問題となることはないが、このうち、給水系から注水する場合の解析では、R C I Cによる注水開始から原子炉が減圧されるまでに時間遅れが生じ、その後大きな圧力低下を示す結果となっていることから、これらの原子炉圧力変化挙動について以下に説明する。

2. 解析モデル

給水系から注水する方式の場合、R C I Cからの注水は、給水ノズルを通じて炉心シュラウド外領域に注水され、給水ノズルが水中に水没している場合には、未飽和の注入水は炉心シュラウド外領域の冷却水と混合し、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度が増加する。しかしながら、炉心シュラウド外領域の水面と蒸気ドーム領域の蒸気は断熱としているため、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度の増加が原子炉圧力に直接影響することはない。このため、混合水の未飽和度の増加が原子炉圧力への影響として現れるのは、混合水が炉心下部プレナムを経由して炉心に達し、炉心の蒸気発生を抑制し、さらに炉心上部プレナム領域ボイドを潰した後、蒸気ドーム内蒸気を凝縮する計算に切替わったときとなる。ただし、この計算の切替えは、冷却材が全て未飽和となっても未飽和水の注入が継続したとき、すなわち、炉心が過冷却状態のときにのみ行われる。

3. 解析結果の説明

代表BWRの崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）時の解析結果から、添付図6に原子炉圧力、R C I Cの注水流量、炉心上部プレナム領域水位及び各領域のボイド率の推移を示す。ここで、各領域のボイド率については、下記定義による負のボイド率により各領域冷却材の未飽和度を表す。

$$\text{負のボイド率} = \frac{(\text{各部水の比容積} - \text{飽和水比容積})}{(\text{飽和水比容積} - \text{注水比容積})}$$

なお、添付図6のボイド率は、R C I C注入水の炉内流入経路に従い、下から、炉心シュラウド外領域、炉心（軸方向ノード1）、炉心（軸方向ノード12）及び炉心上部プレナム領域の順に示す。

R C I Cを給水系から注水した場合、炉心シュラウド外領域の冷却水は、ほぼ飽和にある状態からR C I C注入水と混合して未飽和となり、未飽和度が徐々に増加することを添付図6は示している。また、R C I Cの注水が継続されることによる原子炉内の冷却水の未飽和度の増加に伴い、炉心領域（軸方向ノード12）及び炉心上部プレナム領域のボイド率が減少していることを示している。

炉心領域での蒸気発生が減少してボイド率がゼロに漸近する過程で逃がし安全弁の開閉間隔が徐々に広がっていき、さらに、未飽和水が炉心上部プレナム領域に到達して炉心上部プレナム領域ボイドを潰して蒸気ドーム領域内蒸気を凝縮することで、前項記載の解析モデルの特性とあいまって原子炉圧力が大きく低下する。

4. 実機における原子炉圧力挙動について

上記に示した、炉心が過冷却となったときに生じる大きな原子炉圧力低下は、実機にて生じ得る減圧幅を過剰に見積もっている可能性がある。これは、実機では炉心内の蒸気が消失した後に自然循環流量がほぼゼロとなるため、上部プレナム内の冷却水が滞留し、特に蒸気ドーム部と接する領域に高温水が滞留すると見込まれることから、蒸気ドーム内蒸気の凝縮が抑制され、原子炉圧力の低下が大きく緩和されると考えられるためである。

また、炉心シュラウド外領域の冷却水と蒸気ドーム部蒸気との間の熱交換による原子炉圧力挙動への影響については次のように考えられる。すなわち、実機プラントにおいても、R C I Cが給水系から注水され、かつ給水ノズルが水中に水没している場合には、未飽和の注入水が炉心シュラウド外領域の冷却水と混合し、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度が増加すると考えられる。このとき、前々項記載の断熱仮定とは異なり、実機では未飽和水水面と蒸気ドーム領域の蒸気との熱交換による蒸気凝縮に伴って原子炉圧力が低下する可能性がある。しかし、R C I Cが水面下に注水されたときには蒸気ドーム内で大規模な蒸気の流れが形成されることはなく、水面近くで局所的かつ限定的な蒸気流れが生じ得るだけであることから、実機においても未飽和水水面は断熱に近く、炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度増

加による圧力低下は小さいものと考えられる。

なお、R C I Cはこれらの原子炉圧力範囲では、原子炉圧力によらず十分な注水能力を有すること、当該事象ではR C I Cの自動起動により原子炉水位は炉心より十分高い位置で維持されることから、実機と解析の差異が炉心冷却に及ぼす影響は小さいと考えられる。

5. 炉心露出が発生する事象における挙動について

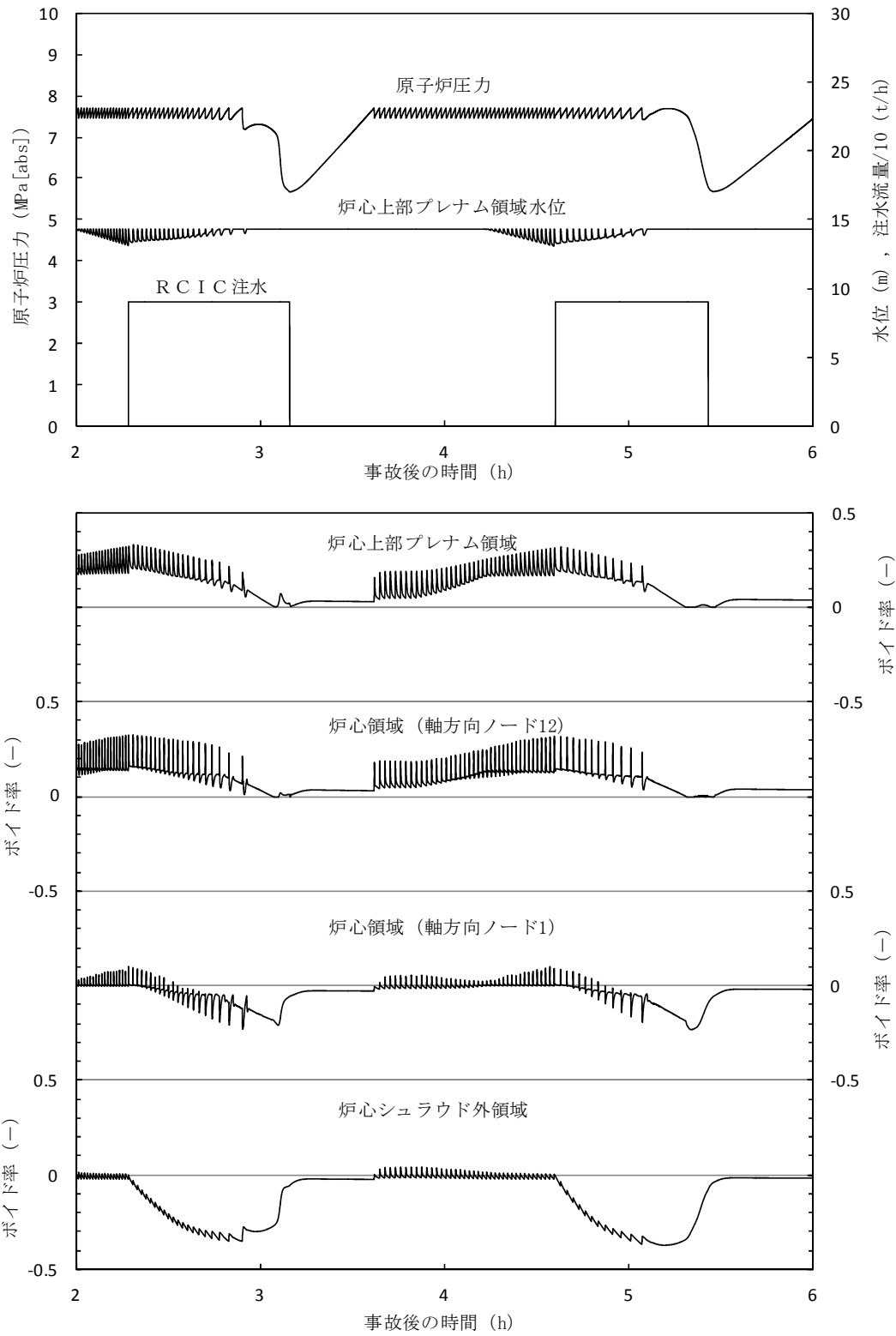
例えば、高圧・低圧注水機能喪失の評価では、逃がし安全弁を用いて原子炉減圧操作を行った後、低圧代替注水系により原子炉注水を行い、炉心露出により燃料被覆管温度が上昇した炉心を再冠水して冷却するが、上記にて説明した原子炉の圧力低下挙動は、炉心が過冷却となった時に発生する特異な挙動であり、炉心が露出するような炉心冷却が問題となる状態では過冷却状態とはならないため、発生するものではない。

また、低圧代替注水系で低圧注水系配管を介して注水する場合、注水ノズルが蒸気雰囲気中に露出しているときには、未飽和の注入水が水面より上部にある注入水の経路上の蒸気を部分的に凝縮させる。逃がし安全弁による原子炉減圧挙動を評価する際に重畳する現象として蒸気雰囲気中への注水による蒸気凝縮現象を考慮した評価がなされていることから、低圧代替注水系の注水に伴う主要な蒸気凝縮効果を取り込まれた解析がなされていると結論できる。

なお、残る蒸気凝縮現象として未飽和水からなる水面への蒸気凝縮があるが、これについては、前項4.にて説明したとおりであり、これによる圧力低下は小さいものと考えられる。

6. まとめ

S A F E Rでの解析では、R C I Cが給水系から注水される場合、注入された冷却水が炉心シュラウド外領域の冷却水と混合することにより未飽和水となり、未飽和水の流入により炉心領域の蒸気発生が抑制され、炉心上部プレナム領域ボイドを潰したのち、蒸気ドーム領域内蒸気を凝縮することで原子炉圧力が大きく低下することとなる。しかしながら、これらの挙動は、炉心が露出するような状態で発生するものではなく、また、当該事象ではR C I Cの自動起動により原子炉水位は炉心より十分高い位置で維持されるため、これらの原子炉圧力変化挙動が評価項目に及ぼす影響は小さいものとする。



添付図6 原子炉圧力，RCIC流量，上部プレナム水位及びボイド率の推移

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

Rev.09

第2部 CHASTE

目次

— C H A S T E —

1. はじめに	2-1
2. 重要現象の特定	2-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	2-2
2.2 ランクの定義	2-3
2.3 物理現象に対するランク付け	2-4
3. 解析モデルについて	2-13
3.1 コード概要	2-13
3.2 重要現象に対する解析モデル	2-14
3.3 解析モデル	2-15
3.4 入出力	2-32
4. 妥当性確認	2-34
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	2-34
4.2 BWR-FLECHT実験解析	2-37
4.3 炉心冷却実験解析	2-44
4.4 スpray冷却特性実験解析	2-54
4.5 実機解析への適用性	2-60
5. 有効性評価への適用性	2-61
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	2-61
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	2-62
6. 参考文献	2-65
添付 1 解析コードにおける解析条件	2-66
添付 2 輻射率の妥当性について	2-67
添付 3 輻射伝熱モデルの妥当性について	2-69
添付 4 前処理コード	2-73
添付 5 有効性評価における 9×9 燃料（A 型）の代表性	2-75

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、CHASTE Ver. 7 及び CHASTE Ver. 8（以下、「CHASTEコード」と称す。）について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

なお、CHASTE Ver. 7 と CHASTE Ver. 8 との相違は、 9×9 燃料格子配列の入力方法のみであり、今回の有効性評価において適用している輻射伝熱モデルは同一であるため、解析結果に影響を及ぼすものではない。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

CHASTEコードが適用される有効性評価における事故シーケンスグループは既定ではなく、SAFERコードによる炉心ヒートアップ解析結果において、燃料被覆管の温度が高温となり燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮したより詳細な輻射熱伝達計算が必要となる場合にCHASTEコードが用いられる。

したがって、炉心露出・ヒートアップが発生して燃料被覆管温度が高温になる場合を評価するため、設計基準事故のLOCAの炉心冷却の判断基準と同様に、燃料被覆管温度が評価指標である。

炉心損傷防止対策における事故シーケンスに対し、有効性評価上要求される評価項目は、以下の5点である。

- a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）
- b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）
- c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力
（最高使用圧力の1.2倍以下）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力以下）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度以下）

原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、15%に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられるb.を除く、a. c. d. e.を評価指標として取り上げる。このうち、c. d. e.はCHASTEコードの評価範囲以外であるため除外する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちCHASTEコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2-1 の定義に従って「H」, 「M」, 「L」, 及び「I」のランクに分類し, 「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価する
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち、2.1 節で述べた事象を踏まえ、2.2 節記載のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

なお、本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、S A F E R コードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、S A F E R コードの説明資料で示す。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。また、減速材直接発熱は核分裂で発生するエネルギーのうち、減速材の発熱に寄与する割合はきわめて小さい。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事象発生後スクラムするまでの時間が短く、通常運転時からの出力分布変化に対する影響が小さい。したがって、出力分布変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、制御棒反応度及び制御棒速度は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、崩壊熱は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、核熱水力不安定事象は発生しない。したがって、核的な三次元効果は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、事故直後における燃料棒内の熱を冷却材に放出する燃料ペレット径方向発熱密度分布、燃料ペレット・燃料被覆管内熱伝導及び燃料ペレット－燃料被覆管のギャップ熱伝達の影響は小さい。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、崩壊熱による燃料の発熱及び燃料棒表面から冷却材への熱伝達が燃料被覆管温度変化の支配的要因になる。原子炉減圧後の減圧沸騰により二相流動状態となった場合には、二相壁面熱伝達により冷却される。また、炉心が露出した場合には、蒸気単相流、燃料棒間の輻射熱伝達により冷却される。露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性があり、燃料棒表面熱伝達に影響する。燃料被覆管温度が高温になり、燃料棒の膨れ・破裂が発生する場合は、燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮したより詳細な輻射熱伝達計算が必要となる。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、給水流量の全喪失あるいは小破断 L O C A を起因事象としており、炉心流量の減少は緩やかに変化し、事故直後に原子炉がスクラムし原子炉出力が低下するため、燃料集合体で核沸

騰からの離脱が発生する可能性は低い。一方、事故後長期において炉心が露出する場合には、燃料被覆管温度が上昇するが、原子炉注水により炉心が再冠水することによって、最終的には核沸騰状態に遷移して冷却される。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、沸騰遷移は、輻射熱伝達を除き、原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、燃料被覆管が高温になるとジルコニウム-水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし、代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され、燃料被覆管温度はジルコニウム-水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、燃料ペレットが膨張することはなくP C M Iは発生しない。燃料被覆管が高温になり、燃料棒内圧の上昇に伴う膨れ・破裂が発生する場合には、燃料棒間の輻射熱伝達への影響、燃料集合体内の流路減少による冷却への影響がある。破裂が発生する場合には、燃料被覆管内面酸化による反応熱への影響が考えられるが、崩壊熱に比べて燃料被覆管温度への寄与は小さい。燃料被覆管の破裂により核分裂生成物が格納容器内に放出されると、格納容器雰囲気放射線モニタにより炉心損傷の判断を実施した場合、格納容器スプレイや格納容器ベントの操作タイミングに影響することとなる。ただし、この操作は事象発生後早期に行うものではない。したがって、燃料被覆管変形は燃料被覆管温度に対し重要度は中程度と考えられる。

(12) 三次元効果 [炉心 (燃料)]

本物理現象は、横方向及び縦方向からの輻射熱伝達の効果を意味している。評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射による冷却の寄与が大きくなる。有効性評価で用いるC H A S T Eコードでは、S A F E Rコー

ドの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており、縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりも燃料被覆管最高温度を高く評価する。したがって、輻射伝熱に関する三次元効果は、輻射伝熱量が増加するため、燃料被覆管温度に与える影響は結果を厳しくするものではなく重要度が低いと考えられる。

(13) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、サブクールボイドの発生は燃料被覆管温度に影響しない。原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

再循環ポンプトリップ及び代替注水設備等による原子炉注水により、原子炉圧力容器下部で温度成層化が発生する可能性があるが、事故後長期においては十分に混合され影響は無視できる。なお、沸騰・ボイド率変化は、輻射熱伝達を除き、原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達としてS A F E Rコードから引き継がれる物理現象である。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、原子炉減圧操作に伴う下部プレナムフラッシングが発生する事象であり、フラッシングにより発生したボイドを含む二相水位の変化は、炉心露出時の燃料被覆管温度に影響がある。したがって、気液分離（水位変化）は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

一方、炉心上部でのC C F L、C C F Lブレークダウンは、事象進展が緩やかなこと及び代替注水設備等による原子炉注水はダウンコマ又は炉心バイパス領域に注水されるため発生しない。炉心スプレイ系による原子炉注水が行われる場合には発生する可能性があるが、短期間であるため影響は小さい。また、炉心に冷却水が保持され水位が形成されている場合で、かつ、下部プレナムにも水位が形成される場合には、炉心下部でC C F Lが発生する可能性があるが、原子炉減圧操作を経て炉心が再冠水する過程では事象進展が緩やかであり、下部プレナムに顕著な水位が形成されることはないため、炉心下部のC C F Lは発生しない。したがって、対向流は

燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、気液分離（水位変化）・対向流は、炉心露出開始時間及び炉心再冠水時間としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(15) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性がある。炉心の一部で発生した過熱蒸気は、上部プレナムからシュラウド外に至る経路において飽和蒸気になると考えられ、熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかしながら、気液熱非平衡の影響は、(8)でも述べたように燃料棒表面熱伝達に影響するため燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、気液熱非平衡は、原子炉冷却材と燃料被覆管表面熱伝達としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失の影響は小さい。また、炉心バイパス部は、局所的な圧力損失は小さい。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、圧力損失は熱流動特性である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(17) 三次元効果 [炉心（熱流動）]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、露出した炉心が再冠水する過程においては、炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流、周辺の出力の低い燃料集合体では下降流、その他多くの燃料集合体では気液対向流が生じる可能性がある。これらの炉心の三次元的な流動状態により燃料集合体の冷却状態に差異が生じる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、三次元効果は熱流動特性である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプ

がトリップし炉心流量が早期に低下するため、強制循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。また、事故後長期において炉心が露出する場合には、原子炉水位が低下して炉心シュラウド内外の自然循環が維持できないため、自然循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、冷却材流量変化は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(19) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A後の冷却材放出により炉心露出が発生し、燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。また、原子炉減圧に伴い低圧注水量が変化するため、炉心冷却への影響が大きい。したがって、冷却材放出は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、冷却材放出（臨界流・差圧流）は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A後の冷却材流出による原子炉減圧があり、減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化が二相水位に影響する。また、原子炉への冷却水の注水により蒸気が凝縮される。炉心以外の領域の沸騰・凝縮・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し、重要度は中程度と考えられる。なお、沸騰・凝縮・ボイド率変化は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(21) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。炉心以外の領域の気液分離（水位変化）・対向流は燃料被覆管温度に対し、重要度が中程度と考えられる。なお、気液分離（水位変化）・対向流は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(22) 気液熱非平衡〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域

の気液熱非平衡は燃料被覆管温度に対し影響はない。なお、気液熱非平衡は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(23) 圧力損失 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の圧力損失は燃料被覆管温度に対し直接的な影響はないため、重要度が低いと考えられる。なお、圧力損失は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(24) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、S R Vを使用した原子炉の急速減圧あるいはL O C A後の冷却材流出により原子炉が減圧され、構造材から冷却材への熱伝達が発生する。しかし、崩壊熱に比べて寄与は小さい。したがって、構造材との熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、構造材との熱伝達は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む） [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、E C C S又は代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される事象である。したがって、E C C S（給水系・代替注水設備含む）による原子炉注水は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(26) ほう酸水による拡散 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれもほう酸水による注入を考慮していないため、ほう酸水による拡散は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(27) 三次元効果 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分が不均等になる場合があるが、事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって、三次

元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお、三次元効果は原子炉压力容器内挙動である原子炉圧力としてS A F E Rコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類	事故シーケンス		燃料被覆管の温度 が高温となる事象
	物理現象	評価指標	燃料被覆管温度
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	L
	(2)	出力分布変化	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L
	(4)	制御棒反応度効果	L
	(5)	崩壊熱	<u>H</u>
	(6)	三次元効果	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H*</u>
	(9)	沸騰遷移	H*
	(10)	燃料被覆管酸化	<u>M</u>
	(11)	燃料被覆管変形	<u>M</u>
	(12)	三次元効果	L
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	H*
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	H*
	(15)	気液熱非平衡	H*
	(16)	圧力損失	L
	(17)	三次元効果	H*
原子炉 圧力 容器 (逃がし 安全弁を 含む)	(18)	冷却材流量変化	L
	(19)	冷却材流出（臨界流・差圧流）	H*
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	M*
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	M*
	(22)	気液熱非平衡	I
	(23)	圧力損失	L
	(24)	構造材との熱伝達	L
	(25)	E C C S注水（給水系・代替注 水設備含む）	H*
	(26)	ほう酸水による拡散	I
(27)	三次元効果	L	

* S A F E Rコードから引き継ぐ物理現象についての解析モデル，妥当性確認等についてはS A F E Rコードに記載する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

CHASTEコードは、燃料集合体軸方向の任意の一断面で燃料ペレット、燃料被覆管、チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは、燃料ペレットを半径方向に最大 9 ノードに分割し、燃料集合体内燃料棒を全て 1 本ごとに取扱い、その熱的相互作用（輻射）も考慮している。また、ジルコニウム-水反応を Baker-Just の式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム-水反応を考慮する。

炉心のヒートアップ解析には通常 SAFERコードが用いられるが、CHASTEコードは、燃料被覆管の温度が高温となり、より詳細な温度計算が必要な場合に用いられる。SAFERコードでは燃料集合体内の燃料棒は平均出力燃料棒と高出力燃料棒の 2 種類しか取り扱わないが、CHASTEコードでは燃料棒やウォータロッドとチャンネルボックスの幾何学的配置（7×7, 8×8, 9×9 格子配列に適用可能）を考慮しているため、燃料集合体内の全ての燃料棒を 1 本ごとに取り扱う事が可能であり、燃料棒間及びチャンネルボックスとの詳細な輻射熱伝達計算を実施して、燃料棒 1 本ごとの温度評価が可能である。

本コードは燃料集合体の一断面での温度評価を行うコードのため、プラントの挙動は SAFERコードから境界条件として引き継ぐ。

本コードの入力は、燃料集合体及び炉心に関するデータ、過渡特性（原子炉出力の時間変化、原子炉圧力の時間変化、炉心露出時間及び再冠水時間、炉心スプレイ系による冷却開始時間、対流熱伝達係数変化等）がある。燃料被覆管温度は、SAFERコードから引き継がれる対流熱伝達とCHASTEコードにより計算される輻射熱伝達の合計の熱伝達係数に基づいて計算される。対流熱伝達係数変化等がSAFERコードから引き継がれて入力されることに伴い、SAFERコードでのモデル及び解析条件の保守性が境界条件として引き継がれる。出力として、燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、CHASTEコードは「ECCS性能評価指針」で妥当性が認められているモデルを使用しており、BWR型プラントのECCS性能評価解析（LOCA解析）に適用されている。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において重要現象に分類された物理現象（表 2-2 で「H」及び「M」に分類された物理現象）について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル	
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル	S A F E R コードの解析結果を引き継ぐため対象外
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間, 燃料棒-チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル(燃料被覆管の変形も考慮) ※
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	

※ S A F E R コードでは，高出力燃料棒から平均出力燃料棒及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射熱伝達のみを評価している。

3.3 解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

CHASTEコードの主要な計算モデルを表3-2に示す。

3.3.1 計算モデル

3.3.1.1 ノード分割

ヒートアップ計算は、燃料集合体の軸方向の任意の一断面について行う。この断面はさらに、次のようにノード分割する。

(1) 燃料棒グループ

燃料棒は、1本ごとに取り扱う。燃料集合体断面における燃料棒及びウォータロッドを全て考慮し図3-1のように燃料棒グループに分けて取り扱う。9×9配列型燃料集合体の場合、対称性から45グループに分けることができる。

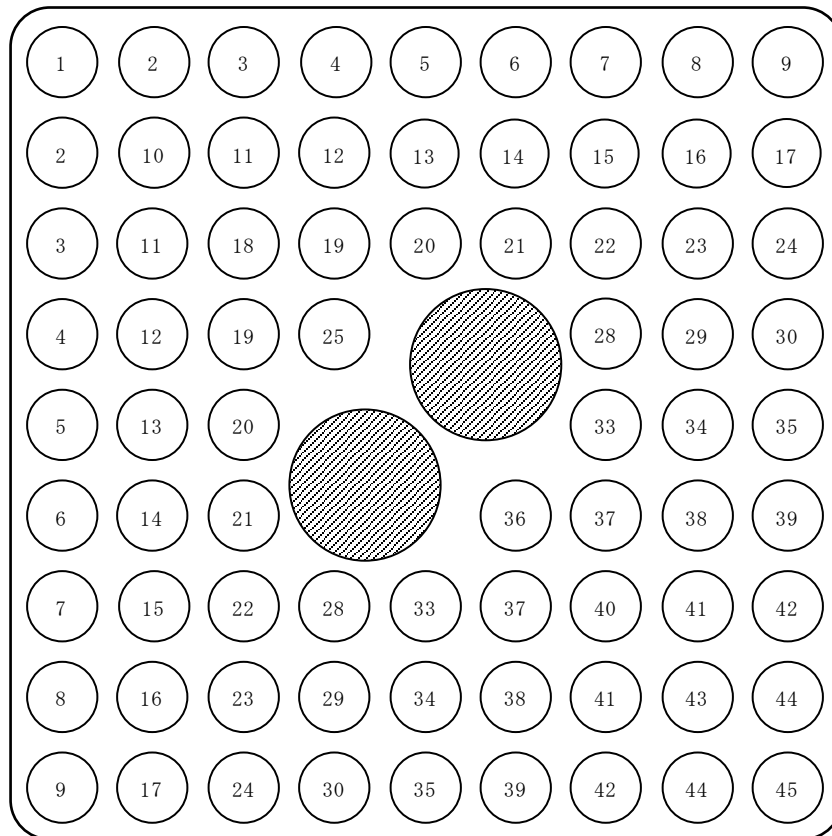


図3-1 燃料集合体の燃料棒グループ分け
(9×9燃料(A型)の例, 斜線はウォータロッド)

(2) 燃料ペレット

燃料棒は、燃料ペレットとジルカロイ製被覆管からなる。燃料ペレットは、ペレット中心とペレット表面を含め、半径方向に等間隔で最大9ノードに分け、温度分布、熱伝導を計算する。図3-2に燃料ペレットのノード分割を示す。

(3) 燃料被覆管

燃料被覆管は、図3-2のように、燃料被覆管の内表面と外表面の2つにノード分割する。燃料被覆管温度は、両表面温度の平均とする。なお、燃料被覆管は、酸化層及び非酸化層に区別して熱伝導を計算する。

(4) チャンネルボックス

チャンネルボックスは、図3-2のように、内表面と外表面の2つにノード分割する。

(5) ウォータロッド

ウォータロッドは、燃料被覆管と同様に内表面と外表面の2つにノード分割する。

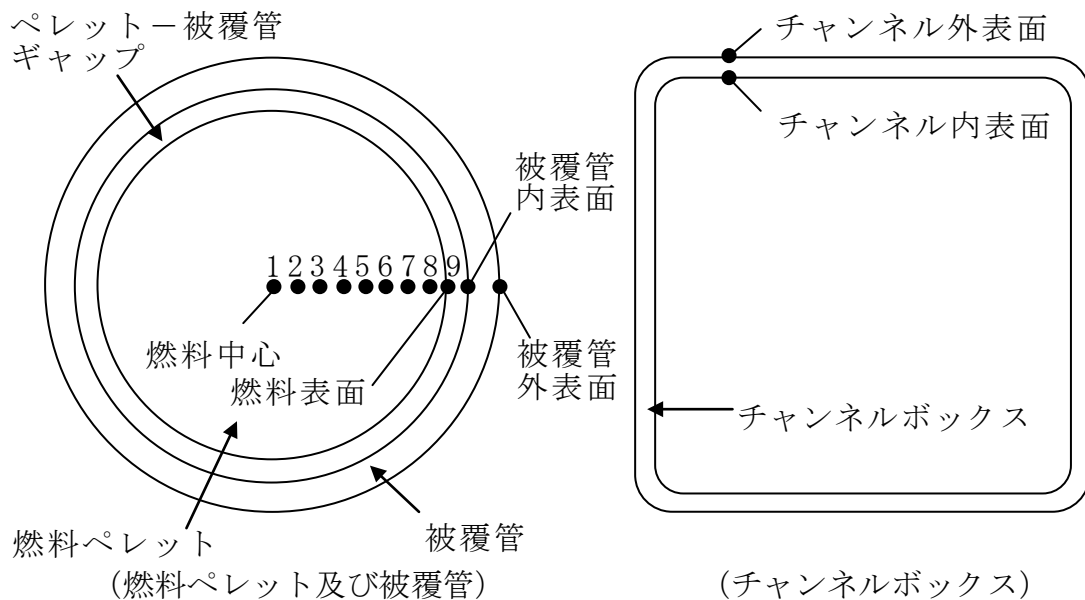


図3-2 燃料棒及びチャンネルボックスのノード分割

3.3.1.2 熱伝導方程式

燃料棒内の温度分布の計算は、燃料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックスの径方向に対して円筒一次元熱伝導方程式を用いる。ただし、これは径方向のみで、軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left[k \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q \quad (3.3.1.2-1)$$

ここで、

- ρ : 密度
- C : 比熱
- T : 温度
- t : 時間
- r : 半径方向距離
- k : 熱伝導率
- Q : 発熱量

この式はS A F E Rコードで用いられているものと同じである。

3.3.1.3 ギャップ熱伝達

過渡時の燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ熱伝達係数は、定常時のギャップ熱伝達係数評価モデルと同じ、Ross and Stoute に基づくモデル⁽⁴⁾を用いて計算する。ギャップ熱伝達係数は次の3成分からなるとする。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (3.3.1.3-1)$$

ここで、

- h_g : ギャップ熱伝達係数
- h_s : 燃料と燃料被覆管の接触による熱伝達成分
- h_f : ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分
- h_r : 燃料と燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお、ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は、燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver. 1 (以下、「PRIME」と称す。) ⁽⁵⁾ ⁽⁶⁾ から引き継ぐ。

(1) 固体接触による熱伝達成分 (h_s)

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \cdot R_4} \quad (3.3.1.3-2)$$

ここで、

- P_c : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力
- A_0 : 定数
- H_m : 燃料被覆管メイヤー硬さ
- K_m : 燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

- K_c : 燃料被覆管熱伝導率
- K_p : 燃料ペレット熱伝導率
- R_4 : 表面粗さ係数

$$R_4 = \left(\frac{R_c^2 + R_p^2}{2} \right)^{1/4}$$

- R_c : 燃料被覆管内表面粗さ
- R_p : 燃料ペレット外表面粗さ

(2) ガスによる熱伝達成分 (h_f)

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (3.3.1.3-3)$$

ここで,

- K_f : 混合ガスの熱伝導率
- C : 燃料ペレット-燃料被覆管接触圧に関する定数
- R_c, R_p : 燃料被覆管内表面粗さ及び燃料ペレット外表面粗さ
- $(g_1 + g_2)$: 混合ガスの温度ジャンプ距離
- R_{eff} : 燃料ペレットと燃料被覆管の実効半径ギャップ

(3) 輻射による熱伝達成分 (h_r)

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^4 - T_c^4)}{\left(\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_p} - 1\right)(T_p - T_c)} \quad (3.3.1.3-4)$$

ここで,

- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_p : 燃料ペレット外表面温度
- T_c : 燃料被覆管内表面温度
- ε_c : 燃料被覆管表面の輻射率
- ε_p : 燃料ペレット表面の輻射率

3.3.1.4 対流熱伝達

各燃料棒表面の対流熱伝達係数は, SAFERコードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

3.3.1.5 輻射熱伝達

輻射熱伝達モデルは、以下のような仮定としている。

- ① 輻射伝熱は、水平方向二次元体系として、物体間の輻射伝熱を評価する。
- ② 全ての物体の表面は灰色として、灰色体輻射係数を物体間の輻射率と形態係数から設定する。
- ③ 各物体の表面温度は一様とする。
- ④ 物体から他の物体への輻射、及び、物体から他の物体に反射する輻射熱は、水平方向二次元体系で等方的に反射される。
- ⑤ 輻射率は、燃料棒間又は燃料棒－チャンネルボックス間に対し、ジルコニウム合金の値を設定する。
- ⑥ 形態係数は、幾何形状配置における全ての燃料棒に着目し、近接する燃料棒、ウォータロッド及びチャンネルボックスに対して設定し、燃料棒の膨れが生じた場合には、形状の変化に応じて再設定される。
- ⑦ 部分長燃料棒は、部分長燃料棒の上部にも出力燃料棒*が存在すると仮定することで、発熱体からの放射及び輻射熱の反射効果が大きくなり、除熱量が減少するため、輻射伝熱量は保守的に評価される。
- ⑧ 炉心スプレイ等の作動により、蒸気が存在する場合には、蒸気又は液滴による輻射熱の吸収は考慮しない。

※ 部分長燃料棒の上部の出力設定として、部分長燃料棒の有効発熱部上端を含む断面の出力分布を仮定する方法や、平均出力燃料棒の出力を仮定する方法がある。

(1) 輻射熱伝達係数

燃料棒間及び燃料棒－チャンネルボックス間の輻射による熱伝達を次のように評価する。

物体*i*から系内の全ての物体*j*に対する等価輻射熱伝達係数は次式となる。

$$h_{r,i} = \frac{\sigma}{T_i - T_{sat}} \sum_{j=1}^{JMAX} F_{i-j} (T_i^4 - T_j^4) \quad (3.3.1.5-1)$$

ここで、

- | | | |
|-----------|---|--|
| $h_{r,i}$ | : | 物体 <i>i</i> の等価輻射熱伝達係数 |
| $JMAX$ | : | 系内の物体 <i>j</i> の数 |
| F_{i-j} | : | 物体 <i>i</i> から物体 <i>j</i> への灰色体輻射係数
(形態係数と輻射率から求まる) |
| σ | : | Stefan-Boltzmann 定数 |
| T_i | : | 物体 <i>i</i> の表面温度 (絶対温度) |
| T_j | : | 物体 <i>j</i> の表面温度 (絶対温度) |
| T_{sat} | : | 飽和温度 (絶対温度) |

(2) 灰色体輻射係数

(3.3.1.5-1) 式中の灰色体輻射係数の算出法を記載する。

物体 i からの輻射に起因して、物体 j に到達する輻射熱流束割合を H_{ij} とおく。物体 j での吸収される熱流束割合は $H_{ij}\varepsilon_j$ 、物体 j で反射される熱流束割合は $H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ である。

物体 i からの輻射に起因して、物体 j の単位面積から反射される熱流束割合を ${}_iR_j$ とおくと、 ${}_iR_j \equiv H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ より以下のように表される。

$$H_{ij} = \frac{{}_iR_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-2)$$

ここで、輻射率と吸収率は同一であるため、物体 i からの輻射に起因して、物体 j で吸収される熱流束割合は (3.3.1.5-2) より以下のように表される。

$$H_{ij}\varepsilon_j = {}_iR_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-3)$$

灰色体輻射係数 F_{i-j} は、物体 i からの輻射熱流束が物体 j で吸収される割合であり、(3.3.1.5-3) 式より次式が成立する。

$$A_i F_{i-j} = {}_iR_j A_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \quad (3.3.1.5-4)$$

ここで、

A_i : 物体 i の表面積

A_j : 物体 j の表面積

${}_iR_j$: 物体 i からの輻射に起因して、物体 j の単位面積から反射される熱流束割合

ε_j : 物体 j の輻射率

(燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態の輻射率として 0.67, 水膜で濡れた状態の輻射率として 0.96 を用いる。添付 2 に輻射率の妥当性を示す。)

F_{i-j} : 物体 i から物体 j への灰色体輻射係数
(形態係数と輻射率から求まる)

${}_iR_j$ が決まれば、物体 i から物体 j への灰色体輻射係数 F_{i-j} が求まる。 ${}_iR_j$ は物体 i から直接物体 j に到達する輻射、及び、物体 i から他の物体で反射して物体 j に到達する輻射を考慮して、熱バランスから次のように求められる。

$$\{ {}_i R \} = -\varepsilon_i [K']^{-1} \{ f_i \} \quad (3.3.1.5-5)$$

N個の物体についての表面積、輻射率及びN×N個の形態係数がわかれば、N個の行列方程式を解くことにより、全ての*i*と*j*について、輻射による熱流束割合 ${}_i R_j$ が求まる。そして、灰色体輻射係数は(3.3.1.5-4)式から求めることができる。

ここで、

$$\{ {}_i R \} \equiv \begin{Bmatrix} {}_i R_1 \\ {}_i R_2 \\ {}_i R_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ {}_i R_N \end{Bmatrix}, \quad \{ f_i \} \equiv \begin{Bmatrix} f_{i1} \\ f_{i2} \\ f_{i3} \\ \vdots \\ \vdots \\ f_{iN} \end{Bmatrix}$$

$$K' = \begin{bmatrix} (f_{11} - \rho_1) & f_{12} & f_{13} & \cdots & f_{1N} \\ f_{12} & (f_{22} - \rho_2) & f_{23} & \cdots & f_{2N} \\ f_{13} & f_{23} & (f_{33} - \rho_3) & \cdots & f_{3N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_{1N} & f_{2N} & f_{3N} & \cdots & (f_{NN} - \rho_N) \end{bmatrix}$$

$$\rho_i \equiv 1/(1 - \varepsilon_i)$$

f_{ij} : 物体*i*から物体*j*への形態係数

(3) 形態係数

形態係数の計算は、燃料集合体の燃料棒配列に基づき4つのグループに分類して行う。図3-3に形態係数計算体系を示す。

a. 第1近接（隣接）燃料棒

図3-3における燃料棒①と②の関係であり、燃料棒間に障害となる他の燃料棒はない。対象となる燃料棒は着目燃料棒の位置により異なるが、最大4本である。

b. 第2近接燃料棒

図3-3における燃料棒①と③の関係であり、燃料棒間には障害となる燃料棒が2本（第1近接燃料棒②と⑤）存在する。対象となる燃料棒は最大4本である。

c. 第3近接燃料棒

図3-3における燃料棒①と④の関係であり、燃料棒間には障害となる燃料棒が2本（第1近接燃料棒⑤と第2近接燃料棒③）存在する。対象となる燃料棒は最大8本である。

d. チャンネル

チャンネルは、4本の第1近接（隣接）燃料棒、4本の第2近接燃料棒及び8本の第3近接燃料棒が全てそろわない位置の燃料棒との関係になる。チャンネルは1ノードとして扱い、自身への形態係数も含める。

e. ウォータロッド

ウォータロッドは、燃料棒と同様に形態係数を求める。太径ウォータロッドについても、その座標及び径から形態係数が求められる。

f. 部分長燃料棒

輻射伝熱の観点からは、稠密体系の方が燃料被覆管温度を高め評価するため、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定する。

着目燃料棒と第1近接燃料棒及び第2近接燃料棒間の形態係数は、円筒形のピンの形態係数を計算するVIEWPINコード⁽⁷⁾のモデルを使用して計算する。また、着目燃料棒と第3近接燃料棒あるいはチャンネル間の形態係数は、着目燃料棒の形態係数の総和が1.0となることから逆算して求められる。

以上より、CHASTEコードの輻射熱伝達モデルは、有効性評価解析で必要となる燃料集合体断面の幾何学的配置を考慮した、燃料被覆管、チャンネルボックスのより詳細な温度評価が可能であり、燃料棒の膨れによる変形も考慮することができる。したがって、有効性評価解析に適用可能なものであると考えている。

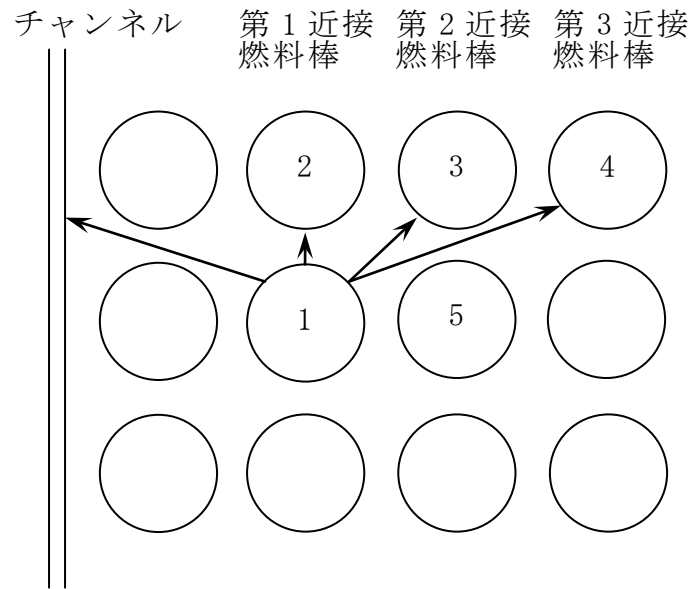


図 3-3 CHASTEコードの輻射熱伝達計算における形態係数計算体系

3.3.1.6 熱源

燃料内での熱発生量は、崩壊熱の時間変化により変わり、次式で与えられる。

$$\dot{Q} = V_f P_0 F_f \left(\dot{Q} / \dot{Q}_0 \right) \quad (3.3.1.6-1)$$

ここで、

\dot{Q}	:	燃料の崩壊熱
V_f	:	燃料ノードの体積
P_0	:	燃料棒線出力密度
F_f	:	出力ピーキング
\dot{Q} / \dot{Q}_0	:	規格化した崩壊熱

なお、上式の規格化した崩壊熱は、核分裂による発生熱、核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱を含み、初期出力に対する割合を時間の関数として入力する。

有効性評価では、核分裂による出力変化はREDY等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化、崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979⁽³⁾に基づく計算結果を使用する。

3.3.1.7 ジルコニウム-水反応

燃料被覆管温度が高くなると、ジルコニウム-水反応による発熱が顕著になるが、これによる発熱量及び酸化量は、下記の Baker-Just の式⁽⁸⁾により計算する。この場合、燃料被覆管の温度上昇に伴う膨れを計算し、燃料被覆管に破裂が発生する場合は、その時点以降、燃料被覆管の外表面だけでなく内面においてもジルコニウム-水反応が生じるものとし、Baker-Just の式を適用する。

(1) 酸化割合

ジルコニウム-水反応は、蒸気の供給不足により制限されることがないものと仮定する。燃料被覆管の酸化厚さの割合は、次式で計算する。

$$\dot{th}_{ox} = \frac{R_1}{th_{ox}} \exp\left(-\frac{R_2}{T_R}\right) \quad (3.3.1.7-1)$$

ここで、

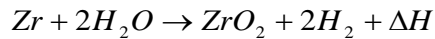
\dot{th}_{ox}	:	酸化厚さの割合
th_{ox}	:	酸化厚さ

T_R : 燃料被覆管温度
 R_1, R_2 : Baker-Just の式に基づく定数

(2) 発熱割合

ジルコニウム－水反応による反応熱は水や蒸気が持続的に供給され得ると仮定する。この2つの仮定により反応熱を大きく見積もる。

化学反応式は次式で与えられる。



ここで、 ΔH は反応熱であり、燃料被覆管温度の関数として次式で表わされる。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \quad (3.3.1.7-2)$$

ここで、

R_3, R_4 : Baker-Just の式に基づく定数
 T : 燃料被覆管温度

発熱割合は、反応熱と燃料被覆管酸化量割合の積であり、燃料被覆管酸化量割合は燃料被覆管の密度、表面積及び酸化厚さ割合の積である。

したがって、発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{Zr} = \Delta H \cdot \rho_{Zr} \cdot A \cdot \dot{th}_{ox} \quad (3.3.1.7-3)$$

ここで、

\dot{Q}_R : 発熱割合
 ΔH : 反応熱
 \dot{M}_{Zr} : 燃料被覆管酸化量割合
 ρ_{Zr} : 燃料被覆管密度
 A : 燃料被覆管表面積
 \dot{th}_{ox} : 酸化厚さ割合

3.3.1.8 燃料被覆管の膨れ、破裂

C H A S T E コードは、過渡時の燃料被覆管の膨れ、破裂を考慮している。燃料被覆管の膨れは、燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し、燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め、燃料被覆管の歪み量をこの周方向応力に基づき求めている。また、燃料被覆管の破裂は実験に基づく周方向応力の限界曲線に基づいて判定する。

(1) 燃料棒内圧計算

燃料棒内圧は、燃料棒プレナム部とギャップ部の圧力が等しいとして、温度及び体積の変化を考慮して次式で計算する。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \quad (3.3.1.8-1)$$

ここで、

P_g	:	燃料棒内圧
V_F	:	燃料棒ギャップ体積
V_P	:	燃料棒プレナム体積
T_F	:	燃料棒ギャップ温度
T_P	:	燃料棒プレナム温度
N	:	燃料棒内ガスのモル数
R	:	気体定数

(2) 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力は、燃料棒内外圧差より次式で計算する。ここで、冷却材圧力は S A F E R コードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

$$\sigma = \frac{Di}{2t} (P_g - P) \quad (3.3.1.8-2)$$

ここで、

σ	:	周方向応力
Di	:	燃料被覆管内径
t	:	燃料被覆管肉厚
P_g	:	燃料棒内圧
P	:	冷却材圧力

(3) 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪は、弾性領域では燃料被覆管の周方向応力から次式により計算する。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \quad (3.3.1.8-3)$$

ここで、

ε	:	燃料被覆管の歪
σ	:	燃料被覆管の周方向応力
E	:	ヤング率
ν	:	ポアソン比

また、塑性変形は、Hardy 等の実験データに基づき燃料被覆管破裂を起こす温度より 200° F 低い温度に達した時点から始まるとする。図 3-4 に破裂前の燃料被覆管の歪を温度（破裂温度－燃料被覆管温度）の関数として示す。図中の実線より、燃料被覆管温度での歪量が求まる。

(4) 燃料被覆管の破裂

燃料被覆管の破裂は、燃料被覆管の温度が上昇して燃料被覆管の内圧による周方向応力とその温度における引張り強さを超えた時点で発生する。図 3-5 に燃料被覆管に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管周方向応力の関係を示す。燃料被覆管の破裂は、実験データのベストフィット曲線に基づいて判定する。

破裂後の最終的な変形量は、破裂以前の燃料棒内外圧差によって異なる。したがって、実験データを燃料被覆管の周方向応力で整理することにより以下の値としている。

低応力領域 ($\sigma \leq 1500 \text{ psi}$) ;	$E_L = 0.23$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.16$	(外側燃料棒)
高応力領域 ($\sigma > 1500 \text{ psi}$) ;	$E_L = 0.15$	(内側燃料棒)
	$E_L = 0.11$	(外側燃料棒)

ここで、 σ は燃料被覆管の周方向応力、 E_L は半径方向の歪量を初期の半径で割ったものである。

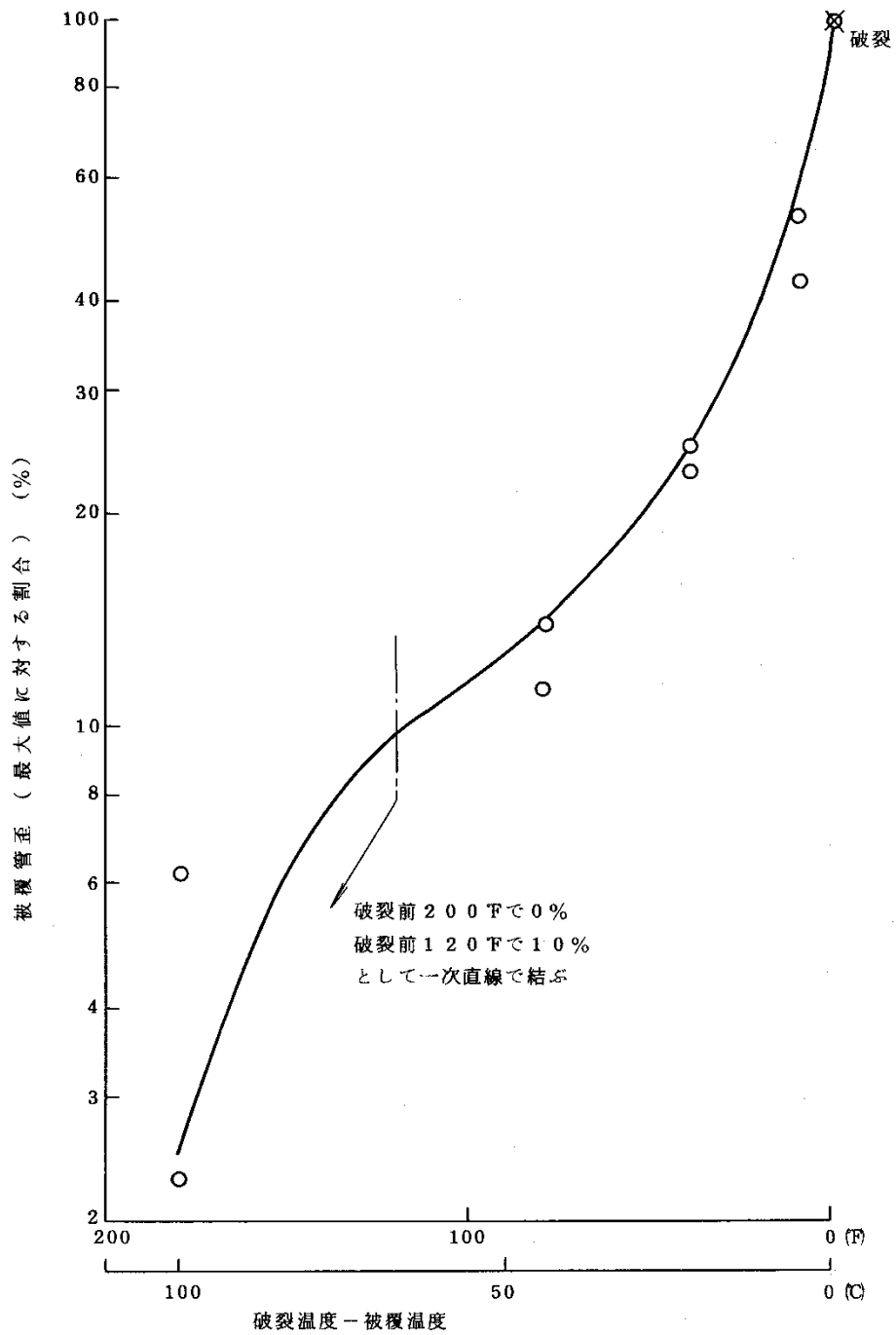


図 3-4 塑性変形量と破裂前の燃料被覆管温度の関係

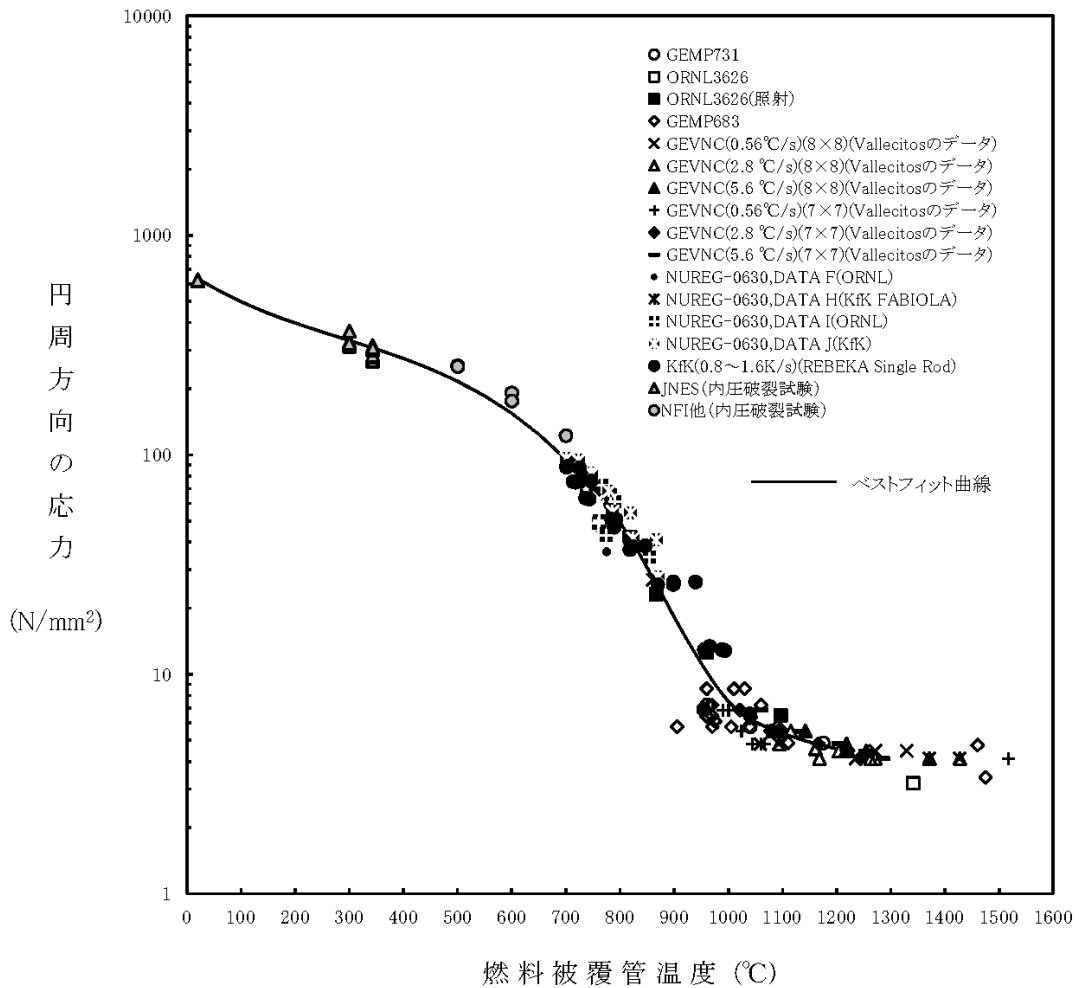


図 3-5 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

表 3-2 C H A S T E コードの計算モデル一覧

項 目		計算モデル
ノード 分割	燃料集合体	軸方向の任意の一断面の燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスを模擬し，燃料棒を全て1本ごとに取扱う（図 3-1）
	燃料棒	燃料ペレットを半径方向に最大 9 ノードに分割（図 3-2） 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し，円筒次元熱伝導方程式を用いる
熱伝達 モデル	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデルを用いる なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は燃料棒熱機械設計コード P R I M E から引き継ぐ
	対流熱伝達	S A F E R コードの解析結果から時間の関数として引き継ぐ
	輻射熱伝達	解析対象の評価位置断面が露出した以降は，燃料棒間及び燃料棒－チャンネル壁間の輻射熱伝達を考慮
その他	熱源	核分裂による発生熱，崩壊熱及びジルコニウム－水反応による発熱を考慮 燃料棒出力は核分裂による発生熱と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮した燃料棒出力時間変化データを入力
	ジルコニウム－水反応	Baker-Just の式
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計算し，破裂は燃料被覆管周方向応力のベストフィット曲線により判定する（図 3-5）

3.4 入出力

CHASTEコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。CHASTEコードのインプットデータは以下のとおり構成される。CHASTEコードのインプットデータの元となる燃料データ，過渡特性を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 燃料データ（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，局所出力及び燃焼度分布，断面平均燃焼度，物性）
- ② 過渡特性（原子炉出力，原子炉圧力及び燃料被覆管表面对流熱伝達係数の時間変化，炉心露出及び再冠水時間）

上記をインプットデータとして，炉心ヒートアップ解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 燃料被覆管温度
- ② ジルコニウム-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

(燃料データ)

- ・ 幾何形状
- ・ 燃料棒出力
- ・ 初期状態
- ・ 局所出力及び燃焼度分布
- ・ 断面平均燃焼度
- ・ 物性

(過渡特性)

- ・ 原子炉出力時間変化
- ・ 原子炉圧力時間変化
- ・ 対流熱伝達係数時間変化
- ・ 炉心露出，再冠水時間

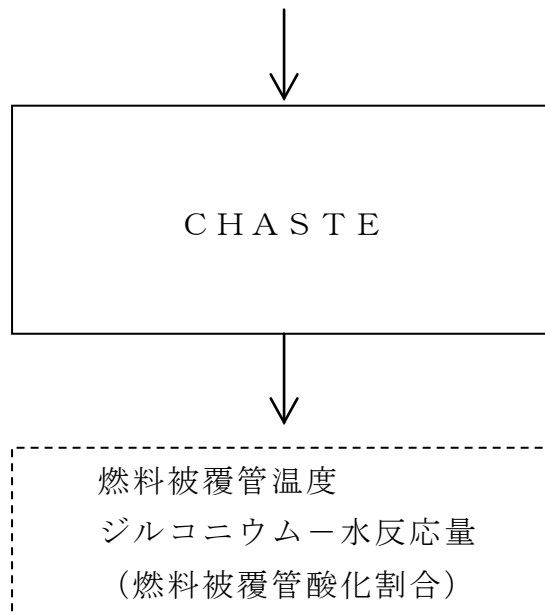


図 3-6 CHASTE コードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

CHASTEコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 以降に示すが、それらの要約を 4.1.1, 4.1.2 及び 4.1.3 に示す。

CHASTEコードは、BWRのLOCAを模擬したECCS冷却実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性が確認されている。

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は、信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値を事象発生後の原子炉出力変化として入力している。このため、CHASTEコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達については、対流熱伝達はSAFERコードの解析結果より引き継いでおり、LOCAを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とSAFERコードによる実験解析結果を比較することにより、SAFERコードの熱伝達モデルの妥当性を確認していることから、CHASTEコードにおける燃料棒表面熱伝達のうち対流熱伝達の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管酸化については、3.3.1.7に記載したとおり、蒸気供給制限がなく、反応温度まで上げるためのエネルギーはないものと仮定し、反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため、CHASTEコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については、3.3.1.8に記載したとおり、燃料被覆管の歪み量を計算し、燃料被覆管の破裂を判定する破裂限界曲線には実験値とよく一致するベストフィット曲線に基づき現実的な条件を適用していることから、CHASTEコードにおける燃料被覆管変形の妥当性確認は不要とした。

以上より、重要現象に対する妥当性確認については、BWRのLOCAを模擬したECCS冷却実験結果と実験解析結果との比較において、燃料被覆管温度に着目してCHASTEコードの妥当性を確認する。

4.1.1 BWR－FLECHT 実験解析

米国AEC（現NRC）の出資のもとに行われたBWR－FLECHT実験により，BWRのLOCA時のECCSによる炉心冷却メカニズムの解明と燃料被覆管温度を予測する炉心ヒートアップモデルの妥当性確認が行われた。その結果，スプレイ冷却及び輻射の組合せによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

4.1.2 炉心冷却実験解析

GE社による炉心スプレイ冷却と炉心再冠水冷却実験に基づき，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行い，実験解析の大部分の結果が実験結果を上回ることが確認された。また，実験と解析結果の主要な差は，実験のスプレイ冷却が解析のスプレイ冷却に対して上回っていることによる。

4.1.3 スプレイ冷却特性実験解析

実機9×9燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体実験装置を用いたスプレイ冷却特性実験に基づき，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認が行われた。その結果，スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル		BWR-FLECHT 実験解析	炉心冷却実験解析	スプレイ冷却特性 実験解析	BWRのLOCA 模擬試験
炉心 (核)	崩壊熱*	崩壊熱モデル		—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝 達モデル *	SAFERコー ドの解析結果を 引き継ぐ	—	—	—	—**
		輻射熱伝 達モデル	燃料棒間, 燃料棒 —チャンネルボ ックス間の輻射 熱伝達評価モデ ル(燃料被覆管の 変形も考慮)	表 4-2 図 4-4 図 4-5 図 4-6	表 4-3 表 4-4 図 4-9	図 4-14 図 4-15	—
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム—水反応モデ ル		—	—	—	—
	燃料被覆管変形*	膨れ・破裂評価モデル		—	—	—	—
炉心 (熱流 動)	沸騰・ボイド率変化 気液分離(水位変 化)・対向流	二相流体の流動モデル		—	—	—	—**
	気液熱非平衡	対流熱伝 達モデル *	SAFERコー ドの解析結果を 引き継ぐ	—	—	—	—**
原子炉 圧力 容器	冷却材放出(臨界 流・差圧流)	臨界流モデル		—	—	—	—**
	沸騰・凝縮・ボイド 率変化 気液分離(水位変 化)・対向流	二相流体の流動モデル		—	—	—	—**
	ECCS注水(給水 系・代替注水設備含 む)	原子炉注水系モデル		—	—	—	—**

* 4.1に記載の理由により, 妥当性確認が不要である重要現象

** SAFERコードの評価範囲による物理現象であり, SAFERコード
に記載する。

4.2 BWR-FLECHT実験解析⁽⁹⁾

(1) 概要

米国AEC（現在のNRC）の出資のもとにGE社が行った実験であり、BWR実機の7×7燃料集合体1体を実寸大で模擬し、ジルカロイ被覆管を用いた5種類の集合体とステンレス製被覆管を用いた5種類の集合体を電気加熱して、BWRのLOCA時の条件を模擬した実験及び定常実験を約150ケース行った。実験は、集合体上部からのスプレイ冷却実験、集合体下部からの冷却材流入による再冠水冷却実験及び両者を模擬した実験の3種類が行われた。図4-1に実験装置を示す。

本実験より、BWRのLOCA時のECCS作動期間中の熱伝達メカニズムの解明と被覆管温度を適切に予測可能な炉心ヒートアップ計算モデルを開発した。また、モデルの妥当性確認も行われ、スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(BWR-FLECHT : The Boiling Water Reactor Full Length Emergency Cooling Heat Transfer test program)

(2) 実験条件

BWR-FLECHT実験の主要な条件を以下に示す。

- | | |
|---------------|---|
| ① 冷却モード | 上部スプレイ，再冠水，スプレイと再冠水 |
| ② 模擬燃料集合体形状 | 実機BWRの実寸大7×7型 |
| ③ 模擬燃料被覆管材質 | ステンレス鋼，ジルカロイ-2 |
| ④ 冷却材流量 | 集合体当たりスプレイ流量：2.45～5.0 gpm
冠水速度：1～6 inch/s
スプレイと冠水：3.25 gpm，6.0 inch/s |
| ⑤ 冷却開始時の被覆管温度 | 875～2250° F（約468～1232°C） |
| ⑥ 集合体出力 | 100～325 kW |
| ⑦ 被覆管最高温度 | 1300～2700° F（約704～1482°C） |
| ⑧ 模擬燃料棒内ガス圧力 | 加圧なし |
| ⑨ 系統圧力 | 15～300 psia |

なお、ジルカロイ被覆管の集合体は、4種類の集合体がスプレイ冷却の条件下で実験され、ステンレス鋼被覆管の集合体はスプレイ及び再冠水冷却の条件下で実験された。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルによる解析は、ジルカロイ被覆管を用いたスプレー冷却実験 3 ケースについて実施している。実験解析の例として、表 4-2 に集合体 (Zr2K) を使用した実験結果 (最高温度及び発生時間) と解析結果の比較を示す。炉心ヒートアップ計算モデルは、ジルコニウム-水反応量 (被覆管の酸化量) 計算として Baker-Just の式が組み込まれているが、F L E C H T 実験から、Baker-Just の式で計算される酸化量は、実験値の約 2 倍大きい値となることが分かった。したがって、実験解析では許認可解析用の計算条件 (100%MWR) の他に、ジルコニウム-水反応量を 1/2 としたケース (50%MWR) についても解析している。

なお、集合体の模擬燃料棒配置は図 4-2 に示すとおりであり、グループ 5 の 20 本及びグループ 18 の 9 本は温度計測のない模擬燃料棒である。また、グループ 19 は熱電対の故障がある。また、図 4-3 に局所出力分布を示す。

図 4-2 に示した集合体の燃料棒配置における代表的な燃料棒グループについて、スプレー冷却開始後の被覆管温度変化を図 4-4 から図 4-6 に示す。図中の○印が実験結果、破線が炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値である。

- ・ 図 4-4 に集合体内の最外周 (チャンネルボックスに接する、ロッド 2) に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は、実験結果に比べて 100%MWR 時で約 90° F (約 50°C)、50%MWR 時で約 60° F (約 33°C) 高くなる。本燃料棒は、局所出力分布では、以下のロッド 30 及び 31 よりも大きな出力ピーキングを有しているが最高温度は低くなっている。これは、本燃料棒が最外周でチャンネルボックスに隣接し、内側の燃料棒よりも冷却が促進されていることによると考えられる。(なお、時刻 5 分以降の実験結果については、ヒーター又は熱電対の不良によるとして記載されていない)
- ・ 図 4-5 に集合体内の最外周から 2 列目 (ロッド 30) に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は、実験結果に比べて 100%MWR 時は約 90° F (約 50°C)、50%MWR 時は 50° F (約 28°C) 高くなる。
- ・ 図 4-6 に集合体内の最外周から 3 列目 (ロッド 31) に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は、実験結果に比べて 100%MWR 時は約 200° F (約 111°C)、50%MWR 時は 150° F (約 83°C) 高くなる。本燃料棒はロッド 30 と同様に内側の燃料棒である。実験結果で最高温度がロッド 30 より低くなっているのは、局所出力

分布の違いによると考えられる。（なお，時刻 7 分以降の実験データの変動は，模擬燃料棒のヒーターの故障に起因するものである。しかし，すでに温度が低下した後であり最高温度の妥当性確認結果には影響ないものである）

表 4-2 BWR-FLECHT 実験結果 (Zr2K バンドル, スプレー冷却実験)

Rod	Maximum Temperature (°F)					Time of Maximum Temperature (min)				
	Observed	Predicted		Error ¹		Observed	Predicted		Error ²	
		MWR		MWR			MWR		MWR	
		50%	100%	50%	100%		50%	100%	50%	100%
1	1780	1810	1830	+30	+50	3.5	2.8	3.0	-0.7	-0.5
2	1830	1890	1920	+60	+90	4.2	3.0	3.0	-1.2	-1.2
3	1700	1890	1930	+190	+230	0.3	3.0	3.0	+2.7	+2.7
4	1740 ³	1910	1940	+170	+200	1.2 ³	3.5	3.8	+2.3	+2.6
9	1990	2030	2060	+40	+70	3.8	3.0	3.0	-0.8	-0.8
10 (4.5) ⁴	1940	2040	2070	+100	+130	4.0	3.0	3.5	-1.0	-0.5
23	2180 ³	2070	2120	-110	-60	3.4	3.5	4.0	+0.1	+0.6
30	2010	2060	2100	+50	+90	3.4	4.0	4.0	+0.6	+0.6
17	2180 ³	2120	2180	-60	~0	7.0	4.0	4.0	-3.0	-3.0
24	2240 ³	2130 ⁵	2170 ⁵	-110	-70	5.1	4.0	4.0	-1.1	-1.1
31	1930	2080	2130	+150	+200	3.7	4.0	4.0	+0.3	+0.3
18(4.5) ⁴	2060	2120	2160	+60	+100	7.2	3.8	4.0	-3.4	-3.2
26(5.5) ⁴	1920	2060	2110	+140	+190	8.1	3.8	4.0	-4.3	-4.1
32(5.5) ⁴	1970	1950	2010	-20	+40	8.3	3.8	4.0	-4.5	-4.3

NOTES

- 1 Maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates overprediction of maximum temperature.
- 2 Time of maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates maximum predicted temperature occurred later than the data indicated.
- 3 Erratic thermocouple.
- 4 Observed temperatures are from thermocouples at elevations noted.
- 5 A current increase may have increased the local power at the midplane of rod 24.
Calculations which include such a local power increase result in maximum temperature predicting approximately 100°F higher than those shown here.

注記

1. 最高温度偏差：予測値－実験値
ここで+は最高温度の過大評価を示す。
2. 最高温度発生時間：予測値－実験値
ここで+は最高温度の発生時間予測値が実験値より遅いことを示す。
3. 熱電対異常
4. () 内は 6ft 以外の熱電対の位置を示す。
5. 電流増加によりロッド No. 24 の中間面での局所出力が増加していたと考えられる。局所的出力増加を含む計算では、最高温度でここで示す値よりも約 100° F 高く予測する。

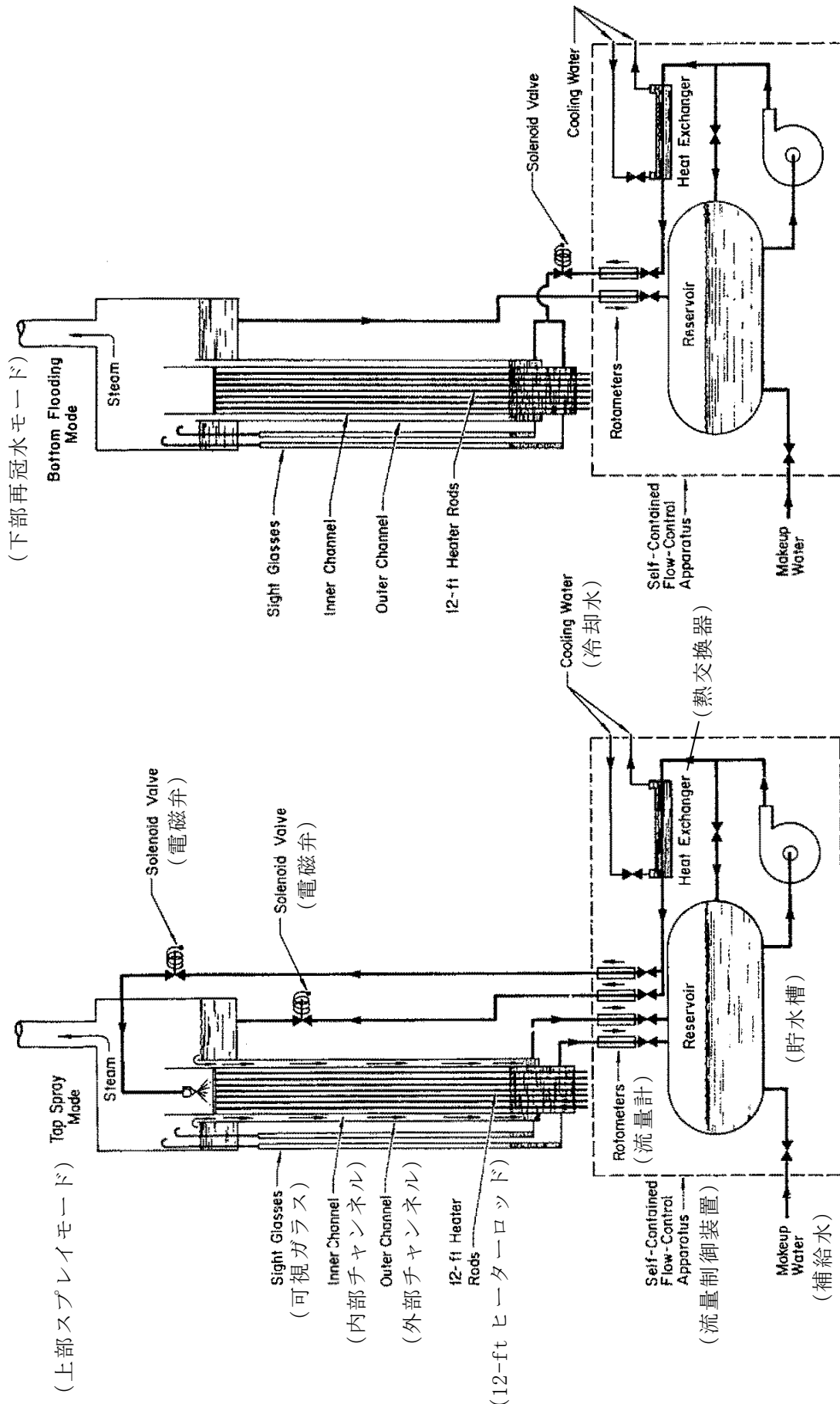


図 4-1 BWR-FLIGHT 実験装置

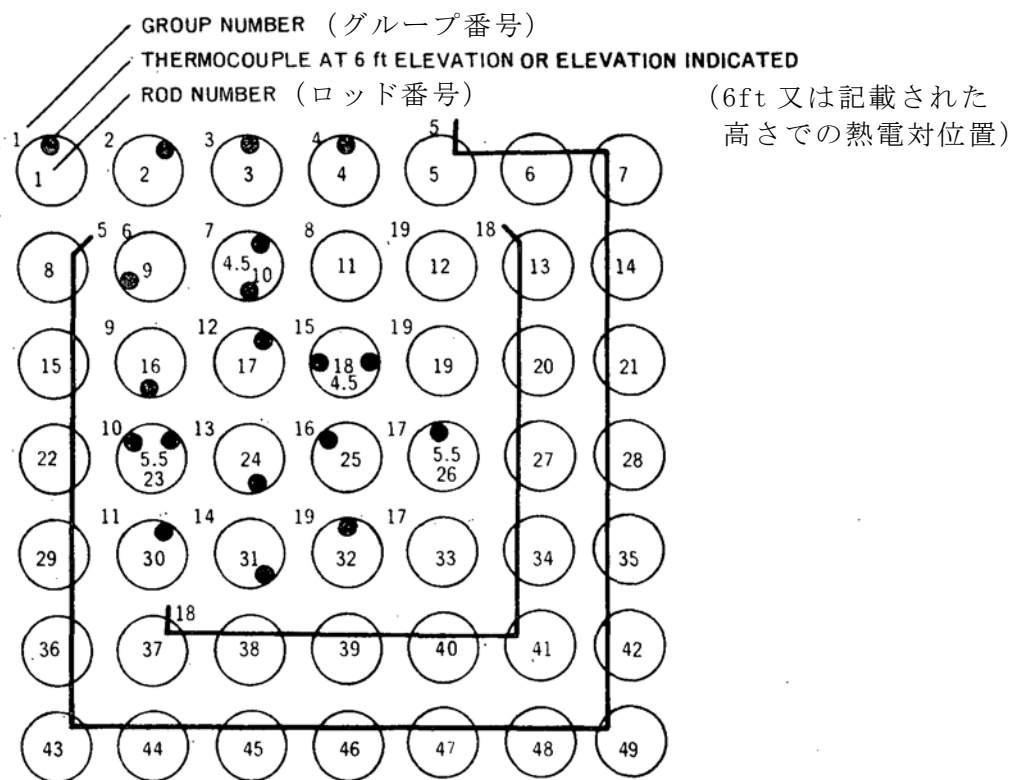


図 4-2 BWR-FLECHT 実験, Zr2K バンドル配置



図 4-3 局所出力分布

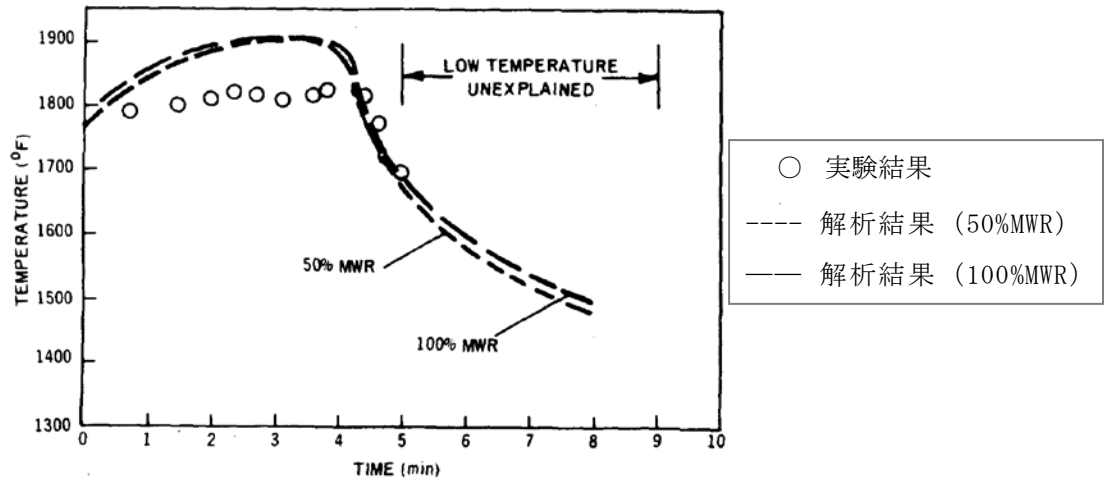


図 4-4 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 2)

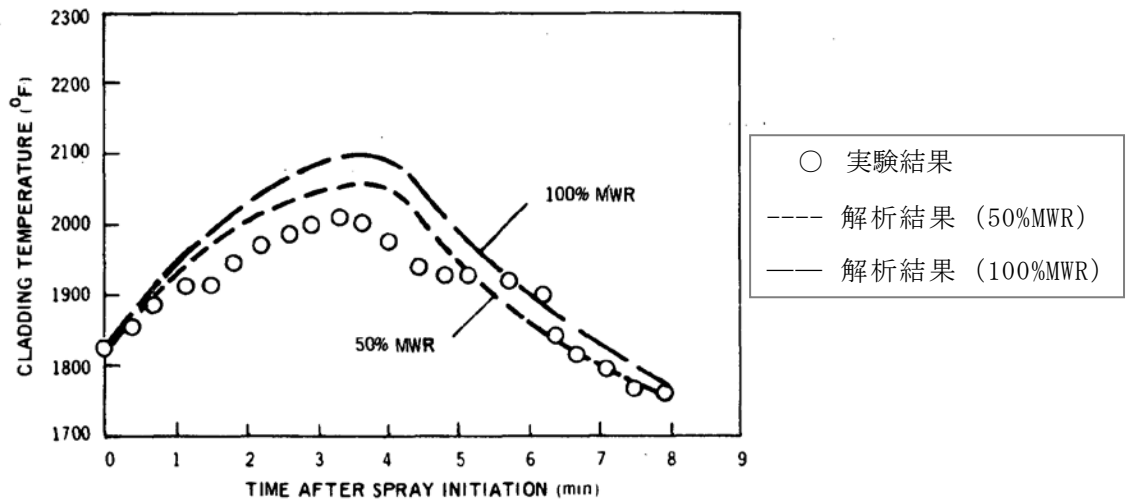


図 4-5 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 30)

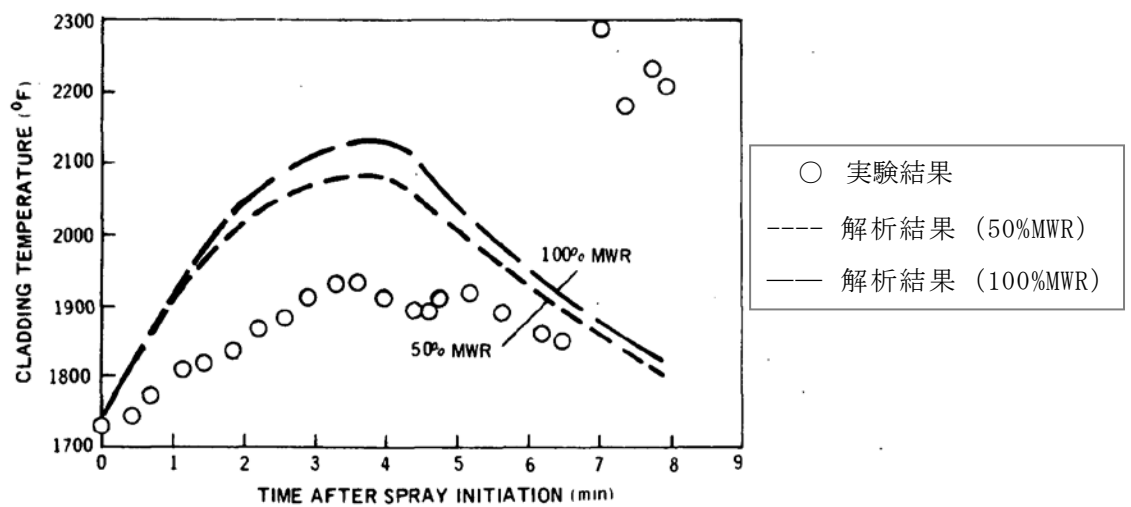


図 4-6 BWR-FLECHT 実験解析結果 (Zr2K バンドル, ロッド 31)

4.3 炉心冷却実験解析

4.3.1 8×8 燃料集合体の炉心スプレイと冠水の冷却効果確認実験⁽¹⁰⁾

(1) 概要

8×8 燃料集合体の L O C A 時炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認するため、B W R 実機の 8×8 燃料集合体 1 体を実寸大で模擬した電気加熱、ステンレス鋼被覆管による実験装置を用いた E C C S による炉心冷却実験である。図 4-7 に実験装置を示す。

本実験では、炉心スプレイによる冷却効果及び炉心スプレイの集合体下部からの冷却材流入（再冠水）効果を確認し、スプレイ流量、冠水速度及び再冠水開始時間をパラメータとした実験を行い、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行っている。計算モデルによる実験解析の結果は、実験の被覆管最高温度と比較して、 -30°F から $+100^{\circ}\text{F}$ (-17°C から $+56^{\circ}\text{C}$) の範囲に入っていることを確認した。

(2) 実験条件

実機 B W R の燃料集合体出力及びスプレイ流量などを仮定し、炉心スプレイ作動開始から再冠水までの期間の被覆管温度を計測した。主な実験条件は下記である。

① 冷却モード	上部スプレイ，スプレイと再冠水
② 模擬燃料集合体形状	実機 B W R の実寸大 8×8 型
③ 模擬燃料被覆管材質	ステンレス鋼
④ 冷却材流量	集合体当たりスプレイ流量：0.5～11.8 gpm 冠水速度：0.5～6 inch/s
⑤ スプレイ開始時間	事故後 30 秒を模擬
⑥ 再冠水開始時間 (スプレイ開始後)	45～515 秒
⑦ 冷却開始時の被覆管温度	1040～1825° F (約 560～996°C)
⑧ 集合体出力	200～300 kW
⑨ 軸方向ピーキング係数	1.4
⑩ 局所出力分布	B W R 6 プラントの代表例 (図 4-8)
⑪ 模擬燃料棒内ガス圧力	加圧なし
⑫ 系統圧力	大気圧

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認は、スプレイ冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験、及びスプレイ冷却のみの実験について行われた。

スプレー冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験の結果と解析結果の比較を図 4-9 に示す。

図 4-9 は、集合体内で最高温度を示す燃料棒について、スプレー及び再冠水による冷却を模擬した実験結果と炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果を比較したものである。図中の水平線は集合体内最高温度の予測値を示している。

この結果より、実験解析の結果は実験の最高温度（1327（約 720°C）～2084° F（約 1140°C））と比較して-30° F（約 17°C）から+100° F（約 56°C）の範囲に入っており、大部分の実験結果の最高温度を上回っていることが分かる。

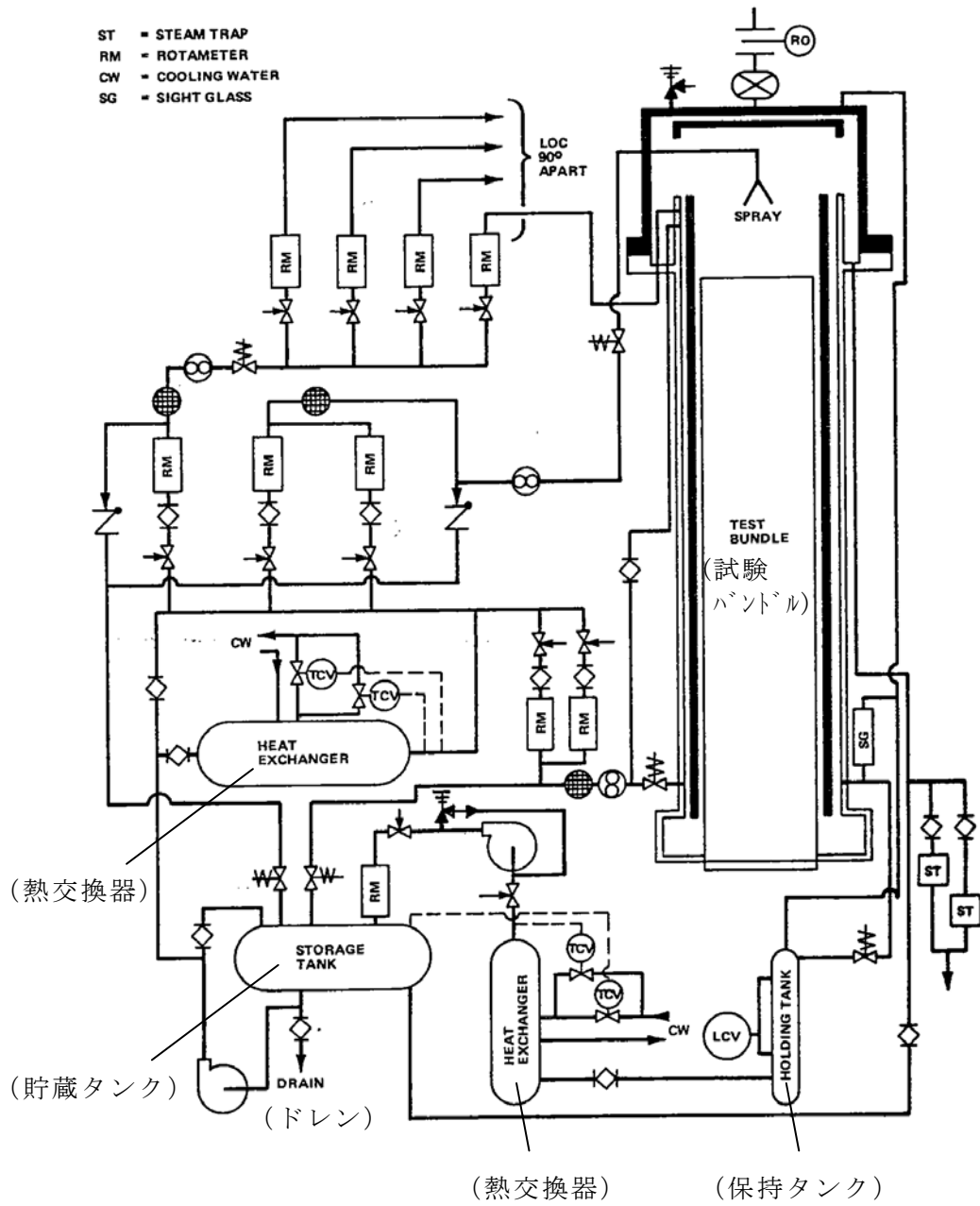


図 4-7 8×8 燃料集合体冷却効果確認実験装置

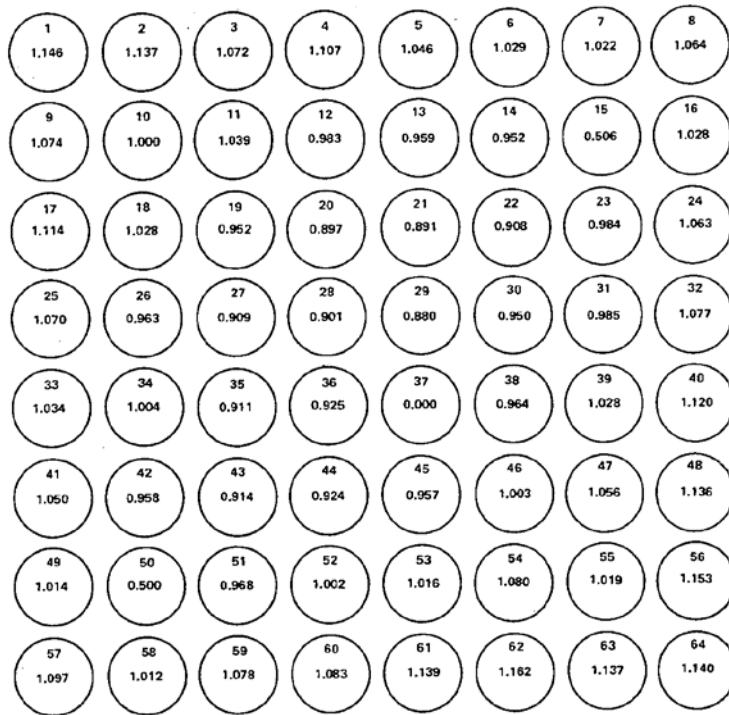


図 4-8 局所出力分布

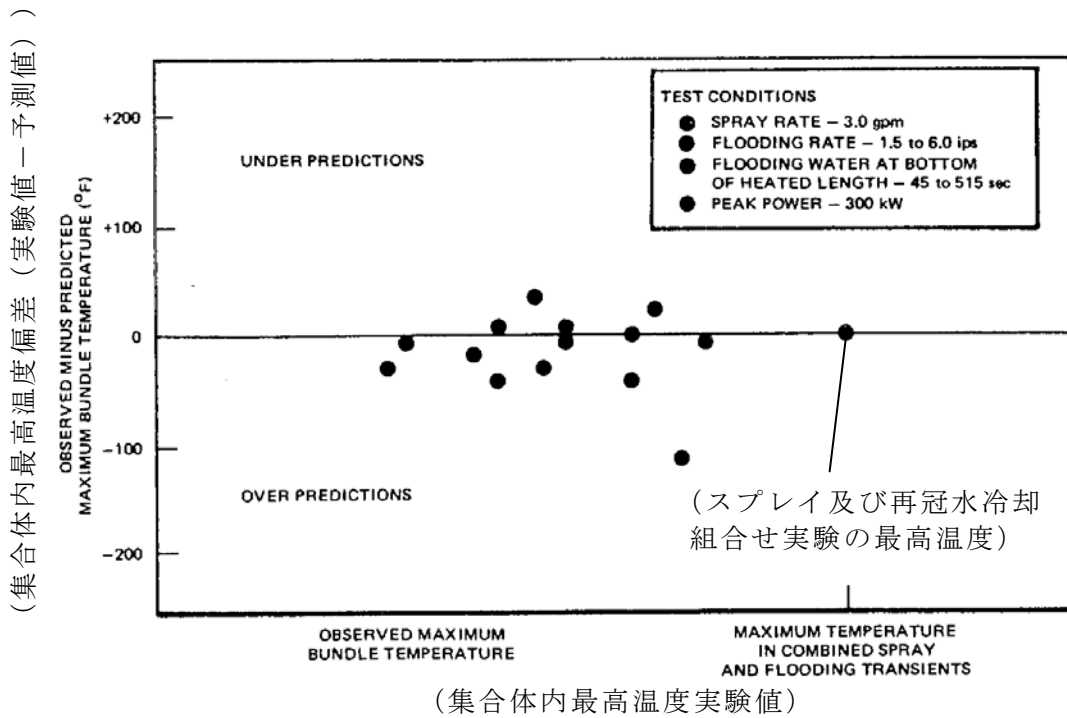


図 4-9 8×8 燃料集合体冷却効果確認実験

実験条件	
・ スプレィ流量	: 3.0gpm
・ 冠水速度	: 1.5—6.0ips
・ 加熱部下端の冠水時間	: 45—515sec
・ ピーク出力	: 300kW

4.3.2 8×8 燃料集合体の内圧下 E C C S 冷却実験⁽¹¹⁾

(1) 概要

本実験は、8×8 燃料集合体、内圧加圧燃料棒、ジルカロイ被覆管の L O C A 時冷却特性の妥当性を確認するため、BWR 実機の 8×8 燃料集合体 1 体を実寸大で模擬した実験装置を用いた E C C S による炉心冷却実験である。4.3.1 節に述べた実験と異なる点としては、燃料棒内の F P ガスインベントリを模擬するためアルゴンガスで初期に加圧した点とジルカロイ被覆管を用いた点である。図 4-10 に実験装置を示す。

本実験では、BWR6 プラント用 8×8 燃料集合体と取替用 8×8 燃料集合体の 2 種類の燃料集合体について実験が行われ、炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析と実験結果の比較から、モデルの妥当性を確認している。炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果は、BWR6 用燃料集合体では 350° F (約 194°C) , 取替用燃料集合体では 600° F (約 333°C) 高く、過小評価はわずかであるとの結果を得た。これより、炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認した。

(2) 実験条件

本実験では、炉心スプレイ流量、集合体初期出力などプラントの違いを考慮した実験を行うため、BWR6 用燃料集合体及び取替用燃料集合体の 2 種類について実験を行い、集合体内全燃料棒の被覆管温度を計測した。主な実験条件は下記である。

	<u>BWR6 用燃料集合体</u>	<u>取替用燃料集合体</u>
① 冷却モード	炉心スプレイと再冠水	同左
② 模擬燃料集合体形状	BWR6 用 8×8 型	取替用 8×8 型
③ 模擬燃料被覆管材質	ジルカロイ	同左
④ 集合体当たりスプレイ流量	3.25 gpm	2.45 gpm
⑤ 再冠水速度	3.5 inch/s	2.0 inch/s
⑥ スプレイ開始時間	事故後 45 秒	事故後 30 秒
⑦ 再冠水開始時間	スプレイ開始後 50 秒	同 174 秒
⑧ 冷却開始時の被覆管温度	1183° F (約 639°C)	1490° F (約 810°C)
⑨ 集合体出力	367 kW	355 kW
⑩ 軸方向ピーキング係数	1.4	同左
⑪ 局所出力分布	図 4-11	図 4-12
⑫ 模擬燃料棒内ガス圧力	95~113 psig	90~117 psig
⑬ 系統圧力	大気圧	同左

(3) 妥当性確認結果

実験結果における被覆管最高温度に対する炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析の被覆管最高温度の差を、集合体内の代表的な燃料棒について表 4-3 及び表 4-4 に示す。なお、ロッド番号 37 はウォータロッドであるため温度評価の対象外とする。

- ・表 4-3 に示す BWR6 用燃料集合体の実験解析では、集合体内被覆管最高温度 (PCT) は実験値に対して 6°F (約 3°C)^(注) 高くなり、良い一致を示した。また、集合体内の 3 本の燃料棒のみ実験結果より低い温度 ($15\sim 20^{\circ}\text{F}$ (約 $8\sim 11^{\circ}\text{C}$)) を示しているがその差は小さく、その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約 390°F (約 199°C) である。
- ・表 4-4 に示す取替用燃料集合体の実験解析では、PCT は実験値より 103°F (約 57°C)^(注) 高い値を示した。また、集合体内の 3 本の燃料棒のみ実験結果より低い温度 ($4\sim 50^{\circ}\text{F}$ (約 $2\sim 28^{\circ}\text{C}$)) を示しているがその差は小さく、その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約 600°F (約 333°C) である。
- ・実験と解析結果の主要な差は、実験のスプレー冷却が解析のスプレー冷却に対して上回っていることによる。

(注) 6°F (約 3°C) 及び 103°F (約 57°C) は表に示されていない燃料棒で生じている。

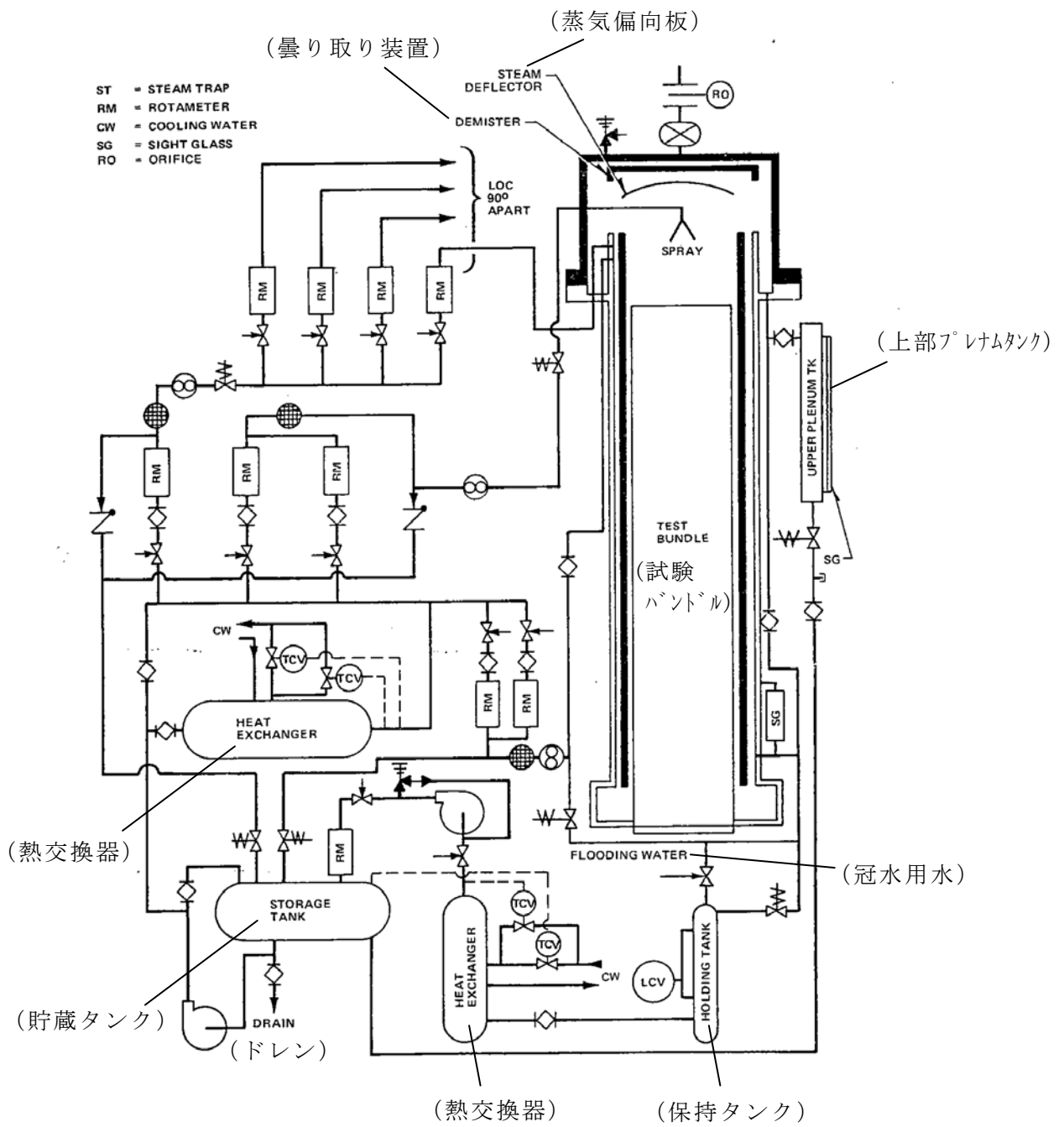


図 4-10 8×8 燃料集合体の内圧下 ECCS 冷却実験装置

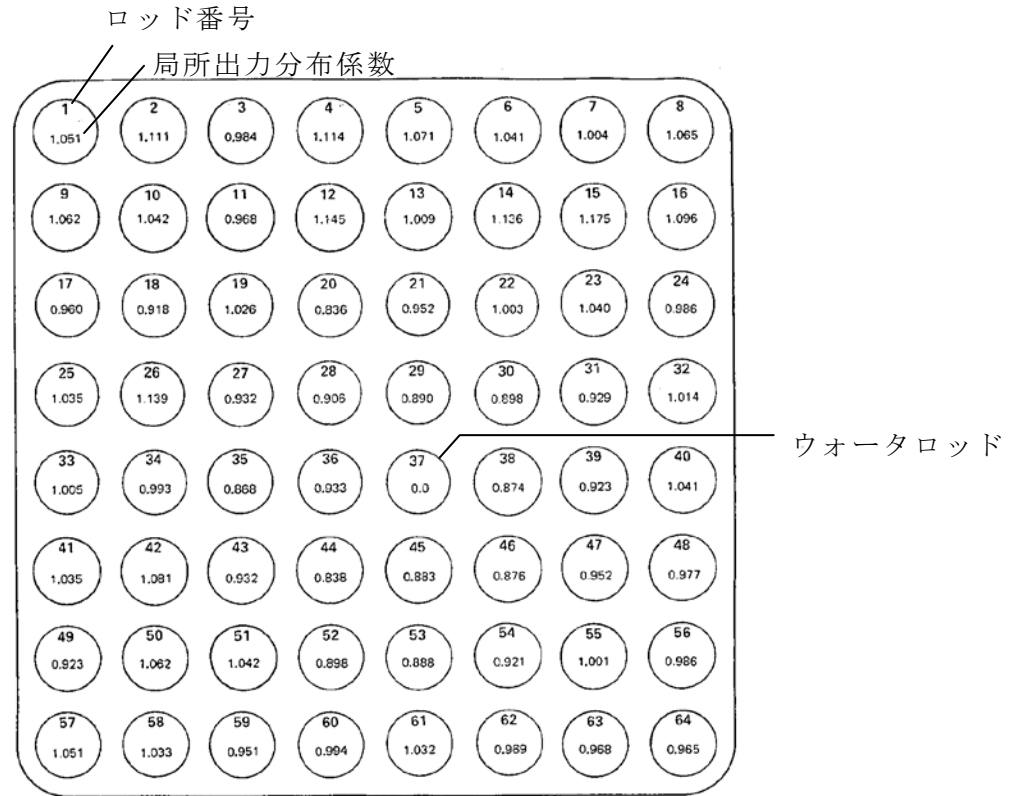


図 4-11 局所出力分布 (BWR6 用)

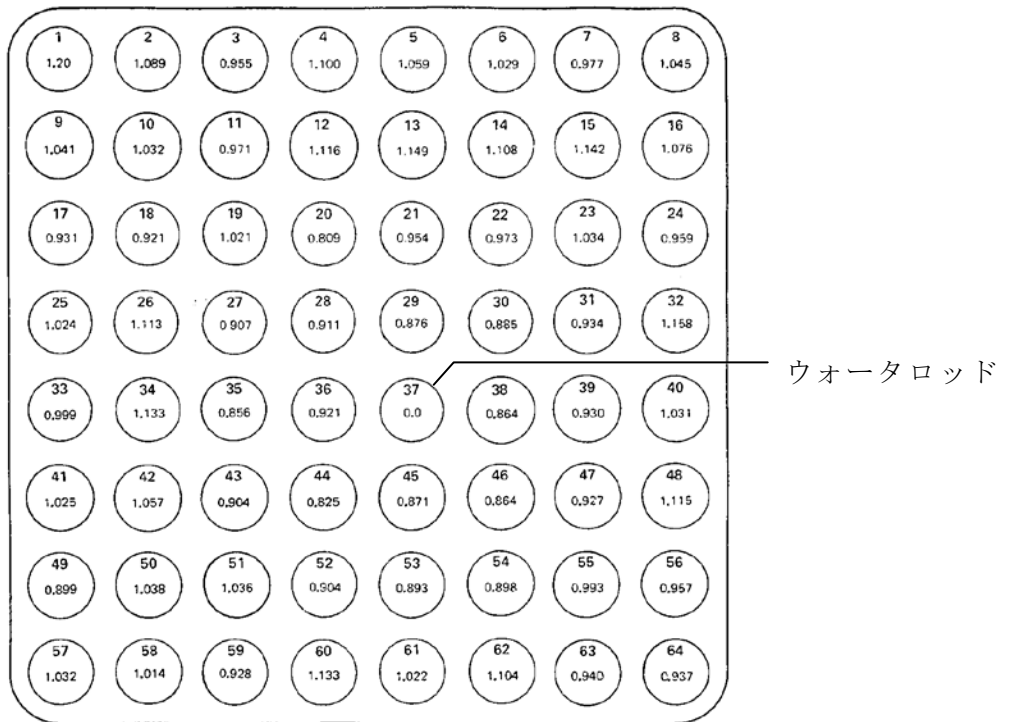


図 4-12 局所出力分布 (取替用)

表 4-3 実験結果と解析結果の比較 (BWR6 用燃料集合体)

Rod	スプレイ 開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差 (予測値－実験値) Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)
1.....	920	181
3.....	975	81
5.....	1050	6
8.....	1022	287
10.....	1025	98
11.....	995	114
12.....	1120	-19
14.....	1140	370
15.....	1183	40
17.....	930	18
18.....	875	353
19.....	1022	52
20.....	1004	-15
21.....	985	21
22.....	965	82
26.....	1045	26
27.....	975	69
28.....	943	29
29.....	1004	354
30.....	950	375
31.....	985	246
32.....	935	297
33.....	905	116
34.....	960	307
35.....	900	138
36.....	880	193
37.....	440	635 (ウォータロッド)
38.....	865	118
39.....	920	383
42.....	1010	289
44.....	830	386
45.....	880	297
46.....	820	8
47.....	940	124
48.....	955	134
50.....	1095	-20
51.....	1060	271
52.....	920	54
53.....	970	79
54.....	1030	236
55.....	960	216
57.....	912	113
59.....	910	137
61.....	970	105
64.....	890	305
Channel.....	300	-58

表 4-4 実験結果と解析結果の比較（取替用燃料集合体）

Rod	スプレイ 開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差 (予測値－実験値) Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)
1.....	1295	272
3.....	1240	480
5.....	1350	405
8.....	1300	261
10.....	1330	444
11.....	1340	464
12.....	1450	320
14.....	1420	564
15.....	1455	325
17.....	1210	321
18.....	1280	488
19.....	1350	268
20.....	1365	217
21.....	1400	164
22.....	1300	447
26.....	1300	101
27.....	1270	180
28.....	1250	52
29.....	1290	226
30.....	1230	443
31.....	1300	506
32.....	1340	424
33.....	1230	218
34.....	1400	151
35.....	1200	44
36.....	1148	170
37.....	815	155 (ウォータロッド)
38.....	1150	332
39.....	1250	603
42.....	1350	126
44.....	1120	89
45.....	1180	125
46.....	1115	133
47.....	1240	403
50.....	1407	-4
51.....	1360	56
52.....	1220	1
53.....	1250	-13
54.....	1330	72
55.....	1270	557
57.....	1218	43
59.....	1280	37
61.....	1310	-50
64.....	1112	354
Channel.....	500	-271

NOTE: The highest cladding temperature at spray initiation was 1490°F at the 80-inch elevation of Rod 22.

4.4 スプレイ冷却特性実験解析⁽¹²⁾

(1) 概要

本実験装置は、実機 9×9 燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体（チャンネルボックス装着）、模擬燃料集合体を格納した圧力容器、圧力容器内へのスプレイ水供給系、圧力容器への蒸気供給系及び圧力容器内で発生する蒸気の排出系から構成されている。模擬燃料集合体は電気加熱され、炉心スプレイ系を模擬した冷却状態での冷却特性実験を行った。実験は、実機の再循環配管両端破断事故を模擬したシステム実験として、スプレイ熱伝達実験及び大破断 L O C A 模擬実験を行った。図 4-13 に実験装置を示す。

大破断 L O C A 模擬実験より、実機の燃料被覆管温度を実験的に確認するとともに非発熱体となるウォータロッドの濡れ特性について評価し、C H A S T E コードの妥当性確認を行い、スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより、実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(2) 実験条件

大破断 L O C A 模擬実験では、実機大破断 L O C A において炉圧が大気圧となる事故後 40 秒以降の状態を模擬するために、実験条件を以下のように設定している。また、表 4-5 に実験条件を示す。

①スプレイ流量

実機の最低スプレイ流量である 3gpm/バンドルを設定した。

②バンドル出力

初期出力を実機の事故後 40 秒での値とし、その後の崩壊熱の時間変化も GE (平均) +3 σ により考慮している。また、実機燃料と模擬燃料の熱容量の違いを反映するために、出力を更に厳しく 1.2 倍した実験も行っている。

③初期燃料棒表面温度

ベースケースではスプレイ熱伝達実験と同様に 500℃としたが、出力を 1.2 倍したケースでは実機で想定される 700℃の条件とした。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ解析に用いる C H A S T E コードの妥当性及び保守性を確認するため、表 4-5 の実験条件に示した T1, T2 実験の実験解析を実施した。図 4-14, 図 4-15 に最高出力断面の各燃料棒表面温度について実験値と解析結果の比較を示す。

いずれの実験においても、C H A S T E コードによる解析は実験結果を良く模擬している。また、解析値は実験値よりも高めとなっており、燃料

被覆管温度の最高値の比較ではCHASTEコードがT1実験で約34℃、T2実験で約93℃高めとなっている。

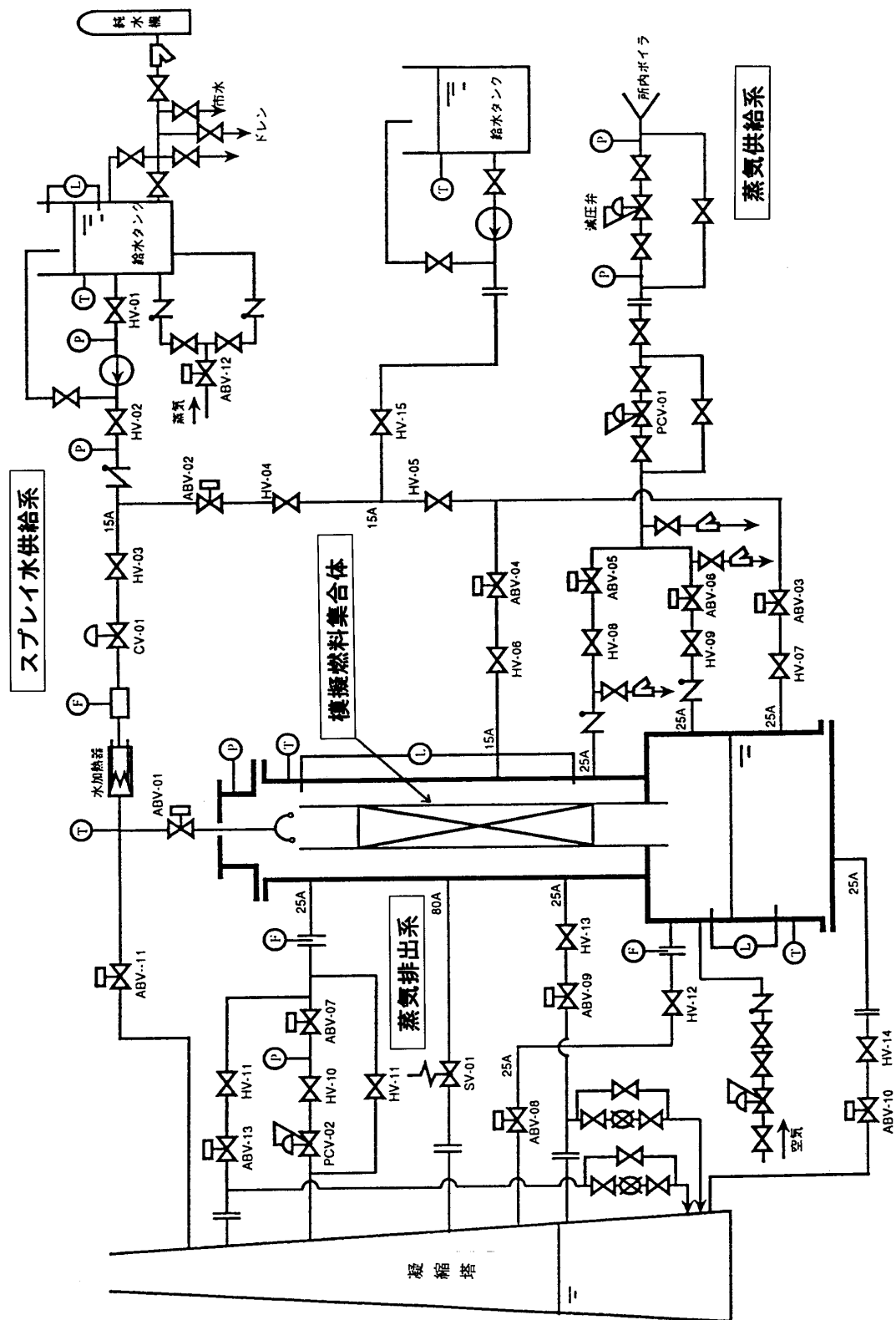


図 4-13 スプレー冷却特性実験装置

表 4-5 実験条件

No.	圧力 (kPa)	スプレイ流量 (gpm)	初期バンドル 出力 (kW)	初期燃料棒 表面温度 (°C)
T1	100	3.0	260	500
T2	100	3.0	310	700

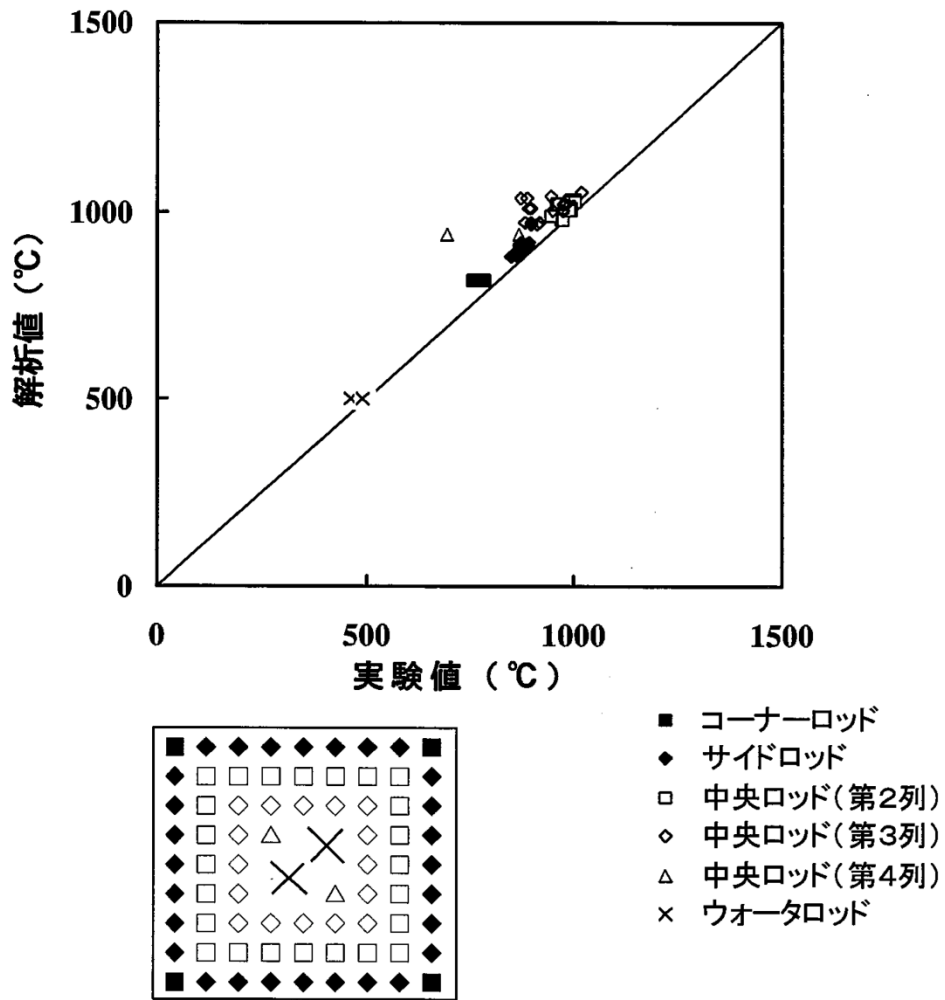
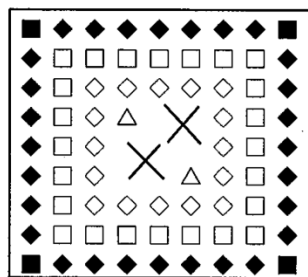
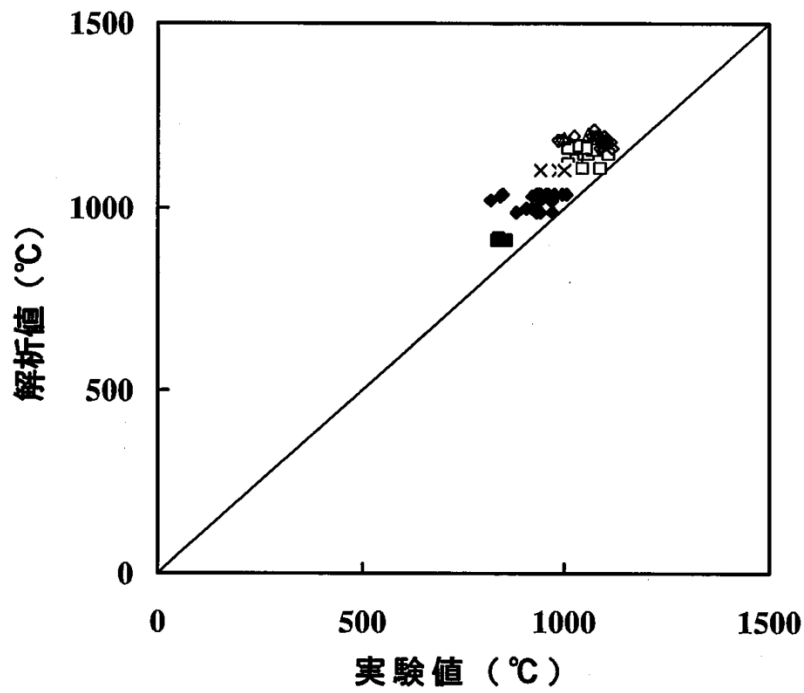


図 4-14 T1 実験と CHASTE 解析の比較



- コーナーロッド
- ◆ サイドロッド
- 中央ロッド(第2列)
- ◇ 中央ロッド(第3列)
- △ 中央ロッド(第4列)
- × ウォータロッド

図 4-15 T2 実験と CHASTE 解析の比較

4.5 実機解析への適用性

BWRのLOCAを模擬した燃料集合体冷却実験は、実機の燃料集合体1体を実寸大で模擬しており、集合体出力、出力分布、炉心スプレイ流量、炉心再冠水速度等の実験条件も実機条件に設定して実施されている。これらの実験結果と実験解析結果を比較すると、燃料被覆管最高温度は、前節に述べたように、実験解析結果の大部分が高く予測することを確認した。

有効性評価における重要現象は、2章に述べたように、設計基準事故のLOCAと同様であり、燃料被覆管温度が評価指標であることから、それを安全側に予測できるCHASTEコードは有効性評価に適用できる。

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実験解析を踏まえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

CHASTEコードで取り扱う評価指標は、燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度は熱伝達係数に依存する。主に燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと最確条件を包絡できる条件を使用し、大きくするように評価した値をCHASTEコードの入力として使用しているため、有効性評価では燃料被覆管温度を高く評価する。

(2) 燃料棒表面熱伝達

対流熱伝達は、SAFERコードの実験解析において、熱伝達係数を低めに評価する可能性があり、他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて高めに評価する。

輻射熱伝達は、燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて、燃料被覆管、チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。高温となる場合の輻射率に比べて小さい値を用いていること、また、部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするように設定するため、燃料被覆管温度を高く評価する。

(3) 燃料被覆管酸化

燃料被覆管の酸化量の計算は、燃料被覆管温度が高温となる場合に酸化量、酸化反応熱を高めめに評価する Baker-Just の式を適用しているため、燃料被覆管温度は高めめに評価される。

(4) 燃料被覆管変形

燃料被覆管温度計算と燃料棒内圧の計算から、内圧による応力が破裂限界応力を超えた場合には、燃料被覆管が破裂を起こすとみなし、燃料被覆管の内側にもジルコニウム-水反応を計算する。破裂を判定する限界応力

は、図 3-5 に示したように、実験データのベストフィット曲線を仮定し、現実的な条件としている。

以上より、重要現象の不確かさは、燃料被覆管温度を過大評価又は過大評価する方向に寄与し、有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）

C H A S T Eコードが適用される可能性のある有効性評価で取り扱う運転操作は、S R Vを使用した原子炉減圧操作及び代替注水系等を使用した原子炉注水操作である。

この操作は原子炉圧力を低下させ、低圧注水系による原子炉注水を促進させるために実施する。この運転員等操作は、代替注水系及び代替電源の準備の完了のタイミング又は原子炉水位低信号の発信を起点に実施するため、燃料被覆管温度を起点としている運転員等操作はないことから、運転員等操作に与える影響はない。

なお、燃料被覆管の破裂判定に対しては、ベント操作への影響が考えられるが、ベント開始タイミングまでの時間的余裕が十分あることから、コードの不確かさが運転操作の可否に影響することはない。

また、解析上の取扱いとして、破裂判定は燃料被覆管温度が最も高くなるバンドルの値を代表として用いるが、現実的な炉心における燃焼度の分布を踏まえると、その影響は更に小さくなる。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため、燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心 (燃料)	燃料棒表面 熱伝達	対流熱伝達モデル	S A F E R コードに記載	S A F E R コードに記載
		輻射熱伝達モデル	入力値に含まれる。 輻射率は, 1, 200°C 付近のジルカロイ被覆管の酸化面における輻射率 (0.7~0.8) を踏まえて 0.67 を用いることで, 輻射伝熱を小さくするよう考慮している。なお, 輻射率 0.67 を用いた場合の PCT は, 輻射率 0.75 を用いた場合に比べて数°C 程度高くなる (添付 2 参照)。 また, 部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするよう考慮している。	燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて, 燃料被覆管, チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。 S A F E R コードから引き継ぐ対流熱伝達係数, 燃料の最大線出力密度などの解析条件により, 全体として保守的に評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もる Baker-Just 式による計算モデルを採用しており, 保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (燃料)	燃料被覆管 変形	膨れ・破裂評価 モデル	膨れ・破裂は、燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され、SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、及び燃料の最大線出力密度などの解析条件を保守的に取り扱うことにより燃料被覆管温度は高めに評価され、円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定は概ね保守的となる。	破裂発生前の被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は、伝熱面積やギャップ熱伝達係数、破裂後のジルコニウム-水反応熱に影響を与え、燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは、前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから、概ね保守的な結果を与えるものと考えられる。

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) 性能解析モデルについて」, 日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社, HLR-018 訂 4, 平成 26 年 6 月
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル」, 株式会社東芝, TLR-028 改訂 3, 平成 10 年 5 月
- (3) American Nuclear Society, “American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors”, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- (4) A. M. Ross and R. L. Stoute, “Heat Transfer Coefficients Between UO_2 and Zircaloy-2”, CRFD-1075, AECL-1552, June 1962.
- (5) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」 株式会社日立製作所, HLR-033 訂 1, 平成 10 年 2 月
- (6) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」 株式会社東芝, TLR-045 改訂 1, 平成 10 年 1 月
- (7) G. L. Singer, “VIEWPIN A Fortran Program to Calculate View Factors For Cylindrical Pins”, Aerojet Nuclear Co., ANCR-1054, March 1972.
- (8) L. Baker and L. C. Just, “Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction”, ANL-6548,
- (9) J. D. Duncan and J. E. Leonard, “Emergency Cooling in Boiling Water Reactors under Simulated Loss-of-Coolant Conditions (BWR-FLECHT Final Report)”, GEAP-13197, June 1971.
- (10) J. D. Duncan and J. E. Leonard, “Core Spray and Bottom Flooding Effectiveness in the BWR/6”, NEDO-10993, September 1973.
- (11) J. E. Leonard, et. al., “Emergency Core Cooling Tests of an Internally Pressurized, Zircaloy-Clad, 8x8 Simulated BWR Fuel Bundle”, NEDO-20231, December 1973.
- (12) 「敦賀発電所 1 号炉 スプレイ冷却特性実験について」, 日本原子力発電株式会社, General Electric Company, 株式会社東芝, 平成 11 年 1 月

添付 1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
燃料データ	燃料集合体当たりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	チャンネルボックス内幅
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット直径
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット径方向出力分布
	燃料棒最大線出力密度
	燃料棒軸方向出力分布
	局所出力及び燃焼度分布
	断面平均燃焼度
過渡特性	炉心核分裂出力変化
	炉心崩壊熱時間変化
	原子炉圧力変化
	燃料棒表面对流熱伝達係数変化
	炉心露出時間，再冠水時間

添付 2 輻射率の妥当性について

CHASTEコードでは、燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態での輻射率は0.67としている。

ジルカロイ被覆管を用いた物性評価試験⁽¹⁾において、1,200℃付近の酸化面における輻射率は0.7～0.8の範囲であると報告されている。解析に用いる輻射率である0.67は、約800℃の酸化膜を有するジルカロイに相当する値⁽²⁾であり、BWR-FLECHT実験等で用いられてきた実績のある値である。

輻射率の感度解析⁽³⁾として、BWR2プラントの原子炉冷却材喪失事故について、輻射率を0.67とした場合の燃料被覆管最高温度(PCT)は、輻射率を0.75とした場合より、PCTが1,400℃程度において約30℃高くなることが確認されている。この感度解析ではPCTが高く輻射率の効果が大きくなり、また燃料形状も異なることから、有効性評価解析の条件における輻射率の感度を確認するため、BWR5代表プラントについて輻射率の感度解析を行った。

1. に解析条件及び解析結果を示す。感度解析の結果、PCTが900℃程度となる有効性評価解析において、輻射率を0.67とした場合のPCTは、輻射率を0.75とした場合より約3℃高くなることを確認した。

また、有効性評価解析で用いるCHASTEコードでは、SAFERコードの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について、水平方向二次元体系で横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており、縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりもPCTを高く評価している。

したがって、PCTが900℃程度となっている有効性評価解析において、輻射率0.67を用いてCHASTEコードを使用して、PCTを評価することは可能と考える。

また、濡れた状態の輻射率は、水の輻射率の代表的な値として0.96を用いている。

1. 有効性評価解析における輻射率の感度について

有効性評価解析における輻射率の感度を確認するため、BWR5代表プラントについて、燃料棒及びチャンネルボックスに適用している輻射率に関する感度解析を実施し、PCTへの影響を確認した。以下に、解析条件及び解析結果を示す。

(1) 解析条件

対象プラント	: BWR5代表プラント
事故シーケンス	: 高圧・低圧注水機能喪失

解析条件 : 燃料棒及びチャンネルボックスの輻射率を 0.67 から 0.75 に変更する。

(2) 解析結果

表 1 に解析結果を示す。

表 1 輻射率感度解析結果

評価項目	ベースケース (輻射率 : 0.67)	感度解析 (輻射率 : 0.75)
燃料被覆管最高温度 (°C)	約 890	約 887

(3) まとめ

BWR5 代表プラントの高圧・低圧注水機能喪失シーケンスについて、輻射率の影響を確認する感度解析を実施し、PCT が約 3°C 低下する結果であった。

[参考文献]

- (1) “AEC FUELS AND MATERIALS DEVELOPMENT PROGRAM PROGRESS REPORT NO. 76” , GEMP-1008, September 30, 1968.
- (2) “ZIRCONIUM DATA MANUAL PROPERTIES OF INTEREST IN REACTOR DESIGN” , TRG Report 108, 1962.
- (3) “LOSS-OF-COOLANT ACCIDENT & EMERGENCY CORE COOLING MODELS FOR GENERAL ELECTRIC BOILING WATER REACTORS” , NEDO-10329, APRIL 1971.

添付 3 輻射伝熱モデルの妥当性について

CHASTEコードは、SAFERコードから引き継がれる対流熱伝達とCHASTEコードにより計算される輻射熱伝達とスプレイ熱伝達に基づいて燃料被覆管温度の計算を行うコードであるが、有効性評価にあたっては、スプレイ熱伝達を考慮していない9×9燃料の設計基準事故評価の評価手法を踏襲している。

この為、ここではスプレイの影響を受けない実験として、CHASTEコードの輻射伝熱モデルの妥当性確認が行われた実験を以下に示す。

(1) 概要

スプレイ熱伝達実験⁽¹⁾では、炉心スプレイによる対流熱伝達率（スプレイ熱伝達率）を評価するための実験、模擬燃料棒－模擬チャンネルボックス間の輻射伝熱量及び熱容量を評価するための実験が行われている。輻射伝熱実験は、スプレイを作動させず対流を抑えた条件下での模擬燃料集合体内の温度分布を求め、輻射伝熱量を評価している。

輻射伝熱実験では、CHASTEコードの輻射伝熱モデルにより評価した模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスの輻射率を用いて計算された被覆管温度と実測値の傾向が概ね一致していることを確認している。

図1に実験装置を示す。

(2) 実験条件

輻射伝熱実験の主要な条件を以下に示す。

① 冷却モード	輻射伝熱のみによる冷却
② 模擬燃料集合体	実機BWRの実寸大8×8型
③ 模擬燃料棒材質	インコネル600
④ 模擬チャンネルボックス材質	SUS304
⑤ 集合体出力	4.7～26.3 kW
⑥ 系統圧力	大気圧～約0.8 MPa[abs]

(3) 妥当性確認結果

実験解析では、模擬燃料棒にインコネル600を、模擬チャンネルボックスにSUS304を用いていることから、模擬燃料棒やチャンネルボックスの材質に応じて、模擬燃料棒の輻射率を0.50、模擬チャンネルボックスの輻射率を0.75と設定して計算している。

輻射伝熱実験で、燃料集合体の対角線方向にある模擬燃料棒の軸方向最高出力部で測定された被覆管表面温度分布と、CHASTEコードを用いた実

験解析の計算値との比較図を図2に示す。対角線方向の被覆管表面温度分布の計算値は実測値の傾向と概ね一致している。

上述の実験及び実験解析では、模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスで材質が異なることから、輻射率についても異なる値を設定して計算しており、被覆管表面温度分布は実機と必ずしも同じではないものの、チャンネルボックスへの輻射の寄与が大きいチャンネルボックスに隣接する燃料棒の温度は、被覆管最高温度が発生する中央領域の燃料棒に比べて低く、輻射率が異なることの影響は小さいと考えられる。

したがって、実験での実測値と計算値の傾向が概ね一致していること、また、添付2で示したとおり、有効性評価でCHASTEコードを用いている解析の状況においては、輻射が被覆管最高温度を高く評価するような保守的な設定となっていることから、有効性評価におけるCHASTEコードの輻射伝熱モデルは適用可能なものであると考える。また、有効性評価におけるCHASTEコードの妥当性確認にあたってスプレイの影響を考慮する必要はないものとする。

[参考文献]

- (1) 共同研究報告書，炉心スプレイ低流量時の熱伝達に関する研究，昭和60年度下半期（最終報告書），昭和61年3月

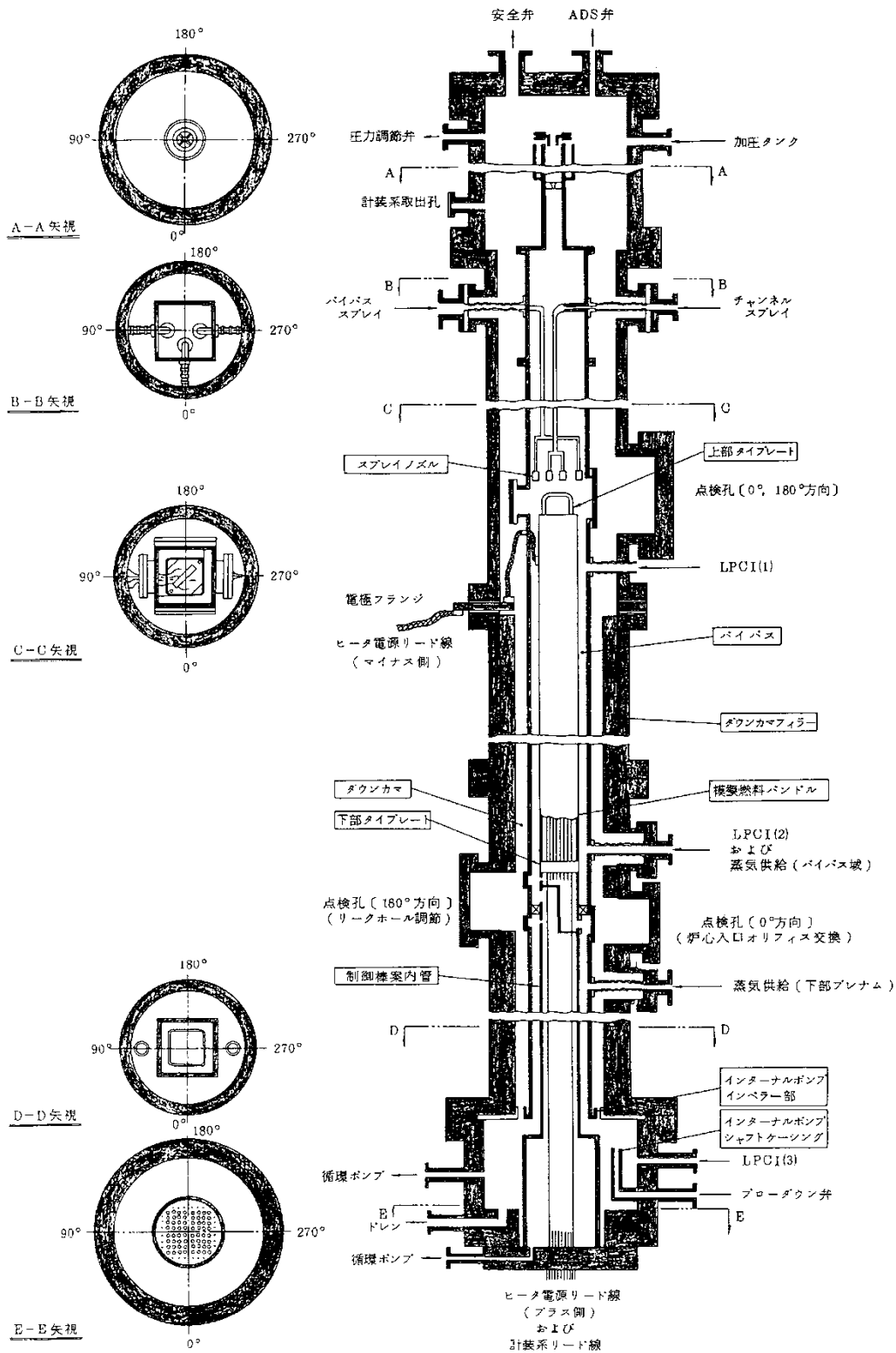


図1 スプレー熱伝達実験装置

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

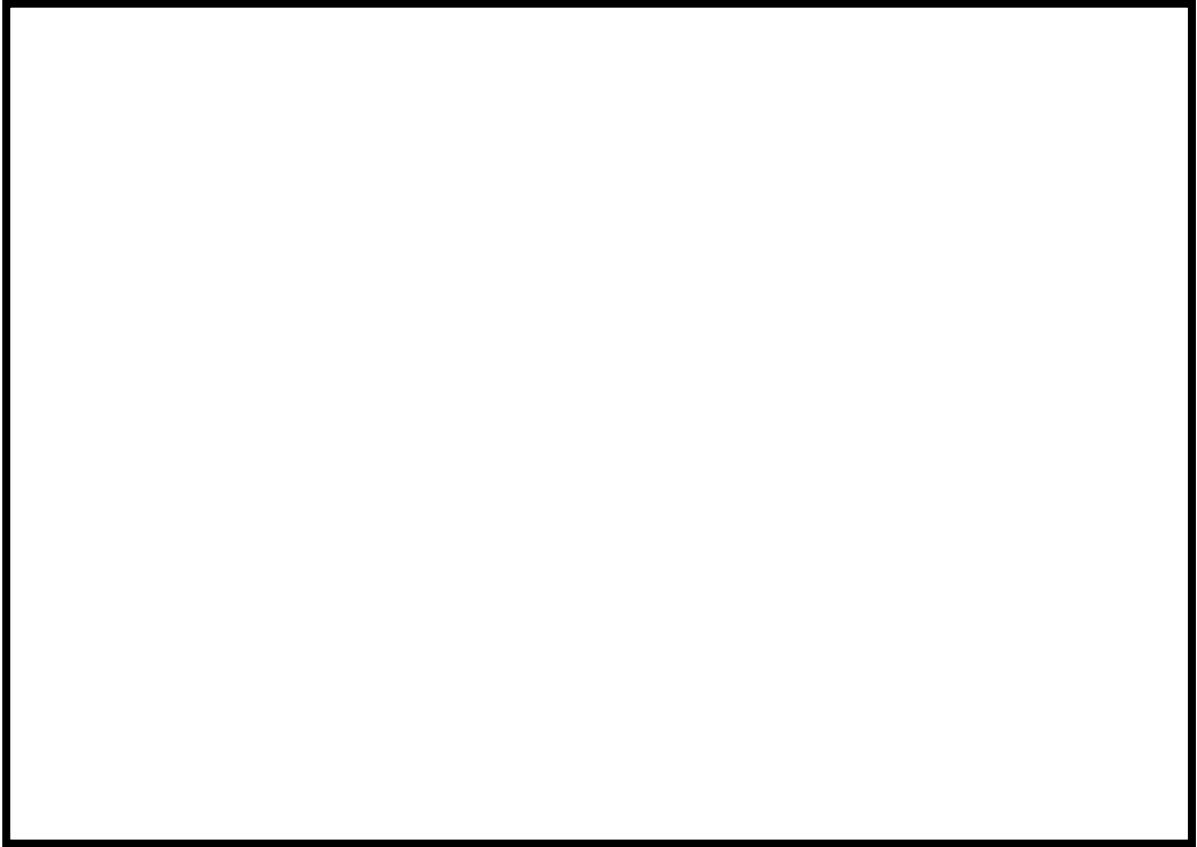


図 2 輻射伝熱実験における燃料集合体内温度分布の実測値と計算値

添付 4 前処理コード

CHASTEコードのインプットデータ作成に使用される前処理コードとCHASTEコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を図に示す。

- (1) 単位燃料集合体核特性計算コード (TGBLA) による燃料棒出力データ
 - ① 局所出力分布
 - ② 燃焼度分布
 - ③ 断面平均燃焼度
- (2) 燃料棒熱・機械設計コード (PRIME) による燃料物性データ
 - ① ギャップ熱伝達係数
 - ② 燃料棒内圧
 - ③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量
- (3) 長期間熱水力過渡変化解析コード (SAFER) による過渡特性データ
 - ① 原子炉圧力
 - ② 軸方向各ノードの対流熱伝達係数
- (4) プラント動特性解析コード (REDY) による核分裂出力変化
 - ① 中性子束

TGBLAコードにより求められた各燃料棒の出力分布、燃焼度分布及び燃料集合体断面平均燃焼度をCHASTEコードに用いる。これらのデータは、次に述べるギャップ熱伝達係数の設定にあわせ、燃焼期間中の変化を考慮して設定する。

PRIMEコードにより求められた燃料物性データをCHASTEコードにおける初期値として用いる。燃料被覆管とペレット間のギャップ熱伝達係数は、燃料被覆管温度上昇を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最小となる値を与える。ギャップ熱伝達係数の初期値を小さく設定することで、燃料ペレットの初期保有熱量を高めに見積もり、炉心ヒートアップ時の燃料被覆管温度上昇率が大きくなる。また、燃料棒の内圧とガス量は、燃料棒の膨れ・破裂を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最大となる値を与える。燃料棒の内圧とガス量の初期値を大きく設定することで、炉心ヒートアップ時の燃料棒内圧及び燃料被覆管周方向応力を大きく見積もり、燃料被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

REDYコードにより求められた事象発生直後の中性子束と原子炉停止後の崩壊熱から原子炉出力変化を求め、CHASTEコードで用いる。有効性評価において影響を与える崩壊熱については、燃焼度にサイクル末期のばらつきを考慮し、10%の保守性を確保することで最確条件を包絡できる条件を設定している。その

ため、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

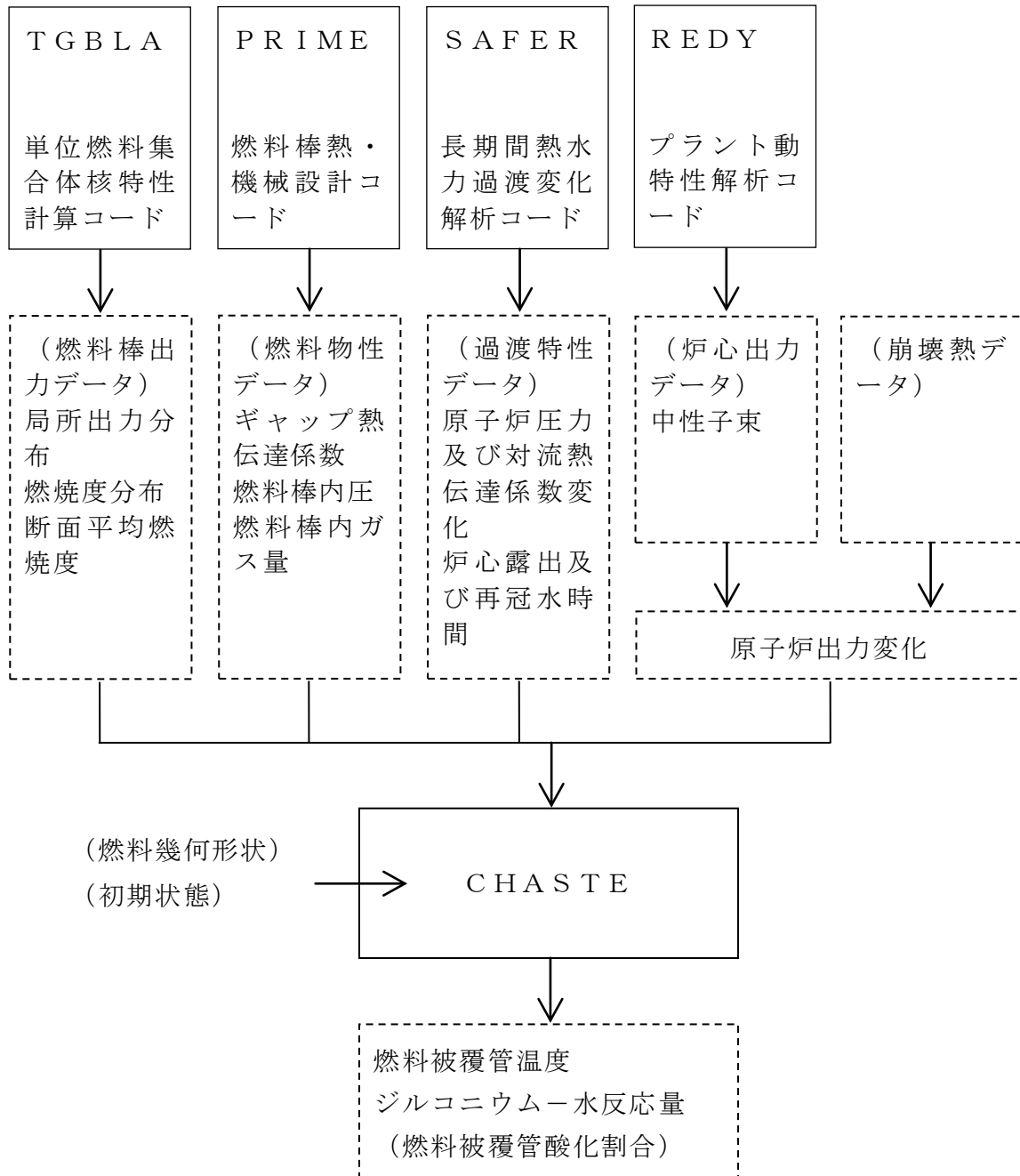


図 CHASTEコードの入出力

添付 5 有効性評価における 9×9 燃料 (A 型) の代表性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価は 9×9 燃料 (A 型) (以下, 「A 型燃料」という。) を代表燃料として評価しており, 有効性評価に用いる CHASTE コードの適用性は, 主として A 型燃料を対象に確認されている。一方, 実炉には 9×9 燃料 (B 型) (以下, 「B 型燃料」という。) も装荷されていることから, CHASTE コードに B 型燃料が適用できることを確認する。ここでは, CHASTE コードに入力される燃料データを整理した上で, 対応する解析モデルが B 型燃料の評価に適用できることを示す。

また, B 型燃料の燃料データを入力した解析を行い, その影響を確認することで, A 型燃料で代表することができることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料集合体を B 型燃料とし, A 型燃料で代表した申請解析と同様に CHASTE コードで解析評価する。CHASTE コードに入力する燃料棒, ウォータチャンネル, チャンネルボックスの幾何学的配置及び燃料特性 (ギャップ熱伝達係数, 燃料物性等) に B 型燃料の燃料データを反映し, CHASTE コードでの燃料形状の差が結果に及ぼす影響を明確にするため, SAFER コードから引き継ぐ対流熱伝達係数は A 型燃料で評価した値を用いて燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管の酸化量を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを表 1 に示す。A 型燃料と比べた B 型燃料の特徴として, ウォータチャンネルの採用, 燃料棒の径が小さい, 標準長燃料棒のみで構成される, スペーサ形状が異なるといった点があげられる。しかし, CHASTE コードを使用する上でこれらの相違は問題とはならず, B 型燃料についても CHASTE コードの解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対する B 型燃料の適用性を示す。

3.1 B 型燃料への適用性

CHASTE コードにおいては, 燃料棒, ウォータロッド, チャンネルボックスの幾何学的配置や熱容量等を入力し, 燃料棒表面熱伝達モデルの輻射熱伝達を評価するため, B 型燃料の幾何学的配置等を入力することで適切に評価できる。CHASTE コードは, 矩形のウォータチャンネルの形状を直接的に扱うことはできない。CHASTE コードと同一の輻射計算モデルを

持つCHARMコード⁽¹⁾において、B型模擬燃料のスプレイ実験解析結果（別添）のとおり、B型燃料のウォータチャンネルを複数の丸型ロッドで模擬しており、B型燃料を適切に模擬することができることを確認している。このため、CHASTEコードにおいてCHARMコードと同様に丸型ウォータロッドでウォータチャンネルを模擬することでB型燃料の輻射の評価が可能である。

3.2 燃料特性の入力

CHASTEコードでは、燃料ペレット・燃料被覆管の比熱、密度等及びギャップ熱伝達係数を入力として、燃料棒の半径方向1次元熱伝導（燃料棒熱伝導）、ギャップ熱伝達、ジルコニウム-水反応及び燃料被覆管の膨れ・破裂を評価する。これらの入力にB型燃料の特性を反映する。

4. B型燃料による解析評価

4.1 評価内容

対象プラント : BWR5 代表炉

対象燃料集合体 : B型燃料

事故シーケンス : 高圧・低圧注水機能喪失（MUWCによる注水ケース）

解析条件 : B型燃料の燃料データを入力する。SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数は、A型燃料で評価した値を入力する。その他の解析条件はA型燃料で代表した有効性評価のベース解析と同じとする。

4.2 解析結果

A型燃料と比較したB型燃料の解析結果を表2に示す。

燃料被覆管最高温度については、B型燃料の方が30℃程度と数%高くなっている。

5. 代表燃料評価の適切性

B型燃料の方がA型燃料に比べて燃料被覆管最高温度が30℃程度と数%高い結果（約921℃）となるものの、1,200℃に対しては余裕があり、また、SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝達係数、燃料の最大線出力密度などの解析条件が全体として保守的になっていることを考慮すれば、CHASTEコードについても有効性評価においてはA型燃料の解析結果で代表しても問題ないとする。

6. まとめ

CHASTEコードにB型燃料が適用できることを確認した。また、B型燃

料の燃料データを用いて解析を行った。A型燃料とB型燃料の解析結果に大きな差はなく、有効性評価におけるCHASTEコードにおいてもA型燃料で代表することができると思う。

【参考資料】

- (1) 「BWRプラントのLOCA/ECCS性能評価コードの検討について」
平成3年12月，通商産業省原子力発電技術顧問会 安全解析コード検討会

表 1 CHASTEコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力	解析モデル
燃料棒，ウォータロッド／ウォータチャンネル，チャンネルボックスの幾何学的配置	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒表面熱伝達（輻射））
燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導，ジルコニウム－水反応，膨れ・破裂）

表 2 A型燃料とB型燃料の解析結果の比較

評価項目	B型燃料に対する解析結果	A型燃料に対する解析結果
燃料被覆管最高温度（℃）	約 921	約 890
燃料被覆管の酸化量（%）	約 3	約 1

CHARMコードによる9×9燃料（B型）ヒートアップ実験解析

1. はじめに

9×9燃料（B型）を対象に実施されたヒートアップ試験を対象に実験解析を行い、角型ウォータチャンネル（W/C）を丸型ウォータロッド（W/R）で模擬する妥当性を確認した。実験解析では、炉心ヒートアップ解析コードCHARMコードを用いた。

2. 試験の概要

試験は、9×9燃料（B型）を模擬した実規模試験体を用いたスプレイ熱伝達試験であり、ヒータロッドを電気加熱し昇温させた後に、燃料上部からスプレイを投入している。試験体の形状寸法を表1に示す。被覆管、チャンネルボックス及びウォータチャンネルの材質はステンレス鋼である。出力分布等の試験条件を表2に示す。

表1 試験体形状

項目	値（単位：cm）
発熱長さ	約 380
ヒータシース内径	約 0.95
ヒータシース外径	約 1.1
チャンネルボックス内寸	約 13.4
ウォータチャンネル外寸	約 4

表2 主要な試験条件

項目	値	
バンドル出力	216kW	325kW
軸方向出力分布	コサイン分布（ピーキング最大値約 1.4）	
出力変化	図 1	

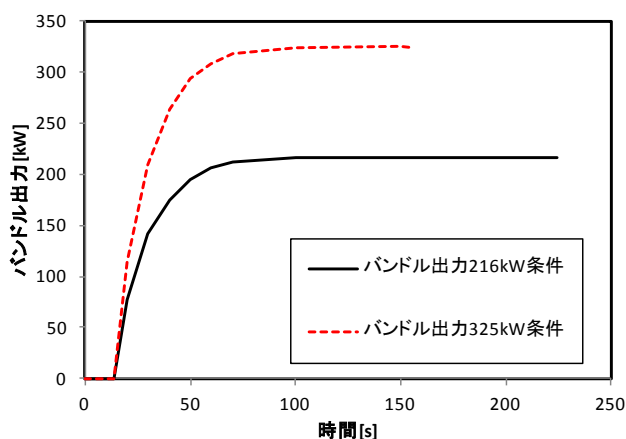


図1 バンドル出力の時間変化

3. CHARMコードによる実験解析

図2に9×9燃料（B型）の断面概略図を示す。実験解析では、試験体中央部の3×3ロッド領域における角型ウォータチャンネルを9本のウォータロッドで模擬した。ここで、輻射の評価で影響する3×3ロッド領域における外周部8本のウォータロッドの構造材断面積は、熱容量が同等となるように肉厚を調整し、実機の角型ウォータチャンネルの構造材断面積と合わせ、これらの8本のウォータロッドの外径（中心間距離）は燃料棒ピッチと同一とした。ステンレス鋼である被覆管、チャンネルボックス及びウォータチャンネル表面の輻射における輻射率は0.45に設定した。ヒータロッド温度測定値との比較対象は、高さ方向については軸方向出力分布の最大位置である中央部とし、径方向は対角部（3箇所）、外周部、外周部より2層目及びウォータチャンネル隣接位置とした。

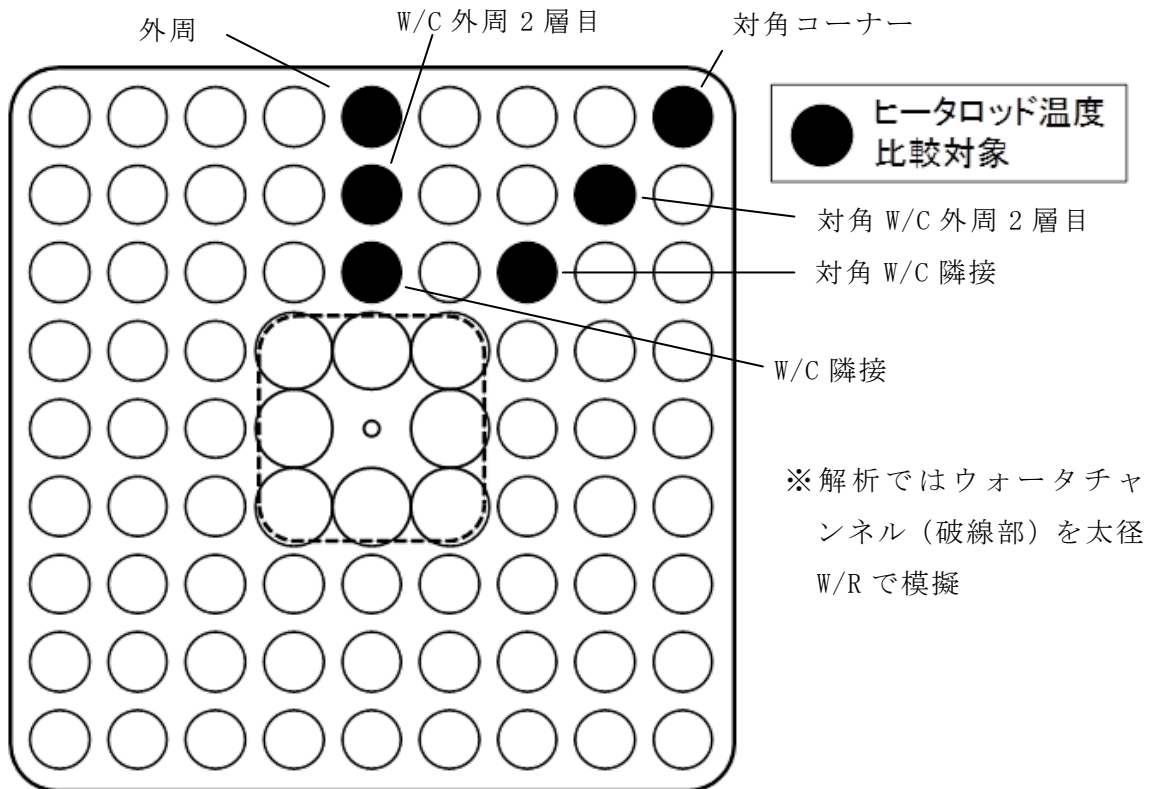


図2 9×9燃料（B型）の断面概略図

CHARMコードによるヒータロッド温度挙動の測定値との比較例を図3に示す。本検討では、9×9燃料（B型）体系における輻射効果を確認することから、ヒータロッド温度挙動はスプレイ投入開始時点までとした。216kW及び325kW条件でのヒータロッド温度は測定値を±20℃の範囲で予測しており、角型ウォータチャンネルをウォータロッドで模擬することは妥当であると考えている。

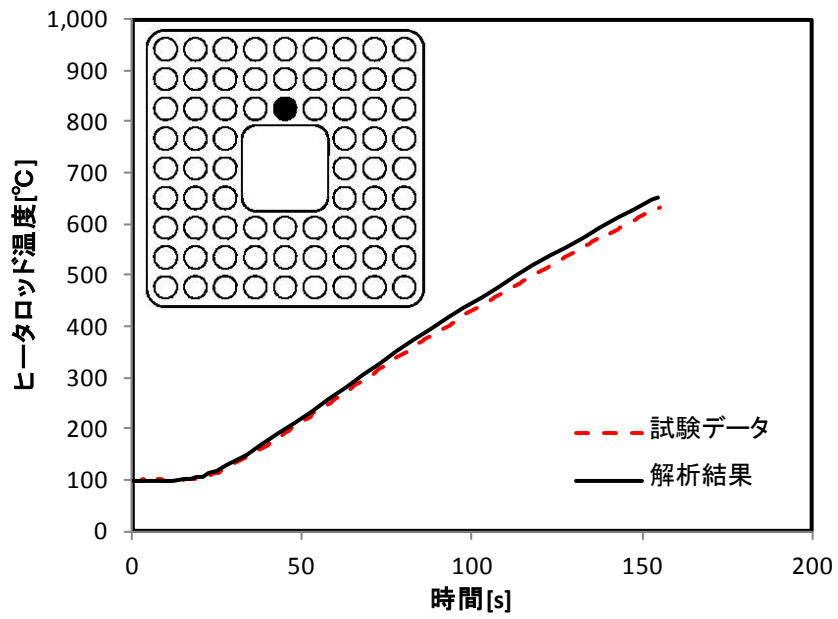


図 3 ヒータロッド温度の時間変化の例（325kW 条件，W/C 隣接ヒータロッド）

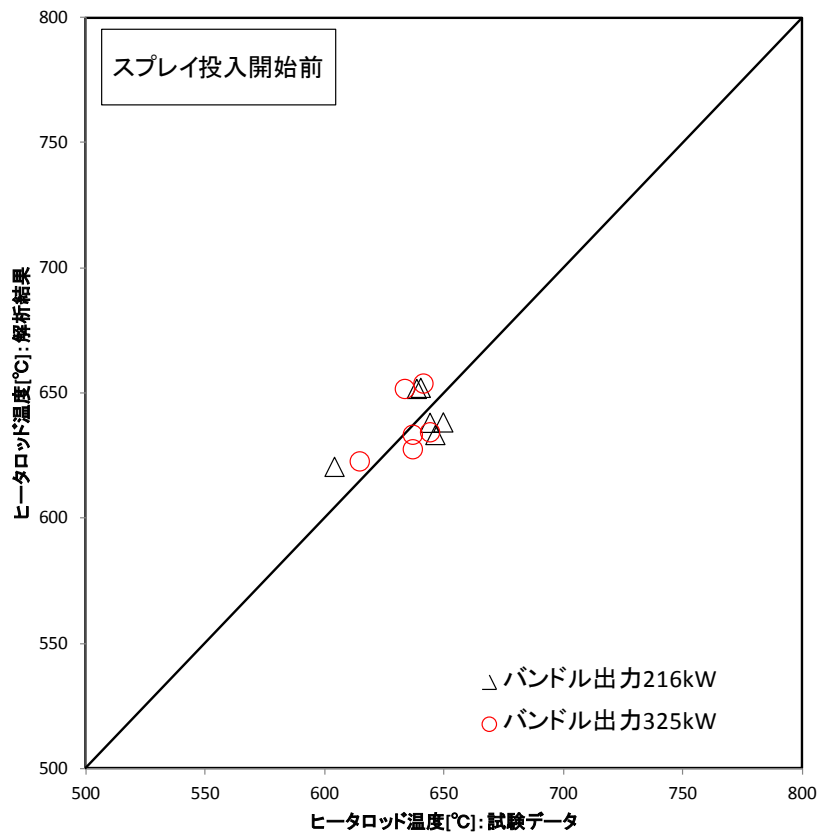


図 4 ヒータロッド温度最高値の計算値と測定値の比較

(第3部 REDY)

目次

－ R E D Y －

1. はじめに	3-1
1.1 解析コード	3-2
1.2 妥当性確認の方針	3-2
2. 重要現象の特定	3-4
2.1 事故シーケンスと評価指標	3-4
2.2 ランクの定義	3-6
2.3 物理現象に対するランク付け	3-7
3. 解析モデルについて	3-17
3.1 コード概要	3-17
3.2 重要現象に対する解析モデル	3-18
3.3 解析モデル	3-19
3.4 入出力	3-38
4. 妥当性確認	3-41
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	3-41
4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認	3-50
4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認	3-53
4.4 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認	3-61
4.5 格納容器における重要現象の妥当性確認	3-75
4.6 実機解析への適用性	3-77
5. 有効性評価への適用性	3-79
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	3-79
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	3-86
6. 参考文献	3-87
添付1 解析コードにおける解析条件	3-1-1
添付2 軸方向出力分布の変化について	3-2-1
添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について	3-3-1
添付4 短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討	3-4-1
添付5 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード用）の 保守因子について	3-5-1
添付6 ボロン反応度添加率について	3-6-1
添付7 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較	3-7-1

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、REDYコードについて、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

1.1 解析コード

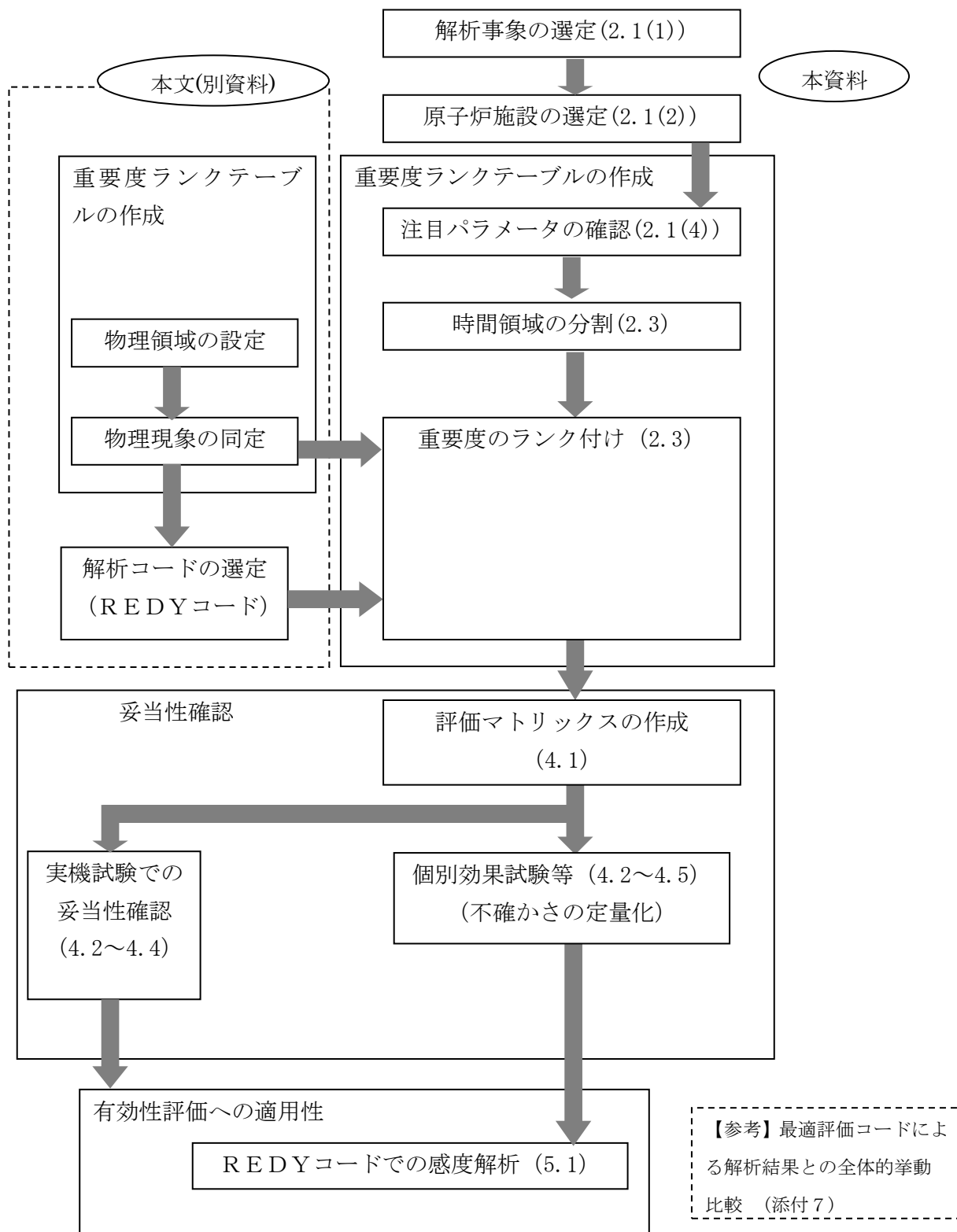
本資料で使用する解析コードは、ABWR用の“REDY Ver. 2”と従来型BWR用の“REDY Ver. 1(ATWS 用)”の2つであり、これらを以下「REDYコード」と称す。ただし、従来型BWRに対する実機試験の再現解析では“REDY Ver. 1”を使用している。一部の評価でREDYコードの計算結果をインプットとする“SCAT Ver. 3”(以下、SCATコードと称す)を併用するが、SCATコードの説明は別資料(第4部SCAT)にて行う。

なお、本資料で引用している最適評価コードは、“TRACG Ver. 5”であり、これを以下「TRACコード」と称する。

1.2 妥当性確認の方針

重大事故等対策の有効性評価にREDYコードを適用することの妥当性確認の方針を下記に述べる。

- (1) REDYコードの妥当性確認は、原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」を参考にした図 1-1 REDYコードにおける検討手順に従う。
- (2) REDYコードは、プラント安定性や運転時の異常な過渡変化を評価する目的で開発されたコードであり、起動試験などの予測解析や再現解析に使用されて来た経緯を持つ。このため実機試験結果で妥当性確認が示せる範囲については、これを積極的に活用し、モデルの妥当性を示す。
- (3) 本資料は、原子炉停止機能喪失事象に対して抽出された物理現象に対してREDYコードを用いることの妥当性を示すことが目的である。なお、補足として最適評価コード(ここではTRACコードが該当)による参考解析結果を必要に応じて参照する。



(注)次章以降では、最適評価コードをTRACコードと呼ぶ。

図 1-1 REDYコードにおける検討手順

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

(1) 解析事象の選定

REDYコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

(2) 原子炉施設の選定

本事故シーケンスが生じる可能性はBWR型式により相違はないが、ABWRと従来型BWRとの主な違いである再循環系の違い（インターナルポンプか外部設置の再循環ポンプか）は、本事故シーケンスでは早期にポンプがトリップすることからシナリオ上大きな違いはない。このことから、ここでは原子炉施設としてABWRを選定した。ただし、有意に異なる場合は従来型BWRに関しての説明を併記している。

(3) 事故シーケンス

運転時の異常な過渡変化では、主蒸気隔離弁の誤閉止により、原子炉スクラム信号が発生し、全制御棒が急速挿入され原子炉は停止する。主蒸気隔離弁の誤閉止は原子炉からタービンへ流れる主蒸気流量を遮断することになるため、原子炉圧力は上昇するものの、原子炉がスクラムされていることと、圧力が定められた値を超えた場合は逃がし安全弁が作動するため、圧力上昇は抑制される。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、タービン駆動給水ポンプは停止し、さらに原子炉水位低下を厳しめに評価する目的で、モータ駆動給水ポンプも不作動を仮定しているが、運転時の異常な過渡変化の判断基準に照らして、この仮定が影響を与えるものではない。

一方、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、原子炉圧力が上昇し、炉心内ボイドが減少することに起因した正のボイド反応度が印加され、原子炉出力が増加する。原子炉圧力が上昇して、原子炉圧力高信号で再循環ポンプ（インターナルポンプ4台）がトリップし、炉心流量を低下させる。このとき、同時にインターロックで作動する代替制御棒挿入は失敗を仮定する。再循環ポンプトリップにより、原子炉出力は低めに抑制される。原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、原子炉圧力の上昇は抑制される。逃がし安全弁が断続して開動作するため、原子炉から発生した蒸気は格納容器内のプール水へ放出され、プール水温及び格納容器圧力が上昇する。なお、主蒸気隔離弁の誤閉止により、タービン駆動給水ポンプが停止するが、モータ駆動給水ポンプの自動起動は考慮する（従来型BWRでも原子炉出力が厳しくなるように起動を仮定する）。主蒸気隔離弁の閉止により、給水加熱器への加熱蒸気がなくなるため、給水温度は低下し、炉心入口サ

ブクレーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。これにより燃料は沸騰遷移状態となり燃料被覆管温度が上昇する。

一方、制御棒が挿入されないことから、原子炉を未臨界にするために手動操作により、ほう酸水注入系が起動され、負のボロン反応度が徐々に印加されると、原子炉出力は次第に低下する。

格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり、残留熱除去系起動によるサプレッション・プール冷却効果と相まって、事象は収束に向かうことになる。

(4) 注目パラメータの確認

原子炉停止機能喪失事象に対して適用される判断基準は、以下のとおりである。

- a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）
- b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）
- c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（最高使用圧力の 1.2 倍未満）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力未満）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度未満）

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、判断基準に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられる b. を除く、a. c. d. e. を評価指標として取り上げる。したがって、本事象では燃料被覆管の温度（以下、「燃料被覆管温度」と称す）、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（以下、「原子炉圧力」と称す）、格納容器圧力バウンダリにかかる圧力及び温度（以下、「格納容器圧力」及び「格納容器のプール水温度」と称す）が注目パラメータとなる。このうち、燃料被覆管温度は、REDYコードでの計算結果を使用して、SCATコードで評価される。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちREDYコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2-1 の定義に従って「H」、「M」、「L」、及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性評価は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性評価は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち、2.1 節で述べた事象進展を踏まえ、2.2 節記載のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

本事故シーケンスでは、事故発生初期の約 5 分以内に原子炉圧力、燃料被覆管温度の順で注目パラメータがピークを迎える。それ以降は、手動起動したほう酸水注入系による負のボロン反応度効果によって次第に原子炉出力が抑制され、また残留熱除去系による除熱が行われることから、数十分後に格納容器圧力及び格納容器のプール水温度はピークを迎え、最終的には事象は収束する。以上より、炉心内挙動を評価する短時間領域と、格納容器側挙動を評価する長時間領域の二つに時間領域を分割して考えるものとした。

原子炉圧力と燃料被覆管温度を支配する物理現象の同定とその重要度評価は、上述したように一つの短時間領域でまとめている。この理由は燃料被覆管温度が異なる時間で二度のピークを生じ、かつ一度目の燃料被覆管温度のピークは原子炉圧力のピーク時間と前後するためである。本資料では、このランク付けの妥当性を裏付けるため、短時間領域を時間経過に伴って変化するプラント挙動を考慮した 3 つのサブ時間領域に細分割し、このサブ時間領域ごとでの重要現象のランク付けを行っている（添付 4 参照）。なお、このサブ時間領域は短時間領域における反応度係数の不確かさ評価にも適用している（添付 5）。

上記において、SCATコードで評価する燃料被覆管温度に係わる物理現象のランクは、SCATコードへのインプット値となる炉心入口流量、出力、炉心圧力、炉心入口エンタルピに影響を与えるものについて注目して選定している。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、ボロンによって原子炉が未臨界になるまで臨界状態が継続する。すなわち、事象発生後も継続した核分裂出力が原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼすため、核分裂出力はどの評価指標に対しても重要度が高いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

再循環ポンプがトリップした後の給水加熱喪失状態では、軸方向出力分布が下方ピークになることが知られており、注目パラメータに影響を与える可能性がある。ただし、この場合でも炉心平均ボイド率は増加することになるため、原子炉出力は低めに推移すると考えられ、燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての炉心流量、原子炉出力）、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、結果を厳しくするものではなく重要度は低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

(ボイド反応度 (減速材密度反応度) とドップラ反応度)

本事故シーケンスでは、反応度の変化が長時間にわたって原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼす。短時間領域では、原子炉スクラム失敗を仮定した事象でも原子炉圧力の評価指標に対して（ここで選択した原子炉施設では）余裕があり、反応度フィードバック効果の重要度は低いが、燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての原子炉出力）の評価指標に対しての重要度は高いと考えられる。一方、長時間領域では、低出力状態が継続するものの、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度へ与える影響は後述するボロン反応度が支配的な変化要因となり、重要度は中程度だと考えられる。

(ボロン反応度)

事象収束に必要なほう酸水注入系の起動は、事故発生後約 10 分以降であり、これ以降はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。したがって、長時間領域の格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が高いと考えられる。

(その他)

上述以外に、反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は、起動時のボイド反応度やドップラ反応度の影響がほとんどない状態では考慮する必要はあるが、本事故シーケンスの様な高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお、遅発中性子生成割合、中性子寿命といったパラメータは

上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

本事故シーケンスでは、原子炉スクラムに失敗する評価を実施することが目的であるため、制御棒反応度や制御棒速度の様な制御棒反応度効果は考慮不要である。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

崩壊熱はプラント停止後の事象進展では主要な熱発生源となるが、本事故シーケンスでは高い出力で臨界状態が維持される。このため、崩壊熱が全出力に占める割合が小さい短時間領域では、評価指標である原子炉圧力や燃料被覆管温度に与える影響はほとんどない。一方、核分裂出力が急速に低下した後の長時間領域では、変化の遅い崩壊熱が原子炉全出力に占める割合が大きく、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が中程度になると考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

本事故シーケンスでは制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため、事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合、沸騰二相流における密度波不安定現象（熱水力的要因）とボイド反応度フィードバック効果（核的要因）が結合して中性子束振動（三次元効果）が生じ、評価指標である燃料被覆管温度に影響を与える（S C A Tコードで評価）可能性がある。

この中性子束振動現象が生じる際には、給水加熱喪失により原子炉出力が上昇するが、このときの軸方向出力分布は下方ピークになると、冷却材はより上流側から沸騰を開始し、炉心平均のボイド率の減少幅を小さめに抑制する。これにより、原子炉出力の上昇は低めに抑制されることになる。しかしながら、原子炉出力の上昇と核熱水力不安定事象による中性子束振動が重畳した場合、評価指標である燃料被覆管温度へ与える影響が大きくなる可能性も考えられる。このため、三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度になると考えられる。

時間平均では炉心全体の挙動としての中性子束振動が、原子炉圧力や格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は、逃がし安全弁開閉による圧力制御と相まって重要度は低いと考えられる。

なお、R E D Yコードでは、中性子束振動現象を模擬することが困難であるため、中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては、米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（T R A Cコード）による参考解析結果を参照する（添付7参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

燃料棒内で発生した熱は、燃料棒表面から熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。燃料棒内の熱移動は、燃料ペレットや被覆管内での熱伝導度、燃料ギャップでの熱伝達率に影響されるが、燃料棒内の出力分布や物性値はこの事象を通じて大きく変わることがなく、どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

燃料で発生した熱は、燃料棒表面から単相壁面熱伝達や二相壁面熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。この速さは、燃料棒表面の熱伝達率にも影響されるが、原子炉スクラム失敗を仮定した事象では平均炉心で見れば沸騰状態が継続しており、熱伝達の速さが評価指標へ与える重要度は低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

沸騰遷移が生じるのは原子炉出力が高く炉心流量が低い短時間領域である。沸騰遷移が生じるとドライアウトやリウエット現象が起こるが、これらの現象は高出力燃料バンドルが対象となる局所的な現象であり、プラント全体の挙動としては、どの評価指標に対しても主要な現象とはならない。ただし、高出力燃料バンドルにおける沸騰遷移現象は、SCATコードで評価している。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止による圧力上昇により原子炉出力が一時的に上昇するが、早期の再循環ポンプトリップによる出力抑制効果により、プラント全体の平均応答としてはどの評価指標に対しても影響を与えない。ただし、SCATコードで評価する燃料被覆管温度に関しては、それぞれ重要度を検討する必要がある。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

燃料から冷却材に伝えられる熱により、炉心平均ボイド率が増加するが、一方、炉心入口サブクーリングの増加やECCSの炉心上部への注水等による凝縮が生じると、炉心平均ボイド率は減少する。炉心平均ボイド率は核熱水力計算に使用されるため、どの評価指標に与える重要度も高いと考えられる。なお、本事故シナリオでは、LOCAとは異なり、炉心は冠水が継続されており、炉心部の二相水位を考慮する必要はない。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

(14) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

これらの物理現象は、LOCAにおける炉心内水位低下事象を想定したものであり、原子炉スクラム失敗を仮定する事象では炉内保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されることから、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(15) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

炉心圧力損失が大きい場合、再循環ポンプトリップ時の炉心流量の低下速度が大きくなり、出力抑制効果に影響する。また、再循環ポンプトリップ後では、炉心圧力損失は自然循環流量に影響する。よって、本件に関しては(17)に含まれるものとする。

(16) 三次元効果 [炉心（熱流動）]

本事故シーケンスでは、制御棒挿入失敗を仮定していることから、高い出力が長期にわたって継続する。本物理現象は、炉心流量の変化、炉心入口サブクーリングの変化、ECCSによる上部プレナムへの注水等によって、炉内での径方向の燃料集合体間流量配分が時間を追って変化する現象も指している。しかしながら、プラント全体としての原子炉出力は炉心平均ボイド率の変化ではほぼ決まることが、これまでの多くのREDYコードによる実機試験結果の再現解析から確認されており、さらに、本事故シーケンスでは径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さいと考えられるため、どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

また、本事故シーケンスでは、出力が高く炉心流量が低い運転領域を経過する期間があり、この期間に中性子束振動現象（(6)参照）及び炉心流量の振動現象（高出力チャンネルでの流量振動現象を含む）が生じる可能性がある。この期間では炉心流量を支配するのは強制循環力又は自然循環力であり、中性子束振動が炉心流量の振動現象へ及ぼす影響は小さいと考えられるが、核と熱水力現象は相互に関連する事象であることを鑑み、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度を三次元効果 [炉心（核）] と同じ中程度とし、三次元効果 [炉心（核）] に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化 [原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）]

再循環ポンプトリップにより炉心流量を低下させることで原子炉出力を抑制するが、冷却材流量変化の速さ（コーストダウン特性）は原子炉出力の抑制の速さに影響する。原子炉圧力は評価指標に対して余裕があるため重要度は低いと考えられるが、短時間領域での評価指標である燃料被覆管温度（主に、SCATコードのインプットとしての炉心入口流量変化）に与える重要度は高いと考えられる。

本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に自然循環状態で高出力状態が継続する。このため、自然循環流量が原子炉出力変化に与える影響は無視できない。自然循環状態時に燃料被覆管温度が厳しくなる従来型BWRプラントの場合（主に、SCATコードのインプットとしての炉心入口流量，原子炉出力），及び長時間領域で格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると逃がし安全弁から蒸気が放出され、圧力上昇を緩和する。短時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量は、原子炉圧力最大値を左右するものであり、原子炉圧力の評価指標に与える重要度は中程度と考えられるが、燃料被覆管温度の評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

一方、長時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量が多いと格納容器圧力及び格納容器のプール水温度へ与える重要度が高いと考えられるが、これに伴い原子炉圧力が低下し、早く逃がし安全弁が閉鎖することになることから、総合すると重要度は低いと考えられる。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

ここで取り扱うべき沸騰・凝縮・ボイド率変化の物理現象は、シュラウド外の状態である。短時間領域の注目パラメータである原子炉圧力，燃料被覆管温度は炉心内の出力変動に伴うものであり、また長時間領域の注目パラメータである格納容器圧力及び格納容器のプール水温度は、原子炉から放出される蒸気量に起因したものである。このため本事故シーケンスでは炉心以外の沸騰・凝縮・ボイド率変化は炉心内の状態変化に直接的な影響はないことから評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

(21) 気液熱非平衡〔原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）〕

炉心流量変化に影響する要因は、炉心外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため、炉心外領域での気液分離（水位変化）・対向流，気液熱非平衡が、原子炉出力に与える影響は小さく、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(22) 圧力損失 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

シュラウド外の圧力損失は、(15)の炉心圧力損失と同様に、再循環ポンプトリップ時の流量変化速度、トリップ後の自然循環流量に影響する。よって、本件に関しては、(17)で考慮する。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

原子炉スクラム失敗を仮定しているため、原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため、原子炉ドーム部を含むシュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は、どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(24) E C C S注水 (給水系・代替注水設備含む) [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

本事故シーケンスでは、給水ポンプの停止や予備給水ポンプ等も考慮しており、これらは炉心入口サブクーリングの変化に起因した炉内ボイドの変化、原子炉水位の変化に起因した炉心流量の変化となって原子炉出力に影響を及ぼす。また、原子炉水位低下等によりE C C Sの起動を想定しているため、E C C Sの注水量は原子炉水位の上昇及び炉心流量の変化に影響する。また、主蒸気隔離弁が誤閉止して給水加熱器への加熱蒸気が遮断されると、給水温度が低下して原子炉出力上昇につながる。

短時間領域での原子炉圧力の評価指標への影響はないと考えられるが、燃料被覆管温度 (主に、S C A Tコードのインプットとしての炉心入口エンタルピ) 及び、長時間領域での格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(25) ほう酸水の拡散 [原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)]

過去のほう酸水の拡散に係わる試験により得られている知見から、上部プレナム部から注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合は一度炉心周辺部を下降した後に炉心に戻るルートを通して拡散する。炉心流量が増加してくると、上記に加え、上部プレナム部から注入されたほう酸水が炉心に直接入ることなく、一度シュラウド外を循環し混合されてから、下方から炉心に入るほう酸水の割合が増えてくる。炉心流量がさらに増加すると全量が炉心流量と共に一度上昇し、シュラウド外を循環し混合されてからダウンカムを下降し下方から炉心に入る。なお、ほう酸水が下部プレナムから注入される従来型BWRプラントの場合は、炉心流量に係らず、常に下方から炉心に入る。原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、長期的な事象収束にはほう酸水注入系の起動による炉心内のほう酸水拡散、これによるボロン反応度による出力抑制は重要な現象である。したがって、長時間領域の格納容器圧力及

び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

なお、REDDYコードでは、三次元的な炉心挙動は模擬出来ないが、試験結果を反映したモデルにしていることで、物理現象に対応している。

(26) 三次元効果 [原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)]

本物理現象は、炉心以外の領域における周方向流量配分を意味しているが、シュラウド外での周方向流量分布、下部プレナムでの周方向流量分布とも、原子炉内の構造物の配置や、給水スパージャ等の構造からして、重要な物理現象とはならない。

(27) 冷却材放出 [原子炉格納容器]

本物理現象自体は、格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気に係わる事象であり、原子炉から見た(18)と同じものである。

(28) 格納容器各領域間の流動 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも、格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、格納容器各領域間の流動は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(29) サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

本物理現象が短時間領域で評価指標に与える影響はないが、原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に達すると、逃がし安全弁から格納容器のプール水へ蒸気が放出され、格納容器圧力及び格納容器のプール水温度が上昇することになる。残留熱除去系(RHR)がこの熱を除去することでこれらの上昇は抑制されるものの、長時間領域の格納容器圧力及び格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]

逃がし安全弁から格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも、格納容器内の空間部の温度は保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで、気液界面の熱伝達は、長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]

長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するためには、これらの物理現象は考慮しない方が保守的である。

(32) スpray冷却 [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、スpray冷却は考慮していない。

(33) 放射線水分解等による水素・酸素発生 [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、原子炉が冠水維持されていることから放射線水分解等による水素・酸素発生は重要な物理現象とはならない。

(34) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

本事故シーケンスでは、長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために、格納容器ベントは考慮していない。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価における重要現象のランク

分類	事故シーケンスグループ		原子炉停止機能喪失				
			短時間領域		長時間領域		
	物理現象	評価指標	原子炉	燃料被覆管温度		格納容	格納容器のプ
圧力			REDY	SCAT*3	器圧力	ール水温度	
炉心 (核)	1	核分裂出力	H	H	(H)*4	H	
	2	出力分布変化	I	L	H	L	
	3	反応度フィードバック効果 【ボイド・ドップラ / ボロン】	L / I	H / I	(H)*4	M / H	
	4	制御棒反応度効果	I	I	I	I	
	5	崩壊熱	I	I	(I)*4	M	
	6	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
炉心 (燃料)	7	燃料棒内温度変化	L	L	H	L	
	8	燃料棒表面熱伝達	L	L	H	L	
	9	沸騰遷移	I	I	H	I	
	10	燃料被覆管酸化	I	I	L	I	
	11	燃料被覆管変形	I	I	I	I	
炉心 (熱流動)	12	沸騰・ボイド率変化	H	H	L	H	
	13	気液分離（水位変化）・対向流	I	I	I	I	
	14	気液熱非平衡	I	I	M	I	
	15	圧力損失	*1	*1	(L)*4	*1	
	16	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
原子炉圧 力容器 (逃がし 安全弁含 む)	17	冷却材流量変化	L	H	(H)*4	H	
	18	冷却材放出(臨界流・差圧流)	M	L	(L)*4	L	
	19	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	I	L	
	20	気液分離(水位変化）・対向流	I	I	I	I	
	21	気液熱非平衡	I	I	I	I	
	22	圧力損失	*1	*1	I	*1	
	23	構造材との熱伝達	I	I	I	I	
	24	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	I	H	(H)*4	H	
	25	ほう酸水の拡散	I	I	I	H	
	26	三次元効果	I	I	I	I	
原子炉格 納容器	27	冷却材放出	*2	*2	*2	*2	
	28	格納容器各領域間の流動	I	I	I	I	
	29	サブプレッション・プール冷却	I	I	I	H	
	30	気液界面の熱伝達	I	I	I	I	
	31	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I	I	I	I	
	32	スプレイ冷却	I	I	I	I	
	33	放射線水分解等による水素・酸素発生	I	I	I	I	
	34	格納容器ベント	I	I	I	I	

*1 No. 17 で評価 *2 No. 18 と同一物理現象 *3 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるが、SCATコードで評価する物理事象であり、ここでは参考記載。

*4 SCATコードで評価する場合に、REDYコードの結果を引き継ぐ。

*5 三次元効果の模擬はREDY/SCATコード体系では困難であるため、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードを使用し参考的に解析して参照する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

REDYコードは、制御棒の異常な引き抜きを除く運転時の異常な過渡変化解析及び冷却材流量の喪失の事故解析を評価するコードである。炉心、原子炉压力容器、压力容器内部構造物、原子炉冷却材再循環系、主蒸気管、タービン系、格納容器等プラント全体を模擬している。炉心核特性は6群の遅発中性子を考慮した一点近似動特性方程式を適用し、中性子エネルギーは1群としている。反応度モデルには制御棒、ボイド、ドップラ、スクラム、ボロンの各反応度を考慮している。また、燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力的挙動を計算する。制御系としては、圧力制御系、給水制御系、再循環流量制御系を模擬し、また、安全保護系も模擬している。

本コードの入力は、原子炉出力、炉心流量等の初期条件、原子炉、主蒸気管等のデータ、核データ、燃料棒データ、格納容器データ、各種制御系データ等であり、出力として、原子炉出力、原子炉圧力、炉心流量、原子炉水位、格納容器圧力、格納容器のプール水温度等の時間変化が求められる。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表3-1に示す。

表3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心 (核)	核分裂出力	核特性モデル
	出力分布変化(*1)	核特性モデル
	反応度フィードバック効果	反応度モデル(*2)
	崩壊熱	崩壊熱モデル(*2)
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化(*1)	燃料棒モデル
	燃料棒表面熱伝達(*1)	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル
	圧力損失(*1)	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	再循環系モデル
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化(*1)	再循環系モデル
	圧力損失(*1)	
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル(*3)
原子炉格納容器	冷却材放出	逃がし安全弁モデル
	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル(*3)

(注1) 重要現象の欄で、(*1)をつけた現象は、2章でどの評価指標に対してもランクLとされた現象、又は他の現象に含むとした現象である。ここでは、見易さを考えて参考までに再掲している。

(注2) 必要な解析モデルの欄で、(*2)をつけたモデルは原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル、(*3)をつけたモデルは、現行の設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデルである。

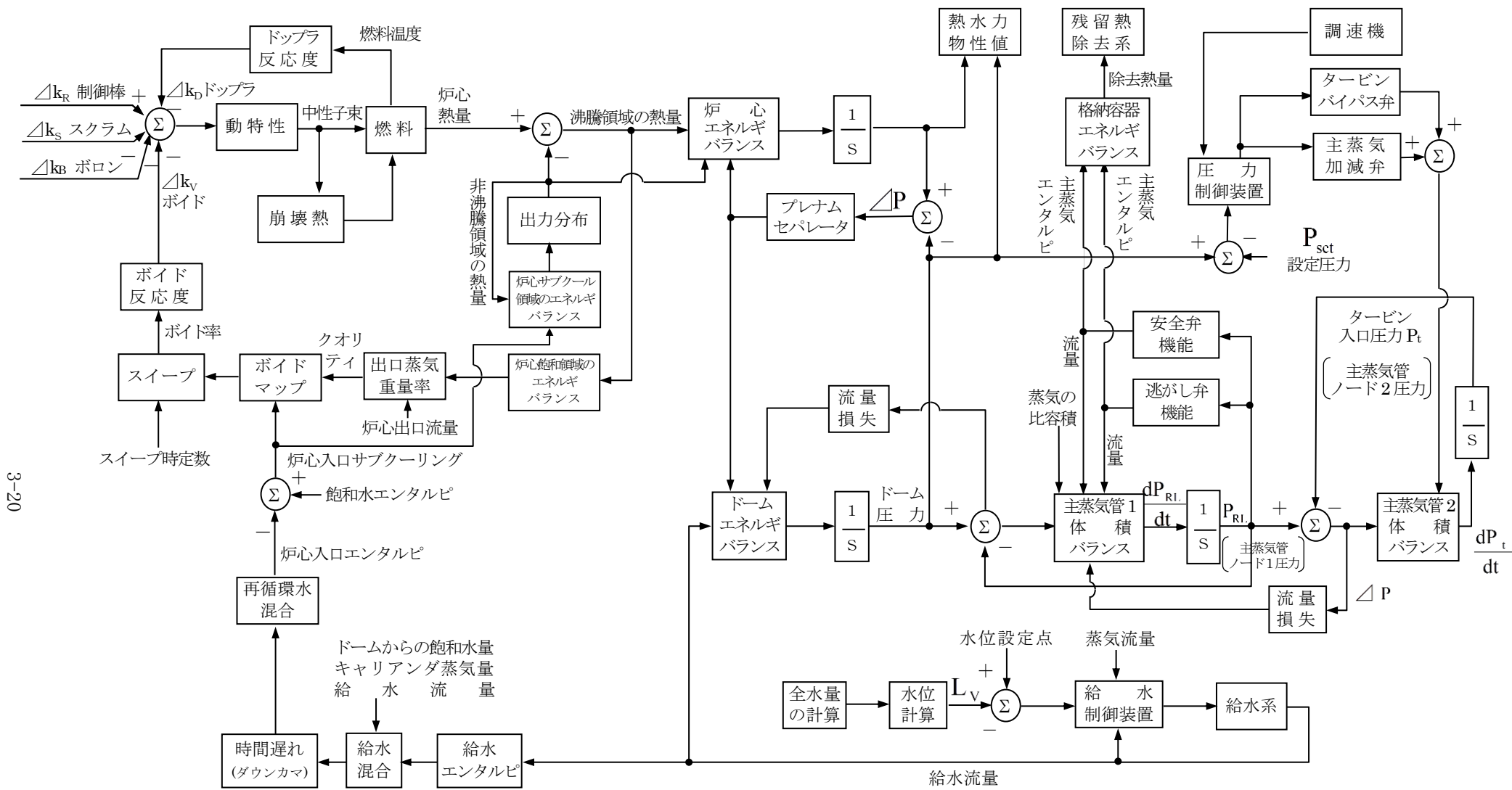
3.3 解析モデル⁽⁰¹⁾ ⁽⁰²⁾ ⁽⁰³⁾

RE DYコードは、3.2節で述べた重要現象を評価するための解析モデルを有しており、妥当な数値解法をもつことはこれまでの実機プラントの起動試験などでも確認され、従来の設置許可申請にも適用されている設計解析コードである。

各モデルの説明を以下に示す。なお、ここで説明している解析モデルは、表 3-1 に示した重要現象に分類された物理現象を評価するための解析モデルと、新適用モデルを中心に記述している。

(1) プラント動特性コード解析モデル（全体）

図 3-1 に、プラント動特性コード解析モデルの全体図を示す。



3-20

図 3-1 プラント動特性コード解析モデル (ABWR)

(2) 核特性モデル

一点近似動特性モデルを用いて、中性子動特性挙動を評価する。

入力として「(3) 反応度モデル」から得られる各種反応度を用いる。

- a. 中性子エネルギーは1群とする。
- b. 中性子束は時間と空間で変数分離可能であり、中性子束の空間分布は一定である。
- c. 反応度フィードバックは、平均出力の代表燃料チャンネルに基づいて計算する。

一点近似動特性モデルは次の式で表される。

$$\frac{dn}{dt} = \left(\frac{\delta_k - \beta}{\ell^*} \right) n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i$$
$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell^*} n - \lambda_i C_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)$$

- n : 中性子数
 δ_k : 反応度
 β : 全遅発中性子割合
 λ_i : 各遅発中性子先行核崩壊定数
 C_i : 各遅発中性子先行核密度
 β_i : 各遅発中性子割合
 ℓ^* : 即発中性子生成時間

ここで

$$\tau_0 = \frac{\ell^*}{\beta}, \quad \Delta k_N = \frac{\delta_k}{\beta}, \quad f_i = \frac{\beta_i}{\beta}, \quad y_i = \tau_0 C_i$$

とおき、前述の式に代入すると、REDYコードでモデル化している次式が得られる。

$$\tau_0 \frac{dn}{dt} = (\Delta k_N - 1)n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i y_i$$

$$\frac{dy_i}{dt} = f_i n - \lambda_i y_i \quad (i = 1, 2, \dots, 6)$$

- τ_0 : 即発中性子炉周期
 Δk_N : 正味の反応度 (反応度総和)
 f_i : 全遅発中性子割合に対する各遅発中性子割合
 y_i : 遅発中性子群

(3) 反応度モデル

5つの種類の反応度（制御棒反応度，ボイド反応度，ドップラ反応度，スクラム反応度，ボロン反応度）が，「(2) 核特性モデル」で示した動特性方程式の入力となる。

制御棒反応度，スクラム反応度は外部入力として与えられる。ボイド反応度は「(6) 炉心ボイドモデル」より得られる炉心平均ボイド率の関数として，ドップラ反応度は「(5) 燃料棒モデル」より得られる燃料平均温度の関数としてテーブルで与えられる。ボロン反応度は，「(12) ほう酸水拡散モデル」より得られる。

正味の反応度 ΔK_N は次式で表される。

$$\Delta K_N = \Delta K_R - \Delta K_V - \Delta K_D - \Delta K_S - \Delta K_B$$

ΔK_R : 制御棒反応度

ΔK_V : ボイド反応度

ΔK_D : ドップラ反応度

ΔK_S : スクラム反応度

ΔK_B : ボロン反応度

(4) 崩壊熱モデル

原子炉出力の全てが核分裂によって直接生じるわけではない。出力の約 94%は核分裂から直接生じるが、残りの約 6%は燃料内に生成された放射性分裂生成物の崩壊によるものである。原子炉の全出力は j 群の崩壊熱を仮定すると次式で表わされる。

$$n_f = \left\{ \left(1 - \sum_{i=1}^j K_{di} \right) + \sum_{i=1}^j \frac{K_{di}}{T_{di}S + 1} \right\} n$$

- n_f : 原子炉全出力
- K_{di} : 崩壊熱生成割合 (i 群)
- T_{di} : 崩壊熱等価時定数 (i 群)
- n : 核分裂出力, 中性子個数

図 3-2 に 11 群及び 4 群モデルの時間変化を ANSI/ANS-5.1-1979 で表した曲線と比較して示す。

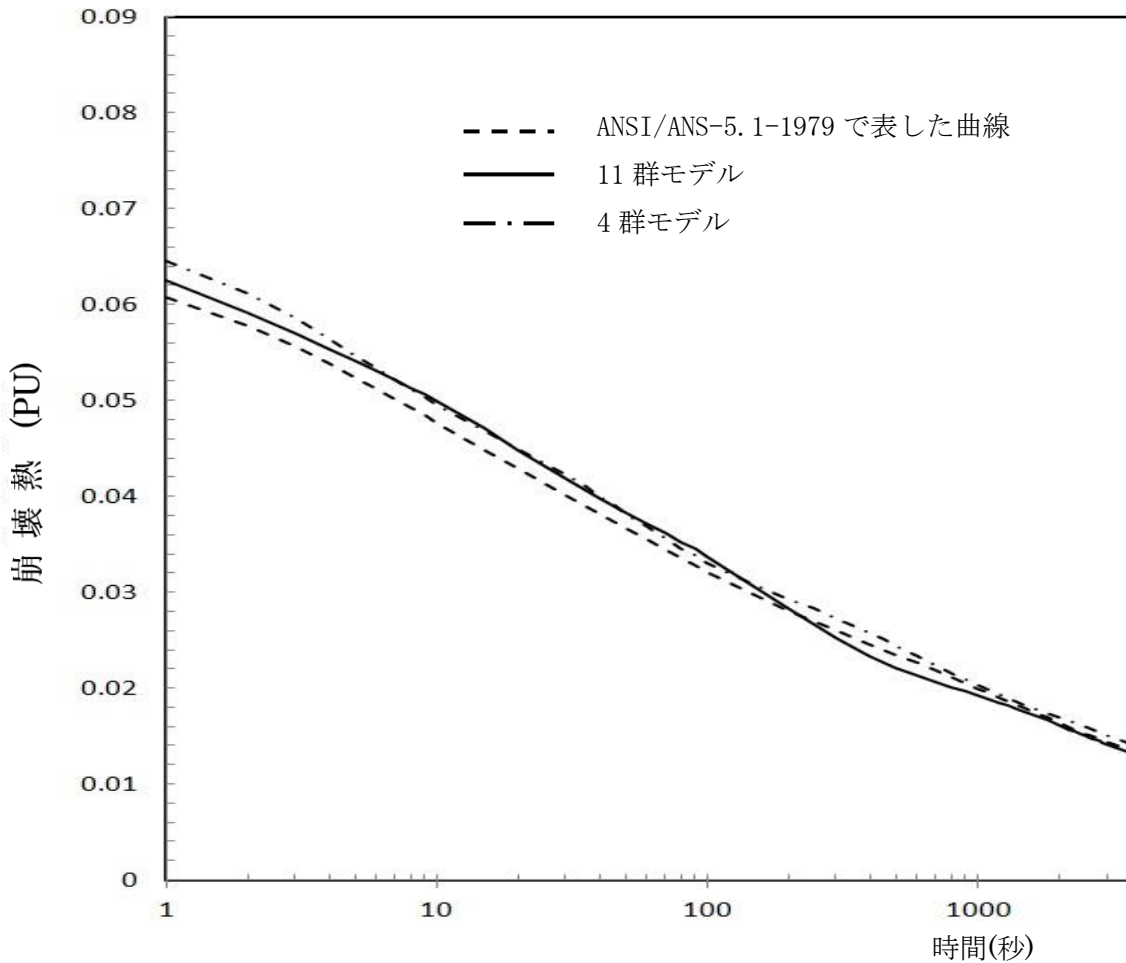


図 3-2 崩壊熱特性の比較

(5) 燃料棒モデル

原子炉内の平均的な燃料棒で代表させ、図 3-3 に示すようにその燃料棒表面を同心円状に分割し、それぞれのノードに熱伝導方程式を適用して、燃料温度、平均表面熱流束を計算する。入力としての生成熱（核分裂による即発分と崩壊熱による遅発分を考慮）は、「(2) 核特性モデル」より得られる中性子束と、「(4) 崩壊熱モデル」より得られる崩壊熱により算出している。

- a. 燃料ペレット 4 ノード，被覆管 1 ノード，ギャップ部 1 ノードとする。
- b. 温度分布の空間依存性は半径方向のみとする。
- c. 燃料の熱伝導度はノードの平均温度の関数とし，ノード内では一定とする。
- d. 燃料の密度及び比熱は温度によらず一定とする。
- e. 各ノードの温度はそのノードについて体積平均したものとする。
- f. 被覆管での熱発生は無視する。

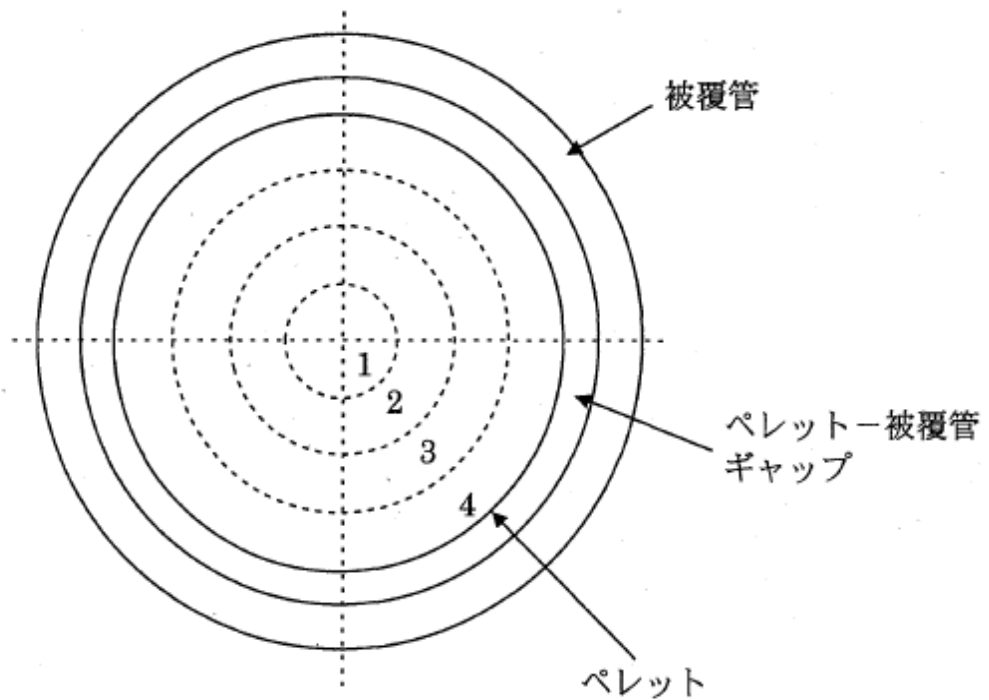


図 3-3 燃料棒モデル

ここで、燃料棒中心 $R_h (=0)$ で、径方向の温度 T の変化は、以下の式で与えられ、

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=R_h} = 0$$

となる。

燃料棒と被覆管のギャップ間の熱流束 q_G は、燃料ギャップ実効面積 A_g 、燃料ギャップコンダクタンス h_g 、ペレット表面の温度 T_{f0} と被覆管内面の温度 T_{ci} の温度から、

$$q_G = A_g h_g (T_{f0} - T_{ci})$$

となる。

被覆管と冷却材の境界で、燃料棒被覆管熱伝導率 K_{CL} 、燃料表面平均熱伝達率 h_B 、燃料棒被覆管外側表面温度 T_{C0} 、炉心の飽和温度 T_{B1} とすると、

$$\left(-K_{CL} \frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=R_r} = h_B (T_{C0} - T_{B1})$$

となる。

なお、 i 番目のノードにおける熱収支は次のようになる。

$$\rho_f V_i C_{pf} \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\text{流入熱量})_i - (\text{流出熱量})_i + (\text{発生熱量})_i$$

燃料棒内での熱輸送は、熱伝導が支配的であるため、 q / A_r はフーリエの法則で表せる。

$$\frac{q}{A_r} = -K \frac{\partial T}{\partial r} \quad \text{又は} \quad q = -K A_r \frac{\partial T}{\partial r}$$

- r : 径方向長さ
- q : 単位時間当たりの通過熱量
- K : 熱伝導率
- A_r : 燃料棒表面積
- T : 温度
- V_i : 各ノードの体積
- ρ_f : 燃料棒密度
- C_{pf} : 燃料棒比熱

(6) 炉心ボイドモデル

炉心部はサブクール領域と飽和領域に分けて質量及びエネルギーバランスを解き、炉心出口クオリティ、炉心部圧力の変化を求める。

入力としては「(5) 燃料棒モデル」から得られる熱量、「(9) 再循環系モデル」等から得られる炉心流量、炉心入口エンタルピを用いる。

- 飽和水、飽和蒸気は熱平衡状態にあるとする。
- サブクール領域の流体の圧縮性は無視する。
- 炉心バイパス流（チャンネルボックス外を流れる冷却水）は炉心入口でエンタルピを保持したまま出口に達するものとする。

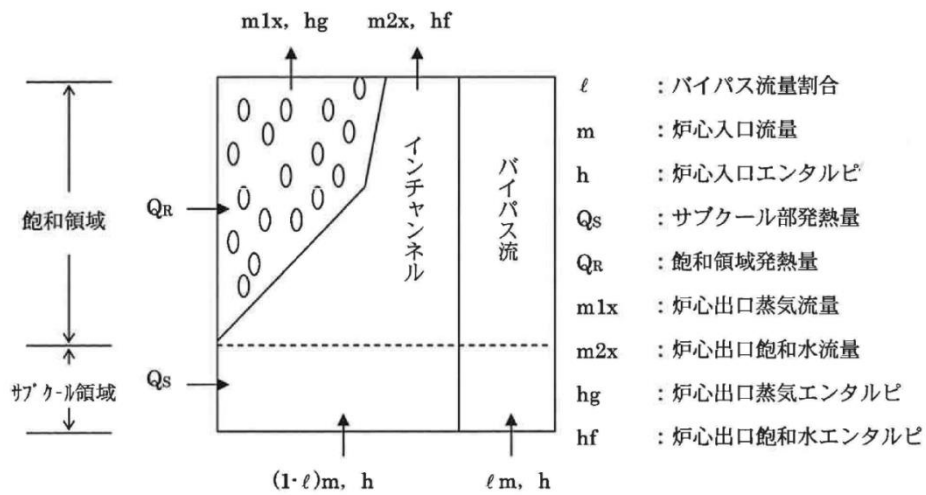


図 3-4 炉心部モデル図

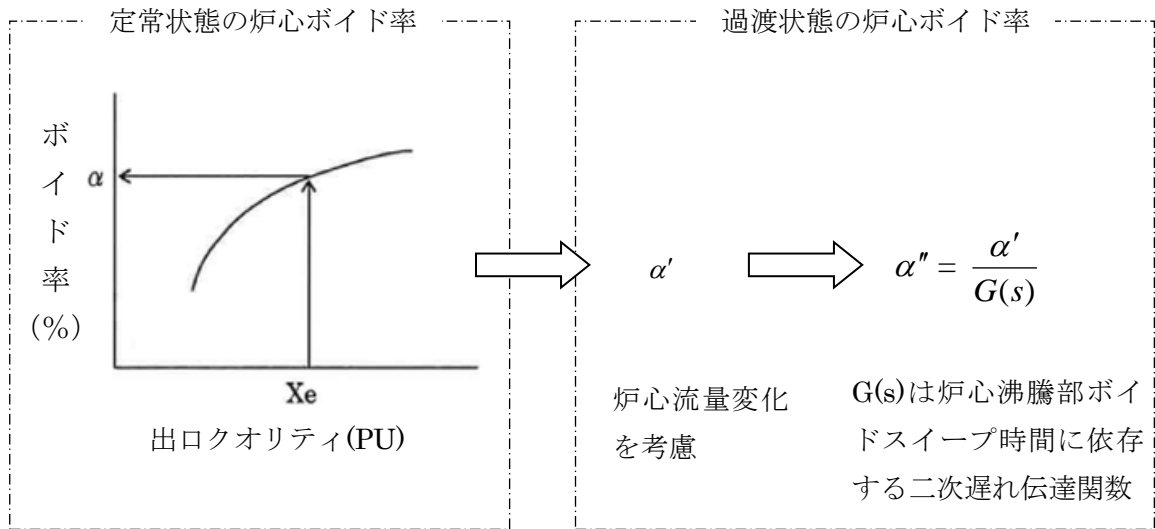
上記モデルから得られる炉心出口クオリティを基に、過渡状態の炉心平均ボイド率を求める。

- ボイドモデルは炉心を一点に近似した集中定数モデルとする。
- 定常状態の炉心平均ボイド率 α を出口クオリティ等の関数として求める。
- 過渡変動に伴う炉心平均ボイド率は、炉心流量 m の変化を考慮した補正後のボイド率 (α') として次式で求める。

$$\alpha' = \alpha - (A + Bm + Cm^2) \quad (A, B, C \text{ は定数})$$

さらに、これに二次遅れ伝達関数で模擬しボイド率 (α'') とする。

- 炉心圧力変化を考慮する。



(7) 蒸気ドーム部モデル

ベッセル圧力ノードについてのセパレータ流量, キャリアンダ流量を考慮して質量及びエネルギーバランスを解いてその圧力変化を求め, ドーム部圧力と主蒸気管圧力から主蒸気流量を計算する。

入力として「(11) 給水系モデル」からの給水流量, また気水分離器モデルからセパレータ流量, キャリアンダ流量を用いる。

- 給水とバルク水の混合には時間遅れはないものとする。
- バルク領域の液体は圧力が上昇過程にあり, キャリアンダ質量が零のときを除いて飽和状態にあるものとする。
- 気水分離器内の液体は常に飽和状態にあるものとする。

(8) 主蒸気管モデル

主蒸気管部のベッセル出口から主蒸気隔離弁までと、主蒸気隔離弁から主蒸気加減弁までの2ノードに分割する。主蒸気管内では蒸発、凝縮のいずれも生じないと仮定して質量及び体積バランスを解き、各ノードの圧力変化を求める。入力として「(7) 蒸気ドーム部モデル」で得られる主蒸気流量、圧力制御系モデルから得られるタービンバイパス弁開度や主蒸気加減弁開度を用い、また、主蒸気隔離弁が閉止する場合は主蒸気隔離弁閉止特性を外部入力として与える。

- a. 逃がし安全弁（逃がし弁機能）は設定圧に達すると開放し始める。
- b. 主蒸気加減弁及びタービンバイパス弁は圧力制御系モデルで制御される。

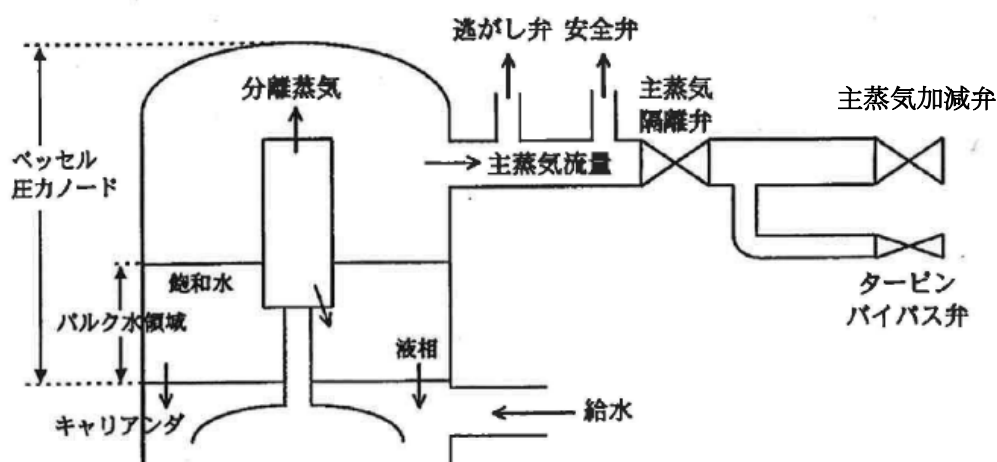


図 3-5 主蒸気管モデル

ここで、逃がし安全弁が設置されている主蒸気管部の圧力の変化率を表わす式は、主蒸気管中では凝縮も蒸発も起こらないと仮定したときの質量と体積バランスの式から得られ、主蒸気隔離弁流量は弁開度変化に伴う時間関数で与えられる。なお、逃がし安全弁流量は「(10) 逃がし安全弁(逃がし弁機能)モデル」から求められる。

$$\dot{P}_{RL} = \dot{P}_2 - \frac{1}{V_{LI}} \frac{dP}{d\rho_{gR}} (m_{I3} - m_{RV} - m_{ISO})$$

- P_{RL} : 主蒸気管圧力
- P_2 : 原子炉ドーム圧力
- V_{LI} : 主蒸気管体積
- ρ_{gR} : 密度
- m_{I3} : 原子炉出口流量
- m_{RV} : 逃がし安全弁（逃がし弁機能）流量
- m_{ISO} : 主蒸気隔離弁流量

(9) 再循環系モデル

ダウンカマ，下部プレナム，再循環ポンプ，炉心部，セパレータ等原子炉一巡の圧力損失係数，再循環ポンプ吐出圧力，シュラウド内外のヘッド差及び慣性に従って再循環流量を計算する。また，ポンプ慣性とトルクよりポンプの運動方程式を解き，ポンプ回転速度を計算する。再循環流量とポンプ回転速度は，ポンプ流量に依存する吐出圧特性及び負荷トルク特性を通じて相互に関連する。また，再循環ポンプの回転速度は，再循環流量制御系モデルから得られる速度要求信号が本モデルのインプットとなる。

(10) 逃がし安全弁（逃がし弁機能）モデル

逃がし安全弁は压力容器内の圧力が設定点を超えた時に作動し、炉内圧力が高くなることを防ぐ。その位置は主蒸気隔離弁よりも原子炉側に位置する。逃がし安全弁は、開く圧力と再び閉じる圧力とは異なる。代表的な逃がし安全弁特性を図 3-6 に示す。

定格の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能動作時）の合計 m_{RC} は、初期圧における個々の逃がし安全弁容量から得られる。

$$m_{RC} = \sum_i N_{RVi} C_{RV}(P_{RL0}) \quad (\text{全ての開いている設定圧グループの総和})$$

弁を流れる蒸気流量は次式で表わされる。

$$\dot{m}_{RU} = (m_{RC} - m_{RU}) / \tau_{RV}$$

$$m_{RV} = \begin{cases} m_{RU} \left(\frac{P_{RL}}{P_{RL0}} \right) & : P_{RL} > P_{RSi} \text{ か、} P_{RL} > P_{RRi} \text{ かつ } \dot{P}_{RL} < 0 \text{ のとき} \\ 0 & : \text{上記以外} \end{cases}$$

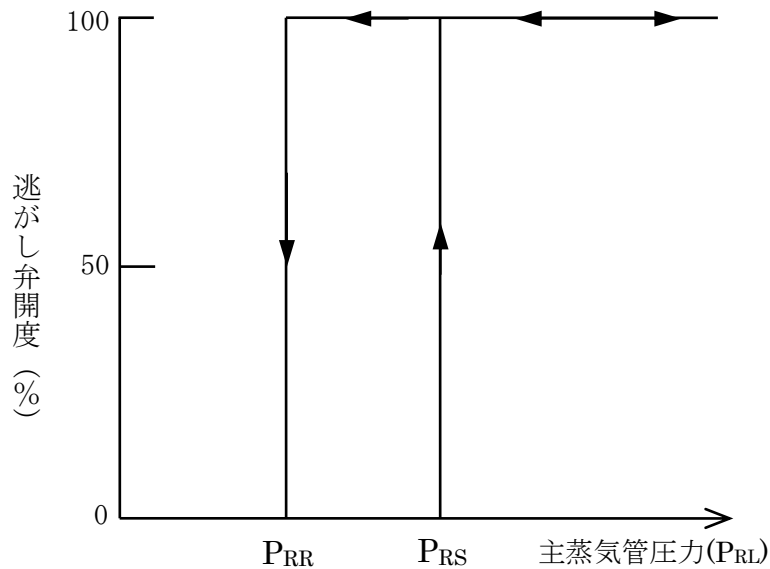


図 3-6 逃がし安全弁開度特性

m_{RC}	: 逃がし安全弁流量
N_{RV}	: 逃がし安全弁（逃がし弁機能）個数
$C_{RV}(P_{RL,0})$: 圧力 $P_{RL,0}$ における個々の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能）
m_{RU}	: 補正前の逃がし安全弁流量
τ_{RV}	: 逃がし安全弁時定数
m_{RV}	: 補正後の逃がし安全弁流量
P_{RL}	: 主蒸気管ノード1 圧力
$P_{RL,0}$: 主蒸気管ノード1 初期圧力
P_{RSi}	: 各逃がし安全弁吹出し圧力
P_{RRI}	: 各逃がし安全弁吹止まり圧力

(11) 給水系モデル

給水流量は図 3-7 に示すように、給水制御系と給水ポンプを模擬し、原子炉水位、主蒸気流量及び給水流量の三要素の変化から求める。給水エンタルピは、「(8) 主蒸気管モデル」から得られる主蒸気流量の変化から遅れ要素を考慮して図 3-8 のように求める方法と、ヒートバランスによる給復水系各部の給水エンタルピと配管体積及び給水流量から算出し、一次遅れを考慮して図 3-9 に示す方法のいずれかを選択できる。主蒸気流量の遮断時には、どちらも給水エンタルピの低下を一次遅れと輸送遅れで模擬している点では同等であるが、図 3-8 のモデルでは給水加熱器を一つで模擬し、図 3-9 のモデルでは多段で模擬している点異なる。

また、ECCS はインターロックに従って設計流量が原子炉に注水され、そのエンタルピは、注入源が復水貯蔵タンクの場合は復水貯蔵タンク水温に基づくエンタルピ、格納容器のプール水の場合は「(13) 格納容器モデル」のエンタルピとなる。

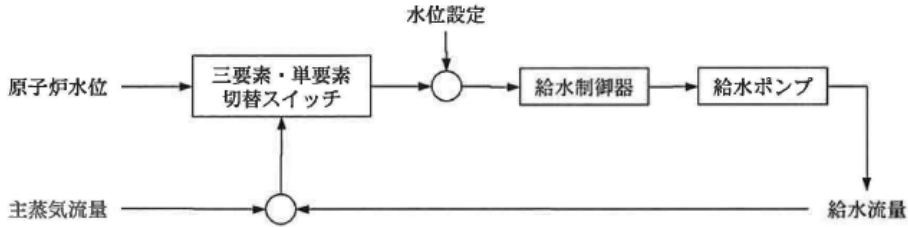


図 3-7 給水系モデル

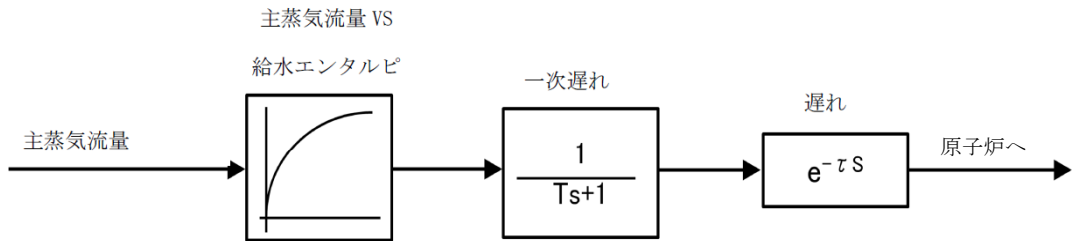


図 3-8 給水エンタルピモデル (1)

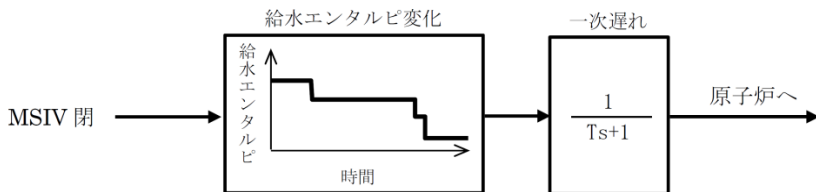


図 3-9 給水エンタルピモデル (2)

(12) ほう酸水拡散モデル

A B W Rでは、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクからほう酸水注入系配管とH P C F配管を経由して、H P C Fスパージャから炉心上部に注入される。一方、従来型B W Rでは、ほう酸水は、ほう酸水貯蔵タンクから配管を経由してスタンドパイプから炉心下部に注入される。

これらのモデルでは次の仮定を設ける。

- a. 起動判定遅れ時間、配管でのほう酸水の輸送遅れ時間を考慮する。
- b. ボロン反応度は、有効炉心（有効燃料下端から上端まで）の単位体積あたりに存在するボロンの重量（炉心内ボロン濃度）に比例する。
- c. 炉心に到達するほう酸水は、炉心上部に注入されるA B W Rでは炉心流量には依存せず、時間の一次関数で増加するものとする。一方炉心下部に注入される従来型B W Rでは炉心流量依存（ミキシング効率）で変わるものとし、これを図3-10に示す。

ボロンが炉心下部に到達した後の炉心内のボロン反応度は次式で表わされる。

$$\Delta K_B(t) = \frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6 \left(\frac{\Delta K_{B\text{-hot}}}{C_{B\text{-hot}}} \right)$$

なお、 $\frac{\int_0^t m_B(t) \eta_B dt}{M_0 K_{\text{mass}}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6$ が炉心のボロン濃度 C_B である。



図3-10 ボロンミキシング効率（従来型BWR）

ΔK_B	: ボロン反応度
m_B	: 下部プレナムに注入されるボロン流量
η_B	: 下部プレナムでのボロンミキシング効率
M_0	: 初期冷却材合計量
ρ_C	: 炉心内冷却材の平均密度
ρ_{C0}	: 初期炉心内冷却材の密度
K_{mass}	: 原子炉水位変化を考慮した冷却材量の変化比 (主蒸気管や逃がし安全弁から蒸気が流出することにより, 初期冷却材合計量 M_0 が時間を追って変化することを考慮した無次元ファクタであり, ボロンが濃縮・希釈される影響を表す)
$\Delta K_{B\text{-hot}}$: 初期状態から高温停止までに必要なボロン反応度の合計
$C_{B\text{-hot}}$: 高温停止を達成するために必要なボロン濃度
C_B	: 炉心内ボロン濃度

(13) 格納容器モデル

図 3-11 に格納容器モデルを示す。ここでは以下のことを仮定する。

ドライウエル (D/W) とウェットウエル (W/W) (サプレッション・プール (S/P) 含む) は、空間的に一体と仮定する。これは、本モデルが原子炉スクラム失敗を仮定した事象の解析で使用されることを前提としており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象の場合、原子炉の圧力上昇によって開いた逃がし安全弁から、蒸気が S/P の水中に放出され W/W の圧力が D/W の圧力上昇に先行し、真空破壊装置が早期に開き、開いたままになるためである。

- a. 格納容器からの放熱による熱喪失は保守的に考慮しない。
- b. 格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じとする。
- c. 格納容器内の空間部は、保守的に常に水蒸気で飽和しているものとする。

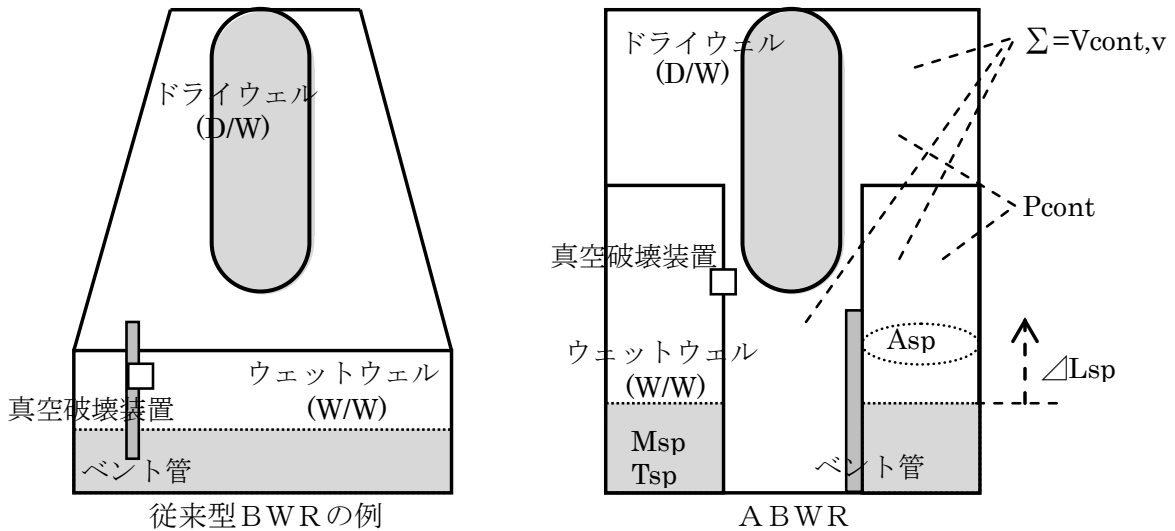


図 3-11 格納容器モデル

格納容器の質量バランスとエネルギーバランスは次の式のようにになる。

$$\begin{aligned} \dot{M}_{sp} = & m_{RV} + m_{SV} + m_{RCICG} + m_{HPCIG} \\ & - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}) \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \dot{E}_{sp} = & (m_{RV} + m_{SV})h_{g2} + m_{RCICG}h_{RCICG} + m_{HPCIG}h_{HPCIG} \\ & - (m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF})h_{pool} - Q_{ex}(T_{sp} - T_{cool}) \end{aligned} \quad (2)$$

格納容器圧力 P_{cont} は、ガスと蒸気に分圧の合計に等しいので

$$P_{\text{cont}} = P_{\text{conta}} + P_{\text{cont,s}} \quad (3)$$

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

$$P_{\text{conta}} = n_m R (T_{\text{sp}} + 273) / V_{\text{cont,v}} \quad (4)$$

で計算できる。

$P_{\text{cont,s}}$ は、

$$T_{\text{sp}} = (E_{\text{sp}} / M_{\text{sp}}) / C \quad (5)$$

であるので、仮定b. から、 $P_{\text{cont,s}}$ は次式のように求まる。

$$P_{\text{cont,s}} = f_1(T_{\text{sp}}) \quad : \text{蒸気表より} \quad (6)$$

よって、(3)、(4)、(6)から、格納容器圧力 P_{cont} が求まる。

なお、格納容器モデルはREDYコードの一部として組み込んでいる。この理由は次の通りである。

原子炉スクラム失敗を仮定した本事故シーケンスでは、逃がし安全弁から放出された蒸気は格納容器のプール水中に放出され、これを受けてプール水のエンタルピは次第に大きくなる。一方、残留熱除去系によるプール水の除熱はプール水のエンタルピ上昇を抑制し、ボロンの反応度抑制が支配的になってからはプール水のエンタルピを低下させる。

本事故シーケンスでは、この格納容器のプール水がECCSにより原子炉に注入され、炉内水の温度低下に寄与することから、この様な炉内保有水と格納容器のプール水とが連携して巡回する物理現象を解く必要があった。

M_{sp}	: S / P 保有水量
m_{RV}	: 逃がし弁流量
m_{SV}	: 安全弁流量
m_{RCICG}	: S / P に排出される RCIC タービン排気流量
m_{HPCIG}	: S / P に排出される HPCI タービン排気流量
m_{RCIC}	: RCIC 流量
m_{HPCS}	: HPCS 流量
m_{HPCI}	: HPCI 流量
m_{HPCF}	: HPCF 流量
E_{sp}	: 格納容器内の水と蒸気の保有エネルギー
h_{g2}	: 逃がし安全弁から排出される蒸気エンタルピー
h_{HPCIG}	: S / P に排出される HPCI タービン排気エンタルピー
h_{RCICG}	: S / P に排出される RCIC タービン排気エンタルピー
h_{pool}	: S / P 水エンタルピー
Q_{ex}	: RHR 等の熱除去割合
T_{sp}	: S / P 水温度
T_{cool}	: RHR 熱交換後の二次側温度
P_{cont}	: 格納容器圧力
$P_{cont,a}$: 格納容器圧力 空気分圧
$P_{cont,s}$: 格納容器圧力 蒸気分圧
C	: S / P 水の比熱
n_m	: モル数
R	: 気体定数
$V_{cont,v}$: 格納容器の空間体積 (S / P の水が占める部分を除く)

3.4 入出力

REDYコードの主要な入出力パラメータを図 3-12 に示す。REDYコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

(1) 前処理コードからREDYコードへのインプット
(核データ)

- ① ボイド反応度
- ② ドップラ反応度
- ③ ボロン反応度
- ④ その他の動特性パラメータ

(燃料物性データ)

- ① 炉心平均ギャップ熱伝達係数

(熱水力データ)

- ① 炉心圧損係数
- ② ボイドマップ

(2) 前処理コードを用いないインプット

(原子炉幾何形状)

- ① 原子炉，原子炉内部構造物，主蒸気管等の寸法

(炉心仕様)

- ② 燃料棒に関するデータ (外径，内径，熱伝導度，比熱等)
- ③ 出力分布，蒸気表等の熱水力関係データ

(機器・設備仕様)

- ④ 各種の弁の特性
- ⑤ 再循環ポンプ等のデータ
- ⑥ ほう酸水注入系に関するデータ

(制御系仕様)

- ⑦ 各種の制御系に関するデータ

(格納容器形状)

- ⑧ S/P水温度，D/W空間容積等の格納容器に関するデータ

(初期運転条件)

- ⑨ 運転条件データ (原子炉出力，主蒸気流量，炉心流量，原子炉圧力等)

(外乱条件)

- ⑩ 外乱条件 (過渡変化起因条件等)

(3) REDYコードのアウトプットその1

プラント動特性解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ① 中性子束
- ② 平均表面熱流束
- ③ 主蒸気流量
- ④ タービン蒸気流量
- ⑤ 給水流量
- ⑥ 炉心流量
- ⑦ 再循環ポンプ流量
- ⑧ 原子炉圧力
- ⑨ 原子炉水位
- ⑩ 逃がし安全弁流量
- ⑪ タービンバイパス弁流量
- ⑫ 炉心入口エンタルピ
- ⑬ 炉心平均ボイド率
- ⑭ 格納容器圧力
- ⑮ 格納容器のプール水温度

(4) REDYコードのアウトプットその2

SCATコードへ以下のデータを渡すことにより、燃料被覆管温度評価を実施する。

- ① 炉心入口流量
- ② 出力
- ③ 炉心圧力
- ④ 炉心入口エンタルピ

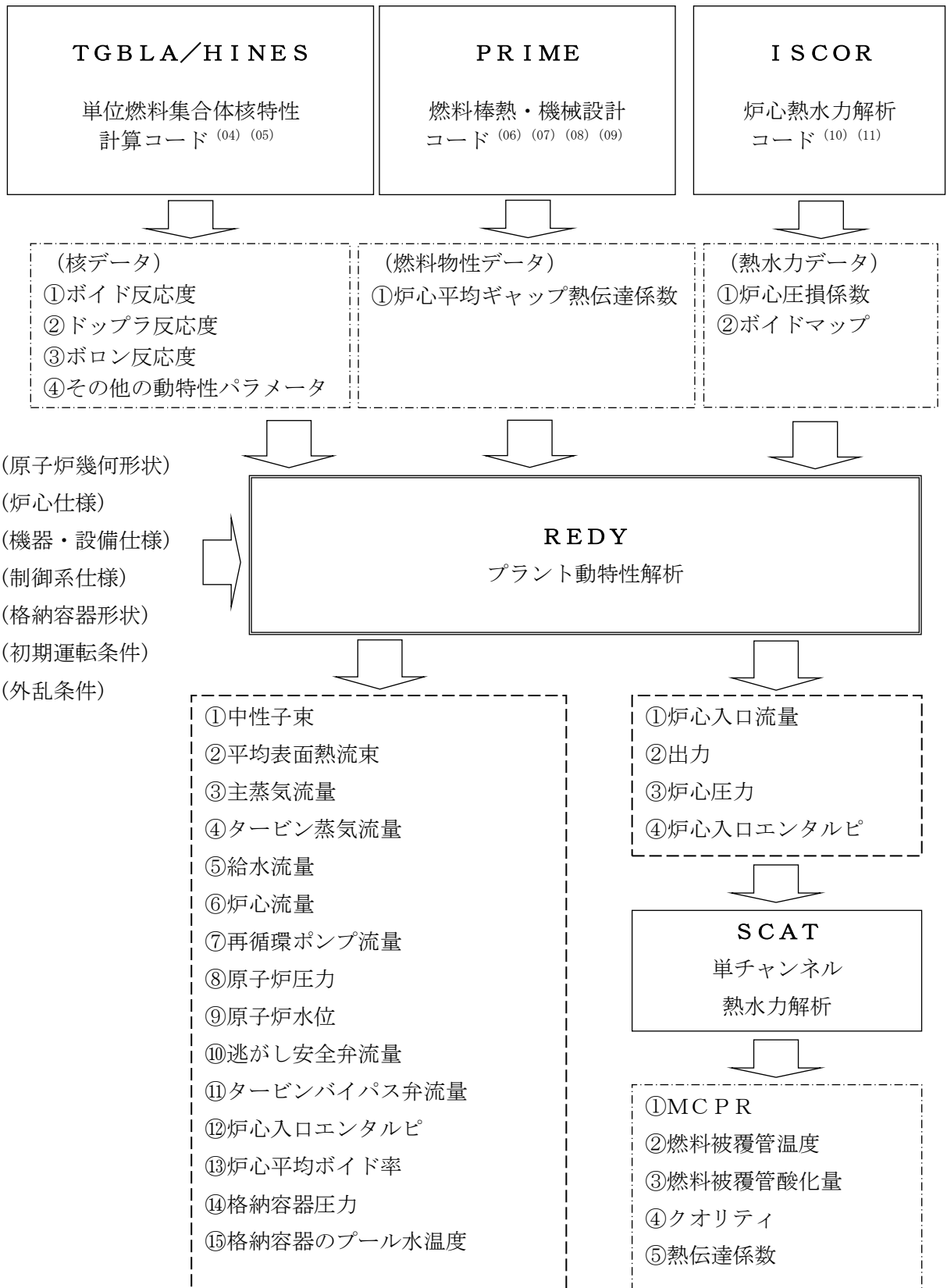


図 3-12 REDYコードの主要な入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

2章で重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表4-1の評価マトリックスに示す。REDYコードは、運転時の異常な過渡変化におけるプラント全体の挙動を評価する解析コードであり、実機プラントの起動試験（以下、「実機試験」と称す）の結果との比較によっても妥当性確認が行われているが、本資料ではこれを含めて原子炉スクラム失敗を仮定した評価に着目して妥当性を確認する。

以下各節で適宜参照する国内ABWRに対する実機試験結果とREDYコード（REDY Ver. 2）による解析結果との比較を初めに列挙しておく。ただし、必要に応じて従来型BWRの実機試験結果とREDYコード（REDY Ver. 1）による解析結果との比較も併用している。

これらの実機試験解析では、初装荷燃料炉心（BOC-1）の核定数やボイドマップ、実機試験の結果から得られた各種の機器・弁特性（開度特性やポンプ慣性含む）、制御ロジックで使用するデータに実機セット値等を使用している点が、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止での解析条件とは異なる。しかしながら、これらの違いがパラメータの変化の大きい原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析に与える影響は無視できる。また、主蒸気隔離弁が初期に閉鎖することから圧力制御系は評価結果に影響を与えず、給水流量制御系の動作も、本評価解析のように給水ポンプトリップや予備機が起動（その後ランアウト流量制限がかかる）する場合には期待されない。再循環流量制御系に関しては、実機試験は手動モードであるが本事象では自動としている。これは、手動モードにすると、出力が高く維持され放出蒸気が多く原子炉水位低で早期に再循環ポンプがトリップし、結果として出力が小さく評価されるためである。

図4-1 インターナルポンプ3台トリップ時の過渡変化

図4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法（評価マトリックス）

分類	重要現象		計算モデル	妥当性確認 (着目パラメータ)
炉心 (核)	核分裂出力		核特性モデル	図 4-1, 図 4-4～図 4-7 (中性子束変化)
	反応度フィードバック効果		反応度モデル (ボイド・ドップラ)	
			反応度モデル (ボロン)	図 4-26～図 4-33
	崩壊熱		崩壊熱モデル	図 4-8
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	図 4-1, 図 4-3 図 4-5～図 4-7 (中性子束, 水位変化) 図 4-9～図 4-16
原子炉圧力 容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材 流量変 化	コーストダ ウン特性	再循環系モデル	図 4-1～図 4-2 (炉心流量変化)
		自然循環流 量		図 4-2, 図 4-17, 図 4-18 (炉心流量)
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	図 4-3 (逃がし安全弁流量)
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備 含む)		給水系モデル	図 4-4, 図 4-6 (給水流量変化時の中性子束) 図 4-19～図 4-21
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	図 4-22～図 4-33
原子炉格納 容器	サプレッション・プー ル冷却		格納容器モデル	基礎的な物理法則を適用し たモデルであるため式確認 とした。

(1) 実機インターナルポンプ 3 台トリップ試験

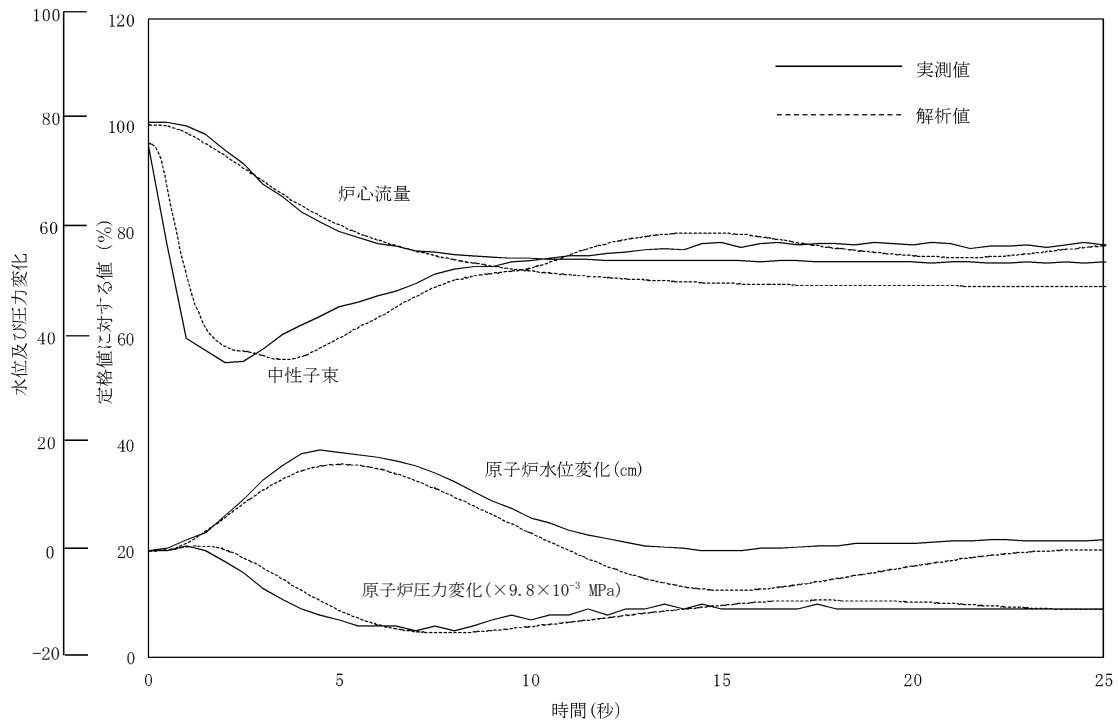


図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、常用高圧母線の故障等の発生を模擬し、常用高圧母線に接続するインターナルポンプを 3 台同時にトリップさせている。

b. 実機試験結果の挙動

インターナルポンプ 3 台トリップにより炉心流量が急減し、再循環系が手動モードであることから、流量は回復することなく、約 70%で整定する。炉心流量の低下により中性子束も低下するが、この間プラントはスクラムしないため運転は継続している。水位は一時的に約 20cm 上昇するが、給水制御系により通常水位に制御される。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、炉心流量、中性子束、原子炉圧力、原子炉水位とも実機挙動の変化傾向とはどの時点でも一致している。なお、原子炉水位は過渡的に実機との変化幅の差が大きくなっているが、プラント状態が整定しつつある 25 秒付近ではその差は小さくなってきている。

(2) 実機発電機負荷遮断試験

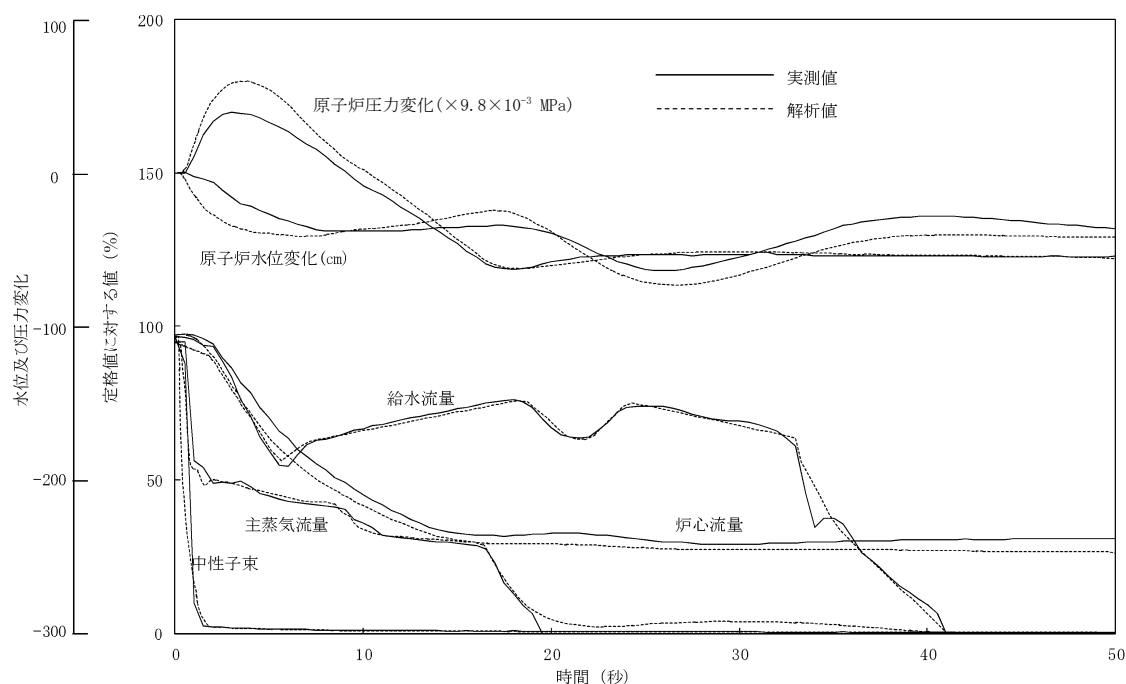


図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、送電系統の故障等により、負荷が急激に遮断された場合を模擬し、発電機負荷遮断を行っている。

b. 実機試験結果の挙動

発電機負荷遮断信号により、主蒸気加減弁の急閉、タービンバイパス弁の急開が生じ、原子炉は直ちにスクラムしている。スクラムすることにより中性子束は急激に減少してほぼゼロとなる。なお、図には示していないが、バイパス弁容量が定格蒸気流量の33%であるため、圧力が上昇し逃がし安全弁が3弁開放している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、中性子束、主蒸気流量、原子炉圧力、原子炉水位とも実機試験と同様な変化となっている。原子炉圧力は解析の方がやや高めとなっており、解析結果が保守的な評価を与えている。なお、本事象においては、給水ポンプに、トリップ、予備機起動、ランアウト流量制限等が生じており、過渡的に給水制御指令信号から切り離される。こうした条件下でも実機試験の給水流量挙動を模擬するため、起動停止の流量変化がある部分では解析で得られる流量に補正をかけて再現している。

(3) 実機主蒸気隔離弁全閉試験

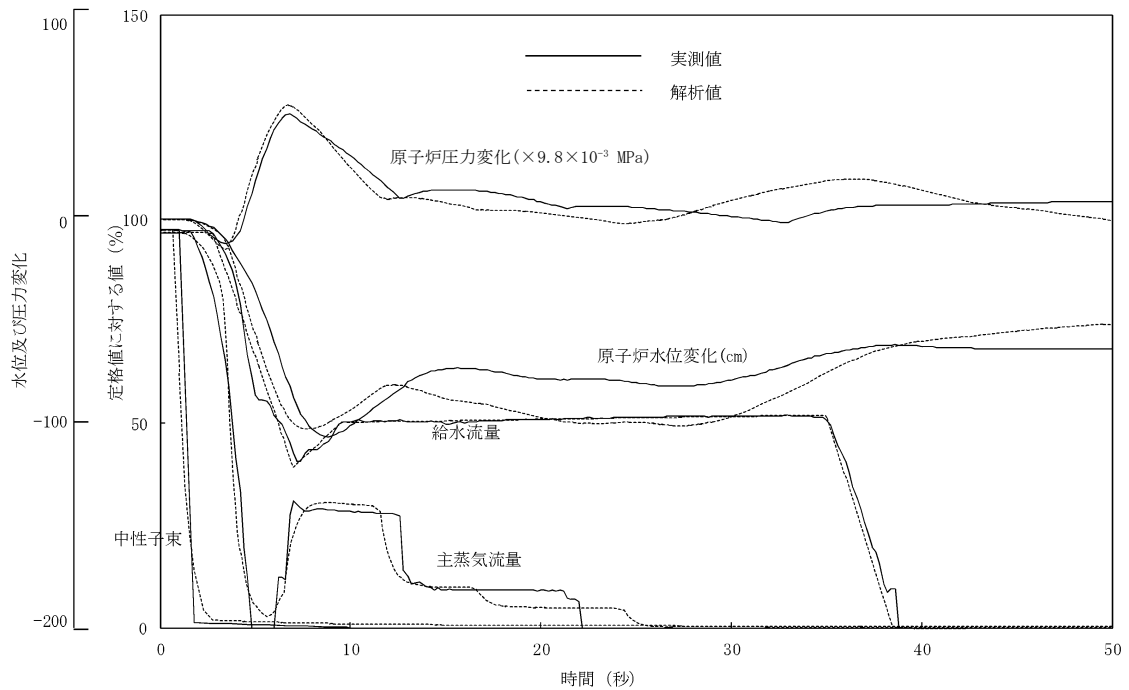


図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，原子炉水位，主蒸気流量等の原子炉系の異常，あるいは運転員の誤操作等により主蒸気隔離弁が全閉することを模擬している。

b. 実機試験結果の挙動

主蒸気隔離弁全閉により直ちに原子炉はスクラムし，主蒸気流量はゼロに，中性子束もほぼゼロになる。原子炉圧力は約 0.51MPa 上昇しているが，逃がし安全弁が 6 弁開放することにより圧力上昇が抑えられている。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量，原子炉圧力とも実機の増減方向を良く模擬しており，その変化幅の差も小さい。

なお，本事象においては，事象発生直後から給水ポンプに，トリップ，予備機起動，ランアウト流量制限等が生じ，過渡的に給水制御指令信号から切り離されている。こうした条件下で実機試験の給水流量挙動を模擬するため，解析における給水流量変化を入力としている。

(4) 実機給水ポンプトリップ予備機不起動試験

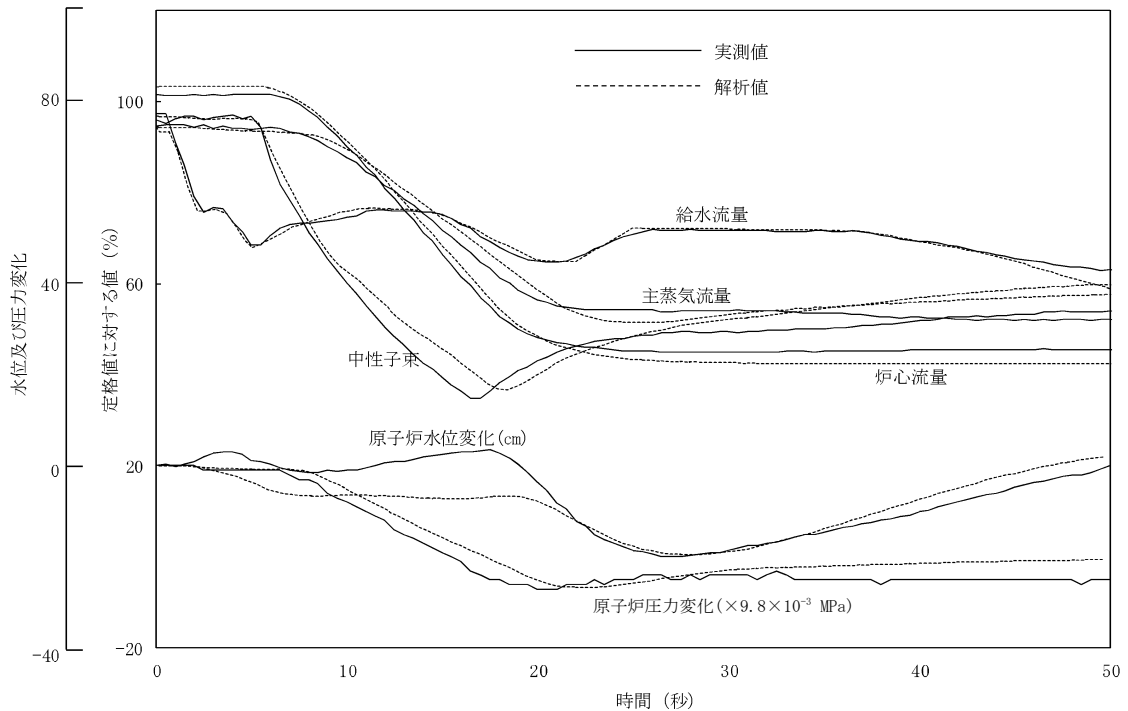


図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において、給復水系ポンプがトリップし、予備機が自動起動しなかった場合を模擬した。なお、水位低下を抑えるために再循環ポンプをランバックさせることで出力を低下させ、運転継続が図られている。

b. 実機試験結果の挙動

タービン駆動給水ポンプの1台がトリップし、予備のモータ駆動給水ポンプが起動しないため、給水流量が低下するが、インターナルポンプを自動ランバックさせ出力を低下させることで水位低下を抑えている。原子炉水位は約 20cm 低下した後に回復傾向となり、運転継続している。

c. 実機試験結果との比較

REDYコードの解析結果は、中性子束、主蒸気流量、原子炉圧力とも良く実機と一致している。原子炉水位は、解析の方の低下が速いが、最低水位及びその後の回復傾向は良く一致している。なお、解析における給水流量変化は、給水ポンプに、トリップ、ランアウト状態が生じ、過渡的に給水制御指令信号から切り離されているため、実機に合わせた給水流量変化を入力している。

(5) 実機再循環流量制御系速度設定点変更試験

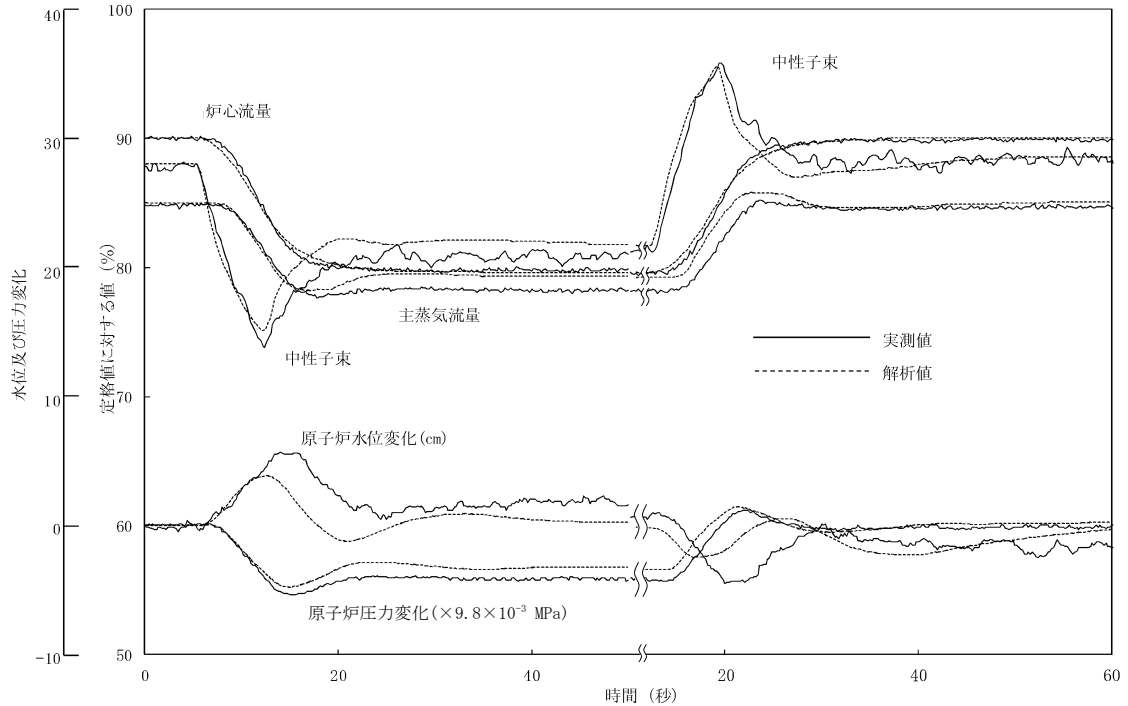


図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験
(定格出力： $\pm 10\%$ 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、再循環流量制御系の再循環ポンプ速度設定を -10% 、 $+10\%$ ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

炉心流量の -10% の変化に対して、中性子束は低下して過渡的にアンダーシュートした後、炉心流量の整定に伴い一定となる。原子炉水位、原子炉圧力等のパラメータも過渡的に変化するがその後安定状態となっている。炉心流量 $+10\%$ も同様である。

c. 実機試験結果との比較

再循環流量を $\pm 10\%$ 変化させた例である。炉心流量の増減により中性子束は急激に変化しているが、炉心流量の整定に伴い安定に整定している。REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

(6) 実機給水制御系水位設定点変更試験

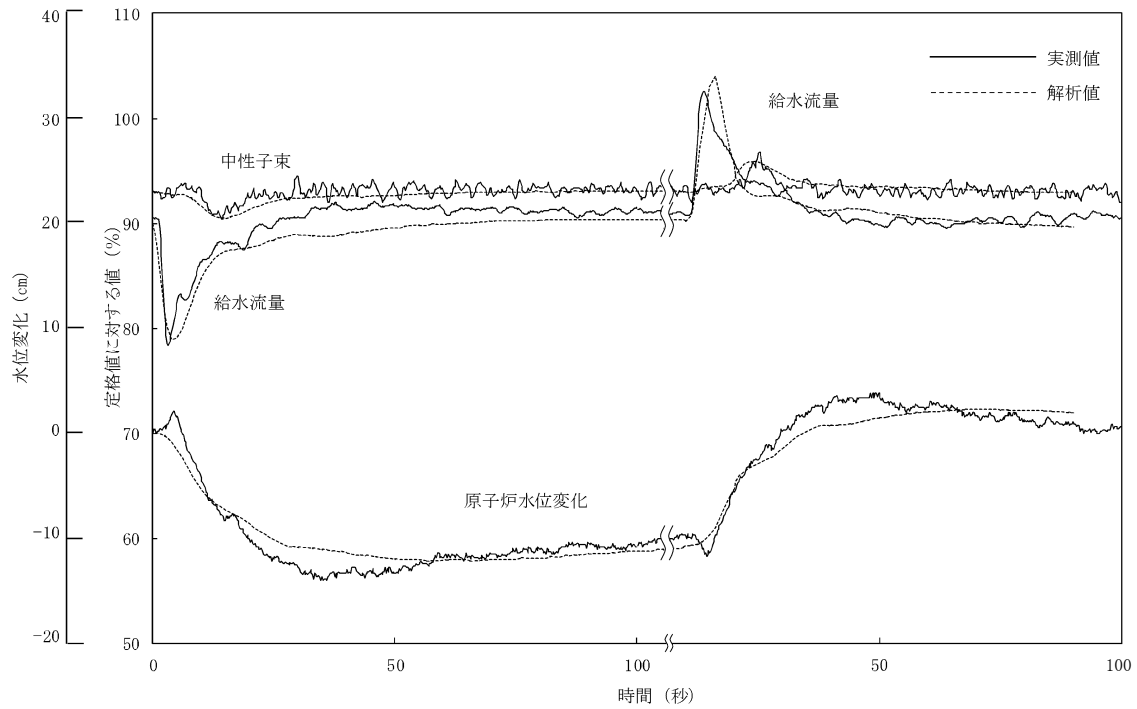


図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験
(定格出力：－＋10cm 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力／90%炉心流量試験点において，給水制御系の水位設定値を－10cm，＋10cm ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

水位設定値の－10cm 変更に対して，給水流量が減少して原子炉水位が低下する。その後目標水位に達すると各パラメータは一定となる。水位設定値＋10cm 変更も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉水位を－＋10cm 変化させた例であり，REDYコードの解析結果は，実機試験結果と良く一致している。

(7) 実機圧力制御系圧力設定点変更試験

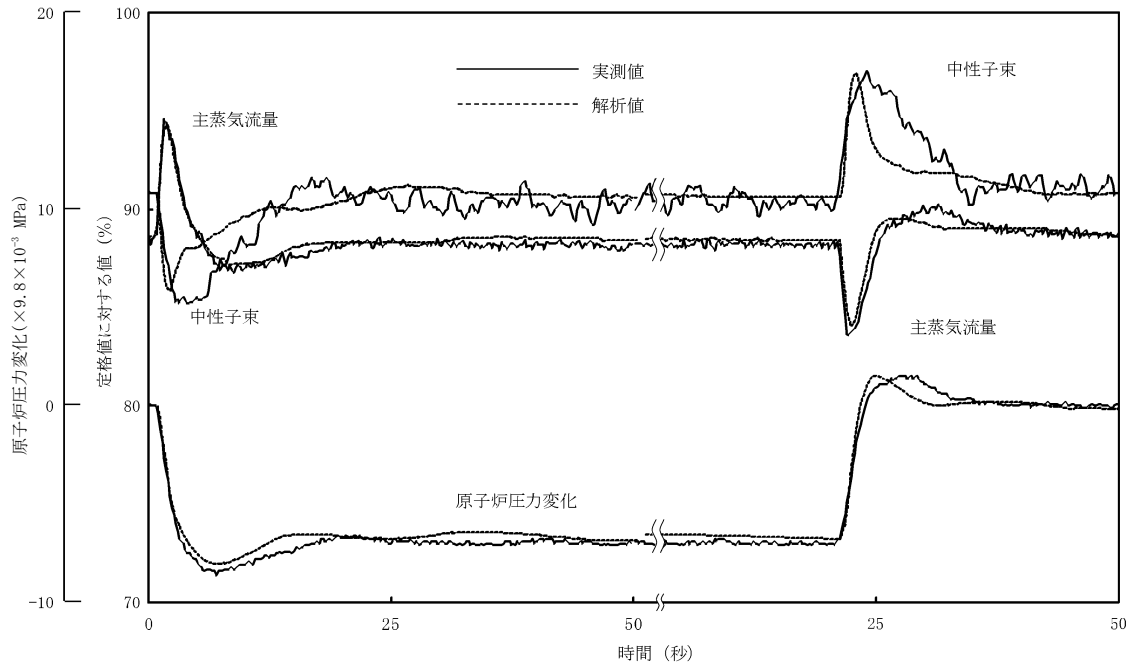


図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

(定格出力： $-+0.069\text{MPa}$ 設定点変更)

a. 実機試験概要

90%出力/90%炉心流量試験点において、圧力制御系の圧力設定値を -0.069MPa 、 $+0.069\text{MPa}$ ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

原子炉圧力の -0.069MPa の変化に対して、主蒸気流量、中性子束は過渡的に変化した後、原子炉圧力の整定に伴い一定となる。原子炉圧力 $+0.069\text{MPa}$ も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉圧力を $-+0.069\text{MPa}$ 変化させた例であり、REDYコードの解析結果は、実機試験結果と良く一致している。

4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認

炉心（核）に対する重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果、崩壊熱であり、REDYコードでは、これらを評価するモデルとして、

- ・核特性モデル（一点近似動特性モデル）
- ・反応度モデル（ボイド、ドップラ及びボロン）
- ・崩壊熱モデル

を採用している。

4.2.1 核特性モデルと反応度モデル（ボイド、ドップラ）の妥当性確認

(1) 実機試験結果との比較による妥当性確認

REDYコードの核特性モデルには一点近似動特性モデルを採用しており、方程式自体は机上又は実験解析で検証されている公知のものである。実機の原子力発電プラントに、この一点近似動特性モデルを適用した場合、正しい核定数及び適切な反応度フィードバックが与えられた条件下において、実機試験の中性子束応答を良く模擬できることは、これまで国内外での多数の実機試験との比較で確認されている。この妥当性確認は核特性単独モデルでは出来ず、核特性モデル、反応度モデルに加え他の熱水力モデル等との総合効果として確認される。

核特性モデルの妥当性を確認することが目的であるため、ここで引用する実機試験結果は、原子炉がスクラムしない場合の事象が参照対象となる。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

本事故シーケンスで作動する再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減による炉心内ボイド率増加に伴う出力抑制模擬能力は図 4-1、図 4-5 により、給水流量変化（ECC注水）から生じる炉心入口サブクーリング変化に伴う炉心内ボイド率増減に伴う出力変化の模擬能力は図 4-4、図 4-6 から、圧力変更に対する出力変動模擬能力は図 4-7 からその妥当性が確認できる。

(2) 反応度モデル（ボイド、ドップラ）の妥当性確認

申請解析におけるREDYコードの反応度フィードバックは、単位燃料集合体核特性計算コードによる評価から求められた反応度係数に不確かさ等を考慮し、本事故シーケンスにおける全ての解析時間を通して同一値の保守因子として動的ボイド係数

1.25, 動的ドップラ係数 0.9 を掛けて評価している。これは、本事故シーケンスの初期における現象 (圧力上昇によりボイドが減少することによる出力上昇) が支配的であるためである。しかしながら、本事故シーケンスは、事象進展に伴ってプラント状態が大きく変化するため、本資料でこの妥当性を確認する。手法としては、炉内の物理現象が主な評価対象となる短時間領域をプラント挙動に従ってさらに 3 つのサブ時間領域に細分割し (添付 4 参照), それぞれの領域での反応度フィードバック (ボイド, ドップラ) の不確かさを求め, サブ時間領域ごとの不確かさを事象進展に伴って変更可能な機能を REDY コードに追加して行う。

サブ短時間領域ごとの動的ボイド係数, 動的ドップラ係数のそれぞれに求めた不確かさ (下限値・ノミナル値・上限値の組み合わせ) を添付 5 に示す。

4.2.2 反応度モデル (ボロン) の妥当性確認

実機試験からは確認出来ない反応度フィードバックモデルのうち, ボロン反応度に関しては, 後述する「4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認」でそのモデルの妥当性確認を実施している (図 4-26~図 4-33)。このモデルでは, 反応度抑制に寄与する炉心内のボロン濃度変化を計算し, この濃度にインプット定数としての, 高温停止に必要な「ボロン反応度/ボロン濃度 (ボロン反応度添加率)」を乗じてボロン反応度に換算している。なお, ボロン反応度添加率に関する妥当性確認結果を添付 6 に示す。

高温停止に必要なボロン反応度は, 三次元未臨界性評価を考慮しているため, その不確かさは, ほう酸水注入系の三次元未臨界性評価における停止余裕基準の $1.5\% \Delta k^{(12)(13)}$ とする。なお, 本評価は, 定格運転時に臨界を保った状態を起点としており, 高温停止に必要なボロン所要量は炉心の違いで大きく変化することはないため, 代表的に平衡炉心で評価しているが, ここでは, 炉心変更及び MOX 混在炉心の場合における装荷遅れ等に伴う高温停止に必要なボロン反応度の不確かさについても考慮し, 十分余裕がある値として停止余裕基準と同等の $1.5\% \Delta k$ とした。

よって, これらの合計から $3\% \Delta k$ を不確かさとした。

4.2.3 崩壊熱モデルの妥当性確認

REDY コードの崩壊熱は, 11 群又は 4 群モデルで模擬し, 両モデルは同等であることを 3.3 節で確認している。

以下, 11 群モデルについて説明する。11 群モデルは 1979 年に米国の NUREG-1335⁽¹⁴⁾ で参照され, Idaho National Engineering Laboratory が採用した 11 群モデルとデータを採用している。日本では, 1992 年 4 月 28 日の原子力安全委員会, 原子炉安全基準専門部会 原子力崩壊熱評価小委員会での論議により, AESJ 推奨値を用いることも妥当との結論が得られている。本資料の図に REDY コードで使用している崩壊熱曲線を重ね合わせたものが図 4-8 である。11 群モデルと現状のデータは

GEモデル(1973) + 3σ ともほぼ同等であり、新ANS(1979) + 2σ やAESJ推奨値よりは、わずかに高めに評価していることが確認できた。なお、図4-8からREDYコードで使用している崩壊熱計算の不確かさは、1秒の時点で最大+0.8%、-0.1%である。

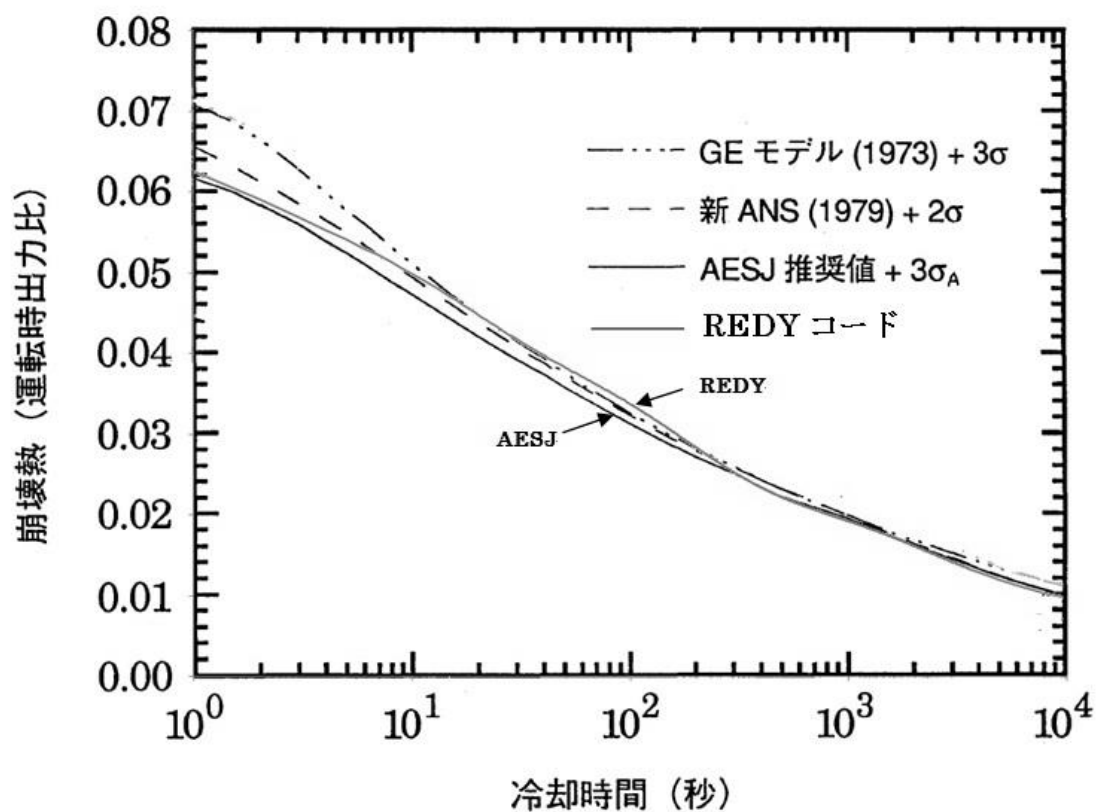


図4-8 REDYコードの崩壊熱曲線と各種推奨値との比較

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認

炉心（熱流動）に対する重要現象は、沸騰・ボイド率変化であり、REDYコードでは、炉心ボイドマップとそのスイープモデルのことである。

炉心ボイドマップは図4-9に示すように、定格炉心流量における炉心出口クオリティと炉心平均ボイド率との関係を、炉心入口サブクーリングをパラメータとしてまとめた関数である。過渡時の状態は、ここから得られる炉心平均ボイド率に、炉心流量補正、さらにはスイープモデルを適用して模擬している。炉心平均ボイド率へのスイープ効果は炉心入口流量の変化等を考慮した二次遅れモデル近似である。

(1) 炉心ボイドマップの妥当性

炉心ボイドマップは、定格状態において設計軸方向出力分布（平衡炉心に相当する下方ピーク）を仮定し、炉心熱水力解析コードを用いて求めている。後述の4.3.1で参照している「炉心ボイドマップ確認試験」においては、実際は軸方向出力分布を下方分布、均一分布、中央分布として試験を実施している。その結果、軸方向出力分布の違いによるボイド率に与える影響の明確な差はないと結論付けている。本事故シーケンスでは、給水加熱喪失の影響を受けている間、より下方ピークとなることが知られており、設計軸方向出力分布を仮定していることの妥当性を確認するために、仮により下方ピークとなった場合のボイドマップを作成して比較した。この結果、より下方ピークを想定した場合は、同じ炉心入口サブクーリングであれば沸騰開始が早くなり、本事故シーケンス範囲での炉心ボイドマップ全体がボイド率の大きい方に平行移動する（初期の炉心ボイド率が多少高くなる）ことを確認している。ここで、プラント全体の挙動に影響を及ぼすボイド反応度の変化は、初期運転点でのボイド率の相違による影響よりも、主にそこからのボイド率の変化幅と変化速度による影響が支配的である。このことから軸方向出力分布の違いによる影響はボイド率の変化幅や変化速度に大きく影響するものではないため、結果としてプラント全体への影響に有意な差を与えることはないと言える。実際、添付3に示したように、本事故シーケンス解析で初期の軸方向出力分布をより下方ピークに変更した解析を実施した場合でも、評価結果に与える影響は小さいことを確認している(*1)。また、本事故シーケンス解析での高炉心入口サブクーリング側の炉心入口サブクーリング変動範囲は、従来の高温高圧での実バンドル体系での試験範囲外である。しかしながら、炉心入口サブクーリングが高まるにつれて、サブクール沸騰及び飽和沸騰開始点が下流側に移動するものの、サブクール沸騰開始後の下流側の流動状態は通常の炉心入口サブクーリング時と特に変わるものではないため、平均ボイド率を対象とした炉心ボイドマップの高炉心入口サブクーリングでの不確かさに対する影響は小さいと考えられる。

(2) 炉心流量補正モデルの妥当性

過渡時の炉心平均ボイド率の変化は、上記(1)の炉心ボイドマップから得られた炉心平均ボイド率に対し、炉心流量補正を加えて求める。後述の図4-15の試験解析結

果により軸方向出力分布の影響が小さいこと、図 4-16 の試験解析結果により炉心入口サブクーリングの影響が小さいことも確認していることから、本事故シーケンスにこのモデルを適用することの妥当性が確認された。

なお、炉心流量補正モデルの妥当性は「4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認」でも示している。

(3) ボイドスイープモデルの妥当性

ボイドスイープモデルは、炉心入口流量、沸騰長等をパラメータとした、過渡時の軸方向の炉心内ボイド伝播変化を考慮したものである。ボイドスイープモデルの妥当性は、後述の 4.3.1 図 4-13 で参照している時間領域での試験結果、図 4-14 で参照している周波数特性での試験結果より確認している。さらに前述の 4.1 で示した実機試験結果（ボイドスイープのモデルのパラメータである炉心入口流量等を変えた場合）に対する模擬能力が十分高い事を、計測可能な中性子束変化を通して総合的に確認している。

- (*1) REDYコードでは模擬できないが、短時間領域では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなると想定される（添付2）。これに伴いボイドマップも変わるものと推測され、この過渡時のボイドマップを初期炉心状態として作成し、その影響を参考解析してみると、短時間の評価パラメータは小さめに評価されることが確認できた（添付3）。

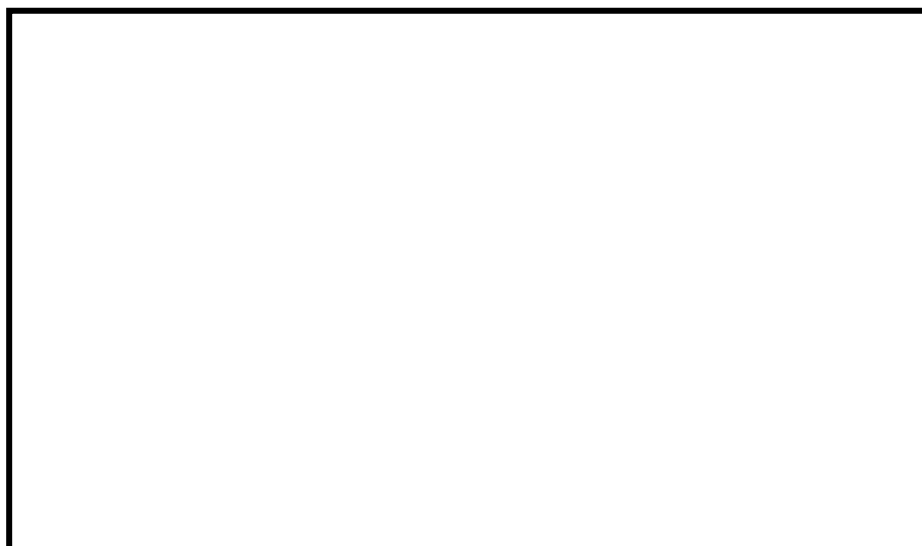


図 4-9 ボイドマップの例⁽¹⁵⁾

4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験

図 4-10 及び図 4-11 に日本国内で実施された試験装置系統図，及び試験部を示す。

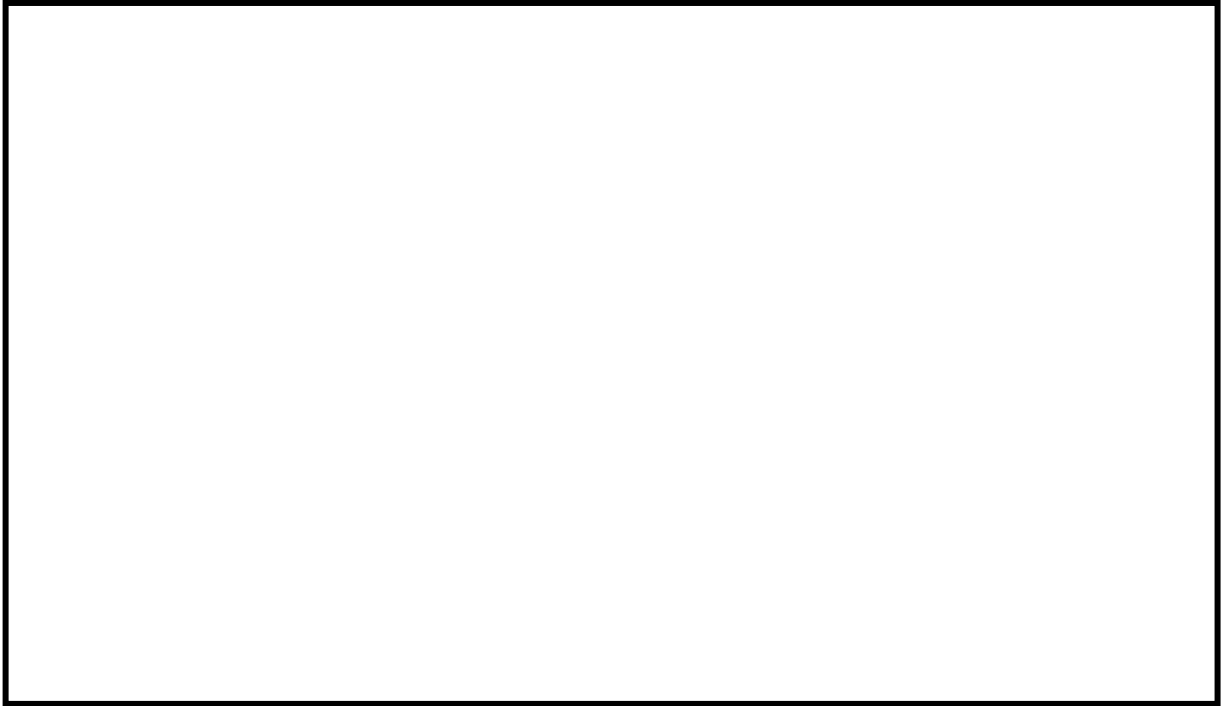


図 4-10 試験装置系統図

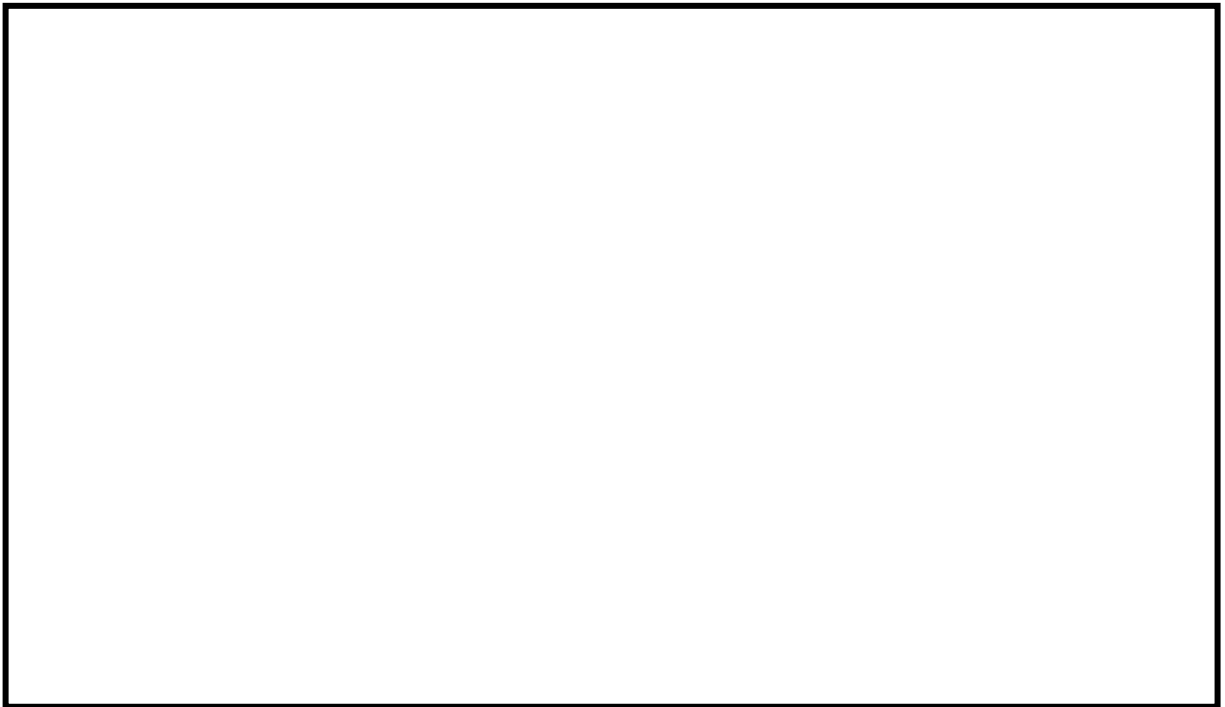


図 4-11 試験部概要図と解説

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-12 に、実機定格流量相当における定常状態のボイド試験結果について、試験結果で得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係を示す。図中、REDYコードにおける設計式の値を実線で示すが、試験結果と良く一致していることが確認されている。



図 4-12 ボイドマップの確認結果（実機定格流量相当）⁽¹⁵⁾

また、同試験装置で過渡時のスweepモデルの妥当性も確認しており、この結果を図 4-13 に示す。

REDYコードのボイドスweepモデルによる計算値についても同図に示すが、両者の時間変化挙動は良く一致している。また、この妥当性は、実機試験結果との比較でも確認されている。

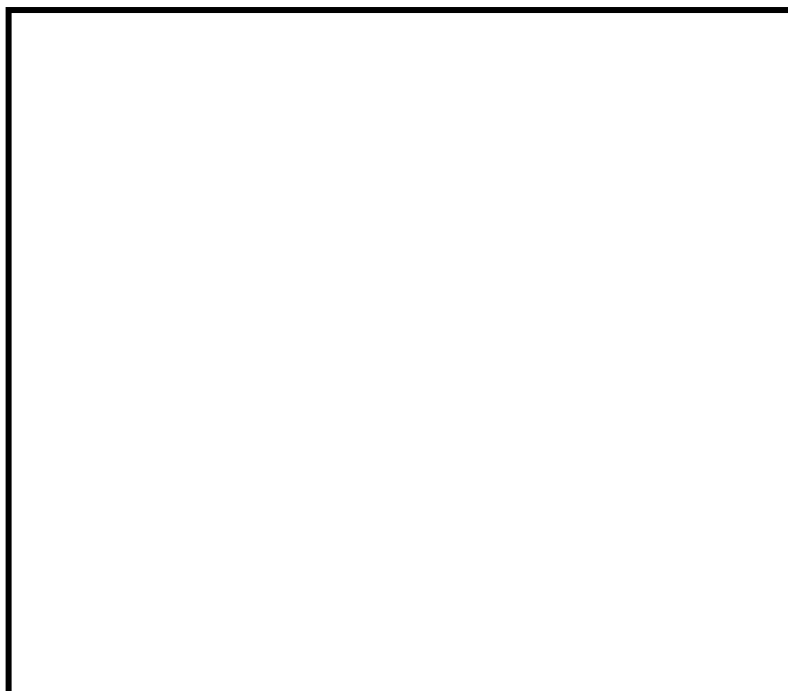


図 4-13 流量減少時のボイド率変化⁽¹⁵⁾

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

GE社から報告されているボイドスweepモデルの妥当性確認結果では、試験装置は実機との相似性を考慮した設備とし、電気入力を正弦状に変化させて、出力と平均ボイド率の周波数伝達関数を求めている。この実験解析をREDYコードの可変二次遅れスweepモデルと比較した結果を図4-14に示すが、実炉で重要な0.1Hzから1Hzの周波数範囲で実験結果と解析結果とは、良く一致していることが確認されている。



図4-14 過渡時ボイド率の解析結果と実験結果との比較⁽¹⁵⁾
(出力—平均ボイド伝達関数の周波数応答)

4.3.2 炉心平均ボイド率の炉心流量補正モデルに係わる妥当性確認

REDYコードでは定格炉心流量で定めた炉心平均ボイドマップを用いており、炉心流量が低下した場合に相対的蒸気ドリフト量が増えて炉心内の平均ボイド率が変化することを炉心流量の二次関数でマイナス補正している。本事故シーケンスでは、再循環ポンプトリップ後に低炉心流量や自然循環状態で高出力状態が継続することからこのモデルの重要度が高い。

図 4-15 は、「4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験」の中で報告している日本国内で実施された試験結果を、炉心入口流量の変化に伴うボイド補正率 (PU) の関係として整理したものである。試験装置は、8×8 燃料を模擬しており、出力分布が均一の場合 (かつ、炉心出口クオリティ 25%) と下方ピーク (かつ、炉心出口クオリティ 20%) の場合の試験結果 (それぞれ 4 点と 2 点) をプロットしている。これによると、炉心ボイド率の炉心流量補正率は、軸方向出力分布の違いに係らず、REDYモデルの二次関数とほぼ一致しており、その妥当性が確認できた。



図 4-15 炉心ボイドマップの流量依存性 (国内試験結果との比較)

上記の試験で模擬した燃料は 8×8 燃料であること、試験点数が必ずしも十分とはいえないことから、炉心ボイド率の炉心流量補正モデルの妥当性確認の方法として、設計データとの比較手法 (炉心熱水力解析コードで多数のボイドマップデータを作成し、炉心流量の違いによる影響を整理する手法) を用いる。

図 4-16 は、炉心流量を 15%、40%、70%、100%とし、それぞれに対して炉心出口クオリティを 30%、40%、60%、80%かつ 6 種類の炉心入口サブクーリングを変えた場合の試験解析を行い、ボイド率補正率 (PU) (=定格炉心流量でのボイド率に対する補正割合) を求めて図に纏めたものである。図では試験点が重なっているが、同じ炉心流量における試験解析点数は上記より各 24 個存在する。なお、燃料は 9×9 燃料 (A型) の平衡炉心を想定している。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

同図に、REDYコードモデルで使用している二次関数を実線で併記しているが、炉心出口クオリティや炉心入口サブクーリングの違いに係らず、ボイド率補正率(PU)は炉心流量の二次関数でフィッティング出来ることが示されている。なお、約40%流量付近では、試験解析点よりREDYモデルのデータの方がボイド率を少なめに評価しており、これは短時間領域での原子炉出力を高め評価していることを意味する。

本図から、破線で示した様な炉心流量に依存しない場合(補正なし)を不確かさ下限とし、15%炉心流量での試験解析点も包含する二次関数を不確かさ上限とする。



図 4-16 炉心ボイドマップの流量依存性 (試験解析結果との比較)

4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認

炉心ボイドの挙動は実機では直接確認することが出来ない。ただし、核分裂出力変化の妥当性を実機試験結果で確認した4.2.1節と同様に、REDYコードのボイドマップが実機の過渡変化挙動を模擬出来ないと、

- これによって生じるボイドフィードバック起因の中性子束変化
- 炉心内ボイド率が変化することでのシュラウド外水位変化（検出水位）

が模擬出来ないことになる。

以上より、これらの中性子束、検出水位を着目パラメータとして実機試験結果とREDYコードの解析結果を比較した。

図4-1 インターナルポンプ3台トリップ時の過渡変化

図4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

図4-1のREDYコードの解析結果は、炉心流量急減に伴う実機の中性子束変化を良く模擬しており、結果的に本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う炉心ボイド率の増加現象が模擬出来ることを意味している。

図4-3のREDYコードの解析結果は、実機の原子炉水位変化を良く模擬しており、スクラム失敗を仮定した原子炉隔離に伴う圧力上昇によって（この場合はスクラムも併用）生じる炉心ボイド率の減少現象を十分模擬できることが確認できたといえる。

図4-5の再循環流量の増減変化に対する中性子束の変化は良く実機を模擬できているが、これにより、炉心流量の変化に伴うボイドスweepのモデルの妥当性が確認できる。

図4-6は、給水流量を試験で増減させたものであるが、中性子束の変化が良く実機を模擬できている。この場合、給水流量の変化は炉心入口サブクーリングを増減させるが、炉心入口サブクーリングをパラメータとしているボイドマップの妥当性が示されている。

図4-7は原子炉圧力を増減させた試験結果であるが、中性子束の変化は良く実機を模擬できている。すなわち、ボイドマップの圧力変化に対する模擬モデルの妥当性が確認できる。

4.4 原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認

原子炉压力容器（逃がし安全弁含む）に対する重要現象は、冷却材流量変化（強制循環時）、冷却材流量変化（自然循環時）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）、ほう酸水の拡散であり、REDYコードでは、これらを評価するモデルとして、

- ・再循環系モデル
- ・逃がし安全弁モデル
- ・給水系モデル
- ・ほう酸水拡散モデル

を採用している。

4.4.1 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その1 （冷却材流量変化（強制循環時））

重要な物理現象である、冷却材流量変化（強制循環時）の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップによる炉心流量低下速度は、炉心のボイド挙動、炉心を含む過渡流れの圧力損失係数、再循環ポンプの慣性定数や初期回転速度といった多くのパラメータによって複合的に影響を受ける。

よって、ここでは再循環ポンプトリップ、又はそれ相当の炉心流量変化がどの程度REDYコードで模擬出来ているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-1 インターナルポンプ 3 台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-1 の実機試験結果は全 10 台のインターナルポンプの内、3 台のポンプがトリップした場合であるが、REDYコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。また、図 4-2 の実機試験結果はインターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップ（+6 台のインターナルポンプランバック）が行われた事象であるが、こちらもREDYコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。

以上から、本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う再循環系モデルの妥当性が確認できた。

なお、再循環ポンプの炉心流量低下率はポンプの時定数が支配的要因となり、時定数の不確かさはポンプの設計仕様から+10%、-10%である。

4.4.2 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その2

(冷却材流量変化 (自然循環時))

重要な物理現象である、冷却材流量変化 (自然循環時) の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップにより、自然循環状態で高出力状態が継続する原子炉スクラム失敗を仮定した事象では、炉心流量の整定値が高い場合に炉心内ボイド率が小さくなり出力が大きくなると想定される。よって、ここでは再循環ポンプトリップ後の自然循環流量がどの程度 R E D Y コードで模擬出来ているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

BWRプラントの起動停止の運転では、最低ポンプ速度状態を経由するも自然循環流量での運転は行わない運用としている。このため、通常運転時の自然循環状態の実機データは存在しないが、図 4-2 の過渡事象はこれに近いものとなっている。

図 4-2 に示した実機の発電機負荷遮断試験結果では、インターロックにより 4 台のインターナルポンプトリップが行われ、残りの 6 台のポンプが最低ポンプ速度運転となった炉心流量状態が実現されており、低炉心流量状態を模擬したデータであると見做すことができる。

この場合は、原子炉がスクラムされていることから炉心のボイド率も次第に低下していく過程にあるが、R E D Y コードはこの過程を含めて低炉心流量状態を模擬出来ることが示されている。

4.4.3 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その3

(冷却材流量変化 (自然循環時))

上述した A B W R の実機試験結果での妥当性確認結果は、自然循環状態に近いものとして 6 台のインターナルポンプが最低ポンプ速度となった場合であるが、これを補足する目的で、従来型 B W R での試験結果との比較結果を示す。なお、解析コードは“REDY Ver. 1”を使用しているが、ここで確認している主要なモデルは REDY Ver. 1 (ATWS 用)”と同等である。

図 4-17 は、460MWe の従来型 B W R プラントにおいて、二つある M / G セットを手動でトリップさせた試験結果を R E D Y コードで再現解析したものである。M / G セットトリップにより、ポンプ回転速度が徐々に低下し、これにつれて炉心流量も低下し、自然循環状態になっている。これによれば、炉心流量、中性子束及び主蒸気流量変化とも 20 秒後の整定値は約 2% 以内で一致している。

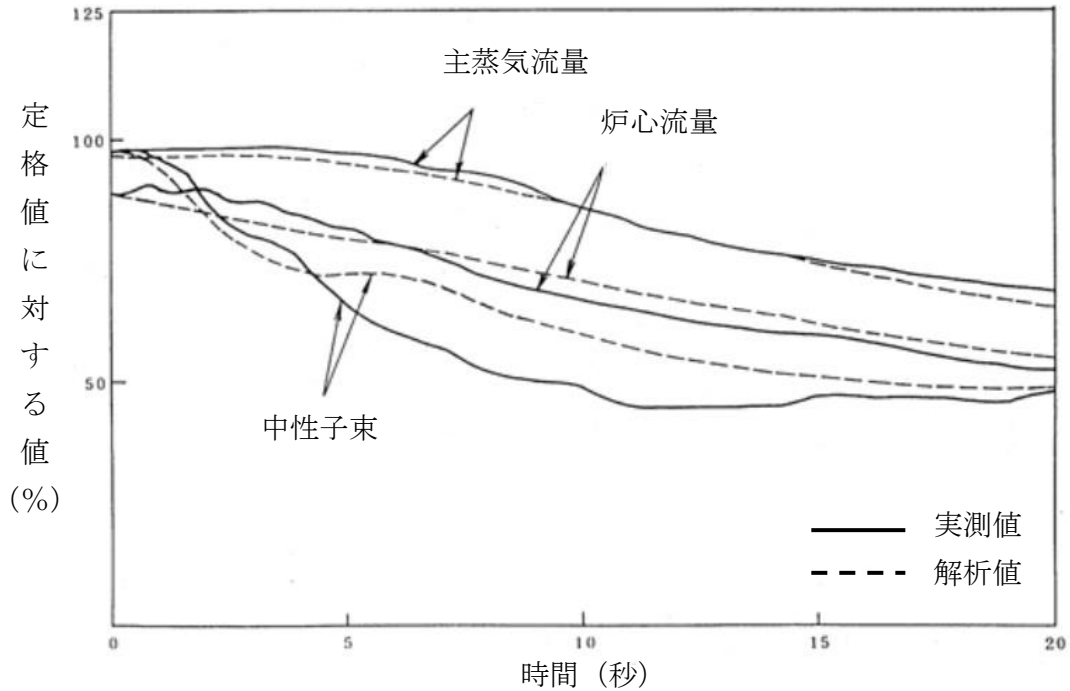


図 4-17 再循環ポンプM/Gセット 2 台トリップ試験⁽¹⁾

図 4-18 は、1100MWe の従来型 BWR プラントにおいて、二つある再循環ポンプを手動でトリップさせた場合の試験結果を REDY コードで再現したものである。この場合も 20 秒後の自然循環状態に着目すると、原子炉水位変化、原子炉圧力変化、中性子束変化も整定値で数%以内の差で一致しており、ここで着目したい自然循環流量の値は精度良く模擬できることが確認できた。

本事故シーケンスでは、原子炉水位が大きく低下し、さらに ECCS も注水されることから、上述の実機試験結果における自然循環流量の状態とは多少異なる。しかしながら、いずれにせよ自然循環状態は、インターナルポンプまたは再循環ポンプによる強制循環力がなくなった状態であり、REDY コードが採用している単純な運動量保存則(*1)において、摩擦圧損等の占める影響力は流量の二乗に比例して小さくなることから、シュラウド内外の位置ヘッド差(マスバランス)が支配的な駆動力となる。なお、炉心摩擦損失係数自体は、炉心熱水力解析コードにより炉心平均ボイド率の関数として求めているが、本事故シーケンスを通してボイド率の変化が小さいことから、炉心摩擦損失係数の変化も小さい。以上から、本事故シーケンスにおける自然循環流量を模擬する場合、一次元の運動量保存則を適用することは妥当であると考えられる。

(*1) REDY コードでは、一次元流れの運動量保存則により、各圧力評価点間の圧力差、位置損失(位置ヘッド)、摩擦圧損、局所圧損、加速圧損、ポンプ昇圧(強制循環力)から過渡時の流量変化を求めている。

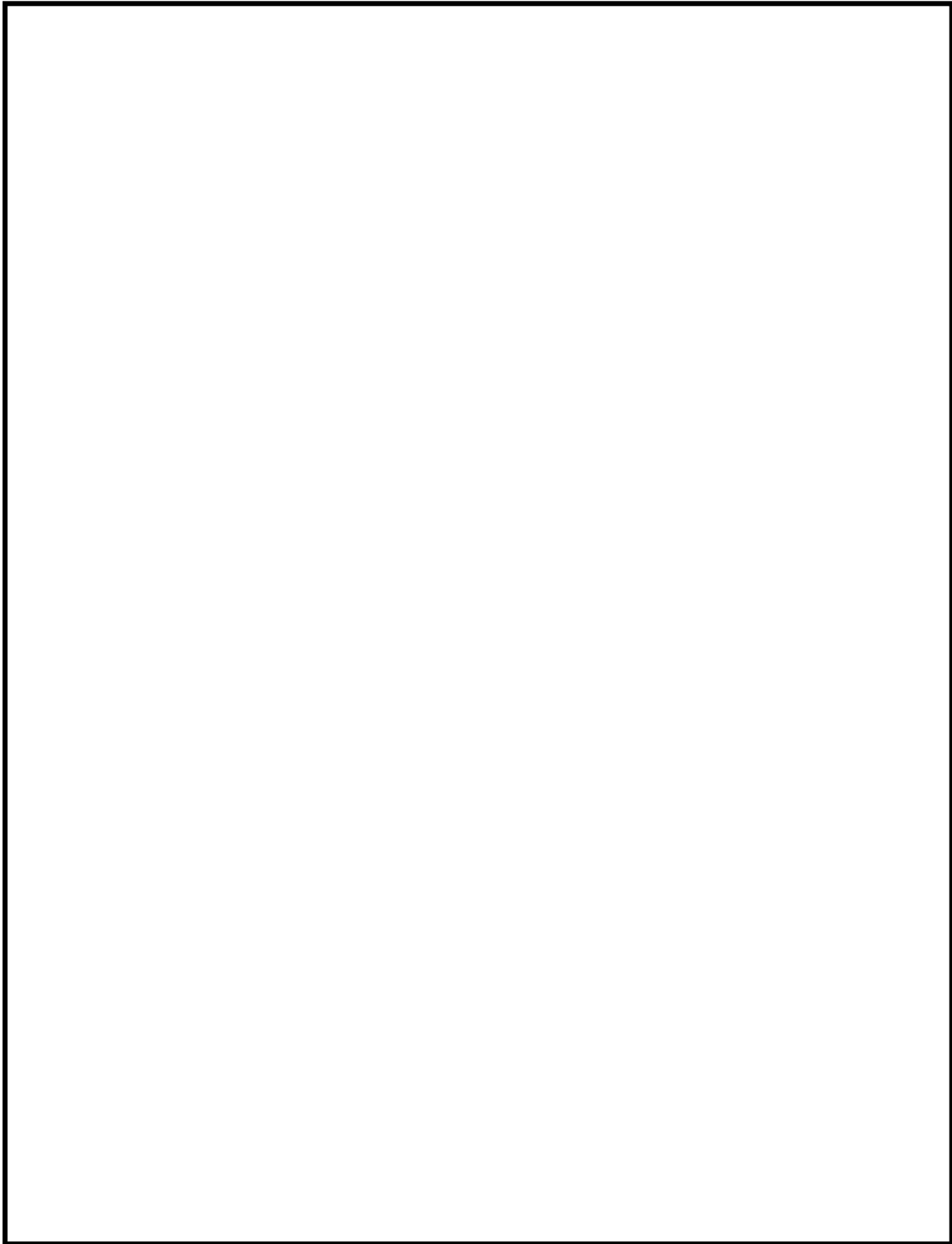


図 4-18 再循環ポンプ 2 台トリップ試験⁽¹⁵⁾

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.4.4 逃がし安全弁モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認

原子炉圧力の評価にとって重要な物理現象である冷却材放出は、本事故シーケンスでは逃がし安全弁からの蒸気放出に該当する。実機ではこれに対応した試験結果が存在することから、これをREDYコードの流量変化（自然循環時）との比較によって行う。

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-3 の主蒸気隔離弁全閉時の実機試験結果にある主蒸気流量は、原子炉が隔離した後は全て逃がし安全弁から放出される蒸気流量である。ここにおいて、REDYコードの解析結果と実機試験結果の挙動は開閉タイミングを含めてほぼ一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象に対して、逃がし安全弁モデルを使うことの妥当性が確認された。

なお、モデルにおける吹出し容量は、「日本工業規格 JISB8210」付属書記載の算出式により計算された値をインプットデータとして用いており、吹き出し容量の不確かさは-0%、+16.6%であることが分かっている。

4.4.5 給水系モデルの妥当性確認

(総合的な妥当性確認、主に給水流量)

原子炉への給水流量が変化すると、例えば増加すると、炉心入口サブクーリングが増加するために炉心のボイドが減少し、正のボイド反応度が印加されることで原子炉出力が増加する。また、給水の温度が変化すると、例えば低くなった場合には給水流量が同じでも、前述と同じ理由で出力が増加する。

実機試験結果の中から給水流量変化が主導となる下記の事象にて、REDYコードの妥当性確認を行う。なお、ECCS流量変化に伴う実機データは存在しないが、原子炉に注水された場合の炉内全体の減圧効果や炉心入口サブクーリングに与える影響は同等と考え、ここでの妥当性確認に含めるものとする。

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-4 の実機試験は給水ポンプトリップにより給水流量が急激に低下した場合のプラント挙動であり、給水流量の減少による炉心入口サブクーリング減少が炉心のボイド率増加を引き起こし、時間遅れの後に中性子束減少として表れている。実機試験では再循環ポンプランバックによる炉心流量低下も並行して炉心ボイド率増加を引き起こしているため、炉心入口サブクーリング減少のみの影響ではないが、総合してどのパラメータの挙動もREDYコードは良く模擬出来ている。

図 4-6 は、給水流量が増減した場合のプラント挙動であり、こちらの実機試験結果

では給水流量が減少した場合、増加した場合の中性子束の挙動がREDYコードにて良く模擬されている。

このように、REDYコードの解析結果と実機試験結果の挙動は良く一致しており、原子炉スクラム失敗を仮定した事象での給水流量変化に対しての模擬能力の妥当性が確認された。

(給水エンタルピモデルの妥当性確認)

給水エンタルピモデルは3.3節の解析モデルに示したように、2つのモデルから選択出来る。

図4-19は、給水エンタルピモデル(1)のREDYコードで使用している主蒸気流量と給水エンタルピとの相関テーブルを、実機試験データと比較したものである。これによると、モデルで使用しているデータの方が給水エンタルピを多少小さめに評価しており、全般的に良く一致している。ただし、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、早期に主蒸気流量が遮断され零となるが、この点での給水エンタルピはモデルの方が約60kJ/kg(約14℃)程高めであり、これを主蒸気流量が零の点での不確かさとする。

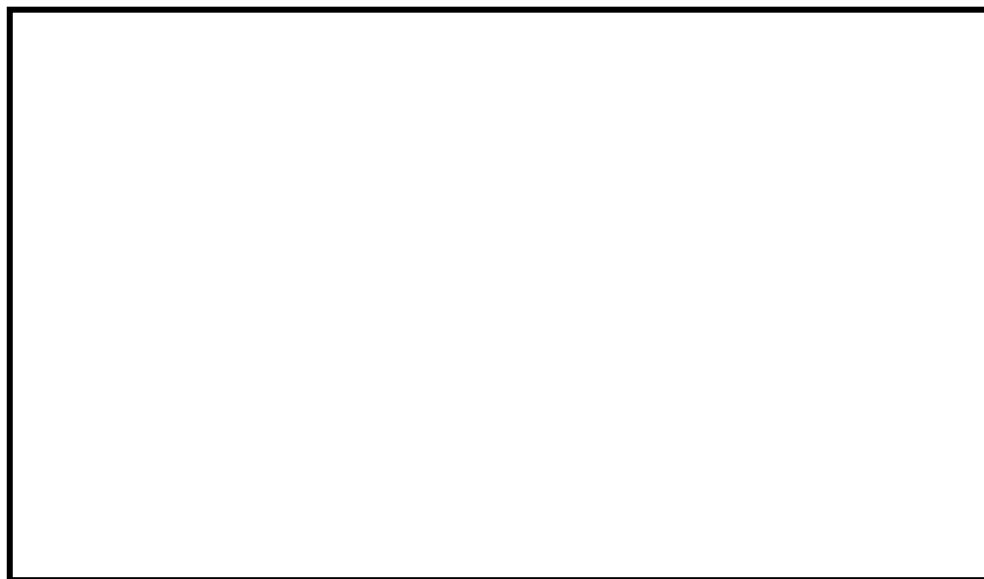


図4-19 給水エンタルピモデル(1)の主蒸気流量と給水エンタルピとの関係

図 4-20 は、給水エンタルピモデルにおける一次遅れ特性を確認したものである。REDYコードでは 60 秒の時定数を使用しているが、実機試験結果を良く再現できるのは 80 秒の時定数である。このことから、本事故シーケンスでは給水エンタルピの低下を早めに評価していることとなり、モデルの保守性が確認できた。

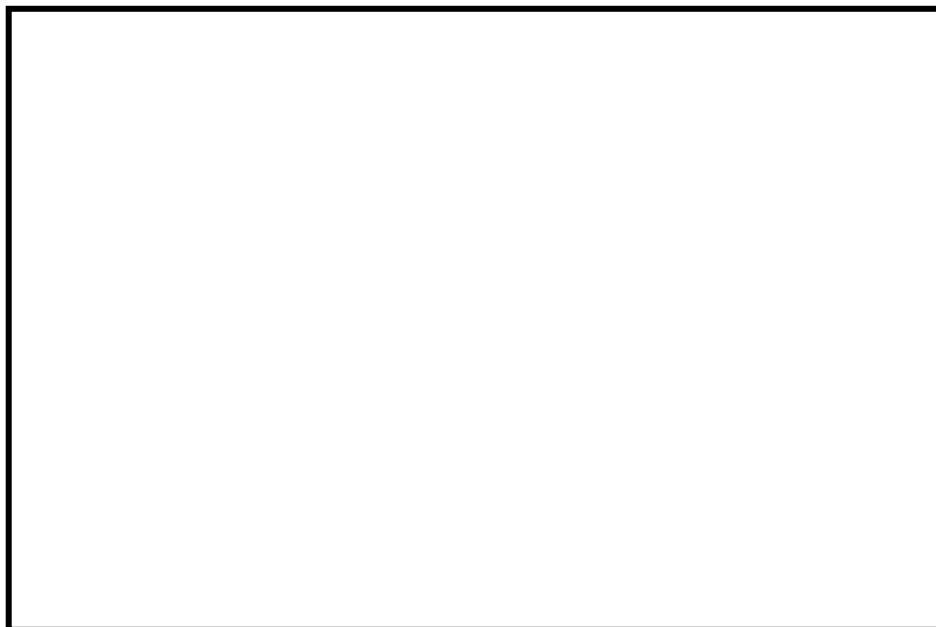


図 4-20 給水エンタルピモデル（1）における一次遅れ特性

給水エンタルピの低下は、主蒸気隔離弁の誤閉止に伴って生じる給水加熱蒸気喪失に起因して生じ、エンタルピが低下した給水流量が原子炉圧力容器に到達するには時間遅れがある。REDYコードではこの遅れ時間を考慮できるようになっているが、本事故シーケンスでは厳しめに遅れ時間を 0 秒として評価している。よって、この遅れ時間 50 秒（給水流量 68%相当で評価）を不確かさ下限とする。

図 4-21 は、給水エンタルピモデル（2）で入力する給水エンタルピ変化の保守性を確認したものである。有効性評価では、インプットデータとしての輸送遅れ時間算出の際に給水流量を上限値一定と仮定している。このため解析では、給水流量の変動を考慮した場合よりも輸送遅れ時間が短くなり、給水エンタルピの低下を速めに模擬している。

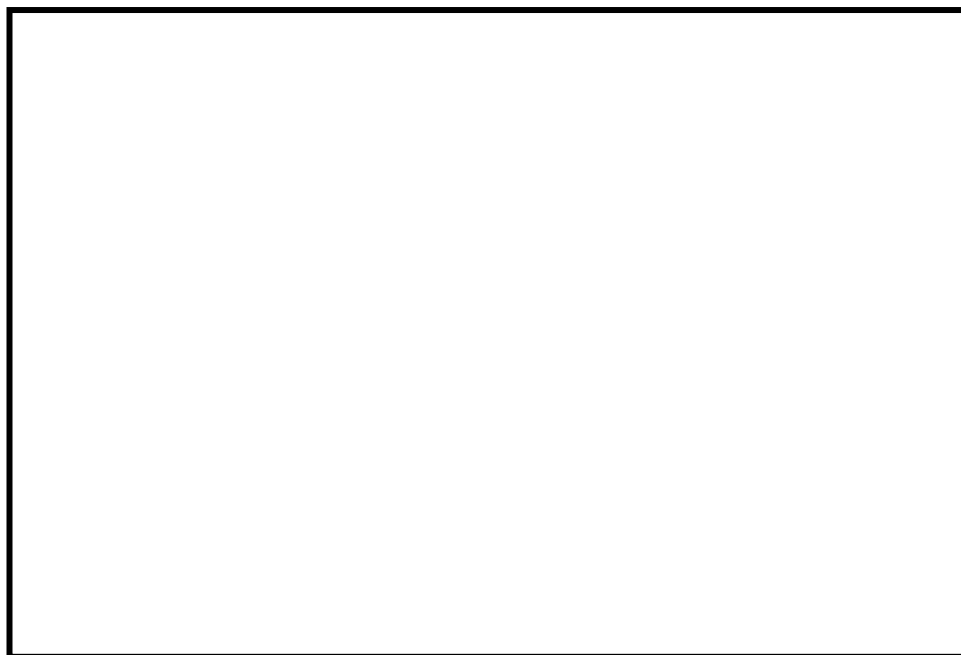


図 4-21 給水エンタルピモデル（2）に入力する給水エンタルピ変化

(ECCSエンタルピの妥当性確認)

本事故シーケンスで期待しているECCS (HPCFとRCIC) の流量は安全要求の下限値を使用し、格納容器のプール水又は復水貯蔵槽を水源としている。基本ケースでは、それぞれの設計流量 (HPCFで $182\text{m}^3/\text{h}$) を用いているが、流量制御をしているRCICは別として、HPCFの場合にはプラス側の不確かさがあり、制御棒挿入失敗を仮定した本事象では、炉心を冷却する作用によりどの評価指標に与える影響も厳しくなる可能性がある。HPCFでは実力値として+137% ($250\text{m}^3/\text{h}$) の能力があり、これを不確かさとする。


また、制御棒挿入失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、長時間領域での評価指標である格納容器の圧力と格納容器のプール水温度を高め評価する目的で、格納容器のプール水温度は保安規定で定めた上限値 35°C を基本ケースとしている。しかしながら、一方で、ECCSはこの格納容器のプール水も使用しており、より冷たいプール水が結果を厳しくする可能性も考えられる。よって、ここでは設計仕様の常用温度下限である 10°C を不確かさの下限とする。

4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認

ほう酸水注入系によって原子炉に注入されたほう酸水は、炉心内冷却材内に拡散されることによりボロン反応度効果として作用し、原子炉を停止させる。

ほう酸水が原子炉に到達するまでの遅れ時間は単純な移送計算で求められるが、到達後の炉内拡散は複雑であり、これを詳細に模擬することは困難である。このため、ほう酸水拡散モデルでは、その入力データを試験結果から得られた結果に基づいて厳しめに設定又は補正することで安全側の評価となっていることを確認する。

ボロンミキシングの試験設備は1/6縮尺で模擬した試験設備であり、ほう酸水流量及び炉心流量をパラメータとして炉内ボロン濃度の時間変化を計測している。

図 4-22～図 4-24 に米国で実施された 1/6 スケール三次元試験装置(バレットス試験装置)系統図, 及び炉心部測定位置を示す 。試験は制御棒挿入失敗を仮定した時の炉心流量範囲でのミキシング条件を考慮し下記の試験条件で行っている。



A BWR用には, 炉心上部からの注水試験が該当し, 自然循環状態では, ボロンは主に炉心バイパス部を下降し, 燃料下部タイプレートのリーク流路から燃料チャンネル内に流入している。ボロンは上部プレナムで一様に混合されている。なお, 従来型 BWR プラントでは, ボロンは下部プレナムで一様な混合が得られることが確認されている。

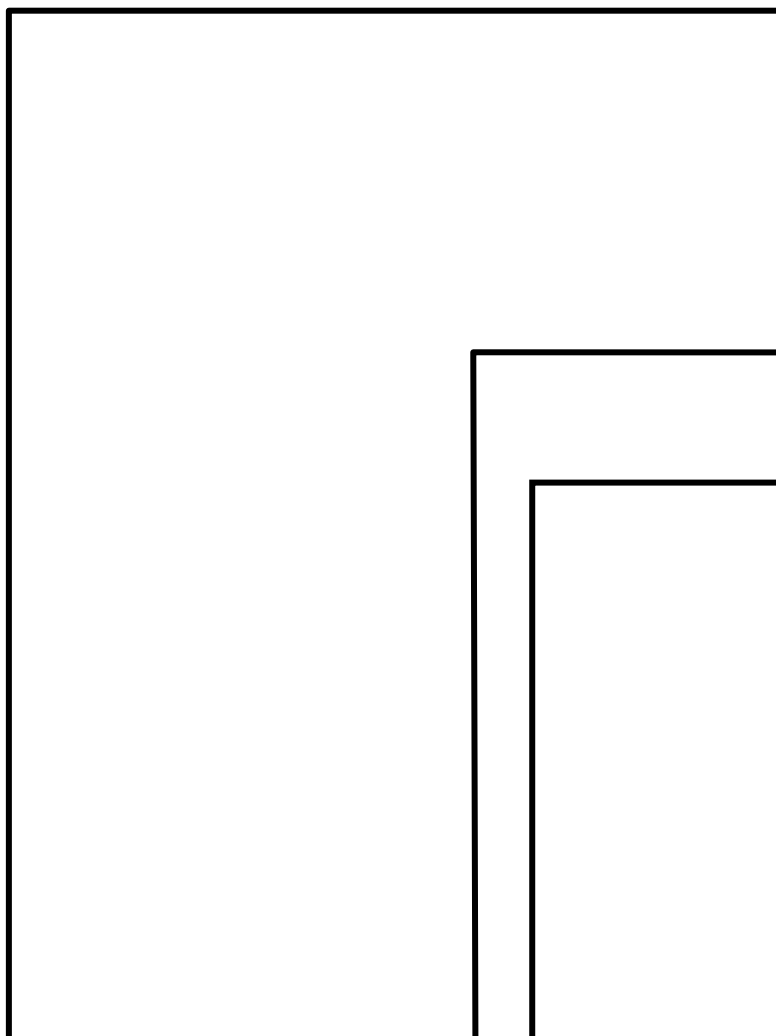


図 4-23 軸方向測定位置

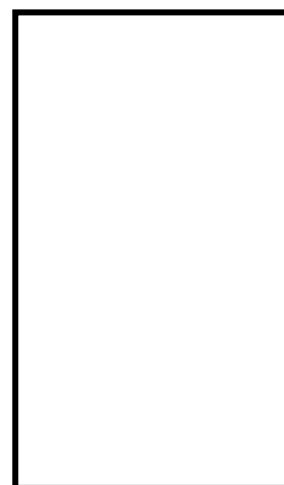


図 4-22 全体構成図

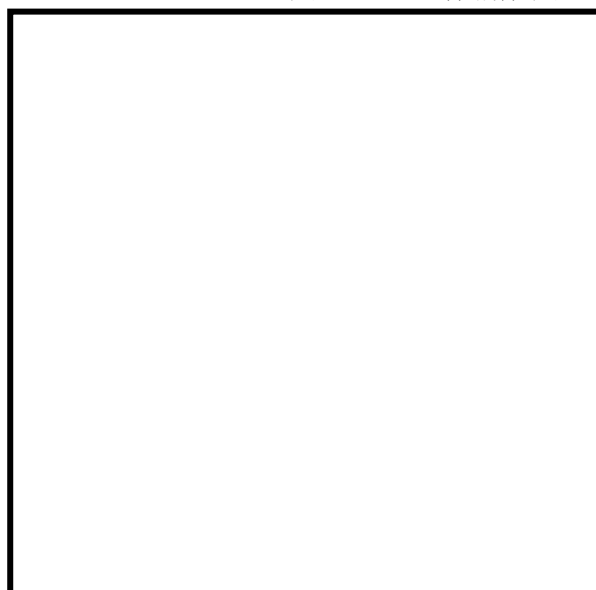



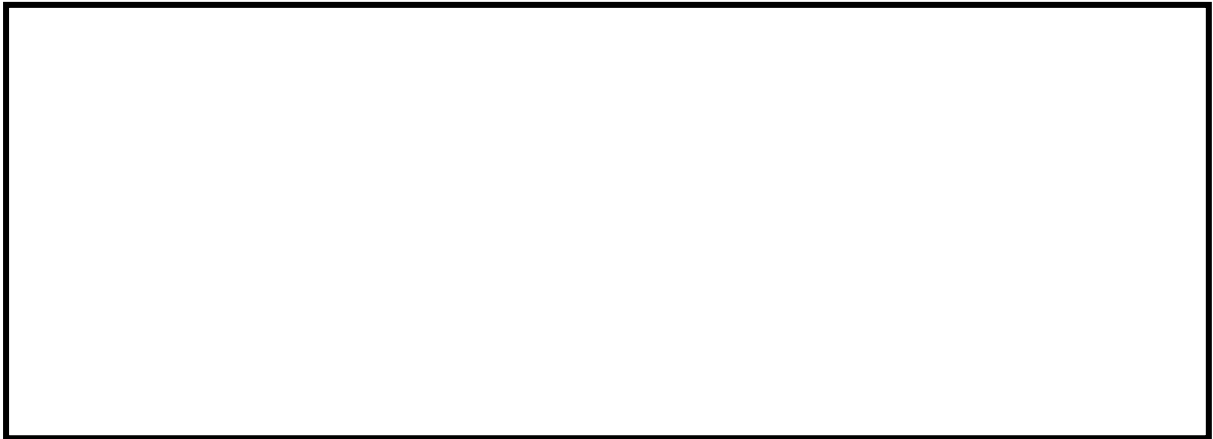
図 4-24 径方向測定位置 (図の  の部分)

本資料のうち, 枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(1) ABWRの場合

炉心上部のHPCFスパーージャから注入されるABWRでは、例えば炉心流量がゼロの場合は炉内に注入されたボロンは全量が炉心内に下降し、遅れなく反応度に寄与する。このほう酸水の注入位置によって、ABWRのほう酸水拡散モデルで使用するボロンのミキシング効率は炉心流量には依存しないものと見なされるので、炉内拡散遅れを考慮し、ほう酸水の注入速度を保守的な時間遅れでインプットするモデルとしている。

ABWR向けの試験結果を図4-26～図4-29に示す。また、モデル化の検討図を図4-30及び図4-31に示す。



最も保守側の結果を包含する値を注入速度として用いることは妥当である。

なお、個々の計測値の一例として、燃料集合体内の混合率の変化を図4-25に示す。試験結果からは時間とともに位置によるバラツキは小さくなっている。



図4-25 計測点ごとのボロン軸方向測定結果

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

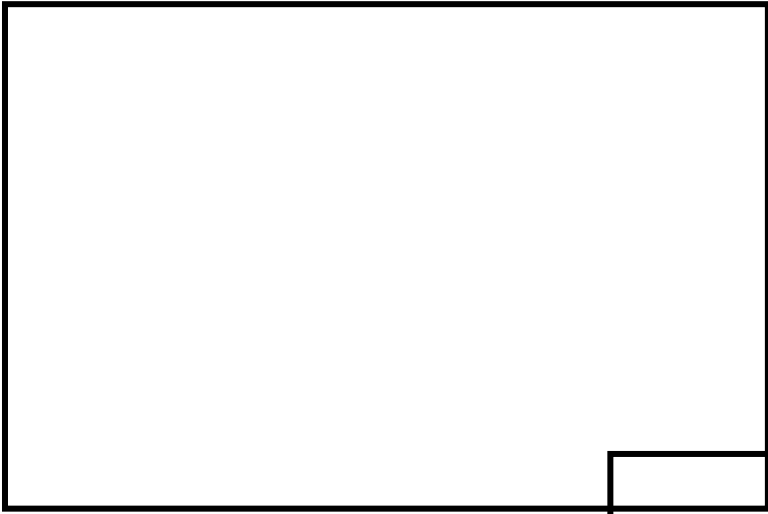


図 4-26 ボロン濃度の時間変化(1)

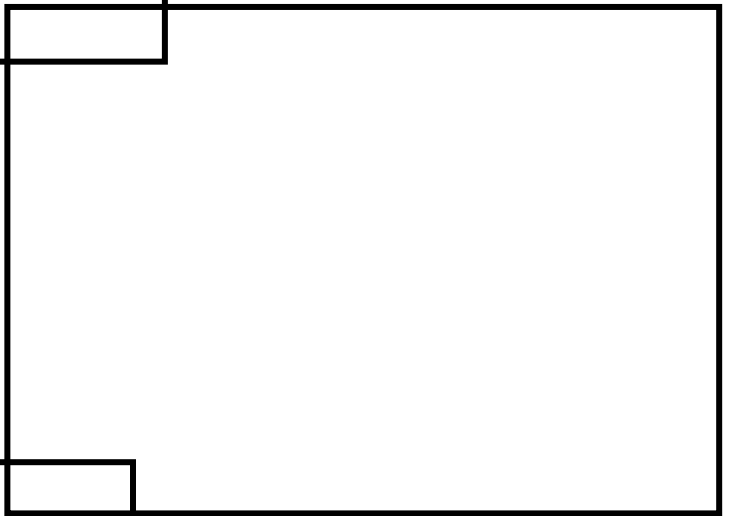


図 4-27 ボロン濃度の時間変化(2)

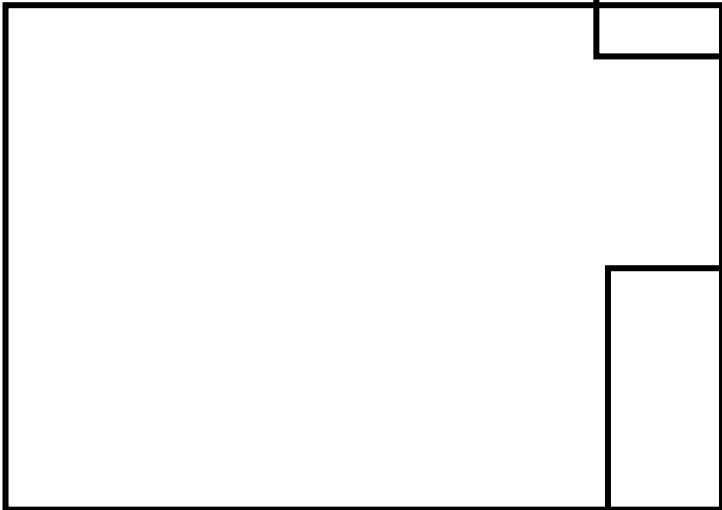


図 4-28 ボロン濃度の時間変化(3)

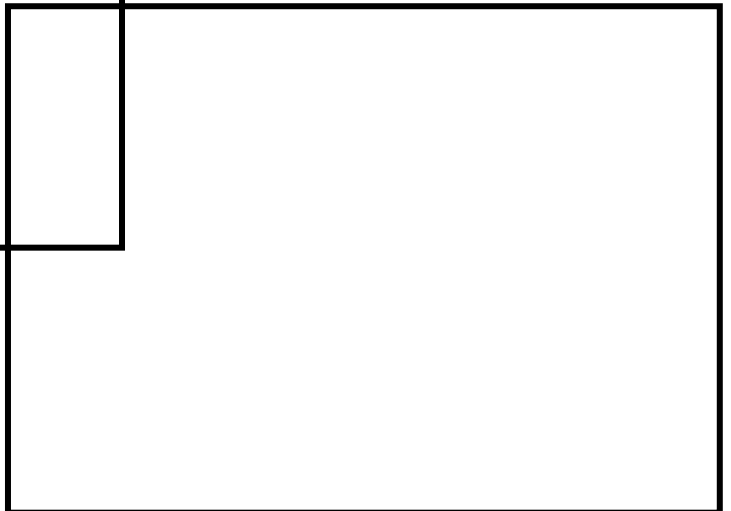


図 4-29 ボロン濃度の時間変化(4)

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

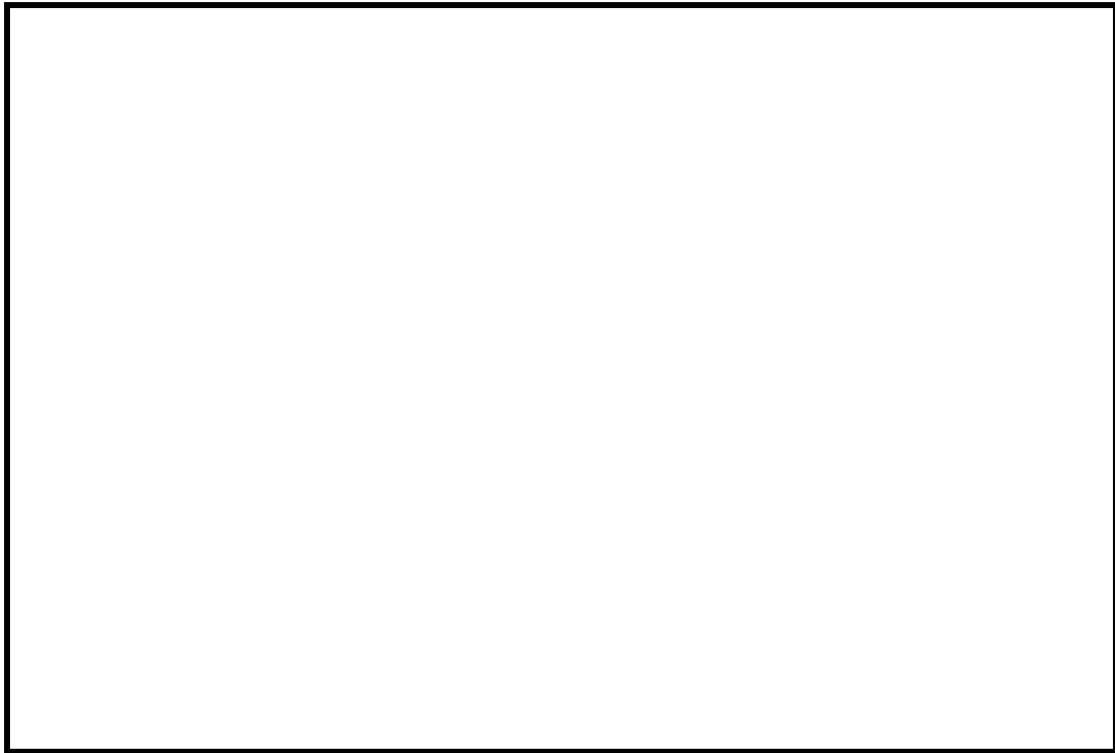


図 4-30 S L C 流量と目標濃度到達時間の関係

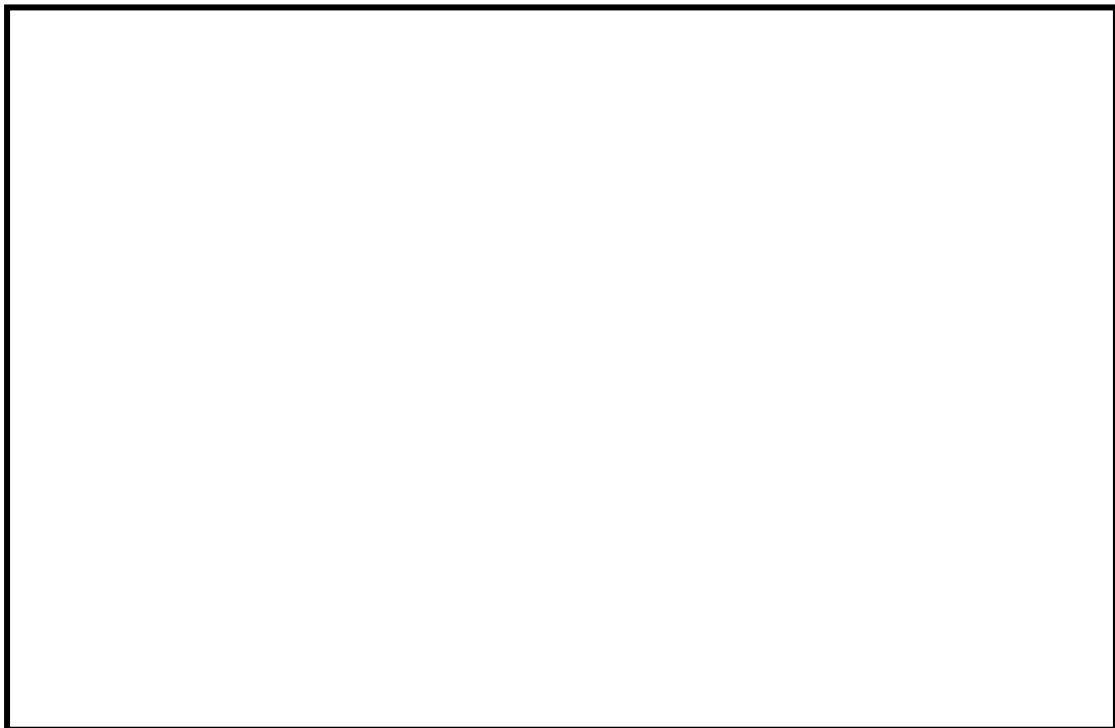


図 4-31 実機ほう酸水流量におけるボロン濃度時間変化のモデル

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(2) 従来型BWRの場合

炉心下部の下部プレナムスタンドパイプから注入される従来型BWRでは、原子炉に一定速度で注入されるほう酸水は、炉心流量が小さい場合にはその一部が下部プレナムに滞留し反応度に寄与できないことが考えられる。これを模擬するためにほう酸水拡散モデルでは、注入速度に炉心流量依存のボロンミキシング効率を掛けている。このボロンのミキシング効率は図4-32のようにモデル化されている。



図 4-32 従来型BWRのボロンミキシング効率

従来型BWR向けの試験結果を図4-33に示す。なお、ミキシング効率は「反応度に寄与する領域の濃度」を「炉内全領域で十分に混合した時の濃度」で割った無次元数で定義される。試験の結果から以下がわかる。



図 4-33 従来型BWRのボロン混合試験結果



これにより、従来型BWRにおいて、



することは妥当である。

以上より、ほう酸水拡散モデルは妥当であることが確認された。なお、拡散モデルにおけるボイドの影響を添付6に示す。

原子炉スクラム失敗を仮定した事象が発生し、ほう酸水注入系が作動する時点では、ある程度の変動は有るものの、燃料棒での中性子発生及び中性子吸収、減速材による中性子減速及び中性子吸収などがバランスしている。この状態でほう酸水注入系が作動すると、炉心が沸騰状態であっても減速材中にはボロンが含まれ、吸収効果が増加する。このため、前述の状態よりも反応度は低下する。ボロン濃度が一定であれば、上記状態よりも出力が低下したところで再びバランスするが、ボロン濃度は増加し続けるため、沸騰状態においても確実に出力は低下して原子炉停止に至ると考える。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.5 格納容器における重要現象の妥当性確認

3.3節で示した格納容器モデルは、質量バランスとエネルギーバランスに、基礎的な物理法則を適用したものであり、この妥当性はこれを適用するモデル構築上の仮定確認と、インプットとしての逃がし安全弁からの蒸気流量及び熱交換係数で決まる。以下、モデルが保守的で妥当であることを確認する。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、圧力上昇によって開いた逃がし安全弁からの蒸気は排気管を経由し、格納容器のプール水中に放出され冷却される。この時、状態によっては一部の蒸気はウェットウェルの空間部に移行する。つまり、事故解析のLOCAとは異なり最初に圧力の上昇が始まるのはウェットウェルであり、真空破壊装置が開いて初めてドライウェルの圧力も上昇を開始する。格納容器を1つの圧力ノードとして評価出来るのは、このように、本事故シーケンスでは基本的に真空破壊装置は早期に開き、開いたままとなるためである。

ここで、格納容器内の空間部の温度は常にプール水温度と同じと仮定しているが、実際には、格納容器内の気体温度はプール水温度に遅れて、かつ吸熱して変化するため、気体温度を時間遅れなくプール水温度に追従させることは、格納容器圧力を高く評価することになり、この仮定は保守的である。また、格納容器内の空間部は常に水蒸気で飽和しているものとする仮定しているが、格納容器内の気体空間が水蒸気で飽和していなければ、蒸気分圧はより低い値となるためこの仮定も保守的である。

以上、モデルは空間的に格納容器を一体とし、単純な計算で保守性を確保しており、格納容器における重要現象を保守的に評価できるモデルであることが確認された。

以上、確認してきた妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさを表4-2にまとめる。

＝4章関連の参考文献＝



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 4-2 解析モデルの妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさまとめ

分類	重要現象		解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心(核)	核分裂出力		核特性モデル	A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める
	反応度フィードバック効果		反応度モデル (ボイド・ドップラ)	A B W R 実機試験 設計解析での確認	添付 5 の表 2-2 参照
			反応度モデル (ボロン)	設計値の確認 (ほう酸水拡散モデル自体は下記)	高温停止に必要なボロン反応度： -3% / k
	崩壊熱		崩壊熱モデル	学会推奨曲線, モデル式確認	1 秒経過で最大 +0.8% / -0.1%
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	試験装置, A B W R 実機試験	反応度フィードバック効果に含める
				設計解析での確認	炉心流量補正なし/最大補正二次関数
原子炉压力容器 (逃がし安全弁 含む)	冷却材流量 変化	コストダウン 特性	再循環系モデル	A B W R 実機試験, 設計値	ポンプの時定数: +10% / -10%
		自然循環流量		A B W R 実機試験	モデルの仮定に含まれる
	冷却材放出(臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	A B W R 実機試験, 設計値	逃がし弁流量: +16.6%
	E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含む)		給水系モデル (給水エンタルピ)	A B W R 実機試験, 設計値	(1) 給水温度 (主蒸気流量零で): -60 kJ/kg (-14°C) (2) 遅れ時間 +50 秒
			給水系モデル (H P C F 流量)	設計値等の確認	H P C F 流量: +137%
			給水系モデル (E C C S エンタルピ)	設計値等の確認	格納容器のプール水初期エンタルピ: -104 kJ/kg (-25°C)
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	試験装置	入力値に含まれる
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却		格納容器モデル	モデル式確認	入力値に含まれる

4.6 実機解析への適用性

重要現象に対して実施したREDYコードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを述べる。

4.6.1 重要現象への適用性

REDYコードを用いた有効性評価における重要現象は、核分裂出力、反応度フィードバック効果、沸騰・ボイド率変化、冷却材流量変化（強制循環流量）、冷却材流量変化（自然循環流量）、冷却材放出（臨界流・差圧流）、ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）、ほう酸水の拡散、サプレッション・プール冷却である。

REDYコードは元々実際に起こり得るプラント挙動（プラント安定性や運転時の異常な過渡変化）を評価する目的で開発されており、4.1節から4.5節で確認したように、重要現象を模擬した各モデルの妥当性は実在する実機試験結果との比較によりほぼ確認可能である。さらに、直接確認できない炉心ボイドモデルについては、実機を模擬した試験装置での試験によっても確認されており、また、崩壊熱については学会等で公的に認められた特性を模擬していることが確認できた。なお、ボイドマップは、炉心熱水力解析コードから得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係から静的に求めたものであることから、多少各パラメータの変動が大きくなる原子炉スクラム失敗を仮定した事象の評価においても適用可能であると考えられる。

実機試験で確認できない、原子炉スクラム失敗を仮定した事象として特有なほう酸水注入によるボロン反応度変化については、三次元コードから得られた実機を想定した高温停止に必要なボロン反応度とボロン濃度をデータとし、これに試験によって裏付けられた炉心内平均ボロン濃度の変化を考慮している。したがって、ほう酸水拡散モデルも、原子炉スクラム失敗を仮定した実機の適用において問題がない。

格納容器内への逃がし安全弁からの蒸気放出に伴う圧力と温度の評価に関しては、質量及びエネルギーをバランス式から計算し、保守的な結果を与える仮定の下で構築された単純な物理方程式を採用していることを4.5節で説明した。したがって、格納容器の評価においてこのモデルを実機に適用することに問題はない。

4.6.2 出力等が異なるプラントへの適用性

出力等が異なるプラントにおいて、原子炉停止機能喪失事象評価に影響する設備の相違箇所は、以下のとおりである。

- ・再循環系
- ・ほう酸水注入箇所
- ・ECCSの構成

再循環系については、ABWRはインターナルポンプ（内蔵型再循環ポンプ）を採用しているが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは外部ループとジェットポンプにより構成されている。この相違は、再循環ポンプがトリップして炉心流量が低下する際の炉心流量の低下速度に影響し、炉心からの冷却材への熱交換に影響するが、それぞれ実機試験結果で確認された異なる再循環系モデルを選択する。

ほう酸水の注入箇所については、ABWRでは炉心上部への注入となるが、定格原子炉出力がより小さい従来型BWRでは炉心下部へ注入する。この相違に対しては、それぞれ試験装置により確認された異なるデータを適用できる。

ECCSの構成については、原子炉スクラム失敗を仮定した事象時には原子炉圧力が高めに推移するため、高圧系のECCSを使用するが、炉型や定格原子炉出力によらず基本的な構成は相違ない。

以上から、出力等が異なるプラントへも適用可能である。

4.6.3 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、出力等が異なるプラントと共通の確認結果として適用性を有するとともに、実機BWRの有効性評価解析に適用できると考える。

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実機比較解析等を踏まえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

REDYコードで取り扱う評価指標は、原子炉圧力、燃料被覆管温度、格納容器圧力、格納容器のプール水温度である。このうち燃料被覆管温度については、REDYコードの解析結果をSCATコードに受け渡し評価を実施する。

以下、重要現象の不確かさがこれらの評価指標に与える影響について示す。

(1) 核分裂出力

核分裂出力は 3.3 節に示す一点近似動特性の核特性モデルを解くことにより求めている。核分裂出力の不確かさは、核特性モデルで使用する反応度フィードバック効果（ボイド、ドップラ、ボロン）の不確かさに含まれる。核定数の不確かさに対しては原子炉スクラム失敗を仮定した事象が保守的な結果を与えるような燃焼度時点の炉心データを組み合わせて使用しており、反応度フィードバック効果については後述の(2)に示す。

(2) 反応度フィードバック効果

ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさについては、運転時の異常な過渡変化評価と同様に、ボイド反応度に保守ファクタを考慮して計算することにより、加圧事象時の出力上昇が大きくなるように評価している。しかし、本事故シーケンスは、圧力や炉心入口サブクールが時間経過につれて増減する長期事象であることから、運転時の異常な過渡変化のような短時間の事象を評価する場合とは異なり保守因子が変化するため、ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさ評価で設定した範囲に対して感度解析にて確認する必要がある。なお、感度解析のための単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさを含めた反応度フィードバック係数の不確かさ評価については、添付 5 にて説明する。また、感度解析実施のためにサブ時間領域ごと（添付 4 参照）に反応度係数を変更可能な機能を REDYコードに追加して評価を実施する。

ボロン反応度の不確かさについては、その不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(3) 崩壊熱

発生熱源としての崩壊熱が大きい場合は、長時間領域で評価指標に影響が有るものと想定された。崩壊熱の不確かさ幅は時間とその時点までの核分裂出力の変遷で決まるが、不確かさについて感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(4) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化現象の不確かさは、REDDYコードでは 3.3 節に示した炉心ボイドモデルとそのデータの不確かさによる。データは炉心熱水力解析コードの解析結果を元に一点近似用に作成しており、現実的に評価していることから、ボイドマップが評価指標に与える影響は小さい。ただし、ボイドマップの炉心流量補正の不確かさについては感度解析を行い、評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(5) 冷却材流量変化（コーストダウン特性）

再循環ポンプトリップ時、ポンプ速度の低下が遅いほど原子炉出力の抑制も遅くなり、原子炉バウンダリ圧力が高めに評価される。また、炉心流量の低下が速いと、燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。

この冷却材流量低下速度が燃料被覆管温度の評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(6) 冷却材流量変化（自然循環流量）

再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下し、自然循環状態となるが、その際、炉心流量が小さいと燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また、炉心流量が大きいと原子炉出力が高くなり、逃がし弁の開閉により格納容器側に放出される蒸気流量が多くなることから、格納容器圧力及び格納容器プール水温度が高くなると考えられる。

自然循環流量は、再循環ポンプの駆動力（ABWRで数台運転中の期間）、核特性と、これに起因した炉心内の熱水力学的挙動変化、シュラウド内外挙動やECC注水（給水系を含む）などに総合的に影響される物理現象である。このためこれを単独で切り出して不確かさを感度解析することは困難である。しかしながら、4.4.3 節で説明しているように自然循環状態はシュラウド内外の位置ヘッド差（マスバランス）が支配的であり炉内ボイドによる摩擦圧損等の炉心流量への影響は小さいこと、実機試験での挙動を概ね再現できることを確認していることから、炉心流量の不確かさによる影響は評価指標に対する安全裕度を有意に小さくするものではない。さらに、解析モデルの異なるコード（TRACコード）により参考的に解析評価を行い、REDDYコードによる解析結果とプラントの全体挙動が同様であることを参照

する。(添付7)

(7) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) (原子炉压力容器)

短時間領域では、逃がし安全弁から放出される蒸気流量が少ないほど、事象初期の圧力上昇が緩和されにくく、原子炉バウンダリ圧力が高めに評価されるとともに、炉心出力及び炉心圧力も高くなり、燃料被覆管温度も高くなると考えられる。解析で使用している逃がし安全弁容量は安全率を考慮して決定した下限値であるが、この吹出し容量の違いが評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(8) E C C S注水 (給水系・代替注水設備含む)

給水温度の変化やE C C Sの水源としての格納容器のプール水温度の初期値は、炉心入口サブクーリングの変化となって原子炉出力を変化させるため、燃料被覆管温度や長時間領域の格納容器圧力、格納容器のプール水温度の評価指標に影響する可能性がある。以上より、給水温度の変化や格納容器のプール水温度の初期値の不確かさについて確認する必要がある。

なお、炉心に注入されるE C C S流量が多いほど、原子炉水位が高くなり自然循環状態における炉心流量が大きくなるため、原子炉出力が高くなる効果があると考えられる。ただし、R C I Cについては流量制御しており、不確かさの考慮は不要である。また、H P C F (H P C S) 流量については、安全要求値を下限値として使用しているが、プラス側の不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(9) ほう酸水の拡散

ほう酸水の拡散に係わる不確かさは、ボロン反応度の不確かさとして原子炉出力の抑制に影響することから、長時間領域の格納容器圧力や格納容器のプール水温度の評価指標に影響する。これについては、試験装置で得られたほう酸水の混合特性を考慮して保守的に設定しており、厳しい評価となっている。

(10) サプレッション・プール冷却

3.3節にて示したとおり、R E D Yコードにおける格納容器モデルでは、放熱による熱損失を考慮せず、かつ空間部が飽和状態にある等、温度及び圧力評価において保守的な仮定を置き、質量バランスとエネルギーバランスの式等により格納容器圧力や格納容器のプール水温度を計算している。これにより、格納容器圧力や格納容器のプール水温度を保守的に評価しており、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。また、残留熱除去系の除熱量については、除熱量が小さい場合は

サプレッション・プールの冷却速度が遅くなり格納容器圧力や格納容器のプール水温度が高くなる可能性があるが、残留熱除去系の除熱量は最小値を用いていることから、コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節に示した重要現象に対する不確かさについて、評価指標に与える影響が大きい、もしくは影響の大きさの確認が必要であるとした重要現象について、REDYコードを用いた感度解析を実施した。なお、対象とした重要現象は、反応度フィードバック効果（ボイド反応度、ドップラ反応度、ボロン反応度）、崩壊熱、沸騰・ボイド率変化（炉心流量補正）、冷却材流量変化、冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉圧力容器）及びECCS注水（給水系・代替注水設備含む）である。

各重要現象に対するREDYコードによる感度解析結果を表5-2に示す。対象プラントはABWRとし、主蒸気隔離弁の誤閉止を起因事象とした。また、これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとし、各感度解析における評価指標の値を、ベースケースからの偏差の形で示した。

評価指標の中で、制限値に対する裕度が小さいのは燃料被覆管温度だけである。このため、以下はこの燃料被覆管温度に絞っての考察を行う。

表5-2に示した感度解析結果をみると、**不確かさが燃料被覆管温度にプラス側の感度（結果を厳しくする感度）を与えることはない**。例えば、ボイド係数とドップラ係数の保守因子に関しては、申請解析条件では代表的にボイド係数1.25とドップラ係数0.9（解析時間を通して一定）を使用しているが、事故シーケンスに沿って不確かさを評価し、これをサブ時間領域ごとに変えた感度解析結果によると、全ての組合せにおいて**結果を厳しくすることはなく**、加圧事象時の反応度係数の保守因子を申請解析条件で用いることの代表性が確認された。また、不確かさ幅を特定できないことから、表5-2に含めずに添付2と添付3で補足している軸方向出力分布が下方ピークになる場合を想定した場合は、燃料被覆管温度をより小さく評価される傾向が見られることが確認されている。

以上、総合すると、申請解析におけるREDYコードによる解析結果は評価指標である燃料被覆管温度を保守的に評価していると考えられる。

なお、REDYコードでは模擬できない、核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動現象が燃料被覆管温度に与える影響は、参考解析のTRACコードによる解析結果を参照しても、その影響は小さくかつ判断基準に対しても十分裕度があることを別途確認している。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/2)

分類	重要現象		解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心(核)	核分裂出力		核特性モデル	考慮しない	反応度フィードバック効果の不確かさに含まれる。
	反応度フィードバック効果	反応度モデル (ボイド・ドップラ)		添付 5 の表 2-2 参照	反応度係数の不確かさが評価指標に影響を及ぼす。
		反応度モデル (ボロン)		高温停止に必要なボロン反応度： -3%Δk	ボロン反応度が小さい方が格納容器圧力と格納容器プール水温度を厳しく評価する。
	崩壊熱		崩壊熱モデル	崩壊熱： 1 秒後+0.8%/ -0.1%	崩壊熱が大きい方が格納容器圧力と格納容器プール水温度を厳しく評価する。
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	炉心流量補正： 補正なし/最大補正二次関数	補正量が大きい方が、炉心流量が小さくなった場合に炉心ボイド率を少なめに模擬することから、原子炉出力を高めに出し、燃料被覆管温度を厳しく評価する。
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	コーストダウン特性	再循環系モデル	再循環ポンプ慣性時定数： +10%/ -10%	冷却材流量変化(強制循環時)速度が小さいと原子炉バウンダリ圧力が高く評価され、大きいと燃料被覆管温度が高く評価される。
		自然循環流量		モデルの仮定に含まれる	冷却材流量変化(自然循環時) が大きいと燃料被覆管温度が高くなる可能性があり、小さいと格納容器圧力及び格納容器のプール水温度が高くなる。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	逃がし弁流量： +16.6%	冷却材放出量が小さいと、原子炉圧力及び燃料被覆管温度が高く評価されるが、下限値を使用しているため不確かさについては考慮不要。冷却材放出量が大きいと、格納容器圧力及び格納容器プール水温度が高く評価される可能性がある。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力 容器 (逃がし安 全弁含む)	E C C S注水 (給水系・代替注 水設備含む)	給水系モデル	給水エンタルピー (1)給水温度 (主蒸気流量零で) -60 kJ/kg (-14℃) (2)遅れ時間 +50 秒	事象発生初期の給水温度低下による出力上昇により燃料被 覆管温度が高くなる可能性がある。また、給水流量やE C C S流量が多いと格納容器圧力と格納容器のプール水温度に 影響を与える可能性がある。
			H P C F 流量 : +137% 格納容器のプール水初期エンタルピー : -104 kJ/kg (-25℃)	
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モ デル	保守的値を使用	ほう酸水の変化を保守的に設定しており、格納容器圧力と格 納容器のプール水温度も保守側の結果となる。
原子炉格納 容器	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル	保守的モデルに含まれる	単純な物理式を用いること並びに保守的仮定により、保守的 に評価している。

表 5-2 重要現象の不確かさに対する R E D Y 感度解析結果

重要現象	不確かさ幅	ベースケースからの感度			
		原子炉圧力 (MPa)	燃料被覆管 温度(°C)	格納容器のプー ル水温度(°C)	格納容器圧力 (MPa)
		9.08 (*)	1060 (*)	113 (*)	0.19 (*)
反応度フィードバック効果	添付 5 の表 2-2 参照	-0.38/0.20 ^(*1)	-10/0 ^(*1)	(ボロン反応度が支配的な期間であり詳細不確かさは評価しない)	
	ボロン反応度：-3%Δk	0.00 (評価対象外)	0 (評価対象外)	+7	+0.04
崩壊熱	崩壊熱曲線：初期値で+1%/−2% (1秒後で+0.8%/−0.1%を包含)	0.00/0.00	0/0	0/0	0.00/0.00
沸騰・ボイド率変化	炉心流量補正： 補正なし/最大補正二次関数	-0.18/0.00	-170/0	-4/2	-0.02/0.01
冷却材流量変化(コースト ダウン特性)	再循環ポンプ慣性時定数： +10%/−10%	0.00/−0.01	0/0	0/0	0.00/0.00
冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし弁流量：+16.6%	−0.39	0	0	0.00
E C C S 注水 (給水系・代替注水設備含 む)	給水エンタルピ (1)給水温度(主蒸気流量零で) −60 kJ/kg (−14°C) (2)遅れ時間 +50 秒	0.00	-110 ^(*2)	0	0.00
	H P C F 流量：+137%	0.00	0	+4	+0.03
	格納容器のプール水初期エンタルピ： −104kJ/kg (−25°C)	0.00	0	−18	−0.06

(*) ベースケースでの評価結果 (*1) 本評価は、添付 5 の(動的ボイド係数、動的ドップラ係数)の保守因子から 5 つの組合せ(ノミナル値、ノミナル値)(下限値、下限値)(下限値、上限値)(上限値、下限値)(上限値、上限値)を実施し、その結果から最大値と最小値を記載したものである。

(*2) 給水温度(+要因)と遅れ時間(−要因)を同時に考慮した感度。仮に遅れ時間は考慮しない(0秒)とした場合は 10°Cとなる。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

原子炉スクラム失敗を仮定した事象において R E D Y コードで取り扱う運転操作は、ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作、A D S 作動阻止操作、E C C S による水位低下維持操作である。

これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

(1) 運転操作の起点への影響

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作は、事象発生時点から又は格納容器のプール水温度高の発信を起点に実施している。プラントの運転操作としては、制御棒が全挿入されない状態で、格納容器のプール水温度が高くなった場合、ほう酸水注入系及び残留熱除去系を起動することになるが、状態確認等の運転員操作の余裕時間を考慮しているため、不確かさの影響は保守的に評価される。

A D S は作動条件成立後時間遅れをもって作動する。手動阻止操作は原子炉水位低下を確認して、A D S 作動条件成立前に阻止操作を実施している。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するとともに、条件成立後であっても時間遅れがあるため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

水位低下維持操作は、ボロン濃度上昇に伴い原子炉出力が低下し原子炉水位が上昇してくるために、原子炉水位を低めに維持する操作である。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するため、解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

(2) 運転操作後の影響

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作後は、炉心部でのボロン濃度増加により原子炉出力が低下するため、原子炉水位が回復してくる。原子炉水位が上昇するとボロン濃度上昇割合が減少する可能性があるが、高温停止に必要なボロン濃度に至る時間の評価において定常水位を仮定しているため、コードの不確かさは水位低下維持操作に影響を与えない。

以上より、R E D Y コードの不確かさの運転操作への影響を考慮すると、実機運用上は時間余裕が増える方向又は影響を与えないため、有効性評価で確認できた運転操作の妥当性については実機運転においても適用できる。

6. 参考文献

- (01) 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-014 訂 2, 昭和 63 年 3 月)
- (02) 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」
(株式会社東芝, TLR-012 改訂 1, 昭和 63 年 3 月)
- (03) Linford, R. B., “Analytical Methods of Plant Transient Evaluations for the General Electric Boiling Water Reactor”, NEDO-10802, February 1973.
- (04) 「沸騰水形原子力発電所 2次元単位セル計算手法について」
(日立 GE ニュークリア・エネルギー株式会社, HLR-005 訂 1 平成 20 年 4 月)
- (05) 「沸騰水型原子力発電所 燃料集合体核特性計算手法」
(株式会社東芝, TLR-006 改訂 1, 平成 20 年 9 月)
- (06) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-033 訂 1, 平成 10 年 2 月)
- (07) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」
(株式会社東芝, TLR-045 改訂 1, 平成 10 年 1 月)
- (08) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について(MOX 燃料への適用)」
(株式会社日立製作所, HLR-053 訂 2, 平成 11 年 2 月)
- (09) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について(MOX 燃料への適用)」
(株式会社東芝, TLR-045A 改訂 2, 平成 11 年 2 月)
- (10) 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱設計手法について」
(株式会社日立製作所, HLR-008, 昭和 52 年 4 月)
- (11) 「沸騰水形原子力発電所 熱水力設計計算手法について」
(東京芝浦電気株式会社, TLR-008, 昭和 51 年 9 月)
- (12) 「沸騰水型原子力発電所 ほう酸水注入系における未臨界性評価手法の高度化について」(TGBLA/LOGOS 版) (平成 19 年 10 月)
- (13) 「沸騰水型原子力発電所 ほう酸水注入系における未臨界性評価手法の高度化について」(HINES/PANACH 版) (平成 19 年 10 月)
- (14) ANCR-NUREG-1335 “RELAP4/MOD5 A Computer program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and related systems user's manual”, Volume I, September, 1976.
- (15) 「BWR プラント過渡解析コード REDY のレビュー結果について」
(昭和 60 年 2 月, 通商産業省原子力発電技術顧問会 安全解析コード検討会)

添付1 解析コードにおける解析条件

表1 解析コードにおける主要な解析条件 (1/2)

分類	解析条件
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	原子炉熱出力
	炉心流量
	主蒸気流量
	給水流量
	再循環ポンプ流量
	原子炉圧力
	原子炉水位
	原子炉各部寸法
	各種圧力損失データ
	格納容器容積
炉心データ	ボイド反応度
	ドップラ反応度
	ボロン反応度
	炉心圧力損失
燃料データ	燃料棒本数
	燃料有効長
	被覆管外径
	被覆管物性
	燃料ギャップコンダクタンス
	軸方向出力分布
逃がし安全弁	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
給水系	容量 (予備機含む)
	停止条件
	給水温度低下特性
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間

表 1 解析コードにおける主要な解析条件 (2/2)

分類	解析条件
事故収束に重要な機器, 操作関連	代替原子炉再循環ポンプトリップ機能 (自動作動設定点, 作動遅れ時間, 台数, 再循環ポンプ慣性時定数)
	高压注水系 (自動起動・停止設定点, 作動遅れ時間, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度, 注水量調整手動操作条件)
	ほう酸水注入系 (注水遅れ時間, 注水流量, 高温停止濃度, 起動手動操作条件)
	残留熱除去系 (手動起動操作条件, 台数, 容量)

添付2 軸方向出力分布の変化について

REDYコードの軸方向出力分布のデータは、固定のインプットデータであり、時間変化で変わることの模擬はできない。

一方、図1に示すTRACコードの解析結果（代表チャンネルの軸方向出力分布の変化）によると、事象発生前（初期状態）は上方ピークであった軸方向出力分布は主蒸気隔離弁の誤閉止後給水加熱喪失状態になると、炉心入口のサブクールが増加し炉心下部を中心に正の反応度が投入されるため、軸方向出力分布は下方ピークとなっている。ただし、この下方ピークにシフトしている時間帯は約70秒から約200秒であり、この時期を過ぎると初期の軸方向出力分布に戻っている。

ここでは、REDYにおける“下方ピークの軸方向出力分布データ”の影響を確認するために、一貫して下方ピーク出力分布とした場合（異なる炉心を評価するのが目的ではないことから、核特性やボイドマップ等は変更していない単独効果）の影響を確認する。

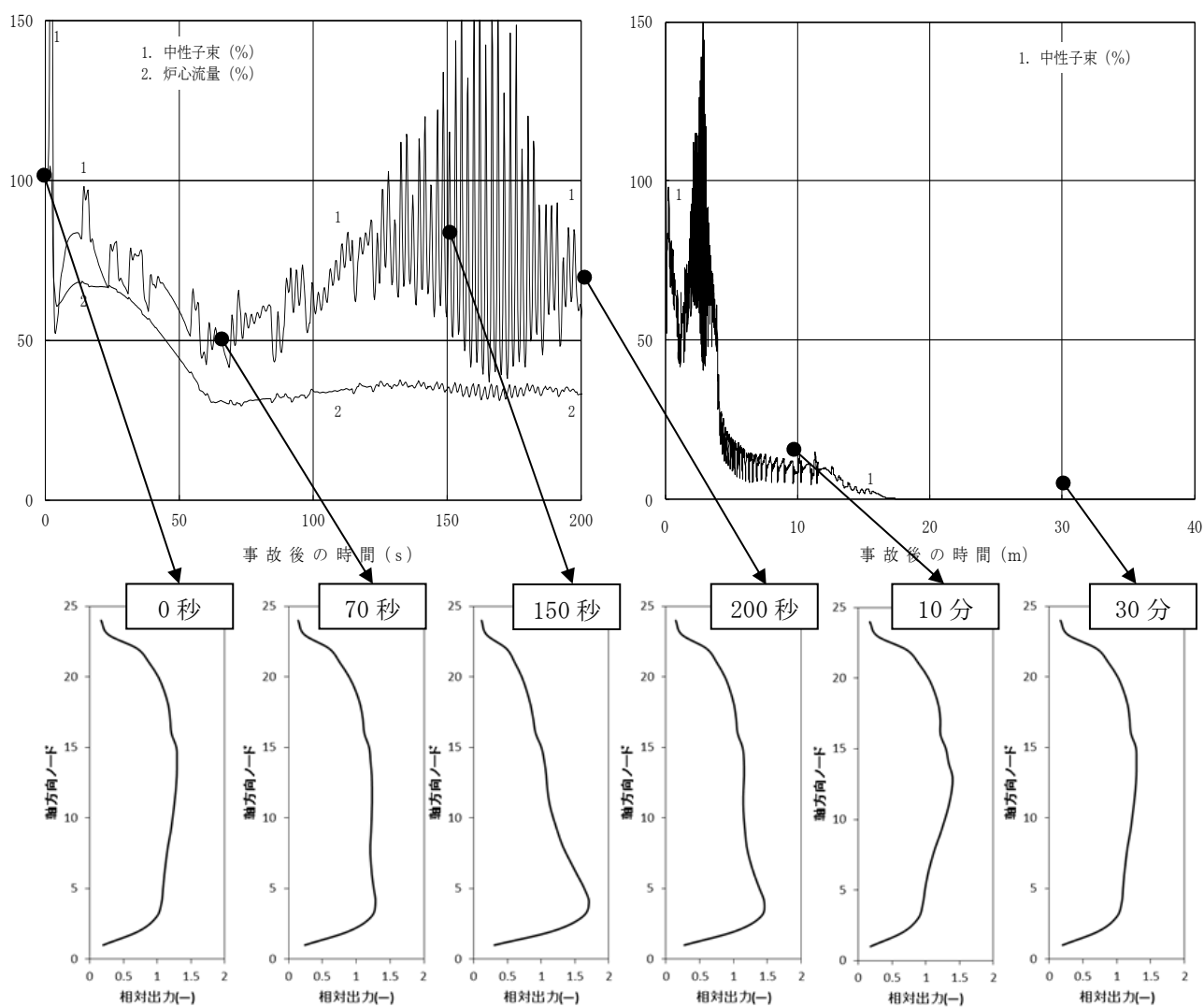


図1 TRACコードによる軸方向出力分布の時間変化

図2のように軸方向出力分布を変えた場合の確認結果を図3、表1に示すが、これによると本事象で一時的に生じる下方ピーク状態を仮定しても、REDYコードでは炉心全体に及ぼす影響はほとんどないことが確認された。

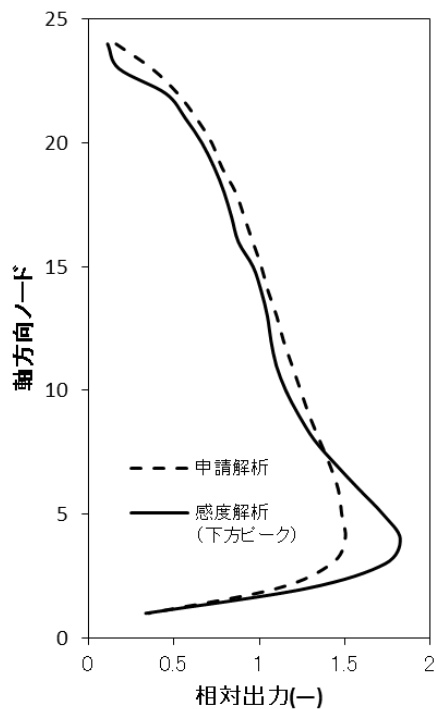


図2 REDYコードにおける
解析条件

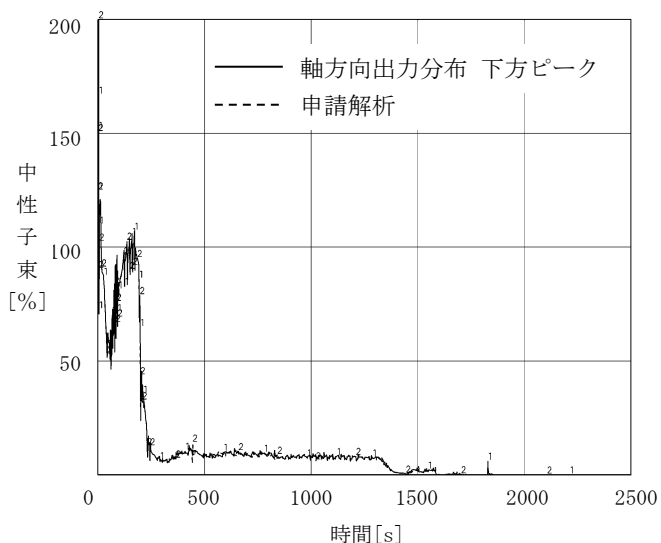


図3 REDYコード解析結果
(下方ピーク)

表1 軸方向出力分布を変えた場合の解析結果

評価指標	REDYコード (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布)
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	9.08
燃料被覆管温度(°C)	1060	1060
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
格納容器のプール水温度(°C)	113	113

(注) 燃料被覆管温度を求めるSCATコードでは、中央ピークとしている。

添付3 軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について

REDYコードでは、定格炉心流量でのボイドマップデータに基づき、これに過渡状態の変化を加えることで炉心のボイド率を模擬しており、このボイドマップモデルの妥当性は、広い範囲の実機試験などで確認されている。ただし、REDYコードの定格炉心流量でのボイドマップデータ自体は、固定のインプットデータであり、REDYコードの軸方向出力分布変化と同様、時間で変わることの模擬はできない。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析では、主蒸気隔離弁の誤閉止に伴う給水加熱喪失により、過渡的に軸方向出力分布が大きく下方ピークとなることがわかっており、これがREDYコードで用いている定格ボイドマップに与える影響を確認する。

ここでは、TRACコードによる解析結果から得られる下方ピークとなった時点での軸方向出力分布を用い、炉心熱水力解析コードを用いて下方ピーク時の軸方向出力分布でのボイドマップを作成し、“下方ピークを想定した場合のボイドマップデータ”の影響を確認するために、一貫して下方ピークのボイドマップとした場合（異なる炉心を評価するのが目的ではないことから、核や軸方向出力分布は変更していない単独効果）の影響を確認する。

今回の申請解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布を図1に、今回の感度解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布（TRACコードによる代表的な下方ピーク）を図2に示す。

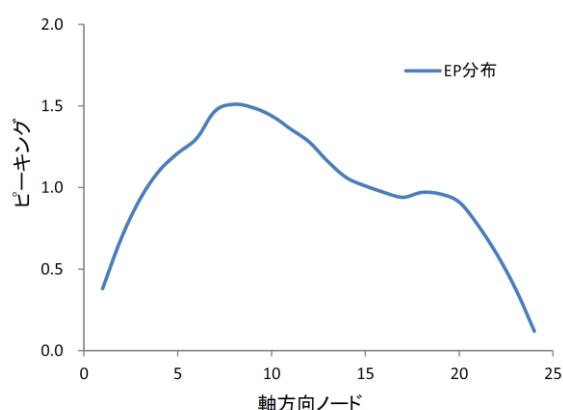


図1 申請解析に用いる設計ボイドマップ作成における軸方向出力分布

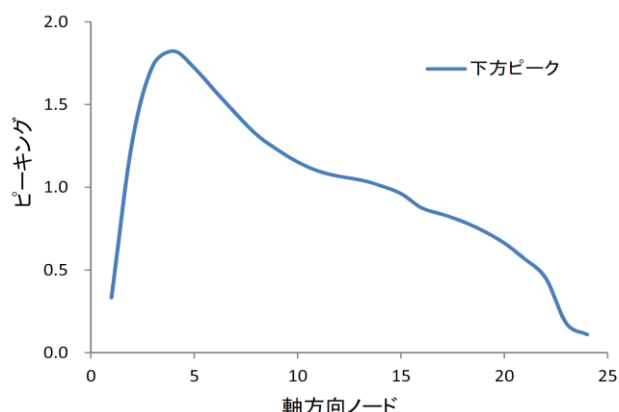


図2 TRACの「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」の軸方向出力分布

今回実施した影響解析の主な条件を以下に示す。

- ・プラント：代表ABWR
- ・評価事象：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
- ・初期条件：100%出力/100%炉心流量
- ・炉心：9×9燃料（A型）単一炉心
- ・ボイドマップ：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止時の給水加熱喪失状態における軸方向出力分布（下方ピーク）を考慮したボイドマップ

以下に、給水加熱喪失に伴う軸方向出力分布の変化を考慮したボイドマップにより解析を実施した結果、評価指標に及ぼす影響は比較的小さいことが確認できた。

表1 ボイドマップを変えた場合の解析結果

評価指標	REDYコード (申請解析) (設計ボイドマップ)	REDYコード (TRACコードによる代表的な 下方ピークに対応したボイドマップ)
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	8.94
燃料被覆管温度(°C)	1060	970
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
格納容器のプール水温度(°C)	113	114

(注) 燃料被覆管温度を求めるSCATコードでは、中央ピークとしている。

添付4 短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討

1. 短時間領域の細分割

短時間領域をサブ時間領域1（出力変動期）、サブ時間領域2（出力抑制期）、サブ時間領域3（出力再上昇期）の3つのサブ時間領域に細分割した場合の重要現象のランクを検討する。なお、短時間領域での評価指標は、原子炉圧力と燃料被覆管温度（PCT）である。

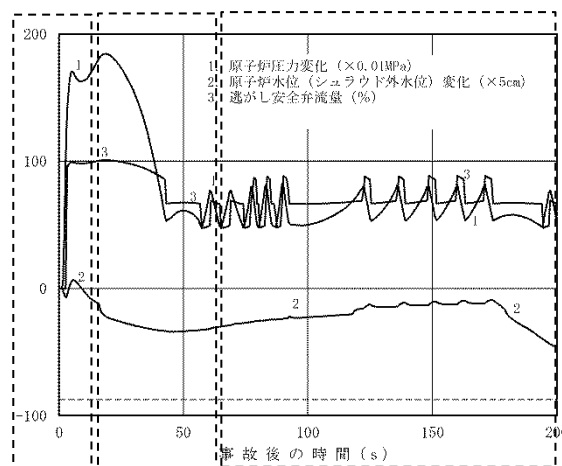
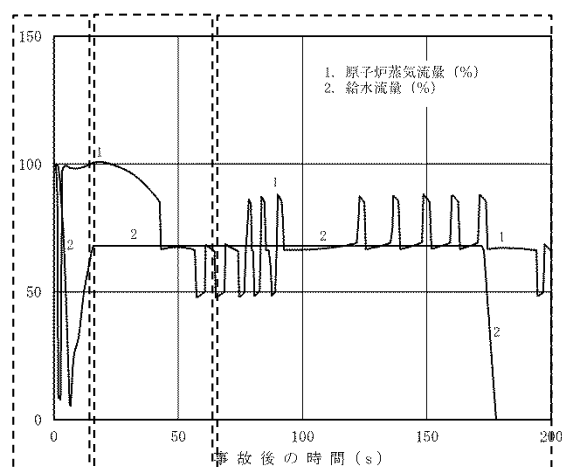
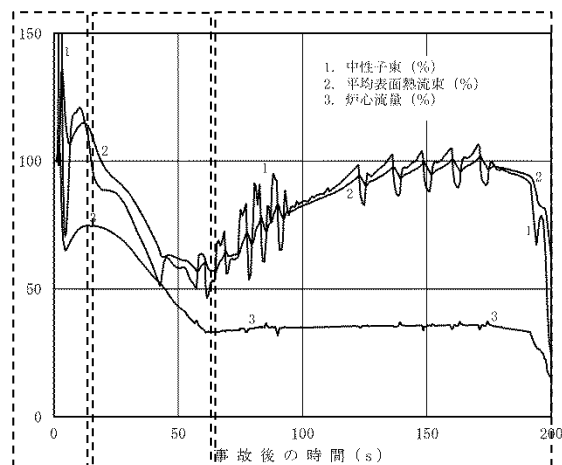
① サブ時間領域1（0秒から約10秒）

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止により原子炉圧力が上昇するために、炉心平均ボイド率が減少し、これにより正のボイド反応度が印加され中性子束が上昇する。ただし、中性子束上昇に伴って燃料温度と熱出力も増加するため、負のドップラ反応度印加、発生熱に伴う炉心内ボイド率増加による負のボイド反応度印加により中性子束の過度な上昇は抑制される（BWRの自己制御性）。同時期に、原子炉圧力高のインターロック信号が2秒で作動し4台の再循環インターナルポンプ（RIP）トリップが炉心流量を急減させ負のボイド反応度を印加することにより、中性子束は2秒後に306%のピークを迎えた後、一時的に定格値以下にまで低下する。その後は継続する圧力上昇によって中性子束が再度上昇する。なお、本期間内で給水ポンプはタービン駆動給水ポンプからモータ駆動給水ポンプに切替わる。

以上に述べた時間領域は、中性子束が定格値近傍で増減する領域であり、これをサブ時間領域1（出力変動期）とした。

② サブ時間領域2（約10秒～約60秒）

この時間領域では、再循環流量制御系自動モードにより、トリップしていない6台のRIPポンプ速度が次第に最低速度まで低下し、炉心流量が一定になるまで、炉心のボイド率が増加する。このため、徐々に負のボイド反応度が投入され出力は約50%まで低下する。この時間領域の初期ではまだ出力が高く、炉心流量減少開始による冷却能力低下により、



燃料被覆管温度が15秒で820℃となり（一次ピーク）、原子炉圧力は19秒後に最大値8.92MPa[gage]となるが、その後はいずれも継続的な炉心流量低下により徐々に抑制される。これをサブ時間領域2（出力抑制期）とした。なお、図示してはいないが、格納容器圧力高により34秒後にHPCFとRCICが起動し、原子炉水位の異常な低下を抑制している。

③サブ時間領域3（約60秒～約200秒）

トリップしなかった6台のRIPは最低速度で運転を継続し、炉心流量はほぼ一定となる。この間、主蒸気隔離弁が閉鎖することにより起因して給水加熱能力が喪失し、給水流量のエンタルピが次第に低下することにより、炉心入口サブクーリングが増加する。このため、炉心平均ボイド率が減少し、出力が次第に上昇し150秒前後に定格出力近傍で平衡状態となる。この間の原子炉圧力は逃がし安全弁の開閉によりほぼ一定に制御される。173秒で復水器ホットウェル水位低で給水ポンプトリップ、191秒で原子炉水位低で運転中の6台のRIPトリップが生じ、再循環流量は自然循環流量状態に移行するとともに、原子炉出力は低下し、燃料被覆管温度も175秒で1060℃となった（二次ピーク）のち低下する。以上に述べた時間領域は、給水加熱喪失により中性子束が再上昇する領域であり、これをサブ時間領域3（出力再上昇期）とした。

2. 重要現象のランク付け

原子炉圧力の最大値と燃料被覆管温度（一次ピーク）の最大値はサブ時間領域2で、燃料被覆管温度（二次ピーク）は給水加熱喪失により中性子束が再上昇するサブ時間領域3で決まる。短時間領域で重要と考えられる物理現象は、核分裂出力、出力分布変化、反応度フィードバック効果、三次元効果（核）、沸騰・ボイド率変化、三次元効果（熱流動）、冷却材流量変化、冷却材流量放出、ECCS流量（給水系含む）であるが、これらの物理現象を前述の3つのサブ時間領域ごとに当てはめて、評価指標へのランクと不確かさを検討した。

(1)核分裂出力

反応度フィードバック効果との総合事象として評価するものであり、プラント挙動に関わらず、どのサブ時間領域でも評価指標に与える重要度は高いと考える。

(2)出力分布変化

サブ時間領域1とサブ時間領域2では、軸方向出力分布は形状がそれほど変わらずに一様に変化する。一方、サブ時間領域3では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなることが従来から知られている。

原子炉圧力は冷却材流量放出（逃がし安全弁）により制御され、本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力を評価する上で重要現象とはならない。燃料被覆管温度は、サブ時間領域3において軸方向出力分布が下方ピークに変化することから、炉心ボイド率の変化を通して評価指標である燃料被覆管温度へ影響を与える。本物

理現象はむしろ燃料被覆管温度を小さくする方向である。この下方ピークへの変化を考慮しない評価は厳しめの結果を与えることになることから、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は低い。ただし、これを確認するためにREDYコード説明書の添付2と3にてサブ時間領域3で軸方向出力分布が下方ピークとなることの影響を確認するための感度解析を実施している。

(3) 反応度フィードバック効果 (ボイド・ドップラ)

原子炉圧力は冷却材流量放出 (逃がし安全弁) により制御され、本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力に与える重要度は低いと考えられる。

一方、本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は、サブ時間領域2及びサブ時間領域3で高い。詳細化したサブ時間領域ごとのプラント状態を見てみると、各サブ時間領域のボイド率変化、燃料温度変化、炉心入口サブクーリング変化はプラント挙動に大きく左右され、各サブ時間領域に対して実施した不確かさ評価結果 (REDYコード説明書の添付5参照) を、それぞれのサブ時間領域に別々に適用してその影響を確認することがより現実的であると考えられる。以上より、サブ時間領域ごとに反応度フィードバック効果 (ボイド・ドップラ) の不確かさを変えて、燃料被覆管温度に与える影響を評価する。

(4) 三次元効果 (核)

核熱水力不安定事象により中性子束振動が生じる可能性のある期間は、サブ時間領域3であり、本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考えられる。ただし、REDYコードでは中性子束振動 (三次元効果) を再現することはモデル上困難であり、TRACコードを参照している。

(5) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化は反応度フィードバック効果 (ボイド反応度) に直接影響を与えることから、評価指標である原子炉圧力に対しては、サブ時間領域1及びサブ時間領域2で重要度が高い。評価指標である燃料被覆管温度に対してはサブ時間領域2及びサブ時間領域3で重要度が高く、サブ時間領域1は出力変動期間ではあるが、ボイド率の炉心流量依存性やその後のサブ時間領域2や3へ与える影響の重要度を考慮すると、重要度は中程度になると考えられる。

この場合、REDYコードで使用しているボイドマップの炉心流量依存性の不確かさはどのサブ時間領域でも適用でき、REDYコード説明書にて不確かさを評価している。なお、サブ時間領域3において下方ピークに対応したボイドマップとなることの検討は前述(2)の出力分布変化に含めて検討・考察している。

(6) 三次元効果 (熱流動)

上記、(4)の三次元効果 (核) と同様、サブ時間領域3 (出力再上昇期) を対象とした核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動が、評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考える。

(7) 冷却材流量変化

ポンプトリップによるコストダウン特性は、サブ時間領域1で評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度が高いと考えられ、REDYコード説明書本文にて不確かさの感度解析を実施している。

(8) 冷却材流量放出

冷却材流量放出（逃がし安全弁流量）は、炉内で発生する熱を原子炉から格納容器へ放出する上でサブ時間領域1と2において、評価指標である原子炉圧力に与える影響は中程度と考えられる。一方、本事象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度はどのサブ時間領域においても小さいと考えられる。

(9) ECCS流量（給水系含む）

時間遅れを持って炉心に影響を与える給水加熱喪失は、サブ時間領域3において炉心入口サブクール減少として出力に影響するため、燃料被覆管温度に対して重要度が高いと考えられ、REDYコード説明書本文にて感度解析を実施している。

以上、短時間領域におけるプラント挙動を考慮した上で各重要物理現象のランク付けを再検討した結果を表1に示す。ここで、太線で囲んだものが、本文の短時間領域で報告しているものであり、短時間領域でのランク（3つのサブ時間領域の中で一番高いランク）付けは妥当であることが示されている。

表1 短時間領域を細分割した場合のランク評価結果

細分割区分 (全体は短時間領域)	サブ時間領域1		サブ時間領域2		サブ時間領域3		短時間領域	
	出力変動期		出力抑制期		出力再上昇期		—	
評価指標 物理現象	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT	原子炉 圧力	PCT
核分裂出力	H	H	H	H	H	H	H	H
出力分布変化	I	I	I	I	I	L	I	L
反応度フィードバック効果 (ボイド・ドブブラ)	L	M	L	H	L	H	L	H
三次元効果「炉心(核)」	L	L	L	L	L	M	L	M
沸騰・ボイド率変化 「炉心(熱流動)」	H	M	H	H	L	H	H	H
三次元効果「炉心(熱流動)」	L	L	L	L	L	M	L	M
冷却材流量変化「原子炉压力容器」	L	H	L	L	L	L	L	H
冷却材流量放出「原子炉压力容器」	M	L	M	L	L	L	M	L
ECCS注水（給水系含む）	I	I	I	I	I	H	I	H

添付5 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（REDYコード用）の保守因子について

原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において、REDYコードに原子炉設置変更許可申請書の添付書類八記載の平衡炉心サイクル末期の反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は1.25倍、ドップラ係数は0.9倍）を掛けた反応度係数を用いている。

一方、本事象では、事象の進展に伴い、初期の運転状態から炉心流量、原子炉圧力、炉心入口エンタルピ、軸方向出力分布等が時間とともに変化し、ボイド係数、ドップラ係数が影響を受け、保守因子は一定ではない。

そこで有効性評価手法が適切であることを確認するために、前述のとおり5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を3つのサブ時間領域に細分割した上で、それぞれに反応度係数に対する保守因子を設定してREDYコードによる評価を行っている。

ここでは、①、②において5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数に対する保守因子を求め、③において5.1.2節の感度解析結果より有効性評価の一律の保守因子の手法が適用できることを確認した。

- ① 炉心一点近似縮約による反応度係数評価は、圧力変化、流量変化などの摂動による炉心状態変化及び事象進展に伴う炉心状態変化を扱うことが出来ない。原子炉停止機能喪失事象では、この炉心状態変化の変化に伴う不確かさが大きくなる可能性があるため、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより、各サブ時間領域に対するボイド係数、ドップラ係数を評価し、炉心一点近似手法による反応度係数（添付書類八記載の値）に対する比として各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値を評価した。
- ② ①で求めた保守因子のノミナル値に、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより評価したボイド係数、ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさ（補足参照）を加えることで、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子変動幅を求めた。
- ③ ①及び②の検討より、原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において、事象を通じた一律の保守因子として、ボイド係数は1.25及びドップラ係数は0.9が適用できることを確認した。

1. 原子炉停止機能喪失事象での各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値

(1) 評価方法

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止発生事象の短時間領域を、以下の3つのサブ時間領域に細分割し、

- ・出力変動期（サブ時間領域1）
- ・出力抑制期（サブ時間領域2）
- ・出力再上昇期（サブ時間領域3）

各サブ時間領域の代表的な炉心状態における炉心パラメータを用い、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより、ボイド係数、ドップラ係数を評価し、原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の反応度係数（保守因子1.0倍に相当）と比較した。

ボイド係数は、各解析点に応じた微小な摂動を与え実効増倍率の変化量を求め、炉心平均のボイド率の変化量で除することで求めた。各解析点での摂動は、表1-2、表1-3に示すように、サブ時間領域1では圧力摂動、サブ時間領域2では流量摂動、サブ時間領域3では入口エンタルピ摂動を与えた。

ドップラ係数は、各解析点における摂動計算により炉心平均値を求めた。

(2) 解析条件

解析は二つの代表プラントを対象として行い、この主な解析条件を以下に示す。

表 1-1 主な解析条件

プラント	代表ABWR	代表従来型BWR
評価条件	原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止	
初期条件	100%出力/100%炉心流量	100%出力/85%炉心流量
炉心	9×9燃料（A型）単一炉心	9×9（A型）+標準組成MOX燃料混在炉心
解析コード	HINES/PANACH	TGBLA/LOGOS

(注) HINES, TGBLA : 単位燃料集合体核特性計算コード

PANACH, LOGOS : 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

(3) 解析結果

各解析点における、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数と一点近似モデルの反応度係数^(*)の比（以下「三次元/炉心一点近似（保守因子1.0）」と称す）を表1-2と表1-3に示す。これによると、摂動及び事象進展に伴い軸方向の出力分布及びボイド分布が変化するためボイド係数は変化するが、ドップラ係数は主にU-238の共鳴吸収が支配的であることから変化は小さくなっている。

(*)原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の減速材ボイド係数、ドップラ係数

冒頭に述べたように、炉心一点近似縮約による反応度係数評価は、圧力変化、流量変化などの摂動及び事象進展に伴う炉心状態の変化を扱えないため、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いて炉心状態変化を取り込んで評価しているが、ボイド係数において特にその影響が大きいことが分かる。

このように三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることで、炉心状態変化を取り込むことができるものの、静的評価であることによる不確かさが含まれると考えられる。そこで、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価できることを含めて、サブ時間領域ごとに保守因子の設定について以下のとおり確認した。

サブ時間領域1では、圧力増加による正のボイド反応度印加による中性子束の上昇が支配的である。圧力摂動においては、軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は、流量摂動、エンタルピ摂動に比較して小さく、また、炉心一体型の摂動であり、特に軸方向にほぼ時間遅れなく摂動が与えられるため、事象開始時点の炉心状態に対して静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いてボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域2における支配的要因は流量摂動であり、炉心出力だけでなく、軸方向ボイド率分布、軸方向出力分布もこの影響を受ける。炉心入口流量が減少すると、この流量摂動の影響が時間遅れを伴って動的に下方から上方に伝わり、上部のボイド率が変化する前に下方のボイド率が増加することとなる。このため、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数評価では現実の軸方向ボイド率分布、軸方向出力分布と異なった状態を評価していることになる。この流れによる時間遅れがボイド率変化に及ぼす影響を確認するため、SCATコードにより、サブ時間領域2の流量減少の時間変化を模擬した場合と定常解析に相当する準静的に流量が減少した場合について、軸方向ボイド率分布を評価したところ、両者の差はほとんどないことが確認された。以上より、サブ時間領域2における流量減少は緩やかであり、流れによる時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さく、ボイド係数への影響は小さいといえる。なお、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を3つのサブ時間領域に細分割した上で、反応度係数に対する保守因子の上限値、下限値を表1-2に基づき設定してREDYコード/SCATコードによる評価を行っており、一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くないとの結果を得ている。このようにボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから、不確かさを大きめに考慮することで、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域3においては、給水温度低下に伴うエンタルピ摂動が支配的であるが、逃

がし安全弁開閉に伴う圧力摂動もボイド係数に影響を及ぼす。圧力摂動については軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は小さいが、エンタルピ摂動では影響が大きく、ボイド係数自体として絶対値が大きくなる。サブ時間領域3において給水温度が低下し、さらに逃がし安全弁が閉じられた場合は、両者ともボイド率を低下させる方向に働くため正のボイド反応度が印加されることになる。この場合、ボイド反応度変化量としては両者の効果が重畳するものの、ボイド率変化量も両者の効果が重畳するので、単位ボイド率変化量に対するボイド反応度変化量で定義されるボイド係数は、エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数と圧力摂動単独で変化したボイド係数の中間的な値となる。以上より、エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数を用いた方が出力を高め（保守的）に評価することにもなるため、エンタルピ摂動によるボイド係数で代表させている。

エンタルピ摂動による影響は、流量摂動と同様に時間遅れをもって炉心軸方向下方から上方に伝わるが、サブ時間領域2の炉心流量減少に比較して事象進展がゆっくりしていることから、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価することは可能であると考えられる。一方、サブ時間領域3は、当該時点までの事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさがより大きくなると考えられるため、保守因子を設定する上で不確かさを大きめに見る必要がある。この不確かさの定量化は困難であるが、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」より、ボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

なお、中性子束振動状態での静的反応度係数は定義できないため、本手法の適用対象外である。中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては、米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（TRACコード）による参考解析結果を参照する。

表 1-2 代表ABWRの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元／炉心一点近似（保守因子1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域1	圧力摂動		
サブ時間領域2	流量摂動		
サブ時間領域3 ^(*)	入口エンタルピ摂動		

(*) 中性子束振動に対しては適用外

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 1-3 代表従来型BWRの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比(三次元/炉心一点近似(保守因子1.0))

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域 1	圧力摂動		
サブ時間領域 2	流量摂動		
サブ時間領域 3 (*)	入口エンタルピ摂動		

(*)中性子束振動に対しては適用外

2. 原子炉停止機能喪失事象での反応度係数の保守因子の変動範囲

前節で求めた各サブ時間領域の保守因子のノミナル値と、補足に記載した三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数、ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさを用いて、5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子を求めた。

具体的には、表 1-2、表 1-3 の値に、以下の表 2-1 (補足表-9 より転載) の不確かさを加えて、表 2-2、表 2-3 のようになる。

なお、ここでは遅発中性子割合の不確かさも含めて、動的反応度係数としてまとめている。

表 2-1 平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ (まとめ)

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ (合計)		

(補足表-9 より転載)

- (*) 1. で前述したような静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることによる不確かさ、事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加が考えられることから、「その他の要因に対する安全余裕」として、ボイド係数 、ドップラ係数 の安全余裕を採用している。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2 代表 A BWR の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
事象中の動的反応度係数の保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域 1						
サブ時間領域 2						
サブ時間領域 3						

表 2-3 代表従来型 BWR の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止
事象中の動的反応度係数の保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域 1						
サブ時間領域 2						
サブ時間領域 3						

(*) サブ時間領域 1 は事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加は小さいと考えられることから、表 2-2, 表 2-3 では「その他の要因に対する安全余裕」を含まず記載している。

ただし、5.1.2 の「重要現象の不確かさに対する感度解析」では、保守側評価として、サブ時間領域 1 に対してもサブ時間領域 2, 3 と同じボイド係数 、ドップラ係数 の安全余裕を採用している。

表 2-3 に示した代表従来型 BWR プラントの検討結果は、標準組成 MOX 燃料混在炉心の場合を想定しているが、ここに初期 Pu 組成変動、および装荷遅れの影響を考慮すれば、表 2-3 の結果に対して、さらに動的ボイド係数で 倍、動的ドップラ係数で 倍を見込む必要がある。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3. 原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価における反応度係数の保守因子について

有効性評価において反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は1.25倍，ドップラ係数は0.9倍）を用いていることについて，以下に検討した結果をまとめる。

サブ時間領域1は，1. で述べたとおり，圧力摂動が支配的な期間であり，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することが可能である。また，ボイド係数は2. に示した保守因子変動範囲よりも保守的な値（1.25）を有効性評価で用いている。ドップラ係数は保守因子変動範囲の下限値が有効性評価で用いている値よりも下回っているものの，サブ時間領域1の出力ピークに起因した燃料被覆管表面温度への影響は，ドップラ係数がノミナル値と下限値の場合の感度解析の比較でも 程度の影響しかなく，ドップラ係数の感度は小さいことが分かった。

従って，サブ時間領域1において，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域2は，流量摂動が支配的な期間ではあるが，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価する保守因子には，流れによる時間遅れが軸方向ボイド率分布，軸方向出力分布へ及ぼす影響は考慮されていない。しかしながら，流量減少は緩やかであり，SCATコードによる評価により，流れの時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さいことが確認されたため，この現象のボイド係数への影響は小さいといえる。不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたREDYコード/SCATコードによる評価結果は，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くならず，サブ時間領域2においても，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域3は，給水温度低下に伴うエンタルピ摂動及び逃がし安全弁開閉に伴う圧力摂動が支配的な期間ではあるが，保守的にエンタルピ摂動が支配的であるとして保守因子を評価している。サブ時間領域3におけるエンタルピ摂動は事象進展が遅いため，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することは可能と考えられるが，2. に示したように保守因子変動範囲は有効性評価で用いた一律の保守因子よりも非保守的なものがある。しかしながら，不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたREDYコード/SCATコードによる評価を行っているが，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くないとの結果を得ており，サブ時間領域3においても，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

以上より，反応度係数の保守因子として，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

数は0.9倍を適用できると考える。

(*) 参考文献

文献1：マイクロ炉物理学 I. 連続エネルギーモンテカルロ法によるドップラ反応度の検証 (原子力学会 2000年春の年会)

文献2：マイクロ炉物理学 1999年日本原子力学会誌 Vol. 41, No. 11 (1999) p. 37-41

文献3：熱中性子散乱カーネルを修正したMCNP5による上方散乱効果の確認 (原子力学会 2012年春の年会)

文献4：重核種の熱振動を考慮できる共鳴散乱モデルを組み込んだ改良MCNP5の妥当性確認とMonteburns2への組み込み (原子力学会 2012年秋の大会)

文献5：軽水炉燃料のDoppler反応度計算における評価モデル詳細化の検討 (原子力学会 2015年秋の大会)

文献6：Effect of Subchannel Void Fraction Distribution on Lattice Physics Parameters for Boiling Water Reactor Fuel Bundles (Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, vol. 45, No. 12, p. 1237-1251, 2008)

添付5 補足 反応度係数評価の不確かさ要因について

反応度係数の評価を以下の4つの段階に分けて、不確かさ要因を抽出し整理した。

[1]～[3]は、反応度係数計算の不確かさと取替設計段階における不確かさであり、[4]は前節で述べた炉心一点近似手法によるREDYコードの反応度係数の不確かさである。

- [1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ
- [2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ
- [3] 三次元炉心計算の不確かさ（取替炉心の詳細設計段階の不確かさも含む）
- [4] REDYコードの反応度係数の不確かさ（前節で記載）

以下に、[1]～[3]の反応度係数の主要な不確かさ要因を挙げる。なお、サブ時間領域2及びサブ時間領域3においては、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより反応度係数を評価するのにあたり有意な不確かさが生じる可能性があり、さらに補足表-2にあるように、その他の要因も幾つか考えられることから、これらを「その他の要因に対する安全余裕」として、動的ボイド係数に□□，変動量の小さい動的ドップラ係数に□□の安全余裕を加える。5.1.2で重要現象の不確かさに対する感度解析を行うのにおいては、保守側にサブ時間領域1に対しても、同じ安全余裕を加えることとする。

[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ

燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因としては、核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさが挙げられる。

補足表-1 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
1.1	核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさ	臨界試験によりライブラリまで含めて妥当性確認される。 実機の運転により実効増倍率等が確認される

現行の単位燃料集合体核特性計算コードの核データライブラリは ENDF-B4, B5 で、最新 (ENDF-B7) のものではないが、臨界試験 (ボイド反応度 : EPICURE, BASALA 試験, ドップラ反応度 : Hellstrand の実験式, 実効遅発中性子割合 β : TCA, MISTRAL 試験) との比較で、核データ断面積ライブラリまで含めた燃料集合体計算コードの不確かさが確認されている。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ

燃料集合体計算に由来する不確かさ要因を補足表-2に整理する。これらは、試験との比較により不確かさが確認されている。

なお、ドップラ係数に対しては、ペレット内温度分布の影響は有意だが、重核種の熱振動の影響を無視していることで相殺する方向（両者合計でやや more negative 側の評価、参考文献1～5参照）となっており、現行コードでは考慮されていない。

補足表-2 燃料集合体計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
2.1	概念モデルに由来する不確かさ ・実験又は連続群モンテカルロ計算手法との相違に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認解析
2.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・種々の数学モデル（拡散近似、燃焼チェーン、共鳴計算等）に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認 ドップラ係数については、重核種の熱振動の影響（more negative 側）は有意(*)
2.3	入力データ、計算条件等に由来する不確かさ ・実験体系との妥当性確認時と設計計算時又は連続群モンテカルロ計算との比較計算時とで異なる種々の条件、設定、計算体系のモデル化等に由来する不確かさ ・減速材の密度及び温度の分布、燃料温度分布が実機燃料と異なることに由来する不確かさ	チャンネル曲り、製造公差の影響は炉心全体で平均化され影響は小さいと考えられる(*) 集合体内ボイド分布の影響はGdが存在する領域では有意(参考文献6)だが、平衡炉心では新燃料体数が少なく炉心全体への影響は小さいと考えられる(*) ドップラ係数については、燃料棒ペレット内温度分布の影響（less negative 側）は有意(*)
2.4	下流側コードへのデータ受け渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ	影響の大きな要因はないと考えられる(*)
2.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	試験の測定誤差が大きい場合（ドップラ係数）は考慮

(*)その他の要因として考えられるもの（追加の安全余裕にて考慮）

燃料集合体計算に由来する不確かさ（補足表-2 の(*)を除く要因）は、試験データとの比較により、以下のようにになっている。

補足表-3 単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさ

	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
試験データを基準とした不確かさ		

- ・動的ボイド係数の不確かさは、ボイド反応度試験（EPICURE, BASALA 試験）の不確かさと β 測定試験（TCA, MISTRAL 試験）の不確かさより 程度としている。
- ・動的ドップラ係数の不確かさは、現行コードの評価値は Hellstrand の実効共鳴積分との比較で同等かやや less negative 側の評価となっているが、不確かさとしては、Hellstrand の実験式の誤差の に β の不確かさ を独立事象として加えて としている。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ

三次元炉心計算に由来する不確かさ要因を補足表-4 に整理する。これらの要因は、最終的に、三次元出力分布、三次元燃焼度分布の三次元炉心計算の不確かさに由来した反応度係数の不確かさと、取替炉心の詳細設計段階において炉心状態が異なることに由来した反応度係数の不確かさの二つに集約できる。

補足表-4 三次元炉心計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備考
3.1	<p>概念モデルに由来する不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・無限格子を対象としたマクロ断面積評価法に由来する不確かさ ・設計想定炉心の包絡性に由来する不確かさ 	<p>三次元出力分布等に不確かさが生じるが、γ スキャン測定結果照射後試験の燃焼度測定により影響を把握している</p> <p>HBB/UB や1ヶ月運転期間変動等、包絡的な炉心条件を考慮している</p>
3.2	<p>数学的モデルに由来する不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・少数群の粗メッシュ体系における定常固有値計算の解析結果と実機との相違に由来する初期炉心条件の不確かさ ・炉心燃焼計算の不確かさから生じる炉心条件の不確かさに由来する不確かさ 	<p>これらの数学的モデル、入力データ、計算条件等に由来する不確かさが原因で、初期炉心条件である三次元出力分布、三次元燃焼度分布に不確かさが生じている</p> <p>これらについては、γ スキャン測定結果、照射後試験の燃焼度測定により不確かさを把握し、反応度係数への影響を評価している</p>
3.3	<p>入力データ、計算条件等に由来する不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・原子炉圧力、入口エンタルピ、炉心流量等のパラメータの入力データと実機との相違に由来する不確かさ 	<p>動的ボイド係数の大きいサイクル末期を選定している(*)</p> <p>HBB/UB や1ヶ月運転期間変動等、包絡的な炉心条件を考慮している</p>
3.4	<p>下流側コードへのデータ受渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・平衡サイクル早期及び末期等の特定の炉心状態の選定に由来する設計想定炉心の代表性にかかわる不確かさ 	<p>γ スキャン測定、燃焼度測定による実験データの不確かさは小さいので無視する</p>
3.5	<p>その他の不確かさ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ 	

(*) 起動時等にキセノンの蓄積が少ない場合は、制御棒が多く挿入され、動的ボイド係数の絶対値が増加する。サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値はサイクル初期より大きく、サイクル初期の起動時に制御棒が多く挿入された場合の動的ボイド係数の絶対値を制御棒密度を変えた感度解析により評価すると、サイクル末期の絶対値に包含される程度となる。仮に、サイクル初期の起動時において、サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値の範囲を超えたとしても、その他の不確かさ要因として考慮できる程度である。

補足表-4 の 3.2, 3.3 において、 γ スキャン測定結果よりノード出力の平均二乗誤差 (RMS) で 程度あり、照射後試験の燃焼度測定との比較で相対偏差 (1σ) で 程度ある。これらの不確かさは大部分ばらつきの成分であるので、炉心平均のボイド係数、ドップラ係数への影響はノード間の影響が相殺され大きくないと考えられるが、ここでは軸方向の出力分布が 程度ずれた場合と、燃焼度が 一律ずれた場合の反応度係数の解析結果に基づき、以下の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表-5 三次元出力分布、三次元燃焼度分布に由来した三次元炉心計算の不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
三次元炉心計算の不確かさ	<input type="text"/>	

一方、補足表-4 の 3.4 に記載のように、取替炉心設計段階における不確かさとして、運転期間、燃料装荷位置、制御棒挿入位置の変動に由来した不確かさを考慮する必要がある。

運転期間については、13 ヶ月運転の平衡炉心の反応度係数を基準に、 ± 1 ヶ月程度変動させた平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

燃料装荷位置については、炉心の熱的制限値を満足する範囲で、特定のサイクルの燃料の装荷位置の集合体燃焼度を、炉心の内側から燃焼度の大きい燃料を配置した平衡炉心と、炉心の外側から燃焼度の大きい燃料を配置した場合の平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

制御棒挿入位置については、サイクルを通じて制御棒を深めに挿入して運転した平衡炉心と、制御棒を浅めに挿入して運転した平衡炉心における反応度係数を評価し、変動の影響を評価した。

これらより、以下の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表-6 取替炉心の詳細設計段階における不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
詳細設計段階の不確かさの影響	<input type="text"/>	

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

[4] REDYコードの反応度係数の不確かさ

REDYコードのボイド係数の不確かさ、ドップラ係数の不確かさについては、炉心一点近似モデルに由来した不確かさが挙げられるが、個々の不確かさ要因に分解するのではなく、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数、ドップラ係数と直接比較することにより、全体の不確かさを一括して評価する。

なお、静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数の評価には、事象進展に伴う炉心状態変化に起因した不確かさが含まれていると考えられる。

そこで、サブ時間領域1については出力ピークまで圧力摂動の幅を増加させ、サブ時間領域2及びサブ時間領域3については別の時刻の異なる炉心状態で、ボイド係数を評価したところ□程度の変化に留まり、表5-2の感度解析で考慮した□の不確かさに対して問題ないことを確認した。この影響は、「その他の要因に対する安全余裕」の中で考慮する。

以上をまとめると、平衡炉心末期の動的ボイド係数、動的ドップラ係数の不確かさは、以下ようになる。

補足表-7 平衡炉心末期の動的ボイド係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ	
[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

補足表-8 平衡炉心末期の動的ドップラ係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ	
[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

以上より，平衡炉心末期の反応度係数の不確かさは，以下のようになる。

補足表-9 平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ（まとめ）

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ（合計）		

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付6 ボロン反応度添加率について

1. ほう酸水拡散モデルの妥当性確認において参照した試験について



炉心を一点近似で模擬しているREDYコードでは、下式のようにボロン反応度は有効炉心内のボロン濃度に比例し、ベッセル内にゆっくりと蓄積され一様に混合すると仮定している。

$$\Delta K_B = C_B \times \left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$$

ΔK_B : ボロン反応度

C_B : 炉心内ボロン濃度

ΔK_{B-hot} : 高温停止に必要なボロン反応度

C_{B-hot} : 高温停止に必要なボロン濃度

$\left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$: ボロン反応度添加率

制御棒挿入失敗を仮定した本事象では、徐々に注入されるボロンが格納容器の評価指標に与える影響を評価することが目的であり、数十分の長時間解析であることからしても、ボイドが発生する炉心内でもボロンが一様に混合すると仮定し、ボロン濃度の変化からボロン反応度を求めていることは妥当であると考えられる。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

一方、実機を考えると、原子炉の発熱によって炉心内でボイド（蒸気）が発生するが、反応度に寄与するのは、有効炉心内に存在するボロン量である。この観点から、前述の試験もREDYコードのモデルも「有効炉心内のボロン濃度変化」に着目している。

ただし、前述の試験には核的な検討は含んでいない。このため、前述のボロン反応度添加率に与えるボイドの核的影響と不確かさについては、次章で説明する。

なお、高温停止に必要なボロン反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード（LOGOS）により、高温待機時の過剰反応度を打ち消すための反応度として求めている。高温停止に必要なボロン濃度は、高温停止に必要なボロン反応度を投入するのに必要なボロン濃度である。前述の仮定をもとに高温停止に必要なボロン濃度とボロン反応度を使用してREDYコードによる評価を実施している。

2. ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響評価

前節のボロン反応度添加率（ $\Delta K_{B-hot}/C_{B-hot}$ ）については、ボイド発生に伴う中性子スペクトル変化による影響を受ける可能性があるため、以下で検討する。

ここでは、ABWRの9×9（A型）ウラン燃料を対象として、ボイド率を0%、40%、70%と変え、ボロンを注入した場合の無限増倍率を評価し、ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響を調べた。

燃料集合体核特性評価の評価条件は以下のとおりである。

対象領域	: 9×9（A型）ウラン低Gd燃料の中央部領域 （軸方向9～15ノード）
	ただし、ノードは、燃料有効長を24分割し燃料下端から数えた値で、燃料集合体と燃料集合体間の水領域を含む領域
解析コード	: 単位燃料集合体核特性計算コード(TGBLA)
炉心状態	: 高温待機時
燃焼度	: サイクル末期相当（9×9（A型）ウラン燃料 25Gwd/st）
履歴ボイド率	: 40%（BWR炉心の代表的な値）
ボロン濃度	: 0, 300, 600ppm（水に含まれるボロン濃度）

評価の結果、対象領域の体積平均のボロン濃度と無限増倍率の関係は図1のようになった。対象領域の体積平均のボロン濃度は、ボイド率0%の場合は0, 300, 600ppmであり、ボイド率40%、70%の場合は水の量が減少しているため、対象領域の体積平均のボロン濃度が減少している。

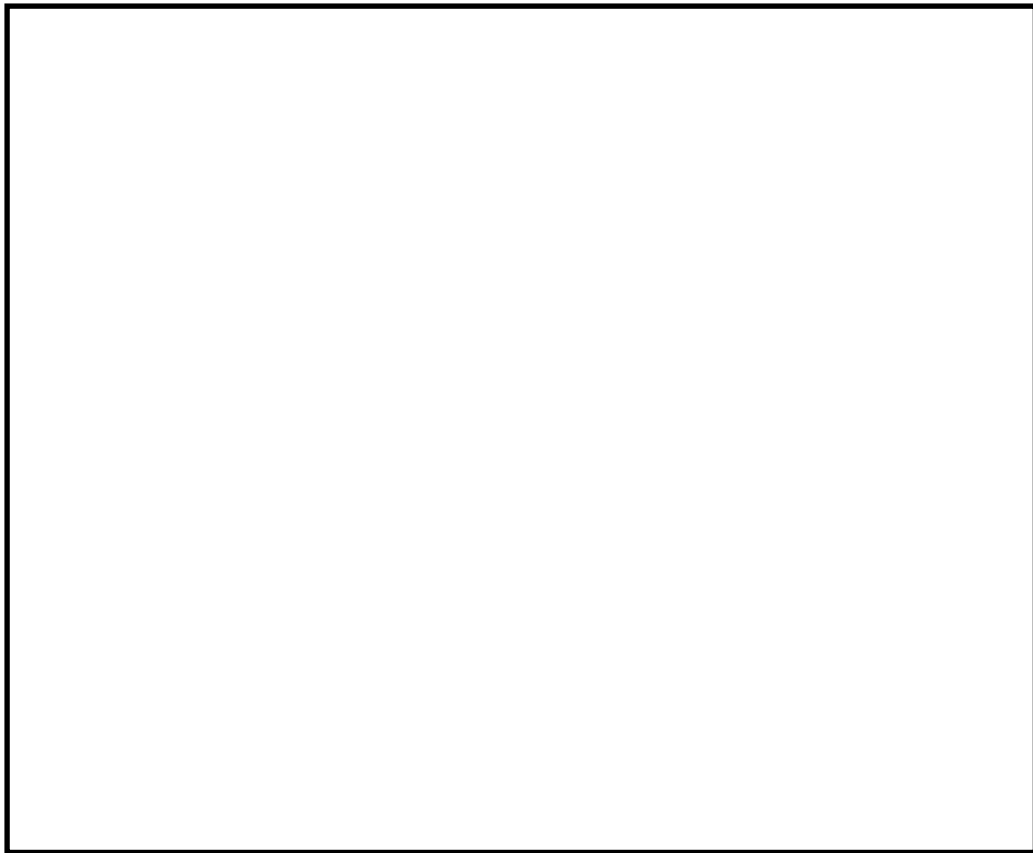


図1 無限増倍率のボロン濃度依存性

上図より、ボイド率によらず傾きはほとんど変わらない結果となった。

図1より、ボロン濃度が0と300ppm(無限増倍率の2次内挿値)の無限増倍率の差より、ボロン反応度添加率 $[\Delta k/\text{ppm}]$ を求めると、表1のようになる。

表1 ボロン反応度添加率のボイド率依存性

	0-300ppmの傾き	0-600ppmの傾き
ボイド率[%]		
ボロン反応度添加率 $[\Delta k/\text{ppm}]$		

表1より、0-300ppmのボロン濃度のボロン反応度添加率はボイド率によらずほとんど変わらないことがわかる。

したがって、ボイドが発生した場合のボロン反応度添加率に、高温待機時のボイド率0%のボロン反応度添加率を用いるREDYのモデルには問題ないと考える。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3. ボロン反応度添加率に与える不確かさ

図1と表1は代表領域の燃料集合体計算による評価結果であるが、炉心計算においても、ボロン反応度添加率はボイド率の違いにはほとんど影響されないものと考えられる。

一方、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード（LOGOS）によるボロン反応度添加率（ $\Delta k/\text{ppm}$ ）は、高温待機時において、ボロンなしの場合と600ppmの場合の実効増倍率の差を600で除すことにより求めている。高温停止に必要なボロン濃度は600ppmより小さいので、ボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっている。

以上より、ボロン反応度添加率にはボイド率の違いによる影響はほとんど見られず、LOGOSによるボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっていることが確認できた。

なお、実際の炉心では、炉心流量は炉心上部に移行するに従い、炉心で発生する熱により水が蒸気になり、ボロンが濃縮され、水中のボロン濃度が高くなる効果が考えられるので、表1の評価値自体も保守性を有している。

4. その他

以上、ボロン反応度添加率について補足説明したが、ボロン反応度の不確かさに関しては、これ以外に下記のことはいえる。

- ・5.1.2の感度解析において、高温停止に必要なボロン反応度について3% Δk の不確かさを考慮した場合でも、格納容器圧力へ与える影響は+0.04MPa、格納容器のプール水温度への影響は高々+7°Cであり、影響は小さいことを確認している。

なお、ボロン反応度の不確かさに直接係わる事項ではないが、評価指標である格納容器温度圧力と格納容器プール水の温度に係わる事項として、下記事項についても留意しておく必要がある。

- ・格納容器の判断基準は、それぞれ0.62MPa[gage]と200°Cであるが、これに対して申請解析による最大値は0.19MPa[gage]と113°Cと小さく、どちらも判断基準に対して十分な裕度がある。
- ・格納容器モデルは3.3(13)に示したように、「格納容器内の空間部の温度は、保守的に常にプール水温度と同じとする」などの非常に保守的な仮定を設けており、評価結果を厳しくしている。

添付7 最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較

プラントの全体的挙動については、本資料の4章「妥当性確認」で実機試験結果との比較を実施しているが、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、より広い適用範囲（高出力かつ低炉心流量状態、スクラムが生じない給水加熱喪失状態、ほう酸水の注入による出力抑制事象等）での解析が必要とされる。さらに、原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では、REDYコードでは模擬されない核熱水力不安定事象（中性子束振動現象）、高出力バンドルのリウエット現象がプラントにフィードバックされる影響も生じ得る可能性がある。

以上より、他のコードでの解析結果を参照し、プラント挙動に大きな差異がないことを確認するという目的で、原子炉の熱水力挙動を評価する多次元2流体モデル及び炉心の中性子動特性を評価する三次元中性子動特性モデルを使用し、米国において運転時の異常な過渡変化評価や原子炉スクラム失敗事象評価、安定性評価での適用実績がある（各LTR（Licensing Topical Report）に対してNRCの承認が得られている）TRACコードを用い、本事故シーケンスにおける原子炉スクラム失敗事象でのプラント全体的挙動をREDYコードのものと比較する。両解析コードによる共通解析条件を表1に示す。

表1 REDYコード, TRACコードの共通解析条件
 (原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止-ABWRの例)

項目	解析条件
原子炉熱出力	3,926 MW (定格原子炉熱出力の100%)
原子炉圧力	7.07 MPa[gage]
炉心流量	52.2×10^3 t/h (定格炉心流量の100%)
主蒸気流量	7.64×10^3 t/h (定格主蒸気流量の100%)
原子炉水位	通常運転水位
R C I C 流量	182 m ³ /h
H P C F 流量	182~727 m ³ /h
原子炉水位低(L3)設定点	+62 cm
原子炉水位低(L2)設定点	-58 cm
原子炉水位低(L1.5)設定点	-203 cm
原子炉圧力高設定点	7.48 MPa[gage]
主蒸気隔離弁閉鎖時間	3 秒
主蒸気隔離弁閉鎖特性	
逃がし安全弁設定圧力	逃がし弁機能 (公称値) を使用
第1段	7.51 MPa[gage] × 1 個, 363 t/h/個
第2段	7.58 MPa[gage] × 1 個, 367 t/h/個
第3段	7.65 MPa[gage] × 4 個, 370 t/h/個
第4段	7.72 MPa[gage] × 4 個, 373 t/h/個
第5段	7.79 MPa[gage] × 4 個, 377 t/h/個
第6段	7.86 MPa[gage] × 4 個, 380 t/h/個
格納容器限界圧力	0.62MPa[gage]
格納容器限界温度	200℃

TRACコードと比較するREDYコードの解析結果は、申請解析に加え、後述する理由により、“下方ピーク軸方向出力分布炉心”の場合も比較する。これらの違いを表2に示す。

表2 REDYコード解析条件の比較

	申請解析	下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定
REDYの軸方向出力分布	設計下方ピーク	下方ピーク (*1)
REDYのボイドマップ	設計ボイドマップ	上記の軸方向出力分布 (*1) に対応したボイドマップ

(*1) TRACコードによる原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の解析結果で、給水加熱喪失が生じている時の代表的な下方ピーク軸方向出力分布。

両解析コードによる比較図を図1（短時間領域）と図2（長時間領域）及び評価指標との比較結果を表3に示す。

(1) 短時間領域での考察

短時間領域では、図1に示す様に、REDYコードによる申請解析結果（左側の図）をTRACコードの解析結果（右側の図）と比較すると、全体的な挙動は良く一致している。特に、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約70秒から約200秒では、炉心流量はほぼ同一となっており、給水加熱喪失に伴って変化する中性子束の増加傾向、それが高い値で平衡する傾向なども類似の挙動を示している。ただし、平衡時の値はREDYコードの方が若干高めであり、“炉心の核熱水力モデルの相違”に起因しているものと推定される。このため、表3に示したように、燃料被覆管温度はTRACコードでの解析結果550℃に対し、REDYコードでは1060℃と高めに評価されている。また、他の3つの評価パラメータ最大値も同様にREDYコードの方が大きい。

上述に推定した、REDYコード（炉心一点近似）とTRACコード（炉心三次元）の“炉心の核熱水力モデルの相違”について確認するためにREDYコードで“下方ピーク軸方向出力分布炉心”を仮定した場合の結果を図1に併記した（図2及び表3にも併せて記載）。これによると、評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約150秒前後の原子炉出力は、図1(1)の中性子束変化図（中央の図）に示したように申請解析結果（左側の図）より約10%低くなっており、TRACコードの解析結果（右側の図）に近くなっている。また、この時の燃料被覆管温度は表3に示したように、970℃と小さくなる結果が得られている。以上より、“炉心の核熱水力モデル”の差がREDYコードとTRACコードとの結果に与える一要因であることがREDYコードでの解析結果から確認できる。

なお、TRACコードでは約70秒から約200秒の注目すべき期間で、物理現象のリンクをMとした三次元効果（中性子束振動現象）が見られる。これに対し、REDYコードの解析では振動現象は見られず、REDYコードの軸方向出力分布のみ下方ピークを仮定した場合の解析（中央の図）で多少顕著に見られる中性子束振動も、逃がし安全弁の開閉に起因した中性子束変動である。これは、REDYコードでは、炉心を一点近似の集中定数系のモデルで模擬していることから、炉心内での局所的挙動を考慮する必要のあるチャンネル安定性を含んでいる炉心安定性を模擬するのが困難なためである。

しかしながら、TRACコードの解析結果では、中性子束振動により燃料被覆管温度も振動しているものの、その最大値はむしろREDYコードの解析結果より十分小さくなっている。さらに、前述の逃がし安全弁の開閉に起因する中性子束振動現象と三次元効果による中性子束振動現象の影響で上昇する燃料被覆管温度分を、SCATコードによる核沸騰状態における燃料被覆管温度に加算したとしても、判断基準を下回る結果となっている。

(2) 長時間領域での考察

長時間領域では、図2に示すように、13分以降の自然循環流量に違いが見られるが、駆動源の一つである原子炉水位の変化もほぼ合っていることから、この数パーセントの自然循環流量の差は、炉心の核熱水力モデルの相違に起因しているものと推定される。しかしながら、REDYコードでは、自然循環流量が大きいことで、中性子束が高めの値に維持され、評価指標である格納容器の圧力やプール水温度に対する評価結果を厳しくしている。なお、格納容器圧力や格納容器のプール水温度といったパラメータの増加は類似の挙動を示している。

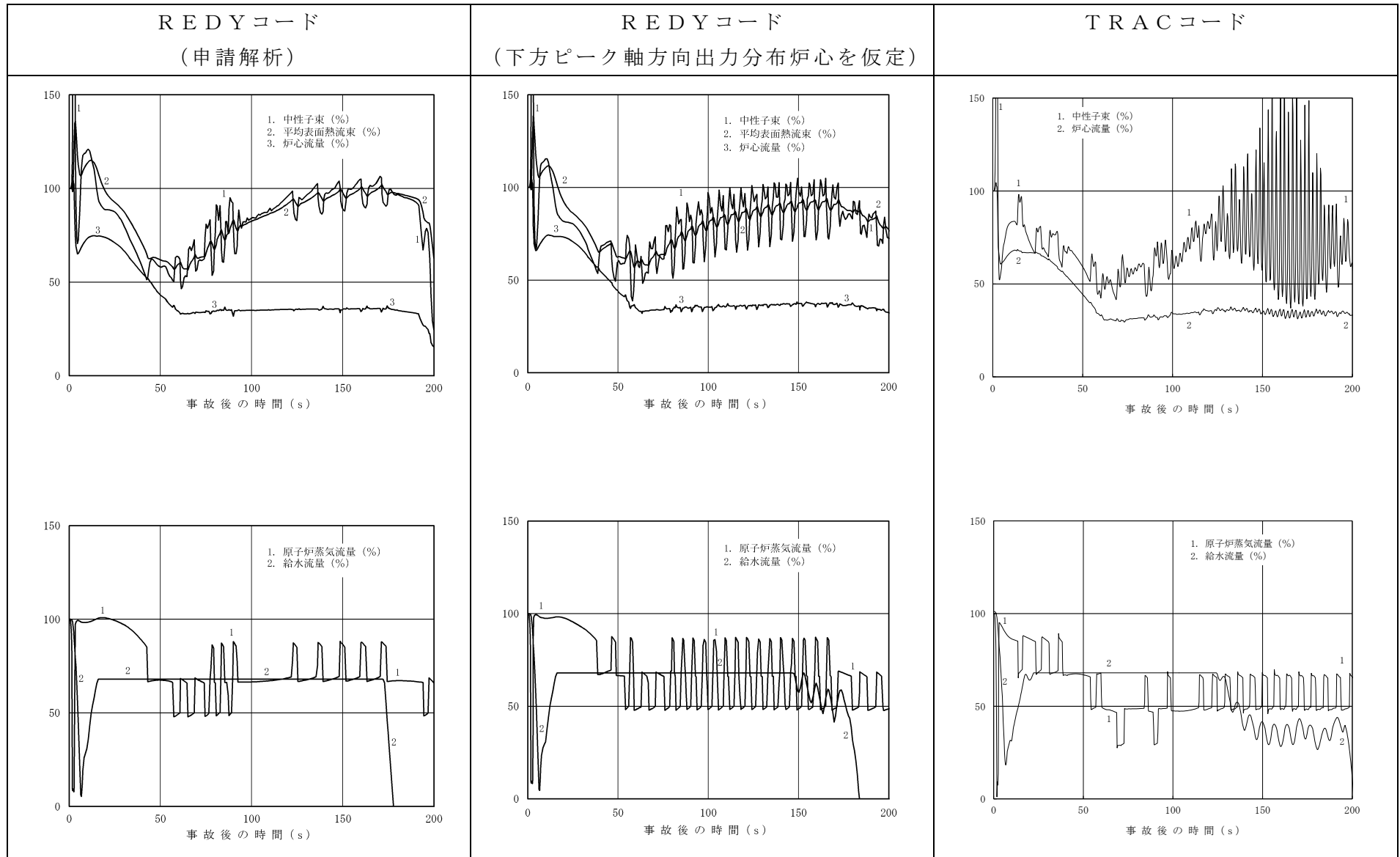


図 1 (1) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)

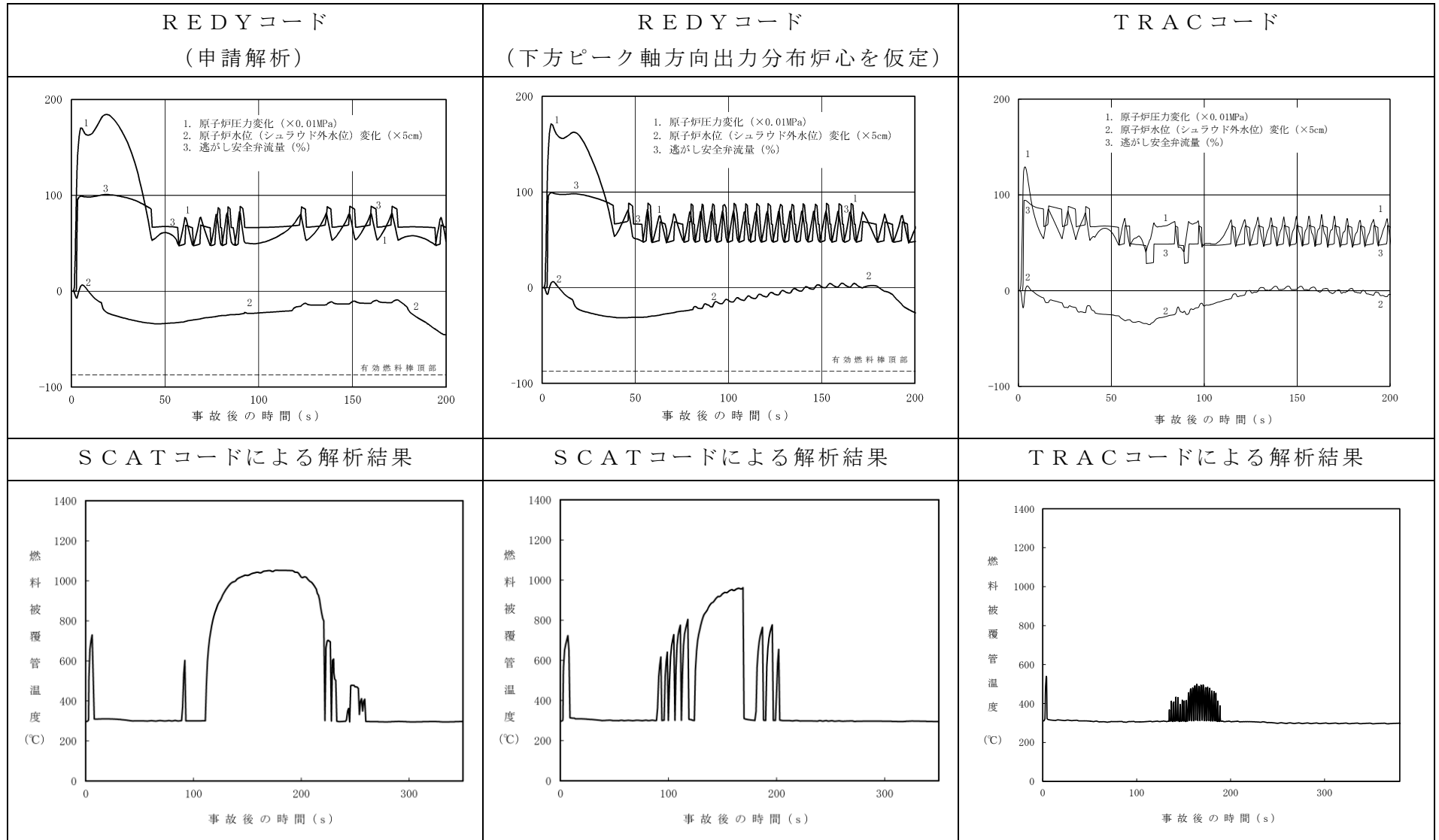


図 1 (2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (短時間領域)

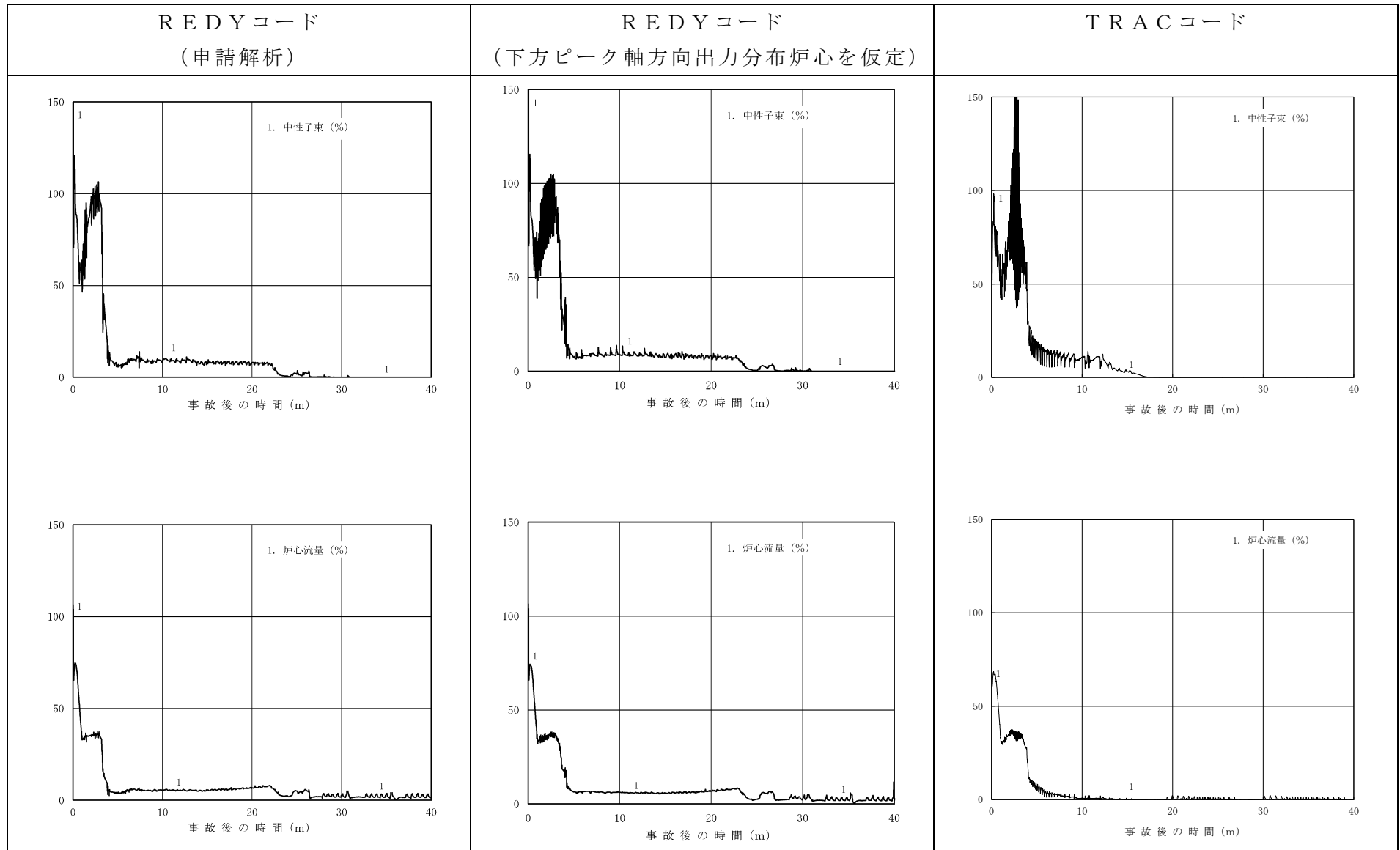


図 2 (1)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)

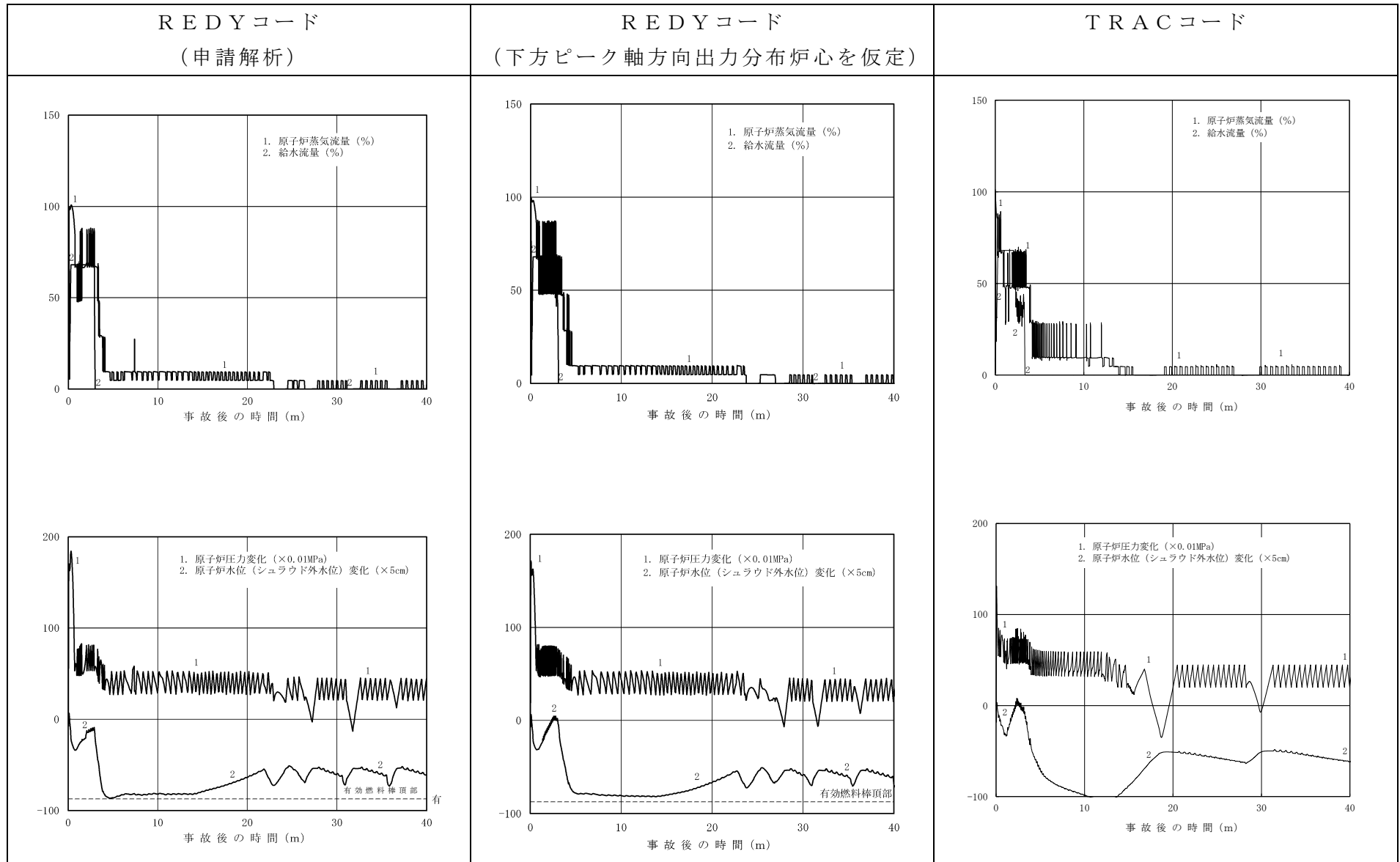


図 2 (2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較 (長時間領域)

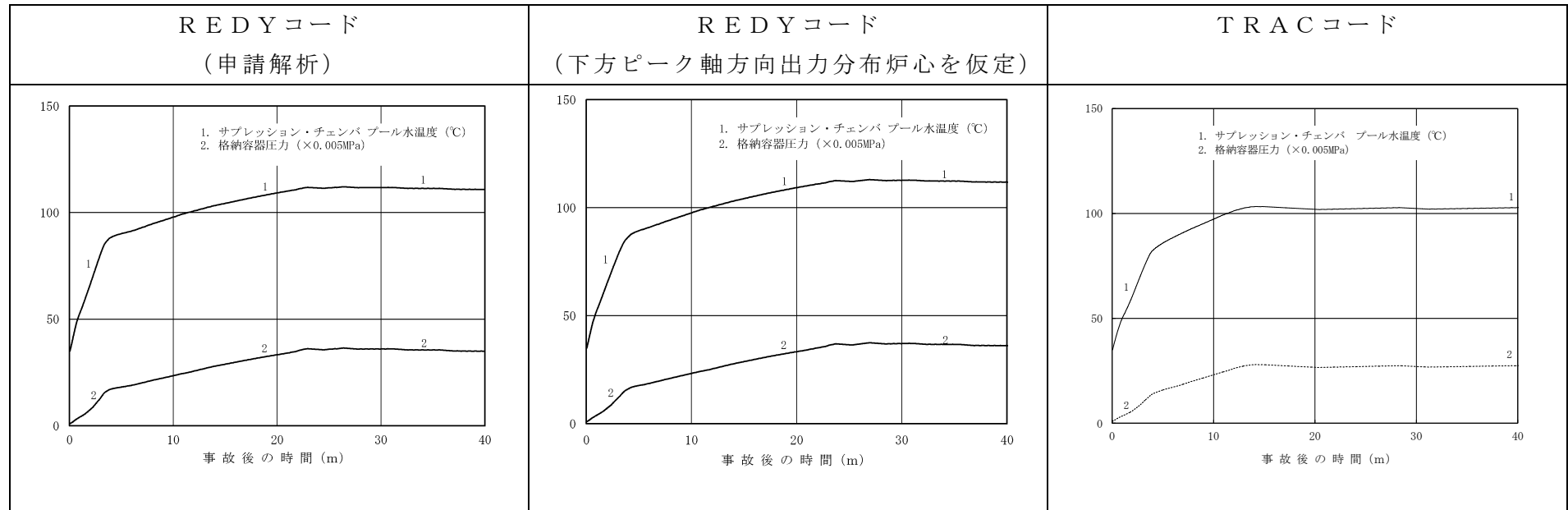


図 2 (3)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（長時間領域）

表 3 A B W R を例とした解析結果の比較

評価指標		REDYコード (申請解析)	REDYコード (下方ピーク軸方向出力分布 炉心を仮定)	TRACコード 解析結果
原子炉圧力	10.34MPa[gage]	9.08	8.94	8.53
燃料被覆管温度	1200°C	1060	970	550
格納容器圧力	0.62MPa[gage]	0.19	0.19	0.14
格納容器のプール水温度	200°C	113	114	103

(注) 燃料被覆管温度を求める S C A T コードでは、中央ピークとしている。

添付 7 補足 TRACコードによる三次元核熱結合不安定の影響評価について

1. 目的

「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」事象における三次元核熱結合不安定による出力振動の影響を確認するため、TRACコードによる参考解析を実施している。しかしながら、本参考解析では、給水加熱喪失後の炉出力解析結果がREDYコードの解析結果より低めに推移している。このため、TRACコードによる参考解析において、給水加熱喪失後の出力上昇をREDYコードと同程度になるように調整した感度解析を実施し、逃がし安全弁閉による出力上昇に加え、三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅を検討した。

2. 感度解析条件

TRACコードによる解析において、給水加熱喪失後の出力上昇をREDYコードと同程度になるように解析条件を設定する方法としては以下が考えられる。

- (1) 初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせ、再循環ポンプトリップ後の出力を全体的に高めに推移させる。
- (2) ボイド／ドップラ反応度係数を調整し、給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくすることにより、出力上昇量を高めにする。
- (3) 給水温度低下幅をより大きくし、給水加熱喪失後の炉心入口サブクーリングの増加量を大きくする。これにより、給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくし、出力上昇量を高めにする。

上記のうち(2)の場合、整定出力をREDYコードと同程度とするため、ボイド反応度係数の絶対値をノミナルより大きめに設定することになる。このとき、三次元核熱結合不安定による出力振動発生時のボイドフィードバックの影響が過度に保守側に評価される可能性がある。

また、(3)の場合、給水加熱喪失時の給水温度低下を想定し得る温度より更に低めに設定することになる。このため、給水加熱喪失後の炉心軸方向出力分布がノミナルより更に下方ピークとなり、三次元核熱結合不安定及び燃料被覆管温度の評価に影響する可能性がある。

一方、(1)の場合、炉心反応度係数及び給水温度低下はノミナルのままとし、他の手法と同様に整定出力及び炉心ボイド率はREDYコードと同程度とすることができる。したがって、REDYコードの整定出力に合わせることで以外の要素を極力取り除くため、初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせた運転点から解析する方法を採用し、感度解析を実施した。

なお、この初期運転点は、あくまでも意図的に整定出力を高めるために設定した仮の運転点である。

3. 解析結果

表1に解析結果を、下記図に解析結果の比較を示す。

図1 REDY/SCATコード（申請解析）

図2 TRACコード（ベースケース解析）

図3 TRACコード（意図的に整定出力を高めた解析）

ここで、図1と図2の初期運転点は定格出力／定格炉心流量である。

図2と図3のTRACコードによる解析結果では、図1のREDYコードの解析結果には見られない核熱不安定による出力振動が、逃がし安全弁閉による出力上昇と重畳して模擬されている。一般に低炉心流量かつ高出力運転点の方が核熱不安定に対する余裕が小さくなることが知られており、図2のTRACコードによる解析結果（ベースケース解析）に比べ、図3に示すTRACコードによる解析結果（意図的に整定出力を高めた解析）の方が出力の振動幅は大きくなっている。しかしながら、整定出力レベルをREDYコードの解析結果に合わせたTRACコードによる解析（図3）においても、燃料被覆管温度の最大値は620℃程度で、REDY/SCATコードによる燃料被覆管温度の最大値を下回る結果となっている（表1参照）。

なお、図3において約190秒付近で燃料被覆管温度が近傍のピーク値に比べ高くなっている。図4に示すように、逃がし安全弁閉による圧力上昇と核熱不安定による出力上昇のタイミングが比較的一致しているためと考えられるが、この場合においても燃料被覆管温度の更なる上昇は80℃程度に留まる。これは数百℃の燃料被覆管温度の上昇は、沸騰遷移の発生による燃料被覆管と原子炉冷却材間の熱伝達の低下によるものであり、逃がし安全弁閉に伴い沸騰遷移が発生した状態（熱伝達係数が低下した状態）から核熱不安定による出力振動により再度出力が上昇したとしても、熱伝達状態の変化はなく、熱流束の上昇も短時間で限定的であるためである。

以上より、参考解析の位置づけではあるがTRACコードを用いて逃がし安全弁閉による出力上昇と、三次元核熱結合不安定による出力振動が重畳した事象が発生した場合の影響を検討した結果、逃がし安全弁閉による出力上昇に加え、三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅は数十℃程度であると推定される。したがって、REDY/S CATコードによる評価において核熱不安定による出力振動の影響を考慮しても燃料被覆管温度は判断基準を満足すると考えられる。

表1 感度解析結果のサマリ

項目	REDY/SCA Tコード（申請解 析）	TRACコード （ベースケース解 析）	TRACコード （意図的に整定出 力を高めた解析）	判断基準
燃料被覆管 温度	約 1060℃	約 550℃	約 620℃	1200℃

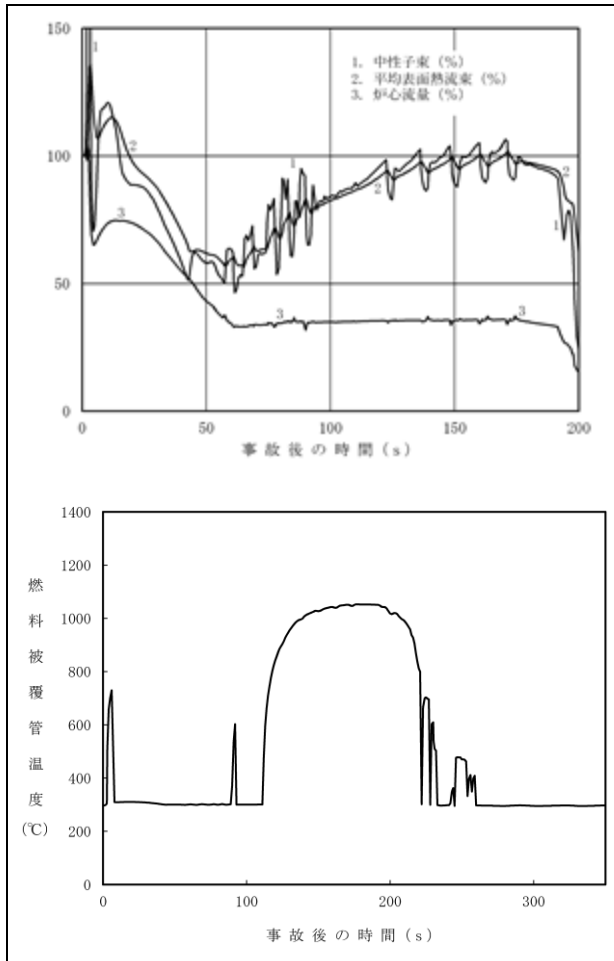


図1 REDY/SCATコード
(申請解析)

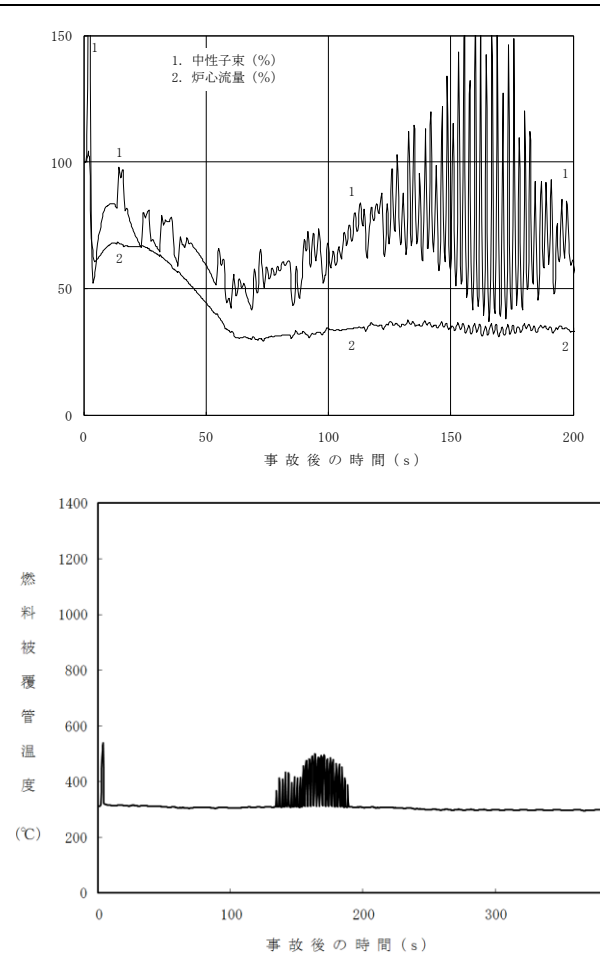


図2 TRACコード
(ベースケース)

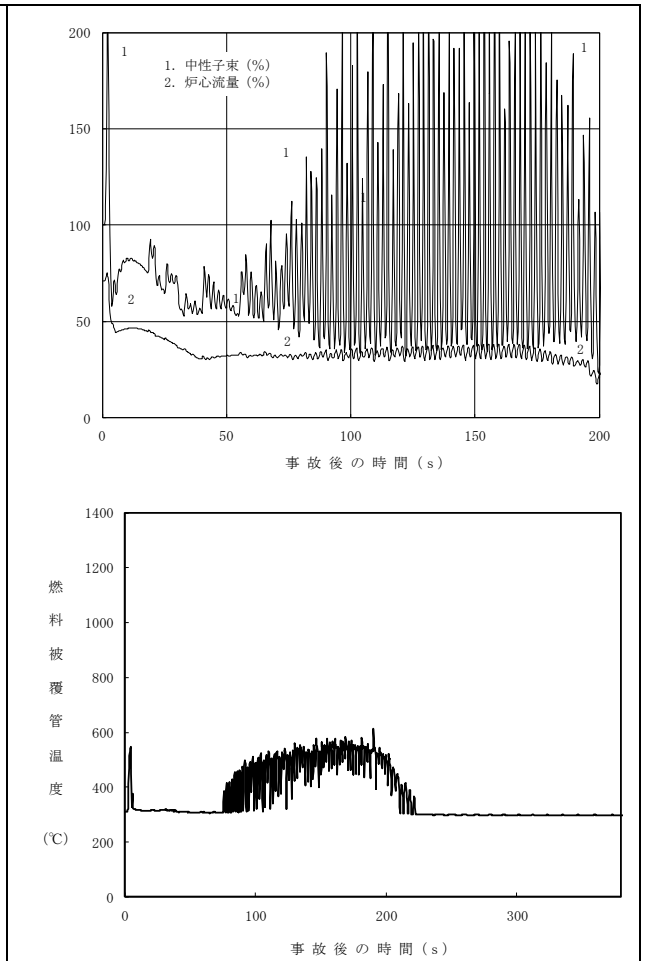


図3 TRACコード
(意図的に整定出力を高めた解析)

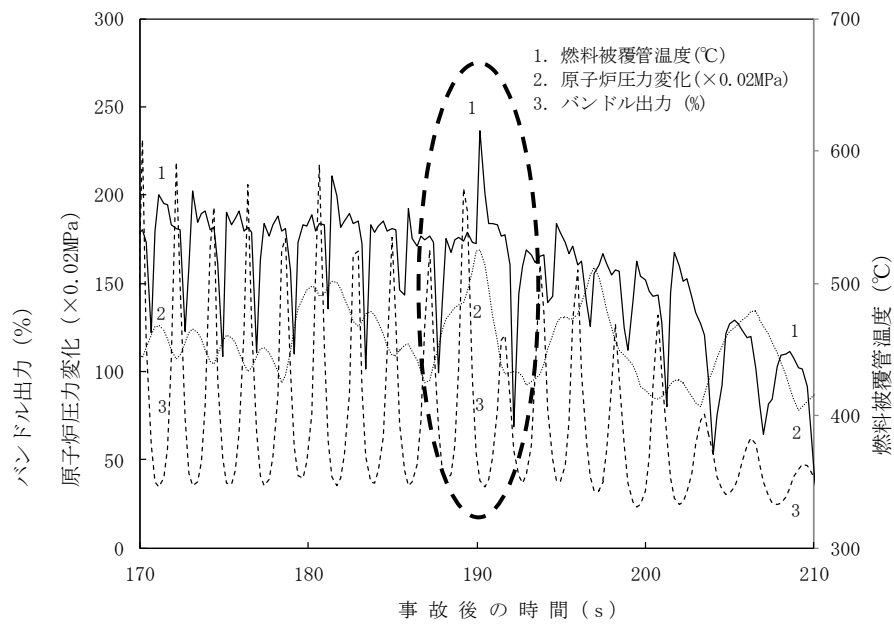
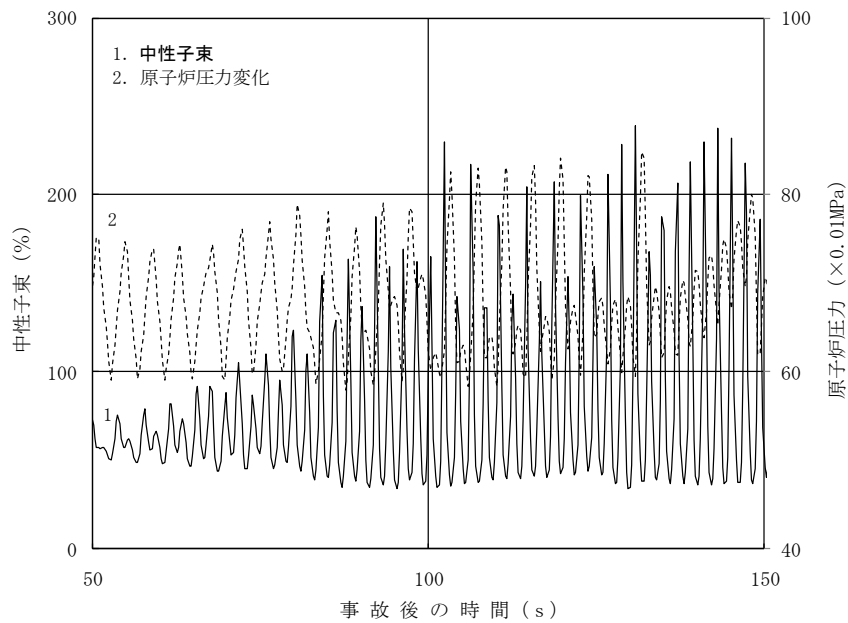


図4 バンドル出力, 原子炉圧力, 及び燃料被覆管温度の時間変化 (TRAC解析)

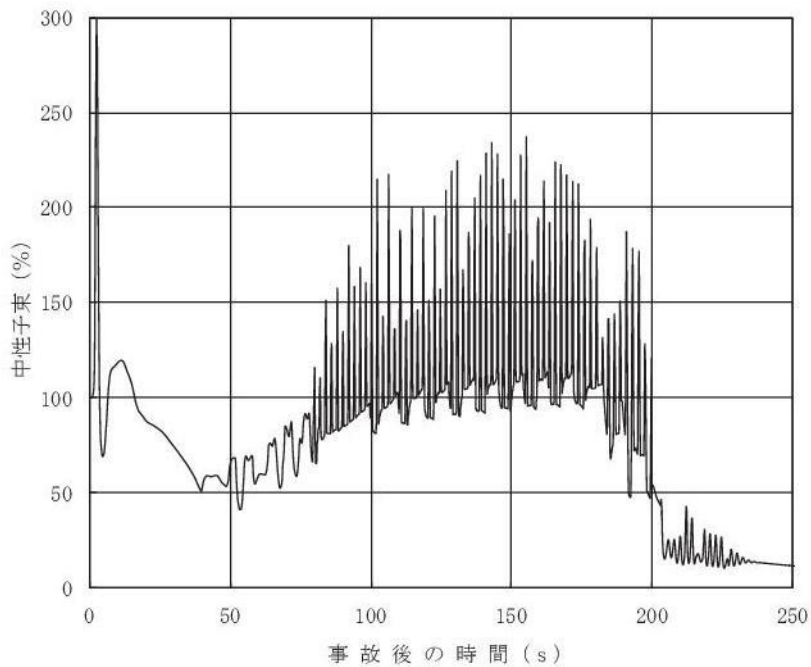
付録

参考に、TRACコードによる解析（意図的に整定出力を高めた解析）において逃がし安全弁閉のタイミングを調整し、三次元核熱不安定による出力振動に伴う出力上昇のタイミングと、逃がし安全弁閉による圧力上昇のタイミングを合わせた解析を実施し（付録図1参照）、解析結果とREDY解析の中性子束、炉心入口流量を比較し、出力振動が大きくなる時間領域についてTRACコードの挙動（中性子束及びバンドル入口流量）を、初期運転点を100%出力/90%炉心流量としたREDY解析（低流量解析）に反映してSCAT解析を実施した。低流量解析をベースにしたのは、低流量の方が三次元核熱結合不安定に対する余裕が小さくなるためである。なお、TRACコードによる出力振動はREDYコードに対して上下しているが、本解析では保守的に出力が上昇する側の変動のみを重ね合わせた（付録図2参照）。なお、TRACコードによる出力振動は、2～3秒間隔であることから、0.5秒ごとにタイミングをずらした感度解析も合わせて実施した。

付録表1, 2に示すように、出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁閉による圧力上昇を重ねさせたTRACコードによる解析結果をREDYコードの解析結果に反映して作成したデータを使用したSCATコードによる解析では、REDY/SCATコードの解析結果（低流量解析）に比べ最大で70℃程度高い結果となる。



付録図1 中性子束と原子炉圧力の時間変化
 (出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力上昇のタイミングを
 合わせたTRAC解析)



付録図2 REDYコードにTRACコードの出力振動を重畳させた中性子束
 (SCAT 感度解析用の入力として使用)

付録表 1 解析結果サマリ

項目	REDY/SCATコード (出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力 上昇を重畳させたTRAC解析の結果をREDYデ ータに反映した解析結果との比較：ベースケース)
燃料被覆管温度の上昇 幅の変化	約 20°C

付録表 2 感度解析結果サマリ

項目	REDY/SCATコード (REDYデータに反映させるTRAC解析のタイミ ングをずらした感度解析結果)
燃料被覆管温度の上昇幅 の変化	約 70°C (0.5 秒ずらした解析) 約 30°C (1.0 秒ずらした解析) 約 30°C (1.5 秒ずらした解析) 約 60°C (2.0 秒ずらした解析) 約 50°C (2.5 秒ずらした解析)

第4部 SCAT

目 次

S C A T

1. はじめに	4-1
2. 重要現象の特定	4-2
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	4-2
2.2 ランクの定義	4-2
2.3 物理現象に対するランク付け.....	4-4
3. 解析モデルについて.....	4-14
3.1 コード概要	4-14
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	4-15
3.3 解析モデル	4-16
3.4 入出力	4-35
4. 妥当性確認	4-37
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	4-37
4.2 ATLAS試験	4-39
4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験.....	4-51
4.4 実機解析への適用性.....	4-63
5. 有効性評価への適用性.....	4-64
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	4-64
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）	4-66
6. 参考文献	4-67
添付1 入力項目リスト	4-1-1
添付2 ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性	4-2-1
添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性	4-3-1
添付4 リウエットモデルの適用性	4-4-1
添付5 9×9燃料（A型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性	4-5-1
添付6 有効性評価における9×9燃料（A型）の代表性	4-6-1

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、SCATコード（SCAT Ver. 3）について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

なお、REDYコードの計算結果をインプットとする必要があるが、このREDYコードに対する説明は別資料（第3部REDY）にて行う。

また、本資料で引用している最適評価コードはTRACコード（TRACG Ver. 5）である。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

SCATコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失は、運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり、事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、主蒸気隔離弁閉止時の原子炉圧力上昇によるボイド減少で炉心に正の反応度が投入されることにより生じる沸騰遷移、及び給水加熱喪失の状態で出力が増加することにより生じる沸騰遷移によって燃料被覆管の温度（以下、「燃料被覆管温度」と称す。）が上昇し高温になる。それに伴い燃料被覆管の酸化量（以下、「燃料被覆管酸化量」と称す。）も増加するが、判断基準（15%以下）に十分余裕があるため、評価指標は燃料被覆管温度で代表できると考えられる。

従って、燃料被覆管温度が評価指標である。炉心損傷防止対策の有効性を確認するその他の評価指標についてはREDYコードによる解析で確認する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された原子炉停止機能喪失で取り扱う物理現象について、表 2-1 の定義に従い「H」、「M」、「L」及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価することとする。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性評価は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、または重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性評価は記載しない。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち、2.1節で述べた事象進展を踏まえ、2.2節記載のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類する事で物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

なお、本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は、事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、REDYコードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は、SCATコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外としてREDYコードの説明資料で示す。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化によって燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、原子炉出力変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

出力分布には、径方向出力分布及び軸方向出力分布がある。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉スクラム失敗を仮定していることから、径方向出力分布の変化は小さい。一方、給水温度の変化等から軸方向出力分布は変化する。軸方向出力分布の変化は、沸騰遷移の生じた位置の局所の出力によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、出力分布変化は燃料被覆管温度の変化に対して重要度は高いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

(ボイド反応度 (減速材密度反応度) とドップラ反応度)

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉出力がボイド・ドップラ反応度フィードバック効果によって変動し、燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、ボイド・ドップラ反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、反応度フィードバック効果は原子炉出力変化としてREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(ボロン反応度)

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸水注入系による出力抑

制の効果表れる段階より早いため、ボロンの反応度フィードバック効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(その他)

上述以外に、反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は、起動時のボイド反応度やドブプラ反応度の影響が殆どない状態では考慮する必要があるが、本事故シーケンスの様な高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお、遅発中性子生成割合、中性子寿命と言ったパラメータは上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、スクラム失敗及び代替制御棒挿入機能が作動しないことを仮定しているため、制御棒反応度及び制御棒速度による効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化による燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与えるが、スクラムが失敗した状態で崩壊熱は核分裂出力に比べて小さい。したがって、崩壊熱が燃料被覆管温度変化に与える影響は殆どないと考えられる。なお、原子炉出力変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

中性子束振動(三次元効果)が発生すると、中性子束と冷却材流量の振動によって沸騰遷移及びリウエットの発生に影響を与えることから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。

流量振動によって沸騰遷移を発生させる試験では、流量振幅が大きくなると数秒の周期で燃料被覆管温度が鋸歯状的に上昇と降下を繰り返し、温度上昇幅は僅かであることが確認されている^[1]。これは中性子束の振動周期が数秒であることに対して熱流束の時間変化が小さいためと考えられる。しかし、スクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象のように、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生すると、燃料被覆管温度の上昇幅が有意に大きくなる可能性も考えられる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、原子炉出力変化及び炉心入口流量の変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

ここでスクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象において、原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生しても燃料被覆管温度の上昇

幅が有意に大きくならないことは、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードによる参考解析結果を参照する（第3部REDDY添付7参照）。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

燃料棒内温度変化は、燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて燃料被覆管温度は上昇する。沸騰遷移後、冷却材への熱伝達に関わる燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度挙動に影響を与える。特に膜沸騰状態の下では、過熱蒸気により燃料棒表面熱伝達が変化すること、さらに高温に至る場合には、輻射熱伝達の寄与が次第に大きくなることなどにより燃料被覆管温度挙動に大きな影響を与える。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰遷移が生じて核沸騰から膜沸騰状態に移行し、原子炉出力の低下によってリウエットに至ることで核沸騰状態に移行する。ドライアウト領域では、燃料被覆管温度は急上昇する。その後リウエットによって核沸騰時の温度まで低下する。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

燃料被覆管酸化はジルコニウム-水反応によって発熱量が増加するが、出力の高い主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では核反応による発熱量に比べて影響は小さいと考えられる。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態及び原子炉圧力が維持されることから燃料被覆管変形は生じないため、燃料被覆管変形が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(12) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

沸騰遷移が生じる高クォリティの状態では軸方向ボイド率変化を含むボイド率変化は小

さく、また膜沸騰状態での表面熱伝達の変化は主にクオリティの変化に依存することから、ボイド率変化による表面熱伝達の変化は小さい。また、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、水面変動による大きなボイド率変化はない。そのため燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって、沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため、気液分離（水位変化）・対向流が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(14) 気液熱非平衡 [炉心（熱流動）]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉内保有水は十分に保たれ、炉心は冠水が維持されている。高出力燃料集合体の一部で高温の過熱蒸気が発生したとしても、当該蒸気流は炉心出口近傍で他の燃料集合体から流出する二相流との混合により飽和になると考えられ、炉心外の熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかし、発生した過熱蒸気の影響が当該燃料集合体内の隣接する燃料棒に波及する可能性がある。したがって、気液熱非平衡による熱流動の変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお、発生した過熱蒸気による燃料被覆管温度への影響、すなわち燃料被覆管と冷却材との温度差が低下することの影響は、膜沸騰状態における燃料棒表面熱伝達係数の物性値等をモデル化することで得られる保守性によって概ね相殺されることで実効的に取り込まれており、(8)項の燃料棒表面熱伝達 [炉心（燃料）] で相応に考慮できるとしてよいと考えられる。

(15) 圧力損失 [炉心（熱流動）]

チャンネル内の圧力損失は、チャンネルを流れる冷却材流量を介して表面熱伝達の変化に影響を与える。しかし、沸騰遷移後は冷却材流量の変化による表面熱伝達の変化は小さく、燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお、炉心入口流量の変化はREDYコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 三次元効果 [炉心（熱流動）]

三次元効果による燃料集合体間の流量配分は、冷却材流量が変化することから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える。しかし、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さいと考えられる。また、高出力燃料集合体は平均出力燃料集合体に比べてボイド率が高く

流量低下が早くなるが、冷却材流量が減少すれば二相部の圧力損失による流量配分の寄与が相対的に小さくなるので、高出力燃料集合体の流量低下は緩和されることが考えられる。したがって、三次元効果による燃料集合体間の流量配分は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

ただし、中性子束と冷却材流量の振動現象（高出力チャンネルの流量振動現象を含む）は、沸騰遷移及びリウエットの発生に影響を与えることから、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。そのため、三次元効果〔炉心（熱流動）〕は(6)項の三次元効果〔炉心（核）〕と同様に燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度とし、三次元効果〔炉心（核）〕に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化〔原子炉压力容器〕

再循環ポンプトリップにより炉心流量を減少させることで原子炉出力を抑制することから、再循環ポンプのコーストダウン特性と流路慣性による冷却材流量変化の速さは原子炉出力の抑制の速さに影響する。また、事象発生直後に再循環ポンプトリップするため、燃料被覆管温度上昇時の冷却材流量は自然循環流量相当である。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対して重要度は高いと考えられる。なお、炉心入口流量の変化はR E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉压力容器〕

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、主蒸気隔離弁の誤閉止による原子炉圧力の上昇によって逃がし安全弁が作動する。逃がし安全弁から放出される蒸気流量の変化によって原子炉圧力が変化し、ボイドの生成・凝縮に影響するため反応度フィードバック効果に影響する。反応度フィードバック効果は(3)項の反応度フィードバック効果〔炉心（核）〕で考慮する。したがって、冷却材放出（臨界流・差圧流）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお、原子炉圧力変化及び原子炉出力変化はR E D Yコードの解析結果を引き継がれる物理現象である。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化〔原子炉压力容器〕

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、沸騰・凝縮・ボイド率変化（減圧沸騰（フラッシング）、二相水位、二相流動）が炉心内の領域に与える影響は小さく、燃料被覆管温度挙動への影響はないと考えられる。したがって、沸騰・凝縮・ボイド率変化が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉压力容器〕

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋

原子炉停止機能喪失の事象では、炉心以外の領域で気液分離（水位変化）・対向流が生じないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(21) 気液熱非平衡 [原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、炉心以外の領域で気液熱非平衡が生じないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(22) 圧力損失 [原子炉压力容器]

ここで取り扱う物理現象は、炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象での燃料被覆管温度を評価する上で、(15)項の圧力損失 [炉心（熱流動）] の物理現象を考慮する。したがって、圧力損失が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(23) 構造材との熱伝達 [原子炉压力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため、原子炉ドーム部を含むシュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は影響を与えないと考えられる。したがって、構造材との熱伝達が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(24) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む） [原子炉压力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）により冷却材を注入し、炉心入口流量及び炉心入口エンタルピの変化によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって、E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお、炉心入口流量変化及び炉心入口エンタルピ変化はR E D Yコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) ほう酸水の拡散 [原子炉压力容器]

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸水注入系による出力抑制の効果が表れる段階より早いため、ほう酸水の拡散が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(26) 三次元効果 [原子炉压力容器]

燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸水注入系による出力抑制の効果が表れ

る段階より早いため、ほう酸水の輸送・拡散における三次元効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(27) 冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉格納容器〕

本物理現象自体は、格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気流に係る事象であり、原子炉側から見た(18)項の冷却材放出（臨界流・差圧流）〔原子炉圧力容器〕と同じである。

(28) 格納容器各領域間の流動〔原子炉格納容器〕

格納容器各領域間の流動は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(29) サプレッション・プール冷却〔原子炉格納容器〕

サプレッション・プール冷却は、ECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり、残留熱除去系（RHR）によるサプレッション・プール冷却の効果が表れる段階より早いため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達〔原子炉格納容器〕

気液界面の熱伝達は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導〔原子炉格納容器〕

構造材との熱伝達及び内部熱伝導は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(32) スpray冷却〔原子炉格納容器〕

Spray冷却は、サプレッション・プール水温の低下によってECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、Spray冷却の実施を仮定していないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(33) 放射線水分解等による水素・酸素発生〔原子炉格納容器〕

放射線水分解等による水素・酸素発生は原子炉側への影響はなく、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(34) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

格納容器ベントは、サプレッション・プール水温の低下によってECCSの高圧注水による冷却材の温度が変化するため、燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、格納容器ベントの実施を仮定していないため、燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

表 2-2 原子炉停止機能喪失における物理現象のランク（SCATコード）（1/2）

分類	事故シーケンス		主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
	物理現象	評価指標	燃料被覆管温度
炉心（核）	(1)	核分裂出力	(H) *1
	(2)	出力分布変化	<u>H</u>
	(3)	反応度フィードバック効果	(H) *1
	(4)	制御棒反応度効果	I
	(5)	崩壊熱	(I) *1
	(6)	三次元効果	<u>M</u> *2
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	<u>H</u>
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
炉心（熱流動）	(12)	沸騰・ボイド率変化	L
	(13)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(14)	気液熱非平衡	<u>M</u>
	(15)	圧力損失	(L) *1
	(16)	三次元効果	<u>M</u> *2
原子炉圧力容器 （逃がし安全弁 含む）	(17)	冷却材流量変化	(H) *1
	(18)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	(L) *1
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
	(20)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(21)	気液熱非平衡	I
	(22)	圧力損失	I
	(23)	構造材との熱伝達	I
	(24)	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	(H) *1
	(25)	ほう酸水の拡散	I
(26)	三次元効果	I	

*1 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため、REDYコードの解析結果を引き継ぐ物理現象も含んでいる。そのような物理現象は、SCATコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外とする。

*2 三次元効果の模擬はREDY/SCATコード体系では困難であるため、米国において中性子束振動の評価実績のあるTRACコードによる参考解析結果を参照する。

表 2-2 原子炉停止機能喪失における物理現象のランク（SCATコード）（2/2）

分類	事故シーケンス		主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
	物理現象		評価指標 燃料被覆管温度
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出	(18) と同一物理現象
	(28)	格納容器各領域間の流動	I
	(29)	サプレッション・プール冷却	I
	(30)	気液界面の熱伝達	I
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I
	(32)	スプレイ冷却	I
	(33)	放射線水分解等による水素・酸素発生	I
	(34)	格納容器ベント	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

SCATコードは、燃料の熱的余裕及び燃料被覆管温度を解析するコードである。本コードは、単一チャンネルを模擬し、これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて、燃料棒には半径方向だけの熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し、チャンネル内冷却材には、質量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力挙動を計算する。

なお、本コードは、従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のある「運転時の異常な過渡変化の解析」及び「事故解析」における最小限界出力比（MCPR）の評価に加え、原子炉停止機能喪失の事象で生じる沸騰遷移後の燃料被覆管温度及び燃料被覆管表面の酸化量を評価する。そのため、沸騰遷移後の燃料被覆管－冷却材間の熱伝達相関式とリウエット相関式を適用する。また、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（以下、「ジルコニウム－水反応」と称す。）に「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下、「ECCS性能評価指針」と称す。）に示されている Baker-Just の式^[2]を適用する。

本コードの入力は、燃料集合体の幾何学的形状、軸方向出力分布等の炉心データ、燃料集合体出力、チャンネル入口流量等の初期条件、REDYコードの出力から得られた燃料集合体出力、チャンネル入口流量等の過渡変化のデータ等であり、出力として、GEXL相関式^{[3][4]}に基づく限界出力比（CPR）、各ノードでの冷却材流量、クオリティ、燃料被覆管温度等の時間変化が求められる。また、燃料被覆管温度から燃料被覆管酸化量の時間変化が求められる。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において重要現象に分類された物理現象（表 2-2 で「H」及び「M」に分類された物理現象）について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心（核）	出力分布変化	燃料モデル	出力分布モデル
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット-被覆管ギャップ 熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内 熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル (サブクール熱伝達, サブクール 沸騰熱伝達, 核沸騰熱伝達, 膜沸騰熱伝達, 輻射熱伝達*) リウエットモデル
	沸騰遷移	チャンネル内 熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル
炉心(熱流動)	気液熱非平衡	チャンネル内 熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル

* 燃料被覆管温度を厳しい側に評価する観点から，輻射熱伝達の寄与を解析コード中で取り扱わない。

3.3 解析モデル^{[5][6]}

SCATコードは、REDYコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて、燃料のMCPR及び燃料被覆管温度を評価する。またREDYコードから求まる中性子束、炉心流量、炉心入口エンタルピ、炉心圧力の時間変化を境界条件とする。重要現象に対するSCATコードの計算モデルを表3-2に示す。

表 3-2 S C A Tコードのモデル一覧

項 目		計算モデル
チャンネル内 熱流動モデル	流動の基本式 (非平衡ドリフトフラックス モデル)	気液各相に対して質量保存式とエネルギー保存式, 及び気液混相の運動量保存式を適用
	ボイドモデル	 を適用した Zuber-Findlay の式
	サブクールボイドモデル	
	圧力損失モデル	
	被覆管表面熱伝達モデル	以下の熱伝達モードを考慮 <ul style="list-style-type: none"> ・サブクール熱伝達 Dittus-Boelter の式 ・サブクール沸騰・核沸騰熱伝達 Jens-Lottes の式 ・膜沸騰熱伝達 修正 Dougall-Rohsenow 式^(注2)
	沸騰遷移評価モデル	G E X L 相関式を適用
	リウエットモデル	リウエットクオリティをモデル化した相関式を適用 ^(注2)
燃料モデル	出力分布モデル	初期値で固定した軸方向出力分布を適用
	熱伝導モデル	燃料棒径方向に一次元熱伝導方程式を適用
	燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	初期値で固定した軸方向ギャップ熱伝達係数を適用

(注 1) 現行の設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデル

(注 2) 原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3.3.1 チャンネル内熱流動モデル

S C A Tコードは、燃料棒、ウォータロッド、チャンネルボックスで構成される燃料集合体の冷却材挙動を評価するモデルである。燃料集合体の冷却材流路は軸方向に複数のノードに分割して冷却材の熱水力挙動を計算する。

(1) 保存則

冷却材流路の軸方向各ノードについて保存則を適用して熱水力状態を計算する。二相流モデルには、気液各相の質量保存式とエネルギー保存式、及び気液混相の運動量保存式の5つの保存式を適用し、ドリフトフラックスモデルに基づく気液各相の速度差を考慮する。

目的のノードの冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）を判定し、それに対して与えられる質量保存式とエネルギー保存式を解くことでクオリティ、エンタルピー等を求める。ボイド率を求めるために、ボイド率とクオリティの相関式を用いる。

ノードの熱水力状態が求められると、燃料棒から冷却材に伝わる熱を計算する。

保存式は下式である。

(a) 質量保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v) + \frac{\partial G_v}{\partial z} = \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l] + \frac{\partial G_l}{\partial z} = -\Gamma_g$$

(b) エネルギー保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v h_v) + \frac{\partial}{\partial z}(G_v h_v) = Q_v + \alpha \frac{\partial P}{\partial t} + h_g \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l h_l] + \frac{\partial}{\partial z}(G_l h_l) = Q_l + (1-\alpha) \frac{\partial P}{\partial t} - h_f \Gamma_g$$

なお、質量保存式及びエネルギー保存式から求められた全ノードの熱水力状態を用いて、運動量保存式を解くことでチャンネル内の圧力損失を求めることができる。

運動量保存式は下式である。

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z}(G_v u_v + G_l u_l) + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H} + \bar{\rho}g = 0$$

ここで,

$$G = G_l + G_v$$

$$\bar{\rho} = \rho_l(1 - \alpha) + \rho_g\alpha$$

記号は以下の通りである。

- α : ボイド率
- ρ : 密度
- G : 質量流束
- u : 相速度
- Γ_g : 蒸気生成率
- h : エンタルピー
- Q : 熱伝達量
- P : 冷却材圧力
- g : 重力加速度
- f : 摩擦抵抗係数
- D_H : 水力等価直径
- (添字) v : 蒸気相
- l : 液相
- g : 飽和蒸気
- f : 飽和水

(2) 構成式

① ボイドモデル, サブクールボイドモデル



② 圧力損失モデル



上記①②のモデルが適切に評価できていることを添付2に示す。

③ 被覆管表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（サブクール、サブクール沸騰、核沸騰、膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。

冷却材の沸騰状態の選択ロジックを図 3-1 に示す。サブクール沸騰開始位置は単相液相エンタルピを示す曲線と気泡離脱時のエンタルピを示す曲線の交点より求まる。すなわち、単相液相エンタルピが気泡離脱時のエンタルピ以上となった時にサブクール沸騰が始まるとする。また、核沸騰は液相エンタルピが飽和状態に達した時に始まるとする。核沸騰から膜沸騰への移行については、限界クオリティと沸騰長さの関係等に基づき整理されたG

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

E X L 相関式を用いて判定する。リウエットによる膜沸騰状態から核沸騰状態への移行については、日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」^[8]で推奨される相関式を用いて判定する。G E X L 相関式を用いた沸騰遷移判定の詳細は④で、リウエット判定については⑤に示す。

各流動状態に対して設定される熱伝達モデルの一覧を表 3-2 に示す。サブクール領域の単相流には Dittus-Boelter の式^[9]を、サブクール沸騰及び核沸騰領域には Jens-Lottes の式^[10]を、膜沸騰領域には修正 Dougall-Rohsenow 式^{[8][11]}を適用する。

なお、過渡的な沸騰遷移後の熱伝達相関式について、日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」では、その適用範囲内において修正 Dougall-Rohsenow 式を使用することが妥当であるとしている。また、燃料被覆管温度が 800°C 程度を超える高温範囲では、輻射熱伝達が温度の増加とともに増大して燃料集合体内の燃料被覆管温度を平坦化するように作用するが、S C A T コードにおいては輻射熱伝達の影響を考慮せず、出力の大きな燃料棒の燃料被覆管温度を高め評価する方法を採っている。

相関式は下式である。ただし、飽和核沸騰時及び沸騰遷移後においては、冷却材の温度を飽和温度として冷却材への熱流束を評価する。

(a) Dittus-Boelter の式^[9]

$$h = 0.023 \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \frac{k}{D_H}$$

(b) Jens-Lottes の式^[10]

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{JL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60 e^{-\frac{P}{900}} \left[\frac{Q/A}{10^6} \right]^{1/4}$$

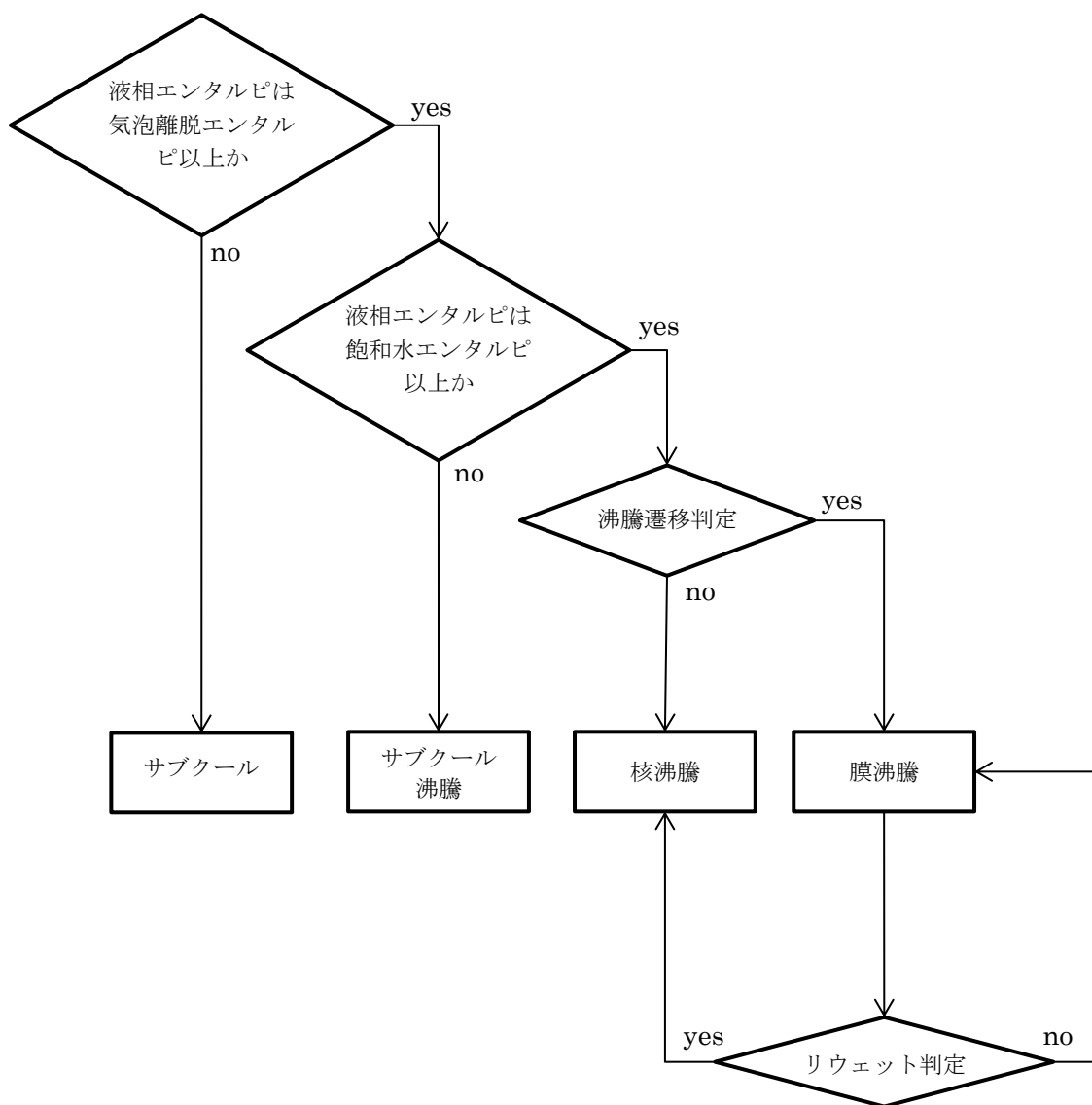
(c) 修正 Dougall-Rohsenow 式^{[8][11]}

$$h = 0.023 \left\{ \frac{GD_H}{\mu_{g,f}} \left[x_e + \frac{\rho_{g,s}}{\rho_{l,s}} (1 - x_e) \right] \right\}^{0.8} \text{Pr}_{g,f}^{0.4} \frac{k_{g,f}}{D_H}$$

各物性値に用いる過熱蒸気の温度は、蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いる。

記号は以下の通りである。

- h : 熱伝達率
- Q : 熱伝達量
- ΔT_{jL} : 燃料被覆管表面温度と冷却材温度（飽和温度）との差
- x_e : 断面平均熱平衡クォリテイ
- D_H : 水力等価直径
- G : 冷却材の質量流束
- P : 冷却材圧力
- A : 伝熱面積
- k : 冷却材の熱伝導率
- ρ : 冷却材の密度
- μ : 冷却材の粘性係数
- Re : 冷却材のレイノルズ数
- Pr : 冷却材のプラントル数
- (添字) g,s : 飽和蒸気
- l,s : 飽和水
- g,f : 過熱蒸気



沸騰遷移判定：GEXL 相関式による沸騰遷移判定

リウエット判定：相関式 2 によるリウエット判定

図 3-1 流動状態の選択ロジック

④沸騰遷移評価モデル

燃料集合体が沸騰遷移に至る状況はGEXL相関式を用いて計算する。有効性評価解析における沸騰遷移の判定は、GEXL相関式から得られるMCPRがMCPRに関する燃料の許容設計限界（SLMCPR）を下回った時点とする。

GEXL相関式は、沸騰遷移の開始を予測する式で、BWR炉心で出現することが予想される種々の軸方向出力分布を条件とした豊富な試験データに基づいて作成されており、以下の特徴を有する。

- ・出力分布依存性を考慮する手段として、「限界クォリティ（ X_C ）対沸騰長さ（ L_B ）」の関係を導入している。
- ・局所出力分布の関数を取り込んでいる。
- ・実形状の模擬燃料集合体により得られたデータをベストフィットしていることが大きな特徴として挙げられる。

GEXL相関式は次式で表現される。

$$X_C = f(L_B, D_Q, G, L, P, R)$$

記号は以下の通りである。

- X_C : 断面平均の限界クォリティ
- L_B : 沸騰長さ
- D_Q : 熱的等価直径
- G : 質量流束
- L : 加熱長さ
- P : 圧力
- R : 局所出力分布に関する係数

以下に、GEXL相関式から得られるMCPRの計算と、沸騰遷移の生じる位置を判定する計算について述べる。

(a) MCPRの計算方法

GEXL相関式を用いた限界出力（燃料集合体のある点において沸騰遷移を生じさせる燃料集合体出力）の計算は、次に述べる手法によって行う。

- 注目するバンドルの質量速度、圧力、局所出力関数等を求める。
- (i)の条件下でGEXL相関式を用いて「限界クォリティ（ X_C ）対沸騰長さ（ L_B ）」を計算する。
- 注目するバンドルの出力を上昇させ、(i)の条件下で「運転クォリティ（ X ）対沸騰長さ（ L_B ）」を計算する。
- (ii)と(iii)で得られた曲線を比較し、(ii)の曲線に(iii)の曲線がある点で接する場合の出力を求める。これが求める限界出力である。

もし(ii)(iii)で得られた曲線が接しない場合、出力を変えて(iii)の計算を反復し、接す

る場合のバンドル出力を求める。この関係を図 3-2 に示す。

運転出力に対し GEXL 相関式から得られる限界出力の比が MCPR となる。有効性評価解析では、MCPR が SLMCPR を下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断する。SLMCPR は、GEXL 相関式が持つ不確かさを考慮して保守的に設定する。

過渡時の MCPR については、主に限界クォリティと運転クォリティの比に基づく値で評価する。

(b) 沸騰遷移位置判定の計算方法

沸騰遷移の判定後、沸騰遷移の生じる位置を判定する。有効性評価解析における沸騰遷移の生じる位置を判定する計算は、次に述べる手法によって行う。

- (i) GEXL 相関式を用いて限界クォリティ (X_c) を計算する。
- (ii) (i) での限界クォリティを用いて SLMCPR に相当する限界クォリティを求める。
- (iii) 軸方向沸騰遷移位置を表すために、(ii) での SLMCPR に相当する限界クォリティを補正する。
- (iv) この補正した限界クォリティと運転クォリティとを比較し、交点の軸方向ノード位置を沸騰遷移が生じた位置と判定する。

この関係を図 3-3 に示す。

沸騰遷移を判定した位置では、沸騰遷移後の熱伝達相関式によって求めた熱伝達係数を用いて燃料被覆管温度を計算する。

燃料集合体断面平均クオリティ (X)

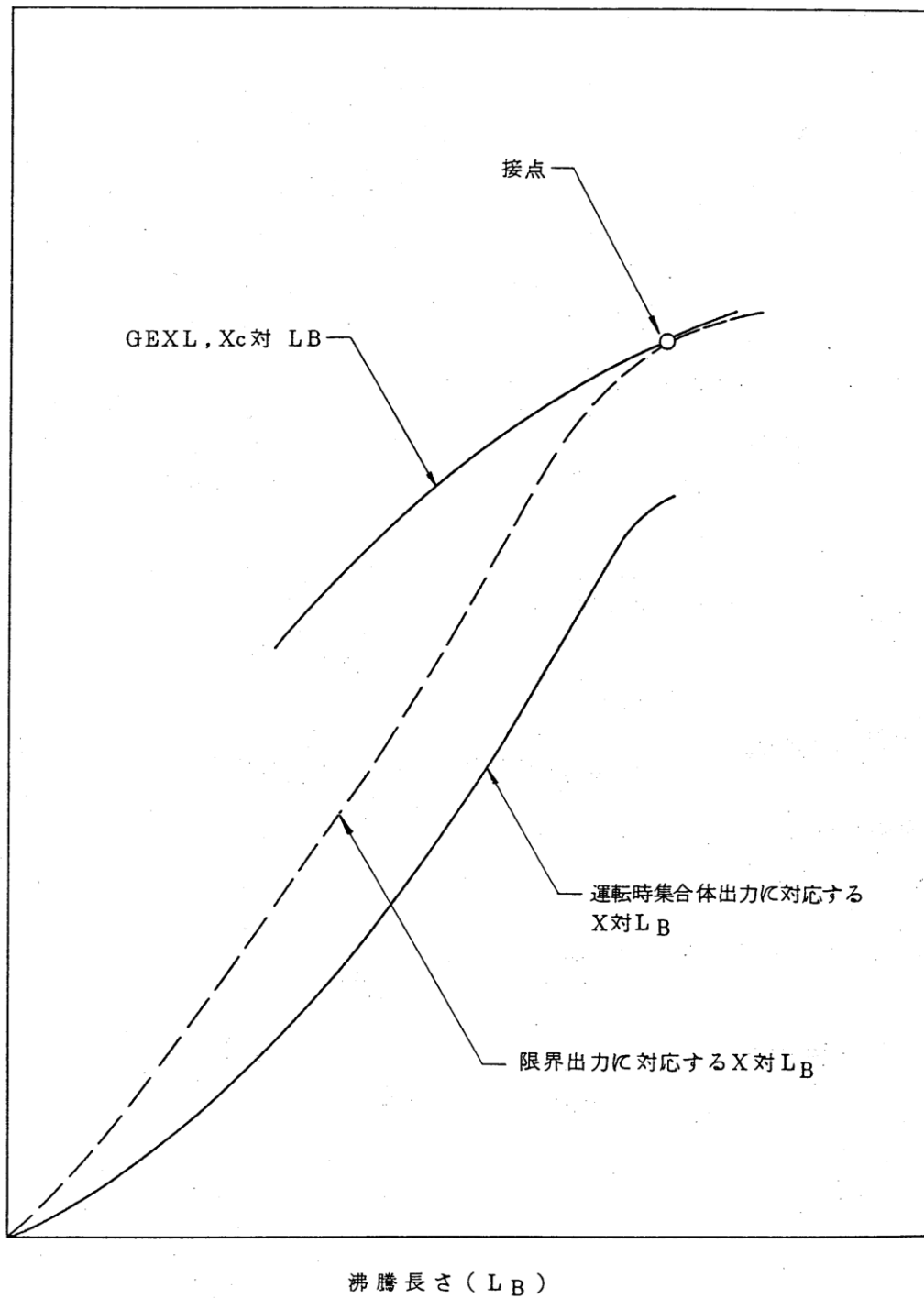


図 3-2 限界出力の評価手法^{[3][4]}

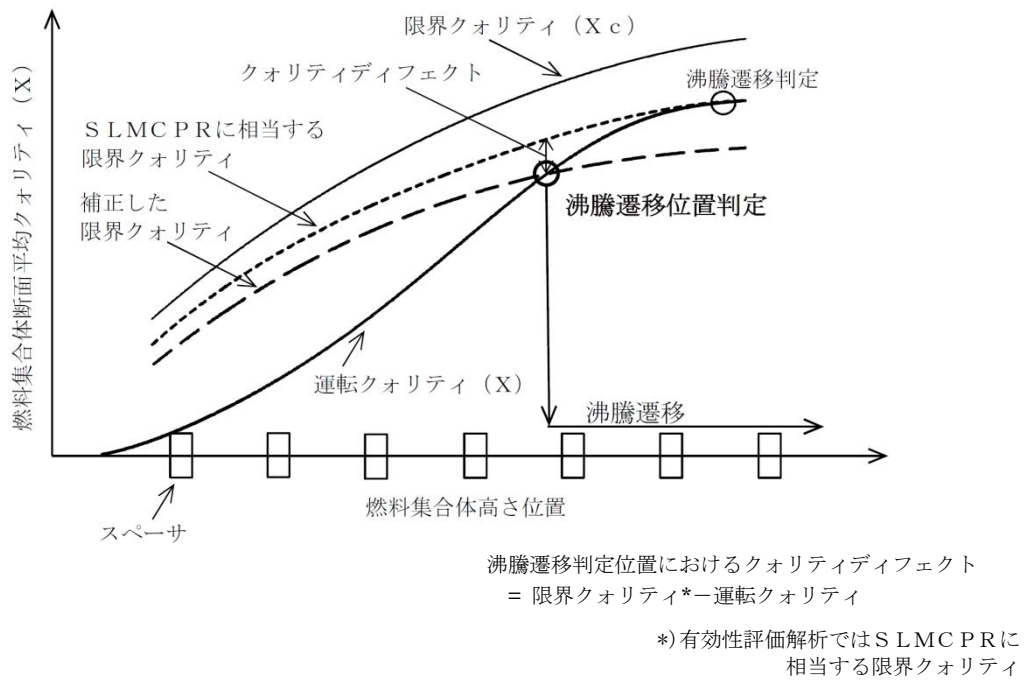


図 3-3 沸騰遷移位置判定の評価手法

⑤リウエットモデル

沸騰遷移後のリウエット時刻の予測方法について、日本原子力学会標準「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」では、相関式1^{[8][12]}と相関式2^{[8][13]}のリウエット相関式のいずれかを使用することが妥当であるとしている。相関式1は単管試験データに基づいて作成した相関式で、相関式2は管群試験データに基づいて現象論的に作成した相関式である。

相関式2は、相関式1よりもドライアウト持続時間を長く評価する傾向があるため、燃料被覆管温度を高め評価する。そのため、相関式2をリウエット時刻の予測方法に適用する。

なお、相関式2は、燃料集合体内の軸方向着目位置の流路断面平均クオリティがリウエットクオリティを下回ったときにリウエットが発生するという考えに基づいている。実機的设计及び運転条件を対象とした熱水力試験によれば、準定常状態におけるリウエットクオリティは沸騰遷移を生じる限界クオリティに一致するが、過渡状態におけるリウエットクオリティは限界クオリティを下回る傾向にある。相関式2は、リウエット時点における流路断面平均クオリティと限界クオリティの偏差をモデル化したものである。

相関式は下式である^{[8][13]}。

$$x_{\text{rewet}} = x_c + \Delta x$$

$$\Delta x = \left\{ 0.0635 \frac{D_w F h_{fg}}{u_{lf}^0} \left[\frac{G(x - x_c)}{q''} \right]_{t=t_m} - \frac{G_0}{G} \left(\frac{\Delta T_w - \Delta T_0}{\Delta T_0} \right) - \Delta t_0 \right\} \overline{\frac{dx}{dt}}$$

記号は以下の通りである。

- x_{rewet} : 燃料集合体内の流路で断面平均したリウエットクオリティ
- x_c : 燃料集合体内の流路で断面平均した限界クオリティ
- x : 燃料集合体内の流路で断面平均したクオリティ
- Δx : 過渡時におけるリウエットクオリティの限界クオリティからの偏差
- ΔT_w : 壁面過熱度
- ΔT_0 : 液膜先端固気液三相界面の過熱度
- q'' : ドライアウト部の熱流束
- F : 断面平均燃料棒出力に対するピーキング係数
- G : 冷却材の質量流束
- D_w : 熱的等価直径
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- t_m : $x - x_c$ が最大となる時刻
- Δt_0 : $x - x_c$ が最大となる時刻から x が x_c まで復帰するまでの経過時間

- $\overline{\frac{dx}{dt}}$: x が x_c まで復帰した時刻からリウエット時刻までの x の
平均変化率
- G_0 : 質量流束規格化基準値
- u_{lf}^0 : 液膜進展速度規格化基準値

3.3.2 燃料モデル

S C A Tコードの燃料モデルは、燃料集合体（燃料棒、ウォータロッド等）やチャンネルボックスで構成される。燃料棒熱伝達計算は、最大5グループに分けることができ、各々の燃料棒毎に行うことができる。

実機解析に用いるグルーピング及びノーディングを図 3-4 と図 3-5 に、考え方を表 3-3 に示す。9×9燃料（A型）の場合は、図 3-4 に示すようにホットロッド（標準長）、平均出力ロッド（標準長）、部分長ロッド、ウォータロッドの4つのグループに分けて模擬している。

(1)出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布の初期状態一定値として入力している。

(2)熱伝導モデル

燃料棒は、燃料ペレット、ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部、被覆管で構成され、図 3-5 に示すように軸方向に複数のノードに分割し、それぞれのノードに径方向に熱伝導方程式を適用して、冷却材への熱伝達を計算する。

- ①燃料ペレットは径方向に複数のノードに分割し、被覆管は通常内側と外側の2つのノードに分割して取り扱う。
- ②燃料ペレットでは、ペレット中心部よりペレット周辺部が相対的に局所出力が大きくなる傾向があり、この特性を取り込めるように径方向出力分布を考慮することができる。
- ③ペレットと被覆管のギャップ部の熱の授受には、ギャップ熱伝達係数を用い、一般に軸方向中央部のギャップ熱伝達係数が大きくなる傾向があり、このため、ギャップ熱伝達係数は軸方向分布を考慮できる。

ギャップ熱伝達については時間変化をしない一定値とする場合と、出力上昇に伴う燃料ペレットの熱特性の変化を考慮に入れた時間的に変化する場合の取り扱いが可能である。

- ④熱伝導率、熱容量など燃料ペレット及び被覆管の物性については、関係式もしくはテーブル形式で温度依存を考慮する。

(3)燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル

燃料ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達係数は、熱放出率を考慮した輻射伝導係数、燃料ペレットと被覆管相互の接触圧力を考慮した熱伝達係数、熱膨張の影響を考慮した気相部の熱伝導係数から求められる。

MCPRを計算する解析では、燃料棒機械設計コードPRIME^{[14][15][16][17]}で計算された結果に基づき、軸方向ギャップ熱伝達係数は一定値を用いている。

燃料棒の温度分布を示す方程式は下式である^{[5][6]}。

(a) 燃料ペレット

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F \frac{\partial T}{\partial t} - Q_g$$

(b) 燃料ペレット－被覆管ギャップ部

$$\left[K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = H_g \Delta T_{\text{gap}}$$

(c) 燃料被覆管

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_c \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c C_c \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下の通りである。

- T : 温度
- ΔT_{gap} : 燃料ペレット－燃料被覆管ギャップの温度差
- K_F : 燃料ペレットの熱伝導率
- K_c : 燃料被覆管の熱伝導率
- H_g : 燃料ペレット－燃料被覆管の熱伝達率
- ρ_F : 燃料ペレット密度
- ρ_c : 燃料被覆管密度
- C_F : 燃料ペレット比熱
- C_c : 燃料被覆管比熱
- Q_g : 燃料ペレットの発熱量

表 3-3 S C A Tコードのノーディングの考え方（9×9燃料（A型）の例）

領域	考え方
燃料棒グループ	燃料集合体の燃料棒及びウオータロッドを考慮するため、ホットテスト出力標準長燃料棒，平均出力標準長燃料棒，部分長燃料棒，ウオータロッドのグループに分ける。
燃料棒（軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために，核計算に合わせて燃料部を24ノードに分割している。また燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒（径方向）	燃料ペレット内の熱挙動を詳細に計算するために燃料ペレット部は12ノード，燃料ペレットと被覆管の間のギャップ部を1ノード，また，被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた2ノードに分割している。

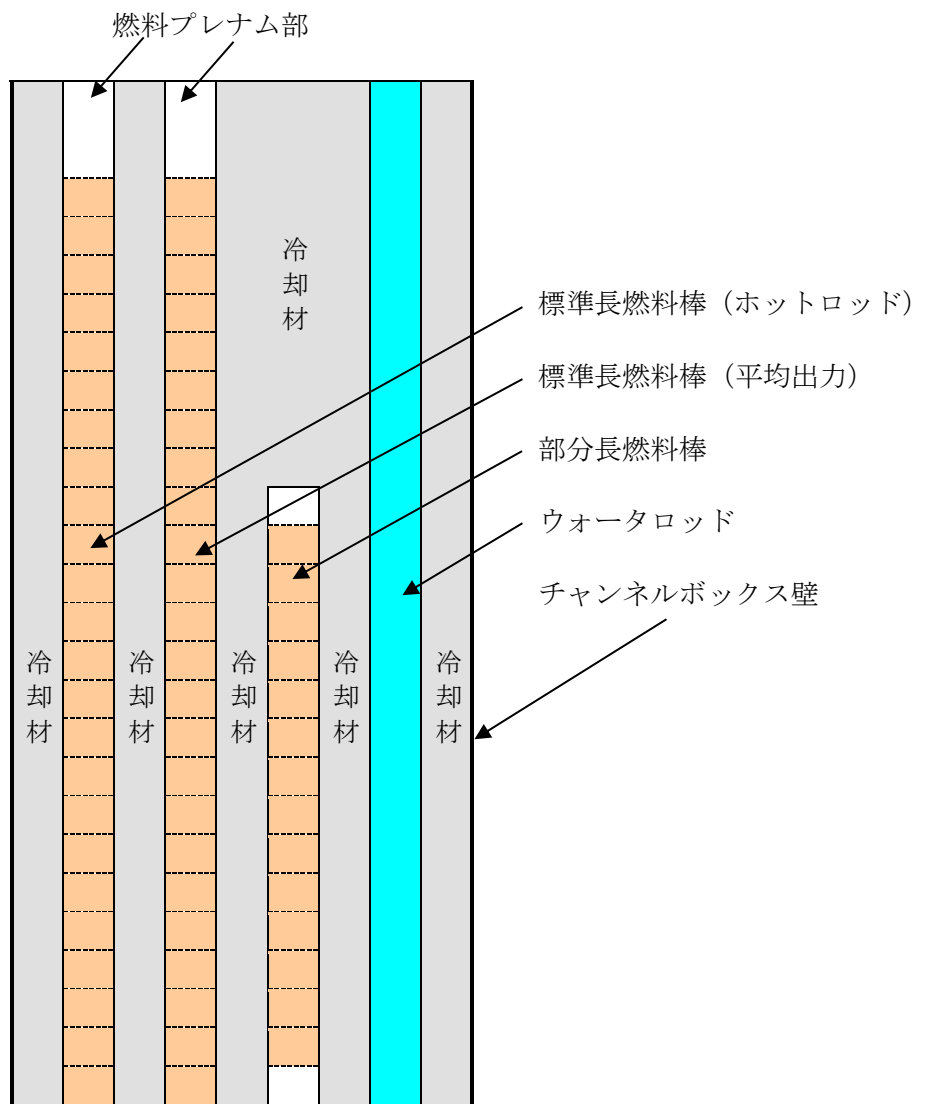


図 3-4 燃料集合体モデル (9×9燃料 (A型) の例)

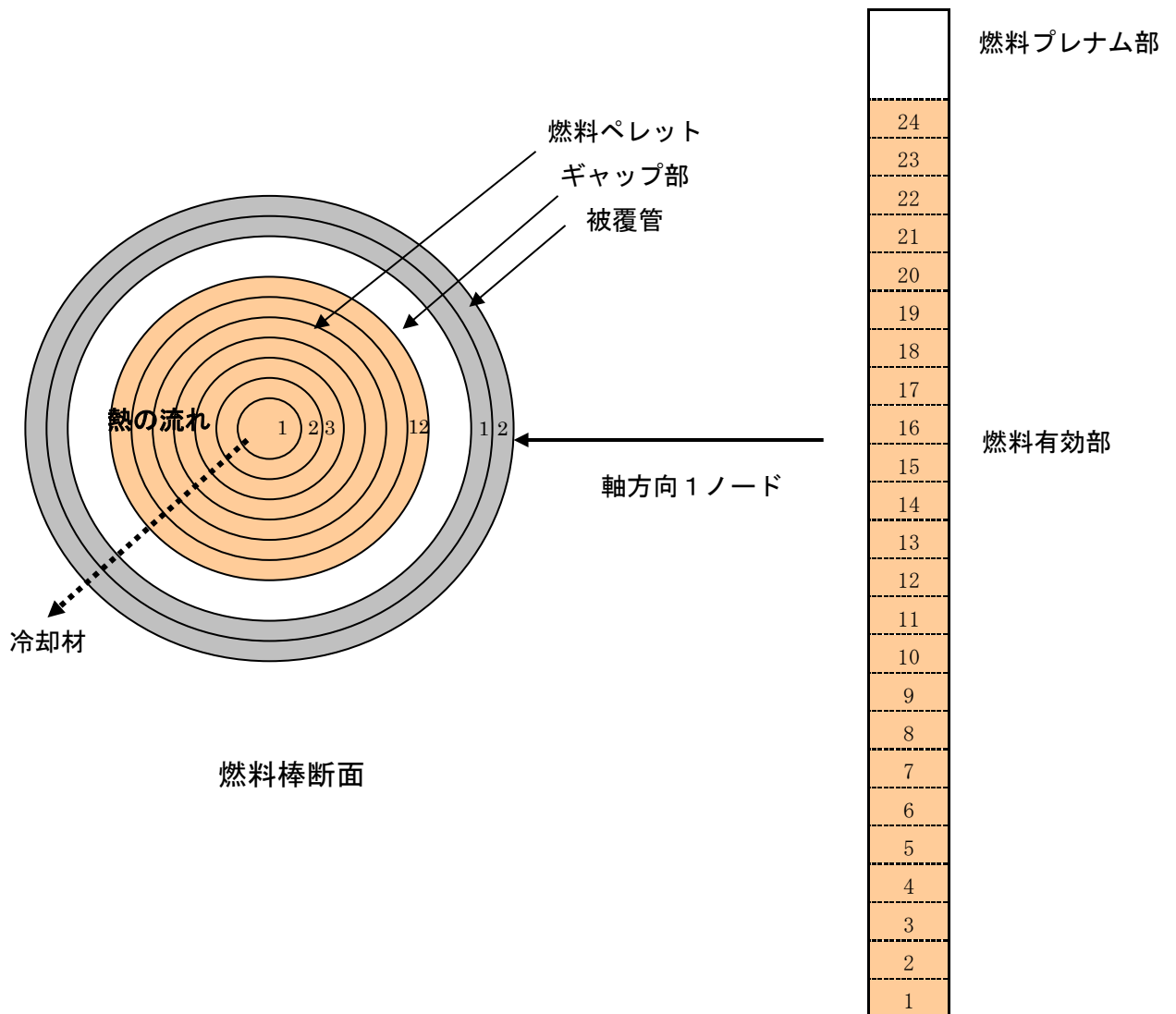


図 3-5 燃料棒モデル (9 × 9 燃料 (A型) の例)

3.4 入出力

SCATコードはREDYコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて評価する。SCATコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。各インプットデータの詳細な入力情報については添付 1 に示す。

- ①炉心データ
- ②燃料データ

なお、SCATコードの入口流量及びバンドル出力の時間変化は、REDYコードにより求められた規格化した炉心入口流量及び出力の時間変化がインプットとなる。初期値は、初期MCPRに合わせた入口流量及びバンドル出力を与える。

初期入口流量は、炉心熱水力解析コードISCOR^{[18][19]}を用いて、MCPRの初期値が通常運転時の制限値(OLMCPR)になるように初期バンドル出力と共に求められる。具体的には、高出力燃料集合体及び平均出力燃料集合体の入口流量は全燃料集合体の入口と出口間の圧力差が等しくなるように計算され、また、計算された入口流量を用いて求められた高出力燃料集合体のMCPRがOLMCPRとなるように、入口流量とバンドル出力の繰り返し計算が行われることで、初期バンドル出力と初期入口流量が得られる。

OLMCPRに相当する高出力燃料集合体は、平均出力燃料集合体よりも出力が高く、ボイド率が大きいため、高出力燃料集合体の初期入口流量は炉心平均の初期入口流量よりも小さい。

上記をインプットデータとして、単チャンネル熱水力解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ①MCPR
- ②燃料被覆管温度
- ③燃料被覆管酸化量 (ジルコニウム-水反応量)
- ④クオリティ
- ⑤熱伝達係数

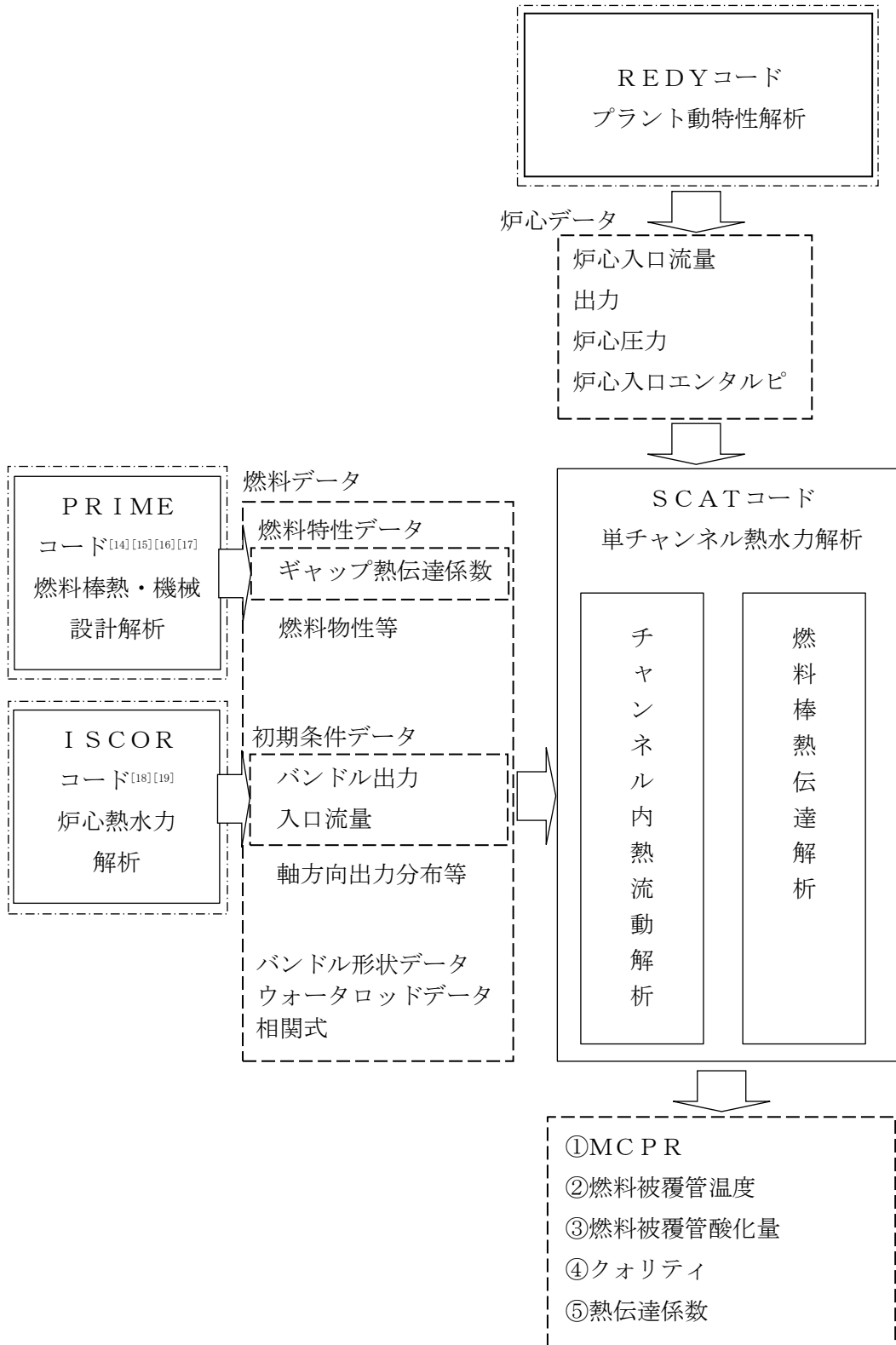


図 3-6 SCATコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

SCATコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙しており、出力分布変化，燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡である。

出力分布変化については，中央ピークに基づく軸方向出力分布を代表として設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，再循環ポンプトリップや主蒸気遮断による給水加熱喪失の状態軸方向出力分布は下部ピークに変化する。下部ピークでは，沸騰遷移が発生する燃料集合体上部において局所の出力が小さいため燃料被覆管温度上昇が小さくなる。そのため，軸方向出力分布を中央ピークに設定することで，燃料被覆管温度は高めに評価される。よって，出力分布変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。なお，沸騰遷移位置については下記の沸騰遷移の重要現象で取り扱う。

燃料棒内温度変化については，燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象において，主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では，燃料ペレットから冷却材へ伝達される熱量が大きいほどMCPRが小さくなって，沸騰遷移位置が深く予測される。そのため，燃料ペレット熱伝導率及びギャップ熱伝達係数によって表面熱流束に対する熱伝達の遅れを小さくすることで燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では，表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。よって，燃料棒内温度変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。

燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡については，BWR燃料の沸騰遷移を模擬したNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験^{[20][21][22]}の燃料被覆管温度測定値との比較により，燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡の解析モデルの妥当性を確認する。

沸騰遷移については，GEXL相関式がATLAS試験データ^{[3][4]}を基に作成されていることを確認することに加え，上述のNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験においてドライアウト持続時間の測定値と比較することにより，沸騰遷移の解析モデルの妥当性を確認する。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	ATLAS試験	NUPEC BWR燃料 集熱体熱水力試験
炉心 (核)	出力分布変化*	出力分布モデル	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化*	熱伝導モデル 燃料ペレット-被覆管ギャップ熱 伝達モデル	—	—
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル	—	図 4-15 図 4-16
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	図 4-3 図 4-5 図 4-6	図 4-12 図 4-13 図 4-14
炉心 (熱流動)	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル リウエットモデル	—	図 4-15 図 4-16

*4.1に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

4.2 ATLAS試験

(1) ATLAS試験設備の概要^{[3][4]}

米国GE社ATLAS試験設備の仕様を表4-2に、系統構成図を図4-1に示す。

実験は循環ポンプにより流体を循環させ、混合器で温度差のある水（循環ポンプからの水と空冷熱交からの水）を混合し、目的のサブクール水を得る。サブクール水の一部は凝縮器に流されるが、残りは流量制御弁を通り、オリフィス流量計，タービン流量計を経て試験部に入る。試験部で発生した蒸気は凝縮器で凝縮され、循環ポンプに戻る。蒸気ドラムの圧力は、冷水をドラム中にスプレイして蒸気を凝縮させることにより制御される。

試験部容器の模式図を図4-2に示す。試験部は高温高压流水中において実寸大規模燃料集合体に直接通電し、原子炉内の発熱状態を模擬して沸騰二相流の伝熱流動特性を測定するためのもので、模擬燃料集合体，圧力容器，接続電極などから構成される。

また、試験条件を表4-3に、試験パラメータの範囲を表4-4に示す。試験条件はBWRの通常運転時の値に対応し、出力の上昇，流量の減少は沸騰遷移を生ずる範囲までを含んでいる。

(2) 妥当性確認結果

①定常状態における予測能力

9×9燃料集合体のGEXL相関式で予測した限界出力と測定された限界出力の比較を図4-3に示す。これらの比較によれば90%以上のデータについて、予測値が測定値の±6%以内に入る。GEXL相関式の予測能力を統計的に評価するため、実験限界出力比（ECPR）なる量を次のように定義する。

$$ECPR = \frac{\text{予測限界出力（GEXL相関式による）}}{\text{測定限界出力（ATLAS試験による）}}$$

ATLAS試験で得られた9×9燃料のヒストグラムを作ると図4-4のようになり、GEXL相関式はBWR運転範囲を含む広範囲の運転条件で優れた一致を示していると考えられる。

②過渡状態における予測能力

過渡状態の沸騰遷移について、沸騰遷移予測時間の比較を図4-5に示す。沸騰遷移発生時間の計算値の多くは、±0.35秒以内に入っていた。また、この範囲に入らなかったものについては、予測時間は実測より早くなっており、保守的な結果を与えている。

次に7×7燃料における沸騰遷移予測位置の比較を図4-6に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く、また沸騰遷移予測位置は深くなっており、保守的な結果を与えている。

(3) 入口サブクーリングに対するGEXL相関式の適用性

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では、給水加熱喪失の状態が継続するため入口サブクーリングが大きくなる。代表的なABWR及びBWR5における入口サブクーリングは320 kJ/kg以下の範囲で変化し、ATLAS試験の範囲以上となることから、この範囲の入口サブクーリングに対するGEXL相関式の適用性を確認する必要がある。ただし、この確認は、第1から第3スペーサの範囲に対してのみ行う。

ATLAS試験4×4格子における入口サブクーリングと限界出力測定値との関係を図4-7に示す。限界出力測定値はおよそ320kJ/kg近くまで、ほぼ直線的に上昇することが示されている。同様に、9×9燃料（A型）における関係を図4-8に示す。これらの直線傾向は、環状噴霧流で発生する液膜ドライアウトに起因するCHF（Critical heat flux）発生機構において、入口サブクーリング増加によって下流側に移動する飽和沸騰開始高さとの相関関係であると考えられる。飽和沸騰開始高さが下流側に移動することで、沸騰遷移を生じさせるための冷却材への熱伝達量がより多く必要となるため、限界出力値が上昇している。7×7燃料を模擬した4×4格子に比べて、9×9燃料（A型）は細径燃料棒を採用しながら燃料棒本数を増やすことで伝熱面積を増加させ、限界出力を向上させている。さらに、9×9燃料（A型）の丸セル型スペーサは、4×4格子で採用された格子型スペーサに比べてドライアウトの抑制効果が高いことが知られている。燃料格子形状等が限界出力値に影響を及ぼすものの、燃料有効長に比べて飽和沸騰開始高さの差は小さく、9×9燃料（A型）では限界出力性能も改善されているが、環状流または環状噴霧流が維持されているため、9×9燃料（A型）においても4×4格子と同等の入口サブクーリングまで安定した直線性が確保されることが考えられる。

図4-9に9×9燃料（A型）における入口サブクーリングとGEXL相関式による限界出力計算値との関係を示す。限界出力計算値は入口サブクーリングが増加するにつれて直線的に上昇し、ATLAS試験の範囲外の外挿領域まで直線傾向を維持していることが確認できる。GEXL相関式は沸騰長さ（飽和沸騰開始位置から沸騰遷移を生じる位置までの軸方向距離）をパラメータに含む。比較的低い流量条件では沸騰遷移は集合体上部から数えて第1スペーサ直上流で発生するが、高い流量条件では上流側の第2スペーサないしは第3スペーサ直上流位置で初生する。高流量や高サブクーリングの条件では飽和沸騰開始高さが下流側へ移動するため、結果として沸騰長さが短くなる。入口サブクーリングがATLAS試験の範囲以上となる条件では、沸騰長さがATLAS試験条件の範囲より短くなる可能性が考えられる。

4.3(3)で述べる東京電力柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉（KK-6/7）における主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析（感度解析）では、燃料被覆管最高温度（PCT）が厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において、GEXL相関式は第4スペーサ位置まで沸騰遷移が及ぶと評価し

ている。入口サブクーリングが大きいと飽和沸騰開始高さが集合体中央付近まで上昇し、沸騰長さが極端に短くなる。しかし、このような条件下でも、上流側のサブクール領域においてドライアウト以外の現象が生じるような熱水力的に不安定な状態には至らないと考えられる。主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における条件において、広い範囲の試験データを整理した甲藤のCHF特性領域線図^[23]ではドライアウト領域に相当している。さらに、提唱されている気泡充満モデルや蒸気ブランケットモデルが対象とする現象はいずれも加熱面近傍にボイド率が集中する状況下でのCHF発生機構であるが、解析上では、4.1節のように中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定していることと相まって、中央ピークから下流側で発生するドライアウトに起因するCHF発生機構であるため、上流側で高熱流束条件下において生じるCHF発生機構に至る可能性は十分小さいと考えられる。4.3(3)に後述するとおり、実際に第4スペーサで沸騰遷移が生じる可能性は極めて小さく、GEXL相関式の判定は十分保守側と言える。

ただし、それに続く給水ポンプトリップによる原子炉水位低下により、再循環ポンプがトリップして炉心流量が減少する過程は、入口サブクーリングが回復するため本項の説明対象外となる。この過程におけるGEXL相関式の適用性については、4.3(3)に後述することとする。

以上の検討から、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析で現れる9×9燃料(A型)のATLAS試験の範囲以上の入口サブクーリングに対しても、第1から第3スペーサの範囲ではGEXL相関式は適用可能であることを確認した。一方、第4スペーサに対しては、GEXL相関式の適用が保守的であることを確認した。ただし、KK-6/7の感度解析で見られるような給水ポンプ及び再循環ポンプトリップ後に炉心流量と原子炉出力が急減する過程に現れる出力-流量のミスマッチ期間においては、GEXL相関式による評価が必ずしも保守側ではない可能性がある。しかしながら、SCATコードによるPCT評価を過度に非保守側に導くものではないことから、この期間にGEXL相関式を適用しても安全評価上の問題にはならないと考えられる。

(4) GEXL相関式における重要現象(沸騰遷移)の不確かさ

ATLAS試験の測定限界出力とGEXL相関式の予測限界出力とから求められる標準偏差は3.6%以下であり、これが沸騰遷移におけるGEXL相関式の不確かさに相当する。しかし、3.3.1(2)④に記載した通り、MCPRがSLMCPRを下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断するように保守的に設定しているため、不確かさの影響はこの設定に含まれる。

表 4-2 ATLAS 試験ループの仕様^{[3][4]}

項目	仕様
試験部最大熱入力	17.2 MW
ループ最大圧力	158 kg/cm ² a (15.5 MPa[abs])
ループ最高温度	346 °C
試験部最大流量	3,790 l/min (6.31×10 ⁻² m ³ /s)
試験部容器	BWR 実寸大模擬燃料集合体収納可

表 4-3 ATLAS 試験条件^{[5][6]}

項目	出力上昇事象	流量減少事象
圧力	1,000 psia (6.9 MPa[abs])	
流量	1.0×10 ⁶ lb/h-ft ² (1,356 kg/m ² -s)	
入口温度	510~525 °F (266~274 °C)	500~530 °F (260~277 °C)
出力	1.34~5.40 MW	1.00~6.65 MW

表 4-4 試験パラメータ範囲^{[3][4]}

項目	範囲
圧力	800~1,400 psia (5.5~9.7 MPa[abs])
質量速度	0.10~1.35 Mlb/h-ft ² (140~1,830 kg/m ² -s)
入口サブクーリング	0~100 Btu/lb (0~223 kJ/kg)

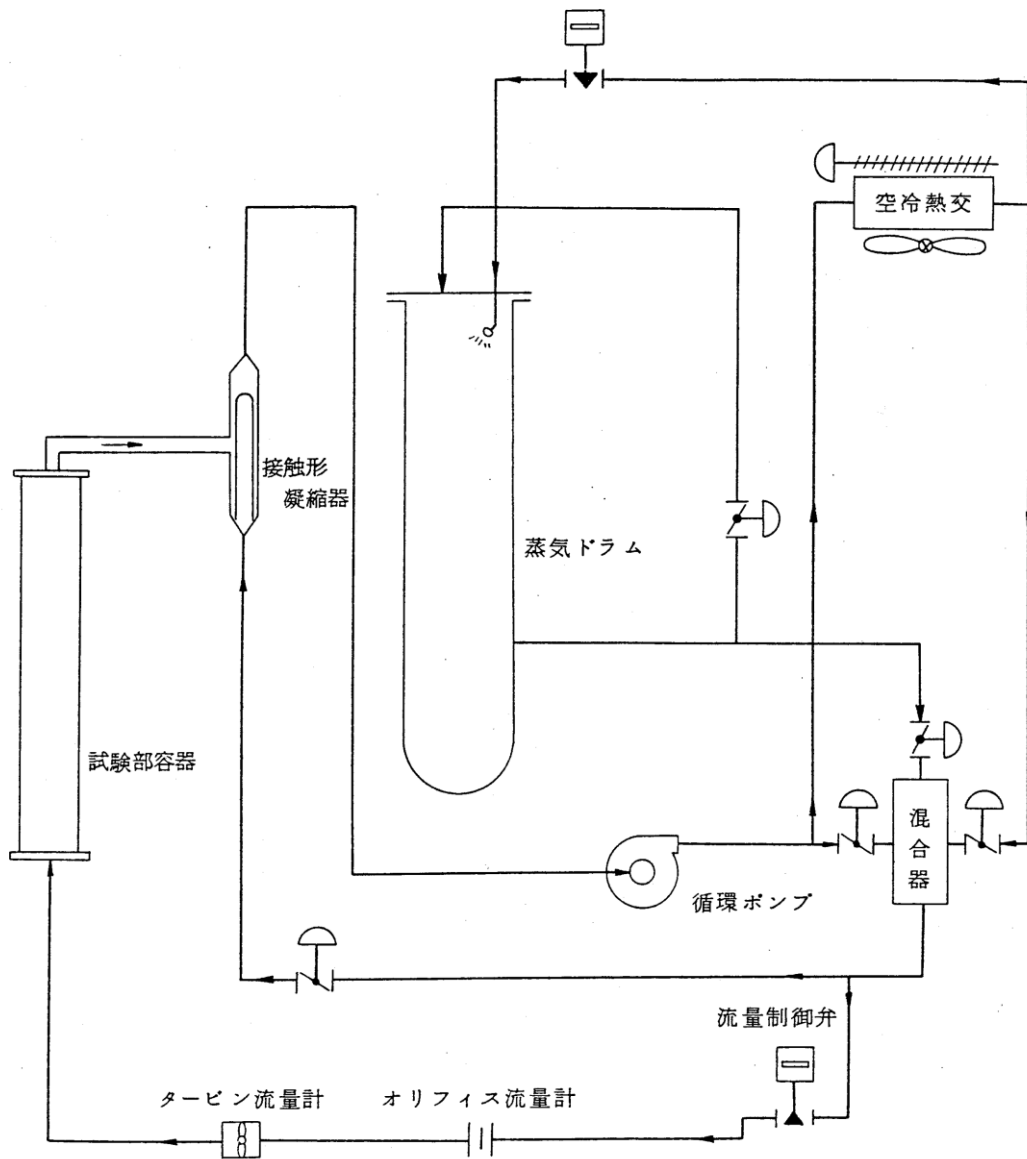


図 4-1 ATLASループ系統構成図^{[3][4]}

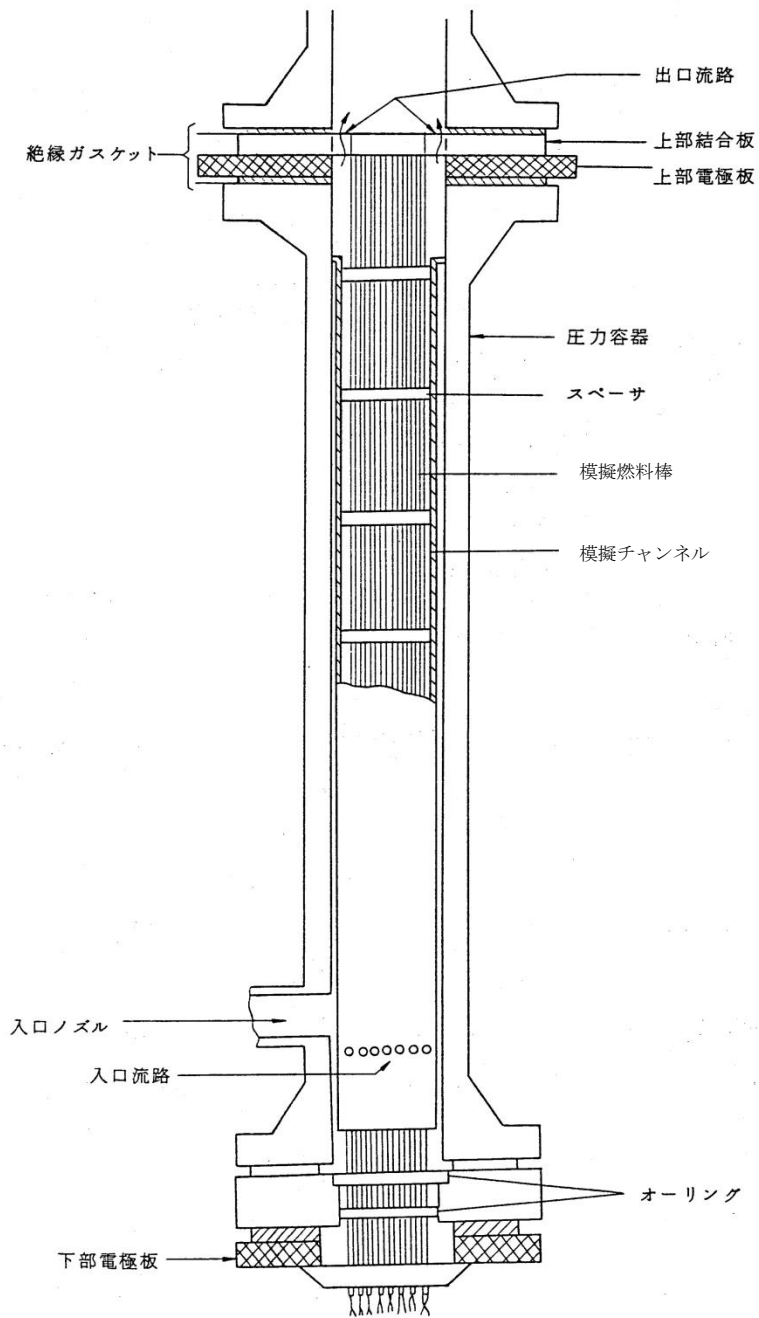


図 4-2 試験部^{[3][4]}

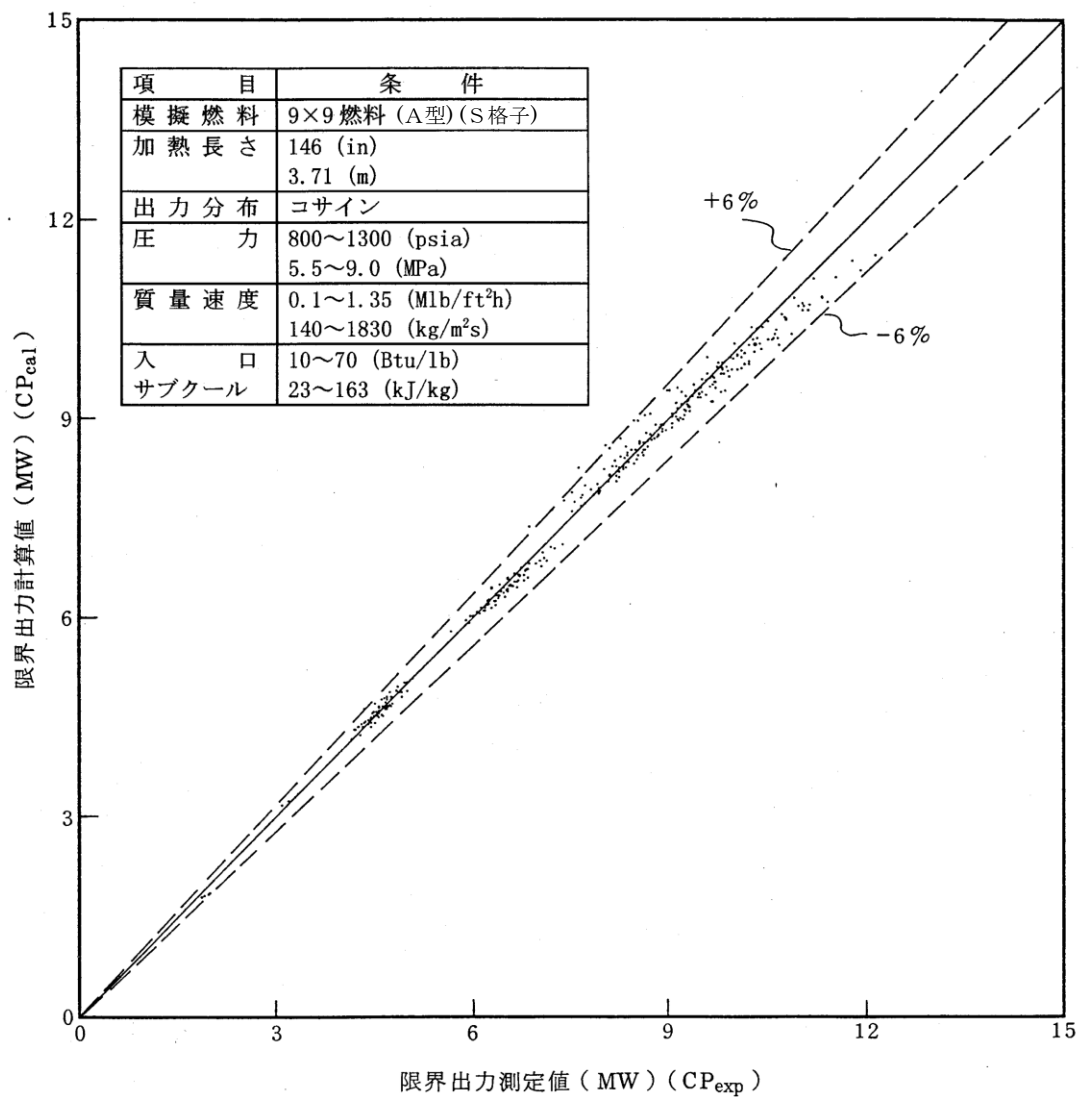


図 4-3 限界出力計算値と測定値の関係^{[3][4]}

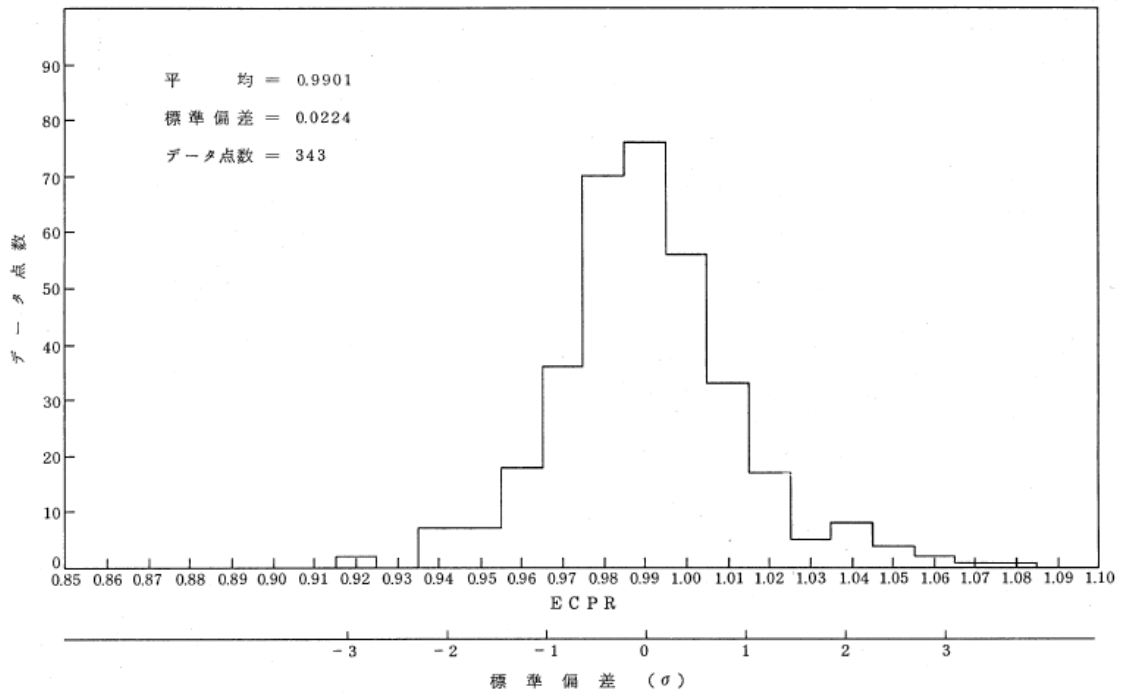


図 4-4 ECPRヒストグラム^{[3][4]}

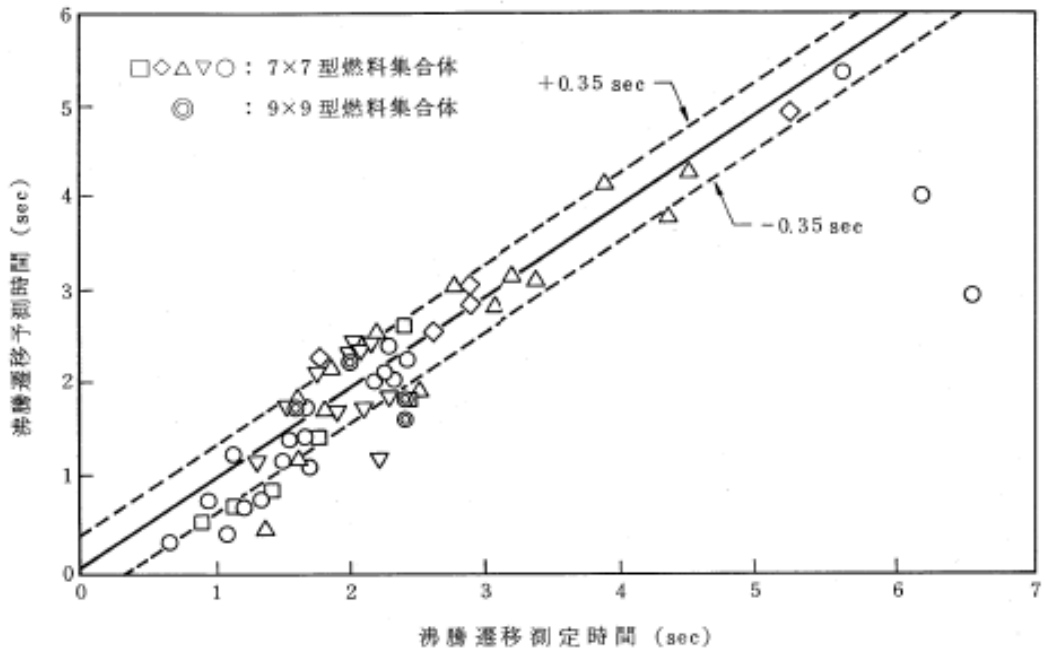


図 4-5 初期沸騰遷移予測時間対測定時間^{[3][4]}

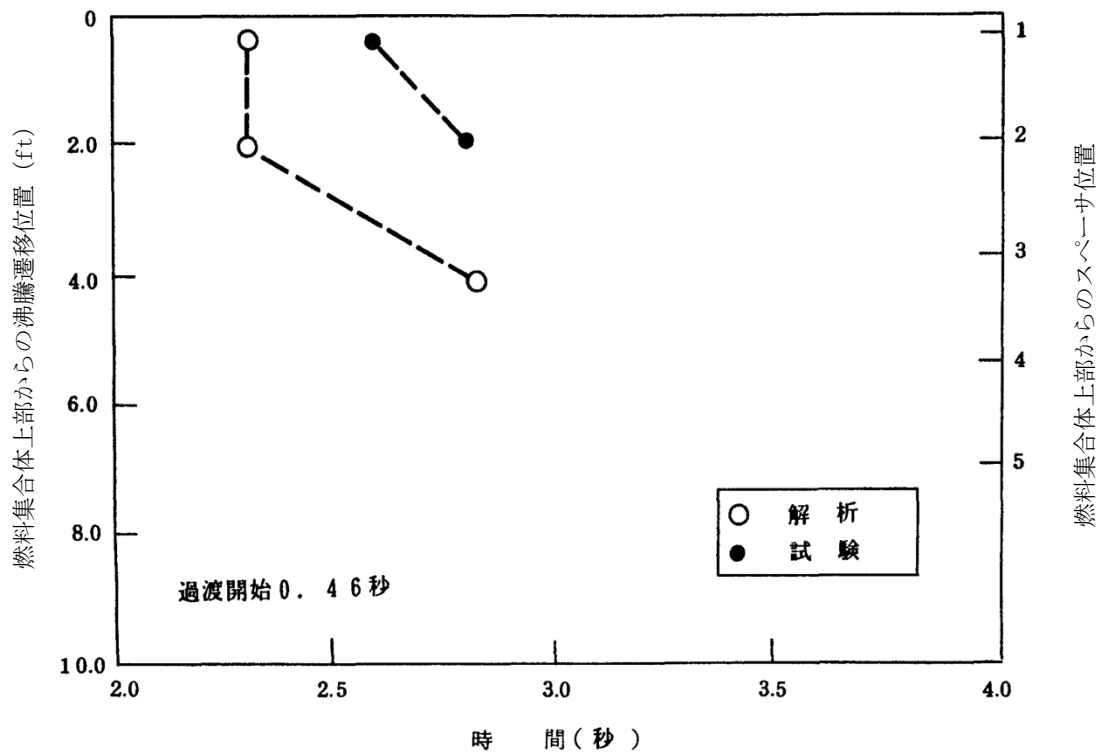


図 4-6 沸騰遷移位置の時間変化 (7 × 7 燃料) [6]

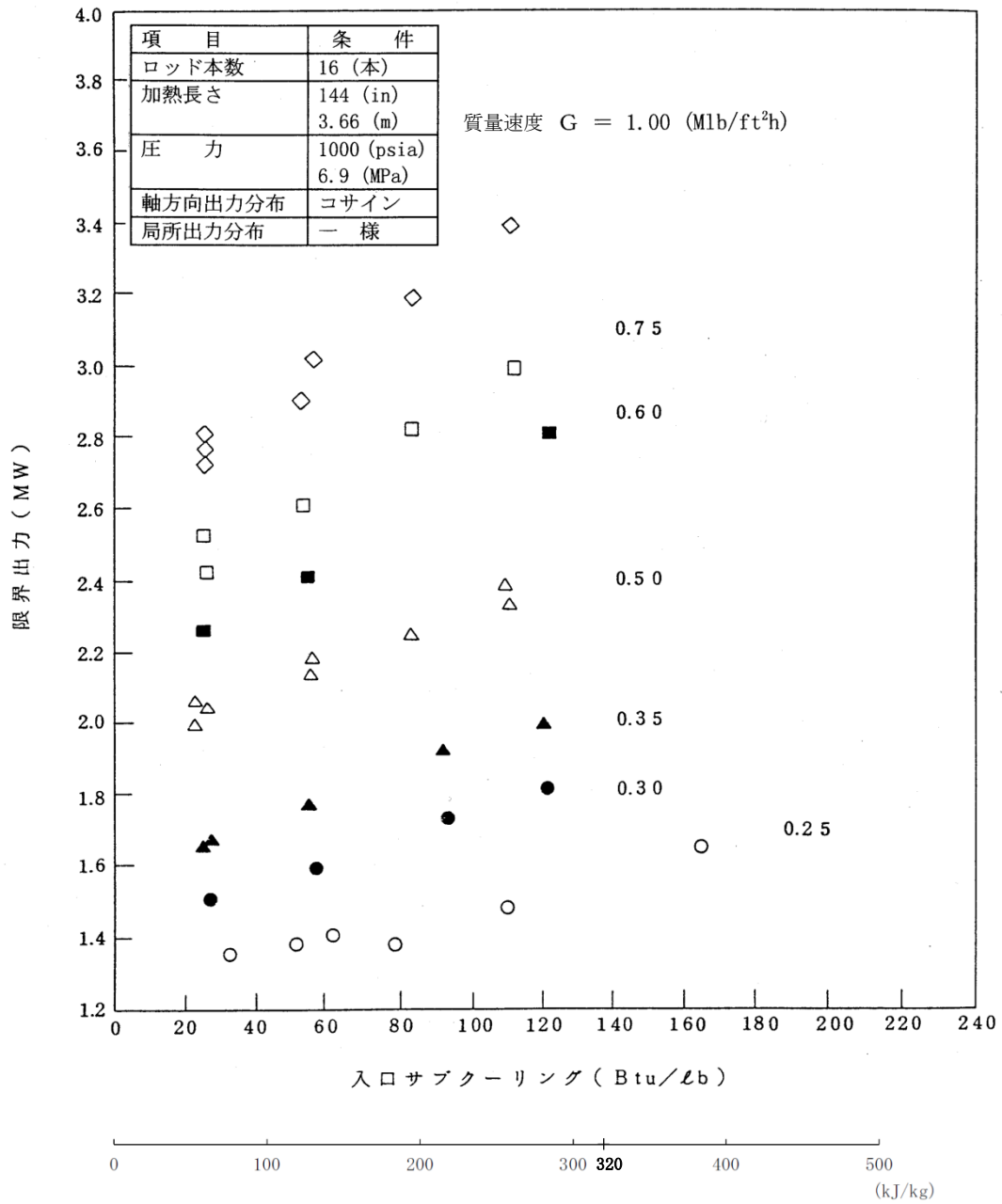


図 4-7 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係 (4 × 4 格子) [3][4]

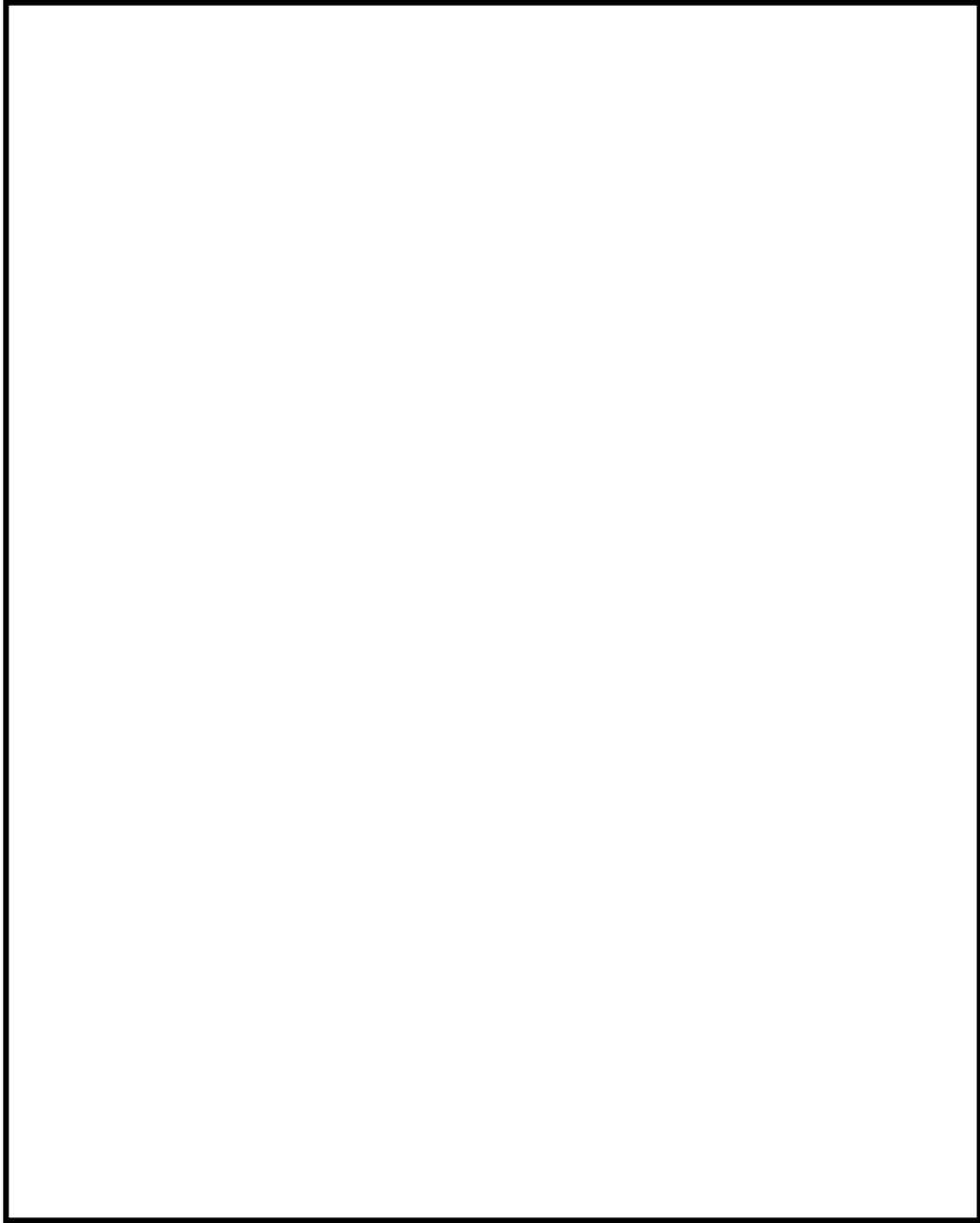


図 4-8 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（9×9燃料（A型））

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

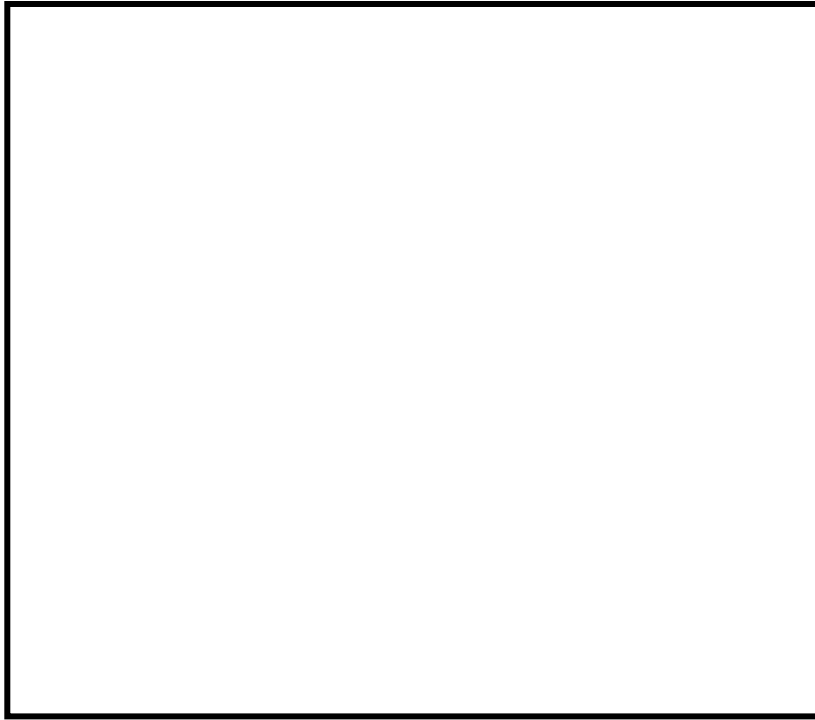


図 4-9 入口サブクーリングと限界出力計算値の関係例

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験

(1) NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の概要^{[20][21][22]}

(財)原子力発電技術機構（NUPEC）において過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は実寸大の9×9燃料（A型）模擬燃料集合体であり、表4-5に燃料集合体の仕様を、表4-6に試験条件を、図4-10に試験体を、図4-11に試験体の径方向出力分布を示す。模擬燃料棒表面温度は、模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し、その測定位置はスペーサの直上流である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では、流量、出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

沸騰遷移発生時間について、試験とGEXL相関式による解析結果との比較を図4-12に示す。4.2項のATLAS試験の妥当性確認と同様に、GEXL相関式による沸騰遷移発生時間の計算値は±0.35秒以内に入っていて、良好に予測できる。

沸騰遷移位置について、試験とGEXL相関式による解析結果との比較を図4-13及び図4-14に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く、また沸騰遷移予測位置は深く予測する傾向となっており、保守的な予測結果を与えている。

また、沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正Dougall-Rohsenow式、リウエット相関式に相関式2を用いた場合の結果として、図4-15に燃料被覆管温度の最大値の比較を、図4-16にドライアウト持続時間の比較を示す。修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えていて、燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

SCATコードは沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2を適用することにより、燃料被覆管温度を高めめに評価する傾向がある。

そのため、重要現象（燃料棒表面熱伝達）の不確かさの影響は修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2に含まれる。

(3) 沸騰遷移深さに対するGEXL相関式の保守性

東京電力柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉（KK-6/7）における主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析（感度解析）では、PCTが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において、沸騰遷移が及ぶ最深位置を集合体上部から数えて第4スペーサ位置までと評価している。沸騰遷移深さは、軸方向の熱流束分布と相まってPCTに影響する。ここでは、GEXL相関式による沸騰遷移深さ評価位置の保守性について検討する。ただし、保守性を検討する対象期間を、上述のPCTが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間とする。

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では、燃料被覆管温度を高く評価するように、中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定している。中央ピークの場合、9×9燃料の沸騰遷移は集合体上部から数えて第1～第3スペーサの直上流位置で生じることが実験から確認されている。例えば、NUPECのBWR燃料集合体熱水力試験^{[20][21][22]}では、図4-10に示すとおり第1～第4スペーサの直上流位置(A～D断面)に熱電対が設置されているが、第4スペーサ位置(D断面)では沸騰遷移は報告されていない。

GEXL相関式の適用に当たっては、3.3.1(2)④(b)の沸騰遷移位置判定の計算方法に基づいて、SLMCP R相当の限界クオリティで沸騰遷移するものとし、さらに沸騰遷移位置を厳しい側(上流側)に評価するために保守的に整理した補正クオリティを用いることで、早めにかつより上流側の位置で沸騰遷移を予測する方法をとっている。

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では、再循環ポンプの部分台数トリップ及びその後のポンプ流量の制御により炉心流量を低下させるため、ホットチャンネルを流れる冷却水の流量は定格炉心流量の約30%相当の低流量条件となる。このような流量(及び出力)の減少過渡において生じる沸騰遷移は、環状噴霧流又は環状流において燃料棒表面を流れる液膜流のドライアウトに起因すると考えられ、スペーサの直上流位置で生じることが一般に知られている。スペーサは環状噴霧流中の冷却水流れに種々の影響を及ぼすが、蒸気乱流の促進作用等により蒸气流中の液滴を液膜流へ付着させる効果があると言われており、実際にスペーサの下流側で液膜流量が増加することが実験から確認されている。燃料棒の発熱の影響で液膜流量は下流へ行くほど減少するものの、スペーサの直下流側では液膜流量が増加して熱的余裕が増す。このようなスペーサ効果によるCHFの軸方向変化を模式的に表すと図4-17のように描画できる^[26]。スペーサ直上流位置においてCHFが極小となるため、スペーサ間の領域ではこれらの極小位置において沸騰遷移が初生することになり、極小位置より上流側のスペーサ間の領域では通常、沸騰遷移は初生しない。

一方、沸騰遷移が発生する可能性のあるスペーサ位置に着目すると、炉心入口サブクール度が非常に大きいことから集合体の中央高さ付近までサブクール沸騰状態にあり、第5～第7スペーサの範囲では軸方向のボイド率の増加が十分でなく、発達した環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成される流動状態には程遠い流動様式にとどまる。この結果、この範囲においては、軸方向出力分布が中央ピークのため加熱量が小さいことと相まって、4.2(3)に示したように沸騰遷移は発生しない。

以上から、発熱のピーク高さ位置に最も近く、前述の熱水力試験で沸騰遷移が観測されなかった第4スペーサ及び第4スペーサと第5スペーサとの間の領域に対してGEXL相関式を適用した評価の保守性に着目して以下に説明を加える。

さて、第4スペーサ直上流位置から第5スペーサの間の領域(以下、「中央高さ領域」と称す。)は中央ピークに基づく軸方向出力分布のため軸方向で加熱量が最も大きな領域であ

る。一方で、前述したようにサブクール度が非常に大きいために、サブクール沸騰から飽和沸騰に移行し始める領域でもある。しかし厳しい側の想定として、敢えてドライアウトが生じ得る流動様式である環状噴霧流に遷移する領域に至っていることを仮定して、以下、沸騰遷移が生じる可能性を検討する。

このため、この中央高さ領域では、単管の場合なら環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成され始める流動様式に到達し得ると仮定する。一方、燃料集合体は管群流路であるため、このような流動様式遷移は燃料棒の出力が最も高いことなどにより、熱的に最も厳しい条件の燃料棒の周り（以下、「ホットサブチャンネル」と称す。）で初生する。このとき、ホットサブチャンネルに隣接するサブチャンネルでは、環状噴霧流様式遷移前のチャンネル流等の間欠的な流れが生じる領域にあること、ホットサブチャンネルが環状噴霧流に遷移することで界面せん断力が減少してホットサブチャンネルに周囲から流れが流入し周囲の流れの影響を受けやすくなることなどから、ホットサブチャンネルの流動様式が環状噴霧流に遷移したとしても、その流れは隣接サブチャンネルの間欠的な流れの影響を受けて不安定化する。さらに、前述したように飽和沸騰長さが過度に短いことと相まって安定した液膜流が形成されにくく、この点からも液膜流が脈動的な流れとなる。このため、仮にドライアウトに至っても燃料被覆管温度の上昇が生じるほどドライアウト状態が継続するとは考えられない。したがって、中央高さ領域では、仮に厳しい側に環状噴霧流に遷移することを仮定したとしても、CHFが極小となる第4スペーサ直上流位置以外の領域はおろか、第4スペーサ直上流位置においてさえも沸騰遷移が生じる可能性は極めて小さい。

したがって、SLMCP R相当条件で生じるとした沸騰遷移及び沸騰遷移位置を厳しい側に評価する補正クォリティを導入することの二つの保守的な評価手法とすることで、第1～第3スペーサだけでなく、更に一段上流側の第4スペーサ直上流位置及び中央高さ領域内での他のノード位置に沸騰遷移が及ぶと判定するGEXL相関式を用いた沸騰遷移条件の評価は十分に保守的であると考えられる。

なお、沸騰遷移の評価に当たっては、1点近似炉心動特性評価時のボイド反応度の取扱いなど炉心出力を過大に評価するようにして得た結果を用いることで、熱的に厳しい側の解析を実施していることから、GEXL相関式による上記の沸騰遷移深さに対する保守性は十分なものと評価できる。

以上で、PCTが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において、GEXL相関式による沸騰遷移条件の評価が十分に保守的であることを示した。一方、その後、給水ポンプトリップによる原子炉水位低下により、再循環ポンプ6台がトリップして、炉心流量が減少する。炉心流量減少によるボイド率の増加により、若干の時間遅れを持って原子炉出力が低下する。この過程において、短い時間であるが出力と流量のミスマッチ（比較的高い原子炉出力でありながら非常に低い炉心流量となる期間）が生じ、ホットチャンネル内の蒸気クォリティが一時的に増加する。このときGEXL相関式

は、沸騰遷移が及ぶ最深位置をさらに上流側の第 5 スペーサ位置までと評価している。以下では、この出力ー流量のミスマッチを生じる期間に対して、沸騰遷移が生じる可能性について検討を加える。

出力ー流量のミスマッチが大きくなる初期炉心流量 90%の解析ケースを検討の対象とする。再循環ポンプの停止により、炉心流量は定格時の約 7%相当まで急減する。これに追従して原子炉出力も低下するが、炉心流量が定格の 7%相当に至った時点でホットチャンネルの熱流束は定格時の約 50%程度を保持している。このため、飽和沸騰の開始高さは第 7 スペーサ付近まで低下し、第 5 スペーサ位置の蒸気クオリティは約 50%に及ぶ。第 5 スペーサから下流側は膜沸騰に至っており、燃料集合体上部では蒸気単相流となる。以下、各スペーサ位置に着目して沸騰遷移が生じる可能性を検討する。

第 7 スペーサ位置はほぼ飽和沸騰開始高さに位置する。本項前半で検討した原子炉出力が高い状態で保持される期間の中央高さ領域と同等のクオリティ条件であることから沸騰遷移が生じる可能性は小さい。ただし、ごく低流量のため流動様式の発達が早く、チャンネルに近い乱れた様相を呈する可能性がある。しかしながら、この位置の加熱量が小さいことと相まって、仮に燃料棒表面に一時的なドライパッチ（液膜消失部）が生じたとしても、乱れた流れの中ですぐに消滅するため、燃料被覆管温度が上昇するには至らない。次に、第 6 スペーサ位置は GEXL 相関式では沸騰遷移を生じないと判定されるが、急速な沸騰により燃料棒表面に安定した液膜は形成されず、通常の二相流の流動様式の発達過程とは異なる逆環状流的な流動様式へと移行する可能性がある。しかし、第 7 スペーサ位置と同様に不安定で乱れた流動状態であることに変わりはなく、間欠的なドライパッチを生じたとしても、燃料被覆管温度が有意に増加するほど(※)長時間持続しないと考えられる。また、激しい核沸騰により燃料棒表面から吹き飛ばされた液膜が比較的大きな液塊となってチャンネル内を浮遊し、小さな液滴に分裂しないまま、乱れによって燃料棒へ衝突する冷却形態も生じ得る。これは、噴霧流冷却よりもはるかに大きな冷却効果を期待できる。さらに、ホットチャンネルの熱流束は急速な減少過程にあり、10 秒足らずで半減して定格時の 25%以下へと低下するため、出力ー流量のミスマッチは早期に緩和される。以上の理由から、第 6 スペーサ位置でドライパッチを生じる懸念はあるものの、燃料被覆管温度が大きく上昇する可能性は小さいと考えられる。第 5 スペーサは第 4 スペーサとともに、中央ピークの軸方向出力分布において最も発熱量が大きい領域に位置する。第 4 スペーサ位置では蒸気クオリティが 1.0 に近い状態となる。ここで熱的に厳しい条件として、中央ピーク位置において飽和蒸気単相となる場合を想定し、定格時の 50%相当の原子炉出力と 7%相当の炉心流量が維持されると仮定する。この条件では、単相流の Dittus-Boelter 式から見積もられるホットサブチャンネルの燃料被覆管温度最大値は約 900°C となる。実際には、熱流束は減少過程にあり、出力ー流量のミスマッチがほどなく緩和されるため、このような高温に至る可能性は小さい。したがって、この期間における SCAT コードの被覆管最高温度評価値(約 900°C)は、結果として保守側の評価と言える。第 4 スペーサより下流側は、

上部へ行くほど発熱量が低下するものの、蒸気温度が上昇して過熱蒸気となるため、熱的に厳しい状態が十数秒間持続することが予想される。しかし、熱流束は急速な減少過程にあることから、燃料被覆管温度の上昇が過度に大きくなることは無いと考えられる。

以上、給水ポンプ及び再循環ポンプトリップ後に出現する出力流量のミスマッチ期間に対して、沸騰遷移を生じる可能性を検討した。この期間に限っては、GEXL相関式による沸騰遷移深さの評価は必ずしも保守的とは言えないことが推測された。しかし、解析で仮定している再循環ポンプ6台が同時に停止する可能性は低く、炉心流量の低下は、より緩やかになると考えられること、また、中央ピークより下部に位置する第5から第7スペーサ位置の出力は小さいことから、GEXL相関式の評価に非保守性があったとしても、SCATコードによる燃料被覆管温度評価結果を過度に非保守側へ導くものではないと判断でき、PCT評価上の問題となるものではないと結論できる。

(※) 熱流束が低下しているため、燃料被覆管温度の顕著な上昇には十秒程度の時間を要すると見込まれる。

(4) 重要現象（気液熱非平衡）の不確かさ

図4-11に示す試験体の径方向出力分布から、熱的に最も厳しい燃料棒（以下、ホットピン）に着目すると、ホットピンが3本直線状に配置、3本をL字型に配置されており、ホットピンに隣接して同様なホットピンが2本配置された体系とみなせる。この体系において、上記のように修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えている。3.3.1(2)項のように、修正Dougall-Rohsenow式では過熱蒸気の温度を蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）とした物性値を用いている。これを踏まえると、燃料被覆管温度を高く評価していることは、バルク温度が飽和又は少なくとも飽和温度から有意に上昇しないことを意味することが分かる。これは、沸騰遷移においても、隣接燃料棒との間に飽和温度の蒸気が介在することを示すため、ホットピンの影響が隣接した燃料棒に波及しないことを示唆していると考えられる。

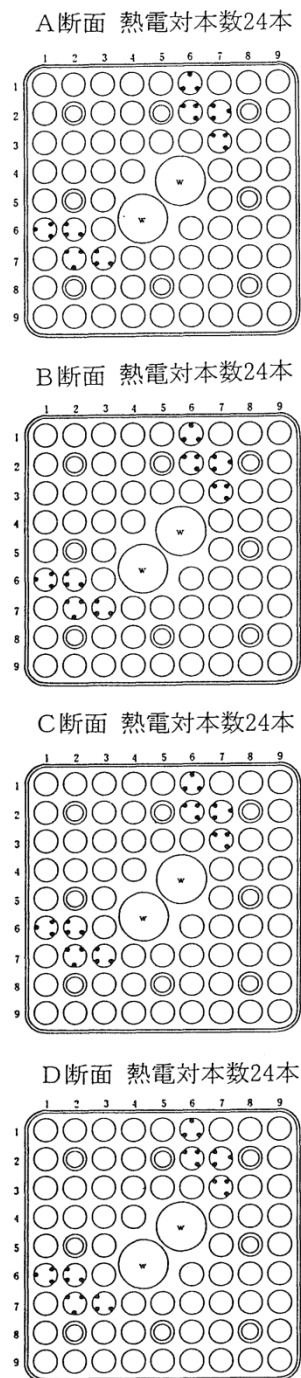
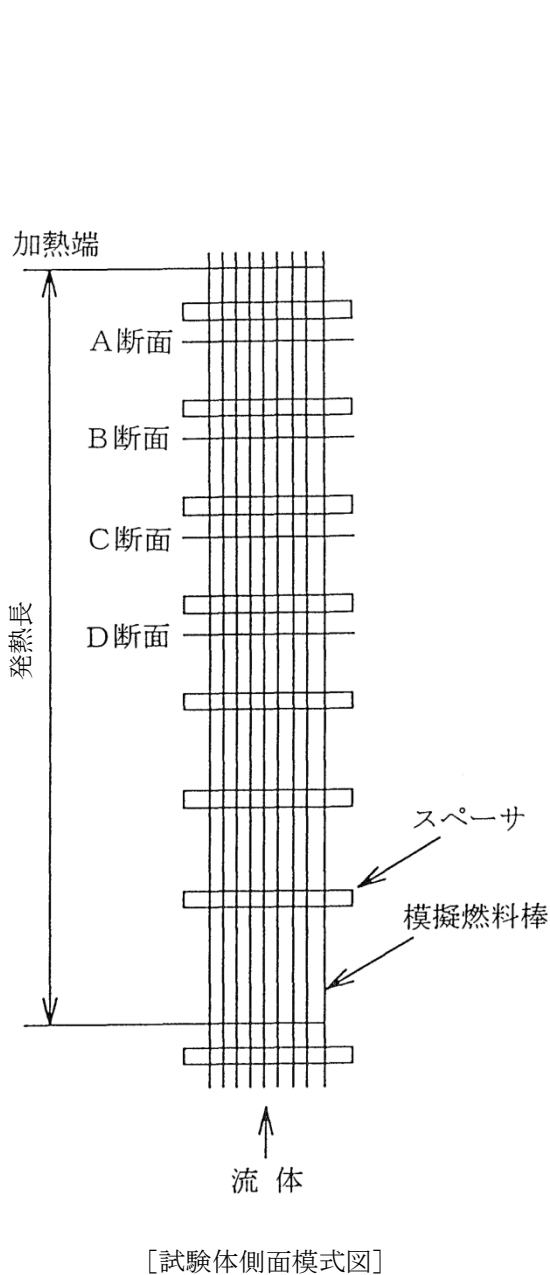
したがって、重要現象（気液熱非平衡）の不確かさの影響は修正Dougall-Rohsenow式に含まれると考えられる。

表 4-5 模擬燃料集合体の仕様^[8]

項目	仕様
燃料タイプ	9 × 9 燃料 (A型)
燃料棒本数 (ヒータロッド)	74
・標準燃料棒	66
・部分長燃料棒	8
加熱長	
・標準燃料棒	約 3,710mm
燃料棒外径	φ 11.2mm
ウォータロッド本数	2
燃料棒ピッチ	14.3mm
チャンネルボックス内幅	132.5mm
スペーサ個数	7 (丸セル型)
軸方向出力分布	コサイン

表 4-6 試験条件^[8]

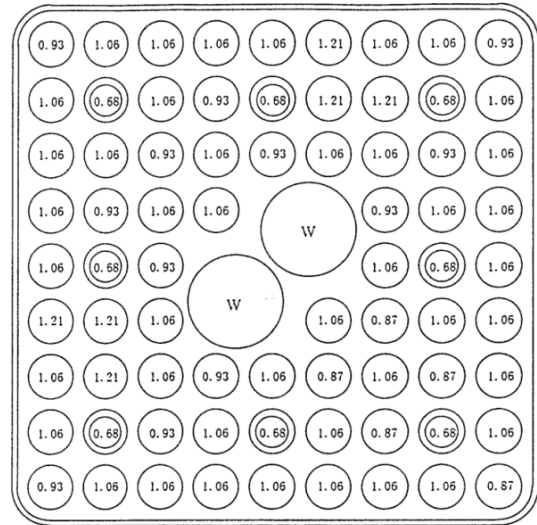
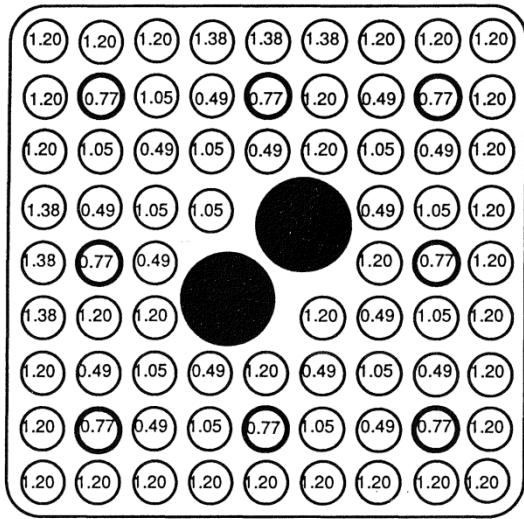
項目		出力上昇事象	流量減少事象
初期条件	圧力	約 7.2 MPa[abs]	
	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約 6~8 MW	



- : 標準燃料棒
- ⊙ : 部分長燃料棒
- : 熱電対位置

[熱電対取付け位置]

図 4-10 試験体の例^[21]



○ 発熱ロッド ● 水ロッド ⊙ 部分長ロッド
 ○ 内の数字は径方向出力比率を示す。

○内の数字は、(ロッド全出力での) 相対出力を示す。
 ⊙は部分長を示す。
 Wは模擬ウォータロッドを示す。

試験体 (燃焼初期)

試験体 (燃焼の進んだ分布)

図 4-11 試験体の径方向出力分布^[21]

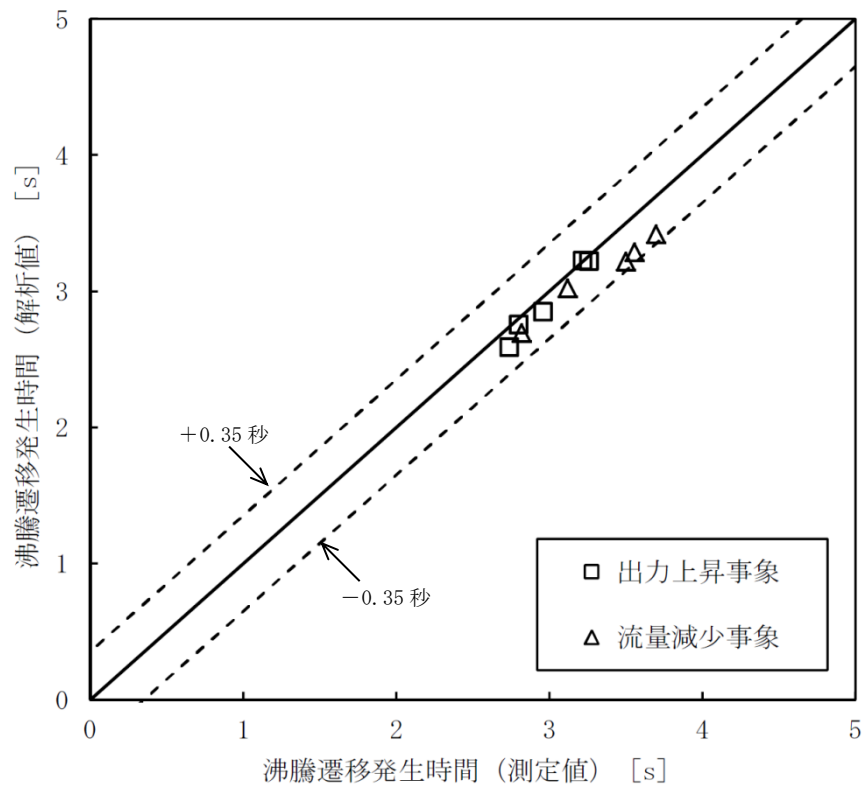


図 4-12 沸騰遷移発生時間の比較

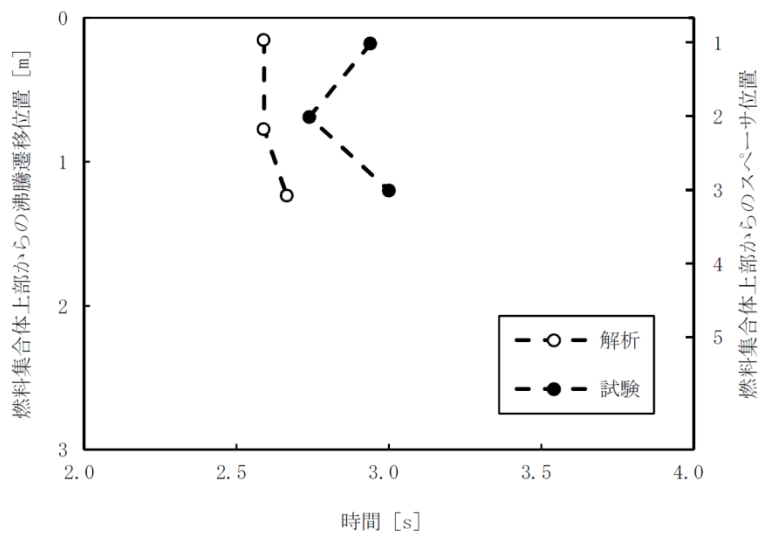


図 4-13 沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

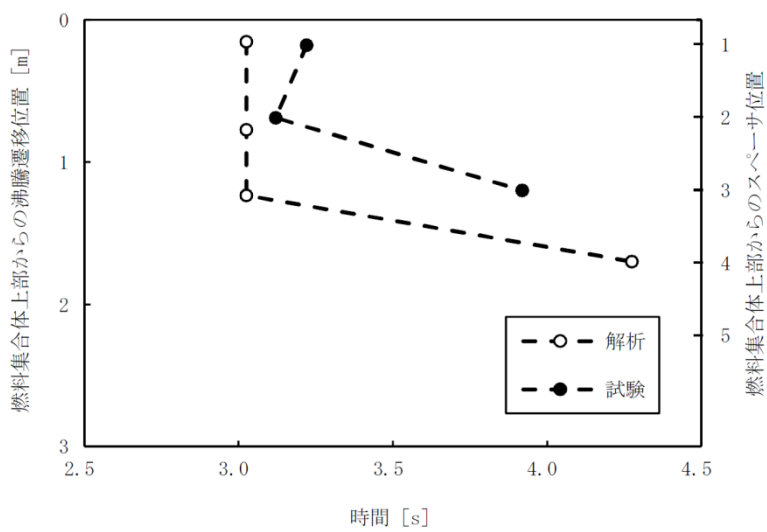


図 4-14 沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

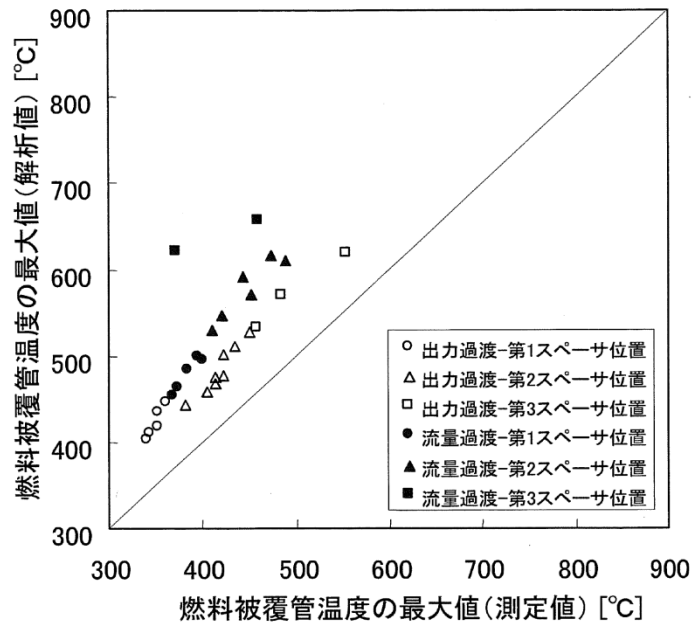


図 4-15 燃料被覆管温度の最大値の比較^[8]

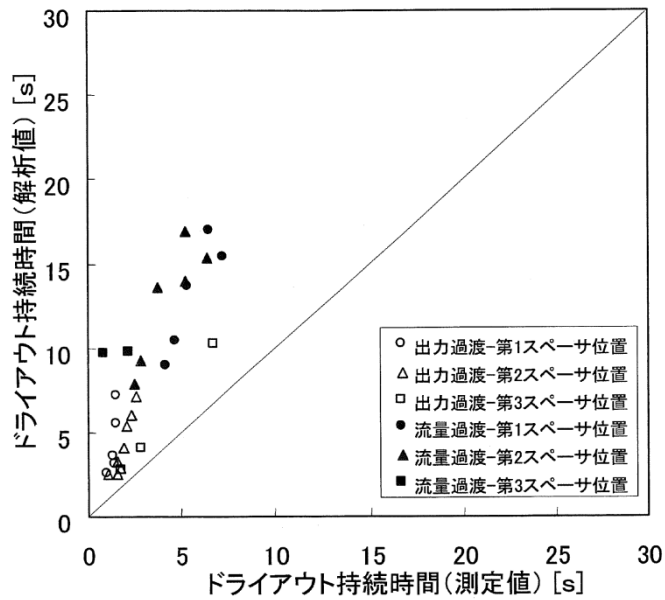


図 4-16 ドライアウト持続時間の比較^[8]

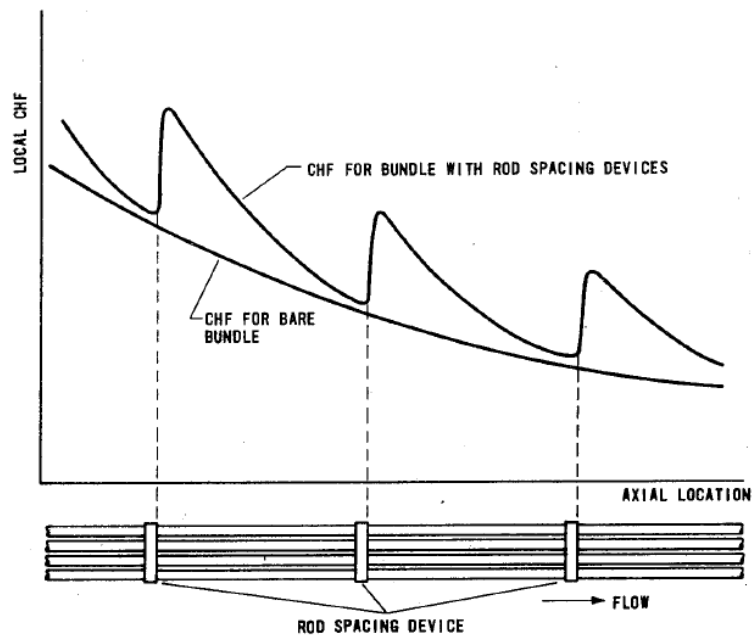


図 4-17 軸方向 CHF へのスぺーサの影響^[26]

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 重要現象への適用性

原子炉停止機能喪失の重要現象に対して実施したSCATコードの妥当性確認が、実機解析に適用可能であることを本節で述べる。

燃料棒表面熱伝達については、沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2を適用することにより、燃料被覆管温度を高く評価していることを4.3節に示す実寸大の模擬燃料を用いたNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析で確認した。

沸騰遷移については、4.2節に示す実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験の解析と、4.3節に示すNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、沸騰遷移の状態を精度良く予測することを確認した。

従って、SCATコードは重要現象の燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移評価に適用できる。

4.4.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性

実機解析に用いるノーディングは、3.3節で述べた考え方に基づき設定したものである。

燃料棒グループ、燃料棒の軸方向のノード分割は、実寸大の模擬燃料を用いたATLAS試験とNUPEC BWR燃料集合体熱水力試験の解析により、重要現象を適切に評価でき、評価指標である燃料被覆管温度は高めに評価されることを確認した。なお、軸方向24ノードの分割は、従来からBWRプラントに幅広く用いられている三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード^{[24][25]}の分割と同じである。

また、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料ペレット部の径方向ノード分割数は、約10ノード以上の分割とすれば燃料被覆管温度はほぼ一定であると考えられる。一例として、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、2, 3ノード変化させても燃料被覆管最高温度の変化は1°C以内であることから、12ノードの径方向ノード分割数は妥当である。

従って、ノード分割による不確かさは、本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

4.4.3 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、BWRプラントの妥当性確認として適用性を有するとともに、実機BWRの有効性評価解析に適用できるといえる。

5. 有効性評価への適用性

4章の妥当性確認をふまえ、重要現象についての不確かさ及びその不確かさが評価指標の視点と運転員操作の視点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

SCATコードで取り扱う評価指標は燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 出力分布変化

中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定することで、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象で起こる下部ピークの軸方向出力分布よりも燃料被覆管温度上昇が大きくなる。また、GEXL相関式で計算することにより保守的に沸騰遷移予測時間を早く、沸騰遷移予測位置を深く予測できる傾向であることを4.2節及び4.3節で確認している。そのため、中央ピークに基づく軸方向出力分布及び深く予測する沸騰遷移位置によって、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

(2) 燃料棒内温度変化

燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定することで、原子炉出力が上昇する時の表面熱流束に対する熱伝達の遅れが小さくなり上昇量が大きくなる。そのため有効性評価解析において主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では、燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では、表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。

(3) 燃料棒表面熱伝達

沸騰遷移後の膜沸騰状態では修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することにより、保守的に燃料被覆管温度を高めに評価することを4.3節で確認しているため、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

なお、有効性評価解析による燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 の適用性について、添付 3、添付 4 及び添付 5 で述べる。

(4) 沸騰遷移

沸騰遷移に至る状況を4.2節の結果から作成したGEXL相関式で計算することにより沸騰遷移の状態を予測できることを4.3節で確認している。4.2節で不確かさを3.6%としているが、MCPRがSLMCPRを下回った時点で沸騰遷移が発生するように保守的に設定しているため、不確かさの影響はこの設定に含まれる。

なお一例として、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、沸騰遷移が発生するMCP Rの設定をSLMCP Rとした解析の燃料被覆管最高温度は、1.0とした解析よりも50℃程度高めに評価される。

(5) 気液熱非平衡

上記(4)項のように、沸騰遷移後の膜沸騰状態において有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。また、発生した過熱蒸気の影響が隣接する燃料棒に波及しないことを4.3節で確認しており、不確かさの影響は修正Dougall-Rohsenow式に含まれる。

なお、図3-6のようにSCATコードの入力設定に前処理コードを用いているが、燃料被覆管温度が高めに評価されるように設定しているため、前処理コードの不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

以上から有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）

SCATコードで取り扱う運転操作はない。また、有効性評価解析で考慮する運転操作は解析結果となる燃料被覆管温度の影響を受けない。従って、SCATコードの不確かさが運転操作に影響を与えることはない。

表 5-1 重要現象の不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	出力分布 変化	出力分布モデル	入力値に含ま れる	燃料被覆管温度を高め に評価する。
炉心 (燃料)	燃料棒内温 度変化	熱伝導モデル, 燃料ペレット- 被覆管ギャップ 熱伝達モデル	入力値に含ま れる	主蒸気隔離弁閉止によ って原子炉出力が急増 する状態で燃料被覆管 温度を高め に評価する。給水加熱 喪失によって原子炉出 力が増加する状態で燃 料被覆管温度への影 響は大きくない。
	燃料棒表面 熱伝達	被覆管表面熱伝 達モデル, リウエットモデ ル	相関式に含ま れる	保守的に評価する相 関式を適用するため, 燃料被覆管温度を高 めに評価する。
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モ デル	3.6%	沸騰遷移をSLMCP Rで発生するように保 守的に設定しているた め、不確かさの影響 は含まれる。
炉心 (熱流動)	気液熱非平 衡	被覆管表面熱伝 達モデル, リウエットモデ ル	相関式に含ま れる	保守的に評価する相 関式を適用するため, 燃料被覆管温度を高 めに評価する。

6. 参考文献

- [1] 「BWR核熱水力安定性評価の現状と課題」, (社)日本原子力学会, 2001年12月
- [2] L. Baker and L. C. Just, "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, 1962.
- [3] 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱特性評価法 (GETAB) について」, 株式会社日立製作所, HLR-007 訂4, 平成9年12月
- [4] 「沸騰水型原子力発電所 GETABの概要」, 株式会社東芝, TLR-009 改訂4, 平成10年1月
- [5] 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-014 訂2, 昭和63年3月
- [6] 「沸騰水型原子力発電所 プラント動特性解析手法について」, 株式会社東芝, TLR-012 改訂1, 昭和63年3月
- [7] N. Zuber and J. A. Findlay, "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems", J. Heat Transfer, November 1965.
- [8] 「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003年6月
- [9] Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publ. Eng. Vol.2, October 1930.
- [10] Jens, W. H. and Lottes, P. A., "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water", ANL-4627, May 1951.
- [11] 井口 他, 「BWR 定常ポスト CHF 試験結果—限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率—」, JAERI-Research 2001-060, 2002年2月
- [12] Sakae MUTO et al., "An Experimental Study on Rewetting Phenomena in Transient Conditions of BWRs", Nuclear Engineering and Design 120, 311-321 (1990)
- [13] 工藤, 原, 「BWR 燃料集合体の現象論的リウエット相関式の開発」, 日本原子力学会論文誌, Vol.2-No.2, 121-129, 2003年6月
- [14] 「沸騰水形原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-033 訂1, 平成10年2月
- [15] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社東芝, TLR-045 改訂1, 平成10年1月
- [16] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX燃料への適用)」, 株式会社日立製作所, HLR-053 訂2, 平成11年2月
- [17] 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について (MOX燃料への適用)」, 株式会社東芝, TLR-045A 改訂2, 平成11年2月

- [18] 「沸騰水形原子力発電所 原子炉の熱設計手法について」, 株式会社日立製作所, H L R-008, 昭和 52 年 4 月
- [19] 「沸騰水形原子力発電所 熱水力設計計算手法について」, 東京芝浦電気株式会社, T L R-008, 昭和 51 年 9 月
- [20] 「平成 8 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 9 年 3 月
- [21] 「平成 9 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 10 年 3 月
- [22] 「平成 10 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 11 年 3 月
- [23] 甲藤, 「一様加熱垂直円管内の強制流動沸騰の限界熱流束 (高圧領域の研究と CHF 特性領域線図)」, 日本機械学会論文集(B編), 47 巻 413 号(昭 56-1), 139
- [24] 「沸騰水型原子力発電所 3次元核熱水力計算手法について」, 日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社, H L R-006 訂 3, 平成 22 年 10 月
- [25] 「沸騰水形原子力発電所 三次元核熱水力計算コードの概要」, 株式会社東芝, T L R-007 改訂 1, 平成 20 年 9 月
- [26] D. C. Groeneveld and W. W. Yousef, “Spacing Devices for Nuclear Fuel Bundles: A Survey of Their Effect on CHF, Post-CHF Heat Transfer and Pressure Drop”, Proceedings of ANS/ASME/NRC Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, 1980.

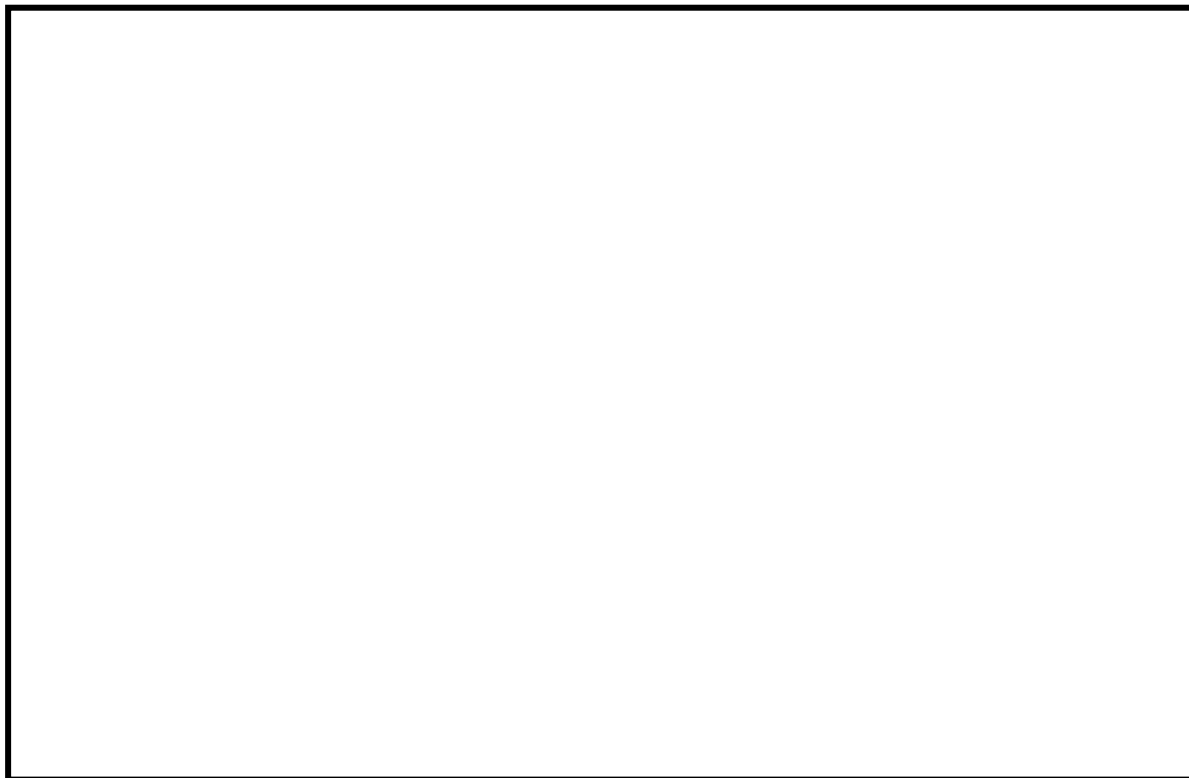
添付1 入力項目リスト

分類	入力項目
炉心データ*	出力時間変化
	炉心入口流量時間変化
	炉心入口エンタルピ時間変化
	炉心圧力時間変化
燃料データ	バンドル形状データ（標準長/部分長燃料棒本数，流路面積等）
	ウォータロッドデータ（本数，外径等）
	燃料特性データ（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）
	相関式（GEXL相関式，熱伝達相関式，リウエット相関式等）
	初期条件データ（バンドル出力，入口流量，軸方向出力分布等）

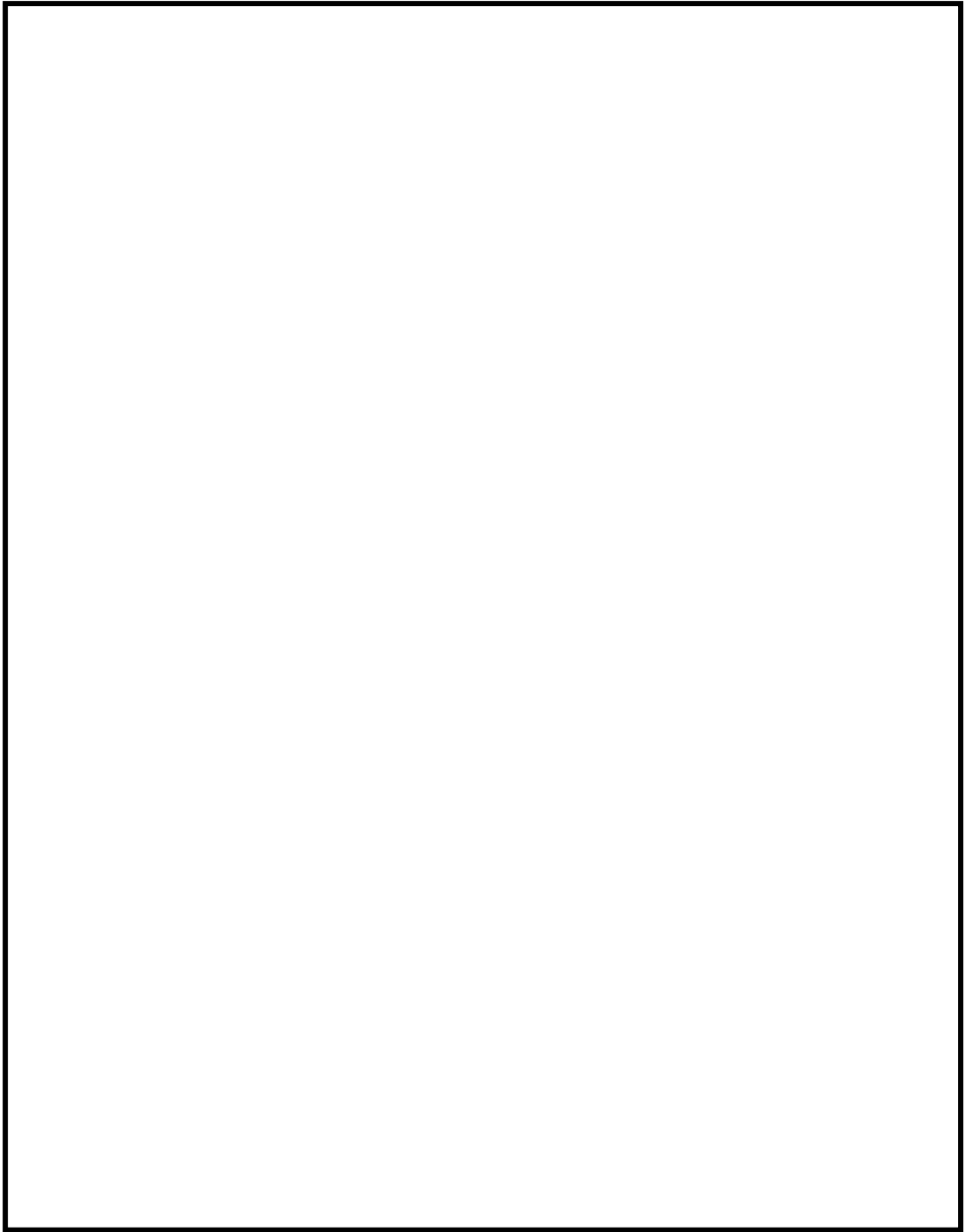
*REDYコードにより求められたデータを引き継いで用いる

添付2 ボイドモデル, サブクールボイドモデル, 圧力損失モデルの適切性

本添付では, 3.3.1項に示したボイドモデル, サブクールボイドモデル及び圧力損失モデルの適切性について述べる。



本資料のうち, 枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付 3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルは SLMCPR を下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高め評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。

4.3 節に示したように、燃料被覆管温度 500°C 程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価の妥当性を確認している。

本添付では、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価において、4.3 節の妥当性確認に加えて、BWR 燃料の沸騰遷移を模擬した 5×5 高温ポスト BT 試験の燃料被覆管温度測定値との比較により、修正 Dougall-Rohsenow 式の妥当性を確認し、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 5×5 高温ポスト BT 試験を用いた妥当性確認

(1) 5×5 高温ポスト BT 試験の概要^[1]

(株) グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は 10×10 燃料模擬の 5×5 部分バンドルであり、添付表 3-1 に燃料集合体の仕様を、添付表 3-2 に試験条件を、添付図 3-1 に試験体を示す。模擬燃料棒表面温度は、高出力ロッド及び低出力ロッドの模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し、その測定位置はスペーサの直上流とスペーサ中間である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では、流量、出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

試験と解析の比較結果について、沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式を用いた燃料被覆管温度の最大値の比較を添付図 3-2 に示す。



本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

なお、いずれの比較点についても、燃料被覆管温度が急激に上昇し、測定値は燃料被覆管温度が低下に転じたのちにリウェットする挙動となっており、解析値は測定値と同様、または上昇が緩やかになったところでリウェットしていることから、燃料被覆管温度の最大値の比較結果は修正 Dougall-Rohsenow 式の影響していると考えられる。解析値と測定値の比較は、上流側で燃料被覆管温度は高く評価されて保守的な解析結果を与えていることに対し、クォリティが 90%程度となる下流側ではその保守性は小さくなることを示している。

これは、沸騰遷移後において蒸気中の液滴が燃料被覆管表面に付着して蒸発すると伝熱が良好になるが、修正 Dougall-Rohsenow 式は液滴蒸発の影響を無視しており、燃料被覆管温度を高め評価する傾向^{[2][3]}が影響しているものと考えられ、蒸気中の液滴の割合が大きいほど燃料被覆管温度を高め評価する傾向があると考えられる。

したがって、クォリティが大きくなると修正 Dougall-Rohsenow 式の評価の保守性は小さくなる傾向であると考えられるが、上流側位置の燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においては、修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えていて、燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高め評価すると考えられる。

3. 高温範囲における修正 Dougall-Rohsenow 式の適用性

上記 2. (2)によって、修正 Dougall-Rohsenow 式はクォリティが大きくなると保守性が小さくなる傾向であると考えられるが、燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においても燃料被覆管温度を高め評価することを確認した。

また、燃料被覆管温度を高め評価する保守性は、4.3 節に示した燃料被覆管温度 500℃程度までの試験と解析の比較結果と大きく変わらないと考えられる。

代表的な A BWR 及び BWR 5 において、主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析による燃料被覆管温度の最大値は 800℃を上回る。一方、燃料被覆管温度が最大となる時間帯における高さ位置のクォリティは、上記 2. (2)で述べた燃料被覆管温度の評価の保守性が小さくなったクォリティには至らない。

なお、燃料被覆管温度が 800℃を大きく超えると蒸気流の過熱度が増加し、燃料棒表面熱流束の低下が影響を及ぼすようになると考えられる。修正 Dougall-Rohsenow 式では蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いており、また、伝熱面と蒸気流の温度差の評価には、蒸気流の温度に過熱蒸気温度ではなく飽和温度を用いているため、過熱蒸気が発生した場合、同式を用いた熱流束の予測精度が低下する可能性がある。そこで、過熱蒸気の影響を厳しい側に考慮した蒸気単相状態を想定^(注1)して Dittus-Boelter の式^[4]と比較した。蒸気単相状態において Dittus-Boelter の式は熱伝達を低く評価する^{[5][6]}。また、Dittus-Boelter の式はプラントル数が 0.7 以上の単相状態について適用可能とされており、圧力 7MPa[abs]及び 800℃の蒸気単相流にも適用可能と考えられる。比較の結果、

燃料被覆管温度が最大となる領域を含む第 3-第 4 スペーサ付近において、修正 Dougall-Rohsenow 式は燃料被覆管温度を Dittus-Boelter の式より高めに評価することを確認した。

したがって、燃料被覆管温度 800°C を上回り評価の保守性は小さくなる傾向であると考えられるものの、保守性が小さくなることを確認したクオリティに至っていないこと、並びに 1,000°C を超える燃料被覆管温度及び過熱蒸気を考慮した蒸気単相状態の過度に厳しい条件においても Dittus-Boelter の式より、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料被覆管温度を高めに評価することを確認したことから、修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

(注 1)

第 4 スペーサ位置についてはクオリティが比較的低いことから、蒸気相はほぼ飽和と考えられる。ここでの修正 Dougall-Rohsenow 式による評価結果は、燃料被覆管温度 1,200°C までのどのような温度条件であっても、蒸気流のみを考慮した Dittus-Boelter の式を適用することで得られる保守的な評価結果よりも小さく、より保守的な評価結果となることを確認した。

第 3 スペーサ位置以降（上部）について、比較対象となる Dittus-Boelter の式で得られる熱流束をより厳しい側に評価することを目的として、以下のように過度に厳しい熱水力条件を設定して評価し、第 3 スペーサ位置について燃料被覆管温度 1,000°C までのどのような温度条件であっても修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な評価結果を与えることを確認した。

- ・ 第 3-第 4 スペーサ間に厳しいクオリティ、流量、液滴蒸発条件を与え、燃料集合体の低い位置で蒸気単相となるように想定
- ・ 高温燃料棒 4 本に囲まれたサブチャンネル流路を想定し、その燃料被覆管温度には、集合体出口までスペーサ毎に有効性評価で評価された燃料被覆管温度を包絡する温度（最大 1,000°C）を設定して過熱蒸気温度を評価
- ・ 隣接するサブチャンネルからの蒸気及び液滴の流入を考慮せず、評価対象のサブチャンネルの燃料被覆管からの熱は全て蒸気の加熱に使用

また、SCAT コードの特徴として、燃料被覆管温度 800°C 程度を超える状態で有意となり、1,000°C を超えると重要な熱伝達機構となる輻射熱伝達を無視していることも、保守的な評価を与える一因となると考えられる。

4. 高温範囲における隣接燃料棒の影響

3.3.1 項に示したように、修正 Dougall-Rohsenow 式では、物性値に用いる過熱蒸気の温

度に蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いている。そのため、燃料被覆管温度が高温となり、隣接燃料棒との間に飽和温度の蒸気が介在しない場合、修正 Dougall-Rohsenow 式による予測精度は悪化する可能性がある。

燃料被覆管温度 700～800℃程度の試験結果である上記 2. 5×5 高温ポスト B T 試験において、添付図 3-1 の試験体の平面模式図から、ホットピンが 2 本直線状に配置されており、ホットピンに隣接して同様なホットピンが配置された体系とみなせる。この体系において試験と解析の比較結果とでは、修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えており、隣接燃料棒の影響は修正 Dougall-Rohsenow 式の保守性に含まれると考えられる。これは、燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においても、当該位置における隣接燃料棒との間には飽和蒸気が介在することによるものと考えられる。また、800℃を上回る範囲においても、上記 3. のように修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられ、隣接燃料棒の影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれる傾向と考えられる。そのため、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において、修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

5. 過熱蒸気の扱いに対する影響

修正 Dougall-Rohsenow 式では、3.3.1 項に示したように、物性値に用いる過熱蒸気の温度に蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いており、また、伝熱面と蒸気流の温度差の評価には、蒸気流の温度に過熱蒸気温度ではなく飽和温度を用いていることから、高温範囲における過熱蒸気の影響を確認する必要がある。

過熱蒸気を考慮した熱伝達相関式に Groeneveld 5.9 式^{[3][7]}があり、物性値に用いる過熱蒸気の温度は燃料被覆管表面温度としている。同式は単管及び二重管の試験データに基づいて開発され、米国で実績がある。

燃料被覆管温度 500℃以上における両式による熱伝達率の低下幅は、燃料被覆管温度 500℃の熱伝達率に対して Groeneveld 5.9 式の方が 5%以上低く予測する。そのため、Groeneveld 5.9 式の方が燃料被覆管温度を高く評価する。

一方、添付図 3-2 のように、700～800℃程度の試験結果において修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えている。これは、高温範囲において過熱蒸気の影響は考えられるものの、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価に及ぼす影響は小さくなく、保守性は維持されて燃料被覆管温度を高く評価する傾向を示していると考えられる。

さらに、1,000℃を超える燃料被覆管温度においても、上記 3. で示したように、このような温度領域が第 3 スペーサより上流側から燃料集合体出口まで一様に続く厳しい側の条件を設定し、その上で過熱蒸気の温度を厳しい側に評価する手法を用いて検討した結果、このような温度領域に至った時に重要な熱伝達機構となる輻射熱伝達を S C A T コードが無視していることと相まって、燃料被覆管温度を概ね保守的に評価できることが確認されて

いる。

6. まとめ

燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲において、試験との比較結果から修正 Dougall-Rohsenow 式は燃料被覆管温度を高く評価することを確認し、また、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象にて燃料被覆管温度が 800℃を上回る範囲においても適用可能と考えられる。

以上より、修正 Dougall-Rohsenow 式は主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。

7. 参考文献

- [1] 工藤, 秋葉他, 「過渡的な沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動の実験的研究 (2) -5×5 管群体系における高温時のポスト BT 特性-」, 日本原子力学会 2009 年秋の大会予稿集, C36, 2009 年
- [2] 井口 他, 「BWR 定常ポスト CHF 試験結果-限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率-」, JAERI-Research 2001-060, 2002 年 2 月
- [3] 「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003 年 6 月
- [4] Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publ. Eng. Vol.2, October 1930.
- [5] 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (E C C S) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, H L R -032 訂 3, 平成 10 年 5 月
- [6] 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル (S A F E R)」, 株式会社東芝, T L R -044 改訂 4, 平成 10 年 5 月
- [7] D. C. Groeneveld, "Post-Dryout Heat Transfer at Reactor Operating Conditions", Proc. Topl. Mtg. Water-Reactor Safety, CONF-730304, U. S. Atomic Energy Commission (1973)

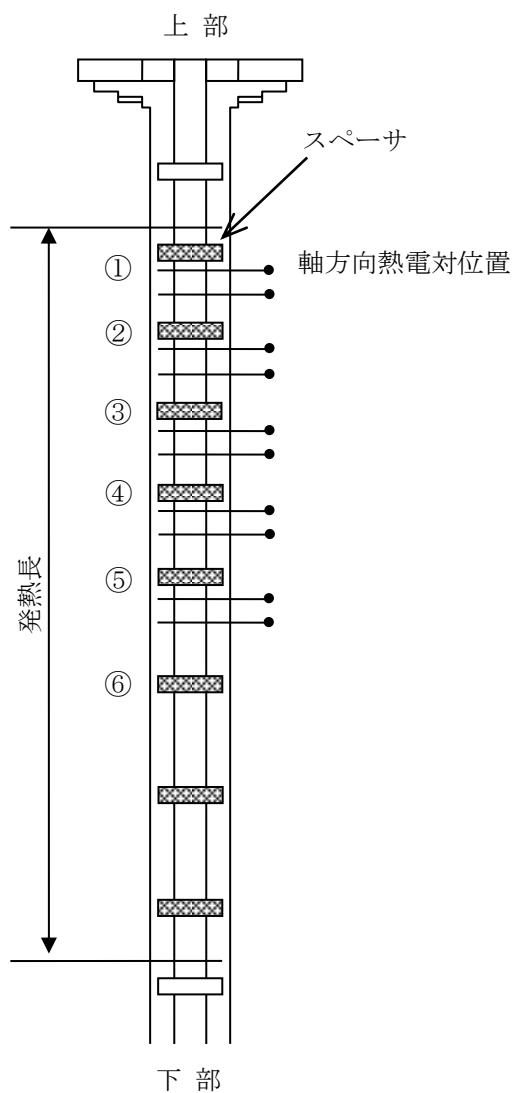
添付表 3-1 模擬燃料集合体の仕様

項目	仕様
燃料タイプ	5 × 5 燃料
燃料棒本数 (ヒータロッド)	25
加熱長	約 3710mm
燃料棒外径	
燃料棒ピッチ	
スペーサ個数	8 (丸セル型)

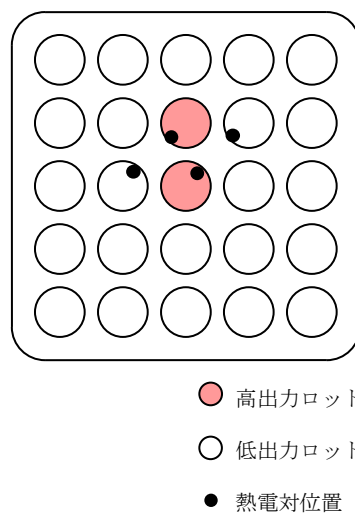
添付表 3-2 試験条件

項目		流量減少事象
初期条件	圧力	約 7 MPa[abs]
	質量流束	約 5×10^6 kg/m ² /h
	入口サブクール	約 60 kJ/kg
	出力	約 2.5 MW

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

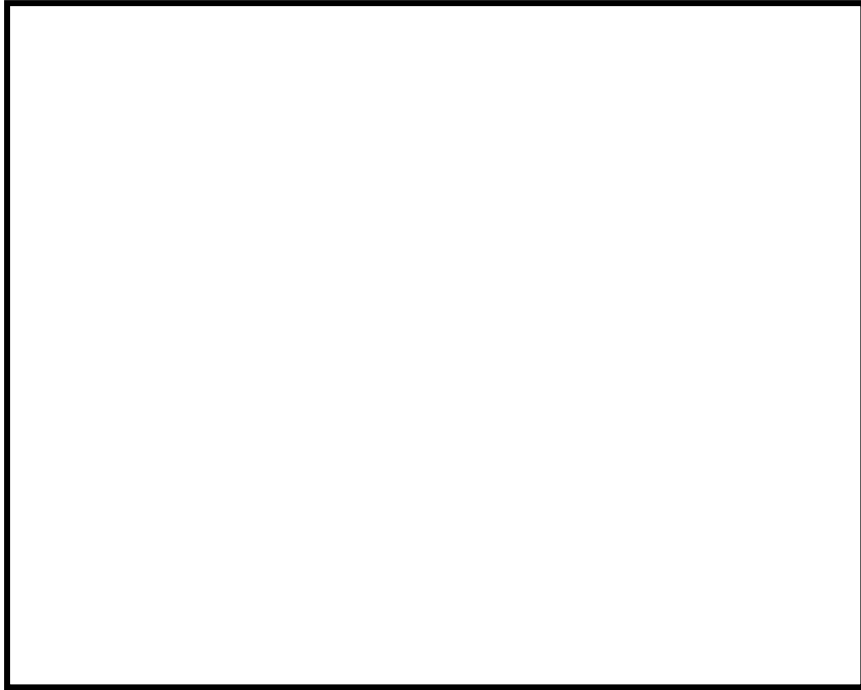


[試験体側面模式図]



[試験体平面模式図]

添付図 3-1 試験体の例



添付図 3-2 燃料被覆管温度の最大値の比較

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付4 リウエットモデルの適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高め評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで、保守的な設定としている。このような設定も含め、解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高め評価している。

一方、4.3節に示したように、燃料被覆管温度 500°C程度までの試験結果を用いて、相関式2によるリウエット時刻の予測の妥当性を確認している。

本添付では、相関式2によるリウエット時刻の予測において、4.3節の妥当性確認に加えて原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 相関式2適用性の考え方

相関式2によって予測するリウエット時刻は燃料被覆管温度に依存する。リウエット時刻を早めに予測すると、温度上昇の過程でリウエットする場合、燃料被覆管温度を低く評価する可能性がある。

原子炉停止機能喪失の有効性評価解析では、燃料被覆管温度を高め評価することから、相関式2はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。そのため、温度上昇の過程でリウエット時刻が遅ければ燃料被覆管温度を高め評価する傾向となる。

したがって、有効性評価の解析手法によって、燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも相関式2の保守性は維持されると考えられる。

3. リウエット時刻の感度解析

燃料被覆管温度が高温の範囲でも相関式2の保守性は維持されると考えられるが、相関式2によるリウエット時刻の予測が及ぼす影響を確認しておくことは重要と考えられる。

そこで、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象における燃料被覆管温度の時間変化について、相関式2を用いた解析例を添付図 4-1 に、リウエット時刻を遅らせた解析例を添付図 4-2 に示す。

沸騰遷移発生直後、熱伝達係数が低下して燃料被覆管温度が急激に上昇する。その後、原子炉出力の低下に合わせて燃料被覆管温度の上昇は徐々に緩やかになり、さらに原子炉出力が低下すると緩やかな上昇から減少に転じる。このように、燃料被覆管温度がいずれ減少に転じることから、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相

関式2によるリウエット時刻の予測精度が燃料被覆管温度へ及ぼす影響は大きくないことを確認できる。

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象における原子炉出力は、再循環ポンプトリップや、復水器水位低下による給水流量喪失に伴う炉心ボイド率の増加によって低下する。そのため、燃料被覆管温度の上昇は抑制されていずれ減少に転じる。

4. スペーサ間のノードのリウエット特性について

9×9燃料（A型）などにおいては、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の時のように、熱流束が高いまま炉心入口流量が定格条件の約30%程度の低流量条件に至った炉心状態では、液膜ドライアウトに基づく沸騰遷移が生じる。このとき沸騰遷移は、軸方向（上下）に隣り合った二つのスペーサ間で、燃料棒を冷却する液膜の流量が最小となる下流側のスペーサ（以下「スペーサA」と称す。）の直上流位置（直下）で初生する。流量の低下及び／又は熱流束の増加により除熱性能が更に低下して出力-冷却間の不整合が拡大すると、液膜は上流側スペーサ（以下「スペーサB」と称す。）に向けて後退する。一方、事象の収束などにより出力-冷却間の不整合が回復すると、液膜の後退が止まり、次いで再進展してスペーサAの直上流位置まで戻る。液膜が再進展する過程で液膜の先端部が到達するとリウエットが生じるため、リウエット部が下流側に進展しスペーサAの直上流位置まで戻ることになる。

このように、スペーサA、Bの間で液膜の後退及び再進展が生じることから、ドライアウト持続時間はスペーサAの直上流位置で最も長くなり、最も液膜が後退した位置（以下、この位置までのスペーサAからの距離を「最大液膜後退距離」と称す。）に近づくほど短くなる。

一方、相関式2は、スペーサ直上流位置から最大液膜後退距離及び液膜再進展速度をモデル化してリウエット時刻を評価することでドライアウト持続時間を予測する。本資料の本文「4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験」に示されるように、試験値を厳しい側に解析することが確認されている。

ただし、スペーサ間の位置（ノード位置）におけるドライアウト持続時間は、スペーサ直上流位置におけるドライアウト持続時間より短いことが現象論的に明らかであるものの、必ずしも定量的に十分な実験データが揃っているものではない。このため、スペーサ間の任意の位置において、あたかもその位置がスペーサ直上流位置であるとして相関式2をそのまま適用して仮想的な液膜の最大後退距離を評価することで、より長いドライアウト持続時間が得られるようにした厳しい側の解析を実施している。

したがって、スペーサ間のノード位置における相関式2によるリウエット時刻を用いたときのドライアウト持続時間予測値は、実際よりも一層保守的なものとなり、その保守性の度合いはスペーサAから当該位置までの距離が増加し、スペーサBに近づくほど大きく

なる。

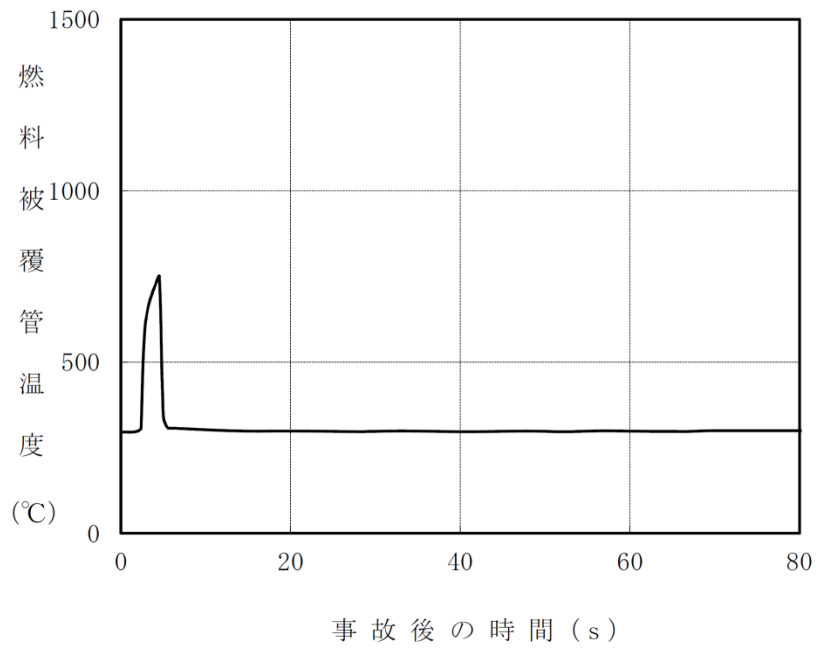
なお、相関式2を用いたPCT解析は本資料の「添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性」に示されるように燃料被覆管表面温度が800℃に及ぶ実験に対しても概ね保守的であることが確認されているが、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象においては前項「3. リウエット時刻の感度解析」における評価に従い、リウエットなしの極端な計算を実施することで、相関式2によるドライアウト持続時間の予測の不確かさの影響を排除した評価も実施しているため、スペーサ直上流位置だけでなく、スペーサ間のノード位置においても、PCTの上限値を押さえた評価がなされている。

5. まとめ

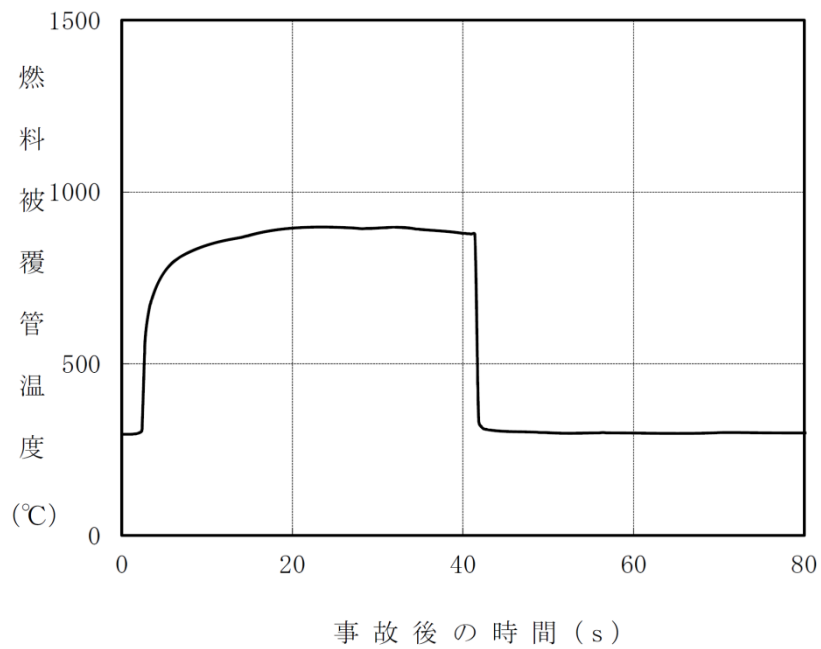
解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高め評価するため、相関式2はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。

また、リウエット時刻を遅らせた感度解析から、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相関式2によるリウエット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないことを確認した。

以上より、相関式2は原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。



添付図 4-1 燃料被覆管温度の変化例



添付図 4-2 リウエット時刻を遅らせた場合の燃料被覆管温度の変化例

添付5 9×9燃料（A型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性

1. はじめに

3.3.1項に示したように、沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち、沸騰遷移評価モデルはSLMCP Rを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし、また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高め評価する修正Dougall-Rohsenow式を適用することで、保守的な設定としている。このような設定も含め、解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高め評価している。

一方、4.3節に示したように、9×9燃料（A型）模擬燃料集合体を用いた燃料被覆管温度500℃程度までの試験結果を用いて、修正Dougall-Rohsenow式による燃料被覆管温度の評価及び相関式2によるリウエット時刻の予測の妥当性を確認している。

また、添付3及び添付4では、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲における沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデル及びリウエットモデルの適用性を示している。

本添付では、修正Dougall-Rohsenow式による燃料被覆管温度の評価及び相関式2によるリウエット時刻の予測において、9×9燃料（A型）の部分長燃料棒（以下、「PLR」と称す。）の影響を考慮した試験との比較により、PLRが与える影響を確認し、原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. PLRの影響を考慮したポストBT試験を用いた適用性の確認

(1) 試験の概要と試験結果^[1]

9×9燃料（A型）を模擬した4×4バンドル試験を対象として、PLRの影響を考慮した沸騰遷移後の特性に関する試験が実施されている。

添付図5-1に試験体の概略図と試験結果の例を示す。試験結果の全般的な傾向として、沸騰遷移開始時刻と沸騰遷移後の燃料被覆管温度の最大値に関しては、PLRからの遠近の影響は小さいものの、リウエット時刻に関しては影響があることを示唆しており、これはPLRによる局所的な気相流速の変化が影響しているものと考えられる。

(2) 解析結果

試験と解析の比較結果について、添付図5-2に燃料被覆管温度の最大値の比較を、添付図5-3にドライアウト持続時間の比較を示す。修正Dougall-Rohsenow式及び相関式2の組合せは総じて保守的な解析結果を与えていて、PLRからの遠近によらず燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

PLRによる局所的な気相流速の変化は、温度によらず同様に生じると考えられること

から、高温範囲においても、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 を適用することで、燃料被覆管温度は高めに評価されることが考えられる。また、PLR の存在により相関式 2 によるリウエット時刻の予測精度に影響があったとしても、添付 4 に示すように、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、リウエット時刻の予測精度が燃料被覆管温度に与える影響は大きくない。

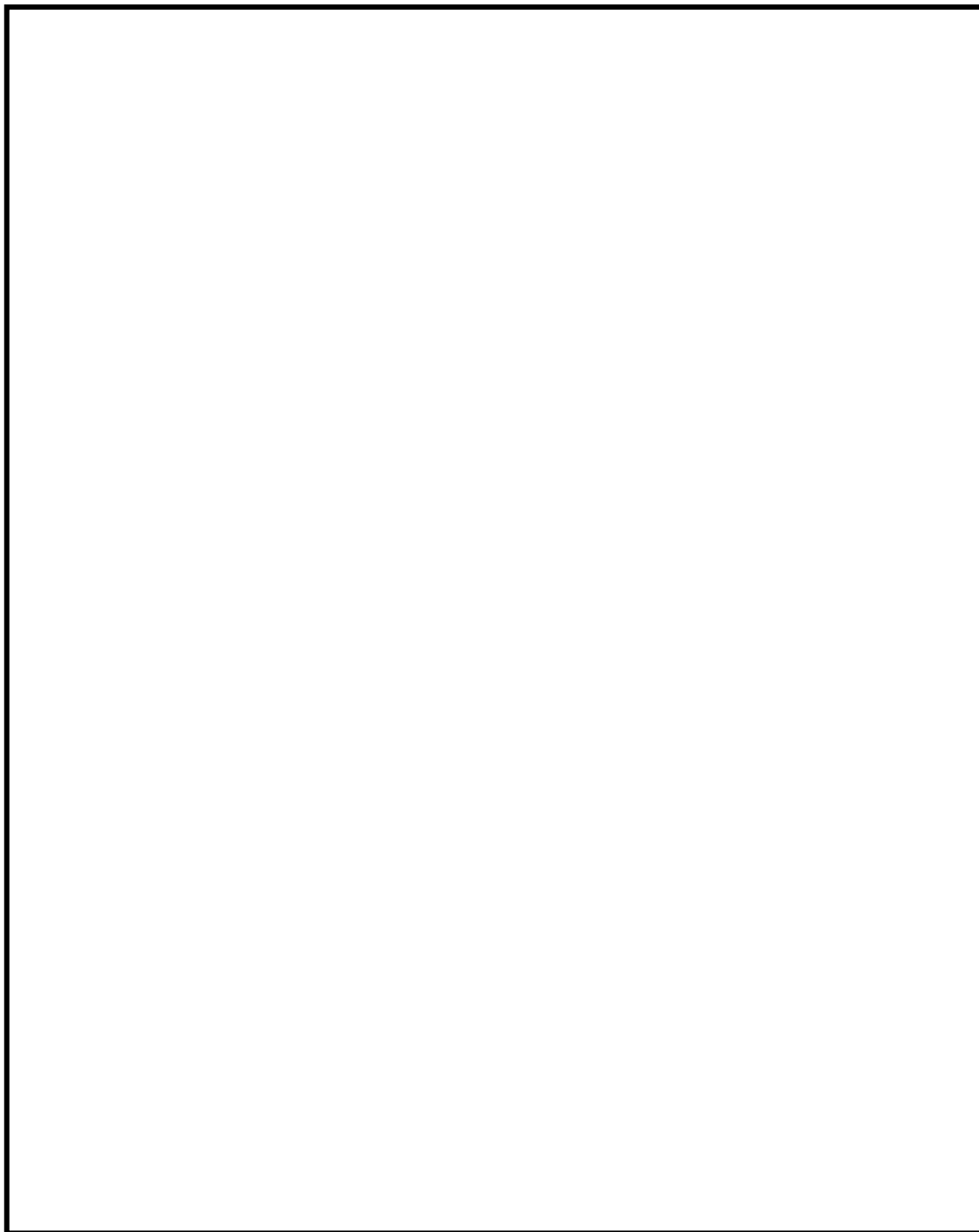
3. まとめ

PLR の影響を考慮した試験との比較結果から、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式 2 の組合せは保守的な解析結果を与えることを確認し、また、高温範囲においても適用可能と考えられる。

以上より、修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式 2 によるリウエット時刻の予測は、9×9 燃料（A 型）の PLR 有無に関わらず、主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。

4. 参考文献

- [1] 共同研究報告書「高性能 9×9 燃料（A 型）のポスト B T 特性に関する研究 平成 17 年度報告書（最終報告書）」、東京電力株式会社他、2006 年 3 月



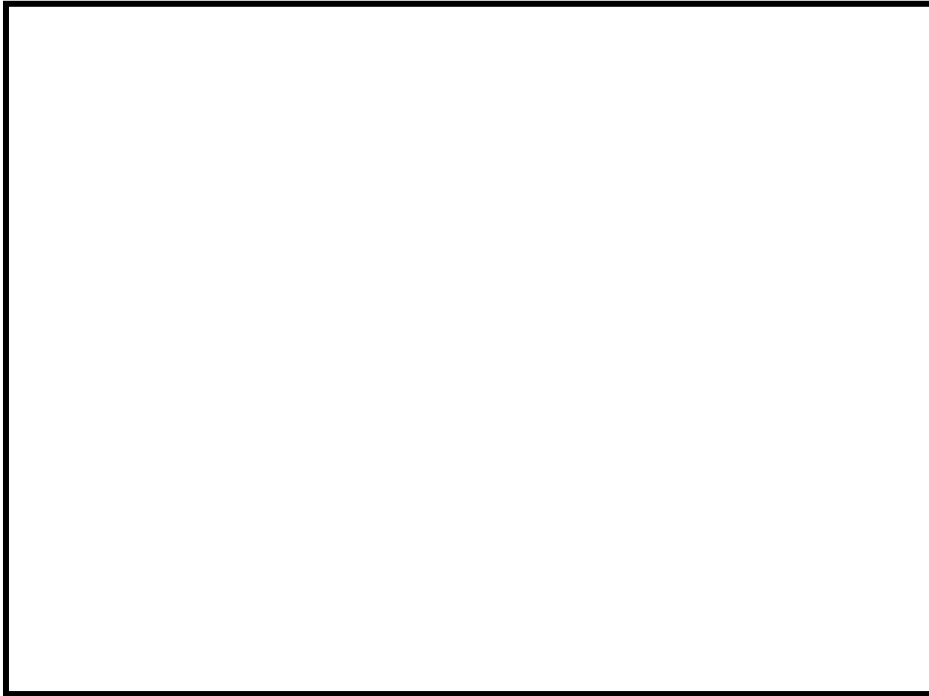
添付図 5-1 試験体の概略図および試験結果の例^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 5-2 燃料被覆管温度の最大値の比較^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 5-3 ドライアウト持続時間の比較^[1]

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付 6 有効性評価における 9×9 燃料 (A型) の代表性

1. はじめに

有効性評価は 9×9 燃料 (A型) (以下, 「A型燃料」と称す。) を代表燃料として評価しており, 原子炉停止機能喪失事象に対する REDY/SCAT コードの適用性は, 主として A型燃料を対象に確認されている。一方, 実炉には 9×9 燃料 (B型) (以下, 「B型燃料」と称す。) も装荷されていることから, REDY/SCAT コードに B型燃料が適用できることを確認することが重要である。本添付では, REDY/SCAT コードに入力される燃料データを整理した上で, 対応する解析モデルが B型燃料で評価できることを示す。また B型燃料のデータを入力した解析を行い, その影響を確認することで, A型燃料で代表できることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料を B型燃料とし, A型燃料で代表した申請解析と同様に REDY/SCAT コードで解析評価を行う。REDY コードに入力する核特性や炉心の燃料データ, また SCAT コードに入力する燃料集合体の燃料データ, 沸騰遷移相関式等に B型燃料のデータを反映し, 判断基準パラメータである原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力, 燃料被覆管温度, 格納容器圧力, サプレッションチェンバプール水温度を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表 6-1 に示す。A型と比べた B型燃料の特徴として, 燃料棒の径が小さい, 標準長燃料棒のみで構成される, ウォータチャンネルを採用している, スペーサ形状が異なるといった点が挙げられる。しかし, REDY/SCAT コードを使用する上でこれらの相違は問題とならず, B型燃料についても解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対する B型燃料の適用性を示す。

3.1 核特性

REDY コードへは, ボイド係数やドップラ係数, ボロン反応度, 遅発中性子割合等のパラメータを入力する。REDY コードは一点近似モデルを採用していることから, B型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.2 バンドル形状, ウォータロッド/ウォータチャンネル

SCAT コードでは, 軸方向一次元の流れを断面で平均化し等価直径および流路面積と

して取り扱っている。したがって、B型燃料の形状データに基づき入力を作成することで適切に評価できる。水力等価直径は熱伝達係数の相関式に、熱的等価直径は沸騰遷移相関式やリウエット相関式に用いる。また、沸騰遷移後の熱伝達相関式やリウエット相関式は、A型とB型燃料の試験結果に基づくものであり、B型燃料にも適用可能である^[1]。

3.3 燃料特性

REDY/SCATコードでは、ペレットおよび被覆管の比熱や密度、ギャップ部の熱伝達係数を入力し、燃料棒の径方向の熱伝達を計算する。この計算はA型とB型の違いが無く、B型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.4 熱水力特性

REDYコードへは、ボイドマップ（出口クォリティとボイド率の関係）や圧損係数の形で入力する。これら入力をB型燃料の形状データに基づき作成することで適切に評価できる。SCATコードにおける、ボイドモデル、サブクールボイドモデル、圧力損失モデルについては、A型燃料と同じモデルを適用する。

3.5 沸騰遷移後の熱伝達相関式及びリウエット相関式の予測特性

4.3節と同様に、B型燃料を対象にNUPECにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている^{[2][3]}。沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式、リウエット相関式に相関式2を用いた場合の解析値と測定値との比較結果では、ドライアウト持続時間は一部非保守的な予測結果が見られるが、燃料被覆管温度は総じて保守的な解析結果を与えていることが確認されている^[1]。

この相関式2によるリウエット時刻の予測の非保守性は、試験の初期出力が過度に厳しいデータや試験の出力挙動（出力持続時間）が過度に長いデータにおいて確認されており、A型とB型燃料の試験条件の相違が主な原因と考えられる^{[1][4]}。

よって、A型とB型燃料の形状の相違による影響はあると考えられるが、燃料被覆管温度 500°C程度までの試験結果を用いて、修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式2の組合せは燃料被覆管温度を高め評価することを確認しており、B型燃料に基づくデータを入力することで同様に評価できる。

3.6 燃料被覆管温度の高温範囲におけるB型燃料評価の適用性

原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲において、添付3で修正 Dougall-Rohsenow 式の適用性の考えを示しており、1,000°Cを超える燃料被覆管温度及び過熱蒸気を考慮した蒸気単相状態の過度に厳しい条件においても Dittus-Boelter の式より、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料被覆管温度を高め評価することを確認している。A型とB型燃料の

相違によって異なる修正 Dougall-Rohsenow 式の変数は、燃料の形状データに関する変数で水力等価直径であるが、A型とB型燃料の水力等価直径の差はわずかであり、燃料被覆管温度挙動を評価する上で有意な差異はないと考えられる。そのため、高温となる範囲においてB型燃料にも修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

また、添付 4 で高温となる範囲における相関式 2 の適用性の考えを示している。A型とB型燃料の形状の相違によってリウエット時刻の予測に影響を与える可能性が考えられるが、燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において、相関式 2 によるリウエット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないと考えられる。

以上より、高温となる範囲においてSCATコードはB型燃料に適用できると考えられる。

4. B型燃料による解析評価

4.1 評価内容

対象プラント	: BWR 5 代表炉
対象炉心燃料	: 9 × 9 燃料 (B型) 平衡炉心サイクル末期
事故シーケンス	: 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失
解析コード	: REDY Ver. 1 (ATWS 用), SCAT Ver. 3
解析条件:	

添付表 6-1 で示した核特性、バンドル形状・ウォータチャンネル、燃料棒特性、熱水力特性にB型燃料のデータを入力する。沸騰遷移相関式にはB型燃料の限界出力特性に基づきフィッティングした係数を入力する。その他の相関式はA型燃料で代表した有効性評価の申請解析と同じである。

4.2 解析結果

A型燃料と比較したB型燃料の解析結果を添付表 6-2 に示す。B型燃料においても判断基準を十分満足することが確認できる。以下に、A型燃料と比較したB型燃料の評価結果を示す。

(1) 原子炉挙動

B型燃料の方が中性子束と原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力の最大値が小さくなっている。これは、B型燃料の平衡炉心サイクル末期での動的ボイド係数の値が、A型燃料の値に比べて負の絶対値が小さく、原子炉圧力上昇に伴う正の反応度印加量が小さいためと考えられる。

(2) 燃料挙動

PCT は、主蒸気隔離弁全閉直後の出力上昇時 (第 1 ピーク) で、B型燃料の方が約 90°C 低くなっている。これは(1)原子炉挙動で示した通り、中性子束の最大値が小さいためと考

えられる。また、給水加熱喪失後の出力上昇時（第 2 ピーク）についても、B 型燃料の方が約 40℃低くなっている。これは給水加熱喪失時では自然循環状態にあり、限界出力の流量依存性の小さい B 型燃料の方が相対的に限界出力は高くなり M C P R は大きめに維持される傾向となるためと考えられる。

(3) 格納容器挙動

格納容器圧力及びサプレッションチェンバプール水温度の最大値については、B 型燃料の解析結果は A 型燃料とほぼ同等である。両燃料のボロン値に大きな違いがないためと考えられる。

5. 代表燃料評価の適切性

上記 4. B 型燃料による解析評価で示すとおり、B 型燃料の方が原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力及び燃料被覆管温度の最大値は小さく、また格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度の最大値は同等の結果が得られた。B 型燃料の評価結果は A 型燃料の場合と同程度であり、判断基準に対する余裕も十分あることから、A 型燃料で代表できると言える。

6. まとめ

REDY / SCAT コードに B 型燃料が適用できることを確認し、B 型燃料で解析評価を行った。A 型燃料と B 型燃料の解析結果を比較し、A 型燃料で代表できることを確認した。

7. 参考文献

- [1] 「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」, (社)日本原子力学会, AESJ-SC-P002:2003, 2003 年 6 月
- [2] 「平成 10 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 11 年 3 月
- [3] 「平成 11 年度 燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書 (BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 12 年 3 月
- [4] 「沸騰遷移後燃料健全性評価報告書」, 基指専第 2-5-1 号, 原子力安全委員会 原子力安全基準・指針専門部会 沸騰遷移後燃料健全性評価分科会, 平成 18 年 5 月

添付表 6-1 REDY/SCATコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力		解析モデル
炉心 データ	核特性（ボイド，ドップラ，ボロン反応度等）	<ul style="list-style-type: none"> ・核特性モデル（REDY） ・反応度モデル（REDY）
燃料 データ	バンドル形状（標準長/部分長燃料棒本数，燃料棒径，流路面積等），ウォータロッド/ウォータチャンネル（本数，外径等）	・チャンネル内熱流動モデル（流動の基本式，沸騰遷移評価モデル，被覆管表面熱伝達モデル，リウエットモデル）（SCAT）
	燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	・燃料棒モデル（熱伝導モデル，ギャップ熱伝達モデル）（REDY/SCAT）
	熱水力特性（ボイド率，圧損）	<ul style="list-style-type: none"> ・炉心ボイドモデル（REDY） ・チャンネル内熱流動モデル（ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデル）（SCAT）

添付表 6-2 A型燃料とB型燃料の解析結果の比較

評価項目	B型燃料平衡炉心の解析結果	A型燃料平衡炉心の解析結果 (申請解析)	判断基準
中性子束 (%)	約 565	約 754	—
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 (MPa[gage])	約 9.35	約 9.43	10.34
格納容器圧力 (kPa[gage])	約 269	約 274	854
サプレッションチェンバプール水温度 (°C)	約 127	約 127	200
燃料被覆管温度 (第1ピーク) (PCT) (°C)	約 914	約 1,004	1,200
燃料被覆管温度 (第2ピーク) (°C)	約 766	約 806	